

함정용 추진전동기 코깅 토크 저감에 관한 연구

The Study on Reducing Cogging Torque of Propulsion Motor for Electric Ship

빈재구*

Bin Jae-Goo

ABSTRACT

Ships have been propelled and maneuvered by electrical drives since the late seventies. Recently, rare earth PMs allow the design of brushless motors with very high efficiency over a wide speed range. This is the most important factor in ship propulsion technology. Several types PM motors have been developing for ship propulsion system. However these have disadvantage such as cogging torque. It causes an undesired effect that contributes to output ripple, vibration, and noise of machine. Therefore several techniques may be adopted in designing PM motor in order to reduce the cogging torque.

This paper describes cogging torque receding methods such as adjusting airgap length, magnet arc, and magnet thickness. That are analysed by using the finite element method(FEM) and the maxwell stress tensor method.

주요기술용어(주제어) : cogging torque, ship propulsion, FEM, Maxwell stress tensor method

1. 서론

함정의 추진 장치 분야에서 전통적인 기계적인 추진 장치가 에너지 효율과 유지 비용 절감 등의 이유로 발전된 전기적 추진 장치로 대체되어지고 있다. 이러한 최근의 전기 추진 장치는 미세 속도 변화가 가능하며, 조정성, 신뢰성, 생존성, 등이 우수하다. 또한 케이블에 의한 전력 전달을 통해 추진력이 전달됨으로써 원동기 및 각종 기기 배치의 다양성을 가진다^[1]. 따라서 선박 구조 설계의 유연성이 뛰어나고 동력을 전달하기 위한 긴 샤프트가 없으므로 이로 인한

저주파 진동 및 소음이 근원적으로 발생하지 않는 장점이 있다.^[2]

기존의 전기 추진 함정에는 제어가 용이한 직류기 또는 대용량화가 가능한 동기전동기가 주로 사용되어져 왔다. 그러나 최근의 고성능 영구자석 재료의 개발과 제어기술의 발달로 저속에서 큰 토크를 발생할 수 있고 중량과 부피가 현저하게 줄어들며, 유지 보수가 필요 없는 대용량 영구자석 동기전동기로의 개발이 이루어지고 있다^[3].

그러나 선박추진에 대용량 영구자석 동기전동기를 적용함에 있어서 자기 저항 차에 의해 나타나는 코깅 토크와 제어시 상전류 전환에 의한 토크 리플 문제점이 발생하게 된다^[4]. 이러한 토크 리플은 전동기의 운전시 소음 및 진동을 유발, 기기 제어 성능의 저하를 초래하게 된다. 특히 잠수함을 포함한 함정의 경우

† 2005년 6월 15일 접수~2005년 9월 9일 게재승인

* 국방과학연구소(ADD)

주저자 이메일 : jgbin@add.re.kr

이러한 소음은 함의 기본 요구 성능인 은밀성에 직접적인 영향을 끼친다.

본 논문에서는 합정 추진용 영구 자석 동기 전동기의 설계시 맥동 토크, 소음 및 진동을 유발하는 코깅 토크를 저감하기 위해 pole/slots 비 등을 고려한 초기 모델을 선정하고, 자극각, 공극길이, 자석두께 등의 설계변수를 선정하여 이러한 변수의 변화에 따른 코깅 토크 변화를 조사한다^[5]. 이 결과에 따라 코깅 토크를 저감시킨 선박 추진용 대용량 동기 전동기의 형상을 설계하였다. 설계된 전동기의 특성은 2차원 유한 요소 해석방법을 이용하여 검증하였다.

2. 본 론

가. 발생 토크의 계산

Maxwell Stress Tensor 해석은 다음과 같다. 자계 내에 도체가 놓여 있으면, 이 도체에 작용하는 자기력 밀도는 전류밀도와 자속밀도에 의하여

$$df = (J \times B)dv \tag{1}$$

의 로렌츠 힘으로 표시된다. 여기서 f는 자기력 밀도, J는 전류밀도, B는 자속 밀도를 나타낸다.

여기서, 변위전류를 무시한 준 정상 상태에서 $J = \nabla \times H$ 가 성립되므로 식 (1)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$df = (\nabla \times H) \times B dv = \frac{1}{\mu_0} (\nabla \times B) \times B dv \tag{2}$$

이고, 자기장에서 체적 V인 물체에 작용하는 전자력 F는

$$F = \int_V df dv = \frac{1}{\mu_0} \int_V (\nabla \times B) \times B dv \tag{3}$$

이고, 토오크 식은

$$dT = (r \times df)dv \tag{4}$$

$$T = \int_V (r \times df)dv = \int_V \frac{1}{\mu_0} r \times [(\nabla \times B) \times B]dv \tag{5}$$

맥스웰 스트레스 텐서(Maxwell Stress Tensor)법에 의해서 토오크 식의 체적 적분은 물체를 포함하고 있는 임의의 표면에 대한 면적분으로 변환되어 다음과 같이 나타낼 수 있다^[6,7].

$$P = \frac{1}{\mu_0} \left[\int_S B(B \cdot n)ds - \int_S \frac{1}{2} B^2 nds \right] \tag{6}$$

$$T = \int_V (r \times df)dv = \oint_S (r \times P)ds \tag{7}$$

여기서, n은 표면에 대한 단위 수직 벡터를 나타낸다.

나. 초기 전동기 모델 설계

Cogging torque는 영구자석 PM(Permanent Magnet)과 슬롯(Slotted iron) 구조사이의 상호 작용에서 발생하며 공극이 일정하지 않은 거의 모든 영구 자석 모터들에서 명백히 발생함을 알 수 있다. 저속에서의 코깅 토크는 소음 및 진동으로 심각한 영향을 초래 할 수 있으므로 초기 설계모델의 선정 시부터 이를 고려한 설계 모델을 선정한다^[8]. 일반적으로 코깅 토크의 주파수는 전동기의 고정자 슬롯수와 회전자 극수의 최소공배수에 의해 영향을 받는다. 주파수가 높으면 상대적으로 진폭은 줄어들어 코깅 토크의 영향은 줄어들게 된다. 초기 모델 선정시 극당 4.5슬롯수를 가지는 극수와 슬롯수를 변화시킨 해석 모델의 코깅 토크 해석 모델의 코깅 토크 주파수를 보면 표 1과 같다.

표 1에서 슬롯수와 극수와의 최소공배수를 가지는 모델들을 살펴본 결과 극당 슬롯수가 같을 때 8극 36

[표 1] 코깅토크 주파수(Cogging torque frequency)

극수와 슬롯	2pole 9slot	4pole 18slot	6pole 27slot	8pole 36slot
코깅 토크 주파수	18	36	54	72

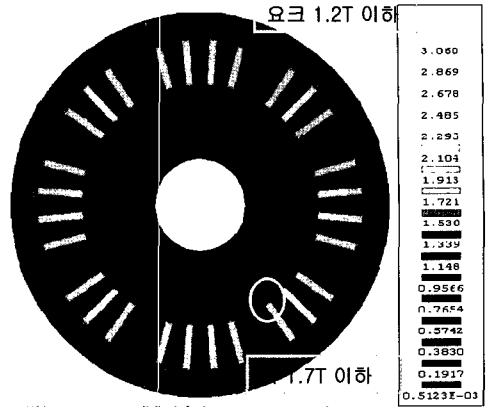
슬롯을 가지는 모델의 경우에 최소공배수가 72로서 주파수가 높은 것을 알 수 있다. 주파수가 높음에 따라 진폭이 줄어들어 코깁 토크의 영향은 줄어들게 되므로 따라서, 회전자 8극 고정자 36슬롯을 가지는 전동기를 초기 모델로 선정하였다.

초기 전동기 모델의 제원은 최초 1000V DC전압과 300rpm이라는 초기설계조건과 전동기 설계 과정을 통해 표 2와 같은 제원을 가진다.

표 2와 같이 초기 전동기 모델을 가지고 그림 1에 나타난 것과 같은 설계 흐름도를 따라 설계변수를 변화 시키며 최저의 코깁 토크 값을 가지는 최적 형상의 BLDCM을 설계한다.

[표 2] 초기 전동기 모델의 제원(Parameter of the initial model)

정격출력	300kW	고정자의외경	370mm
회전수	300rpm	고정자내경	215mm
단자전압	1000Vdc	공극길이	5mm
상수	3	슬롯깊이	104mm
극수	8	영구자석의 자극각도	37.5
슬롯수	36	자석두께	20mm
상당턴수비	60	잔류자속밀도	1.194T



[그림 2] 모델의 자속 밀도 분포도 (Flux density distribution)

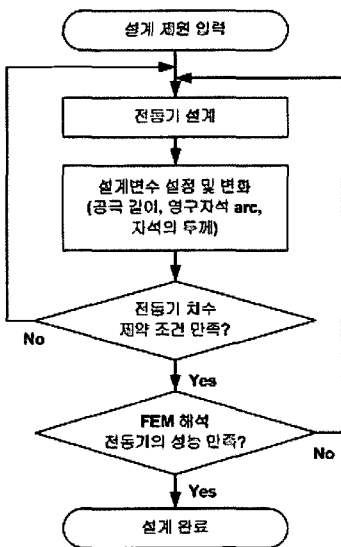
설계흐름도와 같이 설계변수를 변화 시켜가며 유한 요소해석법을 이용한 Flux2D를 통하여 자속밀도와 코깁 토크를 해석, SPEED를 이용하여 설계 토크상수 및 역기전력상수가 크게 변화하지 않는 범위 내에서 최적 형상도출을 위해 반복적인 방법으로 구한다.

그림 2는 해석 모델의 자속 밀도 분포를 나타낸 그림이다. 여기서 보면 치 끝부분과 요크 부분의 자속 밀도는 1.7Tesla와 1.2Tesla이하를 만족함을 알 수 있다.

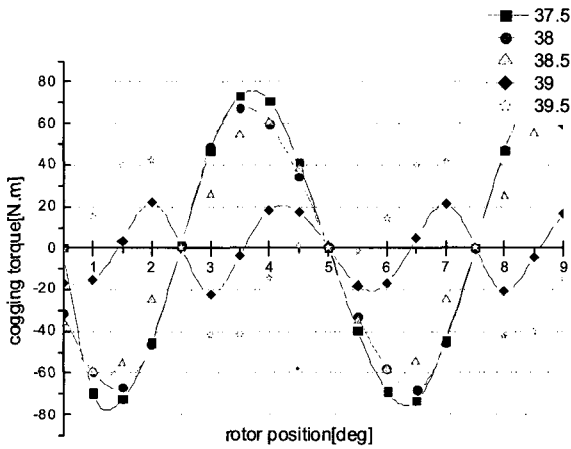
다. 설계변수 변화에 따른 코깁 토크 변화

표 2의 전동기 제원을 이용하여 코깁 토크 저감을 위한 자극각, 공극 길이, 자석의 두께 등 세 가지의 설계변수를 변화 시켜가면서 나타나는 코깁 토크를 살펴보았다.

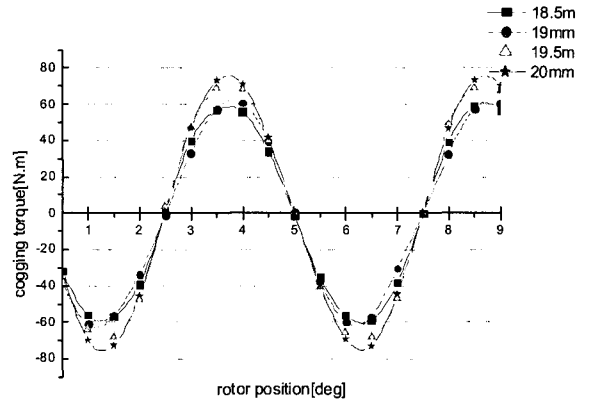
초기 전동기 제원에서 자극각을 전동기 설계 범위를 만족하는 범위에서 초기 37.5에서 0.5씩 증가하여 39.5까지 증가하였을 때 변화하는 코깁 토크 결과를 그림 3에 나타내었다. 자극 각이 증가함에 따라 코깁 토크의 량이 줄어드는 것을 확인하였으며 39에서 코깁 토크의 값이 최소가 됨을 확인하였다. 코깁 토크는 계자 자석과 전기자 슬롯 구조 사이의 상호 작용으로 인하여 공극에 쌓인 자기 에너지가 회전자의 이동과 함께 생기는 것이므로, 공극이 증가하면 자기저항의 크기가 증가하여 유효 자속량이 적어진다. 코깁 토크는 자속량의 감소만큼 줄어들게 된다.



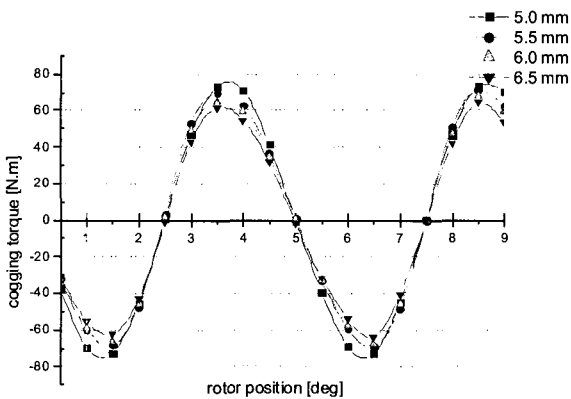
[그림 1] 설계 흐름도(Design Flowchart)



[그림 3] 자극각 변경에 따른 코깅 토크 변화
(Variation of Cogging torque by changing of magnet arc)



[그림 5] 자석 두께 변경에 따른 코깅 토크 변화
(Variation of Cogging torque by changing of magnet thickness)



[그림 4] 공극 길이 변경에 따른 코깅 토크 변화
(Variation of Cogging torque by changing of airgap length)

전동기 치수 범위를 만족하는 범위 내에서 초기 공극 길이 5.0mm를 0.5mm씩 증가하여 6.5mm까지 증가하였을 때 나타나는 코깅 토크 결과를 그림 4에 도시하였다. 각 경우의 코깅토크 최대값을 표 3에 나타내었다. 초기모델에서 공극길이 변화에 따른 코깅 토크 변화를 살펴보면 공극길이가 6.5mm일 때 가장 작게 나타나는 것을 알 수 있다. 따라서 공극길이를 증가시키면 위의 이론과 같이 코깅 토크가 줄어들을 수 있다.

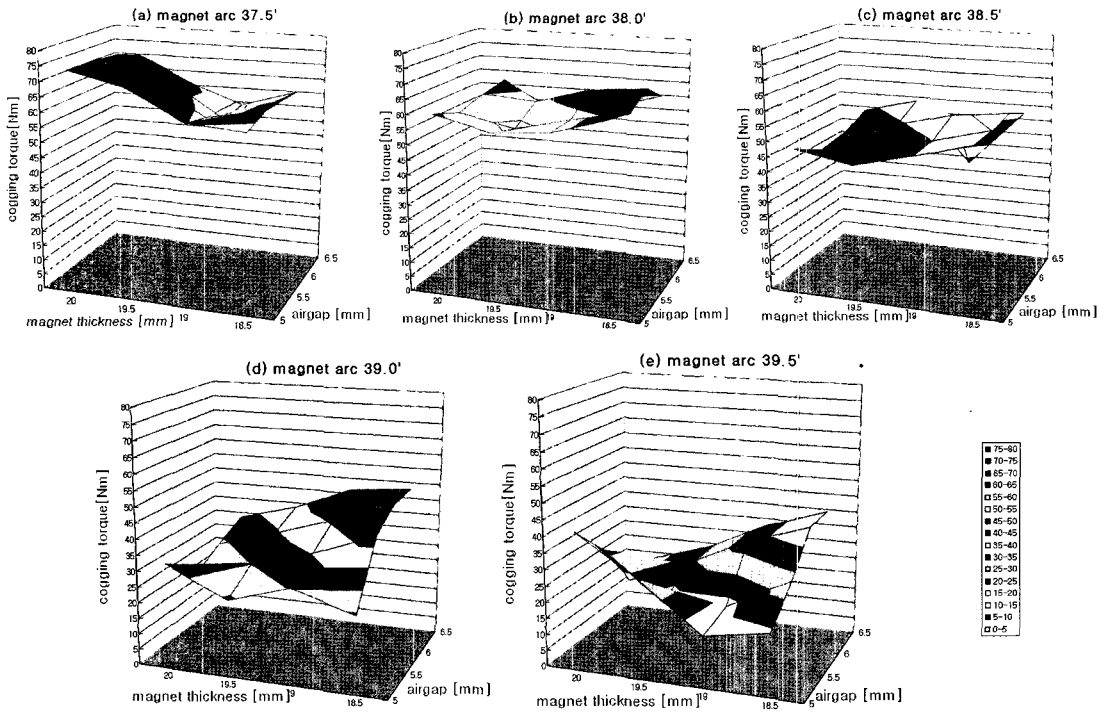
전동기치수 범위를 만족하는 범위 내에서 자석 두

[표 3] 설계변수에 따른 코깅 토크 값(Cogging torque value for design parameter)

공극 [mm]	자석 두께	자 극 각[°]				
		37.5	38	38.5	39	39.5
5	20.0mm	74.13607	60.97532	48.81057	33.34659	42.53086
	19.5mm	69.85675	56.35687	45.13739	24.30645	30.52475
	19.0mm	60.28459	57.9844	49.86956	30.21722	15.81334
	18.5mm	58.9421	63.87545	55.0852	24.30645	19.12334
5.5	20.0mm	73.78205	57.35934	43.44194	23.80875	31.70685
	19.5mm	68.53214	53.49821	45.16469	30.22508	16.92785
	19.0mm	57.84513	57.98754	50.09499	35.24639	18.06335
	18.5mm	61.46987	61.6542	55.05368	42.539	28.29124
6	20.0mm	72.87421	60.04787	44.70591	29.08713	16.11769
	19.5mm	64.61245	58.65214	49.29263	34.51798	23.77901
	19.0mm	52.84569	63.98754	54.33965	40.56265	32.71424
	18.5mm	60.85476	65.95412	56.28447	47.45036	39.1874
6.5	20.0mm	69.64393	61.53319	48.81057	33.34659	17.8378
	19.5mm	60.87412	50.8541	53.47646	38.4293	23.77901
	19.0mm	53.98545	53.95426	32.71424	46.28226	32.71424
	18.5mm	59.86542	59.65412	52.09073	47.89594	39.1874

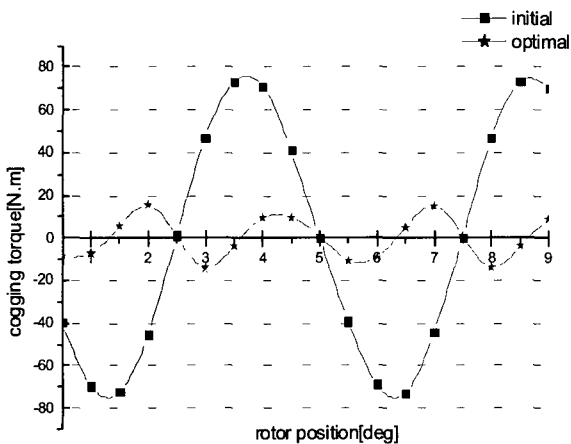
께 20.0mm를 0.5mm씩 감소하여 18.5mm 까지 감소시켰을 때 나타나는 코깅 토크를 그림 5에 도시 하였다.

이때 각 경우의 코깅토크 최대값들을 표 3에 나타내었다. 초기모델에서 자석 두께 변화에 따른 코깅



[그림 6] 설계 변수 변화에 따른 코깅 토크 값
(Variation of Cogging torque by changing of design parameters)

토크 변화를 살펴보면 공극길이 18.5mm일 때 가장 작게 나타나는 것을 알 수 있다.



[그림 7] 초기모델과 최적모델의 코깅 토크 파형
(Cogging torque of the initial and the potimal model)

표 3과 그림 6은 설계변수 3가지 각각의 변화에 따른 코깅 토크 피크치 값들을 나타내고 있다.

설계변수 3가지(자극각, 공극길이, 자석 두께)를 변화시켜 코깅 토크를 조사한 결과 자극각 39.5°, 공극길이 5mm, 자석두께 19.0mm 일때 코깅 토크가 15.81334Nm로 가장 적게 발생하는 것을 알 수 있었다.

여기서 살펴보면, 각각의 설계변수에 따라서 코깅

[표 4] 전동기의 설계 제원
(Motor's design parameter)

정격출력	300kW	고정자외경	370mm
회전수	300rpm	고정자내경	215mm
단자전압	1000Vdc	공극 길이	5mm
상수	3	자극각	39.5°
극수/슬롯수	8/36	자석두께	19mm
Core stack length	688.2mm	슬롯깊이	104mm

토크의 감소 및 증가가 다름을 알 수가 있다. 설계변수가 많고 여러 가지 상황에 따라서 코깅 토크의 저감이 달라짐을 알 수가 있다.

본 논문에서는 설계변수 3가지(자극각, 공극길이, 자석두께)만을 취한 결과 자극각 39.5°, 공극길이 5mm, 자석두께 19.0mm일 때, 코깅 토크 피크치가 가장 작게 발생함을 알 수가 있었다. 이것은 초기 전동기 모델이 가졌던 코깅 토크 대 정격 출력 비 7.41%에서 1.58%로 현저히 줄어드는 것을 확인하였다. 이러한 결과를 바탕으로 그림 1의 설계 흐름도를 만족하는 코깅 토크가 최저인 형상을 얻어 300kW급 1000Vdc 300rpm의 저속영역에서 고효율을 가지는 3상 8극 36 슬롯을 가지는 합정 추진용 영구자석 전동기를 설계하여 표 4와 같은 전동기 제원을 도출하였다.

3. 결론

본 논문에서는 코깅 토크를 저감한 합정 추진용 영구자석 전동기를 설계하였다. 코깅 토크의 영향으로 인하여 발생하는 진동 및 소음의 영향을 줄이고자 초기모델 선정 시부터 slots/pole비등을 고려 초기모델을 선정하였다. 고정자측은 설계제원에 의해 정해지는 경향이 많으므로 코깅 토크의 영향으로 인하여 발생하는 진동 및 소음의 영향을 줄이고자 회전자 자석의 자극각 조절, 공극의 길이 변경, 그리고 자석의 두께 조절 등 3가지 설계변수를 선택, 이의 적절한 변화에 의해 저감된 코깅 토크를 발생하는 회전자의 형상을 설계하였다. 그리하여, 최소화된 코깅 토크를 가지며 저속영역에서 고효율을 가지는 1000Vdc, 300kW, 300rpm급인 3상 8극 36슬롯을 가지는 영구자석 전동기를 설계하고 전자장 해석으로 이를 해석 검증하였다. 본 논문에서 설계되어진 저감된 코깅 토크를 가지며 저속영역에서 큰 토크를 가지는 영구자석 전동기는 기존의 직류기 및 유도 전동기를 대신하여 유지보수가 필요 없이 합정 추진 장치를 위한 전기 추진 장치용 전동기로 사용될 수 있음을 알 수 있다.

참 고 문 헌

- [1] D. S. Parker "The Electric Warship [electric propulsion]", Electrical Machines and Drives, International Conference on. Publ. No. 444, 1997, pp.319~325.
- [2] Jacek F. Gieras Mitchell Wing "Permanent Magnet Motor Technology Design and Applications", Marcel Dekker, 1997, pp.199~230.
- [3] H. Bausch, "Large Power Variable Speed a.c. Machines with Permanent Magnets", Electr. Energy Conf., Adelaide, Australia, 1987, pp.265~271.
- [4] S. M. Hwang "Various design techniques to reduce cogging torque by controlling energy variation in permanent magnet motors", IEEE Trans. Magn., Vol. 37, No. 4, 2001, pp.2806~2809.
- [5] M. Benarous, "The effect of the distribution of the magnetisation in brushless DC machines on cogging torques", Electrical Machines and Drives, 1999. International Conference on. Publ. No. 468, 1999, pp.151~153.
- [6] A. Boglietti et al, "Finite Element Analysis of Permanent Magnet Motors", IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 25, 1989, pp.3584~3586.
- [7] V. B. Hoisinger, "Performance of Polyphase Permanent Magnet Machines", IEEE Trans. on Power App. & Sys, Vol. 99, No. 4, 1980, pp. 1510~1518.
- [8] H. S. Cho, "Effect of pole to slot number ratio on back-EMF constant of BLDC motor with nonoverlapping stator winding", International Conference IEMD '99, May 1999, pp.54~56.