

소형 풍력발전기용 AFPM 발전기 코깅토크 저감 설계

Cogging Torque Reduction in AFPM Generator Design for Small Wind Turbines

정 대 원*
(Dae-Won Chung)

Abstract - This paper is to present a new method of cogging torque reduction for axial flux PM machines of multiple rotor surface mounted magnets. In order to start softly and to run a power generator even the case of weak wind power, reduction of cogging torque is one of the most important issues for a small wind turbine, Cogging torque is an inherent characteristic of PM machines and is caused by the geometry shape of the machine. Several methods have been already applied for reducing the cogging torque of conventional radial flux PM machines. Even though some of these techniques can be also applied to axial flux machines, manufacturing cost is especially higher due to the unique construction of the axial flux machine stator. Consequently, a simpler and low cost method is proposed to apply on axial flux PM machines. This new method is actually applied to a generator of 1.0kW, 16-poles axial flux surface magnet disc type machine with double-rotor-single-stator for small wind turbine. Design optimization of the adjacent magnet pole-arc which results in minimum cogging torque as well as assessment of the effect on the maximum available torque using 3D Finite Element Analysis (FEA) is investigated in this design. Although the design improvement is intended for small wind turbines, it is also applicable to larger wind turbines.

Key Words : Cogging torque, Finite-element analysis, Axial flux PM machines, Small wind turbine generator

1. 서 론

풍력발전은 자연계에 존재하는 풍력에너지를 풍력터빈을 이용하여 전기에너지를 얻는 것이 목적이므로 가급적 많은 에너지를 얻기 위해 풍력터빈은 바람의 세기에 적합한 형태가 요구된다. 다시 말해 풍력터빈에서 발생하는 풍력에너지는 풍력날개 길이의 제곱에 비례하여 동일한 조건에서도 많은 에너지를 얻기 위해 해안지역이나 산악지역과 같이 평균 풍속이 큰 곳에 설치되는 경우에는 블레이드 길이가 큰 대형풍력발전기의 형태를 띠고 있다. 그렇지만 도시근교에서는 바람의 세기와 방향이 불규칙하고 풍속이 비교적 낮은 편으로 이에 적합한 소형풍력발전이 주류를 이루고 있다. 도시근교에 주로 설치되는 소형풍력발전기의 경우에는 바람의 세기가 약한 미풍에서도 기동이 용이하도록 풍력터빈과 발전기를 설계하여야만 풍속이 낮은 경우에도 지속적으로 발전이 가능하여 발전기의 이용률을 높일 수 있다. 또한 소형풍력터빈은 블레이드의 피칭제어가 어렵기 때문에 미풍에서부터 돌풍에 이르기 까지 속도변동 허용범위가 크고 변속기에 의한 기계적 손실을 줄이기 위해 증속기가 없는 직입구동(Direct-Driven) 방식의 터빈발전기를 설계하여 가변속운전형태의 발전기를 주로 채택한다[7]. 이와 같은 기능적 요구조건에 대응하기 위해서는 AFPM(Axial Flux Permanent Magnet)의 영구자석형 발전기가 매우 유리하다. AFPM 발전기는 동일한 사이즈의 원통형 발전기에 비해 단위 체적당

출력밀도가 높고 회전자와 고정자를 여러 층으로 설계하여 보다 높은 출력과 출력효율을 높일 수 있다. 또한 회토티계의 영구자석을 사용함으로써 고효율을 얻을 수 있다. 이러한 장점으로 인하여 소형풍력발전기에 AFPM 형태의 발전기를 적용한 사례가 매우 많은 것으로 보고되고 있다[1][2][3][5][9][10][18][19].

이러한 기능적인 성능요건에 대응하여 미풍에서 기동이 용이하도록 코깅 토크(Cogging Torque)를 저감해야 하고, 이를 위해 AFPM 발전기는 고정자에 철심이 없는 코어리스(Coreless) 방식을 많이 채택하고 있으나, 코어리스 AFPM 기기는 고정자와 회전자간 이격거리 즉, 공극(Air Gap)의 증대로 인해 효율이 상대적으로 매우 떨어지는 결정적인 결점을 갖는다. 따라서 소형풍력용 발전기는 정격풍속에서는 발전기의 출력을 높여 발전효율을 높여야 하는 기본적인 요구사항 외에도, 미풍에서도 쉽게 기동이 가능하도록 코깅 토크를 저감시켜야 하는 성능이 요구된다. 일반적으로 AFPM 발전기는 높은 효율과 고효율 특성을 갖고 있으며, 회전자 관성이 상대적으로 작아 시동특성이 우수하며 미풍에서도 시동(Soft Starting)이 우수한 편이다.

코깅 토크는 공극에서 발생하는 기자력(mmf)의 크기로써 고정자와 회전자간에 상호 작용에 의해 발생되며, 고정자의 코일의 배치와 철심의 형상에 따라 결정된다. 영구자석에 의한 코깅 토크의 저감기술은 일반적으로 고정자 철심의 크기와 배치방법 또는 철심을 없애는 방법과 스큐(skew)를 주는 방법 등으로 알려져 있다. 특히 AFPM 발전기의 경우에 철심과 영구자석의 배치방법이 다양하고 그에 따라 코깅 토크의 크기도 매우 다르게 나타나는 것으로 알려져 있다. 이에 대한 최근의 연구동향은 코어리스 고정자를 설계하는 방법과 영구자석을 정현파 형태의 배치방법, 고정자의 스큐

* Corresponding Author : Dept. of Electrical Engineering, Honam University

E-mail : dwchung@honam.ac.kr

Received : July 20, 2012; Accepted : November 20, 2012

(skew) 각도를 최적화 하는 방법 등으로 분류된다[6][8][9][10][11][12][13][16][17][18][19].

본 논문에서는 AFPM 발전기의 코깅 토크의 저감방법에 관한 연구로서 기존의 코어리스형 AFPM 발전기에서 흔히 발생하는 부하증가에 따라 효율이 낮아지는 단점을 보완하도록 코깅 토크를 저감시키는 설계방법에 대하여 제안한다. 즉 기존의 AFPM 발전기의 철심은 구조강판의 코어를 커팅하여 만든 구조이거나 코어리스 형태를 갖는 것에 비해 본 연구에서는 외경에서 내경방향으로 슬롯팅한 원판형 고정자 코어에 적층된 철심을 삽입함으로써 효율향상을 꾀하고 고정자 철심과 영구자석 간에 발생하는 코깅 토크의 저감을 얻을 수 있는 방법에 대한 새로운 방법을 제안한다. 이 방법은 다른 방법에 비해 저비용으로 제작할 수 있는 장점이 있다. 본 연구를 위해 3차원 유한요소법(FEM)을 활용하였으며, 코깅 토크 저감과 토크 특성 향상을 위해 영구자석의 형상이 미치는 영향을 세부적으로 검토하였으며 상관관계를 통하여 영구자석의 형상을 결정할 수 있다. 해석된 결과를 이용하여 풍력발전기의 공극에서의 자속분포와 출력전압 및 부하토크를 시뮬레이션 함으로써 해석 결과의 타당성을 입증하였다. 또한 전문제작업체에서 시제품을 제작하여 현장설치와 현장시험을 수행하였다.

2. AFPM 발전기의 코깅토크 저감방법

2.1 코깅 토크의 이론적 해석

코깅 토크(Cogging Torque)는 전기자 코일에 전류가 인가되지 않은 상태에서 자극과 철심의 자기적 성질에 의해 공극에서 발생하는 자기적 힘으로써 부하 토크의 리플발생과 기동토크에도 영향을 미친다. 코깅 토크의 발생은 회전자 회전에 따른 공극에 저장된 에너지의 변화량으로 추정할 수 있으며 식 (1)과 같이 나타낸다[19].

$$T_{cog}(\theta_r) = -\frac{1}{2} \Phi_g^2 \frac{dR}{d\theta_r} \quad (1)$$

여기서 Φ_g 는 공극에서의 자속 량을, R 은 공극의 자기저항, θ_r 은 회전자의 기계각을 각각 나타낸다. 식 (1)에서 나타낸 바와 같이 코깅 토크는 회전기기의 회전에 의해 발생하는 영구자석의 자기저항이 최소화되는 안정된 위치에서 벗어나 다시 안정위치로 복귀하려는 힘에 의해 발생한다. 이 힘은 고정자 철심 치(Tooth)의 양쪽 측면에서 작용하는 자속에 의해 발생 된다고 알려져 있다[16][19]. 즉, 고정자 철심의 치 측면에서 작용하는 자속이 균형을 이루지 않는 경우에 코깅 토크가 발생한다고 볼 수 있다. 고정자 철심의 상태 투자율은 일반적으로 $\mu_r = 1000 \sim 5000$ 정도로 알려져 있다. 자속은 고정자 치와 공극의 경계면에 수직인 성분만이 존재하게 되고, 자기포화 현상을 무시할 경우에 선형화된 방식을 얻을 수 있다. 이러한 가정 하에 자속밀도를 구하면 Maxwell 응력 텐서에 의하여 고정자 치에 작용하는 응력분포를 구할 수 있다. 이는 곧 공극에서의 자기저항(air-gap reluctance)의 변화로 나타난다. 코깅 토크를 저감하기 위해서는 식 (1)에서와 같이 공극 자속(Φ_g) 또는 자기저항(R)의 변화량을 최소화하는 것이 요구되지만, 공극자속은 릴럭턴스

토크를 얻기 위한 중요한 매개요소이므로 이를 낮출 수는 없고, 자기저항의 변화량을 최소화하는 방법을 적용할 수 있다. 이를 위해 공극 릴럭턴스의 변화를 최소화하도록 영구자석을 재배치하거나 N-S 자극에 의해 발생하는 기자력의 변화를 최소가 되도록 설계하면 될 것이다.

2.2 코깅토크 저감을 위한 교번자극 배치방법

영구자석의 기자력이 증가할수록 공극에서의 자속밀도 증가로 인해 코깅 토크는 증가된다. 그렇지만 공극에서의 자속분포가 균일한 분포를 하지 않기 때문에 고정자 철심의 포화상태에 따라 또는 철심이 없는 경우에는 코깅 토크를 상대적으로 매우 크게 줄일 수가 있다. 그러나 철심이 없는 코어리스 AFPM 기기인 경우에는 공극의 길이가 상대적으로 크게 증가하여 공극에서의 누설자속과 자기저항의 증가를 동반하게 됨으로써 효율이 매우 떨어지게 된다. 따라서 코어리스 기기에 비해 철심 코어를 그대로 유지한 상태에서 공극에서의 자속분포를 개선함으로써 코깅 토크를 저감시키는 방법을 제안한다.

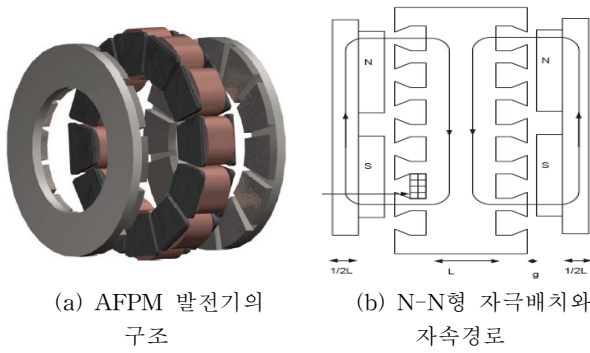
AFPM 기기의 자극과 권선의 배치방법은 설계의 요구조건에 여러 가지 형태로 설계할 수 있으나, 본 연구에서 제안된 방법을 적용하기 위해서는 AFPM 기기의 고정자와 회전자의 자극은 그림 1과 같이 이중 회전자 단일 고정자 구조의 N-N형태의 AFPM 기기구조를 가져야 하며, 이 경우에 철심에서의 자속은 그림 1의 (b)와 같이 형성된다[16].

이 경우에 자극의 원호길이를 기준으로 첫 번째 자극의 피치율(α_m)과 두 번째 자극의 피치율(α_c)은 식 (2)와 식 (3)과 같이 회전자의 원호길이 대비 자극의 원호길이의 비율로써 정의한다. 즉,

$$\alpha_m = \frac{\tau_m}{\tau_p} = \frac{\tau_{gm}}{\tau_{gp}} \quad (2)$$

$$\alpha_c = \frac{\tau_c}{\tau_p} = \frac{\tau_{gc}}{\tau_{gp}} \quad (3)$$

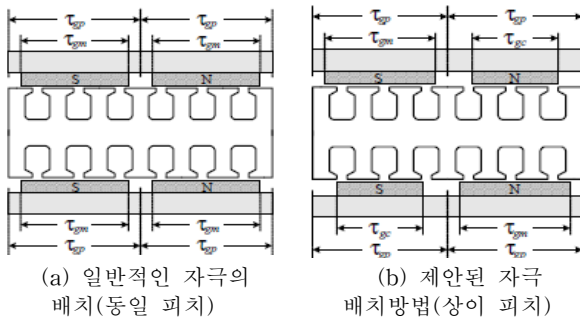
여기서 τ_m , τ_c , τ_{gm} , τ_{gc} , τ_p , τ_{gp} 은 N극과 S극 각각에서 첫 번째 자극의 원호 길이(또는 자극의 피치(pitch)), 두 번째 자극의 원호 길이(또는 자극의 피치(pitch)), 공극에서의 첫 번째 자극의 원호길이, 공극에서의 두 번째 자극의 원호길이, 회전자의 원호길이 및 공극의 원호길이를 각각 나타낸다. 제안된 방법은 공극에서 N극과 S극에 의해 발생하는 코깅 토크를 상호 교차시켜 이를 상쇄시키는 방법이다. 그림 2(b), (d)에서와 같이 N극과 S극의 원호길이(즉, 피치 pitch) 크기를 다르게 선정한 두 번째 자극과 첫 번째 자극을 서로 교번하여 배치한다. 즉, 처음에는 N극의 원주방향 길이를 다소 작도록 선정하고, 다음 차례에는 S극의 원주방향 길이를 작게 선정하여 차례차례 원주방향으로 배치한다. 이렇게 배치할 경우에 그림 3에서와 같이 N극과 S극에 의해 발생된 코깅 토크가 크기는 같지만 방향이 서로 반대방향으로 작용하여 공극에서 발생된 코깅 토크를 N극과 S극에 의해 상호 상쇄시키는 효과를 얻는다. 결과적으로 코깅 토크의 크기를 매우 저감시킬 수 있는 방법이다. 첫 번째와 두 번째 자극의 피치를 다르게 선정하여 N-S극의 피치에 따른 공극에서의 자속 분포 변화와 코깅 토크의 크기가 그림 3에서와 같이 각각 다르게 나타남을 알 수 있다.



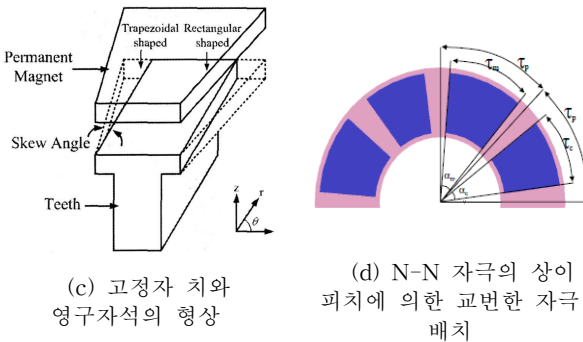
(a) AFPM 발전기의 구조
(b) N-N형 자극배치와 자속경로

그림 1 AFPM 기기의 구조(2중 회전자 단일 고정자의 N-N 형태의 자극)

Fig. 1 Physical Structure of AFPM Machines (N-N type magnets of double sided rotor with single stator)

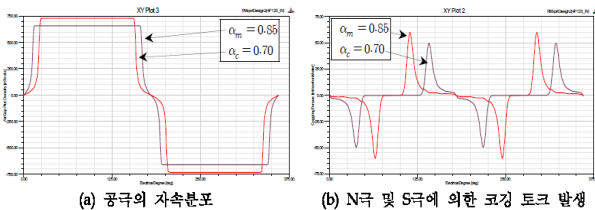


(a) 일반적인 자극의 배치(동일 피치)
(b) 제안된 자극 배치방법(상이 피치)



(c) 고정자 치와 영구자석의 형상
(d) N-N 자극의 상이 피치에 의한 교번한 자극 배치

그림 2 AFPM 기기의 교번한 자극(상이피치) 배치방법
Fig. 2 Alternating pole arcs reduction of cogging torque of AFPM Machine



(a) 공기극의 자속분포
(b) N극 및 S극에 의한 코깅 토크 발생

그림 3 자극의 피치변화에 의한 에어갭 자속분포변화 및 코깅 토크의 발생변화

Fig. 3 Changes of air-gap flux distribution and cogging torque generation according to the changes of magnet pole pitches

결국 제안된 방법은 그림 3(b)에서 나타난 바와 같이 N극과 S극에 의해 발생된 코깅 토크를 상호 반대방향으로 교번하여 배치함으로써 상쇄시키는 방법으로 요약된다.

2.3 제안된 방법의 코깅토크 해석

코깅 토크를 최소화하기 위해서 제안된 방법을 적용하여 해석을 수행하였다. 즉, 식 (1)에서 제시한 바와 같이 회전자 회전에 의한 자기저항의 변화(dR/dθ)가 최소가 되는 최적의 피치각을 찾는 데 최적화의 목표를 두었다. 모델 해석에 사용된 자극 피치의 조절은 우선 첫 번째 자극의 피치를 $\tau_m = 60^\circ \sim 180^\circ$ 범위에서 설정하고 그 다음에 두 번째 피치를 $\tau_c = 60^\circ \sim 180^\circ$ 범위에서 10도씩 증가시키면서 코깅 토크의 최적화를 수행하였다. 다시 말해, 첫 번째 자극의 피치율을 $\alpha_m = 0.33 \sim 1.00$ 범위에서 우선 기준점으로 잡고, 그 다음에 두 번째 자극의 피치율 $\alpha_c = 0.33 \sim 1.00$ 으로 변화시키면서 코깅 토크가 최소가 되도록 최적화를 수행하였다. 그림 4(a)에서 나타난 바와 같이 첫 번째 자극과 두 번째 피치가 $\tau_m = \tau_c = 140^\circ$ ($\alpha_m = \alpha_c = 0.778$)인 경우 즉, 동일한 원호방향의 길이를 갖는 자극에서는 코깅 토크가 정상 토크의 약 50% 정도로 매우 큰 반면에 두 번째 자극의 피치가 $\tau_c = 120^\circ$ ($\alpha_c = 0.667$)인 경우에는 정상 토크의 약 18%로 매우 낮은 코깅 토크를 얻을 수 있었다. 또한 그림 4(b)에서는 자극과 회전자 피치를 각각 독립적으로 조절한 경우에는 그림 (a)에서와 같이 종속적인 조절에 비해 매우 효과적으로 코깅 토크를 저감할 수 있었다. 그림 4(b)에서와 같이 $\tau_m/\tau_c = 140^\circ/130^\circ$ 인 경우에는 약 5.5[N·m](정상 토크의 약 34.5%)로써 매우 큰 반면에 $\tau_m/\tau_c = 130^\circ/110^\circ$ 인 경우에는 약 1.4[N·m](정상 토크의 약 8.8%)로써 매우 작은 코깅 토크의 결과를 얻는다. 이 결과를 통하여 코깅 토크 저감을 위해서는 두 번째 자극의 원호방향의 길이를 독립적으로 조절하여 배치해 나가는 것이 보다 효과적임을 확인할 수 있다. 또한, 그림 5에서는 첫 번째 자극의 원호각을 110° 로 고정된 상태에서 두 번째 자극의 원호각을 $100^\circ \sim 150^\circ$ 로 변경시 각각의 경우에 대한 코깅 토크의 변화를 나타내고 있다. 이 그림에서 앞서 검토한 바와 같이 $\tau_m/\tau_c = 140^\circ/110^\circ$ 인 경우에 1.4[N·m](정상 토크의 약 8.8%)로써 매우 작은 결과를 얻는다. 이 결과를 통하여 코깅 토크 저감을 위해서는 회전자 폴 피치와 자극의 피치를 서로 상이한 각도로 조절하여 배치하는 것이 보다 효과적임을 확인할 수 있다. 첫 번째 자극의 피치와 두 번째 자극의 피치각을 중심으로 여러 가지 경우에 대하여 해석한 결과를 표 2에서 요약하여 나타내고 있다.

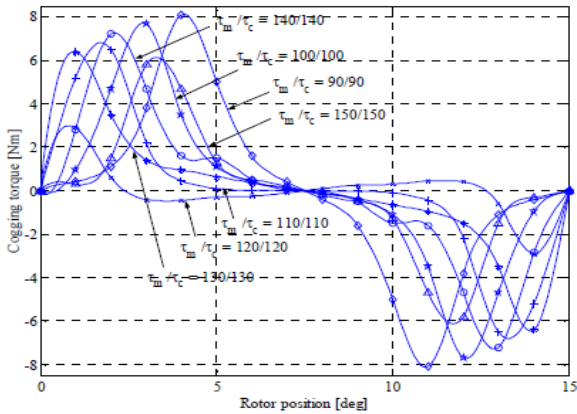
표 2 자극의 피치각 조절에 따른 코깅 토크(피크치) 요약
Table 2 Cogging torque summary of AFPM machine for various pole arcs around the critical region

$\tau_c \backslash \tau_m$	100	110	120	130	140	150
100	7.6	5.6	3.9	3.7	2.5	2.1
110	5.6	6.5	4.2	1.9	1.4	2.8
120	3.9	4.2	2.9	1.7	3.2	3.1
130	3.7	1.9	1.7	6.4	5.3	3.7
140	2.5	1.4	3.2	5.3	7.2	5.3
150	2.1	2.8	3.1	3.7	5.3	5.8

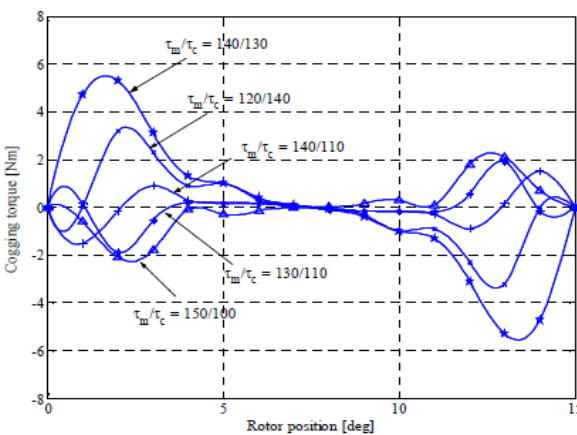
3. 코깅토크 저감 AFPM 발전기의 설계 및 해석

3.1 AFPM 발전기의 설계 고려요소

제안된 방법을 검증하기 위해 1kW급, 360rpm, 16극의 2 중층 회전자와 18슬롯을 가진 단일층 내부 고정자의 AFPM 발전기에 대하여 설계를 수행하였다. 발전기의 기본설계와 상세설계를 위한 이론적인 근거와 구체적인 수식은 참고문헌[6] 및 [7]에 따른다. 또한 기본설계를 위해 ANSYS사[20]의 RM-Expert 및 Maxwell 3D의 컴퓨터 설계 도구를 활용하였다. 기본설계에서 코깅 토크를 최소화하기 위해 고려된 주요 사항은 다음과 같이 요약된다. 코깅 토크는 영구자석과 고정자 철심의 공극에서 작용하는 기자력에 의해 발생되므로 자극 수와 슬롯의 수를 18/16의 분수형 비율로 선정하였으며, 소형풍력 발전기의 정격회전수 360[rpm]를 고려하여 16극의 자극을 선정하였다. 상이한 피치의 자극을 교번하여 배치하여 공극에서의 자기저항의 변화가 최소가 되도록 제안된 방법을 적용하였다. 즉, 첫 번째 자극 피치는 $\tau_m = 130^\circ$, 두 번째 자극 피치는 $\tau_c = 110^\circ$ 을 적용하였다. 발전기 출력용량에 적합한 정격전압(전류), 고정자 권선의 코일피치, 도체사이즈 및 외형사이즈를 결정하며, 영구자석의 극수와 고정자 철심의 슬롯 수 및 도체권선 사양을 결정한다. 발전기의 기본설계와 상세설계를 수행과정은 그림 6에서 나타낸 바와 같이 전기기기 설계과정의 절차에 따라 수행하였다. 최적화 설계과정에 대한 자세한 내용은 참고문헌[6] 및 [7]에 따른다.



(a) 1,2번째 자극을 동일한 피치율로 설계시



(b) 1,2번째 자극을 상이한 피치율로 설계시

그림 4 코깅토크 최소화를 위한 자극 피치율 최적화 결과
Fig. 4 Cogging Torque Plots for different combinations of magnet pitches

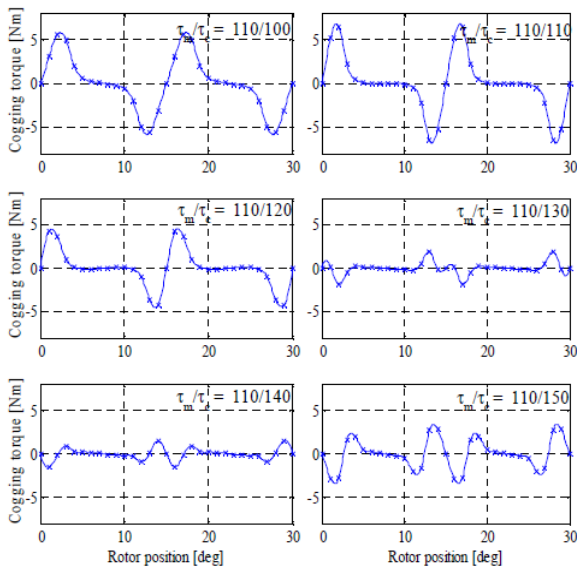


그림 5 상이자극의 교번 배치에 따른 코깅 토크의 크기
Fig. 5 Cogging torque versus rotor position for different magnet pole arcs

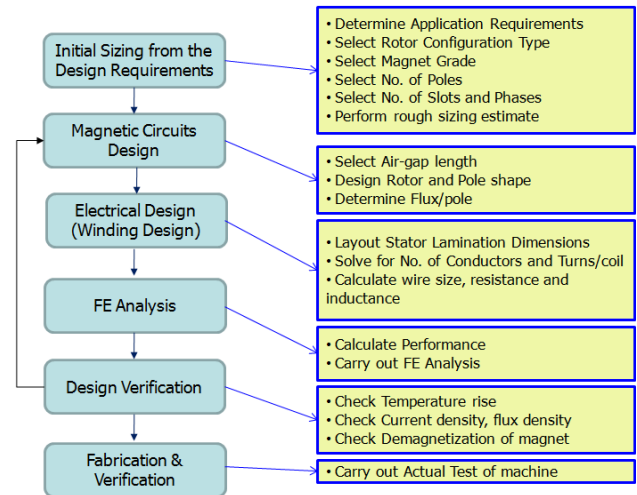


그림 6 AFPM 발전기 최적화 설계과정
Fig. 6 Design Optimization Procedure of AFPM machine

(1) 영구자석 Sizing 및 공극 자속밀도 결정

AFPM 발전기의 출력레벨과 코깅 토크의 크기를 결정하는 중요한 설계요소는 공극자속 밀도(B_g)로써 영구자석의 재질과 최적의 자석 사이즈를 결정해야 한다. 이를 위해 영구자석 B-H 곡선의 동작점과 자속밀도를 예측하며, 이는 회전자의 영구자석이 자화정도를 결정하는 중요한 요소로써 식 (4)에 근거하여 결정한다[6].

$$B_g = \frac{B_r}{1 + \mu_{rrec} / h_m} \quad (4)$$

여기서 B_g 는 공극에서의 자속밀도, B_r 는 영구자석의 잔류 자속밀도, $\mu_{rrec} = \frac{1}{\mu_0} \frac{\Delta B}{\Delta H}$ 는 영구자석의 상대적 리코일 투자율(relative recoil permeability), h_m 은 영구자석의 높이(두께)를 각각 나타낸다. 공극을 포함하는 고정자 철심의 자기 회로를 구성하는 자기경로가 결정되면 자기회로의 저항요소에 대한 등가회로가 필요하며, 이것은 자극의 재질과 형상 및 철심형상, 공극의 크기 등 여러 가지 요소에 의해 결정된다. 각 부품별 자기회로의 설계요소를 결정하고 영구자석의 동작점을 구한다. 영구자석 동작점은 식 (5)와 같이 정의된 퍼미언스(p_c)에 의해 결정된다[6].

$$p_c = \frac{h_m S_g k_f}{h_g S_m k_r} \quad (5)$$

여기서 h_m 는 자기회로상의 자석의 높이(즉, 자석의 두께), h_g 는 자기회로상의 공극 길이, S_g 는 공극의 단면적, S_m 는 공극의 단면적 k_f 는 기자력 손실계수, k_r 는 누설계수를 각각 나타낸다. 이 값으로부터 적절한 자극의 재질을 선택하고 자극의 크기도 결정한다.

본 설계를 위해 그림 7에서 나타낸 바와 같이 영구자석의 동작점은 상온(75°C)에서 감자곡선을 이용하여 퍼미언스 기울기 20(그림 7에서 붉은 색깔 직선)을 선정하여 약 0.33[T] (=3300 Gauss)의 자속밀도를 선정하였다.

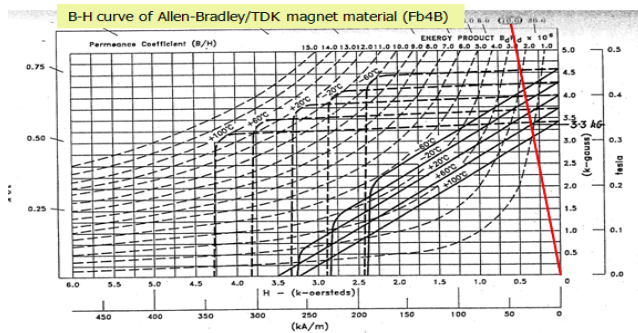


그림 7 영구자석(Allen-Bradley사, Fb4B)의 B-H 감자곡선과 온도계수

Fig. 7 B-H demagnetization curves with temperature for sintered Fb4B(Allen-Bradley Co.)

(2) 고정자 권선설계

AFPM 발전기의 출력(토크)과 기전력의 크기를 결정짓는 또 다른 설계요소는 고정자 철심의 자속을 쇄교하여 기전력을 발생시키는 권선설계이다. 권선은 부하토크 리플을 억제하고 권선의 이용률을 높이기 위해 3상 권선을 채택한다. 특히 AFPM 기기는 기존 원통형 기기와는 달리 고정자가 양쪽 회전자의 내부에 위치하여 구조적으로 각상의 권선이 상호 중첩되지 않는 집중권(Non-overlapping Concentrated Coil)을 채택한다. 코일의 내부저항과 인덕턴스를 최소화하

고 역기전력을 높이도록 코일 턴수와 권선의 내경과 외경의 크기 및 코일 도체수를 최적으로 결정한다. 즉, 3상 교류 성분의 d축과 q축의 역기전력(E_{ad} , E_{aq})은 식(6)과 식(7)에 의해 결정된다.

$$E_{ad} = \pi \sqrt{2} f N_1 k_{w1} \Phi_{ad} \quad (6)$$

$$E_{aq} = \pi \sqrt{2} f N_1 k_{w1} \Phi_{aq} \quad (7)$$

여기서 f 는 역기전력 주파수, k_{w1} 은 권선계수, Φ_{ad} 는 직축(d축) 자속밀도, Φ_{aq} 는 횡축(q축) 자속밀도를 각각 나타낸다. 직축과 횡축의 자속밀도를 결정짓는 설계요소는 식 (8)과 식 (9)에 나타난 바와 같이 권선의 내경과 외경의 사이즈가 된다[6].

$$\Phi_{ad} = \frac{2}{\pi} B_{mad1} \frac{\pi R_{out}^2 - R_{in}^2}{p} \quad (8)$$

$$\Phi_{aq} = \frac{2}{\pi} B_{maq1} \frac{\pi R_{out}^2 - R_{in}^2}{p} \quad (9)$$

여기서 B_{mad1}, B_{maq1} 은 고정자 철심에서의 d축과 q축의 자속밀도의 피크치, p 는 자극의 수, R_{in}, R_{out} 은 권선의 내경과 외경을 각각 나타낸다.

이러한 일련의 계산은 그림 6에서 나타낸 바와 같은 설계 과정을 통하여 수행되며, 유한요소법 해석(FEA)를 통하여 세부적인 자속분포와 자속레벨 및 유기전압(부하전류) 등을 확인하고, 이를 통하여 최적화된 설계의 결과를 얻을 수 있다. 본 설계수행의 결과로 AFPM 발전기의 기본설계 사양은 표 2에 나타내고 있다. 본 설계를 위해 컴퓨터 설계도구(ANSYS RM-Expert 및 Maxwell 3D)를 활용하여 수행하였다.

표 2 AFPM 발전기의 최적화 설계사양

Table 2 Optimized Design Specification of AFPM Machine

Section	Item	Unit	Values
Stator	Axial length	mm	88
	No. of slots	ea	18
	Core outer diameter	mm	180
	Core inner diameter	mm	105
	Stator material : S-1008		
	PM material : Rare-earth material (NdFe35)		
Rotor	Coils of each winding	turns	36
	No. of poles	ea	16
	Outer diameter	mm	103
	Inner diameter	mm	177
	Magnet Pitch(τ_m)	deg(°)	110
	Magnet Pitch(τ_c)	deg(°)	140
	Air-Gap Flux density	Tesla	0.33
General	Rotor speed	rpm	360
	Rated Output Voltage	V	180
	Temperature rise limits	°C	75
	Output Power	Watt	1,000

(3) 3차원 유한요소법 해석

AFPM 발전기의 최적화 설계해석을 위해 유한요소법(Finite Element Method)을 적용하였다. 기존의 원통형 발전기의 경우에는 컴퓨터의 계산량을 줄이고 계산시간을 단축하기 위해 일반적으로 2차원(2D) 모델을 주로 사용하지만 AFPM기인 경우에는 기하학적 모형과 3차원의 구조적인 형상으로 인하여 3차원(3D)모델을 적용할 수밖에 없었다. 본 논문에서는 그림 2에서 제시한 영구자석의 N-N극의 반경(지름)방향의 아크 사이즈를 서로 다르게 배치한 형태의 자극형상을 모델로 설정하여 유한요소법을 적용하였다. 유한요소법 해석에는 3차원 유한요소법 상용소프트웨어인 ANSYS Maxwell 3D[20]를 활용하였다. 해석대상 3차원의 전기기기 모델을 1/4모델로 요소분할 하였으며 전체 요소수와 절점수는 각각 536,125개와 101,120개의 요소로 메쉬(mesh)를 형성하였다. 공극 부분은 보다 정밀한 해석을 위하여 3층으로 분할하였으며, 토크 및 자기력 특성은 일반적인 등방성, 균질성 물질의 자기장에 존재하는 Maxwell 응력 텐서를 적용하였다. 여기에 적용된 정자계 해석을 위한 Maxwell 방정식은 식 (10)~(12)의 과정이 모두 포함되어 수치연산이 수행된다. 정자계 벡터 포텐셜은 식 (10)와 같이 정의되며, 이로부터 식 (12)의 유한요소법 해석을 위한 기본 방정식을 얻는다. 유한요소법은 식 (12)으로 주어진 해석을 3차원 공간에 대하여 적용하여 메시로 선정된 요소에 대하여 벡터 포텐셜의 해를 만족하는 연산을 통해 최적화 조건의 해를 구한다.

$$\nabla \cdot (\nabla \times \vec{A}) = 0 \tag{10}$$

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \tag{11}$$

$$\nabla \times \frac{1}{\mu} (\nabla \times \vec{A}) = \vec{J} \tag{12}$$

그림 8의 (a)에서는 유한요소법 해석을 위한 물리적인 모델을 나타내고, 그림 8의 (b)에서는 이 모델을 기준으로 유한요소법에 의해 구해진 자석의 벡터 포텐셜과 자속분포와 자속의 흐름을 가시적인 형상으로 나타내고 있다. 유한요소법 해석을 통해서 벡터 포텐셜과 자속의 분포가 정상적인 흐름으로 확인된다.

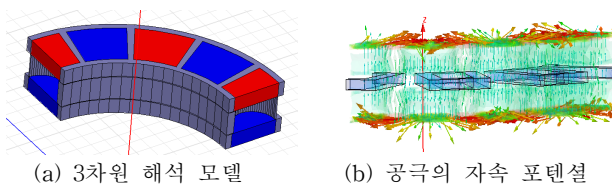
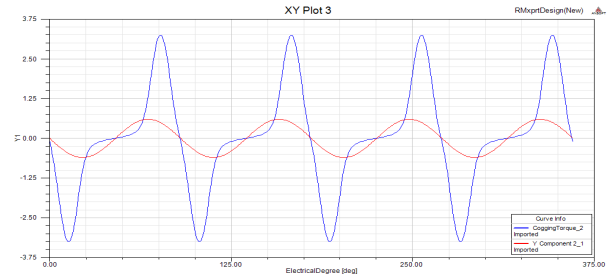


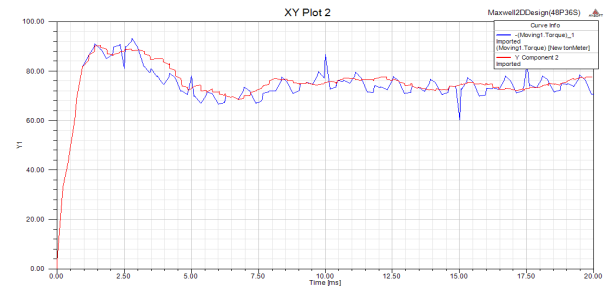
그림 8 AFPM 발전기 3D 해석 및 공극 자속밀도 분포
Fig. 8 FEM 3D analysis model and air-gap flux distribution of AFPM machine

3.2 AFPM 발전기 설계의 시뮬레이션 결과

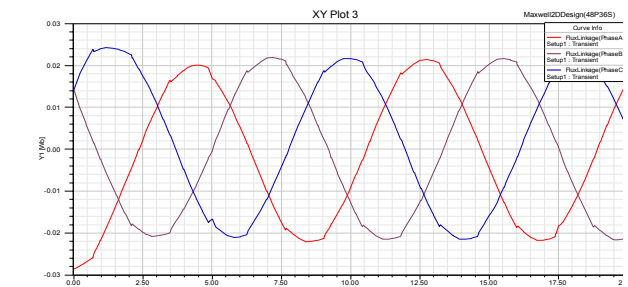
제안된 방법의 해석결과를 검증하기 위해 선정된 AFPM 발전기를 대상으로 Maxwell 3D를 활용하여 시간축 시뮬레이션을 수행하였다. 시뮬레이션을 위한 파라미터 조건은 표 2의 설계사양에 제시한 내용과 같다. 그림 9에서 설계 파라



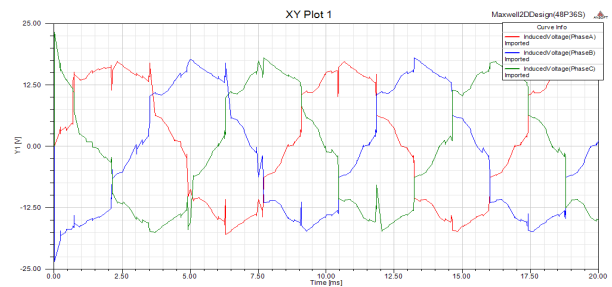
(a) 회전각도에 따른 코깅 토크의 비교



(b) 부하토크 및 토크 리플



(c) 공극에서의 3상의 쇄교자속



(d) 3상 권선의 유기전력



(e) 3상 권선의 부하전류

그림 9 AFPM 기기 출력의 시간응답
Fig. 9 Time Response of AFPM Machine Performance

메터별 시간응답의 시뮬레이션 결과를 나타내고 있다. 그림 9의 (a)에서 회전각에 따른 코깁 토크의 크기를 나타내고 있으며, 제안된 방법은 기존의 자극배치 방법에 비해 코깁 토크는 피크치를 기준으로 약 8.8%정도로 대폭 저감되었다. 또한, 그림 (b)에서 부하토크(발전기의 유효출력)의 토크를 나타내고 있으며, 제안된 방법을 적용시에 부하토크 리플이 매우 저감되었음을 알 수 있다. 그림 (c), (d), (e)에서는 각 상별 공극에서의 쇠교자속, 유기전력 및 부하전류를 각각 나타내고 있다. 이들 결과를 통해 공극에서의 자속과 유기전압이 매우 정상적인 응답을 보이고 있다. 주지하는 바와 같이 AFPM기기의 영구자석에 의해 발생하는 전력은 구형과 형태의 3상 전력이 발생된다. 시뮬레이션 결과를 통해 매우 정상적인 출력과형을 얻을 수 있음이 확인되었다. 시뮬레이션의 결과를 토대로 실제 소형풍력발전기용으로 제작되었으며, 현장시험을 거쳐 보다 우수한 성능의 결과를 얻을 수 있다.

3.3 AFPM 발전기 제작 및 현장시험 측정 결과

그림 10에서 제안된 자극의 설계방법을 적용하여 제작된 AFPM 발전기 및 설치된 풍력발전기의 외형 사진을 나타내고 있다. 그림에서와 2개의 고정자 철심과 3개의 회전자의 N-N 자극이 배치되어 있다. 외형의 크기는 표 2의 발전기 설계기본 사양과 일치한다. 발전기의 제작은 소형풍력발전기 전문기업에서 자체 제작하였다. 한편 제작된 발전기의 현장시험 및 측정결과를 표 3에서 나타내고 있다. 이 표에서 나타낸 바와 같이 풍속 10.0[m/s]에서 정격 사양에 해당되며, 최고 효율은 약 93%에 도달하여 철심이 없는 코어리스 AFPM 발전기의 효율 85% 수준에 비해 약 8%이상의 높은 효율을 기록하였다. 또한, 최저 풍속 1.5[m/s]에서도 발전기는 기동되어 발전기의 출력을 내기 시작하였으며, 이는 최저 풍속 3.0[m/s] 에서부터 기동되는 원통형 영구자석 또는 AFPM 발전기에 비해서도 기동풍속이 매우 낮음을 알 수 있다. 이러한 결과는 제안된 방법으로 자극을 설계함으로써



그림 10 AFPM 발전기 설계 및 제작도
Fig. 10 Manufacturing and installation of AFPM machine

코깁 토크를 저감시킨 결과로 볼 수 있다. 그림 11에서는 발전기의 회전속도 대비 토크 및 효율의 측정결과를 나타내고 있다.

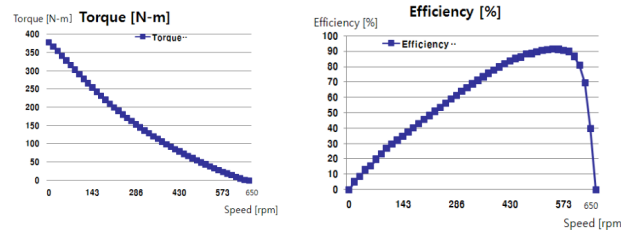


그림 11 AFPM 발전기 속도-토크 및 속도-효율 측정곡선
Fig. 11 Measurement Curves of Speed-Torque and Speed-Efficiency of AFPM Machine

표 3 AFPM 발전기 현장시험 측정 결과표

Table 3 Field measurement results of AFPM machine of a small wind turbine

풍속	m/s	1.5	3	4	5	6	8	9	10	11	12
발전기 회전속도	rpm	61	82	102	122	143	163	183	204	224	245
발전기 출력전압	V	85	98	112	126	139	152	166	179	192	206
부하 출력	W	234	417	634	785	891	1197	1516	2295	2710	3146
부하 토크	Nm	36.8	48.7	59.4	69.8	73.8	79.6	80.5	98.5	107.3	112.7
부하 전류	A	2.6	3.6	4.3	5.1	6	6.7	7.4	8.2	8.9	9.6
효율	%	91.7	91.2	92.5	93.3	92.6	92.4	91.5	91.2	91.4	90.4

4. 결 론

소형풍력발전기에서 전력생산의 효율향상을 위해 원통형에 비해 AFPM 발전기가 널리 활용되고 있다. 또한 소형풍력발전기의 성능요건의 특성상 2.0[m/s]이하의 저풍속에서도 기동 운전이 가능하여 지속적인 전력생산이 요구된다. 풍력발전기가 저풍속에서도 기동운전이 가능하도록 하기 위해서는 무엇보다 발전기의 코깁 토크를 저감시켜야 한다. 본 논문에서 AFPM 발전기의 코깁 토크를 저감시키기 위해 새로운 방법을 제안하였다. 제안된 방법은 영구자석의 폭 즉 자극의 원호방향 피치를 첫 번째와 두 번째가 서로 다르게 설계하여 차례차례 교번하여 배치함으로써 영구자석에 의해 발생하는 코깁 토크를 N극과 S극이 크기는 같지만 방향이 서로 다르게 발생시켜 발생된 코깁 토크를 서로 상쇄시키는 방법이다. 제안된 방법의 유효성을 검증하기 위해 유한요소법을 적용하여 설계검증을 수행하였다. 또한 제안된 방법을 적용하여 AFPM 발전기의 시제품 설계와 제작에 직접 적용하였다. 발전기 제작에 앞서 Maxwell 3D 상용화 프로그램을 활용하여 시뮬레이션 검증을 수행하였으며, 전기기기 제작전문 기업체에서 시제품을 제작하여 현장에 설치되었다. 시제품에 대한 현장시험을 통하여 기존 제품에 비해 효율향상은 물론 기동성능이 개선되어 저풍속에서도 기동 운전되어 보다 우수한 성능이 확인되었다.

제안된 방법은 영구자석의 외형 크기만을 적절히 조정하는 방법으로 발전기 제작과정에서 추가적인 비용부담 없이 비교적 단순한 방법으로 성능향상을 얻을 수 있는 장점을 갖는다. 본 기술은 소형풍력발전기를 대상으로 주로 검증하였으나, 중형급 발전에도 동일한 방법을 적용할 수 있으며, 산업체에서 널리 활용될 것으로 기대된다. 동시에 본 기술에 대한 새로운 문제점에 대한 좋은 의견 피드백을 기대한다.

References

[1] S.J Kim, et 9, "Development of Standards of 10kW Class for Small Wind Turbine Systems", Technical Development Report by Min. of Industry-Resource Development (2004-N-WD12-P-02), 2006. 12

[2] B.K Kim, Y.H Kim, W.S. Song, S,B Lee, "Demonstration and Aspects of High Efficiency Vertical Wind Turbine Systems", Proceedings of Fluid Mechanical Research & Development, pp. 395 ~ 400, 2006

[3] Seyoung Research Institute, "AFPM Coreless Machines for Low Speed and High Torque", Seyoung Technical Development Report, 2005

[4] W.Y Cho, I.H Lee, Y.H Cho, D.H Goo, "A Study of Cogging Torque Reduction of AFPM BLDC Motors", The Transaction of the Korean Institute of Electrical Engineers, Vol. 55B, No9, 2006. 9, pp.437-448.

[5] H.Y Choi, G,H Choi, "AFPM Motor Design and Control for High Efficient Electric Vehicles", Proceeding of Korean Power Electronics, 2003. 7, pp.637-640.

[6] J.G. Gieras, R.J Wang, M.J Kamper, Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines, Springer, 2008.

[7] D. Hanselman, Brushless Permanent-Magnet Motor Design. NewYork: McGraw-Hill, 1994.

[8] M.R. Dubois, H. Polinder, J.A. Ferreira, "Comparison of generator topologies for direct-drive wind turbines", IEEE Transaction on Industrial Electronics, Vol.53, No5, 2006, pp. 1321-1330.

[9] T. M. Jahns, W. L. Soong, "Pulsating torque minimization techniques for permanent magnet AC motor drives-a review", IEEE Transaction on Industrial Electronics, Vol.43, No.2, 1996, pp. 321-330.

[10] M. Aydin, "Axial flux surface magnet permanent magnet disc motors for traction drive applications", PhD Preliminary Report, University of Wisconsin-Madison, May 2002.

[11] C. Studer, A. Keyhani, T. Sebastian and S. K. Murthy, "Study in cogging torque in permanent magnet machines", IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, 1997, New Orleans, pp. 42-49.

[12] T. Li and G Slemon, "Reduction of cogging torque in permanent magnet motors", IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 24, No. 6, Nov 1988, pp. 2901-2903.

[13] Z. Q. Zhu and D. Howe, "Influence of design parameters on cogging torque in permanent magnet machines", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 15, No. 4, Dec. 2000.

[14] S. Huang, J. Luo, F. Leonardi, and T. A. Lipo, "A general approach to sizing and power density equations for comparison of electrical machines", IEEE Transactions on Industry Applications, IA-34, No.1, 1998, pp. 92-97.

[15] S. Huang, M. Aydin and T. A. Lipo, "Torque Quality Assessment and Sizing Optimization for Surface Mounted PM Machines", IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, Sep.30-Oct.4, 2001, Chicago, pp.1603-1610.

[16] Metin Aydin, Ronghai Qu and Thomas A. Lipo, "Cogging Torque Minimization Technique for Multiple-Rotor, Axial-Flux, Surface-Mounted-PM Motors: Alternating Magnet Pole-Arcs in Facing Rotors", IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, Sep.30-Oct.4, 2001, Chicago, pp.1603-1610.

[17] Mandawala and Boys "Magnetic Field Analysis of an Ironless Brushless DC Machine" IEEE Transactions on Ind. Application 41(8), 2384-2390. 2005

[18] N. F. Lombard, M. J. Kamper, "Analysis and Performance of an Ironless Stator Axial Flux PM Machine", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 14, No. 4, December 1999

[19] Luke Dosiek, Pragasen Pillay, "Cogging Torque Reduction in Permanent Magnet Machines," IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 43, No. 6, Nov. 2007

[20] RM and Maxwell 3D Field Simulator User's Reference, ANSYS(Ansoft Corp.) Pittsburgh, PA, 1994.

[21] K.C. Kim, S. K Lee, Maxwell 2D/3D Training Manual for User Applications, Ansoft Co. User Group, Seoul, Korea 2006-10, 1234-1260.

저 자 소 개



정 대 원 (鄭大源)

1957년 8월 6일생. 1983년 부산대 공대 전기공학과 학사. 1996년 충남대 대학원 전기공학과 석사. 1999년 동 대학원 전기공학과 박사. 1982년 - 1990년 한국전력 기술 선임기술원. 1990년- 1997년 한국원자력연구소 선임연구원. 1997년 3월-현재 호남대학교 공대 전기공학과 교수

관심분야: 메카트로닉스, 신재생에너지변환, 계측제어시스템
Tel : 062-940-5494

E-mail : dwchung@honam.ac.kr