



마그네틱 기어를 이용한 2단 감속 장치

정광석^{a*}

Characteristics of the Double Reduction Gearing System Using Magnetic Gears

Kwang Suk Jung^{a*}^a Department of Mechanical Engineering, Korea National University of Transportation,
50, Daehak-ro, Chungju, Chungbuk-do, 27469, Korea

ARTICLE INFO

Article history:

Received	15	August	2018
Revised	27	August	2018
Accepted	28	August	2018

Keywords:

Double reduction gear
Frequency response function
Harmonic analysis
High reduction ratio
IP control
Magnetic gear

ABSTRACT

Magnetic gears exhibit torque transfer densities that are comparable to those of helical gears because all the permanent magnets arranged along the circumferential direction contribute to power transmission. However, the reduction ratio that can be realized with a single magnetic gear is not theoretically limited; however, this parameter is not effective in a single gear owing to the decrease in the magnetic strength of the permanent magnet depending on its volume. High reduction ratio can be realized by connecting multiple magnetic gears in series. This study examines the power transfer characteristics of a double reduction gear unit with two magnetic gears having a reduction ratio of 1/3.25. The theoretical modeling, frequency response characteristics, and control test results of this system implemented using hardware are described in detail.

1. 서 론

일반 감속기에서 기계 치(Tooth)가 담당하는 동력 전달 기능을 영구자석(permanent magnet, 이하 PM)간의 인력, 척력으로 대체한 것을 통칭하여 마그네틱 기어(magnetic gear, 이하 MG)라 한다^[1]. MG는 단순하게 기어의 치를 PM으로 변환시킨 것을 필두로 다양한 토폴러지가 제안되어 왔으며^[2-5] 셔터(Shutter) 타입이라 불리는 MG(이하 SMG)는 원주 방향을 따라 놓인 모든 PM이 동력 전달에 기여하므로 토크 전달 밀도가 대응하는 기계식 기어에 필적할 정도로 응용 가능성이 높다^[6]. 특히 MG는 기계적인 접촉없이 동력 전달이 가능하므로 마모나 분진이 상대적으로 작고 따라서 유지 보수 측면에서 큰 이점이 있다.

MG의 다양한 토폴러지 중 상업적으로 가장 활발하게 연구되고

있는 형태가 SMG이다^[5,6]. SMG의 감속비는 이를 구성하는 PM의 극수(pole number)를 증가시켜 가변시킬 수 있지만 동일한 체적 하에서는 감속비를 증가시킬수록 전달토크의 절대치가 감소하는 제약이 있다. 이를 보완하기 위해 기계식 하모닉 드라이브와 유사한 방식의 MG가 제안되었으나^[7] 일반적으로 소결 방식으로 제작되는 PM의 제작 정밀도의 한계 등으로 인해 회전체를 미세하게 동기화 시키는 것이 상당히 어려운 난제가 있다. 이에 대한 해결책의 하나로 SMG를 직렬로 연결한 2단 감속 장치를 고려할 수 있다. 1단만으로 고감속비 구현이 제한된다면 동력 전달 특성이 상대적으로 우수한 개별 SMG를 연결하여 감속비를 높일 수 있을 것으로 판단하였다.

본 논문에서는 개별 SMG의 감속비에 따른 토크 저하 특성, 파워 효율 저감 특성을 유한요소법을 이용하여 분석하고 이를 기초로

* Corresponding author. Tel.: +82-43-841-5135

Fax: +82-43-841-5120

E-mail address: ksjung@ut.ac.kr (Kwang Suk Jung).

해당 특성 측면에서 가장 우수한 감속비의 SMG를 선정하여 2단 SMG를 구성하였다. 2단 감속 장치 역시 1단 SMG의 구축 과정을 확장하여 적용할 수 있는데 동 시스템의 이론적인 모델링 작업과 함께 주파수 응답 특성이 분석되고 구축된 시스템을 대상으로 IP 제어를 활용한 속도 시험 결과를 논의한다.

2. SMG의 물리적 제약 특성

전술한 바와 같이 단동 SMG의 감속비는 무한정 올릴 수 있지만 이와 반대로 전달 토크는 기하급수적으로 감소한다. 본 장에서는 SMG의 구동 원리에 대한 간략한 리뷰와 감속비에 따른 특성 저하 현상을 논의한다.

2.1 SMG의 구동 원리와 고조파 분석

현재까지 문헌에 소개된 다양한 MG 방식 중 모듈레이터(modulator)라 불리는 고조파 조절기에 의해 일련의 자기장을 자기적으로 필터링하여 대항하는 PM 레이어의 자기장과 동기화시켜 회전시키는 방식을 SMG^[5]라 하며 그 단면을 Fig. 1에 나타내었다. 가장 전형적인 구성 사례이며 내측에 PM 레이어가 원주 방향으로 배치되어있고 그 외측에 강자성 재질의 모듈레이터가 그리고 그 외측에 별도의 PM 레이어가 산의 방향이 중심을 향한 형태로 배치되어있다. 예시로 든 시스템은 내측이 4극쌍(pole pairs, 이하 쌍은 생략), 모듈레이터가 17극쌍, 외측이 13극쌍으로 이뤄졌으며 후술하는 바와 같이 내측 4극의 자기장이 모듈레이터를 통해 필터링되어 그 차분량에 해당하는 13극 성분이 생성되고 해당 성분이 외측의 13극 PM과 동기 결합하여 회전하는 방식이다. 극수 관계를 고려하면 내측이 4극이고 외측이 13극이므로 일반적인 감

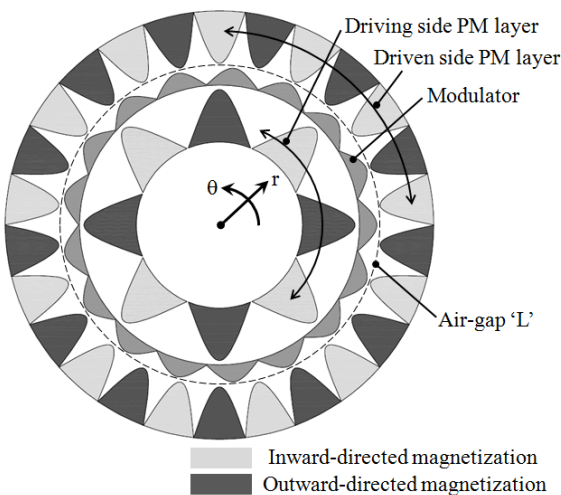


Fig. 1 Cross-sectional diagram of the shutter-type magnetic gear with radially magnetized PMs

속기에서와 같이 내측이 고속측 즉, 구동측(driving side)이 되고 외측이 저속측 즉, 종동측(driven side)이 된다. 그림에서 모듈레이터는 기존 분리형 방식이 아닌 일체형 방식을 취한다^[8].

상기 SMG의 구동 메커니즘은 공극 자기장 분석을 통해 간략히 설명가능하다. 우선, ω_H 의 속도로 회전하는 구동측 PM에 의해 PM의 산을 연결한 원형 공극에서의 반경 방향 자기장은 다음 식으로 표현할 수 있다^[8].

$$B_R(\theta) = B_M \sin(4(\theta - \omega_M t)) \quad (1)$$

위 식에서 B_M 은 PM의 외측 면에서의 자기 강도를 나타낸다. 위 자기장은 모듈레이터를 통과하며 필터링되는데 내측 PM을 기준으로 모듈레이터 내측선의 기하학적 윗쪽과 진폭 크기를 각각 ρ_0, ρ_m 라 하면 그 형상은 아래 식과 같이 표현할 수 있다.

$$\Gamma(\theta) = \rho_0 + \rho_m \sin^2\left(\frac{17}{2}\theta\right) = \rho_\alpha + \rho_\beta \cos(17\theta) \quad (2)$$

공극 'L'에서 필터링된 내측 PM에 의한 자기장은 식 (1)과(2)를 곱하여 얻을 수 있으며 전개하여 정리하면 다음과 같다.

$$B_H(\theta) = \rho_\alpha B_M \sin(4\theta - 4\omega_M t) - \frac{\rho_\beta B_M}{2} \times [\sin(13\theta + 4\omega_M t) - \sin(21\theta - 4\omega_M t)] \quad (3)$$

위 식의 우측 항을 참조하면, 기존 구동측의 4극 성분외에 13극과 21극의 성분이 생성된 것을 확인할 수 있는데 이 성분은 구동측 4극 성분과 모듈레이터 17극 성분간의 합과 차에 해당한다. 따라서

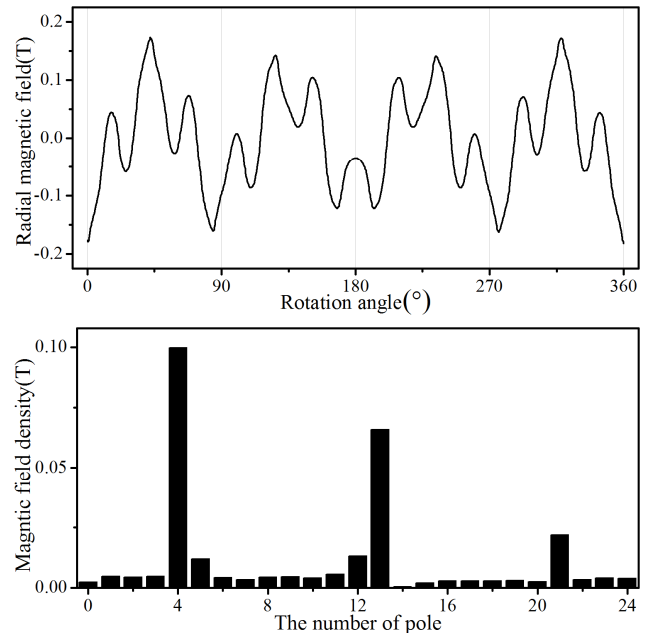


Fig. 2 Radial magnetic field at the air-gap 'L' and its harmonic analysis result

중동측 PM의 극수를 13극 혹은 21극으로 설정하면 구동측 PM이 회전함에 따라 중동측은 이와 동기되어 회전하는데 이 때 감속비는 극수비에 따라 13극의 경우 4:13, 21극의 경우 4:21이 된다. 이러한 방법으로 구동측의 속도는 감속되어 중동측의 속도로 변환되며 동시에 감속비만큼 토크는 증대된다. 이러한 전환 관계 예시를 Fig. 2에 나타내었다. 해석에 이용된 각 구성 요소의 제원은 Table 1과 같다. Fig. 2의 상단 결과는 Fig. 1의 공극 'L'에서 구동측의 PM에 의한 필터링된 반경 방향 자기장을 나타낸 것으로 4극인 PM의 주극 성분과 함께 13극 성분이 뚜렷하게 나타나는 것을 알 수 있다. 좀 더 구체적으로 고조파 분석을 해보면 그 아래 결과에서와 같이 4극, 13극, 21극의 성분이 명확하게 드러남을 확인할 수 있는데 이외의 성분은 주극인 4극 성분의 고조파 성분과 이외 고조파 성분과 모듈레이터 극수간의 합, 차 성분에 해당한다. 결론적으로 SMG에서는 구동측, 모듈레이터, 중동측 간의 극수비를 변화시켜가며 다양한 감속비를 갖는 동력 전달 시스템 구현이 가능하다. 참고로, Fig. 2를 포함하여 이하 모든 해석 결과는 개체의 모션 및 부하 산정이 가능한 상용 FEM 툴인 Maxwell 18.0을 이용하여 얻은 결과이다.

2.2 감속비에 따른 성능 저하 특성 분석

혁신적인 SMG의 토폴로지 역시 제한적인 특징을 갖는다. SMG의 감속비는 극수 조합에 따라 원리적으로는 무한정 높일 수 있지만 감속비의 증가에 따른 전달 토크 밀도의 저하를 낳는다. Fig. 3은 Table 1의 구속 조건하에서 감속비에 따른 최대 전달 토크의

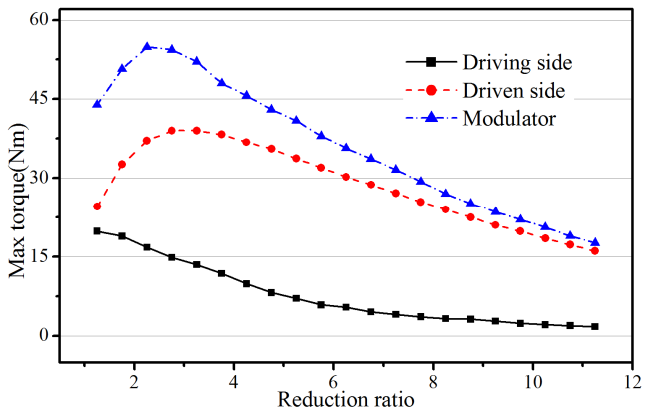


Fig. 3 Variation of maximum torque according to a reduction ratio of SMG

Table 1 Specification of each component used in the simulation

	Specification	Material
Inner PM	19 mm, 31 mm, 60 mm (Inner, outer radius, Height)	NdFeB35
Modulator	32 mm, 36 mm, 60 mm	NdFeB35
Outer PM	37 mm, 49 mm, 60 mm	50PN590

크기를 구성 요소별로 나타낸 것이다. 동 결과는 구동측의 극수를 4극으로 고정시킬 때 중동측의 극수를 5극에서 45극까지 2극씩 증가시켜가며 해석한 결과이다. 중동측 토크를 참조하면 3.25:1 부근을 지나면서부터 토크가 점점 감소해가는 것을 알 수 있는데 그 원인은 Fig. 4와 Fig. 5를 통해 이해할 수 있다. Fig. 4는 극수 증가에 따른 구동측 4극 성분과 모듈레이터 필터링을 통한 차분 성분의 변화를 나타낸

결과인데 4극 성분은 감속비가 커짐에 따라 오히려 지배적인 인자가 되는 반면에 전달 토크 크기에 직접 관여하는 차분 성분의 크기는 2.75:1 이후에는 감소된다. 필터링 자기장과 동기 결합하는 중동측 PM의 주극 성분은 Fig. 5에서와 같이 감속비에 따라 더욱 현저한 감소 특성을 나타내는데 이는 체적이 감소하는 PM의 경우 자기 강도는 감소되는 부피의 지승으로 줄어들기 때문이다. 모듈레이터를 통과한 차분 성분과 중동측 PM의 자기 강도 저하로 인해 결국 감속비에 따라 전달 토크는 큰 폭으로 감소하는 것이다.

전달 토크의 감소와 함께 고려되어야 하는 요소는 감속 효율이다. Fig. 6은 각각의 감속비별로 속도 증가에 따른 손실 크기를 나타낸다. SMG를 이용한 동력 전달 시스템의 주된 손실은 PM 표면의 와전류 생성에 따른 저항손이므로 이를 연산하여 도시한 결과이다. 일반적인 모터에서 저항손은 속도 증가에 따라 어느 수준까지

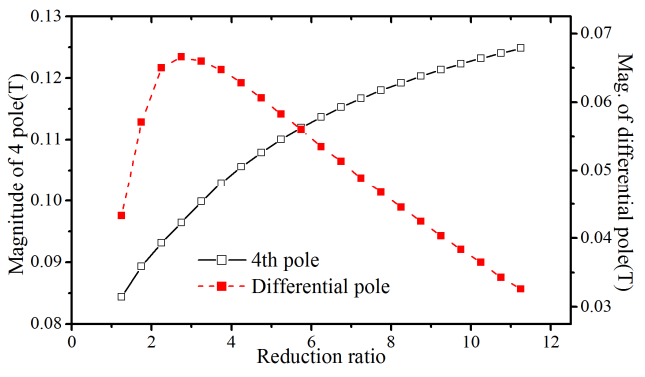


Fig. 4 Primary pole component and differential pole component according to the reduction ratio

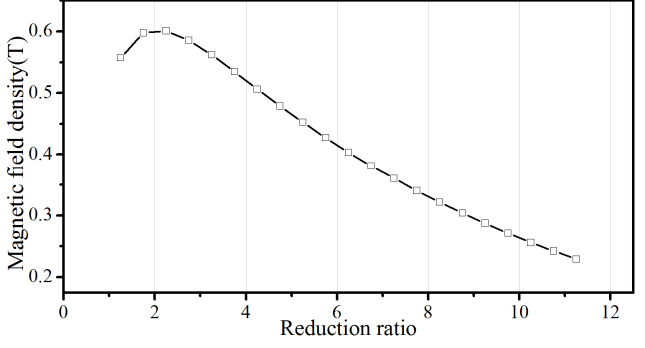


Fig. 5 Variation of the primary pole component of the driven side PM layer

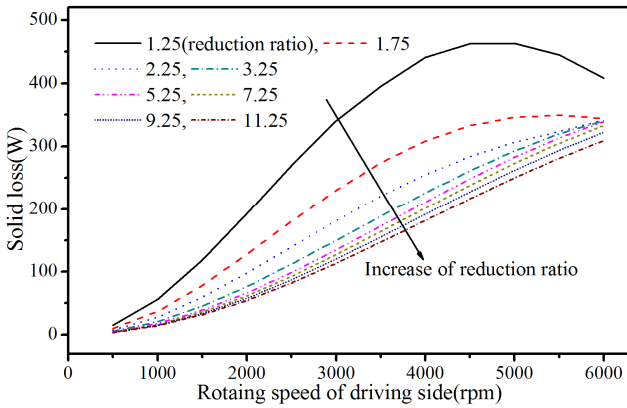


Fig. 6 Resistance or solid loss according to a rotating speed of the driving side PM for each reduction ratio

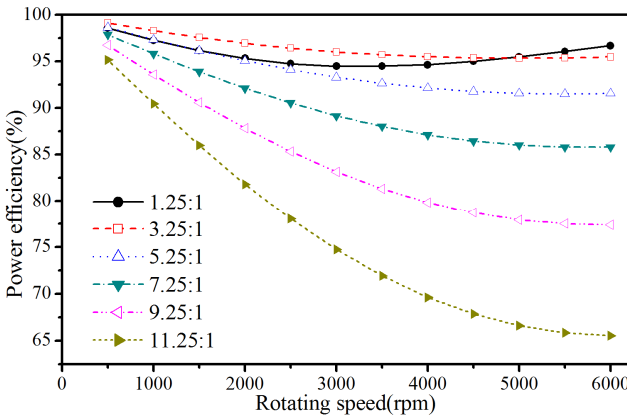


Fig. 7 Power transmission efficiency for each reduction ratio

증가하다가 수렴해 가는데 SMG에서도 이와 유사한 특성을 나타내는 것을 알 수 있다. 감속비 증가에 따라 경향은 유사하지만 손실은 조금씩 감소하는 것을 알 수 있는데 유의할 점은 이러한 손실 감소분보다 토크 감소분이 더욱 크기 때문에 전체적인 효율은 감속비 증가에 따라 점점 나빠진다. 입출력간의 파워 전달 효율을 계산하면 Fig. 7과 같은 결과를 얻을 수 있는데 감속비가 5:1 이하에서 전달 효율은 90%를 상회하지만 11.25:1의 고감속비에서는 효율이 65% 수준까지 감소하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 SMG에서는 고감속비 구현을 위해 극수를 높이는 것이 토크 전달 밀도나 파워 효율 측면에서 상당한 제약이 수반되는 것을 알 수 있다. 이러한 연유로 본 연구에서는 전달 토크나 파워 효율 측면에서 가장 우수한 것으로 판명된 3.25:1의 개별 SMG를 직렬로 연결시킨 2단 감속 장치를 대상으로 고감속비 실현을 도모하였다.

3. 2단 감속 장치

3.25:1의 감속비를 갖는 두 개의 SMG를 직렬로 연결한 즉, 첫 번째 SMG의 종동축과 두 번째 SMG의 구동축을 연결한 2단 감속

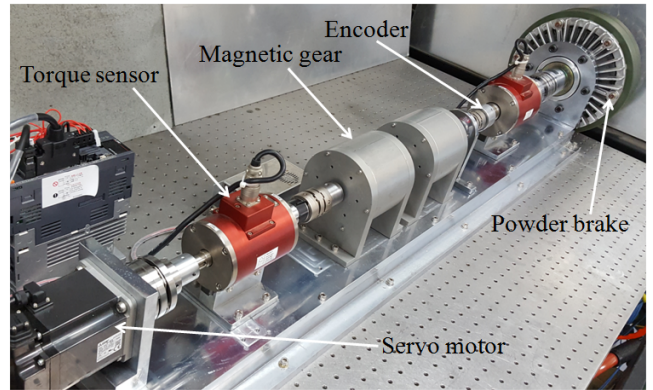


Fig. 8 Hardware setup for evaluating the double reduction gear composed of two SMGs

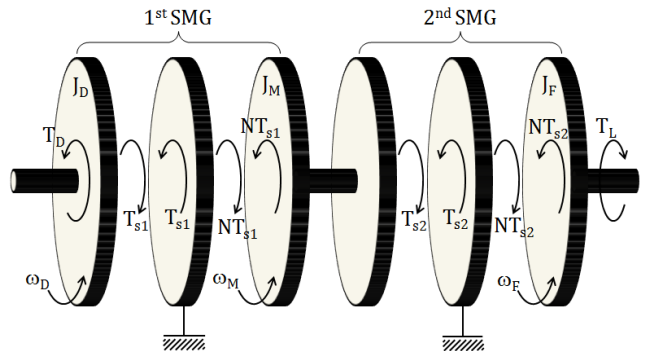


Fig. 9 Force diagram of the double reduction gearing system

장치의 시험 평가를 위해 Fig. 8과 같은 장치를 구축하였다. 동 시스템은 구동축 회전을 위한 서보모터와 각 구성 모듈에 의한 토크 측정을 위한 두 개의 토크 센서 그리고 부하 인가를 위한 파우더 브레이크로 구성되어있다. 구동축과 최종 종동축의 회전 속도는 각각 서보 모터 드라이브와 엔코더에 의해 측정 가능하지만 1단 종동축의 속도 측정 장치는 생략되어있다. 본 장에서는 상기 2단 감속 장치의 이론적 모델과 이를 기반으로 한 속도 제어 시험 결과를 기술한다.

3.1 개별 SMG 모델링의 확장

단동 SMG의 구동축과 종동축의 인텍스를 H, L로 두면 이전 연구에서와 같이 고속, 저속 회전체 사이에는 다음 방정식이 성립한다¹⁸⁾.

$$\begin{cases} J_H \dot{\omega}_H = T_H - T_s \\ J_L \dot{\omega}_L = NT_s - T_L \end{cases} \quad (4)$$

위 식에서 T_s, T_L 는 공극 자기 토크와 부하 토크를 그리고 N 은 감속비를 나타낸다. 이러한 방법을 그대로 준용하면 2단 감속 장치의 힘 선도는 Fig. 9와 같이 표현 가능하다. 중간에 고정된 요소는 각 SMG의 모듈레이터를 나타내고 나머지 토크는 단동 SMG에서

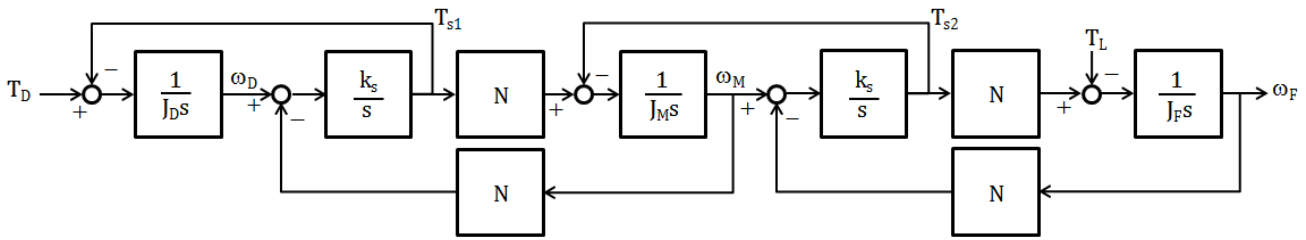


Fig. 10 Block diagram of the overall system described in Fig. 9

와 동일하게 간주할 수 있다. 공극 토크 T_{s1} , T_{s2} 는 대항하는 자기 요소간의 부하각(Load angle)에 의해 결정되므로

$$T_{s1} = k_s (\theta_D - N\theta_M) \tag{5}$$

$$T_{s2} = k_s (\theta_M - N\theta_F) \tag{6}$$

와 같이 표현할 수 있다. 여기에서 k_s 는 자기 토크의 선형 비틀림 강성 계수를 나타낸다. 식 (4), (5), (6)를 Fig. 9에 확대 적용하여 라플라스 s 영역에서 전체 지배 방정식을 표현하면 다음과 같다.

$$s \begin{bmatrix} J_D & 0 & 0 \\ 0 & J_M & 0 \\ 0 & 0 & J_F \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \omega_D \\ \omega_M \\ \omega_F \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_s & -Nk_s & 0 \\ -Nk_s(N^2k_s + k_s) & -Nk_s & 0 \\ 0 & -Nk_s & N^2k_s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \omega_D \\ \omega_M \\ \omega_F \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} sT_D \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{7}$$

위 식에 기초하여 시스템의 입출력 관계를 블록선도로 표시하면 Fig. 10과 같다. 실제 3관성 공진계 시스템의 동특성을 갖는 시스템의 입력 T_D 와 출력 변수 ω_D, ω_F 간의 전달함수를 구하면

$$\frac{\omega_D}{T_D} = \frac{(s^2 + \omega_{an1}^2)(s^2 + \omega_{an2}^2)}{J_D s (s^2 + \omega_{n1}^2)(s^2 + \omega_{n2}^2)} \tag{8}$$

$$\frac{\omega_F}{T_D} = \frac{\omega_{an1}^2 \omega_{an2}^2}{J_D N^2 s (s^2 + \omega_{n1}^2)(s^2 + \omega_{n2}^2)} \tag{9}$$

와 같이 유도할 수 있다. 여기에서 ω_{n1}, ω_{n2} 는 두 개의 공진 주파수를 그리고 $\omega_{an1}, \omega_{an2}$ 는 반공진 주파수를 각각 나타낸다. 실제 위 주파수는 Fig. 9에 묘사된 첫 번째 SMG의 공진, 반공진 주파수 $\omega_{p1}, \omega_{pa1}$ 과 두 번째 SMG의 $\omega_{p2}, \omega_{pa2}$ 를 이용하여 나타낼 수 있는데 구체적인 표현은 다음과 같다.

$$\omega_{n1}^2 \text{ or } \omega_{n2}^2 = \frac{1}{2} [\omega_{p1}^2 + \omega_{p2}^2 \mp \sqrt{(\omega_{p1}^2 - \omega_{p2}^2)^2 + 4\omega_{pa1}^2(\omega_{p2}^2 - \omega_{pa2}^2)}] \tag{10}$$

$$\omega_{an1}^2 \text{ or } \omega_{an2}^2 = \frac{1}{2} [\omega_{p2}^2 + \omega_{pa1}^2 \mp \sqrt{(\omega_{p2}^2 + \omega_{pa1}^2)^2 - 4\omega_{pa1}^2\omega_{pa2}^2}] \tag{11}$$

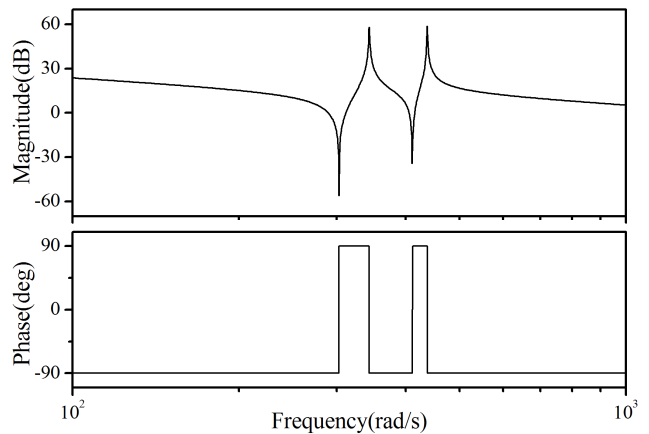


Fig. 11 Bode plot the for transfer function (8) of the double reduction gear

위 식에서 단동 SMG의 공진, 반공진 주파수는 다음과 같다.

$$\omega_{p1}^2 = \left(\frac{1}{J_M} N^2 + \frac{1}{J_D} \right) k_s, \omega_{pa1}^2 = \frac{k_s}{J_M} N^2 \tag{12}$$

$$\omega_{p2}^2 = \left(\frac{1}{J_F} N^2 + \frac{1}{J_M} \right) k_s, \omega_{pa2}^2 = \frac{k_s}{J_F} N^2 \tag{13}$$

(8)과 같이 표현된 2단 감속 장치의 전달함수에 대한 보데선도를 구하면 Fig. 11과 같다. 시스템을 구성하는 구동축, 연결축, 종동축 관성 모멘트 J_D, J_M, J_F 값은 각각 $6.26 \times 10^{-4}, 0.0028, 0.0024 \text{ kgm}^2$ 이고 비틀림 강성 계수는 회전각에 따른 토크 곡선으로부터 원점에서의 접선 기울기로 근사치를 얻을 수 있으며 대략 30.56 Nm/rad 과 같다. 위 수치를 (10)~(13)에 대입하면 첫 번째 공진, 반공진 주파수는 54.7 Hz 와 48.2 Hz 이고 두 번째 공진, 반공진 주파수는 $69.6 \text{ Hz}, 65.4 \text{ Hz}$ 인데 이는 Fig. 11에 묘사된 주파수 선도와 일치한다. 두 개의 공진점이 비교적 가까운 곳에 위치하고 있어 제어 시험시 이러한 공진점간의 연성 특성은 별도로 고려할 필요가 없다.

3.2 속도 응답 시험

MG의 가장 큰 특징으로서 과부하시 구동축과 종동축의 절연 즉, 구동축의 슬립 현상을 들 수 있는데 비접촉 강성임에도 동 시스

템의 k_s 는 비교적 큰 값을 갖고 있으므로 일반적인 다관성 공진계에서의와는 달리 빠른 응답 특성을 기대할 수 있다. 본 절에서는 간이한 IP (Integral-Proportional) 제어를 이용한 2단 감속 장치의 속도 제어 결과를 논의한다.

식 (9)의 전달함수를 대상으로 Fig. 12에서와 같이 IP 제어기를 적용하면 서보 모터에 의한 시스템 입력 T_D 는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$T_D = \left(\alpha k_P + \frac{k_I}{s} \right) (\omega_r - \omega_D) - (1 - \alpha) k_P \omega_D \quad (14)$$

위 식에서 $\alpha = 0$ 인 IP 제어기이므로 식 (14)를 (8), (9)에 대입하여 정리하면 기준 입력 ω_r 과 ω_D, ω_F 간에 전달함수는 다음 식으로 표현된다.

$$\frac{\omega_D}{\omega_r} = \frac{k_I (s^2 + \omega_{an1}^2)(s^2 + \omega_{an2}^2)}{J_D s^6 + p_1 s^5 + p_2 s^4 + p_3 s^3 + p_4 s^2 + p_5 s + p_6} \quad (15)$$

$$\frac{\omega_F}{\omega_r} = \frac{\frac{k_I}{N^2} \omega_{an1}^2 \omega_{an2}^2}{J_D s^6 + p_1 s^5 + p_2 s^4 + p_3 s^3 + p_4 s^2 + p_5 s + p_6} \quad (16)$$

위 전달함수 분모식의 계수는 Table 2와 같다. 제어기 이득 k_P, k_I 의 값은 제어 오차를 최소화하는 ITAE 판별 기준^[9]을 이용하여 계산할 수 있으며 실제 계산 값은 다음과 같이 정리될 수 있다.

$$k_P = 1.35 J_D \sqrt{\omega_{n1}^2 + \omega_{n2}^2} \quad (17)$$

$$k_I = 0.14 J_D (\omega_{n1}^2 + \omega_{n2}^2) \quad (18)$$

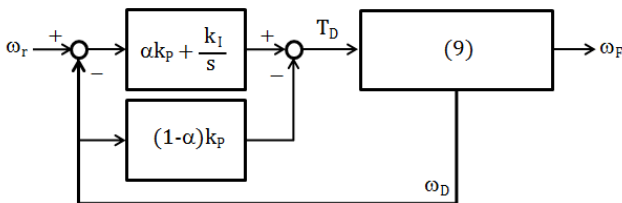


Fig. 12 Block diagram of the double reduction gear adopting IP controller to (9)

Table 2 Coefficients of denominator given in (15) and (16)

Parameter	Expression
p_1	k_P
p_2	$k_I + J_D(\omega_{n1}^2 + \omega_{n2}^2)$
p_3	$k_P(\omega_{an1}^2 + \omega_{an2}^2)$
p_4	$k_I(\omega_{an1}^2 + \omega_{an2}^2) + J_D \omega_{n1}^2 \omega_{n2}^2$
p_5	$k_P \omega_{an1}^2 \omega_{an2}^2$
p_6	$k_I \omega_{an1}^2 \omega_{an2}^2$

위 제어 이득을 이용한 속도 시험 결과를 Fig. 13에 나타내었다. 전술한 바와 같이 첫 번째 종동축의 회전 속도는 별도로 측정하지 않았으며 두 번째 종동축의 회전 속도만으로 시스템의 감속비 구현 여부를 검증하였다. 구동축의 참조 입력은 1,000 rpm이므로 최종 종동축의 속도는 3.252:1의 감속비 즉, 10.5625:1의 비율로 감속되어 94.7 rpm인 것을 확인할 수 있다. 구동축에서 보면 연결축, 종동축 모두 자유단이며 오버슈트 이후에 궤환 특성에는 다소간 제약이 있는 것을 알 수 있으며 모의시험보다는 시험 결과에서 그런 경향이 더욱 뚜렷하게 나타남을 알 수 있다. 초기 제어는 무부하 상태에서 진행되었으며 이후 5초에서 20 Nm의 부하를 인가하였다. 부하 인가 후 바로 목표 값으로 수렴해가는 것을 알 수 있으나 약간의 채터링 현상이 관찰되었다. 참조 입력 값에 따라 이러한 채터링이 심해지는 경우가 확인되었으나 주파수 응답 결과에서는 이를 설명할 수 있는 상관관계를 파악하기 어려웠으며 Fig. 8의 전체 시스템을 대상으로 한 주파수 분석이 진행되어야 상기 특정 현상을 설명할 수 있을 것으로 판단된다. 부하 인가시에도 동일한 IP 제어기만으로 궤환 특성이 확인되었으므로 부하 추정을 위한 관측기 등은 고려되지 않았다. 이를 통해 2단 감속 장치 역시 단동 MG의 응답 시험과 마찬가지로 만족할만한 서보 특성이 보장됨을 확인하였다.

4. 결론

소수의 치만이 동력 전달에 기여하는 기계식 감속기와는 달리 구성 요소 모두가 토크 생성에 관여하여 전달밀도를 획기적으로 높은 SMG가 갖는 높은 감속비 구현의 제약을 보완할 수 있는 방법의 하나로 두 개의 SMG를 직렬로 연결한 2단 감속 장치를 구축하여 그 가능성을 확인하였다.

선행 연구에서는 단동 SMG의 경우 감속비에 따라 토크 저하가

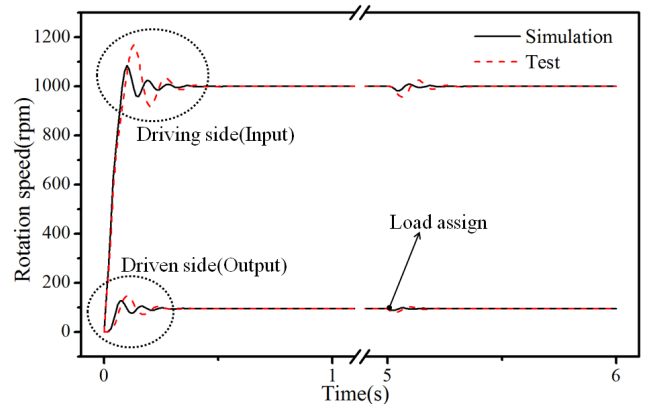


Fig. 13 Test result of the double reduction gearing system for a reference input of 1000rpm

발생한다고 원론적으로만 언급이 되어있으나 본 연구에서는 이러한 전달 토크의 감속 원인을 다양한 측면에서 분석하였다. 우선, 감속비를 증가시켜가며 구동측 PM에 의한 주극 성분과 모듈레이터를 통과한 차분 성분의 변화 정도를 분석하고 동시에 종동측 PM의 부피 저하에 따른 주극 성분의 감소 정도를 정량적으로 비교하여 토크 저하가 발생하는 정도를 수치적으로 분석, 정리하였는데 저하 원인은 예상된 바와 같이 차분 성분의 감소와 종동측 주극 성분의 감소에 기인하는 것으로 나타났다. 이와 더불어 감속비 증가에 따라 토크 저하 비율 대비 저항손의 크기가 상대적으로 더욱 커져 파워 전달 효율 역시 감소하는 것으로 나타났다.

단동 SMG 대신 절대 토크와 파워 효율면에서 우수한 3.25:1 감속비를 갖는 두 개의 SMG를 연결하여 구축된 2단 감속 장치를 대상으로 단동 SMG의 모델링 방법을 확대 적용하여 입출력간의 전달함수를 유도하고 주파수 특성에 관한 모의시험을 수행하였다. 2단 감속 장치 역시 2관성 공진계에 해당하는 단동 SMG에서와 같이 IP 제어기만으로 속도 시험을 수행하여 궤환 특성과 내부하 특성을 검증하였다. 동 시스템은 접근이 어려워 지속적인 유지보수가 용이하지 않은 연근해 풍력발전 시스템의 조속장치나 높은 동력 전달 효율을 요하는 전기 자동차, 전기 바이크용 인휠 모터를 포함한 파워 트레인으로의 적용이 활발히 모색되고 있다.

후 기

본 연구는 중소벤처기업부의 중소기업융복합기술개발사업[S2449707, 마그네틱기어 일체형 0.75 kW급 지능형 휠 구동시스템 개발]과 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 기초연구사업[NRF-2016R1D1A1B03930283]의 지원에 의한 연구임.

References

- [1] Qu, R., Li, D., Wang, J., 2011, Relationship Between Magnetic Gears and Vernier Machines, Electrical Machines and Systems(ICEMS) 2011 International Conference, 1-6.
- [2] Jian, L., Chau, K., 2009, Design and Analysis of an Integrated Halbach-Magnetic-Geared Permanent-Magnet Motor for Electric Vehicles, J of Asian Electric Vehicles, 7:1 1213-1219.
- [3] Muruganandam, G, Jayakumar, K., 2012, A Novel Perpendicular Magnetic Gear With High Gear Ratio, European Journal of Scientific Research, 69:4 593-598.
- [4] Mezani, S., Atallah, K., Howe, D., 2006, A High-Performance Axial-Field Magnetic Gear, J. of Applied Physics, 99 08R303-08R303-3.
- [5] Jian, L., Chau, K., 2010, Design and Analysis of a Magnetic-Geared Electronic-Continuously Variable Transmission System Using Finite Element Method, Progress in Electromagnetic Research, 107 47-61.
- [6] Rasmussen P., Andersen, T., Jorgensen, F., Nielsen, O., 2005, Development of a High-Performance Magnetic Gear, IEEE Transactions on Industry Applications, 41:3 764-770.
- [7] Jorgensen, F., Andersen, T., Rasmussen, P., 2008, The Cycloid Permanent Magnetic Gear, IEEE Transactions on Industry Applications, 44:6 1659-1665.
- [8] Lee, S. J., Jung, K. S., 2015, Characteristic Study of a Magnet Gear Speed Reducer With a Unified Harmonic Modulator, J. of the Korean Society of Manufacturing Technology Engineers, 24:3 348-354.
- [9] Ogata, K., 1990, Modern Control Engineering, Prentice-Hall, USA.