

# 점탄성감쇠기를 설치한 비비례 감쇠 구조물의 풍응답 해석

## Analysis of a Non-proportionally Damped Structure Equipped with Viscoelastic Dampers Subjected to Stationary Wind Loads

김진구\*

Kim, Jin-Koo

이창용\*\*

Lee, Chang-Yong

### 요지

본 연구에서는 점탄성감쇠기가 설치된 비비례 감쇠 구조물의 바람에 대한 확률적 응답을 진동수영역에서 구하였다. 복소수 고유치 및 고유벡터를 바탕으로 모드중첩법을 이용하여 응답의 RMS 값을 구하고 그것을 근사적인 방법인 모드 변형에너지법에서 얻은 결과와 비교하였다. 또한, 가력 진동수에 따라서 변하는 점탄성감쇠기의 강성 및 감쇠 계수를 상수로 모형화하였을 때의 풍응답 해석 결과의 정확성을 진동수영역에서 검증하였다. 해석 결과에 의하면 감쇠기의 진동수 의존 특성은 구조물의 1차 고유 진동수에 의해서 비교적 정확하게 표현되었고, 모드 변형에너지법은 대체로 정확한 결과를 도출하였지만 가속도 응답을 구할 때에는 다소 큰 오차를 유발하였다.

핵심용어 : 비비례 감쇠 구조물, 점탄성감쇠기, 풍응답 해석

### Abstract

A coupled motion of a non-proportionally damped building structure with added viscoelastic dampers subjected to stationary wind loads is investigated in the frequency-domain. A complex mode superposition procedure based on the complex eigenvalues and eigenvectors of the system is applied to derive the root-mean-square responses of the structure, and the results are compared with those obtained from the modal strain energy method. The validity of modeling the damper properties as constants is investigated. According to the results, the constant value approximation of the frequency-dependency of the damper properties turns out to provide reasonably accurate results. It is also found that the displacements obtained from the modal strain energy method are close to the exact solutions while the accelerations show considerable difference.

*Keywords* : non-proportionally damped structure, viscoelastic damper, wind response analysis

### 1. 서론

점탄성감쇠기(viscoelastic dampers)나 점성감쇠기(viscous dampers) 등과 같은 에너지 소산형

감쇠기는 지진 및 바람에 의한 진동 에너지를 열 에너지로 소산하여 구조물에 발생하는 동적 응답을 효과적으로 저감한다. 이러한 감쇠기들은 바람에 의한 진동을 제어할 목적으로 미국의 World Trade Center

\* 정회원 · 성균관대학교 건축공학과, 전임 강사

\*\* 성균관대학교 건축공학과, 석사 과정

· 이 논문에 대한 토론을 2000년 3월 31일까지 본 학회에 보내주시면 2000년 6월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

(New York)나 Columbia Center (Seattle) 등의 고층 건물에 적용되어 그 효과와 경제성을 충분히 인정받고 있다. 그러나, 그 동안 점탄성감쇠기가 설치된 구조물에 대한 해석적, 실험적 연구는 주로 지진하중을 받을 때에 국한되었으며<sup>1)</sup> 바람하중을 받을 때에 대한 연구는 비교적 적었다<sup>2)</sup>. 그러나 감쇠기가 주로 고층 건물의 진동 제어를 위하여 설치된다는 점과, 고층 건물의 특성상 바람에 의한 사용성 문제가 많이 발생한다는 점 등을 감안하면 바람하중을 받는 점탄성감쇠기가 설치된 구조물의 거동에 대한 연구는 시급한 과제라고 할 수 있다.

점탄성감쇠기를 구조물의 특정 위치에 설치하게 되면 추가되는 감쇠로 인하여 구조물은 이른바 비비례 감쇠계(non-proportional damping system), 또는 비고전적 감쇠계(non-classical damping system)가 되어서 감쇠가 구조물의 운동에 중대한 영향을 미치게 되므로 더 이상 감쇠의 영향을 무시하고 모드 해석을 할 수 없게 된다. 이러한 경우에 모드 해석이 여의치 않으므로 직접 적분법을 사용하여 시간 이력 해석을 하는 것이 일반적인 해석방법이지만, 모드 해석의 여러 가지 장점들을 이용하기 위해서 모드 변형에너지법(modal strain energy method)<sup>1)</sup>과 같이 근사적인 방법을 사용할 수 있다. 그러나 이러한 방법은, 감쇠의 양이 크거나 감쇠기가 건물의 모든 층에 동일하게 설치되지 않을 경우에는 시간영역의 해석시 큰 오차를 나타낸다. 또한, 바람하중과 같이 시간 영역에서의 평가가 곤란한 하중에 대해서는 일반적으로 진동수 영역에서의 해석이 수행되며, 직접 적분법은 이러한 경우에 적용하기가 어렵다.

점탄성감쇠기가 설치된 비비례 감쇠계의 정확한 응답을 모드중첩법을 이용하여 구하기 위해서는 감쇠를 고려한 복소수의 고유치와 고유벡터를 구하고 복소 모드들을 중첩하는 방법을 사용할 수 있다<sup>3),9)</sup>. 본 연구에서는 복소 모드를 이용하여 진동수 영역의 확률적 풍응답을 구하는 방법을 제시하였고, 이로부터 얻은 응답을 모드 변형에너지법으로 얻은 진동수 영역의 응답과 비교하여 모드 변형에너지법의 정확성을 진동수영역에서 검증하였다. 또한, 가력 진동수에 따라서 변하는 점탄성감쇠기의 강성 및 감쇠계수를 구조물의 1차 모드 진동수에 맞추어진 상수로 가정하여 사용하는 방법<sup>4)</sup>의 타당성을 검증하였

다. 이밖에도, 예제 구조물의 해석을 통하여 점탄성 감쇠기와 일반적인 가세의 진동 저감 효과를 비교하였다.

## 2. 복소 모드를 이용한 진동수영역 응답 해석

점탄성감쇠기 등과 같은 에너지소산형 감쇠장치가 구조물에 설치되면 추가되는 감쇠력에 의하여 구조물의 진동 모드가 달라지게 된다. 따라서, 이러한 구조물의 정확한 모드 해석을 위해서는 고유치 해석시에 감쇠의 영향을 반영하여야 하는데, 다음의 식 (1) 과 같은 상태 방정식(state-space equation)을 사용하여 감쇠력을 고려한 고유치와 고유벡터를 구할 수 있다<sup>3)</sup>.

$$A \dot{y} + B y = F ; \quad (1)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & M \\ M & C \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} -M & 0 \\ 0 & K \end{bmatrix},$$

$$F = \begin{pmatrix} 0 \\ p \end{pmatrix}, \quad y = \begin{pmatrix} \dot{u} \\ u \end{pmatrix}, \quad \dot{y} = \begin{pmatrix} \ddot{u} \\ \dot{u} \end{pmatrix}$$

여기에서,  $M, K, C$ 는 각각 질량, 강성 및 감쇠 행렬이고,  $p$ 는 하중 벡터이며,  $u, \dot{u}, \ddot{u}$ 는 각각 변위, 속도 및 가속도 응답 벡터이다. 또,  $0$ 은 영벡터를 의미한다. 위의 식은 구조물의 자유도 수보다 두 배 늘어난 크기의 행렬을 사용하므로 일반적인 운동 방정식을 사용하는 것보다 많은 해석 시간이 소요된다. 위의 식 (1)에서 하중 항을 제거하면 고유치 방정식을 구성할 수가 있고, 그 방정식을 풀면 켈레 복소수 형태의 고유치 및 고유벡터를 얻을 수 있다. 식 (1)에서 얻어진 고유치 및 고유벡터를 이용하여 다음의 식 (2)로부터 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수(power spectral density function)를 얻을 수 있다.

$$S_q(\bar{\omega}) = \sum_m \sum_n \phi_{qm} \phi_{qn} \times H_m(-i\bar{\omega}) H_n(i\bar{\omega}) S_{P_m P_n}(\bar{\omega}) \quad (2)$$

위의 식에서  $S_q(\bar{\omega})$ 는  $q$ 자유도 변위의 파워 스펙트럼 밀도 함수이고,  $\phi_{qm}$ 은  $m$ 차 모드  $q$ 자유도의 모

드 형상 계수이다. 또,  $H_m(-i\bar{\omega})$ 은  $m$ 차 모드의 진동수 영역에서의 복소응답함수(complex frequency response function)이고  $H_n(i\bar{\omega})$ 은  $n$ 차 모드에 대한 그 켈레 함수이며,  $S_{P_m P_n}(\bar{\omega})$ 는 모드별 하중인  $P_m$ 과  $P_n$ 의 교차 스펙트럼 밀도 함수(cross spectral density function)이다. 위의 식 (2)는 비례 감쇠계의 파워 스펙트럼 밀도를 구하는 일반적인 식이며, 비비례 감쇠계의 해석에도 이 식을 적용할 수가 있다. 비례 감쇠계에서의 일반적인 복소응답함수는 다음과 같다.

$$H_m(-i\bar{\omega}) = \frac{1}{k_m [1 - 2i\xi_m(\bar{\omega}/\omega_m) - (\bar{\omega}/\omega_m)^2]} \quad (3)$$

위의 식에서  $k_m$ ,  $\xi_m$ ,  $\omega_m$ 은 각각  $m$ 차 모드의 강성 계수, 감쇠비, 각 진동수(angular frequency)를 나타낸다. 그러나, 비비례 감쇠계의 해석시에는 고유치 해석을 위해서 식 (1)과 같은 운동 방정식을 사용하였기 때문에 본 논문에서는 비비례 감쇠계의 복소응답함수를 유도하여 사용하였다. 일반적으로 진동수 영역의 복소응답함수는 시간 영역의 단위 충격 응답함수(unit impulse response function)를 푸리에 변환(Fourier transform)하여 얻을 수 있다. 따라서 비비례 감쇠계의 복소응답함수를 얻기 위해서는 단위 충격응답함수를 결정하여야 하는데, 이는 다음과 같은 모드좌표계에서의 시간영역 응답을 구하는 식으로부터 얻을 수 있다.

$$y_m(t) = \frac{1}{a_m} \int_0^t e^{p_m(t-\tau)} Z_m(\tau) d\tau \quad (4)$$

$$a_m = \phi_m^T A \phi_m, \quad Z_m = \phi_m^T F$$

위의 식에서,  $y_m$ 은  $m$ 차 모드의 시간 영역 변위 응답을 나타내고,  $p_m$ 은  $m$ 차 모드의 고유치를 의미하며,  $\phi_m$ 은  $m$ 차 모드의 모드 벡터를 나타낸다. 식 (4)는 다음의 식 (5)와 같이 하중과 응답 함수와의 곱으로 이루어진 합성 적분(convolution integration)으로 표현할 수 있다.

$$y_m(t) = \int_0^t (Z_m) \left( \frac{e^{p_m(t-\tau)}}{a_m} \right) d\tau \quad (5)$$

위의 식으로부터 알 수 있듯이 비비례 감쇠계의  $m$ 차 모드 시간영역 단위 충격응답함수는 다음과 같이 결정된다.

$$h_m(t) = \frac{e^{p_m t}}{a_m} \quad (6)$$

위의 식을 푸리에 변환하면 다음과 같다.

$$H_m(i\bar{\omega}) = \int_{-\infty}^{\infty} h_m(t) e^{-i\bar{\omega}t} dt = \frac{1}{a_m} \frac{1}{p_m - i\bar{\omega}} [ e^{(p_m - i\bar{\omega})t} ]_{-\infty}^{\infty} \quad (7)$$

위의 식에서 항상  $t > 0$  이므로 적분의 하한(下限: lower bound)은 0이다. 따라서  $-\infty$ 를 0으로 바꾸고 식 (7)을 계속 전개하면 다음의 식(8)과 같이 된다.

$$H_m(i\bar{\omega}) = \frac{1}{a_m} \left( \frac{1}{p_m - i\bar{\omega}} \times \lim_{t \rightarrow \infty} [ e^{(p_m - i\bar{\omega})t} ] - \frac{1}{p_m - i\bar{\omega}} \right) \quad (8)$$

위의 식에서  $p_m$ 의 실수부는 항상 음수를 가지기 때문에  $\lim_{t \rightarrow \infty} [ e^{(p_m - i\bar{\omega})t} ]$ 의 값은 항상 0이 된다. 따라서, 비비례 감쇠계의 진동수영역 복소응답함수는 다음의 식 (9)와 같이 구하여진다.

$$H_m(i\bar{\omega}) = \frac{1}{a_m(i\bar{\omega} - p_m)} \quad (9)$$

위의 함수를 식 (2)에 대입하면 허수부는 소거되어 결국 실수부만을 가지는 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수를 얻을 수 있다.

식 (2)로부터 얻은 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수를 진동수의 전대역에 대해서 적분하여 제곱근을 취하면 식 (10)과 같이 RMS 변위 응답을 구할 수 있고, RMS 가속도 응답은 변위 응답의 파

위 스펙트럼 밀도 함수의 공진 부분(resonant part)을 이용하여 얻을 수 있다. 그러나 해석결과 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수의 비공진 부분(non-resonant part or back ground part)은 RMS 가속도 값에 큰 영향을 주지 않는 것으로 나타났기 때문에 본 논문에서는 식 (11) 과 같이 함수 전체를 사용하여 RMS 가속도를 구하였다.

$$\sigma_a = \sqrt{\int_0^\infty S_q(\bar{\omega}) d\bar{\omega}} \quad (10)$$

$$\dot{\sigma}_a = \sqrt{\int_0^\infty \bar{\omega}^4 S_q(\bar{\omega}) d\bar{\omega}} \quad (11)$$

### 3. 하중과 구조물의 모형화

풍하중에 의하여 구조물에는 항력(drag force)과 양력(lift force)이 함께 작용하기 때문에 항력에 의한 바람 방향의 응답(along-wind response)과 양력에 의한 그 직각 방향의 응답(across-wind response)이 발생하게 되는데 두 가지 응답의 원인과 양상이 상당히 복잡하므로 일반적으로는 두 가지 응답을 별도로 구한다. 그러나, 이러한 경우에는 두 응답의 합력에 의해서 발생하는 비틀림 응답을 파악할 수 없게 된다. 따라서, 본 연구에서는 이러한 두 방향의 힘과 비틀림 성분을 동시에 고려하여 구조물의 응답을 구하였다. 또한, 두 직각 방향 하중에 의한 교차 스펙트럼의 에너지는 그 크기가 아주 작기 때문에 전체 하중 스펙트럼을 구성할 때에는 이를 무시하였다. 이러한 방법으로 구하여진 모드별 하중의 교차 스펙트럼 밀도함수  $S_{P_n P_n}(\bar{\omega})$ 는 다음과 같이 정의된다.

항력에 의한 하중의 스펙트럼 :

$$S_{P_n P_n}(\bar{\omega}) = \sum_{jx} \sum_{kx} \phi_{jx} S_{P_{jx}}(\bar{\omega}) \phi_{kx} \\ S_{P_{jx}}(\bar{\omega}) = \rho^2 A_{jx} A_{kx} \\ \times V_{m_{jx}} V_{m_{kx}} S_{u_{jx} u_{kx}}(\bar{\omega}) C_D^2 \quad (12)$$

양력에 의한 하중의 스펙트럼 :

$$S_{P_n P_n}(\bar{\omega}) = \sum_{jy} \sum_{ky} \phi_{jy} S_{P_{jy}}(\bar{\omega}) \phi_{ky}$$

$$S_{P_{jy}}(\bar{\omega}) = \rho^2 A_{jy} A_{ky} \\ \times V_{m_{jy}} V_{m_{ky}} S_{v_{jy} v_{ky}}(\bar{\omega}) C_L^2$$

위의 식에서  $jx$ 와  $kx$ 는 항력을 받는 구조물 표면에서의 임의의 두 점이고  $jy$ 와  $ky$ 는 양력을 받는 구조물 표면에서의 임의의 두 점이다. 또,  $\rho$ 는 공기 밀도이고,  $V_m$ 은 임의의 절점에서의 평균 풍속을 의미하며,  $C_D$ 와  $C_L$ 은 각각 항력 계수(drag coefficient)와 양력 계수(lift coefficient)를 나타낸다. 그리고  $A$ 는 바람하중을 받는 구조물의 표면적을 의미한다. 본 연구에서는 구조물을 골조로 모형화하여 각 절점에 하중을 집중시켰기 때문에 바람을 받는 표면적도 각 절점에 분배하여 하중의 스펙트럼 계산시에 이용하였다. 그림 1에 바람에 의한 분포 하중을 절점 하중으로 치환하는 방법을 개념적으로 나타내었다. 그림은 임의의 구조물 입면의 한 부분을 나타낸 것인데, 본 연구에서는 1, 2, 3, 4의 각 면적이 받는 하중을 각각 절점 a, b, c, d에 집중시켰다. 위 식에서  $S_{u_n u_n}(\bar{\omega})$ 와  $S_{v_n v_n}(\bar{\omega})$ 는 각각 구조물 표면의 임의의 두 점에 대한 along-wind 및 across-wind 방향 풍속의 교차 스펙트럼인데, 이는 다음의 식 (14)와 (15)로부터 구할 수 있다<sup>5)</sup>.

$$S_{u_n u_n}(\bar{\omega}) = \sqrt{S_{u_n}(\bar{\omega})} \sqrt{S_{u_n}(\bar{\omega})} \\ \times \exp\left(-\frac{\bar{\omega} [C_z^2 (z_{jx} - z_{kx})^2 + C_y^2 (y_{jx} - y_{kx})^2]}{\pi [V_m(z_{jx}) + V_m(z_{kx})]}\right) \quad (14)$$

$$S_{v_n v_n}(\bar{\omega}) = \sqrt{S_{v_n}(\bar{\omega})} \sqrt{S_{v_n}(\bar{\omega})} \\ \times \exp\left(-\frac{\bar{\omega} [C_z^2 (z_{jy} - z_{ky})^2 + C_x^2 (x_{jy} - x_{ky})^2]}{\pi [V_m(z_{jy}) + V_m(z_{ky})]}\right) \quad (15)$$

위의 식에서  $x, y, z$ 는 각각 세 축에 대한 절점의 공간상의 좌표를 나타내고,  $C_x, C_y$  및  $C_z$ 는 실험에 의해서 결정되는 계수이다. 또,  $S_u(\bar{\omega})$ 와  $S_v(\bar{\omega})$ 는 각각 임의의 한 점에 대한 along-wind 방향과 across-wind 방향 풍속의 스펙트럼이며 Kaimal (1972)이 제안한 다음의 식으로부터 구하였다<sup>6)</sup>.

$$\frac{\bar{\omega} S_u(z, \bar{\omega})}{2\pi u_*^2} = \frac{200 f(z, \bar{\omega})}{[1+50 f(z, \bar{\omega})]^{5/3}} \quad (16)$$

$$\frac{\bar{\omega} S_v(z, \bar{\omega})}{2\pi u_*^2} = \frac{15 f(z, \bar{\omega})}{[1+9.5 f(z, \bar{\omega})]^{5/3}} ; \quad (17)$$

$$f(z, \bar{\omega}) = \frac{\bar{\omega} z}{2\pi V_m}$$

위의 식에서  $u_*$ 는 마찰 속도(friction velocity), 또는 전단 속도(shear velocity)를 나타낸다.

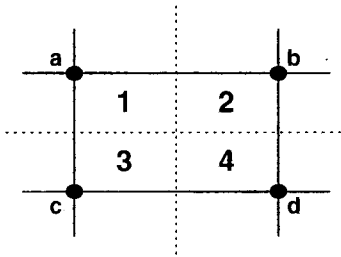


그림 1 하중 모형화에 관한 개념도

#### 4. 예제 해석

##### 4.1 예제 구조물 및 바람하중 데이터

예제 구조물은 그림 2에 나타난 것과 같은 20층의 철골조 건물이고, 설계된 부재와 층별로 추가된 질량은 표 1에 나타내었다. 예제 구조물은 해석 시간 등을 줄이기 위해 실제의 건물보다 간단하게 설계되었다. 따라서, 한 경간으로 설계된 along-wind 방향의 강성을 보강하기 위해서 기둥의 강성 및 단면적은 표 1에 보이는 바와 같이 다소 크게 정하였다. 가새 형태로 설치된 점탄성감쇠기는 해석 목적에 따라 그 강성과 감쇠를 각각 다르게 하였다. 각 층에는 슬래브를 포함시켰는데 실제의 해석시에는 강막 가정(rigid diaphragm assumption)을 사용하여 이를 표현하였다. 이밖에, 구조물 자체의 감쇠비는 2%로 하였으며, 감쇠기를 설치한 가새 부재의 축방향 강성은 무한하다고 가정하였다.

바람하중은 그림 3의 평면도에서 나타난 것과 같이 구조물에 작용한다고 가정하였다. 바람하중의 스펙트럼을 구하기 위하여 사용된 자료는 다음과 같다.

roughness length = 0.5 m, 10 m 높이에서의 평

균 풍속 = 15 m/sec, 공기의 밀도 = 1.2 kg/m<sup>3</sup>, 항력 계수 = 1.3, 양력 계수 = 1.0

표 1 설계된 부재의 물성 및 층별 질량

층	보		기둥		질량
	단면적 (cm <sup>2</sup> )	단면2차 모멘트(cm <sup>4</sup> )	단면적 (cm <sup>2</sup> )	단면2차 모멘트(cm <sup>4</sup> )	
1-10	308	339,000	1,540	596,000	각 층당
11-20	274	237,000	1,057	374,000	6,000kg

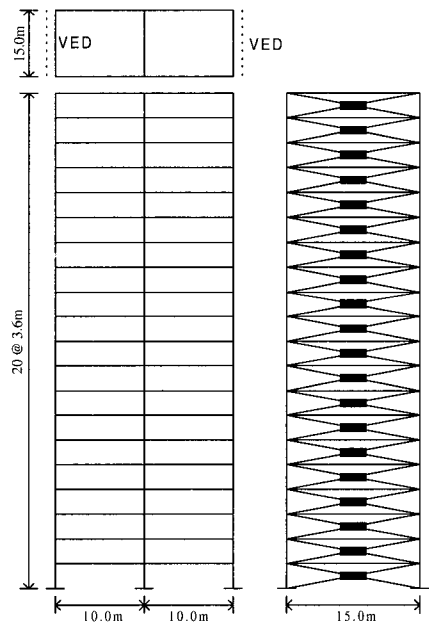


그림 2 예제 구조물

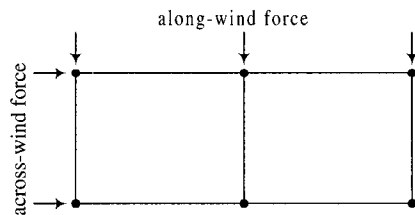


그림 3 바람하중 모형

##### 4.2 감쇠기의 모형화에 따른 결과 비교

본 절에서는, 가력 진동수의 함수인 감쇠기의 강

성과 감쇠를 단순히 상수로 모형화하여 해석하는 방법의 타당성을 진동수영역 풍응답 해석 결과를 통하여 검토하였다. 감쇠기의 전단 저장 계수,  $G'(\bar{\omega})$  및 전단 손실 계수,  $G''(\bar{\omega})$ 를 나타내는 함수는 다음과 같이 Shen 등이 제안한 식을 사용하였다<sup>7)</sup>.

$$G'(\bar{\omega}) = G_e + (G_g - G_e) \times (\bar{\omega} \tau_0)^\alpha [I(1-\alpha) \cos(\frac{\alpha\pi}{2} + \bar{\omega} \tau_0)] \quad (18)$$

$$G''(\bar{\omega}) = (G_g - G_e) \times (\bar{\omega} \tau_0)^\alpha [I(1-\alpha) \sin(\frac{\alpha\pi}{2} + \bar{\omega} \tau_0)] \quad (19)$$

위의 식에서,  $G_e$ 는 점탄성 재료의 rubbery modulus 이고,  $G_g$ 는 glassy modulus 이며,  $\tau_0$ 는 응력 이완 시간,  $\alpha$ 는 응력 이완 곡선의 기울기를 나타낸다. 또한,  $I$ 는 감마 함수를 의미한다. 위의 식을 사용하여 매 진동수마다 감쇠기의 강성과 감쇠를 새롭게 계산하면 감쇠기의 동적 특성을 정확하게 반영한 진동수 영역의 응답(case A)을 구할 수 있다. 본 절에서는 이러한 방법으로 구한 결과를, 감쇠기의 특성을 구조물의 1차 모드 진동수에 맞추어서 가력 진동수에 관계하지 않는 상수로 나타내었을 때의 응답 해석 결과(case B)와 비교하였다. 그런데 case B와 같은 해석에는 상당한 시간이 소요되기 때문에 강막 가정과 행렬 응축 기법을 이용하여 예제 구조물을 막대 형태로 치환하여 응답을 구하였다.<sup>10)</sup> 예제 해석에서 가정된 위의 식(18)과 (19)에서의 여러 계수들의 값은 다음과 같다.

$$G_e = 7,316.5 \text{ kgf/m}^2, \quad G_g = 2,243,718.8 \text{ kgf/m}^2, \\ \tau_0 = 0.00049 \text{ 초}, \quad \alpha = 0.575$$

또한, 감쇠기의 전단 면적과 두께는 각각  $2600 \text{ cm}^2$ 와  $1.5 \text{ cm}$ 로 가정하였다.

그림 4에는 case A와 B의 최상층 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도를 비교하였고, 표 2에는 그로부터 얻어진 RMS 응답을 나타내었다. 그림에서 약  $2.8 \text{ rad/sec}$ 의 진동수대에서 발생하는 1차 모드

에 의한 피크(peak)는, case B의 강성과 감쇠 값이 구조물의 1차 모드를 기준으로 결정되었기 때문에 두 가지 경우가 거의 같은 크기를 갖는다. 그러나, 그림에서 1차 모드에 의한 피크를 중심으로 좌우로 갈수록 오차가 조금씩 커짐을 알 수 있다. 그런데, 고감쇠 구조물의 풍 응답 해석시에는 저진동수 대역에서의 변위 응답의 파워 스펙트럼 함수의 크기 변화가 RMS 변위 응답에 민감하게 영향을 주기 때문에 case B의 저진동수 대역에서의 스펙트럼 상의 작은 오차가 RMS 변위 응답에서는 다소 큰 오차를 유발하였다. 그러나 그 오차도 공학적으로는 무시할 수 있을 정도이므로 구조물의 1차 모드 진동수를 이용하여 비교적 정확하게 감쇠기의 강성과 감쇠를 고정된 상수로 표현할 수 있다고 판단된다. 따라서, 이후에는 1차 고유진동수를 이용하여 감쇠기의 강성과 감쇠를 고정된 상수로 모형화하여 해석하였다.

표 2 Case A와 case B의 최상층 RMS 응답(along-wind 방향)

	case A	case B
변위 (cm)	25.4	21.4
가속도 ( $\text{cm/sec}^2$ )	66.8	64.1

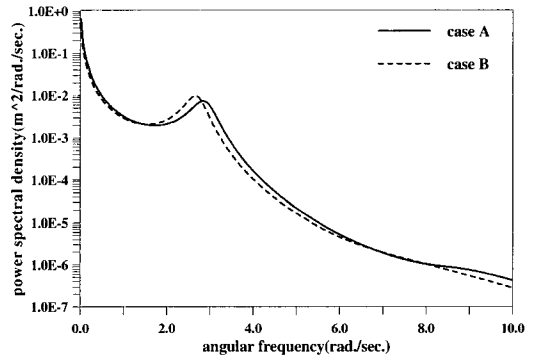


그림 4 Case A와 case B의 최상층 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도(along-wind 방향)

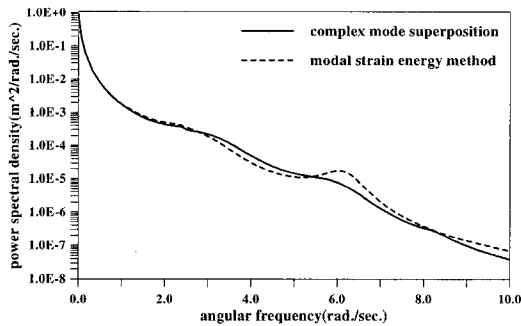
### 4.3 모드 변형에너지법의 오차 검토

본 절에서는 점탄성감쇠기가 설치된 구조물의 해석에 많이 사용되는 모드 변형에너지법을 이용하여 진동수영역의 풍응답 해석을 수행하여 이로부터 얻은

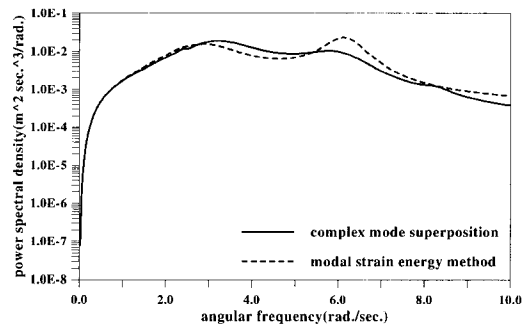
결과를 복소 모드를 사용하여 구한, 보다 정확한 결과와 비교하였다. 감쇠력의 크기에 따른 영향을 비교하기 위해서 감쇠기는 두 가지 종류를 사용하였으며, 그 물성 및 크기는 표 3에 나타내었다. 감쇠기 A와 감쇠기 B를 사용했을 때의 along-wind 방향의 1차 모드 감쇠비는 모두 29%로 거의 같게 나타났지만 감쇠기 B를 사용했을 때에는 임계값 이상으로 감쇠된(critically or over critically damped) 모드들이 많기 때문에 전체 응답은 감쇠기 B를 사용했을 때가 더 작았으며, 이러한 현상은 비비례 감쇠계에서만 볼 수 있는 특징이다.

표 4에는 언급했던 두 가지 방법으로 구한 예제 구조물의 RMS 응답을 표시하였고, 그림 5에는 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수를 비교하였다. 그림 5의 (a)에서 첫 번째와 두 번째의 완만한 피크는 along-wind 방향의 1차 모드와 2차 모드에 의해서 생긴 것이다. 결과를 보면, 예상했던 바와 같이 감쇠

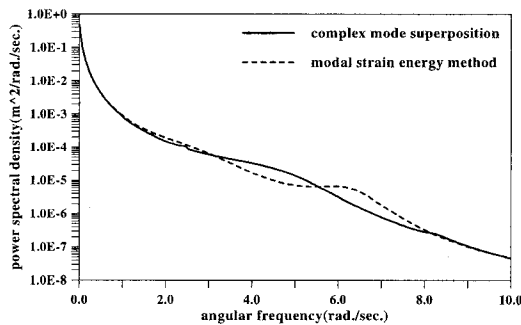
가 클수록 모드 변형에너지법에 의한 결과의 오차가 커지는 것을 알 수 있다. 이러한 오차는 주로 모드 변형에너지법이 감쇠비를 과다 평가함으로써 발생하는 것이므로 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수에서의 오차는 모드에 의한 피크가 나타나는 대역에서 최대가 된다. 한편, 그림 5의 (a)와 (c)에서 알 수 있듯이 고감쇠 구조물의 바람 하중에 대한 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수에서는 모드에 의한 피크의 크기가 하중에 의한 저 진동수 대역에서의 피크의 크기보다 훨씬 작기 때문에 함수를 적분할 때에 그 값이 크게 기여를 하지 못한다. 따라서, 감쇠가 다소 증가하여서 모드 변형에너지법의 오차가 커진다고 하더라도 두 가지 해석법으로 구한 RMS 변위 응답의 차이는 거의 무시할 수 있을 정도로 작게 된다. 그러나 그림 5의 (b)와 (d)에서 알 수 있듯이, 가속도 응답의 경우에는 모드에 의한 함수의 피크가 전체 함수를 적분하였을 때 가장 크게 기여하게 되므로 두



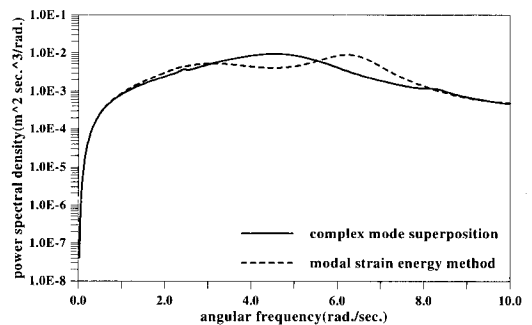
(a) 최상층 변위(감쇠기 A)



(b) 최상층 가속도(감쇠기 A)



(c) 최상층 변위(감쇠기 B)



(d) 최상층 가속도(감쇠기 B)

그림 5 해석법에 따른 최상층 응답의 파워 스펙트럼 밀도(along-wind 방향)

방법으로 구한 RMS 응답도 차이를 보여야 한다. 예제 구조물에서는 우연하게도 두 가지 방법으로 구한 파워 스펙트럼 밀도 함수의 적분 면적이 같기 때문에 RMS 가속도 응답의 차이는 크지 않았다.

표 3 감쇠기 A와 감쇠기 B의 물성 및 크기

	전단 저장 계수	전단 손실 계수	전단 면적	두께
감쇠기 A	250.3	421.4	1,300cm <sup>2</sup>	1.5 cm
감쇠기 B	ton/m <sup>2</sup>	ton/m <sup>2</sup>	2,600cm <sup>2</sup>	

표 4 해석법과 감쇠량에 따른 최상층 RMS 응답 (along-wind 방향)

		복소 모드 중첩법	모드 변형 에너지법
감쇠기 A 사용시	변위(cm)	24.4	24.3
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	25.6	26.2
감쇠기 B 사용시	변위(cm)	17.7	17.7
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	18.8	18.3

진술했던 바와 같이 본 예제 구조물에서는 우연하게 두 가지 해석법에서의 RMS 응답이 변위는 물론, 가속도에서도 차이가 거의 없었다. 따라서, 모드 변형에너지법의 오차를 보다 명확하게 보여주기 위해서 본 절에서는 4.1 절에서 가정된 예제 구조물에서 상부 10개 층의 감쇠기를 떼어낸 구조물에 대해서 해석을 수행하였고, RMS 응답의 결과는 표 5에 나타내었다. 표 5를 보면 RMS 가속도 응답에서 모드

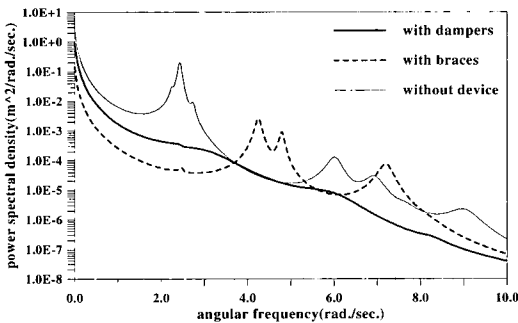
표 5 해석법과 감쇠량에 따른 최상층 RMS 응답 (along-wind 방향)

		복소 모드 중첩법	모드 변형 에너지법
감쇠기 A 사용시	변위(cm)	33.1	32.6
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	53.7	43.0
감쇠기 B 사용시	변위(cm)	29.4	28.9
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	55.3	35.9

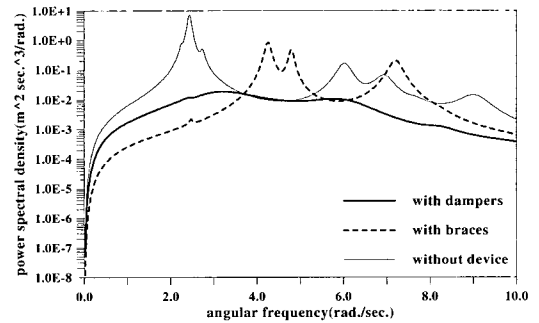
변형에너지법이 큰 오차를 보이는 것을 알 수 있다.

#### 4.4 감쇠기와 가새의 효과 비교

본 절에서는 감쇠기의 진동 제어 효과를 단순히 강성만을 가지는 가새와 비교하여 고찰하였다. 감쇠기는 4.3 절에서의 감쇠기 A를 사용하였고, 가새의 강성은 감쇠기가 가지는 강성의 세 배를 가정하였다. 그리고 두 장치의 제어력을 보다 명확하게 보여주기 위해서 감쇠기나 가새가 설치되지 않은 구조물에 대해서도 해석을 수행하였다. 표 5와 그림 6에 각각 RMS 응답과 응답의 파워 스펙트럼 밀도를 표시하였다. 표 5의 along-wind 방향의 응답을 보면 변위에 대한 제어 효과는 가새를 설치한 경우가 더 우수하게 나타났는데, 이것은 강성의 크기에 따른 당연한 결과라고 볼 수 있다. 그러나 가속도의 경우에는 가새의 강성이 감쇠기의 강성보다 세 배가 크어도 불구하고 가새의 응답 제어 효과보다는 감쇠기의 억제 효과가 훨씬 우수하였다. 이러한 RMS 응답의 결과는 그림 6의 스펙트럼 밀도 함수에 의해



(a) 변위



(b) 가속도

그림 6 횡 저항 장치에 따른 최상층 응답의 파워 스펙트럼 밀도 비교(along-wind 방향)



표 6 횡 저항 장치에 따른 최상층 RMS 응답 비교

		감쇠기설치	가새 설치	설치안함
along-wind	변위(cm)	24.4	10.0	45.9
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	25.6	64.8	115.9
across-wind	변위(cm)	5.4	5.6	7.8
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	14.3	31.5	42.7

서 잘 설명되고 있다. 또, 표 5의 across-wind 방향의 응답에 의하면 감쇠기나 가새가 바람의 방향으로만 설치되었음에도 불구하고 그 직각 방향 응답도 상당히 감소함을 알 수 있으며, 이는 구조물의 진동 모드 중에 존재하는 두 방향으로의 연계된 모드의 영향인 것으로 판단된다.

4.5 서로 다른 모드 사이의 연계 스펙트럼을 고려하지 않았을 때의 응답

일반적으로 식 (2)를 사용하여 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수를 계산하면 서로 다른 모드 사이의 연계 항 때문에 많은 해석 시간이 필요하다. 그런데, 모드별 진동수가 잘 분리되어 있고, 감쇠비가 20% 이하인 비례 감쇠계의 경우에는 다른 모드 사이의 상관 항(cross-correlation terms)은 그 값이 매우 작기 때문에, 이러한 시스템을 해석할 때에는 다음의 식 (20)과 같이 모드의 자기 상관 항(auto-correlation terms)만을 고려하여 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수를 계산할 수 있다.

$$S_q(\bar{\omega}) = \sum_m \phi_{qm}^2 |H_m(i\bar{\omega})|^2 S_{P_m P_m}(\bar{\omega}) \quad (20)$$

본 절에서는 비비례 감쇠계의 해석에 있어서도 이러한 간략화된 식이 사용될 수 있는가에 관하여 검토하였다. 감쇠기는 4.3절에서의 감쇠기 A와 감쇠기 B를 사용하였고, 표 7과 그림 7에 식 (2)와 식 (20)을 사용하여 구한 예제 구조물의 응답을 나타내었다.

얻어진 결과들로부터 식 (20)은 상당히 큰 오차를 보이는 것을 알 수 있다. 이러한 오차는 감쇠의 크기가 증가할수록 커지는데 이는 감쇠가 커질수록

표 7 식 (2)와 식 (20)에 의한 최상층 RMS 응답 (along-wind 방향)

		식(2)사용시	식(20)사용시
감쇠기 A 사용시	변위(cm)	24.4	19.8
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	25.6	32.2
감쇠기 B 사용시	변위(cm)	17.7	56.0
	가속도 (cm/sec. <sup>2</sup> )	18.8	119.3

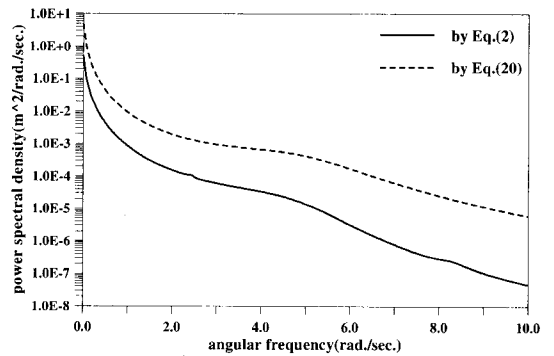


그림 7 해석 식에 따른 최상층 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도(along-wind 방향, 감쇠기 B 사용)

모드 간의 상관성이 증가함을 의미한다.

4.6 막대 모형의 응답

자유도 수를 줄여 해석 시간을 단축할 목적으로 각막 가정과 행렬 응축 기법 등을 통해서 건물을 막대 형태로 모형화하는 방법은 시간 영역의 지진 해석에서 만족할만한 정확성과 효율성을 보이는 것으로 알려져 있다<sup>10)</sup>. 본 절에서는 이러한 막대 모형의 정확성을 진동수 영역에서 검증하였다. 감쇠기는 역시 4.3절의 감쇠기 A를 사용하였으며, 예제 구조물을 모든 자유도를 고려하여 모형화했을 때와 막대 형태로 모형화했을 때의 응답 스펙트럼 밀도 함수와 RMS 응답을 각각 그림 8과 표 8에 나타내었다.

막대 모형에 의한 결과들은 대체로 큰 오차를 보였다. 이는 막대 모형이 원래 구조물의 동적 특성을 정확하게 표현하지 못한다는 점과 하중이 일반적인 모형에서와는 다르게 입력된다는 데에 기인하는 것으로 판단된다.

표 8 구조물의 모형화 방법에 따른 최상층 RMS 응답(along-wind 방향)

	모든 자유도 고려	막대 모형
변위(cm)	24.4	15.2
가속도(cm/sec <sup>2</sup> )	25.6	30.4

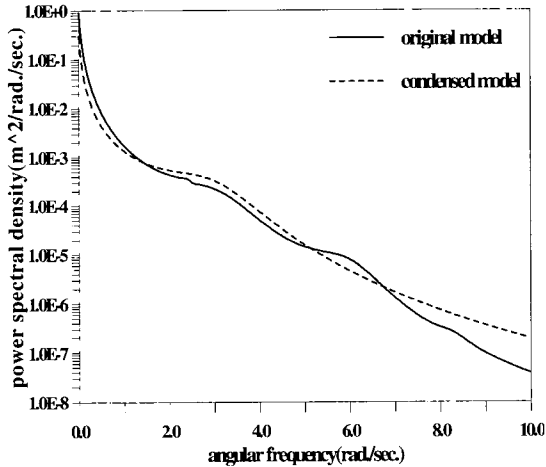


그림 8 모형화 기법에 따른 최상층 변위 응답의 파워 스펙트럼 밀도(along-wind 방향)

### 5. 결 론

본 연구에서는 비비레 감쇠계의 진동수영역 복소 응답함수를 유도하고 이를 이용해서 점탄성감쇠기가 설치된 구조물의 풍응답 해석을 수행하였다. 이로부터 얻은 결과를 모드 변형에너지법을 이용한 해석 결과와 비교하여 진동수영역에서 모드 변형에너지법의 정확성을 검증하였다. 또한, 점탄성감쇠기의 강성과 감쇠를 고정된 상수로 모형화하는 방법의 타당성에 대해서도 검토하였다. 이밖에, 감쇠기의 진동 제어 효과를 검증하였으며, 해석 기법이나 구조물의 모형화 기법에 따른 결과의 정확성에 대해서도 예제 해석을 통하여 고찰하였다. 이러한 연구로부터 얻은 결론을 정리하면 다음과 같다.

1) 풍응답 해석시 고감쇠 구조물의 RMS 변위 응답은 주로 저 진동수 대역의 바람하중 크기와 구조물 강성의 크기에 의해서 결정되고, RMS 가속도

응답은 구조물의 1차 모드 진동수 및 1차 모드 감쇠비에 의해서 큰 영향을 받는다.

2) 구조물의 1차 모드 진동수를 이용하여 점탄성 감쇠기의 강성과 감쇠를 고정된 상수로 모형화하는 방법은 풍응답 해석에서 유효하다.

3) 모드 변형에너지법은 감쇠가 커질수록, 또 감쇠기의 분포가 고르지 않을수록 큰 오차를 도출하였다. 그러나, 결론 1)에서 언급한 바와 같은 이유 때문에 이 방법으로 구한 RMS 변위 응답의 오차는 크지 않았고, RMS 가속도 응답의 경우에는 다소 큰 오차를 보였다. 따라서 풍응답 해석시, 모드 변형에너지법은 대상 구조물의 종류나 구하고자 하는 응답의 종류에 따라서 신중하게 사용되어야 할 것으로 판단된다.

4) 예제 해석 결과, 점탄성감쇠기는 바람에 의한 구조물 진동의 제어에 큰 효과가 있는 것으로 나타났다. 특히 구조물의 가속도 응답의 제어에 탁월한 성능을 보였다. 이러한 결과는, 고층 건물의 내풍설계시 변위 응답보다 가속도 응답이 더 중요한 설계 변수가 된다는 점을 주지한다면 점탄성감쇠기가 구조물의 내풍설계에 효과적으로 사용될 수 있음을 의미한다.

5) 비비레 감쇠계의 바람 해석에 있어서 서로 다른 모드 사이의 상관 항을 고려하지 않으면 응답의 파워 스펙트럼 밀도 함수에 오차가 발생한다. 따라서, 비비레 감쇠계의 정확한 해석을 위해서는 서로 다른 모드 사이의 상관 항도 고려해서 해석하여야 할 것으로 판단된다.

6) 구조물을 막대 형태로 모형화하는 방법은 진동수 영역의 풍응답 해석시에는 다소 큰 오차를 유발하므로 이러한 해석시에는 구조물의 자유도를 모두 고려한 모형으로 해석하여야 할 것으로 판단된다.

그러나, 위의 결론들은 제한된 수의 예제 해석으로부터 얻은 것들이므로 추후에 더 많은 구조물의 해석을 통하여, 위 결론들에 대한 보다 폭넓은 검증이 이루어져야 하리라고 사료된다.

### 감사의 글

본 연구는 성균관대학교의 98 석친 연구비의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

### 참고 문헌

1. Chang, K. C., Soong, T. T., Oh, S. T., Lai, M. L., "Seismic Behavior of Steel Frame with Added Viscoelastic Dampers", *J. of Struct. Engrg.*, Vol. 121, No. 10, 1995, pp.1418~1426
2. Cho, K. P., "Passive Viscoelastic Damping Systems for Building" Ph. D., Colorado State Univ., 1998, p.203
3. Veletos, A. S., Ventura, C. E., "Modal Analysis of Non-classically Damped Linear Systems", *Earthquake Engrg. and Struct. Dyn.*, Vol. 14, 1986, pp.217~243
4. Zhang, R. H., Soong, T. T., and Mahmoodi, P., "Seismic Response of Steel Frame Structures with Added Viscoelastic Dampers", *Eearthquake Eng. and Struct. Dyn.*, Vol. 18, 1989, pp.389~396
5. Simui, E. and Scalan, R. H., *Wind Effects on Structures(3rd edition)*, John Wiley & Sons, Inc., New York, 1996, p.688
6. Kaimal, J. C. et al., "Spectral Characteristics of Surface-Layer Turbulence", *J. of Royal Meteorol. Soc.*, Vol. 98, 1972, pp.563~589
7. Shen, K. L., Soong, T. T., Chang, K. C., Lai, M. L., "Seismic Behavior of Reinforced Concrete Frame with Added Viscoelastic Dampers", *Engrg. Struct.*, Vol. 17, No. 5, 1995, pp.372~380
8. Yang, J. N., Lin, Y. K. and Samali, B., "Coupled Motion of Wind-Loaded Multi-Story Bulding", *J. of the Engrg. Mechanics Div.*, Vol 107, 1981, pp.1209~1226
9. 김진구, 민경원, 점탄성감쇠기를 설치한 건물의 모드해석, 한국전산구조공학회지 제11권 1호, 1998, pp.171~178
10. 김상태, "점탄성 감쇠기가 설치된 고층건물의 진동제어를 위한 효율적인 동적해석", 석사 학위 청구 논문, 성균관 대학교, 1997, p.67  
(접수일자 : 1999. 7. 28)