

# 자석 형상 최적화를 통한 축방향 이상 횡자속형 전동기의 토크 특성 향상에 관한 연구

## Improvement of Torque Characteristics of a Rotatory Two-phase Transverse Flux Machine Optimizing the Shape of Rotor Pole

안 희 태\*. 장 건 희†

Heetae Ahn and Gunhee Jang

(2009년 5월 26일 접수 ; 2009년 8월 4일 심사완료)

**Key Words** : Transverse Flux Machine(횡자속형 전동기), Average Torque(평균 토크), Torque Ripple(토크 리플)

### ABSTRACT

Transverse flux machine(TFM) has been developed to drive a machine of large input power at low-speed. However, it has complicated structure and large torque ripple due to its inherent structure. In this paper the characteristics of torque of a rotatory two-phase TFM are analyzed by using the 3-dimensional finite element method and optimal design. This research shows that one of the effective design variables is the skew angle of permanent magnet. The skew angles of permanent magnet are optimized by using a genetic algorithm. It also shows that the proposed optimal skew magnet not only increases average torque but also decreases torque ripple of a rotatory two-phase TFM.

### 1. 서 론

전동기는 자속 방향에 따라 종축형 또는 횡축형으로 나눌 수 있는데, 자속의 이동방향과 전동기의 이동방향이 같은 경우 종축형 기기라 하고 자속방향이 전동기의 이동방향과 횡방향인 경우 횡자속 기기라 한다. Fig. 1은 회전형 횡자속형 전동기 모델을 나타낸다. 고정자에 링 형태의 권선을 시행하여 공극에 homopolar 형태의 기자력 분포를 만들고 회전자에 영구자석을 삽입하여 heteropolar 형태의 자속 분포를 만들어서 이들의 상호 작용에 의해 추력 및 토크를 발생시키는 구조이다. 자속의 이동 방향과 전동기의 이동 방향이 횡방향이고 고정자를 극

간격만큼 엇갈리게 배치함으로써 3차원적인 자속 흐름을 가지게 된다<sup>(1)</sup>. 자속  $\phi$ 의 진행방향과 전동기의 이동방향  $v$ 는 서로 수직으로, 즉 횡방향(전류의 방향과 전동기의 진행방향이 같음)이 된다. 횡축형 전동기는 철심영역에서 자속의 통로를 위해 필요한 공간과 고정자의 전류를 흘릴 수 있도록 권선을 시행하는 공간이 분리되어 자기회로와 전기회로가 독립적으로 구성되기 때문에 단위 체적당 높은 출력과 높은 효율을 얻을 수 있는 장점이 있다<sup>(2)</sup>. 또한 이 전동기는 자속이 흐르는 iron core path가 짧고 극 간격이 작으며 영구 자석에 의해 공극에 자속을 집중할 수 있는 구조에 기인하여 다른 형태의 전동기에 비해 높은 추력 밀도 및 토크를 가지게 된다<sup>(3)</sup>. 그러나 횡자속형 전동기는 구조가 복잡하여 제작이 어려울 뿐만 아니라 릴럭턴스 형태의 구조로 인해 코깅 토크 및 디텐트력에 의한 토크 및 추력의 리플이 상대적으로 큰 편이다<sup>(4)</sup>.

† 교신저자; 정회원, 한양대학교 기계공학부  
E-mail : ghjang@hanyang.ac.kr  
Tel : (02)2220-0431, Fax : (02)2292-3406

\* 정회원, 한양대학교 대학원 기계공학부

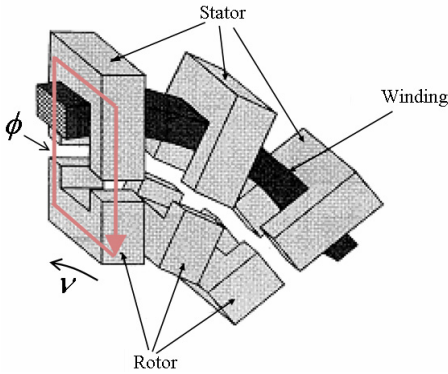


Fig. 1 A rotatory TFM

횡자속형 전동기 관련 이전 연구에서는 여러 연구자들이 토크 특성 향상에 관한 연구를 하였다. Maddison 등은 제작이 용이하고 높은 토크를 발생시키는 Claw pole 횡자속형 전동기를 제안하였고<sup>(5)</sup> Masmoudi 등은 회전자에 스쿼를 주어 토크 발생을 저해하는 코깅 토크를 감소시키는 연구를 하였다<sup>(6)</sup>. 그러나 자석 형상의 최적화를 통한 자속 밀도를 극대화에 의한 토크 특성 향상에 대한 연구는 아직 이루어지지 않고 있다.

이 논문은 자석 형상에 따라 발생하는 토크 특성을 3차원 유한요소법을 이용하여 해석하였다. 또한 north Pole, SMC, south Pole이 연속적으로 존재하는 횡자속형 전동기의 고유한 특징을 이용하여 자석의 형상을 변형함으로써 설계 변수에 따라 출력 토크가 증가하고 토크 리플이 감소할 수 있음을 확인하였다. 또한 목적 함수를 평균 토크와 토크 리플로 선정하여 이러한 설계 변수들의 최적화 과정을 수행하였다.

## 2. 해석 방법

### 2.1 축방향 이상 횡자속형 전동기

해석에 적용한 모델은 Fig. 2에 나타난 정격 속도 300 rpm의 축방향 이상 횡자속형 전동기로서 주요 설계 변수를 Table 1에 나타내었다. 고정자는 철손을 감소시킬 수 있는 soft magnetic composite (SMC) 재질로 만들어 졌고, A상과 B상에 각각 상하 코어로 이루어져 있다. 각 코어에는 원주 방향으로 32개의 치가 존재하며 1/2 tooth pitch(전기각 180°, 기계각 5.625°)의 위상차가 존재하도록 배치

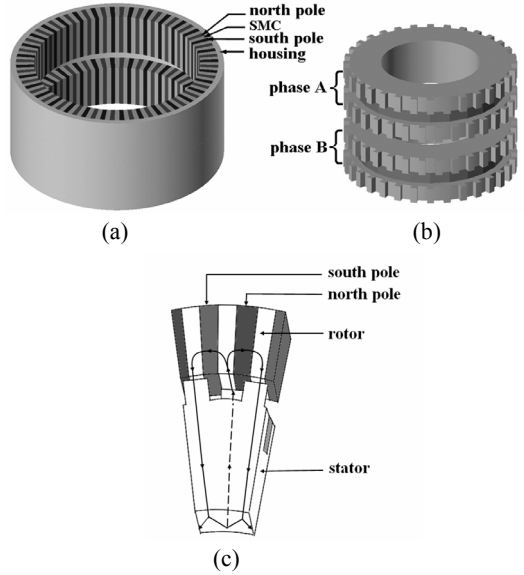


Fig. 2 A rotatory two-phase TFM (a) Rotor (b) Stator (c) 3D magnetic flux path

Table 1 major design variables

Design parameters	Value
Rotor outer radius(mm)	88.5
Stator outer radius(mm)	72.5
Stator inner radius(mm)	41.4
Axial length(mm)	47
Air-gap length(mm)	0.5
Tooth pitch, $2\tau$ (degree)	11.25
Number of pole pairs	32
Residual flux density of magnet(T)	0.4
MMF(AT)	1250
Rated speed(rpm)	300

Table 2 Energizing sequence of a TFM

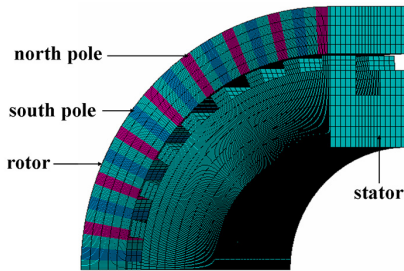
Position	Phase A	Phase B
$0\tau - 0.5\tau$	+	-
$0.5\tau - 1.0\tau$	+	+
$1.0\tau - 1.5\tau$	-	+
$1.5\tau - 2.0\tau$	-	-

되어 있다. 회전자는 SMC 재질에 반대방향으로 자화되어 있는 자석을 교대로 삽입하여 자속을 집중시킬 수 있는 구조로 되어 있으며 north pole, SMC, and south pole로 이루어지는 극 쌍이 원주

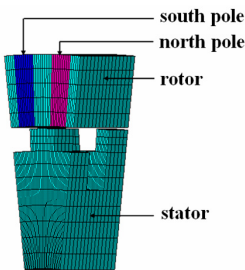
방향으로 32개가 존재한다. 전류는 Table 2에 나타난 바와 같이 A상과 B상에 전기각 90도의 위상차가 존재하도록 스위칭하여 사각과 직류 전류를 기차력 1,250AT으로 각 상의 코일에 인가하였다. 2는 one tooth pitch 혹은 one pole pair 에 해당한다(전기각 360도, 기계각 11.25도).

### 2.2 유한요소모델

Fig. 3은 축방향 이상 횡자속형 전동기의 3차원 유한요소모델을 나타낸다. 전체 모델은 8절점 육면체 요소를 이용하여 전동기 전체를 모델링 하였으며 절점 수는 706,563개, 요소 수는 647,681개 이고 각 요소는 원주방향으로 0.28125도 마다 나누어져 있다. 영구자석의 극 쌍이 11.25도마다 반복되는 기하학적 구조를 가지므로 주기경계조건을 가진 부분 모델을 이용할 수 있다. 주기경계조건에서는 양 경계면에서의 자기 벡터 포텐셜이 동일하다. 부분 모델은 전체모델의 1/32에 해당하는 11.25도에 대하여 모델링 하였으며 요소 수는 24,248개이다. 상용 프로그램인 ANSYS를 이용하여 자계를 해석하였으며 우선 주어진 위치에서 자계가 해석되고 회전자 의 이동을 고려하여 B-H값을 다시 정의하게 된다.



(a)



(b)

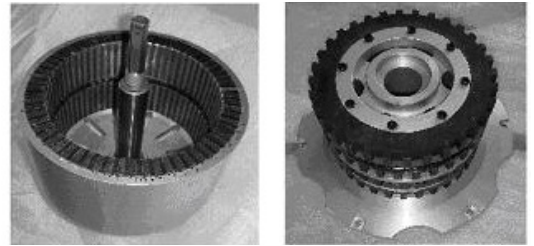
Fig. 3 Finite element model of TFM (a) A quarter of full model (b) Partial model

토크와 자기력은 회전자가 한 극 쌍을 회전할 때 0.28125도 간격으로 virtual work method를 이용하여 계산하였다.

### 3. 해석결과 및 고찰

#### 3.1 토크 및 토크 리플

이상에서 언급한 설계 조건에 의해 Fig. 4와 같은 축방향 이상 구조의 전동기를 제작하였다. Fig. 5와



(a) Rotor

(b) Stator

Fig. 4 A rotatory two-phase TFM

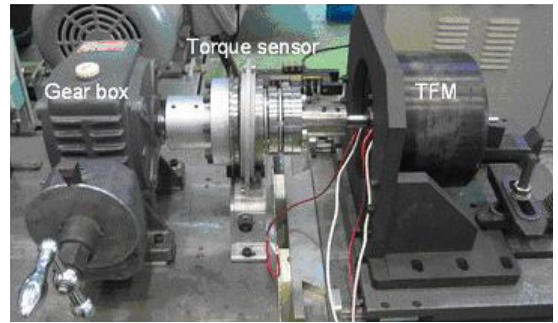


Fig. 5 Experiment setup to measure the torque of a TFM

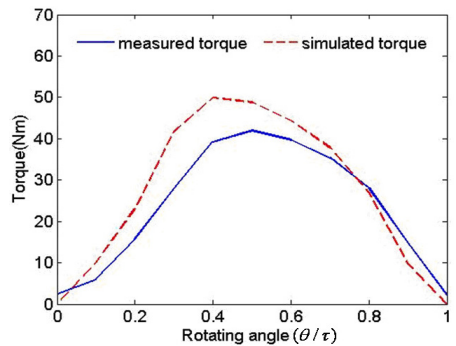


Fig. 6 The torque profile of a TFM

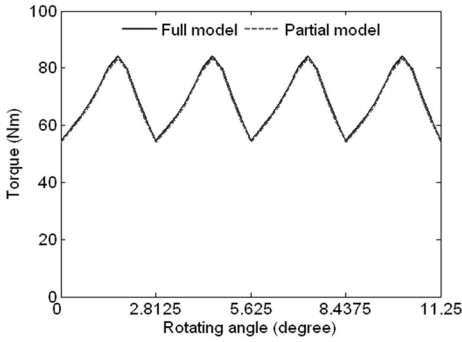


Fig. 7 Output torque

같은 정토크 측정 장치를 구성하였으며 토크 센서를 이용하여 회전자 위치변화에 따른 토크를 측정하였다.

Fig. 6은 전류를 A상에만 인가할 때의 출력 토크 (output torque)를 나타낸다. 실험값과 해석값이 약 12%의 오차가 발생하는데 이는 영구자석의 잔류자속밀도 값 변화와 회전자의 64개의 영구자석 중  $2\tau$  개 극의 착자 오류 등으로 인한 영향으로 고려된다.

Fig. 7은 A상과 B상에 전류를 인가하였을 경우 전체모델과 부분모델의 토크 해석 결과를 비교한 것이다. 주기경계조건을 적용하였을 경우 전체모델과 부분모델의 토크 값이 일치하게 된다. 토크 리플은 전류를 스위칭하는 주기와 일치하므로 그 크기는 전류 인가에 의한 영향이 큰 것을 알 수 있다. 이 전동기의 한 극 쌍의 주기는  $2\tau$ 이지만 전류 스위칭에 의해 토크가 음이 되는 구간을 양이 되게 했기 때문에 A상의 토크  $T_A$ 와 B상의 토크  $T_B$ 의 주기는  $\tau$ 가 되고  $T_A$ 와  $T_B$ 의 합인 출력 토크의 주기는  $\tau/2$ 가 된다. 따라서 전동기가 1회전할 때 토크 파형은 극 쌍수의 네 배만큼 반복된다.

### 3.2 자석 형상 변형 모델

형자속형 전동기는 SMC 재질에 반대방향으로 자화되어 있는 자석이 교대로 삽입되어 있는 구조이므로 일반 전동기와는 달리 자석 형상 변형을 이용한 설계가 가능하다. Fig. 8(a)의 Case 1은 이 논문에서 제안하는 새로운 형태의 자석 형상을 나타낸다. 공극과 접하는 부분의 North Pole, SMC, South Pole의  $\theta$ 방향 길이 비율은 동일하고 공극 부분에서 반경 방향으로 멀어질수록 영구자석의 비율이 증가하고 SMC의 비율이 감소한다.  $\phi_n$ 은 공극

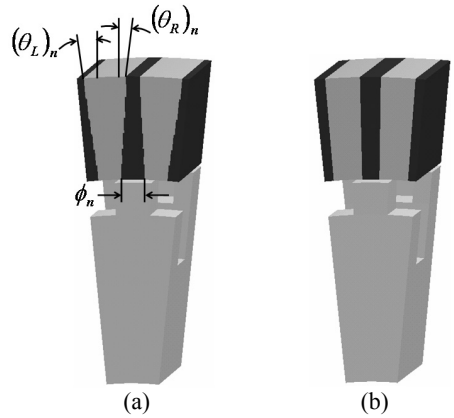


Fig. 8 Design variables in fan-shaped magnet (a) Case 1 (b) Case 2

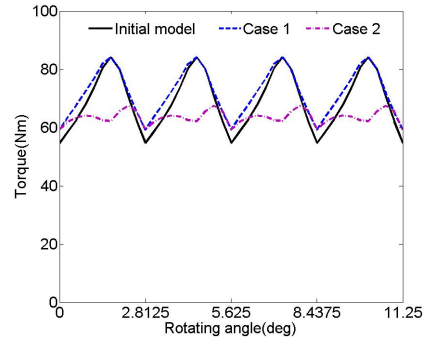


Fig. 9 Comparison of torque profile

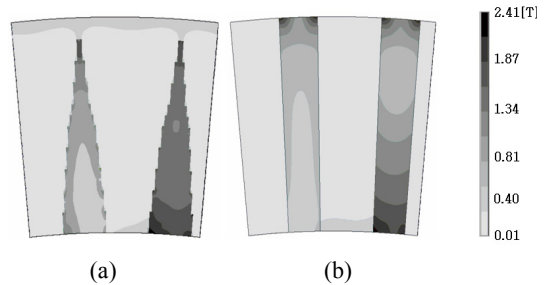


Fig. 10 Flux density of a rotor (a) Case 1 (b) Case 2

부분의 회전자 SMC의  $\theta$ 방향 각도이고  $(\theta_L)_n$ 은 영구자석의 좌측이 기울어진 각도,  $(\theta_R)_n$ 은 영구자석의 우측이 기울어진 각도를 나타낸다. Fig. 8(b)의 Case 2는 영구자석의 형상을 변형시킨 Case 1과 전체 영구자석의 양은 동일하나 그 형상은 기울어진 각이 존재하지 않는 기존의 모델과 같은 형태이다.

Fig. 9는 초기 모델의 토크 특성과 Case 1, Case

2의 토크 특성을 비교한 그래프이다. Case 1은 SMC에 집중되는 자속의 양이 증가하고 공극에서의 자속밀도 값도 증가할 뿐만 아니라 SMC에서 회전자 외부로의 자속 누설도 방지할 수 있어 초기 모델에 비해 평균 토크가 증가하고 토크 리플이 감소하여 토크 특성이 향상하게 된다. 그러나 Case 2에서는 초기 모델에 비해 평균 토크가 크게 감소한다. SMC에 집중되는 자속에 의해 토크가 발생하므로 자석과 SMC의 적절한 비율이 중요하며 공극에 가까운 부분의 SMC의 비율이 먼 부분에 비해 공극에서의 자속밀도에 더 큰 영향을 미치기 때문이다.

Fig. 10은 회전자의 이동을 고려하여 가장 큰 토크가 발생하는 시간에서의 Case 1과 Case 2의 회전자에서의 자속밀도를 나타낸다. Case 1의 SMC에서 더 높은 자속밀도를 가지는 것을 알 수 있다.

### 3.3 $\phi_n$ 과 $\theta_n$ 의 변화에 따른 토크 특성

Fig. 11은  $\phi_n$ 과  $(\theta_L)_n$ ,  $(\theta_R)_n$ 의 변화에 따른 평균 토크와 토크 리플을 나타내고 Table 3, 4는 그 수치를 나타낸다. 자석의 좌우 방향의 기울어진 각도는 각 경우에서 동일하다. 초기 모델은  $\phi_n$ 이 2.8125°,  $\theta_n$ 이 0°이고 이를 기준으로 하여 토크 특성이 향상될 수 있는 범위를 고려하여 다음과 같은 범위로 기하학적 변수를 제한하였다. 회전자의 최외곽에서 north pole과 south pole이 서로 맞닿게 되는 7.77°가 최대값이 된다.

$$2.53125^\circ \leq \phi_n \leq 3.09375^\circ$$

$$0^\circ \leq \theta_n \leq 7.77^\circ$$

$\phi_n$ 이 변화함에 따라 대체적으로  $\theta_n$ 이 약 3.91°일 때 평균 토크는 최대가 된다.  $\theta_n$ 이 증가하면서 SMC의 양의 변화하여 영구자석에 의해 집중되는 자속량이 일정각도에서 최대값을 가지기 때문이다.

$\phi_n$ 이 2.53125°이고  $\theta_n$ 이 3.91°인 경우 평균 토크가 최대이고 그 값은 73.88 Nm로  $\phi_n$ 이 2.8125°이고  $\theta_n$ 이 0°인 초기 모델에 비해 약 6.4%가 증가한 수치이다. 이때 토크 리플은 초기 모델에 비해 0.3% 증가하므로 큰 차이가 없다.  $\phi_n$ 과  $\theta_n$ 의 변화에 따라 토크 리플도 차이를 보인다.  $\phi_n$ 이 3.09375°이고  $\theta_n$ 이 3.91°일 때의 토크 리플은 22.54%로 최소값을 가지지만 이때의 평균 토크는 68.89 Nm로 초기

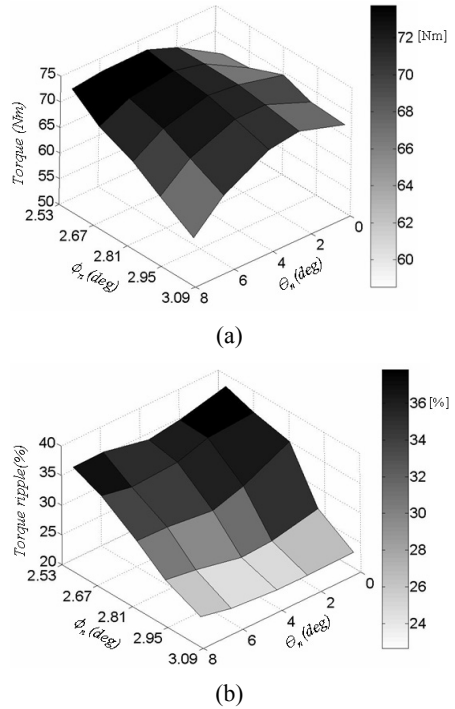


Fig. 11 (a) Average torque due to  $\phi_n$  and  $\theta_n$  (b) Torque ripple due to  $\phi_n$  and  $\theta_n$

Table 3 Average torque

$\phi_n$ \ $\theta_n$	0	2.35	3.91	6.23	7.77
2.53125	66.26	71.66	73.88	73.55	71.25
2.671875	66.76	71.68	73.08	71.69	68.81
2.8125	69.41	71.62	72.26	69.80	66.09
2.953125	67.45	70.93	70.88	67.26	62.41
3.09375	66.95	69.81	68.89	64.02	58.41

Table 4 Torque ripple

$L_n$ \ $\theta_n$	0	2.35	3.91	6.23	7.77
2.53125	37.93	36.08	35.24	34.57	34.56
2.671875	36.36	35.84	34.27	33.74	34.77
2.8125	35.01	31.25	29.59	30.52	30.71
2.953125	26.49	24.86	24.53	26.12	26.93
3.09375	22.67	22.57	22.54	23.16	24.25

$$\left( \text{Torque ripple} = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_{\max}} \times 100 \right)$$

모델에 비해 감소하므로 평균 토크가 초기 모델에 비해 큰 경우만 고려한다면  $\phi_n$ 이 2.953125°이고  $\theta_n$

이 2.35°인 경우로 초기 모델에 비해 약 29.0% 감소한다.

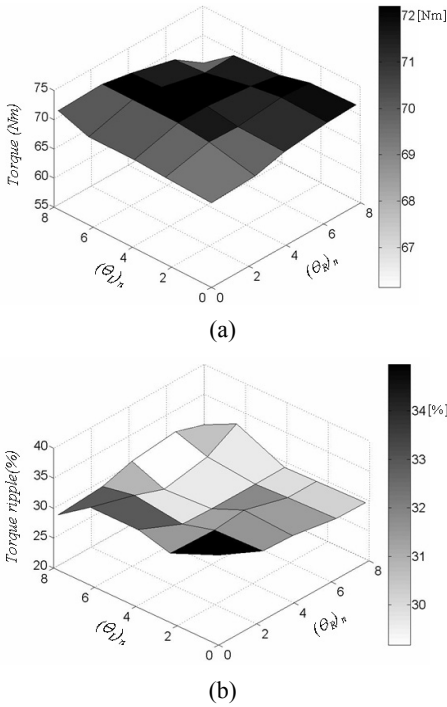


Fig. 12 (a) Average torque and (b) Torque ripple due to  $(\theta_L)_n$  and  $(\theta_R)_n$

Table 5 Average torque

$(\theta_L)_n \backslash (\theta_R)_n$	0	2.35	3.91	6.23	7.77
0	69.41	69.82	71.12	71.94	72.20
2.35	69.79	71.62	72.18	72.24	71.93
3.91	71.13	72.19	72.26	71.50	70.59
6.23	71.33	72.27	71.52	69.80	68.15
7.77	72.24	71.96	70.74	68.15	66.09

Table 6 Torque ripple

$(\theta_L)_n \backslash (\theta_R)_n$	0	2.35	3.91	6.23	7.77
0	35.01	31.59	31.38	30.18	30.08
2.35	31.51	31.25	30.05	29.94	29.92
3.91	31.00	29.75	29.59	29.67	29.72
6.23	31.00	29.10	29.13	30.52	30.61
7.77	29.12	29.04	30.28	30.57	30.71

$$\left( \text{Torque ripple} = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_{\max}} \times 100 \right)$$

Fig. 12는  $(\theta_L)_n$ 과  $(\theta_R)_n$ 의 변화에 따른 평균 토크와 토크 리플을 나타내고 Table 5, 6은 그 수치를 나타낸다. 이때  $\phi_n$ 은 2.8125°로 일정하다.  $(\theta_L)_n$ 이 일정한 경우  $(\theta_R)_n$ 에 따라 나타나는 평균 토크의 최대값은 약 72.2(Nm)로 비슷하고 자석 형상이 기울어진 각을 가지는, 즉  $\theta_n$ 이 0이 아닌 모든 경우에서 초기 모델에 비해 토크 리플이 감소한다.

### 3.4 유전자 알고리즘을 이용한 다목적 최적화

유전자 알고리즘(genetic algorithm)은 전역적 최적화 방법으로서 복잡한 비선형 문제의 근사 최적해를 찾는 데 적합하고, 기울기 정보를 필요로 하지 않으므로 함수의 연속이나 미분가능의 제약을 받지 않는다. 이 알고리즘은 유전적 변이와 자연선택의 개념으로부터 개발된 것으로, 주어진 문제에 대한 후보해들을 이진수로 표현하고, 이 두 개의 개체가 서로 일부 정보를 교환하는 교배연산에 의하여 자손을 만들고, 일부 유전자를 변이시키며 적합도에 근거하여 가장 우수한 개체들을 선택하여 다음 세대로 진화한다. 이 알고리즘은 매 세대마다 다수의 개체에 대해 적합도를 기준하여 판단하는 병렬적 탐색방법이다. 유전자 알고리즘의 일반적인 성질을 결정하는 중요한 매개변수는 개체군의 크기, 교배, 돌연변이 확률을 들 수 있다. 개체군(population)의 크기가 작으면 계산속도는 향상되지만 개체의 다양성이 손실되며, 그 반대의 경우에는 최적해에 도달될 확률이 증가하는 대신 많은 기억용량과 시간이 소요된다. 그리고 교배율(probability of crossover)과 돌연변이율(probability of mutation)이 클 경우 넓은 탐색공간을 확보하여 진화의 초기에는 유리하지만 최적해로 수렴하는 속도가 저하되며, 그 반면 작은 교배율과 돌연변이율 일 경우에는 반대의 특징을 가지게 된다. 따라서 적절한 값의 선택이 중요하다.

여러 개의 목적함수 사이에 그 우선 순위가 명확하지 않은 경우 혹은 여러 목적함수의 최적해를 모두 얻고자 하는 경우에는 여러 개의 목적함수를 동시에 최적화하는 문제 설정이 필요하게 된다. 이와 같이 복수의 목적함수를 가지는 최적화 문제를 다중 목적 함수 최적화 문제(multi-objective optimization)라고 한다. 목적함수가 경합하는 경우 각 함수들을 최대 만족시키는 유일한 해는 존재하지 않으며 단

지 서로의 상대적인 비교가 가능할 뿐이다. 즉, 다중목적 함수를 구성하고 있는 함수들 중 어떤 것에 더욱 중요도를 나타내는 가중치(weighting factor)에 따른 상대적인 여러 해들이 존재한다. 이러한 해들을 파레토 해(pareto solution)라고 한다. 다목적 최적화 문제에 있어서 가중값을 고려하는 가중합 방법은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 & \text{minimize } \Phi = \sum_{i=1}^n \omega_i f_i(\bar{X}) \\
 & X_j^0 \leq X_j \leq X_j^1 \\
 & (\bar{X} = [X_1, X_2, \dots] \text{ in } R^m) \\
 & (i = 1, 2, \dots, n \quad j = 1, 2, \dots, m)
 \end{aligned} \tag{1}$$

여기서  $n$ 은 목적함수의 수를,  $m$ 은 설계인자의 수를 의미하며, 각각의 목적함수  $f_i$ 는 서로 다른 물리량을 가지며 주어진 설계범위 내에서 서로 다른 최대값과 최소값을 가진다. 주어진 설계영역 내에서 목적함수  $f_i$ 가 가지는 최대값과 최소값을 이용하여 서로 다른 물리량을 가지는 목적함수를 정규화 할 수 있다.

Fig. 13은 목적함수가  $f_1(x)$ ,  $f_2(x)$ 인 경우 평면  $[f_1(x), f_2(x)]$ 상에서 파레토 최적해를 나타내고 있다. 그림에서 제약조건에 의해 변수허용공간 내에서 파레토 해를 구한다고 하면, 정의에 의해서 굵은 선 위의  $x_0, x_2, x_3$  3개가 파레토 최적해로서 구하고자 하는 탐색해가 된다. 결국 단목적 최적화 문제에서는 하나의 최적해를 가지지만 다목적 최적화 문제에서는 파레토 최적해 집합을 가지게 되므로, 다목적 최적화 문제의 궁극적 목표는 될 수 있는 한 많은 파레토 최적해를 찾는 것이라고 할 수 있다.

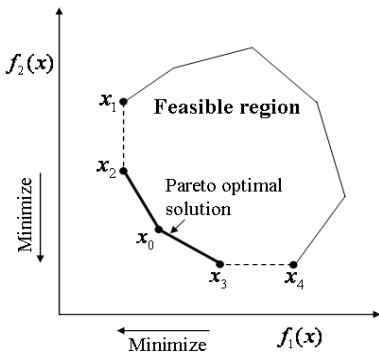


Fig. 13 Pareto optimal solution on the plane between two objective functions

파레토 최적해 집합을 연결한 선을 “Pareto optimal front”라 하며 주로 설계 허용 공간의 경계에 위치하게 된다. “Pareto optimal front”의 길이, 형태 등은 목적함수 개수와 목적함수의 상호작용 등에 주로 의존한다. 다목적 최적화 문제에서는 목적함수가 대부분 경합관계이고 “Pareto optimal front”는 많은 최적해를 포함하므로, 얻어진 파레토 최적해 집합으로부터 하나의 최적해를 선택할 때에는 목적함수의 경합관계 및 설계자의 기호를 바탕으로 합리적으로 선택하는 작업이 필요하다. 결국 파레토 최적해는 다목적 최적화 문제에 대해서 가장 적절한 해라고 말할 수 있다<sup>(7)</sup>.

### 3.5 최적설계 결과 및 검토

이 연구에서는 횡자속형 전동기의 주요 특성인 평균 토크와 토크 리플을 목적함수로 선정하였으며 최적화의 대상이 되는 설계 변수는 회전자 영구자석의 각도  $\phi_n, (\theta_L)_n, (\theta_R)_n$ 로 택하였다. Table 7은

Table 7 Formulation of the GA	
► Object function :	
$\Phi = \omega_1 f_1 + \omega_2 f_2$ $f_1 = 1 / (T_{ave})_i$ $(T_{ave})_i = \frac{\sum_{j=1}^n T_j}{n} \div \max[(T_{ave})_n]$ $f_2 = (T_{rip})_i$ $(T_{rip})_i = \left[ \left( \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_{\max}} \right)_i \div \max[(T_{rip})_n] \right] \times 100$	
► Design variables :	
$2.53125^\circ \leq \phi_n \leq 3.09375^\circ$ $0^\circ \leq (\theta_L)_n \leq 7.77^\circ$ $0^\circ \leq (\theta_R)_n \leq 7.77^\circ$	
► Constraints condition :	
Maximum current of each phase: I=1250[AT]	

Table 8 Parameter of genetic algorithm	
Number of population	50
Chromosome length	87
Crossover probability	0.5
Mutation probability	0.02
Generation	900

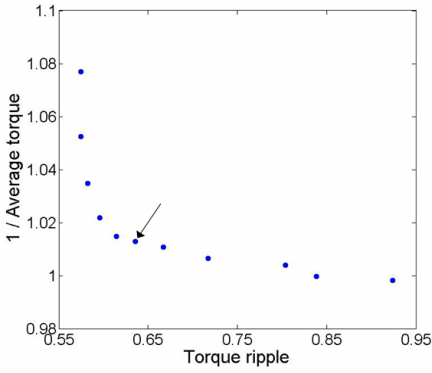


Fig. 14 Set of pareto optimal solutions

Table 9 Variables of initial and optimum design

Design variable	Initial design	Optimal design
$\phi_n$ (degree)	2.8125	3.0750
$(\theta_L)_n$ (degree)	0	4.8551
$(\theta_R)_n$ (degree)	0	0.9720
Average torque(Nm)	69.41	69.59
Torque ripple(%)	35.01	21.89

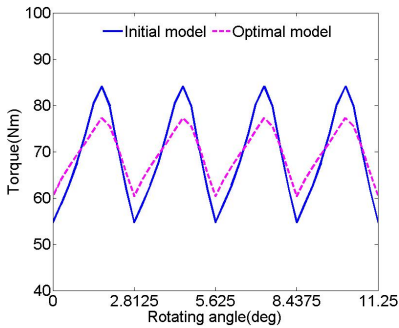


Fig. 15 Torque profile of initial model and optimal model

이를 위한 정식화이다. 각 상의 전류를 구속조건으로 주었으며, 회전자 설계변수의 상·하한치를 내재 제약조건으로 하여 최적의 횡자속형 전동기 특성을 살펴보도록 하였다.

유전자 알고리즘 적용시의 파라미터는 Table 8과 같으며 최적해는 약 800~900세대에서 수렴하였다. Fig. 14는 다중목적함수에 가중값을 순서대로 변화 시켜가며 구해진 파레토 최적해 집합을 나타낸다.

그림에서처럼 목적함수인 평균 토크 증가와 토크 리플 저감 사이에 서로 경합관계가 있는 것을 확인

할 수 있으며, 설계 영역에서 목적함수의 전체적인 경향을 쉽게 파악할 수 있다. 파레토 최적해 집합으로부터 최적설계값은 초기 모델의 평균 토크를 기준으로 토크 리플이 가능한 한 최소가 되도록 그림의 화살표로 표시한 점을 최종 최적해로 선택하였다.

Table 9는 초기형상의 치수와 최종적으로 선택된 최적설계값을 비교한 것이다. Fig. 15는 선택된 파레토 최적해의 설계변수값을 고려하여 유한 요소 모델링을 통해 구한 토크 특성 해석결과이다. 초기 모델과 비교하였을 때 최적화된 모델의 평균 토크는 0.26 % 증가하였고 토크 리플은 초기 모델보다 37.48 % 저감시킬 수 있었다.

#### 4. 결 론

이 논문에서는 축방향 이상 횡자속형 전동기를 대상으로 회전자의 기하학적 구조를 고려하여 토크와 토크 리플을 실험과 3차원 유한요소법을 이용하여 해석하였다. 또한 출력 토크를 증가시킬 뿐만 아니라 토크 리플을 저감할 수 있는 자석 형상을 제안하였으며 이를 위한 변수들의 최적화 과정을 수행하였다. 이 연구는 횡자속형 전동기가 가지는 고효율, 고출력의 장점을 극대화시킬 수 있고 토크 리플로부터 자기적으로 유도되는 진동과 소음을 감소시킴으로써 TFM의 동적 특성 향상에 기여할 수 있다.

#### 참 고 문 헌

- (1) Ahn, H. T., Jang, G. H., Chang, J. H., Jeong, S. W. and Kang, D. H., 2008, "Reduction of the Torque ripple and Magnetic Force of a Rotatory two-phase Transverse Flux Machine Using Herringbone Teeth," IEEE Trans. Magn., Vol. 44, No.11, pp. 4066-4069.
- (2) Kang, D. H. and Jeong, Y. H., 2001, "A Study on the Design of Transverse Flux Linear Motor with High Power Density," IEEE International Symposium on Industrial Electronics(ISIE), Vol. 2, pp. 707-711.
- (3) Jang, G. H., Park, N. K., Lee, C. I., Chang, J. H., Jeong, S. W. and Kang, D. H., 2008, "Reduction of the Unbalanced Magnetic Force of a Transverse



Flux Machine by Using Symmetric Multi-pair Cores,” *Journal of Applied Physics*, Vol. 103, pp. 07F104-1-07F104-3.

(4) Erich Schmit, 2005, “3D Finite Element Analysis of the Cogging Torque of a Transverse Flux Machine,” *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 41, No. 5, pp. 1836~1839.

(5) Maddison, C. P., Mecrow, B. C. and Jack, A. G, 1998, “Claw Pole Geometries for High Performance Transverse Flux Machines,” *Proceedings of International Conference on Electrical Machines*, Vol. 1,

pp. 340~345.

(6) Masmoudi, A., Njeh, A. and Elantably, A., 2005, “On the Analysis and Reduction of the Cogging Torque of a Claw Pole Transverse Flux Permanent Magnet Machine,” *European Transactions on Electrical Power*, Vol. 15, pp. 513~526.

(7) Lee, J. H., Lee, S. W. and Park, K. W., 2005, “Global Shape Optimization of Airfoil Using Multi-objective Genetic Algorithm,” *Trans. of the KSME (B)*, Vol. 29, No.10, pp.1163~1171