

## 풍력발전을 위한 소용량 영구자석형 동기발전기의 설계 및 해석

(Design and Analysis of Direct-Coupled, Small-Scaled Permanent Magnet Generator for Wind Power Application)

김일중\* · 최장영

(IL-Jung Kim · Jang-Young Choi)

### Abstract

This paper deals with design of a direct-coupled, small-scaled permanent magnet generator (PMG) for wind power application. First, this paper determines rated power and speed of the PMG from measured characteristics of wind turbines. Second, we derive analytical solutions for the open-circuit field in order to determine optimum magnet thickness and pole pitch/arc ratio. Third, on the basis of open circuit field solutions, stator magnetic circuit including slot opening, teeth width and yoke thickness is designed. And then, a diameter of stator coil which agree with a required current density is calculated, and its turns are determined from the area of slot considering winding packing factor. Finally, finite element (FE) method is employed in analyzing the details of the designed PMG and, test results such as back-emf measurements are given to confirm the design.

Key Words : Wind Power, Permanent Magnet Generator(PMG), Magnet Thickness, Pole Pitch/Arc Ratio

### 1. 서 론

풍력 에너지는 친환경적이고 경제적이어서 안정적인 신 재생에너지 중의 하나로 풍력 터빈기술과 관련된 산업분야가 빠르게 발달하고 있다. 초창기에는 발전된 유효 및 무효전력 제어의 어려움으로 여러 가지 문제를 갖고 있었으나, 이러한 문제가 해결되어 수용

가 측에 전력을 공급하고 있는 단계에 이르렀다[1]. 현재 대부분의 풍력 발전 시스템은 1MW 이상의 대용량이며 이중여자 권선형 유도발전기가 주로 사용되고 있다[2].

최근 수용가가 작은 벽지를 중심으로 단독 발전 또는 배터리 시스템용 소·중용량(20kW 정도) 풍력 발전기의 수요가 증가하고 있으며, 이러한 곳에 적용하기 위한 발전기는 풍력 타워에 발전기를 편리하게 설치할 수 있도록 소형경량으로 풍력 터빈과 직접 연결이 가능해야 한다[3]. 기어박스 없이 발전기를 풍력터빈에 직접 연결하면 시스템의 전체 효율 및 신뢰성을 높일 수 있고 유지 보수비를 경감할 수 있는 장점을 갖는다[4].

\* 주저자 : 호서대학교 기계공학과 교수  
\* Main author : Dept. of Mechanical Eng., Hoseo Univ.  
Tel : 041-540-5805, Fax : 041-540-5808  
E-mail : ijkim@hoseo.edu  
접수일자 : 2014년 2월 5일  
1차심사 : 2014년 2월 7일, 2차심사 : 2014년 3월 2일  
심사완료 : 2014년 3월 14일

그러나 풍력터빈과 직접 연결된 발전기는 매우 낮은 속도에서 운전이 가능한 동시에 일반적인 주파수 범위(30-80Hz)를 갖는 전력을 생산해야 한다[3-5].

영구자석형 발전기는 최근 네오디움-아이언-보론과 같은 고밀도 에너지를 갖는 희토류계 영구자석의 사용으로 높은 운전 효율을 갖고 있으며, 계자권선과 전류를 필요로 하지 않기 때문에 일반적인 유도기 및 동기기에 비하여 구조면에서 단순하여 다극 발전기의 제작에 적합한 장점을 갖는다. 또 영구자석형 발전기는 풍력터빈과 발전기를 직접 연결함으로써 발생할 수 있는 문제점을 해결하는데 적합하다.

본 논문은 소·중용량 풍력 발전을 위한 450W, 1,200rpm 급 영구자석형 풍력 발전기의 설계에 대하여 다루고자 한다. 우선 영구자석형 풍력용 발전기의 평행방향 착자된 회전자에 대한 무부하시 자계분포 특성 식을 2차원 극 좌표계 및 자기벡터 자위를 이용하여 도출하였다. 도출된 무부하시 자계특성식을 이용하여 최적의 영구자석 두께 및 극호비를 결정 한 후 주 자속에 의해 포화되지 않는 범위의 요크 두께 및 치폭을 결정하였다. 다음으로 자기등가회로를 이용하여 슬롯 개구폭 및 바닥폭 등의 고정자 자기회로를 설계하고, 설계된 자기회로의 슬롯 면적과 발전기의 요구 정격으로부터 고정자 코일의 직경 및 턴 수를 선정하였다.

유한요소 해석 프로그램을 이용하여 정격 부하저항에서 회전속도의 변화에 따른 발전 전압 및 토크와 정격 부하저항 변화에 따른 즉 발전전압 대 전류 및 토크에 대하여 조사함으로써, 설계된 발전기의 타당성을 검증하였다.

마지막으로 본 논문에서 도출된 설계변수를 이용하여 제작된 풍력 발전기의 상 및 선간 역기전력 특성 실험을 통해 설계의 타당성을 검증하였다.

## 2. 영구자석형 동기발전기를 갖는 풍력발전 시스템

그림 1은 영구자석형 풍력 발전기, 풍력 터빈, 3상 정류기, 정류된 전압의 특정 범위만을 일정 전압으로 변환하는 전력변환장치(PCU), 배터리 및 인버

터로 구성된 영구자석형 풍력 발전시스템의 개념도이다.

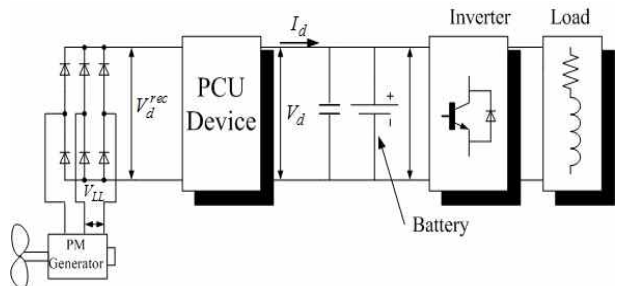


그림 1. 영구자석형 동기발전기를 사용한 풍력 발전시스템의 블록 다이어그램

Fig. 1. Block diagram of wind power generation systems with permanent magnet synchronous generator

풍력터빈이 회전을 하면 직접 연결된 영구자석형 발전기의 회전자에 고정자에 전압을 유기시키고 유기된 전압은 3상 정류회로를 거쳐 직류로 정류된다.

정류된 전압이 PCU 장치의 입력전압의 범위에 들어오면 일정한 직류전압이 출력되고 이 전압은 인버터를 거쳐 교류부하에 공급되거나 계통에 연계된다.

여기서 소용량 발전의 경우 즉 계통에 연계하지 않을 경우 인버터 없이 특정 DC 부하에 직접 연결할 수 있다.

## 3. 영구자석형 동기발전기의 정격산정

### 3.1 풍력터빈의 정격용량

영구자석형 발전기가 풍력터빈에 직접 연결된 경우 발전기의 회전속도는 풍력터빈의 그것에 전적으로 의존한다. 본 논문에서 사용된 풍력터빈의 정격속도 및 최대회전속도는 각각 1,200rpm 및 1,500rpm으로 제작되었다. 보통 200kW~600kW의 정격용량을 갖는 풍력터빈의 회전속도 및 직경은 각각 30rpm~50rpm과 25m~45m이지만[5], 본 논문의 풍력터빈은 소용량에 작은 직경이므로 회전속도는 매우 빠를 수 있다.

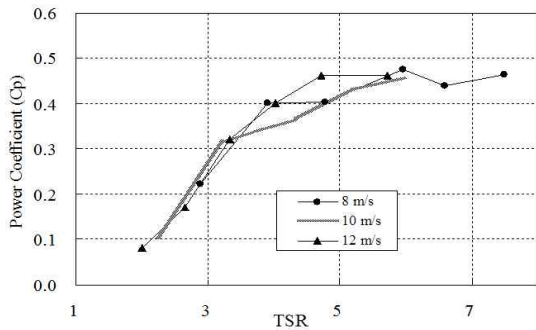


그림 2. 다양한 풍속에서 측정된 Cp vs. TSR  
Fig. 2. Measured Cp vs. TSR for various values of wind speed

특히 본 논문에서 사용될 터빈의 속도는 터빈의 피치각을 조절할 필요 없이 터빈의 공기역학적인 특성에 의해 터빈의 회전속도가 일정속도 이상이 되면 실속 현상에 의해 회전속도가 더 이상 증가하지 않는 성질을 이용하여 최대 회전속도를 제한한다. 한편 풍력 터빈의 정격 용량은 식 (1)로 주어진다[6].

$$P_t = 0.5 C_p \rho \pi R^2 v^3 \quad (1)$$

여기서  $R$ ,  $v$  및  $\rho$ 는 각각 터빈 날개의 반경, 풍속 및 공기밀도를 나타낸다. 그림 2에서 알 수 있듯이,  $C_p$ 는 전력계수로 주속비(Tip-speed Ratio ; TSR) 즉, 풍속에 대한 날개 끝 선속도에 대한 함수이며, 주속비 ( $\beta$ )는 식 (2)와 같다.

$$\beta = \frac{\omega R}{v} \quad (2)$$

여기서  $\omega$ 는 풍력터빈의 회전속도를 나타낸다. 그림 2에서 알 수 있듯이, 8~12m/s의 풍속에 대하여  $C_p$ 는 0.46을 넘지 않으며 또한 대부분의 풍력터빈의 경우  $C_p$ 는 0.5 이하의 값을 갖는다. 결론적으로 본 논문에서 사용될 풍력터빈의 정격용량은 식 (1)과 그림 2의 결과 그리고 실험으로부터 300W로, 최대 용량은 330W로 정해졌고 따라서 풍력터빈의 정격 및 최대 회전속도는 각각 1,200rpm 및 1,500rpm이 된다. 또 풍력발전기의 정격 용량 및 속도는 각각 450W 및 1,200rpm이다. 여기서 풍력발전기 용량은 풍력터빈 보다 50% 더

크게 정해졌는데, 이는 갑작스런 돌풍으로 인해 풍력터빈에 의해 흡수되는 에너지의 증가 가능성, 측정된 풍력터빈의 용량에 대한 오차 및 발전기에서 발생하는 손실 등을 감안한 것으로 풍력발전기 설계 시 일반적으로 적용하는 비율이다.

### 3.2 정격전압

영구자석형 풍력 발전기에서 정류된 전압은 PCU 장치를 거쳐 일정한 직류 전압으로 변환된다. 본 논문의 풍력발전시스템에서 사용된 PCU의 입력 전압 범위는 150Vdc~360Vdc이므로 발전기 발전전압의 상전압 실효값은 64V~148V로 식 (3)에 의해 결정된다[7].

$$V_{rms}^p = \frac{V_d^{rec}}{1.35 \sqrt{3}} \quad (3)$$

여기서  $V_{rms}^p$  및  $V_d^{rec}$ 는 각각 발전기의 발전 상전압 실효값 및 3상 전파정류기 출력전압이다. 한편 풍력터빈의 최대 회전속도는 1,500rpm으로 제한되므로 1,500rpm일 때 상전압 실효값이 148V라면 상전압 실효값이 64V일 때의 회전속도는 640rpm이다. 즉 PCU의 입력 범위로부터 발전기의 발전 상전압을 계산하고 이로부터 PCU의 출력이 일정한 직류전압을 얻도록 하는 회전속도의 범위를 예측할 수 있다. 결과적으로 PCU의 출력이 일정하게 나올 수 있는 발전전압의 범위는 64V~148V이고 이에 따른 회전속도의 범위는 640rpm~1,500rpm이다. 또한 발전기의 발전 상전압의 최대값은 회전속도에 비례하기 때문에 정격속도 1,200rpm에서 발전 상전압의 실효값이 119V가 되도록 설계하면 된다.

### 3.3 발전기 요구사양

3상 영구자석형 동기발전기의 출력은 식 (4)로 주어진다[8].

$$P = T\omega = 3 V_{rms} * I_{rms} \quad (4)$$

풍력터빈의 정격 회전속도 및 정격 발전전압의 실효 값은 각각 1,200rpm 및 119V이므로 식 (4)에 의해 정격 토크 및 정격 부하전류의 실효값은 각각 3.58Nm 및 1.25A이다. 발전기의 요구 정격은 표 1과 같으며 제시된 설계요구사항에 부합하는 발전기를 설계한다.

표 1. 풍력용 영구자석형 발전기의 요구사항  
Table 1. Required specifications of the PMG for wind power application

PM Generator			
Rated Power	450W	Rated Torque	3.58Nm
Rated Speed	1,200rpm	Rated Voltage	119V <sub>rms</sub>
Maximum Speed	1,500rpm	Rated Current	1.25A <sub>rms</sub>

#### 4. 설계변수 선정

##### 4.1 회전자

###### 4.1.1 영구자석의 외반경 및 축 방향 길이

영구자석의 외경 즉 회전자의 외경은 식 (5)로 주어지는 TRV에 의해 구할 수 있다[8].

$$TRV = \pi D_r^2 L_{stk} / 4T \quad (5)$$

여기서  $T$ ,  $D_r$  및  $L_{stk}$ 는 각각 기기의 토크, 회전자의 외경 및 축 방향 길이를 나타낸다. 그림 3은 식 (5)로부터 얻어진 축 방향 길이에 대한 회전자 외경을 보여 주며, 발전기 사이즈에 대한 구속 조건이 없다면 기동 토크를 줄이기 위하여 회전체의 질량에 비례하고 반경의 제곱에 비례하는 관성을 고려하여 회전자의 사이즈를 결정하여야 한다. 따라서 본 논문에서는 그림 3의 결과를 토대로 발전기의 전체 외경, 관성 및 고정자 내반경을 고려하여 회전자 외경과 축 방향 길이를 각각 42mm와 110mm로 정하였다. 여기서 관성을 줄이기 위한 회전자 외경의 최소화는 설계될 고정자의 슬롯 개수에 대해 슬롯 피치 및 슬롯 개구폭이 고려된 고정자 내반경을 최소화함으로써 가능하다.

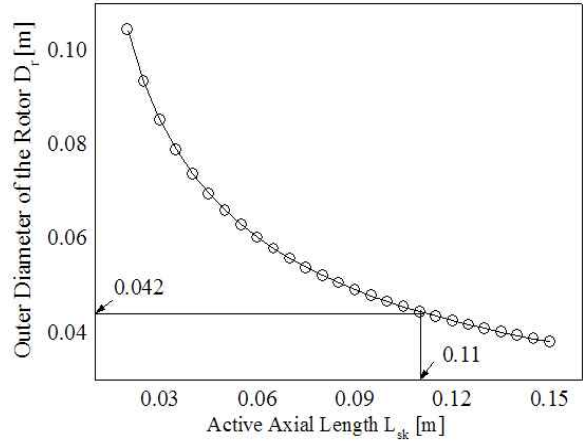


그림 3. 회전자 축 방향 길이에 따른 축 직경의 변화  
Fig. 3. The variation of diameter of rotor according to active length of rotor

###### 4.1.2 영구자석의 내반경 및 극호비

영구자석의 내반경 및 극호비를 결정하기 위해 공간고조파법을 이용한 영구자석의 자계특성식을 도출한다. 일단 특성식이 도출되면 설계변수 즉 영구자석 내반경 및 극호비에 따른 영구자석에 의한 공극 자속밀도의 변화를 예측하여 적절한 설계변수를 결정할 수 있다. 그림 4 (a)는 내전형 영구자석기기의 무부하시 자계 분포 예측을 위한 해석모델이다. 여기서 고정자 구조는 슬롯리스(slotless) 구조로 표현되었는데, 이 모델은 슬롯티드(slotted) 모델에도 적용가능하며 다만 슬롯티드 모델일 경우 카터(Carter) 계수를 도입하여 유효 공극길이를 고려해 주면 된다. 해석모델에서 영구자석의 비투자율은 1이라 가정하였으며 고정자 요크는 일반적으로 포화되지 않는 범위 즉 그림 4 (b)의 영역 A에서 설계가 진행되고 영역 A의 비투자율은 높기 때문에 무한이라 가정하였다.

다음으로 회전자 축은 필요에 따라 그림 4 (b)의 영역 A 및 영역 B에서 설계할 수 있고 각 영역 내에서 B-H 곡선은 선형이므로 설계 시 유효성을 위하여 그것의 비투자율을 상수라 가정하였다. 이 가정은 고정자 설계변수 결정에 매우 유용하다. 실제로 축 및 고정자의 비투자율은 상수 및 무한이 아니기 때문에 그것의 재질을 고려한 비선형 해석이 필요

하지만 전자장 해석으로 재질의 비선형을 고려하는 것은 매우 어렵다. 그럼에도 불구하고 전자장 해석에 의한 해석 해가 갖는 중요한 점은 다음 장에서 논의될 고정자 요크 두께 및 치 폭등의 초기설계에 매우 유용하기 때문이다. 이 외에도 이러한 해석 해는 동특성 시뮬레이션을 위한 제어정수도출에 사용되어 동특성을 고려한 설계도 가능하게 된다. 물론 본 논문에서는 적절한 발전기의 치수 변수를 구하기 위하여 전자장 해석 해를 사용하였으며 포화 등의 고려 및 설계의 타당성 검증을 위하여서는 유한요소 해석을 사용하였다. 한편 영구자석 영역에는 전류가 없으므로,  $\nabla \times \mathbf{H} = 0$ . 따라서  $\mathbf{B} = \mu_0 \nabla \times \mathbf{M}_n$ . 자기벡터자위  $\mathbf{A}_n$ 는  $\nabla \times \mathbf{A}_n = \mathbf{B}$ 로 정의된다. 컬롱 게이지  $\nabla \cdot \mathbf{A}_n = 0$ 를 적용한 Poisson 방정식은 식 (6)과 같다[9].

$$\nabla^2 \mathbf{A}_n^{I,III} = 0 \tag{6}$$

$$\nabla^2 \mathbf{A}_n^{II} = -\mu_0 (\nabla \times \mathbf{M}_n)$$

여기서  $\mathbf{M}_n = \mathbf{M}_m + \mathbf{M}_{\text{en/np}}$ 으로 주어지는 영구자석의 자화를 나타낸다.  $\mathbf{M}_m$  및  $\mathbf{M}_{\text{en/np}}$ 은 각각 영구자석 자화의 반경방향 및 원주 방향 자화 성분을 나타내며 영구자석의 자화 종류에 따라 그 값은 각각 다르다. 그림 4 (c)에서 알 수 있듯이, 표면 부착형 영구자석의 자화 종류에는 크게 Halbach 자화, 반경방향 자화 및 평행방향 자화가 있다. 일반적으로 평행방향 자화가 반경방향 자화에 비해 동일 영구자석 체적에서 발생하는 공극자속밀도가 높고 착자가 쉬워 영구자석 가격이 싸며 코깅토크 역시 작게 발생하여 기동토크 측면에서 유리하다. 더 높은 정현적인 공극 자속밀도를 얻기 위해서 Halbach 자화가 대안이 될 수 있으나 착자된 영구자석의 조립이 어렵고 (특히 중, 대용량인 경우) 영구자석의 사용량이 많아 제작비가 비싸지는 단점을 갖는다. 따라서 본 논문에서는 영구자석의 자화종류를 경제성 및 효율성 측면에서 평행방향자화로 선택하였다. 한편 식 (6)의 해를 벡터자위의 정의에 대입함으로써 미정계수가 포함된 각 영역의 자속밀도를 구할 수 있고, 이 자속밀도에 경계조건을 대입하여 미정

계수를 구할 수 있다. 결론적으로 평행방향 자화 회전자의 반경방향 및 원주방향 공극 자속밀도는 식 (7)로 주어진다.

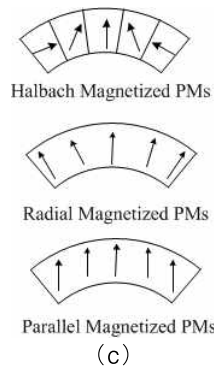
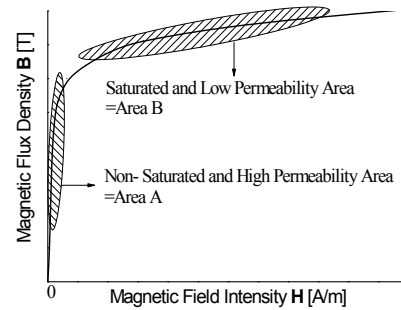
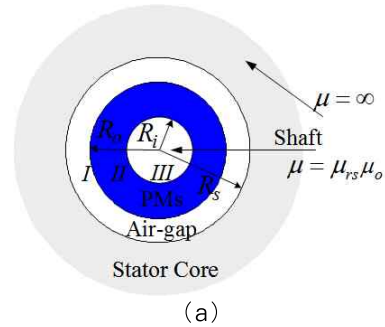


그림 4. (a) 무부하시 자계분포 예측을 위한 해석모델, (b) 고정자 요크 및 회전자 축 재료의 일반적인 B-H 곡선 및 (c) 표면부착형 영구자석의 자화 종류  
 Fig. 4. (a) analytical model for the prediction of open circuit field, (b) B-H curve for materials of stator yoke and rotor shaft and (c) Three types of magnetization for permanent magnets

$$B_{rn}^I = \sum_{n=1, \text{odd}}^{\infty} \left[ np\mu_0 \left( R_s^{2np} r^{-np-1} + r^{(np-1)} \right) \right. \\ \left. \cdot \frac{\left\{ (q - \mu_{rs})(YM_{\theta n} - XM_{rn}) \right\} + \left\{ (1 - q\mu_{rs})(YM_{rn} - XM_{\theta n}) \right\}}{2((np)^2 - 1) \left\{ \mu_{rs}(R_s^{2np} - R_i^{2np}) \right\} + \left\{ R_s^{2np} + R_i^{2np} \right\}} \right] \\ \cdot \cos(np\theta)$$

$$B_{\theta n}^I = \sum_{n=1, \text{odd}}^{\infty} \left[ np\mu_0 \left( R_s^{2np} r^{-np-1} + r^{(np-1)} \right) \right. \\ \left. \cdot \frac{\left\{ (q - \mu_{rs})(YM_{\theta n} - XM_{rn}) \right\} + \left\{ (1 - q\mu_{rs})(YM_{rn} - XM_{\theta n}) \right\}}{2((np)^2 - 1) \left\{ \mu_{rs}(R_s^{2np} - R_i^{2np}) \right\} + \left\{ R_s^{2np} + R_i^{2np} \right\}} \right] \\ \cdot \cos(np\theta) \quad (7)$$

여기서

$$X = 2R_i^{np+1} - R_i^{2np}R_o^{-np+1} - R_o^{np+1}$$

$$Y = R_i^{2np}R_o^{-np+1} - R_o^{np+1}$$

또한  $R_i$ ,  $R_o$  및  $R_s$ 는 각각 그림 4 (a)에 표시된 바와 같이, 회전자 코어 외반경, 회전자 영구자석 외반경 및 고정자 내반경을 나타낸다.  $n$ 과  $p$ 는 각각  $n$ 차의 공간 고조파 및 영구자석 회전자의 극쌍수이다.  $\mu_o$  및  $\mu_{rs}$ 는 각각 진공의 투자율 및 회전자 코어의 비투자율이다.

그림 5는 평행방향 착자된 회전자를 갖는 임의의 모델에 대한 회전자 축의 비투자율에 따른 공극 자속밀도의 해석결과 및 유한요소 해석결과와의 비교를 보여준다. 여기서 해석결과는 식 (7)에 의해 얻어졌고 또한 유한요소 해석결과와 매우 잘 일치함을 보인다. 그림 5에서 알 수 있듯이, 축의 비투자율이 공기에 가까울 때와 무한에 가까울 때의 자속밀도 크기는 약 25% 정도의 차이가 있으므로 설계 시 반드시 축의 비투자율을 고려해야 한다. 본 논문에서 설계하려는 영구자석형 발전기가 치/슬롯 구조로 된 고정자를 갖기 때문에 슬롯팅이 고려된 정확한 공극자속밀도를 얻기 위해서는 식 (7)에 [10]에서 주어진 2-d 피어슨스 함수를 도입함으로써 자속밀도의 예측이 가능하다. 그러나 본 논문에서 자속밀도 특성식을 도출한 궁극적인 목적이 자속밀도의 정확한 예측이 아닌 적절한 영구자석 두께, 극호비, 고정자 요크 및 치 두께 산정 등 초

기설계에 있으므로 식 (7)로 이것들을 예측하는데 부족함이 없다고 판단된다.

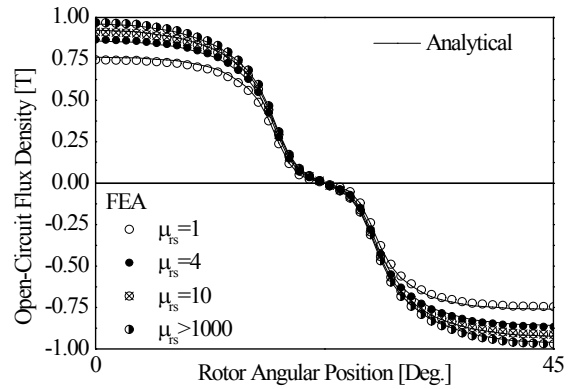


그림 5. 평행방향 착자된 회전자를 갖는 임의의 모델에 대한 회전자 축의 비투자율에 따른 공극 자속밀도의 해석결과 및 유한요소 해석결과와의 비교

Fig. 5. Comparison of predictions with FE calculations of air-gap flux density according to relative permeability of rotor shaft for an arbitrary model with parallel magnetized rotor

그림 6 (a)는 무부하시 자계특성식을 이용하여 극수 별로 영구자석의 외반경  $R_o$ (21mm)에 대하여 영구자석의 내반경  $R_i$ 의 변화에 따른 공극 자속밀도의 변화를 보여준다. 그림에서 알 수 있듯이  $R_i/R_o$ 의 비가 0.7 이하에서는 자속밀도의 변화가 거의 없기 때문에 영구자석의 내반경을 15mm로 정하였다. 그림 6 (a)의 결과가 축의 비투자율이 2,000일 때 얻어졌을지라도 다른 투자율에서 자속밀도의 변화만 있을 뿐 그래프의 양상은 같음을 확인했기 때문에  $R_i/R_o$ 의 비를 0.7로 결정한 것은 축의 모든 비투자율에서 타당할 것으로 보인다.

한편 1,200rpm의 회전속도에서 발전전압의 주파수를 60Hz로 하기 위해서는 영구자석의 극수는 6극이어야 한다. 이론적으로 동일사이즈의 발전기에서 극수가 증가하면 주파수는 증가하고, 극 당 자속은 주파수의 증가분만큼 자속밀도 쇄교면적의 축소로 인해 감소하므로 발전전압은 변함이 없어야 한다. 그러나 그



림 6 (a)에서 알 수 있듯이, 극수가 증가할수록, 자속 밀도 역시 감소하여 극 당 자속이 주파수의 증가분보다 더 작아지므로, 발전전압역시 작아질 것으로 예측될 수 있다. 이러한 단점에도 불구하고, 본 논문에 제시된 풍력발전시스템은 발전전압을 정류해서 사용하기 때문에, 극수가 높으면 주파수가 커지므로 정류 전압의 리플성분 감소 측면에서 극수가 많은 것이 발전 성능 개선 측면에서 좋다. 그러나 극수를 10극 이상으로 할 경우 본 논문의 발전기 고정자의 슬롯 수 증가로 인해 치 피치의 길이가 치 폭에 비해 작게 되므로 회전자 극수를 8극으로 하였다.

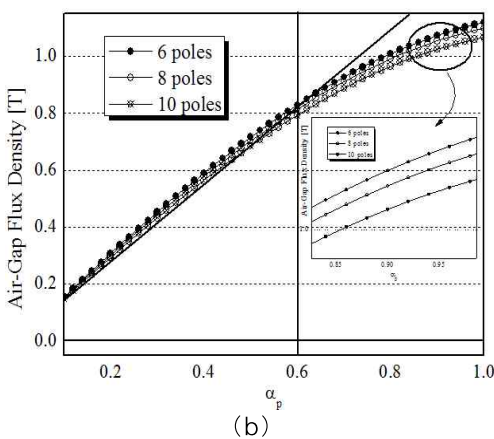
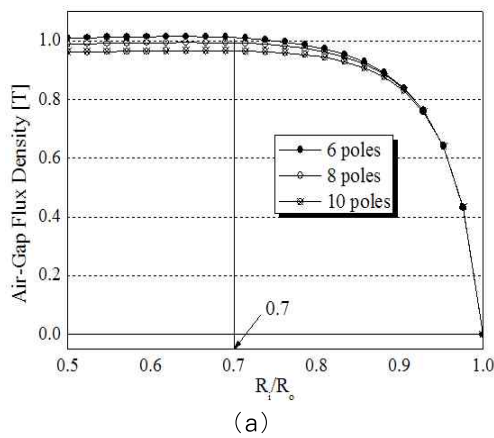


그림 6. 다양한 극수에 대한 (a) 영구자석 두께에 따른 자속밀도 변화 및 (b) 극호비에 따른 자속밀도 변화

Fig. 6. The variation of flux density according to (a) magnet height and (b) pole pitch/arc ratio for various values of pole number

그림 6 (b)에서 영구자석의 극호비( $\alpha_p$ )가 0.6까지는 자속밀도의 크기가 선형적으로 증가하나 그 이상에서는 증가폭이 둔화됨을 알 수 있다. 한편 풍력용 영구자석형 발전기에서 기동토크가 큰 경우 풍력 터빈이 컷 인 스피드에서 동작되지 못할 수도 있기 때문에 기동토크가 작게 설계되어야 한다[11].

영구자석형 발전기에서 기동토크 중 가장 큰 비중을 차지하는 것이 바로 코깁토크이며 이를 줄이는 가장 확실한 방법은 영구자석 혹은 고정자에 스류를 시행하는 것이지만, 소용량 발전기에서는 제작단가 상승의 요인이 되고 출력을 감소시키기도 한다. 또 다른 저감 방안은 영구자석의 극호비를 조절하는 것으로 특정한 고정자 슬롯수 및 회전자 극수비마다 코깁토크가 최소가 되는 극호비가 존재함이 이미 다른 논문을 통해 입증되었다[12].

이 밖에도 코깁토크가 슬롯 개구 폭에 비례한다는 특징으로부터 슬롯 개구 폭을 작게하여 코깁토크를 저감할 수 있지만, 이는 코일의 지름에 의존적이기 때문에 한계가 있다. 따라서 본 논문은 극호비를 0.6으로 정하고 설계한 후 설계가 완료되면 발전기의 회전자 극호비를 조절하여 코깁토크가 최소가 되는 극호비를 찾는다.

## 4.2 고정자

### 4.2.1 고정자 자기회로 설계

그림 7은 설계하려는 발전기 고정자의 대략적인 구조를 보여주며 제시된 구조의 각 치수 변수들의 관계 및 계산 방법은 [13]에 자세히 제시되었다. 그러나 고정자의 치수 변수 중 자속의 주요 통로인 고정자 요크 두께( $w_{bi}$ ) 및 치 기동 폭( $w_{tb}$ )은 단순히 그림 7로부터 구할 수 없으며 회전자 영구자석의 자속량에 의해 포화되지 않는 범위 내에서 설계되어야 한다. 한편 이 두 부분의 치수는 식 (8)로 주어지는 방정식에 의해 결정할 수 있다.

$$w_{bi} = \phi_g / [2B_{\max}k_{st}L] \tag{8}$$

$$w_{tb} = 2w_{bi} / N_m$$

여기서  $\phi_g$ 는 공극자속,  $B_{max}$ 는 요크의 포화자속밀도,  $N_m$ 는 극 당 상당 슬롯 수,  $k_{st}$ 는 적층 계수 및  $L$ 은 발전기의 유효 축 방향 길이를 나타낸다. 식 (8)에서 알 수 있듯이, 고정자 요크 두께 및 치 기둥 폭은 여러 요소에 의해 정해지는데, 실제로 본 논문에서 고정자 요크 설계 시 치 기둥 폭이 두꺼워서 슬롯면적이 줄어들 뿐만 아니라 치 폭보다 큰 기형적인 설계가 되었다.

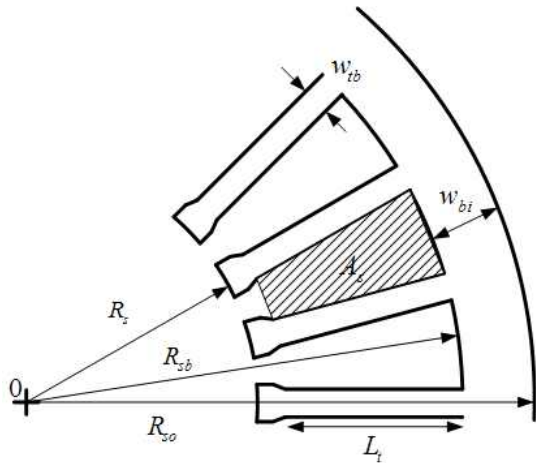


그림 7. 고정자 자기회로  
Fig. 7. The magnetic circuit for stator

고정자 요크의 재질을 포화 자속밀도가 높은 것을 사용하거나 적층계수를 1에 가깝게 하면 고정자 요크 두께 및 치 기둥 폭을 줄일 수 있으나 이것은 제작 단가 상승의 원인이 된다. 또 공극 자속을 줄이기 위한 방법으로 영구자석 두께를 줄이거나 공극을 늘리는 방법이 있으나 영구자석 두께는 해석에 의해 적절하게 선정되었고 공극길이를 늘이는 것은 비효율적이다. 따라서 본 논문은 그림 5에서 알 수 있듯이 축의 비투자율이 낮으면 공극 자속밀도가 작다는 점을 감안하여 이미 정해진 설계변수의 변경 없이 축의 비투자율을 낮게 하여 적절한 고정자 설계를 수행하였다. 공극 자속의 감소로 인한 발전 전압 저하는 고정자 권선을 적절히 선택하여 막을 수 있다. 이 외의 고정자 치수 변수는 [13]에 제시된 설계 특성식을 사용하여 유도할 수 있으며, 최종적인 변수는 유한요소해석프로그램을 통해 결정한다.

#### 4.2.2 고정자 권선설계

고정자 권선설계 시 고려해야할 두 가지 요소는 권선의 두께와 턴 수이다. 보통 발전기에서 정격 전력, 정격 속도 및 정격 발전전압이 요구 사양으로 정해지면 식 (4)로부터 정격 전류와 정격 토크를 알 수 있다. 다음으로 정격전류에 따라 권선의 두께를 결정한 후 슬롯 면적과 점적률을 고려하여 턴 수를 산정한다.

발전전압과 토크는 코일의 턴 수와 연관이 있으며 식 (4)를 만족시키도록 턴 수를 정해야 한다. 여기서 발전전압과 토크는 모두 턴 수에 비례하므로 슬롯 면적이 충분하다면 쉽게 턴 수를 결정할 수 있는 반면, 그렇지 않으면 발전기의 치수변수를 전체적으로 다시 수정해야한다. 한편 슬롯 면적( $A_s$ )는 그림 7로부터 식 (9)에 의해 계산할 수 있다.

$$A_s = L_t \left[ \theta_s \left( R_{sb} - \frac{L_t}{2} \right) - w_{tb} \text{RIGHT} \right] \quad (9)$$

식 (9)를 이용하여 슬롯당 턴 수( $N_{ss}$ )는 식 (10)으로 계산된다.

$$N_{ss} = 4 \frac{K_{wp} A_s}{\pi d_c^2} \quad (10)$$

여기서  $K_{wp}$ 는 점적률,  $d_c$ 는 코일의 직경이다.

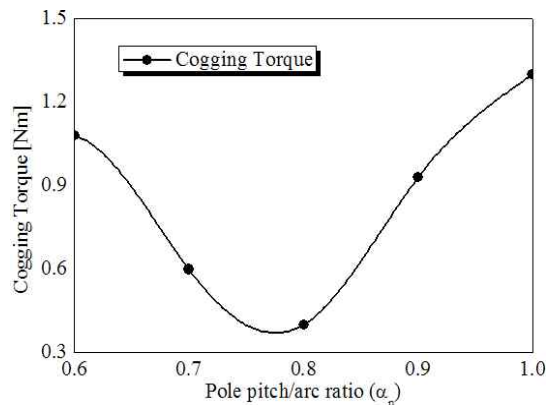


그림 8. 초기 설계된 발전기의 극호비에 따른 코깅토크 변화  
Fig. 8. The variation of cogging torque according to magnet pole arc/pitch ratio for initial generator model



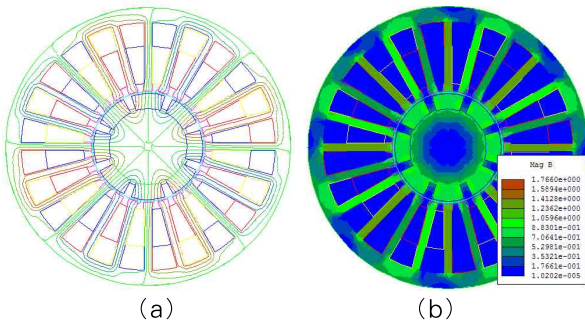


그림 9. (a) 무부하시 자속 분포 및 (b) 부하 시 Mag B 분포  
 Fig. 9. (a) Open circuit flux line distributions and (b) the distributions for Mag B on load

### 5. 설계 및 검증결과

전자장 해석법 및 자기회로법으로부터 발전기의 요구 사양에 부합하는 회전자 및 고정자 설계를 포함한 발전기의 초기 설계를 수행하였다. 이제 코깁토크 및 포화 등을 고려한 발전기의 세부설계를 수행하고 최종적으로 특성 해석을 통해 설계의 타당성을 입증하고자 한다.

#### 5.1 코깁토크

그림 8은 초기 설계된 발전기의 극호비에 따른 코깁토크 최대값의 변화를 나타내며 극호비가 0.8일 때 코깁토크가 최소가 됨을 알 수 있다. 본 논문은 극호비가 0.6인 경우에 초기설계를 진행하였기 때문에 극호비를 0.8로 정할 경우 고정자를 통과하는 자속량과 발전전압 실효값이 증가하여 고정자 설계를 다시 수행해야 한다. 그러나 고정자를 통과하는 자속량 증가로 인한 치기동 폭( $w_{tb}$ )의 증가는 슬롯면적을 감소시킨 수를 줄게 하지만 증가된 발전전압의 실효값을 줄이기 위하여 턴 수를 줄여야 하므로 결국 고정자의 재설계는 초기 설계 후에는 간단하게 수행할 수 있다.

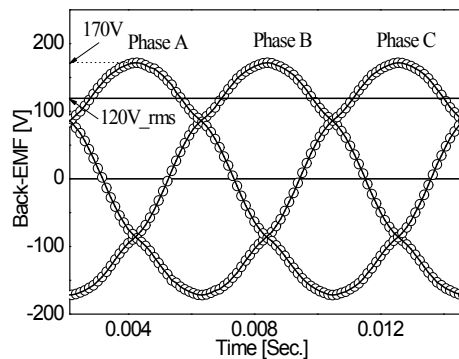
#### 5.2 포화 및 자속 분포

그림 9는 설계된 풍력용 영구자석형 발전기의 무

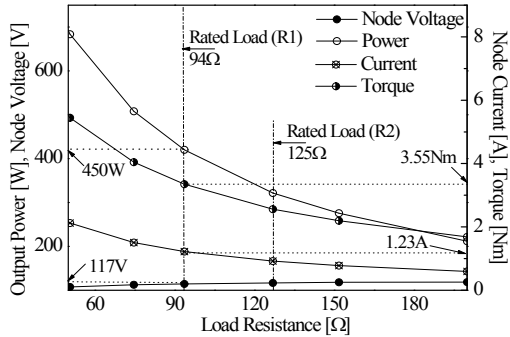
부하시 자속 분포 및 포화 특성을 고려하기 위한 Mag B 분포를 보여준다. 그림 9 (b)에서 알 수 있듯이 최대 포화 자속밀도가 1.7T정도인 실리콘 스틸 재질을 고정자 요크로 사용하였을 경우 어느 곳에서도 포화가 되지 않음을 알 수 있다. 한편 그림 9 (a)에서 알 수 있듯이 본 논문은 좀 더 정현적인 발전전압을 얻기 위하여 발전기의 고정자에 2층권 권선을 시행하였다.

### 5.3 발전 특성

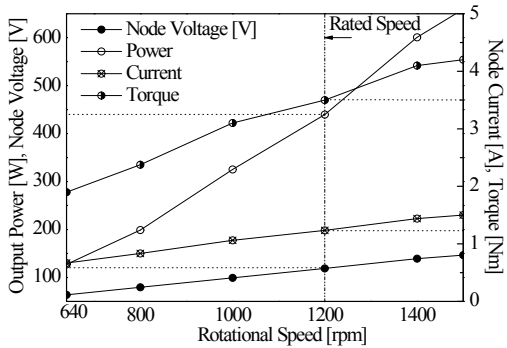
그림 10 (a)는 유한요소 해석 프로그램에 의해 얻어진 정격속도 하에서 설계된 발전기의 무부하시 발전전압특성을 보여준다. 고정자에 2층권 방식의 권선을 시행했기 때문에 발전전압의 파형이 비교적 정현적임을 확인할 수 있다. 또한 무부하 발전전압의 실효값이 120V로 권선에 의한 전압강하를 감안하더라도, 상전류 자체가 작게 설계되었으므로, 설계 시 요구발전전압 119V에 부합할 것으로 예측 가능하다. 그림 10 (b)는 발전기의 정격속도, 즉 일정 무부하 발전전압 하에서 부하에 따른 발전특성을 보여준다. 그림 10 (b)에서 알 수 있듯이, 부하저항이 증가할수록, 즉 부하가 작을수록, 부하전류가 지수 함수적으로 감소하기 때문에 토크 및 출력 역시 같은 양상으로 감소하며, 부하에 걸리는 전압은 거의 변화가 없음을 알 수 있다. 또한 발전기의 정격부하에서 정격 출력, 전압, 전류 및 토크가



(a)



(b)



(c)

그림 10. 유한요소 해석에 의해 얻어진 설계된 발전기의 특성 : (a) 무부하시 3상 발전전압, (b) 부하에 따른 발전 특성 및 (c) 회전속도에 따른 발전 특성

Fig. 10. Characteristics of the designed PMG obtained from FE analysis : (a) three phase generating voltage under no-load, (b) the variations of PMG's performance according to load and (c) the variations of PMG's performance according to rotational speed

설계요구사항에 부합됨을 알 수 있다. 그림 10 (c)는 발전기의 정격 부하저항 94Ω에서 속도에 따른 출력특성을 보여준다. 속도가 증가할수록 발전전압, 전류, 출력 및 토크 모두 선형적으로 증가함을 알 수 있고 정격 속도, 1,200rpm에서 발전전압, 전류, 출력 및 토크는 모두 설계요구사항에 부합하는 값을 알 수 있다.

유한요소해석으로 얻어진 그림 10의 특성에서 설계의 타당성을 확인할 수 있다.

## 6. 발전특성 시험

### 6.1 발전기 등가회로

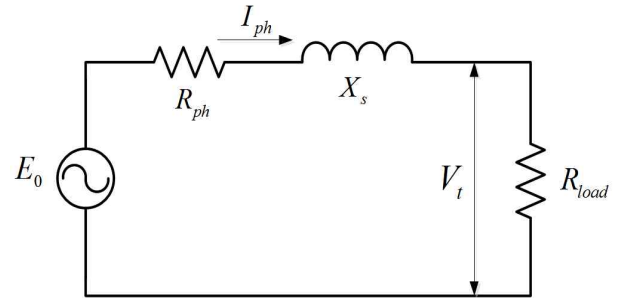


그림 11. 영구자석 동기발전기의 한 상 등가회로  
Fig. 11. One-phase equivalent circuit of PMSG

발전기의 발전량을 측정하기 위해서는 발전기의 기계적 입력을 가해 주어야 하고, 이를 위해서 일반적으로 발전기 구동용 전동기를 발전기와 체결하여, 발전 특성 시험을 수행하여야 한다. 이 경우 부가적인 시험 장치의 제작 등의 경제적 제약과 다양한 시험조건 변경에 따른 시간적 제약의 어려움이 발생한다. 이 문제를 해결하기 위해, 본 논문에서는 그림 11에 제시된 영구자석 동기 발전기의 한상 등가회로와 측정된 기기 정수를 이용하여 발전량을 실제와 가까운 방식으로 예측하였다. 그림 11에 표현된 회로정수는 각각 다음과 같다.  $E_0$ 는 상당 유도된 기전력,  $V_t$ 는 상당 단자전압,  $I_{ph}$ 는 상전류, 그리고  $R_{load}$ 는 상당 부하저항을 각각 의미한다.  $X_s$ 는 동기리액턴스로  $X_s = \omega L_s$ 의 값을 가진다. 여기서  $\omega$  및  $L_s$ 는 각각 각주파수 및 동기인덕턴스를 나타낸다. 한편 상당 유도기전력  $E_0$  및 동기인덕턴스는 식 (11)로 다시 표현가능하다.

$$E_0 = \lambda_f \omega_r \quad (11a)$$

$$L_s = 1.5L_f + L_{sl} \quad (11b)$$

여기서  $\lambda_f$ ,  $\omega_r$ ,  $L_f$  및  $L_{sl}$ 은 각각 영구자석에 의해 고

정자권선에 쇄교하는 자속, 발전기의 회전속도 (rad/sec), 자기인덕턴스 및 누설인덕턴스를 나타낸다. 마침내 그림 11로부터 발전전압( $V_t$ ), 발전 전류( $I_{ph}$ ) 및 발전전력( $P_o$ )에 대한 관계식을 식 (12)와 같이 도출 가능하다.

$$V_t = I_{ph} R_{load} = E_0 \times \frac{R_{load}}{\sqrt{(R_{ph} + R_{load})^2 + X_s^2}} \quad (12a)$$

$$I_{ph} = \frac{V_t}{R_{load}} = \frac{E_0}{\sqrt{(R_{ph} + R_{load})^2 + X_s^2}} \quad (12b)$$

$$P_o = 3 V_t I_{ph} \quad (12c)$$

한편 발전기 입력은 식 (13)과 같이 표현될 수 있다.

$$P_{in} = 3 E_o I_{ph} + P_{rot} \quad (13)$$

여기서  $P_{rot}$ 는 무부하 회전손실로, 베어링 마찰손, 풍손 및 무부하 철손이 포함하며, 보통 정격의 5%이내 값을 갖는다. 본 논문에서 제시된 발전기의 경우 사이즈 및 회전속도가 비교적 작은 편이므로, 정격의 3%라 가정하였다.

### 6.2 발전기 회로정수

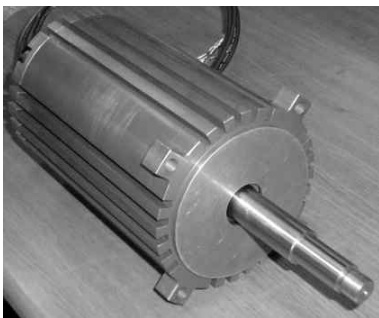


그림 12. 제작된 영구자석형 풍력발전기  
Fig. 12. Manufactured permanent magnet wind power generators

그림 12는 앞에서 논의된 설계방법을 통하여 실제 제작된 영구자석형 발전기이다. 그림 13은 풍력발전기가 2,235rpm으로 회전할 때 발전되는 상 역기전력

을 측정하는 것으로 최대값은 335V이고 실효값은 225V이다. 따라서 식 11 (a)에 의해 영구자석에 의한 쇄교 자속은 0.961Vsec/rad가 되므로, 정격 회전속도 1,200rpm에서의 역기전력은 121V임을 알 수 있다. 또한 제작된 발전기의 상 저항 및 자기 인덕턴스 측정값은 각각 2Ω 및 12mH로 측정되었다.

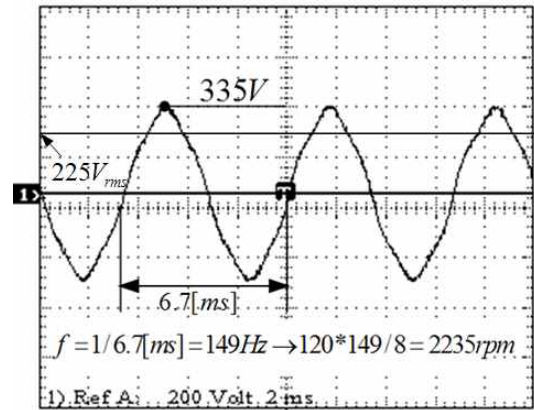


그림 13. 상 역기전력 측정결과  
Fig. 13. Phase back-emf measurements

### 6.3 발전특성

본 절에서는 6.2절에서 측정된 회로정수를 6.1절에서 제시된 등가회로 및 수식에 대입하여, 제작된 발전기가 표 1에 제시된 정격 요구사양에 부합되는지를 확인한다. 그림 14는 부하저항 변화에 따른 발전 특성을 나타내며, 부하저항 94.5Ω에서 전압, 전류 및 출력전력이 각각 118V, 1,27A 및 450W이다. 이 수치는 표 1에 제시된 설계요구사양에 매우 잘 부합되므로, 발전기의 설계가 잘 이루어 졌음을 알 수 있다. 또한 효율의 경우 식 (12c)와 식 (13)으로부터 계산된 결과로, 무부하 회전손실을 정격의 3%라 가정하였음에도, 94%이상의 효율을 나타내므로, 고효율로 발전기가 설계·제작되었음을 확인할 수 있다.

### 7. 결 론

본 논문은 소·중용량 풍력 발전을 위한 시작품으로 450W, 1,200rpm급 영구자석형 풍력 발전기의 설계에

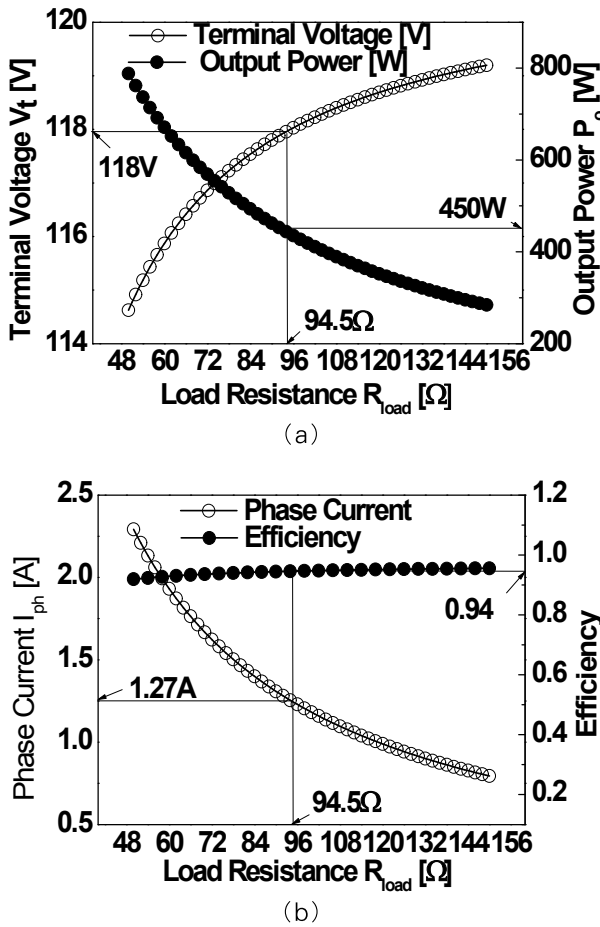


그림 14. 제작된 발전기의 발전특성 결과: (a) 단자전압 및 출력전력 및 (b) 발전 전류 및 효율  
 Fig. 14. Generating Characteristics of the actual manufactured PMSG: (a) terminal voltage and output power and (b) phase current and efficiency

대하여 다루었다. 먼저 풍력터빈으로부터 정격용량 및 정격 속도가 결정되고 PCU 장치로부터 발전 전압의 범위가 결정되었다. 결정된 정격에 부합하는 설계를 위하여 본 논문은 전자장해석법에 의한 해석 해와 유한요소해석 기법을 도입하였다. 전자장해석법을 통하여 영구자석에 의한 자계특성식을 도출하고 이를 이용하여 영구자석 내/외반경의 적절한 비를 결정하였고, 여기에 TRV로부터 얻어진 회전자 외경을 도입하여 회전자 치수변수를 결정하였다. 다음으로 설계된 회전자에서 발생하는 고정자의 요크 및 치 부분 자

속량을 계산하여 고정자 자기회로를 설계하고 슬롯 면적과 정격전류를 고려한 코일 직경과 턴 수를 선정함으로써 발전기의 전체적인 치수변수를 정하였다. 마지막으로 유한요소해석 기법을 이용하여 설계된 발전기의 코깅토크가 최소가 되는 영구자석의 극호비를 결정한 후 발전기의 포화, 발전기의 부하저항 및 속도에 따른 특성 해석으로부터 발전기 설계의 타당성을 검증하였다. 설계결과를 바탕으로 제작된 발전기의 상 및 선간 역기전력실험이 또한 발전기 설계의 타당성을 입증하기 위하여 제시되었다. 향후 연구에서는 설계된 발전기의 특성해석을 통하여 역기전력 상수, 저항 및 인덕턴스를 도출하고 이 제어 정수를 이용하여 풍력터빈과 PCU를 고려한 동특성 해석이 필요하다.

감사의 글

이 논문은 2013년도 호서대학교의 재원으로 학술연구비 지원을 받아 수행된 연구임.(과제번호 : 20130021)

References

- [1] Aranxta Tapia, Gerardo Tapia, J. Xabier Ostolaza and Jose Ramon Saenz, "Modeling and Control of a Wind Turbine Driven Doubly Fed Induction Generator," IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 18, no.2, pp. 194-204, June. 2003.
- [2] Naoki Yamamura, Muneaki Ishida and Takamasa Hori, "A Simple Wind Power Generating System with Permanent Magnet Type Synchronous Generator," IEEE PEDS'99, pp. 849-854, July 1999.
- [3] Jianyi Chen, Chemmangot V. Nayar and Longya Xu, "Design and Finite-Element Analysis of an Outer-Rotor Permanent-Magnet Generator for Directly Coupled Wind Turbines," IEEE Trans. Magn., vol. 36, no. 5, pp. 3802-3809, Sept. 2000.
- [4] L. Soderlund, J-T. Eriksson, J. Salonen and R. Perala, "A Permanent-Magnet Generator for Wind Power Applications," IEEE Trans. Magn., vol. 32, no. 4, pp. 2389-2392, July. 1996.
- [5] E. Spooner and A. C. Williamson, "Direct coupled, permanent magnet generators for wind turbine applications," IEE Proc.-Electr. Power Appl., vol. 143, no. 1, pp.1-8, Jan. 1996.
- [6] M. Machmoum, F. Poitiers, C. Darengosse and A. Queric, "Dynamic Performances of a Doubly-fed Induction Machine for a Variable-Speed Wind Energy Generation," Powercon 2002, vol. 4, pp.2431-2436, Oct. 2002.
- [7] E.C. Rho, etc, Power Electronics, , Munundang, 1997.

- [8] J.R.Hendershot, TJE Miller, Design of Brushless Permanent-Magnet Motors, Magna Physics, 1994.
- [9] Jiabin Wang, Geraint W. Jewell and David Howe, "A General Framework for the Analysis and Design of Tubular Linear Permanent Magnet Machines," IEEE Trans. Magn., vol. 35, no. 3, pp. 1986-2000, May. 1999.
- [10] Z. Q. Zhu and D. Howe, "Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet dc motors, Part III: Effect of Stator Slotting," IEEE Trans. Magn., vol. 29, no. 1, pp. 143-151, Jan. 1993.
- [11] W.wu, V.S. Ramsden, T. Crawford and G. Hill, "A Low-Speed, High-Torque, Direct Drive Permanent Magnet Generator for Wind Turbines", IEEE Industry Applications Conference, Vol.1, pp. 147-154, Oct. 2000.
- [12] Z. Q. Zhu and D. Howe, "Influence of Design Parameters on Cogging Torque in Permanent Magnet Machines," IEEE Trans. Energy Conversion., vol. 15, no. 4, pp. 407-412, Dec. 2000.
- [13] D.C. Hanselman, Brushless Permanent-Magnet Motor Design, McGraw-Hill, Inc.,1994.

◇ 저자소개 ◇



**김일중 (金一中)**

1980년 충남대학교 전기공학과 졸업.  
1995년 동 대학원 전기공학과 졸업(박사).  
1992~2005년 주성대학 전기과 교수.  
2006년 (주)일신엔지니어링 기술연구소장.  
2007년~현재 호서대학교 기계공학과 교수.

Tel : (041)540-5805

E-mail : ijkim@hoseo.edu



**최장영 (崔璋英)**

2003년 충남대학교 전기공학과 졸업.  
2005년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사).  
2009년 동 대학원 전기공학과 졸업(박사).  
2009년 1월~2009년 8월 (주) 한라공조 기술연구소. 2009년 8월~현재 충남대학교 전기공학과 조교수.

Tel : (042)821-7610

E-mail : choi\_jy@cnu.ac.kr