

면진용 적층고무베어링의 기계적 역학특성

Mechanical Characteristics of Laminated Rubber Bearings for Seismic Isolation

구 경 회* 이 재 한** 유 봉***
Koo, Gyeong Hoi Lee, Jae Han Yoo, Bong

국문요약

본 연구에서는 Haringx 이론에 근거하여 면진용 적층고무베어링의 기계적 역학특성을 살펴보고자 한다. 이를 위하여 제안된 수평강성 평가식을 검토하고 점성감쇠의 영향을 분석하기 위한 점탄성문제로의 확장을 통해 감쇠증폭의 역학특성을 평가하였다. 그리고 적층고무베어링에 대한 좌굴안정성평가를 수행하여 형상계수의 영향을 분석하였다. P - δ 효과를 고려한 적층고무베어링의 수평강성식을 면진구조물의 지진해석에 적용하여 동적전단변형응답 해석결과를 실제 진동대를 이용한 실험결과와 비교하였다. 본 연구로부터 제안된 단순 수평강성 평가식은 설계수직하중내에서 적용가능하며 점탄성문제로 쉽게 확장이 가능하다. 좌굴안정성 평가로부터 적층고무베어링은 단일 고무판의 두께 증가비에 비하여 총 고무판두께 증가비가 좌굴하중감소에 크게 영향을 준다. 그리고 입력지진에 대한 면진구조물의 해석결과 적층고무베어링의 전단변형응답이 실제 실험결과와 매우 잘 일치한 결과를 얻었다.

주요어 : 적층고무베어링, 면진, 수평강성식, 좌굴안정성

ABSTRACT

The objective of this paper is to investigate the mechanical characteristics of the laminated rubber bearings (LRBs) for the seismic isolation. The evaluations of the proposed equations of the LRB horizontal stiffness are carried out and these equations are extended to the visco-elastic problems to investigate the damping amplifications of LRBs. The stability evaluation of LRBs is also performed. For investigation of the dynamic characteristics of LRBs, the horizontal stiffness equations of the LRBs considering the P - δ effects are applied to the modeling of a seismically isolated structure and the earthquake response time history analyses are carried out. From this research, the proposed simple equation of the horizontal stiffness of LRB is so useful for the design loads and easily extended to the visco-elastic problems. Through the stability evaluation of LRB, the increasing ratio of the total rubber thickness of the LRB severely decreases the buckling load than the increasing ratio of unit rubber thickness. From the comparison of the dynamic shear deflection of LRB, the analysis results are in good agreement with those of the experiments.

Key words : laminated rubber bearing, seismic isolation, horizontal stiffness equation, buckling stability

1. 서 론

오늘날 미국, 일본, 뉴질랜드, 러시아 등 많은 나라에서 지진에 대한 피해를 최소화하고 안전성을 확보하기 위하여 대형건물, 아파트, 원자력발전소

등 많은 부분에서 면진설계(Seismic isolation design)를 도입하고 있다. 면진장치로는 얇은 고무판과 강판을 차례로 적층하여 만든 적층고무베어링(Laminated rubber bearing)이 널리 사용되고 있다. 적층고무베어링은 고무-강판의 복합구조형상, 고무재료의 비선형성, 수직하중변화, 그리고 수평대변형에서의 기하학적 비선형성 등에 따라서 매우 복잡한 역학특성을 나타낸다.

선형이론과 수평미소변형에 대한 적층고무베어링

* 한국원자력연구소 선임연구원

** 한국원자력연구소 책임연구원

*** 정회원 · 한국원자력연구소 책임연구원

의 역학특성은 J.A. Haringx⁽¹⁾, A.N. Gent^(2,3), C.G. Koh와 J.M. Kelly⁽⁴⁾등 많은 연구자들에 의하여 이론적해석이 수행된바 있다. J.A. Haringx는 수직하중과 수평하중을 동시에 받는 적층고무베어링에 대하여 *P-delta* 효과를 고려한 엄밀해 형태의 수평강성식을 제안하고 탄성좌굴안정에 대한 평가를 수행하여 적층고무베어링의 역학특성에 대한 이론적모델의 토대를 마련하였다. 그리고 A.N. Gent는 실험을 통하여 Haringx 이론의 타당성을 검증하였으며 적층고무베어링의 겹보기 굽힘강성과 전단강성이 형상계수에 따라서 달라짐을 지적하고 실험결과로부터 구한 새로운 수정 겹보기굽힘강성 및 전단강성식을 제안하였다.⁽²⁾ T. Fujita는 이러한 A.N. Gent의 수정식들을 사용하여 면진용 적층고무베어링에 대한 여러가지 특성을 고찰한 바 있다.^(3,6,7) 또한 C.G. Koh와 J.M. Kelly는 Haringx 이론을 바탕으로 감쇠영향을 고려할 수 있는 점탄성문제로의 확장을 위하여 Consistent model과 Two-spring physical model을 제안하였으며 이로부터 *P-delta* 효과와 수평변위증가에 따른 총높이감소를 연구하였다. 본 연구에서는 Haringx 이론에 의한 수평강성식을 파워급수전개(Power series expansion)법을 이용하여 점탄성문제로 확장할 수 있는 새로운 단순 전단강성평가식을 유도하고 유도된 평가식으로 부터 고감쇠고무베어링⁽⁸⁾에 대하여 *P-delta* 효과, 형상계수 영향, 감쇠영향 그리고 좌굴안정성 등을 평가하고 기존의 평가식들과 비교하였다. 그리고 수평강성평가식을 실제 크기의 1/8규모 면진구조물의 지진해석모델에 적용하여 적층고무베어링의 동적 전단변위응답해석을 수행하여 실제 실험결과와 비교평가하였다.

2. 적층고무베어링의 역학특성평가

2.1 수평강성 평가식

일반적으로 적층고무베어링에 대한 수평강성식은 적층된 고무자체만의 높이에 대한 정적 미소전단변형단을 고려할 때 다음과 같은 단순식으로 표현될 수 있다.

$$K_H = \frac{GA_s}{T_R} \quad (1)$$

여기서 G는 고무재료의 전단강성계수이고 A_s는 전

단면적 그리고 T_R은 고무판의 총높이를 나타낸다. 그러나 위의 식 (1)은 적층고무베어링에 작용하는 수직하중이 없는 경우를 나타낸 것으로 실제적으로 적층고무베어링에 수직하중이 작용할 경우에는 수직하중으로 인한 *P-delta* 효과를 고려할 필요가 있다.

이를 위하여 J.A. Haringx는 그림 1과 같은 미소 전단변형의 가정에 대한 선형이론을 사용하여 적층고무베어링의 수평강성식으로 *P-delta* 효과를 고려하여 다음과 같은 식을 제안하였다.⁽¹⁾

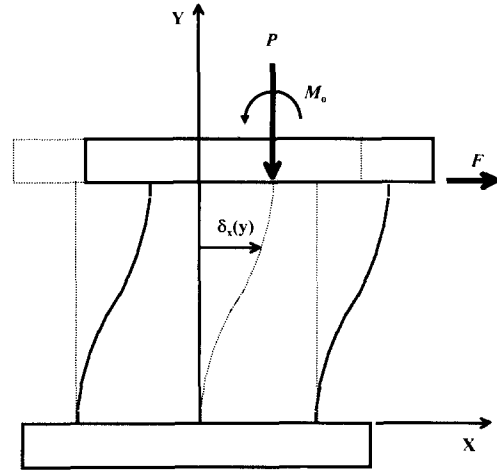


Fig. 1 Assumed deflection shape of LRB subjected to end loads

$$K_H = \frac{P^2}{2qS_b \tan(qL/2) - Pl} \quad (2)$$

여기서

$$q^2 = \frac{P}{S_b} \left(1 + \frac{P}{S_s} \right) \quad (3)$$

이며 P는 적층고무베어링에 작용하는 수직하중을 나타내고 l은 고무판과 강판을 포함한 베어링 전체의 높이를 나타내며 S_b와 S_s는 적층고무베어링의 굽힘강성과 전단강성을 나타내는 것으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$S_b = \bar{E}_b I [nt_R + (n-1)t_s] / nt_R \quad (4)$$

$$S_s = GA_s [nt_R + (n-1)t_s] / nt_R \quad (5)$$

여기서 n , t_R , t_S 는 고무판 갯수, 고무판 두께 그리고 강판 두께를 각각 나타낸다. 그리고 \bar{E}_b 는 단위 고무판의 굽힘에 대한 탄성계수를 나타내며 고무의 압축성을 고려할 경우에 길보기 굽힘 종탄성계수 (E_b)

$$E_b = E_o \left(1 + \frac{2}{3} k S_1^2 \right) \approx 3G \left(1 + \frac{2}{3} k S_1^2 \right) \quad (6)$$

와 체적탄성계수 E_∞ 을 직렬로 나열한 방법을 사용하여 다음과 같이 주어진다.⁽⁵⁾

$$\bar{E}_b = E_b E_\infty / (E_b + E_\infty) \quad (7)$$

위의 식 (6)에서 k 는 고무경도에 대한 보정계수, E_o 는 고무재료의 탄성계수 그리고 S_1 는 적층고무베어링의 1차형상계수로서 원형고무판의 경우에 $S_1 = (D_o - D_i) / (4t_R)$ 로 정의된다.

Haringx의 식 (2)는 적층고무베어링의 P -delta 효과를 고려한 수직하중의존성을 고려한 수평강성식이지만 일반적인 점탄성문제를 다루기가 어렵다. C.H. Koh와 J.M. Kelly는 Haringx 이론에 근거하여 적층고무베어링의 기울기에 대한 거동방정식에 대하여 모우드합성법을 사용한 근사 수평강성식을 다음과 같이 제안하였다.⁽⁴⁾

$$K_H = \frac{S_S}{l} \left\{ 1 + \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{(1+\bar{P})^2}{n^2 [n^2 \bar{P}_E - P(1+\bar{P})]} \right\}^{-1} \quad (8)$$

여기서

$$\bar{P} = P / S_S \quad (9)$$

$$\bar{P}_E = P_E / S_S \quad (10)$$

으로 무차원 하중을 나타내며 $P_E = \pi^2 S_b / l^2$ 로서 전단에 의한 변형을 무시할 경우의 Euler 수직좌굴 하중 특성을 나타낸다

본 연구에서는 앞의 Haringx 이론 의해 구해진 수평강성식 (2)에 대하여 분모의 \tan 항을 다음과 같이 파워급수로 직접 전개하여 구한 수평강성식

$$K_H = \frac{1}{\frac{l}{S_s} + \frac{l^3}{12S_b} \left(1 + \frac{P}{S_s} \right)^2} : 2\text{차항까지 고려} \quad (11)$$

$$K_H = \frac{1}{\frac{l}{S_s} + \frac{l^3}{12S_b} \left(1 + \frac{P}{S_s} \right)^2 + \frac{l^5 P}{120S_b^2} \left(1 + \frac{P}{S_s} \right)^3} : 3\text{차항까지 고려} \quad (12)$$

을 실제 적층고무베어링의 역학특성 평가식으로 도입하였다. 위의 식 (11)과 (12)는 Koh와 Kelly가 제안한 식 (8)에 비하여 매우 단순하며 실제 적층고무베어링의 수평강성에 대한 설계평가식으로 적용할 수 있고 점탄성문제로의 확장도 쉽게 다룰수 있다.

위의 식 (8), (11), (12)에서 적층고무베어링에 작용하는 수직하중이 없을 경우, 즉 $P=0$ 에 대하여 수평강성식은 모두 다음과 같이 표현된다.

$$K_H = \left(\frac{l}{S_s} + \frac{l^3}{12S_b} \right)^{-1} \quad (13)$$

따라서 수직하중의존성을 무시할 경우에 모우드합성법에 의한 수평강성식과 파워급수전개법에 의한 적층고무베어링의 수평강성식은 일치한다.

위에서 정의한 적층고무베어링의 수평강성식에 대한 수치적 검증을 위하여 본 연구에서는 천연고무체에 대한 적용예를 보였다. 사용된 적층고무베어링은 설계수직하중이 50 tons(490 kN)이며 고무판외경 44.9cm, 고무판내경 6.3cm, 고무판두께 2.4mm(27층), 강판두께 1.6mm(26층)이다. 그리고 수치해석에 사용된 고무재료에 대한 주요자료는 $G = 0.58 \text{ MPa}$, $E_o = 1.74 \text{ MPa}$, , 경도(IRHD)=60 그리고 $k = 0.85$ 이다.

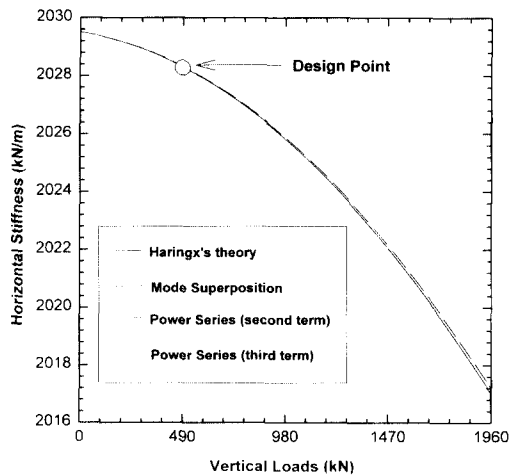


Fig. 2 P -delta effects on horizontal stiffness of LRB(natural rubber)

그림 2는 설계수직하중의 4배까지 수직하중 증가에 따른 적층고무베어링의 수평강성 감소에 대한 수치해석결과를 나타낸 것으로 Haringx 이론에 의한 결과를 엄밀해로 할 경우에 모우드합성법 및 파워급수전개법에 의한 결과는 엄밀해와 거의 일치하나 2차급수항까지만 고려한 파워급수전개법에 의한 해석결과는 수직하중이 증가함에 따라서 오차가 증가한다. 그러나 해석에 사용된 적층고무베어링은 설계수직하중인 490 kN내에서는 파워급수전개법으로 구한 수평강성식인 식 (11)과 (12)가 엄밀해와 매우 잘 일치한다. 그림 3은 전단변형 200%까지의 응력-변형률에 대한 해석결과와 실험결과를 비교한 것으로 식 (11)을 이용한 역학특성평가와 실험결과가 매우 잘 일치한다. 따라서 적층고무베어링의 수평강성에 대한 설계평가식으로 파워급수전개법으로 구한 단순평가식의 적용이 가능함을 알 수 있다.

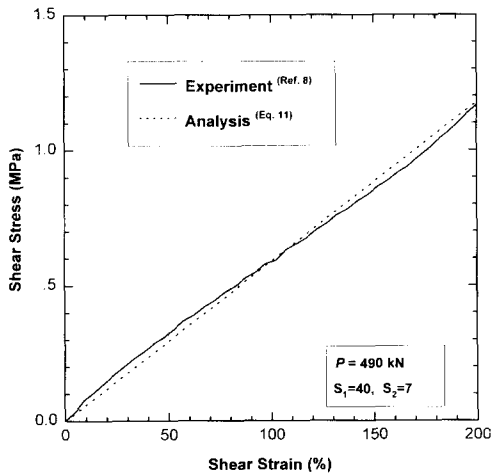


Fig. 3 Shear stress of LRB(natural rubber)

2.2 점탄성(Viscoelastic)문제로의 확장

적층고무베어링의 수평강성식을 점탄성 문제로 확장하여 감쇠의 영향을 평가하기 위하여 고무재료에 대한 탄성계수를 손실계수(Loss factor) η_E, η_G 를 사용한 복소량 $E^* = E(1 + j\eta_E)$ 와 $G^* = G(1 + j\eta_G)$ 으로 표현할 수 있다. 여기서 문제의 단순화를 위하여 고무재료의 탄성 영계수와 전단계수에 대한 손실계수를 로 가정하면 적층고무베어링의 굽힘강성과 전단강성에 대한 식 (4)와 (5)는 다음과 같은 복소량으로 대체 될 수 있다.

$$S_b^* = S_b(1 + j\eta) \quad (14)$$

$$S_s^* = S_s(1 + j\eta) \quad (15)$$

따라서 감쇠특성을 고려하기 위하여 모우드합성법에 의한 식 (8)과 파워급수전개법에 의한 식 (12)는 다음과 같은 복소량으로 각각 표현될 수 있다.

$$K_k^* = \frac{F}{\delta^*(l)} = \frac{S_b^*}{l} \left\{ 1 + \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(1 + P^n)^2}{n^2 [n^2 P^n - P^n(1 + P^n)]} \right\}^{-1} \quad (16)$$

: 모우드합성법

$$K_H^* = \frac{1}{\frac{l}{S_s^*} + \frac{l^3}{12S_b^*} \left(1 + \frac{P}{S_s^*} \right)^2 + \frac{l^3 P}{120S_b^*} \left(1 + \frac{P}{S_s^*} \right)^3} \quad (17)$$

: 파워급수전개법

위의 식 (16)과 (17)에서 감쇠를 고려한 동적수평강성(Dynamic horizontal stiffness)은 다음과 같이 정의된다.

$$K_D = \text{Real} [K_H^*] \quad (18)$$

또한 적층고무베어링의 손실계수 ζ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\zeta = \frac{\text{Im}(K_H^*)}{\text{Re}(K_H^*)} \quad (19)$$

본 연구에서는 감쇠의 영향에 대한 역학특성평가를 위하여 고감쇠고무베어링에 대한 적용예를 보였다. 수치해석에 사용된 적층고무베어링은 고무판외경 44.9cm, 고무판내경 6.3cm, 고무판두께 2.5mm(31층), 강판두께 1.6mm(30층)이다. 고감쇠고무재료에 대한 주요자료는 $G = 0.82 \text{ MPa}$, $E_s = 2.46 \text{ MPa}$, 경도(IRHD)=60 그리고 $k = 0.5$ 이다.

그림 4는 파워급수전개법에 의한 식 (17)을 이용하여 고감쇠고무베어링에 대한 동적수평강성의 수직하중 증가에 따른 감쇠저동을 해석한 결과로써 동가점성감쇠가 증가할 수록 수직하중 증가에 따른 동적수평강성의 감소율이 작아짐을 알 수 있다. 이는 감쇠저동이 적층고무베어링의 동적수평강성을 강화시키는 역할을 함을 의미하며 좌굴하중을 증가시킨다.

그림 5는 수직하중이 실제 적층고무베어링의 감쇠저동에 미치는 영향을 분석하기 위하여 수직하중

증가에 따른 감쇠증폭을 나타낸 것으로 파워급수전개법에 의한 해석은 좌굴하중에 가까워 질수록 오차가 크게 나타난다. 적용에 사용된 점성감쇠는 10% 즉, 고무재료의 손실계수를 $\eta=0.2$ 로 가정한 경우이다. 그림에서 수직하중이 작을 경우에는 감쇠증폭이 작으나 좌굴하중에 가까워 질수록 급격하게 증가한다. 이러한 감쇠증폭의 역학특성은 그림 6에서와 같이 수직하중이 매우 작을 경우에는 $Re[K_{II}^*] \approx Im[K_{II}^*]$ 로서 적층고무베어링이 갖는 손실계수 ζ 는 고무재료의 손실계수 η 와 같다.

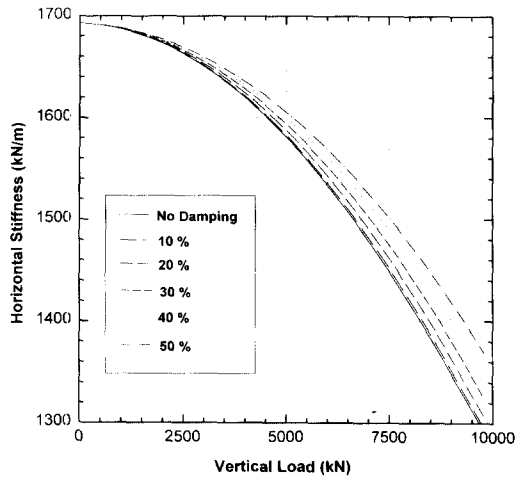


Fig. 4 Damping effects on horizontal stiffness (high damping rubber)

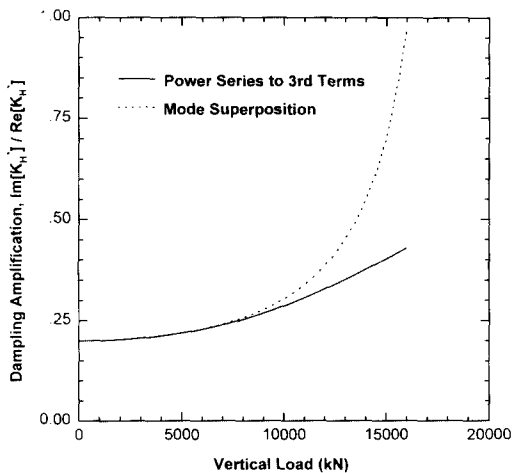


Fig. 5 Damping amplification in high damping rubber bearing (10% viscous damping)

이것은 적층고무베어링이 주기히스테레틱거동을 하는 동안에 베어링내의 모든 에너지손실은 고무재료가 가지고 있는 손실계수에 의하여 지배됨을 의미하며 이 경우에는 감쇠증폭이 발생하지 않는다. 그러나 수직하중이 설계하중으로부터 어느 정도 증가한 영역에서는 동적수평강성의 축적분(Restoring part) $Re[K_{II}^*]$ 의 증가에 비하여 손실분(Loss part) $Im[K_{II}^*]$ 의 증가가 매우 작음을 알 수 있다.

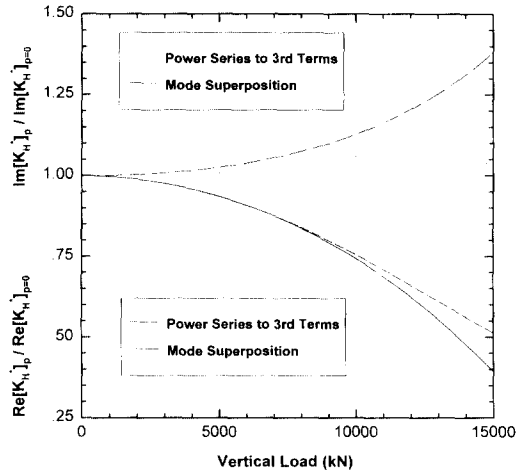


Fig. 6 Vertical load dependency of damping amplification (10% viscous damping)

이는 일반적인 경우에 설계수직하중을 건디는 적층고무베어링이 히스테리틱거동을 하는 동안에 주기당 에너지손실은 수직하중에 거의 영향을 받지 않으며 식 (19)에서 정의된 적층고무베어링의 손실계수는 수직하중이 증가함에 따라서 거의 선형적으로 증가한다. 따라서 주기당 에너지소실은 변함이 없으며 적층고무베어링의 감쇠증폭은 단지 수직하중 증가에 따른 수평강성 감소효과에 의하여 발생된다. 반면에 수직하중이 좌굴하중에 가까워 질수록 동적수평강성의 손실분은 제공적으로 증가하며 축적분은 제공적으로 감소한다. 따라서 이 영역에서는 수직하중이 동적수평강성을 감소시킬 뿐만 아니라 주기 히스테레틱거동 동안에 에너지소실을 증가시켜 급격한 감쇠증폭을 야기한다.

2.3 안정성(Stability) 평가

수직하중에 대한 적층고무베어링의 안정성해석을

위하여 식 (2)로 부터 수평강성이 영이 되는 수직 좌굴하중(Buckling load)을 고려하면 분모의 $\tan(q_l/2)$ 가 무한값을 갖는 경우를 생각할 수 있다. 따라서 수직 좌굴하중은 다음과 같은 식을 만족한다.

$$\frac{ql}{2} = \frac{\pi}{2} \quad (20)$$

위의 식 (20)을 식 (3)에 대입하고 정리하면 수직 좌굴하중 P_B 에 대한 다음과 같은 특성방정식을 얻을 수 있다.

$$P_B^2 + S_S P_B - \frac{\pi^2 S_b S_s}{l^2} = 0 \quad (21)$$

따라서 식 (21)로 부터 적층고무베어링에 대한 수직 좌굴하중 P_B 는 다음과 같이 구해진다.

$$P_B = \frac{S_s}{2} \left[\left(1 + \frac{4P_E}{S_s} \right)^{1/2} - 1 \right] \quad (22)$$

위의 식에서 $P_E = \pi^2 S_b / l^2$ 로서 이는 전단에 의한 변형을 무시할 경우의 Euler 좌굴하중 특성을 나타낸다.

일반적인 적층고무베어링에 있어서 $P_E \gg S_s$ 이며 따라서 식 (22)에 의한 표현은 다음과 같이 단순화될 수 있다.

$$P_B = \sqrt{P_E S_s} \quad (23)$$

그림 7과 그림 8은 형상계수 $S_1 = (D_o - D_i) / 4t_R$ 과 $S_2 = D_o / n_R t_R$ 에 따른 고감쇠고무베어링의 좌굴하중 변화를 나타낸 것으로 그림내의 지표에 표시된 수치는 $S_1=45, S_2=6$ 일때의 좌굴하중치이다. 그림 7은 적층고무베어링의 형상계수 $S_2=6$ 으로 총높이가 일정한 경우에 표 1에서 주어진 고무판의 두께변화에 따른 좌굴하중특성을 나타낸 것으로 고무판의 두께가 두꺼워질 수록 좌굴하중은 거의 선형적으로 급속히 감소함을 알 수 있다. 그림 8은 고무판의 두께가 2.5 mm로 매우 안정된 경우에 고무판 갯수의 증가에 따른 좌굴하중 특성을 나타낸 것으로 고무판의 두께증가에 따른 영향보다도 크게 영향을 미침을 알 수 있다. 이러한 이유는 고무압축성의 영향때문이며 그림 7과 그림 8의 결과로부터 단순식 (23)에 의한 좌굴하중평가가 가능하다고 할때 고무압축성을 무시할 경우, 좌굴하중은

$$P_B \propto \left(\frac{1}{n_R t_R^2} \right) \quad (24)$$

로서 S_2 가 일정할 경우($n_R t_R =$ 일정)에 좌굴하중값은 고무판 두께, t_R 에 비례하여 줄어들며 S_1 이 일정한 경우($t_R =$ 일정)에는 고무판 개수, n_R 에 비례하여 줄어들므로 형상계수 S_1 과 S_2 는 좌굴하중 특성에 동일한 영향을 미친다고 할 수 있다.

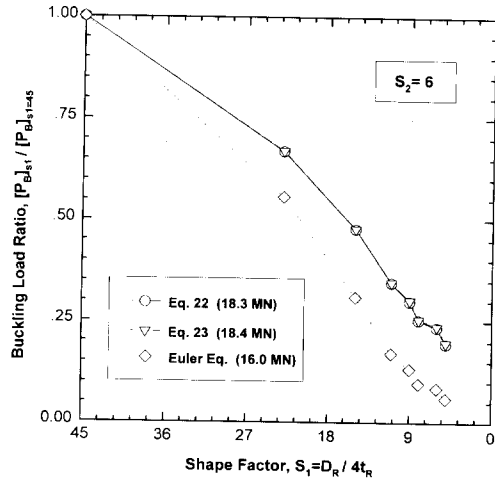


Fig. 7 Shape factor, S1 effects on buckling loads of LRB (high damping rubber)

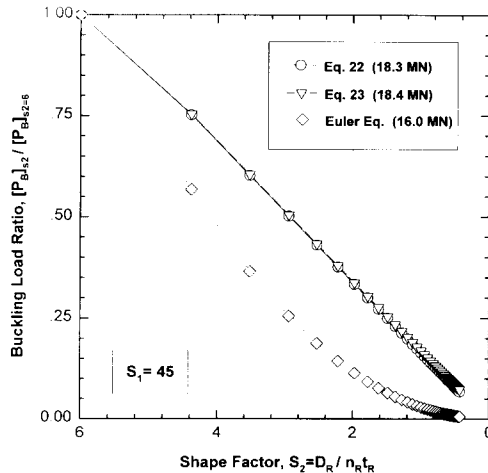


Fig. 8 Shape factor, S2 effects on buckling loads (high damping rubber)

즉 총 고무두께가 일정할 경우에 고무판 두께가 2배로 늘어나는 것과 고무판 두께가 일정할 경우에

총 고무판 갯수가 2배로 늘어나는 것은 동일하게 좌굴하중을 50% 감소시킨다. 그러나 고무압축성을 고려할 경우, 좌굴하중은

$$P_B \propto \left\{ \frac{1}{(t_R^2 + 1/c)} \right\}^{1/2} \left(\frac{1}{n_R t_R} \right) \quad (25)$$

로서 S_1 이 일정할 경우에는 비압축성일때와 마찬가지로 좌굴하중값은 고무판 갯수에 비례하여 줄어들텐지만 S_2 가 일정할 경우에는 고무압축성의 영향으로 생기는 상수 c 로 인하여 실제 좌굴하중값은 작아지나 고무판의 두께증가로 인한 좌굴하중 감소비용은 비압축성의 경우에 비하여 줄어든다. 결론적으로 고무압축성을 고려할 경우에 총 고무판높이의 증가는 고무판두께 증가에 비하여 좌굴하중 특성에 미치는 영향이 커다고 할 수 있다.

3. 면진구조물에서의 적용

그림 9는 본 연구의 실험에 사용된 면진구조물의 형상 및 제원을 나타낸 것으로 실규모에 비하여 1/8 상사성을 갖는 축소모델이다. 실제 지진하중에 대한 적층고무베어링의 전단변형응답 해석을 위하여 그림 10과 같이 상부구조물을 하나의 강체로 가정한 모델과 상부바닥층과 1개의 상부층을 갖는 다자유도계 모델을 사용하였다.

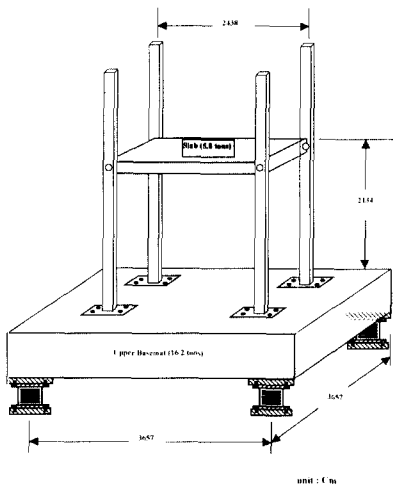


Fig. 9 Schematic shape of seismically isolated test model

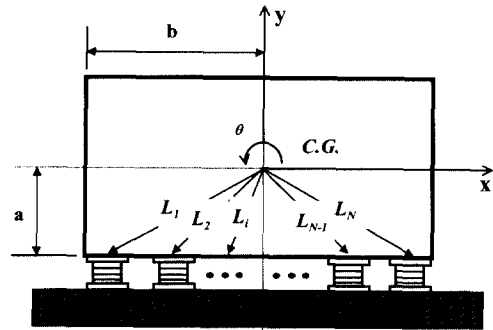
3.1 강체 지진해석모델

그림 10(a)로부터 적층고무베어링을 갖는 2차원 사각강체 면진구조물의 수평 및 수직에 대한 일반적 운동방정식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

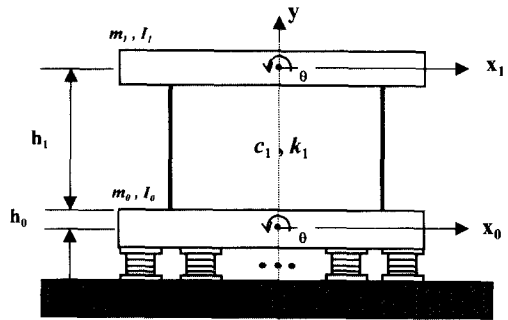
$$m\ddot{x}_G + \sum_{i=1}^N F_i^H = -m\ddot{x}_g \quad (26)$$

$$m\ddot{y}_G + \sum_{i=1}^N F_i^V = -m\ddot{y}_g \quad (27)$$

위의 식에서 상첨자 H 와 V 는 수평과 수직방향을 각각 의미하고 하첨자 G 는 상부강체구조물의 질량 중심, g 는 지반입력가속도, 그리고 i 는 사용된 i 번째 적층고무베어링을 나타낸다.



(a) Rigid body model



(b) Multi-d.o.f. model

Fig. 10 Modeling concept of seismically isolated structure

대변위 라킹거동을 고려한 상부강체구조물의 회전운동방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$I\ddot{\theta}_i + \sum_{j=1}^N F_j^H L_j \sin(\alpha_j + \theta_i) + \sum_{j=1}^N F_j^V L_j \sin(\alpha_j - \theta_i)$$

$$-\sum_i F_i^L L_i \cos(\alpha_i + \theta_i) + \sum_i F_i^V L_i \cos(\alpha_i - \theta_i) = 0 \quad (28)$$

위의 식에서 L_i 는 강체모델의 질량중심에 대한 관성모멘트이고 N_L 과 N_R 은 상부구조물의 질량중심에서 왼쪽편에 위치한 적층고무베어링의 갯수와 오른쪽편에 위치한 적층고무베어링의 갯수를 각각 나타낸다. L_i 는 상부구조물의 질량중심에서부터 i 번째 적층고무베어링의 상부연결관까지의 거리를 나타낸다. 그리고 α_i 는 L_i 와 상부강체구조물의 하부면이 이루는 각이며 θ_i 는 상부강체구조물의 라킹각응답을 나타낸다.

적층고무베어링에 작용하는 복원력은 베어링자체의 점성감쇠와 강성만을 고려하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_i^H = C_i^H \dot{x}_i + K_i^H x_i \quad (29)$$

$$F_i^V = C_i^V \dot{y}_i + K_i^V y_i \quad (30)$$

위의 식에서 C_i 와 K_i 는 i 번째 적층고무베어링의 점성감쇠와 스프링상수를 각각 나타내며 스프링상수 K_i 는 앞의 식 (2), (11) 또는 (12)로부터 결정될 수 있다.

상부강체구조물의 임의 위치에서의 변위, 속도 그리고 가속도운동은 질량중심의 운동으로부터 다음과 같은 식을 사용하여 구할 수 있다.

$$x_i = x_G + p_i (\cos \theta_G - 1) - q_i \sin \theta_G \quad (31)$$

$$y_i = y_G + p_i \sin \theta_G + q_i (\cos \theta_G - 1) \quad (32)$$

$$\dot{x}_i = \dot{x}_G - p_i \sin \theta_G \cdot \dot{\theta}_G - q_i \cos \theta_G \cdot \dot{\theta}_G \quad (33)$$

$$\dot{y}_i = \dot{y}_G + p_i \cos \theta_G \cdot \dot{\theta}_G - q_i \sin \theta_G \cdot \dot{\theta}_G \quad (34)$$

$$\ddot{x}_i = \ddot{x}_G - p_i (\cos \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G^2 + \sin \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G) + q_i (\sin \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G^2 - \cos \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G) \quad (35)$$

$$\ddot{y}_i = \ddot{y}_G + p_i (-\sin \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G^2 + \cos \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G) - q_i (\cos \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G^2 + \sin \theta_G \cdot \ddot{\theta}_G) \quad (36)$$

위의 식에서 p_i 와 q_i 는 정지상태에서 질량중심 G 로부터 임의 위치의 x 좌표와 y 좌표를 각각 나타낸다.

3.2 다자유도계 지진해석모델

그림 10(b)에서와 같이 변진구조물의 지진해석을

위한 다자유도계 모델에 대한 운동방정식은 다음과 같다.

$$m_1 \ddot{x}_1 + c_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_0 - h_1 \dot{\theta}) + k_1 (x_1 - x_0 - h_1 \theta) = -m_1 \ddot{x}_g \quad (37)$$

$$m_0 \ddot{x}_0 - c_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_0 - h_1 \dot{\theta}) - k_1 (x_1 - x_0 - h_1 \theta) + \sum_i F_i^H = -m_0 \ddot{x}_g \quad (38)$$

$$\sum_n I_n \ddot{\theta} + \{c_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_0 - h_1 \dot{\theta}) - k_1 (x_1 - x_0 - h_1 \theta)\} h_1 - \sum_i F_i^H h_i + \sum_i L_i^2 (C_i^V \dot{\theta} + K_i^V \theta) = 0 \quad (39)$$

$$\sum_n m_n \ddot{y}_n + \sum_i (C_i^V \dot{y}_i + K_i^V y_i) = -\sum_n m_n \ddot{y}_g \quad (40)$$

$$F_i^H = C_i^H \dot{x}_0 + K_i^H x_0 \quad (41)$$

위의 식에서 하첨자 n 은 층번호를 나타내며 x_n ($n=0,1$)는 입력지반과 각 층중심간의 수평상대변위, y_n 는 수직상대변위, θ 는 면진구조물 전체의 회전각을 나타낸다. m_n 은 각 층의 질량, I_n 은 각 층의 회전관성모멘트, F_i^H 는 i 번째 적층고무베어링의 수평복원력을 나타낸다.

적층고무베어링의 수평강성특성은 수직하중에 따라서 달라지며 따라서 지진응답시에 적층고무베어링에 작용하는 수직동하중은 준정적 수직하중으로 가정하면 식 (12)의 각 적층고무베어링에 작용하는 수직하중은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_i = \frac{W}{N} + F_i^V \quad (42)$$

위의 식에서 W 는 상부강체구조물의 총무게를 나타내며 N 은 사용된 적층고무베어링의 갯수를 나타낸다.

3.3 적용예

본 연구의 적용예에 사용된 적층고무베어링은 실 크기의 1/8인 축소모델이며 2차원 상부강체구조물 (폭4m x 높이1m)의 하부 양끝단에 2개의 적층고무베어링으로 지지된 경우를 고려하였다. 축소모델의 상사성을 고려한 해석자료는 다음과 같다.

$$D_0 = 14.375 \text{ cm}, D_i = 1.875 \text{ cm}$$

$$t_R = 1.172 \text{ mm}, t_S = 1.683 \text{ mm}, n_R = 29$$

$$G = 0.78 \text{ MPa}, E_\infty = 1.49 \text{ GPa}, k = 0.5$$

수평면진주파수 = 1.3 Hz

$\zeta_{LRB} = 0.14$

$W = 11.5 \text{ tons}$

$\Delta t = 7.071 \text{ ms}$

해석에 사용된 입력지진은 1940 El-Centro (NS)이며 실험결과와의 비교를 위하여 진동대에서 측정된 실제 가속도신호를 사용하였다.

그림 11은 최대 침두가속도가 0.42g인 입력지진에 대한 적층고무베어링의 전단변위 시간이력응답을 나타낸 것으로 해석에 의한 전반적인 응답파형 및 최대 침두응답치가 실험결과와 매우 잘 일치함을 알 수 있다. 그림에서 다자유도계모델에 의한 해석결과는 면진구조물의 바닥층과 상부슬래브를 모두 5자유도계를 갖는 일반적인 건물 모델링방법에 의해 구한 것으로 상부구조물을 하나의 강체로 가정한 해석결과와 잘 일치한다.

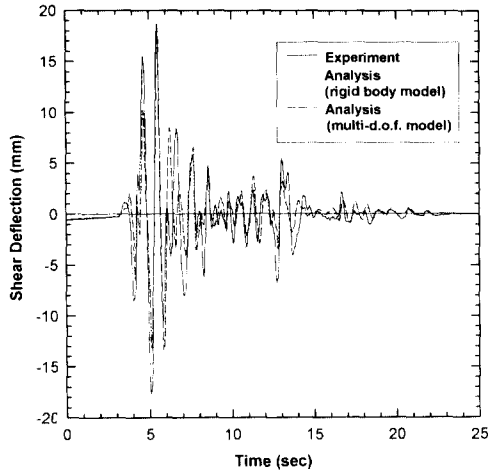


Fig. 11 Dynamic shear deflection responses of LRB (1940 El-Centro NS, 0.42g)

다자유도계모델에 사용된 하부바닥층은 8.25 tons, 상부슬래브는 3.5tons로 가정하였으며 상부슬래브 지지기둥의 c_1 과 k_1 은 상부슬래브의 질량에 대해 6.2 Hz의 고유진동수를 고려하여 결정하였다. 그림 12는 점성감쇠를 가정한 적층고무베어링의 힘-변위관계의 히스테레틱 응답해석 결과를 나타낸 것이다.

그림 13은 입력지진의 크기에 따른 적층고무베어

링의 최대 침두전단변위 응답해석 결과를 나타낸 것으로 실험 및 해석결과가 잘 일치한다. 해석결과에서 최대 침두진동대 가속도 0.86g의 경우에 적층고무베어링의 최대 전단변형률(최대 전단변위/총고무판두께 x 100%)은 163%로 나타났다. 이러한 전단변형률내에서는 Haringx 이론에 의한 수평강성식은 일반적으로 사용되는 겔보기 전단탄성계수치와 함께 사용할 수 있으나 전단변형률이 200% 이상인 영역에서는 경화특성이 현저하게 나타나기 때문에 전단변형률에 따른 겔보기 전단탄성계수를 고려하여 수평강성치를 평가하여야 한다.⁽⁹⁾

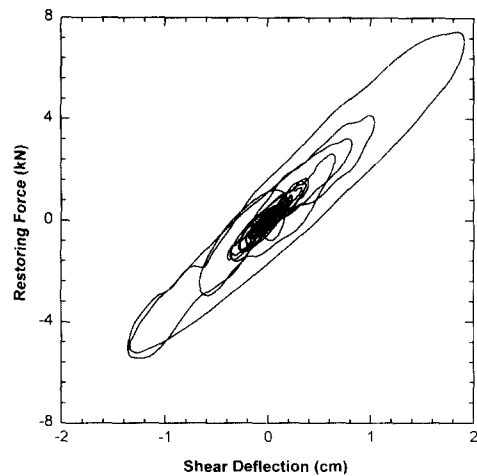


Fig. 12 Hysteretic responses of LRB(viscous damping 14%) (1940 Ei-Centro NS, 0.42g)

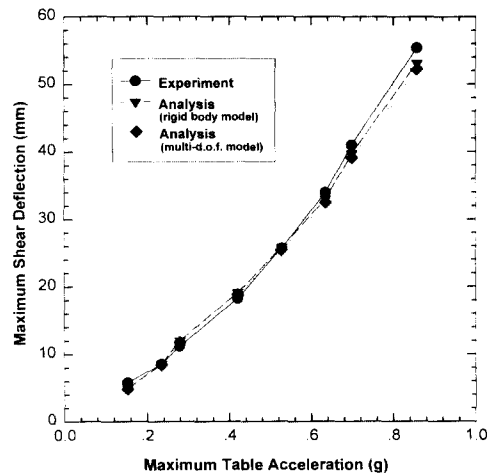


Fig. 13 Maximum peak shear deflection responses of LRB (1940 El-Centro NS)

S ₁ (D ₀ =44.9cm)								
	45	23	15	11	9	8	6	5
t _s (mm)	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5	15.0	17.5	22.5
t _r (mm)	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6
n _r	31	15	10	8	6	5	4	3

4. 결 론

본 연구에서는 Haringx 이론에 근거한 적중고무베어링의 기계적 역학특성을 평가하였다. 파워급수 전개법을 적용하여 구한 단순평가가식이 설계수직하중에 대해서는 충분히 유효한 평가식임을 보였으며 점탄성문제로의 확장을 통하여 적중고무베어링의 점성감쇠의 영향을 평가하였다. 적중고무베어링의 점성감쇠는 수평강성을 증가시키며 수직하중이 커질수록 감쇠증폭이 증가한다. 좌굴안정성 평가로부터 적중고무베어링의 좌굴수직하중은 형상계수 S₁보다도 S₂에 크게 영향을 받음을 입증하였다. 즉 고무의 압축성을 고려할 경우에 총고무판의 두께증가비는 단일 고무판 두께증가비에 비하여 수평전단강성 및 수직 좌굴수직하중을 크게 저하시킴을 보였다. 적중고무베어링의 수평강성평가가식을 변진구조물의 모델링에 적용하여 지진해석을 수행한 결과 적중고무베어링의 진단변형응답이 실제 진동대를 이용한 실험결과와 매우 유사한 결과를 나타내었다.

참 고 문 헌

1. Haringx, J. A, "On Highly Compressive Helical Springs and Rubber Rods and Their Applications to Free Mountings-Part I, II and II," *Philips Research Reports*, 1948-1949.
2. Gent, A. N., "Elastic Stability of Rubber Compression Springs," *Journal of Mechanical Engineering Science*, Vol.6, No.4, 1964, pp.318-326.
3. Gent A. N., and Meinecke, E. A., "Compression, Bending, and Shear of Bonded Rubber Blocks," *Polymer Engineering and Science*, Vol.10, No.1, 1970, pp.48-53.
4. Koh C. G., and Kelly, J. M., "Effects of Axial Load on Elastomeric Isolation Bearings," Earthquake Engineering Research Center,

Report No. UCB/EERC-86/12, 1987.

5. Fujita, T., Fujita S., and et.al., "Experimental Study of Laminated Rubber Bearing for Earthquake Isolation of Buildings (1st Report, Static Tests for Rubber Bearings of 490 kN Rated Load)," *Transactions of JSME*, Vol. 53, No. 86-0572B, 1986, pp. 71-76.
6. Fujita, T., Fujita S., and et.al, "Experimental Study of Laminated Rubber Bearings for Earthquake Isolation of Buildings (2nd Report, Static Tests for Rubber Bearings of 980 kN Rated Load)," *Transactions of JSME*, Vol. 53, No. 86-0573B, 1986, pp. 77-81.
7. Fujita, T., Fujita S., and et.al, "Experimental Study of Laminated Rubber Bearings for Earthquake Isolation of Buildings (3rd Report, Breaking Tests for Rubber Bearings of 980 kN Rated Load)," *Transactions of JSME*, Vol. 54, No. 87-1556B, 1987, pp. 2618-2623.
8. Ohtori, Y., "Experimental Study on Mechanical Characteristics of High Damping Rubber Bearings of Various Shapes," *Journal of Structural Engineering (Transactions of Architectural Institute of Japan)*, Vol. 43B, 1997, pp.1-9.
8. 구경희, 이재한, 김종범, 이형연, 유봉, "수정히스테레틱 Bi-Linear 면진베어링 모델을 사용한 지진응답감소", *대한기계학회논문집(A)*, 제 20권, 제 1호, 1996, pp. 127-134.

Nomenclature

A_s	Shear area
D_0, D_i	Outer and inner diameter later
E_t	Apparent bending modulus
\bar{E}_t	Modified bending modulus
E_0	Young's modulus of elasticity
E_{cs}	Bulk modulus
F	Horizontal load
G	Shear modulus
l	Total height of LRB
M	Moment applying to rotational spring
n_R	Number of rubber layer
P	Vertical load
P_B	Buckling load

P_E	Euler buckling load	T_R	Total height of rubber layer
S_1, S_2	Shape Stiffness	\mathbf{k}	Hardening constant of rubber
S_b	Banding stiffness	θ	Rotational angle
t_R, t_S	Thickness of rubber layer and steel plate		