

제한진폭 능동형 질량동조감쇠장치

Restrained Stroke Active Tuned Mass Damper

유 홍*
Yoo, Hong

권 장 섭**
Kwon, Jang-Sub

장 승 필***
Chang, Sung-Pil

국문요약

토목구조물에 능동형 질량동조감쇠장치를 설치할 경우에 설치장소의 크기는 제한되며 그에 따라 질량감쇠장치의 최대진폭이 제한되는 것이 일반적이다. 이 연구에서는 벽체 스프링과 고정장치를 이용하여 능동형 질량동조감쇠장치의 진폭을 제한하면서도 제어성능을 적절히 유지시킬 수 있는 제한진폭 능동형 질량동조감쇠장치를 제안하였다. 이 제어장치는 질량감쇠장치의 진폭이 작을 경우에는 일반적인 능동형 질량동조감쇠장치로 작동하고 진폭이 정해진 값을 초과하면 제한진폭 능동형 질량동조감쇠장치로 작동하게 된다. 이러한 동작원리의 수학적 정식화를 통하여 새로운 제어 알고리즘을 제시하였다. 제한진폭 능동형 질량동조감쇠장치의 다양한 설계인자에 대한 파라미터 연구를 수행하였고, 그 성능을 기존의 능동형 질량동조감쇠장치와 비교하여 살펴보았다. 제한진폭 능동형 질량동조감쇠장치의 정현하중 및 충격하중에 대하여 일반적 능동형 질량동조감쇠장치와 비교하여 제어효과가 크게 떨어지지 않으면서 질량감쇠장치의 최대진폭을 상당히 줄일 수 있어 그 유용성을 확인할 수 있었다. 랜덤하중에 대한 해석의 경우는 질량감쇠장치의 최대진폭이 크게 감소하면서 주구조물의 최대진폭은 거의 증가되지 않는 개선된 결과가 관찰되었다.

주요어 : 능동형 질량동조감쇠장치, 제한진폭, 벽체 스프링, 고정장치, 제어 알고리즘

ABSTRACT

The allowed operation space for the mass damper in an active tuned mass damper (ATMD) system is limited for most civil structures. In this study, a restrained stroke active tuned mass damper (RS-ATMD) system with a end-spring and a holder that reduces the stroke of the mass damper with maintaining the control effect durably is proposed. This new control system functions as a conventional ATMD within the predetermined stroke limitation under small excitation and as an RS-ATMD beyond that limitation under large excitation. A new control algorithm considering such an operation principle of the RS-ATMD are also provided. Parametric study for the various design factors of the RS-ATMD is conducted and the control effectiveness are investigated in comparison with the ATMD. Exposed to sinusoidal or impact load, the RS-ATMD system shows the considerable reduction of the maximum stroke of the mass damper with the slight diminution in the control effectiveness. Excited by random load, it also shows the considerable reduction of the maximum stroke of the mass damper not allowing the diminution in the control effectiveness.

Key words : active tuned mass damper, restrained stroke, end-spring, holder, control algorithm

1. 서 론

토목공학분야에서 구조제어는 비교적 새로운 분야로서 1970년 이후 연구자들의 관심을 끌고 있다(Yao⁽¹⁾, Soong^{(2),(3)}). 토목공학분야에서는 과거구조물에 비하여 상대적으로 유연하고 가벼운 장대구조물이 점차 건설되고 있고, 이는 과거구조물의 특징인 자중과 강도로 인한 진동억제 능력이 점차 감소되어짐을 의미한다. 따라서 유연하고 가벼운 장대구조물에는 진동으로 인한 안정성, 사용성 및 피로 등의 문제가 발생할 수 있다. 이 경우 구조물을 재설계하는 것보다 구조제어를 실시하는 것이 경제적 대안이 될 수 있다.

다양한 구조제어장치 중 진동흡수장치라고도 불리는 질량동조감쇠장치(Tuned Mass Damper 이하 TMD)는 가장 많이 사용되는 장치 중 하나이다. TMD는 약 1% 정도의 부가질량을 교량 및 타워와 같은 구조물에 부착하는

장치이며 부착되는 스프링과 감쇠기를 적절히 조절하여 구조물의 감쇠성능을 증가시킨다 (Den Hartog⁽⁴⁾). TMD는 외부지지장치를 필요로 하지 않기 때문에 교량과 같은 장대구조물 또는 빌딩과 같은 세장구조물에 적용하기 쉽다 (Korennev and Reznikov⁽⁵⁾, Pang⁽⁶⁾). 이밖에도 TMD는 기존구조물을 크게 수정하지 않고도 장착이 가능하기 때문에 (Cao et al.⁽⁷⁾), 완성구조물에서 예상치 못한 진동이 발생할 경우 자주 사용된다. 토목구조물에서 수동 및 능동 TMD의 사용 예는 McNamara⁽⁸⁾, Kobori et al.⁽⁹⁾, Setareh and Hanson⁽¹⁰⁾ 등에서 보고된 바 있다.

TMD에 의한 제어성능은 TMD 스프링에 발생하는 반력이 주도적 역할을 수행하며, TMD가 최대한 성능을 발휘하기 위해서는 TMD 스프링이 충분히 변형되어 반력을 발생하기 위한 시간이 필요하다.(Abe⁽¹¹⁾) 능동형 질량동조감쇠장치(Active Tuned Mass Damper 이하 ATMD)는 TMD의 스프링과 감쇠장치에 가진기(Actuator)를 부착하여 이상의 단점을 극복하려 한 장치이다.(Chang and Soong⁽¹²⁾) 가진기를 TMD에 부착함으로써 TMD의 진폭과 스프링에 작용하는 반력은 상대적으로 크고 빠르게 늘어난다. ATMD 시스템은 비교적 제한된 가진력으로

* GS건설(주) SOC팀, 차장(대표저자: yh4one@paran.com)

** 정회원 · 특허청 건설기술심사담당관실, 심사관

*** 정회원 · 서울대학교 지구환경시스템공학부, 교수

본 논문에 대한 토의를 2005년 8월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.
(논문접수일 : 2004. 12. 7 / 심사종료일 : 2005. 6. 7)

로도 구조물의 응답을 효율적으로 감소시킨다. 이 점은 토목구조물과 같이 거대한 구조물에 대하여서도 능동제어를 가능하게 만들어준다.(Kobori et al.⁽⁹⁾)

한편, 국내에서도 TMD의 단점을 보완하기 위한 방안으로 다중질량동조감쇠기(Multiple Tuned Mass Damper, MTMD)의 최적설계인자 결정을 위한 수치적 최적화방법에 관한 연구가 진행된 바 있으며(박관순 등⁽¹³⁾), 인천국제공항관제탑의 제진장치의 설치에 있어서 복합형 질량감쇠기(Hybrid Mass Damper, HMD)의 스트로크 제한을 고려한 능동제어알고리즘에 관한 연구가 수행된 바 있다(고현무 등⁽¹⁴⁾).

일반적인 ATMD의 설계 시에는 가진기의 동력 제한 및 TMD가 움직이는 거리인 스트로크의 제한이 존재한다. 일반적으로 토목구조물의 질량은 부가질량인 TMD에 비해 수십배에서 백배 이상에 달하기에 TMD로 주구조물의 진동을 제어할 정도의 충분한 가진력을 구현하는 것은 불가능할지도 모른다고 생각되어 왔다. 그러나 최근 모터의 발달과 더불어 가진력의 제한은 완화되어 왔고 아울러 가진력의 제한을 감안한 최적제어 알고리즘 역시 발달되어 왔다. 따라서, 근래에는 가진력 크기에 대한 제한은 결정적 장애로 작용하지는 않는다고 생각된다. 그러나 구조물내부에 설치되는 ATMD의 설계에 있어서 TMD의 스트로크 크기는 건물 내의 유효공간으로 제한될 수밖에 없기 때문에, 이는 ATMD의 설계에 있어서 더욱더 결정적인 제한요인으로 판단된다.

이 연구에서는 시스템의 제어성능을 저해하지 않으면서 기존 ATMD의 스트로크 제한을 완화시킬 수 있는 제한진폭 능동형 질량동조감쇠장치(Restrained Stroke-ATMD 이하 RS-ATMD) 시스템을 제안하였다.⁽¹⁵⁾ RS-ATMD 시스템은 TMD와 가진기에 더불어서 벽체 스프링(End Spring)과 고정장치(Holder)를 구성요소로서 포함하고 있어서, TMD와 벽체 스프링 사이에 발생하는 충격력은 질량감쇠장치의 스트로크를 줄일 수 있는 유효한 제어력으로 작용하고 충돌 중에는 고정장치가 TMD와 주구조물 간의 위상차이가 적절해질 때까지 TMD를 고정시킴으로서 일반 ATMD 시스템보다 향상된 제어성능을 발휘하게 된다. 그리고, RS-ATMD의 제어 알고리즘을 개발하고, RS-ATMD의 제어성능을 다양한 설계 인자에 대하여 살펴보았으며, 충격하중·정현하중·랜덤하중(Impulse Load·Harmonic Load·Random Load)에 대하여 적절한 제어전략을 제공하였다.

2. ATMD

2.1 ATMD의 최적제어 알고리즘

그림 1과 같은 ATMD가 부착된 1자유도 구조물의 운동방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$M \ddot{v}(t) + C \dot{v}(t) + K v(t) = L_1 f_E(t) + L_2 u(t) \quad (1)$$

여기서, $M = \begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix}$, $C = \begin{bmatrix} c_1 & -c_2 \\ -\mu c_1(1+\mu) & c_2 \end{bmatrix}$, $K = \begin{bmatrix} k_1 & -k_2 \\ -\mu k_1(1+\mu) & k_2 \end{bmatrix}$, $L_1 = \begin{bmatrix} 1 \\ -\mu \end{bmatrix}$, $L_2 = \begin{bmatrix} 1 \\ -(1+\mu) \end{bmatrix}$, $v = \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix}$, x 은 지반에 대한 주구조물의 상대변위, y 는 주구조물에 대한 TMD의 상대변위, f_E 는 외력, u 는 제어력, $\mu = m_2 / m_1$, 주구조물의 질량감쇠강도는 $m_1 \cdot c_1 \cdot k_1$ 그리고 TMD의 질량감쇠강도는 $m_2 \cdot c_2 \cdot k_2$ 이다.

식 (1)을 변형하여 상태벡터로 표시된 운동방정식은 다음과 같다:

$$\dot{z}(t) = A z(t) + B u(t) + E f_E(t) \quad (2)$$

여기서, $z(t) = \begin{pmatrix} v \\ \dot{v} \end{pmatrix}$, $A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M^{-1}K & -M^{-1}C \end{bmatrix}$, $B = \begin{bmatrix} 0 \\ M^{-1}L_2 \end{bmatrix}$, $E = \begin{bmatrix} 0 \\ M^{-1}L_1 \end{bmatrix}$, 0 은 영행렬 그리고 I 는 항등행렬이다.

최적제어에 사용되는 2차 성능지수 J 는 다음과 같이 주어진다:

$$J = \int_0^\infty \{z^T(t) Q z(t) + u^T(t) R u(t)\} dt \quad (3)$$

이 연구에서는 식 (3)에 사용된 성능지수 J 의 적분기호 안의 첫 번째 항의 Q 를 다음과 같이 정의하였다.

$$z^T(t) Q z(t) = (k_1 x^2 + m_1 \dot{x}^2) / 2 \quad (4)$$

여기서, k_1 는 주구조물 강도, m_1 은 주구조물 질량이다.

식 (3)의 가중행렬 Q 는 주구조물의 변형에너지와 운동에너지를 합한 구조에너지를 나타낸다. 설계자에 의해 하나의 질량감쇠장치가 선택되었을 경우에 가중행렬 R 은 스칼라 값으로 표현되는데, 일반적으로 여러 차례의 시행착오를 거쳐 설계 하중에 대해 적정한 범위의 스트로크와 가진력을 갖도록 선정된다.

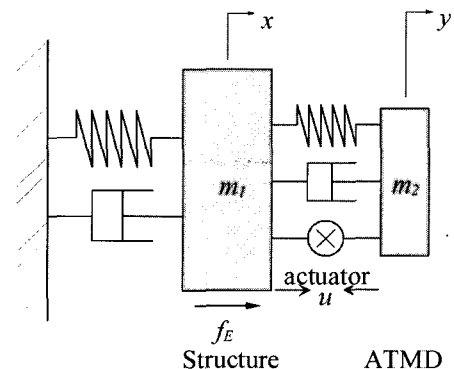


그림 1 ATMD를 장착한 구조물

2.2. ATMD의 설계

ATMD 장치는 TMD와 제어력을 발생시키는 능동형 가진기로 구성되어 있다. 제어성능을 향상시키기 위해서

는 TMD의 최적화된 설계가 중요하다. 수동 TMD의 최적설계를 위해서 TMD와 주구조물의 질량비(μ), TMD와 주구조물의 주파수비(γ) 그리고 TMD의 감쇠비의 3가지 무차원 계수가 TMD의 동적 특성을 결정하는 설계인자로 사용될 수 있다.

TMD의 최적 조정조건은 충격, 정현, 랜덤 하중 등의 다양한 외부하중에 따라 변하게 되는데, 랜덤하중을 받는 경우의 TMD의 최적 조정조건은 Den Hartog⁽⁴⁾에 의해 제시된 식을 간략화한 다음 식을 사용하였다(Fujino and Abe⁽¹⁶⁾).

$$\gamma_{opt} = 1/(1+\mu) \tag{5a}$$

$$\xi_{2,opt} = \sqrt{\mu}/2 \tag{5b}$$

여기서, γ_{opt} 는 최적 주파수비이고 $\xi_{2,opt}$ 는 최적 감쇠비이다.

2.2.1 LQR 제어를 사용하는 ATMD의 필요에너지

주구조물과 TMD의 구조에너지는 다음과 같이 변형에너지와 동적에너지의 합으로 정의된다.(Abe⁽¹¹⁾)

$$E = (kx^2 + mx\dot{x}^2)/2 \tag{6}$$

LQR 제어를 사용하는 ATMD가 정현하중을 받는 경우 TMD와 주구조물 간의 적절한 구조에너지 비율 β 는 주파수 응답함수로부터 알 수 있다.

$$E_2 = \beta_1^2 E_1 \tag{7}$$

여기서, E_1 은 주구조물의 구조에너지이고 E_2 는 TMD의 구조에너지이다.

RS-ATMD에 식 (6)을 적용할 때 두 가지 경우의 구조에너지 비율이 필요하다. 첫째는 TMD가 벽체 스프링에 입사하는 경우의 값이다. 입사의 경우 TMD의 위상은 0 또는 180도이고 그때의 주구조물의 위상은 -90 또는 90

도이다.(즉 $x = 0, \dot{y} = 0$) 그리고, 입사 시 주구조물과 TMD의 구조에너지 비율 β_1 는 다음과 같이 정의된다.(그림 2 (a)와 (c))

$$\beta_1 = \sqrt{k_2/m_1} y/\dot{x} \tag{8}$$

둘째는 TMD가 벽체 스프링으로부터 출사 경우에 필요하다. TMD의 위상은 -90 또는 90도이고 주구조물의 위상은 -180 또는 0도이다.(즉 $\dot{x} = 0, y = 0$) 출사 시의 에너지 비율 β_2 는 다음과 같이 정의된다.(그림 2 (b)와 (d))

$$\beta_2 = \sqrt{m_2/k_1} \dot{y}/x \tag{9}$$

진동 시 위상은 그림 3과 같은데 여기서 ω 는 회전각속도이다.

2.2.2 위상제어

TMD를 부착한 2 자유도계 구조물에서 TMD 및 주구조물의 감쇠가 모두 0인 경우에는 주기적 공진하중에 의한 주구조물의 진동은 완전히 없앨 수 있다(Den Hartog⁽⁴⁾). 이 경우 TMD에 부착된 스프링의 작용력은 외부 하중과 반대방향으로 작용하여 주구조물을 안정시키는데, 이는 TMD와 주구조물의 위상차가 90도일 때만 가능하다.

Abe⁽¹¹⁾는 다음과 같은 2가지 TMD의 특성을 제시하였다: (i) TMD 스프링은 그 자체의 작용력으로 주구조물 진동을 줄이는데 주된 역할을 담당하며 (ii) TMD의 감쇠는 TMD와 주구조물 간의 위상차를 90도로 맞추기 위한 부차적 효과를 담당한다. TMD와 주구조물의 위상차가 90도일 경우 스프링 작용력은 주구조물 운동에 반대방향으로 작용한다. 위상차가 90도일 경우에는 운동에너지가 언제나 주구조물에서 TMD로 흡수된다.

정현하중 하에서 주구조물과 TMD 위상차를 초기상태 -90도, 0도, 90도 및 180도로 주었을 때 주구조물의 구조에너지 변화를 그림 4에 나타내었다. 그림 4에서 볼 수 있듯이 주구조물과 TMD의 초기위상차가 90도 이외의 경우에는 위상차가 90도로 맞추어져 정상상태가 되기 전

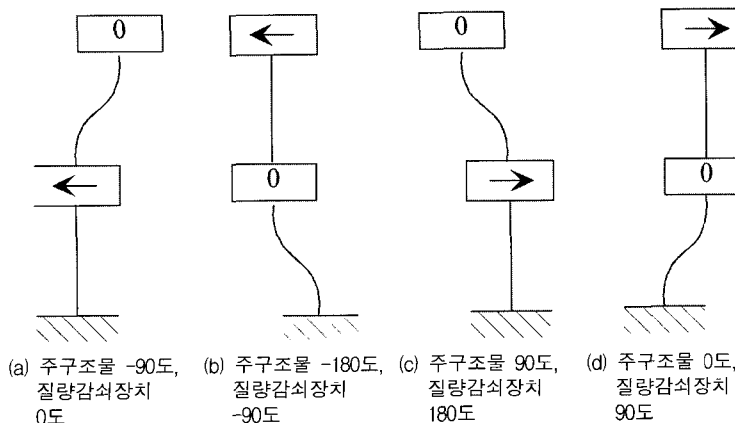


그림 2 TMD와 주구조물의 위상차가 90도인 경우의 위치관계

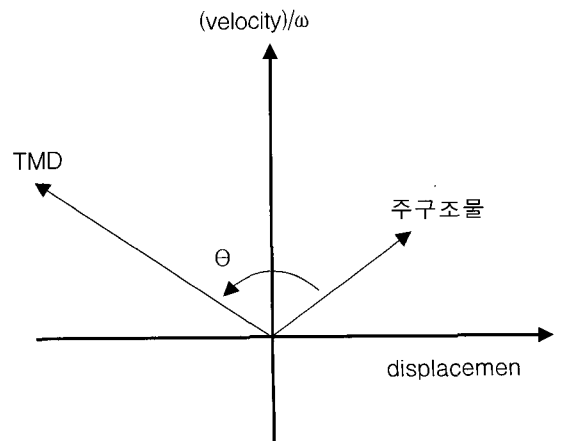


그림 3 구조물의 위상

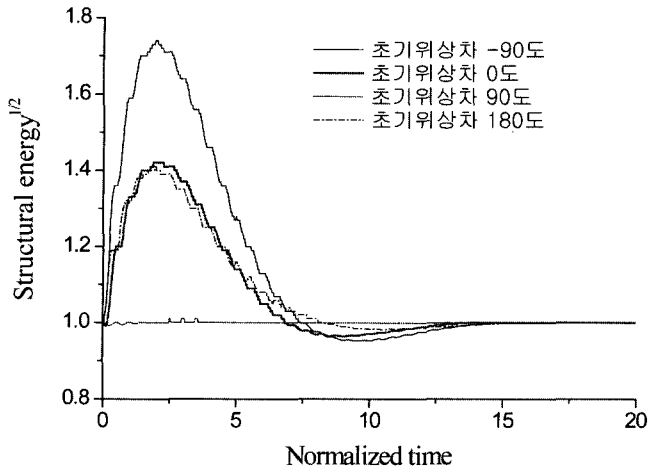


그림 4 초기위상차에 따른 주구조물의 구조에너지

까지 주구조물의 구조에너지가 증가하고 진동이 커짐을 알 수 있다. 주구조물과 TMD 사이의 위상조절은 RS-ATMD 제어의 근간을 이룬다.

3. RS-ATMD 시스템을 이용한 진동제어

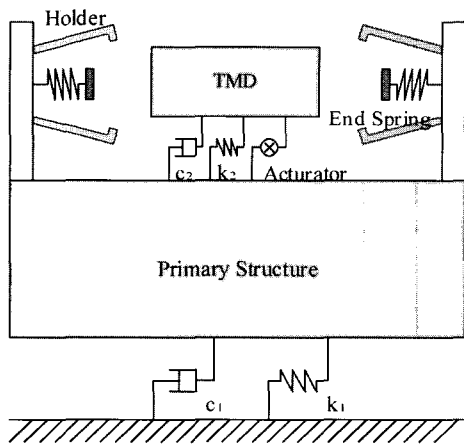
3.1 RS-ATMD의 제진 개념

일반적으로 전형적인 ATMD에는 물리적인 스트로크 제한장치가 없으나 본 연구에서 제안된 RS-ATMD는 다음의 2가지 부품을 가지고 있다: 벽체 스프링(End Spring)과 고정장치(Holder)이다. 설명을 위하여 장치들을 개념화하면 벽체 스프링은 그림 5(a)와 같이 TMD의 양측 벽에 부착된 선형 스프링으로 이루어진다. 실제 설계과정에서는 효율적 구현을 위하여 벽체 스프링과 고정장치가 변형되어 TMD 중앙에 위치할 수도 있다. 고정장치는 그림 5(a)와 같이 양측벽에 2개를 설치하여 주구조물과 TMD간의 위상차가 적절해질 때까지 질량감쇠장치를 잠시 잡았다가 위상차가 90도가 되리라고 예상되는 때 놓는다. 고정장치가 TMD를 잡을 때 발생할 수 있는 갑작

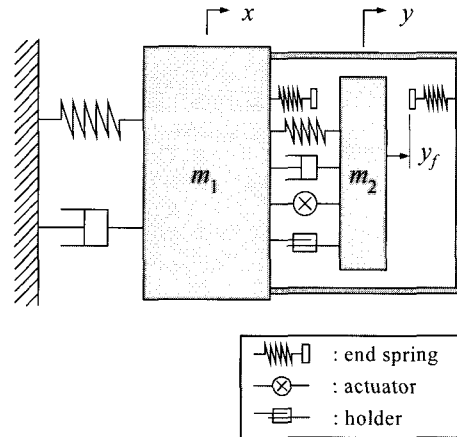
스런 충격하중을 피하기 위해 고정장치는 TMD의 주구조물에 대한 상대속도가 0이 될 때만 TMD를 잡을 수 있게 하였다. 고정장치는 정지된 TMD의 운동 시기를 선택하는 일종의 위상 제어장치이다. 벽체 스프링은 일종의 에너지 보관 및 전환 장치로서 TMD의 운동에너지를 위치에너지로 바꾸었다가 TMD가 적절한 시기에 고정장치에서 해제될 때 에너지를 방출하며 제어효과를 발휘한다. 이러한 RS-ATMD는 일반 ATMD에 비하여 제어성능을 크게 떨어뜨리지 않으면서도 TMD의 스트로크 폭을 줄인다. 제어효과는 일반적으로 주구조물과 TMD의 질량관성 교환에서 기인하므로 TMD와 주구조물 사이의 반발력을 이용하는 RS-ATMD의 제어성능은 스트로크를 줄이지 않는 일반 ATMD와 상당히 유사하다고 예측될 수 있다. 그림 5는 2 자유도로 간략화된 RS-ATMD를 그린 것이다. 여기서 그림 5(b)의 y_f 는 RS-ATMD 설계 결정인자인 TMD의 벽체 스프링까지의 접촉 스트로크이다.

3.2 RS-ATMD의 동작

RS-ATMD의 제어 시 TMD의 상태벡터의 계산이 필요하다. RS-ATMD의 동작은 두 가지 모드로 구별된다. 첫째 모드는 ATMD 모드로서 TMD가 규정된 스트로크 범위에서 움직이는 경우이다. ATMD 모드에서는 RS-ATMD는 전형적인 ATMD로서 작동한다. 두 번째 모드는 RS-ATMD 모드로서 TMD가 제한된 스트로크 이상에서 움직이거나 고정장치에 의해 고정되어 있을 경우이다. RS-ATMD 모드로의 전환은 TMD가 사전에 규정된 일반 ATMD 스트로크 범위를 벗어나서 벽체 스프링에 접촉할 경우 일어난다. 이때 TMD의 구조에너지가 주구조물의 구조에너지에 비해 적절하지는 에너지 비율 β_1 과 β_2 를 사용하여 판단할 수 있는데, 만일 적절하지 않은 수준의 에너지를 지닌다면 에너지의 수정에 필요한 제어력을 계산할 수 있다. ATMD와 RS-ATMD의 두 가지 모드의 전환은 매 수치해석단계에서 점검되고 전환이



(a) RS-ATMD의 개념도



(b) RS-ATMD 모델

그림 5 RS-ATMD의 구조

(primary structure : 주구조물, TMD : 질량감쇠장치, end spring : 벽체 스프링, actuator : 가진기, holder : 고정장치)

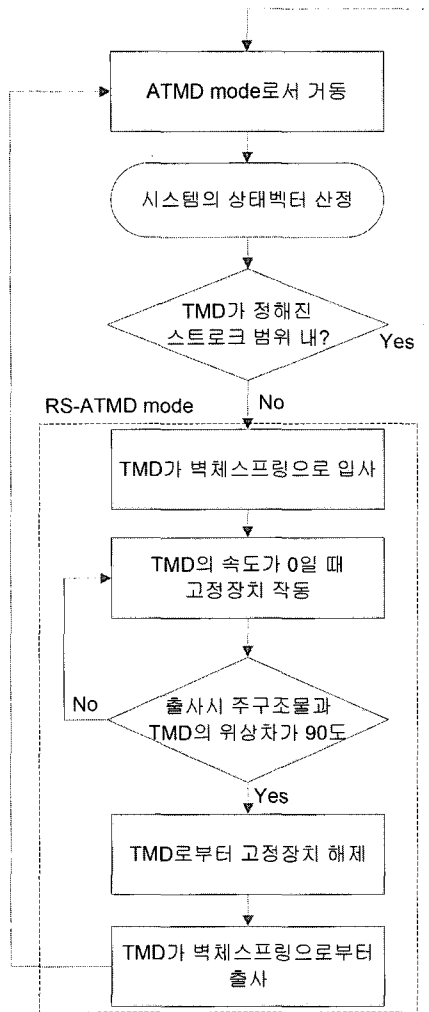


그림 6 RS-ATMD의 동작 순서도

발생할 경우 모드간의 정확한 전환 시간과 상태는 수치적으로 계산된다. 이때 이전 모드의 마지막 상태는 이어지는 모드의 초기 상태로 주어진다. RS-ATMD의 동작 순서를 그림 6에 나타내었다.

시스템의 미래시점의 상태를 계산하기 위해 필요한 가정은 다음과 같다.

- TMD가 스트로크 범위를 넘어 정지될 때까지의 짧은 시간 동안은 외부 교란하중을 고려하지 않았다. 따라서 초기 충격하중 후 구조에너지가 줄어드는 경우에는 시스템의 자유진동상태가 가정되었다. 그리고, 정현 또는 랜덤형의 외부교란을 받는 경우는 본 논문의 3.6절에 제시된 기타 전략을 적용, 고려하였다.
- 미소한 자릿수의 계수를 절삭하여 적절하게 실용성을 보장하며 계산을 간략화하는 섭동법(Igusa⁽¹⁷⁾)을 RS-ATMD 시스템의 계산과정에 사용되었다. 이 논문은 공학적 적용을 위한 연구이기 때문에 높은 정도의 정확도는 필요하지 않고 간편하고 받아들일 수 있는 결과라면 충분하다고 판단하였다. 게다가 컴퓨터를 사용하는 실시간 제어에서는 복잡한 수치계산이나 해석과정 중에 계산시간 지연은 바람직하지 않다.
- RS-ATMD의 간단한 정식화를 위해 RS-모드로 전환

시 TMD의 감쇠값 c_2 를 무시하였다. 따라서 RS-모드에서 TMD의 감쇠력은 동일한 크기의 반대방향으로 가해지는 가진기의 제어력에 의해 상쇄되도록 설계하였다. 아울러 TMD가 RS-모드로 진입하는 짧은 시간 동안, 주구조물의 감쇠가 전체 운동에 큰 영향을 주지 않는다고 보았기 때문에, 계산 시 주구조물의 감쇠 c_1 을 0으로 단순화하였다.

- 적절한 시스템 상태변수를 평가하기 위해 두 가지 방법을 혼합하여 사용하였다. 첫째는 시스템의 에너지 상태에 기반한 것이고 다른 하나는 운동방정식에 기반한 것이다.

3.3 에너지 방법을 이용한 RS-모드 제어력 계산

3.3.1 RS-모드 진입 시 RS-모드 제어력

RS-모드 진입은 TMD가 벽체 스프링 접촉 스트로크 값, $y = y_f$ 를 넘어서는 순간 일어나고 그때의 주구조물과 TMD의 구조에너지는 다음과 같다.

$$E_{1,now} = (k_1 x^2 + m_1 \dot{x}^2)/2 \quad (10a)$$

$$E_{2,now} = (k_2 y_f^2 + m_2 \dot{y}^2)/2 \quad (10b)$$

TMD의 벽체 스프링 접촉으로부터 정지 시까지 걸리는 시간을 Δt 라 하면, 그때의 시스템 상태는 TMD의 제어력을 고려하여 구할 수 있다. 정지 시 바람직한 수준의 질량감쇠장치의 구조에너지 $E_{2,obj}$ 는 식 (11)로 정의될 수 있다. 이때 β_1 은 일반적 ATMD 시스템의 주파수 응답함수로부터 구해진다.

$$E_{2,obj} = \beta_1^2 E_{1,\Delta t} \quad (11)$$

시스템 운동방정식과 식 (11)을 반복 계산함으로써 TMD의 속도가 0이 되는 Δt 및 그에 따른 $E_{1,\Delta t}$ 를 구할 수 있다. 이때 TMD의 목적 에너지 $E_{2,obj}$ 는 다음과 같이 주어진다.

$$E_{2,obj} = k_{2,add} (y_{obj} - y_f)^2/2 + k_2 y_{obj}^2/2 \quad (12)$$

y_{obj} 는 최적 에너지 비율 β_1 에 의해 목적되는 최종변위이다. TMD의 필요 변위는 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$y_{obj} = \left\{ k_{2,add} y_f \pm \sqrt{(k_{2,add} y_f)^2 - k_{2c} (k_{2,add} y_f^2 - 2 E_{2,obj})} \right\} / k_2 \quad (13)$$

여기서, $k_{2c} = k_2 + k_{2,add}$ 이다.

식 (13)의 2개의 해 중 $|y_{obj}| > |y_f|$ 인 해만이 적용에 적합함을 알 수 있다. 목표 에너지와 현재 에너지 차를 맞추기 위해 필요한 RS-ATMD 모드 중의 가상 제어력은 다음과 같이 주어질 수 있다:

$$f_{c,pseudo} = -(E_{2,obj} - E_{2,\Delta t}) / (y_{obj} - y_f) \quad (14)$$

식 (1)의 2행만을 분리한 TMD의 운동방정식에 섭동법을 적용하여 미소성분을 제거하고, 위 3.2절의 가정에 따라 감쇠 β_1 와 f_E 를 0으로 놓으면 가상 제어력 $f_{c,pseudo}$ 는 다음 식과 같이 됨을 알 수 있다.

$$m_2 \ddot{y} + k_2 y = -f_{c,pseudo} \quad (15)$$

여기서, $f_{c,pseudo} = f_c - \mu k_1 x = u + c_2 \dot{y} - \mu k_1 x$ 이며 u 는 가진기의 제어력이다.

위 식의 $\mu k_1 x$ 은 주구조물의 탄성력으로 인해 TMD에 가해지는 관성력으로 TMD의 상대적 기준 좌표에 의해서 발생한다. 계산시 $f_{c,pseudo}$ 는 RS-모드에서 일정한 값을 가진다고 가정되는데, 이는 f_c 의 조정성과 주구조물 응답 x 가 상대적으로 느리다는 점을 고려하면 타당하다고 볼 수 있다.

TMD의 입사 시 RS-모드의 제어력 계산의 순서도를 그림 7에 나타내었다.

3.3.2 RS-모드 이탈 시 RS-모드 제어력

RS-모드 이탈의 초기상태는 TMD가 벽체 스프링 접촉 스트로크 y_f 밖에 있고 TMD의 속도가 0이며 스트로크 중심점으로 돌아가려는 상태이다. 이 상태에서 주구조물과 TMD의 에너지는 다음과 같다:

$$E_{1,now} = (k_1 x^2 + m_1 \dot{x}^2) / 2 \quad (16a)$$

$$E_{2,now} = k_2 y^2 / 2 + k_{2,add} \Delta y^2 / 2 \quad (16b)$$

여기서, $\Delta y = y_{now} - y_f$ 이다. TMD의 목적 에너지는 다음과 같이 계산될 수 있다:

$$E_{2,obj} = \beta_2^2 E_{1,\Delta t} \quad (17)$$

필요한 가상 제어력은 다음과 같이 부족한 에너지를 보충하기 위해 필요하다. 가상 제어력은 TMD의 강도와 감쇠력을 제외한 작용력이다.

$$f_{c,pseudo} = \frac{E_{2,obj} - E_{2,\Delta t}}{\Delta y} \quad (18)$$

TMD의 출사 시 RS-ATMD 모드의 제어력 계산의 순서도를 그림 8에 나타내었다.

3.4 운동방정식을 이용한 RS-ATMD 상태벡터 계산

3.4.1 RS-모드 진입 시 RS-ATMD 상태벡터

RS-모드 제어력을 계산하기 위한 에너지 방법 외에, RS-ATMD의 상태를 추적하기 위하여, 주구조물의 영향을 제외한 TMD의 운동방정식을 이용하였다. 그림 9에서 TMD에 가해지는 작용력은 다음과 같다.

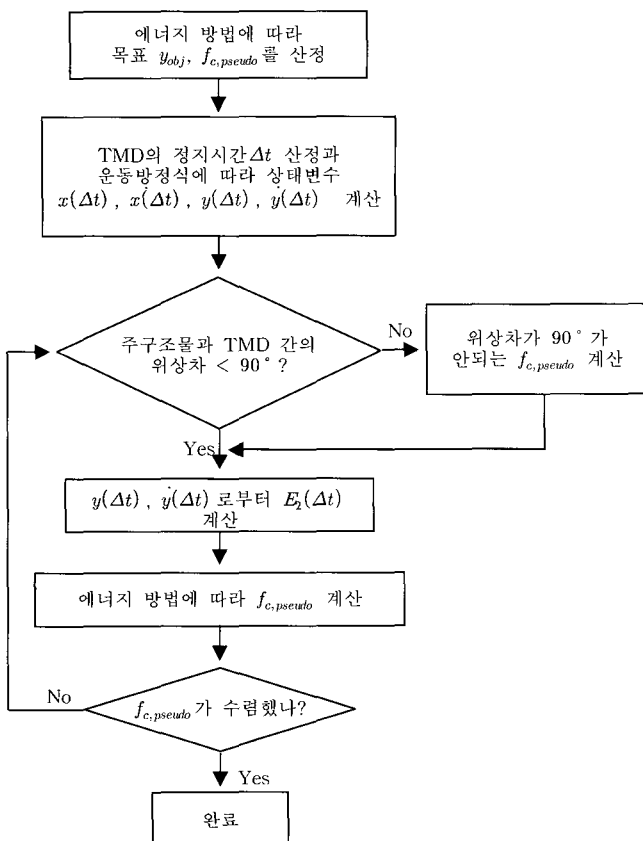


그림 7 RS-ATMD 입사의 경우 RS-모드 제어력 계산 순서도

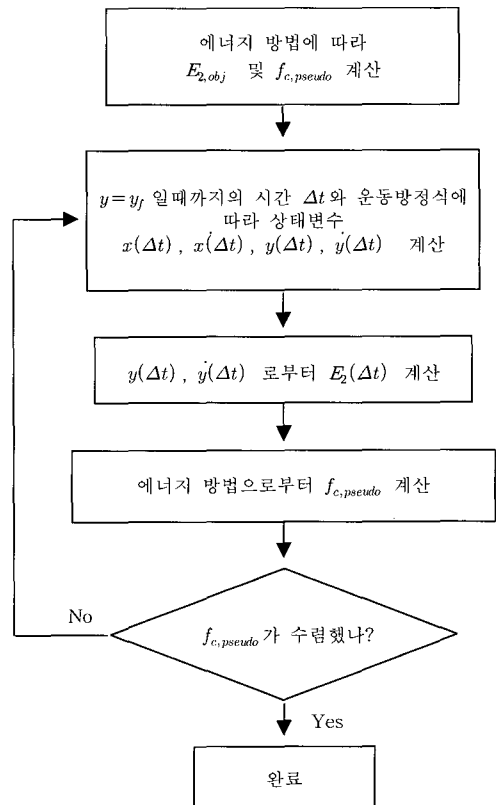


그림 8 RS-ATMD 출사의 경우 RS-모드 제어력 계산 순서도

$$F_2(y) = -k_{2c} y + k_{2,add} y_f - f_{c,pseudo} \quad (19)$$

여기서, $f_{c,pseudo} = f_c - \mu k_1 x$ 이고 $k_{2c} = k_2 + k_{2,add}$ 이다. TMD의 운동방정식은 다음과 같다.

$$m_2 \ddot{y} + k_{2c} y = k_{2,add} y_f - f_{c,pseudo} \quad (20)$$

TMD의 운동방정식의 해를 구하면 다음과 같다.

$$y(t) = y_0 \cos w_{2c} t + (y_0/w_{2c}) \sin w_{2c} t + (k_{2,add} y_f - f_{c,pseudo}) (1 - \cos w_{2c} t) / k_{2c} \quad (21)$$

여기서, $w_{2c} = \sqrt{k_{2c}/m_2}$ 이다.

TMD의 속도는 식 (21)을 미분함으로써 얻을 수 있다. TMD가 고정될 때의 시간 Δt 는 수치적으로 계산될 수 있다.

3.4.2 RS-모드 이탈 시 RS-ATMD 상태벡터

계산상 편의를 위하여 그림 10의 새로운 좌표계를 다음과 같이 도입했다:

$$z = y + \Delta z + z_f \quad (22)$$

여기서, $\Delta z = -\Delta y$, $z_f = -y_f$, $\dot{z} = \dot{y}$ 이다. TMD의 결과력은 다음과 같다.

$$F(z) = k_{2c} (\Delta z - z) + k_2 z_f - f_{c,pseudo} \quad (23)$$

TMD의 운동방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$m_2 \ddot{z} + k_{2c} z = k_{2c} \Delta z + k_2 z_f - f_{c,pseudo} \quad (24)$$

식 (24)의 해를 구하면 다음과 같다.

$$z(t) = (k_{2c} \Delta z + k_2 z_f - f_{c,pseudo}) (1 - \cos w_{2c} t) / k_{2c} \quad (25)$$

TMD의 속도는 식 (25)를 미분함으로써 얻을 수 있다. TMD의 스트로크가 y_f 까지 가는데 걸리는 시간 Δt 는 다음과 같이 평가된다.

$$\Delta t = \text{acos} \{ (k_2 z_f - f_{c,pseudo}) / (k_{2c} \Delta z + k_2 z_f - f_{c,pseudo}) \} / w_{2c} \quad (26)$$

3.5 운동방정식을 이용한 RS-모드 하의 주구조물 상태벡터 계산

TMD가 RS-모드로 진입할 때, 주구조물에 미치는 작용력은 RS-ATMD의 변위와 $y_0 = y_f$ 라는 관계를 활용하여 다음과 같이 계산될 수 있다. (그림 11)

$$F_1 = (k_2 y_f + f_c) \cos w_{2c} t - (y_0/w_{2c}) \sin w_{2c} t + \mu k_1 x (1 - \cos w_{2c} t) \quad (27)$$

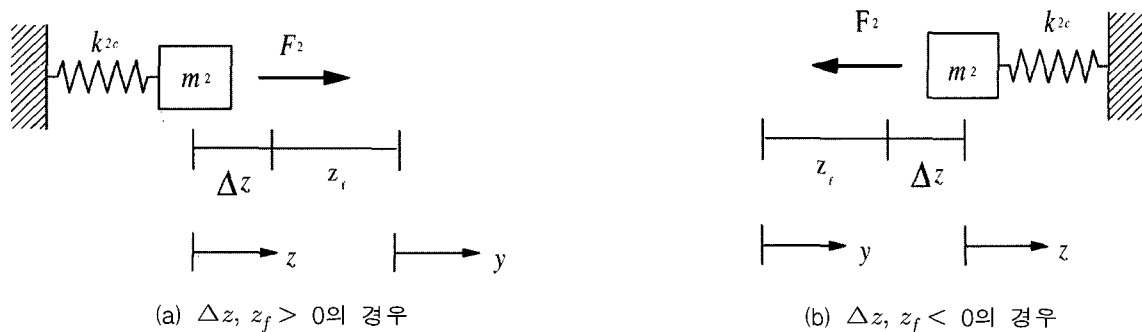
주구조물의 운동방정식은 다음과 같다.

$$m_1 \ddot{x} + \{1 - \mu(1 - \cos w_{2c} t)\} k_1 x = (k_2 y_f + f_c) \cos w_{2c} t - (y_0/w_{2c}) \sin w_{2c} t \quad (28)$$

$O(\mu) \ll O(1)$ 이라는 점을 이용하여 섭동법에 따라 식 (28)은 다음과 같이 간략화 될 수 있다.



그림 9 RS-ATMD 입사의 경우 (a)TMD가 벽체 스프링을 접하는 순간($y = y_f$) (b)TMD의 속도가 0인 순간



(a) $\Delta z, z_f > 0$ 의 경우 (b) $\Delta z, z_f < 0$ 의 경우

그림 10 RS-ATMD 출사 시 기준 좌표계

$$m_1 \ddot{x} + k_1 x = (k_2 y_f + f_c) \cos w_{2c} t - (\dot{y}_0/w_{2c}) \sin w_{2c} t \quad (29)$$

식 (29)의 해는 다음과 같이 얻어진다.

$$x(t) = x_0 \cos w_1 t + (\dot{x}_0/w_1) \sin w_1 t + (k_2 y_f + f_c) w_1 (\cos w_{2c} t - \cos w_1 t) / \{m_1 w_1 (w_1^2 - w_{2c}^2)\} + k_{2c} \dot{y}_0 (w_1 \sin w_{2c} t - w_{2c} \sin w_1 t) / \{m_1 w_1 w_{2c} (w_1^2 - w_{2c}^2)\} \quad (30)$$

주구조물의 속도는 식 (30)을 미분하여 구할 수 있다. 한편 TMD가 RS-모드를 이탈하는 경우, 주구조물에 미치는 작용력은 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$F_1 = (k_{2c} \Delta y + k_2 y_f + f_c) \cos w_{2c} t + \mu k_1 x (1 - \cos w_{2c} t) \quad (31)$$

RS-모드 진입 시와 같은 과정을 거쳐 해를 구하면 주구조물의 변위는 다음과 같다.

$$x(t) = x_0 \cos w_1 t + (\dot{x}_0/w_1) \sin w_1 t + [(k_{2c} \Delta y + k_2 y_f + f_c) / \{m_1 (w_1^2 - w_{2c}^2)\}] (\cos w_{2c} t - \cos w_1 t) \quad (32)$$

주구조물의 속도 성분은 식 (32)를 미분하여 구할 수 있다.

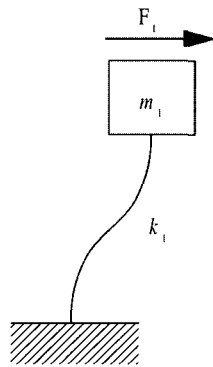


그림 11 주구조물과 작용력

3.6 다양한 하중에 대한 RS-모드 제어전략

TMD의 스트로크가 한정 범위를 넘어서서 RS-모드로 전환될 경우, RS-ATMD는 일정시간 전에 주구조물 및 TMD의 운동을 예측해야 하기 때문에 하중에 따라 변화된 RS-ATMD의 제어전략을 제시하였다. 이 연구에서는 충격하중, 정현하중 및 랜덤하중의 3 종류의 하중을 고려하였다.

충격하중의 예는 다음과 같다: 로켓분사를 할 경우의 우주왕복선의 조종팔(Scott et al.⁽¹⁸⁾), 차량이나 비행기의 충돌, 망치 하중을 받는 공장 기계(Tanaka and Kikushima⁽¹⁹⁾) 등이다. 자연상태에서 정현하중의 대표적인 예

는 풍하중에 의해 발생하는 와류진동현상이다.(Liu⁽²⁰⁾) 와류진동은 구조물 후면의 와류 주파수가 구조물 고유주파수와 비슷해지는 특정풍속에서 발생한다. 랜덤하중으로는 버퍼팅 풍하중과 지진하중을 들 수 있다. 토목구조물에서는 토목 구조물의 파괴를 가져올 수 있고 가장 제어가 필요한 하중은 지진 등의 랜덤하중이며, 그 외 정현하중인 풍하중 와류진동은 주로 사용성의 측면에서 고려되지만 유연장대구조물에 심한 공진이 일어나는 경우 구조 안전성에 위해를 가할 수도 있다.

자연에서 일어나는 하중 종류는 쉽게 구분될 수 있다. 예를 들어 특정구조물에 대한 와류진동 현상은 특정풍속에 대해서만 발현되며 지진은 지반의 가속도로부터 감지할 수 있다. 각 하중의 특성은 모두 다르며 그에 따라 RS-모드의 제어전략이 달라야 할 필요가 있다.

충격하중의 경우, 하중이 가해진 이후 더 이상 외부하중이 가해지지 않으므로 외부하중의 영향을 고려하지 않은 3장의 해석방법을 그대로 사용할 수 있다. 이때 충격하중은 구조물의 초기 속도의 형태로서 주어진다.

반면 정현하중 하의 RS-ATMD의 제어전략은 초기하중 이후 외부하중을 고려하지 않은 RS-ATMD의 제어전략과 달라야 할 필요가 있다. 정현하중을 받는 구조물은 RS-ATMD가 작동되더라도 이후 주구조물의 구조에너지가 감소되지 않고 지속적으로 늘어난 후 정상상태에 도달하는 경우가 일반적이다. 따라서 RS-ATMD에 의한 진동감쇠 효과를 고려하지 않고 현재 주구조물의 에너지가 미래에도 유지된다고 가정하여($E_{1,\Delta t} = E_{1,now}$), 보다 증가된 RS-ATMD 제어력을 산정한다. 결과적으로 필요한 제어력은 RS-ATMD에 의한 진동감쇠효과를 고려한 충격하중의 경우보다 크다.

이상의 두 종류의 하중과는 다르게 랜덤하중은 미리 예측될 수 없는 하중이다. 따라서 RS-모드 제어에 대해 해석적 표현식을 도출할 수 없다. 대신 다음의 제어 전략을 채택하였다. 구조물이 지진 같은 랜덤하중을 받을 경우 일반적으로 처음 어느 시점까지 구조에너지의 레벨이 급격히 증가한다. 따라서 랜덤 하중을 받는 초기에는 RS-ATMD에 의한 에너지 감쇠부분을 고려하지 않는 정현하중을 받는 RS-모드 제어를 사용하는데 이는 신속한 제어가 필요하기 때문이다. 이후 주구조물의 에너지 수준이 이전 단계보다 처음으로 줄어들거나 같아지며 구조 에너지가 급격히 증가하지 않는 단계에서는 지나친 제어에너지의 투입에 따른 진동제어효과의 저하를 막기 위하여 충격하중과 정현하중이 작용하는 경우의 RS-모드 제어력의 평균값을 쓰도록 하였다. 일반적으로 주구조물의 에너지 수준이 처음으로 감소한 후, 랜덤 외부 하중은 구조 에너지 수준을 높이거나 줄이는 양쪽 방향으로 모두 작용할 수 있다. 단지 알 수 있는 것은 구조 에너지가 급격히 증가하는 가장 위험한 구간이 지났다는 사실이다. 따라서 모든 경우를 대처할 수 없기 때문에 그 대안으로서 충격하중과 정

현하중의 경우 하에서 작용하는 각각의 제어력을 평균하여 랜덤하중의 RS-모드 제어력으로 사용하게 되었다.

4. RS-ATMD 파라미터 연구

RS-ATMD 설계인자는 다음과 같다: 질량감쇠장치의 스트로크, 벽체 스프링의 강도, RS-모드에서 최대 제어력 한계 등이다. 파라미터 연구를 위하여 입력하중으로서 공진 정현하중을 가하고 충분한 시간이 지난 후 RS-ATMD 시스템의 안정 상태를 관찰하였다. 이 파라미터 연구에서 쓰인 모형의 동적특성은 Den Hartog⁽⁴⁾의 동조조건에 따라 맞추었다. 토목구조물에서 질량비는 0.5 ~ 3.0% 정도가 일반적이며 이 논문에서는 1.0%를 사용하였다. 식 (5)에 따른 TMD의 설계 값을 표 1에 나타내었다.

표 1 해석모형의 동적 특성

	주구조물	질량감쇠장치
질량 (ton)	1000	10
강도 (kN/m)	25266.2	246.4
감쇠비 (%)	1.0	5.0
고유진동수 (Hz)	0.8	0.79

4.1 RS-ATMD의 스트로크

RS-ATMD의 제어 효율성을 입증하기 위해 정현하중 하의 RS-ATMD의 제어성능을 LQR 알고리즘을 채택한 일반적 ATMD의 성능과 비교하였다. TMD의 스트로크를 순수하게 LQR 알고리즘으로만 제한하기 위해 식 (4)에 나왔던 가중 행렬 Q의 스트로크 관련 요소는 다음과 같이 수정하였다.

$$z^T(t)Qz(t) = (k_1 x^2 + m_1 \dot{x}^2) / 2 + qy^2 \quad (33)$$

여기서, q는 가중계수이다. 가중계수 q는 제어력을 조정하는 계수로서 0부터 증가시키면, 스트로크에 대해서 가중함수가 증가하면서 TMD의 스트로크가 줄어들며, 제어 성능이 저하되어 주구조물의 변위는 증가한다. RS-ATMD의 제어성능과 LQR 알고리즘을 채택한 일반 ATMD의 제어성능을 비교하였다. 양 축의 스트로크를 변화시켜가며 주구조물 응답의 제어성능을 비교한 결과를 그림 12에 나타내었다. RS-ATMD의 스트로크 크기는 가중계수 q를 0으로 놓았을 경우(스트로크 가중요소가 없는 일반 LQR제어)의 일반 ATMD 스트로크 1에 대하여 정규화되었다. 동일한 스트로크 크기에 대해 RS-ATMD 시스템의 주구조물의 응답은 LQR 알고리즘으로 채택한 일반적 ATMD 시스템의 응답보다 훨씬 작다. RS-ATMD 시스템은 TMD와 벽체 스프링 사이의 충돌을 제어력으로 활용하기 때문에, TMD의 스트로크를 줄이기 위해 단순히 제어력을 줄이는 일반적 ATMD 시스템보다 RS-ATMD의 시스템의 제어성능이 뛰어난 것은 자연스럽다.

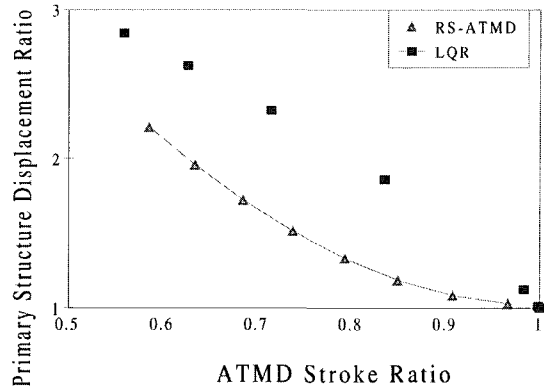


그림 12 LQR 제어를 채택했을 경우 RS-ATMD와 일반 ATMD의 제어성능 비교

최대 스트로크 변화에 따른 RS-ATMD의 제어효과를 알아보았다. RS-ATMD의 스트로크 제한 정도는 스트로크를 제한하지 않는 일반 ATMD의 최대 스트로크에 대한 RS-ATMD의 스트로크의 비율로 나타내었다.

$$\text{스트로크 제한비율} = \frac{\text{벽체 스프링 접촉 스트로크 } y_f}{\text{일반 ATMD의 최대 스트로크}} \quad (34)$$

표 2에서 볼 수 있듯이 RS-ATMD의 스트로크 제한비율이 감소함에 따라 TMD의 스트로크가 감소하지만 동시에 주구조물의 진동감쇠 효과는 줄어든다. 따라서 스트로크 제한비율은 TMD 스트로크의 크기에 중요한 영향인자임을 알 수 있다. 스트로크 제한비율이 줄어들며 따라 선형 ATMD 모드 제어 구간이 줄어들고 고정장치가 TMD를 잡아 제어력이 작용하지 않는 구간이 늘어난다. 이러한 무제어 구간이 늘어남에 따라 진동감쇠 효과가 줄어든다고 생각된다. 설계자는 설계목적과 상황에 맞춰 적절한 벽체 스프링까지의 접촉 스트로크를 결정해야 할 것이다.

표 2 스트로크 제한비율 변화에 따른 RS-ATMD 진폭

스트로크 제한비율	x_r (cm)	y_r (cm)	x_r/x	y_r/y
0.1	6.9526	19.2110	2.2099	0.5852
0.2	6.1577	20.8096	1.9572	0.6339
0.3	5.4222	22.4787	1.7234	0.6848
0.4	4.7597	24.2156	1.5129	0.7377
0.5	4.1940	26.0344	1.3330	0.7931
0.6	3.7280	27.8785	1.1849	0.8493
0.7	3.4077	29.7958	1.0831	0.9077
0.8	3.2396	31.7225	1.0297	0.9664
0.9	3.1846	33.1456	1.0122	0.9983

4.2 벽체 스프링 강도

벽체 스프링의 강도를 변화시킴에 따른 RS-ATMD 제어 효과의 변화를 연구하였다. 벽체 스프링의 강도는 TMD에 부착된 스프링의 강도에 대해 정규화시킨 다음과 같은 스프링 강도 비율로서 나타내었다.

$$\text{부가강도 비율} = k_{2,add}/k_2 \quad (35)$$

표 3에서 볼 수 있듯이 부가강도비율이 증가됨에 따라 TMD의 스트로크가 감소되고 RS-ATMD의 제어성능 역시 감소된다. 이를 통해 벽체 스프링의 강도 또한 TMD 스트로크의 크기에 중요한 영향인자임을 확인할 수 있다. 따라서 설계자는 설계목적과 상황에 맞춰 적절한 벽체 스프링 강도를 선택해야 할 것이다.

4.3 RS-모드 제어력의 제한

모터의 가진력 크기는 한정되어 있고 따라서 RS-ATMD의 실제 적용을 위해서는 제어력의 제한이 반드시 고려되어야만 한다. 부가강도비율은 20으로 스트로크 제한 비율은 0.6으로 고정시킨 상태에서 가진기의 제어력 한계를 변화시켰을 경우 RS-ATMD 응답을 구하였다. 표 4에서 볼 수 있듯이 정현하중을 받을 경우 제어력 한계에 대한 의미있는 제어성능의 변화는 관찰되지 않았다. 이는 정상상태의 응답에서 RS-모드 제어력의 변화는 큰 의미를 갖지 못함을 나타낸다. 충격하중을 받았을 때 구조 에너지로 나타내어진 응답을 그림 13에 비교하였는데 RS-모드 제어력이 커짐에 따라서 구조에너지는 감소하는 것을 확인할 수 있었다.

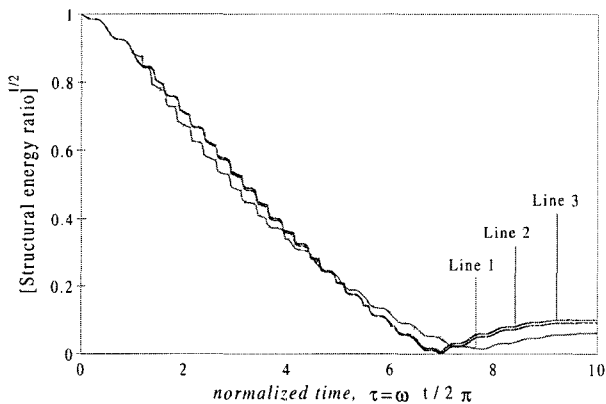


그림 13 충격하중을 받을 경우의 구조에너지
(Line 1 : RS-모드 제어력이 제한이 없을 경우, Line 2: RS-모드 제어력 제한이 최대 35 kN인 경우, Line 3: RS-모드 제어력이 0인 경우)

표 3 벽체 스프링 강도 변화에 따른 RS-ATMD 진폭

$k_{2,add}/k_2$	x_r (cm)	y_r (cm)	x_r/x	y_r/y
1	3.2274	31.9379	1.0258	0.9729
2	3.2595	31.1641	1.0360	0.9494
5	3.3830	30.0030	1.0753	0.9148
10	3.5192	28.9305	1.1186	0.8813
15	3.6371	28.3240	1.1560	0.8628
20	3.7280	27.8785	1.1849	0.8493
30	3.8721	27.2705	1.2307	0.8307
40	3.9776	26.8385	1.2643	0.8176
50	4.0441	26.4810	1.2854	0.8067
100	4.3003	25.5357	1.3668	0.7779

5. RS-ATMD 해석 예제

5.1 가정된 타워구조물의 제어

그림 11의 단순하게 가정된 타워구조물을 RS-ATMD 시스템의 해석 예제로 사용하였다. 두 종류의 보 부재가 타워구조물에 사용되었고, 부재 특성은 표 5에 주어졌다. RS-ATMD를 타워구조물의 정점부에 설치하였는데, 정점부는 1차 모드의 진폭이 가장 큰 곳이다. 고유진동수와 가정된 모드 감쇠비는 표 6에 나타내었다. 1차 모드의 모달 질량과 모달 강도가 계산되었고 1차모드에 최적 동조된 TMD의 특성값을 표 7에 나타내었다. TMD의 질량비는 1차 모달 질량의 1%가 선택되었다. RS-ATMD의 설계 특성값은 다음과 같다: 스트로크 제한 비율 0.4, 부가 스프링 강도 비율 20, 최대 RS-모드 제어력 45kN이다. 해석에 사용된 외부하중은 El Centro 지진의 남북성분을 0.3g로 정규화시킨 것이다. RS-모드제어는 1차 모드 응답에 맞추어져 있다.

RS-ATMD와 ATMD의 해석결과들이 표 8과 그림 14에 나타내었다. 해석결과 스트로크는 54.04%로 줄어든 반면 최대 주구조물 응답은 단지 4.59%만 늘어났다. 해석결과에서 확인할 수 있듯이 RS-ATMD가 지진하중에 노출되었을 때 TMD의 최대 스트로크는 줄어드는 반면에 주구조물의 최대 진폭은 거의 같은 수준에 머물러 있었다.

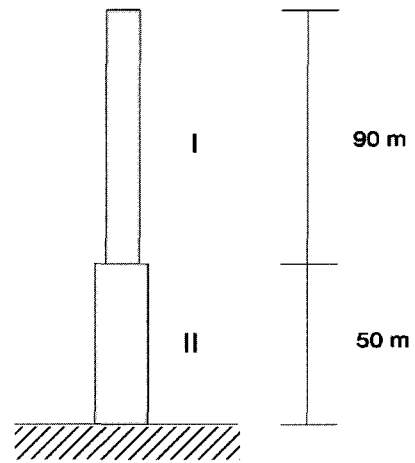


그림 14 타워 구조물

표 4 RS-모드 제어력 한계 변화에 따른 응답

RS-모드 제어력의 제한 (kN)	x_r (cm)	y_r (cm)	x_r/x	y_r/y
∞ (한계 없음)	3.7107	27.8326	1.1794	0.8479
100	3.7162	27.8470	1.1812	0.8483
50	3.7200	27.8576	1.1824	0.8486
20	3.7288	27.8809	1.1852	0.8493
10	3.7329	27.8946	1.1865	0.8498
5	3.7509	27.9484	1.1922	0.8514
1	3.6942	28.3622	1.1762	0.8650
0	3.7017	28.2019	1.1766	0.8591

표 5 타워 구조물의 부재 특성

부재 종류	종류 I	종류 II
단면 2차모멘트(m ⁴)	8	9
단면적(m ²)	2.5	3
탄성계수(kN/m ²)	2·10E8	
밀도(t/m ³)	1.87	

표 6 타워 구조물의 자유진동해석

모드	고유진동수(Hz)	감쇠비(%)
1	0.2661	1.0
2	1.5638	1.0

표 7 TMD의 설계인자(타워 구조물)

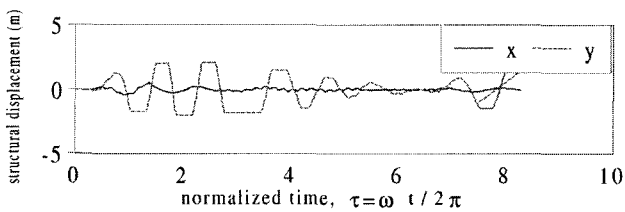
질량비	질량(ton)	감쇠계수(kN·sec/m)	강도(kN/m)
0.01	7.022	1.1742	19.6366

표 8 El Centro 지진하중에 대한 RS-ATMD시스템과 기존 ATMD 시스템의 응답 비교(타워 구조물)

시스템 응답	값
x (m)	0.4655
y (m)	4.5710
x_r (m)	0.4869
y_r (m)	2.1008
x_r/x	1.0459 (4.59% 증가)
y_r/y	0.4595 (54.05% 감소)

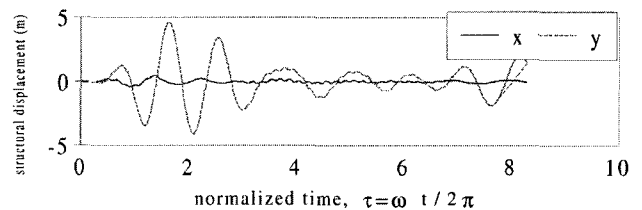
5.2 교량 주탑의 제어

그림 16의 교량 주탑을 RS-ATMD 시스템의 수치해석모

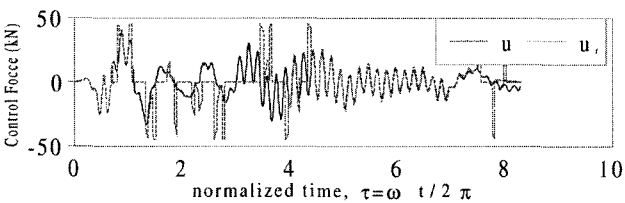


(a) RS-ATMD 응답

(x : 주구조물의 변위, y : 질량감쇠장치의 변위)

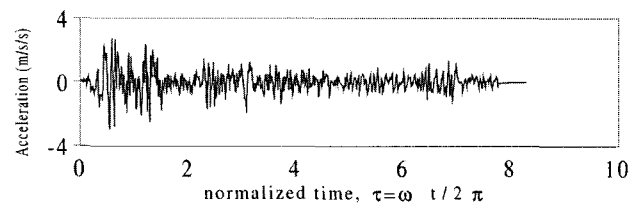


(b) 선형 ATMD의 응답



(c) 제어력 비교

(u : 선형 ATMD의 제어력, u_r : RS-ATMD의 제어력)



(d) 지반 가속도

그림 15 타워구조물의 응답

델로서 사용하였다. RS-ATMD의 설치위치는 교량 주탑 면 외진동의 변위가 가장 큰 정점부를 선택하였다. RS-ATMD의 질량과 감쇠비, 강도를 선택하기 위해 주구조물의 자유진동 해석을 수행하고 그 결과는 표 9에 나타내었다. 면의 1차 모드의 모드 질량, 모드 강도가 계산되었고 1차 모드에 대한 최적 TMD 설계를 행하였다. 설계된 TMD의 특성값들은 표 10에 나열되었고 질량비 1%의 1차 모드 질량이 선택되었다. RS-ATMD의 설계 인자들은 다음과 같다: 스트로크 제한 비율 0.3, 부가 스프링 강도 20, 최대 RS-모드 제어력 25 kN이다. 다른 모드의 응답은 ATMD 모드에서 제어와 높은 모드 감쇠비에 의해 제어할 생각 하에 RS-모드에서의 주된 제어 목표로 1차 모드 응답을 선택하였다. 주탑의 해석을 위해 0.3g로 정규화된 El Centro 지진의 남북 방향 하중을 가하였다.

RS-ATMD와 ATMD의 해석결과들은 그림 17과 표 11에 비교하였다. RS-ATMD의 경우 TMD의 스트로크가 44.6% 감소한 반면 주구조물의 최대 변위는 단지 6%만 증가하였다.

이러한 개선된 결과는 첫째, TMD와 벽체 스프링의 충돌을 제어력으로 전환하는 벽체 스프링과 돌쩌, 추가 제어력의 투입없이 TMD와 주구조물 간의 위상 차이를 90도로 조정할 수 있는 고정장치 때문이라고 할 수 있다. TMD와 주구조물 간의 위상차가 90도가 아닐 경우, 일반 ATMD에서는 위상차를 90도 부근으로 가져가기 위한 제어력을 투입하는데 이는 주구조물의 진동을 오히려 악화시키는 결과를 가져오는 경향이 있었음을 앞의 2.2.2절에서 본 바 있다. 따라서 랜덤하중 하에서 추가 제어력의 투입없이 TMD와 주구조물 간의 위상 차이를 비연속적으로 조정할 수 있는 RS-ATMD의 고정장치는 랜덤하중 하에서 훨씬 효율적인 제어를 가능하게 해준다고 할 수 있다.

고 TMD가 스트로크 한계를 넘어설 때는 RS-모드로서 작동하게 된다.

이 연구에서는 RS-ATMD 동작원리의 수학적 정식화를 통하여 새로운 제어알고리즘을 제시하였고, 제안된 RS-ATMD 시스템의 제어 성능을 수치적으로 검증하였다. RS-ATMD 설계인자인 TMD의 스트로크 크기, 벽체 스프링의 강도 그리고 제어력 한계를 변화시켜가며 정현하중에 대한 해석을 수행하였다. RS-ATMD는 상대적으로 작은 TMD의 스트로크 범위에서 기존 ATMD와 같은 제어성능을 발휘하는 것을 확인할 수 있었다. 즉, 기존의 ATMD의 제어성능은 유지하면서 스트로크 크기를 줄이는 것은 RS-ATMD 시스템의 중요한 이점이라 할 수 있다. 벽체 스프링 접촉 스트로크와 벽체 스프링의 강도는 RS-ATMD 사용시의 중요한 영향인자임을 확인할 수 있었고, 따라서 이들은 설계목적과 상황에 따라 적절하게 설계되어야 한다고 판단된다. RS-ATMD 시스템은 정현하중 하의 제어력 한계 변화에 대해 의미있는 제어성능의 변화는 관찰되지 않았으나, 충격하중을 받을 경우 RS-모드 제어력이 증가할수록 주구조물의 구조에너지를 빨리 흡수할 수 있음을 알 수 있었다. RS-ATMD 시스템이 대표적인 랜덤하중인 지진하중에 의해 가진되는 경우에는 주구조물의 최대진폭은 거의 증가하지 않는 반면에 TMD의 최대 스트로크는 크게 감소함을 확인할 수 있었는데, 본 연구에서 사용된 가정된 타워구조물과 교량 주탑의 경우에는 주구조물의 최대응답은 약 5% 증가한 반면 TMD의 스트로크는 약 50%가 줄어 들었다. 이것은 TMD의 벽체 스프링의 충동을 제어력으로 전환하는 벽체 스프링과 추가 제어력의 투입없이 TMD와 주구조물 간의 위상차이를 비연속적으로 90도로 조정할 수 있는 고정장치 때문이라고 할 수 있다.

감사의 글

한국지진공학연구센터의 연구지원에 감사드립니다.

참고 문헌

1. Yao, J. T. P., "Concept of structural control," *Journal of Structural Division, ASCE*, Vol. 98, 1972, pp. 1567-1574.
2. Soong, T. T., "Active structural control in civil engineering," *Engineering Structures*, Vol. 10, 1988, pp. 74-84.
3. Soong, T. T., *Active structural control*, Longman Scientific & Technical, Essex, England, 1990.
4. Den Hartog, *Mechanical vibration*, 4th edition, McGraw-Hill, New York, 1956.
5. Korenev, B. G. and Reznikov, L. M., *Dynamic vibration absorbers: theory and technical applications*,

- John Wiley & Sons, West Sussex, England, 1993.
6. Pang, S. T., Tsao, T. C. and Bergman, L. A., "Active and passive damping of Euler-Bernoulli beams and their interactions," *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Transactions of American Society of Mechanical Engineers*, Vol. 115, 1993, pp. 379-384.
7. Cao, H., Reinhorn, A. M. and Soong, T. T., "Design of an active mass damper for a tall TV tower in Nanjing, China," *Engineering Structures*, Vol. 20, No. 3, 1998, pp. 134-143.
8. McNamara, R. J., "Tuned mass dampers for buildings," *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 103, 1977, pp. 1785-1798.
9. Kobori, T., Koshika, N., Yamada, K. and Ikeda, Y., "Seismic response controlled structure with active mass driver system. Part I: design," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 20, 1991, pp. 133-149.
10. Setareh, M. and Hanson, R. D., "Tuned mass dampers to control floor vibration from humans," *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 118, 1992, pp. 741-762.
11. Abe, M., "Vibration control using analytically based artificial intelligence," Ph. D. Dissertation, Northwestern University, Evanston, Illinois, 1995.
12. Chang, J. C. H. and Soong, T. T., "Structural control using active tuned mass dampers," *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, Vol. 106, 1980, pp. 1091-1098.
13. 박관순, 고현무, 박원석, 옥승용, "유전자 알고리즘을 이용한 다중동조질량감쇠기의 설계 및 시스템해석", 대한토목학회 2001 학술발표회 논문집, 2001, pp. 1-4.
14. 고현무, 박관순, 박원석, "복합형 질량감쇠기를 사용한 인천국제공항 관제탑의 진동제어", 한국소음진동공학회 1999년도 춘계학술대회 논문집, 1999, pp. 259-264.
15. 유홍, 제동장치를 적용한 능동형 질량동조감쇠장치의 제진성능, 서울대학교 박사학위논문, 2000.
16. Fujino, Y. and Abe, M., "Design formulas for tuned mass dampers based on a perturbation technique," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 22, 1993, pp. 833-854.
17. Igusa, T. and Kiureghian, A. D., "Dynamic characterization of two-degree-of-freedom equipment-structure systems," *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, Vol. 111, No. 1, 1985, pp. 1-19.
18. Scott, M. A., Gilbert, M. G. and Demeo, M. E.,

- "Active vibration damping of the space shuttle remote manipulator system," *Journal of Guidance, Control and Dynamics*, Vol. 16, 1993, pp. 275-280.
19. Tanaka, N. and Kikushima, Y., "Active control of impact vibration using feedforward control method," *Journal of Vibration, Acoustics, Stress and Reliability in Design, Transactions of American Society of Mechanical Engineers*, Vol. 111, 1989, pp. 53-60.
20. Liu, H., *Wind engineering*, McGraw-Hill, New York, 1991.