

## 論文

## 복합재료 동력전달축의 접착조인트에 관한 연구

김진국\*, 이대길\*\*\*, 최진경\*\*\*, 김일영\*\*\*

## A Study on Adhesive Joints for Composite Driveshafts

Jin Kook Kim\*, Dai Gil Lee\*\*\*, Jin Kyung Choi\*\*\*, Il Young Kim\*\*\*

## ABSTRACT

Substituting composite structures for conventional metallic structures has many advantages because of higher specific stiffness and specific strength of composite materials. In this work, one-piece driveshafts composed of carbon/epoxy and glass/epoxy composites were designed and manufactured for a rear wheel drive automobile satisfying three design specifications, such as static torque transmission capability, torsional buckling and the fundamental natural bending frequency. Single lap adhesive joint was used to join the composite shaft and the aluminum yoke. The torque transmission capability of the adhesively bonded composite shaft was calculated with respect to bonding length and yoke thickness by finite element analysis and compared with the experimental result. Torque transmission capability was based on the Tsai-Wu failure index for composite shaft and the failure model which incorporated the nonlinear mechanical behavior of aluminum yoke and epoxy adhesive. From the experiments and the finite element analyses, it was found that the static torque transmission capability of the composite driveshaft was highest at the critical yoke thickness, and saturated beyond the critical length. Also, it was found that the one-piece composite driveshaft had 40% weight saving effect compared with a conventional two-piece steel driveshaft.

## 초 록

비강성, 비강도가 우수한 복합재료의 특성상, 기존의 금속 구조물을 복합재료 구조물로 대체 하는 것은 많은 이득을 가져온다. 이 논문에서는 탄소섬유/에폭시 복합재료와 유리섬유/에폭시 복합재료를 이용하여 정적 토크전달 능력, 비틀림 좌굴 하중, 굽힘 1차 고유진동수의 설계 기준을 만족하는 후륜구동 자동차용 일체형 동력전달축이 설계 및 제조되었다. 복합재료 중공축과 알루미늄 요크와의 결합을 위하여 단일 겹치기 접착조인트가 사용되었으며, 접착조인트의 정적 토크 전달 능력은 접착길이와 요크두께에 따라 유한요소 해석을 이용하여 계산되었고, 실제 실험결과와 비교되었다. 복합재료 중공축의 정적 토크전달 능력은 Tasi-Wu 파괴지수와 알루미늄 요크와 에폭시 접착제의 비선형 물성을 적용하여 계산되었다. 실험과 해석결과로부터 복합재료 동력전달축의 정적 토크전달 능력은 임계 요크 두께에서 가장 높았으며, 임계 접착길이 이상에서는 포화되었다. 또한 일체형 복합재료 동력전달축은 기존의 2단 분리형 강철 동력전달축과 비교하여 40%의 무게 감소효과를 가져왔다.

## 1. 서 론

고후륜구동 자동차용 동력전달축은 엔진에서 나온 출력을 뒷차축의 차동기어장치로 전달하는 중공축이다 (Fig. 1).

\* 한국과학기술원 기계공학과

\*\*\* 한국과학기술원 기계공학과, 교신저자(E-mail: dglee@kaist.ac.kr)

\*\*\* (주)라컴텍

일반적으로 동력전달축은 강철을 이용한 2단 분리형으로 제작되는데, 강철을 이용하여 동력전달축을 일체형으로 제작할 경우, 굽힘 1차 고유진동수가 운전 진동수 범위 내에 위치하여 공진이 발생하기 때문이다. 또한 이러한 분리형 동력전달축은, 축 중간에 차체와 부착을 위한 축지지 베어링과 브라킷, 그리고 3개의 등속 조인트 등의 복잡한 구조를 가져 구동 중 발생한 진동과 소음이 차체로 전달되기

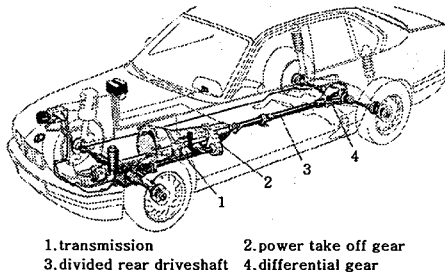


Fig. 1 Schematic diagram of the driveshaft for a rear wheel drive automobile.

쉽다. 비강성이 강철보다 4배 이상 우수한 탄소섬유/에폭시 복합재료로 제작된 동력전달축은 굽힘 1차 고유진동수가 제작 기준인 6,500 rpm 이상으로 높일 수 있어 일체형으로 제작이 가능하다[1-2]. 일체형 동력전달축은 분리형 동력전달축에 비하여 축지지 베어링, 차체 부착용 브라킷, 등속 조인트 1개가 제거되는 단순한 구조이므로, 구동 중 발생하는 진동과 소음이 줄어든다. 또한 기존의 강철 동력전달축에 비하여 무게가 50%밖에 되지 않아, 경량화에 유리하다. 그러나 일체형 복합재료 동력전달축은 등속조인트의 강철 요크와 복합재료 샤프트의 안정한 결합부위가 요구된다[3-4].

일체형 복합재료 동력전달축은 Dana Corporation의 Spicer U-Joint Division에서 처음 개발하여 1985년 Ford Econoline Van 모델에 처음 적용되었다. General Motors에서는 1988년형 pickup truck에 Spicer의 동력전달축을 적용하여 판매 목표량의 3배 이상의 매출을 올렸다[5].

국내에서도 복합재료와 알루미늄을 사용한 하이브리드 타입의 일체형 동력전달축의 제조에 관한 연구[6]가 진행되어 왔지만, 현재까지 섬유강화 복합재료만을 사용하여 제조하는 일체형 복합재료 동력전달축(이하 복합재료 동력전달축)에 대한 연구는 미비하다.

따라서 본 연구에서는 차량 경량화를 위한 복합재료 동력전달축을 개발하는 것에 목표를 두고, 복합재료 동력전달축과 차량의 유니버설 조인트와의 연결을 위한 접착조인트

를 설계 및 제작하고, 유한요소해석과 비틀림 시험을 수행하여 개발가능성을 입증하였다.

## 2. 복합재료 동력전달축의 설계

자동차용 동력전달축은 정적 토크전달 능력이 3,500Nm 이상이고, 굽힘 1차 고유진동수가 6,500rpm 이상이고, 비틀림좌굴 임계 토크가 3,500Nm 이상으로 설계되어야 한다. 또한 설치 공간의 제약으로 인하여 외경이 100mm 이하로 제한된다.

위의 조건을 만족시키면서, 생산단가를 낮추고, 제조의 편리성을 위하여, 탄소섬유/에폭시 복합재료 (Mitsubishi Chemical Co., HYEJ34M65D)와 유리섬유/에폭시 복합재료 (SK Chemical, UGN150)를 이용하여 복합재료 동력전달축을 제조하였다. Table 1에 각각의 물성을 나타내었다.

정적 토크전달 능력은 첫번째 플라이 파손기준에 의하여 고전 적층판 이론으로 계산한 각 플라이 (ply)의 응력 성분들을 각 플라이의 강도와 비교하여 동력전달축에 전달할 수 있는 최대 토크라고 정의하였다.

길이가 긴 중공축은 일반적으로 비틀림좌굴에 약하므로, 이방성 재료로 제작된 복합재료 동력전달축의 비틀림좌굴을 아래의 식을 이용하여 계산하였다[7].

$$T_c = (2\pi^2 t) (0.272) (E_x \cdot E_h^3)^{0.25} (t/r)^{1.5} \quad (2-1)$$

where,  $E_x$ : average modulus in the axial direction  
 $E_h$ : average modulus in the hoop direction  
 $t$ : overall wall thickness  
 $r$ : mean radius

식 (2-1)은 동력전달축의 설계에 많이 사용되는 식으로서, 등방성 중공축을 위한 비틀림좌굴 식에서 전개되었다. 중공축의 두께가 얇을수록, 반경이 작을수록, 축방향과 Hoop방향 강성이 작을수록 낮은 토크에서 축은 비틀림좌굴이 발생하여 파괴된다.

복합재료 동력전달축 양단의 유니버설 조인트에는 요크간의 회전을 자유롭게 하기 위한 베어링이 삽입된다. 따라서 양단의 경계조건을 양단 단순지지 조건이라고 가정하고, 굽힘 1차 고유진동수( $\omega$ )[8]를 구하여 보면,

$$\omega = \frac{9.87}{l^2} \sqrt{\frac{E_x \cdot I}{\rho}} \quad (\text{rad/s}) \quad (2-2)$$

where,  $E_x$ : modulus in the axial direction  
 $I$ : second moment of inertia

$\rho$  : mass per unit length (kg/m)  
 $l$  : length of the composite driveshaft

과 같다.

축방향 강성을 높여서 굽힘 1차 고유진동수를 6,500rpm

**Table 1 Mechanical properties of carbon/epoxy composite and glass/epoxy composite**

	Carbon/epoxy composite	Glass/epoxy composite
$E_1$	370 GPa	43.5 GPa
$E_2$	5.3 GPa	5.0 GPa
$G_{12}$	5.3 GPa	5.0 GPa
$\nu_{12}$	0.31	0.25
$\alpha_1$	-1.1 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$	6.3 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$
$\alpha_2$	27 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$	19.8 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$
$\rho_1$	1,710 kg/m <sup>3</sup>	1,980 kg/m <sup>3</sup>
$t_p$	0.32 mm	0.15 mm
$S_1^T$	1,550 MPa	1,000 MPa
$S_1^C$	470 MPa	1,000 MPa
$S_2^T$	31 MPa	50 MPa
$S_2^C$	31 MPa	50 MPa
$S_{12}$	31 MPa	50 MPa
$E_1$ :longitudinal stiffness	$E_2$ :transverse stiffness	
$G_{12}$ :shear stiffness	$\nu_{12}$ :poisson ratio	
$\alpha_1$ :longitudinal CTE	$\alpha_2$ : transverse CTE	
$\rho_1$ :density	$t_p$ :thickness of a ply	
$S_1^T$ :longitudinal tensile strength		
$S_1^C$ :longitudinal compressive strength		
$S_2^T$ :transverse tensile strength		
$S_2^C$ :transverse compressive strength		
$S_{12}$ :shear strength		

**Table 2 Design values of one-piece composite driveshaft with the stacking sequence of  $[0_{\text{carbon}}/(\pm 45)_{\text{nt,glass}}]$**

n	$T$ (Nm)	$T_c$ (Nm)	$\omega$ (rpm)
10	2,239	4,590	8,210
15	3,377	11,100	7,370
16	3,610	12,800	7,260
17	3,846	14,700	7,170
30	7,040	53,700	6,510
31	7,380	57,900	6,480

**Table 3 Mechanical properties of the epoxy adhesive and the aluminum yoke**

	Epoxy adhesive	Aluminum yoke
Tensile stiffness, $E$	2.5GPa	68.9GPa
Yield strength, $S_y$	-	275MPa
Tensile strength, $S$	42MPa	310MPa
Possion's ratio, $\nu$	0.4	0.33
CTE, $\alpha$	72 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$	23.6 $\mu\epsilon/^\circ\text{C}$

이상으로 높이기 위하여, 길이방향 강성이 매우 높은 탄소 섬유/에폭시 복합재료 한 플라이를 동력전달축의 최외각에 적층하고, 3,500 Nm 이상의 토크전달능력과 비틀림좌굴 임계 토크를 위하여, 적층 각도가  $\pm 45^\circ$ 인 유리섬유/에폭시 복합재료 플라이의 수를 달리하여 계산한 결과를 Table 2에 나타내었다.  $T$ ,  $T_c$ ,  $\omega$ 는 각각 정적 토크전달 능력, 비틀림좌굴 임계 토크, 굽힘 1차 고유진동수를 나타낸다.

탄소섬유/에폭시 복합재료는 강성은 높지만, 섬유 횡방향 인장강도가 낮기 때문에 토크전달능력 기준인 3,500Nm에 이르기 위해서 유리섬유의 적층수가  $n=16$ 이상일 때, 즉 최소 32 플라이의 적층이 필요하였다. 그 적층수에서 비틀림좌굴 임계 토크와 굽힘 1차 고유진동수는 모두 기준을 넘어선다. 유리섬유/에폭시 복합재료의 적층수가 커질수록 토크전달 능력과 비틀림좌굴 임계 토크는 증가하지만, 굽힘 1차 고유진동수는 감소하는데, 이는 유리섬유/에폭시 복합재료의 증가로 인하여 탄소섬유/에폭시 복합재료만 사용할 때보다 축방향 강성이 줄어들기 때문이다. 생산단가를 고려할 때,  $[0_{\text{carbon}}/(\pm 45)_{16\text{glass}}]$ 가 최적의 설계이다.

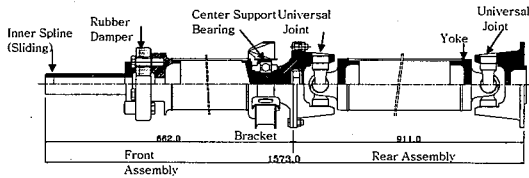
앞에서 설계한 복합재료 동력전달축은 양 끝단에 엔진에서 차동기어로 동력을 전달하기 위한 연결 부품인 유니버설 조인트의 강철이나 알루미늄 재질의 요크를 접합함으로써 완성된다. 본 연구에서는 요크를 접합하기 위한 방법으로 접착조인트를 사용하였다.

Fig. 2는 기존의 2단 분리형 강철 동력전달축과 접착조인트를 이용하여 요크를 접합한 복합재료 동력전달축을 보여준다. 복합재료 동력전달축의 안지름, 바깥지름, 길이는 각각 80mm, 90.24mm, 1,250mm이다. 복합재료 동력전달축의 무게는 6.9kg(복합재료 축: 3.5kg, 알루미늄 요크: 3.4kg)으로 강철 동력전달축의 약 60%였다.

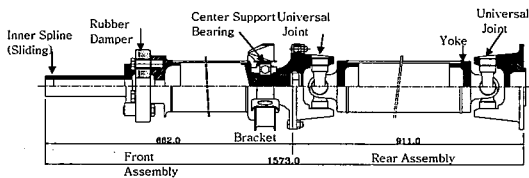
### 3. 접착조인트의 유한요소해석

알루미늄 요크의 접착제 접합에 의한 복합재료 동력전달축의 토크전달 능력은 접착두께, 접착길이, 요크 두께 및 표면조도에 많은 영향을 받는다[9]. 본 연구에서는 접착길이와 요크 두께에 따른 정적 토크전달 능력을 예측하기 위하여 상용 유한요소 코드인 ABAQUS 5.4 (Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., US)를 이용하여 복합재료 동력전달축의 변형률을 계산하였다.

복합재료 동력전달축은 복합재료 축을 진공백 성형 공정 후, 접착제를 이용하여 알루미늄 요크와 80°C에서 접합하여 제조되기 때문에, 각 재료들의 열팽창계수 차이로 인한 성형 잔류 열응력이 발생하게 된다. 본 연구에서는 이 점을 고려하여 해석을 수행하였다. 사용한 에폭시 접착제



(a) Two-piece steel driveshaft



(b) one-piece composite driveshaft manufactured in this work

Fig. 2 Schematic diagrams of driveshafts.

는 IPCO 9923 (National Starch, US)이었고, 알루미늄 요크는 6061-T6 였다. 각각의 물성을 Table 3에 나타내었다.

복합재료 동력전달축의 응력상태는 축대칭이기 때문에, 8절점-3차원 솔리드 요소 (C3D8R)를 사용하여 복합재료 동력전달축의 1/180 만을 모델링하였다 (Fig. 3). 에폭시 접착제와 복합재료 중공축, 그리고 알루미늄 요크는 서로 완전결합하고 있다고 가정하고, 탄소섬유/에폭시 복합재료와 유리섬유/에폭시 복합재료의 물성은 선형, 에폭시 접착제와 알루미늄 요크의 물성은 비선형으로 가정하였다. 특히, 에폭시 접착제의 물성은 비선형 물성을 잘 나타내는 식 (3-1)을 이용하여 해석에 사용되었다[10].

$$\sigma = S \left( 1 - e^{-(E/S)\epsilon} \right) \quad (3-1)$$

where,  $\sigma$  : tensile stress  
 $E$  : tensile modulus  
 $S$  : tensile strength  
 $\epsilon$  : tensile strain.

알루미늄 요크는 항복강도와 인장강도에 근거한 2단선형물성을 사용하여 해석하였다. Fig. 4에 유한요소해석에 사용된 에폭시 접착제와 알루미늄 요크의 응력-변형률 선도를 나타내었다.

해석에 사용한 총 절점의 수와 요소의 수는 각각 2660, 1560개이며, 복합재료 축의 안지름과 바깥지름, 길이는 각

각 80mm, 90.24mm, 280mm 이었다. 비틀림 시험을 쉽게 하기 위하여, 실제 복합재료 동력전달축 보다 길이를 짧게 하여 해석하였다. 접착두께는 접착제의 벌크파괴가 발생할 수 있는 두께인 0.2mm로 하였다[11]. 복합재료 동력전달축의 정적 토크전달 능력은 복합재료 축의 Tsai-Wu 파괴지수와 비선형 물성을 사용한 에폭시 접착제와 알루미늄 요크의 파괴 모델에 의하여 결정되어졌으며, 토크 전달능력은 파괴지수가 1에 이르렀을 때의 토크 하중으로 계산되었다.

복합재료 축의 정적 토크전달능력을 평가하기 위하여 3차원 Tsai-Wu 파괴지수,  $FI_C$ 가 사용되었다[12].

$$FI_C = F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_3\sigma_3 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{33}\sigma_3^2 + F_{44}\sigma_4^2 + F_{55}\sigma_5^2 + F_{66}\sigma_6^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2F_{13}\sigma_1\sigma_3 + 2F_{23}\sigma_2\sigma_3 \quad (3-2)$$

where,

$$F_1 = \frac{1}{S_1'} - \frac{1}{S_1''}, F_2 = \frac{1}{S_2'} - \frac{1}{S_2''}, F_3 = \frac{1}{S_3'} - \frac{1}{S_3''}$$

$$F_{11} = \frac{1}{S_1'^2}, F_{22} = \frac{1}{S_2'^2}, F_{33} = \frac{1}{S_3'^2}, F_{44} = \frac{1}{S_4'^2}, F_{55} = \frac{1}{S_5'^2}, F_{66} = \frac{1}{S_6'^2}$$

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

에폭시 접착제와 알루미늄 요크의 파괴는 Fig. 4의 비선형 물성 때문에 변형률을 해석하는 것이 더 효과적이므로, 각각의 변형률 요소에 따른 유효변형률[13]을 아래의 식을 이용하여 계산하였다.

$$\bar{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2)} \quad (3-3)$$

에폭시 접착제와 알루미늄 요크는 유효변형률이 측정된 파괴변형률보다 높을 때, 파괴되는 것으로 가정하고, 각각의 파괴지수는 아래와 같다.

$$FI_E = \frac{\bar{\epsilon}_E}{\epsilon_{E,Y}}, FI_A = \frac{\bar{\epsilon}_A}{\epsilon_{A,Y}} \quad (3-4)$$

where,  $FIE$  : failure index of epoxy adhesive  
 $FIA$  : failure index of aluminum yoke  
 $E, Y$  : failure strain of epoxy adhesive  
 $A, Y$  : failure strain of aluminum yoke

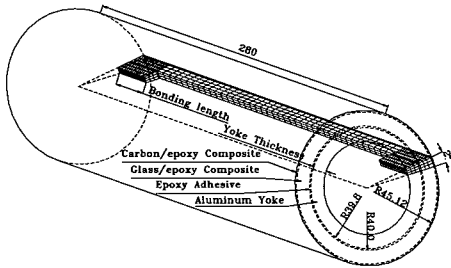
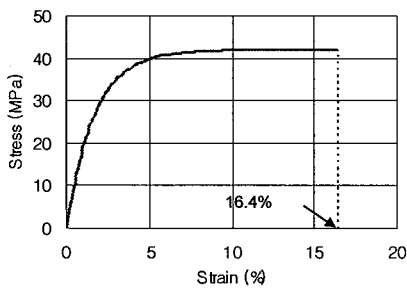
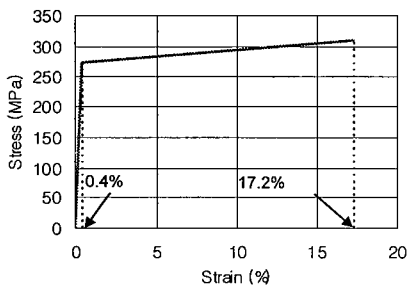


Fig. 3 Finite element mesh with eight-node three-dimensional solid elements for stress analysis.



(a) epoxy adhesive (IPCO 9923)



(b) aluminum yoke (6061-T6 aluminum)

Fig. 4 Idealized stress-strain curve for nonlinear property of (a) and (b).

에폭시 접착제와 알루미늄 요크가 소성변형 파괴가 발생하기 때문에, 식 (3-3)과 식(3-4)는 Von-Mises Criterion에서 유도되었다.

Fig. 5에 복합재료 동력전달축의 토크전달 능력에 따른 파괴지수를 나타내었다. 3,700Nm에서 외각의 탄소섬유/에폭시 복합재료가 먼저 파괴되고 난 후, 유리섬유/에폭시 복

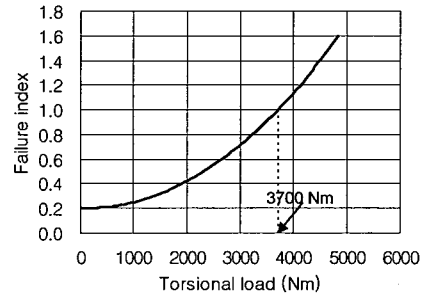


Fig. 5 Failure indices of the composite shaft with respect to torsional loads.

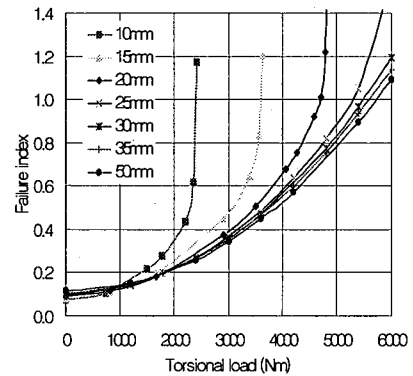


Fig. 6 Failure indices of epoxy adhesive with respect to torsional loads at various bonding lengths when the bonding thickness and yoke thickness were 0.2 mm and 4.8 mm, respectively.

합재료만으로 더 높은 하중을 전달할 수 있지만, 굽힘 1차 고유진동수가 6,500 rpm 이하로 떨어져서 더 이상 동력전달축의 역할은 수행할 수 없다.

Fig. 6은 접착두께와 요크두께가 각각 0.2mm, 4.8mm일 때, 접착길이에 따른 에폭시 접착제의 파괴지수를 나타내었다. Fig. 7은 접착길이 20mm 일 때, 비틀림 하중에 따른 에폭시 층의 파괴지수를 나타내었다. 에폭시 층의 양 끝단에서 파괴지수가 높았으며, Fig. 6는 양 끝단의 최대 파괴지수를 비틀림 하중과 접착길이에 따라 나타낸 것이다. Fig. 8은 정적 토크전달 능력을 Fig. 6의 결과로부터 접착길이에 따라 나타낸 것이다. 접착길이 20mm 이하에서는 토크전달능력은 선형적으로 증가하였고, 25mm(critical length) 이상에서 서서히 포화되었다. 이 결과는 원형 단일 겹치기 강철 접착조인트의 결과와 매우 유사하였다[11]. 복합재료 동력전달축의 정적 토크전달능력은 3,500Nm 이상

이어야 하므로, 접착길이가 최소 16mm 이상이어야 한다.

Fig. 9는 접착길이가 10mm일 때, 비틀림 하중에 따른

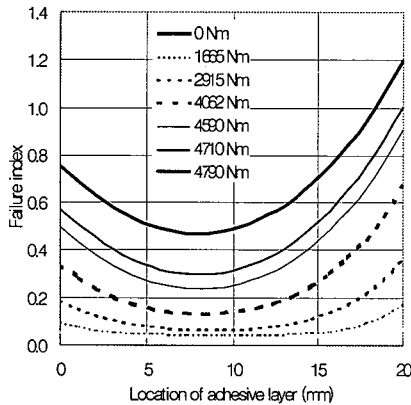


Fig. 7 Failure indices in the adhesive layer along the bonding length with respect to applied torsional loads in case of 20 mm bonding length.

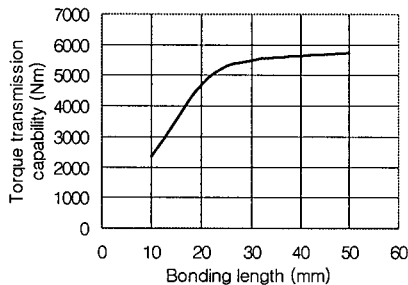


Fig. 8 Static torque transmission capabilities with respect to the bonding length when the bonding thickness and yoke thickness were 0.2mm and 4.8mm, respectively.

알루미늄 요크와 에폭시 접착제의 파괴지수를 나타낸 것으로, 접착두께와 요크두께가 각각 0.2mm, 4.8mm인 경우에는 토크전달 능력이 에폭시 접착제의 파괴에 지배되었다. Fig. 10은 접착두께 0.2mm, 접착길이 20mm일 때, 요크의 두께에 따라 토크전달능력을 나타내었다. 요크의 두께는 요크의 바깥지름을 79.6mm로 고정시키고, 안지름을 조절하여 결정하였다. 요크두께에 따른 에폭시 접착제와 알루미늄 요크의 파괴지수를 Fig. 11에 나타내었다.

요크의 두께가 3.0mm 이상일 경우, 3,500Nm의 하중에서 알루미늄 요크의 파괴지수는 1보다 매우 낮았다. 요크두께가 1.0mm일 때에는 에폭시 접착제와 알루미늄의 파괴지수는 거의 동시에 1에 도달했다. 하지만, 복합재료 동력

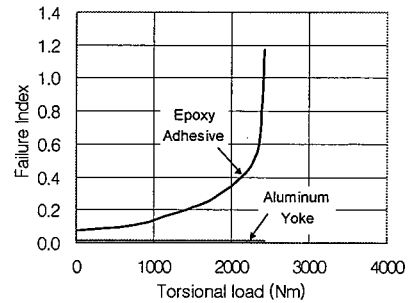


Fig. 9 Failure indices of epoxy adhesive and aluminum yoke with respect to the torsional load at the bonding length of 10 mm.

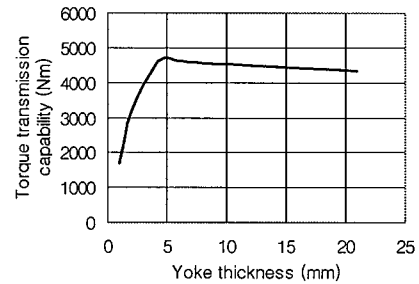


Fig. 10 Static torque transmission capabilities with respect to the yoke thickness when the bonding thickness and bonding length were 0.2mm and 20mm, respectively.

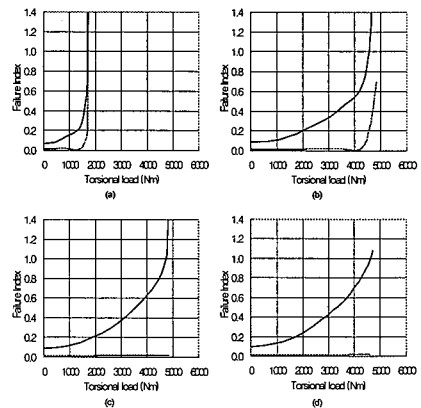


Fig. 11 Failure indices of epoxy adhesive and aluminum yoke with respect to the torsional loading at various yoke thickness. (a) Yoke thickness : 1 mm; (b) yoke thickness : 3 mm; (c) yoke thickness : 4 mm; (d) yoke thickness : 6 mm.

전달축의 토크전달 능력은 최소 기준인 3,500Nm 보다 훨씬

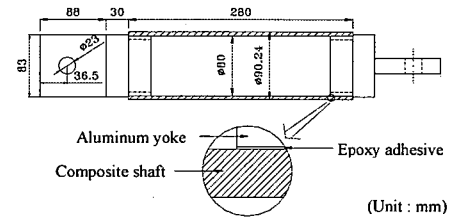
선 낮았다. 요크 두께가 4.8mm(critical thickness)일 때, 최대 토크전달능력을 보였고, 이 결과는 축방향 하중을 받는 동시경화 원형 단일접치기 조인트의 결과와도 유사하였다 [14].

#### 4. 정적 토크전달능력 시험

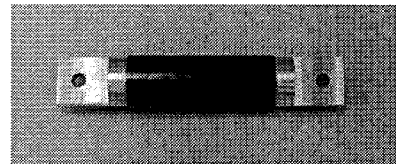
접착제를 이용한 복합재료와 알루미늄의 접합설계가 타당한지 판단하기 위하여 접착길이와 요크두께에 따른 정적 토크전달능력 시험하였다. 시편의 형상은 Fig. 12과 같으며, 시험에 사용된 복합재료 중공축은 길이 (280mm)를 제외한 모든 치수가 2절에서 설계된 치수와 동일하였다. 복합재료 동력전달축의 안지름과 바깥지름은 각각 80mm, 90.24mm 였고, 접착두께는 0.2mm 였다. 요크와 복합재료 축의 접착제 접합공정 전에 평균 표면조도  $2\mu\text{m}$ 의 표면처리를 수행하였으며, 이것은 접착조인트의 피로 강도를 최대로 올린다고 알려져 있다[15]. 정적 토크전달능력은 Fig. 13에서 나타난 최대 13,000Nm까지 측정 가능한 비틀림시험기를 사용하여 측정하였다. 주파수변환기와 1:31400의 감속비를 가지는 사이클로 감속기를 0.4kW모터의 출력부에 설치하여 비틀림 시험속도를 0.02~ 0.7°/ sec 사이에서 조절할 수 있으며, 시험편의 파괴시에 발생하는 충격하중으로부터 토크센서를 보호하기 위하여 플렉시블 커플링을 사용하였다. 또한 시험 수행중 시편이 순수비틀림 이외의 축방향 하중을 받지 않도록 시편 장착부를 두개의 봉 위를 미끄러지도록 설계하였으며, 핀 조인트를 이용하여 시편을 장착하기 때문에 시편 장착시 굽힘이나 인장, 압축 등의 불필요한 하중이 전혀 가해지지 않아 정확한 실험이 가능하였다.

Fig. 14은 접착두께 0.2mm, 요크두께 4.8mm일 때, 접착 길이에 따른 정적 토크전달능력을 Fig. 8의 유한요소 해석을 통하여 계산한 결과와 함께 나타내었다. 접착길이 20mm 이상에서는 실험결과는 계산 결과와 거의 일치하였고, 15mm 이하에서 계산 결과에 비하여 40%정도 높게 측정되었다. 3절에서 계산한 결과에 따르면 접착길이 25mm 이상에서 토크전달 능력이 포화되었지만, 위의 실험 결과로부터 접착길이 15mm 이상에서 토크전달 능력은 포화되기 시작했다. 접착길이 15mm일 때, 토크전달 능력은 4,850Nm로 기준인 3,500Nm보다 훨씬 높았다.

접착두께 0.2mm, 요크두께 4.8mm 일 때에는 요크두께가 접착조인트의 파괴에 영향을 미치지 않을 정도의 두꺼웠기 때문에 모두 예폭시 접착제의 파괴가 발생하였다. Fig. 15에 접착길이 20mm인 경우의 torque-angle 곡선을 나타내었다. 알루미늄 요크의 어떠한 영향도 발견할 수 없었다. 비틀림 시험 후의 복합재료 축과 알루미늄 요크의 모



(a) Dimensions of the specimen



(b) photograph of the specimen

Fig. 12 Composite driveshaft specimen for torsion.

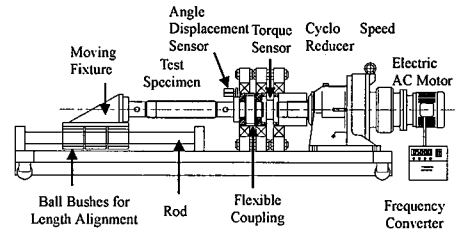


Fig. 13 Schematic diagram of torsion tester of 13,000Nm torque capacity.

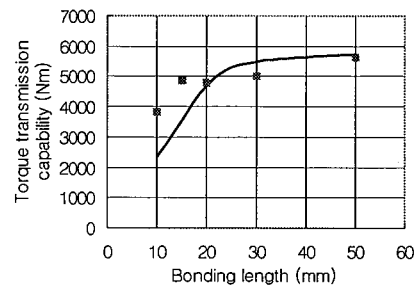


Fig. 14 Experimental results of the static torque transmission capabilities of the composite driveshaft with calculated values of Fig. 6 with respect to the bonding length

습을 Fig. 16에 나타내었고, 알루미늄 요크의 어떠한 변형도 발생하지 않았다. 그러나 복합재료의 축의 최외각 층인

탄소섬유/에폭시 복합재료는 3,700Nm 이상의 하중에서 파괴가 발생하였다. 하지만, 탄소섬유/에폭시 복합재료 층의 일부 파괴는 접착조인트의 토크전달 능력에 어떠한 영향도 주지 않았다. 그러나, 요크두께가 얇을 경우, 알루미늄 요크의 부분적인 항복은 토크전달 능력에 영향을 미칠 수 있다.

Fig. 17은 접착두께 0.2mm, 접착길이 20mm일 때, 요크 두께에 따른 정적 토크전달능력과 Fig. 10의 유한요소 해석을 통하여 계산한 결과와 함께 나타내었다. 실험 결과로부터 두께 3mm일 때, 최대의 토크전달 능력을 얻었지만, 해석 결과에서는 4.8mm일 때, 토크전달 능력이 최대였다. 이 차이는 알루미늄 요크의 물성을 항복강도와 인장강도에 근거한 2단선형 이라고 가정한 것에서 비롯한 것이라고 추정된다. 요크두께 3mm인 경우, 토크전달 능력은 4,850Nm로서, 기준인 3,500Nm 보다 훨씬 높았다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 설계기준을 정적 토크전달 능력, 비틀림 좌굴 임계 토크, 굽힘 1차 고유진동수로 하는 일체형 복합재료 동력전달축을 탄소섬유/에폭시 유리섬유/에폭시 복합재료를 이용하여 설계하고, 제작하였다. 제조원이 무게절감 효과를 고려하여, 복합재료 동력전달축은  $[0_{\text{carbon}}/(\pm 45)_{16t, \text{glass}}]$ 로 설계되었다. 복합재료 동력전달축의 무게는 6.9kg (복합재료 중공축: 3.5kg, 알루미늄 요크: 3.4kg)으로 약 12kg인 기존 강철 동력전달축에 비하여 40%이상의 무게절감 효과가 있었다.

또한 유한요소 해석을 통하여 얻어진 응력과 변형률을 이용하여, Tsai-Wu 파괴지수와 알루미늄 요크, 에폭시 접착제의 비선형 물성을 고려한 파괴모델로부터 알루미늄 요크가 접착된 복합재료 동력전달축의 정적 토크전달 능력이 계산되어 졌다. 실험과 계산 결과로부터, 알루미늄 요크의 인장물성을 2단 선형으로 대입하여 유한요소해석을 수행하여도 실제 실험결과와 거의 일치하는 정적 토크전달능력을 얻을 수 있었다. 접착두께 0.2mm, 요크두께 4.8mm일 때, 최소 16mm이상의 접착길이에서 정적 토크전달능력 기준 (3,500Nm) 을 만족하였고, 접착두께 0.2mm, 접착길이 20mm 일 때에는 최소 3mm 이상에서 기준을 만족하였다.

## 참고문헌

- 1) Lee, D. G., Kim, K. S. and Kwak, Y. K. 1991, "Manufacturing of a SCARA-type direct-drive robot with

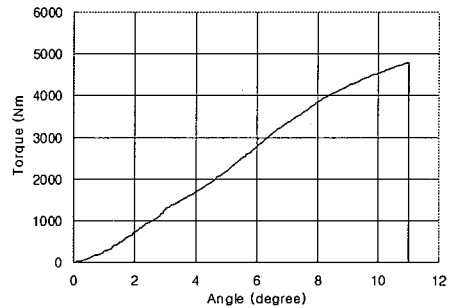
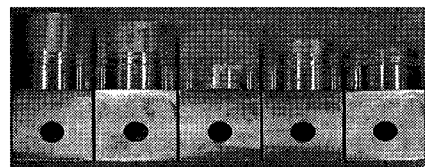
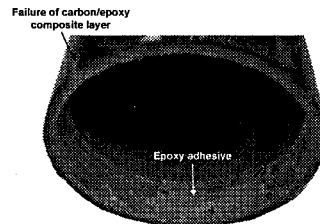


Fig. 15 Torque-angle relationship obtained from the torsion test of the composite driveshaft with 20 mm bonding length and 4.8 mm aluminum yoke thickness.



(a) aluminum yokes



(b) composite shaft

Fig. 16 Composite shaft and aluminum yokes after the torsion test.

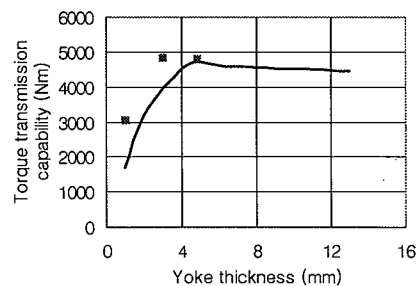


Fig. 17 Experimental results of the static torque transmission capabilities of the composite driveshaft with calculated values of Fig. 7 with respect to the yoke thickness.



- graphite/epoxy composite materials," *Robotica*, Vol. 9, pp. 219-229.
- 2) Kulkarni, S. V., Zweben, C. H. and Pipes, R. B., *Composite Materials in the Automobile Industry*, The ASME winter annual meetin. 1978.
- 3) Schmelz, F., Seherr-Thoss, C. & Aucktor, E. *Universal Joints and Driveshafts*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Chapter 4. 1992.
- 4) Reimpell, J. and Stoll, H. *The Automotive Chassis*, Society of Auto motive Engineers, Inc., Chapter 1. 1996.
- 5) Mallick, P. K. and Newman, S. *Composite Materials Technology*, Hanser Publishers, Chapter 6. 1990.
- 6) Cho, D. H., Lee, D. G. and Choi, J. H. "Manufacturing of one-piece automotive dirveshafts with aluminum and composite materials," *Composite Structures*, Vol. 38, 1997, pp. 309-319.
- 7) Swanson, S. R. *Introduction to Design and Analysis with Advanced Composite material*, Prentice-Hall, Inc., Chapter 8. 1997.
- 8) 이대길, 정광섭, 최진호, *복합재료 역학 및 제조 기술*, 시그마프레스, Chapter 12. 1998.
- 9) Kwon, J. W. and Lee, D. G. "The effects of surface roughness and bond thickness on the fatigue life of adhesively bonded tubular single lap joints," *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 14, 2000, pp. 1085-1102.
- 10) Kim, Y. G. and Lee, D. G.. "Influence of fabrication residual thermal stresses on adhesively bonded tubular single lap steel-steel joints under tensile load," *Journal of Adhesion*, Vol. 65, 1998, pp. 163-185.
- 11) Lee, S. J. and Lee, D. G., "Optimal design of the adhesively bonded tubular single lap joint," *Journal of Adhesion*, Vol. 50, 1995, pp. 165-180.
- 12) Gibson, R. F. *Principles of Composite Material Mechanics*, McGraw-Hill, Inc., 1994. pp. 110-112.
- 13) Hosford, W. F. and Caddell, R. M., *Metal Forming Mechanics and Metallurgy*, Prentice-Hall, Inc., 1993. pp. 29-48.
- 14) Cho, D. H. and Lee, D. G. "Optimum design of co-cured steel-composite tubular single lap joints under axial load," *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 14, 2000, pp. 939-963.
- 15) Lee, D. G., Kim, K. S. and Im, Y. T. "An experimental study of fatigue strength for adhesively bonded tubular single lap joints," *Journal of Adhesion*, Vol. 35, 1991, pp. 39-53.