

## 손실을 고려한 500W급 마이크로 가스터빈 발전기용 전동발전기의 요구동력 및 요구효율 선정

박철훈\*† · 최상규\* · 함상용\*

### Prediction of Power and Efficiency Requirement of Motor/generator for 500W Class Micro Gas Turbine Generator Considering Losses

Cheol Hoon Park\*†, Sang Kyu Choi\*, Sang Yong Ham\*

*Key Words* : Micro turbine generator(마이크로 터빈 발전기), High speed motor(초고속전동기), Spin-down test(감속시험), Bearing loss(베어링손), Windage loss(풍손), Iron loss(철손)

#### ABSTRACT

500W class MTG(Micro turbine generator) operating at 400,000 rpm is under development. From the cycle analysis, it is decided that the self-sustaining speed of MTG is 200,000rpm and the generating speed is 400,000 rpm. Therefore, motor should be designed so that it is able to rotate the rotor up to 200,000rpm and generator should be designed so that it is able to generate 500W output at 400,000rpm. First step to design motor/generator is to determine the power and efficiency requirement. Not only the power into the compressor and from the turbine at the operating speed but also the mechanical and electrical losses should be considered in determining the power and efficiency requirement. This study presents the procedure and the results of determining the power and efficiency requirement considering the mechanical and electrical losses depending on the rotating speed which is measured from the experiment.

#### 1. 서 론

최근 군인이 수행하기 위험하고 힘든 임무를 수행하기 위한 무인지상차량(UGV, Unmanned Ground Vehicle), 무인 해양체계(UMS, Unmanned Maritime System), 무인항공기(UAV, Unmanned Air Vehicle)를 비롯한 무인이동로봇의 개발이 미국, 이스라엘, 프랑스 등의 세계 각국에서 활발히 이루어지고 있다.<sup>(1)</sup> 이들 무인이동로봇을 개발하는데 있어서 큰 장애로 작용하는 것 중의 하나로 높은 에너지밀도로 장시간 에너지를 공급할 수 있는 소형동력원의 확보이다. 배터리의 경우 출력밀도는 높지만 에너지밀도가 낮아 연속사용 시간이 짧고 충전시간이 오래 걸리며 전원에 대한 접근이 어려운 곳에서는 충전이 불가능한 문제가 있으며 다른 형태의 휴대용전원인 연료전지는 에너지밀도는 높으나 출력밀도가 낮아 고출력이 요구되는 전기모터에는 사용이 어려운 단점이

있다. 무인이동로봇의 경우 높은 에너지 밀도와 출력밀도를 동시에 만족시킬 수 있는 마이크로 가스 터빈 발전기가 새로운 동력원으로 주목받고 있으며, 일본, 벨기에, 스위스, 미국 등에서 이를 개발하기 위한 연구 계속 진행되고 있다.<sup>(2)-(4)</sup> 본 연구원에서는 출력밀도 500W급의 마이크로 가스터빈 발전기(Micro turbine generator, MTG)를 개발하고 있다. 사이클 해석을 통해 결정된 500W급 MTG의 자기구동 속도는 20만 rpm이며 이 속도로 압축기를 회전시키는데 필요한 동력은 280W이고, 발전 속도는 40만 rpm이며 이때 터빈에 발생하는 기계적 출력은 740W이다.<sup>(5)</sup> 따라서 MTG에 사용되는 전동발전기는 20만 rpm까지 회전체를 구동시킬 수 있어야 하며 40만 rpm에서 최종출력 500W를 확보할 수 있도록 설계되어야 한다. 전동발전기 설계를 위해서는 MTG가 전동모드에서 회전체를 20만 rpm의 속도로 회전시키기 위한 요구동력과 발전모드에서의 터빈의 기계적 입력을 500W의 발전 출력으로 발생시키기 위한 요구효율이 먼저 결정되어야 한다. 전동발전기의 요구동력과 요구효율을 선정하기 위해서

\* 한국기계연구원 나노융합시스템연구본부

† 교신저자, E-mail : parkch@kimm.re.kr

는 정격속도에서의 압축기를 구동하기 위한 동력, 터빈으로 부터의 입력뿐 아니라 회전 중에 발생하는 여러 가지의 기계적/전기적 손실이 반영되어야한다. 본 연구에서는 MTG 전동발전기의 회전속도에 대한 기계적/전기적 손실을 측정 한 후 이를 반영한 MTG 전동발전기의 요구동력을 선정하는 절차 및 결과를 제시한다.

## 2. 마이크로 터빈 발전기의 구성

Fig. 1에 500W급 MTG의 구성도를 나타내었다.<sup>(2)</sup> MTG의 구성요소는 전동발전기, 원심형 압축기, 구심형 터빈, 회전체/베어링, 연소기, 열교환기로 구성되어있다. 500W급 MTG는 부피 1,000 cm<sup>3</sup>의 휴대가 가능한 작은 크기를 가지도록 개발하는 것이 목표이기 때문에 부피를 최소화하기 위해 압축기 및 터빈이 회전축에 직접 연결되어 회전하는 직결구동방식으로 설계되었다. 회전체는 에어포일베어링(air foil bearing)에 의해 지지되며, 전동발전기는 3상, 2극, 6슬롯의 영구자석형 동기전동기(PMSM)이며, 회전체에는 2극의 전동발전기용 자석이 두께 0.8mm의 인코넬(Inconel) 718 재질의 슬리브(Sleeve)내에 일체형으로 열박음 되어있다. MTG의 Layout에는 전동발전기의 기본구조는 반영되어있지만 전동발전기

의 출력을 결정하는 코일의 턴(turn) 수나 자석의 길이 등을 설계하기 위해서는 본 연구의 결과인 전동발전기의 요구동력이 결정되어야한다.

## 3. 전동발전기 요구동력을 예측을 위한 실험 방법 및 구성

Fig. 1과 같은 Layout의 MTG의 요구동력을 선정하기 위해서는 압축기 요구동력, 베어링에서의 마찰 손실, 전동기 고정자와 회전체 사이에서 발생하는 풍손, 전동발전기에 의한 철손 등을 고려하여야한다. 이 중 회전체의 회전에 의한 베어링 손과 풍손을 측정하기 위해서는 감속시험(spin-down test)법을 사용한다. MTG의 회전체 손실을 예측하기 위해서는 MTG Layout과 같은 크기의 회전체/베어링을 제작하여 동일한 속도에서 실험을 하는 것이 이상적이겠으나 현재는 MTG의 회전체와 베어링을 개발하는 단계에 있으므로 기존에 제작되어 있는 1kW, 25만 rpm급 2극(poles) 전동기의 회전체/베어링을 이용하여 손실을 측정 한 후 유사성(analogy)을 이용하여 MTG Layout 크기와 회전속도에서의 손실을 예측하였다. 실험에 사용된 전동기, 회전체와 베어링을 Fig. 2에 나타내었으며, 회전체의 지름은 15mm이고 길이는 136mm이다.

회전체가 높은 속도로 회전하는 중에 공급 전류를 차단하면 회전체는 앞서 언급한 몇 가지 저항요인에 의해 속도가 감소한다. 이때의 감속 프로파일을 측정 한 후 이들 저항요인들을 분류해내면 회전체의 베어링손 및 풍손을 예측해 낼 수 있다. 이때 주의할 점은 단순히 전동기 인버터의 공급전원을

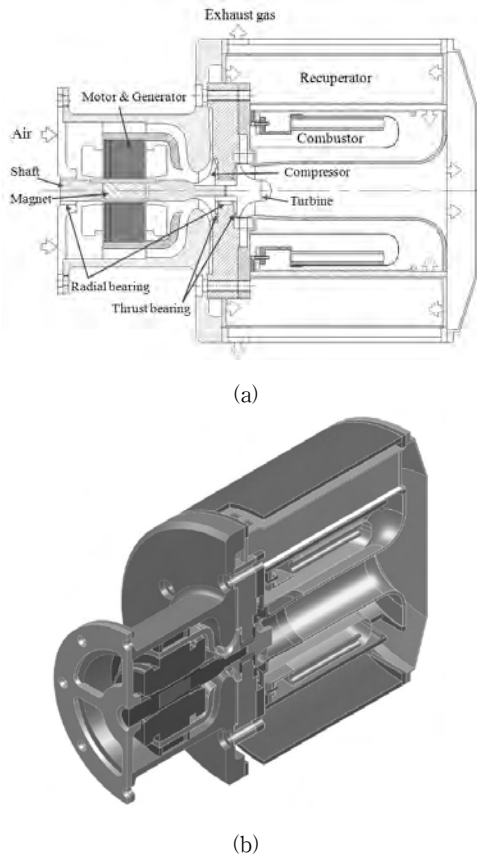
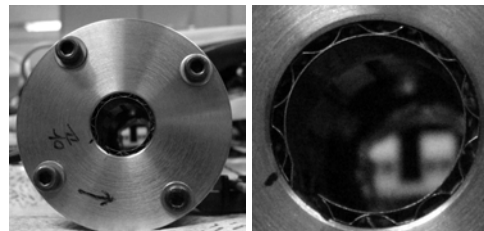


Fig. 1 (a) Two-dimensional view and (b) cross-sectional view of preliminary layout of micro turbine generator

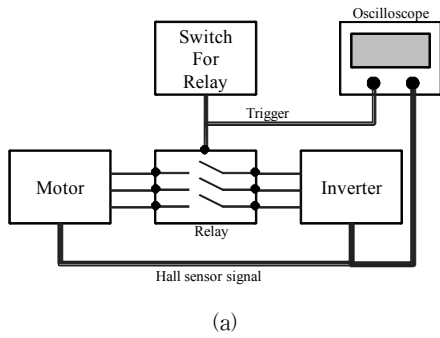


(a)

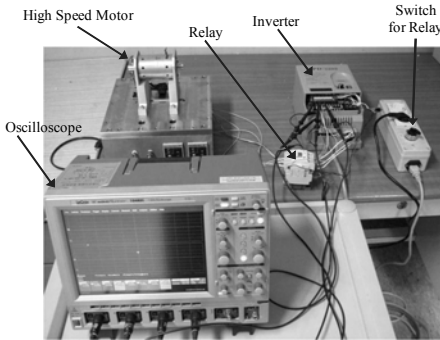


(b)

Fig. 2 (a) motor and rotor, (b) bearing for experiment



(a)



(b)

Fig. 3 (a) Configuration and (b) experimental setup to measure deceleration profile

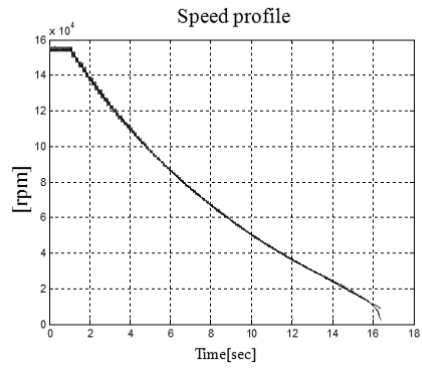


Fig. 4 Speed profile during deceleration

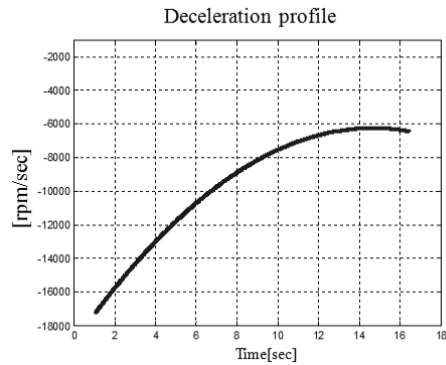


Fig. 5 Speed profile during deceleration

차단하는 방법으로 전동기에 공급전류를 차단시키는 경우에는 역기전력에 의한 브레이크 효과로 인해 감속효과가 크게 작용하여 저항요인 분류가 쉽지 않게 된다. 이를 방지하기 위하여 인버터와 전동기 시아이에 차단 릴레이(Relay)를 설치하여 전동기에 들어오고 나가는 전류의 경로를 완전히 차단시켰다. Fig. 3과 4에 감속프로파일 측정을 위한 구성도와 실험장치를 나타내었다.

#### 4. 전동기 회전체의 감속프로파일 측정

감속시험은 약 15만 4천 rpm으로 전동기를 회전시키는 중에 릴레이를 차단시키는 방법으로 진행하였다. 회전체는 약 17초 만에 완전히 정지하였으며 이때 측정된 속도 프로파일을 Fig. 4에 나타내었다. 회전체의 속도는 전동기에 장착된 홀센서(hall sensor)의 출력을 오실로스코프를 통해서 취득하여 측정할 수 있다.

여기서, 회전체에 장착된 전동기용 자석은 2극이므로 홀센서 신호는 한 바퀴에 한번씩 rising과 falling 신호가 발생하고, rising과 falling edge사이의 시간을 측정하여 회전속도를 계산할 수 있는데, 한 회전당 출력 홀센서신호의 개수가 작다보니 저속에서는 속도를 정밀하게 측정하기는 어렵다. 따라서 시간에 대해 측정된 속도를 curve fitting하여 다항식으로 표현할 수 있는 속도프로파일을 얻어냈다. 얻어낸

다항식 속도프로파일을 시간에 대해 미분하여 감속프로파일을 계산할 수 있고 그 결과를 Fig. 5에 나타내었다.

### 5. 손실 계산

#### 5.1 회전체 감속시 발생하는 총 손실 및 손실의 분류

위의 속도프로파일과 감속프로파일을 식(1)에 적용하여 감속시에 발생한 총 손실  $P_m$  [W]을 계산할 수 있다.

$$P_m = T \cdot \omega = J \cdot \dot{\omega} \cdot \omega \quad (1)$$

여기서,  $T$ 는 회전체에 가해지는 토크[N·m],  $\omega$ 는 회전각 속도[rad/sec],  $\dot{\omega}$ 는 회전각가속도[rad/sec<sup>2</sup>],  $J$ 는 회전체의 회전관성모멘트[kg·m<sup>2</sup>]이다. 회전체의  $J$  인 5.05e-6 [kg·m<sup>2</sup>]과 Fig. 4와 5에 제시된  $\omega$ 와  $\dot{\omega}$ 를 사용하여 감속시 총 손실  $P_m$ 을 계산할 수 있다. 식(1)을 사용하여 계산한 회전속도에 대한 감속시의 총 손실은 Fig. 6과 같다.

MTG 회전체 정격회전속도는 40만 rpm이지만, 직접 계산으로 얻을 수 있는 데이터는 감속을 시작한 15만 4천 rpm까지의 데이터만 있으므로 2차식으로 curve fitting하여 40만 rpm까지의 손실 결과를 얻었다. Curve fitting결과는 식(2)와 같으며, 실험결과와 정확히 일치하였다. 여기서,  $x$ 는 회

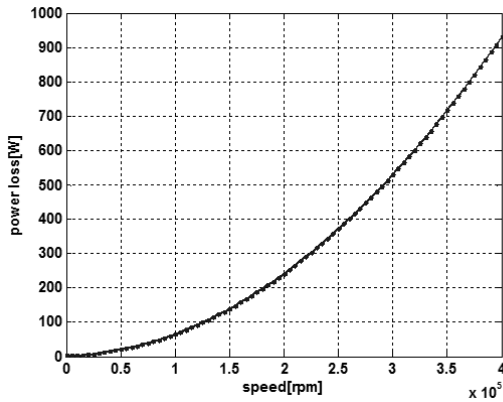


Fig. 6 Total loss,  $P_m$  during deceleration

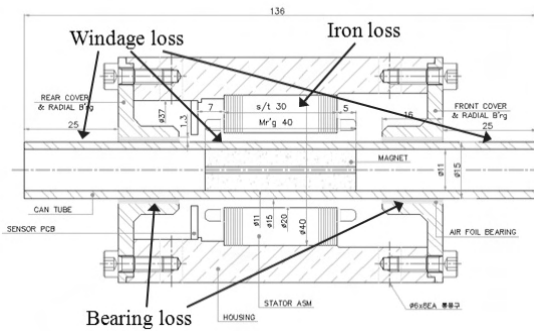


Fig. 7 Classification of loss in the test motor

전속도[rpm]이다.

$$P_m(x) = 5.637 \times 10^{-9} x^2 + 6.530 \times 10^{-5} x + 3.408 \quad (2)$$

감속프로파일 측정실험에 사용되는 회전체에는 임펠러가 장착되어있지 않기 때문에 Fig. 6의 손실에는 베어링손, 풍손, 철손이 포함되어있으며 식(3)과 같은 관계로 표현할 수 있다.

$$P_m = P_b + P_w + P_c \quad (3)$$

여기서,  $P_b$ 는 베어링손,  $P_w$ 는 풍손,  $P_c$ 는 철손이다. Fig. 7에 실험에 사용된 모터에서 각각의 손실이 발생하는 부분을 도시하였다. 베어링손은 베어링과 회전체 사이의 0.08mm의 좁은 간극에서 회전하는 회전체에 의해 발생하며, 풍손은 전동기의 고정자내에서 회전하고 있는 회전체 면적의 마찰에 의해 발생되고, 철손은 회전자의 회전자장 변화에 의해 고정자에 와전류(eddy current)가 유도되어 발생한다.

Mack의 실험에 의하면 풍손  $P_w$ 은 회전속도에만 관계가 있으며 뒤에 소개되는 식 (4)와 같이 40만 rpm까지의 풍손을 회전속도에 대한 다항식의 형태로 계산할 있다.<sup>(6)</sup> 철손의 경우, 상용 FEM해석 소프트웨어를 이용하여 40만 rpm까지

의 회전속도에 대해 모든 철손의 예측 가능하며, 참고문헌 [8]에 의하면 철손은 회전속도에 대한 다항식으로 표현이 가능하다. 따라서, 15만 rpm까지의 실험으로 얻어낸  $P_m$ 을 extrapolation 하여 40만 rpm의 손실을 예측하는 것에 대한 타당성 여부는 베어링 손실  $P_b$ 가 다항식으로 표현이 가능하여 extrapolation을 하기에 타당한 손실인가의 여부에 달려 있다. Mack의 실험에 의하면 로터의 반지름( $R$ )과 베어링 갭( $\delta_b$ )의 비율( $\delta_b/R$ )이 0.0125이하인 경우, 항력계수는 테일러 수  $T_a$ 가 41.3 이하인 층류구간을 제외하고는 동일하여 풍손 계산에 사용되는 식 (4)를 이용하여 베어링 손실  $P_b$ 를 속도의 함수로 표현할 수 있다.<sup>(6)</sup> 본 실험장치의 경우, 뒤에 소개되는 식 (7)에 베어링 갭( $\delta_b$ )을 적용하여 테일러 수  $T_a$ 를 계산하여 보면,  $T_a$ 가 41.3 이상인 회전속도가 96,000rpm인 경우에 발생하여 천이 구간이 시작되고, 40만 rpm의 경우의  $T_a$ 는 172로서 역시 천이구간에 해당한다. 본 실험장치에서,  $\delta_b/R$ 은 0.0107이므로 천이구간 이상에서는 베어링 손실  $P_b$ 가 속도의 함수로 다항식으로 표현 될 수 있으며, 실험은 15만 rpm까지 이루어졌으나 이 사이에 측정된  $P_m$ 이 부드러운 곡선을 이루므로 층류구간과 천이구간 사이에서의 손실의 갑작스러운 증가는 없는 것을 알 수 있다. 따라서, 0rpm에서 40만 rpm사이에서 베어링 손실  $P_b$ 를 다항식으로 표현하는 것은 타당하며, 15만 rpm까지의 실험으로 얻어낸  $P_m$ 을 extrapolation하여 40만 rpm의 손실을 예측하는 것 역시 타당하다.

## 5.2 풍손의 계산

전동기 고정자 내에서 회전하는 회전체의 회전속도에 대한 풍손은 실험에 바탕을 두고 Mack에 의해 실험에 공식화된 식 (4)을 이용하여 계산할 수 있다.<sup>(6)(7)</sup>

$$P_w = \pi c_w \rho \omega^3 R^4 L \quad (4)$$

$$c_w = 6.3 \times 10^{-2} Re^{-0.225} \quad (5)$$

$$Re = \frac{R^2 \omega}{\nu} \quad (6)$$

$$T_a = \frac{R_2 \omega \delta_m}{\nu} \sqrt{\frac{\delta_m}{R}} \quad (7)$$

여기서,  $c_w$ 는 항력계수,  $\rho$ 는 공기밀도,  $\omega$ 는 회전각속도 [rad/sec],  $R$ 은 회전체 반지름,  $L$ 은 베어링 부를 제외한 전동기 고정자 부분에 해당하는 회전체의 길이,  $\nu$ 는 공기의 동점성계수,  $\delta_m$ 은 회전체와 모터 고정자 사이의 갭이다. 항력계수  $c_w$ 는 레이놀즈수( $Re$ )와 식(5)의 관계를 가진다. 식(4)~(7)의 계산을 위한 치수를 Table 1에 나타내었다. 참고문헌 [6]과 [7]에 의하면 전동기 고정자와 회전체 사이의 유동은  $Ta < 41.3$ 인 경우 층류,  $41.3 < Ta < 400$ 인 경우 층류에서 난류로의 천이,  $Ta > 400$ 인 경우 난류로 구분될 수 있다.

Table 1 Mechanical dimension of motor and shaft

Item	Value
$R$ [mm]	7.5
$L$ [mm]	104
$\delta_m$ [mm]	2.5

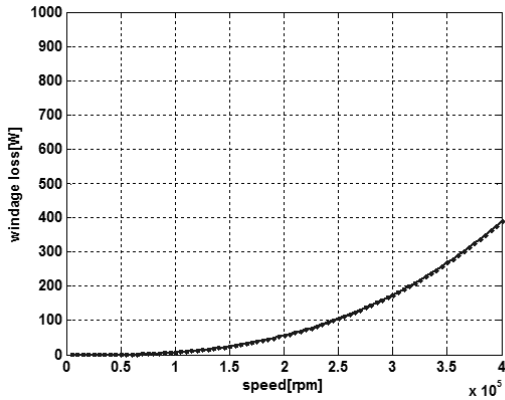


Fig. 8 Windage loss calculated by Mack's equation

Table 1의 치수와 식 (7)을 이용하여 계산하면 회전속도 5,500rpm에서 이미  $Ta > 400$ 이 되기 때문에 40만 rpm까지의 거의 모든 동작영역에서 전동기와 회전체 사이에는 난류 유동이 발생할 것으로 예측할 수 있다. 식(4)와 (5)를 사용하여 얻은 회전속도에 대한 풍손을 Fig. 8에 나타내었다.

### 5.3 동손 및 철손의 계산

동손은 전동기의 상저항과 정격 상전류의 rms 값으로 식 (8)과 같이 구해질 수 있다.

$$P_{copper} = 3 \cdot R_{ph} \cdot I_{ph,rms}^2 \quad (8)$$

또 다른 동손의 원인으로 와전류 효과를 들 수 있는데, 첫째, 권선의 표피효과에 의한 손실증가, 둘째, 권선 주변 자속의 변화에 의한 와전류 손실의 발생이 그것이며, 자속변화에 의한 와전류 손실은 식 (9)와 같다[10].

$$P_{copper.eddy} = \frac{6\pi d_0^4 L_{stk} \omega_e^2 N_{ph} N_{so} B_m^2}{128 \rho_c} \quad (9)$$

그러나, 설계시 침투깊이보다 작은 권선의 설계와 이론적으로 슬롯내부에서의 자계는 거의 0에 가까우므로 식(9)에 의한 권선의 와전류 손실은 거의 0이다.

철손은 시변하는 자계에 의하여 철심의 재료적 성질에 의

해 발생하는 손실이다. 그런데 철손에 대한 물리적 현상을 다룬 결과는 논문이나 문헌을 통해 제시되어 있지만, 철손의 복잡한 메커니즘에 대한 규명은 아직도 많은 연구가 필요하다. 일반적으로 철손에 관련된 정보는 자속밀도나 주파수에 따른 단위 철손으로 제조업체에 의해 표나 그래프로 제공된다. 하지만 제공된 표나 그래프에는 설계자가 원하는 자속밀도나 주파수에 따른 단위 철손이 제공되지 않으므로 설계자들은 철손 계수를 구하여 설계자가 원하는 자속밀도와 주파수에서의 철손을 구하여야 한다.<sup>(8)</sup>

본 논문에서 철손은 ANSYS 사의 전자기 FEM 해석 툴인 Maxwell 2D를 사용하여 계산하였다. 해석에서 전동기의 철손은 부하상태와 무부하상태에서 동일하다고 가정하고 효율 산정에 적용하였다. Fig. 9는 무부하 운전시 자계 특성해석에 의한 등자속선 및 철심 내 자속밀도 분포특성을 나타낸다. 해석에 사용된 고정자 철심의 재질은 ST150 (0.15t SiFe)이며, 제작사로부터의 철손데이터는 Fig. 10과 같다. 400krpm의 해석조건에서 철손을 계산하기 위한 히스테리시스손실 계수, 와전류손실계수 및  $n$ 은 Steinmetz 상수는 Table 2와 같이 적용하였다.<sup>(9)</sup>

40만 rpm까지의 철손을 계산하여 그 결과를 Fig. 11에 나타내었다. 40만 rpm에서 총 손실  $P_m$  중에서 철손  $P_c$ 의 비율은 약 5.5% 정도로서 크지 않은 부분을 차지할 것으로 예측된다.

Table 2 Core Loss Coefficients of ST150 Si-Steel Sheet.

계수	$k_h$	$k_e$	$n$
재질			
ST150	0.009	$3.58 \times 10^{-5}$	1.9802

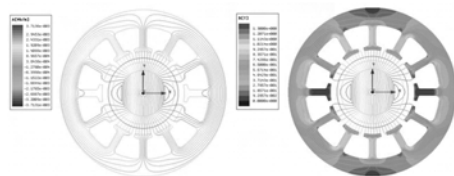


Fig. 9 FEM model to calculate iron loss

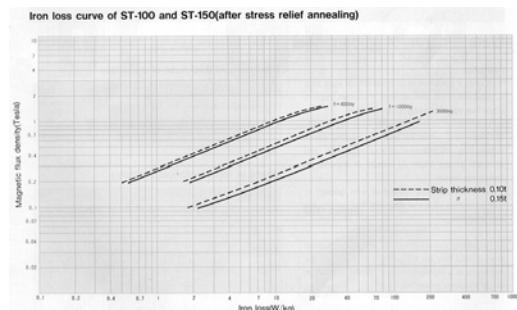


Fig. 10 Core loss data of ST-150 Si-Steel Sheet.

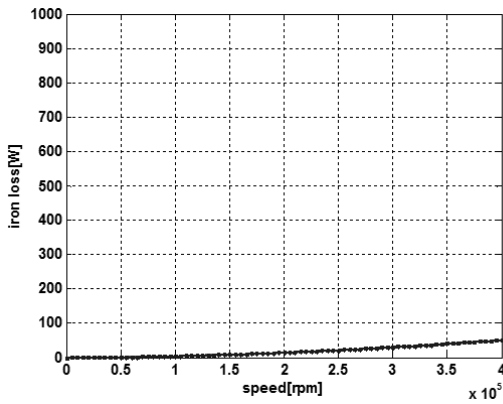


Fig. 11 Iron loss from FEM analysis

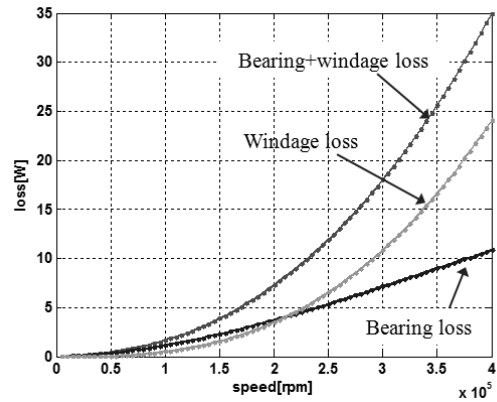


Fig. 13 Scaled bearing loss & windage for MTG layout

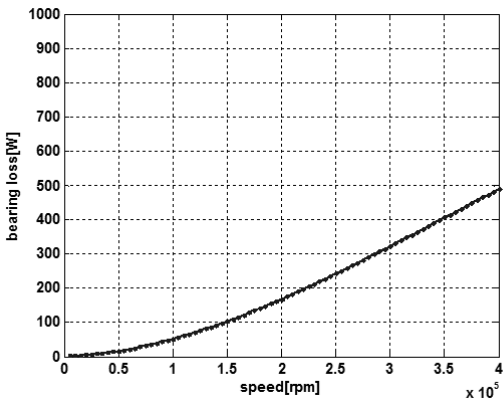


Fig. 12 Bearing loss calculated by Eq.(6)

#### 5.4 베어링손의 계산

베어링손도 풍손의 일종이므로 식(4)를 이용하여 계산하여야 하지만 회전체와 베어링 사이의 간극이 너무나 작기 때문에 식(4)에 사용되는 항력계수  $c_w$ 를 알 수가 없어 식(4)를 적용하여 바로 계산하기에는 무리가 있다. 따라서 식(3)으로부터 얻어진 식(10)을 이용하여 실험적으로 계산하여 얻어낸다.<sup>(7)</sup> 여기서,  $P_m$ ,  $P_w$ ,  $P_c$ 는 각각 Fig. 6, 8, 10의 데이터를 사용한다. 계산된 베어링손  $P_b$ 를 Fig. 12에 나타내었다.

$$P_b = P_m - P_w - P_c \quad (10)$$

#### 5.5 MTG Layout 회전체의 손실 계산

앞의 5.2~5.4의 결과는 직경 15mm, 길이 136mm인 실험용 회전체의 풍손, 철손, 베어링을 계산한 결과로서 40만 rpm에서 각각 500W, 400W, 50W의 손실이 발생한다. 이 결과를 식(4)에서 알 수 있듯이 풍손은 반지름의 4승과 길이에 비례하다는 상사성을 적용하여 직경 8mm, 길이 60mm의 회전체의 베어링손 및 풍손으로 환산하면 Fig. 12와 같으며 40만 rpm에서 베어링손과 풍손은 각각 11W와 25W가 발생할 것으로 예측되었는데 이는 MTG의 목표 출력 500W에 비해

상대적으로 작은 손실이다. MTG용 전동발전기는 아직 코일된 수나 자석의 크기가 결정되지 않았기 때문에 현재 단계에서는 철손을 계산할 수 없다. 하지만 시험에 사용된 1kW급의 전동기에 의한 철손이 500W급의 출력을 위한 전동발전기에 의한 철손보다는 클 것이므로 MTG 전동발전기의 요구동력을 선정하기 위해서는 시험용 전동기의 철손 데이터를 사용한다.

### 6. MTG 전동발전기의 요구동력 및 요구효율 선정

지금까지 실험과 상사성을 이용해 예측한 MTG 회전체에 의한 기계적/전기적 손실을 고려하여 MTG용 전동발전기의 요구동력 및 요구효율을 선정한다. 회전체를 자기구동속도인 20만 rpm까지 회전시키기 위한 요구동력에는 20만 rpm에서 압축기를 구동시키기 위한 동력과 베어링손, 풍손, 철손을 모두 고려하여야 한다. 사이클 해석결과 20만 rpm에서 요구되는 압축기 동력은 280W이고,<sup>(5)</sup> Fig. 12로부터 20만 rpm에서의 베어링손과 풍손은 각각 3.7W와 3.5W이다. 또한 Fig. 10으로부터 20만 rpm에서의 철손은 16W이다. 그러므로, MTG용 전동발전기의 전동모드 요구동력은 최소한 303W 이상이 되어야 할 것으로 예측되고, 약 30%의 안전여유를 고려하여 400W로 선정하였다. 이 내용을 Table 3에 정리하여 나타내었다.

다음으로는 40만 rpm에서의 터빈의 기계적 입력 740W에 대하여 기계적/전기적 손실을 고려한 후 정격출력 500W를 발생하기 위한 발전기의 요구효율을 결정한다. 40만 rpm에서의 베어링손과 풍손은 Fig. 13로부터 각각 11W와 25W이다. 또한 Fig. 10으로부터 40만 rpm에서의 철손은 50W이다. 터빈 입력에서 이들 손실을 제외한 발전기 입력은 654W이고, 이로부터 500W의 발전기 출력을 발생하기 위한 MTG용 전동발전기의 발전모드 요구효율은 최소한 76.5% 이상이 되어야 할 것으로 예측되고, 약 8.5%의 안전여유를 고려하여 85%로 선정하였다. 이 내용을 Table 4에 정리하여 나타내었다.

Table 3 Power requirement for motoring mode at 200,000rpm

Item	Value
a. Compressor power[W]	280
b. Bearing loss[W]	3.7
c. Winage loss[W]	3.5
d. Iron loss[W]	16
e. Motoring power[W] ( $e=a+b+c+d$ )	303.2
f. Motoring power requirement[W] ( $f \approx 1.3 \times e$ )	400

Table 4 Efficiency requirement for generating mode at 400,000rpm

Item	Value
a. Turbine input power[W]	740
b. Bearing loss[W]	11
c. Winage loss[W]	25
d. Iron loss[W]	50
e. Generator input[W] ( $e=a-b-c-d$ )	654
f. Generator output[W]	500
g. Generating efficiency[%] ( $g = \frac{f}{e} \times 100$ )	76.5
h. Generating efficiency requirement[%] ( $h = g + 8.5$ )	85

## 7. 결 론

지금까지 시험용 전동기를 이용한 감속시험 결과와 FEM 해석 및 상사성을 이용하여 MTG 회전체의 회전속도에 대한 베어링손, 풍손, 철손을 예측한 후 이들 손실을 고려하여 MTG용 전동발전기에서 전동모드에서의 요구동력과 발전모드에서의 요구효율을 결정하는 과정과 결과를 제시하였다. 이상의 결과를 반영하여 MTG용 전동발전기는 전동모드에서 400W의 출력을 발생시키고 발전모드에서 85% 이상의 효율을 가지도록 설계를 진행 중이다. 전동발전기의 설계 및 제작이 완료된 후에는 실제 MTG용 전동발전기와 회전체를 이용한 감속시험을 진행하여 본 논문에서 시험용 전동기를 사용해서 예측한 각각의 손실결과와 비교하여 앞서 진행한 시험용 전동기와 MTG 사이의 상사성을 이용한 손실예측방법의 정확성을 검증할 계획이다. 이러한 연구를 통해 초고속 전동기의 요구동력을 선정하는 데 고려되어야 할 손실 예측

방법을 확립할 수 있을 것으로 기대한다.

## 후 기

본 연구는 방위사업청 및 국방과학연구소 지원으로 수행되는 차세대 군용전원특화연구센터 사업의 일환으로 수행되었습니다.

## 참고문헌

- (1) 이원승, 2010, “그때는 거북선, 이제는 로봇,” 시대고시기획, 서울, 대한민국, pp. 16~24
- (2) 박철훈, 최상규, 함상용, 2011, “임팩트 테스트를 이용한 초고속 회전체용 공기 포일 베어링의 동특성 계수 측정,” 유체기계저널, Vol. 14, No. 1, pp. 5~10.
- (3) Isomura, K., Tanaka, S., Togo, S. and Esashi, M., 2005, “Development of high-speed micro-gas bearings for three-dimensional micro-turbo machines,” Journal of Micromechanics and Microengineering, Vol. 15, No. 9, pp. S222~S227.
- (4) Zwysig, C., Kolar, J. W., Thaler, W. and Vohrer, M., 2005, “Design of a 100W, 500000 rpm Permanent-Magnet Generator for Mesoscale Gas Turbines,” Industry Applications Conference, Vol. 1, pp. 253~260.
- (5) 한상조, 박준영, 박무룡, 최범석, 2010, “초소형 가스 터빈 사이클 해석,” 대한기계학회 충청지회 춘계학술대회, pp. 357~358.
- (6) Luomi, J., Zwysig, C., Looser, A., and Kolar, W. K., 2009, “Efficiency Optimization of a 100-W 500,000-r/min Permanent-Magnet Machine Including Air-Friction Losses,” IEEE Transactions on industry applications, Vol. 45, No. 4, pp. 1368~1377
- (7) Schweitzer, G. and Maslen, E. H., 2009, “Magnetic Bearings,” Springer, Heidelberg, Berlin, pp. 140~145
- (8) 장석명, 조한욱, 고경진, 2006, “고속으로 운전되는 영구자석형 동기전동기의 철손 및 풍손 해석,” 전기학회논문지, Vol. 55B, No. 10, pp. 511~520
- (9) 장석명, 조성국, 조한욱, 양현섭, 2003, “고속용 전동기에 사용되는 실리콘 규소강판의 철손계수 산정,” 2003년도 대한전기학회 전기기기 및 에너지변환시스템부문회 추계 학술대회 논문집, pp. 128~130.
- (10) Kamakshi Sridhar, 1995, “Electromagnetic models for slotless PM synchronous motor drives,” IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition, Vol. 1, pp. 367~377, Dallas, US, March.