

## 論文

복합재료 농형 회전자의 열적, 기하학적 특성이  
모터 성능에 미치는 효과

장 승 환\*, 이 대 길\*\*

Thermal and Geometrical Effect on the Motor Performance of  
Composite Squirrel Cage Rotor

S. H. Chang\*, D. G. Lee\*\*

## ABSTRACT

Since the critical whirling vibration frequency of high speed built-in type motor spindle systems is dependent on the rotor mass of the built-in motor and the spindle specific bending modulus, the rotor and the shaft were designed using magnetic powder containing epoxy and high modulus carbon fiber epoxy composite, respectively. In order to increase the amount of the magnetic flux of the composite squirrel cage rotor of an AC induction motor, a steel core was inserted into the composite rotor. From the magnetic analysis, the optimal configurations of steel core and conductor bars for the dynamic characteristics of the rotor system were determined and proposed. The temperature dependence of composite squirrel cage rotor materials was investigated by various experiments such as TMA, DMA and VSM.

## 초 록

초고속 일체형 주축의 공진주파수가 일체형 주축 시스템의 모터 회전자의 질량과 주축의 굽힘강성에 의존하기 때문에 초고속 주축 시스템의 동적 특성을 향상시키기 위해 주축과 회전자를 각각 고분자 기지 섬유강화 복합재료와 자성 분말이 함침된 에폭시 수지를 이용하여 설계하였다. 설계된 복합재료 회전자의 자기 특성을 향상시키기 위해 내부에 강철 코어를 삽입하였으며, 강철 코어와 전도체 봉의 기하학적 형상의 변화가 전동기의 성능에 미치는 효과를 파악하기 위해 자기 해석을 수행하였다. 유한요소해석을 통해 복합재료 회전자의 최적의 기하학적 조건을 제안하였다. 또한 복합재료 회전자 재료의 열특성을 파악하기 위해 TMA, DMA 및 VSM을 이용한 기계적, 전자기적 물성측정을 수행하여 복합재료 회전자의 최적 설계에 적용하였다.

## 1. 서 론

반도체 제조기술의 발전과 고집적화는 반도체 제조 및 가공 장비의 정밀성과 구조의 안정성을 요구한다. 일체형 주축 시스템은 주로 웨이퍼 절단에 사용되며, 10,000 rpm

이상의 고속으로 웨이퍼를 절단하는 장비이다. 이러한 고속 일체형 주축 시스템의 주축이 높은 비강성을 가지는 경우 공기 베어링(air bearing)에 장착되는 고속 주축 시스템의 공진을 피하고 과도한 진폭을 줄일 수 있는 등 동적 성능을 향상시킬 수 있다[1]. 본 논문에서는 기존의 전동기에

\* 한국과학기술원 기계공학과

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

사용중인 규소 강판 회전자의 성능과 새롭게 설계된 복합 재료 회전자의 자기 특성을 비교하기 위해서 자기 해석(magnetic analysis)을 수행하였다. 해석을 위한 설계 변수로서 강철 코어의 두께 및 위치, 그리고 전도체 봉의 위치를 변화 시켜서 발생하는 자기 특성과 토크를 계산하였다. 계산 결과를 이용하여 복합재료 농형 회전자(squirrel cage rotor) 시스템의 최적 기하학적 형상을 결정하였다.

현재까지 복합재료 농형 회전자와 관련된 연구는 다음과 같다.

Jun 등 [2]은 작은 농형 회전자의 전도체 봉에 대한 3차원 유한 요소 해석을 통해서 기계적인 변형과 응력을 계산하였다. 또한 정상 상태에서 각 슬립 조건(slip condition)에 따른 자기 해석을 수행하여 전동기의 성능을 예측하였다. Takashi 등 [3]은 스קי잉 슬롯(skewing slot) 영향을 고려한 모터의 비선형 자기장을 해석하기 위한 유용한 방법을 제안하였으며, 이 방법을 통해 입력 전류, 전도체 봉 전류 및 단락환에 흐르는 전류를 동시에 예측하였으며, Alwash 등 [4]은 일반적으로 사용되는 모터 성능 평가 방법을 수정하여 회전자 이론, 3상 대칭요소 이론을 이용하는 새로운 해석 기법을 고안하였다.

유도 전동기의 회전력은 고정자의 권선에 흐르는 전류에 기인한 유도 작용에 의해 발생하며, 이러한 유도 작용 시 권선과 회전자에 열이 발생하게 된다. 발생된 열은 고정자와 회전자의 기하학적 치수를 변화시키며, 과도하게 발생한 열은 전동기의 동작을 방해할 수 있다. 특히 고분자 재료로 설계된 복합재료 농형 회전자의 경우는 열에 의한 기계적 및 자기적 특성에 더욱 민감하므로 온도에 따른 복합재료 물성의 측정 및 예측이 매우 중요하다. 고속으로 구동하는 전동기 내부의 온도를 실험을 통해 구하는 것은 매우 어렵기 때문에 대부분의 관련 연구들은 유한요소 해석에 집중되어 왔다. Boys 등 [5]은 구동중인 전동기의 고정자와 회전자의 발생 온도를 예측하기 위한 실험적 열 모델(empirical thermal model)을 제시하여, 전동기의 과도 상태(transient state)와 정상 상태(steady state)에서의 온도 분포를 예측하였다. Chan 등 [6]은 전동기의 기동 시 전도체 봉에 발생하는 불규칙한 전류 분포에 의해 발생하는 열 응력으로 인한 전도체 봉과 단락환 접촉 부위의 손상 등을 예측하기 위해 전동기의 전자기장(electromagnetic field) 및 열 분포 등을 해석적으로 계산하였다. 이 연구를 통해 기하학적 치수, 재료, 시스템 변수(system parameter) 등에 대한 농형 회전자의 거동을 예측하였다. Eltom 등 [7]은 전동기의 온도 분포를 좀더 정확하게 예측하기 위해 전동기의 전기적, 열적, 기계적 상호 작용을 기술할 수 있는 모델을 제안하였으며, 제시된 모델은 전도체 봉의 표피 효과(skin

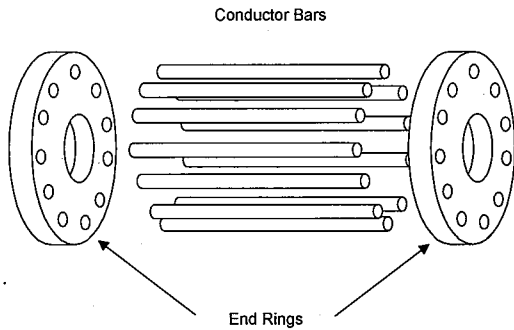
effect)의 영향을 포함하며, 전동기의 속도 변화에 따른 동적 전동기 임피던스(dynamic motor impedance)를 예측하고 열 모델은 전동기의 가열 및 냉각 과정을 예측할 수 있도록 하였다. Lazarevic 등 [8]은 농형 회전자의 시뮬레이션과 해석을 위해서 열과 전자-기계적(electro-mechanical) 모델을 연성(coupling)시킨 새로운 모델을 제시하였다. 제안된 모델은 회전자 재료인 철(iron)의 자기 포화(magnetic saturation), 표피 효과(skin effect)에 의한 회전자 변수의 변화 그리고 고정자와 회전자 저항의 변화를 동시에 고려할 수 있도록 하였다. Siyambalapitiya 등 [9]은 전동기의 열적 특성을 시험하기 위해 전도체 봉(conductor bar)과 단락환(end ring) 부분의 전기적-열적 3차원 유한요소 해석을 수행하였으며, 전도체 봉과 단락환의 주요 위치에서의 온도 변화 경향을 계산하여 실험 결과와 비교하였다. Chang 등 [10]은 복합재료 농형 회전자의 구동 시 발생하는 열에 의한 회전자의 변형량을 해석을 통해 계산하여 회전자 설계에 적용하였다.

본 논문에서는 복합재료 농형 회전자 재료의 기계적 및 자기적 물성을 온도에 따라 측정하여 설계에 고려하였으며, 발생 토크의 기준은 기존 실리콘 웨이퍼 절단에 사용되는 스핀들 모터에 필요한 크기인 0.02 Nm 이상으로 설정하였다.

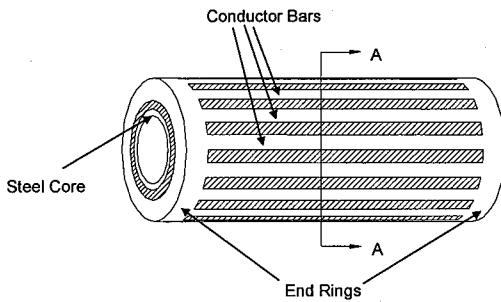
## 2. 강철 코어의 치수에 따른 복합재료 회전자의 성능 해석

해석에 사용된 3상 교류 유도 전동기의 복합재료 농형 회전자는 Fig. 1과 같이 11개의 전도체 봉(conductor bar)과 한 쌍의 단락환(end ring) 및 강철 코어로 구성되며, 규소 강판(silicon steel laminate)을 적층하여 제작하는 기존 농형 회전자와는 달리 밀도가 낮은 고분자 수지에 철분말을 함유한 복합재료(powder containing composite)로 구성되어서 낮은 관성을 가지므로 고속 구동에 유리한 장점이 있다.

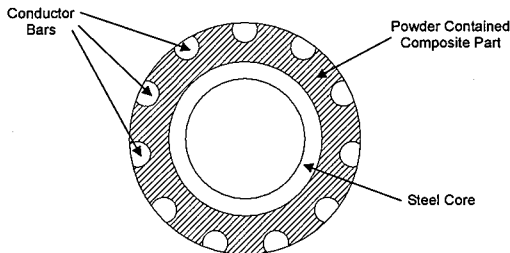
하지만 규소 강판에 비해 낮은 자기 특성을 보완하기 위해 내부에 강철 코어(steel core)를 삽입하였으며, 삽입되는 코어와 전도체 봉의 크기 및 위치는 복합재료 농형 회전자의 기계적 및 전자기적 특성에 영향을 미치게 된다. 복합재료 농형 회전자의 강철 코어, 전도체 봉 등의 회전자 구성 요소의 기하학적 형태가 자기 특성에 미치는 영향을 예측하기 위해 코어가 삽입된 복합재료 농형 회전자의 자기 거동(magnetic behavior)을 유한요소 해석을 통해서 계산하였다.



(a) Composition of the squirrel cage conductor ; End rings and conductor bars before assembling and machining



(b) Composite squirrel cage rotor



(c) Cross-sectional view of the composite squirrel cage rotor

Fig. 1 Configurations of composite squirrel cage rotor.

전자기 해석(electromagnetic analysis)을 위한 지배 방정식은 다음의 맥스웰 방정식(maxwells equation)이다[11].

$$\begin{aligned} \nabla \times \{H\} &= \{J\} + \left\{ \frac{\partial D}{\partial t} \right\} = \{J_s\} + \{J_e\} + \left\{ \frac{\partial D}{\partial t} \right\} \\ \nabla \cdot \{B\} &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

$\{H\}$  = magnetic field intensity vector  
 $\{J\}$  = Total current density vector  
 $\{J_s\}$  = Applied source current density vector  
 $\{J_e\}$  = Induced eddy current density vector  
 $\{D\}$  = Electric flux density vector  
 $\{B\}$  = Magnetic flux density vector  
 $t$  = Time

본 해석은 일정한 시간에서 재료의 자기 특성을 계산하는 정자계(magnetostatic system)이므로 위의 관계식에서 시간에 의한 변화 항을 소거하고, 전자기적 재료의 거동을 묘사하는 구성 방정식 (2) 를 고려하여야 한다.

$$\{B\} = [\mu]\{H\} \quad (2)$$

여기서  $[\mu]$  는 자기 투자율 행렬이며, 자속 세기  $\{H\}$  의 함수이다. 본 해석에서는 해석의 정확도를 위해서 재료의 자기 투자율을 유한요소 모델에 직접 추가하는 대신 입력 전류에 따라 변화하는 자기장을 고려하여 자체적으로 자기 투자율을 계산할 수 있도록 B-H 곡선을 사용하였다[12]. 본 해석에 사용된 전동기는 12개의 고정자 슬롯 (stator slot)을 가진 2극 3상 유도 전동기이며, 단면 형상은 Fig. 2와 같다. 여기서 알파벳 문자는 각 슬롯 (slot)에 감겨져 있는 코일의 상 (phase)을 나타낸다. 고정자의 축방향 길이는 48 mm이며, 고정자 코일의 감은 수는 한 개의 슬롯 당 35번 이다.

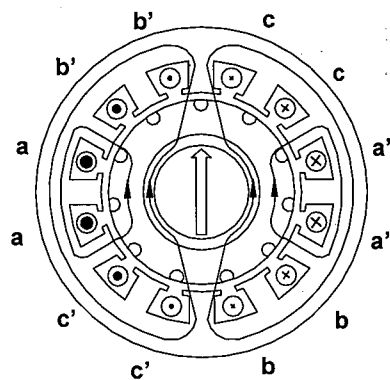


Fig. 2 Schematic diagram of magnetic flux of a 2 pole 3 phase motor.

Table 1 은 각 부분에 사용된 재료를 나타낸다.

Table 1 Materials of each part of the motor

Parts	Specification
Stator	Silicon steel
Conductor Bar	Aluminum (P1050)
Composite	Iron powder contained epoxy composite ( $v_f = 0.5$ )
Core	Steel (AISI 1045)
Shaft	Fiber reinforced composite material ( $v_f = 0.6$ )
Coil	Copper (35 turns)

\*  $v_f$  represents the powder or fiber volume fraction

자기 해석에 실제 하중조건을 부가하기 위해서 120도의 위상 각(phase angle)을 가지는 3상 전원을 고려하여 고정자 코일에 흐르는 전류를 계산하여 코일 요소에 부가하였다. Table 2는 각 고정자 슬롯에 감겨있는 코일에 흐르는 전류의 비율을 나타낸다.

Table 2 Current flowing ratio in the 3 phase coils in slots at any instant

Phase	Current ratio
A	1
B	0.5
C	0.5

3상 교류 전동기의 공급 전원은 완벽하게 균형이 잡혀 있으므로 임의의 순간의 입력 에너지 비율은 언제나 균일하다.

복합재료 농형 회전자에 삽입되는 강철 코어의 두께에 따른 자기 거동을 파악하기 위한 자기 해석을 수행하였다. 회전자는 각각 규소 강판과 50 % 철분말을 함유한 에폭시 복합재료로 구성되어 있으며 회전자의 축은 강철 코어의 효과를 극대화하기 위해 자성을 가지지 않는 섬유강화 복합재료로 하였다. 해석에 사용된 강철 코어(steel core)는 내경이 10 mm이고 두께가 1 ~ 6 mm이며, 코어를 삽입하지 않은 경우와 비교하였다. 섬유 강화 복합재료의 자기 투자율은 공기와 거의 같은 값을 가지므로 진공(vacuum)의 물성을 사용하였다. Fig. 3은 고정자와 회전자의 2차원 유한요소 모델과 경계 조건이다.

자속 밀도 등의 계산에 필요한 재료의 물성은 규소 강판(silicon steel), 강철 코어(steel core) 그리고 50 %의 철분말을 함유한 에폭시 복합재료의 B-H 곡선을 사용하였으며,

규소 강판 재료의 고정자는 공기로 둘러 싸여 있다는 가정을 하여 고정자 외부로 유출되는 자속이 없는 경계 조건을 부가하였다[11].

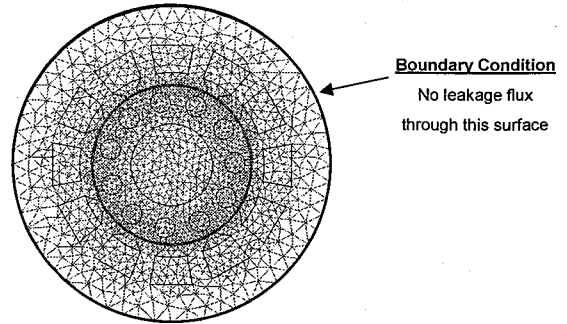


Fig. 3 Finite element model.

회전자의 기저 속도(base speed)는 12,000 rpm (200 Hz)으로 하였으며, 무부하 상태에서 슬립은 0.03 (3 %)로 설정하였다. 고정자에 공급되는 전압은 구동 속도에 따라 Fig. 4와 같은 제어 형태(control pattern)를 가진다. Fig. 5와 Fig. 6은 각각 복합재료 회전자의 자속 분포(magnetic flux distribution)와 자기포화지수(magnetic saturation index :  $B/B_{\text{sat}}_{\text{rated}}$ )를 강철 코어의 두께에 따라 계산한 결과이다.

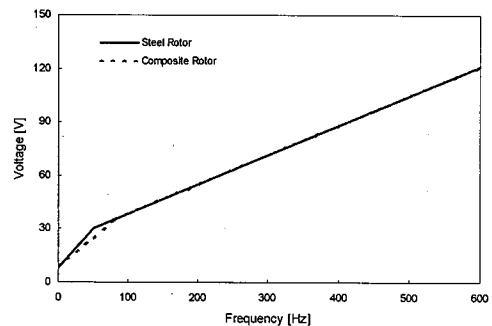
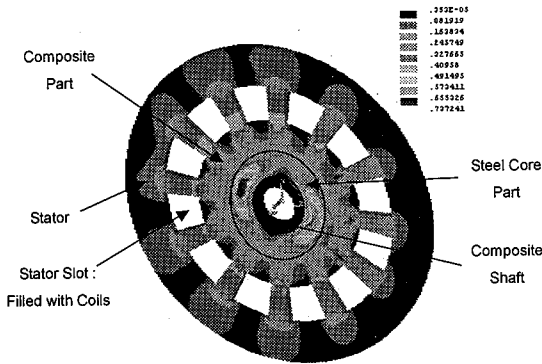


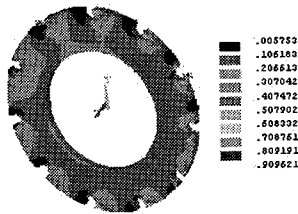
Fig. 4 Control patterns of rotor systems.

섬유 강화 복합재료는 자성 재료가 아니므로 자기 저항(reluctance)이 매우 크기 때문에 발생된 자속이 회전자의 강철 코어를 통해서 형성되어 회전자를 관통하였으며, 코어의 두께가 두꺼운 경우 회전자 전체의 평균 자기 저항이 감소하여 복합재료 부분에서의 자기 포화(magnetization

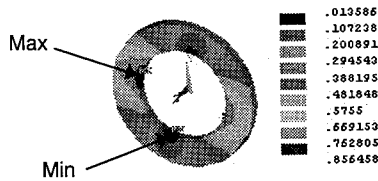
saturation) 현상이 감소하였다.



(a) Whole parts of the motor



(b) Composite part



(c) Steel core part

Fig. 5 Magnetic flux density distribution when the steel core thickness is 3 mm.

반면에 코어의 두께가 얇은 경우 회전자의 자기 저항이 커짐에 따라 고정자에서 발생시켜야 할 자기력이 커지기 때문에 입력 전류가 증가하여 고정자에서의 자기 밀도 (magnetic density)가 상대적으로 커지는 것을 확인 하였다. Fig. 6에 나타나는 바와 같이, 복합재료 회전자의 자기포화 지수는 3 mm 두께의 강철 코어를 삽입한 경우 약 0.5 정도의 값을 가짐을 알 수 있었으며, 이 경우 복합재료 회전자는 적절한 기계적 특성을 가지는 것으로 알려져 있다 [12].

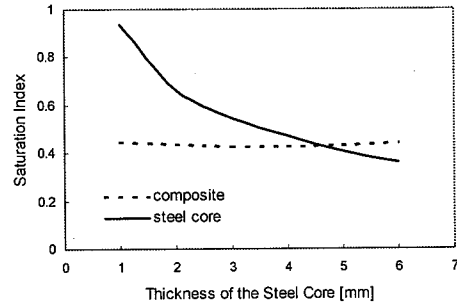


Fig. 6 Magnetic saturation index ( $B/B_{\text{sat}}_{\text{core}}$ ) w.r.t. the core thickness.

### 3. 강철 코어와 전도체 봉의 기하학적 형상에 따른 복합재료 회전자의 성능 해석

강철 코어와 전도체 봉의 위치가 복합재료 농형 회전자의 자기 거동에 미치는 영향을 확인하기 위해 Fig. 7 에서 보이는 바와 같이 여러 가지 기하학적 형상을 가지는 복합 재료 농형 회전자와 같은 출력을 가지는 규소강판 농형 회전자의 자기 해석을 수행하여 설계 변수의 변화에 따른 자기 특성을 비교하였다. 전도체 봉의 위치 ( $R_c$ )가 내부로부터 외부로 이동함에 따른 발생 토크의 변화를 Fig. 8 에 나타내었다. 해석 결과 복합재료 농형 회전자의 전도체 봉의 위치가 외부로 이동함에 따라 발생하는 토크가 증가함을 알 수 있었다. 전도체 봉의 위치 ( $R_c$ )에 따른 이러한 거동은 전류가 흐르는 도선 주위에 발생하는 유출 자속(leakage flux)의 밀도와 관계가 깊으며, 고정자 축과 회전자 축의 1, 2차 권선 사이의 거리가 짧아짐으로써 두 권선에 흐르는 전류에 의해 발생하는 자속(flux) 중 전동기를 회전시키기 위한 자속인 자화 유도 자속(magnetizing flux)의 비율이 증가하여 토크가 증가하게 된다. 전류가 흐르는 도선 주위에 발생하는 자속 밀도 ( $B$ )와 전류 ( $I$ )의 관계는 암페어 법칙 (amperes law) [13]에 의해 다음의 식 (3)으로 표시할 수 있으며, 도선 내부에 생성되는 자속을 무시하고 자기 투자율이  $\mu$  인 매질로 구성된 도선 주위에 형성되는 자속 밀도를 계산하면 식 (4)와 Fig. 9에서 보이는 바와 같이 도선을 중심으로 거리 ( $r$ )에 반비례하는 결과를 얻을 수 있다.

$$\oint_c B \cdot dl = \mu \cdot I \quad (3)$$

$$B = \mu H = \frac{\mu I}{2\pi r} \quad (4)$$

식 (4) 에서 보이는 바와 같이 전류가 흐르는 도선에 의해 발생하는 자속 밀도는 도선 중심으로부터의 거리 ( $r$ )에 반비례하므로 1, 2차 권선 사이의 거리가 증가함에 따라 각각의 권선에서 발생된 두 자속선(flux line)에 의해 형성되는 합성 자속의 세기가 감소하여, 발생하는 토크의 크기가 감소한다. Fig. 10 은 전도체 봉의 위치 ( $R_c$ )에 따른 자속 세기의 변화량을 도시한 결과이다. 전도체 봉의 위치 ( $R_c$ )가 반경 방향으로 증가함에 따라 고정자 코일과 전도체 봉을 감싸는 유효 자력선(effective flux line)이 증가하여, 회전자 재료 부분과 강철 코어 부분의 자기 밀도가 증가함을 알 수 있다. 이러한 자기 밀도의 증가량은 회전자 재료와 강철 코어 부분의 자기 밀도의 평균값을 향상시키는 결과를 가지므로 증가한 자기 밀도는 회전자를 구동하는 토크를 증가시키게 된다.

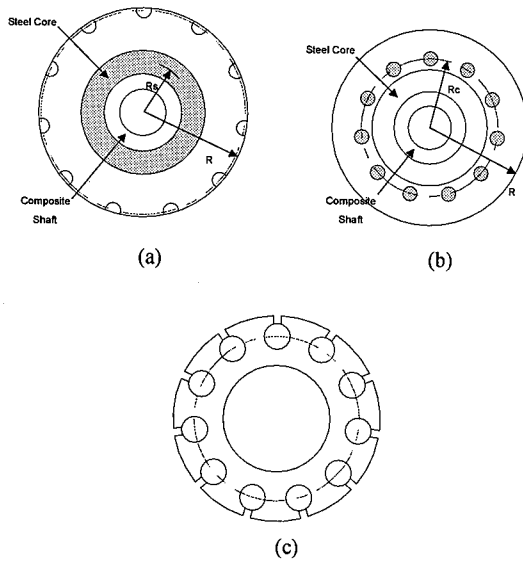


Fig. 7 Configurations of steel rotor and composite rotor w.r.t. the position of conductor bars and steel core.

- (a) Composite rotor w.r.t. the position of conductor bars ( $R_c$ )
- (b) Composite rotor w.r.t. the position of conductor bars ( $R_s$ )
- (c) Steel rotor

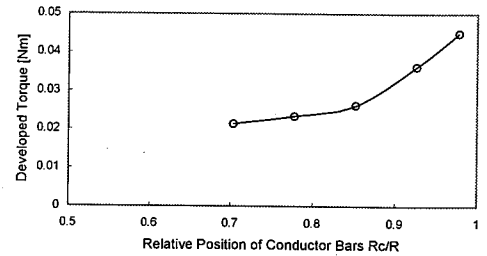


Fig. 8 Developed torque of the composite rotor w.r.t. the radial position of conductor bars.

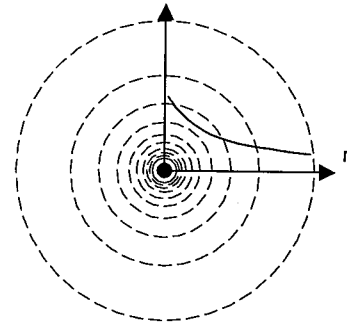
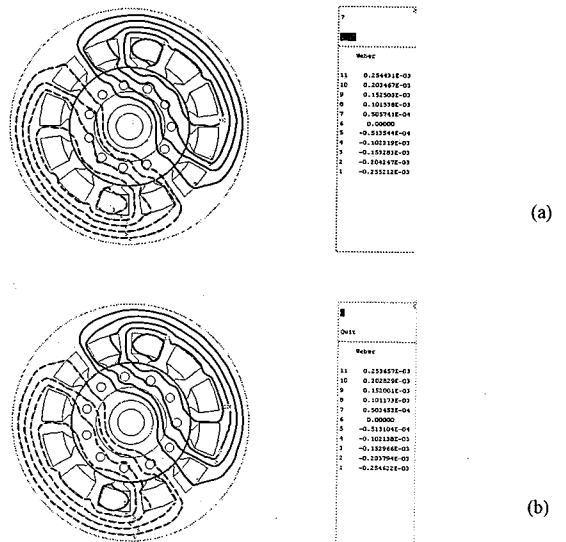
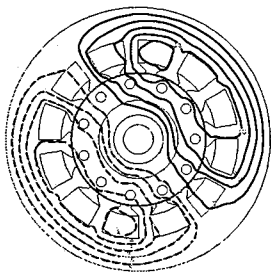


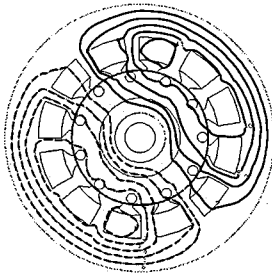
Fig. 9 Generated magnetic flux fields at surroundings of current flowing wire.





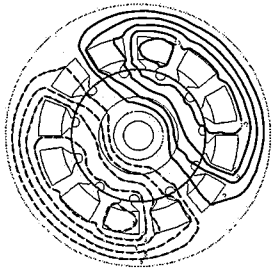
Quit	Web
11	0.252761E-03
10	0.202009E-03
9	0.151417E-03
8	0.100745E-03
7	0.500721E-04
6	-0.000543E-04
5	-0.912733E-04
4	-0.101949E-03
3	-0.152417E-03
2	-0.203299E-03
1	-0.253961E-03

(c)



Quit	Web
11	0.251565E-03
10	0.201179E-03
9	0.150791E-03
8	0.100404E-03
7	0.500172E-04
6	0.000000
5	-0.107170E-04
4	-0.101346E-03
3	-0.151511E-03
2	-0.201318E-03
1	-0.251208E-03

(d)



Quit	Web
11	0.254019E-03
10	0.203931E-03
9	0.152077E-03
8	0.100745E-03
7	0.513040E-04
6	0.000000
5	-0.104086E-04
4	-0.101355E-03
3	-0.152241E-03
2	-0.201186E-03
1	-0.254014E-03

(e)

의 위치 ( $R_s$ )가 외곽에 위치할수록 발생한 자속의 경로가 대부분 강철 코어로 집중되므로 강철 코어의 자기 포화가 급격히 증가함을 알 수 있다. 강철 코어의 반경 위치 ( $R_s$ )가 증가함에 따라 코어의 단면적이 증가하고 상대적으로 회전자 재료 부분의 면적이 감소하므로 대부분의 자기 경로가 강철 코어에 집중됨을 알 수 있다. 따라서 회전자 재료와 강철 코어 부분의 자기 밀도가 과도하게 상승하여 자기 포화 영역이 증가하므로 토크의 증가에는 기여를 하지 못함을 알 수 있었다.

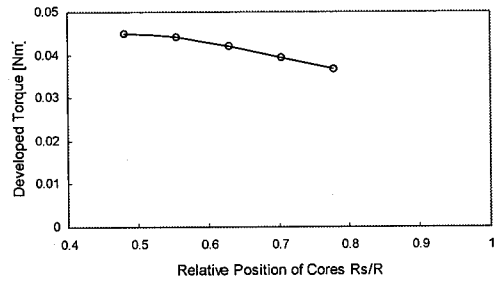
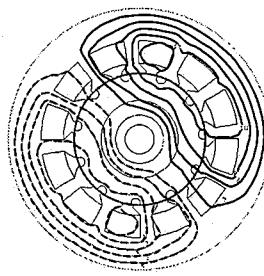


Fig. 11 Developed torque of the composite rotor w.r.t. the radial position of steel core.

Fig. 10 Flux distribution of composite rotor w.r.t. the position of conductor bars.

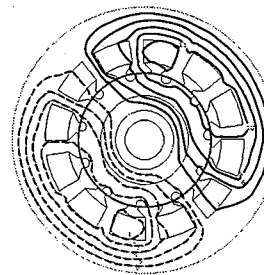
- (a)  $R_c = 9.5$  mm
- (b)  $R_c = 10.5$  mm
- (c)  $R_c = 11.5$  mm
- (d)  $R_c = 12.5$  mm
- (e)  $R_c = 13.2$  mm

Fig. 11은 전도체 봉이 외부로 유출된 복합재료 농형 회전자에 3 mm 두께의 강철 코어가 삽입된 경우 코어 위치 ( $R_s$ )에 따른 발생 토크를 나타낸다. 해석 결과 복합재료 농형 회전자자의 강철 코어의 위치 ( $R_s$ )가 외부로 이동함에 따라 토크가 감소하는 것을 알 수 있었으며, 이는 Fig. 12에서 보이는 바와 같이 실제 토크 발생에 기여하는 자속인 1차 및 2차 권선을 연결하는 자속(flux)의 크기가 강철 코어의 위치가 증가함에 따라 점차로 줄어들며 특히 강철 코어



Quit	Web
11	0.254019E-03
10	0.203931E-03
9	0.152077E-03
8	0.100745E-03
7	0.513040E-04
6	0.000000
5	-0.104086E-04
4	-0.101355E-03
3	-0.152241E-03
2	-0.201186E-03
1	-0.254014E-03

(a)



Quit	Web
11	0.252711E-03
10	0.202009E-03
9	0.151417E-03
8	0.100745E-03
7	0.500721E-04
6	0.000000
5	-0.999486E-04
4	-0.100745E-03
3	-0.150745E-03
2	-0.201186E-03
1	-0.251598E-03

(b)

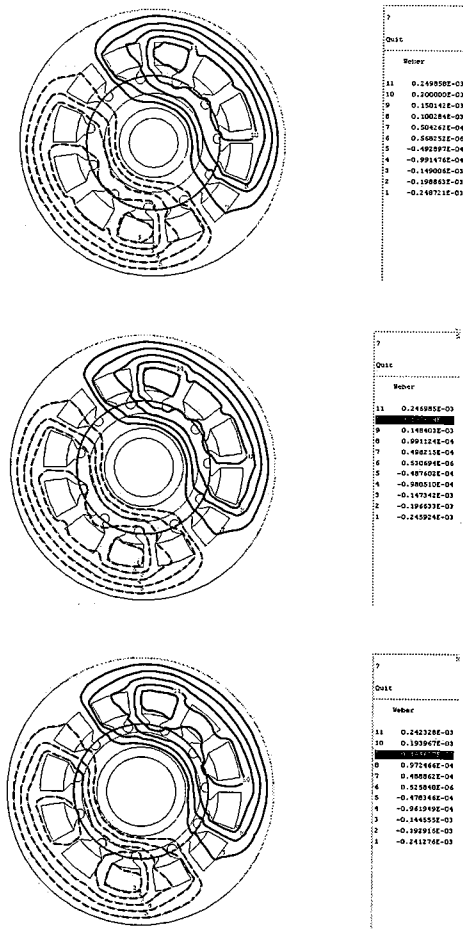


Fig. 12 Flux distribution of composite rotor w.r.t. the position of steel core.

- (a)  $R_s = 6.5 \text{ mm}$
- (b)  $R_s = 7.5 \text{ mm}$
- (c)  $R_s = 8.5 \text{ mm}$
- (d)  $R_s = 9.5 \text{ mm}$
- (e)  $R_s = 10.5 \text{ mm}$

Fig. 13은 같은 출력의 규소강판 농형 회전자와 복합재료 농형 회전자의 발생 토크를 슬립 속력(slip speed)에 따라 비교한 그래프이다. 무부하 상태에서 회전자의 슬립 속력이 0.03 (3 %) 일 경우 규소강판 농형 회전자와 복합재료 농형 회전자의 발생 토크는 각각 0.091 Nm와 0.045 Nm로 복합재료 농형 회전자 시스템의 발생 토크가 기존의 규소강판 농형 회전자 시스템의 약 50 % 정도임을 알 수 있었다. 그러나 실리콘 웨이퍼 절단 등 고속 저토크 특성을 가지는 정밀 가공의 경우 가공에 필요한 토크가 0.02 Nm 정

도의 수준이므로 이러한 발생 토크는 정상적인 가공에 문제가 되지 않는다. 이상의 자기 해석을 통해 복합재료 농형 회전자의 최종 사양을 결정하였으며, 전도체 봉의 직경은 2 mm이며 외부 노출형으로 하였으며, 강철 코어의 두께는 3 mm로 제한되었다[12].

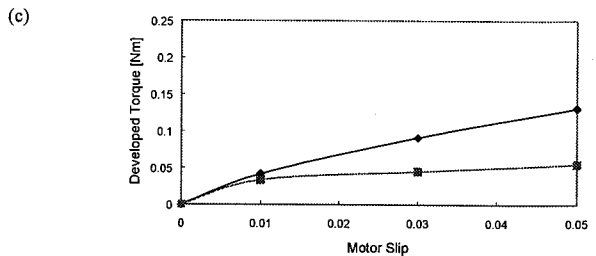


Fig. 13 Comparison of the developed torque between the silicon steel rotor system and the composite rotor system w.r.t. motor slip.

#### 4. 분말이 함유된 에폭시 수지의 열특성

복합재료 농형 회전자 재료의 온도에 따른 기계적, 자기적 특성을 파악하기 위해 여러 가지 시편을 제작하여 고온 특성을 측정하였다. 복합재료의 온도에 따른 탄성 계수(elastic modulus)와 손실률(loss rate)을 측정하기 위해 DMA(dynamic mechanical analysis) 실험을 수행하였다[14]. 실험에 사용된 시편은 두께, 폭 그리고 길이가 각각  $3 \times 10 \times 80 \text{ mm}^3$ 인 보 형태(beam type)이며, DMA 실험조건을 Table 3에 나타내었다. 측정 온도 범위는  $30^\circ\text{C} \sim 130^\circ\text{C}$ 이다.

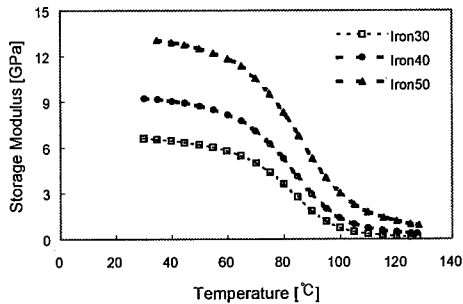
Table 3 Test Condition of DMA

Method	Fixed Frequency
Boundary Condition	Clamped
Amplitude [mm]	0.2
Frequency [Hz]	1
Heating Rate [ $^\circ\text{C}/\text{min}$ ]	5

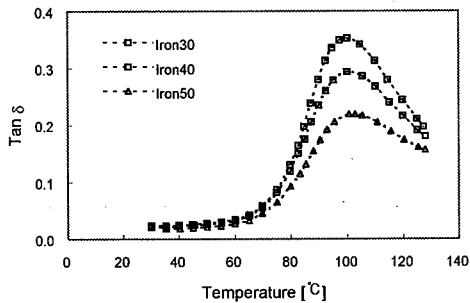
실험에 사용된 시편은 철분말을 함유한 에폭시 수지와 페라이트 분말을 함유한 에폭시 수지이며, 각각 분말의 부피 분율은 30, 40, 50 %로 하였다. Fig. 14와 Fig. 15는 각각 철분말과 페라이트 분말이 함유된 에폭시 수지의 탄성 계수(storage modulus)와 손실 계수(loss factor ;  $\tan \delta$ )이다.



두 가지 종류의 복합재료는 유사한 열적 기계적 특성을 가지는 것을 알 수 있었으나, 철 분말이 50 % 함유된 복합재료의 경우 손실 계수가 상대적으로 낮은 값을 가지는 것을 알 수 있었다. 온도에 따른 복합재료의 기계적 물성은 60 °C 이상에서 서서히 감소하였으며, 기계적 물성이 급격하게 저하되는 유리전이온도(glass transition temperature)는 약 100 °C 전후에서 발생하였다. 따라서 복합재료 회전자의 사용 환경이 60 °C 이상이 되는 경우에는 부가적인 냉각 장치가 필요함을 알 수 있다. 각 복합재료의 열팽창 계수를 측정하기 위해 TMA(thermal mechanical analysis)를 이용하였다 [14]. 실험에 사용된 시편의 치수는 3×3×3 mm<sup>3</sup> 으로 하였으며, 측정 온도 범위는 30 °C ~ 130 °C 이다. Fig. 16 은 열 변형률을 이용하여 계산한 열팽창 계수이다.



(a) Storage modulus

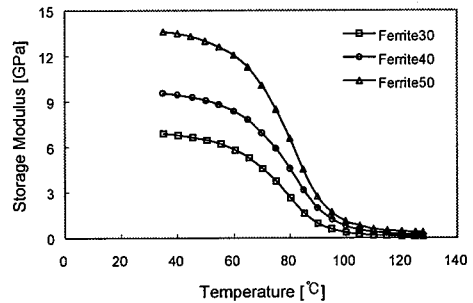


(b) Loss factor

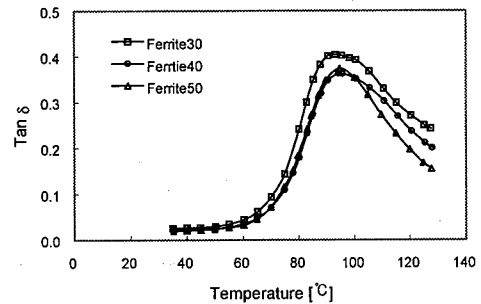
Fig. 14 Mechanical properties of iron powder contained epoxy material w.r.t. temperature and powder volume fraction.

각 재료의 열 변형률은 분말의 종류에는 큰 영향을 받지 않았으며, 분말의 부피 분율이 증가함에 따라 감소하였고, 철분말 50 % 가 함유된 복합재료의 경우 가장 낮은 열

변형률을 가짐을 알 수 있었다. 또한 철분말과 페라이트 분말을 함유한 복합재료의 열팽창 계수는 거의 선형적으로 감소하였다.



(a) Storage modulus



(b) Loss factor

Fig. 15 Mechanical properties of ferrite powder contained epoxy material w.r.t. temperature and powder volume fraction.

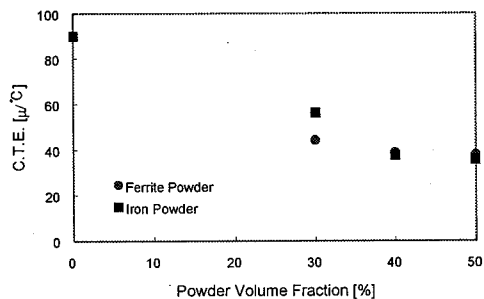


Fig. 16 Coefficient of thermal expansion of powder contained epoxy composite w.r.t. volume fraction.

이와 같이 분말이 함유된 에폭시 복합재료의 열적 특성은 첨가된 분말의 특성에 기인하며, 첨가물을 함유한 수지 복합재료의 열팽창 계수는 첨가된 각 재료의 여러 가지 기계적 물성에 영향을 받게 된다. 두 재료가 혼합될 경우, 복합재료의 온도가 상승함에 따라 두 재료의 계면에서 기하학적인 불일치가 발생하게 되며, 구속이 계면에 존재하면, 복합재료 내부에서는 열응력이 발생한다. 즉 계면이 응력을 지탱할 수 있다면 복합재료는 낮은 열팽창을 가지게 된다. 두 가지 재료의 혼합 물질의 열팽창 계수 예측에 관한 연구가 진행 되었는데, Turner[15]는 혼합 법칙(rule of mixture)을 기반으로 복합재료의 열팽창 계수를 예측하는 식을 제안하였으며, Kerner[15]는 유사한 형태의 열팽창 계수 예측식을 제안하였다. 한편, Wang[16] 등은 구형 입자의 열응력을 고려하여 열팽창 계수를 유도하여 식 (5)를 제안하였다.

$$\alpha = \alpha_m - v_f(\alpha_m - \alpha_f) \times B$$

$$B = \frac{3(E_f/E_m)v_f}{(E_f/E_m)[2v_f(1-2\nu_m) + (1+\nu_m)] + 2\nu_m(1-2\nu_f)} \quad (5)$$

$\alpha$  = Coefficient of thermal expansion

$v$  = Volume fraction

$K$  = Bulk modulus

$G$  = Shear modulus

제안된 이들 식 중 Wang과 Kerner의 식은 비교적 실험치와 잘 일치하는 것으로 알려져 있다[16]. 본 연구에서는 열팽창 계수를 효과적으로 감소시킬 수 있는 분말을 결정하기 위해서 Wang의 식을 이용하여 분말의 종류와 부피 분율에 따른 복합재료의 열팽창 계수를 비교하였다. Table 4는 사용한 재료의 물성이다. Table 4에서 보이는 바와 같이 각 분말은 다양한 물성을 가지고 있으며, 특히 실리카 분말의 경우 매우 낮은 열팽창 계수를 가진다. 여러 가지 분말을 함유한 에폭시 수지의 분말 부피 분율에 따른 열팽창 계수를 계산하여 Fig. 17에 나타내었다.

계산 결과 분말을 함유한 에폭시 수지의 열팽창 계수는 분말의 종류에 거의 영향을 받지 않았으며, 단지 분말의 부피 분율이 증가함에 따라 감소하는 경향을 나타내었다. 실리카 분말의 낮은 열팽창 계수에도 불구하고 혼합물의 열팽창 계수가 크게 줄어들지 않는 원인은 식 (5)에서 보이는 바와 같이 상대적으로 낮은 탄성 계수를 가지는 것으로 설명될 수 있다. 위의 결과로부터 자성 분말인 철분말과 페라이트 분말을 함유한 에폭시의 열팽창 계수를 낮추

기 위한 방법으로서 열팽창 계수가 낮은 분말을 일정 비율 첨가하는 것은 기계적 특성에 거의 효과가 없음을 알 수 있었다.

Table 4 Material properties of various powders

	Iron Powder	Ferrite Powder	Alumina (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	Silica Particle
Density [kg/m <sup>3</sup> ]	7870	5500	3800	1300
Electric Resistivity [ $\mu\Omega/m$ ]	9.71	$\infty$	$\infty$	$\infty$
Poissons Ratio	0.30	0.25	0.25	0.17
Elastic Modulus [GPa]	200	205	380	73
C.T.E. [ $\mu m/m^{\circ}C$ ]	12.3	7.5	8.0	0.5

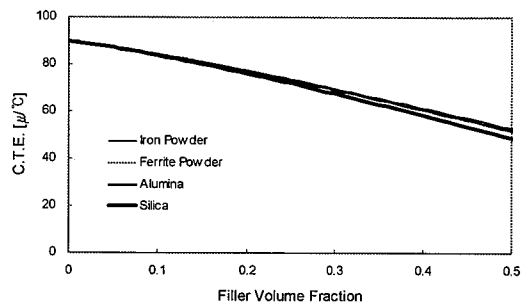
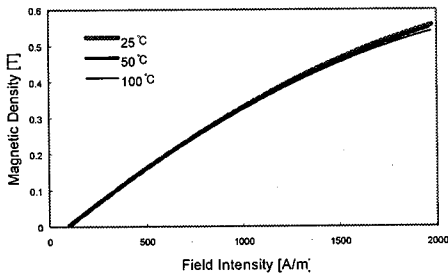


Fig. 17 Calculation results of coefficient of thermal expansion w.r.t. powder volume fraction for various powders using Wangs formular.

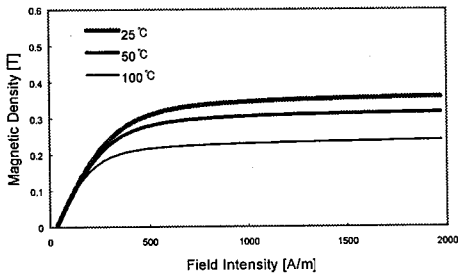
따라서 전체적으로 함유될 수 있는 분말의 부피 분율이 정해져 있는 상태에서 열특성이 우수한 분말을 첨가하여 복합재료의 열특성을 향상시키고자 하는 시도는 상대적으로 자성 분말의 함유량을 감소시키므로 오히려 자기적 특성을 저하시키는 결과를 초래한다. 환경 온도가 자성 분말을 함유한 에폭시 복합재료의 자기 특성에 미치는 영향을 확인하기 위해 VSM(vibration sample magnetometer)을 이용하여 자화 곡선(magnetization curve)을 측정 하였다[17]. 측정에 사용된 시편은 철분말을 함유한 에폭시 복합재료와 페라이트 분말을 함유한 에폭시 복합재료이며 형태와 크기는  $2 \times 2 \times 4$  mm<sup>3</sup>의 사각 기둥형태이며, 자성 분말의 부피 분율을 50 % 로 고정하였다. 실험 온도는 상온, 50 °C 그리고 100 °C로 하여 상온에서의 자기 특성과 고온에서의

자기 특성을 비교하였다.

Fig. 18은 측정된 각 재료의 온도에 따른 자화 곡선이다. 실험 결과 철분말을 함유한 에폭시 복합재료는 온도의 영향을 거의 받지 않는 것을 알 수 있었으나, 페라이트 분말을 함유한 에폭시 복합재료는 온도가 증가함에 따라 자속 밀도의 값이 낮아지는 것을 알 수 있었다. 이러한 결과는 철분말의 높은 큐리 온도(curie temperature)에 기인하는 것으로 판단된다.



(a) Iron powder contained epoxy composite



(b) ferrite powder contained epoxy composite

Fig. 18 Magnetization curves of powder contained epoxy composite w.r.t. temperature.

큐리 온도란 자성을 띄는 재료가 자성을 완전히 잃어버리게 되는 온도이며, 철과 페라이트의 큐리 온도는 각각 770 °C와 300 °C이다[17]. 자성 재료는 재료의 온도가 상승함에 따라 재료 내부의 열 에너지(thermal energy) 상승으로 인해 분자 운동을 활성화 하여 자성 재료 내부에 형성되는 자기 쌍극자 모멘트(magnetic dipole moment)의 형성을 방해하여 자화 영역(magnetized domain)을 약화시키며, 큐리 온도에 이르러서는 이러한 자기 쌍극자 모멘트의 형성을 완전히 억제하게 되어 재료의 자성을 잃게 한다 [13]. 자성

재료의 이러한 열적 특성에 기인하여 상대적으로 낮은 큐리 온도를 가지는 페라이트 분말의 경우는 측정 온도 범위에 걸쳐서 철분말에 비해 큰 자기 특성 저하를 가져오는 것으로 판단된다. 분말을 함유한 에폭시 복합재료의 열특성 측정을 통해 복합재료 농형 회전자의 안정 구동환경을 예측할 수 있었으며, 공기 베어링을 장착한 시스템의 경우 낮은 온도로 공급되는 공기에 의한 대류 열전달의 영향으로 회전자부의 온도 상승량이 10 °C 미만인 것을 실험적으로 측정하였다. 따라서 철분말 50 %를 함유한 복합재료의 경우 구동에 적합한 기계적, 전자기적 물성을 가짐을 확인하였다.

## 5. 복합재료 농형 회전자의 구동실험

해석에 의해 계산된 결과를 검증하기 위해 여러 가지 두께의 강철 코어가 삽입된 복합재료 농형 회전자의 구동 실험을 수행하였다. 본 실험은 12,000 rpm (200 Hz)의 기저속력(base speed) 하에서 수행되었으며, 전력계 및 주파수변조기(frequency converter)등을 이용하여 입력 전력, 전류 그리고 전압을 측정 하였다. Fig. 19는 강철 코어의 두께에 따른 자화 유도저항(magnetizing reactance)과 회전자 저항(rotor resistance)의 변화를 나타낸다. 실험 결과, 자화 유도저항(magnetizing reactance)은 코어의 두께가 증가함에 따라 증가하였다. 높은 자화 유도저항은 유도 전동기의 높은 효율을 의미하므로 위의 실험 결과로부터 코어의 두께를 증가 시킴으로써 전동기의 효율을 높일 수 있으나, Fig. 19에서 보인 바와 같이 코어 두께가 3 mm 이상에서는 그 증가율이 현저히 감소함을 알 수 있었다. 반면에 강철 코어가 삽입된 복합재료 농형 회전자의 회전자 저항은 코어의 두께에 거의 무관하게 일정한 값을 가짐을 알 수 있었으며, 그 값은 같은 출력을 가지는 기존의 규소 강판으로 제작된 농형 회전자에 비해 0.57 배의 값을 가짐을 알 수 있었다. 작은 회전자 저항은 발생하는 토크의 변화에도 낮은 전동기 슬립(motor slip)을 유지할 수 있는 장점이 있다.

고속으로 회전하는 전동기의 경우 전동기 슬립을 낮게 유지하는 것이 중요하므로 고속 구동이 필요한 일체형 주축 시스템(built-in type spindle system)에 사용되는 농형 회전자로서 강철 코어가 삽입된 복합재료 농형 회전자를 사용하는 것이 매우 유리함을 실험을 통해서 알 수 있었다. Fig. 20은 삽입된 강철 코어의 두께에 따른 전동기 슬립량의 변화를 나타낸다. 코어 두께가 3 mm 이상인 경우에 슬립의 양이 급격하게 감소함을 알 수 있었다.

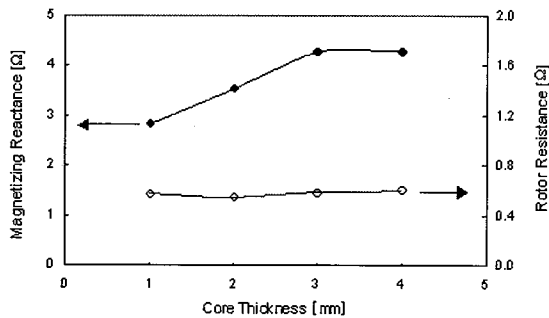


Fig. 19 Variation of the motor parameter w.r.t. the core thickness.

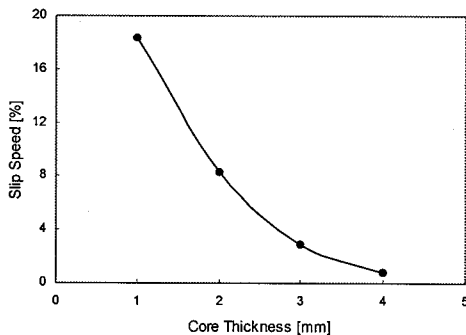


Fig. 20 Slip speed w.r.t. core thickness.

## 6. 결 론

본 논문에서는 복합재료 농형 회전자의 전도체 봉(conductor bars)과 강철 코어(steel core)의 기하학적 치수 및 위치에 따른 자기 특성을 유한 요소 해석을 통해 확인하였으며, 계산 결과를 통해 최적의 기하학적 조건을 찾아내었다. 해석 결과 및 실험 결과를 통해서 강철 코어 두께를 3 mm로 결정하였으며, 전도체 봉의 위치는 회전자의 외부에 위치할 경우 전동기의 회전에 직접적인 영향을 미치는 유효 자속(effective flux)의 발생에 유리함을 알 수 있었다. 또한 강철 코어의 위치가 외부로 갈수록 회전자 내부에 발생하는 자속선(flux line) 중 실제 토크의 증가에 기여하는 부분이 감소하여 회전자를 구동 시키는데 불리한 조건을 제공하는 것을 알 수 있었다. 결과적으로 최적의 복합재료 농형 회전자를 설계하기 위한 조건으로서 전도체 봉을 최

대한 회전자 외부에 위치하도록 해야 하며, 강철 코어는 내부에 위치해야 토크 발생에 유리한 것을 알 수 있었다. 복합재료 농형 회전자 재료의 첨가 분말에 따른 열특성을 측정된 결과 철분말이 50 % 함유된 에폭시 복합재료의 경우 우수한 기계적 특성과 자기 특성을 가짐을 확인하였다.

## 후 기

이 논문은 (2000)년 한국학술진흥재단의 학술연구비에 의하여 지원되었음.

## 참고문헌

- 1) 장승환, 이대길, 한홍삼, 초고속 복합재료 공기정압 주축의 설계, *한국복합재료학회지*, 제14권, 제1호, 2001, pp. 47-56.
- 2) Jun, C. H. and Nicolas, A., "Analysis of the Mechanical Stresses on a Squirrel Cage Induction Motor by the Finite Element Method," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 35, No. 3, 1999, pp. 1282-1285.
- 3) Takashi, M., Yoshiyuki, I., Shingo, K., Yoshiaki, I. and Norio, T., "Magnetic Field Analysis in Condenser Motor Considering Skewing Slot Effects," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 33, No. 2, 1997, pp. 1698-1701.
- 4) Alwash, J. H. H. and Ikhwan, S. H., "Generalized Approach to the Analysis of Asymmetrical Three-Phase Induction Motors," *IEE Proceedings on Electrical Power Application*, Vol. 142, No. 2, 1995, pp. 87-96.
- 5) Boys, J. T. and Miles, M. J., "Empirical thermal model for inverter-driven cage induction machines," *IEE Proc.-Electr. Power Appl.*, Vol. 141, No. 6, 1994, pp. 360-372.
- 6) Chan, C.C., Yan, L., Chen, P., Wang, Z. and Chau, K. T., "Analysis of electromagnetic and thermal fields for induction motors during starting," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 9, No. 1, 1994, pp. 53-60.
- 7) Eltom, A. H. and Moharari, N. S., "Motor temperature estimation incorporating dynamic rotor impedance," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 6, No. 1, 1991, pp. 107-113.
- 8) Lazarevic, Z., Radosavljevic, R. and Osmokrovic, P., "A novel approach for temperature estimation in squirrel-cage

- induction motor without sensors," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, Vol. 48, No. 3, 1999, pp. 753-757.
- 9) Siyambalapitiya, D. J. T., McLaren, P. G. and Tavner, P. J., "Transient thermal characteristics of induction machine rotor cage," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 3, No. 4, 1988, pp. 849-854.
- 10) Chang, S.H., Lee, D.G. and Choi, J.K., "Composite Rotor for High-Speed Induction Motors," *Composite Structures*, Vol. 50, 2000, pp. 37-47.
- 11) FLUX2D Users Manual : Tutorial of Magnetostatics v 7.3, 1998.
- 12) Chang, S.H. and Lee, D.G., "Influence of the steel core of composite squirrel cage rotor on motor performance," *Polymer Composites* (in press).
- 13) Cheng, D. K., *Fundamentals of Engineering Electromagnetics*, Addison-Wesley Publishing Company Inc., New York, 1993.
- 14) 정명영, "고분자 복합재료 광섬유 어레이에 관한 연구," 한국과학기술원 박사학위논문, 2000, pp. 28-40.
- 15) Raghava, R. S., "Thermal expansion of organic and inorganic matrix composites : A review of theoretical and experimental studies," *Polymer Composites*, 1988, pp. 1-11.
- 16) Wang, T. T. and Kwei, T. K., "Effect of induced thermal stresses on the coefficients of thermal expansion and densities of filled polymers," *Journal of Polymer Science : Part A-2*, Vol. 7, 1969, pp. 889-896.
- 17) Cullity, B. D., *Introduction to Magnetic Materials*, Addison-Wesley, Reading, MA, 1972.