

100 HP 급 고온초전도 모터의 설계 및 성능 해석

A 100 HP HTS Motor Design and the Performance Analysis

백승규*, 손명환*, 김석환*, 이언용*, 권영길*

Seung-Kyu Baik*, Myung-Hwan Sohn*, Seog-Whan Kim*, Eun-Yong Lee*, Young-Kil Kwon*

Abstract : A 100 [HP] rated synchronous motor with superconducting rotating field winding has been designed based on the formulated equations established from 2 dimensional magnetic field distributions in a cylindrical coordinate. The cross-section was drawn based on calculated design results via Fortran program and then modeled with FEM(Finite Element Method) to investigate the machine performances. First of all, the magnetic field distributions are analysed in many ways according to the field directions and the armature currents. Especially after the rotating field winding is arranged with BSCCO-2223 high-temperature superconducting(HTS) pancake coils, the exerted magnetic field normally on the HTS tape is calculated through FEM. And the machine output power is calculated according to the torque angles which lie between the field and the armature main flux lines. Moreover, this paper includes the eddy-current loss variations of a copper damper located between the field and the armature coils and design considerations of the 100 HP HTS motor utilizing ferro-magnetic material.

Key Words : synchronous motor, super-conducting field winding, FEM, magnetic field distribution, HTS pancake coil, output power, eddy-current loss, design consideration

1. 서 론

초전도 모터의 산업적 활용 가능성은 BSCCO 을 이용한 고온초전도 선재가 개발되면서 대두되었다고 할 수 있다. 이러한 고온초전도 선재를 사용하면 저온초전도 선재를 이용할 때보다 훨씬 더 초전도 코일의 동작온도를 높일 수 있으므로, 냉동장치의 크기가 작아지고 구조가 간단해지며 모터, 변압기, 전력케이블 등에서 기존 전력기기에 대해 경쟁력을 가질 수 있게 된다. 현재까지 NbTi 와 같은 금속계 저온초전도 선재를 수백 [MW] 급의 대형 터빈발전기에 응용하려는 시도가 일본과 같은 일부 국가에서 이루어지고 있으나, 저온초전도체를 이용할 경우에 냉매로 사용되는 4.2 [K] 의 액체헬륨을 냉각하는 설비의 비용이 많이 들기 때문에 상업화에 상당한 걸림돌이 된다.

반면에 BSCCO 선재를 초전도 회전기의 계자코일로

사용할 경우, 현재 그 동작온도를 30 [K] 정도로 하여 운전시킬 수 있으므로 필요한 냉동기의 크기와 용량이 액체헬륨을 사용할 때와 비교할 수 없을 정도로 작아져 터빈발전기보다 훨씬 작은 용량의 모터에서도 기존 기기에 대해 경쟁력을 가질 것으로 보고 있다. 따라서 일부 선진국에서는 이러한 고온초전도 선재를 이용하여 중단되었던 초전도 발전기의 개발 계획을 다시 수립하고 있으며, 수 [MW] 급의 선박추진용 모터를 초전도 기기로 대체하려고 하고 있다. 또한, 현재 미국에서 개발 완료한 5000 [HP] 급의 고온초전도 동기모터의 경우에 기기의 중량과 크기, 효율면에서 모두 기존의 유도전동기보다 우수한 성능을 나타내었다. 그러므로 향후 대량 생산체제 도입으로 기기의 가격 경쟁력만 확보된다면 상업화될 가능성이 상당히 높다고 할 수 있다. 본 논문에서는 수천 [HP] 급의 고온초전도 모터의 전단계로 개발하고자하는 100 [HP] 급의 고온초전도모터를 2차원 자장해석에 근거하여 설계하여, 그 결과를 유한요소법(FEM)으로 모델링한 후 기기에서 발생하는 자장의 영향과 기기의 출력 등을 해석하여 설계치의 타당성을 검증하고 기기의 특성들을 예측하고자 한다 [1][2].

2. 본 론

2.1. 설계의 이론적 배경

초전도 회전기의 자장해석은 그림 1과 같은 원통좌표계에 그 횡단면을 모델링하면 이론적으로 접근이 가능하다. 여기서, 지면에 수직한 기기의 축방향(z-방향) 길이가 무한하다고 가정하면, 기기 내부의 자장은 z-축 성분을 포함하지 않게 되고 벡터포텐셜은 전류방향과 동일한 z-축 성분만 가지게 된다. 전류가 그림 1과 같은 형태로 원통좌표계에 균일하게 분포된다면, 수학적으로 z-축 성분의 벡터포텐셜 A_z 을 유도할 수 있다. 특히, 기기내부에 전류원이 존재하지 않으면 벡터포텐셜은 식 (2)와 같은 Laplace 방정식을 만족시키게 갖게 된다.

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \quad (1)$$

$$\nabla^2 A_z = 0 \quad (2)$$

이러한 A_z 성분에서 식 (2)의 Laplace 방정식을 세우면 식 (3)와 같은 2차 미분방정식이 되며, 이는 변수분리법에 의해 그 해를 구할 수 있다.

* 정 회 원 : 한국전기연구원 초전도응용연구그룹
원고접수 : 2002년 09월 30일
심사완료 : 2002년 11월 25일

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial A_z}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 A_z}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial z^2} = 0 \quad (3)$$

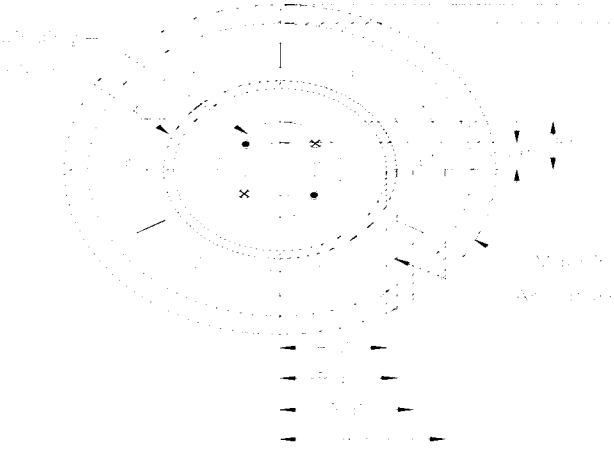


그림 1. 4극 초전도 회전기의 2차원 원통좌표계 해석 모델
Fig. 1. 2-dimensional analytic model of 4 pole superconducting rotary machine at cylindrical coordinate

벡터포텐셜이 구해지면 무부하시처럼 계자코일만 여자 되었을 경우, 전류원이 존재하지 않는 전기자코일부에서의 자장분식 (1)에 의해서 구할 수 있으며 성분별 자속밀도 값은 식 (4), (5)에 의해 구할 수 있다.

$$B_r = \frac{1}{r} \frac{\partial A_z}{\partial \theta} \quad (4)$$

$$B_\theta = -\frac{\partial A_z}{\partial r} \quad (5)$$

자장분포가 결정되면 이를 이용하여 계자코일과 전기자 코일의 자기 및 상호인덕턴스를 구할 수 있으며, 이들을 이용하여 기기의 용량에 따른 축방향 길이를 결정할 수 있게 된다 [3][4].

2.2. 프로그램에 따른 설계 결과

앞에서 설명한 수학적 해석방법에 의해 유도된 방정식들과 동기기의 전압방정식 등을 고려하여 초전도 모터와 발전기의 설계 프로그램을 구성할 수 있다. 이러한 과정에 의해서 도출된 고온초전도 모터의 설계 사양을 표 1와 같이 정리한다. 이 결과들은 기계에서 발생될 수 있는 손실들을 고려하여 결정된 값으로서, 전기자의 입력이 발생되는 손실을 제외하고도 기기의 출력 100 [HP]이 나오도록 하였다. 이에 따른 기기의 횡단면 설계도의 1/4을 그림 2에 보인다 [5].

최외각에 존재하는 기계실드(machine shield)의 내반경(Rsi)은 작을수록 2차원 해석에 의한 오차를 줄일 수 있지만, 다중 원통형으로 배치되는 극저온 용기간의 간격이 줄어들기 때문에 단열공간의 확보와 계자와 전기자의 배치공간의 확보를 위해 21 [cm] 정도로 설정하였다. 전기자 권선(armature winding)은 제작 경험을 토대로 하여 비자성의 FRP로 구성되는 슬롯(slot)의 55 [%]을 채우도록 하였다. 전기자 도체의

정격 전류밀도는 3 [A/mm²]이며 공기 냉각만으로도 전기자에서의 과도한 온도상승을 억제할 수 있도록 하였다 [6].

표 1. 100 [HP] 급 고온초전도 모터의 설계 사양
Table 1. Design specifications of 100 [HP] HTS motor

정격 용량	100 [HP]
정격 속도	1800 [rpm]
단자 전압	380 [V]
역률	1.0
주파수	60 [Hz]
동기 리액턴스	0.1 [p.u.]
계자 동작전류	45 [A]
계자 극수	4
계자 턴 수	1075 [turns/pole]
전기자 정격전류	119 [A]
전기자 턴 수	80 [turns/phase]
전기자 슬롯 수	24
축방향 직선부 길이	250 [mm]
기계실드 외경	478 [mm]
설계 효율	95.93 [%]

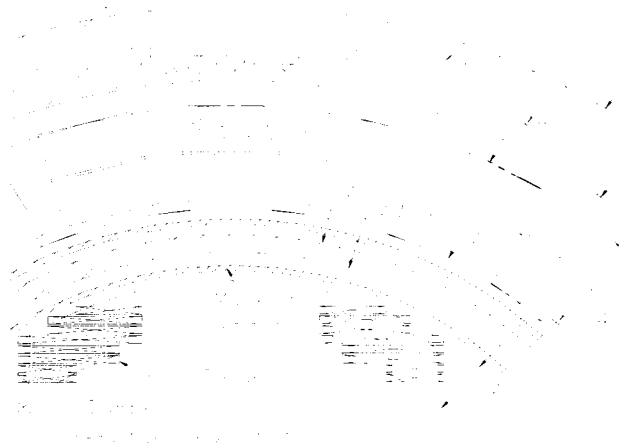


그림 2. 설계된 100 [HP] 급 고온초전도 모터의 횡단면도
Fig. 2. Cross-sectional diagram of the designed 100 [HP] HTS motor

계자와 전기자 코일 사이에 배치되는 구리 원통의 댐퍼(damper shield)는 비대칭의 교번 자계에 대해 계자코일을 보호하고, 기존의 동기기에서의 댐퍼와 같이 기동을 도와주며 과도상태시 와전류에 의한 토오크를 발생시켜 기기의 탈조를 막아준다. 본 설계에서는 전기자에 의한 영향을 최소화시키기 위해 동기리액턴스를 0.1 [p.u.] 정도로 작게 하여 댐퍼를 하나만 쓰도록 하였으며, 댐퍼실드를 진공용기 내부에 배치시켜 그 효율을 높여 그 두께를 줄였다 [7].

2.3. 유한요소법을 이용한 설계된 모터의 모델링

설계된 고온초전도 모터에서 비선형의 B-H 곡선을 갖는 강자성체는 기기의 최외각인 기계실드(machine shield)에만 존재하고, 그 외의 기기 내부는 모두 공기와 같은 투자율을 갖는 공심형의 구조이다. 우선, 이 모델을 기본으로 하여 2차원 유한요소법을 통해 정자장 해석을 하였다. 설계된 모터를 4극의 전절권 형태로 전기자 코일을 배치시키면 한 슬롯 내에 2층으로

배열된 도체들은 모두 동일한 전류를 통전시키므로, 슬롯 내의 도체들을 하나의 사각형태의 도체로서 모델링할 수 있다. 슬롯이 차지하는 사각형의 도체부는 그 전류밀도 값을 1.894 [A/mm²]의 실효값을 갖도록 하여 설계시의 정격전류가 흐르도록 하였다. 또한, 대칭성에 의하여 모든 부분의 결과를 동일하게 파악할 수 있으므로 기기 횡단면의 1/4 만 모델링하였다.

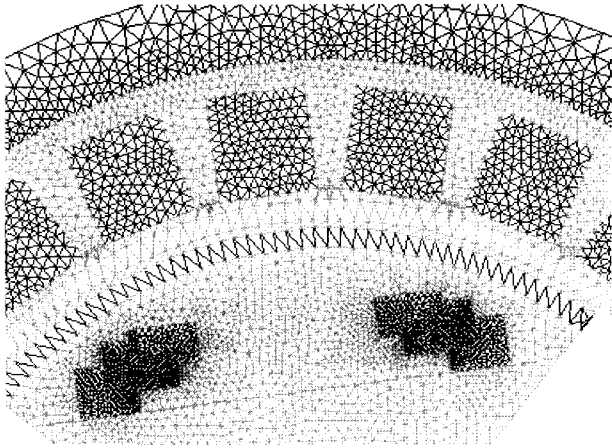


그림 3. 설계된 100[HP] 급 고온초전도 모터의 FEM 해석을 위한 mesh 구성
Fig. 3. Mesh generation for FEM analysis of the designed 100[HP] HTS motor

회전시의 특성과 토크 계산을 위하여 회전자와 전기자코일 사이에 영역을 별도로 설정하였다. 그림 3에 2차원 FEM 해석시의 Mesh 구성을 보여준다.

2.4. 설계모터의 특성해석

저온초전도 선재를 이용한 코일은 그 켈치 특성이 작용하는 자장의 세기에만 의존하지만, BSCCO 와 같은 고온초전도 선재는 작용하는 자장의 방향에도 의존하게 된다. 즉, 작용하는 자장이 테이프 형태의 선재면에 수직할 때에 선재의 임계전류가 가장 크게 감소하게 된다.

표 2. 몇 가지 경우에서의 자속밀도 비교
Table 2. Comparison of flux densities in several cases

구 분	B _{⊥max} [T]	B _{max} [T]
전기자 개방 시	0.5356	0.7725
토크각 0°	0.5269	0.9562
토크각 30°	0.6477	0.9451
토크각 60°	0.5646	0.8928
토크각 90°	0.5801	0.7919

먼저, 전기자코일은 통전시키지 않고 계자코일에만 동작전류를 통전하여 자장해석을 하였다. 고온초전도 테이프면에 수직하게 작용하는 최대자장 B_{⊥max}은 표 2에서와 같이 0.5356 [T]이었으며, 해석영역에서 발생하는 자장의 최대치 B_{max}은 계자코일에 분포하게 된다. 또한, 전기자코일에 3상 정격전류가 흘러서 발생하는 전기자 주자속과 계자 주자속의 각도에 따른 자장 영향도 분석하였다. 이 때, 주자속 간의 각도가 15°(토크각 30°)일 때 B_{⊥max}이 최대였으며 전기자에 정격전류 통전시에는 B_{max}이 항상 최외각의 기계실드

에서 발생하였다. 본 논문에서는 2차원 자장해석을 통하여 테이프형 선재면에 수직한 자장성분을 구해보았으나, 3차원적으로 계자코일과 기계실드를 모델링하여 해석하여도 B_{⊥max}은 레이스트랙형(racetrack type) 계자코일의 축방향 직선부에서 발생하며 2차원 해석시보다 약간 작은 값을 가진다. 이러한 해석결과는 고온초전도 선재의 자장에 따른 임계전류 곡선에서 기준으로 삼는 자장값을 결정하는데 이용가능하며, 실제의 계자코일 제작 후 시험을 통하여 켈치전류와 비교하여 동작전류의 결정에도 응용할 수 있다 [8].

모터와 발전기에서 발생하는 토크는 식 (6)와 같이 원주각 θ에 따른 코에너지(co-energy) W'의 변화로 구할 수 있다 [9].

$$T = \frac{\partial W'}{\partial \theta} \tag{6}$$

코에너지 W'은 FEM으로 계산된 자장 해석 결과를 이용하여 별도로 설정된 공극영역에서 식 (7)에 의해서 계산된다.

$$W = \frac{1}{2} \int_{vol} \vec{B} \cdot \vec{H} dv \tag{7}$$

그리고, 동기모터의 경우 발생토크는 전기자 주자속과 계자의 주자속이 이루는 각도에 따라 변하기 때문에, 전기자에 인가되는 3상 교류전류의 위상을 변화시켜서 자속이 이루는 각도를 변화시켰다. 이에 따른 해석 결과를 그림 4에 보인다.

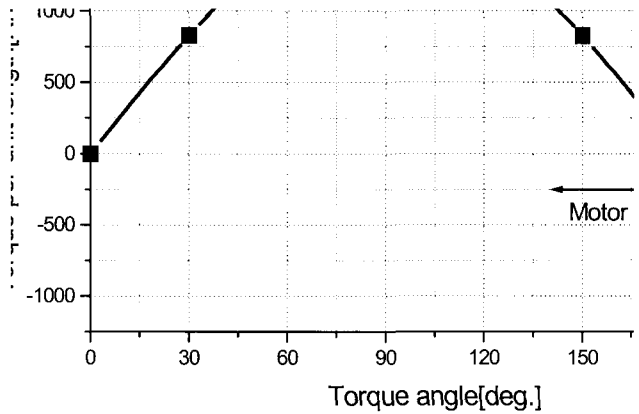


그림 4. 토크각 변화에 따른 발생 토크의 FEM 해석 결과
Fig. 4. FEM analysis result of generated torque according to the torque angle variation

4극의 동기기에서는 전기각과 기계각이 2배의 차이가 나므로 회전자의 주자속과 계자의 주자속이 45°을 이룰 경우에 90°의 토크각을 이루는 최대 토크 발생 위치가 된다. 이 때의 단위길이당 발생 토크는 1664 [Nm/m]였으며, 이론적 설계 결과에 따른 축방향 직선부길이(0.25 [m])를 이용하여 기기의 출력(P_{out})을 구하면 식 (8)에 의해 105 [HP](78.4 [kW])이 나온다.

$$P_{out} = \omega \cdot T \cdot l \tag{8}$$

여기서, ω : 회전자 각속도[rad/sec]
l : 축방향 길이

다른 각도에서는 그림에서와 같이 90° 을 기준으로 좌우 대칭인 값을 가지며, 토오크각에 따라 거의 정현적으로 감소하였다.

댐퍼 실드에 유기되는 와전류에 의해서 발생하는 손실을 과도적으로 해석하여 보았다. 먼저 그림 5에서와 같이 모터 정지시에 전기자에 5 [Hz] 의 주파수로 정격전류를 인가한 후의 댐퍼 실드에서 발생하는 손실을 계산하였다. 시간 0(Time = 0)에서 순간적으로 인가된 전기자 전류에 의해서 손실이 갑자기 증가하였다가 일정한 값으로 점점 접근함을 알 수 있다. 실제로는 모터 구동 인버터에 의해 정지된 모터를 5[Hz] 의 주파수로 전기자에 3상 전류를 인가하면, 감당할 수 있는 부하가 걸려있다면 바로 회전하기 때문에 그림에서와 같은 큰 손실은 지속되지 않을 것으로 예상된다.

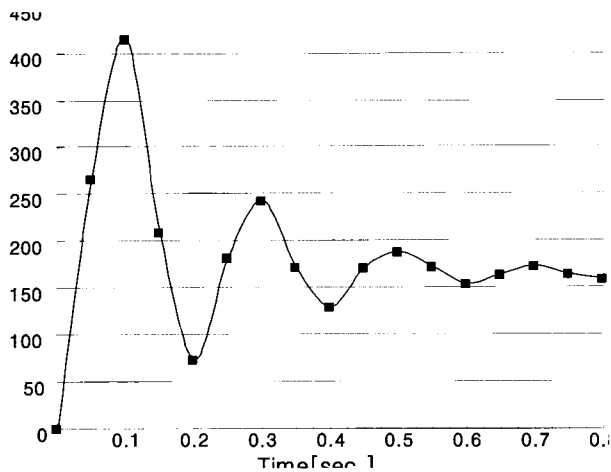


그림 5. 회전자 정지시 5 [Hz] 로 전기자에 정격전류 인가 후 댐퍼의 와전류 손실 변화
 Fig. 5. Eddy current loss variation of the damper shield applied with 5 [Hz] armature rated current at the rotor standstill

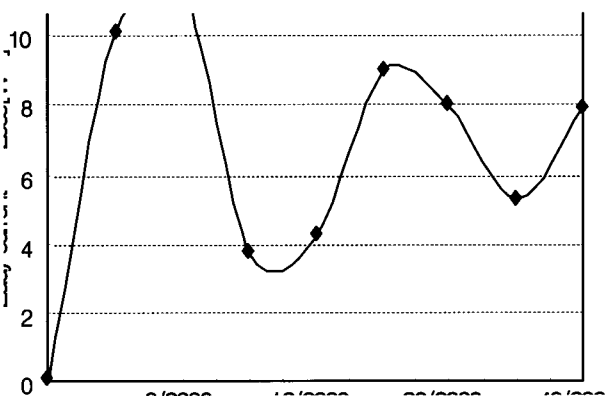


그림 6. 1800 [rpm] 회전시 전기자 정격전류 인가후 댐퍼의 와전류 손실 변화
 Fig. 6. Eddy current loss variation of the damper shield after armature excitation with rated current at 1800 [rpm]

또한, 동기속도 1800 [rpm] 으로 회전시 일정시점 (Time = 0 [sec])에서 전기자에 주파수 60[Hz] 의 정격전류를 인가하였을 때 댐퍼 실드에서 발생하는 와전류 손실을 계산하여 보았다. 그림 4 의 여러 가지 경우 중에서 토오크각이 0° 일 경우 가장 큰 값을 가졌으며, 3상 전원 인가(Time = 0 [sec]) 후의 시간에 따

른 와전류 손실의 변화를 그림 6 에 보인다. 앞의 경우와 마찬가지로 갑자기 인가된 전류에 의해서 댐퍼 실드에 자장의 시간 변화에 따른 와전류가 크게 유기되다가 그 변화의 폭이 점점 작아짐을 알 수 있다. 특히 이 경우는 회전자의 속도와 전기자의 3상 전류에 의한 회전 자계가 동일 속도로 회전하는 경우 이므로, 그림 5와 같이 회전자의 속도와 전기자의 회전자계의 속도가 차이가 나는 경우보다 와전류 손실이 훨씬 적음을 알 수 있다. 이와 같이 회전자와 전기자의 자속이 동일한 속도로 회전할 경우에는 전기자 전류 인가 후 정상상태에 도달하면 유기되는 와전류가 없어지므로 댐퍼실드에서 발생하는 손실은 없어진다.

2.5. 계자 설계방식 고찰

고정자의 설계치수와 권선 배치는 변경시키지 않고 계자권선의 구조 및 형태를 두 가지 방법으로 재설계하여 보았다. 우선 더 우수한 전류밀도 특성을 갖는 선재를 이용하여 계자권선을 재설계하여 보았다. 이 선재의 경우 액체질소에서 임계전류가 115 [A] 이 되며, 이는 앞의 그림 2 에서 설계된 선재가 갖는 32 [A] 에 비하여 상당히 큰 값이 된다.

이 경우 계자코일의 동작전류를 100 [A] 으로 잡았을 때의 도체 전류밀도는 78.7 [A/mm²] 이 되며, 그림 2 의 45 [A] 의 동작전류로 설계시보다 두 배 이상의 전류를 흘릴 수 있으므로 계자코일의 턴 수를 절반 이하로 줄일 수 있다는 결과가 된다. 따라서 한 극의 턴 수를 500 턴으로 하여 턴 수를 절반 이하로 줄이고 계자코일만을 변경하여 재설계하고 FEM 으로 그림 7 와 같이 해석하였다. 이 때 그림 2 의 8 층의 팬케이 크 코일로 설계된 계자코일은 6 층의 팬케이 크 로 배치 된다. 이렇게 선재의 턴 수가 줄면 계자코일의 제작은 훨씬 쉬워지고 턴 수가 줄어도 동작전류가 2배 이상 차이가 나기 때문에, 실제 기계의 출력과 직접적으로 관련이 되는 암페어-턴(ampere-turn)은 그림 2의 경우인 48375 보다 더 많은 값인 50000 을 얻을 수 있게 되었다. 이러한 여유분의 암페어-턴을 고려하면 설계 프로그램으로부터 도출된 계자권선의 외경 264 [mm] 보다 안쪽으로 코일을 배치시킬 수 있었으며, 댐퍼실드와의 간격을 더 확보할 수 있으므로 계자코일의 열침입을 더 감소시킬 수 있을 것이다.

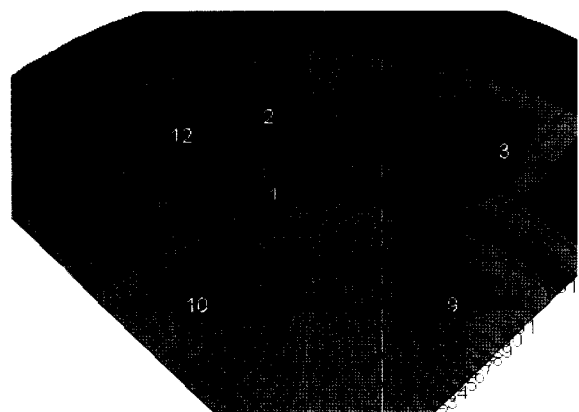


그림 7. 더 높은 임계전류를 갖는 고온초전도 선재를 이용하여 계자코일 재배치 후의 설계 모델 형태
 Fig. 7. Design model configuration after the field coil re-arrangement with HTS conductor having higher I_c

이와 같이 더 우수한 선재를 사용하여 그림 4 에서

와 같은 토오크각의 변화에 따른 토오크 특성을 본 결과 90°의 토오크각에서 101 [HP]의 출력을 얻을 수 있었다. 출력이 그림 2의 초기 설계시 105 [HP]보다 약간 작은 값을 보인 것은 계자코일을 더 안쪽으로 배치시켜서 전기자에서의 자장값이 약간 떨어졌기 때문인 것으로 고려된다.

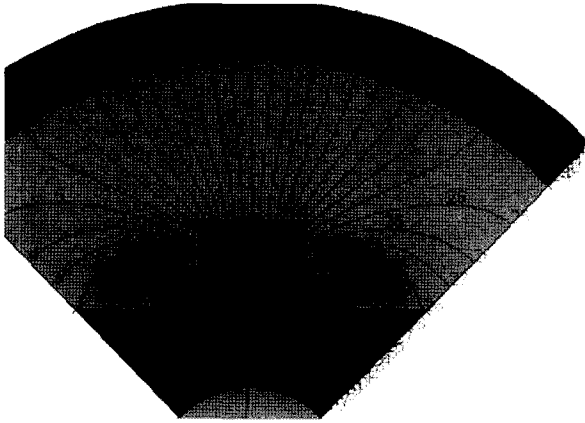


그림 8. 회전자 내부에 철심을 배치한 후의 설계 모델 형태
Fig. 8. Design model configuration after arrangement of iron core inside of the rotor

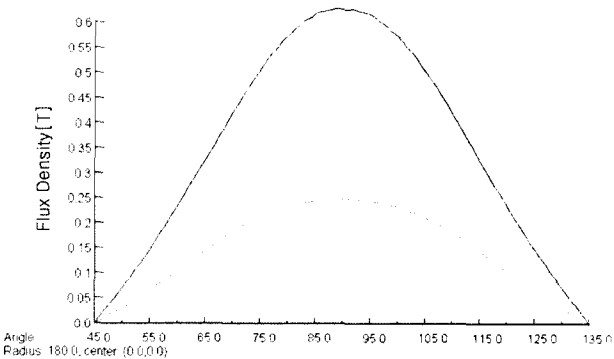


그림 9. 원래의 설계 모델과 철심 배치 후의 설계 모델에서 전기자코일 중심부를 따른 radial 방향의 자장 분포 비교(점선 : 원래의 설계 모델(그림 2 모델), 실선 : 철심 배치 후의 설계 모델(그림 8 모델))
Fig. 9. Comparison of radial magnetic field distribution along the middle of the armature coil before and after arrangement of iron core(dashed : before(Fig. 2 model), continuous : after(Fig. 8 model))

다른 한 가지 방법으로서 앞 절에서의 자장해석 결과에서 볼 수 있듯이, 100 [HP]급의 고온초전도 모터는 그 용량이 비교적 작기 때문에 기기 내부에서 발생하는 최대자장이 1 [T]이 되지 않는다. 따라서 회전자 내부에 기존의 기기에서 사용되는 규소강판과 같은 강자성체를 사용할 수 있을 것으로 판단되어, 그림 2와 같은 초기 설계 형태에 그림 8와 같이 철심을 배치하여 보았다. 회전자 내부에 철심을 배치한 결과 자장은 강자성체인 철심에 거의 집중이 되었으며 3 [T] 정도의 최대 자장을 나타내었다. 또한 기기의 출력과 직접적으로 관련이 되는 전기자코일에서의 자장은 그림 9와 같이 철심을 사용하기 전보다 2배 이상 큰 값을 나타내었다. 따라서 그림 4에서와 같은 토오크각 90°에서 발생시킬 수 있는 정격 최대 토오크가 100 [HP]을 훨씬 초과할 수 있는 여유분을 가질 수 있다

는 결과가 된다. 이러한 초과 여유분을 줄이고 고온초전도 선재에 작용하는 자장의 세기를 줄여주기 위해서, 그림 10에서와 같이 그림 8의 8층의 팬케이크 중에서 상부 4층을 제거시킨 후 다시 자장 해석을 하였다 [10].

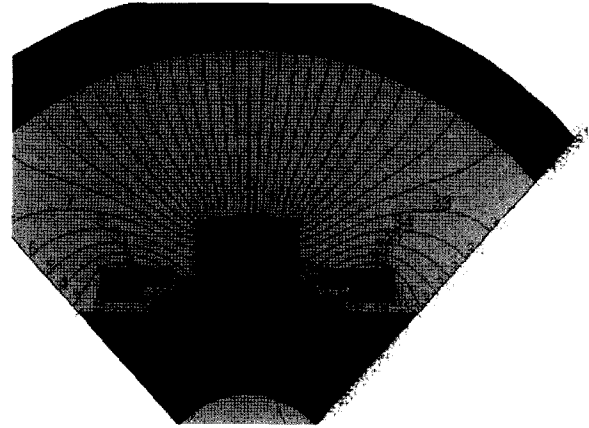


그림 10. 철심을 배치하고 고온초전도 계자코일의 턴 수를 줄인 후의 설계 모델 형태
Fig. 10. Design model configuration after arrangement of iron core and reducing the turn number of the HTS field Coil

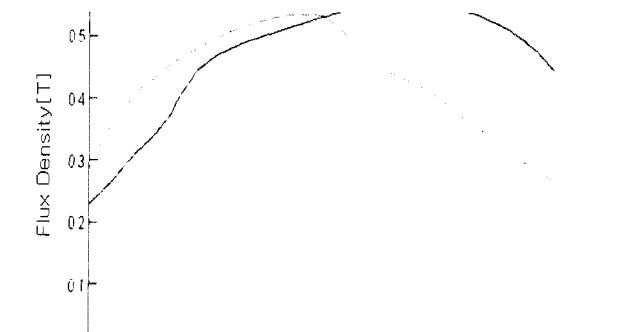


그림 11. 원래의 설계 모델과 철심을 배치하고 계자코일의 턴 수를 줄인 모델에서 BSCCO-2223 테이프면에 수직인 자장 성분의 계자코일 상부를 따르는 분포 비교(점선 : 원래의 설계 모델(그림 2 모델), 실선 : 철심을 배치하고 계자코일의 턴 수를 줄인 모델(그림 10 모델))
Fig. 11. Comparison of magnetic field normal to the surface of BSCCO-2223 tape distributed along an upper side of the field coil(dashed : the original model(Fig. 2 model), continuous : after arrangement of iron core and reducing the turn number of the HTS field Coil(Fig. 10 model))

고온초전도 선재의 표면에 수직으로 작용하는 자장에 의해 코일의 임계전류가 가장 크게 감소하기 때문에, BSCCO-2223 테이프 면에 수직으로 작용하는 성분만을 분석하여 보았다. 그 최대값은 최상부 팬케이크 코일을 따라 그림 11와 같이 분포하며, 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 철심을 배치한 후 증가한 자장이 턴 수를 감소시킴으로서 점선으로 표시된 원래의 설계치에 가깝게 감소하였다. 기기 출력과 직접적으로 관련이 되는 전기자 중심부를 따르는 radial 방향의 자속밀도도, 그림 9에서와 같이 철심 배치 후 크게 증가한 값을 턴 수를 줄여서 그림 12와 같이 원래의 설계치에 가깝게 줄일 수 있었다. 그림에서와 같이 전기

자에서 radial 방향의 최대 자속밀도는 철심을 배치시키면, 계자코일의 턴 수를 절반 이상 감소시켜도 24 [%] 정도 더 큰 값을 갖었다. 따라서 감소한 턴 수 중 24 [%] 정도를 더 줄여도 정격 출력 100 [HP] 을 얻을 수 있을 것으로 예측된다.

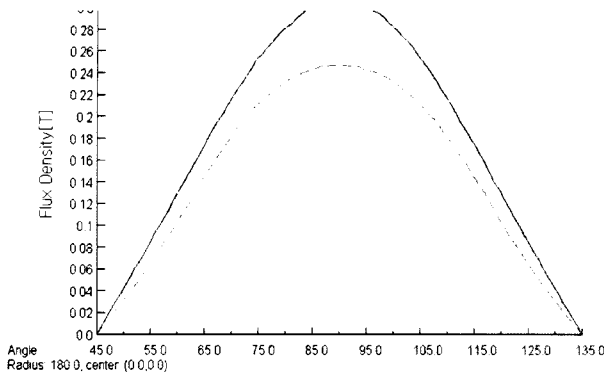


그림 12. 원래의 설계 모델과 철심을 배치하고 계자코일의 턴 수를 줄인 모델에서 전기자코일 중심부를 따른 radial 방향의 자장 분포 비교(점선 : 원래의 설계 모델(그림 2 모델), 실선 : 철심을 배치하고 계자코일의 턴 수를 줄인 모델(그림 10 모델))

Fig. 12. Comparison of radial magnetic field distribution along the middle of the armature coil(dashed : the original model(Fig. 2 model), continuous : after arrangement of iron core and reducing the turn number of the HTS field Coil(Fig. 10 model))

3. 결 론

본 논문에서 다룬 설계 및 해석은 모터의 축방향 길이가 무한하다고 가정한 2차원 전류 및 자장분포에 근거를 둔다. 그러나, 실제의 모터 형태는 축방향 길이가 기기 용량에 따라서 정해지고 직선부와 단부를 갖는다. 그리고, 실제의 기기 형태에서는 2차원 해석의 자장 값보다 약간 작은 값을 가진다. 따라서, 이러한 자장 감소에 따른 기기 출력의 감소를 보상하기 위해서 축방향의 길이를 약간 보상에 줄 필요가 있다. 실제의 계자코일은 레이스트랙 형태를 가지고 이론적 방법으로 계산된 축방향 직선부 길이가 레이스트랙의 직선부가 되도록 할 경우에, 반원 형태로 배치되는 단부에 의해 증가되는 축방향 길이는 60% 정도가 되며 이에 따라 얻어질 수 있는 출력은 2차원 해석의 오차를 충분히 보상하고도 남을 것으로 예상된다.

본 논문에서는 2차원 전자장 해석에 근거한 기본 설계 방식을 유한요소법을 이용하여 검증할 수 있었다. 또한, 이러한 유한요소법을 이용하여 실제의 모터 형태에 가깝게 모델링하여 자장을 성분별로 분석하고, 코일의 턴 수와 형상을 변경시키면서 모터의 출력을 구할 수 있었다. 100[HP] 급 정도의 비교적 적은 용량에서와 같이 기기 내부에 발생하는 자장이 강자성체를 크게 포화시키지 않는다면, 회전자 내부에 철심을 배치시켜서 고조파성분을 크게 증가시키지 않고도 사용되는 고가의 고온초전도 선재의 량을 상당히 줄일 수 있음을 확인할 수 있었다.

모터의 출력은 자장의 세기에 비례하므로 3차원 자장분포가 구해지면, 본 논문의 2차원 출력 도출 방법을 이용하여 실제에 더욱더 가까운 출력을 예측할 수

있으며 향후 대용량 모터의 설계에도 이용할 수 있을 것으로 기대된다.

감사의 글

본 연구는 21세기프론티어 연구개발사업인 차세대 초전도응용기술개발 사업단의 연구비 지원에 의해 수행되었습니다

참 고 문 헌

- [1] Bruce B. Gamble, Swarn Kalsi, Greg Snitchler, David Madura and Ray Howard , "The Status of HTS Motors", *IEEE PES Meeting*, July 2002.
- [2] Swarn S. Kalsi, "Development Status of Superconducting Rotating Machines", *IEEE PES Meeting*, pp.27~31, January 2002.
- [3] James L. Kirtley, JR., "Large System Interaction Characteristics of Superconducting Generators", *Proceedings of the IEEE*, VOL. 10, NO. 3, pp.449~461, March 1989.
- [4] Ishishita Teruo, Itsuya Muta(supervisor), "Design and fault current simulation of a 30kVA superconducting generator", MS degree thesis at department of electrical engineering of Kyoto university, pp.23~24, 1998.
- [5] 백승규, 손명환, 김석환, 권영길, "손실을 고려한 초전도 동기전동기 설계", 한국초전도·저온공학회는 문지, 3권 2호, pp.21~26, 2001. 11.
- [6] S.K. Baik, M.H. Sohn, D.Y. Park, J.B. Ahn, Y.K. Kwon and K.S. Ryu "A 30kVA Superconducting Generator Development and Basic Tests", *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, VOL. 10, NO. 1, pp.947~950, MARCH 2000.
- [7] T.Suryanara, J.L.Bhattacharya, K.S.N.-Raju, K.A.Durga Prasad, "Development and Performance Testing of a 200 kVA Damperless Superconducting Generator", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 12, No. 4, pp.330~336, December 1997.
- [8] 이정종, 조영식, 주진홍, 홍정표, 권영길, "100hp급 고온초전도 모터의 자장분포특성", 한국초전도·저온공학회 2002년도 논문집, p.312~314, 2002. 2.
- [9] A.E. Fitzgerald, Charles Kingsley, Jr., Stephen D. Umans, "Electric Machinery", *Mcgraw-hill international editions*, fifth edition, pp.107~118, 1991.
- [10] 백승규, 김석환, 손명환, 서무교, 조영식, 권영길, 류강식, "회전자 내부에 철심을 배치한 고온초전도 모터 설계 방안", 한국초전도·저온공학회 2002년도 논문집, p.215~218, 2002. 2.

저 자 소 개

백승규(白承珪)

1972년 11월 19일생, 1995년 부산대학교 전기공학과 졸업, 1997년 동대학원 전기공학과 졸업(공학석사), 현재 한국전기연구원 초전도응용연구그룹 연구원



손명환(孫明煥)
1963년 4월 21일생, 1986년 부산대학교 물리학과 졸업, 1988년 동대학원 물리학과 졸업(이학석사), 1998년 동대학원 물리학과 졸업(이학박사), 현재 한국전기연구원 초전도응용연구그룹 선임연구원



김석환(金錫煥)
1964년 1월 12일생, 1986년 서울대학교 전기공학과 졸업, 1988년 동대학원 전기공학과 졸업(공학석사), 1993년 동대학원 전기공학과 졸업(공학박사), 1993년 기초전력공학 공동연구소 연구원, 1994년~1996년 일본 고에너지 물리학 연구소 연구원, 1997년~1999년 유럽 CERN 연구소 연구원, 2000년~2001년 미국 Fermi 연구소 연구원, 현재 한국전기연구원 선임연구원



이인용(李彦容)
1960년 5월 13일생, 1984년 창원기능대학 전기공학과 졸업, 1988년~현재 한국전기연구원 초전도응용연구그룹 책임기사



권영길(權永吉)
1959년 7월 28일생, 1982년 부산대학교 기계공학과 졸업, 1984년 동대학원 기계공학과 졸업(공학석사), 1990년 동대학원 기계공학과 졸업(공학박사), 1990년~1991년 한국기계연구원 선임연구원, 현재 한국전기연구원 초전도응용연구그룹 그룹장