



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

碩士學位論文

풍력용 10 MW급 고온초전도
동기발전기의 3차원 전자장 설계
및 출력특성 해석

濟州大學校 大學院

電氣工學專攻

金 志 炯

2013 年 12 月

풍력용 10 MW급 고온초전도
동기발전기의 3차원 전자장 설계
및 출력특성 해석

指導教授 金 鎬 民

金 志 炯

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2013 年 12 月

金志炯의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長 _____ ①

委 員 _____ ①

委 員 _____ ①

濟州大學校 大學院

2013 年 12 月

3D Electromagnetic Design and Power
Analysis of a 10-MW-Class
High-Temperature Superconducting
Synchronous Generator for Wind Power

Ji Hyung Kim
(Supervised by professor Ho Min Kim)

A THESIS SUBMITTED IN PARTIAL FULFILLMENT
OF THE REQUIREMENTS FOR THE DEGREE OF
MASTER OF SCIENCE

FACULTY OF APPLIED ENERGY SYSTEM
GRADUATE SCHOOL JEJU NATIONAL
UNIVERSITY

2013. 12.

목 차

LIST OF FIGURES	iii
LIST OF TABLES	v
LIST OF SYMBOLS	vi
SUMMARY	ix
I. 서 론	1
1.1 연구 배경	1
1.2 연구 목적 및 내용	3
II. 풍력용 10 MW급 고온초전도 동기발전기 전자장 설계	4
2.1 고온초전도 동기발전기의 구조	4
2.2 고온초전도 동기발전기 전자장 설계	5
2.3 고온초전도 동기발전기 출력 특성 해석을 위한 3차원 모델 설계 ..	15
2.4 고온초전도 계자코일 특성 해석	17
III. 풍력용 10 MW급 고온초전도 동기발전기 출력특성 해석 및 결과 고찰 ..	22
3.1 고온초전도 동기발전기의 출력특성 해석	22
3.2 고온초전도 동기발전기 전자장 설계 최적화	29
IV. 결 론	41
참 고 문 헌	42
감사의 글	44

LIST OF FIGURES

Fig. 1 The schematic diagram of the superconducting rotating machine	4
Fig. 2 In-field property of first generation (1G) HTS wire under perpendicular field direction	8
Fig. 3 In-field property of second generation (2G) HTS wire under perpendicular field direction	9
Fig. 4 The variation of HTS wire length and machine efficiency according to synchronous reactance	11
Fig. 5 The variation of HTS wire length and machine efficiency according to mechanical shield inner radius	12
Fig. 6 Schematic view of HTS racetrack field coil for 10 MW class HTS wind generator	16
Fig. 7 (a) Armature winding method and (b) Cross sectional view of armature coil	17
Fig. 8 The anisotropic of high temperature superconducting wire	18
Fig. 9 The magnetic flux density distribution at the central section of the straight part of HTS field coil (a) perpendicular direction and (b) parallel direction ..	19
Fig. 10 The magnetic flux density distribution at the curve part of HTS field coil (a) composite value, (b) radial direction and (c) parallel direction	19
Fig. 11 Distribution of electromagnetic force at the curve section of racetrack field coil	21
Fig. 12 The magnetic flux density distribution of 10 MW class HTS wind generator at the no-load state operation (a): Full analysis model, (b): Armature coil ..	23
Fig. 13 The induced voltage waveform at the three-phase armature winding (no-load analysis)	24
Fig. 14 Three-phase load circuit for load characteristics analysis of 10 MW class HTS generator	26
Fig. 15 The magnetic flux density distribution of 10 MW class HTS wind generator at the load state operation. (a) Full analysis model, (b) Armature coil ..	26
Fig. 16 The terminal voltage waveform at the three-phase armature winding (load analysis)	27
Fig. 17 The magnetic flux density distribution of mechanical shield and comparison of mechanical shield size (weight and volume)	28

Fig. 18 The magnetic flux density distribution at the load state operation for CASE III	30
Fig. 19 Comparison of induced voltage wave (no-load analysis)	30
Fig. 20 Comparison of terminal voltage wave (load analysis)	31
Fig. 21 Critical current curve based on maximum magnetic field at the straight section of field coil (40 K)	37
Fig. 22 Critical current curve based on maximum magnetic field at the straight section of field coil (30 K)	38
Fig. 23 The optimized schematic diagram of 10 MW class HTS synchronous generator for wind power generation	39

LIST OF TABLES

Table 1. Specifications of superconducting wind generator currently under development	7
Table 2. Basic design model of 10 MW class HTS wind generator	13
Table 3. Design parameter specifications of 10 MW class HTS generator	14
Table 4. Specifications of HTS field coil for 10 MW class HTS generator ..	16
Table 5. Maximum magnetic flux density of the perpendicular and parallel directions in each layer of HTS field coil	20
Table 6. Lorentz force values affected in each layer of racetrack field coil ..	21
Table 7. Harmonics of each phase according to harmonics order	25
Table 8. Design parameters of each case	29
Table 9. Electrical characteristics results of load characteristics analysis	31
Table 10. Losses comparison of 2D and 3D electromagnetic design	35
Table 11. The optimized design specifications of 10 MW class HTS synchronous generator for wind power generation	40

LIST OF SYMBOLS

X_d	동기리액턴스
R_{si}	기계실드 내반경
$\vec{H}(x,y,z)$	자계의세기(A/m)
$\vec{B}(x,y,z)$	자속밀도 (T, WB/m^2)
$\vec{J}(x,y,z)$	전류밀도(A/m ²)
$\vec{M}_p(x,y,z)$	자화
μ_0	진공에서의 투자율
μ_r	비투자율
$B//ab$	수평자기장 (T)
$B//c$	수직 자기장 (T)
f	주파수 (H_z)
N	고정자 한상의 직렬 권선수
Φ	매극당 자속 (wb)
k_w	권선계수
ω	각주파수 (rad/s)
M_{afmax}	계자와 고정자 코일간의 상호 인덕턴스 최대치 (H)
I_f	계자 운전 전류 (A)
V_T	발전기 단자전압 (V)
E	유도기전력 (V)
I_a	전기자 전류 (A)
Z_d	동기 임피전스 (Ω)
R_a	전기자 상저항 (Ω)
N_{at}	전기자 코일 한상의 턴 수

l_{at}	전기자 코일 한 턴의 길이 (mm)
σ	고정자도체의 도전율 (s/m)
S	전기자 도체 면적 (mm^2)
R_{so}	기계실드 외반경 (m)
R_{si}	기계실드 내반경 (m)
l	기계실드 축방향 길이 (m)
ρ_m	기계실드 밀도 (kg/m^3)
R_{do}	플럭스 댐퍼의 외반경 (m)
p	회전자의 pole pair 수
Ol_f	계자코일의 종단면 전체길이 (m)
B_a	고정자 코일 자속평균최대자속밀도 (T)
l_p	트위스트 피치
N_a	고정자 한상 phase-belt
S_a	고정자 코일 한 도체의 단면적 (mm^2)
N_{as}	한 도체의 분할 소선수
K_e	와전류손 비례상수
B_{max}	자속밀도의 최대치 (T)
P_{input}	발전기 입력 (W)
P_{out}	발전기 출력 (W)
P_{cu}	전기자 동손 (W)
P_i	기계실드 철손 (W)
P_m	기계손 (W)
P_{st}	표류부하손 (W)
P_e	전기자 권선와전류손 (W)
P_d	플럭스 댐퍼 와전류손 (W)
V_i	코일 양단의 전압 (V)

I	코일에 흐르는 전류 (A)
$n(B, T)$	자장과 온도에 따른 인덱스 값
V_c	$1\mu V/cm$
$I_c(B, T)$	고온초전도 선재의 자장과 온도에 따른 임계전류 (A)
Φ_{so}	기계실드 외경 (mm)
Φ_{si}	기계실드 내경 (mm)
Φ_{ao}	전기자 코일 외경 (mm)
Φ_{ai}	전기자 코일 내경 (mm)
Φ_{do}	플럭스 덤퍼 외경 (mm)
Φ_{di}	플럭스 덤퍼 내경 (mm)
Φ_{fo}	계자 코일 외경 (mm)
Φ_{fi}	계자 코일 내경 (mm)

SUMMARY

This study introduces electromagnetic design processes of 10-MW-Class High-temperature superconducting synchronous generator for wind Turbine. Superconducting generator can produce 5 times stronger magnetic field than permanent magnet at least, which enables large scale wind turbine to function as a lighter, smaller and more highly efficient system. These processes are targeted for higher efficiency and shorter high temperature superconductor (HTS) wires to fabricate 10 MW class superconducting synchronous generator.

In this study, the design process was carried out through the following steps.

First of all, the basic design models of the superconducting wind generator were achieved from the two-dimensional (2D) numerical analysis. This step focuses on the design proposal that is possible to fabricate a lighter, smaller and more highly efficient generator while using a less HTS wires.

Secondly, analysis model was designed by 3D CAD program for 3D electromagnetic field analysis. This step focuses on the 3D design of superconducting field coil with end shape and the calculation of the HTS wire length, weight and volume of generator.

Last but not least, the two-dimensional design proposal was modified and optimized for manufacturing the superconducting generator by using 3D FEA (three-dimensional finite element analysis). This step focuses on the optimization of the electrical output (induced electromotive force, losses, efficiency, etc.) and superconducting field coil parameters.

I. 서 론

1.1 연구 배경

현재까지 전 세계 풍력 시장의 주도 제품은 1.5~2.5 MW급의 풍력 발전기였으며 대부분 육상에 설치되어 운전되고 있다. 하지만 육상 풍력시장은 부지확보 제한, 민원 발생의 어려움 등을 겪고 있으며 이를 극복 할 수 있는 대안으로 풍부한 풍력자원과 대형 단지 건설의 가능성을 갖고 있는 해상풍력 발전이 떠오르고 있다. 이러한 세계 해상 풍력시장은 연평균 20% 성장하여 2020년에는 해상 풍력 단지 규모가 7 GW로 늘어날 계획이다. 또한 2010년 기준 누적 설치량은 3.1 GW이며 2020년에는 40 GW, 2030년에는 200 GW로 늘어날 전망이다 [1] [2]. 전 세계 풍력발전의 추세가 해상화로 변화함에 따라 에너지 효율 증대, 단위 용량당 건설비 감소 등 여러 장점을 갖는 풍력발전기의 대형화도 가속되고 있다. 하지만, 기존 풍력 발전기를 5 MW급 이상으로 대형화하는 것은 경제적, 기술적으로 한계에 봉착했다. 따라서 5 MW급 이상의 대용량 풍력 터빈 시스템의 안전성과 경제성을 높이기 위한 여러 기술이 제안되고 있다. 해상이라는 지리적 특수성으로 인해 발생하는 유지, 보수, 운영 등의 변동비를 저감하기 위해 기존의 기어박스를 제거한 직접구동형 기술과 풍력 발전기의 무게와 부피를 크게 줄여 10 MW급 이상의 대용량 풍력 발전기 제작을 가능케 하는 초전도 기반 발전기 기술이 주요 대안 중 하나로 부상하고 있다.

고온초전도 동기발전기는 영구자석형 동기발전기에 비해 전기자코일과 쇄교하는 자속을 5배 이상 크게 발생시킬 수 있는 초전도 선재로 권선되는 초전도 코일을 사용한다. 전기자 코일 주변 자속밀도가 10 MW급 초전도 발전기를 기준으로 4.5 Tesla (T)이상이 형성된다. 따라서 자성체인 철심을 사용하지 않고 고강도의 복합화합물을 사용하여 무게를 약 50% 이하로 낮출 수 있고 전력생산에 직접적인 영향을 미치는 전기자와 계자 간의 쇄교자속 밀도를 기존 발전기 대비 5배 이상 높일 수 있기 때문에 발전기 부피를 약 50%이상 줄일 수 있는 장점이 있다. 따라서 6 MW급 기준일 경우 기존의 풍력터빈보다 초전도 발전기를 사용한 풍력

터빈의 건설비용이 약 50%정도, 풍력 터빈의 무게를 약 59% 정도 감소시킬 수 있다. 또한 철심을 사용하지 않는 공심형 구조와 제로 저항의 특성을 갖는 초전도 선재 사용으로 인하여 철손과 동손을 포함한 기기 손실을 최대 60% 가량 저감시킬 수 있기 때문에 초전도 풍력 발전기 도입의 필요성이 급증하고 있다 [1] [3] [4]. 이러한 초전도 풍력발전기는 기존의 풍력발전에 사용되고 있는 유도발전기 및 영구자석형 발전기의 기술적 한계로 여겨지는 고출력·용량증대 한계, 단자전압의 고압화 한계, 설치장소의 한계 등을 극복할 수 있는 대안으로써 풍력 발전기 시스템의 효율 향상 및 Life cost 감소, 건설비 저감 및 운영비용 감소, 진동 소음 감소 및 유지보수비 절감 등을 이룰 수 있다.

현재 전 세계 풍력 시장의 추세인 대용량화·해상화에 부합하기 위해 세계 각국의 유명 풍력 발전기 제조사들은 직접구동방식의 대용량 초전도 풍력 발전기 개발을 진행 중에 있다. 유럽에서는 영국 Convertteam社와 독일 Zenergy社가 공동으로 2010년 3월에 독일 Eon 소수력 발전소에 1.7 MW급 초전도발전기를 설치, 상업 운전한 경험을 토대로 2014년까지 8 MW급 고온초전도 풍력발전기 개발을 목표로 하고 있으며 Suprapower社는 MgB2 선재와 극저온 냉매를 사용하지 않는 전도 냉각 방식을 사용하여 10 MW급의 초전도 풍력발전기를 개발하고 있다. 미국의 경우, AMSC社는 10 MW급 고온초전도 풍력발전기 개발을 진행 중에 있고 2010년 초전도회전자용 냉각시스템 성능시험을 완료하여 2014년 시스템 개발을 목표로 하고 있으며 2016년을 기점으로 양산체제 구축에 필요한 생산시스템을 도입할 예정이다. GE社는 자사의 MRI/NMR용 저온초전도 마그넷 개발 기술을 토대로 10~15 MW급의 저온초전도 풍력발전기 개발을 진행 중에 있으며 그 사전 연구로서 1.7 MW, 214 rpm급 프로토타입 발전 시스템을 제작하여 성공적으로 테스트를 완료하였다. 또한 AML (Advanced Magnet Lab)은 계자와 전기자 모두에 MgB2 초전도 선재를 사용한 10 MW급의 전 초전도 풍력발전기를 개발 하고 있다 [4].

아시아에서는 일본, Niigata University가 초전도 풍력 발전기 개발의 후발 주자로서 10, 20 MW급의 대용량 풍력 발전기의 개념 설계를 수행하고 있으며 중국의 HUST (Huazhong University of Science & Technology)는 12 MW급 초전도 풍력 발전기를 위한 전도 냉각시스템 및 cryostat에 대한 개념설계와 열해

석을 실시하여 적용 가능성이 예상되고 있다.

1.2 연구 목적 및 내용

높은 전류밀도를 갖는 초전도 선재를 계자 코일에 사용하는 초전도 발전기의 설계는 기본적인 전자장 설계와 더불어 고자기장에 의한 전자기력으로부터 초전도 계자코일의 소손을 방지할 수 있는 구조적 설계와 초전도 상태를 유지시키기 위한 극저온 냉각 및 진공·단열을 포함한 열적 설계가 동시에 상호보완적으로 수행되어야 한다. 또한 회전기기 설계의 기본이 되는 전자장 설계는 초전도 발전기가 전자기적, 구조적으로 기존의 상전도체 발전기와는 다르기 때문에 발생하는 몇 가지 설계 변수들을 고려해야 한다는 특징을 갖는다. 초전도 발전기는 최소 50 mm 이상의 공극, 철심을 사용하지 않는 공심형 구조와 단부 형상의 초전도 계자코일을 가지는 구조적 특징으로 인하여 2 차원 해석에 의한 자기장 분포와 3차원 해석에 의한 자기장 분포의 차이가 무시할 수 없을 정도로 크게 된다. 따라서 2차원 설계의 설계 오차를 줄이고 시스템의 성능과 신뢰성을 높이기 위해 필수적으로 3차원 자기장 해석을 포함한 3차원 설계가 수행되어야한다 [5] [6].

따라서 본 논문에서는 풍력용 10 MW급 고온초전도 동기발전기 시스템 설계의 일환으로서 그 기본이 되는 3차원 전자장 설계 방법에 관하여 다루기로 한다. 초전도 발전기 전자장 설계 방법의 첫 번째 단계로서 2차원 자기 해석이론을 바탕으로 한 수치 해석법을 통하여 초전도 발전기의 횡단면 형상 설계를 위한 기본적인 구조적 치수와 전기적 출력을 위한 전·자기적 파라미터를 포함하는 2차원 설계안을 도출 하였다. 두 번째 단계로서 3차원 CAD 프로그램을 통하여 단부 형상을 갖는 레이스트랙형 형태의 초전도 계자코일 및 3차원 전자장 설계를 위한 해석 모델을 설계 하였으며 초전도 발전기 전자장 설계의 마지막 단계로서 3차원 유한요소 해석 (3-dimensional finite element analysis) 프로그램을 통하여 실제 제작 가능한 발전기 설계를 위하여 2차원 설계안을 보완·수정 및 최적화 하였다.

II. 풍력용 10 MW급 고온초전도 동기발전기 전자장 설계

2. 1 고온초전도 동기발전기의 구조

Fig. 1은 일반적인 초전도 동기회전기의 구조를 나타낸다. 사용 용도의 차이가 있을 뿐 초전도 발전기와 전동기는 구조적으로 동일한 형태를 갖는다. 회전자 내의 계자권선이 고온초전도 선재로 권선되기 때문에 이것을 초전도상태로 냉각·유지하는 극저온 냉각 및 고진공 단열구조를 제외하면 기존의 동기모터와 같은 구조이다. 계자에서 발생하는 자기장의 세기가 기존의 철심이 가지는 포화자속밀도보다도 크기 때문에 전기자 및 계자에 철심을 사용하지 않는 공심형의 구조를 갖는다. 각 구성 요소는 다음과 같은 역할을 한다.

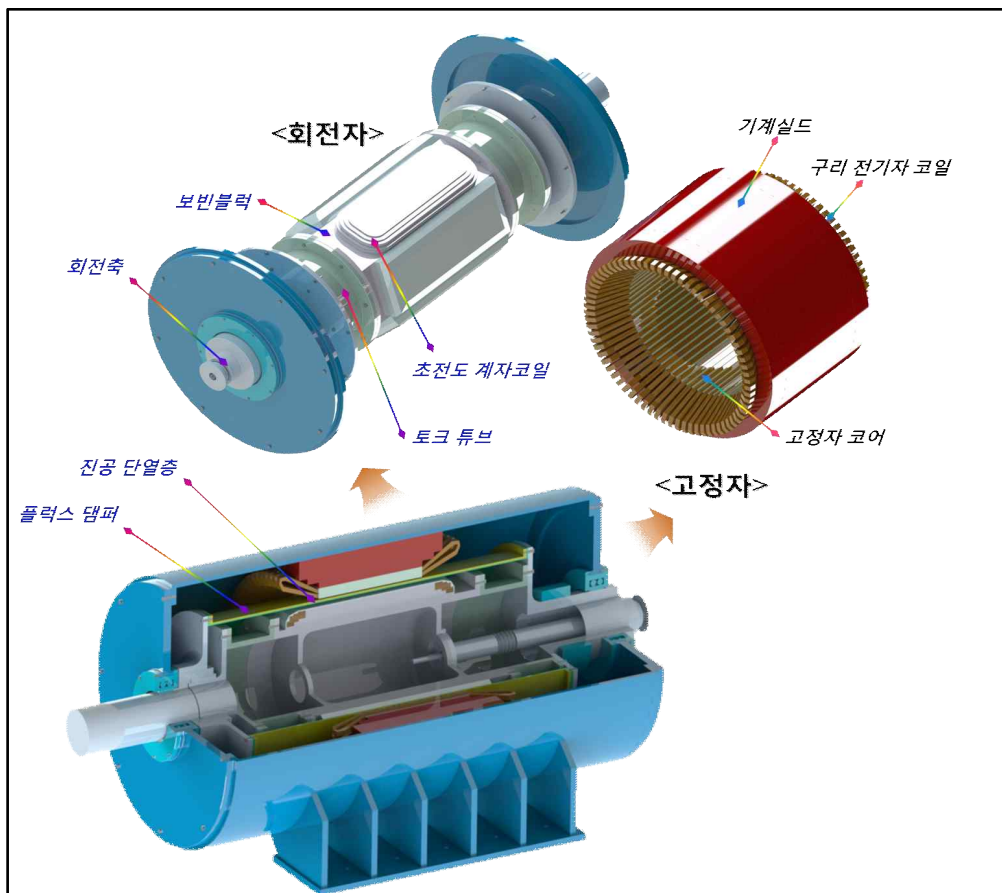


Fig. 1 The schematic diagram of the superconducting rotating machine

① 고온초전도 계자 코일: 높은 전류밀도를 갖는 초전도 선재로 권선되어 고 자기장을 발생하며 대부분의 초전도 회전기 계자 코일은 레이스트랙 더블팬케익 형태를 갖는다.

② 보빈 블록: 고온 초전도 계자 코일을 구조적으로 지지하며 극저온 냉매를 통하여 초전도 계자코일을 전도 냉각하는 역할을 한다. 일반적으로 전기적으로 비자성을 띄며 열전달 능력이 우수하고 밀도가 작아 중량이 가벼운 알루미늄을 사용한다.

③ 토크 튜브 및 디스크: 전동기인 경우 초전도 계자코일에서 발생하는 회전력을 구동축으로 전달하며 발전기인 경우 원동기로부터의 회전력을 받아 계자코일을 회전시키는 역할을 한다. 또한 외부로부터의 열 침입을 방지하여 초전도 계자코일의 냉각을 유지시키는 역할을 한다. 기계적 강도가 우수하고 열전도율이 낮은 비자성체 복합체인 FRP (fiberglass reinforced plastic)를 사용한다.

④ 플렉스 댐퍼: 동기기의 탈조를 방지하며 전자기적으로 외부 시변 자기장으로부터 초전도 계자 코일을 보호하는 동시에 극저온 냉각 유지 및 진공 단열층 역할도 한다. 외부 시변 자기장의 확실한 차폐를 위해 도전율이 높은 구리와 알루미늄이 고려되지만 발전기 경량화측면에서 유리한 알루미늄이 선호된다.

⑤ 전기자 권선: 전동기인 경우 교류를 인가하여 회전자계를 발생시키며 발전기인 경우 자계와의 상대 회전운동에 의해 유도기전력을 발생시키며 부하 연결시 부하에 전류를 공급하는 역할을 한다. 기존 동기기와 같이 상전도체인 구리를 사용하며 전기자 도체에서 발생하는 와전류 손실을 저감시키기 위해 여러 가닥으로 구성된 동선이 사용된다.

⑥ 기계 실드: 전기자 코일에서 발생하는 회전자계가 외부로 누설되는 것을 방지하는 역할을 하며 일반 회전기기에 사용되는 고 투자율의 규소강판이 적층된 구조를 갖는다.

2. 2 고온초전도 동기발전기 전자장 설계

2.2.1 2차원 설계

초전도 동기회전기는 기존 동기회전기와 달리 고정자의 기계실드를 제외한 모든 구조물에 비자성체의 재질이 적용된 공심형의 구조를 갖는다. 따라서 기존의

회전기의 설계방법과는 다른 설계방법 및 이론이 도입된다. 즉, 기존의 회전기의 경우는 기기의 대부분을 철심이 차지하기 때문에 기기의 설계를 위해서 수학적 접근이 매우 힘들며 주로 제작된 기기들의 경험상의 자료들을 바탕으로 모든 설계가 시작된다. 반면에 초전도 동기 회전기의 경우는 원통좌표계에 계자 코일과 고정자 코일 및 기계실드를 포함한 횡단면 형상의 전자기적인 배치가 가능하고 자기장이 작용하는 영역에서 투자율이 바뀌는 부분이 기기 최외각의 기계실드밖에 존재하지 않는다. 따라서 횡단면 2차원 자장 분포를 종단면 길이가 무한히 길다는 가정 하에 푸리에 급수와 라플라스 방정식으로부터 유도할 수 있다. 이를 이용하여 횡단면 형상을 설계하고 3차원의 실제 해석과의 오차는 존재하지만 종단면의 직선부 길이를 결정할 수 있다 [7].

본 논문에서는 10 MW급 풍력용 고온초전도 동기발전기 전자기 설계를 위하여 앞서 언급한 이론적 접근 방법을 토대로 도출된 2차원 자기장 분포를 이용하여 설계 파라미터들을 수식화한 설계프로그램을 사용하여 2차원 전자기 설계를 수행하였다 [7]. 2차원 설계 프로그램의 설계순서를 간략히 설명하자면 다음과 같다. 먼저 회전기 설계시 가장 기본이 되는 회전기의 용량, 단자전압, 계자전류, 속도, 극수, 역률과 같은 회전기의 사양은 일단 결정되면 변하지 않는 고정된 파라미터이기 때문에 설계 프로그램의 시작부분에서 입력이 된다. 그 후, 동기리액턴스, 기계실드 내반경, 전기자와 계자의 전류밀도, 전기자 슬롯 수는 그 값의 변화에 따라서 출력되는 설계의 결과를 검토할 필요가 있으므로 파라미터를 임의로 입력이 된다. 기본적으로 설계 파라미터들이 결정이 되면 계산과정 1과 계산과정 2를 통해서 동기기 전압방정식에 의한 유도기전력이 계산되고 그 외 전기자 내반경, 전기자 외반경, 전기자 권선수, 계자 외반경, 계자 내반경 및 계자 권선수가 계산되며 최대 자속밀도, 인덕턴스 그리고 기기의 축방향 길이 또한 결정된다. 위에서 계산된 파라미터 결과들이 실제 제작이 가능한 범위에 들어오는가를 검토과정 1에서 판단한 후에 파라미터들이 타당하다면 계산과정 3으로 이동하여 플럭스 댐퍼의 외반경, 플럭스 댐퍼의 내반경 및 전기자와 플럭스 댐퍼 사이의 공극 등이 계산된다. 그 후 검토과정 2에서 위의 파라미터들이 적당한가를 판단하게 된다. 초전도 회전기 전자기 설계의 마지막순으로 계산과정 4에서 기계실드의 두께, 기기의 체적과 중량이 계산되며 초전도 동기 회전 기기에서 발생하는 각종 손실이 계산되어 회전기의 출력이 초기 입력 용량 이상이 되면 설계 결과들을 출력하게 된다 [7].

(1) 초기 설계 변수 선정

2차원 설계프로그램 초기에 단자전압, 계자코일 운전전류와 발전기 회전수 및 극수 등의 고정 파라미터가 입력되는데 이러한 파라미터의 선정 근거를 다음에서 설명 하였다.

① 고정자 단자전압 및 전류밀도 결정

풍력 발전기 단자전압의 고압화는 풍력터빈 시스템의 소형·경량화를 가능케 하고 경제성 또한 증가시킬 수 있는 장점을 갖는다 [9]. 하지만 기존의 상전도체 풍력발전기의 고정자는 철심이 사용되어 제작되기 때문에 전기 절연 측면에서 단자전압을 1000 V 이상의 고전압화 하는 것은 어려운 실정이다. 반면에 고정자에 FRP와 같은 비자성의 복합재를 사용하는 공심형의 초전도 발전기는 높은 절연내력을 가지므로 기존 상전도체 풍력발전기의 한계점인 단자전압의 고전압화가 가능 하다. Table 1은 현재 개발되고 있는 대용량 초전도 풍력발전기들의 사양을 나타낸다. GE社에서 개발하고 있는 10 MW급 이상의 초전도 풍력발전기는 3 kV 이상의 높은 전압을 단자전압으로 사용하고 있으며 CONVERTEAM社 또한 6 kV의 고전압을 단자전압으로 사용하고 있다. 따라서 본 논문에서 설계하고자 하는 10 MW급 풍력용 고온초전도 동기 발전기의 단자전압을 6 kV로 제안 하고자 한다.

Table 1. Specifications of superconducting wind generator currently under development

	AMSC	CONVERTEAM	GE
Type	S.C. Direct Drive	S.C. Direct Drive	S.C. Direct Drive
Rated output (MW)	10	8	10~15
Frequency (Hz)	N/A	1.6	3
Terminal voltage (V)	690	6000	3300
Pole	N/A	10	36
Speed (rpm)	10	12	10
Weight (tons)	140	100	143
Efficiency	96 %	N/A	95-96 %
Features	Using 2G HTS wire	Using 1G HTS wire	Using LTS wire

고정자 냉각 방식은 두산중공업에서 개발한 5 MW급 초전도 전동기 냉각 방식을 참고하여 강제 수냉과 강제 공냉 혼용 방식을 택하기로 하였으며 적정 전류밀도를 $3 A/mm^2$ 으로 선정하였다. 상대적으로 낮은 전류밀도는 고정자 권선에 사용되는 동선의 양이 많아져 제작비가 증가되는 단점을 가지지만 고정자 냉각 손실이 줄어들어 초전도 회전기 시스템의 효율을 높일 수 있는 장점이 된다. 또한 $3 A/mm^2$ 의 전류밀도는 시중에 판매되는 8 mm×5 mm의 평각동선을 사용하면 실제 제작이 가능한 크기이다.

② 초전도 선재 및 초전도 계자 코일 운전전류와 전류밀도 결정

일반적으로 초전도 풍력발전기 계자 코일에는 PIT (Powder In Tube) 방법으로 제작되는 1세대 고온초전도 선재인 비스무스 계열의 선재와 2세대 고온초전도 선재인 희토류 계열의 선재가 사용되고 있다. 두 선재 모두 테이프 형태로 제작이 되며 테이프 면에 수직으로 작용하는 자기장에 대하여 임계전류 값이 낮아지는 자기장의 방향 의존성을 띤다. Fig. 2는 일본의 Sumitomo社에서 생산하고 있는 1세대 선재의 온도에 따른 임계전류와 수직 자기장의 변화를 보여 주며 Fig. 3은 미국의 SuperPower社에서 생산하고 있는 2세대 선재의 온도에 따른 임계전류와 수직 자기장의 변화를 보여 준다 [10].

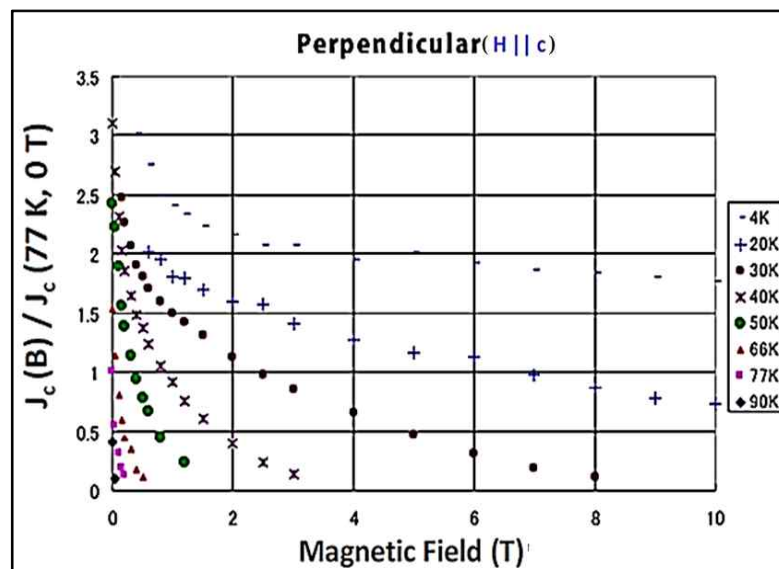


Fig. 2 In-field property of first generation (1G) HTS wire under perpendicular field direction

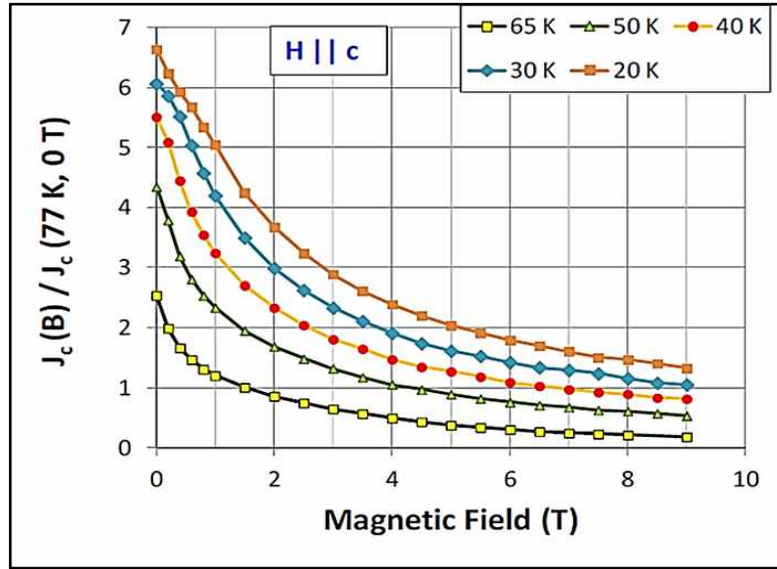


Fig. 3 In-field property of second generation (2G) HTS wire under perpendicular field direction

10 MW급의 대용량 고온초전도 풍력 발전기의 계자 코일은 30~40 K 범위에서 운전되며 계자코일에서 발생하는 최대자장은 8 T 이상이고 수직 자기장은 4~5 T로 예상된다. Fig. 2에서 알 수 있듯이 1세대 고온초전도 선재는 4~5 T 이상의 고자기장에서는 임계전류가 매우 낮아지는 특성을 보인다. 1세대 선재인 경우 77 K 온도, 자기 자기장에서 180 A의 임계전류를 갖지만 40 K에서의 임계전류 특성을 이용하면 5 T의 수직 자장에서 20 A 이하로 임계전류 특성이 매우 저하됨을 알 수 있다. 반면 2세대 고온초전도 선재인 경우 동일 조건인 운전 온도 40 K, 5 T의 수직 자기장에서 비교적 1세대 고온초전도 선재보다 임계전류 저하가 적은 특성을 보인다. 또한 일반적으로 2세대 고온초전도 선재는 폭이 1세대 선재보다 훨씬 넓게 제작이 되므로 운전 전류를 크게 높일 수 있어 일정한 기자력을 만들기 위한 계자코일의 권선수와 초전도 선재량을 줄일 수 있는 장점을 갖는다 [8]. 따라서 본 논문에서는 1세대 고온초전도 선재 보다 상대적으로 임계전류 특성이 우수한 SuperPower社의 6 mm의 폭과 안정화층 추가분을 포함한 0.16 mm의 두께를 갖는 2세대 고온초전도 선재를 사용하여 10 MW급 고온초전도 풍력발전기의 계자 코일을 설계하기로 한다. 초전도 발전기의 운전온도를

40 K, 외부 수직 자기장의 최대치를 5 T로 가정할 경우 Fig. 3을 통하여 임계전류를 계산하면 295 A이며 과도상태의 안정성을 고려하여 운전전류의 여유를 둔 결과, 초전도 계자코일의 운전전류를 207 A로 선정하였다. 2세대 고온초전도 선재의 추가 안정화층과 더블 펜케익 형태의 초전도 계자코일 설계시 고려되는 코일 층간 절연과 권선간 절연을 고려하여 초전도 계자코일 전류밀도를 계산한 결과 $123 A/mm^2$ 의 전류밀도를 얻었다.

③ 발전기 회전수 및 극수 결정

본 논문에서 설계하고자 하는 초전도 풍력발전기는 직접구동 방식을 택하고 있으며 10 rpm의 정격속도로 설계되어 저속의 회전속도를 갖는다. 저속의 회전수로 인하여 상용 전력변환기를 사용하는데 어려움이 있기 때문에 최소 주파수인 2 Hz 이상을 맞추기 위해 발전기의 극수를 24극으로 선정하였다. 극수가 증가할수록 기계실드 내반경이 증가하게 되어 전동기의 외반경이 증가되고 이에 따라 고정자 코일의 길이 증가로 인하여 동손이 증가해 효율이 낮아진다. 또한 기계실드의 중량과 크기가 증가하여 발전기의 무게가 커지게 되는 단점을 가지게 된다 [11]. 따라서 24극 이상의 극수가 전력변환기와의 호환에 유리하겠지만 소형·경량 그리고 고효율의 발전기를 설계하기 위하여 초전도 계자코일의 극수를 24극으로 제한하였다.

2.2.2 설계 변수 변화에 따른 전자기적 특성 해석

(1) 동기리액턴스

고온초전도 동기회전기의 동기리액턴스는 공심형의 구조와 높은 전류밀도의 초전도 선재 사용으로 인하여 구리도체를 사용한 일반적인 동기회전기의 약 1/5의 크기를 갖는다. 따라서 상대적으로 큰 동기리액턴스를 갖는 기존 동기 회전기보다 높은 부하가 인가되어도 견뎌낼 수 있는 한계를 의미하는 정상상태 특성이 매우 좋다. 출력용량, 전압변동, 정상상태 안정도에 영향을 미치는 동기리액턴스는 초전도 발전기 설계시 발전기의 크기, 중량, 효율, 초전도 선재 사용량 등 많은 설계변수에 영향을 미치게 된다. 일반적으로 동기리액턴스가 증가할수록 초전도 발전기의 축 방향 길이가 증가하

여 초전도 선재 사용량이 증가 하고 크기 및 중량이 증가하게 된다. 또한 전기자 코일과 기계실드의 축 방향 길이 또한 증가하여 동손과 철손이 커져 기기효율의 감소를 초래하게 된다 [12] [13]. 따라서 10 MW급 고온초전도 풍력발전기 설계를 위한 적절한 동기리액턴스를 결정하기 위해 동기리액턴스를 설계 변수로 두어 동기리액턴스 변화에 따른 기기 효율과 고온초전도 선재량의 변화를 검토 하였다.

Fig. 4는 단자전압, 고정자 전류밀도, 계자전류 밀도, 극수, 회전 속도 등 동일한 설계 조건일 경우 동기리액턴스가 0.1에서 0.8 pu까지 변화할 때 고온초전도 선재와 기기 효율의 변화를 나타낸다. 2차원 설계프로그램을 통한 시뮬레이션 결과, 전반적으로 동기리액턴스가 증가할수록 효율이 감소하였으며 동기리액턴스가 0.5 pu 이하인 경우에만 96% 이상의 설계안이 도출 되었다. 또한 0.1, 0.2, 0.3 pu의 동기리액턴스에서만 선재량이 1100 km 이하인 설계안이 도출 되었다. 동기리액턴스가 일정한 경우 사용 선재량을 증가 시키면 효율이 좀 더 높은 설계안이 도출되나 사용 선재량 증가대비 효율 증가가 미미하여 고가의 초전도 선재를 고려하면 적절치 않다. 동기리액턴스가 0.1 pu 인 경우에 초전도 계자코일에 사용되는 선재량이 1036 km로 최소가 되며, 효율 또한 96.71%로 비교적 높은 효율의 설계안이 도출 되었다. 따라서 본 논문에서 설계하고자 하는 10 MW급 고온초전도 동기발전기를 위한 동기리액턴스를 0.1 pu로 설정 하였다.

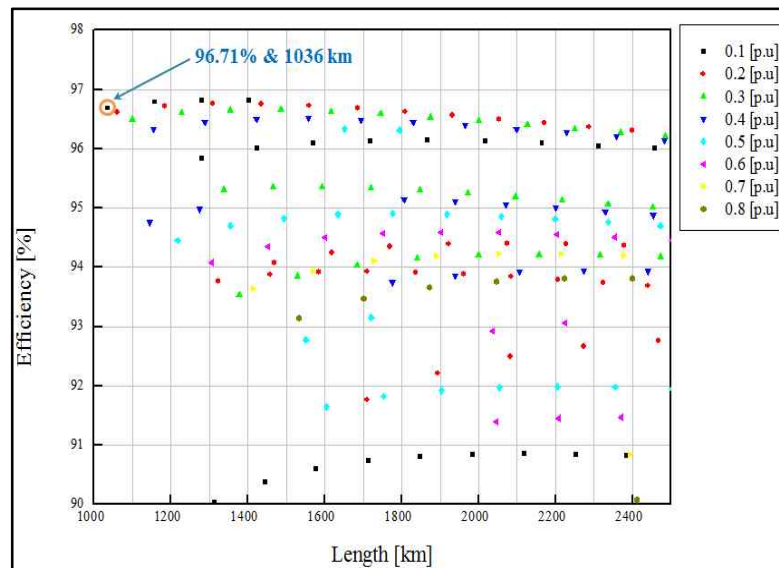


Fig. 4 The variation of HTS wire length and machine efficiency according to synchronous reactance

(2) 기계실드 내반경

일반적으로 고속, 저 토크의 회전기기는 기계실드의 내경이 작고 기기의 축 방향 길이가 길어진다. 따라서 사용 초전도 선재의 양이 많아지고 축 방향 길이 증가에 따른 전기자 코일과 기계실드의 축 방향 길이가 증가하여 전기적 손실의 증가를 초래하게 된다. 반대로 저속, 고 토크의 회전기기는 고 토크를 견디기 위해 기계실드의 내경이 커지고 기기의 축 방향 길이가 감소하여 초전도 선재량이 감소하는 대신 내경증가에 따른 기기의 무게와 부피가 커지는 단점이 있다. 따라서 초전도 계자코일에 사용되는 선재의 양과 초전도 발전기의 효율을 고려하여 기계실드의 내반경의 길이를 결정하여야 한다. 가장 소형·경량이면서 최소의 초전도 선재량과 최대의 효율을 갖는 초전도 발전기를 설계하기 위해 Fig. 5에서와 같이 동기 리액턴스가 0.1 pu인 경우 기계실드 내반경을 변화시켜 초전도 선재량과 효율의 변화를 알아본 결과 기계실드 내반경이 증가할수록 효율이 떨어지는 설계안들이 도출됨을 알 수 있다. 이는 내반경이 증가하면 고정자에 사용되는 구리도선의 사용량이 증가함에 따라 동손이 증가하여 효율이 감소하기 때문이다. 따라서 2.1 m의 내반경이 최대 효율 및 최소 선재량 측면에서 가장 적합한 것으로 판단된다.

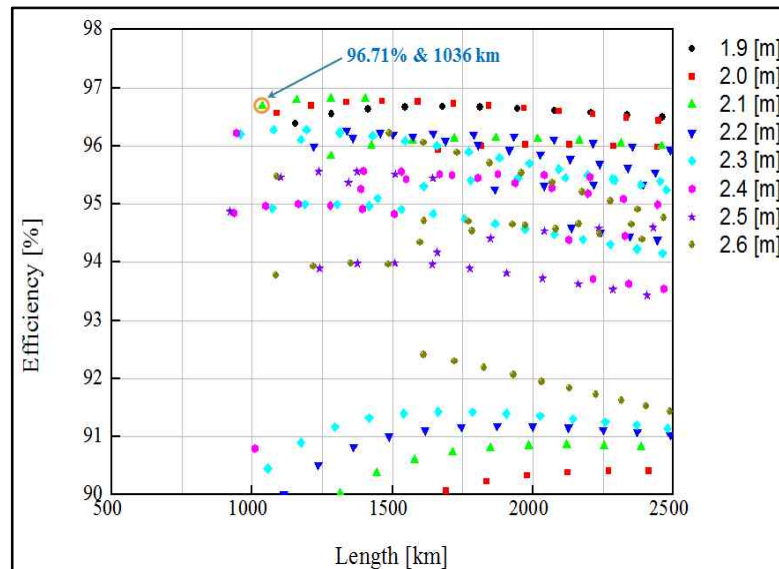


Fig. 5 The variation of HTS wire length and machine efficiency according to mechanical shield inner radius

Table 2. Basic design model of 10 MW class HTS wind generator

Parameter	Model I	Model II	Model III	Model IV	Model V
Rated output (MW)	10	10	10	10	10
Frequency (Hz)	2	2	2	2	2
Terminal voltage (kV)	6	6	6	6	6
Field coil current (A)	207	207	207	207	207
HTS wire length (km)	1036	1158	1060	1308	1635
Efficiency (%)	96.71	96.78	96.61	96.75	97.69
Pole	24	24	24	24	24
Synchronous reactance (p.u)	0.1	0.1	0.2	0.2	0.2
Armature current density (A/mm^2)	3	3	3	3	2
Weight (ton)	136	137	139	143	206
Volume (m^3)	50.72	49.09	51.9	49.16	69.9

현재 고온초전도 선재의 가격이 전체 회전기기의 제작비용에서 차지하는 비중이 상당히 크며 고온초전도선재의 사용량을 상대적으로 적게 하면 동일용량에서 전기적으로 전기자코일이 분담하는 양이 많아지므로 동손의 증가를 초래한다. 따라서 기기의 제작비용을 줄이면서 기존의 동기기기보다 우수한 특성을 갖는 설계를 하기 위해 여러 가지 경우의 설계안을 고려하였으며 그 중에서 기존의 동기발전기보다 높은 효율을 가지면서 고온초전도 선재의 사용량도 비교적 적은 설계안을 선택하였다 [14]. Table 2에서 앞서 진행된 동기리액턴스와 기계실드 내반경의 변화를 통하여 도출된 몇 가지의 2차원 설계안의 사양을 정리하였다. 위의 설계안 중 초전도 선재량, 발전기 효율 그리고 무게와 크기를 고려하여 최종 2차원 설계안을 결정 하였다. 발전기 효율측면에서 다섯 번째 설계안이 가장 이상적으로 볼 수 있으나 초전도 선재 사용량과 무게, 크기 등을 고려하였을 경우 부적절한 설계안이다. 따라서 효율은 96%이상이며 고온초전도 선재량이 1000 km 이내의 특성을 갖는 설계안을 고려하면 첫 번째 설계안이 가장 적절한 것으로 판단하여 본 논문에서 설계하고자 하는 풍력용 10 MW급 고온초전도 동기발전기의 2차원 최종 설계안으로 결정 하였다.

Table 3에서 본 논문에서 설계하고자 하는 10 MW급 고온초전도 동기발전기의 주요 사양들을 정리 하였다. 초전도 발전기 제작에 있어 가장 고려해야할 파라미터중 하나인 초전도 선재량은 1036 km이며 발전기 효율은 96.72%로 미국의 AMSC社가 개발 중인 동급의 고온초전도 풍력 발전기 SeaTitan의 효율인 96%보다 다소 높다.

Table 3. Design parameter specifications of 10 MW class HTS wind generator

Design parameter specifications			
Rated output (MW)		10	
Frequency (Hz)		2	
Rotating speed (rpm)		10	
Terminal voltage (kV)		6	
Rated torque (MN·m)		9.55	
Efficiency (%)		96.72	
Synchronous reactance (p.u)		0.1	
Power factor		1	
Weight (ton)		135.2	
Volume (m^3)		50.72	
HTS Field coil		Armature coil and stator	
Wire	2G HTS	Conductor	Flat type copper
Field coil type	Racetrack	Winding type	Double layer & full pitch
Winding type	Double pancake	Stator slot number	144
Field coil current (A)	207	Armature coil current (A)	962
Total winding number	229170	Stator coil number (per phase)	338
HTS wire length (km)	1036	Copper wire length (km)	5.672
Current density (A/mm^2)	123	Current density (A/mm^2)	3
Operating temperature (K)	40	Insulating class	F
Maximum magnetic field density (T)	6.5	Maximum magnetic field density (T)	3.0

발전기의 외경은 약 5 m이며 축 방향 길이는 약 2.4 m의 크기를 갖는다. 회전자와 고정자의 사이의 기계적 공극은 7 mm이며 전기적 공극인 계자코일 외경과 고정자 사이의 간격은 84 mm로 설계되었다. 설계에 사용된 재료의 물성치를 통하여 발전기의 무게를 계산한 결과 3차원 설계의 총 중량은 약 205 ton으로 FRP 코어의 추가와 기계실드의 중량 증가 그리고 회전축과 외부 하우징의 무게까지 고려하였기 때문에 중량이 2차원 설계안의 135 ton 보다 증가 하였다. 이 수치는 140 ton의 무게를 갖는 SeaTitan보다 무겁지만 현재 상용화되어 상업 운전 중에 있는 Enercon社의 7.58 MW급의 영구자석형 발전기의 무게가 220 ton이고 10 MW급의 영구자석형 발전기의 무게가 약 300 ton으로 추정되고 있음을 감안하면 발전기 무게 측면에서 매우 경량화가 가능한 설계안이다. 또한 발전기 무게의 가장 많은 비중을 차지하는 기계실드의 무게가 최적화 되지 않았기 때문에 추후에 발전기 무게의 감량이 가능하다.

2. 3 고온초전도 동기발전기 출력 특성 해석을 위한 3차원 모델 설계

(1) 고온초전도 계자 코일 설계

Fig. 6에서 2차원 기초 설계안을 통하여 3차원 유한요소 해석을 위해 설계된 10 MW 급 고온초전도 풍력발전기용 초전도 계자코일의 3차원 구조도를 나타내었다. 초전도 계자코일은 곡선부를 갖는 레이스트랙 형태로 제작되며 2세대 HTS 선재로 권선된 총 8개의 더블 팬케익 (Double-Pancake) 코일과 각 층을 전기적으로 절연하는 절연판 으로 구성되어진다. 전기자 코일과 쇄교하여 전기적 출력에 관여하는 초전도 계자코일의 직선부 길이는 1975 mm이며 곡선부를 포함한 계자코일 전체 길이는 2391 m 이다. DP 코일의 한 턴의 권선은 고내열 테잎과 에폭시를 사용하여 0.027 mm의 권선간 절연 목적인 전기적 절연층과 0.16 mm의 초전도 선재로 이루어지며 알루미늄 재질이 적용된 2, 4 mm의 절연판이 각 층간을 전기적으로 절연하는 구조로 구성된다. Table 4에서 초전도 계자코일 한 극의 각 싱글 팬케익 (Single-Pancake) 코일당 권선수와 사용된 선재의 길이는 나타내었다. 계자코일 한 극에 사용된 권선수는 총 9549턴이고 선재량은 44.8 km 이었다. 2차원 설계 결과 24극의 계자코일에 사용되는 선재의 총사용량은 1,037 km로 계산 되었으나 실제 3차원으로 설계한 결과 총 1,077 km로 약 40 km의 선재 사용량이 증가 하였다.

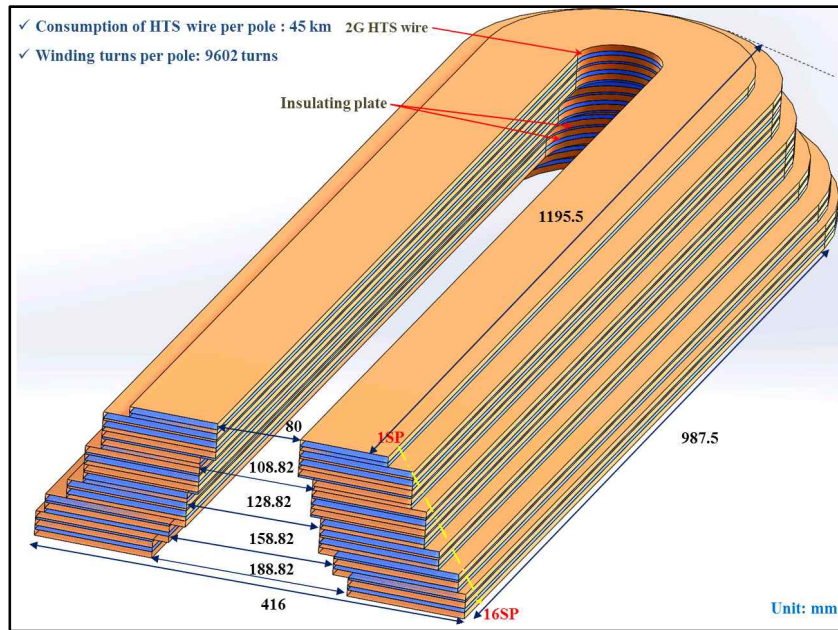


Fig. 6 Schematic view of HTS racetrack field coil for 10 MW class HTS wind generator

Table 4. Specifications of HTS field coil for 10 MW class HTS wind generator

	Turns per each layer	Total wire length: straight part (m)	Total wire length: curve part (m)	Total wire length (m)
1SP	455	1797.250	235.855	2033.105
2SP	588	2322.600	350.979	2673.579
3SP	588	2322.600	350.979	2673.579
4SP	588	2322.600	350.979	2673.579
5SP	511	2018.450	328.150	2346.600
6SP	591	2334.450	407.374	2741.824
7SP	591	2334.450	407.374	2741.824
8SP	591	2334.450	407.374	2741.824
9SP	538	2125.100	425.941	2551.041
10SP	618	2441.100	474.445	2915.545
11SP	618	2441.100	474.445	2915.545
12SP	725	2863.750	602.235	3465.985
13SP	645	2547.750	566.176	3113.926
14SP	688	2717.600	621.212	3338.812
15SP	607	2397.650	576.680	2974.330
16SP	607	2397.650	576.680	2974.330
1 Pole	9549	37718.550	7156.880	44875.430

(2) 전기자 코일 설계

Fig 7은 이층·전절권으로 권선된 전기자코일의 권선 방식과 단면도를 나타낸다. 발전기 전기자 권선 방식은 이층·전절권이고 상당 직렬 권선수는 338턴이며 사용된 동선량은 약 5.7 km이다. 와전류 손실을 줄이기 위해 여러 가닥의 소선 (평각동선)을 사용하였으며 하나의 슬롯에 폭 방향으로 8 mm × 5 mm의 평각동선 8열을 7번 권선한 구조이다. 하나의 도체의 단면적은 320 mm²이며 전기자 정격 전류 962 A (rms) 기준으로 전기자 전류밀도를 계산하면 약 3A/mm²가 된다. 총 단면적은 2240 mm²이며 하나의 도체 단면적인 320 mm²와 한 상의 전기자코일의 길이 및 구리도체의 도전율을 통하여 상 저항을 구한 결과 0.111 Ω이었다.

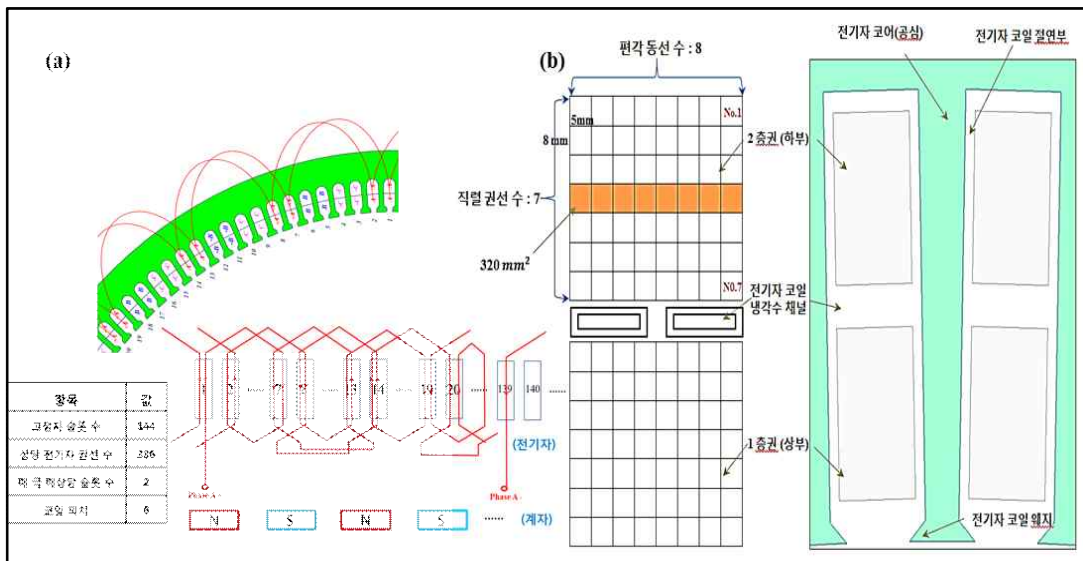


Fig. 7 (a) Armature winding method and (b) Cross sectional view of armature coil

2.4 고온초전도 계자코일 특성 해석

Fig. 8은 고온초전도 선재의 특성인 이등방성이 선재에 미치는 영향을 개념적으로 보여준다. 테이프 형태로 제작되는 고온초전도 선재는 선재면을 기준으로 작용하는 자기장의 방향에 따라 초전도 선재가 받는 영향이 달라지는 이등방성을 가지고 있다. 2세대 고온초전도 선재에 통전 할 수 있는 임계전류 밀도 J_c 는 수평 자기

장 (B/ab)보다 수직 자기장 (B/c)에 더 많은 영향을 받아 동일한 자기장에서 더 많은 감소를 보이는 특징을 보이기 때문에 수직 방향의 자기장 성분은 초전도 선재의 성능을 저하시키는 요소가 된다. 선재면과 평행한 수평 자기장은 곡선부를 갖는 레이스-트랙형태의 계자코일에 작용하는 반경응력과 후프 응력으로 작용하여 구조적 안전성에 악영향을 미치게 된다. 따라서 자기장 방향에 따라 초전도 계자코일에 미치는 영향을 분석하기 위해 각 수직, 수평성분의 자기장 분포 해석이 중요하다. 또한 곡선부에서의 최대 자속밀도는 초전도 계자 코일의 성능을 저하시키는 요소가 되기 때문에 곡선부에서의 자기장 분포 해석이 가능한 3차원 자기장 분포 해석이 필수적으로 요구된다 [5] [15] [16].

직류 전류가 흐르는 고온초전도 계자 코일에 발생하는 자기장은 다음의 식 (1), (2)의 맥스웰방정식과 자속 밀도와 자계 세기의 상관관계식인 (3)에 의해 정의된다.

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} \quad (1)$$

$$\nabla \times \vec{B} = 0 \quad (2)$$

$$\vec{B} = \mu_0 (\vec{H} + \vec{M}) = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \vec{H} + \mu_0 \cdot \vec{M}_p \quad (3)$$

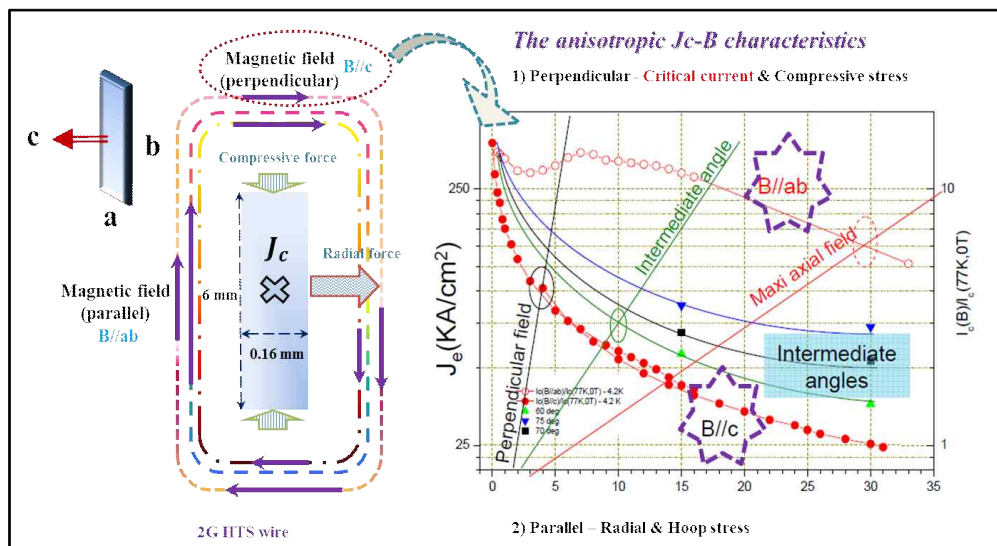


Fig. 8 The anisotropic of high temperature superconducting wire

Fig. 9는 고온초전도 계자코일 직선부에서 발생하는 수직, 수평 자기장의 분포를 나타내며 Fig. 10은 자기장이 집중되어 최대 자속밀도가 나타나는 초전도 계자코일 곡선부의 합성자기장 및 수직, 수평 자기장 분포를 나타낸다. 초전도 계자 코일의 임계전류 밀도 J_c 를 가장 크게 저하시키는 선재 면에서의 수직방향 자기장은 상, 하부 코일로 갈수록 큰 값을 보이며 최대크기는 16번째 SP 코일 직선 부와 곡선 부에서 각각 5.64 T와 5.04 T로 계산되었다.

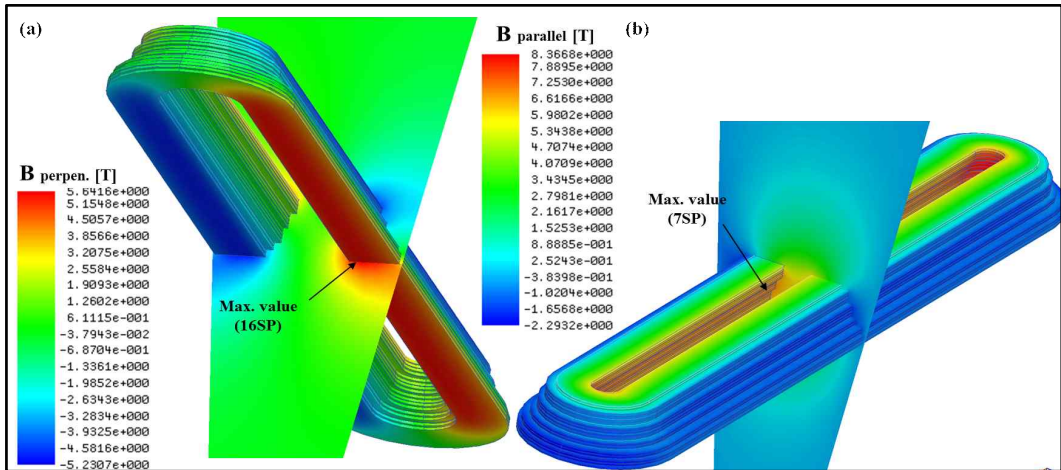


Fig. 9 The magnetic flux density distribution at the central section of the straight part of HTS field coil (a) perpendicular direction and (b) parallel direction

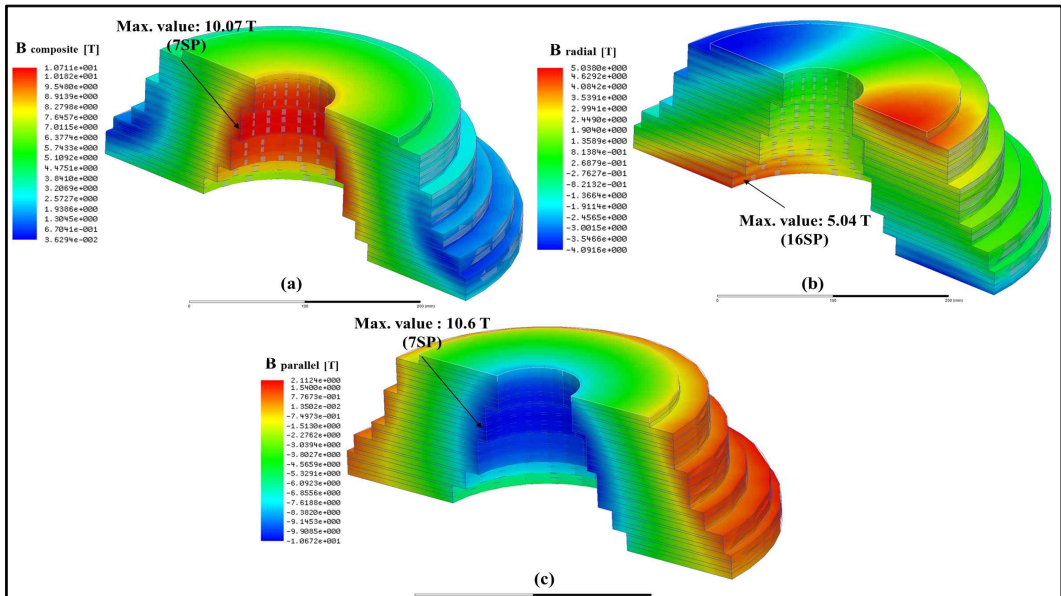


Fig. 10 The magnetic flux density distribution at the curve part of HTS field coil (a) composite value, (b) radial direction and (c) parallel direction

Table 5. Maximum magnetic flux density of the perpendicular and parallel directions in each layer of HTS field coil

Layer	Mag B [T]	Straight part		Curve part	
		$B//c$ [T]	$B//ab$ [T]	$B//c$ [T]	$B//ab$ [T]
1SP	8.54	5.57	6.8	4.8	8.83
2SP	9.32	5.15	7.42	4.83	9.79
3SP	9.61	4.34	7.85	3.73	10.2
SP	9.8	4.03	7.99	3.34	10.3
5SP	9.74	3.62	7.89	2.83	10.2
6SP	10.1	3.63	8.2	2.98	10.5
7SP	10.12	3.02	8.36	2.36	10.67
8SP	10.08	2.6	8.35	2.47	10.6
9SP	9.74	2.44	8.11	2.47	10.2
10SP	9.72	2.66	8.13	2.62	10.2
11SP	9.66	3.19	8.09	3.07	10.0
12SP	9.32	3.8	7.85	3.69	9.7
13SP	8.56	4.17	7.24	3.97	8.73
14SP	8.26	4.61	7.0	4.31	8.47
15SP	7.48	4.95	6.2	4.5	7.28
16SP	7.15	5.64	5.95	5.04	6.86

따라서 동일한 특성의 2G 선재를 사용할 경우 전체 계자코일의 임계전류는 16SP 코일의 최대 수직 자기장에 의해 결정되어 지므로 계자코일에 통전할 수 있는 임계전류를 최적화하기 위해서는 16번째 SP코일의 수직 자기장을 최소화 할 수 있는 구조적 설계가 이뤄 져야한다 [5] [15]. 또한 계자 코일에 작용하는 Lorentz force를 결정하는 수평 자기장은 코일 안쪽에서 큰 값을 보였고 그 크기는 직선 부와 곡선 부에서 각각 최대 8.36 T와 10.6 T로 계산 되었다. Table 5에서 고온초전도 계자코일의 각 SP코일에서 발생하는 최대 자장 값을 정리 하였다.

초전도 회전기는 공심형태의 구조로 인하여 계자에서는 높은 암페어-턴을 필요하기 때문에 높은 자기장이 초전도 계자코일에 작용하고 이에 따른 전자기력이 매우 커지게 된다. 또한 테이프 형태의 고온초전도 선재를 사용한 레이스트랙 형태의 초전도 계자코일의 단부에서 고자기장이 집중되므로 전자기력 또한 계자코일의 직선부보다 곡선부에서 커지게 된다 [16] [17]. 초전도 선재에 작용하는 Lorentz force density F 는 다음과 같은 식으로 표현할 수 있으며 선재면을 기준으로 자기장의 방향에 따라 달라진다.

$$F_{(radial,comp.)} = B_{(//ab, //c)} \times J \quad (4)$$

초전도 선재면을 기준으로 수평방향의 자기장성분에 의해 발생하는 Lorentz force가 반경 응력과 단부에서의 후프 응력으로 작용하며 수직방향의 자기장성분으로 인해 compressive force가 전단응력인 압축 응력으로 작용하게 된다. Fig. 11은 식 (4)에 의해 고온초전도 계자 코일 주변에 발생하는 고 자기장에 의해 생성되는 전자기력의 분포를 보여준다. 최대 10.6 T의 수평 방향의 자기장성분으로 인해 계자코일 곡선부에 발생하는 전자기력은 반경 방향으로 작용하게 된다 [16]. Table 6에서 각 SP코일에 작용하는 방향별 로렌츠 힘 분포를 정리하였다.

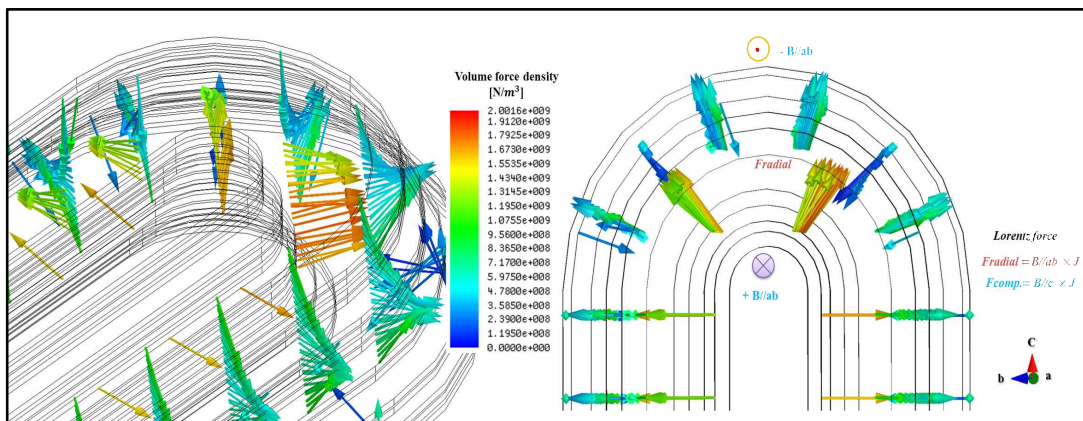


Fig. 11 Distribution of electromagnetic force at the curve section of racetrack field coil

Table 6. Lorentz force values affected in each layer of racetrack field coil

	F_x [kN]	F_y[kN]	F_z[kN]	MagF [kN]
1SP	1673.03	-220.12	0.0017	1687.4
2SP	1976.79	260.392	0.125	1993.9
3SP	1577.88	207.73	-0.016	1591.5
SP	1290.03	169.92	0.0084	1301.2
5SP	940.456	123.866	-0.038	948.58
6SP	960.665	126.3	-0.063	968.93
7SP	601.578	791	0.226	606.76
8SP	346.291	457.82	0.064	349.3
9SP	54.707	73.28	-0.032	55.196
10SP	-74.049	-973.3	0.253	74.687
11SP	-497.791	-652.32	-0.069	502.05
12SP	-799.942	-105.145	-0.532	806.82
13SP	-1169.67	-154.046	-0.141	1179.8
14SP	-1678.9	-220.985	0.1	1693.4
15SP	-1997.55	-154.046	-0.141	2014.8
16SP	-2509.87	-330.635	0.24	2531.6

Ⅲ. 10 MW급 고온초전도 동기발전기 출력특성 해석 결과 및 고찰

3.1 풍력용 고온초전도 동기발전기의 출력특성 해석

(1) 초전도 풍력 발전기 무부하 출력 특성 해석

계자와 전기자의 상호 작용에 의해 생기는 쇄교자속에 의해 발생하는 동기 발전기의 유도 기전력은 식 (5)의 페러데이 법칙에 의해 산정된다. 시간 변화에 따라 회전하는 계자코일과 전기자코일이 쇄교하는 자속량에 의해 회전기의 유도 기전력이 발생한다. 발전기 1상에 유기되는 유도 기전력의 실효치는 식 (6)으로 정의된다. 고온초전도 동기발전기는 고정자 슬롯이 비자성체로 구성된 공심형 고정자로 제작되므로 유도 기전력의 파형이 정현파에 가깝다. 따라서 정현파의 유도 기전력을 가정하면 초전도 동기 발전기의 유도기전력은 식 (7)에 의해 계산되어진다. 발전기 무부하시의 유도기전력은 쇄교자속과 발전기의 회전속도에 비례한다 [6].

$$EMF = -N \frac{d\phi}{dt} = -\frac{d\lambda}{dt} \quad (5)$$

$$E = 4.44fN\phi K_w \quad (6)$$

$$E = \frac{\omega M_{af\max} I_f}{\sqrt{2}} \quad (7)$$

2차원 설계 프로그램을 통해 도출된 기초 설계안을 바탕으로 초전도 발전기의 전자기적 출력 특성을 알아보기 위해 상용 전자장 유한요소 해석 프로그램인 Maxwell 3D를 사용하여 해석을 진행하였다. 해석시간을 단축하기 위해 대칭성을 고려한 1/48의 모델을 사용 하였으며 과도 특성 해석시간은 10 rpm의 정격속도를 갖는 초전도

풍력 발전기의 1회전 시간은 6초이나 해석시간의 단축을 고려하여 4 주기의 파형이 해석되는 시간인 2초를 기준으로 출력 상태 해석을 진행하였다.

전기자 권선에 사용된 구리 도체의 도전율은 발전기 정격 운전시 전기자 권선에서의 주변온도를 고려하여 90 °C의 도전율 값을 사용하였고 초전도 회전기 구성 구조물중 유일하게 자성체가 사용되는 기계실드에는 국내 포스코社에서 제작하고 있는 전기강판의 전기적 물성치를 사용하였다. 대형 회전기에 사용되고 비교적 단위질량당 철손 값이 작은 50PN250을 사용하였다. Fig. 12는 계자 운전 전류 207 A가 통전되고 정격 회전속도인 10 rpm으로 회전하는 무부하 운전상태의 초전도 발전기의 자기장 분포를 나타낸다. Fig. 12-(a)는 전체 해석모델의 자기장 분포를 나타내며 초전도 계자코일의 곡선부에서 최대 10.2 T의 자기장 값을 보였다. Fig. 12-(b)는 전기자 코일에서의 자기장 성분 중 전기자 코일과 쇠교하여 유도기전력을 발생시키는 반경 방향으로의 자기장 성분 분포를 나타내며 그 크기는 최대 1.8 T로 계산되었다. Fig. 13은 식 (5)~(7)에 의해 계산되는 10 MW급 풍력용 고온초전도 동기발전기 유도기전력의 파형을 보여준다. 1주기 시간인 0.5초 동안의 각 A상, B상, C상의 유도 기전력 실효치는 2927 V, 2912 V, 2910 V로 2차원 최종 설계안의 유도 기전력 3481 V 보다 낮게 출력되었다.

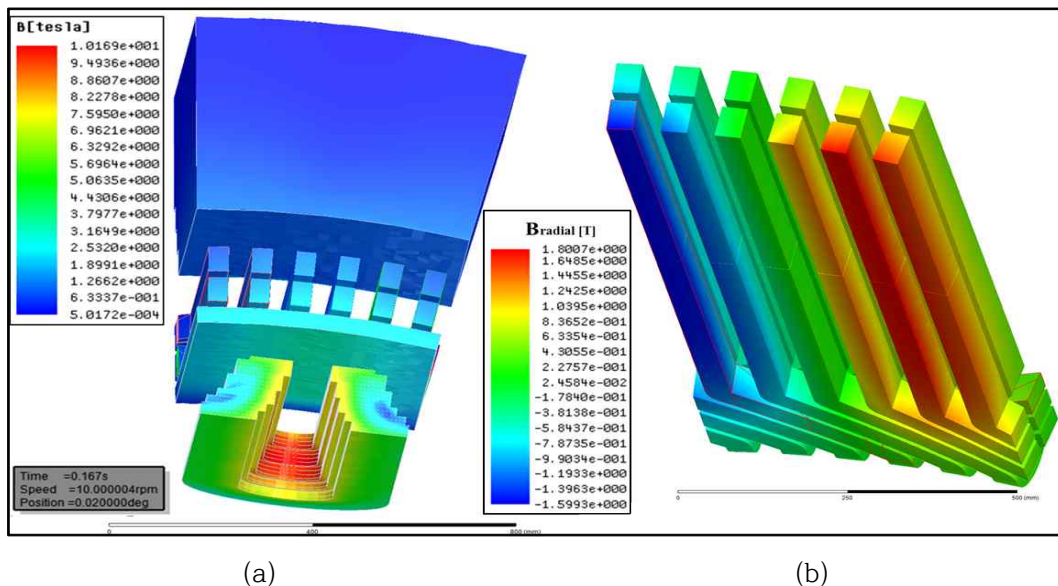


Fig. 12 The magnetic flux density distribution of 10 MW class HTS wind generator at the no-load state operation (a): Full analysis model, (b): Armature coil

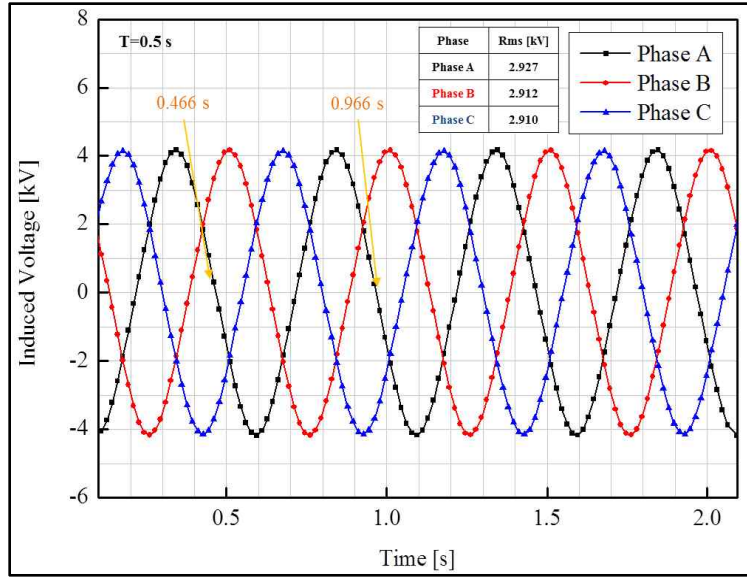


Fig. 13 The induced voltage waveform at the three-phase armature winding (no-load analysis)

각 상의 유도 기전력의 크기의 차이는 유한요소 분할도의 개수와 형태의 차이 때문인 것으로 판단되며 2차원 설계안의 유도기전력 크기와 차이는 약 565 V이다. 크기 감소의 이유는 초전도 발전기인 경우 초전도 계자코일을 전자기적으로 보호하는 플럭스 댐퍼와 극저온 온도를 유지시켜주는 진공 단열층을 갖는 구조로 인해 공극이 불가피하게 커지는 특성과 철심을 사용하지 않는 공심형 고정자의 특성을 갖기 때문에 3차원 해석시 코일의 단부에서 누설되는 자속량이 증가하여 실제 유도기전력을 발생시키는 쇠교 자속량이 감소하였기 때문이다.

발전기 전기적 출력에 포함되는 고조파 성분은 발전기 소음, 진동, 손실을 유발시키기 때문에 설계단계에서 왜형률 (VTHD: Voltage Total Harmonic Distortion) 계산이 중요하다. 발전기 유도기전력의 왜형률은 식 (8)에 의해 정의된다.

$$\text{왜형률} = \frac{\text{고조파실효값의 합}}{\text{기본파실효값}} = \frac{\sqrt{(V_2^2 + V_3^2 + \dots)}}{V_1} = \sqrt{\frac{(V_2^2 + V_3^2 + \dots)}{V_1^2}} \quad (8)$$

Table 7에서 FFT 분석 결과를 정리하였으며 FFT 분석 결과 기본파 (1차) 의외에 3차 고조파 성분을 포함하긴 하나 그 크기가 기본파 대비 아주 미미한 수준이다. 식

(8)을 근거하여 왜형률을 계산한 결과 A상은 0.027%, B상은 0.026%, C상은 0.025%로 계산되었다. 이 수치는 풍력발전기 계통 연계 기술 기준에 명시되어 있는 종합전압고조파왜형률이 5%를 초과하지 않도록 신재생발전기로부터 배전계통에 유입되는 고조파 전류를 각 차수별로 제어하여야 한다는 기술 기준을 만족하는 수치이다. 또한 IEEE에서 제정한 고조파 관리기준 중 하나인 IEEE Std.141에서의 고조파 함유율인 4% (6.6 kV)도 만족한다. 이러한 결과는 초전도 발전기인 경우 고정자 슬롯에 철심을 사용하지 않기 때문에 철심에서의 자속 포화로 인한 고조파가 발생하지 않는 특성에 기인한 것이다. 따라서 초전도 발전기는 고조파 제거를 통하여 발전기의 소음·진동을 저감할 수 있는 장점을 갖게 된다.

Table 7. Harmonics of each phase according to harmonics order

고조파 차수	주파수 (Hz)	Phase A (rms-V)	Phase B (rms-V)	Phase C (rms-V)
기본파	2	2896.674	2897.245	2886.645
2고조파	4	8.04154	4.73268	4.813321
3고조파	6	80.84284	76.10491	73.8382
4고조파	8	2.407954	2.072038	2.130269
5고조파	10	2.482446	3.605016	6.11341
6고조파	12	1.535135	1.053865	1.215997
7고조파	14	1.681119	1.939188	5.832024

(2) 초전도 풍력 발전기 부하 출력 특성 해석

동기발전기의 단자전압은 식 (9)와 같이 나타낼 수 있으며 전기자 상저항과 동기리액턴스의 합인 동기 임피던스에 의한 전압 강하만큼 저하되어 단자전압이 출력된다.

$$V_T = E - I_a Z_d = E - (R_a + jX_d)I_a \quad (9)$$

Fig. 14는 10 MW급 고온초전도 풍력발전기 부하 출력 특성 해석을 위한 외부 부하 회로의 모습을 보여준다. 3차원으로 설계된 유한 요소 해석 모델과 외부 부하 회로를 연동하여 부하 특성 해석을 수행하였다. Fig. 15는 3.6 Ω의 정격 부하 저항이 연결된 부하 운전 상태에서의 초전도 발전기의 자기장 분포를 나타낸다. Fig. 15-(a)는 전

체 해석모델의 자기장 분포를 나타내며 초전도 계자코일의 곡선부에서 최대 10.17 T의 자기장 값을 보였다. Fig. 15-(b)는 전기자 코일에서의 자기장 성분 중 전기자 코일과 쇄교하여 유도기전력을 발생시키는 반경방향으로의 자기장 성분 분포를 나타내며 최대값은 1.74 T로 계산되었다. 무부하시의 최대 자기장 값보다 감소한 이유는 저항부하 연결에 따른 전기자 반작용이 생겨 약간의 감자 작용이 발생했기 때문이라 판단된다.

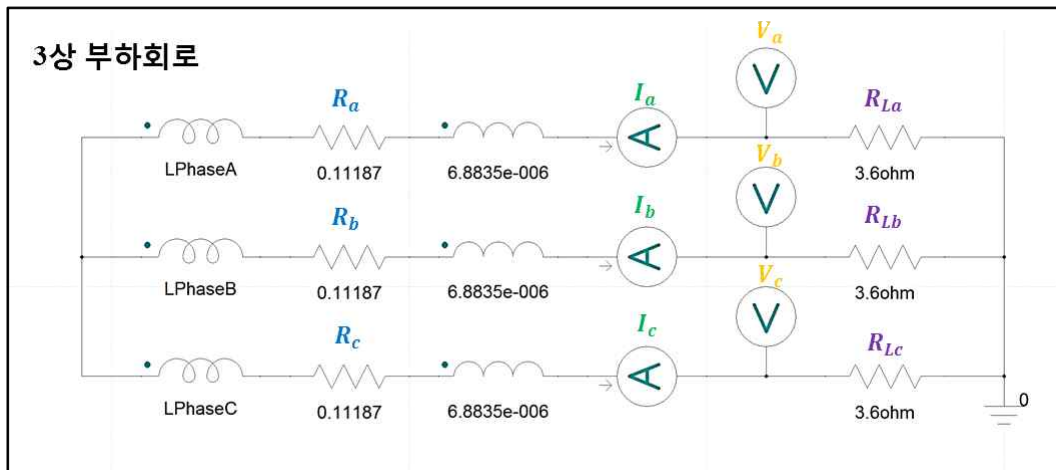


Fig. 14 Three-phase load circuit for load characteristics analysis of 10 MW class HTS generator

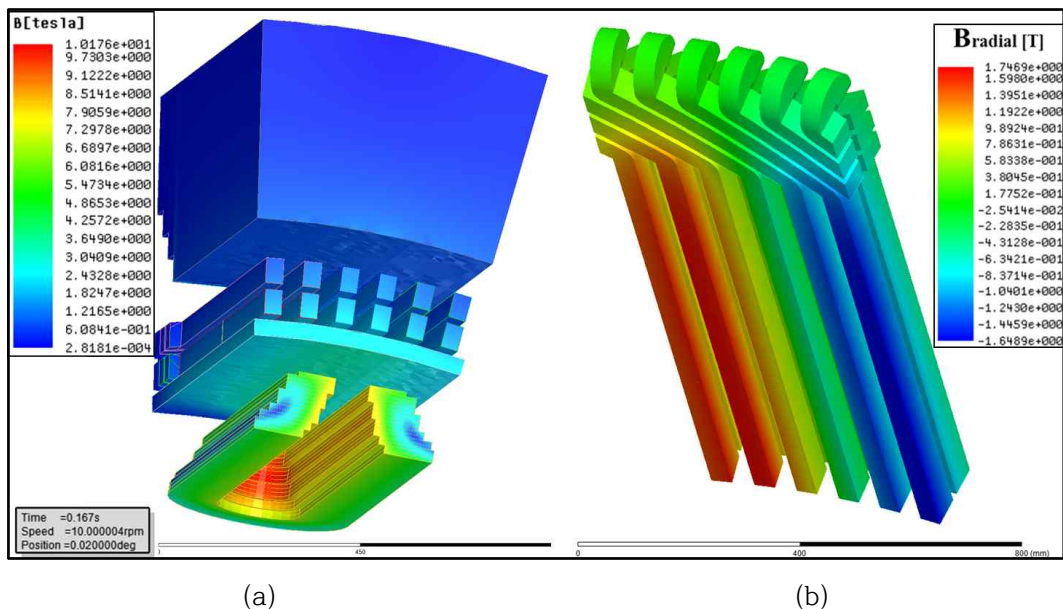


Fig. 15 The magnetic flux density distribution of 10 MW class HTS wind generator at the load state operation. (a) Full analysis model, (b) Armature coil

Fig. 16은 정격 부하 출력 특성 해석을 수행한 결과로써 발전기 단자전압의 파형을 보여준다. 단자전압의 실효치는 3상 평균 2839 V이며 선간 전압으로 환산하면 약 4917 V이다. 이 수치는 초기 설계 단자전압인 6000 V에 못 미치는 크기로 유도 기전력 보상에 따른 단자전압 보상이 요구된다.

발전기에서 전압 변동률은 발전기에 부하가 작용됨으로써 발생하는 단자전압의 변화 정도를 나타내며 이는 식 (10)에 의해 정의된다.

$$\epsilon = \frac{\text{무부하 단자전압} - \text{정격 단자전압}}{\text{정격 단자전압}} = \frac{V_0 - V_n}{V_n} \times 100\% \quad (10)$$

무부하시와 전부하시의 전압차이가 없을 때 전압변동률은 0이 되며 발전기의 이상적인 특성은 부하의 변동에도 관계없이 일정한 전압을 제공하는 안정성이다. 즉 전압 변동률이 0에 가까울수록 전압 안정도가 높다 [18]. 정격 부하시의 특성을 해석한 결과 전압변동률을 2.73%로 계산되었고 이 수치는 한국전력 분산형 전원 계통 연계 기술기준의 전압변동률 기준이 되는 3%를 초과하지 않는 수치이다 [19].

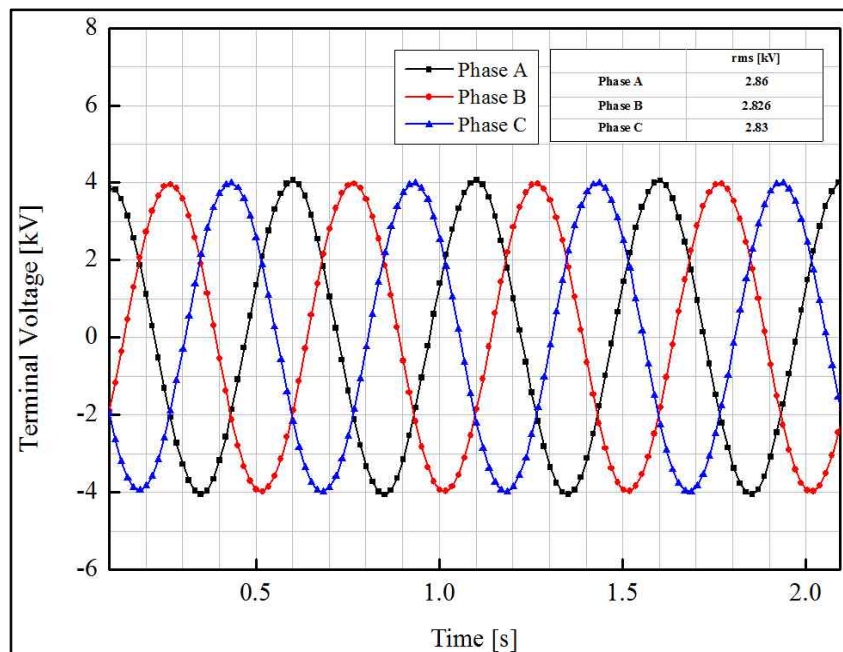


Fig. 16 The terminal voltage waveform at the three-phase armature winding (load analysis)

정격 부하시 3상 전기자 코일에 흐르는 상전류는 A상 795 A, B상 785 A, C상은 786 A로 출력되었으며 정격 전류 파형을 통하여 FFT 해석을 수행한 결과 각 상의 ITHD (Current Total Harmonic Distortion)는 A상 0.012%, B상 0.006%, C상은 0.006%로 계산되었다. 철심을 사용하지 않는 공심형의 초전도 발전기 특성상 부하 전류에도 고조파가 거의 없는 정현파의 전류가 흐름을 알 수 있다. 부하 특성 해석을 수행한 결과 발전기 단자 전압은 A상 2860 V, B상 2826 V, C상은 2830 V로 평균적으로 77 V의 전압강하가 일어났다. 3상 출력은 약 6.7 MW로 유도기전력의 감소로 인하여 설계 용량인 10 MW에 못 미치는 설계 결과가 출력되었다. 따라서 유도기전력 보상을 통한 설계안 최적화가 수행되어야 한다.

Fig. 17은 10 MW급 고온초전도 풍력발전기 부하 해석시의 기계실드에서의 자기장 분포를 나타낸다. 기계실드는 3상 전기자 코일에서 발생하는 회전자계가 외부로 누설되는 것을 방지하는 역할을 한다. 2차원 설계프로그램을 통하여 설계된 기계실드의 크기를 통하여 3차원 전자장 해석을 수행한 결과 기계실드의 크기가 과도하게 크게 설계되어 발전기의 무게와 부피를 증가시키는 요인으로 작용하는 것으로 판단되어 외부로 누설되는 자속을 0.5 T 수준으로 제한하여 기계실드의 크기를 줄이는 작업을 수행하였다. 기계실드의 외반경을 2544 mm에서 2280 mm로 264 mm 정도 감소시켜 전자장 해석을 수행한 결과 재설계된 외반경 2280 mm 부근에서 0.5 T 이하의 자기장 분포가 형성되는 것으로 해석되었다. 기계실드 외반경 감소에 따라 약 70 ton의 기계실드 무게가 감소하였고 부피 또한 50.72 m³에서 40.74 m³로 9.98 m³의 크기 감소가 이뤄졌다.

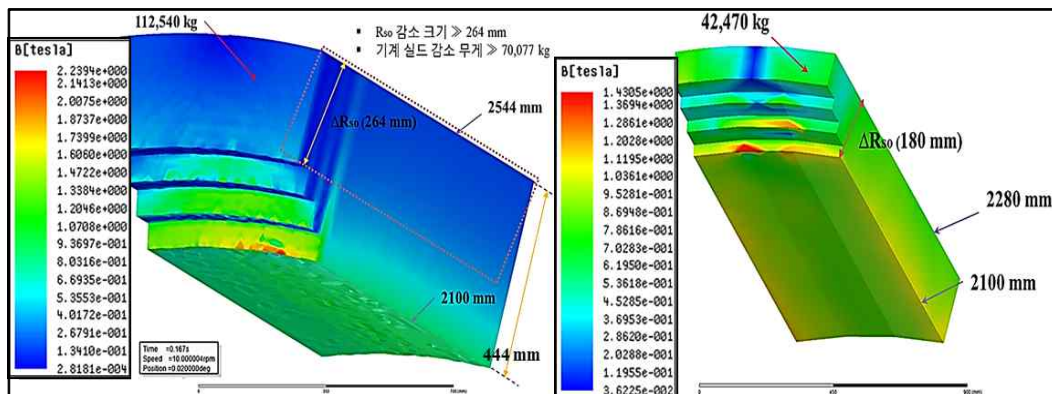


Fig. 17 The magnetic flux density distribution of mechanical shield and comparison of mechanical shield size (weight and volume)

3.2 10 MW급 고온초전도 동기발전기 전자장 설계 최적화

(1) 초전도 발전기 유도기전력 및 단자전압 최적화

정격 회전수인 10 rpm으로 무부하 운전 해석을 수행한 결과 전기자 코일에서의 쇄교 자속량의 저하로 인하여 역기전력이 설계치 보다 감소하여 출력이 되었다. 쇄교 자속량을 보상하기 위한 기본적인 방법은 계자 전류와 계자 권선수를 증가시켜 공극에서의 기자력을 크게 하는 방법과 전기자 권선의 상당 직렬 권선수를 증가시켜 쇄교 자속량을 크게 하는 방법이 있다. 발전기 시스템 효율측면에서 계자 자속의 증가를 통하여 유도기전력을 보상하는 방법이 좋겠으나 계자 권선에 사용되는 초전도 선재는 현재 매우 고가이기 때문에 발전기 제작비 증가를 고려하면 적합하지 않은 방법으로 판단되어 본 논문에서는 전기자 권선의 상당 직렬 권선수와 계자 운전 전류를 증가시키는 방법을 통하여 유도기전력을 보상하기로 하였다. 전기자 권선수와 계자 운전 전류 증가의 영향을 분석하기 위해 세 가지 경우로 나눠서 해석을 수행하였으며 Table 8에서 각 경우의 설계 변수를 정리하였다.

최종적으로 6000 V의 발전기 단자전압을 만들기 위해서 공극에서의 유도기전력 보상과 단자전압에서의 전압강하를 고려하여 계자 운전전류를 207 A에서 232 A로 증가시켰으며 한상의 전기자 권선수를 338턴에서 384턴으로 증가 시켰다. 증가된 파라미터를 통하여 부하 특성 해석을 수행한 결과 초전도 계자 코일에서 발생하는 최대 자기장 값은 11.38 T이고 전기자 코일의 길이 증가로 인하여 상저항이 0.1278 Ω 로 증가 하였고 전기자 도체의 무게가 약 2136 kg 증가 하였다. Fig. 18은 3차원 설계를 통하여 2차원 설계안을 보완·재설계한 CASE III의 3차원 자기장 분포를 나타낸다. 해석 결과 초전도 발전기의 전기적 출력에 관여하는 전기자 코일에서의 B_r 의 최대값이 약 1.8 T로 계산되었다.

Table 8. Design parameters of each case

	Armature coil number (per phase)	Winding number (per slot)	Field coil current
CASE I	338	7	207
CASE II	384	8	207
CASE III	384	8	232

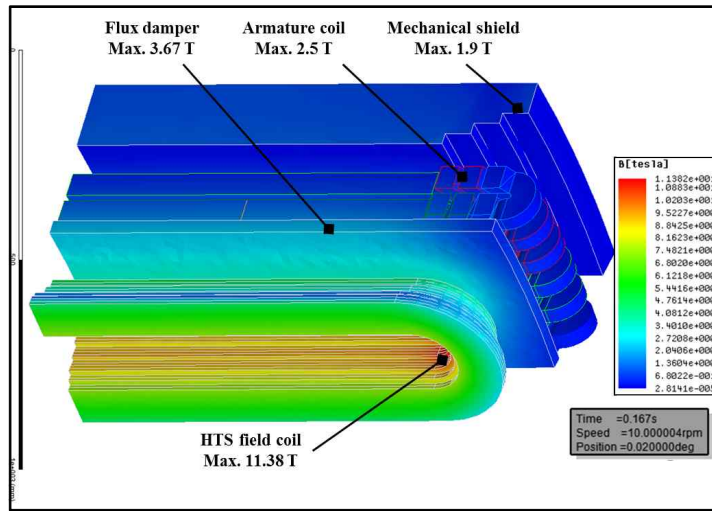


Fig. 18 The magnetic flux density distribution at the load state operation for CASE III

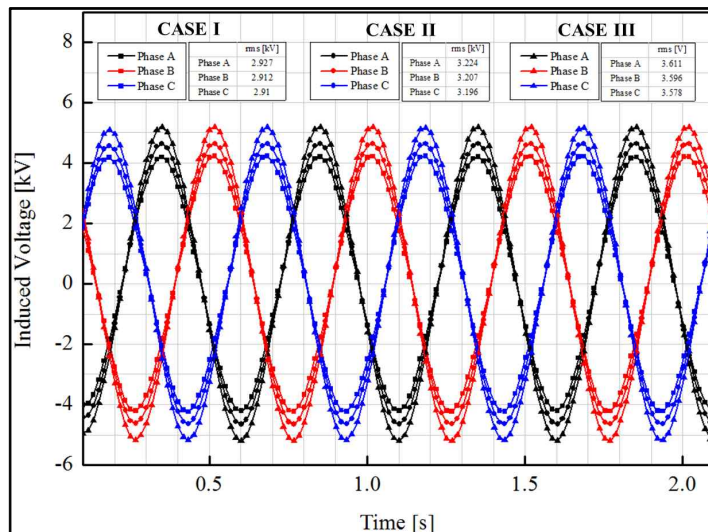


Fig. 19 Comparison of induced voltage wave (no-load analysis)

Fig. 19와 20에서 각 케이스의 유도기전력 파형과 단자전압 파형을 비교하였다. 전기자 권선수와 계자 운전 전류를 증가시킨 CASE III의 유도기전력의 실효치는 3상 평균 3595 V이며 선간 기전력으로 환산하면 약 6226 V이다. 또한 단자전압의 실효치는 3상 평균 3469 V이며 선간 전압으로 환산하면 약 6008 V이다. 또한 정격 부하시 3상 전기자 코일에 흐르는 정격전류 파형을 분석한 결과 A상 965.5 A, B상 962.6 A, C상은 962.8 A로 출력되었다.

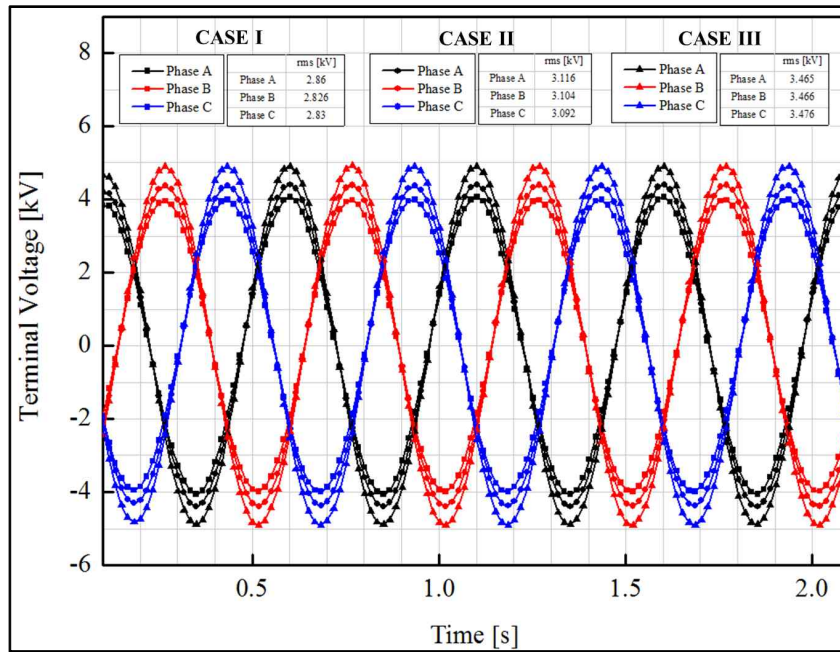


Fig. 20 Comparison of terminal voltage wave (load analysis)

Table 9. Electrical characteristics results of load characteristics analysis

		Induced voltage	Voltage drop	Terminal voltage	Rated current	Ouput power	ϵ
		[V]	[V]	[V]	[A]	[MW]	[%]
CASE I	A phase	2927	67	2860	795	2.274	2.73
	B phase	2912	86	2826	785	2.218	
	C phase	2910	80	2830	786	2.224	
	3-phase ouput	-	-	-	-	6.716	
CASE II	A phase	3224	108	3116	851.3	2.653	3.38
	B phase	3207	103	3104	861.9	2.675	
	C phase	3196	104	3092	856.4	2.648	
	3-phase ouput	-	-	-	-	7.976	
CASE III	A phase	3611	146	3465	965.5	3.346	3.65
	B phase	3596	130	3466	962.6	3.336	
	C phase	3578	102	3476	962.8	3.346	
	3-phase ouput	-	-	-	-	10.02	

Table 9에서 각 케이스마다의 부하 특성 해석 결과를 정리하였다. 유도기전력 최적화 모델인 CASE III 모델의 부하 특성 해석을 수행한 결과 발전기 단자 전압은 A상 3465, B상 3466 V, C상은 3476 V로 유도기전력 대비 평균적으로 126 V의 전압강하가 일어났으며 선간전압 기준으로 6008 V의 전압이 출력되었다. 전기자 상당 직렬 권선 수 증가에 따른 상저항 증가로 인하여 CASE I보다 전압강하가 증가 하였다. 발전기 3상 출력은 약 10.02 MW로 설계 용량인 10 MW를 만족하는 설계가 이뤄졌다.

3차원 최적화 모델인 CASE III인 경우 전압 변동률은 3.65%로 초기 설계안인 CASE I인 경우의 2.73%보다 증가 한 값이다. 초전도 발전기에서 전압 변동률을 낮추기 위한 방법으로는 전기자 권선을 줄이거나 계자 권선을 늘려 계자 기자력을 크게 하는 방법이 있는데 본 설계에서는 유도기전력의 보상을 위하여 전기자 권선수와 계자 운전전류를 모두 증가 시켰기 때문에 전압변동률이 증가한 것으로 판단된다. 기존의 동기발전기는 큰 동기리액턴스 (약 1.0 p.u)때문에 부하에 따른 전압강하가 크므로 별도의 여자제어를 하더라도 15% 이하로 전압 변동률을 줄이기가 힘들다. 그러나 본 논문에서 설계하고자 하는 고온초전도 동기발전기는 동기리액턴스가 0.1 p.u이므로 저항부하 발전시 전압변동률이 3.65%로 비교적 낮은 수치를 보였다. 이 수치는 여자제어가 없어도 부하에 따른 전압변동률이 5% 이하가 되는 수준이다[7]. 또한 한국전력 분산형 전원 계통 연계 기술기준의 전압변동률 기준이 되는 3%를 초과하는 수치이지만 전력변환 장치를 거치지 않은 수치로서 전압변동률의 개선의 여유는 남아있기에 적정 수준이라 판단된다 [19].

(2) 초전도 발전기 손실 및 효율 최적화

고효율의 고온초전도 발전기를 설계함에 있어 손실 분석은 매우 중요하기 때문에 2차원 설계 프로그램의 손실 계산식과 3차원 해석에 따른 최적화 파라미터를 통하여 손실 및 효율 최적화 연구를 수행하였다.

① 전기자 동손 P_{cu}

초전도 발전기는 영저항의 특성을 갖는 초전도 선재를 사용하여 계자코일을 제작하므로 계자코일에서 동손이 발생하지 않는다. 따라서 전기자 코일에서 발생하는 동손만

고려하면 된다. 전기자 코일 한상의 상 저항 R_a 는 다음의 식 (11)에 의해 구할 수 있으며 상저항에 의한 3상 동손은 식 (12)에 의해 계산된다 [7]. 식 (12)를 통하여 2차원 초기 설계안의 전기자 동손을 계산하면 3상 전기자 동손은 310.588 kW가 되며 3차원 최종 설계안의 상저항 0.1278 Ω과 3상 부하 해석을 통한 정격전류 (A상- 965.5 A, B상- 962.6 A, C상- 962.8 A)를 통하여 전기자 동손을 구하면 356 kW가 된다.

$$R_a = \frac{l_{at} N_{at}}{\sigma S} \quad (11)$$

$$P_{cu} = 3 I_{an}^2 R_a \quad (12)$$

② 기계실드 철손

기계실드에는 기존의 회전기기에 사용되는 규소강판을 사용한다. 본 논문에 사용된 포스코社의 50PN250은 50 Hz, 1.5 T에서 2.5 W/kg의 단위 질량당 철손 w_i 를 갖는다. 전체 철손은 다음의 식 (13)을 통해 근사적으로 계산할 수 있다 [7]. 3차원 전자장 해석 결과를 통하여 기계실드의 외경이 감소한 결과 기계실드의 무게는 42.463 kg으로 단위질량당 철손 값인 2.5 W/kg을 사용하면 철손은 2512.4 W로 계산된다. 2차원 설계안의 철손 값보다 약 3242 W가 감소하였다. 하지만 일반적으로 규소강판 제조사 측에서는 50 Hz 이하의 단위질량 철손 데이터는 공개하지 않는다. 따라서 본 논문에 사용된 2차원 설계프로그램과 3차원 FEA 프로그램을 통하여 2 Hz의 주파수를 갖는 초전도 풍력 발전기의 정확한 철손을 구하는 것은 어렵다. 하지만 주파수에 비례하여 철손은 증가하기 때문에 상대적으로 저 주파수를 갖는 초전도 발전기의 철손은 더 감소 할 것으로 예상할 수 있다.

$$P_i = \pi (R_{so}^2 - R_{si}^2) w_i \rho_m l \quad (13)$$

③ 기계손

베어링의 마찰손실 등은 정량적으로 접근하기 힘들고 그 값이 상당히 적으므로 회전자의 주변속도에 영향을 받는 풍손만 고려하면 식 (14)와 같이 근사화 시킬 수 있다 [7].

3차원으로 계자 코일 설계시 계자코일의 종단면 전체길이는 2.39 m로 2차원 설계안보다 0.18 m 감소였기 때문에 기계손이 291 W로 2차원 설계안보다 24 W 감소하였다.

$$P_m \simeq 16R_{do}(O_f + 0.15)v_a^2 \quad (14)$$

$$v_a = \frac{2\pi f R_{do}}{p} \quad (15)$$

④ 표류부하손

자속의 변형에 의해 기계실드에 발생하는 표류부하손은 수식적으로 유도하여 구하기 어렵기 때문에 전기자 동손의 약 10% 정도로 계산한다. 3차원 최적화 설계안에 따른 동손 증가로 인하여 표류부하손이 1787.7 W로 다소 증가 하였다.

$$P_{st} = 0.1P_{cu} \quad (16)$$

⑤ 전기자권선 와전류손 P_e

와전류 손실은 고정자 도체의 소선수와 트위스트피치등이 주어지면 식 (17)과 같이 구할 수 있다 [20].

$$P_e = \frac{3}{4}\sigma_a w^2 B_a^2 l_p N_a p \frac{S_a^2}{\pi N_{as}} \quad (17)$$

⑥ 플럭스 댐퍼 와전류손

도체에 유기되는 유기전압에 의해 발생하는 와전류에 의해 생기는 손실은 식 (18)에 의해 정의되며 FEA 프로그램을 통한 플럭스 댐퍼에서의 와전류 손실을 계산한 결과 486 W의 와전류 손실이 계산되었다.

$$P_e = K_e f^2 B_{\max}^2 \quad (18)$$

Table 10에서 초전도 풍력 발전기에서 발생하는 각 중 손실과 그 비율을 2차원 설계와 3차원 설계로 비교·정리하였다. 총 손실 중 전기자 동손이 차지하는 비율이 90% 이상이며 3차원 최적화 설계 결과 상당 전기자 직렬 권선수의 증가에 따라 동손 증가로 인하여 총 손실은 382.490 kW로 2차원 설계의 손실보다 약 43.172 kW 증가 하였다. 앞에서 계산된 발전기 손실을 통하여 발전기 최종 효율을 계산 하였다. 발전기의 규약 효율은 입력에 대한 출력의 비로써 식 (19)와 (20)으로 정의된다. 최적화 설계를 통하여 계산된 3상 출력 (P_{out})은 10.02 MW이므로 위 발전기 규약 효율식을 통하여 3차원 설계안의 효율을 계산하면 약 96.326%가 된다. 2차원 설계안의 효율인 96.718%보다 약 0.392% 감소한 수치로 상당 전기자 직렬 권선수의 증가에 따라 동손이 증가하였기 때문이다.

$$P_{input} = P_{out} + (P_{cu} + P_i + P_m + P_{st} + P_e + P_d) \quad (19)$$

$$E_{ff} (\%) = \frac{\text{출력}}{\text{입력}} = \frac{\text{출력}}{\text{출력} + \text{손실}} = \frac{P_{out}}{P_{input}} \times 100 (\%) \quad (20)$$

Table 10. Losses comparison of 2D and 3D electromagnetic design

	2D design		3D design	
	Loss (kW)	Proportion (%)	Loss (kW)	Proportion (%)
Copper loss P_{cu} (Armature coil)	310	91.4	356	93
Iron loss P_i (Mechanical shield)	5.754	1.7	2.512	0.7
Mechanical loss P_m	0.314	0.1	0.291	0.1
Stay-load loss P_{st} (Mechanical shield)	1.563	0.5	1.788	0.5
Eddy current loss P_e (Armature coil)	21.431	6.3	21.413	5.6
Eddy current loss P_d (Flux damper)	N/A	N/A	0.486	0.1
Total losses	339.318	100	382.490	100

(3) 초전도 계자코일 임계전류 산출

초전도 선재의 임계전류 (I_c)는 초전도 계자코일에 발생하는 수직 방향의 자기장 성분 에 의해 감소하는 특성을 갖는다. 따라서 신뢰성 있는 계자 운전전류 산정을 위해 초전도 선재의 임계전류 계산이 필요하게 된다. 초전도 선재에 통전 가능한 임계전류를 산출하기 위하여 식 (21)을 사용하였다.

$$V_i = V_c \left(\frac{I}{I_c(B, T)} \right)^{n(B, T)} [\mu V/cm] \quad (21)$$

본 논문에 사용된 SuperPower社의 2세대 초전도 선재의 $I_c(B, T)$ 특성곡선 (Fig. 3)에서 알 수 있듯이 2세대 초전도 선재는 수직 자기장에 따라서 임계전류가 감소하며 냉각 온도가 높을수록 감소가 커지는 경향을 보인다. 발전기 유도기전력을 보상하기 위하여 증가된 232 A의 계자전류를 통전하였을 경우의 초전도 계자코일에 발생하는 수직 방향의 최소, 최대 자기장 해석을 수행한 결과 초전도 선재의 임계전류를 감소시키는 수직 자기장의 값은 곡선부보다 직선부에서 더 큰 값을 보였으며 1SP 코일과 16SP 코일 직선부에서 최대 5.83 T의 수직 자장이 발생하였다. 따라서 최대 수직 자기장이 발생하는 1SP 코일과 16SP 코일의 권선에서 최소 임계전류가 계산되며 최소 수직 자기장이 발생하는 권선에서 최대 임계전류가 계산된다.

Fig. 21은 계자전류(I_f) 232 A를 통전 할 경우 초전도 계자 코일 직선부 각 층에 발생하는 최대 수직 자기장과 40 K의 운전온도를 기준으로 한 10 MW급 고온초전도 풍력발전기 계자 코일의 임계전류를 산출한 특성곡선이다. 실제 발전기 운전 온도는 30 K이지만 외부의 열적 외란에 의해 운전온도가 상승할 수 있기 때문에 신뢰성 있는 계자코일의 운전을 위해 40 K의 운전온도를 기준으로 하여 임계전류를 산출하였다. 직선부 각 층의 최대 수직 자기장이 발생하는 권선에서의 임계전류는 최소 266 A에서 최대 563 A 사이의 값이 계산 되었다. 초기 계자 운전 전류 선정시 임계전류 295 A (@40 K, 5 T) 기준으로 70% 운전 여유를 둔 207 A로 선정하였다. 하지만 발전기 출력을 보상하기 위한 계자 운전 전류 증가로 인하여 초전도 계자코일에 미치는 수직 자기장이 증가하여 임계전류가 266 A로 감소하였으며 계자 코일

운전 전류는 232 A로 임계전류의 약 87%이다. 이는 과도상태의 운전 전류 여유로는 부족한 값으로 70%정도의 여유를 두기 위해 초전도 발전기의 운전 온도를 하락시킬 필요가 있다. 최소 자기장이 발생하는 권선에서의 임계전류는 최소 328 A에서 1351 A의 값이 계산되었다. 동일한 초전도 선재를 사용할 경우에 최대 수직 자기장이 발생하는 1SP 코일과 16SP 코일의 임계전류인 266 A를 기준으로 선재를 선정해야 하며 선재 사용의 효율을 높이고 계자코일의 제작비용을 줄이기 위해 각 층의 임계전류에 따른 최적화된 선재를 선정하여야 할 필요가 있다. 따라서 운전 온도가 40 K일 경우 87%의 운전여유(I_f/I_c)를 둔 266 A의 임계전류(I_c)를 기준으로 각 층의 임계전류와 비교하여 최적화된 선재를 사용해야 한다. 특히 9SP 코일은 운전 전류보다 약 2.4배의 임계전류 값을 갖기 때문에 선재 사용 효율이 매우 떨어지게 된다. Fig. 22는 30 K의 $I_c(B,T)$ 특성곡선과 초전도 계자코일에 발생하는 최대 수직 자기장 값을 통하여 임계전류를 계산한 결과이다. 16SP 코일의 임계전류는 432 A로 계자코일 운전전류인 232 A보다 1.8배 많은 값으로 높은 운전 안정성을 가질 것으로 판단되지만 고가의 초전도 선재 사용 효율이 떨어지므로 초전도 계자코일을 35 K 수준에서 운전하는 것이 합리적인 설계로 판단된다.

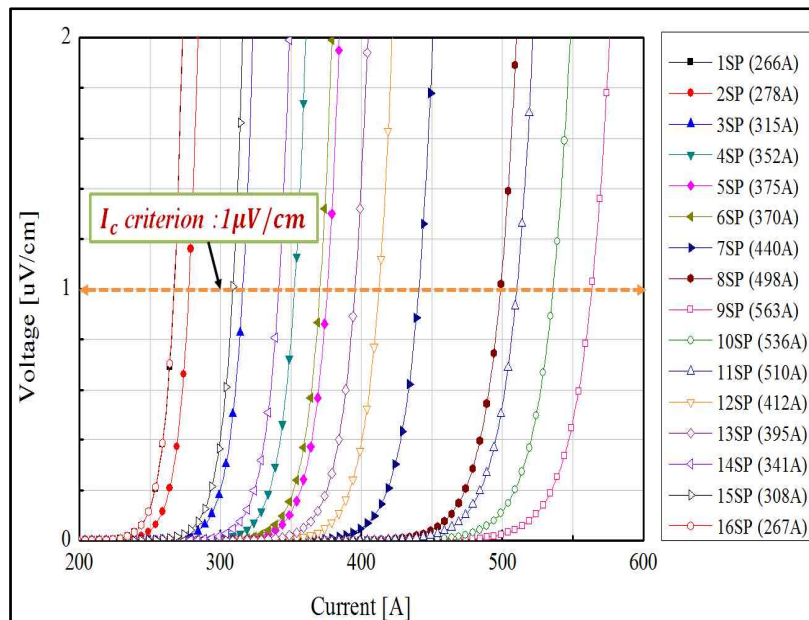


Fig. 21 Critical current curve based on maximum magnetic field at the straight section of field coil (40 K)

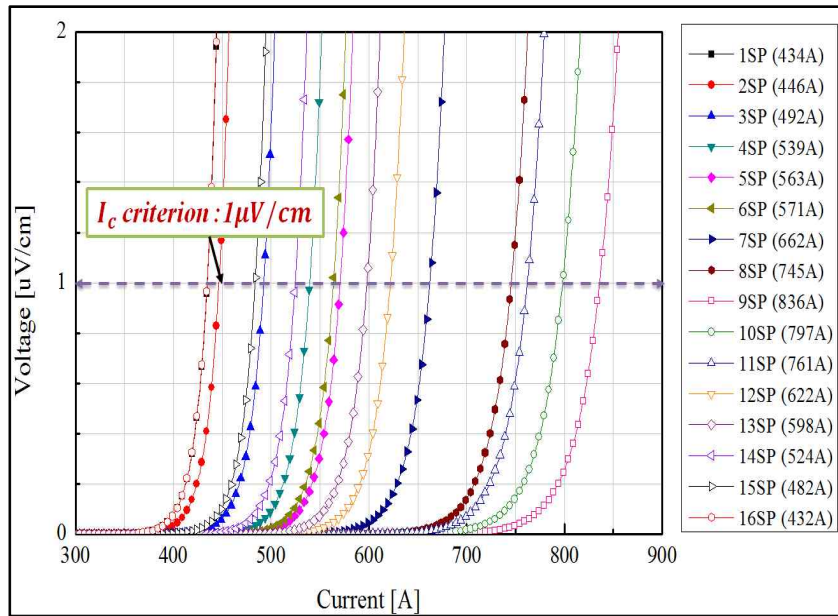


Fig. 22 Critical current curve based on maximum magnetic field at the straight section of field coil (30 K)

(4) 초전도 발전기 최종 설계 결과 및 도찰

Fig. 23은 본 논문에서 3차원 최적화 설계를 진행한 10 MW급 풍력용 고온초전도 동기발전기의 구조도를 보여주며 Table 11은 그에 따른 설계 사양을 보여준다. 3차원 설계를 진행한 결과 2차원 설계안에서 변경된 설계변수를 빨간색으로 표시하였다. 최종적으로 설계된 발전기 용량은 10.02 MW이며 단자전압은 6008 V로 다소 증가하였다. 유도기전력을 보상하기 위하여 계자운전 전류와 전기자 상당 직렬 권전수를 증가시켰고 계자 운전 전류 증가로 인하여 계자 코일 최대 발생 자장 값이 증가하였다. 그에 따라 초전도 계자 코일의 운전전류가 감소하여 운전온도를 40 K에서 35 K으로 수정하였다. 초전도 계자 코일에 사용된 초전도 선재량은 약 1,077 km로 현재 판매되고 있는 선재 중 가장 저렴한 SuNAM社의 선재 (약 20,000 ₩/m)를 사용할 경우에도 약 215 억원의 막대한 투자비용이 요구된다. 하지만 초전도 발전기의 상용화 시점을 고려하면 초전도 선재가격은 점점 저렴해질 것으로 예상되므로 기존의 풍력발전기보다 경쟁력 있을 것으로 판단된다. 최종적인 발전기 효율은 동손의 증가로 인하여 2차원 설계안보다 감소한 96.326%이다. 전기자 코일의 무게 증가와 기계실드 무게 감소

를 고려한 발전기 총중량은 약 135 ton으로 계산되었으며 기계실드 감소에 따라 발전기 외반경이 4.5 m로 감소하여 부피가 50.72 m^3 에서 40.74 m^3 로 감소하였다. 이 결과를 현재 미국의 AMSC社가 개발하고 있는 10 MW급 고온초전도 발전기인 SeaTitan과 비교해보면 SeaTitan의 무게 140 ton보다 5 ton 가량 가벼운 135 ton이었으며 효율 또한 SeaTitan의 효율인 96%보다 다소 높은 96.3%의 효율을 갖는 발전기가 설계되었다.

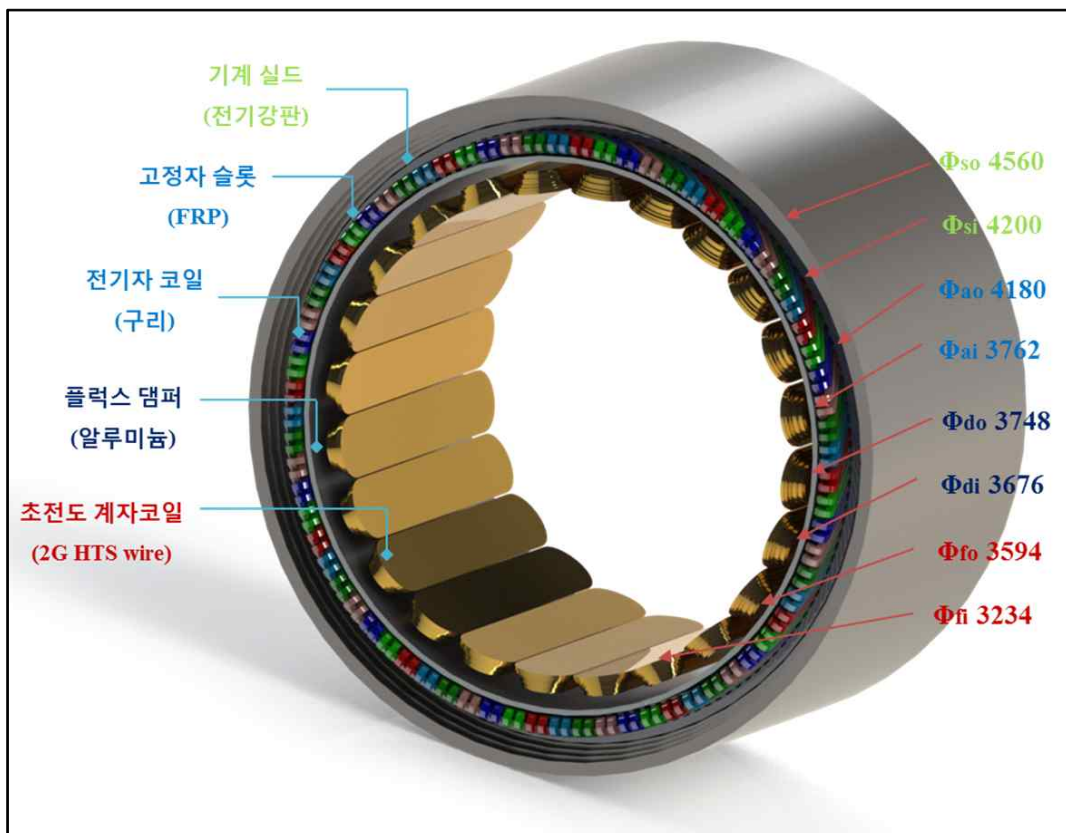


Fig. 23 The optimized schematic diagram of 10 MW class HTS synchronous generator for wind power generation

Table 11. The optimized design specifications of 10 MW class HTS synchronous generator for wind power generation

Design parameter specifications			
Rated output (MW)		10.02	
Frequency (Hz)		2	
Rotating speed (rpm)		10	
Terminal voltage (kV)		6008	
Rated torque (MN·m)		9.55	
Efficiency (%)		96.326	
Synchronous reactance (p.u)		0.1	
Power factor		1	
Weight (ton)		135	
Volume (m^3)		40.74	
HTS Field coil		Armature coil and stator	
Wire	2G HTS	Conductor	Flat type copper
Field coil type	Racetrack	Winding type	Double layer & full pitch
Winding type	Double pancake	Stator slot number	144
Field coil current (A)	232	Armature coil current (A)	962
Total winding number	229170	Stator coil number (per phase)	384
HTS wire length (km)	1,077	Copper wire length (km)	6.482
Current density (A/mm^2)	137.9	Current density (A/mm^2)	3
Operating temperature (K)	35	Insulating class	F
Maximum magnetic field density (T)	11.38	Maximum magnetic field density (T)	2.5

IV. 결 론

본 논문에서는 초전도 발전기 2차원 설계 프로그램을 활용하여 최소 선재량과 최대 효율 그리고 소형 경량화 측면을 고려하여 가장 적합한 10 MW급 풍력용 고온초전도 동기발전기의 전자기적 설계안을 도출하였으며 3차원 유한요소 해석 과정을 적용하여 2차원 설계의 오차율을 줄이고 설계안을 수정 및 보완하였다.

10 MW급 고온초전도 동기발전기의 3차원 전자기적 설계 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

1) 초전도 계자코일의 수직 방향의 자기장 분포를 해석하여 신뢰성 높은 계자코일 운전 전류를 산정하였으며 수평 방향의 자기장 분포를 해석하여 구조 설계를 수행 할 때 요구되는 초전도 계자코일에 미치는 전자기력을 계산 하였다.

2) 3차원 초전도 발전기의 설계 파라미터를 활용하여 정상 상태 운전 시 시스템 출력 특성 해석을 수행 하였고 누설자속의 증가에 따른 쇄교자속량 감소로 인하여 발전기 출력이 초기 설계 용량인 10 MW에 못 미치는 결과를 보였다. 따라서 10 MW의 용량을 만족하는 초전도 풍력 발전기 설계를 위해 초전도 계자코일의 신뢰성을 저하시키지 않는 범위에서 계자코일의 운전전류를 증가하여 재설계를 수행하였다. 또한 풍력발전기 계통 연계 설계 기술 기준을 만족시키기 위해 초전도 발전기의 유도 기전력과 단자 전압 및 전류의 FFT 해석 결과를 이용하여 조조파 함유율 계산과 정격 부하 연결 시의 전압변동률을 계산하였다.

3) 3차원 설계에 따라 수정 및 보완된 여러 설계변수들과 실제 제작에 적용 할 수 있는 재질의 물성치를 적용하여 발전기의 크기 및 무게와 손실을 최적화 하였다.

본 논문에서는 초전도 발전기 시스템 설계를 위한 전자기적 설계 방법을 비교적 상세히 서술하였다. 도출된 3차원 설계 파라미터들은 추후에 진행될 구조설계와 열적 설계를 하는데 있어 유용하게 사용될 수 있으며 실제 제작이 가능한 10 MW급 고온초전도 풍력발전기의 설계 지표로 활용 될 수 있을 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

- [1] 조용권, SERI 경영 노트(제 122호)-해상풍력 경쟁 패러다임의 변화, 삼성경제연구소, 2011
- [2] 이경우, Offshore Wind Power Business, 현대중공업, 2011
- [3] 김호민, “풍력발전 국내외 현황 및 풍력용 초전도발전기 기술 요망”, 초전도와 저온공학, 15권, 1호, pp. 4-8, 1, 2013
- [4] 김호민, “해상풍력용 발전기 기술 및 전망”, 초전도와 저온공학, 13권, 1호, pp. 13-21, 1, 2011
- [5] Ji-Hyung Kim, Sa-Il park, Ho Min Kim, “Magnetic Field Analysis of the Field Coil for 10 MW Class Superconducting Wind Turbines,” Superconductivity and Cryogenics, vol. 14, no. 3, pp. 18-22, Sep., 2012
- [6] 백승규, “중단면 현상을 고려한 1 MW 급 고온초전도 전동기의 전자기 설계”부산대학교 대학원, 박사학위 논문, 2010. 02.
- [7] Youngkil Kwon, Development of Superconducting Motor System and Operating Technology, Korea electrotechnology Research Institute, 2004.
- [8] 백승규, 10 MW 초전도 풍력발전기 설계, 한국전기연구원, 2010
- [9] Xibo Yuan, Yongdong Li, Jianyun Chai, “A transformerless modular permanent magnet wind generator system with minimum generator coils,” Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC), 2010 Twenty-Fifth Annual IEEE, pp. 2104-2110, Feb.2010.
- [10] Drew W. Hazelton, “Applications using Superpower 2G HTS conductor,” 2011 CEC/ICMC, Spokane, WA, Jun., 2011.
- [11] Youngkil Kwon, Seungkyu Baik, Development of core technology to commercialize a superconducting rotating machine, Korea Research Council for Industrial Science & Technology, 2012.
- [12] S. K. Baik, M. H. Sohn, E. Y. Lee, Y. K. Kwon, T. S. Moon, H. J. Park, Y. C. Kim, “Effect of Synchronous Reactance and power Factor

- on HTS Synchronous Machine Design and performance,” IEEE Trans. Appl. Supercond., vol. 16, no. 2, pp. 1489-1492, Jun., 2006.
- [13] 백승규, 권영길, 이언용, 이재득, 김영춘, 문태선, 박희주, 권운식, “1MW 급 고온초전도 동기기의 전자기적 특성 해석,” 한국초전도저온공학회논문지, vol. 9, no. 3, pp. 32-36, 2007.
- [14] 백승규, 손명환, 이언용, 권영길, 문태선, 박희주, 김영춘, “1MW 급 고온초전도 동기모터의 개념설계 고찰,” 한국초전도저온공학회논문지, vol. 6, no. 3, pp. 38-43, 2004
- [15] Ji-Hyung Kim, Ho Min Kim, “Electromagnetic Design of 10 MW Class Superconducting Wind Turbine using 2G HTS Wire,” Progress in Superconductivity and Cryogenics , vol. 15, no. 3, pp. 29-34, Sep., 2013
- [16] J. H. Kim, S. I. Park, S. H. Im, H. M. Kim, “Analysis of Mechanical Characteristics of Superconducting Field Coil for 17 MW Class High Temperature Superconducting Synchronous Motor,” Progress in Superconductivity and Cryogenics , vol. 15, no. 3, pp. 13-19, Sep., 2013
- [17] J.H. Kim, C.-K. Jwa, Y.S. Jo, S.K. Baik, Y.K. Kwon, H.M. Kim, “Conceptual Design of a Field Coil for 5 MW HTS Synchronous Machine,” Journal of Superconductivity and Novel Magnetism, vol. 26, no. 4, pp. 1247-1251, April 2013.
- [18] Hyung-Wook Kim, Young-Sik Jo, Jin-Hong Joo, Sail Park, Ho Min Kim and Jin Hur, “Study of Hybrid-type Superconducting Field Coil for Superconducting Rotating Machines,” IEEE Trans. Appl. Supercond., will be published in 2014.
- [19] 이창열, “분산형전원 배전계통 연계 기술기준,” 한국전력공사, 2012
- [20] Kiyotaka UEDA, Ryoichi SHIOBARA, “Calculation of Superconducting Generator Constants by 3-Dimensional Electromagnetic Field Analysis”, IEEE Trans. on Magnetics, pp. 2089-2092, Vol.33, No.2, March 1997.

감사의 글

2011년, 세상은 ‘녹록하지 않다’는 것을 새삼 느끼고 있었던 아무 준비가 없었던 나. 그런 나 자신에게 ‘할 수 있다’라는 자신감을 부여하고 싶어 선택한 석사 생활 2년이 어느덧 끝을 맺는 시기가 되었습니다. 2년여의 시간은 제 인생의 전환점들이 될 수 있는 일들이 많았던 참 의미 있는 시간들이었던 것 같습니다.

제 인생의 꿈과 목표를 풍족하게 만들어주시고 이를 수 있는 힘을 길러 주시는 김호민 지도교수님께 진심어린 감사함을 전하고 싶습니다. 교수님께 배워야 할 많은 것들을 배울 수 있는 제자가 되도록 노력 하겠습니다. 앞으로도 많은 지도편달 부탁드립니다. 학부 시절부터 항상 용기를 잃지 않도록 아낌없는 조언과 편한 연구 환경을 만들어 주셨던 좌종근 교수님, 본 논문이 완성 될 수 있도록 세심한 심사와 조언을 해주신 오성보 교수님, 김세호 교수님 그리고 저희 전기공학과와 발전을 위해 물심양면 노력해주시는 이개명 교수님, 김호찬 교수님, 김일환 교수님께 진심으로 감사드립니다. 자랑스러운 제자로 성장하여 보답하겠습니다.

저의 부족한 부분을 항상 채워주는 연구실 식구들에게 고마움을 전하고 싶습니다. 공학자, 선배의 모습으로서 항상 살붙이 같은 시간을 할애해 주시는 김도진 선배님, 많은 어려움들에도 불구하고 어느덧 후배가 아닌 동반자로서 같은 길을 가고 있는 사일, 힘든 유학생할 아무 탈 없이 지내고 있는 레탄등, 지금은 자신의 길을 열심히 준비하고 있을 성현에게 성공하기를 바라는 마음과 앞으로 더 발전하자는 격려와 다짐을 전하고 싶습니다. 그리고 훌륭한 공학도가 되기 위한 피와 살같은 조언들 아끼시지 않는 조영식, 한승용, 이상호 박사님께도 이 자리를 빌려 감사함을 전하고 싶습니다.

저희 과를 운영하는데 있어 항상 최선을 다해주시는 강지훈, 김윤희 조교 선생님과 부창진 선배님, 학부시절부터 우정을 쌓아오고 있는 동기 승현과 지금은 사회의 일원이 되어 자신의 길을 만들고 있는 호산, 수형, 진, 경민, 봉언, 정석 그리고 나이 많은 형들 보필 잘해주고 있는 동우, 동완, 지한, 도현, 우철, 승민에게 감사함을 느낍니다. 2년의 석사 생활을 동거동락하며 너희에게 많은 것들을 배웠다. 고맙다. 친구, 후배들아.

지친 순간마다 항상 용기를 주고 있는 지금은 어느덧 남편이자 아빠로서 제 몫을 하고 있는 친구 상호, 남호에게 고맙다는 말과 축하의 말을 전하고 싶고 자주 만나지 못해 항상 아쉬운 죽마고우 친구들, 대학동기들, 0203 친구들에게도 고마움을 전하고 싶습니다.

내가 하고 싶은 일을 할 수 있도록 묵묵히 저의 뒤를 지켜주고 계시는 아버지와 어머니 그리고 형님과 여동생에게 감사하고 사랑한다는 말을 전하고 싶습니다. 부끄럽지 않은 아들, 아우, 오빠가 되어 보답하겠습니다. 마지막으로 한결같은 사랑을 주는 나의 아내 김소연양과 앞으로 태어날 아기에게 고맙다는 말, 앞으로 행복하자는 말을 전하고 싶습니다.

이외에 제가 지금까지 성장하는데 있어 도움을 주신 모든 분들에게 미처 언급하지 못함을 죄송하게 생각하며 항상 최선을 다하는 모습으로 보답하도록 하겠습니다.

당찬 포부와 진지함은 퇴색하고 나태함과 요령으로 새로운 시작을 맞이하고 있는 것은 아닌지 다시금 마음을 가다듬으며 저를 아껴주시는 마음에 누가 되지 않도록 성실히 살아가도록 하겠습니다. 마지막으로 현재 그리고 앞으로의 나를 지켜주는 모든 이들에게 다시 한 번 감사함을 전하고 싶습니다.

2013년 12월

김 지 형 올림