

Design and Analysis of a 30 kW Permanent Magnet Synchronous Generator with an Asymmetrically Extended Axial Stack Length for Vehicle Power Coupling

Wona Ryoo, Junghoon Cha, Seunghoon Lee, and Huimin Kim*

Hanwha Aerospace, Changwon 51561, South Korea

(Received 28 April 2026, Received in final form 25 August 2026, Accepted 25 August 2026)

This paper presents the design, electromagnetic analysis, and performance evaluation of a 30 kW permanent magnet synchronous generator with an asymmetrically extended axial stack length for vehicle power coupling. Because the generator is coupled to a power take-off(PTO) system and operates under structural constraints, increasing its diameter is inherently limited. To meet the required output under such diameter-constrained conditions, a generator with an unusually extended axial stack length was designed, and electromagnetic field analysis was performed to secure the required 30 kW output characteristics. In the initial design stage, the fundamental specifications were derived using the loading distribution method, and finite element analysis (FEA) was subsequently conducted based on the obtained design parameters to achieve a detailed design. Furthermore, a prototype was fabricated from the detailed design, and performance tests were conducted. The results verified that the proposed generator satisfies the target performance requirements despite the imposed design constraints.

Keywords : permanent magnet synchronous generator (PMSG), power take-off(PTO) system, asymmetric axial stack length, finite element analysis (FEA)

차량동력결합을 위한 비대칭적 축방향 적층길이 확장형 30 kW급 영구자석 동기발전기의 설계 및 성능 분석

유원아 · 차정훈 · 이승훈 · 김희민*

한화에어로스페이스, 경남 창원시 성산구 공단로 69, 51561

(2026년 4월 28일 받음, 2026년 8월 25일 최종수정본 받음, 2026년 8월 25일 게재확정)

본 논문에서는 차량동력결합을 위한 비대칭적 축방향 적층길이 확장형 30 kW급 영구자석 동기발전기의 설계, 해석 및 성능 분석을 수행하였다. 차량 동력 결합용 발전기는 동력인출장치와 연결되어 엔진룸 및 내연기관 등의 구조적 제약을 받으므로, 발전기 직경 확대에 한계가 있다. 이에 따라 직경 제한 조건하에서 요구 출력 30 kW를 만족시키기 위해 축방향 적층길이 비정상적으로 증가된 형상의 발전기를 대상으로, 안정적인 출력 특성 확보를 위한 설계 및 자계해석을 수행하였다. 초기 설계 단계에서는 장하분배법을 적용하여 발전기의 기본 사양을 도출하였으며, 이후 도출된 설계 값을 기반으로 유한요소해석을 수행하여 상세 설계를 진행하였다. 또한 상세 설계 결과를 바탕으로 시제품을 제작하고 성능시험을 수행한 결과, 제시된 제한 조건하에서도 목표 성능을 만족함을 확인하였다.

주제어 : 영구자석 동기발전기, 차량동력결합, 축방향 적층길이, 유한요소해석

I. 서 론

영구자석 동기발전기는 회전자에 권선 대신 영구자석을 배치함으로써 계자 권선에 의한 동손이 발생하지 않아 동일한 체적 대비 높은 출력 밀도를 구현할 수 있다. 또한 높은 에

너지 밀도를 갖는 희토류 자석을 영구자석으로 사용하므로, 동일 출력 조건에서 타 발전기에 비해 소형화된 구조로 설계할 수 있다. 게다가 영구자석 동기발전기는 브러시와 슬립링이 필요 없는 구조이므로 유지보수가 용이하다. 이러한 특성으로 인해 제한된 공간에서도 안정적인 출력을 공급하는 발

전기로 영구자석 동기발전기를 많이 사용한다[1-3].

일반적으로 차량 탑재형 이동식 무기체계 운용 시 내부 장비에 사용되는 전력을 공급하기 위해, 별도의 외부 전력 공급원 없이 차량 자체의 엔진 동력원을 통해 전기에너지로 변환하여 주전원으로 활용한다. 즉, 차량 엔진으로부터 출력되는 기계적인 동력에너지를 전기에너지로 변환해주는 차량동력결합형 발전기가 필요하다. 이때 별도의 구동원을 추가하지 않고 발전기로 전원을 공급하기 위해서는, 엔진과 발전기를 연결시켜주는 장치가 필요하다. 이 장치는 동력인출장치(Power Take-Off, PTO)로, 엔진과 발전기 사이에 연결되어 엔진의 기계적 동력을 발전기로 전달하는 기능을 수행한다[4]. 그러나 동력인출장치와 연결된 발전기는 엔진룸, 내연기관, 부수장비 등으로 인해 공간적인 제약이 발생하며, 특히 직경 크기 확보에 상당한 제약이 따른다. 즉, 직경길이가 제한되므로 적층길이를 비정상적으로 확장하는 발전기 설계가 요구된다.

발전기에서 형상비는 기하학적인 형상을 나타내는 주요 설계 변수로, 일반적으로 공극 직경 D 에 대한 축방향 유효 길이 L 의 비로 정의된다. 형상비는 토크밀도, 출력전압 등 전자기적 출력 특성에 직접적인 영향을 미치므로 초기 설계 단계에서 결정되는 핵심 설계 변수이다. 발전기에서는 형상비가 증가할수록 회전자와 고정자의 강성 저하에 따른 공극 편심, 임계속도 감소에 따른 진동 특성 악화, 제작 공차 등의 기계적 문제가 발생할 수 있다. 또한, 적층길이의 증가에 따른 자속 포화, 역기전력 증가의 비선형성, 철손 증가 등의 전자기적 문제가 발생할 수 있다. 이러한 이유로 기존의 축방향 적층 설계는 일반적인 형상비 0.5~1.5의 범위에서 출력 향상을 목적으로 수행된 경우가 대부분이다[5-7]. 반면 본 논문에서 대상으로 하는 발전기는 직경 확대가 제한되는 구조적 특성으로 인해 일반 발전기보다 큰 형상비를 갖는 장축 구조가 요구된다. 이러한 구조에서는 적층길이 증가에 따른 전자기적 문제가 발전기 성능에 직접적인 영향을 미치므로, 이에 대한 전체적인 전자기 특성 분석과 설계가 필요하다. 또한 장축 구조에서는 축방향 적층길이가 증가함에 따라 적층 과정에서 제조공차가 누적될 가능성이 커지며, 이는 회전자와 고정자 사이의 공극 비대칭을 유발하여 기계적 간섭 및 성능 저하의 원인이 될 수 있다. 따라서 고품상비 발전기의 설계에서는 전자기 성능 뿐만 아니라 제조공정성을 함께 고려한 엔지니어링 설계가 요구된다.

본 논문에서 제안하는 차량동력결합형 발전기는 직경 제한 조건에서도 요구 출력을 만족시키기 위하여, 약 3.0의 고품상비를 가진 축방향 적층 구조를 적용하였다. 초기 설계에서는 장하분배법을 이용하여 전기장하와 자기장하를 분배하고 기본 설계 사양을 도출하였다[8-10]. 이후 Ansys Maxwell 기반의 유한요소해석을 통해 전자기 특성을 분석하여 상세 설

계를 수행하였다. 또한 시제품을 제작하여 성능시험을 수행함으로써 해석 결과를 검증하였다. 이를 통해 일반적인 형상비를 초과하는 고품상비 구조의 차량동력결합형 발전기에 대해, 전자기 성능 및 제조공정성을 고려한 엔지니어링 설계 방법을 제시하고, 실제 제작 및 적용 가능성을 검증하였다.

II. 요구 사항

발전기는 전기 장비에 전력을 공급해주는 핵심 장비로, 요구 부하 조건에 따라 안정적인 전력을 공급해주어야 한다. 본 논문에서 제안하는 발전기는 차량의 기본 운용 부하를 안정적으로 공급하기 위해서 최소 30 kW급 출력 성능이 요구된다.

또한, 발전기는 차량 내 지정된 구역에 탑재되므로, 설치 공간의 형상 및 크기에 따른 제약 조건을 충족해야 한다. Fig. 1을 보면 PTO, 변속기, 케이블 등과의 간섭으로 인해 직경 크기 확대에 제약이 있는 구조이며, 이를 반영한 최대 가용 공간은 가로 200 mm, 세로 200 mm, 깊이 600 mm 이내로 제한된다. 아울러 발전기는 차량 전체 시스템 중량에 직접적인 영향을 미치는 요소이므로 중량 제약 조건 또한 준수해야 한다. 차량의 총 중량 제한과 탑재 장비 구성을 종합적으로 분석한 결과, 발전기의 최대 허용 중량은 70 kg 이하

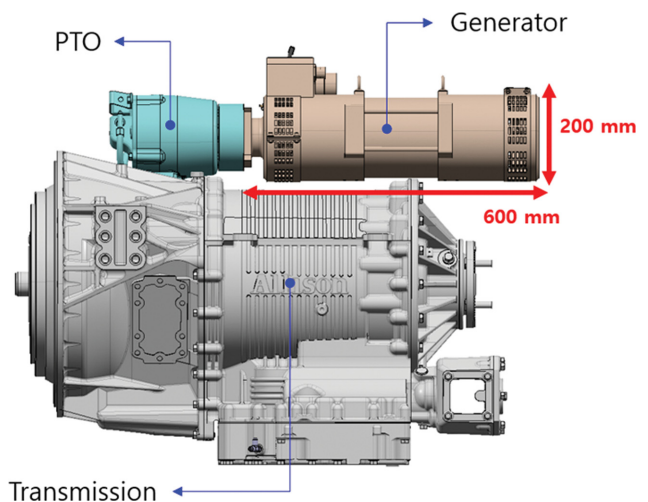


Fig. 1. (Color online) Structure of the vehicle power coupled generator.

Table I. Generator design main requirements.

Parameter	Unit	Value
Speed	rpm	2,100
Output Power	kW	30
Width	mm	200 or less
Height	mm	200 or less
Depth	mm	600 or less
Weight	kg	70 or less

로 설정되었다.

이러한 요구 사항들을 고려하였을 때, 설치 가능한 공간의 제약으로 인해 발전기의 직경은 200 mm 이내로 제한되며, 이를 보완하기 위해 축방향 적층 길이가 비정상적으로 긴 구조가 요구된다. 상기 요구사항을 종합하여 도출한 발전기의 주요 요구 사항은 Table I과 같다.

III. 설계 및 자계해석

1. 발전기 기본 설계

발전기의 출력과 효율은 전기적 및 자기적 장하와 함께 회전자 직경, 철심 유효길이, 회전속도 등의 설계변수에 의해 결정된다. 본 논문에서는 요구 출력 확보를 위한 기본 설계식을 식(1)과 같이 정의하고, 이를 바탕으로 발전기의 주요 형상과 전자기 설계조건을 검토하였다.

$$P = \left(\frac{P}{a}\right) \phi Z_n (I_a) \times 10^{-3} \\ = \pi^2 \times ac \times B_{av} \times D^2 L \times n \quad (1)$$

식(1)에서 P , p , a , ϕ , Z_n , I_a 는 각각 용량, 극수, 병렬회로수, 자기장하, 전기자 총 도체수, 전기자 전류를 나타내고, ac , B_{av} , D , L , n 은 각각 전기비장하, 평균 공극 자속밀도, 전기자 직경, 철심 유효길이, 회전수를 의미한다. 발전기의 출력은 회전자의 기하학적 크기뿐만 아니라 회전속도와 자속밀도에도 영향을 받기 때문에, 일반적으로 이러한 값들을 증가시키면 출력 확보에 유리하다. 하지만 차량 탑재형 발전기는 내부 설치공간이 제한되어 있어 직경을 확장하기에 한계가 있으며, 엔진과 PTO에서 전달되는 동력 및 회전속도에도 운용상 한계가 존재한다. 이에 따라 본 논문에서는 주어진 차량 탑재 조건 내에서 요구 출력과 효율을 만족할 수 있도록 고정자 및 회전자 형상구조를 우선적으로 선정하였다.

1.1. 장하분배법 기반 설계

발전기의 초기 형상 및 전자기 기본 설계값을 도출하기 위해 장하분배법을 적용하였다. 설계 흐름도는 Fig. 2에 제시하였으며, 발전기축 회전속도 2,100 rpm에서 정격출력 30 kW를 확보하고, 최대 33 kW까지 출력 가능한 구조를 목표로 기본 설계를 수행하였다.

설계 시 정격출력 30 kW 조건에서 출력전압 380 Vac $\pm$ 10%를 만족하도록 기준을 선정하였고, 장하분배법에 적용한 주요 설계 사양은 Table II에 정리하였다. 동기발전기의 특성을 고려하여 장하분배정수는 식(2)와 같이 설정하였으며, 이후 식(3)~(8)을 이용하여 자기장하를 산정하였다.

$$\gamma = 1.5, \gamma / (1 + \gamma) = 1.5 / 2.5 = 0.6 \quad (2)$$

$$P_{VA} = \frac{P}{PF \times \eta} = \frac{33 \text{ kW}}{1 \times 0.9} = 36.7 [\text{kVA}] \quad (3)$$

$$I = \frac{\text{kVA}}{\sqrt{3} \times V} = \frac{36.7 \times 10^3}{\sqrt{3} \times 380} = 55.7 [\text{A}] \quad (4)$$

$$S = \frac{\text{kVA}}{p} = \frac{36.7}{8} = 4.58 [\text{kVA}] \quad (5)$$

$$\frac{S}{f \times 10^{-2}} = \frac{4.58}{140 \times 10^{-2}} = 3.27 \quad (6)$$

$$\chi = \frac{\phi}{\phi_0} = \left(\frac{S}{f \times 10^{-2}}\right)^{\gamma/(1+\gamma)} = \left(\frac{S}{f \times 10^{-2}}\right)^{0.6} = (3.27)^{0.6} = 2.036 \quad (7)$$

$$\phi = \phi_0 \chi = 0.003 \times 2.036 = 0.0061 [\text{Wb}] \quad (8)$$

여기서 P_{VA} , PF , η , S , ϕ_0 , χ 는 각각 입력 용량, 역률, 효율, 매극의 용량, 기준 자기장하, 단위 표면적당 열전도를 의미한다.

고정자 권선방식은 슬롯 내 권선 점적률과 제작성을 고려하여 집중권 구조를 채택하였다. 집중권은 여러 슬롯에 걸쳐 권선을 배치하는 분포권과 달리 각 고정자 치에 권선을 집중하여 배치하는 방식이다. 본 논문에서는 매극 매상 슬롯수를 0.5로 선정하였으며, 식(9)을 이용하여 상당 직렬도선수를 유도하였다. 이후 식(10)~(12)를 통해 한 상에 필요한 슬롯수를 결정하고, 식(13)으로 슬롯당 요구 도선수를 계산하였다. 계산 결과를 실제 권선 제작조건에 맞추기 위해 슬롯당 도선수를 짝수인 32턴으로 조정하였으며, 최종적으로 식(14)와 같이 상당 직렬도선수 128개를 적용하였다.

$$E = 2.1 N_{ph} \phi f \quad (9)$$

$$N_{ph} = \frac{E}{2.1 \times \phi \times f} = \frac{380}{2.1 \times 0.0061 \times 140 \times \sqrt{3}} = 122.3336 \quad (10)$$

$$P_q = p \times q = 8 \times 0.5 = 4 [\text{EA}] \quad (11)$$

$$3P_q = 12 \quad (12)$$

$$\frac{N_{ph}}{P_q} = \frac{122.3336}{4} = 30.58 \quad (13)$$

$$N_{ph} = 32 \times 4 = 128 \quad (14)$$

E , N_{ph} , P_q , q 는 각각 상전압, 1상의 직렬도선수, 1상의 슬롯수, 매극 매상 슬롯수를 의미한다.

권선의 실제 배치조건이 유도기전력에 미치는 영향을 반영하기 위해 자속분포계수 k_ϕ , 분포계수 k_d , 단절계수 k_p 를 적용

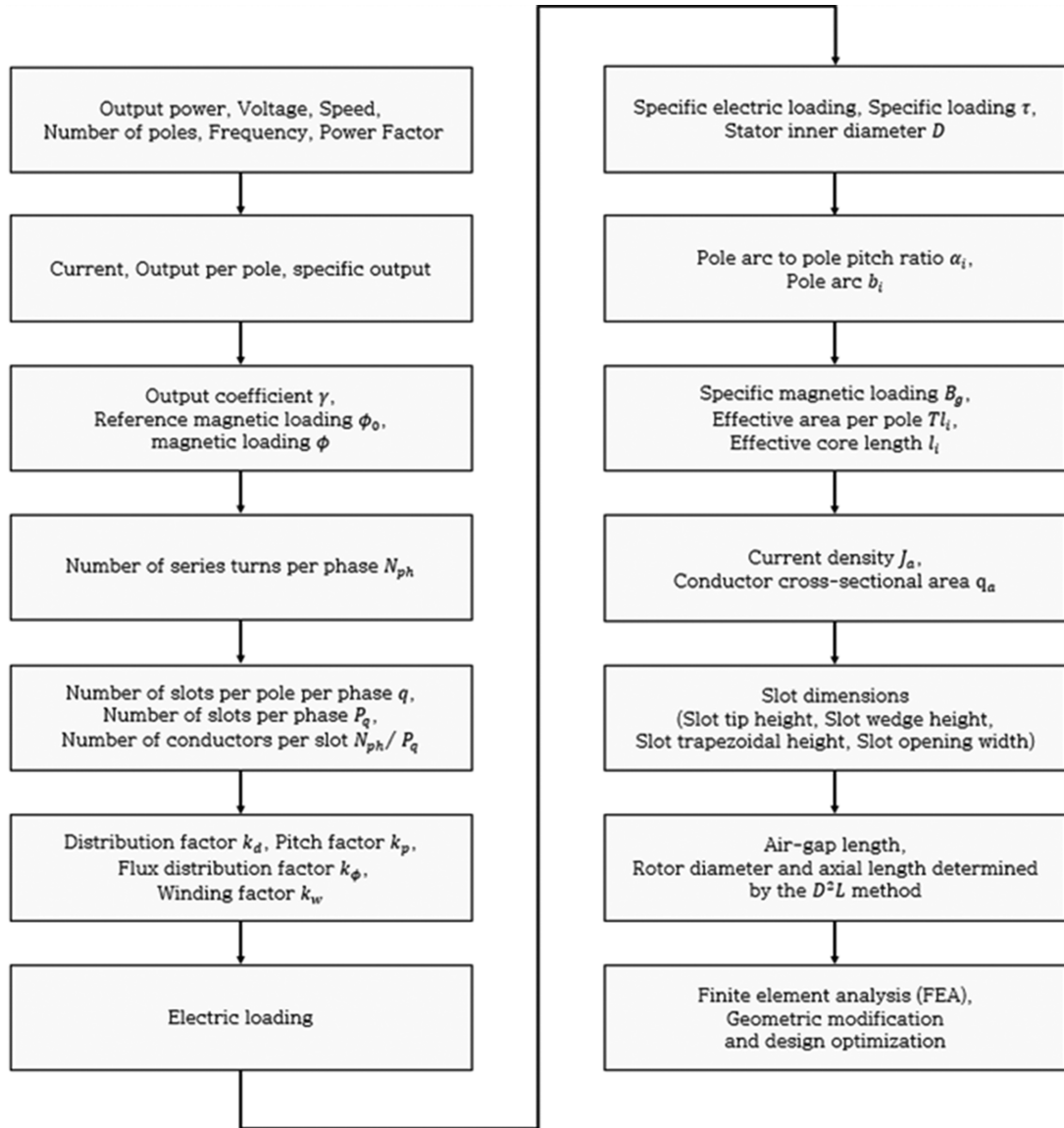


Fig. 2. Flow diagram of the loading distribution method.

Table II. Generator design specifications.

Parameter	Unit	Value
Maximum Output Power	kW	33
Speed	rpm	2,100
Voltage	V _{rms}	380
Frequency	Hz	140
Number of Poles	-	8
Number of Phase	-	3
Power Factor	-	0.9

하였다. 자속분포계수 k_ϕ 는 일반적으로 0.96~1.02 범위에 존재하며, 본 논문에서는 자속분포를 이상적인 정현파로 가정하여 1로 적용하였다. 한편 분포계수 k_d 는 상당 슬롯수와 슬롯의 공간적 배치에 의해 결정되며, 슬롯각 β 를 식(15)로 구한

뒤 식(16)을 통해 산정하였다.

$$\beta = \frac{2\pi p}{S} \quad (15)$$

$$k_d = \frac{\sin(q\beta/2)}{q\sin(\beta/2)} = 0.959 \quad (16)$$

코일 배치에는 전절권 대신 단절권을 적용하였다. 이는 코일 피치를 극 피치보다 짧게 구성함으로써 권선이 차지하는 공간을 줄이고, 동시에 특정 고조파 성분을 억제하기 위한 것이다. 다만 코일 피치가 감소하면 유도기전력도 함께 감소하므로 이를 보정하기 위해 단절계수 k_p 를 도입하였다. 단절계수는 180°와 실제 코일 피치각의 차이인 ε 를 이용하여 식(17)과 같이 산정하였다.

$$k_p = \cos\left(\frac{\varepsilon}{2}\right) = 0.858 \quad (17)$$

권선 전체의 유기기전력 특성을 반영하기 위한 권선계수 k_w 는 분포계수와 단절계수의 곱으로 정의하였으며, 식(18)에 따라 0.823으로 계산하였다.

$$k_w = k_d \times k_p = 0.959 \times 0.858 = 0.823 \quad (18)$$

고정자 내경을 결정하기 위해 상당 직렬도선수와 전류를 이용하여 먼저 전기장하 AC를 계산하였다. 이후 전기비장하를 산정하였으며, 이를 8극 구조에 적용하여 식(19)~(21)과 같이 고정자 내경 D_i 를 도출하였다.

$$AC = \frac{3N_{ph}I}{P} = \frac{3 \times 128 \times 55.7}{8} = 2673.6 [\text{A/m}] \quad (19)$$

$$\tau = \frac{AC}{ac} = \frac{2673.6}{1000} = 26.7 \quad (20)$$

$$D_i = \frac{p \times \tau}{\pi} = \frac{8 \times 26.7}{\pi} = 68.1 [\text{mm}] \quad (21)$$

고정자 철심의 유효길이는 극호율과 자기비장하를 기반으로 선정하였다. 극호율 α_i 는 일반적으로 적용되는 0.6~0.75 범위 내에서 0.65를 선정하였으며, 자기비장하 B_g 는 소형 저압 동기에 적용되는 0.6~0.8 범위를 고려하여 0.8로 설정하였다. 이 값을 이용하여 식(22)와 식(23)으로 극호 b_i 를 산정한 후, 식(24)와 식(25)를 통해 필요한 유효 단면적과 고정자 유효길이 l_i 를 계산하였다.

$$\alpha_i = b_i / \tau = 0.65 \quad (22)$$

$$b_i = \alpha_i \tau = 0.65 \times 26.7 = 17.4 [\text{mm}] \quad (23)$$

$$\tau l_i = \frac{\varphi}{\alpha_i B_g} \times 10^4 = \frac{0.0061}{0.65 \times 0.8} \times 10^6 = 11,731 [\text{mm}^2] \quad (24)$$

$$l_i = \frac{\tau l_i}{\tau} = \frac{11,731}{26.7} = 439.4 [\text{mm}] \quad (25)$$

권선 도체의 단면적은 허용 가능한 전류밀도를 기준으로 결정하였다. 대상 발전기는 차량 탑재환경에서 운용되는 점을 고려하여 회전자 끝단에 냉각팬을 설치한 강제공냉 방식을 적용하였다. 이에 따라 강제공냉 조건에서 통상적으로 사용되는 3~6 A/mm²의 전류밀도 범위를 설계 기준으로 선정하였으며, 전기자 권선의 전류밀도 J_a 는 5.7 A/mm²로 선정하였다. 이 값을 식(26)에 적용하여 필요한 도선 단면적을 산정하였다.

$$q_a = \frac{I}{J_a} = \frac{55.7}{5.7} = 9.8 [\text{mm}^2] \quad (26)$$

고정자 외경 산정을 위해 먼저 슬롯 형상을 구성하는 세부 치수를 결정하였다. 100 kVA 이하의 소형 동기기에서는 슬롯 텃 높이 H_{s0} 는 0.5~1.5 mm, 슬롯 대각텃 높이 H_{s1} 는 0.5~1.0 mm, 슬롯 사다리꼴 높이 H_{s2} 는 15~25 mm, 슬롯 개폐폭 B_{s0} 는 1.0~2.5 mm로 일반적인 설계범위가 적용된다. 이를 기준으로 Fig. 3과 같이, 본 발전기에서는 H_{s0} 와 H_{s1} 를 각각 1.0 mm, H_{s2} 를 24 mm로 선정하였으며, 슬롯 개폐폭 B_{s0} 는 10.6 mm로 선정하였다. 슬롯 개폐폭 B_{s0} 는 일반적인 소형 동기기의 설계범위보다 크게 적용하였으며, 이는 집중권 권선의 삽입성과 제작 편의성을 확보하기 위해 Open Slot 구조를 채택하였기 때문이다. 또한 고정자와 회전자 사이의 공극은 중형 동기기의 일반적인 공극 길이를 고려하여 1.5 mm로 선정하였다. 이러한 슬롯 형상과 공극 조건을 종합하여 초기 설계 단계에서 고정자 외경 162 mm, 회전자 외경 65.1 mm를 산정하였으며, 이후 자계해석을 통해 고정자 내경, 외경 및 회전자 외경의 최종 치수를 확정하였다.

1.2. 영구자석 및 권선 설계

발전기의 출력 성능과 운전 안정성은 영구자석의 자기적 특

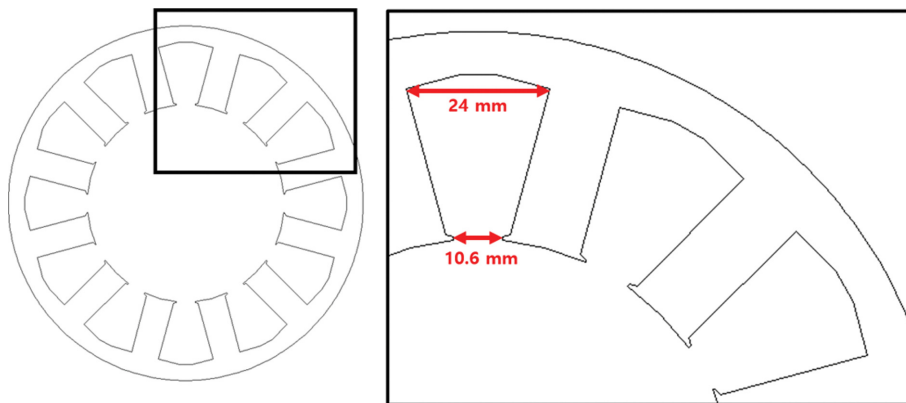


Fig. 3. (Color online) Geometry of the stator slot.

성, 고정자 권선 설계, 극 슬롯 조합의 설계에 의해 결정된다. 따라서 이러한 설계 인자들의 선정이 매우 중요하다.

영구자석의 두께는 공극자속밀도와 영구자석의 자기적 특성을 이용하여 초기 산정을 수행하였다. 장하분배법을 통해 자기비장하가 0.8 이하가 되도록 설계 기준을 설정하였으며, 철심 포화에 대한 충분한 여유를 확보하기 위해 자기비장하가 약 0.7 수준이 되도록 N45SH 영구자석을 선정하였다. 전기강판 재질로 결정되는 철심의 포화가능 자속밀도는 1.7 T를 적용하였으며, 식(27)을 이용하여 공극자속밀도를 산정하였다.

$$B_{\delta} = B_g B_{sat} \quad (27)$$

B_{δ} , B_{sat} 는 각각 공극자속밀도, 철심의 포화가능 자속밀도를 의미한다. 이후 식(28)에 N45SH 영구자석의 잔류자속밀도와 앞서 선정한 공극 길이 1.5 mm를 대입하여 영구자석의 초기 두께를 계산한 결과 약 13.4 mm가 도출되었다.

$$B_{\delta} = B_r \frac{l_m}{l_m + \mu_r g} \quad (28)$$

B_r , l_m , μ_r , g 는 각각 잔류자속밀도, 자석의 두께, 자석의 상대투자율, 공극을 의미한다. 이후 유한요소해석을 수행하여 출력 특성을 검토 후, 목표 출력 성능과 제조성을 종합적으로 고려하여 최종 영구자석 두께 10.1 mm로 선정하였다. 또한, 8극 구조를 적용하여 회전자를 설계하였으며, 이에 따른 구조는 Fig. 4에 나타내었다.

고정자 코어는 12슬롯 집중권 구조로 설계하였으며, 슬롯당 권선수는 32턴으로 선정하였다. 회전자의 회전에 따른 공극 자속의 변화에 의해 고정자 권선에 역기전력이 발생하며,

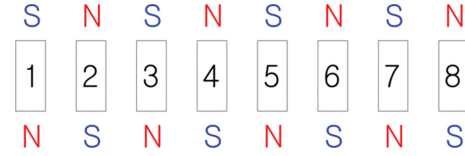


Fig. 4. (Color online) Arrangement of the permanent magnets.

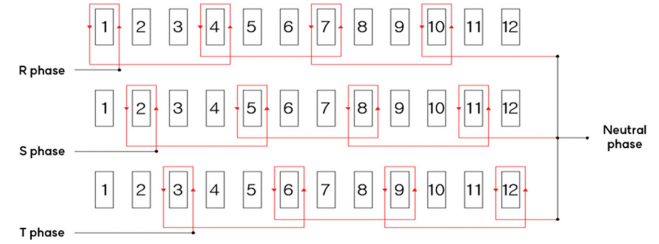


Fig. 5. (Color online) Concentrated winding configuration.

이를 통해 발전기의 출력전압이 유도된다. 고정자 권선은 발전기 운전 시 요구되는 절연성능을 확보하기 위하여 AIW 등급의 코일을 적용하였다. 또한 권선 내부에 온도센서를 설치하여 발전기 운전조건에 따른 권선 온도 변화를 측정하고, 온도 포화 특성을 확인할 수 있도록 구성하였다. 이에 대한 구조는 Fig. 5와 같다. 권선 구성은 슬롯 점적을 향상을 위해 직렬 결선 방식 및 각동선으로 선정하였으며, 이러한 설계를 바탕으로 권선저항이 0.09 Ω 인 것을 확인하였다.

극 슬롯 조합은 권선계수, 공극 자속밀도, 토크 리플에 직접적인 영향을 미치는 주요 설계 인자이다. 본 논문에서는 출력 확보를 위해 대표적인 극 슬롯 조합 중 하나인 8극 12슬롯의 집중권 구조로 선정하였다. 8극 12슬롯 조합은 코일들이 기본과 자속과 유사하도록 권선을 배치할 수 있으므로, 높

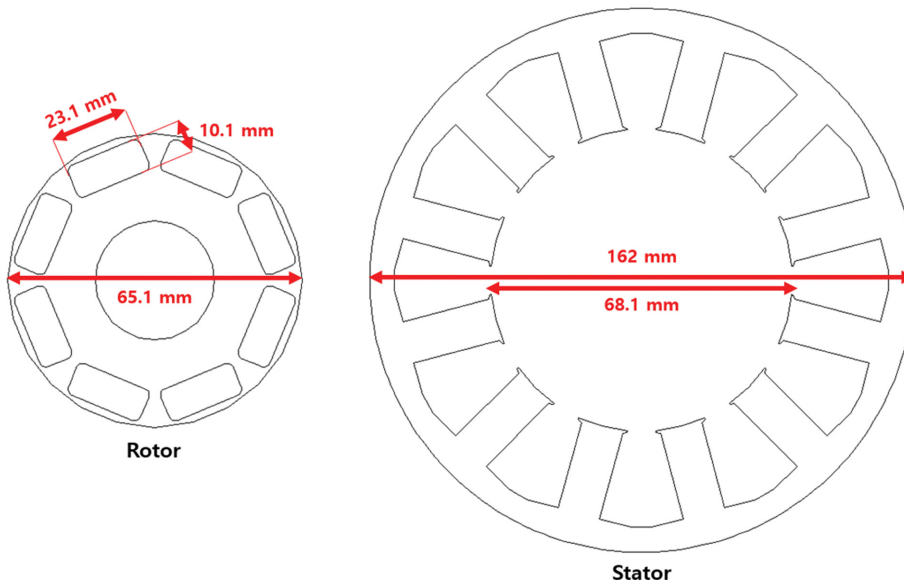


Fig. 6. (Color online) Initial design geometry based on the loading distribution method.

Table III. Initial design parameters based on the loading distribution method.

Parameter	Unit	Value
Output Coefficient	-	1.5
Slots per Pole per Phase	-	0.5
Distribution Factor	-	0.959
Electric Loading	A/m	2,673.6
Electric Loading Density	-	26.7
Magnetic Loading	Wb	0.0061
Magnetic Loading Density	-	0.8
Pole Arc Ratio	-	0.65
Current Density	A/mm ²	5.7
Rotor Outer Diameter	mm	65.1
Stator Inner Diameter	mm	68.1
Stator Outer Diameter	mm	162
Air gap	mm	1.5
Stack Length	mm	439.4

은 권선 계수를 확보할 수 있다. 이에 영구자석의 자속을 효과적으로 쇄교함으로써 역기전력 및 출력 특성을 확보할 수 있다. 또한, 분수슬롯 구조는 슬롯과 극의 상대적 위치가 분산되어 공극 자속밀도 변화에 의한 코깅토크 성분을 완화하여 토크 리플 저감에도 유리하다.

1.3. 발전기 기본 설계 결과

장하분배법을 이용한 초기 설계 결과와 영구자석 및 권선의 설계 사양을 반영하여 발전기의 기본 형상을 도출하였으며, 해당 형상은 Fig. 6에 나타내었다. 이 과정에서 결정된 발전기의 주요 설계 인자는 Table III에 정리하였다.

2. 발전기 자계 해석

장하분배법을 통해 산정된 주요 치수와 영구자석 및 권선의 선정 결과를 적용하여 발전기의 초기 모델을 구성하였다. 이를 기준 모델로 하여 전자기 유한요소해석을 수행하였으며, 해석 결과에 따른 전자기적 특성을 비교 및 검토함으로써 발전기의 상세 설계를 수행하였다. 특히, 직경 제약 조건에 의해 발생하는 고정자 및 회전자 자속분포, 역기전력 형성, 파형의 안정성, 코깅토크에 대해 분석하였으며, 이에 대한 상세 설계를 중점으로 수행하였다.

본 논문의 자계해석은 상온 조건을 기준으로 수행하였다. 발전기 끝단에 냉각팬을 설치하여 운전 중 온도 상승을 최소화하도록 설계하였으며, 이에 따른 권선의 비저항 증가는 미미할 것으로 판단하였다. 또한, 형상 설계 및 전자기적 특성 비교에 중점을 두어 별도의 열 해석은 수행하지 않았다.

2.1. 무부하 자계 해석

무부하 운전 조건에서 고정자 및 회전자의 주요 형상 변수

를 단계적으로 변경하여 전자기 특성을 비교 및 분석하였다. 각 형상에 따른 자속분포, 역기전력, 코깅토크 특성을 검토하였으며, 이를 바탕으로 요구 성능에 적합한 고정자 및 회전자 형상을 도출하였다.

먼저 고정자 형상 변경에 따른 전자기적 특성을 검토하며 상세 설계를 수행하였다. 초기 모델로 Fig. 7에 나타난 일반적인 치부 형상의 고정자 구조를 적용하여 해석을 수행하였다. Table IV의 결과에 따르면, 상전압은 205.66 Vac이며, 이에 따른 선간전압은 356.22 Vac, 코깅토크는 9.91 Nm로 산출되었다.

역기전력 값을 더 증가시키기 위해서는 단위면적당 자속밀도를 높이는 설계가 필요하며, 이를 위해 Fig. 8과 같이 영구자석에서 발생한 자속이 공극을 통해 고정자로 들어가는 치부 쪽의 형상을 수정하였다. Table V의 결과에 따르면, 상전압은 211.8 Vac이며, 이에 따른 선간전압은 366.85 Vac, 코깅토크는 7.16 Nm로 산출되었다. 자속밀도의 증가로 인해 역기전력이 약 10 Vac 증가한 것을 확인할 수 있다.

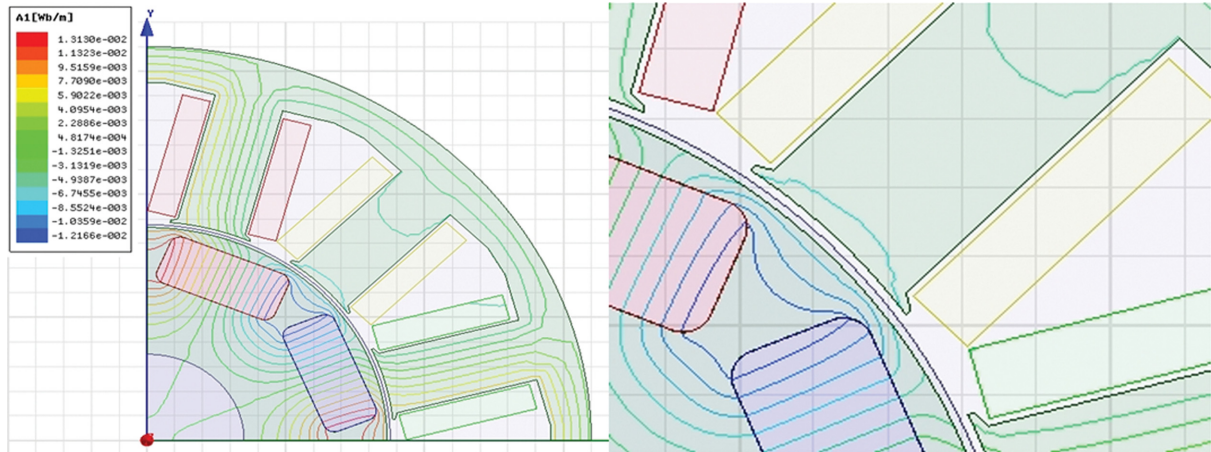
다음으로 회전자의 형상을 변경하며 상세 설계를 진행하였다. 목표 값인 $380 \text{ Vac} \pm 10\%$ 에 근접하기 위해서는, 회전자 설계도 고정자 설계와 같이 역기전력 값을 더 증가시키는 설계가 필요하다. 이를 위해 Fig. 9와 같이 극 간 노치를 적용한 형상 구조로 수정하여, 자속 경로 및 자속 밀도 분포를 조절하였다. Table VI의 결과에 따르면, 상전압은 238.25 Vac이며, 이에 따른 선간전압은 412.66 Vac, 코깅토크는 4.16 Nm로 산출되었다. 자속밀도의 증가로 인해 역기전력은 약 45 Vac 증가하였다. 또한, 노치 적용에 따라 영구자석과 고정자 슬롯 사이의 자기적 상호작용이 완화되어 코깅토크는 약 3 Nm 정도 감소하였다.

추가적으로 열관리를 위해 Fig. 10과 같이 회전자에 냉각공을 적용하였다. 냉각공 적용에 따른 전자기 성능 저하를 최소화하기 위해 주요 자속 경로에 미치는 영향이 최소화 되도록 냉각공의 위치 및 크기를 선정하였다. 또한 냉각공을 대칭적으로 배치하여 슬롯-극 상호작용에 대한 공극 자기저항 변동이 추가로 발생하지 않도록 하였다. 그 결과는 Table VII과 같으며, 냉각 성능을 향상시키면서도 역기전력과 코깅토크 특성이 변동 없이 유지되도록 설계하였다.

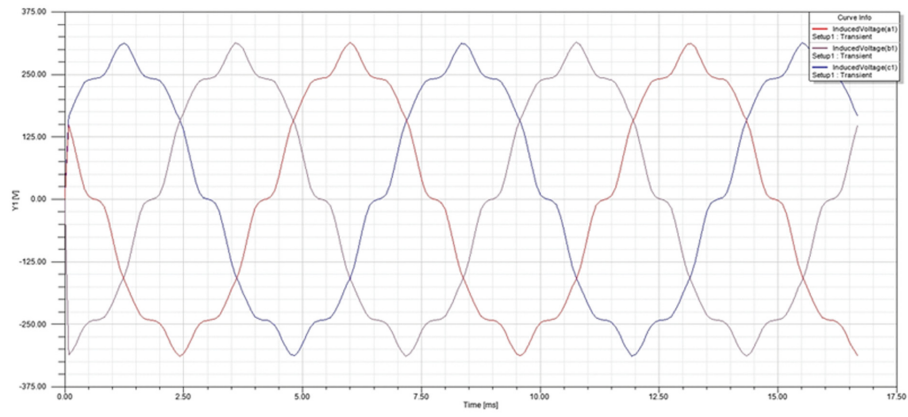
최종적으로 고정자 치부 형상 수정과 회전자 극 간 노치 및 냉각공 적용을 통해, 역기전력은 증가하고 코깅토크는 감소하도록 하는 상세 설계를 진행하였다.

2.2. 부하 자계 해석

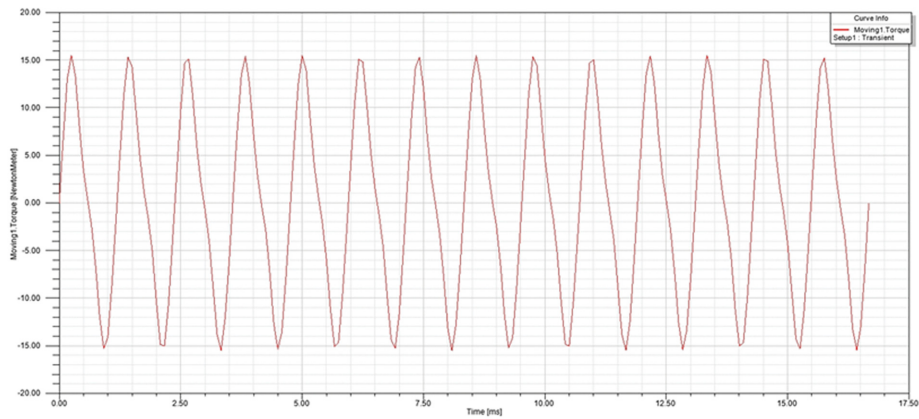
30 kW 부하 조건에서의 자계해석을 위해, Fig. 11과 같이 부하회로를 구성하였다. Y결선 발전기를 상당 기준 등가회로로 구성하였으며, 각 상당 등가 인덕턴스, 권선 저항, 부하



(a)



(b)



(c)

Fig. 7. (Color online) No-load FEA results of the conventional stator tooth. (a) Flux Lines, (b) Back EMF, (c) Cogging Torque.

Table IV. Numerical results of back EMF and cogging torque for the conventional stator tooth.

Parameter	Unit	Value	Parameter	Unit	Value
Voltage(a1)	V_{rms}	205.81	Cogging Torque	Nm	9.91
Voltage(b1)	V_{rms}	205.83			
Voltage(c1)	V_{rms}	205.34			

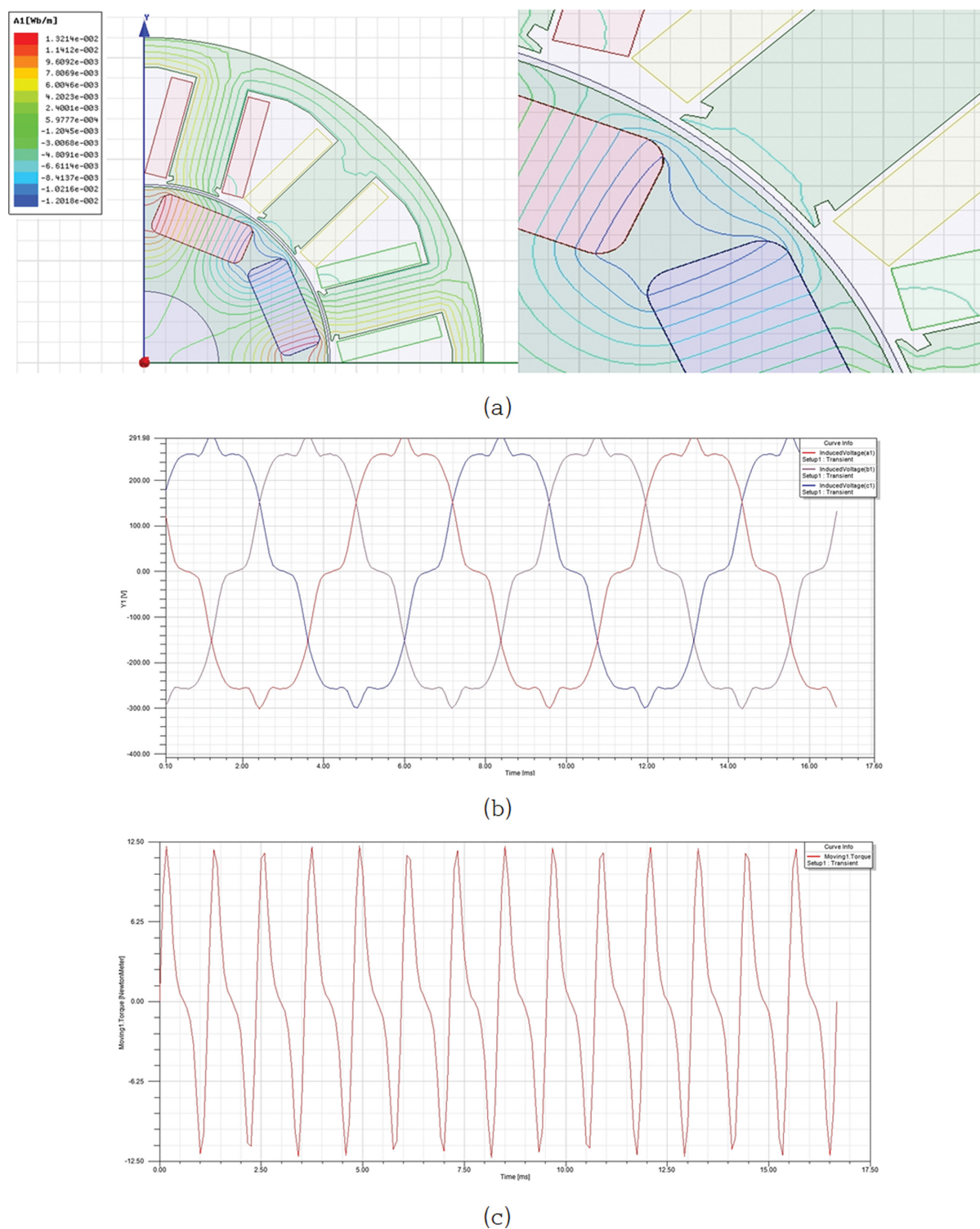


Fig. 8. (Color online) No-load FEA results of the modified stator tooth geometry. (a) Flux Lines, (b) Back EMF, (c) Cogging Torque.

Table V. Numerical results of back EMF and cogging torque for the modified stator tooth geometry.

Parameter	Unit	Value	Parameter	Unit	Value
Voltage(a1)	V_{rms}	211.95	Cogging Torque	Nm	7.16
Voltage(b1)	V_{rms}	211.99			
Voltage(c1)	V_{rms}	211.44			

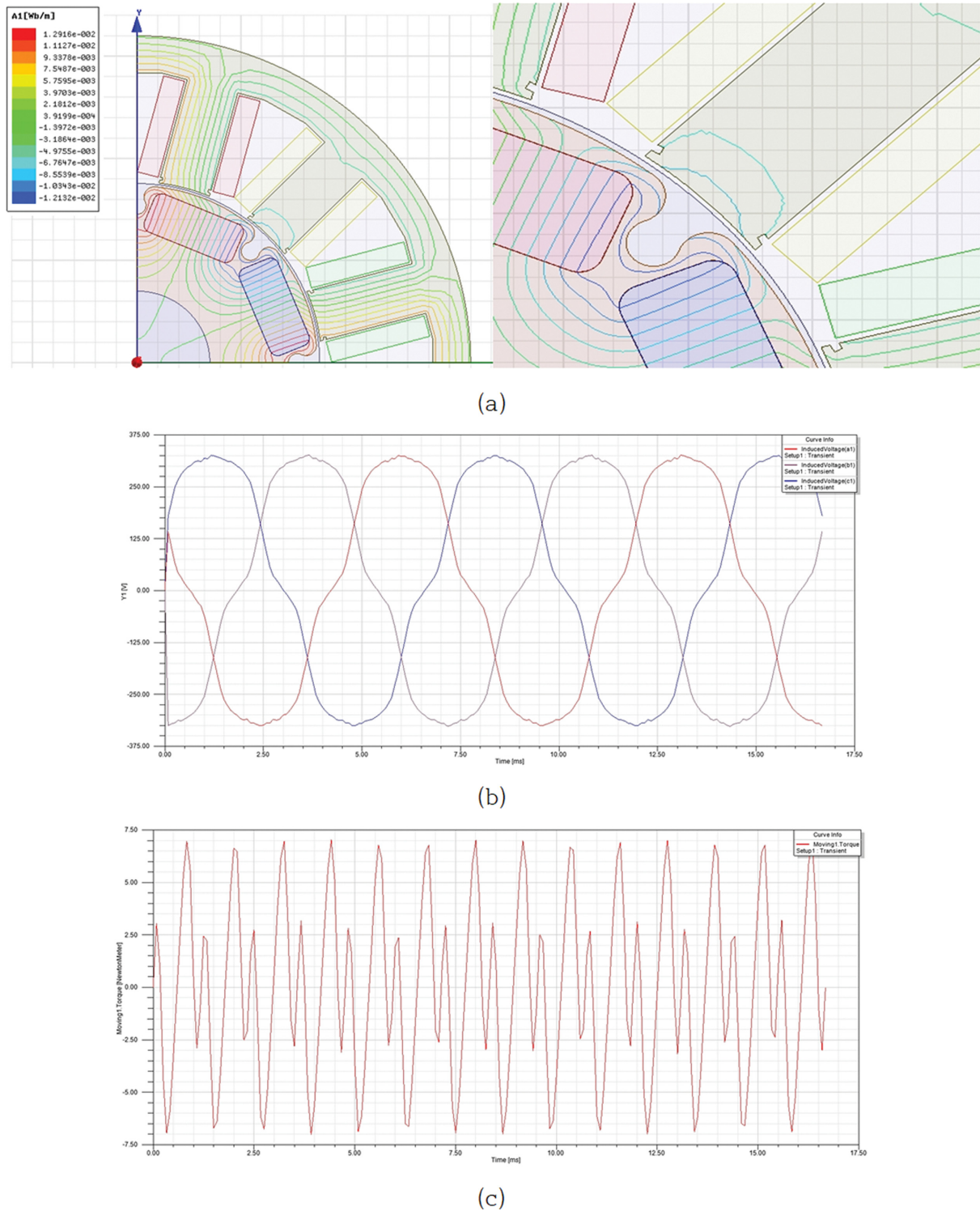
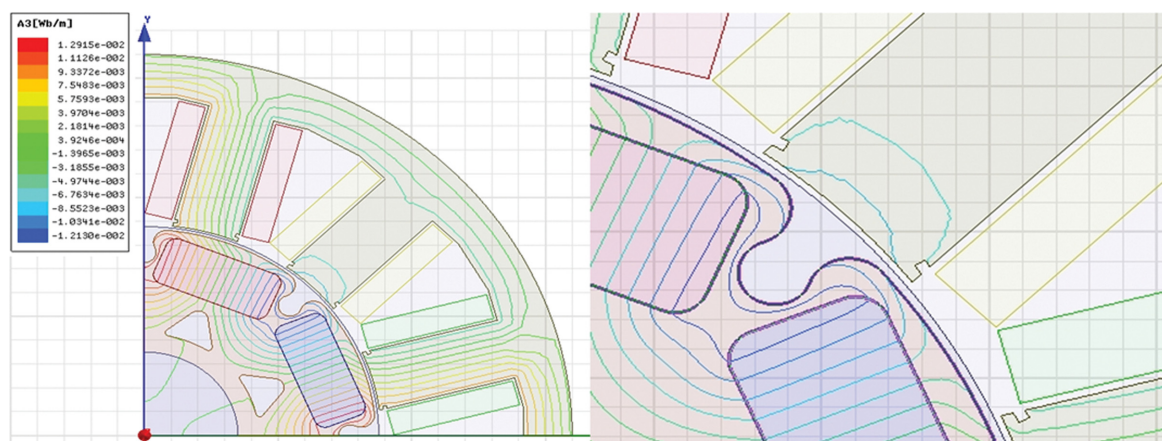


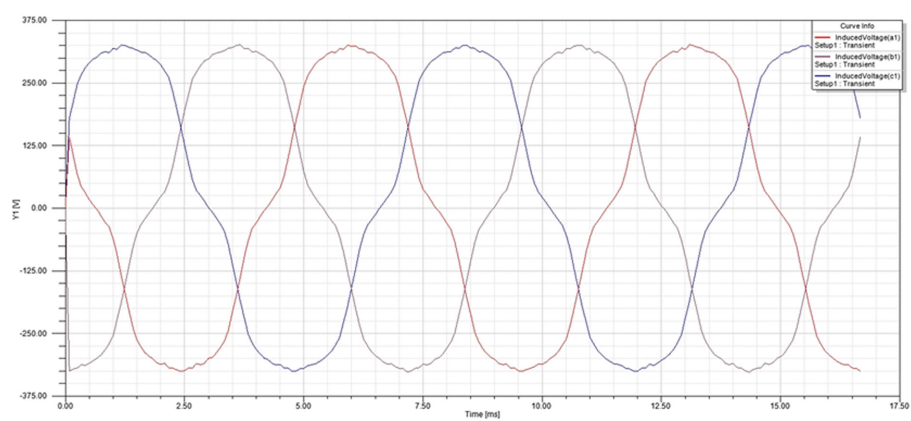
Fig. 9. (Color online) No-load FEA results of the rotor geometry with interpole notches. (a) Flux Lines, (b) Back EMF, (c) Cogging Torque.

Table VI. Numerical results of back EMF and cogging torque for the rotor geometry with interpole notches.

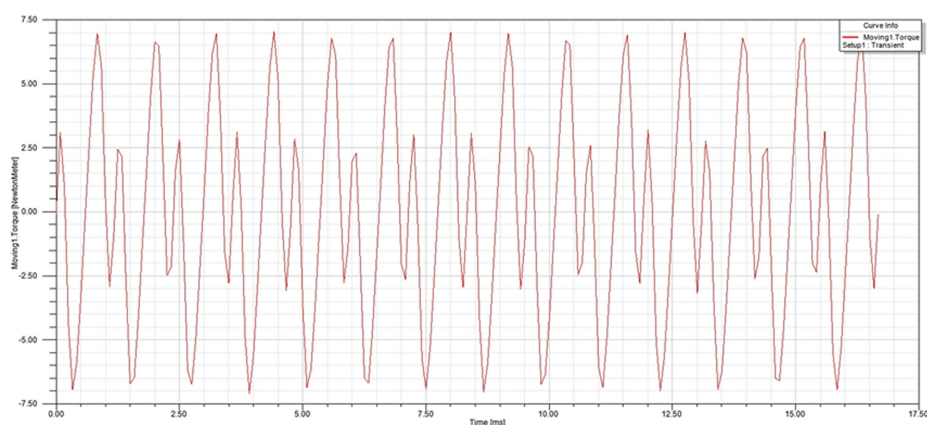
Parameter	Unit	Value	Parameter	Unit	Value
Voltage(a1)	V_{rms}	238.44	Cogging Torque	Nm	4.16
Voltage(b1)	V_{rms}	238.49			
Voltage(c1)	V_{rms}	237.81			



(a)



(b)



(c)

Fig. 10. (Color online) No-load FEA results of the rotor geometry with cooling holes. (a) Flux Lines, (b) Back EMF, (c) Cogging Torque.

Table VII. Numerical results of back EMF and cogging torque for the rotor geometry with cooling holes.

Parameter	Unit	Value	Parameter	Unit	Value
Voltage(a1)	V_{rms}	238.42	Cogging Torque	Nm	4.16
Voltage(b1)	V_{rms}	238.47			
Voltage(c1)	V_{rms}	237.79			

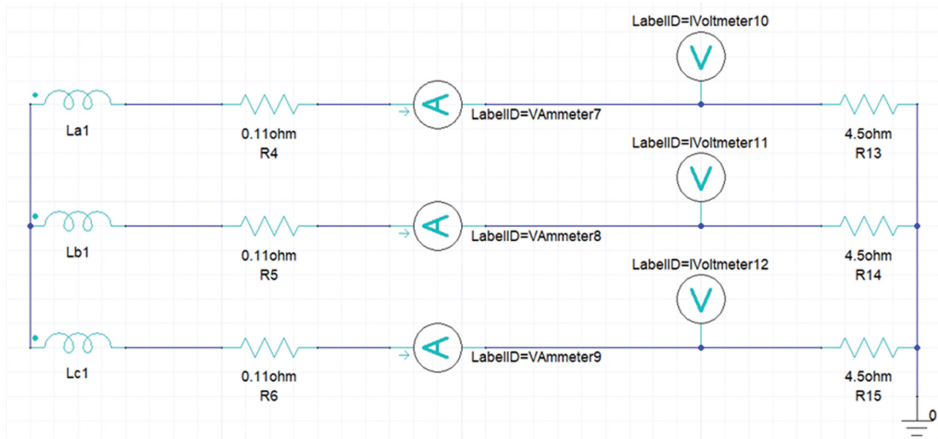
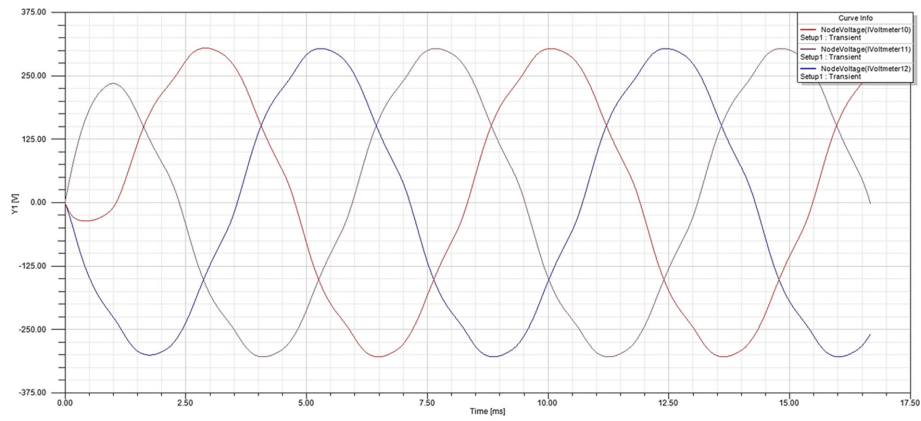
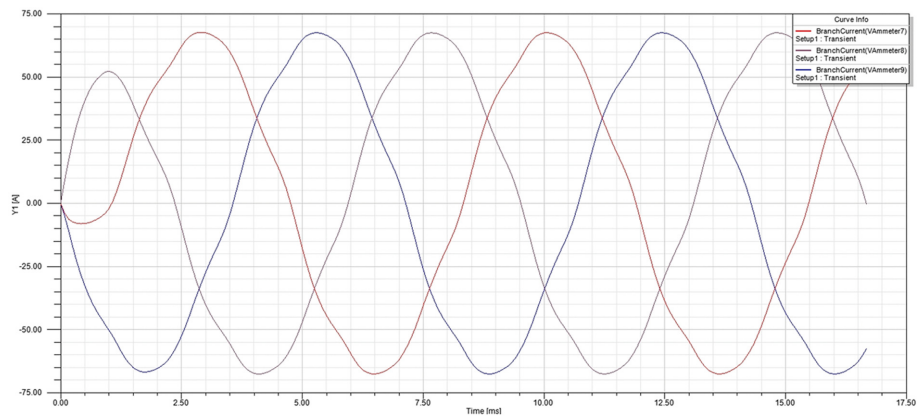


Fig. 11. (Color online) Equivalent circuit under the 30kw load condition.



(a)



(b)

Fig. 12. (Color online) FEA results under the 30 kW load condition. (a) Voltage Characteristics, (b) Current Characteristics.

Table VIII. Numerical results of voltage and current under the 30 kW load condition.

Parameter	Unit	Value	Parameter	Unit	Value
Voltage(a1)	V_{rms}	213.28	Current(a1)	A_{rms}	47.39
Voltage(b1)	V_{rms}	213.81	Current(b1)	A_{rms}	47.51
Voltage(c1)	V_{rms}	213.81	Current(c1)	A_{rms}	47.51

저항으로 구성하였다. 등가 인덕턴스와 권선 저항은 각각 권선의 전기적 특성과 동손 성분을 반영하며, 부하 저항은 상당 출력 값을 고려하여 구성하였다.

부하가 인가될 경우 권선 저항 및 누설 리액턴스 등 내부 임피던스의 영향으로 인해 전압 강하가 발생하며, 자속 포화에 따른 비선형 특성이 나타나게 된다. 해석 결과 Fig. 12 및 Table VIII과 같이, 선간전압은 370.03 Vac로 나타나 무부하 전압 값 대비 약 40 Vac의 전압 강하가 발생하였으나, 초기 설계 단계에서 설정한 목표전압 범위인 $380 \text{ Vac} \pm 10\%$ 를 충족하는 것을 확인할 수 있다. 또한 상전류는 47.47 A, 출력은 30.42 kW이며, 이는 목표 값인 30 kW 이상을 충족하는 것을 확인할 수 있다.

2.3. 발전기 상세 설계 결과

축방향 적층길이의 증가는 유효 자속량과 출력 향상에 기여하지만, 철심 내부의 자속 밀도 집중과 국부 포화가 발생할 경우 역기전력 향상을 확보하기 어려울 수 있다. 이에 본 논문에서는 발전기의 축방향 적층길이가 증가될 수밖에 없는

상황에서, 요구 출력을 확보하기 위한 역기전력 향상에 초점을 두고 전자기 상세 설계를 진행하였다. 이에 일반적인 고정자 치부 형상을 시작으로 고정자 치부 형상 수정, 회전자 극간 노치 및 냉각공을 순차적으로 설계하여 자속밀도 분포와 역기전력을 비교 분석하였으며, 자속 포화를 방지하면서 역기전력을 향상시킬 수 있는 형상을 도출하였다.

최종적으로 전자기 유한요소해석을 통하여 변경된 최종 발전기 형상은 Fig. 13과 같으며, 산출된 상세 설계 인자는 Table IX과 같다.

IV. 성능시험

기본 및 상세 설계를 바탕으로 시제품을 제작하였으며, 설계된 발전기의 출력 특성과 초기 설계 요구 사항에 대한 만족 여부를 검증하기 위해 성능 시험을 수행하였다. 시제품은 상세 설계를 통해 도출된 최종 설계 사양을 기반으로 제작되었으며, 고정자 외경 160.0 mm와 유효 길이 422.0 mm를 적용하였다. 제작된 발전기는 설치 가능 공간인 가로 200 mm, 세로 200 mm, 깊이 600 mm 이내의 기구적 제약 조건을 만족하였으며, 총 중량은 약 65 kg으로 허용 최대 중량인 70 kg 이내를 만족하였다. 이를 통해 차량 탑재를 위한 공간 및 중량 요구 사항을 모두 충족하도록 시제품을 제작하였다.

시제품은 고품상비 축방향 적층구조로, 이러한 구조에서는 적층 과정에서 발생하는 미세한 위치 오차가 축방향으로 누적되어 공극 비대칭을 유발할 수 있다. 이는 회전자와 고정자 간 간섭 및 전자기 특성 저하의 원인이 된다. 이에 따라 고품상비 적층 구조의 제조공정성을 확보하기 위해 적층 정렬용 치구를 별도로 제작하였으며, 각 적층판의 위치와 중심축을 일정하게 유지한 상태에서 순차적으로 적층을 수행하였다. 이를 통해 적층 오차를 최소화하고 공극의 균일성을 확보함으로써, 제조공정성을 고려한 설계 형상을 시제품으로 구현하였다.

성능시험은 2,100 rpm을 공급해주는 시험용 모터와 발전기를 Pulley로 연결한 구동 방식을 구성하여 수행하였으며, 시험 구성 및 환경은 Fig. 14와 같다.

1. 무부하 성능시험

부하 조건이 배제된 상태에서 발전기의 설계 성능을 검증하기 위해 무부하 시험을 수행하였다. 설계 및 자체해석 결과의 타당성을 확인하기 위해 2,100 rpm에서의 무부하 출력 전압 및 파형을 측정하였다. 측정 결과는 Fig. 15와 같이 선간전압은 407.25 Vac이며, 전압 파형은 정현파에 근사한 형태임을 확인할 수 있다.

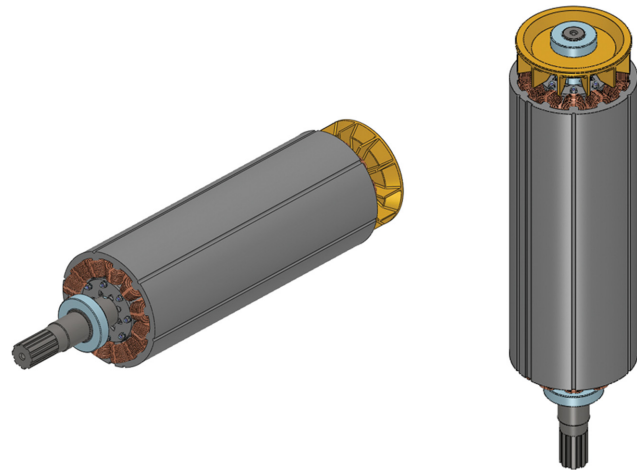


Fig. 13. (Color online) Detailed design geometry based on FEA.

Table IX. Detailed design parameters based on FEA.

	Parameter	Unit	Value
Stator	Number of Slots	-	12
	Slot Opening Width	mm	10.6
	Outer Diameter	mm	160.0
	Inner Diameter	mm	88.5
Rotor	Number of Poles	-	8
	Magnet Dimensions	mm ²	23.0*10.0
	Outer Diameter	mm	86.6
	Inner Diameter	mm	35.0
General	Air-gap Length	mm	0.95
	Stack Length	mm	422.0

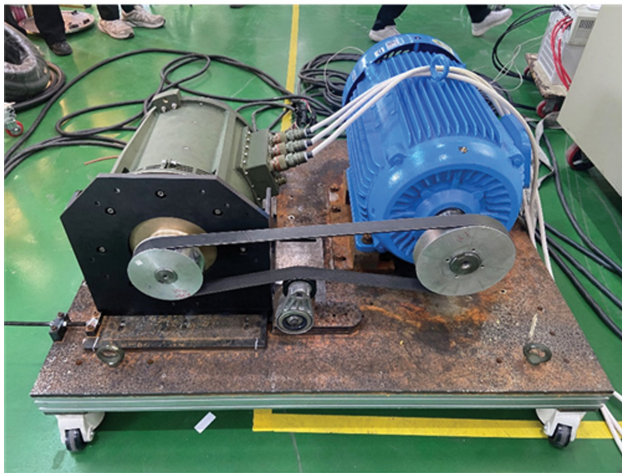
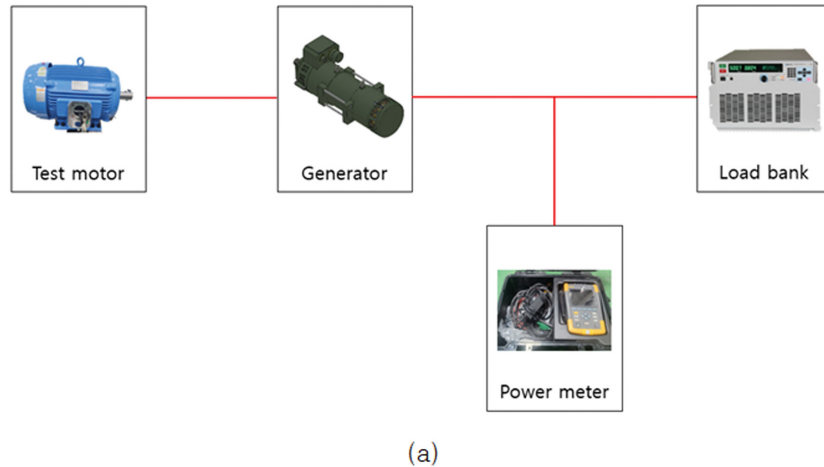


Fig. 14. (Color online) Experimental setup. (a) Test Configuration, (b) Coupled Configuration of the Test Motor and Generator, (c) Speed Measurement.

2. 부하 성능시험

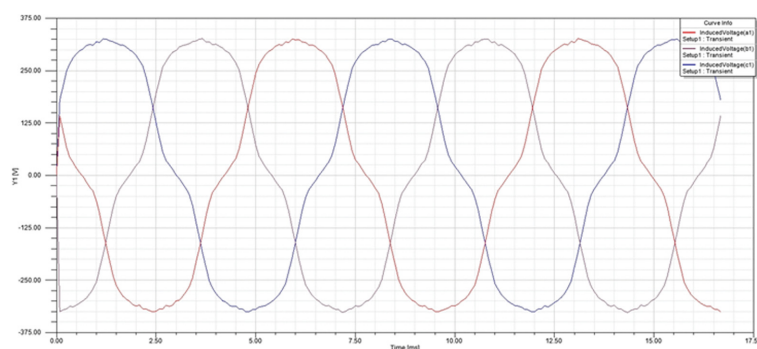
2,100 rpm 상태에서 30 kW 부하 인가에 따른 발전기의 출력 성능을 검증하기 위해 부하 시험을 수행하였다. 앞서 언급하였듯이, 부하가 인가될 경우 전압 강하가 발생하게 된다. 이러한 부하 조건에서도 설계된 발전기가 요구 출력 성능을 정상적으로 구현하는지를 검증하였다. 2,100 rpm에서 출력전압 및 파형, 출력전류의 크기와 파형을 측정하여 발전기의 실제 출력 성능을 평가하였으며, 측정 결과는 Fig. 16과 같다. 선간전압은 350.41 Vac, 상전류는 49.9 A, 전력은 30.3 kW로 측정되어 초기목표 값인 $380 \text{ Vac} \pm 10\%$ 및 30 kW를 충족하는 것을 확인할 수 있다. 또한, 출력전압 및 전류 파형은 정현파에 근사한 형태임을 확인할 수 있다.

V. 결과 비교분석

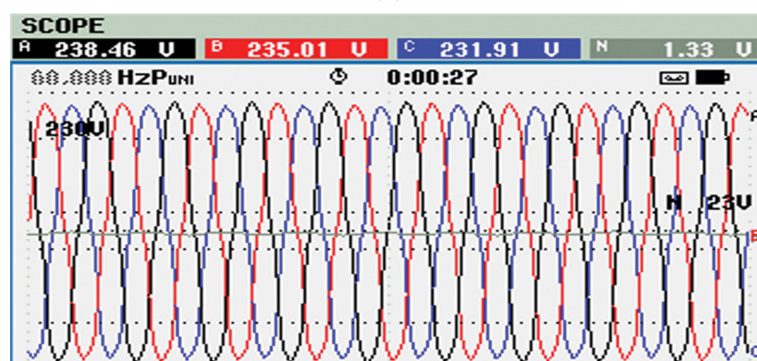
무부하 조건의 전압 해석 결과 값과 시험 결과 값을 비교

한 것은 Table X를 통해 확인할 수 있으며, 이는 매우 유사한 값을 확인할 수 있다. 이를 통해 설계 및 제작 과정이 적절히 구현됨을 확인할 수 있다.

또한, 부하 조건의 전압 및 전류 해석 결과 값과 시험 결과 값을 비교한 것은 Table XI 및 Table XII를 통해 확인할 수 있다. 이때 출력 선간 전압이, 해석 결과 값에 비해 시험 결과 값이 약 20 Vac 감소된 값으로 나타나는 것을 확인할 수 있다. 이는 시험 시 실제 권선의 온도 상승으로 인해 권선저항이 증가하여, 전기적 전압강하가 추가적으로 발생하기 때문이다. 또한, 회전자 축방향 적층 길이가 긴 발전기의 누설자속 및 철손 영향을 전자기 유한요소해석에서는 제대로 반영되지 못한 점에 기인하기 때문이다. 그러나 전압강하가 발생한 시험 결과 값 또한 초기 목표 값인 $380 \text{ Vac} \pm 10\%$ 와 30 kW에 충족되는 것을 확인할 수 있다. 이를 통해 설계된 발전기가 부하 조건에서도 목표 성능을 적절히 구현함을 확인할 수 있다.

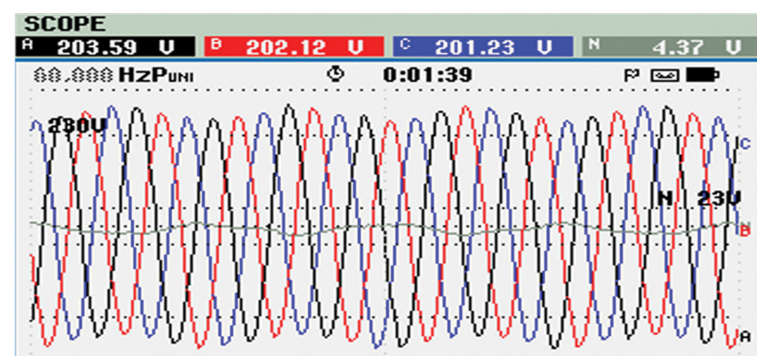


(a)

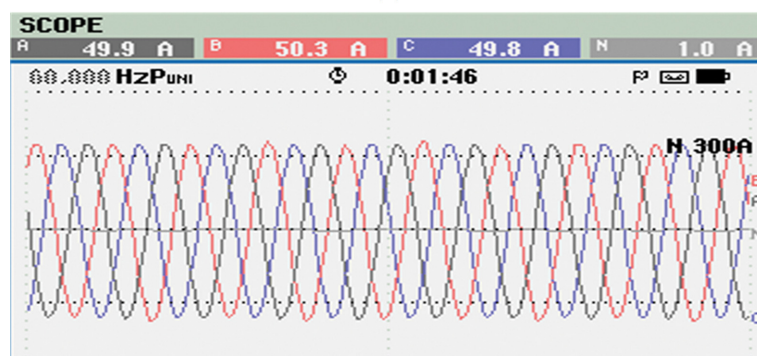


(b)

Fig. 15. (Color online) No-load voltage characteristics. (a) Simulation Result, (b) Experimental Result.



(a)



(b)

Fig. 16. (Color online) Experimental results under the 30 kW load condition. (a) Voltage Characteristics, (b) Current Characteristics.

Table X. Comparison of no-load voltage between simulation and experiment.

	Simulation Result (Vac)	Experiment Result (Vac)
Phase A Voltage	238.42	238.46
Phase B Voltage	238.47	235.01
Phase C Voltage	237.79	231.91
Line-to-Line Voltage	412.62	407.25

Table XI. Comparison of voltage at 30 kW load between simulation and experiment.

	Simulation Result (Vac)	Experiment Result (Vac)
Phase A Voltage	213.28	203.59
Phase B Voltage	213.81	202.12
Phase C Voltage	213.81	201.23
Line-to-Line Voltage	370.03	350.41

Table XII. Comparison of current at 30 kW load between simulation and experiment.

	Simulation Result (A)	Experiment Result (A)
Phase A Current	47.4	49.9
Phase B Current	47.5	50.3
Phase C Current	47.5	49.8

VI. 결 론

본 논문에서는 차량 동력인출장치와 연계되어 30 kW를 공급하는 차량동력결합형 영구자석 동기발전기의 설계 및 성능을 검증하였다. 차량 내부의 제한된 탑재 공간으로 인해 발전기 직경을 충분히 확보하기 어려운 구조적 제약을 고려하여, 형상비 약 3.0의 축방향 적층구조를 적용하였다. 또한 일반적인 형상비 범위를 초과하는 발전기에서 발생할 수 있는 전자기적 및 기계적 특성을 고려하여 설계를 수행하였다. 초기 설계 단계에서는 장하분배법을 적용하여 전기장하와 자기장하를 결정하고 요구 출력 사양을 만족하는 기본 설계를 수행하였다. 이후 유한요소해석을 통해 고정자 치부 형상 수정과 회전자 극 간 노치 및 냉각공을 적용하여 상세 설계를 수행하였다. 또한, 무부하 및 부하 특성을 분석하여 목표 성능을 만족하도록 설계를 보완하였다. 이러한 설계 결과를 바탕으로 시제품을 제작하고 성능시험을 수행하였다. 특히 축방향 적층 구조에서 발생할 수 있는 적층 오차와 공극 비대칭을 최소화하기 위해 적층 치구를 제작하였으며, 이를 통해 제조공정성을 확보하였다. 해석 값과 시험 값을 비교한 결과, 제한된 설치 공간에서도 목표 출력전압 및 전력을 만족함을 확인하였으며, 해석과 시험 결과가 전반적으로 유사한 경향을 나타내어 제안한 설계 방법의 유효성을 검증하였다.

따라서 본 논문은 일반적인 형상비를 초과하는 고풍상비 차량동력결합형 발전기에 대해 전자기 성능뿐만 아니라 제조공정성까지 함께 고려한 엔지니어링 설계 절차를 제시하였으며,

실제 시제품 제작과 성능시험을 통해 설계의 적용 가능성을 검증하였다는 점에서 의의가 있다. 향후에는 발전기의 운전 조건별 효율맵을 구축하여 최적 운전 영역을 도출하고, 다양한 해석 데이터를 데이터베이스화하여 AI 기반 최적 설계 기법을 적용함으로써 설계 효율성과 성능을 더욱 향상시키는 연구를 수행할 예정이다.

감사의 글

이 논문은 2023년도 정부(방위사업청)의 재원으로 국방기술진흥연구소의 지원을 받아 수행된 연구임(KRIT-CT-23-017).

References

- [1] S. W. Seo, J. Y. Choi, K. Hong, and K. H. Kim, J. Korean Magn. Soc. **25**, 58 (2015).
- [2] G. R. Slemon, IEEE Trans. Ind. Appl. **30**, 134 (1994).
- [3] S. A. Kim, S. G. Lee, S. I. Byun, and Y. H. Cho, DC Voltage Regulation Control of Engine Direct Connection Type IPMSG for Special Vehicle, Proc. 15th IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering (EEEIC) (2015).
- [4] K. H. Kang, Doctoral dissertation, Study on the Compensation Methods of Initial Rotor Position of Permanent Magnet Type Generator System for a Special-Purposed Vehicle, Kookmin University, Korea (2017).
- [5] H. M. Woo, Mater's thesis, Design of 10 kVA Synchronous Generator to Improve THD of Power Quality, Kyung Sung University, Korea (2021).
- [6] Y. Jo and D. H. Lee, Power Electron. **23**, 112 (2018).

- [7] H. J. Park, H. L. Kang, D. G. Ahn, and S. H. Han, Trans. Korean Soc. Mech. Eng. B **47**, 45 (2023).
- [8] K. T. Kim, K. H. Kang, and T. H. Choi, Trans. Korean Inst. Electr. Eng. **42**, 1 (1993).
- [9] T. Takeuchi, Electrical Machine Design, Dongil Publishing Co., Seoul (1994) pp. 70~87.
- [10] Y. H. Jeong, Doctoral dissertation, The Design and Characteristics Analysis of the 65 kW High-Speed Permanent Magnet Synchronous Generator, Chungnam National University, Korea (2007).