ISSN (Print) 1598-5385
ISSN (Online) 2233-6648
≪연구논문≫ Journal of the Korean Magnetics Society 25(6), 189-197 (2015) http://dx.doi.org/10.4283/JKMS.2015.25.6.189

# Design of Brushless Permanent Machine with Skewed Stator for Electrical Power Steering System

**Choong-Sung Lee, Kyung-Tae Jung, and Jung-Pyo Hong***
*Department of Automotive Engineering, Hanyang University, Seoul 04763, Korea*

**Hae-Joong Kim**
*Rotary Machine Center, Korea Testing Certification, Gunpo 15809, Korea*

**Young-Kyun Kim**
*Department of Electrical Engineering, Osan University, Osan 18119, Korea*

(Received 1 October 2015, Received in final form 7 December 2015, Accepted 8 December 2015)

As enforced the regulation of fuel efficiency, the electrification of automotive components in internal combustion vehicle has been applied instead of hydraulic pressure. A typical example of such parts is the EPS (electric power steering), and it is applied to most automotive at present. In electric power steering system, the core component is motor. The reduction of cogging torque and torque ripple is required to improve steering feeling and reduce NVH (Noise Vibration Harshness) in EPS. Generally the skewed design of stator or rotor is applied in order to reduce cogging torque and torque ripple. This paper propose the design and analysis methodology of Brusheless PMSM (Permanent Magnet Synchronous Motor) which is applied to skewed stator. The proposed methodology is as follows: First Intial Design PMSM with skewed stator for EPS, Second Optimal design using RSM (Response surface method), Third Performance Analysis such as Phase Back EMF, Inductance, Load torque using FEA (Finite Element Method). Finally, the reliability of proposed design methodology will be verified through the experiments of prototype sample.

**Keywords :** electric power steering, brushless motor, permanent magnet synchronous motor, stator skew, response surface method, finite element method

# 전동 조향 장치용 브러쉬리스 영구자석 전동기의 스테이터 스큐 설계

**이충성 · 정경태 · 홍정표***
한양대학교 미래자동차공학과, 서울시 성동구 왕십리로 222, 04763

**김해중**
한국기계전기전자시험연구원, 경기 군포시 흥안대로 27번길 22, 15809

**김영균**
오산대학교 전기공학과, 경기 오산시 청학로 45, 18119

(2015년 10월 1일 받음, 2015년 12월 7일 최종수정본 받음, 2015년 12월 8일 게재확정)

최근 차량의 연비규제 강화로 인해, 기존 내연기관의 차량 부품 구동방식이 유압방식 대신 전동방식으로 대체되어 가고 있다. 이러한 부품의 대표적인 예가, Electronic Power Steering(EPS)이며, 현재 대부분의 차량에 적용되고 있다. EPS의 핵심 부품으로서는 전동기가 있으며, EPS의 조향감 개선 및 진동/소음 저감을 위해 전동기의 Cogging torque 및 Torque Ripple 저감이 요구된다. 일반적으로 Cogging torque 및 Torque ripple을 저감하기 위해서, 고정자 또는 회전자에 스큐를 적용한다. 본 연구에서는 고

© The Korean Magnetics Society. All rights reserved.
*Corresponding author: Tel: +82-2-2220-0455,
Fax: +82-2-2220-4466, e-mail: hongjp@hanyang.ac.kr

정자에 스큐가 적용된 Bushless PMSM(Permanent Magnet Synchronous Motor)의 설계 방법 및 해석방법에 대해 소개한다. 고정자 skew가 적용된 EPS용 PMSM에 대해 초기 설계를 진행하고, RSM(Response Surface Methodology)을 이용한 최적설계를 수행한다. 유한요소해석을 통해 역기전력, Inductance, Load torque 등의 성능을 확인한다. 마지막으로 시제품 제작 및 실험을 통해 설계 방법에 대한 신뢰성을 검증한다.

**주제어** : 전동식 조향장치, 브러쉬리스 전동기, 영구자석 동기 전동기, 고정자 스큐, 표면반응법, 유한요소법

## I. 서 론

오늘날 석유자원의 고갈과 대기환경문제 등으로 인해, 연비 규제는 더욱더 높아지고 있다. 이러한 규제에 대응하기 위해, 내연기관 차량의 부품 구동방식은 유압식에서 전동식으로 빠르게 바뀌어 가고 있다. 이러한 추세를 반영하는 대표적인 차량 부품으로는 엔진 구동에 의한 보기류 부품인 에어컨 컴프레셔 및 과급기와 샤시 시스템인 조향, 제동 및 현가 시스템이 있다[1]. 특히 샤시 시스템 중 하나인 EPS(Eletric Power Steering, 전동식 조향장치)는 기존의 유압식 조향장치에 비해 구성부품이 적어 가볍고 엔진 구동에 의한 조향 펌프가 제거되기 때문에 연비향상에 일조하는 대표적인 친환경 차량 부품이다.

EPS의 종류로는 Fig. 1과 같이 소형 차량용인 Column Type과 중대형 차량용인 Rack Type이 있다. 두 개의 시스템에 있어, 핵심 부품은 전동기이다[2]. EPS의 전동기는 차량의 연비향상을 위해 경량화뿐만 아니라, 전동기 회전 특성이 운전자에게 직접적인 영향을 주기 때문에 진동 및 소음 저감도 요구된다. 전동기의 진동 및 소음에 대한 중요한 발생원인 중 하나가 Cogging torque 및 Torque ripple이다[3-6]. Cogging Torque는 전동기의 고정자 및 회전자 형상설계 및 스큐 적용 등을 통해 저감할 수 있으며, 일반적으로 Fig. 2와 같이 고정자 및 회전자에 스큐를 적용하고 있다. 회전자 스큐는 고정자 스큐에 비해 자석 이탈, 복잡한 형상으로 인한 제작비용 상승이 있으며, 또한 제작 공차로 인해 Cogging torque 및 Torque ripple이 상대적으로 많이 발생하는 단점이 있다[7-9].

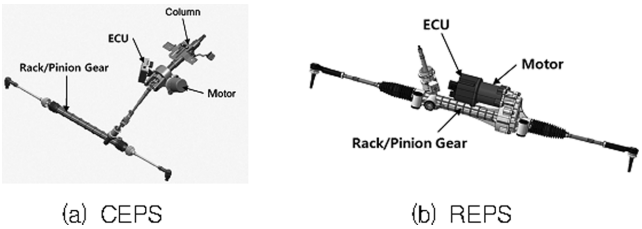



**Fig. 1.** Electric power steering system.

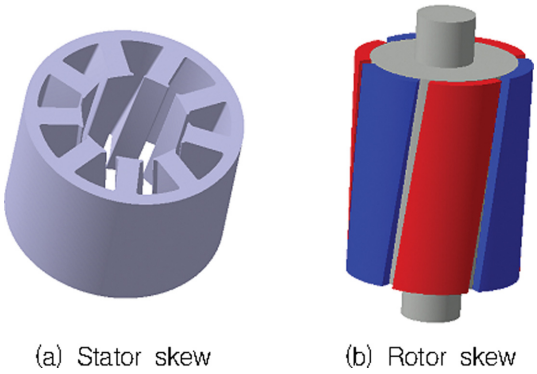



**Fig. 2.** (Color online) Skew of stator and rotor.

본 논문에서는 고정자 스큐가 적용된 Bushless PMSM (Permanent Magnet Synchronous Motor)의 설계 방법 및 해석방법에 대해 소개한다. 우선, 고정자 스큐가 적용된 EPS용 PMSM에 대해 초기 설계를 진행한다. 공간 고조파법을 이용하여 회전자 및 영구자석의 형상을 설계하고 권선수를 결정한다. 또한 E-L map을 이용하여 전동기의 중요한 파라미터인 무부하역기전력과 인덕턴스를 결정한다. 초기설계가 끝난 모델에 대해 RSM(Response Surface Methodology)을 이용한 고정자 및 회전자의 형상 최적화 설계를 수행한다. 그리고 최적화 모델에 대해 FEA(Finite Element Analysis)를 이용하여 고정자 스큐 모델의 상역기전력 및 Cogging torque, Load torque를 해석한다. 마지막으로 제작 및 실험을 통해 설계 방법에 대한 신뢰성을 검증한다.

## II. 전동기 설계 및 해석

### 1. 전동기 초기 설계

전동기 구조는 제작성 및 진동/소음 등을 고려하여 6극 9슬롯, 집중권, SPMSM(Surface mounted Permanent Magnet Synchronous Motor, 표면자석형 동기전동기)으로 선정하였다. 전동기 주요 사양은 Table I과 같다. 주어진 사양을 만족하기 위해, 먼저 초기 설계를 진행하였다. 전동기의 전류밀도는 최대속도에서 5 Arms/mm$^2$ 이하가 되도록 설계하였다.

**Table I**. Motor specification.

| Item | Value | Remark |
|---|---|---|
| Motor type | SPMSM | 6pole 9slots |
| DC link voltage [V] | 12 | |
| Max. torque [Nm] | 5.1 | @1200rpm |
| Max. speed [rpm] | 1900 | |
| Current limit [Arms] | 84 | |

본 논문에서의 회전자 크기는 참고 문헌의 TRV(Torque per unit 회전자 Volume)을 사용하였다[10]. 회전자 직경은 최대 토크, TRV, Stack Length(회전자 및 고정자 축방향 길이)를 이용하여 산정할 수 있으며, 식(1)과 같이 표현될 수 있다.

$$Rotor\ Diameter = \sqrt{\frac{T \times 4}{L_{stk} \times \pi \times TRV}} \tag{1}$$

여기서, $T$는 최대토크이고, $L_{stk}$는 Stack Length이다.

식(1)에서 회전자 직경을 산정하기 위해서는 Stack Length가 필요하다. Stack length를 결정하기 위해서는 회전자 직경과 Stack Length의 비율인 Shape Ratio가 필요하지만 본 논문에서는 Stack Length가 주어진 것으로 가정한다.

본 논문에서 다루는 SPMSM의 경우에는 IPMSM(Interior Permanent Magnet Synchronous Motor)과 달리 Magnetic rib가 존재하지 않기 때문에 공간 고조파법을 적용할 수 있다. SPMSM에 적용한 공간 고조파법은 다음과 같은 가정을 한다.

첫째, 대상 전동기는 슬롯이 없는 전동기로 가정한다.

둘째, 전동기 코어의 투자율은 무한대로 가정한다.

셋째, Z축 방향으로 변화가 없다고 가정하고, 2차원 해석을 한다.

넷째, 영구자석은 반경방향으로 일정한 주기성을 갖는다.

공극 영역에서의 지배 방정식은 Laplace equation으로 표현되며 식(2)와 같다.

$$\frac{\partial^2 \varphi_I}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial \varphi_I}{\partial r} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 \varphi_I}{\partial \theta^2} = 0 \tag{2}$$

여기서 $\phi$는 Magnetic Scalar Potential이다.

영구자석 영역에서의 지배방정식은 Poisson equation으로 표현되며 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 \varphi_{II}}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial \varphi_{II}}{\partial r} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 \varphi_{II}}{\partial \theta^2} = \frac{M_r}{r\mu_r} \tag{3}$$

여기서 $M$은 영구자석의 Magnetization이다.

각 영역에서의 지배 방정식을 이용하여 공극에서의 자속 밀도를 산정하고, 권선수를 고려하여 No-load back EMF(무부하역기전력)를 산정할 수 있다. Fig. 3은 초기 모델에 대한 공간 고조파법을 이용하여 산정한 No-load back EMF를 보여준다.

무부하역기전력과 인덕턴스는 전동기의 출력 특성을 좌우하는 가장 중요한 파라미터로, PMSM의 설계에서 가장 먼저 결정되어야 한다. 무부하역기전력과 인덕턴스의 변화에 따른 전동기 특성을 고려해야 하는데, 이에 대한 E-L map을 이용한 설계는 넓은 운전 범위의 파라미터에 대해 다양한 출력

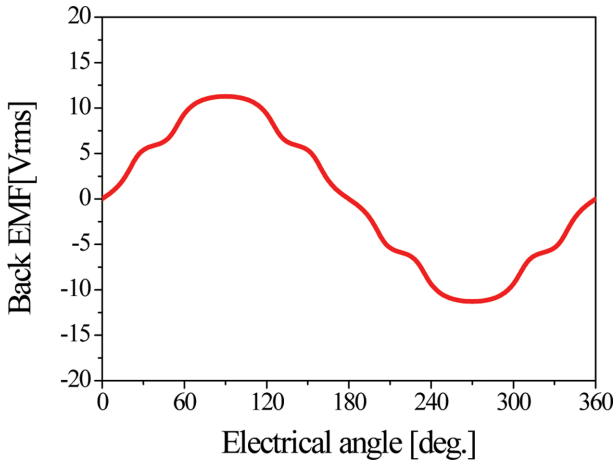



**Fig. 3.** (Color online) No-load back EMF of initial model.

특성을 확인 할 수 있으므로 요구사양을 만족시키기 위한 전동기 파라미터를 합리적이고 효과적으로 얻을 수 있게 한다. 결정된 파라미터를 얻을 수 있는 형상을 공간 고조파법을 통해 결정하고, 유한요소해석을 이용한 상세 설계를 진행한다. E-L map은 d-q축 등가회로를 이용하여 역기전력과 d축 인덕턴스에 따른 전동기 특성을 나타낸다. Fig. 4는 각 운전속도에 대한 효율, 선간 전압 및 입력전류를 E-L map으로 나타낸 것이다. 모든 운전 영역에서 출력을 만족하며, 효율이 최대가 되는 지점을 Fig. 4의 결과를 이용하여 설계 목표 파라미터 범위로 선정하였다. E-L map을 이용한 초기 설계 단계에서의 가정은 다음과 같다. 1. 모든 운전 구간은 MTPA (Maximum Torque Per Ampere) 제어를 실시하는 것으로 가정한다. 2. 권선저항은 터미널 단자 저항을 포함하는 것으로 가정하였다. 터미널 단자 저항은 제어기 출력에서 전동기 입력단까지 1상에 대한 lead wire의 저항이다. 3. 무부하 역기전력은 60 ºC, 1000 rpm에서의 값이다. 4. 선간 전압은 Modulation Ratio 92.5 %를 가정한 것이다.

Fig. 4의 E-L map에서 색깔이 표시되지 않은 부분은 요구출력을 만족시키지 못하는 부분이다. Fig. 4에서 알 수 있듯이 인덕턴스를 줄이고 쇄교자속(Linkage Flux)를 증가시키면 효율이 증가되는 것을 알 수 있다. 쇄교 자속을 증가시키기 위해서는 영구자석의 사용량을 증가시켜야 한다. 또한 인덕턴스를 감소시키기 위해서는 권선수를 감소시켜야한다. 그러나 권선수의 감소는 쇄교자속 감소를 야기하므로 다른 방법을 모색해야만 한다. 영구자석의 사용량을 증가시키는 방법은 쇄교자속을 증가시킬 수 있으나 재료비 증가 대비 효율 증가가 미미하므로 신중히 결정되어야한다. 또한 EPS 설계 시 효율은 중요한 고려 요소가 아니다. 본 논문에서는 최적설계단계에서 쇄교 자속을 증가시키기 위해 영구자석 두께를 0.3 mm 정도 증가시켰으며, 인덕턴스를 감소시키기 위해 Fig. 5의

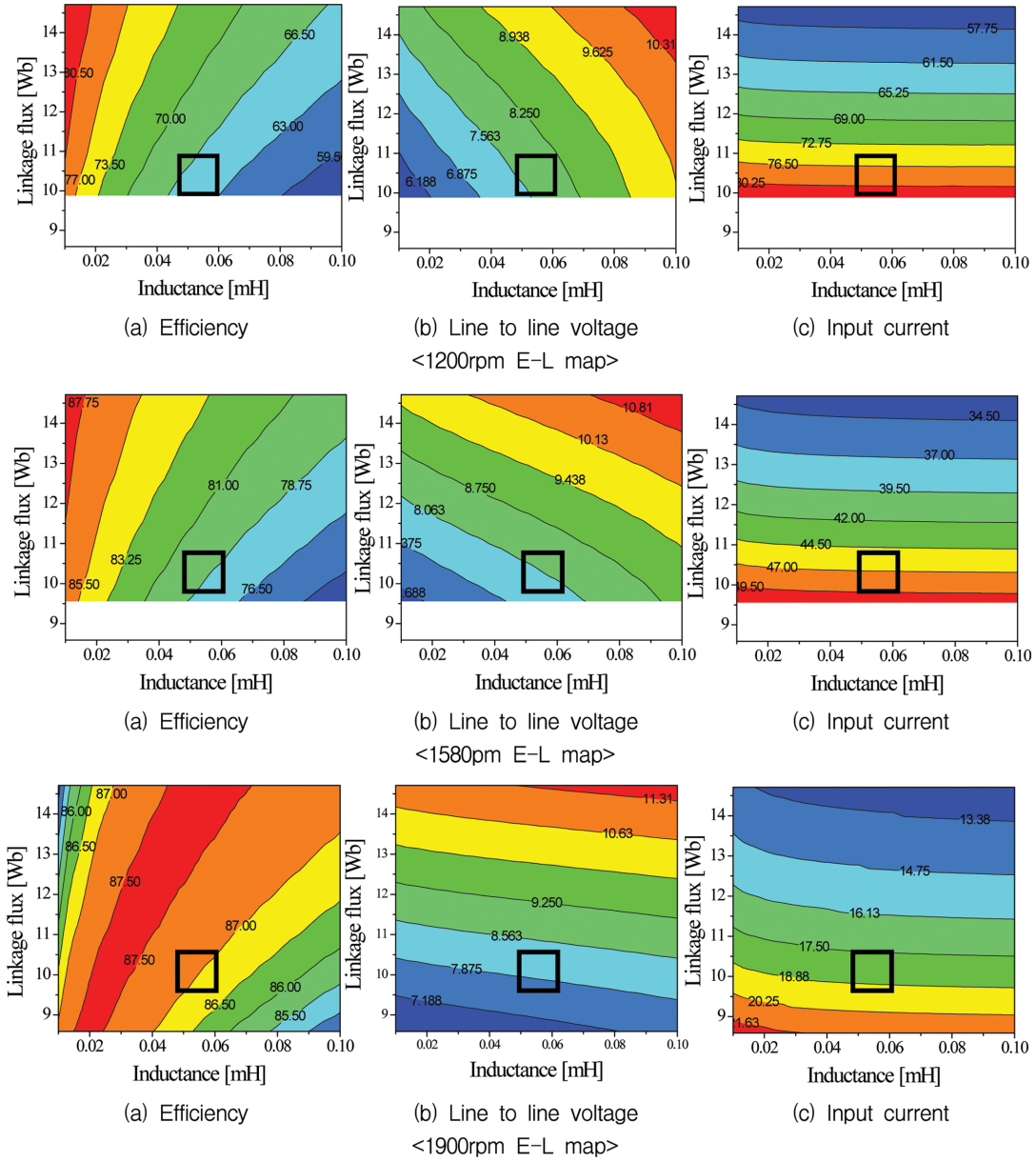



**Fig. 4.** (Color online) E-L map for efficiency and voltage at each speed.

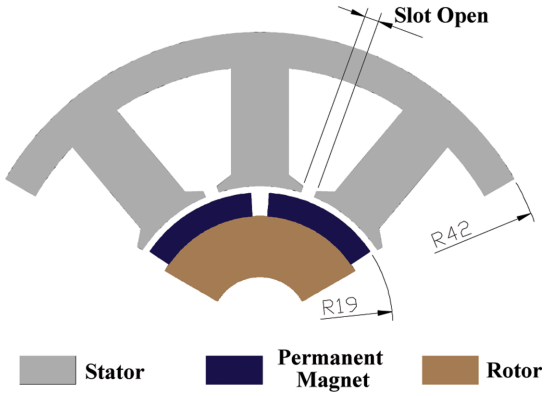



**Fig. 5.** (Color online) Shape and main dimensions of initial model.

Slot open을 증가시켰다. Fig. 4의 검정색 사각형으로 표시된 부분은 각 운전영역에서의 출력을 모두 만족하고, 전압과 전류를 최대한 사용하며, 약간의 마진을 줄 수 있는 부분이다. No-load back EMF과 인덕턴스는 검정색 사각형으로 표시된 부분에서 결정되었다. Fig. 5는 초기 모델의 형상 및 주요 치수를 보여준다.

## 2. 전동기 최적 설계

전동기 설계는 많은 설계변수의 상호작용 및 자기적 비선형성 등의 많은 제약 조건을 고려해야하기 때문에, 많은 해석 시간이 필요하다. 이와 같이 해석 시간을 줄이기 위해, 최

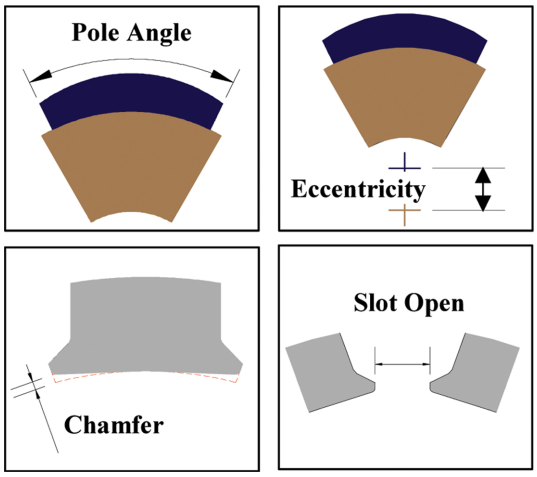



**Fig. 6.** (Color online) Design variables for optimization.

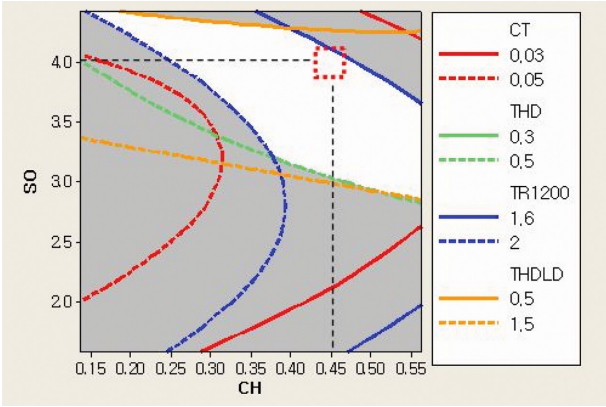



**Fig. 7.** (Color online) Analysis result of RSM.

적화 기법으로는 RSM(Response Surface Method)를 이용하였다. 본 연구의 전동조향장치용 전동기 요구특성은 Cogging torque 10 mNm 이하, Torque ripple은 평균 Torque의 1 % (Peak to Peak) 이하 및 No-load back EMF THD(Total Harmonic Distortion) 0.39 % 이하이며, 이를 목적함수로 선정하였다. 목적함수에 대해 회전자에서는 Pole Angle 및 Eccentricity, 고정자에서는 Chamfer 및 Slot Open이 영향을 많이 주기 때문에, 4개의 형상 변수를 Fig. 6과 같이 최적화 설계 요인자로 선정하였다. 최적화 순서로서 Pole Angle과 Eccentricity을 최적화 한 후에, 다시 Chamfer 및 Slot Open을 최적화하였다.

Pole Angle과 Eccentricity에 대한 Cogging torque, Torque ripple를 확인한 결과, Eccentricity에 대해서는 Cogging torque가 민감하게 반응하였고, Pole angle에 대해서는 Torque ripple이 민감하게 반응하였다. Torque ripple이 Pole angle에 민감하게 반응하기 때문에, Pole Angle의 제작공차로 인해 Torque ripple은 증가할 수 있다. Fig. 7은 RSM 결과를 보여준다. 최적화 형상 설계 변수 값은, Pole angle 52°, Eccentricity 5.5 mm, Chamfer 0.45 mm 및 Slot open은 4 mm이다. Fig. 8은 초기 모델과 RSM 결과로 선정된 최적 모델의 형상 및 치수를 보여주고 있다. 최적화로 인한 No-load back EMF 감소를 보상하기 위하여 Stack length는 57 mm로 증가시켰다. 고정자 스큐에 대한 권선공정의 한계를 고려하여 병렬 회로수를 3으로 증가시켰다. 또한 코일 선경을 0.7 mm로 감소시켰으며, 고정자 슬롯 점적율을 36.9 %로 감소시켰다. 인덕턴스를 감소시켜 전압마진을 확보하기 위하여 Slot open을 증가시키고, 영구자석 두께를 3 mm에서 3.3 mm로 증가시켰다.

### 3. 전동기 파라미터 및 특성 해석

공간 고조파법을 통하여 산정된 No-load back EMF은 스테이터 코어의 포화를 고려하지 않은 결과이므로 신뢰성이 떨어진다. 그러므로 정확한 파라미터 계산을 위해서는 FEA를 수행해야 한다. Fig. 9는 RSM을 통하여 산정된 최적화 모델의 No-load back EMF 해석 결과를 나타낸다. 고정자 스큐가 적용될 경우 축 방향으로 각 위치에서의 no-load back EMF 위상이 달라진다. 이러한 현상을 고려하기 위해서 본

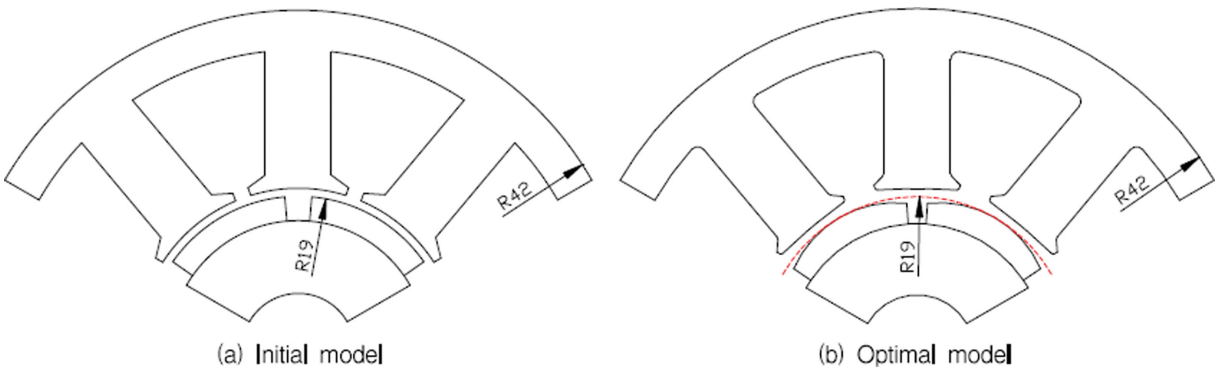



**Fig. 8.** (Color online) Initial model and optimal model.

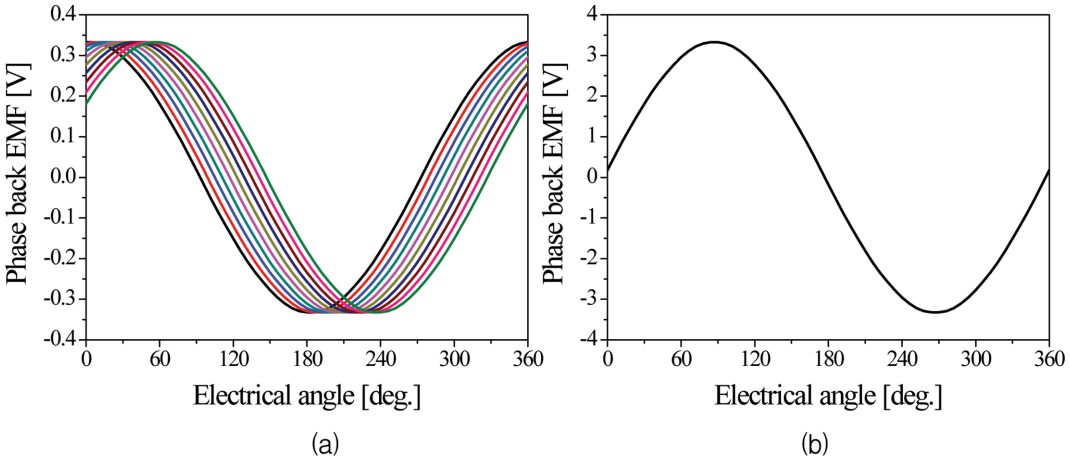



**Fig. 9.** (Color online) No-load phase back EMF of optimal model.

논문에서는 고정자 스큐가 10단 스큐인 것으로 가정하였다. 그래서 각 단에 대한 No-load back EMF을 해석하고, 모든 단에 대한 No-load back EMF을 합하였다. 이렇게 함으로서 고정자 스큐가 적용된 전동기에 대한 No-load back EMF 해석이 가능하다. 그러나 실제 고정자 스큐는 무한개의 단을 갖고 있는 것과 같다. 그러므로 10단 skew로 가정할 경우 미미한 오차가 발생할 수 있다. 이 오차는 10차 고조파가 사라지지 않음으로 인해 발생하는 오차이다. 그러나 10차 고조파는 미미한 값이므로 무시할 수 있다. Fig. 9의 (a)는 고정자의 각 단에 대한 FEA를 이용하여 해석한 no-load phase back EMF를 보여준다. Fig. 9의 (a)을 통해 각 단의 back EMF의 위상이 다르다는 것을 알 수 있다. 설계전동기의 적층길이가 57 mm이므로 10단에서 한 단의 적층길이는 5.7 mm로 가정할 수 있다. 그러므로 Fig. 9(a)와 같이 파형 형태는 같지만 위상이 다른 10개의 back EMF을 해석할 수 있고, 10개의 back EMF를 합성하여 10단으로 가정한 고정자 스큐 설계전동기의 no-load phase back EMF를 계산할 수 있다. Fig. 9의 (b)는 각 단의 no-load back EMF를 합성한 결과이다. 합성 결과 고정자 스큐가 적용된 설계전동기의 no-load phase back EMF는 2.34Vrms로 계산되었다.

고정자 스큐가 적용된 전동기의 Cogging torque 해석도 앞에서 언급한 No-load back EMF 분석와 동일한 방법을 사용하였다. 6극 9슬롯 전동기는 한 회전 당 18번의 Cogging torque 주기가 나타나므로, 기계각 20deg. 스큐를 적용하였다. 기계각 20deg.는 Cogging torque의 주기를 기준으로 환산하면 360deg.와 같다. 그래서 각 단의 No-load back EMF는 합성하였을 경우 그 크기가 증가하지만 각 단의 Cogging torque는 합성하게 되면 거의 사라지게 된다. Fig. 10의 (a)는 고정자의 각 단에 대한 Cogging torque를 보여준다. Fig. 10의 (b)는 각 단의 Cogging torque를 합성한 결과이다. Fig. 11은 스큐가 없는 경우 및 스큐를 적용한 경우의 Cogging torque를 보여준다.

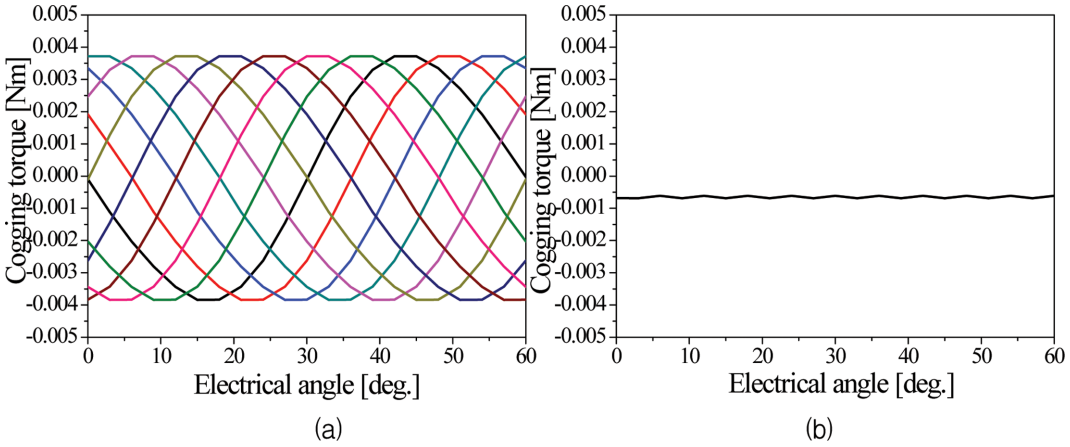



**Fig. 10.** (Color online) Cogging torque of optimal model (Skew model).

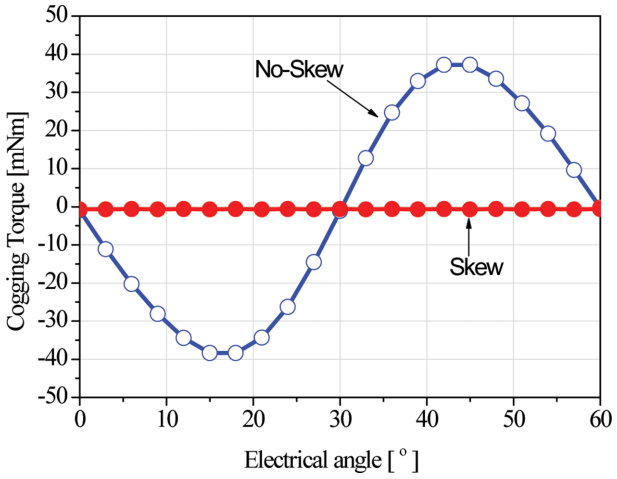



**Fig. 11.** (Color online) Cogging torque of optimal model (No-Skew and skew model.

**Table II.** Analysis results using equivalent circuit.

| Speed [rpm] | Torque [Nm] | Efficiency [%] | line voltave [Vrms] | Input current [Arms] |
|---|---|---|---|---|
| 1200 | 5.30 | 61.31 | 7.95 | 83.60 |
| 1580 | 2.99 | 77.13 | 7.99 | 47.69 |
| 1900 | 1.11 | 85.78 | 8.05 | 18.55 |

산정된 No-load back EMF와 인덕턴스를 d, q축 등가회로에 적용하여 최적모델의 특성해석을 수행한다. 단자전압은 95 % Modulation ratio를 적용한 값이고, 권선 저항은 운전온도 60 °C에서 터미널 단자 10 mΩ이 포함된 결과이다. 기계손은 1000 rpm을 기준으로 산정된 결과이며 운전속도의 제곱에 비례한다. 철손 저항은 각 주파수 성분별 자속 밀도의 크기를 바탕으로 주파수별 철손 데이터를 이용하였다. 각 Mesh element의 철손을 구한 후, 각 Mesh element에서 구한 철손을 합하여 전동기의 전체 철손을 계산하였다. 산정된 철손은 전동기 특성 해석에 반영되었다. 특성 해석의 수행결과는 Table II와 같다.

**Table III.** Average torque and torque ripple using finite element analysis.

| rpm | Average torque [Nm] | | Input current [Arms] | Torque ripple [%] | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Equivalent circuit | FEA | | No Skew | Skew |
| 1200 | 5.3 | 5.62 | 82.95 | 1.3 | 0.06 |
| 1580 | 2.99 | 3.24 | 46.97 | 4.9 | 0.09 |
| 1900 | 1.11 | 1.11 | 17.78 | 12.3 | 0.23 |

고정자 스큐가 적용된 전동기의 Torque ripple 해석도 앞에서 언급한 No-load back EMF 해석과 동일한 방법을 사용하였다. Fig. 12의 (a)는 고정자의 각 단에 대한 Load torque를 보여준다. Fig. 12의 (b)는 각 단의 Load torque를 합산한 결과이다. Fig. 12에서 알 수 있듯이 각 단의 Load torque를 합성한 결과 Torque ripple이 거의 사라진 것을 알 수 있다.

Table III은 각 운전 속도별 평균 Torque 및 Torque ripple의 해석 결과이다. Torque ripple의 유한요소해석을 위해 철손 전류를 제외한 전류를 입력전류로 사용하였다. 스큐를 적용하지 않는 경우 대비 스큐를 적용한 경우 Torque ripple이 매우 작아진 것을 알 수 있다.

## III. 실험을 통한 설계 검증

설계된 고정자 스큐의 최적모델을 제작하여 무부하 및 부하 시험을 수행하여 설계 및 해석에 대한 신뢰성을 확인하였다. 전동기 시험은 크게 무부하 및 부하 시험으로 나뉘며 무부하 시험에서는 전동기의 기본적인 파라미터인 No-load back EMF, 인덕턴스, Cogging torque 측정할 수 있다. 부하

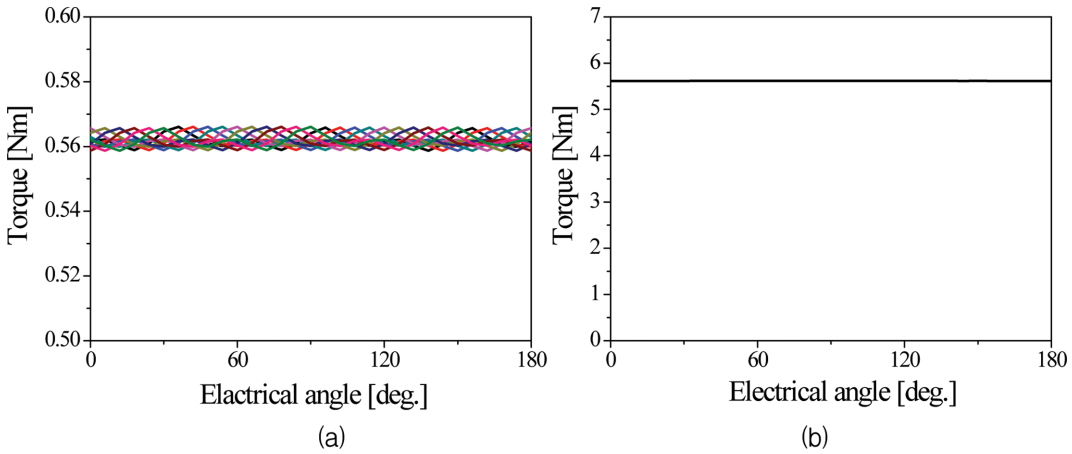



**Fig. 12.** (Color online) Cogging torque result using finite element analysis.

시험에서는 속도-토크 특성과 입력전압, 선간전압, 효율, 역률 등을 측정할 수 있다. 무부하 및 부하 시험결과에 대해 해석 결과와 비교하였다.

### 1. 무부하 시험

무부하 시험을 통해서 제작 전동기 시제품의 no-load phase back EMF 및 THD 및 Cogging torque를 측정하였다. 해석 결과 및 시제품 3대의 측정결과를 각각, Table IV, Table V에 나타낸다. No-load phase back EMF는 해석 및 측정 결과에 대한 오차가 0.15 %~5.13 % 정도이고, 해석 결과에 대한 신뢰도를 확인하였다. Cogging torque는 해석 및 측정결과가 큰 오차를 보였으며, 시제품 샘플 3대에 대해 샘플간의 측정 결과도 큰 편차를 보였다. EPS용 전동기의 특성상 Cogging torque는 매우 작게 설계되는데, 이러한 작은 Cogging torque는 제작 공차에 큰 영향을 받게 된다. 그로 인해 해석 및 측정결과는 큰 오차를 발생하게 되며, 시제품 샘플들 간에도 편차가 발생하게 된다. 그러므로 EPS용 전동기 제작에 있어서 제작 공차 관리는 매우 중요한 고려사항 중의 하나이다.

Torque sensor를 이용하여 샘플의 Cogging torque 측정을 Fig. 13에 나타낸다.

### 2. 부하 시험

부하 시험은 구동 드라이버와 제어기, Dynamometer를 이용하여 시제품에 대해 입력전압 및 운전 속도에 따라 시험하게 된다. DC link voltage는 12 V를 인가하였으며, 모든 운전속도 영역에서 Id = 0 제어를 실시하였다. 전동기 입력단 각 상의 전압과 전류, 역률, 드라이버 출력은 전력 분석기를 이용하여 측정하였다. 전력 분석기는 3상에 대해 Y 결선하고, Fundamental mode로 측정하였다. 전동기 효율은 드라이버 출력과 전동기의 출력축에서 측정된 Torque 및 운전속도를 이용하여 계산하였다. Fig. 14는 부하시험 구성을 보여준다.

Table VI에서 시제품의 부하시험 및 해석 결과를 비교하였다. 정현파 전류 인가 시 전동기 샘플은 각 운전속도에서 요구 성능을 만족하였다. 입력 전류 및 역률에 대해 측정 및

**Table IV.** Test Result of back EMF for prototype.

| Item | Phase back EMF [$V_{rms}$] | THD [%] | Error [%] |
|---|---|---|---|
| Analysis result | 2.34 | 0.15 | - |
| Sample #1 | 2.36 | 0.79 | 0.85 |
| Sample #2 | 2.44 | 0.75 | 4.27 |
| Sample #3 | 2.46 | 0.67 | 5.13 |

**Table V.** Test result of cogging torque for prototype.

| Item | Cogging torque (peak-peak) [mNm] |
|---|---|
| Analysis result | 0.004 |
| Sample #1 | 33.81 |
| Sample #2 | 18.13 |
| Sample #3 | 29.99 |

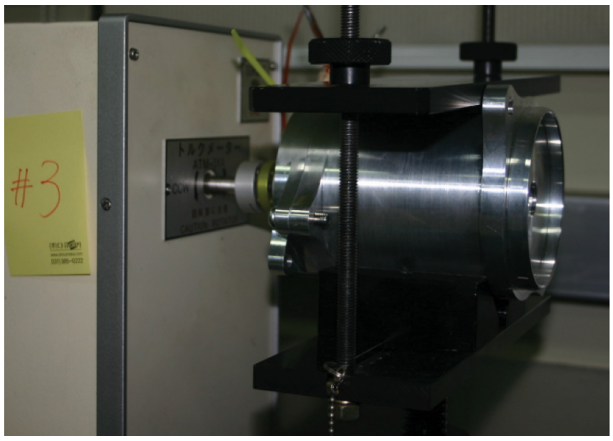
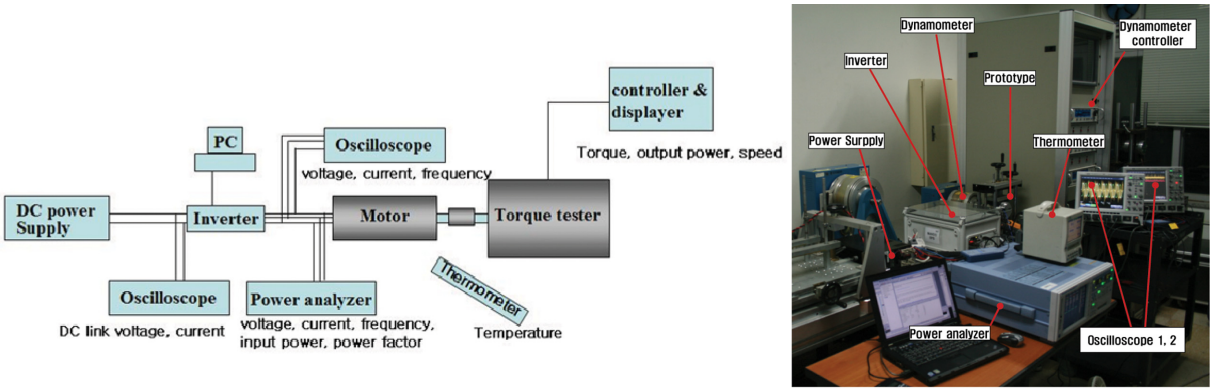



**Fig. 13.** (Color online) Cogging torque test.




(a) load test configuration　　(b) load test

**Fig. 14.** (Color online) Load test configuration.

**Table VI.** Result of load test for prototype.

| rpm | | Input voltage [$V_{rms}$] | Input current [$A_{rms}$] | Power factor [%] | Input power [W] | Torque [Nm] | Output power [W] | Efficiency [%] |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1200 | Analysis result | 7.95 | 83.6 | 94.44 | 1086.9 | 5.3 | 666.4 | 61.31 |
| | Test result | 7.12 | 82.8 | 95 | 961.3 | 5.43 | 683.2 | 71.07 |
| 1580 | Analysis result | 7.99 | 47.69 | 97.06 | 626.0 | 2.99 | 494.3 | 78.96 |
| | Test result | 7.45 | 47.7 | 99 | 605.3 | 3.12 | 516.7 | 85.36 |
| 1900 | Analysis result | 8.05 | 18.55 | 99.46 | 257.3 | 1.11 | 220.7 | 85.78 |
| | Test result | 8.09 | 18.2 | 99 | 252.5 | 1.14 | 227.6 | 90.14 |

해석결과는 큰 오차를 보이지 않았다. 높은 전류의 운전 점에서 해석치 전압보다 실험치 전압이 낮게 측정되었다. 이것은 설계 시 터미널 단자 저항을 10 mΩ로 가정하였는데, 실험 시에는 매우 짧고 굵은 lead wire를 사용하므로 인해 터미널 단자 저항이 1 mΩ 이하로 매우 작았기 때문이다. 높은 전류의 운전 점(1200 rpm)에서는 속도가 낮고 입력전류가 크기 때문에 영구자석에 의한 역기전력의 크기가 상대적으로 작고, 저항에서의 전압강하성분이 상대적으로 크다. 즉 높은 전류의 운전점에서 저항의 크기는 단자전압에 큰 영향을 미칠 수 있다. 터미널 단자저항에서의 전압강하가 증가하였고, 또한 동손이 증가하였다. 이러한 이유로 전압 및 효율에 대한 오차가 발생하였다.

## IV. 결 론

본 논문에서는 고정자 스큐가 적용된 EPS용 PMSM의 설계 및 해석 방법에 대해 다루었다. 우선 TRV를 이용하여 회전자 체적을 결정하고, 주어진 Stack length를 이용하여 회전자 직경을 산정하였다. 공간 고조파법을 이용하여 공극자속밀도를 산정하고, 권선수를 결정하였다. E-L map를 이용하여 전동기 설계에 있어서 중요한 No-load back EMF와 인덕턴스를 결정하였다. 초기 설계를 통해 설계된 초기 모델을 이용하여 최적 설계를 수행하였다. 회전자의 Pole Angle 및 Eccentricity, 고정자의 Chamfer 및 Slot Open, 4개의 형상변수를 최적화 설계 요인으로 선정하였다. 최적 모델에 대해 고정자 스큐를 적용하여 No-load phase back EMF, Cogging torque 해석을 수행하였다. 이때 고정자 스큐를 10단의 개별 전동기로 가정하고 해석을 수행한 후 해석된 결과를 합산하는 방식을 제시하였다. FEA를 이용하여 산정된 전동기를 d, q축 등가회로에 적용하여 전동기 특성을 확인하였다. 설계 결과의 검증을 위해 시제품을 제작하고, 무부하 및 부하 시험을 실시하였다. No-load phase back EMF는 해석 및 측정 결과에 대한 오차가 0.15 %~5.13 % 정도이고, 해석 결과에 대한 신뢰도를 확인하였다. Cogging torque는 해석 및 측정 결과가 큰 오차를 보였으며, 시제품 샘플 3대에 대해 샘플간의 측정결과도 큰 편차를 보였다. 이 오차의 원인은 제작공차인 것으로 판단된다. 부하 시험 결과, 입력 전류 및 역률은 해석 및 실험결과가 큰 오차를 보이지 않았다. 설계 시에는 터미널 단자 저항을 10 mΩ으로 가정하고 해석에 반영하였으나, 실제 실험 시 사용한 lead wire의 터미널 단자 저항은 1 mΩ 이하의 짧고 굵은 선을 사용하였다. 이로 인해 높은 전류의 운전 점에서 해석 전압과 실험 전압의 오차가 발생하였고, 또한 터미널에서 발생한 추가 동손으로 인해 효율 오차가 발생하였다. 이러한 실험결과를 통하여 터미널 단자 저항이 EPS 전동기 성능에 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있었다.

## References


[1] J.-S. Hwang, Journal of Power Electronics **19**, 31 (2014).
[2] S.-J. Lee and J.-P. Hong, Trans. KIEE **62**, 1403 (2013).
[3] H. Murakami,. H. Kataoka, Y. Honda, and S. Morimoto, 37th Industry Applications Conference Annual Meeting, Chicago, USA (2001).
[4] S.-M. Hwang, Trans. KSAE **6**, 235 (1998).
[5] R. Islam, I. Husain, A. Fardoun, and K. McLaughlin, IEEE Trans. Industry Applications **45**, 1552 (2009).
[6] W. Q. Chu and Z. Q. Zhou, IEEE Trans. Magn. **49**, 1211 (2013).
[7] G. Ombach and J. Junak, 42nd Industry Applications Conference Annual Meeting, LA, USA (2007).
[8] M. A. Khan, I. Husain, R. Islam, and J. Klass, Energy Conversion Congress and Exposition, Raleigh, USA (2012).
[9] M. Islam, R. Islam, M. Chowdhury, A. Gebregergis, and T. Sebastian, Energy Conversion Congress and Exposition, Raleigh, USA (2012).
[10] J. R. Hendershot and T. J. E. Miller, Design of brushless permanent-magnet machines, Motor Design Books LLC (2010).