



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

이산화우라늄 카라멜 연료를 이용한
수냉각 소형모듈형 원자로심 설계

**Design of Water-Cooled Small Modular
Reactor Core with UO_2 Caramel Fuel**

2017년 8월

서울대학교 대학원

에너지시스템공학부

이 시 도

이산화우라늄 카라멜 연료를
이용한 수냉각 소형모듈형
원자로심 설계

지도교수 심형진

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함
2017년 8월

서울대학교 대학원
에너지시스템공학부
이 시 도

이시도의 석사 학위논문을 인준함
2017년 8월

위 원 장 주 한 규 (인)

부위원장 심 형 진 (인)

위 원 김 형 현 (인)

국문초록

최근 한국전력기술에서 몬테칼로 기법을 이용한 혁신형 노심 연구가 활발히 진행되고 있다. 혁신형 노심 연구의 일환으로 기존의 봉상형에 비해 열전달면적이 크다는 장점을 가지고 있는 판형 소형모듈형원자로 설계가 이루어지고 있다. 판형노심설계 요구조건은 유효노심높이 2m와 노심반경 1.48m의 크기를 가지면서 180MW의 열출력으로 4년 이상의 연소일 중 연소결손반응도를 3000pcm이내로 들어오게 하는 것을 목표로 하고 있다. 판형노심설계는 2단계로 진행이 된다. 가연성 독물질이 삽입되기 전 최장의 주기를 가지는 집합체 설계변수를 결정하고, 결정된 변수를 바탕으로 추가적으로 독물질을 삽입하여 연소 중 연소결손반응도를 목표기준에 맞게 제어하였다. 본 연구는 몬테칼로 기법을 사용한 중성자 수송해석 코드인 McCARD를 이용하여 위 요구조건을 만족시키는 판형노심을 설계하는 것을 목표로 한다.

몬테칼로 기법은 결정론적 중성자 수송해석법에 비해 복잡한 구조에 대한 전노심 모사계산이 가능하고, 연속에너지 핵반응단면적을 이용하여 근사 없이 노심을 해석할 수 있다는 장점을 가지고 있다. 하지만 결정론적 해석 법에 비하여 많은 소요시간이 걸린다는 단점을 가지고 있다. 따라서 몬테칼로 기법만을 이용하여 수 많은 시행착오를 겪으며 최적의 노심 설계변수를 찾기에는 많은 시간이 걸린다. 이러한 단점을 극복하기 위해 선형증배계수 모델을 도입하여 이산적으로 달리하여 만들어진 1600개의 핵연료집합체 모델에 대하여 직접 몬테칼로 연소해석을 하지 않고 최장의 노심주기를 가지는 변수를 결정하였다. 결정된 노심을 바탕으로 가연성 독물질을 삽입하며 요구조건을 만족시키는 노심을 설계할 수 있도록

몬테칼로 기법을 사용하였다. 독물질의 함유도는 완전연소일에 비례하는 성질을 이용하여 함유도를 결정하고, 독물질 카라멜의 배치를 늘려가며 연소결손반응도를 제어하였다. 먼저 상용판형노심 Shippingport2에 사용되었던 B-SS 카라멜을 이용하여 계산을 해 보았고, 같은 과정으로 핵연료와 혼용 가능한 어븀과 가돌리늄을 사용하여 요구조건을 달성하였다.

주요어 : 소형모듈형원자로, 판형노심, 카라멜 연료, 몬테카를로, McCARD

학 번 : 2015-21327

목 차

제 1 장 서론	1
제 1 절 연구 배경 및 목적	1
제 2 절 연구의 구성	2
제 2 장 노심 설계 요건 및 집합체 모형 결정 ...	3
제 1 절 기준요건	3
제 2 절 집합체 모형 결정	6
1. 상용판형노심 분석	6
2. 집합체 모형	13
제 3 장 판형 소형모듈형 원자로심 설계	16
제 1 절 선형증배계수 모델을 이용한 집합체 설계	16
1. 사용목적	16
2. 선형증배계수 모델	19
3. 선형증배계수 모델 검증	25
4. 집합체 설계 인자 결정	27
제 2 절 연소결손반응도 제어	35
1. 개요	35
2. 가연성 독물질 특성	36
3. 연소결손반응도 제어 전략	37
4. 보론-스테인레스를 이용한 연소결손반응도 제어	47
5. 혼용 연료를 이용한 연소결손반응도 제어	52
제 3 절 봉상형 노심과 연소해석 결과 비교	62
1. 개요	62
2. 봉상형 노심 모형	62
3. 연소해석 결과 비교	65

제 4 장 핵적 특성 계산	68
제 1 절 개요	68
제 2 절 핵적 특성 계산	68
1. 감속재온도계수 계산	68
2. 핵연료온도계수 계산	70
3. 침투출력계수 계산	70
제 5 장 핵연료 온도 추정	74
제 1 절 개요	74
제 2 절 핵연료 평판의 열전달 모델	74
1. 핵연료 평판 모델	74
2. 열전도식과 열대류식을 이용한 열저항 정의	76
제 3 절 McCARD 계산 결과	82
1. 핵연료 평판 모델 계산 결과	82
2. 전노심 핵연료 평균온도 적용 연소해석 결과	84
제 6 장 결론	86
참고문헌	88

제 1 장 서론

제 1 절 연구 배경 및 목적

최근 에너지 공급이 중앙집중형에서 분산형으로 변화하면서 소형 발전소에 대한 기술 연구가 활발히 진행되고 있다. 차세대 소형모듈형 원자로는 노심, 증기발생기, 펌프, 가압기 등의 원자로 계통을 일체화하여 하나의 압력용기에 넣음으로써 대형사고의 위험을 줄일 수 있다는 이점을 가지고 있다. 또한 저용량 발전으로 지역난방, 해수담수화, 선박추진 등 다양한 용도로 사용이 가능하다. 국내에서는 독자적인 원천기술을 확보하여 330MWt 급 중소형 노심인 SMART를 개발하기도 하였다.

국제적으로 독자 기술 경쟁력 확보를 위해 소형모듈형원자로에 대한 연구가 활발히 진행되면서, 국내에서도 차세대 소형모듈형원자로 개발에 앞장서고 있다. 본 연구는 차세대 소형모듈형원자로 원천기술 개발을 위해 장점이 많은 판형 소형모듈형 원자로심 연구를 진행하였다. 판형노심은 피복 파손 가능성이 낮아 방사능 누출 억제가 가능하다. 판상형 핵연료 구조는 높은 열전달 면적으로 동일 공간대비 높은 출력밀도를 가질 수 있고, 핵연료 온도를 낮춤으로써 안전성이 향상된다. 또한 카라멜 형 연료를 사용하여 연료간 서로 독립되어 파손시 핵분열생성물 방출을 제한할 수 있다는 장점을 가지고 있다. 카라멜 연료는 상황에 맞게 다양한 종류를 생산, 배치하여 다양한 목적을 가지는 수냉각 원자로에 쓰일 수 있다는 장점을 가지고 있다.

본 연구는 기존의 봉상형 노심이 아닌, 혁신형 형상을 모사 가능한

서울대학교 몬테칼로 코드인 McCARD[1]를 이용하여 판형노심 설계를 진행한다. 이 연구의 목적은 한국전력기술에서 제시한 설계 요구조건을 만족시키는 판형 소형모듈형 원자로심을 설계하는 것을 목표로 한다.

제 2 절 연구의 구성

1장에서는 판형 소형모듈형 원자로심을 설계하게 된 배경과 이 연구의 목적에 대하여 간략히 정리하였다. 2장에서는 한국전력기술에서 제시한 노심설계 기준요건을 소개하고, 집합체 형상을 설계하기 위해 상용 판형노심 Shippingport2[2]를 분석한 내용을 정리하였다. 3장에서는 집합체를 구성하는 설계인자들을 결정하였다. 설계인자들 중 집합체 특성에 큰 영향을 미치는 핵연료 두께, 채널의 두께 등을 변수로 설정하고, 해당 변수들을 결정하기 위해 선형증배계수 모델[3]을 도입한 것을 정리하였다. 정해진 집합체 형상에서 노심의 설계 요구 조건을 만족하도록 가연성 독물질을 삽입하였다. 4장에서는 설계된 노심의 핵적특성인 핵연료온도계수, 감속재온도계수, 첨두출력계수를 계산하여 정리하였다. 5장에서는 열전달 모델을 이용하여 카라멜 연료의 평균온도를 계산해보고, 이 온도를 사용하여 최종노심의 McCARD 연소계산을 시행하였다. 마지막으로 6장에서는 이 연구의 결론 및 의의에 대하여 작성하였다.

제 2 장 집합체 모형 설계

제 1 절 노심설계 기준요건

이번 절에서는 소형모듈형원자로심의 설계기준 및 주요 예비열수력 변수를 소개한다. 소형모듈형원자로심은 가상노심 BanDi-50의 설계기준을 기본으로 한다. 우선 노심 및 핵연료와 관련된 설계기준은 다음과 같다. 핵연료집합체의 수는 37개이고 핵연료 농축도는 4.95 w/o이다. 원자로의 재장전주기는 4년 이상이다. 유효 노심의 높이는 2.0m이고 노심의 직경은 1.48m이다. 제어봉 구동장치는 원자로 용기 내부에 위치하고 집합체수와 같이 37개가 있는데, 각 집합체 마다 제어봉 삼입이 가능해야 한다. 상부설치형 노내계측기를 가지고, 수용성 중성자 흡수제를 사용하지 않는다. 선형 열 발생률은 10kW/m 이내가 되도록 한다.

BanDi-50의 증기 발생 장치 설계 기준은 다음과 같다. 증기발생기의 수는 4개, 높이는 10m이고 전부 과열 증기를 사용한다. 증기의 압력은 65bar, 증기온도는 섭씨 301도이고 급수 온도는 섭씨 230도이다. 전열관 물질은 Alloy 690 TT를 사용하고 관막음 여유도는 10%이다.

원자로 전반에 대한 정보는 다음과 같다. 전기 출력은 50MWth을 초과해야하고, 원자로 총 열 출력은 180MWth으로 고정한다. 원자로 총 열 출력이 180MWth이므로 집합체 하나당 약 4.9MWth의 출력을 가져야 한다. 열효율은 25%을 초과하여야 하고 유동은 자연 순환이어야 한다. 설계 압력은 172bar이고 운전 압력은 155bar이다. 서브 쿨링은 섭씨 30도이고, 따라서 열관과 냉관의 차이가 섭씨 30도이다. 열관의 경우 섭씨 315도를 유지하고, 냉관의 경우 섭씨 285도를 유지한다. 원자로 용기

의 총 높이는 25m 이다. 안전정지지진은 중력의 절반으로 한다. 감속재의 설계 유량은 3932040kg/hr이다.

아래 표 2.1.1과 2.1.2는 앞에서 서술된 소형모듈형원자로 BanDi-50의 노심 설계기준 및 주요 예비열수력 변수를 요약한 것이다.

표 2.1.1 소형모듈형원자로 BanDi-50의 노심 설계기준 및 주요 예비열수력 변수(1/2)

BanDi-50			
노심 & 핵연료		증기 발생 장치	
집합체 수	37	종류	Integral/OT/Straight/Vertical
농축도	4.95 w/o	SG 수	4
재장전 주기	3~4 년	증기 상태	Super-heated
유효 노심 높이	2.0 m	열 출력	50 MWth
노심 직경	1.48 m	증기 압력	65 bar
CEDM 종류	In-Vessel	증기 온도	301 도
CEDM 수	37	과열	>20 도
ICI 종류	Top-mounted	급수 온도	230 도
ICI 수	TBD	SG 높이	~10 m
수용성 중성자 흡수제 선형 열 발생률	사용안함	전열관 물질	Alloy 690 TT
	<10	관막음 여유도	10 %

표 2.1.2 소형모듈형원자로 BanDi-50의 노심 설계기준 및 주요 예비열수력 변수(2/2)

BanDi-50	
원자로	
전력	>50 MWth
원자로 열 출력	180 MWth
열효율	>25 %
유동 순환	자연 순환
설계 압력	172 bar
운전 압력	155 bar
서브 쿨링	30 도
열관	315 도
냉관	285 도
설계 유량	3932040kg/hr
RV ID	~3.5 m
온도 제어	TBD
압력제어	Heater/No spray
SSE	0.5 g

제 2 절 집합체 모형 결정

1. 상용판형노심 분석

대상노심설계를 위해 최초의 상용 원자로인 미국의 Shippingport에서 1965년에서 1974년까지 9년간 사용된 판형노심(Shippingport2)의 특징을 분석하였다. 이 판형노심은 크게 두 종류의 집합체로 구성되어 있다. 하나는 제어블레이드가 함께 구성된 Seed1 집합체이고 나머지는 Blanket 집합체이다. Core-2의 경우 20개의 Seed1 집합체와 77개의 Blanket 집합체로 구성되어 있다.

Seed1 집합체는 두 가지 평판으로 구성되는데 하나는 핵연료 카라멜과 붕소 카라멜이 함께 포함된 핵연료/붕소 캐러멜 평판이고 다른 하나는 핵연료 캐러멜만으로 이루어진 핵연료 캐러멜 평판이다. 두 평판은 모두 크기가 $97.254 \times 3.438 \times 0.076$ inch 이고, 두께 0.036 inch의 캐러멜과 캐러멜 양 옆을 덮는 두께 0.02 inch의 피복재로 구성되어 있다. 핵연료 캐러멜(UO_2-ZrO_2)은 이산화우라늄과 이산화지르코늄으로, 붕소 캐러멜은 0.85w/o의 붕소와 스테인리스 합금으로 이루어지고, 피복재 재질은 Zircaloy-2 이다.

그림 2.2.1은 Seed1 집합체를 구성하는 평판 중 핵연료/붕소 캐러멜 평판의 수직/수평 단면도이다. 그림의 왼쪽이 수직 단면도, 오른쪽이 수평 단면도이다. 수평 단면도에서 볼 수 있듯이 평판의 가운데 5개의 캐러멜 줄이 우라늄 핵연료 캐러멜이고 양 끝에 한 줄 씩 총 2줄이 붕소 캐러멜이다. 수직 평면도를 보면, 가운데 5줄의 핵연료 캐러멜이 5×6 개씩 하나의 균락을 이루어 총 15균락이 0.2 inch의 간격으로 위치하고 있

다. 봉소 캐러멜의 경우 평판 당 160개로 구성되어 있어 각 줄당 40개씩 위치한다. 봉소 캐러멜 사이에는 인코넬 합금으로 이루어진 Spacer가 있어 봉소의 위치를 고정해준다.

그림 2.2.2는 Seed1 집합체를 구성하는 평판 중 핵연료 캐러멜 평판의 수직/수평 단면도이다. 기본적인 평판의 형상과 피복재 물질은 앞서 서술된 봉소 캐러멜 포함 평판과 같다. 수직 평면도를 보면, 평판 중심에는 핵연료 캐러멜 10×6 개로 이루어진 군락이 13 군락이 있고, 위아래 양 끝에는 핵연료 캐러멜 10×4 개로 이루어진 군락이 하나씩 있어 평판은 총 15개의 핵연료 캐러멜 군락으로 이루어진다. 각 군락사이의 간격은 0.49215inch이다.

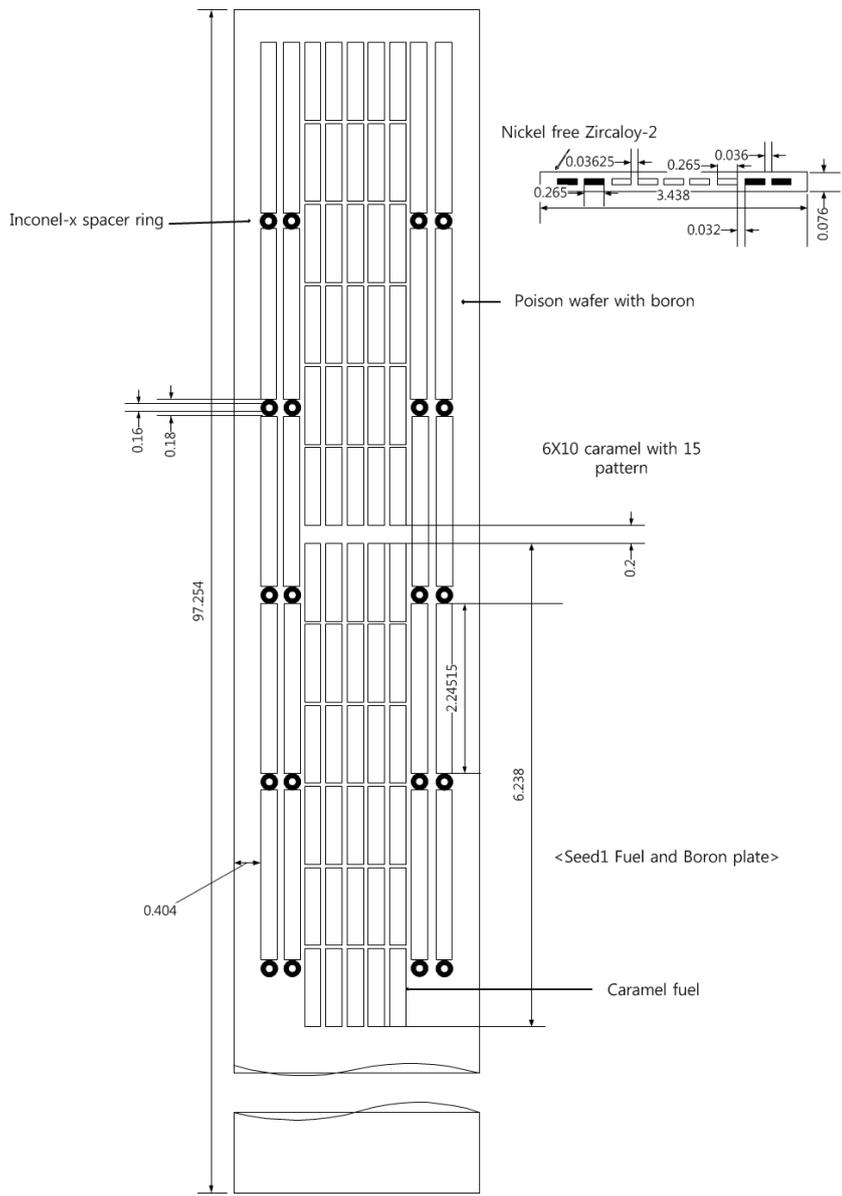


그림 2.2.1 Seed1 핵연료/붕소 캐러멜 평판의 수직/수평 단면도

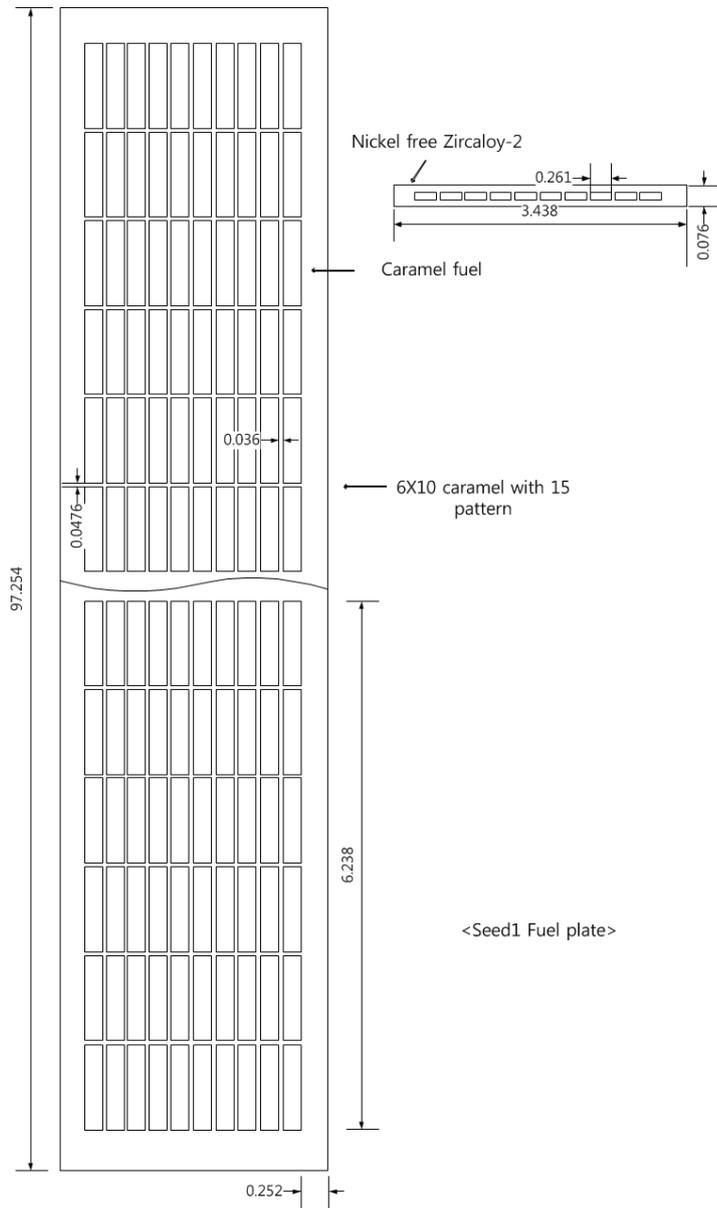


그림 2.2.2 Seed1 핵연료 캐러멜 평판의 수직/수평 단면도

그림 2.2.3 은 Seed1 집합체의 수평 단면도를 보여준다. Seed1 집합체를 구성하는 평판은 집합체 내 나뉜 세 위치 영역에 따라 우라늄-235의 농축도를 달리 가지는데, 그림 2.2.3에서 초록색과 빨간색 선으로 영역을 구분해두었다. 초록색선 안쪽에서 30w/o, 초록색선과 빨간색 선 사이에서 22w/o, 나머지 영역에서 15w/o의 농축도를 갖는다. Seed1 집합체에는 총 76개의 평판이 있고, 1/4 집합체는 각각 19개의 평판을 가진다. 1/4 집합체 양 끝에는 핵연료/붕소 캐러멜 평판이, 안쪽에는 나머지 17개 핵연료 캐러멜 평판이 위치한다. 각 핵연료 평판은 가로 폭과 두께가 다른 4 종류의 물 채널에 둘러 쌓여있는데, Seed1 핵연료 집합체 내에 물 채널은 총 80개 존재한다. 물 채널과 1/4 집합체의 외곽은 모두 피복재와 같은 물질인 Zircaloy-2로 구성 되어 있다. Seed1 집합체에는 총 16.8kg의 우라늄 235 와 23.2g의 붕소가 들어간다. 집합체 중심부에는 십자가 형태의 제어봉이 삽입될 수 있는 공간이 있다. Seed1 집합체의 교체주기는 10000 시간이다.

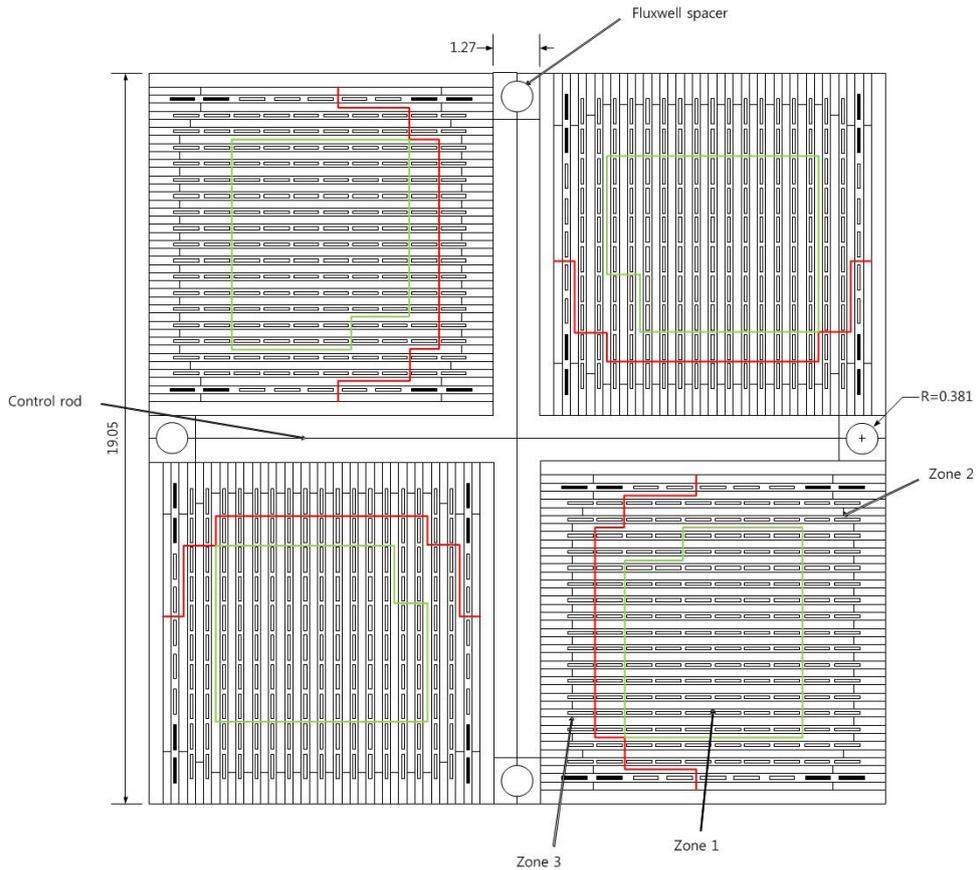


그림 2.2.3 Seed1 집합체 수평 단면도

그림 2.2.4은 Blanket 집합체의 수평 단면도이다. Blanket 집합체의 경우 핵연료/붕소 캐러멜 평판이 들어가지 않고, 핵연료 캐러멜 평판으로만 이루어져 있다. Seed1 집합체와 달리 핵연료로 천연 우라늄을 사용한다. 총 60개의 핵연료캐러멜 평판으로 구성되어 있고, 집합체의 크기는 Seed1과 같다. 집합체 교체주기는 20000시간이다.

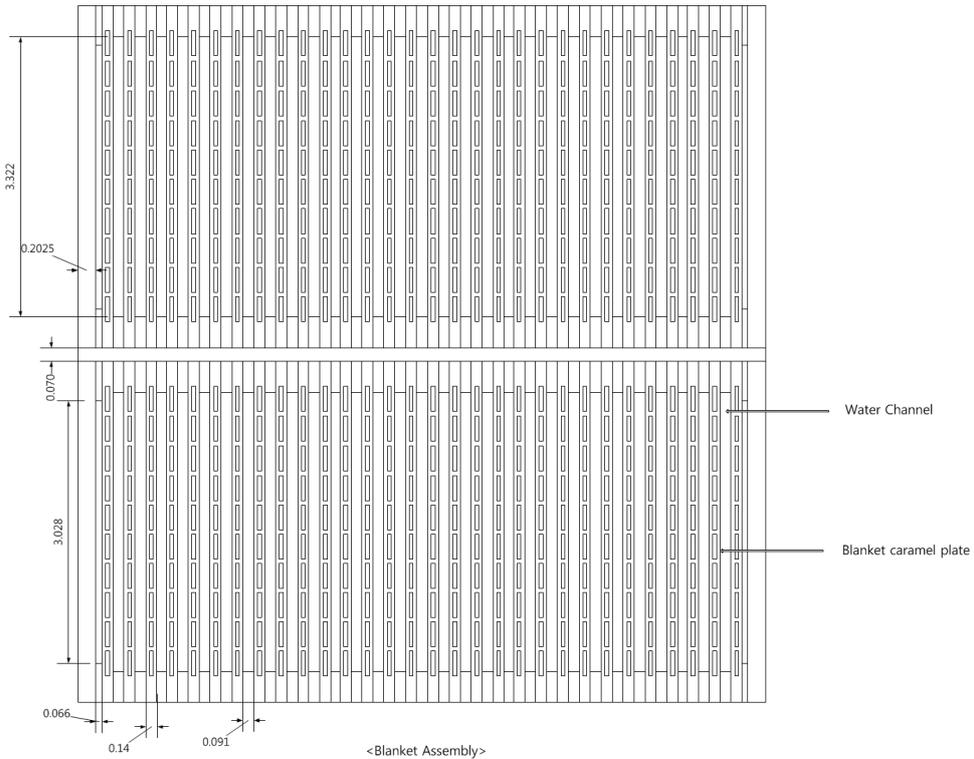


그림 2.2.4 Blanket 집합체 수평 단면도

Shippingport2 는 Seed1 집합체 20개, Blanket 집합체 77개로 구성되어 전노심에는 총 97개의 집합체가 있다. 그림 2.2.5는 Shippingport2 집합체 배치도이고, 빨간 십자가로 표기된 상자가 고농축 우라늄을 사용하는 Seed1 집합체, 가운데 선 하나만 표기된 상자가 천연 우라늄을 사용하는 Blanket 집합체를 나타낸다. Shippingport2는 Seed-Blanket 원자로 형태로 Seed1에서는 고농축 우라늄이 출력을 담당하고, Blanket에서는 우라늄의 중성자 흡수로 생성된 플루토늄이 출력을 만든다.

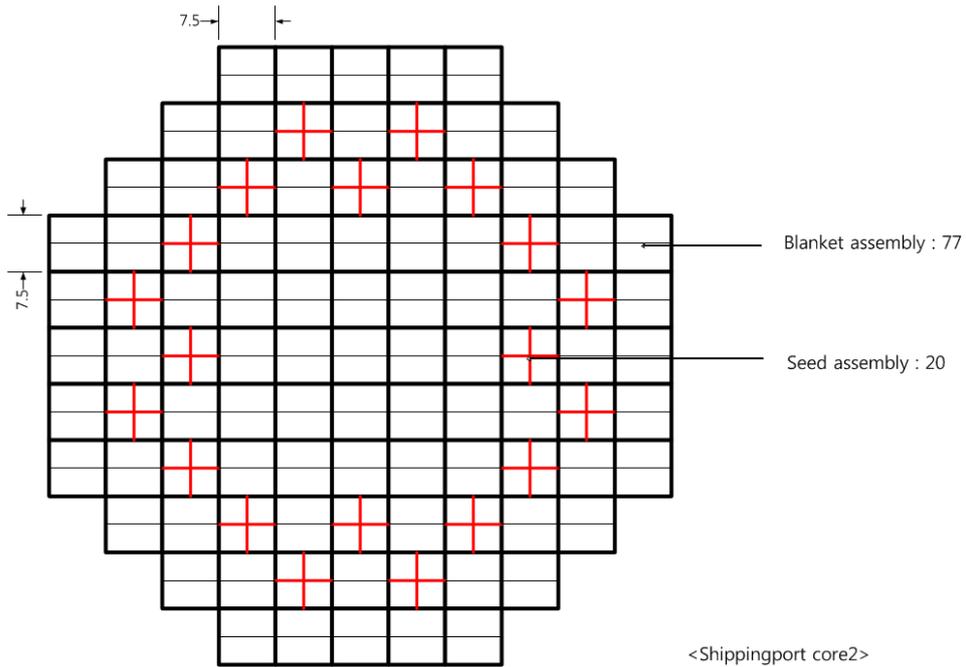


그림 2.2.5 Shippingport2 전노심 집합체 배치도

2. 집합체 모형

판형노심에 사용되는 집합체는 미국에서 판형노심(Shippingport2)의 집합체의 형태를 가지도록 하였다. 집합체의 크기는 웨스팅하우스 봉상형 집합체 17×17의 격자와 같은 크기를 결정하였다. 그림 2.2.6은 Shippingport2의 Seed1 집합체 모형이다. Shippingport2에서 고농축 우라늄을 이용한 모델인 Seed1은 90도 씩 회전한 4개의 부분집합체들로 이루어져 있으며, 가운데 제어 블레이드가 들어갈 수 있는 공간이 있다. 노심 집합체 설계의 경우 반디요건에 따라 한가지의 집합체 모델만이 사용되므로 제어 블레이드가 없는 Shippingport2의 Blanket 집합체 모델을 사용하지 않고, 제어 블레이드 공간이 확보된 Seed1 집합체 모델을 사용

하였다.

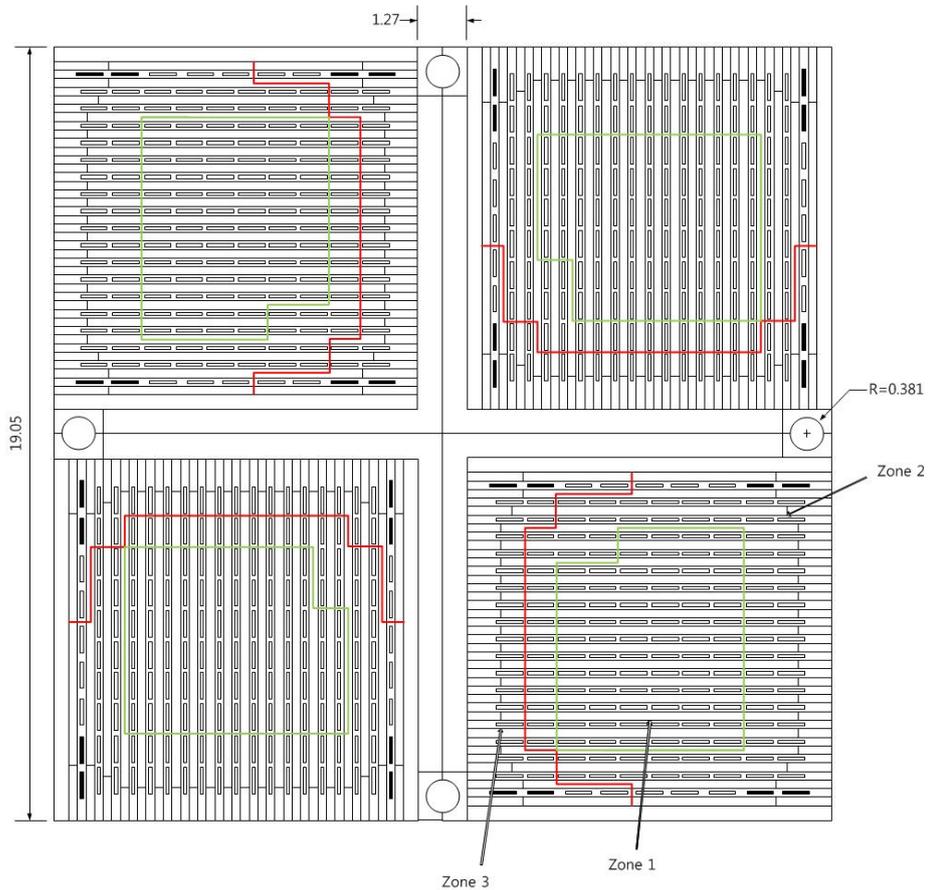


그림 2.2.6 Shippingport2 Seed1 집합체 단면도

집합체의 크기는 일관성을 고려하여 근래에 사용하는 웨스팅하우스와 동일한 집합체 크기를 사용하였다. 대상노심에 사용되는 집합체의 기본적인 개형은 그림 2.2.7와 같다. 그림 2.2.7에 묘사된 카라멜의 개수, 판의 개수 등은 임의로 결정된 모형이고, 최적화된 모형은 다음 절에서 다루게 된다.

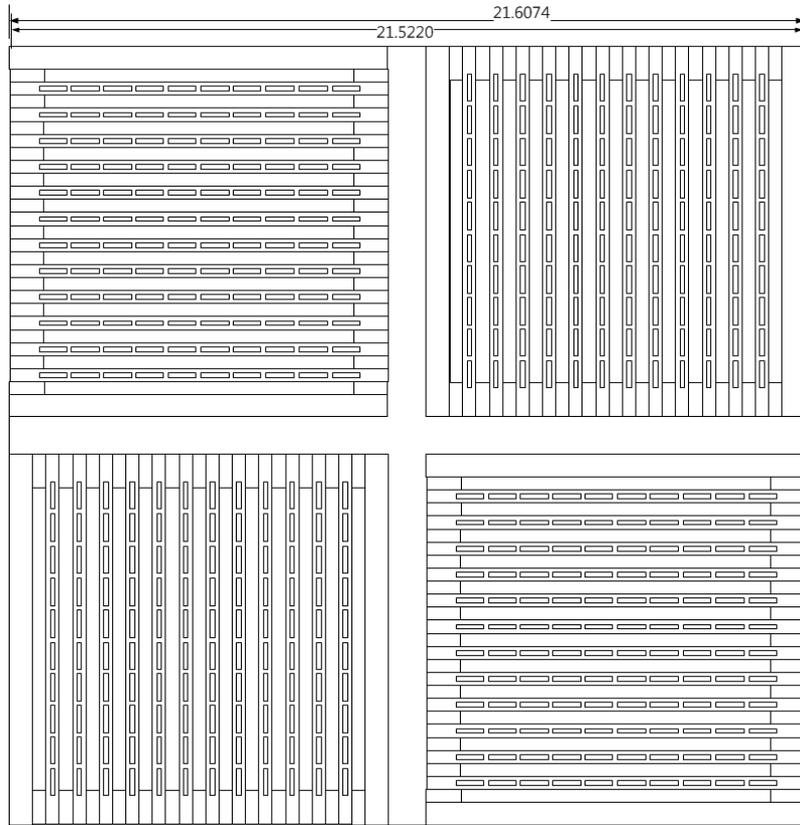


그림 2.2.7 관형노심 집합체 단면도

제 3 장 판형 소형모듈형 원자로심 설계

제 1 절 선형증배계수 모델을 이용한 집합체 설계

1. 사용목적

대상노심에 사용될 집합체의 기본 형태는 앞 장에서 설명한 것과 같이 90도 씩 회전한 4개의 부분집합체들로 이루어져있고 가운데 제어블레이드가 들어갈 수 있도록 결정하였다. 집합체의 설계 인자를 결정하는 조건은 반디 요건에 명시된 출력으로 명시된 노심주기를 가질 수 있는지가 된다. 따라서 변수 설정의 목적은 오로지 최장주기를 가지는 집합체를 찾는 데에 한정한다. 판형노심의 집합체 설계인자들은 다음과 같다. 단위는 cm이다.

- 가) 클래딩 두께
- 나) 카라멜 사이 간격
- 다) 카라멜 가로 길이
- 라) 십자 블레이드 두께
- 마) 채널의 가로 길이
- 바) 카라멜의 두께
- 사) 집합체당 판의 개수
- 아) 채널의 두께

여기서 가),나),다),라),마)의 경우 변수로 결정하면 고려해야할 복잡도

가 커지므로 다음 그림 3.1.1과 3.1.2에서와 같이 크기를 결정한다.

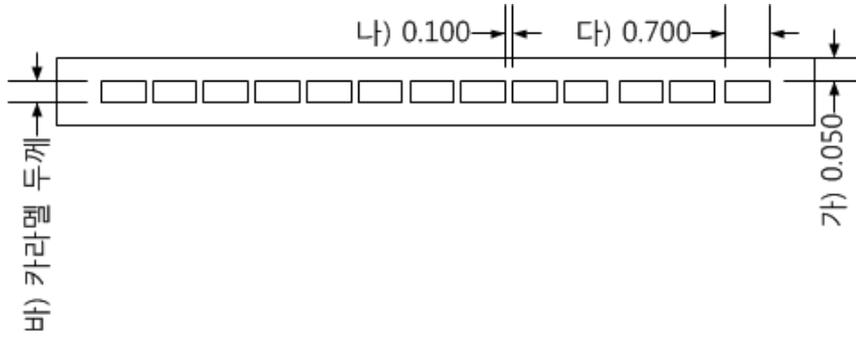


그림 3.1.1 핵연료관 단면

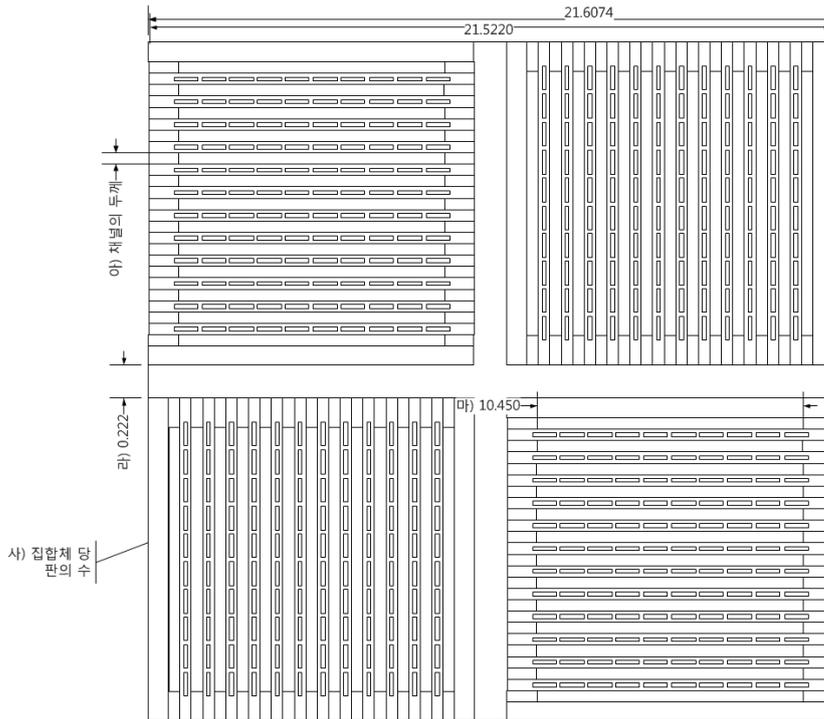


그림 3.1.2 핵연료집합체 단면

그림 3.1.1의 가),나),다),마)의 경우 Shippinport2의 재원과 유사한 값을 사용하였다. 라)의 경우 핵연료 장전량 확보를 최대화하기 위해 Shippinport2의 재원(1.27cm)보다 작은 값을 사용하였다.

한편 바), 사), 아)의 경우 그 값의 변화에 따라 증배계수 값과 핵연료 장전 양에 영향을 주고 해당 변화는 노심 주기길이에 큰 영향을 미치므로 변수로 결정한다. 그림 3.1.3는 단일 핵연료판의 채널의 두께에 따른 초기 무한증배계수 값의 변화이다. 채널의 두께에 따라 같은 양의 핵연료가 장전되어 있어도 초기증배계수 값의 변화가 큰 것을 알 수 있다. 노심주기는 핵연료 장전량과도 관계가 되기 때문에 단순히 초기증배계수가 가장 큰 값을 가지는 핵연료 감속재 비를 이용하여 집합체 설계인자들을 결정하는 데에는 문제가 있다. 핵연료 장전량과 함께 초기증배계수 값을 같이 고려하여야 최장의 노심주기를 가지는 설계인자를 찾을 수 있다. 따라서 두 가지 인자들을 변화시키는데 민감한 카라멜의 두께, 집합체당 판의 개수, 채널의 두께를 변수로 설정하였다.

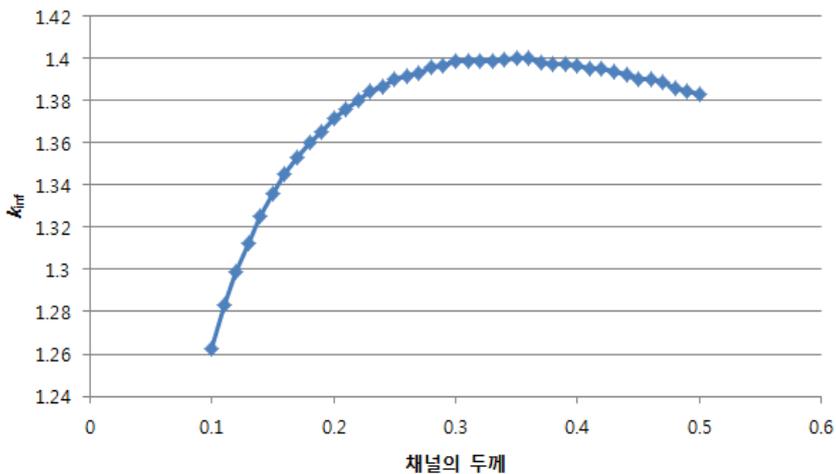


그림 3.1.3 연소에 따른 증배계수

3개의 변수로 한정을 시켰더라도 바), 사), 아)의 조합은 무수히 많다. 따라서 이러한 가능한 모든 모델들에 대하여 몬테칼로 전노심 연소계산을 통해 최장 주기를 갖는 모델을 찾아내는 데에는 무리가 있다.

따라서 모든 경우의 수에 대하여 노심주기를 예측할 수 있는 선형증배계수 모형을 도입하였다. 선형증배계수를 도입하여 수많은 모형들의 노심주기를 예측하고, 그 중 가장 긴 노심주기를 갖는 모형을 찾는 것이 목적이다. 결정된 변수들을 이용하여 최종 모델에 대해서 몬테칼로 전노심 연소계산을 수행한다면 많은 계산 자원들을 절약할 수 있다.

2. 선형증배계수 모델

선형증배계수 모델은 아래의 식과 같이 연소 해석 결과를 선형으로 가정하고 증배계수가 1이 되는 시점을 계산하는 방식이다. 여기서 x축은 일, y축은 증배계수를 의미한다.

$$y = ax + b, a < 0$$

선형증배계수 모델은 두 가지의 조건이 붙는다. 첫 번째는 가연성 독 물질이 삽입 되어 있지 않고 핵연료로만 이루어진 형상에 대해 수행 가능하다. 두 번째는 일정한 출력을 가지고 있어야 한다.

독 물질이 삽입이 되지 않고 일정한 출력을 가진다는 조건의 의미는 단위 시간당 핵연료 물질이 동일하게 소모된다는 것과 같다. 이러한 결과는 곧, 증배계수가 시간에 따라 일정하게 감소한다고 가정을 할 수 있게 된다. 그림 3.1.4는 집합체 형상에 대하여 몬테칼로 연소계산을 수

행한 것이다. 그래프에서 확인할 수 있듯이 같이 시간에 따른 증배계수 주기가 실제로 선형성을 가지는 것을 확인 할 수 있다.

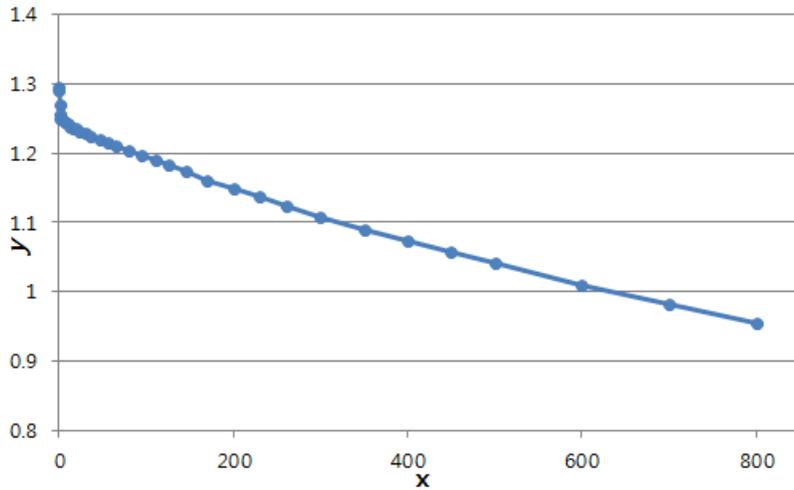


그림 3.1.4 연소에 따른 증배계수

증배계수를 선형으로 가정하였을 시, y 절편과 기울기를 알면 일차 함수식을 세울 수 있다. 여기서 긴 주기길이를 가지기 위한 조건은 y 절편 값이 크면서 기울기 a 가 작아야 한다는 것을 유추할 수 있다. y 절편은 초기 증배계수와 의미가 같다.

다음 그림 3.1.5은 몬테칼로 코드를 이용한 핵연료 질량에 따른 핵연료관 모델의 연소해석 결과이다. 그래프를 살펴보면 기울기 a 는 핵연료 장전량에 반비례하는 값을 가지는 것을 알 수 있다.

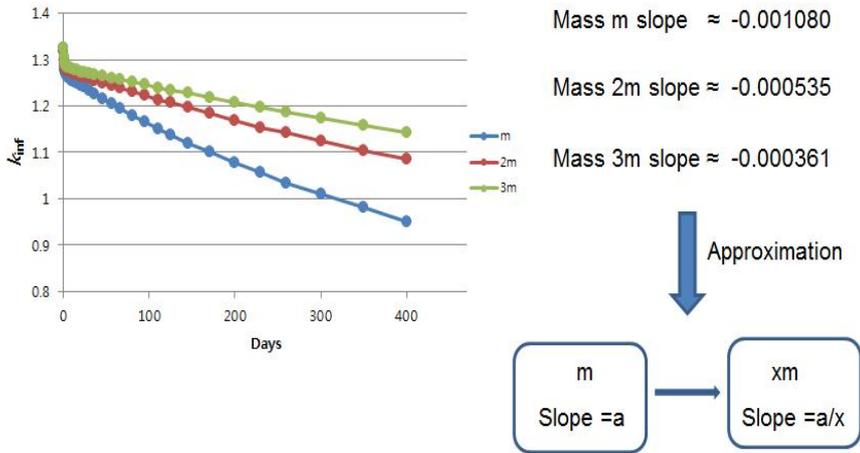


그림 3.1.5 핵연료 질량변화에 따른 연소별 증배계수

초기 증배계수가 같음에도 불구하고, 핵연료 장전량에 비례해서 주기 길이를 가지는 것을 확인할 수 있었다. 다음 그림 3.1.6은 초기증배계수가 다르지만 핵연료 장전량이 같은 모델들을 연소해석한 결과이다. 그림을 살펴보면 형상의 특성에 따라 초기증배계수 값이 다르지만 장전량이 같아서 기울기도 1pcm 이내의 차이를 가지는 것을 확인할 수 있다. 따라서 기울기는 질량에만 관계 된다고 가정할 수 있다.

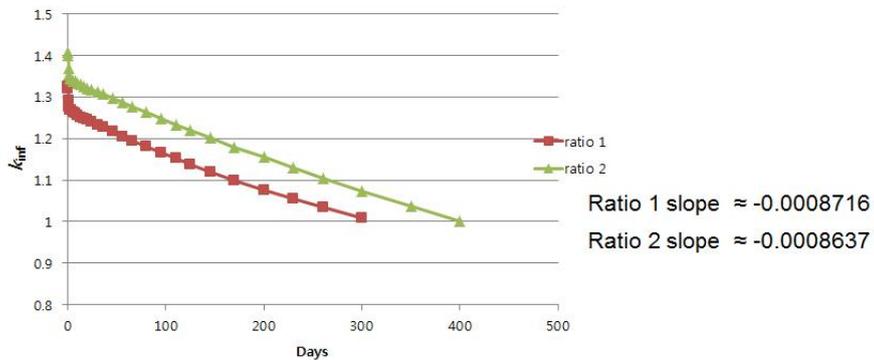


그림 3.1.6 핵연료 감속재 비에 따른 연소별 증배계수

결과적으로, 선형증배계수 모형은 다음과 같이 정리 될 수 있다.

$$y = a(m)x + b, a < 0$$

기울기 $a(m)$ 은 임의의 한 모형에 대한 기울기와 질량을 알고 있으면, 질량비를 이용하여 구할 수 있게 된다.

b 에 대하여 살펴보면, b 는 초기 증배계수 값과 같다는 것을 앞서 언급하였다. 판형 집합체는 그림 3.1.7의 핵연료 판과 두 개의 절반 채널들의 반복 구조로 되어있다.

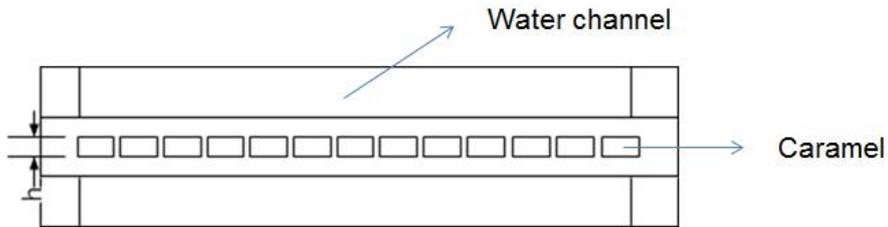


그림 3.1.7 핵연료판 단면

초기 증배계수에는 핵연료와 감속재의 비가 영향을 미친다는 것은 익히 알려져 있다. 본 연구에서는 설정한 변수는 핵연료 카라멜의 두께, 채널의 두께, 핵연료 판의 개수이므로 이러한 기본구조에서 핵연료 감속재 비를 변화 시키는 요인은 카라멜의 두께와 채널의 두께라고 할 수 있다. 식 자체는 채널의 두께보다는 다음으로 정의한 핵연료 감속재 비를 사용하여 표현 할 수 있다.

$$y = a(m)x + b(h,r), \quad h = \text{caramel thickness}, \quad r = \frac{\text{fuel volume}}{\text{channel volume}}$$

여기서 초기 증배계수 b 에 핵연료 양과 상관 되는 핵연료 두께도 변수로 들어가 있는 것을 확인할 수 있다. 이는 다음 그림과 같은 상황을 구분하기 위해서 변수로 넣었다. 그림 3.1.8을 보면 핵연료 감속재의 비는 같으나 증배계수가 다를 수 있는 두 모형들이다.

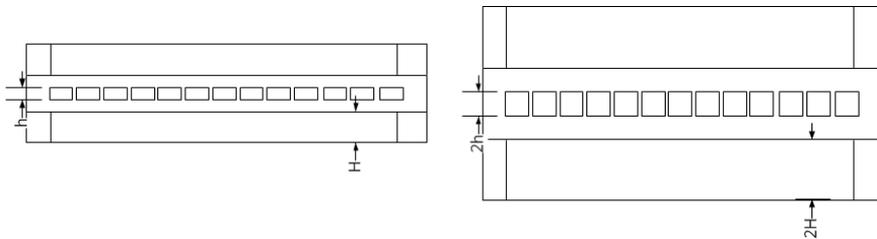


그림 3.1.8 카라멜, 채널두께에 따른 핵연료관 모형

다음의 두 모형들에 반사조건을 준다면 중성자 하나가 핵연료를 만나기 전에 감속되는 정도가 두 번째 모형이 더 클 수 있다는 것을 확인할 수 있다. 실제 $h=0.1\text{cm}$, $H=0.1\text{cm}$ 인 경우를 이용하여 계산을 해보았을 시에 대략 4700pcm 이상 차이 나는 것을 표 3.1.1를 보면 알 수 있다. 계산은 몬테칼로 코드인 McCARD를 사용하였고, 계산 환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 10000개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다.

표 3.1.1 카라멜과 채널 두께에 따른 증배계수

	h, H	$2h, 2H$
k_{∞}	1.26277(60 pcm)	1.30907 (62 pcm)

마지막으로, 실제 연소 추이를 보면 원자로 운전 직후 제논과 사마리

움이 생성되어 증배계수가 급격히 떨어지는 형태를 가진다. 따라서 그림 3.1.9과 같이 제논 사마리움 평형상태 도달까지 감소하는 증배계수 값만큼 보정하여야 한다.

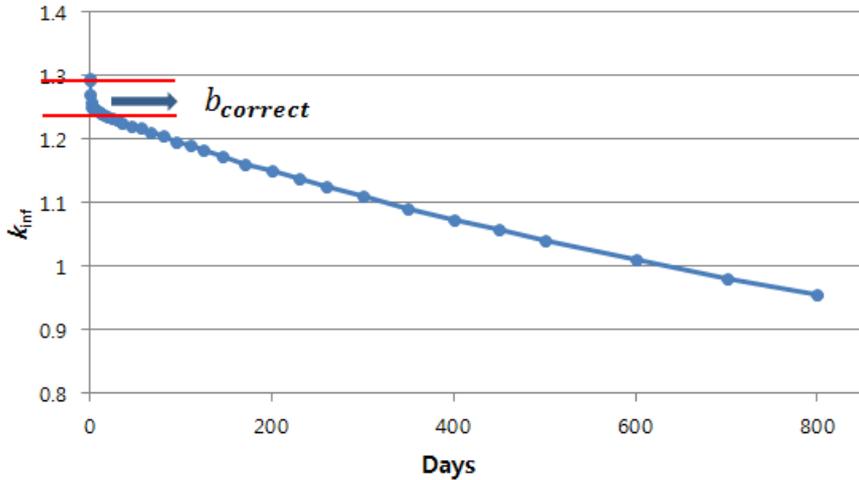


그림 3.1.9 독물질 생성에 따른 증배계수 변화

따라서 선형 증배계수 모형은 최종적으로 다음과 같이 유도 된다.

$$y = a(m)x + b(h,r) - b_{correct}$$

유도된 식에 y 값이 1이 되는 x 값을 추정 주기길이라 한다면 다음과 같이 정리 된다.

$$x_{efpd} = \frac{1 - b(h,r) - b_{correct}}{a(m)}$$

지금까지의 내용을 종합해보면 선형증배계수 모형에서 긴 주기길이를

가지기 위해서는 큰 초기 증배계수 값과 그와 동시에 많은 양의 핵연료가 장착되어야 한다는 것을 알 수 있다. 또한 카라멜의 두께와 핵연료 감속재 비가 결정되면 초기 증배계수를 계산할 수 있고, 카라멜의 두께를 이용하여 핵연료 질량을 구한 뒤, 기울기 $a(m)$ 을 유추하게 된다면, 연소 추이를 선형 함수로 근사 할 수 있다.

3. 선형증배계수 모델 검증

2.에서 세운 선형 증배계수 모델을 이용하여 임의의 5개 핵연료판에 대하여 주기길이를 예측해 본다. 그림 3.1.7과 같은 모형에 대하여 임의로 카라멜의 두께와 채널의 두께를 달리하여 5개의 케이스들을 만든다. 카라멜의 두께와 채널의 두께를 알면 선형 증배계수 모델에서의 변수인 m, h, r 을 계산 할 수 있다. 표로 정리하면 다음과 같다.

표 3.1.2 카라멜 두께와 채널 두께를 달리한 5개의 모형

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
$m(g)$	82	51	72	93	103
$h(cm)$	0.4	0.25	0.35	0.45	0.50
r	0.94	0.51	0.97	0.83	1.66

5개의 케이스들에 대하여 초기증배계수를 구하고 질량을 이용하여 기울기를 유추하여 추정 주기길이를 계산한 값은 표 3.1.3과 같다.

표 3.1.3 선형증배계수 모델로 예측한 주기길이

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
$x_{efpd}(\text{days})$	316	252	265	398	225
비교	Case 4 > Case 1 > Case 3 > Case 2 > Case 5				

다음은 몬테칼로 코드인 McCARD를 이용하여 5개의 케이스들에 대하여 연소 해석한 결과와 선형 증배계수를 이용하여 계산한 결과를 정리한 표이다. McCARD 연소계산은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 10000개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다.

표 3.1.4 5개 몬테칼로 연소계산을 통한 주기길이

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
선형 증배계수모델	316	244	261	400	220
McCARD	316	252	265	398	225
비교	Case 4 > Case 1 > Case 3 > Case 2 > Case 5				

선형으로 근사 한 것이 주기길이가 조금씩 차이를 보이나 주기길이의 순서는 일치하는 것을 확인할 수 있다. 몬테칼로 연소해석 결과를 그래프로 나타낸 것은 그림 3.1.10과 같다.

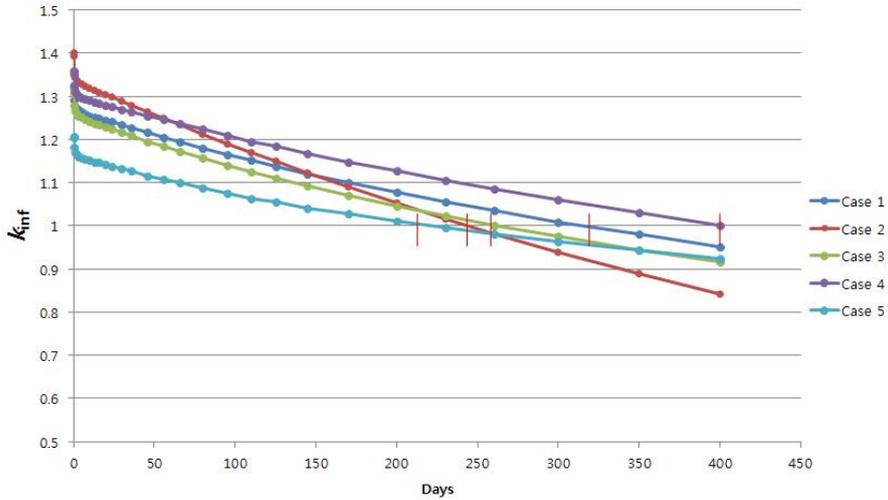


그림 3.1.10 몬테칼로 연소해석에 따른 증배계수

그래프에서 확인 할 수 있듯이 Case 5의 경우 장전량이 가장 많으므로 기울기가 작아서 주기길이가 길 수 있지만 초기 증배계수가 낮아서 오히려 가장 짧은 주기길이를 가지는 것을 확인 할 수 있다. 이는 r 값이 가장 낮은 점에서 볼 수 있듯이 감속재 양이 충분하지 않기 때문에 초기 증배계수가 낮게 나온 것이다. Case 4의 경우 장전량과, 감속 효율이 조화를 이루어서 가장 길게 나온 것을 확인 할 수 있다. 따라서 선형 증배계수 모형으로 정확한 주기길이를 유추 할 수는 없지만 여러 모형들의 추정 주기길이 계산으로 어느 것이 더 효율적인 모형인지 판단 할 수 있는 척도가 될 수 있다.

4. 집합체 설계 인자 결정

앞선 내용에서 볼 수 있듯이 선형증배계수 모델을 사용하면 연소해석

결과인 노심주기를 상당히 근접하게 예측할 수 있다. 선형증배계수 모델을 사용하기 위해서는 초기증배계수와 질량이 필요하였다. 또한 앞선 예시 문제들은 최적화할 집합체 문제의 기본단위인 핵연료판의 계산들로 이루어져 있다. 이는 곧 단일 핵연료판의 초기증배계수와 질량을 알면 전노심의 총 질량과 유효증배계수를 예측할 수 있게 되고, 몬테칼로 전노심 연소해석을 하지 않더라도 선형증배계수 모델을 사용하여 노심주기를 추정할 수 있게 된다.

가) 전노심 노심주기 추정

전노심의 주기길이를 추정하기 위해서는 일반적으로 전노심의 초기증배계수와 총질량을 알아야 선형증배계수 모델을 이용 할 수 있다. 수 많은 모형들의 전노심 초기 증배계수 계산에는 막대한 시간이 소모된다. 따라서 그림 3.1.7에서 묘사된 핵연료판을 기본단위로 한 계산을 통해 전노심의 주기길이를 추정한다. 선형증배계수 모형에 따른 전노심의 증배계수와 주기길이의 관계식은 아래와 같다.

$$y = a(m(h, N))x + b_{full\ core}(h, r(h, N))$$

위 식에서 a 는 전노심에서의 연소 기울기, m 은 전노심에서의 질량, h 는 카라멜의 두께, N 은 집합체당 핵연료판의 개수, $b_{full\ core}$ 은 전노심의 초기증배계수, r 은 핵연료판에서 구한 핵연료 감속재 비이다. r 의 경우 h 와 N 에 대한 함수로 표현하였다. 그 이유는 그림 3.1.2에서와 같이 집합체에서 핵연료판과 채널이 들어갈 공간의 부피가 정해져 있기 때문이다. h 의 카라멜 두께를 갖는 N 개의 핵연료판이 존재하면 그 이외의 부분에서 클래딩을 제외한 부분이 채널의 부피이므로 결국 r 을 계산할 수 있게

된다.

전노심의 핵연료 질량은 카라멜의 두께와 집합체당 핵연료관의 개수와 총 집합체 수를 알면 계산 할 수 있다. 질량을 계산하게 되면 결국 전노심의 연소 기울기 a 를 구할 수 있게 된다. 위 식은 전노심에 대한 식이므로 y 절편은 위 식과 같이 전노심에서의 초기증배계수 값이 들어가야 한다. 그러나 직접적으로 전노심의 초기증배계수를 계산하지 않고, 단일 핵연료관의 초기 증배계수를 통해 전노심의 초기 증배계수를 추정한다. 전노심의 초기 증배계수를 추정하는 식은 다음과 같다.

$$b_{fullcore}(h,r) \approx b_{plate}(h,r) - b_{plate \rightarrow fullcore}$$

전노심은 결국 핵연료관의 반복 구조로 되어있으므로 비슷한 초기 증배계수 값을 가진다고 예측할 수 있다. 여기서 고려해야할 한 가지는 바로 누설이다. 핵연료관의 초기 증배계수 값 $b_{plate}(h,r)$ 은 모든 면에 대하여 반사조건을 이용하여 구하였으므로 전노심의 초기 증배계수 값을 구하려면 형상에 의한 누설 값을 빼줘야 한다. 전노심의 크기와 형상은 고정되어 있으므로 누설 항인 $b_{plate \rightarrow fullcore}$ 은 모든 케이스들에 대하여 동일한 값을 적용할 수 있다. 최종적으로 제논 사마리움 평형 보정까지 하여 전노심의 노심주기를 예측하면 다음과 같이 유도 될 수 있다.

$$x_{efpd} = \frac{1 - b_{fullcore}(h,r(h,N)) - b_{correct}}{a(m(h,N))}$$

결국 카라멜의 두께, 집합체당 핵연료관의 개수가 변수가 되는 것을 확인할 수 있다.

나) 계산과정

집합체당 핵연료판의 개수는 자연수여야 한다. 카라멜은 이산적으로 등간격으로 나누어 무수히 많은 모형들을 유한하게 한정한다. 카라멜의 경우 0.1cm 부터 0.5cm 까지 0.01cm의 간격으로 변화시켜가며 핵연료판의 개수는 자연수를 만족하는 모든 모형들에 대하여 핵연료판의 몬테칼로 증배계수 계산을 하였다. 계산 환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 10000개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다. 대략 1600개의 모형들에 대한 증배계수 계산을 수행하였다. 이 값은 결국 $b_{plate}(h,r)$ 이므로 누설항을 보정하여 전노심이었을 때의 초기증배계수 값인 $b_{fullcore}(h,r)$ 을 추정한다. 가)에서 설명하였듯이, h 와 N 이 결정되면 $a(m(h,N))$ 을 계산할 수 있다. 결과적으로 전노심의 추정 노심 주기를 계산할 수 있다.

다) 전노심에서 최장주기를 갖는 집합체 규격 결정

1600개의 모형들에 대하여 선형증배계수 모형을 이용한 전노심 추정 노심을 계산한 후 큰 순서대로 나열하였다. 그 중 가장 큰 x_{efpd} 값을 가진 2개의 모델들은 다음과 같다. $b_{plate \rightarrow fullcore}$ 의 경우 임의의 한 핵연료판 모형에 대하여 단일 판의 증배계수 계산과 전노심 증배계수를 구한 후 그 차이를 값으로 이용하였다.

표 3.1.5 모형별 추정 주기길이

$h(\text{cm}), N$	0.43,40	0.46,40
x_{efpd}	1345 일	1331 일

라) 전노심 계산

이번 단락에서는 표 4.2.8에서 계산한 두 모델에 대하여 몬테칼로 연소해석 결과를 비교한다. 전노심 구조 설명 후 몬테칼로 연소해석 결과와 선형증배계수 모형을 적용하여 계산한 결과에 대하여 비교하였다.

1) 전노심 구조

단일 집합체로 이루어진 전노심은 다음 그림과 같은 지형을 가지고 있다. 그림 3.1.11는 전노심의 지형을 위와 옆에서 바라본 그림이다.

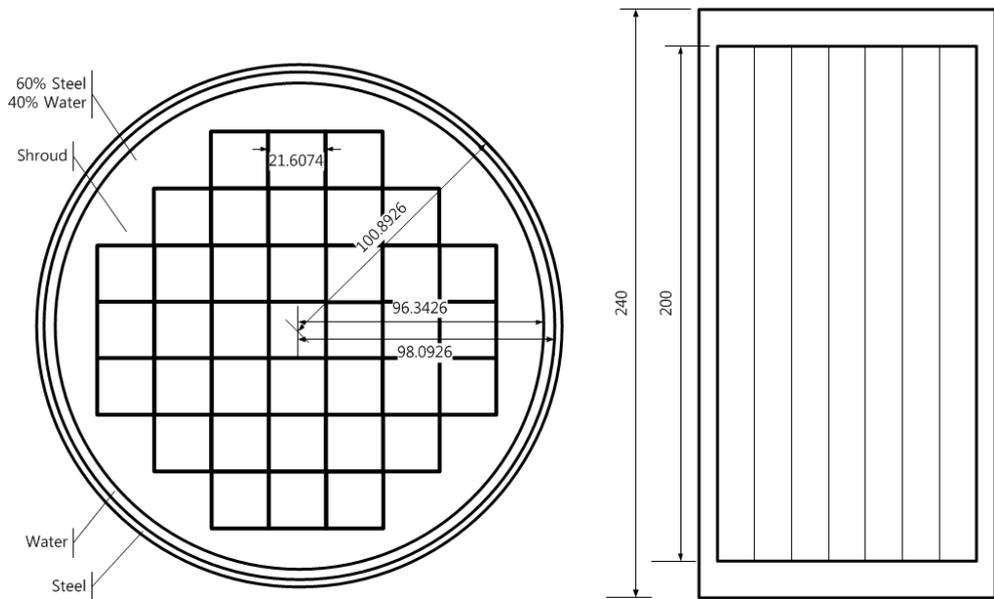


그림 3.1.11 전노심 단면도

그림 3.1.11에서와 같이 37개의 집합체들로 이루어져 있다. 축방향으로 유효 노심의 높이는 200cm이고 상하부에 20cm의 두께로 물과 강철

의 혼합물로 되어 있는 반사체로 누설을 최소화 할 수 있도록 되어 있다. 제원 정보는 다음 표와 같다.

표 3.1.6 대상노심 제원

대상노심			
유효 노심 높이	2.0m	원자로 열출력	180 MWth
노심 직경	1.4m	운전 압력	155 bar
농축도	4.95 w/o	반사체	강철
핵연료 온도	330℃	축 방향 반사체 두께	20 cm
평균 냉각제 온도	300℃		

2) 전노심 연소해석 결과

선형증배계수 모형을 이용하여 추정 노심주기길이가 가장 길게 나온 두 가지 경우에 대하여 몬테칼로 연소계산을 수행하였다. 계산 환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 50000개의 히스토리수, 200번의 비활성 주기, 150번의 활성주기를 사용 하였다.

표 3.1.7 대상노심 주기길이 계산 결과

$h(\text{cm}), N$	0.43,40	0.46,40
선형증배계수 모델 x_{efpd}	1345 일	1331 일
McCARD x_{efpd}	1579일	1507일

위의 표에서 확인할 수 있듯이 몬테칼로 연소해석과 선형증배계수 모형은 200일 가량의 차이를 보이지만, 가장 긴 주기길이가 나온 것과 두 번째로 긴 주기길이가 나온 것이 순서가 뒤바뀌지 않는다는 것을 볼 수 있다. 따라서 선형 증배계수 모형의 근사가 잘 되었다는 것을 의미한다. $h(\text{cm}), N$ 이 각각 0.43cm, 40개 인 경우가 결국 최장 노심주기를 갖는다

고 가정할 수 있다. 몬테칼로 연소해석을 통한 노심 주기길이는 1579일이다. 그래프는 다음과 같다.

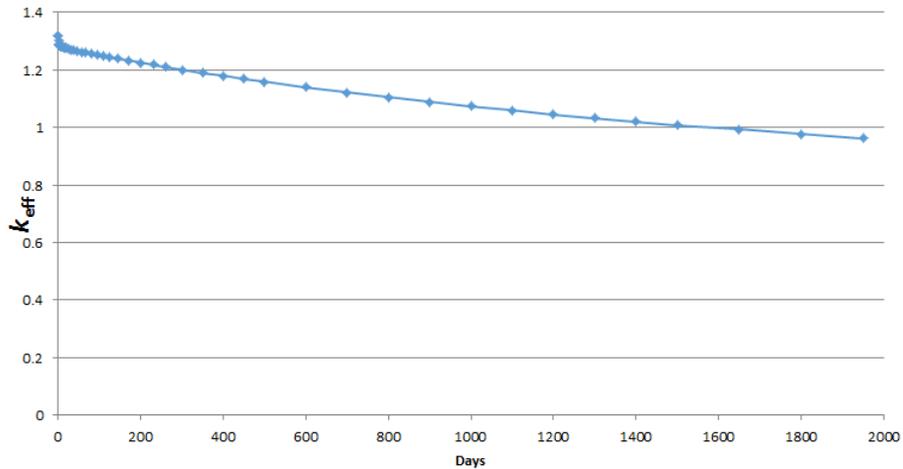


그림 3.1.12 최적모형의 연소에 따른 증배계수

3) 전노심 1/4 집합체 추가 배치 모델

그림 3.1.13은 그림 3.1.11 전노심에서 1/4 부분집합체를 8개 추가 배치한 모델이다. 기존의 노심에 비하여 5.4%의 핵연료를 추가로 장전할 수 있다. 5.4%의 핵연료를 추가 장전하면 선형증배계수모델을 이용하여 노심주기를 예상하여보면 약 80일 가량 증가할 수 있는 것을 확인할 수 있다. 부분집합체 추가 장착 전 노심의 선형근사 기울기는 -0.0001791이고 5.4%의 핵연료가 추가로 장착되므로 기울기는 질량에 반비례한다는 가정에서 부분집합체 추가 장착 모델의 기울기를 -0.0001699로 예상할 수 있다. 두 노심 모두 같은 카라멜의 두께와 채널의 두께를 가지고 있으므로 초기 증배계수 값의 차이가 크게 나지 않는다고 가정하면, 선형

근사한 예상 주기는 1657일이다. McCARD 몬테칼로 연소계산 수행 결과, 1579일에서 1652일로 73일의 노심주기를 추가로 확보할 수 있다. 계산 환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 50000개의 히스토리수, 300번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다.

표 3.1.8 대상노심 부분집합체 추가장착 McCARD 연소계산 결과

노심 노심주기	기존노심 1579 일	부분집합체 추가 장착 1652 일

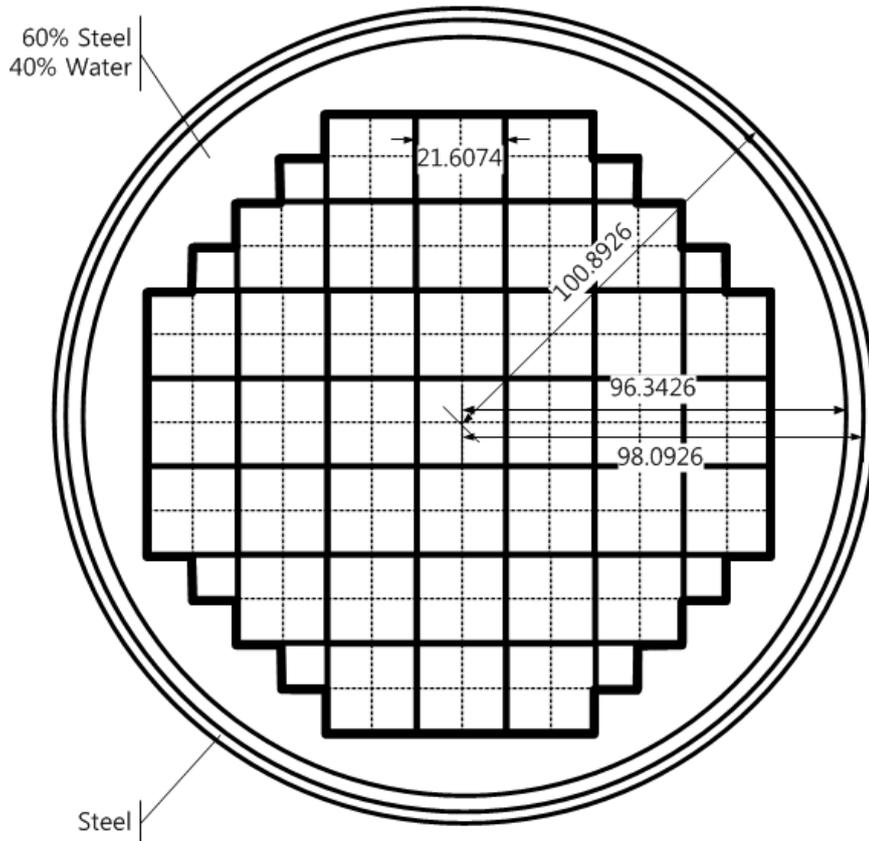


그림 3.1.13 부분집합체 추가 장착 모델 단면도

제 2 절 연소결손반응도 제어

1. 개요

이번 절에서는 이전 절에서 선형증배계수모델을 도입하여 설계한관형 노심에 부분집합체까지 추가 장착하여 주기를 최대화한 노심을 바탕으로 연소결손반응도를 제어한다. 설계기준은 표 3.2.1과 같다.

표 3.2.1 연소결손반응도 제어 기준

연소결손반응도	노심주기
3000 pcm	1450 일

제논 사마리움 평형상태부터 노심주기말까지 연소결손반응도는 3000pcm 이내로 유지하면서 1450일의 노심주기를 가지는 것을 목표로 한다. 현재 최장주기를 가지는 노심을 설계 완료하였으므로 이 노심에 가연성 독물질을 추가로 장착 혹은 핵연료에 대체하는 방식으로 계산을 진행한다. 가연성 독물질에 사용되는 보론, 가돌리늄, 어븀에 대한 자료 조사를 통하여 독물질을 삽입할 방법을 제안한다. 결정된 가연성 독물질을 이용하여 McCARD 연소계산을 진행한다. 가연성 독물질을 이용하여 두 종류 노심을 설계한다. 먼저 Shippingport2에 쓰이는 보론-스테인리스 스틸(B-SS)을 이용하여 연소결손반응도를 제어한 노심과, 독물질 혼용 연료인 $Gd_2O_3-UO_2$, $Er_2O_3-UO_2$ 를 이용하여 연소결손반응도를 제어한 노심의 설계를 진행한다.

2. 가연성 독물질 특성

가연성 독물질로 사용하는 물질은 어븀, 보론, 가돌리늄 등이 있다. 정리한 내용은 표 3.2.2와 같다.

표 3.2.2 가연성 독물질

Material	보론	가돌리늄	어븀
중성자 흡수 동위원소	B ¹⁰	Gd ¹⁵⁵ , Gd ¹⁵⁷	Er ¹⁶⁷
흡수 단면적	3835	61100,259000	659
흡수 물질	Al ₂ O ₃ -B ₄ C,B-SS	Gd ₂ O ₃ -UO ₂	Er ₂ O ₃ -UO ₂

붕산의 경우 독작용을 하는 동위원소는 B¹⁰ 이고 흡수 단면적이 3가지 물질들 중에 중간 정도의 값을 가지고 있다. 보론은 핵연료와 혼용을 하지 않는다. 그 이유로는 보론이 중성자를 흡수 할 시에 (n,α)반응을 하게 되는데 여기서 기체가 나오게 된다. 따라서 정해진 위치에 단단히 고정되어 있어야하는 핵연료와는 분리되어야 한다. 원자로에서 독물질로 사용하는 보론의 형태는 Al₂O₃-B₄C, B-SS(보론 -스테인레스 스틸)등이 있다. B-SS의 경우 Shippingport2의 Seed1 집합체에서 사용되는 가연성 독카라멜이다. 혼용을 하지 않으므로 보론은 많이 쓸수록 핵연료 장전량에 손실이 일어나 노심주기에 영향을 미칠 수 있다. 보론의 경우 흡수반응을 통한 다른 독물질 생산이 없다.

가돌리늄의 경우 독작용을 하는 동위원소는 Gd¹⁵⁵, Gd¹⁵⁷이고 흡수 단면적이 매우 크다. 따라서 초기 반응도에 큰 영향을 미친다. 가돌리늄의 경우 우라늄과 혼용한 형태인 Gd₂O₃-UO₂의 형태를 사용한다. 따라서 보론 독물질에 비해 핵연료 장전량의 손실이 적다. Gd₂O₃-UO₂는 가돌리늄

의 함유도에 따라 초기 반응도에 큰 영향이 없는 것이 특징이다.

어븀의 경우 위 3가지 독물질 중 가장 작은 흡수 단면적을 가지고 있다. 독작용을 하는 동위원소는 Er^{167} 이다. 어븀으로 초기 반응도를 잡으려면 높은 함유도의 독물질을 사용하여야 한다.

어븀과 가돌리늄의 경우 아래의 그림 3.2.1과 같은 연소 사슬 반응에 의하여 지속적으로 독물질을 생성한다. 이러한 결과로 주기 말에도 독물질에 의한 반응도 감소현상인 잔독이 일어난다. 가돌리늄은 중성자를 흡수한 Gd^{155} 들이 작은 확률로 Gd^{157} 이 되고 이에 따른 지속적인 독작용 효과를 나타내게 된다. 어븀의 경우 Er^{166} 에 의하여 주기 말에도 Er^{167} 이 생성되게 되고 이에 따라 잔독 효과가 나타나게 된다. 어븀 또한 $Er_2O_3-UO_2$ 의 형태로 우라늄과 혼용을 할 수 있어, 우라늄 장전량에 손해를 보지 않을 수 있다.

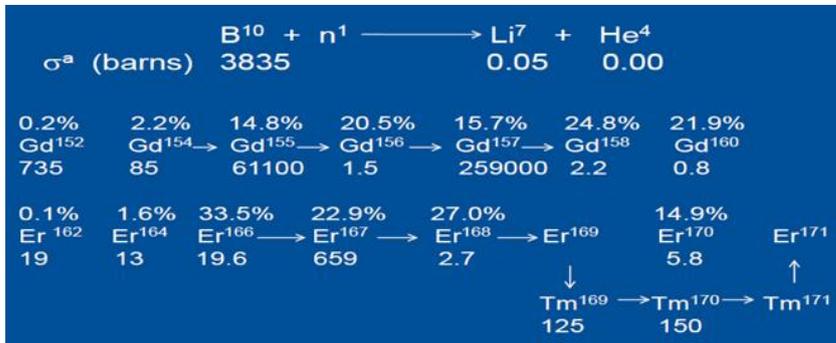


그림 3.2.1 보론, 가돌리늄, 어븀의 연소사슬

3. 연소결손반응도 제어 전략

독물질이 삽입되어있지 않은 노심의 연소결손반응도를 제어하기 위해 다음과 같이 4단계로 계산을 진행한다. 우선 첫 번째로 독물질 삽입 전

단일 집합체의 2차원 출력분포 계산 후 장착 위치를 선정하고, 두 번째로 독물질의 함유도, 혼용도를 결정하기 위해 함유도와 혼용도를 달리하며 단일 집합체의 연소계산을 진행하였다. 세 번째로 함유도, 혼용도가 결정이 되면 그 독물질 카라멜의 개수를 늘려가며 초기 증배계수를 낮춰서 평탄화를 실시하였다. 네 번째로 평탄화 후 침투출력과 잔독을 낮추기 위해 출력분포가 높은 곳에 독 카라멜을 재배치(축방향, 반경방향)하여 노심 연소해석을 하였다.

가) 집합체의 출력분포 계산 후 장착 위치 선정

가연성 독카라멜은 기존에 장착되어있던 핵연료 카라멜이 있던 자리를 대체하는 방식으로 삽입을 하여야 한다. 침투출력을 낮추는 측면에서 보면, 핵연료 카라멜들 중 출력의 크기가 가장 큰 부분에 독카라멜을 대체하는 것이 좋다.

Shippingport2의 경우 다음의 그림 3.2.2에서 검은색으로 칠한 부분에 독물질을 삽입하였다. 일반적인 봉상형 집합체의 경우 가운데 지점에 가연성 독봉을 사용하는 데에 반해 관형 집합체인 Shippingport2는 가장자리에 독물질을 삽입하는 것을 볼 수 있다. 그 이유는 십자 블레이드가 삽입되는 자리에 물이 채워져 있어서 상대적으로 가운데 위치 보다 중성자가 감속이 잘되어서 핵반응을 더 많이 한다.

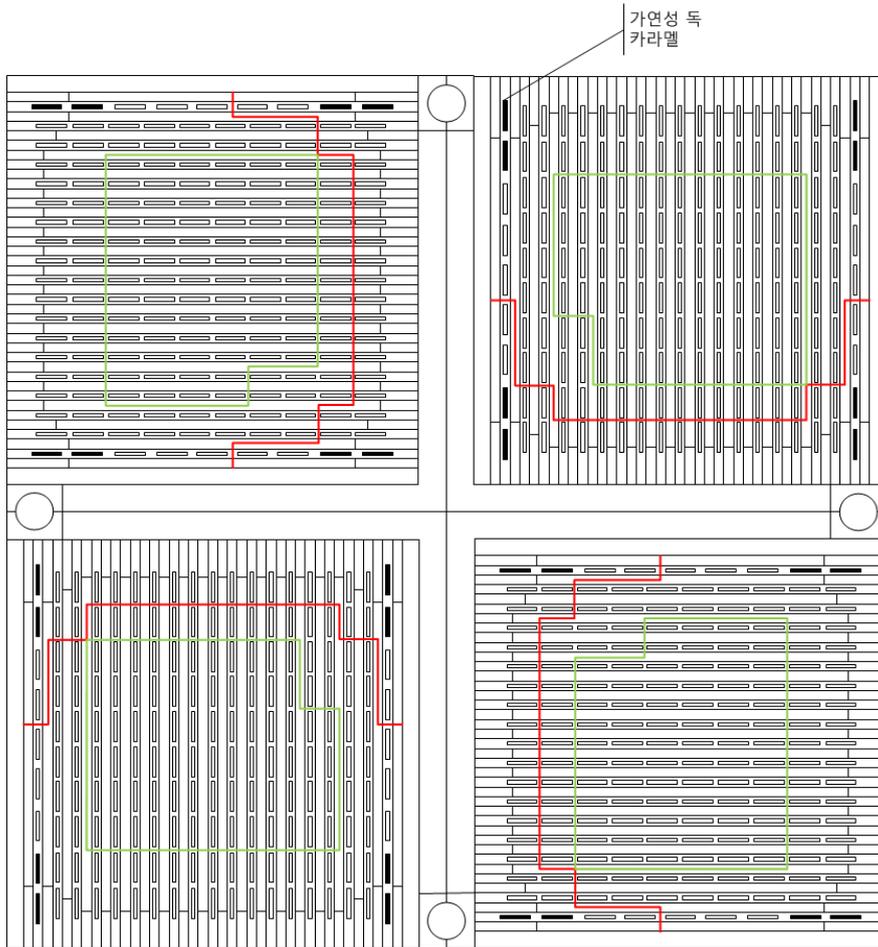


그림 3.2.2 SHIPPINGPORT2 SEED1 단면

선형증배계수 모형을 이용하여 결정된 판형 집합체에 대하여 출력 분포를 계산해보았다. 몬테칼로 코드인 McCARD를 사용하였고 계산환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 1,000,000개의 히스토리수, 300번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다. 다음 그림의 좌측은 각 카라멜 당 정규화된 출력을 나타낸 그래프이다. 우측은 집합체 모형의 그림이다. 부분 집합체의 가장자리 부분이 출력분포가 높은 것을 확인할 수 있다. 상대적으로 감속재 확보가 더 된 핵연료 카라멜이 핵반응을 더 많이 한다. 따라서 반응도 평탄화를 위한 가연성 독 카라멜의 장착위치는 그림 3.2.3의 빨간색으로 표시한 부분이다.

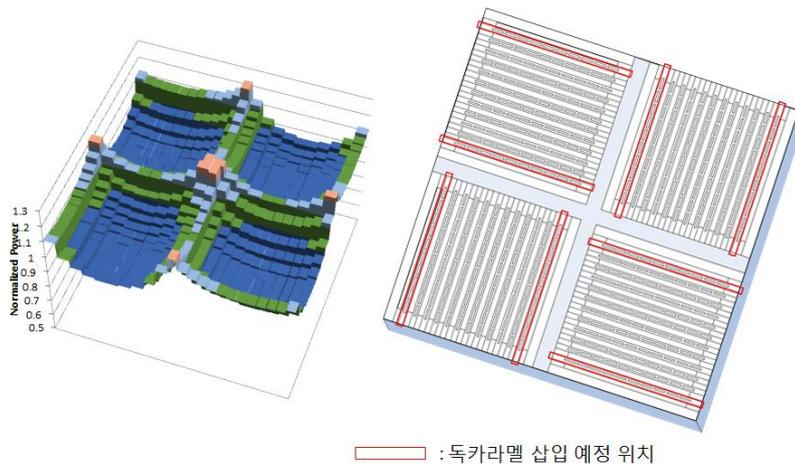


그림 3.2.3 핵연료집합체의 출력분포와 독카라멜 삽입 위치

나) 농도에 따른 독물질 소진 시점

독물질을 삽입할 때 독물질이 노심 주기 말에 충분히 다 연소 되었는지 확인하는 것이 중요하다. 주기 말에도 충분히 연소되지 않았으면, 증

배계수가 독물질을 삽입하지 않았을 때에 비해서 더 낮은 값을 갖게 된다. 이러한 현상을 잔독 현상이라 한다. 잔독 현상이 크면, 경제적이지 못하고 노심주기에 감소효과를 낳으므로 비효율적이다. 따라서 독물질이 충분히 연소하는 함유도와 혼용도를 결정하는 것이 중요하다. 함유도와 혼용도를 결정하기 위해서 다음과 같은 모형들을 이용하여 몬테칼로 연소계산을 시행하였다. 그림 3.2.4은 가연성 독카라멜을 삽입하지 않은 모형이다. 해당 형상 및 조성은 선형증배계수 모형을 이용하여 결정된 판형 집합체와 동일하다. 그림 3.2.5는 그림 3.2.4의 집합체와 같은 모형에서 각 부분 집합체의 모서리 부분에 한 개의 독카라멜을 삽입한 모형이다.

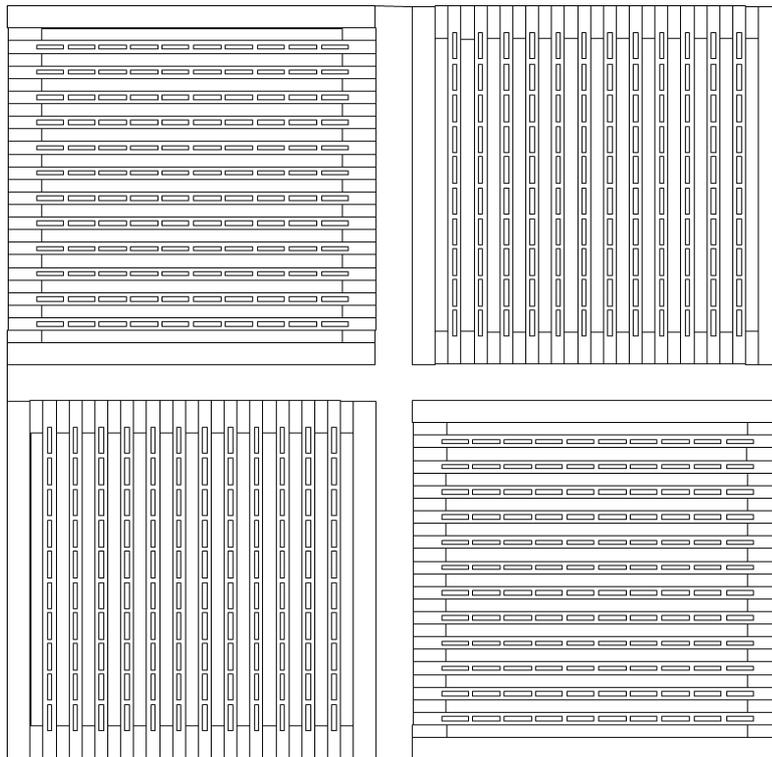


그림 3.2.4 독카라멜이 삽입되지 않은 핵연료집합체 단면

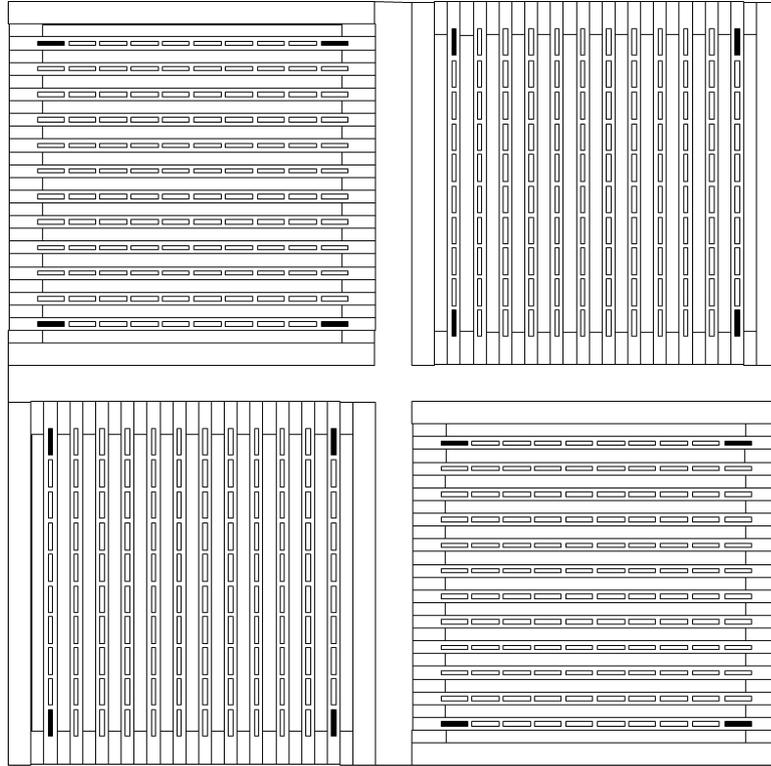


그림 3.2.5 독카라멜이 삽입되어 있는 핵연료집합체 단면

그림 3.2.4 모형에 대한 몬테칼로 연소계산과 그림 3.2.5 모형에서 보론의 함유도를 변화시켜가며 몬테칼로 연소계산을 시행하여 보았다. 계산은 McCARD 코드를 사용하였으며, ENDF/B-VII.0 라이브러리, 10,000 개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다. 계산결과는 다음과 같다.

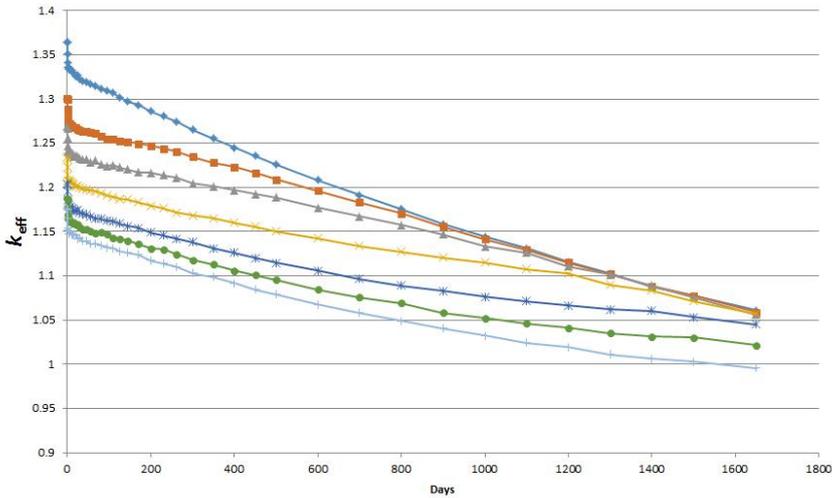


그림 3.2.6 보론 함유도에 따른 이차원 집합체 연소도별 증배계수

보론의 함유도에 따라 보론을 사용하지 않은 모형과 만나는 지점이 다른 것을 확인 할 수 있다. 보론의 함유도가 높을수록 연소하는데 시간이 많이 드는 것을 알 수 있다. 일반적으로 함유도에 따라 독 물질이 완전 연소하는데 걸리는 시간이 비례하는 경향을 볼 수 있다. 보론의 경우에는 연소사슬에서 추가적으로 독물질이 생성되지 않으므로 선형적으로 독물질 삽입전 모형의 증배계수 모델과 가까워지는 것을 확인할 수 있다. 함유도를 결정하기 위해 함유도를 이산적으로 나누어 위의 계산을 시행하여 잔존독작용효과 1% 미만이 되는 함유도를 선정하였다. 잔존독작용효과는 다음과 같이 정의 된다.

$$\text{잔존독작용효과} = (\text{무독봉집합체 반응도} - \text{독봉집합체 반응도}) \times 100(\%)$$

여기서 무독봉집합체의 반응도와 독봉집합체의 반응도는 목표 기준일인 1450일에서의 반응도를 사용한다. 함유도와 혼용도는 다음과 같이 정

의 된다.

$$\text{함유도} = \frac{\text{독물질 질량}}{\text{독카라멜 질량}} \times 100(w/o)$$

$$\text{혼용도} = \frac{\text{가연성 독물질 질량}}{\text{전체 카라멜 질량}} \times 100(\%)$$

함유도는 가연성 독카라멜의 총질량에서 독물질이 차지하는 질량 비이다.

다) 개수에 따른 초기 반응도 완화

독물질의 함유도, 혼용도를 결정한 후에는 초기 반응도를 낮춰서 시간에 따른 유효증배계수가 거의 일정하도록 맞춰준다. 초기 반응도는 독카라멜의 개수가 많아질수록 떨어지게 된다. 목표 반응도 평탄화는 제논과 사마리움이 평형상태에 도달하였을 때부터 목표주기말 1450일 까지 잉여반응도를 3000pcm 이내로 잡는 것이다. 다음 그래프는 집합체 삽입 독카라멜 개수에 따른 연소해석 결과이다. 함유도가 고정되어 있는 상태에서 개수만 변화 시킬 시에 초기 증배계수 값이 변하지만 만나는 지점은 같은 것을 확인할 수 있다. 그림 3.2.7은 독카라멜 개수에 따른 연소도별 증배계수를 보여준다. 그림 3.2.7을 보면 48개의 독카라멜을 사용한 것이 가장 반응도 평탄화에 유리한 것을 확인할 수 있다.

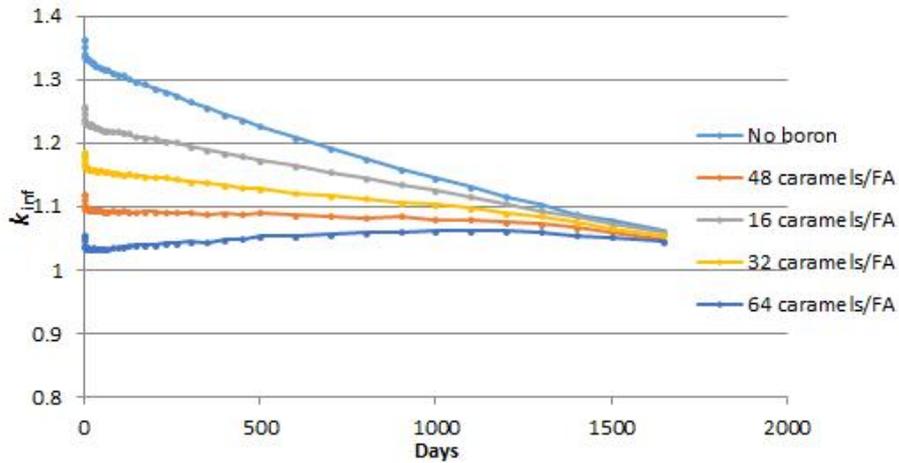


그림 3.2.7 독카라멜 개수에 따른 연소도별 증배계수

라) 출력분포에 따른 독물질 재배치

독물질을 효율적으로 삼입하기 위하여 독물질 삼입전 핵연료만을 이용한 집합체와 노심의 출력 분포를 계산하였다. 첫 번째는 단일 집합체의 축방향 출력분포이고, 두 번째는 전노심에서의 수평방향 출력분포 계산이다. 단일 집합체에서의 축방향 출력분포는 아래의 그림 3.2.8과 같다. 그림에서 확인할 수 있듯이 축방향 출력분포는 코사인 형태를 띠고 있는 것을 확인할 수 있다. 전노심에서의 수평방향 출력분포는 그림 3.2.9에서 볼 수 있듯이 코사인 형태를 띠는 것을 확인할 수 있다. 따라서 집합체 내에서는 축방향으로 중심에 독물질을 재배치하고 노심에서는 내부 집합체와 외부 집합체의 독물질 삼입량을 달리하면 침투출력과 잔독 현상의 감소를 기대할 수 있다.

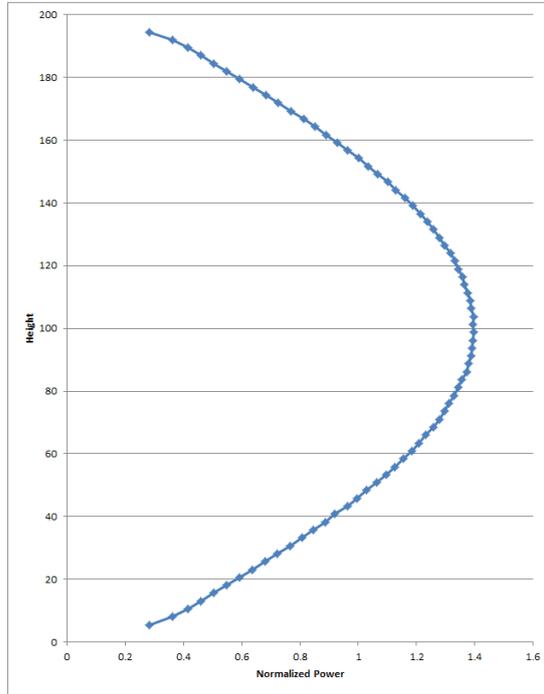


그림 3.2.8 단일 집합체의 축방향 출력분포

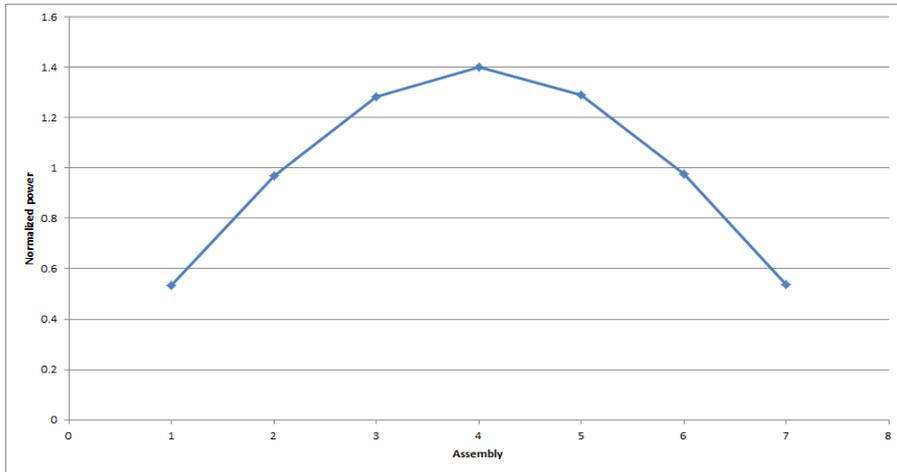


그림 3.2.9 전노심의 수평방향 출력분포

4. B-SS를 이용한 연소결손반응도 제어

잔존독작용효과가 1% 미만인 되는 보론의 함유도(1.6%)를 결정하였다. 결정된 독 카라멜을 이용하여 개수에 따라 집합체 연소 계산을 하였다. 계산은 몬테칼로 코드인 McCARD를 사용하였으며, ENDF/B-VII.0 라이브러리, 10,000개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 50번의 활성주기를 사용 하였다. 계산 결과 집합체당 48개의 독 카라멜을 사용하는 것이 가장 평탄화 되는 것을 확인 할 수 있었다. 집합체당 1.6w/o의 독 카라멜 48개를 사용하여 전노심의 연소계산을 하였다. 집합체의 단면은 그림 3.2.10과 같다.

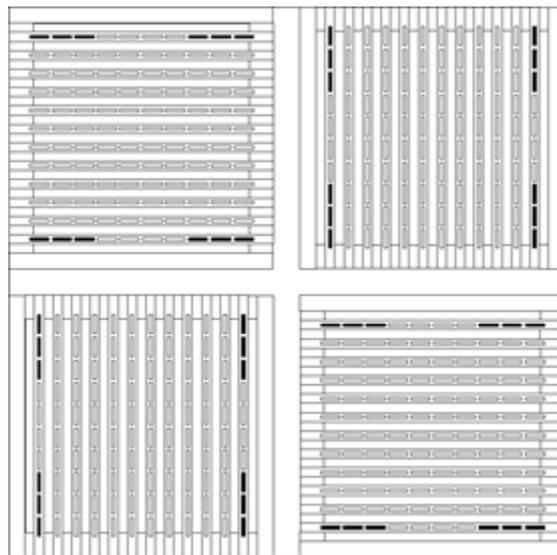


그림 3.2.10 B-SS 카라멜 삽입 집합체 단면도

마찬가지로 McCARD를 사용하였고, 50,000개의 히스토리, 200번의 비활성 주기, 150번의 활성주기를 사용 하였다. 계산 결과는 다음 표 3.2.3과 같다.

표 3.2.3 전노심 연소해석 결과

계산결과		설계기준	
연소결손반응도	노심주기	연소결손반응도	노심주기
3759 pcm	1128일	3000 pcm	1450일

계산결과 제논과 사마리움 평형상태 후 4000 pcm 이내의 잉여반응도를 가지는 것을 확인할 수 있다. 노심주기는 1128일로 독카라멜 삽입 전 1652일 보다 많이 줄어 든 것을 확인 할 수 있다. 독카라멜 삽입 전과 독카라멜 삽입 후의 전노심 연소계산 추이를 비교한 그래프는 그림 3.2.11과 같다.

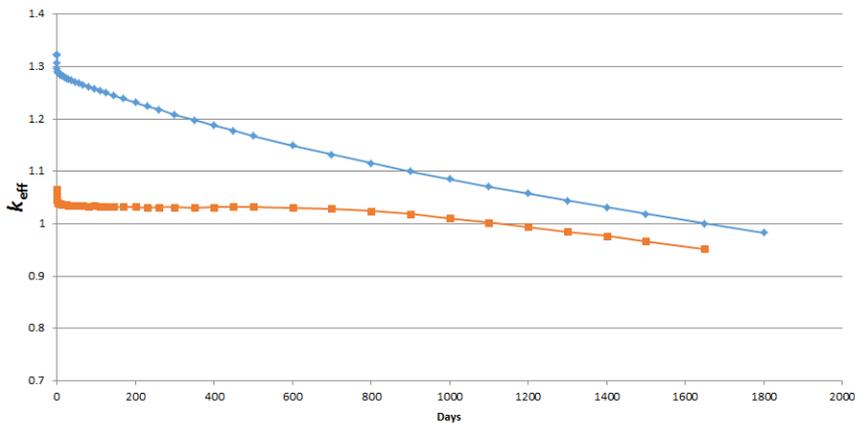


그림 3.2.11 독카라멜 삽입 전후 전노심 McCARD 연소해석 결과

파란선은 B-SS 카라멜 삽입전의 연소계산이고, 빨간선은 B-SS 카라멜 삽입 후의 연소계산이다. 계산결과를 보면 노심 주기면에서 큰 손실이 일어난 것을 확인할 수 있다. 이에 따른 이유는 두 가지가 있다. 우

선 첫 번째는 잔독효과를 충분히 잡지 않은 것이다. 잔존독작용효과가 1%가 되는 것은 대략 1000pcm의 반응도 손실을 야기 시킨다. 두 번째는 독 카라멜이 핵연료 카라멜을 대체하기 때문에 우라늄 장전량에 손실이 있을 수밖에 없고 이로 인해 노심주기가 더욱 감소 할 수 있다. 무독 붕집합체의 경우, 집합체당 총 520개의 핵연료 카라멜이 존재한다. 집합체당 48개의 독카라멜을 사용하였으므로 대략 9.2%의 우라늄 양을 손해를 본 것이다. 우라늄 장전량이 그 정도로 손해를 보게 되면 초기 증배계수도 낮아지고, 선형 증배계수 모델에 의하여 연소 기울기 또한 9.2%가파르게 된다. 이에 따라 노심주기 감소가 일어난 것이다. 그림 3.2.12는 가연성 독카라멜에 쓰였던 B-SS에서 독작용을 하는 보론을 뺀 전노심의 연소추이와 독카라멜을 사용하지 않은 전노심의 연소추이를 비교한 것이다. 우라늄 장전량 감소로 인해 노심주기 250일 가량이 감소하는 것을 확인할 수 있다.

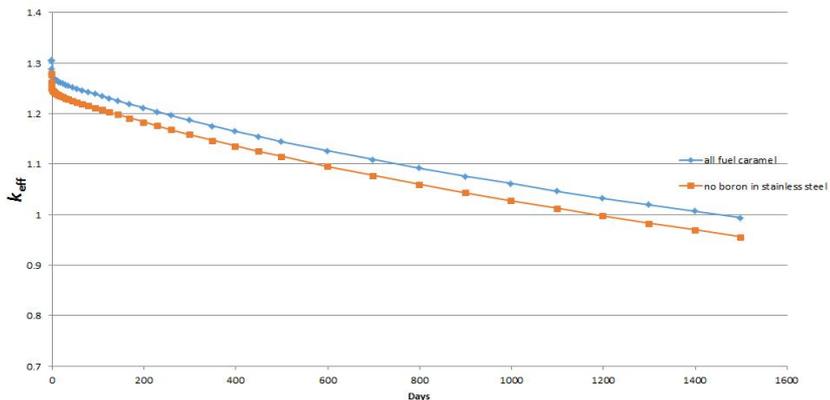


그림 3.2.12 우라늄 장전량 감소에 따른 연소도별 증배계수 추이의 변화

선정된 독 카라멜을 출력분포에 따라 재배치한 집합체와 노심의 형상

은 다음과 같다. 그림 3.2.13은 독 카라멜 삽입 평판의 축방향 재배치 단면이다. 축방향 중앙부에 독물질 카라멜을 더 배치하여 출력 평탄화를 기대할 수 있다.

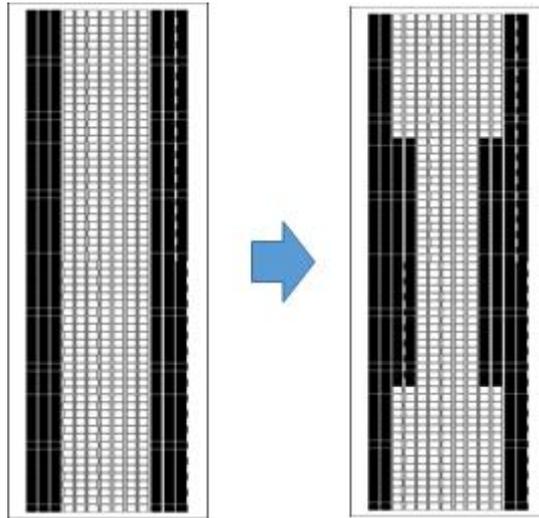


그림 3.2.13 축방향 재배치한 B-SS 카라멜이 들어간 핵연료 판 단면도

그림 3.2.14은 수평방향 독물질 재배치를 설명한 그림이다. A, B, C는 집합체의 종류를 의미한다. 각 집합체 별 B-SS 카라멜의 배치수가 다르다. 각 집합체의 B-SS 카라멜이 들어간 핵연료판은 3.2.13과 같이 축방향으로 재배치 되어있다. 재배치 이전 노심과 재배치 이후 노심은 같은 개수의 B-SS 카라멜을 가진다.

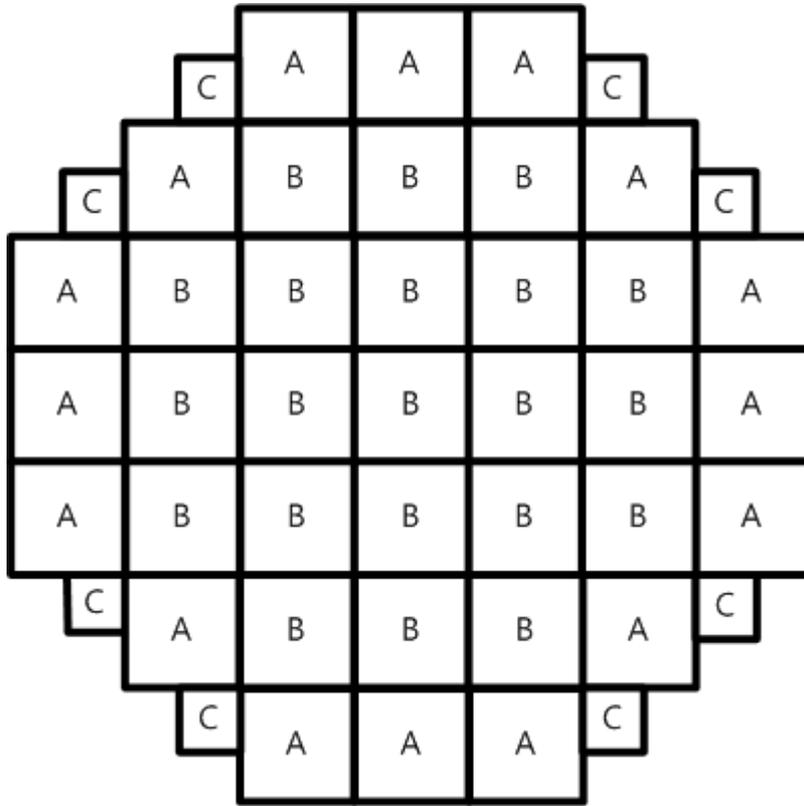


그림 3.2.14 축방향 재배치한 B-SS 카라멜이 들어간 핵연료 판 단면도

계산 결과는 다음과 같다. 재배치 이전에 비하여 노심주기는 200일 기령 증가하고 연소결손반응도는 1500pcm 이상 감소한 것을 확인할 수 있다. 결과적으로 출력분포가 높은 곳에 독카라멜을 재배치하면 노심주기가 증가하고 연소결손반응도는 감소하는 것을 알 수 있다. 노심의 요구조건인 3000pcm 이내에 들어오기는 했지만, 1450일의 노심주기에는 미치지 못하는 것을 확인할 수 있다.

표 3.2.4 B-SS 카라멜 사용 노심의 연소해석

재배치 이전		재배치 이후	
연소결손반응도	노심주기	연소결손반응도	노심주기
3759pcm	1128일	2236pcm	1321일

5. 혼용 연료를 이용한 연소결손반응도 제어

앞선 내용에서 B-SS 로 이루어진 독카라멜을 핵연료 카라멜의 위치에 배치를 하여서 우라늄 장전량에 손실로 인하여 노심주기에 많은 손해를 보았다. 따라서 우라늄과 가연성 독물질을 혼용하여 사용할 수 있는 물질인 어븀과 가돌리늄을 이용하여 반응도 평탄화 작업을 한다. 어븀과 가돌리늄의 경우 각각 $Er_2O_3-UO_2$, $Gd_2O_3-UO_2$ 의 형태로 우라늄이 손실을 최소화 할 수 있다. 본 단원에서는 핵연료 손실이 있는 B-SS 카라멜 대신 혼용 연료를 이용하여 연소결손반응도를 제어하는 작업을 진행한다.

가) $Er_2O_3-UO_2$, $Gd_2O_3-UO_2$ 카라멜을 이용한 연소결손반응도 제어

Shippingport2에 사용된 B-SS를 장착시, 핵연료 감소에 의해 노심주기가 감소하였으므로 이를 대체하여 우라늄과 혼용한 카라멜을 사용한다. 앞서 정의한 독물질 혼용 카라멜의 혼용도를 결정하기 위해 B-SS 카라멜 계산에서와 같이 혼용도를 달리하며 집합체 연소계산을 실시하였다. 연소계산 결과 잔존독작용효과가 1% 이내에 들어오는 $Er_2O_3-UO_2$, $Gd_2O_3-UO_2$ 의 혼용도는 다음과 같다. 카라멜 혼용에 쓰인 우라늄의 농축도는 4.95w/o이다.

표 3.2.5 독물질 혼용 카라멜의 혼용도

	$\text{Er}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$	$\text{Gd}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$
혼용도	2.7%	10%

해당 혼용 카라멜들을 그림 3.2.15과 같이 배치하였다. 독물질의 배치는 가돌리늄 혼용 카라멜을 우선적으로 출력분포가 높은 곳에 배치 후, 어븀 혼용 카라멜을 추가로 배치하면서 초기 유효증배계수를 임계 근처까지 내린 결과이다. 해당 그림은 집합체를 수평방향으로 자른 단면이다. 검은색 부분은 가돌리늄을 사용한 $\text{Gd}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$ 카라멜이다. 보라색 부분은 어븀을 사용한 $\text{Er}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$ 카라멜이다. 흰색부분은 핵연료만으로 이루어진 카라멜이 장착되어있다. 집합체에 쓰인 우라늄의 농축도는 3가지 카라멜 모두 4.95w/o를 사용하였다. $\text{Gd}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$ 의 경우 높은 흡수단면적을 가지므로 출력분포가 가장 높은 곳에 위치한다. $\text{Er}_2\text{O}_3\text{-UO}_2$ 의 경우 그 다음으로 출력 분포가 높은 십자블레이드 주변에 위치한다. 해당 집합체는 축방향으로 아래의 단면과 같이 일정하게 76개의 카라멜이 배치되어 있다.

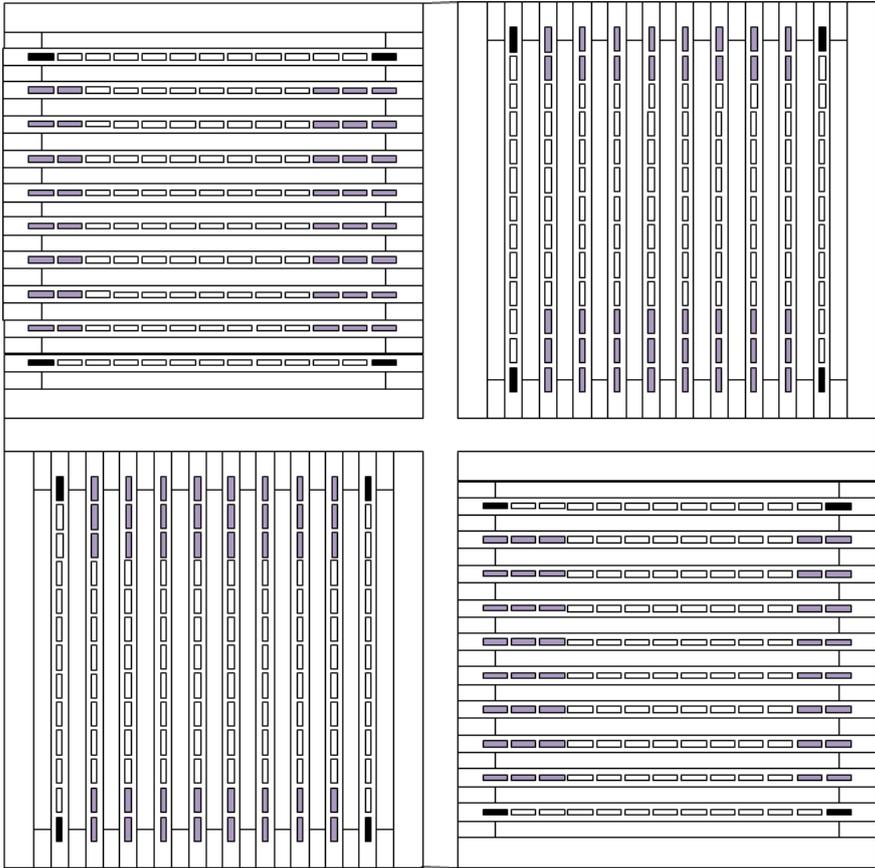


그림 3.2.15 혼용카라멜 삽입한 집합체 단면도

위와 같이 카라멜들을 장착시킨 집합체를 이용하여 전노심을 구성하였다. 계산은 McCARD를 사용하였고, 50,000개의 히스토리, 200번의 비활성 주기, 150번의 활성주기를 사용하였다. B-SS를 사용한 노심과 비교한 계산결과는 표 3.2.6와 같다.

표 3.2.6 전노심 연소해석 결과 비교

B-SS를 사용한 노심		Er ₂ O ₃ -UO ₂ , Gd ₂ O ₃ -UO ₂ 를 사용한 노심	
연소결손반응도	노심주기	연소결손반응도	노심주기
3759 pcm	1128일	3841 pcm	1258일

계산결과 연소결손반응도는 재배치하기 이전의 B-SS 사용 노심과 비슷한 값인 3841pcm을 가지는 것을 확인할 수 있다. 그러나 노심주기가 130일 이상 증가한 것을 확인할 수 있다. 어븀과 가돌리늄을 사용한 노심의 경우 주기가 많이 증가하였으나 그림 3.2.16에서 볼 수 있듯이 증배계수가 증가하다가 감소하는 것을 확인할 수 있다. 이처럼 증배계수가 증가, 감소를 보이는 이유는 독물질이 적절하게 배치가 되지 않아, 첨두출력이 크게 되고 이에 따라서 독물질이 시간에 따라 평탄하게 연소되지 않기 때문이다. 즉, 독물질이 적절하게 배치되지 않았다는 것을 의미한다. 따라서 독물질을 출력분포가 높은 곳에 재배치하게 되면 첨두출력을 제어할 수 있게 되고, 증배계수가 급격히 올라가는 현상을 줄일 수 있게 된다. 또한 출력이 높은 곳에 독물질을 재배치하게 되므로 독물질의 잔독현상을 줄일 수 있게 된다.

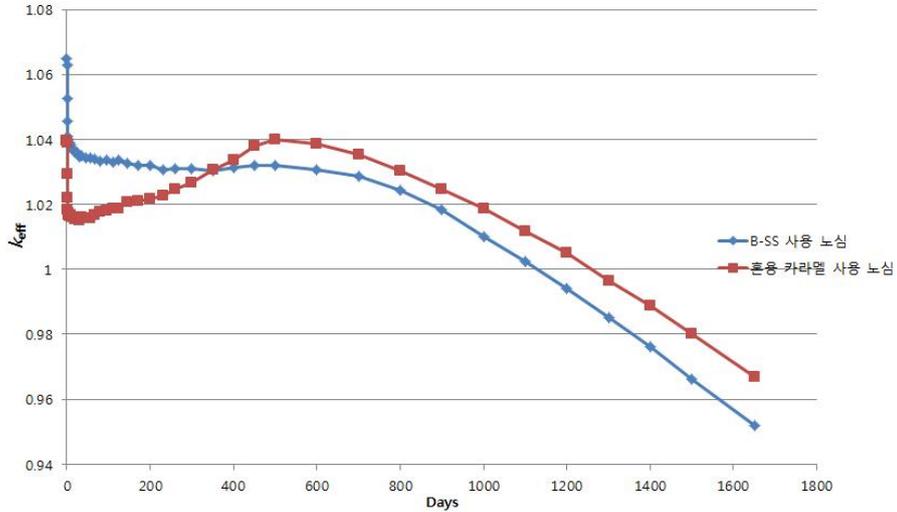


그림 3.2.16 B-SS 사용 노심과 독물질 혼용 카라멜을 사용한 노심의 McCARD 연소해석

앞선 단원에서 출력분포에 따라 따라서 출력분포를 평탄화 할 수 있도록 가돌리늄이 혼용된 카라멜을 그림 4.3.13와 같이 재배치하였다. 전노심의 수평방향 출력분포 앞선 단원에서 볼 수 있듯이 코사인 형태를 띠고 있기 때문에 집합체 별로 독물질 삽입량을 달리하는 것이 연소결손 반응도제어에 효과적이다. 축 방향별로는 어븀 혼용 카라멜을 재배치 하였다. 크게 중앙부 집합체(B)와 주변부 집합체(A) 두 종류로 나누어 최종적으로 그림 3.2.17와 같이 재배치 하였다. 검은색 카라멜은 위에서와 마찬가지로 가돌리늄 혼용카라멜, 보라색 카라멜은 어븀 혼용카라멜이다. 최종 재배치한 전노심의 단면은 3.2.18와 같다. 3.2.18의 부분 집합체 C는 독물질 혼용카라멜 중 가돌리늄 혼용카라멜만 사용하였다. 가돌리늄 혼용카라멜은 A, B집합체에서와 같이 축방향으로 재배치를 하였다. 재배치 전과 후 전노심의 독물질 양은 동일하게 유지된다.

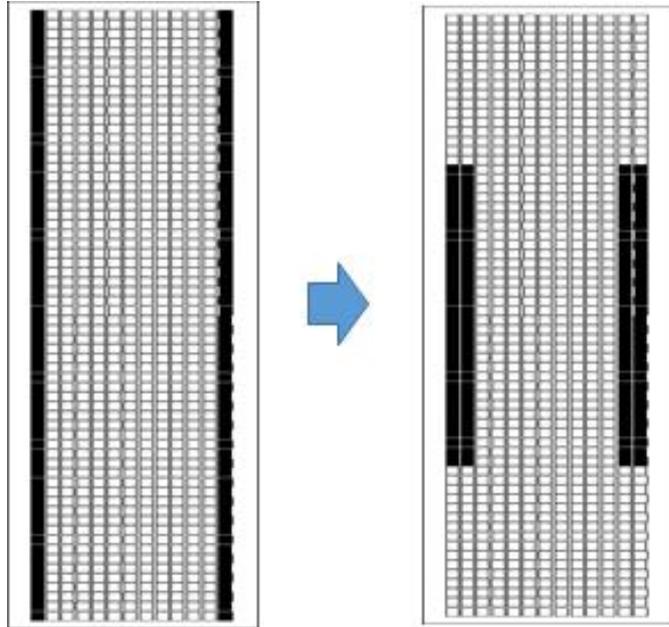
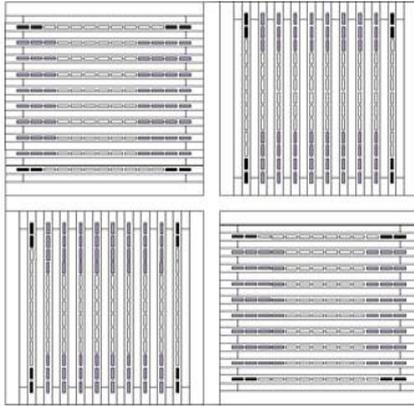
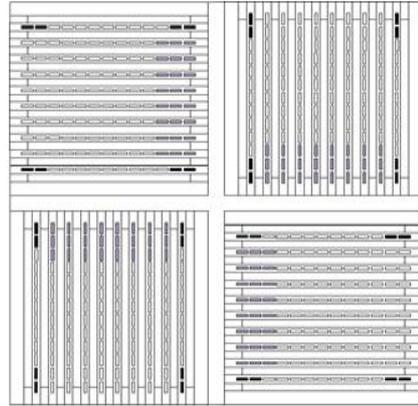


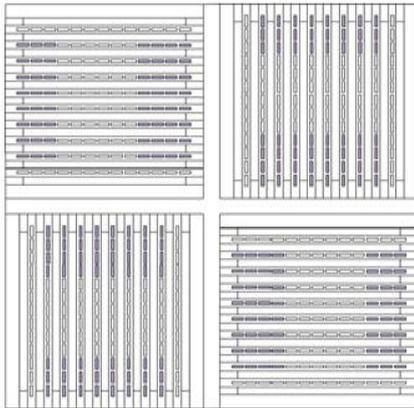
그림 3.2.17 축방향 Zoning한 가돌리늄카라멜이 들어간 핵연료 관 축방향 단면도



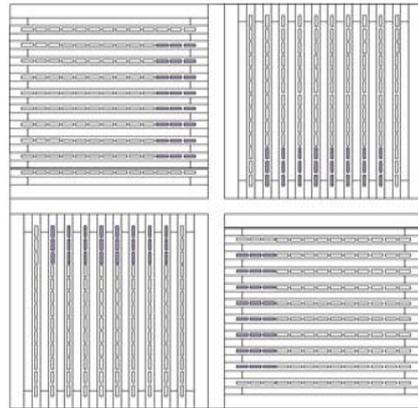
B 집합체 중앙부 단면도



A 집합체 중앙부 단면도



B 집합체 상하부 단면도



A 집합체 상하부 단면도

그림 3.2.18 A, B 집합체 단면도

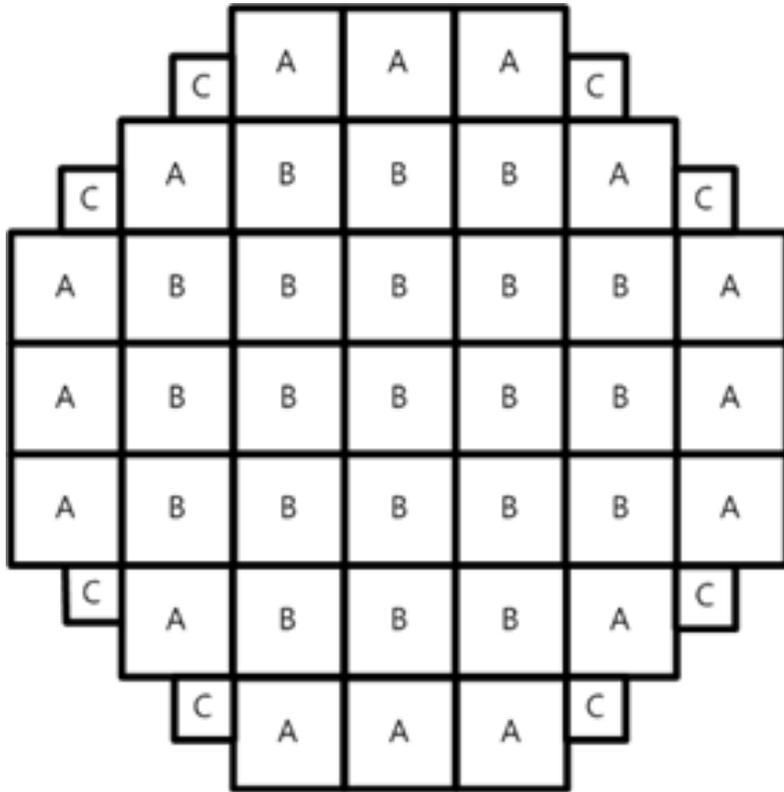


그림 3.2.19 전노심 장전모형

그림 3.2.19의 장전모형을 가지고 McCARD 연소해석한 결과는 다음과 같다. 계산은 50,000개의 히스토리, 200번의 비활성주기, 150번의 활성주기를 사용하였다.

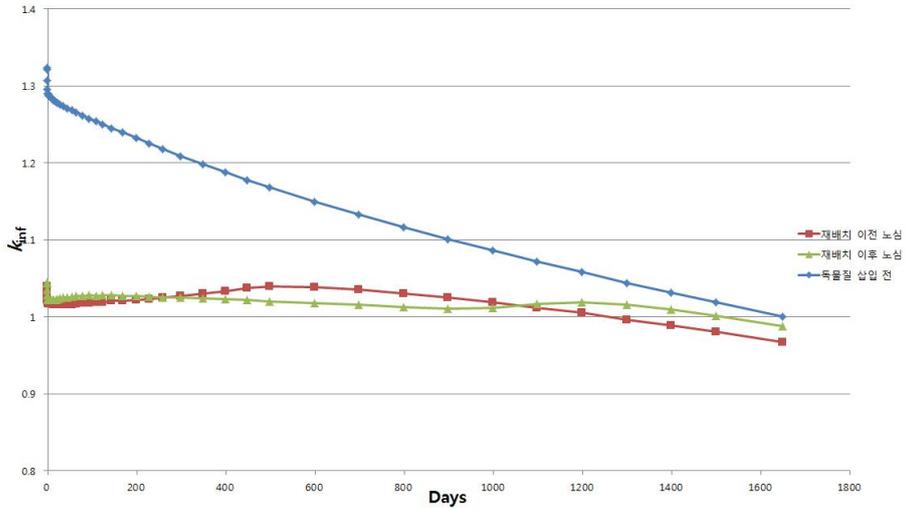


그림 3.2.20 혼용 카라멜 재배치한 노심의 연소해석 결과 비교

그림 3.2.20에서 확인할 수 있듯이, 증배계수가 증가, 감소하는 추세가 억제되는 것을 확인할 수 있다. 따라서 출력분포에 따라 재배치하게 된다면, 연소결손반응도 제어에 도움이 되는 것을 확인할 수 있다. 재배치한 노심의 노심주기는 1509일, 연소결손반응도는 2746pcm으로 계산되어 잔독현상도 감소하는 것을 확인할 수 있다. B-SS 카라멜 사용 노심과 혼용 카라멜 사용 노심의 계산 결과를 표로 정리한 값은 다음과 같다.

표 3.2.7 전노심 연소해석 결과 비교

B-SS 재배치 전		B-SS 재배치 후		혼용 카라멜 재배치 전		혼용 카라멜 재배치 후	
노심주기	연소결손반응도	노심주기	연소결손반응도	노심주기	연소결손반응도	노심주기	연소결손반응도
1128일	3759pcm	1321일	2236pcm	1258일	3841pcm	1509일	2746pcm

계산결과 설계기준 1450일, 3000pcm에 만족하는 것을 확인할 수 있다. 계산된 노심의 연소에 따른 집합체 출력분포는 그림 3.2.21과 같다. 초기에는 첨두출력이 낮은 반면 연소에 따라 첨두출력이 커지는 것을 확인할 수 있다. 따라서 연소 중반의 연소결손반응도와 집합체당 출력분포를 제어하기 위해서는 중앙부에 독물질을 더 삽입하여야 된다는 것을 알 수 있다.

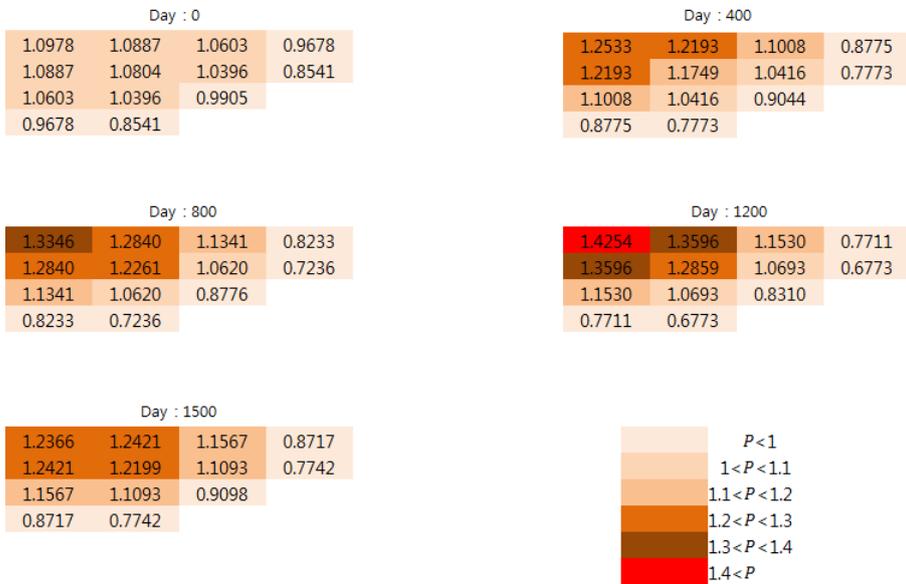


그림 3.2.21 연소에 따른 집합체 출력분포

제 3 절 봉상형 노심과 연소해석 결과 비교

1. 개요

한전원자력연료에서는 무봉산 운전이 가능한 봉상형 소형모듈형 원자로심을 설계하고 있다[4]. 이번 절에서는 한전원자력연료에서 설계한 봉상형 소형모듈형 원자로심에 대하여 소개하고, 해당 노심을 그대로 모사하여 McCARD 연소계산을 시행하고 이를 앞서 설계한 판형노심과 비교하였다. 판형과 봉상형의 동등한 비교가 되기 위해 반사체, 노심 외벽 등 집합체 이외의 부분들은 동일하게 설계하였다.

2. 봉상형 노심 모형

한전원자력연료에서 설계한 봉상형 노심에 사용되는 집합체 형상은 미국의 웨스팅하우스 17X17 집합체의 형상을 그대로 사용하였다. 그림 3.3.1 은 웨스팅하우스 핵연료봉의 단면과 집합체의 단면이다. 핵연료의 반지름은 0.3922cm이고, 그 주위를 피복재가 덮고 있는 형태이다. 집합체에는 25개의 안내관이 존재하고, 264개의 핵연료봉이 삽입되어있다. 집합체의 규격은 21.522cm이고, 격자는 21.6074cm이다.

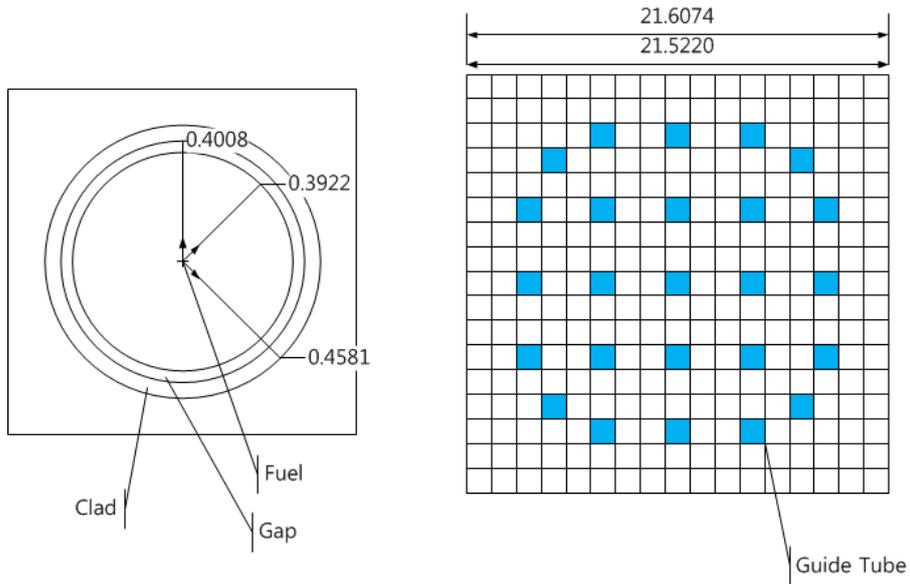


그림 3.3.1 WH 17X17 기본형 집합체 단면도

표 3.3.1은 한전원자력연료에서 설계한 봉상형 노심의 제원이다. 이산화 우라늄을 연료로 사용하였고 농축도는 판형과 동일하게 4.95w/o를 사용하였다. 핵연료 평균온도는 900K, 냉각재 온도는 573K을 사용하였다.

표 3.3.1 봉상형 집합체 제원

연료	UO ₂
연료밀도	10.3404g/cm ³
농축도	4.95w/o
핵연료 온도	900K
냉각재 온도	573K
집합체 격자	21.6074cm
Pyrex 수	24개

그림 3.3.2는 가연성 독물질이 삽입된 집합체 단면이다. 주황색 격자는 Pyrex 독봉이다. 집합체당 24개의 Pyrex를 사용하였다.

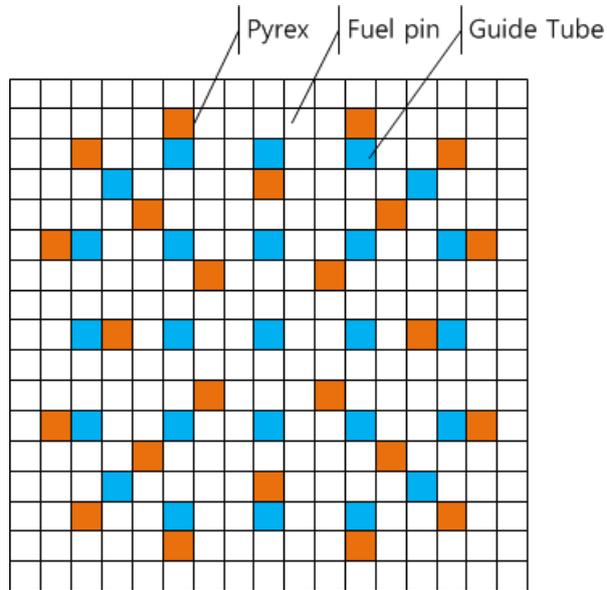


그림 3.3.2 봉상형 집합체 단면도

해당 집합체를 사용하여 그림 3.3.3과 같이 집합체를 장전하였다. 그림 3.3.3은 한전원자력연료에서 설계한 봉상형 노심의 장전 모형이다. 알파벳 B 뒤에 오는 숫자는 Pyrex의 B_2O_3 w/o를 의미한다. 노심에는 독물질의 함유도를 달리한 총 6 종류의 Pyrex가 사용되었다. B_2O_3 는 10, 15, 27, 30, 35, 37w/o의 함유도를 가지는 것을 확인할 수 있다. 해당 노심은 한전원자력연료에서 많은 연소 계산을 거듭하여 나온 최종노심이다.

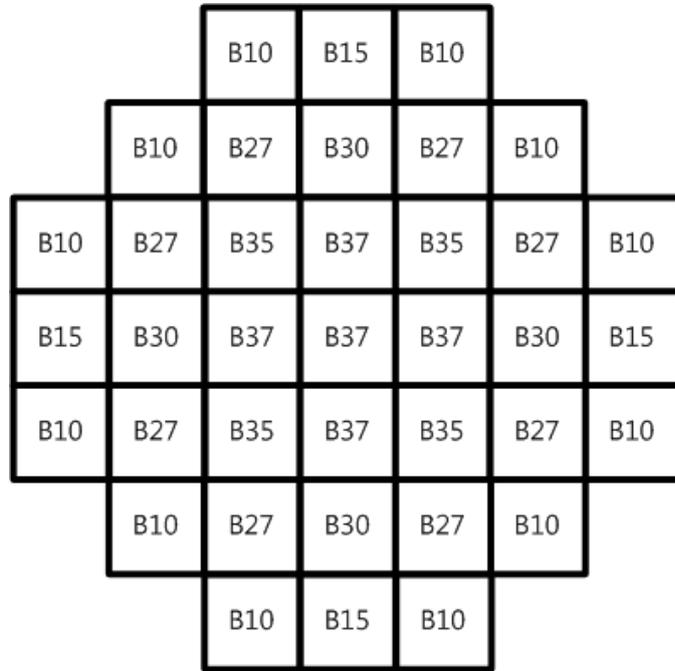


그림 3.3.3 봉상형 노심 장전모형

3. 연소해석 결과 비교

관형노심과 봉상형노심은 각각 두 노심에 대하여 McCARD 연소해석 결과를 비교하였다. 첫 번째는 가연성 독물질이 삽입되기 이전의 관형노심과 봉상형노심의 주기를 비교하였고, 두 번째는 가연성 독물질이 최종적으로 삽입되어 있는 관형노심과 봉상형노심의 주기와 연소결손반응도를 비교하였다. 먼저 가연성 독물질이 삽입되기 이전의 노심의 연소해석 결과는 다음과 같다. McCARD를 계산에는 100,000개의 히스토리 수, 200번의 비활성 주기, 150번의 활성주기를 사용하였다. 계산 결과 봉상형 노심이 관형노심에 비하여 가연성 독물질이 삽입되기 전에는 약 100일

이상 긴 1758일로 계산되었다.

표 3.3.2 기본노심의 McCARD 연소해석 결과

	관형노심	봉상형노심
노심주기	1652일	1758일

표 3.3.3는 가연성 독물질이 삽입되어 있지 않은 WH 기준형과 관형의 제원 비교이다.

표 3.3.3 집합체 제원 비교

집합체	관형 집합체	WH 17X17
핵연료 질량	306.696kg	287.005kg
감속재 질량	33.316kg	37.797kg
(N_M/N_F)	1.56031(platewise)	1.78499(pinwise)
집합체 크기	21.6074X21.6074X200cm ³	21.6074X21.6074X200cm ³
핵연료 감속재 총 부피	75597.98cm ³	79855.49cm ³

집합체의 크기는 동일한데도 불구하고 형상의 특성상 관형 집합체가 핵연료와 감속재의 총 부피는 더 작은 것을 확인할 수 있다. 하지만 노심 주기를 증가시키기 위해 핵연료가 더욱 많이 장전되어 있는 것을 확인할 수 있다. 이는 핵연료를 많이 장전하여 비 경제적인 수는 있으나 핵연료량을 전혀 고려하지 않고 선형증배모델로 최장주기를 가지는 집합체만을 검색한 결과에 따른 것이다. 따라서, 노심주기는 조금 짧을지 몰라도 핵연료를 더 적게 장전하여 경제적인 관형 노심도 설계가 가능하다. 다음 표 3.3.4은 가연성 독물질이 최종적으로 삽입되어 있는 노심의 계산결과 비교이다.

표 3.3.4 최종노심의 McCARD 연소해석 결과

	관형노심	봉상형노심
노심주기	1509일	1413일
연소결손반응도	2746pcm	3465pcm

계산결과에서 알 수 있듯이 가연성 독물질이 삽입되기 이전에는 관형 노심이 봉상형노심에 비하여 짧은 노심주기를 가졌었지만 가연성 독물질 삽입 후 노심주기랑 연소결손반응도 모두 더 좋은 결과를 가지는 것을 확인할 수 있다. 이는 관형노심이 카라멜 형 연료를 각각 독립적으로 종류별로 장전이 가능하여 축방향과 반경방향으로 연료 배치를 다양하게 할 수 있다는 장점 때문이다.

제 4 장 핵적 특성 계산

제 1 절 개요

앞선 장에서 선형증배계수 모델을 이용하여 집합체 설계인자를 결정하였다. 해당 집합체에 가돌리늄 혼용 우라늄 카라멜과 어븀 혼용 우라늄 카라멜을 삽입하여 3가지 집합체를 만들었고, 그 집합체를 이용한 전 노심 연소해석 결과는 1509일 2746pcm이었다. 본 장에서는 설계된 노심의 온도계수와 침투출력계수를 계산하여 핵적 특성을 알아보았다.

제 2 절 핵적 특성 계산

1. 감속재온도계수 계산

감속재온도계수(MTC)는 다음과 같이 정의된다.

$$\alpha_{MTC} = \frac{d\rho}{dT_M}$$

감속재 온도에 따른 반응도 변화를 감속재 온도계수로 정의하기 때문에, 온도차에 따른 반응도 변화를 선형으로 가정하면 감속재 온도계수는 두 감속재 온도에 대한 반응도 차이를 통해 계산할 수 있다. 감속재 온도계수는 대상노심을 연소해석한 후 각 연소 단계마다 감속재의 온도를 바꿔 한 번 더 노심해석을 수행한 뒤 온도 변화 이전 반응도와와의 차이를

계산하였다. 감속재온도는 기존 300℃에서 5℃를 더한 305℃를 사용하였고 감속재의 핵반응 단면적 라이브러리는 ENDF/B-VII.0에서 핵자료처리 프로그램 NJOY를 이용하여 생산하였다. 감속재 온도계수 계산 결과는 다음과 같다.

표 4.2.1 감속재 온도에 따른 증배계수 계산

감속재 온도	Effective multiplication factor calculation				
	Operation day				
	0	400	800	1200	1500
573K	1.04521(18)	1.02328(19)	1.01270(18)	1.01893(18)	1.00119(19)
578K	1.03798(19)	1.01781(18)	1.00889(18)	1.01565(19)	0.99824(16)

계산 값을 이용하여 5단계의 연소일에 대하여 감속재 온도계수를 계산하여 정리한 값은 다음과 같다.

표 4.2.2 감속재 온도계수 계산 결과

Operation day	0	400	800	1200	1500
MTC(pcm/℃)	-133	-105	-75	-63	-59
SD(pcm)	26	26	25	26	25

계산결과 감속재의 온도가 올라가면 반응도는 감소하는 음의 반응도 효과를 가지는 것을 확인할 수 있다. 일반적인 경수로가 0 pcm/℃에서 -80 pcm/℃ 사이의 값을 가지는데 초기 대상노심의 감속재온도계수는 -133 pcm/℃ 으로 더 큰 음의 값을 가진다. 그리고 노심 운전 전체에 걸쳐 감속재온도계수가 음수로 계산된 것을 통해 노심의 주기 초부터 주기 말까지 음의 반응도를 가지도록 설계된 것을 확인할 수 있다.

2. 핵연료온도계수 계산

핵연료온도계수(FTC)는 다음과 같이 정의된다.

$$\alpha_{FTC} = \frac{d\rho}{dT_F}$$

핵연료 온도에 따른 반응도 변화를 핵연료온도계수로 정의하기 때문에, 온도차에 따른 반응도 변화를 선형으로 가정하면 핵연료온도계수는 두 핵연료 온도에 대한 반응도 차이를 통해 계산할 수 있다. 핵연료온도계수는 대상노심을 연소해석한 후 각 연소 단계 마다 핵연료의 온도를 바꿔 한 번 더 노심해석을 수행한 뒤 온도 변화 이전 반응도와와의 차이를 계산하였다. 핵연료 온도는 기존 330°C에서 100°C를 더한 430°C를 사용하였고 감속재의 핵반응 단면적 라이브러리는 ENDF/B-VII.0에서 핵자료처리 프로그램 NJOY를 이용하여 생산하였다. 핵연료온도계수 계산 결과는 다음과 같다.

표 4.2.3 핵연료 온도계수 계산 결과

Operation day	0	400	800	1200	1500
FTC(pcm/°C)	-4	-3	-3	-3	-4
SD(pcm)	26	24	24	24	24

3. 침투출력계수 계산

침투출력계수(Fq)는 다음과 같이 정의 된다.

$$F_q = \frac{P''_{\max}}{\bar{P}''}$$

$$\bar{P}'' = \frac{P}{V}$$

여기서 P''_{\max} 는 노심의 최대 출력밀도를 의미하고, \bar{P}'' 는 노심 전체의 출력밀도를 의미한다. 노심 전체의 출력 밀도는 노심의 출력에서 노심의 부피를 나눈 값이다. 따라서 기본단위가 작아야 최대 출력밀도 값이 정확히 계산되고, 첨두출력계수를 보다 더 정확히 계산할 수 있다. 출력밀도를 계산하는 기본 단위는 다음과 같이 두가지 방식으로 설정하였다. 다음 그림은 집합체의 축방향 단면도이다. 처음으로 파란색 선과 같이 집합체의 단면에 존재하는 모든 카라멜의 합이 출력밀도를 계산하는 기본단위이고 그 다음은 부분집합체를 9개의 부분으로 나누어 기본단위로 정하였다. 축방향으로는 두 방식 모두 19 묶음으로 동일하게 나누어 적용하였다. 축방향으로는 카라멜이 76개가 나열되어 있으므로 4개씩 묶어서 하나의 기본단위로 결정하였다. McCARD를 계산에는 100,000개의 히스토리 수, 200번의 비활성 주기, 150번의 활성주기를 사용하였다. 계산결과는 다음과 같다. F_{q1} , F_{q2} 은 각각 파란색 선으로 합쳐진 기본단위, 갈색 선으로 합쳐진 기본단위이다.

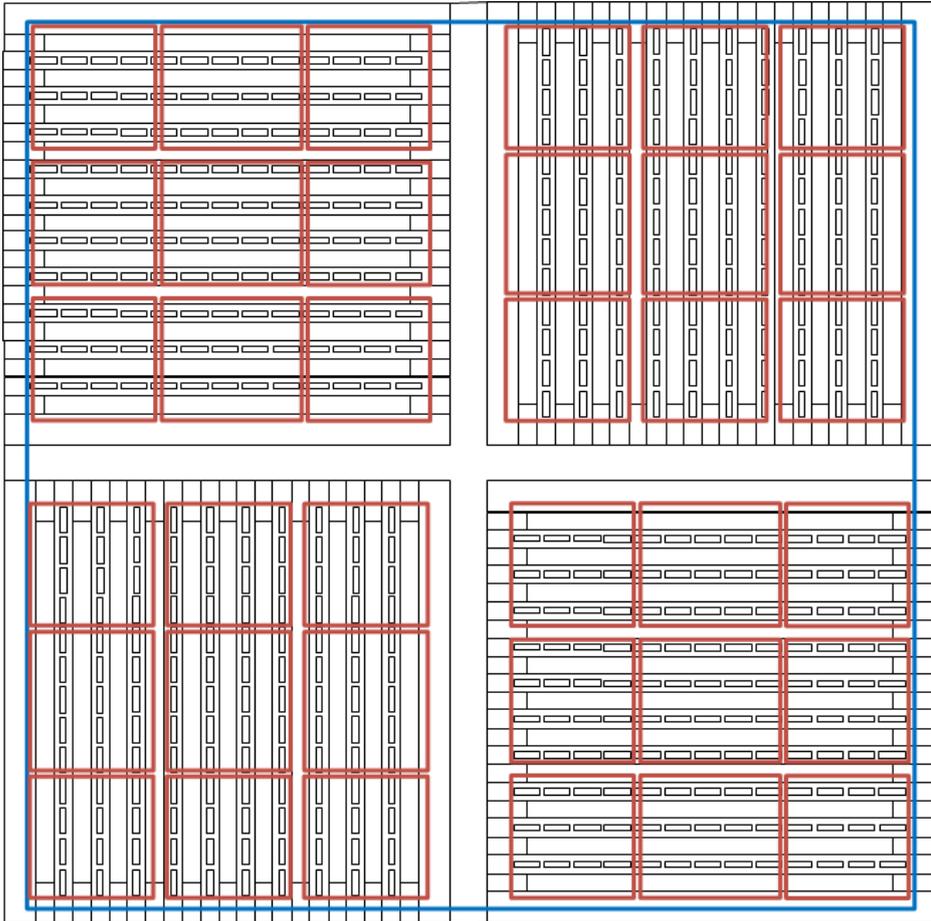


그림 4.2.1 집합체 축방향 단면도

표 4.2.4 대상노심의 첨두출력계수 계산 결과

	Operation day					Mean err. of power density
	0	400	800	1200	1500	
F_{q1}	1.76	3.24	2.86	2.06	1.69	0.99%
F_{q2}	1.94	3.50	3.16	2.26	1.84	2.27%

계산결과 초기 침투출력계수는 2.0 미만으로 안정적으로 보이거나 가동 주기 400일에서 침투출력계수가 3.0 이상으로 크게 증가하는 것을 볼 수 있다. 그 이후 주기 말 까지 침투출력밀도는 점차 안정화되는 것을 확인할 수 있다. 하지만, 기본 단위당 출력밀도의 평균 오차가 1%이상으로 큰 것을 확인할 수 있는데, 추후에 F_{q2} 계산도 평균오차가 1%미만이 되도록 주기당 히스토리 수를 증가하여야 더 유의미한 침투출력계수를 계산할 수 있다. 출력밀도의 오차가 2%이상이면 모사 중성자가 충분히 수렴이 되지 않았기 때문에 노심 내에 출력의 편향이 일어날 수 있기 때문이다.

제 5 장 핵연료 온도 추정

제 1 절 개요

앞선 장에서는 핵연료 평균온도를 임의로 600K로 지정하여 노심 설계를 진행하였다. 해당 온도는 판형연료의 높은 열전달면적으로 평균온도가 300도에서 400도 사이임을 감안하여 사용하였다[5]. 하지만 SMR 설계 제원을 이용하면, 유량, 출력 그리고 형상의 차이에 따른 실제 핵연료 온도는 이와 다르게 된다. 따라서 5장에서는 간단한 열전달 모델을 이용하여 축방향 높이에 따른 핵연료 온도와 감속재온도 구배를 계산해보고, 이전의 노심주기와 연소결손반응도 계산결과와 얼마나 차이를 가지는지 계산을 해보는 것을 목표로 한다.

제 2 절 핵연료 평판의 열전달 모델

1. 핵연료 평판 모델

간단한 온도구배를 계산하기 위해 사용된 핵연료 평판 모델은 다음과 같다.

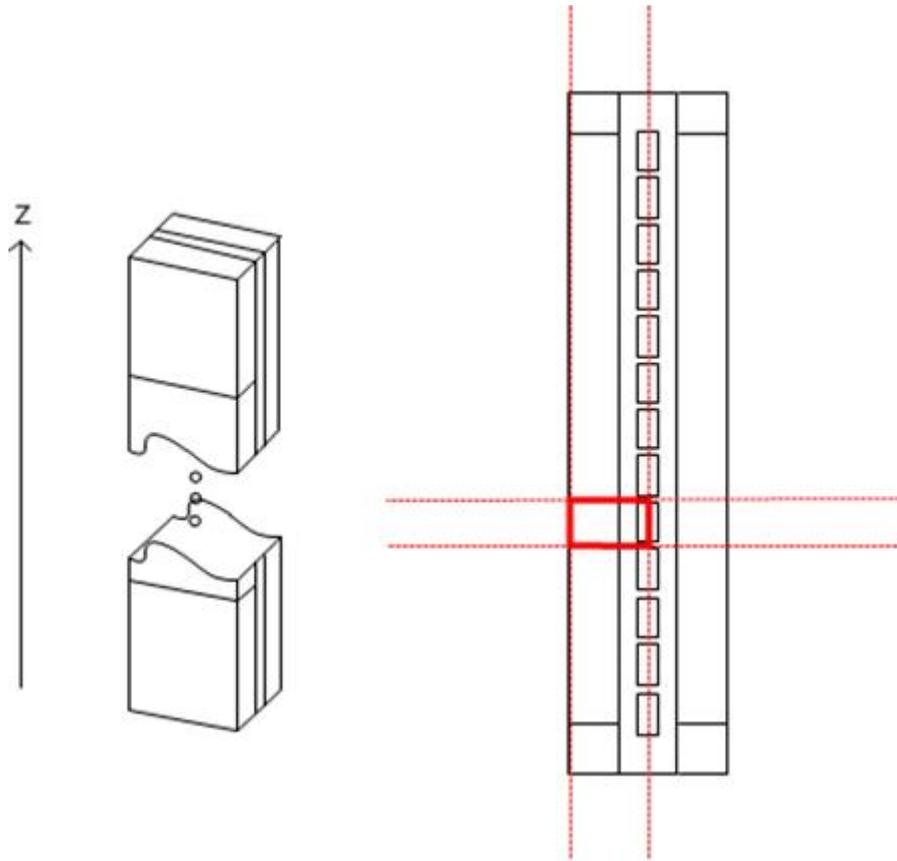


그림 5.2.1 핵연료의 축방향 모델

축방향으로는 핵연료 카라멜의 축방향 유효 높이와 같은 190cm이다. xy 평면으로는 단일 핵연료 카라멜, 클래딩, 채널로 이루어져있다. 핵연료의 정중앙을 최고온도로 가정하고, 원점으로 정하였다. 채널의 두께는 실제모델의 절반을 사용하였다. 따라서 해당 평판 모델은 전체 노심의 기본 반복구조라 가정할 수 있다. 노심에 사용되는 총 집합체 수는 39개, 집합체당 40개의 핵연료판, 핵연료판당 13X76개의 카라멜이 존재하므로 해당 모델의 출력과 유량은 다음과 같다.

표 5.2.1 핵연료 모델의 출력과 유량

출력	유량
$\frac{180(MW)}{39 \cdot 40 \cdot 13 \cdot 2} = 0.004437(MW)$	$\frac{3.932 \times 10^6 (kg/hr)}{39 \cdot 40 \cdot 13 \cdot 2} = 96.9428(kg/hr)$

2. 열전도식과 열대류식을 이용한 열저항 정의

열저항은 다음과 같은 식에서 정의된다.

$$q = \frac{\Delta T}{\sum R_T}$$

열이 전달될 때 전기에너지와 같이 저항에 의해서 전압이 낮아지는 것과 같은 원리로 이해를 할 수 있다. 따라서 열저항과 열에너지를 알면 간단한 모델을 이용해서 온도 차이를 계산할 수 있다. 각 재원들의 열저항을 계산하여 McCARD 입력에 넣으면 Simple TH모델을 이용하여 축방향으로 핵연료의 온도구배를 계산할 수 있다. 핵연료 평판 모델을 도식화하면 다음과 같다.

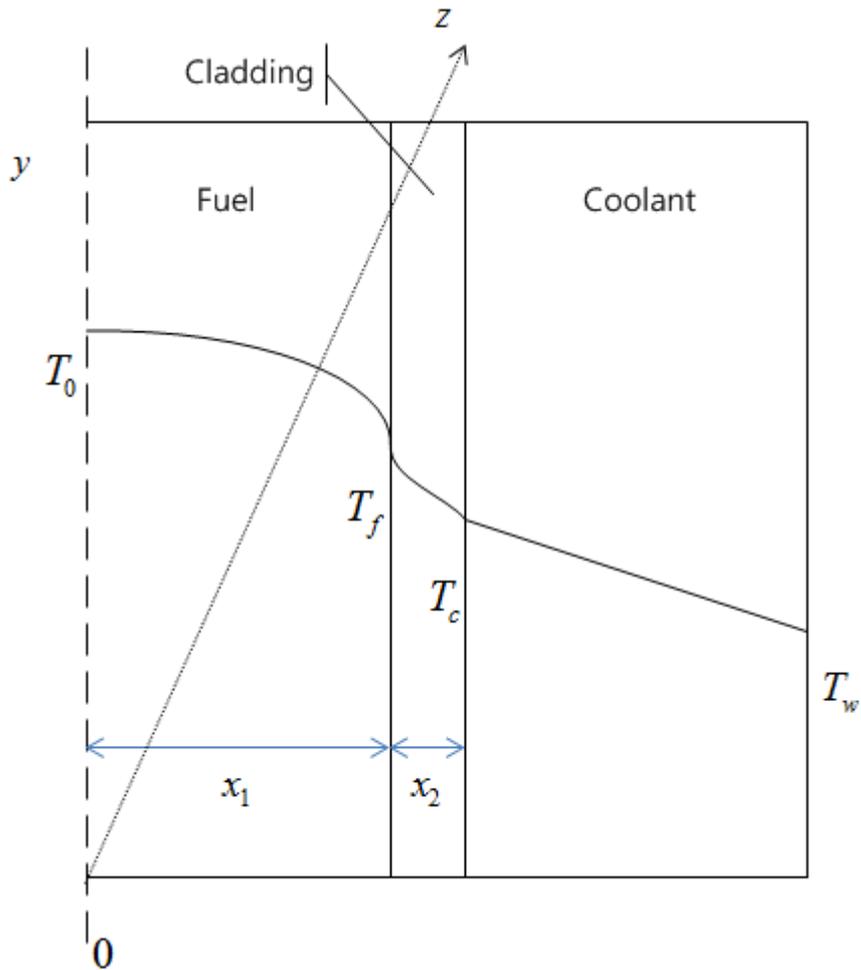


그림 5.2.2 핵연료 평판 모델 도식화

그림과 같이 xy 평면으로는 x 축 방향으로 차례로 핵연료, 피복재 그리고 냉각재로 구성되어 있다. 각 온도들은 경계면에서의 온도들을 의미한다. y 축으로는 열 이동이 없고 x 축으로만 열이 이동한다고 가정하였다. 따라서 핵연료에서 발생한 열에너지는 핵연료에서 피복재 그리고 냉각재로 전달이 된다. 열전달 모델은 정상상태로 가정하며 핵연료에서 생성된 모든 열은 냉각재로 이동한다고 가정하였다. 핵연료의 축방향 열전

도는 무시하였다. 핵연료에서의 1-D 정상상태 열전달식은 열생성이 있으므로 다음과 같이 푸아송 식으로 표현이 된다[6].

$$\frac{d^2 T}{dx^2} + \frac{q'''}{k} = 0$$

단위 부피당 생성열과 열전도율은 양의 값을 가지므로 x 값에 따른 온도 T 의 분포는 2차식 포물선 모양을 가진다. 적분한 식은 다음과 같이 표현이 된다.

$$\frac{dT}{dx} = -\frac{q'''}{k_f}x + C_1$$

$$T(x) = -\frac{q'''}{2k_f}x^2 + C_1x + C_2$$

여기서 두 개의 경계조건은 핵연료의 중심에서 최대 온도 T_0 를 가지므로 다음과 같은 식으로 표현이 된다.

$$\frac{dT}{dx} = 0 \text{ at } x = 0$$

$$t = T_0 \text{ at } x = 0$$

위의 두 조건을 이용하여 x 값에 따른 핵연료의 온도구배를 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$T(x) = -\frac{q'''}{2k_f}x^2 + T_0$$

위 식에서 핵연료와 피복재의 경계면 온도인 T_f 는 x 에 x_1 을 넣으면 계산이 가능하다. 온도는 다음과 같이 표현이 된다.

$$T(x_1) = T_f = -\frac{q'''}{2k_f}x_1^2 + T_0$$

핵연료에서 생성된 총 열에너지는 $x=x_1$ 인 지점의 면으로 전도되는 열의 양과 같으므로 다음과 같이 표현할 수 있다. q_f 는 핵연료와 피복재 접합면을 통하여 전도되는 열에너지이다.

$$q_f = q'''x_1yz$$

q_f 와 열저항 R_f 을 이용하여 핵연료내에서의 온도 차이는 다음과 같이 정의 될 수 있다. 열저항 R_f 는 McCARD 입력으로 사용된다.

$$q_f = 2k_fyz \frac{T_0 - T_f}{x_1} = \frac{T_0 - T_f}{x_1/(2k_fyz)} = \frac{T_0 - T_f}{R_f}$$

핵연료의 평균온도는 핵연료의 온도구배에서 적분하여 계산하였다. 적분한 식은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\bar{T}_f = \frac{1}{x_1} \int_0^{x_1} T_f(x) dx = T_0 - \frac{1}{3}R_fq_f = T_c + \frac{2}{3}R_fq_f$$

따라서 핵연료의 열저항 값과 핵연료에서 생성된 열에너지 값만 알고 있으면 피복재와 감속재의 경계에서의 온도를 이용해서 계산이 가능하다. 다음은 피복재에서의 열전도식이다. 피복재에서는 생성되는 열에너지가 없고 정상상태이므로 열전도식이 라프라스 식으로 정리가 된다. 식은 다음과 같이 표현이 된다.

$$\frac{d^2 T}{dx^2} = 0$$

피복재 내에서는 핵분열이 일어나지 않으므로 위치에 따른 온도의 변화량은 일정한 값을 가지게 된다.

$$\frac{dT}{dx} = C_1$$

피복재 내에서 열에너지가 생성되지 않고 소멸되지 않으며, 핵연료로부터 전달된 열에너지는 그대로 감속재로 전달이 되므로 식은 다음과 같이 표현이 된다.

$$q_f = -k \nabla T yz = -k_c yz \left. \frac{dT}{dx} \right|_{clad} = k_c yz \frac{T_f - T_c}{x_2}$$

따라서 피복재에서의 열저항은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$q_f = \frac{T_f - T_c}{x_2 / (k_c yz)} = \frac{T_f - T_c}{R_c}$$

피복재에서의 평균온도는 양쪽 경계의 평균값을 사용하면 되므로 다음과 같이 계산을 할 수 있다. 즉, 피복재의 평균온도는 피복재와 감속재의 경계면에서의 온도와 열저항 값을 알면 계산이 가능하다.

$$\bar{T}_c = \frac{T_f + T_c}{2} = T_c + \frac{R_c}{2} q_f$$

다음은 감속재에서의 온도구배는 열대류식을 이용하여 표현할 수 있다. 감속재에서는 열에너지 생성이 없고, 핵연료에서 피복재 경계면을 통해 전달되는 에너지는 피복재에서 감속재 경계면을 통해 전달되는 에너지와 같다. 피복재에서 감속재로 대류되는 열은 다음과 같이 간단히 표현이 된다.

$$q_f = h\Delta T_{yz} = h_w yz (T_c - T_w)$$

따라서 감속재에서의 열저항 값은 다음과 같이 정의 될 수 있다.

$$q_f = h\Delta T_{yz} = h_w yz (T_c - T_w) = \frac{T_c - T_w}{1/(h_w yz)} = \frac{T_c - T_w}{R_w}$$

따라서 감속재와 피복재의 경계면의 온도는 감속재의 평균온도와 열저항 값을 알면 계산할 수 있다. 축방향으로는 에너지 보존 법칙에 의하여 식은 다음과 같이 유도된다.

$$\frac{\partial \rho h v}{\partial z} = q'''$$

$$\frac{\dot{m}}{\Delta z}(h_{OUT} - h_{IN}) = q'''$$

$$h_{OUT} = h_{IN} + \frac{\Delta z}{\dot{m}} q''' = h_{IN} + \frac{1}{\dot{m}A} (q''' A \Delta z) = h_{IN} + R_{w2} q_f$$

핵연료로부터 전달된 열에너지는 감속재의 온도를 증가시키는데 사용되고 에너지 보존식을 이용하여, 하단부 경계면 온도를 통해 상단부 경계면의 온도를 계산할 수 있다. 온도는 비엔탈피의 함수로 주어진다. 따라서 비엔탈피 계산을 통해 가장 아래 층의 감속재 입구온도를 이용하여 축방향 온도 구배를 계산이 가능하다. McCARD에서는 계산된 온도 구배를 사용하여 출력을 계산하고 해당출력으로 온도구배를 다시 계산하는 반복계산을 수행하여 수렴시킨 최종의 온도구배를 계산하는데 이 방식이 Simple TH 모델이다.

제 3 절 McCARD 계산 결과

1. 핵연료 평판 모델 계산 결과

앞서 유도한 열저항 값들을 McCARD 입력에 넣어 온도구배를 계산하였다. 계산환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 100,000개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 200번의 활성주기를 사용 하였다. 축방향 높이에 따른 핵연료와 감속재의 온도구배 계산 결과는 다음과 같다.

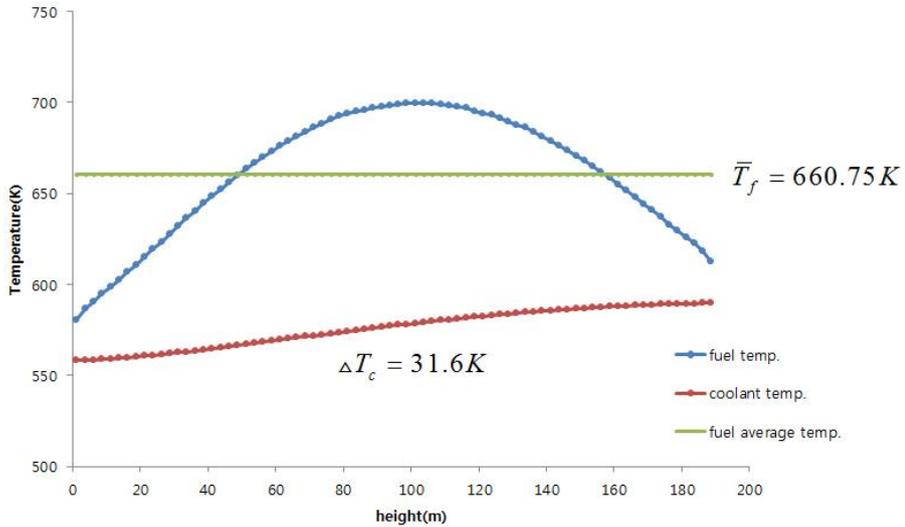
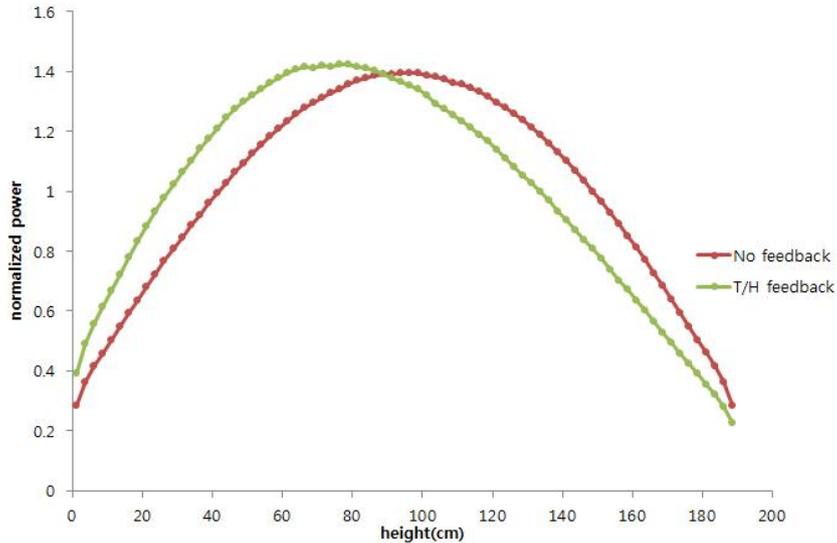


그림 5.3.1 축방향 높이에 따른 온도구배 계산결과

계산결과에서 보여지듯이 감속재온도는 입구온도와 출구온도차가 약 31도로 설계기준을 만족하는 것을 확인할 수 있다. 핵연료의 온도는 약 110cm 높이에서 700K 정도로 가장 높은 평균온도를 가졌고 전체 평균 온도는 약 660K으로 기존에 사용하였던 핵연료 온도보다 약 60K 높게 계산된 것을 확인할 수 있다. 따라서 이를 적용하면 음의 핵연료 온도계수를 가지므로 노심주기가 감소할 것을 예상할 수 있다. 하지만 자료들에서 찾아봤던 것과 같이 핵연료 평균온도는 300도와 400도 사이인 것을 확인할 수 있었다. 축방향의 출력분포는 다음과 같다.



5.3.2 축방향 출력 분포 계산 결과

기존에는 감속재의 평균온도를 이용하여 출력분포를 계산하였었는데 T/H 피드백을 적용 결과 출력분포가 하부로 치우치는 것을 확인할 수 있다. 이는 핵연료 온도구배와 반대의 양상을 띄며, 감속재의 온도가 낮은 곳이 더 높은 밀도를 가지므로 높이가 낮은 곳이 감속이 더 잘되어 출력이 더 높은 것으로 해석할 수 있다.

2. 전노심 핵연료 평균온도 적용 결과

연료 평판 모델을 이용하여 계산한 핵연료 평균온도를 적용하여 최종 노심의 McCARD 연소해석을 하였다. 계산환경은 ENDF/B-VII.0 라이브러리, 100,000개의 히스토리수, 100번의 비활성 주기, 200번의 활성주기이다. 계산결과는 다음과 같다.

표 5.3.1 핵연료 모델의 출력과 유량

	봉상형 노심	관형(600K)	관형(660K)
노심주기	1413 일	1509일	1473일
연소결손반응도	3465pcm	2746pcm	2416pcm

핵연료 온도가 60도 가량 올라서 노심 주기가 감소했음을 알 수 있다. 하지만 핵연료온도에 큰 변화는 없어서 여전히 요구조건을 만족하는 것을 확인할 수 있다.

제 6 장 결론

선형증배계수 모델을 이용하여 결정된 카라멜의 두께는 4.3mm이며 감속재 채널의 두께는 4.8mm이다. 해당 설계인자로 이루어진 집합체로 배치된 노심의 주기는 1652일이다. 노심은 37개의 집합체와 8개의 부분 집합체로 이루어져 있으며, 유효노심의 높이는 2.00m, 노심의 직경은 1.48m이다. 핵연료 농축도는 4.95w/o, 열출력은 180MWt이다. 집합체당 40개의 핵연료관이 들어가고 핵연료관당 13×76개의 카라멜 연료가 장전 되어있다.

노심주기 동안 연소결손반응도를 제어하기 위해 가연성 독물질 카라멜을 장전하였다. Shippingport2에 사용되었던 B-SS 카라멜과 독물질 우라늄 혼용 카라멜을 이용하여 잉여반응도를 제어하였고, 핵연료 장전량이 더 많은 독물질 우라늄 혼용 카라멜이 더 좋은 효과를 가질 수 있었다. 카라멜의 장점을 이용해 출력분포가 높은 곳에 카라멜을 재배치하여 소형모듈형 원자로심의 요구조건을 달성할 수 있었다. $Gd_2O_3-UO_2$ 와 $Er_2O_3-UO_2$ 를 사용한 노심의 최종결과는 1509일의 노심주기와 2746pcm의 연소결손반응도를 가진다. 해당 판형노심과 한전원자력연료에서 설계한 봉상형노심을 각각 McCARD 연소해석 계산을 시행하여 노심주기와 연소결손반응도를 비교해보았다. 봉상형노심에 비하여 해당 판형노심이 더 긴 주기와 작은 연소결손반응도를 가지는 것을 확인할 수 있었다.

설계된 노심을 바탕으로 다섯 연소단계에 대하여 핵연료온도계수, 감속재온도계수, 침투출력계수를 계산하였다. 핵연료온도계수와 감속재온도계수는 음의반응도를 가지고, 감속재온도계수의 경우 연소가 진행됨에 따라 음의반응도 효과가 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 침투출력계수

는 일정하게 핵연료 카라멜들을 병합한 묶음을 기본단위로 하여 계산하였다. 계산결과 연소일 400일에 첨두출력계수가 3.5로 연소단계 중 가장 높은 값을 가지는 것을 확인할 수 있었다.

1-D 열전달 모델을 이용해서 핵연료의 온도를 추정해보았다. 기존에 600K으로 가정했던거와 달리 약 60K 더 높은 660K의 평균 핵연료 온도를 가지는 것을 확인할 수 있었다. 이에 따라 노심주기는 더 감소하였지만 여전히 봉상형에 비하여 여전히 낮은 핵연료온도를 가지고 있다.

본 연구는 한국전력기술에서 제시한 설계 요구조건을 만족시키는 판형 소형모듈형 원자로심을 설계한 것에 의의를 가진다.

참 고 문 헌

- [1] H. J. Shim et al., McCARD: A Monte Carlo Code For Advanced Reactor Design and Analysis, Nuclear Engineering and Technology, 44, 2, 161-176, 2012.
- [2] R. Atherton et al., PWR Core 2 Reactor Design Description Report, Bettis Atomic Power Laboratory, 1968.
- [3] Driscoll, M. j., Downar, T. J., & Pilat, E. E.: The linear reactivity model for nuclear fuel management, Amer Nuclear Society, 1990.
- [4] KEPCO E&F, Development of Boron Free Operational Reactor System Design and Material Selection Technology, 2016.
- [5] T. C. Hsieh, A Study of UO₂ Wafer Fuel for Very High-Power Research Reactors, Argonne National Laboratory, 1980.
- [6] N. M. El-Wakil, Nuclear Heat Transport, American Nuclear Society, 1978.

