

자기 폐회로를 갖는 축형 마그네틱 기어

정광석
한국교통대학교 기계공학과

Axial magnetic gear with a closed magnetic path

Kwang Suk Jung

Department of Mechanical Engineering, Korea National University of Transportation

요약 마그네틱 셔터 기어는 원주상에 마주하는 영구자석 레이어간의 자기장을 고조파 모듈레이터를 통해 동기화시켜 동력을 전달하는 장치이다. 이러한 장치는 기계식 감속기에 필적할만한 토크를 발생시키기 위해 과도한 회토티 영구자석이 이용되기 때문에 본 논문에서는 영구자석간의 자기 경로를 변화시켜 영구자석의 양을 기존 마그네틱 기어 대비 50% 수준으로 감소시킨 새로운 방식의 축형 마그네틱 기어를 제안한다. 제안한 시스템의 토크 크기는 공극 자기장의 고조파 분석과 유한요소 해석을 통해 기존 시스템과 비교된다. 모듈레이터 두께와 개방비가 전달 토크의 크기에 영향을 미치는 주요 설계변수로 고려되어 민감도 해석이 수행되며 고속측과 저속측의 영구자석 극수에 의해 결정되는 기어비에 따른 코깅의 크기가 분석된다. 기계적인 접촉없이 커플링되어 동력을 전달하는 고속측과 저속측 사이의 동적 지배 모델이 유도된다. 2관성 공진계의 동특성을 갖는 유도된 모델을 기초로 하여 선형 제어기를 설계하여 고속측의 계단 입력 위치 제어를 수행하였다.

Abstract A magnetic shutter gear is a device that transfers mechanical power by synchronizing the magnetic field between permanent magnet layers facing circumferentially through a harmonic modulator. However, magnetic gears uses many rare-earth permanent magnets to guarantee comparable torque density to that of mechanical reducer. Hence, we propose a novel axial magnetic gear with a dramatically reduced number of permanent magnets and a closed magnetic path. The torque of the system was compared to that of an existing shutter gear through a harmonic analysis of the air-gap magnetic field. The modulator thickness and open ratio were considered as the primary design parameters, and the cogging effect was analyzed for variation of the reduction ratio. A dynamic model between the high-speed side and low-speed side was derived, and position control was performed for a constructed hardware implementation.

Keywords : Axial magnetic gear, Cogging effect, Finite element analysis, Harmonic modulator, Linear control, Magnetic path, Parametric analysis

1. 서론

마그네틱 셔터 기어(Magnetic shutter gear; MSG)는 Fig. 1에서와 같이 원주 방향을 따라 정렬된 영구자석(이하 PM) 레이어간의 공극 자기장을 고조파 모듈레이터의 역할을 하는 마그네틱 필터를 통해 동기화시켜 고속측(High speed rotor; HSR)의 동력을 저속측(Low

speed rotor; LSR)으로 전달하는 시스템이다[1-6]. 이 때 HSR과 LSR간의 극수 비에 따라 감속기 혹은 가속기로 작용한다. MSG는 각 레이어의 PM이 모두 동력 전달에 기여하기 때문에 PM간의 제한된 인, 척력 한계를 극복할 수 있으며 현재 1단 헬리컬 기계식 감속기가 낼 수 있는 토크 밀도의 90% 수준에 달하는 토크 밀도를 구현할 수 있는 것으로 보고되고 있다[7].

본 논문은 2016년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 기초연구사업 지원을 받아 수행된 것임 (NRF-2016R1D1A1B03930283).

*Corresponding Author : Kwang Suk Jung(Korea National Univ. of Transportation)

Tel: +82-43-841-5135 email: ksjung@ut.ac.kr

Received May 1, 2017

Revised June 8, 2017

Accepted July 7, 2017

Published July 31, 2017

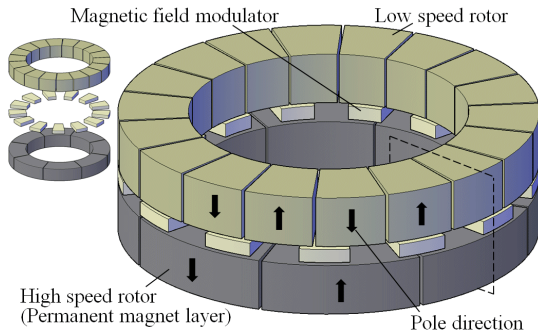


Fig. 1. The existing magnetic shutter gear with intervening modulator, showing polarized directions of permanent magnets

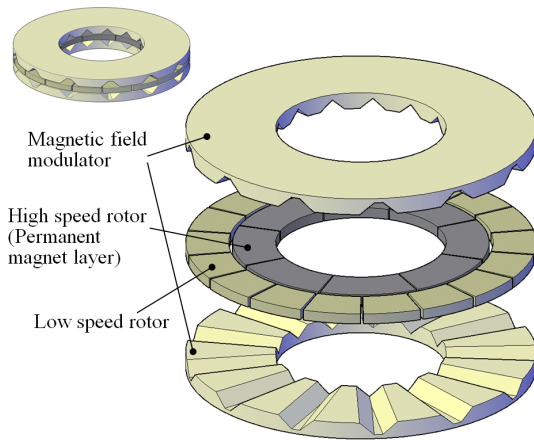


Fig. 2. Perspective layout of the proposed axial magnet gear utilizing both sides of permanent magnets

접촉없이 동력을 전달할 수 있다는 이점에도 불구하고 MSG는 높은 토크 밀도 실현을 위해 고가의, 과다한 희토류 PM을 구비해야 하며 이는 MSG의 일반적인 응용에 큰 제약이 되고 있다. 이러한 문제에 대응하기 위해 Halbach 마그네트 어레이를 이용하여 자기 플럭스를 포커싱하거나[8] 네오뎁 대신 페라이트 소자를 이용하는 등[9] 기존 PM 어레이의 희토류 양을 줄이거나 다른 재료로 대체하려는 시도가 있었으나 대부분의 연구는 MSG를 구성하는 자기요소의 기하학적 변수를 가변시켜 전달 토크를 최적화하는 문제에 집중되었다[4-6]. 본 연구에서는 기존 접근과는 상이하게 PM 어레이의 양단면을 모두 활용할 수 있도록 자기 경로를 변화시킨 Fig. 2와 같은 축형 마그네틱 기어(Axial magnetic gear; AMG)를 제안한다. 동 시스템은 후술하는 바와 같이 50% 정도의

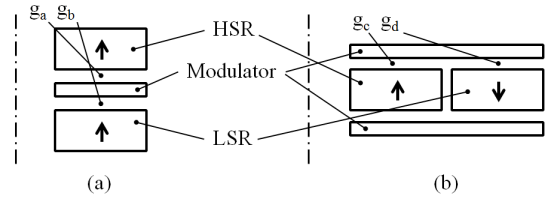


Fig. 3. Cross-sectional diagram of MSG and AMG

PM만으로도 기존 MSG에 필적하는 토크 밀도를 구현할 수 있는 토폴러지이다.

본 논문은 공극 자기장의 고조파 해석을 통해 제안된 AMG의 정적 토크를 기존 MSG와 비교하여 토폴러지 타당성을 입증한다. AMG의 주요 설계 변수로 고조파 모듈레이터의 두께와 개방비를 설정하여 파라메트릭 해석을 수행한다. AMG의 동적 모델링식이 유도되고 구축된 AMG의 하드웨어 실험 장치를 대상으로 선형 제어기 기반의 위치 제어를 수행한다.

2. 제안한 토폴러지의 타당성 분석

MSG는 주기적으로 반복되는 교차 극성을 갖는 자기장을 고조파 모듈레이터라 불리는 자기 필터를 통해 특정 자기 성분을 추출하고 이를 또 다른 PM 어레이와 동기 결합시키는 동력 전달 메커니즘이다. 본 장에서는 기존 축형 MSG와 제안한 AMG의 전달 토크 비교를 통해 타당성을 분석한다.

2.1 극수 동기화를 통한 토크 발생 메커니즘

축형 MSG와 제안된 AMG의 절단면과 PM 자화 방향을 Fig. 3에 도시하였다. PM으로 구성된 고속측 로터 즉 HSR의 극수를 q_h 라 할 때 HSR의 공극 g_a 에서의 공극을 가로지르는 방향의 자기장은 극수 q_M 인 강자성체 모듈레이터를 통과하면 공극 g_b 에서 q_h , $(q_M - q_h)$, $(q_M + q_h)$ 의 주극 성분을 갖는 자기장으로 필터링된다. 따라서 저속측 로터 LSR의 극수를 $(q_M - q_h)$ 나 $(q_M + q_h)$ 와 동일하게 구성하면 LSR은 HSR에 동기되어 회전한다. 이 때 회전 비율은 동기 성분에 따라 $q_h / (q_M - q_h)$ 나 $q_h / (q_M + q_h)$ 가 되며 이러한 비율만큼 LSR은 감속되어 회전함과 동시에 같은 비율만큼 토크는 증폭되어 전달된다[1-2]. 기존 토폴러지와 유사한 방식

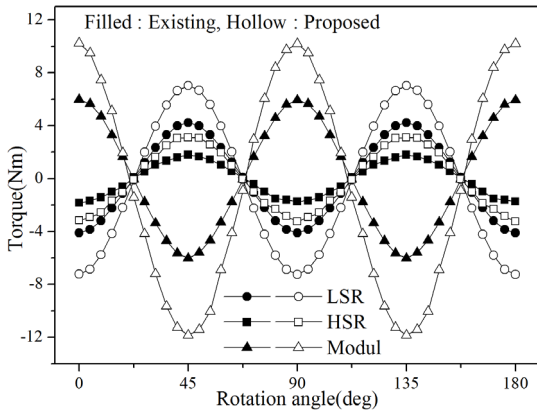


Fig. 4. Static torque of MSG and AMG for a rotation of HSR, with modulator and LSR fixed

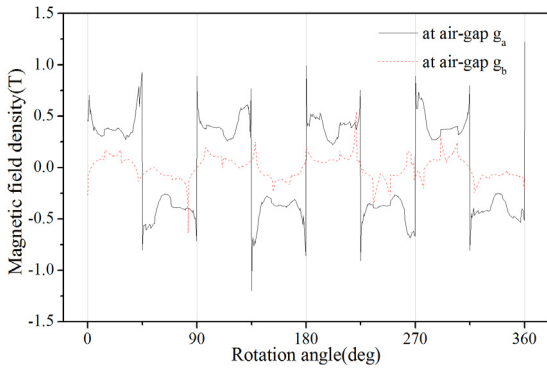


Fig. 5. Axial magnetic field density along the circumferential direction at each air-gap by PM layer of HSR at MSG

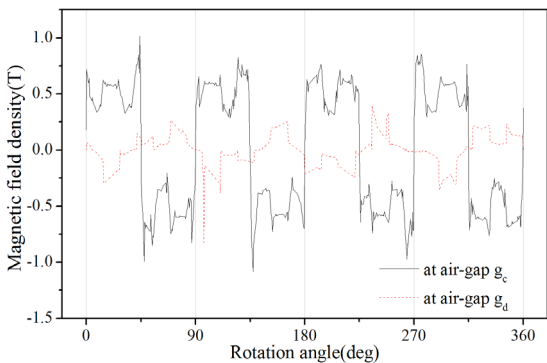


Fig. 6. Axial magnetic field density along the circumferential direction at each air-gap by PM layer of HSR at AMG

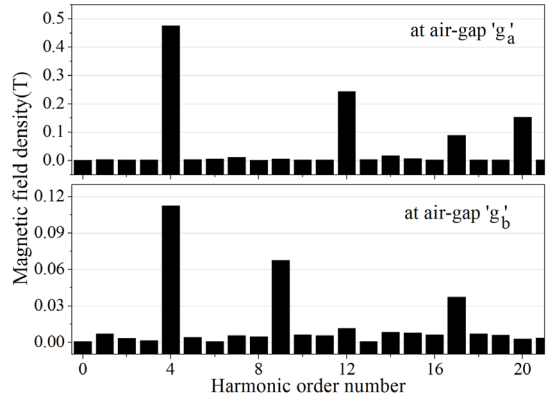


Fig. 7. Harmonic analysis of the air-gap magnetic field at MSG

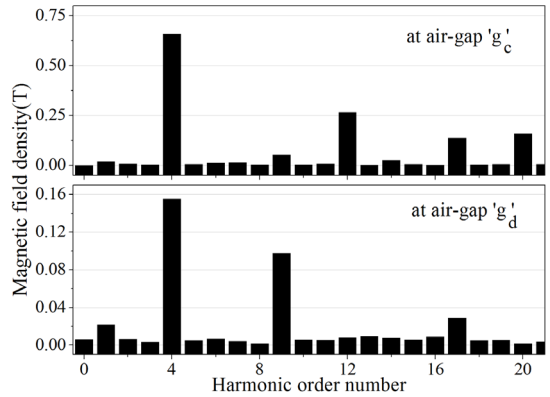


Fig. 8. Harmonic analysis of the air-gap magnetic field at AMG

으로 Fig. 3(b)에서 HSR의 공극 g_c 에서의 자기장은 인접한 모듈레이터를 통해 필터링되어 공극 g_d 에서는 $(q_M - q_h)$ 나 $(q_M + q_h)$ 의 주극 성분이 나타나므로 이 성분에 LSR을 동기시키면 MSR과 마찬가지로 감속되어 회전한다. 이 때 MSR과는 달리 모듈레이터를 양쪽에 두고 PM 어레이가 놓여있는 형상이므로 PM의 상, 하면 자기 성분을 모두 활용할 수 있는 자기 폐회로를 갖는다. 이는 전달 토크 증가에 효과적인 방법이 될 수 있다.

2.2 유효요소해석과 고조파 분석을 통한 정적 토크 비교

토크 증대 효과를 확인하기 위해 MSG와 AMG를 대상으로 유효요소해석을 수행한다. 두 개의 대별되는 모델에서 이용되는 PM은 너비 20mm, 높이 4mm의 NdFe30

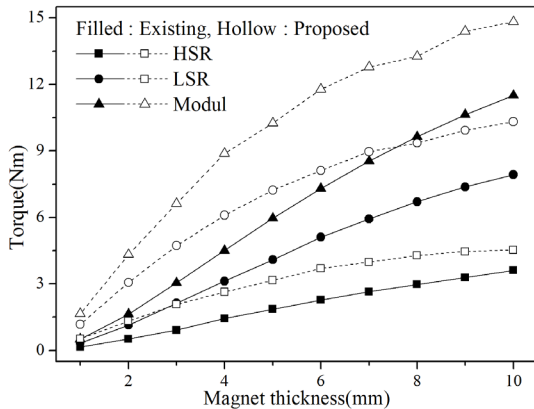


Fig. 9. Torque variation for PM thickness at MSG and AMG

재질로 모두 동일하며 HSR은 4극쌍(Pole pair), LSR은 9극쌍이다. 모듈레이터는 50PN1300 재질의 5mm 무극성 전기 강판이며 13극쌍을 갖는다. 따라서 동 시스템에서 감속비는 9/4이다. 공극은 모두 1mm로 설정했으며 MSG의 PM 에지까지의 내경과 AMG의 PM 중앙까지의 내경은 모두 60mm이다. LSR과 모듈레이터를 고정시키고 HSR을 회전시킬 때 회전각에 따른 각 레이어에 발생하는 정적 토크는 Fig. 4와 같다. 최대값을 기준으로 MSG의 LSR 토크는 4.2Nm, AMG의 토크는 7.1Nm이다. 이 값을 기준으로 HSR의 토크는 2.25배 작고 모듈레이터의 크기는 3.25/2.25배 크다. PM의 양면이 모두 활용되기 때문에 약 2배 수준으로 토크가 증가하고 있는 것을 확인할 수 있다.

AMG의 토크 증가 요인은 자기 경로를 따라가며 분석된 자기장의 고조파 해석을 통해서도 확인할 수 있다. Fig. 5와 Fig. 6은 MSG와 AMG의 HSR PM 레이어에 의한 공극 g_a, g_c 에서의 자기장과 모듈레이터를 통과한 후 공극 g_b, g_d 에서의 자기장을 각각 나타낸다. 우선 g_a, g_c 에서는 주극인 4극쌍 성분이 공통적으로 확인하게 나타나는 것을 알 수 있으며 g_b, g_d 에서는 4극쌍 외에 높은 차수의 고조파가 동시에 생성되는 것을 알 수 있다. 각 공극에서의 자기장에 대해 고조파 분석을 수행하면 Fig. 7, Fig. 8과 같다. 공극 g_a, g_c 에서는 HSR PM 성분인 4극쌍 성분이 지배적이고 이 성분의 고조파 성분인 12극, 20극 성분이 나타나는 것을 알 수 있다. 모듈레이터를 통과한 후 공극 g_b, g_d 에서는 4극쌍 성분외에 4극과 모듈레이터 13극간의 차에 해당하는 9극 성분과 합에

해당하는 17극 성분이 나타나는 것을 알 수 있는데 LSR의 PM이 9극쌍이므로 9극 성분의 크기가 토크 크기에 절대적인 영향을 미친다. MSG에서 해당 9극 성분은 약 0.065T이고 AMG에서는 0.1T의 크기를 나타낸다. 따라서 LSR과 동기화되는 자기 성분이 더 크고 동시에 이중 자기회로에 의해 PM의 양면을 모두 활용할 수 있기 때문에 토크가 증가하는 것을 확인할 수 있다.

제안한 모델의 타당성 검증을 위한 해석 모델 수치의 적용 근거를 명확히 하기 위해 PM 두께에 따른 토크 변화를 해석하여 Fig. 9에 나타내었다. PM 두께가 1mm에서 10mm까지 변화해갈 때 5mm까지는 AMG의 토크값이 MSG보다 약 두 배 수준임을 알 수 있으며 그 이상의 크기에서는 격차가 많이 좁혀지는 것을 알 수 있다. 그러나 PM 두께가 커짐에 따라 PM의 축방향 자속 밀도는 증가하지만 일정 수준에 도달하면 이 또한 수렴하므로 10mm 이상일 때에는 PM 두께 증가에도 불구하고 토크 상승은 거의 나타나지 않는다. 따라서 PM 두께는 일정 수준 이내로 제한되어야 하고 이러한 범위에서 AMG의 토크 우위는 계속 유지됨을 알 수 있다. 특히 5mm 이하에서는 제안 모델의 효과가 현저하므로 해당 토폴리지는 박형 모델에 더욱 적합함을 알 수 있다.

3. 모듈레이터의 기하학적 형상 및 토크 리플 분석

PM의 크기 외에 AMG의 토크에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 모듈레이터이다. 전술한 바와 같이 모듈레이터는 HSR의 자기장을 필터링하여 LSR과 동기시켜주는 가교 역할을 하는 중요한 요소이다. 본 장에서는 모듈레이터의 기하학적 형상 변화에 따른 토크에의 영향 분석을 통해 동 형상 수치를 결정하는 방법을 논의한다.

Fig. 1과 2를 참고하면 AMG 모듈레이터와 기존 MSG 모듈레이터간의 큰 차이점을 발견할 수 있다. 즉, 기존 시스템은 바 형태의 강자성체가 분리되어 원주상에 분포되어있으나 제안한 시스템에서는 한 주기의 단면 형태가 사다리꼴이면서 일체형으로 구성된 것을 알 수 있다. 이러한 구조는 모듈레이터 강성 확보와 함께 실제 구성시 조립 난제를 극복하기 위한 방법으로 분리형 대비 약 10% 내외의 토크 저하만을 야기한다. 상기 모듈레이터의 기하학적 특징을 결정하는 인자로 모듈레이터의 전체 두께와 사다리꼴 상하 폭간의 비율을 들 수 있다. 유

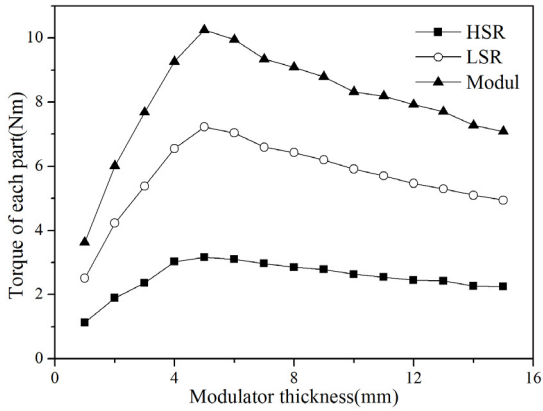


Fig. 10. Torque variation for a thickness of modulator

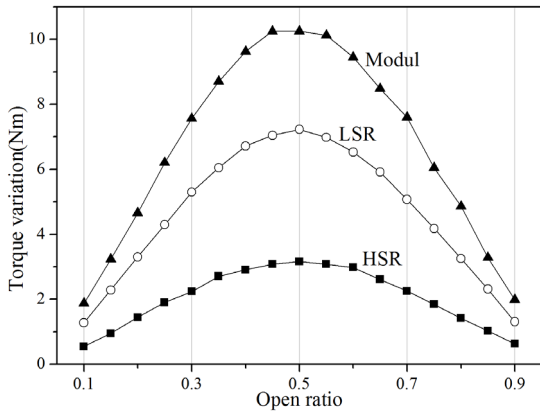


Fig. 11. Torque variation for open ratio of modulator

한요소해석으로 두 변수에 따른 각 레이어의 토크 변화를 계산하여 Fig. 10과 Fig. 11에 각각 나타내었다. 두 해석 결과를 참고하면 모듈레이터의 기하학적 수치에 최적값이 존재하는 것을 알 수 있다. HSR, LSR의 회전 에 따라 강한 교번 자기장이 모듈레이터에 인가되므로 히스테리시스 손실을 방지하기 위해 적층 강판이 이용되지만 기본적으로 모듈레이터는 자기장의 필터링 역할을 하므로 너무 두꺼우면 자기장이 물리적으로 감소되는 것은 쉽게 예측할 수 있다. 과도하게 얇은 경우에는 자기 포화와 함께 필터링 성능이 급격히 저하되므로 모듈레이터는 5mm 근방에서 결정하는 것이 바람직하다. Fig. 11의 횡축에 기술된 개방비는 사다리꼴의 아랫변 대비 윗변의 비를 1에서 뺀 값으로 0에 가까울수록 사각 단면을, 1에 가까울수록 삼각 단면을 나타낸다. 모듈레이터 두께와 마찬가지로 개방비가 너무 작으면 필터링 성능이

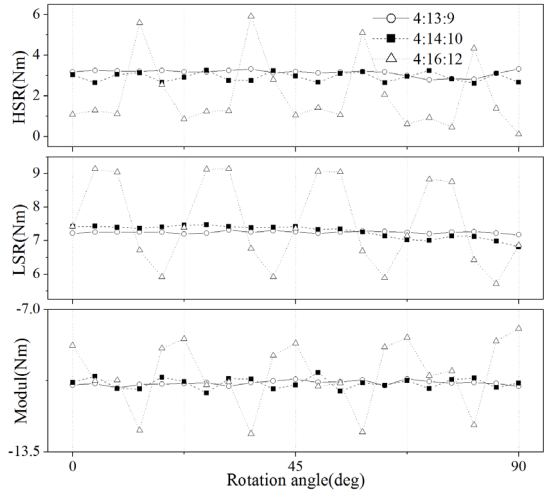


Fig. 12. Torque ripple according to a reducing ratio of AMG

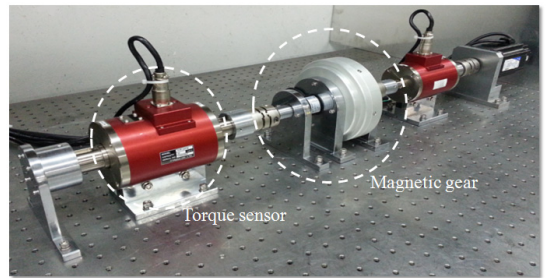


Fig. 13. Hardware setup including AMG with a reducing ratio of 2.25:1

저하되고 너무 크면 LSR과 대항하는 자성체의 단면이 작아져 역시 토크 값을 작아진다. 따라서 그림에서와 마찬가지로 대략 50% 수준에서 토크 값이 가장 큰 것을 알 수 있다.

LSR과 대항하는 모듈레이터는 트랜치 단면을 갖기 때문에 스테이터 코어를 갖는 일반적인 모터에서와 마찬가지로 LSR에 발생하는 토크에는 코깅(cogging)이 불가피하게 나타난다. 전장에서 해석 모델로 설정한 4:13:9의 감속비를 갖는 AMG를 대상으로 감속비를 4:14:10, 4:16:12로 변화시킬 때 토크 리플의 크기를 분석하여 Fig. 12에 나타내었다. 해석은 HSR이 회전할 때 해당 감속비로 LSR을 동기시켜가며 자기력의 최대값을 측정하는 방식으로 수행하였다. 결과로부터 4:13:9의 감속비에서는 토크 리플이 거의 없지만 4:16:12에서는 리플이 극단적으로 커지는 것을 확인할 수 있다. 4:16:12 조합에

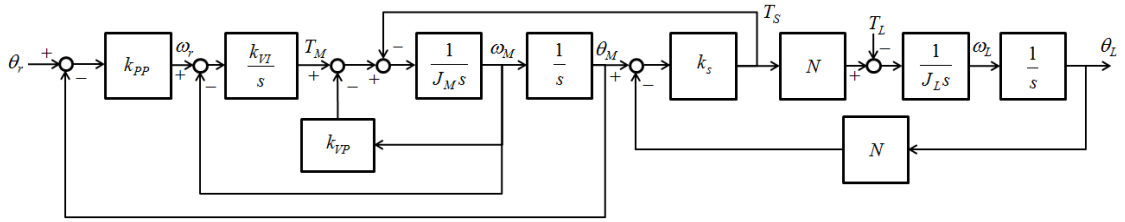


Fig. 15. Block diagram of Integral-Proportional controller based on the linearized model of AMG

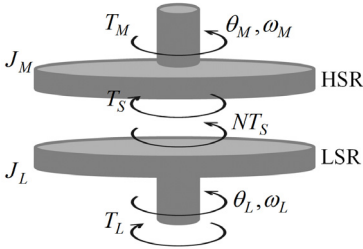


Fig. 14. Schematic diagram of AMG presenting the parameters used in deriving the theoretical model

서는 4극쌍의 3차 고조파 성분인 12극과 LSR의 극수가 동일하여 LSR 토크가 HSR의 주극 성분인 4극쌍에 직접적으로 영향을 받기 때문이다. 이러한 특성은 HSR 극수와 LSR 극수간의 최소공배수가 커짐에 따라 코깅이 줄어드는 일반적인 스테이터 코어 극수 설정법과 동일하게 이해할 수 있다.

4. 토크 전달 메커니즘의 동적 모델링과 위치제어

2장의 해석 모델에 적용된 제원을 갖는 AMG와 이의 토크 전달 특성 등을 시험하기 위한 장치를 Fig. 13과 같이 구축하였다. 전술한 바와 같이 HSR은 4극쌍, LSR은 9극쌍이므로 2.25:1의 감속비를 갖는다. 본 장에서는 동시시스템의 동적 모델을 이론적으로 유도하고 이를 기초로 설계된 선형 제어기로 시스템의 위치 제어를 수행한 결과를 나타낸다.

AMG를 구성하는 HSR과 LSR의 상태 변수와 관성치 등을 묘사한 Fig. 14를 참조하면 HSR과 LSR의 운동 방정식은 라플라스 영역에서 다음과 같이 표현할 수 있다 [3].

$$J_M s^2 \theta_M = T_M - T_S \tag{1}$$

$$J_L s^2 \theta_L = N T_S - T_L \tag{2}$$

위식에서 θ_M, θ_L 은 HSR과 LSR의 회전각도를 그리고 J_M, J_L 은 HSR과 LSR의 회전관성모멘트를 나타낸다. T_M, T_S, T_L 은 각각 HSR의 구동 토크, HSR과 LSR간의 비접촉 전달 토크, 부하를 나타내며 N 은 감속비를 의미한다. 실제 T_S 는 부하에 따라 가변되는 전기각에 의해 지배를 받으며 상하 레이어 즉 HSR과 LSR간의 위상차에 의해 결정되는데, 상하 레이어는 동기되므로 거의 0과 같고 따라서 작은 위상차 가정하에 다음과 같이 스프링 모델로 간략하게 나타낼 수 있다.

$$T_S = k_s (\theta_M - N \theta_L) \tag{3}$$

따라서 k_s 는 전달 토크의 비틀림 강성이 된다. (1)~(3)식을 통해 제어기 없는 시스템의 입력 T_M 과 출력 θ_M 간의 동특성은 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\theta_M}{T_M} &= \frac{s^2 + \frac{1}{J_L} k_s N^2}{J_M s^2 \left(s^2 + k_s \left(\frac{1}{J_M} + \frac{1}{J_L} N^2 \right) \right)} \\ &= \frac{s^2 + \omega_{an}^2}{J_M s^2 (s^2 + \omega_n^2)} \end{aligned} \tag{4}$$

위 식에서 ω_{an}, ω_n 은 전형적인 2관성 공진계인 AMG의 반공진(anti-resonance), 공진주파수를 의미한다.

위와 같은 동특성을 갖는 시스템에 대해 IP (Integral-Proportional) 제어기를 설계하면 제어 입력 T_M 은 다음과 같다.

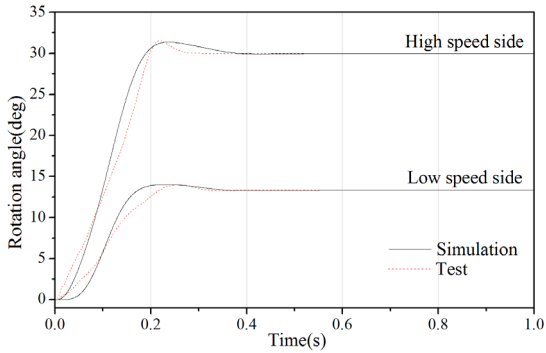


Fig. 15. Transient response of HSR and LSR for a step design input 30deg

$$T_M = \frac{k_{VI}}{s} (k_{PP}(\theta_r - \theta_M) - \omega_M) - k_{VP}\omega_M \quad (5)$$

여기에서 θ_r 는 참조 설계 변수이고 k_{PP} , k_{VP} , k_{VI} 는 제어 이득을 나타내는데 각각 HSR의 회전각 비례 이득, 속도 비례 이득, 속도 적분 이득을 의미한다. 식(1)~(3)과 식(5)를 블록 선도로 나타내어 정리하면 Fig. 15와 같이 묘사할 수 있다. 위 블록선도를 이용하여 참조 변수와 두 개의 출력 θ_M , θ_L 간의 전달함수를 구하면 다음과 같다.

$$\frac{\theta_M}{\theta_r} = \frac{k_{PP}k_{VI}(s^2 + \omega_{an}^2)/J_M}{D} \quad (6)$$

$$\frac{\theta_L}{\theta_r} = \frac{k_{PP}k_{VP}\omega_{an}^2/(NJ_M)}{D} \quad (7)$$

$$D = s^5 + \frac{k_{VP}}{J_M}s^4 + \left(\frac{k_{VI} + J_M\omega_n^2}{J_M}\right)s^3 + \frac{k_{VI}}{J_M}\omega_{an}^2s + \frac{k_{PP}k_{VI}}{J_M}\omega_{an}^2$$

제어기의 이득 k_{PP} , k_{VP} , k_{VI} 는 다음 5차의 선형 최적 제어기 결정 기준인 ITAE Criterion을 이용한다[10].

$$s^5 + 2.8\omega_x s^4 + 5\omega_x^2 s^3 + 5.5\omega_x^3 s^2 + 3.4\omega_x^4 s + \omega_x^5 \quad (8)$$

여기에서 ω_x 는 -3dB에서의 대역폭을 나타낸다. 위 식과 (6), (7)의 분모를 등가로 놓으면 다음의 최적 제어 이득 값을 얻을 수 있다.

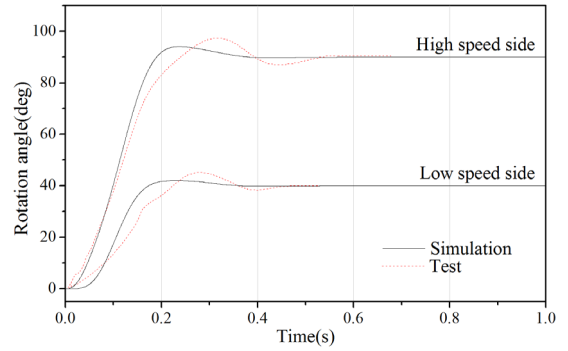


Fig. 16. Transient response of HSR and LSR for a step design input 90deg

$$\begin{aligned} k_{PP} &= 0.016 \sqrt{238\omega_{an}^2 - 25\omega_n^2} \\ k_{VP} &= 0.15 \sqrt{238\omega_{an}^2 - 25\omega_n^2} \\ k_{VI} &= J_M(3.5\omega_{an}^2 - 1.36\omega_n^2) \end{aligned} \quad (9)$$

구축된 시스템에서 회전 관성모멘트 J_M , J_L 는 각각 8.82×10^{-4} , $0.00483 \text{kg}\cdot\text{m}^2$ 이고 비틀림 강성계수 k_s 는 1.09Nm/rad 이다. 따라서 식 (4)를 참조하면 반공진, 공진주파수는 각각 33.8, 48.8rad/s가 된다. 상기 물성치와 제어 이득을 이용하여 전달함수 (6), (7)에 대해 참조 설계 값으로 30도, 90도의 계단 입력을 설정할 경우 시뮬레이션 시험을 통해 얻은 출력 θ_M , θ_L 의 응답 선도를 Fig. 15, Fig. 16에 나타내었다. 그림에서 θ_M 은 30도, 90도에 수렴하지만 2.25:1의 감속비로 인해 θ_L 은 13.33도, 40도에 수렴한다. 30도, 90도의 계단 입력 모두에 대해 HSR, LSR는 설계 값을 잘 추종하는 것을 확인할 수 있다. 다만, 90도의 계단 크기는 절대 크기가 과도한 것과 동시에 HSR의 한주기에 해당하기 때문에 최대치에 이르는 동안 스위칭 현상에 의해 상승 경로의 기울기가 순간적으로 전환되는 것을 부분적으로 확인할 수 있으며 오버슈트의 크기 역시 30도에 비해 큰 것을 알 수 있다. 그러나 30도 계단 입력에 대해서는 약 0.45초, 90도 입력에 대해서는 약 0.6초안에 정상상태로 수렴하는 것을 알 수 있으며 이는 시뮬레이션과 시험 모두 동일하다. 특히 LSR이 HSR 보다 더욱 빠른 궤환 특성을 나타내는데 LSR측이 HSR 대비 약간의 시간 지연을 갖고 상승하지만 LSR측 강성이 HSR측 강성보다 2.25배 크기 때문에 빠른 수렴 특성을 나타내는 것이다.

5. 결론

마그네틱 기어는 기계적인 접촉없이 가감속의 동력 전달을 실현할 수 있다는 이점에도 불구하고 전달 토크의 절대 크기가 PM 자속 밀도에 전적으로 달려있기 때문에 기계식 감속기를 대체하기 위해서는 희토류 PM의 사용이 불가피하다. 따라서 희토류 PM을 가급적 줄여야만 범용 활용이 가능하며 본 연구는 기존 토폴러지의 자기 회로를 변형하여 PM 사용량을 획기적으로 줄일 수 있는 새로운 형태의 AMG를 제안하였다.

제안된 마그네틱 기어의 토크 특성은 공극 자기장의 고조파 해석과 정적 토크 해석을 통해 기존 MSG와 비교하여 그 타당성을 검증하였다. 결론적으로 자기 폐회로의 조절만으로도 기존 토폴러지 대비 약 50%의 PM만으로 동일한 수준의 토크 전달이 가능함을 확인하였다. 제안된 AMG의 HSG에 의한 고속 자기장의 고조파 필터링용 모듈레이터에 대해 전달 토크를 최대로 하는 최적의 두께와 개방비가 있음을 파라메트릭 해석을 통해 도출했으며 약 1kW급의 동력 전달에서 두께는 4mm, 개방비는 50% 수준이 가장 이상적인 것을 확인하였다. 구축된 시스템에 대한 동력 전달 메커니즘의 동특성 모델을 기초로 선형 제어기를 설계하여 위치 제어 시험을 수행하였다. 이를 통해 HSR과 LSR간의 PM 극수에 의해 결정되는 감속비로 동력 전달과 모션이 원활하게 구현됨을 확인하였다. 상기 자기 폐회로를 갖는 마그네틱 기어의 토폴러지는 제안된 축형 방식 외에도 레디알형, 선형 모델에 확대 적용할 수 있다.

References

- [1] K. Atallah, D. Howe, "A novel high-performance magnetic gear", *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 37, no. 4, pp. 2844-2846, 2001.
DOI: <https://doi.org/10.1109/20.951324>
- [2] P. Rasmussen, T. Andersen, F. Jorgensen, O. Nielsen, "Development of a high-performance magnetic gear", *IEEE Trans. on Industry Applications*, vol. 41, no. 3, pp. 764-770, 2005.
DOI: <https://doi.org/10.1109/TIA.2005.847319>
- [3] K. Jung, "Speed control of the magnet gear-based speed reducer for non-contact power transmission", *J. of Korea Academia-Industrial Cooperation Soc.*, vol. 17, no. 7, pp. 380-388, 2016.
DOI: <https://doi.org/10.5762/KAIS.2016.17.7.380>
- [4] R. Montague, C. Bingham, K. Atallah, "Servo control of magnetic gears", *IEEE Trans. on Mechatronics*, vol. 17, no. 2, pp. 269-278, 2012.
DOI: <https://doi.org/10.1109/TMECH.2010.2096473>
- [5] D. Evans, Z. Zhu, "Influence of design parameters on magnetic gear's torque capability", *2011 IEEE Inter. Electric Machines & Drives Conference(IEMDC)*, Niagara Falls, pp. 1403-1408, 2011.
DOI: <https://doi.org/10.1109/IEMDC.2011.5994813>
- [6] L. Jing, L. Liu, M. Xiong, D. Feng, "Parameters analysis and optimization design for a concentric magnetic gear based on sinusoidal magnetization", *IEEE Trans. on Applied Superconductivity*, vol. 24, no. 5, pp. 1-5, 2014.
DOI: <https://doi.org/10.1109/TASC.2014.2340460>
- [7] K. Atallah, S. D. Calverley, D. Howe, "Design, analysis and realisation of a high performance magnetic gear", *IEE Proc.-Electr. Power Appl.*, vol. 151, no. 2, pp. 135-143, 2004.
DOI: <https://doi.org/10.1049/ip-epa:20040224>
- [8] L. Jian, K. Chau, "A coaxial magnetic gear with Halbach permanent-magnet arrays", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 25, no. 2, pp. 319-328, 2010.
DOI: <https://doi.org/10.1109/TEC.2010.2046997>
- [9] K. Uppalapati, J. Bird, D. Jia, J. Garner, A. Zhou, "Performance of a magnetic gear using ferrite magnets for low speed ocean power generation", *2012 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition(ECCE)*, Raleigh, NC, pp. 3348-3355, 2012.
DOI: <https://doi.org/10.1109/ECCE.2012.6342498>
- [10] K. Ogata, *Modern control engineering*, pp. 299-300, Prentice-Hall, 1990.

정 광 석(Kwang Suk Jung)

[정회원]



- 1995년 2월 : 연세대학교 공과대학 기계공학과 (공학사)
- 1997년 2월 : 연세대학교 공과대학 원 기계공학과 (공학석사)
- 2001년 2월 : 연세대학교 공과대학 원 기계공학과 (공학박사)
- 2001년 3월 ~ 2003년 2월 : LG 전자 생산기술원 선임연구원
- 2003년 3월 ~ 현재 : 한국교통대학교 기계공학과 교수

<관심분야>

초정밀계측제어, 서피스엔코더, 전기에너지변환기기, 마그네틱 기어, 자기부상, FPD 제조장비