

마찰 감쇠기를 사용한 구조물의 보강 설계법 제안

Seismic Retrofit Design Procedure Using a Friction Damper

문기훈¹⁾ · 한상환²⁾ · 조한철³⁾ · 이강석⁴⁾

Moon, Ki Hoon · Han, Sang Whan · Jo, Han Chul · Lee, Kang Seok

국문 요약 >> 본 연구의 목적은 마찰 감쇠기를 사용한 기존 구조물의 제진보강 설계절차를 제시하는 것이다. 보강된 구조물의 목표 지붕층 변위는 기존 구조물이 급격한 강도의 저감없이 보유내력을 발휘할 수 있는 최대변위를 초과하지 않도록 결정하였다. 보강 구조물의 변위는 비탄성 변위비 제안식을 이용하여 예측하였다. 제안된 방법의 유효성을 검증하기 위하여 80개의 지반운동 데이터를 사용하여 비선형 동적해석을 수행하였다. 해석결과 제안된 방법은 보강 구조물의 지붕층 변위를 정확히 예측할 수 있는 것으로 나타났다.

주요어 마찰 감쇠기, 내진설계절차, 비탄성 변위비

ABSTRACT >> The purpose of this study was to propose a design procedure for a damped structure with a friction damper for an existing structure. The target displacement of the damped structure was determined using the maximum displacement of the existing structure. The displacement of the damped structures was predicted using a proposed equation for the inelastic displacement ratio. For this study, we conducted a nonlinear response history analysis using 80 earthquake ground motions to verify the validity of the proposed design procedure by comparing the responses of the damped and undamped structures. Based on the dynamic analysis results, it was concluded that the predicted displacement of the damped structure using the proposed design procedure matched well with the analysis results.

Key words Friction damper, Seismic design procedure, Inelastic displacement ratio

1. 서론

최근 전 세계적으로 지진의 발생 빈도가 잦아지고, 그 규모도 증가하고 있다. 근래에는 2008년 쓰촨성 대지진과 2011년 동일본 대지진과 같이 주변국가에서 지진으로 인한 많은 인명 및 재산 피해가 발생함으로써 국내에서도 지진에 대한 경각심이 높아지고 있다. 이러한 상황에 발맞추어 최근 건축구조물의 내진보강에 대한 관심이 높아지고 있다. 특히 국내의 내진설계기준 제정이전에 지어진 구조물이나 예전 기준에서 내진설계 대상이 아니었던 구조물의 내진보강에 대한 관심이 큰 상황이다.

이러한 구조물의 내진보강을 위한 여러 방법 중 제진장치를 이용한 보강 방법이 최근 많은 각광을 받고 있다. 제진장치 중 수동형 감쇠기를 이용한 제진시스템은 그 비용과 효율성면에서 장점을 가지고 있다. 특히 마찰 감쇠기는 점성 감쇠기에 비하여 비용이 저렴하고 유지 및 보수에 이점이 있다. 감쇠기를 이용한 제진보강은 지진 발생 시 감쇠기에 피해를 집중시킬 수 있어 대상 구조물의 주요구조부재에 피해를 줄일 수 있고, 손상이 발생한 감쇠기만을 교체함으로써 보수 및 보강이 쉽고 빠르게 진행될 수 있다. 이에 많은 연구자들이 그 실용성 및 활용방법에 대하여 연구를 진행하여왔다.

Pall and Marsh⁽¹⁾은 마찰 감쇠기를 X형 가새의 교차부에 설치하는 시스템을 제안하였고, Filiatrault et al.⁽²⁾은 Pall⁽¹⁾에 의해 제안된 형태의 마찰 감쇠기를 이용한 제진보강 설계절차를 제시하였다. Garcia and Soong⁽³⁾은 층간변위 혹은 층간속도를 이용하여 점성 감쇠기의 설치방법을 제안하였으며, 이상현 등⁽⁴⁾은 탄성 건축구조물의 층전단력에 기초하여 마찰 감쇠기의 설계방법을 제안하였다. 이와 같이 마찰 감쇠기를 이용한 설계 방법은 많은 연구자에 의해 제시

¹⁾ 한양대학교 BK21 박사 후 연구원

²⁾ 정회원·한양대학교 건축공학과, 정교수
(교신저자 : swan@hanyang.ac.kr)

³⁾ 한양대학교 대학원, 석사과정

⁴⁾ 정회원·전남대학교 건축학부, 부교수

본 논문에 대한 토의를 2012년 2월 29일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

(논문접수일 : 2011. 9. 2 / 수정일 : 2011. 11. 17 / 게재확정일 : 2011. 11. 18)

© 2011EESK www.eesk.or.kr

하고 있지만 기존 구조물을 보수 및 보강하기 위한 설계절차는 기준에 명확하게 제시되지 않고 있지 않고 연구 또한 많이 진행되고 있지 않은 상황이다.

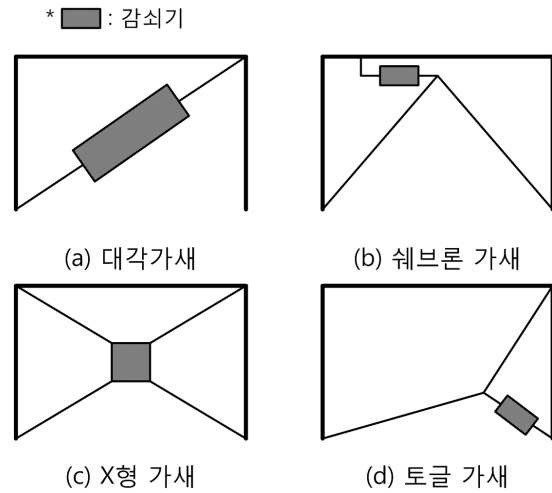
본 연구에서는 내진 성능이 취약한 기존 구조물의 보수 및 보강을 목적으로 마찰 감쇠기를 이용한 제진시스템의 내진설계절차를 제시하는 것을 그 목적으로 하고 있다. 제안된 제진보강시스템의 설계절차는 보강시스템의 주요 설계변수 중 마찰 감쇠기의 슬립하중과 감쇠기 설치용 가새의 강성을 결정하는 방법을 제시하고 있다. 이를 위하여 한상환 등⁽⁶⁾에 의해 제안된 비탄성 변위비 제안식을 사용하여 설계지진하중에 의한 보강된 구조물의 변위를 예측하고, 예측된 변위가 기존 구조물에 심각한 손상이 발생하는 최대변위에 도달하지 않도록 제진 장치의 강성과 마찰감쇠기의 슬립하중을 결정하게 된다. 제안된 설계절차의 검증은 위하여 중력하중만으로 설계된 6층 콘크리트 구조물을 대상으로 제안된 설계절차로 제진보강 하였으며 80개의 지반가속도에 대한 비선형 동적해석을 수행하여 설계절차의 적합성을 검증하였다.

2. 마찰 감쇠기 및 제진시스템 특성

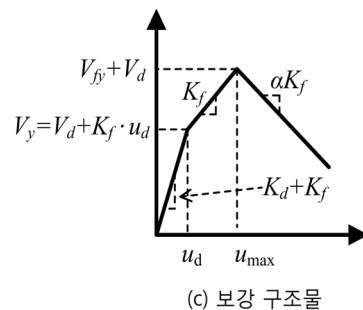
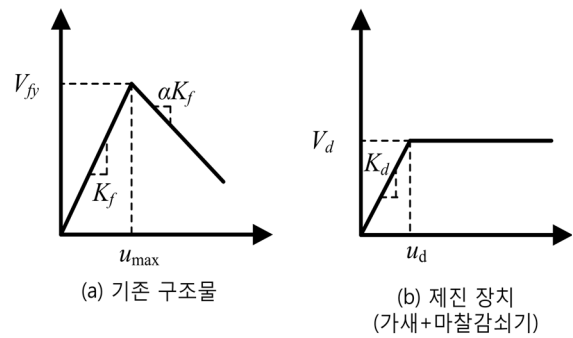
지진에너지를 흡수하여 지진력을 저감하는 제진장치로 현재 널리 사용되고 있는 감쇠기는 점성/점탄성 감쇠기 또는 마찰 감쇠기가 대표적이다. 점성/점탄성 감쇠기는 일본 및 미국과 같은 강진 지역에서 주로 사용되고 있으며, 그 성능 또한 실험 및 해석을 통해 검증되었다. 하지만 장비 자체가 고가이고, 설치 후 사후관리가 지속적으로 필요한 단점이 있다. 이에 반해 마찰 감쇠기는 상대적으로 저렴하고 시공 및 사후관리가 간편하여 국내와 같은 중약진 지역에서의 제진 장치로 각광받고 있다.

기존 구조물의 제진보강을 위하여 구조물에 감쇠기를 설치하는 방식 중 가새 시스템을 이용하여 가새 부재의 왕복운동을 감쇠기로 전달하여 감쇠기가 에너지 소산 거동을 하도록 하는 시스템이 널리 사용되고 있다. 이 중 많이 사용되는 가새 시스템은 그림 1과 같이 대각 가새 및 웨브론 가새 또는 X형 가새 시스템이며, 최근에는 구조물의 횡변위를 증폭하여 감쇠기에 전달되는 변위를 크게 할 수 있는 토글 가새 시스템에 대한 연구도 활발한 상황이다.^{(6),(7)}

마찰 감쇠기는 점성 감쇠기와는 달리 마찰 감쇠기 자체의 특성상 감쇠기에 발생하는 하중이 감쇠기의 슬립하중에 도달하기 전까지 거동하지 않는다. 즉 마찰 감쇠기는 감쇠기 자체의 무한 강성을 가지고 있기 때문에 마찰 감쇠기에 작



〈그림 1〉 기존 구조물의 제진보강을 위한 감쇠기 설치 예



〈그림 2〉 구조물의 이상화된 힘-변위 관계

용하는 하중이 슬립하중에 도달하기 전까진 마찰 감쇠기가 장착된 가새 부재의 탄성 강성, K_d 을 갖는 선형거동을 하게 된다. 그림 2(b) 따라서 마찰 감쇠기를 설치하면 가새 시스템의 탄성 강성에 의해 구조물 전체의 초기강성이 증가하게 되며 구조물 주기에 영향을 미치게 된다. 제진장치에 의해 보강된 구조물(이후 보강 구조물이라 한다)의 초기강성은 가새 부재의 탄성 강성, K_d 와 보강 전 구조물(이후 기존 구조물이라 한다)의 초기강성, K_f 의 병렬연결 시스템으로 표현할 수 있다. 그림 2(c) 보강 구조물에 작용하는 횡력이 증가하면 마찰 감쇠기에 작용하는 하중이 증가하게 되고 감쇠기에 작용하는 하중이 슬립하중에 도달하여 감쇠기가 거동

하게 된다. 이 때 보강 구조물의 후탄성 강성은 마찰 감쇠기의 후탄성 강성이 0 그림 2(b)이기 때문에 그림 2(c)와 같이 기존 구조물의 강성, K_f 를 따라 거동하게 된다.

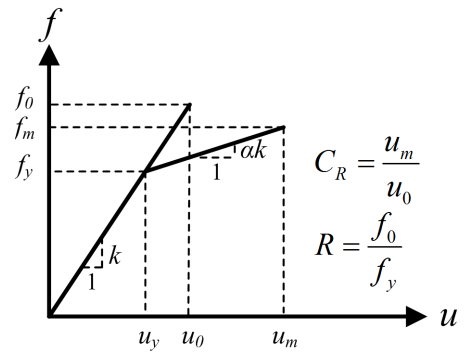
기존 구조물의 거동은 구조물이 충분한 연성능력을 보유하고 있지 않아 취성적인 거동을 보여 변위가 u_{max} 에 도달하면 급격한 강도저감이 발생하는 것으로 가정하면, 그림 2(a)와 같이 항복 후 후탄성 강성이 음강성인 이선형으로 이상화할 수 있다. 이와 같이 기존 구조물과 제진장치와의 이상화에 따라 이 두 시스템이 연결된 보강 구조물의 전체적인 거동은 그림 2(c)와 같이 삼선형의 거동을 보이게 된다.

기존구조물의 구조부재가 대상지역의 설계지진력에 대하여 붕괴되지 않도록 보강설계하기 위해서는 결국 보강 구조물은 설계지진력에서 기존 구조물이 강도 저감이 시작되는 변위, u_{max} 를 넘어서지 않도록 설계하여야 한다. 즉, 보강 구조물은 설계지진력이 작용 시 발생하는 변위가 u_{max} 에 이르기 이전에 마찰감쇠기의 작동으로 안정적인 이선형 이력 거동을 보이며 모든 지진 에너지를 소산하여야 한다. 따라서 본 연구에서는 보강 제진 시스템의 설계를 위해 u_{max} 를 최대변위로 선정하여 설계지진력에 대해 보강 구조물의 응답 변위가 이를 넘지 않기 위한 설계 절차를 제안하고자 한다.

3. 비탄성 변위비

현재 구조물의 내진성능과 응답변위를 구하기 위해 많이 사용되는 푸쉬오버 해석은 일정한 분포의 하중으로 가정된 목표 지붕층 변위까지 가력하는 방법으로 이 목표 지붕층 변위는 다자유도 시스템인 대상 구조물을 비탄성 등가단자유도 시스템으로 치환하여 최대 응답 변위값을 구함으로써 계산되어진다. 이러한 비탄성 등가단자유도 시스템의 최대 변위를 상대적으로 예측 가능한 대응탄성시스템의 응답 값을 사용하여 구할 수 있는 많은 방법들이 연구되어 왔다. 본 연구에서는 설계지진력에 의한 보강 구조물의 최대 응답 변위를 예측하기 위하여 한상환 등⁽⁵⁾에서 제안한 비탄성 변위비, C_R 식을 사용하였다.

그림 3은 이선형인 시스템과 이에 대응하는 대응탄성시스템의 하중-변위 곡선이다. k 는 시스템의 탄성 강성, αk 는 후탄성 강성, f_0 와 u_0 는 각각 대응탄성시스템의 최대 응답 하중과 변위값, f_y 와 u_y 는 각각 이선형 시스템의 항복 강도와 항복 변위 값, f_m 과 u_m 은 각각 이선형 시스템의 최대 강도와 최대변위를 나타낸다. 지진하중이 작용 시 이러한 이선형 단자유도 시스템의 응답은 다음 식 (1)의 운동방정식을 통해 계산할 수 있다.



〈그림 3〉 이선형 시스템의 하중-변위 관계

$$\ddot{u} + 2\zeta\omega_n\dot{u} + f_s(u, \dot{u})/m = -\ddot{u}_g(t) \tag{1}$$

여기서, u , \dot{u} , \ddot{u} 는 각각 단자유 시스템의 응답 변위, 속도, 가속도이며, ζ 는 감쇠비, ω_n 은 고유각진동수, m 은 질량, $f_s(u, \dot{u})$ 은 비선형 단자유도 시스템의 변위-하중관계, \ddot{u}_g 는 지반 가속도이다. 위의 운동방정식을 수치적으로 계산하면 비탄성 시스템과 대응탄성시스템의 최대응답값 u_m , u_0 를 구할 수 있다. 비탄성 변위비 C_R 은 식 (2)와 같이 비탄성 시스템의 최대 변위를 대응탄성시스템의 최대변위로 나눈 값으로 정의한다.

$$C_R = \frac{u_m}{u_0} \tag{2}$$

f_0 는 대응탄성시스템이 지반운동에 대해 탄성 상태를 유지하기 위한 최소 항복 강도이며 비탄성 시스템의 항복 강도, $f_y (= f_0/R)$ 는 항복강도저감계수 R 을 이용하여 f_0 와의 상대적인 강도로 나타낼 수 있다. 항복강도저감계수, R 과 비탄성 변위비, C_R 을 아는 시스템에 대하여 대응탄성시스템의 최대변위, u_0 로부터 비탄성시스템의 최대변위, $u_m (= C_R \times u_0)$ 를 구할 수 있다.

본 연구에서 사용하고자하는 한상환 등⁽⁵⁾에 의해 제안된 비탄성 변위비, C_R 제안식은 NEHRP 지반 조건 B, C, D의 지반가속도를 사용하여 지반조건, 감쇠비(ζ), 후탄성 기울기 (α_s)가 비탄성 변위비에 미치는 영향에 대해 통계적 분석을 통해 평균, 표준 편차등을 구할 수 있도록 하고 있다. 제안식과 제안식에 사용되는 변수값들은 아래 식 (3), (4)와 표 1과 같다.

$$\widetilde{C}_R = a^{(R-1)^b} + \frac{c \times (R-1)^d}{T^e \times R^f \times [g + (100\alpha)^h]} \tag{3}$$

〈표 1〉 식 (3)의 변수값

	a	b	c	d	e	f	g	h
$T_n \leq 0.8$	1.00	0.50	0.34	2.82	2.19	2.76	3.12	0.75
$T_n > 0.8$	0.82	0.64	0.62	0.13	0.12	-0.65	4.85	0.50

$$\tilde{\sigma}_{\ln C_R} = \theta_1 \left(\frac{1}{\exp(\theta_2 \times \zeta)} + \frac{1}{T^{0.5}} \right) \times \frac{1}{(1 - \exp(\theta_3 \times (R - 1)^{0.3})) / (\theta_4 + \alpha^{0.5})} \quad (4)$$

여기서 식 (3)의 a, b, c, d, e, f, g, h 변수값은 표 1에서 구할 수 있으며, 식 (4)의 $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4$ 변수값은 각각 $\theta_1 = -0.60, \theta_2 = 3.84, \theta_3 = 0.25, \theta_4 = 1.16$ 이다.

식 (3)의 C_R 값과 식 (4)의 $\tilde{\sigma}_{\ln C_R}$ 값은 감쇠비가 5%인 이 선형 시스템의 비탄성 변위비 C_R 의 평균값과 자연로그 표준편차 값이다. 따라서 C_R 의 50% 확률분포 값은 식 (3)으로 계산한 \tilde{C}_R 과 동일하며 16%와 84% 확률분포 값은 각각 $\tilde{C}_R \times \exp(-\tilde{\sigma}_{\ln C_R})$, $\tilde{C}_R \times \exp(\tilde{\sigma}_{\ln C_R})$ 으로 구할 수 있다.

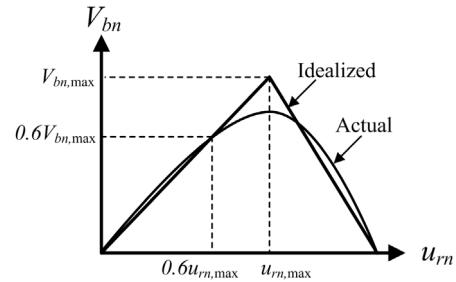
4. 마찰 감쇠기를 사용한 구조물의 보강설계

마찰 감쇠기를 사용한 구조물의 보강설계 시 결정해야 할 변수는 마찰 감쇠기의 슬립하중, 감쇠기 설치 위치 및 설치 대수, 설치용 가새의 강성 등 이다. 본 연구에서는 설치용 가새의 강성과 마찰 감쇠기의 슬립하중을 중요 변수로 보고 이를 결정하기 위한 절차를 제안하고자 한다. 슬립하중과 설치용 가새이외의 변수인 감쇠기의 설치 위치 및 설치 대수는 한 경간의 각층에 감쇠기를 설치하고 층전단력에 의해 발생하는 각층 가새의 중간변위가 동일하게 되도록 설치용 가새의 강성비를 결정하는 것으로 고정하고 설계절차를 제안하였다.

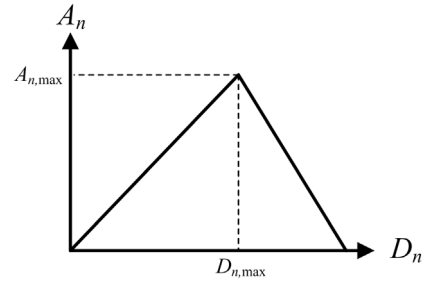
4.1 제진장치 및 가새부재 강성 결정

마찰 감쇠기가 설치된 가새 부재의 탄성 강성은 구조물의 주기에 영향을 끼쳐 보강 구조물의 지반운동에 대한 응답값에 영향을 주기 때문에 설계 시 중요하게 고려해야 할 사항이다.

보강 구조물의 강성 결정은 기존 구조물의 보유내력에 기초하여 이루어져야 할 것이다. 기존구조물의 보유내력 예측은 푸쉬오버 해석을 통하여 수행할 수 있다. 기존 구조물의 푸쉬오버 해석을 수행하면 밀면전단력과 지붕층 변위의 푸쉬오버 곡선을 얻을 수 있고, 이를 능력곡선으로 변환할 수



(a) 푸쉬오버 곡선



(b) 능력곡선

〈그림 4〉 다자유도 시스템의 푸쉬오버 곡선 및 등가단자유도 시스템의 능력곡선

있다.(그림 4) 즉, 다자유도 시스템의 모드 형상을 따르는 하중 분포를 이용하여 푸쉬오버 해석을 수행하고 결과로 얻어진 밀면전단력과 지붕층 변위의 곡선을 유사가속도스펙트럼(A_n)과 변위응답스펙트럼(D_n)을 이용하면 등가 단자유도 시스템의 능력곡선으로 변환할 수 있다. 변환에 필요한 식은 아래와 같다.

$$A_n = \frac{V_{bn}}{M_n^*} \quad (5)$$

$$D_n = \frac{u_{rn}}{\Gamma_n \phi_n} \quad (6)$$

여기서, V_{bn} 은 밀면전단력, u_{rn} 은 지붕층 변위, $\Gamma_n = \frac{L_n}{M_n} =$

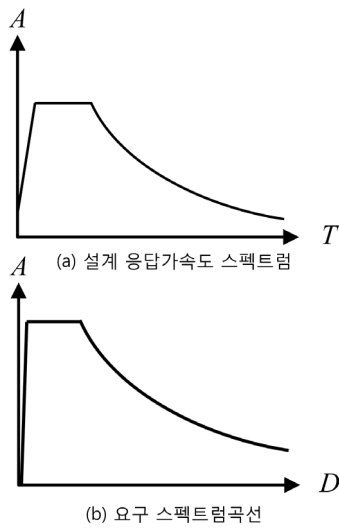
$\frac{\phi_n^T m 1}{\phi_n^T m \phi_n}$ 이며, ϕ_n 은 n차 모드 형상 벡터, m은 질량 행렬,

$M_n (= \phi_n^T m \phi_n)$ 은 n차 모드 질량, $M_n^* = \Gamma_n L_n = (\Gamma_n)^2 M_n$ 이다.

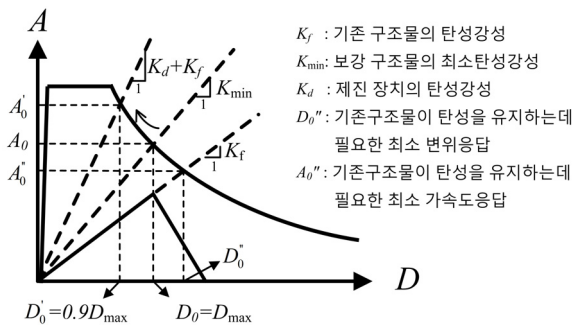
그리고 대상지역의 설계 응답가속도 스펙트럼은 그림 5와 같이 식 (7)을 이용하여 요구 스펙트럼곡선으로 변환할 수 있다.

$$D = \frac{T_n^2}{4\pi^2} A \quad (7)$$

요구스펙트럼곡선과 능력곡선을 변위응답스펙트럼(D_n)과 유사가속도스펙트럼(A_n)의 형태로 함께 그리면 그림 6



〈그림 5〉 설계 응답가속도 스펙트럼 및 요구 스펙트럼곡선



〈그림 6〉 요구스펙트럼과 능력곡선

과 같이 나타난다. 능력곡선을 탄성기울기로 연장하면 요구 스펙트럼과 만나는 점이 생기며, 이는 등가 단자유도 시스템의 탄성 요구 스펙트럼 (D'_0, A'_0) 값이다. 즉, 이 값은 설계 지진력이 비선형 이선형시스템에 작용 시 대응탄성시스템의 최대 응답값이다.

구조물의 제진보강설계 시 설치용 가새의 강성은 대상 구조물이 위치한 지역의 설계지진력에 의해 결정되어야 한다. 강성의 결정을 위한 절차는 아래와 같다.

(1) 기존 구조물에 푸쉬오버 해석을 통하여 보유내력을 산정하고 보강 전 최대 변위, D_{max} 를 결정한다.

기존 구조물의 최대 변위, D_{max} 는 그림 6에서 보는 바와 같이 구조물이 음강성을 나타내기 시작하는 시점의 변위로 결정하였고 이는 내진설계가 제대로 수행되지 않은 콘크리트 구조물이 보여주는 힘-변위 관계의 일반적인 형태가 음강성을 지니고 있기 때문에 적용이 가능하다. 즉, 기존 구조물에 감쇠기를 이용하여 내진 보강을 수행하더라도 기존 구조물의 부재들은 연성능력이 미미하기 때문에 지진에 의해

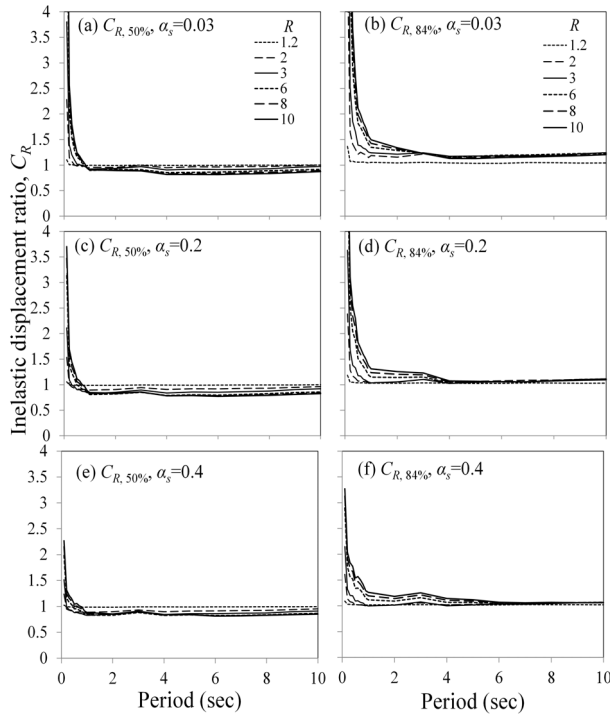
여 최대변위, D_{max} 에 이르기 시작하면 주요 구조부재들에 심각한 손상이 발생하게 된다.

(2) 보강 구조물의 탄성 강성($K_f + K_d$)은 설계하중에 대한 탄성 응답, D'_0 이 최대 변위, D_{max} 의 90%값을 갖도록 결정한다.

그림 6에서 설계지진력 작용 시 보강 구조물의 목표변위가 기존 구조물의 최대 변위, D_{max} 을 넘지 않기 위해서는 보강 구조물의 대응탄성시스템의 최대응답변위값인 D'_0 은 D_{max} 보다 작은 값을 가져야 하며($C_R D'_0 < D_{max}$), 보강 구조물의 탄성 강성은 K_{min} 보다 커야함을 알 수 있다. 보강 구조물의 대응탄성시스템의 최대응답변위값, D'_0 을 감소시킬 수록 보강 구조물의 초기강성은 증가하고 지진하중에 안전하지만 이를 위해선 보강에 필요한 가새 부재의 단면이 증가로 경제성의 관점에서 보강비용이 증가하는 문제가 발생한다. 반대로 최대응답변위값, D'_0 을 너무 증가시킬 경우 초기 강성이 가새 부재 단면이 감소하지만 마찰 감쇠기의 슬립하중에 관계없이 설계 지진 하중에서 보강 구조물의 응답변위가 최대 변위, D_{max} 를 넘을 수 있다. 따라서 보강 구조물의 탄성 강성을 결정하기 위해서는 적절한 D'_0 값을 선정하여야 하며 이를 위해서는 비탄성 변위비, C_R 에 대한 경향을 살펴보아야 한다.

본 연구에서는 한상환 등⁽⁵⁾의 연구 결과를 바탕으로 이선형 단자유도 시스템의 주기(T), 후탄성 기울기(α_s), 강도저감계수(R)에 따른 비탄성 변위비 C_R 값의 경향을 살펴보았다. 그림 7은 이선형 시스템이 0.1~10초 주기와 후탄성 기울기, $\alpha_s = 0.03$ (그림 7 (a), (b)), $\alpha_s = 0.2$ (그림 7 (c), (d)), $\alpha_s = 0.4$ (그림 7 (e), (f))를 갖는 각각의 시스템에 대하여 240개의 지반가속도(6)의 크기를 강도저감계수, R 값이 1.2, 2, 3, 6, 8, 10이 되도록 증가시켜가며 시간이력해석한 C_R 값 결과 중 50% 확률에 해당하는 $C_{R,50\%}$ 값(그림 7 (a), (c), (e))와 84% 확률에 해당하는 $C_{R,84\%}$ 값(그림 7 (b), (d), (f)) 결과이다.

그림 7에서 보는 바와 같이 극단주기 ($T_n < 0.1sec$) 시스템이 아니면 C_R 의 평균값인 $C_{R,50\%}$ 값이 전 주기에 걸쳐 약 1.1 이하임을 알 수 있다. 그리고 이는 후탄성 기울기, α_s 나 R 값이 변하여도 크게 변하지 않는 것을 알 수 있다. C_R 의 84% 확률값인 $C_{R,84\%}$ 값은 단주기이면서 후탄성 기울기, α_s 가 작은 이선형 시스템에서 강도저감계수, R 이 증가할 경우 1.1보다 큰 값을 갖지만 대부분의 C_R 의 84% 확률값도 1.1보다 작은 값을 갖는 것을 알 수 있다.

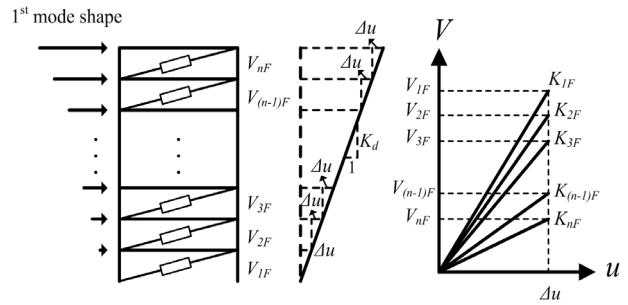


〈그림 7〉 이선형 시스템의 비탄성 변위비, C_R 결과

따라서 본 연구에서는 C_R 값이 1.1까지 증가한다고 가정하여 보강 구조물의 대응탄성시스템 응답변위, D'_0 가 최대 변위, D_{max} 의 90% 변위값을 갖도록 보강구조물의 탄성 강성($K_f + K_d$)을 결정하였다.

(3) 보강구조물의 탄성 강성에서 기존 구조물의 탄성 강성을 제외하여 제진장치의 탄성 강성과 가새 부재 강성을 결정한다.

(2)에서 결정한 보강 후 구조물의 초기강성은 마찰 감쇠기가 슬립하중에 도달하기 전까진 설치용 제진장치의 탄성 강성, K_d 와 기존 구조물의 탄성 강성, K_f 를 합과 같다.(그림 2 (c)) 기존 구조물의 푸쉬오버 해석을 통하여 기존 구조물의 초기 강성, K_f 을 알 수 있기 때문에 제진장치에 필요한 탄성 강성, K_d 을 계산할 수 있다. 또한 제진장치의 탄성 강성, K_d 값을 바탕으로 그림 8에서 보는바와 같이 각 층의 가새 부재의 단면을 결정할 수 있다. 이 때 기존 구조물의 1차모드 형상비와 보강 구조물의 1차모드 형상비가 크게 변하지 않는다는 가정 하에 제진장치에 작용하는 횡하중 분포비를 기존 구조물의 1차모드 형상비로 가정하고 가려하게 된다. 그리고 그림 8에서 보는 바와 같이 각 층의 가새 부재의 단면은 각 층에 작용한 전단력, V_{nF} 에 대하여 K_d 강성을 만족하도록 각 층의 층강성, K_{nF} 를 구할 수 있다. 각 층의 가새 단면은 층강성 K_{nF} 을 만족하도록 결정되게 된다.



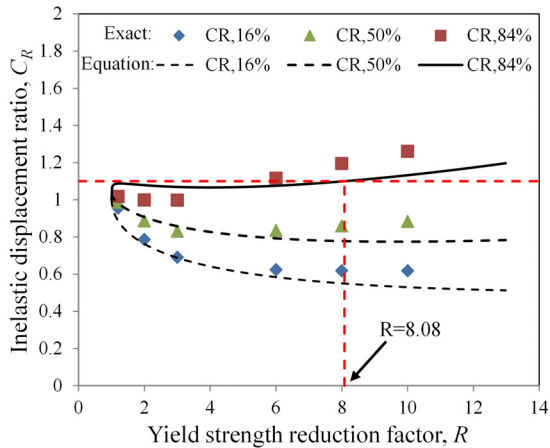
〈그림 8〉 제진 장치의 가새부재 강성

4.2 마찰 감쇠기의 슬립하중 결정

마찰감쇠기의 슬립하중의 결정은 그림 2 (c)에서 보는 바와 같이 보강 구조물이 항복하중인 V_d 값을 결정하게 된다. 앞서 4.1절에서 보강 구조물의 탄성 강성과 설계지진력에 대한 대응탄성시스템의 최대응답값인 $D'_0 (= 0.9D_{max})$, A'_0 (그림 6)의 결정으로 마찰 감쇠기의 슬립하중만 결정하게 되면 식 (3)과 (4)의 C_R 식을 이용하여 보강 구조물의 목표변위를 구할 수 있다.

앞서 식 (3)과 (4)의 C_R 의 평균값과 자연로그 표준편차 값은 주기(T), 후탄성 기울기(α_s), 강도저감계수(R), 감쇠비(ζ)의 함수이다. 따라서 감쇠비, ζ 는 5%로 가정하면, 4.1절에서 보강 구조물의 탄성 강성의 결정으로 등가 단자유도 시스템의 주기, T 와 후탄성 기울기, α_s 가 결정되게 되었기 때문에 강도저감계수, R 만 정하게 되면 C_R 에 대한 통계치를 계산할 수 있다. 그리고 강도저감계수, R 은 설계지진력에서 보강 구조물의 목표변위가 최대변위, D_{max} 을 넘어서지 않기 위한 C_R 값을 바탕으로 결정되게 된다.

앞 절에서 보강 구조물을 대응탄성시스템 최대 응답변위 값(D'_0)이 $0.9D_{max}$ 가 되도록 설계하였기 때문에 목표변위가 최대 변위, D_{max} 을 넘지 않기 위한 최대 C_R 값은 1.11 ($=1/0.9$)이 된다. 이때 본 연구에서는 보강 구조물의 설계시, 설계 및 시공 그리고 지진 하중에 대한 불확실성을 고려해 안전측으로 설계하기 위하여 식 (3)과 (4)를 이용한 C_R 값 통계치 중 84% 확률값인 $C_{R,84\%} (= \bar{C}_R \times \exp(\sigma_{\ln C_R}))$ 이 1.11이 넘지 않기 위한 강도저감계수, R 을 선정하였다. 예를 들어, 감쇠비, $\zeta=5\%$, 주기, $T=1.0$ 초, 후탄성 기울기, $\alpha_s=0.4$ 를 갖는 이선형 단자유도 시스템의 강도저감계수, R 에 따른 실제 C_R 값의 확률분포 값과 식 (3)과 (4)를 이용하여 계산한 C_R 값의 확률분포 값 결과를 비교해 보면 그림 9와 같다. 우선 그림 9에서 보는 바와 같이 이선형 단자유도 시스템의 C_R 값의 확률분포 값이 실제 결과와 식 (3), (4)를



〈그림 9〉 $\zeta = 5\%$, $T = 1.0\text{sec}$, $\alpha_s = 0.4$ 를 갖는 이선형 시스템의 실제 C_R 값과 제안식 C_R 값의 확률분포 값

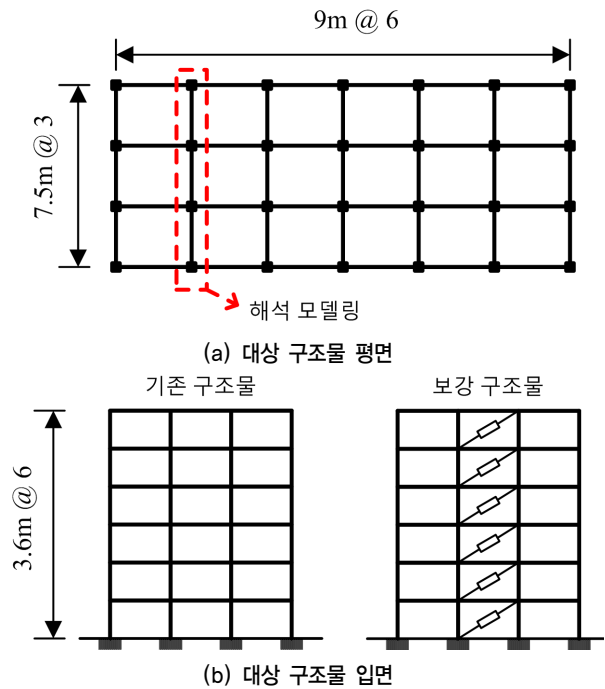
이용하여 계산한 결과값이 유사한 것을 알 수 있다. 따라서 강도저감계수, R 의 결정은 식 (3), (4)을 이용하여 계산한 84% 확률값인 $C_{R,84\%}$ 이 1.1이 되는 $R = 8.08$ 값을 사용하여 설계하여도 실제값과 큰 무리가 없는 것을 알 수 있다.

이와 같이 강도저감계수, R 이 결정되게 되면 보강 구조물의 항복하중 $V_y (= M_n^* A_0' / R)$ 값을 정할 수 있다. 여기서 V_y 는 감쇠기의 슬립하중, V_d 와 변위 u_d 일 때 기존 구조물의 탄성강성에 의한 힘, $K_f \cdot u_d$ 의 합이다. 따라서 마찰 감쇠기의 슬립하중, V_d 는 V_y 와 $K_f \cdot u_d$ 의 차와 같다. 그림 8에서 보는바와 같이 구조물에 V_y 크기의 횡하중 작용 시 가새 부재에 작용하는 축력에서 기존 구조물의 탄성강성에 의한 힘, $K_f \cdot u_d$ 를 빼면 마찰 감쇠기의 슬립하중을 결정할 수 있다.

5. 대상 구조물

제안한 설계절차를 검증하기 위하여 그림 10과 같은 입면과 평면을 갖는 3×6경간의 6층 철근콘크리트 구조물을 중력하중만을 고려하여 설계하고 본 연구에서 제안한 설계 방법을 통해 제진장치를 설계하였을 때 설계 지진력에서 목표하였던 목표변위내로 거동하는지와 보강 구조물의 내진 성능이 기존 구조물에 손상을 줄일 수 있는지를 확인하고자 한다.

대상구조물의 스패ンは 7.5m와 9m이고, 층 높이는 3.6m인 구조물로 KBC 2009 기준에 따라 중력하중만을 고려하여 설계하였다. 보강 구조물의 설계는 대상 지역의 설계 지진력을 산정하기 위해 대상 지역의 지역계수 S 는 0.22, 지반 등급은 D지반, 중요도계수 1.2, 내진등급 I로 단주기 설계스



〈그림 10〉 대상구조물의 평면 및 입면

펙트럼가속도는 0.49g으로 가정하여 제안한 절차에 따라 내진설계를 수행하였다. 제진 장치를 사용하여 내진 보강을 하기 위하여 그림 10에서 보는 바와 같이 기존 구조물의 가운데 경간에 마찰 감쇠기를 장착한 대각 가새를 설치하였다. 설계에 사용한 콘크리트 부재의 항복강도는 24MPa, 보강 철근의 항복강도는 400MPa, 가새의 항복강도는 400MPa의 값을 사용하였다.

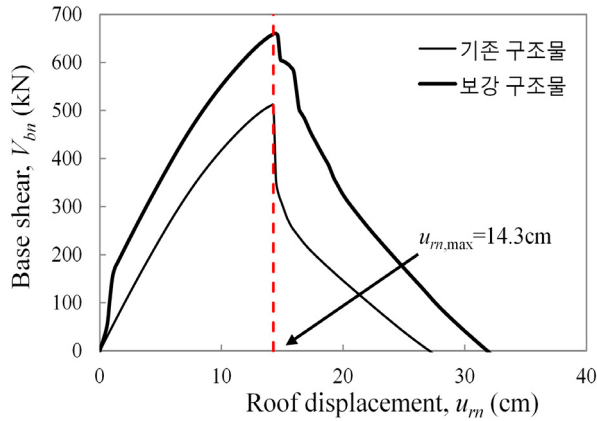
기존 구조물과 보강 구조물의 비선형 해석을 위하여 OpenSees 프로그램을 사용하였고 기존 구조물의 콘크리트 보, 기둥 부재와 제진 장치의 가새 부재는 모두 Fiber Section을 사용하여 Nonlinear Beamcolumn Element으로 모델링하였으며, 마찰 감쇠기는 슬립하중에서 완전탄소성 거동을 하도록 모델링하였다.⁽⁸⁾

비선형 동적해석에 사용한 지반운동 데이터는 Garcia and Miranda⁽⁹⁾가 사용한 240개의 지반운동 데이터 중 C, D 지반에 해당하는 80개의 지반운동 데이터를 사용하였다.

6. 결과분석

기존 구조물과 제안된 설계절차에 따른 보강을 수행한 보강 구조물의 해석 결과 기존 구조물의 주기는 1.9초, 보강 구조물의 주기는 0.933초를 보였다.

다음 그림 11은 기존 구조물과 보강 구조물의 푸쉬오버 해석 결과로 가새 강성으로 인하여 보강 구조물의 초기강성



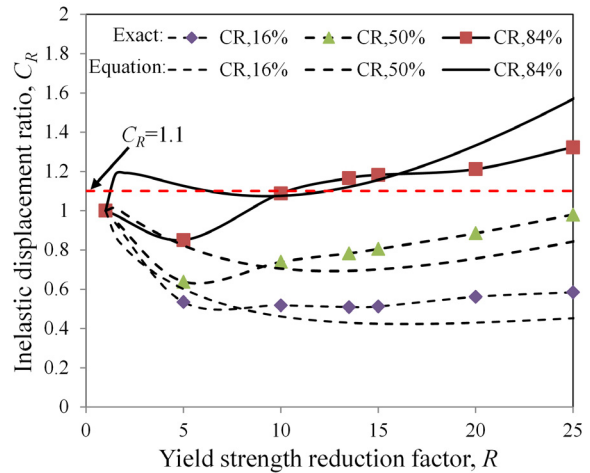
〈그림 11〉 기존 구조물과 보강 구조물 푸쉬오버 곡선

이 증가하는 것을 알 수 있다. 그리고 보강 구조물인 경우 밀면 전단력, V_{bt} 이 180 kN에 이르렀을 때 마찰 감쇠기에 슬립이 발생하여 기존 구조물의 탄성 강성과 유사한 값으로 감소하여 비선형 거동하는 것을 확인할 수 있으며, 두 구조물 모두 지붕층 변위가 약 14.3 cm에 도달하였을 때 기존 구조물 주요 부재의 심각한 손상으로 급격히 강도 저감이 발생하는 것을 알 수 있다. 즉 제진장치에 의해 내진성능을 보강하여도 지붕층 변위가 기존 구조물에서 급격한 강도 저감이 발생하기 시작하는 최대 변위, $u_{m,max}$ 에 도달하게 되면 보강 구조물 역시 기존 구조물 손상으로 급격히 강도 저감하는 것을 확인할 수 있다.

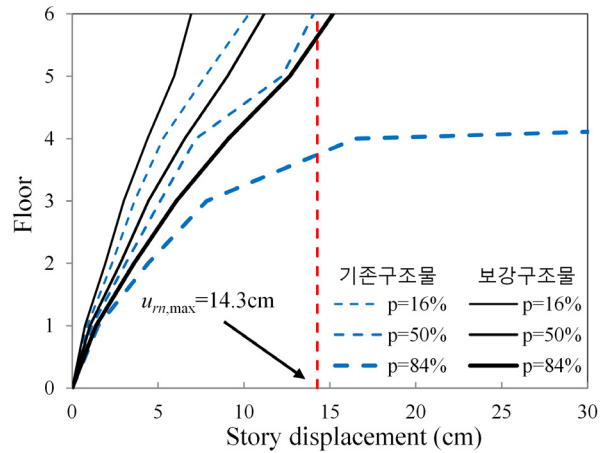
본 연구에서는 80개의 지반운동 데이터를 사용하여 기존 구조물과 보강 구조물에 비선형 시간이력해석을 수행하였다. 우선 제안된 설계법에서 식 (3), (4)의 C_R 식을 사용하여 계산한 보강 구조물의 목표변위 결과값이 실제 다자유도 시스템의 비선형 시간이력해석한 결과값과 유사한지 비교하였다.

그림 12은 보강 구조물에 80개의 지반가속도의 데이터를 강도저감계수, R 이 5, 10, 13.5, 15, 20, 25가 되도록 슬립 하중의 크기를 조절해 가며 비선형 시간이력해석을 수행한 C_R 값의 확률분포 값과 식 (3), (4)로 계산한 C_R 값의 확률분포 값을 비교한 결과이다. 이 때 보강 구조물의 등가단자유도 시스템은 주기 $T=0.933$ 초, 후탄성 기울기, $\alpha_s = 0.23$, 감쇠비, $\zeta = 5\%$ 을 사용하여 계산하였다.

그림 12는 비선형 시간이력해석 결과를 Counting Method를 사용하여 확률분포를 나타낸 그림이다. 그림 12에서 볼 수 있듯이 식 (3), (4)으로 계산한 비탄성변위비 C_R 식은 전체적으로 강도저감계수, R 값이 10이하인 경우 실제 C_R 값보다 크게 평가하고 있지만, R 값이 10 이상에서는 실제 값을 잘 예측할 수 있는 것을 알 수 있다. 특히 제안한 설계



〈그림 12〉 보강구조물의 실제 C_R 값과 제안식 C_R 값의 확률분포 값

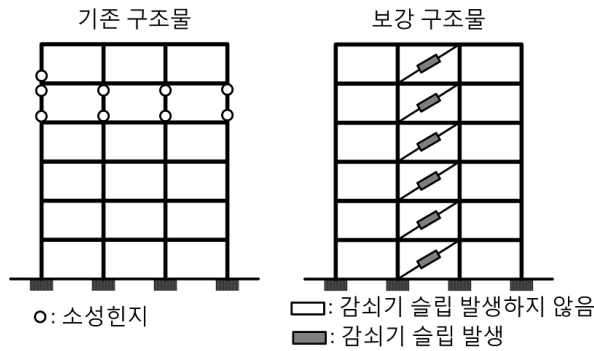


〈그림 13〉 기존 구조물과 보강 구조물의 층 변위의 확률 분포

법에서 $C_{R,84\%}$ 값이 1.1이 되는 $R = 13.5$ 지점에서 C_R 값의 확률분포가 제안식 결과와 실제값 결과가 거의 유사한 분포를 갖는 것을 알 수 있다. 그림 13은 기존 구조물과 $R = 13.5$ 가 되도록 보강한 구조물의 각 층 변위에 대한 확률분포를 보여주고 있다. 설계지진력에 대해서 기존 구조물인 경우 84%확률에서 층 변위가 무한대로 발산하며 구조물이 붕괴되고 있음을 알 수 있다.

이에 반하여 보강 구조물인 경우 전체적으로 층 변위가 기존 구조물과 비교하여 감소하는 것을 확인할 수 있으며, 특히 84%확률의 지붕층 변위가 목표하였던 최대변위, $u_{m,max} = 14.3\text{cm}$ 을 만족하고 있음을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서 제안하고 있는 설계방법으로 한상환 등⁽⁵⁾에서 제안한 C_R 식 값을 사용하여 설계지진력에서 보강 구조물의 목표변위를 구하는 것이 신뢰성이 있음을 알 수 있다.

다음은 제안한 설계법으로 기존 구조물을 내진 보강할 경우 보강 구조물에서 기존 구조물에 손상을 감소시킬 수 있



〈그림 14〉 기존 구조물과 보강 구조물에서 발생한 소성힌지

지 살펴보았다. 이를 위해 설계지진력에서 보강 전 기존 구조물과 보강 후 기존구조물의 소성힌지를 발생여부를 살펴 보았다. 그림 14는 각 부재에 발생한 소성힌지 위치로 보강 전 기존 구조물인 경우 모든 5층 기둥 상하부와 외부 6층 하부 기둥에 소성힌지가 발생하였지만, 보강 후 기존 구조물에 소성힌지가 발생하지 않는 것을 알 수 있다. 이는 내진 보강을 위한 마찰 감쇠기 설계가 충분한 크기로 설계되었기 때문에 설계지진력 크기의 지진에너지를 마찰감쇠기에서 모두 소산하여 기존구조물에 손상을 방지하고 있음을 알 수 있다.

7. 결론

본 연구에서는 마찰 감쇠기를 사용한 제진보강 설계절차를 제안하였다. 제안된 설계절차는 감쇠기 설치용 가새의 강성과 감쇠기의 슬립하중을 제진보강 설계의 주요 변수로 보고, 이의 결정방법을 제시하고 있다. 먼저 기존 구조물의 푸쉬오버 해석을 수행하여 이를 능력곡선을 변환하고, 대상 지역의 설계 응답스펙트럼을 요구 스펙트럼곡선으로 변환하여 등가 단자유도 시스템의 탄성 요구 스펙트럼 값을 결정하였다. 보강된 구조물의 탄성 강성은 보강 구조물의 설계하중에 대한 탄성 응답 변위가 기존 구조물 최대변위의 90%값을 갖도록 결정하였다. 마찰 감쇠기 슬립하중은 비탄성 변위비 제안식을 이용하여 보강 구조물의 목표 변위가 최대 변위를 넘지 않기 위한 최대의 C_R 값이 되는 강도저감 계수, R 을 결정하고 구조물의 항복하중 값을 구하여 항복하중과 같은 크기의 횡하중이 작용할 시 마찰 감쇠기가 거동하도록 결정하였다.

비탄성 변위비 제안식은 전체적으로 강도저감계수, R 이 10 이하인 경우 C_R 값을 크게 평가하는 경향이 있지만 10 이상에서는 실제 C_R 값을 잘 예측하였다. 보강 구조물의 최대 지붕층 변위는 기존 구조물의 푸쉬오버 해석을 통하여

선정한 최대변위를 넘지 않는 범위에 머물렀고 보강 후 소성힌지의 발생이 억제되어 제안된 설계절차의 유효성을 확인할 수 있었다. 제안한 설계절차는 비탄성 변위비를 사용하여 간단하게 마찰 감쇠기로 보강한 구조물의 응답을 예측할 수 있다. 하지만 제안된 방법은 구조물의 주기가 짧은 극단주기 구조물과 충분한 연성능력을 보유한 철골 구조물 같은 경우 적용하기 어려우며 이에 적합한 설계절차의 연구가 필요하다.

감사의 글

본 논문은 서울시 산학연 협력사업(PA100071)의 지원과 교육과학기술부(MEST) 우수연구센터 육성사업인 한양대 친환경 건축센터(2011-0001415)의 지원으로 수행된 것으로 이에 감사드립니다.

참고 문헌

1. Pall, A.S., Marsh, C., "Response of friction damped braced frames," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 108, No. 9, 1313-1323, 1982.
2. Filiatrault, A., and Cherry, S., "Seismic design spectral for friction-damped structures," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 116, No. 5, 1334-1355, 1990.
3. Garcia, D.L., Soong, T.T., "Efficiency of a simple approach to damper allocation in MDOF structures," *Journal of Structural Control*, Vol. 9, No. 1, 19-30, 2002.
4. 이상현, 민경원, 박지훈, 이루지, "건축구조물의 층전단력 분포에 기초한 마찰감쇠기의 최적설계," 한국지진공학회논문집, 제9권 제6호, 21-30, 2005.
5. 한상환, 배문수, 조종, "이선형 단자유도 감쇠시스템의 비탄성 변위비," 한국지진공학회논문집, 제11권, 제6호, 1-9, 2007.
6. Constantinou, M.C., Tsopelas, P., Hammel, W., and Sigaher, A.N., "Toggle-brace-damper seismic energy dissipation systems," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 127, No. 2, 105-112, 2001.
7. 황재승, 이상현, 송진규, 홍성목, "토글-회전관성댐퍼를 이용한 구조물의 성능개선," 대한건축학회 학술발표논문집, 대한건축학회, 제23권, 제1호, 47-50, 2003.
8. Mazzoni, S., McKenna, F., and Fenves, G.L., *OpenSees command language manual*, The Univ. of California, Berkeley, Calif, 2007.
9. Garcia, J.R., Miranda, E., "Performance-based assessment of existing structures accounting for residual displacements," *Report No. 153*, The John A. Blume Earthquake Engr., Ctr., Stanford University, 366-371, 2005.