

2003 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

질화연료를 사용한 900MWt 급, 납합금 냉각 Breakeven 노심의 예비 핵설계
Neutronic Design of 900MWt Pb-Alloy Cooled Breakeven Cores
with Nitride Fuel

홍서기, 김상지, 한도희

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요약

본 연구에서는 질화연료를 사용한 900MWt 급, 납합금 냉각 고속로의 예비핵설계를 수행하였다. 설계된 노심은 블랭킷을 사용하지 않고 노심평균전환비가 1.0을 약간 초과하는 정도로 잉여 fissile 연료량의 생성을 최소로 하고, fissile 연료의 공급이 불필요하도록 하였다. 특히 블랭킷의 배제는 고순도의 플루토늄의 생성을 막기 위한 것으로 핵확산 저항성 측면에서 중요하다. 또한 노심 전체에 단일농축도의 연료를 사용함으로써 연료제조의 용이성을 추구하였다. 단일 농축도로 장전된 노심의 출력분포를 평탄화 하기 위해 B4C와 tie rods를 사용한 두 가지 방법을 고려하였다. 노심계산은 REBUS-3의 평형주기모델을 이용하여 수행하였다. 설계된 두 노심은 모두 음의 반응도계수를 가지고 유효노심영역 및 원자로내의 냉각재 준위감소에 따른 음의 반응도가를 보이는 것으로 나타났다. 또한 MATRA-LMR 코드를 이용한 부수로 해석결과로부터 냉각재의 최대속도가 1.7m/s 이하이고 피복재의 침투온도가 630C 이하임을 알 수 있었다.

Abstract

In this work, the preliminary neutronic designs of 900MWt Pb-alloy cooled breakeven cores with nitride fuel are performed. The cores are designed such that their conversions with no blanket assemblies are slightly larger than unity to minimize the amount of the excessive fissile materials and such that there are no needs for the external feeds of the fissile materials. The exclusion of the blanket assemblies makes it possible to remove the weapon-grade plutonium production. Further, the cores are designed to be comprised of single enriched

fuel rods and two methods by using B_4C tie rods or vacancy tie rods to flatten the core power distributions are considered here. The core calculations are performed by using the REBUS-3 equilibrium models. From the calculations, it is shown that the cores have the significant negative temperature feedbacks and show the negative reactivities by coolant level drop in total active core and the reactor. A preliminary thermal hydraulic sub-channel analysis by using MATRA-LMR shows that both cores satisfy the cladding temperature limit ($<650^\circ C$) and the coolant velocity limit ($<2m/s$).

1. 서론

본 연구의 목적은 블랑켓의 사용없이 노심평균전환비를 1.0을 약간만 초과하도록 하여 fissile 연료의 공급이 불필요한 납합금냉각재를 사용하는 고속로를 설계하는 것이다. 이때 99.9%의 TRU를 회수하고 핵분열생성물의 경우 회투류는 5%가 회수되며 나머지 핵분열생성물은 폐기되는 것으로 가정하였다. 실제로 이러한 fissile 연료의 공급이 불필요한 원자로는 breakeven 또는 fuel self sufficient 노심으로 불리운다 [1,2,3]. 이러한 노심에서는 잉여 fissile 연료량의 생산을 최소로 할 뿐만 아니라 연료의 조성이 크게 변화하지 않는다. 또한 블랑켓 집합체의 사용을 배제함으로써 핵무기급의 고순도 플루토늄을 생산이 불가능하다. 또한 이러한 노심에서는 한 주기동안 연소에 의한 반응도가를 1\$ 이하로 설계함으로써 제어시스템을 단순화시키는 것이 가능함이 알려져 있다. 이러한 fuel-self-sufficient 노심을 설계하기 위해서는 고속중성자스펙트럼이 요구되어 냉각재로는 납합금이 적합하고 블랑켓 제거로 인한 증식비 손실을 위해서도 중성자 반사능력이 우수한 납합금이 냉각재로 적합하다. 또한 고속스펙트럼의 사용은 핵분열생성물의 생성에 의한 반응도 감소를 줄여준다. 핵특성이외에도 납합금냉각재는 물, 산소와의 반응이 거의 없어 중간열전달시스템이 불필요하고 소용량의 경우 자연대류에 의한 노심냉각이 가능한 것으로 알려져 있다. 또한 기화온도가 높아서 소듐냉각재의 경우 발생하는 기화에 의한 양의 반응도 주입으로 생기는 문제가 배제될 수 있다. 그러나 납-합금냉각재의 경우에도 사고등으로 인한 기포의 유입으로 인한 양의 반응도가가 주입될 수는 있다. 납-합금냉각재의 주요 단점으로는 재료부식문제와 비스무스에 의한 독성이 강한 폴로늄 발생이다. 또한 소듐에 비해 열전달능력이 떨어지고 더구나 재료부식문제로 인해 냉각재의 속도가 2m/s 이하로 제한되기 때문에 소듐냉각재에 비해 더 넓은 냉각재 면적이 요구된다. 이로 인하여 동일한 열출력에 대해 노심의 크기가 커지게 된다. 이러한 배경 하에서 본 연구에서는 납합금냉각재를 고려하고 열출력은 900MWt 정도로 설정하였고 가능한 냉각재의 체적을 증가시키기 위해 덕트가 없는 집합체(open lattice)를 선택하였다. 또한 연료의 제조성을 편리하게 하기 위해 농축도분리가 아닌 단일 농축도의 연료봉을 사용하고 출력평탄화를 위해서는 B_4C 를 사용하거

나 노심영역별로 tie rod의 수를 달리하는 방식을 채택하였다. 특히 반사체로 납합 금냉각재를 사용하고 360일(EFPD) 주기동안 연소반응도가를 1\$ 이내로 함으로써 USS를 제외한 모든 제어봉을 유효노심밖의 영역에 배치가능하도록 설계하였다. 연료는 금속연료, 카바이드연료, 질화연료를 고려할 수 있으나 본 연구에서는 질화연료만을 고려하였다. 질화연료는 이론밀도가 $14.3\text{g}/\text{cm}^3$ 정도이고 3000K 정도의 융점과 $20\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$ 정도의 열전도도를 가진다 [3]. 또한 1100K에서 1300K의 온도에서 기체 핵분열생성물의 방출이 적다. 금속연료의 단점은 플루토늄의 경우 $T=780\text{K}$, 우라늄의 경우 920K, U-Pu-Zr의 경우 1020K에서 스틸피복재와의 상호작용과 함께 상전이 (phase transition)가 일어나고, 저융점 합금의 생성, 납과의 반응으로 온도증가, 스웰링, 가스방출, 피복재의 기계적 손상등을 유발할 수 있다. 질화연료의 단점은 $^{14}\text{N}(n,p)^{14}\text{C}$ 반응에서 중성자흡수로 인해 중성자의 손실과 환경적으로 유해한 ^{14}C 의 생성이다. 이를 해결하기 위해서는 ^{15}N 로 농축된 질소를 사용해야 한다.

2. 원자로 설계제원 및 계산방법

표 1은 주요 설계인자를 보여준다. 표에서 설계안-1은 출력을 평탄화 하기위해서 B_4C 를 사용한 경우이고 설계안-2는 노심영역별로 tie rod의 수를 다르게 한 경우이다. 두 경우 모두 집합체당 봉의 수는 217개로 같다. 그러나 설계안-1의 경우에는 지지봉(tie rod)가 13개로 모든 노심영역에서 동일하고 이 중에서 6개의 봉에 B_4C 가 장전된다. 반면에 설계안-2에서는 지지봉의 수가 각 노심영역마다 다르므로 각 노심영역에서 연료/냉각재/구조재의 부피비가 다르게 된다. 표에서 보듯이 노심 높이는 hot 상태에서 112.9cm 이고 축방향 가스플래넘의 길이도 유효노심의 높이와 같이 112.9cm 이다. 연료봉의 두께는 일반적인 소듐냉각노심에서 사용되는 것보다 크게 했는데 이는 블랭킷없이 증식비 1.0이상을 가지도록 하기 위해서다. 피복재의 두께는 0.059cm 로 BREST [3] 의 경우보다 다소 크게 하였다. 격자의 P/D 비율은 각 설계안에 대해서 1.37, 1.38로 이 경우에 냉각재체적비는 대략 52% 이상이 된다. 집합체간에 간격은 0.32cm 로 집합체 피치가 18.9cm 정도로 19cm 안팎이 되도록 선정하였다. 피복재를 포함한 모든 구조물질은 HT-9을 가정하였다. 노심평균 출력 밀도는 두 노심 모두 $128\text{W}/\text{cc}$ 정도이고 평균선출력밀도는 $200\text{W}/\text{cm}$ 정도이다. 노심영역은 3개의 영역으로 나뉘고 전환비 1.0 이상으로 유지하기위해 가능한 한 외부노심의 집합체수를 늘리고자 하였다. 제어봉의 경우 노심정지용 제어집합체(USS)는 노심중앙에 위치시키고 USS의 보조용인 SC (Scram Compensator) 집합체와 연소에 의한 반응도 보상과 cold-to-hot 반응도를 위한 RC (Reactivity Compensator) 집합체는 노심외곽에 설치하였다. RC의 경우 전혀 B_4C 를 사용하지 않고 스틸 cavity 만을 사용하여 설계하였다. 제어봉집합체를 위한 보론은 모두 92% B-10을 사용하였다.

노심계산을 위한 기본 핵자료는 원자력연구소 핵자료 평가랩에서 ENDF/B-VI

에 기초하여 생산한 150군 라이브러리를 사용하였다 [4]. 이 라이브러리는 MATXS 형태로 통상적인 수송/확산이론 코드들이 사용할 수 있는 형태가 아니다. 이 핵자료는 TRANSX 코드 [5]를 이용하여 수송/확산이론 코드들이 사용가능한 형태인 ISOTXS 형태로 변환된다. 이때 자기차폐효과 (self-shielding effect)가 고려된다. 핵단면적 균축약을 위해 TWODANT R-Z [6]모델을 이용하여 150군 노심 스펙트럼이 계산되고 이를 이용하여 다시 9군 균축약된 핵단면적이 TRANSX 코드를 이용하여 생산된다. 이 핵단면적 및 REBUS-3/DIF3D-HEX-Z [7]을 이용하여 노심연소계산이 수행된다. 노심의 반응도분석은 80군 핵단면적을 이용하여 DIF3D/HEX-Z 모델을 이용하여 수행하였다.

표 1주요 노심설계인자

설계인자	설계안-1	설계안-2
열출력 (MWt)	900	900
유효노심높이 (cm)	112.9	112.9
가스플래넘길이 (cm)	112.9	112.9
연료봉 외경 (cm)	0.93	0.92
연료봉 피복재두께 (cm)	0.059	0.059
Tie 봉 외경 (cm)	0.94	0.94
Tie 봉 피복재 두께 (cm)	0.34	0.34
격자 P/D 비	1.37	1.38
집합체당 봉수	217	217
집합체간 간격 (cm)	0.16	0.16
집합체 피치	18.90	18.83
연료/냉각재/구조재 부피비		
내부노심 (IC)	0.288/0.523/0.118	0.216/0.524/0.144
중앙노심 (MC)	"	0.241/0.526/0.134
외부노심 (OC)	"	0.283/0.529/0.118
집합체수 (IC/MC/OC)	36/36/126	42/48/108
집합체당 tie 봉수 (IC/MC/OC)	13/13/13	61/43/13
집합체당 연료봉수 (IC/MC/OC)	204/204/204	156/174/204
노심평균 출력밀도 (W/cc)	127.5	128.4
노심평균 선출력밀도 (W/cm)	195.7	213.9
주기길이 (EFPDs)	360	360
TRU 무게비 (BOEC, wt%)	15.8	16.2
배치수 (IC/MC/OC)	5/5/5	5/5/5
B-10 농축도 (wt%, IC/MC/OC)	75/20/-	No
노심구조재	HT-9	HT-9
제어봉집합체수 (USS/SC/RC)	24/24/1	24/24/1
제어봉의 체적비 (%, B4C/냉각재/구조재)		
USS	85/5/10	85/5/10
SC	0/0/20	0/0/20
RC	50/10/20	50/10/20

3. 노심 및 부수로해석 결과

그림 1은 노심내에 집합체 배치를 보여준다. 그림에서 보듯이 제어봉집합체는 USS를 제외하고 모두 유효노심밖의 반사체 영역에 위치한다. 설계안-1의 경우 출력평탄화를 위해 노심영역별 B-10의 농축도를 조절하고 노심의 장전모형을 바꿔가면서 계산을 수행하였다. 이때 첨두출력인자를 최소로 하는 동시에 외부공급으로 fissile 연료의 량이 0 이 되도록 탐색하였다. 표 2는 주요 핵특성분석 결과를 보여준다. 설계안-1의 경우에 내부노심의 경우 75%로 농축된 B₄C를 중앙노심에는 20%로 농축된 B₄C를 사용할 경우에 첨두출력인자가 1.51 정도로 나타났다. 설계안-2의 경우에는 각 영역에 tie 봉의 수를 조절해 가면서 탐색하였다. 그 결과 표 1에서 보듯이 내부, 중앙, 외부노심에 각각 집합체당 61, 43, 13개를 사용할 경우 첨두출력인자가 1.50 정도로 나타났다. 연소반응도의 경우 두 노심 모두 1\$ 이내로 각각 -129pcm, +264pcm 으로 나타났다. 설계안-1에서 주기말 증배계수가 더 큰 것은 B-10이 연소하면서 반응도가 증가하는 것이 핵분열물질들의 연소에 의한 반응도 감소보다 크기 때문이다. 노심평균 전환비는 각각 주기초에 1.018, 1.021로 1.0보다 약간 큰 정도이고 fissile 물질의 공급은 불필요한 것으로 나타났다.

표 2 노심핵특성 분석 결과

노심핵특성인자	설계안-1	설계안-2
노심전환비 (BOEC/avg.)	1.018/1.005	1.021/1.004
연소반응도가 (pcm)	-129.3	+263.5
평균방출연소도 (MWD/kg)		
IC/MC/OC/TC	81/82/59/67	99/89/61/74
첨두방출연소도 (MWD/kg)		
IC/MC/OC/TC	100/102/102	119/114/102
노심 fissile 량 (kg, BOEC/EOEC)	2300/2302	2095/2098
평균출력밀도 (W/cc, BOEC)		
IC/MC/OC	153/155/112	144/144/115
평균선출력밀도 (W/cm)		
IC/MC/OC (BOEC)	234/239/173	286/258/176
IC/MC/OC (EOEC)	240/239/171	286/257/176
첨두선출력밀도 (W/cm)		
IC/MC/OC (BOEC)	291/295/296	345/331/294
IC/MC/OC (EOEC)	294/296/295	344/330/292
3차원 첨두인자 (BOEC/EOEC)	1.510/1.510	1.504/1.494
첨두방출 고속중성자 플루언스 (n/cm ²)	3.2E+23	3.57E+23
TRU 무게비 (wt%, BOEC, IC/MC/OC)	15.9/15.9/15.8	16.4/16.3/16.0
TRU 무게비 (wt%, EOEC, IC/MC/OC)	16.1/16.2/16.1	16.8/16.6/16.3

노심평균연소도는 각각 67MWD/kg과 74MWD/kg으로 설계안-2가 다소 크게 나타

났고 노심의 전체 fissile 물질량은 설계안-1에서 더 많이 요구되었다. 이는 B-10에 의한 중성자흡수가 크기 때문인 것으로 보인다. 침투방출 고속중성자 플루언스의 경우에도 보론에 의한 중성자흡수로 인해 설계안-1에서 상당히 작게 나타났다. 이는 보론을 이용한 출력평탄화 방법의 장점중의 하나이다. 또한 각 노심의 영역별로 연료내에 TRU (transuranics)의 무게비가 거의 동일함을 알 수 있다.

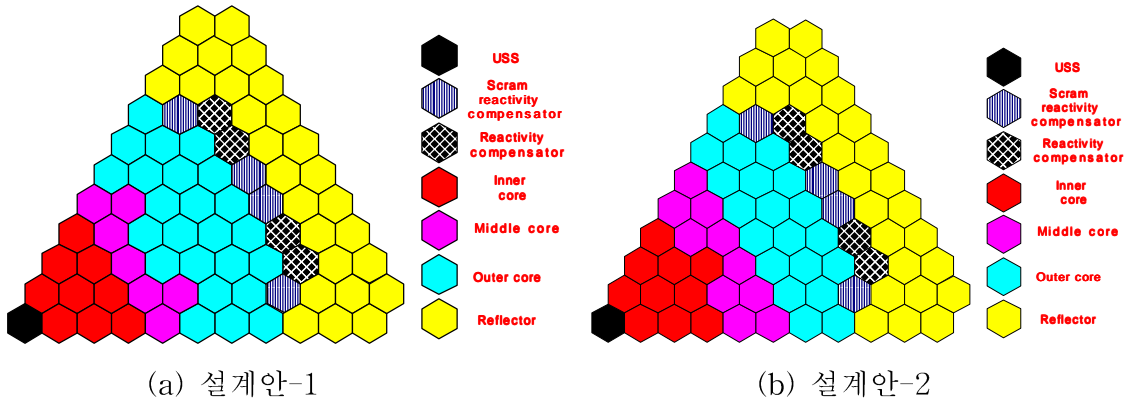


그림 1 노심장전모형

표 3은 주기초에서 반응도계수, 유효노심 냉각재기화계수 (100%기화), 유효지발 중성자분율 그리고 제어봉집합체의 반응도가를 보여준다. 반응도계수는 핵연료의 온도증가에 따른 도플러계수를 900K, 1200K를 가정하여 계산하였고, 노심의 지지물의 반경방향팽창, 연료봉의 축방향팽창에 반응도를 평가하였다. 표에서 보듯이 두 노심은 충분히 큰 음의 반응도계수를 가짐을 알 수 있다. 설계안-2의 경우가 좀 더 나은 반응도계수를 보였다. 예로 도플러계수의 경우에 설계안-1의 경우가 우라늄의 량이 많지만 보론에 의해서 저에너지의 중성자가 많이 흡수되기 때문에 덜 음의 값으로 나타난다. 유효노심에서 냉각재의 100%기화를 가정했을 때의 반응도는 전체 노심에 대해 7\$ 내지 8\$ 정도로 나타났다. 냉각재기화계수의 경우에는 설계안-1이 덜 음의 값을 보였다. 제어봉집합체의 반응도가의 경우에 보론을 전혀 사용하지 않은 RC의 경우 모두 1\$ 이상으로 연소에 의한 반응도변화를 조절가능함을 알 수 있었고 USS와 SC 집합체 모두를 동시에 사용할 경우에 10\$ 이상으로 증배계수를 0.965 이하로 제어할 수 있음을 보여준다. 이 정도 반응도가는 노심을 안전하게 정지시키기 위한 충분한 반응도로 사려된다. B₄C를 사용하는 설계안-1의 경우 보론에 의한 중성자흡수로 제어봉집합체의 반응도가가 감소함을 알 수 있다. 제어봉집합체의 반응도가가 분석에서 특이한 것은 USS와 SC를 동시에 사용한 경우의 반응도가가 각각을 사용한 반응도가의 합보다도 더 크다는 것이다. 이는 USS를 사용할 경우 노심의 출력이 노심외곽으로 이동하고 이 경우에 노심밖에 위치한 SC를 사용할 경우 중성자의 누출 및 누출되는 중성자의 흡수가 효과적으로 나타나기 때문으로 판단된다. 이러한 현상은 일반적으로 노심내에 제어봉을 위치시킬 때에는 보기 힘들

다.

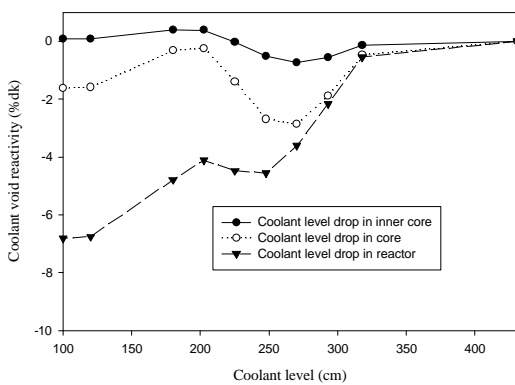
표 3 반응도계수, 냉각재기화반응도가, 제어봉집합체 반응도가 (주기초)

핵특성인자	설계안-1	설계안-2
도플러계수 (연료, dp/dT)	-5.11E-06	-5.87E-06
반경방향팽창계수 (dk/k)(R/dR)(pcm/%)	-335.9	-364.7
연료봉축방향팽창계수 (dk/k)(H/dH)(pcm/%)		
연료	-141.7	-152.1
연료+구조물	-98.7	-103.1
냉각재기화계수 (\$) (유효노심 100%기화)		
IC	+3.89	+3.40
MC	+2.69	+2.93
OC	+1.22	+0.074
TC	+8.09	+6.95
β_{eff}	0.00353	0.00350
제어봉집합체반응도가 (\$)		
USS	2.91	4.19
SC	6.21	7.36
RC	1.17	1.37
USS+SC	10.51	13.59

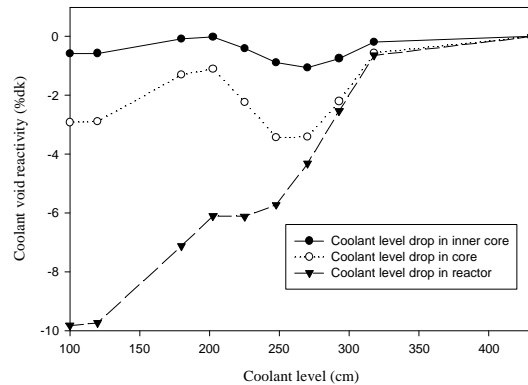
표 4 반응도계수, 냉각재기화반응도가, 제어봉집합체 반응도가 (주기말)

핵특성인자	설계안-1	설계안-2
도플러계수 (연료, dp/dT)	-5.01E-06	-5.63E-06
반경방향팽창계수 (dk/k)(R/dR)(pcm/%)	-335.0	-365.8
연료봉축방향팽창계수 (dk/k)(H/dH)(pcm/%)		
연료	-140.9	-152.8
연료+구조물	-97.7	-103.4
냉각재기화계수 (\$) (유효노심 100%기화)		
IC	+3.92	+3.44
MC	+2.66	+2.97
OC	+1.17	+0.12
TC	+8.03	+7.05
β_{eff}	0.00351	0.00348
제어봉집합체반응도가 (\$)		
USS	3.13	4.23
SC	6.05	7.43
RC	1.15	1.39
USS+SC	10.64	13.72

표 4는 주기말에서 반응도계수, 냉각재기화반응도가, 제어봉집합체 반응도가를 보여준다. 이들 모든 반응도가는 주기동안 크게 변하지 않음을 알 수 있다. 반응도가는 주기말에 약간 덜 음의 값이 되고 영역별로 다소 차이는 있지만 냉각재기화반응도가는 다소 더 양의 값으로 나타났다. 제어봉집합체의 반응도가 또한 다소 감소하였다. 지발중성자 유효분율 또한 주기말에 다소 감소하는 것을 볼 수 있다. 그림 2는 내부노심영역, 전체유효노심영역, 원자로 전체의 냉각재 준위(level)감소에 따른 반응도 변화를 보여준다. 그림에서 보듯이 내부노심영역에서 냉각재 준위감소에 따른 반응도는 노심의 밑부분에서 최대 +0.4%dk의 반응도를 보이고 대부분영역에서 음의 반응도를 보임을 알 수 있다. 전체 유효노심영역에서의 냉각재 준위 감소에 따라서는 모든 준위에서 음이 됨을 보여준다. 특히 원자로 전체에서 냉각재 준위감소는 매우 큰 음의 반응도를 줄을 알 수 있다. 이 경우 설계안-2에서는 거의 준위감소에 단조적으로 반응도가 감소함을 볼 수 있다.



(a) 설계안-1



(b) 설계안-2

그림 2 냉각재 준위감소에 따른 반응도가 변화

표 5는 주기초, 주기말에서 연료내에 중요핵종들의 질량, 증가비(%)를 보여준다. 표에서 보듯이 한 주기동안 U, PU, MA 핵종의 변화는 그리 크지 않은 것으로 나타났다. 특히 예상한 대로 fissile 연료량의 변화는 불과 0.13% 정도이다. 우라늄이 각각 1.76%, 1.94% 정도 감소하는 데 이는 주로 U-238의 감소에 따른 것이다. 이 양은 depleted 우라늄을 사용하여 외부에서 보충해주어야 한다. MA의 경우 대략 0.8% (1kg) 정도 감소한다. 따라서 이 노심들은 적은 양이 남아 MA 연소로 역할을 함을 알 수 있다.

표 5 연료내 중요핵종량 (전노심, kg)

핵종	설계안-1			설계안-2		
	주기초	주기말	증가 (%)	주기초	주기말	증가 (%)
U-234	7.7279E+00	7.6185E+00	-1.41	6.2957E+00	6.1971E+00	-1.57
U-235	7.0140E+00	6.3486E+00	-9.49	6.2276E+00	5.5624E+00	-10.68
U-236	6.5053E+00	6.5053E+00	0.00	5.7727E+00	5.7727E+00	0.0
U-238	1.9178E+04	1.8842E+04	-1.75	1.7313E+04	1.6977E+04	-1.94
Pu238	4.2225E+01	4.1908E+01	-0.75	3.7994E+01	3.7673E+01	-0.84
Np237	1.2566E+01	1.2575E+01	0.075	1.0400E+01	1.0410E+01	0.092
Pu239	2.1709E+03	2.1725E+03	0.075	1.9680E+03	1.9698E+03	0.091
Pu240	1.0529E+03	1.0534E+03	0.057	9.9409E+02	9.9479E+02	0.071
Pu241	1.2203E+02	1.2399E+02	1.61	1.2108E+02	1.2305E+02	1.63
Pu242	8.9811E+01	8.9879E+01	0.075	8.8956E+01	8.9038E+01	0.092
Am241	7.1160E+01	6.9338E+01	-2.56	6.3472E+01	6.1671E+01	-2.84
Am242m	5.0639E+00	5.0676E+00	0.074	4.5222E+00	4.5263E+00	0.090
Am243	2.3871E+01	2.3889E+01	0.075	2.3926E+01	2.3948E+01	0.092
Cm242	2.0827E+00	2.5517E+00	22.5	2.0853E+00	2.5502E+00	22.3
Cm243	2.0210E-01	2.0394E-01	0.91	2.1655E-01	2.1856E-01	0.91
Cm244	1.5198E+01	1.5402E+01	1.34	1.6227E+01	1.6447E+01	1.36
Cm245	4.5732E+00	4.5766E+00	0.075	4.9489E+00	4.9535E+00	0.092
Cm246	2.5288E+00	2.5308E+00	0.076	2.8215E+00	2.8242E+00	0.094
U	1.9199E+04	1.8862E+04	-1.76	1.7331E+04	1.6994E+04	-1.94
PU	3.4778E+03	3.4817E+03	0.115	3.2101E+03	3.2144E+03	0.132
MA	1.3724E+02	1.3613E+02	-0.809	1.2862E+02	1.2755E+02	-0.832
TRU	3.6151E+03	3.6178E+03	0.078	3.3387E+03	3.3420E+03	0.095
Fissile	2.2999E+03	2.3028E+03	0.126	2.0953E+03	2.0984E+03	0.148

표 6 부수로 해석결과

인자	설계안-1	설계안-2
노심입구/출구온도 (°C)	420/540	420/540
냉각방식	강제순환	강제순환
집합체유량속 (kg/s)	258.55	258.55
압력손실 (kPa)	62.9	63.3
평균 냉각재 출구속도 (m/s)	1.59	1.6
최대 냉각재 속도 (m/s)	1.70	1.69
최대 냉각재온도 (°C)	591	598
최대 피복재 외벽온도 (°C)	610	599
최대 연료온도 (°C)	731	746

표 6은 MATRA-LMR 부수로해석코드를 이용한 열유체 해석결과를 보여준다. 열유체해석은 각각의 노심에서 최대의 선출력밀도가 발생하는 집합체에 대해서 이

루어 졌다. 그리고 그 집합체내에서 모든 연료봉은 동일한 선출력밀도 (집합체평균치)를 가지는 것으로 가정하였다. 이 계산에서 노심입구/출구온도는 각각 420/540°C로 가정하였다. 표에서 보듯이 냉각재의 최대속도는 1.7m/s 이하로 나타났고 피복재의 침투온도도 610°C 이하로 나타났다.

4. 결론

이 본문에서는 질화연료를 사용한 납합금냉각, beakeven 노심의 예비 핵설계가 수행되었다. 설계된 노심들은 블랑킷을 사용하지 않고 전환비를 1.0보다 약간 크게 유지함으로써 fissile 핵연료의 외부공급이 요구되지 않는다. 또한 전환비가 1.0을 약간 초과함으로써 잉여 fissile 핵연료의 생성을 최소로 하고자 하였고 단일 농축도를 추구함으로써 핵연료의 제조성을 용이하고자 하였다. 단일 농축도를 사용함에 따라서 B_4C 를 사용하거나 노심영역별로 tie 봉의 수를 조절함으로써 출력분포를 평탄화하는 방식을 채택하였다. 반응도계수 분석결과 설계된 두 노심은 충분히 큰 음의 반응도계수를 가지고, 특히 유효노심 및 원자로의 냉각재 준위 감소에 따라서 음의 반응도가를 보였다. 반응도계수 측면에서는 tie 봉의 수를 조절하여 출력분포 평탄화 방식을 취한 노심이 더 유리한 것으로 보였다. 부수로 열수력해석 결과는 두 노심 모두 피복재온도 제한치 및 냉각재속도 제한치를 만족함을 알 수 있었다. 상세한 열수력 분석은 아니었지만 이제까지의 해석결과로 볼 때 tie 봉의 수를 조절하여 출력분포 평탄화방식을 취한 노심의 경우 내부노심에서 선출력밀도가 증가하여 피복재온도가 국부적으로 더 높을 것으로 판단된다.

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] V. V. Orlov 외, Naturally Safe Lead-Cooled Fast Reactor for Large-Scale Nuclear Power.
- [4] 김정도, "KAFAX-E66 : KALIMER 우라늄 금속연료 노심설계를 위한 중성자 150군 및 광자 12군 다군 단면적 라이브러리," Calculation Note No. NDL-23/01, 2001, 한국원자력연구원.

- [5] R. E. MacFarlane, "TRANSX 2 : A Code for Interfacing MATXS Cross Section Libraries to Nuclear Transport Codes," LA-12312-MS, LANL (Dec. 1993).
- [6] R. E. Alcouffe et al., "User's Guide for TWODANT : A Code Package for Two-Dimensional Diffusion-Accelerated, Neutral-Particle Transport," LANL Report, LA-10049-M (1984).
- [7] B. J. Toppel, "User's Guide for the REBUS-3 Fuel Cycle Analysis Capability," ANL-83-2 (Mar. 1983).