



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



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

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

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

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

[Disclaimer](#)

공학박사 학위논문

전동 의수의 손바닥 내장형
축방향 자속 영구자석 전동기

Palm Built-in Axial Flux Permanent Magnet
Motor for Electric Prosthetic Hand

2022년 8월

서울대학교 대학원

전기정보공학부

강재우

전동 의수의 손바닥 내장형
축방향 자속 영구자석 전동기

Palm Built-in Axial Flux Permanent Magnet

Motor for Electric Prosthetic Hand

지도 교수 한 승 용

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함

2022년 8월

서울대학교 대학원

전기정보공학부

강 재 우

강재우의 공학박사 학위논문을 인준함

2022년 8월

위 원 장 _____ 하 정 의 (인)

부위원장 _____ 한 승 용 (인)

위 원 _____ 정 현 교 (인)

위 원 _____ 노 종 석 (인)

위 원 _____ 여 한 결 (인)

초 록

본 논문에서는 근전 전동 의수의 손바닥 내장형 통합 구동 시스템을 위한 축 방향 자속 영구자석 전동기(axial flux permanent magnet motor)의 설계 사양 결정 방법과, 결정된 사양에 부합하는 전동기의 최적 설계에 대하여 기술한다. 의수 통합 구동 시스템에 보다 최적화된 전동기의 적용을 위해 설계 사양을 결정하고 성능 지표를 제안한다. 결정된 설계 사양을 바탕으로 실제 전동 의수의 손바닥 내장형 전동기를 설계, 제작, 평가하여 제안된 방법의 유용성과 타당성을 나타낸다. 본 논문에서는 다음과 같은 내용을 다루고자 한다.

첫째, 전동 의수의 동작 환경을 바탕으로 부하 특성을 도출하고, 부하 구동에 필요한 전동기의 요구 사양을 결정하였다. 이후, 공간적 제약 조건을 갖는 전동 의수의 특징을 바탕으로 제한 조건에 대해 기술하였다. 이를 기반으로 전동기 상세 설계 사양을 결정하였다. 설계 사양을 만족하는 전동기의 다양한 설계안을 비교하기 위하여 전동 의수에 특화된 성능지표를 제안하고 의수 통합 구동 시스템에서 각 지표가 갖는 의미와 중요성에 대해 기술하였다.

둘째, 전동기의 최적 설계를 위하여 비교우위 전략 선택 최적화 알고리즘(strategy-selecting hybrid optimization algorithm, SSHOA)을 제안하여 기존 알고리즘에 비해 함수 호출 횟수를 감소시켰다. 이는 여러 운전 조건에 대해 해석이 필요한 전동 의수용 전동기에 적합하다. 제안한 알고리즘의 정확성 및 수렴 속도는 여러 시험 함수에 대한 탐색 결과를 기존의 최적화 알고리즘들과 비교를 통해 검증하여 그 우수성을 확인하였다.

앞서 전동 의수의 요구 조건을 바탕으로 결정한 설계 사양을 만족하는 설계안을 찾기 위해 최적화 알고리즘을 이용하여 축 방향 자속 영구자석 전동기 최적 설계를 진행하였다. 최적 설계를 통해 제한 조건을 만족하며 최대 토크 전류를 최소화하는 최적 설계안을 도출하였다. 설계된 모델의 결과를 상용 의수 전동기와 비교하여 설계의 타당성을 검증하였다.

마지막으로, 본 연구에서 설계한 전동 의수 손바닥 내장형 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계 결과를 바탕으로 시험용 전동기를 제작하여 설계 결과 및 해석 결과를 시험을 통해 검증하였다. 본 연구를 통해 전동 의수의 무게, 미관, 가격적 측면에서의 문제를 해결하고 전동 의수용 전동기의 국산화를 도모하여 국내 상지 절단 장애인의 의수 보급률 상승에 기여하고자 한다.

주요어 : 축방향 자속 영구자석 전동기(axial flux permanent magnet motor), 유한요소법(finite element method), 전동 의수(electric prosthetic hand), 하이브리드 최적화 알고리즘 (hybrid optimization algorithm)

학 번 : 2016-20859

목 차

초 록.....	i
목 차.....	iii
표 목 차.....	iv
그 립 목 차.....	v
기호 및 약어 설명.....	vii
제 1 장 서 론.....	1
1.1 연구의 배경 및 필요성.....	1
1.2 논문의 구성.....	10
제 2 장 전동 의수의 손바닥 내장형 축방향 자속 영구자석 전동기의 특성.....	11
2.1 전동 의수의 손바닥 내장형 전동기의 동작 환경.....	11
2.2 전동 의수의 손바닥 내장형 전동기의 제작 시 고려사항 및 제한 조건.....	19
2.3 최적 설계를 위한 성능 지표 및 설계 사양.....	30
2.4 전동기 특성 해석.....	39
제 3 장 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계.....	50
3.1 비교우위 관점의 최적화 알고리즘.....	50
3.2 최적화 문제의 비교우위 전략 선택 하이브리드 최적화 알고리즘.....	54
3.3 전동 의수용 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계.....	64
제 4 장 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기 제작 및 시험.....	73
4.1 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기 제작.....	73
4.2 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기 시험.....	79
제 5 장 결론 및 향후 연구.....	92
5.1 결 론.....	92
5.2 향후 연구.....	93
참고 문헌.....	94
Abstract.....	105

표 목 차

표 1. 1	대표적인 상용 의수의 기본 특징	4
표 2. 1	전동 의수 구동 시스템 사양 및 전동기 요구 사양	18
표 2. 2	AWG(American Wire Gauge) 전선 규격표의 일부.....	26
표 2. 3	축방향 자속 전동기 기구부 공간적 제약 조건	27
표 2. 4	전동기 제한 조건	28
표 2. 5	전동기 설계 사양	33
표 2. 6	이층 집중권의 극 수 슬롯 수 조합에 따른 기본과 권선 계수	33
표 2. 7	코일의 절연 등급 및 최대 허용 온도	38
표 3. 1	활성 역치 설정값	56
표 3. 2	GA와 PSO 기본 설정	59
표 3. 3	성능 검증을 위한 시험 함수	61
표 3. 4	시험함수 최적화 결과 비교.....	63
표 3. 5	전동기 설계변수의 범위	64
표 3. 6	전동기 최적 설계 결과.....	68
표 3. 7	Quasi-3D 모델과 3D 모델 해석 결과	69
표 3. 8	전동 의수 손바닥 내장형 전동기 비교	72
표 4. 1	코일 선간 저항 측정 결과.....	79
표 4. 2	무부하 역기전력 해석 및 시험 결과.....	81
표 4. 3	부하 시험 결과.....	84
표 4. 4	나일론과 테프론의 열 전도도	86
표 4. 5	토크 센서 출력과 인디케이터 표기 값	89

그 립 목 차

그림 1. 1 의지의 분류.....	2
그림 1. 2 손가락 타입 근전 전동 의수.....	3
그림 1. 3 대표적인 상용 의수 제품.....	5
그림 1. 4 공극 자속의 방향에 따른 전동기의 분류.....	8
그림 2. 1 가장 자주 사용되는 10가지 손동작 및 파지 동작.....	11
그림 2. 2 파지력 계산 원리.....	13
그림 2. 3 통합 구동 시스템의 에너지 흐름.....	14
그림 2. 4 의수용 파지 동작을 수행하기 위한 부하토크 프로파일.....	15
그림 2. 5 손바닥 내장형 전동 의수 구조.....	16
그림 2. 6 축방향 자속 전동기 도면 예시.....	19
그림 2. 7 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계 변수.....	20
그림 2. 8 축방향 자속 전동기 전기자.....	22
그림 2. 9 기본 권선 패턴.....	23
그림 2. 10 슬롯 내부 절연 보빈과 코일 도식도.....	23
그림 2. 11 Orthocyclic Winding Type으로 감긴 코일의 layer.....	24
그림 2. 12 코일의 지름에 따른 최대 턴수 및 점적율 예시.....	27
그림 2. 13 축방향 자속 영구자석 전동기의 고정자 및 회전자 구성.....	31
그림 2. 14 영구자석 BH 커브 특성.....	35
그림 2. 15 3차원 구조를 갖는 축방향 자속 전동기를 Quasi-3D FEM을 위 한 2차원 구조로 변환하는 과정.....	41
그림 2. 16 표면 부착형 영구자석 전동기에서 전류 위상각에 따른 토크.....	41
그림 2. 17 축 방향 자속 영구자석 전동기 설계 변수.....	43
그림 2. 18 슬롯 두께에 따른 고정자 철심의 적층 길이.....	44
그림 2. 19 코일 직경, 슬롯 두께에 따른 최대 점적율.....	45
그림 2. 20 영구자석 극호비, 슬롯 두께에 따른 평균 토크.....	46
그림 2. 21 고정자, 회전자 요크 두께에 따른 토크.....	46
그림 2. 22 영구자석 오버행 길이에 따른 토크.....	47
그림 2. 23 영구자석 오버행 길이에 따른 역기전력 상전압 피크.....	48
그림 2. 24 영구자석 두께와 슬롯 두께에 따른 토크.....	48
그림 3. 1 최적화 알고리즘에서의 인공신경망 예시.....	52
그림 3. 2 SSHOA의 순서도.....	54
그림 3. 3 Observation & Learning, Strategy Selection 세부 순서도.....	57
그림 3. 4 시험 함수 형태.....	60
그림 3. 5 정점이 여러 개인 시험함수의 정점의 위치.....	61
그림 3. 6 최적 설계 순서도.....	66
그림 3. 7 최적 모델.....	67
그림 3. 8 무부하 역기전력 해석 결과.....	70
그림 3. 9 무부하 코강토크 해석 결과.....	70
그림 3. 10 부하 해석 결과 정격 부하시 토크.....	71
그림 3. 11 부하 해석 결과 정격 부하시 선간 전압.....	71
그림 4. 1 축방향 자속 전동기의 고정자.....	73

그림 4. 2	축방향 자속 전동기의 회전자.....	75
그림 4. 3	마그네틱 뷰어 필름으로 확인한 영구자석 자화 상태	75
그림 4. 4	축방향 자속 전동기의 조립 AFPM	76
그림 4. 5	공극 길이 조절 과정.....	77
그림 4. 6	수평 밸런싱 머신으로 고정자와 회전자 체결 과정	78
그림 4. 7	전동기, 하우징, 엔코더를 조립한 모습.....	78
그림 4. 8	전동기 중량 측정	79
그림 4. 9	역기전압 측정 시험 구성.....	81
그림 4. 10	전동기 무부하 상 역기전력 결과.....	81
그림 4. 11	코깅 토크 측정 시험 구성.....	82
그림 4. 12	코깅 토크 결과	83
그림 4. 13	전동기 부하 시험	85
그림 4. 14	열전대를 부착한 전동기.....	86
그림 4. 15	온도 상승 시험 결과 (0.042mNm @ 5,000 rpm).....	87
그림 4. 16	구속 토크 측정 장비.....	88
그림 4. 17	구속 토크 측정 시험 세트 구성	89
그림 4. 18	구속 시험을 위한 토크 프로파일.....	90
그림 4. 19	구속 시험 토크 프로파일 2주기 측정 결과.....	91
그림 4. 20	토크 프로파일 반복 운전 시험 온도 측정 결과	91

기호 및 약어 설명

A	백터 자기 포텐셜
A_m	평균 반경에서 전류 밀도 피크값
B	자속 밀도
B_{mg}	영구자석의 자속밀도
B_{ag}	공극 자속 밀도
D_{out}	전동기 외경
D_{coil}	코일 직경
E	유도기전력
f	주파수
F_{Grip}	손가락 손끝 힘
GR	기어비
$h_{rotor yoke}$	회전자 요크 두께
$h_{stator yoke}$	고정자 요크 두께
h_{mag}	영구자석 두께
h_{slot}	슬롯 축방향 길이
$h_{slot i}$	코일 가용 공간 높이
h_{ag}	공극 길이
H	자계 세기
H_{bobbin}	절연 보빈의 요크 접촉면 두께
H_{air}	절연 보빈과 공극 사이의 공간 두께
I	전류
I_a	전류 실효값
I_{stall}	구속 운전 전류
J	전류 밀도
k_D	전동기 내경과 외경의 비율 D_{in}/D_{out}
k_{w1}	권선 계수
k_{co}	점적율
k_T	토크 상수
k_m	모터 상수

l_{finger}	손가락 마디 길이
l_{1turn}	코일 1턴 길이
l_{min}	최소 치 두께
$layer$	슬롯에 감긴 코일 층 수
Lrn	학습 계수
M	자화
n_{pole}	극 수
N_{coil}	코일 턴 수
$N_{coil, max}$	최대 권선 가능한 코일 턴 수
Ob^t	t 번째 탐색에서의 관찰 계수
P	출력
r_{finger}	손가락 두께 반지름
$r_{housing}$	하우징 내부 반지름
r_{pulley}	풀리 반지름
r_{out}	전동기 바깥 반경
$r_{out, max}$	전동기 최대 바깥 반경
r_{in}	전동기 안쪽 반경
$r_{in, min}$	전동기 최소 안쪽 반경
R	코일 저항
T_{motor}	전동기 토크
T_{max}	최대 토크
T_{Gear}	기어 토크 출력
T_{stall}	스톨 토크
$T_{static friction}$	볼베어링 마찰 토크 손실
$Th1, Th2, Th3$	활성 역치
v	자기 저항율
v_{Gear}	잡기 동작 속도
V_{DC}	배터리 단자 전압
V_{max}	상전압 제한
ω_{motor}	전동기 회전 속도
w_{lead}	리드선 두께
w_{slot}	슬롯 폭
w_{stack}	반경 방향 적층 길이

w_{coil}	코일 스택의 가로 폭
$w_{slot i}$	코일 가용 공간 폭
w_{ins}	코일 절연 코팅 두께
W_{ins}	절연 보빈의 슬롯 접촉면 두께
x_{best}^t	t번째 탐색에서의 가장 우수한 개체 값
α	극 피치
α_{mag}	영구자석 피치
η_{Gear}	기어 효율
θ	슬롯 피치
θ_l	전류 위상각
μ_0	공기의 투자율
ρ	비저항
Φ	쇄교 자속
ϕ_p	극 당 자속
χ_m	자화율
ψ	전기자 전류와 역기전력 벡터 사이의 각

AFPM	Axial flux permanent magnet motor
SSHOA	Strategy-selecting hybrid optimization algorithm
AWG	American wire gauge
GA	Genetic algorithm
PSO	Particle swarm optimization

제 1 장 서 론

1.1 연구의 배경 및 필요성

현대 사회에서 급속한 산업화를 이룩하면서 이에 대한 부작용으로 불의의 사고 또는 선천적인 원인으로 인한 장애인의 수가 증가 추세에 있다. 산업재해로 인해 신체의 일부를 잃거나 전쟁으로 인한 피해, 당뇨와 같은 질병의 후유증으로 인한 절단 등이 그 원인이다. 손은 의사 전달과 물체 조작과 같이 주위의 환경과 물리적 상호작용이 가장 많이 이루어지는 중요 신체부위 중 하나로 사고에 의해 발생하는 상지 절단은 정상적인 사회생활이 불가능하게 한다[1].

세계 보건 기구 (WHO)의 통계에 따르면 전 세계적으로 약 6억 5천명이 장애를 앓고 있다[2]. 6억 5천만명 중 약 300만명이 상지 절단으로 고통받고 있으며 이 중 240만명이 개발도상국에 살고 있다[3]. 2016년 기준 연구에 따르면 상지 절단 장애인은 팔꿈치 이상 16%, 팔꿈치 미만 12%, 어깨-가슴 절단(forequarter amputation) 2%, 어깨 3%, 팔꿈치 관절 1%, 손목관절 2%, 손목 뼈 사이(transcarpal amputation) 61%, 양측 사지 손실 3%로 보고되었다[4].

우리나라의 경우, 2017년 보건복지부 장애인 실태조사 정책보고서에 따르면 지체장애인의 장애 형태는 관절 장애가 68.2%, 마비 13.5%, 절단 13.3%, 변형 5.1%의 순으로 나타났으며, 성별로는 남자는 절단이 19.1%로 5.8%인 여성에 비해 상대적으로 많이 나타났다. 전체 지체 장애 중 상지 절단 장애인의 비율은 팔꿈치 이상 0.5%, 팔꿈치 미만~손목 0.9%, 손목 미만 9.2%로 손목 이하의 절단 장애인이 가장 많은 비율을 차지한다 [5].

의지(Prosthesis)는 절단으로 사지의 일부를 잃은 경우 팔 다리의 형태 또는 기능을 복원하기 위해 장착하는 인공 수족이며, 의수(prosthetic hand)는 상지 절단 후 사용되는 의지의 일종을 일컫는다. 그림 1. 1은 의지를 절단 수준과 기능에 따라 분류한 표이다[6]. 상지 절단 환자에게 의수는 손 기능을 복원하여 건강한 사회활동을 할 수 있는 매우 중요한 재활 보조 장치이다.

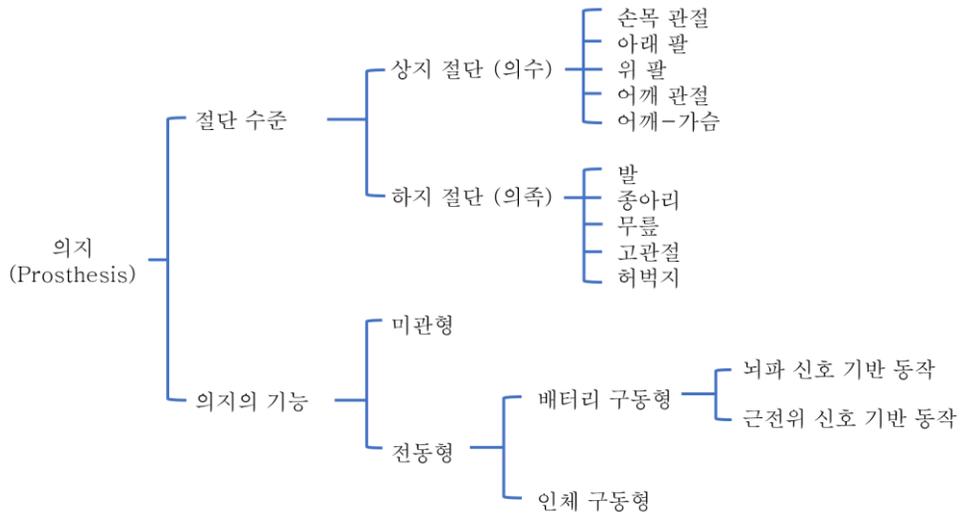


그림 1. 1 의지의 분류

Fig. 1. 1 Classification of Prosthesis

초기에 개발된 의수의 경우 파지 기능이 없는 단순 손 외형을 갖는 미관형(cosmetic) 의수였으나, 다른 신체 부위의 동작을 이용해 단순 파지 기능을 갖는 인체 구동형(body-powered) 반자동 의수의 개발을 거쳐 지금의 다양한 배터리 구동형(electrically powered) 전동 의수가 개발되었다. 배터리 구동형 전동 의수는 액추에이터로서 전동기가 사용되며, 원하는 동작을 구현하기 위해 생체 신호를 분석하여 전동기를 제어한다. 미관형 및 인체 구동형과 비교하여 파지 동작을 위한 부가적인 장치가 없고 사람의 손과 형태 및 기능이 유사하다[7, 8]. 배터리 구동형 전동 의수는 입력 신호에 따라 뇌파 신호(electroencephalogram, EEG)와 근전도 신호(electromyogram, EMG)를 처리하는 두가지 유형의 의수로 나뉘게 된다[9, 10]. 절단 부위의 잔존 근육에서 발생하는 미세한 근전도 신호를 이용하는 근전 전동 의수는 뇌파 전동 의수에 비해 데이터 수집 및 제어가 간편하여 가장 보편적으로 사용되는 의수이다. 1987년 오토복(Ottobock)사에서 근전 전동 의수를 상용화한 것을 시작으로 미국, 독일, 영국 등의 선진국에서 다양한 제품들이 개발되고 있고 많은 상지 절단 환자들이 근전 전동 의수에 의존하고 있다 [11-13].

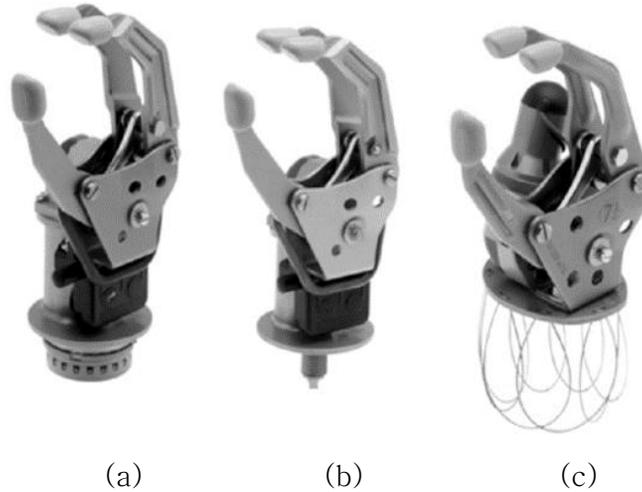


그림 1. 2 손가락 타입 근전 전동 의수

(a) 손목 회전 타입, (b) 기본 타입, (c) 손목 절단 타입

Fig. 1. 2 2-finger type electromyographic prosthesis

(a) wrist rotation type, (b) basic type, (c) wrist amputation type

1세대 근전 전동 의수는 3 손가락 타입으로, 파지력이 높고 특별한 훈련 없이 2개의 근전도 신호를 직관적으로 제어할 수 있는 편리함에 다양한 환자들이 사용하고 있다. 또한 절단 범위가 완관절에서 주관절 절단까지 적용범위가 넓고 편의성, 내구성이 검증되어 5 손가락 타입인 2세대 근전 전동 의수가 개발, 보급되어도 1세대의 사용자 선호도가 높다. 하지만 3 손가락으로는 단순 파지만 가능하며 다양한 형태의 물체를 안전하게 파지 할 수 있는 기능이 떨어지는 단점이 있다. 손가락 관절과 손가락이 동기화 되어 동작 하기 때문에 사회활동에서의 다양한 제스처와 손동작이 어려운 부분도 존재한다. 그림1. 2는 오토복사의 3손가락 타입의 의수이다 [11].

표 1. 1 대표적인 상용 의수의 기본 특징

Table 1. 1 Basic characteristics of typical commercial prostheses

	제조사	무게 [g]	전체 크기	관절 개수 /자유도 /구동부 개수	구동부 종류	적응형 잡기
Sensor hand (2011) [7-9]	Otto Bock	350-500	Glove size 7-8 1/4	2/1/1	DC Motor	No
Vincent hand (2010) [1]	Vincent Systems			11/6/6	DC Motor Worm Gear	Yes
iLimb (2009) [5]	Touch Bionics	450-615	180-182 mm long, 80-75 mm wide, 35-41 mm thick	11/6/5	DC Motor Worm Gear	Yes
iLimb Pulse (2010) [5]	Touch Bionics	460-465	180-182 mm long, 80-75 mm wide, 35-45 mm thick	11/6/5	DC Motor Worm Gear	Yes
Bebionic (2011) [11]	RSL Steeper	495-539	198 mm long, 90 mm wide, 50 mm thick	11/6/5	DC Motor Lead Screw	Yes
Bebionic v2 (2011) [11]	RSL Steeper	495-539	190-200 mm long, 84-92 mm wide, 50 mm thick	11/6/5	DC Motor Lead Screw	Yes
Michelangelo (2012) [12]	Otto Bock	~420		6/2/2	Cam design with links to all fingers	No



그림 1.3 대표적인 상용 의수 제품

(a) Vincent hand, (b) iLimb hand, (c) iLimb Pulse, (d) Bebionic hand,
 (e) BeBionic hand v2, (f) Michelangelo hand

Fig. 1.3 Representative commercial prosthetic products

2세대 근전 전동 의수는 5 손가락 타입으로 구성되어 있다 [14–17]. 2세대 의수는 제어 입력신호를 늘려 절단 환자의 적용 가능 범위가 늘어나고, 기존 1세대 의수가 갖는 단순 파지기능 이외에도 Ok, thumb up 사인, 다양한 형태의 물체의 파지 등의 다양한 손동작이 가능하다 [18]. 대표적인 제품으로 Touch-bionic 사의 i-Limb, STEEPER 사의 Bebionic, Ottobock 사의 Michelangelo가 세계 시장을 선점하고 있는 제품이다 [11, 19–22]. 이 제품들은 최근 사이즈가 다양화되고 다양한 손동작의 기능과 자연스러움이 강화되었다 [23, 24]. 표 1.1은 대표적인 상용 의수의 기본 특징을 나타내며, 이들의 형상은 그림 1.3에 나타내었다 [25–31].

의수의 구동 메커니즘은 크게 완전 구동 메커니즘 (fully actuated mechanism)을 도입한 의수와 부족 구동 메커니즘 (under actuated

mechanism)을 도입한 의수로 나뉠 수 있다. 완전 구동 메커니즘을 적용한 의수는 각 손가락 관절에 구동기와 동력 전달 장치를 장착하는 방법으로, 구조가 상대적으로 단순하며 응답 속도가 빠르고 팔과 독립적으로 기능하여 다양한 로봇에 적용할 수 있지만 손가락과 같은 좁은 공간에 다수의 구동기와 감속기를 배치해야 하기 때문에 크기와 중량 대비 과지력을 높이기 어렵다. 그림 1.3의 (f)를 제외한 대부분의 상용 의수는 각각 손가락 마다 구동을 위한 소형 전동기가 연결되어 있다. 부족 구동 메커니즘은 구현하고자 하는 자유도의 수보다 작은 개수의 구동장치를 사용하는 메커니즘을 말한다[32]. 부족 구동 메커니즘을 적용한 의수는 손바닥에 구동기와 동력 전달 장치를 구성하여 관절 수보다 작은 수의 액추에이터로 손가락 관절을 제어한다. 이러한 방식은 적은 수의 전동기로 많은 수의 손가락을 구동할 수 있어 손 설계의 복잡성을 줄이면서 다양한 형상의 물체에 적응하여 잡을 수 있는 장점이 있다. 이탈리아의 qbSoftHand와 미국의 LUKE Arm에 손가락 간의 부족구동 메커니즘이 적용된 사례가 있으나, 국내에는 상용화 된 제품이 전무하다.

고성능 근전 전동 의수의 개발이 진행됨에 따라 전 세계적으로 시장을 점점 확대해가고 있지만 보급률이 매우 낮다. 전체 상지 절단 장애인 중 상지 의지를 소지하고 있는 비율은 1.5%이며, 사용 비율은 0.9%에 불과하다[5]. 절단 장애인을 위한 상지 의지의 낮은 보급률은 가격 부담, 미관, 무게 등의 결점이 원인이 된다[24].

먼저, 상용 전동의수의 가격은 한쪽에 약 4,000 ~ 12,000 만원으로 비장애인에 비해 경제적으로 힘든 의수 사용자들에게 큰 부담이 되는 가격이다[33-35]. 특히, 전동 의수의 구동기는 절단 부위에 따라 주문 제작 방식으로 공급되기 때문에 가격 경쟁력을 확보하기 어렵다. 3D 프린팅 기술의 발전으로 의수 기구 구조 개발은 맞춤형으로 제작이 수월해졌지만 구동 시스템의 경우 국내에 의수 전용 구동용 전동기 제품의 생산이 전무하다. 이에 따라 범용 전동기 중 부하 특성에 가장 근접하다고 판단되는 전동기를 선택하여 의수를 제작하는데, 의수의 동작 특성에 적합한 정격에 대한 명확한 기준이 없어 여유 있는 출력 조합을 선정하기 때문에 의수의 비용 상승 및 성능 저하를 초래한다.

두번째, 상용 근전 전동 의수의 형상이 실제 손의 비율과 상이하거나 평면적인 형상을 가져 미관적 만족도가 떨어진다. 실제 손과 유사한 의수를 만들기 위해서는 절단 부위에 해당되는 공간에 구동기를

배치해야 하기 때문에 공간적 제약 조건이 매우 중요하다. 하지만, 복잡한 사람 손 기능을 구현하기 위해 많은 수의 구동기가 필요하여 제약 조건을 충분히 만족시키기 어렵다. 전동 의수 사용자 중 높은 비율은 미관적 문제로 인해 중도에 의수 사용을 중단하거나 보다 가벼운 미관형 의수를 사용하는 것으로 나타났다 [36].

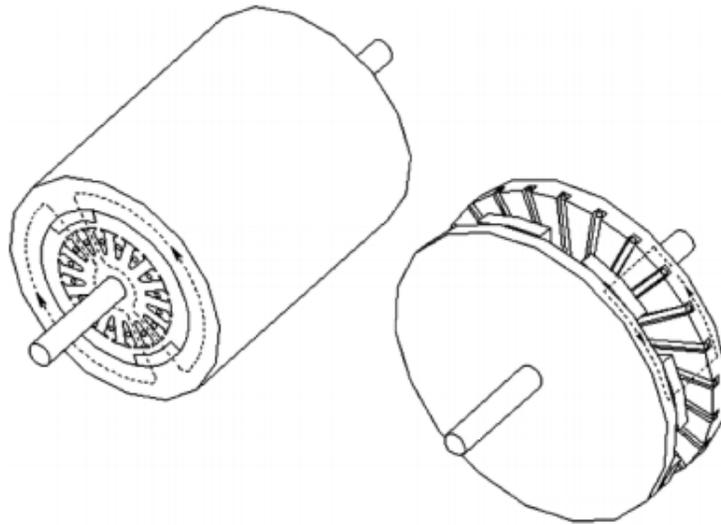
세번째, 전동 의수의 성능을 높이기 위한 구동기 수의 추가는 의수의 무게를 증가시켜 오히려 사용성이 떨어지는 트레이드 오프 문제가 존재한다. 사람 손의 기능과 자연스러움을 구현하기 위해서는 높은 파지력(grasp power)과 손동작의 자유도가 매우 중요한데, 이를 위한 센서 및 구동장치의 추가는 의수의 무게 및 부피를 증가시켜 사용감을 크게 떨어뜨린다. 의수의 손동작의 자유도 및 자연스러움과 무게는 상충관계로, 파지 동작의 성능을 유지하면서도 무게를 줄이고자 하는 연구가 많이 이루어지고 있다 [37].

본 논문에서는 상지 절단 장애인의 신체 기능 보조 및 사회 복귀를 위한 5 손가락 타입 근전 전동 의수의 구동 시스템의 기술 개발로 가격, 미관, 무게 측면의 문제를 해결하고 보급률 상승에 기여하고자 한다.

첫번째, 근전 전동 의수 전용 구동기 기술 개발을 통해 국내 양산을 하여 국내의 절단 장애인들에게 합리적인 가격으로 의수를 보급할 수 있다. 또한, 의수의 동작 특성을 고려한 설계 사양 결정 방법을 제시하여 주문 제작 전동 의수에 적합한 전동기 사양의 결정 가이드 라인이 되어 가격적 측면에서 글로벌 경쟁력을 확보할 수 있다. 서비스 로봇의 사용 환경에 따라 적합한 전용 구동 부품으로서 소형 전동기의 개발이 관심 받고 있는 추세로, 전동 의수 전용 구동 시스템의 개발로 서비스 로봇용 전동기 기술로서의 경쟁력 확보도 기대할 수 있다.

두번째, 전동기의 소형화 설계 기술을 통해 전동 의수의 외관을 사람 손과 유사하게 구현할 수 있다. 근전 전동 의수의 공간적 제약 조건을 분석하고 주어진 공간을 최대한으로 활용하는 설계 방법을 제안하여 미관적 형상을 해치지 않는 의수 개발에 기여할 수 있다[38].

마지막으로, 의수의 기능을 유지하면서 무게로 인한 사용성 저하를 최소화하는 구동기 기술 개발을 통해 전동 의수의 경량화, 고성능화를 도모할 수 있다. 제한된 손바닥 체적 내에 다섯 손가락의 구동을 제어할 수 있는 부족 구동 메커니즘을 채택하고 한 개의 전동기로 사람 수준의 높은 파지력을 낼 수 있는 고출력밀도의 전동기를 설계하여 의수의 무게를 감소시킬 수 있다[35].



(a) (b)

그림 1. 4 공극 자속의 방향에 따른 전동기의 분류
(a) 반경 방향 자속 전동기, (b) 축방향 자속 전동기

Fig. 1. 4 Classification of electric motors according to the direction of the air gap flux

(a) Radial flux motor, (b) Axial flux motor

전동기는 공극 자속의 방향에 따라 크게 반경 방향 자속(radial flux) 전동기와 축 방향 자속(axial flux) 전동기로 구분할 수 있다. 그림 1.4는 반경 방향 자속 전동기와 축 방향 자속 전동기의 형상을 나타낸다[39]. 표 1.1에서 볼 수 있듯이 상용 전동 의수에 적용된 전동기는 모두 반경방향 영구자석 동기 전동기 중 외전형 방식(Outer rotor type)을 채택하고 있다. 외전형 영구자석 동기 전동기는 회전자가 고정자 바깥에 위치하기 때문에 영구자석의 면적이 증가하여 다극 구조 및 고토크 출력에 유리하며 자석의 비산이 자연적으로 방지되기 때문에 내구성 면에서 우수하다[40-42].

하지만, 반경 방향 자속 영구자석 전동기(Radial flux permanent magnet motor)는 동일 부피일 때 두께가 얇고 직경이 긴 구조보다는 두께가 두껍고 직경이 짧은 구조에서 더 효과적이다[43]. 전동 의수의 손바닥에 내장되는 전동기의 경우 미관상 두께 제한이 있어 외전형 영구자석 동기 전동기로 원하는 출력을 내는 데에 한계가 있다.

반면, 축방향 자속 전동기(Axial flux permanent magnet motor, AFPM)은 자속이 주로 축 방향으로 흐르는 형태의 전동기로, 식

(1.1)과 같이 토크가 전동기 직경의 세제곱에 비례한다[39]. 여기서 T_d 는 전동기 토크, D_{out} 은 전동기의 직경, ψ 는 전기자 전류와 역기전력 벡터 사이의 각, k_D 는 전동기 내경과 외경의 비율, k_{wl} 은 권선 계수, B_{mg} 영구자석의 자속밀도, A_m 은 평균 반경에서 전류 밀도 피크값을 의미한다.

$$T_d = \frac{\pi}{2} k_D k_{wl} D_{out}^3 B_{mg} A_m \cos \psi \quad (1.1)$$

축방향 자속 전동기는 축 방향 길이 대비 반경이 큰 디스크 형태의 공간에서 효율적으로 토크를 발생시킬 수 있다[44, 45]. 디스크 형태의 축방향 자속 전동기는 고속 운전하는 서보모터에 많이 적용되었으며 작고 납작한 형태를 필요로 하는 하드디스크 드라이브나 휴대폰 진동 모터와 같이 초소형 전동기 또는 공간적 제약이 큰 로봇 관절용 전동기에서도 많이 사용되었다[46-50]. 따라서 축방향 자속 영구자석 전동기가 납작한 손바닥 공간 내에 위치해야 하는 전동 의수 구동용 전동기로 활용하기에 적합한 타입으로 판단된다.

본 논문에서는 상지 절단 5손가락 타입 근전 전동 의수의 손바닥 내장형 축방향 자속 전동기를 설계하는 방법에 대해 기술한다. 의수의 부하 특성에 알맞은 전동기 설계사양 결정 방법과 이에 부합하는 전동기의 설계 방법에 대해 설명한다. 전동 의수의 동작 환경을 분석하여 부하 특성을 도출하고, 공간적 제약을 고려한 전동기의 설계사양을 결정하였다. 본 연구에서 새롭게 제안한 알고리즘을 이용하여 결정된 설계 사양을 만족하는 최적의 설계안을 도출하였다. 도출한 축방향 자속 전동기 최종 설계안은 제작 및 특성 시험을 통해 타당성을 검증하였다. 본 연구를 통해 전동 의수의 무게, 미관, 가격적 측면에서의 문제를 해결하는 기술을 제시하여 전동 의수용 전동기의 국산화를 도모하고 국내 상지 절단 장애인의 의수 보급률 상승에 기여하고자 한다.

1.2 논문의 구성

본 논문은 총 5장으로 구성되어 있으며, 각 장의 연구 범위 및 내용은 다음과 같다.

제 1장에서는 연구배경과 필요성, 논문의 구성에 대하여 기술하였다.

제 2장에서는 전동 의수의 손바닥 내장형 축방향 자속 영구자석 전동기의 특성에 대해 기술하였다. 손바닥 내장형 전동기의 동작 환경과 제한조건, 제작성을 고려하여 전동기의 설계 사양을 결정한다. 전동 의수의 전동기의 최적 설계를 위하여 전동 의수에 특화된 성능지표를 제시하고 이 의미를 기술하였다.

제 3장에서는 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계에 관하여 설명하였다. 먼저, 최적화 문제에서 비교우위 전략을 선택하는 최적화 알고리즘을 제안하였다. 제안된 알고리즘의 성능은 기존의 최적화 알고리즘과 여러 시험함수를 이용하여 비교 및 검증하였다. 제안된 알고리즘과 전동기의 설계 사양을 활용하여 전동 의수용 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계 과정을 설명하고, 최종 도출된 최적 설계안의 결과를 비교 및 분석하여 설계의 타당성을 검증하였다.

제 4장에서는 본 연구에서 제안한 방법으로 설계된 축방향 자속 영구자석 전동기의 제작 및 시험에 대해 기술하였다. 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기는 무부하 시험과 부하시험, 그리고 최대 토크 시험을 통해 제안된 설계 기법과 최적화 알고리즘의 타당성 및 유용성을 검증하였다.

제 5장에서는 본 논문의 결론과 향후 연구 계획에 대하여 기술하였다.

제 2 장 전동 의수의 손바닥 내장형 축방향 자속 영구자석 전동기의 특성

2.1 전동 의수의 손바닥 내장형 전동기의 동작 환경

2.1.1 전동 의수 구동용 전동기의 부하 특성

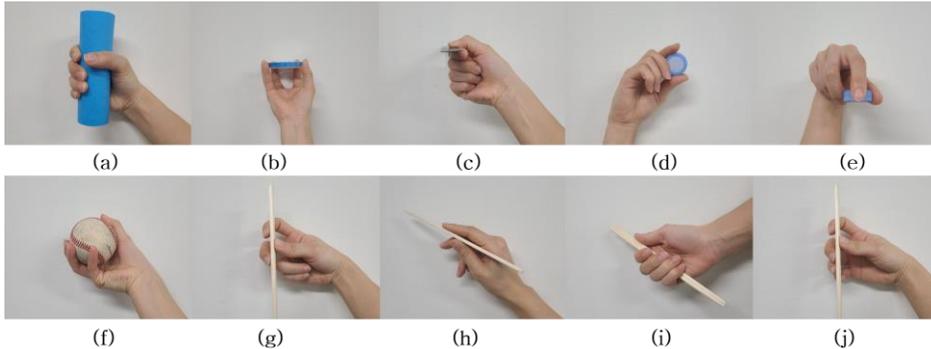


그림 2. 1 가장 자주 사용되는 10가지 손동작 및 파지 동작

(a)Medium wrap, (b)Precision disk, (c)Lateral pinch, (d)Tripod, (e)Lateral tripod, (f)Power sphere, (g)Thumb-2 finger, (h)Index finger extension, (i)Light tool, (j)Thumb-3finger

Fig. 2. 1 The 10 most used hand gestures and grip gestures

전동 의수의 성능을 나타내는 특성들은 다음과 같다 [51].

1. 파지 동작 및 자세
2. 중량 및 크기
3. 손 끝 힘 및 동작 속도

먼저, 전동 의수가 구현할 수 있는 파지 동작 및 자세는 의수의 성능에서 가장 중요한 요소이다. 인간의 손은 약 21개의 자유도(Degree of freedom, DOF, 38개의 근육, 수천 개의 감각기관을 갖고 있어서 복잡하고 다양한 파지 동작 및 자세를 수행할 수 있다 [64, 65]. 인간의 손을 그대로 복제하기는 실질적으로 불가능에 가까우며,

복잡성이 증가할수록 내구성이 낮아지고 비용이 증가한다 [7]. 일상 생활에서 실용적인 잡기 및 조작 작업은 인간 손의 완전한 복잡성을 필요로 하지 않기 때문에 자주 사용되는 동작들을 구현할 수 있도록 제한적인 설계 목표를 잡는 것이 효과적이다. 인간의 손동작을 잡고자 하는 물체와 잡기동작의 조합으로 분류하고 손동작 별 유용성을 분석하는 연구가 많이 이루어졌으며 [66-71], 그림 2.1은 일상생활활동 (Activities of daily living, ADLs)에서 가장 자주 사용되는 10가지 동작을 빈도가 높은 순으로 나타낸다[7, 72].

전동 의수의 중량 및 크기는 사용자의 착용감 및 편의성과 직결되기 때문에 설계에서 반드시 고려되어야 한다[52, 53]. 인체 측정 연구에 따르면 성인 남성의 손 중량은 약 400 g이며, 성인 남성의 50%는 9 cm * 19.3 cm 크기의 손을 가진다[54]. 앞서 표 1.1에 나온 상용 의수의 중량과 같이 일반적으로 300-500 g의 중량을 갖는다. 이 논문에서는 8.7 cm * 17.1 cm의 크기와 약 200 g의 중량을 갖는 의수 외관을 채택하였다. 전동 의수 통합 구동 시스템은 의수의 손바닥 내부에 위치하기 때문에 설계 시 구동시스템의 전반적인 공간 사용을 고려하여 전동기의 공간적 제한 조건을 설정하는 것이 중요하다.

건강한 성인이 일상생활활동(ADLs)을 원활하게 수행하기에 요구되는 손 끝 힘과 속도가 여러 실험을 통해 확립되었다 [19, 55-58]. 다양한 크기와 질량의 물체를 들고 ADL동안 가해지는 손가락 끝 힘을 측정한 결과 최소 11 N에서 25 N의 손 끝 힘과 4 rad/s 이상의 잡기 동작 속도를 필요로 한다 [59]. 또한, 의수 손가락에는 손가락을 펴주는 방향으로 스프링이 고정되어 있다. 잡기 동작 (Grasping) 또는 놓기 동작(Releasing)을 할 시에 이 스프링의 장력을 이기는 힘으로 구동해야 한다. 따라서, 전동 의수의 부하 특성을 파악하기 위해서는 물체를 잡을 때 손끝 힘, 동작 속도, 움직일 때 스프링을 이겨내는 힘 세가지를 고려해야 한다.

감속기의 효율 및 기어비가 정해진 경우 일정 수준 이상의 손 끝 힘과 동작 속도를 내기 위해 전동기에서 필요로 하는 최대 토크와 구동 속도를 식 (2.1)과 같이 계산할 수 있다. 여기서 T_{Gear} 은 기어 토크출력, GR 은 기어비, η_{gear} 는 기어 효율, v_{gear} 는 잡기 동작 속도, ω_{motor} 는 전동기 회전속도를 의미한다.

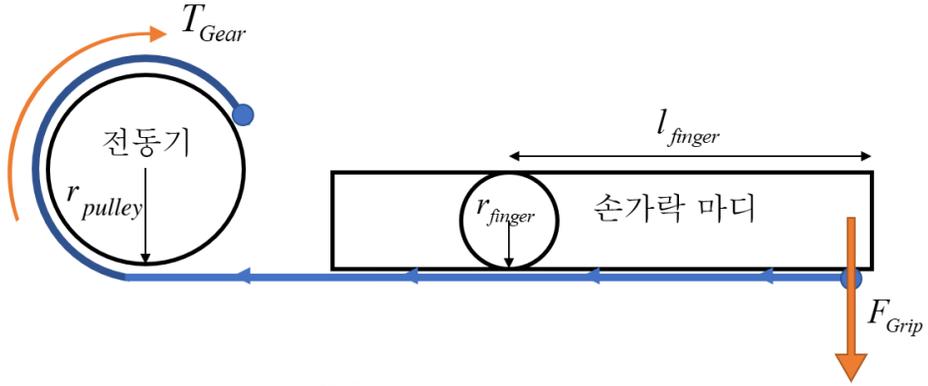


그림 2. 2 파지력 계산 원리

Fig. 2. 2 Grip force calculation principle

$$T_{\max} = \frac{T_{\text{Gear}}}{GR\eta_{\text{gear}}}, \quad \omega_{\text{motor}} = v_{\text{gear}} GR \quad (2.1)$$

그림 2.2와 같이 전동기가 의수 손가락에 연결된 경우 손 끝 힘을 기어 토크 출력에 대한 식으로 나타낼 수 있으며, 식 (2.2)와 같이 정리된다.

$$F_{\text{Grip}} = \frac{T_{\text{Gear}}}{r_{\text{pulley}}} \frac{r_{\text{finger}}}{l_{\text{finger}}} \quad (2.2)$$

식 (2.1)과 식 (2.2)를 이용해 최대 토크를 손끝 힘에 대한 식으로 정리하면 식 (2.3)과 같다. 여기서 F_{Grip} 은 손가락 손끝 힘, r_{finger} , l_{finger} 은 각각 손가락 두께 반지름과 마디 길이, r_{pulley} 는 손바닥 내장 풀리의 반지름을 의미한다.

$$T_{\max} = \frac{r_{\text{pulley}} l_{\text{finger}}}{l_{\text{finger}}} \frac{F_{\text{Grip}}}{GR \eta_{\text{Gear}}} \quad (2.3)$$

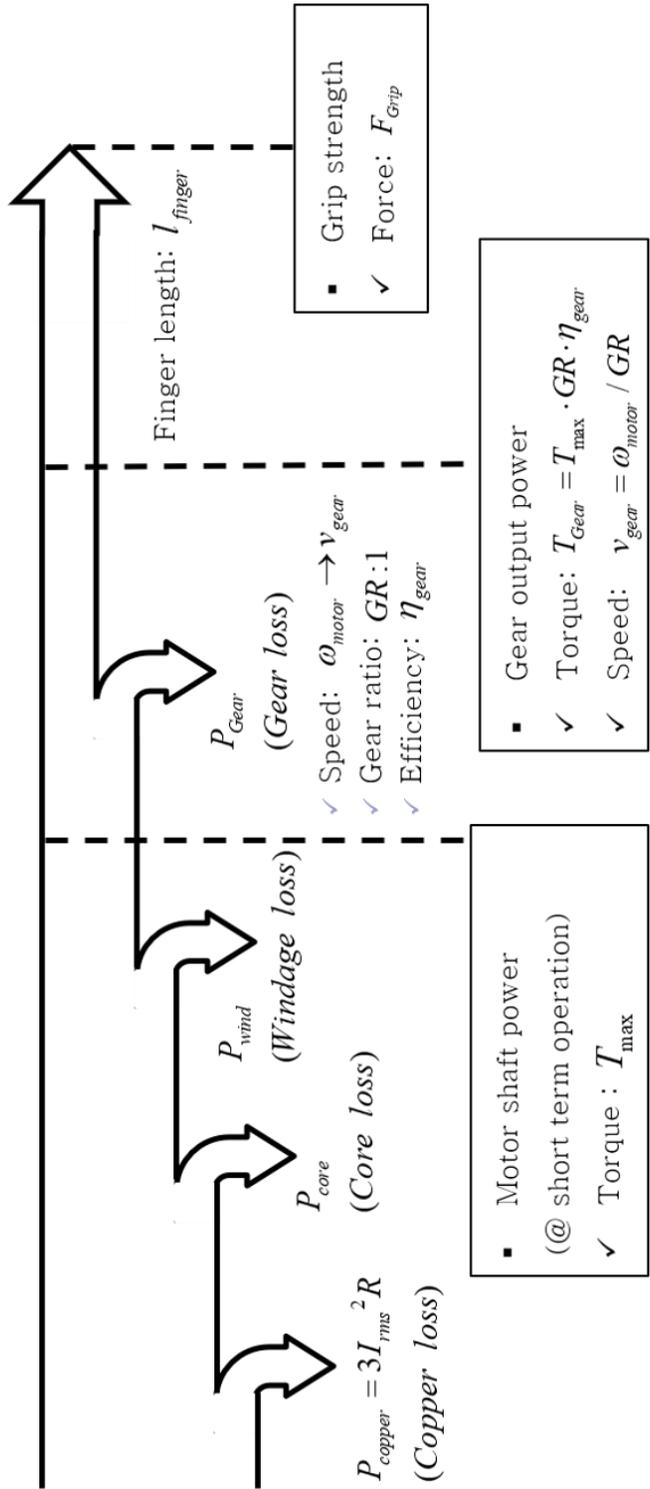


그림 2.3 통합 구동 시스템의 에너지 흐름

Fig. 2. 3 Energy flow in the integrated drive system

의수 구동용 통합 구동 시스템의 에너지 흐름을 그림 2. 3과 같이 나타낼 수 있다.

전동 의수에서 파지 동작을 구현할 때 최대 토크는 구속 토크(Stall torque)의 형태로 나타난다. 구속 토크란, 전동기의 회전 속도를 0으로 만드는 데 필요한 부하 토크를 의미한다. 구속 운전시 회전 속도가 0이기 때문에 출력은 없지만 토크와 동손은 발생하며 일반적인 전동기에서 기동 시 회전자에 구속되어 있는 상태 (locked rotor)에서 발생하는 토크를 가리킨다. 최대 토크는 전동기 구동 시 전동기의 과열 및 고장없이 제공 가능한 최대 토크 값을 가리키며, 적용 분야의 운전 특성 따라 수초에서 수분 이내의 단속 정격 구동 개념으로 조건이 상이하다. 최대 토크와 구속 토크는 다른 개념이지만, 상용 전동기의 사양서를 이용하여 전동기를 선정하는 기존의 연구들에서 혼용하는 일이 잦다[60, 61].

그림 2. 4는 전동 의수에서 파지 동작을 수행할 때의 부하 토크 프로파일을 나타내며 잡기 동작 (Grasping)과 놓기 동작 (Releasing)에서 전동기를 운전한다. 잡기 동작에서 구속 토크가 발생되며 1초 유지 후 전동기가 꺼질 때 감속기가 잡기 동작을 유지한다. 이후, 놓기 동작에서는 손가락을 펴기 위한 스프링에 저항하는 토크를 발생하며 전동기가 운전한다.

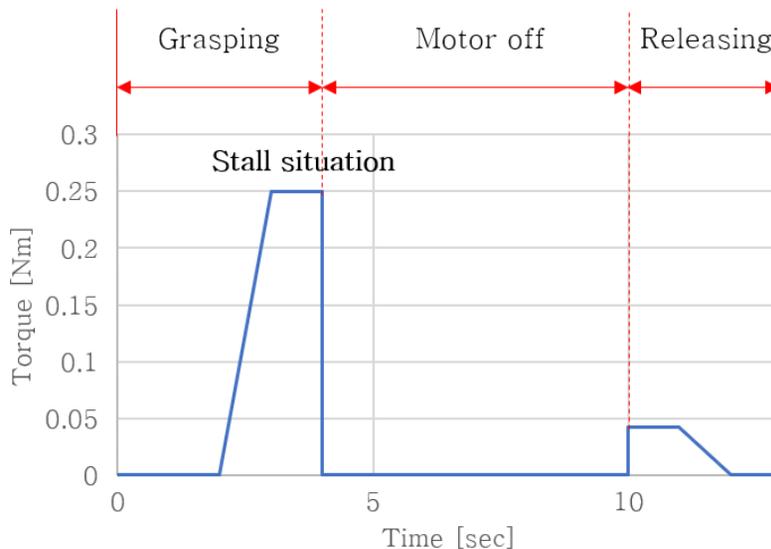


그림 2. 4 의수용 파지 동작을 수행하기 위한 부하토크 프로파일

Fig. 2. 4 Load torque profile for prosthetic grip action

2.1.2 부하 구동을 위한 전동 의수 요구 사양

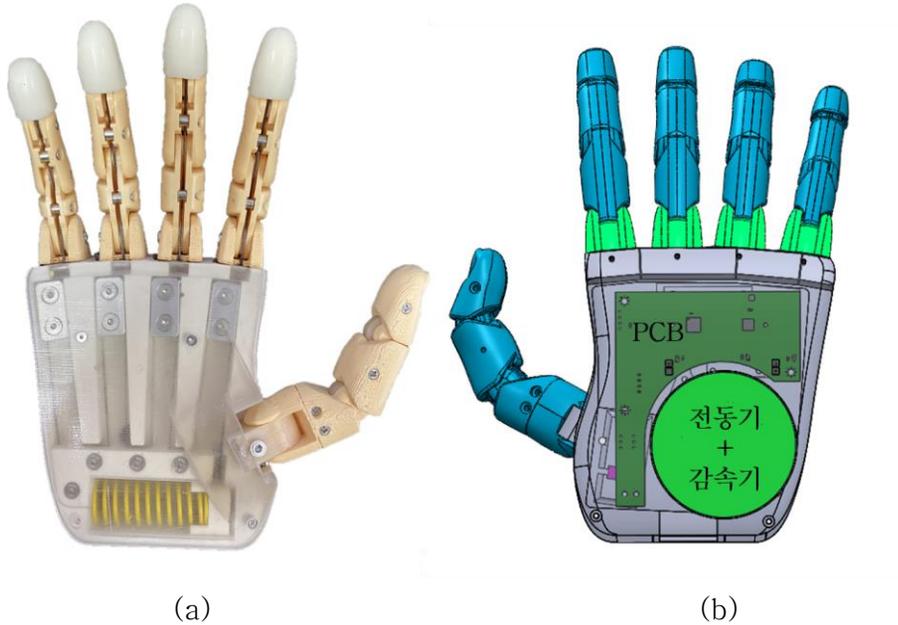


그림 2. 5 손바닥 내장형 전동 의수 구조

(a) 의수 외관, (b) 의수 내부 통합 구동 시스템의 배치

Fig. 2. 5 Palm built-in type prosthetic hand structure

(a) appearance of the main body, (b) arrangement of the integrated drive system inside the palm

본 논문에서 개발대상인 아래팔 절단 장애용 근전 전동 의수는 부족 구동 메커니즘을 적용하여, 1개의 손바닥 내장형 전동기와 차동 감속기로 구성하였다. 특히, 개별 손가락의 정밀제어 없이 적응형 잡기(adaptive grasping)를 구현하는 다자유도 손 메커니즘을 채택하여 적은 수의 모터로 의수의 필수적인 기능을 확보하는 설계가 진행되었다[62]. 그림 2. 5는 본 논문에서 설계한 의수의 외관 및 부족 구동 메커니즘을 적용한 통합 구동 시스템의 배치를 나타낸다. 의수의 손바닥 쪽에는 구동 시스템과 손가락 와이어를 잇는 폴리 구조 및 스프링이 위치하며 의수의 손등 쪽에는 감속기, 전동기, 인버터 pcb가 위치하여 통합 구동시스템을 구성한다.

전동 의수의 손바닥 내장형 통합 구동 시스템의 사양 및 전동기의 요구 사양을 정리하면 표 2. 1과 같다. 사용자의 손과 최대한 유사한 크기를 갖도록 실제 성인용 남성 손을 스캔하여 모델링으로 구현한 도면을 참고하였다 [63]. 기존 상용 전동 의수의 손바닥 내장형 전동기와 동등한 수준의 성능을 달성하고, 손가락의 동작 속도와 개별 손가락 악력을 실제 손과 유사한 수준으로 달성할 수 있도록 요구 사양을 구성하였다.

요구 사양을 바탕으로 전동 의수의 설계 사양을 결정하기 위해서는 일반적인 연속 구동 정격 운전 조건이 아닌 잡기 동작과 놓기 동작 운전 조건에 맞추어 설계할 필요가 있다. 일반적으로 전동기에 요구되는 최대 토크는 서보 모터와 유사하게 정격 토크의 3배 이하 수준이며 구속 상태의 운전을 하지 않는다[64]. 통상적으로 이러한 기준은 정격 부하의 연속 구동시 전동기에 열적 문제가 발생하지 않으며 인버터의 출력 전류에 여유가 있다면 최대 부하의 단속 구동은 문제없이 가능하다는 근거로 사용된다. 하지만, 전동 의수의 경우 정격 토크에서 연속 운전을 하는 것이 아닌 잡기 및 놓기 동작을 반복하는 프로파일 운전을 한다. 또한, 잡기 동작 시 토크는 구속 토크의 형태로 발생되며 사용자에게 따라 파지 동작의 반복이 장시간 이루어 질 수도 있다. 따라서 일반적인 정격 기준에 따라 설계하는 것은 적합하지 않다.

주어진 의수의 사양 및 전동기의 요구 사양을 바탕으로 잡기 동작 및 놓기 동작에서의 전동기 운전 조건을 결정할 수 있다. 잡기 동작 시에 최대 토크는 구속 토크의 형태로 발생되며 전동기의 회전속도는 0이고, 놓기 동작 시 토크는 스프링 장력과 같거나 커야 하며 동작 속도로 운전하는 조건을 갖는다. 이를 바탕으로 세부 설계 사양을 결정하는 방법은 2.3절에 기술하였다.

표 2.1 전동 의수 구동 시스템 사양 및 전동기 요구 사양

Table 2.1 Electric prosthetic hand drive system specifications and motor requirements

항목	성능
구동 시스템 사양	
기어 효율	0.5
기어비	23:1
손가락 길이, 두께 [mm]	30, 7.5
스프링 힘 [N]	4
전동기 요구 사양	
손끝 힘 [kgf]	개별 손가락 당 3
크기	성인 남성 손바닥 내장
구동 조건[sec]	파지 속도 < 1
수명 조건	300,000 회 이상 구동

2.2 전동 의수의 손바닥 내장형 전동기의 제작 시 고려사항 및 제한 조건

2.2.1 소형 축방향 자속 영구자석 전동기의 공간적 제약

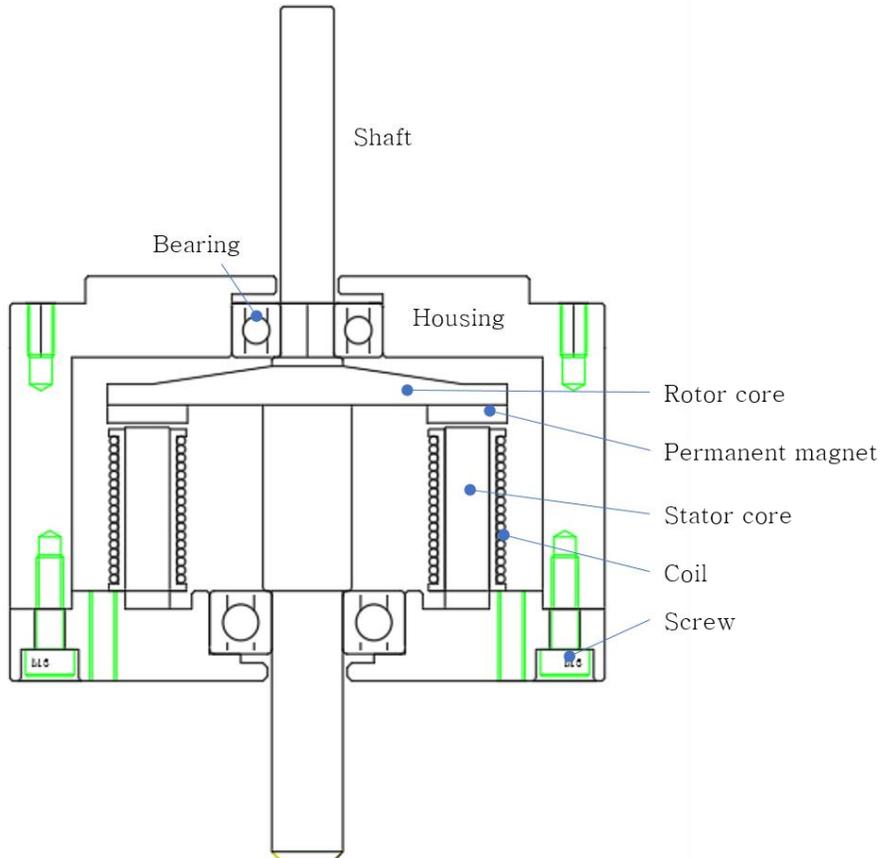


그림 2.6 축방향 자속 전동기 도면 예시

Fig. 2. 6 Example drawing of an axial flux motor

한국인 인체치수조사에 따라 성인 남성 손바닥 체적에 감속기와 전동기, 드라이브 시스템을 배치할 수 있도록 크기 목표를 선정하였다. 본 논문에서는 통합 구동 시스템의 의수 내부 배치를 고려하여하우징 포함 크기 $\Phi 50 \times 30$ mm의 전동기에 대한 설계를 진행하였다.

그림 2. 6은 소형 축방향 자속 전동기의 도면 예시이다. 전체 공간 중 기구부(권선, 축, 베어링, 리드선 등)가 차지하는 공간의 비율이 큰 것을 알 수 있다. 주어진 공간 내에 고출력밀도 축방향 자속 전동기를 설계하기 위해서는 기구부가 차지하는 공간 및 배치를 고려하여

설계하여 잉여공간을 최소화해야 한다. 전동기를 위해 주어진 공간은 크게 하우징, 베어링, 전동기 철심과 권선이 차지하는 공간으로 나눌 수 있다. 전동기 철심 형상의 세부 설계에 앞서 하우징, 베어링, 권선이 필수적으로 차지하는 공간을 고려하여 최종적인 전동기의 가용 공간을 도출할 수 있다.

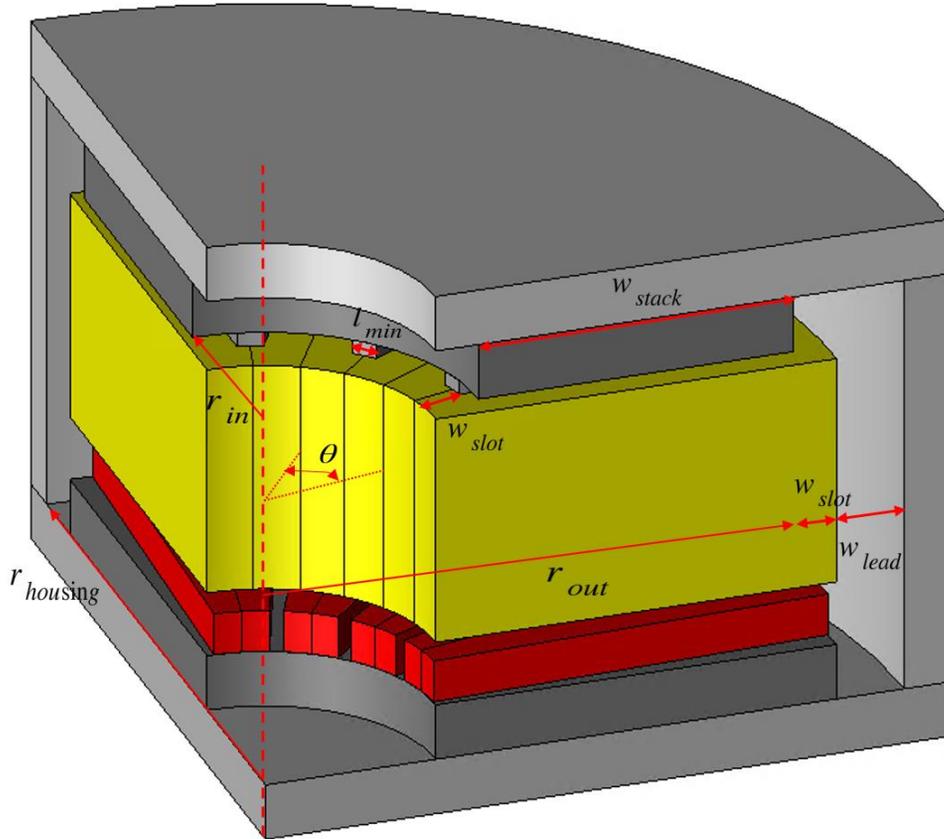


그림 2. 7 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계 변수

Fig. 2. 7 Design variables of the axial flux permanent magnet motor

그림 2. 7은 축방향 자속 전동기의 설계 변수를 나타냈다. 전동기 철심의 최대 반경은 식 (2.4)와 같이 하우징 내부 반지름 $r_{housing}$ 에서 리드선 두께 w_{lead} 와 슬롯 폭 w_{slot} 를 뺀 값으로 계산할 수 있다.

$$r_{out,max} = r_{housing} - w_{lead} - w_{slot} \quad (2.4)$$

축방향 자속 전동기의 코어는 물 형태의 적층 코어이기 때문에 제작 가능한 최소 치 두께 l_{min} 이 존재하며, 따라서 식 (2.5)와 같이 슬롯 두께 w_{slot} 에 따른 최소 반경을 구할 수 있다. 여기서 θ 는 슬롯 피치를 의미하며 l_{min} 의 호도는 충분히 작다고 가정한다.

$$r_{in,min} = \frac{\left(l_{min} \cos \frac{\theta}{2} + w_{slot} \right)}{\sin \frac{\theta}{2}} \quad (2.5)$$

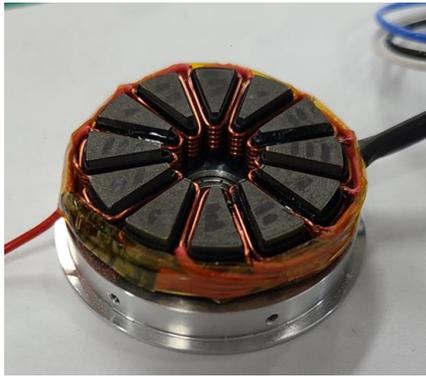
식(2.4)와 식(2.5)를 통해 정해진 전동기 외부 반경과 내부 반경으로 최종 전동기 반경 방향 적층 길이 w_{stack} 가 결정된다.

$$w_{stack} = r_{out} - r_{in} \quad (2.6)$$

A. 하우징과 베어링

전동기의 하우징은 회전 속도를 버티는 강성, 하우징 고정 나사 헤드의 크기 및 결합 구조에 따라 그 두께와 형상이 결정된다.

전동기의 베어링은 축의 두께 및 견뎌야 하는 하중에 따라 크기가 결정되며 전동기의 위아래에 위치하여 제한된 축방향 길이의 일부를 차지한다. 축방향 자속 전동기의 경우 회전자와 고정자 사이에 인력이 작용하기 때문에, 전자기적 또는 물리적으로 불균형이 발생하거나 외력이 가해졌을 때 회전자와 고정자가 붙는 현상이 일어날 수 있다. 따라서 축방향 인력을 충분히 견디는 크기의 베어링을 선택해야 한다. 베어링의 종류 중 쓰러스트 베어링 (Thrust bearing)은 하중이 축의 회전벡터 방향으로 작용할 때 주로 사용하는 베어링으로 축방향 하중이 클 때 유리하지만 그 부피가 크고 전동기 내부에 위치하여 회전자의 공간 확보에 불리할 수 있다. 볼 베어링 (Ball bearing)은 케이스 내부에 볼이 위치하는 베어링으로 가격이 저렴하며 부피가 작아 가장 흔히 사용되는 베어링이다. 축방향 공간을 최소한으로 차지하며 축방향 하중을 충분히 견딜 수 있는 베어링의 종류를 선택하고, 회전에 문제가 없는 최소 크기의 베어링을 선택하는 것이 중요하다. 이 때, 설계자 및 제작 업체 간의 충분한 협의 과정이 필요하다.



(a)



(b)

그림 2. 8 축방향 자속 전동기 전기자

(a) 엔드 와인딩 및 리드선 형상, (b) 절연 보빈 형상

Fig. 2. 8 Axial flux motor armature shape

(a)End winding and lead wire, (b) Bobbin for insulation

B. 권선

축방향 자속 전동기의 특성 상 엔드 와인딩(end-winding) 및 리드선이 그림 2. 8 (a)와 같이 전동기의 반경방향으로 감기게 된다. 또한, 절연 보빈이 그림 2. 8 (b)와 같이 고정자 치를 감싸는 형태로 들어가게 된다. 전동기의 가장 바깥에 감긴 리드선과 바깥과 안쪽에 위치한 엔드 와인딩이 필수적으로 차지하는 공간이 전기자의 최대 및 최소 반경을 제한한다. 편의상 엔드 와인딩의 두께를 슬롯의 폭 w_{slot} 와 같은 값으로 가정한다.

전동기 점적율(slot-fill factor)은 고정자 슬롯에 얼마나 많은 구리선이 채워져 있는지를 나타낸 것이다. 전동기의 토크는 코일에 흐르는 총 전류에 의해 결정되기 때문에 제한된 슬롯 공간 내부에 효과적으로 구리선을 채워 넣어 점적율을 높이는 것이 중요하다. 일반적으로 전동기 설계 시 슬롯 절연, 임의로 감긴 구리선 사이의 공간 및 절연 코팅의 두께 등을 고려하여 점적율을 약 30% 정도 예상하여 설계하며 40-45%의 점적율은 충분히 높은 것으로 간주한다[65]. 그림 2. 9(a)와 (b) 같이 각 코일선이 슬롯 내부에 적절한 위치에 배치되어 패턴을 형성할 때 그림 2. 9(c)에 비해 점적율을 크게 개선할 수 있음을 알 수 있다[66]. 이 밖에도 각동선을 사용하거나 분할 코어를 사용하여 점적율을 높이는 방법이 있다[67, 68].

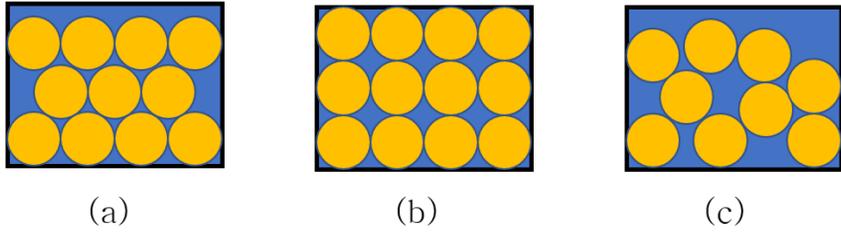


그림 2. 9 기본 권선 패턴

(a) Orthocyclic winding, (b) Layer winding, (c) Random winding

Fig. 2. 9 Basic Winding Patterns

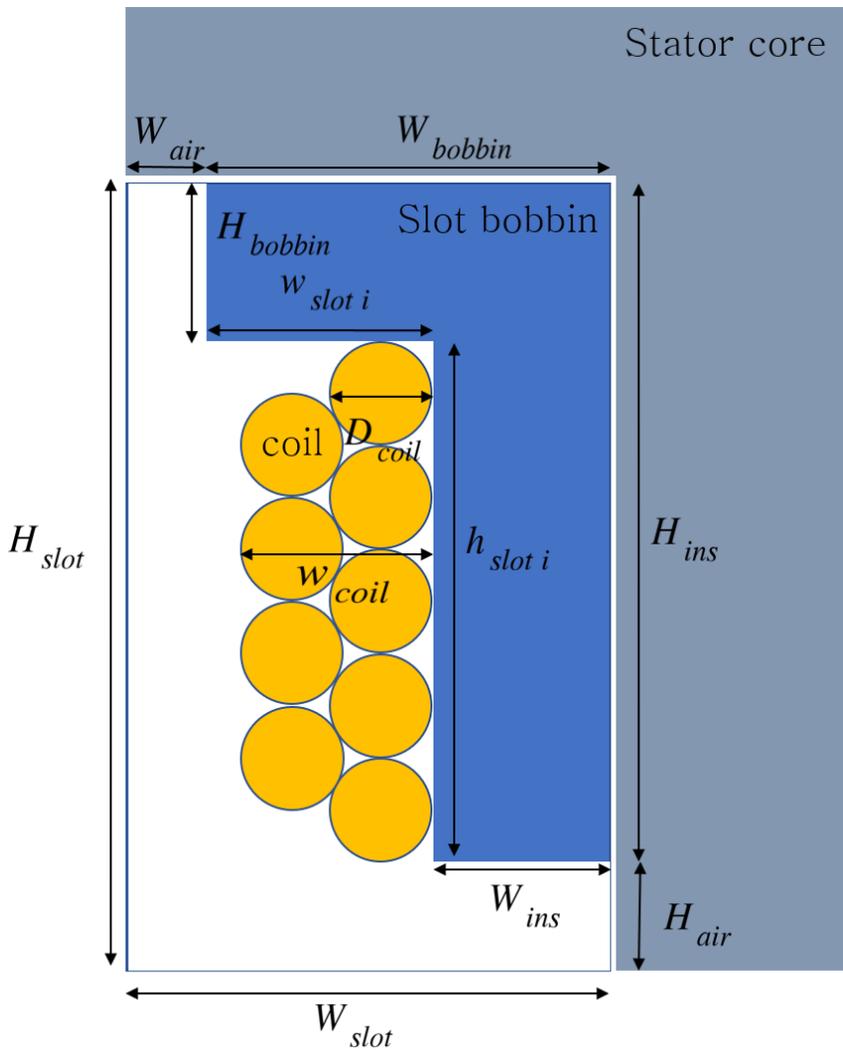


그림 2. 10 슬롯 내부 절연 보빈과 코일 도식도

Fig. 2. 10 Schematic of slot insulation bobbin and coil

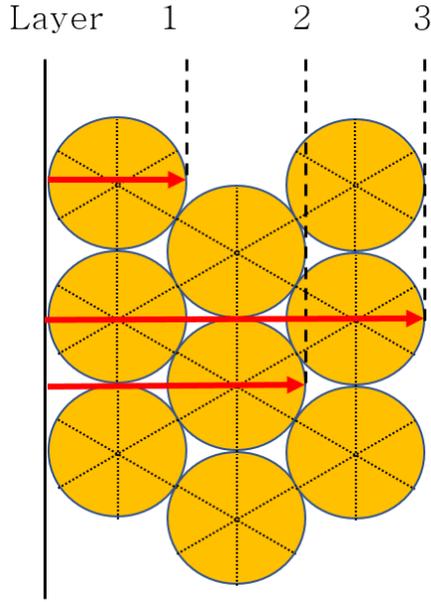


그림 2. 11 Orthocyclic Winding Type으로 감긴 코일의 layer
 Fig. 2. 11 Layer of Orthocyclic wound coil

일반적인 전동기와 다르게 소형 전동기의 경우 슬롯 내부 절연 보빈 및 코일 절연 코팅이 필수적으로 차지하는 비율이 크다. 그림 2. 10은 슬롯 내부 절연 보빈 및 코일 도식도와 설계 변수를 나타냈다. 절연 보빈을 고려하였을 때 가능한 턴수 최대값 및 예상 점적율을 구하는 과정은 다음과 같다. 먼저, H_{bobbin} , W_{ins} , H_{air} , W_{air} 과 같은 절연 보빈 관련 파라미터는 제작 상의 이유로 최소 값이 존재하기 때문에 이를 제한 조건으로서 고려해야 한다. 일반적으로 전동기에 코일을 감을 때 보빈의 가장 안쪽부터 채워서 순차적으로 층층이 쌓아 감기 때문에 그림 2. 11과 같이 Orthocyclic Winding Type으로 감기는 것으로 가정할 수 있다. 감긴 코일 다발의 두께 w_{coil} 를 코일 직경 D_{coil} 과 권선 layer 값에 따라 나타내면 식 (2.7)과 같다[69].

$$w_{coil} = D_{coil} \left(1 + \frac{\sqrt{3}}{2} (layer - 1) \right) \quad (2.7)$$

이 때, 보빈의 파라미터(H_{bobbin} , W_{ins} , H_{air} , W_{air})가 결정되면 슬롯 내부에 실제로 코일이 위치할 수 있는 공간 ($w_{slot i}$, $h_{slot i}$)이 결정되며 코일의 지름에 따라 $w_{coil} < w_{slot i}$ 를 만족하는 layer 최대값이 결정되며 식 (2.8)과 같이 나타낸다. 이에 따라 최대 가능한 코일 턴수 $N_{coil, max}$ 를 식 (2.9)와 같이 계산할 수 있다.

$$layer_{max} = \left\lfloor \frac{w_{slot i}}{w_{coil}} \right\rfloor \quad (2.8)$$

$$N_{coil, max} = layer_{max} \left\lfloor \frac{h_{slot i}}{D_{coil}} \right\rfloor - \left\lfloor \frac{layer_{max}}{2} \right\rfloor \quad (w_{coil} < w_{slot i}) \quad (2.9)$$

이를 통해 예상 점적율 k_{co} 를 다음과 같이 계산할 수 있다. 여기서 w_{ins} 는 코일의 절연 코팅 두께를 의미한다.

$$k_{co} = \frac{\pi N_{coil, max}}{4H_{slot} W_{slot}} (D_{coil} - 2w_{ins})^2 \quad (2.10)$$

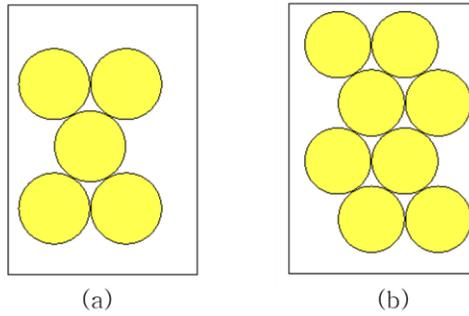
효과적으로 슬롯 내 공간을 사용하여 점적율을 개선하기 위해 적절한 턴수 및 코일 직경의 선택 및 제작 가능성을 고려하는 과정이 필요하다. 일반적으로 전동기 제작에 사용되는 코일은 미국 전선 규격 (American wire gauge, AWG)을 따르는 권선을 사용한다. AWG는 미국과 캐나다에서 주로 사용된 고체 도선의 지름과 단면적에 대한 표준 규격 체계로, 지름 11.68 mm 에서 0.127 mm의 전선을 36 단계로 나누어 분류하였다 [70]. 표 2.2의 AWG 전선 크기를 보면 코일의 지름이 불연속적으로 증가하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 채택한 코일의 지름 및 턴수 조합에 따라 점적율이 크게 차이이며, 배치에 따라 권선이 불가능 할 수 있다.

예를 들어 그림 2. 12의 예시와 같은 경우 (b)는 (a)에 비해 직경 감소는 6.7%에 불과하나 가능한 최대 턴수에 차이가 많이 난다. 따라서 코일에 흐르는 전류의 12.5% 감소가 일어난다. 또한, AWG에 표기된 직경 및 단면적은 절연의 두께를 포함하지 않으므로 사용하는 케이블의 종류에 따라 절연 피복의 두께를 고려한 최종 선심 외경을 고려해야 한다.

표 2. 2 AWG(American Wire Gauge) 전선 규격표의 일부

Table 2. 2 Part of American Wire Gauge specification table

AWG 번호	직경 (mm)	단면적 (mm ²)	저항 (Ω /m)	허용전류 (A)
18	1.02	0.823	0.0210	7-16
19	0.912	0.653	0.0264	5.5
20	0.812	0.518	0.0333	4.5
21	0.723	0.410	0.0420	3.8
22	0.644	0.326	0.0530	3.0
23	0.573	0.258	0.0668	2.2
24	0.511	0.205	0.0842	0.588
25	0.455	0.162	0.106	0.477
26	0.405	0.129	0.134	0.378
27	0.361	0.102	0.169	0.288
28	0.321	0.081	0.213	0.250
29	0.286	0.0642	0.268	0.212
30	0.255	0.0509	0.339	0.147
31	0.227	0.0404	0.427	0.120
32	0.202	0.032	0.538	0.093
33	0.180	0.0254	0.679	0.075
34	0.160	0.0201	0.856	0.060
35	0.143	0.016	1.08	0.045
36	0.127	0.0127	1.36	0.040
37	0.113	0.0100	1.72	0.028
38	0.101	0.00797	2.16	0.024
39	0.0897	0.00632	2.73	0.019
40	0.0799	0.00501	3.44	0.015



	(a)	(b)
점적율 [%]	40	56
턴 수	5	8
직경 감소율 [%]	0	6.67
전류 감소율 [%]	0	12.5

그림 2. 12 코일의 지름에 따른 최대 턴수 및 점적율 예시

Fig. 2. 12 Example of the maximum number of turns and space factor according to coil diameter

표 2. 3 축방향 자속 전동기 기구부 공간적 제약 조건

Table 2. 3 Spatial constraints of axial magnetic flux motor

	단위	항목	값
하우징	mm	스테이터	2.5
		로터	5.5
		벽면	2
베어링	mm	스테이터 베어링 두께, 직경	$\Phi 8*3$
		로터 베어링 두께, 직경	$\Phi 12*4$
치	mm	최소 두께 l_{\min}	1
리드선	mm	두께 w_{lead}	3
축	mm	축 두께	6

2.2.2 축방향 자속 영구자석 전동기의 제한 조건

전동기 설계에 앞서 설계 요구 사항 및 고려 사항들을 고려한 설계 제한 조건을 결정해야 한다. 설계 제한 값은 전동기 외경과 내경, 축방향 길이, 전압 제한, 전류 제한, 극 수 제한이다.

표 2. 3은 본 논문에서 설계된 전동기 기구부의 공간적 제약 조건을 나타낸다. 이를 고려하여 전동기의 가용 공간을 도출한 결과 전동기의 외경 가용 공간은 $\Phi 45$ 이내로 결정하였다. 또한, 내경의 최소를 제한하는 최소 치 두께 l_{\min} 과 축 두께를 고려하여 내경 최소 값은 11 mm로 결정하였다. 전동기의 축방향 길이는 하우징과 베어링 공간을 고려하여 15 mm로 고정하였다. 회전자 철심 축방향 두께는 회전 시 강성 및 축방향 인력에 의해 전기자에 붙는 것을 방지하기 위해 2 mm로 고정하였다. 최종 전동기의 제한 조건은 표 2. 4에 나타냈다.

표 2. 4 전동기 제한 조건

Table 2. 4 Design constraints of axial flux permanent magnet motor

항목	성능
하우징 포함 전동기 크기 [mm]	$\Phi 50*30$
전동기 가용 공간 [mm]	$\Phi 45*15$
극 수	18극 이하
배터리 단자 전압 [V DC]	7.4
전동기 상전압 제한 [V AC]	3.84
전동기 전류 제한 [A]	30

하우징이 포함된 전체 전동기의 허용 가능한 공간에서 전동기의 제어를 위해 PWM을 사용하여 순시적인 전류 제어 특성을 구현한다. 본 설계에서는 10%의 전압 여유를 두었고, 이때 전동기의 상 전압 제한은 다음과 같이 정의할 수 있다[71]. 배터리 단자 전압 V_{DC} 은 7.4 V로 식(2.11)에 따라 상전압 제한 V_{max} 은 3.84 V로 결정하였다.

$$V_{max} = 0.9 \frac{V_{DC}}{\sqrt{3}} \quad (2.11)$$

전류 제한 또한 전압 제한 조건과 마찬가지로 10%의 여유를 두어 30 A로 결정하였다. 극 수가 증가하면 고정자의 기자력 분포가 균일해지기 때문에 토크증가에 유리하다. 하지만 제어 가능한 주파수와 작은 영구자석의 제작성을 고려한 최대 극 수 제한이 필요하다 [71]. 본 논문에서는 인버터 특성과 더불어 영구자석의 내경 쪽 폭이 1 mm 이상 될 수 있도록 18극 이하로 제한하였다.

2.3 최적 설계를 위한 성능 지표 및 설계 사양

표 2. 5는 본 연구에서 설계하고자 하는 전동기의 설계 사양을 나타낸다. 2. 1절의 요구 사양을 바탕으로 구속 토크 250 mNm, 정격 토크 42 mNm, 회전 속도 5000 rpm의 22 W 전동기를 설계하고자 한다. 이 때, 잡기 속도는 22 rad/s, 손끝 힘은 3.5~4.5 kgf, 놓기 힘은 6~7.5 N로, 전동기 요구 사양을 충족한다.

대다수의 전기기기 설계와 마찬가지로 축 방향 자속 영구자석 전동기는 단계적으로 설계가 진행된다. 최적 설계에 앞서 주어진 요구 사양을 토대로 전동기의 토폴로지, 고정자, 회전자 및 자석의 기본 설계 사양을 결정한다.

본 절에서는 전동 의수의 손바닥 내장형 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계 목표에 따른 상세 설계 사양 결정 과정을 설명하고, 전동기의 최적 설계를 위한 성능 지표를 선정한다.

2.3.1 설계사양

A. 전동기 토폴로지

축 방향 자속 영구자석 전동기는 반경 방향 자속 영구자석 전동기에 비해 고정자와 회전자를 다층으로 구성하기 용이한 구조이다. 따라서, 그림 2. 13과 같이 고정자와 회전자의 구성, 영구자석의 자화 배열에 따라 다양한 조합의 설계가 가능하다 [72].

단일 고정자 단일 회전자 (Single stator and single rotor) 축방향 자속 영구자석 전동기는 다층 구조 대비 토크 발생량이 떨어지지만, 가장 단순한 구조로 산업용, 견인용, 기어박스가 없는 엘리베이터 용 전동기로 주로 사용된다 [73-75].

이중 고정자 단일 회전자 (Dual stator and single rotor) 축방향 자속 영구자석 전동기는 고정자가 양 측에 존재하기 때문에 안전성 면에서 유리하다[76, 77]. 고정자 코일을 병렬로 연결하여 한측 고정자에 고장이 발생하더라도 반대측 코일만으로 구동이 가능하기 때문이다.

단일 고정자 이중 회전자 (Single stator and dual rotor) 구조는 양측 회전자의 영구 자석의 자화 배열에 따라 여러가지 조합의 설계가 가능하다. NS 타입의 경우 자속의 경로가 고정자 코어를 거치지 않기 때문에 고정자 코어를 제거한 코어리스(Coreless) 타입의 설계도

가능하다 [78, 79].

다중 고정자 또는 다중 회전자 구조의 축방향 자속 전동기는 단일 고정자 단일 회전자 구조에 비해 높은 토크 밀도의 장점을 갖지만, 축방향으로 공간적 제약을 갖고 제작 단가가 중요한 의수용 전동기에 적합하지 않은 구조이다. 얇은 영구자석은 깨지기 쉬우며 전동기 조립 시 여러 개의 공극을 일정하게 맞추는 과정에서 회전자의 치우침 및 휘어짐 현상이 발생할 수 있기 때문에 필수적으로 확보되어야 하는 영구자석과 철심의 두께가 존재하는데, 회전자와 고정자의 개수가 늘어나면 한정적인 축방향 공간 내에서 확보할 수 있는 슬롯 면적이 크게 줄어든다. 또한, 가운데 위치한 고정자 또는 회전자를 감싸기 위한 외부 하우징 구조가 필요하며 이는 반경 방향으로 공간을 차지한다. 영구자석의 부피 증가 및 제작 공정의 복잡성 증가는 제작 단가를 높이는 원인이 된다. 따라서 단일 고정자 단일 회전자 구조를 선택하여 설계를 진행하였다. 또한, 사람 수준의 높은 파지력을 내기 위해 코어리스 타입이나 슬롯리스 타입의 고정자가 아닌 슬롯 타입의 고정자 방식을 사용하였다.

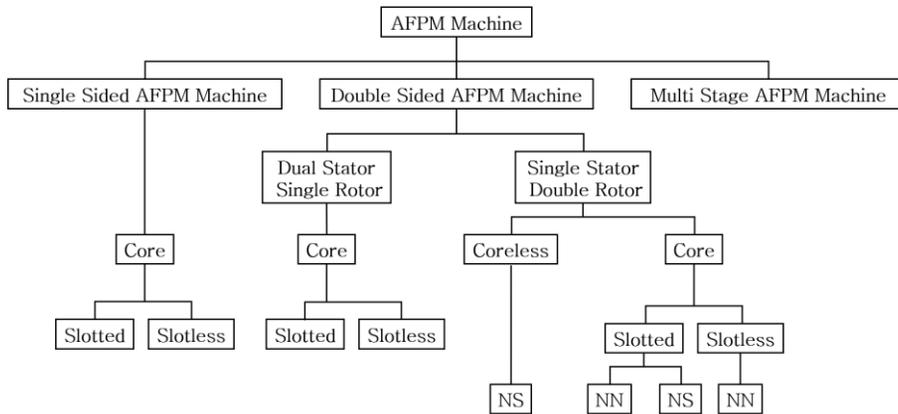


그림 2. 13 축방향 자속 영구자석 전동기의 고정자 및 회전자 구성

Fig 2. 13 Stator and rotor topology configurations of axial flux permanent magnet motors

다음으로, 전동기의 상세 설계에 앞서 전동기의 극 수 슬롯 수 조합을 선정한다. 전동기의 극 수가 증가할수록 극 당 자속을 줄여 고정자 코어에 균일한 자속 분포를 형성하기 때문에 필요한 코어 요크 두께가 감소하며, 같은 체적 내 슬롯 면적에 여유가 발생하여 전동기 중량과 체적 저감에 유리하다 [80, 81]. 극당 자속 ϕ_P 을 구하는 식 (2.12)에서 n_{pole} , w_{stack} , h_{ag} , $B_{peak,ag}$ 는 각각 극 수, 스택 길이, 공극 길이, 공극 자속밀도 최대값을 가리킨다.

$$\phi_P = \frac{2}{n_{pole}} w_{stack} h_{ag} B_{peak,ag} \quad (2.12)$$

B. 극수 슬롯수

권선계수는 분포계수(Distribution factor)와 단절계수(Pitch factor)의 곱으로 표현되는 값으로 영구자석의 자속이 고정자 권선에 쇄교하는 정도를 나타낸다. 본 논문에서는 3상 권선을 사용하기 때문에 슬롯 수는 3의 배수로 선정해야 한다. 이중권(Double-layer winding) 방식을 사용하였으며 점적율을 높이고 코일 동손을 줄이기 위해 집중권 방식을 채택하여 이중 집중권 권선 방식이 가능한 극수 슬롯수 조합의 권선 계수(Winding factor)를 표 2.6에 나타낸다[80]. 3상 권선이 불평형인 조합, 집중권이 불가능한 조합은 표기하지 않았으며, 18극 21 슬롯 이상은 제작 상 문제로 제외하였다.

분수 슬롯 집중권(Fractional-Slot Concentrated Winding, FSCW)을 갖는 영구자석 동기전동기는 자기 회로의 비대칭 특성으로 공간 고조파가 상쇄되어 역기전력 고조파 및 토크 리플이 낮아지며 높은 토크 밀도 및 효율, 우수한 제작성 등의 장점을 갖고 있다 [65, 82]. 따라서 가능한 극 수 슬롯 수 조합 중 극수가 많으며 권선 계수가 높은 분수 슬롯 집중권 조합을 선택해야 한다. 가능한 조합 중 이를 만족하는 16극 12 슬롯의 조합을 선정하였으며, 로봇 관절 통합 설계 논문에서 제안된 로봇 관절용 고토크밀도 축방향 자속 전동기의 극 슬롯 조합을 참고하였다[83].

표 2. 5 전동기 설계 사양

Table 2. 5 Motor design specifications

항목	값
기본사양	
형상	단일 고정자 단일 회전자형 축방향 자속 영구자석 전동기
크기(하우징 포함) [mm*mm]	∅50 x 30
출력 [W]	22
회전 속도 [rpm]	5000
정격 토크 [mNm]	42
구속 토크 [mNm]	250
상/극/슬롯	3상/16극/12슬롯
고정자 및 코일 사양	
철심 재질	35pn230
요크 두께 [mm]	2
공극 길이 [mm]	0.3
회전자 및 영구자석 사양	
영구자석 잔류 자속 밀도 (등급) [T]	1.4 (N50)
자석 두께 [mm]	1.5
샤프트 외경 [mm]	4
요크 두께 [mm]	2

C. 전기자

고정자는 자속을 발생시키는 코일과 자속이 흐를 수 있도록 자로를 구성하는 고정자 코어로 구성된다. 고정자 코어 내에 형성되는 회전자계는 철손을 발생시킨다. 철손 성분 중 와전류에 의한 손실은 회전자계의 속도의 제곱에 근사하여 비례하기 때문에 고속 운전시 효율 및 토크 저하를 초래한다. 와전류 손실을 저감하기 위해 고정자 코어는 적층 형태로 제작되어야 한다. 축 방향 자속 영구자석 전동기의 경우 자속이 축방향으로 흐르기 때문에 전기 강판을 롤 형태로 감아 적층 코어를 구성한다.

고정자에서는 슬롯 오프닝이 작아야 코깅 토크를 저감하는데 유리하지만, 전동 의수용 전동기는 점적을 확보와 권선작업의 용이성을 위해 슬롯 형상을 오픈 슬롯으로 설계하였다. 오픈 슬롯은 폴 슈(pole shoe)가 없는 치 구조를 가리킨다.

슬롯은 일정한 두께를 갖는 형상과 방사 방향으로 일정한 각도를 갖는 형상으로 설계할 수 있다. 일정한 각도를 갖는 슬롯 형상은 가장 안쪽과 가장 바깥쪽의 슬롯 점적율이 차이 나기 때문에 가장 안쪽 슬롯을 기준으로 설계할 경우 바깥쪽 슬롯에 잉여 공간이 생길 수 있다. 고정자에서 권선을 감는 공간을 최대로 활용하기 위해 일정한 슬롯을 갖는 형태로 구성하였다. 슬롯 설계 시 치 두께와 슬롯 두께의 균형이 필요하다. 슬롯 두께가 증가할 경우 슬롯 면적이 증가하여 같은 전류 밀도 기준 더 높은 기자력을 생성할 수 있지만, 슬롯 두께가 증가하는 만큼 치 두께가 감소하기 때문에 치에서 포화가 발생할 수 있다. 치의 포화로 인해 높은 기자력에도 불구하고 토크를 증가시키는 데 한계가 있다. 슬롯 두께를 줄이고 치 두께를 증가시키는 경우 같은 기자력 기준 치의 포화도가 낮지만, 같은 기자력을 생성하기 위해 더 높은 전류를 흘려주어야 한다. 전류 및 전류 밀도에 제한이 있기 때문에 토크를 증가시키는 데 한계가 존재한다.

더 나아가, 전동 의수용 전동기의 특성 상 2.2.1절에서 설명한 바와 같이 공간적 제약에 의해 전기자 코어 설계가 달라진다. 코일 직경에 따라 가능한 점적율이 비연속적이기 때문에 효율적으로 공간을 사용할 수 있는 조합을 선정해야 한다. 또한, 슬롯의 두께가 증가할 경우 전동기의 엔드 와인딩 두께 또한 늘어나기 때문에 전동기의 외경 및 스택 사이즈가 줄어들 수 있다. 따라서 전동기의 최대 토크를 높이기 위해 슬롯 두께와 치 두께 사이의 적절한 비율을 찾아 설계해야 한다.

D. 회전자

회전자는 자로를 형성하는 회전자 코어와 자속을 발생시키는 영구자석으로 구성된다. 전기기기에서는 페라이트 계열과 희토류 계열의 자석이 주로 사용되며, 소형화 고토크를 요구하는 분야에서는 에너지 밀도가 높은 희토류 계열의 자석을 사용한다. 전동 의수용 전동기는 공간적 제약이 크기 때문에 높은 토크밀도를 위해 희토류 자석을 사용하여 전동기를 설계하였다. 많이 사용되는 희토류계 자석인 네오디뮴 자석은 높은 도전율(conductivity)를 갖기 때문에 고속에서 높은 와전류 손실이 발생하여 자석에서 발열로 인한 열 감자가 발생할 수 있다. 이를 방지하기 위해 영구자석을 분할하여 사용한다. 회전자의 영구자석은 잔류 자속 밀도가 1.4T로 높은 N50로 선정하였으며 2분할의 형상을 채택하였다. 그림 2. 14는 영구자석의 BH 커브를 나타낸다.

회전자 코어 재질은 35pn230의 통코어를 선정하였다. 통코어를 사용하는 경우 회전자 내에 발생하는 철손이 증가하지만, 동기전동기에서 회전자는 전기자의 회전 자계와 동일한 속도로 회전하기 때문에 고정자에 비해 발생하는 철손이 적으며 적층 코어에 비해 제작 비용이 감소하는 효과가 있어 통코어 구조를 채택하였다.

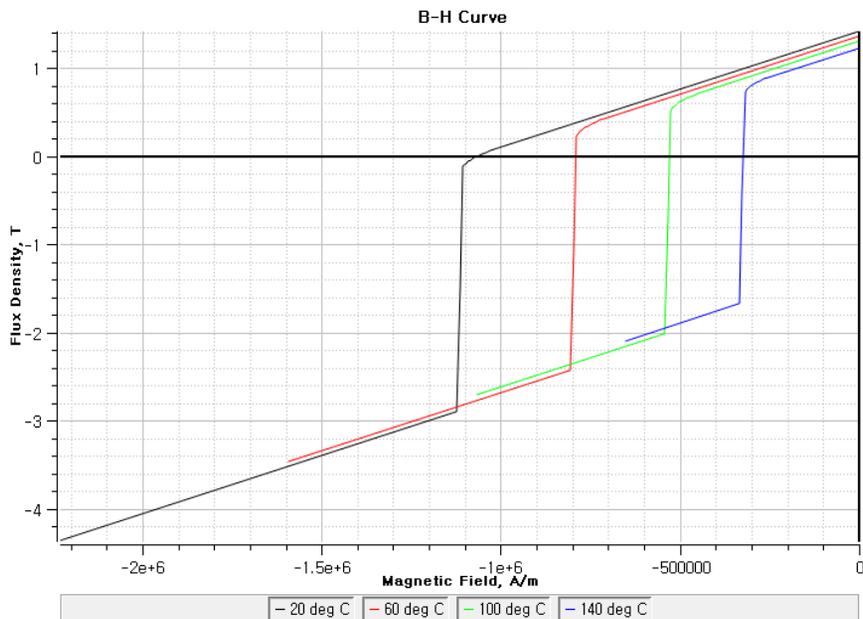


그림 2. 14 영구자석 BH 커브 특성

Fig 2. 14 BH curve characteristics of permanent magnet N50

2.3.2 성능 지표

A. 모터 상수

근전 전동 의수용 전동기의 과지 동작 시 최대 토크 가 구속 토크의 형태로 발생되며 이 때 높은 구속 토크를 내기 위한 높은 값의 전류가 사용된다. 구속 토크 T_{stall} 는 식(2.13)과 같이 구할 수 있다.

$$T_{stall} = k_T I_{stall} - T_{static\ friction} \quad (2.13)$$

$T_{static\ friction}$ 은 전동기에 사용된 볼베어링의 마찰에 의한 토크 손실, k_T 는 토크상수, I_{stall} 는 구속 전류를 가리킨다. 볼베어링의 마찰은 사용된 윤활유, 베어링 크기, 걸린 부하에 의해 결정된다. 본 논문에서는 마찰이 구속 토크에 비해 매우 작다고 가정하여 계산 시 배제하였다. 영구자석 전동기의 사양서에는 토크상수와 역기전압 상수의 값이 표기되어 있다. 토크 상수는 식 (2.14)로 나타낼 수 있으며 단위 전류당 발생 토크 값을 나타내기 때문에 토크 상수가 클수록 동일 전류 대비 더 많은 토크가 발생하는 것을 의미한다.

$$k_T = \frac{T_{stall}}{I_{stall}} \quad (2.14)$$

하지만 턴 수를 증가시킬 경우 토크 상수는 증가하지만 전동기의 토크 발생 능력이 증가하는 것은 아니다. 턴 수가 증가하면 코일 저항이 증가하고 이는 전류의 감소로 이어지기 때문에 전동기의 성능을 나타내기에 적절하지 않다.

모터 상수는 토크를 동손의 제곱근으로 나누어 나타낸 값이며 식 (2.15)와 같이 표현된다.

$$k_m = \frac{T_{stall}}{\sqrt{I_{stall}^2 R}} \quad (2.15)$$

모터 상수와 토크 상수 사이의 관계를 식(2.16)과 같이 정리할 수 있다. 따라서 모터 상수는 입력 전류와 턴 수에 대해 독립적인 값이며

토크 상수와 코일 저항 값으로 계산할 수 있는 일정한 값이다.

$$k_m = \frac{k_T}{\sqrt{R}} \quad (2.16)$$

전류 밀도는 동손에 비례하므로 제한된 공간 안에서 모터 상수를 극대화하면 파지 동작을 위한 구속 토크 대비 전류 밀도를 최소화할 수 있다. 하루 8시간에서 최대 16시간까지 연속적으로 사용해야 하는 의수에 적용한다면 배터리 사용 시간 또한 최대화할 수 있다 [84-86].

B. 코일 온도

코일의 온도 특성은 전동기 설계 시 중요한 고려 사항이 된다. 전동 의수 손바닥 내장형 전동기는 공간적 제약을 갖고 있기 때문에 높은 토크밀도가 요구된다. 특히 사람 수준의 파지력을 요구하는 최대 토크 운전점에서 높은 값의 전류가 들어간다. 하지만 전동기의 온도는 곧 사용자의 착용감 및 안전과 직결된다. 전동 의수 내의 발열로 인해 보철 소켓 내부의 온도가 상승하여 발한이 일어날 경우 접촉 부위에 불쾌한 냄새 뿐만 아니라 피부 자극으로 인한 접촉 피부염, 물집, 감염 등의 피부 문제가 생기며 이는 사용자의 삶의 질을 크게 떨어뜨린다. 설문조사에 의하면 60~70%의 사용자가 의수 내부 발한을 주요 문제점으로 꼽았다[87]. 낮은 접촉 피부 온도를 위해 전동기의 주 발열원인 코일 온도는 매우 중요하다.

코일의 절연 등급은 최대 허용온도에 따라 정해진다. 동선을 감싸는 절연 피복의 종류 및 두께에 따라 달라진다. 전동기의 연속 토크의 크기는 코일의 온도 사양에 의해 제한된다. 표2.7은 코일의 절연등급 및 최대 허용온도를 나타낸다.

열전대(Thermocouple)는 종류가 다른 금속선 두개의 양 끝단을 접촉하여 폐회로를 만든 것으로 양 끝단 접점에 온도차가 발생할 때 열기전력에 의한 전류가 흐르는 원리를 이용한다. 권선 작업 시 코일과 함께 삽입하거나 전동기 조립 후 별도의 접착 테이프를 이용해 측정하고자 하는 곳에 부착한다. 하지만, 전동기의 사이즈가 작거나 코일의 점적율이 높은 경우 열전대를 삽입하거나 부착할 공간을 만들기 어려울 수 있으며, 정확도가 떨어진다.

고정자 철심과 권선 사이 삽입되는 절연체의 온도 특성 또한

고려해야 한다. 절연 보빈은 코일과 철심 사이에 위치하며 코일의 동손에 의한 열과 철심의 철손에 의한 열 사이에 위치하기 때문에 내열성이 우수한 재질을 사용한다. 대형 전동기는 내열성과 내전압 및 기계적 강도가 우수한 절연지를 주로 사용하며, 소형 전동기는 고정자 철심 표면에 전착 혹은 분체 도장, 에폭시 코팅을 적용하여 절연 특성을 확보하거나, 내열성이 우수한 다양한 재질로 사출 혹은 가공 제작하여 적용하고 있다[80]. 전동 의수용 소형 축방향 자속 전동기의 경우 권선 작업 편의성을 위해 슬롯을 감싸는 모양의 절연 보빈을 제작하여 끼우는 방식을 적용하고 있다.

표 2.7 코일의 절연 등급 및 최대 허용 온도

Table 2.7 Coil insulation class and maximum allowed temperature

절연 등급	최대 허용 온도 [$^{\circ}$ C]
A	105
E	120
B	130
F	155
H	180

2.4 전동기 특성 해석

2.4.1 유한 요소법을 이용한 자계 해석

유한요소법(Finite element method, FEM)은 수치 해석 기법을 이용해 전자기 시스템 문제를 해석하는 방법이다.

정자장에서 기본 지배 방정식은 식(2.17)과 같다.

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0, \quad \nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (2.17)$$

위 식은 각각 자속 보존의 법칙과 암페어 주회 법칙을 의미한다. \mathbf{B} 는 자속밀도(magnetic flux density), \mathbf{H} 는 자계의 세기(magnetic field intensity), \mathbf{J} 는 전류 밀도(current density)를 나타낸다.

자속밀도 \mathbf{B} 는 자속 보존의 법칙을 만족하여 식(2.18)과 같이 표현할 수 있다. \mathbf{A} 는 벡터 자기 포텐셜(vector magnetic potential)을 의미한다.

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad (2.18)$$

영구자석형 전동기는 특성상 영구자석과 코일에 흐르는 외부 전류원을 갖기 때문에 식(2.19)와 같이 자속밀도를 나타낼 수 있다.

$$\mathbf{B} = \mu_0 \{ (1 + \chi_m) \mathbf{H} + \mathbf{M} \} \quad (2.19)$$

여기서 μ_0 는 자유 공간의 투자율(magnetic permeability), χ_m 는 자화율(magnetic susceptibility), \mathbf{M} 은 자화를 의미한다. 위 식을 이용하여 영구자석과 코일에 흐르는 외부 전류원을 갖는 영구자석형 전동기의 지배방정식을 식(2.20)과 같이 정의할 수 있다.

$$\nabla \times \nu(\nabla \times \mathbf{A}) = \mathbf{J} + \nabla \times (\nu\mu_0 \mathbf{M}) \quad (2.20)$$

여기에서 ν 는 자기 저항율(reluctivity)로서 식(2.21)과 같이 정의된다.

$$\nu = 1/\mu_0(1 + \chi_m) \quad (2.21)$$

지배방정식에 경계 조건을 부여하고 유한 요소 해석을 하면 해석 영역에서의 자기 포텐셜을 구할 수 있고, 벡터 자기 포텐셜은 다음 식을 통해 코일을 쇄교하는 자속과 전자력을 계산하는 데에 사용된다. 페루프를 형성하는 한턴의 코일에 쇄교하는 자속양 Φ 과 한 상의 전체 코일에 쇄교하는 자속양 λ 는 식(2.22)와 같이 구할 수 있다.

$$\Phi = \oint_C \mathbf{A} \cdot d\mathbf{l}, \quad \lambda = \sum_{i=1}^N \Phi_i \quad (2.22)$$

전동기의 각 상에서 발생하는 유도기전력은 식(2.23)과 같이 시간에 따른 쇄교자속의 변화율로 표현할 수 있다.

$$E = \frac{d\lambda}{dt} \quad (2.23)$$

A. Quasi-3D FEM

축방향 자속 전동기는 3차원적인 구조로 인해 3차원 유한요소 해석이 필요하나 계산 시간이 오래 걸리기 때문에 초기 설계 단계에서 비효율적이다[88]. 본 논문에서는 FEM 계산 시간을 줄이기 위해 Quasi-3D FEM을 설계에 적용하였다. Quasi-3D FEM은 3차원의 축방향 자속 전동기를 방사 방향으로 분할하여 2차원의 동등한 모델을 구성한 뒤 각 영역의 결과 값을 통해 축방향 자속 전동기의 성능을 구하는 방법이다. 그림 2. 15와 같이 축방향 자속 전동기를 방사 방향으로 자르면 여러 개의 선형 전동기가 병렬로 연결된 것과 같은 형상을 보인다[89]. 본 논문에서는 전동기의 평균 반경에서의 형상과 방사방향 두께를 stack length로 갖는 선형 전동기를 기준으로 Quasi-3D 모델을 구성하였으며, 최적 설계 후 3D 모델을 통해 결과를 검증하였다.

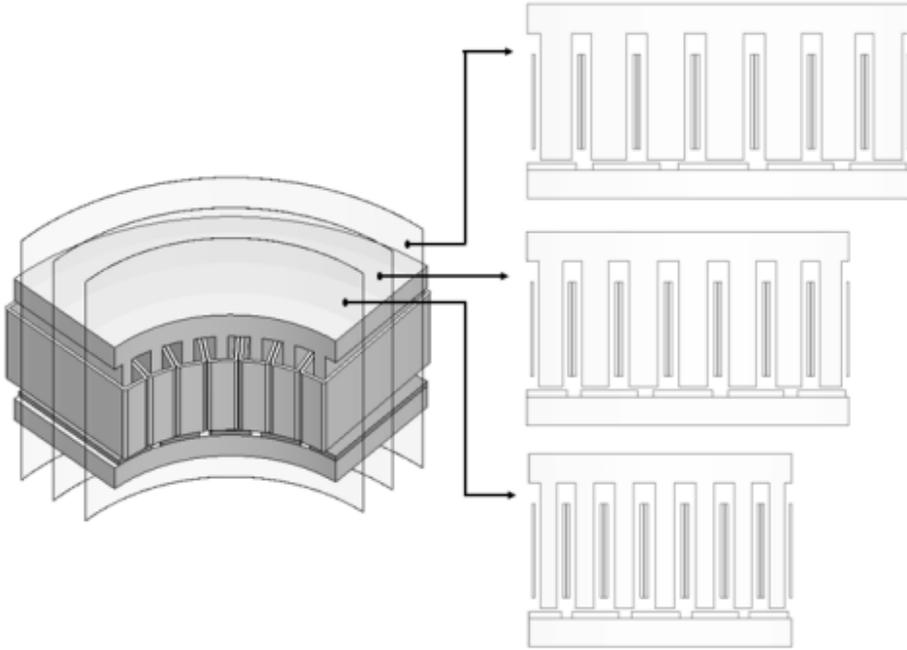


그림 2. 15 3차원 구조를 갖는 축방향 자속 전동기를 Quasi-3D FEM을 위한 2차원 구조로 변환하는 과정

Fig 2. 15 Process converting a 3-D AFPM model into a 2-D equivalent model for Quasi-3D FEM

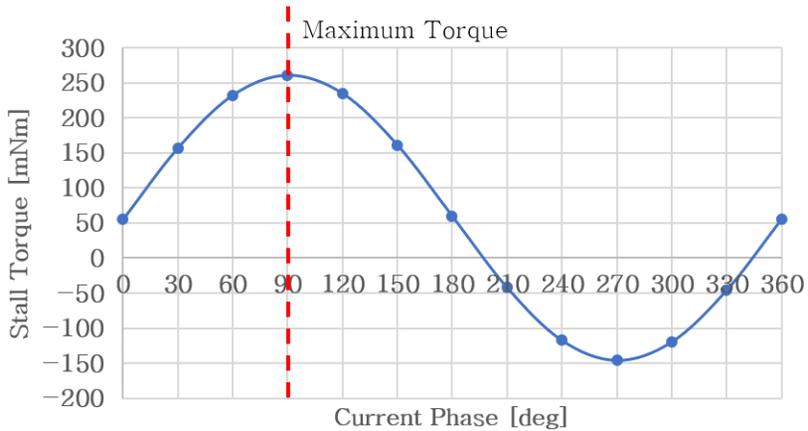


그림 2. 16 표면 부착형 영구자석 전동기에서 전류 위상각에 따른 토크

Fig 2.16 Torque according to current phase angle in surface mounted permanent magnet motor

B. 전동기의 구속 토크 특성 해석

전동기의 구속 토크 운전 시 특성을 해석하기 위해 정지 상태에서의 해석을 진행한다. 구속 운전 시 회전 속도는 0 rpm이며 전기자 전류는 일정 위상각에서의 3상 전류원의 전류 값을 DC로 넣어주어 해석을 진행한다. 일반적으로 표면 부착형 영구자석 전동기는 마그네틱 토크(Magnetic torque)에 의해 구동되므로 이상적으로 전류 위상각 90 deg에서 최대 토크가 발생한다. 그림 2. 16은 전류 위상각에 따른 토크 값을 나타낸 그림으로, 90 deg에서 최대 토크가 발생한다. 전류 위상각 90 deg에서 각 상의 전류 값은 식 (2.24)와 같으며, 두 상에 위상이

반대고 크기가 같은 $\frac{\sqrt{3}}{2}I_a$ 를 직류 전류원으로 넣고 해석할 경우 이상적으로 최대 토크를 내는 구속 토크를 구할 수 있다. 하지만, 실제로 의수의 파지 동작을 연속 구동 시 회전자의 초기 각도가 항상 같을 수 없으며 최악의 경우 요구 스톨 토크를 발생시키기 위해 I_a 가 필요할 수 있으므로 설계 시 I_a 가 전류 제한 조건을 만족하는지 고려해야 한다.

$$\begin{aligned}\theta_I &= 90 [deg] \\ I_u &= I_a \cos\left(2\pi f t + \frac{\theta_I \pi}{180}\right) = 0 \\ I_v &= I_a \cos\left(2\pi f t + \frac{(\theta_I - 120)\pi}{180}\right) = \frac{\sqrt{3}}{2} I_a \\ I_w &= I_a \cos\left(2\pi f t + \frac{(\theta_I + 120)\pi}{180}\right) = -\frac{\sqrt{3}}{2} I_a\end{aligned}\quad (2.24)$$

2.4.2 전동기 특성 분석

앞서 주어진 요구 사양을 바탕으로 결정된 정격 토크와 최대 토크를 만족하는 전동기를 설계하기 위하여 전동기 특성을 분석하였다. 이를 토대로 기본 모델의 파라미터를 선정하고, 최적 설계 변수 및 변수 범위를 선정하였다. 그림 2. 17은 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계 변수를 나타내는 그림이다. 축방향 설계변수는 고정자 요크 두께 $h_{stator\ yoke}$, 슬롯 축방향 길이 h_{slot} , 공극 길이 h_{ag} , 영구자석 두께 h_{mag} ,

회전자 요크 두께 $h_{rotor\ yoke}$ 가 있다. 방사 방향 설계 변수는 슬롯 두께 w_{slot} 와 영구자석 극호비 α_{mag}/α 가 있다.

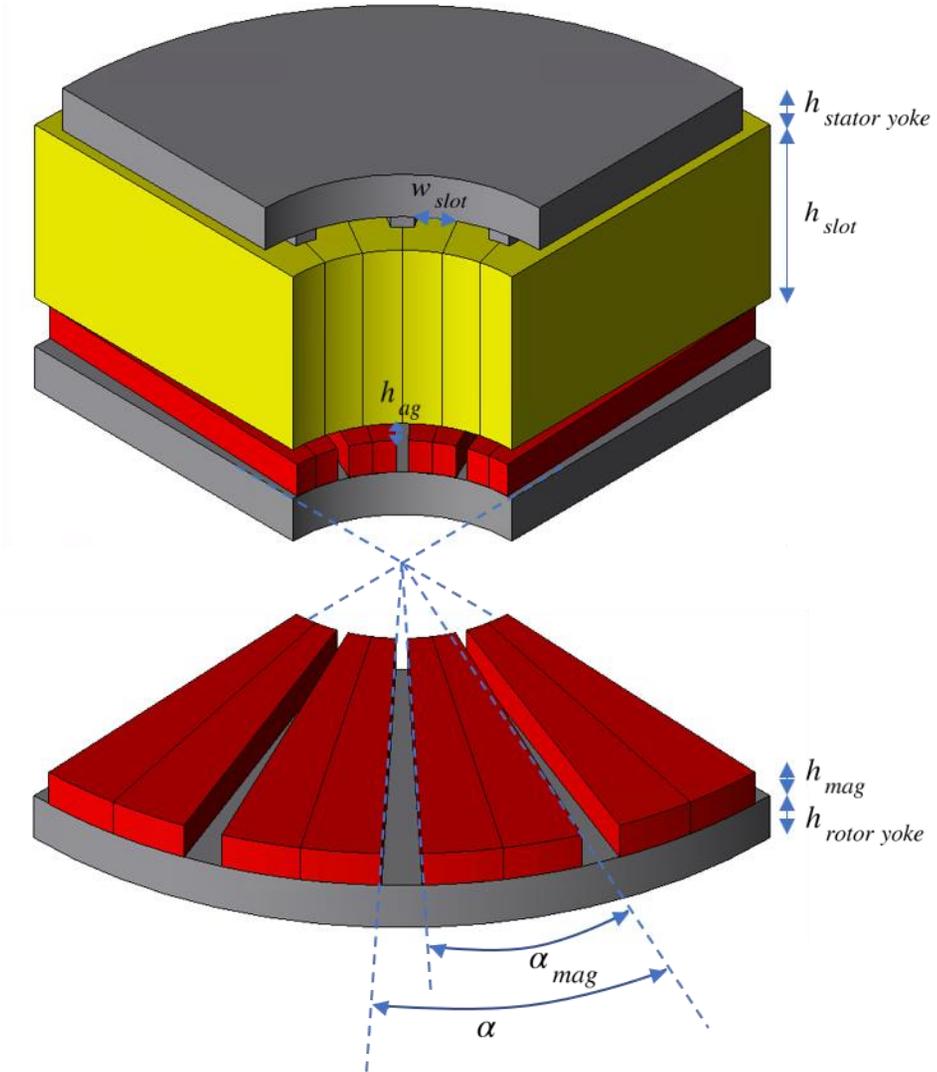


그림 2. 17 축 방향 자속 영구자석 전동기 설계 변수

Fig. 2. 17 Design parameters of axial flux permanent magnet motor

고정자 철심의 외경 및 내경을 고정자 슬롯의 두께에 종속된 변수로 적층 길이가 최대가 되도록 설정하였을 때, 식 (2.4), (2.5), (2.6)을 이용하면 다음과 같이 최대 적층 길이를 슬롯 두께에 대한 1차함수로 나타낼 수 있다. 그림 2. 18에 나타난 것처럼 슬롯 두께가 증가할수록 적층 길이는 감소하고 따라서 공극 자속밀도의 크기가 감소한다. 목표

토크상수를 얻기 위해서는 가능한 작은 두께의 슬롯의 확보가 필요함을 알 수 있다.

$$w_{stack,max} = r_{housing} - w_{lead} - l_{min} \cot \frac{\theta}{2} - w_{slot} \left(1 + \csc \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.25)$$

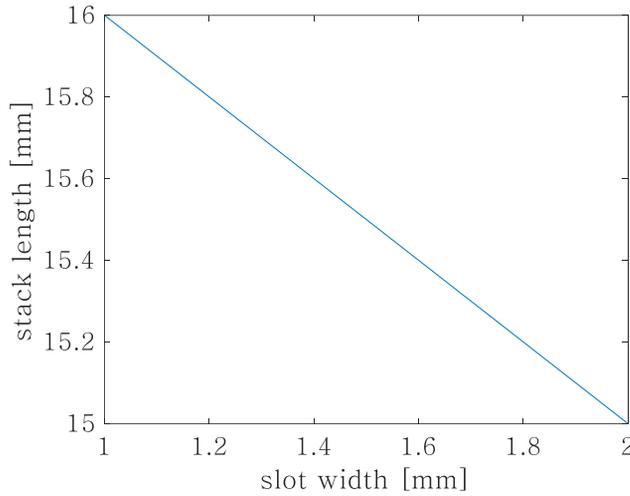


그림 2. 18 슬롯 두께에 따른 고정자 철심의 적층 길이

Fig 2. 18 Stack length of stator core according to slot thickness

그림 2. 19는 슬롯 두께와 코일 직경에 따라 가능한 최대 점적율을 구한 것이다. AWG 표를 참고하여 불연속적인 코일 직경을 적용하였기 때문에 보이는 양상 또한 불연속적이다. 식(2.26)에서 NI 값이 i 로 일정하며 슬롯 형상이 일정하다고 가정할 때 동손을 식(2.27)과 같이 나타낼 수 있다. ND^2 값은 코일 단면적, 즉 점적율에 비례하기 때문에 동손은 점적율이 높을수록 낮아진다.

$$i = NI \quad (2.26)$$

$$P = I^2 R = \left(\frac{i}{N} \right)^2 \left(\rho \frac{Nl_{1turn}}{\frac{\pi D^2}{4}} \right) = \left(\frac{4i^2 \rho l_{1turn}}{\pi} \right) \frac{1}{ND^2} \quad (2.27)$$

작은 직경의 코일은 권선 작업 시 단선의 확률이 올라가 제작 단가를 높이는 원인이 된다. 또한 에나멜 절연코팅의 열 전도율이 낮아 방열에 불리하다. 반면, 큰 직경의 코일은 상대적으로 낮은 턴수와 높은 전류를 갖기 때문에 최대 토크 동작 시 전류 제한 조건을 만족하지 못할 수 있다. 따라서 권선부 설계 시 가능한 높은 점적율을, 같은 점적율 내에서는 큰 직경과 낮은 턴수의 조합을, 전류 및 전압 제한과 함께 고려해 선택해야 한다.

슬롯 폭이 증가할 시 코일을 감을 수 있는 공간이 증가하지만 치 두께가 감소하여 철심이 포화될 수 있으며 적층 길이가 감소하여 토크 밀도에 영향을 미칠 수 있다. 슬롯 폭이 작아지면 권선 작업이 가능한 코일 및 턴수 조합이 줄어들며 최대 점적율이 감소한다.

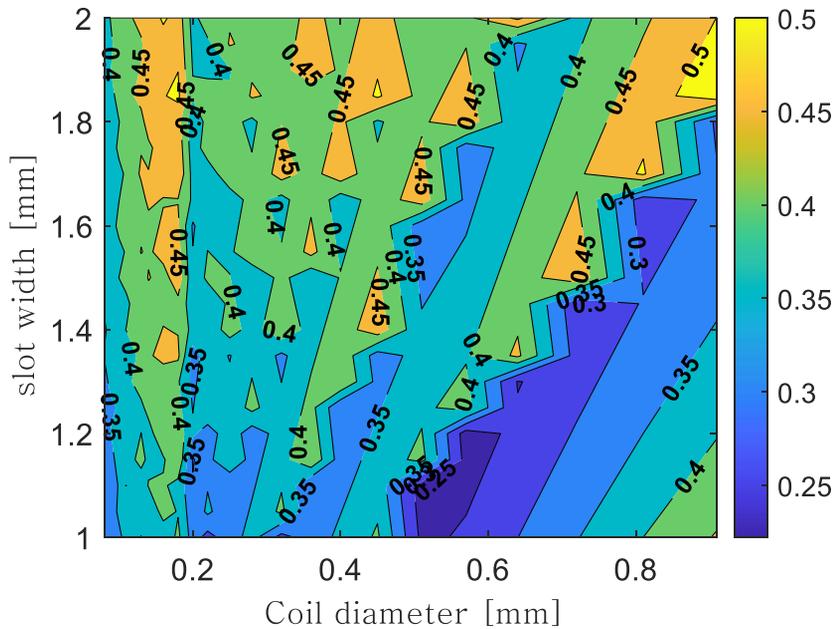


그림 2. 19 코일 직경, 슬롯 두께에 따른 최대 점적율

Fig 2.19 Maximum coil fill factor according to coil diameter and slot thickness

그림 2. 20 은 영구자석 극호비 및 슬롯 두께에 따른 평균 토크를 계산한 결과이다. 영구자석 극호비의 변화에 따른 평균 토크의 변화 민감도가 슬롯 두께에 비해 낮아 일정한 값으로 고정한 뒤 설계를 진행하였다.

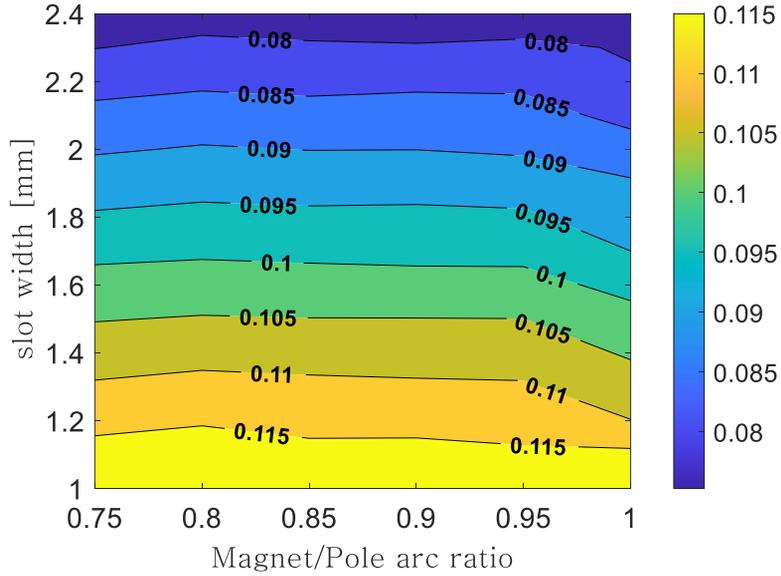


그림 2. 20 영구자석 극호비, 슬롯 두께에 따른 평균 토크
 Fig. 2. 20 Average torque according to slot thickness and magnet/pole arc ratio

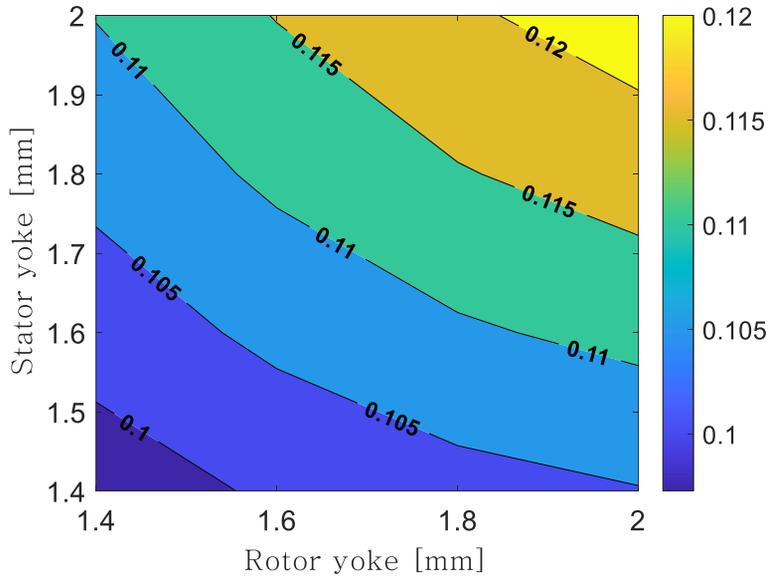


그림 2. 21 고정자, 회전자 요크 두께에 따른 토크
 Fig. 2. 21 Average torque according to yoke thickness of stator and rotor

그림 2. 21은 고정자와 회전자 요크 두께에 따른 평균 토크 값을 나타낸다. 요크가 두꺼울수록 평균 토크가 증가하는 것을 확인할 수 있지만, 전동기의 축방향 길이 제한 조건으로 인해 2 mm 로 고정하였다.

공극의 길이가 짧으면 같은 두께의 자석에서 큰 공극 자속밀도를 생성할 수 있지만, 정밀한 기계적 허용오차를 필요로 하며 코깅 토크와 인덕턴스를 증가시킨다 [75]. 본 논문에서는 제작 공차를 고려하여 공극을 0.3 mm로 고정하여 설계를 진행했다.

전동기의 고정자 내경과 외경에 엔드 와인딩이 위치하기 때문에 회전자에서 같은 지름에 해당되는 공간에 자석의 오버행 구조를 위치할 수 있다. 회전자의 오버행 구조는 영구자석 전동기의 공극 자속 밀도를 증대시키기 위한 구조 중 하나이다.

오버행의 효과를 분석하기 위해 내경 오버행과 외경 오버행의 길이에 따른 평균 토크와 상전압 최대값의 경향을 그림 2.22, 그림 2.23에 나타냈다. 오버행 길이의 증대는 어느 정도 범위 내에서만 전동기 출력 향상에 효율적이지만[80], 가능한 오버행 공간을 최대한 활용해도 역기전력의 증가 정도가 크게 떨어지지 않아 본 논문에서는 토크 밀도 향상을 위해 최대값을 사용하기로 하였다.

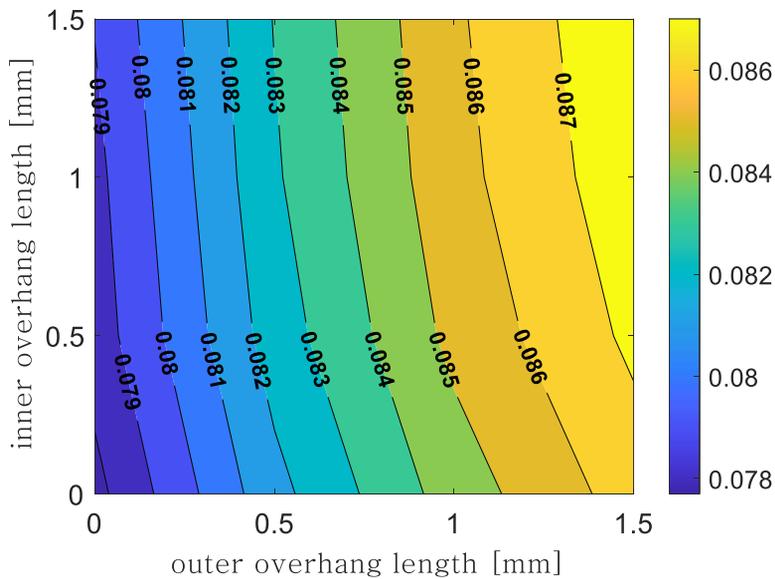


그림 2. 22 영구자석 오버행 길이에 따른 토크

Fig. 2. 22 Torque according to permanent magnet overhang length

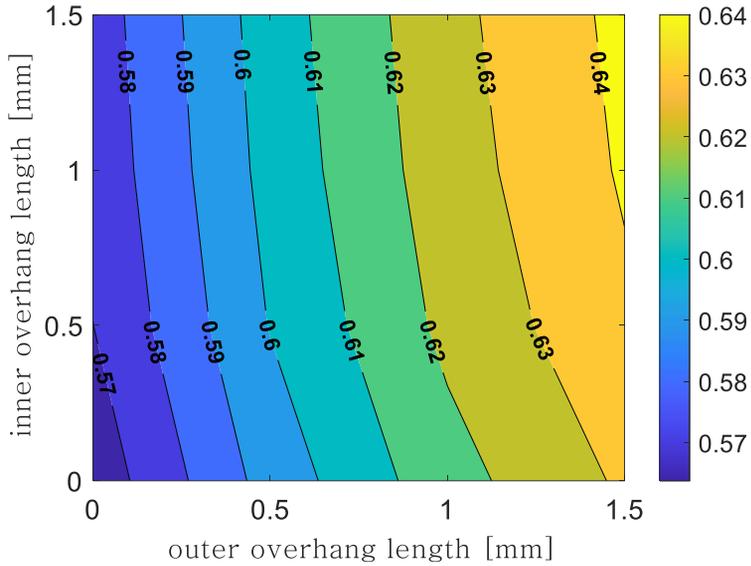


그림 2. 23 영구자석 오버행 길이에 따른 역기전력 상전압 피크

Fig 2. 23 Back EMF phase voltage peak according to permanent magnet overhang length

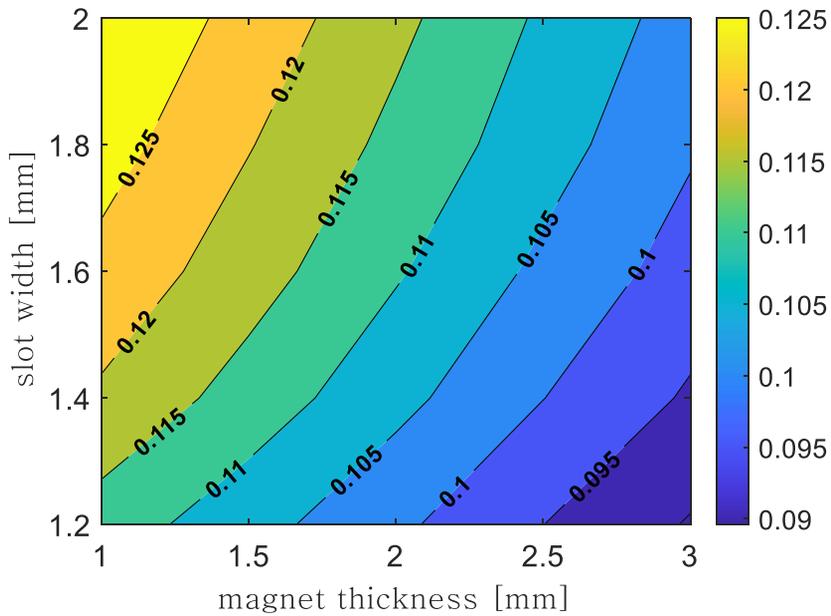


그림 2. 24 영구자석 두께와 슬롯 두께에 따른 토크

Fig. 2. 24 Torque according to magnet thickness and slot width

그림 2. 24는 영구자석과 슬롯 두께에 따른 토크 값을 나타낸다. 전동기 축방향 길이와 공극 두께, 요크 두께를 고정시켰을 때, 영구자석이 두꺼워지면 슬롯의 축방향 길이가 짧아지도록 종속변수로 설정하였다. 영구자석이 두꺼우면 슬롯의 면적이 줄고, 영구자석이 지나치게 얇으면 제작성이 떨어지며 제작 단가가 상승한다.

제 3장 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계

3.1 비교우위 관점의 최적화 알고리즘

전기기기 설계 문제는 사용 목적 및 환경에 따라 다양한 요구조건을 동시에 고려하여 최적의 해를 찾는 문제이다. 전동기의 유한요소법(finite element method, FEM)을 이용한 해석은 정확도가 높지만, 계산양이 많아 반복 횟수에 직결되어 해석 시간이 증가한다. 특히 전동 의수용 전동기와 같이 다수의 운전 조건에서의 해석을 필요로 하는 경우에 계산 시간이 크게 증가한다. 따라서 전동기의 최적 설계 과정에서 소요시간은 함수 호출 횟수에 하기 때문에 효율적인 설계를 위해 최소한의 함수 호출 횟수 내에 최적의 해를 도출하는 것이 중요하다.

최적화 알고리즘은 탐색 방법에 따라 결정론적 방법(deterministic method)과 확률론적 방법(stochastic method)으로 구분할 수 있다. Pattern search method, steepest decent method와 같은 결정론적 방법들은 구현이 간단하고 수렴 속도가 빠르지만 초기해에 민감하여 최적해가 전역 최적해(global optimum)임을 보장할 수 없다. 이에 따라 유전 알고리즘(genetic algorithm, GA), 진화 전략 알고리즘(evolutionary strategy, ES)와 같이 자연 현상을 모방한 확률론적 알고리즘이 연구되었다[18, 90-95]. 확률론적 방법은 무작위성과 규칙성에 기반하여 전역 최적해를 탐색하기 때문에 결정론적 방법에 비해 신뢰도가 높지만 상대적으로 최적점으로서의 접근 속도가 느리다.

최적화 알고리즘에서 탐색(exploration)과 개발(exploitation)은 새로운 영역을 탐색하는 데 사용되는 요소이다. 탐색은 알고리즘이 지역 최적해에 빠지는 것을 방지하기 위해 최대한 넓은 영역을 탐색하고자 하는 요소이다. 개발은 알고리즘이 기존에 탐색한 영역에서 다양한 접근 방식을 통해 개선된 해를 탐색하려는 요소이다. 개발은 탐색에서 파생된 개념이지만, 두 요소 간의 적절한 균형과 활용을 통해 최적화 알고리즘의 탐색 속도 및 신뢰성이 결정된다[96-100].

기존의 최적화 알고리즘들은 각기 다른 탐색 및 개발 방식을 가지며 이의 탐색 및 수렴 속도를 조절하기 위해 정의해 주어야 하는 설정 값들이 존재한다. 여러 논문에서 알고리즘의 성능을 개선시키기 위해

해집단의 크기, 가중치 상수, 변이 확률 등의 설정 값의 변화에 따른 알고리즘의 성능 변화를 연구하였다 [101-105]. 탐색 방법과 설정 값은 탐색하고자 하는 문제 영역에 적절하도록 경험적으로 정해주어야 하는데, 실제 공학 설계 문제에서 설계 경험이 없는 사용자는 문제 영역의 경향성을 파악하기 힘들어 적용하기에 어려움이 있다.

공짜 점심은 없다 이론(No free lunch theorem, NFL)은 20세기 초 미국 서부의 술집에서 술을 일정량 이상 마시는 단골 손님들에게 점심을 무료로 제공하는 마케팅이 유행했는데, 공짜 점심에 혹한 손님들이 사실은 자신이 내는 술값에 이미 점심값이 포함되어 있다는 사실을 알게 된 일화에서 유래한다. 이후 미국의 경제학자 밀턴 프리드먼이 “공짜 점심은 없다(There ain't no such thing as a free lunch)”라는 말을 즐겨 쓰면서 경제학에 주요한 이론으로 자리잡았다[106].

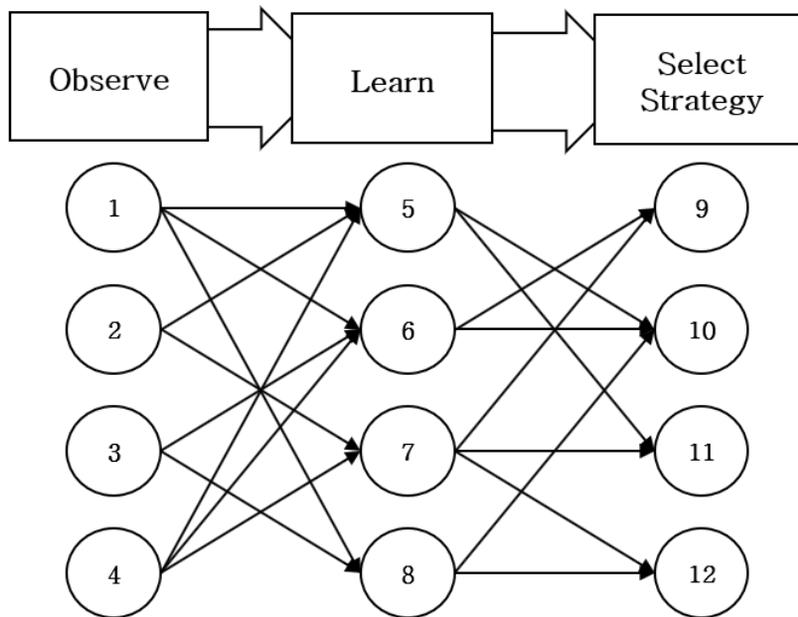
기회비용(opportunity cost)이란, 모든 선택에는 대가가 있으며, 어떤 것을 얻기 위해 선택할 경우 포기해야 하는 그 무엇의 가치로 정의된다. 비교우위(comparative advantage)란, 고전 경제학에서 교역 상대국보다 낮은 기회비용으로 생산할 수 있는 능력으로 정의된다. [107] 즉, 한 나라가 두 상품 모두 절대 우위에 있고 상대국은 두 상품 모두 절대 열위에 있더라도 생산비가 상대적으로 더 적게 드는 (기회비용이 적은) 상품에 특화하여 교역하면 상호 이익을 얻을 수 있다.

NFL 이론은 경제학적으로 사용되는 용어이나 최적화 알고리즘의 성능을 결정하는 정확도와 수렴속도에서도 적용된다. 즉 알고리즘의 정확도 또는 다양성의 향상을 추구할 경우 수렴 속도가 떨어지고, 빠른 수렴을 위해서는 다양성이 떨어지는 트레이드 오프가 존재한다[108, 109]. “No free lunch theorems for optimization”에서는 한 알고리즘이 모든 문제에 대하여 월등히 좋은 성능을 갖기 어려우며 특정 문제들에 대하여 성능이 좋은 알고리즘은 다른 문제들에 대해 성능이 떨어질 수밖에 없음을 증명하였다[110, 111]. D. Wolpert는 NFL 이론을 우회하기 위해서는 알고리즘의 동작 특성에 문제에 특화된 지식(problem-specific knowledge)을 적용하는 것이 중요하다고 기술하였다.

문제를 해결하기 위한 최적화 전략의 수렴속도 또는 정확도에 있어 항상 기회비용이 존재한다면, 이를 최소화하는 비교 우위 전략을 선택하여 전반적인 성능 향상을 도모할 수 있다. 하지만 전기기기에서의 최적화 문제는 다변수 비선형 문제로, 미지의 영역에서 선택한 전략이 가장 효율적인 최적화 방법인지 알 수 없다. 따라서 비교우위의 전략을

선택하기 위해 문제를 해결하는 과정에서 탐색 방식이 효율적인지, 수렴 속도는 상황에 적합한지 진단할 필요가 있다.

Albert Bandura의 ‘사회 인지 이론(social cognitive theory)’에 따르면 인간의 의사 결정 과정에서 관찰학습(observational learning)과 결과 예측(outcome expectations)이 행동에 영향을 줄 수 있다. 인간은 관찰 학습을 통해 대리 경험을 획득함으로써 지식을 확장한다. 습득한 지식은 결과를 예측하는 능력을 부여하고 결과적으로 행동을 결정할 때 영향을 준다[112].



- | | |
|------------------------------------|------------------------------|
| 1: x_{best} changed | 7: converged |
| 2: x_{best} unchanged | 8: not converged |
| 3: x_{best} repeatedly changed | 9: local optimization |
| 4: x_{best} repeatedly unchanged | 10: increase population size |
| 5: reached global minimum | 11: decrease population size |
| 6: reached local minimum | 12: change search method |

그림 3. 1 최적화 알고리즘에서의 인공신경망 예시

Fig. 3. 1 Example artificial neural network in optimization algorithms

인지 과학(cognitive science) 및 인공 지능(Artificial intelligence, AI) 분야에서 이와 같이 관찰 학습을 다루는 많은 모델이 개발되었으며, 학습과 행동에 영향을 미치는 인자에 대해 분석하였다[113, 114]. 인공 신경망은 시냅스가 결합되어 네트워크를 형성하는 인공 뉴런이 학습을 통해 시냅스 결합의 강도를 변화시키고 문제 해결 능력을 갖는 모델을 말한다. 인공 뉴런에 다수의 입력 신호가 주어지면 미리 부여된 가중치로 활성화 함수(activation function)에 대하여 계산을 했을 때 그 총합이 임계 값을 넘을 경우에 출력 값을 산출한다. 이 때, 가중치는 오차를 줄이는 방향으로 갱신해 나간다.

본 논문에서 제안하는 전략 선택 하이브리드 최적화 알고리즘(Strategic-Selecting Hybrid Optimization Algorithm, SSHOA)은 인간의 행동 결정 과정을 모사하여 만든 알고리즘으로 상황 변화에 따라 관찰학습과 결과 예측을 통해 행동에 영향을 주는 과정 모사하였다. 제안된 알고리즘은 부정확한 수렴 또는 불필요한 계산을 피하기 위해 다음과 같은 과정을 거쳐 전략을 수정한다. 먼저 문제 영역에서 개체들의 분포 현황 및 움직임의 경향성을 파악하는 관찰 학습을 진행한다. 다음, 학습한 내용을 바탕으로 수렴 정도를 예측하여 최적화 전략을 지속적으로 수정한다. 학습을 위한 인공신경망의 예시는 그림 3.1과 같다. [115].

3.2 최적화 문제의 비교우위 전략 선택 하이브리드 최적화 알고리즘

3.2.1 알고리즘의 구성

본 논문에서는 관찰 학습을 통해 인공적으로 전략을 선택하는 새로운 최적화 알고리즘을 제안한다 [116]. 제안한 알고리즘의 흐름도는 그림 3.2와 같다. 전략 선택 하이브리드 최적화 알고리즘(SSHOA)에서 의사결정에 영향을 미치는 두 가지 주요 단계가 있다. 의사 결정 과정에서 정보를 처리하기 위해 세 가지 새로운 변수가 정의된다.

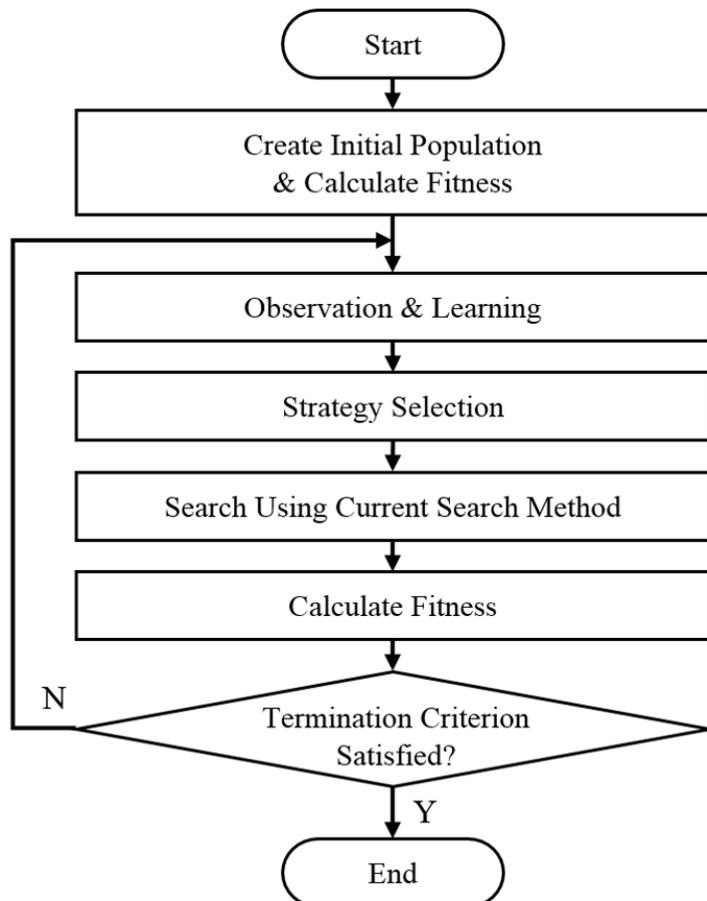


그림 3. 2 SSHOA의 순서도

Fig.3. 2 Flow chart of SSHOA

A. 관찰 계수 (Observational factor, Ob)

관찰 계수 (Ob)는 최상의 솔루션이 변경되지 않는 반복 횟수를 나타낸다. 관찰 계수는 전 탐색과 비교하여 가장 우수한 개체 값이 변하지 않는 탐색 횟수를 누적하여 기록하며 가장 우수한 개체가 갱신되면 0으로 초기화 된다. 관찰 요인에서 얻은 정보는 수렴을 예측하는 학습의 기준이 된다.

$$Ob^t = \begin{cases} Ob^{t-1} + 1 & x_{best}^t = x_{best}^{t-1} \\ 0 & x_{best}^t \neq x_{best}^{t-1} \end{cases} \quad (3.1)$$

식(3.1)은 관찰 계수의 정의를 나타낸다. 여기서 Ob^t 는 t 번째 탐색에서의 관찰 계수 값을 의미하고, x_{best}^t 는 t 번째 탐색을 수행하는 개체 중 가장 우수한 개체값을 의미한다.

B. 학습 계수 (Learning factor, Lrn)

학습 계수 (Lrn)는 값이 0 또는 1인 한 자리 이진수이다. 문제 영역을 전역 탐색이 필요한 때는 학습 계수는 0으로 유지되지만 수렴이 예측되는 상황에서 학습 계수는 1이 된다.

전역 탐색이 필요한 경우는 x_{best}^t 가 지속적으로 갱신되고 있는 경우를 의미한다. x_{best}^t 가 x_{best}^{t-1} 와 완전히 분리된 경우 현재의 전략이 효과적으로 전역 탐색을 진행하고 있으며 전역 탐색이 계속하여 필요할 것으로 예측할 수 있다.

수렴이 예측되는 경우는 해집단이 잠재적인 최적해를 찾은 상황을 의미한다. 여러 차례 전략을 수정하였음에도 불구하고 여러 번의 탐색에 걸쳐 x_{best}^t 가 갱신되지 않은 경우와 x_{best}^t 가 갱신되고 있지만 압도적으로 우수한 최적해를 찾지 못해 작은 영역에서 국부적인 탐색을 하고 있는 경우 근처에 최적해가 있을 것으로 예측할 수 있다. 전역 최적해를 찾은 것으로 예측되는 상황에서는 모집단 크기를 줄여 가며 불필요한 계산을 줄이고 종료 기준을 빠르게 만족시킬 수 있다. 하지만, 찾은 최적해가 국부 최적해일 가능성을 배제할 수 없기 때문에 학습 계수가 1인 상태로 최적해에 대한 신뢰성을 검증하는 전략을 선택하여 탐색을 재개한다.

C. 활성화 역치 (Activation threshold, Th)

관찰 계수에 기반하여 활성화 역치는 전략을 수정할 시기를 결정해주는 값이다. 표 3.1과 같이 세개의 역치(Th1, Th2, Th3)가 결정되어 있으며, 각각 Th1은 해집단의 크기 수정, Th2는 탐색 방법 변경, Th3는 수렴 예측 전략을 활성화하는 역치다. 탐색이 진행되어도 x_{best}^t 가 갱신되지 않아 관찰 계수가 누적되어 각 활성화 역치에 도달했을 때 이에 해당되는 전략을 수정한다. 역치는 사용자가 정의할 수 있지만 Th3는 Th1과 Th2보다 커야 한다.

표 3.1 활성화 역치 설정값

Table 3. 1 Values of Activation threshold constants

Activation Threshold	Value
해집단 크기 수정 Th1	10
탐색 방법 변경 Th2	5, 15
수렴 예측 Th3	20
Tolerance	1%

알고리즘의 구체적인 구현 과정은 다음과 같다. 이 중 2단계와 3단계의 세부 순서도는 그림 3.3에 나타냈다.

1단계 - 초기 해집단 생성 및 목적 함수 값 계산 (Create initial population & calculate fitness)

최적화하고자 하는 목적함수를 결정하고 설계 변수의 영역 범위를 정의한다. 탐색을 위한 초기 해집단 크기를 정하고 이에 맞춰서 무작위로 개체들을 생성하고 목적함수 값을 계산한다. 이 단계에서 초기 탐색 방법과 활성화 역치 값을 결정한다.

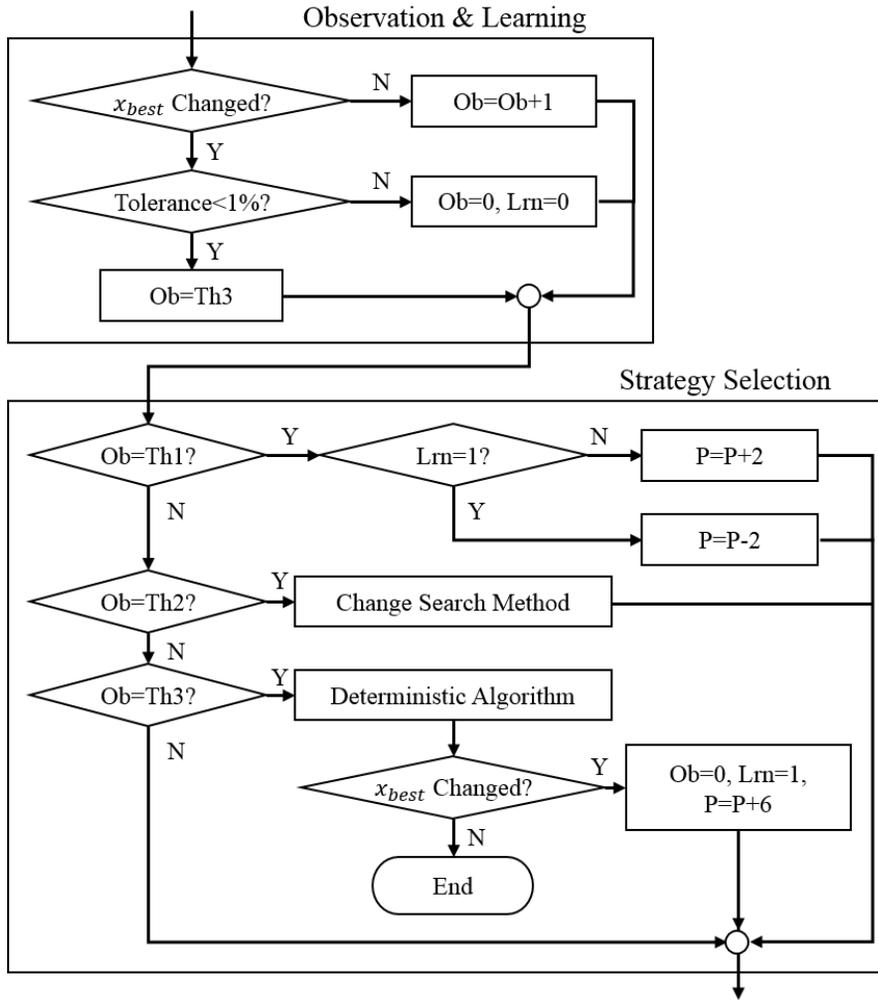


그림 3. 3 Observation & Learning, Strategy Selection 세부 순서도

Fig. 3. 3 Detailed flowchart of Observation & Learning , Strategy Selection block

2단계 - 관찰 학습 (Observation & Learning)

x_{best}^t 의 동향을 관찰하여 정보를 수집하고 수렴 상태를 학습한다. 2단계의 세부적인 순서도는 그림 3.3에 나타냈다. x_{best}^t 가 갱신되지 않을 경우 관찰 계수가 증가한다. x_{best}^t 가 갱신되었고 x_{best}^{t-1} 와 오차가 1% 이상일 경우 현재의 관찰 계수와 학습 계수가 0으로 초기화 된다. x_{best}^t 가 갱신되었으나 x_{best}^{t-1} 와 오차가 1% 이내인 경우 수렴 예측 전략을 수행하기 위해 관찰 계수를 Th3 활성화 역치로 설정한다.

3단계 - 전략 선택 (Strategy selection)

이 단계에서는 관찰 학습 단계에서 결정된 관찰 계수와 학습 계수를 바탕으로 다음 탐색을 위한 전략을 수정한다. 먼저, 관찰 계수 Ob가 Th1(해집단 크기 수정 활성 역치)에 도달했을 때 해집단의 크기를 수정한다. 학습 계수 값에 따라 Lrn=0일 때 개체수를 늘려 다양성을 높이고, Lrn=1일 때 불필요한 영역의 탐색을 줄이기 위해 해집단의 크기를 줄인다.

관찰 계수 Ob가 Th2(탐색 방법 변경 활성 역치)에 도달하면 탐색 방식을 변경한다. 검색 방식이 수정됩니다. Th2의 탐색 수 동안 x_{best}^t 가 갱신되지 않았기 때문에 현재 탐색 방법이 효율적이지 않은 것으로 판단하고 탐색 방식을 다른 후보 탐색 방법으로 전환한다.

본 논문에서는 초기 탐색 방법으로 유전알고리즘(genetic algorithm, GA)를 선택하고, 후보 탐색 방법으로 입자 군집 최적화 알고리즘(particle swarm optimization, PSO)을 선택하였다.

군집의 특성을 이용한 PSO는 수렴 속도가 높고, 다양성 제어의 자유도가 높은 GA는 돌연변이 등의 연산자를 사용하여 다양성을 높이는 데 유리하다.

관찰 계수 Ob가 Th3(수렴 예측 활성 역치)에 도달하기 위한 두 가지 상황은 다음과 같다. Th3 만큼의 탐색을 하며 전략을 수정했음에도 불구하고 반복에도 x_{best}^t 의 개선이 이루어지지 않은 경우와 x_{best}^t 가 갱신되었으나 x_{best}^{t-1} 와 오차가 1% 이내인 경우이다. 두 경우 모두 x_{best}^t 가 국부 최적해 근처에 있다고 가정할 수 있으므로 결정론적 방법을 통해 국부 최적점을 찾을 수 있다. 본 논문에서는 Newton 방법을 적용하였다. 국부적 영역에서 개발(exploitation)이 필요한 상황에서는 Newton 방법과 같은 결정론적 알고리즘을 사용하는 것이 수렴 속도를 높이고 함수 호출 횟수를 줄이는 데 효과적이다.

결정론적 방법을 통해 x_{best}^t 가 갱신되었을 경우 이 개체가 전역 최적점에 도달했는지 아니면 국부 최적점을 벗어났는지 확인해야 한다. 수렴 예측 조건(Lrn=1)에서 개체수를 크게 늘리도록 전략이 수정되며 관찰계수 Ob는 0으로 초기화 된다.

한편, 결정론적 탐색에도 불구하고 해가 갱신되지 않을 경우 전역 최적해를 찾은 것으로 판단하여 프로세스를 종료한다.

4단계 - 현재 검색 방법을 사용하여 검색 전략 선택 단계에서 수정된 전략을 적용하여 탐색을 진행한다.

5단계 - 적합도 계산
개체가 새로 이동한 위치에서 목적 함수 값을 계산한다.

6단계 - 수렴 조건 만족
주어진 수렴 조건을 만족하는지 확인하여 만족할 때까지 2~5 단계를 반복한다. 알고리즘이 종료했을 때 최적해는 x_{best}^t 값을 출력한다.

3.2.2 시험 함수를 이용한 알고리즘 성능 검증

제안한 알고리즘의 우수성을 수학적 테스트 함수를 통해 검증하고 그 결과를 기존 알고리즘과 비교하였다. 제안한 알고리즘의 성능을 평가하기 위해 전략 선택 알고리즘의 성능을 표준 GA, PSO 및 두가지 방식의 하이브리드 알고리즘과 비교하였다. 두가지의 하이브리드 알고리즘은 각각 매 탐색 GA를 수행한 뒤 가장 좋은 개체에 대해 Newton method를 수행하는 Hybrid1과 GA 탐색 완료 후 가장 좋은 개체에 대해 Newton method를 수행하는 Hybrid2를 적용하였다. 표 3.2는 알고리즘에서 사용된 GA와 PSO의 기본 설정 값을 나타낸다.

표 3. 2 GA와 PSO 기본 설정

Table 3. 2 Basic conditions of GA and PSO

알고리즘	항목	기본 설정 조건
GA	선택	Roulette Wheel
	교차	Arithmetical
	변이	Classic
PSO	Inertia weight	1
	Accleration constant	c1=2, c2=2

본 논문에서 최적 설계를 수행하고자 하는 축방향 자속 전동기는 3차원 설계가 필요하며 자계 포화, 손실 등의 영향으로 비선형적인 특성을 갖는다. 해석적 기법으로 이러한 비선형적 요소를 반영하기 어렵기 때문에 수치해석을 사용하지 않으면 정확한 결과를 예측하기 어렵다. 또한, 3차원 유한요소 해석이 필요하기 때문에 함수 호출 횟수가 늘어남에 따라 설계 시간이 기하 급수적으로 증가한다. 따라서 본 최적화 알고리즘이 전기기기 최적 설계 문제를 효과적으로 수행할 수 있는지 검증하기 위해 유사한 특성을 갖는 4가지 시험함수를 선택하여 최적화 알고리즘의 평가를 선행하였다.

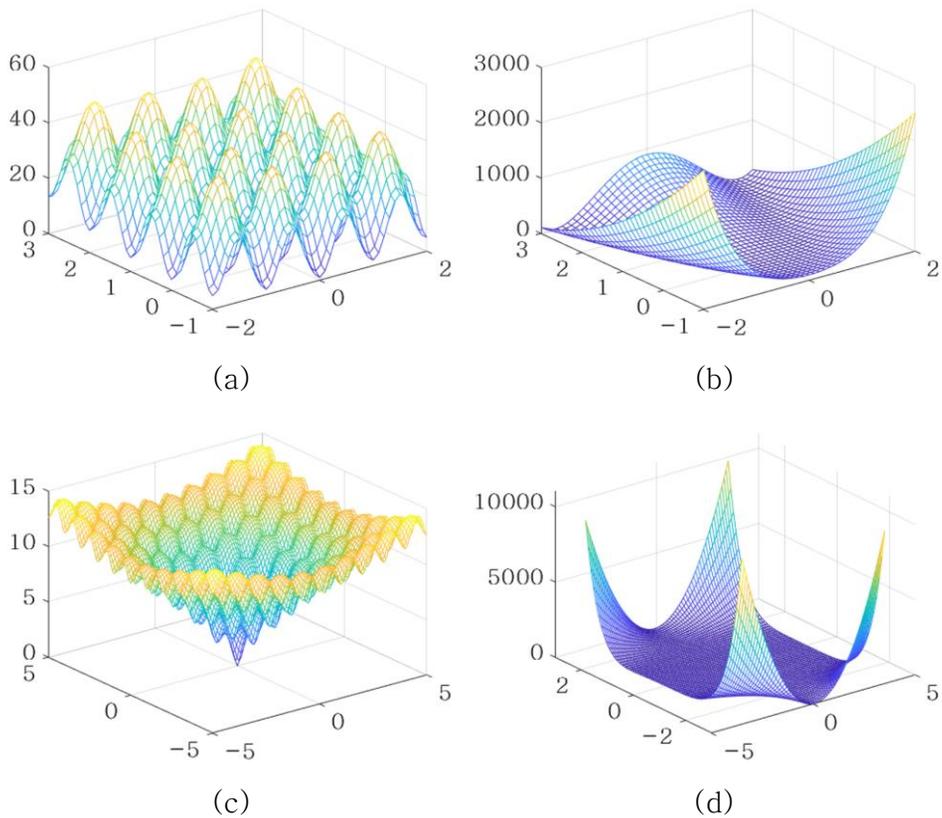
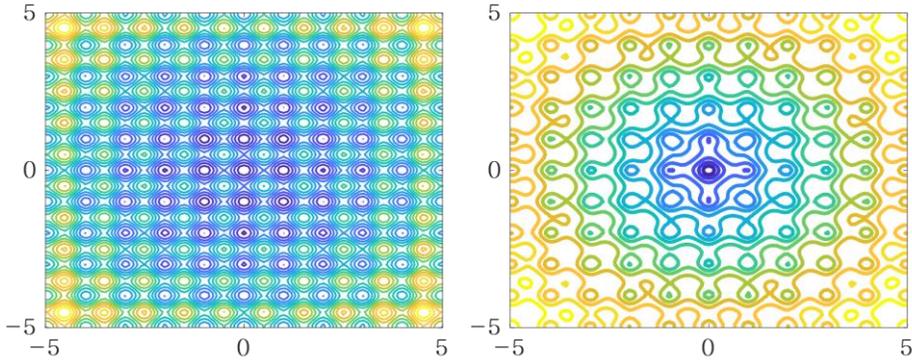


그림 3. 4 시험 함수 형태

(a) Rastrigin's function, (b) Rosenbrock function,
(c) Ackley function, (d) Beale function

Fig 3. 4 Shapes of test functions



(a)

(b)

그림 3. 5 정점이 여러 개인 시험함수의 정점의 위치

(a) Rastrigin's function, (b) Ackley function

Fig. 3. 5 Peak positions of the test functions with multiple peaks

표 3. 3 성능 검증을 위한 시험 함수

Table 3. 3 Test functions for performance verification

식	탐색 영역 및 최소값
Rastrigin' s function $f(x_1, x_2) = 2\pi + x_1^2 + x_2^2 - 10(\cos 2\pi x_1 + \cos 2\pi x_2)$	$-5 < x_1, x_2 < 5$ $f(0, 0) = 1$
Rosenbrock function $f(x_1, x_2) = 100(x_2 - x_1^2)^2 + (x_1 - 1)^2 + 1$	$-2 < x_1 < 2$ $-1 < x_2 < 3$ $f(1, 1) = 1$
Ackley function $f(x_1, x_2) = -20 \exp\left[-0.2\sqrt{0.5(x_1^2 + x_2^2)}\right] - \exp\left[0.5(\cos 2\pi x_1 + \cos 2\pi x_2)\right] + \exp(1) + 21$	$-5 < x_1, x_2 < 5$ $f(0, 0) = 1$
Beale function $f(x_1, x_2) = 1 + (1.5 - x_1 + x_1 x_2)^2 + (2.25 - x_1 + x_1 x_2^2)^2 + (2.625 - x_1 + x_1 x_2^3)^2$	$-4.5 \leq x_1, x_2 \leq 4.5$ $f(3, 0.5) = 1$

시험함수는 Rastrigin' s function과 Rosenbrock function, Ackley function, Beale function을 적용하였다. Rastrigin' s function과 Ackley function은 중심점에 전역 최적해를 가지며 여러 개의 지역 최적해를 갖는다. Rastrigin' s function의 경우, 최적해와 지역해의 위치는 명확하게 차이 나지만 값의 차이가 작다. 전역 최적해에 가장 가까운 지역 최적해는 (0, 1)과 (1, 0), (-1, 0), (0, -1)에서 2의 함수 값을 갖는다. Ackley function에서 전역 최적해에 가장 가까운 지역 최적해는 (0.95, 0), (-0.95, 0), (0, 0.95), (0, -0.95)에서 2.58의 함수 값을 갖는다. 정점이 여러 개인 두 시험함수의 정점의 위치는 그림 3. 5에 나타내었다. 반면에, Rosenbrock function과 Beale function은 최적해 근처가 비교적 평평하여 최적해를 찾지 못하는 경우를 확인하기 좋은 시험함수이다. 시험함수에 대한 형상과 식, 함수의 정의 범위, 최소값과 위치는 그림 3.4와 표 3. 3에 정리하였다.

GA와 PSO, 하이브리드 알고리즘의 해집단 크기는 30으로 고정되었고 SSHOA의 해집단 크기는 $10 \leq popsize \leq 50$ 로 제한하였다. 종료 조건은 해집단 내의 상위 20% 개체들이 5 단계동안 $\epsilon < 10^{-4}$ 의 변동율을 유지할 때 탐색을 종료한다. 의미 있는 통계 분석을 위해 각 알고리즘은 100번 실행되었다. 시험 함수의 전역 최적해 함수 값을 1로 통일하였기 때문에 알고리즘의 100번 수행 시 평균 함수 값을 보면 지역 최적해에 빠진 횟수를 대략적으로 예측할 수 있다. 예를 들어, Rastrigin' s Function에 대하여 100번 최적화 알고리즘을 수행한 결과 평균 함수 값이 1.03일 경우, 100번 중 3번이 인근의 지역 최적해에 수렴했으며 97번이 전역 최적해에 성공적으로 수렴함을 예측할 수 있다.

표 3. 4는 GA, PSO, Hybrid1, Hybrid2, SSHOA에 대한 시험함수 최적화 결과를 나타낸다. 찾는 값의 평균이 1에 가깝고 표준 편차가 작을수록 정확하며 함수 호출횟수가 적을수록 총 계산시간이 짧다. 두 개의 시험함수에서 SSHOA가 가장 적은 평균 함수 호출 횟수로 해에 수렴하였다. SSHOA가 가장 정확한 해에 수렴하지는 않았지만, 그 차이는 3% 정도이며, 해석 시간에 지배적인 탐색 속도를 함께 고려했을 경우 SSHOA가 우수하다는 결론을 내릴 수 있다.

표 3. 4 시험함수 최적화 결과 비교

Table 3. 4 Comparison of optimization results of test functions

Test Function	Algorithm	No. of function calls	Mean	Standard deviation
Rastrigin' s Function	GA	4074	1.08	3.82×10^{-1}
	PSO	11028	1.00	6.81×10^{-3}
	Hybrid1*	2926	1.04	2.42×10^{-1}
	Hybrid2**	3413	1.01	4.58×10^{-1}
	SSHOA	1314	1.04	1.49×10^{-1}
Rosenbrock Function	GA	23034	1.02	5.64×10^{-2}
	PSO	10992	1.02	1.53×10^{-1}
	Hybrid1*	18197	1.01	3.19×10^{-4}
	Hybrid2**	13965	1.01	3.01×10^{-4}
	SSHOA	1592	1.01	5.35×10^{-2}
Ackley Function	GA	5206	1.02	7.45×10^{-2}
	PSO	7094	1.00	2.13×10^{-4}
	Hybrid1*	2984	1.09	3.25×10^{-1}
	Hybrid2**	2588	1.05	2.19×10^{-1}
	SSHOA	1608	1.01	2.55×10^{-1}
Beale Function	GA	26706	1.00	4.93×10^{-3}
	PSO	8393	1.00	2.97×10^{-3}
	Hybrid1*	4801	1.00	5.75×10^{-9}
	Hybrid2**	5427	1.01	1.28×10^{-2}
	SSHOA	1476	1.00	2.67×10^{-2}

*Hybrid1: 매 탐색시 GA 수행 후 가장 좋은 해에 대해 Newton method 수행

**Hybrid2: GA 수행 후 마지막에 가장 좋은 해에 대해 Newton method 수행

3.3 전동 의수용 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계

본 절에서는 22 W 전동 의수용 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계를 위해 목적함수 및 설계 변수를 설정하고 최적 설계 절차를 설명한다.

3.3.1 목적 함수 및 설계 변수

앞서 설명한 제한 조건 내에서 결정된 정격 및 최대토크 운전 조건을 만족하는 전동기를 설계하기 위하여 설계 변수를 선정하고 이에 따른 전동기 최적 설계를 진행하였다. 2.4.2절에서 분석한 전동기 특성을 바탕으로 그림 2. 17의 설계 변수 값들을 결정하였으며 전동기의 슬롯 두께, 영구자석의 두께를 최적 설계 변수로 결정하였다. 설계 변수의 범위는 표 3. 5에 나타났다. 영구자석 두께의 최소 범위는 영구자석이 깨지지 않고 제작이 용이하도록 제작 업체와 상의하여 선정하였으며, 일반적으로 알려진 영구자석 두께 초기 설정 방식은 공극 길이의 약 5-10배로 설정하는 것이므로 최대 범위는 공극 길이의 10배를 넘지 않도록 선정하였다[75]. 전동기의 슬롯 두께 최대 범위는 최소 치 두께를 제외한 길이를 슬롯 수로 나눈 값으로 선정하였으며, 최소 범위는 권선 가능한 최대 점적율이 0.25를 넘을 수 있도록 선정하였다.

표 3. 5 전동기 설계변수의 범위

Table 2. 8 Range of motor design parameters

설계 변수	변수 범위
영구자석 두께 [mm]	1.0-3.0
고정자 슬롯 두께 [mm]	1.2-2.0

최적 설계 시 최대 토크 운전 시 전류 밀도를 최소화하고 정격 속도 운전 시 전압 제한 조건을 만족하는 것을 목표로 한다. 전동 의수의 잡기 동작 및 놓기 동작에서 효과적으로 운전하는 설계 결과를 찾기 위해서는 전류가 높은 잡기 동작 운전점에서 전류 제한 조건을, 속도가 높은 놓기 동작 운전점에서 전압 제한 조건을 만족해야 한다. 일반적으로 전동기 설계 시 적층 길이 및 점적율은 고정된 값으로 형상 설계를 진행한 뒤 전압 및 전류 제한 조건을 만족하는 턴 수 및 코일 직경을 반복적으로 수정하여 결정한다. 어떤 임의의 형상에서 요구되는 최대 토크 운전 시 발생하는 전류밀도 및 전류 값을 구하기 위해서는 전류 값을 바꿔 가며 여러 번 해석을 수행하는 것이 불가피하다. 이러한 반복 계산으로 해석 시간을 줄이기 위해 구속 토크 특성 해석 시 전류 제한 조건을 전류 값으로 하여 발생하는 토크 값이 요구조건을 만족하는지 확인한다. 더불어, 전류 제한 조건에서의 구속 토크 값이 요구 구속 토크와의 차이가 클 때 전동기 형상 및 턴 수 코일 직경 조합의 토크 특성이 좋다고 판단할 수 있다. 따라서 목적함수(fitness)는 식 (3.2)와 같이 요구 구속 토크 T_{stall} 와 계산한 토크 값의 차이로 설정하였다.

$$fitness = T - T_{stall} \quad (3.2)$$

3.3.1 최적 설계 절차

그림 3. 6와 같은 절차를 거쳐 최적 설계를 수행한다. 먼저 설계 제한 조건 및 설계 변수를 설정한다. 이 단계에서 베어링, 하우징과 같은 기구부의 치수, 사용 가능한 코일 직경 및 제작 가능한 보빈 상세 치수를 제한 조건으로 설정해야 한다.

초기 설정 후, 임의의 해집단을 생성한 뒤 슬롯 형상별로 최대 점적율을 갖는 코일 직경 및 턴 수 조합을 선정한다. 슬롯 폭에 따라 코일 직경 별 최대 턴수를 계산하여 높은 점적율을 갖는 후보군을 선정한다. 이 중 최대 점적율을 갖는 코일 및 턴수 조합을 선정한다.

정해진 설계 변수를 적용하여 전동기의 Quasi-3D 모델을 이용하여 무부하 해석 및 구속 토크 특성 해석을 진행한다. 무부하, 부하, 구속 운전 해석을 진행하여 부하 해석 시 전류, 전압 제한 조건을 만족하는지 확인한다. 제한 조건을 충족하지 못하는 해의 경우 코일 턴 수 및 코일

직경 조합을 수정하여 다음 최대 점적율을 갖는 모델로 수정하여 진행한다. SSHOA를 이용하여 최적해를 계산하고 수렴조건을 만족할 시 최적해를 도출하고 3D 해석을 통해 검증하고 설계를 종료한다.

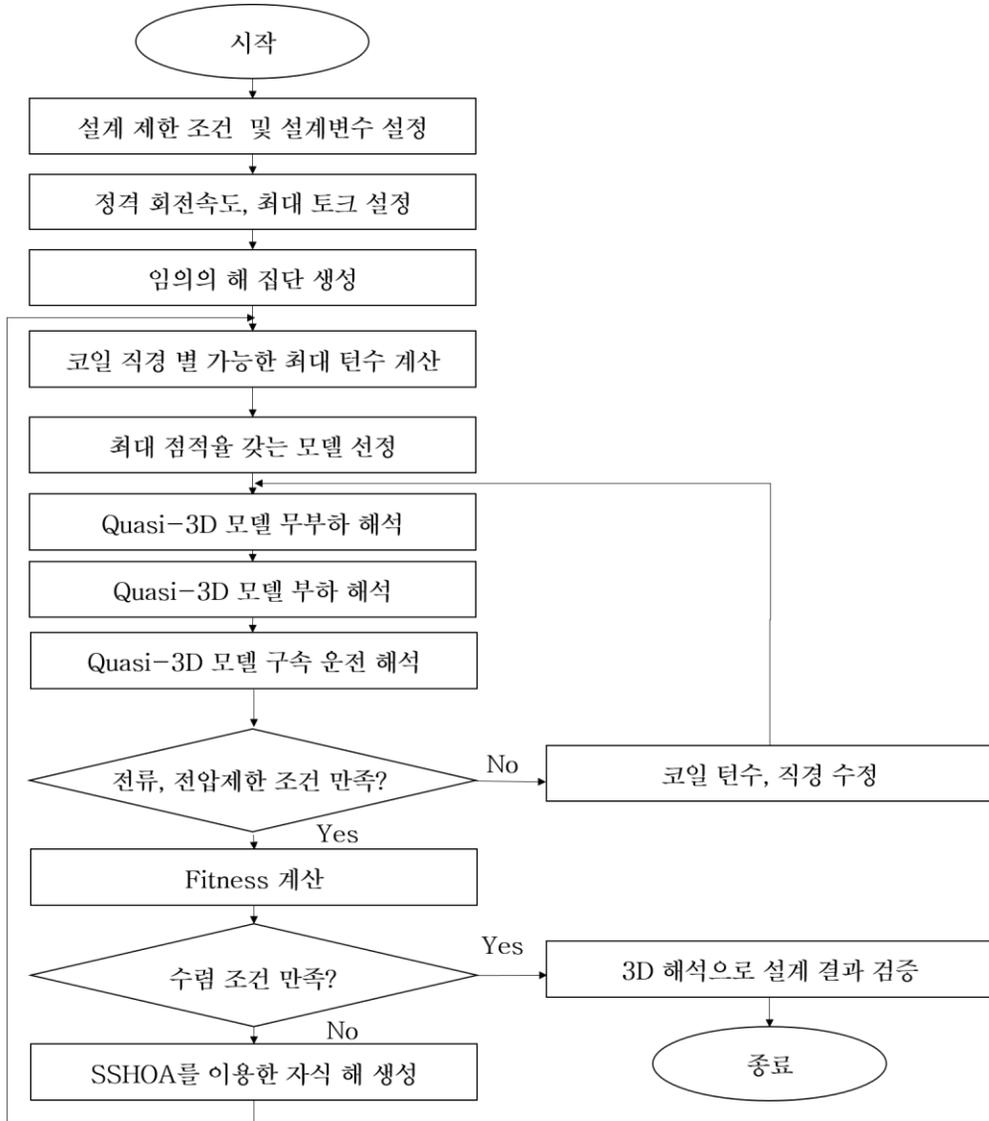


그림 3. 6 최적 설계 순서도

Fig. 3. 6 Optimal design flow chart

3.3.1 축방향 자속 영구자석 전동기 최적 설계 결과

그림 3. 7과 표 3. 6은 SSHOA를 이용한 최적 설계 결과를 나타낸다.

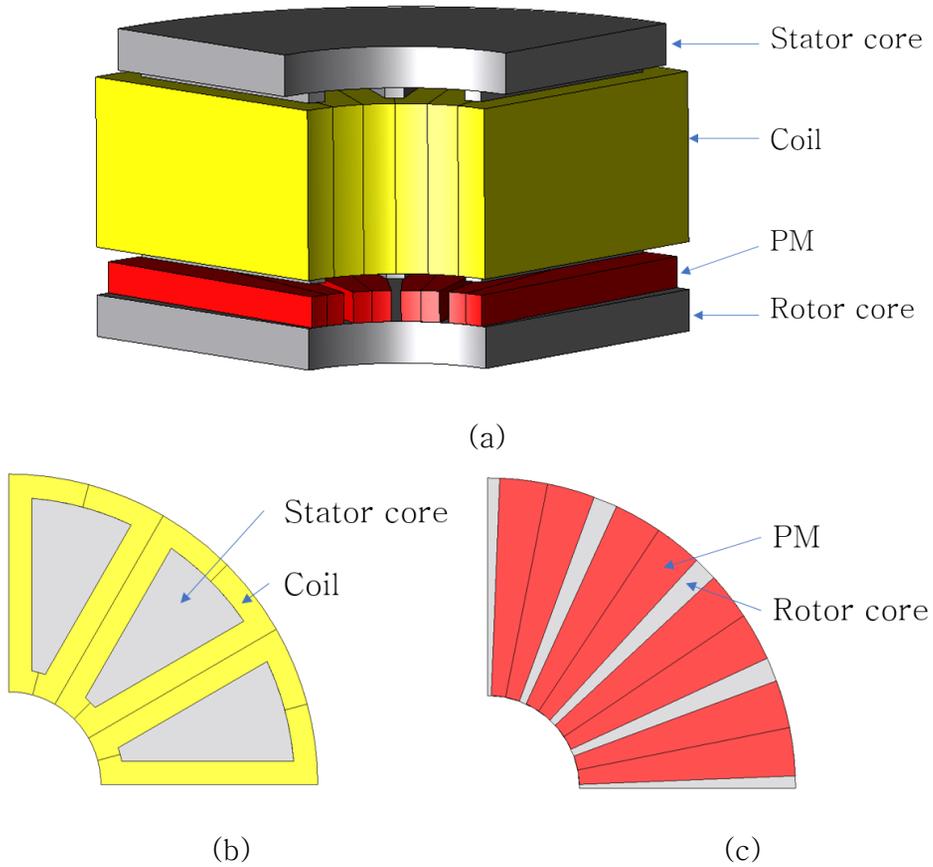


그림 3. 7 최적 모델

(a) 전체 모델, (b) 고정자 치 단면 형상, (c) 회전자

Fig 3. 7 Optimal model geometry

(a)full model, (b) stator teeth cross sectional shape, (c)rotor

표 3.6 전동기 최적 설계 결과

Table 3.6 Motor optimal design results

Parameters	Value
하우징 포함 외경/축길이 [mm]	최대 50/30
외경/내경/축길이 [mm]	40/11.928/15
회전속도 [rpm]	5000
정격 토크 [mNm]	42
최대 토크 [mNm]	250
최대 토크 전류 밀도 [A/mm ²]	9.15
점적율	0.21
극수 / 슬롯수	16극 12슬롯
공극 두께 [mm]	0.3
전기자 코어 외 / 내경 [mm]	37 / 14.928
전기자 코어 두께 [mm]	2
전기자 슬롯 축방향 길이 [mm]	9.2
전기자 코일부 반경방향 두께 [mm]	1.5
회전자 코어 및 영구자석 외경/내경 [mm]	40 / 11.928
회전자 코어 두께 [mm]	2
영구자석 두께 [mm]	1.5
동선 직경 (나동 기준) [mm]	0.85
상 저항 [ohm]	0.0283
철심 재질	35pn230
권선법 / 슬롯당 턴수	집중권 / 5턴

최종 설계안의 성능 해석 결과는 다음과 같다. 그림 3. 8-3. 11과 표 3.5에 최종 설계된 전동 의수용 축방향 자속 영구자석 전동기의 FEM을 통한 부하토크, 단자전압, 코깅토크, 역기전력의 특성을 계산하여 나타냈다. 최적 설계시 사용되었던 Quasi-3D 모델의 해석결과와 3D 모델의 해석 결과 차이는 표 3.7과 같다.

표 3. 8은 기존의 손바닥 내장형 상용 의수 전동기와 본 논문에서 설계된 전동기를 비교하는 표이다. 기존의 의수용 전동기는 모두 반경 방향 자속 전동기이며 크기 및 목표 스톨 토크, 감속비, 적용 의수의 스펙 등이 크게 다르기 때문에 출력 또는 크기 자체를 비교하기에는 어려움이 있다. 본 논문의 통합 구동 시스템에 적용 된 차동감속기의 기어비가 상용 의수에 비해서 많이 낮음에도 불구하고 적정 수준의 파지력에 맞추어 설계가 완료 되었으며, 본 논문에서 설계된 전동기의 토크 밀도가 상용 의수용 전동기와 비교하여 토크밀도 및 스톨 토크가 우수하다. 따라서 강한 파지력을 내는 의수용 전동기로서 적절한 축방향 자속 전동기의 설계가 이루어졌음을 의미한다.

표 3. 7 Quasi-3D 모델과 3D 모델 해석 결과

Table 3. 7 Analysis result comparison of Quasi-3D model and 3D model

	Quasi-3D model	3D model	오차 [%]
무부하 역기전력 [Vpeak]	0.58	0.61	5.2
무부하 코깅 토크 (pk-pk) [mNm]	32	27	15
정격 전류 [Arms]	3.7	3.9	5.4
정격 전압 [Vpeak]	3.1	3.3	6.5
스톨 전류 [mNm]	27	26	3.8

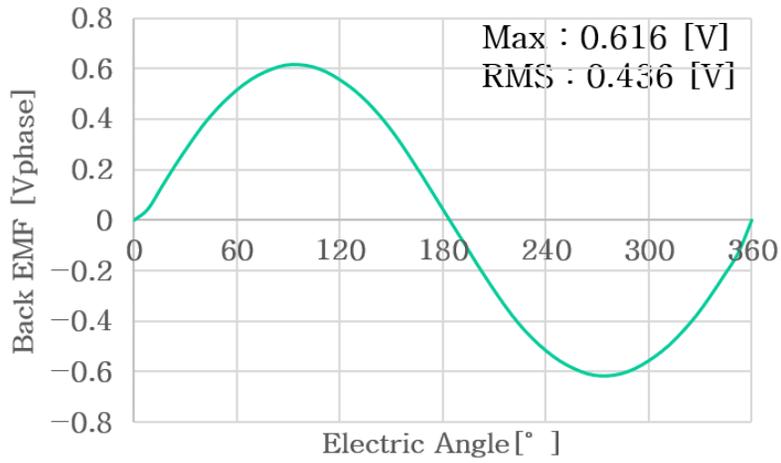


그림 3. 8 무부하 역기전력 해석 결과

Fig. 3. 10 Back EMF no load analysis result

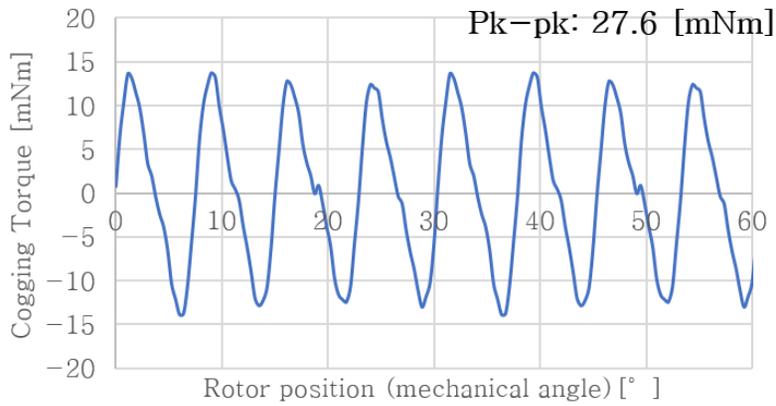


그림 3. 9 무부하 코깅토크 해석 결과

Fig. 3. 11 Cogging torque no load analysis result

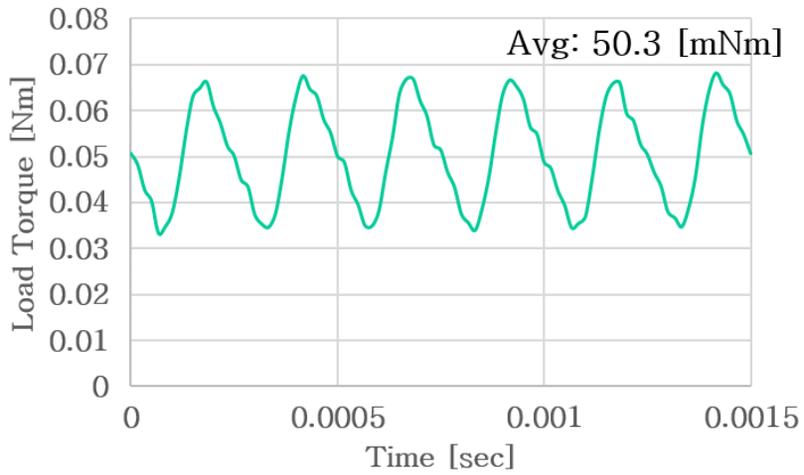


그림 3. 10 부하 해석 결과 정격 부하시 토크

Fig. 3. 8 Load analysis torque result at rated load

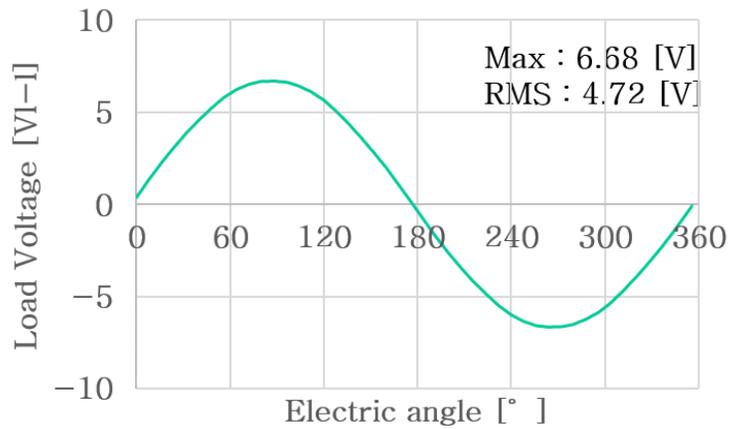


그림 3. 11 부하 해석 결과 정격 부하시 선간 전압

Fig 3. 9 Load analysis line voltage result at rated load

표 3.8 전동 의수 손바닥 내장형 전동기 비교

Table 3.8 Comparison of palm built-in motor for electric prosthetic hand

상용 전동의수 모델		Michelangelo	IIT SoftHand	설계 모델
전동기	모델명	Maxon EC 45 (custom)	Maxon RE-max21	-
	전동기 구조	Radial BLDC	Radial DC	Axial BLDC
	정격 전압 [V]	12	4	7.4
	정격 속도 [rpm]	4840	10700	5000
	정격 토크 [mNm]	20.1	1.91	42
	스톨 토크 [mNm]	70.8	45.4	250
	스톨 전류 [A]	5.24	13.6	27.5
	정격 출력 [W]	10.2	2.14	22
	부피	42.8 Φ *8.4	21 Φ *31.5	40 Φ *15
	출력밀도 [W/cm ³]	0.84	0.20	1.17
	토크밀도 [mNm/cm ³]	1.7	0.18	2.23
감속기	구조	주문 제작	유성기어	차동 기어
	감속비	150:1~200:1	84:1	23:1

제 4 장 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기 제작 및 시험

4.1 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기 제작

본 논문에서 제안한 설계 기법의 검증을 위해 설계한 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기를 제작하여 시험하였다.

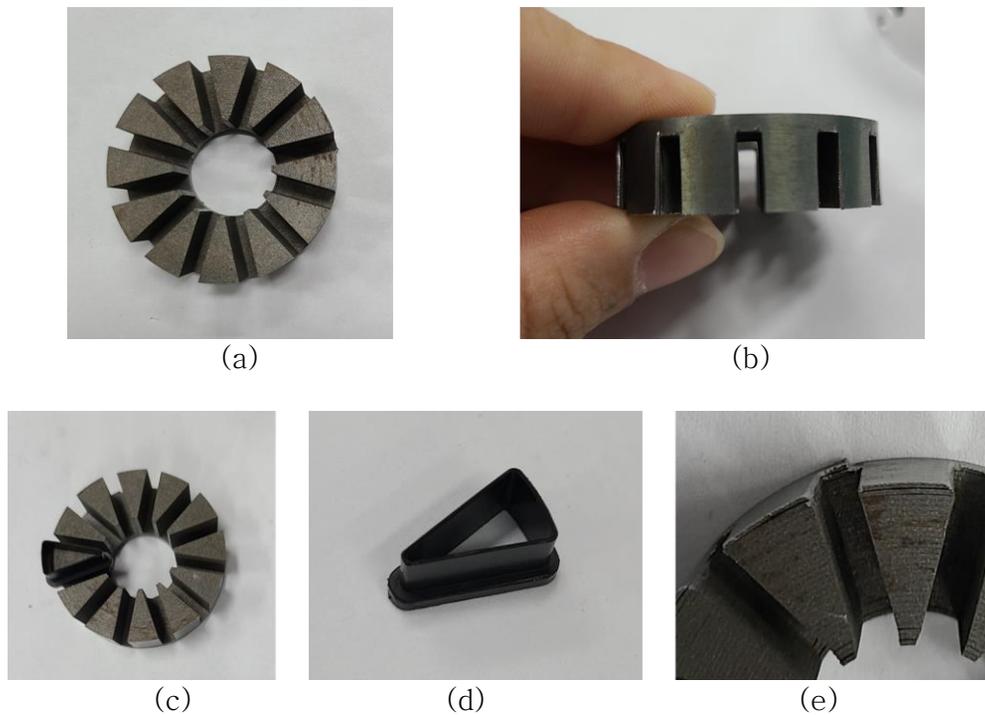


그림 4. 1 축방향 자속 전동기의 고정자

- (a) 고정자 코어, (b) 고정자 치 옆면, (c) 절연 보빈이 삽입된 코어,
(d) 절연 보빈, (e) 롤 형태 적층 코어 끝단

Fig. 4. 1 Armature of the AFPM

- (a) laminated armature core, (b) side view of stator teeth,
(c) core with insulating bobbin inserted, (d) insulating bobbin,
(e) end part of roll-type laminated armature core

4.1.1 고정자

축 방향 자속 영구 자석 전동기는 반경 방향 전동기와 다르게 고정자의 반경 방향에 대한 적층(lamination)이 필요하기 때문에 절연된 긴 전기 강판을 말아 롤(roll) 형태의 코어로 제작된다[117]. 시험용 축방향 자속 영구 자석 전동기의 전기자 코어는 그림 4.1 (a)와 같이 전기 강판을 롤 형태로 적층하는 방식으로 제작되었다. 적층 시 끝부분이 뜨는 현상을 최소화하기 위해 0.35 mm의 두께를 갖는 35pn230을 채택하였다. 그림 4.1 (e)와 같이 롤 형태 적층 코어의 끝단은 계단진 형태로 마감되는데, 이로 인한 제작 공차로 하우스 조립 시 문제가 생기거나 공간적 제한 조건을 만족하지 못하는 경우가 생길 수 있다. 본 논문에서는 엔드 와인딩, 리드선의 공간을 고려하여 마진을 두고 설계하였기 때문에 이와 같은 문제는 발생하지 않았다. 적층된 전기 강판은 와이어 커팅 가공 방식으로 그림 4.1 (b)와 같이 고정자 치의 형상에 맞게 가공한다. 와이어 커팅 가공 방식은 와이어와 가공물 사이에 방전을 일으켜 발생하는 스파크로 가공물을 잘라내는 방식이다[118]. 그림 4.1 (c)와(d)는 절연 보빈과 보빈이 삽입된 코어의 형상을 나타내었다.

4.1.2 회전자

그림 4.2는 각각 회전자 코어, 자석이 부착된 회전자, 축과 베어링을 삽입한 회전자를 나타낸다. 회전자 요크에서는 자속 밀도의 변화가 크지 않기 때문에 이로 인한 손실이 미비할 것으로 가정하고 회전자 철심을 통코어로 제작하였다. 그림 4.2(a)에서 코어 표면을 울퉁불퉁하게 만들어 에폭시 접착제와의 접촉 면적을 늘려 자석의 부착을 견고히 하였다. 또한, 회전자 코어의 외경과 내경 부근에는 0.5~1.5[mm] 두께의 자석 지지 구조가 존재하여 분할 구조의 자석의 고정에 용이하다. 그림 4. 3은 마그네틱 뷰어 필름으로 회전자에 부착된 영구자석의 자화 상태를 확인할 수 있다.

설계에서와 달리 실제 회전자 제작에서는 자석의 크기가 많이 작기 때문에 지지를 위해 자석과 자석 사이 지지하는 얇은 구조물을 삽입해야 했으며, 분할된 자석의 척력으로 인해 부착이 어렵고 균일하지 못해 공극의 정밀도가 떨어졌다.



(a) (b) (c)

그림 4. 2 축방향 자속 전동기의 회전자

(a)회전자 철심, (b)회전자 철심에 영구자석을 부착한 모습, (c)
회전자에 축을 조립한 모습

Fig. 4. 2 Rotor of the AFPM

(a)rotor core, (b)rotor core with permanent magnet attached,
(c)shaft inserted to rotor

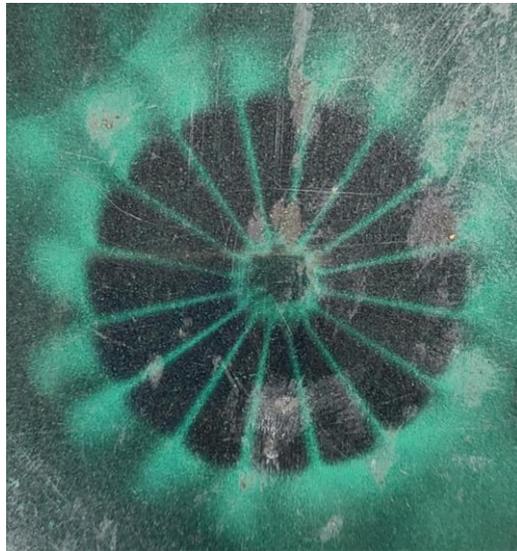


그림 4. 3 마그네틱 뷰어 필름으로 확인한 영구자석 자화 상태

Fig. 4. 3 Permanent magnet magnetization checked with magnetic
viewer film

4.1.3 결선 및 하우징 조립

그림 4. 4 (a)와 (b)는 각각 시험용 전동기의 고정자, 회전자쪽 하우징이며, 고정자는 그림 4. 4 (c)와 같이 하우징에 에폭시 접착제로 고정되었다. 전동기 권선에는 Polyamideimide enameled copper wire으로서 내열등급 C(220° C)의 나동 직경 0.85 mm, 에나멜 절연 코팅 포함 직경 0.92 mm의 구리선이 사용되었다. 각 치의 권선은 끝단을 각 상끼리 직렬 연결하여 폐회로를 구성하였다.

3상 끝단과 중성선, 그리고 고정자 코일의 온도 포화 시험을 위한 열전대(thermocouple)는 전동기의 반경 방향으로 감아 하우징의 옆면에 위치한 구멍을 통해 빠져나올 수 있도록 정리하였다.

제작 공차를 고려하여 그림 4. 5와 같이 고정자와 회전자의 축 방향 길이를 측정한 뒤 두께 0.05 mm의 스페이서(spacer)를 삽입하여 공극 길이를 0.3 mm가 되도록 조절하였다. 그림 4. 6은 전동기의 회전자가 기울어 고정자에 부착되지 않도록 수평 밸런싱 머신으로 고정하여 체결하는 과정을 나타내었다. 그림 4. 7은 하우징과 전동기, 엔코더를 조립한 모습이다.

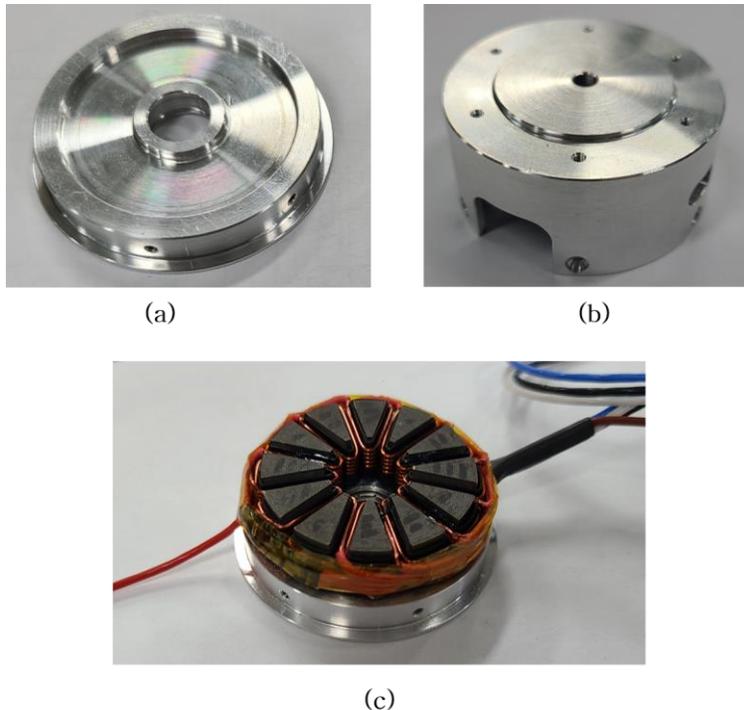
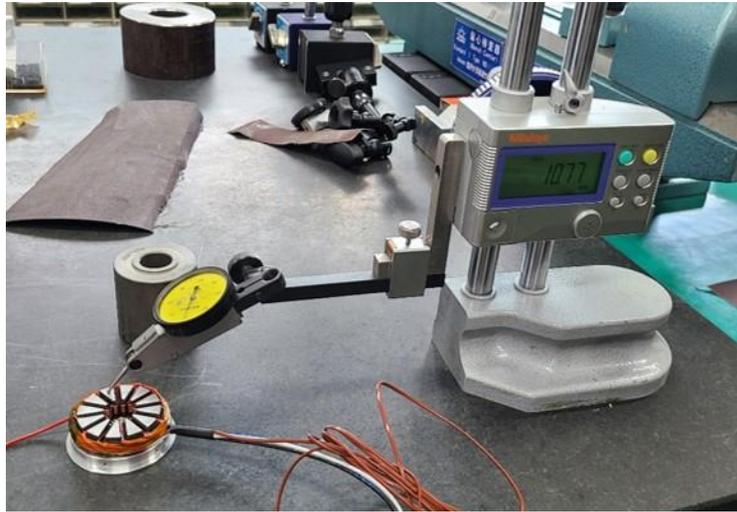


그림 4. 4 축방향 자속 전동기의 조립

(a)고정자 하우징, (b)회전자 하우징, (c)하우징에 고정자를 접착한

모습 Fig. 4. 4 Assembly of AFPM

(a) Stator housing, (b) rotor housing, (c) stator attached to housing



(a)



(b)

그림 4. 5 공극 길이 조절 과정

(a) 고정자 축방향 길이 측정 (b) 회전자 축방향 길이 측정

Fig. 4. 5 Air gap length adjustment process

(a) Stator axial length measurement, (b) rotor axial length measurement



그림 4. 6 수평 밸런싱 머신으로 고정자와 회전자 체결 과정
Fig. 4. 6 Stator and rotor assembly process with a horizontal
balancing machine

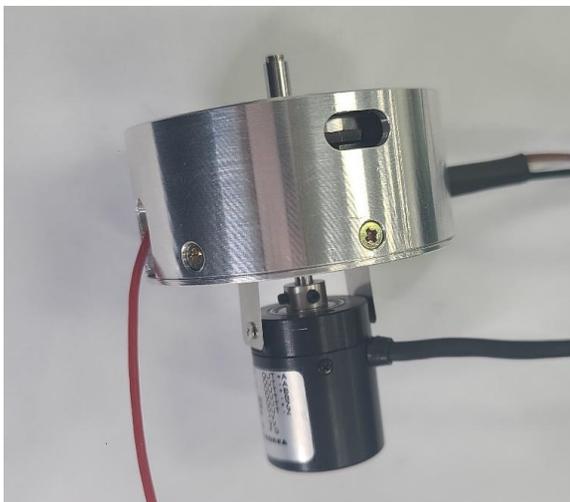


그림 4. 7 전동기, 하우징, 엔코더를 조립한 모습
Fig. 4. 7 Motor, housing and encoder assembled

4.2 시험용 축방향 자속 영구자석 전동기 시험

4.2.1 전동기 무부하 특성 평가

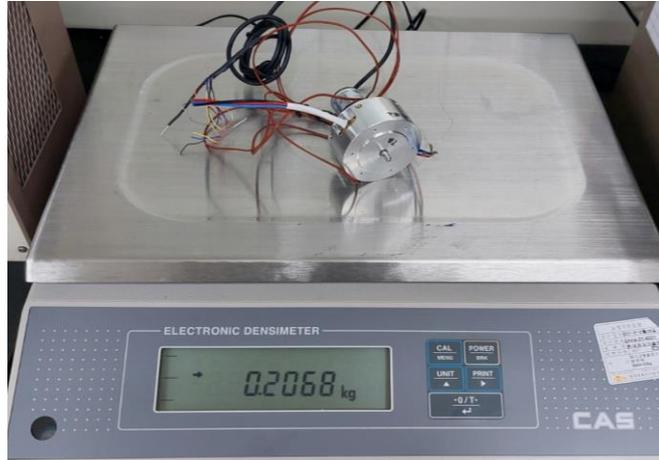


그림 4. 8 전동기 중량 측정

Fig. 4. 8 Motor weight measurement

전동기의 중량 측정 결과는 그림 4. 8과 같다. 표 1. 1에 나타난 바와 같이 상용 의수의 중량이 약 400 - 600 g 이며 본 논문에서 채택한 의수 외관의 중량이 200 g 인 것을 감안했을 때 합리적인 중량인 것으로 판단된다. 전동기의 제작 후 설계 값과 실험 값의 오차를 확인하기 위해 무부하 역기전력의 측정과 저항 측정을 진행했다. 무부하 역기전력은 영구자석에 의한 자속과 고정자 권선의 턴수와 관련이 있다. 또한, 권선의 나동면적과 턴수에 의해 저항이 결정된다.

표 4. 1 코일 선간 저항 측정 결과

Table 4. 1 Measurement result of coil line-to-line resistance

구분	설계치1 [mΩ]	설계치2 [mΩ]	측정치 [mΩ]	오차 [%]
U-V	56.5	65.5	68.8	4.8
V-W	56.5	65.5	68.1	3.8
W-U	56.5	65.5	68.3	4.1

권선 저항 측정 결과는 표 4.1과 같다. 3상의 권선은 Y결선 형태이며 U-V, V-W, W-U 선간 저항을 측정하여 설계 결과와 비교하였다. 표 4.1에서 선간 저항의 설계 결과와 측정 결과를 비교하였고, 상 간 불평형이 거의 발생하지 않음을 확인하였다. 리드선을 고려하지 않은 설계치 1과 측정 저항 간의 오차는 약 17%로 나타났다.

저항 값 오차의 원인으로 전동기의 외경을 따라 감긴 리드선의 저항을 들 수 있다. 상 당 리드선의 길이를 전동기 외경 한바퀴로 가정하였을 때 선간 저항 값은 $65.5 \text{ m}\Omega$ 으로 측정 결과와 4%의 오차를 보인다. 즉, 권선의 전체 길이가 매우 짧은 소형 전동기의 경우 리드선이 차지하는 비율이 높아 생긴 오류로 보인다.

그림 4. 9는 역기전력 측정을 위한 시험 구성으로, 전동기의 단자를 오픈시킨 상태에서 다이내모미터(dynamometer)에 연결하여 회전시켜 무부하 역기전력을 측정한다. 다이내모미터의 성능을 고려하여 전동기가 1000[r/min]의 속도로 회전할 때 발생하는 상 역기전력을 나타낸 것이다. 실험 결과 측정된 역기전력의 실효치는 해석 결과와 실험 결과가 각 0.44 V, 0.42 V로 그림 4.10과 표 4.2에 나타냈으며, 두 결과의 오차는 약 4.8%이다. 오차의 원인으로서는 착자 된 영구자석의 성능이 예상보다 떨어지거나 전동기의 조립 및 분해 과정에서 생길 수 있는 외부 요인에 의한 자석의 감자가 예상된다. 또한, 스페이서를 이용해 공극 길이를 조절하는 과정에서 공극 길이가 설계보다 길어진 경우 역기전력이 작게 측정될 수 있다.



그림 4. 9 역기전압 측정 시험 구성

Fig. 4. 9 Test set for Back-EMF measurement

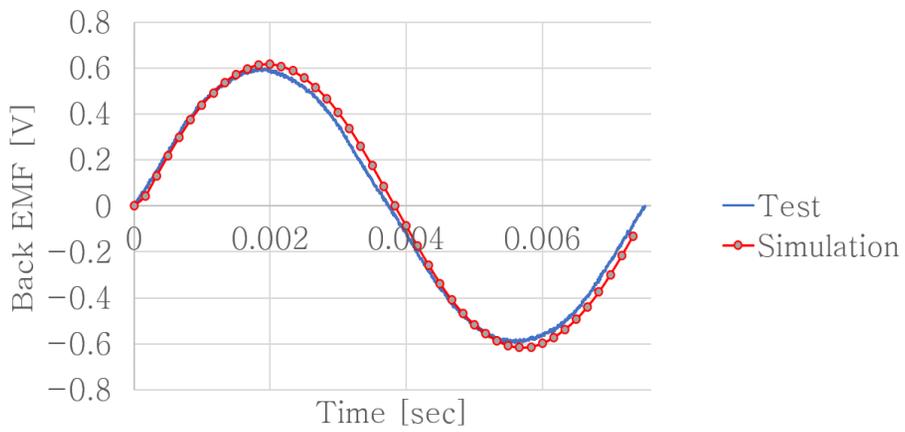


그림 4. 10 전동기 무부하 상 역기전력 결과

Fig. 4. 10 No-load phase Back-EMF result

표 4. 2 무부하 역기전력 해석 및 시험 결과

Table 4. 2 Test and simulation results of Back-EMF

	Test	Simulation	Error [%]
V_{peak} [V]	0.59	0.62	5.1
V_{rms} [V]	0.42	0.44	4.8

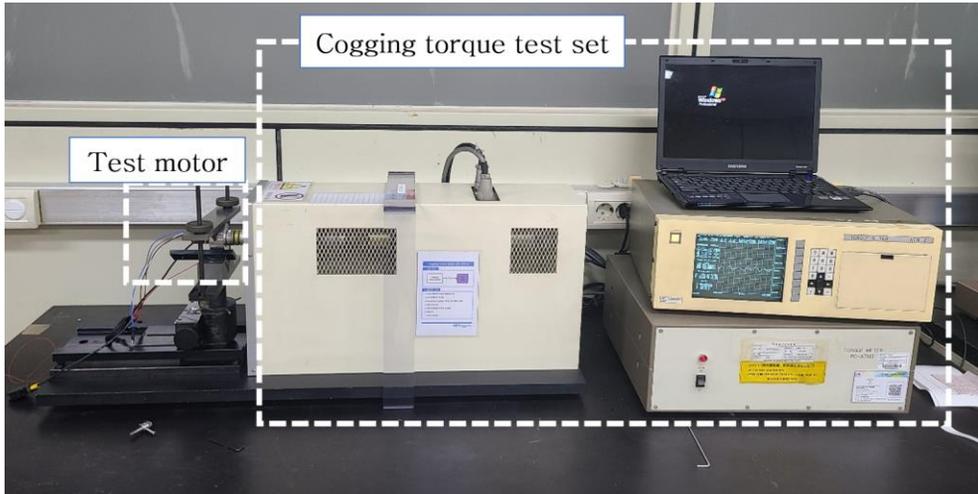
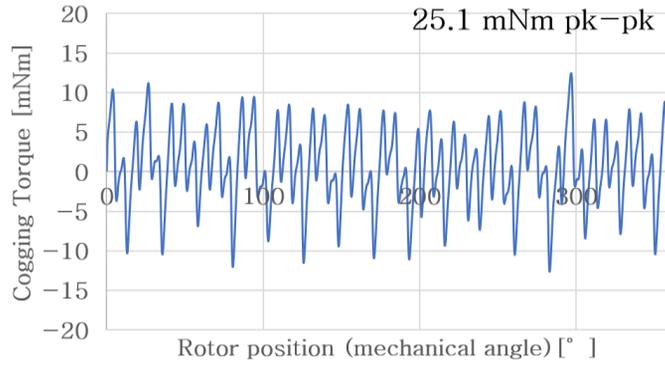


그림 4. 11 코깅 토크 측정 시험 구성
 Fig. 4. 11 Test set for cogging torque measurement

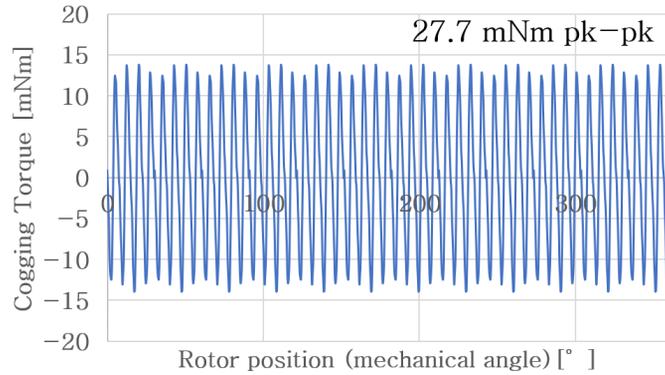
그림 4.11은 코깅 토크 측정을 위한 시험 구성이며, 그림 4.11은 코깅 토크 시험 및 해석 결과를 나타낸다. 토크 리플을 정확하게 측정하기 어려운 소형 전동기에서 코깅 토크는 간접적으로 토크 리플을 예측하게 해준다. 코깅 토크 전용 측정 장비를 이용하여 1 rpm의 속도로 회전자를 회전시키면서 코깅 토크를 측정하고 이를 해석 결과와 비교하여 그림 4.12에 나타냈다.

코깅토크의 주기는 360도를 극, 슬롯수의 최소 공배수로 나눈 값이며, 따라서 해석 결과에서는 로터 회전각도 7.5° 마다 침두치가 나타난다. 하지만 시험 결과에서 침두치가 나타나는 각도는 7.5° 이지만, 그 값이 일정하지 않고 최대와 최소값을 찍는 주기가 22.5° 단위로 전동기 한바퀴 동안 16번 나타나는 것을 볼 수 있다.

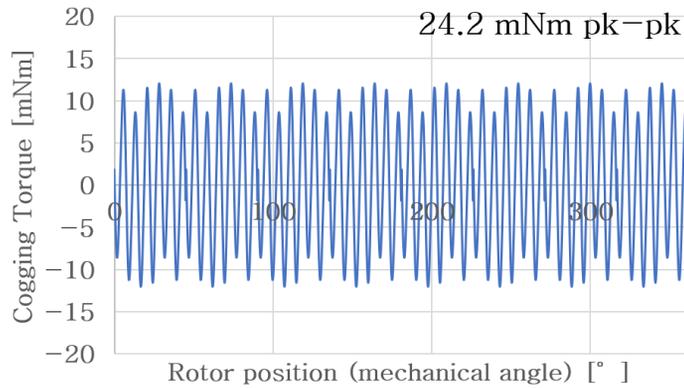
측정 결과 침두치 간의 차이가 25.1 mNm로 나타났고, 이는 코깅 토크 해석치와 약 9.3%의 오차를 보인다. 여기에서 발생한 오차는 계측 장비와의 결합 과정에서 측 정렬을 육안으로 확인해야 하는 과정에서 오는 미세한 어긋남에 의한 오차로 판단된다. 더불어, 코깅 토크가 크게 튀는 구간은 영구자석을 회전자에 부착하는 과정에서 생긴 제작 공차로 예상된다. 4. 12 (c)와 같이 영구자석을 임의로 들뜨게 만든 뒤 해석하였을 때 시험 결과와 같이 침두치가 일정하지 않은 형태를 보이는 것을 확인할 수 있다.



(a) 시험 결과



(b) 해석 결과



(c) 임의의 자석이 고르지 못하게 부착된 경우 해석 결과

그림 4. 12 코깅 토크 결과

(a) 시험 결과, (b) 해석 결과, (c) 임의의 자석이 고르지 못하게 부착된 경우 해석 결과

Fig. 4. 12 Test and simulation results of cogging torque (a) test results, (b) simulation results, (c) simulation results considering fabrication tolerance of magnet attachments

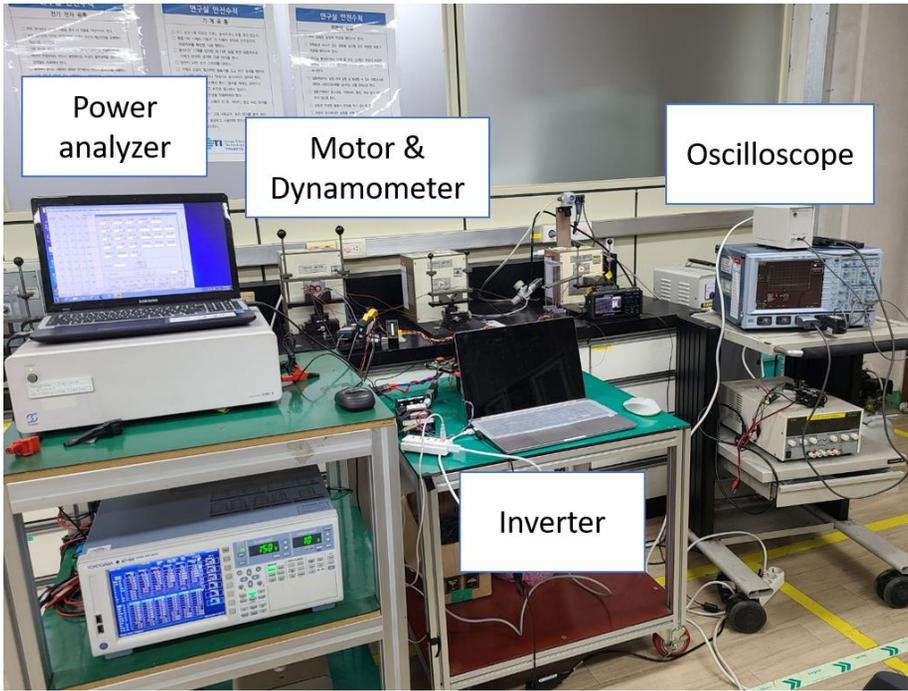
4.2.2 전동기 부하 정격 특성 평가

그림 4. 13은 제작된 전동기의 부하 시험 구성을 나타낸다. 최대 회전속도 30000 rpm, 최대 부하 토크 98.1 mNm의 브레이크 타입 다이내모미터 (Dynamometer)를 사용하여 모터에 정격 부하를 걸어주고 파워 애널라이저 (Power analyzer)를 통해 결과를 확인하였다. 설계된 모터의 전용 제어 드라이브가 별도로 제작되지 않아 용량과 스위칭 주파수의 여유가 있는 인버터 드라이브를 이용하여 부하 시험을 수행하였다. 제작된 전동기의 역기전압 파형을 고려할 때, 용량이 맞는 드라이버 사용 시에는 보다 양호한 출력이 가능할 것으로 예상된다. 부하 시험의 목표는 정격 회전속도인 5000 rpm을 유지하는 상태에서 부하 토크를 2 mNm씩 증가시키며 성능을 측정하였다. 표 4. 3 은 부하 시험 결과를 나타낸다.

표 4. 3 부하 시험 결과

Table 4. 3 Load test result

항목	시험결과
인가 부하 토크 [mNm]	42
구동 속도 [rpm]	5000
상전류 (A_{rms}) [A]	4.9
포화 코일 온도 [$^{\circ}$ C]	68



(a)



(b)

그림 4. 13 전동기 부하 시험 (a) 시험 장비 구성, (b)다이내모미터에 고정된 전동기

Fig. 4. 13 Test set for load experiment

(a)equipment configuration, (b)motor connected to dynamometer

정격 부하시 코일의 온도 포화 시험을 함께 진행하였다. 전동기 조립 시 하우징 내부의 고정자 코일에 열전대를 하나 삽입하고, 그림 4. 14와 같이 하우징 옆면과 고정자 베어링 근처에도 열전대를 부착한 뒤 정격 부하를 인가하여 온도를 측정하였다. 일반적으로 전동기를 고정하는 지그는 금속 재질이지만, 테프론 소재의 지그로 교체하여 전동기를 감싸듯 고정하였다. 본 논문에서 다루는 의수는 강제 냉각 장치가 없는 자연 냉각 조건이며 나일론 재질로 전동기를 감싸고 있기 때문에 테프론으로 전동기를 감싼 실험 환경과 유사하다고 판단한다. 표 4. 4는 나일론과 테프론의 열 전도도를 나타낸다.

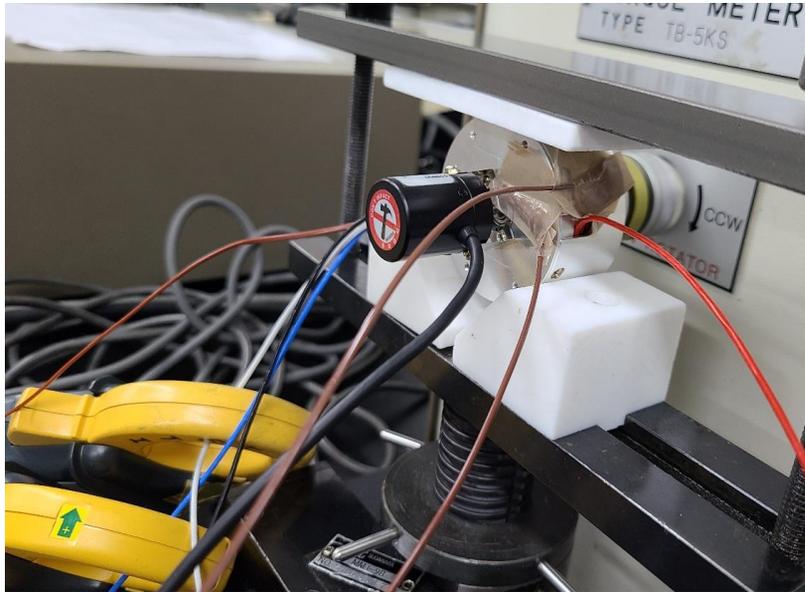


그림 4. 14 열전대를 부착한 전동기

Fig. 4. 14 Motor with thermocouple attached

표 4. 4 나일론과 테프론의 열 전도도

Table 4. 4 Thermal conductivity of Nylon and PTFE

재질	Thermal conductivity [W/m K]
나일론	0.25
테프론, PTFE	0.20

일반적으로 전동기의 온도 포화 기준은 운전 후 권선 온도가 시간당 2° C 이내의 기울기를 유지할 때 포화되었다고 정의한다. 이 시험에서는 편의상 30분 내에 1° C 이내의 기울기를 유지할 때를 온도가 포화되었다고 진단하고 시험을 종료하였다. 그림 4. 15는 온도 시험 결과를 나타낸다. 시험 장소의 온도는 20.4° C이며, 시험 시작 시 코일 온도는 23° C, 하우징과 베어링은 22.4° C이다. 시험 시작 후 약 1시간이 경과했을 때 온도 포화 상태에 도달하였다. 포화된 온도는 권선부가 68.0° C, 하우징이 48.1° C, 베어링이 47.1° C 로 나타났다. 일반적으로, 실온에서 손 피부 온도는 28.4° C일 때 사회적으로 용인되며 사용자가 편안한 온도이다. 피부와 가장 가까운 하우징의 경우, 정격 운전 시작 후 약 3분 40초 후에 28.4° C에 도달하였다. 추후, 의수 내부 통합 구동 시스템의 배치 및 방열 시스템의 설계를 위해 더욱 사용 환경에 가까운 시험 환경 구성이 필요할 것으로 고찰된다.

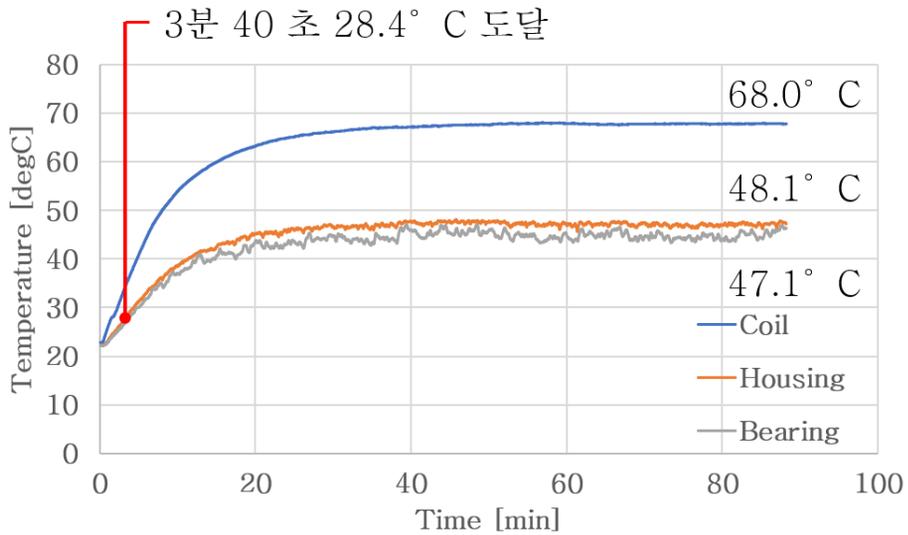


그림 4. 15 온도 상승 시험 결과 (0.042mNm @ 5,000 rpm)

Fig. 4. 15 Temperature measurement test result

4.2.3 전동기 최대 토크 특성 평가

전동 의수의 실제 움직임에 따른 전동기 부하의 특성을 시험하였다. 축방향 자속 전동기의 최대 토크 특성을 평가하기 위해 그림 4. 16과 같이 구속 토크 측정 장비를 구성하였다. 구속 토크 측정 장비는 토크센서, 커플링, 모터 고정 지그, 그리고 인디케이터(Indicator)로 구성된다.

정격 부하 특성평가지 사용되었던 브레이크 타입의 다이내모미터는 회전 속도가 100 rpm 미만이 되면 자동으로 정지하는 특성이 있어 모터를 정지시키는 부하를 걸어주기에 적합하지 않다. 따라서 토크 센서는 비회전형 토크센서로서 축이 완전히 회전되었거나 멈추어지는 범위에서의 비틀림 힘을 측정하는 비회전형 플랜지 토크 트랜스듀서(Flange type torque transducer)를 사용하였다. 토크센서는 감속기 결합 후에도 시험이 가능하도록 최대 50 kgf-cm까지 측정 가능한 모델을 선정하였다. 토크 센서는 측정된 힘을 전압으로 나타내며 인디케이터는 토크 센서의 전압 출력을 토크 단위로 변환하여 나타내는 기능을 한다. 토크 센서의 전압 신호와 변환된 토크 값은 표 4.5와 같은 관계성을 갖는다. 그림 4.17과 같이, 구속 토크 측정 장비의 지그에 완전히 고정된 전동기는 커플링으로 토크 센서와 연결한다.

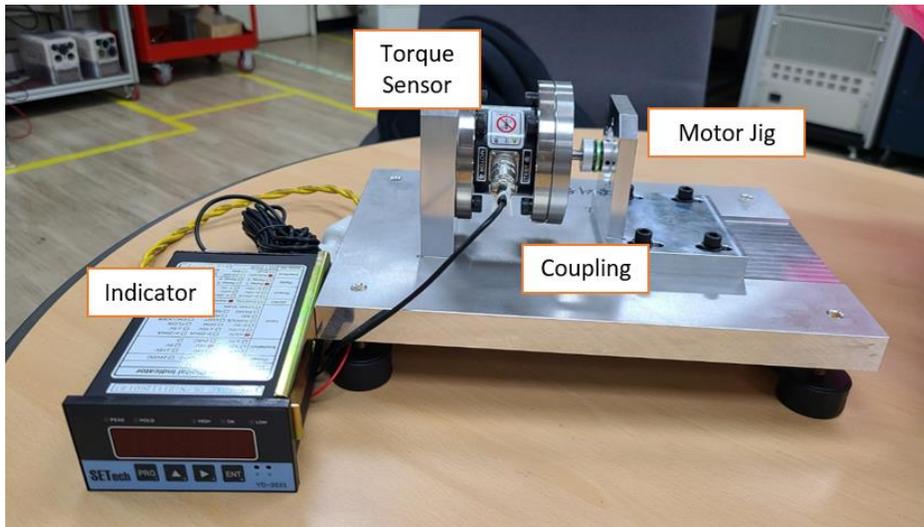


그림 4. 16 구속 토크 측정 장비

Fig. 4. 16 stall torque measurement equipment

표 4. 5 토크 센서 출력과 인디케이터 표기 값

Table 4. 5 Torque sensor output and indicator displayed value

토크 센서 전압 출력 [V]	인디케이터 토크 표기 [kgf-cm]	토크 [Nm]
0	0	0
2	10	0.980
4	20	1.96
6	30	2.94
-2	10	0.980
-4	20	1.96
-6	30	2.94

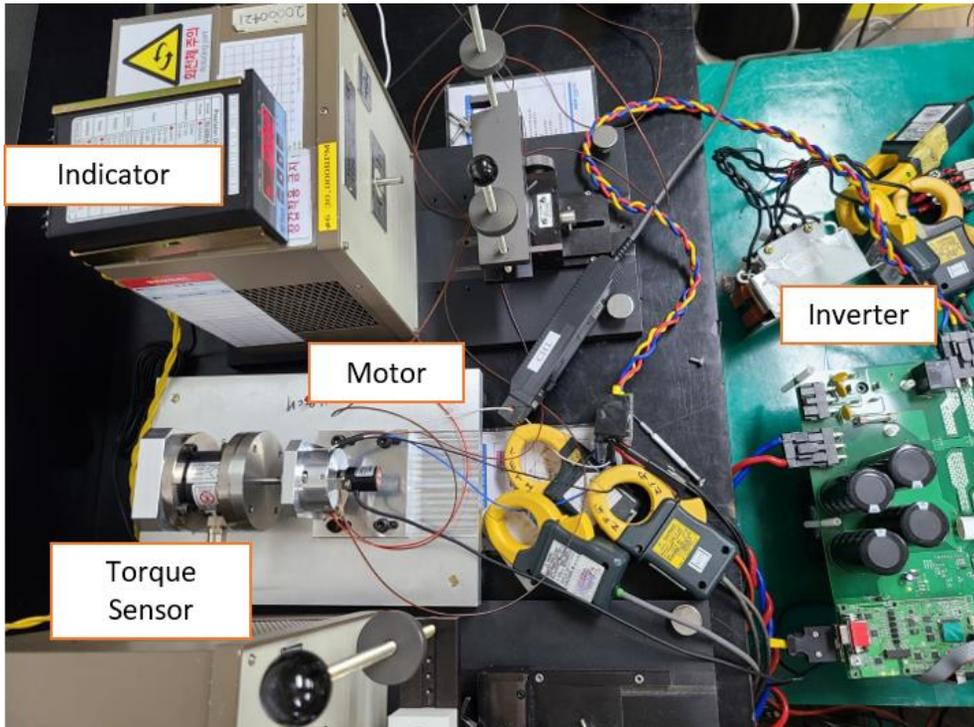


그림 4. 17 구속 토크 측정 시험 세트 구성

Fig. 4. 17 Test set for stall torque measurement

전동 의수가 파지 동작을 할 시 동작 조건을 구현하기 위해 그림 4.18와 같이 토크 프로파일을 구성하였다. 토크 프로파일은 250 mNm 최대 토크까지 토크 상승 시간 1초, 최대 토크 유지 1초, 전동기 전원 off 후 휴식 2초로 구성된다. 토크 프로파일 반복 운전 시 토크 파형은 그림 4.19와 같이 측정된다.

의수가 연속하여 파지 동작 할 경우 전동기의 권선 온도 및 구동 성능에 문제가 없는지 확인하기 위해 토크 프로파일을 반복하여 모터를 구동할 시 권선의 온도를 측정하여 그림 4.20에 나타냈다.

전동 의수용 전동기가 가장 구동을 많이 하는 잡기 동작시 필요한 토크 프로파일을 반복하여 100 ° C에 도달하는데 걸리는 반복 횟수를 측정하였다. 4초의 토크 프로파일을 약 75 사이클 반복한 결과 99.7 ° C로 전동기 권선의 온도가 상승하였다. 현재 한 가지의 파지 동작이 이루어지는 의수의 환경에 대해서는 연구가 많이 이루어지고 있지만, 실생활 속에서 사용되는 손동작들은 여러 파지 동작이 연속된 복합적인 움직임이므로 실험 보다 안좋은 환경에서 동작이 이루어 질 것이다. 또한, 의수 사용자가 만지고자 하는 물체의 온도를 측정하여 반응하는 개발에 비해 의수를 사용할 시 사용자의 체온 및 방열 조건과 사용감에 관한 자료는 많지 않다. 따라서 아래의 연속 동작 온도 측정 결과는 추후 더욱 세고 복잡한 동작을 구현하는 의수에서 유의미할 것으로 예상된다.

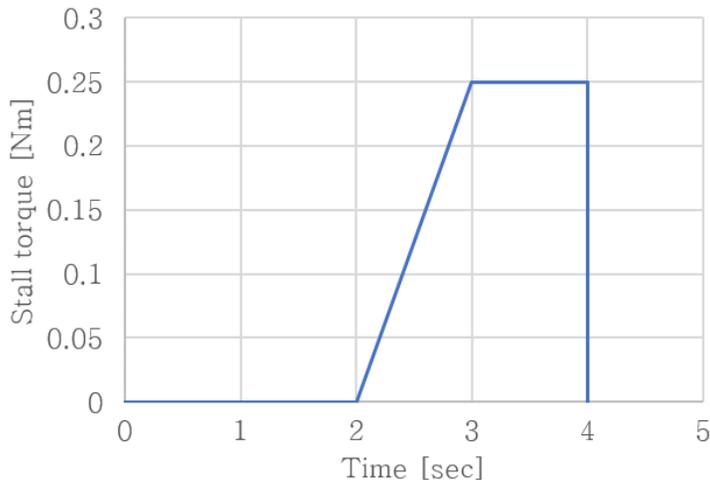


그림 4. 18 구속 시험을 위한 토크 프로파일

Fig. 4. 18 Torque profile for stall torque experiment

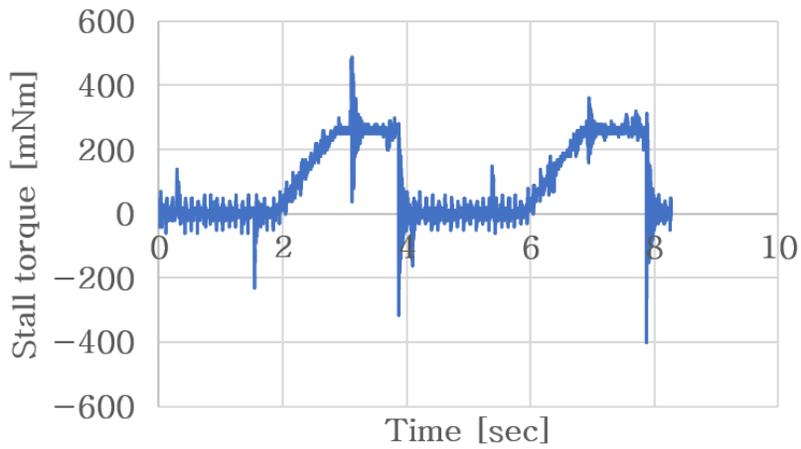


그림 4. 19 구속 시험 토크 프로파일 2주기 측정 결과

Fig. 4. 20 2 cycle torque measurement result of torque profile repeated operation

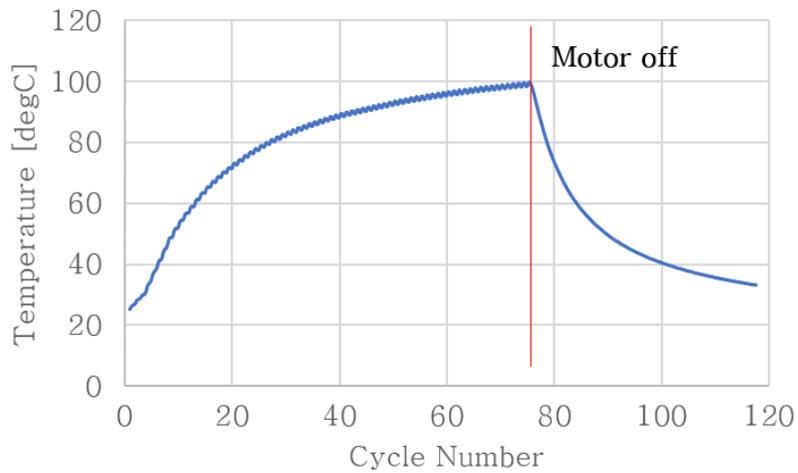


그림 4. 20 토크 프로파일 반복 운전 시험 온도 측정 결과

Fig. 4.19 Temperature measurement result of torque profile repeated operation

제 5 장 결론 및 향후 연구

5.1 결 론

본 논문에서는 상지 절단 5손가락 타입 근전 전동 의수의 손바닥 내장형 축방향 자속 전동기를 설계하는 방법에 대해 기술하였다. 기존 전동 의수에 사용된 전동기는 의수의 동작 특성에 최적화된 전동기가 아닌 범용 전동기를 사용하기 때문에 많이 여유 있는 출력을 사용하거나 충분한 파지력을 내지 못하는 문제점으로 의수의 비용 상승 및 성능 저하를 초래한다. 사람 손 형상 내부에 집적화된 설계가 어려워 미관, 무게 등의 결점이 생기며 사용자의 사용감을 떨어뜨리며 높은 가격으로 보급률이 매우 떨어진다. 본 논문에서는 국내의 상지 절단 장애인의 원활한 사회 생활을 위한 전동 의수의 보급률을 높이기 위해 근전 전동 의수의 구동용 전동기의 기술 개발로 위와 같은 문제를 해결하고자 하였다.

먼저, 전동 의수와 같은 의료용 서비스 로봇의 경우 사용자가 밀착 착용하여 사용하기 때문에 일반 전동기에 비해 구동시스템의 집적화와 소형화가 요구된다. 주어진 의수 손바닥 내부 공간을 충분히 활용하기 위해 전동기 내부 공간적 제약 조건들을 파악하고 잉여 공간을 최대한 활용하기 위한 고려 사항들을 제안하였다. 또한, 의수의 손 형상 및 차동 감속기의 성능으로부터 충분한 파지력을 내기 위한 부하 특성 및 전동기 요구 사양을 도출하고, 동작 특성을 고려하는 설계사양을 결정하였다.

다음으로, 전동기의 최적 설계를 효과적으로 수행하기 위해 비교 우위 전략 선택 하이브리드 최적화 알고리즘을 제안하였다. 제안한 알고리즘은 효과적인 탐색을 위해 탐색 중 개체들의 정보를 바탕으로 관찰학습을 하여 수렴을 예측하고 이를 바탕으로 최적화 전략을 수정하는 알고리즘이다. 제안된 알고리즘은 수학적 테스트 함수에 다른 기존 알고리즘과 성능 비교를 통해 유효성을 검증하였다.

이어서 제안한 최적 설계 기법을 활용하여 축방향 자속 영구자석 전동기의 최적 설계를 진행하였다. 축방향 자속 전동기의 공간적 제약이 있는 내부 공간을 최대한으로 활용하기 위해 최적화 과정에서 제작 가능한 최대 점적울 및 전류 전압 제한 조건을 고려하였다. 앞서 제안한 설계 사양을 만족하는 최적의 모델을 도출하였다. 설계된 전동 의수용 전동기의 시작품을 제작하여 다양한 특성 시험을 수행하였으며 제안된

설계 기법의 타당성을 검증하였다.

5.2 향후 연구

본 논문에서 제시된 연구 이외에도 전동 의수 손바닥 내장형 축방향 자속 영구자석 전동기의 설계를 위해 더 많은 연구가 진행되어야 한다.

먼저, 설계된 모델은 의수의 파지 동작에 따라 전류밀도를 낮추고 토크 밀도를 높이는 설계를 고려했지만, 토크 리플 저감에 대한 설계가 미비했다. 이는 슬롯 공간을 확보하기 위해 오픈 슬롯 구조를 채택하였기 때문인데, 토크 리플은 소음 및 진동에 영향을 주어 의수 착용감에 영향을 끼치기 때문에 저감이 필수적이다. 차동 감속기를 연결하여 동작 하였을 때 소음 진동 수준이 사용감을 해치지 않는 수준이 되도록 고려한 토크 리플 저감 설계가 필요하다.

또한, 전동기의 설계 사양 결정 시 감속기 및 의수 구조의 사양을 일정하게 가정하였다. 예를 들어, 의수 손가락에 연결된 스프링의 용수철 상수(spring constant)는 스프링 고유의 형태 및 변형량에 따라 비선형적인 특성을 갖는데 이를 구체적으로 고려해 설계한다면 부하 특성에 더욱 근접한 전동기 설계가 가능할 것이다. 또한, 감속기의 효율은 입력속도, 감속비, 부하 토크 등에 따라 달라지며 운전 조건에 따라 감속기의 특성 데이터를 활용한다면 전동 의수의 특성에 더욱 적합한 설계가 가능할 것이다.

본 논문에서는 최대 토크 운전 시 전류밀도의 저감을 통해 전동기의 포화 온도의 저감을 도모하였다. 의수 내부에서 통합 구동시스템의 배치 및 의수의 자연 냉각 조건을 고려한 열해석을 한다면 실제 의수 장착 상태의 열전달 특성 분석에 큰 도움을 줄 것으로 보인다.

더 나아가, 전동 의수의 양산성을 고려한 설계가 필요하다. 본 논문에서 설계된 전동기는 고정자에 롤형태의 코어를 사용하며, 회전자에는 Nd 자석을 사용한다. 이는 전동기 제작 비용을 상승시키는 주 요인이 된다. 또한, 와전류 손실을 방지하기 위해 분할한 자석은 제작 시 지나치게 얇은 구조로 인해 회전자 코어에 영구자석을 부착하는 데에 어려움을 주었으며 양산 시에 수율을 낮추는 원인이 될 수 있다. 제작성 및 제작 단가를 고려한 설계 시 향후 전동 의수용 전동기의 국내 양산을 가속시킬 수 있을 것이다.

참고 문헌

- [1] C. Cipriani, M. Controzzi, and M. C. Carrozza, "Progress towards the development of the SmartHand transradial prosthesis," in *2009 IEEE International Conference on Rehabilitation Robotics*, 2009: IEEE, pp. 682–687.
- [2] C. S. Harkins, A. McGarry, and A. Buis, "Provision of prosthetic and orthotic services in low-income countries: A review of the literature," *Prosthetics and Orthotics International*, vol. 37, no. 5, pp. 353–361, 2013.
- [3] B. Phillips, G. Zingalis, S. Ritter, and K. Mehta, "A review of current upper-limb prostheses for resource constrained settings," in *2015 IEEE Global Humanitarian Technology Conference (GHTC)*, 2015: IEEE, pp. 52–58.
- [4] F. Cordella *et al.*, "Literature review on needs of upper limb prosthesis users," *Frontiers in neuroscience*, vol. 10, p. 209, 2016.
- [5] 보건복지부, "2017년 장애인 실태조사 정책보고서," 2017.
- [6] S. Hussain, S. Shams, and S. J. Khan, "Impact of Medical Advancement: Prostheses," in *Computer Architecture in Industrial, Biomechanical and Biomedical Engineering*: IntechOpen, 2019.
- [7] E. A. Biddiss and T. T. Chau, "Upper limb prosthesis use and abandonment: a survey of the last 25 years," *Prosthetics and orthotics international*, vol. 31, no. 3, pp. 236–257, 2007.
- [8] 박세훈, 홍범기, 김종권, 홍응표, and 문무성, "2 자유도 자동손목 관절을 가진 근전 전동외수 개발," *제어로봇시스템학회 논문지*, vol. 17, no. 8, pp. 824–832, 2011.
- [9] S. Machado, L. F. Almada, and R. N. Annavarapu, "Progress and prospects in EEG-based brain-computer interface: clinical applications in neurorehabilitation," *Journal of Rehabilitation Robotics*, vol. 1, no. 1, pp. 28–41, 2013.
- [10] N. Jiang, I. Vujaklija, H. Rehbaum, B. Graimann, and D. Farina, "Is accurate mapping of EMG signals on kinematics needed for precise online myoelectric control?," *IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering*, vol. 22, no. 3, pp. 549–558, 2013.

- [11] Ottobock. <https://www.ottobock.com/en/> (accessed.
- [12] touchbionics. www.touchbionics.com (accessed.
- [13] Utaharm. www.utaharm.com (accessed.
- [14] M. C. Carrozza *et al.*, "The SPRING hand: development of a self-adaptive prosthesis for restoring natural grasping," *Autonomous Robots*, vol. 16, no. 2, pp. 125–141, 2004.
- [15] J. L. Pons *et al.*, "The MANUS-HAND dextrous robotics upper limb prosthesis: mechanical and manipulation aspects," *Autonomous Robots*, vol. 16, no. 2, pp. 143–163, 2004.
- [16] S.-i. Ahn, Y.-H. Oh, and S.-J. Kwon, "Design of a humanoid robot hand by mimicking human hand's motion and appearance," *Journal of Institute of Control, Robotics and Systems*, vol. 14, no. 1, pp. 62–69, 2008.
- [17] J.-U. Chu, D.-H. Jung, and Y.-J. Lee, "Design and control of a multifunction myoelectric hand with new adaptive grasping and self-locking mechanisms," in *2008 IEEE International conference on robotics and automation*, 2008: IEEE, pp. 743–748.
- [18] S.-Y. Jung, S.-G. Kim, J.-H. Kim, and S.-H. Park, "Development of Multifunctional Myoelectric Hand Prosthesis System with Easy and Effective Mode Change Control Method Based on the Thumb Position and State," *Applied Sciences*, vol. 11, no. 16, p. 7295, 2021. [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/2076-3417/11/16/7295>.
- [19] R. Weir, J. W. Sensinger, and M. Kutz, "Design of artificial arms and hands for prosthetic applications," *Biomedical Engineering and Design Handbook*, vol. 2, pp. 537–598, 2009.
- [20] C. Cipriani, M. Controzzi, and M. C. Carrozza, "Objectives, criteria and methods for the design of the SmartHand transradial prosthesis," *Robotica*, vol. 28, no. 6, pp. 919–927, 2010.
- [21] L. Biagiotti, F. Lotti, C. Melchiorri, and G. Vassura, "How far is the human hand? a review on anthropomorphic robotic end-effectors," 2004.
- [22] E. Biddiss, D. Beaton, and T. Chau, "Consumer design priorities for upper limb prosthetics," *Disability and rehabilitation: Assistive technology*, vol. 2, no. 6, pp. 346–357, 2007.

- [23] 박세훈, "상지절단환자를 위한 근전전동의수 첨단기술동향 분석과 국산 제품의 보급활성화를 위한 문제점 및 해결 방안," *한국의지·보조기학회지: 제*, vol. 10, no. 1, 2016.
- [24] J. T. Belter, J. L. Segil, and B. SM, "Mechanical design and performance specifications of anthropomorphic prosthetic hands: a review," *Journal of rehabilitation research and development*, vol. 50, no. 5, p. 599, 2013.
- [25] V. Systems. "VINCENT hand [Internet]. Weingarten (Germany):." <http://handprothese.de/vincent-hand/> (accessed).
- [26] T. B. Inc. "Touch Bionics web site [Internet]. Mansfield (MA): ." www.touchbionics.com (accessed).
- [27] R. Steeper. "RSL Steeper web site [Internet]. Leeds (United Kingdom):." rslsteeper.com (accessed).
- [28] O. Bock. "Michelangelo operation manual. Duderstadt (Germany): ." ottobock.com (accessed).
- [29] O. Bock. " SensorHand speed [Internet]. Duderstadt (Germany):." http://www.ottobock.com/cps/rde/xchg/ob_com_en/hs.xsl/3652.html (accessed).
- [30] O. Bock. "System electric hand size 7 [Internet]. Duderstadt (Germany): ." http://www.ottobock.com/cps/rde/xchg/ob_us_en/hs.xsl/6952.html (accessed).
- [31] R. J. Schwarz and C. Taylor, "The anatomy and mechanics of the human hand," *Artificial limbs*, vol. 2, no. 2, pp. 22–35, 1955.
- [32] 윤덕찬, 이건, and 최영진, "신체 힘에 의해 동작되는 부분 의수를 위한 부족구동 손가락 메커니즘," *로봇학회 논문지*, vol. 11, no. 4, pp. 193–204, 2016.
- [33] 한국절단장애인협회. <http://www.koreaamputee.org> (accessed).
- [34] S. Nasser, D. Rincon, and M. Rodriguez, "Design of a low cost, highly functional, multi-fingered hand prosthesis," in *Proceedings of the Fourth LACCEI International Latin American and Caribbean Conference for Engineering and Technology*, 2006: Citeseer.
- [35] H. Huang, L. Jiang, Y. Liu, L. Hou, H. Cai, and H. Liu, "The mechanical design and experiments of HIT/DLR prosthetic

- hand," in *2006 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*, 2006: IEEE, pp. 896–901.
- [36] D. K. Kumar, B. Jelfs, X. Sui, and S. P. Arjunan, "Prosthetic hand control: A multidisciplinary review to identify strengths, shortcomings, and the future," *Biomedical Signal Processing and Control*, vol. 53, p. 101588, 2019.
- [37] X. Jing, X. Yong, Y. Jiang, G. Li, and H. Yokoi, "Anthropomorphic Prosthetic Hand with Combination of Light Weight and Diversiform Motions," *Applied Sciences*, vol. 9, no. 20, p. 4203, 2019. [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/2076-3417/9/20/4203>.
- [38] 산업통상자원부, "대한민국 로봇산업 기술로드맵," 2017.10.
- [39] J. F. Gieras, R.-J. Wang, and M. J. Kamper, *Axial flux permanent magnet brushless machines*. Springer Science & Business Media, 2008.
- [40] Y. Shen and Z. Zhu, "Analytical prediction of optimal split ratio for fractional-slot external rotor PM brushless machines," *IEEE transactions on magnetics*, vol. 47, no. 10, pp. 4187–4190, 2011.
- [41] L. Zijian, "Fractional slot concentrated winding surface mounted permanent magnet motor design and analysis in wheel applications: Doctoral diss," *Politecnica di Torino*, 2012.
- [42] 박현정, "전기 자동차 인 휠 시스템용 축 방향 자속 영구 자석 전동기 최적 설계," 서울대학교 대학원, 2018.
- [43] V. Honsinger, "Sizing equations for electrical machinery," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, no. 1, pp. 116–121, 1987.
- [44] C. Chan, "Axial-field electrical machines with yokeless armature core," *香港大學學位論文*, pp. 1–0, 1982.
- [45] J. F. Gieras, *Permanent magnet motor technology: design and applications*. CRC press, 2002.
- [46] M. Andriollo, G. Bettanini, and A. Tortella, "Design procedure of a small-size axial flux motor with Halbach-type permanent magnet rotor and SMC cores," in *2013 International Electric Machines & Drives Conference*, 2013: IEEE, pp. 775–780.
- [47] M. Aydin and M. Gulec, "Reduction of cogging torque in

- double-rotor axial-flux permanent-magnet disk motors: A review of cost-effective magnet-skewing techniques with experimental verification," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 61, no. 9, pp. 5025–5034, 2013.
- [48] H. Yin, S. Huang, M. He, and J. Li, "A unified design for lightweight robotic arms based on unified description of structure and drive trains," *International Journal of Advanced Robotic Systems*, vol. 14, no. 4, p. 1729881417716383, 2017.
- [49] H. Yin, Y. Yu, and J. Li, "Optimization design of a motor embedded in a lightweight robotic joint," in *2017 12th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, 2017: IEEE, pp. 1630–1634.
- [50] S. Kleen, W. Ehrfeld, F. Michel, M. Nienhaus, and H. Stölting, "Penny-motor: A family of novel ultraflat electromagnetic micromotors," in *Int Conf Actuator' 00, Bremen, Germany*, 2000, pp. 193–196.
- [51] D. A. Bennett, S. A. Dalley, D. Truex, and M. Goldfarb, "A multigrasp hand prosthesis for providing precision and conformal grasps," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 20, no. 4, pp. 1697–1704, 2014.
- [52] A. Kargov *et al.*, "Development of a multifunctional cosmetic prosthetic hand," in *2007 IEEE 10th International Conference on Rehabilitation Robotics*, 2007: IEEE, pp. 550–553.
- [53] D. Silcox 3rd, M. D. Rooks, R. R. Vogel, and L. L. Fleming, "Myoelectric prostheses. A long-term follow-up and a study of the use of alternate prostheses," *The Journal of bone and joint surgery. American volume*, vol. 75, no. 12, pp. 1781–1789, 1993.
- [54] C. C. Gordon *et al.*, "Anthropometric survey of US Army personnel: Summary statistics, interim report for 1988," Anthropology Research Project Inc Yellow Springs OH, 1989.
- [55] T. E. Wiste, S. A. Dalley, H. Atakan Varol, and M. Goldfarb, "Design of a multigrasp transradial prosthesis," *Journal of medical devices*, vol. 5, no. 3, 2011.
- [56] N. Smaby, M. E. Johanson, B. Baker, D. E. Kenney, W. M. Murray, and V. R. Hentz, "Identification of key pinch forces required to complete functional tasks," *Journal of Rehabilitation Research & Development*, vol. 41, no. 2, 2004.

- [57] A. Kargov, C. Pylatiuk, J. Martin, S. Schulz, and L. Döderlein, "A comparison of the grip force distribution in natural hands and in prosthetic hands," *Disability and Rehabilitation*, vol. 26, no. 12, pp. 705–711, 2004.
- [58] C. Pylatiuk, A. Kargov, S. Schulz, and L. Döderlein, "Distribution of grip force in three different functional prehension patterns," *Journal of medical engineering & technology*, vol. 30, no. 3, pp. 176–182, 2006.
- [59] R. G. Radwin, S. Oh, T. R. Jensen, and J. G. Webster, "External finger forces in submaximal five-finger static pinch prehension," *Ergonomics*, vol. 35, no. 3, pp. 275–288, 1992.
- [60] C. Choi *et al.*, "A motor selection technique for designing a manipulator," in *2007 International Conference on Control, Automation and Systems*, 2007: IEEE, pp. 2487–2492.
- [61] L. Zhou, S. Bai, and M. R. Hansen, "Integrated dimensional and drive-train design optimization of a light-weight anthropomorphic arm," *Robotics and Autonomous Systems*, vol. 60, no. 1, pp. 113–122, 2012.
- [62] 이슬아, 최유나, 양세동, 홍근영, and 최영진, "근전도 패턴 인식 및 분류 기반 다자유도 전완 의수 개발," *로봇학회논문지*, vol. 14, no. 3, pp. 228–235, 2019.
- [63] (주)만드로. mand.ro (accessed).
- [64] <https://fanuc.co.jp/en/product/catalog/index.html> (accessed).
- [65] J. R. Hendershot and T. J. E. Miller, *Design of brushless permanent-magnet machines*. Motor Design Books Venice, FL, USA, 2010.
- [66] P. Stenzel, P. Dollinger, J. Richnow, and J. Franke, "Innovative needle winding method using curved wire guide in order to significantly increase the copper fill factor," *2014 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, pp. 3047–3053, 2014.
- [67] B. Cheng, G. Pan, and Z. Mao, "Analytical calculation and optimization of the segmented-stator dual-rotor axial flux permanent magnet motors," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 56, no. 11, pp. 1–9, 2020.
- [68] F. Wirth, C. Nguyen, J. Hofmann, and J. Fleischer, "Characterization of Rectangular Copper Wire Forming

- Properties and Derivation of Control Concepts for the Kinematic Bending of Hairpin Coils," *Procedia Manufacturing*, vol. 47, pp. 678–685, 2020.
- [69] R. Peikert, D. Würtz, M. Monagan, and C. d. Groot, "Packing circles in a square: a review and new results," *System modelling and optimization*, pp. 45–54, 1992.
- [70] "Standard specification for standard nominal diameters and cross-sectional areas of AWG sizes of solid round wires used as electrical conductors," *ASTM Standard B 258-02*, *ASTM International*, 2002.
- [71] 곽상엽, "차량 구동용 다층 매입형 연구자석 전동기의 특성 해석 및 설계," 서울대학교 대학원, 2008.
- [72] F. G. Capponi, G. De Donato, and F. Caricchi, "Recent advances in axial-flux permanent-magnet machine technology," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 48, no. 6, pp. 2190–2205, 2012.
- [73] R. Di Stefano and F. Marignetti, "Electromagnetic analysis of axial-flux permanent magnet synchronous machines with fractional windings with experimental validation," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 59, no. 6, pp. 2573–2582, 2011.
- [74] Y.-P. Yang, C.-H. Lee, and P.-C. Hung, "Multi-objective optimal design of an axial-flux permanent-magnet wheel motor for electric scooters," *IET Electric Power Applications*, vol. 8, no. 1, pp. 1–12, 2014.
- [75] Y.-P. Yang and F.-X. Ding, "Driving-scenario oriented design of an axial-flux permanent-magnet synchronous motor for a pedal electric cycle," *IET Electric Power Applications*, vol. 9, no. 6, pp. 420–428, 2015.
- [76] M. Shokri, N. Rostami, V. Behjat, J. Pyrhönen, and M. Rostami, "Comparison of performance characteristics of axial-flux permanent-magnet synchronous machine with different magnet shapes," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 51, no. 12, pp. 1–6, 2015.
- [77] L. Xiao, J. Li, R. Qu, Y. Lu, R. Zhang, and D. Li, "Cogging torque analysis and minimization of axial flux PM machines with combined rectangle-shaped magnet," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 53, no. 2, pp.

- 1018–1027, 2016.
- [78] S. J. Arand and M. Ardebili, "Multi-objective design and prototyping of a low cogging torque axial-flux PM generator with segmented stator for small-scale direct-drive wind turbines," *IET Electric Power Applications*, vol. 10, no. 9, pp. 889–899, 2016.
- [79] B. Zhang, T. Seidler, R. Dierken, and M. Doppelbauer, "Development of a yokeless and segmented armature axial flux machine," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 63, no. 4, pp. 2062–2071, 2015.
- [80] 서정무, "동적 부하특성을 고려한 로봇용 표면 부착형 영구자석 전동기 설계," 서울대학교 대학원, 2016.
- [81] S. Umans, A. Fitzgerald, and C. Kingsley, *Electric machinery*. McGraw-Hill Higher Education, 2013.
- [82] 권용철, "분수 슬롯 집중권을 가지는 매입형 영구자석 동기 전동기의 인덕턴스 분석 및 수식화," 서울대학교 대학원, 2017.
- [83] H. Yin, S. Huang, M. He, and J. Li, "An overall structure optimization for a light-weight robotic arm," in *2016 IEEE 11th Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, 2016: IEEE, pp. 1765–1770.
- [84] P. J. Kyberd *et al.*, "Survey of upper-extremity prosthesis users in Sweden and the United Kingdom," *JPO: Journal of Prosthetics and Orthotics*, vol. 19, no. 2, pp. 55–62, 2007.
- [85] C. Pylatiuk and S. Schulz, "Using the internet for an anonymous survey of myoelectrical prosthesis wearers," in *Proceedings of the Myoelectric Controls Symposium (MEC 2005)*, 2005, pp. 15–19.
- [86] P. J. Kyberd, D. J. Beard, J. J. Davey, and J. D. Morrison, "A survey of upper-limb prosthesis users in Oxfordshire," *JPO: Journal of Prosthetics and Orthotics*, vol. 10, no. 4, pp. 84–91, 1998.
- [87] C. Lake and T. J. Supan, "The incidence of dermatological problems in the silicone suspension sleeve user," *JPO: Journal of Prosthetics and Orthotics*, vol. 9, no. 3, pp. 97–106, 1997.
- [88] G. Cvetkovski, L. Petkovska, M. Cundev, and S. Gair, "Quasi 3D FEM in function of an optimisation analysis of a PM disk motor," in *International conference on electrical machines*,

- 2000, pp. 1871–1875.
- [89] 우동균, "오버행 효과를 고려하는 영구자석 전동기의 특성 해석 및 최적 설계," 서울대학교 대학원, 2014.
 - [90] O. Aichholzer *et al.*, "Evolution strategy and hierarchical clustering," *IEEE transactions on magnetics*, vol. 38, no. 2, pp. 1041–1044, 2002.
 - [91] N. Bianchi and S. Bolognani, "Design optimisation of electric motors by genetic algorithms," *IEE Proceedings–Electric Power Applications*, vol. 145, no. 5, pp. 475–483, 1998.
 - [92] H. M. Hasanien, "Particle swarm design optimization of transverse flux linear motor for weight reduction and improvement of thrust force," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 58, no. 9, pp. 4048–4056, 2010.
 - [93] M. Sreejeth, M. Singh, and P. Kumar, "Particle swarm optimisation in efficiency improvement of vector controlled surface mounted permanent magnet synchronous motor drive," *IET Power Electronics*, vol. 8, no. 5, pp. 760–769, 2015.
 - [94] G. F. Uler, O. A. Mohammed, and C.-S. Koh, "Design optimization of electrical machines using genetic algorithms," *IEEE Transactions on Magnetism*, vol. 31, no. 3, pp. 2008–2011, 1995.
 - [95] C.-H. Im, H.-K. Kim, H.-K. Jung, and K. Choi, "A novel algorithm for multimodal function optimization based on evolution strategy," *IEEE Transactions on Magnetism*, vol. 40, no. 2, pp. 1224–1227, 2004.
 - [96] J. Kennedy and R. Eberhart, "Particle swarm optimization," in *Proceedings of ICNN'95–international conference on neural networks*, 1995, vol. 4: IEEE, pp. 1942–1948.
 - [97] N. K. T. El-Omari, "Sea Lion Optimization Algorithm for Solving the Maximum Flow Problem," *IJCSNS*, vol. 20, no. 8, p. 30, 2020.
 - [98] D. E. Goldberg and J. H. Holland, "Genetic algorithms and machine learning," 1988.
 - [99] X.-S. Yang, *Engineering optimization: an introduction with metaheuristic applications*. John Wiley & Sons, 2010.
 - [100] C. Blum and A. Roli, "Metaheuristics in combinatorial optimization: Overview and conceptual comparison," *ACM*

- computing surveys (CSUR)*, vol. 35, no. 3, pp. 268–308, 2003.
- [101] J. C. Bansal, P. Singh, M. Saraswat, A. Verma, S. S. Jadon, and A. Abraham, "Inertia weight strategies in particle swarm optimization," in *2011 Third world congress on nature and biologically inspired computing*, 2011: IEEE, pp. 633–640.
- [102] W. Deng, J. Xu, and H. Zhao, "An improved ant colony optimization algorithm based on hybrid strategies for scheduling problem," *IEEE access*, vol. 7, pp. 20281–20292, 2019.
- [103] A. Nickabadi, M. M. Ebadzadeh, and R. Safabakhsh, "A novel particle swarm optimization algorithm with adaptive inertia weight," *Applied soft computing*, vol. 11, no. 4, pp. 3658–3670, 2011.
- [104] S. Yang, "Genetic algorithms with elitism-based immigrants for changing optimization problems," in *Workshops on Applications of Evolutionary Computation*, 2007: Springer, pp. 627–636.
- [105] L. Zhang, Y. Tang, C. Hua, and X. Guan, "A new particle swarm optimization algorithm with adaptive inertia weight based on Bayesian techniques," *Applied Soft Computing*, vol. 28, pp. 138–149, 2015.
- [106] M. Friedman, *There's no such thing as a free lunch*. Open Court LaSalle, IL, 1975.
- [107] P. A. Samuelson and W. D. Nordhaus, "Economics. Columbus," ed: McGraw Hill Higher Education, 2004.
- [108] Y. Chen, C. Jin, and B. Yu, "Stability and convergence trade-off of iterative optimization algorithms," *arXiv preprint arXiv:1804.01619*, 2018.
- [109] J. G. Falcón-Cardona, H. Ishibuchi, and C. A. C. Coello, "Exploiting the Trade-off between Convergence and Diversity Indicators," in *2020 IEEE Symposium Series on Computational Intelligence (SSCI)*, 2020: IEEE, pp. 141–148.
- [110] D. H. Wolpert and W. G. Macready, "Coevolutionary free lunches," *IEEE Transactions on evolutionary computation*, vol. 9, no. 6, pp. 721–735, 2005.
- [111] D. H. Wolpert and W. G. Macready, "No free lunch theorems for optimization," *IEEE transactions on evolutionary*

- computation*, vol. 1, no. 1, pp. 67–82, 1997.
- [112] A. Bandura, "Social cognitive theory of personality," *Handbook of personality*, vol. 2, pp. 154–96, 1999.
- [113] S. C. Gadanho and J. Hallam, "Robot learning driven by emotions," *Adaptive Behavior*, vol. 9, no. 1, pp. 42–64, 2001.
- [114] A. Khashman, "A modified backpropagation learning algorithm with added emotional coefficients," *IEEE transactions on neural networks*, vol. 19, no. 11, pp. 1896–1909, 2008.
- [115] P. Kitak, A. Glotic, and I. Ticar, "Multiobjective optimization of post insulator based on dynamic population size," *IEEE transactions on magnetics*, vol. 49, no. 5, pp. 2089–2092, 2013.
- [116] J.-W. Kang, H.-J. Park, J.-S. Ro, and H.-K. Jung, "A strategy-selecting hybrid optimization algorithm to overcome the problems of the no free lunch theorem," *IEEE Transactions on Magnetism*, vol. 54, no. 3, pp. 1–4, 2018.
- [117] J. Zhao, B. Li, and Z. Gu, "Research on an axial flux PMSM with radially sliding permanent magnets," *Energies*, vol. 8, no. 3, pp. 1663–1684, 2015.
- [118] S. Heat-Treatment. "초정밀 가공법, 와이어커팅 방전가공 (EDM)." www.SP-HT.com (accessed.

Abstract

Electric Prosthetic Hand Palm Built-in Axial Flux Permanent Magnet Motor for

Jae-Woo Kang

Dept. of Electrical and Computer Engineering

The Graduate School

Seoul National University

This paper presents specification determining method of axial flux permanent magnet motors for the integrated drive system in electric prosthetic palms, following with optimal design method of the motor that meets the determined specifications. To apply prosthesis-optimized electric motor to the system, design specifications are determined and performance indicators are suggested. The usefulness and feasibility of the proposed method were demonstrated by designing, manufacturing, and evaluating the motor of an actual electric prosthetic hand palm through the basic design process and optimization process using the newly proposed algorithm.

First, the load characteristics were derived based on the operating environment of the electric prosthetic and the required specifications of the electric motor needed to drive the load were determined. Afterwards, the design constraint conditions were described based on the characteristics of the electric prosthetic with spatial constraints. Based on this, detailed design specifications were determined. In order to compare various designs of electric

motors that satisfy the design specifications, performance indicators specific to the electric prosthesis were proposed, and the meaning and importance of each indicator in the integrated prosthetic drive system were described.

We also proposed a strategy–selecting hybrid optimization algorithm (SSHOA) to optimize the design of the motor. The proposed algorithm adjusts the convergence speed by selecting a strategy of comparative advantage through observational learning during exploration. The accuracy and convergence speed of the proposed algorithm were confirmed by comparing the optimization results of various test functions with those of the conventional optimization algorithms.

Optimal design of an axial flux permanent magnet motor was carried out using the proposed optimization algorithm. Through the optimal design, an optimal design plan was derived that maximizes the rated torque of the motor and minimizes the maximum torque current.

Based on the result design of the electric prosthetic palm built–in axial magnetic flux permanent magnet motor, a test motor was manufactured and the design and analysis results were verified through testing.

Keywords : Axial flux permanent magnet motor, Finite element method, Electric prosthetic hand, Hybrid optimization algorithm, Design specification determination

Student Number : 2016–20859