

영구자석 매입형 BLDC 모터의 전자기적 가진력 및 소음특성에 관한 연구

0 고 흥 석*, 은 희 광*, 김 광 준*, 신 현 정**

A Study on the Electrical Magnetic Excitation Force and Noise Characteristics in Motor of Interior Permanent Magnetic Type

Hong-Seok Ko, Hee-Kwang Eun, Kwang-Joon Kim, Hyoun-Jeong Shin

Abstract

The frequencies of principal noise in interior permanent motor originate from two sources. One is torque ripple that is composed of cogging torque, magnetic torque ripple and reluctance torque ripple. The other is induced by natural frequencies. In this paper, the torque ripple and its influence on noise was examined by theoretical analysis. Understanding relation of dynamic characteristics and noise, natural frequencies and mode shapes were obtained by experimentation and operational deflection shape was observed. Finally, the method of predicting frequencies of principal noise was proposed.

1. 서 론

최근 들어 동력원으로 소형 모터를 필요로 하는 제품들이 속도 제어성, 효율 등의 측면에서 BLDC 모터를 채용하는 경우가 많아지고 있다. 한편, 생활수준의 향상과 더불어 폐적인 환경에 대한 요구가 날로 증대되어 가고 있다. 그 중에서도 생활과 밀착 되어 있는 가전제품의 저 소음, 저 진동에 관한 요구가 날로 커지고 있다. 모터에서는 기계적, 전기적 소음원이 모두 존재하고 있으나 일반적으로 전자기적 특성에 의하여 발생하는 가진력이 소음 측면에서 더욱 중요시 되고 있다. 그러므로 전자기적 가진력을 규명하고 이를 감소시키려는 노력은 기존 제품 뿐만 아니라, 신 제품 설계단계에서도 필수라 하겠다. 또한 가진원과 모터의 동특성과의 관계를 파악하는 것도 저 소음화에 필수라고 하겠다. 본 논문에서는 전자기적 가진력을 이론적으로 규명하고 소음과 모터의 동특성을 파악하여 발생하는 주요 소음원을 예측하는 방법을 제시하고자 한다.

2. 전자기적 가진력 규명

BLDC 모터에서 소음의 원인이 되는 주요 전자기적 가진력은 다음과 같이 분류할 수 있다. 모터의 각 상에 공급되는 전류의 고조파에 의한 전기적 토크변동성분(electrical torque ripple)과 코킹토크(cogging torque)로 나눌 수 있다. 코킹토우크는 영구자석을 사용하는 모터에서 슬롯 등의 영향으로 공극이 일정하지 않을 경우에 발생하고, 부하의 상태와는 관계없이 오직 공극의 형상과 영구 자석과 관계되는 힘이다. 그 이외에도, BLDC 모터에서는 중요하지 않지만, 고정자와 회전자 사이의 작용하는 인력성분이 있다. 본 절에서 BLDC 모터의 주요 전자기적 가진력인 전기적 토크변동성분(이후 토크변동성분)과 코킹토크에 관한 정성적 및 정량적 규명을 수행하였다.

2.1 토크의 변동성분

본 연구에서는 전압방정식을 사용하여 토크식을 구하게 된다. 이 전압방정식에서는 전압과 전류의 관계가 일차 미분 방정식으로 표현되는데, 이 방정식을 이용하면 정속운전 시의 전압, 전류, 토크 사이의 관계뿐만 아니라 가감속 시 과도응답도 구할 수 있다.

* 한국과학기술원, 기계공학과

** LG 전자

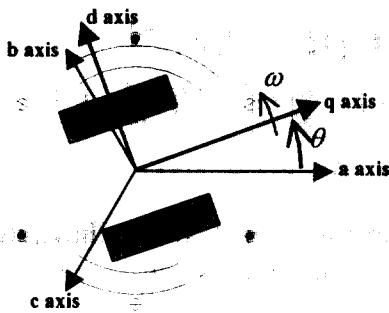


Fig. 1 Schematic of IPM type motor

본 연구에서는 영구자석 매입형 (interior permanent magnet type: 이하 IPM)의 BLDC 모터를 대상으로 전압방정식을 유도하였다. 유도된 토크식은 리렉턴스 토크부분을 제외하면 BLDC 모터의 일반적인 형태인 회전자 표면 부착형에서도 사용이 가능하다.

2.1.1 전압방정식과 토크식[1],[2]

Fig. 1은 IPM motor에 대한 개략도를 그린 것이다. 전압방정식 유도에 사용된 기본 가정들은 다음과 같다. 첫째, 전압방정식에서 철손만을 고려하고 동손을 고려하지 않았다. 즉 와전류(eddy current)를 무시하였다. 둘째, 인덕턴스의 공간상 분포를 사인 함수적(sinuosoidal)이라고 가정하였다. 세째, 영구자석에 의한 쇄교자속의 공간상 분포 역시 사인함수적이라고 가정하였다. 위의 세가지 가정은 모터에 관한 전압방정식을 유도할 때 일반적으로 가정하는 것들이며, 본 연구에서도 이 가정들을 적용한다.

만약 고정자에 위상이 120 도의 차이를 보이는 3상 전원이 공급된다면 전압방정식을 회전자에 고정된 좌표축을 사용하여 표현함으로써 인덕턴스와 영구자석에 의한 쇄교자속을 시간의 함수가 아닌 상수로 표현하는 것이 가능하고, 전류 또한 회전자에 고정된 축으로 변환하여 표현하는 것이 가능하다. 그러므로 변화된 전압방정식은 전류에 대한 일차 미분방정식으로 표현하는 것이 가능하다.

$$C = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \sin\theta & \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (1)$$

결국 식 (1)의 행렬을 통하여 고정자에 고정된 a,

b, c 축으로부터 회전자에 고정된 q, d 축으로 좌표변화를 수행하여 전압방정식을 유도하면 식(2)과 같다.

$$\begin{aligned} V_q &= r_s i_q + \omega \lambda_d + p \lambda_q \\ V_d &= r_s i_d - \omega \lambda_q + p \lambda_d \end{aligned} \quad (2)$$

여기서

$$\lambda_q = L_q i_q$$

$$\lambda_d = L_d i_d + \lambda_m$$

$$L_q = L_s + L_{qd}, L_d = L_s + L_{dq}$$

첨자 r은 회전자, L_s 는 자기인덕턴스, L_{qd} , L_{dq} 는 상호인덕턴스를 의미한다. 그리고 λ_m 은 영구자석에서 발생하는 자속이 고정자 코일에 작용하여 생성되는 회전자 코일의 쇄교자속을 의미한다. 토크식은 입력파워로부터 열에 의한 손실과 모터내에 저장된 자기 에너지를 제외하고 회전속도로 나누어주면 구할 수 있다. 결국 토크식은 극 수를 n_p 라 하면 식 (3)와 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} T_e &= \frac{n_p}{2} i_q \lambda_d = \frac{n_p}{2} (\lambda_d i_q - \lambda_q i_d) \\ &= \frac{n_p}{2} (\lambda_m i_q + (L_d - L_q) i_q i_d) \end{aligned} \quad (3)$$

연구대상모터의 경우 4극 모터이므로 n_p 는 4가 된다. 토크식에서 첫번째 항 $n_p \lambda_m i_q / 2$ 은 마그네틱 토크가 되고, 두 번째 항 $n_p (L_d - L_q) i_q i_d / 2$ 은 렐렉턴스 토크가 된다. 렐렉턴스 토크는 d 축과 q 축의 인덕턴스가 같을 경우 0이 된다.

2.1.2 전류의 고조파

인버터를 통하여 공급되는 전류는 통상적으로 고조파 성분을 포함하고 있다. 이것들은 전류 i_q, i_d 에도 고조파를 발생시켜 토크의 변동성분을 유발하게 된다. 각 상의 공급전류를 푸리에 전개를 이용하여 표현하면 식 (4)과 같이 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned} i_a &= \sum_{n=1,2,3,\dots} I_n \cos n\omega_e t \\ i_b &= \sum_{n=1,2,3,\dots} I_n \cos n(\omega_e t - \frac{2}{3}\pi) \\ i_c &= \sum_{n=1,2,3,\dots} I_n \cos n(\omega_e t + \frac{2}{3}\pi) \end{aligned} \quad (4)$$

식 (4)의 전류로부터 좌표변환을 통하여 i_q , i_d 를 얻기 위해서는 식 (1)의 좌표변환 행렬을 사용하면 된다. 그리고 플렉스위크닝(flux weakening)의 효과를 고려하여 i_q , i_d 를 나타내면 식 (5)과 같이 쓸 수 있다. 여기서 α 는 리드각을 의미한다

$$\begin{aligned} i_{qr} &= \sum_{n=1,4,7,10\ldots} \frac{3}{2} I_n \cos\{(n-1)\omega_e t + \alpha\} \\ &\quad + \sum_{n=2,5,8,11\ldots} \frac{3}{2} I_n \cos\{(n+1)\omega_e t - \alpha\} \\ i_{dr} &= - \sum_{n=1,4,7,10\ldots} \frac{3}{2} I_n \sin\{(n-1)\omega_e t + \alpha\} \\ &\quad + \sum_{n=2,5,8,11\ldots} \frac{3}{2} I_n \sin\{(n+1)\omega_e t - \alpha\} \end{aligned} \quad (5)$$

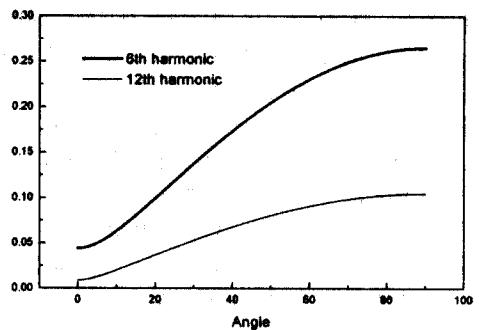
$i_{qr}, i_{dr} = 0, \text{ when } n = 3, 6, 9, 12, \dots$

마그네틱 토크의 변동성분은 i_q 의 고조파에 의하여 발생한다. 그러므로 n 이 2, 4 일 경우 3 차, 5, 7 일 경우 6 차 와 같은 식으로 3의 배수 성분으로 마그네틱 토크의 변동성분이 발생할 것이다. 그리고 공급전류의 3의 배수에 해당하는 고조파는 토크 변동성분에 영향을 미치지 못한다. 마찬가지로 릴럭턴스 토크 변동성분 역시 3의 배수의 고조파를 가질 것이다. 전류의 고조파와 마그네틱 릴럭턴스 토크 고조파의 관계는 Table 1에 정리 하였다.

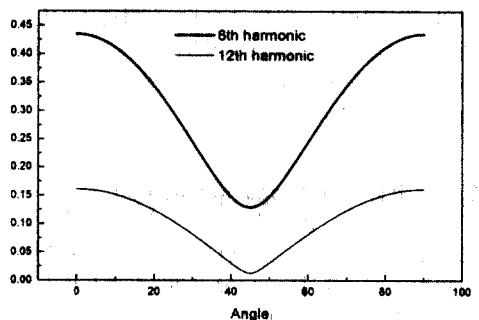
Table 1 The relation of supply current and torque ripple

Oder of Supply Current Harmonic(i_a)	Oder of Magnetic Torque Harmonic(i_q)	Oder of Reluctance Torque Harmonic($i_q \cdot i_d$)
1	0	0
2	3	6
3	0	0
4	3	6
5	6	12
6	0	0
7	6	12
8	9	18
9	0	0

인덕턴스와 λ_m 의 값을 구할 수 있다면 정량적으로 토크의 변동성분을 예측할 수 있다. 그러나 본 연구대상 모터의 경우 q축에 자속이 집중되어 자기포화가 발생한다. 결국 인덕턴스와 λ_m 은 전류의 함수가 되어 토크 변동성분의 정량적 분석에 어려움이 따르게 된다. 최근 연구동향을 살펴보면



(a) Current i_q (magnetic torque)



(b) Current $i_q \cdot i_d$ (reluctance torque)

Fig. 2 Magnitude of the 6th and 12th harmonics versus lead angle

유한요소법을 통하여 자기포화를 고려한 인덕턴스와 λ_m 을 구하는 방법들이 제시되고 있다.[3]

다음으로 리드각(lead angle) α 의 영향, 즉 플렉스위크닝이 소음에 미치는 영향을 파악해 보았다. 본 연구에서는 수치적 방법으로 플렉스위크닝에 의한 소음의 영향을 정성적 측면에서 살펴 보았다. 식 (5)로부터 플렉스위크닝은 토크 변동성분의 주파수는 변화시킬 수 없고 단지 고조파의 크기를 변화시킬 수 있음을 알 수 있다. Fig. 2는 500rpm에서 크기가 1인 사각파 형태의 전류가 공급될 때 리드각의 영향을 살펴본 것이다. 변동성분의 척도가 되는 i_q 의 6 차와 12 차의 고조파의 리드각에 다른 크기 변화를 관찰한 것이다. 리드각이 증가할 수록 6 차, 12 차 고조파의 크기는 모두 증가하였다. 결국 리드각의 증가는 토크의 변동성분을 증가 시

켜 소음의 증가를 유발할 수 있다. 다음으로 Fig. 2(b)에서 릴럭턴스 토크 변동성분과 관계 있는 $i_q \cdot i_d$ 의 고조파를 관찰하면 리드각의 증가에 따라 6차 12차 고조파가 45도 까지는 감소하다가 다시 증가하는 경향을 보인다. 감소비는 6차의 경우 3.4 배, 12차는 12.6 배 감소하였다. 릴럭턴스 토크만 관찰하면 리드각의 증가는 소음면에서 긍정적인 효과를 준다. 일반적으로 IPM 모터에서 최대 토크는 40도에서 50도 사이에 발생하는데 최대 토크 부분에서 운전 시 릴럭턴스 토크의 변동성분은 오히려 줄어들게 된다는 것을 의미한다.

리드각에 의한 토크의 변동성분의 영향을 정확히 파악하기 위해서는 위의 두 가지 토크의 리드각에 따른 변화를 종합적으로 고려하여 평가를 내려야 할 것이다. 일반적으로 릴럭턴스 토크는 마그네틱 토오크의 30~40%정도 되므로 종합적으로는 리드각의 증가에 따라 토크 변동성분의 크기는 증가하게 될 것이다.

2.2 코깅토크 (Cogging torque)[4]

코깅토크는 영구자석에서 나오는 자속이 최소의 릴럭턴스 경로로 흐르려는 경향에 의해서 생기며, 릴럭턴스의 차이는 고정자의 슬롯등에 의한 공극의 비대칭성에 의해서 발생한다. 이러한 코깅토크는 전자기적 토크와는 달리 공급전류와는 무관하며, 공극의 형상과 영구자석에 의해 결정된다. 코깅토크는 출력 토크의 변동성분으로 작용하게 되고, 실제 소음, 진동의 중요한 원인으로 언급되고 있으며, 저속의 부하 조건에서 정밀한 제어를 하는데 중요한 문제점으로 알려져 있다. 코깅토크를 구하기 위해서는 일반적으로 유한요소법이 사용되고 있으며, 구체적으로 맥스웰 응력 텐서를 이용한 방법, 가상 일을 이용한 방법, 저장된 에너지의 변화를 이용한 방법 등 여러 가지 방법이 사용되고 있다. 그러나 유한요소법을 사용하기 위해서는 기본적으로 요소의 크기를 충분히 작게 하여야 하고, 회전자의 위치 변화에 따라 새로 해석을 수행해야 하는 어려움이 있다. 그리고 맥스웰 응력 텐서를 이용할 경우에는 적분경로의 선택에 따라서 결과가 달라지게 되므로 경로의 선택에도 유의해야 하는 문제점이 있다.

본 논문에서는 참고문헌[4]에서 사용한 방법을 이용하여 코깅토크를 유도하였다. 그러나 IPM 모터의 경우 이론적으로 공극에서의 자속밀도를 구하는 데는 어려움이 많다. 또한 언급하였듯이 q 축에서 자기포화도 발생하고 있다. 그러므로 본 논문

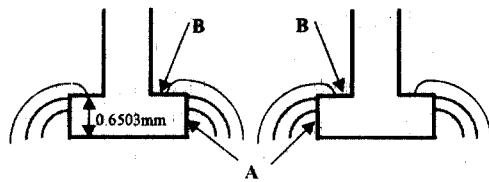
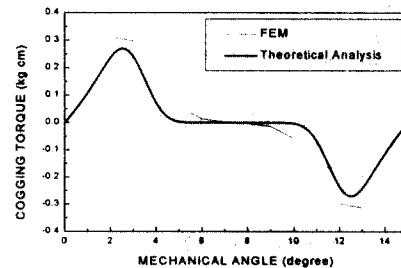
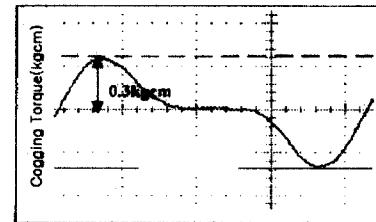


Fig. 3 Path of magnetic flux in the slot



(a) Theoretical and FEM analysis



(b) Experimental analysis
Fig. 4 Cogging torque data

에서는 슬롯이 없을 경우에 해당하는 공극의 자속밀도를 유한요소법을 이용하여 구하였고 나머지 과정은 참고문헌[4]과 동일 방법을 사용하였다. 즉 제안된 방법은 단 한 번의 유한요소해석을 수행하여 자기포화가 고려된 코깅토크를 구하는 것이다.

2.2.1 유한요소법과 이론적 방법과의 비교

제안된 방법으로 코깅토크를 유도하는 방법의 타당성을 보이기 위해 유한요소법을 이용한 결과 및 실험 값과 비교하였다. 최대 코깅토크 오차는 13.4%로 이론적 결과가 유한요소법의 결과보다 작게 나타났다. 이것은 계산에 사용된 고정자 이의 형상이 Fig. 3에서 살펴본 바와 A 면에 해당하는 부분만을 슬롯 영역으로 가정하고 계산을 수행하여 결과적으로 영역 밖의 부분의 영향을 고려하지 못하게 되어서 유한요소법의 결과보다 작게 나타난 것으로 생각된다. 실제 대상모터의 이의 말굽 웃 부분은 곡선을 이루고 있기 때문에 모멘트 암

과 평행보다 큰 각도를 이루어 코킹토크에 좀 더 영향을 끼칠 것으로 생각된다.

Fig. 4(b)의 실험을 통해 측정한 결과와 유한요소법의 결과는 정량적으로 매우 잘 일치하며, 이는 유한요소법의 큰 장점이라고 할 수 있다. 그러나 유한요소법을 통한 분석은 매우 복잡한 과정과 긴 시간이 필요하다는 단점이 있다.

3. 실험결과 및 분석

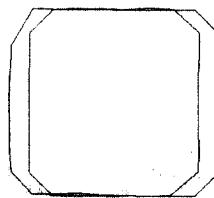
먼저 구조적 동특성을 파악하기 위하여 유한요소법과 모드 실험을 통하여 고유진동수와 모드형상을 구하였다. 또한 운전 중 소음의 주요 피크들이 모터의 구조적 동특성과 어떤 관계가 있는지 파악하기 위하여 운전중 변형형상(ODS:Operational Deflection Shape)분석을 수행하였다. 모터의 축 방향 중앙위치에서 모터 표면에 수직한 방향으로 둘레를 따라 모두 28 곳의 가속도를 측정하였다. 축 방향 중심에서만 측정한 이유는 연구대상 모터의 축 방향 길이가 고정자 폭보다 상대적으로 작아, 축 방향모드는 관심 주파수에 나타나지 않을 것으로 예상되기 때문이다.

3.1 모드해석

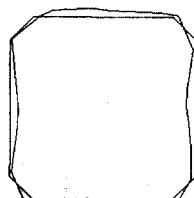
소음의 원인분석을 위하여 고정자의 고유진동수와 모드형상을 파악하는 것은 필수적이라 하겠다. 고유진동수에서는 작은 가진력이라도 큰 진동을 유발하여 소음 증가의 원인이 되기 때문이다. 고유진동수에서의 소음이 문제가 된다면 추후 설계 변경을 통하여 고유진동수와 모드형상의 변화를 통한 소음 저감을 할 수 있을 것이다. 임팩트 해머(impact hammer)에 의한 입력파워는 3kHz 정도에서 약 3dB 감소하고 그런데 4 차 모드는 7kHz 이상에서 관찰될 것으로 보이는데 그 주파수 영역까지는 입력파워의 부족으로 정확한 모드형상이나 고유진동수 파악에 어려움이 있다. 그러므로 실험에 의한 모드해석은 3 차 모드 까지 관심을 두기로 하였다. 고유진동수는 Table 2에 유한요소 해석 결과, 고정자와 모터에 대한 실험결과를 정리하였다. 보통 탄성모드의 첫번째 것을 1 차 모드로 정의한다. 그러나 모터의 경우 회전자와 고정자가 베어링을 통하여 연결되어 베어링의 강성에 의하여 강체 모드가 나타나게 되며, 이 강체 모드는 1 차 모드에 앞서서 나타나므로 이 강체 모드를 0th 모드로 정의 하였다. 고정자의 실험 결과를 보면 유한요소 해석의 경우 보다 낫다. 일반적으로 고정자에서

Table 4-1 Natural frequencies(Hz)

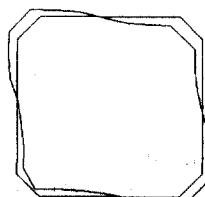
Mode	FEM Analysis		Experimental Analysis	
	Stator without Coil	Stator with Coil	Stator with Coil and Rotor	
0	-	-	-	865
1	1314	1180	-	1360
2	2061	1780	-	2640
3	4846	4800	-	4240
4	4412	-	-	-
5	9779	-	-	-
6	11542	-	-	-
7	12270	-	-	-



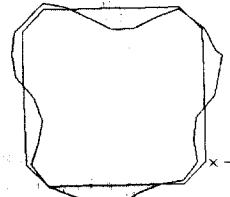
(a) Zero mode(864Hz)



(b) First mode(1.36kHz)



(c) Second mode(2.64kHz)



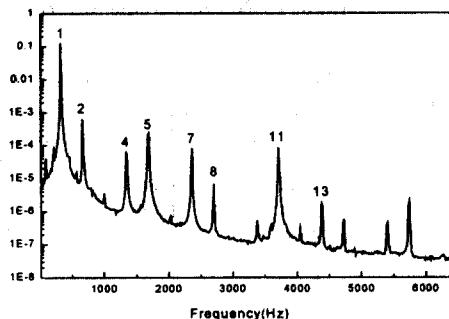
(d) Third mode(4.24kHz)

Fig. 5 Mode shape of motor

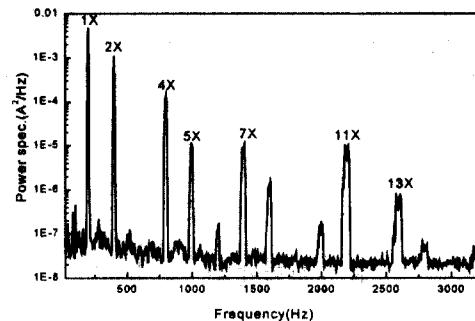
코일의 영향은 1~3 차 정도의 저차 모드에서는 질량효과에 의해 고유진동수를 감소시키나, 이 이상의 모드에서는 오히려 고정자 이(stator's teeth)의 운동을 방해하는 강성으로 작용하여 고유진동수의 증가를 보이는 것이 일반적인 경향으로 알려져 있다[5]. 모드형상을 살펴보면, 위에서 설명한 0th 모드의 형상은 Fig. 5(a)를 보면 x 방향의 병진운동으로 나타났다. 이것은 가진을 x 방향으로 하였기 때문에 x 방향의 운동만 나타난 것이다.

3.2 소음측정 및 ODS

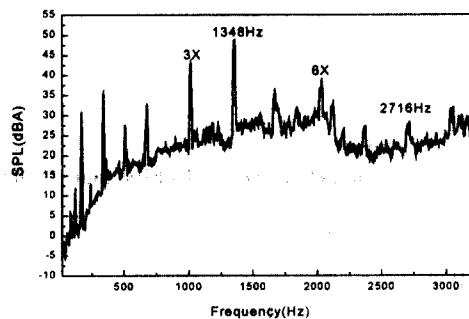
Fig. 6(b)는 10,000rpm에서 측정한 음압이다. 먼저 회전주파수에 해당하는 168Hz는 회전자의 불균형에서 오는 가진력에 의한 진동임을 알 수 있다. 이것은 Fig. 7(a)의 ODS 결과를 보아도 알 수 있다. 고정자가 축에서 조금 벗어나 위치를 중심으로 공전하는 모양, 즉 whirling으로 불균형 질량에 의한 강체 운동을 의미한다. 다음으로 1012Hz와 2036Hz를 살펴보면 이 주파수는 전류의 고조파에



(a) Current

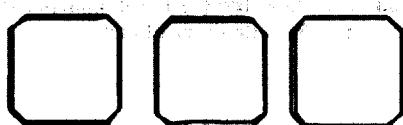


(a) Current

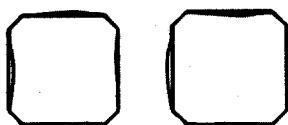


(b) Sound pressure level

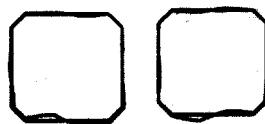
Fig. 6 Power spectra of no-load 10,000rpm



(a) 168Hz

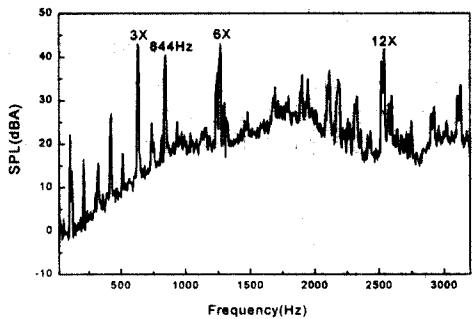


(b) 1348Hz



(c) 2712Hz

Fig. 7 Operational deflection shape
at no-load 10,000rpm



(b) Sound pressure level

Fig. 8 Power spectra of no-load 6350rpm

의한 토크 변동성분에 의한 진동으로 생각된다. 이것은 Fig. 6(a)에서 공급전류의 스펙트럼에서 공급전류의 주기에 해당하는 주파수를 1X라 하면 2X, 4X, 5X, 7X, 8X, 11X, 13X 차 성분의 고조파가 두드러진다. 3.1.2 절에서 언급하였듯이 2X, 4X는 공급전류의 3X에 해당하는 토크의 변동성분을 발생시키다. 이것이 1012Hz에 해당한다. 마찬가지로 2036Hz는 공급전류의 5X, 7X에 의하여 발생하는 6X 성분은 토크의 변동성분에 의한 소음이 된다.

고정자의 고유진동수와 관계된 주파수는 1차 모드와 2차 모드에 해당하는 1348Hz와 2716Hz이다. ODS 실험 결과 Fig 7(b)를 관찰하면 전 절에서 언급된 모드형상과 일치하고 있음을 알 수 있다. 또한 2716Hz 역시 Fig. 7(c)를 관찰하면 2차 모드와 일치하고 있음을 알 수 있다. 더불어서 0th모드인 844Hz는 소음분석 결과 피크가 나타나기는 했으나, 다른 피크에 비하여 비교적 작은 값이다.

다음으로 6350rpm의 소음을 살펴보겠다. Fig. 8을 보면 3X, 6X, 12X의 주파수와 844Hz에서 피크를 확인 할 수 있다. 844Hz는 0th모드에 해당하는

주파수 이고 Fig. 8(a)의 공급전류의 고조파로부터 3X, 6X, 12X 유추할 수 있다. 한편 12X 성분은 코킹토크의 영향도 동시에 받고 있다.

4. 결론

본 논문에서는 BLDC 모터에서 전자기적 가진력인 토크변동성분과 코킹토크를 규명하였다. 또한 모터의 동특성과 소음의 연관관계를 알기 위하여 모드시험과 ODS 분석을 수행하여 모터의 동특성이 소음에 미치는 영향을 파악하였다. 결론적으로 모터의 주요 소음원은 토크의 변동성분과 코킹토크 및 모터의 고유진동수에 해당하는 주파수에서 발생하고 있음을 밝혔다. 그리하여 각 상에 공급되는 전류의 측정과 모드시험을 통하여 주요 소음 발생 주파수를 예측할 수 있게 되었다.

- 1) 토크 변동성분이 주로 공급전류의 고조파에 의하여 발생하고 있으며, 공급전류의 고조파와 토크변동성분의 고조파와의 관계를 밝혔다. 일반적으로 전류가 2X, 3X, 4X…의 고조파가 발생한다면 토크는 3X, 6X, 9X, 12X…의 고조파가 발생한다는 것과 각 차수의 고조파와의 상관관계를 밝혔다. 그리고 이론적 방법을 통하여 플렉스워크닝이 소음에 미치는 영향에 대하여 연구를 수행하여 플렉스워크닝에 의하여 소음이 증가할 수 있음을 파악하였다.
- 2) 주요 소음원 중의 하나인 코킹토크를 이론적으로 유도하여 정성적으로 뿐만 아니라 정량적으로 분석 가능하게 하였다. 기존의 유한요소 해석방법에 의하여 유도할 경우 많은 시간 및 노력이 필요했으나 본 논문에서 제시한 방법은 1회의 슬롯이 없는 경우에 대한 유한요소 해석을 통하여 구한 자속밀도와 이론적 수식을 결부시켜 빠른 시간에 코킹토크를 유도할 수 있도록 하였다. 또한 자속밀도는 유한요소 결과를 이용함으로써 이론적 유도에 고려하기 힘든 자기포화문제를 해결하였다.
- 3) 모터의 동특성 실험을 수행하여 소음과의 연관관계를 밝혔다. 모터의 모드해석 실험은 및 ODS 실험을 통하여 운전 중 모터의 동특성이 소음에 미치는 영향을 파악 하였다.

소음 저감을 위해서는 관심 회전수에서 전류의 형상과 고유진동수를 파악하고, 인버터 회로 변경을 통한 전류의 형상변화와 모터 설계변경을 통한 고유진동수 변경 내지 운전 조건의 변화를 동시에 수행하여야 한다.

참고 문헌

- (1) M. Azizur Rahman and Ping Zhou, 1996, "Analysis of Brushless Permanent Magnet Synchronous Motors", IEEE Trans. Industrial Electronics, Vol.43, pp256~267
- (2) Paul C. Krause, 1987, "Analysis of Electric Machinery", McGraw-Hill
- (3) Nicola Bianchi and Silverio Bolognani, 1998, "Magnetic Models of Saturated Interior Permanent Magnet Motors Based on Finite Element Analysis", IAS conference, Vol. 1, pp27~34
- (4) 고흥석, 김광준, 1999, "영구자석을 사용한 모터의 코킹토크에 관한 이론적 해석", 99' 한국소음진동공학회 추계학술대회 논문집, pp431~436
- (5) R.K. Singal, K. Williams and S. P.Verma, 1990, "The Effect of Windings, Frame and Impregnation upon the Resonant Frequencies and Vibrational Behavior of an Electrical Machine Stator", Experimental Mechanics, September, pp270~280

