

점성감쇠기를 이용한 비대칭 · 비탄성구조물의 내진보강

Seismic Retrofit of Asymmetric · Elasto-Plastic Structure Using Viscous Dampers

김진구*
Kim, Jin Koo

방성혁**
Bang, Sung Hyuk

국문요약

본 연구에서는 평면 비대칭건물의 비탄성 변위를 주어진 목표까지 제한하기 위하여 필요한 추가적인 감쇠량을 구하는 방법에 관하여 연구하였다. 이를 위하여 먼저 비대칭구조물의 항복 후 거동을 분석하고 구조물에 발생하는 연성도 요구량을 이용하여 필요한 등가 감쇠비를 유도하였다. 이러한 방법을 지진하중을 받는 5층 비대칭구조물에 적용하였다. 시간이력해석 결과와의 비교에 따르면 제안된 방법에 따라 점성감쇠기를 설치한 경우 주어진 지진하중에 대하여 약변 및 강변 모두 만족할만한 거동을 보이는 것으로 나타났다.

주요어 : 평면 비대칭구조, 점성감쇠기, 연성요구량, 등가감쇠비, 변위설계법

ABSTRACT

A procedure for figuring out proper amount of additional viscous damping required to keep the inelastic deformation of a plan-wise asymmetric structure within a given target performance point was developed. To this end the behavior of an asymmetric nonlinear structure after yielding is investigated. Then a formula for the required amount of equivalent damping was derived based on the ductility demand of the structure. The procedure was applied to a five-story asymmetric structure subjected to an earthquake load. According to the comparison with the results from the dynamic time-history analysis, the structure with viscous dampers installed in accordance with the proposed procedure showed satisfactory seismic performance in both the stiff and the flexible edges.

Key words : plan-wise asymmetric structure, viscous damper, ductility demand, equivalent damping, displacement-based design

1. 서론

강성이 비대칭적으로 분포된 건물의 비탄성 거동에 대한 기존의 연구는 비대칭 구조물의 비탄성 거동 특성을 파악하고 거동에 영향을 미치는 설계변수들의 영향을 분석하는데 중점을 두어 왔으며,⁽¹⁾⁻⁽⁴⁾ 연구목적에 따라 설정한 구조물의 다양성 등의 문제로 인해 많은 부분에서 보편적인 결론을 도출하지 못하고 있다.

최근 Paulay⁽⁶⁾는 비탄성거동을 하는 비대칭 건물의 각 부재의 연성도를 주 설계변수로 하는 설계방법을 제시하였는데, 주어진 하중에 의한 건물의 한계상태에서 각 부재에 발생하는 최대 연성요구량이 부재의 한계연성도를 초과하지 않도록 설계함으로써 성능에 기초한 내진설계의 기본 개념에 부합하는 합리적인 방법으로 평가되고 있다.

Paulay의 연구가 성능 수준에 맞는 비정형 건물의 설계방법 개발에 주안점을 둔 반면, 본 연구에서는 이러한 설계 개념을 바탕으로, 기존 비대칭 구조물이 지진 하중상태에서 주어진 연성도 한계를 만족할 수 있도록 점성감쇠기를 설치하여 응답을 제어하는 방법에 관하여 연구하였다. 최근 Goel⁽⁵⁾은 탄성 비대칭구조물에 점성감쇠기를 이용하여 비틀림 효과를 제어하는 방법에 관하여 연구하였으나, 본 연구와 같이 감쇠기를 이용한 비탄성 비대칭구조물의 제어에 관한 연구는 아

직 수행된 바 없으며, 앞으로 더 많은 연구가 필요할 것으로 사료된다.

2. 비대칭구조물의 비탄성거동

2.1 탄성영역의 설계개념

그림 1은 일반적인 강성 비대칭 건물의 단면을 나타내며,⁽⁶⁾ 벽체의 수직하는 방향으로서는 저항력이 없는 것으로 가정한다. 질량중심 CM은 층지진하중 V_E 가 작용하는 지점이며, 강성중심 CR은 횡력이 작용했을 때 비틀림이 발생하지 않는 위치이며, e_{rx} 와 e_{ry} 는 CM과 CR 사이의 거리를 나타낸다.

층지진하중 V_E 가 질량중심에 작용할 때 강성편심으로 인하여 비틀림모멘트 M_t 가 발생하며, 층전단력 및 비틀림에 의하여 각 부재에 발생하는 전단력은 다음과 같이 표현된다.

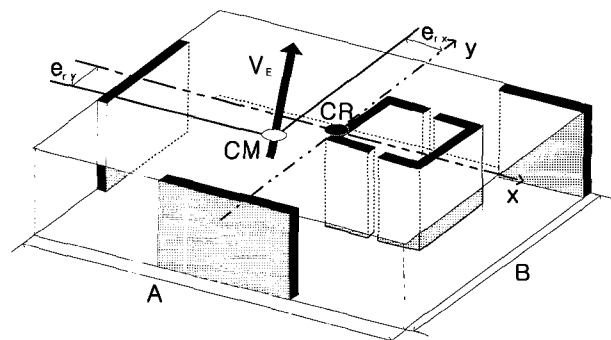


그림 1 평면 비대칭 구조물

* 정회원 · 성균관대학교 건축공학과, 조교수(대표저자 : jinkoo@yurim.skku.ac.kr)

** 한국기술진흥정보

본 논문에 대한 토의를 2002년 8월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
(논문접수일 : 2002. 5. 2 / 심사종료일 : 2002. 5. 29)

$$\begin{aligned} V_{ix} &= (k_{ix} / \sum k_{ix}) V_{Ex} + y_i k_{ix} M_i / K_i \\ V_{iy} &= (k_{iy} / \sum k_{iy}) V_{Ey} + x_i k_{iy} M_i / K_i \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 x_i, y_i 는 강성중심으로부터 i 부재까지의 거리이며, k_{xi} 와 k_{yi} 는 x, y 축에 대한 각 부재의 강성을 나타낸다. 우변의 두 번째 항은 비틀림에 의한 전단력이며, 전체시스템의 비틀림 강성 K_t 는 $K_t = y_i^2 k_{ix} + x_i^2 k_{iy}$ 와 같다. 현재 사용되는 내진설계 기준에서는 횡력에 저항하는 부재는 식 1의 하중에 견딜 수 있는 충분한 강도를 갖도록 설계하도록 하며, 주어진 최대 층간 변위의 한계를 만족하도록 요구하고 있다. 그러나 비대칭 구조물인 경우에는 각 부재의 요구되는 강도 및 최대 층간 변위가 주어진 기준을 만족하는 경우에도, 개별 부재의 연성도가 한계 연성도를 초과하여 부분적인 파괴가 발생할 가능성이 있다. 따라서 Paulay의 설계 개념에 따르면, 성능에 기초한 설계방법의 관점에서, 가장 취약한 부재의 연성도 요구량이 기준에 주어진 한계값을 만족하는지 여부를 검토해야 할 필요성이 있다.

2.2 비대칭 구조물의 강성 및 항복변위

V_i 는 i 부재의 설계강도이며 k_i 는 부재의 강성이라 할 때, 각 부재의 항복변위는 다음과 같다.

$$\Delta_y = V_i / k_i \quad (2)$$

여기서 CM에서의 구조물의 최대변위는 다음과 같다.

$$\Delta_m = \Delta'_m + \Delta''_m = V / \sum k_i + \theta_i e_r \quad (3)$$

여기서 Δ_m 은 CM에서의 구조물의 최대변위이고 Δ'_m 와 Δ''_m 는 각각 CM에서의 수평력에 의한 수평변위와 비틀림에 의한 수평변위이다. 이때 시스템의 회전각은 다음과 같이 표현된다.

$$\theta_i = M_i / K_i = e_r V / K_t \quad (4)$$

따라서 질량중심의 최대 변위 및 시스템의 강성은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta_m = V [1 / \sum k_i + e_r^2 / K_t] \quad (5)$$

$$K_s = \frac{V}{\Delta_m} = \frac{\sum k_i}{1 + (e_r / r_k)^2} \quad (6)$$

여기서 $r_k = \sqrt{\frac{K_t}{\sum K_{yi}}}$ 이다. 부재의 항복하중의 합을 V_E 라 할 때, 시스템의 항복변위는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta_y = V_E / K_s \quad (7)$$

2.3 비탄성 영역에서의 성능목표

비대칭 구조물의 수평-비틀림거동에 의하여 CM에서의

응답으로 표현되는 전체 시스템의 최대 변위 및 연성요구량과 각 부재들에서 발생하는 최대 변위 및 연성요구량이 달라진다. ATC-40⁽⁷⁾에서는 성능에 기초한 내진설계 개념을 바탕으로, 그림 2와 같이 비탄성응답에 대한 구조물의 거동한계를 연성도 μ 로써 나타내고 있다. 이러한 연성도는 구조물 전체뿐만 아니라 국부적 부재에도 적용되어야 하므로, Paulay는 비대칭 비탄성 시스템의 붕괴방지 수준의 설계목표로서, 기존의 검토사항인 최대 층간변위는 강성중심에서 가장 멀리 떨어진 지점이라도 주어진 한계 층간변위를 초과하지 않도록 한다는 조건에 더불어, 모든 부재의 연성도가 주어진 거동한계 μ_{max} 를 초과하지 않도록 설계하는 방안을 제시하였다.

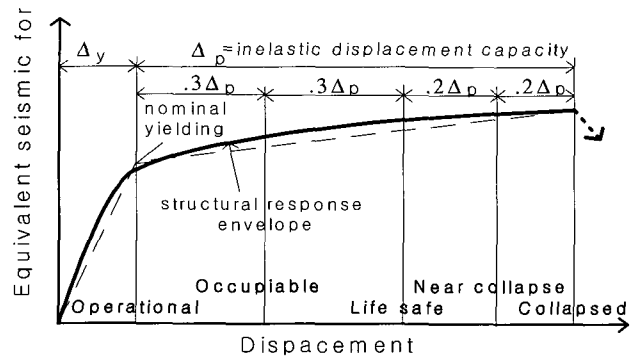


그림 2 ATC-40의 성능수준에 따른 연성요구량

2.4 비대칭 구조물의 항복 후 거동

그림 3과 같은 구조물은 가력방향의 부재가 항복한 후 하중에 직각방향으로 배치된 부재들은 비틀림에 탄성적으로 저항할 수 있으며, 대부분의 구조물은 주 부재들이 항복한 후에도 비틀림에 대하여 어느 정도 저항할 수 있으므로, 그림 3의 경우에 해당한다고 볼 수 있다. 본 연구에서는 편의상 지진하중 V_{Ey} 가 y 축 방향으로 작용한다고 가정하였으며, 따라서 강성편심 e_{rx} 만이 존재한다. 설계 단계에서 탄성영역에서의 해석을 통해 CR의 위치와 부재의 요구강성 $V_1 - V_4$ 을 구할 수 있으며, CM에서의 항복변위는 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$\Delta_y = V_{Ey} / K_{sy} = \sum V_{iy} / K_{sy} \quad (8)$$

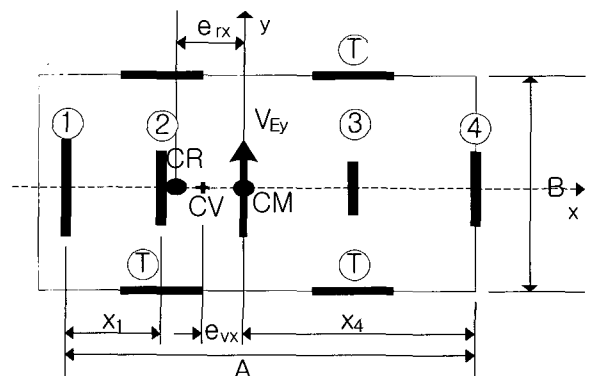


그림 3 비대칭 평면(Paulay, 1998)

따라서 CM의 항복 후 변위는 μ_{Δ} 를 CM에서의 연성 요구량이라 할 때 $(\mu_{\Delta}-1)\Delta_y$ 이다. 현재 설계 기준에 따라 탄성해석을 통하여 비대칭 거동을 고려하여 설계된 부재들은, 설계 강도보다 큰 하중을 받을 때 거의 동시에 항복하게 된다. 구조물의 항복 후 강성이 존재할 경우 그림 4에 나타난 바와 같이 시스템의 항복 후에도 비틀림각이 변하게 되며, 각 부재의 연성 요구량이 주어진 한계값에 도달할 때, CM에서의 연성도를 다음과 같이 유도할 수 있다:

층지진하중 V_E 가 작용할 때의 구조물의 회전각 θ_{tu} 는 식 (4)에 항복 후 강성의 영향을 고려하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\theta_{tu} = e_r \frac{V_y}{K_t} + e_r \frac{(V_E - V_y)}{K_{tu}} \quad (9)$$

$$K_{tu} = \sum y_i^2 k_{xi} + \alpha \sum x_i^2 k_{yi} \quad (10)$$

여기서 α 는 항복 후 강성비, e_r 은 강성편심, V_y 는 층의 항복 하중이다. 층하중 V_E 는 성능수준에서의 목표(target) 변위까지 정적 비탄성(pushover) 해석을 수행하여 구할 수 있다. 이때 가장 취약한 부재는 연성요구량이 가장 큰 부재가 된다. 그림 4에서 (1)부재와 (4)부재의 최대변위는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta_{u1} = \Delta_y + (\mu_{\Delta} - 1)\Delta_y - x_1 \theta_{tu} \quad (11a)$$

$$\Delta_{u4} = \Delta_y + (\mu_{\Delta} - 1)\Delta_y + x_4 \theta_{tu} \quad (11b)$$

이때 각 부재의 연성 요구량은 각각 다음과 같으며, 기준에 주어진 최대 허용 연성도보다 작아야 한다.

$$\mu_1 = \frac{\Delta_{u1}}{\Delta_{y1}} = \mu_{\Delta} \frac{\Delta_y}{\Delta_{y1}} - x_1 \frac{\theta_{tu}}{\Delta_{y1}} \leq \mu_{\max} \quad (12a)$$

$$\mu_4 = \frac{\Delta_{u4}}{\Delta_{y4}} = \mu_{\Delta} \frac{\Delta_y}{\Delta_{y4}} + x_4 \frac{\theta_{tu}}{\Delta_{y4}} \leq \mu_{\max} \quad (12b)$$

여기서 μ_{Δ} 는 CM에서의 연성 요구량이며, 항복변위 비는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{\Delta_y}{\Delta_{yi}} = \frac{V_{Ey} k_{iy}}{K_{sy} V_{iy}} \quad (13)$$

따라서 시스템의 최대 허용 연성도는 다음과 같은 두 식중 작은 값보다 작아야 한다.

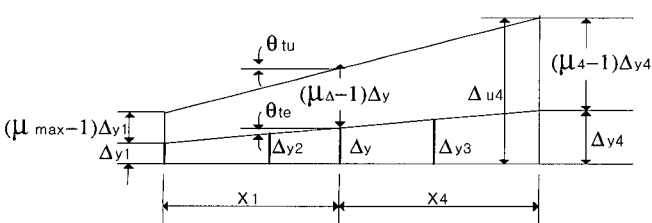


그림 4 비대칭 평면의 변위와 연성도 관계

$$\mu_{\Delta} = \frac{\mu_{\max} - 1}{1 + \omega_{t1}} + 1 + x_1 \theta_{tu} \frac{k_{sy}}{V_y} \quad (14a)$$

$$\mu_{\Delta} = \frac{\mu_{\max} - 1}{1 + \omega_{t2}} + 1 - x_4 \theta_{tu} \frac{k_{sy}}{V_y} \quad (14b)$$

여기서 $\omega_{tri} = \frac{V_{Ey} k_{iy}}{V_{iy} K_{sy}} - 1$ 이다.

3. 성능수준을 만족하기 위한 감쇠기 설계

3.1 성능점 산정

본 논문에서는 비선형 정적해석 절차를 통하여 성능점을 산정하였다.⁽⁸⁾ 연성도를 주요 변수로 고려하였으므로, 비탄성 변위스펙트럼을 이용하였다.

1. 해석 모델에 대하여 고유치해석과 pushover 해석을 수행하여 최대변위-밀면 전단력 관계를 구하고, 유효탄성강성 K_e , 탄성 고유주기 T_e , 항복하중 f_y , 항복변위 u_y , 항복후 강성비 α 등을 결정한다. Pushover 해석에 사용되는 i 층의 층 하중 F_i 는 고차모드의 영향을 고려하여 다음과 같이 등가 모드형상에 비례하도록 산정하였다:

$$F_i = \frac{m_i \bar{\phi}_i}{\sum_{i=1}^N m_i \bar{\phi}_i} V \quad (15)$$

여기서,

$$\bar{\phi}_i = \sqrt{\sum_{j=1}^N (\phi_{ij} \Gamma_j)^2} ; \Gamma_j = \frac{[\sum_{i=1}^N m_i \phi_{ij}]}{[\sum_{i=1}^N m_i \phi_{ij}^2]}$$

여기서 ϕ_{ij} 는 j 모드의 i 층 성분이고, m_i 는 i 층의 질량이다.

2. 해석모델을 등가의 SDOF시스템으로 치환하기 위하여 최고층 변위 Δ_R 을 식 (16)과 같이 등가의 SDOF 시스템의 변위 S_d 로 변환한다. 이를 이용하여 등가 SDOF 시스템의 항복변위 S_{dy} 를 얻는다.

$$S_d = \frac{\Delta_R}{\Gamma \phi_R} \quad (16)$$

3. 주어진 한계 연성도에 해당하는 목표변위를 성능점이라 가정하고, 그 지점에서의 유효강성을 구한다.
4. 등가질량 M^* 및 유효 주기 T_s 를 구한다.
5. 연성도에 해당하는 변위 스펙트럼을 구한다.
6. 유효 주기에 해당하는 비탄성 응답을 구한다.
7. 응답이 가정된 변위와 다를 경우 수렴할 때까지 3단계부터 다시 시작한다.
8. 최종 응답을 식 (16)을 이용하여 구조물의 최상층 변위로 환산한다.

3.2 한계연성도 이내로 제어하기 위하여 필요한 감쇠비 산정

본 절에서는 해석 모델의 최대 변위에 따른 연성요구량이 기준에 제시된 값을 초과할 때, 제시된 연성도 이내로 제한하기 위해 필요한 점성감쇠기의 감쇠량을 구하였다. SEAOC Blue Book⁽⁶⁾에서는 구조물의 성능목표를 연성도를 기준으로 제시하고 있다. 제시된 한계 연성도는 구조물의 모든 구성부재에서 만족되어야 하며, 이러한 조건을 만족하기 위해 식 (14)를 적용하여 필요한 시스템의 연성도(CM에서의 연성도)를 구할 수 있다.

부재의 소성 변형을 수반한 이력 거동으로 인하여 진동 에너지가 소산되며, 소성 변형에 의한 에너지 소산량은 다음 식에 의하여 등가의 감쇠비 ζ_{eq} 로 치환할 수 있다.⁽⁸⁾

$$\zeta_{eq} = \frac{2(\mu-1)(1-\alpha)}{\pi\mu(1+\alpha\mu-\alpha)} \quad (17)$$

주어진 하중에 의한 연성 요구량이 식 (14)에 의한 최대 허용 연성도를 초과할 때 구조물은 부분적인 파괴에 이르게 되며, 이를 방지하기 위하여 점성감쇠기로 보강할 경우, 시스템에 추가되어야 할 점성 감쇠기의 감쇠비를 구하기 위하여 본 연구에서는 다음 식 (18)을 이용하였다.

$$\zeta_d = \left[\frac{2(\mu_d-1)(1-\alpha)}{\pi\mu_d(1+\alpha\mu_d-\alpha)} - \frac{2(\mu_l-1)(1-\alpha)}{\pi\mu_l(1+\alpha\mu_l-\alpha)} - \zeta_s \right] \sqrt{\frac{T_e}{T_s}} \quad (18)$$

여기서 μ_d 는 성능점에서의 CM에서의 연성요구량이고 μ_l 는 기준에 주어진 연성도 한계값이다. 또한 α 는 항복후 강성비를 나타내며 ζ_s 은 구조물의 자체 감쇠비(5%), T_e , T_s 는 각각 구조물의 탄성주기와 유효 주기이다. 위 식 우변의 첫 번째 및 두 번째 항은 성능점 및 목표변위에서의 구조물의 등가 감쇠비를 나타내며 그 차이를 추가적인 감쇠기로 보완한다는 것이 식 (18)의 기본 개념이다.

3.3 감쇠기의 분배

식 (18)에 의해 구한 시스템에 요구되는 감쇠는 구조물의 전 층 및 평면상의 적절한 위치에 분배되어야 한다. 산정된 감쇠비는 식 (19)를 이용하여 감쇠기에 의하여 소산된 에너지 E_D 와 저장된 탄성 에너지 E_S 의 비로 나타낼 수 있다.

$$\zeta_{eq} = \frac{1}{4\pi} \frac{E_D}{E_S} \quad (19)$$

감쇠기가 평면과 θ 의 각도로 설치되어 있고 j 층 변위를 Δ_j 라 한다면 소산된 에너지 및 저장된 에너지는 다음과 같다.

$$E_D = \frac{2\pi^2}{T_e} \sum C_{dj} \cos^2 \theta_j (\Delta_j - \Delta_{j-1})^2 \quad (20)$$

$$E_S = \frac{2\pi^2}{T_e^2} \sum m_j \Delta_j^2 \quad (21)$$

여기서 C_{dj} 는 j 층에 설치된 감쇠기의 감쇠계수, m_j 는 j 층의 질량이다. 따라서 식 (19)는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\zeta_d = \frac{T_e \sum C_{dj} \cos^2 \theta_j (\Delta_j - \Delta_{j-1})^2}{4\pi \sum m_j \Delta_j^2} \quad (22)$$

초기 설계단계에서는 층변위응답을 정확하게 알 수 없으므로 다음과 같이 1차 모드형상의 계수를 이용한다.

$$\zeta_d = \frac{T_e \sum_j C_{dj} \cos^2 \theta_j \phi_j^2}{4\pi \sum_i m_i \phi_i^2} \quad (23)$$

위 식을 이용하여 각 층에 설치될 감쇠기의 감쇠계수를 구할 수 있으며, 다음 단계는 그러한 층 감쇠량을 평면상의 약변과 강변에 적절히 분배하는 것이다. 이를 위하여 식 (17)에 시스템 연성도 대신 약변과 강변의 연성도를 대입하고, 산정된 각 변의 감쇠계수에 비례하도록 감쇠기를 각 변에 분배한다.

4. 예제 해석

4.1 해석모델

그림 5와 같은 3경간 5층의 비대칭 철골 구조물을 대상으로 제안된 방법의 적용성을 검토하였다. 모든 층에서 층고는 4m, 고정하중은 540kgf/m², 적재하중은 250kgf/m²로 하였으며, 해석의 편의를 위해서 보의 강성이 매우 큰 전단 건물로 설계하였다. 부재의 항복강도는 2400kgf/cm²이며, 항복 후 강성비는 5%로 가정하였다. 기둥 C1과 C2는 각각 H200×200×8×12, H300×300×10×15로 선택하였으며 보는 H900×300×16×28을 사용하였다. 지진하중은 CM에 y축방향으로 작용하도록 하였으며, 모든 기둥이 항복한 후에도 비틀림에 저항할 수 있도록 내부 기둥 사이에 x 방향으로 가새 200×70×7×10을 설치하였다.

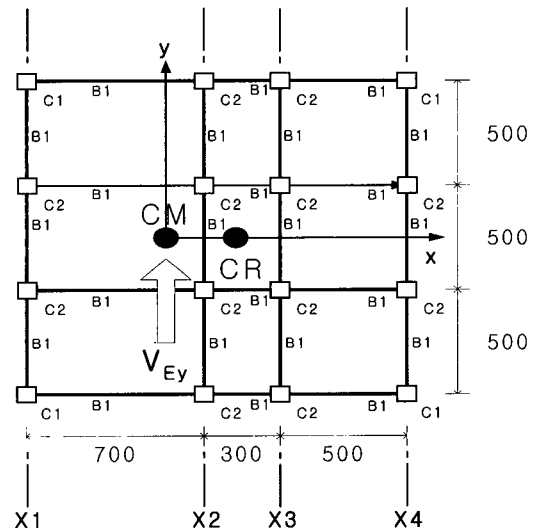


그림 5 예제 구조물(cm)

4.2 지진하중

해석모델의 동적 해석을 위한 지진하중으로는 그림 6과 같은 Newmark의 비탄성 스펙트럼을 사용하였다. 탄소성 이력시스템에서의 비탄성스펙트럼은 임의의 연성도(μ)에서 초기 탄성주기 T_e 와 응답가속도에 대한 관계를 나타낸다. 일반적으로 그림 6과 같은 비탄성 설계스펙트럼은 탄성설계 스펙트럼을 주기 T_n 에 관계된 적절한 감소계수(R_y)로 나눈으로써 얻을 수 있으며, 이러한 과정은 Chopra⁽⁹⁾에 잘 나타나 있다. 본 연구에서는 비탄성 정적해석 결과를 시간이력 해석결과와 비교하기 위하여 EPA=0.4g인 설계스펙트럼을 이용하여 인공지진을 생성하였다.

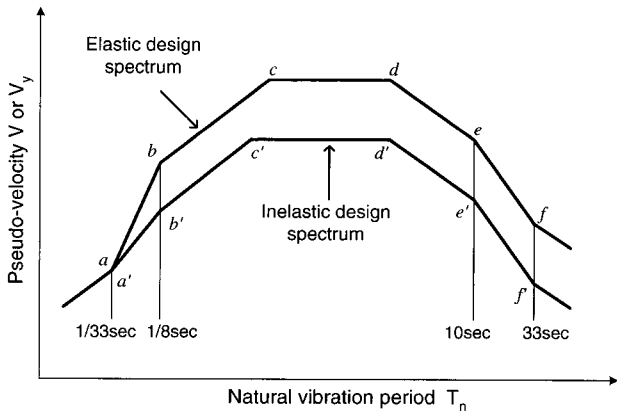


그림 6 Newmark-Hall 비탄성 설계응답스펙트럼

4.3 Pushover 해석

본 연구에서는 pushover 해석을 위한 층하중을 산정하기 위하여 여러 진동모드를 조합한 등가모드를 이용하였다. 그림 7과 8은 등가고유모드를 이용한 등가의 모드와 층지진 하중이다. 일반적으로 등가모드에 의한 변위가 상부에서 다소 작게 나타남을 알 수 있다. 등가모드에 의해 산정된 층지진하중을 횡력으로 가하고 구조물의 전체 높이의 4% 정도 까지 최상층 변위가 발생하도록 pushover 해석을 수행하였다. 이렇게 구한 밀면전단력과 최상층변위 관계는 그림 9와 같고, 이를 등가 1자유도 시스템의 하중-변위관계로 나타내면 그림 10과 같다.

4.4 성능점 산정

비탄성 스펙트럼을 이용한 정적 비선형해석을 통하여 다음과 같은 절차에 따라 해석 모델의 성능점을 산정하였다.

1. 등가 SDOF 시스템의 항복변위 S_{dy} 를 얻는다.
2. 한계 연성도 3.5를 적용하여 목표변위 14.4cm를 얻는다.
3. 등가질량 \overline{M}^* 을 얻는다.
4. 유효 주기 T_s 를 구한다.
5. 연성도에 해당하는 변위 스펙트럼을 생성된 인공지진을 이용하여 그림 11과 같이 구한다.

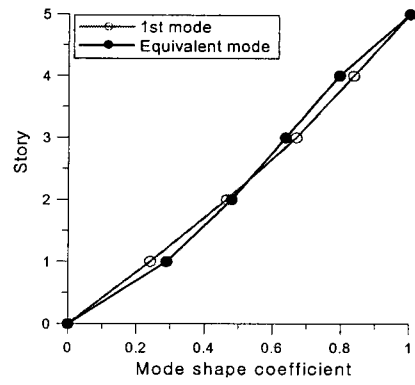


그림 7 예제구조물의 모드형상

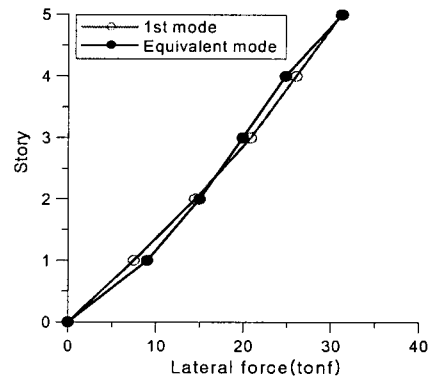


그림 8 층지진 하중

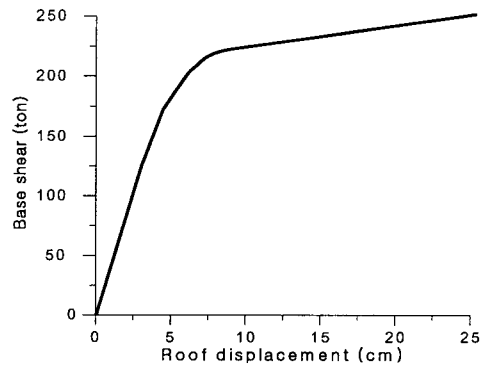


그림 9 밀면전단력과 최상층변위 관계

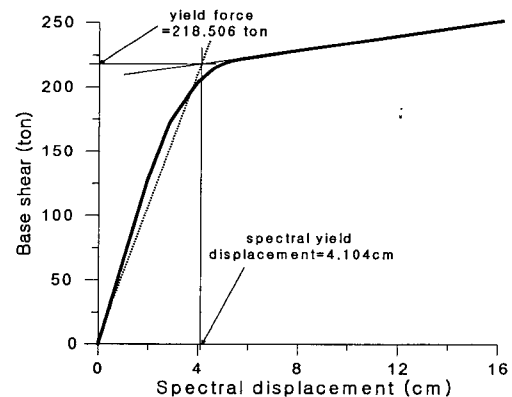


그림 10 등가 SDOF 모델의 밀면전단력과 변위 관계

6. 유효 주기에 해당하는 비탄성 응답을 구한다.
7. 응답이 수렴할 때까지 2단계부터 다시 시작한다.
8. 최종 응답을 구조물의 최상층 변위로 환산한다.

이와 같은 과정을 통하여 등가의 SDOF 시스템의 변위를 구한 후 원래의 모델로 환산하면 최상층 변위 16.2cm을 얻을 수 있다. 표 1은 이러한 과정을 통하여 얻어진 등가 단자유도 시스템의 항복하중, 항복변위, 등가 질량, 유효주기 등의 값을 나타낸다. 그림 12는 3차원 비대칭 구조물의 CM에서의 최상층 변위응답이 16.2 cm이 될 때까지 pushover 해석을 수행한 결과, 질량중심, 약변(flexible edge)과 강변(stiff edge)의 층간변위를 나타낸 것이다. 시간이력해석 결과와 비교하면 약변에서는 다소 과대평가, 강변에서는 저층부에서 과소 평가가 되고 있으나 전체적으로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

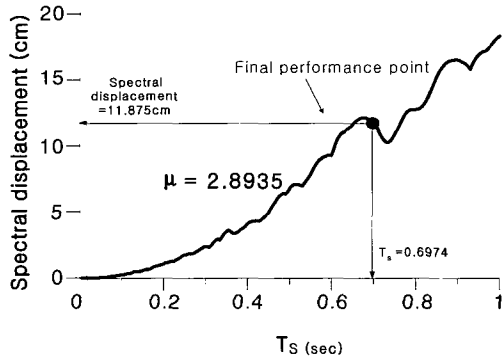


그림 11 비탄성 변위 스펙트럼

표 1 등가 구조물의 응답 및 해석모델의 최대층변위

f_y (Tonf)	S_{dy} (cm)	\overline{M}^* (Ton)	T_s (sec)	S_u (cm)	u_{roof} (cm)
218.506	4.104	655.8418	0.6974	11.875	16.174

4.5 요구되는 감쇠비 산정

표 2는 구조물의 성능점에서의 층연성도를 나타내고 있다. 층간변위에서 볼 수 있듯이 하부층에 변위가 많이 발생하였음을 알 수 있다. 따라서 성능에 기초한 설계의 관점에서는 이러한 구조물은 전체시스템에서의 연성이 주어진 값 3.5를 초과하지 않아도 저층부에 위치한 부재들은 성능수준을 만족하지 못할 수 있다. 따라서 층간 연성도 또한 연성도 3.5 이내로 제어함은 물론 X1-X4축의 연성 또한 3.5 이내로 제어해야 할 것이다. 모든 축의 각 층 연성도가 3.5이내가 되기 위한 CM의 연성요구량은 앞에서 제안된 식 (14)의 결과 중 작은 값을 선택한다. 이를 토대로 각 층의 필요 층감쇠상수는 식 (23)으로부터 구할 수 있다. 감쇠상수를 기준으로 각층에 X1, X4축에서의 연성도를 통해 연성 한계값과의 관계에서 얻어진 감쇠비의 비만큼 층감쇠상수를 비례하도록 각 변에 감쇠량을 분배하였으며, 이러한 과정은 표 2에 나타나 있다. 구하여진 감쇠상수에 해당하는 점성감쇠기를 구조물의 각 변에 설치한 후 인공지진에 대한 시간이력해석 결과는 그림 13에 나타난 바와 같고 이때의 연성도 또한 표 2의 빗금친 부분에 나타나 있다. 시간이력해석 결과에 의하면 모든 층의 각 변에서의 연성도가 연성도 3.5 이내로 제어된 것을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 감쇠기를 이용하여 주어진 하중에 의해 건

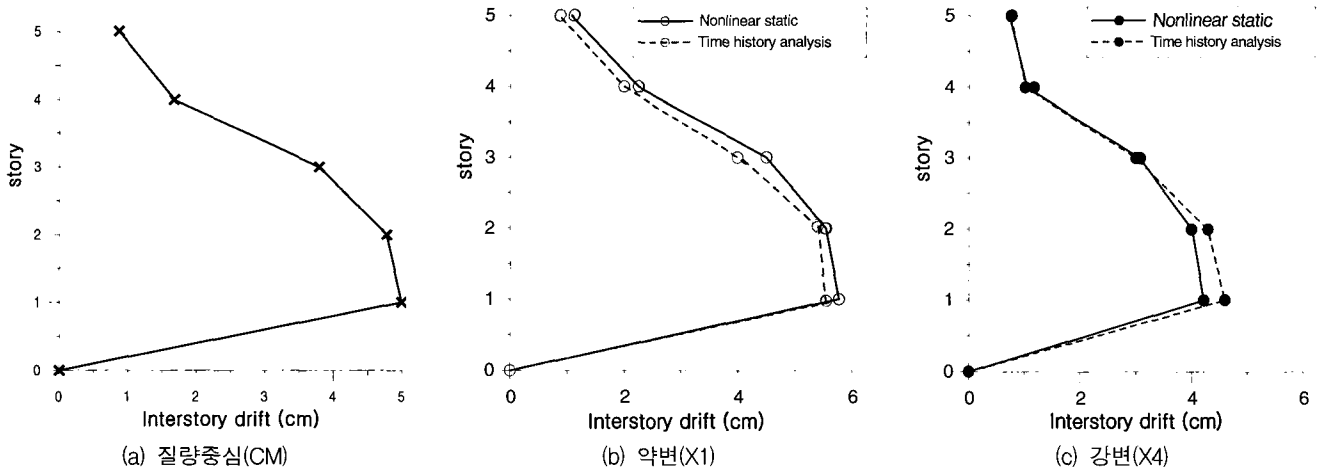


그림 12 해석모델 각 부분의 층간변위

표 2 층연성도에 따른 감쇠비 분배

Frame	층연성도요구량 (μ_{story})			한계연성도 (μ_d)	감쇠비 (%)	감쇠상수 ($kg \cdot sec/cm$)	감쇠분배 (%)		연성요구량	
	CM	X1	X4				X1	X4	X1	X4
5층	0.81	0.87	0.67	3.24	0	0			0.847	0.76
4층	1.57	1.85	0.95	3.24	0	0			1.754	1.01
3층	3.55	3.72	2.82	3.24	0.45	45.0729	100		3.15	3.01
2층	4.47	4.60	3.71	3.24	1.67	184.3453	77.84	22.16	3.39	3.43
1층	4.68	4.79	3.89	3.24	2.01	217.5649	67.79	32.21	3.41	3.48

참 고 문 헌

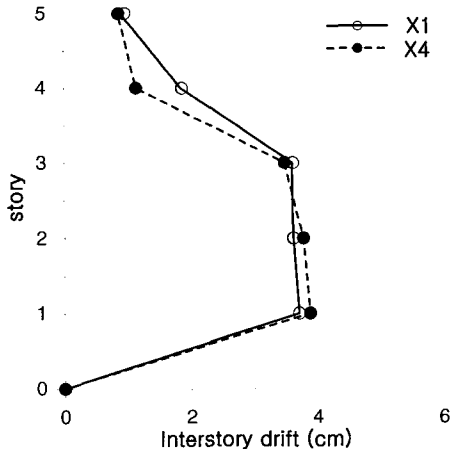


그림 13 감쇠기 설치 후 약변 및 강변의 최대변위

물의 각 부재에 발생하는 최대 연성요구량이 부재의 한계연성도를 초과하지 않도록 함으로써, 성능에 기초한 내진설계의 기본 개념에 부합하는 내진보강 방법에 관하여 연구하였다. 이를 위하여 항복 후 강성이 존재하는 비대칭, 비탄성구조물의 허용 연성 요구량을 나타내는 식을 유도하였으며, 기존 비대칭 구조물이 주어진 지진 하중상태에서 요구되는 연성도 한계를 만족하기 위하여 필요한 추가적인 감쇠비를 구하였다. 5층의 비대칭 해석모델을 대상으로 제안된 방법에 따라 필요한 감쇠비를 구하고, 추가적인 감쇠비를 강변과 약변의 연성도 비에 따라 배분하고 동적해석을 수행한 결과, 양변에 유사한 크기의 최대 연성도가 발생하였으며 주어진 목표 연성도를 만족하는 것으로 나타났다.

감사의 글

본 논문은 한국 학술진흥재단의 신진교수지원과제(KRF-2001-003-E00481)의 연구비 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

1. Hejal, R. and Chopra, A. K., "Earthquake response of torsionally-coupled frame buildings," *J. Struct. Eng.*, ASCE, Vol. 115, 1989, pp. 834-851.
2. Chandler, A. M. and Duan, X. N., "A modified static procedure for the design of torsionally unbalanced multi-story frame buildings," *Earthquake Eng. and Struct. Dyn.*, Vol. 22, 1993, pp. 447-462.
3. De La Llera, J. C. and Chopra, A. K., "A simplified model for analysis and design of asymmetric-plan buildings," *Earthquake Eng. and Struct. Dyn.*, Vol. 24, 1995, pp. 573-594.
4. Bugeja, M. N., Thambiratnam, D. P., and Brameld, G. H., "The influence of stiffness and strength eccentricities on the inelastic earthquake response of asymmetric structures," *Engineering Structures*, Vol. 21, 1999, pp. 856-863.
5. Goel, R. K., "Seismic behavior of asymmetric buildings with supplemental damping," *Earthquake Eng. and Struct. Dyn.*, Vol. 29, 2000, pp. 461-480.
6. Paulay, T., "Torsional mechanisms in ductile building systems," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 27, 1998.
7. ATC, "Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings," ATC-40, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
8. SEAOC, "Tentative guidelines for performance-based seismic engineering," SEAOC Blue Book, Structural Engineers Association of California, 1999.
9. Chopra, A. K., *Dynamics of Structures : Theory and Applications to Earthquake Engineering*, Prentice Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1995.