한국정밀공학회지 제 32 권 제 9 호 pp. 815-824 September 2015 / 815
J. Korean Soc. Precis. Eng., Vol. 32, No. 9, pp. 815-824 http://dx.doi.org/10.7736/KSPE.2015.32.9.815
ISSN 1225-9071(Print), ISSN 2287-8769(Online)

가압경수로용 환형 핵연료의 간극 크기 다중목적 근사최적설계

Approximate Multi-Objective Optimization of Gap Size of PWR Annular Nuclear Fuels

도재혁 [1,✉], 권영두 [2], 이종수 [3]
Jaehyeok Doh[1,✉], Young Doo Kwon[2], and Jongsoo Lee[3]

1 연세대학교 기계공학과 대학원 (Graduate School of Mechanical Engineering, Yonsei University)
2 경북대학교 기계공학과 (School of Mechanical Engineering, Kyungpook National University)
3 연세대학교 기계공학과 (School of Mechanical Engineering, Yonsei University)
✉ Corresponding author: jhdoh87@yonsei.ac.kr, Tel: +82-2-2123-4474

Manuscript received: 2015.1.12. / Revised: 2015.7.3. / Accepted: 2015.8.7.

In this study, we conducted the approximate multi-objective optimization of gap sizes of pressurized-water reactor (PWR) annular fuels. To determine the contacting tendency of the inner-outer gaps between the annular fuel pellets and cladding, thermoelastic-plastic-creep (TEPC)analysis of PWR annular fuels was performed, using in-house FE code. For the efficient heat transfer at certain levels of stress, we investigated the tensile, compressive hoop stress and temperature, and optimized the gap sizes using the non-dominant sorting genetic algorithm (NSGA-II). For this, response surface models of objective and constraint functions were generated, using central composite (CCD) and D-optimal design. The accuracy of approximate models was evaluated through R^2 value. The obtained optimal solutions by NSGA-II were verified through the TEPC analysis, and we compared the obtained optimum solutions and generated errors from the CCD and D-optimal design. We observed that optimum solutions differ, according to design of experiments (DOE) method.

KEYWORDS: PWR annular nuclear fuels (가압경수로용 환형 핵연료), Central composite design (중심합성계획법), D-optimal design (D-최적 계획법), RSM (반응표면법), NSGA-II (비지배 분류 유전알고리즘)

기호설명

α : Thermal expansion coefficient (1/K)
E : Young's modulus (MPa)
v: Poisson's ratio
ρ : Density (Mg/mm^3)
T : Temperature (K)
σ_c : Compressive hoop stress (MPa)
σ_t : Tensile hoop stress (MPa)
Q: Heat generation (mJ/mm^3-s)
h : Convection (mJ/s-mm^2-K)
k : Thermal conductivity (mJ/s-mm-K)
C_P: Specific heat (mJ/Mg-K)
f_i : Objective function
g_i : Constraint function
x_i : Design variables (Inner gap: x_1, Outer gap: x_2)
N : Number of test
X : Matrix of experimental point
k_d : Number of design variables

Copyright Ⓒ The Korean Society for Precision Engineering
This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

1. 서론

우리나라 대부분의 에너지원은 수입에 의존하는 실정이다. 이에 대한 방안으로 원자력 발전은 국가 경제에 크게 기여하고 있다. 생산비가 타 발전원에 비해 가장 저렴하며, 이산화탄소를 배출하지 않으며, 연관 산업에 파급효과가 우수하다. 원자력의 중요성이 부각되고 있는 상황에서, 안전에 대한 관심 역시 높아지고 있다. 원전의 경우 많은 장점이 있는 반면 그 위험성 역시 매우 높다. 핵연료와 피복재의 온도, 변형을 해석하여 핵연료 설계 및 수명예측에 이용함으로써 원자력발전소 운전 시 안전성 확보에 노력을 기울이고 있다.

핵연료는 노심 내에 피복입자를 고르게 분포시켜 온도 분포를 균일하게 하고, 핵연료 입자를 기계적 파손으로부터 보호하여 핵분열 생성물이 피복층 외부로 방출되는 것을 막아주며, 냉각재에 포함된 불순물로 인한 피복입자의 화학적 부식을 방지할 뿐만 아니라, 피복입자와 원자로 냉각재간 열전도를 원활케 함으로써, 원자로의 정상운전이나 사고 시에도 핵연료 건전성을 유지 시키는 역할을 수행한다. 소결체 (pellet)는 원자로 내에서 연소되면서 물리적, 기계적 성질들이 변하는데, 이러한 핵연료의 노내 거동은 개개 현상별로 모델링 하여 전산코드로 종합되어 분석된다. 각 현상의 모델은 대부분 실험자료에 근거하여 유도되는 경험적 모델들을 적용한다. 피복관 (cladding)의 기계적 성질은 피복관의 화학조성, 제조공정, 중성자 조사량 그리고 수소 흡수량 등에 의존적이다. 응력 기준으로는 항복응력 혹은 극한강도 등이 적용된다.[1]

최근 중공 환형 핵연료에 대한 연구 개발이 수행되면서 기존 중실 형태의 핵연료 보다 핵연료 내부의 최고 온도가 기존 보다 낮고 핵연료 운영 시, 발생하는 사고에 대한 안전성이 높다는 연구결과가 Rowinski[2] 등에 의해 발표된바 있다. 이는 일반 구조물과는 달리 고압의 외부냉각수압이 작용하고, 고온이 발생하는 가혹한 환경조건에서 운용되고 있으며, 열팽창에 의해 핵연료와 피복관의 접촉상태가 변화하는 등 온도와 시간에 따라 재료물성과 경계조건이 변화하는 등 복잡한 거동을 한다. 이를 평가하기 위해 정상상태의 열전달과 응력 해석이 가능한 코드가 미국, 프랑스, 일본에서 자체적으로 개발되었다. 하지만 반응도 사고 (Reactivity Initiated Accident: RIA), 냉각제 상실 사고 (Loss-of-Coolant Accident: LOCA) 상태의 핵연료 거동 평가를 할 수 있는 코드가 전무한 실정이며, 상용 프로그램에서는 RIA, LOCA 상태의 해석조건을 적용하는데 어려움이 있고 핵연료의 팽윤 (swelling), 고밀화 (densification) 상태 또한 상용 프로그램에서는 적용하는데 어려움이 있다. 따라서 사고를 미연에 방지하기 위한 대변형 열탄소성 핵연료 평가 코드가 필요한 실정이다.[3-5]

가압경수로용 환형 핵연료 (PWR annular fuels)는 Fig. 1과 같이 UO_2으로 이루어진 소결체, 피복관, 간극 (gap) 으로 구성되어 있다. 이는 연쇄적 핵분열 반응을 일으켜 에너지를 발생시키며 이 과정에서 핵연료에 고온의 열하중과 고압의 냉각 수압이 작용되고, 소결체와 피복관의 팽창 및 압축 거동으로 인하여 환형 핵연료 사이에 존재하는 간극에 접촉이 발생하여 핵연료 내부에 최고 온도 및 최대 인장/압축 원주응력발생에 영향을 미친다.

본 연구에 앞서 근사최적화를 위한 과정은 일반적으로 설계변수 후보를 선정하고 각 변수들의 상/하한 내에서 적절한 실험계획법을 이용하여 실험계획을 수립한다. 이를 바탕으로 실제 시험 또는 본 연구에서 수행한 전산실험을 수행하여 각 샘플 데이터에 대한 정량적 성능지수를 산출한다. 여기서 후보로 선정된 설계변수들 중에서 성능지수에 대한 민감도 분석을 통해 설계변수를 배제하는 과정을 거치게 되며, 이로부터 얻은 샘플데이터를 바탕으로 다양한 근사 기법을 이용해 설계변수들로 이루어진 성능지수 근사모델을 생성한다. 이를 최적화 문제에 적합한 목적함수와 제한조건을 선정하여 최적화 알고리즘을 통해 최적 해를 산출 한다.

Lee[6] 등은 밀폐 및 개방형핵연료캡슐에 대해서 소결체의 최대온도를 최소화 시키는 환형 핵연료 캡슐의 기하학적 형상을 최적화하였다. 이는 열하중이 작용하는 소결체 중심위치에 발생하는 최고온도를 최소화하는 목적함수로 적용하여 최적화를 수행하였다. Kwon[7] 등은 환형 핵연료에 대한 간극 최적화를 수행하기 위해 최고 평균온도를 목적함수로 적용하여 간극 크기 최적화를 수행하였다. 이는 근사기법을 사용하지 않고 반복 해석을 수행하여 실시간으로 성능지수 데이터를 얻는 과정을 통해 최적 해를 산출하였다. 그러나 많은 계산비용과 시간이 소요 된다는 단점이 있다.

Han[8] 등은 반응표면근사모델 생성에 있어 실험계획법을 통해 입출력 훈련데이터를 생성하고, 이로부터 최소 자승법을 이용해 엄밀해와 근사해의

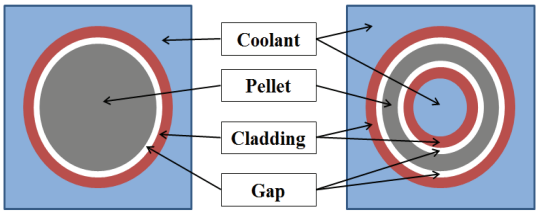


Fig. 1 (a) Solid nuclear fuel (b) Annular nuclear fuel

절대차를 얻는다. 이를 기반으로 한 순차적 근사기법은 불균형 및 균형 제약조건 최적화 설계에서 제약조건의 가용성을 높이기 위해 반응표면기법 기반 메타모델을 이용하여 근사최적 설계를 수행하여 연속적인 전역 탐색 최적해를 산출하였다.

본 연구에서는 환형 핵연료의 최대 인장/압축 원주응력 (hoop stress)과 소결체 중심의 최고 온도 경향성을 파악하기 위해 이에 대해 중심합성계획법(CCD)[9]과 D-최적 계획법[10]을 이용한 전산실험계획을 수립하고 Kwon[11] 등이 개발한 유한요소해석 FORTRAN프로그램을 이용하여 환형 핵연료의 열탄소성 크립해석을 수행한다. 이를 통해 간극 크기에 대한 최고 평균온도 및 최대 원주응력을 정량적으로 산출함으로써 내/외간극 크기에 따른 성능변화를 확인한다. 이어 각 실험계획법으로부터 산출된 핵연료 성능지수 데이터를 이용하여 목적함수와 제한함수에 대해 반응표면모델(RSM)[12]을 생성하여 비지배 분류 유전알고리즘(NSGA-II)[13]에 적용하여 다중목적 근사최적설계를 수행한다. 이를 통해 핵연료 내부에 최고 평균온도를 최소화하면서, 안전률 2이상을 만족하고 낮은 수준의 인장/압력 원주응력을 유지 할 수 있는 최적의 간극 크기를 도출하고자 한다.

2. 환형 핵연료 유한요소해석

일반적으로 비선형 유한요소해석은 미소 변위 및 응력 증분법을 통해 많은 반복 계산으로 수렴값을 산출한다. 핵연료 거동의 경우는 열, 크립, 탄소성 변형 등 복합적인 거동이 서로 영향을 미치기 때문에 기존의 증분법으로 수렴값을 산출하기에 적합하지 않으며, 각각의 물리적 현상에 대한 거동을 해석 하기 위한 많은 변수들이 상호작용을 하고 있다.[14]

선행 연구를 통하여 정상상태 및 비정상상태

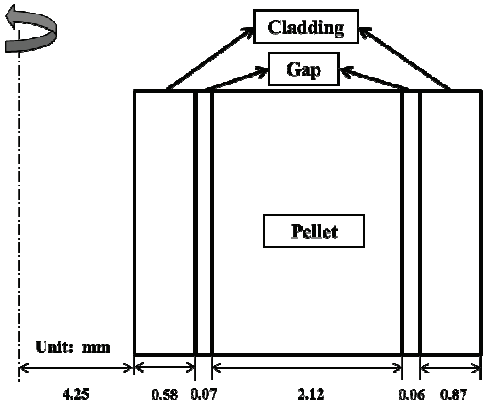


Fig. 2 2D axisymmetric-geometry of annular fuels

하에서 시간/온도에 의존적인 환형핵연료에 대한 단순 2D축대칭 모델을 생성하여 탄소성, 크리프 변형에 의한 온도분포, 응력, 변형률을 산출하는 FORTRAN FE 코드를 개발하고 이를 상용프로그램(ADINA, Marc, NISAII)과 비교 검증하였다. 이는 열탄소성 크립에 대한 복합적인 해석을 하나의 변수로 수렴 가능한 유효응력함수 (effective stress function: ESF)[14-16] 알고리즘을 도입한 비선형 FE 코드를 사용하였다. 여기서 항복함수는 본 미세스 (Von Mises) 항복조건과 등방경화 (isotropic hardening) 조건을 적용하였으며, 크립 거동 모델은 power creep을 적용하여 해석을 수행하였다.[9,10]

2.1 유한요소모델링 및 경계조건

본 연구에서 다루는 환형 핵연료의 기하학적 형상과 치수를 Fig. 2에 나타내었으며, 유한요소모델은 8절점 등매개 변수 요소 (isoparametric element)로 구성된 2차원 축대칭 모델을 생성하기 위해 FORTRAN 코드를 사용하였으며 2차 이상의 고차요소의 경우, 등매개 변수 보간에 의해서 곡선 좌표계 (curvilinear coordinate)와 직교 좌표계 (Cartesian coordinate) 간의 맵핑이 가능해 곡선 및 곡면을 경계로 하는 요소의 기하학적 형상표현이 용이하여 축대칭 형상에 대한 요소 타입으로 선정하였다. 또한, 열탄소성 크립해석을 수행하는데 있어 상당한 시간이 소요되어 동일한 요소 수에 8절점으로 수를 증가하여 모델링을 수행하였다. 해석을 위한 경계조건으로는 Fig. 3과 같이 소결체에 열원 (heat generation)을 부여하고 냉각수에 의해 발생하는 열대류 조건과 냉각수 압력을 피복관 표면에 인가하였다. 또한, 내/외간극에는 가스 압력조건을 적용하

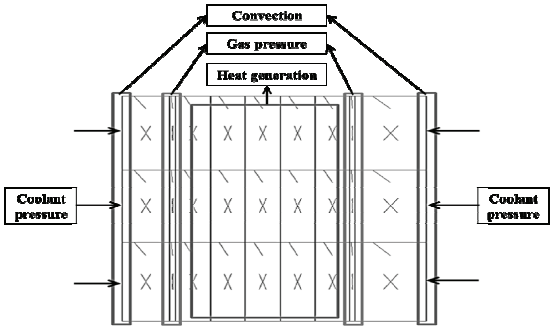


Fig. 3 Boundary conditions & FE model of annular fuels

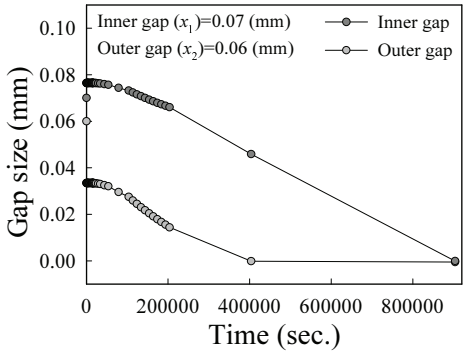


Fig. 4 Gap size variation according to time

Table 1 Material properties

Mech.	α	E	v	ρ
Cladding	0.6721*e*-5	0.7952*e*+5	0.3567	6.5500*e*-9
Pellet	0.9106*e*-5	0.1803*e*+6	0.3160	1.0412*e*-8

Thermal	T_∞	Q	h	C_p	K
Cladding	562.7	-	100	0.3258*e*+9	0.1290*e*+2
Gap	-	-	-	0.3138*e*+9	0.3440*e*+0
Pellet	-	629.8	-	0.3138*e*+9	0.3448*e*+1

였으며, 가스 압력과 냉각수 압력은 각각 3.15MPa, 15.5MPa를 인가하여 유한요소해석을 수행하였다.

2.2 재료물성

환형 핵연료를 구성하는 소결체와 피복관은 고온 및 고압의 환경에서 핵분열에 의한 열팽창과 냉각수에 의한 산화 등으로 복잡한 거동을 한다. 해석에 적용된 재료물성은 실제 원자로에서 실험으로 얻어진 수식을 바탕으로 산출된 값을 사용하였으며, 온도변화에 따른 핵연료 물성이 특정 온도 범위내의 기계적, 열적 물성이 연속적인 함수로 표현되어 이를 자체 개발 FE 코드에 내장하여 해석 시, 온도에 따라 변화하는 물성을 고려한다. 비열의 경우, 온도 구간에 따라 특성이 급격하게 변화하여 수학적으로 불연속적인 비선형성을 보이며 이를 고려한 열탄소성 크립해석을 수행하였다. 이는 원자력 연구소에서 제공한 소결체와 피복관에 대한 기계적, 열적 초기물성을 적용하였으며, 이를 Table 1에 나타내었다.

2.3 유한요소해석 결과

환형 핵연료에 대한 열탄소성 크립해석을 수행하였다. 여기서 내/외간극 크기는 기존 간극 크기로 0.07mm, 0.06mm로 설정하였다. 초기 간극은 소결체 및 피복관의 인장/압축으로 인해 크기가 시간에 따라 감소하는 것을 알 수 있다. 이 때, 완전접촉이 발생하는 시점은 내/외 간극 절점의 상대변위가 0인 시점으로 판단한다. 외간극 (outer gap)은 Fig. 4와 같이 소결체와 피복관이 403,610sec에서 접촉하고, 내간극 (inner gap)은 903,610sec에서 접촉이 발생하는 것을 알 수 있다. 이는 소결체가 핵분열 반응을 일으키면서 열팽창에 의한 인장응력이 발생하게 된다. 상대적으로 외간극의 크기가 내간극 보다 작아 외간극에서 접촉이 먼저 발생하고, 초기 열팽창으로 인한 간극 크기의 변화와 크립의 영향으로 간극 크기가 감소하는 것을 확인할 수 있다.

환형 핵연료의 최대 인장원주응력 (hoop stress)은 내측 소결체에 94.68MPa, 외측 피복관에 최대 압축원주응력 113.18MPa이 발생하였다. 외간극 접촉이 먼저 발생하면 Fig. 5와 같이 내측 피복관에 발생하는 인장응력이 감소하고 외측 피복관의 압축응력이 감소하는 것을 알 수 있다 또한, Fig. 6과 같이 외측 소결체의 인장응력이 감소하며, 내측 소결체는 압축응력이 증가하는 것을 알 수 있다.

기존 간극 크기의 환형 핵연료 최고 온도는 835.5 K 이며 소결체 중심에서 발생하고 Fig. 7과 같이 중심으로부터 반경이 커짐에 따라 온도가 감소하는 것을 알 수 있다. 더불어 핵연료 내부에 발생하는 최고 온도는 간극의 접촉 시점에 의존적이다. 이는 간극이 접촉하는 시점이 빠를수록 전도 열전달에 의해 소결체 내부의 최고 온도가 감소한다. 내/외간극에 작용하는 가스와 피복관 표면에 냉각수 작용으로 열대류 현상이 일어나 내/외간극으로 인한 소결체와 피복관의 상당한 온도 구배를 확인 할 수 있다. 또한, 간극 크기에 따라 접

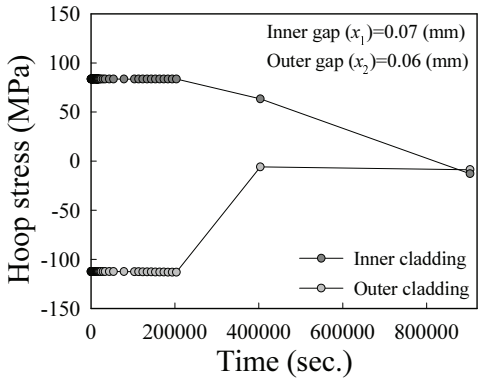


Fig. 5 Hoop stress variation of cladding according to time

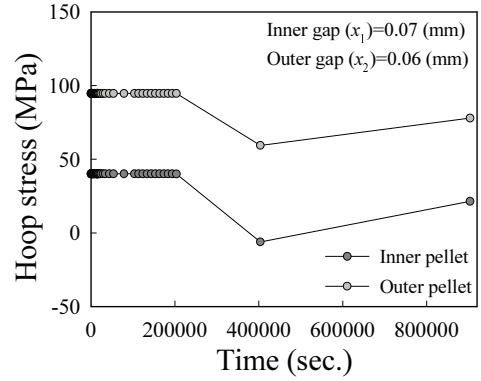


Fig. 6 Hoop stress variation of pellet according to time

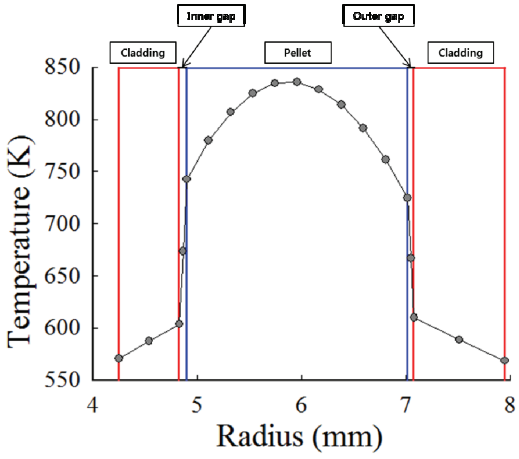


Fig. 7 Temperature according to radius

촉 시점이 다르게 나타나며 이에 대한 소결체 내부 최고온도가 변화하게 된다.

환형 핵연료의 열탄소성 크립해석을 통해 기존 핵연료의 성능지수를 정량적으로 알 수 있었으며, 내/외간극 크기가 최대 인장/압축 원주응력과 핵연료 내부에 최고 평균온도에 영향을 미치는 것을 알아보기 위해 다음 절에서 실험계획법을 바탕으로 전산해석을 수행하여 성능지수변화를 확인하고자 한다.

3. 반응표면법을 이용한 근사모델 생성

최적화 수행에 앞서 실험계획법을 이용하여 성능지수 데이터를 산출하여 정량적 변화를 확인하고 이를 바탕으로 2차 및 3차 다항식 형태의 반응표면 모델을 생성한다. 이는 열탄소성 크립해석에 대한 계산 비용을 최소화하기 위해 최소의 실험점들을 수립하여 성능지수에 대한 근사함수를 생성해 최적설계를 수행한다. 본 연구에서는 실험계획법 중 하나인 중심합성계획법과 D-최적 계획법을 이용하여 최적화를 위한 근사모델을 생성하고 이를 비교한다.

3.1 중심합성계획법 (CCD)

심플렉스 계획법 또는 2^{k_d} 요인 배치법으로 회귀계수를 추정할 수가 없다. 2^{k_d} 요인 배치법을 이용한 실험계획에서는 각 변수의 두 수준에서만 실험이 되므로, 변수의 수준 변화에 따른 성능지수의 곡면적인 변화를 감지할 수 없다. 이러한 단점을 보완하고 적은 횟수의 실험으로 곡면을 추정하기 위하여 요인배치에 중심점과 축점을 추가시켜 실험계획을 수립한다.[9] 식 (1)에서 중심점 n_0의 수는 제한 없이 하나 이상이며, 축점의 수는 $2k_d$가 된다. 본 연구에서는 중심합성계획법을 사용하여 Table 2와 같이 열탄소성 크립해석을 수행하고 이로부터 얻은 전산 실험 데이터들을 바탕으로 통계 프로그램 SAS 9.4[17]를 이용하여 반응표면모델(RSM)을 생성하였다. 여기서 $g_{\text{comp. stress}}$와 $g_{\text{tens. stress}}$에 대한 반응표면모델을 2차 다항식 형태로 생성하였으나 R^2값이 0.8이 산출되었다. 이를 개선하기 위해 3차 반응표면모델을 재 생성하여 근사모델의 정확도를 0.9 이상으로 개선하였다.

$$N = 2^{k_d} + 2k_d + n_0 \tag{1}$$

위 2차 및 3차 반응표면모델 정확도를 도식적으로 평가하기 위해 CCD 실험계획법을 바탕으로

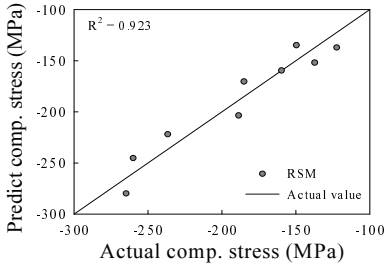
Table 2 Central composite design

No.	x_1 inner gap	x_2 outer gap	σ_c (MPa)	σ_t (MPa)	$T_{ave.}$ (K)
1	0.082	0.082	-122.3	91.40	734.00
2	0.082	0.428	-188.6	360.0	862.50
3	0.428	0.082	-264.7	281.3	834.50
4	0.428	0.428	-137.2	134.4	1143.9
5	0.010	0.255	-185.1	355.2	731.70
6	0.500	0.255	-236.7	233.8	1035.9
7	0.255	0.010	-260.0	246.0	720.00
8	0.255	0.500	-149.6	202.9	1065.1
9	0.255	0.255	-159.7	114.2	940.00

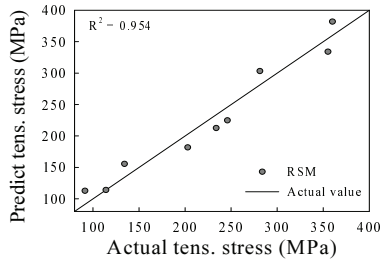
$$g_{comp.\ stress} = -164.454 - 89.7823x_1 + 686.317x_2 - 1276.02x_1^2 - 3990.26x_2^2 + 871.169x_1^3 + 4551.54x_2^3 + 1619.63x_1x_2$$

$$g_{tens.\ stress} = 262.732 - 1596.26x_1 - 1145.46x_2 + 7637.6x_1^2 + 8193.79x_2^2 - 6512.9x_1^3 - 8765.61x_2^3 - 3471.35x_1x_2$$

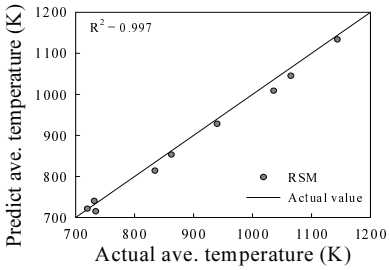
$$g_{ave.\ temperature} = 611.792692 + 617.259934x_1 + 655.887337x_2 - 892.30784x_1^2 - 746.9509x_2^2 - 746.9509x_1x_2$$



(a) Compressive hoop stress



(b) Tensile hoop stress



(c) Average temperature

Fig. 8 Accuracy of RSM (CCD)

Table 3 D-optimal design

No.	x_1 inner gap	x_2 outer gap	σ_c (MPa)	σ_t (MPa)	$T_{ave.}$ (K)
1	0.0100	0.5000	-246.01	468.44	765.200
2	0.5000	0.0178	-314.30	315.60	755.740
3	0.0101	0.5000	-245.95	468.34	765.380
4	0.4719	0.4998	-139.80	132.40	1213.18
5	0.5000	0.4518	-145.53	157.88	1195.74
6	0.4992	0.0100	-342.88	316.77	744.100
7	0.4946	0.5000	-142.78	140.50	1225.42
8	0.5000	0.0101	-342.72	316.90	744.300
9	0.4687	0.4997	-139.37	131.26	1211.39

$$g_{c\,comp.\ stress} = -7494.22 + 14780x_1 + 14971x_2 - 946.106x_1^2 - 976.239x_2^2 - 28187x_1x_2$$

$$g_{tens.\ stress} = 215.8956 - 907.362x_1 + 498.2041x_2 + 2238.4x_1^2 + 85.29627x_2^2 - 1798.49x_1x_2$$

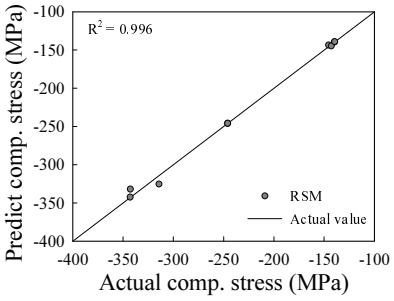
$$g_{ave.\ temperature} = 99.78877 + 1719.73x_1 + 1663.345x_2 - 913.524x_1^2 - 721.029x_2^2 - 618.655x_1x_2$$

수행한 열탄소성 크립해석 결과와 반응표면모델을 통해 예측한 결과를 비교하였으며 각 성능지수에 대한 R2 값을 Fig. 8에 나타내었다.

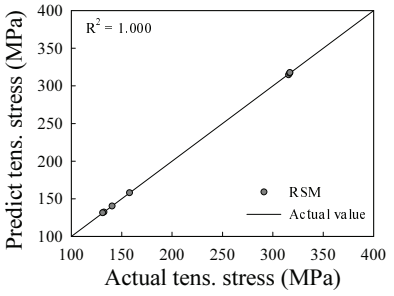
3.2 D-최적 계획법

2차 회귀모델 계수를 산출하기 위한 과정에서 X^TX 행렬의 역행렬을 구하게 되는데, 이 때 X^TX의 행렬식 (determinant)을 최대로 하는 실험점 조합 행렬 X를 찾는 것을 D-최적 계획법 이라고 한다. 이는 설계변수 상/하한 범위 내에서 임의로 불규칙한 실험점 조합을 선택하고 이 때의 실험점 조합은 X^TX의 행렬식이 최대가 되는 조합으로서 실험 횟수를 중심합성계획법 보다 줄일 수 있는 장점을 가지고 있다.[9] 본 연구에서는 CCD와 D-최적 계획법을 비교하기 위해 NSGA-II 유전알고리즘을 이용하여 X^TX의 행렬식이 최대가 되는 9개의 최적실험계획을 수립하여 열탄소성 크립해석을 수행하였다. D-최적 계획법을 이용한 실험계획 수립은 Table 3에 나타내었다.

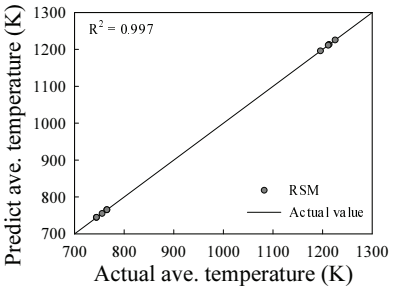
위 2차 반응표면모델 정확도를 도식적으로 평가하기 위해 D-최적 계획법을 바탕으로 수행한 열탄소성 크립해석에서 얻어진 각 성능지수에 대한 결과와 반응표면모델을 통해 예측한 결과를 비교하였으며, 각 성능지수에 대한 R2값을 Fig. 9에 나타내었다.



(a) Compressive hoop stress



(b) Tensile hoop stress



(c) Average temperature

Fig. 9 Accuracy of RSM (D-optimal)

4. 환형 핵연료의 간극 크기 최적화

실험계획법[9]을 바탕으로 환형 핵연료에 대한 열탄소성 크립해석을 수행하여 산출한 성능지수 데이터를 이용해 반응표면모델을 생성하고 이를 목적함수와 구속함수에 적용한다. 중심합성계획법과 D-최적 계획법을 이용한 실험계획을 바탕으로 생성된 근사모델을 이용하여 다중목적 최적설계를 수행한다. 이는 비지배 분류 유전알고리즘 (NSGA-II)을 사용하여 도출된 최적해를 비교 분석하고 검증을 수행한다.

4.1 최적화 문제 정식화

환형 핵연료 간극 크기 최적설계를 수행하기 위해 목적함수, 제한함수, 설계변수를 선정하였다. 아래와 같이 다중목적함수를 가지는 최적화 문제로 정식화하여 나타내었다. 이는 소결체 재료인 UO_2의 인장/압축강도에 대한 안전률을 최대화하고 핵연료 최고 평균온도를 최소화하는 목적함수이다. 여기서 UO_2의 항복강도는 460MPa로 안전률 2이상을 가지는 최적설계를 수행하기 위해 인장/압축강도 ($\sigma_{tens.\ strength}$, $\sigma_{comp.\ strength}$)를 230MPa로 설정하였으며 이를 제한함수 조건으로 동시에 적용하였다. 초기 설계변수는 상/하한 범위에서 간극 크기를 $[x_1\ x_2]$=[0.3, 0.3] (mm)와 같이 설정하였다.

Objective functions

$$\min.\ f_{safety\ factor} = \frac{g_{tens.\ stress}}{\sigma_{tens.\ strength}} + \left|\frac{g_{comp.\ stress}}{\sigma_{comp.\ strength}}\right|$$

$$\min.\ f_{temperature} = g_{ave.\ tempereture}$$

Subject to $g_{tens.\ stress}(x_i) \le 230$ (MPa) (i=1, 2)

$g_{comp.\ stress}(x_i) \ge -230$ (MPa)

$0.01 \le x_i \le 0.5$ (i = 1, 2)

4.2 다중목적 근사최적설계 결과

본 연구를 통해서 환형 핵연료 간극 크기 근사최적화를 수행하였다. 이를 위해 실험계획을 수립하여 목적함수와 제한함수의 반응표면모델을 생성하였다. 이어 비지배 분류 유전 알고리즘에 적용하고 다중목적 함수에 외적 벌칙함수 (exterior penalty function)를 적용하여 최적화를 수행하였으며, 인구수 (population)와 세대수 (generation)는 각각 100, 300으로 설정하였다. 이로부터 산출된 파레토 (pareto) 최적해는 아래의 Figs. 10과 11에 나타내었다. 이는 중심합성계획법과 D-최적 계획법을 사용하여 얻은 파레토 최적해가 상이 하다는 것을 알 수 있다. 위 Table 3과 같이 설계변수에 대한 실험점들이 소수점 둘째 자리 이상에서 수치적으로 다른 값을 가지지만 이는 중복되는 실험점으로 볼 수 있으며 중심합성계획법 보다 적은 실험점을 추출하는 것을 알 수 있다. 또한, 설계변수 상/하한 범위 내에서 임의의 실험점들을 추출하며 X^TX행렬식이 최대가 되는 방향으로 국부적인 실험점을 추출하기 때문에 전역적인 반응표면모델을 생성하기에는 부적합하다는 것을 알 수 있었다.

중심합성계획법과 D-최적 계획법으로부터 다중목적 근사최적화를 수행하여 얻은 최적 간극 크기를 비교하였다. 여기서 NSGA-II을 이용해 두 실험

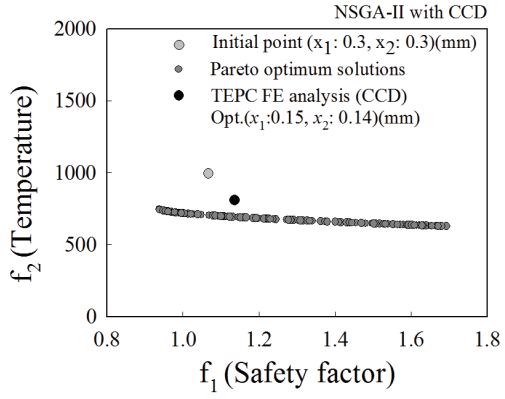


Fig. 10 Pareto solution of NSGA-II (CCD)

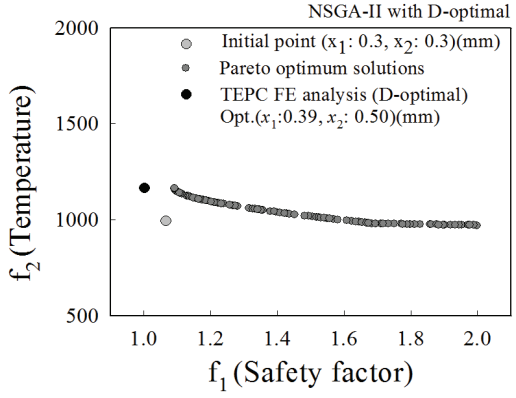


Fig. 11 Pareto solution of NSGA-II (D-optimal)

계획법으로부터 얻은 $f_{1(\text{NSGA-II_CCD})}$과 $f_{1(\text{NSGA-II_D-opt.})}$은 초기 f_1 목적함수 대비 각각12% 감소하고, 2.3% 증가한 것을 알 수 있다. $f_{2(\text{NSGA-II_CCD})}$의 경우는 기존 대비 20% 감소한 반면에 $f_{2(\text{NSGA-II_D-opt.})}$의 경우는 17% 증가하였다. 이는 중심합성계획법을 이용하여 인장/압축응력에 대한 반응표면모델의 정확도가 비교적 낮고 이에 대한 비선형성이 강해 발생하는 오차라고 판단되며, D-최적 계획법 또한 실험점 추출 영역이 국부적이기 때문에 발생하는 오차이다.

근사최적설계에 부여한 제한 조건은 안전률 2 이상을 만족하기 위해 인장/압축강도를 230MPa 이하로 제한조건을 부여 하였다. 간극 크기에 따라 실험계획을 수립하여 전산해석을 수행한 응력에 대한 결과들은 전체 핵연료 유한요소모델의 요소에서 발생하는 최대 인장/압축 원주응력을 추출하였기 때문에 나머지 요소에 대한 응력은 제한조건을 만족함을 알 수 있다.

Table 4 Verifications of NSGA-II and TEPC FE analysis

Obj./Con. Function	CCD		D-optimal		Initial
	NSGA-II	TEPC	NSGA-II	TEPC	
f_1	0.938	1.136	1.092	1.003	1.067
f_2	792.3	808.7	1163	1165	993.3
$g_{tens.\ stress}$	76.56	105.8	122.1	102.6	119.6
$g_{comp.\ stress}$	-139.2	-155.5	-129.0	-128.1	-125.7

환형 핵연료의 초기 내/외간극 크기는 각각 0.3, 0.3mm 이며, 최적화를 통해 얻은 파레토 최적해들 중 초기 목적함수 값 대비 낮은 임의의 한 점을 추출한 값으로 중심합성법을 통해 얻은 내/외 간극은 0.15, 0.14mm 이며 D-최적 계획법을 통해 얻은 최적 내/외 간극은 0.39, 0.50mm 이다. 이 두 실험계획으로부터 최적 결과에 대한 오차를 감안했을 때, 중심합성법을 통해 얻은 최적해가 D-최적 계획법을 통해 얻은 결과보다 상대적으로 좋은 결과가 도출 되었다. 최적화 관점에서 제한조건을 두 실험계획이 만족을 하나 목적함수에서 trade off의 영향으로 $f_{1(\text{TEPC_CCD})}$ 가 증가했지만 $f_{2(\text{TEPC_CCD})}$ 목적함수가 초기 대비 감소한 것을 알 수 있다. 본 연구를 통해 얻은 간극 크기는 중심합성 실험계획법을 통해 생성한 근사모델을 이용하여 산출된 최적해가 제한조건을 만족하고 최고 평균온도가 낮은 결과를 보이고 있어 환형 핵연료 설계에 유용한 간극크기로 판단된다.

중심합성계획법과 D-최적 계획법을 이용하여 얻은 파레토 최적해에 대해 모두 해석을 수행해야 하지만 상당한 해석시간이 소요되어 두 목적함수가 초기 목적함수 값 대비 낮은 임의의 한 점을 추출하여 검증을 수행하였다. 환형 핵연료에 대한 열탄소성 크립해석 결과를 Table 4에 나타내었다. 검증해와 최적해를 통한 목적함수의 값이 서로 상이함을 알 수 있다. 이는 D-최적 계획법을 통한 실험점들이 전역적인 실험점을 추출하지 못하고 설계변수 상/하한 범위 내에서 국부적인 실험점을 이용해 반응표면모델을 생성하였다. 이는 반응표면모델에 대한 정확도가 높은 반면에 설계목표로 하는 최적해를 도출 할 수 없다는 것을 알 수 있으며, 중심합성계획법 또한 설계변수 상/하한 범위 내에서 전역적인 실험점을 추출 하였으나 최대 인장/압축응력의 경향이 상당한 비선형성을 가지고 있어 근사모델의 정확도가 상대적으로 낮아 최적해와 검증해의 오차가 발생하는 것을 알 수 있었다.

5. 결론

본 연구를 통해 다중목적 함수를 가지는 가압경수로용 환형 핵연료의 간극 크기 근사최적설계를 수행하였다. 반응표면모델 생성을 위해 중심합성계획법과 D-최적 계획법을 사용하여 산출한 최적해를 비교 분석하였다. 중심합성계획법을 이용한 근사 최적해는 D-최적 계획법을 사용한 최적해 보다 전역적인 근사 최적해를 산출하였으나 D-최적 계획법은 국부적인 근사 최적해를 산출하는 것을 알 수 있었다. 이는 X^TX의 행렬식을 최대로 하는 방향으로 불규칙한 실험점을 추출하기 때문에 설계영역 내의 목적함수 및 제한조건을 만족하는 최적해의 영역이 국부적인 것을 알 수 있었다. 또한, D-최적 계획법 보다 중심합성계획법에 의한 실험계획이 전역적인 반응표면을 생성하는 것을 확인하였다. 더불어 환형 핵연료 자체 개발FE 코드를 사용하여 열탄소성 크립해석을 통해 간극 크기 근사최적설계를 수행하여 인장/압축강도에 대한 안전률 및 최고 평균온도를 최소화 시킬 수 있는 간극 크기를 얻었으나 목적함수와 제한조건함수에 대한 검증과정에서 오차가 발생한 것을 알 수 있었다. 이는 성능지수의 비선형성을 반응표면모델 만으로 지배할 수 없다는 결론을 도출 할 수 있었으며, 이를 보완하기 위해 향후 연구에서는 실험계획법을 바탕으로 비선형성이 강한 근사모델 생성에 있어 블랙박스 형태의 크리깅 (kriging), 인공신경망 (ANN) 등의 근사기법을 적용하여 근사최적설계를 수행하고자 한다.

REFERENCES

1. Kim, Y. W., “Development of Key Technology for Nuclear Hydrogen,” Korea Atomic Energy Research Institute Research Report, p. 6, 2012.
2. Rowinski, M. K., White, T. J., and Zhao, J., “Innovative Model of Annular Fuel Design for Lead-Cooled Fast Reactors,” Progress in Nuclear Energy, Vol. 83, pp. 270-282, 2015.
3. Vitanza, C., “Ria Failure Threshold and Loca Limit at High Burn-Up,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 43, No. 9, pp. 1074-1079, 2006.
4. Lamarsh, J. R. and Barata, A. J., “Introduction to Nuclear Reactor Engineering,” Prentice Hall, Inc., New Jersey, 3rd Ed., 2001.
5. Ichikawa, M., Fujishiro, T., and Kawasaki, S., “LWR Fuel Safety Research with Particular Emphasis on Ria/Loca and Other Conditions,” Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 26, No. 1, pp. 118-125, 1989.
6. Lee, J. W., Lee, Y. S., Choi, Y. J., and Kang, Y. H., “Optimization for the Cylindrical Structure with Multi-Holes under Thermal Loading,” Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers: A, Vol. 28, No. 10, pp. 1509-1516, 2004.
7. Kwon, Y.-D., Kwon, S.-B., Kim, S.-S., and Cho, H.-J., “Optimization of Gap Sizes for the High Performance of Annular Nuclear Fuels,” Journal of Mechanical Science and Technology, Vol. 29, No. 4, pp. 1399-1405, 2015.
8. Han, P. K. and Lee, J., “A Response Surface Based Sequential Approximate Optimization Using Constraint-Shifting Analogy,” Journal of Mechanical Science and Technology, Vol. 23, No. 11, pp. 2903-2912, 2009.
9. Park, S. H., “Modern Design of Experiments,” Minyongsa, pp. 121-140, 2001.
10. Triefenbach, F., “Design of Experiments: The D-Optimal Approach and Its Implementation as a Computer Algorithm,” B.Sc. Thesis, Department of Computing Science, Umea University, 2008.
11. Kwon, Y. D., Kwon, S. B., Rho, K. T., Kim, M. S., and Song, H. J., “Thermo-Elastic-Plastic-Creep Finite Element Analyses of Annular Nuclear Fuels,” International Journal of Modern Physics: Conference Series, Vol. 6, pp. 397-384, 2012.
12. Hong, K. J., Jeon, K. K., Cho, Y. S., Choi, D. H., and Lee, S. J., “A Study on the Construction of Response Surface for Design Optimization,” Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers: A, Vol. 24, No. 6, pp. 1408-1418, 2000.
13. Deb, K., Pratap, A., Agarwal, S., and Meyarivan, T., “A Fast and Elitist Multiobjective Genetic Algorithm: NSGA-II,” IEEE Transactions on Evolutionary Computation, Vol. 6, No. 2, pp. 182-197, 2002.
14. Kim, H. C., Yang, Y. S., and Koo, Y. H., “Implementation of Effective-Stress-Function Algorithm for Nuclear Fuel Performance Code,” Int. J. Precis. Eng. Manuf., Vol. 14, No. 5, pp. 791-796, 2013.
15. Kojic, M. and Bathe, K. J., “The ‘Effective-Stress-Function’ Algorithm for Thermo-Elasto-Plasticity and Creep,” International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 24, No. 8, pp. 1509-1532, 1987.

16. Kim, H. C, Yang, Y. S., Kim, D. H., Bang, J. G., Kim, S. K., et al., “Development of FE Module for Application of PWR Fuel Performance Code,” Proc. of KSPE Spring Conference, pp. 963-964, 2012.
17. SAS Institute Inc., Cary, NC, “SAS/CONNECT User’s Manual Version 9.4,” 2013.