

# 고속 공기 주축부를 위한 복합재료 주축의 최적 설계

방 경 근\* · 이 대 길†

(2001년 2월 16일 접수, 2001년 8월 7일 심사완료)

## Optimal Design of a High Speed Carbon Composite Air Spindle

Kyung Geun Bang and Dai Gil Lee

**Key Words :** Air Spindle (공기 주축부), Carbon Composite Shaft (복합재료 주축), Aerostatic Bearing (공기정압 베어링), Optimal Design (최적 설계), Critical Speed (위험 속도), Static Deflection (정적 처짐), Thermal Stability (열적 안정성).

### Abstract

For the stable operation of high speed air spindle, the low rotational inertia and high damping ratio of spindle shafts as well as high fundamental natural frequency are indispensable. Conventional steel spindles are not appropriate for very high speed operation because of their high rotational inertia and low damping ratio. In this study, a high speed spindle composed of carbon fiber epoxy composite shaft and steel flange was designed for maximum critical speed considering minimum static deflection and radial expansion due to bending load and centrifugal force during high speed rotation. The stacking angle and the stacking thickness of the composite shaft and the adhesive bonding length of the steel flange were selected through vibrational analysis considering static and thermal loads due to temperature rise.

### 1. 서 론

현대 산업사회의 발달과 소비자 요구의 다양화로 최근 제조, 가공 및 기타 서비스 분야에서는 다품종, 소량 생산과 함께 제품의 고 정밀도를 요구하고 있으며, 생산 원가의 절감을 위해 제조 및 가공 시간의 단축에 대한 관심이 증대되고 있다.<sup>(1)</sup> 일례로, 첨단 전자 산업 및 의료, 광학기기의 발달에 따른 컴퓨터용 하드 디스크 (Hard disk), 치과용 드릴 (Drill) 및 레이저 스캐너 (Laser scanner)용 다면경 (Polygon mirror) 등과 같은 정밀한 부품의 필요성이 증대됨에 따라 초고속, 고정도의 정밀 공기 주축부 (Air spindle)가 폭 넓게 이용되고 있다.

공기 주축부는 기름에 비하여 점성이 매우 작은 공기를 작동 유체로 사용하기 때문에 마찰에

의한 열 발생량이 적으며, 고속 회전이 가능하다. 그러나, 비강성 ( $E/\rho$ )과 감쇠비가 낮은 기존 공기 주축부의 강철 주축은 낮은 속도에서 휠 (Whirl)과 같은 불안정 구동이 시작되며, 고속에서 원심력에 의한 반경방향 팽창으로 윤활막이 파괴되는 문제점을 가지고 있다.

공기 주축부의 안정적인 고속 구동을 얻기 위한 기술적인 방법은 여러 사람들에 의해 연구되었으며, 본 연구와 관련된 몇 가지 예를 소개하면 다음과 같다.

1854년 Hirn 은 베어링의 작동 유체로 공기를 제안했으며,<sup>(2)</sup> Gross 는 외부 가압 고속 공기 베어링의 불안정 구동의 발생 시점과 선화의 특성을 실험적으로 규명하였다.<sup>(3)</sup> Larson 은 불안정 구동의 시작 속도는 공급 압력이 높아지거나 베어링의 간격이 작을 수록 높아지는 것을 확인하였으며, 집중 매개변수 (Lumped parameter)를 이용한 이론적 해석을 시도하였다.<sup>(4)</sup> Taniguchi 는 급기 구멍의 개수와 급기 압력, 베어링의 간격이 주축의 구동에 미치는 영향을 조사하였으며, 불안정 구동의 시작

\* 한국과학기술원 기계공학과

† 책임저자, 회원, 한국과학기술원 기계공학과  
E-mail : dglee@kaist.ac.kr  
TEL : (042)869-3221 FAX : (042)869-5221

속도를 높일 수 있는 최적의 베어링 간격을 얻기 위한 실험적 연구를 수행하였다.<sup>(5)</sup> Blondeel 은 공기 베어링을 피드백 루프 (Feedback loop)를 갖는 제어 시스템으로 모델링하였으며, 주파수 해석을 통한 외부 가압 공기 베어링의 동적인 안정성을 해석하였다.<sup>(6)</sup> Lee 와 Choi 등은 스핀들 시스템의 열특성과 동적 및 정적 해석방법에 관하여 연구하였다.<sup>(7,8)</sup>

공기 주축의 불안정 구동을 억제하기 위해서는 비진원 단면의 베어링을 사용하거나, 능동 제어 (Active control)를 통한 안정성 향상 방법이 있으나,<sup>(9)</sup> 비진원 단면 정밀 가공의 어려움과 능동 제어를 위해 요구되는 부가적인 장치 때문에 공기 주축의 불안정 구동을 효율적으로 억제하기 위해서는 가볍고 감쇠 성능이 높은 재료를 공기 주축의 소재로 사용하는 것이 더욱 효과적이다.<sup>(10-12)</sup>

탄소섬유 에폭시 복합재료는 높은 비강성 ( $E/\rho$ ) 과 비강도 ( $S/\rho$ ), 진동에 대한 고감쇠 특성 및 작은 열팽창 계수로 기존의 강철 주축에 비하여 주축의 경량화 및 정, 동적 안정성을 얻을 수 있을 뿐만 아니라, 온도 상승에 대한 열적 안정성이 향상되며, 복합재료의 우수한 감쇠 효과로 가공 중의 chatter (Chatter)의 발생을 효율적으로 억제할 수 있는 등의 장점을 얻을 수 있다. 복합재료의 회전체에 대한 적용은 Lee 와 Choi 에 의해서 연구되었으며, 복합재료를 고속 볼 베어링 주축부와 공기 베어링 주축부에 적용하였을 경우에 기존의 강철 주축에 비하여 동적 특성이 향상되는 것을 규명하였다.<sup>(10-12)</sup>

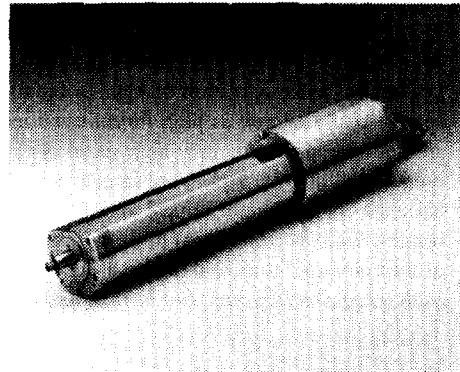
본 연구에서는 유한요소 해석을 통하여 고속 공기 주축부에 사용되는 복합재료 주축의 동적 및 정적 특성을 파악하고 최적의 복합재료 주축을 설계하였다. 진동해석을 통하여 복합재료 주축의 두께 및 축방향 강성을 결정하였으며, 굽힘하중, 온도상승 및 원심력에 의한 복합재료 주축의 변위해석을 통하여 고속 공기 주축부에 적합한 복합재료 주축의 적층순서 및 플랜지 접합부 치수를 결정하였다.

**Table 1** Specifications of the air spindle for cutting wafers

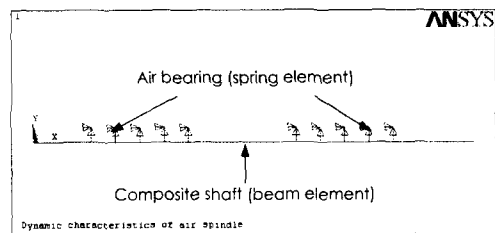
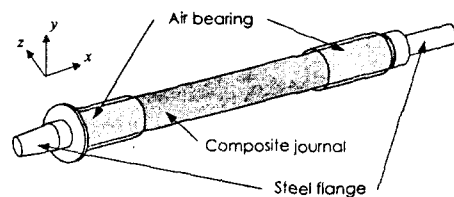
Outer diameter of shaft (mm)	25
Length of shaft (mm)	210
Bearing clearance ( $\mu\text{m}$ )	15
Max. radial load capacity (N)	80
Max. radial stiffness (MN/m)	6

## 2. 복합재료 주축의 동적 특성

본 연구에서는 Fig. 1과 같은 웨이퍼 가공용 고속 공기 주축부의 주축을 유한요소 해석을 통하여 탄소섬유 에폭시 복합재료로 설계하였으며, 복합재료 주축 설계를 위한 설계사양은 Table 1과 같다 먼저, 유한요소 진동해석을 통하여 복합재료의 적층각도와 적층두께에 따른 고유진동수를 구하여 동적 특성을 고찰하였다. 복합재료 주축부는 Fig. 2와 같이 공구와 구동모터 회전자 (Rotor)의 장착을 위한 강철 플랜지 및 복합재료로 이루어진 주축과 주축을 지지하기 위한 공기 베어링으로 구성되며, 강철 플랜지 및 복합재료로 이루어진 주축은 1차원 보 (Beam) 요소로 공기베어링은 5개의 동가 스프링 요소로 모델링하였으며, 스프링 요소의 한쪽 끝은 고정시켰다.



**Fig. 1** Photograph of the air spindle for cutting wafers

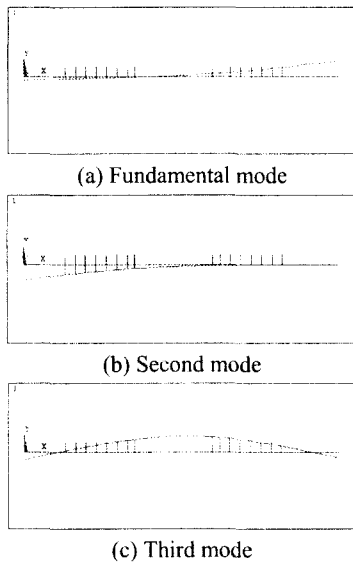


**Fig. 2** Model of the composite shaft and the air bearing for FE analysis

**Table 2** Properties of the unidirectional carbon fiber/epoxy composite material\*

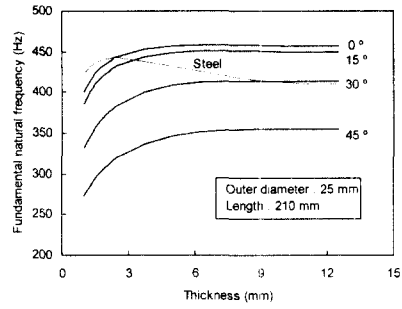
Longitudinal modulus	131 GPa
Transverse modulus	8 GPa
Longitudinal C. T. E	27 $\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$
Transverse C. T. E	-0.9 $\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$
Major poisson's ratio	0.28
Minor poisson's ratio	0.0171
Density	1560 $\text{kg}/\text{m}^3$
Longitudinal tensile strength ( $S_1'$ )	2000 MPa
Longitudinal compressive strength ( $S_1''$ )	-1400 MPa
Transverse tensile strength ( $S_2', S_3'$ )	61 MPa
Transverse compressive strength ( $S_2'', S_3''$ )	-130 MPa
12 and 13-direction shear strength ( $S_{12}, S_{13}$ )	70 MPa
23-direction shear strength ( $S_{23}$ )	40 MPa

\* Manufactured by SK Chemical in Korea (USN150)

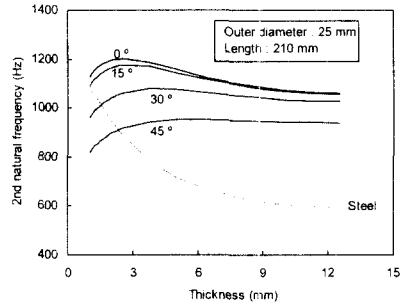


**Fig. 3** Mode shapes of the air spindle made of composite material

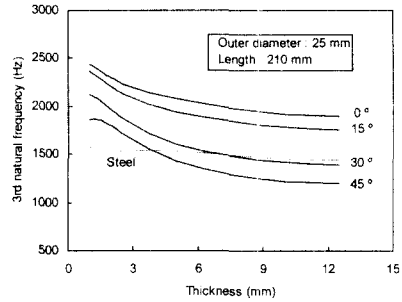
해석에 사용된 탄소섬유 에폭시 복합재료의 물성은 Table 2와 같으며, 복합재료의 적층각도가 축 방향인 Figure 2의 x 방향을 기준으로 0°, 15°, 30° 그리고 45°인 경우에 대하여 외경이 25 mm 로 일정한 주축의 복합재료 두께를 1 mm 에서 12.5 mm 까지 변화시키면서 상용 FEM 소프트웨어인 ANSYS 를 이용하여 1차, 2차 및 3차 고유진동수를 구하였다. 적층각도 및 적층두께 변화에 따른 복합재료 주축의 진동모드는 모두 유사하며, 대표적인 1차, 2차 및 3차 진동모드는 Fig. 3과 같다. Fig. 3에서 1차 모드는 강제모드를 2차 및 3차 모드는 각각 강철 플랜지가 접합된 앞단의 굽힘모드와 주



(a) Fundamental natural frequency



(b) Second natural frequency



(c) Third natural frequency

**Fig. 4** Natural frequencies of the air spindles made of composite material and steel w. r. t. thickness of the shaft

축 전체의 굽힘모드를 나타낸다.

복합재료의 적층각도와 적층두께에 따른 주축의 고유진동수는 Fig. 4와 같다. Fig. 4에서 복합재료 주축의 고유진동수가 강철 주축에 비하여 전반적으로 높은 것을 알 수 있으며, 복합재료 주축의 적층두께 3 mm 부근에서 1차, 2차 및 3차 고유진동수가 모두 높은 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 4에서 복합재료 주축의 적층각도에 따른 경향은 적층각도가 증가할수록 고유진동수가 감소하며, 축방향의 강성 변화가 작은 0°에서 15°까지는 적층각

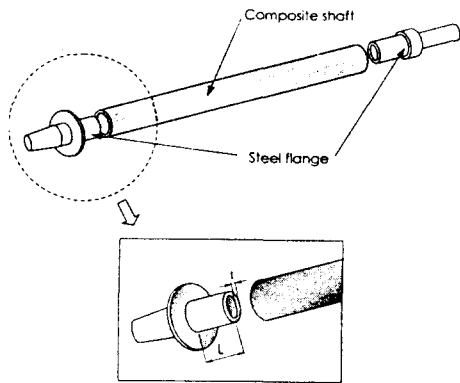


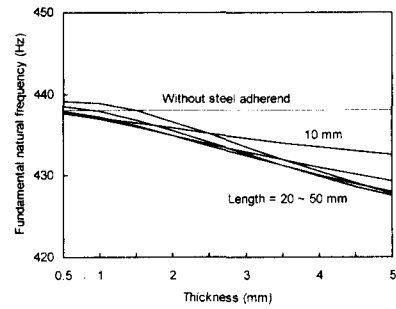
Fig. 5 Schematic diagram of the steel adherend and the composite shaft

도에 따른 고유진동수의 변화가 작고, 축방향의 강성 변화가 큰 15°에서 45°까지는 고유진동수의 변화가 큰 것을 알 수 있다.

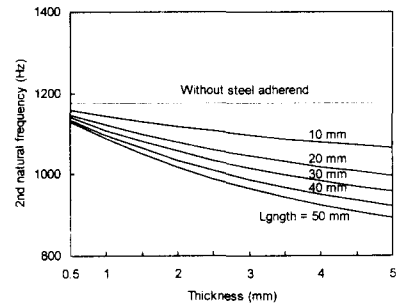
복합재료 주축에는 공구와 구동모터 회전자의 장착을 위한 강철 플랜지가 Fig. 5과 같이 복합재료 부분의 양 끝단에 접합된다. 복합재료와 강철 플랜지가 접합되는 부위는 복합재료와 강철이 겹쳐지기 때문에 Fig. 5의 강철 플랜지의 접합부 길이 ( $L$ )와 접합부 두께 ( $t$ )에 따라 주축의 특성이 달라진다. 본 연구에서는 강철 플랜지의 접합부 길이 및 접합부 두께에 따른 복합재료 주축의 동적 특성 변화를 파악하기 위하여 복합재료 주축의 적층각도와 적층두께가 각각 15°와 3 mm 일 때, 플랜지 접합부의 길이와 두께를 각각 10 ~ 50 mm, 0.5 ~ 5 mm 까지 변화시켜가면서 진동해석을 수행하였다. 플랜지 접합부의 길이와 두께에 따른 1차, 2차 및 3차 고유진동수는 Fig. 6과 같으며, Fig. 6으로부터 플랜지 접합부 길이와 두께가 증가함에 따라 2차 및 3차 고유진동수가 감소하는 것을 알 수 있다.

### 3. 복합재료 주축의 정적 특성

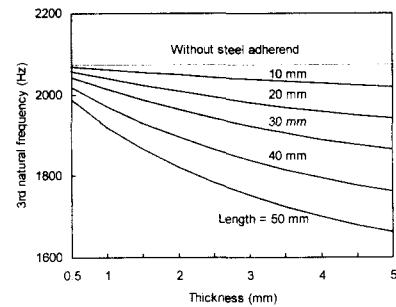
진동해석을 통하여 복합재료 주축의 적층각도 및 적층두께가 각각 0°와 3 mm 일때, 공기주축부의 고유진동수가 가장 높은 것을 알 수 있다. 그러나, 적층각도가 0°인 경우에는 원주방향 열팽창 계수가 크고 강성이 낮아 원심력 및 열팽창에 의해 발생하는 복합재료 주축의 변형으로 베어링 유막이 파괴되거나 주축의 구동이 불안정해질 위험이 있다. 따라서, 본 연구에서는 고유진동수는 높지만 원심력과 열팽창에 의한 반경방향 변형이 큰



(a) Fundamental natural frequency



(b) Second natural frequency

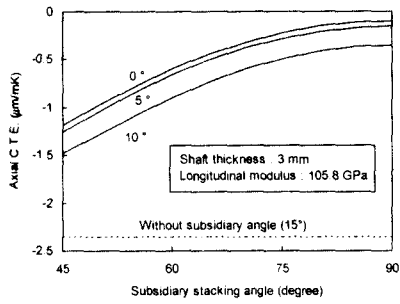


(c) Third natural frequency

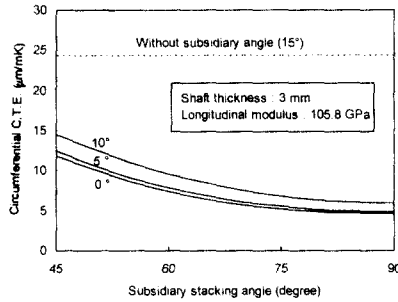
Fig. 6 Natural frequencies of the air spindle made of composite material w. r. t. length and thickness of steel adherend

적층각도 0°의 복합재료 주축보다는 고유진동수와 원심력 및 열팽창에 의한 특성이 모두 우수한 복합재료 주축을 설계하기 위하여 복합재료 주축의 축방향 강성을 다소 낮추고 원주방향 강성을 보강하였다.

복합재료 축방향 강성은 Fig. 4에서 적층각도 0°인 경우와 고유진동수 차이가 작은 적층각도 15°인 경우에 해당하는 105.8 GPa로 설정하였으며, 반경방향 특성을 보강하기 위하여 원주방향 강성이 크고 원주방향 열팽창계수가 작은 보조적층각



(a) Axial direction



(b) Circumferential direction

Fig. 7 Coefficient of thermal expansion according to subsidiary stacking angle

Table 3 Stacking angles and thickness of composite shaft

	Main	Subsidiary
Stacking angle	[±5] <sub>8</sub>	[90] <sub>4</sub>
Stacking thickness	2.4 mm	0.6 mm

을 적용하였다. CLPT(Classical Laminate Plate Theory)를 통하여 계산된 결과인 Fig. 7과 Fig. 8은 복합재료 주축의 축방향 강성과 적층두께가 각각 105.8 GPa 과 3 mm로 일정할 때, 주적층각 0°, 5° 및 10°와 보조적층각 45°, 60°, 75° 및 90°의 조합으로 적층된 복합재료 주축의 원주방향 열팽창계수와 강성을 나타낸다. Fig. 7과 Fig. 8에서 주적층각이 0°이고 보조적층각이 90°인 경우의 열적 특성과 반경방향 강성이 가장 우수한 것을 알 수 있다. 그러나, 본 연구에서는 복합재료 주축의 제작공정에서 발생할 수 있는 균열에 의한 파괴를 방지하고, 외란이나 가공중에 순간적으로 발생할 수 있는 비틀림 응력을 고려하여 주적층각이 0°인 주축과 물성이 거의 동일하면서 전단 강성이 0°보다 높은 주적층각 5°와 보조적층각 90°를 복합재료 주축의 적층각 조합으로 결정하였다. 결정된 적층각도와 적층두께는 Table 3과 같다.

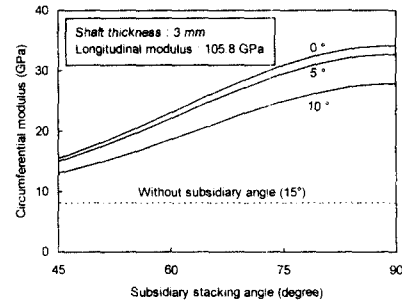


Fig. 8 Circumferential modulus according to subsidiary stacking angle

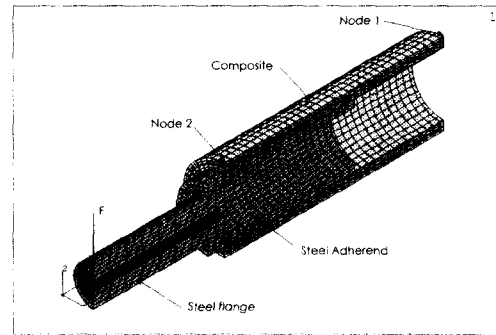


Fig. 9 Model of the composite shaft for FE analysis

복합재료 주축은 가공 및 구동시의 안정성을 위하여 고유진동수 이외에도 굽힘강성, 온도상승 및 원심력에 의해 발생하는 반경방향팽창을 고려한 설계가 요구된다. 주축의 축방향 강성에 의해 결정되는 고유진동수와는 다르게 주축의 굽힘강성 및 반경방향팽창은 축방향 강성이 동일한 경우에도 복합재료의 적층순서와 주축 양 끝단에 장착되는 강철 플랜지의 접합부의 치수에 따라 변화하므로, 본 연구에서는 Table 3과 같은 적층각도를 가지는 복합재료 주축의 적층순서 및 강철 플랜지의 접합부 치수를 결정하기 위하여 상용 유한요소 해석프로그램인 ABAQUS 5.4를 이용하여 굽힘, 온도상승, 원심력에 의한 복합재료 주축의 변형해석을 수행하였다.

베어링이 장착되는 부분은 베어링간극 이하로 주축의 변형이 제한되므로 베어링이 장착되는 복합재료 60 mm 부분과 공구가 장착되는 강철 플랜지를 Fig. 9와 같이 모델링하였으며, Fig. 5와 같은 강철 플랜지의 접합부치수를 접합부길이는 10 ~ 50 mm, 접합부두께는 0.5 ~ 5 mm 까지 변화시키면서 Fig. 10과 같은 9 가지 복합재료 적층패턴에 대하여 해석을 수행하였다. Fig. 10에서 Group 1은

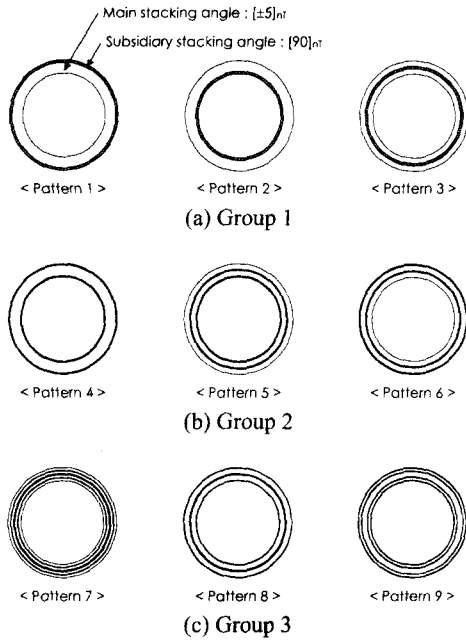


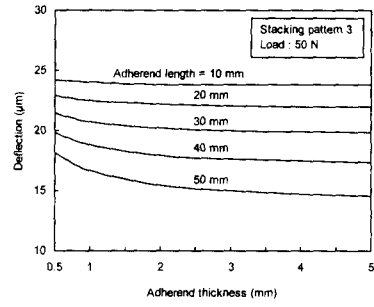
Fig. 10 Stacking patterns used in the evaluation of the composite shaft

Table 4 Stacking sequence of stacking pattern for FE analysis

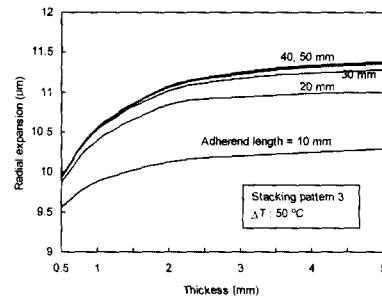
Group	Pattern	Stacking Sequence
Group 1	Pattern 1	$[(\pm 5)_8/(90)_4]_T$
	Pattern 2	$[(90)_4/(\pm 5)_8]_T$
	Pattern 3	$[(\pm 5)_4/(90)_2/(\pm 5)_4]_T$
Group 2	Pattern 4	$[(90)_2/(\pm 5)_8/(90)_2]_T$
	Pattern 5	$[(90)_2/(\pm 5)_4/(90)_2/(\pm 5)_4]_T$
Group 3	Pattern 6	$[(\pm 5)_4/(90)_2/(\pm 5)_4/(90)_2]_T$
	Pattern 7	$[(\pm 5)_2/90/(\pm 5)_2/(90)_2/(\pm 5)_2/90/(\pm 5)_2]_T$
	Pattern 8	$[90/(\pm 5)_4/(90)_2/(\pm 5)_4/90]_T$
	Pattern 9	$[90/(\pm 5)_2/90/(\pm 5)_2/90/(\pm 5)_2]_T$

보조적층각을 한부분에 적층한 경우를 Group 2는 보조적층각을 두부분에 적층한 경우를 그리고, Group 3은 보조적층각을 세부분 이상에 적층한 경우를 각각 나타낸다. Fig. 10에 나타난 적층패턴의 적층각도 및 적층순서는 Table 4와 같다. Table 4에서 소괄호 우측하단의 숫자는 소괄호 안의 적층각도를 가지는 복합재료 프리프레그의 적층된 갯수를 나타내며, 중괄호 우측하단의 첨자 T는 중립축에 대하여 대칭이 아닌 적층판을 나타낸다.

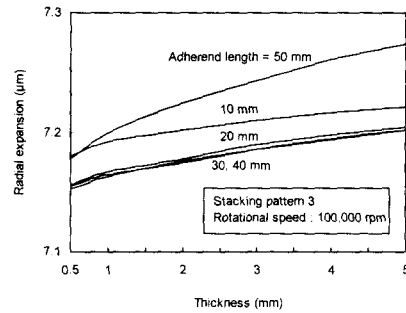
먼저, 굽힘하중에 의한 복합재료 주축의 처짐량을 구하기 위한 유한요소 해석을 수행하였다. 굽힘하중은 Fig. 9의 플랜지 끝단에 50 N을 집중하중의 형태로 가해졌으며, 플랜지 반대편 복합재료 단면은 고정단 경계조건으로 가정하여 세방향



(a) Applied force on the nose of flange = 50 N



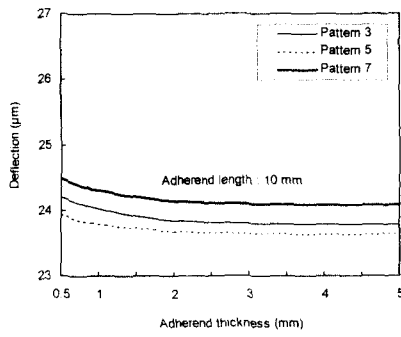
(b)  $\Delta T = 50 \text{ }^\circ\text{C}$



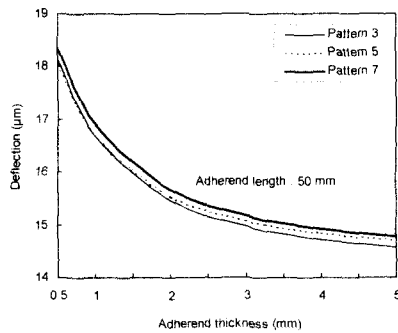
(c) Rotational speed = 100,000 rpm

Fig. 11 Deflection and radial expansion of the composite shaft stacked according to pattern 3 w. r. t. adherend bonding length and adherend thickness of flange

변위를 구속시켰다. 유한요소 해석을 통하여 Fig. 9에서 베어링이 장착되는 부분의 처짐량 ( $\delta_{Node 2}$ )을 구하여 접합부의 치수와 적층패턴에 따른 복합재료 주축의 굽힘 특성을 정성적으로 평가하였다. 플랜지 접합부길이 및 접합부 두께에 따른 상대처짐량은 적층패턴에 관계없이 유사한 경향을 나타내며, 대표적인 경향은 Fig. 11 (a)와 같다. Fig. 11 (a)에서 플랜지 접합부의 길이가 30 mm 이하에서는 접합부의 두께에 관계없이 상대처짐량이 거의



(a) 10 mm adherend length



(b) 50 mm adherend length

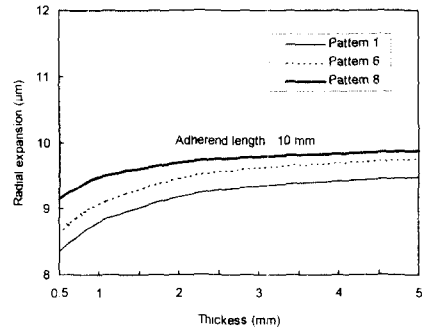
Fig. 12 Deflection of the composite shaft w. r. t. stacking patterns

일정하고, 접합부의 두께가 2 mm 이상에서는 상대처짐량이 포화됨을 알 수 있다. 복합재료 적층 패턴에 따른 경향은 Fig. 12와 같다. Fig. 12는 각 그룹에서 가장 처짐량이 작은 적층패턴의 비교를 나타낸다.

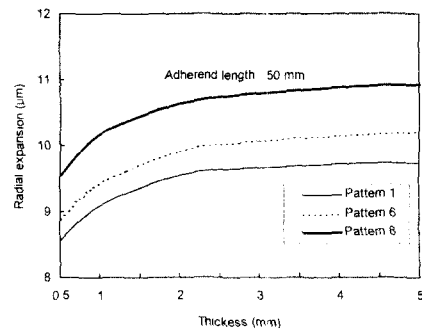
각 그룹에서 가장 처짐량이 작은 Pattern 3, 5 및 7의 경향을 보여주는 Fig. 12로부터 플랜지 접합부의 길이가 긴 경우에는 접합부의 강성에 의한 영향으로 Pattern 3, 5 및 7의 처짐량이 거의 동일하지만, 접합부의 길이가 짧은 경우에는 안쪽과 중간에 보강한 Pattern 5, 중간에 보강한 Pattern 3, 내부에 균일하게 보강한 Pattern 7의 순서로 처짐량이 작은 것을 알 수 있다. 그러므로 Fig. 12로부터 보조적층각 90°를 안쪽과 중간부분의 사이에 적층하는 것이 복합재료 주축의 굽힘 특성 향상에 유리한 것을 알 수 있다.

두번째로 온도상승에 의한 복합재료 주축의 반경방향 변위를 구하기 위한 유한요소 해석을 수행하였다.

공기 베어링이 장착된 회전체 시스템은 점성계수가 낮아 점성마찰에 의한 열발생이 적은 것으로



(a) 10 mm adherend length



(b) 50 mm adherend length

Fig. 13 Radial expansion of the composite shaft w. r. t. stacking patterns

알려져 있다. 그러나, 편심비가 1에 가까울 정도로 지지하중이 큰 경우나, 베어링 간극이 아주 작은 경우에는 온도 상승에 의한 주축의 열팽창이 베어링 필름 파괴의 원인이 되기 때문에 본 연구에서는 복합재료 주축 회전에 의해 베어링 내부 온도가 50°C 상승했을 경우에 복합재료 주축의 반경방향 변위를 구하기 위한 유한요소해석을 수행하였다. 해석에 사용한 유한요소 모델은 Fig. 9와 같으며, 잘려진 복합재료 단면에 대하여 대칭경계조건을 적용하였다. 유한요소 해석을 통하여 Fig. 9에서 베어링이 장착되는 부분인 Node 1과 Node 2사이 반경방향 변위중 최대변위를 구하여 접합부의 치수와 적층패턴에 따른 복합재료 주축의 열팽창 특성을 정성적으로 평가하였다.

플랜지 접합부길이 및 접합부두께에 따른 상대 처짐량은 적층패턴에 관계없이 유사한 경향을 나타내며, 대표적인 경향은 Fig. 11 (b)와 같다. Fig. 11 (b)에서 플랜지 접합부의 길이가 30 mm 이하에서는 접합부의 길이에 따라 반경방향 변위가 증가하다가 30 mm 이상에서는 포화되며, 접합부의 두께가 2 mm 이상에서는 반경방향 변위가 포화되는

것을 알 수 있다.

복합재료 적층패턴에 따른 경향은 Fig. 13 과 같다. 각 그룹에서 변위가 가장 작은 적층패턴의 비교를 나타내는 Fig. 13로부터 Group 1과 Group 2에서는 각각 Pattern 1과 Pattern 6의 반경방향 변위가 작으며 Group 3에서는 Pattern 8의 반경방향 변위가 작은 것을 알 수 있다. Fig. 13으로부터 바깥쪽에 보조적층각을 적층한 Pattern 1, 바깥쪽과 중간에 보조적층각을 적층한 Pattern 6, 외부와 내부 및 중간에 균일하게 보조적층각을 적층한 Pattern 8의 순서로 반경방향 변위가 작은 것을 알 수 있다. 그러므로 Fig. 13으로부터 보조적층각 90°를 바깥쪽에 적층하는 것이 복합재료 주축의 열팽창 특성 향상에 유리한 것을 알 수 있다.

마지막으로 주축의 회전 시에 발생하는 원심력에 의한 복합재료 주축의 반경방향 변위를 구하기 위한 유한요소 해석을 수행하였다. 주축이 고속으로 회전하는 경우에는 원심력에 의해 발생하는 반경방향 팽창으로 인한 베어링 필름의 파괴나 원심력에 의해 발생하는 응력으로 인한 주축의 파괴를 고려한 주축의 설계가 요구되기 때문에 본 연구에서는 복합재료 주축이 100,000 rpm 으로 회전하는 경우에 원심력에 의한 복합재료 주축의 반경방향 변위를 구하기 위한 유한요소 해석을 수행하였다. 해석에 사용한 유한요소 모델은 Fig. 9와 같으며, 잘려진 복합재료 단면에 대하여 대칭경계조건을 적용하였다. 유한요소 해석을 통하여 Fig. 9에서 베어링이 장착되는 부분인 Node 1과 Node 2사이 반경방향 변위중 최대변위를 구하여 접합부의 치수와 적층패턴에 따른 복합재료 주축의 원심력팽창 특성을 정성적으로 평가하였다.

플랜지 접합부길이 및 접합부두께에 따른 상대치짐량은 적층순서에 관계없이 유사한 경향을 나타내며,

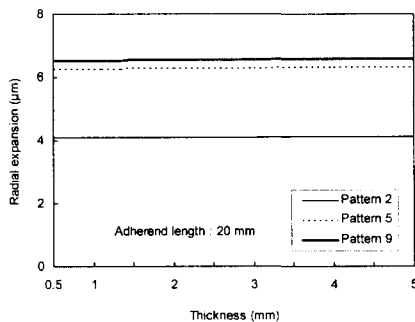


Fig. 14 Radial expansion of the composite shaft w. r. t. stacking patterns

대표적인 경향은 Fig. 11 (c)와 같다. Fig. 11 (c)에서 플랜지 접합부의 길이가 20 mm ~ 40 mm 일때, 접합부의 길이에 따른 반경방향 변위가 최소가 되며, 접합부의 두께 증가에 따라서는 반경방향 변위가 선형적으로 증가하는 것을 알 수 있다. 복합재료 적층패턴에 따른 경향은 Fig. 14와 같다. 각 그룹에서 가장 치짐량이 작은 Pattern 2, 5 및 9의 경향을 보여주는 Fig. 14로부터 안쪽에 보조적층각을 적층한 Pattern 2, 안쪽과 중간에 보조적층각을 적층한 Pattern 5, 외부와 내부 및 중간에 균일하게 보조적층각을 적층한 Pattern 9의 순서로 반경방향 변위가 작은 것을 알 수 있다. 그러므로 Fig. 16과 Fig. 17로부터 보조적층각 90°를 안쪽에 적층하는 것이 복합재료 주축의 원심력팽창 특성 향상에 유리한 것을 알 수 있다.

#### 4. 공기베어링지지 복합재료주축의 설계

공기주축부의 진동해석 결과와 CLPT 를 통하여 계산된 주축의 열팽창계수 및 반경방향 강성을 고려하여 복합재료 주축의 적층각도 및 적층두께를 Table 3과 같이 결정하였다. Table 3과 같은 적층각도 및 적층두께를 가지는 복합재료 주축의 적층순서를 결정하기 위하여 Fig. 10와 같은 적층패턴을 가지는 복합재료 주축의 굽힘하중, 온도상승, 원심력에 의한 변형량을 구하기 위해 수행된 유한요소 해석결과를 정리하면 다음과 같다.

Fig. 12에서 Fig. 14까지의 유한요소 해석결과로부터 복합재료 주축이 굽힘하중을 받는 경우에는 Table 3의 보조 적층각을 복합재료 주축의 안쪽과 중간사이에, 온도상승에 의한 경우에는 보조 적층각을 바깥쪽에, 원심력에 의한 경우에는 보조 적층각을 안쪽에 보강하는 것이 유리한 것을 알 수 있으며, 적층패턴 및 하중에 따라 정리된 해석결과를 Table 5와 같다.

Table 5 Results from static analysis of composite shaft according to stacking patterns

		Bending deflection	Thermal expansion	Centrifugal expansion
Group 1	Pattern 1	-	Low	-
	Pattern 2	-	-	Low
	Pattern 3	Medium	-	-
Group 2	Pattern 4	-	-	-
	Pattern 5	Low	-	Medium
	Pattern 6	-	Medium	-
Group 3	Pattern 7	High	-	High
	Pattern 8	High	High	High
	Pattern 9	High	High	High



Fig. 6은 강철 플랜지 접합부의 길이 및 두께변화에 따른 고유진동수를 나타내고, Fig. 11은 플랜지 접합부의 치수변화에 따른 굽힘하중, 온도상승, 원심력에 의한 변형량을 나타내며, 플랜지 접합부의 길이에 따라 정리된 해석결과는 Table 6과 같다. Table 6에서 고유진동수와 열팽창 특성은 접합부의 길이가 짧을수록, 굽힘 특성은 접합부의 길이가 길수록 그리고, 원심력에 대한 특성은 접합부의 길이가 20 ~ 40 mm 사이에서 우수한 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 6으로부터 고유진동수는 플랜지 접합부 두께증가에 따라 감소하며, Fig. 11로부터 플랜지 접합부의 두께변화가 원심력에 의한 반경방향 변위에 거의 영향을 미치지 않지만, 접합부의 두께가 2 mm 이상에서는 복합재료 주축의 굽힘에 의한 처짐량 및 온도상승에 의한 반경방향 변위의 변화가 완만해지는 것을 알 수 있다.

본 연구의 설계대상인 고속 공기 주축부를 위한 복합재료 주축은 반도체용 웨이퍼 가공과 같이 지지하중이 작고 고속회전이 요구될 때에 주로 적용되기 때문에 구동 시에 발생하는 열이 적고, 공급되는 공기의 냉각과 주축부 하우징의 냉각라인 설치로 발생하는 열을 제거할 수 있다. 그러므로 본 연구에서는 열팽창 특성보다는 굽힘과 원심력에 대한 특성을 고려하여 Table 5로부터 굽힘과 원심력에 대한 특성이 우수한 Pattern 5를 복합재료 주축의 최적 적층순서로 결정하였으며, Table 6 으로부터 고유진동수, 굽힘 및 원심력에 대한 특성을 고려하여 플랜지 접합부 길이와 두께를 각각 40 mm 와 2 mm 로 결정하였다. 설계된 복합재료 주축의 사양은 Table 7과 같다.

**Table 6** Results from static and dynamic analysis of composite shaft according to the adherend length of steel flange

Adherend length	Dynamic	Static		
	Natural freq.	Bending deflection	Thermal expansion	Centrifugal expansion
10 mm			Low	Medium
20 mm			Medium	Low
30 mm			High	Low
40 mm			High	Low
50 mm			High	High

**Table 7** Specification of composite shaft

Outer diameter of shaft	25 mm
Length of shaft	210 mm
Thickness of shaft	3 mm
Stacking sequence	[(90) <sub>2</sub> /(\pm 5) <sub>2</sub> /(\pm 5) <sub>2</sub> ]/(\pm 5) <sub>1</sub> ]1
Adherend length of steel flange	40 mm
Adherend thickness of steel flange	2 mm

본 연구에서 복합재료 주축의 소재로 사용된 탄소섬유 에폭시 복합재료는 120 °C에서 경화되기 때문에 상온에서 사용되는 복합재료 주축에는 경화온도와 상온과의 온도차이에 의한 제조 잔류 열응력이 발생하게 된다. 따라서, 본 연구에서는 유한요소해석을 통하여 Table 7과 같이 설계된 복합재료 주축의 제조 잔류 열응력, 굽힘 응력 및 원심력에 의한 응력을 구하여 설계된 복합재료 주축의 안전성을 평가하였다. 복합재료 주축의 응력은 유한요소해석을 통하여 구하였으며, 해석에 사용된 유한요소모델은 Fig. 9와 같다. 유한요소해석에서 경화온도와 상온과의 온도차는 -100 °C로 굽힘하중은 50 N으로 주축의 회전속도는 100,000 rpm으로 각각 설정하였으며, 해석을 통하여 구해진 주축 복합재료 층의 3차원 응력상태로부터 파괴지수 *FI* (Failure index)를 구하였다. 파괴지수를 구하기 위해 사용된 Tsai-Wu 파괴지수식은 다음과 같다.<sup>(13)</sup>

$$FI = F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j \quad (i, j = 1, 6) \quad (1)$$

여기서,

$$F_1 = \frac{1}{S_1^t} + \frac{1}{S_1^c}, \quad F_2 = \frac{1}{S_2^t} + \frac{1}{S_2^c}, \quad F_3 = \frac{1}{S_3^t} + \frac{1}{S_3^c},$$

$$F_{11} = -\frac{1}{S_1^t S_1^c}, \quad F_{22} = -\frac{1}{S_2^t S_2^c}, \quad F_{33} = -\frac{1}{S_3^t S_3^c},$$

$$F_{44} = \frac{1}{S_{23}^2}, \quad F_{55} = \frac{1}{S_{13}^2}, \quad F_{66} = \frac{1}{S_{12}^2},$$

$$F_{12} = -\frac{\sqrt{F_{11} F_{22}}}{2}, \quad F_{23} = -\frac{\sqrt{F_{22} F_{33}}}{2}, \quad F_{13} = -\frac{\sqrt{F_{11} F_{33}}}{2}$$

이다.

식 (1)에 사용된 상수는 탄소섬유 에폭시 복합재료의 강도를 나타내며, Table 2와 같다. 해석을 통하여 복합재료 주축의 90°와 ±5° 층의 파괴지수를 구하였으며, 각 복합재료 층의 최대파괴지수는 Table 8과 같다. Table 8에서 굽힘하중과 원심력에 의한 영향보다 복합재료 경화 후에 발생하는 제조 잔류 열응력에 의한 영향이 지배적인 것을 알 수 있으며, 제조 잔류 열응력에 의한 파괴지수는 ±5° 층보다 90° 층이 더 큰 것을 알 수 있다. 가장 큰 응력이 발생하는 복합재료 주축의 중간층 부분인 90° 층의 파괴지수는 0.57로 파괴지수가 0.5보다 크지만, 주축의 중간부분에 위치한 90° 층은 표면에 주로 발생하는 균열에 의한 파괴 발생 가능성이 적기 때문에 본 연구에서 설계된 복합재료 주축은 안전하다고 판단할 수 있다.

**Table 8** Maximum failure index of the composite shaft

Stress	Plies of composite shaft			
	[90] <sub>2</sub>	[±5] <sub>4</sub>	[90] <sub>2</sub>	[±5] <sub>4</sub>
Residual thermal	0.36	0.17	0.57	0.15
Bending	0.02	0.13	0.01	0.17
Centrifugal	0.06	0.11	0.02	0.05

## 5. 결 론

본 연구에서는 유한요소해석을 통하여 공기주축부에 사용되는 복합재료 주축의 동적 및 정적 특성을 파악하였으며, 공기주축부의 고유진동수로부터 복합재료 주축의 적층각도와 적층두께를 굽힘하중과 원심력에 의한 변위해석으로부터 복합재료 주축의 적층순서를 각각 결정하였다. 해석 결과로부터 복합재료 주축의 굽힘 특성은 보조적층각이 주축 두께방향의 안쪽과 중간사이에 적층되는 것이 유리하며, 열팽창 및 원심력팽창 특성은 보조적층각이 각각 주축 두께방향의 바깥쪽과 안쪽에 적층되는 것이 유리한 것을 알 수 있었다. 복합재료 주축의 적층순서는 주축의 굽힘 및 원심력팽창 특성을 고려하여  $[(90)_2/(\pm 5)_4/(90)_2/(\pm 5)_4]_T$  로 결정하였으며, 마지막으로 제조 잔류 열응력, 굽힘하중 및 원심력에 의한 파괴지수를 구하여 설계된 복합재료 주축의 안전성을 평가하였다.

## 참고문헌

- (1) Weck, M. and Koch, A., 1993, "Spindle-Bearing Systems for High-Speed Applications in Machine Tools," *Ann. CIRP*, Vol. 42, pp. 445~448.
- (2) Hirn, G., 1854, "Sur les Principaux Phenomenes qui Present les Frottements Mediate," *Soc. Ind. Mulhouse Bull*, Vol. 26, pp. 188~277.
- (3) Gross, W. A., 1962, "Investigation of Whirl in Externally Pressurized Air-Lubricated Journal Bearings," *J. Basic Eng. Trans. ASME*, Vol. 84, pp. 132~138.
- (4) Larson, R. H. and Richardson, H. H., 1962, "A Preliminary Study of Whirl Instability for Pressurized Gas Bearings," *J. Basic Eng. Trans. ASME*, Vol. 84, pp. 511~520.
- (5) Taniguchi, O., 1967, "Experimental Study on Instability of Externally Pressurized Air Journal Bearing," *JSME Int. J.*, Vol. 33, pp. 997-1004.
- (6) Blondeel, E., Snoeys, R. and Devrieze, L., 1980, "Dynamic Stability of Externally Pressurized Gas Bearings," *J. Lub. Tech. Trans. ASME*, Vol. 102, pp. 511~519.
- (7) 최진경, 이대길, 1998, "베어링 스펀상에 기어구 동축을 갖는 스펀들 베어링 시스템의 열특성에 관한 연구," 대한기계학회논문집 A, 제 22권, 제 1호, pp. 33~43.
- (8) 최진경, 이대길, 박규열, 1996, "베어링 스펀상에 기어구동축을 갖는 스펀들 베어링 시스템의 정적 및 동적 해석방법에 관한 연구," 대한기계학회논문집 A, 제 20권, 제 5호, pp. 1477~1485.
- (9) 이정배, 김경웅, 2000, "능동 제어되는 외부 가압 공기 베어링의 안정 특성에 관한 연구," 대한기계학회논문집 A, 제 24권, 제 3호, pp. 543~549
- (10) Lee, D. G., Sin, H. C. and Suh, N. P., 1985, "Manufacturing of a Graphite Epoxy Composite Spindle for a Machine Tool," *Ann. CIRP*, Vol. 34, pp. 365~369.
- (11) Choi, J. K. and Lee, D. G., 1997, "Manufacture of a Carbon Fiber-Epoxy Composite Spindle-Bearing System for a Machine Tool," *Composite Structures*, Vol. 37, pp. 241~251.
- (12) Lee, D. G. and Choi, J. K., 2000, "Design and Manufacture of an Aerostatic Spindle Bearing System with Carbon Fiber-Epoxy Composites," *J. Composite Materials*, Vol. 34, pp. 1150~1175.
- (13) Tsai, S. W. and Wu, E. M., 1971, "A general theory of strength for anisotropic materials," *J. Composite Materials*, Vol. 5, pp. 58~80.