

유도전동기의 고정자 전류에 미치는 베어링 고장 영향 분석

Analysis of the Bearing Fault Effect on the Stator Current of an AC Induction Motor

김재훈, 이동익*
(Jaehoon Kim¹ and Dong-ik Lee^{1,*})

¹School of Electronics Engineering, Kyungpook National University

Abstract: Detection and diagnosis of incipient bearing fault in an induction motor is important for the prevention of serious motor failure. This paper presents an analysis of the effect of a faulty bearing on the stator current of an induction motor. A bearing fault leads to torque oscillations which result in phase modulation of the stator current. Since the torque oscillations cause specific frequency components at the stator current spectrum to rise sharply, the bearing fault can be detected by checking out the fault-related frequency. In this paper, a mathematical model of the load torque oscillation caused by a bearing fault is presented. The proposed model can be used to analyze the physical phenomenon of a bearing fault in an induction motor. In order to represent the bearing fault effect, the proposed model is combined with an existing model of vector-controlled induction motors. A set of simulation results demonstrate the effectiveness of the proposed model and represent that bearing fault detection using a stator current is useful for vector-controlled induction motors.

Keywords: bearing fault simulator, induction motor, stator current, torque variation

1. 서론

AC 유도전동기는 간단한 구조, 높은 출력, 낮은 가격, 고장에 강인한 특성과 더불어 벡터제어를 적용함으로써 높은 성능을 요구하는 산업응용분야에서 널리 활용되고 있다[1]. 이러한 유도전동기의 고장은 관련 공장설비와 인명의 안전을 위협할 뿐만 아니라 막대한 경제적 손실을 초래할 수 있으므로, 신속하고 정밀한 고장 진단 기능이 반드시 필요하다. 특히 베어링 결함은 유도전동기의 전체 고장 원인 중 51.1%에 이를 정도로 큰 비중을 차지하고 있다(그림 1)[2]. 베어링 고장은 회전체의 마멸뿐 아니라 축의 파손 등 유도전동기의 심각한 손상으로 이어질 수 있으므로, 적절한 유지보수와 감시체계를 통해 신속하고 정확한 베어링 고장 검출 및 진단이 필요하다[3].

베어링 모니터링 기법에 대한 다양한 연구는 일반적으로 실험을 통해 검증되며, 이를 위해 베어링에 인위적으로 결함을 인가하는 방식이 이용된다. 그러나 인위적으로 인가된 결함은 실제 베어링 고장 발생상황과 상당한 차이가 존재할 수 있다. 그럼에도 불구하고 인위적 고장인가 기법이 알고리즘 검증에 널리 사용되는 이유는, 대부분의 베어링 고장진단 알고리즘들이 고장 특성 주파수에 근거하고 있으며, 인위적 실험환경이라도 이러한 고장 특성 주파수는 실제 상황과 비교적 유사하게 재현되기 때문이다. 하지만 고장인가 실험을 위해 다수의 베어링을 손상시켜야 하므로 많은 비용이 소비

되며, 손상된 베어링이 실험장치 자체의 파손으로 연결될 위험성도 존재한다. 무엇보다 동일한 특성을 갖는 베어링 고장 상황을 반복재생하기 어렵다는 단점도 있다. 이와 같은 문제점을 극복하기 위한 대안은 베어링 고장을 컴퓨터 시뮬레이션으로 재현하는 것이다. 컴퓨터 시뮬레이션을 통해 실제와 유사한 베어링 고장환경을 재현할 수 있다면 인위적인 실험에 따른 문제점을 완화할 수 있을 뿐 아니라 다양한 베어링 고장진단 기법들을 보다 손쉽게 검증할 수 있게 된다. 그러나 시뮬레이션을 위해서는 실제 베어링 고장의 물리적 현상을 잘 반영하는 수학적 고장모델과 이에 대한 이론적 분석이 선행되어야 한다. 베어링 고장 시뮬레이션과 관련하여, Doguer 등 [4]은 베어링의 외-내륜 결함 및 불균형 모델을 제안하였으며, Tadina와 Boltežar [5]는 베어링 결함으로부터 야기되는 진동 응답을 얻기 위해 포괄적인 베어링 고장 모델을 제안하고 시뮬레이션에 적용하였다. 참고문헌 [6]에서는 베어링 결함 동특성에 기반한 진동 모델을 시뮬레이션에 적용하기 위한 이론적 토대를 제시하고 있다.

한편, 유도전동기의 베어링 상태는 주로 진동신호 해석을 통해 감시하는 방법이 이용되고 있다. 그러나 진동센서, 데이터 수집장치 등 추가적인 장치들을 필요로 하기 때문에 비용, 시스템 복잡도, 유지보수 측면에서 단점이 지적되고 있다[7-9]. 이를 극복하기 위한 대안으로 고정자 전류 신호를 통한 베어링 고장진단 기법들이 연구되고 있는 추세이다[10,11]. 고정자 전류는 전동기의 안전을 위해 이미 측정되는 신호이기 때문에 추가적인 센서를 사용하지 않고 베어링 고장진단이 가능하다. 이처럼 유도전동기의 베어링 모니터링에 관한 연구의 초점이 진동신호 해석에서 고정자 전류신호 해석으로 옮겨감에 따라, 베어링 고장이 유도전동기의 고정자 전류에 미치는 영향을 분석하는 연구가 활발히 이루어지고 있다 [7-8,12].

* Corresponding Author

Manuscript received May 31, 2013 / revised October 4, 2013 / accepted April 3, 2014

김재훈, 이동익: 경북대학교 전자공학부

(ciarted@naver.com/dileee@ee.knu.ac.kr)

※ 이 논문은 2012년도 대한민국 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 국제협력사업의 연구결과임 (NRF-2012K1A3A7A03057508).

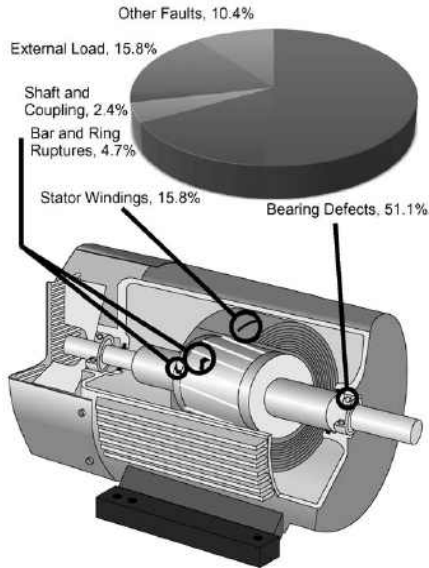


그림 1. 유도전동기 고장 유형의 통계적 분석[2].
Fig. 1. Scheme of induction motor with fault statistics [2].

본 논문에서는 베어링 고장진단 기법 연구를 위한 컴퓨터 시뮬레이션에 적용 가능한 일반화된 베어링 고장모델을 제안하고, 백터제어 기반의 토크제어가 이루어지는 유도전동기의 고정자 전류에 작용하는 베어링 결함 동특성을 이론적으로 분석한다. 또한 Matlab/Simulink를 통한 고정자 전류신호의 시뮬레이션 결과와 비교함으로써 본 논문에서 제안한 모델이 베어링 고장 시뮬레이션에 적합함을 확인한다.

II. 베어링 고장 유형

그림 2는 구름요소 베어링의 구조를 보여준다. 구름요소 베어링은 외륜과 내륜 그리고 볼(ball)로 이루어져 있다.

베어링 고장의 발생초기에는 베어링의 각 구성 요소의 표면이 손상되는 형태로 나타난다. 이때 발생하는 베어링 특성 진동 주파수는 베어링의 각 구성요소의 손상 위치에 따라 구분되고 베어링의 기하학적 구조와 회전자의 회전주파수의 함수로 나타난다[7,13].

$$f_c \begin{cases} f_{outer} = \frac{N_b}{2} f_{rm} \left(1 - \frac{D_b}{D_c} \cos \beta \right) \\ f_{inner} = \frac{N_b}{2} f_{rm} \left(1 + \frac{D_b}{D_c} \cos \beta \right) \\ f_{ball} = \frac{D_c}{D_b} f_{rm} \left[1 - \left(\frac{D_b}{D_c} \cos \beta \right)^2 \right] \end{cases} \quad (1)$$

여기서, f_{rm} , f_{outer} , f_{inner} , f_{ball} 은 각각 회전자 회전 주파수, 베어링의 외륜과 내륜 특성 진동 주파수, 볼 특성 진동 주파수를 나타낸다. D_b 와 D_c 는 볼과 케이지의 지름을 의미하고, N_b 와 β 는 볼의 개수와 볼의 접촉각이다. 베어링 특성 진동 주파수는 고정자 전류를 이용한 베어링 고장을 진단하는데 필요한 단서가 된다. 기존 연구에 따르면 고정자 전류에 야기되는 베어링 고장 주파수는 식 (2)와 같다.

$$f_{bf} = |f_s \pm n f_c| \quad (2)$$

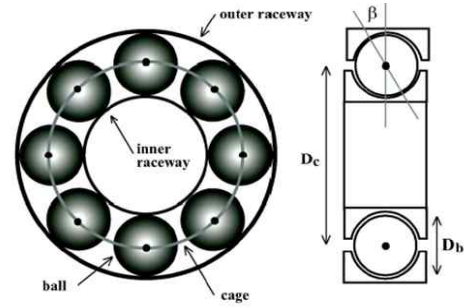


그림 2. 구름요소 베어링 구조[7].
Fig. 2. Rolling element bearing structure [7].

여기서, f_s 는 전원 주파수이고 f_c 는 베어링 고장 유형을 대표하는 특성 진동 주파수이다.

III. 토크 변동 모델과 영향 분석

1. 토크 변동 모델

Blödt와 Granjon [7]의 연구에 따르면, 베어링 고장은 토크 변동과 공극(air-gap) 변동을 야기한다. 토크변동은 구름요소가 결함 부분을 지날 때 발생하는 충격으로 인해 일어나고, 공극변동은 회전자 중심을 이탈하면서 일어난다. 본 논문은 토크변동에 대한 고정자 전류분석에 초점을 맞추고 있다.

베어링에 결함이 발생하면 볼이 결함 부위를 통과할 때 발생하는 충격에 의해 기계적 저항성분이 나타난다. 이와 같은 물리적 현상은 순간적인 부하토크의 증가로 모델링할 수 있다. 베어링 특성 진동주파수를 가지는 임펄스 트레인 함수를 이용하여 아래와 같이 부하토크를 모델링한다.

$$T_L(t) = T_0 + \alpha T_0 \sum_{k=-\infty}^{\infty} \delta \left(t - \frac{k}{f_c} \right), \quad 0 < \alpha < 1 \quad (3)$$

여기서, T_0 와 α 는 각각 상수 부하토크와 고장의 정도를 나타낸다. 식 (3)에서 임펄스 트레인 함수는 복소 Fourier 급수로 표현 가능하다.

$$\sum_{k=-\infty}^{\infty} \delta \left(t - \frac{k}{f_c} \right) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} c_k e^{jk\omega_c t} \quad (4)$$

$$= c_0 + 2 \sum_{k=1}^{\infty} c_k \cos(k\omega_c t)$$

여기서, Fourier 급수 계수는 모든 정수 k 에 대해 $c_k = f_c$ 이고 베어링 특성 진동 각속도는 $\omega_c = 2\pi f_c$ 이다. 전개한 Fourier 급수에서 DC성분 c_0 는 αT_0 와 곱해져 상수 부하토크의 증가를 나타낸다. 이는 초기 베어링 고장으로 가정했을 때 실제 부하토크에 비해 무시할 수 있을 정도의 작은 크기이므로 상수 부하토크의 증가가 없다고 가정한다. 정현과 성분만을 고려하여 다음과 같은 토크변동 모델을 나타낼 수 있다.

$$T_L(t) = T_0 + T_c \sum_{k=1}^{\infty} \cos(k\omega_c t) \quad (5)$$

T_c 는 베어링 고장과 관련된 토크변동의 크기를 의미한다. 베어링 고장이 발생한 경우, 회전자의 회전 주파수에 따라 베어링 특성 주파수 $k f_c$ 를 가지는 부하토크의 진동 현상이 발생한다.

2. 회전자 속도와 회전자 기자력에 미치는 영향

일반적으로 회전자 속도는 아래의 토크 균형 방정식으로 부터 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} T_e(t) - T_L(t) &= J \frac{d\omega_r}{dt} \\ \Leftrightarrow \omega_r(t) &= \frac{1}{J} \int_t (T_e(t) - T_L(t)) dt \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, $T_e(t)$ 는 전동기의 출력 토크이고 J 는 회전자 관성 모멘트이다. 토크변동은 정상적인 모터에서도 존재하지만 백터 제어를 통해 보상될 수 있다. 따라서 정상상태에서 백터 제어 유도전동기의 출력토크는 일정하다고 가정한다. 즉 $T_e(t) = T_b$, $t > t_b$. 베어링 고장이 정상상태의 한 시점, $t = t_b$ 에서 일어났다고 가정하면 토크변동 모델식 (5)를 토크 균형 방정식에 대입하여 회전자 속도를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \omega_r(t) &= \frac{-1}{J} \int_{t_0}^t \left[T_c \sum_{k=1}^{\infty} \cos(k\omega_c \tau) \right] d\tau + C \\ &= \frac{-T_c}{J} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{k\omega_c} \sin(k\omega_c t) + \omega_{r0} \end{aligned} \quad (7)$$

회전자 각위치는 회전자 속도를 적분하여 (8)과 같이 간략히 주어진다. 여기서, ω_{r0} 는 회전자의 초기 각속도를 의미한다.

$$\begin{aligned} \theta_r(t) &= \int_{t_0}^t \omega_r(\tau) d\tau \\ &= \frac{T_c}{J} \sum_{k=1}^{\infty} \left[\frac{1}{(k\omega_c)^2} \cos(k\omega_c t) \right] + \omega_{r0} t \end{aligned} \quad (8)$$

참고문헌 [7]에 따르면 표준 상태에서 회전자 기자력은 아래와 같은 정현파로 표현 가능하다.

$$F_r(\theta', t) = F_r \cos(p\theta' - s\omega_s t) \quad (9)$$

여기서, p 는 극의 개수이고 s 는 모터 슬립이며 ω_s 는 공급 전원 주파수이다. θ' 은 고정자 회전자계의 각 위치 θ 와 회전자의 기계적 각위치 θ_r 사이의 각도로 $\theta = \theta' + \theta_r$ 관계를 가지며 모터 슬립 현상 때문에 발생한다[8].

$$\theta' = \theta - \omega_{r0} t - \sum_{k=1}^{\infty} \frac{T_c}{J(k\omega_c)^2} \cos(k\omega_c t) \quad (10)$$

정상적인 상태에서 회전자 각속도는 $\omega_0 = \omega_s(1-s)p$ 을 만족하고 식 (10)를 식 (9)에 대입함으로써 회전자 기자력은 고정자 회전자계의 각위치 함수로 표현된다.

$$\begin{aligned} F_r(\theta, t) &= F_r \cos\left(p\theta - \omega_s t - \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t)\right) \\ \text{with } \beta_k &= \frac{pT_c}{J(k\omega_c)^2} \end{aligned} \quad (11)$$

토크변동은 토크 균형 방정식 (8)에 의해 유도전동기의 회전 속도에 직접적으로 영향을 미치고 그 결과 회전자 기자력에 위상변조를 야기한다. 식 (11)에서 토크변동의 정현파 성분, 즉 베어링 고장을 특징 짓는 정보들이 모두 회전자 기자력의 위상에 나타나 있다.

3. 공극 자속과 고정자 전류에 미치는 영향

공극 자속 밀도 $B(\theta, t)$ 는 고정자 기자력과 회전자 기자력의 합과 공극 투자율의 곱으로 나타낼 수 있다[16].

$$B(\theta, t) = \Delta_0 [F_s(\theta, t) + F_r(\theta, t)] \quad (12)$$

여기서, 공극 투자율 Δ_0 는 상수로 가정한다. $F_s(\theta, t)$ 는 고정자 기자력으로서 베어링 고장과 관련이 없다. 따라서 베어링 고장과 관련 있는 공극 자속 밀도만을 고려하여, 회전자 기자력과 공극 투자율의 곱을 $B'(\theta, t)$ 으로 정의하면 아래의 수식으로 쓸 수 있다.

$$B'(\theta, t) = \Delta_0 F_r \cos\left(p\theta - \omega_s t - \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t)\right) \quad (13)$$

자속은 식(13)의 자속밀도를 면적분하여 얻을 수 있다. 일반적으로 권선 구조는 자속의 주파수에 영향을 미치지 않고 자속의 크기만 변화시키기 때문에 자속밀도와 자속의 주파수 성분은 동일하다[8]. 따라서 임의의 위상을 고려할 때 자속 식은 다음과 같이 일반화하여 나타낼 수 있다. 여기서 Φ_r 은 자속의 크기를 나타내는 상수이다.

$$\Phi_r(t) = \Phi_r \cos\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t)\right) \quad (14)$$

아래의 고정자 전압 방정식은 자속과 고정자 전류와의 관계를 보여준다[15].

$$V(t) = R_s I(t) + \frac{d\Phi(t)}{dt} \quad (15)$$

공급 전압의 결과로서 생성되는 고정자 전류는 자속의 미분 함수와 선형관계에 놓여있다. 식 (14)를 미분하면 다음과 같이 전개된다.

$$\begin{aligned} \frac{d\Phi_r(t)}{dt} &= -\Phi_r \omega_s \sin\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t)\right) \\ &+ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\Phi_r n \omega_c \beta_n}{2} \cos\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t) - n\omega_c t\right) \\ &- \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\Phi_r n \omega_c \beta_n}{2} \cos\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t) + n\omega_c t\right) \end{aligned} \quad (16)$$

고정자 전압 방정식으로부터 자속의 미분함수와 고정자 전류는 선형관계를 가지기 때문에 고정자 전류의 주파수는 식 (16)의 주파수 성분과 일치한다. 베어링 고장과 관련된 고정자 전류를 임의의 위상에서 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} I(t) &= I_0 \sin\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t)\right) \\ &+ \sum_{n=1}^{\infty} I_n \cos\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t) - n\omega_c t\right) \\ &- \sum_{n=1}^{\infty} I_n \cos\left(\omega_s t + \sum_{k=1}^{\infty} \beta_k \cos(k\omega_c t) + n\omega_c t\right) \end{aligned} \quad (17)$$

고정자 전류의 순시 주파수 성분들은 각 정현파의 위상을 미분하여 구할 수 있다. 식 (18)은 고정자 전류의 주파수 성분들이다.

표 1. 베어링 고장 영향 분석 비교 및 요약.

Table 1. Comparison and summary of bearing fault effect analysis on stator current.

	According to Blödt [7,8]	According to this paper
Torque model	$T_L(t) = T_0 + T_c \cos(\omega_c t)$	$T_L(t) = T_0 + \alpha T_0 \sum_{k=-\infty}^{\infty} \delta \left(t - \frac{k}{f_c} \right)$
Stator current frequency	$f(t) = f_s - pA_c f_c \sin(k\omega_c t) \pm n f_c$ $\cong f_s \pm n f_c$ where, $A_c = T_c / (J\omega_c^2)$	$f(t) = f_s - \sum_{k=1}^{\infty} k\beta_k f_c \sin(k\omega_c t) \pm n f_c$ $\cong f_s \pm n f_c$
Method of Inducement	Expansion from analysis results	Deduction from general model (3)

$$f(t) = f_s - \sum_{k=1}^{\infty} k\beta_k f_c \sin(k\omega_c t) \pm n f_c \quad (18)$$

여기서, 모든 정수 k 에 대해서 β_k 는 매우 작은 값이므로 정현파 성분들을 무시할 수 있다. 따라서 고정자 전류의 주파수는 아래와 같이 간단히 나타난다.

$$f(t) \cong f_s \pm n f_c = f_{bf} \quad (19)$$

회전자 기자력에 나타나는 위상변조의 현상은 고정자 전류에 식 (19)와 같은 베어링 고장 주파수를 야기하였다. 제안한 토크변동 모델로부터 도출된 결과가 잘 알려진 베어링 고장 주파수 식 (2)와 동일함을 고려할 때, 제안한 토크변동 모델은 베어링 고장 특성을 잘 내포하고 있음을 알 수 있다.

4. 기존 모델과의 비교

표 1에 나타난 바와 같이, 토크변동에 대한 Blödt [7,8]의 연구는 베어링 고장으로 부터 생기는 부하토크의 결과로써 기본과만 고려하고 고정자 전류에 대한 영향을 분석하였다. 그리고 분석 결과를 확장하여 고정자 전류에 베어링 고장 주파수인 식 (2)의 존재여부를 유추하였다. 하지만 기본과만 고려한 부하토크 모델은 베어링 고장이 발생한 전동기의 주기적인 물리 현상을 설명하지 못할 뿐 아니라 시뮬레이션에 적용하기에도 적합하지 않다.

본 논문에서 제안한 부하토크 변동 모델은 기본과와 고조파를 모두 포함하는 일반화된 모델이며, 이를 이용하여 고정자 전류에 미치는 영향을 분석하였다. 그 결과 토크변동의 영향으로 고정자 전류에 위상 변조 현상과 도출된 고정자 전류 상에 포괄적인 베어링 고장 특성 주파수의 존재 여부를 확인할 수 있다는 측면에서 Blödt [7,8]의 연구결과와 차이가 있다.

IV. 시뮬레이션

유도전동기의 베어링 고장을 모사하기 위해 기존에 존재하는 유도전동기 모델의 부하토크단에 제안한 토크변동 모델을 추가하여 시뮬레이션을 수행한다.

1. 유도전동기 모델 및 베어링 고장 인가

본 논문에서 제안하는 베어링 고장 모델을 시뮬레이션에 적용하기 위해 벡터제어 기반의 유도전동기 모델을 고려한다. 벡터제어를 위한 유도전동기 전압방정식들은 Clarke 변환과 Park 변환을 거쳐 아래의 수식들로 표현된다[15]. 따라서 아래의 수식들은 모두 동기좌표계 상의 direct-quadrature 축 등가 모델 방정식이다.

표 2. 유도전동기 상태변수 및 파라메타.

Table 2. List of symbols.

Symbol	Description
v_{qs}, v_{ds}	q and d -axis stator voltages [V]
v_{qr}, v_{dr}	q and d -axis rotor voltages [V]
i_{qs}, i_{ds}	q and d -axis stator currents [A]
i_{qr}, i_{dr}	q and d -axis rotor currents [A]
$\lambda_{qs}, \lambda_{ds}$	q and d -axis stator flux linkages [Vs]
$\lambda_{qr}, \lambda_{dr}$	q and d -axis rotor flux linkages [Vs]
ω_e	stator electrical angular speed [rad/s]
ω_r	rotor speed [rad/s]
T_e	electromagnetic torque [Nm]
R_s	stator resistance [Ohm]
R_r	rotor resistance [Ohm]
L_s	stator inductance [H]
L_r	rotor inductance [H]
L_m	mutual inductance [H]
p	pole number [-]

• 고정자 전압 방정식:

$$v_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d}{dt} \lambda_{qs} + \omega_e \lambda_{ds} \quad (20)$$

$$v_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d}{dt} \lambda_{ds} - \omega_e \lambda_{qs} \quad (21)$$

• 회전자 전압 방정식: 농형 회전자를 가지는 유도전동기는 회전자가 단락링으로 단락되어 있기 때문에 $v_{qr} = v_{dr} = 0$ 이다.

$$v_{qr} = 0 = R_r i_{qr} + \frac{d}{dt} \lambda_{qr} + (\omega_e - \omega_r) \lambda_{dr} \quad (22)$$

$$v_{dr} = 0 = R_r i_{dr} + \frac{d}{dt} \lambda_{dr} - (\omega_e - \omega_r) \lambda_{qr} \quad (23)$$

• 고정자와 회전자의 쇄교자속 방정식:

$$\lambda_{qs} = L_s i_{qs} + L_r i_{qr} \quad (24)$$

$$\lambda_{ds} = L_s i_{ds} + L_m i_{dr} \quad (25)$$

$$\lambda_{qr} = L_r i_{qr} + L_m i_{qs} \quad (26)$$

$$\lambda_{dr} = L_r i_{dr} + L_m i_{ds} \quad (27)$$

• 토크 방정식:

$$T_e = \frac{3pL_m}{4} (i_{qs} i_{dr} - i_{ds} i_{qr}) \quad (28)$$

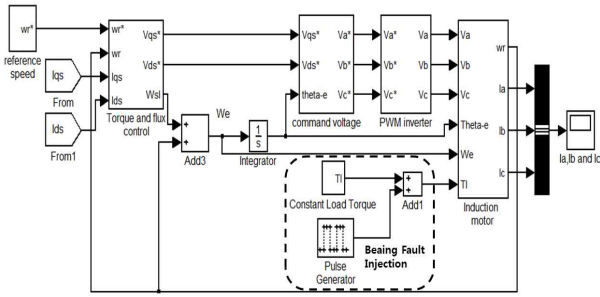


그림 3. 베어링 고장이 인가된 벡터제어 유도전동기 모델.

Fig. 3. Simulink model of indirect vector control under the bearing fault.

표 3. 7.5kW 유도전동기 파라미터[17].

Table 3. Parameters of 7.5kW induction motor [17].

Symbol	Value	Description
R_s	0.282 Ω	Stator resistance
R_r	0.151 Ω	Rotor resistance
L_s	0.0408 H	Stator inductance
L_m	0.0394 H	Mutual inductance
L_r	0.0401 H	Rotor inductance
J	0.4 kg·m	Moment of inertia
p	6	Pole number

벡터제어에 대한 연구로는 Boldea와 Nasar [15]가 4상한 DC 모터의 성능과 유사하게 AC 유도전동기를 구동하기 위한 벡터제어 기술을 제시하였다. 고정자 전류를 자속성분 전류와 토크성분 전류로 분리하여 독립적으로 제어함으로써 직류전동기와 동등한 제어특성을 부여할 수 있다. 벡터제어를 통한 유도전동기의 토크제어는 III장에서 베어링 고장 모델을 전개하기 위해 사용되는 가정을 뒷받침한다.

시뮬레이션에 사용된 7.5kW 유도전동기는 표 3에 제시된 것과 같은 파라미터 값을 가진다. 7.5kW 6-pole 농형 유도전동기에 적합한 베어링으로 6308zz 제품을 고려한다. 유도전동기의 정격 회전 속도 1160rpm에서 예상되는 베어링 고장 특성 주파수 f_0 와 f_1 는 각각 61.9Hz와 92.8Hz이다. 상수 부하토크는 20Nm이고 샘플링 주파수는 100kHz이다.

그림 3은 베어링 고장이 인가된 간접벡터제어 유도전동기 모델이다. 벡터제어 유도전동기에서 회전자 속도는 인버터가 생성하는 3상 전압의 입력 주파수에 의해 결정된다. 인버터를 이용하여 고정자 전압의 크기와 주파수를 가변함으로써 유도전동기의 회전 속도를 제어할 수 있다. induction motor 블록은 앞서 언급한 유도전동기 $d-q$ 모델 방정식 (20)-(28)을 사용하여 구현된다. Torque and flux control 블록은 회전자 속도, 자속 성분 전류, 토크 성분 전류를 제어하는 세 개의 PI 제어기로 구성된다. 분리제어를 위해 자속 성분 전류 i_{ds} 를 일정하게 고정시키고 유도전동기의 출력 토크를 전적으로 토크 성분 전류인 i_{qs} 에만 의존하도록 한다. 세부적인 부분은 참고문헌 [14]에서 자세히 언급하고 있다. Bearing fault injection 영역에서는 식 (3)의 베어링 고장 신호를 생성한다. 여기서 임펄스 트레인 신호를 생성하기 위해 Pulse Generator를 사용하였다.

2. 시뮬레이션 결과 및 고찰

베어링 고장으로 인한 부하토크의 변화는 회전자 속도의

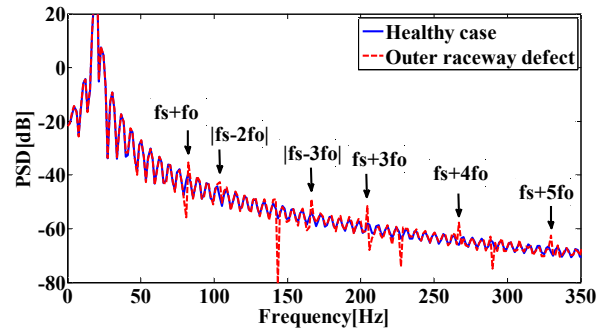


그림 4. 외륜 결함이 있는 간접벡터제어 유도전동기의 고정자 전류 파워 스펙트럼 밀도.

Fig. 4. Power spectrum density of stator current with/without outer raceway defect under the indirect vector control.

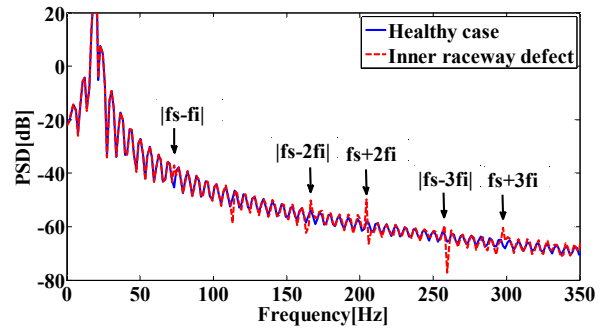


그림 5. 내륜 결함이 있는 간접벡터제어 유도전동기의 고정자 전류 파워 스펙트럼 밀도.

Fig. 5. Power spectrum density of stator current with/without inner raceway defect under the indirect vector control.

변화를 야기한다. 그 결과 기준 입력과 출력의 오차가 발생하며, 이는 벡터제어를 통해 보상된다. 벡터제어에서는 고정자 전압의 주파수를 가변함으로써 전동기의 속도 오차를 보상한다. 따라서 고정자 전류의 주파수는 필연적으로 베어링 고장 특성을 내포하게 된다.

그림 4와 5는 각각 간접벡터제어가 이루어지는 유도전동기에서 외륜 결함과 내륜 결함이 있을 때의 고정자 전류 PSD(파워 스펙트럼 밀도) 그래프를 보여준다. 두 그래프 모두 베어링 고장 주파수 $|f_s \pm nf_c|$ 에서 피크 값의 차이가 뚜렷하게 구분된다. 부하토크변동 영향 분석 결과인 고정자 전류 주파수 식 (19)와 비교하여 동일한 결과임을 고려할 때, 제안한 부하토크변동 모델이 유도전동기 베어링 고장의 주기적인 물리적 현상을 잘 나타내고 있음을 보여준다. 따라서 제안한 모델을 이용하여 베어링 고장이 있는 유도전동기 시뮬레이션이 가능해질 뿐만 아니라 고정자 전류를 이용한 다양한 베어링 고장 검출 기법들을 검증하기 위한 용도로도 유용할 것으로 판단된다.

V. 결론

베어링 고장을 효과적으로 표현할 수 있는 시뮬레이션 기법은 베어링 고장진단 알고리즘 연구를 위해 반드시 필요하며, 이를 위해 베어링 고장 모델링이 선행되어야 한다. 본 논문에서는 유도전동기의 베어링 고장이 야기하는 토크변동

현상을 표현하는 수학적 모델을 제시하였다. 아울러 베어링 고장 시뮬레이션의 실용성을 높이기 위해 베어링 고장 동특성을 포괄하는 베어링 고장 모델을 제시하였다. 즉 베어링 고장의 주기적인 물리현상을 포함하는 일반화된 토크변동 모델을 제안하고, 이를 이용하여 토크변동이 유도전동기의 고정자 전류에 미치는 영향을 수학적으로 분석하였다. 그 결과, 잘 알려진 베어링 고장 특성 주파수 성분이 고정자 전류 스펙트럼에 나타나는 것을 확인하였다.

벡터제어 유도전동기에 제안한 베어링 고장 모델을 인가하고 시뮬레이션을 수행한 결과, 이론적 분석 결과와 동일한 베어링 고장 주파수에서 피크 값이 상승함을 보였다. 고정자 전류 분석을 통한 베어링 고장 주파수의 검출과 시뮬레이션 결과로부터 베어링 고장진단 기법 검증에 위한 고장 시뮬레이션에 활용 가능성을 확인하였다.

REFERENCES

- [1] J. Lepka and P. Stekl, "3-phase AC induction motor vector control using a 56F80x, 56F8100 or 56F8300 device," *Freescale Semiconductor, Inc.*, 2004.
- [2] M. Muenchhof, M. Beck, and R. Isermann, "Fault-tolerant actuators and drives-structures, fault detection principles and applications," *Annual Reviews in Control*, vol. 33, no. 2, pp. 136-148, 2009.
- [3] D. M. Yang, "Induction motor bearing fault detection with non-stationary signal analysis," *IEEE International Conference on Mechatronics*, pp. 1-6, 2007.
- [4] T. Doguer and J. Strackeljan, "Simulation of vibrations due to bearing race imperfections," *The eighth International Conference on Condition Monitoring and Machinery Failure Prevention Technologies*, CM 2011, 20th-22th, 2011.
- [5] M. Tadina and M. Boltežar "Improved model of a ball bearing for the simulation of vibration signals due to faults during run-up," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 330, no. 17, pp. 4287-4301, 2011.
- [6] S. Sassi, B. Badri, and M. Thomas "A numerical model to predict damaged bearing vibrations," *Journal of Vibration and Control 2007*, vol. 13, no. 11, pp. 1603-1628, 2007.
- [7] M. Blödt, P. Granjon, B. Raison, and G. Rostaing, "Models for bearing damage detection in induction motors using stator current monitoring," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 4, pp. 1813-1822, 2008.
- [8] M. Blödt, J. Faucher, B. Dagues, and M. Chabert, "Mechanical load fault detection in induction motors by stator current time-frequency analysis," *IEEE International Conference on Electric Machines and Drives*, pp. 1881-1888, 2005.
- [9] S. Liling and X. Boqiang, "An improvement of stator current based detection of bearing fault in induction motors," *IEEE Industry Applications Conference*, pp. 2277-2281, 2007.
- [10] W. Zhou, T. G. Habetler, R. G. Harley, and B. Lu, "Incipient bearing fault detection via stator current noise cancellation using Wiener filter," *IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives*, pp. 11-16, 2007.
- [11] E. H. El Bouchikhi, V. Choqueuse, M. Benbouzid, and J. F. Charpentier, "Induction machine bearing failures detection using stator current frequency spectral subtraction," *2012 IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, pp. 1228-1233, 2012.
- [12] G. Salles, F. Filippetti, C. Tassoni, G. Grellet, and G. Franceschini, "Monitoring of induction motor load by neural network techniques," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 15, no. 4, pp. 762-768, 2000.
- [13] R. R. Schoen, T. G. Habetler, F. Kamran, and R. G. Bartheld, "Motor bearing damage detection using stator current monitoring," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 1, pp. 110-116, 1994.
- [14] B. Ozpineci and L. M. Tolbert, "Simulink implementation of induction machine model - a modular approach," *IEEE International Conference on Electric Machines and Drives*, vol. 2, pp. 728-734, 2003.
- [15] I. Boldea and S. A. Nasar, "Vector control of AC drives," *CRC Press*, 1992.
- [16] A. M. Knight and S. P. Bertani, "Mechanical fault detection in a medium-sized induction motor using stator current monitoring," *IEEE Transaction on Energy Conversion*, vol. 20, no. 4, pp. 753-760, 2005.
- [17] T. Chan and K. Shi, "Applied intelligent control of induction motor drives," *Published by Wiley*, 2011.



김재훈

2011년 경북대학교 IT대학 전자공학부(공학사). 2013년 경북대학교 대학원 전자공학부(공학석사). 2014년~현재 경북대학교 대학원 전자공학부 박사과정 재학 중. 관심분야는 베어링 고장 진단 및 대처, 크레인 시스템, 비선형 제어, 풍력 발전기.



이동익

1987년 경북대학교 전자공학과(공학사). 1990년 경북대학교 전자공학과(공학석사). 1990년~1997년 국방과학연구소(연구원). 1997년~2002년 영국 셰필드대학교 자동제어시스템공학과(공학박사). 2002년~2005년 영국 DRTS Ltd 공동설립. 2005년~현재 경북대학교 전자공학부 부교수. 관심분야는 시스템 안전, 수중로봇, 풍력발전, 고장예지 기법.