

풍력발전용 영구자석 다극 동기발전기의 코깅토크의 해석 및 저감

論 文
57-3-7

Reduction and Analysis for Cogging Torque of Permanent Magnet Synchronous Generators with Multi-Pole Rotor for Wind Power Application

張錫明* · 崔璋英* · 李成浩**
(Seok-Myeong Jang · Jang-Young Choi · Sung-Ho Lee)

Abstract - This paper deals with reduction and analysis of cogging torque for permanent magnet synchronous generators with multi-pole rotor for wind power applications. Open-circuit field solutions are derived using a magnetic vector potential and a two-dimensional (2-d) polar coordinate systems. On the basis of derived open-circuit field solutions and 2-d permeance functions, we also derive open-circuit field solutions considering stator slotting effects. By using open-circuit field solutions considering stator slotting effects and energy variation methods, this paper analytically predicts the cogging torque considering skew effects. All analytical results are shown in good agreement with those obtained from finite element (FE) analyses. In order to reduce the cogging torque, by predicting the variation of the cogging torque according to pole arc/pitch ratio using analytical and FE methods, pole arc/pitch ratio which makes the cogging torque minimum are determined. However, we confirm that measured value for cogging torque of the PMG with determined pole arc/pitch ratio is twice higher than predicted value. Therefore, the reason for an error between measured and predicted cogging torque is discussed in terms of a shape of PMs and is proved experimentally.

Key Words : Cogging torque, Permanent magnet synchronous generators

1. 서 론

최근 수용가가 몇 안 되는 도서지방이나 산간에서 20kW 정도의 단독 발전/배터리 시스템용 소·중용량 풍력 발전기의 수요가 증가하고 있으며 이와 관련된 많은 연구도 수행되고 있다. 이러한 용도의 발전기는 터빈과 직접 연결하기 쉬우며, 또한 발전기를 풍력 타워에 설치하기가 용이하도록 작고 가벼워야만 한다 [1]. 이 경우 기어박스 없이 발전기를 풍력터빈에 직접 연결하면 기어박스를 통해 연결한 경우 보다 전체무게를 감소시켜 경량화됨은 물론 풍력발전시스템의 전체 효율 및 신뢰성을 높일 수 있고 유지 보수비를 경감시킬 수 있는 장점을 갖는다 [2]. 그러나 풍력터빈과 직접 연결된 발전기는 풍력터빈의 속도로 인해 매우 낮은 속도의 영역범위 안에서 운전하면서 동시에 이 속도에 대응하여 일반적인 주파수 범위 (30Hz-80Hz)를 갖는 전력을 생산해야만 한다 [1-3]. 이는 풍력터빈과 발전기를 직접 연결하기 위해서는 전기기기의 설계 원리에 따라 용량이 큰 경우 발전기는 매우 큰 극수를 갖아야함을 의미한다.

영구자석형 발전기는 최근 네오디움합금 계열과 같은 고밀도 에너지를 갖는 희토류계 영구자석의 사용으로 높은 운전 효율을 갖게 되며, 계자권선과 전류를 필요로 하지 않기

때문에 일반적인 유도기 및 동기기에 비해 구조면에서 단순하여 다극 발전기의 제작이 용이하다는 장점을 갖는다. 따라서 풍력터빈과 발전기를 직접 연결하는 시스템에서 발생하는 어려움을 해결할 수 있는 대안은 영구자석형 발전기를 응용하는 것이다.

그런데, 영구자석을 이용하는 풍력 발전기에서 가장 큰 문제는 바로 기동토크이다. 이는 발전기가 풍력터빈과 직접 연결되었을 때 높은 기동토크를 가질 경우 바람의 컷-인 스피드에서 풍력터빈의 기동을 막기 때문이다. 한편, 영구자석 발전기의 기동토크는 코깅토크, 히스테리시스 토크 및 발전기의 베어링 마찰을 이기기 위해 필요한 토크를 포함하며, 여기서 고정자의 치/슬롯 구조로 인한 공극의 불균형 때문에 발생하는 코깅토크가 특히 기동토크의 대부분을 차지하므로 기동토크를 줄이기 위해 코깅토크를 저감하는 것이 매우 효과적이다 [4].

따라서, 본 논문은 풍력용 영구자석 다극 동기 발전기의 코깅토크 해석을 하기로 한다. 먼저 자기벡터자위와 2차원 극 좌표계를 이용하여 무부하시 자계분포 특성식을 도출하고, 도출된 자계특성식과 2차원 퍼미언스 함수를 이용해 슬롯팅이 고려된 자속밀도 특성식을 도출한다. 축의 투자율에 따른 무부하시 자계분포와 슬롯팅이 고려된 무부하시 자계분포의 해석결과는 유한요소 해석결과와 비교하여 매우 잘 일치함을 확인하였다. 다음으로 퍼미언스 함수를 이용한 슬롯팅이 고려된 자속밀도 특성식과 에너지 변화법을 이용하여 해석적으로 코깅토크를 계산하였고 해석결과는 유한요소 해석결과와 비교하여 잘 일치함을 확인하였다. 이로부터 코깅토크를 저감하기 위해 영구자석 극호비에 따른 코깅토크

* 正 會 員 : 충남대학교 전기공학과 교수

† 교신저자, 正 會 員 : 충남대학교 전기공학과 박사과정

E-mail : aramis76@cnu.ac.kr

** 正 會 員 : 한국생산기술연구원 선임연구원

接受日字 : 2007年 10月 18日

最終完了 : 2008年 2月 3日

의 변화를 해석적 방법과 유한요소해석방법을 통해 예측함으로써 코깅토크가 최소가 되는 극호비를 도출하였다. 마지막으로 스큐가 코깅토크에 미치는 영향 역시 해석적 방법을 이용하여 예측하였으며, 극호비와 스큐 유무에 따른 코깅토크를 측정하여 해석결과의 타당성 입증 및 코깅토크의 크기에 영향을 주는 스큐, 극호비와 영구자석의 형상과 같은 인자들을 해석적 뿐만 아니라 실험적으로도 확인하여 코깅토크 저감 및 그 방법을 제시하였다.

2. 코깅토크의 해석

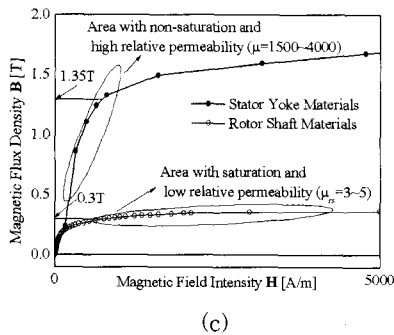
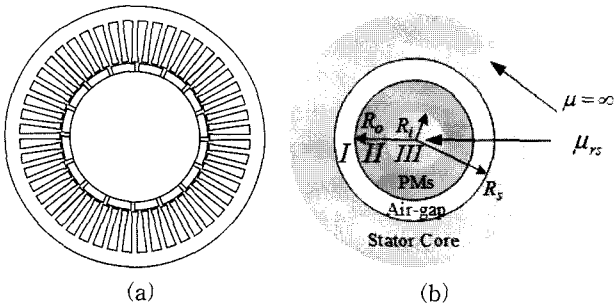


그림 1 (a) 영구자석형 동기 발전기 모델, (b) 무부하시 자계 분포 예측을 위한 해석모델 및 (c) 고정자 요크 및 회전자 축 재료의 일반적인 B-H 곡선.

Fig. 1 (a) Configurations of a permanent magnet synchronous generator (PMSG), (b) analytical model for the prediction of open-circuit field distributions and (c) B-H curves for materials of stator yoke and rotor shaft.

2.1 회전자 축 투자율을 고려한 무부하시 자계분포 특성

그림 1(a)는 코깅토크 해석에 사용된 영구자석형 동기 발전기 모델을 보여주며 그림 1(b)는 그림 1(a) 모델의 무부하시 자계 분포 예측을 위한 단순화된 해석모델을 보여준다. 여기서 고정자 구조는 슬롯리스 구조로 표현되었는데, 이 모델은 슬롯티드 모델에도 적용가능하며 다만 슬롯티드 모델일 경우 2-d 퍼미언스 함수를 적용하여 슬롯팅효과를 고려 해주면 된다. 해석모델에서 영구자석의 투자율은 1이라 가정하였으며 그림 1(a) 모델의 고정자 요크는 그림 1(c)에서 알 수 있듯이, 포화되지 않는 범위에서 설계를 진행하고 이 때의 비 투자율은 높기 때문에 무한이라 가정하였다. 다음으로

회전자 축은 그림 1(c)에서 보는 바와 같이, 포화되는 범위에서 설계를 진행하고 이 때의 B-H 곡선은 선형이고 낮은 비 투자율을 갖기 때문에 해석 시 편리함을 위하여 그것의 비 투자율을 상수라 가정하였다. 이러한 가정들이 재료의 비 선형을 고려한 전자장 해석의 어려움으로 인해 사용되었을 지라도 이것이 해석해의 신뢰성에 크게 영향을 주지 않음이 많은 논문에서 확인 되었다 [5-7]. 한편, 영구자석 영역에는 전류가 없으므로, $\nabla \times \mathbf{H} = 0$. 따라서 $\nabla \times \mathbf{B} = \mu_0 \nabla \times \mathbf{M}$. 자기벡터자위 \mathbf{A} 는 $\nabla \times \mathbf{A} = \mathbf{B}$ 로 정의된다. 쿨롱 게이지 $\nabla \cdot \mathbf{A} = 0$ 를 적용한 포아송 방정식은 식 (1)과 같다 [8].

$$\begin{aligned} \nabla^2 \mathbf{A}^{III} &= 0 && \text{in the air-gap/shaft regions} \\ \nabla^2 \mathbf{A}^{II} &= -\mu_0 (\nabla \times \mathbf{M}) && \text{in the PMs} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 \mathbf{M} 은 영구자석의 자화를 나타낸다. M_m 및 $M_{\theta n}$ 은 각각 영구자석 자화의 반경방향 및 원주 방향 자화 성분을 나타내며 평행방향 자화에 대해 식 (2)로 주어진다 [9].

$$M_{rn} = M_0 \alpha_p \sum_{n=1, \text{odd}} (C_n + D_n) \quad (2.a)$$

$$M_{\theta n} = M_0 \alpha_p \sum_{n=1, \text{odd}} (C_n - D_n) \quad (2.b)$$

$$C_n = \frac{\sin[(np+1)\alpha_p \pi / (2p)]}{(np+1)\alpha_p \pi / (2p)} \quad (2.c)$$

$$D_n = \frac{\sin[(np-1)\alpha_p \pi / (2p)]}{(np-1)\alpha_p \pi / (2p)} \quad (2.d)$$

여기서 α_p 는 영구자석 극호비를 나타내며, n 과 p 는 각각 n 번째 고조파 차수 및 극 쌍수를 나타낸다. 한편, 식 (1)의 각 영역에 대한 일반해를 벡터 자위의 정의에 대입함으로써 식 (3)과 같은 각 영역에서의 영구자석에 의한 자속밀도를 구할 수 있다.

$$B_{rn}^I = \sum_{n=1, \text{odd}} np \{ A_n^I r^{np-1} + B_n^I r^{-np-1} \} \cos(np\theta) \quad (3.a)$$

$$B_{rn}^{II} = \sum_{n=1, \text{odd}} np \{ A_n^{II} r^{np-1} + B_n^{II} r^{-np-1} + \frac{\mu_0 np}{(np)^2 - 1} M_n \} \cos(np\theta) \quad (3.b)$$

$$B_{rn}^{III} = \sum_{n=1, \text{odd}} np \{ A_n^{III} r^{np-1} + B_n^{III} r^{-np-1} \} \cos(np\theta) \quad (3.c)$$

$$B_{\theta n}^I = - \sum_{n=1, \text{odd}} np \{ A_n^I r^{np-1} - B_n^I r^{-np-1} \} \sin(np\theta) \quad (3.d)$$

$$B_{\theta n}^{II} = - \sum_{n=1, odd}^{\infty} np \left\{ A_n^{II} r^{np-1} - B_n^{II} r^{-np-1} + \frac{\mu_o}{(np)^2 - 1} M_n \right\} \sin(np\theta) \quad (3.e)$$

$$B_{\theta n}^{III} = - \sum_{n=1, odd}^{\infty} np \left\{ A_n^{III} r^{np-1} - B_n^{III} r^{-np-1} \right\} \sin(np\theta) \quad (3.f)$$

여기서 윗 첨자 I, II, III는 각각 공극, 영구자석 및 축영역을 나타낸다. 식 (3)에 식 (4)로 주어지는 경계조건을 대입하여 미정계수($A_n^{I,II,III} \sim B_n^{I,II,III}$)를 구할 수 있다.

$$B_{r_n}^I(R_o, \theta) = B_{r_n}^{II}(R_o, \theta) \quad (4.a)$$

$$B_{r_n}^{II}(R_i, \theta) = B_{r_n}^{III}(R_i, \theta) \quad (4.b)$$

$$H_{\theta n}^I(R_s, \theta) = 0 \quad (4.c)$$

$$H_{\theta n}^I(R_o, \theta) - H_{\theta n}^{II}(R_o, \theta) = M_{\theta n} \quad (4.d)$$

$$H_{\theta n}^{II}(R_i, \theta) - H_{\theta n}^{III}(R_i, \theta) = -M_{\theta n} \quad (4.e)$$

$$A_{\theta n}^{III}(r \rightarrow 0, \theta) = 0 \quad (4.f)$$

여기서 식 (4.a) 및 (4.b)는 경계면에서 자속밀도의 반경방향 성분의 연속성에 의해, 식 (4.d) 및 (4.e)는 경계면에서 평행 방향 자화의 원주방향성분으로 인한 자계의 불연속성에 의해, 식 (4.c)는 고정자의 비투자율은 무한이라는 가정에 의해 마지막으로 식 (4.f)는 $r=0$ 일 때 영역 III에서의 벡터자위성분은 존재하지 않는 것에 의해 얻어진 경계조건들이다. 결론적으로 얻어진 미정계수들을 다시 식 (3.a)와 식 (3.b)에 대입함으로써 식 (5)로 주어지는 평행방향 자화 회전자의 반경방향 및 원주방향 공극 자속밀도를 얻을 수 있다.

2.2 2-D 퍼미언스함수

치/슬롯 구조를 갖는 고정자는 슬롯팅 효과를 발생시켜 공극 자속밀도를 왜곡시키고 기계적 공극길이와 자기적 공극길이를 같지 않게 만든다. 특히, 표면부착형 영구자석형기의 경우 영구자석의 비 투자율이 공기와 같으므로 상대적으로 유효공극길이는 증가하게 된다. 따라서 자속밀도의 정확한 예측 및 더 나아가 코깅토크의 예측을 위해서 슬롯

팅 효과는 반드시 고려되어야 하기 때문에 2-d 퍼미언스 함수를 도입하기로 한다. 즉, 영구자석의 두께로 인한 유효공극길이가 증가를 고려하기 위해 2차원적인 슬롯팅 효과를 고려한 퍼미언스 특성식은 식 (6)으로 주어진다 [10].

$$\lambda(\theta, r) = \Delta_o(r) + \sum_{m=1}^{\infty} \Delta_m(r) \cos m N_s (\theta + \alpha_{ma}) \quad (6.a)$$

$$\Delta_o(r) = \frac{1}{K_c} \left[1 - 1.6 \Gamma \frac{b_o}{\tau_s} \right] \quad (6.b)$$

$$\Delta_m(r) = -\Gamma(r) \frac{4}{\pi m} \left\{ 0.5 + \frac{(m \frac{b_o}{\tau_s})^2}{0.78125 - 2(m \frac{b_o}{\tau_s})^2} \right\} \times \sin \left(1.6 \pi m \frac{b_o}{\tau_s} \right) \quad (6.c)$$

여기서 α_{ma} 는 슬롯 각 이고 τ_s 은 슬롯 피치이다. b_o 및 N_s 는 각각 슬롯 개구폭과 슬롯수를 나타낸다. K_c 는 카터 계수로 자기적 공극길이를 고려하기 위해 도입되었으며 $\Gamma(r)$ 은 고정자 슬롯을 축으로 반경방향 위치에 의존하는 함수로 둘다 [10]에 자세히 설명되어있다. 결과적으로 슬롯팅이 고려된 자속밀도는 식 (5)와 식 (6.a)로부터 쉽게 식 (7)으로 계산된다.

$$B_{pm}^{slotting}(r, \theta) = B_{r_n}^I(r, \theta) * \lambda(r, \theta) \quad (7)$$

2.3 코깅토크 특성식

코깅토크는 회전자의 회전에 따른 전기기기내의 에너지 변화로 인해 발생하는 것으로, 이 에너지 변화의 대부분은 공극 에너지이므로 영구자석 및 요크에서의 에너지 변화를 무시하면 영구자석기기의 공극에너지는 식 (8)로 표현된다 [11-13].

$$W(\alpha) \approx W(\alpha)_{air} = \frac{1}{2\mu_0} \int \int \int_v B_{pm}^{slotting}((R_s + R_o)/2, \theta, \alpha)^2 dV \quad (8)$$

여기서 Θ 와 α 는 각각 고정자 및 회전자 기준 각이며 둘 사이의 관계는 식 (9)과 같다.

$$B_{r_n}^I = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \left[\frac{np \mu_o \left(R_s^{2np} r^{-np-1} + r^{(np-1)} \right) \left\{ (np - \mu_{rs})(YM_{\theta n} - XM_{r_n}) + (1 - np \mu_{rs})(YM_{r_n} - XM_{\theta n}) \right\}}{2 \left((np)^2 - 1 \right) \left\{ \mu_{rs} \left(R_s^{2np} - R_i^{2np} \right) + \left(R_s^{2np} + R_i^{2np} \right) \right\}} \right] \cos(np\theta) \quad (5.a)$$

$$B_{\theta n}^I = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \left[\frac{np \mu_o \left(R_s^{2np} r^{-np-1} - r^{(np-1)} \right) \left\{ (np - \mu_{rs})(YM_{\theta n} - XM_{r_n}) + (1 - np \mu_{rs})(YM_{r_n} - XM_{\theta n}) \right\}}{2 \left((np)^2 - 1 \right) \left\{ \mu_{rs} \left(R_s^{2np} - R_i^{2np} \right) + \left(R_s^{2np} + R_i^{2np} \right) \right\}} \right] \sin(np\theta) \quad (5.b)$$

여기서

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

$$\theta - \alpha = \omega_r t \quad (9)$$

여기서 ω_r 은 회전자의 회전속도이다. 식 (8)은 식 (10)으로 정리된다.

$$W(\alpha)_{air} = \frac{L_a}{4\mu_0} (R_s^2 - R_o^2) \int_{\theta} B_{pm}^{slotted}(\theta, \alpha)^2 d\theta \quad (10)$$

여기서 L_a 는 기기의 유효 축 방향길이이다. 결과적으로 식 (7)을 식 (10)에 대입한 후 결과를 다시 식 (11)로 주어지는 코깅 토크식에 대입하여 코깅토크를 예측할 수 있다.

$$T_{cog}(\alpha) = - \frac{\partial W(\alpha)}{\partial \alpha} \quad (11)$$

2.4 스큐를 고려한 특성식

코깅토크 저감방법 중 가장 확실한 방법은 고정자 혹은 회전자에 스큐를 주는 것인데, 스큐의 영향에 대한 해석적인 고려는 식 (12)로 주어지는 스큐 인자를 도입함으로써 가능해진다 [14].

$$\frac{\sin(h\epsilon/2)}{h\epsilon/2} \quad (12)$$

여기서 $\epsilon = 2 * S_k * \pi / N_s$ 이며 S_k 는 스큐 비이다. 한편, h 는 식 (13)으로 표현된다.

$$h = mN_s \quad m = 1, 2, 3, \dots \quad (13.a)$$

$$h = np \quad n = 1, 3, 5, \dots \quad (13.b)$$

고정자 스큐는 식 (13.a)를 식 (12)에 대입한 후, 식 (6.a)로 표현되는 2-d 퍼미언스 방정식에 적용하여 식 (7)로부터 고려할 수 있다. 영구자석 스큐는 식 (13.b)를 식 (12)에 대입한 후, 다시 식 (5)로 표현되는 공극자속밀도에 적용하여 식 (7)로부터 고려할 수 있다. 본 논문에서는 고정자 스큐를 시행하였기 때문에 2-d 퍼미언스 함수는 식 (14)로 다시 쓸 수 있다.

$$\lambda(\theta, r) = \Delta_o(r) + \sum_{m=1}^{\infty} \Delta_m(r) \frac{\sin(mN_s\epsilon/2)}{mN_s\epsilon/2} \cos mN_s(\theta + \alpha_{ma}) \quad (14)$$

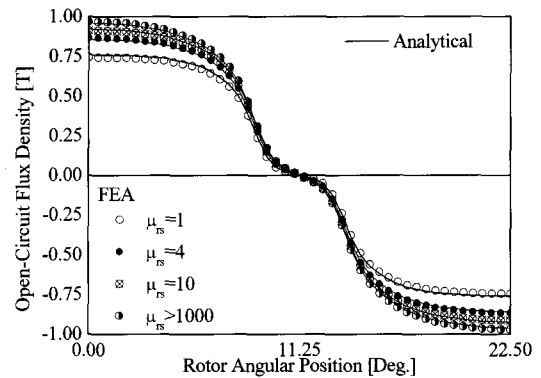
식 (14)를 식 (7)에 대입하여 스큐를 고려한 코깅토크에 대한 해석결과를 예측할 수 있다.

3. 자기적 특성해석 및 검토

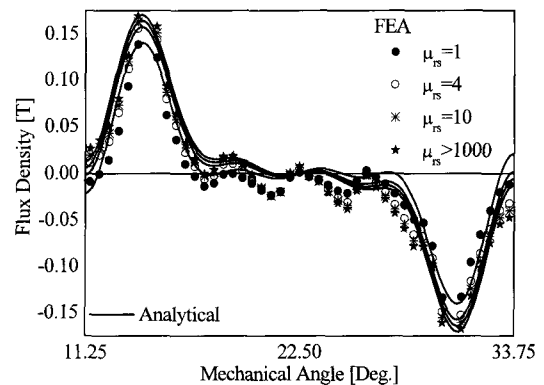
그림 2(a) 및 (b)는 각각 식(5)에 의해 얻어진 반경방향 및 원주방향 무부하시 자계 분포에 대한 해석결과와 유한요소 해석결과와의 비교를 보여준다. 다양한 축의 비투자율에 따른 해석결과는 유한요소해석결과와 잘 일치함을 보여주며,

그림 1(b)의 해석 모델로부터 얻어진 결과이기 때문에 슬롯팅 효과는 고려되지 않았다. 그림 2(c)는 그림 1(a) 모델에 대한 고정자 표면에서의 퍼미언스 분포를 나타내며 식 (6)에 의해 얻어진 결과이다. 그림 2(d)는 식 (7)에 의해 얻어진 그림 1(a) 모델의 고정자 표면에서 반경방향 무부하시 자계분포에 대한 해석결과와 유한요소 해석결과와의 비교를 보여준다. 여기서 해석적 결과의 경우 축의 비투자율을 4로 설정한 선형해석의 결과일지라도 그림 1(c)의 B-H 곡선이 고려된 즉 비선형 해석이 수행된 유한요소 해석결과와 비교적 잘 일치하기 때문에 포화영역 및 불포화 영역 구분에 의한 선형 전자기장 해석이 타당함을 알 수 있다. 한편, 식 (6)의 퍼미언스 함수는 반경방향 자속밀도의 슬롯팅 효과예측에만 사용되며, 원주방향 자속밀도 성분의 슬롯팅효과를 고려하기 위해서는 다른 형태의 퍼미언스 함수를 유도해야한다. 그러나 코깅토크 해석 시 원주방향자속밀도의 슬롯팅효과를 불필요하므로 원주 방향 자속밀도의 슬롯팅을 고려하기 위한 퍼미언스 함수 유도는 향후 연구에서 다룰 것이다.

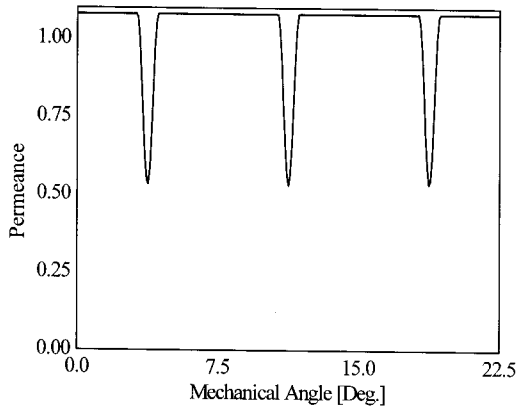
그림 3은 식 (11)에 의해 얻어진 그림 1(a) 모델에서 극호비가 0.5인 경우와 1.0인 경우의 해석결과와 비선형 유한요소 해석결과와의 비교를 보여준다. 해석결과는 비선형 유한요소 해석결과와 매우 잘 일치함을 알 수 있으며, 특히 극호비에 따라 코깅토크의 양상이 반대로 되는 현상 즉 극호비가 1인 경우 코깅토크가 음에서 양으로 극호비가 0.5인 경우 코깅토크가 양에서 음으로 변하는 양상 역시 일치함을 확인할 수 있다.



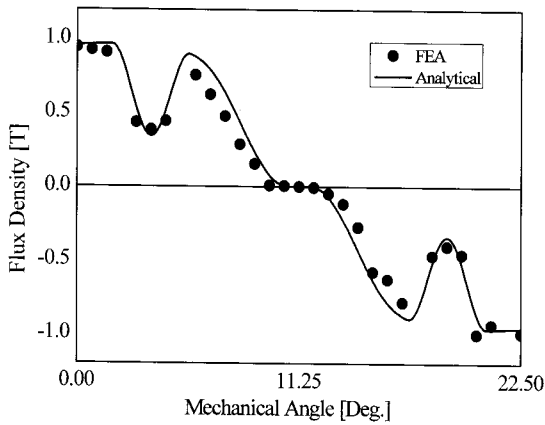
(a)



(b)



(c)



(d)

그림 2 (a) 그림 1(b)의 해석 모델의 공극에서 반경방향 무부하시 자계의 해석적 결과 및 유한요소 해석결과와의 비교, (b) 그림 1(b)의 해석 모델의 공극에서 원주방향 무부하시 자계의 해석적 결과 및 유한요소 해석결과와의 비교, (c) 고정자 표면에서 2-d 퍼미언스 분포 및 (d) 그림 1(a) 모델의 고정자 표면에서 무부하시 자계분포에 대한 해석적 결과와 비선형 유한요소 해석결과와의 비교.

Fig. 2 (a) Comparison of analytical and FE results for normal open-circuit field of analytical model shown in Fig. 1(b), (b) Comparison of analytical and FE results for tangential open-circuit field of analytical model shown in Fig. 1(b), (c) 2-d permeance distributions at stator inner surface and (d) comparison of analytical and non-linear FE results for open-circuit field at stator inner surface of Fig. 1(a).

4. 코깅토크의 최소화

4.1 스큐

그림 4는 식 (14)의 스큐인자를 고려하여 그림 1(a) 모델에서 극호비가 0.7인 경우의 스큐비에 따른 코깅토크 해석결과와 비선형 유한요소 해석결과와의 비교를 보여준다.

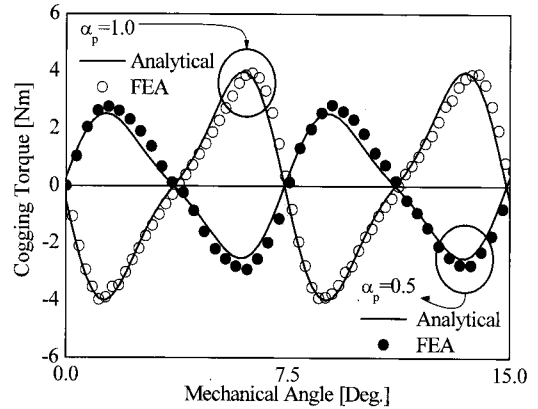


그림 3 그림 1(a) 모델의 코깅토크 해석결과와 비선형 유한요소 해석결과와의 비교.

Fig. 3 Comparison of analytical and non-linear FE results for the cogging torque of Fig. 1(a).

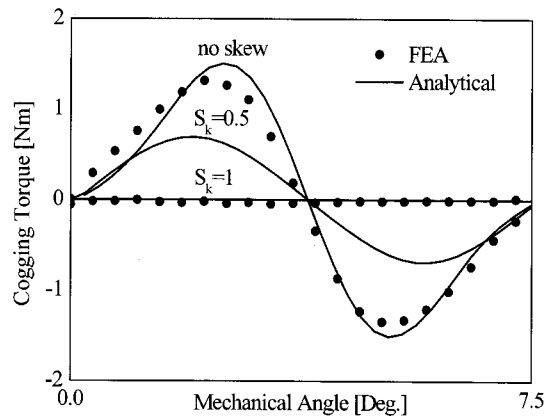


그림 4 그림 1(a) 모델의 다양한 스큐비에 대한 코깅토크의 해석결과와 비선형 유한요소 해석결과와의 비교.

Fig. 4 Comparison of analytical and non-linear FE results for the cogging torque according to skew ratio of Fig. 1(a).

해석결과는 유한요소해석결과와 비교적 잘 일치함을 알 수 있으며, 스큐비가 1인 경우 즉 1 슬롯피치 스큐인 경우에 해석적으로 코깅토크가 최소가 됨을 알 수 있다.

4.2 극호비

코깅토크 저감 방법은 현재까지 많은 논문에서 다루어 졌으며 그 중 슬롯 개구폭 최소화, 보조슬롯, 극호비 변화에 의해 최소화될 수 있다고 보고되고 있다. 이 중 슬롯개구폭은 권선두께에 의해 최소화의 한계가 있으며 보조슬롯은 설계된 발전기의 치 폭이 작아 시행하기 어렵다. 따라서 본 논문에서 고려한 방법은 극호비에 따른 코깅토크 저감방법으로 제시된 영구자석형 풍력발전기의 경우 다극이기 때문에 영구자석의 극 피치가 일반적인 4극기에 비해 상대적으로 작아 코깅토크가 극호비에 매우 민감한 영향을 받을 것으로

예측되어 질 수 있다. 그림 3에서 알 수 있듯이, 코깅토크에 대한 해석결과가 유한요소 해석결과와 매우 잘 일치함을 확인할 수 있었기 때문에 오직 해석 해만을 사용하여 다양한 극호비에 따른 코깅토크의 해석을 그림 5와 같이 수행하였다. 그림에서 알 수 있듯이 극호비가 0.7인 경우가 제일 작음을 확인할 수 있고 극호비가 0.5~0.7인 경우의 코깅토크는 +에서 -로 변하는 반면 0.8~1.0의 경우에 코깅토크는 -에서 +로 변함을 알 수 있다. 코깅토크를 연구한 대부분의 논문에서 알 수 있듯이, +로 혹은 -로 시작하는 코깅토크가 그 반대의 부호로 시작하는 코깅토크로 변하는 극호비 사이에서 코깅토크가 최소가 되기 때문에 0.7~0.8사이에서 코깅토크가 최소가 되는 극호비가 존재함을 예측할 수 있다. 실제로 유한요소해석으로부터 얻어진 그림 6에서 알 수 있듯이, 0.74에서 코깅토크가 최소가 됨을 확인 하였다. 극호비를 제외한 풍력발전기의 설계 파라미터가 이미 정해진 상태였기 때문에 해석결과로부터 본 논문은 극호비를 0.74로 하여 그림 7에 보이는 영구자석형 풍력발전기를 제작하였다. 그러나 그림 6의 측정결과로부터 실험결과와 해석결과 사이의 오차가 거의 2배 정도임을 알 수 있다. 이 오차의 이유는 다음 장에서 자세히 다루어질 것이다. 한편, 본 논문은 극호비에 따른 코깅토크의 최소화를 해석적으로 검증하였으나 실제와는 차이가 남을 확인하였기 때문에 코깅토크 저감의 가장 확실한 방법인 스큐를 결정하였으며, 아울러 극호비에 따른 코깅토크 변화를 확인하기 위해서 극호비 0.7에 고정자 스큐가 시행된 발전기 1대를 더 제작하였다. 이로써 스큐 유무에 따른 그리고 극호비에 따른 코깅토크 측정결과를 4가지 경우에 대해 얻을 수 있었으며 이 결과는 또한 다음 장에 자세히 다룰 것이다.

4.3 영구자석 모서리 형상

그림 8 (a), (b) 및 (c)는 코깅토크의 유한요소 해석 모델로 각각 극호비가 0.68, 0.7 및 극호비 0.7의 영구자석에 챔퍼링(r=1mm)을 한 모델이다. 그림 9의 유한요소 해석결과에서 알 수 있듯이, 극호비가 0.7일지라도 영구자석의 모서리 끝에 약간의 챔퍼링을 하면 그것의 코깅토크는 마치 영구자석의 극호비가 0.68과 같은 효과를 낼 수 있고, 이는 그림 6의 측정결과에서도 알 수 있다. 또한 앞 장에서 논의되었듯이, 회전자의 영구자석은 코깅토크가 최소가 되는 극호비인 0.74로 제작되었으나, 제작된 회전자는 영구자석 챔퍼링(r=1mm)을 시행한 경우이므로, 그림 6에서 알 수 있듯이, 측정결과는 마치 극호비가 0.72일 때의 해석결과와 비슷한 값을 가진 것으로 사료된다. 실제로 영구자석은 부식방지를 위한 니켈도금을 위해서 영구자석의 모서리를 둥글게 가공을 해야만 하며, 이는 풍력용 영구자석 발전기와 같이 다극인 경우 한 극이 차지하는 극호비의 감소를 야기할 수 있음을 해석결과와 실험결과를 통해서 확인할 수 있다. 따라서 풍력용 영구자석형 발전기와 같은 다극형 영구자석 기기의 코깅토크는 해석 시 반드시 제작될 영구자석의 정확한 형상을 고려해야 한다.

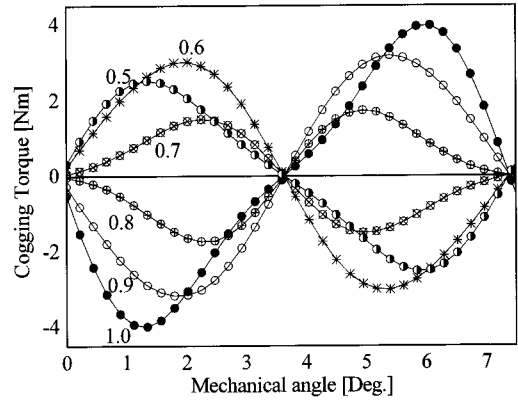


그림 5 그림 1(a) 모델의 다양한 극호비에 따른 코깅토크의 변화에 대한 해석결과.

Fig. 5 Analytical results for the variation of cogging torque according to pole arc/pitch ratio of Fig. 1(a).

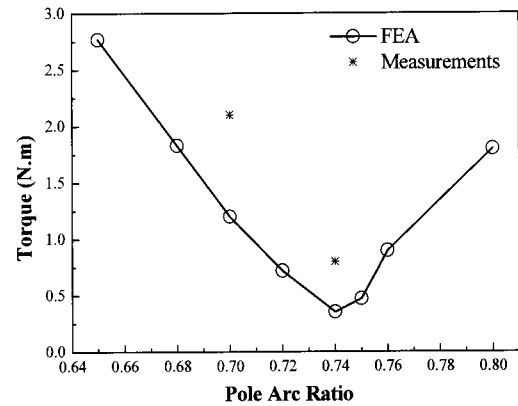


그림 6 유한요소해석에 의해 얻어진 극호비에 따른 코깅토크 최대 값의 변화.

Fig. 6 Variation of peak cogging torque according to pole arc/pitch ratio.

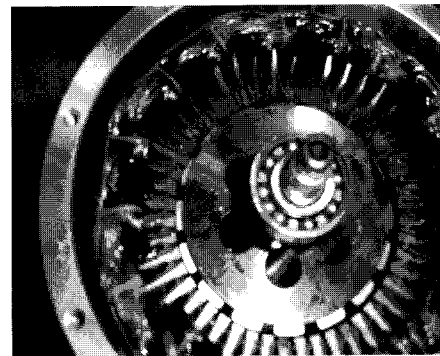


그림 7 극호비 0.74인 회전자 갖는 영구자석형 풍력발전기의 실제 제작 사진.

Fig. 7 Photograph of actual manufactured permanent magnet generators with rotor of which pole arc/pitch ratio is 0.74.

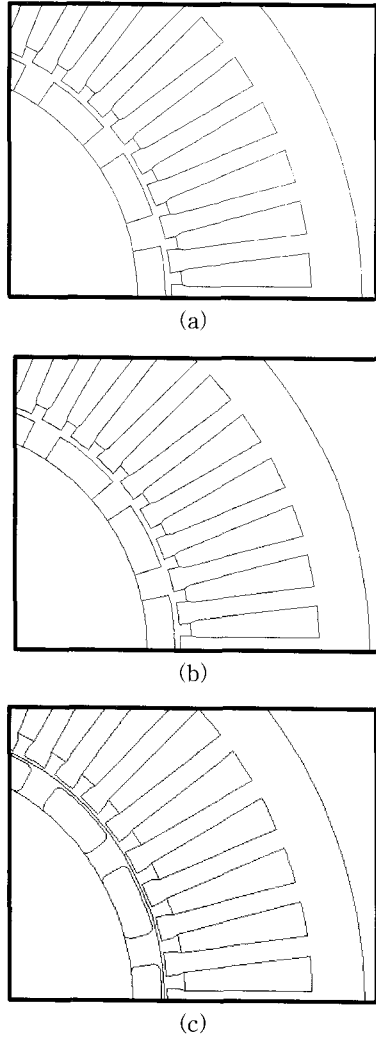


그림 8 코깅토크 해석 모델: 극호비가 (a) 0.68, (b) 0.7 및 (c) 0.7 (R=1mm).

Fig. 8 Cogging torque analysis model: for the case when pole arc/pitch ratio is (a) 0.68, (b) 0.7 and (c) 0.7 (R=1mm).

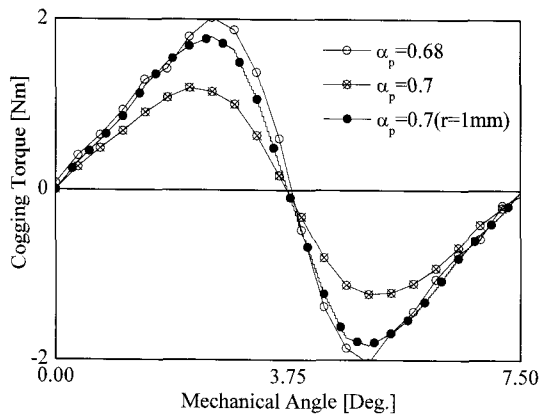


그림 9 그림 8의 모델의 코깅토크에 대한 유한요소 해석결과.
Fig. 9 FE analysis results for cogging torque of model shown in Fig. 8.

5. 코깅토크 저감결과

그림 10 (a) 및 (b)는 각각 극호비가 0.7 및 0.74인 두 회전자와 스큐를 준 그리고 주지 않은 고정자의 제작 사진을 보여준다. 그림 11은 앞 장에서 논의된 코깅토크 해석결과와 다양한 극호비에 대해 스큐를 준 경우의 코깅토크 측정결과를 정리한 것이다. 극호비가 비록 0.04의 작은 차이가 남에도 불구하고 코깅토크는 무려 3배 이상의 차이가 남을 확인할 수 있고, 각 극호비에서 영구자석의 모서리를 가공한 경우와 가공하지 않은 경우의 코깅토크 역시 거의 2배정도 차이가 남을 알 수 있다. 이 결과들로부터 다극 영구자석형 기기의 경우 코깅토크는 극호비에 매우 민감함을 알 수 있다. 또한, 1 슬롯 피치 스큐를 시행한 경우 이론적으로 코깅토크는 0이 되나 그림 11에서 알 수 있듯이 실제 측정결과는 그렇지 않음을 알 수 있다. 그럼에도 불구하고, 영구자석기에서 스큐가 코깅토크 최소화에 가장 적합함을 해석적 및 실험적으로 확인할 수 있다.

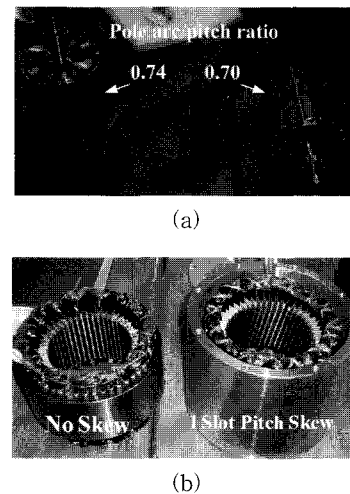


그림 10 제작된 영구자석형 발전기: (a) 극호비가 다른 회전자 및 (b) 스큐 유무에 따른 고정자.

Fig. 10 Manufactured permanent magnet generator: (a) rotor with different pole arc/pitch ratio and (b) stator with/without skew.

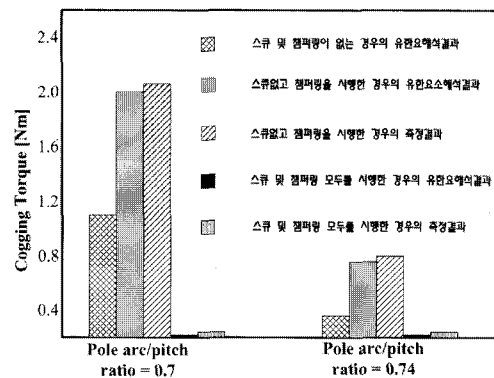


그림 11 극호비 및 스큐에 따른 코깅토크에 대한 해석결과 및 측정결과.

Fig. 11 Analysis and measured results for cogging torque according to pole arc/pitch ratio and skew.

6. 결 론

본 논문은 풍력용 영구자석 다극 동기 발전기의 전자장 및 유한요소 해석을 이용한 코깅토크 예측 및 실험적 검증 을 다루었다. 먼저 자기벡터자위와 2차원 극 좌표계를 이용 하여 무부하시계분포 특성식을 도출하고, 도출된 자계특성 식과 2차원 퍼미언스 함수를 이용해 슬롯팅이 고려된 자속 밀도 특성식을 도출했다. 도출된 슬롯팅이 고려된 자속밀도 특성식과 에너지 변화법을 이용하여 해석적으로 코깅토크를 예측하고 특히 스큐인자를 도입하여 스큐를 시행한 경우의 코깅토크 예측도 수행하였다. 모든 해석결과는 비선형 유한 요소해석결과와 비교하여 잘 일치함을 확인하였다. 다음으로 코깅토크를 저감하기 위해 영구자석 극호비에 따른 코깅토크의 변화를 해석적 방법과 유한요소해석방법을 통해 예측 함으로써 코깅토크가 최소가 되는 극호비를 도출하였으며, 도출된 극호비를 갖는 영구자석 발전기를 제작하여 코깅토크 측정도 수행하였다. 예측된 결과와 측정된 결과와의 오차 원인이 영구자석의 극호비에 영향을 주는 영구자석 형상 측 면에서 논의되었다. 마지막으로 극호비에 따른 그리고 스큐 유무에 따른 코깅토크 측정결과와 예측결과를 비교하여 비 교적 잘 일치함을 확인함으로써, 해석결과의 타당성을 다시 한번 입증하고 코깅토크에 영향을 주는 요소를 해석 및 실험 모두를 통해 확인할 수 있었다.

감사의 글

이 논문은 산업자원부에서 시행한 전력산업 인프라 구축지원 사업과 에너지관리공단 과제로 수행된 논문 입니다.

참 고 문 헌

- [1] Jianyi Chen, Chemmangot V. Nayar and Longya Xu, "Design and Finite-Element Analysis of an Outer-Rotor Permanent-Magnet Generator for Directly Coipled Wind Turbines," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 36, no. 5, pp. 3802-3809, Sept. 2000.
- [2] 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.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] Z. Q. Zhu and D. Howe, "Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet dc motors, PartI: Open-Circuit Field," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 29, no. 1, pp. 124-135, Jan. 1993.
- [6] David L. Trumper, Won-jong Kim and Mark E. Williams, "Design and Analysis Framework for Linear Permanent-Magnet Machines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 32, no. 2, pp.371-379, 1996.
- [7] Keld F. Rasmussen, "Analytical Prediction of magnetic Field from Surface Mounted Permanent Magnet Motor," *IEMDC'99*, pp. 34-36, 1999.
- [8] 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.
- [9] Z. Q. Zhu, D. Howe, and C.C. Chan, "Improved Analytical Model for Predicting the Magnetic Field Distribution in Brushless Permanent Magnet Machines," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 38, no. 1, pp. 229-238, Jan. 2002.
- [10] Z. Q. Zhu and D. Howe, "Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet dc motors, PartIII: Effect of Stator Slotting," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 29, no. 1, pp. 143-151, Jan. 1993.
- [11] Sang-Moon Hwang, Jae-Boo Eom, Geun-Bae Hwang, Weui-Bong Jeong and Yoong-Ho Jung, "Cogging Torque and Acoustic Noise Reduction in Permanent Magnet Motors by Teeth Pairing," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 36, no. 5, pp. 3144-3146, Sept. 2000.
- [12] G. Barakat, T. El-meslouhi and B. Dakyo, "Analysis of the Cogging Torque Behavior of a Two-Phase Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Machine," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 37, no. 4, pp. 2803-2805, July. 2001.
- [13] C. Breton, J. Bartolome, J. A. Benito, Tassinaro, I. Flotats, C. W. Lu and B. J. Chalmers, "Influence of Machine Symmetry on Reduction of Cogging Torque in Permanent Magnet Brushless Motors," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 36, no. 5, pp. 3819-3823, Sept. 2000.
- [14] Kwang-Heon Kim, Dong-Joon Sim and Jong-Soo Won, " Analysis of skew effects on cogging torque and BEMF for BLDCM", *IEEE Industry Applications Conference*, Vol.1, pp. 191-197, Oct. 1991.

저 자 소 개



장석명 (張錫明)

1949년 7월 3일생. 1986년 한양대 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 1989년 미국 Univ. of Kentucky (방문연구교수), 1978년~현재 충남대 전기공학과 교수, 2004년~2005년 당학회 부회장, 전기가기 및 에너지 변환 시스템 부문회 회장 역임.

Tel : 042-821-5658

E-mail : smjang@cnu.ac.kr

Homepage : <http://sems.cnu.ac.kr>



최장영 (崔璋英)

1976년 10월 20일생. 2003년 충남대 전기공학과 학사 졸업. 2005년 동 대학원 전기공학과 석사 졸업. 2005년~현재 동 대학원 전기공학과 박사과정.

Tel : 042-821-7608

E-mail : aramis76@cnu.ac.kr



이성호 (李成浩)

1971년 11월 1일생. 1997년 충남대 전기공학과 학사 졸업. 1999년 동 대학원 전기공학과 석사 졸업. 2003년 동 대학원 전기공학과 박사 졸업. 2003~2007년 LG 전자 디지털 어플라이언스 연구소 요소기술그룹 선임연구원. 2007년 ~ 현재 한국생산기술연구원(KITECH) 광주 연구센터/부품 소재팀 선임연구원

Tel : 062-6006-350

E-mail : shlee07@kitech.re.kr