

브러시리스 전동기에서 전자기적 가진력 및 열에 의한 기계적 응력해석

論 文

51B-5-1

Analysis of Mechanical Stress Due to Magnetic Force and Thermal Expansion in Brushless Motor

河 京 鎬* · 李 根 浩** · 洪 正 杓***

(Kyung-Ho Ha · Geun-Ho Lee · Jung-Pyo Hong)

Abstract - This paper deals with the mechanical stress analysis due to electromagnetic forces and the optimal design of the link considering the stress. The link in Interior Permanent Magnet Brushless Motor(IPM) have influence on both mechanical and magnetic performance. The decrease of the link thickness serves to improve the torque, whereas this decreases the strength of link. Therefore, it is necessary to determine the appropriate link thickness considering electromagnetic forces and thermal expansion. The effects of the variation of link thickness on the mechanical stress and the electromagnetic performance are analyzed by the structural and electromagnetic Finite Element Method. In addition, the mechanical structure design of the link is performed to reinforce the mechanical strength against magnetic forces while preserving a good magnetic torque.

Key Words : Brushless motor, electromagnetic force, mechanical stress and structural finite element method.

1. 서 론

자기에너지를 매개로 전기적인 에너지를 회전이나 직선운동의 기계적 에너지로 바꾸는 에너지 변환기들 중 영구자석 계자형 전동기는 각종 기기의 제어용 및 구동장치로서 생활 주변용품, 음향기기, 계측기기, 컴퓨터 주변기기뿐만 아니라 수치제어용 공작기계, 산업용 로봇, 자동차 등 전 산업에 걸쳐 광범위하게 사용되고 있다. 또한 최근 회토티계 영구자석과 같은 영구자석의 신소재 개발과 기술의 발달과 더불어 전동기는 고성능, 소형, 경량화 되는 추세이다. 이에 따라 단위체적당 에너지 밀도가 커지면서 진동 및 소음의 특성이 악화되고 있다 [1,2].

전기기기에서 전자기력은 구동 토크를 발생시킴과 동시에 반경방향의 힘은 외부 가진력이 되어 고정자와 회전자를 진동시킨다 [3-7]. 특히 가진력의 주파수가 기계 구조물의 고유진동수와 일치할 경우에는 공진이 발생하여 구조물이 크게 진동할 뿐만 아니라 구조물에 변형을 일으켜 기계적 수명을 단축시키고, 다른 시스템에 영향을 미친다. 또한, 진동에 의한 소음은 사람에게 불쾌감을 준다. 따라서, 전자 에너지 변환기기의 에너지 밀도의 증가에 따른 진동과 소음을 저감하고 전동기의 성능을 향상시키기 위해서는 전자기적 가진력에 기인한 전동기의 기계적 구조물에 미치는 해석이 연계되어야 한다 [8-16].

매입형 영구자석 브러시리스 전동기(Interior Permanent Magnet Type Brushless Motor: IPM)는 영구자석이 회전자 내부 철심에 삽입되므로 원심력으로 인한 영구자석의 비산을 막고 약계자 운전으로 고속운전이 가능하며 또한 구조적 돌극성으로 자기 저항차에 의한 릴럭턴스 토크에 의하여 단위체적당 발생 토크가 큰 장점을 가지고 있다 [17-21].

그러나, IPM 전동기는 그림 2와 같이 구조적으로 링크를 가지고 있으며, 이것은 전동기의 전자기적 특성뿐만 아니라 기계적 강도에 중요한 영향을 미친다. 일반적으로 IPM전동기의 설계 과정에서는 전동기의 특성향상을 위하여 전자기적 부분만을 고려하기 때문에 링크부의 기계적 강도가 취약하게 된다. 즉, 영구자석에 의한 자속의 누설을 최소화하기 위하여 링크부의 단면적을 최소화하는 것이 좋으나 기계적 구조물의 강도를 약화시키므로 고속회전에 의한 영구자석의 원심력 및 전자기적 가진력이 링크부에 하중으로 작용하여 링크부의 변형 및 파단을 야기할 수 있다. 따라서 전자기적 특성과 기계적 특성 분석이 병행되어 설계 단계에서 반영되어야 한다. 그러므로, 본 논문은 전자기적 가진력 및 열적 팽창에 기인한 기계적 응력을 고려하여 전동기의 구동 특성을 만족하고 구조적으로 안정한 링크부의 치수를 결정하고자 한다.

본 논문에서는 IPM 전동기의 링크부 표면 작용하는 전자기적 가진력을 추출하여 링크 두께의 변화가 전동기의 발생 토크 및 기계적 거동에 미치는 영향을 분석하였다. 여기서, 전자기적 가진력은 유한요소 해석을 수행 후 등가자화전류법(Equivalent Magnetizing Current Method: EMC)을 이용하여 전자기적 가진력을 계산하였다 [22-25]. 링크부를 하중에 대한 응력(Stress)의 정해(Analytic solution)를 가지는 양단이 고정된 보로 모델링하여 전자기적 가진력 및 열적 팽창에 기인한 기계적 응력과 변위를 해석하고, 이로부터 안전율을 계

* 正 會 員 : 昌 原 大 工 大 電 氣 工 學 科 博 士 修 了

** 正 會 員 : 昌 原 大 工 大 電 氣 工 學 科 博 士 課 程

*** 終 身 會 員 : 昌 原 大 工 大 電 氣 工 學 科 副 教 授 · 工 博

接 受 日 字 : 2001 年 8 月 2 日

最 終 完 了 : 2002 年 3 月 16 日

산하여 기계 구조물의 안정성을 판단하였다. 또한, 전자기 가진력과 결합된 2차원 평면 구조 유한요소 해석을 사용하여 전동기의 구동 토크뿐만 아니라 기계적으로도 안정한 강도를 가지는 형상 설계를 하였다.

2. 본 론

2.1 해석 모델

그림 1은 영구자석이 회전자의 내부에 삽입되어있는 IPM 전동기의 1/2구조이며, 그림 2는 그림 1에서 A의 영역을 확대한 링크부의 형상을 나타낸 것이다. 이 기계적 구조의 링크부는 전동기가 회전시 영구자석이 밖으로 비산되는 것을 막는 역할을 하며, 동시에 영구자석에 의해 발생된 누설 자속의 자로 역할도 하고 있다. 링크의 두께가 감소할수록 링크부를 통한 자로는 포화되어 고정자로 쇄교하는 자속이 증가하게 된다. 그러므로 링크부 두께의 감소는 전동기 발생 토크를 증가시킨다. 한편, 기계 구조적인 관점에서 보면 고정자의 치와 슬롯의 교번에 의하여 발생하는 전자기력이 링크에 작용하여 응력과 진동을 증가시키므로 링크의 두께를 증가시켜야한다.

해석 모델은 정격용량 16 (kW), 극수 4, 정격속도 3000 (rpm)이다. 4개의 영구자석이 회전자의 내부에 배치되어 있으며, 초기 설계된 모델의 링크 두께는 1.0 (mm), 링크의 길이는 7.16 (mm)로 설계되었다. 고정자는 36개의 슬롯을 가지며 영구자석의 재료는 Nd계열로서 잔류자속밀도는 1.2 (T)이다.

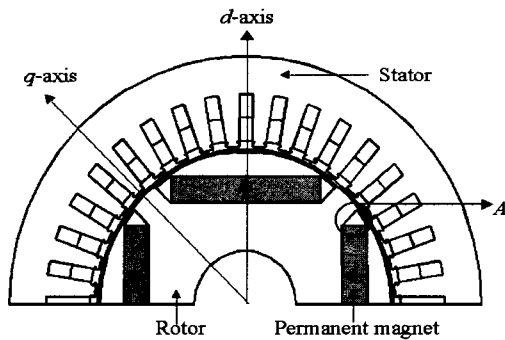


그림 1 IPM의 구조
Fig. 1 Structure of IPM

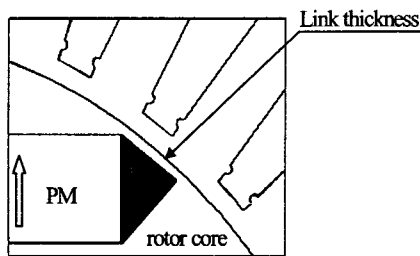


그림 2 링크의 형상
Fig. 2 Configuration of the link

2.2 해석 과정

전자기 가진력에 기인한 기계 구조물의 특성 해석과정은 다음의 3가지 과정으로 나뉘어진다.

· Step I) 링크부의 표면에 작용하는 전자기적 가진력의 계산: 본 논문에서는 로터 표면에 작용하는 전자기력을 구하기 위하여 등가자화전류법을 이용한 방법이 사용되었다.

· Step II) 링크부의 두께가 전동기의 토크 및 기계적 강도에 미치는 영향 분석: 해석을 단순화하기 위하여 응력에 대한 정해(Analytic solution)를 가진 양단이 지지된 보의 형태로 등가화하여 가진력에 대한 기계적 강도를 해석하고 전장 수치해석으로 전동기의 토크를 해석하였다.

· Step III) 모따기(fillet radius)를 가진 링크부의 형상 설계: 전자기 가진력에 의한 응력을 줄이기 위하여 라운딩을 설계 파라미터로 설정하였으며 2차원 평면 구조해석으로부터 적절한 모따기의 치수를 결정하였다.

2.3 해석 이론

2.3.1 전자기적 가진력 계산 [22-25]

등가자화전류법은 자계 해석에서 얻은 자속 분포로부터 구해지는 모든 변에서의 자화전류에 의한 각 요소에 작용하는 힘들을 각각 구하는 방법으로 구조물의 표면에 받는 가진원을 직접 구할수 있는 방법이다. 등가자화전류법에 의한 계산과정의 절차는 다음과 같다.

- 첫째, 유한요소법에 의한 자계계산.
- 둘째, 요소선상의 자화전류 계산.
- 셋째, 요소선상에 작용하는 힘 계산.
- 넷째, 전체 또는 국부적인 힘 계산.

이 방법은 그림 3에 나타난 것과 같이 자계해석으로부터 얻은 자성체 영역이 존재하는 요소의 자속의 분포를 ij 요소 선상의 등가자화전류의 분포로 대체하여 로렌즈 힘으로부터 요소의 변에 작용하는 힘을 구하는 것이다. 그림 3에 나타난 각 요소는 서로 다른 재질을 가진다. 이때 등가자화전류는 요소의 경계선에 존재한다.

철심 내부 요소의 등가자화전류는 상쇄되고 투자율이 다른 요소 경계에만 전류가 분포한다. 그림 3에 나타난 요소 e_1, e_2 를 구성하는 선상의 자화전류를 I_m 이라고 하면 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\vec{I}_m = \frac{1}{\mu_0} \int_S \nabla \times \vec{M} \cdot \vec{ds} = \frac{1}{\mu_0} (M_{1t} - M_{2t}) l_{ij} \quad (1)$$

여기서, M_{1t}, M_{2t} 는 각각 경계면에서의 요소 e_1 과 요소 e_2 의 자화의 세기의 접선성분을 나타낸다. 매질에 관계없이 식 (2)는 항상 성립하고 두 영역의 경계에서 자계의 세기 \vec{H} 의 접선성분은 연속이기 때문에 식 (1)을 식 (2)에 대입하면 길이가 l_{ij} 인 경계면에서의 전류는 식 (3)과 같이 된다.

$$\vec{B} = \mu_0 \vec{H} + \vec{M} \quad (2)$$

$$I_m = \frac{1}{\mu_o}(B_{t1} - B_{t2})l_{ij} \quad (3)$$

여기서, B_{t1} , B_{t2} 는 각각 요소에서의 자속밀도의 접선성분이다. 요소의 변 i, j 에 작용하는 힘 \vec{f}_{ij} 는 플레밍의 왼손 법칙으로부터 식 (4)와 같이 된다.

$$\vec{f}_{ij} = \vec{I}_m \times \vec{B}_{l_{ij}} \quad (4)$$

힘의 법선성분 f_n 과 접선성분 f_t 를 각각 자속밀도의 법선성분과 접선성분 B_n , B_t 로 나타내면 식 (5), 식 (6)과 같이 쓸 수 있다.

$$f_n = I_m B_t l_{ij} \quad (5)$$

$$f_t = -I_m B_n l_{ij} \quad (6)$$

여기서, 두 요소에서의 자속밀도 법선 방향성분은 같으며 자속밀도의 접선성분은 두 요소내의 자속밀도의 평균값을 취한다.

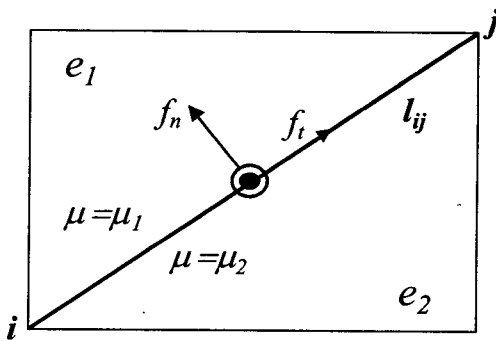


그림 3 두 재질간의 등가자화전류
Fig. 3 Magnetizing current between two materials

2.3.2 단순 지지보 의한 응력해석 [26, 27]

전자기적 가진력에 기인한 링크부의 응력을 해석하기 위한 가정은 다음과 같다.

- 1) 보의 재료는 균질하고 보 전체의 변형은 탄성적이다.
- 2) 재료의 인장과 압축에 대한 영계수는 같다.
- 3) 하중은 정적으로 작용한다.
- 4) 링크부를 제외한 회전자 코어는 강체이다.
- 5) 원심력에 의한 힘은 무시하였다.

그림 2에 보이는 링크부를 그림 4와 같이 양단이 고정된 보로 대체하여 해석모델로 설정하고, 치와 슬롯에 의한 반복적 전자기적 가진력이 보전체에 균일하게 분포하는 분포하중 F 가 링크의 표면에 작용하는 것으로 보았다. 하중에 기인한 굽힘 응력의 정해는 뉴턴의 평형법칙과 중첩의 원리에 의해 얻어진다. 보의 위치 x 축에 따른 굽힘응력 σ_m 은 식 (7)과

같이 계산된다.

$$\sigma_m = \frac{Fl^2y}{2I} \left(-\frac{1}{6} + \frac{x}{l} - \frac{x^2}{l^2} \right) \quad (7)$$

여기서, I 는 2차 면적 모멘트, E 는 영계수(Young's modulus)이다. 한편, 전동기는 운전중 부하의 조건에 따라 전동기 내부의 온도가 변화하게 된다. 온도의 변화에 따라 물체에 자유로운 팽창 또는 수축이 불가능하게 구속시키면, 팽창과 수축의 길이 만큼 압축 또는 인장을 가하는 경우와 같이 응력이 발생하게 되므로 이를 고려하였다. 열응력 σ_t 를 고려하기 위한 식은 다음과 같다.

$$\sigma_t = \alpha E \Delta t = \alpha E (t_2 - t_1) \quad (8)$$

여기서, α 는 열팽창 온도계수이고 Δt 는 온도변화를 나타낸다. 전체 응력은 열응력과 하중에 의한 굽힘 응력의 합으로 식 (9)와 같다.

$$\sigma_{link} = \sigma_m + \sigma_t \quad (9)$$

링크의 기계적 안정성은 규소강판의 허용 응력과 해석된 전체 응력의 비로 나타나는 안전계수로 평가할 수 있다. 하중에 의한 재료의 파손에 대한 안정성 판별은 재료실험에 의한 강도인 허용 인장강도 σ_{ex} 와 하중에 의한 실제 응력 σ_{link} 의 비인 안전율 n 으로 표현된다.

$$n = \frac{\text{allowable stress}}{\text{working allowable stress}} = \frac{\sigma_{ex}}{\sigma_{link}} \quad (10)$$

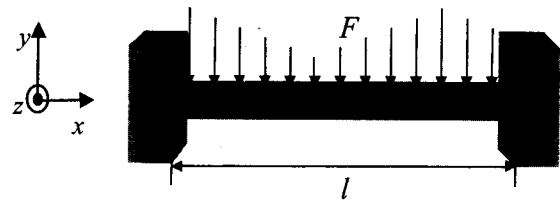


그림 4 링크에서의 응력을 해석하기 위한 등가 모델
Fig. 4 Equivalent model to analyze stress in the link

2.3.3 구조 유한 요소해석을 이용한 응력해석 [28]

링크의 기계적 강도를 향상시키기 위하여 링크부의 하단 코너에 모따기(Fillet radius)를 부여하였다. 그러나, 양단 지지보에 대한 응력의 정해(精解)는 모따기 형상을 고려할 수 없으므로 이를 고려한 해석을 수행하기 위하여 2차원 평면 구조 유한요소해석을 이용하였다.

임의 한 절점에서 변형율과 변위, 응력과 변형을 관계는 다음과 같다 [4].

$$\{\epsilon\} = [B]\{d\} \quad (11)$$

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} \quad (12)$$

여기서 $\{\epsilon\}$ 은 변형률, $\{\sigma\}$ 는 응력, $\{d\}$ 는 변위를 나타내는 행렬이다. 위의 식 (11), (12)를 이용하면 응력과 변위의 관계식이 다음과 같이 나타난다.

$$\{\sigma\} = [D][B]\{d\} \quad (13)$$

한편, 최소 에너지 원리에 의해 구조 전체의 강성 행렬과 관련 방정식이 다음과 같다.

$$\{F\} = [K]\{d\} \quad (14)$$

여기서 $\{F\}$ 는 전자기력에 의해 각 절점에 작용하는 하중이며 $[K]$ 는 구조물 전체의 강성행렬이다. 식 (14)을 해석 영역 전체에 대한 시스템 행렬로 구성한 후 각 절점에서의 변위를 구하고 식 (13)을 이용한 후처리 과정을 거쳐 응력을 계산한다.

2.4 해석 결과 고찰

2.4.1 링크 두께가 전자기적 특성에 미치는 영향

그림 5는 슬롯 피치가 일정할 때 슬롯 폭의 변화에 따라 링크에 작용하는 전자기력의 변화를 나타낸 것이다. 전자기적 가진력은 전류 위상각이 0(deg.)에서 정격 전류 56.6[A], 3000(rpm)으로 운전시 한 슬롯 피치동안 링크의 중간 위치에 작용하는 반경방향의 힘을 EMC를 이용하여 계산한 것이다. 전자기적 가진력이 치와 슬롯의 교번에 의해 시간에 따라 주기적으로 변화하며, 치폭이 작을수록 전자기적 가진력의 크기가 증가하게 되므로 링크의 변위와 응력을 증가시키게 될 것이다.

그림 6은 링크 두께의 변화가 릴럭턴스 토크와 마그네틱 토크에 미치는 영향을 해석한 결과이다. 링크 두께의 증가는 링크부를 통한 영구자석 누설자속을 증가시키므로, 링크의 두께가 1.0(mm)에서 1.5(mm)로 증가시 마그네틱 토크의 최대치는 약 2.5(N·m) 감소하였다. 반면에 d-q축의 자기저항 차이에 의하여 발생하는 릴럭턴스 토크는 거의 일정한 결과를 보이고 있다.

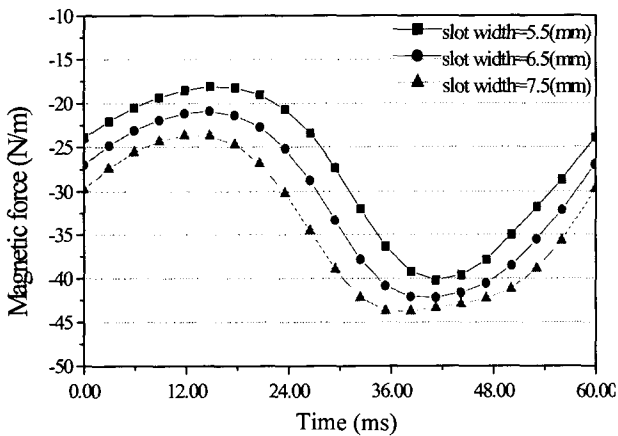


그림 5 슬롯폭 변화에 따른 전자기적 가진력의 변화
Fig. 5 Variation of electromagnetic force according to the slot width

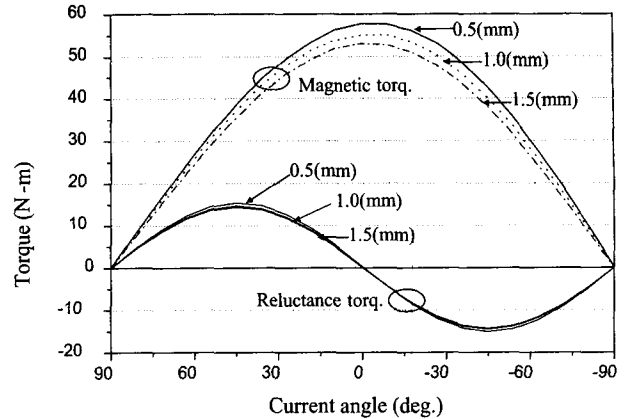
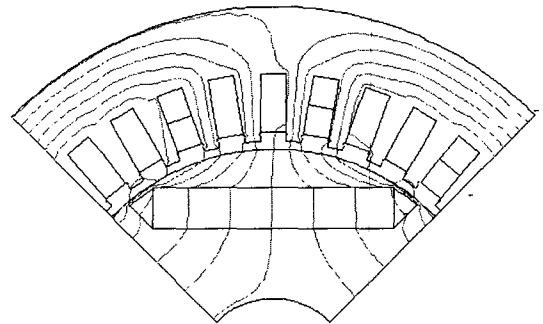
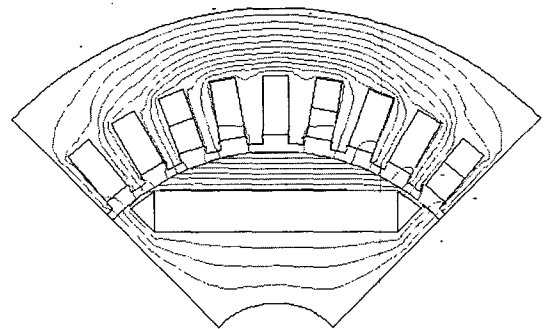


그림 6 링크의 두께에 따른 마그네틱 및 릴럭턴스 토크의 변화
Fig. 6 Variation of reluctance and magnetic force with the link thickness



(a) d 축(전류 위상각 90(deg.))



(a) q axis (Current angle 0(deg.))

그림 7 전류 위상각에 따른 등포텐셜 분포
Fig. 7 Equipotential line at current angle 90(deg.) and 0(deg.)

2.4.2 링크 두께가 기계적 특성에 미치는 영향

표 1은 기계적 거동을 해석하기 위해 필요한 기계적 물성치를 나타낸 것이다. 본 해석 모델에서 사용된 규소강판 재질의 최대 허용 응력은 363.0(MPa)이다. 본 해석에서 영구자석의 흡인력이 원심력보다 아주 크므로 원심력은 무시하고 전자기적 가진력만을 고려하였다.

그림 8은 그림 5에 도시한 결과에서 슬롯 폭이 6.5(mm)인 경우 전자기적 가진력의 최대값이 링크부에 하중으로 작용할 때 굽힘 응력 분포를 나타낸 것이다. 링크의 두께를 0.5(mm)

에서 1.5(mm)까지 변화시키며 양단이 고정된 보의 정해를 이용하여 계산하였다. 링크 두께가 감소할수록 최대 응력은 기하급수적으로 증가하는 양상으로 보이고 있다. 즉, 링크 두께의 감소는 그림 6에서와 같이 전자기적 특성은 향상되었으나 기계적 응력의 증가로 기계적 강도는 나빠짐을 보이고 있다. 따라서, 기계적 강도를 확보하면서 전동기의 토크를 향상하기 위한 적절한 치수의 선정이 필요하다. 한편, x축의 위치에 따른 응력 분포 결과에서 링크의 양 끝단에 발생한 응력이 다른 위치에서의 응력보다 더 높게 나타나므로 이 부분을 보강할 필요가 있다.

표 2는 최대 가진력이 링크부위에 작용할 때 링크 두께에 따른 응력 해석결과를 수치로 정리한 것이다. 열에 의한 응력을 고려하기 위하여 모터의 운전시 내부 온도는 75(°C)로 고려하였다. 여기서 최대 응력은 전자기 가진력에 기인한 기계적 응력이며 총 최대응력은 최대응력에 열응력을 합산한 수치이다. 또한, 규소강판 재료의 최대 허용 응력이 363.0(MPa)과 계산되어진 총 최대응력과의 비율로 안전율을 계산하였다. 전동기의 안정성을 고려하여 최소한의 안전율을 2로 설정한다면, 이 이상 확보하기 위해서는 링크 두께가 1.0(mm) 이상이 되어야 한다.

2.4.3 링크의 설계

링크 두께가 0.5(mm)인 경우 1.0(mm)의 초기 설계된 모델보다 토크 특성은 좋으나 기계적 강도는 나쁘다. 그러므로 기존 모델보다 토크 특성도 향상시키면서 안전율이 2 이상을 가지는 안전한 기계적 강도를 얻기 위해 그림 9와 같이 링크 부 하단의 양단에 모따기를 하였다.

표 1 기계적 물성치
Table 1 Mechanical material properties

Core Young's modulus	205.81 (kN/m ²)	Core specific density	7.85×10 ³ (kg /m ³)
Coefficient of thermal expansion	1.12×10 ⁻⁵ (cm/°C.cm)	Core tensile strength value	363.0 (Mpa)

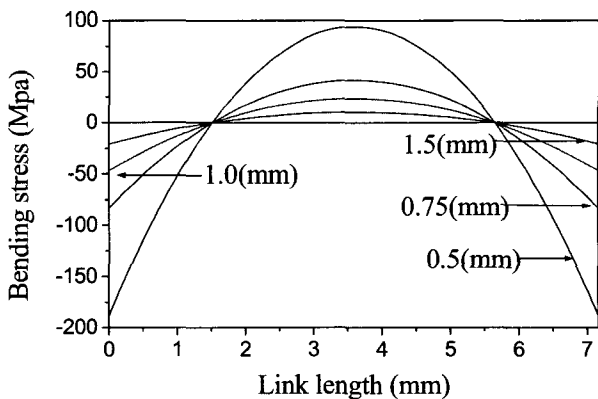


그림 8 전자기 가진력에 기인한 링크부의 굽힘 응력 분포
Fig. 8 Distribution of bending stress due to electromagnetic force in the link

이때 모따기 반지름의 효과를 고려한 해석을 위하여 2차원 평면 구조 유한요소법을 이용하였다.

표 3은 링크의 두께를 0.5(mm)로 고정하고 모따기 반지름의 변화에 따른 응력 해석결과를 도시한 것이다. 여기서, 열 응력 및 전자기적 힘에 대한 해석 조건은 표 2와 동일하다. 해석 결과로부터 모따기 반지름이 1.2(mm)이상으로 설계되면 안전율이 2 이상이 되어 기계적 강도를 확보할 수 있음 보이고 있다. 따라서, 링크 두께 1.0(mm)인 모델보다 마그네틱 토크를 약 2.5(N·m) 향상시키며 동일한 기계적 강도를 가질 수 있다. 그림 9(a)는 최종 설계된 모델의 치수와 구조 유한요소 해석을 수행하기 위한 요소분할도를 도시한 것으로 삼각요소를 사용하였다. 그림 9(b)는 전자기적 자기력이 하중으로 작용할 때 링크의 변형을 나타낸 그림이다.

표 2 링크 두께의 변화에 따른 응력과 안전율
Table 2 Stress analysis result according to the link thickness

링크 두께 (mm)	최대변위 (μm)	열응력 (Mpa)	최대응력 (Mpa)	총최대응력 (Mpa)	안전율
0.50	5.858	115.248	187.974	303.222	1.197
0.75	1.736	115.248	83.544	198.792	1.826
1.00	0.732	115.248	46.993	162.241	2.237
1.50	0.217	115.248	20.886	126.996	2.667

표 3 링크 두께 0.5(mm)에서 모따기 변화에 따른 안전율
Table 3 Safety factor according to the variation of fillet radius at link thickness 0.5(mm)

모따기 반지름 (mm)	총 최대응력 (MPa)	안전율
0.6	210.24	1.72
0.8	200.34	1.81
0.1	189.74	1.91
1.2	179.84	2.01
1.3	170.94	2.12

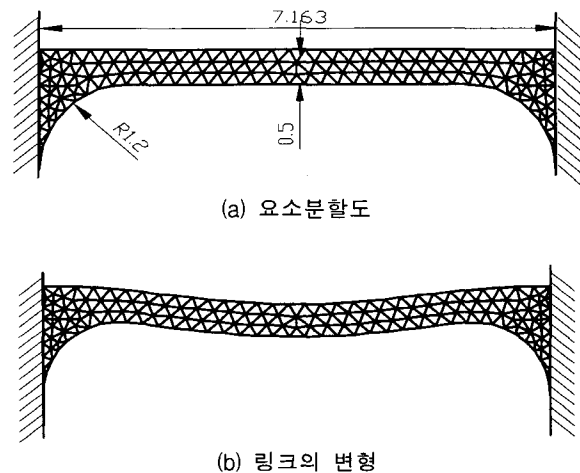


그림 9 요소분할도 및 가진력에 의한 링크의 변형
Fig. 9 Mesh generation and deformation of link for electromagnetic force

3. 결 론

본 논문에서는 매입형 영구자석 브러시리스 전동기를 대상으로 등가자화전류법으로 링크 표면에 작용하는 가진력을 계산하고, 이 전자기 가진력의 하중에 의한 링크에 작용하는 변위와 응력을 해석하였다. 링크 두께의 변화가 전자기적 특성뿐만 아니라 기계적 특성에 미치는 영향을 분석하였다. 또한, 규소강판재질의 인장강도를 열적 팽창 및 전자기 가진력의 요인으로 계산되어진 응력과 비교하여 치수 변화에 따라 안전율을 제시하였다. 링크 두께가 작을수록 마그네틱 토크는 커지는 반면 전자기적 가진력에 의한 응력의 증가로 링크의 구조적 강도는 취약해졌다. 안전율 2이상을 확보하기 위해서는 링크의 두께는 1.0(mm) 이상이 되어야 함을 보였다. 그러나, 링크 두께 0.5(mm)에 1.2(mm) 반지름의 모따기를 함으로서 링크의 두께 1.0(mm)로 초기 설계된 모델에 비하여 동일한 안전율의 기계적 강도를 가지면서 마그네틱 토크를 약 2.5(N·m) 향상시킬 수 있었다. 모따기 형상을 가지는 링크의 기계적 거동을 해석하기 위하여 2차원 평면 구조 유한요소해석을 이용하였다. 본 논문에서 제시된 해석 결과와 해석 방법은 기계적 응력을 고려한 전자기 시스템의 설계와 전자기 특성 해석과 연계된 기계적 특성해석 분석에 이용될 수 있을 것으로 사료된다.

본 연구는 한국과학재단 지정 창원대학교 공작기계 기술 연구 센터의 지원에 의한 것입니다.

참 고 문 헌

- [1] B. S. Rahman and D. K. Lieu, "The origin of permanent induced vibration in electric machines," ASME, Journal of Vibration and Acoustics, Vol. 113, No. 4, pp. 476-481, 1991.
- [2] J. P. Hong et al., "Dynamic analysis of radial force density in brushless DC motor using 3-D equivalent magnetic circuit network method," Proc. of COMPUMAG RIO, pp.291-292, 11, 1997
- [3] J. P. Hong et al., "Analysis of radial force as a source of vibration in an induction motor with skewed slots," IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 33, No. 2, pp. 1650-1653, 1997.
- [4] J. P. Hong et al., "Coupled electromagnetic force and vibration analysis of switched reluctance motor According to Switching Scheme," Nonlinear Electromagnetic System, Vol.18, pp.363-366, 2000
- [5] J. P. Hong et al., "Orbital analysis of rotor due to unbalance electromagnetic force for switched reluctance motor", IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 36, No. 4 July, pp. 1407-1411, 2000
- [6] D. G. Dorrell, W. T. Thomson, S. Roach, "Analysis of airgap flux, current, and vibration signals as a function of the combination of static and dynamics airgap eccentricity in 3-phase induction motors," IEEE Trans. on Industry application, Vol. 33, No. 1, pp. 24-34, 1997.
- [7] F. Ishibashi, S. Noda, "Frequencies and modes of electromagnetic vibration of a small induction motor," T.IEE Japan, Vol. 116-D, No. 11, pp. 1110-1115, 1996.
- [8] P. Pillay and W. Cai, "An investigation into vibration in switched reluctance motors," IEEE Trans. on Industry application, Vol. 353, pp. 589-596, 1999.
- [9] R. S. Collby, F. M. Moittier, T. J. E. Miller, "Vibration modes and acoustic noise in a four-phase switched reluctance motor," IEEE Trans. on Industry application, Vol. 32, No. 6, pp. 1357-1364, 1996
- [10] C.G.C. Neves et al., "Vibrational behavior of switched reluctance motors by simulation and experimental procedures," IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 32, pp. 3158-3159, 1998.
- [11] D. E. Cameron, J. H. Lang, S. D. Umans, "The origin and reduction of acoustic noise in doubly salient variable-reluctance motors," IEEE Trans. on Industry application, Vol. 28, No. 6, pp. 1250-1255, 1992
- [12] C. Pollock and C. Y. Wu, "Acoustic noise cancellation techniques for switched reluctance drives," IEEE Trans. on Industry application, Vol. 33, pp. 477-484, 1997.
- [13] B. M. Kwak, J. S. Han, Y. G. Choi, "Shape optimization of an Induction motor frame for vibration reduction," ASEM, Journal of Vibration and Acoustics, Vol. 119, No. 4, pp. 180-181, 1997.
- [14] R. S. Colby, F. M. Mottier and T. J. E. Miller, "Vibration modes and acoustic noise in a four-phase switched reluctance motor," IEEE Trans. on Industry application, Vol. 32, pp. 1357-1364, November/December, 1996.
- [15] C. Picod, M. Besbes, Camus and M. Gabsi, "Influence of stator geometry upon vibratory behaviour and electromagnetic performance of switched reluctance motors", IEE Proc. Electr Power Appl., Vol. 145, pp. 462-468, September 1998.
- [16] A. Strassis and A. M. Michaelides, "The design of low vibration doubly salient motors," Electric Machines and Power Systems, Vol. 27, pp. 967-981, 1999.
- [17] T. M. Jahns, "Flux-weakening regime operation of an interior permanent magnet synchronous motor drive," IEEE Trans. on Industry applications, Vol 23, No. 4, pp. 681-689, 1987.
- [18] T. M. Jahns, "Interior permanent magnet synchronous motors for adjustable-speed drives," IEEE Trans. on Industry application, Vol 22, No. 4, pp. 738-745, 1986.
- [19] Z. Zhang. F. Profumo, A. Tenconi, "Axial flux Interior PM synchronous motor torque performance analysis for traction drives," T. IEE Japan, Vol 116-D, No. 12, pp. 1246-1253, 1996
- [20] V. B. Honsinger, "The field and parameters of interior type AC permanent magnet machines," IEEE Trans. on Power apparatus and system, Vol PAS-101, No. 4, pp. 867-876, 1982.
- [21] J. P. Hong, et al. "Improved parameters modelling of interior permanent magnet synchronous motor based on

finite element analysis," IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 36, No. 4, pp. 1867-1870, 2000

[22] G. Henneberger, K. Sattler, D. Shen, "Nature of the equivalent magnetizing current for the force calculation," IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 28, pp. 1068-1072, 1992.

[23] T. Kabashima et al. "Force calculation using magnetizing current," IEEE Trans. on Magnetics, Vol 24, No. 1, pp. 451-454, 1988.

[24] G. Henneberger et al. "Nature of the equivalent magnetizing current for force calculation," IEEE Trans. on Magnetics, Vol 28, No. 28, pp.1068-1071, 1992.

[25] G. Henneberger et al. "Procedure for the numerical computation of mechanical vibrations in electrical machines," IEEE Trans. on Magnetics, Vol 28, No. 2, pp.1351-1354, 1992.

[26] Gere & Timoshenko, Mechanics of materials, International Thomson Publishing, Asia, 1995.

[27] T. J. Lardner, R. R. Archer, Mechanics of Solids, McGraw Hill, 1994

[28] Logan, Daryl L., A first course in the finite element method, PWS-KENT Publishing Company, Boston, 1992.

저 자 소 개



하 경 호 (河京鎬)

1972년 5월 19일생. 1997년 창원대 전기공학과 졸업. 1999년 전기전자제어 대학원졸업(석사). 현재 동 대학원 전기공학과 박사수료.

Tel: 055-262-5966

E-mail: haroom@netian.com



이 근 호 (李根浩)

1969년 4월 11일생. 1992년 한양대 전기공학과 졸업. 1994년 동 대학원졸업(석사). 1994년~2002년 2월 LG-OTIS 선임연구원. 현재 창원대학교 전기공학과 박사과정 재학.

Tel: 055-262-5966

E-mail: lgh700@korea.com



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 전기

공학과 졸업(공학). 1996년~1996년 한양대 산업 과학연구소 선임연구원. 현재 창원대 공대 전기공학과 부교수

Tel : 055-279-7517

E-mail : jphong@sarim.changwon.ac.kr