

# 붕괴하중을 받는 MR 댐퍼의 Bingham 모델을 이용한 저항성능 정해

## Exact Solution for Resistance Capacity utilizing Bingham Model of MR Dampers under Collapse Load

성 지 영\*·민 경 원†·김 진 구\*\*

Ji-Young Seong, Kyung-Won Min and Jinkoo Kim

(2010년 11월 29일 접수 ; 2011년 2월 7일 심사완료)

**Key Words** : MR Damper(MR댐퍼), Progressive Collapse(연쇄 붕괴), Control Force Ratio(제어력비), Exact Solution (정해), Equivalent Damping Ratio(등가감쇠비)

### ABSTRACT

This study deals with progressive collapse of a structure retrofitted with MR dampers. In order to assess their effect of mitigation which prevents progressive collapse, control force ratio is defined by friction force of MR dampers divided by external force. First, simple model of a structure with MR dampers is suggested. Using the model, exact solution with the control force ratio is obtained. When and where the system is stopped is predicted by the derived solution. Through the dissipated energy by MR dampers during collapse event, equivalent damping ratio is derived. Finally, comparison of exact and equivalent solutions is presented.

### 1. 서 론

연쇄붕괴란 구조부재의 국부적인 파괴가 주변 부재의 파괴로 이어져 결국 건물 전체 또는 큰 영역의 파괴로 이어지는 붕괴를 말한다. 1969년 영국의 Ronan Point 아파트에서 발생한 연쇄붕괴 이후로 이에 대한 연구가 진행되어 왔다<sup>(1)</sup>. 연쇄 붕괴는 폭발, 화재, 차량, 항공기 충돌, 지반함몰 등 비정상하중으로 인하여 발생된다.

최근에 발생했던 World Trade Center의 붕괴사고 이후 연쇄붕괴에 대한 위험을 감소시키기 위하여 General Service Administration(GSA)<sup>(2)</sup>와 Department

of Defence(DoD)<sup>(3)</sup>에서는 연쇄붕괴해석과 설계에 대한 가이드라인을 발표하였다. 기본적으로 제안하고 있는 해석 방법은 대체하중경로법으로 임의로 기둥을 제거하고, 그 충격으로 인한 처짐의 증폭을 고려하기 위하여 정적 하중의 2배를 가하여 해석한 후 요소들의 한계상태를 확인하는 방법이다. 기존의 연구들은 대체하중경로법으로 건물이 연쇄붕괴되는 과정에서의 위험을 줄이거나 예방하는 데 초점을 맞춰왔다<sup>(4,5)</sup>. Kaewkulchai<sup>(6)</sup> 등은 대체하중경로법이 갑자기 기둥이 제거되는 동적 효과를 반영하지 못하며 비선형동적해석법이 실제와 가까운 결과를 도출한다고 하였다. 비정상 하중에 의하여 주요 구조부재가 파괴되었을 때 제거된 부재의 하중은 인접 부재로 재분배되어야 한다. 일반적으로 구조물의 구조부재는 모든 부재가 정상상태일 때에 대해서 설계되므로 갑자기 증가하는 하중은 부가적인 감쇠기 등에 의해서 소산되어 구조물의 안정성을 유지해야

† 교신저자; 정회원, 단국대학교 건축대학 건축공학과  
E-mail : kwmin@dankook.ac.kr  
Tel : (031)8005-3734, Fax : (031)8005-3755

\* 단국대학교 대학원 건축공학과

\*\* 성균관대학교 건축공학과

한다. 기존의 연구에서는 점성감쇠기를 통한 연쇄붕괴에 저항성능을 평가한바 있다<sup>(7)</sup>. 이 연구에서는 이러한 비정상 하중에 의해 발생하는 입력에너지를 지진하중과 같은 수평하중저항을 위해 설치된 MR 댐퍼를 통하여 소산하고자 한다. 기존의 MR 댐퍼에 관한 연구는 지진 등의 외력을 받았을 때 건축물의 수평변위 및 층간 변위, 또는 밀면 전단력을 최소화시키는 방향으로 진행되었다<sup>(8,9)</sup>. 문병욱<sup>(10)</sup> 등과 이상현<sup>(11)</sup> 등은 MR 댐퍼의 효과를 등가감쇠비로 나타내었다.

이 논문에서는 MR 댐퍼 설치를 통해 기존의 연구에서 확인된 수평변위 저항성능뿐만 아니라 연쇄붕괴시 발생하는 수직변위에 대한 저항성능을 평가하고자 하였다. MR 댐퍼의 최대마찰력과 최대수직하중과의 비인 제어력비를 정의하였다. MR 댐퍼가 설치된 구조물의 건물모델에 관한 정해응답을 제어력비로 표현된 식으로 유도하였다. 또한 응답감소를 평가할 수 있도록 등가감쇠비를 유도하였다.

## 2. MR 댐퍼의 수치모델

MR 댐퍼는 마찰과 점성의 특성을 모두 지니고 있다. MR댐퍼에 전류가 흐르면 마찰력이 발생하므로 구조물의 움직임에 따라 비선형성을 나타낸다. 비선형 이력거동을 모사하기 위해 많은 동적 모델들이 개발되었다. 이 모델 중에는 Bingham<sup>(12)</sup>, 이점성(biviscous)<sup>(13)</sup>, 이력 이점성(hysteretic biviscous) 모델<sup>(14)</sup>, 그리고 임의의 이력곡선을 모사할 수 있는 미분방정식 형태의 Bouc-Wen 모델<sup>(15)</sup>을 이용한 모델 등이 있다. 구조물에 주요 영향을 주는 요인은 감쇠이고 건물의 비선형성이 강하므로 정확한 MR 댐퍼의 이력특성을 모사하기 보다는 MR 댐퍼의 영향을 파악하는 것이 중요하다. 이 연구에서는 MR 댐퍼의 여러 수치해석 모델 가운데 수학적으로 제일 간단한 Bingham 모델을 적용하여 그 특성을 알아보았다. Bingham 모델에 의한 MR 댐퍼의 제어력  $F_{MR}$ 은 다음 수식과 같다.

$$F_{MR} = f_a \operatorname{sgn}(\dot{u}) + c_a \dot{u} \quad (1)$$

여기서  $f_a$ 와  $c_a$ 는 각각 항복전단력과 MR 댐퍼의 동적 점성계수를 나타낸다. 항복전단력  $f_a$ 는 Fig. 1과

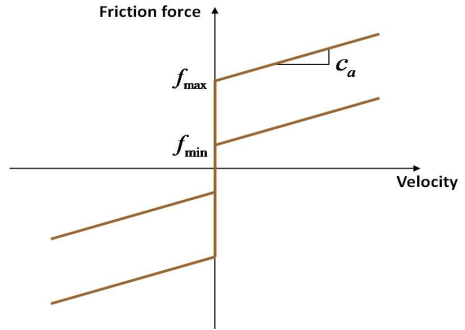


Fig. 1 Hysteresis loop of a Bingham model

같이 전류의 크기에 따라  $f_{min}$ 과  $f_{max}$ 의 범위의 값을 갖는다.  $f_{min}$  전류가 흐르지 않아도 MR 댐퍼가 가지는 기본 항복전단력을 의미하고  $f_{max}$ 는 전류에 의해 변화하는 MR 댐퍼의 최대 항복전단력을 나타낸다. 동적점성계수  $c_a$ 의 영향으로 속도 변화에 따라 최대항복전단력  $f_{max}$ 보다 큰 제어력이 나타난다. 즉, MR 댐퍼의 제어력은 식(1)과 같이 항복전단력과 동적 점성계수의 합으로 나타난다.

## 3. MR 댐퍼가 설치된 구조물의 응답

### 3.1 연쇄붕괴 해석방법

연쇄붕괴의 가능성을 평가하기 위한 대표적인 방법으로는 GSA와 DoD 가이드라인에서 제시한 정적 해석법과 동적해석법이 있다. 동적해석법은 기둥이 제거된 동적 효과를 모사하기 때문에 동적증폭계수의 고려 없이 수행된다. Fig. 2의 왼쪽 그림과 같이 보 부재에 적용한 DL(dead load)+0.25LL(live load)의 하중조합과 기둥이 원래 받던 부재력을 가력하여 구조물의 안정상태를 구현한다. 구조물이 안정상태를 유지한 후 반력을 순간적으로 제거하는 방식으로 기둥제거의 효과를 구현한다.

### 3.2 정해

#### (1) 부분구조 모델

3.1절의 해석방법을 통한 연쇄붕괴 해석을 위해서 간단한 부분구조 모델을 파악하였다. 단순모델을 통해서 MR 댐퍼의 응답저감효과를 이해하고 정해 유도를 통해 구조물에 적용될 때의 주요 변수를 파악할 수 있다. 운동방정식을 유도하기 위한 단순모델은 Fig. 3과 같다.

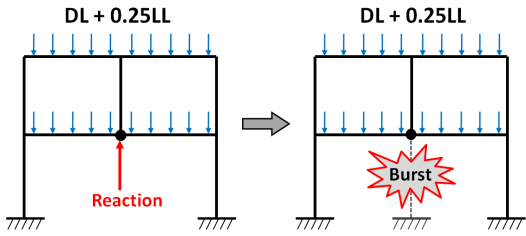


Fig. 2 Application of the loads for dynamic analysis

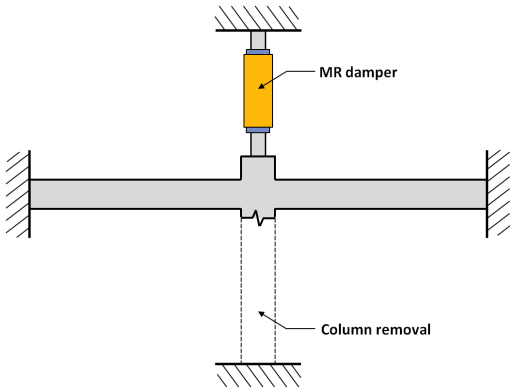


Fig. 3 Simple model of MR controller and structure

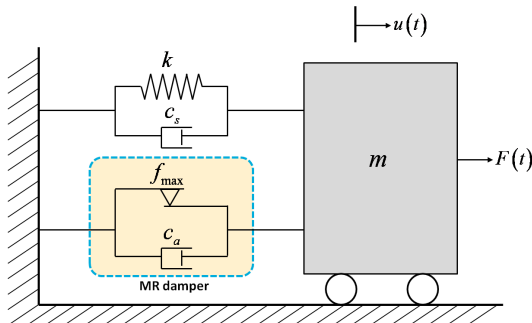


Fig. 4 Mechanical model of MR controller and structure

Bingham 모델을 적용하여 Fig. 3을 Fig. 4와 같이 집중질량 모델의 형태로 변경하고 식 (2)로 표현하였다.

MR 댐퍼의 마찰력은 변동 가능하지만 운전조(16) 등에 의하면 변위 제어에는 passive on(전류량 최대) 상태가 가장 효과적이므로 마찰력이 최대인 경우에 대하여 수식을 유도 하였다.

$$m\ddot{u} + c_t\dot{u} + ku + f_{\max} \operatorname{sgn}(\dot{u}) = P_0 \quad (2)$$

여기서  $m$ 은 구조물의 질량으로, Fig. 3에서 표현된 하중조합을 경간 길이에 따라 하나의 기둥에 전달 되는 양을 고려하였다.  $P_0$ 는 외력으로써 부분골조에 작용하는 하중을 의미하며 Fig. 3에서 제거된 부재의 반력을 의미한다.  $c_t$ 는 건물의 점성감쇠,  $c_s$ 와 MR 댐퍼의 점성감쇠,  $c_a$ 의 합을 나타낸다. 연쇄붕괴는 매우 짧은 시간에 순간적으로 큰 하중이 가해 지고 이것이 계속 같은 크기로 작용하므로 계단 하중이 적용될 때와 유사하다.

(2) 변위 응답

식 (2)는 MR 댐퍼의 마찰감쇠 특성에 의해서 구조물의 속도에 따라 제어 방향이 바뀌는 비선형 운동방정식이다. 식 (2)를  $m$ 으로 나누어 정리하면 각각의 속도의 부호에 따라 다음의 두 가지 선형운동 방정식을 가진다.

$$\dot{u} > 0, \quad \ddot{u} + 2\xi_l\omega_n\dot{u} + \omega_n^2u + \omega_n^2r_fu_{st} = \omega_n^2u_{st} \quad (3a)$$

$$\dot{u} < 0, \quad \ddot{u} + 2\xi_l\omega_n\dot{u} + \omega_n^2u - \omega_n^2r_fu_{st} = \omega_n^2u_{st} \quad (3b)$$

여기서  $\xi_l$ 는 구조물과 MR 댐퍼의 점성감쇠비의 합이고,  $u_{st}$ 는 정적 변위로  $R_0/k$ 를,  $r_f$ 는 제어력비로  $f_{\max}/R_0$ 를 각각 나타낸다. 연쇄 붕괴시 MR 댐퍼의 영향력을 파악하기 위해서 마찰력의 절대값은 중요한 것이 아니다. 마찰력이 크더라도 외력이 크면 그 영향력은 작을 수 있고 마찰력이 작더라도 그에 비해 외력이 더 작다면 큰 영향력을 발휘할 수 있다. 마찰력을 외력으로 정규화하여 상대적 크기를  $r_f$ 로 나타냄으로써 MR 댐퍼의 영향력을 평가하는 지표로 제시될 수 있게 하였다. 식 (3a)와 (3b)에서 보는 것과 같이 매 반주기 구간마다 마찰감쇠는 단순히 상수 값을 나타내고 각 반주기는 선형이므로, 각 구간 정해를 유도할 수 있다. 건물의 속도응답은 반주기마다 부호가 변화하므로 반주기에 대한 변위 응답의 정해는 다음의 식으로 표현된다.

$$0 \leq t \leq \frac{\pi}{\omega_D}$$

$$\frac{u(t)}{u_{st}} = \left[ \begin{matrix} u_0 \\ u_{st} \end{matrix} - 1 + r_f \right] e^{-\xi_l\omega_n(t-t_0)} \times \left[ \cos\omega_D(t-t_0) + \lambda \sin\omega_D(t-t_0) \right] + 1 - r_f \quad (4)$$

여기서  $u_0$ 는 구조물의 초기 변위를 나타내므로 이 경우에는 0이고,  $\omega_D$ 는 감쇠에 의한 고유각진동수로써  $\omega_n\sqrt{1-\xi_t^2}$ 를 나타낸다.  $\lambda$ 는  $\frac{\xi_t}{\sqrt{1-\xi_t^2}}$ 로써 MR 댐퍼를 설치한 건물의 총 감쇠비의 함수로 표현된다.  $t_0$ 는 초기 시간을 의미하며 연쇄붕괴시가 시작하는 시간을 0으로 보고 0에서 시작한다. 다음 반주기 구간의 변위응답의 정해는 다음과 같다.

$$\frac{\pi}{\omega_D} \leq t \leq \frac{2\pi}{\omega_D}$$

$$\frac{u(t)}{u_{st}} = \left[ \frac{u_1}{u_{st}} - 1 - r_f \right] e^{-\xi_t \omega_n (t-t_1)} \times \left[ \cos \omega_D (t-t_1) + \lambda \sin \omega_D (t-t_1) \right] + 1 + r_f \quad (5)$$

여기서  $u_1$ 는 식(4)에서 정의된 구간의 마지막 응답, 즉, 식(5) 구간의 초기 시작응답인  $u\left(\frac{\pi}{\omega_D}\right)$ 을 나타내고,  $t_1 = t_0 + \frac{\pi}{\omega_D}$ 로 표현된다. 반주기마다 반복적으로 변화하는 응답의 정해를 각 반주기 횟수 ( $n=1,2,\dots,n$ )로 표현하여 일반화하면 다음의 식으로 표현된다.

$$t_{n-1} \leq t \leq t_n$$

$$\frac{u(t)}{u_{st}} = \left[ \frac{u_{n-1}}{u_{st}} - 1 + (-1)^{n-1} r_f \right] e^{-\xi_t \omega_n (t-t_{n-1})} \times \left[ \cos \omega_D (t-t_{n-1}) + \lambda \sin \omega_D (t-t_{n-1}) \right] + 1 + (-1)^n r_f \quad (6)$$

여기서  $t_n = t_0 + \frac{n\pi}{\omega_D}$ 으로 정의되며  $n$ 은 몇 번째의 반주기 구간인지를 나타낸다. 식(4)를 통해서  $u_1$ 을 구할 수 있고, 식(5)를 이용하여  $u_2$ 를 구할 수 있다. 이와 마찬가지로 계속되는 반주기의 식을 통해서  $u_n$ 의 응답을 구할 수 있다. 그러나  $n$ 번째 반주기 구간정해를 구하기 위해서는 구간이 시작되는 초기 응답, 즉  $u_{n-1}$  응답을 알아야 하고 결국은 특정한 시간  $t$ 에 대해서는 초기시간  $t_0$ 부터 수식을 유도해야 한다. 특정한 시간  $t$ 의 응답을 바로 파악하기 위해서 유도된 각 구간별 정해식을 통해 얻어지는 매 반주기의 최대응답을 연역법에 의해  $u_n$ 의 응답을

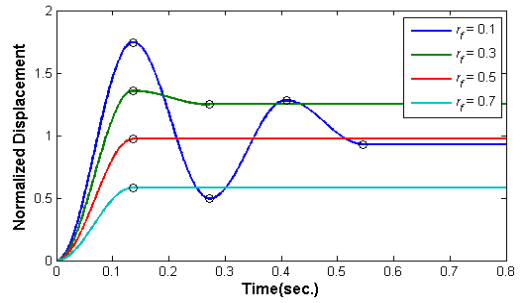


Fig. 5 Displacement responses for various  $r_f$

일반화하면 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{u_n}{u_{st}} = (e^{-\lambda\pi} + 1) \times \left\{ \left[ \frac{(-1)^{n-1} e^{-n\lambda\pi} + 1}{(e^{-\lambda\pi} + 1)} \right] + \left[ \frac{(-1)^n (e^{-n\lambda\pi} - 1) r_f}{e^{-\lambda\pi} - 1} \right] \right\} \quad (7)$$

여기서  $u_n$ 의 응답은 변위응답과 마찬가지로 정적변위,  $u_{st}$ 로 무차원화하였다. 유도된 각 구간별 수식과  $n$ 번째 반주기 응답식을 확인하기 위하여 경간 = 6 m, 질량 = 18.35 ton, 고유각진동수 = 23.06 rad/sec,  $\xi_t = 0.02$ 의 경우에 대해서 Fig. 5와 같이, 시간영역에서 Fig. 4에서의 수직변위 응답을 구하여 정적변위로 나누어 정규화하였다. 식(7)에 의해 유도된 매 반주기 응답은 원(o)으로 표시하였다. 유도된 식(7)의  $n$ 번째 응답식이 시간영역에서의 변위응답의 각 반주기 최대응답과 일치함을 Fig. 5에서 보여주고 있다. 또한,  $r_f$ 의 값이 커질수록 마찰력이 증가하므로 반주기 진동횟수가 줄어들을 알 수 있다.

실제로 연쇄붕괴와 같은 하중을 받을 때의 변위 응답은 음수(-)값으로 나타나지만 구조물의 특성에 관계없이 MR 댐퍼의 연쇄붕괴 방지성능을 제어력비,  $r_f$ 로 평가하기 위해서 정적변위응답,  $u_{st}$ 로 무차원화했기 때문에 Fig. 5는 양수(+)값으로 표현된다.

### (3) 최종 정지구간 응답

각 반주기 변위응답에 관한 정해가 식(7)과 같이 유도되었으므로 MR 댐퍼의 마찰감쇠 거동 특성에 따라 최종 정지응답을 유도할 수 있다. 마찰감쇠는 속도의 부호에 따라 움직임이 변화한다. 각 반주기마다 응답은 그 구간에서의 최대값에 도달하고 속도는 0이 된다. 식(8)과 같이 외력  $P_0$ 와 각 구간

**Table 1** Half cycle numbers according to  $r_f$  and  $\xi_t$

		Total damping ratio $\xi_t$								
		0.02	0.03	0.04	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.10
Control force ratio  $r_f$	0.1	4	4	4	4	4	3	3	3	3
	0.2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
	0.3	2	2	2	1	1	1	1	1	1
	0.4	1	1	1	1	1	1	1	1	1
	0.5	1	1	1	1	1	1	1	1	1
	0.6	1	1	1	1	1	1	1	1	1
	0.7	1	1	1	1	1	1	1	1	1
	0.8	1	1	1	1	1	1	1	1	1
	0.9	1	1	1	1	1	1	1	1	1

최대응답이 갖는 복원력  $u_n k$ 의 차가 마찰력보다 작아지게 될 때 구조물은 정지하게 된다. 마찰력보다 작은 힘이 구조물에 작용하게 되면 마찰감쇠의 특징으로 움직임이 발생하지 않기 때문이다. 응답이 최대가 아닌 구간에서는 속도가 존재하므로 운동에너지와 변형에너지에 의해서 정지하지 않는다. 정지할 때의 힘의 관계는 다음 수식으로 나타난다.

$$p_0 - u_n k \leq f_{max} \tag{8}$$

식(8)에  $u_n$ 에 관한 식(7)을 대입하여  $n$ 에 대하여 정리하면  $n$ 이 홀수와 짝수인 경우에 대해서 고려되어  $n$ 의 범위가 다음과 같이 정의된다.

$$\chi \leq n < \chi + 1 \tag{9a}$$

$$\chi = -\frac{1}{\lambda\pi} \ln \left[ \frac{2r_f}{(1+r_f) - e^{-\lambda\pi}(1-r_f)} \right] \tag{9b}$$

$n$ 은 자연수이므로 식(9a)의 범위를 만족하는  $n$ 의 값으로 구조물이 정지할 때까지 반복하는 반주기 횟수를 선정할 수 있다. 식(9b)를 보면 구조물의 정지에 영향을 주는 요인은 MR 댐퍼의 제어력비,  $r_f$ 와  $\lambda$ 로 표현된 구조물 전체 감쇠비,  $\xi_t$ 인 것을 알 수 있다.  $r_f$ 와  $\xi_t$ 의 변화에 따라  $n$ 의 값의 변화를 표로 나타내면 다음과 같다.

Fig. 5에서 나타난 변위응답에서  $r_f$ 의 변화에 따라 정지할 때까지 반주기 횟수와 Table 1을 비교해 보면 식(9a)와 식(9b)에 의한 구조물이 정지할 때

까지의 반주기 횟수  $n$ 이 제대로 유도되었음을 확인할 수 있다.

### 3.3 등가감쇠비

일반적으로 MR 댐퍼가 얼마의 감쇠효과를 갖는지 파악하는 것은 쉽지 않다. 감쇠효과를 쉽게 파악할 수 있도록 등가감쇠비를 유도하여 MR 댐퍼의 연쇄붕괴방지성능을  $r_f$ 의 변화에 따라 제시하고자 한다. 연쇄붕괴시 받는 하중에 의한 구조물의 소산에너지는 매 반주기마다 변화하기 때문에 구조물이 정지할 때까지의 소산에너지를 구하기 위해서 식(2)를 수직변위응답이 정지할 때까지의 시간 동안 적분하면 다음과 같다.

$$\int_0^{u_n} [m\ddot{u} + c\dot{u} + ku + f_a \operatorname{sgn}(\dot{u})] du = \int_0^{u_n} p_0 du \tag{10}$$

식(10)을 마찰감쇠와 점성감쇠의 소산에너지 합으로 표현하면 다음과 같다.

$$\int_0^{u_n} [c\dot{u} + f_a \operatorname{sgn}(\dot{u})] du = u_n \left( p_0 - \frac{1}{2} k u_n \right) \tag{11}$$

여기서  $u_n$ 은  $n$ 번째 반주기의 변위 응답을 나타내며 식(7)의 양변에  $u_{st}$ 를 곱하여 구할 수 있다.  $u_n$ 에 도달할 때의 시간은  $\frac{n\pi}{\omega_D}$ 이다. 0초부터  $u_n$ 에 도착할 때까지 등가의 점성감쇠만 지닌 구조물의 소산에너지는 식(12)와 같이 구할 수 있다.

$$E_{D,eq} = \int_0^{\frac{n\pi}{\omega_D}} c_{eq} \dot{u}_{eq}^2(t) dt = \frac{k u_{st}^2 \omega_n^2 (e^{-2n\lambda'\pi} - 1)}{-2(\omega_n^2 + 1)} \tag{12}$$

여기서  $\lambda'$ 는  $\xi_{eq} / \sqrt{1 - \xi_{eq}^2}$ 이다. 식(11)의 오른쪽항과 식(12)를 같다고 놓으면 마찰과 점성감쇠를 지닌 구조물의 소산에너지와 동일한 소산에너지를 가지는 등가의 점성감쇠로 표현될 수 있다. 두 식을 정리하면 다음의 식으로 나타난다.

$$\xi_{eq} = -\frac{1}{2n\pi} \ln \left[ (u_n^2 - u_n) \left( 1 + \frac{1}{\omega_n^2} \right) + 1 \right] \tag{13}$$

위 식을 사용하면 식(2)의 비선형미분방정식이 등가의 선형미분방정식으로 대체된다.

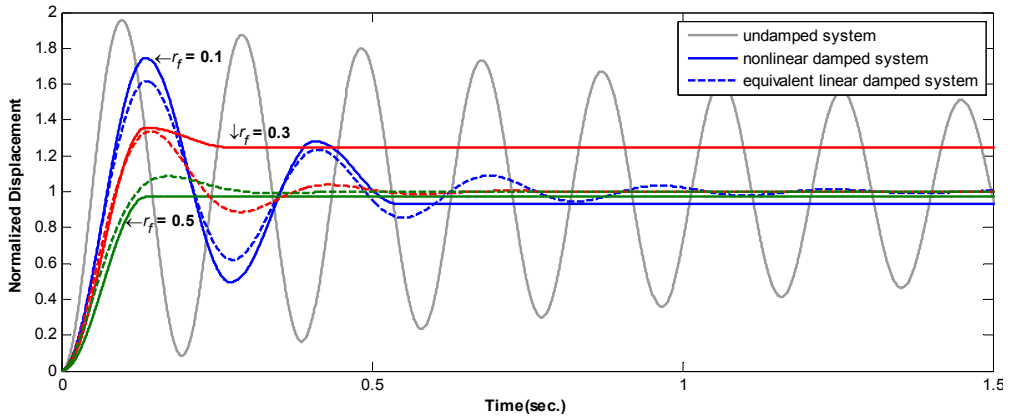


Fig. 6 Verification of equivalent damping ratios

#### 4. 결 증

3절에서 유도된 등가감쇠비와 실제 MR 댐퍼를 설치했을 때의 거동을 비교하기 위해서 수치해석을 통해 응답을 확인하였다. 수치해석에 사용된 구조물은 경간=6 m, 질량=18.35 ton, 고유주기 = 0.27초 통합감쇠비,  $\xi_f = 0.02$ 이다. 제어력비,  $r_f$ 의 변화에 따른 MR 댐퍼의 등가감쇠비를 구하고 등가선형화된 시스템의 응답을 Fig. 6에 나타내었다.  $r_f$ 가 0.1, 0.3, 0.5로 변화할 때 식 (13)에 의해서 구해지는 등가감쇠비는 각각 15.23 %, 32.74 %, 61.55 %이다. 유도된 등가감쇠비에 의한 구조물의 응답과 실제응답은 마찰감쇠기의 정지특성에 의해 약간의 차이가 발생한다. 하지만 소산에너지량을 같게 하는 근사의 시스템을 통해 쉽고 간단하게 응답을 파악해 볼 수 있다. 또한 실제 상용댐퍼를 설치하여 증가하는 감쇠비의 한계는 50 %를 넘기가 힘들다. 등가감쇠비 50 % 미만에서는 등가선형시스템과 실제 시스템의 오차가 크지 않음을 알 수 있다.

#### 5. 결 론

이 연구에서는 붕괴하중을 받는 구조물의 연쇄붕괴 방지장치로서 수평 저항용 MR 댐퍼를 설치하여 연쇄붕괴에 대한 수직 저항성능을 파악하였다. 연쇄붕괴 시 고려되는 하중은 연쇄붕괴해석방법을 이용하여 모사하였다. 전체응답을 파악하기에 앞서 붕괴되는 기동주변을 먼저 단순모델로 모델링하여 정해를 유도하였다. 유도된 수식을 통해 마찰력의 절대

적 크기가 아닌 외력에 대한 상대적 크기가 변위응답에 영향을 주는 것을 파악하고 MR 댐퍼의 저항성능지표로써 제어력비  $r_f$ 를 제시하였다. 따라서 제어력비와 구조물의 감쇠비만 알면 수식에 의해 전체 시간을 해석하지 않고도 특정 시간에 대한 응답을 바로 추정할 수 있게 되었다.

제어력비  $r_f$  값이 증가할수록 마찰력의 영향이 커지므로 구조물의 최대변위응답과 진동횟수구조물이 정지에 이르는 시간이 짧아지는 것을 확인하였다.  $r_f$  값의 변화에 따른 MR 댐퍼의 성능을 보다 쉽게 파악하기 위해서 구조물이 정지할 때까지 소산하는 에너지량을 같게 하는 등가감쇠비를 유도하였다. 유도된 등가감쇠비를 통해 구조물의 감쇠비를 쉽고 간단하게 예측해 볼 수 있다. 마지막으로 재료의 비선형성을 고려한 경우와 유도된 수식에 의한 응답을 비교 검토 하였다. 최종정지위치에 있어서는 응답차이가 발생하나 최대변위응답은 동일하게 발생하여 Bingham 모델로 유도한 수식의 타당성을 검증하였다.

#### 후 기

이 연구는 2010년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국과학재단의 (No. 2010-0016231)주관으로 수행된 과제의 연구비 지원에 의해 수행되었습 니다. 관계자 여러분께 감사드립니다.

#### 참 고 문 헌

(1) Griffiths, H., Pugsley, A. and Saunders, O., 1968, Report of the Inquiry Into the Collapse of Flats at Ronan Point, Canning Town, Her Majesty's Stationary Office, London, England.

(2) GSA, 2003, Progressive Collapse Analysis and Design Guidelines for New Federal Office Buildings and Major Modernization Projects, The U.S. General Services Administration.

(3) Unified Facilities Criteria(UFC)-DoD, 2005, Design of Buildings to Resist Progressive Collapse, Department of Defense.

(4) Breen, J. E., editor, 1976, Research Workshop on Progressive Collapse of Building Structures, Summary Report, HUD-PDR-182, Department of Housing and Urban Development, Washington, D.C.

(5) Leyendecker, E. V. and Ellingwood, B. R., 1977, Design Methods for Reducing the Risk of Progressive Collapse in Buildings, NBS Building Science Series 98, National Bureau of Standards, Washington, D.C.

(6) Kaewkulchai, G. and Williamson, E. B., 2003, Dynamic Behavior of Planar Frames during Progressive Collapse, 16th ASCE Engineering Mechanics Conference, pp. 1~12.

(7) Kim, J., Lee, S. J. and Choi, H. H., 2010, Progressive Collapse Resisting Capacity of Moment Frames with Viscous Dampers, Transactions of Computational Structural Engineering Institute of Korea, Vol. 23, No. 5, pp. 517~524.

(8) Min, K. W. and Joung, J. W., 2002, Modified Sliding Mode Control of Structures Using MR Dampers, Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, Vol. 12, No. 3, pp. 243~250.

(9) Park, E., Lee, S. K., Youn, K. J., Min, K. W., Chung, H. S., Lee, H. J., Choi, K. M., Moon, S. J. and Jung, H. J., 2008, Performance Evaluation of a

Large-scale MR Damper for Controlling Seismic Responses Using a Real-time Hybrid Test Method, Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, Vol. 18, No. 1, pp. 131~138.

(10) Moon, B. W., Park, J. H., Lee, S. K. and Min, K. W., 2008, Equivalent Damping Ratio Based on Earthquake Characteristics of a SDOF Structure with an MR Damper, Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, Vol. 18, No. 1, pp. 87~93.

(11) Lee, S. H., Min, K. W. and 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.

(12) Stanway, R., Sproston, J. L. and Stevens, N. G., 1987, Non-linear Modeling of an Electro-rheological Vibration Damper, Journal of Electrostatics, Vol. 20, No. 2, pp. 167~184.

(13) Gamota, D. R. and Filisko, F. E. 1991, Dynamic Mechanical Studies of Electrorheological Materials, Vol. 35, No. 3, pp. 399~425.

(14) Wereley, N. M., Pang, L. and Kamath, G. M., 1998, Idealized Hysteresis Modeling of Electro-rheological and Magnetoreological Dampers, Journal of Intelligent Material Systems and Structures, Vol. 9, No. 8, pp. 642~649.

(15) Wen, Y. K., 1976, Method of Random Vibration of Hysteretic Systems, Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE. Vol. 102, No. 2, pp. 249~263.

(16) Yoon, K. J., Min, K. W. and Lee, S. H., 2007, Seismic Response Control of Structures Using Decentralized Response-dependant MR Dampers, Transactions of Computational Structural Engineering Institute of Korea, Vol. 20, No. 6, pp. 761~767.