

단상 BLDC 전동기 고정자 노치 위치에 따른 코깅토크 저감에 관한 연구

A Study of Cogging Torque Reduction depending on Notch Position of Single Phase BLDC Motor Stator

감승한*, 정태욱**

Seung-Han Kam, Tae-Uk Jung

〈Abstract〉

This paper presents a optimization design of 10[W] single phase BLDC motor applied Notch shape. Cogging Torque causes noise, vibration and torque ripple so notched stator is proposed in this paper. Firstly, a single phase BLDC motor needs applying asymmetric air-gap shape because this type motor cannot help having dead-point which is zero torque position. However, using asymmetric air-gap structure causes cogging torque increase. Therefore, this paper proposes the notch shape structure. Notch shape structure has some advantages; low cost, easy to apply. There are 4 optimal factors selected in optimization process, which are position and size of notches. Through building a prototype, the result of FE analysis and the experimental measurement value are compared each other and then validity and utility of simulation will be verified.

Keywords : Cogging Torque, Notch Shape, BLDC Motor, Stator Shape Optimization

* 저자, 경남대학교 첨단공학과 석사과정,
경남대학교 전기공학과 학부 졸업
631-701 경남 창원시 마산합포구 경남대학교 7

** 교신저자, 경남대학교 전기공학과 교수, 工博
부산대학교 대학원 졸업
631-701 경남 창원시 마산합포구 경남대학교 7

* MS Student of Kyungnam University
Dept. of Advanced Engineering
E-mail:soebug@naver.com

** Corresponding Author, Professor Dept. of Electrical
Engineering of Kyungnam University Ph.D
E-mail : tujung@kyungnam.ac.kr, 055-249-2628

1. 서 론

오늘날 여러 사업 분야에서 무분별한 공해유발에 의해 환경오염이 심각해짐에 따라 무공해 동력원의 필요성이 대두되어, 공장 및 사무 자동화기기 그리고 가전기기 등의 여러 분야에서 필요성을 인지 및 수요가 늘어났다[1]. 무공해 동력원의 하나인 전동기분야에 있어, 고에너지 밀도를 갖는 전동기의 응용분야가 넓어지고 있으며, 지속적인 연구가 이루어지고 있다[2]. 고출력 및 고효율 특성을 갖는 Brushless type의 DC(BLDC)전동기의 적용범위가 증가하고 있으며 그에 대한 인식이 점차 높아지고 있다. 특히 수명이 짧은 기존의 브러시와 정류자를 갖는 기계적인 정류구조를 갖는 Brush type의 DC 전동기로부터 전기적인 제어회로를 이용하며 소형화, 저소음 및 유지보수성이 상대적으로 우수한 BLDC 전동기로서 급격히 대체되고 있다. 또한 높은 출력밀도를 갖는 저소음 특성의 BLDC 전동기는 고효율, 고출력 및 제어방법의 용이성으로 인하여 다양한 분야에서 수요가 증대되고 있다[3]. 그러나 회전자에 영구자석을 사용하는 BLDC 전동기는 코깅토크가 발생하며, 이는 전동기 운전 시 토크의 맥동을 유발하며, 소음 및 진동에 영향을 끼치며, 제어성능의 저하를 초래하는 단점이 있다. 코깅토크를 저감하기 위한 방법으로는 여러 가지 방법이 연구되어져 왔다. 그 중에 고정자에 노치 형상 적용하는 기법이 있다[4][5]. 본 논문에서 영구자석 표면부착형 BLDC 전동기를 기준으로 하여 기존의 모델과 노치 형상을 적용하여 코깅토크 저감을 실시하였다. 기존 모델과 노치 적용모델을 유한요소해석을 통해 특성을 비교하고 시작기 제작을 통해 시뮬레이션의 결과의 타당성을 증명할 것이다.

2. 코깅토크

코깅토크는 회전자 이동시 회전자와 고정자 사이의 슬롯 및 슬롯 잇날의 퍼미언스 및 릴럭턴스 변화에 의해 발생한다. 코깅토크가 크다면 초기 기동에 필요한 기동 토크가 커지게 되어 회전기기의 운용 및 효율성이 떨어지는 결과를 초래하게 된다[6].

그림 1은 회전자 위치에 따른 코깅토크 발생을 보여준다.

이론적인 코깅토크 해석을 위해 다음과 같은 가정이 필요하다.

- 철의 자기 투자율은 무한대이다
- 철은 자기 포화가 일어나지 않는다.
- 자극 천이의 퍼미언스 함수에 대한 영향은 고려하지 않는다.
- 슬롯 아래의 자속밀도는 0이다.

또한, 코깅토크는 회전자가 회전할 때 생기는 에너지 변화량이며, 식 (1)에서와 같이 모터 내부의 에너지를 회전자의 위치각을 편미분함으로써 구할 수 있다.

$$T_{cog}(\alpha) = - \frac{\partial W(\alpha)}{\partial \alpha} \tag{1}$$

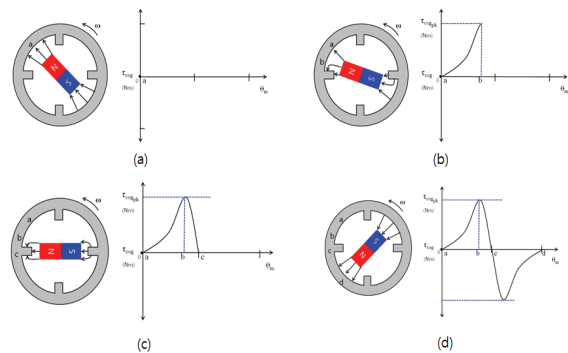


Fig.1. One Cycle of Cogging Torque Operation.

여기서, α 는 회전자 위치각이며, W 는 모터의 자기에너지이다.

$$W_\alpha = \frac{1}{2\mu} \int_V B^2 dV \quad (2)$$

B 는 자속밀도이며, μ 는 비 투자율이다. 공극 자계 분포는 슬롯리스 기기와 동등한 공극 자속밀도와 공극 퍼미언스의 결과로부터 예측될 수 있는 잘 알려져 있다.

$$B = G(\theta, z)B(\theta, \alpha) \quad (3)$$

여기서 $G(\theta, z)$ 는 공극 퍼미언스 함수이며, $B(\theta, \alpha)$ 는 공극 자속밀도이다. 식 (2)를 다시 쓰면 아래와 같다.

$$\begin{aligned} W(\alpha) &= \frac{1}{2\mu_0} \int [G(\theta, z)B(\theta, \alpha)]^2 dV \quad (4) \\ &= \frac{1}{2\mu_0} \int_0^{L_s} \int_{R_1}^{R_2} \int_0^{2\pi} G^2(\theta, z)B^2(\theta, \alpha) d\theta dr dz \\ &= \frac{1}{2\mu_0} L_s \frac{1}{2} (R_2^2 - R_1^2) \int_0^{L_d} \int_0^{2\pi} G^2(\theta, z)B^2(\theta, \alpha) d\theta dz \end{aligned}$$

μ_0 는 공기의 투자율이며, L_s 는 적층길이, R_1, R_2 는 영구자석과 고정자의 반경이다.

$G^2(\theta, z)$ 와 $B^2(\theta, \alpha)$ 는 푸리에 급수 전개를 하게 되면 아래 식과 같으며, 삼각함수의 직교성을 이용하여 식 (4)을 다시 풀이하면 식 (7)과 같다 [7]-[10].

$$G^2(\theta, z) = \sum_{n=0}^{\infty} G_{nN_s} \cos nN_s \theta \quad (5)$$

$$B^2(\theta, \alpha) = \sum_{m=0}^{\infty} B_{mN_p} \cos mN_p (\theta + \alpha) \quad (6)$$

$$\begin{aligned} W(\alpha) &= \frac{L_s}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \left[\sum_{n=0}^{\infty} G_{nN_s} B_{nN_s} \int_0^{2\pi} \cos nN_s \theta \cos nN_s (\theta + \alpha) \right] \\ &= \frac{L_s}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \cdot 2\pi \cdot \sum_{n=0}^{\infty} G_{nN_s} B_{nN_s} \cos nN_s \alpha \quad (7) \end{aligned}$$

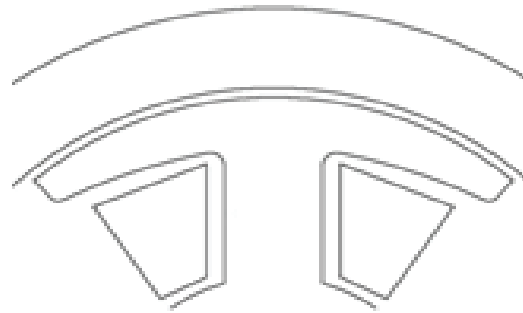
따라서, 코깅토크는 공극 에너지를 회전자의 회

전각으로 편미분함으로서, 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} W(\alpha) &= - \frac{\partial W(\alpha)}{\partial \alpha} \\ &= \frac{L_s \pi}{2\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=0}^{\infty} G_{nN_s} B_{nN_s} nN_s \sin nN_s \alpha \quad (8) \end{aligned}$$

3. 비대칭 공극구조

3상 BLDC 전동기의 경우, 토크가 발생하지 않는 dead-point가 없지만, 단상 BLDC 전동기는 dead-point가 발생하여 초기 기동 시 어려움이 있다. 이러한 단점을 보완하기 위해 한 개의 고정자 치와 회전



(a) Symmetric Air-gap



(b) Asymmetric Air-gap

Fig. 2. Stator Shape of Symmetric Air-gap and Asymmetric Air-gap

자사이의 공극 길이를 다르게 하여 dead-point를 제거할 수 있다. 반면에 일률적으로 고정자 치와 회전자 사이의 공극을 다르게 하면 dead-point는 제거할 수 있지만 전동기의 특성을 저하시키는 코깅토크 및 평균 토크가 감소하게 된다.

대칭 공극 때의 dead-point의 발생원인은 그림 3과 같이 나타내었다.

그림 3과 같이 역기전력과 코깅토크의 극전환 시 Zero-point에서 위상이 겹친다. 이 때, 전류의 값은 0이 되므로 토크가 0이 되는 지점이 되어 초기 기동 시 실패하게 된다.

비대칭 공극 구조를 적용시켜, 역기전력과 코깅토크극 전환 시 위상이 겹치는 구간은 제거할 수 있다. 비대칭 구조를 사용하게 되면 초기 기동 시, 토크가 발생할 수 있는 위치에 항상 회전자를 정지시킬 수 있게 되므로 초기 기동의 문제를 해결

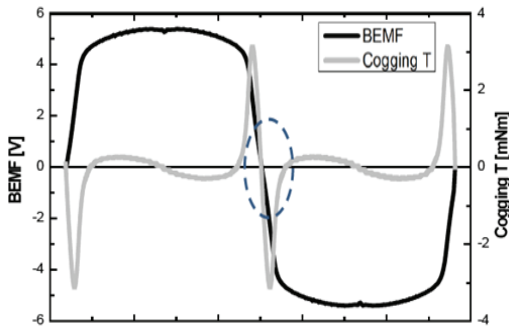


Fig. 3. BEMF and Cogging Torque with Symmetric Air-gap

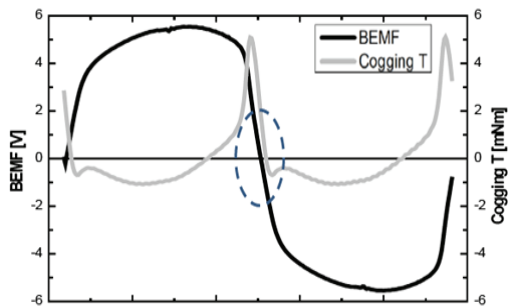


Fig. 4. BEMF and Cogging Torque with Symmetric Air-gap

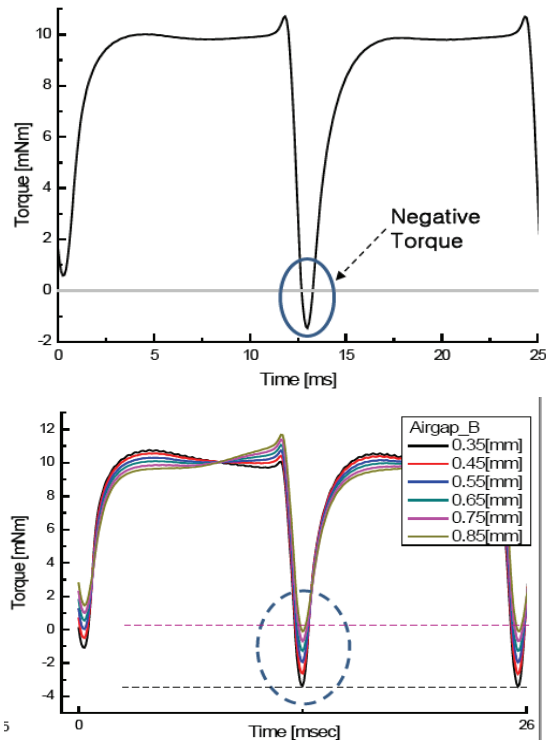


Fig. 5. Negative Torque Operation and Negative Torque Variation depending on Value of Symmetric Air-gap

할 수 있다. 또한, 단상 BLDC 전동기는 3상 BLDC 전동기와 달리 한상만으로 운전하기 때문에 부 토크가 발생하게 된다. 비대칭 공극구조의 최적화를 통해 부 토크를 최소화 할 수 있다.

부 토크란, 매 순간 회전 시, 역방향으로 작용하는 힘이며, 회전 관성으로 부 토크를 이겨내어 단방향으로 회전 할 수 있다. 역방향으로 작용하는 힘이 발생하게 되므로 이는 진동 및 소음의 원인이 된다.

그림 6과 같이 고정자 양 끝의 공극을 기준으로 하여 공극 A를 고정하고 공극 B에 대한 최적화 인자를 선정하는 방법을 사용하였다.

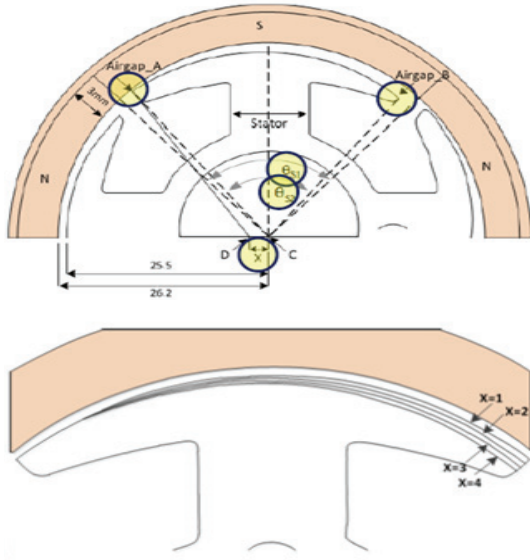
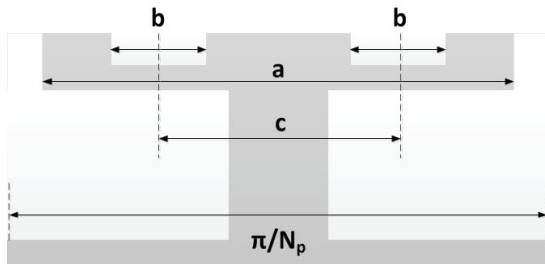


Fig. 6. Asymmetric Air-gap Optimization Factor Selection

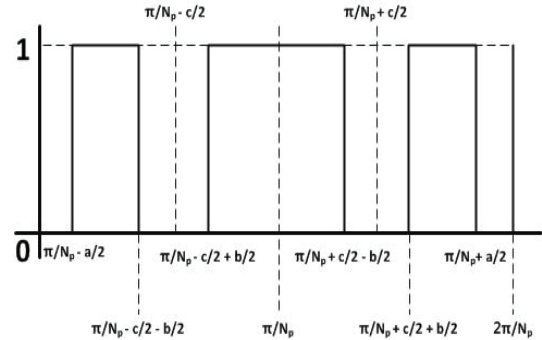
4. 노치형상 구조

비대칭 공극구조의 적용으로 인한 코깅토크 증가분을 최소화하기 위해, 본 논문은 노치형상 적용을 제안한다. 노치 형상을 적용하게 되면 상대 공극 퍼미언스의 분포가 변화하고, 유효 슬롯수가 변함에 따라 G_{nN_L} 의 값이 달라지므로 코깅토크를 저감할 수 있다.

또한, 고정자 슈의 폭이 여유가 있다면 노치는 2개 이상 사용할 수 있다.



(a)



(b)

Fig. 7. Stator Shape applied 2 Notches (a) Stator Shape (b) Relative Permeance function

공극 퍼미언스 함수에서 노치로 들어간 부분이 0이 그림 (a)와 같은 형상이라고 할 때 상대 퍼미언스 함수를 푸리에 급수 전개를 통하여 다음의 식으로 표현할 수 있다.

$$G_{nN_L} = \frac{N_s}{2\pi} \left\{ \begin{aligned} & \int_{\pi/N_p - a/2}^{\pi/N_p - c/2 - b/2} \cos nN_L \theta d\theta + \\ & \int_{\pi/N_p + c/2 - b/2}^{\pi/N_p + a/2} \cos nN_L \theta d\theta + \\ & \int_{\pi/N_p + c/2 + b/2}^{\pi/N_p + a/2} \cos nN_L \theta d\theta \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$= \frac{N_s}{2\pi n N_L} \left\{ \begin{aligned} & [\sin nN_L]_{\pi/N_p - a/2}^{\pi/N_p - c/2 - b/2} + \\ & [\sin nN_L]_{\pi/N_p - c/2 + b/2}^{\pi/N_p + a/2} + \\ & [\sin nN_L]_{\pi/N_p + c/2 + b/2}^{\pi/N_p + a/2} \end{aligned} \right\}$$

$$= \frac{N_s}{\pi n N_L} \left\{ \sin nN_L \frac{a}{2} + \sin nN_L \frac{b}{2} \right\}$$

여기서 a는 슈의 길이, b는 노치의 크기, c는 노치와 노치사이의 거리이다.

노치의 영향으로 공극 퍼미언스 푸리에 계수의 고조파 항이 변하게 되고 고조파 항이 커지게 설계하면, 고조파의 주파수는 커지고 크기는 작아지게 되므로 코깅토크는 결과적으로 감소하게 된다 [13].

5. 노치 형상 구조 최적 설계

본 논문에서 제시하는 BLDC 전동기 모델은 쿨링 팬용 10[W]급 단상 BLDC 전동기이며 설계 사양 및 제원은 표 1과 같다.

비대칭 공극 구조 최적 설계로 공극 A는 0.35 [mm]이고 공극 B는 1.03[mm]로 선정되었다. 본 논문에서는 노치의 크기 및 위치를 변수로 선정하였으며 노치의 수는 2개로 선정하였다.

Table 1. Specification of Single Phase BLDC Motor

항목		값	
입력 전압	[Vdc]	25	
정격 출력	[W]	10.6	
정격 토크	[mN·m]	56.3	
정격 속도	[rpm]	1800	
효율	[%]	73	
고정자	슬롯 수		4
	외경	[mm]	42.5
	적층	[mm]	19.6
	재질		S60
	권선		0.361[mm], 2병렬
회전자	극 수		4
	외경	[mm]	54.3
	공극	[mm]	0.35
	자석두께	[mm]	5.55
	자석 재질		Bonded Ferrite

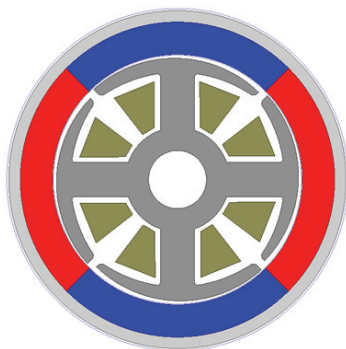


Fig. 8. Initial Model Shape

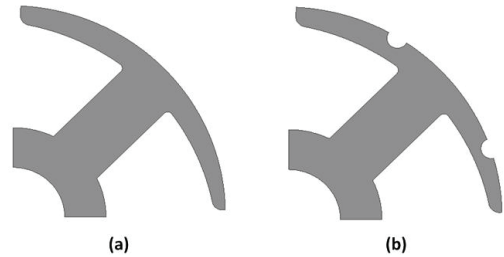


Fig. 9. Notched Stator Shape (a) Initial Model (b) Proposed Model

제안된 단상 BLDC 전동기는 4극 4슬롯으로 설계되었으며, 단상 BLDC 전동기의 기동 실패의 원인이 되는 dead-point문제를 해결하기 위해 앞서 설명했듯이 비대칭 공극 구조를 적용하였다.

제작비용 절감 및 보다 쉬운 방법인 노치형상을 적용하였다. 단상 BLDC 전동기의 경우, 비대칭 공극 구조에 의해 상대 퍼미언스 함수 역시 일정하지 않으므로 자속밀도 분포 또한 균일하지 않다. 그러므로 노치형상 구조 또한 비대칭 적으로 적용한다.

노치 형상의 변수는 그림 10과 같이 결정하였으며, 4극 4슬롯이라는 기계적 구조로 하나의 고정자 각이 90도 임을 감안하여 노치 A 45-90도, 노치 B를 0-45도 내의 범위로 위치를 결정하였다. 또한, 노치 크기는 고정자 잇날의 두께를 감안하여 0.5, 0.75, 1[mm]의 반경으로 최적 설계를 진행하였다.

여기서 X_1 은 노치 A의 각도, X_2 는 노치B 각도이며, X_3 , X_4 는 노치 크기이다. 설계 인자는 제작 시, 발생하는 공차를 고려하여 소수점 단위로 선정하지 않았으며, 표 2는 각 설계 인자 범위를 표현하였다.

노치 A, B의 각도 선정에 대해서는 최외각으로 위치했을 때, 기계적 강도 및 노치의 유효 슬롯 수 증가 효과를 위해 위 표와 같이 선정하였다.

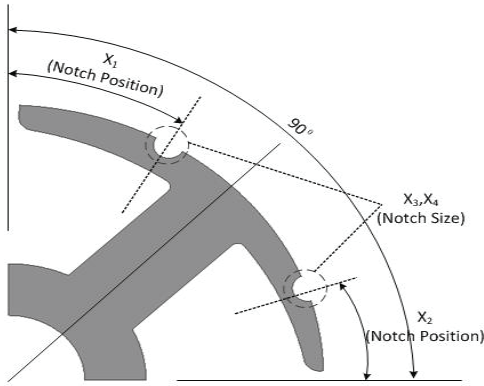


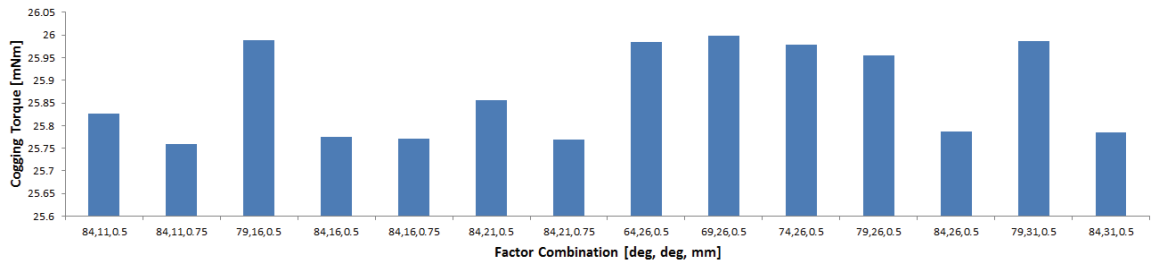
Fig. 10. Optimization Selection

Table 2. Range of Design Factor

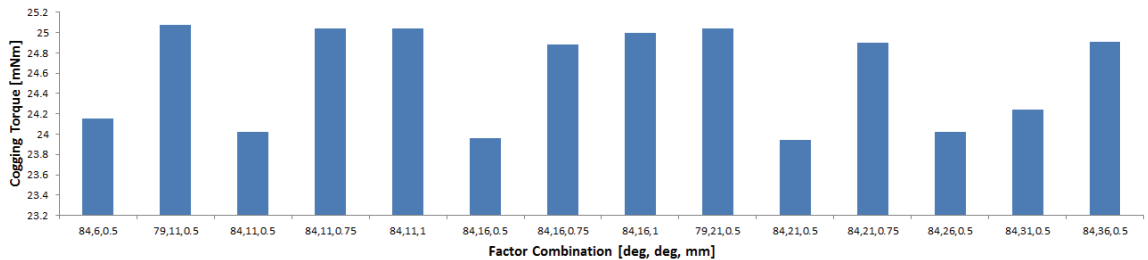
항목	단위	값
X_1	[deg.]	54-84
X_2	[deg.]	6-34
X_3	[mm]	0.5, 0.75, 1
X_4	[mm]	0.5, 0.75, 1

6. 유한 요소 해석 결과

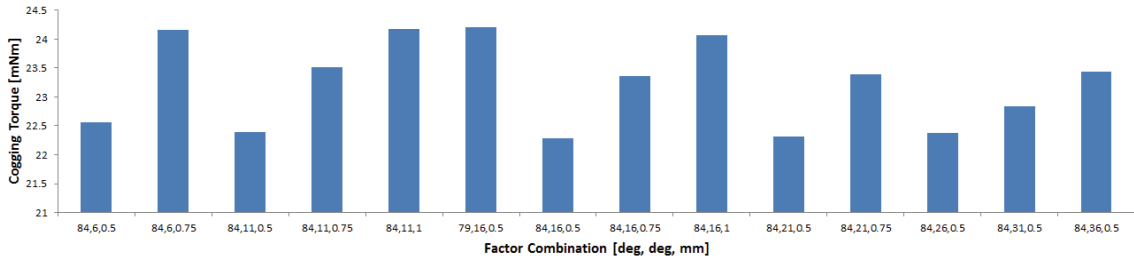
그림 11은 노치 형상 최적 설계를 통해 노치 A의 크기를 기준으로 하여 노치 A의 위치, 노치 B 위치 및 크기의 변화에 따른 결과를 보여준다. 노치 A가 0.5[mm]의 경우, 노치 A의 위치는 84[deg.], 노치 B는 0.75[mm], 11[deg.]일 때, 25.76[mN·m]의 최소 코깅 토크 점을 가졌으며, 노치 A가 0.75[mm]의 경우, 노치 A의 위치는 84[deg.], 노치 B의 크기는 0.5[mm], 21[deg.]일 때, 23.95[mN·m]의 최저점을 갖게 되었다. 다음으로 최저 코깅토크를 가진 노치 A가 1[mm]의 경우로 노치 A의 위치는 84[deg.], 노치 B의 크기는 0.5[mm], 16[deg.]이다. 이는 초기 모델의 코깅 토크가 26.1[mN·m]이었으며, 14.6[%]감소한 22.28[mN·m]의 코깅 토크 값을 가진다. 표 3은 최적 설계 값을 보여준다.



(a)



(b)



(c)

Fig. 10. Comparison of Cogging Torque each Factor (a) Notch A Size = 0.5[mm], (b) Notch A Size = 0.75p[mm], (c) Notch A Size = 1[mm]

Table 3. Comparison with Initial and Proposed Model

항 목	단 위	초기 모델	최적 모델
최 적 설 계 인 자	X ₁	[mm]	0
	X ₂	[mm]	0
	X ₃	[deg.]	0
	X ₄	[deg.]	0
코깅 토크	[mN·m]	26.1	22.3

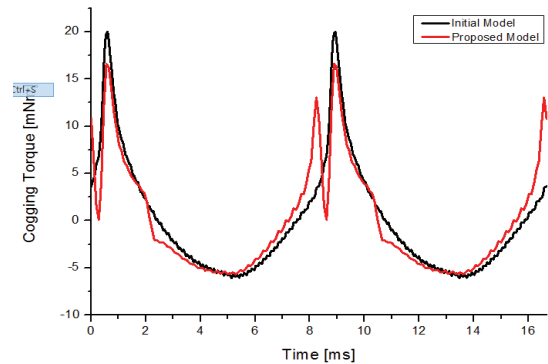


Fig. 11. Analysis Result of Cogging Torque of Initial and Proposed Model

7. 결 론

본 논문에서는 단상 10[W]급 BLDC 전동기의 코깅 토크 저감 목표로 노치 형상 최적화 구조 설계를 제안하였다. 초기 모델의 코깅토크는 26.1[mN·m]였으며 최적 설계 모델의 코깅토크는 14.6[%]저감된 22.3[mN·m]로 그림 11과 같이 확인할 수 있다. 또한, 시작기 제작을 통해 시뮬레이션 결과 값에 대한 타당성 및 효용성을 검증할 것이다.

본 연구는 교육부와 한국연구재단의 지역혁신인력 양성사업으로 수행된 연구결과임 (NRF-2013H1B8A2028789)

참고문헌

- 1) T.J.E Miller, "Design of Brushless Permanent Magnet Motor", Clarendon Press, Oxford, 1994
- 2) S.A, Nasar, I. Boldea, L.E.Unnewehr, "Permanent Magnet, Reluctance, and Selsynchronous Motors", CRC press, 1993
- 3) Peter Campbell, "Permanent magnet materials and their application", Cambridge press, 1994
- 4) Markovic, M. et al., "Determination of tooth cogging for hard-disk Brushless DC motor", IEEE Trans. Magnetics., Vol. 41 pp. 4421-4426, Dec. 2005.
- 5) J. Lee, et al., "Optimal design of a Magnetization Fixture for Cogging Torque Reduction of ODD Spindle Motor", Telecommunications Energy Conference, pp. 1-3, Oct. 2009.
- 6) Kartik Sitapati, R Krishnan, "Performance Comparisons of Radial and Axial Field, Permanent-Magnet, Brushless Machines", in Proceedings of Iee Industry Applications, vol.37. no.5. pp.1219-1226, sept 2001.
- 7) S. M. Hwang, J. B. Eom, Y. H. Jung, D. W. Lee, and B. S. Kang, "Various design techniques to reduce cogging torque by controlling energy variation in permanent magnet motors," IEEE Trans. Magn., vol. 37, no. 4, pp. 2806-2809, Jul. 2001.
- 8) S. M. Hwang, J. B. Eom, G. B. Hwang, W. B. Jeong, and Y. H. Jung, "Cogging torque and acoustic noise reduction in permanent magnet motors by teeth paring," IEEE Trans. Magn., vol. 36, no. 5, pp. 3144-3146, Sep. 2000.
- 9) J. De La Ree and N. Boules, "Torque production in permanent-magnet synchronous motors," IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 25, no. 1, pp.107-112, 1989.
- 10) Z. Q. Zhu and D. Howe, "Analytical prediction of the cogging torque inradial-field permanent magnet brushless motors," IEEE Trans. Magn., vol. 28, no. 2, pp. 1371-1374, Mar. 1992.
- 11) Z. Q. Zhu, S. Ruangsinchaiwanich, N. Schofield, and D. Howe, "Reduction of cogging torque in interior-magnet brushless machines," IEEE Trans. Magn., vol. 39, no. 5, pp. 3238-3240, Sep. 2003.
- 12) K. C. Kim, D. H. Koo, J. P. Hong, and J. Lee, "A study on the characteristics due to pole-arc to pole-pitch ratio and saliency to improv torque performance of IPMSM," IEEE Trans. Magn., vol. 43, no. 6, pp.2516-2518, Jun. 2007.
- 13) Y. U. Park, J. Y. So, D. H. Chung, Y. M. Yoo, J. H. Cho, K. S. Ahn, D. K. Kim, "Optimal Design of Stator Shape for Cogging Torque Reduction of Single-phase BLDC Motor", KIEE Trans. Vol. 62, No. 11, pp. 1528-1534 2013