

Characteristic Analysis of Automotive Starter DC Motor with Auxiliary Pole Core

河在坪* · 河京鎬** · 洪正杓*** · 金鎮九§
 (Jae-Pyeong Ha · Kyung-Ho Ha · Joung-Pyo Hong · Jin-Goo Kim)

Abstract - This paper deals with the effect of the auxiliary pole core in the automotive starter motor on its characteristics. This motor is excited by the permanent magnet and has auxiliary pole core in the stator. The auxiliary pole core is a device to increase the effective flux to obtain the starting torque and prevent the demagnetization of the permanent magnet from the starting current. It is important to design the auxiliary pole core. And overhang structure causes the electromagnetic phenomenon of 3-dimensional flux path. Therefore, the characteristic analysis is achieved by the 2-dimensional Finite Element Method (FEM) with the compensated model and the 3-dimensional Equivalent Magnet Circuit Network (3D EMCN). The mechanical loss and the brush and coil resistance are separated from the various experiment of the tested motor, and then these factor are reflected on the analysis results. The validity of the proposed analysis method is verified by comparing the experimental and analysis results. The effects of the design parameters related to the auxiliary pole core on the motor performance are analyzed by the proposed method.

Key Words : auxiliary pole, EMCN, FEM.

1. 서 론

자동차 시동용으로 사용되는 전동기는 내연기관(Spark Ignition) 엔진의 자기동 운전(Self-Sustained Operation)을 위해 Fuel/Air 혼합비를 발생시킬 수 있는 규정된 최소한의 속도(시동 최저속도)로 엔진을 시동해야 한다. 따라서, 전동기의 발생 토크는 엔진의 압축저항, 피스톤, 커넥팅 로드, 크랭크축의 베어링 마찰력을 극복해야 하고, 이 마찰력은 엔진 구조, 링 기어 수, 기온 및 윤활유의 종류와 상태에 따라 큰 영향이 있고 그 최대치는 엔진이 매우 저온일 때가 된다. 그러므로, 시동저항의 극복과 동력전달장치의 가속에 필요한 높은 초기 토크를 발생하기 위하여 부하에 따라 수하 특성을 가지는 계자권선을 이용한 직류 직권전동기를 사용해 왔다 [1,2].

그러나, 자동차에 사용되는 전동기는 경박단소(輕薄短小)화 뿐만 아니라 고성능, 고효율에 초점을 두어 개발을 가속화시키고 있다. 따라서, 이러한 추세에 맞추어 기존의 계자권선을 에너지 밀도가 높은 영구자석으로 대체하여 사용함으로써 권선에 의한 공간과 무게를 줄일 수 있으며 계자권선 전류에 기인한 발열과 손실을 저감함으로써 단위체적당 출력을 증대시켜 소형·경량화가 가능하다 [3]. 특히, 자동차

시동용 전동기에 있어서 기존의 계자권선형 전동기를 영구자석 계자형으로 대체할 뿐만 아니라 보조극을 채택하여 유효자속량을 더욱 증가시켜 성능 향상에 기여함으로써 단위체적당 출력을 증대시켜 소형 경량화를 실현하고 있다.

그러나, 지금까지 보조극이 자기회로에 미치는 영향에 대한 정확한 연구가 미흡하여 시행착오적인 방법으로 보조극을 설계하고 있다. 그러므로, 자동차 시동을 위한 부하 사양을 만족하는 우수한 전동기를 설계하기 위해서는 정확한 해석 기법을 바탕으로 한 보조극의 설계가 필요하다. 본 논문에서는 자동차 시동을 위한 구동원으로 보조극을 가지는 0.9[kW] 영구자석 계자형 직류전동기(Starter motor)를 대상으로 시스템의 요구 사양에 적합한 신뢰성 있는 전동기를 설계하거나 특성을 예측하기 위하여 효율적이고 신뢰성 있는 해석 기법의 확보로 보조극의 파라미터 변화가 전동기의 특성에 미치는 영향을 분석하였다.

본 전동기의 구조는 3차원 전자계 해석이 요구되어지나 구조적 특성을 반영한 효율적인 2차원 해석기법을 이용하여 특성해석을 수행하였으며 양산품의 실험치와 비교분석 함으로써 해석기법의 타당성을 검증하고 신뢰성을 확보하였다. 해석모델에서 계자요크는 포화현상을 고려하여 등가단면적으로 보정하였으며, 영구자석의 길이와 전기자 축방향의 길이가 다르므로써 나타나는 오버행 효과(Overhang effect)는 3차원 등가자기회로방법(3D Equivalent Magnetic Circuit Network : 3D EMCN)을 통해 오버행 계수를 산정하여 2차원 유효요소해석을 보정하였다. 그리고, 브러시 취부형 전동기에서 발생하는 브러시 접촉저항 및 기계적인 손실을 해석 대상의 전동기로부터 추출하여 이 파라미터를 이론적 특성 해석 결과에 반영하였다 [4 7].

본 해석 기법으로 보조극이 전동기의 전자기 현상에 미치

* 準 會 員 : 昌原大 工大 電氣工學科 碩士課程
 ** 正 會 員 : POSCO(주) 技術研究所 電氣銅板 研究所 · 工博
 *** 正 會 員 : 昌原大 工大 電氣工學科 教授 · 工博
 § 正 會 員 : KASCO(주) 製品開發2팀 主任 研究員 · 碩士
 接受日字 : 2002年 10月 16日
 最終完了 : 2003年 1月 27日

는 영향을 분석하였으며 보조극의 파라미터 변화에 따른 특성 해석으로부터 성능을 향상시키기 위한 보조극의 위치와 치수를 제시하였다.

2. 본 론

2.1 시동용 전동기의 구조

본 해석대상은 6극 30슬롯을 가지는 0.9[kW] 영구자석 계자형 직류전동기로 그림 1과 같이 보조극이 각 영구자석의 측면에 위치하고 있으며, 영구자석, 계자요크 및 전기자의 축방향 길이가 각각 다른 구조를 가진다. 보조극은 자성체(Soft magnet material)를 사용함으로써 전기자 권선과의 쇠교자속량을 증가시키고 기동시 높은 전류에 의한 영구자석의 감자를 방지하는 역할을 하며, 고정자에 위치한 영구자석의 좌측 또는 우측에 부착되어져 있다. 표 1은 해석대상 전동기의 세부 치수를 나타낸 것이다. 본 연구는 다음과 같이 진행하였다.

첫째, 해석 대상 전동기의 특성 실험으로부터 브러시 접촉저항 및 기계적인 손실을 추출하였다.

둘째, 특성 해석기법의 타당성을 검증하였다.

자동차 시동용 전동기는 서로 상이한 적층길이를 가지는 전기자와 영구자석, 계자요크로 구성되어 있으며, 출력 특성을 향상시키기 위한 보조극으로 구성되어 있어 3차원 해석을 필요로 한다. 본 논문에서는 구조적 자기회로 특성을 반영한 등가화된 2차원 모델을 이용한 해석결과에 3차원 등가자기회로방법을 이용한 오버행 효과와 실험치로부터 추출

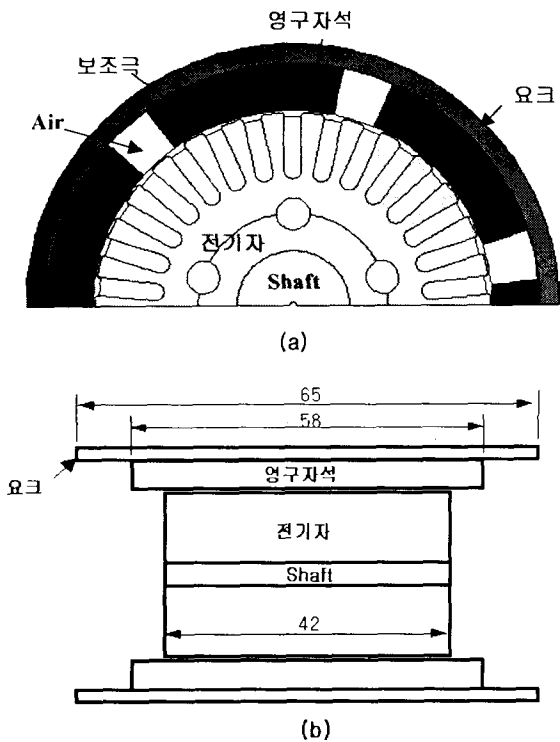


그림 1 시동용 직류 전동기의 형상
Fig. 1 Configuration of Starter Motor

표 1 Starter Motor의 설계사양

Table 1 Design specifications of Starter Motor

항	목	기호	수	치
고정자 및 영구자석	극 수	$2p'$	6	
	내 경	D		58.85 [mm]
	축 방향 길이	L_m		58 [mm]
	자석길이(두께)	l_m		7 [mm]
	자극 각도	ϕ		36[°]
	잔류 자속 밀도	B_r		0.405 [T]
전기자	보 자 력	H_c		302.4 [kA/m]
	비 투 자 율	μ_r		1.066
	외 경	D_a		58.05 [mm]
	축 방향 길이	L_a		42 [mm]
	슬롯 수	S_n		30
	슬롯 피치	τ_s		6.079 [mm]
요크	병렬 회로 수	$2a$		2
	전기자 저항	R_a		-
	두께	t_y		3 [mm]
	축 방향 길이	L_y		65 [mm]

된 손실을 해석결과에 반영함으로써 해석방법의 신뢰성을 확보하였다.

세째, 본 해석 기법을 이용하여 보조극을 설계하였다.

본 해석기법으로 보조극이 전동기의 전자기 현상에 미치는 영향을 분석하였으며 보조극의 파라미터 변화에 따른 특성해석으로부터 성능을 향상시키기 위한 보조극의 위치와 치수를 제시하였다.

2.2 해석 이론

2.2.1 파라미터의 추출

(1) 브러시 접촉저항의 산정

브러시 취부형 직류전동기에서 전체 저항(R_T)은 전기자 권선저항(R_a)과 브러시(R_b) 및 브러시 접촉저항(R_{bc}) 그리고 정류자편저항(R_c)을 포함한 것으로 식 (2.1)과 같이 전동기 운전중 전체 저항은 전압 방정식으로부터 측정치의 전압[V], 회전수[rpm], 역기전력상수[V/rpm]를 이용하여 계산할 수 있다 (이하 전기자 권선 이외의 저항을 브러시 접촉저항으로 정의함).

$$V = IR_T + K_E N, \quad E = K_E N \quad (2.1)$$

$$R_T = R_b + R_{bc} + R_c + R_a = \frac{V - E}{I}$$

따라서, 전기자 권선의 저항을 측정하여 식 (2.1)에서 계산된 전체 저항에서 전기자 권선저항을 제외한 나머지의 저항 R 을 계산할 수 있다.

$$R = R_{bc} + R_b + R_c = R_T - R_a > 0 \quad (2.2)$$

(2) 손실 토크의 산정

전기적 입력(P_{in})은 식 (2.3)과 같이 기계적 유효 출력분 (P_{out})과 철손, 기계손을 포함하는 무부하손실(P_{loss}), 전기적 손실인 동손(P_{coil})의 합과 같다.

$$P_{in} = P_{out} + P_{loss} + P_{coil} \quad (2.3)$$

정상상태에서는 회전속도가 일정하다면 회전형 전동기에서 기계적인 운동 방정식에서 식 (2.4)의 우변 첫 번째 항은 "0"이 된다. 따라서, 기계적인 운동방정식은 식 (2.5)와 같이 나타낼 수 있으며 양변에 회전속도를 곱하여 식 (2.6)과 같이 출력으로 표현할 수 있다.

$$T = J \frac{d\omega_r}{dt} + \omega_r D + T_{eff} \quad (2.4)$$

$$T = \omega_r D + T_{eff} \quad (2.5)$$

$$\omega_r T = \omega_r^2 D + \omega_r T_{eff} \quad (2.6)$$

여기서, J 는 회전자의 관성모멘트, D 는 회전자의 댐핑계수이다, T 는 실측되는 유효분 토크와 기계적 손실분 토크를 합한 전동기의 순수 발생토크, T_{eff} 는 다이내모메타로 측정된 토크, ω_r 는 전동기의 각속도를 나타낸다.

식 (2.6)의 우변에서 기계적 출력 $\omega_r T$ 는 다이내모 측상에 나타나는 유효성분의 출력 $P_{out} = \omega_r T_{eff}$ 과 기계적인 손실항인 무부하 손실 P_{loss} 을 포함하고 있다. 즉, 식 (2.7)과 같이 전기적인 입력에서 전기적인 동손을 뺀 것이 기계적인 출력으로 나타나는 것이다. 따라서 식 (2.6)과 식 (2.7)의 관계로부터 기계손을 포함하는 무부하손실 P_{loss} 는 식 (2.8)과 같이 기계적인 입력($\omega_r T$)에서 기계적 유효 출력분 ($\omega_r T_{eff}$)을 빼어 구할 수 있다.

$$\omega_r T = P_{in} - P_{coil} = P_{out} + P_{loss} \quad (2.7)$$

$$P_{loss} = \omega_r T - \omega_r T_{eff} = \omega_r^2 D \quad (2.8)$$

여기서 전동기의 기계적 토크는 실험치에 의해 산정된 토크 상수와 전류의 곱으로 구할 수 있고, 유효성분의 토크는 다이내모로 측정할 수 있다. 따라서, 댐핑계수는 두 성분의 차이로 계산된 손실토크를 각속도로 나누어주어서 구할 수 있다.

2.2.2 2차원 유한요소해석을 위한 보정

본 전동기의 구조는 3차원 전자계 해석이 필요하나 본 논문에서는 해석시간을 단축하고 신뢰성 있는 설계를 위하여 3차원의 자계 분포현상을 반영한 효율적인 2차원 해석기법을 이용하였다 [4,5]. 따라서, 2차원 해석모델에서 계자요크는 포화현상을 고려하여 등가 단면적으로 보정하였으며, 영구자석의 길이와 전기자 축방향의 길이의 차이에 의한 오버행 효과는 3차원 등가자기회로방법을 통해 오버행 계수를 산정하여 2차원 유한요소해석 결과를 보정하였다.

(1) 계자요크의 유효두께

본 해석모델은 그림 2(a)처럼 계자요크의 축 방향 길이 L_y 가 계자극의 축방향 길이 L_m 보다 긴 파이프를 사용함으로써 요크에서의 포화를 방지하고 있다. 따라서 2차원 유한요소 해석 시에 계자요크의 축 방향 길이가 전기자 요크의 축방향 길이보다 길어서 일어나는 3차원 자기회로 경로의 현상을 고려해 주어야 하므로 그림 2(b)와 같이 요크 두께를 보정한 등가모델을 이용하여 해석을 수행하였다. 보정된 계자요크의 유효두께 t_y' 는 실제모델의 요크 체적과 보정후 등가모델의 요크체적이 동일하도록 산정하였다.

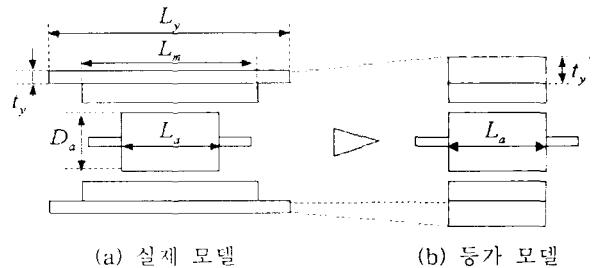


그림 2 계자 요크 등가모델
Fig. 2 Equivalent model of field yoke

(2) 오버행 계수

그림 3(a)와 같이 실제모델은 영구자석의 길이 L_m 이 전기자 적층길이 L_a 보다 길어 두 길이가 동일한 경우의 자속량에 비하여 유효자속량이 증가하게 되므로 이의 영향을 2차원 해석에 반영하기 위해 오버행 계수 k 의 산정이 필요하다 [6,7]. 그림 3(b)의 등가모델은 전기자와 영구자석의 길이가 동일하다고 가정했을 때 영구자석 오버행의 영향을 반영하기 위해서 자속량이 동일하도록 적층길이가 증가하는 것으로 보았다.

$$L_a' = k \times L_a \quad (\Phi_0 = k \Phi_e) \quad (2.9)$$

오버행 계수를 산정하기 위해서 3차원 등가자기회로방법을 이용하였으며 유효공극은 식 (2.10)과 같이 카터 계수를 사용하여 구하였다.

$$k_c = \frac{\tau_s(4.4 l_g + 0.75 w_s)}{\tau_s(4.4 l_g + 0.75 w_s) - w_s^2} \quad (2.10)$$

여기서, τ_s [mm]는 슬롯 피치(치 피치), l_g [mm]는 기계적 공극의 길이, w_s [mm]는 슬롯의 개구폭이다.

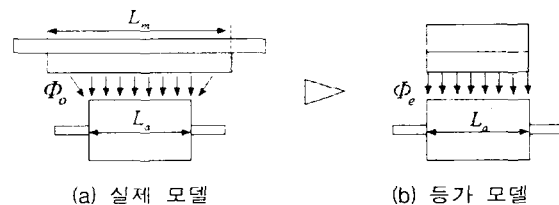


그림 3 오버행 등가모델
Fig. 3 Equivalent model for overhang

2.2.3 전자장 수치해석 기법

본 연구에서는 영구자석 계자형 직류 전동기의 특성해석을 수행하고자 수치해석 기법의 일환인 유한요소법을 적용하여 2차원 해석을 수행하였다. 영구자석 계자형 직류 전동기에 대해 영구자석을 포함하는 2차원 정자계 문제로 보고, 해석모형을 변위전류를 무시한 준 정상상태라고 가정하면 맥스웰 방정식과 보조 방정식은 다음과 같다.[8,9]

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J}_0 \tag{2.11}$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \tag{2.12}$$

$$\vec{B} = \mu_0 (\vec{H} + \vec{M}) \tag{2.13}$$

$$\vec{M} = \chi_m \vec{H} + \vec{M}_r \tag{2.14}$$

여기서, \vec{H} 는 자계의 세기, \vec{J}_0 는 입력전류 밀도, \vec{B} 는 자속밀도, μ_0 는 공기의 투자율, \vec{M} 은 자화량, χ_m 은 자화율, \vec{M}_r 은 영구자석의 잔류자화량이며, 자속밀도 \vec{B} 와 자기벡터포텐셜 \vec{A} 의 관계는 다음과 같이 정의된다.

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \tag{2.15}$$

식 (2.14)을 식 (2.13)에 대입하고 식 (2.15)의 관계를 이용하여 식 (2.11)에 대입하여 정리하면 식 (2.16)를 얻을 수 있다.

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \vec{A} \right) = \vec{J}_0 + \nabla \times \frac{1}{\mu_r} \vec{M}_r \tag{2.16}$$

여기서, μ 는 재료의 투자율, μ_r 은 영구자석의 비투자율을 나타낸다.

다음과 같은 가정으로부터 유한요소정식화를 수행하면 식 (2.17)과 같은 2차원 지배방정식을 얻을 수 있다.

- ㉠ 해석모델의 z 방향상의 기하학적, 물리적 양이 일정하다.
- ㉡ 전류밀도 \vec{J}_0 는 z 축 방향 성분만을 가진다.
- ㉢ 재료의 투자율은 등방성이며 영구자석의 잔류자화량 \vec{M}_r 은 Radial 방향으로 균일하게 분포되어 있는 것으로 가정한다.

$$\frac{1}{\mu} \left(\frac{\partial^2 A}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A}{\partial y^2} \right) = -J_0 - \frac{1}{\mu_r} \left(\frac{\partial M_{ry}}{\partial x} - \frac{\partial M_{rx}}{\partial y} \right) \tag{2.17}$$

여기서, A, J₀는 각각 \vec{A} 및 \vec{J}_0 의 z 방향의 성분을 의미한다.

해석영역을 1차 삼각요소로 분할하고 각각의 삼각요소 내에서의 자기벡터포텐셜은 선형적으로 변한다고 가정하면, 요소 내에서의 근사값 $A^{(e)}$ 는 식 (2.18)과 같이 된다.

$$A^{(e)} = \sum_{i=1}^3 N_{ie}(x, y) A_{ie} \tag{2.18}$$

식(2.17)에서 N_{ie} 는 요소형상함수이며, 2차원 평면에 대한 식 (2.19)과 같이 좌표의 함수로 표현된다.

$$N_{ie}(x, y) = \frac{1}{2\Delta^e} (b_{ie} + c_{ie}x + d_{ie}y) \tag{2.19}$$

여기서 Δ^e 는 삼각요소의 면적이며, b_{ie}, c_{ie}, d_{ie} 는 각각 다음과 같다.

$$\begin{aligned} b_{ie} &= x_{ie}y_{ke} - x_{ke}y_{je} \\ c_{ie} &= y_{ie} - y_{ke} \\ d_{ie} &= x_{ke} - x_{je} \quad (i, j, k \text{는 순환수}) \end{aligned} \tag{2.20}$$

요소 내에서의 근사함수 $A^{(e)}$ 를 식 (2.17)에 대입하고 가중잔차법의 하나인 Galerkin 법을 사용하여 각 요소에 대해 정식화하면 잔차 I_{je} 는 식 (2.21)과 같이 된다.

$$\begin{aligned} I_{je} &= \int_{s'} \frac{1}{\mu} \sum_{i=1}^3 \left(\frac{\partial N_{ie}}{\partial x} \frac{\partial N_{je}}{\partial x} + \frac{\partial N_{ie}}{\partial y} \frac{\partial N_{je}}{\partial y} \right) A_{ie} dx dy \\ &\quad - \int_{s'} J_0^e N_{je} dx dy - \int_{s'} \frac{1}{\mu_r} (M_{rx}^e \frac{\partial N_{je}}{\partial y} - M_{ry}^e \frac{\partial N_{je}}{\partial x}) dx dy \end{aligned} \tag{2.21}$$

식 (2.21)을 행렬로 나타내면 식 (2.22)과 같으며 요소행렬의 계수값은 식 (2.23), 식 (2.24)과 같다.

$$[I_{je}^{(e)}] = [S_{je}^{(e)}] \{A_{je}^{(e)}\} - \{F_j^{(e)}\} \tag{2.22}$$

$$S_{ij}^{(e)} = \frac{1}{4\mu\Delta^{(e)}} (c_{ie}c_{je} + d_{ie}d_{je}) \tag{2.23}$$

$$F_j^{(e)} = \frac{J_0^e}{3} \Delta^{(e)} + \frac{1}{2\mu_r} (M_{rx}^{(e)}d_{ie} - M_{ry}^{(e)}c_{ie}) \tag{2.24}$$

식 (2.22)의 요소 방정식을 모든 요소에 대하여 조립하여 잔차가 0이 되도록 하면 식 (2.25)과 같은 계 방정식을 구할 수 있다.

$$[S]\{A\} = \{F\} \tag{2.25}$$

식 (2.24)의 행렬 연산으로부터 각 절점에서의 계변수 A를 구할 수 있다. 전동기의 특성해석은 각 요소 내부에서의 벡터포텐셜 A로부터 자속밀도 및 전자력을 계산하여 행할 수 있다.

㉑ 자속밀도 : 각 요소 내부에서의 자기벡터포텐셜 $A^{(e)}$ 는 식 (2.19)의 형상함수와의 관계식으로부터 식 (2.26)와 같이 주어진다.

$$A^{(e)} = \frac{1}{2\Delta^{(e)}} [1 \ x \ y] \begin{bmatrix} b_{1e} & b_{2e} & b_{3e} \\ c_{1e} & c_{2e} & c_{3e} \\ d_{1e} & d_{2e} & d_{3e} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{1e} \\ A_{2e} \\ A_{3e} \end{bmatrix} \quad (2.26)$$

따라서, 2차원 문제에서 임의의 한 요소에서 자속밀도의 x, y 성분인 $B_x^{(e)}, B_y^{(e)}$ 는 식 (2.15)에 의하여 식 (2.27)과 (2.28)과 같이 된다.

$$B_x^{(e)} = \frac{\partial A^{(e)}}{\partial y} = \frac{1}{2\Delta^{(e)}} (d_{1e}A_{1e} + d_{2e}A_{2e} + d_{3e}A_{3e}) \quad (2.27)$$

$$B_y^{(e)} = -\frac{\partial A^{(e)}}{\partial x} = -\frac{1}{2\Delta^{(e)}} (c_{1e}A_{1e} + c_{2e}A_{2e} + c_{3e}A_{3e}) \quad (2.28)$$

㉒ 발생 토크 : 발생토크는 자계 내에서 자성체에 작용하는 전자력 \vec{F} 는 식 (2.29)과 같이 그 자성체를 둘러싸는 표면에 대하여 맥스웰 응력 텐서(Maxwell Stress Tensor)를 폐적분 함으로써 구할 수 있다.

$$\vec{F} = \oint_s \vec{P} dS \quad (2.29)$$

여기서, 임의의 한 요소 내에서 발생하는 맥스웰 응력 텐서의 x, y 성분인 $P_x^{(e)}, P_y^{(e)}$ 는 다음과 같이 주어진다.

$$P_x^{(e)} = \frac{1}{2\mu_0} \{ (B_x^{2(e)} - B_y^{2(e)})n_x + 2B_x^{(e)}B_y^{(e)}n_y \} \quad (2.30)$$

$$P_y^{(e)} = \frac{1}{2\mu_0} \{ 2B_x^{(e)}B_y^{(e)}n_x + (B_y^{2(e)} - B_x^{2(e)})n_y \} \quad (2.31)$$

공극에 작용하는 토크 성분은 식 (2.29)에서 구한 전자력으로부터 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$T = r_g h \oint_l P_x^{(e)} dl \quad (2.32)$$

여기서, r_g 는 회전자 반경, h 는 해석 모델의 z 축 방향 길이를 의미한다.

2.3 해석 결과 및 고찰

2.3.1 파라미터의 추출

그림 4는 시험 전동기를 다이내모미터로 측정하여 추출한 특성곡선을 나타낸다. 이 특성곡선을 근거로 토크상수를 계

산하고 역기전력 실험으로부터 역기전력상수를 산정하여 브러시의 접촉저항, 기계손실 등과 같은 제반 파라미터를 추출하였다. 표 2에 나타난 결과와 같이 실험치에 의해 계산된 토크상수는 유한요소해석으로 구한 결과와 잘 일치함을 알 수 있었다. 이 토크상수는 영구자석 여자에 기인한 발생토크와 보조극의 배치에 따른 유효자속의 증가로 발생하는 토크성분을 포함하고 있으므로 역기전력상수와는 변환관계가 성립하지 않는다.

표 2 토크 및 역기전력 상수

Table 2 Torque and back EMF constant

	실험치	이론치
토크상수 [N·m/A]	0.02881	0.02881
역기전력상수 [V/rpm]	0.01543	0.01542

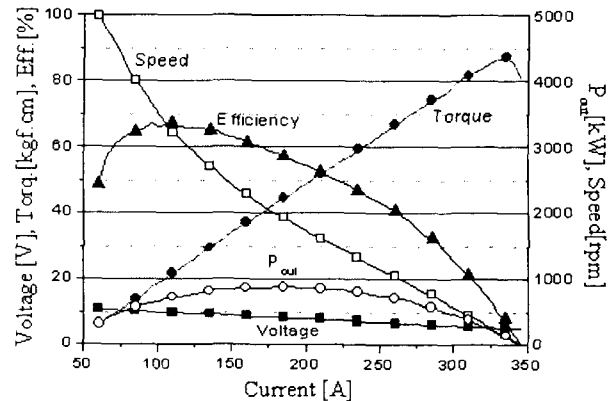


그림 4 출력 특성 곡선(실험치)

Fig. 4 Output characteristics curve (experimental value)

그림 5는 실험 데이터로부터 추출된 전체 저항에서 속도에 상관없이 항상 일정한 값을 가지는 전기자 저항 9.579 [$m\Omega$]을 뺀 브러시 저항의 변화와 전기자 저항에 의한 동손의 변화를 도시한 것이다. 부하가 낮고 고속일수록 브러시 접촉저항이 크게 증가하며 이와는 반대로 부하가 증가할수록 전류의 증가에 따른 전기자 저항에 의한 동손은 증가하였다.

그림6은 전류의 변화에 따른 토크손실의 변화를 나타낸 것으로 평균토크손실이 0.67[N·m]로서 유한요소해석으로 나온 전기적 출력 토크에 이 손실 토크를 빼어 유효토크를 얻을 수 있었다.

그림 7은 부하의 변화에 따른 역기전력과 저항(브러시+전기자)의 전압강하를 계산한 것으로 두 성분을 합산한 것이 입력전압과 동일함을 알 수 있었다.

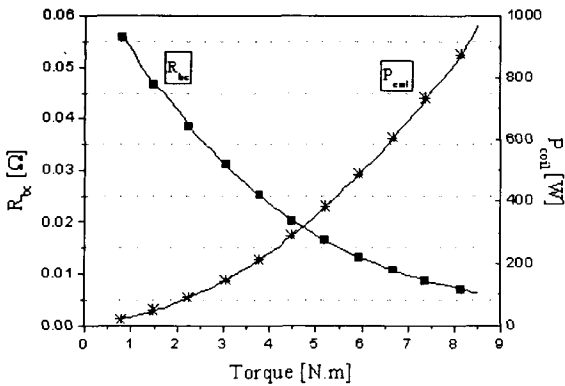


그림 5 브러시 접촉저항 및 전기자 저항 손실
Fig. 5 Brush contact resistance and armature resistance loss

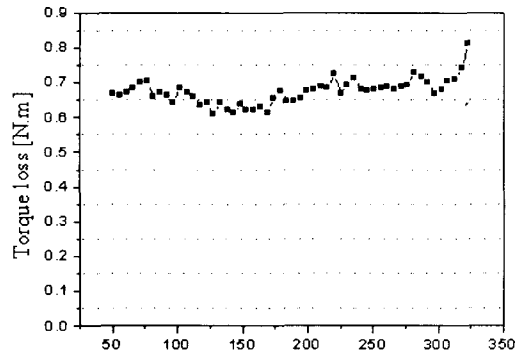


그림 6 전류에 따른 손실 토크
Fig. 6 Torque loss according to armature current

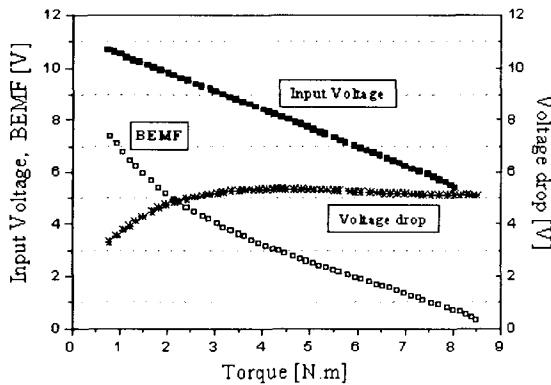


그림 7 역기전력 및 전압강하
Fig. 7 Back EMF and voltage drop

2.3.2 구동특성해석

해석모델은 3차원적인 자기회로의 구조를 가지고 있으므로 2차원 해석만으로는 많은 오차를 수반하게 된다. 따라서, 2차원 유한요소해석에 대한 해석결과의 정확성을 높이기 위하여 3차원 현상을 반영한 효율적인 해석기법과 현상을 정확히 반영한 해석이 필요하였다.

① 사슬못

브러시의 위치에 따라 도체간에 등전위가 되어 전류 통전

이 되지 않는 슬롯이 존재하게 되므로 이를 고려하기 위해 사슬못을 고려한 해석을 수행하였다. 이때, 전동기의 동작상태에서의 전기자 권선저항은 나노메터를 이용하여 측정된 전체 직렬저항에서 사슬못을 고려하여 표 3과 같이 산정하였다.

표 3 전기자 권선저항

Table 3 Armature coil resistance

나노메터로 측정된 전체 저항	사슬못을 고려한 권선저항 산정
48.25 [mΩ]	9.579 [mΩ]

② 계자요크

일반적으로 전동기는 계자요크의 포화현상을 방지하기 위하여 계자요크의 두께는 얇지만 축방향 길이는 전기자의 적층폭에 비해 훨씬 길게 설계한다. 이러한 해석모델의 구조적인 특징 때문에, 축방향 길이에 대하여 변화가 없는 2차원 유한요소법을 바로 적용하는데는 한계가 있으므로, 3차원의 자료를 고려하기 위하여 실제모델과 등가모델의 퍼미언스를 같게 유효두께를 계산할 필요가 있었다. 계자요크의 유효두께는 실제모델의 체적을 반영한 두께로 산정하였고, 그 결과는 표 4와 같다.

표 4 계자 요크의 유효폭 산정

Table 4 Effective width of field yoke

계자요크 두께	유효 계자요크 두께
3[mm]	6[mm]

③ 오버행 계수

3차원 등가자기회로방법을 이용하여 계산된 오버행 계수는 1.181로서 유효자속량은 전기자와 영구자석의 길이가 동일한 경우에 비하여 18.1[%] 증가하였음을 알 수 있다. 한편, 3차원 등가자기회로방법에서 해석의 편의를 위하여 유효공극을 계산하여 평활 철심으로 모델링하여 해석을 수행하였다. 이때, 유효공극을 계산하기 위한 카터 계수와 유효공극은 표 5와 같다.

표 5 오버행 계수

Table 5 Overhang coefficient

기계적 공극의 길이	유효공극	카터 계수	오버행 계수
0.4[mm]	0.5275[mm]	1.31875	1.181

그림 8은 이상에서 제시된 해석 기법으로부터 계산된 결과와 실험치를 비교한 것이다. 여기서 해석 결과의 토크는 평균값으로써 회전자의 위치에 따른 토크리플을 도출하여 평균을 취하여 그림 6에서 추출된 기계적 손실을 반영한 결과이다. 이의 결과로부터 본 논문에서 제시된 3차원 현상을 고려한 2차원 유한요소해석의 타당성을 검증하였다.

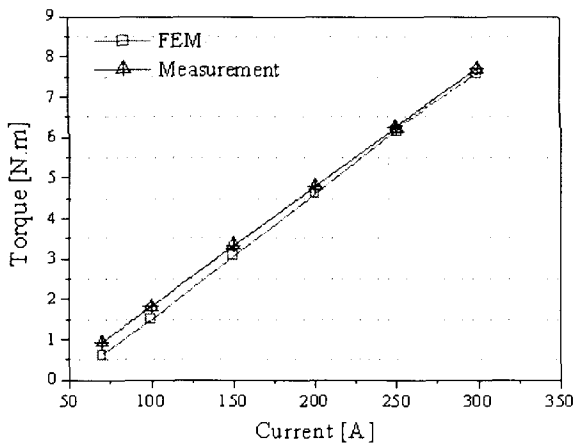


그림 8 실험치와 해석치의 토크 비교
Fig. 8 Torque comparison of experiment and analysis results

2.3.3 보조극에 따른 특성 변화

(1) 보조극의 유무에 따른 특성 변화

그림 9와 같이 전기자에 흐르는 전류가 지면으로 들어가는 -z축 방향이고 영구자석의 자화방향이 반경방향일 때 전기자는 시계방향으로 회전하게 된다. 이때 고정자의 영구자석 측면에 부착된 보조극이 전동기의 특성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 다음과 같은 세 가지 경우에 대해 분석해 보았다.

- 가. 보조극이 전기자 회전방향에 놓인 경우
- 나. 보조극이 전기자 회전방향의 반대방향에 놓인 경우
- 다. 보조극이 없는 경우

그림 10은 각 경우에 대한 자속밀도의 반경방향 성분을 비교한 것으로 보조극이 회전방향에 놓인 경우 영구자석에 의한 자속의 방향과 전기자 전류에 의하여 생성된 자속의 방향이 동일한 방향 성분을 가지지만, 보조극이 회전방향의 반대에 위치하는 경우 보조극을 자로 통과하는 자속의 방향이 반대가 됨으로써 전자의 경우에 비하여 평균자속밀도는 감소하였다.

그림 11은 각 경우에 대하여 전류 변화에 따른 평균토크 특성 변화를 비교한 것으로 보조극이 회전방향에 놓인 경우가 가장 큰 토크가 발생하며 보조극이 회전 방향의 반대에 위치한 경우에는 토크를 감소시키고, 특히 전류가 증가할수록 보조극에 기인한 발생토크는 현저히 감소하였다. 이는 그림 10에서 자속밀도를 비교한 결과에서 알 수 있듯이 보조극이 회전방향에 놓이는 경우에는 유효자속량이 감소하기 때문이다.

그림 12는 보조극이 회전방향에 놓인 경우 전류의 증가에 따른 공극자속밀도의 변화를 비교한 것으로 전류가 증가할수록 철심의 포화 때문에 보조극을 통과하는 자속량이 비선형적으로 증가함을 보였다.

그림 13은 각 세 가지 경우에 대하여 전기자의 입력전류가 150[A] 일 때 자속밀도의 분포 및 등포텐셜 분포를 표시

한 그림이다. 이상의 결과로부터 보조극은 전기자 전류에 의하여 생성된 자속의 자로 역할을 함으로써 유효 자속을 증가시켜 구동토크를 증가시킬 뿐만 아니라 기동시 전기자 전류의 증가에 따른 자로를 제공함으로써 영구자석의 감자를 방지하는 역할도 겸하고 있다.

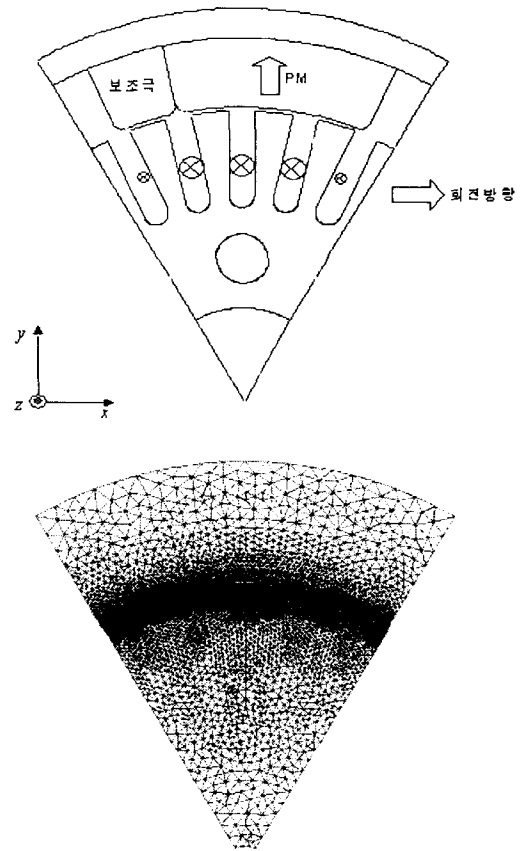


그림 9 보조극의 위치와 요소분할도
Fig. 9 Position of pole core and mesh generation

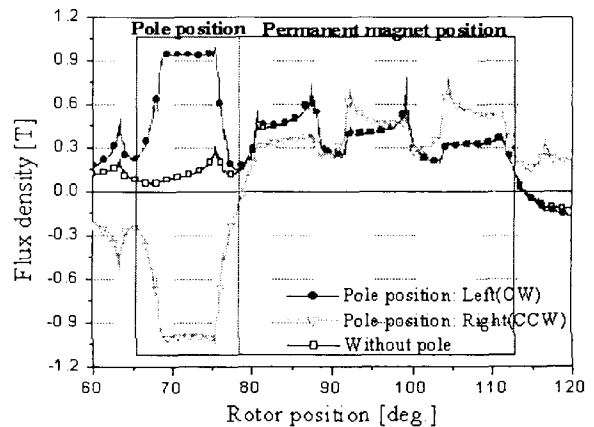


그림 10 보조극의 유무에 따른 공극자속밀도 비교
Fig. 10 Airgap flux density for pole core position

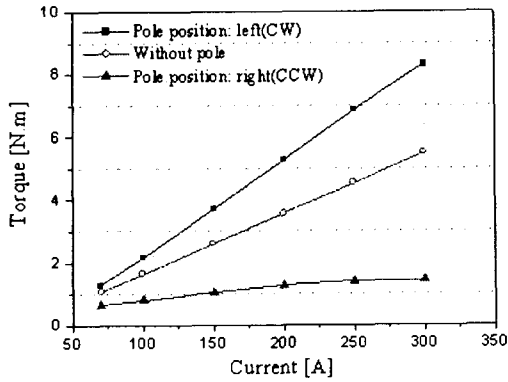


그림 11 전류의 변화에 의한 구동토크특성의 비교
Fig. 11 Torque variation vs. the variation of current

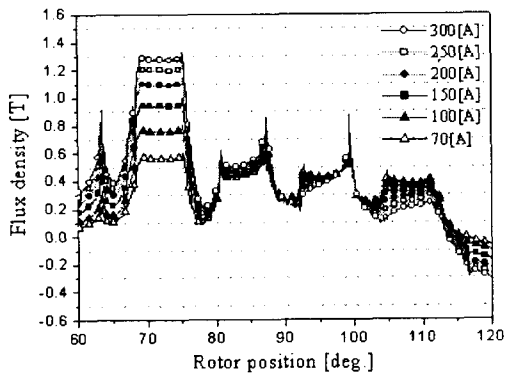
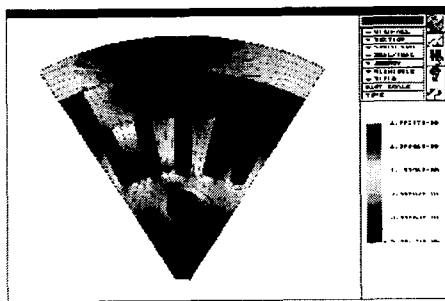


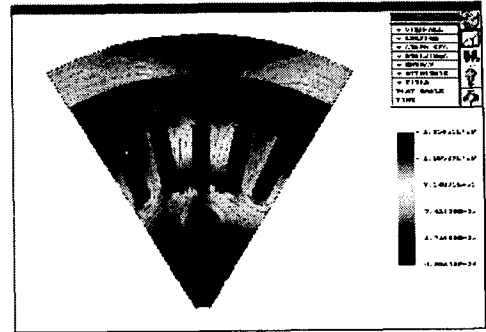
그림 12 전류변화에 의한 공극자속밀도의 비교
Fig. 12 Comparison of airgap flux density



(a) 회전방향



(b) 회전 반대 방향



(c) 보조극이 없는 경우

그림 13 등포텐셜 및 자속 밀도 분포

Fig. 13 Equivalent potential and flux density distribution

(2) 보조극의 치수변화에 따른 특성변화

보조극의 폭과 높이의 변화에 따른 구동특성의 변화를 해석하였다. 기준모델에서 보조극의 두께는 영구자석의 자화 방향 두께와 동일한 7[mm]이며 보조극의 폭은 12[deg.]로서 이를 기준으로하여 수치를 변화시켜 해석을 수행하였다.

그림 14는 보조극의 두께를 7[mm]에서 5[mm]까지 0.5[mm]씩 변화시켰을 때 토크특성의 양상을 도시한 결과이다. 보조극의 두께가 감소할수록 토크가 감소하는 것은 보조극 두께 감소에 따른 자기적 공극의 증가로 인하여 보조극을 통하여 채교하는 유효 자속량이 감소하였기 때문이다. 또한, 전류변화에 따른 토크특성은 보조극의 두께에 비례하여 선형적으로 증가함을 보이고 있다.

그림 15는 보조극의 폭을 10[deg.]에서 14[deg.]까지 1[deg.]씩 변화시켰을 때의 토크 특성을 도시한 것이다. 전류가 낮은 영역에서는 보조극의 폭 변화에 따른 토크의 변화가 거의 없으나 전류가 증가할수록 보조극의 폭에 의한 영향이 크게 나타나고 있다. 보조극의 폭 변화에 따른 토크 특성은 그 폭이 작을수록 토크가 향상되었고, 폭이 12[deg.] 이상이 되면 더 이상 토크의 향상은 볼 수 없음을 확인하였다.

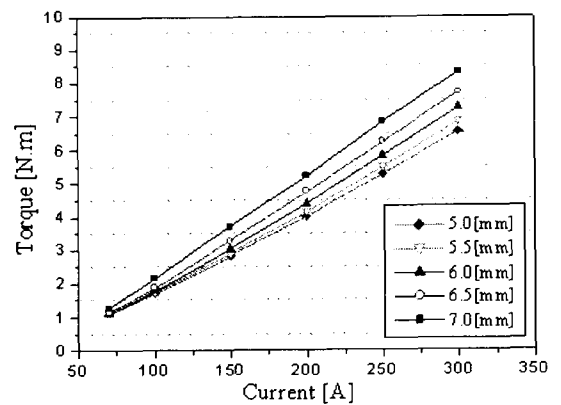


그림 14 보조극의 두께 변화에 따른 토크특성 비교

Fig. 14 Torque characteristic with pole core depth

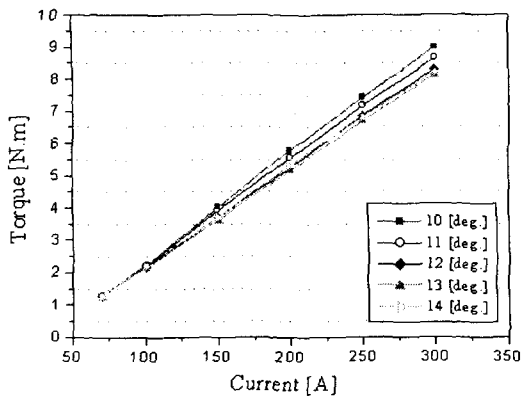


그림 15 보조극의 폭 변화에 따른 토크특성 비교
Fig. 15 Torque characteristic with pole core width

3. 결 론

본 논문에서는 비교적 낮은 전압과 대용량에 적합한 자동차 엔진 시동용 보조극을 가지는 영구자석 계자형 직류전동기를 대상으로 3차원 등가자기회로방법과 2차원 유한요소법을 이용하여 구동특성 해석하고 보조극에 따른 특성 변화를 예측하였다. 시스템의 요구 사양에 적합한 신뢰성 있는 전동기를 설계하거나 특성을 예측하기 위한 전 단계로 효율적인 2차원 유한요소해석 기법을 제시하여 해석방법의 타당성을 검증하였으며, 양산품에 대한 전동기의 특성곡선으로부터 브러시의 저항, 무부하손실 토크와 같은 제반 파라미터의 변화를 추출하여 이론적 해석결과에 반영하였다. 또한, 전동기의 정략적·정성적 분석으로부터 보조극이 전동기의 구동특성에 미치는 영향을 알아보았으며, 보조극의 치수, 위치 및 형상의 변화에 따라 특성변화 해석으로부터 전동기의 성능을 향상시키기 위한 방향을 제시하였다.

참 고 문 헌

- [1] 이윤중 저, 신편 전기기기, 동명사, 1996
- [2] 이승원, 이윤중 공저, 개정신관 전기기기, 문운당, 1998
- [3] 大川光吉 저, 원종수 역, 페라이트 자석회전기의 설계, 동일출판사, 1999
- [4] 홍정표 외 3인, "영구자석계자형 직류전동기의 특성 해석 기법에 관한 연구," 대한전기학회 춘계학술대회 논문집, pp. 81-83, 2001
- [5] 홍정표 외 4인, "설계 파라메타 추출에 의한 직류 직권 전동기의 설계," 대한전기학회 하계학술대회 논문집, pp. 738-740, 2000
- [6] J.Hur, I.S.Jung and D.S.Hyun, "Lateral Characteristic Analysis of PMLSM Considering Overhang Effect by 3 Dimensional Equivalent Magnetic Circuit Network Method," IEEE Trans. on Magn., Vol. 34, No. 5, pp.3528-3531, 1998
- [7] 홍정표, 임달호, "3차원 등가자기회로방법에 의한 영구자석 모터의 자계 해석에 관한 연구," 대한전기학회 논문지, Vol. 43, No. 9, pp. 1432-1439, 1994

- [8] 任達鎬, 電氣界의 有限要素法, 東明社, 1986.
- [9] S.J. Salon, Finite Element Analysis of Electrical Machines, Kluwer Academic Publishers, 1995.
- [10] 홍정표 외 1인 "영구자석기기의 설계 및 특성해석", 대한전기학회지, Vol.48, No.6, pp.15-20, 1999.

저 자 소 개



하 재 평(河在坪)

1976년 6월 18일생. 2002년 창원대 전기공학과 졸업. 2002년~현재 동 대학원 전기공학과 석사과정
Tel : 055-262-5966, Fax : 055-263-9956
E-mail : rmsdja2@hanmail.net



하 경 호(河京鎬)

1972년 5월 19일생. 1997년 창원대 전기공학과 졸업. 1999년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2002년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박). 현재 포스코 기술연구소 전기장판 연구팀 근무.
Tel : 054-220-6164, Fax : 054-220-6825
E-mail : khha@posco.co.kr



홍 정 표(洪正杓)

1959년 4월 17일생. 1983년 한양대 공대 전기공학과 졸업. 1985년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1985년~1990년 LG정밀(주) 중앙연구소 주임연구원 1990년~1992년 삼성전기(주) 종합연구소 선임연구원. 1995년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박). 1996년~1996년 한양대 산업 과학연구소 선임연구원. 현재 창원대 공대 전기공학과 부교수
Tel : 055-279-7517, Fax : 055-263-9956
E-mail : jphong@sarim.changwon.ac.kr



김 진 구(金鎭九)

1970년 12월 29일생. 2001년 창원대 전기공학과 졸업(석사). 현재 KASCO(주) 제품개발2팀 전장개발 주임 연구원
Tel : 055-268-3375, Fax : 055-289-9316
E-mail : isad_kim@hanmail.net