



저작자표시-비영리-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



동일조건변경허락. 귀하가 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공했을 경우에는, 이 저작물과 동일한 이용허락조건하에서만 배포할 수 있습니다.

- 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](#)

공 학 박 사 학 위 논 문

초고속 영구자석 동기발전기 설계와
DSP 프로세서 기반 센서리스
제어기 구현



2014 년 8 월

부 경 대 학 교 대 학 원

전 기 공 학 과

주 대 석

공 학 박 사 학 위 논 문

초고속 영구자석 동기발전기 설계와
DSP 프로세서 기반 센서리스
제어기 구현

지도교수 우 경 일

이 논문을 박사 학위논문으로 제출함.

2014 년 8 월

부 경 대 학 교 대 학 원

전 기 공 학 과

주 대 석

주대석의 공학박사 학위논문을 인준함.

2014 년 8 월 22 일



위 원 장 공학박사 박 한 석



위 원 공학박사 이 동 훈



위 원 공학박사 김 대 경



위 원 공학박사 유 용 민



위 원 공학박사 우 경 일





목 차

제 1 장 서 론	1
1.1 연구배경 및 필요성	1
1.2 연구내용 및 구성	6
제 2 장 영구자석 동기발전기 설계이론	8
2.1 초고속 회전속도	8
2.2 영구자석 동기기의 출력	12
2.3 유도 기전력	17
2.4 위험속도	18
제 3 장 초고속 영구자석 동기발전기 설계	23
3.1 발전기 설계 사양	24
3.2 회전자 설계시 고려사항	24
3.3 회전자 설계	28
3.4 고정자 설계시 고려사항	37
3.5 고정자 기본설계	40
3.6 극수-슬롯수 선정	43
3.7 설계결과	44
제 4 장 초고속 영구자석 동기발전기의 특성해석	47
4.1 자기회로 해석	48
4.2 유한 요소 해석	53
4.3 유도 기전력 해석결과	55
4.4 철손 해석결과	57

제 5 장 DSP 프로세서 기반 센서리스 제어기 구현	59
5.1 영구자석 동기기의 센서리스 제어 기법	60
5.2 전류 모델을 이용한 속도 및 위치 추정	65
5.3 센서리스 제어를 위한 주의사항	70
5.4 센서리스 제어기 설계도	72
제 6 장 시작품 제작 및 시험	80
6.1 시작품 제작 및 시험장치구성	80
6.2 위험속도해석	87
6.3 역기전력 측정	90
6.4 무부하 손실	93
6.5 AC 부하 특성	95
6.6 AC 부하 손실	97
6.7 시험결과 고찰	100
제 7 장 결 론	101
참고문헌	104
부록	113
부록 A. 아몰퍼스 합금의 재료특성	113
부록 B. 자기회로 모델 해석 소스파일	115
부록 C. 연구 경력	117

도표 목록

표 1. 일반적인 영구자석들의 특성	27
표 2. 회전자 고정용 보호관의 특성	28
표 3. 회전축과 영구자석의 기계적인 특성	33
표 4. 열박음 해석결과 - 반경방향 응력	35
표 5. 2차원 단면모델 해석결과 - 최대 등가응력	36
표 6. 2차원 축대칭 모델 해석결과 - 최대 등가응력	36
표 7. 3상 기기 슬롯 수/극 수 조합과 비율	43
표 8. 설계 사양	45
표 9. 영구자석 발전기 주요사양	51
표 10. 자성재료 특성	53
표 11. 해석결과 정리	55
표 12. 역기전력 비교(100,000 [rpm])	92

삼도 목록

그림 1. 1995 년과 2007 년의 출력-속도 제한선 비교	11
그림 2. 회전질량을 가진 회전축	19
그림 3. 마이크로 터빈 발전기 시스템	25
그림 4. 영구자석 회전자의 단면도	31
그림 5. 이론적 열박음 해석 프로그램	34
그림 6. 2 차원 단면모델 응력해석	35
그림 7. 2 차원 축대칭 모델 응력해석	35
그림 8. 1 [kHz] 철손 비교	39
그림 9. 재료별 B-H 특성 비교	39
그림 10. 전기자 병렬 권선	42
그림 11. 전기자 철심과 회전자의 설계 단면도	46
그림 12. 발전기 3 차원 모델	46
그림 13. 영구자석 동기발전기의 간단한 자기회로 모델	48
그림 14. 권선의 turns function	49
그림 15. 전기회로 모델	50
그림 16. 영구자석의 자화방향	51
그림 17. 유한요소모델	54
그림 18. 발전기 외부회로	54
그림 19. 유도 기전력 파형 비교	56
그림 20. 자속선과 자속밀도 분포	56
그림 21. 고주파수용 전기강판 철손 특성	58
그림 22. 아몰퍼스 합금의 철손 특성	58
그림 23. 실제 위치와 추정된 위치와의 관계	65

그림 24. 역기전력 추정 블록도	69
그림 25. 속도 및 위치 추정 블록도	70
그림 26. 전류 모델을 이용한 센서리스 기법	71
그림 27. 전류 측정 과정	71
그림 28. 제어기 형상 및 시스템 구성도	72
그림 29. DSP 회로도	73
그림 30. 아날로그 회로도	74
그림 31. 게이트 드라이버 회로	75
그림 32. 인버터 회로도	76
그림 33. 전원부 회로도	77
그림 34. DSP 제어기 보드	78
그림 35. 게이트 드라이브 보드	78
그림 36. 전원부 보드	79
그림 37. 완성된 센서리스 제어기	79
그림 38. 발전기 전기자 제작	81
그림 39. 발전기 회전자 제작	82
그림 40. 발전기 하우징	82
그림 41. 시작품 제작(조립전)	83
그림 42. 시작품 제작(조립후)	83
그림 43. 전기자와 회전자 무게	84
그림 44. 시작품 전체 무게	84
그림 45. Back-to-back 시험 구성	85
그림 46. Back-to-back 시험구성과 센서리스 제어기	86
그림 47. 시험 시스템	86
그림 48. 회전자 구조	88

그림 49. 위험속도 해석 - 캠벨선도	88
그림 50. 위험속도에서의 문제점	89
그림 51. 커플링된 회전축계 1 차 위험모드	89
그림 52. 커플링된 회전축계 캠벨선도	90
그림 53. 상 역기전력 측정(전력분석기)	91
그림 54. 선간 역기전력 파형(오실로스코프)	91
그림 55. 선간 역기전력 파형비교(100,000 [rpm])	92
그림 56. 아몰퍼스 합금 전동기 무부하 특성	94
그림 57. 일반 전기강판 전동기 무부하 특성	94
그림 58. 전압비교	96
그림 59. 출력비교	96
그림 60. 100,000 [rpm]에서 선간전압과 전류파형(위;전동기,아래;발전기)	97
그림 61. 아몰퍼스 합금 전동기의 입력(정격상태)	98
그림 62. 아몰퍼스 합금 발전기의 출력(정격상태)	98
그림 63. 일반 전기강판 전동기의 입력(정격상태)	99
그림 64. 일반 전기강판 발전기의 출력(정격상태)	99

Design of High-Speed Permanent-Magnet Synchronous Generator and Implementation of Sensorless Controller using Digital Signal Processor

Daesuk Joo

Department of Electrical Engineering, The Graduate School,
Pukyong National University

Abstract

Portable equipment as well as propulsion of small airplanes (UAV) and robots have enhanced the need for portable power supplies of large energy density (kWh/kg). This has resulted in a growing interest in micro-gasturbines as they should be capable of delivering 20 times more energy than batteries for the same weight. The need for high performance and the specific problems are at the origin of a worldwide increase of research on micro-gasturbines and the motivation for the present paper.

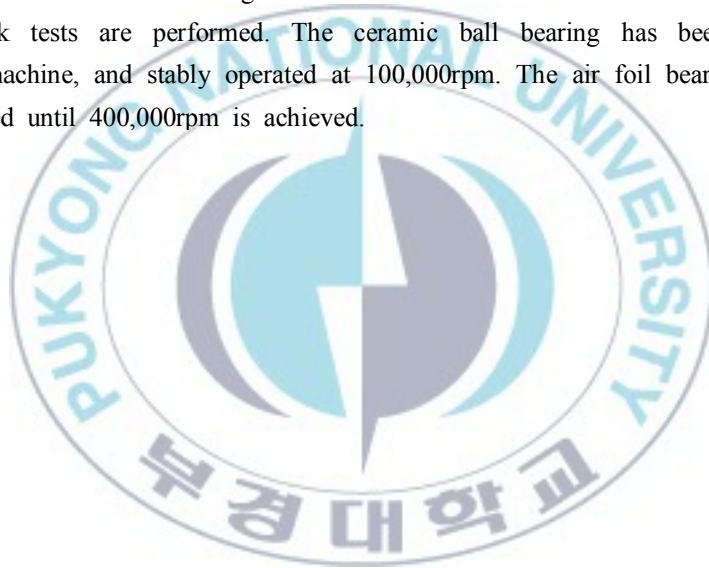
In micro-gasturbines, high-speed and compact motors and generators are highly required. These electrical machines can be directly connected to high-speed gas turbines without mechanical gears. The machines have to operate at the same high-speed as turbines.

This paper study on new electrical machine capable of operating at the very high rotational speed and the related power control for micro-gasturbine. The permanent-magnet synchronous machine can be used as high-speed electrical generator. A 400,000 rpm, 800 W electrical generator is developed. First of all, rotor dynamics analysis was performed to design a new rotor for ultra high rotational speed. A two-pole rotor consists of a cylindrical samarium-cobalt permanent-magnet encased in an Inconel-817 sleeve. The permanent-magnet diameter of 6.4mm and the retaining sleeve thickness of 0.8mm are selected from a considered critical speed. In the next, a new material, amorphous alloy, was

imposed on stator core due to minimize the iron losses. Three-phase six-slot stator has been selected to reduce the electric frequency. The diameter of the stator is 44mm with a length of 15mm. Numerical models were developed to analyze the performance of the machine. These numerical models were verified with experimental results.

The generator can be used as a startup motor because it is connected to the compressor and the turbine. So that the motor drive requires digital signal processor for the implementation of rotor position sensorless control strategy. This paper describes a sensorless controller that will operate at speeds up to 200,000 rpm for the startup motor.

The two ceramic ball bearings sustained the rotor for initial development. The back-to-back tests are performed. The ceramic ball bearing has been tested in electrical machine, and stably operated at 100,000rpm. The air foil bearing test will be continued until 400,000rpm is achieved.



제 1 장 서 론

1.1 연구배경 및 필요성

미래 전장에서 운용이 예상되는 개인 지상 전투 운용시스템(Land Warrior System)이나 초소형 무인항공기(Micro Air Vehicle, MAV), 무인로봇, 분대/소대급 전원공급 및 충전용 발전기 등은 고출력 에너지 밀도를 갖는 고신뢰성의 소형화와 경량화된 전원 공급원을 필요로 한다. 그래서 연료전지를 비롯한 많은 종류의 고에너지 밀도를 가진 화학전지가 개발되었다. 하지만 이들 화학전지는 출력밀도가 낮아 무인로봇과 같은 소모 전력량의 변동이 큰 운용체계에는 적합하지 않다. 그래서 같은 무게에서 화학전지보다 20 배 이상 높은 에너지 밀도를 가지는 마이크로 가스 터빈 발전시스템에 대한 관심이 증가하였다 [1], [2].

최신의 배터리(battery)보다 탄화수소와 수소에 기반을 둔 연료의 에너지 밀도가 훨씬 높다. 예를 들어 최신의 재충전이 가능한 배터리가 가지는 에너지 밀도가 약 100~150 [Whr/kg]이지만 1 차 전지는 일반적으로 그 두 배가 된다. 하지만 리튬(lithium) 기반 시스템은 이론상 약 1400~2000 [Whr/kg]의 높은 에너지 밀도를 달성할 수 있지만, 일차적으로 안전을 고려하여 성능을 낮춰서 만든다 [3]. 가까운 장래에 높은 에너지 밀도를 가지는 배터리가 나오더라도 연료를 기반으로 하는 발전시스템의 에너지 밀도 잠재력이 훨씬 더 높다. 일반적인 최신의 배터리의 에너지 밀도와 시스템 전체 효율이 10 [%]인 연료기반 발전시스템의 에너지 밀도를 비교하면 [3], 상대적으로 낮은 시스템 효율을 가지는 연료(등유) 발전 시스템의 에너지 밀도도 리튬 배터리의 이론상 에너지 밀도의 최솟값과 맞

먹는다.

그리고 높은 에너지 밀도를 가지는 배터리는 일반적으로 임피던스도 높다. 높은 임피던스는 상대적으로 긴 사용시간이 필요한 배터리에서 단점으로 작용한다.

배터리는 기술의 발전에도 불구하고 요구전력(required power)과 가용전력(available power)의 차이가 아직도 크다. 연료(fuels)는 배터리보다 훨씬 더 높은 에너지 밀도를 가지고 있다 [4]. 따라서 연료의 화학 에너지(chemical energy)를 전기 에너지로 변환하는 소형장치는 요구전력과 가용전력의 틈을 메울 수 있다 [5].

연료를 사용하는 전력변환장치로는 연료전지(fuel cells), 외연기관(external combustion engines) [6]~[8], 내연기관(internal combustion engines) [9]~[11], 가스터빈(gas turbines) [12]~[21], 증기 터빈(steam turbine) [22] 등이 있다.

소형 가스터빈 엔진은 현존하는 연료 기반 시스템 중에서 가장 높은 에너지 밀도를 가지고 있다. 상대적으로 낮은 시스템 효율을 가지는 가스터빈 시스템도 현존하는 또는 앞으로 이용 가능한 배터리보다 에너지 밀도가 훨씬 더 높다. 따라서 고출력으로 장기간 사용이 필요한 곳에서 시스템 전체의 무게를 상당히 줄일 수 있다.

마이크로 가스터빈 발전시스템은 일반적으로 발전기 회전형 계자, 압축기, 터빈이 일체형으로 되어있다. 따라서 회전자는 터빈과 같은 속도로 회전하게 된다. 출력이 1 [kW] 이하의 터빈은 터빈의 크기에 따라서 초소형(micro) 터빈과 소형(meso) 터빈으로 나눌 수 있다. 초소형 터빈은 터빈의 크기가 4~10 [mm] 범위이고, 소형 터빈은 8~20 [mm] 범위를 의미한다. 초소형 터빈은 MIT [23], Tohoku University [24], Onera [25], National University of Singapore [26]에서 연구되었다. 소형 터빈은

Stanford [27], University of Tokyo [28], Tohoku University [29], ETH Zurich [30], Belgium [20]에서 연구되었다. 초소형 터빈의 출력은 1~10 [W]이고 소형 터빈의 출력은 100 [W]~1 [kW]이다. 초소형 터빈보다 소형 터빈이 만들기가 쉽고 설계의 자유도가 더 크고 다양한 재료(steeels, nickel alloys, ceramics)로 가공할 수 있다. 따라서 휴대용 발전기나 무인 항공기에는 소형 터빈이 사용된다.

가스터빈은 압축기로 공기를 압축하고 다양한 화석연료와 섞어 연소하고 가열한 다음 연소가스로 터빈을 회전시켜 전력을 생산하는 발전용 회전형 열기관이다. 가스터빈은 열유체, 구조/동역학, 제어 및 측정, 소재분야 등의 공학 전 분야의 핵심기술이 종합적으로 필요하다. 국내 기술은 일부 요소기술 및 발전 보조기기 제작 기술을 제외하고는 선진국과 기술 격차가 있으며, 핵심 기술은 해외 선진국 대비 기술 수준이 낮다 [31].

미래 전쟁터에는 무기, 감시 장비, 그리고 냉방장치가 설치된 특수복에 휴대용 전력 공급 장치가 필요할 것이다. 축전지는 무겁고 재충전이 필요하다. 반면에 마이크로 터빈이나 소형 엔진 발전기는 축전지 무게를 줄이고, 연료로 어디서나 충전을 할 수 있다.

출력이 10 [W]에서 100 [W]이면 마이크로발전기(microgenerators), 100 [W]에서 1,000 [W]이면 소형발전기(minigenerators)로 분류한다.

미국의 D-Star Engineering Corporation 에서 80 [W] 마이크로발전기를 개발했다 [32]. 발전시스템은 마이크로 디젤 엔진(microdiesel engine), 전동/발전기 (stater/generator), 전력 전자 장치(power electronics), 송풍기 (air blower), 먼지 분리기(dust separator), 공기 청정기(air cleaner), 촉매화된 소음기(catalyzed exhaust muffler)와 기타 부속품(other accessories)으로 되어 있다. 소형 영구자석 브러시리스 전동/발전기와 컨버터가 12/24 [V] 축전지를 위한 14/28 [V] 직류 에너지를 생산한다. 연료 탱크를 포함

하는 기본 크기가 $127 \times 127 \times 127$ [mm]이다. 연료를 제외한 무게가 1 [kg]이고, 연료를 가득 채웠을 때 무게는 약 2 [kg]이다. 50 [W] 출력으로 24에서 36 시간 사용할 수 있다.

벨기에 Power MEMs 에서 제안한 마이크로 가스 터빈은 센티미터 크기로 약 100 [W] 출력을 생산한다 [33]. 이 시스템은 압축기(compressor), 축열 장치(regenerator), 연소실(combustion chamber), 터빈(turbine), 발전기(electrical generator)의 기본적인 구성으로 되어 있다. 목표 운전 속도는 500,000 [rpm]이다. 전동/발전기로 릴럭턴스-영구자석 브러시리스 혼합형 기기(hybrid reluctance-PM brushless machine)가 선택되었다. 높은 원심 변형력(high centrifugal stresses) 때문에 속이 짝 찬 회전자 구조(solid rotor structure)가 가장 좋다. 발전기 회전자와 압축기를 통합하여 베어링의 수를 최소화하고 소형 구조를 달성하였다. 높은 스트레스로 생기는 손상을 피하려고 영구자석과 코일은 고정자에 배치하였다. 필요한 자속은 하이브리드 디자인(hybrid design)으로 코일이나 영구자석에서 얻는다. 코일에서 추가적인 에너지 손실이 생기지만 영구자석의 자기특성이 상실되는 130 [°C] 이상의 고온에서는 코일을 사용하는 것이 마땅하다. 터빈에서 온도가 낮은 부분(압축기 쪽)에 영구자석을 배치하거나 유입되는 공기를 영구자석으로 지나가게 하여 영구자석을 냉각시키는 방식으로 영구자석 온도를 낮출 수 있다. 영구자석은 반지 모양(ring shape)이고 축 방향으로 자화되어있다 [34]. 영구자석에서 나온 자속은 공극을 지나 회전자 철심으로 들어간다. 자속은 회전자 철심에서 공극을 거쳐서 고정자 치로 들어가게 되고 다시 영구자석으로 복귀한다.

미국의 Calnetix 사는 1 [kW], 452,000 [rpm] 영구자석 브러시리스 소형 발전기를 만들었다. 전력밀도를 높이고 오일냉각방식을 적용한 철심이 없는 고정자를 설계했다. 발전기는 볼 베어링으로 동작하게 설계했다. 효

율은 약 94 [%]이다 [35].

일본 동북대학(Tohoku University) 연구진은 손바닥 크기의 가스터빈 엔진을 개발하였다. 아주 작은 엔진은 지름이 100 [mm], 길이는 150 [mm]이다. 공기 베어링, 압축기 지름 16 [mm], 터빈 지름 17 [mm], 연소실을 포함한 엔진은 500,000 [rpm]에서 600,000 [rpm]으로 회전한다 [35].

영국 레스터 대학(University of Leicester, U.K.)은 릴렉턴스 전동/발전기를 사용하는 IEC 56 프레임 크기의 소형 가스터빈을 개발하였다. 릴렉턴스 기기는 영구자석 브러시리스 기기보다 높은 속도가 가능하고 더 튼튼하게 만들 수 있다. 레스터 대학에 따르면 대부분 인버터를 사용하는 교류기기보다 동기 릴렉턴스 기기의 제어가 복잡하지 않고 더 간단하다. 레스터 대학의 릴렉턴스 기기는 전형적인 전동/발전기 형태이며 회전축의 최대속도는 80,000 [rpm], 출력은 3 [kW]이다 [35].

미국의 Hamilton Sundstrand Power Systems 는 소형 터보제트 엔진을 개발하였다. 회전속도는 130,000 [rpm], 엔진의 외각 지름은 102 [mm]이다. 이 엔진은 소형 영구자석 브러시리스 발전기를 갖추고 있다. 또한, 4,500 [m] 고도에서 운전하며 최대 9,000 [m]에서 30 분 동안 운전할 수 있다 [35].

마이크로 가스터빈용 초고속 전동기/발전기와 관련된 핵심기술은 전자기회로의 최적설계, 영구자석 착자기술, 고속 회전축의 구조 및 진동설계, 베어링 및 윤활, 열해석 및 냉각설계, 고주파 스위칭의 전력변환기술, 제어기술 등이 있다. 초고속 전동기/발전기의 소형화는 기술적으로 어려운 문제를 안겨준다. 특히 출력이 1 [kW] 이하인 마이크로 가스터빈 발전시스템에 사용되는 초고속 전동기/발전기는 국내에서 해석, 설계, 제작 등 관련 기술의 미비로 연구가 충분하게 이루어지지 않아 개발에 어려움을 겪고 있다.

1.2 연구내용 및 구성

본 연구의 목적은 마이크로 가스터빈 발전시스템에 사용할 수 있는 초고속 발전기의 설계와 발전기 제어기를 구현하는 것이다. 설계목표는 정격출력 800 [W], 정격속도 400,000 [rpm]의 고출력밀도를 가지는 소형 발전기 제작이다.

고효율, 고출력 밀도를 가지기 위해서는 영구자석형 동기기로 설계되어야 한다. 출력은 회전자의 체적과 회전속도에 비례하기 때문에 회전속도를 높이고 체적을 줄여도 같은 출력은 얻을 수 있다. 따라서 회전속도를 높이면 출력밀도가 증가한다.

회전자의 주변 회전 속도(peripheral rotational speed)와 원심력을 줄이기 위해서 회전자의 지름은 가능한 한 작아야 한다. 기계 고장과 소음을 줄이기 위해서는 설계단계에서 회전자의 위험속도가 정확하게 평가되어야 한다. 여러 가지 위험속도는 여러 가지 굽힘 모드에 따라 특징이 나타난다. 회전속도와 위험속도가 일치하면 공진 효과 때문에 작은 진동에도 고정자 또는 회전자가 파괴된다. 일반적으로 공진효과를 회피하기 위해서 정격 속도는 첫 번째 위험속도보다 낮게 선택해야 한다.

주파수가 높아지면 전류밀도나 자속밀도를 낮춰서 동손과 철손을 허용한계 이내로 유지해야 한다. 높은 주파수에서 동손을 줄이기 위해서 리츠 와이어(litz wire)를 사용한다. 철손을 줄이기 위해서는 얇은 두께를 가지고 손실이 적은 전기강판을 사용하는 것이 의무적이다.

마이크로 가스터빈 발전기는 시동모터 역할을 겸해야 한다. 시동모터는 200,000 [rpm]까지 회전하여 터빈의 시동을 걸고, 터빈 시동이 걸리면 시동모터는 발전기로 역할을 바꿔 동작해야 한다. 따라서 시동모터로 사용

하기 위한 제어기가 필요하다.

본 논문은 총 7 장으로 구성되어있다. 1 장은 서론 부분으로 연구배경 및 필요성과 연구내용을 소개한다.

2 장부터 6 장까지 본론이다. 2 장은 동기발전기를 설계하기 전에 고려해야 할 사항으로 초고속 회전속도, 영구자석 동기기의 출력, 유도 기전력, 위험속도에 대한 이론을 다루고 있다. 3 장은 발전기를 설계하면서 설계사양과 회전자와 고정자에 대한 설계내용을 다루고 있다. 고정자 및 회전자의 기하하적인 치수, 권선사양, 영구자석 및 재료 특성으로 설계 파라미터를 결정한다. 4 장은 3 장에서 설계한 발전기의 설계 파라미터를 검증하기 위해서 자기회로법과 유한요소법으로 해석하였고 설계사양과 비교하였다. 초기 설계단계에서는 자기회로법을 사용하였고, 자기포화 효과와 철손해석 등의 보다 정확한 성능평가를 위해 유한요소법을 사용하였다. 5 장은 초고속 영구자석 동기발전기를 전동기로 구동하기 위한 DSP 프로세서 기반 센서리스 제어기에 대한 이론과 구현에 대한 내용을 담고 있다. 6 장은 초고속 영구자석 동기발전기와 센서리스 제어기 시작품을 제작하고 back-to-back 시험으로 발전기의 성능을 평가한 내용을 정리하였다.

마지막 7 장은 결론으로 연구결과에 대한 의미와 앞으로의 과제를 나타내었다.

제 2 장 영구자석 동기발전기 설계이론

유도전동기는 회전자가 튼튼하고 유지비용이 낮아 고속 회전기기에 도입되었다. 하지만 회전자 동손 때문에 다른 전기기기에 비해서 효율이 낮다.

스위치드 릴럭턴스 기기(switched reluctance machine, SRM)는 회전자 구조가 간단하고 강건해서 고속 운전에 알맞다. 회전자에는 권선이나 영구자석이 없다. 하지만 영구자석 동기기와 비교해서 유효 공극이 커서 높은 여자 전류가 필요하다. 따라서 효율과 역률이 감소한다. 게다가 코깅 토크가 커서 기기의 성능과 정밀도에 영향을 미친다.

영구자석 동기기는 유도기와 SRM 보다 출력 밀도와 효율이 높다. 영구자석에 작용하는 기계적인 응력을 줄이기 위해서 전속도를 고려해 회전자 설계를 신중히 해야 한다. 그 결과 고속기기에는 의무적으로 영구자석을 고정하는 밴드나 슬리브(보호판)를 사용한다. 전도성 재료에 발생하는 와전류 손실 때문에 밴드나 슬리브는 일반적으로 비자성재료로 만들어진다.

2.1 초고속 회전속도

최근 10 년간 다양한 분야에서 고속으로 회전하는 전기기기에 대한 관심이 증가했다. 예를 들어 치과용 드릴(dental drills), 의료용 수술 도구(medical surgery tools), 공기압축기(compressors), 터보과급기(turbochargers), 송풍기(blowers), 터보 분자 진공펌프(turbo-molecular vacuum pumps), 소형 전력 공급기(compact electrical power supplies), 마이크로 가스터빈 발전기(micro co-generation gas turbine), 항공기의 전기시동장치-발전기 시스템(aircraft electrical starter-generator systems), 플라이휠

에너지 저장 장치(flywheel energy storages), 공작기계의 축 (machine tool spindles)에 고속 회전기기가 쓰이고 있다. 고속 회전기기는 기계식 변속기가 없이 직접 구동(direct-drive)형태로 사용되며 무게를 줄일 수 있고 시스템 효율이 향상되고 정비비용과 정비시간을 줄일 수 있다 [36].

고속 회전기기를 사용하는 다양한 응용기기들에 대한 많은 문헌을 찾아볼 수 있다. 먼저 소형화와 경량화가 필요한 수송기기(load transport application)에 고속 회전기기가 적용되고 있다. 12 [kW], 120,000 [rpm] 영구자석형 동기기(permanent-magnet synchronous machine)와 6.5 [kW], 140,000 [rpm] 스위치드 릴럭턴스 기기(switched reluctance machine)가 자동차 연료전지의 공기 압축기용으로 연구되었다 [37], [38]. 10 [kW], 75,000 [rpm] 유도기(induction machine)는 자동차의 터보차저 보조용으로 연구되었다 [39].

플라이휠(flywheel) 에너지 저장장치에도 고속 회전기기가 채택되고 있다. 기계적인 이유로 25 [kW], 50,000 [rpm] 축 방향 자속형 기기(axial-flux machine)가 플라이휠용으로 연구되었으며 [40], 나사에서 항공 우주 산업용으로 3 [kW], 60,000 [rpm] 영구자석형 전동기/발전기(permanent-magnet motor/generator)를 개발하였다 [41].

소형화와 경량화가 더욱 중요한 항공기에는 기내 발전기용으로 영구자석 동기기와 스위치드 릴럭턴스 기기가 연구되고 있다. 영구자석 동기기는 효율과 출력밀도가 높은 장점이 있고, 스위치드 릴럭턴스 기기는 가혹한 환경에서 기계적, 열적으로 견고한 장점이 있다. 항공용 고속 회전기기는 250~300 [kW]의 출력과 5,000~30,000 [rpm]의 회전속도를 가진다 [42]~[44].

냉난방 시스템에서는 원심 압축기용으로 50,000~100,000 [rpm] 유도기에 대한 연구 [45], [46], 송풍, 압축기용으로 15 [kW], 120,000 [rpm] 표면

부착형 영구자석 동기기 [47], 8 [kW], 40,000 [rpm] 삽입형 영구자석 동기기 [48]에 대한 연구가 진행되었다.

분자 펌프(molecular pump)용으로 500 [W], 31,800 [rpm] 유도기에 대한 연구 [49]와 150 [W], 75,000 [rpm] 터보-분자 펌프용 유도기에 대한 연구도 있다 [50].

분산 발전기용으로 4.5 [kW], 90,000 [rpm] 유도기, 100 [kW], 100,000 [rpm] 영구자석 동기가 제안되었다 [51], [52]. 공작기계용(spindle applications)으로 5 [kW], 150,000 [rpm] 영구자석 동기기 [53], 7.5 [kW], 30,000 [rpm] 유도기 [54], [55], 마이크로 머시닝(micro machining)용으로 100 [W], 750,000 [rpm] 스위치드 릴렉턴스 기기에 대한 연구논문이 있다 [56].

고속 회전기는 회전자가 단위시간 동안 많이 회전하는 전기기기를 의미한다. 하지만 회전속도는 전기기기의 성능을 나타내는 하나의 특성요소에 불과하다. 회전속도는 기기의 출력에 따라 결정되는 경향이 강하기 때문에 회전속도만으로 고속 기기인지 초고속 기기인지 결정할 수 없다 [36].

회전속도를 제한하는 특성에는 위험속도, 온도, 영구자석 감자 등이 있지만, 일반적으로 출력과 관련하여 고속기와 초고속기를 분류한다. 1995년에 발표된 연구논문 [57]과 2007년에 발표된 연구논문 [58]으로 고속 및 초고속 전기기기를 분류하는 기준에 대하여 고찰하였다.

1995년에 Maeda, Tomita, Miyashita는 속도와 출력으로 고속기와 초고속기를 분류하였다 [57]. 이들은 속도와 출력의 관계식을 아래와 같이 제안하였다.

$$N^{3.3}P = 6.2 \times 10^6 \quad (1)$$

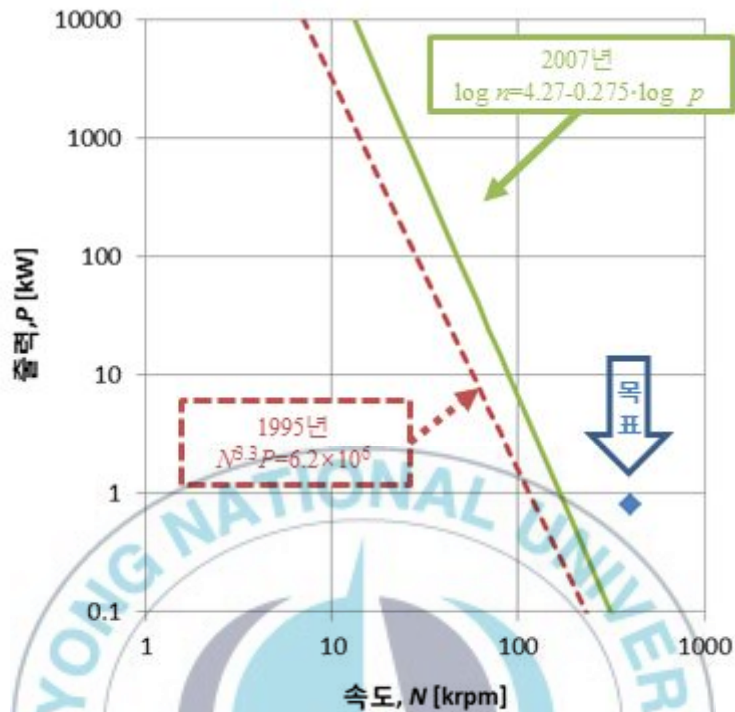


그림 1. 1995 년과 2007 년의 출력-속도 제한선 비교

여기서 N 은 회전속도 [krpm], P 는 출력 [kW]을 나타낸다. 이 수식은 1995년 당시 조사된 유도기 정보로 얻은 결과이다. 수식 (1)을 그래프로 나타내면 그림 1의 점선과 같다. 그래프의 가로축은 회전 속도를 나타내고 세로축은 출력을 나타낸다. 속도-출력 그래프에서 축은 상용대수(로그)로 나타내는 것이 적합하다. 점선의 왼쪽 영역은 고속기, 오른쪽 영역은 초고속기로 분류하였다.

속도-출력 특성 그래프는 회전기기의 출력과 속도의 한계를 나타내는데 유용하게 쓰인다. 1985년 이전에 만들어진 유도기들의 특성은 대부분

점선의 왼쪽에 위치하였다. 따라서 1980년대 유도기의 속도와 출력의 한계는 수식 (1)과 같았다.

2007년에 Binder와 Schneider는 1995년부터 2006년까지 공개된 유도기와 영구자석 동기기 자료로 수식 (2)와 같은 속도-출력 관계식을 밝혔다 [58].

$$\log n = 4.27 - 0.275 \log p \quad (2)$$

여기서 n 은 회전속도 [rps], p 는 출력 [W]을 나타낸다. 수식 (2)를 그림 1에서 실선으로 나타내었다. 출력과 속도의 한계선이 1995년보다 오른쪽으로 이동한 것을 알 수 있다.

본 논문의 연구목표는 속도 400,000 [rpm], 출력 800 [W]로 그림 1에서 출력-속도 제한선의 오른쪽에 위치한다. 따라서 2007년을 기준으로 초고속 회전기기에 해당한다.

개선된 소재 개발과 설계 기술의 발달로 전기기기의 속도와 출력이 향상되고 있다. 따라서 고속 및 초고속 전기기기를 분류하는 기준은 시대에 따라서 변하고 있으며 앞으로도 변해갈 것이다.

2.2 영구자석 동기기의 출력

영구자석의 에너지 밀도는 자계의 세기와 자속 밀도로 계산할 수 있다. 최대 에너지 밀도 $E_{\max}$ 는 다음과 같다.

$$E_{\max} = B_m H_m = (B_r + \mu_0 \mu_m H_m) H_m \quad (3)$$

여기서 B_m 는 자속밀도, H_m 는 자계의 세기, B_r 은 잔류자속밀도를 나타낸다. 에너지 밀도를 자계 세기에 대한 도함수로 나타내면 0이 되고 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{dE_m}{dH_m} = 0 = B_r + 2\mu_0\mu_m H_m \quad (4)$$

그러면 자계의 세기는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$H_m = -\frac{B_r}{2\mu_0\mu_m} \quad (5)$$

수식 (3)과 수식(5)로 최대 에너지 밀도를 유도할 수 있다.

$$E_{\max} = -\frac{B_r^2}{4\mu_0\mu_m} \quad (6)$$

영구자석에 저장된 에너지는 다음과 같다.

$$W_m = (Volume) \int H dB \quad (7)$$

단위체적당 저장된 에너지는 다음과 같다.

$$\frac{W_m}{Volume} = \int H dB \quad (8)$$

예를 들어 높은 등급의 영구자석이 선형적인 감자특성을 가지고 있을 때 단위 체적당 저장된 에너지는 다음과 같다.

$$\frac{W_m}{Volume} = \int_0^{B_r} H dB = \int_0^{B_r} \left(\frac{B - B_r}{\mu_0 \mu_m} \right) dB = -\frac{B_r^2}{2\mu_0 \mu_m} = 2E_{\max} \text{ (J/m}^3\text{)} \quad (9)$$

즉, 에너지 밀도가 큰 영구자석을 사용하면 영구자석의 무게와 체적을 줄일 수 있어 출력밀도가 높은 전기기기를 만들 수 있다.

영구자석 동기기에서 회전자의 속도는 입력 주파수와 극 쌍수 (pole-pair)로 결정된다.

$$n_s = \frac{f}{p} \quad (10)$$

여기서 f 는 입력 주파수, p 는 극 쌍수이다. 그리고 동기속도(n_s)는 전기자 회전자계의 속도와 같다.

무부하 상태에서 전기자 권선에 유기되는 전압은 다음과 같다.

$$E_f = \pi \sqrt{2} f N_1 k_{w1} \Phi_f \quad (11)$$

여기서 N_1 는 상당 전기자 권선의 턴 수, k_{w1} 는 전기자 권선계수, Φ_f 는 영구자석의 자속밀도이다.

최대 선간 전류 밀도(stator line current density, A/m)는 모든 상의 도체수 $2m_1N_1$ 와 최대 계자전류 I_a 의 곱을 도체의 둘레 πD_{1i} 로 나눈 값으로 정의한다.

$$A_m = \frac{2m_1N_1\sqrt{2}I_a}{\pi D_{1i}} \quad (12)$$

여기서 D_{1i} 은 고정자 안쪽 지름이다.

영구자석 동기기의 피상전력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} S_{elm} &= m_1 E_f I_a = \pi \sqrt{2} f N_1 k_{w1} \Phi_f \frac{m_1 \pi D_{1i} A_m}{2m_1 \sqrt{2} N_1} \\ &= \frac{\pi^2}{2} (n_s p) k_{w1} \frac{L_i D_{1i}^2}{p} B_{mg} A_m = 0.5 \pi^2 k_{w1} D_{1i}^2 L_i n_s B_{mg} A_m \end{aligned} \quad (13)$$

여기서 L_i 는 고정자 적층 길이, B_{mg} 는 공극 자속밀도는 나타낸다.

입력과 출력과의 관계는 다음과 같다.

$$P_{out} = P_i \eta = m_1 V_1 I_a \eta \cos \phi = \frac{1}{\epsilon} S_{elm} \eta \cos \phi \quad (14)$$

여기서 η 은 효율, $\cos \phi$ 는 역률, ϵ 은 전압 강하율을 나타낸다. 입력과 출력의 관계식으로부터 출력 계수(output coefficient)를 구할 수 있다.

$$\sigma_p = \frac{P_{out}\epsilon}{D_{1i}^2 L_i n_s} = 0.5\pi^2 k_{w1} A_m B_{mg} \eta \cos\phi \quad (15)$$

출력이 일정할 때 위의 출력 계수 σ_p 는 회전자의 크기(지름과 길이)와 회전속도에 의해 결정된다. 따라서 출력 계수식을 다음과 같이 나타내면

$$\frac{P_{out}}{\pi^2 D_{1i}^2 L_i} = \frac{0.5}{\epsilon} n_s k_{w1} A_m B_{mg} \eta \cos\phi \propto n_s B_{mg} A_m \quad (16)$$

회전자의 단위 부피당 출력은 동기속도 n_s 와 최대 공극자속밀도 B_{mg} 와 최대 선간 전류밀도 A_m 에 비례하게 된다. 따라서 동기속도를 높이면 출력밀도도 높아진다. 또한, 자속밀도나 선간 전류밀도를 증가시켜도 출력밀도가 높아지게 된다.

동기속도를 높이면 전기기기의 부피와 무게를 줄이더라도 같은 출력을 낼 수 있다.

공극 자속밀도(B_{mg})는 영구자석의 재료에 따라서 달라진다. 희토류를 사용하는 NdFeB의 경우 공극 자속밀도는 잔류 자속밀도의 60 [%]에서 80 [%] 수준이고 페라이트(ferrites)의 공극 자속밀도는 잔류 자속밀도의 40 [%]에서 70 [%] 수준이다. 고정자 적층 길이와 고정자 안쪽 지름의 비율(L_i/D_{1i})은 용도에 따라서 달라진다. 소형 영구자석 동기기에서 공극은 0.3 [mm]에서 1 [mm] 길이를 권고한다 [59]. 또한, 포화 자속밀도가 높은 코발트계(cobalt alloys) 자성재료를 사용해서 공극 자속밀도는 높일 수 있다.

수랭 시스템과 같은 냉각방식으로 선간 전류밀도를 높일 수 있다.

2.3 유도 기전력

발전기의 유도 기전력은 패러데이 법칙(Faraday's law)으로 구할 수 있다.

$$e = \frac{d\psi}{dt} = \frac{d\psi}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt} = \omega \cdot \frac{d\psi}{d\theta} [\text{V}] \quad (17)$$

여기서 ψ 는 쇠교자속, θ 는 각도[rad], ω 는 각속도[rad/s]이다. 쇠교자속은 전기자 권선의 턴 수와 권선에 쇠교하는 자속의 곱으로 나타낼 수 있다.

$$\psi = N\phi = N \int_0^\pi B d\theta \times r L_{stk} \quad (18)$$

여기서 N 은 권선 턴 수, ϕ 는 권선을 통과하는 자속, B 는 자속밀도, r 은 권선의 반지름, L_{stk} 는 권선 길이를 나타낸다. 따라서 유도 기전력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$e = N\omega r L_{stk} [B(\pi) - B(0)] = N[B(\pi) - B(0)] L_{stk} v \quad (19)$$

여기서 v 는 속도[m/s] 이다.

2.4 위험속도

회전체에 작용하는 원심력(centrifugal force)은 선속도(linear velocity)의 제곱에 비례하고, 회전 반경에 반비례한다. 따라서 회전자는 지름이 작아야 하고, 기계적인 고건전성(very high mechanical integrity)을 가져야 한다. 회전자의 표면 선속도(surface linear speed)는 다음과 같다.

$$v = \pi(D_i - 2g)n_s [\text{m/s}] \quad (20)$$

여기서 D_i 는 고정자 내부 지름, g 는 공극 길이, n_s 는 초당 회전속도를 나타낸다. 이 선속도는 원심력이 작용하는 회전자에 발생하는 기계적 응력(mechanical stresses)의 기술 척도가 된다. 최대 허용 표면 선속도는 회전자의 구조와 소재에 의해 결정된다.

원심력으로 축이 굴절되면 어떤 속도(certain speed)에서 공진 진동을 일으킨다. 이 속도를 휘둘림(whirling) 또는 위험 속도(critical speed)라 부른다. 회전자의 지름은 설계 속도의 파열 응력(bursting stress)에 따라 제한되고, 회전자의 축 길이는 회전자의 강도(stiffness)와 위험속도에 따라 제한된다. 축의 위험 속도 주파수는 횡 진동(transverse vibration)이 생기는 주파수를 계산해서 찾을 수 있다.

그림 2에서 하나의 회전 질량(m)이 있을 때, 회전 질량의 위험 속도는 다음과 같다 [59].

$$n_{cr} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{m}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{g}{\sigma}} [\text{rev/s}] \quad (21)$$

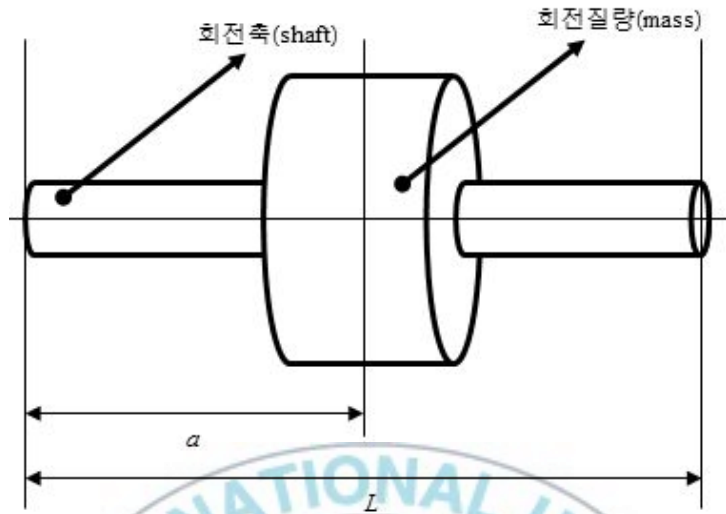


그림 2. 회전질량을 가진 회전축

여기서, K 는 회전자의 강도(stiffness, N/m), m 은 회전자 질량 [kg], g 는 중력 가속도(9.81m/s^2), σ 는 정적 굽힘(static deflection)을 나타낸다. 원통형 회전자의 정적 굽힘은 다음과 같다.

$$\sigma = \frac{mga^2(L-a)^2}{3EIL} \quad (22)$$

위의 수식에서 E 는 탄성률(modulus of elasticity, for steel $E=200 \times 10^9 \text{Pa}$), I 는 단면적의 면적 관성 모멘트(area moment of inertia), L 은 축 길이, a 는 축의 왼쪽 끝에서부터 회전자가 위치하는 거리를 나타낸다. 면적 관성 모멘트는 다음과 같다.

$$I = \frac{\pi D^4}{64} \quad (23)$$

여기서 D 는 회전자 원통의 지름이다. 회전 질량의 위험 각속도(angular critical speed)는 $\Omega_{cr} = 2\pi n_{cr}$ 이다.

축도 마찬가지로 회전 질량으로 고려한다. 이때 축의 질량은 축을 지지하는 베어링과 베어링 사이에 위치한다고 가정한다. 그러므로 회전축(sh)의 $a_{sh} = 0.5L$ 이 되고, 정적 굽힘은 다음과 같다.

$$\sigma_{sh} = \frac{m_{sh}gL^3}{48E_{sh}I_{sh}} = \frac{m_{sh}g}{K_{sh}} \quad (24)$$

여기서 강도는 다음과 같이 계산된다.

$$K_{sh} = 48 \frac{E_{sh}I_{sh}}{L^3} \quad (25)$$

면적 관성 모멘트 I_{sh} 가 주어질 때, $E_{sh}I_{sh}$ 는 굽힘 강도(bending stiffness)가 되고, L 은 베어링 간격(폭, bearing span)이 된다. 회전 질량(E, I, L)과 회전축(E_{sh}, I_{sh}, L_{sh})을 구별하면 전체 회전체의 강도는 다음과 같다.

$$K = 48 \frac{EI}{L^3} + 48 \frac{E_{sh}I_{sh}}{L^3} \quad (26)$$

적층이 된 회전자(laminated stack)의 탄성률은 강철 축(steel shaft)이

가지는 탄성률의 1 [%]에서 20 [%] 수준이다. 적층을 강력하게 쥘쇠(clamp)로 고정하면 탄성률이 높아진다.

감쇠(damping)를 무시하면 원심력은 $m\Omega^2(\sigma+e)$ 이고, 복원력(restoring force or deflection force)은 $K\sigma$, 여기서 σ 는 축 굴절(정적 굽힘), e 는 불균형 거리(imbalance distance or eccentricity), $\sigma+e$ 는 회전의 중심과 무게 중심의 거리이다. 힘 평형 방정식(force balance equation)에서 다음 식이 성립한다.

$$K\sigma = m\Omega^2(\sigma+e) \quad (27)$$

따라서 축의 휨(deflection of shaft)은 다음과 같다.

$$\sigma = \frac{m\Omega^2 e}{K(1 - m\Omega^2/K)} = \frac{e}{(\Omega_{cr}/\Omega)^2 - 1} \quad (28)$$

회전 각속도가 위험 각속도와 같아지면($\Omega = \Omega_{cr}$) 축 굴절은 무한대가 된다($\sigma \rightarrow \infty$). 편심(e)이 아무리 작더라도 축은 고유 주파수에서 선회(whirl)하게 된다. 회전 각속도가 위험 각속도보다 낮으면($\Omega < \Omega_{cr}$) 회전체는 회전의 중심점(O) 근처에서 회전한다. 회전의 중심점(O)과 무게의 중심점(G)은 서로 반대편에 위치한다. 회전 각속도가 위험 각속도보다 크면($\Omega > \Omega_{cr}$) 회전체는 무게의 중심점 근처에서 회전한다. 이때 회전의 중심점은 무게의 중심점으로 다가간다.

동기(정격)속도는 아래 조건을 충족시키는 것을 추천한다.

$n_s < n_{cr}$ 이면

$$n_s > 0.75 \frac{n_{cr}}{2p} \text{ or } n_s < 1.33 \frac{n_{cr}}{2p} \quad (29)$$

$n_s > n_{cr}$ 이면

$$n_s > 1.33 n_{cr} \quad (30)$$

방사상의 자기 흡인력(radial magnetic pull)을 포함할 경우에는 위험 속도는 다음과 같다.

$$n_{cr} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K - K_e}{m}} \quad (31)$$

여기서 K_e 는 전자기장(electromagnetic field)에 의한 부 스프링 상수(negative spring coefficient)이다.

위에서 계산한 위험속도는 초기추정 방법으로만 고려되어야 한다. 따라서 설계과정에서 더욱 상세한 방법으로 더 정확한 회전자의 위험속도를 계산하여야 한다. 회전체 동역학에서 자이로스코프 작용은 전방 휘돌림 또는 후방 휘돌림의 원인 중 하나가 되므로 더욱이 자이로스코프 효과(gyroscopic effect)를 필수적으로 고려해야 한다 [59].

제 3 장 초고속 영구자석 동기발전기 설계

마이크로 터빈용 발전 시스템에서 회전속도와 출력 둘 다 높이는 일은 쉽지 않다. 회전자는 높은 회전속도에서 만나게 되는 전단 변형력(응력, shear stress)을 견뎌야 한다. 그리고 위험속도(critical speeds)는 운전속도보다 아주 높아야 한다.

영구자석 동기발전기는 회전자에 영구자석을 설치하여 별도의 계자 발생 장치가 필요하지 않아 기계적으로 간단하게 만들 수 있다. 따라서 소형화 경량화할 수 있다. 하지만 회전자에 영구자석을 배치하는 작업과 전자력과 기계적인 힘이 회전에 미치는 영향을 설계에 반영하는 것이 먼저 필요하다. 회전자는 강력한 원심력에 견딜 수 있는 구조로 설계해야 하고 기동과 운전할 때에 온도 상승과 원심력으로 회전자는 팽창과 이완 작용이 반복적으로 일어나 강성을 보장할 수 있는 재료의 선택과 제작, 가공 등이 무엇보다 중요하지만 이에 대한 국내연구는 미비하다.

초고속 회전기는 단위 체적 당 출력이 크다는 장점이 있지만, 단위 체적 당 손실 또한 크다. 효율을 높이고 온도 상승을 억제하기 위해서 손실을 줄여야 한다. 회전속도가 증가할수록 운전주파수도 증가하고 철손(iron loss)은 기하급수적으로 증가한다. 표피효과(skin effect)와 와전류 손실(eddy current loss)도 무시할 수 없다. 따라서 손실을 최소화하기 위한 설계가 필요하다.

이 장에서는 위험속도를 추정하고, 위험속도를 고려하여 회전자축의 치름과 길이를 설계한다. 그리고 손실이 낮은 아몰퍼스(amorphous) 합금으로 전기자를 설계한다.

3.1 발전기 설계 사양

초고속 영구자석 동기발전기의 설계에 앞서 발전기 특성을 아래와 같이 가정한다.

- 발전기 정격출력 800 [W]
- 발전기 정격속도 400,000 [rpm]
- 발전기의 효율 $\eta = 85$ [%]
- 역률 $\cos\phi = 0.95$
- 권선계수 $k_w = 0.95$
- 전압 강하율 $\epsilon = 0.85$
- 공극자속밀도의 최대값 $B_{mg} = 1$ [T]
- 선간전류밀도 $A_m = 85,000$ [A/m]
- 극 수 2극
- 공극 $g = 0.5$ [mm]

3.2 회전자 설계시 고려사항

마이크로 터빈 발전기 시스템의 일반적인 설계 형태는 그림 3 과 같다. 기본적으로 압축기(compressor), 열 교환기(recuperator), 연소실(combustion chamber), 터빈(turbine), 그리고 발전기(electrical generator)로 구성된다.

마이크로 터빈 발전기 시스템에서 발전기, 압축기, 터빈은 하나의 회전축으로 이어져 있다. 터빈을 통과하는 높은 가스온도는 터빈과 회전축을 통해서 발전기 회전자로 전달된다. 따라서 영구자석 회전자는 발전기의

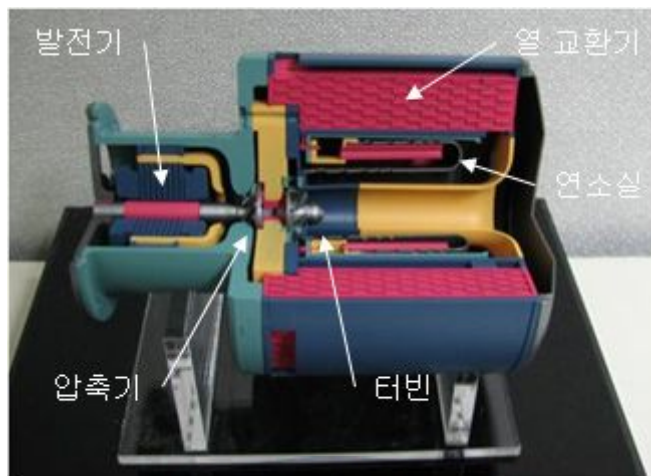


그림 3. 마이크로 터빈 발전기 시스템

가장 뜨거운 연소실과 멀리 떨어진 왼쪽 끝에 위치한다. 또한, 발전 시스템에 유입되는 공기는 유입구를 지나 발전기를 통과하도록 설계하여 발전기 온도를 낮추는 역할을 한다.

발전기, 압축기, 터빈이 한 개의 회전축을 사용할 때와 두 개의 축을 사용할 때가 있다. 단일 축을 사용하는 경우는 아래와 같은 문제점이 발생한다.

1. 발전기는 터빈의 속도와 같은 속도로 회전한다. 따라서 회전자는 높은 회전속도에서 큰 원심력을 받게 되고 와전류 손실과 표피효과가 증가한다.
2. 터빈에서 발생하는 높은 열이 회전축을 따라 전도되고, 높은 온도에서 회전자 영구자석은 감자된다.
3. 회전축이 길어지면 굽힘 주파수와 비틀림 주파수가 낮아져서 회전속도가 낮아져야 한다.

단일 축에서 발생하는 문제는 두 개의 축을 사용해서 해결할 수 있다. 압축기와 터빈에 연결되는 고속 회전축과 발전기에 연결되는 저속 회전축으로 분리해서 사용할 수 있다. 발전기에 연결되는 회전축은 단일 축을 사용했을 때보다 온도와 회전속도가 낮다. 그리고 길이 또한 작아서 굽힘 주파수와 비틀림 주파수가 높아진다. 반면에 두 개의 축을 사용하면 두 가지 큰 결점이 생긴다.

1. 발전기를 시동모터로 사용할 수 없다. 발전기에 연결된 회전축은 압축기와 연결되어 있지 않아 압축공기를 만들 수 없어 자가기동이 불가능하다.
2. 두 개의 축을 제어하기 어렵다. 두 개의 회전축 모두 속도 제어를 해야 한다. 하나는 연료 분사량을 제어하고 다른 하나는 발전기 부하를 제어한다. 두 개의 회전축의 상호작용은 연소실의 열 시간상수와 복열장치의 제어를 복잡하게 만든다.

다른 대안으로 두 개의 회전축을 커플링으로 연결하는 방법이 있지만 여러 가지 문제점으로 실제로 적용하기 어렵다.

단일 회전축에서 발생하는 문제점을 해결하기 위해서 두 개의 회전축을 사용할 수 있다. 하지만 두 개의 회전축을 사용할 때 더 큰 문제가 발생하게 된다. 결론적으로 두 개의 회전축을 사용하는 것보다 단일 회전축을 사용하는 것이 유리하다. 단일 회전축을 사용할 때 특별히 주의할 점은 회전축의 고유주파수를 최대한 높여야 한다 [20].

터빈이 안정된 상태에 이르면 터빈에 연결된 회전자는 200~300 [°C]까지 올라간다. 그래서 높은 온도에서 견디는 영구자석을 사용하여야 한다.

표 1. 일반적인 영구자석들의 특성

	Ferrite	Alnico	SmCo	NdFeB
Property	Ceramic 8	Alloy	Sm2Co17	Sintered
Br, [T]	0.4	1.25	1.0 to 1.1	1.25 to 1.35
Hc, [kA/m]	270	55	600 to 800	950 to 1040
(BH) _{max} , [kJ/m ³]	25 to 32	< 44	190 to 240	290 to 400
Tc, [°C]	460	890	800	330

일반적으로 사용되는 영구자석들의 특성을 표 1에 나타내었다. 사마리움-코발트(SmCo) 영구자석이 높은 보자력과 함께 큐리 온도가 높아서 마이크로 터빈용 발전기의 회전자에 적합하다.

마이크로 터빈에 사용하는 회전기는 터빈의 시동 모터로 역할을 하고 터빈이 정상운전을 할 때에는 발전기 역할을 해야 한다. 따라서 전동기로 사용할 수 있고 발전기로도 사용할 수 있는 영구자석 동기기가 사용된다.

영구자석 동기기에서 표면부착형(surface-type) 영구자석 회전자와 삽입형(interior-type) 영구자석 회전자가 주로 사용된다. 표면부착형 영구자석 회전자는 회전자 외부에 회전자 고정용 보호관(external rotor retaining sleeve, can)을 사용해야 한다. 삽입형 영구자석 회전자는 전자기적인 관점과 기계적인 관점에서 설계에 주의를 요구한다. 실제로 회전자 고정용 보호관이 없는 삽입형 영구자석 회전자는 6,000 [rpm] 이하에서 사용한다. 회전자 고정용 보호관에 사용하기 좋은 소재는 비강자성(non ferromagnetic)이고, 높은 허용 변형력(permissible stresses)을 가지고, 밀도가 낮고, 열 전도도가 좋아야 한다. 대표적인 회전자 고정용 소재의 최대 동

표 2. 회전자 고정용 보호관의 특성

Quantity	non-magnetic metal sleeve	non-metalic wound sleeve
Material	titanium alloys, stainless steels, Inconel 718 (NiCoCr based alloy)	carbon-graphite, carbon fiber, glass fiber
Maximum temperature, [°C]	290	180
Maximum surface linear speed, [m/s]	240	320

작 온도와 최대 선속도를 표 2에 나타내었다.

3.3 회전자 설계

회전자의 영구자석 길이와 고정자의 스택 길이가 같다고 가정하고, 이를 고정자 안쪽 지름의 1.5 배라고 했을 때, $L = 1.5D_i$, 출력 계수식 (15)에서 고정자 안쪽 지름을 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 D_i &= \sqrt[3]{\frac{\epsilon P_{out}}{0.75\pi k_{w1} n_s B_{mg} A_m \eta \cos\phi}} \\
 &= \sqrt[3]{\frac{0.85 \times 800}{0.75 \times \pi \times 0.95 \times (400\,000/60) \times 1 \times 85\,000 \times 0.85 \times 0.95}} \\
 &= 0.00872 [\text{m}] \\
 &\simeq 9 [\text{mm}]
 \end{aligned} \tag{32}$$

고정자 안쪽 지름은 약 9 [mm]가 되고, 여기에서 공극 길이를 빼면 회전자 지름이 된다.

$$D = D_i - 2g = 9 - 0.5 \times 2 = 8[\text{mm}] \quad (33)$$

회전자 표면 선속도는 다음과 같다.

$$v = \pi \times 0.008 \times \frac{400000}{60} = 162[\text{m/s}] \quad (34)$$

고정자 스택 길이는 고정자 안쪽 지름의 1.5 배로 $L = 9 \times 1.5 = 13.5[\text{mm}]$ 가 되고, 회전자축을 지지하는 베어링의 간격은 회전자 지름이 작은 것을 고려하여 고정자 스택 길이의 4 배로 가정한다. 따라서 회전자축 전체 길이는 $L_t = 4L = 13.5 \times 4 = 54[\text{mm}]$ 가 된다. 영구자석과 축의 무게를 계산하면 다음과 같다. 이때 영구자석의 밀도는 $8,400 [\text{kg/m}^3]$, 축의 밀도는 $8,190 [\text{kg/m}^3]$ 로 가정하였다.

$$m = \rho \frac{\pi}{4} D^2 L = 8400 \frac{\pi}{4} 0.008^2 \times 13.5 = 5.7[\text{g}] \quad (35)$$

$$m_{sh} = \rho_{sh} \frac{\pi}{4} D^2 (L_t - L) = 8190 \frac{\pi}{4} 0.008^2 \times (54 - 13.5) = 16.7[\text{g}] \quad (36)$$

영구자석과 축의 면적 관성모멘트는 다음과 같다.

$$I = I_{sh} = \pi \frac{D^4}{64} = \pi \frac{0.008^4}{64} = 2.01 \times 10^{-10} [\text{m}^4] \quad (37)$$

회전자 강도는 다음과 같다. 이때 영구자석의 탄성률은 120 [GPa], 축의 탄성률은 211 [GPa]로 가정하였다.

$$K = 48 \frac{1.2 \times 10^{11} \times 2.01 \times 10^{-10}}{0.0135^3} + 48 \frac{2.11 \times 10^{11} \times 2.01 \times 10^{-10}}{(0.054 - 0.0135)^3} \quad (38)$$

$$= 501 \times 10^6 [\text{N/m}]$$

따라서 첫 번째 위험속도는 다음과 같다.

$$n_{cr} = \frac{30}{\pi} \sqrt{\frac{K}{m + m_{sh}}} = \frac{30}{\pi} \sqrt{\frac{501 \times 10^6}{0.0057 + 0.0167}} = 1,429,505 [\text{rpm}] \quad (39)$$

회전자 정격속도는 400,000 [rpm]으로 첫 번째 위험속도보다 낮은 것으로 계산되었다. 이 경우 $n_s < 1.33(n_{cr}/2p) = 1.33(1,429,505/2) = 950,621 [\text{rpm}]$ 를 만족하므로 기계적인 관점에서 회전자 구조에 문제가 없는 것으로 판단된다.

이 절에서 계산된 위험속도는 초기 추정 위험속도로 고려되어야 하며 실제 전동기 제작 전 최종설계 단계에서는 앞서 구한 위험속도를 검증하는 단계를 거쳐야 할 것이다.

초고속으로 회전하는 회전자에는 높은 기계적인 응력이 발생한다. 그에

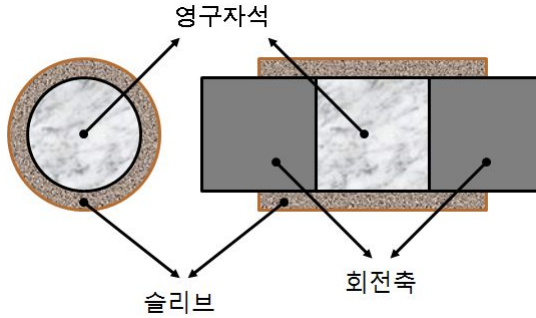


그림 4. 영구자석 회전자의 단면도

따라 영구자석의 이탈을 막고 기계적으로 견고한 구조가 되기 위해서 회전자는 단순한 구조가 요구된다. 마이크로 터빈용 발전기의 회전자 구조는 그림 4와 같이 원통형의 영구자석과 영구자석 고정용 슬리브로 되어 있다.

내부 반지름 R_1 과 외부 반지름 R_2 를 가지는 원통형 회전체의 후프 응력(hoop stress) σ_t 는 다음과 같다 [60],[61].

$$\sigma_t = \frac{\delta \omega^2}{8 \times 10^{12}} \left\{ \frac{3m-2}{m-1} \left[R_1^2 + R_2^2 + \frac{R_1^2 R_2^2}{R^2} \right] - \frac{m+2}{m-1} R^2 \right\} [\text{N/mm}^2] \quad (40)$$

여기서 δ 는 질량 밀도 [kg/m^3], R_1 , R_2 , R 은 반지름 [mm], ω 는 기계각 속도 [rad/s], $[1/m]$ 은 포아송 비(poisson's ratio)를 나타낸다. R 은 R_1 과 R_2 사이의 길이이다. 후프 응력은 회전체가 회전할 때 바깥쪽에 발생하는 인장응력으로 볼 수 있다.

R 이 R_1 과 같을 때 인장응력은 최대가 되고 $m=3$ 일 때 최대 인장응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{tmax} = \frac{\delta\omega^2}{8} [R_1^2 + 7R_2^2] \times 10^{-12} [\text{N/mm}^2] \quad (41)$$

만약 슬리브의 두께가 매우 얇아서 R_1 과 R_2 의 길이가 같다고 가정하고 주변속도 $v = \omega R / 10^3 [\text{m/s}]$ 라고 하면 최대 인장응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{tmax} = \delta v^2 \times 10^{-6} [\text{N/mm}^2] \quad (42)$$

따라서 인장응력은 질량 밀도와 주변 속도에 따라 결정되고 슬리브의 반지름과 두께에 영향을 받지 않는다.

열팽창 계수 α 가 선형적이고, 온도변화 ΔT 가 있을 때 온도변화에 따른 팽창응력(strain)은 $\epsilon = \alpha \Delta T$ 가 된다. 탄성계수(Young's modulus) E , 온도에 의한 팽창응력 ϵ , 그리고 인장응력의 관계는 아래 식과 같다.

$$\sigma_{\Delta t} = E\epsilon = E\alpha\Delta T \quad (43)$$

따라서 온도가 증가할수록 인장응력이 증가한다.

질량 밀도와 주변속도에 따른 인장응력에 온도에 따른 인장응력을 더해서 총 인장응력을 고려해야 한다. 일반적으로 최대 주변속도와 최대 온도 지점에서 인장응력을 계산한다.

영구자석은 압축에는 강하지만 인장에는 아주 취약하다. 따라서 초고속으로 회전하는 영구자석이 원심력에 의한 인장으로 깨지거나 비틀림이 발생하는 것을 막기 위해서 슬리브(영구자석 고정용 보호관)로 압축을 받을 수 있도록 제작해야 한다.

표 3. 회전축과 영구자석의 기계적인 특성

	회전축, 슬리브 Inconel	영구자석 Sm ₂ Co ₁₇
Density [kg/m ³]	8,190	8,400
Elastic Modulus [GPa]	211	120
Yield Strength [MPa]	1,036	+35(인장) -800(압축) ∪ 120(휨)
Compress Strength [MPa]	1,036	800
Poisson ratio	0.284	0.24
Thermal Expansion	1.15×10^{-5}	9.5×10^{-6}

영구자석, 회전자축, 슬리브 각각의 재료는 온도에 의한 열 팽창량이 다르므로 열 박음(shrink fit)으로 영구자석과 앞, 뒤 회전자축을 슬리브로 고정할 수 있다. 먼저 슬리브에 열을 가하여 팽창시키고 영구자석과 양쪽 회전자축을 접착제로 붙여 슬리브에 끼워 넣은 후에 상온에서 냉각시키면 열 박음이 된다.

열 박음을 할 때 간섭량(interference)에 따라서 영구자석이 받는 압축강도가 결정된다. 간섭량이 작으면 압축강도가 작고, 간섭량이 크면 압축강도가 커지게 된다. 적절하지 못한 열 박음은 영구자석이 파손되거나 부분적으로 압괴가 일어나 출력에 악영향을 미치게 된다. 슬리브의 열 팽창량은 열 박음을 위한 간섭량보다 커야 한다.

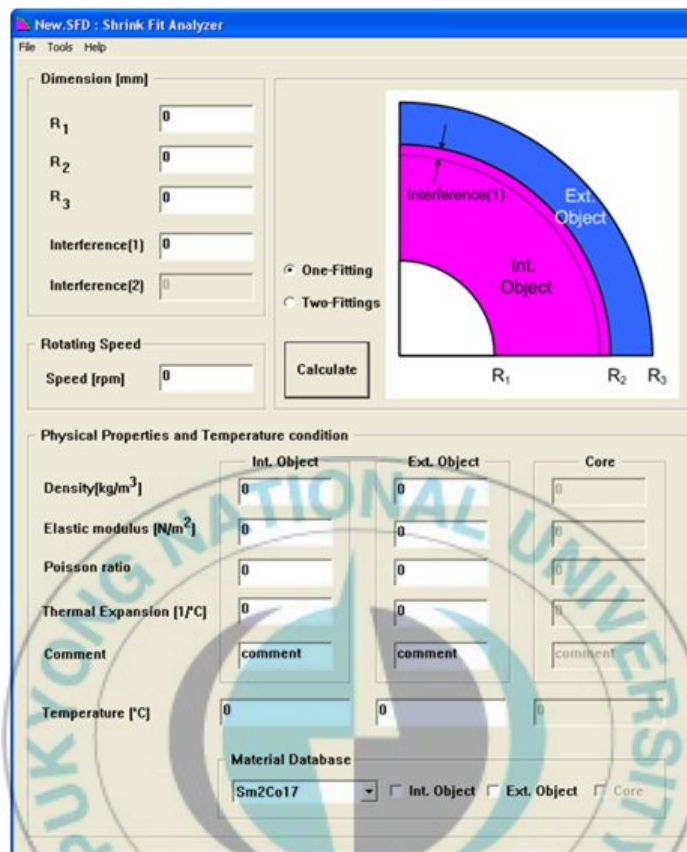


그림 5. 이론적 열박음 해석 프로그램

회전자 강도해석에서 슬리브와 회전자축의 재질은 고강도 Inconel 소재를 사용하였고, 영구자석은 $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$ 을 사용하였다. 재료특성은 표 3에 나타내었다.

이론적 열 박음 해석 프로그램을 사용하여 열 박음 해석을 하였다. 그림 5와 같은 해석 프로그램에 앞에서 설계한 회전자 지름을 입력하고 기계적인 특성, 온도계수를 입력하여 응력을 계산하였다. 이때 최대속도는 440,000 [rpm], 최대 온도는 180 [°C], 슬리브의 두께는 0.8 [mm]로 가정하였다. 영구자석과 슬리브의 간섭량을 변화시켜가며 반경방향 응력을 해

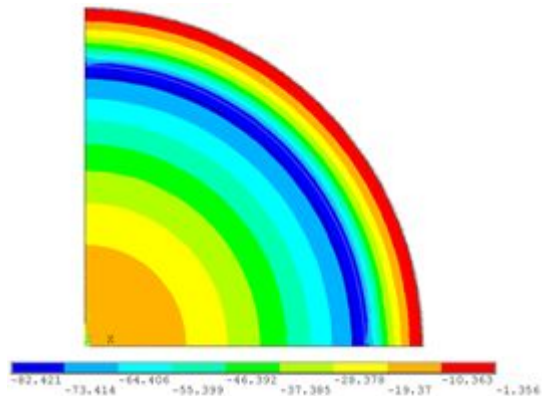


그림 6. 2 차원 단면모델 응력해석

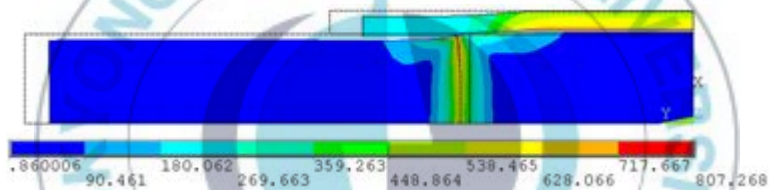


그림 7. 2 차원 축대칭 모델 응력해석

표 4. 열박음 해석결과 - 반경방향 응력

간섭량 [mm]	슬리브 응력 [MPa]	영구자석 응력 [MPa]
0.006	-14.48	-13.71
0.012	-82.42	-79.34
0.018	-159.03	-175.96

표 5. 2 차원 단면모델 해석결과 - 최대 등가응력

간섭량 [mm]	슬리브 응력 [MPa]	영구자석 응력 [MPa]
0.006	343.15	68.14
0.012	683.84	136.50
0.018	1,040	227.19

표 6. 2 차원 축대칭 모델 해석결과 - 최대 등가응력

간섭량 [mm]	슬리브 응력 [MPa]	회전축 응력 [MPa]	영구자석 응력 [MPa]
0.006	353.30	843.58	731.49
0.012	692.81	807.27	769.13
0.018	1,033	753.89	715.76

석하였고 해석결과를 표 4에 나타내었다. 간섭량에 상관없이 마이너스 응력 값이 나와서 슬리브와 영구자석 모두 압축상태임을 알 수 있다. 하지만 간섭량이 0.006 [mm]와 0.012 [mm]에서는 슬리브의 압축응력이 영구자석보다 커 영구자석이 슬리브로 압축을 받지만, 간섭량이 0.018 [mm]에서는 영구자석의 압축응력이 더 커서 슬리브가 영구자석을 압축하지 못하게 된다.

그림 6과 같이 2차원 단면모델로 열 박음 등가응력을 해석하였다. 최대 등가응력 해석결과를 표 5에 나타내었다. 간섭량이 0.006 [mm]와 0.012 [mm]에서는 슬리브의 등가응력은 압축강도보다 낮았고, 간섭량이 0.018 [mm]에서는 슬리브의 압축강도보다 등가응력이 높게 나타났다. 영

구자석은 간섭량에 상관없이 압축강도보다 낮은 등가응력이 나타났다.

마지막으로 그림 7 과 같이 2 차원 축대칭 모델의 등가응력을 해석하였다. 최대 등가응력 해석결과를 표 6 에 나타내었다. 회전축은 슬리브와 같은 재질로 설정하였다. 간섭량에 상관없이 영구자석, 슬리브, 회전축 모두 압축강도 보다 낮은 결과가 나타났다.

열 박음 이론모델, 2 차원 단면모델, 2 차원 축 대칭모델로 영구자석이 받는 압축력과 최대 응력을 해석하여 간섭량과 슬리브의 두께를 결정하였다. 회전자의 지름이 8 [mm] 일 때 간섭량은 0.012 [mm], 슬리브 두께가 0.8 [mm] 가 되면 영구자석은 압축을 받고 슬리브의 최대 응력은 항복강도를 넘지 않는다. 따라서 영구자석의 지름은 6.4 [mm]이고, 슬리브의 두께가 0.8 [mm] 일 때 회전자의 구조적인 안정성에 문제가 없는 것으로 판단되었다.

3.4 고정자 설계시 고려사항

고속 회전기기는 소형화할 수 있는 장점이 있다. 하지만 전기적인 손실도 증가한다. 회전 속도가 증가할수록 주파수도 증가한다. 철손은 높은 주파수에서 비약적으로 커지는데, 높은 주파수에서도 손실이 낮은 재료가 필수적이다.

일반 전기강판(electrical steel)을 아몰퍼스 강자성 합금(amorphous ferromagnetic alloys)으로 대체하면 철손을 상당히 줄일 수 있다 [35]. Metglass 아몰퍼스 합금의 경우에 1.35 [T], 60 [Hz]에서 철손은 0.29 [W/kg] 이하인데, 이는 M3 등급의 전기강판의 40 [%] 수준이다 [62]. 효율이 74 [%]인 소형 유도전동기에서 철심을 아몰퍼스 합금으로 대체하였

을 때 효율이 84 [%]로 증가하였다 [63].

아몰퍼스 합금으로 전동기/발전기를 대량 생산하는 것은 매우 어렵다. 비커즈 경도(vicker's hardness)로 800 에서 1100 정도여서 일반적인 절단 방법은 알맞지 않고 물 분사 절단(water jet cutting) 방법 등이 요구된다. 그리고 기계적인 스트레스는 아몰퍼스 재료를 갈라지게 한다. 레이저 가공이나 방전 가공(electrical discharge machining, EDM)을 하면 아몰퍼스 합금이 녹거나 아몰퍼스 결정이 변하게 된다. 게다가 앞의 두 방법은 적층 간에 전기적으로 단락이 되어 와전류가 발생하여 손실이 증가한다. 1980 년대 초에 *General Electric* 에서 화학적인 방법을 사용하였으나 이 방법은 가공 속도가 매우 느리고 비용이 많이 발생하였다 [64]. 아몰퍼스 리본의 절단문제를 해결하기 위해서 물 분사 절단방법이 사용되었다 [65], [66]. 이 방법은 아몰퍼스 재료를 절단할 때 상온에서 사용 가능하며 재료의 갈라짐, 녹는점, 결정화, 단락 등의 문제가 발생하지 않는다 [35]. 아몰퍼스 합금의 재료특성은 부록 2 에 나타내었다.

일반적으로 많이 사용하는 전기강판 35PN380(두께 0.35mm)과 고주파 수용 전기강판 20PNF1500(POSCO, 두께 0.2mm)과 아몰퍼스 합금 (Metglas 2605SA1, 두께 0.025mm)의 철손을 그림 8 과 같이 비교하였다. 가로축의 자속밀도가 커질수록 세로축의 철손이 급격하게 증가하는데 아몰퍼스 합금이 다른 재료에 비해서 철손특성이 우수한 것을 알 수 있다. 하지만 그림 9 와 같이 아몰퍼스 합금의 최대 포화 자속밀도는 1.6 [T]이고, 20PNF1500 의 최대 포화 자속밀도는 1.9 [T]로 아몰퍼스 합금의 포화 자속밀도가 낮다.

At 1 kHz

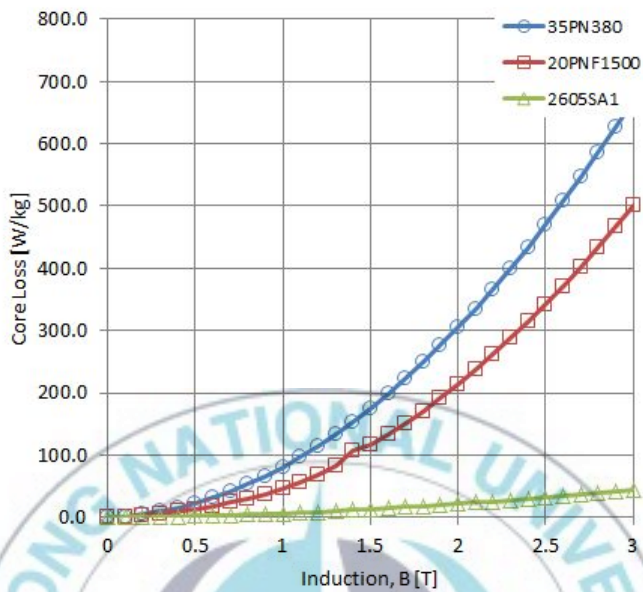


그림 8. 1 [kHz] 철손 비교

B-H curve

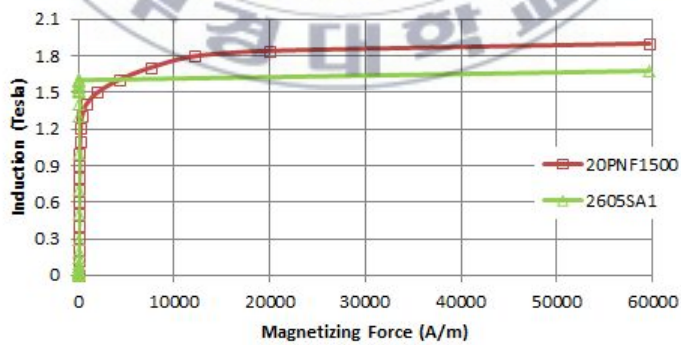


그림 9. 재료별 B-H 특성 비교

주파수가 높아지면 전류밀도나 자속밀도를 낮춰서 동손과 철손을 허용 한계 이내로 유지해야 한다. 높은 주파수에서 동손을 줄이기 위해서 리츠-와이어(Litz-wire)를 사용하였다.

3.5 고정자 기본설계

전기자 권선의 턴 수와 고정자 철심의 적층 길이를 설계하기 위해서 발전기의 선간전압은 110 [V], 왜형률(distortion factor)은 0.95로 가정하였다. 그러면 정격전류는 아래와 같다.

$$i_a = \frac{P_e}{\sqrt{3} V_l \cos \varphi_L} = \frac{800}{\sqrt{3} \times 110 \times 0.95} \approx 4.42 [\text{A}] \quad (44)$$

전압 강하율 $\epsilon = 0.85$ 를 적용해서 상전압을 구하면 다음과 같다.

$$E_f = \frac{V_l}{\sqrt{3} \epsilon} = \frac{110}{\sqrt{3} \times 0.85} = 74.72 [\text{V}] \quad (45)$$

상전압과 회전 각속도로 쇠교자속의 변화량을 구할 수 있다.

$$\lambda_m = \frac{\sqrt{2} E_f}{2\pi f} = \frac{\sqrt{2} \times 74.72}{2\pi (400000/60)} = 0.002523 [\text{Vs/rad}] \quad (46)$$

B 를 회전자 표면의 평균 자속밀도라고 정의하면, 극당 자속은 다음과 같다.

$$\Phi_1 = B \times \frac{\pi D L_{stk}}{2p} [\text{Wb}] \quad (47)$$

여기서, p 는 극 쌍수, L_{stk} 는 스택 길이, D 는 공극의 지름이다. 공극자속 밀도의 최대값은 $B_{mg} = \tau B_t$ 이고, τ 는 치 너비(tooth width)와 슬롯 피치(slot-pitch)의 비이다. 일반적인 치 너비 대 슬롯 피치는 0.5 이다. 따라서 공극에서 자속이 정현파(sine wave) 형태로 분포되어 있고, 최대 공극 자속밀도가 1 [T]일 때, 자속의 평균값은 아래와 같다.

$$B = \frac{2}{\pi} B_{mg} = \frac{2\tau}{\pi} B_t = 2 \times 0.5 \times 1 / \pi = 0.318 [\text{T}] \quad (48)$$

위의 극당 자속식을 아래와 같이 변형하고, 평균 자속값을 대입하면 단위길이당 자속을 얻을 수 있다.

$$\Delta \phi_m = \frac{\Phi_1}{L_{stk}} = B \times \frac{\pi D}{2p} = 0.0045 [\text{Wb/m}] \quad (49)$$

쇄교자속은 권선의 턴 수(N)와 권선을 통과하는 자속의 곱 $\Psi = N \times \Phi_1$ 으로 나타낸다. 따라서 쇄교자속의 변화량과 권선 계수, 단위길이당 자속 으로 아래와 같은 식을 얻을 수 있다.

$$N \times L_{stk} = \frac{\lambda_m}{\Delta \phi_m \times k_w} = \frac{0.002523}{0.0045 \times 0.95} = 0.59 \quad (50)$$

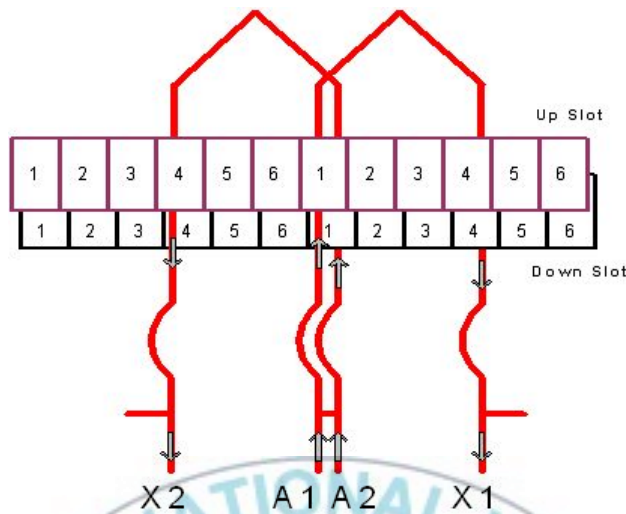


그림 10. 전기자 병렬 권선

예를 들어 고정자의 적층 길이를 15 [mm]로 가정하면 턴 수는 약 40 턴이 된다. 고정자 적층 길이를 13.5 [mm]로 바꾸면 턴 수는 약 44 턴으로 바뀐다.

초고속 발전기는 별도의 냉각 장치를 부착하는 것이 어려우므로 발전기에서 발생하는 열을 배출시키는 것이 어렵다. 따라서 발전기의 열원이 되는 동손을 줄이기 위해서 전류밀도를 5 [A/mm^2]이하, 점적율을 40 [%]이내로 제한하고 고정자 구조를 설계하였다. 전류밀도가 낮아서 상대적으로 높은 전류를 흘리기 위해서 그림 10 과 같이 병렬 권선을 선택하였다.

일반적인 치 너비와 슬롯 피치의 비율(0.5)로 치 너비를 결정하였다. 고정자 권선으로 사용할 리츠-와이어는 0.1 [mm]×60 가닥 제품으로 단면적이 약 0.471[mm^2]가 된다. 전기자 권선은 병렬 권선이므로 한 슬롯에 총 80 턴의 권선이 삽입된다. 기본설계에서 계산된 정격전류와 권선의 단면적으로 계산된 전류밀도는 약 4.7 [A/mm^2]로 설계조건을 만족하였다.

표 7. 3상 기기 슬롯 수/극 수 조합과 비율

슬롯 수	3	6	9	12
극 수	2	2	2	2
슬롯 수/극 수 비율	1.5	3	4.5	6

3.6 극수-슬롯수 선정

발전기의 출력 주파수는 회전속도와 극 수에 비례한다. 일반적으로 초고속 기기에는 2극 또는 4극 기기가 선호된다. 2극 기기는 권선단부(end-windings)의 부피가 커지는 경향이 있고, 자기 불평형이 극대하게 발생해서 베어링에 유도전류를 일으킨다. 이런 이유로 철손이 제한적이라면 비록 자기적 주파수가 높더라도 4극 기기가 선호된다. 하지만 4극 기기는 회전속도가 30,000 [rpm] 이상이 되면 동기 주파수가 1 [kHz]가 되고 200,000 [rpm]에서 약 6.6 [kHz] 이상, 400,000 [rpm]에서 약 13.3 [kHz]가 넘어가게 된다. 따라서 마이크로 터빈 발전기는 기동 모터 역할을 겸해야 하고 철손도 적어야 하므로 동기 주파수가 낮은 2극 기기를 선택하였다.

발전 전압의 품질을 위해서 3상 발전기를 선택하였고, 3상 2극에 맞는 슬롯 수로 3 슬롯, 6 슬롯, 9 슬롯 등이 있다. 슬롯 수/극 수 조합을 표 7에 나타내었다. 영구자석을 사용하는 동기기에서는 일반적으로 슬롯 수/극 수 비율이 낮은 쪽으로 설계를 진행한다. 2극 3 슬롯의 슬롯 수/극 수 비율이 가장 낮지만, 이 경우에는 자기 불평형이 크게 발생하기 때문에 제외하였다. 따라서 고정자는 슬롯 수/극 수 비율이 3인 6 슬롯을 선택하였다. 전형적으로 분포권을 사용하는 교류기기는 슬롯 수/극 수 비가 3 이상이다.

3.7 설계결과

출력 밀도와 효율을 높이기 위해서 영구자석 동기기를 선택하였다. 초고속 회전으로 발생하는 높은 응력과 큰 원심력 때문에 회전자는 단순한 구조로 설계되었으며 영구자석 보호용 슬리브를 사용하였다. 영구자석은 비교적 높은 온도에서 사용할 수 있는 사마리움-코발트 계열(SmCo)을 사용하였고 슬리브는 고강도이면서 비자성 재질인 Inconel 합금을 사용하였다. 열 박음 이론모델, 2차원 단면모델, 2차원 축 대칭모델로 영구자석이 받는 압축력과 최대 응력 값을 해석하여 간섭량과 슬리브의 두께를 결정하였다. 슬리브 두께가 0.8 [mm]이고 열박음 간섭량이 0.012 [mm] 일 때 회전자가 구조적으로 안정적인 것으로 나타났다. 회전속도와 함께 증가하는 철손을 줄이기 위해서 높은 주파수에서도 손실이 적은 아몰퍼스 합금을 고정자 철심에 사용하였다. 발전기의 열원이 되는 동손을 줄이기 위해서 전류밀도와 점적률을 제한하였고 일반적인 치 너비 비율로 고정자 철심을 설계하였다. 발전기의 설계결과를 표 8에 정리하였다. 발전기의 전기자 철심과 회전자의 설계 단면도는 그림 11과 같다. 발전기의 설계결과를 3차원 모델로 나타내면 그림 12와 같다.

표 8. 설계 사양

항목	사양	비고
출력	400 [W]	설계목표
정격속도	400,000 [rpm]	설계목표
선간전압	110 [V]	설계목표
발전기 효율	85 [%]	가정
역률	0.95	가정
권선계수	0.95	가정
전압 강하율	0.85	가정
최대 공극자속밀도	1 [T]	가정
선간전류밀도	85,000 [A/m]	가정
회전자 지름	8 [mm]	회전자설계
영구자석 지름	6.4 [mm]	회전자설계
슬리브 두께	0.8 [mm]	회전자설계
전기자 적층 길이	15 [mm]	전기자설계
전기자 권선 턴 수	40	전기자설계
전류밀도	$< 5[\text{A}/\text{mm}^2]$	설계조건
점적율	$< 40 [\%]$	설계조건
치 너비	2.5 [mm]	전기자설계
전기자 철심 지름	44 [mm]	전기자설계
상수	3	설계조건
극수	2	설계조건
슬롯수	6	설계조건
공극 길이	0.5 [mm]	설계조건

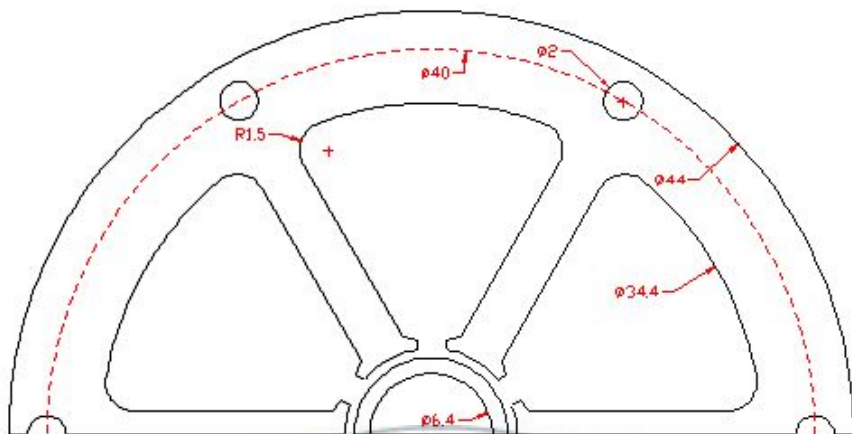


그림 11. 전기자 철심과 회전자의 설계 단면도

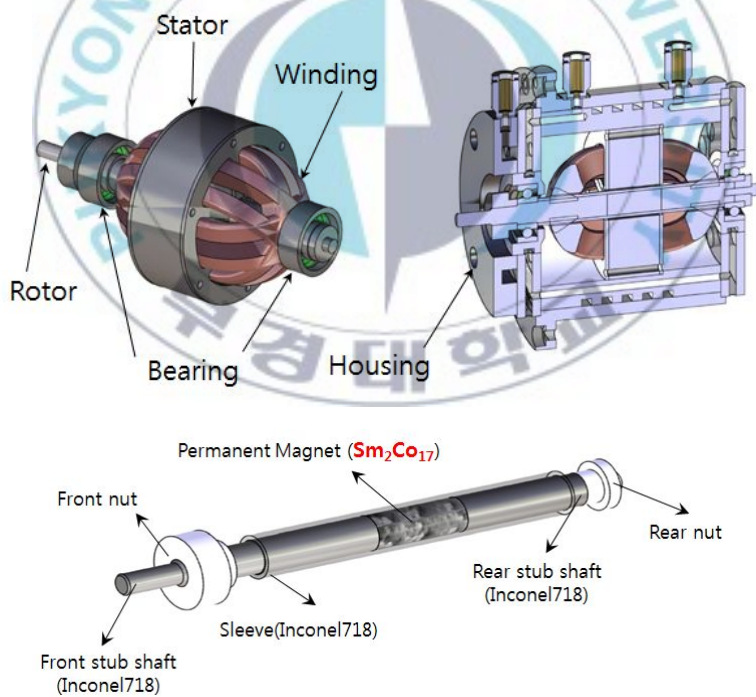


그림 12. 발전기 3 차원 모델

제 4 장 초고속 영구자석 동기발전기의 특성해석

이 장에서는 앞에서 설계된 영구자석 동기발전기의 유도 기전력을 해석적으로 계산한다. 유도 기전력을 계산하기 위해서 자기 등가회로법(magnetic equivalent-circuit method)과 유한요소법(finite-element methods)을 사용한다. 자기 등가회로법은 고전적인 회로이론을 바탕으로 계산속도가 빠르고 유한요소법은 계산속도는 자기회로보다 느리지만, 기본적으로 자기포화를 고려한 비선형 해석이 가능하다.

자기회로와 전기회로를 이용하여 영구자석 동기발전기를 모델링을 하였다. 이러한 방법을 복합-결합회로 모델링(Multiple Coupled Circuit Modeling)이라 한다. 영구자석 동기발전기의 유도 기전력은 자기회로 모델로, 발전기 부하 출력은 전기회로 모델로 계산할 수 있다.

전통적인 해석기법으로는 풀기 복잡하거나 편미분 방정식이나 적분 방정식이 지나치게 커질 때 물리적 모델(physical model)의 해를 구하기 위해서 유한요소법을 사용한다. 모든 전기기기는 현실에서 3-D 모델이지만 유한요소해석에서 3-D 모델은 2-D 모델과 비교하면 해석시간이 엄청나게 증가한다. 대부분의 경우 축 방향으로 작용하는 모든 영향을 무시하고 2-D로 문제를 해석해도 충분히 정확한 결과를 낸다. 따라서 반복 과정이 필요한 초기 설계 단계에서는 2-D 해석이 선호된다. 2-D 해석으로 비교적 정확한 해석결과를 얻을 수 없는 문제이거나 설계의 막바지 단계에서는 3-D 해석을 사용한다. 영구자석 동기발전기의 설계와 해석을 위해서 상용 유한요소해석 소프트웨어인 Flux를 사용하였다.

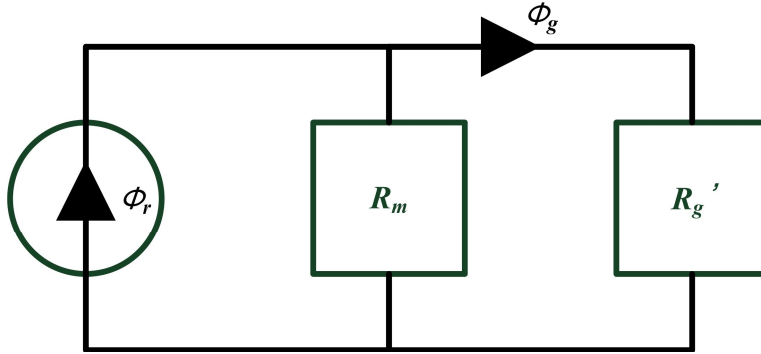


그림 13. 영구자석 동기발전기의 간단한 자기회로 모델

4.1 자기회로 해석

영구자석 동기발전기의 자기회로는 그림 13 과 같이 간단하게 나타낼 수 있다. 영구자석에서 발생하는 자속은 Φ_r , 공극 자속은 Φ_g , 영구자석의 자기저항은 R_m , 공극의 자기저항은 R_g' 로 표시하였다. 전기자 철심의 비투자율은 공극의 수천 배이므로 전기자 자기저항(릴럭턴스)이 차지하는 부분은 공극 부분과 비교하면 미미한 수준이다. 그래서 전기자 철심의 비투자율을 무한대라고 가정하고 전기자 자기저항은 무시하였다. 그리고 전기자의 치(tooth)와 요크(yoke)에서 생기는 기자력의 강하도 무시하였다. 또한, 공극 길이를 유효 공극으로 가정하였다 [67], [68].

전류와 자속의 공간적인 분포를 매우 단순화하였다. 자기회로의 공극 자속 분포 $\Phi_g(\theta)$ 와 권선 기자력의 분포를 나타내는 turns function $N_t(\theta)$ 를 이용하여 권선에 쇄교하는 총 쇄교자속 λ 를 구할 수 있다.

$$\lambda_i = \int_0^{2\pi} N_{ti}(\theta) \cdot \Phi_g(\theta) d\theta = N_{ti} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \Phi_g(\theta) d\theta \quad (51)$$

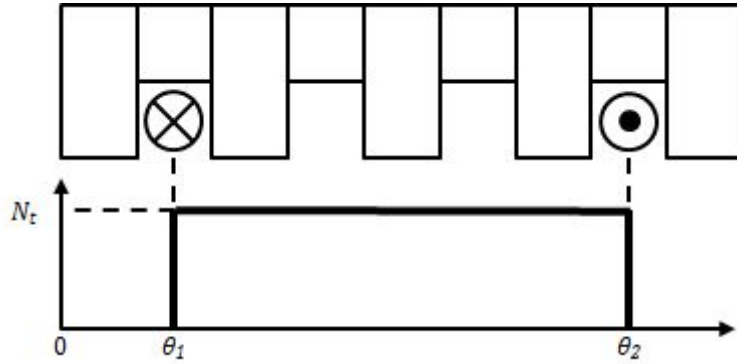


그림 14. 권선의 turns function

권선의 turns function $N_{ti}(\theta)$ 는 그림 14와 같고, 턴 수를 N_t 로 표시하였다. 위의 수식을 아래와 같이 유도하여 역기전력을 계산할 수 있다.

$$e_i = \frac{d\lambda_i}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt} = \frac{d\lambda_i}{d\theta} \cdot \omega_m \quad (52)$$

여기서, ω_m 은 각속도를 나타낸다.

영구자석 동기발전기의 전기회로 모델을 그림 15와 같이 간단하게 표현할 수 있다. 회로에 흐르는 전류는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$I_i = \frac{e_i}{\sqrt{Z_i^2 + R_L^2}} \quad (53)$$

$$Z_i = \sqrt{R_i^2 + L_i^2} \quad (54)$$

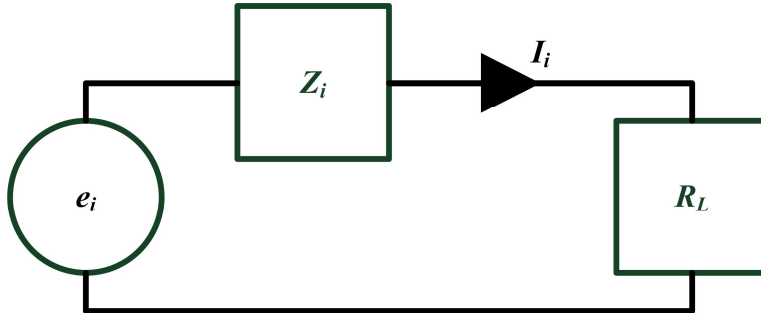


그림 15. 전기회로 모델

여기서, e_i 는 i 상의 기전력, Z_i 는 i 상 권선 내부 임피던스, R_L 은 부하저항, R_i 는 발전기 권선 저항, L_i 는 발전기 권선 인덕턴스를 나타낸다.

자기 등가회로 해석에 필요한 발전기의 주요 사양을 표 9에 나타내었다. 자기회로 모델 해석에 필요한 자속 분포와 자기저항을 주어진 사양으로 직접 계산하였다. 영구자석의 자화 방향은 그림 16과 같이 지름 방향으로 평행하고, 이때의 영구자석 표면에서 수직 방향의 자속 분포는 다음과 같다.

$$\Phi_r(\theta) = B_r \cdot A_m \cdot \sin(\theta) \quad \{0 < \theta < 2\pi\} \quad (55)$$

여기서, B_r 은 잔류자속밀도, A_m 은 자석의 표면 단면적을 나타낸다. 그리고 자석과 공극의 자기저항은 다음과 같다.

$$R_m = \frac{\ell_m}{\mu_m \cdot A_m} \quad \{\mu_m = \mu_0 \cdot \mu_r\} \quad (56)$$

표 9. 영구자석 발전기 주요사양

상 수	3	공극 길이	1.3 [mm]
극 수	2	회전자 지름	6.4 [mm]
슬롯 수	6	적층길이	15 [mm]
정격 속도	100,000 [r/min]	영구자석 잔류자속밀도	1.06 [T]
정격출력	50 [W]	영구자석 비투자율	1.06
턴 수	40/coil	병렬회로 수	2



그림 16. 영구자석의 자화방향

$$R_g = \frac{\ell_g}{\mu_0 \cdot A_g} \quad (57)$$

여기서, ℓ_m 은 자석두께, μ_r 은 영구자석 비투자율, ℓ_g 는 공극 길이, A_g 는 공극 단면적을 나타낸다. 영구자석의 자속 분포와 자기저항으로 공극의 자속 분포를 계산하면 다음과 같다.

$$\Phi_g(\theta) = \frac{R_m}{R_m + R_g'} \cdot \Phi_r(\theta) \quad \{R_g' = R_g + R_g\} \quad (58)$$

여기서, 자속의 경로에서 나가는 부분의 공극과 들어가는 부분의 공극, 두 번의 공극을 지나가게 된다. 그래서 공극 자속 분포를 계산할 때 이를 반영하여 계산하였다.

전기회로 모델 해석에 필요한 저항과 인덕턴스도 주어진 사양으로 계산하였다. 권선의 턴 수와 단면적, 구리의 도전율을 가지고 전통적인 방법으로 상 저항을 계산하였다.

$$R_w = N_t \cdot \frac{\rho L}{A} \quad (59)$$

여기서, L 은 권선 한 턴의 평균길이, A 는 도체 단면적을 나타낸다. 그리고 권선의 turns function 으로 권선의 인덕턴스를 계산하였다 [69].

$$L_{BA} = \frac{\mu_0 r \ell_{st}}{\ell_g} \cdot \int_0^{2\pi} N_{tB}(\theta) \cdot n_{tA}(\theta) d\theta \quad (60)$$

$$n_{tA}(\theta) = N_{tA}(\theta) - \langle N_{tA}(\theta) \rangle \quad (61)$$

여기서, r 은 유효공극 반지름, ℓ_{st} 은 적층길이, $\langle N_{tA}(\theta) \rangle$ 는 turns function $N_{tA}(\theta)$ 의 평균값을 나타낸다. 인덕턴스 계산식에서 아래첨자가 같으면($B=A$) 자기 인덕턴스를, 다르면($B \neq A$) 상호 인덕턴스를 나타낸다.

표 10. 자성재료 특성

회전자 슬리브	Isotropic Magnetic Steel Sheet / Linear Material: Inconel alloy 718, $\mu_r = 1.0011$
	Electrical resistivity : $1.25e-6$ [$\Omega \cdot m$]
영구자석	Linear Material : Sm_2Co_{17} , $\mu_r = 1.06$, $B_r=1.099$ [T]
	Parallel Magnetization (Anisotropic)
	$H_{cb} = 825$ [kA/m]
	Electric Resistivity = $8.6e-7$ [$\Omega \cdot m$]
전기자 철심	Isotropic Magnetic Steel Sheet / NonLinear Material(B-H): 2605SA1 (Amorphous)
	Electrical resistivity : $1.3e-6$ [$\Omega \cdot m$]
	Lamination Factor : 96 [%]

4.2 유한 요소 해석

상용 소프트웨어의 기본 도구를 사용하여 유한 요소 해석 모델을 그리고 그림 17 과 같이 메쉬(mesh) 작업을 하였다.

해석 모델을 구성하는 요소에 각각 자성 재료 특성을 부여한다. 전기자 철심에는 그림 9 와 같은 아몰퍼스 재료의 비선형 B-H 특성을 반영하였고, 회전자 슬리브에는 도전율을 입력하였다. 영구자석에는 잔류자속밀도와 보자력만 입력하였다. 해석에 사용된 자성 재료 특성을 표 10 에 정리하였다.

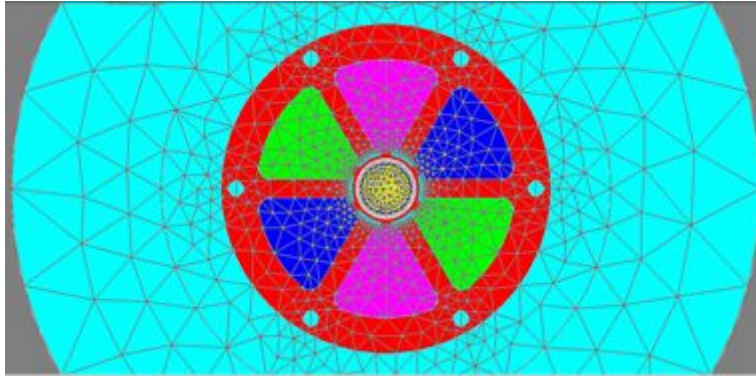


그림 17. 유한요소모델



그림 18. 발전기 외부회로

해석 모델은 발전기이므로 전기자 권선에서 발생하는 유도 기전력 (induced EMF)을 사용하는 부하가 있어야 한다. 따라서 그림 18 과 같이 부하 역할을 하는 외부회로를 만들어 전기자 권선과 연결하여 출력 특성을 확인하였다.

표 11. 해석결과 정리

	기본설계	자기회로해석	유한요소해석
상전압 [Vrms]	74.720	87.864	85.578
선간전압 [Vrms]	129.419	152.185	148.225

4.3 유도 기전력 해석결과

자기 등가회로 모델과 유한요소 모델로 해석한 정격속도 400,000 [rpm]에서의 발전기의 무부하 유도 기전력 파형은 그림 19과 같다. 유도 기전력의 파형은 정현파 형태로 두 가지 해석결과가 비슷하였다. 자기회로 모델에서 상전압의 실효값은 87.864 [V]이고, 유한요소 모델의 상전압 실효값은 85.578 [V]로 나타났다. 고정자 기본설계에서 전압 강하율을 고려한 상전압 74.72 [V]보다 해석결과가 크게 나타났다. 이는 기본설계에서는 고려되지 않은 영구자석의 잔류자속밀도, 고정자 철심의 B-H 특성이 반영이 되어서 나타난 결과로 보인다. 또한, 유한요소 모델에서는 자성재료의 비선형 특성이 반영되어서 자기회로 모델보다 상전압이 낮게 나타났다.

해석결과를 정리하여 표 11에 나타내었다. 자기회로 모델과 유한요소 모델의 해석결과 모두 설계목표인 선간전압 110 [V]를 만족하는 결과를 얻었다. 해석결과 중에서 자속선(flux line)과 자속밀도(magnetic flux density)분포를 그림 20과 같이 검토하여 발전기 설계에 이상이 없음을 확인하였다.

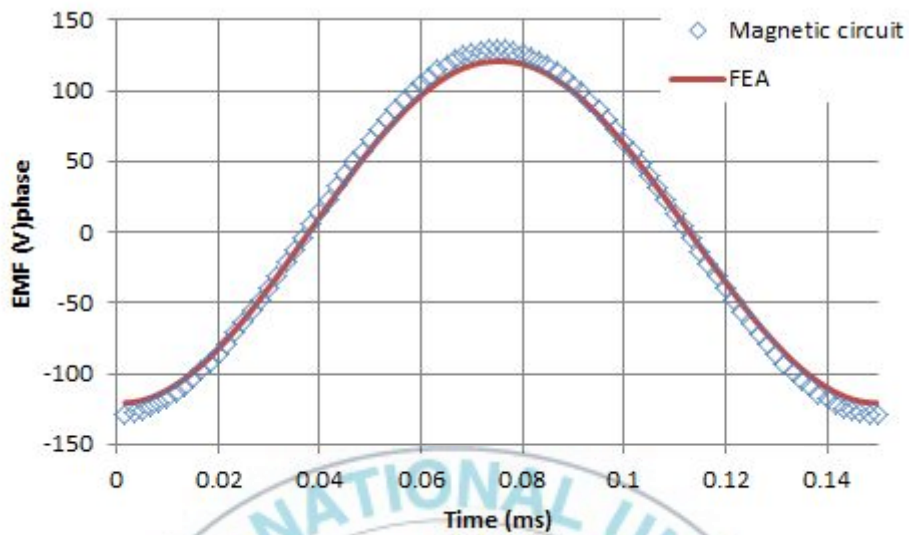
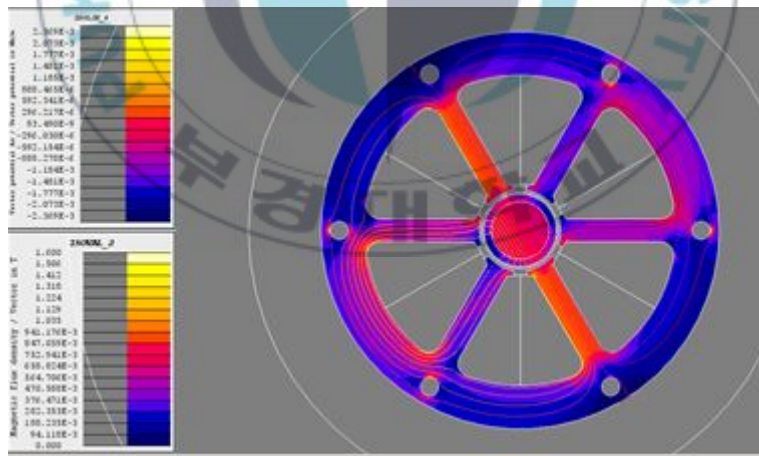


그림 19. 유도 기전력 파형 비교



4.4 철손 해석결과

전기기기의 설계과정에서 고려해야 할 중요한 요소 중의 하나는 전기자 철심의 전기적인 손실이다. 새로운 재료나 손실이 적은 전기강판을 사용하면 손실을 줄일 수 있다. 전기자 철심의 손실은 크게 히스테리시스 손실(hysteresis losses)과 와전류 손실(eddy current losses)로 구분할 수 있다. 이런 손실들은 전기자 철심을 통과하는 자속들이 시간에 따라서 변화기 때문에 발생한다. 히스테리시스 손실은 자속이 변하는 주파수에 상관없이 자속의 크기에 따라 일정하지만, 와전류 손실은 자속의 주파수에 따라서 비선형적으로 증가한다. 따라서 정확하고 손쉽게 철손을 예측하는 것이 필요하다. 설계 단계에서 철손을 예측하는 방법은 여러 가지가 있지만, 초고속 회전에 비례하는 높은 주파수와 고조파 영향을 고려하기 위해서 유한요소법을 사용하였다. 고주파수용 전기강판 20PNF1500(POSCO, 두께 0.2mm)과 아몰퍼스 합금(Metglas 2605SA1, 두께 0.025mm)의 철손 데이터를 사용해서 전기자 철심의 철손을 해석하였다. 해석에 사용한 20PNF1500 전기강판의 철손특성은 그림 21 과 같고, 아몰퍼스 합금의 철손특성은 그림 22 와 같다. 400,000 [rpm], 800 [W] 정격에서 고주파수 전기강판의 철손은 81.323 [W], 아몰퍼스 합금의 철손은 9.725 [W]가 나타났다. 고주파수 전기강판의 철손보다 아몰퍼스 합금의 철손이 약 8 배 이상 낮았다.

20PNF1500 - Iron Loss Curve

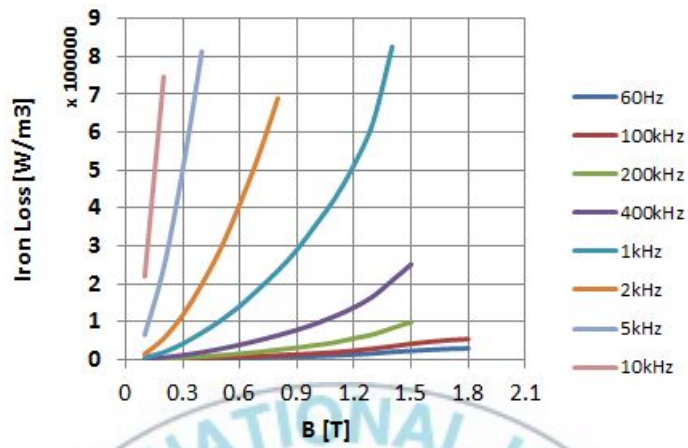


그림 21. 고주파수용 전기강판 철손 특성

2605SA1 - Iron Loss Curve

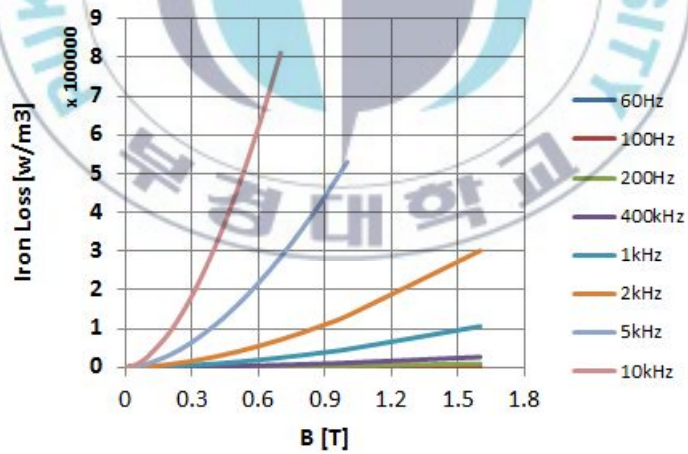


그림 22. 아몰퍼스 합금의 철손 특성

제 5 장 DSP 프로세서 기반 센서리스

제어기 구현

발전기를 제어하기 위한 전력전자회로는 고효율 드라이브를 위해서 고조파 성분이 적은 고주파수 전원으로 설계되어야 한다. 이런 회로는 현재 사용 가능한 전력 소자로 구성되어야 한다. 게다가 회로의 제어기는 하드웨어와 소프트웨어에서 전류와 전압의 계산이 아주 빨라야 한다.

회전자 각도, 자속위치, 속도를 탐지하는 센서는 간단하지만 튼튼한 구조를 가져야 한다. 하지만 속도 센서를 사용하면 많은 문제점이 발생한다. 센서 부착으로 전체 제어기 시스템의 부피가 커지게 되고 절대형 엔코더나 레졸버 등의 절대 위치 센서들은 환경적인 영향에 취약하여 고온, 고속의 열악한 환경에서는 사용하기 어렵다. 진동이나 온도 변동이 심한 환경에서 속도 센서를 사용하는 경우에는 정기적인 유지관리가 요구된다. 그리고 센서연결을 위한 케이블과 커넥터 등의 인터페이스로 하드웨어가 복잡해지고 잡신호에 취약해져 제어기의 신뢰성이 떨어진다. 이를 극복하기 위해서 속도 센서를 사용하지 않는 센서리스 제어방법에 대한 연구들이 활발히 진행되었다. 센서리스 제어 기법에는 전동기 모델과 전동기의 비이상적인 특성을 이용하는 방법으로 나눌 수 있다 [70]. 전동기 모델을 이용하는 방법으로는 전동기의 역기전력을 적분하여 자속을 구하고 이로 부터 회전자의 위치를 추정하는 방식, 전류 모델을 이용하는 방식, 상태 추정기나 칼만 필터 등의 고급 제어 이론을 이용하는 방식 등이 있다 [71]~[74].

5.1 영구자석 동기기의 센서리스 제어 기법

영구자석 동기기(PMSM)의 센서리스 제어 기법은 전동기 모델을 이용하는 방법과 전동기의 비이상적인 특성을 이용하는 방법으로 크게 나눌 수 있다. 전동기의 모델을 이용하는 방법으로는 전동기의 역기전력을 적분하여 자속을 구하고 이로부터 회전자의 위치를 추정하는 방식 [75], 전류 모델을 이용하는 방식 [76], 상태 추정기나 칼만 필터 등의 고급 제어 이론을 이용한 방식 [77]~[79] 등이 있고, 전동기의 비이상적인 특성을 이용하는 방법으로 부가신호를 인가하는 방식 [74]이 대표적이다.

가. 역기전력 방식

영구자석 동기기는 회전자의 위치와 계자 자속의 위치가 같고 계자 자속이 전기자 권선에 쇄교하여 발생하는 역기전력 전압은 계자의 위치보다 90° 앞서므로 가장 간단하게 회전자의 위치 정보를 얻는 방법이다. 이 방법의 기본 개념을 영구자석 동기기의 전압 방정식을 이용하여 나타내면 다음과 같다.

$$v_{ds}^s = R_s i_{ds}^s + \frac{d}{dt} \lambda_{ds}^s \quad (62)$$

$$v_{qs}^s = R_s i_{qs}^s + \frac{d}{dt} \lambda_{qs}^s \quad (63)$$

수식 (62)과 (63)으로부터 d , q 축 전기자에 쇄교하는 자속을 수식 (64)와 (65)와 같이 유도할 수 있다.

$$\lambda_{ds}^s = \int e_{ds}^s d\tau = \int (v_{ds}^s - R_s i_{ds}^s) d\tau \quad (64)$$

$$\lambda_{qs}^s = \int e_{qs}^s d\tau = \int (v_{qs}^s - R_s i_{qs}^s) d\tau \quad (65)$$

d - q 축 전기자 쇠교 자속 및 위상을 구하여 쇠교 자속 벡터의 위치를 구한 후 이에 90° 를 더하여 수식(66)와 같이 역기전력의 위치를 구한다.

$$\theta_s = \theta_\lambda + 90^\circ = \tan^{-1}\left(\frac{\lambda_{qs}^s}{\lambda_{ds}^s}\right) + 90^\circ \quad (66)$$

나. 단일 관측기를 사용한 센서리스 제어

전기 시스템과 기계 시스템을 단일 관측기로 구성하여 센서리스 제어를 수행하는 방법들은 전동기의 전류, 회전자의 위치, 회전자의 속도를 시스템의 상태 변수로 설정하여 상태 관측기를 구성한다 [77]. 상태 변수 중 측정이 가능한 것은 전동기의 전류이므로 시스템의 출력은 전동기의 전류가 되고 측정된 전류와 추정된 전류의 오차를 이용하여 폐루프 관측기를 구성하게 된다. 이 방법에 사용되는 시스템의 모델을 회전자 좌표계 d - q 축 전류를 사용하여 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{d}{dt} i_{ds}^r = -\frac{R_s}{L_d} i_{ds}^r + \omega_r \frac{L_q}{L_d} i_{qs}^r + \frac{1}{L_d} v_{ds}^r \quad (67)$$

$$\frac{d}{dt} i_{qs}^r = -\omega_r \frac{L_d}{L_q} i_{ds}^r - \frac{R_s}{L_q} i_{qs}^r + \frac{1}{L_q} v_{qs}^r - \frac{\lambda_{pm}}{L_q} \omega_r \quad (68)$$

$$\frac{d}{dt} \omega_r = \frac{3P^2(L_d - L_q)}{4J} i_{ds}^r i_{qs}^r + \frac{3P^2 \lambda_{pm}}{4J} i_{qs}^r - \frac{B}{J} \omega_r - \frac{P}{J} T_L \quad (69)$$

$$\frac{d}{dt}\theta_r = \omega_r \quad (70)$$

다. 별도의 관측기를 사용한 센서리스 제어

전기 시스템과 기계 시스템을 별도의 관측기로 구성한 방법들은 d-q 축 전류를 기본 상태 변수로 하고 측정할 수 없는 d-q 축 역기전력 전압을 추가의 상태 변수로 설정하여 시스템의 상태 방정식을 구성하고 그에 대한 상태 관측기를 구현하여 d-q 축 역기전력 전압을 추정하여 회전자의 위치 또는 회전자의 위치 추정 오차를 얻은 후 이를 이용하여 회전자의 위치 및 속도를 추정한다 [78]. 이 방법에서 사용되는 전동기의 상태방정식은 다음과 같다.

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_{ds}^r \\ i_{qs}^r \\ e_{ds}^r \\ e_{qs}^r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{R_s}{L_d} & \omega_r \frac{L_q}{L_d} & \frac{1}{L_q} & 0 \\ -\omega_r \frac{L_d}{L_q} & -\frac{R_s}{L_q} & 0 & -\frac{1}{L_q} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds}^r \\ i_{qs}^r \\ e_{ds}^r \\ e_{qs}^r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{L_q} & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_q} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{ds}^r \\ v_{qs}^r \end{bmatrix} \quad (71)$$

추정된 d-q 축 역기전력 전압들이 회전자 위치 추정 오차를 포함하고 있으므로, 수식 (72)과 같이 $\tan^{-1}$ 함수를 사용하여 회전자의 위치 추정 오차를 계산한다.

$$\tan^{-1}\left(\frac{e_{ds}^r}{e_{qs}^r}\right) = \Delta\theta_r \quad (72)$$

회전자의 위치는 얻어진 회전자 위치 추정 오차 정보를 0으로 하는 제어를 구성함으로써 추정할 수 있다.

라. 칼만 필터를 사용하는 방법

칼만 필터는 R.E. Kalman에 의하여 제안된 최적의 선형 추정기이며, 구체적으로는 이산 시간 구간마다 측정된 잡음이 실린 데이터로부터 동적 시스템의 상태 변수를 최적으로 추정할 수 있게 하는 선형 추정기이며, 치우침이 없고 오차의 분산을 최소화하는 반복적인 알고리즘이다 [80].

비선형 시스템인 전동기 구동 시스템에 선형 추정기인 칼만 필터를 그대로 적용할 수는 없으므로 칼만 필터를 센서리스 제어를 위한 추정기로 사용하는 대부분의 제어 방법들은 비선형 시스템에 사용이 가능한 확장 칼만 필터(extended Kalman filter)를 사용하고 있다. 칼만 필터를 사용하는 방법은 상태 관측기를 사용하는 방법과 유사하지만, 시스템 모델 오차와 측정 잡음의 자기 공분산 행렬(auto covariance matrix)을 설정해야 하고 오차의 분산이 최소가 되도록 관측기의 이득 행렬을 매 계산 주기마다 수정해주는 것이 다르다.

마. 불연속적인 신호 인가 방법

짧은 시간 동안 큰 전압을 전동기에 인가하고 그에 따른 전류의 변화율을 측정하여 회전자 위치를 추정하는 방법으로 INFORM(Indirect Flux detection by On-line Reactance Measurement)이라 불린다 [81]. 이 방법에서는 큰 크기를 가지는 전압 벡터를 인가하고 인가된 전압 벡터에 대한 전류 벡터의 시간에 대한 변화율을 측정하여 수식 (73)과 같이 정의되는 'Complex INFORM reactance'를 계산하여 가장 포화가 심한 부분을 검출하고 그로부터 회전자 자속의 위치를 검출하는데, 실제로는 마이크로프로

세서에서 나눗셈 계산을 피하고자 수식 (74)와 같이 복소 리액턴스의 역수를 사용한다.

$$x_{INFORM} \equiv \frac{v_s}{di_s/dt} \quad (73)$$

$$y_{INFORM} \equiv x_{INFORM}^{-1} = y_0 - \Delta y \exp(2\gamma_{NFORM} - 2\gamma_V) \quad (74)$$

여기서, x_{INFORM} 과 y_{INFORM} 은 각각 복소 INFORM 리액턴스와 그 역수이고 v_s 와 i_s 는 각각 전압과 전류 벡터이다.

바. 높은 주파수의 신호 인가 방법

높은 주파수의 신호를 인가하는 센서리스 제어 방법들은 인가되는 신호의 종류에 따라 전압 신호를 인가하는 방법과 전류 신호를 인가하는 방법으로 나눌 수 있다 [74]. 높은 주파수의 전압 신호를 인가 방법에서 인가되는 신호는 전류 제어기의 출력 전압 지령치에 더해지게 되며 전류 제어를 위해서는 저역 통과 필터가, 회전자 위치 및 속도 추정을 위한 신호 처리를 위해서는 인가된 신호의 주파수 성분을 추출하기 위해서는 대역 통과 필터가 사용된다. 높은 주파수의 전류 신호를 인가할 때는 인가되는 신호가 전류 제어기의 입력에 더해지게 되며 신호 처리를 위해서는 대역 통과 필터가 사용된다. 높은 주파수의 전류 신호를 인가하는 센서리스 제어 방법은 전압 신호를 인가하는 방식에 비하여 사용할 수 있는 신호의 주파수가 제한되어 있어 통상 높은 주파수의 전압을 주입하는 방법이 사용된다.

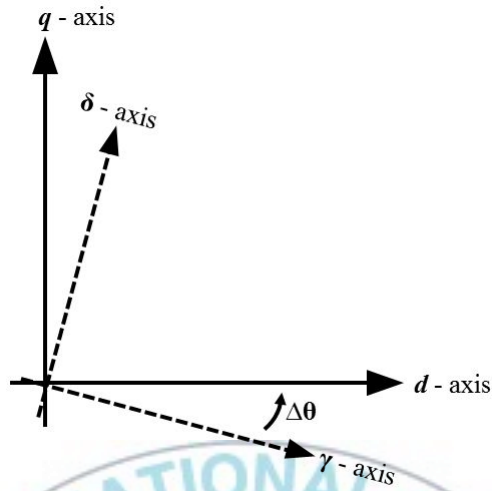


그림 23. 실제 위치와 추정된 위치와의 관계

5.2 전류 모델을 이용한 속도 및 위치 추정

본 논문에서는 구현이 비교적 간단하고 고속 운전영역에서 특성이 좋은 전동기 모델을 이용하는 센서리스 제어 방법을 사용하였다. 특히 전동기 모델 중에서 전동기의 수학적 모델과 추정전류를 사용하여 회전자의 위치와 속도를 추정하는 전류 모델 기법을 사용하였다 [82].

전류 모델 기반의 센서리스 제어 방법은 실제 전류와 추정 전류 간의 오차로서 위치 정보를 얻는다. 센서리스 제어에서 실제 회전자의 위치를 알 수가 없으므로, 제어기에서는 가상의 추정된 회전자의 위치를 사용한다. 그림 23에서 d - q 축은 실제 회전자 자속방향을 기준으로 하는 축을 나타내고, γ - δ 축은 추정된 회전자 자속방향을 기준으로 하는 축을 나타낸다. 실제의 회전자 위치를 θ_r , 제어기가 추정하는 가상의 위치를 $\hat{\theta}_r$ 이라

하면 실제와 가상 축과의 위상차 $\Delta\theta$ 는 다음과 같다.

$$\Delta\theta = \theta_r - \hat{\theta}_r \quad (75)$$

γ - δ 축과 d - q 축 사이의 관계는 다음과 같은 변환 행렬로 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \gamma \\ \delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\Delta\theta & \sin\Delta\theta \\ -\sin\Delta\theta & \cos\Delta\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} \quad (76)$$

$$\begin{bmatrix} d \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\Delta\theta & -\sin\Delta\theta \\ \sin\Delta\theta & \cos\Delta\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \gamma \\ \delta \end{bmatrix} \quad (77)$$

실제 동기속도로 회전하는 d - q 축 좌표계에서 영구자석 동기기의 전압 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} v_{ds} \\ v_{qs} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + pL_d & -w_r L_q \\ w_r L_d & R_s + pL_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \end{bmatrix} + w_r \phi_f \quad (78)$$

여기서, R_s 는 권선저항, L_d 는 d 축 인덕턴스, L_q 는 q 축 인덕턴스, K_E 는 역기전력 상수, w_r 는 회전자 속도, v_{ds} 는 d 축 전압, i_{ds} 는 d 축 전류, v_{qs} 는 q 축 전압, i_{qs} 는 q 축 전류이다. 추정된 위치 $\hat{\theta}_r$ 을 기준으로 하면 위치 오차 $\Delta\theta$ 를 가지는 γ - δ 축 좌표계에서의 전압 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} v_\gamma \\ v_\delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\gamma \\ i_\delta \end{bmatrix} + w_r \phi_f \begin{bmatrix} -\sin\Delta\theta \\ \cos\Delta\theta \end{bmatrix} \quad (79)$$

여기서 a_{11} 는 $R_s + p(L_0 + L_2 \cos 2\Delta\theta) + w_r L_2 \sin 2\Delta\theta$,

a_{12} 는 $-pL_2 \sin 2\Delta\theta - w_r(L_0 - L_2 \cos 2\Delta\theta)$,

a_{21} 는 $-pL_2 \sin 2\Delta\theta + w_r(L_0 + L_2 \cos 2\Delta\theta)$

a_{22} 는 $R_s + p(L_0 - L_2 \cos 2\Delta\theta) - w_r L_2 \sin 2\Delta\theta$,

L_0 는 $\frac{L_d + L_q}{2}$, L_2 는 $\frac{L_d - L_q}{2}$ 이다. 이때, 우측 첫 번째 항을 위치오차

$\Delta\theta \approx 0$ 이라고 가정하면, 위 수식은 다음과 같이 간략화된다.

$$\begin{bmatrix} v_\gamma \\ v_\delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + pL_d & -w_r L_q \\ w_r L_d & R_s + pL_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\gamma \\ i_\delta \end{bmatrix} + w_r \phi_f \begin{bmatrix} -\sin\Delta\theta \\ \cos\Delta\theta \end{bmatrix} \quad (80)$$

위 식으로부터 위치 오차 $\Delta\theta$ 가 존재하면 기전력이 변화되는 것을 알 수 있다. 따라서 γ - δ 축 상의 기전력을 통하여 간접적으로 위치 오차를 알 수 있으므로 위치를 추정할 수 있다. γ - δ 축의 전압 방정식을 전류에 대한 상태 방정식으로 나타내면 다음과 같다.

$$p \begin{bmatrix} i_\gamma \\ i_\delta \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{R_s}{L_d} & -\frac{w_r L_q}{L_d} \\ \frac{w_r L_d}{L_q} & \frac{R_s}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\gamma \\ i_\delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{v_\gamma}{L_d} \\ \frac{v_\delta}{L_q} \end{bmatrix} - e \begin{bmatrix} -\frac{\sin\Delta\theta}{L_d} \\ \frac{\cos\Delta\theta}{L_q} \end{bmatrix} \quad (81)$$

여기서 e 는 $w_r \phi_f$ 이다. 추정한 γ - δ 축이 실제로 d - q 축과 일치하는 경우 즉 $\Delta\theta=0$ 인 경우에 전류에 대한 상태 방정식은 다음과 같다.

$$p \begin{bmatrix} i_\gamma \\ i_\delta \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{R_s}{L_d} & -\frac{w_r L_q}{L_d} \\ \frac{w_r L_d}{L_q} & \frac{R_s}{L_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\gamma \\ i_\delta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{v_\gamma}{L_d} \\ \frac{v_\delta}{L_q} \end{bmatrix} - e \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \quad (82)$$

$p(i_\gamma)$ 를 오일러 근사식을 이용하여 샘플링 시점 n 과 $n-1$, 그리고 샘플링 시간 T 로 나타내면 다음과 같다.

$$p(i_\gamma) = \frac{i_\gamma(n) - i_\gamma(n-1)}{T} \quad (83)$$

수식 (83)를 이용하여 수식 (80)을 전류에 대해서 유도하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} i_\gamma(n) \\ i_\delta(n) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 - \frac{R_s}{L_d} T & \frac{w_r L_q}{L_d} T \\ -\frac{w_r L_d}{L_q} T & 1 - \frac{R_s}{L_q} T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\gamma(n-1) \\ i_\delta(n-1) \end{bmatrix} + T \begin{bmatrix} \frac{v_\gamma}{L_d} \\ \frac{v_\delta}{L_q} \end{bmatrix} - T e \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{L_q} \end{bmatrix} \quad (84)$$

이상적인 모델인 수식 (82)는 제어기 내부에서 계산으로 구한다. 따라서 실제 전동기의 전류 i_γ 와 제어기 내부에서 계산되는 전류 $i_\gamma(n)$ 을 비교함으로써 전동기의 속도 및 위치를 추정할 수 있다. 측정된 전류와 이상적인 모델 전류의 오차를 계산하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} \Delta i_\gamma \\ \Delta i_\delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_\gamma(n) - i_\gamma \\ i_\delta(n) - i_\delta \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} -\frac{e \cdot \sin \Delta \theta}{L_d} \\ \frac{e \cdot \cos \Delta \theta - e(n)}{L_q} \end{bmatrix} \quad (85)$$

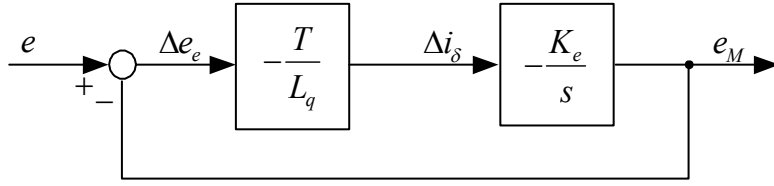


그림 24. 역기전력 추정 블록도

위치 오차 $\Delta\theta$ 가 0에 가까우면, $\sin\Delta\theta \approx \Delta\theta, \cos\Delta\theta \approx 1$ 로 둘 수 있다. 따라서 전류의 오차는 다음과 같아진다.

$$\begin{bmatrix} \Delta i_\gamma \\ \Delta i_\delta \end{bmatrix} = -T \begin{bmatrix} -\frac{e \cdot \Delta\theta}{L_d} \\ \frac{e - e(n)}{L_q} \end{bmatrix} \quad (86)$$

위 식으로 γ 축 전류 오차는 위치 오차와 비례하고, δ 축 전류 오차는 역기전력의 오차와 비례하는 것을 알 수 있다.

δ 축의 전류 오차로 역기전력을 추정하면 다음과 같다.

$$e_M(n) = e_M(n-1) - K_{em} \Delta i_\delta(n) \quad (87)$$

여기서 아래 첨자 M 은 이상적인 모델을 의미하고, K_{em} 은 역기전력의 추정 이득이다. 역기전력을 추정하는 블록도는 그림 24와 같다.

γ 축의 전류 오차로 속도와 위치를 추정하면 다음과 같다.

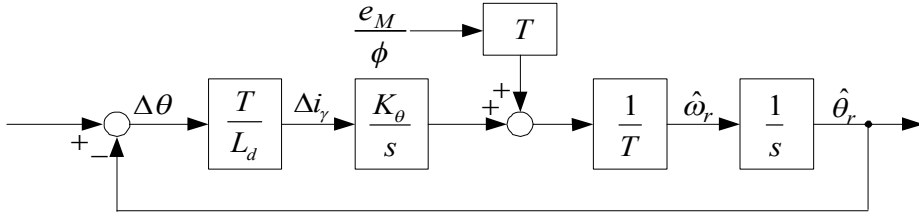


그림 25. 속도 및 위치 추정 블록도

$$\theta_{\gamma}(n) = \theta_{\gamma}(n-1) + \frac{e_M(n)}{\phi_f} T + K_{\theta} sgn w_r(n-1) \Delta i_{\gamma}(n) \quad (88)$$

$$w_r(n) = \frac{1}{T} \theta_r(n) - \theta_r(n-1) = \frac{e_M(n)}{\phi_f} + \frac{K_{\theta}}{T} sgn w_r(n-1) \Delta i_{\gamma}(n) \quad (89)$$

속도와 위치 추정 블록도는 그림 25 과 같다.

전류 모델을 이용한 위치 추정 센서리스 기법의 전체 블록도는 그림 26 과 같다.

5.3 센서리스 제어를 위한 주의사항

센서리스 운전 안정성을 보장하기 위해서는 전동기 모델의 고윳값의 절댓값이 1 보다 작아야 한다. 따라서 시스템이 외란에 강해지기 위해서는 이득을 증가시켜야 하나 시스템이 불안정해지는 문제가 발생할 수 있기 때문에 역기전력 및 위치 추정이득은 다음과 같이 그 값이 제한된다.

$$0 < K_{em} < 2 \frac{L_q}{T} \quad (90)$$

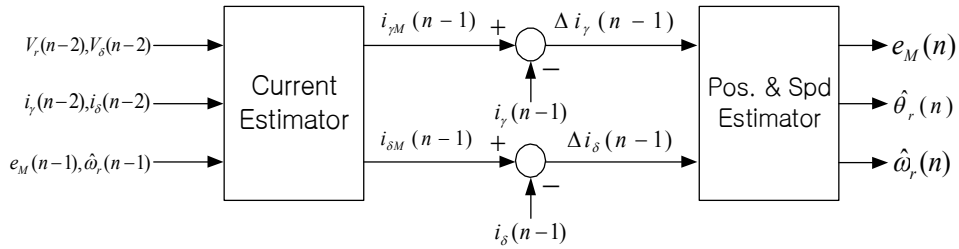


그림 26. 전류 모델을 이용한 센서리스 기법

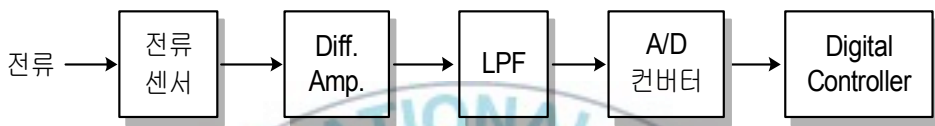


그림 27. 전류 측정 과정

$$0 < K_\theta < 2 \frac{L_d}{|e|T} \quad (91)$$

전동기의 전류를 측정할 때 발생하는 오차에는 오프셋(offset) 전류와 스케일링(scaling) 오차가 있으며 이들은 전동기의 정확한 전류 정보를 얻는데 영향을 준다.

전동기 제어에 필요한 전기자 전류는 통상 그림 27 과 같은 과정을 통해서 측정된다. 전류 센서, 연산 증폭기, A/D 컨버터를 거치면서 오프셋 전류가 발생한다. 직류 오프셋이 첨가된 상전류를 사용하면 자속을 추정할 때 적분기가 발산할 수 있다.

전류 센서의 출력은 A/D 컨버터의 입력 허용 범위를 맞추기 위해 적당한 비율(K)로 스케일링 되어야 하며, 이에 따라 제어기에서는 A/D 컨버터로부터 변환된 전류를 다시 재스케일링($K_r = 1/K$)하여 그 원래 값으로

복귀시켜 사용해야 하는데, 이때 스케일링이 정확하지 않을 수 있다. 부정확한 스케일링으로 크기 오차가 발생하면 정확한 자속 추정에 문제가 발생할 수 있다.

이러한 오차들의 영향을 줄이기 위해 전류 측정과정에서 오프셋 전류를 가능한 한 작게 되도록 조절해야 하며, 정확한 스케일링을 해야 한다.

비이상적인 요소에는 데드 타임(Dead time)이나 소자의 온 드롭(On Drop)과 같이 스위칭 반도체 소자의 특성에 의한 것이 있다 [83]. 이러한 비이상적인 요소로 실제 전동기 전압과 전류 정보가 부정확하게 되어 센서리스 벡터제어를 위한 자속 추정과 속도 추정 성능에 큰 영향을 끼친다. 특히 저속 운전 영역에서의 추정 성능은 이러한 비이상적인 요소를 얼마나 줄일 수 있는가에 따라 크게 달라질 수 있다.

5.4 센서리스 제어기 설계도

센서리스 제어기의 형상 및 시스템 구성도는 그림 28 과 같다.

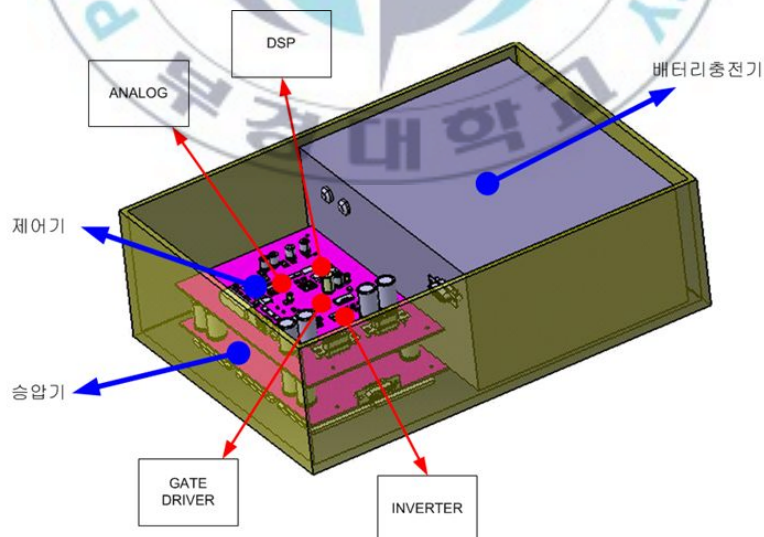


그림 28. 제어기 형상 및 시스템 구성도

DSP 회로도는 그림 29 와 같다. 32bit 300Mbps DSP 를 사용하였고 전 동기 속도제어를 담당하고 전류센서 등 각종 제어기 부품의 보호 기능을 사용한다. 그리고 여러 가지 센서의 입력 및 처리 기능을 담당한다.

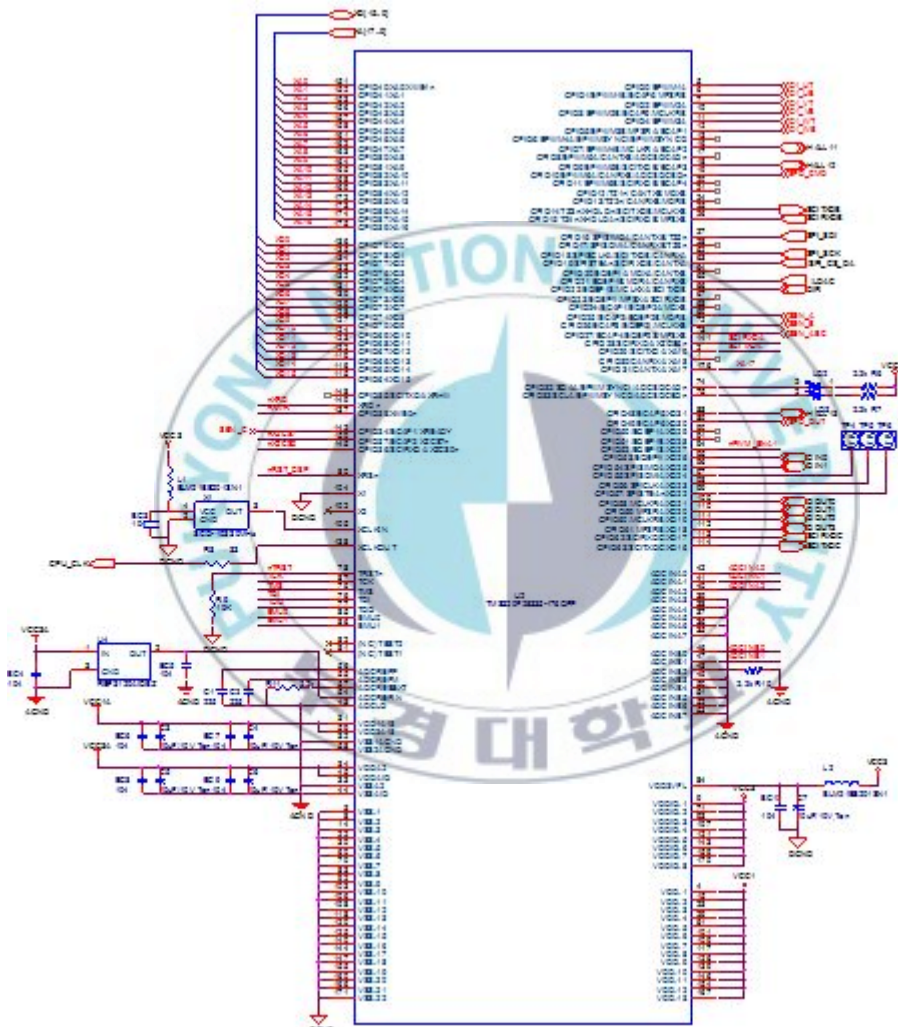


그림 29. DSP 회로도

아날로그 회로도는 그림 30 과 같다. 전류, 전압 검출, 온도 검출, 역기 전력 검출 등 각종 아날로그 신호를 디지털 신호로 변화하는 역할을 담당한다. 16bit ADC 를 적용하였다.

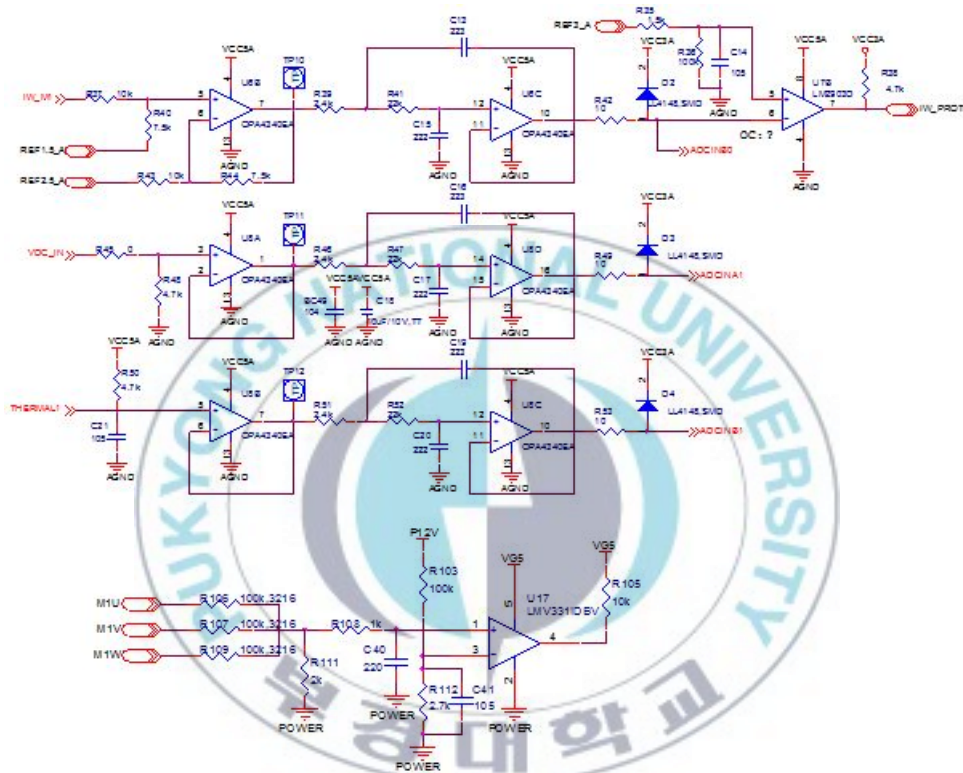


그림 30. 아날로그 회로도

게이트 드라이버 회로는 그림 31 과 같다. MOSFET 을 사용하여 고속 스위칭이 가능하도록 구성하였다. 그리고 절연 전압 및 전류 상태를 감시하고 IGBT Fault 모니터링을 한다. 그리고 DC 링크 평활 회로를 내장하고 있다.

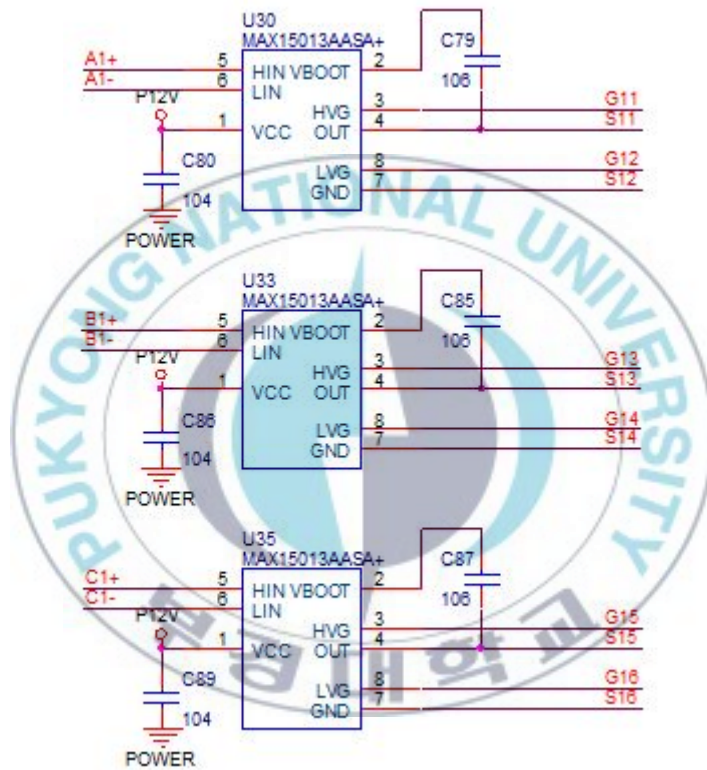
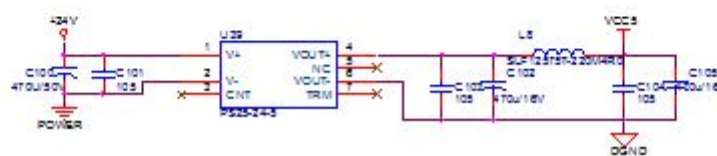


그림 31. 게이트 드라이버 회로



77

센서리스 제어기의 회로도를 바탕으로 제어기를 제작하였다. DSP 제어기 보드(아날로그 회로 포함)는 그림 34, 게이트 드라이브 보드는 그림 35, 전원부 보드는 그림 36 과 같다. 3 개의 보드로 구성된 완성된 센서리스 제어기는 그림 37 과 같다.



그림 34. DSP 제어기 보드

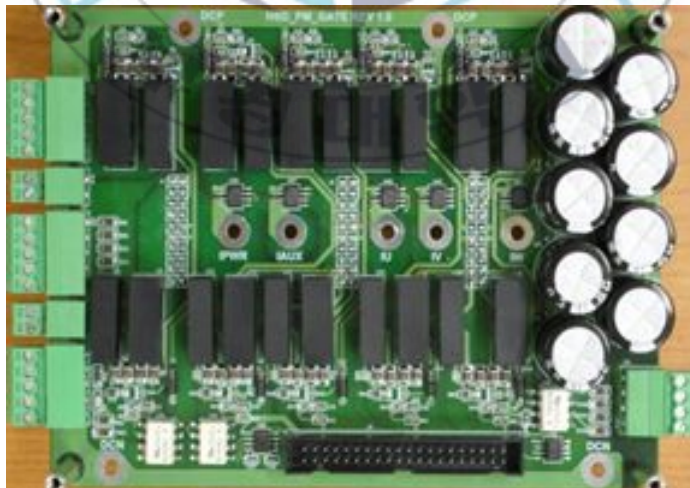


그림 35. 게이트 드라이브 보드



그림 36. 전원부 보드

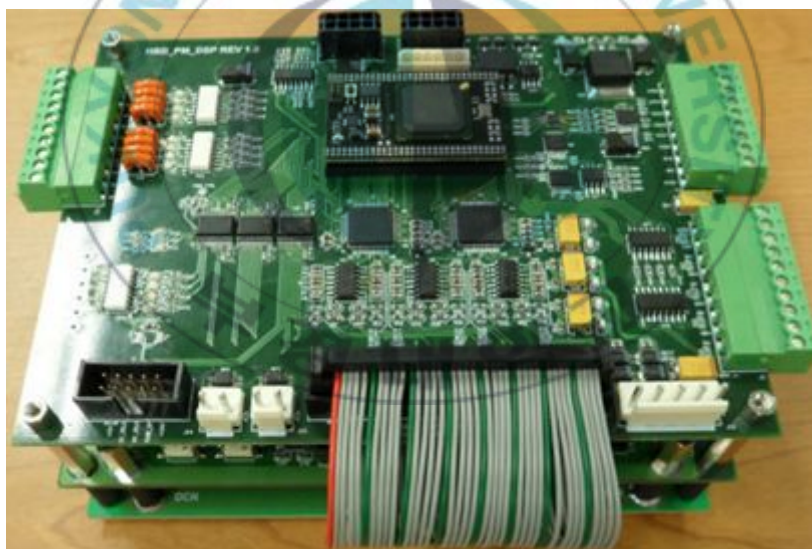


그림 37. 완성된 센서리스 제어기

제 6 장 시작품 제작 및 시험

앞에서 정격출력 800 [W], 정격속도 400,000 [rpm]의 초고속 영구자석 동기발전기를 설계하고, 자기 등가회로법과 유한요소법으로 특성해석을 하여 설계결과의 타당성을 검토하였다.

이 장에서는 설계결과를 바탕으로 초고속 영구자석 동기발전기의 시작품을 제작하고 back-to-back 시험으로 영구자석 동기발전기의 무부하 시험과 부하 시험을 하였다.

6.1 시작품 제작 및 시험장치구성

설계결과를 바탕으로 초고속 영구자석 동기발전기를 제작하였다.

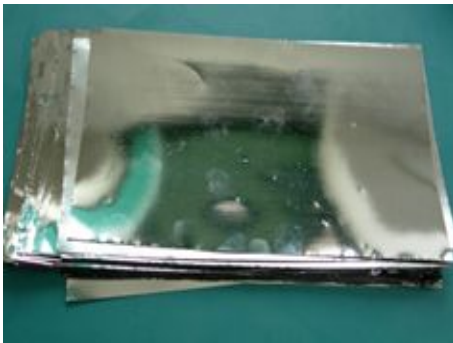
먼저 아몰퍼스 합금을 포토 에칭(photo etching)하여 전기자 철심으로 만들었으며, 이를 적층하고 리츠-와이어로 권선 작업을 하였다 [84]. 발전기 전기자를 제작하는 과정에서 나온 결과물을 그림 38에 나타내었다.

회전자는 영구자석과 회전축을 슬리브로 열 박음 하여 조립하였다. 영구자석과 회전축 단품과 슬리브로 열 박음된 회전을 그림 39에 나타내었다.

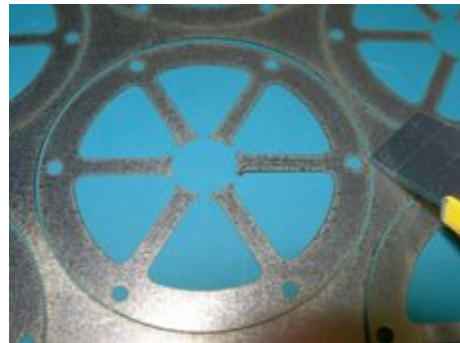
전기자와 회전을 하우징에 넣어 발전기를 완성하였다. 하우징 안쪽에는 그림 40과 같이 냉각 통로용 케이스가 있어 하우징은 이중 구조로 되어있다.

초기 설계단계에서는 포일 베어링으로 정격속도 400,000 [rpm] 구동을 목표로 하였으나 회전자 지름 8 [mm]를 지지하는 포일 베어링 개발이 늦어져서 세라믹 볼 베어링을 사용하였다.

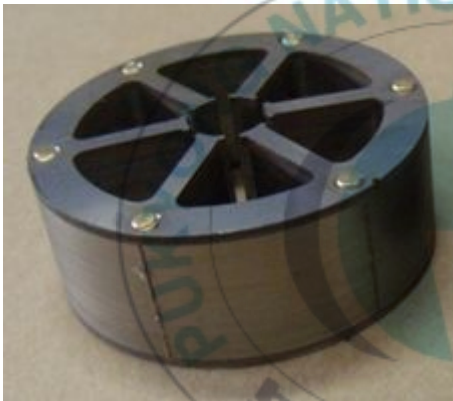
시작품 제작을 위한 전기자, 회전자, 하우징, 베어링은 그림 41과 같다.



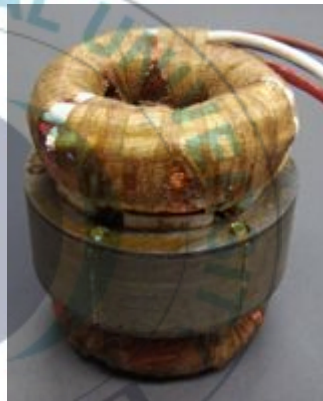
(1) 아몰퍼스 합금 금속판



(2) 포토에칭 공정 완료



(3) 전기자 철심 적층



(4) 전기자 권선 배치

그림 38. 발전기 전기자 제작

15 [cm]길이의 철자와 비교해서 시작품의 크기를 가늠할 수 있다.

각 부품을 조립하여 시작품을 완성하였다. 조립이 완료된 시작품은 그림 42와 같다. 시작품의 전기자와 회전자의 무게 합은 그림 43과 같이 262 [g]이고, 하우징이 포함된 전체 무게는 그림 44와 같이 698 [g]이다.

100,000 [rpm] 이상에서 동작하는 동력계(dynamo meter)가 없어서 발



(1) 영구자석과 회전축



(2) 슬리브로 열박음된 회전자

그림 39. 발전기 회전자 제작



그림 40. 발전기 하우징

전기의 성능 평가를 위해서 back-to-back 시험을 구성하였다. 같은 사양으로 발전기 2 대를 조립하였고 그림 45 와 같이 커플링으로 발전기 2 대의 회전축을 서로 연결하였다. 발전기 1 대는 전동기로 동작하여 발전기의 회전자를 회전시키는 역할을 하게 된다. 즉, back-to-back 구성은 M-G 세트가 되며 전동기의 기계적인 출력은 발전기의 입력이 된다.

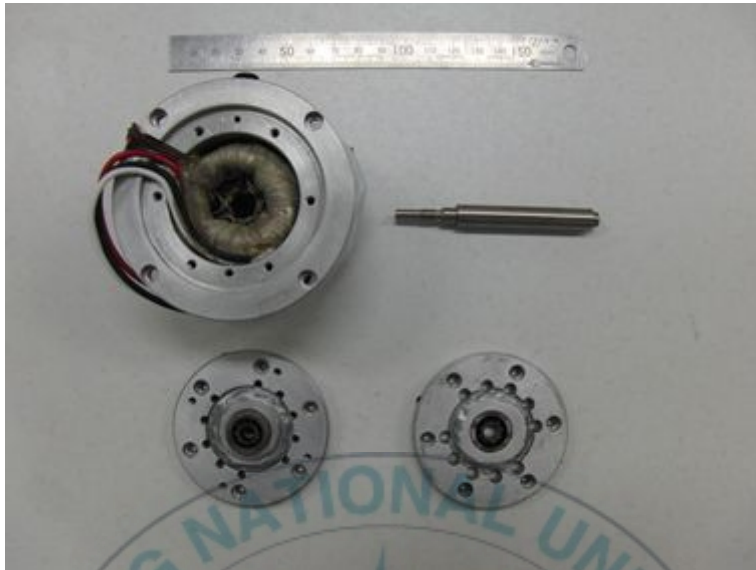


그림 41. 시작품 제작(조립전)



그림 42. 시작품 제작(조립 후)



그림 43. 전기자와 회전자 무게



그림 44. 시작품 전체 무게

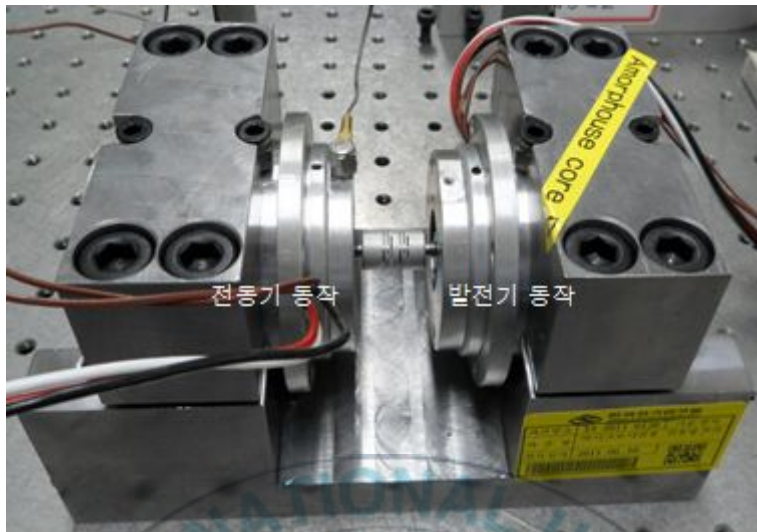


그림 45. Back-to-back 시험 구성

그림 46 과 같이 back-to-back 시험에서 전동기 역할을 할 기기에 센서리스 제어기를 연결하였다.

센서리스 제어기로 전동기의 속도를 제어하고 발전기 출력단자에 저항 부하를 연결하여 발전기의 출력을 측정하였다.

발전기의 출력특성을 분석하기 위해서 그림 47 과 같이 전원공급기, 전력분석기, 오실로스코프, 전자부하기 등으로 측정 시스템을 구성하였다.

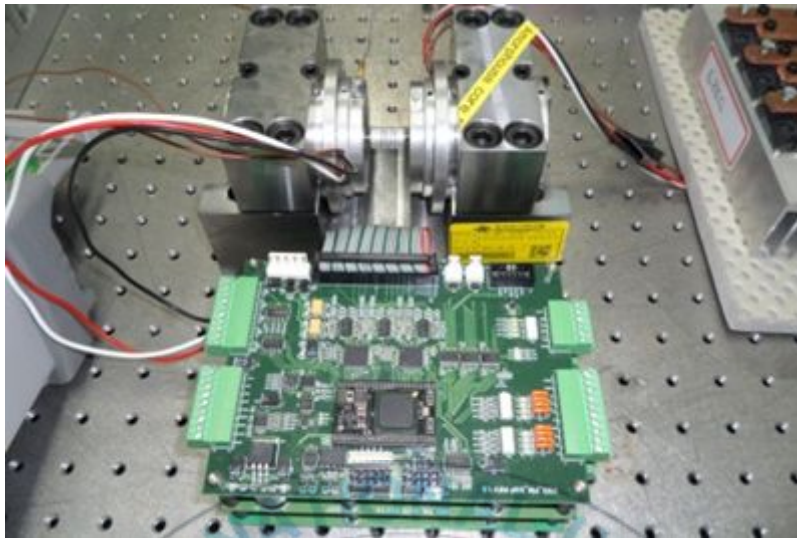


그림 46. Back-to-back 시험구성과 센서리스 제어기



그림 47. 시험 시스템

6.2 위험속도해석

회전자 설계에서 초기 추정 위험속도를 계산하였다. 초기설계에서는 위험속도가 정격속도 400,000 [rpm]보다 2 배 이상 커서 회전자 구조에 문제가 없는 것으로 판단되었다. 하지만 시작품을 제작하는 과정에서 회전자 구조에 변화가 생겼다. 그림 48 과 같이 회전자는 원통형 영구자석과 슬리브로 조립되었고 세라믹 볼 베어링이 회전을 지지하게 되었다. 따라서 제작된 회전자가 초고속 회전에서 안정적인지 확인하기 위해서 위험속도의 재평가해야 한다.

시작품 제작용 회전자의 3 차원 모델로 위험속도를 해석하였다. 그림 49 와 같이 회전속도에 따라서 자이로스코픽 효과를 고려하여 캠벨 선도를 구하였으며 1X 와 교차하는 점이 위험속도가 된다. 캠벨 선도의 1 차 전방 휘돌림 위험속도는 약 255,777 [rpm]으로 예상되었다. API 610 에서 제시하는 위험속도의 분리 여유는 20~30 [%]이다. 회전속도가 200,000 [rpm]일 때 분리 여유는 27.88 [%]이다. 그러므로 세라믹 볼 베어링을 사용하면 회전자는 회전속도 200,000 [rpm]까지는 비교적 안정적이지만 그 이상의 회전속도에서는 안정된 회전을 보장하지 못한다.

발전기의 특성 시험을 위해서 back-to-back 시험구성을 하였다. 두 대의 회전을 커플링으로 연결하였다. 커플링으로 연결된 회전축에 대해서 위험속도를 고려하지 않고 시험하게 되면 그림 50 과 같이 커플링과 회전축이 굽어지게 된다. 커플링을 교체한 후 커플링이 연결된 회전축에 대해서 그림 51 과 같은 위험속도를 해석하였고, 그림 52 와 같은 캠벨 선도를

나타내었다. 1 차 전방 휘돌림 위험속도는 135,727 [rpm]으로 예측되었다. 1 차 위험속도에서 회전축은 그림 51 과 같은 변형이 일어나게 되므로 back-to-back 시험으로 1 차 위험속도를 넘어서는 특성시험은 위험하다. 위험속도 분리 여유를 30 [%] 이상으로 설정하면 커플링으로 연결된 회전축은 100,000 [rpm]까지는 안정적으로 회전할 것으로 예상하였다.



그림 48. 회전자 구조

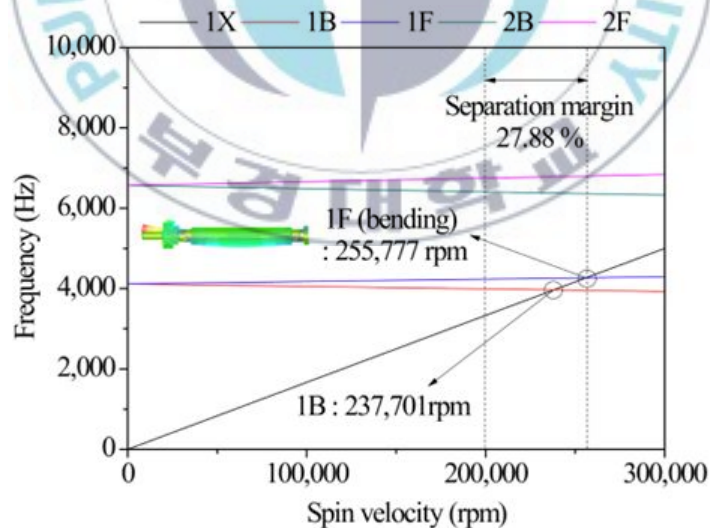
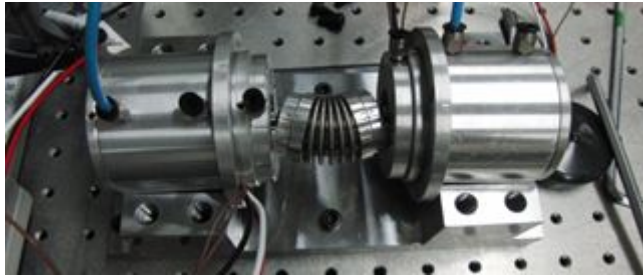


그림 49. 위험속도 해석 - 캠벨선도



(1) 위험속도에서 휘어진 커플링



(2) 휘어진 커플링과 회전축

그림 50. 위험속도에서의 문제점

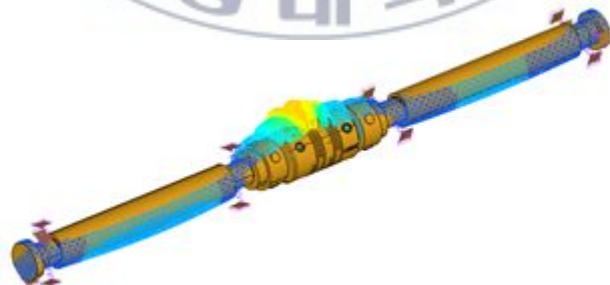


그림 51. 커플링된 회전축계 1 차 위험모드

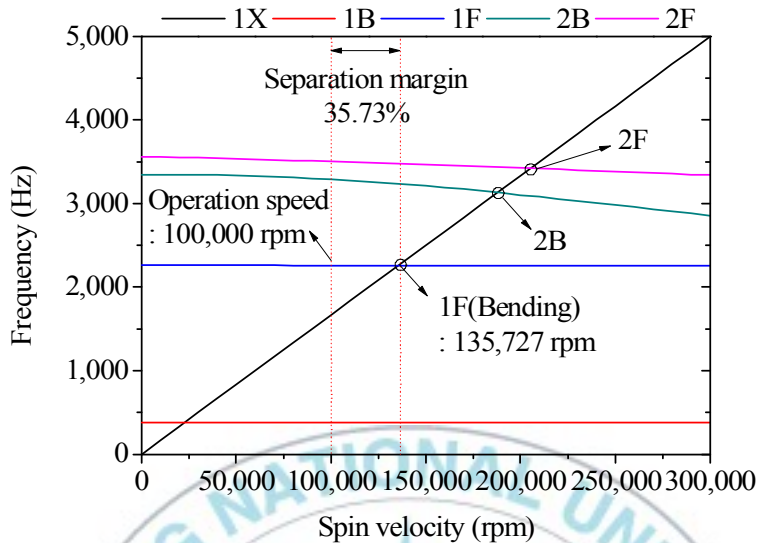


그림 52. 커플링된 회전축계 캠벨선도

6.3 역기전력 측정

제작된 발전기는 커플링으로 연결된 회전축과 세라믹 볼 베어링을 사용하여 발전기의 정격속도 400,000 [rpm]으로 시험할 수 없다. 발전기는 위험속도를 고려하여 최대 100,000 [rpm]까지 시험을 하였다. 100,000 [rpm]에서 발전기의 무부하 역기전력을 그림 53과 같이 측정되었다. 전력분석기에서 측정한 3상 평균 상 역기전력은 22.247 [Vrms]로 선간 전압으로 변환하면 38.534 [Vrms]가 된다. 오실로스코프로 측정한 선간전압의 파형은 그림 54와 같이 정현파에 가까운 모습이고, 전압은 36.7 [Vrms]로 측정되었다. 전력분석기에서 1.666 [kHz], 오실로스코프로에서 1.667 [kHz] 주파수가 측정되어 발전기가 100,000 [rpm]으로 회전한 것을 알 수 있었다. 전력분석기와 오실로스코프의 측정값이 다른 이유는 각각의 측정기기 특성과 측정오차에 기인한 것으로 전력분석기의 측정값을 참값으로 가정하

였고, 오실로스코프는 측정 파형을 보기 위한 용도로 사용하였다. 설겅값과 측정값을 비교하여 표 12에 정리하였다. 자기회로법과 유한요소법으로 해석한 선간 역기전력은 그림 55와 같이 실험결과와 비슷하였다.



그림 53. 상 역기전력 측정(전력분석기)

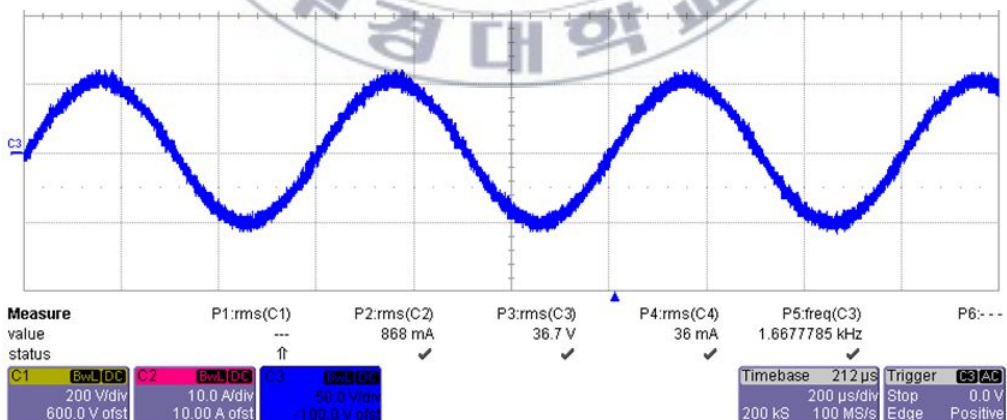


그림 54. 선간 역기전력 파형(오실로스코프)

표 12. 역기전력 비교(100,000 [rpm])

	자기 회로	FEA	측정값
상 역기전력 [Vrms]	21.966	21.400	22.247

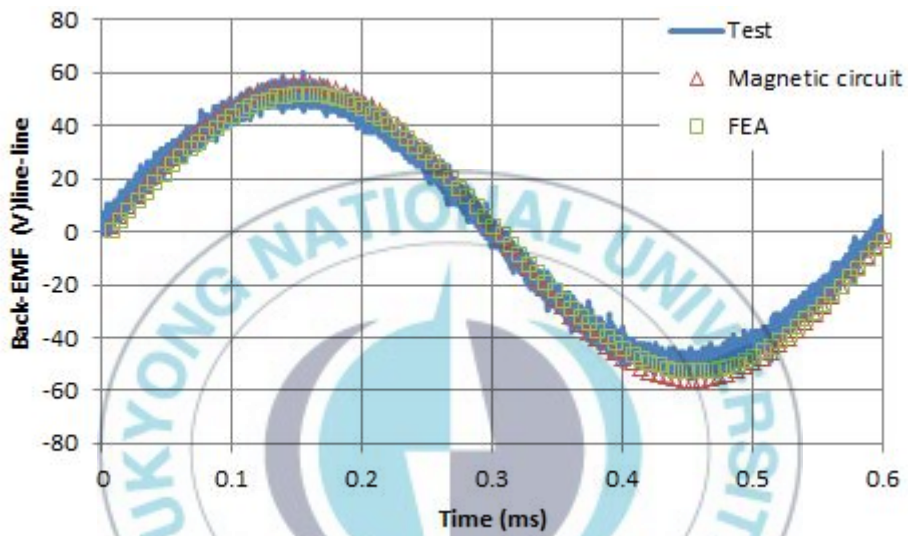


그림 55. 선간 역기전력 파형비교(100,000 [rpm])

6.4 무부하 손실

발전기 출력단자를 개방한 상태에서 back-to-back 실험을 하였다. 발전기의 무부하 상태에서 발전기를 100,000 [rpm]으로 회전시키는 데 필요한 전력은 무부하 손실로 고려할 수 있다. 따라서 전동기의 입력은 무부하 손실이 된다. 무부하 손실에는 철손과 마찰손 등이 포함되어 있다.

아몰퍼스 합금을 사용한 전동기 측에서 측정한 무부하 전력은 그림 56과 같이 31.394 [W]이다.

고주파수에 사용되는 20PNF1500의 전기강판으로 만든 전동기의 무부하 전력은 그림 57과 같은 41.641 [W]이다.

아몰퍼스 합금 전동기와 일반 전기강판 전동기가 전기자 철심을 제외한 모든 부품이 같고, 각각의 전동기가 가지는 기계적인 손실이 같다고 가정하였을 때 무부하 손실의 차이는 철손의 차이라고 가정할 수 있다. 따라서 100,000 [rpm]에서 아몰퍼스 합금의 철손이 일반 전기강판의 철손보다 약 10 [W]가 작다고 볼 수 있다.

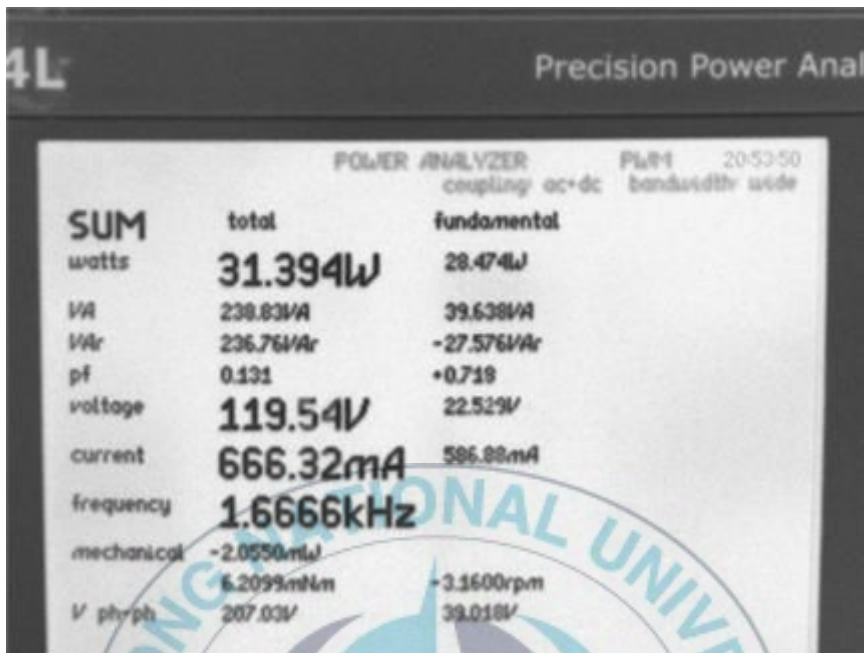


그림 56. 아몰퍼스 합금 전동기 무부하 특성

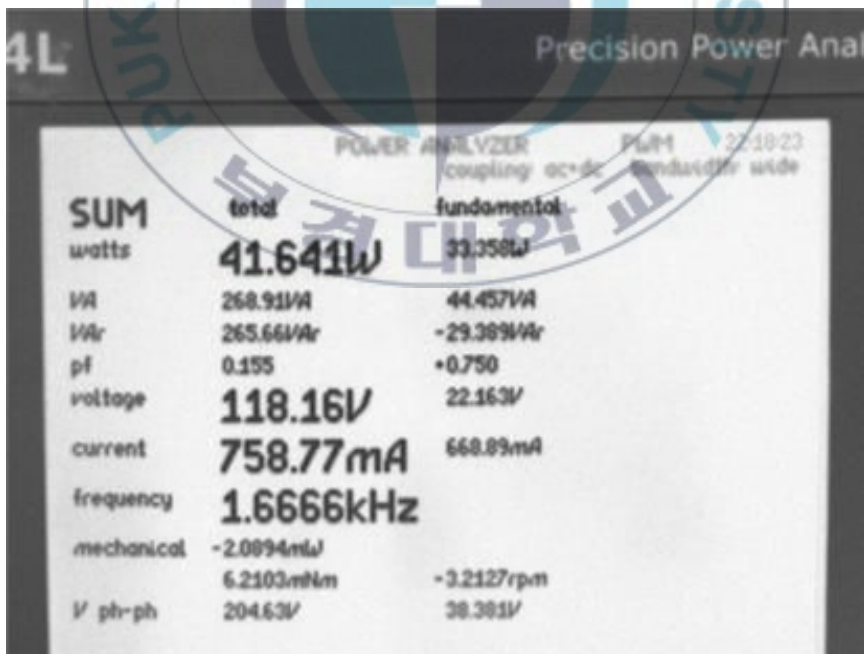


그림 57. 일반 전기강판 전동기 무부하 특성

6.5 AC 부하 특성

발전기 출력단자에 저항부하를 연결하여 전압과 출력을 측정하였다. 부하저항으로 25 [Ω]을 Y-결선하여 발전기 출력단자에 연결하여 400,000 [rpm]에서 출력이 800 [W] 이상 나오도록 하였다. 하지만 back-to-back 시험의 안전문제로 발전기의 속도를 100,000 [rpm]만 시험하였고 10,000 [rpm] 단위로 전압과 출력을 측정하였다. 측정결과를 설계결과와 비교하여 그림 58 에는 전압을, 그림 59 에는 출력 그래프를 나타내었다.

실험으로 측정한 전압에서 10,000 [rpm]에서 30,000 [rpm]까지 전압은 설계값보다 크게 나타났고, 무부하 역기전력 상수와도 큰 차이를 보이고 있다. 이는 역기전력이 상대적으로 낮은 구간에서 속도제어가 잘되지 않아 나타나는 현상으로 측정오차로 볼 수 있다. 하지만 속도 증가와 함께 역기전력이 증가하는 30,000 [rpm] 이후 구간에서는 설계값과 실험값의 오차가 점점 작아져 결국에는 비슷한 값을 나타내었다. 100,000 [rpm]에서 전압은 약 21.7 [Vrms]로 전기자 반작용 때문에 무부하 역기전력보다 낮아졌다.

부하저항의 출력을 비교한 결과에서 초기 속도부터 100,000 [rpm]까지 설계값과 실험값이 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 100,000 [rpm]에서 출력은 약 52 [W]로 전기자 반작용을 무시하면 400,000 [rpm]에서 출력은 864 [W]가 예상된다.

100,000 [rpm]에서 센서리스 제어기에서 전동기로 입력되는 선간전압과 전류 파형, 발전기의 출력단자에서 측정한 선간전압과 전류 파형은 그림 60 과 같다.

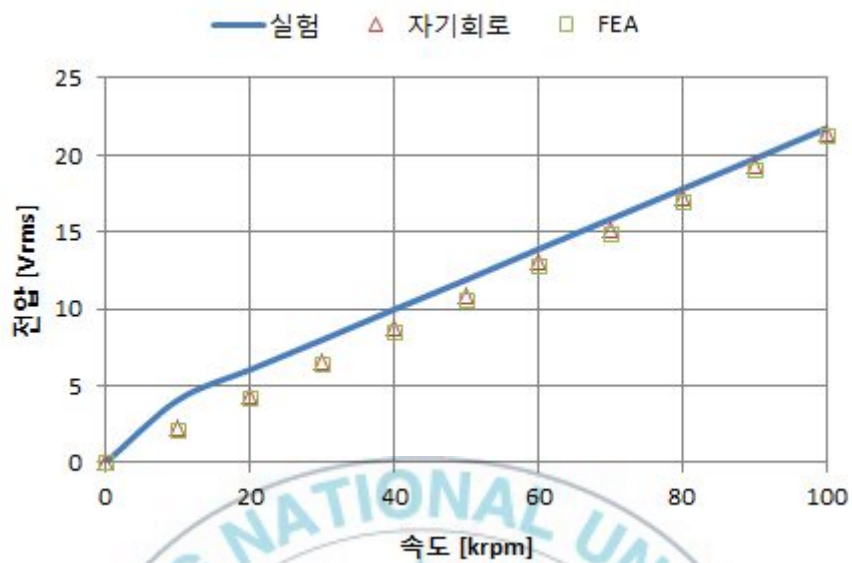


그림 58. 전압비교

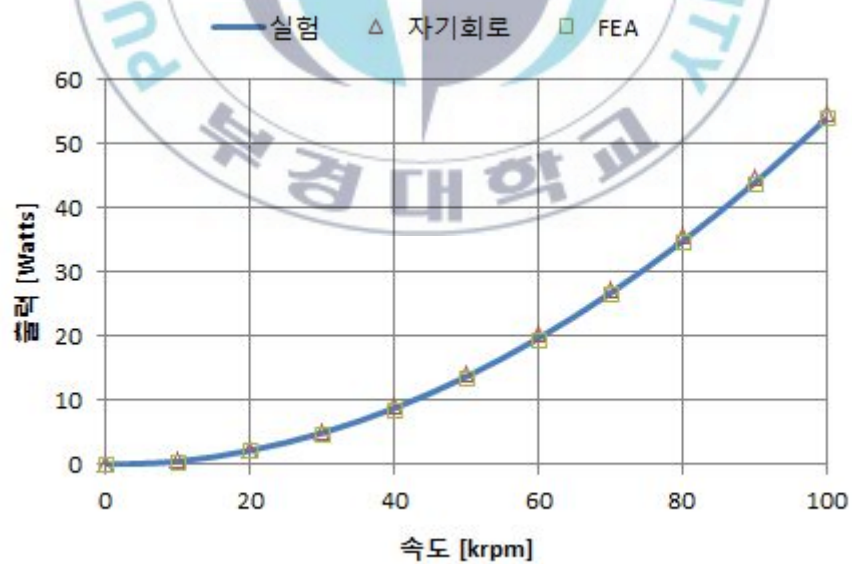


그림 59. 출력비교

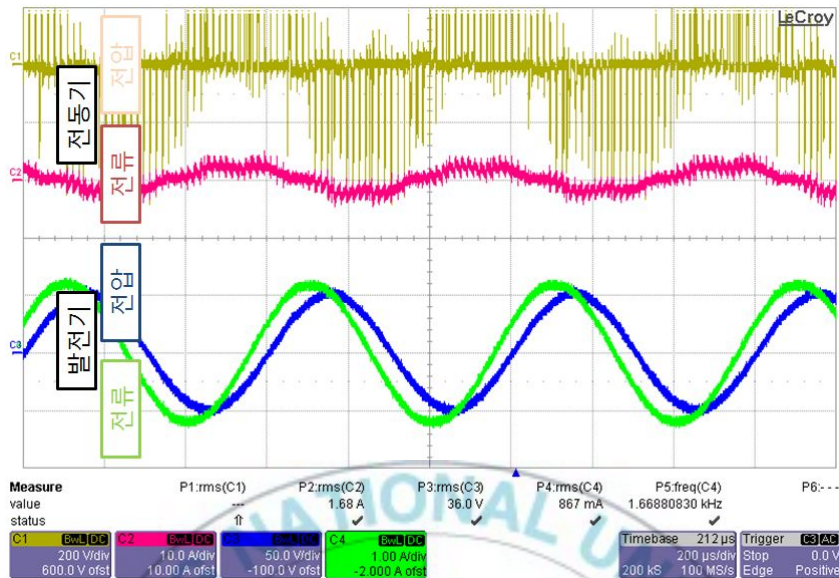


그림 60. 100,000 [rpm]에서 선간전압과 전류파형(위;전동기,아래;발전기)

6.6 AC 부하 손실

아몰퍼스 합금으로 만든 전동기/발전기를 back-to-back 으로 시험하였다. 발전기 회전속도 100,000 [rpm], 부하 저항 25 [Ω] 상태에서 전동기 입력은 그림 61 과 같은 87.441 [W], 발전기 출력은 그림 62 와 같은 52.203 [W]로 전체 효율은 약 59.7 [%]이다.

고주파수용 전기강판으로 만든 전동기/발전기에서 전동기 입력은 그림 63 과 같은 101.16 [W], 발전기 출력은 그림 64 와 같은 53.974 [W]로 전체 효율은 약 53.4 [%]이다.

아몰퍼스 합금 발전기와 고주파수용 전기강판 발전기의 출력은 비슷하지만, 전동기의 입력에서 큰 차이를 보이고 있다. 이 결과는 두 종류의 전동기/발전기가 가지는 기계적인 손실이 같다고 가정할 때 아몰퍼스 합금 전동기/발전기의 철손이 작다는 것을 보여준다.

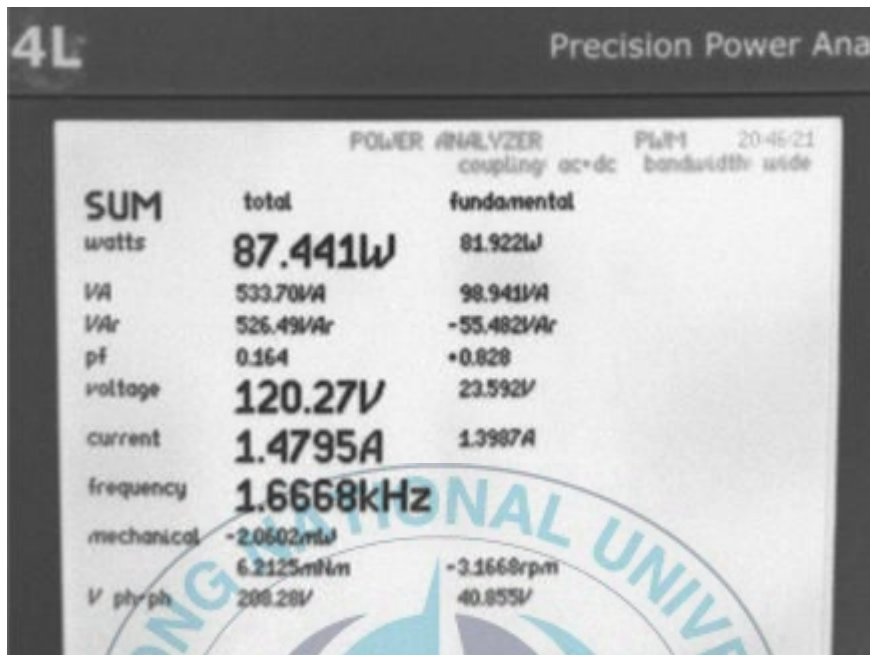


그림 61. 아몰퍼스 합금 전동기의 입력(정격상태)



그림 62. 아몰퍼스 합금 발전기의 출력(정격상태)

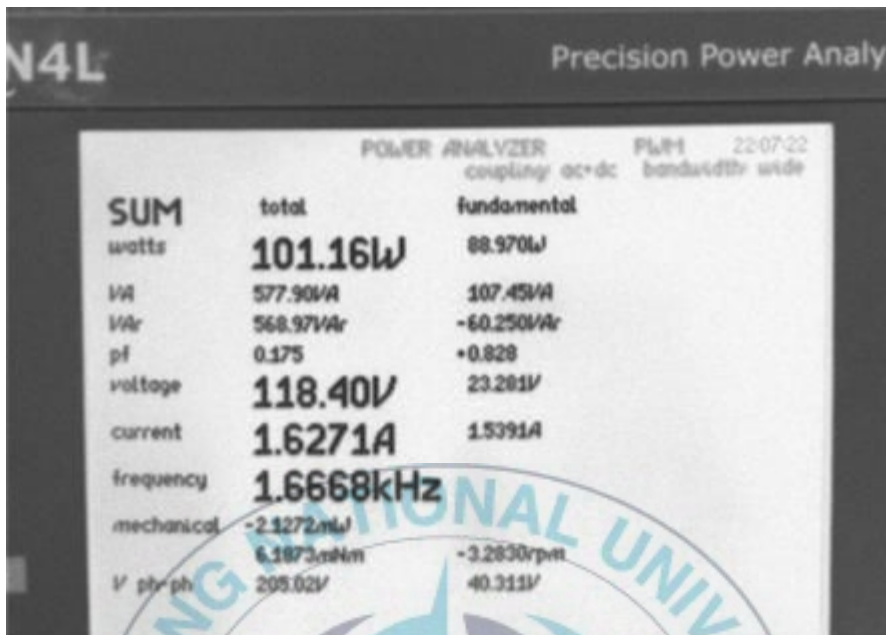


그림 63. 일반 전기강판 전동기의 입력(정격상태)



그림 64. 일반 전기강판 발전기의 출력(정격상태)

6.7 시험결과 고찰

출력밀도를 높이기 위해서 영구자석형 동기발전기를 설계하였고 아몰퍼스 합금으로 전기자 철심을 만들었고 영구자석을 슬리브로 보호한 회전형 계자를 만들었다. 시작품 전체 무게는 698 [g]으로 회전속도 100,000 [rpm]에서는 부하 출력이 52 [W]로 출력밀도는 약 74 [W/kg]이었다. 정격속도 400,000 [rpm]보다 낮은 속도에서 부하시험을 하여 출력밀도가 낮게 나타났다. 하지만 정격출력 800 [W]에서 출력밀도는 약 1,146 [W/kg]임을 예상할 수 있다.

회전자는 설계단계에서 위험속도보다 낮게 설계되었고, 초고속 회전속도에 견디는 구조와 재료를 사용하였다. 하지만 베어링과 back-to-back 시험방법으로 위험속도가 낮아졌다. 그래서 위험속도를 고려하여 성능시험은 100,000 [rpm]까지만 진행하였다. 회전속도 100,000 [rpm]에서 무부하 시험, 부하시험을 하는 동안 회전자는 안정적이었다.

손실은 주파수에 따라 증가하고 주파수는 운전속도에 비례한다. 정격속도에서 운전 주파수는 약 6,666 [Hz] 이고 100,000 [rpm]에서 운전 주파수는 약 1,666 [Hz] 이다. 손실을 줄이기 위해서 아몰퍼스 합금으로 전기자 철심을 만들었고, 리츠-와이어로 권선 작업을 하였다. 일반적인 전기강판으로 만든 발전기와 비교해서 아몰퍼스 합금 발전기의 무부하 손실은 약 10 [W]가 줄었고, 부하 손실은 약 14 [W]가 줄었다. 부하시험 결과 일반적인 전기강판보다 아몰퍼스 합금 발전기의 효율이 약 6 [%] 이상 높았다.

제 7 장 결 론

본 논문에서는 초고속 영구자석 동기발전기를 설계하였고 DSP 프로세서 기반 센서리스 제어기를 구현하였다. 그리고 시뮬레이션과 실험으로 마이크로 가스터빈용 발전기의 가능성을 확인하였다.

영구자석 동기기의 출력밀도는 동기속도에 비례한다. 출력밀도가 커지면 전기기기의 부피와 무게를 줄일 수 있다. 그래서 동기속도 400,000 [rpm], 정격출력 800 [W] 영구자석 동기발전기를 설계하고 제작하였고 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

초고속 회전기기는 출력밀도가 크지만 손실 또한 크다. 그래서 유도기와 SRM 보다 효율이 높은 영구자석 동기발전기로 설계하였다. 영구자석 동기발전기는 회전형 계자에 영구자석을 설치하여 소형화와 경량화할 수 있지만 초고속 회전속도에서 발생하는 높은 응력과 강력한 원심력에 견뎌야 한다. 그래서 회전자는 원심력에 견디는 기계적인 구조와 동기속도보다 더 높은 위험속도를 가지게 설계하였다. 영구자석은 동작온도가 높은 사마리움-코발트계열($\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$)을 사용하였고 초고속 회전에서 영구자석을 고정하고 보호하는 슬리브는 고강도 비자성의 인코넬(Inconel) 합금을 사용하여 열 박음으로 가공하였다. 열 박음 이론모델, 2차원 단면모델, 2차원 축 대칭모델을 해석하여 슬리브의 두께와 열 박음 간섭량을 결정하였다.

회전자의 초기설계에서 위험속도는 정격속도보다 2 배 이상 컸다. 하지만 시작품을 제작하는 과정에서 공기 베어링 대신 세라믹 볼 베어링을 사용하여 위험속도가 떨어져 안정적인 회전속도가 200,000 [rpm]이 되었다.

그리고 발전기 특성실험 방법 중 back-to-back 실험에서는 위험속도가 더 낮아져서 성능시험은 100,000 [rpm]까지만 진행하였다.

100,000 [rpm]으로 무부하, 부하실험을 하는 동안 회전자는 안정적으로 회전하여 회전자 설계와 가공방법을 검증하였다.

전기자 철심은 주파수가 증가할수록 철손이 기하급수적으로 증가한다. 따라서 일반적인 전기강판에 비해서 철손이 아주 적은 아몰퍼스 합금을 사용하였다. 아몰퍼스 합금은 회전기기의 전기자 철심으로 가공하기 어려워 국내에서 회전기기에 사용된 적이 없었다. 그래서 화학적인 방법(포토에칭)으로 적층 코어를 만들어 제작하였다. 실험결과에서 전기강판보다 아몰퍼스 합금을 사용한 발전기의 철손이 낮았고, 따라서 효율이 높았다. 철손해석으로 동기속도가 증가할수록 전기강판과 아몰퍼스 합금의 철손차이가 더 커질 것으로 예상할 수 있었다.

발전기 설계 자료로 시작품을 제작하기 전에 자기 등가회로법과 유한요소법으로 발전기의 특성해석을 하였다. 초기 해석단계에서는 복합-결합회로 모델을 만들어서 유도 기전력과 발전기 부하특성을 해석하였다. 이 자기회로 해석결과를 Flux 를 사용한 유한요소해석결과와 실험결과와 비교하여 제안한 자기 등가회로 모델을 검증하였다.

단일 회전축 마이크로 가스터빈의 발전기는 시동모터 역할을 해야 한다. 이를 위해서 회전자를 200,000 [rpm]으로 기동하기 위한 제어기를 만들었다. 가스터빈의 구조와 특성 때문에 회전자에는 각도 센서와 속도 센서를 사용할 수 없다. 따라서 센서리스 제어기를 구현하였다. 전류 모델을 이용한 속도 및 회전자 위치 추정 제어 방법을 사용하고 전압과 전류를 빠르게 연산하기 위해서 DSP 프로세서를 사용하였다. Back-to-back 실험에서 전동기의 속도제어로 제어기 성능을 검증하였다.

제작된 전기자와 계자의 무게는 262 [g]이었고, 시작품 전체 무게는 698 [g]이었다. 따라서 정격에서 시작품의 출력밀도는 약 1,146 [W/kg]임을 알 수 있다. 시중에서 판매하는 알루미늄 프레임을 사용한 750 [W] 저압 유도전동기의 무게는 14 [kg]으로 출력밀도는 약 54 [W/kg]이다. 일반적인 유도전동기와 비교했을 때 설계된 초고속 영구자석 동기발전기의 동기속도는 약 100 배, 출력밀도는 약 20 배 이상 커짐을 확인할 수 있었다.

앞으로 마이크로 가스터빈에 전기자와 회전자를 통합하고 세라믹 볼 베어링을 공기 베어링으로 교체하여 400,000 [rpm]으로 실험할 예정이다.

초고속 영구자석 동기발전기는 소형화할 수 있는 장점이 있어 이에 대한 연구가 증가하고 있지만, 국내 연구는 미비하다. 전기기기의 속도-출력 한계를 극복하기 위해서는 베어링기술, 열역학, 회전체 동역학, 가공 및 조립기술에 대한 연구개발이 함께 이루어져야 할 것이다.

참고문헌

- [1] 박철훈, 최상규, 함상용, “손실을 고려한 500W 급 마이크로 가스터빈 발전기 용 전동발전기의 요구동력 및 요구효율 선정,” 유체기계저널, 제 14 권, 제 5 호, pp.24-30, 2011.
- [2] 홍도관, 정연호, 우병철, “초고속 전동발전기 개발,” 조명·전기설비, 제 25 권, 제 6 호, pp.3-14, 2011.
- [3] S.A. Jacobson, N. Savoulides, A.H. Epstein, “PowerMEMS Considerations,” *PowerMEMS 2003 meeting*, Japan, Dec. 2003.
- [4] K. Fu, A.J. Knobloch, F.C. Martinez, D.C. Walther, C. Fernandez-Pello, A.P. Pisano, D. Liepmann, K. Miyasaka, and K. Maruta, “Design and experimental results of small-scale rotary engines,” *In Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition (IMECE)*, New York, 11-16 November 2001, IMECE2001/MEMS-23924.
- [5] J. Peirs, T. Waumans, P. Vleugels, F. Al-Bender, T. Stevens, T. Verstraete, S. Stevens R. D’hulst, D. Verstraete, P. Fiorini, R. Van den Braembussche, J. Driesen, R. Puers, P. Hendrick, M. Baelmans, and D. Reynaerts, “Micropower generation with microgasturbines: a challenge,” *Proc. IMechE vol.221, Part C: J. Mechanical Engineering Science*, pp.489-500, 2007.
- [6] L. W. Weiss, K. E. McNeil, D. F. Bahr, C. D. Richards, and R. F. Richards, “Characterization of an external combustion dynamic micro heat engine,” *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.29-32, 2005.
- [7] N. Nakajima, K. Ogawa, and I. Fujimasa, “Study on micro engines - miniaturizing Stirling engines for actuators and heatpumps,” *In Proceedings of the IEEE Micro Electro Mechanical Systems*, Salt Lake City, Utah, USA, pp.145-148, 1989.

- [8] S. Backhaus and G. W. Swift, "A thermoacoustic Stirling heat engine," *Nature*, 399(6734), pp.355-338, 1999.
- [9] D. H. Lee, D. E. Park, J. B. Yoon, S. Kwon, and E. Yoon, "Fabrication and test of a MEMS combustor and reciprocating device," *J. Micromech. Microeng.*, 12(1), pp.26-34, 2002.
- [10] Y. Suzuki, Y. Okada, T. Toriyama, and S. Sugiyama, "Experimental study of combustion with silicon micro engine combustion rig," *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.85-88, 2005.
- [11] D. C. Walther, and A. P. Pisano, "MEMS rotary engine power system: project overview and recent research results," *PowerMEMS Workshop*, Makuhari, Japan, pp.41-44, 2003.
- [12] A. H. Epstein, "Millimeter-scale, micro-electromechanical systems gas turbine engines," *ASME J. Eng. Gas turbines Power*, 126, pp.205-226, 2004.
- [13] P. Kang, S. Tanaka, and M. Esashi, "Demonstration of MEMS-based turbocharger," *PowerMEMS Workshop*, Kyoto, Japan, pp.175-178, 2004.
- [14] Y. Ribaud, O. Dessornes, J. Guidez, T. Courvoisier, C. Dumand, Z. Kozanechi, P. Helin, P. Le Moal, and P. Minotti, "The experience gained on the ultra microturbine: from energetics to component bricks studies," *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.21-24, 2005.
- [15] Y. F. Sun, X. C. Shan, Z. F. Wang, S. P. Lim, T. Takano, and R. Maeda, "A micro turbine fabricated with pre-bonded wafer to enhance DRIE uniformity," *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.73-76, 2005.
- [16] S. Kang, J. P. Johnston, T. Arima, M. Matsunaga, H. Tsuru, and F. B. Prinz, "Micro-scale radial-flow compressor impeller made of silicon nitride: manufacturing and performance," *ASME Turbo Expo*, 2003, Georgia World Congress Center, Atlanta, Georgia, USA, GT2003-38933, 2003.
- [17] E. Matsuo, H. Yoshiki, T. Nagashima, and C. Kato, "Towards the development

- of finger-top gas turbines,” *PowerMEMS Workshop*, Makuhari, Japan, pp.15-18, 2003.
- [18] K. Isomura, M. Murayama, S. Teramoto, K. Hikichi, Y. Endo, S. Togo, and S. Tanaka, “Experimental verification of the feasibility of a 100W class micro-scale gas turbine at impeller diameter 10 mm,” *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.25-28, 2005.
- [19] B. Schneider, M. Bruderer, D. Dyntar, C. Zwyssig, M. Diener, K. Boulouchos, R. S. Abhari, L. Guzzella, and J. W. Kolar, “Ultra-high-energy-density converter for portable power,” *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.81-84, 2005.
- [20] J. Peirs, F. Verplaetsen, J. Driesen, R. Belmans, R. Puers, D. Verstraete, P. Hendrick, M. Baelmans, R. Van den Braembussche, and D. Reynaerts, “Micro power generation based on micro gasturbines: a challenge,” *MST News*, 4, pp.37-39, 2005.
- [21] J. Peirs, D. Reynaerts, and F. Verplaetsen, “A microturbine for electric power generation,” *Sens. Actuators A*, 113, pp.86-93, 2004.
- [22] C. Lee and L. G. Frechette, “Experimental development of the rotating subsystem for a micro rankine power system,” *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.37-40, 2005.
- [23] A.H. Epstein, “Millimeter-scale, micro-electro-mechanical systems gas turbine engines,” *ASME J. Eng. Gas Turbines Power*, 126, pp.205-206, 2004.
- [24] P. Kang, S. Tanaka, and M. Esashi, “Demonstration of MEMS-based turbocharger,” *PowerMEMS Workshop*, Kyoto, Japan, pp.175-178, 2004.
- [25] Y. Ribaud, O. Dessornes, J. Guidez, T. Courvoisier, C. Dumand, Z. Kozanecki, P. Helin, P. Le Moal, and P. Minotti, “The experience gained on the ultra microturbine: from energetics to component bricks studies,” *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.21-24, 2005.
- [26] Y. F. Sun, X. C. Shan, Z. F. Wang, S. P. Lim, T. Takano, and R. Maeda, “A micro turbine fabricated with pre-bonded wafer to enhance DRIE uniformity,”

PowerMEMS Workshop, Tokyo, Japan, pp.73-76, 2005.

[27] S. Kang, J. P. Johnston, T. Arima, M. Matsunaga, H. Tsuru, and F. B. Prinz, "Micro-scale radial-flow compressor impeller made of silicon nitride: manufacturing and performance," *ASME Turbo Expo*, 2003, Georgia World Congress Center, Atlanta, Georgia, USA, GT2003-38933, 2003.

[28] E. Matsuo, H. Yoshiki, T. Nagashima, and C. Kato, "Towards the development of finger-top gas turbines," *PowerMEMS Workshop*, Makuhari, Japan, pp.15-18, 2003.

[29] K. Isomura, M. Murayama, S. Teramoto, K. Hikichi, Y. Endo, S. Togo, and S. Tanaka, "Experimental verification of the feasibility of a 100W class micro-scale gas turbine at impeller diameter 10mm," *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.25-28, 2005.

[30] B. Schneider, M. Bruderer, D. Dyntar, C. Zwyssig, M. Diener, K. Boulouchos, R. S. Abhari, L. Guzzella, and J. W. Kolar, "Ultra-high-energy-density converter for portable power," *PowerMEMS Workshop*, Tokyo, Japan, pp.81-84, 2005.

[31] 양훈철, "국내외 가스터빈 기술 현황", KETEP Issue Paper, 2011-제 03 호, 2011.

[32] D-Star Engineering Corporation, CT, USA. <http://www.dstarengineering.com/piston.html>

[33] Micro power generation based on micro gas turbines: a challenge. KU Leuven, Belgium. <http://www.powermemes.be>

[34] S. Stevens, G. Deliege, J. Driesen, and R. Belmans, "A hybrid high speed electrical micromachine for microscale power generation," Catholic University of Leuven, Leuven, Belgium, 2005.

[35] J. F. Gieras, *Advancements in Electric Machines*, Springer, 2008.

[36] A. Tenconi, S. Vaschetto, A. Vigliani, "Electrical Machine for High-Speed Applications: Design Considerations and Tradeoffs," *IEEE Ind. Electron.*, vol. 61, no. 6, pp.3022-3029, June 2014.

- [37] C. Zwyssig, J. W. Kolar, and S. D. Round, "Megasppeed drive systems: Pushing beyond 1 milion r/min," *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, vol. 14, no. 5, pp. 564-574, Oct. 2009.
- [38] T. Raminosoa, B. Blunier, D. Fodorean, and A. Miraoui, "Design and optimization of a switched reluctance motor driving a compressor for a PEM fuel-cell system for automotive applications," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol.57, no.9, pp. 2988-2997, Sep. 2010.
- [39] D. Gerada, A. Mebarki, N. L. Brown, K. J. Bradley, and C. Gerada, "Design aspects of high-speed high-power-density laminated-rotor induction machines," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol.58, no.9, pp.4039-4047, Sep. 2011.
- [40] P. P. Acarnley, B. C. Mecrow, J. S. Burdess, J. N. Fawcett, J. G. Kelly, and P. G. Dickinson, "Design principles for a flywheel energy store for road vehicles," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol.32, no.6, pp.1402-1408, Nov./Dec. 1996.
- [41] A. S. Nagorny, R. H. Jansen, and D. M. Kankam, "Experimental performance evaluation of a high speed permanent magnet synchronous motor and drive for a flywheel application at different frequencies," in *Conf. Rec. 17th IEEE ICEM*, pp.1-6, 2006.
- [42] A. J. Mitcham and J. J. A. Cullen, "Permanent magnet generator options for the more electric aircraft," in *Proc. Power Electron., Mach. Drives Conf.*, pp.241-245, 2002.
- [43] R. Hall , A. G. Jack , B. C. Mecrow and A. J. Mitcham, "Design and initial testing of an outer rotating segmented rotor switched reluctance machine for an aero-engine shaft-line-embedded starter/generator," in *Proc. IEEE Conf. Elect. Mach. Drives*, pp.1870-1877, 2005.
- [44] E. Richter and C. Ferreira, "Performance evaluation of a 250 kW switched reluctance starter generator," in *Conf. Rec. IEEE IAS Annu. Meeting*, vol.1, pp.434-440, 1995.

- [45] W. L. Soong, G. B. Kliman, R. N. Johnson, R. A. White, and J. E. Miller, "Novel high-speed induction motor for a commercial centrifugal compressor," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol.36, no.3, pp.706-713, 2000.
- [46] B. H. Bae, S. K. Sul, J. H. Kwon, and J. S. Byeon, "Implementation of sensorless vector control for super-high-speed PMSM of turbo-compressor," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol.39, no.3, pp.811-818, 2003.
- [47] D. K. Hong, B. C. Woo, J. Y. Lee, and D. H. Koo, "Ultra high speed motor supported by air foil bearings for air blower cooling fuel cells," *IEEE Trans. Magn.*, vol.48, no.2, pp.871-874, 2012.
- [48] S. I. Kim, Y. K. Kim, G. H. Lee, and J. P. Hong, "A novel rotor configuration and experimental verification of interior PM synchronous motor for high-speed applications," *IEEE Trans. Magn.*, vol.48, no.2, pp.843-846, 2012.
- [49] A. Boglietti, R. I. Bojoi, A. Cavagnino, P. Guglielmi, and A. Miotto, "Analysis and modeling of rotor slot enclosure effects in high speed induction motors," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol.48, no.4, pp.1279-1287, 2012.
- [50] O. Bottauscio, F. Casaro, M. Chiampi, S. Giors, C. Maccarrone, and M. Zucca, "High-speed drag-cup induction motors for turbo-molecular pump applications," *IEEE Trans. Magn.*, vol.42, no.10, pp.3449-3451, 2006.
- [51] Z. Varga, R. K. Jordan, and I. Nagy, "Ultrahigh speed induction generators applied in disperse power plants," in *Proc. IEEE INTELEC*, pp.1-7, 2011.
- [52] J. B. Danilevich, I. Y. Kruchinina, V. N. Antipov, Y. P. Khozikov, and A. Ivanova, "Some problems of the high-speed permanent magnet miniturbogenerators development," in *Conf. Rec. 18th IEEE ICEM*, pp.1-4, 2008.
- [53] I. Takahashi, T. Koganezawa, G. Su, and K. Ohyama, "A super high speed PM motor drive system by a quasi-current source inverter," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 30, no.3, pp.683-690, 1994.
- [54] A. Boglietti, P. Ferraris, M. Lazzari, and F. Profumo, "Test procedure for very

high speed spindle motors," in *Conf. Rec. IEEE IAS Annu. Meeting*, vol.1, pp.102-108, 1990.

[55] A. Boglietti, P. Ferraris, M. Lazzari, and F. Profumo, "About the design of very high frequency induction motors for spindle applications," in *Conf. Rec. IEEE IAS Annu. Meeting*, vol.1, pp.25-32, 1992.

[56] J. Kunz, S. Cheng, Y. Duan, J. R. Mayor, R. Harley, and T. Habetler, "Design of a 750 000 rpm switched reluctance motor for micro machining," in *Proc. IEEE ECCE*, pp.3986-3992, 2010.

[57] Akeshi Maeda, Hideo Tomita, and Osamu Miyashita, "Power and Speed Limitations in High Speed Electrical Machines," in *Proc. IPEC-Yokohama*, pp.1321-1326, 1995.

[58] A. Binder and T. Schneider, "High-Speed Inverter-Fed AC Drives," in *Proc. ACEMP*, pp.9-16, 2007.

[59] J. F. Gieras, PERMANENT MAGNET MOTOR TECHNOLOGY(3rd ed.), CRC Press, 2009.

[60] A. Morley, Strength of Materials, Longmans, Green and Co., London, 1940.

[61] J.R. Hendershot and T.J.E. Miller, Design of Brushless Permanent-Magnet Machines, Motor Design Books LLC.

[62] Magnetic Alloy 2605SA1 (iron-based), www.metglas.com

[63] AMM Technologies, Hunfield Heights, SA, Australia, www.ammtechnologies.com

[64] W.R. Mishler, Test results on a low amorphous iron induction motor, *IEEE Trans. PAS-100*(6):860-866, 1981.

[65] T.F. Stec, Amorphous magnetic materials Metglass 2605s-2 and 2605TCA in application to rotating electrical machine, NATO ASI Modern Electrical Drives, Antalya, Turkey, 1994.

[66] T. Stec, Electric motors from amorphous magnetic materials, Int. Symp. on Nonlinear Electromagnetic Systems, University of Cardiff, Cardiff, UK, 1995.

- [67] 주대석, 홍도관, 정연호, 이지영, 우병철, “자기회로 법을 이용한 마이크로 가스 터빈용 영구자석 동기발전기의 출력계산,” 2012 년도 대한전기학회 하계학술대회 논문집, 2012.
- [68] 주대석, 홍도관, 이지영, 우병철, 구대현, “울트라-마이크로 가스 터빈 시스템용 발전기의 복합-결합회로 모델링,” 2013 년도 대한전기학회 하계학술대회 논문집, 2013.
- [69] Daesuk Joo, Kyungil Woo, and Dae-kyong Kim, “Calculation of Winding Inductances for a Single-Phase Brushless DC Machine,” *Journal of Magnetics*, vol.17(3), pp.196-199, 2012
- [70] C. Schauder, "Adaptive speed identification for vector control of induction motors without rotational transducers," *IEEE-IAS Ann. Mtg. Conf. Rec.*, pp.493~499, 1989.
- [71] M. Schroedl, "Sensorless control of AC machines at low speed and standstill based on "INFORM" method," in *Conf. Rec. IEEE-IAS Annu. Meeting*, vol.1, pp.270~277, 1996.
- [72] 하정익, “고주파 신호 주입을 이용한 속도 및 위치 검출기가 없는 교류 전동기의 제어에 대한 연구”, 서울대학교 공학박사 학위논문, 2001. 2.
- [73] Joachim Holtz, "Sensorless control of induction machines-with or without signal injection?," *IEEE Trans. Ind. Elec.*, vol.53, no.1, pp.7~30, 2006.
- [74] 장지훈, “영구자석 동기전동기 센서리스 제어의 운전 영역 확장에 관한 연구”, 서울대학교 공학박사 학위논문, 2006. 2.
- [75] R. Wu and G. R. Slemon, "A permanent magnet motor drive without a shaft sensor," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, Vol.27, pp.369~378, 1993.
- [76] N. Matsui, " Sensorless PM brushless dc motor drives," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol.43, pp.300~308, 1996.
- [77] L. A. Jones and J. H. Lang, "A state observer for the permanent-magnet synchronous motor," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol.36, pp.374~382, 1989.
- [78] J. S. Kim and S. K. Sul, "New approach for the low-speed operation of PMSM

drives without rotational position sensors," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol.11, pp. 512~519, 1996.

[79] S. Bolognani, R. Oboe, and M. Zigliotto, "Sensorless full-digital PMSM drive with EKF estimation of speed and rotor position," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 46, pp.184~191, 1999.

[80] R. E. Kalman, "A new approach to linear filtering and prediction problems," *Trans. ASME, ser. D, J. Basic Engrg*, Vol.82, pp.35~45, 1960.

[81] E. Robeischl and M. Schroedl, "Optimized INFORM measurement sequence sensorless PM synchronous motor drives with respect to minimum current distortion," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, Vol.40, pp.591~598, 2004.

[82] N. Matsui, " Sensorless PM brushless dc motor drives," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol.43, pp.300~308, 1996.

[83] 김상훈, "DC, AC, BLDC 모터제어", 복두출판사, 2010.

[84] 우병철 외, "포토에칭을 이용한 전기기기의 고정자 제조방법 및 이에 의하여 제조되는 전기기기," 대한민국특허 10-1182329, 국방과학연구소, 2012.

부록

부록 A. 아몰퍼스 합금의 재료특성

표 A.1. 아몰퍼스 합금의 기계적인 특성(iron based METGLAS amorphous alloy ribbons)

Quantity	2605CO	2605SA1
Saturation magnetic flux density, [T]	1.8	1.59 annealed 1.57 cast
Specific core losses at 50 [Hz] and 1 [T], [W/kg]	less than 0.28	about 0.125
Specific density, [kg/m ³]	7560	7200 annealed 7190 cast
Electric conductivity, [S/m]	0.813×10^6	0.769×10^6
Hardness in Vicker's scale	810	900
Elastic modulus, [GN/m ²]	100...110	100...110
Stacking factor	less than 0.75	less than 0.79
Crystallization temperature, [°C]	430	507
Curie temperature, [°C]	415	392
Maximum service temperature, [°C]	125	150

표 A.2. 아몰퍼스 합금의 철손(iron based METGLAS amorphous alloy ribbones)

Magnetic flux density, [T]	Specific core losses, W/kg			
	2605CO		2605SA1	
	50 [Hz]	60 [Hz]	50 [Hz]	60 [Hz]
0.05	0.0024	0.003	0.0009	0.0012
0.10	0.0071	0.009	0.0027	0.0035
0.20	0.024	0.030	0.0063	0.008
0.40	0.063	0.080	0.016	0.02
0.60	0.125	0.16	0.032	0.04
0.80	0.196	0.25	0.063	0.08
1.00	0.274	0.35	0.125	0.15

부록 B. 자기회로 모델 해석 소스파일

```
% For Micro turbine generator
clc, clear
% Model Specifications
% - Permanent magnet sm2col7
u0 = 4*pi()*0.0000001; % Air permeability
um = 1.05; % Magnet permeability
Hc = 825000; % coercive force [A/m]
n_pole = 2; % number of poles
n_slot = 6; % number of slots
n_turns = 40; % turns per coil
lm = 0.0032; % Magnet thickness 3.2 mm
s_radius = 0.0045; % Stator inner radius 4.5 mm
r_radius = 0.0032; % Rotor radius 3.2 mm
air_gap = 0.0013 ; % 1.3 mm
stack = 0.015; % 15 mm
th_m = 2*pi / n_pole;
Am = stack * r_radius * th_m;
Rm = lm / (u0 * um * Am);
Ag = stack * s_radius * th_m;
Rg = air_gap / (u0*Ag);
Br = u0 * um * Hc;
phi_r = Br * Am;
phi = phi_r * (2*Rm) / (2*Rm + 2*Rg);
ml = 360; % half electrical angle matrix size
% ===== Sine function
y = zeros(1,ml);
for i = 1:ml
    y(i)=sin(pi*((i-1)/ml));
end
% ===== constant air-gap
Flux_dist = zeros(1,ml); % magnetic flux distribution
Flux_dist(1:ml) = phi;
Flux_dist = Flux_dist .* y;
Flux_dens = Flux_dist ./ (2*pi*r_radius*stack / (n_pole)); % magnetic flux density
Flux_dist = [Flux_dist -Flux_dist];
Flux_dens = [Flux_dens -Flux_dens];
% ===== turns function
```

```

Turns_func = zeros(1,ml); % Turns function
Turns_func(1:ml) = n_turns;
Turns_func = [Turns_func -Turns_func];
ml = ml*2;
% ===== Flux Linkage
Flux_link = zeros(1,ml);
for i = 1:ml
    Flux_link(i) = sum(Turns_func .* Flux_dist)/ml * (n_pole);
    Flux_dist = circshift(Flux_dist, [0 1]);
end

% =====
speed = 100000; % 1000 rpm
wm = speed * pi / 30;
we = wm * (n_pole/2);
dt = (1/(speed/60)) / (n_pole/2) / ml;

dFlux = zeros(1,ml);
for i = 1:ml-1
    dFlux(i) = Flux_link(i+1) - Flux_link(i);
end
dFlux(ml) = Flux_link(1) - Flux_link(ml);

BackEMF = dFlux ./ dt / 2;

% RMS
Vrms = sqrt(sum(BackEMF.^2) / ml)
P= kh*B^2*f + kc*(B*F)^2
% SaveBackEMF = BackEMF2;
% save('BackEMF.dat', 'SaveBackEMF', '-ascii')

```

부록 C. 연구 경력

C.1 국제학술지

- (1) Do Kwan Hong, Min Hyuk Ahn, **Dae-Suk Joo**, Byung Chul Woo, and Dae Hyun Koo, "Development of a Super High Speed Motor-generator and Controller," *Journal of Applied Physics*, Vol.115, No.17, 17E705-17E705-3, 2014.
- (2) Ji-Young Lee, **Dae-Suk Joo**, Do-Kwan Hong, Shi-Uk Chung, Byund-Chul Woo, and Dae-Hyun Koo, "Permanent Magnet Motor Design for Turrets with Large Diameters," *Journal of Magnetism*, Vol.18, No.4, pp.460-465, 2013.
- (3) Do-Kwan Hong, **Daesuk Joo**, Byung-Chul Woo, Yeon-Ho Jeong, and Dae-Hyun Koo, "Investigations on a Super High Speed Motor-Generator for Microturbine Applications Using Amorphous Core," *IEEE Trans. on Magnetism*, Vol.49, No.7, pp.4072-4075, 2013.
- (4) Do-Kwan Hong, **Daesuk Joo**, Byung-Chul Woo, Yeon-Ho Jeong, Dae-Hyun Koo, Chan-Woo Ahn, and Yun-Hyun Cho, "Performance Verification of a High Speed Motor-Generator for a Microturbine Generator," *Int. Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, Vol.14, No.7, pp.1237-1244, 2013.
- (5) Do-Kwan Hong, **Daesuk Joo**, Ji-Young Lee, Byung-Chul Woo, Kyu-Seob Kim, and Jung-Pyo Hong, "Development of a Large Diameter Motor for Turret Application," *IEEE Trans. on Magnetism*, Vol.49, No.5, pp.2327-2330, 2013.
- (6) Ji-Young Lee, Do-Kwan Hong, Byung-Chul Woo, **Dae-Suk Joo**, Yo-Han Chio, and Byoung-Uk Nam, "Unbalanced Magnetic Force Calculation for Assembly Jig Design," *IEEE Trans. on Magnetism*, Vol.48, No.11, pp.4224-4227, 2012.
- (7) Sang-Taek Lee, Hee-Jun Kim, Ju-hee Cho, **Daesuk Joo** and Dae-kyong Kim, "Thermal Analysis of Interior Permanent-Magnet Synchronous Motor by Electromagnetic Field-Thermal Linked Analysis," *J. Electr. Eng. Technol.*, Vol.7, No.6, pp.905-910, 2012.
- (8) **Daesuk Joo**, Kyungil Woo, and Dae-kyong Kim, "Calculation of Winding Inductances for a Single-Phase Brushless DC Machine," *Journal of Magnetism*, 17(3), pp.196-199, 2012.
- (9) **Daesuk Joo**, Ju-Hee Cho, Kyungil Woo, Byung-Taek Kim, Dae-Kyong Kim, "Electromagnetic Field and Thermal Linked Analysis of Interior Permanent-Magnet

Synchronous Motor for Agricultural Electric Vehicle,” *IEEE Transactions on Magnetics*, vol.47, no.10, pp.4242-4245, Oct. 2011.

(10) Kyungil Woo and **Daesuk Joo**, “Fault Analysis of 3-Phase Cage Induction Motor Based on Winding Function Theory,” *Studies in Applied Electromagnetics and Mechanics*, Vol.34, pp.369-376, 2010.

C.2 국제학술대회 논문집 (Proceedings)

(1) **Joo Daesuk**, Do-Kwan Hong, Byung-Chul Woo, “Numerical analysis of sound pressure level from permanenet-magnet machine by electromagnetic vibration,” *2013 International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, pp.1425-1430, 26-29 Oct. 2013.

(2) **Joo Daesuk**, Do-Kwan Hong, Byung-Chul Woo, Yeon-Ho Jeong, Dae-Hyun Koo, “Iron Loss of 50 W, 100000 rpm Permanent-Magnet Machine in Micro Gas Turbine,” *2012 Sixth International Conference on Electromagnetic Field Problems and Applications (ICEF)*, pp.1-4, 19-21 June 2012.

C.3 국내학술대회 논문집

(1) **주대석**, 홍도관, 우병철, “고속 및 초고속 전기기기 분류에 대한 고찰,” 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집, p.530, 2014.5.

(2) 홍도관, **주대석**, 우병철, 박동준, 김태우, 제상민, “고속, 고중량형 로봇 구동을 위한 리니어모터 소음진동 평가,” 한국소음진동공학회 2013년 추계학술대회 논문집, pp.442-444, 2013.10.

(3) 홍도관, **주대석**, 우병철, 제상민, 김태우, 박동준, “부하하중과 제진재에 의한 횡자속 리니어모터의 소음진동 경향 평가,” 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집, pp.377-378, 2013.10.

(4) **주대석**, 홍도관, 이지영, 우병철, 구대현, “울트라-마이크로 가스터빈 시스템용 발전기의 복합-결합회로 모델링,” 대한전기학회 학술대회 논문집, pp.747-748, 2013.7.

(5) 홍도관, **주대석**, 정연호, 안민혁, 우병철, “슬롯/슬롯리스 고정자를 갖는 전동 발전기 특성비교,” 2013 한국군사과학기술학회 종합학술대회, pp.1267-1268, 2013.7.

(6) **주대석**, 홍도관, 우병철, “전자기-구조 결합해석을 이용한 울트라-마이크로 가스터빈 시스템용 발전기의 음압해석,” 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집,

pp.571-572, 2013.5.

(7) 이지영, 주대석, 홍도관, 우병철, 김중무, “인휠모터용 축방향자속 전동기 설계,” 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집, pp.601-602, 2013.5.

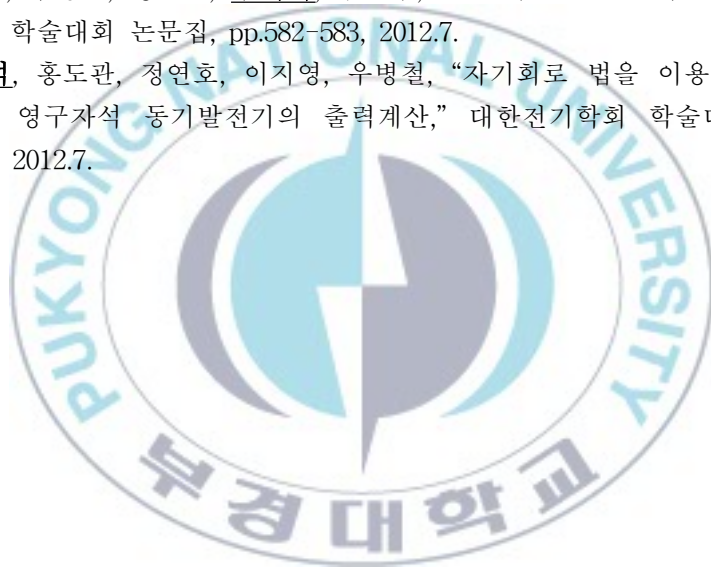
(8) 홍도관, 주대석, 안민혁, 우병철, 구대현, 조운현, “슬롯리스 전동발전기 성능 특성 평가,” 한국정밀공학회 학술발표대회 논문집, pp.717-718, 2013.5.

(9) 홍도관, 주대석, 우병철, 강도현, “고속, 고중량형 로봇 주행용 횡자속 선형전 동기 설계,” 대한기계학회 춘추학술대회, pp.2359-2362, 2012.11.

(10) 주대석, 홍도관, 정연호, 이지영, 우병철, “자기회로 법을 이용한 마이크로 가스터빈용 영구자석 동기발전기의 출력계산,” 대한전기학회 학술대회 논문집, pp.552-553, 2012.7.

(11) 홍도관, 우병철, 정연호, 주대석, 김중무, “초고속 전동발전기 설계기술,” 대한전기학회 학술대회 논문집, pp.582-583, 2012.7.

(12) 주대석, 홍도관, 정연호, 이지영, 우병철, “자기회로 법을 이용한 마이크로 가스터빈용 영구자석 동기발전기의 출력계산,” 대한전기학회 학술대회 논문집, pp.552-553, 2012.7.





공 학 박 사 학 위 논 문

초고속 영구자석 동기발전기 설계와
DSP 프로세서 기반 센서리스
제어기 구현



2014 년 8 월

부 경 대 학 교 대 학 원

전 기 공 학 과

주 대 석