

철근콘크리트 전단벽-모멘트골조 형식 건물에 대한 마찰형 감쇠기 설치방식 비교연구

Configurations of the Friction Dampers Installed in a Reinforced Concrete Shear Wall-Moment Frame System

박지훈¹⁾ · 김길환²⁾

Park, Ji-Hun · Kim, Gil-Hwan

국문 요약 >> 본 연구에서는 전단벽-모멘트골조 시스템으로서 전단벽이 주로 횡력을 부담하는 철근콘크리트 건물을 대상으로 다양한 설치형식과 마찰력의 총량 및 분포를 갖는 마찰형 감쇠기의 제진보강 효과를 수치해석을 통해 비교·분석하였다. 감쇠기의 설치형식으로 전단벽에 인접한 대각가새형, 벽체가 없는 골조를 보강하는 대각가새형 및 벽체 단부를 보강하는 수직경계요소형을 고려하였다. 하중 기준 강화로 설계용보다 크게 증가한 지진하중에 대해 건물의 재료비선형성을 고려한 비선형시간이력해석을 수행하여 에너지소산, 횡하중 및 부재손상도 측면에서 마찰형 감쇠기의 제진성능을 비교·분석하였다. 기준마찰력의 30% 수준의 총마찰력을 갖는 벽체보강 대각가새형 설치형식이 전반적으로 가장 우수한 제진성능을 보이며, 이 경우에 마찰력 배분방식은 중요하지 않았다. 또한 일부층에 집중설치함으로써 전층설치에 약간 못미치는 제진성능을 얻을 수 있었다.

주요어 마찰형 감쇠기, 제진, 내진보강, 철근콘크리트 건물, 전단벽

ABSTRACT >> In this study, seismic control performance of friction dampers installed in a reinforced concrete shear wall-moment frame system, of which main lateral force resisting system is a shear wall, is investigated. Three configurations of friction dampers are investigated. One is a diagonal brace type reinforcing the shear wall directly, another is a diagonal brace type reinforcing the moment frame without the shear wall, and the other one is a vertical boundary element type installed at both ends of the shear wall. In addition, various levels of the total friction force and its distribution methods are examined. Time history analysis considering material nonlinearity is conducted for seismic loads increased by the enhanced design code compared to the initial design loads, and energy dissipation, lateral loads and structural member damages are analyzed. As a result, the shear wall-reinforcing diagonal brace type with the total friction force of 30 % of the reference friction force gives the best performance on the whole, and the distribution methods of the friction force do not have remarkable difference in effects. Also, concentrated installation in adjacent four stories shows just a little compromised control performance compared to the entire story installation.

Key words friction damper, seismic control, seismic retrofit, reinforced concrete building, shear wall.

1. 서론

대다수 철근콘크리트 건축물에서는 횡력저항 시스템으로서 보-기둥으로 구성된 골조에 더하여 전단벽을 채택하고 있다. 전단벽이 효율적으로 횡력에 저항할 수 있는 구조시

스템이지만 예전에 지어진 건축물은 내진설계가 되어 있지 않거나 또는 되어 있다고 하더라도 최근 들어 하중기준의 강화로 인해 내력이 부족해지는 경우가 많다⁽¹⁻³⁾. 특히 하층부 전단벽은 상부의 수직하중으로 인해 연성능력이 감소하여 낮은 에너지소산능력을 갖는다. 따라서 에너지소산량을 증대시켜줄 수 있는 제진보강의 필요성이 높다. 그러나 현재까지 수행된 대부분의 제진설계 관련 연구들은 대부분 골조 시스템 또는 이를 더욱 단순화한 전단건물을 대상으로 수행되어왔다⁽⁴⁻⁷⁾. 그러나 골조 시스템과 전단벽은 상이한 거동을 보이므로 전단벽을 횡력저항 시스템으로 갖는 구조물의 제진설계에 대한 연구가 요구되는 실정이다. 다양한

¹⁾ 정회원·인천대학교 건축공학과 전임강사
(대표저자: jhpark606@incheon.ac.kr)

²⁾ (주)동양구조안전기술 설계4팀 기사

본 논문에 대한 토의를 2008년 6월 30일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

(논문접수일 : 2008. 2. 1 / 심사종료일 : 2008. 4. 11)

제진장치 가운데 마찰형 감쇠기는 마찰형 감쇠기는 변위의 존형 감쇠장치의 일종으로서 에너지소산 메커니즘이 단순하고 설치 및 제작이 쉬우며, 반복하중에 대한 이력거동이 안정적이고 마찰면의 수직항력을 조절하여 원하는 마찰력을 얻기가 용이하다^(8,9). 뿐만 아니라 마찰형 감쇠기를 구조물에 설치하는데 사용되는 가새의 좌굴을 방지하기 위해 다양한 시스템이 개발되고 있어 그 수요가 점차 증가할 것으로 예상된다⁽¹⁰⁻¹²⁾.

지진이나 바람과 같은 무작위 반복하중을 받는 마찰형 감쇠기는 미끄러짐 상태에서는 마찰에 의해 구조물의 운동에너지를 소산시킴으로써 구조물의 감쇠를 증가시키며, 잠김 상태에서는 설치용 부재의 강성만큼 구조물의 강성을 증가시키는 효과를 갖는다. 마찰형 감쇠기의 제진효과는 두 가지 상태가 전체 거동에서 차지하는 상대적인 비중에 따라서 달라지며, 어느 상태가 지배적이 될 것인가는 작용하는 하중과 감쇠기 마찰력 수준 사이의 상대적인 비율 및 설치용 부재의 강성에 의해 결정된다. 특히 다층 건축구조물의 지진응답제어를 위해 마찰형 감쇠기를 설계하는 경우에는 설치위치 및 마찰력의 분배방식이 중요한 설계요소가 된다. 설치위치는 설치층 및 평면상의 위치로 나누어 생각할 수 있으며, 전단변형이 지배적인 건물에서는 수직변위가 크지 않으므로 격막(diaphragm)작용에 의해 평면내 어느 위치에 설치하여도 제진효과가 동일하나 전단벽과 골조가 복합된 구조물에서는 벽체의 휨변형과 골조의 전단변형이 상호작용하므로 평면상의 설치 위치가 큰 영향을 줄 수 있다.

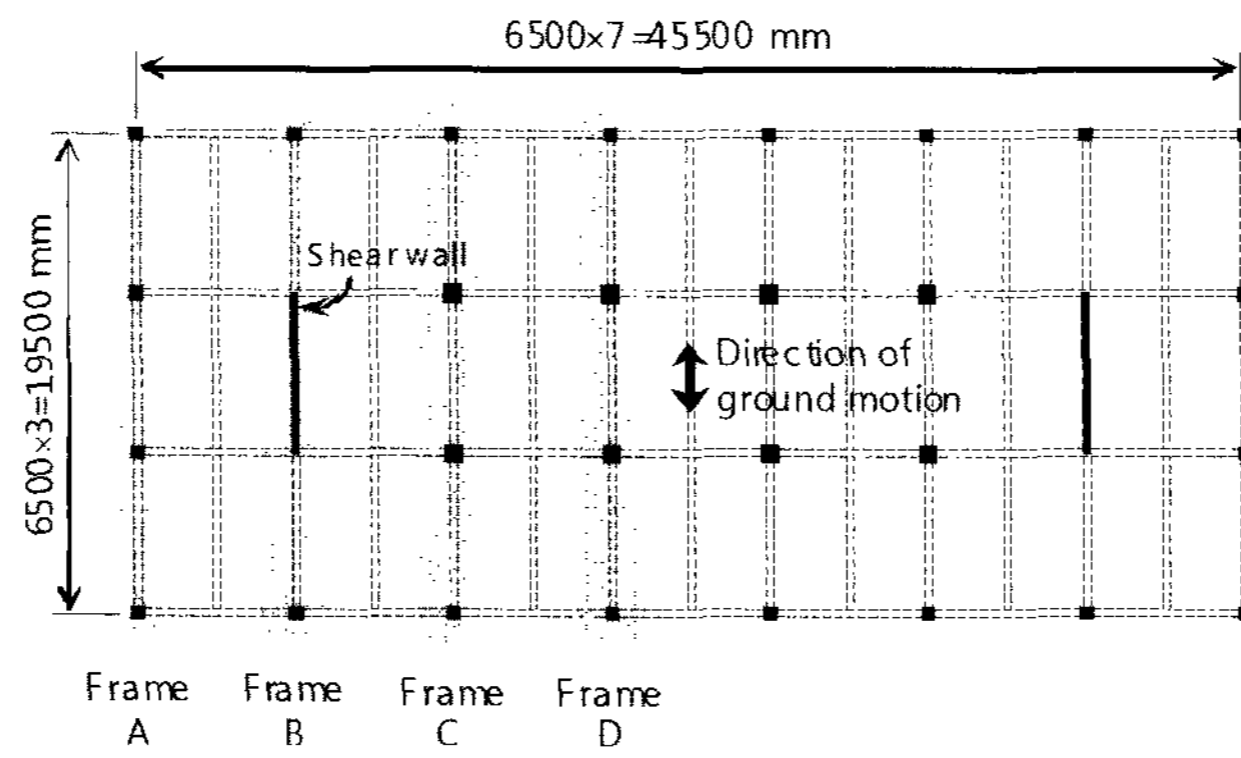
상기한 마찰형 감쇠기의 설계변수 결정을 위해 많은 연구가 수행되어 왔다. Filatrault와 Cherry⁽¹²⁾는 구조물의 고유주기, 지진의 진동수 성분 및 마찰형 감쇠기의 마찰력에 대한 변수연구를 수행하여 변위와 변형에너지의 합을 최소화하는 등분포된 마찰형 감쇠기의 설계절차를 제시하였다. Ciampi 등⁽¹³⁾은 비탄성 단자유도 구조물을 대상으로 이력형 감쇠기가 설치된 구조물의 비탄성응답스펙트럼을 제시하였으며, 다양한 감쇠기의 설계변수 분포방식에 대한 변수연구를 비탄성 전단건물을 대상으로 수행하였다. Inoue와 Kuwahara⁽¹⁴⁾는 비탄성 구조물의 등가감쇠비를 최대화할 수 있는 이력형 제진장치 설계법을 제안하였으며 이를 다자유도 전단건물에 적용 및 검증하였다. Fu와 Cherry⁽¹⁵⁾는 등가선형화에 기초하여 횡력수정계수(force modification coefficient)를 이용한 마찰형 감쇠기 설계절차를 제안하였다. Lin⁽¹⁶⁾ 등은 직접변위기반설계법을 이용하여 마찰형 감쇠기를 포함한 다양한 에너지소산형 감쇠기의 설계방법을 제시하였다. 이상현 등⁽¹⁷⁾은 마찰형 감쇠기가 설치된 전단건물에 대한 수치해석을 통해

층전단력에 기초한 마찰력 분배방식이 우수함을 입증하였으며, 마찰력의 총량에 따른 최적 설치층 수의 산정식을 제시하였다. 그러나 이들 연구는 모두 전단건물이나 골조형식 건물과 같이 전단변형이 지배적인 구조물에 국한되고 있으며 평면상의 설치위치도 다루고 있지 않다.

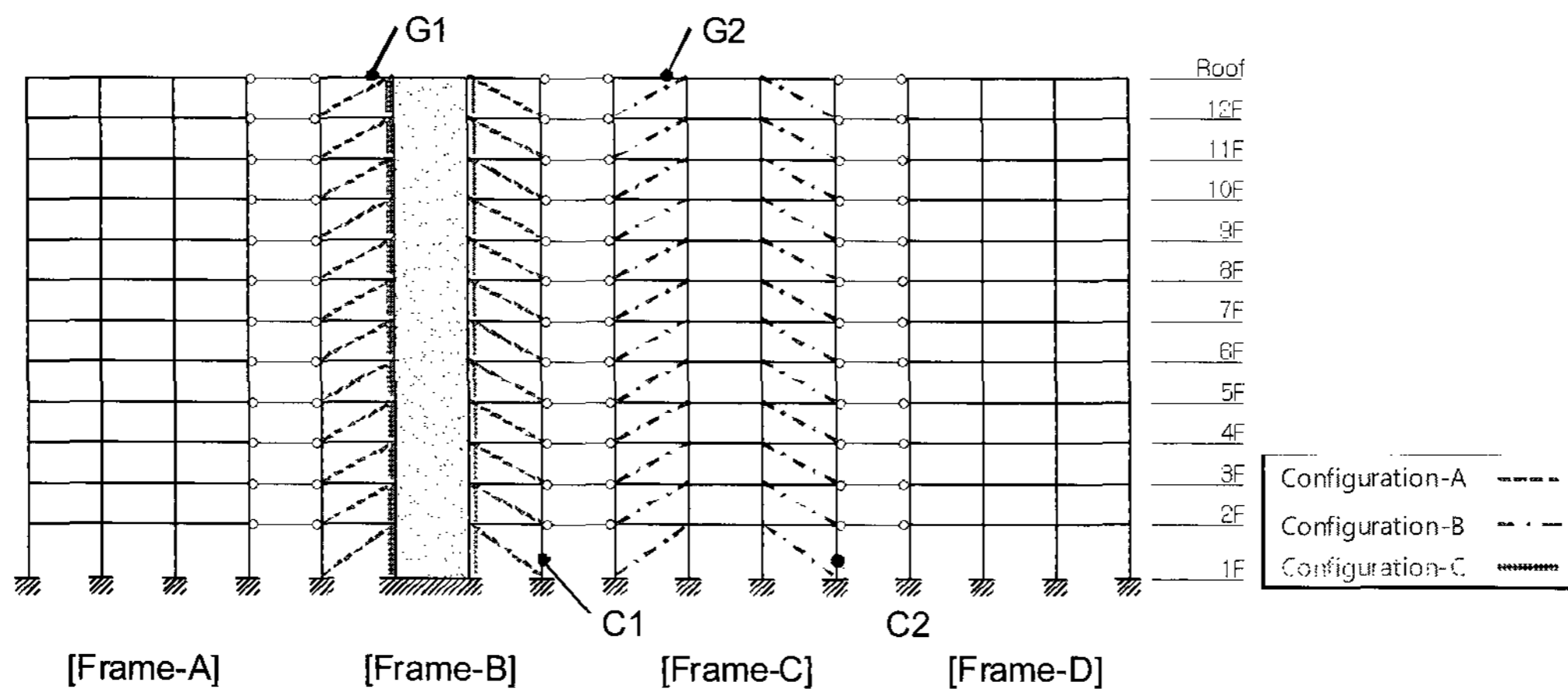
본 연구는 전단벽이 주된 횡력저항 시스템 역할을 하고 골조는 주로 중력하중을 부담하는 건물을 대상으로 수치해석을 통해 마찰형 감쇠기의 제진보강 효과를 분석하였다. 이를 위해 다층건물의 제진효과에 영향을 미치는 인자인 감쇠기 설치형식, 총마찰력의 크기, 층별 마찰력분포, 집중설치시의 감쇠기 설치층을 고려하여 다양한 설치안을 제시하고 수치해석모델을 작성하였다. 구조체 부분은 건축물하중기준(2000)⁽¹⁸⁾에 맞춰 건물골조시스템에 속하는 구조물로 설계하고 이보다 강화된 하중기준인 건축구조설계기준(2005)⁽¹⁹⁾에서 정의된 지진하중을 대상으로 비선형시간이력해석을 수행하여 다양한 마찰형 감쇠기 설치안의 제진성능 평가를 수행하였다. 수치해석 결과를 바탕으로 감쇠기의 에너지소산성능, 하중저감성능, 부재손상 제어성능 등의 항목별로 각 설치안 간의 제진성능 특성을 비교·분석하여 마찰형 감쇠기에 의한 제진보강 설계의 기본 지침을 제시하였다.

2. 대상건물의 설계 및 모델링

대상건물은 전단벽과 모멘트골조가 혼합된 철근콘크리트 구조로서, 저층인 경우에는 전단벽으로 인해 횡변위 발생량이 작아 감쇠기의 에너지소산 효과가 거의 없고, 고층인 경우에는 풍하중이 지배적이므로 본 연구에서는 12층의 규모를 가정하였다. 대상건물의 평면은 그림 1 (a)와 같고, 대칭성을 이용하여 우측 절반만을 그림 1 (b)와 같이 단부의 회전구속이 없는 강체로 연결된 4개의 평면골조로 모델링하였다. 모멘트골조의 횡력 분담률은 설계하중에 대한 등가정적 해석 시 12.2%, 비선형정적해석 시 13.0%, 비선형시간이력 해석 시 21%로서 모멘트골조 부분이 주로 중력하중을 담당하는 건물골조 시스템(building frame system)에 속한다. 설계용 지진하중은 건축물하중기준(2000)을, 제진성능 평가용 지진하중은 강화된 기준인 건축구조설계기준(2005)을 적용하였다. 설계스펙트럼 산정에 적용된 각종 지진계수(seismic coefficient)를 하중조합과 함께 표 1에 정리하였다. 설계용 및 평가용 지진하중 사이에 반응수정계수의 차이가 있으나, 제진성능 평가를 위한 비선형시간이력해석에서는 하중에 반응수정계수를 적용하지 않았으며, ATC-40의 내진성능 평가지침에 따라 중력하중에는 하중계수를 적용하지 않았다⁽²⁰⁾.



(a) 평면도



(b) 평면골조 모델링 및 감쇠기 설치형식

〈그림 1〉 대상구조물 및 마찰형 감쇠기의 설치형식

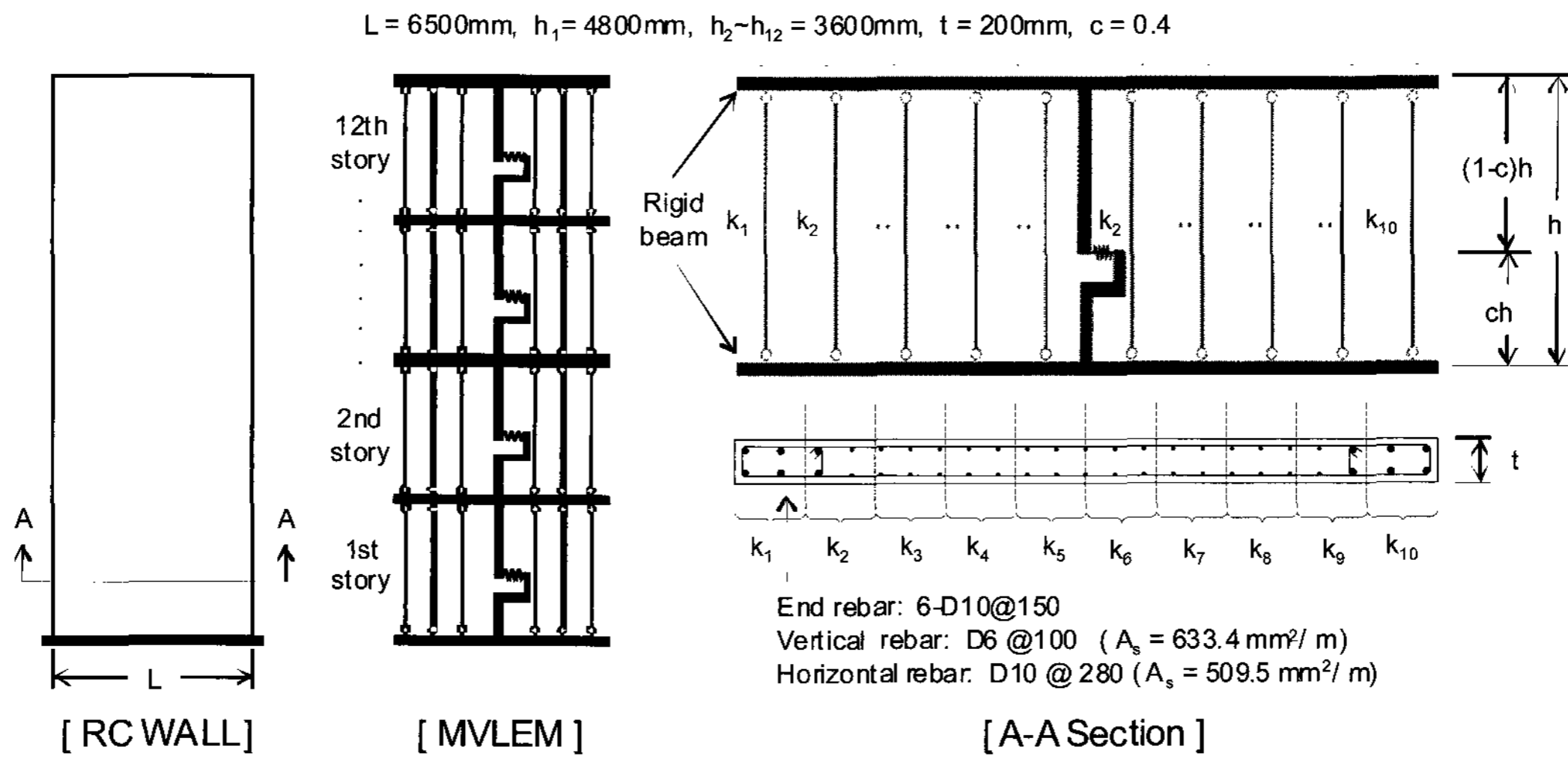
〈표 1〉 설계 및 평가용 지진하중의 계수 및 하중조합

Load	Design Load	Evaluation Load
Code	AIK2000	KBC2005
V/W	$\frac{V}{W} = \frac{A I_E C S}{R}; C = 1/(1.2\sqrt{T})$	$\frac{V}{W} = \frac{S_{D1}}{(R/I_E)T}; S_{D1} = 2.3MA$
A	0.11	0.11
I_E	1.2	1.2
S	1.2	-
S_{D1}/A	-	3.06
R	4.0	5.0
Load combination for design	0.75(1.4D+1.7L+1.8E)	-
Load combination for nonlinear time history analysis	D+L+0.75(1.8E)	D+L+E

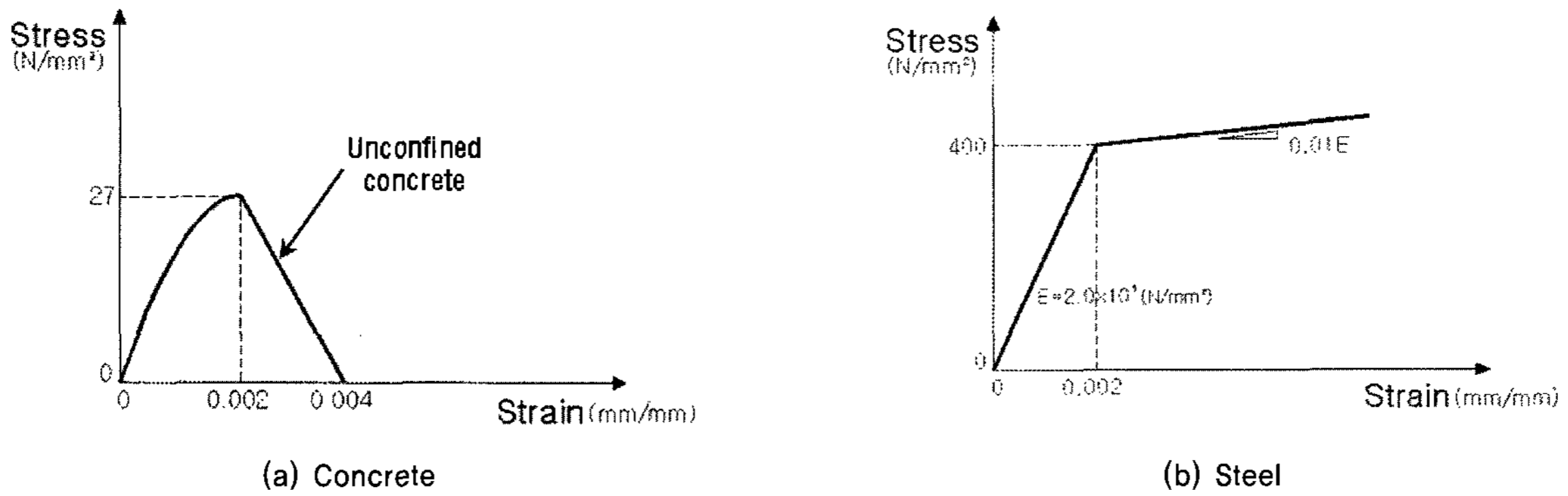
벽체의 해석모델로는 Vulcano와 Bertero가 제안한 다중 수직선요소모델(multiple vertical line element model)을 채택하였으며^(21,22), 그림 2에 나타내었다. 이 모델은 휨변형을 모델링하기 위해 복수의 수직 트러스요소가 상하부의 강체보에 연결되고 전단변형은 단일 전단스프링을 통해 모델링된다. 전단스프링의 높이는 Kutay⁽²²⁾의 연구를 참조하여

각 벽체 높이의 40%에 해당되는 지점을 선정하였다. 각각의 수직 트러스요소는 콘크리트와 철근으로 구성되는 섬유요소로서 콘크리트의 비탄성재료모델은 Kent-Scott-Park 모델⁽²³⁾, 철근의 비탄성재료 모델은 이선형의 이동경화형(kinematic hardening) 모델을 적용하였으며, 그림 3에 나타내었다. 전단스프링의 이력모델은 해석용 소프트웨어에서 제공하고 있는 재료모델이 제한적이어서 Vulcano와 Bertero⁽²¹⁾의 연구를 참조하여 그림 4에 나타낸 원점지향형 이력법칙을 갖는 완전탄소성(elasto-perfectly plastic) 시스템을 적용하였으나, 이는 콘크리트 벽체의 전단거동 모델링 기법의 발전에 따라 추후 보완될 필요가 있다.

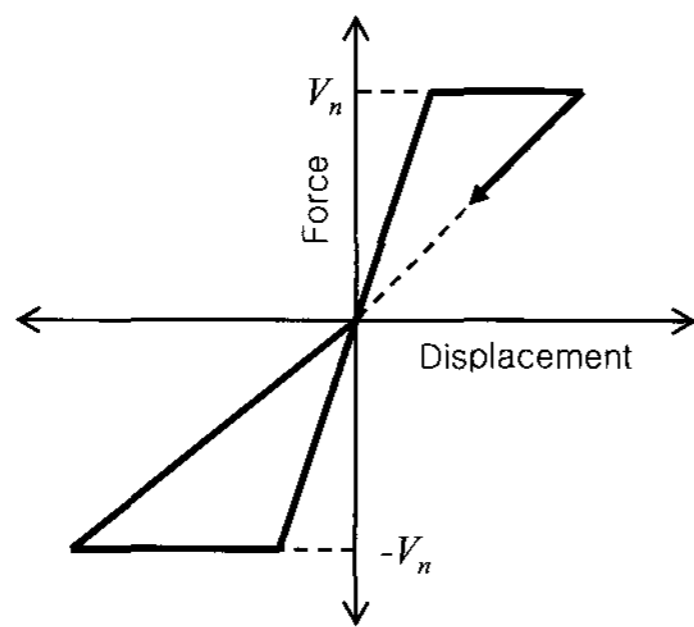
보 및 기둥은 양단부를 비탄성 섬유요소(fiber element)로, 중앙부는 탄성보로 모델링하였으며 비탄성 섬유요소가 차지하는 길이는 Scott와 Fenves⁽²⁴⁾의 제안식에 따라 산정하였다. 단면은 표 2에서와 같이 6개의 콘크리트 섬유 및 철근으로 구성된다. 보 및 기둥의 재료 모델은 벽체와 동일하며, 띠철근비가 적어서 구속효과가 거의 없는 것으로 나타나 편의상 횡구속이 없는 콘크리트로 모델링하였다. 보와 기둥의 중앙부 탄성보는 균열을 고려하여 단면2차모멘트를 각각 50 및 70%로 저감시켰다⁽²⁰⁾.



〈그림 2〉 벽체의 다중수직선요소모델



〈그림 3〉 벽체 및 골조의 섬유요소 재료모델



〈그림 4〉 전단스프링의 원점지향형 이력모델

대상건물의 제진성능 평가용 구조해석모델의 고유주기는 표 3에 정리하였으며, 건축구조설계기준의 주기산정식과 고유치해석에 의해 계산된 값이 상이하고, 그에 따라 밀면전단력에도 차이가 발생한다. 여기서 등가정적지진하중과 비선형시간이력해석에 의한 밀면전단력은 각각 자중의 3.43%와 3.18%로서 고유주기 차이에 비해 상대적으로 차이가 적다. 반응수정계수를 곱하지 않은 탄성거동 시의 등가정적지진하중은 KBC2005에 따른 평가용 지진하중이 AIK2000에 따른 설계용 지진하중보다 74.2%에 달하는 큰 폭으로 증가

〈표 2〉 골조 부재의 단면 및 섬유요소 모델링

Member	벽체 인접 기둥 C1	벽체 인접 최상층 보 G1
Original and fiber section		
Dimension	450 × 450	300 × 600
Bar	16 - 5 - D19	TOP : 5-D25 / BOT : 6-D13
Hoop or stirrup	2 - 10@150	2 - 10@100

〈표 3〉 해석방법별 밀면전단력 및 고유주기(괄호 안은 AIK2000 대비 증가율)

Analysis Method		Base shear normalized by total weight		Natural Period (sec)	
		AIK2000	KBC2005	Period	Note
Equivalent static analysis	V·R/W	0.1372	0.2390 (74.2%)	1.68	Code equation
	V/W	0.0343	-		
Nonlinear time history analysis		0.0318	0.0353 (11.1%)	2.74	Eigenvalue analysis

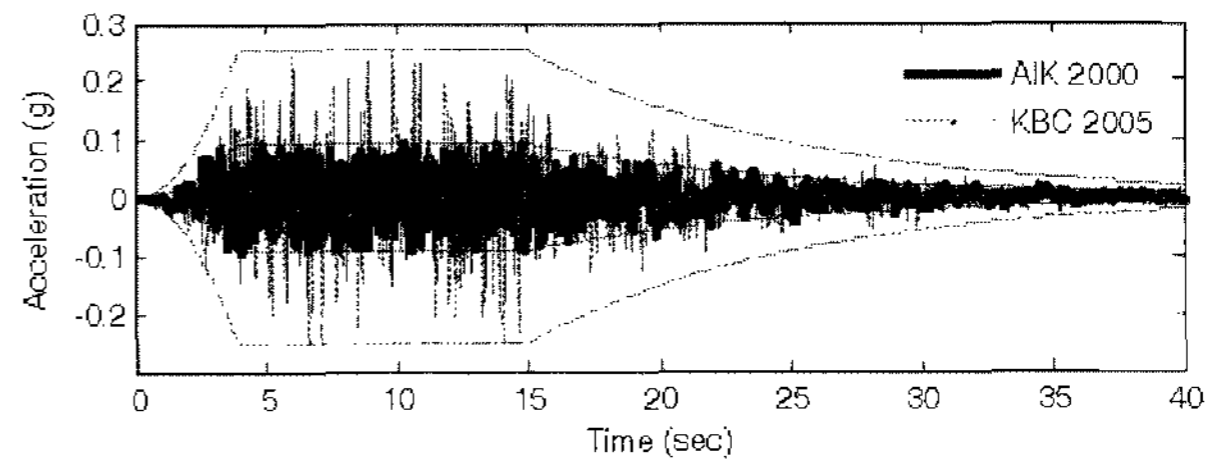
하여 제진보강의 필요성이 큼을 알 수 있다. 반면에 비선형 시간이력에서 얻어진 밀면전단력은 동일 횡저항 성능을 갖는 구조물의 비탄성 거동으로 인해 11.1%의 차이만을 보이고 있다. 그러나 대상 구조물은 평가용 지진하중에 대해서 약 11초부터 지속적으로 1층 벽체의 압축변형량이 증가하여 최종적으로는 735 mm에 도달하였으며, 이는 구조물의 붕괴가 발생한 것으로 간주할 수 있으므로 제진보강이 필요한 것으로 볼 수 있다.

부재설계는 MIDAS/Gen을 사용하여 등가정적하중에 대한 탄성해석 결과를 기초로 수행하였으며, 제진성능평가는 U. C. Berkely의 Pacific Earthquake Engineering Research Center에서 제공하는 OpenSees를 이용한 비탄성시간이력해석을 통해 수행하였다. 시간이력해석에 사용된 인공지진은 SIMQKE를 사용하여 생성하였으며 지속시간은 40 초이다. 포락선은 Jennings 등⁽²⁵⁾이 제안한 B형을 사용하였으며, 시간이력과 함께 그림 5에 나타내었다.

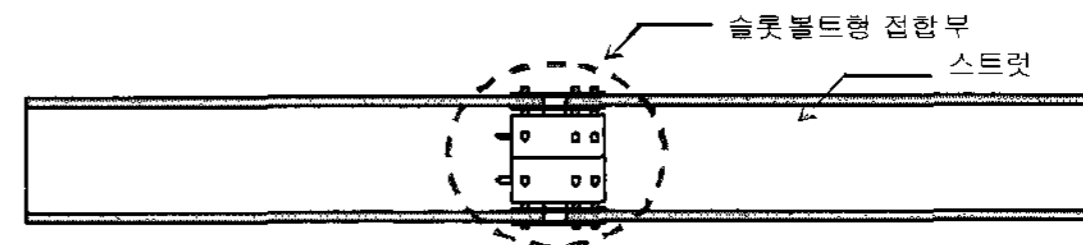
3. 마찰형 감쇠기의 설치 형식 및 위치

마찰형 감쇠기의 제진성능에 영향을 미치는 요소는 마찰력의 크기와 설치용 부재의 강성이다. 마찰형 감쇠기에 전달되는 힘이 마찰력에 도달하기 전에는 설치용 부재에 의한 강성증가 효과가 있고, 마찰력에 도달하면 미끄러짐이 발생하면서 에너지소산 효과가 발생한다. 따라서 마찰형 감쇠기를 다자유도 구조물에 설치할 때에는 미끄러짐이 발생할 수 있도록 충분한 힘이 전달될 수 있는 위치를 선정하여야 한다. 또한 복수의 마찰형 감쇠기를 설치할 때에는 각각의 감쇠기가 효과적으로 에너지소산작용을 할 수 있도록 감쇠기별로 적절한 마찰력을 배분하여야 한다.

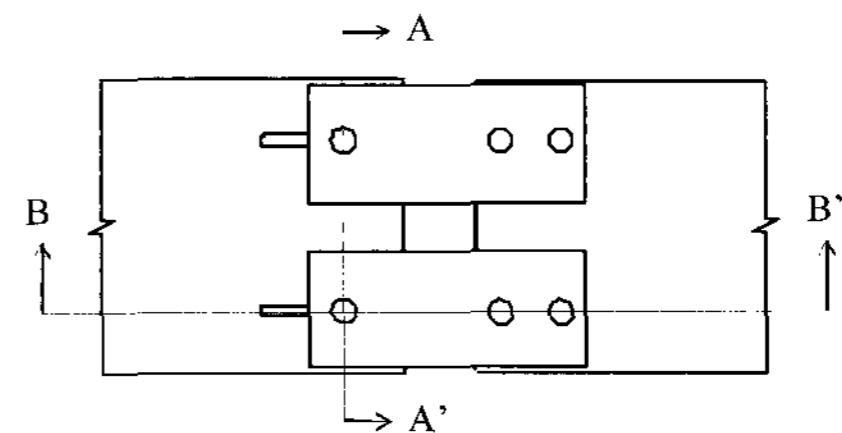
본 연구에서는 대표적인 마찰형 감쇠기인 슬롯볼트형 접합부를 갖는 스트럿 형태의 마찰형 감쇠기를 사용하는 것으로 가정하며, 감쇠기의 형상은 그림 6과 같다. 이와 같은 마찰형 감쇠기는 Wolfe 등의 연구에서 실제 건물에 적용된 것에 기초하며 스트럿으로 사용되는 H형강의 웹과 두 개의



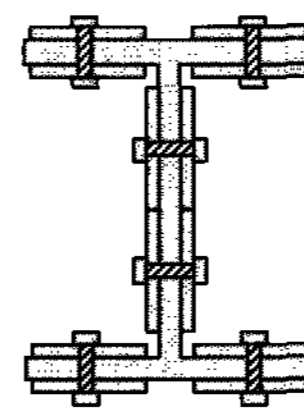
〈그림 5〉 설계용 및 평가용 지진하중의 지반가속도 시간이력



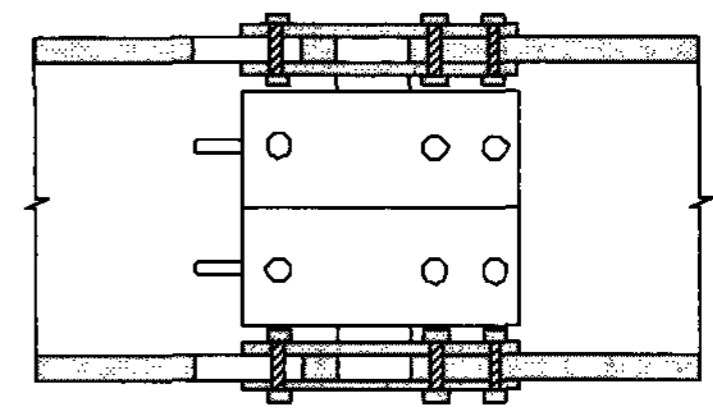
(a) 마찰형 감쇠기의 측면도



(b) 슬롯볼트형 접합부의 평면도



(c) A-A' 단면



(d) B-B' 단면

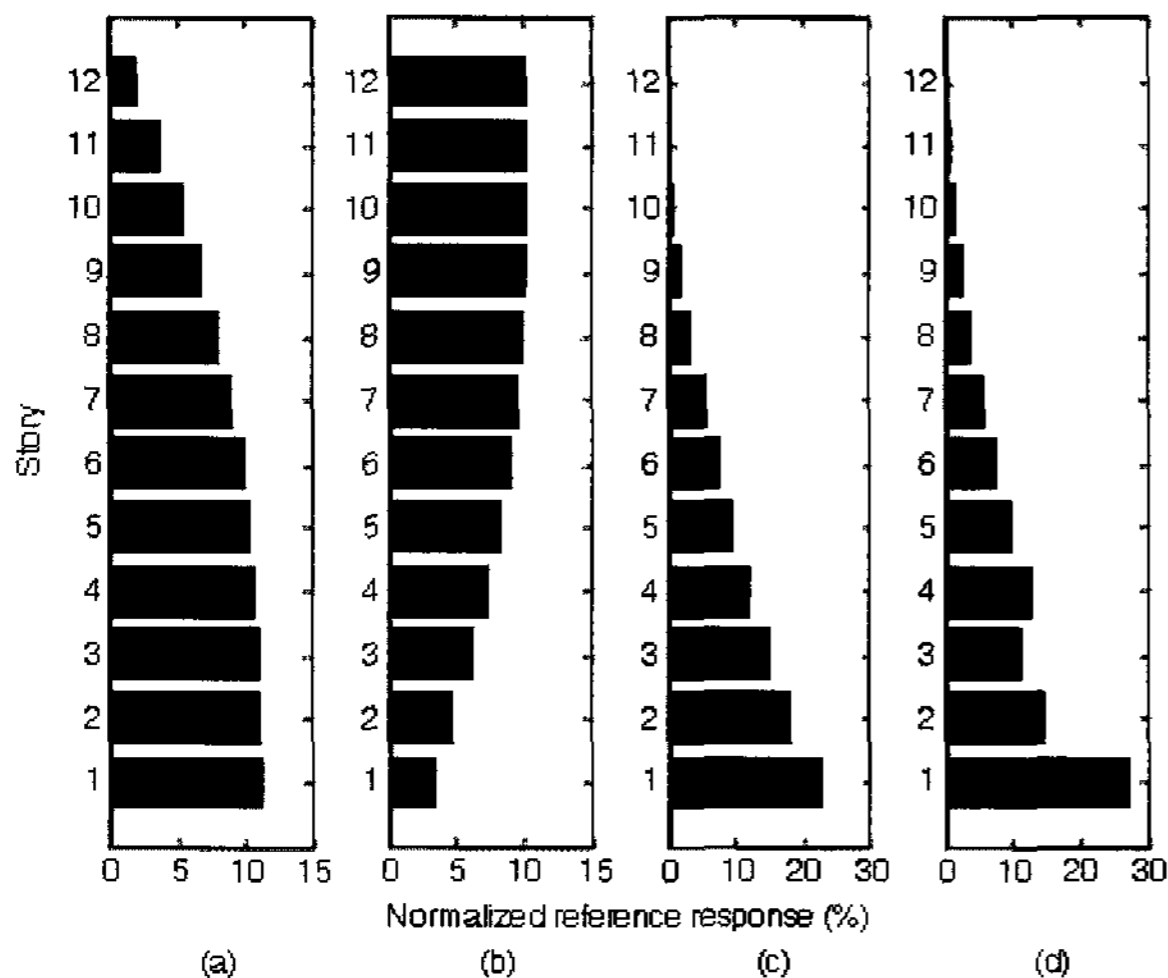
〈그림 6〉 절단된 H-형강이 슬롯볼트형 접합부로 연결된 마찰형 감쇠기

플랜지에 슬롯형 볼트구멍을 각각 2개씩 천공하여 그림 6(c)에서와 같이 총 6개의 슬롯볼트형 접합부를 갖는다. 스트럿에는 KS 규격의 H-300×305×15/16 단면을 사용하였으며, 강구조한계상태설계기준에 의거한⁽²⁷⁾ 공칭축하중강도는 양단 힌지에 대각가새로 설치 시 길이를 적용하면 4832 kN이다.

마찰형 감쇠기의 설치형식은 대각가새 형식과 벽체의 단부를 보강하는 형식을 고려하였다. 이 가운데 대각가새 형식은 벽체에 인접하여 설치함으로써 구조물의 주된 횡력저항 시스템을 보강하는 형식과, 벽체가 없는 골조에 설치함으로써 보조적인 시스템을 보강하는 형식으로 나누었다. 벽체단부 보강형은 단면상에서 휨변형이 가장 크게 발생하는 벽체단부에 철근이 집중된 경계요소(boundary element)를 설치하는 것과 유사한 효과를 목표로 한다. 이하에서는 벽체보강 대각가새 형식을 A형, 골조보강 대각가새 형식을 B형, 벽체보강 경계요소 형식을 C형으로 명칭하고 그림 1에 설치형상을 도시하였다.

다층건물에 복수의 마찰형 감쇠기를 설치하는 경우에, 마찰력의 크기는 총마찰력의 크기 및 그 층별분포로 나타낼 수 있다⁽¹⁷⁾. 분포시킬 마찰력의 총합은 기준마찰력에 대한 백분율로 표기하였으며 10, 20, 30, 60, 90%를 적용하였다. 기준마찰력은 ATC-40⁽²⁰⁾에 따른 능력스펙트럼법을 적용하여 평가용 지진하중(KBC2005)에 대한 비선형정적해석으로부터 구하였으며, 적용된 정적하중의 층별 분포는 1차 모드의 모드형상에 비례하는 것으로 가정하였다. 설치형식 A 및 B는 이렇게 얻어진 층전단력의 총합을, 설치형식 C는 벽체의 층전도모멘트를 벽체길이로 나누어 계산된 수직력의 총합을 기준마찰력으로 하였으며, 각각의 크기는 13,976kN 및 18,867kN이다.

층간에 대각가새 형식으로 설치하는 경우에는 마찰력이 층전단력에 비례하도록 분포해야 전체 감쇠기에서 모두 미끄러짐이 발생하면서 고르게 에너지가 소산된다. 반면에 층간변위가 큰 곳에 큰 마찰력을 갖는 감쇠기를 설치하는 것도 이력곡선의 면적을 극대화하여 에너지소산량을 증가시킬 것으로 기대할 수 있다. 이하에서는 전자의 분배방법을 ‘하중비례형’, 후자의 분배방법을 ‘변위비례형’으로 표기한다. 기준마찰력 산정을 위한 비선형정적해석으로부터 얻어진 층전단력과 층간변위의 분포를 백분율로 환산하여 그림 7 (a) 및 (b)에 나타내었다. 전단벽-골조 시스템의 거동특성상 하중비례형은 하층부에, 변위비례형은 상층부에 큰 마찰력을 배분하게 됨을 알 수 있다. 또한 비교를 위해 전층에 동일한 마찰력을 분포시키는 방법을 추가하였다. 벽체보강 경계요소 형식의 경우에는 층전단력 및 층간변위 대신에 각 층 벽체에 작용하는 전도모멘트를 벽체 길이로 나누어 계산된 힘 및 각 층 벽체 곡률을 각각 하중비례형과 변위비례형 마찰력 분포의 지표로 삼았고, 백분율로 환산된 층별 분포



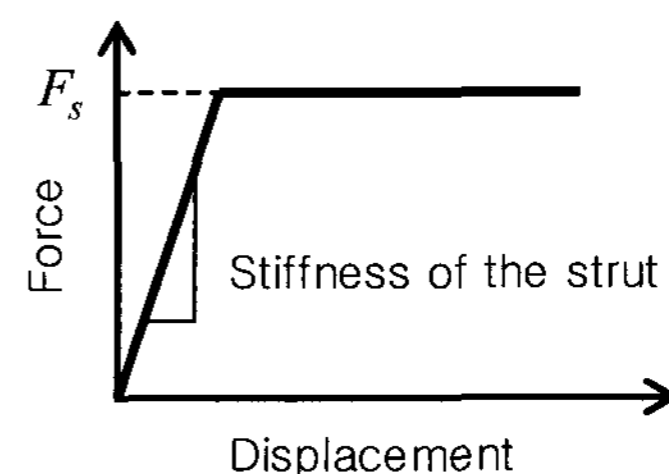
〈그림 7〉 마찰력 분포에 사용된 기준 응답의 층별 분포 (a) 층전단력 (b) 층간변위 (c) 벽체 층전도모멘트 (d) 벽체 곡률

를 그림 7 (c) 및 (d)에 나타내었다. 하중비례형과 변위비례형 모두 하층부로 갈수록 큰 마찰력이 분배되며, 벽체의 곡률이 비탄성 변형으로 인해 하층부로 갈수록 급격히 증가하여 하중비례형보다 변위비례형의 하층부 마찰력 집중도가 약간 더 높다.

마지막으로 경제적인 내진보강을 위해 마찰형 감쇠기를 전층에 설치하지 않고 일부 층에 집중하여 설치하는 방법을 고려하였다. 집중설치 시의 제진효과 검토는 두 가지 측면에서 의미를 갖는다. 우선 적은 수의 감쇠기로 전층에 설치한 경우에 비해 어느 정도의 내진성능을 획득할 수 있는지를 검토할 수 있으며, 두 번째로는 설치 층별 제진효과를 비교를 통해 최적의 제진장치 설치위치를 가늠해볼 수 있다. 본 연구에서는 4개 층씩 묶어서 하층부, 중층부, 상층부로 나누어 감쇠기를 집중설치하였으며, 비교를 위해 각각의 총마찰력은 전층설치와 동일한 값을 적용하고 이를 해당되는 4개 층에 균등분포시켰다.

앞서 언급한 기준마찰력의 90%에 그림 7에 나타낸 마찰력의 층별 분포 중 최대값을 곱해서 소요되는 개별 감쇠기의 마찰력 중 최대치를 계산할 수 있으며, 전층설치 시 최대소요마찰력은 설치형식 A와 B의 경우에는 916kN, 설치형식 C의 경우에는 3887kN이다. 집중설치 시의 최대소요마찰력은 설치형식 A와 B의 경우에 1955kN, 설치형식 C의 경우에 4245kN이다. 따라서 모든 최대소요마찰력은 스트럿 부재의 공칭축하중강도보다 작다. 또한 강구조한계상태설계기준에 의거하면⁽²⁷⁾ 원형 볼트구멍에 체결된 2면전단을 받는 M22볼트 1개의 공칭미끄럼강도는 167.3kN이며, AISC의 규정을 참조하여 슬롯볼트에 대해서 0.6의 강도감소계수를 적용하면 100.4kN이다.⁽²⁸⁾ 그림 6 (b)에서와 같이 한 단면에 6개의 슬롯볼트 접합부를 설치하고, 각각의 슬롯형 볼트구멍에 하나의 볼트만 체결된다면 602.4 kN의 마찰력을 얻을 수 있고, 8개까지 체결된다면 602.4kN*8=4819 kN의 마찰력을 얻을 수 있다. 따라서 볼트의 수 및 볼트에 도입되는 장력을 적절히 조정하여 각 설치 형식별로 요구되는 마찰력들을 모두 구현할 수 있다.

슬롯볼트형 접합부는 Coulomb 감쇠를 갖는 것으로 가정하며, 스트럿 부재의 변형을 고려하여 그림 8과 같은 완전탄



〈그림 8〉 마찰형 감쇠기-설치용 부재 시스템의 하중-변위 관계

소성 시스템으로 모델링하였다. 완전탄소성 시스템의 초기 강성은 스트럿 부재에 사용된 H형강의 단면 치수 및 길이에 기초하여 산정하였다.

4. 에너지소산 성능

마찰형 감쇠기의 제진효과를 검토하기 위해 원구조물과 제진보강된 구조물을 대상으로 인공지진에 대한 비선형시간이력해석을 수행하였다. 원구조물의 경우 설계용 지진하중과 제진성능 평가용 지진하중에 대해서, 제진보강된 구조물은 제진성능 평가용 지진하중에 대해서만 비선형시간이력을 수행하였다. 먼저 설치형식별로 마찰형 감쇠기의 에너지소산성능을 비교하기 위하여 전층설치 시 감쇠기에 의한 총에너지소산량을 표 4에 나타내었다. 표 4에서 총마찰력은 기준마찰력으로 정규화하여 나타냈으며, COL은 건물이 붕괴했음을 의미한다.

표 4에서 음영으로 나타낸 부분은 각 설치형식 및 마찰력 분배방식 별로 감쇠기에 의한 에너지소산량이 최대가 되는 총마찰력 수준을 표시하고 있으며, A, B 및 C에 대하여 각각 기준마찰력의 30%, 60% 및 30%에 해당된다. 설치형식

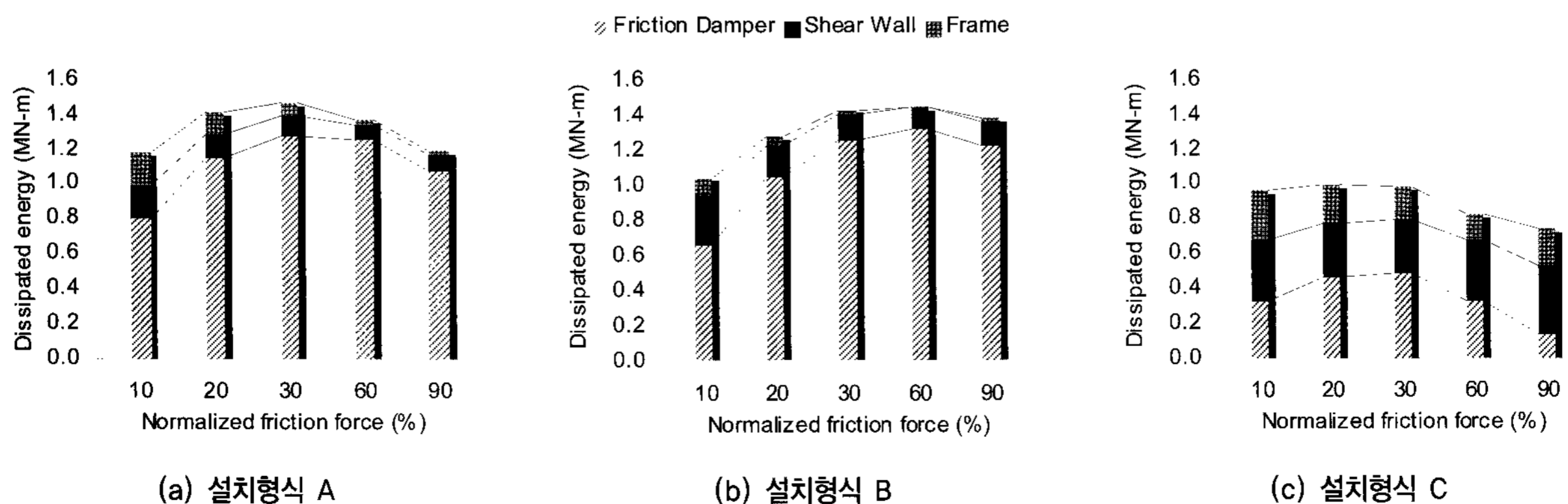
B에 있어서 정규화된 총마찰력 30%와 60% 사이에 큰 차이가 없으므로 모든 설치형식에 대하여 에너지소산량에 기초한 개략적인 최적총마찰력 수준은 기준마찰력의 30% 수준이라고 할 수 있다. 그러나 하중의 수준에 따라서 기준마찰력의 크기 및 그에 따른 최적총마찰력 수준도 변화할 수 있으므로 다른 수준의 지진에 대해서도 최적의 마찰력 수준을 조사할 필요가 있다.

마찰형 감쇠기에 의한 에너지소산량의 설치형식 간 차이를 표 4에서 살펴보면, 음영표시된 최대에너지소산량의 경우에 설치형식 B가 가장 크고 설치형식 A는 B보다 약간 작은 반면에 설치형식 C는 현저히 작다. 따라서 공간 활용상의 문제가 있는 경우를 제외하면 설치형식 A 또는 B를 사용하는 것이 감쇠효과를 높이는데 유리하다. 또한 설치형식 A는 낮은 마찰력 수준에서 상대적으로 우수한 에너지소산성능을, 설치형식 B는 높은 마찰력 수준에서 상대적으로 우수한 에너지소산량 성능을 보여주고 있다. 높은 마찰력 수준은 미끄러짐 현상의 감소로 인해 강성을 크게 증가시켜서 지진하중을 증가시킬 수 있으므로 설치형식 A가 상대적으로 바람직하다. 표 4에서 음영으로 표시한 에너지소산량 최대치를 토대로 마찰력 분배형식간의 차이를 살펴보면, 설치형식 A는 분배형식 간 차이가 크지 않은 반면에 설치형식 B와 C의 경우에는 각각 변위비례형 분포와 균등 분포의 에너지소산량이 다른 분포형식보다 10~20% 정도 저하되고 있다.

마찰형 감쇠기가 설치된 전단벽-골조 시스템 구조물의 에너지소산량은 감쇠기 뿐만 아니라 벽체 및 골조의 구조부재에서도 발생하며, 구조부재의 에너지소산량 비중은 이들 부재의 손상도와도 관련이 있다. 따라서 마찰형 감쇠기의 에너지소산량 뿐만 아니라 전체 에너지소산량의 구성을 분석할 필요가 있다. 이를 위해 하중비례형 마찰력 분포로 전층설치 시 감쇠기, 전단벽 및 골조에서 발생하는 에너지소산량을 총마찰력 수준별로 그림 9에서 비교하였다.

〈표 4〉 전층설치 시 마찰형감쇠기에 의한 에너지소산량(MN-m, COL: collapse)

Configuration	Friction Force Distribution	$F_{s,total}/W$				
		10 %	20 %	30 %	60 %	90 %
Type A	Load	0.80	1.15	1.27	1.25	1.07
	Displacement	0.81	1.17	1.28	1.18	1.08
	Uniform	0.82	1.17	1.28	1.23	1.12
Type B	Load	0.66	1.05	1.26	1.32	1.22
	Displacement	0.64	1.01	1.19	1.21	1.19
	Uniform	0.67	1.06	1.28	1.37	1.25
Type C	Load	0.33	0.46	0.48	0.33	0.14
	Displacement	0.34	0.46	0.48	0.30	0.15
	Uniform	COL	0.37	0.41	0.41	0.32



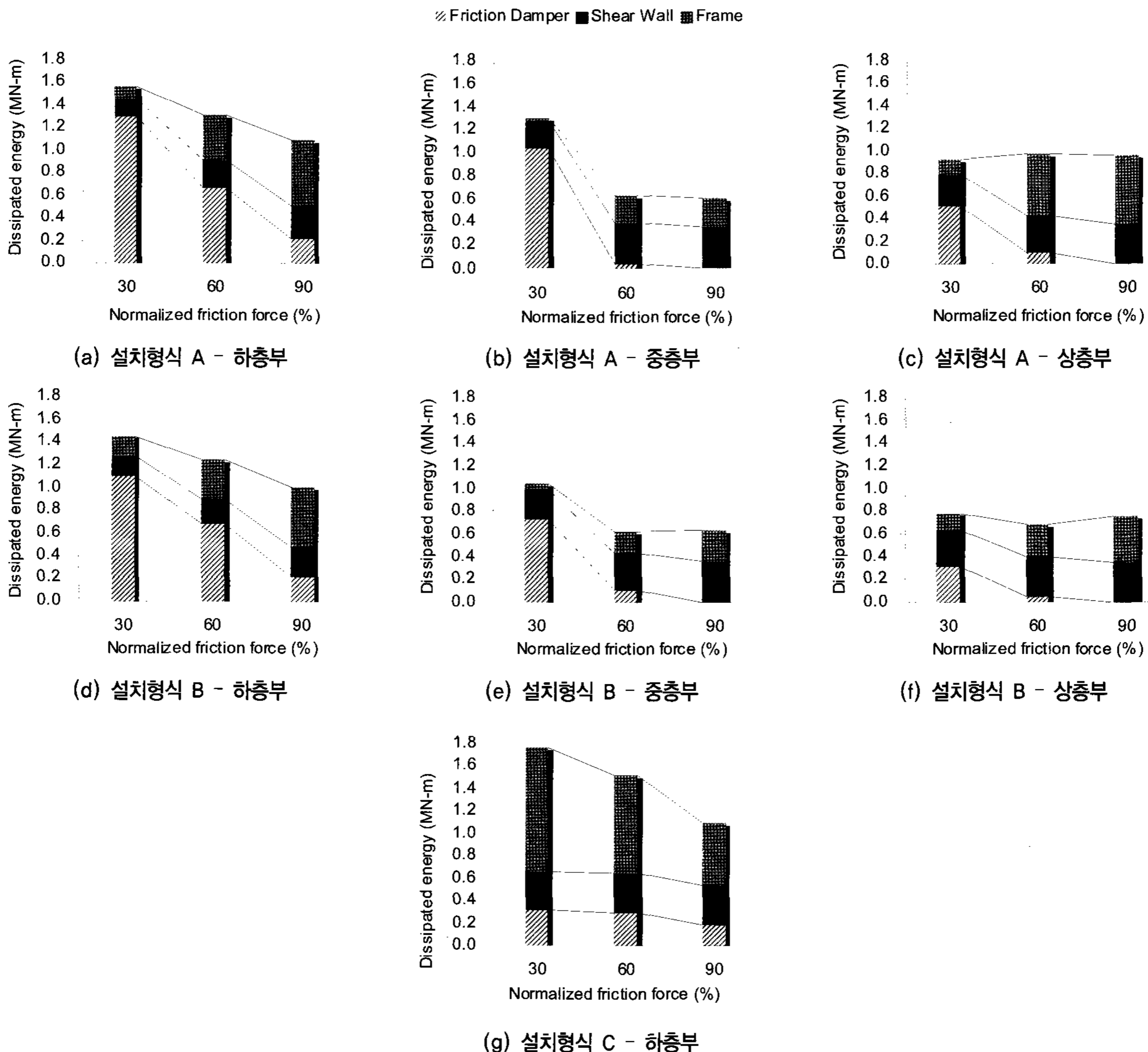
〈그림 9〉 하중비례형 마찰력 분포로 전층설치 시 에너지소산량 구성

구조부재의 에너지소산량을 관찰하면, 설치형식 A 및 B의 경우에는 마찰력을 증가시켜감에 따라 구조부재의 에너지소산량이 지속적으로 감소하는 경향을 볼 수 있으며, 구조부재들 가운데서도 특히 골조의 에너지소산량이 현저히 감소함을 알 수 있다. 또한 설치형식 A는 감쇠기가 벽체에 인접해서 설치되고, B는 벽체가 없는 골조에 설치되므로 전자는 벽체의 에너지소산량을, 후자는 골조의 에너지소산량을 저감시키는데 있어서 상대적으로 우수하다. 반면에 설치형식 C의 경우에는 마찰력을 증가시켜도 구조부재에 의한 에너지소산량이 크게 변화하지 않는다. 즉, 설치형식 A 및 B는 마찰력을 조절하여 구조부재의 손상을 효과적으로 줄일 수 있으나, 설치형식 C는 이와 같은 부재손상 저감능력이 매우 제한적이다.

그림 9에 나타난 총에너지소산량 측면에서 설치형식 A, B 및 C의 정규화된 최적총마찰력은 각각 30%, 60% 및 20%이고, 감쇠기 에너지소산량 극대화 측면에서는 각각

30%, 60% 및 30%이다. 반면에, 골조의 에너지소산량 최소화 측면에서는 각각 90%, 60% 및 60%, 벽체의 에너지소산량 최소화 측면에서는 각각 60%, 60% 및 30%가 정규화된 최적총마찰력이다. 전반적으로 감쇠기의 에너지소산량을 극대화 시키는 것보다 골조 또는 벽체의 에너지소산량을 저감시키는 측면에서 더 큰 총마찰력이 요구된다. 큰 총마찰력은 구조물의 강성을 증대시키므로 구조부재의 보호에 있어서 감쇠기의 에너지소산량 증가에 의한 하중저감 효과뿐만 아니라 강성 증가에 의한 변형저감효과 또한 상당한 영향이 있음을 알 수 있다.

다음으로는 경제적인 제진보강을 위한 집중설치 시의 전체 에너지소산량 구성을 살펴본다. 그림 10은 설치형식 A, B 및 C의 집중설치 시 에너지소산량 구성을 설치층별로 나타내고 있으며, 이 가운데 설치형식 C의 경우에는 중층부와 상층부 설치 시 모두 건물이 붕괴하여 하층부 설치만 나타내었다. 먼저 설치형식 A 및 B의 경우를 살펴 보면, 마찰력



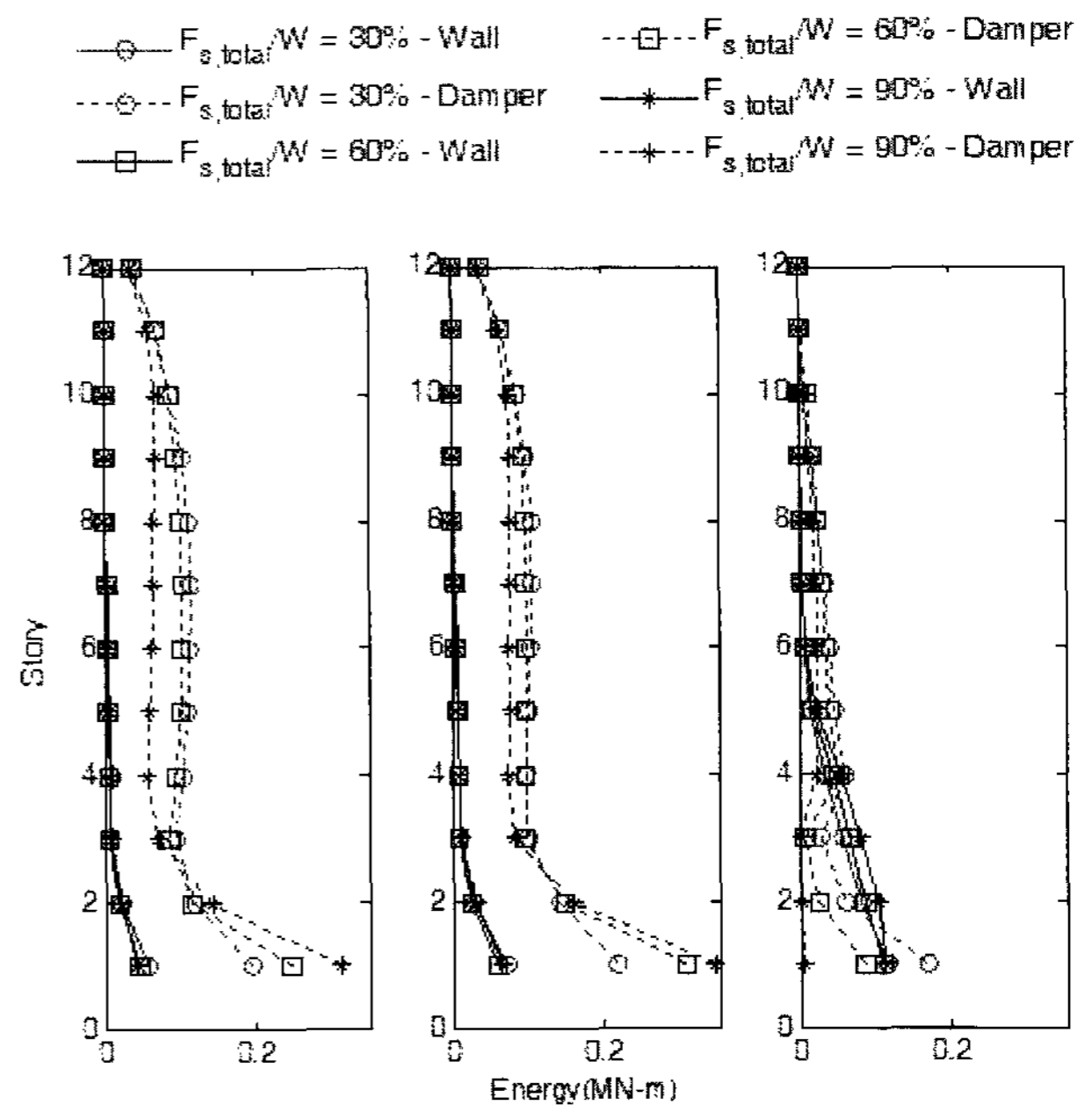
〈그림 10〉 집중설치 시 설치형식 및 위치별 에너지소산량 구성

의 증가는 감쇠기에서의 에너지소산량 감소를 유발하며, 반면에 구조부재의 에너지소산량은 증가한다. 마찰력 증가에 따른 감쇠기의 에너지소산량 감소는 특히 중층부 및 상층부 집중설치 시에 매우 급격하게 이루어지고 있다. 이는 일정 수준의 마찰력을 넘으면 마찰형 감쇠기에서 미끄러짐 현상이 거의 발생하지 않고, 강성의 증가가 일부 층에만 집중되어 오히려 비보강 층의 손상만 크게 증가시키기 때문인 것으로 사료된다. 특히, 구조부재의 에너지소산량 중에서 벽체의 에너지소산량은 큰 변화를 보이지 않는 반면에 골조의 에너지소산량은 총마찰력 증가에 따른 증가율이 상대적으로 높다. 따라서 높은 수준의 총마찰력은 골조 부분의 보호에 특히 불리하다. 또한 그림 9 (a), (b)와 그림 10 (a), (d)를 비교하면, 하층부에 기준마찰력의 30% 수준에 해당되는 총마찰력을 갖는 마찰형 감쇠기를 집중설치함으로써 전층설치와 유사한 에너지소산성능을 얻을 수 있음을 알 수 있다.

설치형식 C의 집중설치 효과를 살펴보면, 설치형식 A 및 B와 비교할 때 전체 에너지소산량은 약간 더 크지만 감쇠기 에너지소산량은 훨씬 낮은 수준으로서 구조체 보호에 있어서 비효율적인 것으로 나타났으며, 결과적으로 하층부 집중설치를 제외하고는 모두 건물의 붕괴가 발생하였다. 또한 설치형식 A 및 B와는 달리 마찰력 증가 시 골조의 에너지소산량이 감소하는 경향을 보인다. 그림 9 (c)와 그림 10 (g)를 비교하면, 하층부에 기준마찰력의 30% 수준에 해당되는 총마찰력을 갖는 마찰형 감쇠기를 설치형식 C로 집중설치하면 전층설치에 비해 골조의 에너지소산량이 약 3배로 증가하여 골조의 보호에 취약해짐을 알 수 있다. 결론적으로 집중설치 시에는 설치형식은 A 또는 B, 총마찰력은 기준마찰력의 30% 수준, 설치 층은 하층부가 유리하며 이를 통해 전층설치와 유사한 수준의 에너지소산성능을 획득할 수 있다. 또한, 차선책으로 에너지소산성능이 하층부보다 약간 낮은 중층부 설치를 고려할 수 있다.

다음으로는 마찰력 분포의 효율성을 검토하기 위해 층별 감쇠기 에너지소산량 분포를 설치형식 별로 비교하여 그림 11에 나타내었으며, 여기서 사용된 마찰력 분포는 하중비례형이고, 비교를 위해 벽체의 에너지소산량을 함께 나타내었다.

설치형식 A 및 B의 경우에 감쇠기 에너지소산량이 최대인 층은 총마찰력의 크기에 상관없이 항상 1층이다. 정규화된 마찰력이 증가함에 따라 1층의 에너지소산량은 증가함에 비해 3~11층의 에너지소산량이 점차 감소하여, 1층 감쇠기가 전체 에너지소산량에서 갖는 상대적인 비중이 점점 강화된다. 그러나 1층에서의 에너지소산량 증가에 비해 나머지 층에서의 에너지소산량 감소가 더 커서 그림 9에서 볼 수



(a) Configuration A (b) Configuration B (c) Configuration C
 (그림 11) 전단벽과 감쇠기의 층별 에너지소산량(하중비례형 마찰력 분포로 전층설치)

있는 바와 같이 결국 총에너지소산량은 감소하게 된다. 따라서 마찰력의 증가가 에너지소산량 증가효과를 갖는 층은 1층뿐이므로 현재의 하중비례형 분포보다 하층부의 마찰력을 더 증가시키는 것이 에너지소산에 효과적일 것으로 추측되며, 추후 연구를 통해 본 연구에서 사용된 것보다 효과적인 마찰력 분포를 제시할 필요가 있다. 벽체의 에너지소산량은 총마찰력 증가에 따른 변화가 상대적으로 크지 않으며, 이는 뒤에서 살펴보게 되는 바와 같이 감쇠기에 의해서 벽체가 거의 탄성 거동을 하기 때문이다.

반면에, 설치형식 C에서는 총마찰력이 증가함에 따라 1층 감쇠기의 에너지소산량이 급격히 감소한다. 이는 마찰력 증가에 따라 벽체가 탄성거동을 하게 되어 벽체의 곡률이 크게 감소하여 벽체 단부에 수직으로 설치된 감쇠기의 변형량이 크게 줄어들기 때문인 것으로 풀이된다. 또한, 나머지 층에서도 마찬가지로 마찰력 증가에 따라 에너지소산량이 크게 감소하고 있으나 그 감소율은 1, 2, 3층에서 크고, 나머지 층은 상대적으로 작은 감소율을 갖는다. 따라서 표 4에서 볼 수 있는 것과 같이 정규화된 총마찰력이 30% 수준일 때에는 하층부에 큰 마찰력을 갖는 하중비례형 또는 변위비례형 마찰력 분포가 우수한 에너지소산성능을 보이고, 반대로 정규화된 총마찰력이 90% 수준일 때에는 하층부 마찰력이 상대적으로 줄어든 균등분포가 우수한 에너지소산성능을 갖는다. 또한 마찰력이 증가할수록 벽체의 에너지소산량은 약간 증가하는데 이는 벽체단부가 보강되어 벽체의 휨변

형은 감소하나 전단변형이 증가했기 때문이다.

5. 하중저감 성능

마찰형 감쇠기의 하중저감 성능을 분석하기 위해 정규화된 총마찰력에 따른 밀면 전단력의 변화를 설치형식별로 그림 12에 나타내었다. 모든 밀면전단력은 1층 감쇠기 축력의 수평성분을 포함한다. 그림 12에서 DIST 및 CON은 각각 전층설치와 집중설치 시의 밀면전단력을 의미하며, 'load', 'displacement', 'uniform'은 마찰력의 분배방법을, 'lower', 'middle', 'upper'는 집중설치 위치를 나타낸다. 또한 비교를 위하여 설계용 등가정적지진하중과 설계용 및 평가용 지진에 대한 원구조물의 비선형시간이력해석에서 얻어진 최대밀면전단력을 함께 표시하였다. 설계용 지진에 대한 등가정적지진하중과 비선형시간이력해석에 의한 밀면전단력 사이에 차이가 나타나는 것은 비선형시간이력해석의 경우 균열을 고려한 단면 2차모멘트의 저감으로 인해서 상당한 고유주기의 증가가 발생하기 때문인 것으로 사료된다.

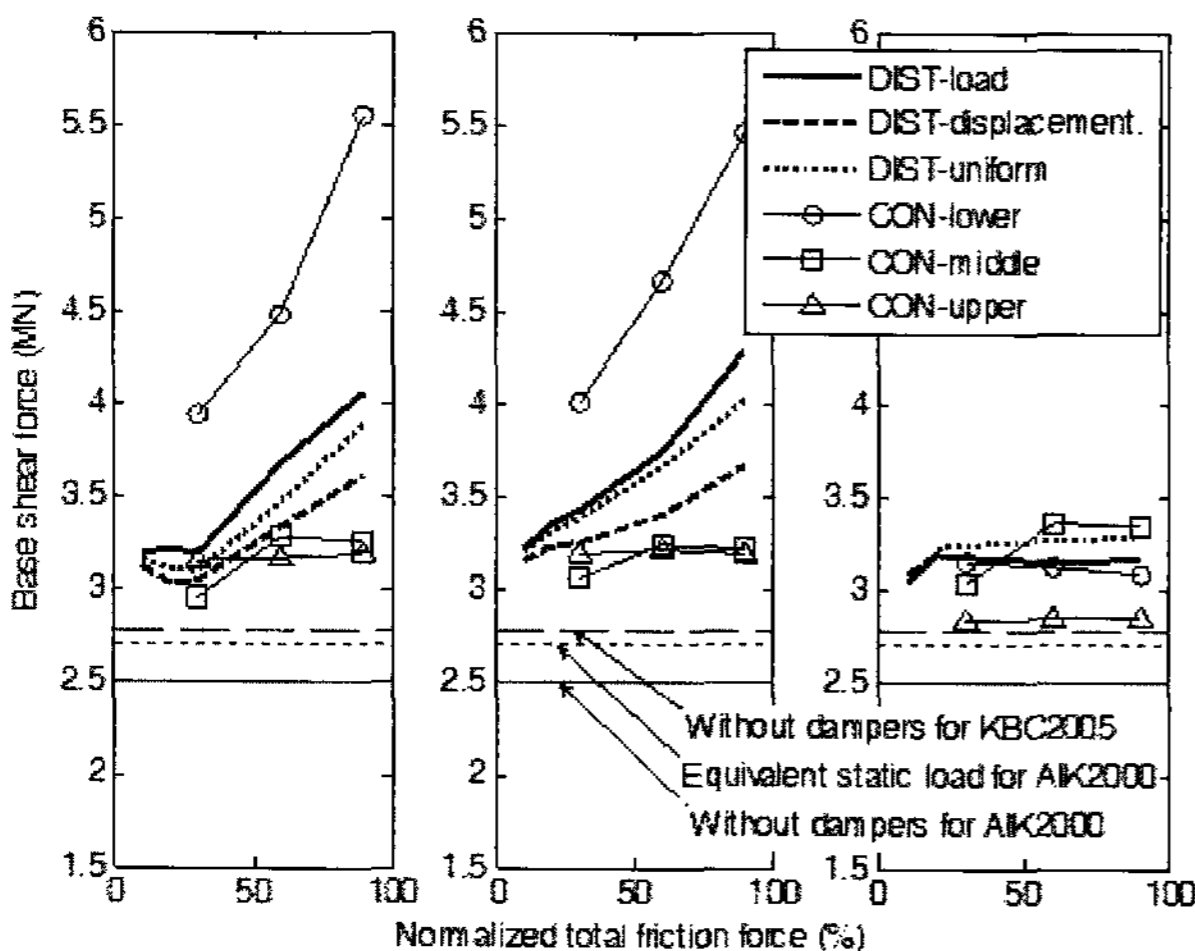
모든 경우에 있어서 마찰형 감쇠기 설치 시 밀면전단력은 설계용 등가정적지진하중과 설계용 및 평가용 지진에 대한 시간이력해석에서 얻어진 최대밀면전단력보다 높다. 단, 비제진 건물의 평가용지진하중에 대한 시간이력해석에서 밀면전단력이 건물의 횡저항 능력의 한계에 도달하여 더 이상 증가할 수 없었음을 감안하면 단순히 마찰형 감쇠기가 하중저감 성능이 없다고 결론지을 수는 없다. 그러나 제진보강으로 인한 부재의 균열 감소 및 감쇠기 설치용 가새에 의한 강성 증가는 건물의 고유주기를 감소시키기 때문에 에너지소산에 의한 하중저감 효과를 일정 부분 상쇄한 것으로 보인다. 특히 그림 12에서 볼 수 있듯이 설계용 지진하중의 2배를 초과하는 밀면전단력이 발생하기도 하므로 마찰형 감쇠기 설계에

있어서 밀면전단력을 줄이기 위한 노력이 필요하다.

전층설치 시의 밀면전단력을 살펴보면, 설치형식 A 및 B에서 마찰력 증가는 상당한 밀면전단력 증가를 수반함을 그림 12 (a) 및 (b)에서 볼 수 있다. 이는 1층에 설치된 감쇠기의 마찰력이 밀면전단력에 직접적으로 합산되기 때문이다. 또한 마찰력 분배형식 가운데 하층부에 작은 마찰력을 분배하는 형식이 밀면전단력 저감에 다소 유리함을 볼 수 있으나 그 차이는 30% 이하의 낮은 정규화된 총마찰력에 대해서는 크지 않다. 반면에 설치형식 C에서는 총마찰력 증가에 따른 밀면전단력의 변화 자체가 크지 않다. 이는 마찰형 감쇠기가 수직 트러스로 모델링되어서 마찰력이 밀면전단력에 직접 더해지지 않기 때문이다. 그러나 앞서 살펴본 바와 같이 설치형식 C는 에너지소산성능이 낮음을 감안하면, 전층설치 시에는 낮은 마찰력 수준으로 설치형식 A 또는 B를 적용하는 것이 바람직하며, 이 경우에 마찰력 분배형식간 차이는 크지 않다.

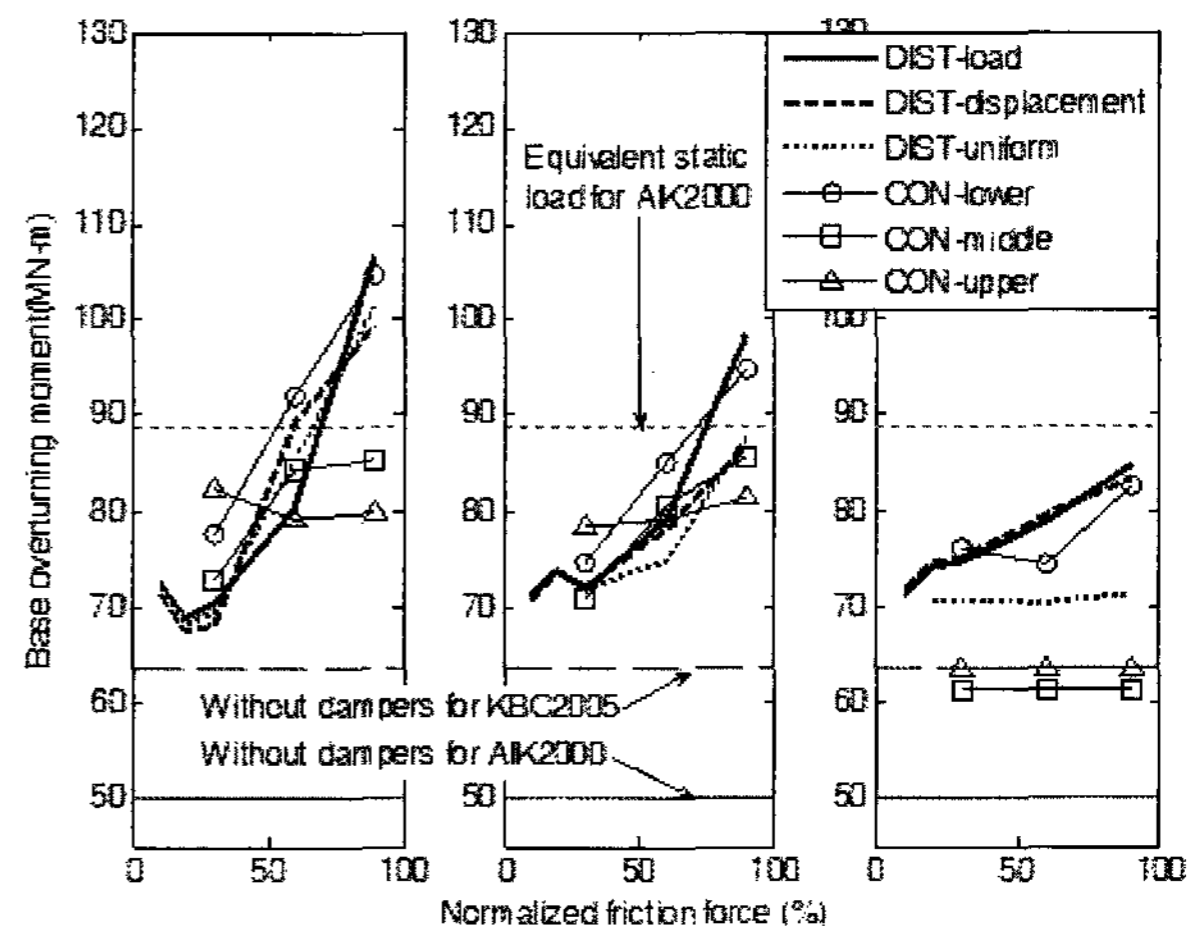
집중설치 시의 밀면전단력은 설치 위치에 따라서 전층설치와 유사하거나 그보다 약간 낮은 수준으로 저감시킬 수 있음을 알 수 있다. 그러나 설치형식 A 및 B에 있어서, 하층부 집중설치 시에는 전층설치 시에 비해 한 층에 분배되는 마찰력의 수준이 월등히 높고, 이 마찰력이 직접적으로 밀면전단력에 더해지므로 밀면전단력이 가장 높다. 결론적으로 설치형식 A 및 B는 집중설치 시에 중층부에 설치하는 것이 밀면전단력을 최소화 할 수 있다. 반면에 설치형식 C는 하층부에 설치해도 마찰력이 밀면전단력에 더해지지 않으므로 밀면전단력의 증가가 크지 않지만 4절에서 언급했듯이 하층부 설치 시에만 구조물의 붕괴를 방지할 수 있었다.

다음으로는 기초에 작용하는 수직하중에 직접 연관되는 전도모멘트에 대해서 살펴본다. 이를 위해 정규화된 총마찰력에 따른 전도모멘트의 변화를 설치형식별로 그림 13에 나



(a) Configuration A (b) Configuration B (c) Configuration C

〈그림 12〉 총마찰력별 밀면전단력(하중비례형 마찰력 분포로 전층설치)



(a) Configuration A (b) Configuration B (c) Configuration C

〈그림 13〉 총마찰력별 전도모멘트(하중비례형 마찰력 분포로 전층설치)

타내었으며, 비교를 위하여 설계용 등가정적지진하중과 설계용 및 평가용 인공지진에 대한 원구조물의 비선형시간이력해석에서 얻어진 최대전도모멘트를 함께 표시하였다. 설계용 지진에 대해서 등가정적지진하중과 비선형시간이력해석에 의한 전도모멘트 사이에 큰 차이가 나타나고 있음을 알 수 있다. 밀면전단력의 경우에는 차이가 크지 않았으나 전도모멘트의 차이가 크게 나타난 것은 비탄성 거동 및 고차모드의 영향으로 추측되며, 실제로 최대전도모멘트 발생 시점에서의 밀면전단력은 최대치의 77%에 불과하였다. 또한 밀면전단력과 마찬가지로 비선형시간이력해석 모델에 있어서 균열을 고려한 골조부재의 단면 2차모멘트 저감으로 인해 상당한 고유주기의 증가가 발생한 것도 한 가지 원인으로 사료된다.

비선형시간이력 결과에 따르면 평가용 지진하중에 대해서 그림 13에 나타낸 바와 같이 전도모멘트는 제진보강에 의해 비제진 시보다 대부분 증가함을 알 수 있다. 이는 밀면전단력과 마찬가지로 비제진 구조물은 붕괴로 인해 전도모멘트가 건물의 저항능력의 한계에 도달하여 더 이상 증가할 수 없었다는 점과 제진구조물은 부재 균열이 감소하고 감쇠기 설치용 가새에 의해 강성이 증가한데 기인하는 것으로 사료된다. 그러나 설계용 등가정적지진하중에 의한 전도모멘트보다는 대부분 작고, 이 경우에 기초보강의 필요성은 발생하지 않게 된다.

전층설치 시의 전도모멘트를 살펴보면 마찰력의 증가는 등분포형의 설치형식 C를 제외하면 모두 전도모멘트의 증가를 유발하며 이 경향은 설치형식 A에서 약간 더 두드러진다. 또한 분배형식간 차이는 30% 이하의 낮은 총마찰력 수준에서는 거의 없고 총마찰력이 증가함에 따라 차이가 증가하지만 설치형식 A, B의 경우에 어느 분배형식이 뚜렷하게 더 우수하다고 하기 힘들다. 따라서 밀면전단력과 마찬가지로 낮은 마찰력 수준으로 설치형식 A 또는 B를 적용하는 것이 전도모멘트 저감에 유리하며, 이 경우에 마찰력 분배형식간의 성능차는 크지 않다. 집중설치 시의 전도모멘트는 전층설치와 유사하거나 그보다 약간 높은 수준을 나타내고 있으며, 설치형식 A, B의 경우에 밀면전단력과 마찬가지로 중층부 설치시 가장 우수하다. 설치형식 C의 경우에는 중층부 및 상층부 설치시 구조물이 붕괴되었고, 하층부 설치시에는 전층설치 시와 유사한 수준의 전도모멘트가 발생했다.

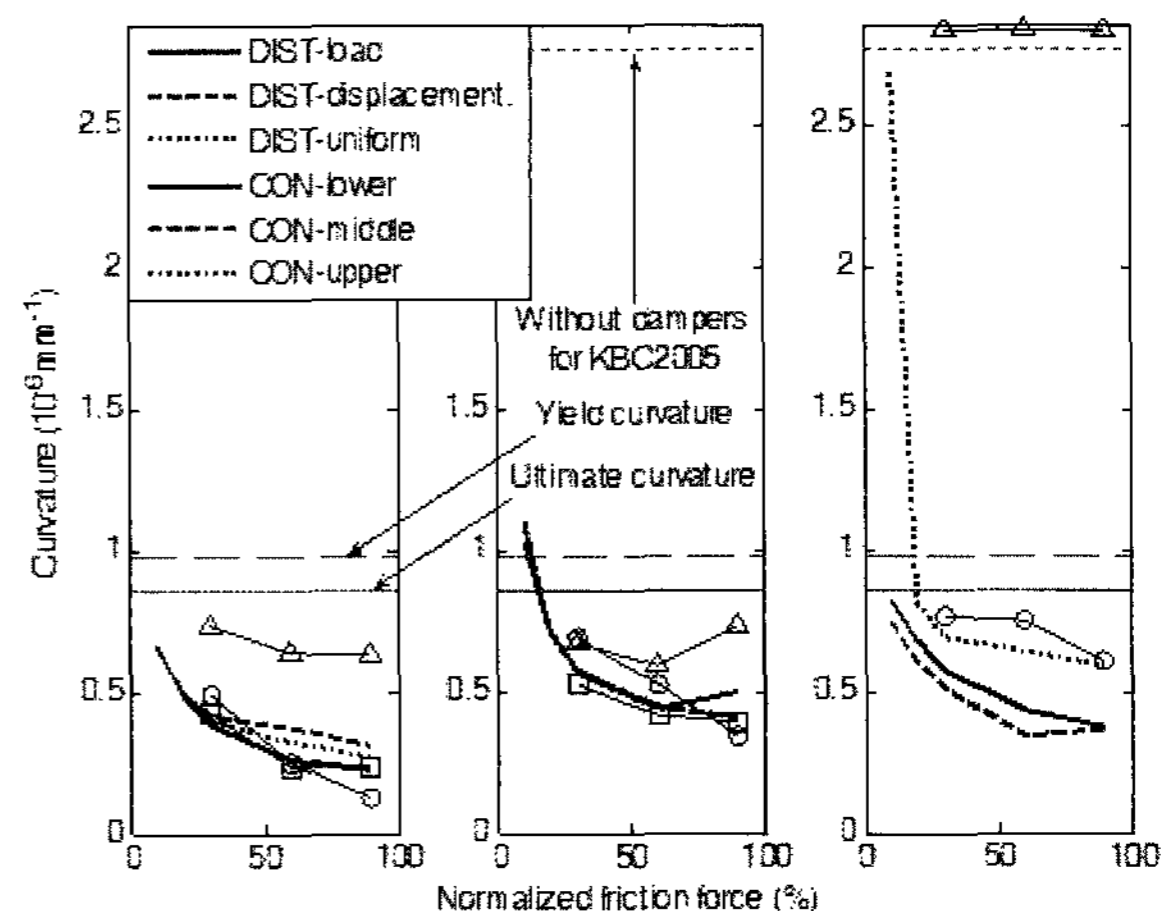
6. 부재손상저감 성능

마찰형 감쇠기에 의한 횡력저항 시스템의 손상 제어효과를 분석하기 위해 정규화된 총마찰력에 따른 1층 벽체의 곡

률 변화를 그림 14에 나타냈다. 비교를 위하여 비제진 건물의 곡률과 벽체의 항복 및 극한 곡률을 함께 나타냈으며, 설치형식 C의 중층부 집중설치 시는 건물 붕괴로 인해 벽체곡률 값이 비제진 시 곡률을 크게 초과하여 제외되었다. 그림 14에서 예제 건물의 1층 벽체는 높은 중력하중으로 인해 극한곡률과 항복곡률 사이에 큰 차이가 없는 취성부재임을 확인할 수 있다. 따라서 건물의 취성파괴를 방지하기 위해서는 벽체의 변형을 탄성수준으로 제어하면서 대부분의 에너지소산은 감쇠기로 집중시킬 수 있어야 한다. 실제로 비제진 건물의 1층 벽체 곡률은 극한곡률을 크게 초과하여 건물이 붕괴하였다. 반면에 마찰형 감쇠기를 설치함으로써, 일부 경우를 제외하면 항복곡률 이하로 벽체의 변형을 제어할 수 있었다.

세 가지 설치형식 가운데 A가 가장 우수한 벽체곡률 제어효과를 보이고 있음을 그림 14로부터 확인할 수 있다. 설치형식 C는 설치위치상 A와 마찬가지로 벽체를 직접 보강하는 형식이지만, 에너지소산성능이 미흡하여 상대적으로 열등한 성능을 보이고 있다. 특히 설치형식 C의 기준마찰력이 설치형식 A보다 높기 때문에 강성 증진 측면에서 벽체의 곡률제어에 유리할 것으로 보이지만 에너지소산성능이 낮아서 벽체손상 제어성능이 저하되는 것으로 사료된다.

총마찰력의 영향을 살펴보면 일부 예외는 있으나 대체로 총마찰력이 증가할수록 벽체곡률이 감소하는 경향을 보인다. 설치형식 A 및 B의 경우에 가장 낮은 벽체곡률은 기준마찰력의 90%에 해당되는 높은 총마찰력을 하층부에 집중설치 시 얻어진다. 이는 마찰형 감쇠기가 주로 강성증가 효과를 통해 벽체의 하중을 상당량 분담한 결과다. 그러나 높은 마찰력은 앞서 살펴본 바와 같이 밀면전단력과 전도모멘트를 크게 증가시키므로 기초구조물에 보강이 필요할 수 있다. 또한 비제진 시와 비교하면 30%의 정규화된 총마찰력만으로도 충분히 낮은 벽체곡률이 얻어짐을 알 수 있으며



(a) Configuration A (b) Configuration B (c) Configuration C
 <그림 14> 총마찰력별 벽체 곡률(하중비례형 마찰력 분포로 전층설치)

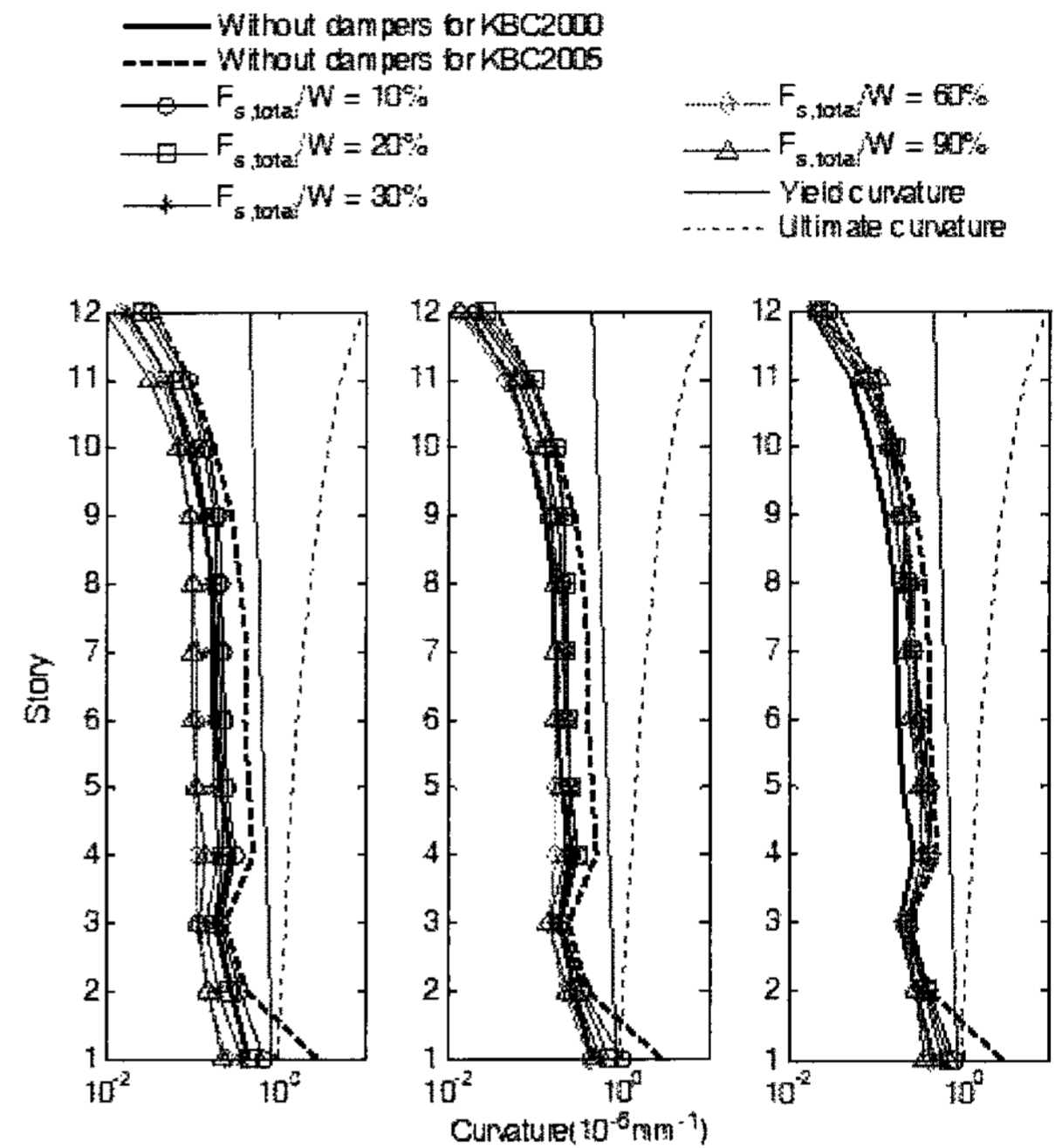
그 이상의 높은 총마찰력 사용은 벽체곡률제어의 효율성 측면에서 이점이 적다. 또한, 전층설치 시 마찰력 분배형식간의 차이는 총마찰력 수준이 높아질수록 증가하는 경향이 있으나, 정규화된 총마찰력이 30% 이하의 낮은 값을 가지는 경우에는 분배형식간의 차이는 크지 않다. 결론적으로 충분히 벽체곡률을 감소시킬 수 있다면 밑면전단력 및 전도 모멘트 증가량을 낮추기 위해서 가급적 낮은 수준의 총마찰력을 사용하는 것이 바람직하며, 설치층 수를 줄이기 위해서는 중층부에 집중설치하는 것이 유리하다.

횡력저항 시스템의 층별 손상도 제어효과를 분석하기 위해 정규화된 총마찰력에 따른 각 층 최대 벽체 곡률 변화를 그림 15에 나타내었으며, 비교를 위해 비제진 건물의 곡률과 벽체의 항복 및 극한 곡률을 함께 나타내었다. 그림 15에서 벽체 곡률을 나타내는 횡축은 로그 스케일로 그려져 있다. 상층부로 갈수록 자중이 감소하여 연성능력이 향상되나 곡률은 작아지므로 실질적으로는 벽체의 연성능력을 활용할 수 없음을 알 수 있다. 따라서 주요 횡력저항 시스템인 벽체의 에너지소산능력을 활용할 수 없으므로, 중력하중을 주로 담당하는 모멘트 골조 부재의 에너지소산능력이 부족하다면 보조적인 에너지소산 장치가 필요하게 된다.

비제진 건물의 벽체 곡률은 그림 15에서 표식 없는 실선으로 나타내었으며, 1층에서만 극한곡률을 초과하고 있고, 결과적으로 구조물의 붕괴를 초래하였다. 앞서 그림 14에서 본 바와 같이 감쇠기를 설치함으로써 1층의 벽체 곡률을 항복곡률 이하로 저감시킬 수 있으며, 전반적인 곡률의 분포

에는 큰 변화가 발생하지 않았다. 약 10% 내지 20%의 정규화된 총마찰력으로 전층의 벽체 곡률이 탄성영역으로 들어오고 있으므로 하중의 증가를 유발하는 과도한 총마찰력은 바람직하지 않음을 알 수 있다.

주로 중력하중을 부담하는 골조의 손상도를 파악하기 위해 일부 부재를 대상으로 평가용 지진하중에 의해 발생한 곡률을 해당 단면의 극한곡률로 정규화하여 표 5에 정리하였다.



(a) Configuration A (b) Configuration B (c) Configuration C
 (그림 15) 벽체 곡률 층별 분포(하중비례형 마찰력 분포로 전층설치)

(표 5) 골조 부재 단부의 정규화된 곡률

Configuration	Friction force Distribution	Column C1					Column C2					Girder G1				
		$F_{s,total}/W$ 10%	20%	30%	60%	90%	10%	20%	30%	60%	90%	10%	20%	30%	60%	90%
No damper	-	1.04					1.14					3.94				
Type A	Load	0.61	0.55	0.61	0.63	0.77	0.78	0.57	0.50	0.50	0.45	0.47	0.35	0.26	0.23	0.22
	Displacement	0.66	0.61	0.77	1.14	1.50	0.82	0.61	0.67	0.84	1.01	0.43	0.28	0.23	0.15	0.12
	Uniform	0.62	0.54	0.63	0.78	1.01	0.78	0.55	0.54	0.57	0.61	0.45	0.31	0.22	0.17	0.13
	Lower	-	-	0.58	0.48	0.54	-	-	0.58	0.35	0.41	-	-	0.47	0.82	0.90
	Middle	-	-	0.81	1.48	1.48	-	-	0.68	1.34	1.35	-	-	0.33	0.32	0.32
	Upper	-	-	1.05	0.95	1.00	-	-	1.08	1.11	1.21	-	-	0.17	0.12	0.12
Type B	Load	0.83	0.66	0.55	0.57	0.63	0.92	0.68	0.64	1.04	1.38	0.57	0.50	0.40	0.35	0.35
	Displacement	0.90	0.80	0.70	0.75	0.92	1.04	0.92	0.77	1.32	1.81	0.52	0.44	0.34	0.29	0.28
	Uniform	0.85	0.71	0.62	0.66	0.68	0.95	0.75	0.71	1.12	1.38	0.55	0.46	0.36	0.31	0.28
	Lower	-	-	0.61	0.38	0.38	-	-	0.64	0.44	0.70	-	-	0.58	0.72	0.85
	Middle	-	-	0.81	1.11	1.45	-	-	1.00	1.77	2.44	-	-	0.44	0.50	0.52
	Upper	-	-	1.20	1.59	1.32	-	-	1.80	2.50	1.60	-	-	0.29	0.29	0.36
Type C	Load	1.32	1.20	1.14	1.16	1.30	1.51	1.39	1.31	1.34	1.50	0.62	0.60	0.56	0.57	0.56
	Displacement	1.32	1.20	1.15	1.19	1.30	1.51	1.38	1.33	1.37	1.49	0.63	0.60	0.56	0.54	0.53
	Uniform	1.09	1.47	1.50	1.52	1.51	1.23	1.66	1.69	1.70	1.70	3.59	0.60	0.59	0.51	0.45
	Lower	-	-	1.12	0.96	0.99	-	-	1.28	1.05	1.07	-	-	0.65	4.55	4.59
	Middle	-	-	2.77	2.75	2.75	-	-	2.52	2.51	2.51	-	-	4.34	4.34	4.34
	Upper	-	-	1.11	1.11	1.11	-	-	1.22	1.22	1.22	-	-	3.93	3.93	3.93

표 5에서 음영은 부재의 최대 곡률이 극한곡률을 넘어선 경우를 나타내며, 밀줄은 해당 설치형식 및 마찰력 분배방식에 대해서 최소의 곡률임을 나타낸다. 'Load', 'Displacement', 'Uniform'은 마찰력의 분배방식을 나타내며, 'Lower', 'Middle', 'Upper'는 집중설치 시 설치위치를 나타낸다. 선정된 부재는 그림 1에 표시한 4개 부재로서 전단벽을 포함하는 골조 A 및 인접 내부골조 B에 속한 1층 기둥 및 최상부 보이다. 이 가운데 보 부재 G2는 비제진 시에도 극한곡률을 초과하지 않아서 표 5에서 생략하였고 나머지 3개 부재는 모두 비제진 시에 극한곡률을 초과한 것으로 나타났다.

기둥 부재 곡률에 대한 총마찰력 수준의 영향을 표 5를 통해 살펴보면, 그림 14에서 살펴본 벽체 곡률과는 달리 총마찰력이 증가함에 따라 기둥부재의 곡률이 다시 증가하는 경우가 많음을 알 수 있다. 보 부재의 경우에는 전층설치는 모두 총마찰력이 클수록 곡률이 감소하나 집중설치는 총마찰력이 증가함에 따라 다시 곡률이 증가하는 경우가 상당수 발견된다. 따라서 벽체와는 달리 골조의 보호 측면에서는 낮은 마찰력 수준을 사용하는 것이 효과적이다.

설치형식 별 특성을 살펴보면, 설치형식 A, B의 경우에 기둥 C1, C2는 일부에서 극한곡률을 초과하는 경우가 나타나고 있는데 반해, 보 G1은 제진 시 극한곡률을 넘는 경우가 발생하지 않고 있다. 또한, 설치형식 C의 경우에 기둥 C1, C2는 대부분의 경우에 극한곡률을 초과하고 있으며, 보 G1은 집중설치 시에만 대부분 극한곡률을 초과하고 있음을 알 수 있다. 결론적으로 설치형식 A, B가 우수한 부재 손상 제어성능을 보이며, 설치형식 C는 전단벽의 곡률은 효과적으로 제어할 수 있으나 골조 부재의 손상도 제어에는 매우 불리하다.

전층설치 시 설치형식 A, B의 마찰력 분배방식간 차이를 살펴보면, 정규화된 총마찰력이 20~30%로 낮은 값을 가지면 차이가 크지 않고, 단 총마찰력이 높아지면 변위비례형 분배방식의 기둥부재 손상이 커진다. 집중설치의 경우에는 설치형식 A의 하층부 설치가 가장 우수한 골조부재 손상도 제어성능을 갖는 것으로 나타났으며, 적용된 모든 마찰력 수준에 대해서 안전측의 곡률이 발생하였다. 반면에 중층부 설치 시에는 30%의 낮은 수준의 정규화된 총마찰력을 사용하여야 기둥 C1 및 C2의 파괴를 방지할 수 있는 것으로 나타났다. 상층부 설치 시에는 두 기둥의 파괴를 모두 방지할 수 없었다. 따라서, 골조부재 손상도 측면에서, 집중설치 시에는 하층부에 설치하는 것이 효과적이며, 밀면전단력 저감 성능을 고려하면 중층부에 낮은 수준의 마찰력을 분배하여 설계하는 방안을 고려할 수 있다.

최적의 정규화된 총마찰력을 선정함에 있어서 골조부재의 손상도를 기준으로 하면 표 5에서 볼 수 있듯이 부재에 따라 상이한 값이 되므로, 밀면전단력이나 에너지소산성능 등 거시적인 지표를 우선시하고 골조부재의 손상도 제어 측면에서는 허용 가능한 총마찰력의 선택 폭이 넓은 설치형식을 선택하는 것이 합리적이다. 이와 같은 관점에서 표 5에서 설치형식 A의 하중비례형 분포 및 하층부 집중설치는 모든 총마찰력 수준에 대해서 검토대상부재가 안전측이므로 우수하다고 할 수 있으며, 동일 설치형식의 등분포형 마찰력 분포 또한 상당히 넓은 총마찰력의 선택폭을 제공하고 있다. 마지막으로, 1층의 수직부재는 지반에 고정지지 되어있어 다른 층에 비해 변형 및 손상이 집중되는 경향이 있으므로 1층에는 본 연구에서 적용된 것 이외의 적절한 설치형식을 적용하여 상이한 설치형식을 혼용하는 것도 고려할 필요가 있다.

7. 결론

본 연구에서는 전단벽-모멘트 골조 시스템으로서 전단벽이 주로 횡력을 부담하는 12층 규모의 철근콘크리트 건물을 대상으로 마찰형 감쇠기를 이용한 제진보강의 다양한 설치형식 및 설계변수가 갖는 제진보강 효과를 수치해석을 통해 비교·분석하였다. 감쇠기의 설치형식은 크게 벽체보강 대각가새형인 A형, 골조보강 대각가새형인 B형, 벽체보강 경계요소형인 C형으로 구분되며 각각에 대해 전층설치 시 마찰력 분포방식 3종 및 집중설치 시 설치층 위치 3종을 적용하였다. 각각의 설치방안이 갖는 제진보강 효과를 비선형시간이력해석을 통해 비교·분석하였으며, 12층 정도의 규모를 갖는 건물골조 시스템의 제진보강 설계 시 지침이 될 수 있는 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 설치형식 A가 에너지소산, 하중저감, 부재손상도 저감에 있어서 종합적으로 가장 우수하며, 공간활용상의 문제가 있다면 차선택으로 설치형식 B를 고려할 수 있다. 설치형식 C의 경우에는 감쇠기가 직결되는 벽체곡률 저감 외에는 미흡한 성능을 보였다.
2. 집중설치 시에는 총마찰력 증가에 따라 에너지소산성능이 급격히 저하되고 부재손상은 급격히 증가되기 때문에 낮은 수준의 총마찰력을 사용하는 것이 바람직하며, 하층부 설치 시 밀면전단력을 제외한 모든 측면에서 전층설치에 근접하는 제진성능을 얻을 수 있다. 또한 전층설치보다 밀면전단력을 저감하기 위해서는 비록 골조의 손상도 제어성능이 상대적으로 낮지만, 낮은 수준의 총마

- 찰력으로 중층부에 설치하는 방안도 대안이 될 수 있다.
3. 밀면전단력 및 전도모멘트는 총마찰력 수준이 낮을수록 감소하며, 이 경우 설치형식 A, B, C 간의 차이는 크지 않다.
 4. 벽체의 곡률은 총마찰력 수준이 높을수록 감소하나 그 효율성이 낮아지고 작은 총마찰력으로도 충분히 탄성상태로 제어 가능하므로 하중 및 골조손상도 저감 성능을 고려할 때에 낮은 총마찰력을 적용하는 것이 바람직하다. 기둥부재의 곡률은 벽체와는 달리 과도한 총마찰력에 의해 증가되는 경향이 있으므로 마찬가지로 낮은 총마찰력 사용이 바람직하다.
 5. 전반적으로 기준마찰력의 30% 수준의 총마찰력을 사용하는 것이 제진성능 향상의 효율성, 횡하중의 저감 및 골조손상 저감 측면에서 합리적인 것으로 나타났다. 전층 설치 시 마찰력분포형식간 차이는 기준마찰력의 30% 수준을 포함한 낮은 총마찰력 수준에서는 크지 않고 총마찰력이 증가할수록 차이가 증가한다.

다만 이상의 결과는 본 연구에서 수치해석 대상으로 삼은 12층 철근콘크리트 건물에 한정된 결과이므로 보다 일반적인 결과를 얻기 위해 다양한 건물 규모와 벽체의 형태 및 지진하중에 대해 폭넓은 후속연구가 필요할 것으로 사료된다.

감사의 글

이 논문은 인천대학교 2006년도 자체연구비 지원에 의하여 연구되었으며 지원에 감사 드립니다.

참고 문헌

1. 정미영, 이수진, 박경현, 박지영, 김상연, 윤영호, “하중기준 변화에 따른 노후공동주택의 내진성능 향상 기법에 대한 고찰”, 한국콘크리트학회 춘계학술발표대회논문집, 2001, pp. 821-826.
2. 권영웅, 김민수, “철근콘크리트 전단벽식 건물의 내진성능지수”, 한국콘크리트학회 추계학술발표대회논문집, 2003, pp. 148-151.
3. 최혁준, 박태원, 정란, “내진설계되지 않은 공동주택의 내진성능지수산정에 관한 연구”, 대한건축학회 창립60주년기념 학술발표대회논문집, Vol. 25, No. 1, 2005, pp. 243-246.
4. Moreschi L.M., Singh M.P., “Design of yielding metallic and friction dampers for optimal seismic performance”, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, Vol.32, Issue 8, 2003, pp. 1291-1311.
5. Levy R., Marianchik E., Rutenberg A., Segal F., “A simple approach to the seismic design of friction damped medium-rise frames”, Engineering Structures, Vol. 23, Issue 3, 2001, pp. 250-259.
6. Garcia D.L., Soong T.T., “Efficiency of a simple approach to damper allocation in MDOF structures”, Journal of Structural Control, 2002, Vol. 9, No. 1, pp. 19-30.
7. Chang-Geun C., Minho K., “Development and modeling of a frictional wall damper and its applications in reinforced concrete frame structures”, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 33, 2004, No. 821-838.
8. Soong, T.T., Dargush, G.F., Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering, John Wiley & Sons, Chichester, 1997, 356pp.
9. Li C., Reinhorn A.M., “Experimental and analytical investigation of seismic retrofit of structures with supplemental damping: part II - friction devices”, Technical Report NCEER-95-0009, State University of New York at Buffalo, Buffalo, NY, 1995.
10. Pall A.S., Marsh C., “Response of friction damped braced frames”, Journal of Structural Engineering, Vol. 108, No. 9, 1982, pp. 1313-1323.
11. Mualla, I.H., Belev, B., “Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation”, Engineering Structures, Vol. 24, Issue 3, 2002, pp. 365-371.
12. Filiatrault A, Cherry S., “Seismic design spectra for friction-damped structures”, Journal of Structural Engineering, Vol. 116, 1990, pp. 1334-1355.
13. Ciampi V., De Angelis M., Paolacci F., “Design of yielding or friction based dissipative bracing for seismic protection of buildings”, Engineering Structures, Vol. 17, Issue 5, 1995, pp. 381-391.
14. Inoue, K., Kuwahara, S., “Optimum strength ratio of hysteretic damper”, Earthquake Engineering & Structural Dynamics”, Vol. 27, 1998, pp. 577-599.
15. Fu, Y., Cherry, S., “Design of friction damped structures using lateral force procedure”, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, Vol. 29, 2000, pp. 989-1010.
16. Lin, Y.Y., Tsai, M.H., Hwang, J.S., Chang, K.C., “Direct displacement-based design for building with passive energy dissipation systems”, Engineering Structures, Vol. 25, Issue 1, 2003, pp. 25-37.
17. 이상현, 민경원, 박지훈, 이루지, “건축구조물의 층전단력 분포에 기초한 마찰감쇠기의 최적설계”, 한국지진공학회 논문집, 제9권, 제6호, 2005, pp. 21-30.
18. 대한건축학회, 건축물하중기준 및 해설, 대한건축학회, 2000, 345pp.
19. 대한건축학회, 건축구조설계기준, 대한건축학회, 2005. 597pp.
20. ATC, Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings, ATC-40 Report, Volume 1, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
21. Vulcano, A., Bertero, V.V., “Analytical models for prediction the lateral response of RC shear wall : Evaluation of their reliability”, Report No. UCB/EERC-89/19, Earthquake Engineering Research Center, University of California,

- Berkeley, 1987, 99pp.
22. Kutay, O., Wallace, J.W., Conte, J.P., "Nonlinear modeling and analysis of slender reinforced concrete walls", ACI Structural Journal, Vol. 101, No. 5, pp. 688-698.
 23. Kent, D.C., Park, R., "Flexural members with confined concrete," J. Struct. Div., ASCE, Vol. 97, No. 7, 1971, pp. 1969-1990.
 24. Scott, M.H., Fenves, G.L., "Plastic Hinge Intergration Methods for Force-Based Beam-Column Elements", Journal of Structural Engineering, 2006, pp. 244-252.
 25. Jennings, P.C., Housner, G.W., Tsai, N.C., Simulated earthquake motions, California Institute of Technology, Pasadena, 1968, 52pp.
 26. Wolfe, J., Mar, D., Tipping, S., "Propped Shear Walls", Modern steel construction, AISC, Vol. 41, No. 1, 2001, pp. 46-53.
 27. 대한건축학회, 강구조한계상태설계기준 및 해설, 대한건축학회, 1998, 249pp.
 28. Salmon, C.G., Johnson, C.G., Steel Structures, Harper Collins, New York, 1996, 1024pp.