

비접촉 동력 전달을 위한 마그네트 기어 기반 감속기의 속도 제어에 관한 연구

정광석
한국교통대학교 기계공학과

Speed Control Of The Magnet Gear-Based Speed Reducer For Non-contact Power Transmission

Kwang Suk Jung

Department of Mechanical Engineering, Korea National University of Transportation

요 약 마그네트 기어를 이용하면 기계적인 접촉없이 동력을 전달할 수 있다. 마그네트 기어 기반 감속 시스템에서 종동축은 구동축으로부터 분리되어있기 때문에 시스템은 제한된 공극 강성으로 부하 변화에 대응해야하는 2관성 공진 시스템이다. 종동축 즉, 저속축은 구동축 인가 토크만으로 제어되고 갑작스런 외란에 따라 일반적인 기계식 기어 시스템과 달리 과도한 진동이나 슬립이 발생할 수 있다. 따라서 저속축에 인가되는 부하 등의 외란은 실시간으로 측정되거나 추정되어야 한다. 본 논문에서는 고조파 조절기 일체형 마그네트 기어를 이용한 감속 시스템의 저속축 속도 제어를 위한 전상태 되먹임 제어기를 제안하고 이를 전산 모의 시험과 실험을 통해 검증하였다. 저속축 부하를 추정하기 위해 새로운 상태변수를 도입하여 관측기를 설계하였으며 이를 기반으로 하는 전상태 제어기를 통한 외란에 대한 강건성은 2자유도 PI 속도 제어기와 비교하였다. 상대적으로 짧은 시간안에 극의 슬립이 보정되는 것을 확인하였으며 추정된 변수는 실제 측정 결과와 유사한 경향을 나타내었다. 이러한 결과는 마그네트 기어 감속기의 서보 시스템으로의 응용 가능성을 담보해주는 결과인 것으로 판단된다.

Abstract Using the magnet gear, it is possible to transmit power without mechanical contact. As the drive shaft in a magnet gear-based speed reducer system is isolated from the drive shaft, the system is a two-inertia resonance system that should cope with an external load with the limited air-gap stiffness. On the other hand, the drive shaft or low-speed side is controlled only by the torque of the drive shaft through an air-gap, and the excessive oscillation or the slip can then be generated because of an abrupt disturbance that is different from the general mechanical gear system. Therefore, the disturbance loaded at the low speed side should be measured or estimated, and considered in the control of the driving shaft. This paper proposes a novel full-state feedback controller with a reduced-order observer for the speed reducer system using a magnet gear with a unified harmonic modulator. The control method was verified by simulation and experiment. To estimate the load at the low speed side, a novel observer was designed, in which the new state variable is introduced and the new state equation is formulated. Using a full-state feedback controller including the observer, the test result against disturbance was compared with two D.O.F PI speed controllers. The pole slip was compensated within relatively a short time, and the simulation result about the estimated variable shows a similar tendency to the test result. The test results showed that the magnet gear-based reducer can be applied to an accurate servo system.

Keywords : Feedback control, Magnet gear, Non-contact power transmission, Two inertial resonance system

본 논문은 2013년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 기초연구사업 지원을 받아 수행된 것임 (NRF-2013R1A1A4A01005675).

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

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

Received April 27, 2016

Revised June 15, 2016

Accepted July 7, 2016

Published July 31, 2016

1. 서론

기계식 기어 메커니즘을 이용한 감속 시스템이 갖는 다대한 문제에 대응하기 위해 구동축과 종속축을 기계적으로 분리하여 동력을 전달할 수 있는 마그네트 기어를 이용한 방법론이 연구되어왔다[1-5]. 현재 기계식 헬리컬 기어가 갖는 토크 전달 밀도의 90%에 이르는 전달 밀도를 갖는 감속 장치가 보고되고 있을 정도로 기계식 기어의 효과적인 대안이 되고 있다[2].

마그네트 기어를 이용한 감속 시스템은 영구자석(이하 PM)간의 자기력만을 이용해서 동력을 전달하기 때문에 저속측의 부하 변화에 대한 대응이 상대적으로 낮고 이 또한 제한된 비접촉 공극 강성만으로 제어해야 하는 문제가 있다. 따라서 공극 강성으로 감내 가능한 수준의 외란 토크에도 과도한 오실레이션과 슬립이 발생할 수 있다. 물론 과도한 토크에 대해 슬립 등의 현상이 발생하여 고속측과 저속측간의 기계적인 동력을 차단하는 것이 마그네트 기어의 이점 중의 하나이지만 저속측의 보다 정확한 속도 제어를 위해서는 이러한 외란에 대한 대응이 상당히 중요하다. 현재까지 마그네트 기어에 관한 대부분의 연구는 마그네트 기어의 토폴러지와 이의 물리적인 이해에 국한되고 있으며[6-8] 실제 마그네트 기어를 이용한 시스템의 서보 특성에 관한 연구는 거의 보고된 바가 없다[9,10]. 이는 마그네트 기어를 고정밀 감속 장치로 이용하는 것보다는 환경에의 제약이 있는 경우나 유지 보수 측면에서의 난제가 있는 특수한 경우를 대상으로 단순히 감속만을 구현하고자 한 것에 그 이유가 있다.

본 연구에서는 기계식 기어에 비해 열위에는 있는 제한된 공극 강성을 갖는, Fig. 1에 나타난 마그네트 기어 기반 감속 시스템을 대상으로 저속측의 속도 제어 방법

을 제안한다. 마그네트 기어의 특성상 저속측은 고속측으로부터 동력 전달 측면뿐만 아니라 공간적으로도 완전히 분리된 상태로 있기 때문에 저속측에 인가되는 부하와 속도를 계측하는 것은 불가능하다. 따라서 관측기를 이용하여 제변수를 추정하는 방법이 필요하지만 상기 시스템은 관측기와 제어가 이원화되어야 하는 특수한 2관성 시스템이므로 이에 대응할 수 있는 상태 구조를 갖는 제어를 제안하여 이를 실험적으로 검증한다. 본 논문은 다음과 같이 구성되어있다. 2장에서는 일체형 고조파 조절기를 내장한 제어 대상이 되는 마그네트 기어의 토폴러지에 관한 간략한 리뷰와 전달 토크에 관해 서술한다. 3장에서는 마그네트 기어 입출력간의 모델링 과정과 2자유도 PI 속도 제어기에 관해 그리고 4장에서는 관측기를 통해 부하에 대응 가능한 제어를 제안하고 실험 결과를 통해 검증한다.

2. 고조파 조절기 일체형 마그네트 기어

마그네트 기어의 원리로 다양한 토폴러지가 제안되어 왔으나 본 논문에서는 Fig. 2에 묘사한 것과 같이 고조파 모듈레이터를 내외측의 PM 레이어 사이에 배치한 형태의 토폴러지를 대상으로 연구를 진행하였다. Fig. 2는 Fig. 1에 묘사된 마그네트 기어의 단면을 나타내는데 내, 외측의 레이어는 반경 방향 혹은 그 반대 방향으로 자화

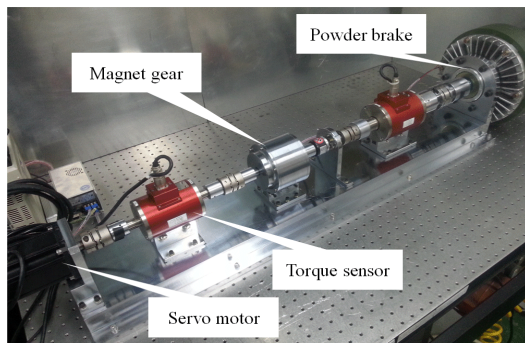


Fig. 1. Photograph of the magnet gear-based speed reducer system with a load regulator

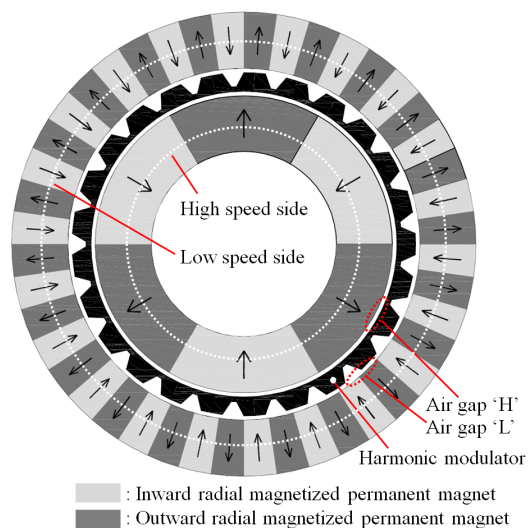


Fig. 2. Cross-sectional diagram of the magnet gear with an unified harmonic modulator

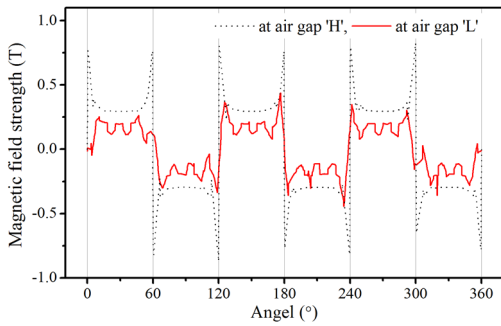


Fig. 3. Variation of magnetic field strength at each air-gap by high-speed PM layer

Table 1. Specifications of the magnet gear used in the simulation and the test setup

Spec.		Values
PM layer of high speed side	Material	NdFeB35
	Pole pairs	3
	Inner, Outer radius	20mm, 32mm
	Height	60mm
PM layer of low speed side	Material	NdFeB35
	Pole pairs	22
	Inner, Outer radius	38mm, 50mm
	Height	60mm
Modulator	Radial thickness	4mm
	Open ratio	50%

된 교번 자기장을 갖는 PM으로 구성되고 그 사이에 내측 PM 쌍의 자기장의 고조파를 필터링하여 외측 PM 쌍에 의한 자기장과 동기 결합시키는 전기 철 재료의 조절기로 구성되어있다. 이러한 토폴러지는 원주 전 방향에 걸쳐 모든 PM이 토크 발생에 기여하기 때문에 기계식 기어와 등가의 구조를 갖는 기어 치의 재질을 PM으로 전환한 기존 마그네트 기어에 비해 토크 전달 밀도에서 기계식 기어에 필적할만한 크기를 갖는다. 기존 연구에서 고조파 조절기는 기계적으로 분리된 형태의 사각 봉 구조를 취하지만 토크 밀도의 저감없이 비틀림 강성을 보완하고 조립이 용이하도록 본 연구진에 의해 그림과 같이 일체형 구조로 개선되었다[11].

Fig. 2에 묘사된 3극쌍(pole-pair)의 내측 PM 어레이에 의해 공극 'H'와 25극쌍의 고조파 조절기를 거친 후 공극 'L'에서의 자기 강도를 원주 방향에 따라 표현하면 Fig. 3과 같다[10]. 공극 'H'에서는 3극의 주 자기장 성분이 지배적으로 나타난 것을 확인할 수 있는데 'L'에서는 3극의 주 자기장 성분외에 3극과 25극의 차에 해당하는 22극의 자기장 성분이 뚜렷하게 나타난 것을 알 수 있

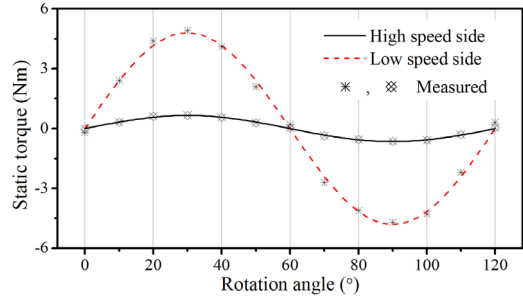


Fig. 4. Static torque according to the relative angle high speed PM layer to low speed PM layer

다. 이는 각각의 자기장 성분에 대해 주파수 분석을 해보면 더욱 명확하게 확인할 수 있는데 상기 22극외에도 3극의 고조파 성분인 9극, 15극 등과 3극, 25극의 합에 해당하는 28극의 성분 등도 중첩되어있다. 그러나 그림에서 확인할 수 있듯이 22극이 가장 지배적이고 따라서 22극과 동기되도록 외측 PM 어레이의 극쌍을 22극으로 설정하면 외측 PM 어레이는 내측 PM 어레이와 3:22의 감소 비율로 동기되어 회전한다. 외측이 회전할 때는 위의 비율로 증속되어 내측이 회전한다. Fig. 3의 시뮬레이션 결과는 Fig. 1에 묘사된 마그네트 기어의 재원을 이용하여 해석한 결과이며 정리하면 표 1과 같다.

내측 PM layer가 회전할 때 내, 외측 PM layer에 발생하는 정지 토크를 유한 요소 해석을 통해 해석한 결과를 Fig. 4에 나타내었다. 해석 결과는 내측 PM layer와 외측 PM layer간의 기계적 상태 각 변화에 따라 측정된 값이며 외측 PM layer를 고정시킨 상태에서 내측 PM layer의 회전 각 위치를 변화시켜가며 해석한 값이다. 결과는 Fig. 1에 제시된 시험 장치를 통한 측정 값과 비교하였는데 내측 PM layer가 3극쌍이므로 120도의 주기를 갖는 것을 알 수 있다. 또한 감속비 7.33의 비율로 저속측 토크가 증폭된 것을 확인할 수 있다. 따라서 내,외측 PM layer의 극쌍을 각각 q_M , q_L 이라하고 감속비를 N 이라하면 정지한 저속측 PM으로 인해 고속측 PM layer에 작용하는 토크는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$T_s = T_P \sin(q_M \theta_M - q_L \theta_L) = T_P \sin(q_M (\theta_M - N \theta_L)) \quad (1)$$

위 식에서 T_P 는 토크 진폭을 의미한다. 저속측 PM layer에 발생하는 토크는 위 식에 감속비 N 을 곱한 것과 같다.

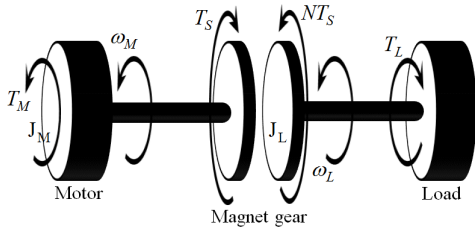


Fig. 5. Torque diagram of the test setup of the magnet gear-based system shown in Fig. 1

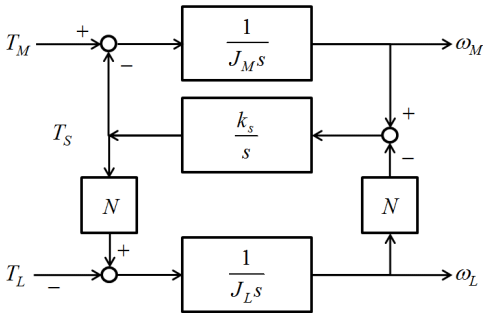


Fig. 6. Block diagram of the magnet gear-based speed reducer system given in Fig. 5

3. 마그네트 기어 감속 시스템의 모델링 및 2자유도 비례-적분 제어기

마그네트 기어를 이용한 감속 시스템은 Fig. 1을 간략화한 Fig. 5와 같이 전형적인 2관성 공진 시스템의 구조를 갖는다. 본 장에서는 시스템의 지배 방정식을 모델링하고 선형 제어기를 설계하는 과정을 논의한다.

고속측, 저속측 회전 관성 모멘트를 J_M, J_L 이라하면 고속측, 저속측의 지배 방정식은 Fig. 5를 참고하면 다음과 같다.

$$J_M \dot{\omega}_M = T_M - T_S \quad (2)$$

$$J_L \dot{\omega}_L = NT_S - T_L \quad (3)$$

위 식에서 T_M, T_L 은 구동측의 토크와 부하 토크를 의미한다.

고속측과 저속측 사이의 공극에서의 전달 토크 T_S 는 (1)과 같음을 보였는데 저속측이 고속측에 동기되어 회전하는 동작 구간에서는 θ_M 과 θ_L 간의 차가 작기 때문에

(1)을 선형화하면

$$T_S = T_{PM} \sin(q_M(\theta_M - N\theta_L)) = k_s(\theta_M - N\theta_L) \quad (4)$$

와 같이 표현할 수 있다. 식 (2), (3), (4)를 이용하여 라플라스 변환한 후 시스템을 블록선도로 표시하면 Fig. 6과 같다[10]. 다음으로 Fig. 6을 이용하여 입력 토크 T_M 과 출력 ω_M 간의 전달함수를 구하면

$$\frac{\omega_M}{T_M} = \frac{s^2 + N^2 \frac{k_s}{J_L}}{J_M s \left(s^2 + \left(\frac{N^2}{J_L} + \frac{1}{J_M} \right) k_s \right)} = \frac{s^2 + N^2 \omega_{an}^2}{J_M s (s^2 + \omega_n^2)} \quad (5)$$

와 같다[10]. 위 식에서 ω_n 과 ω_{an} 은 마그네트 기어의 공극 강성으로 인한 2관성 공진 시스템의 공진 주파수와 반공진 주파수를 각각 나타낸다. 실제 관성 모멘트 J_M, J_L 이 각각 $11.47 \times 10^{-4}, 0.023 \text{ kgm}^2$ 이고 공극 강성 계수 k_s 는 1.96 Nm/rad 이므로 ω_n, ω_{an} 은 각각 107, 68 rad/s와 같다.

식 (5)의 전달함수로 표현되는 시스템을 제어하기 위해 2자유도 PI 속도 제어기를 이용하면 입력 T_M 은 다음과 같이 주어진다.

$$T_M = (\omega_r - \omega_M) \left(\alpha k_P + \frac{k_I}{s} \right) - \omega_M (1 - \alpha) k_P \quad (6)$$

위 식에서 ω_r, α 는 고속측 목표 속도와 PI 제어 이득간의 비를 나타내는데 α 가 0일 때는 IP 제어기가 그리고 α 가 1일 때는 PI 제어기가 된다. 이러한 관계를 정리하면 Fig. 7의 블록선도와 같다. 외란 부하 T_L 을 0으로 가정하고 식 (2), (3), (4)에 (6)을 대입하여 정리하면 목표 속도 ω_r 와 고속측 출력 ω_M 그리고 저속측 ω_L 간의 전달함수는 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{\omega_M}{\omega_r} = \frac{(\alpha k_P s + k_I)(s^2 + \omega_{an}^2)}{J_M s^2 (s^2 + \omega_n^2) + (k_P s + k_I)(s^2 + \omega_{an}^2)} \quad (7)$$

$$\frac{\omega_L}{\omega_r} = \frac{(\alpha k_P s + k_I) \omega_{an}^2}{N [J_M s^2 (s^2 + \omega_n^2) + (k_P s + k_I)(s^2 + \omega_{an}^2)]} \quad (8)$$

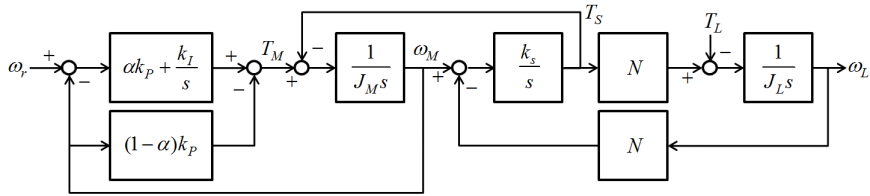


Fig. 7. Block diagram of Two D.O.F PI control applied in the magnet gear system

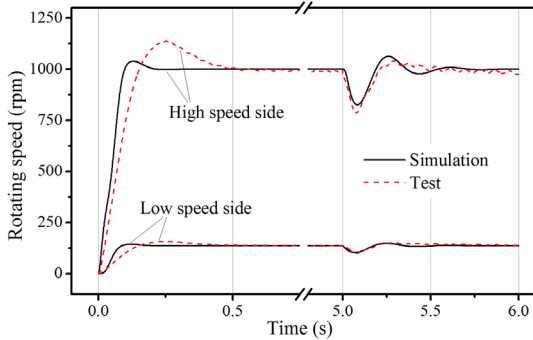


Fig. 8. Response of the magnet gear using IP controller, with an abrupt disturbance at 5s

제어기 전달함수의 제어 이득 k_p , k_I 는 과도 응답의 오차가 최소화되도록 ITAE criterion을 이용하여 구하면 각각 0.036과 0.8과 같고 α 는 0으로 설정하였다. 이 수치를 이용하여 전산 모의 시험한 결과를 실제 시험과 비교하여 Fig. 8에 나타내었다. 목표값은 1000rpm으로 설정하였으며 정상 상태에 도달할 때까지는 외란 부하없이 공칭 상태에서 제어를 수행하였다. 저속측은 7.33배의 비율로 감속되므로 이는 약 136rpm에 해당한다. 이후 5초에서 20Nm의 부하를 파워드 브레이크에 의해 순간적으로 인가하였다. 시간 전 영역에 걸쳐 실험적으로 측정된 변수 값의 정확성으로 인해 전산 모의 시험 결과와 시험 결과의 경향이 일치하는 것을 알 수 있다. 실제 시험에서 초기 오버슈트는 약 100rpm 수준이나 외란 인가 후 고속측 속도가 800rpm 수준까지 떨어진 후에 회귀하는 것을 알 수 있다. 특히 언더슈트가 발생한 후 전산 모의 시험에서는 약 0.7초 후에 정상상태에 도달하지만 실제 실험에서는 약 2~3초 동안 미세한 오실레이션이 지속적으로 발생하는 것을 확인할 수 있다. 이는 마그네트 기어의 내측 PM layer와 외측 PM layer의 공극 강성이 제한되어있기 때문에 인가된 부하의 영향으로 인한 저속측의 응답이 연속적으로 고속측으로 그리고 다시 상대편으로 전이되기 때문인 것으로 판단된다. 단순 감속 기능

만을 구현하고자 한다면 IP 제어기만으로도 만족할만한 성능을 확인할 수 있으나 외란의 영향에도 빠른 궤환 특성을 얻기 위해서는 외란의 값을 측정하거나 추정할 필요가 있다.

4. 부하 추정 관측기를 포함한 제어기

저속측에 인가되는 외란이나 부하는 Fig. 1에서와 같이 토크 센서를 통해 측정할 수 있으나 고려되고 있는 마그네트 기어의 적용 분야가 약액을 오염없이 전달해야 하는 등 저속측을 밀폐시켜 고속측으로부터 기계적으로 완전히 분리해야 하는 등의 경우가 대부분이므로 부하 측정을 위해 별도의 센서를 설치하는 것이 불가하다. 따라서 이런 경우에는 부하를 추정하는 것이 바람직하며 본 장에서는 관측기를 포함한 되먹임 제어 시스템의 설계 과정을 논의한다.

우선, ω_M , ω_L , T_S 에 외란 T_L 을 추가하여 상태 변수 벡터 X 를 $[\omega_M, \omega_L, T_S, T_L]^T$ 로 정의한다. 외란 T_L 은 일반적으로 계단 형태로 인가되므로

$$\dot{T}_L = 0 \quad (9)$$

로 둘 수 있고 (2), (3), (4), (9)를 이용하여 시스템 모델을 상태 변수 행렬식으로 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{\omega}_M \\ \dot{\omega}_L \\ \dot{T}_S \\ \dot{T}_L \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} A_{11} & A_{13} \\ A_{31} & A_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_M \\ \omega_L \\ T_S \\ T_L \end{bmatrix} + B T_M \\ &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & -\frac{N}{J_M} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{N}{J_L} & -\frac{1}{J_L} \\ k_s - N k_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_M \\ \omega_L \\ T_S \\ T_L \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{J_M} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} T_M \end{aligned} \quad (10)$$

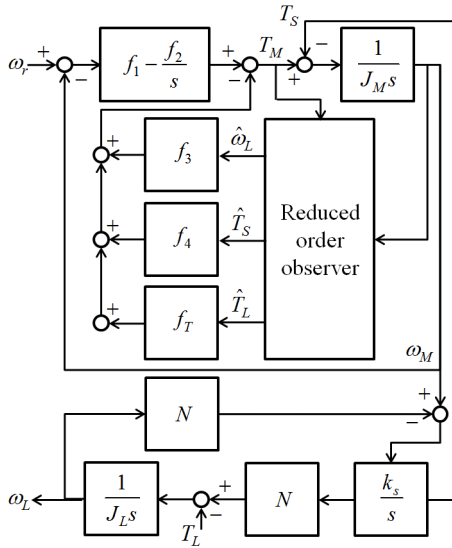


Fig. 9. Block diagram of the full state feedback controller with a reduced observer for the magnet gear

$$Y = [0 \ 0 \ 0 \ 0] \begin{bmatrix} \omega_M \\ \omega_L \\ T_S \\ T_L \end{bmatrix} \quad (11)$$

관측기 이득 벡터 G 를 $[g_1 \ g_2 \ g_3]^T$ 로 정의하면 측정 입력 $\omega_M \ T_M$ 에 대해 나머지 상태 변수를 추정하기 위한 이득은 행렬식 $[sI - A_{33} + GA_{13}]$ 의 근을 원하는 설계 위치에 놓아 얻을 수 있다. 관측 행렬식의 근을 전부 λ 에 두면 이득 벡터는

$$G = \left[\frac{J_M(3J_L\lambda^2 - k_s N^2)}{J_L N k_s}, 3J_M \lambda, \frac{J_M J_L \lambda^3}{N k_s} \right]^T \quad (12)$$

와 같다. 추정된 상태 변수를 이용하면 모든 전상태 되먹임 제어 시스템 설계가 가능하지만 (10)의 행렬식 A 는 가제어성이 성립하지 않는다. 따라서 되먹임 제어를 위해 새로운 상태 변수 $\omega_s (= \omega_M - \omega_r)$ 와 $\omega_e (= \int (\omega_r - \omega_M) dt)$ 를 포함하여 상태 변수 벡터를 다음과 같이 정의한다.

$$X = [\omega_s, \omega_e, \omega_L, T_S]^T \quad (13)$$

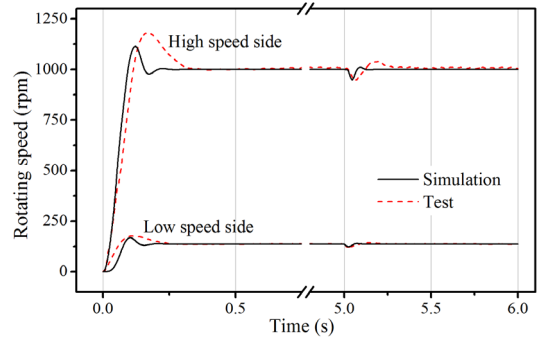


Fig. 10. Supporting mechanism equivalent to the conveyance system linearized at the nominal position

ω_s 는 목표 속도의 참조 값을 고려한 상태 변수이고 ω_e 는 속도 오차를 보상하기 위한 상태 변수이다. (13)의 상태 변수를 이용하여 (10)의 행렬식을 재구성하면

$$\begin{bmatrix} \dot{\omega}_s \\ \dot{\omega}_e \\ \dot{\omega}_L \\ \dot{T}_S \end{bmatrix} = C \begin{bmatrix} \omega_M \\ \omega_L \\ \omega_L \\ T_S \end{bmatrix} + DU + E$$

$$= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{J_M} \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{N}{J_L} \\ k_s & 0 & -Nk_s & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_s \\ \omega_e \\ \omega_L \\ T_S \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{J_M} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} U + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{T_L}{J_L} \\ k_s \omega_r \end{bmatrix} \quad (14)$$

와 같다. 제어 입력 U 는 $-FX - f_T \hat{T}_L$ ($\hat{T}_L$ 은 T_L 의 추정 값)이며 제어 이득 벡터 F 를 $[f_1, f_2, f_3, f_4]^T$ 로 정의하면 행렬식 $[sI - C + DF]$ 의 근을 원하는 위치에 두어 F 를 계산할 수 있다. 실제로 근을 $\zeta_1 \pm \xi_1$, $\zeta_2 \pm \xi_2$ 에 놓으면 벡터 F 는 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{-2J_M(\zeta_1 + \zeta_2)}{J_M(\zeta_1^2 + \xi_1^2)(\zeta_2^2 + \xi_2^2)} \omega_{an}^2 \\ -Nf_1 - \frac{2J_M J_L}{Nk_s} [\zeta_2(\zeta_1^2 + \xi_1^2) + \zeta_1(\zeta_2^2 + \xi_2^2)] \\ \frac{J_M}{k_s} \left(\zeta_1^2 + 4\zeta_1 \zeta_2 + \zeta_2^2 + \xi_1^2 + \xi_2^2 - \omega_n^2 - \frac{f_2}{J_M} \right) \end{bmatrix} \quad (15)$$

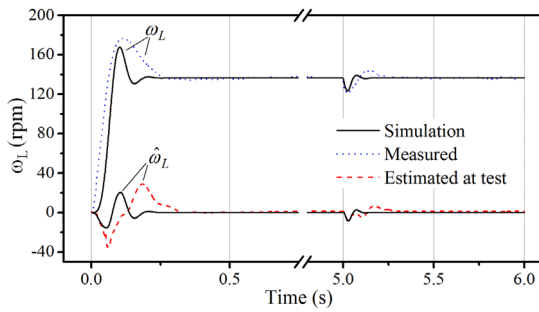


Fig. 11. Speed variation of low speed side estimated in the observer

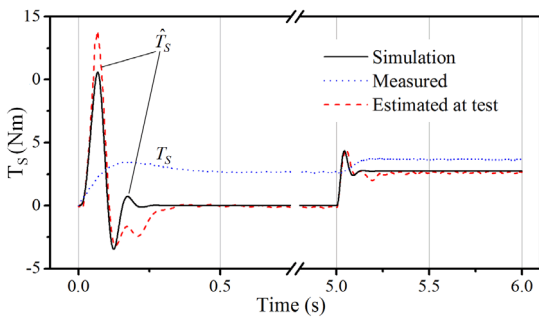


Fig. 12. Variation of the estimated air-gap torsion

유도된 관측기와 추정된 상태 변수를 이용한 전상태 되먹임 제어 시스템의 블록선도를 정리하면 Fig. 9와 같다.

상기 제어기를 이용하여 수행한 1000rpm의 참조 입력력에 대한 응답 결과를 전산 모의 시험 결과와 함께 Fig. 10에 나타내었다. 관측기의 주파수는 제어기보다 3~5배 이상으로 설정하는 것이 바람직하므로 전상태 제어기의 근은 모두 -40에 그리고 관측기의 근은 모두 -120에 두어 시험을 진행하였다. 초기 응답의 경우 전산 모의 시험에서는 앞서 IP 제어기의 오버슈트보다 다소 큰 오버슈트를 보이고 있지만 실제 시험에서는 IP 제어기보다 초기 상승시간이나 정상 상태에 도달하는 시간이 상당히 감소되고 있음을 알 수 있다. 특히 유의미한 것은 갑작스런 부하가 인가된 5초 이후의 궤환 특성이다. IP 제어기에서와 마찬가지로 20Nm의 토크 인가에도 언더슈트 크기는 50rpm 이내에서 억제되고 있으며 이 또한 0.2s 안에 정상 상태로 회귀하는 것을 확인할 수 있다. 저속측 응답의 경우 초기에는 고속측보다 큰 공극 강성 토크로 인해 목표값에 수렴하는 시간이 고속측보다 약간 빠른 것을 알 수 있다. 이러한 경향은 외란 인가 후에도 동일하게 확인할 수 있다. 제어 수행시 제어기 내부에서 추정

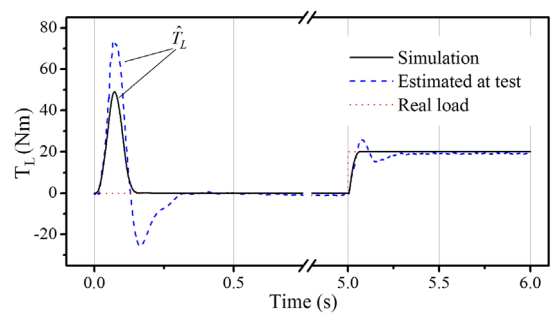


Fig. 13. Variation of the estimated external load

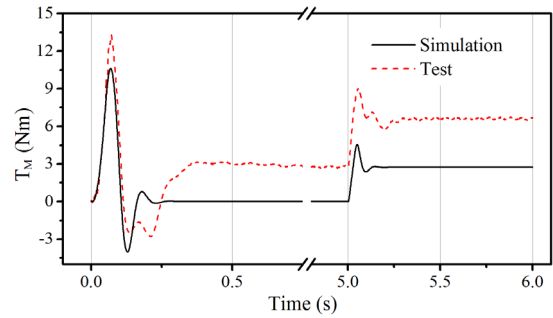


Fig. 14. Driving torque input assigned in the high speed side

되는 변수들의 값을 Fig. 11, Fig. 12, Fig. 13에 나타내었다.

우선 Fig. 11에 묘사된 저속측 속도 ω_L 의 경우 모의 시험 결과와 시험 결과의 경향이 근사한 것을 알 수 있지만 실제 측정값과 추정값 사이에는 큰 차이가 있는 것을 알 수 있다. 이러한 이유는 식 (4)를 통해 유추할 수 있다. 즉, 고속측과 저속측간의 비틀림 각에 의해 발생하는 공극 토크 T_s 는 실제 전 구간에서 저속측이 약간의 위상차를 갖고 고속측을 추종하는 방식이지만 수학적으로는 각각의 속도가 목표값에 도달함에 따라 거의 0에 수렴한다. 따라서 T_s 가 0에 수렴하면 식 (3)에서 ω_L 도 0에 수렴해 간다. 이러한 특성은 T_s 를 추정한 Fig. 12의 초기 응답에서도 확인할 수 있다. 파란색 점선으로 표시된 실제 T_s 와는 달리 모의 시험과 실제 시험시 추정된 $\hat{T}_s$ 는 모두 초기 오실레이션 후에 바로 0으로 수렴해 가는 것을 알 수 있다. 수렴 구간에 진입하는 시점도 ω_L 이 0에 수렴해 가는 시점보다 약간 뒤에서 발생하는 것을 알 수 있다. 외란 토크의 경우 Fig. 13에서와 같이 초기에는 다소 과도한 오실레이션이 발생하지만 저속측의

속도가 정상상태에 진입하는 것과 거의 동시에 실제 0의 값에 수렴하는 것을 알 수 있다. 특히 5s에 인가되는 20Nm의 경우 상당히 빠른 속도로 실제 값을 추정해 가는 것을 알 수 있으며 Fig. 10에서 외란 인가후 ω_M 의 빠른 궤환 특성은 부하의 빠른 추정에 기인하는 것으로 판단된다. Fig. 14에 주어진 제어 입력 T_M 의 경우 식 (2)를 통해 알 수 있듯이 ω_M 이 정속 구간에 진입하면 T_S 가 0에 수렴하므로 마찬가지로 초기 오실레이션 후 바로 0으로 수렴해 가는 것을 확인할 수 있다. 부하 인가 후에는 부하를 고려한 값이 입력에 누적되는 것도 확인할 수 있는데 모의 시험에서의 값은 전체적으로 실제 입력을 잘 추종 하는 것으로 판단된다.

5. 결론

마그네트 기어를 이용한 감속 시스템을 대상으로 저속측의 외란 토크에 강건하게 대응할 수 있는 되먹임 제어 시스템을 제안하였다. 마그네트 기어의 핵심 이점의 하나인 저속측이 고속측으로부터 자기적으로는 결합 상태에 있지만 파트간의 기계적인 분리가 실제로 구현되기 위해서는 저속측 부하 변동에 효과적으로 대응이 가능해야 한다. 따라서 계단 입력 형태의 부하를 새로운 상태 변수로 설정하여 이를 실시간으로 추정할 수 있는 관측기를 설계하였다. 그러나 간략하게 구성한 시스템의 지배 방정식에 기초한 행렬식은 가제어성이 만족되지 않기 때문에 고속측 속도와 참조 값간의 차 그리고 이 값의 적분값을 새로운 변수로 상태 방정식을 구성하여 되먹임 제어 시스템을 구현하였다.

제어 시스템을 이용하여 구축된 마그네트 기어 기반 감속 시스템을 대상으로 1000rpm의 계단 시험을 수행하였다. 모든 제변수 측정이 가능한 측정 시스템 덕택으로 전산 모의 시험 변수의 정확도가 개선되었으며 실제 시험 결과와 거의 유사한 경향을 갖는 것을 확인하였다. 특히 저속측은 고속측으로부터 공극을 사이에 두고 분리되어 있기 때문에 자체 지지 베어링 마찰을 제외하고는 특별한 비선형 요소가 없고 따라서 모의 시험 결과의 정확성을 담보할 수 있었다. 저속측의 정밀한 속도 제어는 마그네트 기어의 서보 시스템에의 적용 가능성을 높일 수 있을 것으로 기대할 수 있다.

References

- [1] P. Rasmussen, T. Andersen, F. Jorgensen, O. Nielsen, "Development of a high-performance magnetic gear", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 41, No. 3, pp. 764-770, 2005.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TIA.2005.847319>
- [2] 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: <http://dx.doi.org/10.1049/ip-epa:20040224>
- [3] L. Jian, G. Xu, Y. Gong, J. Song, J. Liang, M. Chang, "Electromagnetic design and analysis of a novel magnetic-gear-integrated wind power generator using time-stepping finite element method", *Progress in Electromagnetics Research*, Vol. 113, pp. 351-367, 2011.
DOI: <http://dx.doi.org/10.2528/PIER10121603>
- [4] L. Jian, K. T. Chau, "Design and analysis of an integrated halbach-magnetic-gear permanent magnet motor for electric vehicles", *J. of Asian Electric Vehicles*, Vol. 7, No. 1, pp. 1213-1219, 2009.
DOI: <http://dx.doi.org/10.4130/jaev.7.1213>
- [5] Y. J. Oh, T. J. Lho, "Development of non-contact conveyor for clean process by applying magnet gears", *J. of Korea Academia-Industrial Cooperation Society*, Vol. 11, No. 10, pp. 3633-3640, 2010.
DOI: <http://dx.doi.org/10.5762/KAIS.2010.11.10.3633>
- [6] F. Jorgensen, T. Andersen, P. Rasmussen, "The cycloid permanent magnetic gear", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 44, No. 6, pp. 1659-1665, 2008.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TIA.2008.2006295>
- [7] O. Chirila, D. Stola, M. Cernat, K. Hamayer, "High-performance magnetic gears topologies", *P IEEE-Proc.-12th Int. Conf. on Optimization of Electrical and Electronic Equipment(OPTIM 2010)*, pp. 1091-1096, 2010.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/optim.2010.5510496>
- [8] E. Gouda, S. Mezani, L. Baghli, A. Ressoug, "Comparative study between mechanical and magnetic planetary gears", *J. IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 47, No. 2, pp. 439-450, 2011.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2010.2090890>
- [9] R. Montague, C. Bingham, K. Atallah, "Servo control of magnetic gears", *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, Vol. 17, No. 2, pp. 269-278, 2012.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/TMECH.2010.2096473>
- [10] S. J. Lee, K. S. Jung, "Characteristic study of a magnet gear speed reducer with a unified harmonic modulator", *J. Korean Soc. Manuf. Technol. Eng.*, Vol. 24, No. 3, pp. 348-354, 2015.
DOI: <http://dx.doi.org/10.7735/ksmte.2015.24.3.348>
- [11] K. S. Jung, "Speed increasing or decreasing apparatus using permanent magnets and electric motor having the speed increasing or decreasing apparatus", *KOR Patent*, No. 1014628320000, 2014.

정 광 석(Kwang Suk Jung)

[정회원]



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

<관심분야>

초정밀계측제어, 서피스엔코더, 전기에너지변환기기, 마그네트기어, 자기부상, FPD 제조장비