

2003 춘계학술발표회 논문집  
한국원자력학회

납-비스무스 냉각 초장주기 노심예비 설계  
A Preliminary Design Study of 500MWe Ultra-Long Life, Pb-Bi Cooled Core

홍서기, 김상지, 김영일  
한국원자력연구소  
대전광역시 유성구 덕진동 150

요약

본 연구의 목적은 납-비스무스 냉각재를 사용하는 500MWe 급 초장주기 노심을 설계하는 것이다. 단 대부분의 최근에 국제적으로 연구되고 있는 장주기노심에서 채택하고 있는 저출력밀도를 타겟으로 하지않고 평균출력밀도를 90W/cc 이상의 상대적으로 높은 값을 추구하였다. 이를 위해 원자로 수명 정도인 30년간 핵연료의 피복재만을 교체하여 계속 연소가 가능한 초장주기 노심을 설계하였다. 주요 설계제한조건으로 30년간 연소반응도가를 3%dk 이내, 노심평균 방출연소도는 200MWD/kg 이상, 최대출력밀도는 400W/cc 이하가 되도록 하였다. 최종적으로 설계된 노심은 내부블랑켓, 내부노심, 반경방향블랑켓, 외부노심으로 구성되고 축방향블랑켓은 배제하였다. 연소계산 결과 30년간 연소반응도가는 2.04% 로 나타났다. 노심핵설계 설계제한치들을 만족하는 것으로 나타났다. 그리고 고속중성자의 최대 플루언스는  $15.2E+23n/cm^2$  정도로 대략 4번 정도의 피복재교체가 필요한 것으로 나타났다.

Abstract

In this paper, a preliminary design study of 500MWe ultra-long life, Pb-Bi cooled core is performed. In comparison with the previously designed long life cores, we pursued relatively larger target value of the core average power density larger than 90W/cc. To realize this purpose, we assumed that the fuel rod is refabricated by recladding when the design limit for the clad integrity is reached. That is to say, the compositions of all fuel materials including the fission products don't change after recladding. By this way, the core without fuel shuffling is designed to be operated for 30 years. The main design limits are as follows : the bunup reactivity swing less than 3%dk, the core average discharge burnup larger than 200MWD/kg, peak power density less than 400W/cc. The finally design core consists of the internal blanket, inner core, outer blanket, and outer core. The axial blanket is not considered. It is shown that the finally designed core satisfies the design limits and that the peak fast neutron fluence is approximately  $15.2E+23 n/cm^2$ .

## 1. 서론

최근에 국제적으로 GEN-IV 원자로 노형에 관한 연구가 활발하게 진행되고 있다. 이들 원자로에서 추구하는 설계목표 중에 중요한 하나가 바로 핵확산 저항성이다. 본 연구에서는 핵저항성을 높이기 위해 한 번 장전한 연료를 피복재의 수명까지 그대로 태우고 피복재만 교체하여 30년 이상 동안 운전하는 초장주기 원자로의 설계에 관한 연구를 하였다. 최근에 국제적으로 연구되고 있는 장주기 노심의 경우는 연소반응도를 낮추기 위해 대부분이 저출력밀도를 추구하고 있다 [1,2,3]. 그러나 이 경우에는 노심의 크기가 커지게 되어 건설비용이 증가하게 되어 비경제적이라고 할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 일반적인 500MWe 급의 고속로의 출력밀도 (90W/cc 이상)을 유지하면서 연소반응도, 주기길이, 연소도, 최대출력밀도를 설계치 이내가 되도록 설계하는 것이다. 특히 본 연구에서는 냉각재로 소듐이 아닌 납-비스무스를 사용하였다. 일반적으로 납-비스무스냉각재는 소듐에서와 같이 공기, 물과 반응이 거의 없어 연전달시스템을 단순화 시킬 수 있고 핵적인 측면에서도 좋은 중성자 반사특성을 가진다. 그러나 구조재의 부식이 커다란 단점이다. 특히 이로 인해서 냉각재의 최대속력이 2m/sec 이하로 제한되기 때문에 소듐의 경우보다 큰 냉각재의 부피비가 요구되어 노심의 크기가 커지게 된다[4,5]. 본 문서에서는 500MWe 급의 30년 이상의 주기를 만족할 수 있는 납-비스무스냉각 고속로의 장전모형을 선정하고 예비핵특성을 분석하였다.

## 2. 설계목표 및 계산방법

본 연구에서는 경수로에서 타고나온 TRU를 사용한 TRU-U-10Zr 연료를 초기연료로 사용하였다. 이는 경수로와의 핵주기연계성을 위해서이다. 잘 알려진 바와 같이 금속연료의 경우에 산화연료에 비해서 밀도가 높고 구성물질이 감속물질을 함유하고 있지 않기 때문에 경화된 중성자스펙트럼을 얻을 수 있다. 따라서 잉여 중성자의 활용성이 크고 일반적으로 75%의 smear density를 사용하면 핵연료의 건전성을 유지하는 것으로 알려져 있다. 또한 냉각재로 납-비스무스의 사용은 중성자스펙트럼을 소듐의 경우보다 경화시키고 중성자의 반사특성이 뛰어나 중성자의 이용면에서 유리하다고 할 수 있다. 특히 납-비스무스의 경우에 기화온도가 1670℃ 정도로 높아서 거의 기화가 일어나기는 불가능하다고 할 수 있다. 따라서 냉각재기화에 의한 반응도증가의 가능성이 적고 기화될 경우에는 반응도도 소듐보다 덜 양인 것으로 알려져 있다. 본 연구에서 설정한 설계목표 및 제한조건은 다음과 같이 요약될 수 있다.

- 타겟 주기길이는 30년
- 운전기간중에 핵연료 집합체는 원자로 밖으로 배출하지 않는다.
- 노심평균 방출연소도는 200MWD/kg 이상이어야 한다.
- 주기길이내에서 연소반응도는 4% 이내이어야 한다.
- 최대출력밀도는 400W/cc 이내로 제한된다.
- 노심평균출력밀도는 90W/cc 이상이어야 한다.
- 핵연료 체적비는 0.5 이내로 제한된다.

그러나 본 연구에서 피복재의 최대 고속중성자 플루언스는 제한하지 않았고 제한치인  $4.0E+23$  n/cm<sup>2</sup> 에 도달하면 피복재를 교체하는 것으로 가정하였다. 또한 납-비스무스 냉각재

의 사용으로 인해 냉각재 부피비를 증가시키기 위해서 덕트를 사용하지않고 guide tube를 사용하여 연료봉을 지지하는 개념을 사용하였고 이때 구조재의 부피비는 0.15로 고정하였다. 소련에서 설계하고 있는 BREST-300 [4]을 참고로 할 때 이 정도의 구조재의 부피비는 가능한 것으로 보인다. 그러나 이것에 대한 상세한 분석은 고려하지 않았다. 핵단면적 라이브러리는 핵자료평가랩에서 생성한 JEF2.2 에 근거한 KAFAX-F22 [6]를 사용하였고 TRANSX [7]를 사용하여 자기차폐효과를 고려하여 ISOTXS 형태의 미시핵단면적을 생성하여 사용하였다. 연소계산을 위해 TWODANT 코드를 이용하여 노심의 중성자스펙트럼을 계산하여 9군으로 축약하였다. 연소계산은 REBUS-3 [8]의 비평형주기모델을 이용하였다. 그러나 실제로 고속중성자 플루언스의 제한치가 도달하면 재 cladding을 해야하는 데 이 경우에 휘발성 핵분열생성물은 제거되고 연료조성이 축방향으로 균질하게 재분배 된다. 따라서 이를 고려한 계산은 향후에 이루어질 것이다.

### 3. 노심장전모형선정 및 설계인자 탐색

500MWe/1379MWth 급 초장주기노심을 설계하는 데 있어서 본 연구에서는 블랑켓의 량을 최소화하려고 노력하였다. 이를 위해서 이전의 연구[9]에서 모든 연료봉에 70cm의 축방향블랑켓을 두는 대신에 블랑켓을 노심내부 및 외부 두영역에만 두고 축방향블랑켓을 제거하였다. 따라서 노심은 반경방향으로 크기가 증가하게 된다. 그러나 노심의 유효높이(연료부분)가 120cm로 축방향블랑켓이 있는 경우보다 낮아서 냉각재 기화반응도 측면에서 유리할 것이다. 연료봉의 연료부분의 높이는 120cm 이고 집합체의 피치는 21.2cm 로 가정하였다. 최종적으로 그림 1의 장전모형이 30년의 주기길이와 연소반응도가를 최소로 하도록 선정되었다. 그림에서 보듯이 가장 내부에 내부블랑켓이 있고 다음영역은 Driver fuel 인 내부노심, 그 다음으로 한 링이 외부블랑켓이 배치되고 그 다음 영역은 Driver fuel 인 외부노심이다. 외부노심 바로 다음 영역은 반사체가 위치한다. 반사체의 경우 HT-9 구조재가 5%, 납-비스무스가 95%의 체적비로 구성되었다고 가정하였다. 가장밖에는 B<sub>4</sub>C 차폐체를 두고 계산하였다. 그림 2는 노심의 축방향 구성을 보여준다.

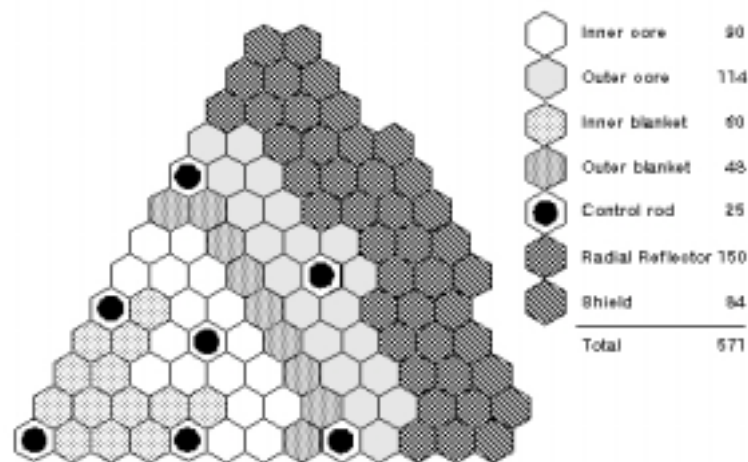


그림 1 노심장전모형 1

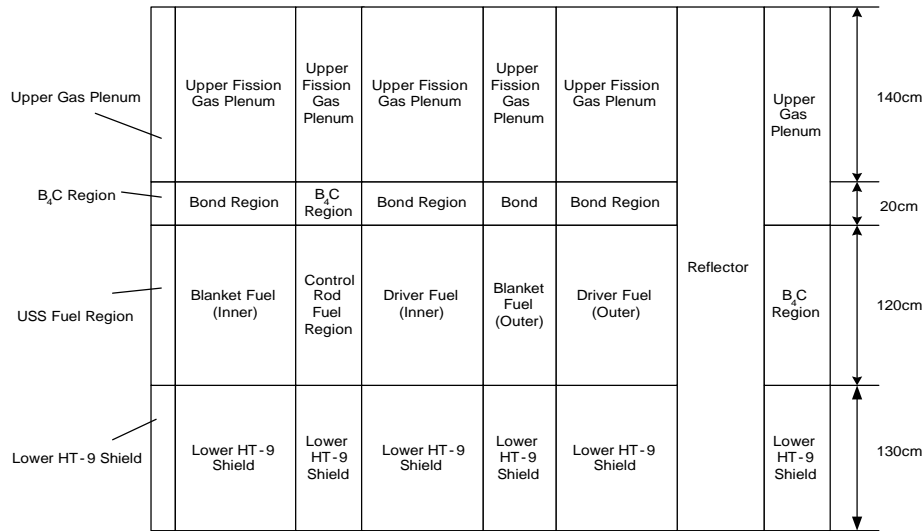


그림 2 축방향 노심구성

계산결과 장전모형을 선정하는 데 있어서 내부블랑켓의 수 및 배치가 중요한 것으로 들어났다. 이는 증식비가 가장 큰 영역이 내부 블랑켓이기 때문이다. 다음은 그림 1의 장전모형에 대한 최적부피비의 탐색결과를 설명한다. 독립변수로는 구동연료집합체내의 핵연료체적비, 블랑켓 집합체 내에서의 핵연료체적비, 그리고 구동연료봉의 TRU 무게비이다. TRU 무게비란 heavy metal 중에 TRU가 차지하는 질량비를 의미한다. 그림 3은 블랑켓의 연료체적비 ( $V_b$ )가 0.46인 경우에 대해서 각 고정된 구동연료체적비에서 TRU무게비에 따른 30년 동안의 연소반응도가를 보여준다. 그림에서 보듯이 각 구동연료비에서 최적의 TRU 무게비가 존재함을 알 수 있다.

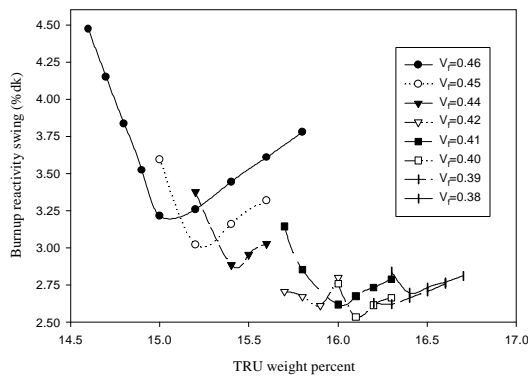


그림 3 구동연료체적비 별 TRU 무게비에 따른 연소반응도가 변화 ( $V_b=0.46$ )

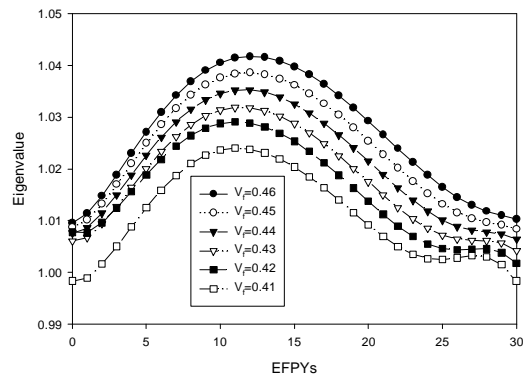


그림 4 구동연료체적비에 따른 증배계수변화 ( $V_b=0.46$ )

그림 3에서 보듯이 구동연료의 연료체적비가 증가할수록 최적 TRU 무게비는 감소하고 연소반응도가는 점차 감소하다가  $V_b=0.40$ 에서 최소가 되고 다시 증가함을 알 수 있다. 이러한 경향은 다른 블랑켓 연료비에서도 유사하다. 그림 4는 구동연료비 별 최적 TRU 무게비에서 증배계수의 30년 동안의 변화를 보여준다. 그림 4에서 보듯이 위에서 고려한 모든 경

우가 주기길이 30년을 만족하는 것은 아니다. 주기말의 증배계수는 초기 TRU 무게비에는 거의 의존하지 않고 구동연료의 연료체적비에 의존함을 알 수 있었다. 연료체적비가 증가할수록 주기말 증배계수가 증가함을 알 수 있다. 실제로  $V_f=0.42$  보다 작은 경우에는 주기길이를 만족하지 못하는 것으로 나타났다. 그림 5, 6은 각각  $V_b=0.47$  의 경우 구동연료체적비 ( $V_f$ ) 별 TRU 무게비에 따른 연소반응도가와 최적 TRU 무게비의 경우 증배계수변화를 보여준다. 그림 5에서 보듯이  $V_b=0.47$  인 경우에 각 구동연료체적비별 최적 TRU 무게비는  $V_b=0.46$  경우보다 증가했음을 알 수 있다. 또한 최소의 연소반응도가를 보이는 구동연료체적비가  $V_f=0.39$ 로 다소 감소하였다. 연소반응도기도  $V_b=0.46$  경우보다 감소했음을 알 수 있다. 그림 7, 8은 각각  $V_b=0.48$  인 경우에 구동연료체적비별 TRU 무게비에 따른 연소반응도가와 최적 TRU 무게비에서 시간에 따른 증배계수를 보여준다. 그림 8에서 보듯이  $V_f=0.40$  이하에서는 주기말의 증배계수가 1.0 이하로 떨어져서 주기길이 30년을 만족하지 못함을 알 수 있다.

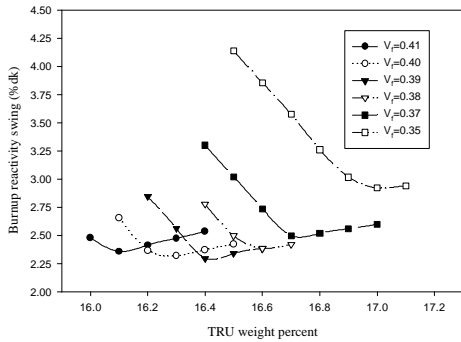


그림 5 구동연료체적비에 별 TRU 무게비에 따른 연소반응도가 ( $V_b=0.47$ )

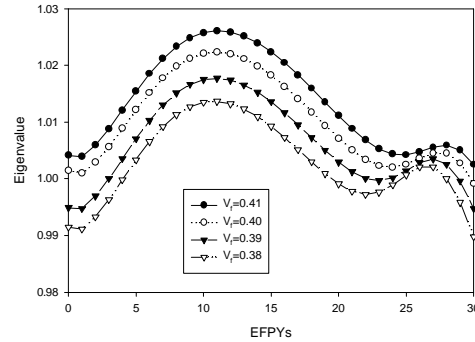


그림 6 구동연료체적비에 따른 증배계수변화 ( $V_b=0.47$ )

$V_b=0.48$  인 경우에 그림 7에서 보듯이 최소의 연소반응도가는  $V_b=0.47$ 인 경우와 같이 구동연료체적비  $V_f=0.39$ 일 때였다. 연소반응도가는  $V_b=0.46, 47$ 인 경우보다 작다. 그러나 구동연료체적비가 0.40 보다 작은 경우에는 그림 8에서 보듯이 주기말에 증배계수가 1.0 이하로 30년 주기길이를 만족하지 못한다. 따라서 최종적으로  $V_b=0.48, V_f=0.39$  로 정했다. 이때 TRU 무게비는 16.4% 이고 30년간 연소반응도가는 2.086%이다. 물론 블랑켓의 연료체적비를 더 증가시키면 연소반응도가를 더 감소시킬 수 있을 것이나 주기말로 갈수록 블랑켓에서 출력이 급격히 증가하기 때문에 냉각재의 부피비를 적절히 유지하기 위해서는 바람직하지 못할 것이다. 그림 9는 블랑켓의 연료체적비별로 구동연료체적비에 따른 연소반응도가를 보여준다. 그림에서 보듯이 블랑켓의 연료체적비별로 연소반응도가를 최소로 하는 구동연료체적비가 존재함을 알 수 있다. 표 1은 탐색된 최적 TRU 무게비 및 이때의 연소반응도가를 정리한 것이다.

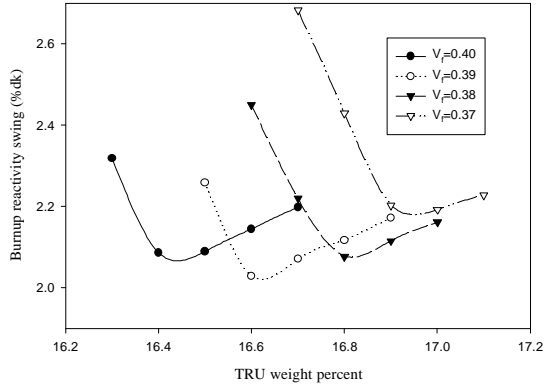


그림 7 구동연료체적비에 별 TRU 무게비에 따른 연소반응도가 변화 ( $V_b=0.48$ )

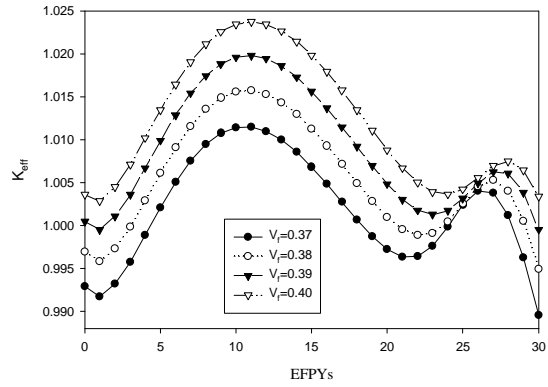


그림 8 구동연료체적비에 따른 증배계수변화 ( $V_b=0.48$ )

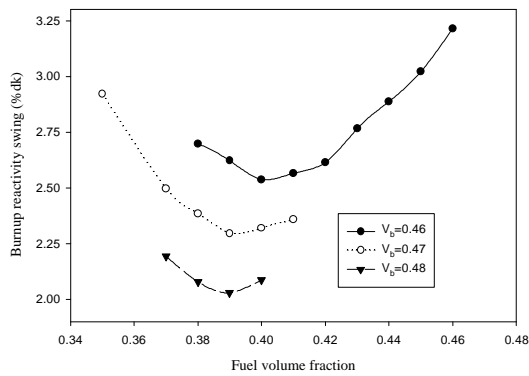


그림 9 구동연료체적비에 따른 연소반응도가 변화

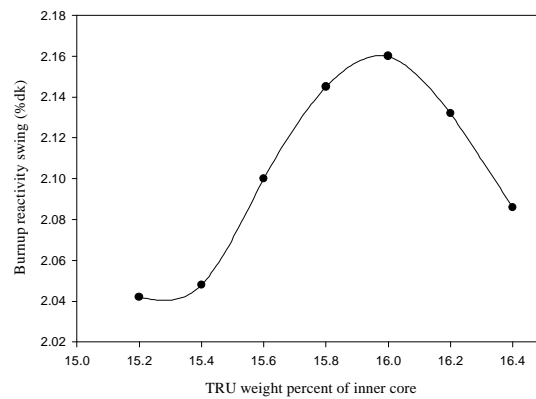


그림 10 내부노심의 TRU 무게비변화에 따른 연소반응도가

표 1 구동연료체적비에 따른 최적 TRU 무게비 및 연소반응도가

블랑켓연료체적비 ( $V_b$ )	구동연료체적비 ( $V_f$ )	최적 TRU 무게비 (wt%)	연소반응도가 (%dk)
0.46	0.43	15.6	2.765
	0.42	15.9	2.612
	0.41	15.9	2.565
	0.40	16.1	2.537
	0.39	16.3	2.622
0.47	0.40	16.3	2.319
	0.39	16.4	2.296
	0.38	16.6	2.383
	0.37	16.7	2.496
	0.35	17.0	2.921
0.48	0.40	16.4	2.086
	0.39	16.6	2.028
	0.38	16.8	2.117
	0.37	17.0	2.192

다음은 위의 체적비탐색결과에 의해 최종적으로 결정한  $V_b=0.48$ ,  $V_f=0.39$ 에 대해 내부 노심과 외부노심의 농축도를 분리하여 연소반응도가를 낮추고자 하였다. 결론적으로 농축도 분리에 의한 연소반응도가 감소는 그리 크지 않았다. 그림 10은 노심의 평균 TRU 무게비를 16.4%로 유지하면서 내부노심의 TRU 무게비를 변화시키면서 연소반응도가를 계산한 결과를 보여준다. 그림에서 보듯이 최소의 연소반응도가는 내부노심의 TRU 무게비가 15.2% 일때 이고 이때 외부노심의 TRU 무게비는 17.34%이다. 이때 연소반응도가는 2.04% 로 농축도분리전의 2.086%에서 약간만 감소하였다. 결론적으로 구동연료집합체의 연료/냉각재/구조재의 부피비는 0.40/0.45/0.15이고 블랑켓의 경우에는 0.48/0.37/0.15이고 내부/외부노심의 TRU 무게비는 15.2%/17.34% 이다.

## 6.0 예비 노심핵특성 분석

그림 1에 주어진 장전모형1 및 이 모형에 대하여 탐색된 연료/냉각재/구조재 체적비에 대해 예비 핵특성분석 결과를 정리하였다. 그 결과는 표 2에 주어져 있다. 표에서 보듯이 침투출력인자는 366W/cc 로 제한치인 400W/cc 이하이고 노심평균방출연소도는 219MWD/kg 으로 200MWD/kg 이상으로 나타났다. Fissile 농축도는 노심평균으로는 주기초 6.6%에서 주기말 10%로 증가한다. 구동연료의 경우는 거의 변화가 없고 블랑켓의 경우 U-238의 중성자 capture 로 생성된 Pu-239 때문에 주기말에 9.6%까지 증가한다. 블랑켓의 경우에 전체 플루토늄중에 fissile 플루토늄의 질량비가 거의 90%까지 도달했다가 주기말에는 81% 정도가 된다. 구동연료의 경우 총 플루토늄의 양은 1464kg (20%) 정도 증가하고 블랑켓에서 2508kg 증가한다. 마이너악티나이드량은 구동연료영역의 경우에 340kg (46.4%) 감소한다. 그리고 블랑켓에서 생기는 마이너악티나이드량은 26.9kg으로 상대적으로 적다. 따라서 마이너악티나이드 연소로 역할을 함을 알 수 있다. 30년후에 침투 고속중성자 플루언스는  $1.52E+24$  n/cm<sup>2</sup> 으로 나타났다. 침투 고속중성자플루언스가 시간에 선형적으로 증가한다면 제한치를  $4.0E+23$  n/cm<sup>2</sup> 으로 가정한다면 약 4번의 recladding을 해야한다. 냉각재 기화계수의 경우 주기초에 내부 블랑켓의 경우 음으로 나온 것을 제외하고는 모든 노심영역에서 양으로 나타났다. 가장 큰 값을 보이는 영역은 외부노심으로 0.622%dk 로 나타났다. 냉각재기화계수의 계산시에 고려되는 영역의 냉각재가 100% 기화되는 것으로 가정했다. 구동연료 영역의 전체 기화계수는 1.239%dk 로 나타났다. 그러나 주기말에는 블랑켓에서 출력이 급격히 증가하여 내부 블랑켓의 기화계수가 1.8%dk 까지 증가하는 반면에 외부노심의 경우에는 상당히 감소하는 것으로 나타났다. 구동연료영역의 전체 기화계수는 오히려 주기말에 감소하고 블랑켓 영역의 경우 외부 블랑켓의 경우에 감소했음에도 불구하고 상당히 증가했음을 보여준다.

표 2 예비핵특성분석결과

Fissile Inventory (kg) (BOL/EOL)	4398/5111
Heavy metal inventory (kg) (BOL/EOL)	66468/50992
Conversion ratio (BOL/MOL/EOL)	1.167/1.063/0.978
Burnup reactivity swing (%dk)	2.04
Peak power density (W/cc, BOL/EOL)	239/366
Average power density (W/cc)	94
Peak fast fluence (n/cm <sup>2</sup> )	1.52E+24
Peak discharge burnup (MWD/kg)	353.5 (37.4 atom %)
Average discharge burnup (MWD/kg)	
Core average	219.7
Inner core	288.3
Outer core	223.4
Inner blanket	147.3
Outer blanket	196.2
Fissile enrichment (wt%, BOL/MOL/EOL)	
Core average	6.6/8.6/10.0
Driver fuel	10.7/10.1/10.3
Blanket	0.2/6.5/9.6
Fissile Pu ratio to total Pu (BOL/MOL/EOL)	
Driver fuel	0.72/0.71/0.69
Blanket	0.0/0.897/0.81
Pu inventory (kg) (BOL/MOL/EOL)	
Driver fuel	5930/7075/7397
Blanket	0.0/1751.4/2509.8
MA inventory (kg) (BOL/EOL)	
Driver fuel	733.2/393
Blanket	0.00/26.9
Coolant void reactivity (%dk ,BOL/EOL)	
Inner blanket	-0.113/1.804
Outer blanket	0.254/0.115
Inner core	0.580/0.707
Outer core	0.622/0.021
Inner blanket+Inner core	0.465/2.481
Outer blanket+Outer core	0.963/0.151
Inner core+Outer core	1.239/0.738

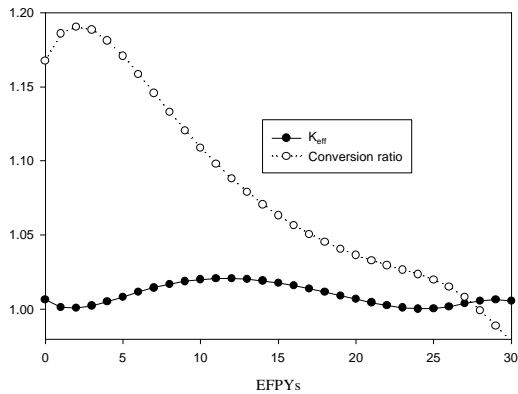


그림 11 시간에 따른 증배계수 및 전환비

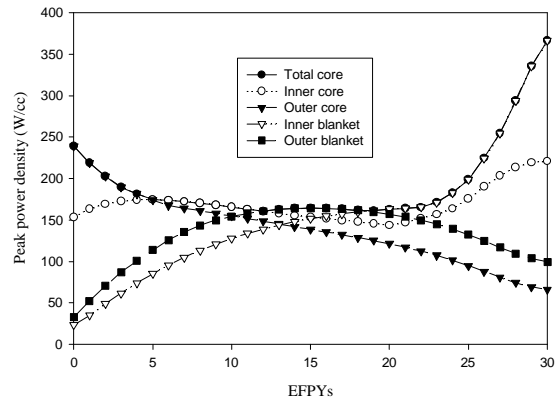


그림 12 시간에 따른 영역별 출력밀도



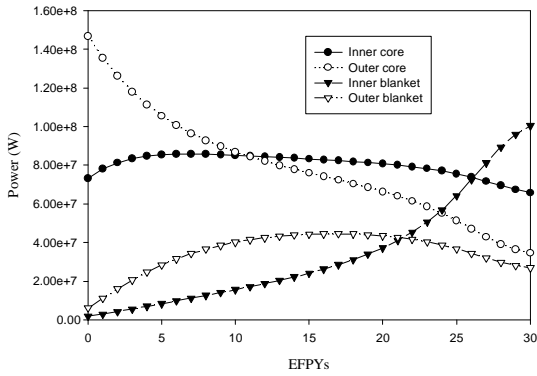


그림 13 각 노심영역에서 출력(W)의 변화

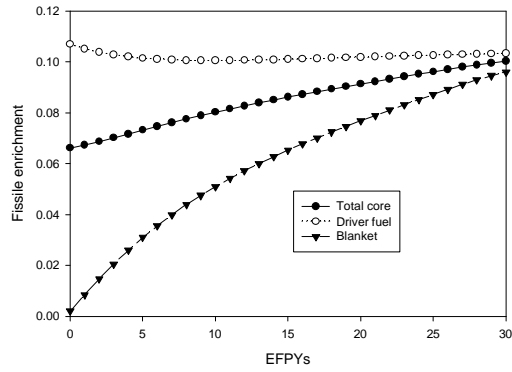


그림 14 노심영역 별 Fissile 농축도 변화

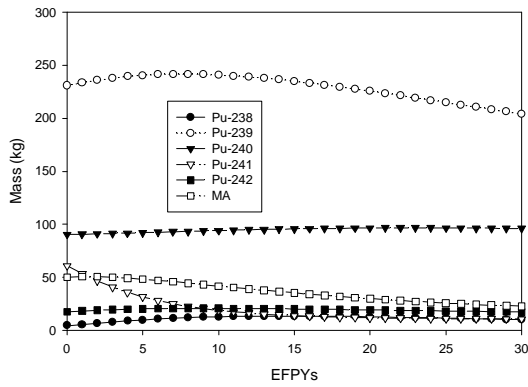


그림 15 내부노심영역에서 PU/MA 질량변화

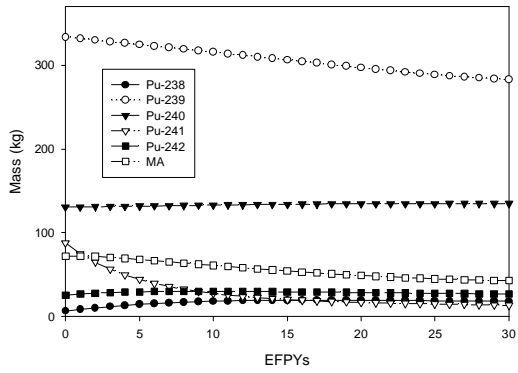


그림 16 외부노심영역에서 PU/MA 질량변화

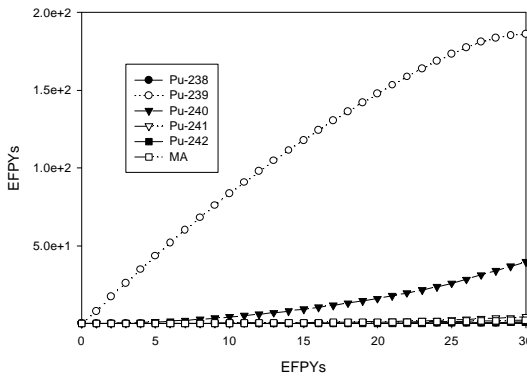


그림 17 내부블랑켓영역에서 PU/MA 질량변화

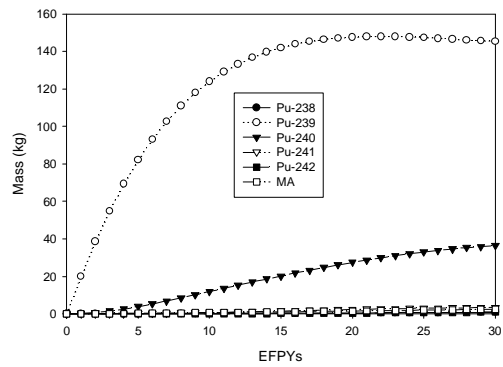


그림 18 외부블랑켓영역에서 PU/MA 질량변화

그림 11은 시간에 따른 증배계수와 전환비의 변화를 보여준다. 증배계수는 주기초에 감소하다 점차 증가하고 다시 감소하여 24년 정도에서 최소값을 지나 다시 증가한다. 전환비는 내부블랑켓에서 가장 크고 외부블랑켓의 경우도 구동연료노심영역사이에 위치하므로 상당히 크다. 노심평균 전환비는 주기초에 증가한 후 점차 감소하여 주기말근처에서는 1보다 작다. 그림 12는 노심의 각영역에서 첨두출력밀도의 시간에 따른 변화를 보여준다. 그림에서

보듯이 주기초에는 외부노심영역에서 가장 높고 MOC에서는 외부블랑켓에서 발생한다. 그리고 주기말에는 내부 블랑켓에서 발생한다. 그림 13은 노심의 각 영역에서 출력의 변화를 보여준다. 그림에서 보듯이 주기초에서 10년까지는 외부노심의 출력이 가장높으나 그후 26년까지는 내부노심에서 가장높다. 그 후에는 내부블랑켓에서 가장 높다. 그림 14는 heavy metal 중에 fissile 물질의 질량비를 나타낸다. 구동연료영역의 경우에 주기초 11%에서 10년 후 10%까지 감소한 후 거의 변화가 없다. 그러나 블랑켓영역의 경우 U-238의 중성자흡수로 인한 Pu-239 생성에 의해 급격하게 증가함을 알 수 있다. 노심평균치는 거의 선형적으로 증가함을 알 수 있다. 그림 15, 16은 내부노심, 외부노심에서 플루토늄핵종 및 마이너악티나이드량의 변화를 보여준다. 그래프상의 출력과 질량은 1/6 노심에 대한 것으로 실제출력과 질량은 6배를 해 주어야 한다. Pu-239의 경우에 내부노심에서는 초기에 증가하다가 대략 9년 후부터 감소하나 외부노심의 경우에는 선형적으로 감소함을 알 수 있다. 내부노심의 경우 160.2kg 감소하고 외부노심의 경우 306kg 정도 감소한다. Pu-238의 경우는 두 영역 모두 초기에 증가한 후 점차 감소한다. Pu-240의 경우에 내부노심에서는 34.7kg 증가하고 외부노심에서는 26kg 증가한다. Pu-241의 경우 내부, 외부노심에서 각각 301kg, 447kg 감소한다. Pu-242의 경우는 각각 2.22kg, 9.36kg 증가한다. 마이너악티나이드의 경우 내부, 외부노심에서 모두 시간에 따라 단조감소하고 각각 주기말에 163.2kg, 177kg 감소한다. 그림 17, 19는 각각 내부, 외부블랑켓 영역에서의 플루토늄 및 마이너악티나이드 핵종의 질량변화를 보여준다. 당연히 모든 핵종량은 증가할 것이다. 특히 Pu-239, Pu-240의 증가가 두드러지게 나타난다. 내부블랑켓의 경우 주기동안 지속적으로 증가하여 Pu-239가 1116kg 증가하는 반면에 외부블랑켓의 경우에는 15년 정도부터는 증가율이 감소하고 22년 후부터는 점차 감소하게 된다.

## 7.0 결론

고출력밀도 초장기노심을 설계하기 위하여 블랑켓을 노심의 중앙과 외부 두 영역에 배치하여 증식비를 증가시킴으로 주기 30년을 만족시킬 수 있는 노심을 구성하였다. 이때 측방향 블랑켓은 모두 고려하지 않았다. 특히 구동연료의 연료체적비, TRU 무게비, 블랑켓의 연료체적비를 독립변수로 하여 30년간의 연소반응도가를 최소로 하기위한 이들 독립변수의 최적치를 탐색하였다. 그 결과 탐색된 노심은 30년 동안 연소반응도가가 2.04%로 나타났다. 침투방출연소도, 침투출력밀도 또한 각각 219.7MWd/kg, 366W/cc 설계목표치 이내에 있었다. 그러나 주기말 침투 고속중성자 플루언스가  $15.2E+23$  n/cm<sup>2</sup>으로 고속로설계에서 일반적으로 고려되고 있는 제한치인  $3.0E+23$ 을 크게 초과하였다. 따라서 대략 4번 가량 피복재를 교체해야 한다.

## 참고문헌

[1] 홍서기, E. Greenspan 외, "Once for Life Core Design for the Encapsulated Nuclear Heat Source (ENHS) Reactor," *International Conference on the New Frontiers of Nuclear Technology : Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing (PHYSOR2002)*, Seoul, Korea 2002.

- [2] 홍서기, E. Greenspan 외, "Alternative Design Options for the ENHS Reactor Core," *International Congress on Advanced Nuclear Power Plants (ICAPP03)*, Cordoba, Spain, 2003.
- [3] Zaki Su'ud and Hiroshi Sekimoto, "Conceptual Design Study of Ultra Long Life Fast Reactor," ANP'92 International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo Japan, Vol 2, p. P.9.7/1 - P.9.7/6 (1992).
- [4] V. V. Orlov 외, Naturally Safe Lead-Cooled Fast Reactor for Large-Scale Nuclear Power
- [5] P. E. MacDonald 외, Design of an Actinide Burning, Lead or Lead-Bismuth Cooled Reactor that produces Low Cost Electricity, FY-02 Annual Report, October, 2002, INEEL/EXT-02-01249 Rev 1.
- [6] 김정도, 김충섭, "KAFAX-F22 : Development and Benchmark of Multigroup Library for Fast Reactor Using JEF2.2," KAERI/TR-842/97, KAERI (1997).
- [7] R. E. MacFarlane, "TRANSX 2 : A Code for Interfacing MATXS Cross Section Libraries to Nuclear Transport Codes," LA-12312-MS, LANL (Dec. 1993).
- [8] B. J. Toppel, "User's Guide for the REBUS-3 Fuel Cycle Analysis Capability," ANL-83-2 (Mar. 1983).
- [9] 유재운, 김상지, 김영진, "1000MWe 급 고연소도 초장주기 고속로심 설계를 위한 노심설계인자 탐색," 1999년도 추계원자력학회 학술발표회 논문집.