

論文

유리직물/에폭시 복합재료 보의 내부구조와
충격굽힘진동특성

최낙삼* · 서지웅**

Microstructure and Impactive Flexural Vibration
Characteristics of Gls-Fabric/Epoxy Composite Beams

Nak-Sam Choi* and Ji-Woong Sue**

ABSTRACT

The vibration behavior of glass-fabric reinforced plastic(GFRP) composite beams subjected to various transverse impacts has been investigated as a function of fiber orientation and void fraction. Theoretical results of resonant frequency, damping coefficient and modal amplitude dispersion using the Euler-beam theory were obtained along with the finite element analysis, which were compared with experimental ones. Consequently, it was shown that the transverse vibration characteristics were largely affected by fiber orientation and void fraction.

초 록

유리직물강화 플라스틱(GFRP) 복합재료 보가 횡방향 충격하중을 받을 경우에 생기는 굽힘진동특성에 대해 섬유배향 및 기공함유율의 함수로서 연구했다. 공진주파수, 감쇠계수, 모달진폭분산의 정도를 오일러-보 이론해석, 유한요소 수치해석, 실험을 통해 비교 평가하였다. 그 결과, 횡방향진동특성은 섬유배향과 기공함유에 의존하여 크게 영향을 받고 있다고 판명되었다.

1. 서 론

섬유강화 고분자수지 복합재료는 우수한 비강도, 비강성, 진동 감쇠 특성으로 인하여 항공 우주선 및 해양 선박, 스포츠 용품 등의 구조물로써 다양하게 적용되고 있다. 복합재료를 기계구조물로써 적용하고자 할 때, 그 안전성과 신뢰성에 대한 평가는 중요하다. 복합재료는 제조시에 기공이나 미세균열 등의 결함이 혼재될 수 있으며 섬유와 수지간의 열 수축량의 차이로 내부잔여응력이 생길 수 있다[1]. 또한, 사용중의 충격으로 복합재

료는 중간파괴나 섬유파단을 유발할 수 있어 치명적인 구조강도저하나 수명저하의 요인이 될 수 있다 [2, 3]. 이들 내부결합의 탐상 및 기계적 성질과의 관련성은 초음파[2], 음향방출법[4], 방사선탐상[5]을 이용하여 연구되어 왔다. 기계적 진동이나 공진을 통한 비파괴시험[6]도 복합재료에 적용될 수 있으며 이들 기법은 위의 방법에 비해 결함식별 분해능은 떨어지나 사용중의 복합재료판의 내부구조 및 결합과 직접적으로 관계되므로 심도 있는 연구가 진행될 필요가 있겠다.

속도를 갖는 투사체가 자동차, 비행기, 건축, 토목 구

* 한양대학교 공학대학 기계공학과

** 한양대학교 대학원 기계설계학과

조물 등과 충돌하면 구조물의 변형속도, 치수 및 질량, 강성/연성(Stiffness/Softness) 그리고 감쇠 효과를 수반하여 접촉 응력, 굽힘 응력, 전단 응력의 발생과 더불어 다양한 모드의 공진이 일어나고 구조물은 충격변형 거동을 보인다[3, 7]. 이와 같은 충격진동 및 변형거동은 다음 두가지로 검토할 수 있다. 첫째, 충격부에서의 높은 변형속도로 인한 국부적 소성변형과 미시파괴(microfracturing)의 발생이며, 둘째, 응력파의 전파(stress wave propagation)에 따른 공진의 발생과 동적인 거시적 변형 및 파괴(Global dynamic deformation & fracture)이다. 복합재료의 경우 충격진동 및 변형거동에 관한 연구[8]는 거의 전자에 집중되어 있지만 본 연구에서는 후자인 동적인 거시적 횡진동특성에 연구의 초점을 맞추고 비파괴평가로서의 활용가능성, 즉 내부구조와 결합의 횡진동특성과의 관계를 탐색하고자 한다.

기계 구조물은 보, 평판 그리고 셸(shell)과 같은 단순 구조물의 조합이라고 할 수 있는데 본 연구에서는 가장 기초적인 보 구조물을 연구대상으로 했다. 횡방향 충격하중을 받는 복합재료 보의 동적굽힘진동 거동에 대한 기초연구를 위해 먼저 복합재료의 제작 및 미시구조적 특징과 굽힘강성을 구하고 동적거동 특성에 대한 충격하중 유지시간과 구조감쇠(Structural damping)의 효과를 연구한다. 또한, 이론과 수치해석을 통해 공진 주파수와 각 공진 모드별 진폭을 구하고, 실험으로 구한 결과와 비교 분석한다. 해석 방법으로는 모드 중첩법(Mode superposition method)을 이용한 Euler-보 동적 이론해석[7]과 시간 적분을 고려한 유한요소 수치해석을 수행한다[9]. 그래서, 시편의 기공함유 여부, 섬유배향각에 따른 굽힘진동 응답을 검토한다.

2. 횡충격 진동의 해석

2.1. Euler-보 이론

1차원 보 구조물의 횡진동 거동을 Euler-보 이론[10]으로 표현하면 다음식(1)과 같다.

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(EI \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2} \right) + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(C_s I \frac{\partial^3 v(x,t)}{\partial t \partial x^2} \right) + m \frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2} + C \frac{\partial v(x,t)}{\partial t} = P(x,t) \quad (1)$$

여기서 E 는 탄성계수, I 는 단면의 관성모멘트, C_s 는 내부감쇠계수(internal damping), m 은 단위 길이당 질량, C 는 외부감쇠계수(external damping), P 는 하중, v 는 처짐량, x 는 길이방향 좌표, t 는 시간이다. 식(1)에서 횡방향 변위응답을 얻기 위해 본 연구에서 사용한 방법은 모드 중첩법(mode superposition method)이며 변위 응답은 다음 식(2)와 같이 가정한다.

$$v(x,t) = \sum_{i=1}^{\infty} \Phi_i(x) y_i(t) \quad (2)$$

여기서 $\Phi_i(x)$ 는 모드형상(mode shape)이며 $y_i(t)$ 는 가중함수(weight function)이다. 식(1)은 연동되어 있는 방정식이므로 식(3)을 이용하여 비연동(decouple)화 한다.

$$C_s = \beta E, C = \alpha m \quad (3)$$

여기서 α 와 β 는 각각 외부 감쇠계수(external damping coefficient)와 구조 감쇠계수(structural damping coefficient)이다. 식(1)에 식(2)와 식(3)을 대입하고 유도하면 식(4)와 같이 된다.

$$\ddot{y}_i(t) + 2\omega_i \xi_i \dot{y}_i(t) + \omega_i^2 y_i(t) = p_i(t) \\ p_i(t) = \int_0^2 \phi_i(x) p(x,t) dx \quad (4)$$

여기서 ω_i 는 고유 각진동수, ξ_i 는 감쇠비이다. sine sweep 시험을 통해 주파수 응답함수를 구하고 ξ_i 를 half-power 법[11]으로 산출하며 α, β 값은 1차 공진 주파수 ω_1 , 2차 공진주파수 ω_2 를 이용하여 다음 관계식으로 구한다.

$$2\xi_1 \omega_1 = \alpha + \beta \omega_1^2 \\ 2\xi_2 \omega_2 = \alpha + \beta \omega_2^2 \quad (5)$$

2.2 유한요소해석

외팔보의 충격 횡진동거동을 수치해석하기 위해, 유한요소의 각 절점에서 3개의 자유도(변위 x, y 와 기울기 $\text{rot}z$)를 갖는 200개의 Euler-보 요소를 사용했다[9]. 시간 적분(Time integration)을 위해 Newmark 방식[9]을 사용했으며, 유한요소 모델의 형상과 메쉬는 Fig. 1에 나타났다. 이때, 보 구조물의 치수는 길이 230mm, 폭 10mm, 두께 1.5mm이다. 수치해석에서

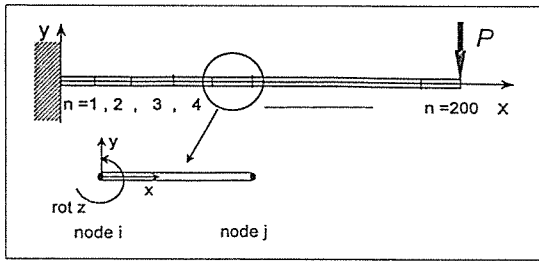


Fig. 1. FEM model

사용한 감소 계수는 식 (3)에 근거하여 다음식(6)과 같이 가정했다.

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \dots\dots\dots (6)$$

여기서 $[M]$ 은 질량 매트릭스, $[K]$ 는 강성 매트릭스이다.

복합재료 보와 금속구가 접촉할 때 접촉부에서는 충격하중(impact load)이 발생한다[11]. 수치해석을 통해 충격하중형상(impact load shape)에 따라 모달진폭(modal amplitude)이 어떻게 분포하는지를 분석하기 위해 충격하중형상을 실제 발생하는 충격하중 형상과 유사하게 Fig. 2와 같이 가정했다. 이 그림에서 P_m 은 최대하중, Δt_i 는 하중시간이다. 충격에너지($P_m \Delta t_i / 2$)는 일정하게 유지하고 Δt_i 를 변화시킴으로써 충격에너지가 각 모드로 어떻게 분산되는지를 검토했다. Δt_i 는 각 모드의 공진 주기에 대응하는 시간으로 했다.

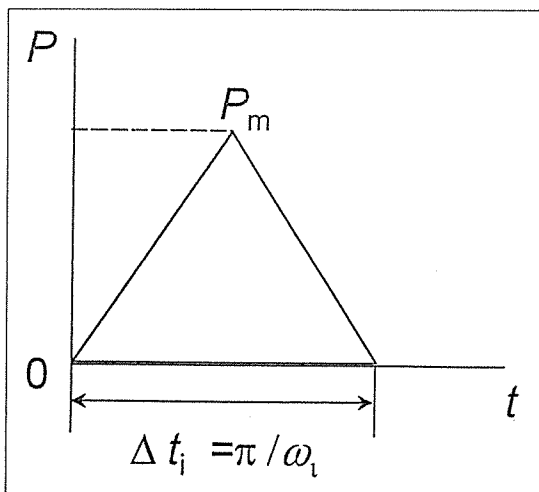


Fig. 2. Simulated impact load shape

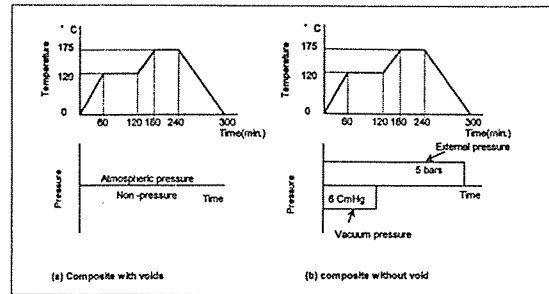


Fig. 3. Curing cycles to make composite materials

3. 실험 방법

3.1 복합재료

본 실험에서 사용된 복합재료 판은 유리 직물/에폭시 프리프레그(한국화이버제 #118, 두께 0.18mm, 경사 34, 위사 34)를 단일 방향으로 12 플라이 적층하여 오토클레이브(autoclave)에서 Fig. 3과 같은 경화 사이클을 사용하여 제작했다. 경화 사이클은 120°C에서 60분간 유동화한 후 170°C에서 60분간 경화시킴을 원칙으로 했다. Fig. 3(a)와 (b)에 나타난 경화 사이클과 압력 조건하에서 각각 기공이 있는 시편과 기공이 없는 시편을 만들었다. 전자의 경우 대기압 하에서 두께 3mm의 철판(자중에 의한 압력 236Pa)으로 적층판을 편평하게 압착하면서 경화시켰으며, 후자의 경우에는 초기부터 진공 및 가압하여 기공을 제거하고 경화가 시작될 때 진공상태를 해제하여 제작했다. 적층판의 치수는 길이 330mm, 폭 215mm였으며 전자의 두께는 2.0mm, 후자의 두께는 1.75mm였다. 제작된 복

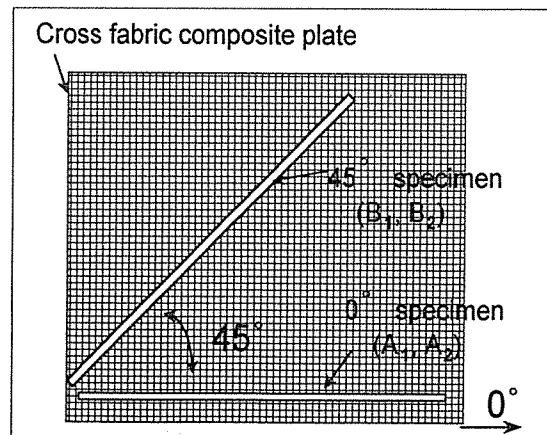


Fig. 4. Specimen preparation according to fiber orientation

합재료 판을 Fig. 4와 같은 각도로 다이아몬드 절단기를 이용하여 절단함으로써 일정한 섬유배향각도를 가지며 길이와 폭방향으로 동일하고 두께방향으로 다른 기계적성질을 갖는 직교이방성 시험편을 만들었다. 시험편은 폭 10mm, 길이 230mm로 하였다.

시험편의 섬유체적분율(%) V_f , 수지체적분율(%) V_m , 기공체적분율(%) V_g 는 각 시험편의 밀도와 섬유 밀도 및 수지밀도를 측정하고 단순복합칙(simple rule of mixture)[12]을 이용하여 구했다.

3.2 충격굽힘실험

충격굽힘실험을 위해 Fig. 5와 같이 외팔보 시험편에 2가지 종류의 하중을 가했다. 먼저 굽힘탄성계수와 감쇠계수를 구하기 위해 하중을 일정하게 가하다가 갑자기 제거했다. 두 번째로 금속구를 시험편에서 90mm, 920mm 떨어진 지점에서 자유 낙하시켰다. 시험편 위의 타격 지점은 시험편의 구속점으로부터 길이방향으로 225mm 떨어진 곳으로 시험편 폭의 중앙위치이다. 시험편의 횡방향 변위응답은 고정단에서 임의의 거리 $x = 215\text{mm}$ 만큼 떨어진 지점에서 레이저 미소변위계를 이용하여 측정했다. 동적인 변위응답에 대해서는 FFT 해석을 했다.

3.3 공진주파수와 감쇠계수 측정

감쇠계수는 다음 2가지 방법으로 측정하여 비교하고자 했다. 첫째, sine sweep 시험을 통해 주파수응답함수(frequency response function)를 구하고 식(7)의 half-power 법[13]을 이용하여 각 공진 모드에 대응하는 실험적인 감쇠비를 구했다.

$$\xi_i = \frac{\Delta f}{2f_i} \dots \dots \dots (7)$$

여기서 f_i 는 공진주파수, Δf 는 공진폭의 0.707에 대

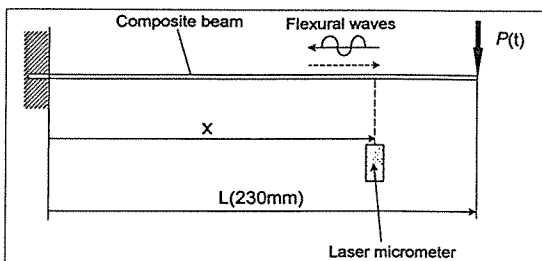


Fig. 5. Impact bending test

응하는 공진주파수 전후의 주파수의 차이이다. 둘째, 일정 하중을 가한 후 갑자기 제거(sudden load release)[14]한 뒤 발생하는 횡방향 동적변위응답의 실측곡선과 유한요소해석 상의 횡방향 동적변위응답 곡선 사이의 미소 시간 별 오차량의 합계를 목적함수로 하고, 식(6)의 α, β 를 변수로 하는 최적화 기법[9]을 통해 목적함수가 최소가 되도록 α, β 값을 구했으며 식(5)의 관계식을 이용하여 감쇠비(damping ratio ξ_1, ξ_2)를 구했다.

공진주파수는 이론 및 유한요소해석과 실험을 통해 각각 동적변위응답을 구하고 FFT 해석을 수행하여 구한 후 비교 분석했다. 감쇠가 있는 경우의 유한요소해석에서는 앞에서 구한 감쇠계수 α, β 값을 적용하여 공진주파수를 구했다. 감쇠가 고려된 공진주파수에 대한 이론값은 다음식(8)[10]으로 구했다.

$$f_{di} = \frac{\omega_n \sqrt{1 - \xi_i^2}}{2\pi} \dots \dots \dots (8)$$

여기서 ω_n 은 감쇠가 없는 경우의 이론적 고유각진동수이다.

4. 결과와 고찰

4.1 시험편의 내부구조

Table 1에 각 시험편 밀도 및 섬유와 기공의 체적분율값을 나타냈다. 기공 없는 시험편의 V_m 는 약 61%, 기공 있는 시험편의 V_m 는 약 58%였다. 섬유 방향과 시험편의 길이방향이 45°각을 이루는 시험편 B₁, B₂는 각각 0°각의 시험편 A₁, A₂보다 에폭시의 파괴분율이 약간 높게 보이지만 이는 측정오차의 범주로 볼 수 있다. Fig. 6(a)와 (b)는 각각 주사형 전자현미경(SEM)을 이용하여 기공이 있는 시험편과 없는 시험편의 단면을 관찰한 모습이다.

Table 1. Specimens and their compositions

specimen	fiber direction	density (g/cm ³)	V_m (%)	V_f (%)	V_g (%)
A ₁	0°	1.672	57.78	37.11	5.11
A ₂	0°	1.762	60.89	39.12	0
B ₁	45°	1.617	57.96	34.87	7.16
B ₂	45°	1.742	62.44	37.56	0

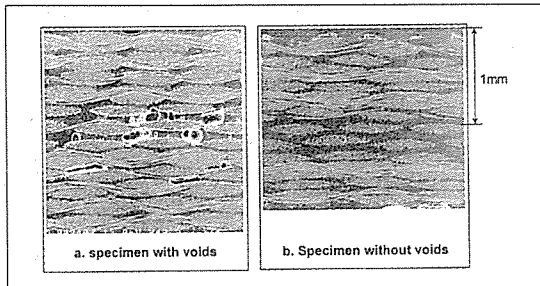


Fig. 6. Cross-sectional views of composite plate by a scanning electron microscope

이 사진에서 상측과 하측은 각각 적층판의 상하 표면을 나타낸다. Fig. 6(a)에서 길이 20~500 μ m의 기공이 확실하게 보이며, 기공의 존재가 시편두께를 약 11% 크게 하고 있음을 알 수 있다.

4.2 탄성 및 감쇠계수

본 연구에서 사용하는 시편은, Fig. 4에 나타난 바와 같이 시험편의 길이와 폭방향으로 동일한 내부구조와 성질을 나타내고 Fig. 6에서처럼 시험편 내부의 섬유질물층간에 수치과다층이 부분적으로만 생성되어 종횡탄성계수비(길이방향 종탄성계수/두께방향 전단탄성계수)가 2.2~5.0으로 추정되는, 세장비(길이/두께)가 약 115인 적층시험편이다. 따라서 시험편의 세장비가 종횡탄성계수비 보다 훨씬 크므로, 정적 굽힘거동 및 충격회전동거동의 해석시에 적층판 내의 층간변형이나 두께방향의 전단변형을 시험편의 굽힘변형에 비교하여 무시할 수 있어서[15] Euler-보 이론 및 Euler-보 유한요소해석 결과를 실험해석 결과와 관련시킬 수 있다.

정적 굽힘실험에 의해 구해진 굽힘탄성계수와 푸아송비를 Table 2에 나타냈다. 시편 A₁과 A₂의 탄성계수가 각각 B₁과 B₂의 약 2배 정도임을 알 수 있다. 이것은 섬유배향각에 의해 시편의 길이방향 강성이 크게 변화하고 있음을 나타낸다. 또한, 시편 A₂, B₂가 각각 시편 A₁, B₁ 보다 탄성계수가 크다는 것을 알 수 있다. 이것은 기공을 포함하고 있는 시편 A₁, B₁이 탄성계수에서 상당히 저하되었음을 보여 준다.

푸아송비는 굽힘변형시에 시험편의 길이방향 변형률에 대한 폭방향 변형률의 비로써 측정했는데 시편 B₁, B₂가 각각 A₁, A₂보다 2배 이상 크다는 것을 알 수 있다. 이것은 섬유 각도의 변화에 따라 시편의 푸아송비가 크게 변화함을 나타낸다.

감쇠비는 sine sweep 실험에 의한 half-power 법으

Table 2. Composite bending modulus, Possion's ratio and damping coefficient

Specimen	Bending modulus (GPa)	Possion's ratio	Damping ratio(ξ)		
			Optimization method	Sweep test	
				ξ_1	ξ_2
A ₁	19.5	0.183	0.00241	0.00237	0.00191
A ₂	25.7	0.186	0.00236	0.00211	0.00193
B ₁	11.1	0.425	0.00623	0.00577	0.00441
B ₂	12.7	0.486	0.00591	0.00554	0.00475

로 구한 결과와 최적화 기법을 이용한 수치적 접근 방법으로 구한 결과(optimization)로서 Table 2에 나타났다. 수치적 접근방법으로 구한 감쇠비가 1차 모드만 있는 이유는 접근대상 실험을 위해 일정하중 후 갑자기 제거하는 하중(sudden load release)을 사용했는데 이 경우 1차 모드의 거동이 지배적이고 2차 모드 이상의 거동이 매우 미미하여 감쇠계수를 구할 수 없었다. half power 법과 수치적인 기법으로 구한 1차 모드의 감쇠비는 2~10%차이로 비슷한 경향을 나타내는 것을 알 수 있다. 이는 실험시의 충격하중이력을 알고 대상 구조물을 전산구조로 모델링하는 것이 가능하다면 실험결과와 수치해석 시뮬레이션의 비교를 통해 감쇠계수를 정확히 구할 수 있음을 나타낸다.

한편, 시편 A₁, A₂의 감쇠비가 시편 B₁, B₂의 40%였다. 이는 섬유배향이 0°일때가 탄성계수는 크나 감쇠가 작으며 배향각이 45°에서 탄성비가 작아지면서 감쇠 계수는 약 2.5배 증가했음을 알 수 있다. 또한, 1차 모드의 감쇠계수는 A₁, B₁의 경우가 A₂, B₂ 보다 각각 크지만 2차 모드의 감쇠비는 그 반대의 결과를 보여준다. 이는 기공의 존재가 감쇠비에 미치는 영향의 정도는 진동 모드에 따라 달라질 수 있음을 시사한다.

4.3 공진주파수

Fig. 7은 유한요소해석에 의한 동적변위응답의 FFT 해석결과를 나타낸다. 감쇠가 없는 경우는 각 모드로 에너지(modal power)가 크게 분산 되고 있는 반면에 감쇠가 있는 경우에는 식(5), (6)으로 α 와 β 를 1차와 2차 공진주파수에 맞추어 보정하므로 3차 이상의 모드에선 과대 감쇠가 발생하여 에너지가 상실되고 1, 2차 모드에서만 에너지가 집중되어 있음을 알 수 있다. 이 두가지 예는 실제 구조물에서는 극단적인 경우라고 볼 수 있지만, 적어도 1차 모드와 2차 모드만을 수치적으로 모델링할 경우엔 감쇠를 갖는 실제의 굽힘진동곡선

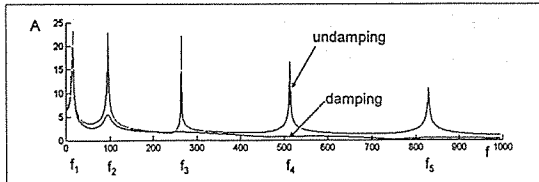


Fig. 7. FEM simulation result of damping effect on flexural vibration

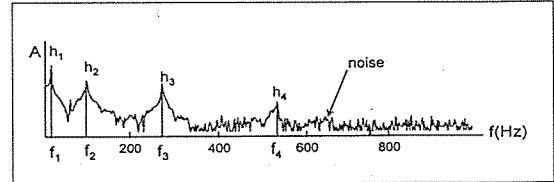


Fig. 8. Spectral analysis result of impactive vibrations due to steel-ball drop(h=920mm)

에 근접될 수 있다.

Fig. 8은 시편에서 920mm 떨어진 위치에서 금속구를 자유낙하시킴으로써 실측한 FFT해석결과이다. 모달 에너지는 4차 모드까지 분포하고 있다. 5차 이상의 모드는 Noise level에 의해 나타나지 않았다.

Table 3에 이론해석, 유한요소해석 그리고 실험을 통해 구해진 공진 주파수를 나타냈다. 이는 시편 A₁의 고정단에서 215mm 떨어진 위치에서의 동적변위응답에 대한 결과다. 이론해석과 수치해석의 공진주파수가 매우 유사한 것으로 보아, 유한요소해석 시에 사용한 Euler-보 요소는 본 연구의 시편 형상에 대해 상당히 타당한 것으로 기대된다. 그러나 이들 해석결과는 금속구의 초기 높이 h가 커지고 고차모드가 될수록 실험결과와 상당히 차이를 보인다. 이것은 이론해석과 유한요소해석에서는 1차원의 단순 보 및 이상적 단위충격하중(unit impulse)을 적용했으나, 실험에서는 두께 2mm, 폭 10mm의 다소 2차원에 해당하는 구조물과 금속구간의 충격접촉으로 동적인 국소변형과 다양한 공진모드가 발생하여 횡방향 동적변형거동과 관련하였기 때문이라고 생각된다.

Table 4는 실험에 의한 시편별 공진주파수와 모달진폭분산 결과이다. 실험조건은 920mm 높이에서 금속구 자유낙하를 이용한 충격으로 각 시편에 대해 동일했다. A₁, A₂의 공진 주파수가 각각, B₁, B₂의 공진주파수보다 크게 나타나는데 이는 섬유 배향이 시편의 길이 방향과 일치하여 강성이 크기 때문이다. 이때, 기

공이 있는 시편 A₁, B₁의 탄성계수가 기공이 없는 시편 A₂, B₂에 비해 작음에도 불구하고(Table 2) 기공이 있는 시편의 공진 주파수가 다소 큰 이유는 기공이 있는 시편이 두께가 더 커서 굽힘강성(Bending stiffness)이 크기 때문이다. 또한, 2차 모드이상에서 기공이 있는 시편이 기공이 없는 시편보다 공진 주파수가 더욱 커지는 것을 알 수 있는데 이것은, 굽힘강성의 효과와 함께, 감쇠비의 실험결과(Table 2)처럼 감쇠가 기공이 있는 시편에서 더 적게 작용했기 때문인 것으로 보인다.

한편, 모달진폭(Fig. 8의 h₁, h₂, h₃, h₄)을 각 공진 주파수에 대응하도록 Table 4에 나타냈는데, A₁, A₂ 시편의 진폭이 B₁, B₂ 시편보다 매우 작은 이유는 A 시편의 강성이 커서 횡방향 변위가 작게 나오기 때문이다. 또한 감쇠가 큰 B시편에서 기공의 유무에 따라 모달 진폭의 차이가 작은 이유는 강성의 차이가 작았기(Table 2) 때문으로 생각된다. 공진주파수가 클수록 진폭값이 현저히 작아지는 것은 시편의 히스테리시스 손실에 따른 것이다[16, 17]. 주파수의 증가에 따라 진폭값의 감소율의 정도는 B시편에서 더욱 커졌는데, 이는 감쇠계수가 A시편보다 1차와 2차 모드를 기준으로 약 2.5배 크면서 히스테리시스 손실에너지 U가 다음식 (9)[17]에 의거하여

$$\Delta U = C_f N \epsilon_a^2 \dots \dots \dots (9)$$

(여기서 C_f는 주파수의 손실계수, N은 총사이클수, ε_a는 변형률진폭) 모드별 주파수와 변형률 진폭의 제곱

Table 3. Comparison of resonant frequencies of specimen B2, obtained by theory, FEM and experiment

frequency (f)	Undamped		Damped			
	Theor.	FEM	Theor.	FEM h=90mm	Exp. h=920mm	Exp.
f ₁	15.6	15.6	15.6	15.6	15.5	15.5
f ₂	97.7	97.7	97.7	97.7	97.6	99.3
f ₃	273.7	273.7	273.7	273.6	274.6	275.7
f ₄	536.4	536.8	536.2	536.0	538.7	541.5

Table 4. Frequencies(f_i) and the corresponding modal amplitudes(h_i) for each specimen

specimen	f ₁	h ₁	f ₂	h ₂	f ₃	h ₃	f ₄	h ₄
A ₁	21.64	35.83	136.49	11.52	385.04	5.78	729.58	2.69
A ₂	20.53	44.16	122.06	15.54	338.99	5.09	660.79	3.90
B ₁	16.64	54.06	106.53	16.04	308.48	4.50	604.75	3.12
B ₂	15.53	58.07	97.65	16.88	274.63	4.65	538.73	3.24

Table 5. Simulated dispersion of modal amplitudes depending on impact duration time(Δt_i)

	$\Delta t_i(\text{msec})$	h_1	h_2	h_3	h_4
f_1	32	1			
f_2	5.1	0.93	0.90		
f_3	1.8	0.95	0.86	0.69	
f_4	0.9	0.96	0.89	0.87	0.54

Table 6. Normalized modal amplitudes depending on specimen microstructure and resonant frequency

spec.	h_1/h_{21}	h_2/h_{22}	h_3/h_{23}	h_4/h_{24}
A ₁	0.81	0.74	0.70	0.68
A ₂	1	1	1	1
B ₁	1.22	1.03	0.88	0.80
B ₂	1.31	1.08	0.91	0.83

값에 함께 의존함으로써 B시편의 고차모드에서 진동 감쇠가 매우 컸기 때문으로 생각된다.

4.4 모달진폭의 분산

Table 5는 B₂ 시편의 탄성 특성을 기본물성으로 하여 감쇠가 없는 경우 삼각형 충격하중의 각각의 유지시간(Δt_i)에 따른 모달진폭의 크기를 1차 유지시간($\Delta t_i=32\text{msec}$)의 1차 공진 모드의 진폭으로 정규화한 결과이다. 1차 모드와 2차 모드의 진폭은 거의 비슷했으며 3차 모드 이상에서 진폭은 크게 감소했다. 또한, 고차의 유지시간으로 갈수록, 즉, 유지시간이 짧아질수록 에너지가 고차 모드로 큰 비율로 분산되고 있다.

Table 6은 Table 4의 실험결과를 각 모드에 대응하는 시편 A₂의 모달 진폭(1차 모드 h_{21} , 2차 h_{22} , 3차 h_{23} , 4차 h_{24})으로 각각 정규화한 결과이다. 본 실험결과에서 모달진폭이 4차 모드까지 나타났으므로 급속구의 충돌 유지시간이 Table 5에 근거하여 0.9msec 근처일 것으로 추정된다. 기공 있는 시편 A₁의 각 모드의 진폭은 기공 없는 시편 A₂에 비교하여 전반적으로 상당히 낮아졌으며 고차 모드일수록 그 감소의 정도는 낮아졌다. 그 이유는 기공의 존재로 인해 시편의 두께가 커지고, 따라서, 시편의 강성이 다소 증가하면서 감쇠량이 증가하였기 때문에, 각 모드의 진폭이 크게 저하된 것으로 생각된다. 이러한 경향은 B시편에서도 상당히 나타났다. 또한, 섬유 배향각 45°의 경우(B₂)는 0°시편(A₂)에 비해 1차 모드에서는 30% 이상 큰 진폭을 보였으나 3차 모드 이상에서는 오히려 작아졌다.

즉, 섬유 배향의 변화로 인한 강성의 감소는 1차 모드에서 모달진폭을 크게 하나, 감쇠량이 커지므로 고차 모드에서 모달진폭을 저하하게 하고 있다.

5. 결 론

직물형 유리섬유강화에폭시(GFRP) 복합재료 보를 제작하여 섬유의 배향각, 기공의 유무에 따른 횡충격 진동특성을 연구했다. 또한 Euler-보 이론과 유한요소 수치해석을 행하여 충격실험에 의한 횡방향 진동변위 응답과 비교 검토했다.

(1) 동적 변위거동을 수치해석으로 수립시켜 구한 감쇠비는 sweep시험으로 구한 값과 유사했다.

(2) 공진주파수의 경우에는 이론과 수치해석 결과는 거의 일치했으나, 실험 결과는 고차 모드로 갈수록 또한 충격속도가 클수록, 해석 결과와 차이가 있었다.

(3) 모달진폭 분산 정도는 충격하중시간과 재료의 강성, 감쇠계수에 크게 의존했다.

(4) 횡충격에 의한 공진주파수와 감쇠계수, 모달진폭 거동을 평가함으로써 복합재료 내의 섬유의 배향각과 기공의 유무를 판단할 수 있음을 알았다.

후 기

이 논문은 1998년 한양대학교 교내연구비에 의하여 연구 되었으며 이에 감사합니다.

참 고 문 헌

- 1) Johnson, W. and Ghosh, S. K., "Review, Some physical defects arising in composite material fabrication", Journal of Materials Science, Vol. 16, 1981, pp. 285-301.
- 2) Kuriyama, T., Narisawa, I. and Abe, T., "Acoustic microscopy of injection-molded plastics and composites", Proc. 3rd Japan-USSR Joint Symp. on Advanced Composite Materials, Moscow, October, 1991, pp. 191-197.
- 3) Johnson, W., Impact Strength of Materials, Edward Arnold Ltd., London, 1972.
- 4) Choi, N. S., Takahashi, K. and Hoshino, K., "Characteristics of acoustic emission during

the damage process in notched short-fibre-reinforced thermoplastics", NDT & E International, Vol. 25, 1992, pp. 271-278.

5) Baumann, K. J., Kennedy, W. H. and Herbert D. L., "Computed tomography X-ray scanning NDE of graphite/epoxy coupons", Journal of Composite Materials, Vol. 18, 1984, pp. 536-544.

6) Sims, G. D., Dean, G. D., Read, B. E., Western, B. C., "Assessment of damage in GRP laminates by stress wave emission and dynamic mechanical measurements", Journal of Materials Science, Vol. 12, 1977, pp. 2329-2342.

7) 양인영, 양동률, 이철민(역), 충격공학, 원창출판사, 1992.

8) Lifshitz, M., "Impact strength of angle ply fiber reinforced materials", Journal of Composite Materials, Vol. 10, 1976, pp.92 ~ 100.

9) Ansys User's Guide for Revision 5.1, 1995, 2-1 ~ 3-139.

10) Rao, S., Mechanical Vibrations, U.S.A. : Addison-wesley Pub. 2nd.ed., 1990.

11) Liou, W. J., "Contact laws of carbon/epoxy

laminated composite plates", Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol. 16, No. 2, 1997, pp. 155-166.

12) Hull, D., An Introduction to Composite Materials, Cambridge University Press, 1981, p. 76.

13) Thomson, W. T. and Dahleh, M. D., Theory of Vibration with Applications, 5th edition, Prentice-Hall, 1993, pp. 72-75.

14) McConnell, K. G., Vibration Testing, John Wiley & Sons, Inc., 1995, pp. 441-461.

15) Choi, N. S., Yamaguchi, H. and Takahashi, K., "Fracture behavior of unidirectional commingled-yarn-based carbon fiber/polyamide 6 composite under three-point bending", Journal of Composite Materials, Vol. 30, 1996, pp. 760-784.

16) Kim, H. C. and Pack, J. M., "Ultrasonic wave properties in carbon fiber-reinforced plastics", Journal of Materials Science, vol.22, 1987, pp. 4536-4540.

17) Dowling, N. E., Mechanical Behavior of Materials, Prentice-Hall, 1993, pp. 728-736.