

점탄성층이 부분적으로 삽입된 샌드위치보의 횡진동 감쇠특성

박진택* · 유형원* · 장석원** · 최낙삼†
(2000년 10월 4일 접수, 2001년 12월 31일 심사완료)

Behavior of the Flexural Vibration Damping of a Sandwich Beam System with a Partially Inserted Viscoelastic Layer

Jin-Tack Park, Hyoung-Won Yu, Suk-Won Jang and Nak-Sam Choi

Key Words: Viscoelastic Layer(점탄성층), Sandwich Beam(샌드위치보), Flexural Vibration Damping(횡진동 감쇠), Resonant Frequency(공진주파수), Mode Shape(모드형상)

Abstract

The flexural vibration characteristics of a sandwich beam system with a partially inserted viscoelastic layer have been quantitatively studied using a finite element analysis in combination with a sine-sweep test. Antisymmetric mode shapes of the flexural vibration were visualized by the holographic interferometry and agreed with those calculated by the finite element simulation. Effects of the beam thickness as well as the length and thickness of partial viscoelastic layers on the system loss factor(η_s) and resonant frequency(ω_r) were significantly large for the symmetric and antisymmetric modes of the beam system.

1. 서론

현재 기계구조물의 방진문제를 해결하기 위해 복합화 구조물을 설계하여 적용하는 연구가 이루어지고 있다. 그 중 주된 것이 점탄성 재질을 보강재에 접착하여 흡진재로 사용함으로써 구조물계(structural system)의 방진 또는 흡진 특성을 극대화하는 것이다. 이는 동적하중을 받아 진동하는 구조물이 공진할 때 그 진폭을 크게 감소시킬 수 있으므로 구조물설계를 위해 매우 중요하다고 볼 수 있다.

점탄성재료로 접합한 단일 겹침이음부를 가진 보의 경우, Saito와 Tani⁽¹⁾는 양단 고정지지조건에

서 이 보가 횡진동을 할 때 겹침이음부의 길이를 변수로 하여 계의 공진주파수와 손실계수를 구하는 이론식을 제안하였고 점탄성층이 부분적으로 삽입된 샌드위치보의 경우에도 대칭형과 반대칭형으로 구분하여 모드형상과 공진주파수, 손실계수를 이론적으로 구하였다. Rao와 Crocker⁽²⁾는 겹침이음부를 갖는 단순지지 보에서 겹침이음부의 길이변화에 따른 고유진동수, 손실계수 및 진동모드를 이론적으로 구하고 실험에 의한 결과와 비교하였다. Rao와 He^(3,4)는 에너지법을 이용하여 겹침이음부를 갖는 단순지지보를 해석하고 점탄성층의 두께와 탄성계수, 겹침이음부의 길이에 의존하는 공진주파수 및 손실계수를 평가하였다. Johnson과 Kienholz⁽⁵⁾는 점탄성층을 갖는 구조물계의 감쇠계수를 유한요소법으로 예측할 수 있는 모달변형에너지법을 제안하였다. 박정일과 최낙삼⁽⁶⁻⁸⁾은 단일겹침 이음부(single-lap-joint)를 갖는 양단 고정지지된 보에 대해 국부적 층댐퍼를 기하학적 대칭형태로 부착·추가하여 국부적 층댐

* 한양대학교 대학원 기계설계학과

** 회원, 대우전자 품질경영연구소

† 책임저자, 회원, 한양대학교 기계공학과

E-mail : nschoi@email.hanyang.ac.kr

TEL : (031)400-5283 FAX : (031)406-5550

피의 위치변화, 길이변화, 두께변화에 따른 계의 공진주파수 및 손실계수의 변화를 이론적으로 유도하였으며, 이 결과를 유한요소법에 의한 수치 해석 결과와 비교하였다. 점탄성층이 삽입된 샌드위치보의 경우 지금까지는 점탄성층이 전체적으로 삽입된 경우에 대해서 연구가 주로 이루어져 왔고 점탄성층이 부분적으로 삽입된 경우는 이론적 연구⁽¹⁾가 발표된 적은 있으나 저자가 알고 있는 한 실험을 통하여 검증한 내용은 아직 없었다.

본 연구에서는 두 보 사이에 점탄성층이 접착·삽입된 대칭형의 샌드위치구조물의 한 쪽 끝단을 완전고정하여 점탄성 댐핑층의 길이와 두께, 보의 두께에 따른 계의 공진주파수 및 손실계수의 변화를 실험방법과 유한요소법을 조합하여 평가하고자 한다. 복합적층판을 점탄성 필름으로 접합하여 샌드위치보 시험편을 제작하고 사인스위프(sine-sweep), 홀로그래픽 전자 스펙클 간섭계를 이용한 진동실험을 통해 계의 모드형상, 모드별 손실계수와 공진주파수를 측정하고, 이들 실험결과를 유한요소해석 결과와 비교검토하여 측정된 결과의 유효성을 입증하고자 한다.

2. 실험

2.1 시험편 제작

본 연구에서 사용된 샌드위치 시험편의 복합재료 보는 한국화이버(주)의 일방향 탄소섬유/에폭시 프리프레그(두께: 0.125mm)로 만들었다. 프리프레그를 단일방향 8층과 24층으로 적층하여, 두께(t_b)가 각각 약 1mm, 3mm인 일방향 복합적층판을 제작사가 추천하는 소정의 경화사이클로 오토클레이브(autoclave)에서 성형하였다. 이렇게 성형한 적층판을 다이아몬드 절단기를 이용하여 폭 5mm, 길이 200mm의 일정한 크기를 갖는 보가 되도록 절단하였다.

이와 같이 제작한 일방향 복합재료 보를 Fig. 1과 같이 2개의 보 사이의 일정영역에 점탄성필름을 일정길이 l_v 만큼 삽입하여 접합하였다. 또한 진동실험시에 시험편의 왼쪽 끝단을 가진기에 부착된 연결구에 체결시킬 수 있도록, 전체길이 200mm인 보의 왼쪽 끝 부위(50mm) 사이에 복합재료 박판과 알루미늄 호일을 적층·삽입하여, 오른쪽에 삽입·접착되어 있는 점탄성필름과 동일

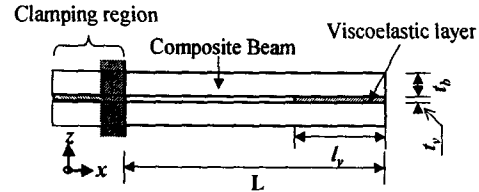


Fig. 1 Sandwich beam specimen adhered with a partially inserted viscoelastic layer

한 두께로 부착함으로써 유효길이 $L=150\text{mm}$ 의 상하 대칭형 샌드위치 보 시험편을 만들었다. 여기에서 사용한 점탄성필름은 3M사의 Scotch Damp ISD 112였으며 이 재료의 점탄성 특성은 Fig. 2와 같다. 예를 들어, 20°C , 주파수 100Hz에서의 특성을 알고자 하면, 100Hz의 수평선과 20°C 의 사선이 만나는 교점에서 세로방향 수직선을 그었을 때, 실선과의 교점값이 전단저장탄성계수, 점선과의 교점값이 재료손실계수가 되며, 따라서 전단저장탄성계수는 1.0MPa이고 재료손실계수(material loss factor, $\eta_d = \tan \delta$)는 0.9이다. 주파수가 10~1200Hz범위에서 손실계수는 0.9로 거의 일정하나 전단계수는 주파수 증가에 따라 거의 선형적으로 크게 증가하는 특성을 보였다. 점탄성층의 두께(t_v)는 50, 250, 500 μm 로 하였으며 점탄성층의 길이(l_v)는 10, 30, 60, 120, 150mm가 되도록 하였다.

이와 같이 점탄성 필름을 복합재료 보 사이에 부착한 시험편위에 브래더(breather)를 덮고 진공배기 필름을 씌운 후 실런트(sealant)로 밀봉하여 진공시킨 상태로 함으로써 복합재료 보 사이에 있는 점탄성층에서의 기공을 없애고, 오토클레이브로 20°C , 3기압의 조건하에 1시간동안 가압하여 점탄성 필름을 완전 접착한 후 압력을 대기압 상태로 복원하였다.

2.2 사인스위프(Sine Sweep) 실험

가진기(shaker, B&K 4808)에 장착된 연결구(connector)에 샌드위치 보 시험편의 체결부위를 기계적으로 결합하였다. 가진기를 이용하여 이 체결부위를 가진시킴으로써 시험편의 유효길이 부분에 횡방향 진동을 유발시켜 1~1200Hz 범위의 사인스위프 실험을 수행하고 동적신호 해석기(dynamic signal analyzer, HP 35670A)를 통해 주파

수 응답함수(frequency response function, FRF)를 측정하였다. FRF선도의 피크값에 대응하는 각 모드의 공진주파수(모달주파수)를 구하고 half power bandwidth방법⁽⁹⁾으로 계의 점성손실계수(viscous loss factor, ζ_s)와 계의 구조손실계수(system loss factor, η_s)를 구하였다. 즉, FRF선도에서 피크값의 3dB만큼의 저점값에 대응하는 주파수(f_1, f_2)를 이용하여 계의 구조손실계수(η_s)를 다음 식 (1)으로 구했다.

$$\eta_s = 2 \zeta_s = 2 \frac{f_2 - f_1}{f_2 + f_1} \quad (1)$$

2.3 스트로보 전자스펙클 간섭계 (Stroboscopic ESPI)를 이용한 모드형상측정

본 연구에서는 공진모드의 가시화를 위하여 스트로보 전자스펙클 간섭계(3D/ESPI system, Ettemyer사)를 사용하였다. 이 실험은 관련 광학계와 시험편 체결용 고정구가 설치된 방진 정반 위에서 수행되었다. 우선, 시험편을 가진하지 않은 상태를 기준으로 시험편의 변형 전의 스펙클(speckle)을 측정하였다. 그 후, 정반과 격리된 상태에 있는 가진기의 가진축에 종방향으로 연결한 가는 철선을 통해 시험편 체결부를 가진함으로써 시험편의 유효길이 부분을 횡방향으로 진동시켰다. 가진 주파수는 위의 사인스위프실험을 통해 구한 각 모드의 공진주파수로 하였다. 이 때, 가진주파수, 즉 실험대상 시험편의 진동수로 AOM(acoustic optical modulator)을 동기시키면서 일정 시간 간격의 레이저펄스(laser pulse)를 시험편에 노출시켜 공진하고 있는 시험편의 일정한 모양을 유지하게 하는 스트로보스코프(stroboscope) 효과를 발생시켰다. 이 스트로보스코프 효과를 이용하여 진동상태의 변형 후의 스펙클을 측정하고 내장된 소프트웨어에서 변형전후의 스펙클 강도(speckle intensity)의 차이를 계산하여 처리한 후 정량화하여 샌드위치 보 시험편의 횡진동 모드형상(mode shape)을 가시화 하였다.

3. 유한요소 해석

3.1 유한요소 모델링(Finite element modeling)

상용 유한요소해석 프로그램인 Ansys Ver. 5.3을 사용하여, Fig. 1과 같이 y방향으로 일정한 폭

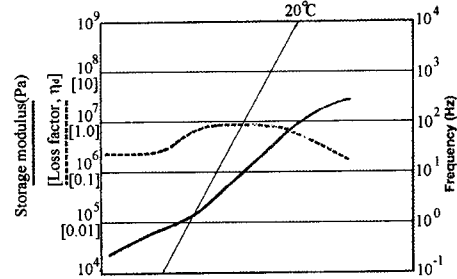


Fig. 2 Storage modulus and loss factor of viscoelastic layer

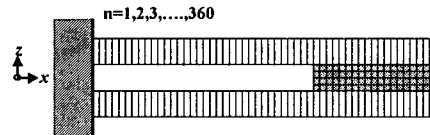


Fig. 3 Finite element modeling

을 갖고 한 쪽 끝단을 완전고정한 상기의 대칭형 샌드위치 2차원 시험편 모델에 대해 횡진동해석을 수행했다. 점탄성층의 길이(l_v), 두께(t_v)와 보의 두께(t_b)를 변수로 하고 보의 유효 길이(L)는 150 mm로 일정하다고 가정하였다.

이 때 사용된 유한요소 메쉬는 Fig. 3와 같으며 각 절점에서 2개의 자유도(변위 u, v)를 갖는 4절점요소인 Plane42를 사용하였다. 각 보의 요소 개수는 x방향으로 360개, z방향으로 1개로 하였고 점탄성층의 z방향 요소개수는 4개로 하였다. 보와 점탄성층에서 한 개 요소의 x방향 길이를 일정값(150/360mm)으로 하였다. 예를 들어, $l_v=10$ mm일 경우 점탄성층의 요소 개수는 96개(24×4)이고 $l_v=150$ mm일 경우에는 점탄성층의 요소 개수는 1440개(360×4)가 된다. 복합재료 보의 밀도는 측정값 1479.2 kg/m^3 로 하였으며, 탄성계수(E)는 정적 굽힘실험에서 구한 결과(보의 두께가 1, 3mm일 경우 각각 $E=104.83 \text{ GPa}$, 72.92 GPa)를 입력하였다. 점탄성층의 탄성계수와 재료손실계수에 대해서는, 사인스위프실험의 FRF선도에서 각 모드별 공진주파수를 구하고 이 주파수에 대응하는 탄성계수와 재료 손실계수를 3M사에서 제공하는 Fig. 2의 테이터선도로부터 2.1절에서 설명한 바와 같이 구하였다. 푸아송비는 0.45로 하였다. 이렇게 구한 점탄성층의 탄성계수를 수치계산전에 미리

입력하여 계에 자유 횡진동을 적용하고, 모달 해석을 통하여 각 고유치(모드별 공진주파수 혹은 모달 주파수)와 모드형상을 구했다. 계의 손실계수 η_s 는 수치계산후에 아래에 설명하는 모달변형에너지법(식 (2))에 위에서 구한 점탄성층의 재료손실계수 η_d 를 넣어 구하였다.

3.2 모달변형에너지법(modal strain energy method)

모달변형에너지법^(5,7)은 댐핑이 없는 경우의 모달 해석을 통해 구한 각 모드에서의 모드형상과 구조물의 각 부위에서의 재료 손실계수를 이용하여 전체 계의 손실계수를 구하는 방법으로 구조물의 복잡한 형상에 대해서도 계의 r 번째 모드의 손실계수를 다음식 (2)에 의하여 구할 수 있다.

$$\frac{\eta_s^{(r)}}{\eta_d^{(r)}} = \frac{\{\phi^{*(r)}\}^T [K_{vR}] \{\phi^{*(r)}\}}{\{\phi^{*(r)}\}^T [K_R] \{\phi^{*(r)}\}} \quad (2)$$

$$= \frac{U_{visco}}{U_{total}}$$

여기서 U_{total} 와 $\eta_s^{(r)}$ 은 r 번째 모드에서 각각 계의 전체 스트레인에너지와 계의 손실계수이며, U_{visco} 와 $\eta_d^{(r)}$ 는 r 번째 모드에서 점탄성층의 스트레인에너지와 재료 손실계수이다. $\{\phi^{*(r)}\}$ 은 r 번째 모드의 계의 모달벡터, $[K_R]$ 은 계의 실수부 강성 매트릭스, $[K_{vR}]$ 은 점탄성층의 실수부 강성 매트릭스이다.

4. 결과 및 고찰

4.1 주파수 응답의 실험적 거동

보의 두께(t_b)가 1mm인 경우에 단일보(single beam: 두께1mm, 유효길이 150mm), 점탄성층이 시험편의 전체길이에 걸쳐 삽입접착된 샌드위치보, 점탄성층이 10mm길이만큼 부분적으로 삽입접착된 샌드위치보의 3가지 시험편에 대해서 사인스위프 실험을 수행하여 구한 주파수응답 결과가 Fig. 4에 나타나 있다. 주파수응답곡선에서 극값의 주파수가 고유진동수이므로 이들 곡선으로부터 1차, 2차모드의 고유진동수(공진주파수)와 주파수 응답특성을 구할 수 있다. 단일보, 점탄성층이 부분적으로 삽입된 샌드위치보, 전체적으로 삽입된

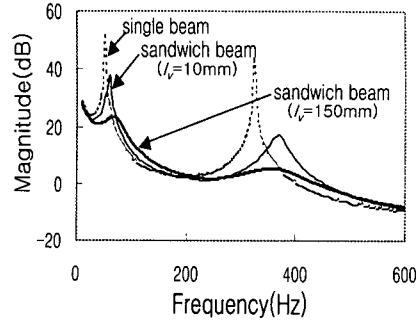


Fig. 4 Experimental frequency response of a single beam and sandwich-bonded beams($t_b=1\text{mm}$, $t_v=500\mu\text{m}$)

샌드위치보의 순으로 각 모드별 공진주파수가 오른쪽으로 이동하여 커졌고 극값 근처의 그래프가 점점 더 완만해졌는데 이는 점탄성층의 삽입길이가 클수록 샌드위치보의 강성효과와 댐핑효과가 함께 커졌음을 나타낸다. 한편, 점탄성층이 삽입된 현재의 샌드위치보 시험편의 경우에 3차 모드 이상의 극점은 좀처럼 관찰되지 않았다. $t_b=3\text{mm}$ 인 경우에도 점탄성층의 길이가 커짐에 따라 상기와 유사한 강성효과와 댐핑효과가 일어났다.

4.2 횡진동 모드의 가시화

Fig. 4의 주파수 응답곡선에서 알 수 있듯이 샌드위치 보 시험편의 모드는 본 실험조건영역에서 2차모드까지 관찰되었으며, 따라서 1차와 2차모드에 대응하는 공진주파수를 이용하여 각 모드형상을 스트로보 전자스펙클 간섭계 실험에 의해 가시화하였으며, 이 결과를 Fig. 5(a)와 (b)에 나타낸다. 또한 가시화 이미지를 비교하기 위해, Fig. 6은 점탄성층이 보의 끝부위에 부분적으로 삽입접합된 위의 실험대상과 동일형상($t_b=1\text{mm}$, $t_v=500\mu\text{m}$, $l_v=10\text{mm}$)을 가진 샌드위치 보의 모드형상을 유한요소해석에 의해 구한 것이다.

유한요소 시뮬레이션(FE simulation)에서의 모드형상과 스트로보 전자스펙클 간섭계로 구한 모드형상은 1차와 2차모드에서는 반대칭형모드(anti-symmetric mode)로서 근사하였으므로 모드별 고유진동수와 손실계수를 비교·해석할 수 있을 것이다. 또한 실험결과를 보면 2차모드의 진폭이 1차모드의 경우에 비해 약 1/13로 작아졌으며 이

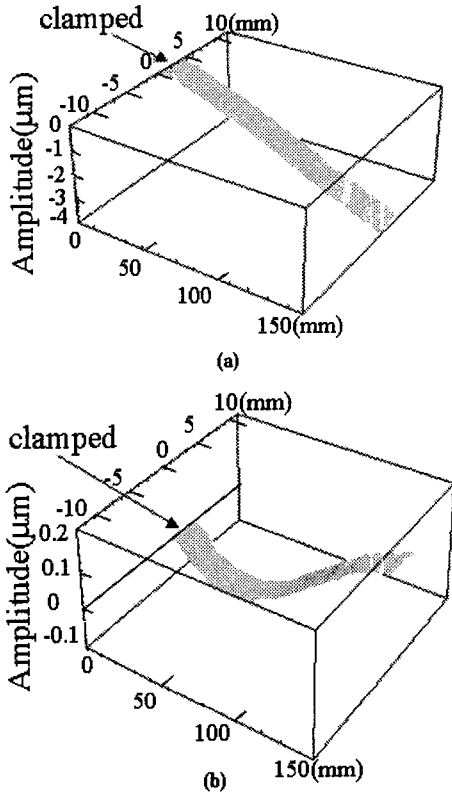


Fig. 5 Mode shapes of a sandwich beam with a partially inserted viscoelastic layer($t_b=1\text{mm}$, $t_v=500\mu\text{m}$, $l_v=10\text{mm}$) visualized by the stroboscopic ESPI ; (a) 1st mode (b) 2nd mode

는 사인스위프실험 결과인 Fig. 4에서 2차모드의 진폭이 1차모드보다 23dB 낮게 나온 것과 거의 일치했다. 3차모드 이상에서는 더욱 작아져 노이즈레벨 이하로서 모드형상의 측정이 거의 불가능하였다. 반대칭형 모드에서는 윗 보의 밑면과 아래 보의 윗면이 반대의 위상으로 굽힘변형하기 때문에 그들사이에 삽입된 점탄성층은 전단형 변형(shear deformation)을 받게 된다.

유한요소해석시에는 Fig. 6(c)와 같이 3차모드에서 대칭형(symmetric)의 모드형상이 나옴을 알 수 있다. 대칭형모드에서는 샌드위치보 부분의 윗보의 밑면과 아래보의 윗면이 동일한 위상으로 변형(예컨대, 윗보의 밑면이 인장형 변형이면 아래보의 윗면도 인장형 변형)하므로 점탄성층에서 전단변형은 거의 없으나 수직형 인장/압축변형(normal tensile/compressive deformation)이 일어나

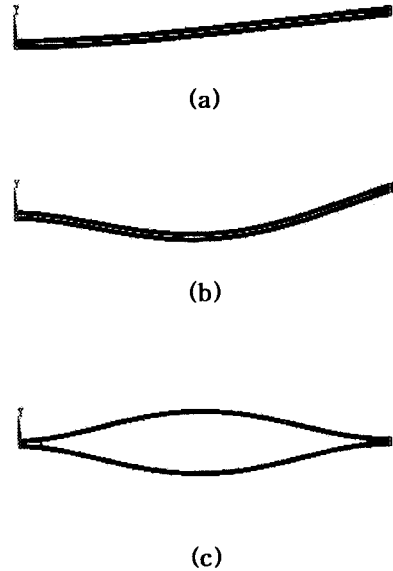


Fig. 6 Mode shapes of a sandwich beam with a partially inserted viscoelastic layer($t_b=1\text{mm}$, $t_v=500\mu\text{m}$, $l_v=10\text{mm}$) visualized by FE simulation ; (a) 1st (anti-symmetric), (b) 2nd (antisymmetric) and (c) 3rd (symmetric) modes

므로 계의 진동특성이 반대칭형과는 다르게 나타날 것으로 생각된다. 또한 Fig. 6(a), (b), (c)에는 각 모드의 형상만을 비교하기 위해 공통의 스케일을 두지 않았지만, 각 모드별 변형의 크기는 Fig. 5에 준할 것이다.

4.3 계의 고유 진동수 및 손실계수

위에서 살펴본 바와 같이 샌드위치보 시험편에서는 반대칭형 모드와 대칭형 모드가 진동시에 발생하게 되는데, 본 논문에서는 각 모드별로 시험편계의 고유진동수와 손실계수를 점탄성층의 두께와 길이의 함수로서 검토하고자 한다. 이에 관해서 반대칭형인 1, 2차모드에서는 유한요소해석과 실험을 병행하여 진동특성을 평가하고 대칭형 모드에서는 유한요소 해석만을 통하여 평가한다.

4.3.1 반대칭 모드(Antisymmetric Mode)

Fig. 7은 점탄성층이 전체길이에 삽입·접합된 시험편에 대하여 점탄성층의 두께(t_v)에 따른 시험편계의 고유진동수(f_i)의 변화를 나타낸다.

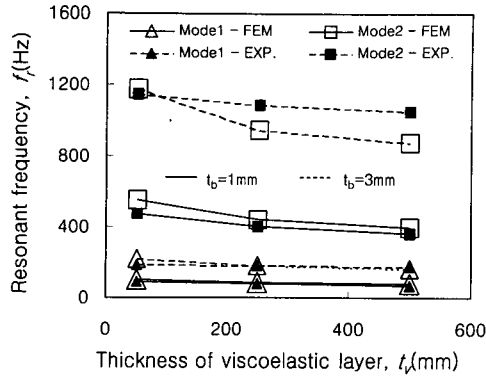


Fig. 7 Resonant frequency of the sandwich beam system as a function of the thickness of the viscoelastic layer($l_v=150\text{mm}$)

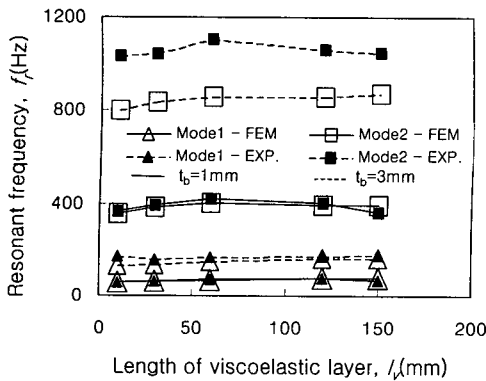


Fig. 8 Resonant frequency of the sandwich beam system as a function of the length of the viscoelastic layer($t_v=500\mu\text{m}$)

여기서 실선은 보의 두께(t_b)가 1mm일 때의 결과이며, 점선은 보의 두께가 3mm일 때의 결과이다. 실험결과와 유한요소해석 결과가 잘 일치하였으며 t_v 가 증가함에 따라 각 모드에서의 고유진동수가 감소하였는데, 이는 점탄성층의 두께가 증가함에 따라 점탄성층의 전단강성(shear stiffness)이 감소하고 중량이 다소 증가함으로써 계의 고유진동수가 감소했기 때문이라고 생각된다.

보의 두께(t_b)가 3mm의 고유진동수는 각 모드에서 1mm의 경우보다 훨씬 크게 나왔는데, 이는 보의 두께가 커질수록 시험편계의 굽힘강성(flexural stiffness)이 단순보 이론에 의거하여 커졌기 때문이다.

Fig. 8은 점탄성층의 두께가 $500\mu\text{m}$ 로 일정한 시험편에 대하여 점탄성층의 길이(l_v)에 따른 계의 고유진동수(f_r)의 변화를 나타낸다. 여기에서도 실험과 유한요소해석 결과가 잘 일치하였으며 1차 모드의 경우 l_v 가 증가함에 따라 전체 l_v 영역에서 f_r 이 완만히 증가하는 경향을 보였다. 이는 점탄성층의 길이가 증가함에 따라 전체 시험편 중간층의 빈 공간이 감소하여 계의 강성이 증가했기 때문이라 생각된다. 그러나 2차모드에서는 l_v 가 10mm에서 60mm까지 증가함에 따라 f_r 이 다소 증가하였으나, l_v 가 120mm이상으로 증가할 때 거의 일정한 값을 보였다. l_v 가 커지면 계의 강성이 커지지만 계의 중량도 커지므로 f_r 의 증가를 둔화시킬 수 있는 것이다.

보 두께가 3mm인 시험편의 f_r 은 l_v 가 커짐에 따라 1mm인 경우와 거의 비슷한 변화거동을 보여주고 있었으며, 각 모드의 고유진동수는 $t_b=1\text{mm}$ 의 경우에 비해 크게 증가하여 Fig. 7의 결과와 유사하였다.

Fig. 9는 점탄성층이 전체길이에 걸쳐 접합된 시험편에서 t_v 에 따른 계의 손실계수($\eta_s^{(r)}$)를 나타낸다. $t_v=50\mu\text{m}$ 에서 1차모드보다 진동수가 큰 2차모드에서 계의 손실계수가 더 크게 나온 것은, 본 고유진동수 영역에서 점탄성층의 손실계수($\eta_d^{(r)}$)가 0.9로서 거의 상수임(Fig. 2)을 고려할 때, 전체 계의 탄성변형에너지에 대한 점탄성층의 탄성변형에너지의 비가 2차모드에서 더 컸음을 의미한다(식 (2)참고). 그렇지만, t_v 가 $250\mu\text{m}$ 이상에서는 오히려 1차모드의 손실계수가 더 커졌다. 이는 점탄성층의 두께가 증가함에 따라 1차모드의 η_s 가 크게 증가한 반면에 2차모드에서는 별로 변화가 없었기 때문이다. 그러므로 이런 형태의 복합구조물을 적용할 때에는 계의 손실계수가 고차모드에서 저주파수의 1차모드보다도 오히려 낮아질 수 있으며 이는 점탄성층의 두께에 따라 달라지게 됨을 유의해야 할 것이다. 한편, 일정한 t_v 값에서 유한요소해석결과와 실험결과는 적지 않은 차이를 보이고 있는데, 이는 샌드위치보 시험편의 치수측정값과 시험편 체결상태의 변동, 혹은 수치해석상의 오차에 기인했을 것으로 생각된다.

보의 두께 $t_b=3\text{mm}$ 인 경우의 η_s 값의 크기는 실험값 0.18~0.28로서 1mm의 경우보다 전체 t_v 에 걸쳐서 저조한 값을 보였는데, 이는 식 (2)에서 알 수

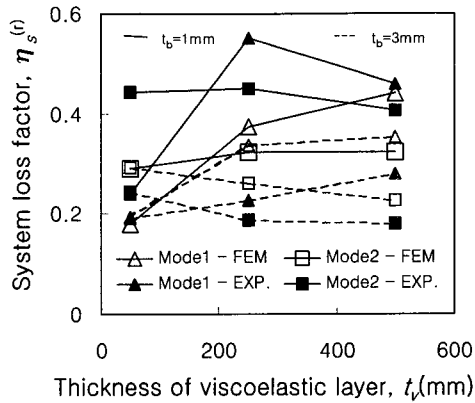


Fig. 9 System loss factor of the sandwich beam specimen as a function of the thickness of the viscoelastic layer($l_v=150\text{mm}$)

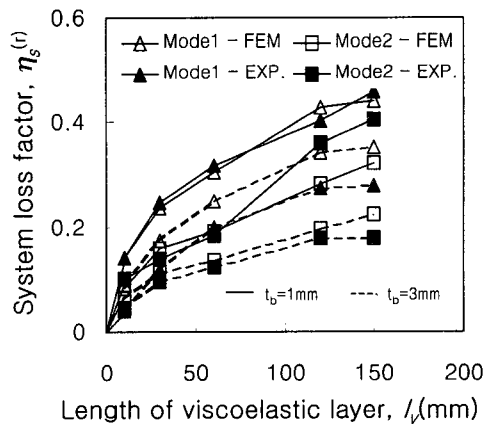


Fig. 10 System loss factor of the sandwich beam specimen as a function of the length of the viscoelastic layer($t_v=500\mu\text{m}$)

있듯이 계의 강성 매트릭스(K_R)가 훨씬 커졌고 점탄성층의 강성 매트릭스(K_{VR})는 K_R 의 변동폭에 비해 변화가 미미했기 때문으로 생각된다. 따라서 $t_b=3\text{mm}$ 에서 t_v 의 변화에 따른 η_s 의 값의 변동폭은 상대적으로 작았다.

Fig. 10은 t_v 를 $500\mu\text{m}$ 로 일정하게 한 시험편에 대해 l_v 에 따른 $\eta_s^{(r)}$ 의 거동을 나타낸다. 여기서 $l_v=0$ 이면 $\eta_s=0$ 이고, l_v 가 커지면 각 모드별로 점탄성층의 스트레인 에너지 U_{visco} 가 커져서 η_s 가

커지게 됨은 식 (2)에서 자명하다고 볼 수 있다. 이 그림에서 실험과 유한요소해석 결과는 비교적 잘 일치하였다. 즉, l_v 에 대한 η_s 의 증가율은 l_v 의 초기 증가단계($0\sim 10\text{mm}$)에서 가장 컸으며, l_v 가 증가함에 따라 그 증가율은 둔화되었지만 η_s 값은 더욱 커졌다. 따라서 l_v 가 150mm 에서 각 모드의 η_s 값은 최대점이 되었다. 또한 l_v 의 전 영역에서 1차모드의 η_s 값이 2차모드의 값보다 컸으며 $t_b=3\text{mm}$ 의 경우에 $t_b=1\text{mm}$ 의 경우보다 η_s 값이 현저히 작아졌다. 이는 l_v 의 크기에 관계없이 일관성 있는 결과로 나타났다.

4.3.2 대칭 모드(Symmetric Mode)

대칭모드의 진동은 본 실험 조건에서 주파수 응답곡선상에 검출되지 않았으나 유한요소해석 결과로서는 Fig. 6(c)와 같이 분명히 존재하였다. $t_b=1\text{mm}$ 의 샌드위치보에 대하여 t_v 가 $250\mu\text{m}$ 이상이면서 l_v 가 60mm 이하인 짧은 점탄성층이 접합되었을 경우에, 대칭모드의 1차 고유진동수는 반대칭모드의 2차 고유진동수의 바로 다음 진동수로 나타나, 전체모드로 보면 3차모드로서 나타났다. 공진모드는 계의 기계적 임피던스(변위속도 v 에 대한 힘 F 의 복소비율: F/v)가 최소값으로 되는 주파수에서 나타나는데,⁽⁹⁾ 대칭모드가 고차모드에서 나타나는 것은 반대칭모드에 비해서 저주파수에서 높은 기계적 임피던스를 나타냈기 때문이라고 생각된다. 또한, 대칭형 모드가 나타나기 위해서는 Fig. 6(c)와 같이 위 보의 횡진동모드와 아래 보의 횡진동모드가 반대의 위상으로 변형해야 하는데, 이를 위해서는 두 보를 함께 구속하고 있는 점탄성층의 길이 l_v 가 짧을수록 유리할 것이다. 상기의 반대칭모드의 해석에서 유한요소해석 결과가 실험결과에 매우 근사하였으므로, 대칭모드의 손실계수와 고유진동수를 유한요소해석만에 의해 평가하여도 타당한 결과를 줄 것으로 생각된다.

또한 대칭모드에서는 모드별 공진주파수에 대한 실험결과가 없으므로 실험으로 구한 반대칭형 2차모드의 공진주파수에 대응하는 점탄성층의 탄성계수값을 Fig. 2의 데이터선도에서 구하고 유한요소모델의 점탄성층에 입력하여 대칭형 1차 모드(전체 모드에서 보면 주로 3차모드에 대응함)의 공진주파수를 수치적으로 구하고 이 주파수에 대응하는 탄성계수와 재료감쇠계수를 Fig. 2에서

다시 찾아 입력함으로써, 보다 정확성이 있는 대칭형 1차모드의 공진주파수와 계의 손실계수를 구할 수 있었다.

l_v 가 120mm 이상에서는 전체모드로 보면 8차모드에서 최초로 대칭형 모드가 나타났는데 이는 점탄성층의 길이가 길어질수록 대칭형 모드의 기계적 임피던스가 커져서 대칭형 공진모드가 생성되기 힘들어짐을 나타낸다. 또한 보의 두께가 3mm인 경우에는 대칭형 모드가 l_v 의 어떤 길이영역에서도 나타나지 않았는데 이는 보의 두께가 두꺼울수록 대칭형 모드가 될 때의 기계적 임피던스가 커짐을 나타낸다. 그러므로 대칭형 모드를 얻기 위해서는 두께가 얇은 보와 길이가 짧고 두께가 큰 점탄성층의 선택이 필요하다고 볼 수 있다.

Fig. 11은 보의 두께가 1mm이고 점탄성층의 두께가 250, 500 μ m인 경우에 l_v 에 따른 대칭형 1차모드의 고유진동수의 변화를 나타낸다. l_v 가 60mm까지 증가함에 따라 고유진동수는 완만히 증가하다가 l_v 가 120mm일 때 고유진동수 값이 $l_v=60$ mm의 경우에 비해 약 7.8배 정도로 커졌다. 이 때 대칭형 모드는 7차모드까지 나왔으며, 8차모드가 대칭형 1차모드에 해당했다. 이와 같이 대칭형 1차모드의 고유진동수가 급격히 증가하는 것은 대칭모드의 진동이 $l_v=120$ mm에서 형성되기 어려웠음을 나타낸다. $l_v=150$ mm에서는 대칭모드가 전혀 생성되지 않았다. 점탄성층의 두께가 500 μ m일 때의 고유진동수값은 250 μ m일 때의 값과 별 차이가 없었다.

Fig. 12는 Fig. 11의 해석조건하에서 구한 것으로 l_v 에 따른 계의 손실계수를 나타낸다. $l_v=0$ 에서 $\eta_s=0$ 이 되며, l_v 의 초기 증가단계에서 η_s 값이 급격히 증가하여 $l_v=5$ mm에서 최대값을 나타냈다. 그 후 $l_v=10$ mm까지 급격히 감소하여 $l_v=30$ mm에서 최소값에 도달한 뒤, l_v 가 더욱 증가함에 따라 η_s 는 서서히 증가했다. 이와 같은 η_s 의 특이한 변화거동은 Saito 와 Tani의 이론식에 의한 결과⁽¹⁾와 비슷한 경향을 나타내었다. 점탄성층의 스트레인 에너지 U_{visco} 와 전체 계의 스트레인 에너지 U_{total} 의 거동을 분석하면, Fig. 13과 식 (2)를 통해 볼 때, l_v 의 초기단계에서 점탄성층의 스트레인 에너지 U_{visco} 가 급격히 증가하여 $l_v=5$ mm 근처에서 최대값에 도달하고 l_v 가 10mm 이상에서 다시 서서히 증가하는 U_{visco} 의 변화거동이 η_s 의 특이거동의 주

원인이라고 할 수 있다.

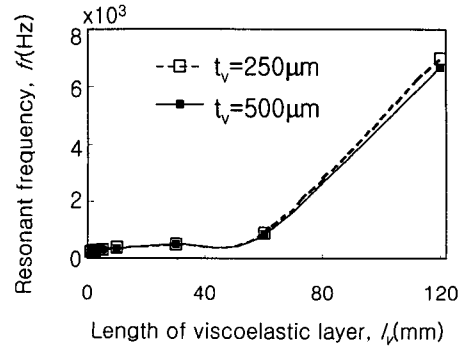


Fig. 11 Resonant frequency of the sandwich beam specimens as a function of the length of viscoelastic layer

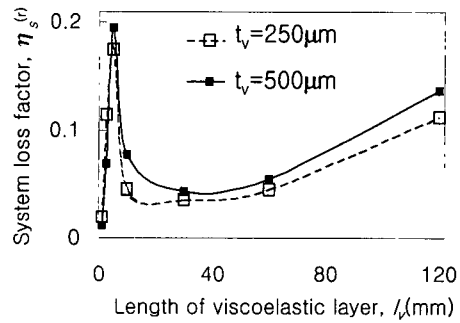


Fig. 12 System loss factor of the sandwich beam specimen as a function of the length of the viscoelastic layer

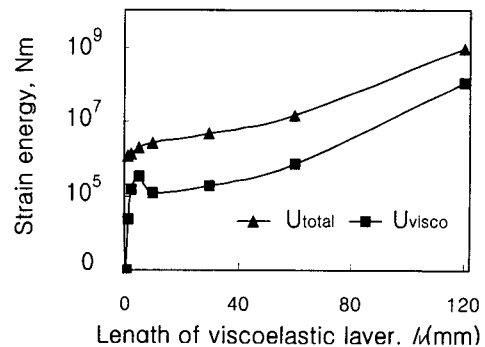


Fig. 13 Strain energy of the sandwich beam system and the viscoelastic layer ($t_v=250\mu$ m)

l_v 의 크기에 따라 점탄성층이 삽입된 샌드위치 부분에서 양팔보의 대칭형 진동모드의 형태가 크게 달라져서 U_{visco} 의 크기에 Fig. 13과 같은 큰 변화를 주었다고 생각된다. 한편, l_v 가 500 μ m일 때의 η_s 값이 250 μ m일 때의 값보다 다소 크게 나타났지만, l_v 의 크기에 따른 η_s 의 변화거동은 l_v 의 크기에 의거하여 별 차이를 보여주지 않았다.

5. 결론

점탄성층이 부분적으로 삽입된 샌드위치보 시험편의 횡진동 시에 점탄성층의 길이, 두께와 보의 두께가 계의 공진주파수(고유진동수)와 손실계수에 미치는 효과를 연구하였다.

(1) 유한요소해석으로 구한 계의 고유진동수 및 손실계수는 실험에 의한 결과와 근사하는 경향을 보였다.

(2) 유한요소 시뮬레이션에서의 모드형상은 스트로보 전사스펙클 간섭계로 구한 실험적 모드형상에 근사하였으며 진동모드의 가시화가 가능하였다.

(3) 반대칭형 모드의 경우, 보의 두께가 작은 1mm 시편이 3mm인 시편보다 계의 손실계수 값이 컸다. 점탄성층의 길이(l_v)가 길어짐에 따라 계의 손실계수는 상당히 커졌으나 계의 고유진동수는 1차모드에서 완만히 증가하였고 2차모드에서는 l_v 가 10~60mm에서 증가하다가 120mm이상에서 거의 일정한 값을 보여주었다. 점탄성층의 두께(t_v)가 증가함에 따라 계의 고유진동수는 감소했으며, 계의 손실계수는 1차모드에서 크게 증가하였지만 2차모드에서는 변화가 적었다. 점탄성층의 두께가 250 μ m이상에선 1차모드의 계의 손실계수가 2차모드보다 컸다.

(4) 대칭형 모드의 경우, 계의 손실계수는 l_v 의 초기증가단계에서 급격히 증가하여 하나의 최대극점을 보인 후 감소하였고 l_v 가 더욱 증가함에 따라 완만히 증가하였다. 고유진동수는 $l_v=10\sim60$ mm에서 완만히 증가하다가 그 이상의 길이에서 크게 증가하였다. 대칭형 모드의 손실계수와 고유진동수는 반대칭형모드와 비교하여 점탄성층의 길이에 따라 크게 변동하였으며 서로 다른 특징을 보였다. 한편 l_v 가 250 μ m와 500 μ m일 때의 η_s 값의 변동에는 별 차이가 없었다.

참고문헌

- (1) Saito, H. and Tani, H., 1984, "Vibrations of Bonded Beams with a Single Lap Adhesive Joint," *J. of Sound and Vibration*, Vol. 92(2), pp. 299~309.
- (2) Rao, M. D. and Crocker, M. J., 1990, "Analytical and Experimental Study of the Vibration of Bonded Beams with a Lap Joint," *Trans. of the ASME, J. of Vibration and Acoustics*, Vol. 112, pp. 444~451.
- (3) Rao, M. D. and He, S., 1992, "Vibration Analysis of Adhesively Bonded Lap Joint, Part I: Theory," *J. of Sound and Vibration*, Vol. 152(3), pp. 405~416.
- (4) Rao, M. D. and He, S., 1992, "Vibration Analysis of Adhesively Bonded Lap Joint, Part II: Numerical Solution," *J. of Sound and Vibration*, Vol. 152(3), pp. 417~425.
- (5) Johnson, Conor D. and Kienholz, David A., 1992, "Finite Element Prediction of Damping in Structures with Constrained Viscoelastic Layers," *AIAA Journal*, Vol. 20, No. 9, pp. 1284~1290.
- (6) 박정일, 최낙삼, 1999, "접침이음부 및 국부적 층댐퍼를 갖는 보의 횡진동 특성," 한국소음 진동공학회지, 제 9권, 제 1호, pp. 174~183.
- (7) 박정일, 최낙삼, 1999, "접침이음부와 부분층댐퍼가 부착된 보의 진동감쇠해석," 한국복합재료학회지, 제 12권, 제 2호, pp. 26~35.
- (8) Choi, N. S. and Park, J. I., 2001, "Analysis of the Vibration Damping of Bonded Beams with a Single-Lap-Joint and Partial Dampers," *JSME International Journal*, Series C, Vol. 44, No. 2, pp. 350~359.
- (9) Paz, M., 1997, *Structural Dynamics: Theory and Computation*, Chapman & Hall, New York.