

마찰감쇠기가 설치된 비선형 단자유도 건물의 등가감쇠비 Equivalent Damping Ratio of the Inelastic SDOF Structures with Friction Damper

김형섭* 민경원** 이상현*** 박지훈**** 문병욱*
Kim, Hyoung-Seop Min, Kyung-Won Lee, Sang-Hyun Park, Ji-Hun Moon, Byoung-Wook

ABSTRACT

The purpose of this paper is to present a design procedure of coulomb friction dampers for controlling elastic and inelastic responses of building structures. The equivalent damping and frequency increased by the friction damper are estimated using ATC-40 and ATC-55 procedures which provide equivalent linear system for bilinear one, and then a design formula to achieve target performance response level by friction damper is presented. It is identified that there exists error between the responses obtained by this formula and by performing nonlinear analysis and the features of the error vary according to the hardening ratio, yield strength ratio, and structural period. Equations for compensating this error are proposed based on the least square method, and the results from numerical analyses indicate that the error is significantly reduced, and the proposed formula can be used without much error for designing coulomb friction damper for retrofitting a structure showing elastic or inelastic behavior.

1. 서론

구조물의 지진에 대한 성능은 경제성 및 안전성에 있어서 중요한 이슈가 되고 있다. 따라서 건물자체의 능력만으로 지진에 대하여 구조물을 저항하게 하는 것은 비효율적이다. 최근 들어 추가적으로 제어성능을 가지는 감쇠기를 설치하여 구조물의 안정성을 증가시키는 것을 자주 볼 수 있다. 그 중 마찰감쇠기는 오랫동안 생산되고 발전되어 왔다. 최초의 적용은 건축이 아닌 Bogie 트럭의 레일에 사용되었고, 1980년대 중반이후부터 내진공학과 건축분야에 적용되기 시작하였다. Pall 등⁽¹⁾(1980)은 구조물의 지진응답을 감소시키기 위하여 마찰감쇠기를 사용하였다. 또한 새로운 형태의 마찰감쇠기를 구조물에 적용하기 위한 연구가 계속 진행 중이다. Roik 등⁽²⁾(1988)은 3단계로 지배되는 마찰요소를 통하여 구조물의 응답을 제어하려는 시도를 하였고, Mualla 와 Belev⁽³⁾(2002)는 정교한 마찰감쇠기가 설치된 단자유도의 철골 프레임에 대하여 조화하중에 대한

* 단국대학교 건축대학 건축공학과, 석사과정

** 단국대학교 건축대학 건축공학과, 부교수, 전화: 02-709-2731, E-mail: kwmin@dankook.ac.kr

*** 서울대학교 공학연구소 객원연구원, 공학박사

**** 단국대학교 건축대학 건축공학과, 연구교수

응답제어를 시도하였고, 성능에 기초한 설계법에 의하여 건축물의 신축 혹은 보강을 위하여 마찰감쇠기 설계 방법을 제안하였다. 이러한 마찰감쇠기는 비선형 감쇠기로써 제어성능을 쉽게 예측하기 어렵고, 하중 및 구조물의 특성에 따라서도 제어성능에 큰 차이를 보인다. 특히 구조물이 비탄성거동을 할 때는 더욱 예측하기 어렵다. Lin 등⁽⁴⁾(2003)은 성능에 기초한 설계법의 하나인 직접변위 설계법을 적용하여 다양한 형태의 수동형 감쇠기 설계를 수행하였다. Li 와 Reinhorn⁽⁵⁾(1995) 등은 능력스펙트럼법을 사용하여 마찰감쇠기가 설치된 건물의 내진보강법을 제시하고, 이를 실험으로 검증하였다. 그러나, 감쇠장치가 설치된 후의 성능점을 제시할 뿐, 설치되기 전의 응답을 평가하고, 정해진 목표변위를 달성할 수 있도록 마찰감쇠기를 설계할 수 있는 절차는 제시하지 못하였다.

본 논문에서는 20개의 지진에 대하여 평균적인 제어 성능을 만족하기 위하여, 에너지 소산면적을 이용한 마찰감쇠기의 등가 감쇠비를 산출한 후 ATC-40과 ATC-55를 이용한 각각의 구조물의 등가 감쇠비 및 등가 주기에 기초하여 목표 성능을 만족하기 위한 감쇠기 설계식을 사용하였고, 그 중 ATC-55을 이용한 방법이 좀더 정확성을 갖고 뚜렷한 경향을 나타내었다. 하지만 구조물의 특성과 비탄성 특성에 따라서 오차가 발생한다. 특히 구조물의 가속도 민감구역과 속도 민감구역에서는 뚜렷하게 다른 특성을 나타내었다. 수식에 의해 산출한 제어력과 비선형 수치 해석과의 오차를 줄이기 위하여 최소 제곱 공식을 사용하여 구조물의 주기, 제어력, 그리고 비탄성 특성 변수로 하여 오차 수정식을 가속도 민감구역과 속도 민감구역에서 각각 다르게 제시하였다.

2. 능력스펙트럼법의 등가주기와 등가감쇠비

능력스펙트럼법은 지진하중을 받는 구조물을 해석함에 있어서, 비탄성 동적 수치해석을 거치지 않고 등가의 선형 정적 해석만을 이용하여 응답을 예측하는 것이다. 이러한 방법을 수행하기 위해서는 구조물의 등가 주기(T_{eq}) 및 등가감쇠비(ξ_{eq})를 산정해야 한다. ATC-40의 능력스펙트럼법은 구조물의 연성도(μ)를 이용하여 등가주기와 등가감쇠비를 나타내었고, 그러한 식은 식(1)과 (2)에 나타내었다.

$$T_{eq} = T_n \sqrt{\frac{\mu}{1 + \alpha\mu - \alpha}} \quad (1)$$

$$\xi_{eq} = \frac{2}{\pi} \frac{(\mu - 1)(1 - \alpha)}{\mu(1 + \alpha\mu - \alpha)} \quad (2)$$

여기서, T_n 은 구조물의 고유주기이고, α 는 항복 후 강성비이다.

기존의 ATC-40은 구조물의 특성 및 하중의 특성에 따라서 정확성에 상당한 차이를 보이는 것으로 조사되었다. 따라서 정확성을 좀더 증가시키기 위해 Iwan과 Gate⁽⁶⁾(2002)는 정확성의 확률적 방법을 사용하였고, 이러한 방법에 기초하여 Cormatin⁽⁷⁾(2002)은 ATC-55에 보고하였다. 그림 1은 ATC-40과 ATC-55의 오차를 확률밀도함수로 나타낸 그림이다. ATC-55는 ATC-40과 오차의 평균은 비슷하지만, 폭이 훨씬 적다. 이것은 확률적으로 오차가 상당히 줄었다는 것을 의미한다.

ATC-55에 나타나있는 능력스펙트럼법은 ATC-40과 같이 연성도를 이용하여 구조물의 등가주기와 등가감쇠비를 나타내었고 식(3)-(6)에 나타내었다.

$\mu < 4.0$ 일 때,

$$T_{eq} = [0.111(\mu - 1)^2 - 0.0167(\mu - 1)^3 + 1] T_n \quad (3)$$

$$\xi_{eq} = 3.19(\mu - 1)^2 - 0.66(\mu - 1)^3 + \xi_0 \quad (4)$$

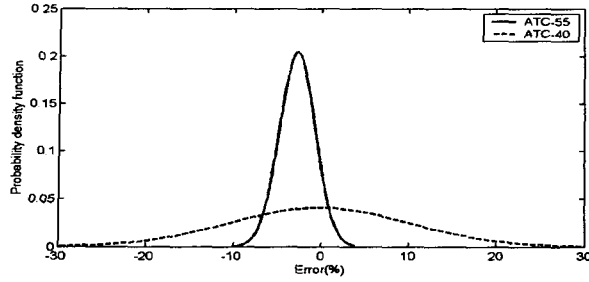


그림 1 가우시안 분포형태로 나타낸 오차의 확률밀도 함수

$\mu > 4.0$ 일 때,

$$T_{eq} = [0.279 - 0.0892(\mu - 1) + 1]T_n \quad (5)$$

$$\xi_{eq} = 10.6 - 0.116(\mu - 1) + \xi_o \quad (6)$$

여기서, ξ_o 는 구조물의 고유감쇠비이다.

3. 마찰 감쇠기의 등가감쇠비

3.1 Coulomb 감쇠기

외란으로부터 구조물의 손상을 줄이기 위해 효과적으로 사용된 마찰감쇠기에는 여러 가지가 있다. 그 중 일반적으로 많이 사용되는 것으로는 효과적이면서도 비교적 간단한 기계적 메카니즘이 결합된 Coulomb 마찰감쇠기가 있다. Coulomb 마찰감쇠기에 의해 소산된 에너지(E_{DF})는 식(7)과 같이 나타낼 수 있다⁽⁸⁾.

$$E_{DF} = 2 \int_{-u_d}^{u_d} F_c \cos^2 \theta = 4F_c u_d \cos^2 \theta \quad (7)$$

여기서 u_d , F_c 는 각각 비선형 시간이력해석에 의한 마찰면의 최대변위와 최대마찰력이다. 또한 θ 는 마찰감쇠기가 수평면과 이루는 각이다. 최대 마찰력은 구조물의 특성에 따라 달라지기 때문에 다음 식(8)과 같이 구조물의 전단력에 대하여 정규화 하여 나타내었다.

$$\rho = \frac{F_c}{K_s u_s} \cos^2 \theta \quad (8)$$

여기서 K_s 는 구조물의 탄성강도이고, u_s 는 비제어시 탄성해석에 의한 구조물 최대변위이다.

3.2 등가감쇠비

본 논문에서는 비탄성 거동을 하는 건물에 마찰감쇠기를 설계하는 절차를 제시한다. 따라서 마찰감쇠기의 비선형성을 등가의 선형감쇠비로 치환할 필요가 있다. 식(9)은 감쇠기가 설치된 구조물의 유효감쇠비를 나타낸 것으로서, 구조물의 고유감쇠비(ξ_o)와 비탄성 이력거동에 의한 감쇠비(ξ_{eq})에 선형으로 변환된 마찰감쇠기의 감쇠비(ξ_d)가 추가된 형태를 나타낸다.

$$\xi_{eff} = \xi_{eq} + \xi_o + \xi_d \quad (9)$$

ξ_{eff} 는 감쇠기의 설치 목적에 따라 목표변위(u_t) 산정하면 그림 2에서 산출할 수 있다. 즉 탄성 구조물이 목

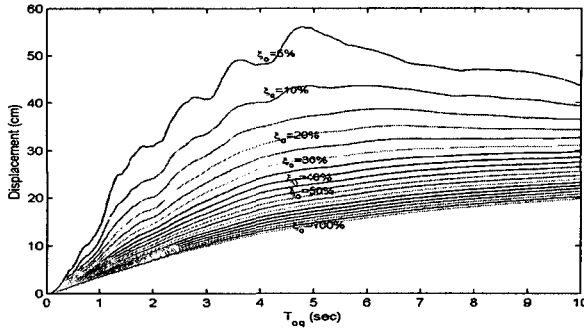


그림 2 유효감쇠비에 따른 주기와 변위의 관계

표변위로 제어되기 위해 필요한 선형감쇠비이다. 또한 마찰감쇠기의 등가감쇠비는 다음과 같다.

$$\xi_d = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{E_{DF}}{E_s} \quad (10)$$

여기서, E_s 는 구조물의 탄성변형 에너지이며, 다음 식(11)과 같다.

$$E_s = \frac{1}{2} \cdot K_{eq} \cdot u_t^2 \quad (11)$$

여기서 K_{eq} 는 구조물의 등가주기(T_{eq})에 의해 산정된 등가 탄성강성이다. 식(7)과 식(11)을 식(10)에 대입하고, 전개를 하면 식(12)과 같이 나타낼 수 있다. 이 과정에서 u_d 는 제어후의 변위를 의미하는 것으로써 목표 변위, u_t 와 같다.

$$\xi_d = \frac{2}{\pi K_{eff} u_t} F_c \cos\theta = \frac{2}{\pi K_e u_t} \left(\frac{T_{eq}}{T_n} \right)^2 F_c \cos\theta \quad (12)$$

식(12)을 F_c 에 관하여 정리하고 수식에 의해 산정된 최대제어력을 F_c^* 이라도 두면 다음 식(13)과 같이 나타낼 수 있다.

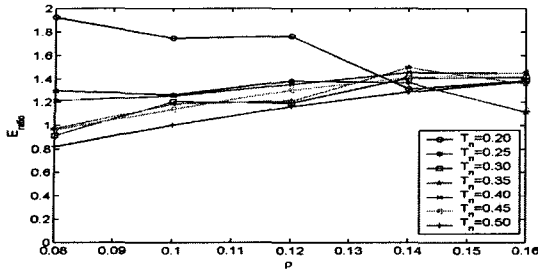
$$F_c^* = \frac{\pi}{2} u_t K_e \left(\frac{T_n}{T_{eff}} \right)^2 \xi_d = \frac{\pi}{2} u_t K_e \left(\frac{T_n}{T_{eff}} \right)^2 (\xi_{eff} - \xi_{eq} - \xi_o) \quad (13)$$

이 식에서 알 수 있듯이 임의의 구조물에 대해 탄성강성 및 고유주기는 고정값이므로 목표변위를 설정하고 비탄성 정적해석법인 CSM법을 사용하여 목표변위에서의 등가감쇠비와 등가주기를 산정하면 마찰감쇠기를 설계하기 위해 필요로 하는 최대마찰력을 산정할 수 있다. 따라서 반복과정을 거치지 않고 필요로 하는 마찰 감쇠기를 설계할 수 있다.

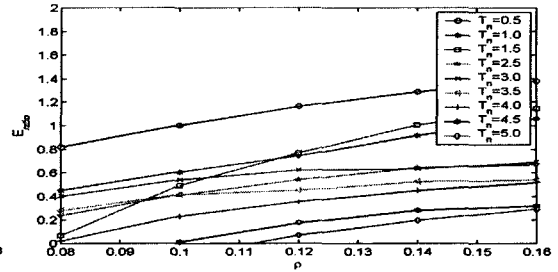
4. 최대 제어력 산정

4.1 능력스펙트럼법에 따른 산정된 제어력의 오차

능력스펙트럼법에 의한 등가주기 및 등가감쇠비의 정확성은 구조물의 특성 및 하중에 따라 오차를 보인다. 따라서 식(13)에서 산정된 F_c^* 는 목표변위를 만족하기 위해 반복 비선형 수치해석에 의한 실제의 제어력, F_c 와 오차를 보인다. 이러한 두 수치, F_c^* 와 F_c 의 비를 식(14)과 같이 나타내었다.

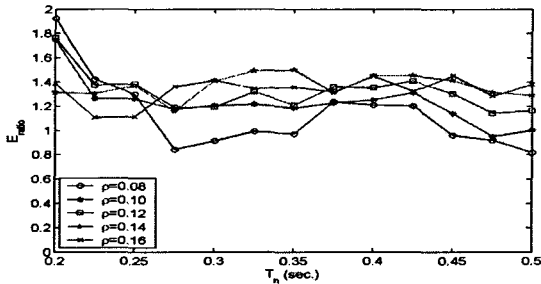


(a)단주기 구조물

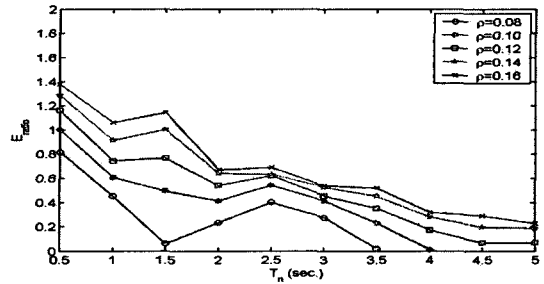


(b)장주기 구조물

그림 3 ATC-40에 의한 주 구조물의 주기에 대한 제어력의 변화에 따른 오차 ($\alpha=0.1, e=0$)



(a)단주기 구조물



(b)장주기 구조물

그림 4 ATC-40에 의한 제어력에 대한 주 구조물의 주기변화에 따른 오차 ($\alpha=0.1, e=0.4$)

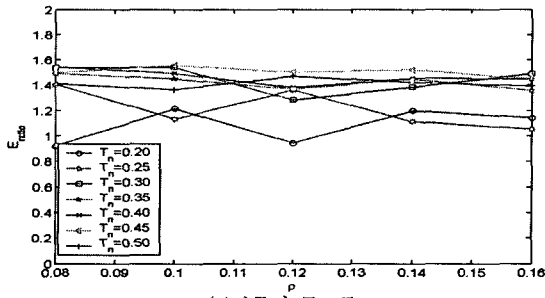
$$E_{ratio} = \frac{F_c^*}{F_c} \quad (14)$$

구조물에 설치된 감쇠기의 제어성능은 주구조물의 고유주기에 따라서 달라진다. 또한 가속도 민감구역과 속도 민감구역으로 구분되는 주기 0.5초를 기준으로 구조물의 탄성과 비탄성의 관계가 뚜렷하게 변한다⁽⁹⁾. 따라서 본 연구에서는 0.5초를 기준으로 단주기와 장주기로 구분하여 해석을 수행하였다. 그 결과 ATC-40의 등가주기와 등가감쇠비를 이용하여 해석을 수행한 그림 3과 그림 4, 그리고 ATC-55를 이용하여 해석을 수행한 그림 5와 그림 6에서 알 수 있듯이 단주기와 장주기 건물이 뚜렷한 차이를 보이고 있음을 알 수 있다. 그 중 ATC-40보다는 ATC-55에 기초한 해석이 좀 더 정확하고 뚜렷한 경향을 나타냄을 알 수 있다. 하지만 단주기구조물에서는 목표변위를 달성하기 위해 등가주기와 등가감쇠비를 식 (12)에 적용하여 산출한 최대 제어력(F_c^*)이 실제 필요한 최대 제어력(F_c) 보다 크고 장주기 구조물로 갈수록 그 차이가 줄어드는 것을 볼 수 있다. 다시 말해서 식(12)를 사용해서 산정된 최대 제어력을 그대로 사용하여 감쇠기를 설계하면 목표한 성능과의 오차가 많이 발생한다.

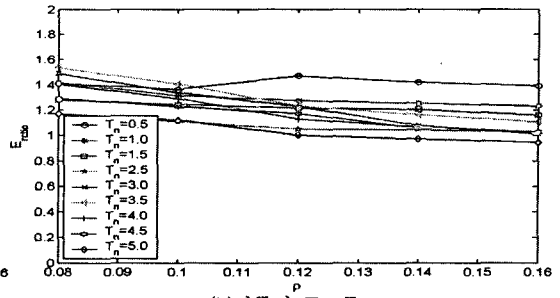
4.1 산정된 제어력의 수정

능력스펙트럼법 중 ATC-55가 ATC-40보다 정확하고 그 경향도 뚜렷하기 때문에 ATC-55에 기초하여 산정된 최대제어력을 수정하였다. 그러한 방법으로는 주구조물의 고유주기와 제어력의 함수로 목표변위와 비선형 수치해석에 의해 산정된 변위와의 차의 제곱을 최소로 하는 것을 사용하였고, 식(15)에 나타내었다.

$$E_o = \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M [u_t(T_{eqi}, \rho_j) - u_d(T_{ni}, \rho_j)]^2 \quad (15)$$

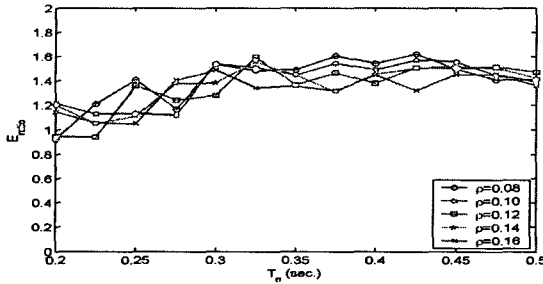


(a)단주기 구조물

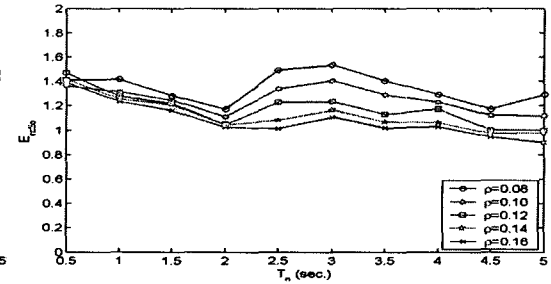


(b)장주기 구조물

그림 5 ATC-55에 의한 주 구조물의 주기에 대한 제어력의 변화에 따른 오차 ($\alpha=0.1, e=0.4$)



(a)단주기 구조물



(b)장주기 구조물

그림 6 ATC-55에 의한 제어력에 대한 주 구조물의 주기변화에 따른 오차 ($\alpha=0.1, e=0.4$)

여기서, T_{eqi} , T_{ni} 그리고 ρ_j 는 각각 이산화 된 i 번째 주구조물의 등가주기, 고유주기, 그리고 j 번째 제어력이다. 또한 N 과 M 은 각각 해석에 사용된 이산화 된 구조물 주기의 개수와 이산화 된 제어력의 개수이다. E_0 를 최소화하기 위해서 식에 의해 산정된 최대제어력의 특성이 뚜렷하게 다른 가속도 민감구역과 속도 민감구역으로 나뉘서 ATC-55의 능력스펙트럼법을 사용하여 산정한 등가주기 및 등가감쇠비로 수정된 최대제어력(F_c^*)을 산정하였다. 이러한 방법은 식(16)와 (17)에 나타내었다,

1) 가속도 민감 구조물($0.2 < T_n \leq 0.5$)일 때,

$$F_c^\psi = R_a \cdot \exp(R_b \cdot T_n + R_c \cdot \rho) \cdot F_c^* \quad (16)$$

2) 속도 민감 구조물($0.5 < T_n \leq 5$)일 때,

$$F_c^\psi = 1.51 F_c^* \quad (17)$$

여기서, R_a , R_b 그리고 R_c 는 수정계수들로서 그림 7에서 항복 후 강성비와 요구되는 탄성강도에 대한 항복 강도비에 의해 선택할 수 있다. 식(16), (17)은 결국 구조물이 탄성거동 일 때는 항복 후 강성비가 1이므로 다음과 같이 간단히 나타낼 수 있다.

1) 가속도 민감 구조물($0.2 < T_n \leq 0.5$)일 때

$$F_c^\psi = -1.6788 \exp(0.1088 T_n + 1.0403 \rho) \cdot F_c^* \quad (18)$$

2) 속도 민감 구조물($0.5 < T_n \leq 5$)일 때

$$F_c^\psi = 1.51 F_c^* \quad (19)$$

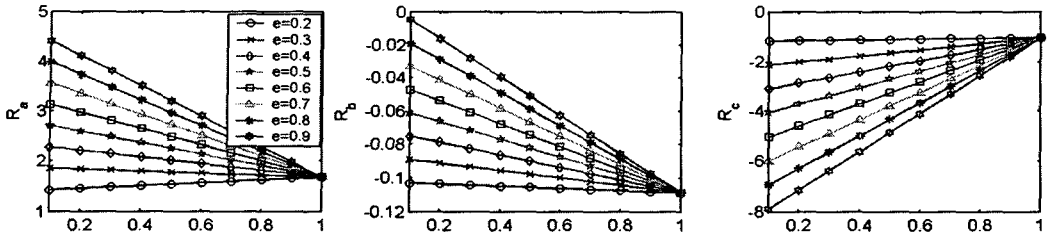


그림 7 항복 후 강성비(α)와 요구되는 탄성강도에 대한 항복강도비(e)에 따른 수정계수

본 연구에서 주기 0.2초 이하를 제외시킨 이유는 0.2초 이하의 구조물은 탄성과 비탄성의 경향이 너무 다르고 지진에 따라서 큰차이를 보이기 때문이다. 식 (15)와 (16)을 이용하여 그림 16에 나타난 구조물($\alpha=0.1$, $e=0.4$)의 수정된 최대제어력을 산정하였고 목표변위를 만족하기 위한 실제의 최대 제어력과의 오차를 다음과 같이 나타내었다.

$$E_{ratio}^* = \frac{F_c^*}{F_c^p} \quad (20)$$

그림 7과 그림 8은 ATC-55의 등가주기와 등가감쇠비를 적용하여 산정한 수정된 제어력과 실제 제어력과의 비를 나타낸 그래프로써 1에 가까운 것을 알 수 있다. 오히려 1보다 약간 작게 산정된 것은 안전율을 고려한 결과이다. 특히 주기 0.2초와 0.25초는 하중에 상당히 의존하기 때문에 다른 구조물에 비해 조금은 과다하게 설계된다.

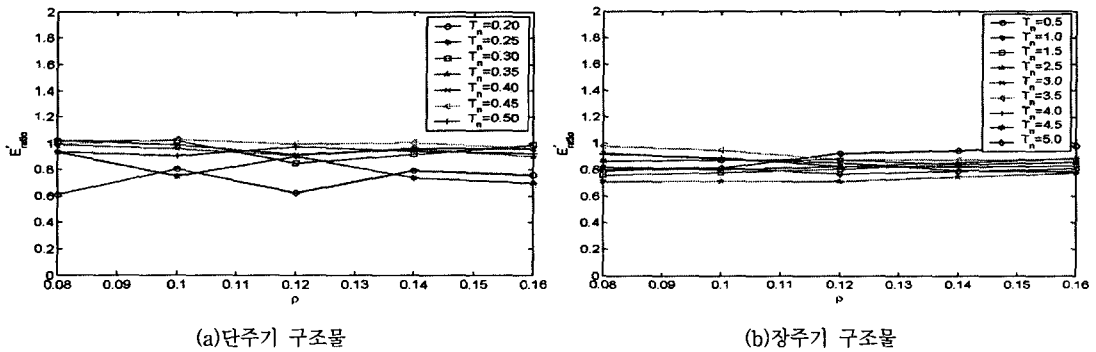


그림 7 ATC-55에 의한 주 구조물의 주기에 대한 수정된 제어력의 변화에 따른 오차 ($\alpha=0.1$, $e=0.4$)

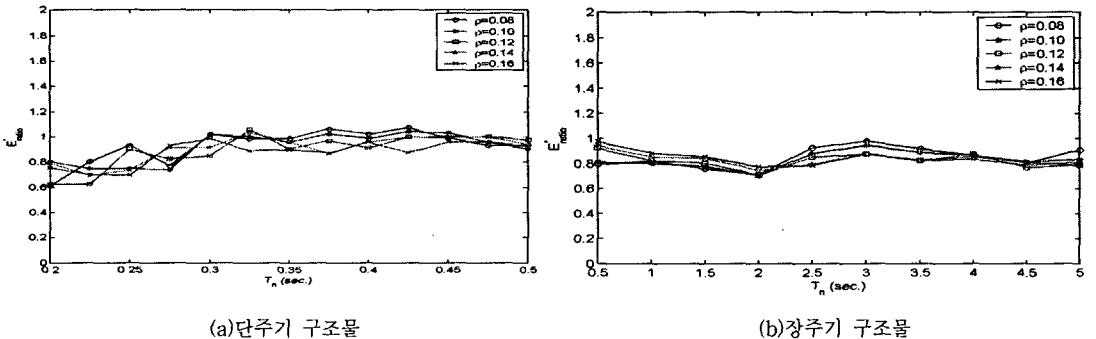


그림 8 ATC-55에 의한 수정된 제어력에 대한 주 구조물의 주기변화에 따른 오차 ($\alpha=0.1$, $e=0.4$)

5. 결 론

본 논문에서는 비선형 감쇠기인 마찰감쇠기를 이용하여 좀더 간단히 목표변위를 만족하도록 설계할 수 있는 절차를 제시하였다. 그러한 방법으로는 비탄성 동적해석을 등가의 선형해석을 이용하는 방법인 능력스펙 트럼법을 사용하였다. 그 중 ATC-55에 나타난 방법은 확률적인 측면에서 좀더 정확성은 보이고 있다. 따라서 본 연구에서는 ATC-55에 나타난 등가주기와 등가감쇠비를 이용하여 목표변위를 만족하는 마찰감쇠기의 최대제어력을 산정하는 식을 산출하였다. 하지만 이렇게 산정된 최대제어력은 감쇠기가 비선형이기 때문에 상당한 오차를 보인다. 또한 가속도 민감구역과 속도 민감구역에서 확연히 다른 오차의 경향을 나타내었다. 따라서 ATC-55에 기초하여 가속도 민감구역과 속도 민감구역으로 나뉘서 바탄성건물의 특징인 항복 후 강 성비와 요구되는 탄성강도에 대한 항복강도비를 이용하여 수정된 제어력을 제시하였다. 그 결과 수정 전에 비하여 오차가 상당히 줄어들었고 충분히 이용 가능하다고 생각된다.

감사의 글

“건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 2003년도 건설핵심기술연구개발사업 (03 산학연C103A2000010-03A0200-01010)에 의한 것임”

참고문헌

1. Pall, A. S., Marsh, C., and Fazio, P. (1980) "Friction Joints for Seismic Control of Large Panel Structures", *Journal of Prestressed Concrete Institution.*, Vol.25, pp.38-61.
2. Roik, K., Dorka, U., and Dechent, P., (1988) "Vibration Control of Structures Under Earthquake Loading by Three-Stage Friction-Grip Elements", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol.16, pp.501-521.
3. 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.
4. Lin, Y. Y., Tsai, M. H., Hwang, J. S., and Chang, K. C. (2003) "Direct Displacement-Based Design for Building with Passive Energy Dissipation Systems", *Engineering Structures*, Vol.25, pp.25-37.
5. Li, C. and Reinhorn, A. M. (1995) "Experimental and Analytical Investigation of Seismic Retrofit of Structures with Supplemental Damping: Part II-Friction Devices, State University of New York at Buffalo, Technical Report NCEER-95-0009, July 6.
6. Iwan W. D. and Gates N. C. (1979) "The effective period and damping of a class of hysteretic structures," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* Vol.7, pp.199-211.
7. Comartin C. D. (2002) "A progress report on ATC 55: evaluation and improvement of inelastic seismic analysis procedures," *The Fourth U.S.-Japan Workshop on Performance-Based Earthquake Engineering Methodology for Reinforced Concrete Building Structures*, October, Toba, Japan, pp.31-48.
8. 민경원, 김형섭 (2003) "지진하중을 받는 구조물의 성능에 기초한 마찰감쇠기 설계", *한국지진공학회 논문집*, 제7권, 제6호(통권 제34호), 12월, pp.17-24.
9. Chopra A. K. "Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering 2nd edition", Prentice Hall. pp.271.