

마찰감쇠기-가새 시스템의 확률분포 기반 등가선형화에 관한 실험적 연구

Experimental Study on the Probability-based Equivalent Linearization of a Friction Damper-Brace System

박 지 훈[†] · 강 경 수^{*}

Ji-Hun Park and Kyung-Soo Kang

(2005년 12월 7일 접수 ; 2006년 3월 14일 심사완료)

Key Words : Friction Damper(마찰감쇠기), Equivalent Linearization(등가선형화), Probability Distribution
(확률분포)

ABSTRACT

A new equivalent linearization technique is proposed for a friction damper-brace system (FDBS) idealized as a elastoplastic system. The equivalent linearization technique utilizes secant stiffness and dissipated energy defined by the probability distribution of the extremal displacement of the FDBS. In addition, a conversion scheme is proposed so that an equivalent linear system is designed first and converted to the FDBS. For comparative study, an existing model update technique based on system identification is modified in a form appropriate to update single element. For the purpose of verification, shaking table tests of a small scale three-story shear building model, in which a rotational FDBS is installed, are conducted and equivalent linear systems are obtained using the proposed technique and the model update technique. Complex eigenvalue analysis is conducted for those equivalent linear systems, and the natural frequencies and modal damping ratios are compared with those obtained from system identification. Additionally, RMS and peak responses obtained from time history analysis of the equivalent linear systems are compared with measured ones.

1. 서 론

건축, 토목 분야에서도 바람과 지진 등의 동적하중에 대한 구조물의 제진성능 향상을 위해 다양한 감쇠기가 개발되어 실제 적용이 점차 증가하고 있는 추세다.^(1,2) 감쇠기는 에너지 소산원리에 따라 크게 변위의존형과 속도의존형으로 분류할 수 있다. 이

가운데 변위의존형은 재료의 항복 또는 접합부의 슬립 현상을 이용하여 반복하중에 의해 구조물에 유입되는 에너지를 소산시키는 작용을 한다. 마찰감쇠기는 변위의존형 감쇠장치의 일종으로서 에너지 소산 메커니즘이 단순하고 설치 및 제작이 쉬운 이점을 가지고 있다. 또한 반복하중에 대한 이력거동이 안정적이고 마찰면에 작용하는 수직항력의 조절을 통해 원하는 최대마찰력을 얻기가 용이하다. 뿐만 아니라 마찰감쇠기를 구조물에 설치하는데 사용되는 가새의 좌굴을 방지하기 위해 다양한 시스템이 개발되고 있어 향후 그 수요가 점차 증가할 것으로 예상된다.^(3,4) 그러나 마찰감쇠기는 비탄성 이력특성을

[†] 책임저자; 정회원, 단국대학교 리모델링연구소

E-mail : vibcont@hanmail.net

Tel : (02) 799-1082, Fax : (02) 795-7046

^{*} 동명정보대학교 건축공학과

가지기 때문에 해석과 설계의 용이성을 위해서 다양한 등가선형화 기법이 연구되어 왔다.

지진이나 바람과 같은 무작위 반복하중을 받는 마찰감쇠기에는 슬립(slip)과 잠김(lock) 상태가 교대로 발생하게 된다. 마찰감쇠기는 슬립 상태에서는 마찰에 의해 구조물의 운동에너지를 소산시킴으로써 구조물의 감쇠를 증가시키며, 잠김 상태에서는 설치용 부재의 강성만큼 구조물의 강성을 증가시키는 효과를 갖는다. 마찰감쇠기의 제진효과는 두 가지 상태가 전체 거동에서 차지하는 상대적인 비중에 따라서 달라지며, 어느 쪽 상태가 지배적이 될 것인가는 감쇠기에 작용하는 하중과 감쇠기의 최대마찰력 사이의 상대적인 비율에 의해 결정된다. 따라서 구조물을 통해 마찰감쇠기에 전달되는 동적하중이 지진이나 바람 등의 무작위 하중인 경우에는 마찰감쇠기의 등가선형화에 있어서 하중과 응답의 확률적 특성을 고려한 접근이 필요하다.

또한 설치에 사용되는 가새의 강성이 원구조물의 강성에 비해 충분히 크지 않은 경우에는 잠김 상태에서 상당한 변형이 발생하므로 설치용 가새의 강성이 등가선형화 과정에서 고려되어야 한다. 마찰감쇠기와 설치용 가새의 통합 시스템의 모델로는 이선형(bilinear) 시스템의 한 종류인 완전탄소성(elasto-plastic) 시스템이나 비선형 미분방정식으로 임의의 이력형태를 표현할 수 있는 Bouc-Wen 모델 등이 사용될 수 있다.⁽⁵⁾ 이와 같은 수학적 모델을 대상으로 하는 등가선형화 기법에 관한 연구 가운데 응답의 확률분포를 고려한 연구는 대부분 통계적 선형화(statistical linearization) 기법을 사용하고 있으며 등가선형시스템의 비례상수들은 상태변수들 간의 결합확률밀도(joint probability density)의 적분에 의해서 정의된다.^(6~8)

이 연구에서는 활선강성과 에너지소산 면적에 근거하며 변위응답의 확률밀도함수만을 사용하는 보다 단순화된 형태의 등가선형화 기법을 제안하고 그 정확도를 실험을 통해 검증하는 것을 목적으로 한다. 또한 마찰감쇠기-가새 시스템 설계에 있어서 제안된 등가선형화 기법의 활용방안을 함께 제시한다. 마찰감쇠기-가새 시스템은 완전탄소성 시스템으로 이상화되며, 그 변형의 극대치 분포를 Rayleigh 분포로 가정하여 유효강성과 유효감쇠를 계산한다. 검증을 위하여 회전형 마찰감쇠기를 설치한 3층 건물

모형의 진동대 실험 및 시스템 식별을 수행하였으며, 확률분포 기반 등가선형화 기법과 시스템 식별에 기초한 모델갱신 기법을 적용하여 결과를 비교하였다.

2. 확률분포 기반 등가선형화

2.1 변위 극대치의 확률분포에 기초한 등가선형화

마찰감쇠기-가새 시스템의 하중-변위 관계는 Fig. 1과 같은 완전탄소성 시스템으로 이상화할 수 있다. 완전탄소성 시스템의 거동은 변위 및 변위의 변화율에 모두 의존하기 때문에 이에 대응되는 등가선형 시스템은 등가강성과 등가감쇠를 모두 가진다. 대표적인 등가강성의 정의 가운데 하나는 변위가 극대치(extremum)에 도달했을 때의 활선강성이며 등가감쇠는 반복운동의 한 사이클 동안 소산된 에너지를 사용해서 정의할 수 있다.⁽⁹⁾ 이와 같이 정의되는 등가선형 시스템을 결정하는데 있어서 중요한 것은 변위의 극대치를 결정하는 방법이다. 왜냐하면 불규칙가진을 받는 구조물의 변위시간이력에서 발생하는 극대치는 상당히 넓은 분포를 가지므로 전체 시간이력에 대한 최대변위를 변위 극대치로 적용하면 활선강성을 과소평가하고 에너지 소산량은 과대평가할 수 있기 때문이다.

이 연구에서는 가진입력의 확률분포에 대응되는 마찰감쇠기-가새 시스템의 변위 응답의 확률분포를 이용하여 활선강성과 에너지 소산량의 기대값을 구함으로써 가진입력 및 그에 따른 응답의 불규칙성을 등가선형시스템 산정에 반영한다. 일반적으로 Gauss 불규칙과정(random process)의 극대치의 확률분포는 진동수 성분의 대역폭이 좁아질수록 Rayleigh 분포에 가까워지고 반대로 대역폭이 넓어질수록 Gauss 분포에 가까워지는 것으로 알려져 있다.⁽⁵⁾ 이 연구에서는 이하에서 기술하는 전제 하에 마찰감쇠기-가새 시스템의 변위 극대치는 Rayleigh 분포를 갖는 것으로 가정한다.

먼저, 이 연구의 목적이 등가선형화인 만큼, 등가선형화에 의한 평가가 가능할 정도로 마찰감쇠기-가새 시스템에서 발생하는 마찰력이 구조물에 발생하는 내력에 비해 상대적으로 작아서 마찰감쇠기-가새 시스템과 구조물의 통합시스템은 선형시스템에

가깝게 거동한다고 가정한다. 가진입력은 정상상태의 Gauss 분포 백색잡음(white noise)으로 가정하며, 전술한 기본가정과 결부하여 구조물 응답은 정상상태의 Gauss 분포를 갖는 확률과정으로 가정할 수 있게 된다. 또한 대상구조물의 응답은 최저차 모드의 성분이 지배적인 협대역 불규칙과정인 것으로 가정한다. 따라서 마찰감쇠기-가새 시스템의 변위의 극대치 분포는 다음과 같이 정의되는 Rayleigh 분포를 갖게 된다.

$$P(x_p) = \frac{x_p}{\sigma_x^2} \exp\left(-\frac{x_p^2}{\sigma_x^2}\right) \cdot U(x_p) \quad (1)$$

여기서 x_p 는 변위 극대치, σ_x 는 변위 x 의 표준편차, $U(\cdot)$ 는 단위계단함수이다. 위 확률분포 식으로부터 마찰감쇠기-가새 시스템의 평균등가강성 및 평균등가감쇠를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$k_{eq} = \int_0^\infty \frac{f(x_p)}{x_p} P(x_p) dx_p \quad (2)$$

$$c_{eq} = \int_0^\infty \frac{4(\max(x_p, x_s) - x_s) f(x_p)}{\pi \omega_n x_p^2} P(x_p) dx_p \quad (3)$$

여기서 ω_n 은 구조물의 고유진동수를 나타내고, $f(\cdot)$ 는 마찰감쇠기-가새 시스템에 발생한 내력으로서 Fig. 1과 같은 완전탄소성 이력법칙에 의거한 하중-변위 관계를 나타내는 함수이며 슬립 발생 시의 변위 x_s 와 최대마찰력 f_s 에 의해 결정된다.

2.2 완전탄소성 시스템으로의 역변환

구조물에 복수의 마찰감쇠기-가새 시스템을 설치

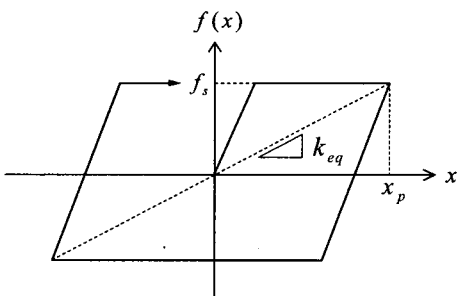


Fig. 1 Elasto-plastic load-displacement relation

하는데 있어서 중요한 것은 각각의 설치 위치에 따라서 최적의 최대마찰력과 가새강성을 결정하는 것이다. 그러나 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치된 구조물의 동적응답을 정량화하기 위해서는 비선형 시간이력해석을 수행해야 하므로 변화율 기반의 최적화(gradient based optimization)를 적용하기 힘들다. 따라서 유전자 알고리즘(genetic algorithm)과 같은 직접탐색법(direct search method)을 적용할 수밖에 없으나 비선형 시간이력해석을 반복적으로 수행하는데 소요되는 계산시간이 막대하다는 단점이 있다.⁽¹⁰⁾ 이와 같은 문제점을 해결하기 위해서 등가의 점탄성감쇠기를 먼저 설계한 뒤 이로부터 마찰감쇠기-가새 시스템의 설계변수를 역으로 구하는 방법을 생각할 수 있다. 이와 같은 방법을 사용한다면 점탄성감쇠기의 최적설계를 위해 개발된 다양한 방법들을 마찰감쇠기의 설계에 적용할 수 있게 된다.⁽¹¹⁻¹⁴⁾ 이 절에서는 설계된 등가선형시스템을 마찰감쇠기의 설계변수인 최대마찰력 f_s 와 슬립변위 x_s 로 변환하는 방법을 제시한다.

등가의 점탄성감쇠기는 등가강성과 등가감쇠가 병렬로 연결된 Kelvin 모델을 사용하여 설계된다고 가정한다. 마찰감쇠기-가새 시스템의 하중-변위 관계가 Fig. 1과 같은 완전탄소성 시스템이라면 식 (2)와 (3)으로 표현되는 등가강성 및 등가감쇠는 다음과 같이 고쳐 쓸 수 있다.

$$k_{eq} = \frac{f_s}{x_s} (I_0 + x_s I_1) \quad (4)$$

$$c_{eq} = \frac{4f_s}{\pi \omega_n} (I_1 - x_s I_2) \quad (5)$$

여기서,

$$I_0 = \int_0^{x_s} P(x_p) dx_p \quad (6)$$

$$I_1 = \int_{x_s}^\infty \frac{P(x_p)}{x_p} dx_p \quad (7)$$

$$I_2 = \int_{x_s}^\infty \frac{P(x_p)}{x_p^2} dx_p \quad (8)$$

식 (6)~(8)에 사용된 Rayleigh 확률분포 $P(x_p)$ 는 변위의 표준편차를 포함하고 있으며, 이는 등가선형 시스템의 설계 및 해석과정에서 구해진 것을

사용한다. 점탄성 감쇠기의 설계를 통해서 등가강성과 등가감쇠가 결정되면 먼저 다음 식 (9)는 f_s 를 포함하지 않기 때문에 이 식을 만족하는 슬립변위 x_s 를 수치해석적으로 구한 뒤에 식 (4) 또는 (5)에 대입하여 f_s 를 구할 수 있다.

$$\frac{k_{eq}}{c_{eq}} = \frac{\pi \omega_n (I_0 + x_s I_1)}{4 x_s (I_1 - x_s I_2)} \quad (9)$$

3. 시스템식별에 기초한 모델갱신

선형시스템을 대상으로 하는 시스템식별 및 그에 기초한 모델갱신 기법은 비선형성을 갖는 시스템에 적용하는 경우에 등가의 선형시스템을 산출할 수 있게 된다. 그러나 이 연구에서 제안된 등가선형화 기법처럼 등가선형 시스템에서 원래의 비선형 시스템의 속성을 역산하는 것은 불가능하다는 단점이 있어서 설계에 적용하기는 부적합한 등가선형화 기법이라고 할 수 있으나 이 연구에서는 제안된 확률분포 기반 등가선형화 기법의 실험적 비교 검증에 적용하였다.

3.1 시스템식별

시스템식별은 입력과 출력사이의 관계를 나타내는 수치해석 모델을 실험적으로 구하는 방법으로서, 비선형 구조물의 진동대 실험을 통해 얻어진 입출력 데이터로부터 선형시스템을 가정하여 얻은 수치해석 모델은 일종의 등가선형시스템이라고 할 수 있다. 특히 측정데이터에 포함된 노이즈를 제거하기 위해서 평균화 과정을 거치기 때문에 자연히 등가선형 시스템은 통계적인 관점에서 원래 시스템을 대표한다고 할 수 있다.

수치해석 모델로서 상태방정식이 많이 사용되기도 하지만 구조물에 설치된 감쇠기의 효과를 나타내기에는 질량, 감쇠, 강성 행렬로 구성되어 직접적으로 물리적인 정보를 주는 운동방정식이 더욱 적합하다고 할 수 있다. 이 연구에서는 진동대 실험을 통해 얻어진 구조물의 전달함수의 곡선맞춤 (curve-fitting)을 통해 고유치 및 고유모드를 추출하고 실측된 질량행렬과 종합하여 다음 식을 통해 감쇠 및 강성행렬을 구하는 방법을 통해 구조물의 운동방정식을 식별하였다.⁽¹⁵⁾

$$K = M \Phi \Omega \Phi^T M \quad (10)$$

$$C = M \Phi \Lambda \Phi^T M \quad (11)$$

여기서 M 은 질량행렬이며, Φ 는 질량에 대해 정규화된 고유벡터행렬로서 실측된 것이다. 또한 Ω 및 Λ 는 전달함수로부터 얻은 고유진동수 및 모드감쇠비에 의해 결정되는 대각행렬로서 다음 식과 같다.

$$\Omega = \text{diag} (\omega_i^2) \quad (i = 1, \dots, n) \quad (12)$$

$$\Lambda = \text{diag} (2 \xi_i \omega_i) \quad (i = 1, \dots, n) \quad (13)$$

여기서 ω_i 및 ξ_i 는 각각 i 번째 모드의 고유진동수 및 감쇠비이며, n 은 식별된 모드의 개수이다.

3.2 모델갱신

시스템식별에 의해 식 (10)과 (11)로부터 얻어진 강성 및 감쇠행렬에서는 국부적으로 설치된 마찰감쇠기-가새 시스템의 영향이 전체 구조물로 분산되어 나타날 수 있다.⁽¹⁶⁾ 결과적으로 실제 부재의 연결구조에 대한 물리적 정보가 교란되어 명확히 나타나지 않을 수 있다. 특히 식 (10)과 (11)은 고전적 감쇠(classical damping)를 가정하고 있다는 점에서 마찰감쇠기-가새 시스템이 국부적으로 설치된 구조물과는 괴리가 있을 수 있다. 이와 같은 문제점 해결을 위해 마찰감쇠기 설치 전에 시스템식별을 수행하여 초기 운동방정식 모델을 얻고, 설치 후에 다시 시스템식별을 수행하여 시스템식별 결과의 차이에 기초하여 설치 위치에서의 국부적인 강성 및 감쇠 변화량을 구한다. 이 연구에서는 Berman과 Nagy에 의해서 제안된 유한요소 모델갱신 방법을 국부적인 강성 및 감쇠 갱신에 적합하도록 다음과 같이 수정하여 적용한다.⁽¹⁷⁾

Berman과 Nagy에 의해서 제안된 강성행렬 갱신 식은 다음과 같다.⁽¹⁷⁾

$$\Delta K = M \Phi \Phi^T K_a \Phi \Phi^T M + M \Phi \Lambda \Phi^T M - K_a \Phi \Phi^T M - M \Phi \Phi^T K_a \quad (14)$$

여기서 K_a 는 해석적으로 구성된 초기의 강성행렬을 의미하나 이 연구에서는 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되기 전에 시스템식별 결과를 식 (10)에 적용하여 계산된 강성행렬을 사용하였다. 질량행렬

M 은 미리 측정된 질량행렬로서 마찰감쇠기-가새 시스템의 설치에 의한 변화는 거의 없는 것으로 가정하였다. 그러나 식 (14)를 사용하면 강성의 변화를 특정 위치에 국한시킬 수 없게 된다. 고유벡터 행렬이 질량행렬에 대해 정규화 된 것으로 가정하면 식 (14)로부터 다음과 같은 식이 성립한다.

$$\Phi^T(\Delta K)\Phi = \Lambda - \Phi^T K_a \Phi \quad (15)$$

만약 강성의 변화가 1개 요소에 국한되고 그 위치를 미리 알고 있다면 특정한 모드에 관한 정보만을 사용하여 다음과 같이 강성 변화량을 계산할 수 있다.

$$\Delta k = \left(\phi_i^T \frac{\partial K}{\partial k} \phi_i \right)^{-1} (\omega_i^2 - \phi_i^T K_a \phi_i) \quad (16)$$

여기서 Δk 는 갱신할 요소의 강성 변화량이고, i 는 이용된 모드의 차수, ϕ_i 는 i 번째 고유벡터이다. 구조물의 감쇠가 고전적 감쇠인 경우에는 감쇠행렬에 대해서 모드의 직교성이 성립하므로 강성행렬과 유사한 방법으로 감쇠 변화량을 계산할 수 있게 된다. 결과적으로 감쇠의 변화가 1개 요소에 국한되는 경우의 감쇠 변화량 계산식은 다음과 같다.

$$\Delta c = \left(\phi_i^T \frac{\partial C}{\partial c} \phi_i \right)^{-1} (2\xi_i \omega_i - \phi_i^T C_a \phi_i) \quad (17)$$

여기서 C_a 는 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되기 전의 시스템식별 결과를 식 (11)에 적용하여 구한 감쇠행렬이다.

4. 검증 실험

대상 구조물은 3층의 1경간 철골조 전단건물 모형으로서 1, 2, 3 층의 질량은 각각 28.44, 26.24 및 23.14 kg이며, 바닥판 크기는 60 cm × 60 cm 이고 전체 높이는 155 cm의 규모를 갖고 있다. 응답의 측정은 각 층 및 진동대에 설치된 4개의 가속도계를 사용해서 이루어졌다. 가진 입력은 진동대에 의해 모사되는 지반가속도로써 진동대의 성능을 감안하여 15 Hz를 차단주파수로 하는 1차의 저주파통과필터(low-pass filter)를 통과시킨 백색잡음(white noise)을 사용하였다.

마찰감쇠기는 덴마크의 DAMPTECH사에서 개발된 회전형 마찰감쇠기와 동일한 형태로서 실험체 규모에 적합하게 축소 제작하였으며, (4) Fig. 2와 같이 2개의 수평강관과 1개의 수직강관 사이에 마찰패드 2개가 삽입되어 볼트로 결합된 형태이다. 마찰패드는 자동차에 사용되는 브레이크 라이닝(brake lining) 재료의 일종이다. 마찰감쇠기-가새 시스템

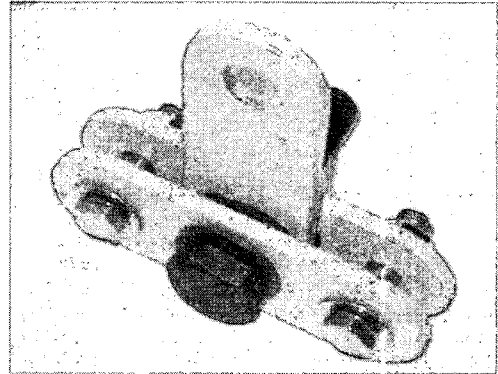


Fig. 2 Friction damper

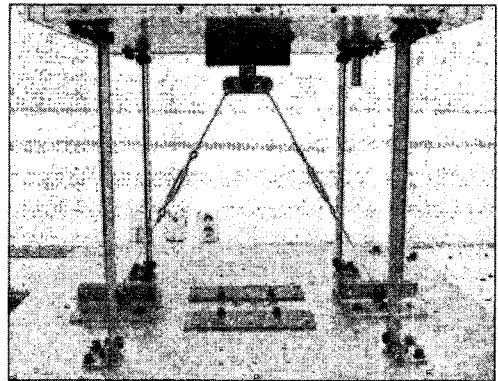


Fig. 3 Friction damper installed in the test structure

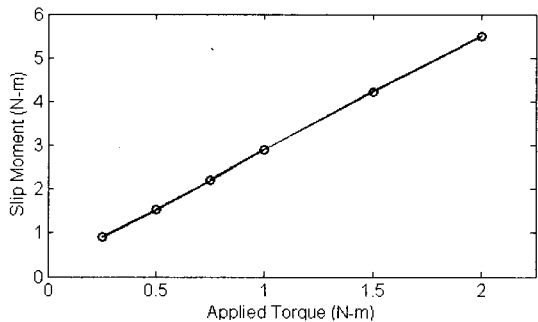


Fig. 4 Relation between the slip moment and torque of the friction damper

은 건물모형의 1층 바닥판과 진동대 사이에 강철 와이어와 턴버클을 사용해서 Fig. 3과 같이 설치하였다.

완전탄소성 시스템으로 모델링 되는 마찰감쇠기-가새 시스템의 성능은 항복강도에 의해서 결정되며 이 연구에서 제안된 등가선형화 기법 역시 이에 대한 정보를 필요로 한다. 회전형 마찰감쇠기-가새 시스템의 항복강도는 회전형 마찰감쇠기의 슬립모멘트에 의해 결정되며 이는 마찰패드에 작용하는 수직항력에 의해서 결정된다. 마찰패드에 작용하는 수직항력은 볼트에 가해진 토크와 선형비례관계가 성립함이 알려져 있다.⁽¹⁸⁾ 그러나 관계식의 각종 물리적 상수들을 일일이 알기 힘들므로 회전형 마찰감쇠기의 슬립모멘트와 토크사이의 관계를 직접 실험을

통해 구하였으며, Fig. 4와 같이 거의 선형비례에 가깝다.

진동대 실험은 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되지 않은 경우 및 마찰감쇠기 볼트에 가해진 토크가 0.5, 1.0, 1.5 N-m인 경우에 대해 수행하였으며 등가선형화에 필요한 마찰감쇠기-가새 시스템의 항복강도는 Fig. 4에 기초하여 계산하였다.

4.1 시스템식별 결과

실험을 통해 얻어진 지반가속도에 대한 각 층 절대가속도 응답의 전달함수로부터 각 층의 변위 전달함수를 재구성하였으며 이는 Fig. 5와 같다. Fig. 5의 종축이 로그스케일임을 감안하면 실험에 사용된 전단건물 모형은 보강기구 설치 전후에 모두 1차모드가 지배적인 구조물임을 알 수 있다. 특히 토크가 증가함에 따라 전달함수가 일정한 형태로 수렴하고 있다. 이는 수직항력의 증가로 인해 감쇠기에서 슬립의 발생이 감소하여 마찰감쇠기-가새 시스템이 점차 가새만 설치된 것과 같은 효과를 가지게 되기 때문이다. 각 층의 전달함수로부터 고유진동수 및 모드감쇠비를 구할 수 있으며 이는 Table 1과 같다. 전달함수와 마찬가지로 고유진동수 및 모드감쇠비도 토크의 증가에 따라 수렴하고 있으며 모드감쇠비의 변화를 볼 때 0.5 N-m를 전후해서 감쇠비에 대한 최적의 토크치가 존재함을 알 수 있다.

각각의 시스템식별 결과로부터 식 (10)과 (11)에 의한 강성과 감쇠 행렬을 구한 뒤 여기서 추출된 층강성 및 감쇠를 Fig. 6에서 비교하였으며, 수치는 Table 2에 나타내었다. 여기서 토크가 0.0인 경우는 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되지 않았음을 의미한다. 3개 층강성은 $\{1, 1, 1\}^T$, $\{0, 1, 1\}^T$ 및 $\{0, 0, 1\}^T$ 로 가정된 변위벡터를 각각 강성행렬의 1, 2 및 3행에 곱해서 계산하였으며, 층감쇠도 동일한 방식으로 계산하였다. Fig. 6(a)에서 구조물의 1층에만 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되었기 때문에 마찰감쇠기-가새 시스템의 설치 후 강성은 1층에서만 큰 증가를 보이며 나머지 층의 강성은 큰 변화가 없음을 볼 수 있다. 반면에 Fig. 6(b)에서 감쇠는 2층과 3층에서도 상당량이 증가함을 볼 수 있다. 이는 마찰감쇠기-가새 시스템이 1층에만 설치되어 통합 구조물의 감쇠가 비고전적 감쇠의 특성을 갖게 되고, 그에 따라 식 (11) 및 (13)에서 가정하고 있

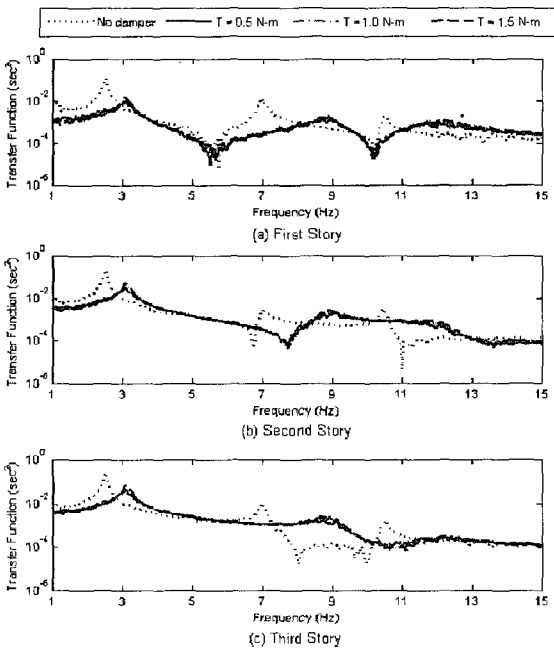


Fig. 5 Transfer functions of each floor displacement

Table 1 Modal characteristics from system identification

Applied torque (N-m)	Natural frequency (Hz)			Modal damping ratio (%)		
	1st	2nd	3rd	1st	2nd	3rd
0.00	2.52	7.00	10.48	1.02	0.69	0.45
0.50	3.08	8.97	11.13	4.24	3.74	4.71
0.10	3.08	8.80	11.16	2.65	2.90	4.07
0.15	3.08	8.84	11.29	2.43	2.62	3.84

는 모드의 직교성이 상실되어 결과적으로 1층의 감

쇠증가 효과의 일부가 다른 층으로 전이되어 오차를 발생시킨 것으로 사료된다.

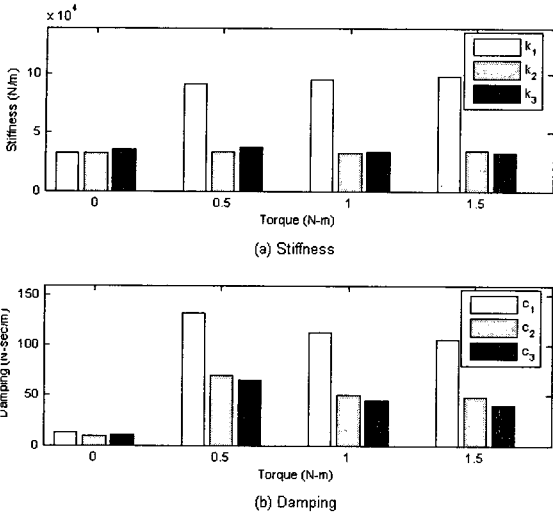


Fig. 6 Story stiffness and damping coefficient from system identification

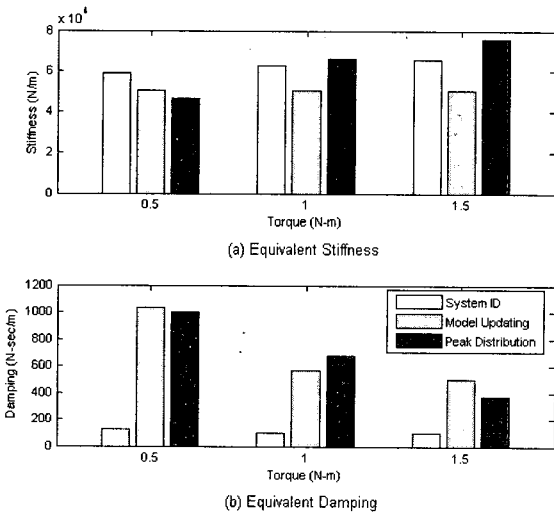


Fig. 7 Equivalent linear system of the friction damper-brace system

Table 2 Story stiffness and damping coefficient from system identification

Torque (N-m)	Stiffness (N/m)			Damping coefficient (N-sec/m)		
	k1	k2	k3	c1	c2	c3
0.0	32510	33181	35923	12.61	9.888	10.84
0.5	91686	33860	37294	132.0	69.50	65.51
1.0	95614	32928	33826	112.4	49.97	44.99
1.5	98212	35243	32880	106.6	48.31	40.05

4.2 모델갱신 결과

회전형 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되기 이전의 건물 모형은 매우 낮은 감쇠를 갖기 때문에 감쇠가 진동모드의 직교성에 큰 영향을 주지 않으며 따라서 고전적 감쇠로 모델링하는 것이 가능하다. 따라서 식 (10) 및 (11)로부터 얻어진 마찰감쇠기-가새 시스템이 설치되기 이전의 구조물 강성과 감쇠 행렬은 상대적으로 정확하다고 가정하고 이를 모델갱신의 기초모델로 사용하였다. 마찰감쇠기-가새 시스템을 1층에만 설치하였으므로 식 (16)과 (17)에서 사용된 강성 및 감쇠 행렬의 기울기 행렬은 다음과 같고, 실험체의 변위응답의 지배적 모드인 1차 모드를 모델갱신의 기준 모드로 이용하였다.

$$\frac{\partial K}{\partial k} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad \frac{\partial C}{\partial c} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (18)$$

마찰감쇠기-가새 시스템의 등가강성 및 등가감쇠를 Fig. 7에서 다른 방법에 의해 구한 값들과 비교하였으며, 구체적인 수치는 Table 3과 같다. Fig. 7에서 시스템식별에 의한 등가강성 및 등가감쇠는 각각 Fig. 6에 나타난 1층 강성 및 감쇠의 증가량과 같다. Fig. 7에서 시스템식별 및 모델갱신으로부터 얻어진 등가강성은 토크의 증가에 관계없이 거의 일정함을 볼 수 있다. 이는 시스템식별 및 모델갱신이 진동모드의 특성에 의존하는 방법이며, 특히 구조물의 강성은 고유진동수와 연관되나, Table 1에서 볼 수 있듯이 토크의 증가에 따른 고유진동수의 변화가 거의 없기 때문에 이와 같은 결과가 나온 것으로 볼 수 있다. 등가감쇠는 토크가 0.5 N-m인 경우에 최

Table 3 Equivalent linear system of the friction damper-brace system

Torque (N-m)	Equivalent stiffness (N/m)			Equivalent damping (N-sec/m)		
	System ID	Model updating	Peak distribution	System ID	Model updating	Peak distribution
0.5	59180	50880	46710	119.3	1037	1002
1.0	63100	50830	66350	99.84	563.5	672.7
1.5	65700	50810	75990	93.98	498.9	372.5

대가 되고 있으며, Table 1에 나타낸 1차 모드감쇠비의 변화와 마찬가지로 토크가 증가할수록 감소하는 경향을 보인다. 이는 토크의 증가로 인해 슬립상태가 감소하여 에너지 소산량이 감소했기 때문이다.

4.3 확률분포 기반 등가선형화 결과

확률분포 기반 등가선형화에서 가정하고 있는 마찰감쇠기-가새 시스템의 완전탄소성 모델은 초기강성과 슬립하중에 의해 결정된다. 초기강성은 마찰감쇠기에 매우 큰 값의 토크를 가해주어 슬립이 발생하지 않게 만든 상태에서 시스템식별을 수행하여 얻어진 1층 강성과 토크가 0인 경우의 시스템식별을 통해 얻어진 1층 강성의 차이로 가정하였다. 슬립하중은 Fig. 4의 토크-슬립모멘트 관계로부터 구하였다. Rayleigh 분포를 결정하는 마찰감쇠기-가새 시스템의 변위 표준편차는 1층 상대가속도 시간이력의 적분을 통해 얻어진 1층 상대변위의 시간이력으로부터 구하였다.

확률분포 기반 등가선형화는 가정된 변위 극대치의 확률분포가 얼마나 정확한가에 의해 좌우된다. 따라서 이를 검토하기 위해 실험을 통해 얻어진 1층 층간변위 극대치의 통계적 분포를 Rayleigh 분포와 비교하였으며, 이를 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 8에서 실제 통계치와 Rayleigh 분포는 전체적으로 유사한 양상을 보이고 있다. 그러나 전자는 후자에 비해 낮은 레벨의 극대치가 약간 많은 편이며 이는 오차 발생의 원인이 될 수 있다.

확률분포 기반 등가선형화의 결과를 Fig. 7에서 다른 등가선형화 결과와 함께 비교하였으며, 구체적인 수치는 Table 3에 나타내었다. Fig. 7(a)에서

볼 수 있듯이 고유진동수의 변화가 거의 없음에도 등가강성이 증가하고 있다. 이는 모델갱신 기법이 시스템 식별에 의한 고유진동수에 의존함에 반해 확률분포 기반 등가선형화 기법은 시스템 식별과는 무관하게 응답의 통계적 크기에 의해서만 등가선형 시스템을 결정하기 때문이다. 결과적으로 확률분포 기반 등가선형화의 결과는 토크가 클수록 잠김 상태의 비율이 증가하게 되는 현상에 보다 잘 부합한다고 할 수 있다. 등가감쇠비의 경우에도 토크의 증가에 따라 점차 감소하고 있어 잠김 상태의 증가에 잘 부합하며 모델갱신 결과와 유사한 변화 경향을 가지나 그 크기에 있어서는 약 20%의 오차를 갖는다. 따라서 추가적인 분석을 통해 정확도의 상대적인 차이를 규명할 필요가 있다.

4.4 등가선형 시스템의 비교평가

모델갱신과 확률분포 기반 등가선형화 기법에 의해 구한 마찰감쇠기-가새 시스템의 등가강성 및 감쇠가 상당한 차이를 보이고 있으므로 상대적인 정확도를 검증해볼 필요가 있다. 이를 위해 본 절에서는 등가선형 시스템의 고유치해석 결과와 시간이력해석 결과 비교한다.

먼저 모델갱신과 확률분포 기반 등가선형화 기법에 의해 얻어진 등가 선형 시스템의 1차 모드 고유진동수 및 모드감쇠비를 시스템식별 과정에서 전달함수로부터 구한 값과 비교한다. 각각의 등가선형 시스템은 1층의 강성 및 감쇠만이 증가되어 비고전적 감쇠의 특성을 가지므로 복소고유치해석을 수행했고, 그 결과는 Table 4와 같다. 고유진동수의 경우에는 두 가지 방법이 모두 유사한 정확도를 보유하고 있음을 볼 수 있다. 반면에 모드감쇠비의 경우

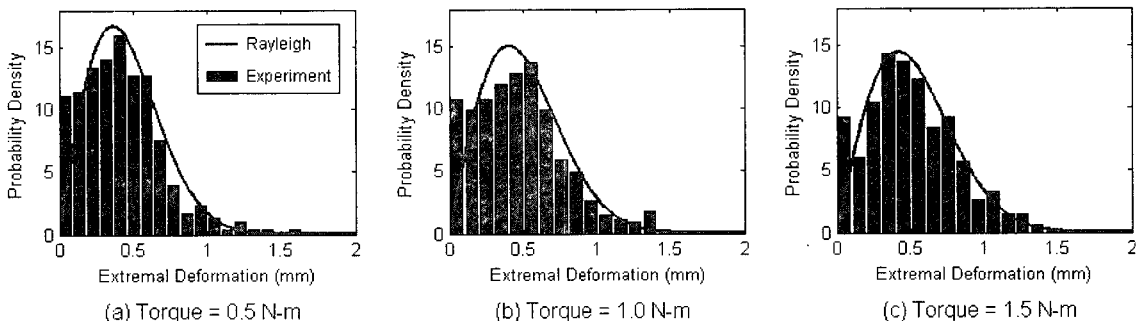


Fig. 8 Displacement peak distribution of the friction damper-brace system

Table 4 1st natural frequency and modal damping ratio

Torque (N-m)	1st natural frequency (Hz)			1st modal damping ratio		
	System ID	Model updating	Peak distribution	System ID	Model updating	Peak distribution
0.5	3.080	3.100	3.078	0.0424	0.0419	0.0439
1.0	3.080	3.085	3.155	0.0265	0.0271	0.0247
1.5	3.080	3.084	3.186	0.0243	0.0250	0.0161

Table 5 RMS deformation of the friction damper -brace system (error, %)

Torque (N-m)	Experiment (mm)	Equivalent linear system (mm)	
		Model updating	Peak distribution
0.5	0.363	0.366 (-0.897)	0.379 (-4.60)
1.0	0.403	0.461 (-14.6)	0.398 (1.25)
1.5	0.419	0.482 (-15.1)	0.448 (-6.86)

Table 6 Maximum displacement of the friction damper -brace system (error, %)

Torque (N-m)	Experiment (mm)	Equivalent linear system (mm)	
		Model updating	Peak distribution
0.5	1.56	1.20 (22.7)	1.26 (19.1)
1.0	1.49	1.42 (5.25)	1.30 (13.0)
1.5	1.49	1.50 (-1.01)	1.39 (6.5)

에는 모델갱신은 모든 토크에 대해 정확한 모드감쇠비를 산출해 주고 있으나 확률분포 기반 등가선형화 결과는 토크가 1.5 N-m인 경우에 오차가 크게 발생하였다. 그 원인은 토크가 증가함에 따라서 마찰패드에서 슬립이 일어나는 대신에 마찰패드의 전단 변형이 발생하면서 그로 인해 추가적인 에너지 소산이 발생했기 때문인 것으로 추측된다.

다음으로는 모델갱신과 확률분포 기반 등가선형화 기법에 의해 얻어진 등가선형 시스템의 시간이력 해석을 수행하여 마찰감쇠기-가새 시스템의 RMS 및 최대 변형을 실험치와 비교하여 각각 Table 5과 6에 나타내었다. 시간이력 해석에 사용된 지반가속도는 실험에서 측정된 진동대의 가속도 시간이력이다. 모델갱신에 의한 등가선형 시스템은 토크가 0.5 N-m인 경우에는 RMS 값에서, 1.0 및 1.5 N-m인 경우에는 최대값에서 오차가 감소한다. 반면에 확률분포 기반 등가선형 시스템은 RMS 값은 오차가 작

고 최대값은 오차가 큰 경향을 보이고 있다. 특히 이와 같은 RMS 응답의 상대적인 정확성은 등가선형 시스템에서 완전탄소성 시스템을 역으로 구하는 경우에 Rayleigh 분포식에 RMS 응답의 크기가 포함되므로 중요하다고 할 수 있다.

5. 결 론

이 연구에서는 마찰감쇠기-가새 시스템의 등가선형화를 목적으로 응답의 확률분포에 기초한 등가선형화 기법을 제시하고, 진동대 실험을 통해 시스템 식별에 기초한 모델갱신 기법과의 비교 검증을 수행하였다. 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 이 연구에서 제시한 확률분포 기반 등가선형화 기법은 변위 응답의 극대치의 확률분포만을 이용해서 등가선형 시스템을 정의하는 기법으로서 등가선형 시스템에서 완전탄소성 시스템으로의 역변환이 가능하므로 등가선형 시스템을 설계한 뒤 역으로 완전탄소성 시스템의 설계변수를 계산할 수 있다.

(2) 검증을 위한 진동대 실험에서 마찰감쇠기-가새 시스템에 의해 구조물의 고유진동수 및 감쇠비가 증가함을 확인하였다. 마찰감쇠기에 수직항력을 부가하기 위한 토크의 증가에 따라 감쇠비의 증가량은 감소하는 경향을 보이나 고유진동수의 증가량은 큰 변화를 보이지 않았다.

(3) 실험으로부터 얻어진 마찰감쇠기-가새 시스템의 변위 극대치 분포는 확률분포 기반 등가선형화 기법에서 가정하고 있는 Rayleigh 분포에 상당히 근사하였다.

(4) 등가선형 시스템의 복소고유치 해석을 통한 검증에 있어서 확률분포 기반 등가선형화 기법은 고유진동수 및 모드감쇠비를 모델갱신 기법에 상당한 정도로 근사화 할 수 있음을 확인하였다.

(5) 등가선형 시스템의 시간이력 해석 결과로부터 모델갱신은 최대응답의 예측이, 확률분포 기반 등가선형화는 RMS 응답의 예측이 상대적으로 정확한 것으로 나타났다.

후 기

이 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기

술평가원에서 위탁시행 한 건설핵심기술연구개발사업 (과제번호 C103A2000010-05A0200-00510 및 C105A1050001-05A0505-00110)에 의한 것임.

참 고 문 헌

- (1) Soong, T. T. and Dargush, G. F., 1997, *Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering*, John Wiley & Sons.
- (2) Park, D.-H., Choi, M.-J., 2004, "Impulse Response Analysis of an Amplitude Proportional Friction Damper System", *Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, Vol. 14, No. 5, pp. 377~384.
- (3) Filiatrault A., and Cherry S., 1990, "Seismic Design spectra for Friction-damped structures", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 116, 1334~1355.
- (4) Mualla, I. H. and Belev, B., 2002, "Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation", *Engineering Structures*, Vol. 24, pp. 365~371.
- (5) Lutes, L. D. and Sarkani, S., 1997, *Stochastic Analysis of Structural and Mechanical Vibrations*, New Jersey: Prentice Hall.
- (6) Iwan, W. D. and Lutes, L. D., 1968, "Response of the Bilinear Hysteretic System to Stationary Random Excitation", *Journal of the Acoustical Society of America*, Vol. 43, pp. 545~552.
- (7) Wen, Y.K., 1976, "Method for Random Vibration of Hysteretic Systems", *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 102, No. EM2, pp. 249~263.
- (8) Asano, K. and Iwan, W. D., 1984, "An Alternative Approach to the Random Response of Bilinear Hysteretic Systems," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 12, pp. 229~236.
- (9) ATC, 1996, "Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings, RATC-40, Applied Technology Council.
- (10) Moreschi L. M. and Singh M. P., 2003, "Design of Yielding Metallic and Friction Dampers for Optimal Seismic Performance", *Earthquake Engineering Structures Dynamics*, Vol. 32, pp. 1291~1311.
- (11) Garcia D. L. and Soong T. T., 2002, "Efficiency of a Simple Approach to Damper Allocation in MDOF Structures," *Journal of Structures Control*, Vol. 9, No. 1, pp. 19~30.
- (12) Shukla A. K. and Datta T. K., 1999, "Optimal use of Viscoelastic Dampers in Building Frames for Seismic force", *Journal of Structural Engineering*, Vol. 125, No. 4, pp. 401~409.
- (13) Lee, S.-H., Son, D.-I., Kim, J.-K. and Min, K.-W., 2004, "Optimal Design of Viscoelastic Dampers Using Eigenvalue assignment". *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, Vol. 33, No. 4, pp. 521~542.
- (14) Park, J.-H., Kim, J.-K. and Min, K.-W., 2004, "Optimal Design of Added Viscoelastic Dampers and Supporting Braces", *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, Vol. 33, No. 4, pp. 465~484.
- (15) Li, C. and Reinhorn, A. M., 1995, *Experimental and Analytical Investigation of Seismic Retrofit of Structures with Supplemental Damping: Part II - Friction Devices*, Technical Report, NCEER-95-0009. National Center for Earthquake Engineering Research.
- (16) Lee, S.-H., Min, K.-W., Lee, M.-K., 2005, "Performance Evaluation of MR Damper using Equivalent Linearization Technique," *Journal of the Earthquake Engineering Society of Korea*, Vol. 9, No. 2, pp. 1~6.
- (17) Berman, A. and Nagy, E.J., 1983, "Improvement of a Large Analytical Model using Test Data", *AIAA Journal*, Vol. 21, No. 8, pp. 1168~1173.
- (18) Norton, R.L., 2000, *Machine Design*, Prentice-Hall.