직립 기동형 동기 릴럭턴스 전동기의 기동 안정성 개선을 위한 도체바 설계

論 文
55B-3-2

Conduction Bar Design to Improve Starting Stability of Line Start Synchronous Reluctance Motor

鄭泰旭† · 南赫* · 洪正杓**
(Tae-Uk Jung · Hyuk Nam · Jung-Pyo Hong)

Abstract - This paper deals with the conductor bar design to improve starting stability of line start synchronous reluctance motor(LSSynRM). As design variables, the number and the shape of conductor bars of rotor are chosen. The starting characteristics are calculated by finite element method(FEM) and the conductor bars are designed to improve the starting torque according to the initial starting rotor position. Finally, the starting characteristic of the designed model are compared with that of the initial model.

Key Words : Line Start Synchronous Reluctance Motor, Starting Stability, Rotor Conductor Bar

1. 서 론

단상 유도전동기는 구조가 간단하고 제작이 용이하며, 별도의 전력변환장치 없이 상용전원을 이용해 운전이 가능하므로 범용으로 널리 이용되고 있다. 단상유도전동기는 토크 발생 메커니즘상 출력에 비례하는 회전자 속도의 슬립(slip)이 발생되며 이 슬립량에 비례하는 회전자 전류에 의해 토크가 발생된다. 이때 회전자 전류와 도체바(conduction bar) 저항에 의해 발생되는 회전자 동손은 전체 손실에서 큰 비중을 차지하며 효율 향상에 제약이 되고 있다.

이러한 효율 한계를 극복하기 위해 여러 가지 기술적 대안이 제시되고 있으며, 그 중 하나가 직립 기동형 영구자석 동기기(Line Start Permanent Magnet Synchronous Motor; LSPMSM)이다. 이 전동기는 단상 유도전동기의 회전자에 영구자석을 매입하여 출력 에너지 밀도를 높이고, 동기속도로 운전되므로 회전자 도체바 손실을 현저히 감소시킬 수 있다는 장점을 가진다. 하지만 기동시 발생될 수 있는 큰 순시 기동 전류에 의한 영구자석의 불가역 감자와 고온 운전시의 온도 감자에 의한 효율 저하 및 영구자석으로 인해 전동기 가격 상승 등의 단점을 가진다[1].

한편, 직립 기동형 동기 릴럭턴스 전동기(Line Start Synchronous Reluctance Motor; LSSynRM)는 LSPMSM과는 달리 회전자에 영구자석이 없으며 유도 기동을 위한 유도전동기의 도체바와 릴럭턴스 토크를 활용하기 위해 자속장벽(flux barrier)이 존재한다. 동작 원리상 기동시는 유도전동기와 동일하게 회전자 도체에서의 유도작용에 의해 직립 기동을 하고 정상상태에서는 릴럭턴스 차에 의한 릴럭턴스 토크를 이용하여 동기속도로 운전하는 하이브리드(hybrid)형 전동기이다. 그러므로 정상 운전시에는 회전자 동손이 저감되어 단상 유도전동기에 비해 효율 개선이 가능하다. 또한 회전자는 철심과 도체바로만 구성되는 간단한 구조이므로 낮은 비용으로 제작이 가능하다[2].

LSSynRM의 정상 운전시의 구동 효율을 극대화하기 위해 d축과 q축의 릴럭턴스 차가 커지도록 회전자 자속장벽을 설계하다보면 기동시 도체바의 유도토크는 맥동이 커지고 기동특성이 불안정해지기 쉽다. 반대로 기동 안정성에 치중하여 설계를 하면 d축과 q축의 릴럭턴스 차가 작아져 정상 운전시의 효율과 최대 출력이 떨어지는 현상이 발생된다.

본 논문에서는 이러한 LSSynRM의 기동 특성을 분석하고 기동시의 안정성을 개선하기 위한 회전자 도체바의 설계 기준에 대해 연구하였다. 전자기 유한요소 해석을 이용하여 회전자 도체바의 개수에 따른 기동특성 분석을 통하여 적합한 도체바 개수를 결정하고, 그 기본 모델에서 각 도체바가 기동 토크에 미치는 영향과 자속 장벽이 유도기동시 미치는 영향을 분석하였다. 그 분석된 결과를 바탕으로 기동 안정성을 개선하기 위한 도체바의 형상과 분포를 설계하고 이로 인한 기동성의 개선을 확인하였다.

2. LSSynRM의 구조 및 특성

2.1 LSSynRM의 구조적 특징

LSSynRM은 기동 특성이 우수한 유도전동기의 회전자에 동기 릴럭턴스 전동기(SynRM)의 돌극 구조를 위한 자속장벽을 삽입한 구조로서 유도전동기와 SynRM의 특성을 동시에 갖는 전동기이다.

그림 1은 유도전동기, SynRM, 그리고, LSSynRM의 회전자 구조를 각각 나타낸다. 그림 1에서 유도전동기의 회전자는 도체바에 의해서만 구성되어 있으며 SynRM의 회전자는

† 교신저자, 正會員 : 韓國生産技術硏究員 先任硏究員 · 工博
E-mail : tujung@kitech.re.kr
* 正 會 員 : LG電子 先任硏究員 · 工博
** 正 會 員 : 昌原大學校 電氣工學科 副敎授 · 工博
接受日字 : 2005年 8月 19日
最終完了 : 2005年 11月 23日

자속장벽으로만 구성되어 있다. 반면 (c)의 LSSynRM은 (a)와 (b)의 구조가 혼합된 도체바와 자속장벽이 동시에 존재하는 구조를 보여주고 있다.

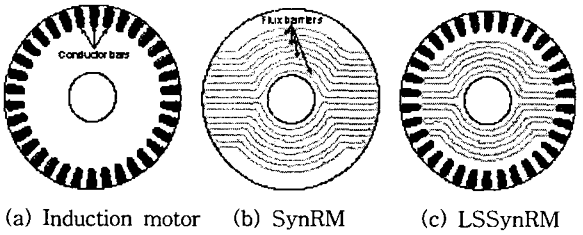


그림 1 전동기별 회전자 구조

Fig. 1 Rotor structure of each motor

LSSynRM은 유도기와 동일하게 회전자에 도체바를 가지고 있어 기동시에는 유도기와 동일한 원리로 도체바에 유기되는 전류(induced current)에 의해 직립 기동이 가능하다. 기동 이후 동기속도로 진입되면 자속장벽에 의한 릴럭턴스 토크에 의해 운전된다.

LSSynRM은 정상 운전시 고정자 자속과 동기속도로 회전하므로 도체바에 유기되는 전류가 거의 없어 회전자 동손이 크게 저감되므로 효율이 개선될 수 있다.

그림 2는 LSSynRM의 구조를 상세히 보여주고 있다. 고정자는 단상 유도전동기와 동일하게 주권선과 보조권선이 공간적으로 90° 의 위상차를 가지고 배치되어 있으며 회전자는 도체바와 자속장벽으로 구성되어 있다.

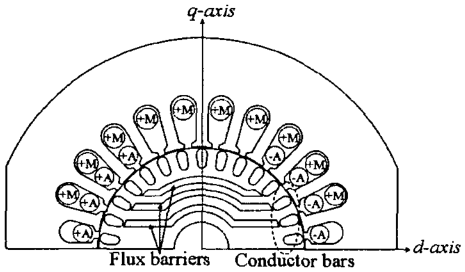


그림 2 LSSynRM의 구조

Fig. 2 Structure of LSSynRM

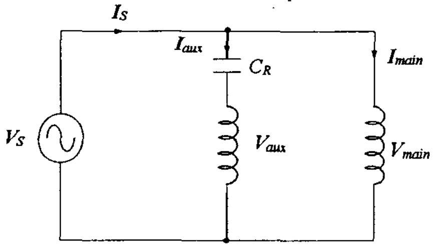


그림 3 LSSynRM의 결선도

Fig. 3 Stator winding schematic of LSSynRM

앞에서 설명한 바와 같이 LSSynRM의 정상상태 특성 향상을 위해서는 d-q 축 인덕턴스의 차인 돌극비를 충분히 확보해야 한다. 즉, d-축은 자로를 충분히 확보하여 d-축 인덕턴스를 최대화하고 q-축은 자속장벽에 의해 q-축 인덕턴스를 최소화하여야 한다. 그러나 릴럭턴스 토크 확보를 위한 자속장벽은 기동시 자속량을 저감 시킬 뿐만 아니라 자기회로의 불평형의 원인이 되어 회전자 초기 기동 위치에 따른 균일한 기동 토크의 확보를 어렵게 한다. 따라서 도체바의 개수 및 형상 결정은 LSSynRM의 자기회로 설계에 있어서 중요한 설계 변수가 된다.

그림 3은 LSSynRM의 구동을 위한 결선도이며 이는 커패시터 운전형 단상유도기와 동일한 구조로서 주권선과 커패시터와 직렬로 연결된 보조권선은 병렬로 연결되어 있다.

여기서, V_s와 I_s는 각각 전동기 입력전압과 전류, V_{main}과 I_{main}은 각각 주권선 측의 전압과 전류, V_{aux}와 I_{aux}는 각각 보조권선 측의 전압과 전류를 나타내며, C_R은 운전 커패시터를 나타낸다.

2.1 정상 운전시의 출력 특성

LSSynRM은 정상운전시 동기전동기와 동일한 동작원리에 의해 회전 토크가 발생된다. 그림 4는 LSSynRM의 정상 운전 회전시 고정자 자속과 회전자 d-축의 상관관계를 보여주고 있다. 고정자의 자속은 전동기에 인가되는 전원 주파수와 동일한 회전자계가 주권선과 보조권선의 합성자속에 의해 ωs의 주파수로 회전하게 된다[3].

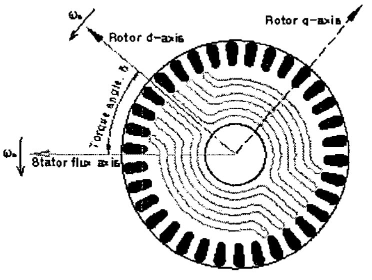


그림 4 고정자 자속축과 회전자 자속축의 상관관계

Fig. 4 Relationship between the flux axis of stator and rotor

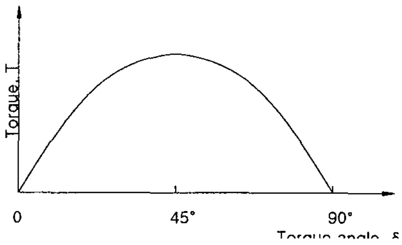


그림 5 토크 각도에 따른 토크 특성

Fig. 5 Torque characteristics according to torque angle

이때 고정자 자속의 축에 대해 지상(lagging)이 되어 동일한 동기주파수 ωs로 회전자가 회전된다. 이때 고정자 합성자속과 회전자의 d-축과의 각도 δ가 바로 출력토크와 직결되는 토크각도(torque angle 또는 power angle)가 된다. 무부하시에는 토크각도는 영이며 부하토크가 증가할수록 토크각도는 증가하게 된다. 이 때의 토크 식은 간단히 식(1)과 같이 쓸 수 있다.

$$T = \frac{m}{2} \cdot \frac{P}{2} \cdot (Ld - Lq) \cdot \frac{1}{2} i_a^2 \cdot \sin(2\delta) \quad (1)$$

여기서, m은 상수, L_d는 d축의 인덕턴스, L_q는 q축의 인덕턴스, P는 극수, i_a는 주권선과 보조권선의 전류 벡터합으로

서 그림 4의 고정자 자속축을 만드는 합성 전류를 나타낸다.

그림 5는 식(1)에 표현된 토크각도에 따른 토크 특성을 보여주고 있다. 토크각도가 증가함에 따라 출력토크가 증가하며 이상적인 경우 45^0 일 때 최대 토크가 발생되며 90^0 일 때는 토크가 영이 된다. 이러한 특성은 90^0 일 때 최대 출력이 얻어지는 LSPMSM과는 다른 특성이라 할 수 있다.

2.3 기동 토크 특성

LSSynRM의 가장 중요하면서도 복잡한 특성은 기동 특성으로서 기동시에는 앞에서 언급된 릴럭턴스 토크와 도체바에 의한 유도토크가 복합적인 특성을 가진다. 즉, 기동시에는 고정자 자속과 회전자의 자기축이 동기화되지 않기 때문에 릴럭턴스 토크는 비정상적으로 발생되며 이는 기동 실패나 기동 안정성 저하를 초래한다. 그림6은 기본적인 기동시의 속도-토크 특성을 보여주고 있다. 이 경우는 2극 전동기에 60Hz가 인가된 경우이다.

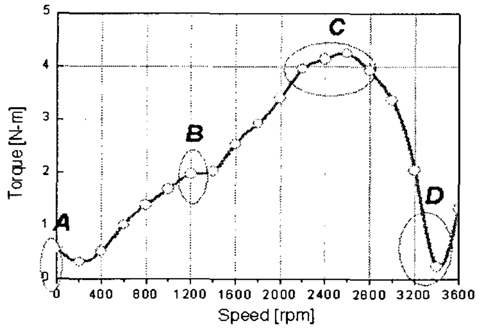


그림 6 기동시의 속도-토크 특성
Fig. 6 Speed-torque characteristics during starting

그림 6에서 "A"는 구속토크(locking torque)를 나타내며 이는 고정자 상권선에 대한 회전자의 초기 위치에 의해서도 달라질 수 있다. "B"는 기동 과정의 crawling torque로서 기동시의 고조파 토크와 비동기된 릴럭턴스 토크에 의해 발생된다. "C"는 도체바에 의한 유도토크가 최대가 되는 구간으로서 회전자와 고정자 자속이 거의 동기화가 되기 직전이므로 릴럭턴스 토크에 의한 부작용은 작아지는 점이다. "D" 구간은 회전자의 슬립이 작으므로 도체바에 유기되는 2차 전류가 현저히 감소되어 유도토크가 급격히 감소하는 구간이며, 이 이후 자속장벽에 의한 릴럭턴스 토크에 의해 회전자가 고정자 자속과 동기화되어 동기속도로 운전된다.

이러한 기동시의 토크 특성을 살펴볼 때 A, B, D의 구간이 기동에 있어 중요한 포인트이며, 특히 기동 초기의 A구간의 토크는 기동 가능 여부를 결정짓는 가장 중요한 포인트이다. 이러한 기동 특성을 개선하기 위해서는 도체바의 설계가 가장 중요한 인자가 된다. 본 논문에서는 기동성 개선을 위한 도체바 설계 기준과 그 특성을 해석 및 비교 하였다.

3. 기동 특성 개선

3.1 설계 초기 모델

그림 7은 LSSynRM의 초기 설계 모델의 단면도를 보여주고 있으며, 표 1은 본 논문에 적용된 LSSynRM의 기본적인 사양을 보여주고 있다.

LSSynRM의 초기 모델은 정상 운전시의 특성에 주안점을 두고 설계된 모델로서 고정자 슬롯수와 도체바의 개수가 각각 24, 30개이며 비등 간격으로 분포되어 있다. d-축과 q-축의 릴럭턴스의 비, 즉 돌극비를 크게 하기 위하여 자속장벽은 5개로 설계하고 d-축의 모든 도체바와 연결하여 q축의 누설자속을 최소화한 구조이다.

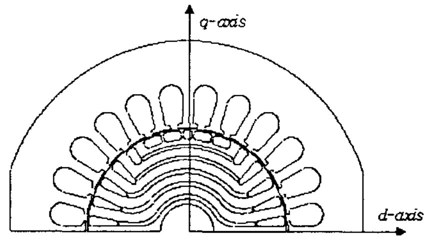


그림 7 설계 초기모델의 단면도
Fig. 7 Cross section of design initial design model

표 1 기본 모델의 사양
Table 1 Specification of initial basic model

Applied Voltage (V)	220
Frequency (Hz)	50
Rated output power (W)	850
Pole number	2
Stack length (mm)	85
Stator outer diameter (mm)	120
Rotor outer diameter (mm)	60
Air-gap length (mm)	0.5
No. of stator slot	24
No. of rotor slot	30
No. of flux barrier	5

또한 정상 운전시 고토크 및 고효율을 얻기 위하여 d-축 자로를 충분히 확보하고, q-축의 자기저항의 증가에 따른 자속량 감소로 인한 기동 토크 감소를 보상하기 위하여 q-축의 도체바의 슬롯 단면적은 작아지도록 설계하였다. 반면, 정상상태 운전특성에 주로 영향을 미치는 d-축 도체바는 불평형자계에 의한 도체바 손실을 저감시키고 d-축 자로를 충분히 확보하기 위해 슬롯 길이가 길고 도체바의 저항이 작도록 설계하였다.

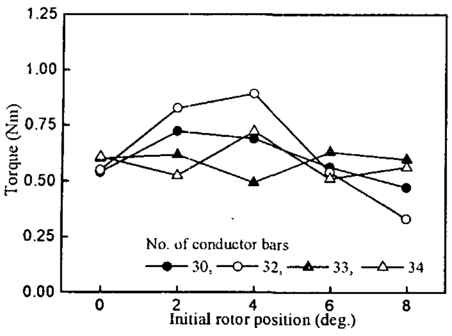
이와 같이 제작된 초기 모델에서 기동 토크가 불안정해 기동이 안 되거나 특정 초기 위치각에서 기동이 안 되는 문제가 발생되었다. 이러한 기동 실패요인을 분석하고 개선하기 위해 자속장벽과 도체바 형상의 재설계 연구를 진행하였다.

3.2 도체바 개수의 재선정 및 2차 모델

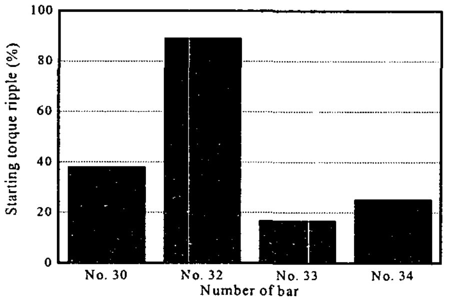
LSSynRM도 기동시에는 농형 유도전동기와 동일한 원리에 의해 기동된다. 자속장벽이 존재하지 않는 농형 유도전동기에 있어서 고정자 및 회전자의 슬롯수의 조합은 기동 특성에 영향을 미치게 된다. 고정자 및 회전자에서 발생하는 고조파 회전자계의 영향에 따라서, 운전 중의 진동, 소음의 발생 및 회전자 위치에 따른 기동 토크의 변화 등을 야기하므로 도체바 개수의 선정은 매우 중요하다[4].

그림 7의 초기 모델에서 자속장벽이 없는 경우의 회전자 도체수에 따른 기동시의 토크와 맥동을 해석하였다. 기존의 단상 유도기의 경우 고정자 슬롯수는 24개로 LSSynRM과 동

일하며 회전자 도체수는 33개이기 때문에 그림 8에서와 같이 회전자 도체수가 30~34개인 경우에 대해 해석하였다.



(a)



(b)

그림 8 회전자 도체수에 따른 기동시의 토크(a)와 그 맥동(b)
Fig. 8 Starting torque(a) and ripple(b) according to rotor conductor number

그림 8의 (a)에서와 같이 평균 기동 토크의 크기는 큰 차이를 보이지 않지만, 회전자 초기 위치에 따른 기동 토크의 변화가 각각의 도체수에 따라 달라짐을 알 수 있다. 그림 8의 (b)는 이러한 회전자 초기 위치에 따른 기동 토크의 맥동을 보여주고 있으며, 기동시 토크 맥동이 가장 작은 경우는 도체바 개수가 33인 경우이다. 이는 농형 유도전동기의 이론에서 시작기의 고정자 슬롯수는 24 슬롯과 최소 공배수가 가장 큰 도체수이다. 하지만 LSSynRM에서는 자속장벽이 존재하고 홀수개의 도체바는 회전자 자기회로를 비대칭 구조로 만들기 때문에 33개의 도체바는 적합하지 않다.

본 논문에서는 LSSynRM의 대칭적인 형상을 고려해서 그림 8에서 짝수개의 도체바 개수 중, 기동 안정성이 가장 우수한 34개를 기본 도체수로 수정하였다.

그림 9는 회전자 도체수가 34개인 수정된 2차 기본 모델을 나타낸다.

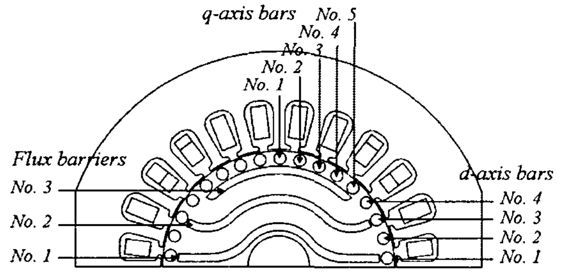


그림 9 수정된 2차 모델
Fig. 9 Second model which is revised

초기 모델은 자속장벽이 5개이지만 자속장벽이 많은 경우 도체바와 만나는 웹(web) 부분의 기구적인 강도가 취약해 제작성이 떨어지고 회전자 내구성이 저하된다. 이러한 점을 고려해 자속장벽은 3개로 수정해 단순화 시켰다.그리고, 회전자 도체바는 일단 동일한 형상과 크기로 배치하였으며 고정자 상권선의 배치는 그림 2와 동일하다.

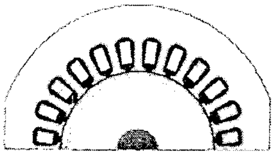
그림 9를 자속장벽의 유무 및 도체바의 형상 변화에 따른 구속토크 특성을 분석하기 위한 기본 해석모델로 활용하였다. 자속장벽은 축 중심으로부터 각각 1, 2, 3번, d-축 도체바는 d-축으로부터 반시계 방향으로 각각 1, 2, 3, 4번, 그리고, q-축 도체바는 q-축으로부터 시계 방향으로 각각 1, 2, 3, 4, 5번으로 번호를 각각 부여하였다.

3.3 자속장벽과 도체바의 형상변화에 따른 기동토크 특성

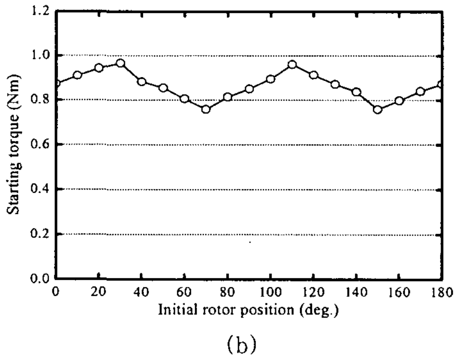
3.3.1 자속장벽에 의한 기동 특성 변화

먼저 자속장벽에 의한 기동 특성의 변화를 알아보기 위해 그림 9에서 자속장벽이 없다고 가정할 때의 기동특성을 알아보고자 하였다. 이 경우는 도체바의 형상이 균일한 단상 유도전동기와 동일한 경우가 된다.

그림 10은 이 경우의 회전자 초기 기동 위치에 따른 평균 기동 토크 특성을 보여주고 있으며, 회전자 위치에 상관없이 거의 균일한 토크가 발생됨을 알 수 있다. 이는 자속장벽이 없기 때문에 회전자를 쇄교하는 고정자 자속이 회전자 위치와 무관하게 동일한 자기회로의 분포 때문이다.



(a)



(b)

그림 10 자속장벽이 없는 경우(a)의 기동 특성(b)
Fig. 10 Starting characteristics(b) if there is no flux barrier(a)

반면, 실제 LSSynRM의 경우와 같이 도체바와 함께 자속장벽이 존재할 때 각각의 자속장벽의 기동에 어떤 영향을 미치는지를 알아보기 위해 그림 9의 자속장벽 중 각각 한 개의 자속장벽이 존재한다고 가정했을 때의 기동특성을 해석하였다. 그 결과는 그림 11과 같다.

위의 결과에서 자속장벽은 전반적으로 구속 토크를 감소시키는 영향을 미친다. 그 중에서 가장 큰 영향을 미치는 자속장벽은 1번 자속장벽이며, 특히 회전자 위치가 70, 100, 120

^{0} 에서 구속시의 기동 토크에 악영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 그 이유는 1번 자속장벽은 회전자의 가장 중심에 위치함으로 인해 거의 모든 위치각에서 회전자를 쇄교하는 고정자의 자속을 방해하고 왜곡시키기 때문이다. 이러한 해석 결과 자속장벽으로 인해 회전자의 특정 위치에서 평균 기동 토크가 급격히 감소하는 위치가 있음을 알 수 있었다.

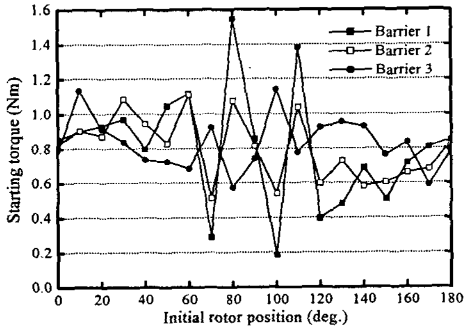
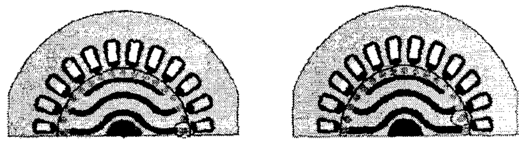


그림 11 각각의 자속장벽에 의한 기동 특성

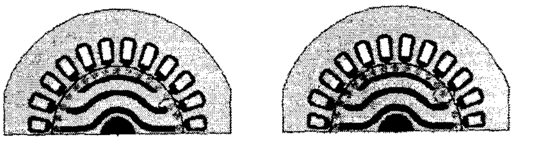
Fig. 11 Starting characteristics by each flux barrier

3.3.2 도체바의 형상 변화에 따른 기동 특성 변화

각 위치의 도체바의 형상 변화에 따른 구속시의 평균 토크의 특성 변화를 고찰하기 위해 그림 9의 d, q축의 도체바의 형상 변화에 따른 기동 초기의 회전자 위치각에 대한 평균 토크 특성을 해석 비교 하였다.



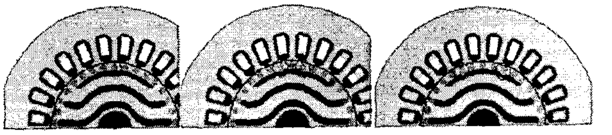
(a) d-axis bar no. 1 (b) d-axis bar no. 2



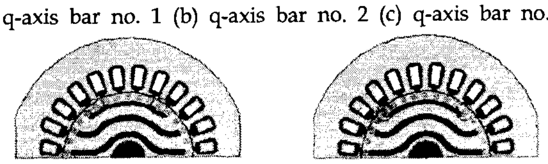
(c) d-axis bar no. 3 (d) d-axis bar no. 4

그림 12 초기 기동 위치각 0^0에서의 d-축 도체바의 형상변화

Fig. 12 D-axis conduction bar shape change at initial starting angular position 0^0



(a) q-axis bar no. 1 (b) q-axis bar no. 2 (c) q-axis bar no. 3

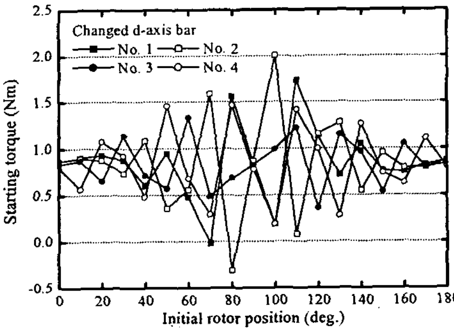


(d) q-axis bar no. 4 (e) q-axis bar no. 5

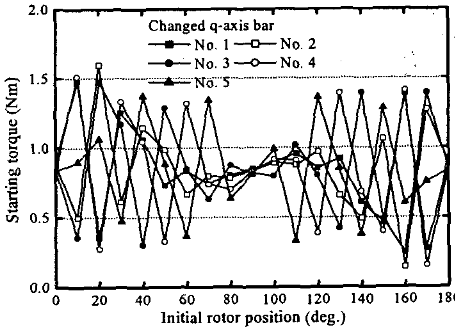
그림 13 초기 기동위치각 0^0에서의 q-축 도체바의 형상 변화

Fig. 13 Q-axis conduction bar shape change at initial starting angular position 0^0

이때 각 도체의 2차 저항을 변화시키기 위해 도체바의 길이를 내경 방향으로 기존 대비 200%로 균일하게 증가시켰으며 그림 12와 그림 13에서 그 예를 보여주고 있다.



(a) d-axis conduction bar



(b) q-axis conduction bar

그림 14 도체바의 면적 변화에 따른 기동 특성

Fig. 14 Starting characteristics according to each conduction bar's area change

그림 14는 그림 12와 그림 13과 같은 각 도체바의 면적 변화에 따른 기동 토크 특성의 변화를 해석한 결과를 보여주고 있다. 그림 14의 (a)에서 d-축 도체바의 면적변화는 50~130^0 구간에서, (b)의 q-축 도체바의 면적 변화는 0~80^{0}와 110~180^0 구간에서 구속 토크에 큰 변동을 가져옴을 알 수 있다. 가장 큰 영향을 보이는 도체바는 d-축의 1번과 2번으로서 특정 구간에서는 역토크를 발생시켜 기동성을 현저히 저하시킬 수 있음을 보여주고 있다.

이 결과는 자속장벽으로 인해 자기회로 불평형이 존재하고 특정 위치의 도체바의 형상과 저항에 의해 초기 기동 위치각에 따라 기동이 불가능할 수도 있음을 보여준다.

3.4 기동 안정성 개선을 위한 설계의 결과

위의 해석 결과를 바탕으로 그림 9의 수정된 2차 모델에서 도체바의 면적과 형상을 재설계하여 기동성을 개선하였다. 그림 15는 초기모델과 기동 안정성 개선 모델의 단면도를 나타낸 것이다.

초기모델은 고정자 슬롯수와 도체바의 개수가 각각 24, 30개이며 비등각도 간격으로 분포되어 있고 자속장벽의 개수는 5개이었다. 반면, 개선모델은 고정자 슬롯수와 회전자 도체바의 개수가 각각 24, 34이며 등각도 간격으로 분포되어 있다.

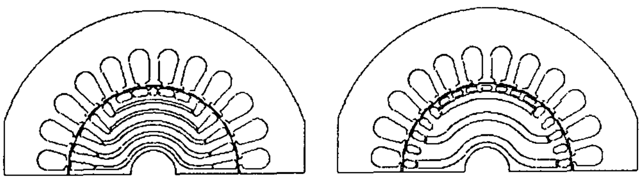

(a) initial model (b) improved model

그림 15 초기모델 및 기동 안정성 개선 모델

Fig. 15 Initial model and starting stability improvement model

그림 16에서는 본 연구를 위해 제작된 LSSynRM 시작기의 회전자 사진을 기존의 단상 유도전동기의 회전자와 같이 보여주고 있다.

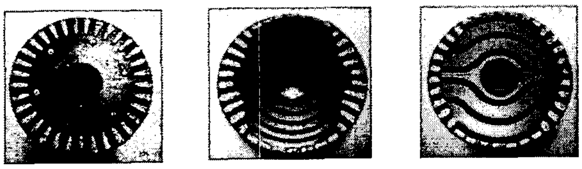

(a) conventional induction motor (b) initial model (c) improved model

그림 16 시작기의 회전자 사진

Fig. 16 Photograph of prototype rotor

개선 모델에서는 q-축의 누설자속을 억제하기 위해 자속장벽은 모두 도체바와 연결되는 구조를 채택하였으며, 정상 운전시의 효율을 위해 d-축의 자로 단면적을 확보하기 위해 q-축의 도체바 슬롯은 길이는 짧고 폭은 넓은 형상을 채택하였다.

도체바 각각의 면적과 형상은 앞에서 해석된 결과를 바탕으로 임의의 회전자 초기 기동 위치각에서 기동 토크가 개선되도록 도체바의 형상을 결정하였다.

초기 모델과 개선 모델의 각 위치의 도체바의 단면적 분포를 그림 17에서 보여주고 있다.

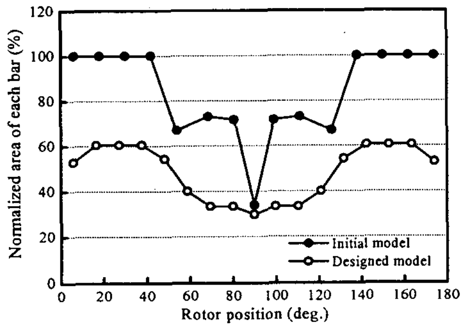


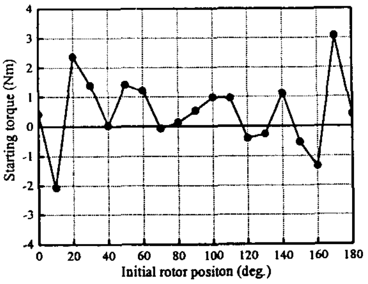
그림 17 각 도체바의 단면적 비율 및 분포

Fig. 17 Ratio and distribution of each conduction bar

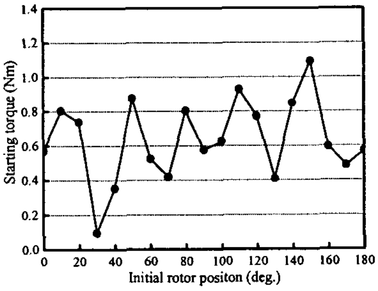
그림 17은 초기 모델의 가장 큰 도체바를 100 %라고 할 경우의 정규화된 도체바 면적의 분포로서 개선 모델의 도체바는 정현적인 분포 특성을 보여주고 있다.

그림 18은 초기 모델과 개선 모델의 기동 토크를 초기 기동 위치각 별로 보여주고 있다. 그림 18 (a)의 초기 모델은 위치에 따라서 역토크가 발생하였으며 이것은 회전자의 초기 기동 위치에 따라서 기동이 불가능한 위치가 존재할 가능성이 있다는 것을 의미한다.

한편, 개선 모델은 회전자의 초기 위치각에 따라, 역토크가 거의 발생하지 않고 전반적으로 초기모델에 비해 구속시 기동 토크가 상당히 개선되어 기동 특성이 안정되어 있음을 알 수 있다.



(a) initial model



(b) improved model

그림 18 초기 모델과 개선 모델의 기동 토크 특성

Fig. 18 Starting torque characteristics of initial model and improved model

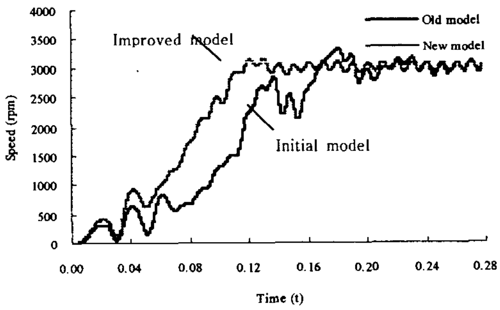


그림 19 과도 기동 특성 비교

Fig. 19 Transient starting characteristics comparison

그림 19는 순시적인 과도 기동 특성을 보여준다. 초기 모델은 초기 기동시 고조파 토크가 크며 특히 동기속도 진입 이전 단계에서 토크의 맥동이 큼을 알 수 있다. 이 때 기동 부하가 크다면 동기 속도 진입에 실패할 수도 있다.

반면에 개선 모델은 기동 초기의 고조파 토크가 저감되었으며 기동 후의 동기화 구간에서도 토크의 맥동 없이 한층 부드럽게 동기 속도로 진입되는 것을 알 수 있다.

이러한 LSSynRM의 기동 및 정격 운전특성을 동일한 프레임 크기의 기존의 단상 유도전동기와 비교하였으며 그 결과는 표 2와 같다.

표 2에서와 같이 개선 모델은 단상 유도전동기에 비해 정격 효율은 1.6 % 정도 개선이 되었다. 이것은 기존의 단상 유도전동기에서 비교적 높은 비율을 차지하는 회전자 동손이 크게 저감되기 때문이다.

표 2 기존의 단상 유도전동기와의 특성 비교
Table 2 Performance comparison with conventional single phase induction motor

Item	Single phase induction motor	LSSynRM	
		Initial model	Improved model
Voltage/Frequency (V/Hz)	220/50	220/50	220/50
Rated load torque (Nm)	2.73	2.73	2.73
Rated speed (rpm)	2833	3000	3000
Rated output power(W)	811.5	859.3	859.3
Input power (W)	946.9	971.0	984.3
Rated efficiency (%)	85.7	88.5	87.3
Max. torque (Nm)	52.0	45.5	47.3
Average starting torque (Nm)	0.72	0.49	0.64
Standard deviation of starting torque (Nm)	0.05	1.18	0.24
Min. starting torque (Nm)	0.63	-2.03	0.08
Pole number	2	2	2
Stator outer diameter (mm)	120	120	120
Rotor outer diameter (mm)	55	60	60
Air-gap length (mm)	0.5	0.5	0.5
Stack length (mm)	85	85	85
Stator slot number	24	24	24
Rotor slot number	33	30	34
Flux barrier number	-	5	3

기동 안정성 측면에서, LSSynRM의 초기 모델은 최저 기동 토크로서 -2.03 Nm의 아주 큰 역토크가 발생되며 표준 편차 또한 상당히 크다. 반면 개선 모델에서는 이러한 기동 불안정성이 상당 부분 개선되었음을 알 수 있다.

하지만 단상 유도전동기와 비교할 때 아직 기동 특성 개선이 좀 더 요구되며, 특히 기동 토크의 맥동 부분의 개선이 필요하다. 이를 위해서는 정격 효율 특성과 기동 안정성을 동시에 고려한 자속장벽의 최적화 설계에 관한 연구가 추가적으로 필요할 것으로 사료된다.

4. 결 론

본 논문에서는 LSSynRM의 기동 안정성을 개선하기 위한 회전자의 도체바 형상과 면적분포의 설계에 대해 고찰하였다. 그 결과 도체바 개수 및 형상 설계를 통하여 기동 안정성 개선모델을 설계 및 제시하였으며 초기모델과의 비교를 통하여 기동 안정성이 개선되었음을 확인하였다.

또한 동일한 프레임의 단상 유도전동기와 정격 특성의 비교 결과, LSSynRM은 펜과 같이 기동 부하가 상대적으로 작은 시스템에서는 단상 유도전동기의 효율 한계를 극복할 수 있는 고효율 전동기로 판단된다. 그러나 고효율 범용 단상 전동기로 LSSynRM의 활용 폭을 넓히기 위해서는 기동 안정성의 추가적인 개선 및 이에 대한 설계 기준의 정립이 필요하다.

향후의 연구 과제로서 본 논문의 회전자 도체바 설계에 관한 연구 결과를 토대로 자속장벽의 형상 및 분포까지 연계한 최적화 설계에 관한 연구를 진행하고자 한다.

참 고 문 헌

[1] 강규홍, 남 혁, 홍정표, "단상영구자석형 유도동기기의 정상상태 특성해석", 대한전기학회논문집, vol. 52B, no. 2, pp. 53-60, 2003.

[2] 이중호, "가전용 340W급 동기형 릴럭턴스 전동기 설계 및 효율특성 실험", 대한전기학회논문집, vol. 52B, no. 2, pp. 39-52, 2003.

[3] I. Boldea, Z. X. Fu, and S. A. Nasar, "Performance evaluation of axially-laminated anisotropic (ALA) rotor reluctance synchronous motors," IEEE Trans on IA, vol.30, no.4, pp. 977-985, July/August 2003.

[4] 박민호, "유도기기", 동명사, 1998.

저 자 소 개

정 태 욱(鄭 泰 旭)

1970년 5월 16일생, 1993년 부산대 공대 전기공학과 졸업. 1995년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1999년 동 대학원 전기공학과 졸업(공박), 1996~2005 LG전자(주) 책임연구원, 2006~현재 한국생산기술연구원 광주연구센터 선임연구원

Tel : 062-6006-320, Fax : 055-6006-149

E-mail : tujung@kitech.re.kr

남 혁(南 赫)

1972년 5월 24일생, 1999년 창원대 공대 전기공학과 졸업. 2001년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2004년 동 대학원 전기공학과 졸업(공박), 2004~현재 LG전자(주) 선임연구원

Tel : 055-260-3826, Fax : 055-260-3507

E-mail : hnam@lge.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 전기공학과 졸업(공박). 1996년~1996년 한양대 산업과학연구소 선임연구원. 현재 창원대 공대 전기공학과 부교수.

Tel : 055-279-7517, Fax : 055-263-9956

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