

추계학적 선형화 기법을 접목한 다목적 최적화기법에 의한 비선형 지진격리시스템의 최적설계

Optimal design of nonlinear seismic isolation system by a multi-objective optimization technique integrated with a stochastic linearization method

곽신영¹⁾ · 옥승용²⁾ · 고현무³⁾

Kwag, Shin Young · Ok, Seung Yong · Koh, Hyun Moo

국문 요약 >> 본 논문에서는 비선형 지진격리교량의 최적 설계 방법을 제시하였다. 최적설계를 위한 목적함수로는 교각과 지진격리장치
의 파괴확률을 고려하였으며, 상충하는 두 목적함수를 동시에 최적화하는 다수의 해를 효율적으로 검색하고자 유전자 알고리즘에 기반한
다목적 최적화기법을 도입하였다. 또한, 최적화 과정에서 요구되는 다수의 비선형 시간이력해석을 수행하지 않고도 교량의 확률적 응답을
효율적으로 예측할 수 있는 추계학적 선형화 방법을 접목하였다. 제시하는 방법의 효율성을 검증하기 위한 수치 예로서 실제 교량인 남한
강교를 고려하였고, 제안하는 방법과 기존 비선형 시간이력해석을 이용한 생애주기비용 기반 설계법을 각각 적용하여 내진성능을 비교하
였다. 내진성능을 비교한 결과, 제시하는 방법이 기존의 비용에 기반한 최적설계보다 우수한 성능 및 경제성을 보임을 검증하였다. 또한,
다양한 지진하중에 대해서도 제안된 방법이 보다 개선된 성능을 보임을 확인하였다.

주요어 비선형 지진격리시스템, 추계학적 선형화 방법, 다목적 최적화 기법, 유전자 알고리즘, 파괴확률

ABSTRACT >> This paper proposes an optimal design method for the nonlinear seismic isolated bridge. The probabilities of
failure at the pier and the seismic isolator are considered as objective functions for optimal design, and a multi-objective
optimization technique is employed to efficiently explore a set of multiple solutions optimizing mutually-conflicting objective
functions at the same time. In addition, a stochastic linearization method is incorporated into the multi-objective optimization
framework in order to effectively estimate the stochastic responses of the bridge without performing numerous nonlinear time
history analyses during the optimization process. As a numerical example to demonstrate the efficiency of the proposed method,
the Nam-Han river bridge is taken into account, and the proposed method and the existing life-cycle-cost based design method
are both applied for the purpose of comparing their seismic performances. The comparative results demonstrate that the proposed
method not only shows better seismic performance but also is more economical than the existing cost-based design method. The
proposed method is also proven to guarantee improved performance under variations in seismic intensity, in bandwidth and in the
predominant frequency of the seismic event.

Key words Nonlinear seismic isolation system, Stochastic linearization method, Multi-objective optimization technique,
Genetic algorithm, Failure probability

1. 서론

최근 빈번하게 발생하고 있는 지진 피해로 인하여 사회기

반시설물의 파괴확률을 줄이기 위한 방법들에 대한 연구가
주목을 받아왔으며, 그 중 가장 널리 사용되고 있는 방법의
하나가 비용효율성의 장점을 가지는 지진격리시스템이다.
특히, 교량에 있어서 지진격리시스템은 상부구조와 하부 교
각 사이에 유연한 교량받침을 도입함으로써 지반운동으로
인한 지진력이 교량의 상부구조로 전달되는 것을 격리시키
는 방식이다. 역학적으로는 유연한 교량받침이 상·하부구
조를 연결시켜 교량의 고유주기를 늘임으로써 상부구조의
관성력을 큰 폭으로 줄이게 된다. 이는 결국 교각이 부담하
는 수평력을 크게 감소시킴으로써 경제적인 설계를 가능케

¹⁾ 서울대학교 건설환경공학부, 석사과정

²⁾ 서울대학교 BK21 안전하고 지속가능한 사회기반시설사업단,
BK연구교수 · 공학박사

(교신저자: syok@sel.snu.ac.kr)

³⁾ 정희원 · 서울대학교 건설환경공학부, 교수 · 공학박사

본 논문에 대한 토의를 2010년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 그 결과
를 게재하겠습니다.

(논문접수일 : 2009. 10. 27 / 수정일 1차: 2010. 1. 6, 2차: 2010. 1. 7 /

게재확정일 : 2010. 1. 7)

한다. 그러나 고유주기가 지나치게 길어지면 반대급부로 상부구조의 변위응답이 크게 발생하므로, 예상치 못한 지진격리받침의 파괴 또는 상부구조의 낙교로 이어질 수 있게 된다. 따라서 지진격리교량의 설계는 이러한 상충하는 응답특성에 따른 비용과 성능을 합리적인 수준에서 결정하는 최적화 문제로 구성된다.

일반적으로 지진과 같은 극한하중 하에서 구조물은 탄성 한계상태를 초과함으로써 강한 비선형 거동을 띄게 된다. 이 연구에서 다루고자 하는 지진격리교량에서도 지진으로 인한 과도한 진동은 교각 및 지진격리받침의 비선형 거동을 유발하게 된다. 따라서 지진격리교량의 최적설계를 위해서는 지진격리교량의 비선형 지진응답을 정확하게 예측할 수 있는 해석기법이 요구되며, 이는 최적화과정에서 소요되는 연산 수준을 고려할 때 수치적으로도 효율적인 기법이여야 한다. 일반적인 시간영역에서의 직접적분을 통한 비선형 시간이력 해석방법은 지진하중에 대한 구조물의 비선형 응답의 시간이력을 정확하게 평가할 수 있는 반면, 연산시간이 많이 소요되는 단점을 가진다. 특히, 최적화 과정에서는 지진하중의 불확실성을 반영하기 위하여 수많은 다양한 지진이력에 대한 해석을 반복적으로 요하므로, 시간영역에서의 응답해석기법은 현실적으로 적용하기에는 비효율적인 방법이라 할 수 있다. 또 다른 방법으로는 선형화기법을 이용한 확률적 지진응답 해석기법(Probabilistic Seismic Response Analysis Method)을 고려할 수 있다. 이는 불확실한 지반운동의 확률분포를 모델링하고 불규칙 진동론(Random Vibration Theory)을 이용하여 응답의 확률적 물리량(표준편차)을 산정하는 방법으로서, 비선형 시스템을 확률론적으로 선형화함으로써 직접적인 비선형 시간이력해석에 비해 연산시간이 적게 소요된다는 장점을 가진다.

일반적인 공학문제에서 최적화 문제를 구성하는 목적함수로는 성능 또는 비용을 고려할 수 있다. 기존 지진격리교량의 설계연구도 성능을 극대화하기 위한 연구와 비용을 최소화하기 위한 연구로 대별된다. 성능기반 지진격리시스템의 설계연구는 Kunde and Jangid⁽¹⁾에 잘 정리되어 있다. 이를 살펴보면, 대부분의 연구들에서 확률적 선형화기법을 접목함으로써 지진격리교량의 응답평가기법을 제시하고, 이를 이용한 격리장치의 모델 인자(격리장치의 초기강성, 초기강성에 대한 항복후강성의 비, 항복변위 등)에 대한 매개변수 연구를 통하여 최적성능의 격리장치 설계안을 제시하고 있다.^{(2),(3)} 한편, 교량의 전 생애주기 동안 예측되는 총 비용(생애주기비용, Life-Cycle Cost; LCC)의 최소화를 통한 지진격리교량의 설계연구도 고현무와 송준호⁽⁴⁾, 함대기 등⁽⁵⁾, 고

현무 등⁽⁶⁾에 의하여 수행되기도 하였다. 이 연구들은 지진격리교량의 초기비용과 손상비용의 합으로 생애주기비용을 정의하고 이를 최소화하는 지진격리장치의 최적 설계안을 매개변수연구를 통하여 제시하고 있다. 고현무와 송준호⁽⁴⁾는 교각과 지진격리받침을 모두 선형으로 가정하고 지진격리받침의 등가강성을 매개변수로 고려하여 지진격리교량의 경제성 평가를 수행하였으며, 후속연구로서 함대기 등⁽⁵⁾은 지진격리받침을 선형으로 모델링하고 교각의 비선형성을 이중선형강성(bi-linear stiffness)으로 모델링한 후 등가선형화 방법을 접목하여 교량의 파손확률을 산출하고 경제성 평가를 수행하였다. 하지만, 엄밀한 의미에서는 교각 및 격리장치의 비선형성을 모두 고려하지 못한 한계점을 가지며, 이를 해결하고자 고현무 등⁽⁶⁾은 반복적인 비선형 시간이력 해석을 요하는 Monte Carlo Simulation(MCS) 기법을 도입하기도 하였다. 이는 (1)다수의 인공지진 시간이력을 생성한 후 (2)교각뿐만 아니라 지진격리장치의 비선형성을 이중선형모델로서 모델링하고 반복적 비선형 시간이력해석을 수행함으로써 (3)교량의 파손확률을 산출하고 이로부터 예측되는 생애주기비용(LCC)을 산정한 연구이다. 하지만, 과도한 연산시간이 소요되는 한계로 인하여, 격리받침의 설계변수 중 항복변위 및 항복전·후 강성비는 가정하고 지진격리장치의 초기강성만을 매개변수로 고려하였으므로 제한적 영역에서의 준최적(Sub-Optimal) 문제를 다루었다고 할 수 있다. 아직까지는 지진격리받침의 모델 인자를 모두 설계변수로 설정하여 전역 공간(Global Space)을 체계적으로 검색할 수 있는 최적화기법을 이용한 연구는 미비한 실정이다. 따라서 본 연구에서는 체계적이며 수치 효율적인 비선형 지진격리교량의 최적화기법을 제시하고자 한다.

기존 연구들에서 알 수 있듯이, 최적화 문제를 구성하기 위한 목적함수로는 성능 또는 비용을 고려할 수 있으며, 이 연구에서는 확률적 지진하중으로 인한 교각의 파괴확률과 지진격리받침의 파괴확률을 목적함수로 고려한다. 이는, 기존 비용기반 연구들에서도 결국 교각과 지진격리받침의 파손확률 및 상부구조물의 낙교 확률이 손상비용으로 환산되어 생애주기비용에 반영되기 때문에 구조물 요소의 파괴확률만으로 최적화 문제를 구성하는 것이 크게 무리가 없다고 판단되기 때문이다. 한편, 교각과 지진격리받침의 파괴확률은 어느 하나를 증가시키면 나머지 하나가 감소하는 상충관계를 보이는 물리량으로서 다목적 최적화 문제로 구성할 수 있다. Ok et al.⁽⁷⁾에서 알 수 있듯이, 가중합 방법을 이용한 단일목적함수 최적화방법은 목적함수간 가중치 선정을 위한 반복 최적화과정으로, 연산시간의 증대와 가중치의 변

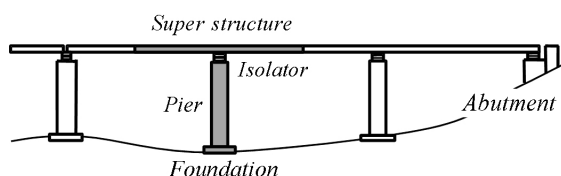
동에 따른 최적해의 민감성 등의 단점을 가진다. 이에 반해, 다목적 최적화 기법은 별도의 가중치를 필요로 하지 않으며, 다수의 최적해를 한 번의 최적화과정을 통하여 검색함으로써 단일목적함수 최적화방법을 반복적으로 적용하는 것에 비해 연산시간이 훨씬 적게 소모되어 효율적이라 할 수 있다.

위에서 기술한 수치해석기법의 문제, 체계적 최적화기법의 부재, 목적함수간의 상충문제 등을 해결하고자, 이 연구에서는 추계학적 선형화 방법을 접목한 다목적 최적화기법을 제시하고자 한다. 제시하는 최적설계기법을 검증하기 위한 수치 예로서, 실제 교량인 남한강교를 대상으로 교각과 지진격리장치의 파괴확률에 따른 다수의 최적해를 제시하며, 이로부터 두 목적함수의 측면에서 모두 합리적인 수준의 지진격리시스템의 설계안을 도출하는 의사결정과정에 대하여도 기술하고자 한다. 마지막으로 고희무 등⁽⁶⁾에 의한 MCS를 이용한 비선형 시간이력해석에 기반한 설계방법과의 비교를 통하여, 제시하는 방법의 효율성을 평가하고자 한다.

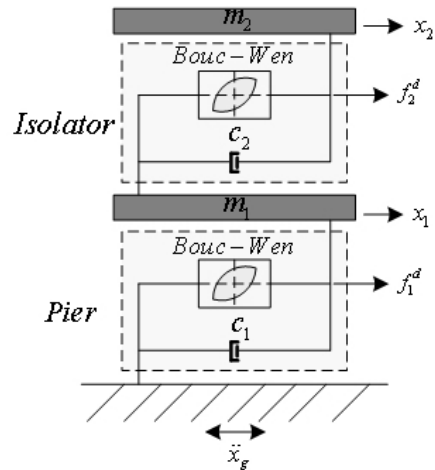
2. 지진격리교량의 운동방정식

2.1 운동방정식

그림 1과 같이 지진격리장치가 설치된 다경간 연속교는 교대와 교각의 하부구조, 슬래브 바닥판과 거터로 이루어진 상부구조 및 상·하부구조 사이에 받침형태로 놓이는 지진격리장치로 구성된다. 여기서, 지진격리장치는 수직방향으로는 충분한 강성을 가지며 수평방향으로는 유연하도록 설계하는 것이 일반적이다. 이는, 격리받침의 유연한 횡방향 강성이 교량의 상부구조 질량과 지진으로 인한 지반운동을 격리시켜 상부구조의 큰 관성력이 교각과 지반으로 전달되는 것을 줄여주기 때문이다. 설계목적으로는 그림 1에서 나타낸 바와 같이 단일 교각과 이에 상응하는 상부유�효질량을 고려하는 것이 일반적이며, 그림 2와 같은 2자유도 형태로 모델링된다. 그림 2에서 알 수 있듯이, 교각과 격리받침은 비선형 이력요소와 선형감쇠로서 표현되며, 비선형 이력은 Bouc-Wen 모델을 이용하여 나타낼 수 있다.^{(8),(9)} 이를



〈그림 1〉 다경간 연속 지진격리교량



〈그림 2〉 2자유도 비선형 교량 모델

운동방정식으로 표현하면 식 (1)이 된다.

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1(t) \\ \ddot{x}_2(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c_1 + c_2 & -c_2 \\ -c_2 & c_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1(t) \\ \dot{x}_2(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} f_1^d - f_2^d \\ f_2^d \end{bmatrix} = - \begin{Bmatrix} m_1 \\ m_2 \end{Bmatrix} \ddot{x}_g(t) \quad (1)$$

여기서 $x_k(t)$, $\dot{x}_k(t)$, $\ddot{x}_k(t)$ 는 각각 교각($k=1$)과 상부구조($k=2$)의 변위, 속도, 가속도이며, m_k 과 c_k 는 그에 따른 질량 및 감쇠계수이다. 또한, f_k^d ($k=1,2$)는 교각과 지진격리받침에 의한 비선형 복원력을 나타내며, $\ddot{x}_g(t)$ 는 지반가속도이다. 이 연구에서는 지진격리받침으로 납고무형받침인 LRB(Lead Rubber Bearing)을 고려한다.

한편, 불확실한 지반운동을 모사하기 위한 확률적 입력지진 모델로는 가장 널리 사용되는 Kanai-Tajimi 스펙트럼 밀도함수(Power Spectral Density Function)를 도입하였으며, 이는 식 (2)로 정의된다.^{(10),(11)}

$$S_{x_g x_g}(\omega) = \frac{\omega_g^4 + 4\zeta_g^2 \omega_g^2 \omega^2}{(\omega_g^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta_g^2 \omega_g^2 \omega^2} S_0 \quad (2)$$

여기서, ω_g , ζ_g , S_0 는 각각 입력지진모델의 탁월주파수(Dominant Frequency), 밴드 폭(Band Width) 및 세기(Intensity)를 나타낸다. Kanai-Tajimi 모델의 운동방정식은 지구 지하 암반에서 S_0 세기의 백색잡음(White Noise) $w(t)$ 가 작용할 때, 기저(base)에 대한 지반운동의 상대변위 $x_g^r(t)$ 를 이용하여 식 (3)과 같이 2차 미분방정식으로 구성할 수 있으며, 이로부터 식 (1)의 절대 지반가속도 $\ddot{x}_g(t)$ 는 식 (4)와 같이 구할 수 있다.

$$\ddot{x}_g^r(t) + 2\zeta_g \omega_g \dot{x}_g^r(t) + \omega_g^2 x_g^r(t) = w(t) \quad (3)$$

$$\ddot{x}_g(t) = \ddot{x}_g^r(t) - w(t) = -2\zeta_g \omega_g \dot{x}_g^r(t) - \omega_g^2 x_g^r(t) \quad (4)$$

2.2 비선형 지진격리장치의 이력모델

지진에 대한 비선형 지진격리교량의 성능을 평가하기 위해서는 비선형 이력거동을 표현할 수 있는 정확한 모델이 요구되며, Bouc, ⁽⁸⁾ and Wen ⁽⁹⁾, Jennings ⁽¹²⁾, Iwan ⁽¹³⁾, Kaul and Penzien ⁽¹⁴⁾, Bažant et al. ⁽¹⁵⁾ 등 여러 연구자들에 의하여 비선형 이력변형형상을 나타낼 수 있는 다양한 수학적 모델들이 개발되어 제시된 바가 있다. 이 중에 Bouc-Wen 모델이 RC구조물이나 강구조물 혹은 에너지소산감쇠기(Energy Dissipating Damper) 및 LRB 등의 지진격리장치에 가장 널리 사용되고 있다. 일반적으로 Bouc-Wen 모델은 Drucker's postulate 같은 소성이론(Classical Plasticity Theory)의 필요조건을 만족하지 않는다고 알려져 있다. ⁽¹⁵⁾ 그리고, 하중이 반전 없이 하중의 재하와 비재하 과정이 일어날 때 음의 에너지 소산(Negative Energy Dissipation)을 발생시킬 수도 있다고 알려져 있다. ^{(16),(17)} 그럼에도 불구하고, Bouc-Wen 모델은 힘과 변위의 이력거동을 가지는 철근 콘크리트 및 강재 ^{(18),(19)}, 지진격리장치 ⁽²⁰⁾, 댐퍼 ⁽²¹⁾ 등과 같은 구조적인 재료와 부재로 이루어진 시스템의 임의진동해석(Random Vibration Analysis)에 광범위하게 사용되어 왔는데 ^{(22),(23)}, 이는 소성이론의 국부적인 위반이 임의진동해석을 통한 응답결과에 미치는 영향이 크지 않다는 연구결과에 기인하기 때문이다. ^{(18),(19),(22),(23)} 덧붙여, Bouc-Wen 모델은 이중선형모델과 달리 간단한 미분방정식으로 표현가능하며, 모델계수를 조종함으로써 다양한 형상의 이력거동을 손쉽게 모사할 수 있는 장점을 가진다. ^{(23),(24)} 더욱이 불규칙 진

동론과 접목함으로써 비선형 시스템에 대한 선형화된 모델 계수를 함수식(Closed Form Expression)으로서 표현가능하다 ⁽²⁵⁾는 장점도 가진다.

그림 3과 같이, Bouc-Wen 모델에서 복원력 f^d 는 선형탄성을 나타내는 부분과 이력거동을 나타내는 부분으로 구성되며, 식 (5)로 정의된다.

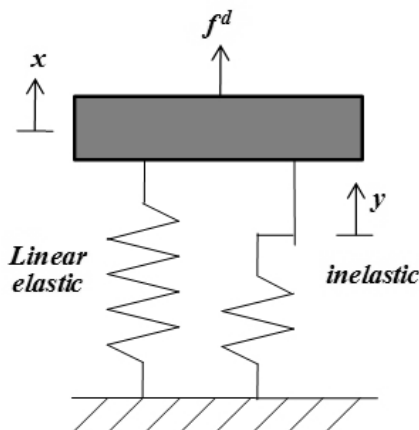
$$f^d = \alpha k_i \Delta x + (1 - \alpha) k_j y \quad (5)$$

여기서, 계수 k_i 는 항복전 초기강성(Initial Stiffness)값을 나타내며, 이중선형모델에서의 항복후 강성(Post-Yield Stiffness)을 k_j 라 할 때, 계수 $\alpha (= k_j/k_i)$ 는 항복전·후 강성비에 상응한다(그림 4 참조). 또한, Δx 는 비선형 요소 양단의 상대변위이며, y 는 내부 이력변수로서 식 (6)의 비선형 미분방정식으로 표현된다.

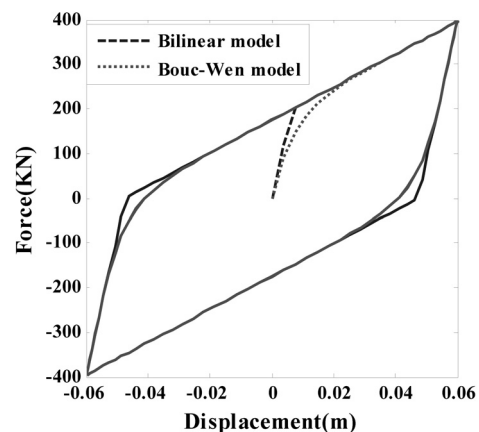
$$\dot{y} = -\gamma |\Delta \dot{x}| |y|^{n-1} - \beta \Delta \dot{x} |y|^n + A \Delta \dot{x} \quad (6)$$

여기서, $\dot{\quad}$ 는 시간에 대한 1차 미분연산의 절대값으로서, $\Delta \dot{x}$ 는 비선형 요소 양단의 상대속도를 나타낸다. 계수 A 는 이력거동의 크기를 조정하고, 계수 n 은 탄성영역으로부터 비탄성영역으로 전환되는 경계영역에서 이력곡선의 매끄러운 정도(Sharpness)를 결정한다. 예로서, $n \rightarrow \infty$ 이면 Bouc-Wen 모델은 이중선형모델과 동일하게 된다. 계수 β 와 γ 는 이력거동의 형상을 조정하는 계수이다. ⁽²⁴⁾ 또한 Skinner et al. ⁽²⁶⁾과 Constantinou and Tadjbakhsh ⁽²⁰⁾의 실험연구로부터 지진격리장치와 같은 비선형 이력거동을 보이는 경우 $A=1$ 과 $n=1$ 이 적합하다고 제안된 바가 있다.

한편, 기존 연구들에서 한계상태를 넘어서는 항복변위를 Bouc-Wen 모델에서의 모델인자를 이용하여 결정하는 관계



〈그림 3〉 Bouc-Wen 이력모델



〈그림 4〉 Bouc-Wen 모델과 이중선형모델의 이력거동

식이 제시된 바가 있다. 이에 따르면, 항복변위(Yield Displacement) u_y 는 Boun-Wen 모델의 계수 A , n , β 와 γ 의 함수로서 식 (7)로 표현할 수 있다.⁽²⁷⁾ 또한, 하중 재하시의 초기강성과 하중제거로 인한 복원단계에서의 강성(Unloading Stiffness)이 같다면 식 (8)이 성립한다.⁽²⁾ 따라서 $A=1$, $n=1$ 이 사용되고 식 (8)이 성립한다고 할 때, 모델 계수 β 와 γ 는 항복변위 u_y 로부터 식 (9)에 의하여 결정된다.

$$u_y = \left(\frac{A}{\beta + \gamma} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (7)$$

$$\beta = \gamma \quad (8)$$

$$\beta = \gamma = \frac{1}{2u_y} \quad (9)$$

결론적으로 비선형모델의 이력거동은 초기강성(k_i), 항복 전·후 강성비(α), 항복변위(u_y)로부터 결정할 수 있으며, 이는 최적화 과정에서 결정되어야 할 독립적인 설계변수가 된다.

3. 추계학적 선형화 기법 및 파괴확률

3.1 추계학적 선형화 기법

비선형 지진격리교량의 응답해석에 있어 시간영역에서의 접근법은 모델의 비선형성으로 인하여 많은 계산시간을 필요로 하므로 현실적이지 못하게 된다. 특히, 지진하중의 높은 불확실성으로 인해 시간영역 해석방법에서는 수많은 인공지진하중에 따른 반복적인 응답해석을 필요로 하므로 계산시간은 기하급수적으로 늘어나게 된다. 이러한 제약을 극복하기 위해서 본 연구에서는 반복적 비선형 시간이력해석 없이도 확률적 지진응답을 예측할 수 있는 추계학적 선형화 방법(Stochastic Linearization Method)⁽²⁵⁾을 도입하였다.

이 방법은 비선형 시스템 응답에 대한 평균제곱근오차(Mean-Square Error)를 최소화하는 등가의 선형화 시스템(식 (10))을 얻는 방법이다.

$$\dot{y} + C^{eq} \Delta \dot{x} + K^{eq} y = 0 \quad (10)$$

식 (10)의 등가 선형화시스템에 대하여, 입력지진가속도가 평균 0인 정상상태 가우시안 과정(Zero-Mean Stationary Gaussian Process)을 따른다면, Bouc-Wen 모델에서 $n=1$

인 경우, 식 (10)에서의 등가 선형계수 C^{eq} 와 K^{eq} 는 식 (11)과 (12)로 정의된다.⁽²⁸⁾

$$C^{eq} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \left(\frac{\gamma E [\Delta \dot{x} y]}{\sigma_{\Delta \dot{x}}} + \beta \sigma_y \right) - A \quad (11)$$

$$K^{eq} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \left(\gamma \sigma_{\Delta \dot{x}} + \frac{\beta E [\Delta \dot{x} y]}{\sigma_y} \right) \quad (12)$$

여기서, $\sigma_{\Delta \dot{x}}$ 와 σ_y 는 앞서 비선형모델의 식 (5)와 (6)에서의 응답 $\Delta \dot{x}$ 와 y 의 표준편차(Standard Deviation), 즉 각 응답의 2차 모멘트인 분산의 제곱근이며, $E[\Delta \dot{x} y]$ 는 서로 다른 두 응답의 2차모멘트인 공분산을 나타낸다.

결국 등가의 선형계수 C^{eq} , K^{eq} 를 얻기 위해서는 응답의 2차 모멘트 값이 필요하며, 이는 불규칙진동론⁽²⁹⁾을 이용함으로써 얻을 수 있다. 이를 위해서, 선형화시스템에 대한 상태공간방정식을 구성한다. 먼저, 식 (1)에서 지반가속도 $\ddot{x}_g(t)$ 은 식 (4)로 대체되며, 지반의 상대변위 및 상대속도 $x_g^r(t)$, $\dot{x}_g^r(t)$ 는 식 (3)을 만족하여야 한다. 또한, 식 (1)에서의 교각과 격리받침에 의한 비선형 복원력 f_1^d 과 f_2^d 는 각각 식 (5)로 대체된다. 이 때, 교각의 상대변위 Δx 는 식 (1)에서의 x_1 이 되며, 격리받침의 상대변위는 $\Delta x = x_2 - x_1$ 이다. 이들은 동시에 식 (6)의 비선형 미분방정식을 만족하여야 한다. 따라서, 식 (6)을 등가의 선형 방정식인 식 (10)으로 대체함으로써 전체시스템에 대한 최종적인 상태공간방정식은 식 (13)으로 표현되며, 각 응답변수벡터(z) 및 시스템 행렬(\mathbf{A}_s , \mathbf{B}_w)은 식 (14)~(16)이 된다.

$$\dot{z} = \mathbf{A}_s z + \mathbf{B}_w w \quad (13)$$

$$z = \{x_1 \ x_2 \ \dot{x}_1 \ \dot{x}_2 \ y_1 \ y_2 \ x_g^r \ \dot{x}_g^r\}^T \quad (14)$$

$$\mathbf{A}_s = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{(\alpha k_1 + \alpha k_2)}{m_1} & \frac{\alpha k_2}{m_1} & -\frac{(c_1 + c_2)}{m_1} & \frac{c_2}{m_1} & -\frac{(1-\alpha)k_1}{m_1} & \frac{(1-\alpha)k_2}{m_1} & \omega_g^2 & 2\zeta_g \omega_g \\ \frac{\alpha k_2}{m_2} & -\frac{\alpha k_2}{m_2} & \frac{c_2}{m_2} & -\frac{c_2}{m_2} & 0 & -\frac{(1-\alpha)k_2}{m_2} & \omega_g^2 & 2\zeta_g \omega_g \\ 0 & 0 & -C_1^{eq} & 0 & -K_1^{eq} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_2^{eq} & -C_2^{eq} & 0 & -K_2^{eq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\omega_g^2 & -2\zeta_g \omega_g \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$\mathbf{B}_w = \{0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1\}^T \quad (16)$$

다음으로, 불규칙진동론에 따르면, 상태공간벡터 z 에 대한 공분산 행렬 $S = E[zz^T]$ 는 식 (17)의 Lyapunov 방정식을 만족한다.

$$\dot{S} = A_s S + S A_s + Q \quad (17)$$

여기서, 공분산 행렬 S 의 i 번째 행과 j 번째 열의 요소는 두 응답의 2차 모멘트로서 식 (18)이 되며, 행렬 Q 는 $[8 \times 8]$ 크기의 행렬로서 마지막 대각요소인 $Q_{88} = 2\pi S_0$ 를 제외하고 모든 요소가 0인 식 (19)가 된다. 식 (18)에서 σ_{z_i} 는 응답 z_i 의 표준편차이다.

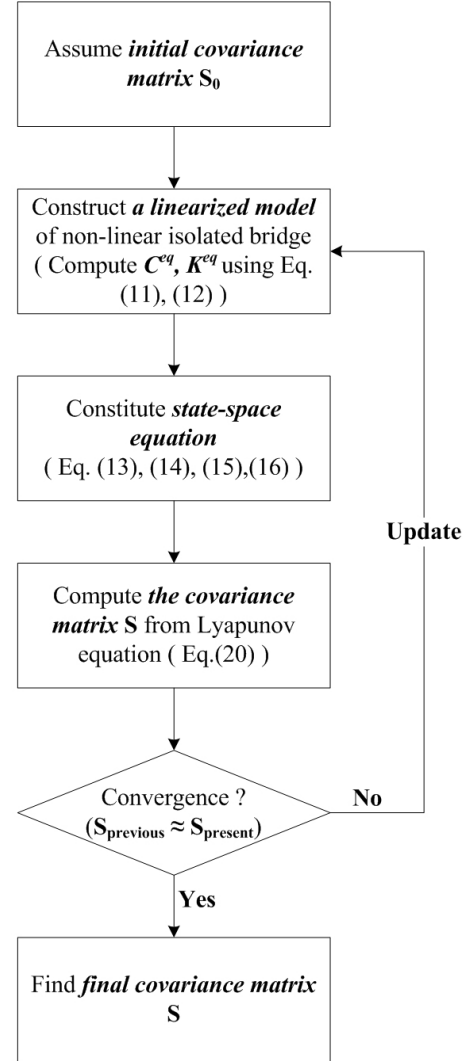
$$S = [S_{ij}] = \begin{cases} E[z_i z_i] = \sigma_{z_i}^2 & \text{for } i = j = 1, \dots, 8 \\ E[z_i z_j] & \text{for } i \neq j \text{ and } i, j = 1, \dots, 8 \end{cases} \quad (18)$$

$$Q = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & 2\pi S_0 \end{bmatrix}_{[8 \times 8]} \quad (19)$$

또한, 정상상태의 지진입력을 받으므로 응답도 정상상태의 분포를 보이므로, 이에 대한 공분산 행렬은 시간에 대하여 상수행렬이 되며, 식 (17)은 식 (20)의 대수(Algebraic) Lyapunov 방정식으로 단순화된다.^{(30),(31)}

$$A_s S + S A_s + Q = 0 \quad (20)$$

식 (20)의 해인 공분산 행렬 S 는 결국 응답의 2차 모멘트 값에 해당한다. 따라서 행렬 A_s 와 Q 가 주어질 때, 식 (20)의 행렬 대수 방정식을 풀면 확률적 지진모델에 대한 시스템 응답의 2차 모멘트 값을 얻을 수 있다. 그러나 시스템행렬 A_s 는, 식 (15)에서 알 수 있듯이, 등가 선형계수 C^{eq} , K^{eq} 를 요소로서 가진다. 또한, 등가 선형계수는, 식 (11)과 (12)에서 알 수 있듯이, 응답의 2차 모멘트 함수이다. 따라서 응답의 2차 모멘트 값으로 구성되는 공분산 행렬 S 를 얻기 위해서는 역으로 응답의 2차 모멘트 값이 필요하게 된다. 상기의 이유로 인하여 확률적 응답을 구하기 위한 추계학적 선형화 기법은 반복적인 연산을 통하여 공분산 행렬 S 가 일정한 값으로 수렴하도록 이루어지며, 그 과정은 (i) 초기 공분산 행렬 S_0 를 가정하고, (ii) 이로부터 식 (11)과 (12)를 이용하여 선형화 계수를 구한 다음, (iii) 식 (15)과 (19)를 식 (20)에 대입하여 대수 Lyapunov 방정식의 해인 공분산 행렬 S 를 구하고, (iv) 전 단계의 공분산 행렬과 비교하여 수



〈그림 5〉 추계학적 선형화 방법의 Flow Chart

렴성이 보장될 때까지 과정 (ii)~(iv)를 반복하게 된다. 이와 같은 일련의 과정을 통해 최종적으로 응답의 2차 모멘트인 공분산 행렬 S 를 구할 수 있으며, 이는 다음 단계에서 기술될 교각과 지진격리장치의 파괴확률을 산정하는 기초 자료가 된다. 추계학적 선형화 방법의 구체적인 계산 절차를 그림 5에 나타내었다.

3.2 교각 및 지진격리장치의 파괴확률

파괴확률을 구하는 방법으로서 본 논문에서는 최초통과 확률(First-Passage Probability)을 이용한다. 최초통과확률이란, 확률과정(Random Process)이 일정 시간동안 주어진 임계값(Threshold)을 최초로 통과할 확률을 의미한다. 예를 들어, 풍하중, 파랑하중 및 지진하중 등과 같은 추계학적 하중을 받는 시스템에 있어서 허용응력이나 허용 최대변위와 같은 물리량이 주어진 임계값으로 고려되면 이에 상응하는

최초통과확률은 구조물의 파괴확률과 동일하게 취급할 수 있다.^{(32),(33)} 이 연구에서는 교각과 격리장치의 최대변위 한계상태에 대한 파괴확률을 고려한다. 교각 변위 $x_1(t)$ 또는 지진격리받침의 상대변위 $\Delta x(t) = x_2(t) - x_1(t)$ 를 확률과정 $X(t)$ 로 고려할 때, 이들이 시간 τ 동안 임계값 a 를 최초로 초과하는 확률은 식 (21)의 Vanmarcke 근사식^{(34),(35)}을 이용하여 산정할 수 있다. 일반적으로 Vanmarcke 근사식이 Poisson 근사식^{(36),(37)}을 포함한 다른 형태의 근사식보다 정확한 값을 주는 것으로 알려져 있다.⁽³⁸⁾

$$p(a;\tau) \cong 1 - B \exp\left[-\int_0^\tau \eta(a;t) dt\right] \quad (21)$$

여기서, 계수 B 는 시간 $t=0$ 에서 확률과정 $X(t)$ 의 포락선(Envelope Curve)이 임계값을 넘지 않을 확률이며, $\eta(a;t)$ 는 단위시간동안 확률과정 $X(t)$ 의 포락선이 설정된 한계값을 초과하는 횟수를 의미한다. 확률과정이 평균 0의 정상상태 가우시안 과정을 따르는 경우, 이들은 식 (22)와 (23)으로 나타낼 수 있다.

$$B = 1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2}\right) \quad (22)$$

$$\eta(a;\tau) = \nu(a;\tau) \left\{ 1 - \frac{\exp\left(-\sqrt{\frac{\pi}{2}} \delta^{1.2} r\right)}{1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2}\right)} \right\} \quad (23)$$

여기서, $r = a/\sigma_X$ 는 주어진 임계값 a 를 확률과정의 표준편차 σ_X 로 정규화한 값이 된다. $\nu(a;\tau)$ 와 δ 는 각각 단위 시간동안 확률과정이 설정된 임계값을 넘어서는 횟수 및 응답의 폭을 결정하는 형태변수(Shape Factor)로서 평균 0의 정상상태 가우시안 과정에 대하여 식 (24)와 (25)로 정의된다.^{(34),(35)}

$$\nu(a;\tau) = \nu(a) = \frac{\sigma_{\dot{X}}}{\pi \sigma_X} \exp\left(-\frac{r^2}{2}\right) \quad (24)$$

$$\delta = \left(1 - \frac{\lambda_1^2}{\lambda_0 \lambda_2}\right)^{1/2} \quad (25)$$

여기서, $\lambda_0, \lambda_1, \lambda_2$ 는 스펙트럼 모멘트로서 다음의 식 (26)을 통해 구할 수 있다.

$$\lambda_m = \int_{-\infty}^{\infty} \omega^m S_{XX}(\omega) d\omega \quad (26)$$

여기서, $S_{XX}(\omega)$ 는 확률과정 $X(t)$ 의 스펙트럼 밀도함수로서, 식 (13)으로 주어지는 시스템의 주파수응답함수로부터 $S_{XX}(\omega) = \mathbf{H}(\omega)^2$ 와 같이 정의된다.

결국, 교각의 파괴확률과 지진격리장치의 파괴확률은 앞서의 공분산행렬 S 의 요소인 응답의 2차 모멘트로부터 식 (26)→식 (24), (25)→식 (22), (23)→식 (21)의 과정을 통하여 산정할 수 있으며, 이들은 각각에 대한 한계치, 즉 교각의 최대 변위 및 지진격리장치의 최대변위 임계치를 교각 변위 x_1 또는 지진격리받침의 상대변위 $\Delta x = x_2 - x_1$ 가 초과할 확률을 의미한다.

4. 비선형 지진격리시스템의 다목적 최적화기법

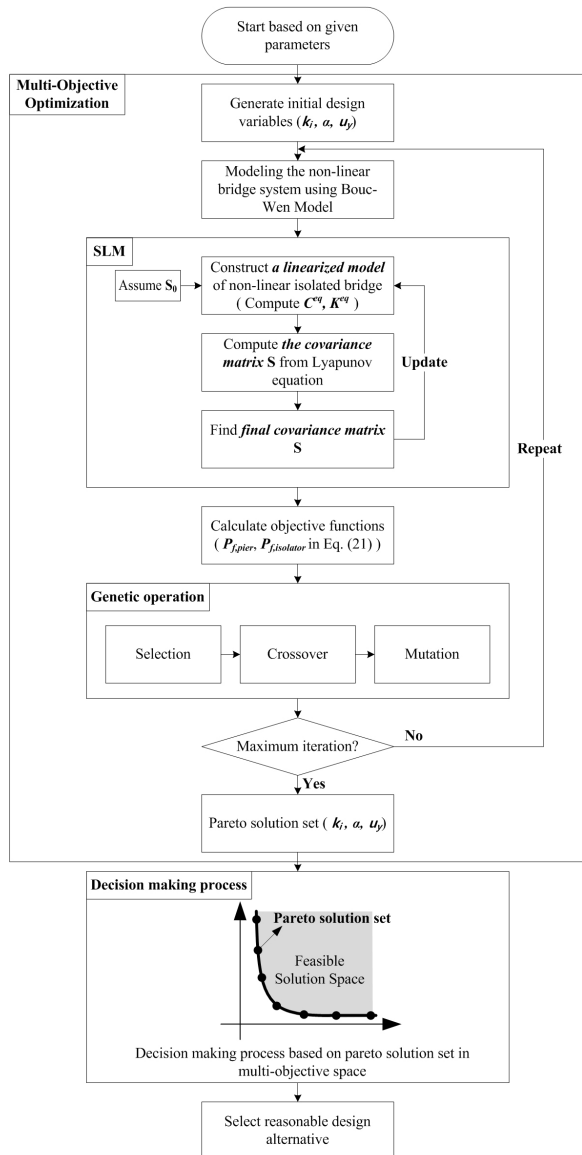
지진격리교량에서 교각과 격리장치의 파괴확률은, 어느 하나를 증가시키면 나머지 하나는 감소하고, 반대로 어느 하나를 감소시키면 나머지 하나는 증가하는 상충관계를 갖는다. 이처럼 상충하는 다목적함수의 최적화문제를 해결하기 위한 방법으로, 기존 연구들에서는 각 목적함수별 상대적 가중치를 도입함으로써 단일 목적함수로 변환하고 이에 대한 최적화 과정을 수행하는 단일목적함수 기반 최적화방법을 적용하여 왔다. 이러한 단일목적기반 최적화방법은 엄밀한 의미에서 두 파괴확률에 대하여 주어진 상대적 중요도에 대한 최적해만을 검색하므로, 제한적 영역에서의 준최적화과정이라 할 수 있다. 물론, 합리적인 가중치가 미리 주어지는 최적화문제에 있어서는 단일목적함수에 기반한 기존 최적화방법을 사용하는 것이 효율적이라 할 수 있다. 그러나 대부분의 공학문제에서는 합리적 가중치는 결정되어야 하는 사항이지, 주어지는 경우는 매우 드물다.

Ok et al.⁽⁷⁾에서 기술하였듯이, 단일목적기반 최적화방법에서의 합리적인 가중치 선정은 반복적인 최적화과정을 요하므로 연산시간이 크게 소요될 수 있는 단점을 가진다. 게다가 가중치의 변동에 따른 최적해의 민감성이 큰 경우에는 목적함수의 경향성을 파악하기 위해서 가중치를 더욱 조밀하게 변동시켜야 하므로, 사전 최적화과정에 소요되는 연산시간은 기하급수적으로 증가하게 된다. 이에 반해, 다목적 최적화기법(Multi-objective Optimization Technique)은 목적함수를 식 (27)과 같이 벡터형식으로 정의하고, 각 목적함수를 독립적으로 동시에 최소화되도록 최적화를 진행한다. 따라서 별도의 가중치를 필요로 하지 않으며, 각 가중치별

최적해, 즉 다수의 Pareto 최적해(Pareto Optimal Solutions)를 한 번의 최적화과정을 통하여 검색함으로써 단일목적함수 최적화방법을 반복적으로 적용하는 것에 비해 연산시간이 훨씬 적게 소모되는 효율적인 방법이라 할 수 있다.^{(39),(40)}

$$\min \begin{cases} P_{f, pier} \\ P_{f, isolator} \end{cases} \quad (27)$$

본 연구에서는 가장 널리 사용되고 있는 다목적 최적화기법인 NSGA-II 방법을 이용한다. 이에 대한 구체적 기술은 Srinavas. and Deb.⁽⁴¹⁾에 잘 기술되어 있으며, 여기서는 전문적인 추계학적 선형화 기법과 접목한 비선형 지진격리시스템의 최적화과정에 대한 전반적인 과정을 간략하게 기술한다. 그림 6은 전반적인 최적화과정에 대한 흐름도이다.

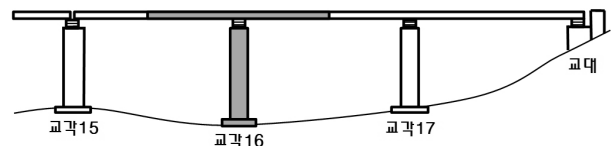


〈그림 6〉 비선형 지진격리교량 설계흐름도

그림 6의 흐름도에서 알 수 있듯이, 본 연구에서 제안하는 비선형 지진격리교량의 최적설계 과정은 크게 다목적 최적화 과정이 수행되는 루프(Loop) 안에 그림 5와 같은 추계학적 선형화 기법에 따른 반복연산 루프(Loop)가 포함되는 이중적 루프(Double Loop)의 구조로 구성된다. 여기서, 다목적 최적화기법을 통하여 결정되어야 할 설계변수는 2장에서 언급하였듯이 비선형 지진격리장치 모델의 독립변수로서 초기강성(k_i), 항복전·후 강성비($k_f/k_i = \alpha$) 그리고 항복변위(u_y)가 된다. 따라서 다목적 최적화기법을 통하여 이들 설계변수가 생성되면, Bouc-Wen 모델을 이용하여 교각과 지진격리장치를 모델링하고 이로부터 전체 지진격리교량을 모델링한다. 이를 바탕으로 추계학적 선형화 기법을 이용하여 내부 반복 루프에서 등가의 선형화된 지진격리교량의 공분산 행렬을 구하고, 이로부터 산정된 응답값이 한계상태를 초과하는 파괴확률, 즉 식 (21)의 목적함수를 산정한다. 다목적 최적화기법은 전 단계에서 생성된 개체에 대한 목적함수 값을 기반으로 하여 보다 나은 개체, 즉 파괴확률이 낮은 개체를 향하여 최적화 과정을 진행하게 되며, 반복적 과정을 통하여 다수의 Pareto 최적해 집합을 구하게 된다. 마지막 단계로, 후처리 과정(Post-Process)으로서 얻어진 다수의 Pareto 최적해들에 대한 목적함수 공간상에서의 분포를 기반으로 적절한 의사결정과정(Decision Making Process)을 거쳐서 최종적인 설계안을 도출하게 된다.

5. 수치 예

제시하는 최적설계방법의 효율성을 검증하기 위한 예제로 실제 교량인 남한강교를 고려하였다(그림 7). 남한강교 모델의 제원은 표 1과 같다.⁽⁴²⁾ Kanai-Tajimi 모델은 $\sigma_{x_g} = 0.15g$



〈그림 7〉 남한강교

〈표 1〉 남한강교 제원

물성치	교각16
상부질량비(%)	36.67
교각유효질량(ton)	101.5
교각 초기강성(N/m)	2.16×10^8
교각 항복 전·후 강성비(α)	0.01
교각감쇠비(ζ)	0.02
교각항복변위(cm)	1.11

에 상응하는 지진세기 $S_0 = 0.0218m^2/s^3$, 지반감쇠 $\zeta_g = 0.6$ 그리고 주파수 $\omega_g = 5\pi$ 를 갖는 지반운동을 고려하였다.

교각과 지진격리장치의 파괴를 규정하기 위한 한계상태로서, 교각은 항복후 연성거동을 고려하였으며, 지진격리장치는 LRB의 수평방향 국부 전단변형률을 고려하였다. 이에 따른 한계상태는 교각의 변위 및 지진격리장치의 상대변위에 대하여 각각 식 (28)과 (29)로 정의된다.

$$x_1^{lim} = \mu \times u_y^{pier} \tag{28}$$

$$x_2^{lim} = \gamma_s \times t_{rubber} \tag{29}$$

여기서, x_1^{lim} 과 x_2^{lim} 는 각각 교각과 격리장치의 한계 변위값이다. u_y^{pier} 는 교각의 항복변위이며, $\mu (=5)$ 는 교각의 연성도를 의미한다.⁽⁵⁾ 또한, t_{rubber} 는 격리장치 내 사용되는 고무의 두께이고, γ_s 는 수평방향 국부전단변형률로서 250%를 사용한다. 식 (28)과 (29)에 따른 교각 및 지진격리받침의 최대 변위는 각각 5.55cm, 24cm이다. 현 도로교시방서⁽⁴³⁾에서 규정하고 있는 교대의 수평허용변위는 40.74cm(\gg 24cm)이므로, 이 연구에서는 상부낙교로 인한 파괴확률은 목적함수로서 고려하지 않았다.

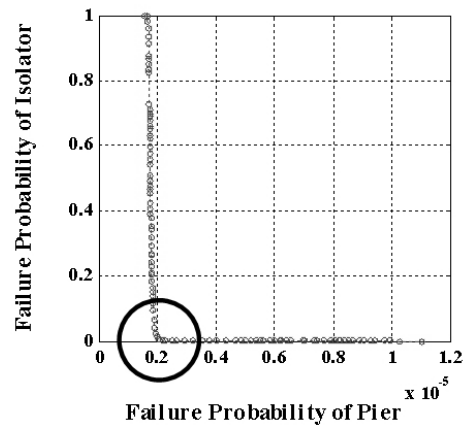
설계변수들의 검색영역은 초기강성 k_i 에 대하여 교각 초기강성의 [1%~95%] 범위에서, 항복전·후 강성비 α 에 대해서는 [0.0001~0.9]의 범위에서, 마지막으로 항복변위 u_y 는 [0.1cm~10cm]의 범위로 설정하였다. 주어진 검색영역 내에서 각 세대별 개체 수 100개를 총 5000회 반복 생성하여 수렴성이 보장되는 것을 검증하였다.

5.1 다목적 최적화 설계 결과

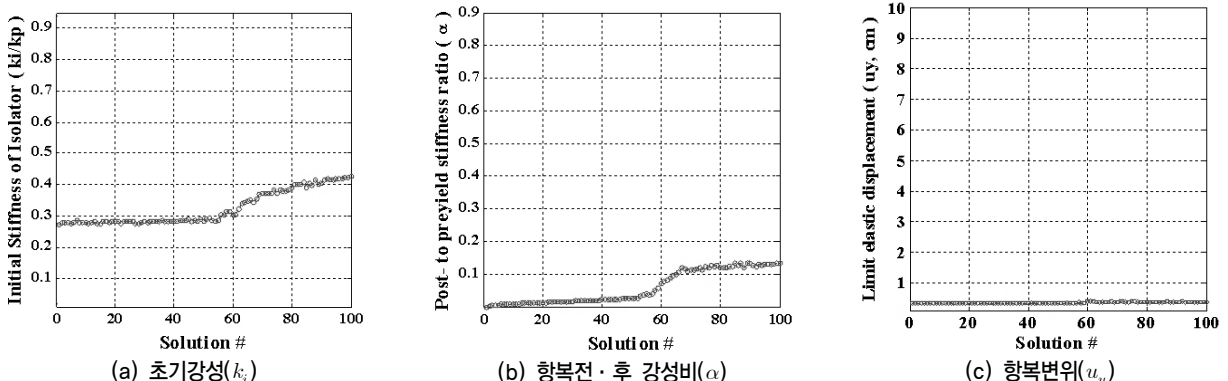
최적화 결과로서 얻어진 Pareto 최적해 집합(Pareto Optimal Solution Set)을 그림 8의 목적함수 공간상에 도시하였다.

그림에 표기된 각 점들은 모두 100개의 최적해들에 해당하며, 이들은 식 (27)의 교각 및 지진격리장치의 파괴확률 값에 따라 나열되어 있다. 이들의 경향을 살펴보면, 교각의 파괴확률(수평축)이 줄어들어 따라 지진격리장치의 파괴확률(수직축)이 증가하는 상충관계를 명확히 보이고 있음을 확인할 수 있다. 특히, 주목할 점은 이러한 상충관계가 특정 영역을 기점으로 민감하게 변화하는 경향을 보인다는 점이다. 즉, 그림에서 표시된 영역을 기점으로 좌측 영역을 고려할 때, 지진격리장치의 파괴확률이 급격하게 감소함에도 불구하고 교각의 파괴확률이 크게 증가하지 않는 경향을 보인다. 따라서 이 영역에 해당하는 해들이 교각의 파괴확률을 크게 증가시키지 않으면서도 지진격리장치의 파괴확률을 큰 폭으로 감소시킴으로써 개선된 지진격리효과를 보장해주는 해임을 확인할 수 있다. 따라서 합리적인 설계안은 이 영역들에 분포하는 해들로부터 선택할 수 있음을 알 수 있다.

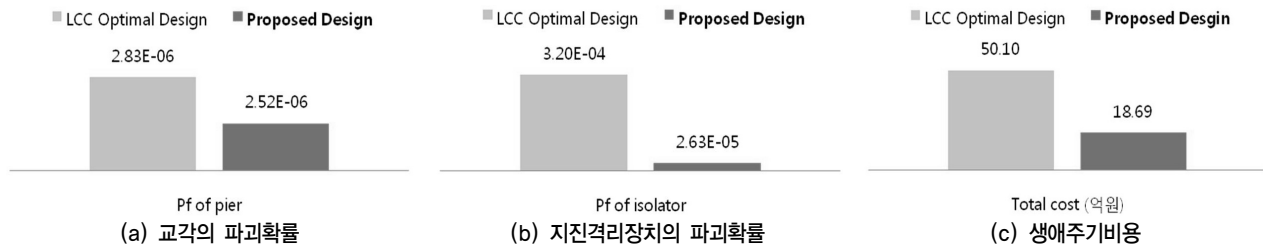
그림 9는 Pareto 최적해 집합의 설계 변수를 도시한 그림으로서 교각의 파괴확률이 낮고 지지격리장치의 파괴확률이 높은 해로부터 교각의 파괴확률이 높고 지진격리장치의 파괴확률이 낮은 해의 순서로 정렬한 결과이다. 그림의 수



〈그림 8〉 목적함수 공간상 Pareto 최적해의 분포



〈그림 9〉 목적함수별 파레토 최적해의 설계변수 변화



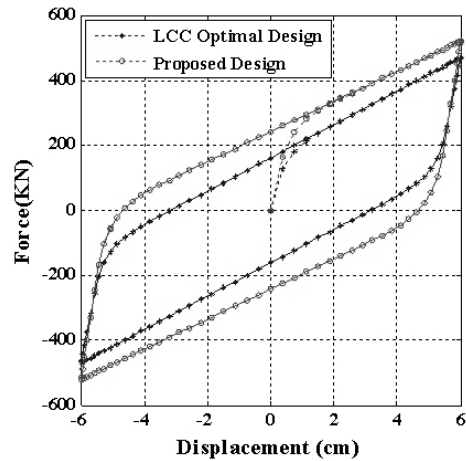
〈그림 10〉 기존 LCC기반 매개변수방법과 제안하는 최적화방법의 설계결과 비교

평축은 100개의 Pareto 최적해 집합을 나타내며, 수직축은 각각의 설계변수에 해당한다. 그림 9(a)의 수직축은 교각의 초기강성에 대한 지진격리장치의 초기강성의 비(k_i/k_p , k_p : 교각의 초기강성)이며, 그림 9(b)는 항복후강성과 초기강성의 비($\alpha = k_f/k_i$)에 해당하며, 그림 9(c)는 항복변위(u_y)를 나타낸다. 항복변위의 경우는 비록 설계변수로서 고려하였음에도 불구하고, 모든 Pareto 해들에서 공통적으로 유사한 값(0.36cm)으로서 결정됨을 알 수 있다. 반면, 초기강성 및 항복전·후 강성비는 성능이 크게 변화하는 분기점을 기준으로 일정하게 변화하는 양상을 보이고 있다.

이처럼 비선형 지진격리교량과 같이 서로 상충하는 성능을 보이는 시스템에 대하여, 본 연구에서 제안하는 방법을 이용함으로써 상충하는 목적함수를 보다 합리적으로 만족하는 최적 해를 손쉽게 결정할 수 있음을 알 수 있다. 이는 또 다른 연구로서 인접빌딩의 상충문제를 다룬 Ok et al.⁽⁷⁾에서도 유사한 결과를 보이고 있다.

5.2 최적 설계된 지진격리교량의 내진성능 분석

제안하는 방법의 효율성을 비교·검증하기 위하여, 고현무 등⁽⁶⁾이 제안한 반복적 비선형 시간이력해석을 이용한 생애주기비용의 매개변수분석에 기반한 설계방법을 사용하여 예제 교량에 대한 최적의 지진격리장치를 설계하였다. 이 연구에서 제안하는 방법에 의하여 설계되는 최적 지진격리장치는 그림 8의 합리적 영역에서 하나를 선택하였다. 그림 10은 두 최적 시스템의 교각과 격리장치의 파괴확률 및 생애주기비용⁽⁵⁾을 나타낸다. 이로부터 알 수 있듯이, 제안하는 방법에 의하여 설계된 최적의 지진격리시스템이 기존 방법보다 훨씬 개선된 내진성능을 보이면서도 동시에 생애주기비용의 측면에서도 경제적인 결과를 확인할 수 있다. 이는 서론에서 전술한 바와 같이, 기존 생애주기비용에 기반하여 설계된 시스템이 초기강성만을 매개변수로 두고서 최적 설계를 검색함으로써 국소 최적해를 얻는 반면, 제안하는 방법에 따라 설계된 시스템은 초기강성뿐만 아니라 항복전·후 강성비와 항복변위도 모두 설계변수로 고려함으로써 그

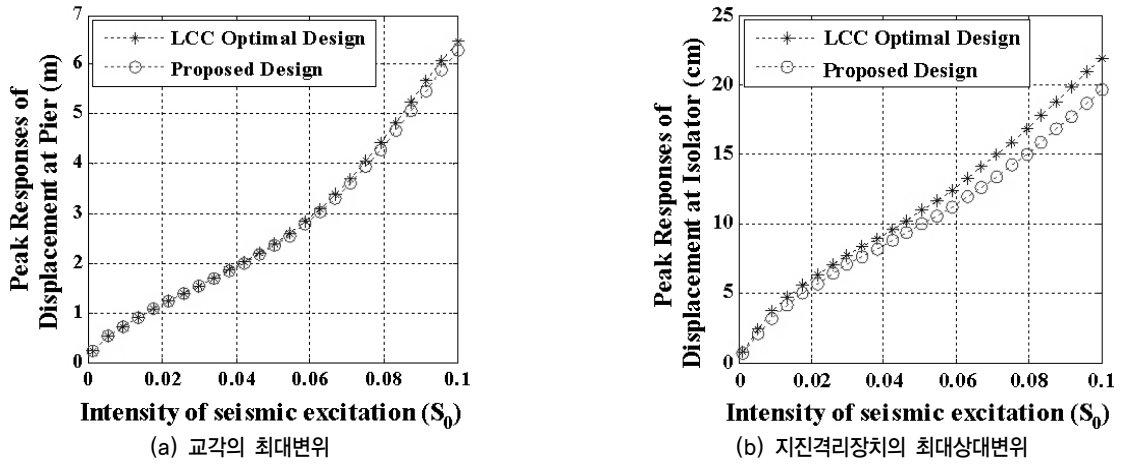


〈그림 11〉 최적설계된 두 시스템의 이력곡선 비교

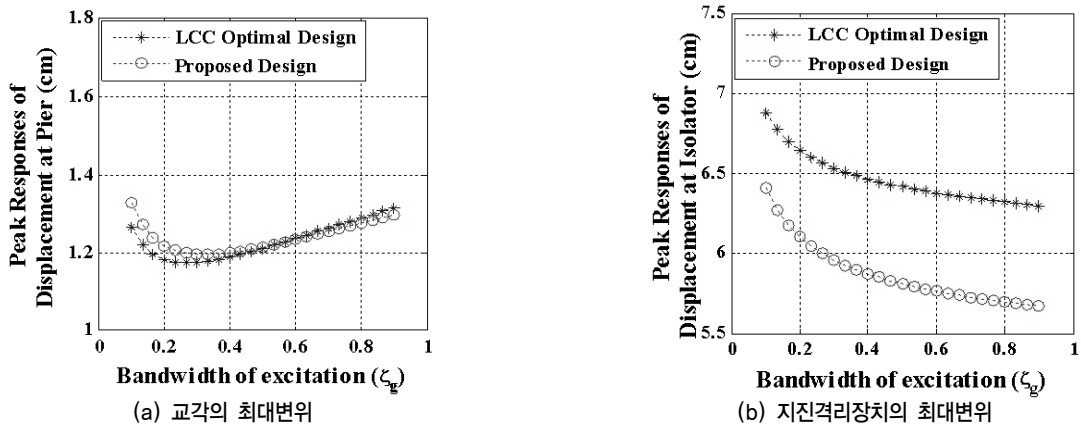
결과로서 얻어진 해가 전역 최적해(Global Optimal Solution)이기 때문이다. 또한, 기존 방법의 경우 체계적인 최적화 방법이 아니라 매개변수분석을 통한 경향성으로부터 최적 설계를 도출하므로, 해의 정밀도가 다소 떨어질 가능성도 있다고 판단된다.

그림 11은 입력 변위를 sine파로 가할 때의 두 격리시스템의 이력곡선을 보여준다. 두 격리시스템의 이력곡선 비교로부터도 제시하는 최적 시스템이 기존 방법에 의한 최적 시스템보다 더 큰 에너지 소산 능력을 가지도록 설계되었음을 확인할 수 있다.

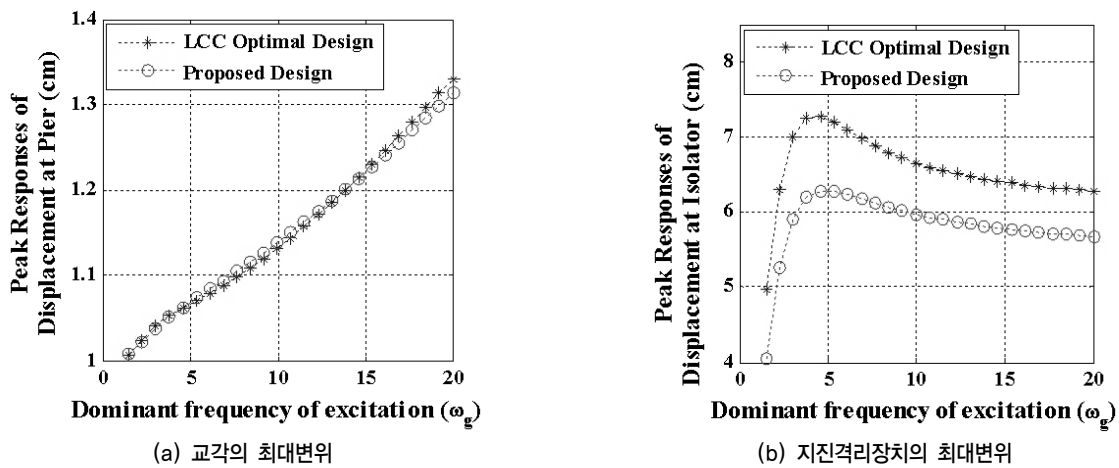
지금까지의 결과는 모두 설계지진 $S_0 = 0.0218m^2/s^3$, $\zeta_y = 0.6$, $\omega_y = 5\pi$ 에 대한 성능평가 결과이며, 지진하중의 불확실성을 반영하여 하중모델의 매개변수를 변동시킨 경우에 두 최적 지진격리시스템의 성능 변화는 그림 12~14에 도시하였다. 그림 12는 지진세기가 증가함에 따른 두 시스템의 교각과 지진격리장치의 최대응답(Peak Response)을 도시한 결과이며, 그림 13과 14는 각각 지반감쇠 및 주파수 성분의 변동에 따른 결과이다.⁽⁴⁴⁾ 최대응답은 Der Kiureghian⁽⁴⁵⁾에 의해 제안된 확률과정의 표준편차와 최대응답의 평균시간의 관계를 결정짓는 peak factor를 이용하여 산정하였다.⁽⁴⁶⁾ 그림 12(a)에서 보는 바와 같이, 두 최적 지진격리시스템에서의 최대교각변위는 유사한 값을 보이는 반면, 그림 12(b)에



〈그림 12〉 지진세기 S_0 의 변화에 따른 두 최적시스템의 성능 비교



〈그림 13〉 지반감쇠 ζ_g 의 변화에 따른 두 최적시스템의 성능 비교



〈그림 14〉 탁월주파수 ω_g 의 변화에 따른 두 최적시스템의 성능 비교

서 지진격리장치의 최대 변위는 제안하는 시스템에서 보다 작게 발생하고 있음을 알 수 있다. 또한, 그림 13(a)의 지반 감쇠의 변화에 따른 교각의 최대 변위도 두 시스템에서 유사한 수준으로 발생하고 있지만, 지진격리장치의 최대 상대 변위에 대해서는 제안하는 시스템이 훨씬 개선된 성능을 보이고 있다. 이러한 경향은 지진 주파수성분의 변동에 따른

결과를 나타내는 그림 14에서도 동일하게 관측되고 있다. 따라서, 제안하는 시스템이 기존 방법에 의하여 설계된 시스템보다 지진세기, 지반감쇠 및 주파수성분의 변동에 따른 다양한 지진하중에 대하여 개선된 최적성능을 보이고 있음을 알 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 지진격리교량의 최적설계를 위하여 다목적 최적화기법을 도입하였으며, 지진격리장치의 비선형성을 효율적으로 다루기 위한 방법으로 추계학적 선형화 방법을 최적화과정에 접목하였다. 최적화를 위한 목적함수로는 서로 상충하는 물리량인 교각 및 지진격리장치의 파괴확률을 고려함으로써 다목적 최적화문제를 구성하였다. 제안하는 다목적 최적화방법은, 기존 방법들에서의 단일 최적해가 아닌, 다수의 최적해를 제시해주며, 얻어진 다수의 해집합으로부터 합리적인 최적설계값에 대한 의사결정을 할 수 있도록 한다.

제안된 방법의 효율성 및 타당성을 검증하기 위한 수치예로서, 실제 교량인 남한강교를 고려하였다. 대상교량에 대하여 기존 방법에 따른 설계결과와 제안하는 방법에 따른 설계결과를 비교하였으며, 그 결과 제안하는 방법이 지진격리장치의 비선형성을 효율적으로 반영하면서도 기존 방법들을 포함하거나 더 나은 다양한 최적해를 제공해줌을 확인하였다. 또한, 얻어진 다수의 최적해들로부터 보다 합리적인 최적해를 도출할 수 있음을 확인하였으며, 이로부터 제안하는 방법의 적용성을 검증하였다.

감사의 글

이 연구는 교량설계핵심기술연구단을 통하여 지원된 국토해양부 건설기술혁신사업 (03산C02-01)에 의하여 수행되었습니다. 연구 지원에 감사 드립니다.

참고 문헌

1. Kunde, M.C., and Jangid, R.S., "Seismic behavior of isolated bridges: A-state-of-the-art review," *Electronic Journal of Structural Engineering*, Vol. 3, No. 3, 140-170, 2003.
2. Marano, G.C., and Sgobba, S., "Stochastic energy analysis of seismic isolated bridges," *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 27, No. 8, 759-773, 2007.
3. Jangid, R.S., "Equivalent linear stochastic seismic response of isolated bridges," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 309, No. 3-5, 805-822, 2007.
4. 고현무, 송준호, "사용기간비용 최소화에 의한 지진격리 교량의 경제성 평가," 대한토목학회 논문집, 대한토목학회, 제 19 권, 제 I-4호, 539-550, 1999.
5. 함대기, 고현무, 하동호, 송준호, "교각의 비선형 거동을 고려한 지진격리 교량의 경제성 평가," 대한토목학회 학술발표대회 논문집, 대한토목학회, 589-592, 1999.
6. 고현무, 함대기, 신정환, "교각 및 지진격리장치의 비선형성을 고려한 지진격리교량의 손상평가 및 LCC 최적설계," 한국지진공학회 추계학술발표대회 논문집, 한국지진공학회, 344-351, 2003.
7. Ok, S.-Y., Song, J., and Park, K.-S., "Optimal design of hysteretic dampers connecting adjacent structures using multi-objective genetic algorithm and stochastic linearization method," *Engineering Structures*, Vol. 30, No. 5, 1240-1249, 2008.
8. Bouc, R., "Forced vibration of mechanical system with hysteresis," *Proceeding of 4th conference on Nonlinear Oscillation*, Prague Czechoslovakia., 1967.
9. Wen, Y.K., "Method for random vibration of hysteretic system," *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 102, No. 2, 249-263, 1976.
10. Kanai, K., "Semi-empirical formula for the seismic characteristics of the ground," *Bulletin of the Earthquake Research Institute, University of Tokyo*, Vol. 35, No. 2, 309-325, 1957.
11. Tajimi, H., "A statistical method of determining the maximum response of a building structure during an earthquake," *Proceeding of 2nd world conference on Earthquake Engineering*, Tokyo, Japan, Vol. 2, 781-897, 1960.
12. Jennings, P.C., "Periodic response of a general yielding structure," *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 90, No. 2, 131-163, 1964.
13. Iwan, W.D., "A distributed-element model for hysteresis and its steady-state dynamic response," *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME*, Vol. 33, No. 4, 893-900, 1966.
14. Kaul, M.K., and Penzien, J., "Stochastic analysis of yielding offshore towers," *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 100, No. 5, 1025-1038, 1974.
15. Bažant, Z.P., Krizek, R.J., and Shieh, C.L., "Hysteretic endochronic theory for sand," *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 109, No. 4, 1073-1095, 1983.
16. Casciati, F., "Nonlinear stochastic dynamics of large structural systems by equivalent linearization," *Proceeding of 5th International Conference on Application of Statics and Probability in Soil and Structure Engineering*, ICASP5, Vancouver, B.C., Canada, 1987.
17. Thyagarajan, R.S., and Iwan, W.D., "Performance characteristics of a widely used hysteretic model in structural dynamics," *Proceeding of 4th U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, Palm Springs, California, 1990.
18. Wen Y.K., and Eliopoulos, D., "Method for nonstationary random vibration of inelastic structures," *Probabilistic Engineering Mechanics*, Vol. 9, No. 1-2, 115-123, 1994.
19. Sasani, M., and Popov, E.P., "Seismic energy dissipators

- for RC panels: analytical studies,” *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 127, No. 8, 835-843, 2001.
20. Constantinou, M.C., and Tadjbakhsh, I.G., “Hysteretic dampers in base isolation: random approach,” *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 111, No. 4, 705-721, 1985.
 21. Yang, J.N., Li, Z., and Vongchavalitkul, S., “Stochastic hybrid control of hysteretic structures,” *Probabilistic Engineering Mechanics*, Vol 9, No. 1-2, 125-133, 1994.
 22. Hurtado, J.E., and Barbat, A.H., “Improved stochastic linearization method using mixed distributions,” *Structural Safty*, Vol. 18, No. 1, 49-62, 1996.
 23. Song, J., and Der Kiureghian, A., “Generalized Bouc-Wen model for highly asymmetric hysteresis,” *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 132, No. 6, 610-618, 2006.
 24. Barber, T.T., and Wen, Y.K., “Random vibration of hysteretic, degrading systems,” *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 107, No. 6, 1069-1087, 1981.
 25. Wen, Y.K., “Equivalent linearization for hysteretic systems under random excitation,” *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME*, Vol. 47, No. 1, 150-154, 1980.
 26. Skinner, R.I., Tyler, R.G., Heine, A.J., and Robinson, W.H., “Hysteretic dampers for the protection of structures from Earthquakes,” *Bulletin of New Zealand National Society for Earthquake Engineering*, Vol. 13, No. 1, 21-33, 1981.
 27. Wong, C.W., Ni, Q.Y., and Lau, S.L., “Steady-state oscillation of hysteretic differential model. I : response analysis,” *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 120, No. 11, 2271-2298, 1994.
 28. Atalik, T.S., and Utku, S., “Stochastic linearization of multi-degree-of-freedom nonlinear systems,” *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 4, No. 3, 411-420, 1976.
 29. Nigam, N.C., *Introduction to random vibration*, MIT Press, Cambridge, 1983.
 30. Lin, Y.K., *Probabilistic theory of structural dynamics*, McGraw-Hill, New York, NY, 1967.
 31. Song, J., *Seismic response and reliability of electrical substation equipment and systems*, Ph.D. Thesis, University of California, Berkeley, 2004.
 32. 양영순, 서용석, 이재욱, *구조 신뢰성 공학*, 서울대학교출판부, 서울, 159-198, 1999.
 33. Marano, G.C., Greco, R., Trentadue, F., and Chiaia, B., “Constrained reliability-based optimization of linear tuned mass dampers for seismic control,” *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 44, No. 22-23, 7370-7388, 2007.
 34. Vanmarcke, E.H., “Properties of spectral moments with application to random vibration,” *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 98, No. 2, 425-446, 1972.
 35. Vanmarcke, E.H., “On the distribution of the first passage time for normal stationary random process,” *Journal of Applied Mechanics, ASME*, Vol. 43, 215-220, 1975.
 36. Rice, S.O., “Mathematical analysis of random noise,” *Bell System Technology Journal*, Vol. 23, 282-332, 1944.
 37. Rice, S.O., “Mathematical analysis of random noise,” *Bell System Technology Journal*, Vol. 24, 46-156, 1945.
 38. Song, J., and Der Kiureghian, A., “Joint first-passage probability and reliability of systems under stochastic excitation,” *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 132, No. 1, 65-77, 2006.
 39. Fonseca, C.M., and Fleming, P.J., “Genetic algorithms for multi-objective optimization: formulation, discussion and generalization,” *Proceedings of 5th International conference on Genetic Algorithms*, Morgan Kaufman, San Mateo, California, 416-423, 1993.
 40. Horn, J., Nafploitis, N., and Goldberg, D.E., “A niched Pareto genetic algorithm for multi-objective optimization,” *Proceedings of 1st IEEE Conference on Evolutionary Computation*, IEEE Service Center, Piscataway, New Jersey, 82-87, 1994.
 41. Srinavas, N., and Deb, K., “Multi-objective function optimization using non-dominated sorting genetic algorithms,” *Evolutionary Computation*, Vol. 2, No. 3, 221-248, 1994.
 42. 고현무, 하동호, 옥승용, 이선영, 류효신, “중약진지역 특성을 고려한 실규모 지진격리교량의 동적실험,” *대한토목학회 논문집*, 대한토목학회, 제25권, 제6A호, 1043-1051, 2005.
 43. 한국도로교통협회, *도로교 설계기준*, 대한민국, 2005.
 44. Ok, S.-Y., Song, J., and Park, K.-S., “Development of optimal design formula for bi-tuned mass dampers using multi-objective optimization,” *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 322, No. 1-2, 60-77, 2009.
 45. Der Kiureghian, A., “Structural response to stationary excitation,” *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 106, No. 6, 1195-1213, 1980.
 46. 옥승용, 박관순, 송준호, 고현무, “목표신뢰성을 만족하는 구조물-감쇠기 복합시스템의 다목적 통합최적설계,” *한국지진공학회 논문집*, 한국지진공학회, 제12권, 제2호, 9-22, 2008.