

Two-stage Optimal Design of PMSM for Dual Operating Points Using Practical Winding Turns Estimation and Global Sensitivity Analysis

Ki-O Kim and Myung-Seop Lim*

Department of Automotive Engineering, Hanyang University, Seoul 04763, South Korea

Won-Seok Cha, Younjae Hwang, Kwon-Yong Lee, and Jae-Hyeon Kim

Department of Automotive Engineering (Automotive-Computer Convergence), Hanyang University, Seoul 04763, South Korea

(Received 17 March 2026, Received in final form 11 May 2026, Accepted 11 May 2026)

Flat motors, characterized by a low axial-to-radial aspect ratio, may exhibit significant discrepancies between 2D and 3D FEA results due to end effects. While 3D FEA is indispensable for accurate parameters, its high computational cost makes optimization challenging. To address this issue, this study proposes three distinct strategies aimed at reducing the computational cost. Considering the analysis conditions of a motor with dual-operating points, the design cost is reduced by classifying the target performance according to the optimization stage. Also, by utilizing practical winding turn estimation and global sensitivity analysis (GSA), the number of experimental points and design variables are reduced to perform efficient two-stage optimization, thereby minimizing the FEA calculation cost. Through the proposed method, the optimal design cost can be greatly reduced.

Keywords : dual operating point, global sensitivity analysis, two-stage optimal design, winding turns estimation

실제적인 권선 턴 수 추정 및 전역 민감도 분석을 활용한 이중 동작점을 갖는 PMSM의 2단계 최적 설계

김기오 · 임명섭*

한양대학교 미래자동차공학과, 서울시 왕십리로 222, 04763

황윤재 · 차원석 · 이권용 · 김재현

한양대학교 미래자동차공학과(미래자동차-SW융합전공), 서울시 왕십리로, 222, 04763

(2026년 3월 17일 받음, 2026년 5월 11일 최종수정본 받음, 2026년 5월 11일 게재확정)

축 방향 길이가 짧고 반경 방향 길이가 큰 박형 모터는 단부 효과로 인해 2D 및 3D FEA 결과 간의 상당한 차이를 보일 수 있다. 정밀한 파라미터 계산을 위해서는 3D FEA가 필수적이지만, 높은 계산 비용으로 인해 최적화가 어렵다. 이러한 문제를 해결하기 위해 본 연구에서는 해석 비용 저감을 위한 3가지의 방안을 제안한다. 이중 동작점을 가지는 모터의 해석 조건을 고려하여 최적화 단계에 따라 목표 성능을 구분하여 설계 비용을 감소시킨다. 또한 실제적인 권선 턴 수 추정 및 전역 민감도 해석(GSA)을 활용하여 실험점의 감소와 설계 변수를 감소시켜 효율적인 2단계 최적화를 수행하여 FEA 계산 비용을 최소화한다. 제안된 방법을 통해 최적 설계 비용을 크게 절감할 수 있다.

주제어 : 이중 동작점, 전역 민감도 해석, 2단계 최적 설계, 턴 수 추정 알고리즘

I. 서 론

축 방향 길이가 짧고 반경 방향 길이가 긴 박형의 영구자석 동기모터(Permanent Magnet Synchronous Motor, PMSM)는 제한된 공간에서 높은 토크를 필요로 하는 가전, 로봇 등 다양한 산업계에서 널리 사용되고 있다. 그러나 박형 모터의 경우 축 방향 길이가 긴 원통형 모터 대비 2D FEA와 3D FEA의 해석 오차가 매우 크다. 또한 회전자 오버행 등이 추가적으로 반영되면 그 오차는 더욱 심화된다. 따라서 박형 모터의 정확한 성능을 파악하기 위해서는 3D FEA가 반드시 필요하다.

제한된 조건에서 모터의 성능을 극대화를 하기 위해서는 최적 설계 과정이 필수적이다. 그러나 3D FEA는 모델링과 해석 시간이 오래 소요되기 때문에 3D FEA를 활용한 최적화는 매우 어렵다. 본 논문에서는 3D FEA를 이용한 최적 설계 비용을 줄이기 위해서 PMSM의 이중 동작점을 고려하여 단계적 최적화 방법을 제안한다. 또한 실제적인 권선 턴 수 추정 방법을 통해 설계와 제작 간의 오차를 줄이면서 실제 제작되지 않는 실험점을 제외하고, 실험점 개수를 감소시키고, 전역 민감도 해석(Global Sensitivity Analysis)을 통해 설계 변수를 단계적으로 감소시킨다. 제안하는 방법의 프로세스는 Fig. 1에 나타내었다. 결과적으로 최적의 결과의 정확도를 향상시키면서, 해석 수를 대폭 줄여서 계산 효율적인 최적 설계 프로세스를 제시하였다.

II. 이중 동작점을 고려한 선택적 FEA

본 논문에서 대상으로 하는 PMSM은 Table I의 설계 사

Table I. Target design specification.

Classification	item	unit	Value
Structure	Rotor outer diameter	mm	320
	Airgap length	mm	1
Electrical input	Voltage	V _{dc}	310
	Current	A _{peak}	9
Material	Stator		50PN600
	Rotor		50PN1300
	PM remanence	T	0.45
Performance	Load 1 (50 rpm, 6.0 Nm)	Efficiency	% 80
		Ripple	% 12
	Load 2 (1,500 rpm, 3.5 Nm)	Efficiency	% 80
		Ripple	% 25
	Starting load (9 A _{peak})	Torque	Nm 36
	Cogging torque	Nm	0.7

양을 목표로 하고, 두 가지 주요 성능과 기동 토크 성능을 만족해야 한다. Fig. 2는 대상 모터의 설계 변수와 범위를 각각 나타낸다. 부하 1 및 기동 토크는 비교적 낮은 속도에서 높은 토크가 요구되고, 부하 2는 비교적 높은 속도와 낮은 토크를 요구한다. Fig. 2은 주요 성능에 필요한 부하를 보여 준다. 또한 부하 1의 성능과 부하 2의 성능 특성은 Table II, Fig. 3, 그리고 각 부하 조건에서의 효율과 토크 리플 계산 프로세스를 Fig. 4에 나타내었다. 부하 1은 저속에서 구동하기 때문에 구동 시 전압이 부족하지 않다. 따라서 부하 1 성능을 만족시키기 위한 유일한 제어 가능한 변수는 전류이

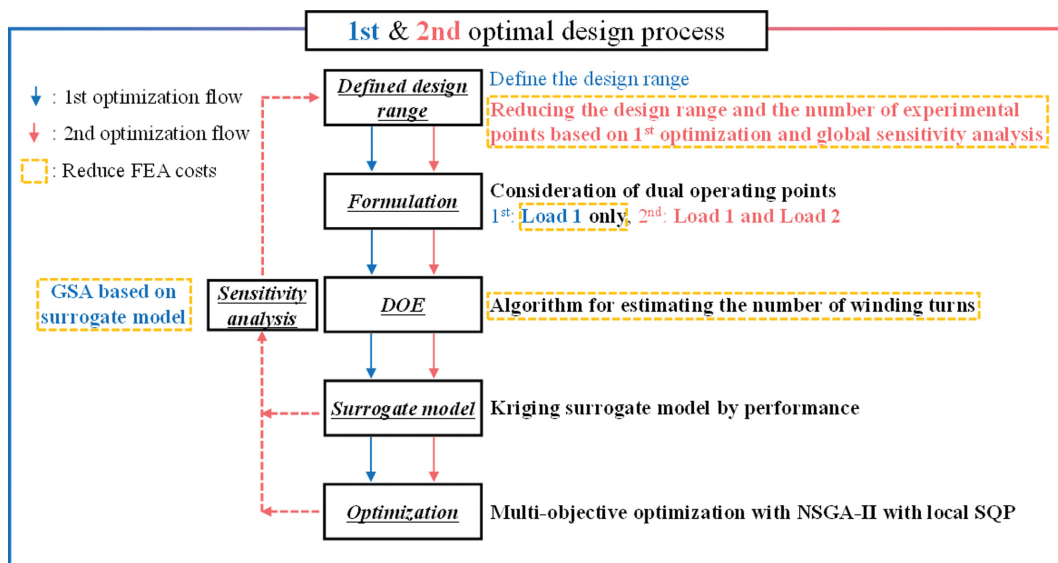


Fig. 1. (Color online) 2-step optimal design process.

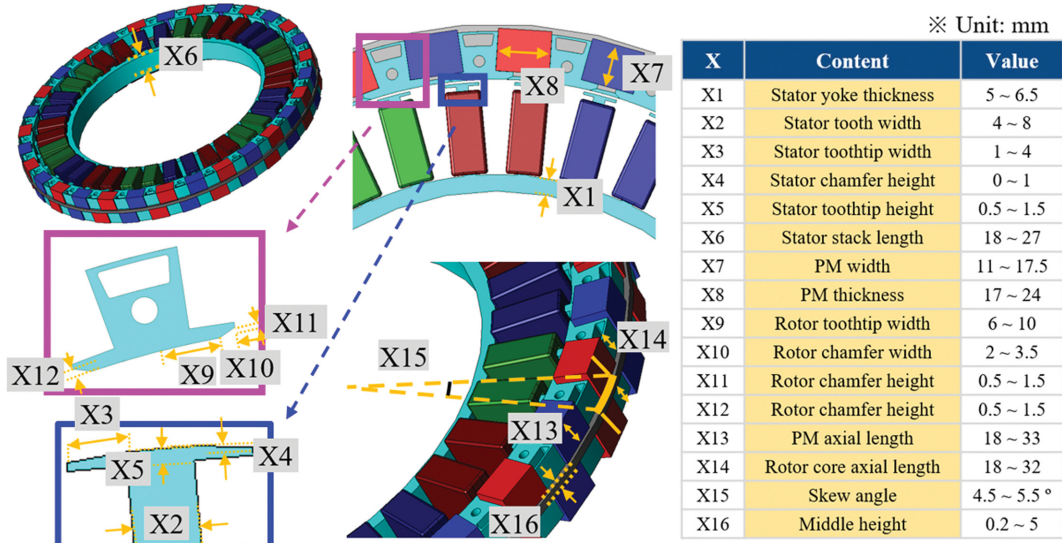


Fig. 2. (Color online) Design variables and range.

Table II. Comparison of load 1 and load 2 load characteristics.

Item	Main load		Note
	1	2	
※ Importance	High*	Low*	
Control	Current	Current & Current angle	
Freedom	Low*	High*	
Efficiency (μ) $\geq 80\%$	Difficult	Easy*	※ Input power: 3,000/ μ_{load1} + 1,500/ μ_{load2}
3D FEA cost	Low*	High*	*: Relative value

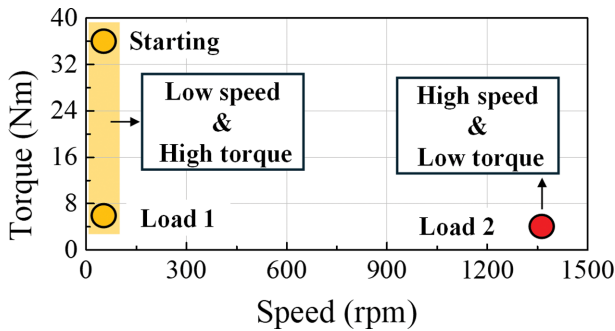


Fig. 3. (Color online) Main load points (Load 1, Starting, and Load 2).

다. 그러나 부하 2는 고속 구동에 의해 전압이 부족할 수 있고, 그에 따라 약자속 제어가 필요하다. 따라서 최적의 효율로 구동하기 위한 적절한 전류와 전류 위상각의 추정이 필요하다. 적절한 전류와 전류 위상각을 찾기 위해서는 전류, 전류 위상각 별 격자를 구성하여 전압 방정식에 필요한 파라미터를 계산하기 위한 해석이 추가적으로 필요하다. 따라서 Fig. 4에 나타내었듯, 부하 1은 2번의 FEA가 필요하지만 부하 2는 19번의 FEA가 필요하다. 즉 부하 1의 성능 예측에 필요

한 해석 개수가 월등히 적다. 또한 부하 1 성능을 만족시키기 위한 유일한 제어 가능한 변수는 전류로, 제어 가능한 변수가 상대적으로 많은 부하 2에서의 목표 효율 80% 달성보다 부하 1의 목표 효율 80%까지 달성하는 것이 설계적으로 제한된 것들이 많기 때문에 더욱 어렵다. 또한 입력 전력 대비 중요도 측면에서도 부하 1 효율이 더 중요하다. 이에 따라 1단계 최적화에서는 목표 달성이 비교적 용이한 부하 2 성능은 제외하고 부하 1 성능만을 대상으로 삼아 3D FEA 계산 비용을 절감했다.

III. 실제적인 권선 턴 수 추정 알고리즘

다음으로 해석 비용 저감을 위해서 권선 턴 수를 추정한다. 일반적으로 모터 설계 시 점적률은 일정한 값으로 고정한다. 그러나 실제 점적률은 고정자 코어의 형상, 인슐레이터 타입 조건, 사용하는 권선기 노즐과 노즐의 이동 폭, 권선기 텐션 강도, 코일의 사이즈에 따라 달라질 수 있다. 이에 따라 일정한 점적률 값으로 설계된 모터는 실제 제작 시 턴 수가 바뀔 수 있고 그에 따라 성능이 달라질 수 있는 위험이 있다[1].

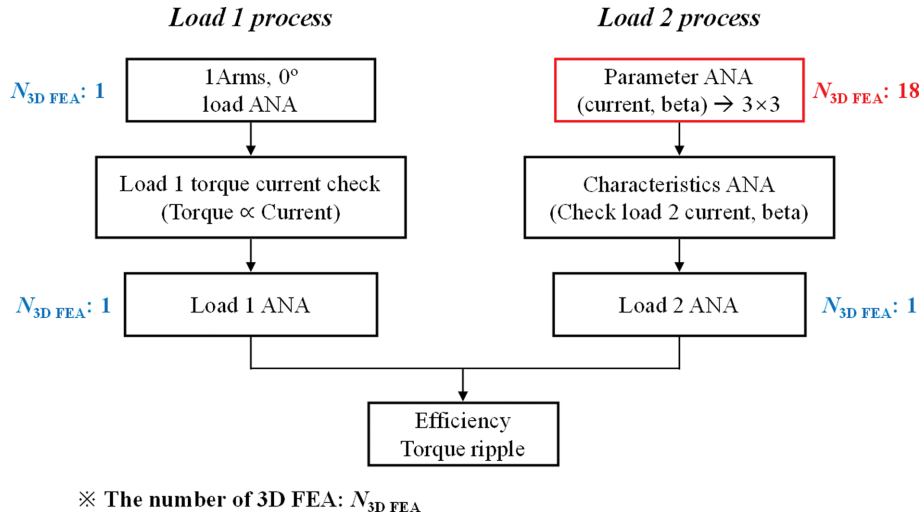


Fig. 4. (Color online) Load 1 and Load 2 analysis process.

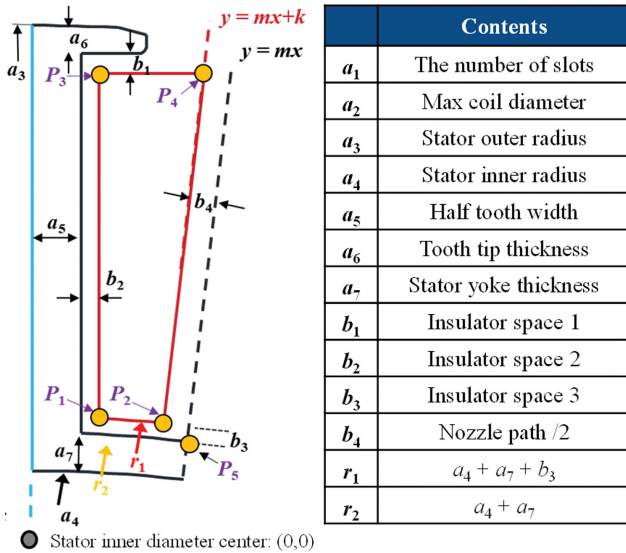


Fig. 5. (Color online) Geometry parameters for estimating the number of winding turns.

따라서 주어진 형상에 대해서 권선 턴 수를 정확하게 예측하는 방법이 필요하다. 또한 부하 1과 부하 2 조건을 모두 만족하기 위해서는 권선 턴 수가 제한된다. 권선 턴 수가 지나치게 적으면 전류 제한을 만족하기 어렵고, 지나치게 많으면 전압 제한을 만족하기 어렵다. Fig. 5은 고정자 형상과 원점을 기준으로 x 축, y 축 2차원 평면 좌표계의 치수를 정의한다. Fig. 5에서 노란색 원으로 표시된 다섯 점(P1~P5)은 Fig. 6와 같이 표현된다. 또한 Fig. 7에서와 같이 권선 시작 부분 근처의 간격을 T 로, y 축 기준 일렬로 정렬된 코일 다발을 레이어로, i 번째 레이어의 첫 번째 코일 위치를 $PFC(i)$, $PFC(i)$ 와 x 축 사이의 수직 거리를 $L_{PEC(i)}$ 로 정의한다. 번호는 치에서 가장 가까운 쪽부터 시작한다. 이를 바탕으로 전체적인 권

$P_1(x_1, y_1)$: Intersection of $x^2 + y^2 = r_1^2, x = a_5 + b_2$
$x_1 = a_5 + b_2, y_1 = \sqrt{r_1^2 - x_1^2}$
$P_2(x_2, y_2)$: Intersection of $x^2 + y^2 = r_1^2, y = mx + k$
$x_2 = \left\{ -mk + \sqrt{m^2 k^2 - (m^2 + 1)(k^2 - r_1^2)} \right\} / (m^2 + 1), y_2 = a_3 - a_6$
$P_3(x_3, y_3)$:
$x_3 = x_1, y_3 = mx_1 + k$
$P_4(x_4, y_4)$: Intersection of $y = mx + k, y = y_3$
$x_4 = y_3 - k/m, y_4 = y_3$
$P_5(x_5, y_5)$: Intersection of $x^2 + y^2 = r_2^2, y = mx$
$x_5 = r_2 / \sqrt{m^2 + 1}, y_5 = mx_5$

Fig. 6. Coordinate points related to geometry parameters.

선 턴 수 추정 알고리즘은 Fig. 8에 제시하였다. 이 알고리즘에서 첫 번째로 형상 매개변수를 입력한다. 이 매개변수에는 고정자 코어, 인슐레이터 및 권선 노즐이 포함된다. 다음으로 각 레이어의 최대 수평 길이(L_{i-th})와 기준선으로부터의 수평 길이(L_{base})를 계산한다. L_{i-th} 와 L_{base} 는 다음과 같다.

$$L_{i-th} = a_2 + \frac{\sqrt{3}}{2} a_2 (i-1) \quad (1)$$

$$L_{base, i(odd)} = x_2 - x_1 + \tan\left(\frac{\pi}{a_1}\right) \cdot \left(y_1 - T + \left(PFC_j - \frac{1}{2} \right) a_2 - y_2 \right) \quad (2)$$

$$L_{base, i(even)} = x_2 - x_1 + \tan\left(\frac{\pi}{a_1}\right) \cdot \left(y_1 - T + PFC_j \cdot a_2 - y_2 \right) \quad (3)$$

여기서 L_{base} 는 i 가 홀수인지 짝수인지에 따라 구분된다. L_{base}

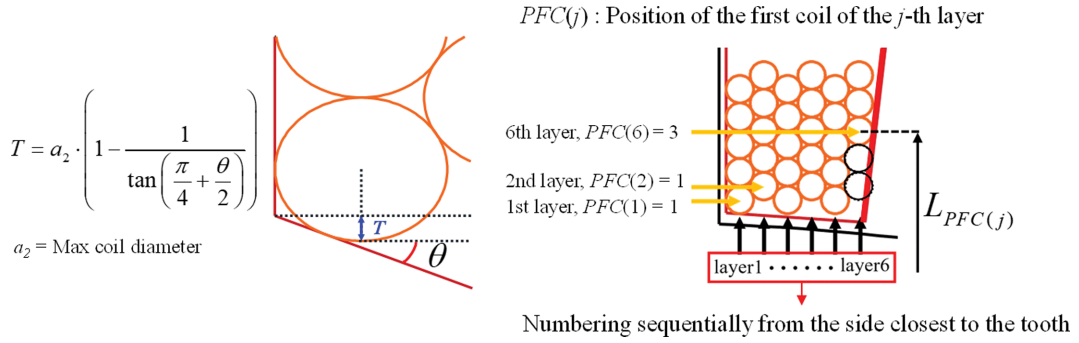


Fig. 7. (Color online) Geometry parameters for estimating the number of winding turns.

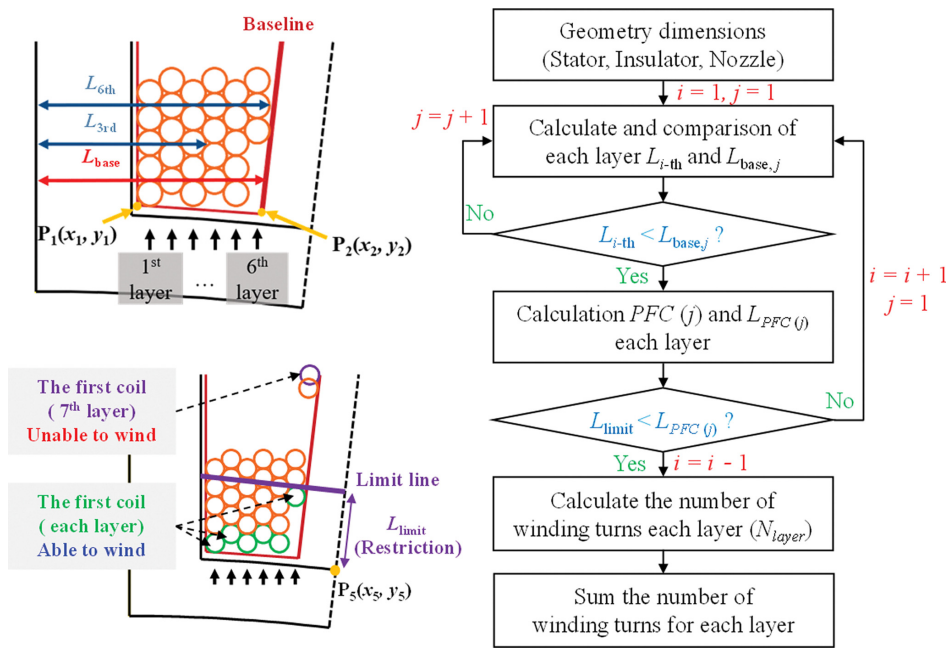


Fig. 8. (Color online) Process of estimating winding turns algorithm.

가 L_{i-th} 보다 작으면 j 에 1을 더하고 이전 단계로 돌아간다. L_{base} 가 L_{i-th} 보다 크면 각 층의 첫 번째 코일의 중심 위치인 $PFC(j)$ 와 $y = 0$ 에서 $PFC(j)$ 가지의 수직 거리를 계산한다. 그 다음 최종 권선 길이 제약 조건인 L_{limit} 을 $L_{PFC(j)}$ 와 비교한다. $L_{PFC(j)}$ 가 L_{limit} 보다 작으면 j 에 1을 더하고 $j = 1$ 로 설정하여 L_{i-th} 와 L_{base} 를 계산하는 단계로 돌아간다. $L_{PFC(j)}$ 가 L_{limit} 보다 크면 j 에서 1을 빼고 각 층의 권선 수(N_{layer})를 계산하며 다음과 같다.

$$N_{layer(i=odd)} = \left\lfloor \frac{y_3 - y_1 + T}{a_2} \right\rfloor + 1 - PFC_j \quad (4)$$

$$N_{layer(i=even)} = \left\lfloor \frac{y_3 - y_1 + T - a_2 / 2}{a_2} \right\rfloor + 1 - PFC_j \quad (5)$$

여기서 N_{layer} 는 i 가 홀수인지 짝수인지에 따라 구분된다. 최종

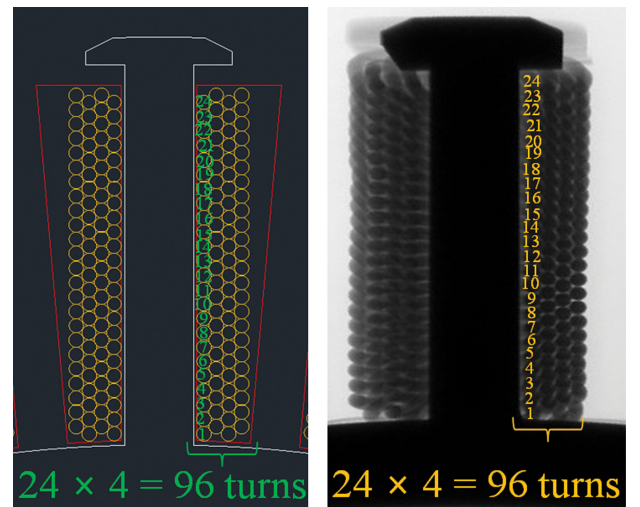


Fig. 9. (Color online) Comparison of estimating winding turns (a) Predicted (b) Manufactured.

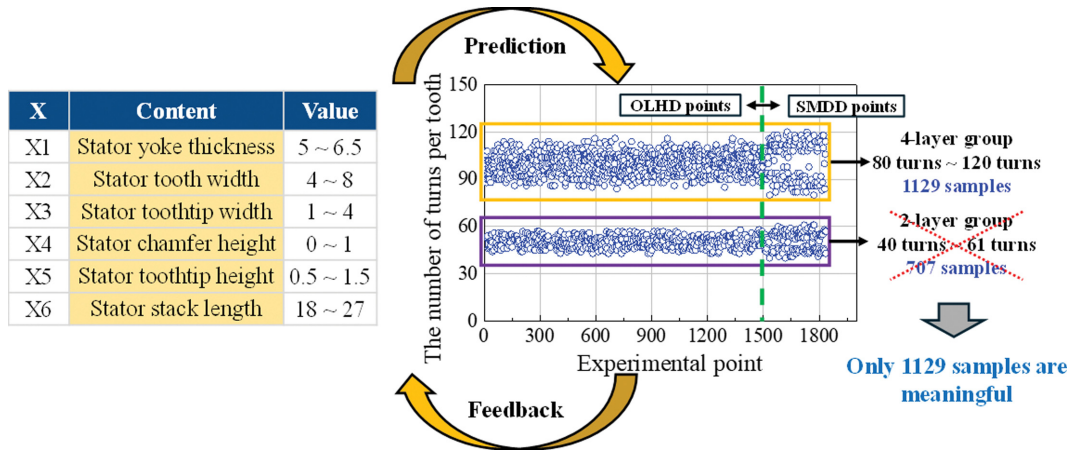


Fig. 10. (Color online) Predicted distribution of winding turns at experimental points according to stator design variables.

적으로 각 레이어의 권선 턴 수를 합산하여 총 권선 턴 수를 계산한다. Fig. 9은 기하학적 매개변수와 실제 제작된 모터의 CT 스캔을 기반으로 계산된 권선 턴 수를 보여준다. 예측 결과에서 치 당 96턴이 나오므로, 권선 턴 수 예측 알고리즘의 정확성을 확인할 수 있다. 이를 바탕으로 Fig. 10은 고정자 설계 변수를 이용하여 추정된 실험점의 권선 턴 수 분포를 보여준다. Fig. 10에서 볼 수 있듯이, 실제적인 권선 턴 수는 2가지 그룹으로 나뉘며 그룹에 따른 턴 수 분포가 정해져 있다. 점적률 일정 조건에서는 상당직렬턴수가 60턴 이상, 90턴 미만이 포함되어 전체적으로 고르게 분포될 수 있지만, 실제적인 권선 턴 수 분포는 그룹 별로 이산적인 분포를 나타낸다. 2-레이어 그룹은 점적률이 지나치게 낮아 부하 1 및 부하 2 요구 사항을 동시에 만족하기 어렵다. 따라서 3D FEA의 계산 비용을 줄이기 위해 2-레이어 그룹은 총 1836개의 설계점에서 제외되었다. 따라서 실제적인 권선 턴 수를 추정함으로써 점적률 일정 조건에서는 실험점에 따라 상당직렬턴 수 범위가 60턴에서 90턴 사이가 나올 수 있지만, 실제로는 나올 수 없는 상당직렬턴수 60턴에서 90턴 사이의 범위는 제외되었고, 또한 2-레이어 그룹의 707개의 실험점을 감소시켜서 계산 비용이 감소되었다.

IV. 전역 민감도 해석

Fig. 1에서와 같이 계산 효율을 위해 1단계 최적화에서는 부하 1 성능과 기동 토크 성능만을 고려하고 2-레이어 권선 그룹은 제외하여 크리깅 대체 모델을 구축한다. 크리깅 대체 모델을 기반으로 비지배 정렬 유전 알고리즘(NSGA-II)을 사용하여 전역 최적화를 수행하고 파레토 최적해 집합을 얻는다. 파레토 최적해 집합의 최상단에 있는 해들을 순차적 2차 계획법(SQP) 알고리즘을 사용하여 미세 조정함으로써 최적화

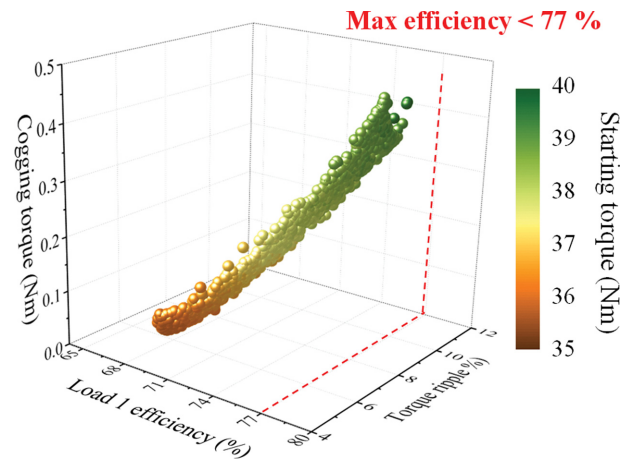


Fig. 11. (Color online) Pareto front solutions 1st optimization.

문제를 해결한다. 최적화 문제의 정식화는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 \min \quad & f_{obj_1st}(\mathbf{x}), (f_{obj_1st}(\mathbf{x}) = -f_1(\mathbf{x}) + f_2(\mathbf{x}) + f_3(\mathbf{x})) \\
 \text{subject to} \quad & T_{starting}(\mathbf{x}) \geq 36 \text{ Nm} \\
 & x_i^L \leq x_i \leq x_i^U, \quad i = 1, \dots, N \\
 & \mathbf{x} \in \Omega
 \end{aligned} \tag{6}$$

여기서 f_1 은 부하 1 효율, f_2 는 부하 1 토크 리플, f_3 은 코깅 토크이다. Fig. 11은 1차 최적화 결과의 파레토 최적해를 보여준다. Fig. 11에서 알 수 있듯이 파레토 최적해는 최대 효율 80%가 넘지 않는다. 따라서 2차 최적화 과정에서 설계 변수의 조정이 필요하다. 설계 변수를 효율적으로 조정하기 위해 1차 최적화에 사용된 크리깅 대체 모델 기반으로 GSA를 수행하였다. 따라서 GSA 수행 시, 추가적인 해석은 필요하지 않다. 크리깅 대체 모델 기반으로한 GSA는 흔히 사용되는 3-level 민감도 해석보다 더 넓은 범위를 포함하며 대체 모델을 그대로 사용하여 따로 3-level을 정할 필요가 없으며

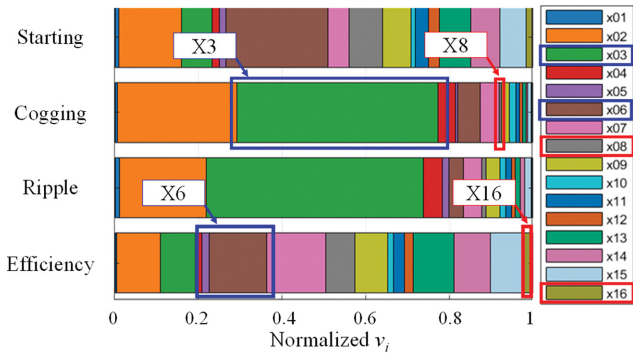


Fig. 12. (Color online) DGSMS of each variable for each performance.

더 정확한 분석이 가능하다. GSA는 파생 기반 전역 민감도 측정(Derivative-based global sensitivity measure, DSGM)과 Sobol 지수를 기반으로 수행된다. 그리고 부분 의존성(Partial Dependence, PD)과 개별 조건부 기대값(Individual Conditional Expectation, ICE)을 사용하여 민감한 변수에 대한 적절한 설계 범위를 추정하고 민감하지 않은 변수는 고정한다. 설계 영역 전체에서 계산된 기술기의 평균적인 크기를 측정하는 기술기 기반의 DGSMS는 변화의 가파른 정도를 빠르게 확인할 수 있으며 다음과 같이 표현된다[2].

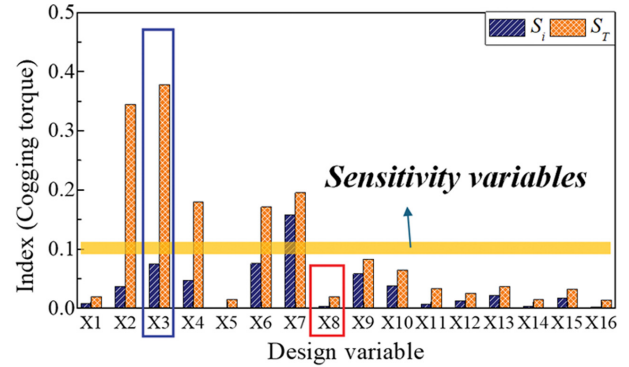
$$v_i = E \left[\left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 \right] \quad (7)$$

즉 v_i 는 입력 변수 x_i 가 변할 때, 출력값 f 가 평균적으로 얼마나 변하는가에 대한 척도이다. Fig. 12는 각 성능(기동 토크, 코깅 토크, 부하 1 토크 리플, 부하 1 효율)에 대한 각 변수의 DGSMS를 보여준다. Fig. 12에서 볼 수 있듯이 코깅 토크는 X3(고정자 치폭)에 민감하지만 X8(영구자석 두께)에는 둔감하다. 또한 부하 1 효율은 X6(고정자 적층 길이)에 민감하지만 X16(중간 높이)에는 둔감하다. DGSMS를 통해 각 성능에 대해 어떤 변수가 민감한 인자인지 빠르게 확인할 수 있다. 또한 분산 기반의 GSA, Sobol 지수를 사용하면 개별 설계 변수에 기인하는 주요 효과와 설계 변수 간의 상호 작용으로 인한 효과를 구분할 수 있다. Sobol 지수는 다음과 같다[3].

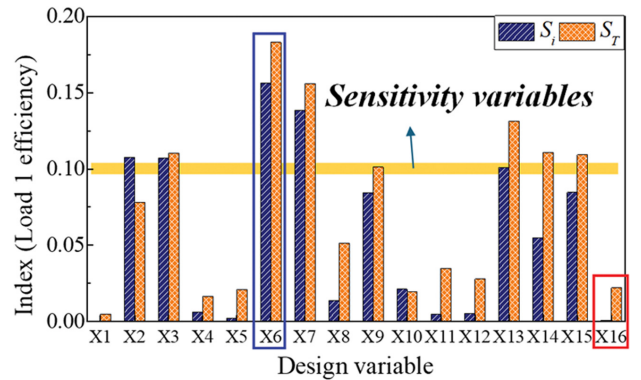
$$S_i = \frac{\text{Var}(E[Y|X_i])}{\text{Var}(Y)} \quad (8)$$

$$S_{T_i} = \frac{E_{X_{-i}}(\text{Var}[Y|X_{-i}])}{\text{Var}(Y)} \quad (9)$$

여기서 S_i 는 주효과를 나타내고, S_{T_i} 는 주효과와 상호 작용 효과를 모두 포함한 총효과를 나타낸다. S_i 값이 클수록 해당 변수 자체가 민감한 인자로 간주되며, S_{T_i} 와 S_i 의 차이가 클수록 상호작용 효과의 영향이 유의미한 것으로 판단된다. 본 논문



(a)



(b)

Fig. 13. (Color online) Sobol indices for cogging torque and load 1 efficiency (a) Cogging torque (b) Load 1 efficiency.

에서는 $S_i \geq 0.1$ 을 기준으로 주효과의 민감도를 평가하였다. Fig. 13은 코깅 토크와 부하 1 효율에 대한 Sobol 지수를 보여준다. Fig. 13(a)에서 DGSMS 결과와 마찬가지로 X3(고정자 치폭)는 코깅 토크에 대한 민감한 요인이며, 이 경우 주효과 보다는 변수 간의 상호작용 효과에 더 큰 영향을 받는다. 반면 X8(영구자석 두께)은 코깅 토크에 민감하지 않다. 또한 Fig. 13(b)에서 X6(고정자 적층 길이)는 부하 1 효율에 민감한 인자이며, 주효과와 변수 간의 상호작용 효과 모두에 영향을 받는다. 반면, X16(중간 높이)에는 민감하지 않다. 다음으로 PD와 ICE를 이용하여 민감한 인자에 해당하는 설계 변수를 적절히 조정하고, 민감하지 않은 변수는 고정한다. PD는 관심 변수만 변경하고 나머지 변수는 데이터 분포에 따라 평균화했을 때 전체 평균 예측 값이 어떻게 변하는지를 보여주며, ICE는 다른 변수는 고정하고 관심 변수만 변경했을 때 예측 값이 어떻게 변하는지를 보여주며, 그 식은 다음과 같다[4,5].

$$PD_i(z) = E_{x_{-i}}[f(z, x_{-i})] \quad (10)$$

$$ICE_i(z; x_{-i}^{base}) = f(z, x_{-i}^{base}) \quad (11)$$

여기서 z 는 관심 변수 x_i 다. Fig. 14는 각각 코깅 토크에 대한

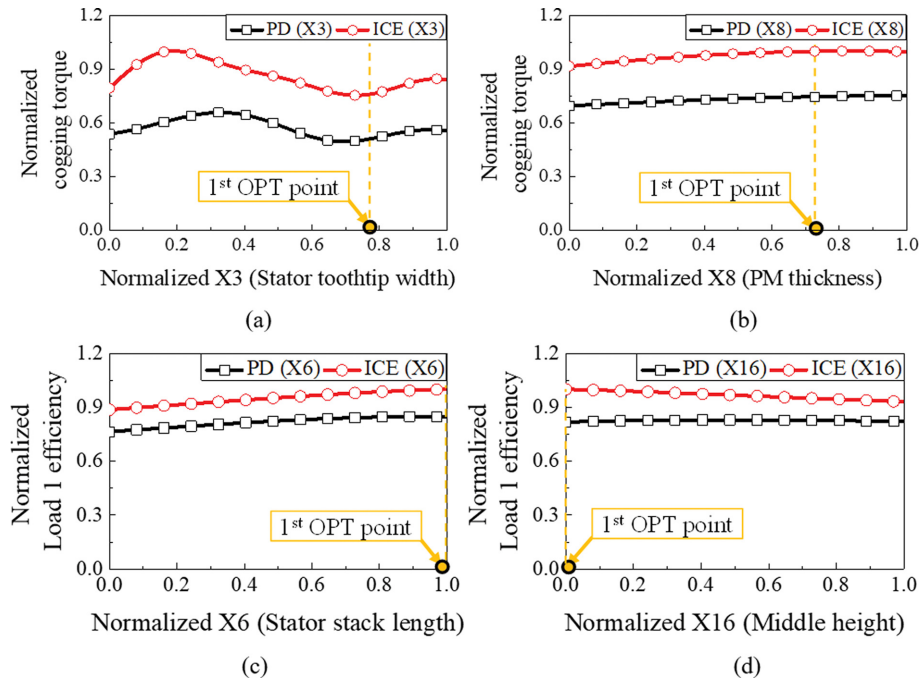


Fig. 14. (Color online) PD and ICE graphs for design variables based on performance (a) X3 for cogging torque (b) X8 for cogging torque (c) X6 for load 1 efficiency (d) X16 for load 1 efficiency.

Table III. Design variables according to optimization stage, first optimization result.

Design variables (X)	Item	Unit	1st optimization range	1st optimization result	2nd optimization range
X1	Stator yoke thickness	mm	5~6.5	5.31	5
X2	Stator tooth width	mm	4~8	2.90	3.6~6.4
X3	Stator toothtip width	mm	1~4	3.37	1~7.5
X4	Stator chamfer height	mm	0~1	1.50	0~1.5
X5	Stator toothtip height	mm	0.5~1.5	0.39	1.5
X6	Stator stack length	mm	18~27	27	25~36
X7	PM width	mm	11~17.5	16.39	11~17
X8	PM thickness	mm	17~24	22.02	22
X9	Rotor toothtip width	mm	6~10	7.59	4~9
X10	Rotor chamfer width	mm	2~3.5	2.86	1~4
X11	Rotor toothtip height	mm	0.5~1.5	0.99	1
X12	Rotor chamfer height	mm	0.5~1.5	0.80	0.8
X13	PM axial length	mm	18~33	33	34~42
X14	Rotor core axial length	mm	18~32	32	28~38
X15	Skew angle	°	4.5~5.5	4.5	4.5~5.0
X16	Middle height	mm	0~5	0	0

X3 및 X8의 PD, ICE 그래프와 부하 1 효율에 대한 X6(고정자 적층 길이) 및 X16(중간 높이)의 PD, ICE 그래프를 보여준다. X8(영구자석 두께)은 전체적으로 진동한다. 또한 앞서 확인된 바와 같이 X3(고정자 치폭)은 상호작용의 영향을 크게 받는다. 따라서 전역 최적점의 가능성을 열어두기 위해 X3(고정자 치폭)의 범위를 이전보다 더 넓혔다. X8(영구자석 두께)는 PD 및 ICE 그래프 모두에서 거의 일정한 값을 유지한다. 따라서 X8(영구자석 두께)는 첫번째 최적점 값에 해당하는 22

mm로 고정된다. X6(고정자 적층 길이)의 경우, 값이 증가함에 따라 PD와 ICE 모두 증가한다. 따라서 효율을 향상시키기 위해 현재 범위보다 상한 값이 더 큰 새로운 설계 범위를 선택하였다. 마지막으로 X16(중간 높이)는 PD와 ICE 모두에서 일정하며, X16(중간 높이) 증가해도 모터 크기만 커지고 성능에는 영향을 미치지 않으므로 최소값으로 설정하였다. Table III은 1단계 최적화에 따른 설계 변수와 첫 번째 최적점, 그리고 2단계 최적 설계 변수와 범위를 보여준다. GSA를 통해서

민감도가 낮은 변수를 제외하여 2단계 최적화에서는 설계 변수의 개수를 16개에서 10개로 줄였다. 또한 6개의 설계 변수는 단일 값으로 고정하였다. 2단계 최적화에서는 설계 변수의 감소에 따라 실험점의 개수도 함께 감소하였다[6]. 2단계 최적화에서는 부하 1 뿐만 아니라 부하 2를 포함하여 모든 성능을 만족하는 조건으로 최적화를 수행한다. 결과적으로 설계 변수의 감소로 인해 대체 모델의 정확도가 향상되었고, 실험점의 개수 감소로 인해 해석 비용도 절감하였다.

V. 2단계 최적 설계 결과

1단계 최적화와 마찬가지로의 방식으로 크리깅 대체 모델을

생성하여 NSGA-II와 local-SQP 알고리즘을 이용하여 최적화를 수행하였다. 이 때의 성능에는 부하 2의 성능을 포함하여 최적화가 수행되었다. Fig. 15와 Table IV에 최종 설계 결과와 성능 정보를 나타내었다. 각각의 부하에서의 효율, 토크 리플을 만족하며 기동 토크 조건도 만족하였다. 따라서 2차 최적화 결과로 모든 조건에서 성능을 만족하므로 설계를 종료한다.

1단계 최적화에서 이중 동작점을 고려하여 부하 1 성능을 목표로 해석 수를 감소시켰다. 또한 이때의 실제적인 권선 턴 수 추정 알고리즘이 적용되어 대체 모델을 만들기위한 실험점 개수를 감소시켜 계산 비용을 절감하였다. 만들어진 대체 모델을 기반으로 GSA를 통해 민감하지 않은 설계 변수를 배

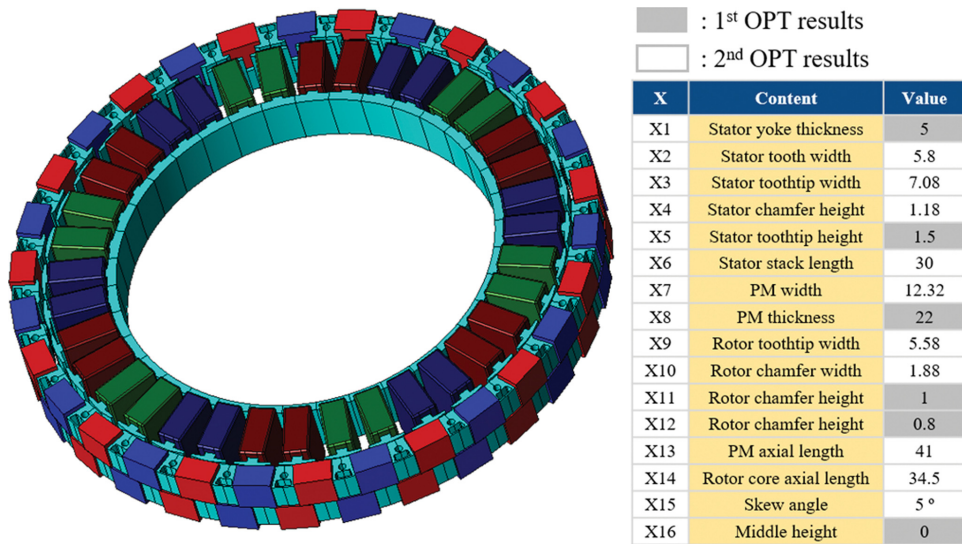


Fig. 15. (Color online) DGSMS of each variable for each performance.

Table IV. Geometric dimensions and performance of the final design result.

Classification	item	Unit	Value	
Structure	Rotor / Stator outer diameter	mm	320 / 284.4	
	Airgap length	mm	1	
	Axial length	PM / Rotor core	mm	41.0 / 34.5
		Stator core	mm	30
	Coil diameter / Turns	mm	1.10 / 105	
	Phase resistance	Ω	3.96	
	Load 1 (50 rpm, 6.0 Nm)	Current / Beta	A _{rms} / °	0.70 / 0
Efficiency / Torque ripple		%	80 / 3.1	
Load 2 (1,500 rpm, 3.5 Nm)	Current / Beta	A _{rms} / °	2.34 / 79.2	
	Efficiency / Torque ripple	%	83.5 / 7.50	
ETC	Starting torque (9 A _{peak})	Nm	55.4	
	Cogging torque	Nm	0.034	
	Line to line BEMF @ 150 rpm	V _{rms}	95.03	

제시해 정확도를 향상시키고, 실험점의 개수를 줄였다. 세 가지의 방법을 이용하여 설계에 필요한 계산 비용을 크게 줄일 수 있었다.

VI. 결 론

본 논문에서는 박형 모터의 3D FEA를 이용한 최적 설계의 비용을 저감하기 위해서 3가지의 저감 방안을 제안하였다. 저속 고토크 부하와 고속 저토크 부하를 동시에 갖는 이중 동작점 모터에서 중요도와 해석 비용의 관점에서 목표로 하는 성능을 구분하여 단계를 나누어 해석 비용을 절감하였다. 또한 실제적인 권선 턴 수 추정을 통해 설계와 제작에서의 오차를 감소시키고, 필요치 않는 실험점을 배제하여 해석 비용을 절감하였다. 1차 최적화 시에 사용된 대체 모델을 그대로 GSA에 적용하여 민감하지 않은 설계 변수를 제외시켜 추가적인 해석 효율을 향상시켰다. 본 연구에서 제안한 최적 설계 비용 저감 방안들은 토폴로지나 해석 형식에 국한되지 않으므로 향후 다른 최적 설계 시에도 응용이 가능하며, 설계 비용 감소를 위한 가이드를 제공할 수 있을 것으로 생각된다.

감사의 글

이 논문은 2026년 한화에너지로스페이스 E-drive HUB 지원을 받아 수행된 연구임.

References

- [1] W.-S. Cha, K.-O. Kim, Y. Hwang, H.-H. Jang, T.-Y. Kim, and D.-J. Lee, 2025 ITEC-AP, Singapore, 1 (2025).
- [2] M. Lamboni and S. Kucherenko, Reliab. Eng. Syst. Saf, **212**, 107519 (2021).
- [3] S. L. Piano, F. Ferretti, A. Puy, D. Albrecht, and A. Saltelli, Reliab. Eng. Syst. Saf. **206**, 107300 (2021).
- [4] J. H. Friedman, Ann. Stat. **29**, 1189 (2001).
- [5] A. Goldstein, A. Kapelner, J. Bleich, and E. Pitkin, J. Comput. Graph. Stat. **24**, 44 (2015).
- [6] K.-O. Kim, D.-H. Park, S.-Y. Im, Y. Choi, and M.-S. Lim, IEEE Trans Magn. **60**, (2024).