

GOVP1200111972

62.4838
73032

KAERI/RR-2117/2000

최종보고서

고준위폐기물 처리·전환 기술개발

Development of High Level Radwaste Treatment and Conversion Technology

핵종변환기반기술개발

Transmutation Technology Development

주관연구기관
한국원자력연구소

과학기술부

제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀 하

본 보고서를 “고준위폐기물 처리·전환 기술개발” 과제 (세부과제 “핵종 변환기반기술개발”)의 최종보고서로 제출합니다.

2001. 3.

주관연구기관명 : 한국원자력연구소

주관연구책임자 : 박 원 석

연 구 원 : 송 태 영 김 용 희
 탁 남 일 황 완
 이 병 운 남 철
 류 우 석 지 세 환
 유 동 한 이 일 희

요 약 문

I. 제 목

핵종변환기반기술개발

II. 연구개발의 목적 및 필요성

원자력산업과 관련하여 최근들어 가장 크게 대두되는 문제중의 하나가 사용후핵연료 처리/처분문제이다. 이들은 환경적으로 매우 위해하고 또한 자연적인 해결책에 의존할 경우 수 만년이 요구된다. 이들 사용후 핵연료를 직접 처분할 경우 독성이 제거되는 데 소요되는 긴 시간과 혹시 모를 미래에 대한 막연한 불안감 때문에 지역 주민들간의 또는 국민과 정부간의 그리고 멀리는 세대간의 불협화음의 근원이 될 수 있으며 원자력이 지속가능한 미래 에너지원으로서 자리매김하는 데 큰 걸림돌이 되고 있다. 핵변환 기술개발을 통해 문제의 근원이 되는 장수명(수만 또는 수십만년) 방사성 핵종을 단수명(수백년) 또는 안정한 핵종으로 변환시킨다면 관리기간이 대폭 줄어들기 때문에 처분에 따르는 환경관리 측면에서의 부담이 훨씬 경감되며 여러 사회적 문제를 크게 완화시킬 수 있을 것이다. 또한 에너지 자원이 빈곤한 국내 현황을 고려하였을 때, 핵변환을 통해 필요한 전기에너지도 얻을 수 있다면 자원 재활용이라는 측면에서 매우 긴요한 기술이라 판단된다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

가속기 미임계 핵변환 시스템인 HYPER개발은 2006년까지 개념설계를 완료하는 것으로 되어 있다. 이를 위해 제 1단계 1997 ~ 2000년까지 4년 동안에는 미임계 시스템에 대한 개념을 확립한다는 목표를 가지고 연구를 수행하였다.

미임계 시스템은 기존 원자로 시스템과 매우 유사하다. 단지 차이점은 외부 중성자원을 생산하기 위해 가속기 빔에 의한 핵파쇄 영역을 가지

고 있다는 점이다. 따라서 미임계 시스템 개념 확립은 1)노심 개념, 2)핵연료 개념, 3)냉각계통 개념, 4)핵과쇄 표적개념 확립 연구로 세분화하여 연구를 수행하였다.

IV. 연구개발결과

1. 노심개념

핵변환 시스템이 요구하는 재순환에 따른 기술외적 부담을 최소화한다는 측면에서 TRU를 핵변환 대상으로 선정하였으며 이들 TRU핵변환의 핵적 최적화를 위해 고속중성자 개념을 도입하였다. 그러나 핵변환 대상인 핵분열 생성물 Tc-99, I-129은 이들 고속중성자에서의 핵변환이 매우 비효율적으로 진행된다. 이들 핵분열생성물의 핵변환율을 증가시키기 위해 국부적으로 열중성자를 생성하여 이를 이용하는 개념이 도입되었다. 시스템의 핵변환 능력을 표시하는 인자인 Support Ratio(SR)가 TRU 및 Tc-99, I-129에 대해서 동일한 값이 되도록 장전전략을 설계하였고 전체적으로 $SR(TRU) \approx SR(Tc-99, I-129) \approx 4.5$ 이다.

재순환 공정으로부터 불순물로 유입되는 우라늄을 제외하고 TRU연소율을 극대화시키기 위해 노심에 추가적인 fertile물질의 장전을 하지 않았다. 따라서 연소에 따른 급속한 반응도 감소를 보상하기 위해 B-10을 기본 물질로 하는 가연성 흡수체 개념을 도입하였고 결과적으로 약 40%의 반응도 보상효과를 가져올 수 있었다.

출력분포 평탄화 측면에서 노심은 4개의 서로다른 TRU농축 지역으로 구분되었고 Scattered 재장전 방식이 도입되었다. 노심이 핵적으로 준평형상태에 도달했을 때, Pu-240의 농도가 가장 큰 값을 나타냈으며 재순환 공정의 우라늄 회수율을 99.9%로 가정한 조건에서 중금속중 우라늄이 차지하는 무게비가 약 20%에 도달하였다. 결과적으로 노심은 1000MWth 열출력을 생산하기 위해 연간 약 258kg의 TRU를 소비하였다.

2. 핵연료개념

핵연료 형태에 대한 비교평가 결과, 현재 주어진 자료에 근거하였을 때, HYPER시스템의 핵연료 형태로서는 금속연료 형태가 가장 적합함을 알 수 있었다. HYPER 노심의 경우 미임계도 값으로 0.97 ~ 0.98을 요구하고 있다. 이러한 미임계도에 근거했을 때, 기존 액금로 노심보다 훨씬 작은 양의 TRU가 장전되며 실제 노심에는 TRU-Zr형태로 장전하기로 하였다.

핵연료의 기계적 형태로 환형과 봉형을 고려하였으나 제작측면 그리고 구조적 안전성 측면에서 봉형이 보다 유리한 것으로 판단되어 봉형으로 선정하였다. 금속 핵연료의 혼합 형태에 대해선 합금형(TRU-Zr Alloy)과 분산형((TRU-10Zr)-Zr) 두 가지에 대해서 노내 거동 특성 그리고 제조/제작 측면에서의 비교 연구를 수행하였으며 제 2단계에서 계속수행이 요청된다.

합금형의 경우 상안전성 차원에서 그리고 분산형의 경우 기지물질의 구조적 안전성 측면에서 Zr의 함량이 50%이상이어야 한다. 두 경우 모두 피복재로서 HT-9을 선정하였다. 합금형의 경우엔 제작 밀도를 이론 밀도의 75%정도로 하고 봉 상단부에 충분한 기체 플레넘을 설계하므로써 연소중 Swelling에 의한 변형을 최소화하도록 하였다. 반면 분산형은 자체적으로 Swelling에 매우 강하므로 Smear Density 및 개스 플레넘을 두지 않았다. 최대 달성 연소도 설계 목표치를 합금형 및 분산형 모두에 대해 약 30 at%에 두고 있다.

핵연료 집합체 형태로서 집합체당 331, 169개봉 개념에 대한 검토연구를 수행하였으며 노심 장전 전략 등을 고려하여 잠정적으로 집합체당 331개 핵연료봉을 가지는 개념을 선정하여 개념연구에 사용하였다.

3. 냉각계통 개념

HYPER 시스템의 냉각재로서 냉각재 폭발 및 화재 가능성이 적고 핵과쇄 표적물질과 동일한 물질인 Pb-Bi를 선정하였다. 시스템 운전온도는 일차적으로 340/510°C로 결정하였다. 시스템 운전온도에 따른 경제성 평

가결과 안전여유도 확보를 위해 시스템 운전온도를 100°C 정도 낮출 경우 약 2% 발전효율 감소를 감안해야함을 알 수 있었다. 참조 노심 설계 조건에서 시스템 냉각에 필요한 유량은 약 40,000 kg/sec이며 평균 냉각재 속도는 약 1.5 m/s로서 기존 경수로나 나트륨 냉각 액체금속로보다 상대적으로 냉각재 속도가 작다. 이는 Pb-Bi 침식 및 부식 특성을 고려할 때 바람직한 결과라 할 수 있다. HYPER 노심 hot channel의 온도분포 계산 결과 피복재 바깥표면 최대온도는 634°C로서 설계요건 650°C 미만을 만족하고 있음을 알 수 있었다. 선출력밀도에 따른 허용가능 침투출력인자를 계산한 결과 HYPER 참조노심의 경우 약 2.0 정도까지 허용가능하였다. 시스템 냉각방식으로서 자연순환만을 이용한 냉각 및 자연순환/강제순환을 혼합한 냉각도 고려해보았으나 시스템 압력손실을 낮추는 데에는 한계가 있을 것으로 판단하여 HYPER 냉각방식을 강제순환 방식으로 결정하였다. 노심과 열교환기 높이차를 10m 정도로 하였을 때 잔열제거 냉각방식으로서 자연순환 방식이 가능하였다.

열출력 1000MW를 위한 냉각재양이 상당함을 고려하여 상대적으로 작은 양의 Pb-Bi를 필요로 하는 루프형을 HYPER 참조 노심으로 예비 선정하였다. 배관에서의 냉각재 속도와 압력강하를 기준으로 루프수를 평가한 결과 3 루프 시스템이 루프형 HYPER의 최적 시스템으로 평가되었다. 또한 독립된 표적냉각계통 및 중간열전달계통을 두지 않음으로써 냉각시스템을 단순화시킴과 동시에 시스템 효율을 높였다. 이차측은 기술성 속도가 높고 높은 열효율을 갖는 과열증기 랭킨사이클을 고려하였다.

4. 표적개념

표적물질로 Pb-Bi, Pb, W, Ta 등을 고려해서 냉각이 용이하고 노심 냉각재와 같이 사용할 수 있는 Pb-Bi를 선정하였으며, Pb-Bi 표적냉각 방법은 기술적으로 어려움이 있는 windowless 방법보다는 빔창이 있는 방식을 선정했고 노심 Pb-Bi와 같이 노심 하단에서 상단으로 올라가는 방법을 선정했다. 빔창 물질은 열, 기계적 특성과 관련해서는 특성이 좋은 물

질이 효율적이지만 빔창의 냉각이 가능하고 stress를 견딜 수 있도록 디자인 할 수 있을 정도면 되므로 보다 중요한 특성인 수명과 관련된 부식, 방사선 손상 특성을 고려해서 advanced ferritic/martensitic(9Cr-2WVTa)을 빔창물질로 선정했다.

지름 66cm의 표적채널 하단에서 초기온도 340°C, 초기속도 1.1m/s의 Pb-Bi가 상승하는 조건에서 지름 40cm 실린더 형태의 빔 튜브에 두께 2mm인 9Cr-2WVTa 반구형태 단일빔창의 표적이 개념설계되었다. 이러한 형태의 표적에서 양성자 빔은 에너지 1GeV, 전류 13mA, parabolic 빔 전류밀도를 갖는 지름 35cm인 형태가 적합한 것으로 연구되었다. 개념 설계치인 1GeV, 13mA 지름 35cm인 parabolic 빔을 Pb-Bi 표적에 조사했을 때 평균에너지 14MeV인 중성자가 2.4×10^{18} 개/초 생성됨을 알 수 있었다. 또한 방사화 핵종 종류는 주로 Pb, Bi의 동위원소로 수백종 이상이며 방사능은 1년 조사시 3.3×10^5 Ci가 발생함을 알 수 있었다. 최대 빔창온도는 534°C, 최대 Pb-Bi 온도는 499°C에 도달하였으며, 최대 Thermal 스트레스는 104MPa, 최대 Mechanical 스트레스는 155MPa로 최대 Total 202MPa의 스트레스가 계산되었다. 개념 설계치인 1GeV, 13mA 지름 35cm인 parabolic 빔을 Pb-Bi 표적에 조사시 빔창 dpa 및 He 생성은 최대 76dpa/y, 3598appm/y으로 예측되었고 KAERI ion implanter를 이용한 100keV He 빔 조사실험 결과 42000appm 조사시 microhardness가 1.4GPa 증가함을 발견하였다.

V. 연구개발결과의 활용계획

제 1단계 연구결과는 제 2단계 연구목표인 “가속기 미임계 핵변환 시스템의 요소기술개발”를 위한 기반자료로 활용될 것이다. 또한 본 과제에서 개발한 핵비확산성 미임계 노심 그리고 TRU연료, Pb-Bi 냉각 기반 기술은 제 4세대 원전과 같은 미래형 원자로 개발에도 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

여 백

SUMMARY

I . Project Title

Transmutation Technology Development

II. Background of the Study

The final disposition of spent fuel has been, and continues to be, an important issue of nuclear industry. In addition to the uranium and shorted-lived fission products, spent fuel contains TRU and other long-lived fission products that have half-lives of thousands to millions of years. Spent fuel, therefore, has caused lots of socio-political problems and has prevented the nuclear power from being one of sustainable energy source for the future. A spent fuel problem is expected to have a solution, though not perfect, by developing transmutation technology that converts TRU and other long-lived fission products into isotopes with more favorable characteristics (stable or short-lived). Transmutation gives additional benefit by producing the energy. As results, it is very much desirable to develop transmutation technology in terms of providing a solution to spent fuel problem as well as the reuse of waste.

III. Scope of the Study

The conceptual design for the accelerator driven transmutation system HYPER is scheduled to be completed by the year of 2006. As the first step for the conceptual design, a study to determine 1)sub-critical core characteristics, 2)fuel concept, 3)coolant system concept, 4)spallation target concept for the HYPER was performed from

1997 to 2000. Most of concept studies were done on the literature basis.

IV. Results of the Study

1. Core Concept

In order to minimize the burdens from non-technical factors, it was determined to transmute 1) whole TRU without any separation of actinides except uranium and 2) two most toxic long-lived fission products (Tc-99, I-129). The HYPER system is designed to be a fast neutron system for the effective burning of TRU. The target zone for Tc-99 and I-129, however, is specially designed to have localized thermal neutrons that are more efficient for the transmutation of fission products. The support ratios of TRU and FP are expected to be about 4.5.

The HYPER core is supposed to employ pyro-chemical process for the removal of uranium from the spent fuel. The recovery factor of the pyro-chemical process can be assumed to be 99.9% for uranium. The HYPER core, thus, includes uranium to a certain extent. However, that much of uranium can not make any contribution to compensate for the reduction of reactivity due to the transmutation of TRU. A burnable absorber utilizing B-10 was developed to reduce the amount of burnup swing. The designed burnable absorber results in the reduction of swing by 40%.

The HYPER core has four different TRU enrichment zones in order to make the power distribution as flat as possible. The HYPER core can not have equilibrium status in real sense because it adopts scattered reloading scheme. However, the core reaches pseudo-equilibrium status in terms of nuclide concentration. Pu-240

becomes the most dominant nuclide and the weight fraction of uranium in heavy metals is 20% in the pseudo-equilibrium status. About 258kg of TRU is expected to be transmuted to produce 1000 MWth for a year in the HYPER system.

2. Fuel Concept

TRU-Zr form was chosen for the HYPER fuel because it has good irradiation experience and compatibility with the pyro-chemical process. The HYPER system is a subcritical so that the amount of heavy metal(TRU) inventory in the HYPER is much less compared to that of a critical LMR system. Therefore, the metal fuel data from the existing LMR can not be used for the HYPER design directly. Two metallic fuel forms are under consideration; one is alloy type (TRU-Zr) and another is dispersion type ((90TRU-10Zr)-Zr). A comparative study has been performed to decide which one is better. More experimental data are needed to have the final decision.

The Zr weight fraction has to be more than 50% because of the phase stability and the mechanical stability for the alloy type and the dispersion type, respectively. HT-9 is used for the cladding material in both types. The density of fuel is designed to be 75% of theoretical density and large upper plenum is installed for the minimization of rod deformation due to the swelling in the alloy type. On the other hand, the dispersion type does not have smear density and gas plenum because it is believed to have good resistance against swelling. Both types are being designed to achieve about 30at% discharge burnup at least. The concept of 331 fuel rods per assembly is being implemented for the core analysis tentatively.

3. Cooling Concept

Pb-Bi was chosen as a coolant for the HYPER system because it is chemically less reactive and is able to be used as a spallation target. The system operating temperature was preliminarily determined as 340/510°C. The result of simple analysis of the economic impact on the system operating temperature showed that if the operating temperature is reduced by 100°C in order to increase a safety margin, thermal efficiency of the plant is reduced by about 2%. Total system flow rate is about 40,000 kg/sec and the flow velocity in the core is preliminarily designed to be about 1.5 m/sec which is relatively very slow compared to those of normal LMR. The corrosion and erosion characteristics of Pb-Bi limits the flow velocity below 2 m/sec. The maximum temperature of the cladding outer surface was calculated as 634°C, which is below the design limit 650°C. The maximum allowable power peaking factor was calculated about 2.0. A forced circulation is inevitable during a full power condition since natural circulation is not sufficient to cool the core with reasonable system pressure drop and reasonable system height. However, a natural circulation can be an excellent method for decay heat removal when the height difference between the core and the heat exchanger is above 10 m.

Too much Pb-Bi within the reactor vessel can load high pressure on the vessel wall because of its high density. In order to avoid such high pressure loads especially around the bottom side of the vessel, loop configuration was chosen rather than pool type for the HYPER. The number of loops was optimized to be 3 by accounting for the pressure loss and the achievable flow velocity in the system pipe. The simplification of cooling system and high system efficiency are attained by removing independent target cooling system and intermediate heat transport system. A superheated rankle cycle was chosen since it is

technically matured and its thermal efficiency is reasonably high.

4. Spallation Target Concept

A comparative study for Pb-Bi, Pb, and W, Ta was performed to determine the spallation target material for the HYPER system. Pb-Bi was decided to be the spallation target for the HYPER system. The beam guide tube is a shape of cylinder with the radius of 40cm and has a circular type end(window). 9Cr-2WVTa with the thickness of 2mm was chosen as a beam window material in terms of its good radiation stability due to high energy particle irradiation and its good corrosion resistance. The beam having a parabolic distribution is injected from top to bottom with a diameter of 35cm and the spallation material(Pb-Bi) flows from the bottom to top with the flow velocity of 1.1m/sec. The target zone is located at the center of the HYPER core with the diameter of 66cm.

The current design concept is expected to afford 1GeV, 13mA protons which can produce 2.4×10^{18} neutrons/sec without violating temperature, material design limits. The activity of spallation material is increased due to the protons and it reaches at 3.3×10^5 Ci after one year irradiation. The maximum beam window and spallation material temperatures are 534°C and 499°C, respectively. The maximum thermal and mechanical stresses are evaluated to be 104MPa and 155MPa, respectively. The window material damages due to the irradiation of 1GeV, 13mA protons are predicted to be 76dpa/y and 3598 appm/y. The micro-hardness is estimated to be increased up to 1.4GPa due to the irradiation.

V. Applicability of The Results

The major objectives of the study is to give a guide-line for the second stage research which will be performed during 2001 - 2003. In addition, the technologies related with TRU-Zr fuel and Pb-Bi coolant can be utilized for the future nuclear reactor development such as Generation IV.

CONTENTS

I. Introduction	1
1. Background and Motivation	1
2. Transmutation	2
3. Objectives and Scope	4
II. State of Art	5
1. Abroad	5
2. Domestic	10
III. Results	11
1. Core Design	12
2. Fuel Design	95
3. Cooling System Design	163
4. Target Design	237
IV. Summary	321
V. Applicability	327
VI. References	329

여 백

목 차

제출문	
요약문	i
Summary	vii
Contents	xiii
목차	xv
표목차	xxiii
그림목차	xxvii
제 1 장 서 론	1
제 1 절 연구개발의 필요성	1
제 2 절 핵변환 기술 개요	2
제 3 절 연구 목표 및 내용	4
제 2 장 국내·외 기술개발 현황	5
제 1 절 해외 기술개발 현황	5
1. 미 국	6
2. 유 럽	7
3. 일 본	9
제 2 절 국내 기술개발 현황	10
제 3 장 연구개발 수행내용 및 결과	11
제 1 절 노심설계	12
1. 서 론	12
2. 노심 중성자 에너지 스펙트럼 선정 연구	16
가. 주요 연구내용	16
나. 연구결과	16

3. 단위격자 설계 연구	27
가. 주요 연구내용	27
나. 연구결과	27
4. 핵분열 생성물(FP) 집합체 설계연구	35
가. 주요 연구 내용	35
나. 연구결과	37
5. 토륨의 반응도 Swing 보상효과 연구	44
가. 주요 연구내용	44
나. 연구결과	44
6. HYPER 노심 가연성흡수체 설계	50
가. 주요 연구내용	50
나. 연구결과	51
7. 미임계 노심 외부중성자원 효율 극대화	61
가. 주요 연구내용	61
나. 연구결과	61
8. 과도노심 동특성 코드 개발	71
가. 주요 연구내용	71
나. 연구결과	71
9. HYPER 대표 노심설계 및 특성분석	81
가. 주요연구내용	81
나. 연구결과	82
10. HYPER 노심 핵설계 요소기술 도출	90
가. 주요 연구내용	90
나. 연구결과	90

제 2 절 핵연료 설계	95
1. 최적 핵연료 형태 선정	95
가. 주요 연구내용	95
나. 연구 수행결과	96
2. 연료봉 및 집합체 설계요건 및 개념정립	101
가. 핵연료봉 및 집합체 설계개념 정립	101
나. HYPER 블랭킷 연료의 설계요건 확립	109
다. 구조재 물성 분석	110
3. 공정반응 분석	114
4. 합금형 및 분산형 연료 비교 평가	119
가. 블랭킷연료 최적 option 도출을 위한 일반적 성능특성 분석	119
나. 블랭킷연료 최적 option 도출을 위한 기타 고려사항 분석	128
다. 합금형 및 분산형 비교 평가 결과	130
5. 합금형연료봉 해석코드 MACSIS-H 개발	132
가. 중심환이 없는 합금형 연료 성능 분석	132
나. 환형 합금형 연료 성능 분석	138
6. 분산형 연료해석 코드개발	144
가. 온도분포 모델 개발 및 분석	144
나. 팽윤 모델 개발 및 분석	149
다. 변형율 모델 개발 및 분석	151
라. 분산형 연료해석 코드개발 결과	153
7. 집합체 구조해석 기본체계개발	155
가. KAFACON 코드 적용가능성 분석	155
나. NUBOW2D-KMOD 코드 적용가능성 분석	157

다. 연료봉/덕트(BDI) 해석모형 적용가능성 분석	159
라. 집합체덕트 열기계적 연계해석 기본체계 수립	161
마. 집합체 구조해석 기본체계개발 결과	162
제 3 절 냉각계통설계	163
1. 최적 냉각재 선정	163
가. 최적 냉각재 선정 방안확립	163
나. 최적 냉각재 선정 기준 및 비교요인	164
다. 의사결정론을 활용한 종합평가	167
라. 항목별 비교 평가	169
마. 최적 냉각재 선정결과	170
2. Pb-Bi 열수력 특성	172
가. Pb-Bi 물성치 자료 확보	172
나. Pb-Bi 열전달 특성	172
다. 압력손실 상관식	173
라. 열전달상관식	177
3. Pb-Bi 부식 특성	179
가. 구조재의 내식-내침식성 보장	179
나. 냉각재 순도관리	185
4. 노심 열수력 특성 해석	194
가. 시스템 운전온도	194
나. 냉각재 양수력(pumping power)	198
다. 열수력 설계제한값	199
라. 참조노심 설계자료 및 기초 열수력 분석	201
마. 냉각재 유로면적 및 최소 핵연료봉수	203

마. Peaking Factor	206
사. P/D에 따른 압력손실 거동	208
아. CFD를 이용한 봉다발 열수력 해석	209
5. 자연순환 및 혼합 유동 냉각	213
가. 자연순환만을 이용한 냉각	213
나. 혼합유동에 의한 냉각	214
다. 자연순환 및 혼합유동 안정성분석	217
6. 냉각계통 개념 정립	220
가. 일차시스템 배열	220
나. 표적시스템	220
다. 일차시스템 루프수	221
라. 냉각재 펌프	223
마. 중간열전달계통	223
바. 이차측 사이클	224
사. 증기발생기	224
아. 루프형 HYPER 냉각 시스템 개념	225
7. 계통해석 전산코드 SSC 수정/보완	227
가. 물성치 교체/보완	227
나. Water/steam 물성치 상관식 개선	228
다. 열전달 상관식 교체 보완	228
라. HYPER 계통모델링	229
마. 정상상태 시스템 분석 결과	231
바. 과도상태 안전해석결과	232
8. 요소기술 도출	234

가. Pb-Bi 냉각 핵심기술	234
나. 기술개발 시나리오 및 소요재원	234
다. 향후 연구방향	235
제 4 절 표적계통설계	237
1. 서론	237
2. 표적 개념 설계	240
가. 표적물질 및 기본시스템 선정	240
나. 빔창물질 선정	243
다. 표적 설계 요건	249
라. 초기의 이중빔창 표적 설계	251
마. 1단계 최종 표적 디자인	253
바. 1단계 최종 설계의 표적시스템 특성	261
사. 향후 보완 및 수행 사항	266
3. 중성자 생성 특성 계산	267
가. 실린더 형태 표적	267
나. 디스크형 표적 중성자 특성	270
다. 표적 중성자원 계산 노심 이용시 부정확성 평가	275
라. Pb-Bi 표적의 중성자 생성 특성	278
4. 방사화 생성물 특성 계산	279
가. 텅스텐 표적 방사화	279
나. Pb-Bi 표적 방사화	284
5. 빔창 방사선 손상 계산	287
가. dpa 및 양성자에 의한 He 생성 예측	287
나. 다른 시스템과의 비교	288

다. dpa 및 He 생성량 상세 계산	289
라. 1단계 최종 설계에서의 dpa 및 He 생성량 계산	292
6. 열수력 계산 및 구조 해석	293
가. 이중빔창 표적	293
나. 이중빔창 표적의 Thermal Stress	298
다. 1단계 최종 표적 설계의 열수력 및 구조 해석	301
7. 빔창 물질의 방사선손상 모의실험	313
8. 요소기술 도출 및 향후 연구 수행 계획	317
가. 계산 관련	317
나. 실험 관련	318
다. 도출된 요소기술 개발방안	320
제 4 장 연구개발 목표달성도 및 대외 기여도	321
제 1 절 연구개발 결과 종합	321
1. 노심개념	322
2. 핵연료개념	322
3. 냉각계통 개념	323
4. 표적개념	324
제 2 절 목표달성도 및 대외 기여도	325
제 5 장 연구개발결과의 활용계획	327
제 6 장 참고문헌	329

여 백

표 목 차

표 1.2-1 주요 핵변환 방법	2
표 3.1.1-1 재순환 노심에서의 외부 중성자 증폭 및 가속기 출력	15
표 3.1.2-1 열중성자 및 고속중성자 시스템 특성 비교	26
표 3.1.3-1 기포계수의 변화	31
표 3.1.4-1 FP집합체의 기하학적 구성에 따른 성능비교	41
표 3.1.4-2 FP장전에 따른 반응도계수 변화	42
표 3.1.6-1 보론 및 플루토늄 핵종의 중성자 반응 단면적	52
표 3.1.6-2 가장 중심부 핵연료집합체의 출력 변화	53
표 3.1.6-3 기준노심 및 HYPER-BA 노심의 특성 비교	57
표 3.1.7-1 블랭킷 특성변화에 따른 외부중성자원 증폭 특성	68
표 3.1.7-2 빔 및 빔창 직경이 중성자원 증폭에 미치는 영향	69
표 3.1.9-1 HYPER 재순환 노심에서의 TRU 농축도 및 연료 재고량 변화	83
표 3.1.9-2 재순환 주기 연료조성(중량비, w/o)	84
표 3.1.9-3 HYPER 재순환 노심에서의 외부 중성자 증폭 및 가속기 출력	85
표 3.1.9-4 20주기에서의 주요 악티나이드 질량변화	88
표 3.2.1-1 핵연료 형태별 화학적 처리비용	98
표 3.2.1-2 연료 형태별 비교인자 특성	99
표 3.2.2-1 초기 HYPER 블랭킷 환형 연료봉(331개봉) 예비 자료	103
표 3.2.2-2 HYPER 블랭킷 참조용 연료봉 (331개봉) 설계개념 예비 자료	105
표 3.2.2-3 HYPER 블랭킷 참조용 연료봉 (169개봉) 설계개념 예비 자료	

.....	105
표 3.2.2-4 블랭킷 집합체 (331개봉) 설계개념 예비 자료	106
표 3.2.2-5 블랭킷 집합체 (169개봉) 설계개념 예비 자료	109
표 3.2.2-6 HT9과 OX16H15M3B강의 기계적 특성 비교	112
표 3.2.4-1 U-Zr 합금 열전도도 (W/mK)	120
표 3.2.4-2 Pu-Zr합금 열전도도 예측 (W/mK)	121
표 3.2.4-3 합금형 및 분산형 연료 기술현황 비교	131
표 3.2.5-1 입력 자료	139
표 3.2.5-2 연료봉 구성물질의 열전도도 상관식	140
표 3.3.1-1 최적냉각재 선정 기준	166
표 3.3.1-2 SAUT를 이용한 평가결과 정량화 (효용함수)	168
표 3.3.1-3 순위역수규칙에 의한 순위별 가중치	169
표 3.3.1-4 선정 기준 및 비교요인, 항목별 평가결과	170
표 3.3.1-5 최적냉각재 평가결과	171
표 3.3.3-1 납-비스무스에 있어서 주요 금속의 용해도	183
표 3.3.3-2 루프 운전 온도에 따라 유지되어야 할 최저 산소농도	184
표 3.3.3-3 루프내의 Slag 조성	187
표 3.3.4-1 원자력발전소 노형별 냉각재 온도 및 발전효율[3.4]	196
표 3.3.4-2 노심 열수력 기초 분석을 위한 참조 설계자료	201
표 3.4.1-1 주요 핵파쇄 중성자원 개발현황 및 표적관련 제원	238
표 3.4.2-1 고체(Ta,W) 및 액체(Pb,Pb-Bi)표적의 장점 비교	240
표 3.4.2-2 표적 후보물질별 특성	241
표 3.4.2-3 합금의 조성표(단위:%)	244
표 3.4.2-4 중성자관련 특성	244

표 3.4.2-5 열관련 특성	245
표 3.4.2-6 원자번호와 원자밀도 비교	245
표 3.4.2-7 기계적 특성	246
표 3.4.2-8 방사능관련 특성	248
표 3.4.2-9 방사능 및 방사열	263
표 3.4.2-10 장수명 방사화 핵종	263
표 3.4.3-1 지름 30cm 표적의 중성자 생성	276
표 3.4.3-2 지름 50cm 표적의 중성자 생성	277
표 3.4.3-3 지름 30cm 표적의 양성자 생성	277
표 3.4.3-4 지름 50cm 표적의 양성자 생성	278
표 3.4.4-1 Pb-Bi 표적 방사화 장수명핵종 중 일부의 생성량	285
표 3.4.4-2 ORIGEN으로 계산된 Pb-Bi 표적 방사능 및 방사열	286
표 3.4.5-1 $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 의 빔전류시의 dpa 계산결과	287
표 3.4.5-2 핵파쇄 중성자에 의한 dpa 계산 결과(빔전류= $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$)	288
표 3.4.5-3 각 시스템들의 dpa 및 He 생성 비교	289
표 3.4.6-1 20mA, uniform 양성자빔에 의한 2중빔창에서의 열생성량	295
표 3.4.6-2 20mA, parabolic 빔 조사시 표적 및 빔창에서의 발열량	295
표 3.4.6-3 20mA 빔 조사시의 최고온도 계산결과	296
표 3.4.6-4 온도별 Pb-Bi 및 9Cr-2WVTa material property	303
표 3.4.6-5 빔 지름, Pb-Bi 속도, 빔 전류 변화시의 최대 빔창온도($^{\circ}\text{C}$)	305
표 3.4.6-6 표적중앙에서 Pb-Bi 초기온도와 빔창 밑 최대온도와의 차이	309
표 3.4.6-7 표적 설계 변수들의 변화에 따른 장단점	310
표 3.4.6-8 빔 지름별 수용 가능한 최대 전류값 계산	311

표 3.4.7-1 9Cr-2WVTa의 조성314
표 3.4.7-2 He 조사 자료315

그림 목 차

그림 2.1-1 핵변환 연구 동향 변화	5
그림 3-1 제 1단계 연구 세부 분야간 연계	11
그림 3.1.1-1 악티나이드 핵종의 순환 핵변환 개념	12
그림 3.1.2-1 Np237과 Am241의 표준화된 잔존량 변화	17
그림 3.1.2-2 Pu239와 Pu241의 표준화된 잔존량 변화	18
그림 3.1.2-3 Pu238과 Pu240, Pu242의 표준화된 잔존량 변화	18
그림 3.1.2-4 Am243과 Cm244의 표준화된 잔존량 변화	19
그림 3.1.2-5 열중성자 시스템에서의 각 TRU핵종들의 연소율	20
그림 3.1.2-6 고속중성자 시스템에서의 각 TRU핵종들의 연소율	21
그림 3.1.2-7 연소에 따른 시스템의 핵파쇄 중성자의 증배율 변화	22
그림 3.1.2-8 연소에 따른 가속기 빔 요구 출력 변화	23
그림 3.1.2-9 열중성자 시스템 침투출력	24
그림 3.1.2-10 고속중성자 시스템 침투출력	25
그림 3.1.3-1 HYPER 시스템 핵연료 순환 개념	28
그림 3.1.3-2 P/D함수로서의 기포계수 변화	29
그림 3.1.3-3 연료봉 직경변화에 따른 기포계수 변화	29
그림 3.1.3-4 연소에 따른 기포계수의 변화	32
그림 3.1.3-5 무한증배계수 변화	32
그림 3.1.3-6 TRU Inventory 변화	32
그림 3.1.3-7 Pu동위원소 변화	33
그림 3.1.3-8 Np, Am 농도변화	33
그림 3.1.3-9 Cm동위원소 농도변화	33

그림 3.1.4-1 핵분열 생성물 집합체 설계절차	36
그림 3.1.4-2 Tc-99만을 장전한 경우	37
그림 3.1.4-3 NaI를 장전한 경우	37
그림 3.1.4-4 핵변환 반응단면적 변화	38
그림 3.1.4-5 총 핵변환 반응량	38
그림 3.1.4-6 외곽감속과 최고 상대출력	38
그림 3.1.4-7 내부감속과 최고 상대출력	39
그림 3.1.4-8 FP 집합체의 기하학적 모형	40
그림 3.1.4-9 Type a의 중성자 스펙트럼	41
그림 3.1.4-10 Type b의 중성자 스펙트럼	42
그림 3.1.5-1 경수로 중성자 스펙트럼	45
그림 3.1.5-2 고속로 중성자 스펙트럼	45
그림 3.1.5-3 토륨 반응도 보상효과(열중성자)	46
그림 3.1.5-4 토륨 반응도 보상효과(고속중성자)	46
그림 3.1.5-5 열중성자시스템에서의 U-233생성율	47
그림 3.1.5-6 고속중성자시스템의 U-233생성율	47
그림 3.1.5-7 열중성자시스템에서의 MA변화	48
그림 3.1.5-8 고속중성자시스템에서의 MA변화	48
그림 3.1.6-1 B4C를 피복관 내벽에 코팅한 가연성흡수체 개념	51
그림 3.1.6-2 B4C를 피복관 내벽에 코팅한 가연성흡수체	52
그림 3.1.6-3 B4C와 ZrH ₂ 를 혼합한 봉 형태 가연성흡수체 위치	55
그림 3.1.6-4 HYPER 초기노심 TRU 농축도 구역화 (186 핵연료집합체)	56
그림 3.1.6-5 기준노심과 HYPER-BA에서의 연소에 따른 유효증배계수	

변화	57
그림 3.1.6-6 HYPER-BA 노심의 B-10 제고량 변화	58
그림 3.1.6-7 HYPER 기준노심에서의 반경방향 출력분포	59
그림 3.1.6-8 HYPER-BA 노심에서의 반경방향 출력분포	59
그림 3.1.7-1 가속기구동 미임계 노심 표준문제	65
그림 3.1.7-2 반경방향 중요도 함수 분포	66
그림 3.1.7-3 축방향 중요도 함수 분포	66
그림 3.1.7-4 Pb-Bi를 냉각재로 사용하는 HYPER 노심 개요 (183 핵연료 집합체)	67
그림 3.1.7-5 빔창 위치에 따른 중성자원 증폭 효율	70
그림 3.1.7-6 빔창 위치에 따른 노심 평균 축방향 출력분포	70
그림 3.1.8-1 외부반응도 삽입에 따른 출력 천이	74
그림 3.1.8-2 외부반응도 삽입에 따른 온도천이	75
그림 3.1.8-3 가속기 빔 출력 진동에 따른	75
그림 3.1.8-4 가속기 빔 출력 진동에 따른 핵연료 및 냉각재 온도변화 ..	76
그림 3.1.8-5 가속기 빔 출력 일시정지에 따른 시스템 출력 변화	76
그림 3.1.8-6 가속기 빔출력 일시정지에 따른 핵연료 및 냉각재 온도 변화	77
그림 3.1.8-7 가속기 빔 출력 순간증가에 따른 시스템 출력 변화	77
그림 3.1.8-8 가속기 빔 출력 순간증가에 따른 핵연료 및 냉각재 온도 변 화	78
그림 3.1.8-9 LOF에 따른 시스템 출력 천이	79
그림 3.1.8-10 LOF에 따른 핵연료와 냉각재의 온도 천이	79
그림 3.1.8-11 LOHS에 따른 시스템 출력 천이	80

그림 3.1.8-12 LOHS에 따른 냉각재의 온도 천이	80
그림 3.1.9-1 HYPER 노심 TRU 농축도 구역 및 영역별 배치	83
그림 3.1.9-2 16주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(4), M(4), H(6))	88
그림 3.1.9-3 18주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(1), M(6), H(1))	88
그림 3.1.9-4 19주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(2), M(1), H(2))	89
그림 3.1.9-5 20주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(3), M(2), H(3))	89
그림 3.2.1-1 핵연료 선정 절차	95
그림 3.2.1-2 핵연료 선정을 위한 비교인자	96
그림 3.2.1-3 비교인자별 기여도를 고려한 최종 선정평가 결과	100
그림 3.2.2-1 합금형 및 분산형 연료봉 일반적 구조	104
그림 3.2.2-2 합금형 및 분산형 연료 형태	104
그림 3.2.2-3 HYPER 블랭킷집합체 예비개념도	107
그림 3.2.2-4 331개봉 및 169개봉 집합체 배열	108
그림 3.2.2-5 온도분포에 따른 성분이동	113
그림 3.2.3-1 Pu-Fe 상태도	115
그림 3.2.3-2 Pu-Zr 상태도	115
그림 3.2.3-3 Pu-Am 상태도	117
그림 3.2.3-4 Pu-Np 상태도	117
그림 3.2.4-1 U, U-20wt%Zr, Pu-1wt%Al, Pu-28wt%Zr의 열전도도 ...	121
그림 3.2.4-2 Zr함량에 따른 Pu-Zr 합금의 열전도도	123

그림 3.2.4-3 분산형 및 합금형 연료의 반경방향 온도분포 (at BOL) ...	124
그림 3.2.4-4 선출력에 따른 합금형 및 분산형 연료의 중심 온도 (at BOL)	124
그림 3.2.4-5 Zr 함량에 따른 합금형 및 분산형 연료의 반경방향 온도분포 (at BOL)	125
그림 3.2.4-6 열팽창 계수 비교	127
그림 3.2.4-7 Yield Strength 비교	127
그림 3.2.5-1 Zr함량 변화에 따른 연료봉 변형 분석	134
그림 3.2.5-2 Zr 함량에 따른 핵분열생성기체 방출	135
그림 3.2.5-3 연소도에 따른 TRU-50wt%Zr연료봉의 핵분열 생성기체방출	137
그림 3.2.5-4 플레넘 변화에 따른 핵연료봉 내압 차이	137
그림 3.2.5-5 핵연료봉 온도분포에 대한 MACSIS-H와 HEATING 코드 계산결과 비교 (40% Zr 합금연료)	141
그림 3.2.5-6 합금형 연료의 Zr 함량에 따른 온도분포 차이	141
그림 3.2.5-7 연소도에 따른 TRU-50wt%Zr연료봉의 핵분열 생성기체방출	143
그림 3.2.5-8 플레넘 변화에 따른 핵연료봉 내압 차이	143
그림 3.2.5-9 플레넘 변화에 따른 핵연료봉 변형	143
그림 3.2.6-1 DIMAC 온도분포 계산 흐름도	145
그림 3.2.6-2 Bruggeman 방정식과 Maxwell 방정식에 의한 분산형 연료봉 열전도도 비교	147
그림 3.2.6-3 합금형 및 분산형 연료 열전도도 비교	148
그림 3.2.6-4 반경방향으로의 분산형연료 온도분포	148
그림 3.2.6-5 팽윤 분석 계산 흐름도	150

그림 3.2.6-6 연소도에 따른 핵연료 팽윤 및 피복관 변형을	150
그림 3.2.6-7 변형을 계산 흐름도	152
그림 3.2.6-8 연소도 10at%, 최대 선출력 21.6kW/m일 경우, (TRU-Zr)-Zr 및 (U3Si)-Al의 변형	152
그림 3.2.6-9 연소도 10at%, 최대 선출력 21.6kW/m일 경우, 반경방향 변 위	153
그림 3.2.6-10 연소도에 따른 45wt%(TRU-10Zr)-55wt%Zr의 부피 변화	154
그림 3.2.7-1 KAFACON에 의한 핵연료집합체배열도(예)	157
그림 3.2.7-2 NUBOW2D-KMOD에 의한 집합체덕트 휨 (예)	159
그림 3.2.7-3 Static deflection of the 37 pin bundle for helical loading (예)	161
그림 3.2.7-4 집합체구조해석 코드 기본 체계(안)	162
그림 3.3.1-1 최적 냉각재 선정 방법	163
그림 3.3.1-2 최적 냉각재선정을 위한 의사결정수목	168
그림 3.3.2-1 액체금속의 열전달 상관식 및 실험결과들[3.3]	173
그림 3.3.2-2 wetting이 열전달에 미치는 영향[3.3]	173
그림 3.3.2-3 매끈한 파이프에 대한 난류 마찰계수 상관식 비교	175
그림 3.3.2-4 거친 파이프에 대한 난류 마찰계수 상관식 비교	175
그림 3.3.2-5 삼각배열에서 여러 가지 그리드 스페이서의 값에 대한 실험 결과[3.4]	176
그림 3.3.2-6 핵연료봉다발에 대한 열전달계수 상관식 평가	178
그림 3.3.3-1 Slag 퇴적물	186
그림 3.3.3-2 Pb-Bi 냉각재 정제 장치	189
그림 3.3.3-3 냉각재 재생 전, 후의 열교환기	190

그림 3.3.3-4 과도한 slagging 방지를 위한 mass exchanger	191
그림 3.3.3-5 납-비스무스 냉각재 정화 기구	192
그림 3.3.4-1 증기온도에 따른 열효율 변화	198
그림 3.3.4-2 시스템 총 압력손실에 따른 양수력 비중 변화	199
그림 3.3.4-3 HYPER 참조노심 평균채널의 온도 분포	202
그림 3.3.4-4 HYPER 참조노심 hot channel의 온도분포	203
그림 3.3.4-5 P/D에 따른 최소핵연료봉수($V_{max} = 2\text{m/s}$)	205
그림 3.3.4-6 P/D에 따른 최소핵연료봉수($V_{max} = 1.5 \text{ m/s}$)	205
그림 3.3.4-7 P/D에 따른 최소핵연료봉수($V_{max} = 1.2 \text{ m/s}$)	205
그림 3.3.4-8 반경방향 peaking factor 제한치($F_z=1.2$)	207
그림 3.3.4-9 반경방향 peaking factor 제한치($F_z=1.25$)	207
그림 3.3.4-10 운전온도에 따른 반경방향 peaking factor 제한치의 영향	208
그림 3.3.4-11 P/D에 따른 단위길이당 마찰압력손실량 변화	209
그림 3.3.4-12 FLUENT 계산 영역	210
그림 3.3.4-13 FLUENT 계산결과 (온도(a), 속력(b), 압력분포(c))	211
그림 3.3.4-14 FLUENT 계산결과와 Borishanskii et al.의 실험결과 및 몇 가지 실험상관식들과의 열전달계수 비교	212
그림 3.3.5-1 시스템 길이 및 압력손실 특성에 따른 자연순환 유량	213
그림 3.3.5-2 자연순환 냉각의 열제거 능력	214
그림 3.3.5-3 혼합유동의 정상상태 개념도	216
그림 3.3.5-4 HYPER 설계변수를 이용한 혼합유동 정상상태 유량계산 결 과	216
그림 3.3.5-5 시스템 길이에 따른 혼합유동에서의 부력비중	217

그림 3.3.5-6 시간에 따른 자연순환 유동 유량의 변화	219
그림 3.3.5-7 사각루프내 혼합유동에 대한 안전성선도	219
그림 3.3.6-1 루프형 HYPER 원자로 개념도	220
그림 3.3.6-2 시스템 배관에 따른 냉각재 유속 비교	222
그림 3.3.6-3 시스템 배관에 따른 압력손실량 비교	222
그림 3.3.6-4 분리형 증기발생기 개념도	225
그림 3.3.6-5 루프형 HYPER 냉각시스템 개념도	225
그림 3.3.7-1 SSC 코드의 원자로 모델	230
그림 3.3.7-2 HYPER 분석을 위한 MINET 모델	230
그림 3.3.7-3 HYPER 시스템 정상상태 열수력 분석 결과	231
그림 3.3.7-4 분리형 증기발생기에서의 정상상태 온도분포	231
그림 3.3.7-5 SSC를 이용한 ULOF 해석결과	233
그림 3.4.2-1 철금속의 최대 허용 인장강도와 온도와의 상관관계	247
그림 3.4.2-2 이중빔창 표적 개략도	252
그림 3.4.2-3 이중빔창 열수력 계산 예	253
그림 3.4.2-4 HYPER 시스템 개략도(왼쪽 숫자는 meter 임)	254
그림 3.4.2-5 5기압과 진공을 가정한 빔창의 mechanical stress 계산	255
그림 3.4.2-6 단일빔창 표적시스템 구조	258
그림 3.4.2-7 중성자 생성 분포	261
그림 3.4.2-8 중성자 에너지 분포	262
그림 3.4.2-9 방사화 핵종 분포	262
그림 3.4.2-10 빔창 방사선 손상 분포	263
그림 3.4.2-11 온도 분포	264
그림 3.4.2-12 속도 및 압력 분포	265

그림 3.4.2-13 스트레스 분포	265
그림 3.4.3-1 표적지름 변화에 따른 중성자생성 및 누설량변화	268
그림 3.4.3-2 중성자 에너지 분포	269
그림 3.4.3-3 표적지름 변화에 따른 평균 중성자 에너지 변화	269
그림 3.4.3-4 빔에너지 변화에 따른 중성자 생성 변화	270
그림 3.4.3-5 지름 30 cm, 두께 2 cm의 disk 13 개를 일정한 간격으로 했을 때 간격에 대한 중성자 생성 및 누설량 변화	272
그림 3.4.3-6 지름 30 cm, 두께 2 cm의 disk 13 개를 일정한 간격으로 하고 두께 10 cm의 납 실린더 shell을 덧씌웠을 때 간격에 대한 중성자 생성 및 누설량 변화	273
그림 3.4.3-7 표적형태에 따른 표적 높이방향으로의 중성자선속 분포 ..	274
그림 3.4.4-1 양성자빔에 의한 텅스텐 표적의 핵파쇄생성물 원자번호 ..	281
그림 3.4.4-2 텅스텐 표적의 양성자 빔에 의한 전체 방사능 변화	284
그림 3.4.4-3 Pb-Bi 표적 방사화 생성 핵종 분포	285
그림 3.4.5-1 빔창 cell 나누기 및 빔창 cell별 중성자 선속	290
그림 3.4.5-2 빔창에서의 중성자 에너지 분포	291
그림 3.4.5-3 빔창 위치별 dpa 계산값	291
그림 3.4.6-1 표적 및 단일빔창 냉각 계산에 사용된 3가지 표적 구조 ..	293
그림 3.4.6-2 이중빔창 계산 Geometry	294
그림 3.4.6-3 20mA, 10cm, parabolic 빔 조사시 단일빔창(Case3)과	298
그림 3.4.6-4 3차원 온도 계산 Geometry	300
그림 3.4.6-5 FLUENT 3차원 온도계산 결과를 ANSYS에 입력시켜 얻은	300
그림 3.4.6-6 ANSYS에 의한 thermal stress 계산 결과	301

그림 3.4.6-7 1단계 최종 표적 설계 개략도	302
그림 3.4.6-8 Pb-Bi 속도 변화에 따른 빔창 최대온도 변화	306
그림 3.4.6-9 빔 지름 변화에 따른 빔창 최대온도 변화	307
그림 3.4.7-1 KAERI ion implanter	314
그림 3.4.7-2 KAERI 실험 결과와 다른 유사한 실험 결과와의 '비교'	316
그림 3.4.8-1 표적관련 요소기술	317
그림 4-1 HYPER 시스템 개념 특성	321

제 1 장 서 론

제 1 절 연구개발의 필요성

안전성에 대한 지속적인 도전 그리고 사용후 핵연료 문제에 대한 대중적 거부감은 원자력 발전이 가지는 다양한 장점에도 불구하고 쉽사리 희석되지 않고 있다. 그러나 기후 온난화를 유발하는 주범이 화석연료라는 점이 가시화 되고, 대중들이 이상기후에 대해서 가지는 체감성이 차츰 심각해지면서 비록 매우 느리지만 원자력에 대한 시각의 변화를 감지할 수 있다. 따라서 원자력발전이 화석연료에 대해 조만간 확실한 비교 우위를 차지할 수 있을 것으로 기대된다. 그러나 이러한 미래 원자력 수요가 단지 대안부재의 선택이 아닌 최선의 선택이 되도록 하기 위해서는 기존 원자력 에너지가 가지고 있는 문제점들에 대한 해결책을 찾는 기술개발연구가 보다 적극적으로 수행되어야 한다.

기존의 원자력 발전이 가지고 있는 가장 심각한 문제중의 하나가 사용후 핵연료 문제이다. 그리고 이를 해결하기 위하여 미국, 일본, 유럽 등 선진국을 중심으로 다양한 목소리와 기술적 대안이 제시되었으며 전문가들 사이에 수많은 논쟁이 진행 중이다. 사용후 핵연료 문제의 해결책은 크게 두 가지 측면에서 접근되고 있다. 첫 번째는 일면 수동적인 방안으로서 지하 깊은 곳에 묻어두는 심지층처분법이고, 두 번째방안은 보다 적극적인 방법으로서 사용후 핵연료에서 문제가 되는 장수명 악티나이드 핵종을 모두 소각시키자는 핵변환 방법이다. 심지층 처분법이 현재의 공학적 기술로 예측할 수 없는 오랜 기간의 관리를 요구한다는 점과 사용후 핵연료는 또 다른 에너지 자원이라는 측면에서, 핵변환법 개발에 대한 필요성이 제기되고 있다. 즉, 직접처분에 대한 보완적 개념으로 핵변환 기술을 도입하여 관리기간을 단축함과 동시에 에너지를 생산함으로써 자원 재활용이라는 현대적 명제를 만족시키자는 것이다.

경제적 그리고 에너지 안보적 차원에서 우리는 에너지의 상당부분을 원자력으로부터 구하고 있으며 그 결과 사용후 핵연료 누적량은 갈수록

증가하고 있다. 협소한 국토 그리고 빈약한 에너지 자원이라는 현실을 고려했을 때, 향후 상당기간 우리는 원자력을 대체할 수 있는 에너지를 찾기는 어려울 것이다. 따라서 원자력 에너지 완성을 위한 보완적 차원에서 핵변환기술개발의 필요성이 요구된다.

제 2 절 핵변환 기술 개요

핵분열 반응에 의해 에너지를 얻고 나면 그 부산물로서 방사성 붕괴(Radioactive)를 하는 핵종들이 생성된다. 따라서 원자력 발전소에서 방출되는 사용후 핵연료에는 초우란원소(Trans-uranium), 핵분열 생성물 등과 같은 장반감기의 방사성 핵종이 다량 포함되어 있으며 이들이 환경에 노출될 때 또다른 환경문제를 유발시킨다. 따라서 원자력 발전이 도입된 초기부터 이들 방사성 핵종을 다시금 비방사성 핵종으로 전환시키는 일명 핵종변환(또는 핵종소멸) 기술을 연구해왔다.

표 1.2-1 주요 핵변환 방법

핵변환법	사용입자	원리	대상핵종	비고
핵파쇄	가속된 양성자 ($E > 500\text{MeV}$)	핵자와 충돌시켜 핵 자체를 파괴시킴	모든핵종	경제성이 없음
광핵반응	가속된 전자 ($E > 20\text{MeV}$)	Bremsstrahlung 반응 이용	Cs, Sr	경제성이 없음
핵반응	중성자	중성자에 의한 포획 또는 핵분열반응	모든핵종	현실적으로 가장 타당

핵변환 기술은 물질의 물리 화학적 특성을 바꾸는 기술로서 핵의 구조를 변환시키는 것이다. 원자핵은 중성자와 양성자로 구성되어 있으며 두꺼운 전자층에 쌓여 있다. 따라서 핵의 구조를 바꾸기 위해서는 전자층을 뚫고 들어갈 수 있어야 한다. 이들 핵의 구조를 바꿀 수 있는 기술적인 방법으로는 표 1.2-1에 제시된바와 같이 (1)핵파쇄법, (2)광핵반응법, (3)핵반응법 등이 주로 사용된다.

핵파쇄법은 높은 에너지로 가속된 무거운 입자를 원자핵과 충돌시켜 핵을 파괴하는 방법이다. 주로 양성자가 충돌입자로 사용되며, 가속기의 발달과 더불어 중성자 생산목적, 또는 물질 특성 분석을 위해 많이 사용되어 왔다. 그러나 현실적으로 가속기에서 생산된 고에너지 입자의 핵파쇄(Spallation) 반응을 이용하여 원자력 발전소에서 생성된 초우란 원소와 장수명 핵분열 생성물을 직접 핵변환 시킨다는 것은 그 비용 및 요구되는 가속기 기술측면에서 많은 문제점을 가지고 있다. 예를 들어 1GWe 가압 경수형 원자력 발전소에서 방출되는 장수명 악티나이드와 핵분열 생성물을 모두 핵변환시키기 위해서는 약 700mA의 1GeV 양성자가 요구된다. 이에 투입되어야 할 입자가속에너지만도 1GW이상이 소요된다. 따라서 현실적으로 제작이 거의 불가능할 뿐더러 매우 비경제적이다.

광핵반응법은 전자를 20MeV이상 가속하여 핵자와 충돌시키므로써 Bremsstrahlung반응을 유도하는 방식이다. 그러나 광핵반응법은 모든 핵자에 적용할 수 있는 방법은 아니다. 알려진 바에 의하면 Cs, Sr 등과 같은 핵자에 만 적용이 가능하다. 현재 사용후 핵연료에서 문제가 되는 대부분의 핵종이 악티나이드임을 감안하면 기술적 한계성이 크다. 따라서 광핵반응법은 사용후 핵연료 핵변환 방법으로는 적절하지 못하다.

핵반응법은 중성자를 핵자와 반응시켜 포획 또는 분열반응을 유도함으로써 핵종을 변환시키는 방법이다. 장수명 악티나이드의 핵변환은 엄밀한 의미에서 핵분열 반응을 통해서만 발생한다. 그리고 악티나이드의 핵분열은 막대한 에너지의 생산과 더불어 핵변환에 사용이 가능한 새로운 중성자를 방출한다. 따라서 핵반응법에 의한 사용후 핵연료 핵변환은 필요한 에너지도 얻고 불필요한 물질을 소각하는 일종의 소각로 개념으로서 충분한 기술적 타당성과 경제성을 갖춘 방법이다. 현재 전세계적으로 수행되고 있는 핵변환 연구는 상기에서 언급한 방법 중 대부분이 세 번째 방법인 핵반응법을 기본으로 하고 있고 결국 핵변환 연구는 일면 핵변환용 원자로 개발로 이어지고 있다.

초기 핵변환 연구는 경수로 또는 고속 증식로 등과 같은 기존의 원자

로에 부분적으로 장수명 핵종을 장전하여 소각시키는 방안이 주류를 이루었다. 그러나 기존 열중성자로인 경수로의 경우 악티나이드 소멸특성이 좋지 못하고, 일면 다량의 높은 원자번호의 악티나이드 생성을 유발한다는 측면에서 점차적으로 관심의 대상에서 멀어져 갔다. 고속 증식로를 사용하는 개념은 증식로 프로그램 자체가 여러 가지 연유로 흔들리면서 연구 활동이 줄었다. 최근 들어서는 원자력 선진국에서 수행되고 '있는 대부분의 핵변환관련 국가 프로그램이 핵적 안전성과 소각능력 그리고 높은 핵비확산성을 가지는 가속기구동 미임계 핵변환로 연구에 집중되어 있다.

제 3 절 연구 목표 및 내용

가속기 미임계 핵변환 시스템인 HYPER개발은 2006년까지 개념설계를 완료하는 것으로 되어 있다. 이를 위해 제 1단계 1997 - 2000년까지 4년 동안에는 미임계 시스템에 대한 개념을 확립한다는 목표를 가지고 연구를 수행하였다.

미임계 시스템은 기존 원자로 시스템과 매우 유사하다. 단지 차이점은 외부 중성자원을 생산하기 위해 가속기 빔에 의한 핵파쇄 영역을 가지고 있다는 점이다. 따라서 미임계 시스템 개념 확립은 1)노심 특성, 2)핵연료 개념, 3)냉각계통 개념, 4)핵파쇄 표적개념 확립 연구로 세분화하여 연구를 수행하였다.

제 2 장 국내·외 기술개발 현황

제 1 절 해외 기술개발 현황

본격적인 핵변환 기술연구는 1970년대 초 일본에서 시작되었다. 그러나 1970년대말 핵확산에 대한 세계적 우려와 고순도 분리요건에 대한 기술적인 문제 때문에 1980년대 초반에 들어 그 힘을 잃어버렸다. 1980년대말 들어 세계적으로 환경문제가 크게 부각되고 이에 대한 결과로 사용 후 핵연료의 장수명 핵종에 대한 우려가 다시금 대중적 관심사로 부각되기 시작하였다. 이에 일본이 OECD/NEA를 통한 국제공동연구 OMEGA를 제안함으로써 다시금 핵변환에 대한 세계적 연구분위기를 재생시켰다. 그림 2.1-1은 세계적 핵변환 연구동향변화를 보여준다[1].

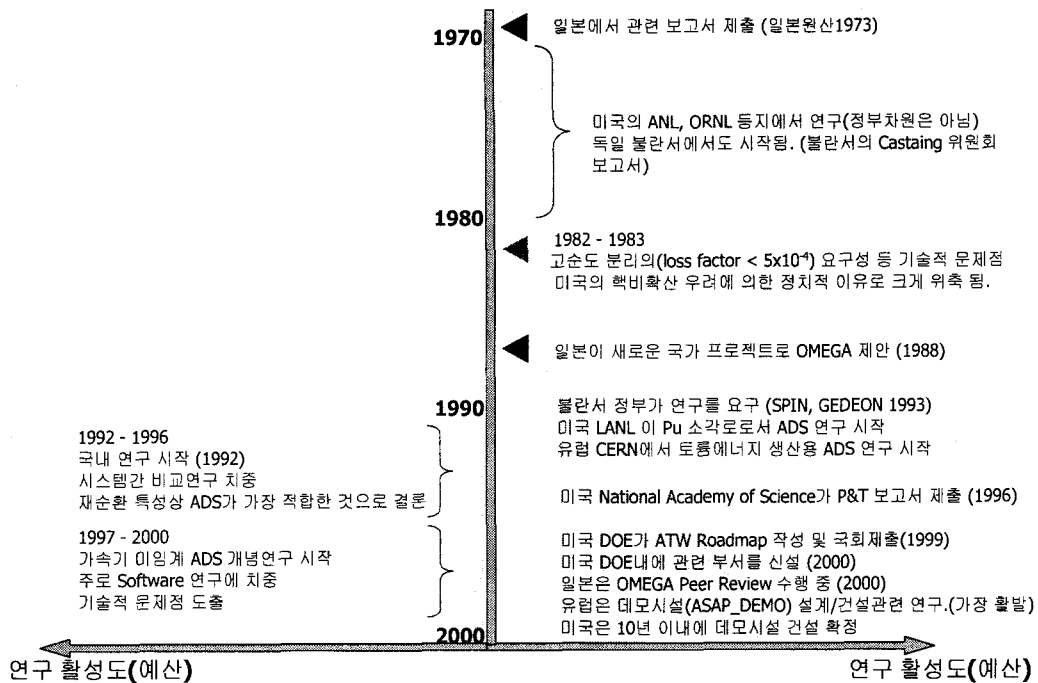


그림 2.1-1 핵변환 연구 동향 변화

가. 미 국

미국에서의 핵종변환연구는 1991년도에 LANL을 중심으로 미임계 핵변환 시스템 개념으로 시작되었고 중간에 많은 개념변화가 있었다. 그러나 국가차원에서 본격적인 연구는 1998년 미 국회의 요청에 의해 DOE주관으로 ATW(Accelerator Transmutation of Waste) 개발에 요구되는 Roadmap을 작성하였고 1999년 9월 국회에 보고된 이후부터이다[2]. 2000년도 예산으로 국회가 \$9M을 제공하였고 2001년 예산으로 약 \$64M가 책정되었다. 현재 ATW는 프로젝트명이 AAA(Advanced Accelerator Application)로 변경되었고 주관 총괄기관은 LANL에서 DOE로 변경되었다. (DOE내 관련부서가 생김) Once-through를 국가정책으로 하고있는 미국 국회가 미임계 핵변환 프로그램을 지원한다는 점은 시사하는 바가 매우 크다고 하겠다.

미국에서 작성된 Roadmap은 Deployment-driven, Science-driven 두 가지 방식에 대해 작성이 되었고 기반기술 개발을 우선으로 하는 Science-driven Roadmap이 우선적으로 국회에 추천되었다. Science-Based Roadmap에 의하면 2000년부터 처음 6년간은 기반연구에 치중하게 되며 6년간 총 예산으로 \$281M을 요청하였고 처음 6년간 생산될 중간 연구 결과물들은 아래와 같다.

- 3년후 결과물 : 기술적 옵션 선택에 대한 연구 완료, 정부예산/PA 문제 등에 대한 분석 완료
- 5년후 결과물 : Pre-conceptual design 완료, 데모건설에 대비한 세부 계획완료
- 6년후 결과물 : ATW에 대한 Viability 검토 완료

ATW에서 지향하는 미임계 핵변환 시스템의 기술적 옵션을 살펴보면 다음과 같다.

- 노 심 : ANL이 연구의 주축을 이루고 있으며 TRU와 Tc-99, I-129을 주 핵변환 대상으로 함. 고속 중성자를 시스템

의 대표적 중성자 에너지 특성으로 선정하였고, 약 120일의 운전 주기를 기본으로 노심설계가 진행 중임.

- 냉각재 : Pb-Bi를 제 1옵션으로 하며, 나트륨도 고려하고 있음. Pb-Bi기술에 대해서는 LANL이 러시아의 IPPE와 연계하여 기술개발을 추진하고 있음. 현재 LANL에 Pb-Bi의 열수력 시험을 위한 소규모 Loop을 건설완료 하였음.
- 핵연료 : ANL-W가 주축이 되어 수행 중이며 금속연료를 제 1옵션으로 하고 있으며 제 2옵션으로 질화물 연료도 고려하고 있음. 2-3년 이내에 TRU-Zr 금속연료에 대한 실험 계획을 추진 중임.
- 표 적 : Pb-Bi 냉각재를 표적물질로 혼용하며 LANL이 주 연구 기관임. 현재 러시아에 관련 시험장치를 ISTC #558 프로그램을 이용하여 주문 제작한 상태이며 초기 시험을 마치고 2001년 봄에 LANL로 이전 설치할 예정임.

나. 유럽

유럽은 90년대 초반 이후 스위스 CERN, 불란서 CEA를 중심으로 연구가 시작되었으며 미임계 핵변환 시스템연구가 주를 이루고 있다. CERN에서는 토륨을 기반으로 하는 핵변환을 그리고 CEA측에서는 “Double Strata” 개념에 입각하여 MA(Minor Actinide) 핵변환에 주 관심을 보이고 있다[3]. 이들 기관에서 그간 수행한 주 연구내용을 살펴보면 아래와 같다.

- TARC, MUSE 프로그램을 통해 표적, 미임계 시스템 특성 등에 대한 기초 시험을 완료하였음.
- 1998년 불란서, 이태리, 스페인 과기부 장관 회의에서 유럽 공동 프로그램으로 운영하자는 의견이 도출되었으며 10년 기간의 DEMO건설에 대한 논의가 있었고 이를 유럽연합이 수행하는 제 5차 연구계획에서 지원하자는 합의가 있었음. 또한 지적재산권과 같은 제반

문제의 해결차원에서 산업체참여를 합의하였음. 그 결과로 유럽공동체 자문위원단(Advisory Group)과 기술위원회(Technical Working Goup)을 만들었고, Industrial Partnership 프로그램이 탄생하였음.

- Industrial Partnership Program에는 지멘스, 프라마툼 등 유럽의 대표적인 6개의 원자력 산업체가 참여함. 자문단과 기술위원회는 100Wth 데모에 대한 필요성을 제기하였고 프로젝트 명을 ASAP_DEMO로 명명함. 초기비용으로 이태리, 불란서, 스페인이 각기 10MECU 씩을 출자하기로 함. 현재 Dr. Rubbia가 주관하는 TWG가 주축이 되어 Roadmap 작성 중.
- 제 5차 유럽연합 연구프로그램에는 ADS관련 13개의 프로젝트가 수행될 예정임. (총 예산은 5천만불/3년)

시스템 특성은 유럽내 국가별로 후행 핵주기 정책에 따라서 그리고 그 용도에 따라 약간씩 다르다. 그러나 아래와 같은 공통적인 특성을 가지고 있다.

- 노 심 : TRU(불란서는 MA가 주종)와 Tc-99, I-129을 주 핵변환 대상으로 함. 고속 중성자를 시스템의 대표적 중성자 에너지 특성으로 함.
- 냉각재 : Pb-Bi를 제 1옵션으로 하며, 나트륨도 고려하고 있음. Pb-Bi 열수력 실험관련하여 PSI, FZK등에 실험장치가 건설되었고 TECLA 등과 같은 공동 프로그램이 운영 중임. 또한 열수력 코드 개발을 위해 CEA, FZK를 중심으로 BWG(Benchmark Working Group)을 운영중 임.
- 핵연료 : 산화물 연료를 비롯 다양한 옵션이 연구중이며 최근에는 질화물연료에 대한 연구가 유럽공동체 연구 프로그램(주관은 스웨덴 RIT)으로 선정되어 시작되었음. 연료실험에 대해서는 Phoenix를 이용할 예정임. 미국에 비해 금속연료 선호도는 상당히 약함.
- 표 적 : 대부분의 연구기관 또는 국가에서 Pb-Bi를 표적물질로 선

정하였음. 미국의 LANL 실험장치에 대응하여 PSI, CEA가 주축이 되어 MEGAPIE 프로젝트를 추진하게 되었고 현재 6백만 달러의 예산을 확보한 상태임.

다. 일본

일본은 1988년도에 국제 공동연구 핵변환 프로그램으로 OMEGA를 제안하면서 핵변환 연구의 세계적 활성화를 유도한 국가이다. JAERI, JNC, CRIEPI 등이 참여하고있으며 OECD/NEA와 연계하여 수행 중이고 연구기관별로 일정한 기술적 역할분담을 수행하고 있다. 예를들어 JAERI는 습식처리(PUREX)에 근간을 두고 Nitride 연료 형태에 대한 미임계 연구를 수행하고 있고 JNC는 TRUEX에 기본을 둔 새로운 연료재순환 기술에 역점을 두고 있으며 CRIEPI는 건식처리 기술개발을 수행하고 있다. JAERI는 1999년 10월 IAEA 회의에서 미임계가 임계 ABR(Actinide Burning Reactor) 보다 기술적으로 적합함을 피력하였고 현재 JAERI에서는 NSP(Neutron Science Project)를 발족하였고 문부성산하 KEK와 공동으로 JAERI에 대용량 양성자 가속기 건설을 정부로부터 승인 받은 상태이다. 따라서 향후 JAERI에서의 미임계 핵변환연구는 문부성과의 Joint Project에서 수행될 것이다[4]. 일본이 추구하고 있는 미임계 핵변환 시스템은 개념이 아직 open된 상태이나 대체적으로 추구하고 있는 시스템 사양은 아래와 같다.

- 노 심 : MA와 Tc-99, I-129을 주 핵변환 대상으로 함. 고속 중성자를 시스템의 대표적 중성자 에너지 특성으로 함.
- 냉각재 : Na와 Pb-Bi를 냉각재로 동시에 고려하고 있음. Pb-Bi 열수력 실험관련하여 IPPE 등에 자료생산을 위탁하고 있음. 아직 일정규모의 독자적인 Pb-Bi Loop는 확보하지 못한 상태임.
- 핵연료 : 질화물, 금속연료에 대한 선호도가 큰 편이며 질화물 연료에 대해서는 상당한 실험이 진척되었음.

- 표 적 : 고체 텅스텐과 액체 Pb-Bi를 표적물질로 고려하고 있음. 아직까지는 텅스텐 표적에 대한 선호도가 큰 편임.

제 2 절 국내 기술개발 현황

국내연구는 한국원자력 연구소를 주축으로 서울대 등에서 연구가 진행중이다. 서울대 등에서는 임계 방식을 이용한 핵종변환을 원자력연구소에서는 미임계 방식을 이용한 핵변환 시스템 HYPER를 설계하고 있다. 한국원자력연구소에서는 1997년부터 미임계 핵변환 연구를 원자력 중장기 연구로 수행해오고 있으며 현재 전체 개념에 대한 시스템 사양 선정을 완료한 상태이다. 한국원자력연구소에서 HYPER 시스템관련 수행하고 있는 기술동향은 아래와 같다.

- 노 심 : TRU와 Tc-99, I-129을 주 핵변환 대상으로 함. 고속 중성자를 시스템의 대표적 중성자 에너지 특성으로 하고 있으며 주기길이를 1년으로 목표하고 있고 이를 위한 반응도 변화폭을 줄이기 위해 가연성 흡수체 연구를 수행하고 있음. 또한 최적 미임계도 선정을 위한 노심의 안전성과 경제성에 대한 연구도 수행하고 있음.
- 냉각재 : Pb-Bi를 냉각재로 선정하였고 Loop개념을 도입하여 노심 냉각을 시도하고 있음. Pb-Bi 열수력 자료 및 관련 노심 해석용 전산코드 확보에 많은 노력을 하고 있음.
- 핵연료 : 금속연료를 주 핵연료 형태로 선정하였고 관련 모의 전산코드를 개발하고 있음. 전산 모델링의 정확성 향상을 위해 기본물성 및 노내거동 실험자료 확보를 계획하고 있음.
- 표 적 : 액체 Pb-Bi냉각재를 표적물질로 혼용하고 있음. 기본적인 핵파쇄 특성에 대한 분석은 완료한 상태이고 빔창의 재료손상 등 수명연장 방안에 대한 연구가 주로 진행되고 있음.

제 3 장 연구개발 수행내용 및 결과

본 과제의 제 1단계 목표는 전체 미임계 시스템에 대한 개념확립 및 요소기술 도출이다. 따라서 제 1단계의 연구 내용은 크게 두 가지 과정으로 압축될 수 있는데, 그 첫 번째는 본 핵변환과제에서 목표로 하고 있는 TRU 및 Tc-99, I-129의 핵변환을 최적화할 수 있는 미임계 핵변환 시스템의 노심, 핵연료, 냉각계통, 표적 등에 대한 개념을 선정하는 것이고 그 다음은 이들 선정된 개념에 대한 기술적 문제점을 파악하여 개발이 요구되는 요소기술을 각 분야별로 정리하는 것이다. 미임계 핵변환시스템을 구성하는 네 가지 계통에 대한 개념선정 연구와 관련하여 제 1단계 동안 수행된 연도별 주요 세부 연구목표 및 상호 연계관계는 아래와 같다.

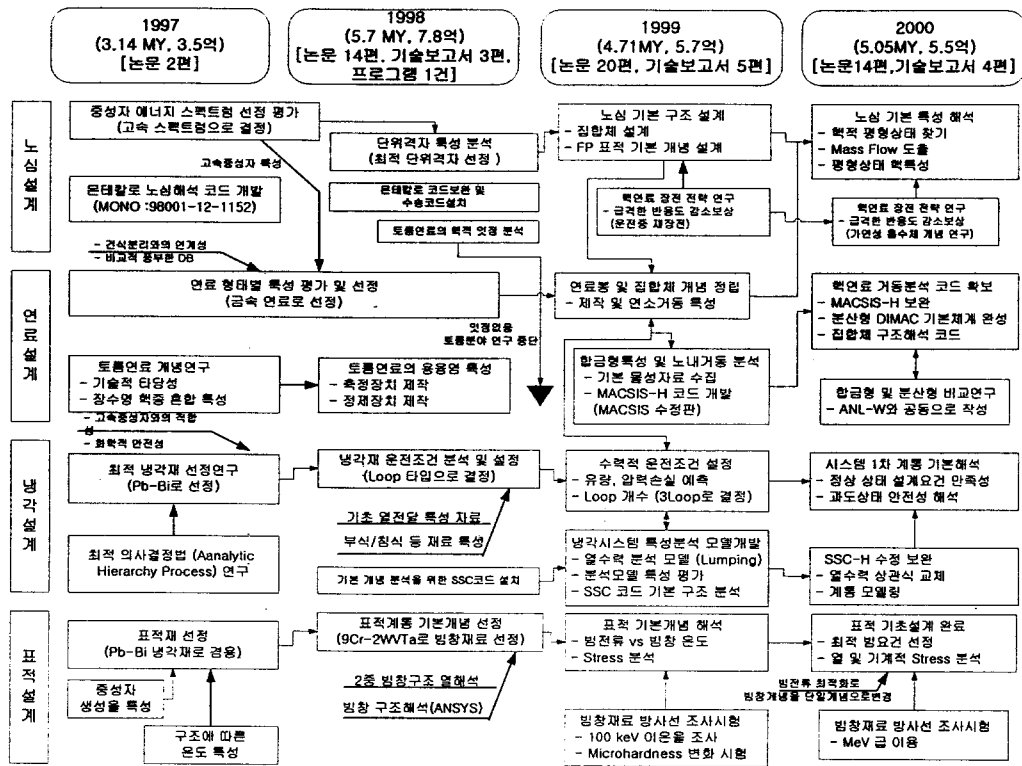


그림 3-1 제 1단계 연구 세부 분야간 연계

제 1 절 노심설계

1. 서론

HYPER 시스템에서 선택하고 있는 핵연료 순환주기 개념은 기술외적 부담을 최소화한다는 측면에서 악티나이드 핵종 비분리를 근간으로 하며 전체적인 순환절차는 그림 3.1.1-1과 같다.

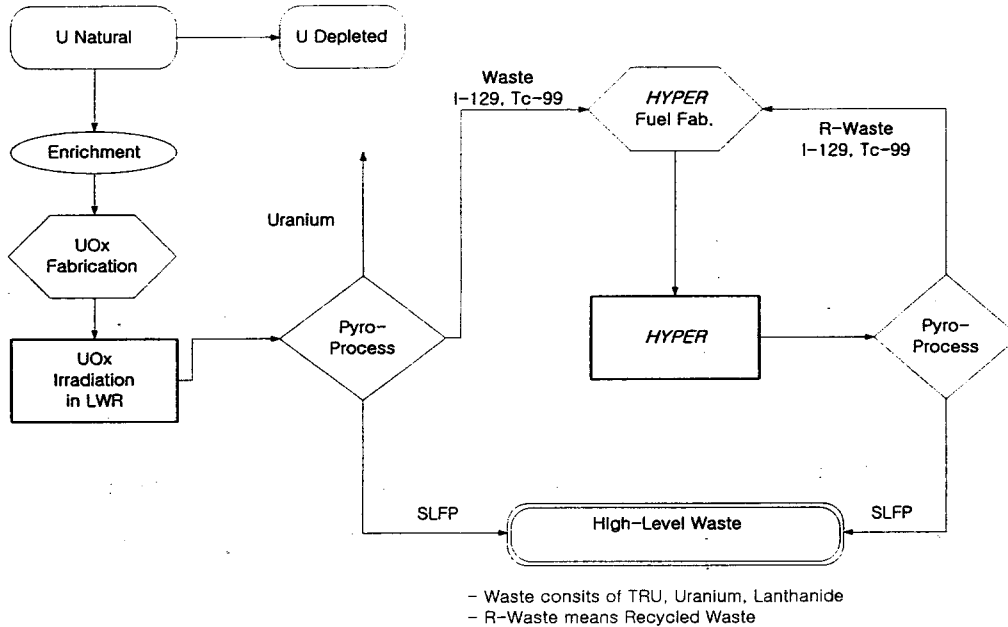


그림 3.1.1-1 악티나이드 핵종의 순환 핵변환 개념

상기의 개념에 근거하였을 때 물질의 균형적 측면에서 HYPER노심은 1) 모든 악티나이드 핵종에 대해 균일한 핵변환 능력을 가져야 하며, 2) Tc-99, I-129의 축적을 피하기 위해서는 이들 핵종의 SR(Support Ratio : 동출력의 경중수호가 연간 배출하는 양과 핵변환로가 처리할 수 있는 양의 비)이 악티나이드에 대한 SR과 매우 유사해야한다. 이러한 특성을 노심설계의 기본 목표로 하여 중성자에너지 스펙트럼 선정, 단위격자 설계, FP집합체 설계, 가연성 흡수체 설계 등의 연구를 수행하였다[3.1-3.3].

노심설계 연구는 다양한 개념에 대한 Survey적 성격이 강하였으므로 이에 적합한 몬테칼로 전산코드 활용을 기본원칙으로 하였고 이를 위하여

기존의 MCNP와 ORIGEN2를 결합한 노심해석용 전산코드를 개발하여 활용하였다.

악티나이드 핵종의 균일한 핵변환 측면에서 고속중성자 시스템이 선정되었으며 격자설계시 P/D의 변화는 노심의 핵특성에 거의 영향을 주지 않음이 판명되어 열수력적 측면에 근거하여 P/D가 1.4 이상인 loose lattice를 기본으로 하였다. 핵분열 생성물은 열중성자에 보다 효과적으로 핵변환된다는 사실에 입각하여 국부중성자를 생산하여 사용하는 핵분열생성물집합체 설계를 수행하였으며 약 6개의 FP집합체가 HYPER노심의 중심부에 장전되었을 때, $SR(TRU) \cong SR(FP)$ 가 된다.

TRU만을 연소할 경우 반응도 감소가 매우 심하므로 이를 보상하기 위해서 토륨을 핵연료에 혼합하는 방법에 대해서 검토하였다. 계산결과 고속 중성자를 근간으로 하는 HYPER 시스템에 있어서 토륨은 기대한 만큼의 반응도 보상효과를 줄 수 있는 것으로 판단되었다[3.4]. 그러나 토륨의 보상은 TRU 소각률을 감소시켜 HYPER시스템의 Support Ratio 감소를 유발한다. 따라서 다른 방법의 반응도 보상방안으로서 가연성 흡수체 개념을 도입하였다. 가연성 흡수체로서는 90%농축된 B-10을 가정하였고 평가 결과 약 40%의 보상효과가 있음이 발견되었다.

가속기 빔에 의해서 생성되는 외부 중성자원의 증폭은 노심의 배치에 크게 영향을 받음이 발견되었다. 특히 노심 반경방향의 출력분포가 평탄화 될수록 외부 선원의 증폭율이 최대 10%까지 감소됨을 알 수 있었다. 또한 빔튜브의 직경에 의해서도 효율의 변화가 나타났는데, 튜브의 직경이 25cm일 때 가장 높은 효율을 보였다.

급작스런 온도 또는 반응도 삽입에 의해서 발생하는 노심의 과도 현상을 분석하기 위해서 열수력 케환효과를 포함한 노심 동특성 전산 코드를 개발하였고 이를 근거로 노심의 과도현상을 분석하였다. 외부로부터 1.0\$의 반응도가 노심에 삽입되어도 출력변화는 8.24% 정도만이 증가하였고 그 결과 노심 냉각재 온도가 10~20℃ 증가함을 알 수 있었다. 따라서 반응도 삽입에 의한 HYPER노심의 안전성을 확인할 수 있었다. 그러나 가속기 빔출력 변화에 대해서는 노심이 민감하게 반응함을 확인하였고 가

속기 운전의 안정성이 노심에 매우 중요하다는 판단을 할 수 있었다.

노심의 선형적인 반응도 감소 그리고 출력분포를 고려하여 HYPER노심에 대한 핵연료 배치 전략을 마련하였다. 전체적으로 노심을 4개의 서로 다른 TRU 농축 지역으로 선정하였고 scattered 재장전 방식 개념을 도입하였다. Scattered 방식 장전 특성에 따라 HYPER노심은 엄밀한 의미에서 평형상태에 도달하기가 매우 어려움을 알 수 있었다. PWR 사용후연료에서 Pu-239가 약 47%를 차지하는 반면, 재순환 주기에서 장전되는 핵연료에서는 Pu-240이 가장 큰 중량비를 가진다. 주된 이유는 Pu-239는 비교적 빠르게 연소되는 반면 Pu-240의 연소는 느리기 때문이다. 한편 사용후연료로부터 생성되는 TRU에는 Recovery factor를 99.9% 가정할 때, 우라늄의 중량비가 약 9% 정도 된다. 그러나 재순환이 되면서 점진적으로 증가하여 20주기 이후에는 약 20% 정도로 증가하였다. U-238의 중량비 증가는 TRU 연소도를 감소시키는 결과를 가져오며 한편으로 U-238의 증가는 노심연소 반응도 변화를 초기노심에 비하여 약간 감소시키는 효과도 있다. 1GW 열출력 HYPER 노심은 연간 약 258 kg의 TRU를 소모함을 알 수 있었다. 그리고 노심 전체의 평균적인 TRU 연소도는 약 19.5 a/o 로 평가되었다. HYPER 재순환 노심의 주기초 양성자 빔은 약 11-13mA이고, 주기말에는 약 32-34mA가 요구된다. 주기말 양성자 빔이 매우 큰 것은 반응도가 선형적으로 감소하여 주기말에 약 0.93 정도가 되기 때문이다. 재순환 주기의 가속기 출력은, 핵분열생성물의 축적에 따라서 초기노심에 비하여 10~20% 정도 증가한다. 특히 각 주기에 따라서 가속기 출력이 약간씩 변하는데, 이는 노심의 출력분포가 주기마다 크게 다르기 때문이다. HYPER노심은 제 20주기에 도달했을 때, 노내 재고량이 매우 적은 U-236, Cm-245과 같은 핵종을 제외하고 대부분의 핵종이 연소기간 동안 재고량이 감소함을 확인할 수 있었는데, 이는 20주기에서 HYPER 노심이 핵종 질량관점의 준평형상태에 도달하였음을 나타낸다. 준 평형상태에 도달한 HYPER노심은 연소에 따라 출력분포는 중심부 출력이 증가하고 외곽 출력은 감소하는 방향으로 나타났다. 특히 가장 중심에 있는 집합체에서의 출력변화가 가장 컸다. 주기초 집합체 최대

침투출력은 외곽의 집합체에서 발생하며 1.510이고, 주기말 최대 침투출력은 중앙부근의 농축도 영역에서 발생하며 침투출력은 1.413 정도였다. 집합체내에서의 출력변화는 일반적으로 크지 않기 때문에 이러한 집합체 침투출력은 열적 여유도가 충분함을 보여주었다.

표 3.1.1-1 재순환 노심에서의 외부 중성자 증폭 및 가속기 출력

주기	배치 (신연료)			k-eff (BOC)	외부 중성자 증폭인자		양성자 전류* (mA)	
	L	M	H		BOC	EOC	BOC	EOC
17	5	5	7	0.98378	31.3	11.3	10.6	32.4
18	1	6	1	0.97887	25.0	10.5	13.4	34.2
19	2	1	2	0.97874	28.3	10.8	11.8	33.4
20	3	2	3	0.98970	27.3	11.2	12.2	32.3

* 1 GeV 양성자, 양성자 당 핵파쇄 중성자 = 29.26

제 1단계의 연구결과 노심의 개념이 보다 최적화 되기 위해서는 1) 외부중성자원 증폭 극대화 방안, 2) TRU 연소도 최대화, 3) 연소반응도 변화 최적화, 4) 최적 미임계도 선정 등에 대한 연구가 보다 심도있게 진행되어야 함을 알 수 있었다. 이들에 대한 연구는 연구결과에 대한 신뢰도 및 연구인력의 효과적 활용차원에서 국제공동 연구가 바람직하다고 판단하였으며 현재 유사한 노심설계를 수행하고 있는 ANL과 공동으로 보조를 맞추어서 설계를 수행할 예정이다.

2. 노심 중성자 에너지 스펙트럼 선정 연구

가. 주요 연구내용

가속기 미임계 핵변환 시스템 HYPER 설계의 주 목적은 경수로 사용 후 핵연료에서 방출된 장수명 초우란 원소(TRU)와 핵분열 생성물인 Tc-99, I-129의 핵변환에 있다. 중성자 에너지 스펙트럼 특성에 따라 이들 핵종의 핵변환 특성이 크게 달라진다. 본 연구 항목에서는 TRU 핵변환 측면에서 어떤 중성자 스펙트럼이 보다 적합한지를 평가 분석하였다.

대표적인 열중성자 미임계 시스템 모델로 CANDU형을 그리고 고속 중성자 미임계 시스템 모델로 KALIMER를 각각 선정 하였다. 이들 두가지 시스템을 대상으로 연소도에 따른 각 시스템의 핵과쇄 중성자 증배율의 변화, 요구되는 가속기 출력 변화, 핵변환력 등을 비교, 분석하였다. 또한, 특정 원소의 불연소 및 지속적 누적을 피하고 연료 재순환시의 화학적 처리 부담을 최소화할 수 있도록 하기 위하여 시스템의 불균등연소율(Non-Uniform Transmutation Factor)을 정의하고 이를 분석, 비교하였다.

나. 연구결과

본 연구에서 핵변환의 대상으로 삼는 TRU는 경수로에서 약 33,000 MWD/MTU까지 연소된 후 10년간 냉각된 것이다. 주지되고 있는 바와 같이 TRU의 궁극적 핵변환은 중성자에 의한 핵분열로만 완성되며 중성자 흡수에 의한 단순한 Conversion은 해당 독성 원소의 다른 독성 원소로의 전이일 뿐 진정한 의미의 핵변환으로 볼 수 없다. 또한, 특정 원소만을 집중적으로 연소시키거나 혹은 연소가 진행됨에 따라 특정 원소(들)가 지속적으로 누적되고 있는 시스템은 핵연료 재순환시 화학적 처리 부담을 가중시킬 뿐 아니라 누적되는 원소들의 궁극적 처리방법을 제시할 수 없다는 점에서 진정한 의미의 핵변환 시스템으로 볼 수 없다.

각 시스템의 연소 특성을 파악하기 위하여 각각의 노심에 상기의

TRU연료를 충전하고 1년간의 연소 계산 결과 TRU의 평균 연소율은 열중성자 시스템과 고속중성자 시스템에서 각각 0.2744 와 0.1364로 계산되었다. 그림 3.1.2-1에서 그림 3.1.2-4까지는 연소기간중의 주요 TRU핵종들의 표준화된(normalized) 잔존량 변화를 보여주고 있다.

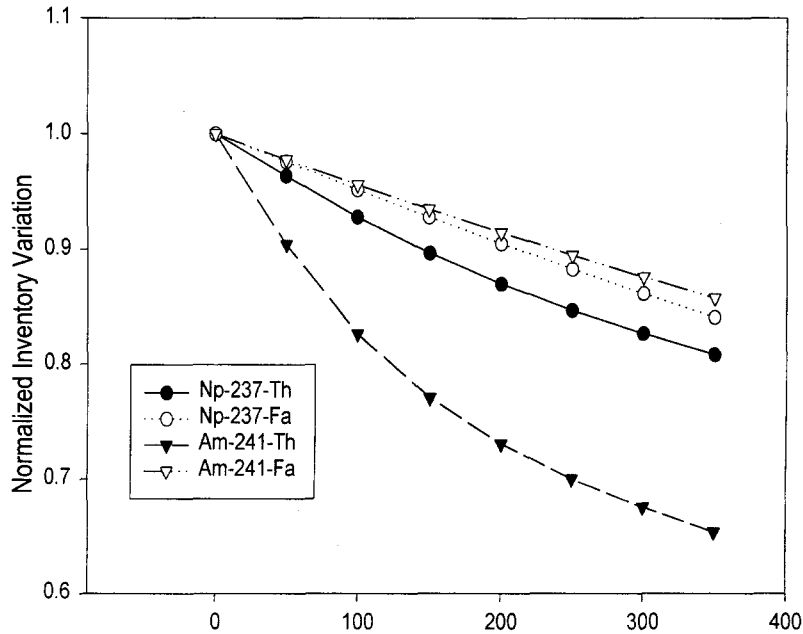


그림 3.1.2-1 Np237과 Am241의 표준화된 잔존량 변화

그림 3.1.2-1에서는 Np237과 Am241의 경우 열중성자 시스템에서 현저하게 빠른 감소를 보이고 있음을 보여준다. 이들 원소들의 중성자 흡수 단면적 대비 핵분열 단면적(fission-to-capture ratio)을 살펴보면 열중성자 영역에서의 값이 고속 중성자 영역에서의 값에 비해 약 200-300배 작음을 알 수 있다. 이로 보아 열중성자 시스템에서 연소된 Np237이나 Am241원소들의 대부분은 핵분열에 의해 안정 혹은 단반감기의 핵종으로 소멸 처리되기보다는 중성자의 흡수를 통해 Pu238이나 Cm242, Cm244같은 또다른 악티나이드 핵종으로 단순히 변환되었음을 추정할 수 있다. 그림 3.1.2-2에서 이와 유사한 현상이 Pu239나 Pu241원소들에서도 나타남을 관찰할 수 있으며 그림 3.1.2-3와 3.1.2-4에서 나타나고 있는 열중성자 시스

템에서의 Pu238, Pu242, Cm244등의 원소들의 급격한 증가가 이를 입증하고 있다.

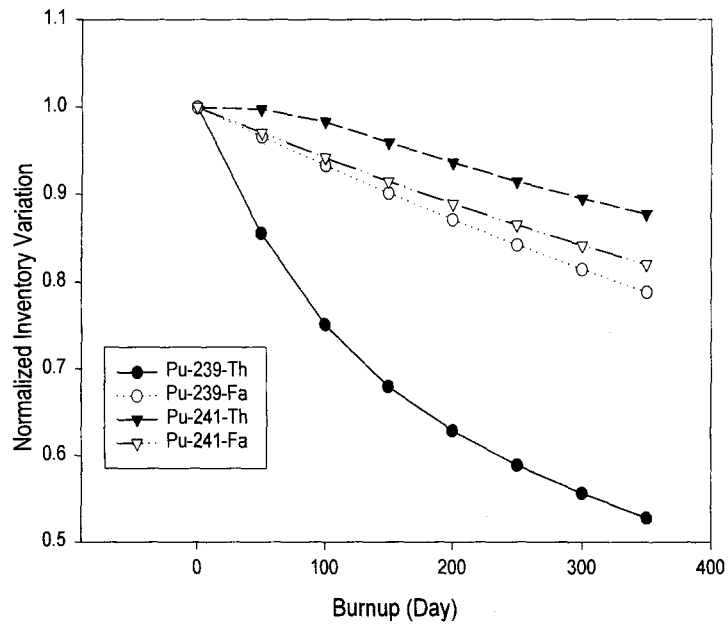


그림 3.1.2-2 Pu239와 Pu241의 표준화된 잔존량 변화

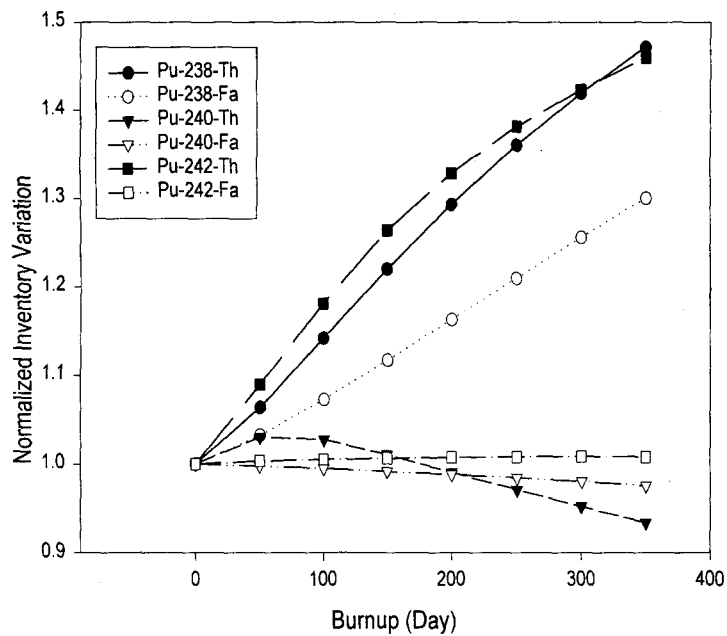


그림 3.1.2-3 Pu238과 Pu240, Pu242의 표준화된 잔존량 변화

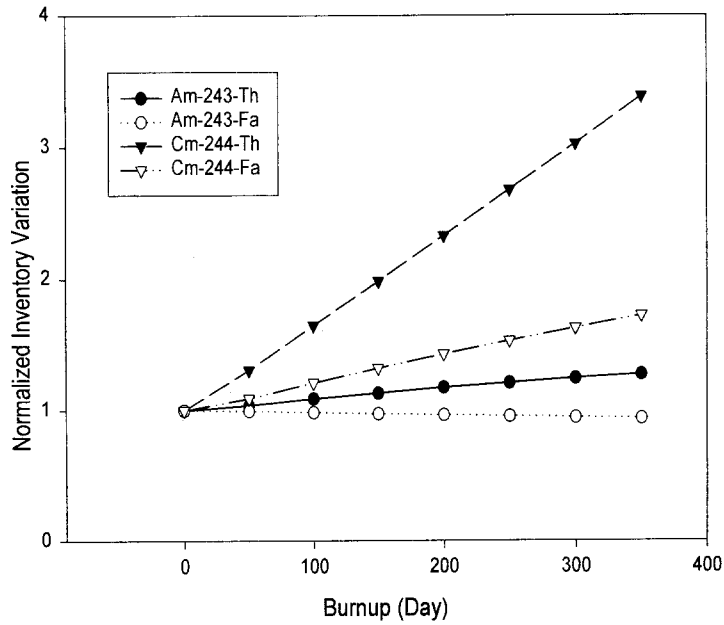


그림 3.1.2-4 Am243과 Cm244의 표준화된 잔존량 변화

전술한 바와 같이 이러한 선택적 연소 및 특정 원소들의 지속적인 누적은 연료 재순환시 그 화학적 처리 부담을 가중시킬 뿐 아니라 그 누적 원소들의 궁극적 소멸 처리 방안의 어려움으로 인해 핵변환의 근본적 목적에 부합되지 않는다고 볼 수 있다. 그림 3.1.2-5와 3.1.2-6은 열중성자 시스템과 고속중성자 시스템에 있어서 각 TRU 핵종들의 연소율을 보여주고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 고속중성자 시스템에서는 열중성자 시스템에서보다 훨씬 균일한 연소율을 가짐을 확인할 수 있다.

이상의 계산 결과를 종합하여 주어진 시스템에서 TRU의 균등한 연소 능력을 분석하기 위한 척도로써 시스템의 불균등연소율(NTF: Non-uniform Transmutation Factor)을 아래와 같이 정의하였다.

$$NTF = \sqrt{\frac{\sum_i (X_i - \bar{X})^2}{N-1}}$$

\bar{X} = TRU의 평균 연소율 ($=\Delta TRU(T)/TRU(0)$),
 $\Delta TRU(T)$: 시각 T 에서의 TRU 연소량 ($=TRU(0)-TRU(T)$),
 $TRU(0)$: 초기 TRU 장전량,
 $TRU(T)$: 시각 T 에서의 TRU 잔존량,
 X_i : i 핵종의 소각률 ($=\{TRU_i(0)-TRU_i(T)\}/TRU_i(0)$),
 N : 핵종수.

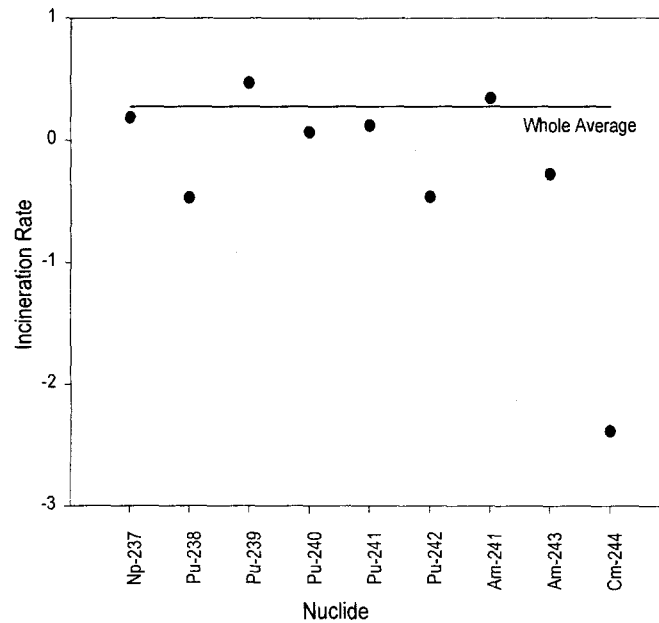


그림 3.1.2-5 열중성자 시스템에서의 각 TRU핵종들의 연소율

미임계 핵변환로에서 열출력은 시스템의 핵과쇄 중성자에 대한 증배율 및 가속기의 빔 출력에 의하여 결정된다. 주지되어 있는 바와 같이 미임계로는 그 특성상 일반적 상업용 동력로와는 달리 초기의 여유 임계도를 가질 수 없기 때문에 운전기간 중 동일출력을 유지하기 위해서 TRU의 연소에 따른 시스템의 반응도 변화에 따른 가속기 빔 출력의 변화가 요구된다. 따라서 가속기 빔 출력의 변화가 필수적으로 요구되지만 효율적인 운전을 위해서 가능한 한 소폭의 빔 출력변화가 바람직하며 또한 요구 빔 출력의 증대는 필연적으로 경제적 손실을 유발시키므로 이를 극소화 할

수 있는 시스템이 바람직하다 할 수 있다.

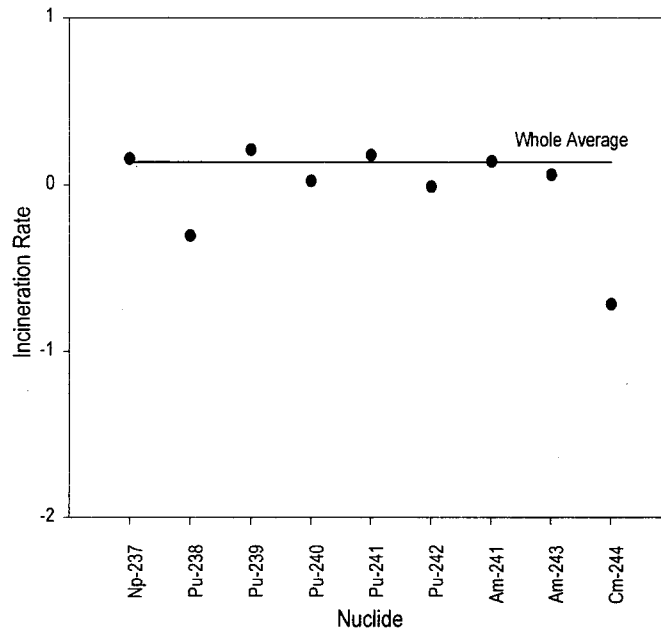


그림 3.1.2-6 고속중성자 시스템에서의 각 TRU핵종들의 연소율

그림 3.1.2-7은 연소의 진행에 따른 두 시스템들의 핵분열 중성자들에 대한 증배율(이하 '증배율'로 약칭)의 변화를 1년간 추적한 결과를 보여주고 있다. 두 시스템의 초기 증배계수는 0.97로 동일하게 조정하였으며 그때 열중성자 시스템과 고속중성자 시스템의 증배율은 각각 19.469와 30.905로 계산되었다. 그림 3.1.2-7에서 볼 수 있듯이 증배율은 첫 연소구간에서 급격한 감소를 보이고 있는데 이는 TRU의 연소로 인해 생겨난 핵분열 생성물들 중 중성자 흡수 단면적이 큰 물질들로 인한 반응도의 감소가 주원인으로 보인다. 이들 핵분열 생성물들의 중성자 흡수 단면적은 열중성자 영역에서의 값이 고속중성자 영역에서의 값보다 현저히 크고 그 결과 열중성자 시스템에서의 증배율의 감소폭이 고속중성자 시스템에 비해 상대적으로 크게 나타남을 확인할 수 있다. 100일 이후부터 나타나는 증배율의 감소율의 저하 혹은 소폭의 증가는 TRU의 연소 및 핵분열 생성물들의 증가로 인한 시스템의 반응도 감소를 보상하기 위해 초기에 TRU와 함께 연료에 첨가한 토륨(Th232)이 중성자의 흡수를 통하여 변환된

U233의 효과이다. 그러나 그것에 의한 반응도의 상승정도는 핵분열 생성물에 의한 반응도 감소에 비해 상대적으로 미약하므로 연소에 따른 반응도 감소를 효과적으로 보상하여 증배율을 일정하게 유지하기 위해서는 새로운 방법에 대한 연구·분석이 필요함을 확인할 수 있다.

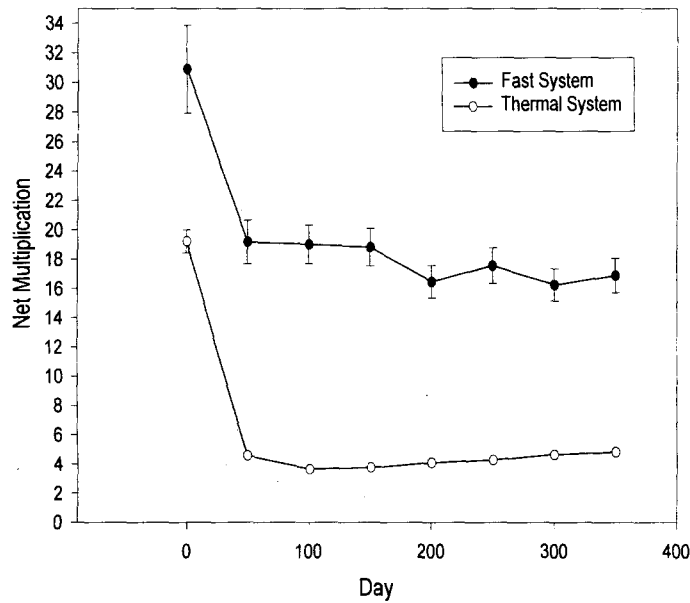


그림 3.1.2-7 연소에 따른 시스템의 핵파쇄 중성자의 증배율 변화

그림 3.1.2-8은 연소에 따라 동일출력 유지를 위해 요구되는 두 시스템의 가속기 빔 출력변화를 보여주고 있다. 예기된 바와 같이 열중성자 시스템에서는 급격한 반응도의 감소를 보상하기 위해 가속기 빔 출력의 대폭 증가가 요구되고 있다. 초기에 요구되는 빔 출력은 열중성자 시스템과 고속중성자 시스템이 각각 27.99mA와 10.19mA로 나타나고 있으나 연소기간 중 요구되는 빔 최대출력의 경우 두 시스템이 각각 175.89mA와 18.49mA로 계산되었다. 이와 같이 빔 출력의 대폭 증가가 요구되는 경우 가속기 빔창 설계의 어려움은 물론이고 대용량 가속기의 구동에 필요한 전력소모로 인한 경제적 손실과 대용량 가속기의 건설에 따른 기술적, 경

제적 어려움이 큰 문제점으로 부각될 수 있다.

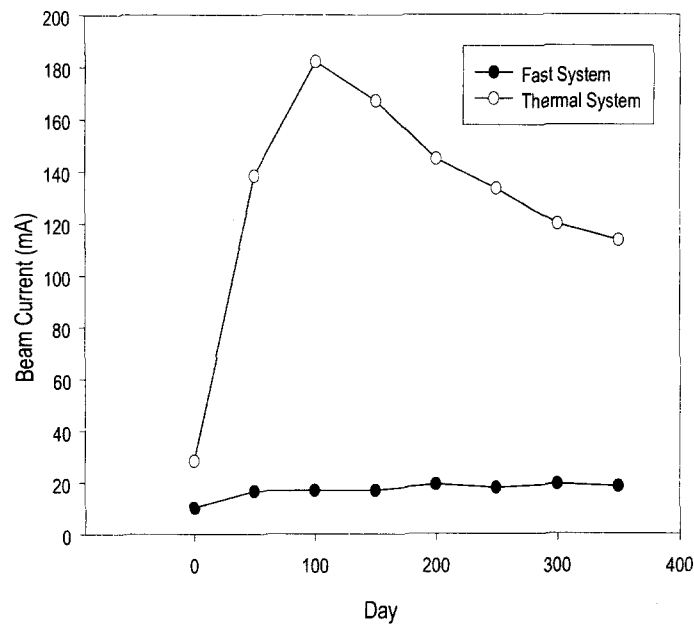


그림 3.1.2-8 연소에 따른 가속기 빔 요구 출력 변화

이상의 계산 결과를 종합하여 연소에 따른 각 시스템의 반응도 변화 및 그에 의하여 요구되는 가속기 빔 출력의 변동폭을 분석하기 위한 척도로서 시스템의 최대 빔 출력 변동률(BF:Beam power Fluctuation factor)을 아래와 같이 정의하였다.

$$BF = I(Max)/I(Min),$$

$I(Max)$: 운전중 요구되는 최대 빔 출력,

$I(Min)$: 운전중 요구되는 최소 빔 출력.

상기의 정의에 따라 두 시스템의 최대 빔 출력 변동률을 분석한 결과 열중성자 시스템과 고속중성자 시스템의 BF는 각각 6.28과 1.89로 계산되었다. 전술한 바와 같이 가속기 빔장의 설계가능성, 핵변환 시스템 운전

의 효율성과 경제성, 대용량 가속기 건설에 따르는 건설비용 증대 등을 고려할 때 운전중 요구되는 빔 출력의 변동을 최소화함이 바람직하다. 따라서 연소에 따른 시스템의 반응도 변화특성의 평가에 있어서도 고속중성자 시스템이 열중성자 시스템에 비하여 상대적으로 우수함을 확인할 수 있다.

원자로 시스템에 있어서 침투출력은 핵연료의 안전성/경제성과 관련하여 매우 중요한 인자이다. 두 가지 시스템에 대한 노심의 반경방향에 따른 집합체 평균출력 분포의 변화는 그림 3.1.2-9,10과 같다.

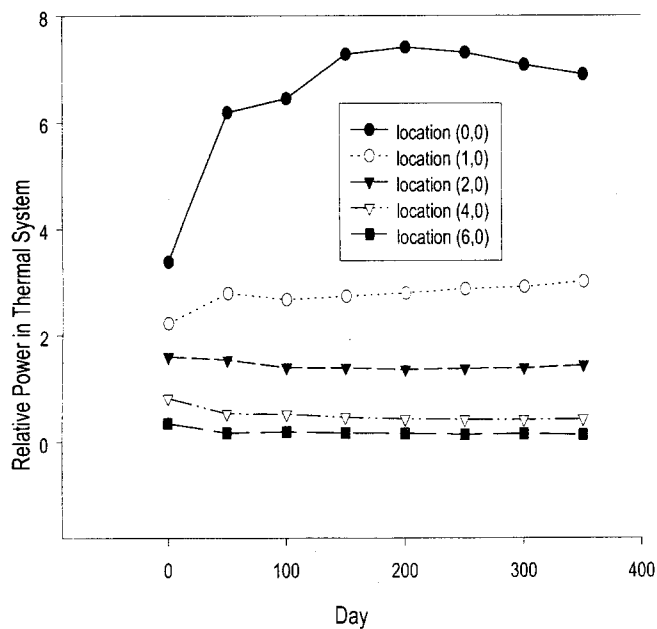


그림 3.1.2-9 열중성자 시스템 침투출력

열중성자 시스템의 경우 주기초 주기말에서 각기 3.39, 6.91이라는 침투값을 보였고 반면에 고속중성자 시스템은 1.76, 1.96으로 연소시점에 무관하게 매우 고른값을 보인다. 열중성자 시스템에 있어서 침투출력이 매우 큰 이유는 중성자 흡수 단면적이 큰 관계로 중심부의 중성자가 외곽으로 충분히 확산되기 이전에 모두 흡수되어버린 까닭이다. 반면 고속중성자는 초우란 핵종에 대해 상대적으로 낮은 반응율을 가지므로 중심에서 생성된

중성자가 보다 넓게 확산될 수 있다. 결론적으로 열중성자 시스템이 보인 6.91인 붕출력의 침투치를 고려할 경우 열중성자 미임계 시스템의 노심 설계는 매우 어려울 것으로 판단되었다.

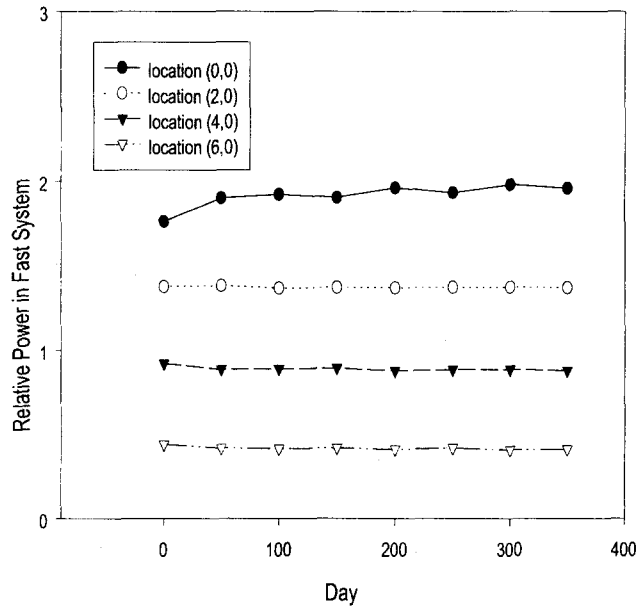


그림 3.1.2-10 고속중성자 시스템 침투출력

이상으로 시스템의 최적 에너지 스펙트럼을 선정하기 위하여, 핵연료 연소에 따른 노심내 핵특성 변화를 살펴보았다. 표 3.1.2-1은 두 시스템의 주요 평가 인자들을 비교한 결과를 요약해서 보여주고 있다. 분석 결과로써 고속중성자 시스템이 열중성자 시스템에 비해 가속기 빔 이용의 효율성, 연소의 균일성 및 연소에 따른 반응도 보상의 용이성 등의 측면에서 상대적으로 우수함을 확인하였다. 열중성자 시스템은 빔출력의 변화율 그리고 핵종의 균일한 핵변환 측면에서, 고속 중성자 시스템에 비해 훨씬 불리한 양상을 보였고 특히 침투 출력에 있어서는 기존 고체연료 개념의 적용을 어렵게할 정도로 높은 값을 나타내었다. 전체적으로 TRU 핵변환로 개념으로서는 고속중성자 시스템이 보다 우수한 것으로 판단되었고 그 결과로 HYPER시스템의 중성자 특성은 고속중성자로 하였다.

표 3.1.2-1 열중성자 및 고속중성자 시스템 특성 비교

비교인자	열중성자	고속중성자
증폭율	19.469(주기초) 5.216(주기말)	30.905(주기초) 16.880(주기말)
빔전류 변화비 (최대/최소)	6.28	1.89
TRU 핵변환양(kg/y)	207.13	318.01
핵종별 비균질 핵변환 지수	1.03565	0.34620
첨두출력	3.39(주기초) 6.91(주기말)	1.76(주기초) 1.96(주기말)
중성자 소멸 방식	핵분열 : 32.2% 포획 : 66.55% 누출 : 1.25%	핵분열 : 33.10 % 포획 : 55.14% 누출 : 11.76%

3. 단위격자 설계 연구

가. 주요 연구내용

노심 설계의 기본은 단위격자의 선정으로부터 시작된다. 단위격자 선정 시 고려되는 주요 인자가 반응도 계수이다. 즉, 음의 반응도 계수를 가지도록 설계함으로써 노심의 고유 안전성을 강화해야 한다.

HYPER시스템은 핵변환 시스템으로서 순환연료주기를 그 근간으로 하고 있다. 그림 3.1.3-1은 HYPER 시스템 연료주기 개념을 나타낸다. 이러한 연료순환주기는 핵연료 장전시 핵연료내의 핵종구성비를 조절하는 것이 사실상 불가능하다(핵비확산성을 높이기 위하여 본 개념을 선택함). 따라서 일부핵종의 경우 지속적으로 누적될 것이며 그 결과 노심의 핵적 특성이 매 주기별로 급속하게 변할 수 있다. 이러한 경우 노심의 설계/제어가 매우 어려워진다. 따라서 본 항목에서는 아래의 연구목적을 가지고 연구를 수행하였다.

- 반응도 계수 측면에서 최적 단위격자 선정
- 지속적인 연료의 재순환에 의한 핵종구성비 변화와 평형 핵종 구성비 존재여부 파악

나. 연구결과

(1) 최적격자 선정

노심의 고유 안전성과 관련하여 반응도계수는 매우 중요한 역할을 한다. HYPER 시스템은 U-238이 전무하기 때문에 도플러 효과에 의한 음의 핵연료 반응도계수는 거의 없다고 생각된다. 따라서 반응도계수 측면에서 냉각재 기포계수만을 고려하였다. 냉각재에 기포가 생성되면 다음과 같은 3가지의 핵적 변화가 발생한다.

- 중성자 스펙트럼 경화에 의한 누수율 증가 [음의 반응도 효과에 기여]

- 스펙트럼 경화에 의한 포획반응 단면적 감소 [양의 반응도 효과에 기여]
- 스펙트럼 경화에 의한 핵분열 단면적 증가 [양의 반응도 효과에 기여]

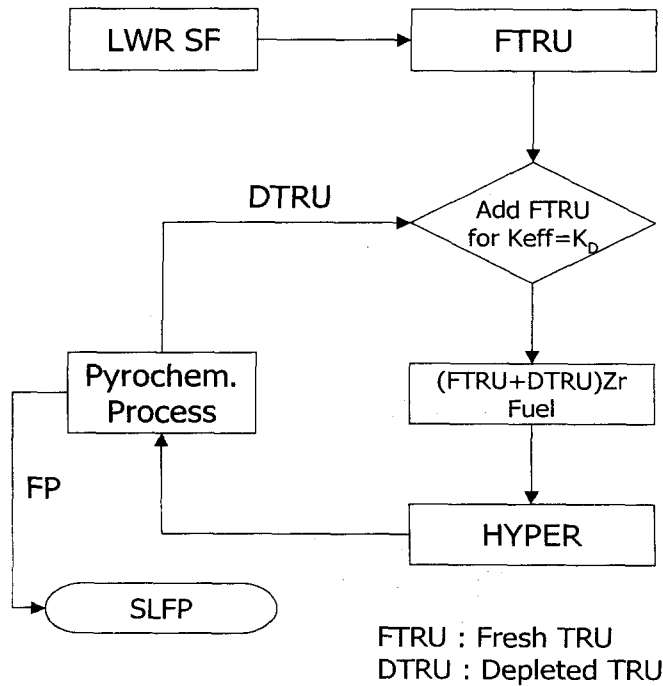


그림 3.1.3-1 HYPER 시스템 핵연료 순환 개념

따라서 음의 기포계수를 유지하기 위해서는 기포발생 시 첫 번째 변화인 누수율 증가가 매우 커야 한다. 본 연구에서 사용한 단위 집합체 기포계수는 무한(infinite) 시스템에 대한 것으로 누수율을 고려할 수 없는 문제점이 있다.

MCNP-ORIGEN2 coupling 코드와 HELIOS 전산코드를 사용하여 기포계수측면에서 1차적으로 핵연료 집합체 격자구조의 최적점을 검토하였다. P/D값의 변화에 의한 기포계수 변화를 분석하기 위하여 직경을 1.0cm, 0.8cm에 고정시키고, P/D값을 1.2에서 2.0까지 변화시켜가면서 무한 단위격자(모든면에 반사체 경계조건)의 증배계수와 냉각재 기포계수를

평가하였다. 분석결과 주어진 직경에 대해 P/D의 변화는 유효증배계수를 거의 선형적으로 증가 또는 감소시킨다. 격자내의 스펙트럼에 크게 영향을 주지 않으면서 냉각재의 절대량 증가는 중성자 흡수체의 증가로 나타남을 반영한다. 이러한 현상은 당연히 양(Positive)의 기포계수를 가져온다. 그림 3.1.3-2은 냉각재 밀도를 90%로 낮추었을 때 나타나는 기포계수를 나타낸다. 냉각재의 절대량이 증가할수록, 즉 P/D값이 클수록 기포계수는 보다 큰 양(Positive)의 값을 가짐을 알 수 있었다.

직경변화가 기포계수에 주는 영향을 분석하기 위하여 P/D를 1.2, 1.5에 고정시키고, D값을 0.6cm에서 2.0cm까지 변화시켜가면서 무한 단위격자(모든면에 반사체 경계조건)의 증배계수와 냉각재 기포계수를 평가하였다. 예상하던 바와 같이 핵연료 직경의 증가는 선형적 증배계수의 증가를 가져왔다. 그러나 기포계수변화는 직경변화에 크게 민감하지 않음을 알 수 있었다. 그림 3.1.3-3은 D변화에 따른 단위격자의 기포계수 변화를 나타낸다.

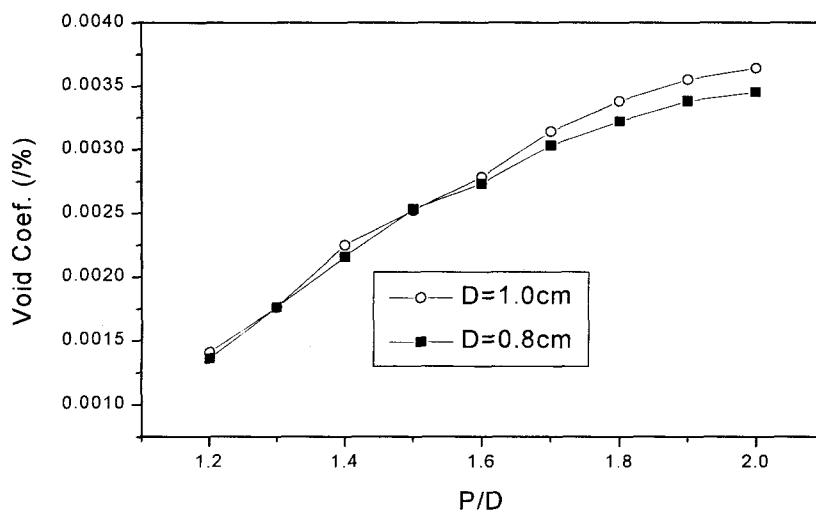


그림 3.1.3-2 P/D함수로서의 기포계수 변화

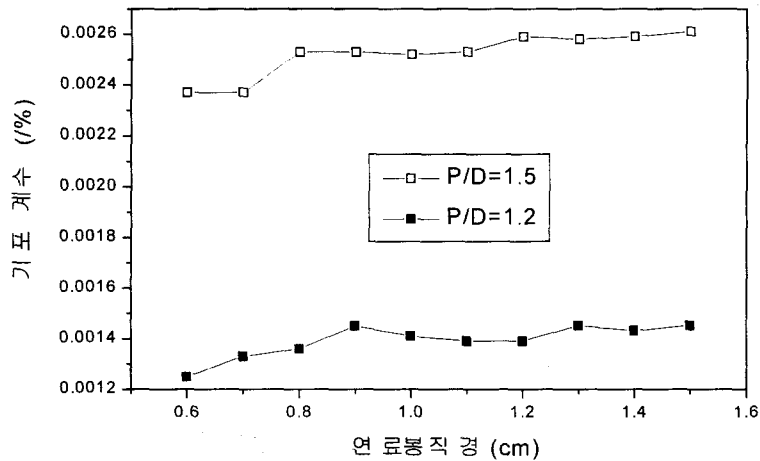


그림 3.1.3-3 연료봉 직경변화에 따른 기포계수 변화

상기의 결과들로부터 TRU-Zr연료를 사용하는 HYPER 핵연료집합체는 기포계수측면에서 핵적 최적점을 가지지 않는다는 것을 확인하였다. 즉 기포계수측면에서 P/D는 작을수록 유리하지만 핵연료봉 직경 D는 직경변화에 크게 민감하지 않다.

기포계수에 유리하도록 무조건 P/D를 줄이는 것은 냉각재 속도를 증가시키는 결과를 낳고 냉각재 펌프에 부담을 주어 열수력 측면에서 매우 불리하다(그림 3.3.4-11 참조). 특히 P/D가 1.4 미만의 밀집격자(tight lattice)는 열수력 측면에서 매우 취약하므로 지양해야한다. 열수력 분야와 협의한 결과 잠정적으로 P/D는 약 1.5 근처가 적당하다고 결론지었다.

기포계수 관련하여 2차적으로 TRU 연소에 따른 변화를 추적하여 보았다. 표 3.1.3-1과 그림 3.1.3-4는 그 결과들을 보여준다. 기포계수는 냉각재의 밀도가 100%, 90%인 상태에서 각각의 무한증배계수를 계산하여 산출하였다. 계산결과로부터 HYPER 시스템의 경우 기포계수는 +0.002△Kinf/k/%로서 TRU연소에 따라 크게 변화하지 않음을 예측할 수 있었다.

(2) 연소에 따른 TRU 핵종농도 변화 및 평형농도의 존재유무

그림 3.1.3-1의 TRU 순환주기를 기본으로 하여 10년간을 연소시켜보았다. 핵연료집합체의 노심 체류기간을 평균 1년으로 가정하였으며, 사용한 전산코드는 REBUS전산코드를 이용하였다. 그림 3.1.3-5,6,7,8,9는 무한 증배계수, TRU Inventory, Pu 동위원소 구성비, Np, Am 농도, 그리고 Cm 동위원소 구성비의 변화를 각각 보여준다.

표 3.1.3-1 기포계수의 변화

Burnup (Days)	기포계수 ($\Delta K_{inf}/k/\%$)	
	Coupling	HELIOS
0	0.00152	0.00217
1	0.00179	0.00218
2	0.00181	0.00217
3	0.00232	0.00217
5	0.00230	0.00217
10	0.00195	0.00217
20	0.00140	0.00217
50	0.00199	0.00217
100	0.00171	0.00217
200	0.00170	0.00216
300	0.00213	0.00214

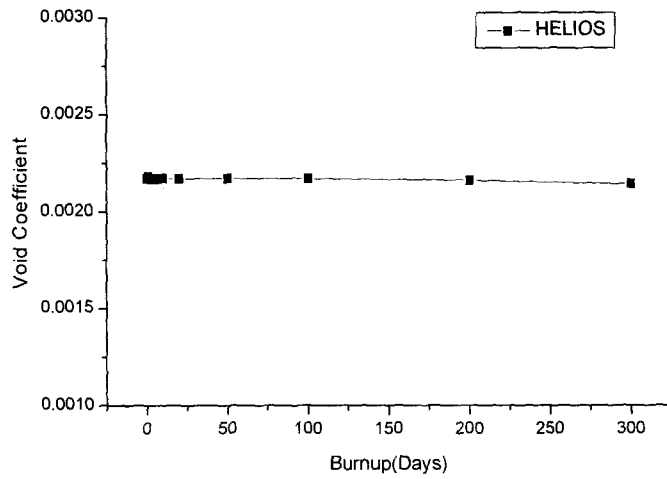


그림 3.1.3-4 연소에 따른 기포계수의 변화

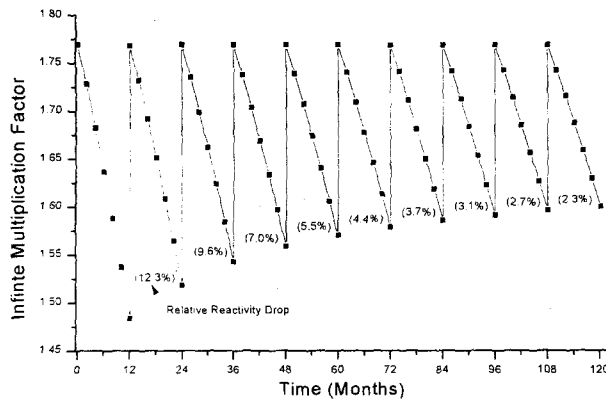


그림 3.1.3-5 무한증배계수 변화

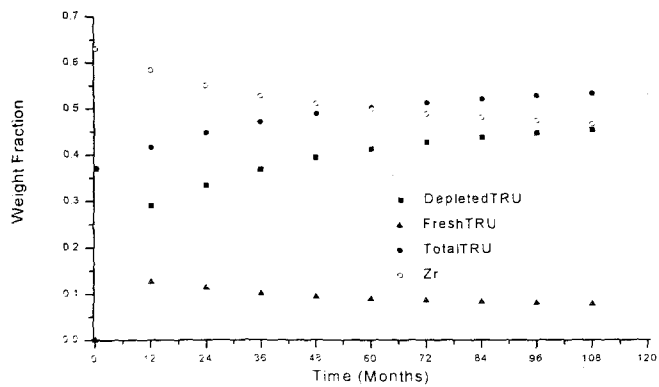


그림 3.1.3-6 TRU Inventory 변화

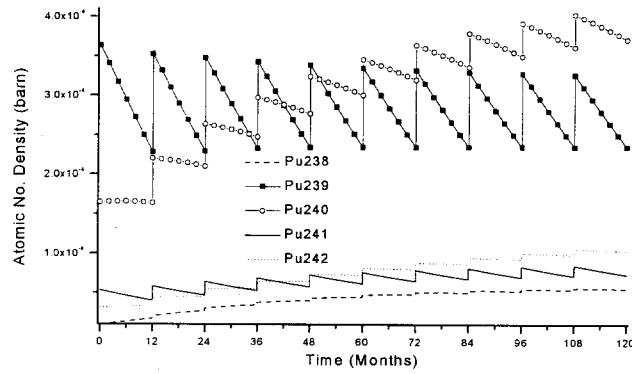


그림 3.1.3-7 Pu동위원소 변화

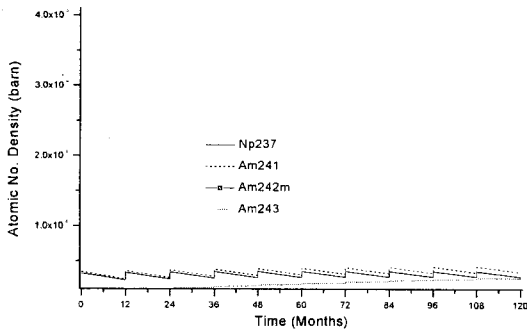


그림 3.1.3-8 Np, Am 농도변화

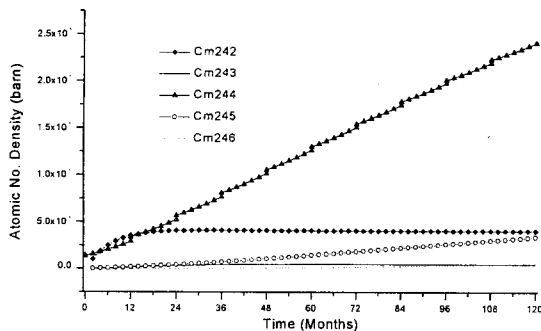


그림 3.1.3-9 Cm동위원소 농도변화

상기의 연소순환주기에 따른 핵적 특성변화 분석결과 아래와 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 연료순환이 5~6 회에 이르면 핵연료 집합체의 방출연소도 변화폭과 주요핵종의 농도변화량이 5%이내가 되며, 핵적특성 변화 측면에서 준평형 상태에 이른다. 따라서 HYPER노심을 대표할 수 있는 핵적 평형상태가 존재한다.
- Pu-238, 240, 242 등은 핵변환되는 양에 비해 유입되는 양이 많아

순환이 계속되면 농도가 증가하나 준평형상태에 이르면 차츰 핵변환되는 양이 증가하여 핵종의 누적현상이 가시적으로 줄어든다. 따라서 순환주기가 증가하면 이들 Pu-238, 240에 의한 핵분열이 증가하여 매 주기당 소멸되는 Pu-239양은 줄어든다.

- 반면에 Cm계열 핵종은 지속적으로 누적현상을 보인다. 그러나 이들이 전체 핵종의 구성비에서 차지하는 비율은 2~3%로서 매우 작아 실제 노심의 핵특성에 미치는 영향은 거의 무시될 수 있다.
- 특이한 사항은 준평형상태에 이르면 Pu-240의 핵종농도가 가장 크다. 또한 Zr에 비해 TRU무게비율이 더 커진다.

4. 핵분열 생성물(FP) 집합체 설계연구

가. 주요 연구 내용

장수명 핵분열 생성물 중에서 HYPER시스템에서 핵변환시키고자 하는 핵종은 Tc-99과 I-129이다. 그런데 이들은 열중성자 영역에서 보다 큰 핵변환 효율을 가지고 있다. 고속중성자 시스템인 HYPER에서 열중성자를 이용하여 핵분열 생성물을 핵변환하기 위해서는 특별한 설계가 요구된다. 핵분열 생성물 집합체 영역에 열중성자를 생산하기 위해서는 그 영역에 상당량의 감속재를 투입해야 한다. 감속재 투입방식으로는 아래와 같은 2가지 방식을 고려할 수 있다.

- (1) 집합체 외곽을 감속재 물질로 채우는 방안(외곽감속)
- (2) 집합체 중심에 감속재를 놓는 방식(내부감속)

그러나 상기의 어떤 방식이던지 간에 기존 노심에 주는 영향은 거의 없어야 한다. 즉, 1) 핵변환량은 최대화 하고, 2) 노심에 주는 영향은 최소화 해야 한다.

핵변환 시키고자하는 Tc-99과 I-129은 중성자 흡수과정을 통해서 핵변환이 이루어진다. 따라서 핵변환량은 단순히 $\int_v \phi \times N \sigma_a dv$ 가 된다. 중성자의 에너지가 열화되면 σ_a 는 증가 한다. 그러나 고속의 중성자가 감속재를 통과하여 에너지를 잃게되면 비록 매우 작지만 감속재에 의한 흡수 그리고 속도의 감소에 의해 중성자속($\phi = n \times v$)은 감소한다. 만약 중성자속의 감소율이 흡수단면적의 증가율을 앞선다면 감속재 설치에 의한 핵변환량의 증가는 전혀 기대할 수 없을 것이다. 따라서 아래의 수식을 만족하도록 FP 표적 집합체가 설계되어야 한다.

$$\int \phi(T) \times N \sigma_a(T) dv \gg \int \phi(0) \times N \sigma_a(0) dv$$

상기 식에서 T는 감속재의 두께를 나타낸다.

TRU-Zr핵연료를 가지는 고속중성자 노심에 국부적으로 감속중성자가 생성되면 아래와 같은 핵적 특성 변화가 발생할 것이다.

- 1) 스펙트럼 연화에 의한 시스템 반응도 증가
- 2) 감속재가 설치된 부근을 둘러싸고 있는 핵연료 집합체의 출력증가 및 집합체 내 붕출력분포의 첨두값 증가
- 3) Higher Actinide 생성량 증가

따라서 핵분열 생성물 집합체 설계는 아래의 그림 3.1.4-1과 같은 연구내용/순서에 의해서 수행되었다.

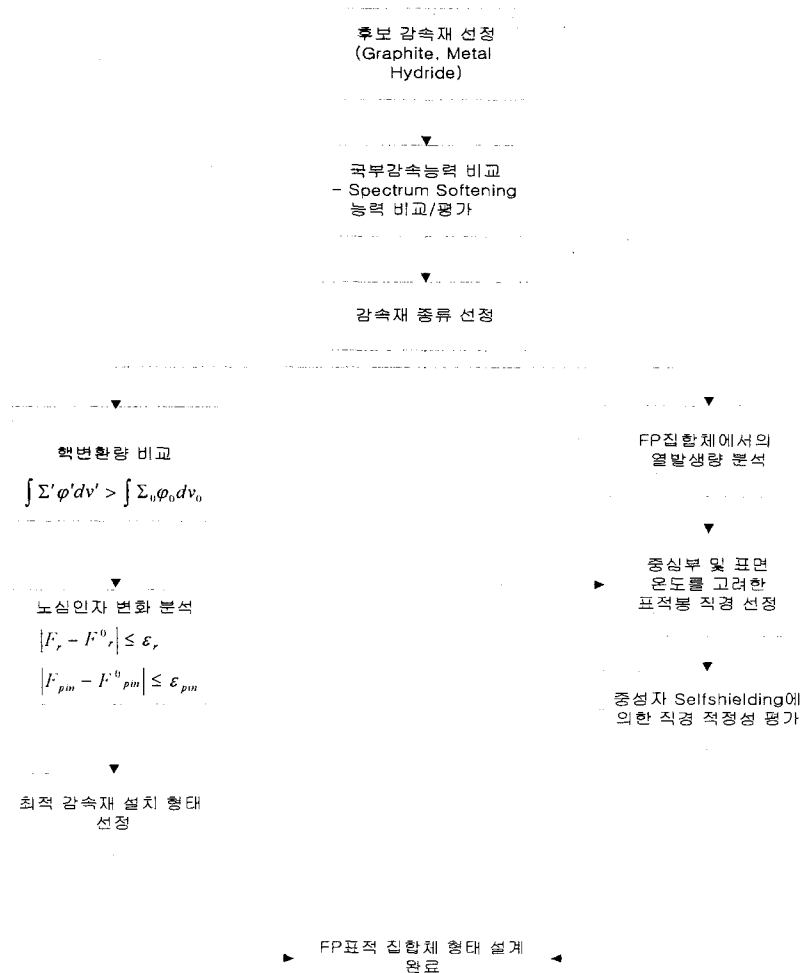


그림 3.1.4-1 핵분열 생성물 집합체 설계절차

나. 연구결과

모든 계산은 몬테칼로 전산코드를 사용하였으며 노심은 1/6대칭 모델을 그리고 FP집합체 주변의 TRU 집합체는 연료봉 출력분포변화를 분석하기 위하여 pin-by-pin 모델을 적용하였다. FP 집합체의 기본적인 기하학적 구조는 TRU집합체를 기본으로 하였다.

후보감속재의 중성자 감속능력을 비교하기 위해 흑연과 CaH_2 (밀도 = 1.95g/cc)을 장전하고(감속재두께=5cm) LLFP 집합체에서의 중성자 스펙트럼을 비교하였다. 그림 3.1.4-2, 3에서 볼 수 있듯이 국부적인 중성자 감속능력은 CaH_2 가 흑연보다 훨씬 우수함을 보였다.

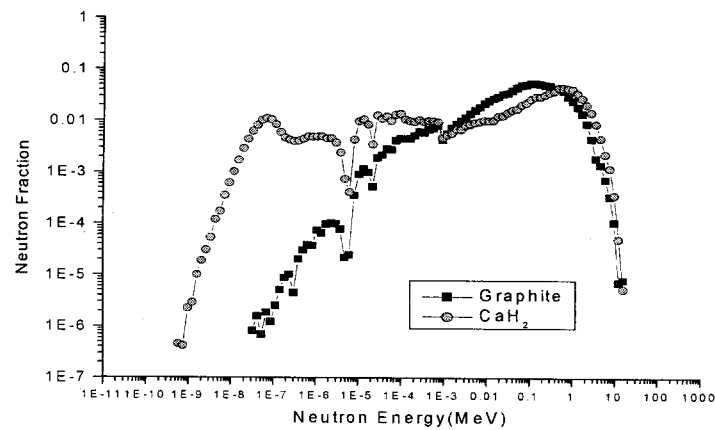


그림 3.1.4-2 Tc-99만을 장전한 경우

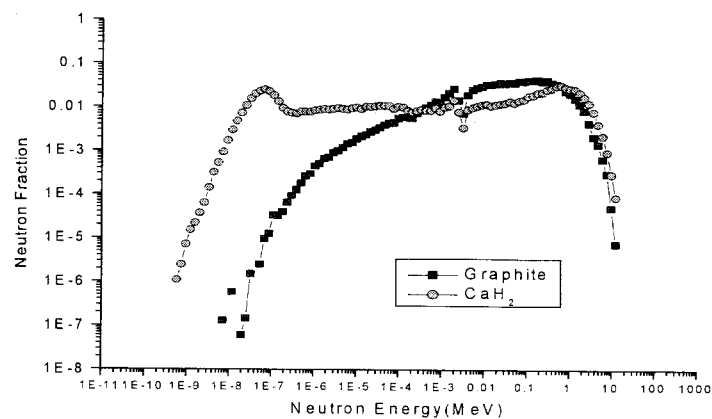


그림 3.1.4-3 NaI를 장전한 경우

FP에 감속재를 설치하는 방식으로는 전술한 바와 같이 FP집합체 외곽에 설치하는 외곽 감속 방안과 중심부에 설치하는 내부 감속 방식이 있을 수 있다. 각각의 방식이 첨두출력에 미치는 영향을 평가하여보았다. 각각의 방식이 핵변환 단면적, 핵변환량, 그리고 첨두출력에 미치는 영향을 그림 3.1.4-4,5,6,7에 나타내었다.

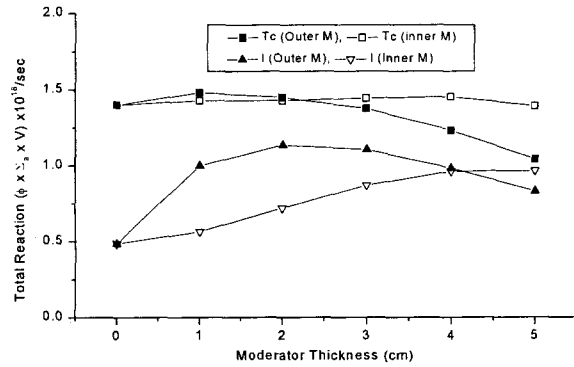
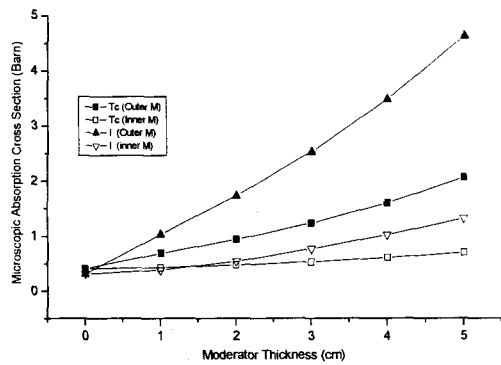


그림 3.1.4-4 핵변환 반응단면적 변화

그림 3.1.4-5 총 핵변환 반응량

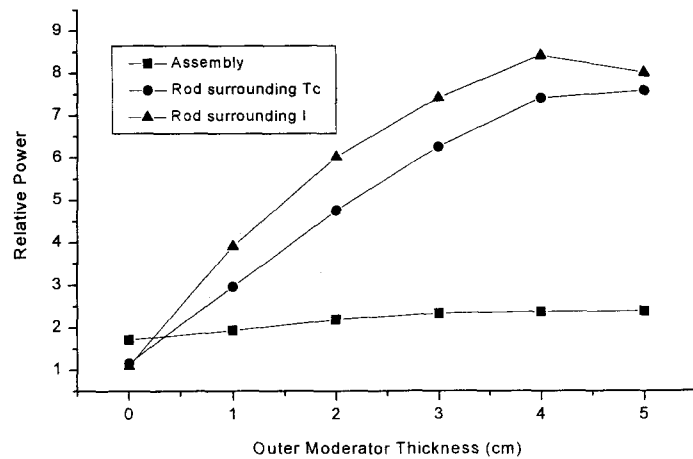


그림 3.1.4-6 외곽감속과 최고 상대출력

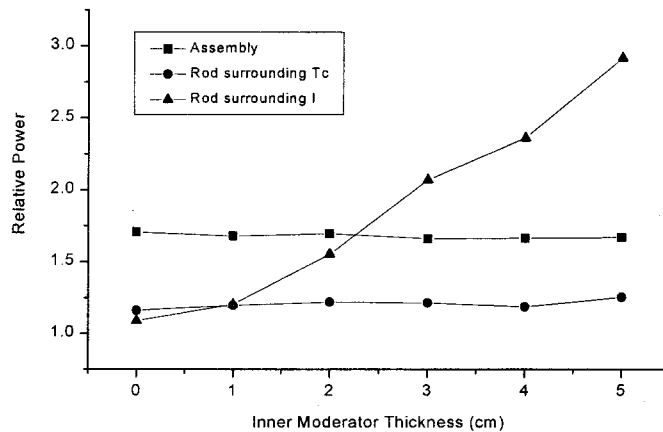


그림 3.1.4-7 내부감속과 최고 상대출력

상기 결과로부터 핵분열 생성물 집합체설계에 대해 다음과 같은 특성을 도출할 수 있었다.

- 비록 고속시스템이지만 Tc-99과 I-129의 설치는 많은 양의 반응도 감소를 가져온다. 따라서 정확한 TRU장전량 산정 시 이를 충분히 고려해야 한다.
- 감속재 설치에 따른 반응을 이득은 Tc에 비해 I-129이 훨씬 크다.
- 핵분열생성물 집합체의 부피를 고정했을 때 핵변환율을 극대화시킬 수 있는 감속재와 핵분열 생성물의 부피비가 존재함을 알 수 있었다.
- 외곽감속방식은 주변의 핵연료 집합체의 최고 상대출력을 너무 많이 증가시키므로 현실적으로 적용이 어려운 반면 내부 감속방식은 설계기법을 통해 이를 적절히 조절할 수 있는 것으로 판단되었다. 즉, 최외곽에 Tc-99을 판형으로 설치함으로써 FP집합체 내에서 생성된 열중성자가 주변으로 누출되는 것을 억제할 수 있다는 사실을 알 수 있었다.

상기의 연구 결과에 의거 FP 최외각에 설치될 Tc-99의 열중성자 차폐효과를 분석하기 위하여 두께를 변화시켜가면서 주변 TRU 집합체의 침투 붕출력을 검토하였다. 그 결과 Tc-99 판의 두께가 약 2cm 이상이 되면 FP 집합체에서 국부적으로 생성된 열중성자를 충분히 차폐할 수 있는 것으로 판단되었다. 이를 바탕으로 FP 집합체의 최적 형태로서 두 가지의 모형을 가정하였다. 첫 번째는 최외각에 Tc-99 Plate를 그리고 바로 그 안쪽에 NaI Plate를 설치하는 방안과, 두 번째는 Tc-99 Plate 안쪽에 NaI를 봉형태로 하여 감속재봉과 혼용하여 설치하는 방안이다. 각각에 대한 기하학적 구성은 그림 3.1.4-8에 나타나 있다.

NaI봉과 감속재봉을 혼재하여 구성한 Type b가 Type a에 비해서 Tc-99, I-129 모두에 대해 보다 높은 핵변환율을 보였다. 그리고 침투출력 관점에서는 두 가지 경우 모두 크게 차이를 보이지는 않았다. I-129의 장전량 측면에서 Type b는 Type a에 비해 30%가량 감소하였으나 핵변환율 자체의 증가에 의해 전체 핵변환량 측면에서 거의 동일한 값을 보였다. 따라서 Type b가 고속중성자 스펙트럼을 사용하는 핵변환로에서 FP 핵변환용 집합체로 가장 적합한 것으로 판단되었다. 표 3.1.4-1은 두 가지 FP 집합체 모형에 대한 상호 비교결과를 나타낸다.

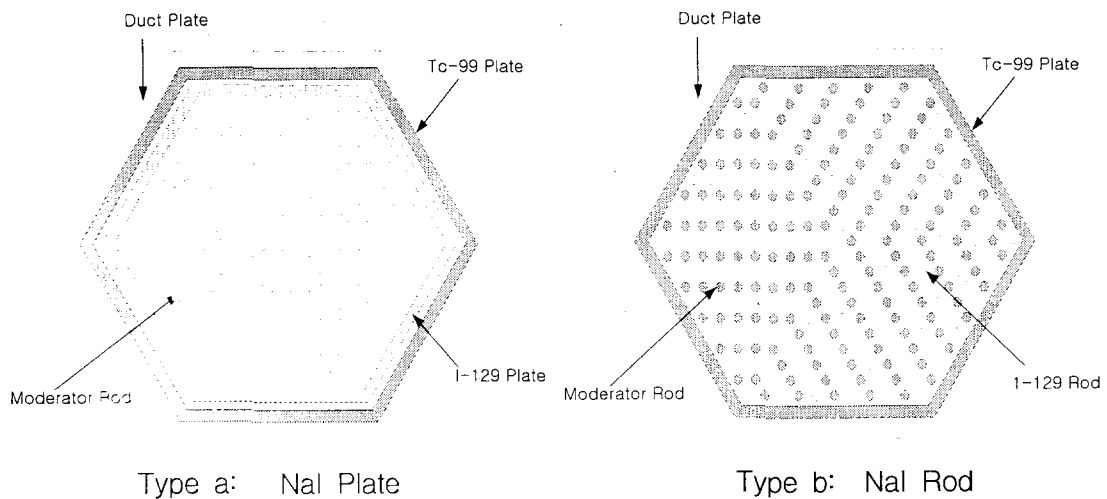


그림 3.1.4-8 FP 집합체의 기하학적 모형

표 3.1.4-1 FP집합체의 기하학적 구성에 따른 성능비교

모 형	핵종	초기장전량 (kg)	핵변환량 (kg)	핵변환율 (%/년)	첨두출력
Type a	Tc-99	901.8	54.2	6.01	1.211
	I-129	129.72	13.12	10.09	
Type b	Tc-99	901.8	57.8	6.41	1.232
	I-129	93.8	13	13.9	

상기와 같이 설계된 FP집합체의 장전에 따른 주변 TRU 집합체의 중성자 스펙트럼 변화를 검토하였다. Tc-99 Plate가 FP집합체에서 생성된 국부 열중성자를 차폐하지만 일부는 TRU집합체로 흘러들어감을 확인하였다. 특히 FP와 직접 접하는 TRU봉과 멀리 있는 TRU봉은 중성자 스펙트럼 측면에서 어느정도 차이를 보였다. 그림 3.1.4-9, 10은 FP와 접한 TRU집합체내에서 FP에 접한 그리고 가장 멀리 있는 TRU봉에 있어서의 중성자 스펙트럼 차이를 보여주고 있다.

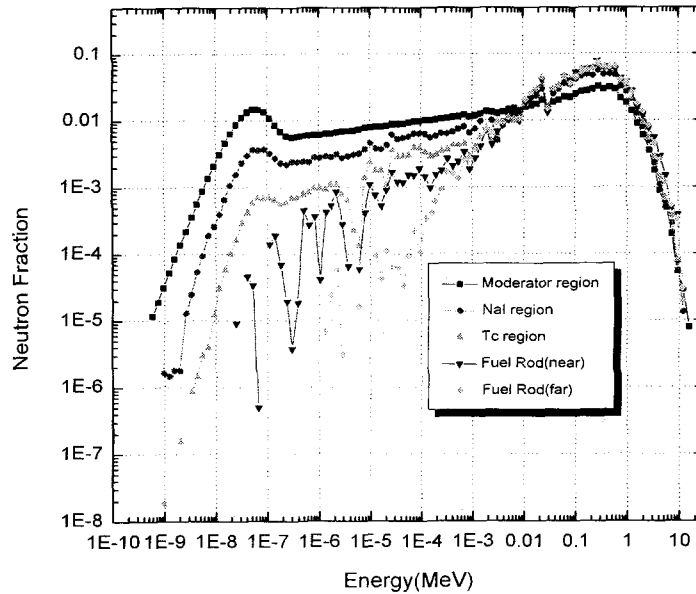


그림 3.1.4-9 Type a의 중성자 스펙트럼

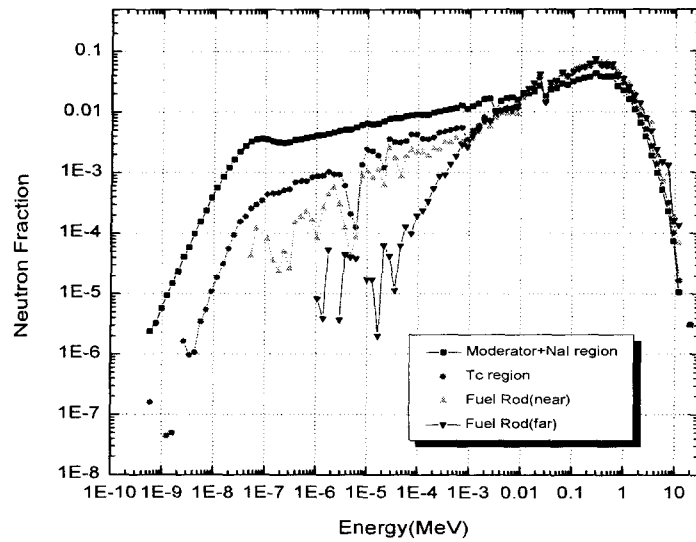


그림 3.1.4-10 Type b의 중성자 스펙트럼

FP집합체의 장전이 노심의 안전성에 미치는 영향을 평가하기 위하여 두 가지 FP 장전 형태에 따른 노심의 반응도 변화거동을 분석하였다. 두 경우 모두 냉각재 기포계수 측면에서 보다 음화된 값을 보였고 도플러계수 측면에서는 약간 양화된 값을 보였다. 그러나 전체적으로 그 양이 매우 미미하여 FP에 의한 노심 안전성 인자 변화는 거의 없는 것으로 판단되었다. 표 3.1.4-2는 이들 비교결과를 나타낸다.

표 3.1.4-2 FP장전에 따른 반응도계수 변화

노심형태	No Void	10% Void	Void Coeff (pcm/%void)	Fuel Temp 300 K	Fuel Temp 1100 K	Doeff. Coef. (pcm/K)
No FP	0.96897	0.95619	-138	0.96897	0.96628	-0.36
Type a	0.96075	0.94707	-150	0.96075	0.95929	-0.14
Type b	0.96355	0.95015	-146	0.96355	0.96157	-0.26

결론적으로 Type b가 HYPER 시스템에 가장 적합한 FP장전 모형으

로 판단되었다. 현재 HYPER의 TRU SR(Support Ratio)은 5정도이다. 따라서 FP의 SR도 5에 가깝게 유지할 필요가 있다. HYPER에 상기 설계된 FP집합체 6개를 장전할 경우 Tc-99은 SR이 5.7 그리고 I-129은 4.0을 달성할 수 있는 것으로 평가되었다. 물질의 밸런스 측면에서 I-129의 장전량을 약간 늘리고 Tc-99을 줄임으로서 $SR(TRU) = FP(TRU)$ 관계를 만족시킬 수 있을 것으로 판단된다.

5. 토륨의 반응도 Swing 보상효과 연구

가. 주요 연구내용

핵변환로에 초우란 원소(TRU)만을 장전할 경우 급격한 반응도 감소로 임계/미임계 상태에 관계없이 운전이 매우 어려워진다. 우라늄 연료에 비해 토륨은 연소에 따른 장수명 초우란 원소의 생성이 매우 작아서 초우란 원소 핵변환시 반응도 보상을 위한 매우 이상적인 물질로 간주되고 있다. 본 연구에서는 이들 토륨이 초우란 원소 연소에 따른 반응도 Swing을 어느 정도 효과적으로 줄여줄 수 있는지 그리고 초우란 원소에 대한 최적 혼합비율은 어떤 것인지에 대한 분석을 수행하였다.

나. 연구결과

단위 집합체를 기본 모델로하여 열중성자 및 고속중성자 두 가지 경우에 대해서 반응도 Swing을 최소화하기 위한 최적 토륨연료비율을 검토하였다. 열중성자 환경은 경수로인 CE 형 16X16 핵연료 집합체를 근간으로 기하학적 모델을 설정하였고 $(xTh+(1-x)TRU)O_2$ 를 핵연료 형태로 하여 장전하였으며 고속중성자 모델은 현재 KALIMER에서 사용중인 331개 봉을 갖는 육각 핵연료 집합체를 근간으로하여 Th-TRU-Zr 형태의 핵연료를 장전하는 것으로 가정하였다. 그러나 냉각재는 현재 KALIMER에서 사용중인 나트륨 대신 납-비스무스를 사용하였다.

열중성자 및 고속중성자에 사용된 TRU는 공히 경수로에서 33,000 MWD/MTU까지 연소된 후 10년 냉각된 것으로 가정하였다. 모든 계산은 HELIOS 수송이론 전산코드를 이용하였다.

그림 3.1.5-1,2는 각각 경수로와 액체금속로에서의 중성자 스펙트럼에 대한 토륨 혼합 영향을 보여주고 있다. 토륨 농도가 증가함에 따라 토륨의 작은 흡수단면적과 높은 감속능력에 힘입어 스펙트럼은 연화되고 있음을 알 수 있다. 그러나 중성자 스펙트럼에 대한 토륨 영향은 열중성자로 쪽이 훨씬 민감함을 알 수 있다.

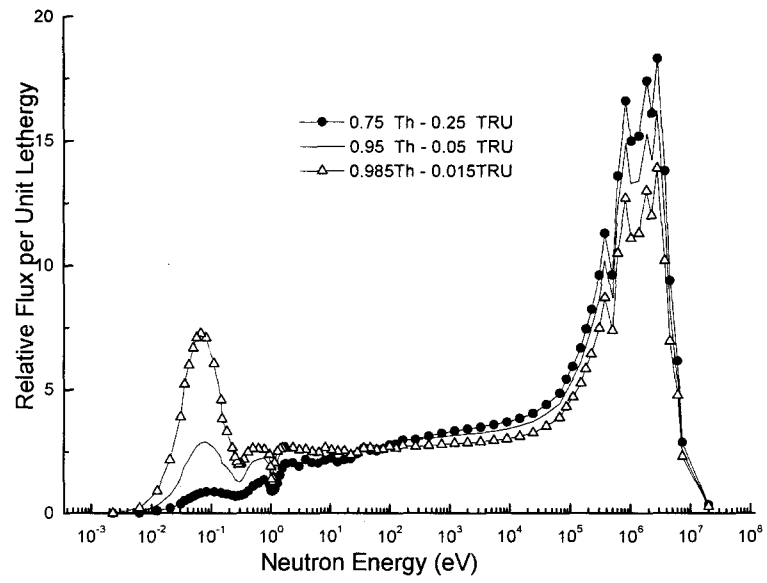


그림 3.1.5-1 경수로 중성자 스펙트럼

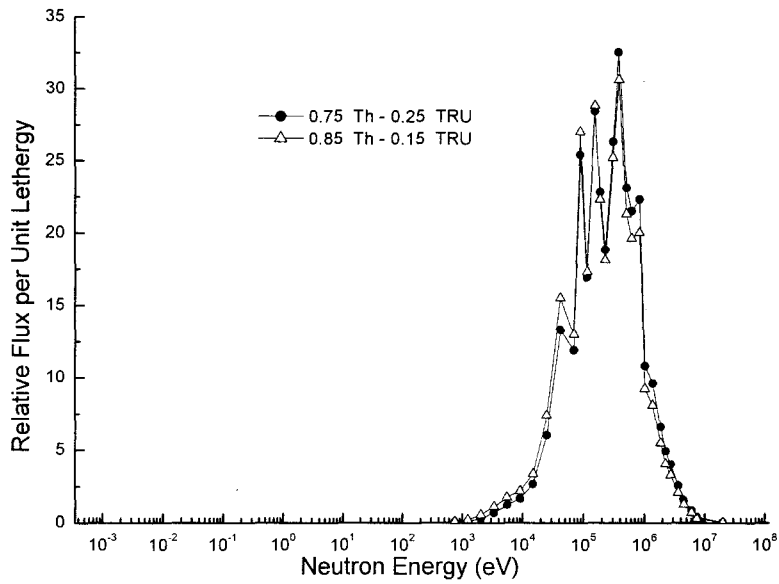


그림 3.1.5-2 고속로 중성자 스펙트럼

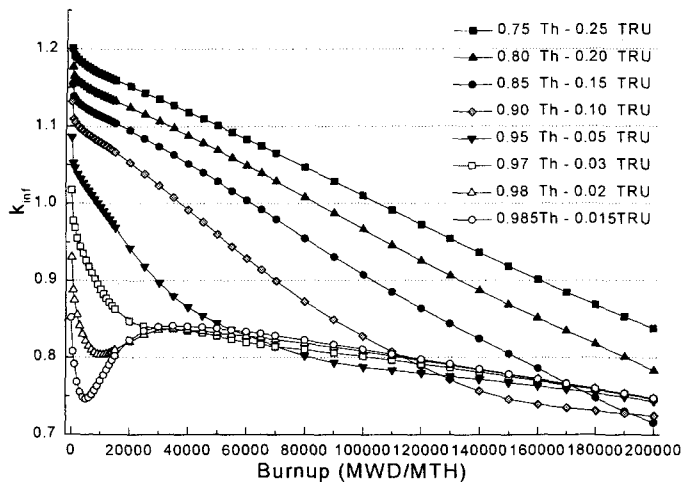


그림 3.1.5-3 토륨 반응도 보상효과(열중성자)

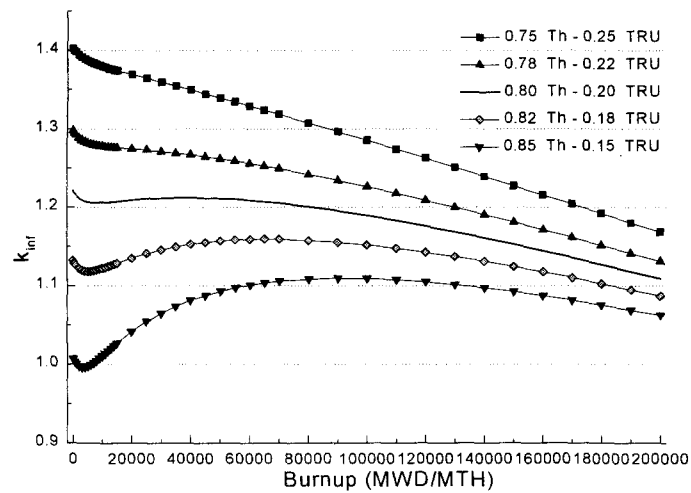


그림 3.1.5-4 토륨 반응도 보상효과(고속중성자)

그림 3.1.5-3의 결과에서 보듯이 열중성자로 스펙트럼 환경에서는 연소에 따른 반응도 변화는 토륨의 혼합비에 따라서 매우 크게 변화됨을 알 수 있다. 특히 초기의 낮은 연소도 조건에서는 급격한 반응도 감소를 피할 수가 없다. 반면 그림 3.1.5-4의 고속중성자 환경에서 혼합된 토륨은

핵원료성 물질로서의 반응도 감소에 대한 보상(증식) 역할을 충분히 이행하고 있음을 보인다. 즉 초기 장전시 혼합되는 토륨 농도를 적절히 조정함으로써 매우 작은 반응도 Swing을 달성할 수 있음을 나타낸다.

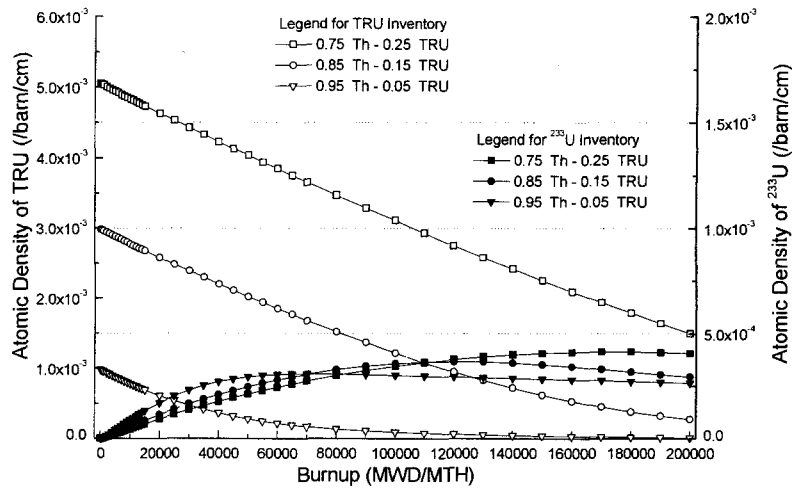


그림 3.1.5-5 열중성자시스템에서의 U-233생성율

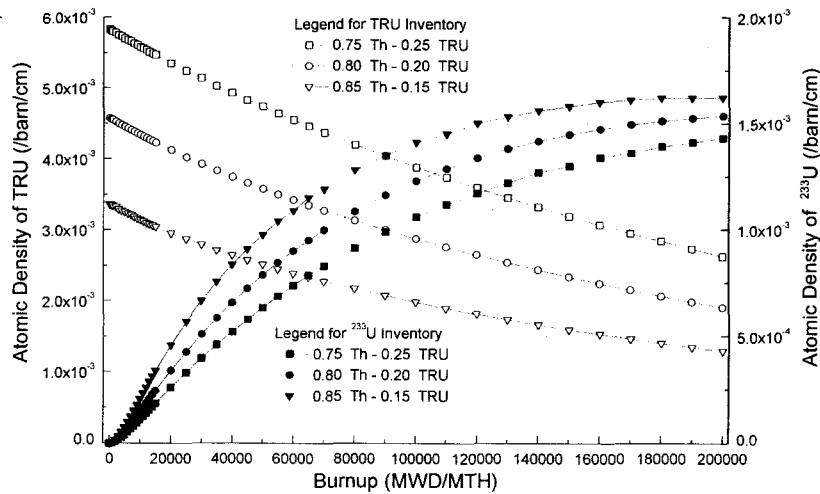


그림 3.1.5-6 고속중성자시스템의 U-233생성율

토륨에 의한 Burnup 반응도 보상은 토륨으로부터 생성된 U-233에

의해서 발생한다. 그림 3.1.5-5,6은 열중성자 및 고속중성자 시스템에서의 토륨 장전량 변화에 따른 U-233 생성율 변화 특성을 보여준다. 그림에서 알 수 있듯이 열중성자 시스템의 U-233 생성율은 감소해가는 TRU양에 훨씬 못 미치나 고속중성자 시스템의 경우 U-233 생성이 TRU 감소량에 접근해감을 알 수 있다.

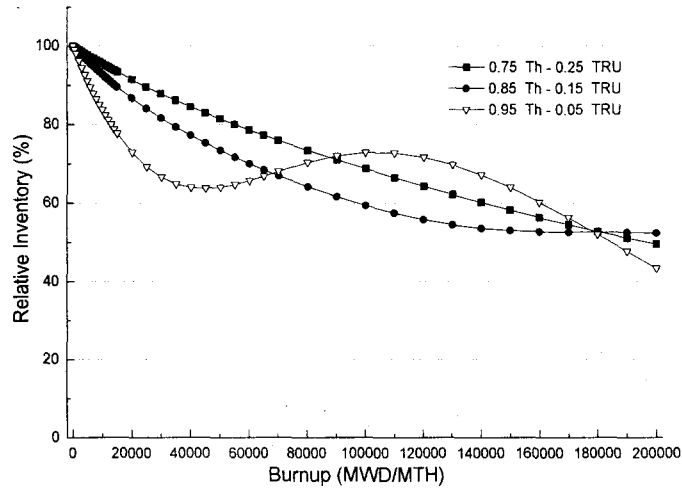


그림 3.1.5-7 열중성자시스템에서의 MA변화

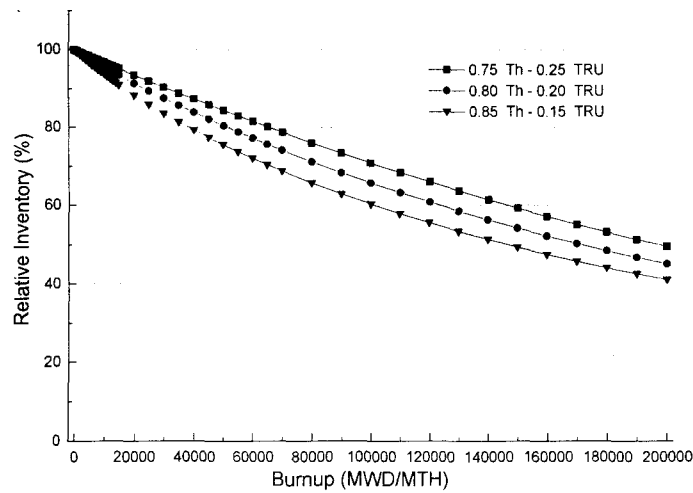


그림 3.1.5-8 고속중성자시스템에서의 MA변화

TRU 핵변환시 가장 주의를 기울여야 할 점이 악티나이드의 핵종간 천이이다. 즉, TRU가 핵분열 반응을 통해서 소멸되어야 하는데, 중성자 포획반응에 의해 제 3의 TRU핵종으로 변환되면 이는 독성감소라는 측면에서 핵변환이 아니다. 그림 3.1.5-7, 8은 토륨연료와 혼합된 시스템에 있어서 MA(Minor Actinide)의 소멸양상을 보여준다. 열중성자 시스템의 경우, 특정 혼합비에 대해서는 오히려 MA의 증가가 발생함을 알 수 있다. 반면에 고속중성자 시스템에 있어서는 모든 경우 MA가 TRU연소와 더불어 감소하고 있음을 알 수 있다.

결론적으로 열중성자 시스템의 경우 Th을 이용한 TRU 연소에 따른 반응도 감소량 보상은 매우 힘들지만, 고속중성자 시스템은 Th:TRU = 8:2 정도로 혼합하면 연소도 80,000 MWD/MTU 까지는 급격한 반응도 감소를 피할 수 있을 것으로 예측되었다.

6. HYPER 노심 가연성흡수체 설계

가. 주요 연구내용

TRU가 주 연료로 장전되는 HYPER 노심의 빠른 반응도 감소를 보상하여 과도한 가속기 출력 증가 억제를 위한 가연성흡수체 도입 타당성 연구를 수행하였다. 주요 연구 내용은 크게 2가지로 요약할 수 있는데, 첫 번째로는 고속 미임계 노심에서 가연성흡수체의 반응도 보상 효과 및 연소도에 미치는 영향을 분석하였고 두 번째로는 미임계 노심에서의 최적 가연성흡수체 장전 방법을 검토하였다.

가연성 흡수체 연구는 핵분열생성물을 장전하기 않은 HYPER 초기노심을 대상으로 하였으며 다음과 같은 노심관련 인자값을 가정하였다.

- 최대 유효증배계수 $k\text{-eff}=0.98$ (이전 연구 $k=0.97$)
- 양성자 에너지 1 GeV, 양성자당 핵파쇄 중성자 29.26
- 6개월 (180일) 주기길이, 이용율 80% (전출력 운전기간 144일)
- 반경방향 최대 침투출력 1.55 이하
- PWR 사용후연료 냉각기간 30년, 우라늄 제거율 99.9%

다양한 후보물질중에서 HYPER와 같은 고속로심에서 중성자흡수단면적이 가장 큰 B-10을 가연성흡수체로 하였고, 효과적인 사용 및 화학적 안전성을 위해서 B-10이 90%로 농축된 B₄C 형태를 기본적인 재료형태로 하였다. 고속중성자 스펙트럼에서 B-10의 연소율을 증가시키기 위해서 B₄C와 ZrH₂ 감속재를 혼합하여 장전하는 방안을 고려하였으며 이와 같은 형태의 B₄C 장전은 낮은 열전도도로 인한 B₄C 영역의 온도가 크게 상승하는 문제도 해결할 수 있는 것으로 기대되었다.

가연성흡수체 장전은 필연적으로 노내 TRU 제고량을 증가시켜 연소도의 감소를 초래하기 때문에 가연성흡수체 장전량은 TRU 연소도를 고려하여 결정하였다. 또한 가속기 출력은 외부중성자원의 증폭율에도 관련이

되기 때문에 가연성흡수체의 장전이 야기할 수 있는 중성자 증폭 감소를 최소화하도록 장전방식을 결정하였다. 그리고 모든 계산은 몬테카를로 방식에 기초한 MCNAP 전산코드를 이용하여 수행하였다.

나. 연구결과

(1) 90% 농축 B4C를 피복관 내벽에 코팅한 가연성흡수체 연구결과

넓은 중성자 에너지 영역에서 큰 중성자 흡수 단면적을 가지는 B-10을 HYPER의 가연성 흡수체로서 결정하였다. 그러나 B-10은 중성자흡수에 의해 He 가스를 생성하기 때문에 핵연료와 혼합하는 방식은 사용할 수 없다. 또한 독립적인 집합체로서 장전할 경우 인출에 따른 양의 반응도 삽입사고를 고려해야 하는 문제가 있다. 이러한 문제를 해결하기 위해서 그림 3.1.6-1과 같이 핵연료 피복관의 내벽에 B4C를 코팅하여 장전하는 방식에 대하여 우선 평가를 수행하였다.

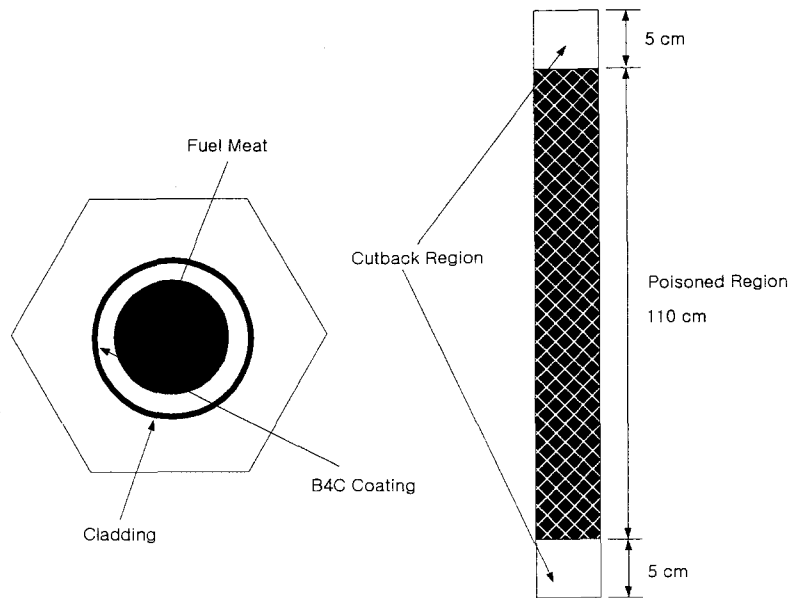


그림 3.1.6-1 B4C를 피복관 내벽에 코팅한 가연성흡수체 개념

표 3.1.6-1은 그림 3.1.6-1처럼 B4C를 장전할 때 HYPER 노심에서의

보론 핵종 및 주요 플루토늄 핵종의 중성자 반응 단면적을 보여준다. B-10의 중성자 흡수 단면적이 주요 핵분열 핵종인 Pu-239의 핵분열 단면적 보다 큼을 알 수 있다. 또한 B-11 및 Li-7은 무시할 정도의 흡수 단면적을 가진다.

표 3.1.6-1 보론 및 플루토늄 핵종의 중성자 반응 단면적

핵종	$\sigma(n, \gamma)$, barn	$\sigma(n, \alpha)$, barn	σ_f , barn
B-10	2.98E-4	2.31	--
B-11	4.47E-5	--	--
Li-7	3.10E-5	--	--
Pu-239	0.40	--	1.69
Pu-240	0.43	--	0.36
Pu-241	0.38	--	2.30

그림 3.1.6-1의 가연성흡수체 개념을 두 가지 방법으로 적용하여 B4C를 장전하지 않은 기준노심과 비교하였다. 먼저 모든 핵연료집합체에 0.0012cm 두께로 B4C 코팅을 수행한 경우 (HYPER-HBA, B-10=21.9kg)와 0.0009cm 두께의 가연성 흡수체를 중심의 핵연료집합체 2개 환(ring)을 제외하고 장전한 경우(HYPER-OBA, B-10=13.2kg)이다. 그림 3.1.6-2는 1GW 열출력을 위해서 이들 노심에서 요구하는 양성자 빔 전류이다. 이 경우 각 노심의 초기 노심 유효증배계수는 0.97이다.

HYPER-HBA는 약 90일까지 기준노심보다 큰 양성자 전류를 요구하는 반면, HYPER-OBA에서는 요구되는 양성자 빔전류가 30일 이후부터 기준 노심 보다 작아지는 효과가 있음을 알 수 있다. 그러나 그 효과는 크지 않다. HYPER-HBA에서 초기에 빔 전류가 증가하는 이유는 외부중성자원이 핵분열을 일으키지 않고 B4C에서 흡수되는 확률이 HYPER-OBA에서보다 크기 때문이다. 따라서 가연성 흡수체를 모든 핵연료집합체에 장전하는 것은 바람직하지 않음을 알 수 있다. 또한 가연성 흡수체의 효과를 향상시키기 위해서는 B-10의 연소율을 보다 빠르게 하고, 장전량을 증가시켜야 함을 확인할 수 있다.

TRU 장전 미임계 노심의 큰 특징 중의 하나는 연소가 진행되면서

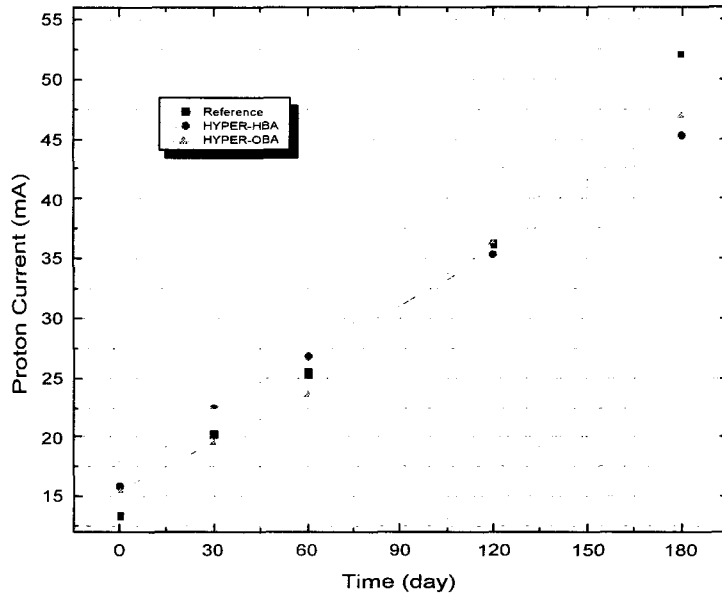


그림 3.1.6-2 B₄C를 피복관 내벽에 코팅한 가연성 흡수체

반경방향 출력분포가 중심부의 출력이 증가하는 방향으로 기울어지는 현상이 발생하는 것이다. 표 3.1.6-2에는 기준노심, HYPER-HBA, HYPER-OBA에서 외부선원에 가장 가까운 핵연료집합체의 출력 변동폭을 정리하였다. HYPER-HBA의 경우 출력 변동폭이 기준노심과 거의 유사한 반면, HYPER-OBA에서는 출력증가가 현저하게 억제됨을 알 수 있다. 이는 HYPER-OBA에서 노심 외곽 쪽에 가연성 흡수체가 장전되었기 때문이다.

표 3.1.6-2 가장 중심부 핵연료집합체의 출력 변화

노형	상대출력		
	0-day (P-0)	180-day (P-180)	비율 (P-180/P-0)
기준노심	1.119	1.560	1.39
HYPER-HBA	1.047	1.466	1.40
HYPER-OBA	1.112	1.446	1.30

결론적으로 HYPER 노심에서 B-10을 효과적으로 사용하기 위해서는 B-10의 중성자 흡수 단면적을 증가시켜야 하고 외부선원 주위에는 가연성 흡수체를 장전하지 말아야 함을 파악할 수 있다.

(2) B4C와 ZrH2 혼합 가연성 흡수체 연구결과

B-10의 중성자 흡수 단면적을 증가시키기 위해서는 중성자의 스펙트럼을 연화시킬 필요가 있다. 한편 독립된 형태의 감속재를 포함하는 가연성 흡수 집합체는 침투출력을 크게 증가시키기 때문에 본 연구에서는 핵연료 집합체 내 19개의 연료봉을 B4C와 ZrH2 혼합물질로 대체하는 개념의 가연성 흡수체를 평가하였다(그림 3.1.6-3 참조).

이러한 개념의 가연성 흡수체 봉은 B-10의 흡수단면적을 증가시킬 뿐만 아니라 B4C의 낮은 열전도도를 Zr의 높은 열전도 특성이 상쇄하여 B4C 만을 사용할 때 문제가 되는 높은 온도는 발생하지 않는 장점도 있다. 또한 봉 형태의 가연성 흡수체는 제조가 용이하고 B-10의 장전량을 쉽게 조절할 수 있으며, 피복관 내벽에 B-10을 코팅하는 경우 B-10의 침투로 인한 피복관의 건전성 침해에 대한 우려도 거의 없다. 한편 연료봉의 일부가 가연성 흡수체로 대체되기 때문에 선출력밀도가 증가하는데, 이는 약 6% 정도로서 현재 HYPER의 열수력설계 관점에서 충분히 수용할 수 있는 정도이다.

여기서는 HYPER 노심의 최대 유효증배계수를 기존의 0.97에서 0.98로 상향조정하였다. 위의 결과에서 보듯이, HYPER 기준노심의 경우 주기 말(144일 후) 양성자 빔 전류의 크기는 거의 44mA에 달한다. 이러한 크기의 양성자 빔을 제공하는 가속기의 건조도 어려울 뿐만 아니라 HYEPR의 경제성을 유지하기가 힘들다. 가속기 출력의 저감을 위해서는 가연성 흡수체를 도입하여 노내 연료의 제고량을 늘리는 방법과 k-eff를 증가시켜야 한다. 아직 미임계 노심의 최적 k-eff 값에 대한 결론은 없지만, 과거 LANL의 연구결과에 따르면 가속기구동 시스템의 경제성을 위해서는 중성자 증배계수가 최소한 20이상은 되어야 함을 보고하고 있다. 노심의 최소 k-eff 값이 적어도 0.95 이상이어야 함을 의미한다. 한편 고속로심의

반응도 관련 제환효과는 매우 적다. 따라서 HYPER의 k-eff를 0.98로 하여도 미임계 노심의 장점은 여전히 유지될 것으로 판단된다. 특히 현실적인 설계를 고려할 때 양성자 빔 전류는 20mA 이하로 유지되어야 하는데, 가연성 흡수체의 과도한 도입은 연료의 TRU 연소도를 감소시키기 때문에 한계가 있다.

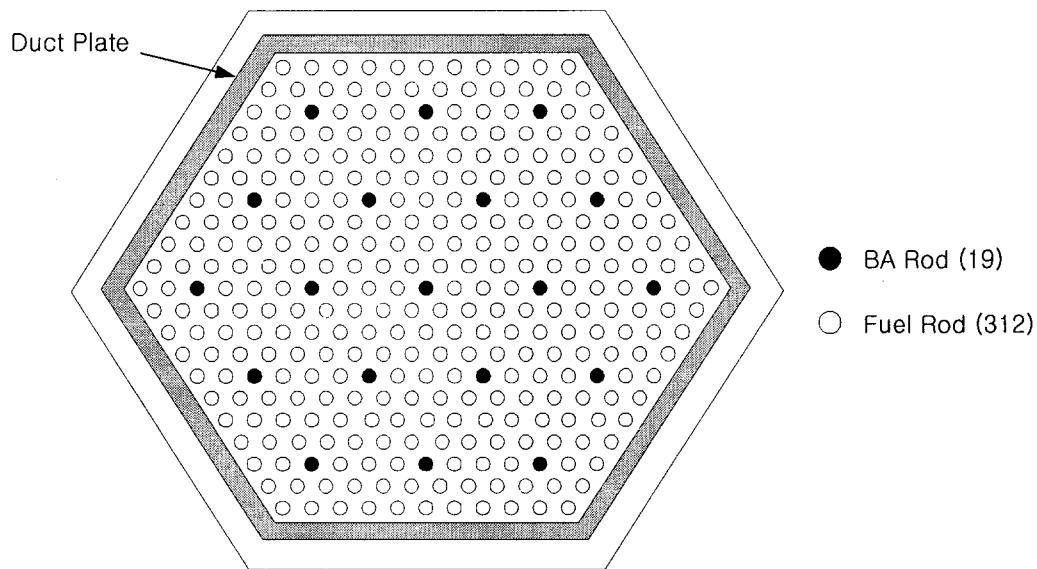


그림 3.1.6-3 B4C와 ZrH2를 혼합한 봉 형태 가연성흡수체 위치

노심의 적절한 출력분포와 핵연료관리의 용이성을 고려하여 HYPER 노심의 TRU 농축도를 그림 3.1.6-4와 같이 3개의 영역(L=Low, M=Medium, H=High)으로 구분하였다. 한편 외부중성자원의 효과적인 증배와 연소에 따른 출력분포 기울어짐을 방지하기 위해서 B4C+ZrH2 가연성흡수체 봉은 M 및 H 영역에만 장전하였다. 이 때 M 영역에는 B4C의 무게비가 13% 되도록 하였으며, H 영역에는 2.5% B4C 무게비를 갖는 가연성흡수체를 장전하였다. 이처럼 B4C의 장전량을 다르게 한 것은 외곽영역의 TRU 연소도의 과도한 감소를 방지하기 위해서이다.

표 3.1.6-3에서는 가연성흡수체를 장전하지 않은 기준노심과 그림 3.1.6-4의 가연성 흡수체가 장전된 노심, HYPER-BA의 특성을 비교하였

다. 15.8kg의 B-10 장전에 따라 HYPER-BA의 연료 제고량은 기준노심에 비하여 23.8% 증가하였다. 두 노심의 반응도 감소를 비교하면, HYPER-BA에서 $dk=0.0369$ 로서 기준노심의 0.0566에 비하여 약 34.8% 감소하였고, 이로 인하여 주기말 양성자 빔도 29.3% 감소하였다. 주기초 HYPER-BA의 가속기 출력이 약간 높은 것은 노내에 B-10을 장전함에 따른 외부중성자 효율의 저하 때문이다.

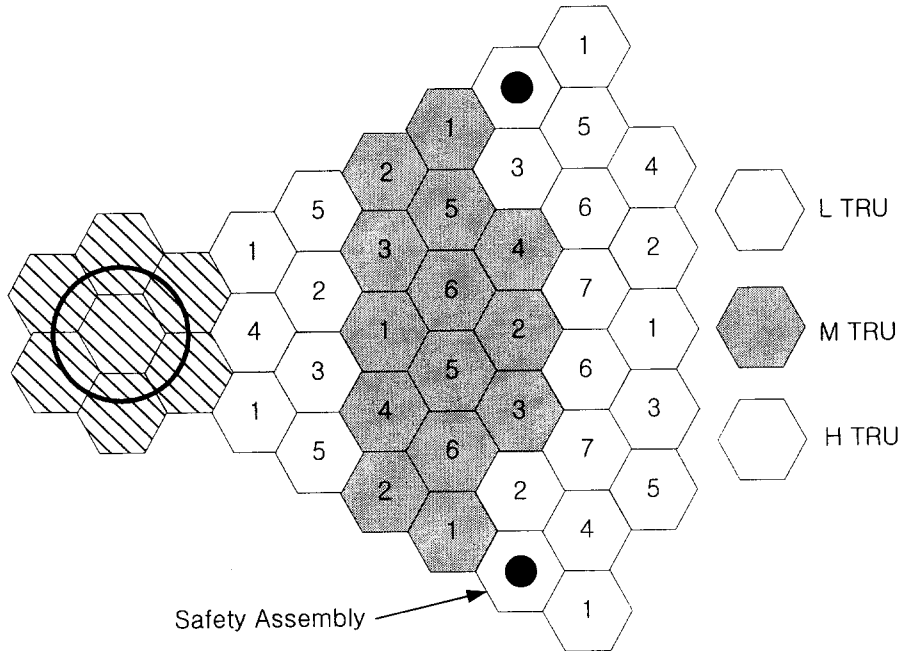


그림 3.1.6-4 HYPER 초기노심 TRU 농축도 구역화 (186 핵연료집합체)

표 3.1.6-3에서 두 노심의 출력은 같기 때문에 기본적으로 1 주기 동안 소모된 연료의 양은 약 144kg으로서 거의 동일하다. 다만 HYPER-BA에서 우라늄의 장전량이 약간 증가하였기 때문에 TRU의 순 소모량이 조금 감소하였다. 두 노심의 정확한 연소도 비교는 재순환 주기 분석을 통해 알 수 있다. 그러나 연료의 연소도 (a/o)는 기본적으로 연료의 제고량에 반비례하기 때문에 HYPER-BA 노심의 연소도는 약 24% 정도 감소할 것을 예상할 수 있다. 표에 의하면 B4C와 ZrH2를 혼합한 봉 형태의 가연성흡수체가 HYPER 노심의 연소반응도를 효과적으로 감소시킬 수 있음을 보여준다. 그림 3.1.6-5에는 연소에 따른 두 노심의 반응도 감소 경향을

보여준다.

표 3.1.6-3 기준노심 및 HYPER-BA 노심의 특성 비교

노심형태		기준노심	HYPER-BA
TRU (농축도:w/o)		L(18.41)/M(23.92)/H(30.40) Fuel=2832.3	L(21.29)/M(32.60)/H(35.7) Fuel=3507.5
B-10(kg)	BOC	-	15.788
	EOC	-	13.88
k-eff	BOC	0.9805 (0.0010)	0.9789 (0.0010)
	EOC	0.9239 (0.0010)	0.9420 (0.0010)
연료 (kg)	BOC	2832.3 (U=256.0; TRU=2576.2)	3507.5 (U=317.1; TRU=3190.4)
	EOC	2688.1 (U=250.9; TRU=2437.2)	3363.2 (U=311.5; TRU=3051.7)
	소모량	144.0 (U=5.1; TRU=139)	144.3 (U=5.6; TRU=138.7)
양성자 빔 (mA)	BOC	9.5 (Ms=34.33)	9.9 (Ms=33.11)
	EOC	37.2 (Ms= 9.64)	26.3 (Ms=13.19)

Ms = Neutron Multiplication Factor

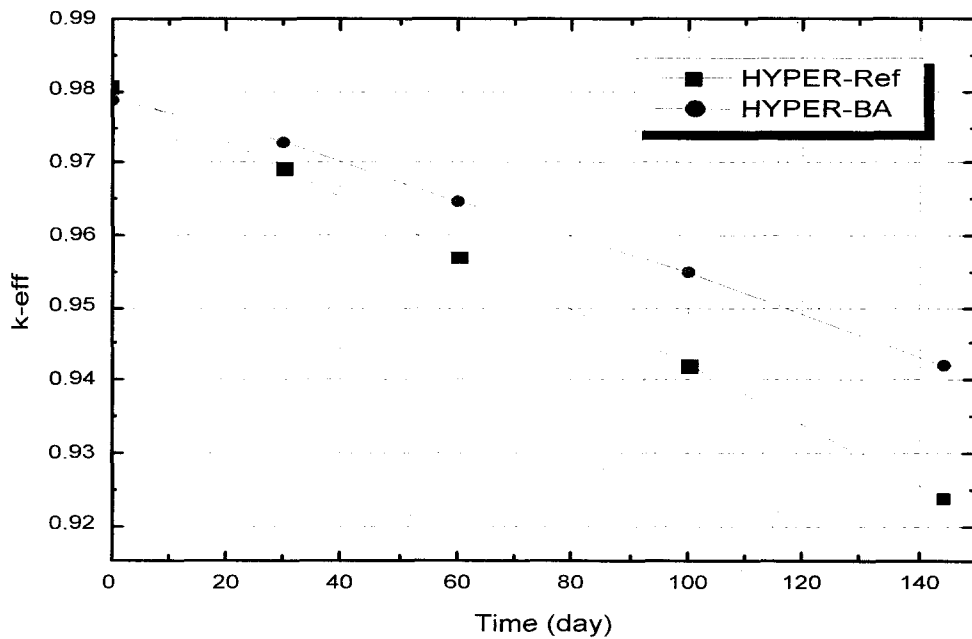


그림 3.1.6-5 기준노심과 HYPER-BA에서의 연소에 따른 유효증배계수 변화

그림 3.1.6-6은 연소에 따른 노내 B-10 재고량의 감소를 보여준다. B-10의 질량은 선형적으로 감소하며, 144일 동안 약 12.1%가 연소된다. 현재 HYPER 노심의 재순환 주기에서 M 및 H 영역의 재장전 배치 크기는 각각 6과 7로 설계되고 있다. 따라서 그림 3.1.6-6의 결과를 외삽하면, 핵연료 방출시 B-10의 연소도는 약 60-70% 일 것으로 예상된다.

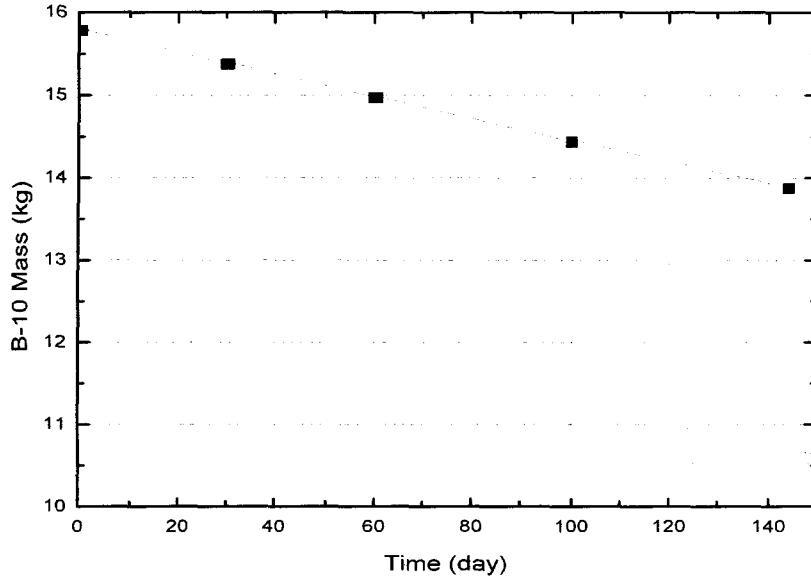


그림 3.1.6-6 HYPER-BA 노심의 B-10 재고량 변화

그림 3.1.6-7,8에는 두 노심의 주기초, 주기말 반경방향 출력분포를 나타내었다. 두 노심 모두 세 가지 TRU 농축도 영역을 통하여 출력분포를 평탄화 시킬 수 있음을 알 수 있다. 그리고 모든 경우 주기말에서 중심부의 출력분포가 비교적 크게 상승하였음을 볼 수 있는데, HYPER-BA 노심의 경우 그 변화 정도가 기준노심에 비하여 현저하게 작음을 확인할 수 있다. 이와 같은 결과는 HYPER-BA에서 중심부를 제외하고 가연성흡수체를 장전하였기 때문이다. 따라서 본 연구에서처럼 가연성흡수체의 장전은 미임계 노심의 반경방향 출력분포 또한 효과적으로 제어할 수 있는 방안이라고 할 수 있다.

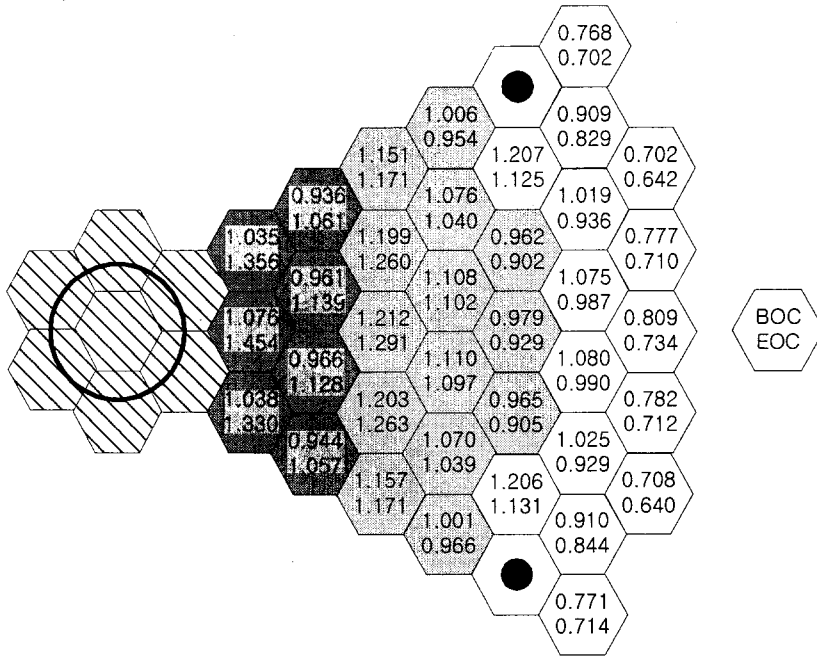


그림 3.1.6-7 HYPER 기준노심에서의 반경방향 출력분포

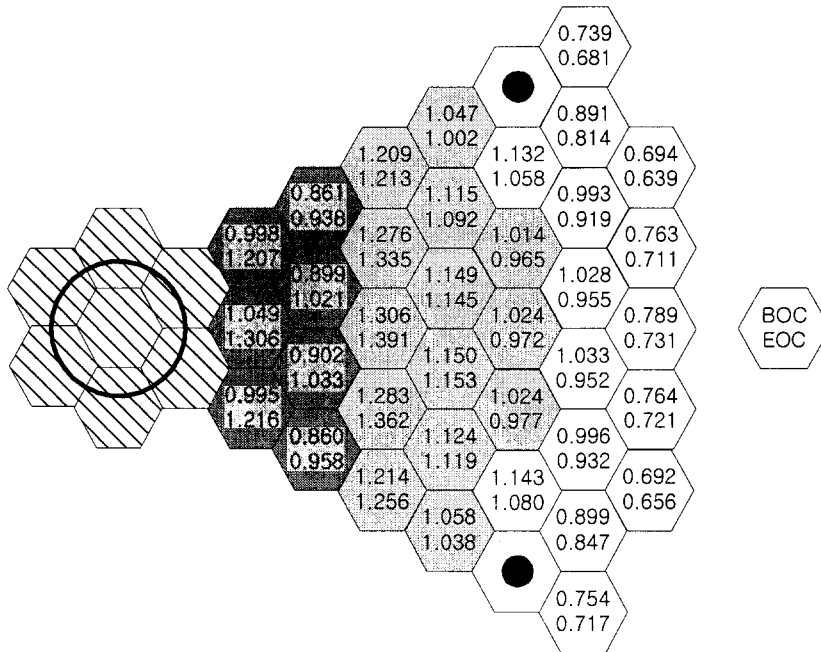


그림 3.1.6-8 HYPER-BA 노심에서의 반경방향 출력분포

본 연구에서와 같이 B4C와 ZrH2를 혼합하여 봉형태로 HYPER 노심에 장전한다면, 연소반응도 변화를 감소시킬 뿐만 아니라 반경방향 출력분

포 또한 효과적으로 제어할 수 있음을 확인하였다. 위의 봉 형태의 가연성흡수체 개념에서는 상/하부 Cutback 영역을 도입하지 않았는데, 만약 첫 번째 가연성흡수체에서처럼 축방향으로 Cutback 영역을 도입한다면, 축방향 출력분포 또한 보다 평탄화 시킬 수 있는 장점이 있다.

위 연구에서는 노심 출력분포의 조절을 위해서 3 개의 TRU 농축도 영역을 사용하였는데, 영역에 따른 B-10의 장전량을 변화시킴으로써 농축도 영역을 두 개로 할 수 있다. 다시 말해서 M 영역의 B-10 장전량을 현재보다 약간 더 증가시키면, M 및 H 영역의 TRU 농축도를 동일하게 할 수 있다. 이러한 가연성흡수체의 적용은 특히 HYPER 재순환 노심에서 큰 장점으로 작용할 것으로 보인다. Scattered 재장전 방식을 취하고 multi-batch를 사용하는 경우 평형상태 노심은 존재하지 않는다. 특히 영역별로 배치크기가 다르고 TRU를 연료로 사용하는 경우에는 재순환 주기에서도 주기별 차이가 매우 크고, 결과적으로 첨두출력이 크게 상승하는 특징이 있다. 이러한 경우 본 연구에서 개발한 가연성흡수체 개념을 사용하면, 첨두출력을 효과적으로 제어할 수 있을 것이다.

7. 미임계 노심 외부중성자원 효율 극대화

가. 주요 연구내용

HYPER와 같은 가속기구동 미임계 노심은 고에너지 양성자에 의한 핵파쇄 중성자를 외부선원으로 하여 일정한 열출력을 생산한다. 따라서 이들 미임계 노심의 경제성을 위해서는 효과적인 외부선원의 증폭이 매우 중요하다. 본 연구에서는 미임계 노심에서의 외부선원 증폭 최대화를 위해서 다음과 같은 사항을 검토하였다.

- 외부선원 증폭에 관한 이론적인 고찰
- 외부선원의 미임계 블랭킷내에서의 증폭 최대화

상기의 목적과 관련하여 노심 유효증배계수(k_{eff})와 미임계 노심에서 중성자원 증폭과의 상관관계 유도를 시도하였고 미임계 노심에서 외부선원의 중요도를 중성자 수송이론에 기초하여 유도/평가하고 외부중성자원 증폭을 최대화 할 수 있는 미임계 노심 특성을 파악 분석하였다.

외부중성자원은 미임계 노심과 독립적이라고 할 수 있는 가속기에 의해서 생성되므로 고에너지 입자 수송코드인 LAHET을 이용하여 중성자원은 미리 계산된 것으로 가정하여 (양성자 에너지 1 GeV, 양성자당 핵파쇄 중성자 29.26) 계산을 수행하였고 핵분열생성물을 장전하기 않은 HYPER 초기노심($k_{eff}=0.97$)을 대상으로 하였다. 모든 계산은 몬테카를로 방식에 기초한 MCNAP 전산코드를 이용하였다.

나. 연구결과

(1) 유효증배계수(k_{eff})와 외부중성자원 증폭과의 상관관계 분석

과거 미임계 노심에서의 외부중성자원 증폭과 관련된 평가에서 흔히들 $1/(1-k_{eff})$ 를 증폭인자로 사용한 바 있다. 여기서 중성자원 증폭인자 (M_s)는 “1+핵분열에 의한 중성자 이득”으로 정의된다. 그러나 실제 중성자원 증폭은 노심의 상태에 따라서 $1/(1-k_{eff})$ 와 크게 다르다. 실제적으로

$1/(1-k_{eff})$ 는 노심이 임계에 매우 가까울 때 적용할 수 있는 관계식이다. 그러나 대부분의 미임계로는 k_{eff} 값이 0.98-0.95 정도를 가진다. 따라서 이들 가속기 구동 미임계 노심에서 실제적인 중성자원 증폭 정도는 단순한 $1/(1-k_{eff})$ 와 큰 차이를 가질 수 있다.

식 (3.1.7-1)과 같은 정상상태 미임계 노심에서 $1/(1-k_{eff})$ 가 갖는 의미는 간단한 수학적 과정을 통하여 식 (3.1.7-2) 같이 유도될 수 있다.

$$(\mathbf{F} - \mathbf{M})\phi + S = 0 \quad (3.1.7-1)$$

$$\langle \phi_{\lambda}^{\dagger}, [\mathbf{F}\phi + S] \rangle = \frac{1}{1 - k_{eff}} \langle \phi_{\lambda}^{\dagger}, S \rangle. \quad (3.1.7-2)$$

위의 식 (3.1.7-1)에서 \mathbf{F} , \mathbf{M} , S 는 fission operator, removal operator, 외부선원을 각각 의미한다. 식 (3.1.7-2)에서 ϕ_{λ}^{\dagger} 는 아래의 식 (3.1.7-3)을 만족하는 소위 adjoint λ -mode 중성자속이다.

$$(\mathbf{M}^{\dagger} - \lambda \mathbf{F}^{\dagger})\phi_{\lambda}^{\dagger} = 0 \quad (3.1.7-3)$$

여기서 \mathbf{M}^{\dagger} 와 \mathbf{F}^{\dagger} 는 \mathbf{F} , \mathbf{M} 의 adjoint 연산자이다.

식 (3.1.7-1)의 미임계 시스템에서 증폭인자 M_s 는 정의에 따라서 다음과 같다.

$$M_s \equiv \frac{\langle 1, \mathbf{F}\phi + S \rangle}{\langle 1, S \rangle} = 1 + \text{Fission Gains} \quad (3.1.7-4)$$

식 (3.1.7-2)와 식 (3.1.7-4)를 비교하면 $1/(1-k_{eff})$ 가 실제적인 증폭인자 M_s 와 같지 않음을 알 수 있다. $1/(1-k_{eff})$ 가 M_s 와 같기 위해서는 $\phi_{\lambda}^{\dagger} = 1$ 이어야 하는데, 실제 고속로심에서 ϕ_{λ}^{\dagger} 는 중성자속과 매우 유사한 분포를 가지기 때문에 결코 1.0과 유사하지 않다. 결과적으로 미임계노심의 중성자원 증폭을 정확하게 파악하기 위해서는 식 (3.1.7-1)의 시스템을 해석해야 함을 알 수 있다.

(2) 외부중성자원 중요도 함수 유도 및 평가

임계 노심에서 중성자의 중요도는 위 식 (3.1.7-3)을 만족하는 λ -mode 중성자속으로 나타낼 수 있다. 그러나 미임계 노심에서 외부중성자원 중요도는 Φ_λ^+ 에 의해서 표현될 수 없다. 중요도 함수로서 Φ_λ^+ 의 가장 큰 제한점 중의 하나는 중성자에너지가 핵분열 스펙트럼으로 제한된다는 점이다. 그러나 미임계 노심에서 외부중성자원의 에너지는 일반적으로 핵분열에 의한 최대에너지보다도 큰 경우가 많다. 따라서 Φ_λ^+ 를 중요도 인자로 사용할 경우 매우 큰 에너지를 갖는 외부중성자원의 중요도를 영으로 만드는 결과를 초래한다.

미임계 노심에서 외부 중성자원의 중요도는 기본적으로 이들 외부중성자가 블랭킷내에서 얼마나 많은 핵분열을 일으키는가에 의해서 결정된다 할 수 있다. 결과적으로 미임계 시스템에서 외부중성자원의 중요도는 핵연료 영역에 핵분열 반응에 의해서 중성자를 계측하는 계측기가 분포하고 있다고 생각할 수 있으며, 이 경우 외부중성자의 중요도는 다음과 같이 Adjoint 연산자를 통해서 결정할 수 있다.

먼저 식 (3.1.7-5)와 같은 수송 방정식에 의해서 표현되는 정상상태 미임계 노심을 고려하자.

$$L\Phi = -S \quad (3.1.7-5)$$

여기서 L은 중성자 수송연산자를 의미한다.

미임계 블랭킷내 핵분열단면적($\nu\Sigma_f$)을 선원으로 하는 식 (3.1.7-5)에 대한 Adjoint 방정식을 식 (3.1.7-6)과 같이 정의할 수 있다.

$$L^+ \Phi^+ = -\sigma_d = -\nu\Sigma_f \quad (3.1.7-6)$$

여기서 L^+ 는 L의 Adjoint 연산자이다.

식 (3.1.7-5)와 식 (3.1.7-6)을 이용하여 아래와 같은 관계를 얻을 수 있다.

$$\int S\Phi^* dVdEd\Omega = \int \nu\Sigma_f\Phi dVdEd\Omega \quad (3.1.7-7)$$

$$\Phi^*(r_0, E_0, \Omega_0) = \int \nu\Sigma_f\Phi dVdEd\Omega \quad (3.1.7-8)$$

식 (3.1.7-8)은 위치 r_0 , 에너지 E_0 , 방향 Ω_0 를 갖는 외부중성자가 블랭킷에서 일으키는 핵분열반응의 총합을 의미하기 때문에 식 (3.1.7-6)의 해인 Φ^* 가 외부중성자의 중요도를 나타냄을 알 수 있다. 또한 식 (3.1.7-7)은 노심이 확정되면, Φ^* 를 한번만 구함으로써 어떤 형태의 외부선원에 대해서도 핵분열반응의 크기를 계산할 수 있음을 나타낸다.

식 (3.1.7-6)에 의해서 결정되는 외부중성자 중요도는 선원 항인 $\nu\Sigma_f$ 의 에너지 의존도에 의해서 Φ^* 가 나타내는 에너지 구간이 결정되기 때문에 어떤 크기의 외부선원에 대해서도 그 중요도를 계산할 수 있음을 알 수 있다.

미임계 표준문제(그림 3.1.7-1참조)에 대하여 식 (3.1.7-6)을 이용하여 외부중성자원의 중요도를 평가하였다. 이때 중요도 함수 Φ^* 는 TRANSX/TWODANT 코드 체계를 이용하여 9-군 중성자 수송방정식을 풀어서 구하였다.

그림 3.1.7-2는 반경방향으로 중성자 중요도 함수를 보여주는데, 핵과 쇄 중성자원이 위치하는 중심부에서의 중요도가 인접한 핵연료집합체에서 보다 현저하게 낮음을 알 수 있다. 한편 최대 중요도는 반경방향으로 핵연료 영역으로 어느 정도 들어간 위치에서 발생하고 있다. 이러한 현상은 중심부에서 생성된 중성자원의 상당 부분이 축방향으로 누설되기 때문이다. 그림 3.1.7-3은 축방향으로 최대 중요도는 중심부에서 약간 아래쪽에 위치함을 보여주는데, 이는 위쪽이 진공영역으로서 누설의 확률이 보다 높기 때문이다.

그림 3.1.7-2와 3.1.7-3에서 중심부 중성자원 영역에서의 중요도는 중성자 에너지가 높을 수록 큼을 확인할 수 있다. 그러나 핵연료 영역으로 가까워짐에 따라서 낮은 에너지의 중요도가 점차 증가하는 현상을 보인다.

이와 같은 현상은 중심부에서 발생한 낮은 에너지의 중성자원은 핵분열을 일으키기 전에 흡수될 확률이 높기 때문이다.

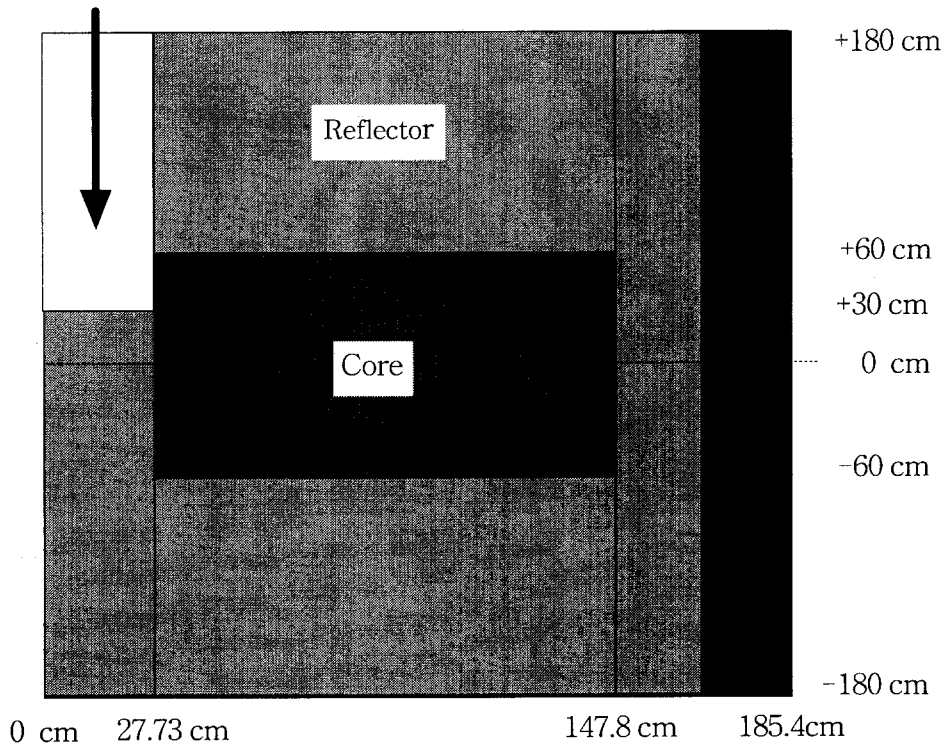


그림 3.1.7-1 가속기구동 미입계 노심 표준문제

이와 같은 중성자원 중요도 함수의 특성은 다음과 같은 점을 시사한다. 만약 양성자 빔 표적영역이 고정되어 있다면, 가능한 한 양성자 빔의 반경을 확장시키는 것이 중성자원 증폭관점에서 유리하다. 또한 빔창의 위치는 중성자원의 축방향 분포에 따라서 증폭이 최대가 되도록 하여야 한다. 한편 여기에는 나타내지 않았지만, 본 연구에서는 빔튜브의 직경이 너무 크면, 다시 말해서 표적 영역이 너무 크면, 중성자원의 축방향 누설이 증가하여 증폭이 감소함을 확인하였다.

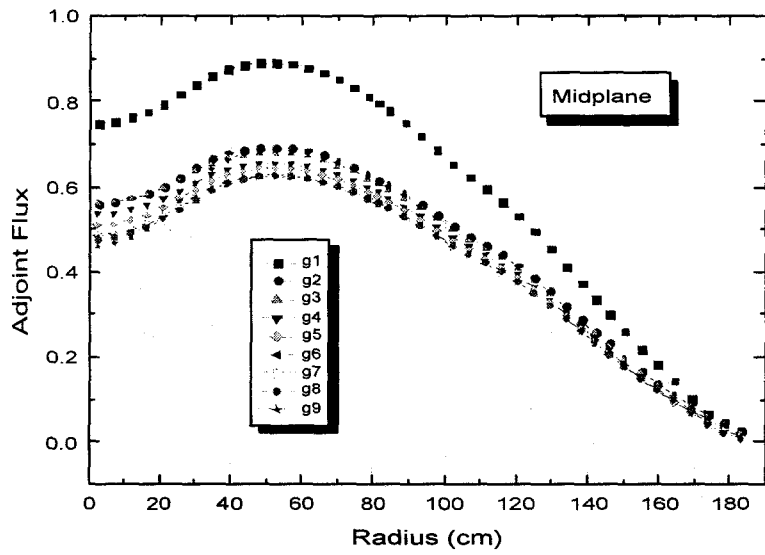


그림 3.1.7-2 반경방향 중요도 함수 분포
(축방향으로 노심 중심)

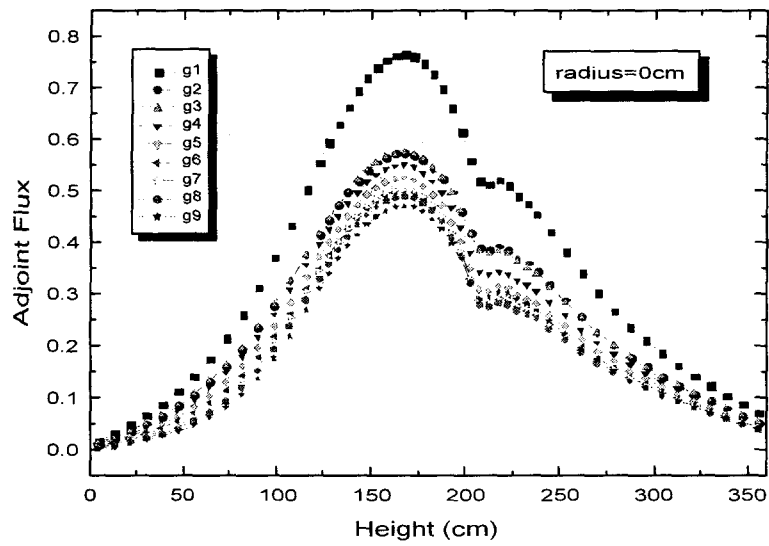


그림 3.1.7-3 축방향 중요도 함수 분포
(반경방향으로 노심 중앙)

(3) HYPER 노심의 외부중성자원 증폭 효율성 평가

그림 3.1.7-4의 3차원 HYPER 노심을 대상으로 몬테카를로 전산코드 MCNAP을 이용하여 다양한 모사계산을 수행하였다. 노심을 3개의 영역으로 구분하여 TRU 농축도를 조절함으로써 출력분포를 평탄화 시켰으며, 중심에 위치한 외부중성자원은 LAHET 코드를 이용하여 계산한 다음 MCNAP에 입력하여 사용하였다.

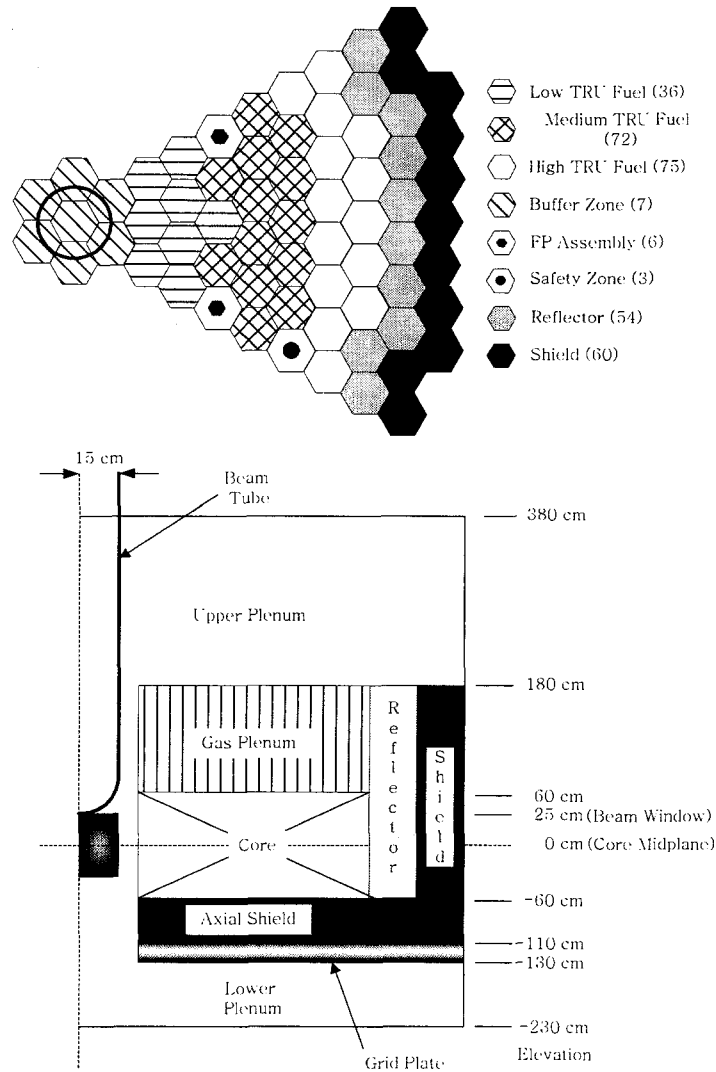


그림 3.1.7-4 Pb-Bi를 냉각재로 사용하는 HYPER 노심 개요 (183 핵연료집합체)

(가) 블랭킷 설계의 영향

표 3.1.7-1에는 블랭킷 설계 변화가 외부중성자원 증폭에 미치는 영향을 정리하였다. 표에서 증폭효율은 $1/(1-k_{eff})$ 예측치 대비 실제 증폭의 효율을 의미한다. 표의 결과는 다음과 같은 점을 보여준다.

- 출력분포 평탄화를 하지 않는 경우 외부중성자원 증폭은 단순한 $1/(1-k_{eff})$ 예측치 보다 상당히 높다. 이는 외부중성자원의 위치가 노심의 중앙이기 때문이다. 이에 따라서 내부영역에서의 침투출력이 매우 높아진다.
- 반경방향 출력분포의 평탄화는 중성자원 증폭 효율성을 현저하게 저하시켜서 가속기 출력의 상승을 초래한다. 이 경우 중성자원 증폭 정도는 k_{eff} 값을 이용한 결과와 유사하다.
- 핵분열생성물과 같이 중성자흡수물질을 표적영역 가까이 장전하는 것은 외부 중성자 증폭을 크게 감소시킨다.

따라서 HYPER 노심에서 핵분열생성물은 이들 핵종의 핵변환 성능을 크게 저해하지는 않는 범위에서 가능하면 노심 외곽에 장전하는 것이 바람직하다. 이러한 현상은 중심에서 생성된 중성자원이 핵분열을 일으키기 전에 흡수물질에 포획될 확률이 높기 때문이다.

표 3.1.7-1 블랭킷 특성변화에 따른 외부중성자원 증폭 특성

구분	k_{eff}	증폭 M_s	증폭효율 S_{eff} (%)	빔전류 (mA)	침투출력	비고
Case 1	0.97002	39.4	118.2	12.05	1.859	균일 연료장전
Case 2	0.97032	35.7	106.0	13.51	1.273	No Tc 3 TRU 영역
Case 3	0.96814	25.8	82.2	17.55	1.223	Tc-Loaded (중간영역)
Case 4	0.96726	16.9	55.3	25.71	1.327	Tc-Loaded (내부영역)
Case 5	0.96737	31.4	101.2	14.22	1.289	Tc-Loaded (외곽영역)

(나) 빔 및 빔창 설계의 영향분석

표 3.1.7-2는 빔의 직경과 빔창의 직경사이에 5cm의 차이를 유지하면서 중성자원 증폭을 평가한 결과이다. 빔튜브의 직경이 25cm (빔직경=20cm) 일 때 가장 높은 증폭효율성을 가짐을 알 수 있다. 전체적으로 빔튜브의 직경이 커짐에 따라서 증폭효율이 떨어지는데 이는 이론적으로 예측되는 바와 같이 외부중성자원의 누설율이 증가한 결과이다. 한편 빔튜브의 직경을 30cm로 고정하면 빔 직경이 클 때가 보다 높은 증폭을 제공하는데, 이 또한 앞에서 고찰한 결과와 일치한다. 비록 빔창의 크기가 작을 때 외부중성자원 증폭효율은 증가하지만 실제 빔창의 크기는 빔창의 건전성을 고려하여 결정되어야 할 것이다.

표 3.1.7-2 빔 및 빔창 직경이 중성자원 증폭에 미치는 영향

빔 직경 (cm)	빔튜브 직경 (cm)	k-eff	증폭 (M _s)	증폭효율 S _{eff} (%)	양성자 빔 (mA)
10	15	0.96697	39.9	131.8	10.82
15	20	0.96955	43.2	131.5	10.82
20	25	0.96937	44.5	136.3	10.16
25	30	0.97002	40.5	121.5	11.70
20	30	0.97002	39.4	118.2	12.05

그림 3.1.7-5와 3.1.7-6에서는 빔창의 위치에 따른 중성자원 증폭 및 노심 축방향 출력분포를 평가하였다. 그림에서 빔창위치 0은 축방향으로 중심에 있음을 의미한다. 중성자원 증폭효율 관점에서 빔창의 최적위치는 노심 중앙 평면에서 10-20cm 정도 위임을 알 수 있다. 그림 3.1.7-6은 빔창의 위치가 낮아짐에 따라서 출력분포가 하부로 편중되고 반대로 높아지면 상부 출력이 증가함을 확인할 수 있다. 한편 빔창의 위치가 10-20cm 일 때 축방향 출력분포가 대칭에 가까움을 알 수 있다. 따라서 HYPER 노심의 최적 빔창의 위치는 10-20cm 라고 할 수 있다. 최적 빔창의 위치는 노심의 구조, 특히 상/하부 차폐체 및 Gas Plenum의 존재 여부에 따라서 달라질 수 있다.

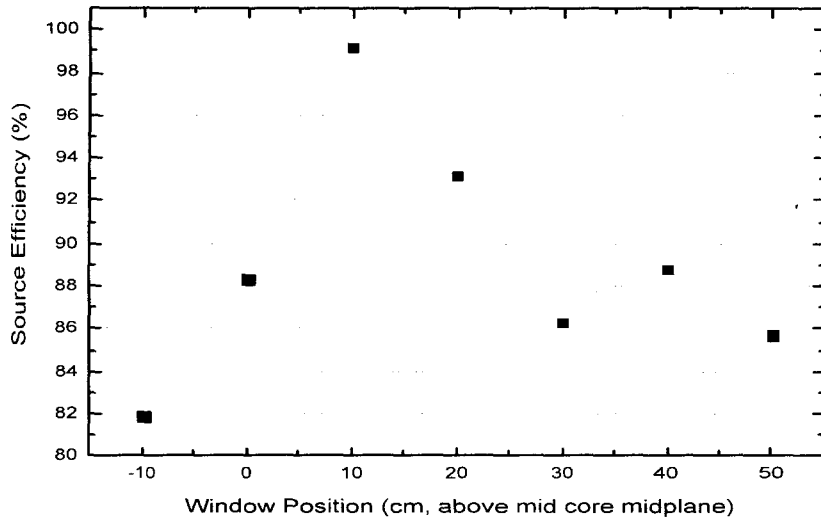


그림 3.1.7-5 빔창 위치에 따른 중성자원 증폭 효율

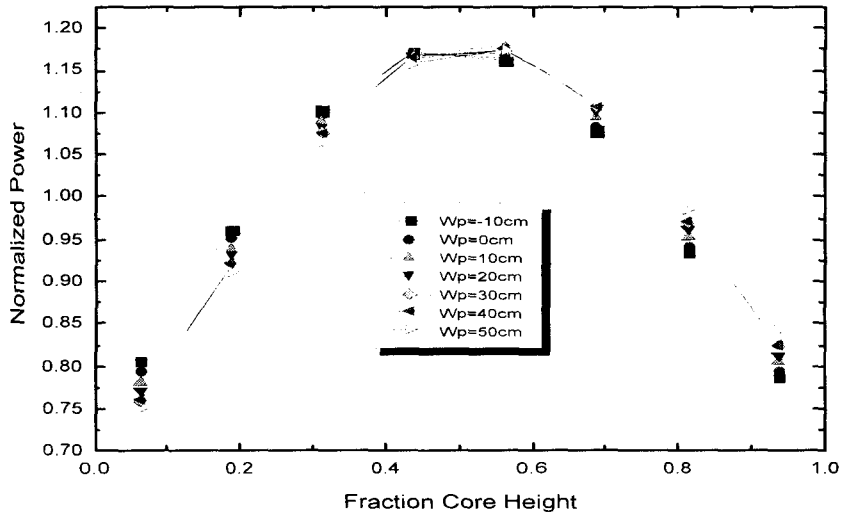


그림 3.1.7-6 빔창 위치에 따른 노심 평균 축방향 출력분포

8. 과도노심 동특성 코드 개발

가. 주요 연구내용

가속기구동 미임계 원자로 HYPER의 사고 해석을 위한 HYPER-SIM 전산 코드를 개발하였다. 개발된 전산프로그램의 주요 특성을 살펴보면 아래와 같다.

- PJA 방법을 이용한 가속기구동 미임계 원자로에 대한 일점 동특성 방정식 구성
- 기기에서의 시간 지연을 고려하고 열교환기를 포함하는 열전달 모델 구성
- 초기 시스템의 미임계도와 온도 궤환효과 및 외부 반응도 삽입치를 고려한 반응도항 구성
- 가속기 운전조건 변화에 따른 시스템 거동분석을 위한 가속기 거동 모듈 구성

상기의 항을 조합하여 구성한 동특성 코드를 이용하여 시스템의 과도 응답 해석 및 평가를 수행하였다.

나. 연구결과

(1) 미임계 노심의 PJA Method를 이용한 일점 동특성 방정식 구성

시스템의 동적 거동을 평가하기 위해 일반적으로 사용되는 일점 동특성 방정식은 아래와 같다.

$$\frac{dP(t)}{dt} = \left(\frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda}\right)P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) + \frac{S(t)}{\Lambda} \quad (3.1.8-1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} P(t) - \lambda_i C_i(t) \quad i=1, 2, \dots, 6 \quad (3.1.8-2)$$

위의 식 (3.1.8-1)과 식 (3.1.8-2)에 PJA 방법을 적용하면, 식 (3.1.8-1)의 출력변화율이 0이 되고, 변환된 식 (3.1.8-1)을 식 (3.1.8-2)으로 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = a_i C_i + (b_i + d_i) \quad i=1,2,\dots,6 \quad (3.1.8-3)$$

$$\text{여기서, } a_i = \left(\frac{\beta_i}{\beta - \rho(t)} - 1 \right) \lambda_i,$$

$$b_i = \frac{\beta_i}{\beta - \rho(t)} \frac{S(t)}{\Lambda},$$

$$d_i = \frac{\beta_i}{\beta - \rho(t)} (\sum \lambda_i C_i - \lambda_i C_i)$$

간단하게 정리된 식 (3.1.8-3)을 통해 $C_i(t)$, $P(t)$ 를 정리하면 아래와 같다.

$$P(t) = \left(\frac{\Lambda}{\beta - \rho(t)} \right) \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) + \frac{S(t)}{\beta - \rho(t)} \quad (3.1.8-4)$$

$$C_i(t) = C_{i,0} + \frac{b_i + d_i}{a_i} = \frac{b_i + d_i}{a_i} [e^{a_i t} - 1] + C_{i,0} e^{a_i t} \quad (3.1.8-5)$$

또한 상기의 동특성 방정식의 반응도의 함수는 다음과 같이, 초기 반응도 상쇄 값과 함께 Doppler 효과, 냉각재의 Volume Expansion, 그리고 Void Effect에 의한 반응도효과 등을 고려하여 구성하였다.

$$\rho(t) = \rho_0 + \alpha_F \Delta T_F + \alpha_C \Delta T_C + \rho_{ex} \quad (3.1.8-6)$$

여기서, $P(t)$ = 시스템 총 출력 [MWth],

$C(t)$ = 지발중성자 모핵종에 의한 출력 [MWth],

$S(t)$ = 외부선원에 의한 출력 [MWth],

$\rho(t)$ = 전체 반응도,

Λ = 즉발중성자 평균 생성시간 [sec],

λ_i = i군 지발중성자 붕괴상수 [sec^{-1}],

β_i = i군 지발중성자 비율.

ρ_0 = 초기반응도,

α_F = 핵연료 온도궤환반응도 상수 [$d_{\rho}/^{\circ}\text{C}$],

α_C = 냉각재 온도궤환반응도 상수 [$d_{\rho}/^{\circ}\text{C}$],

ρ_{ex} = 외부반응도 삽입량

(2) 기기에서의 시간지연을 고려한 T/H Model

T/H 모델에서는 노심에서부터 열교환기까지의 기기별 열·에너지 균형 방정식을 이용하여 아래와 같은 식을 구성하였다.

$$M_f C_f \frac{dT_f}{dt} = P(t) - \frac{1}{R_g} [T_f(t) - T_{cl}(t)] \quad (3.1.8-7)$$

$$M_{cl} C_{cl} \frac{dT_{cl}}{dt} = \frac{1}{R_g} [T_f(t) - T_{cl}(t)] - \frac{1}{R_c} [T_{cl}(t) - T_c(t)] \quad (3.1.8-8)$$

$$M_c C_c \frac{dT_c}{dt} = \frac{1}{R_c} [T_{cl}(t) - T_c(t)] - 2W(t) C_c [T_c(t) - T_i(t)] \quad (3.1.8-9)$$

$$T_c \cong \frac{T_o + T_i}{2} \quad (3.1.8-10)$$

$$M_{up} C_c \frac{dT_{hi}}{dt} = W(t) C_c [T_o(t - t_n) - T_{hi}(t)] \quad (3.1.8-11)$$

$$M_{dn} C_c \frac{dT_i}{dt} = W(t) C_c [T_{ho}(t - t_s) - T_i(t)] \quad (3.1.8-12)$$

$$T_{pr} \cong \frac{T_{ho} + T_{hi}}{2} \quad (3.1.8-13)$$

$$M_{sg} C_c \frac{dT_{pr}}{dt} = W(t) C_c [T_{hi}(t) - T_{ho}(t)] - hA\Gamma [T_{pr}(t) - T_{sg}(t)] \quad (3.1.8-14)$$

여기서, $P(t)$ = 시스템 총 출력 [MWth],

$T(t)$ = 기기별 온도 [°C],

$W(t)$ = 냉각재 유량 [kg/sec],

C = 비열 [W · sec/kg · °C],

h = 열전달상수 [W/cm² · °C],

Γ = 열교환기의 열전달용량,

t_n = 상부플레넘 지연시간 [sec],

t_s = 하부플레넘 지연시간 [sec]

(3) 외부반응도삽입에 따른 출력 및 온도의 천이

가속기구동 미임계 원자로인 HYPER 시스템은 1\$의 외부반응도 삽입에 8.24%의 출력증가가 예측되었고, 10-20 °C의 온도증가 만이 발생하였다. 따라서 시스템의 높은 동적 안전성을 확인할 수 있었다.[그림3.1.8-1,2 참조]

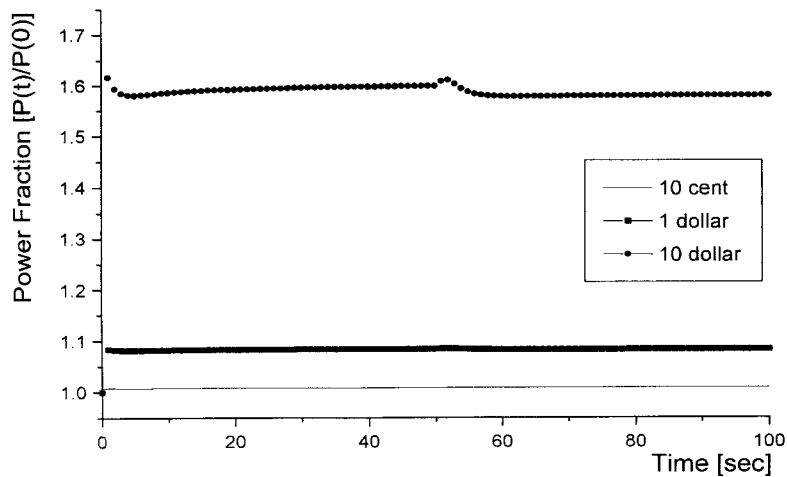


그림 3.1.8-1 외부반응도 삽입에 따른 출력 천이

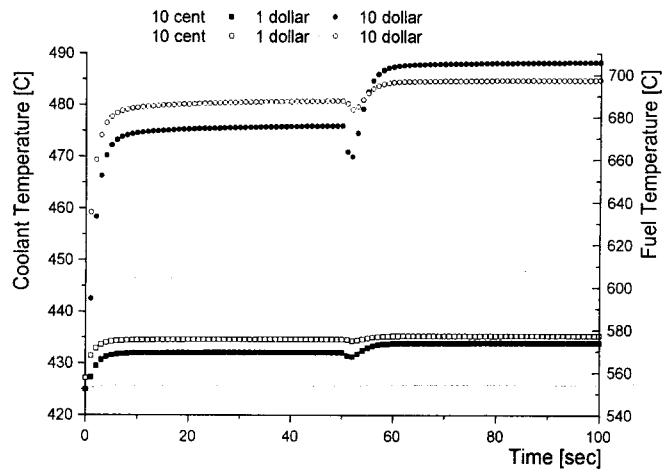


그림 3.1.8-2 외부반응도 삽입에 따른 온도천이

(4) 가속기 빔 파워 변동에 따른 출력 및 온도의 천이

가속기의 진폭을 1%, 주파수를 60Hz로 규정하였을 경우 시스템의 출력 및 온도 역시 같은 주파수를 가지고 일정한 진폭으로 진동하였다.

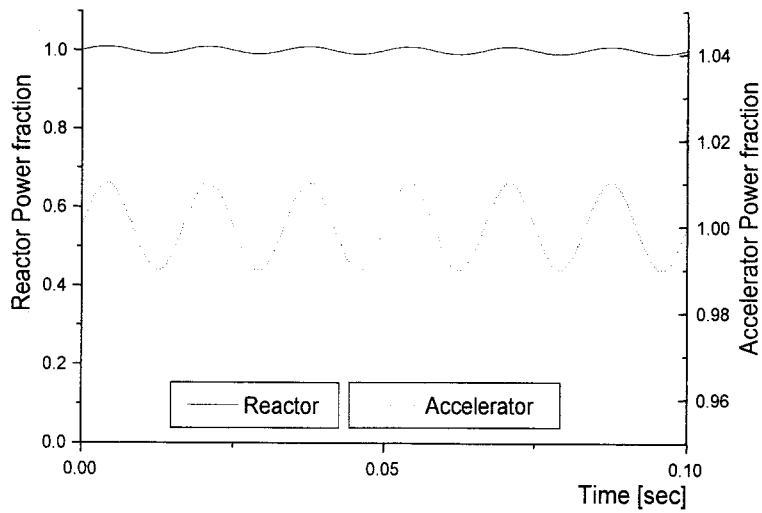


그림 3.1.8-3 가속기 빔 출력 진동에 따른 시스템 출력 변화

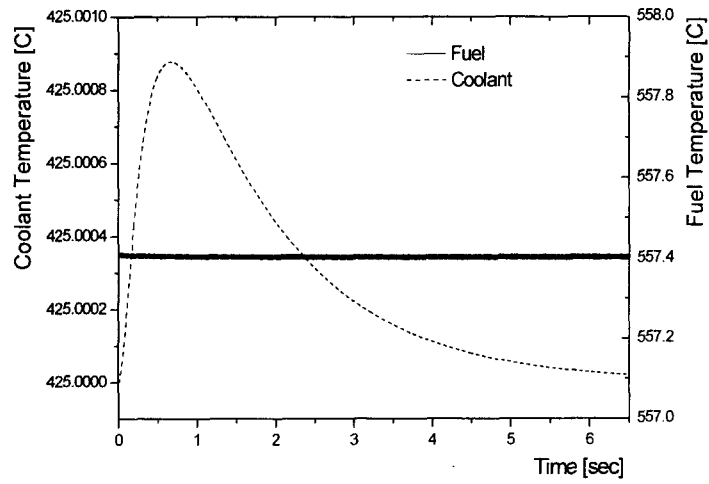


그림 3.1.8-4 가속기 빔 출력 진동에 따른 핵연료 및 냉각재 온도 변화

(5) 가속기 빔 출력 일시정지에 따른 응답 특성

가속기의 출력이 t=0에서 1sec 동안 정지되었을 때, 시스템의 출력 및 온도 역시 가속기의 출력 모드를 추종하는 것으로 나타났다.

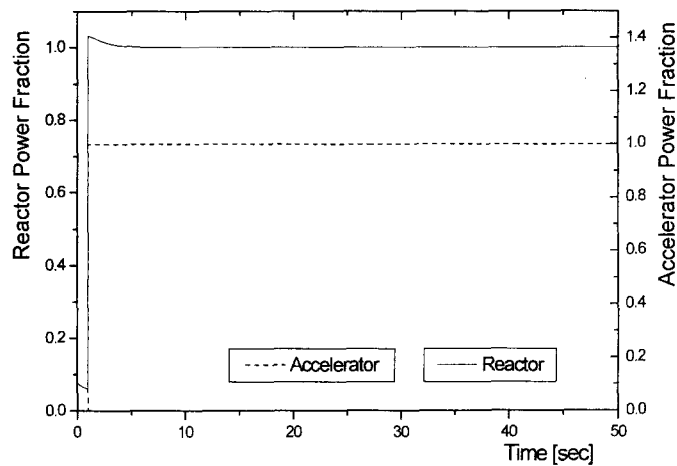


그림 3.1.8-5 가속기 빔 출력 일시정지에 따른 시스템 출력 변화

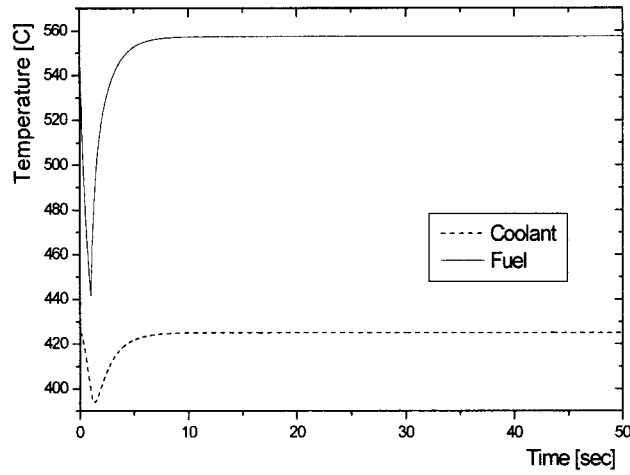


그림 3.1.8-6 가속기 빔출력 일시정지에 따른 핵연료 및 냉각재 온도 변화

(6) 가속기 빔 출력의 순간증가에 따른 응답 특성

가속기의 빔출력이 t=0에서 순간적으로 1.5배의 출력을 가진 후 유지하는 경우, 시스템의 출력 및 온도도 이를 추종하는 것으로 나타났다.

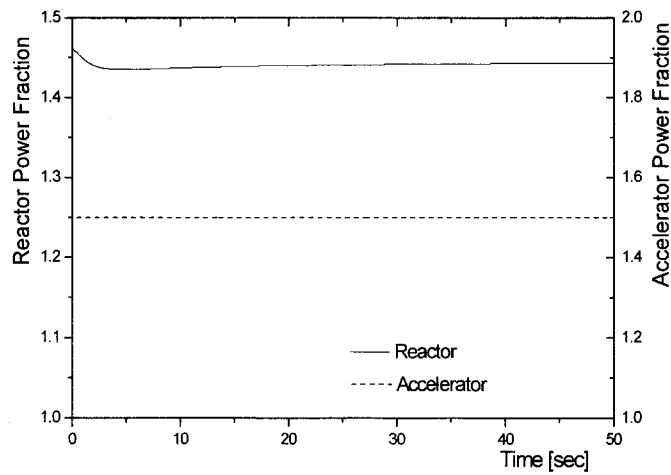


그림 3.1.8-7 가속기 빔 출력 순간증가에 따른 시스템 출력 변화

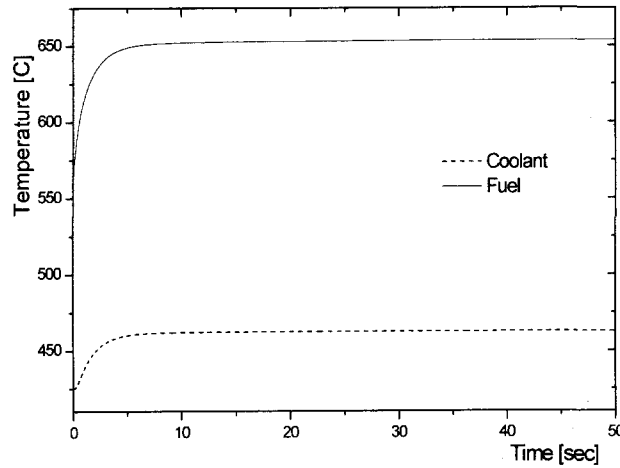


그림 3.1.8-8 가속기 빔 출력 순간증가에 따른 핵연료 및 냉각재 온도 변화

상기의 결과로부터 외부선원의 출력 변동은 직접적으로 시스템의 출력 및 온도 천이를 주도한다는 사실을 확인할 수 있었고 HYPER 시스템의 신뢰성 있는 운전을 위해서 가속기의 운전 신뢰성 확보가 필수적임을 판단할 수 있었다.

(7) T/H 사고에 따른 시스템 출력 및 온도의 천이

T/H 사고 발생시 가속기는 즉시 정지된다는 기본가정 조건에서 LOF(Loss of Flow)에 따른 응답 특성 및 LOHS (Loss Of Heat Sink)에 따른 응답 천이를 분석하였다.

LOF사고 시 냉각재의 유량이 5초만에 100% 손실될 때, 시스템의 출력은 급격히 떨어지고, 핵연료와 냉각재의 온도는 5초후 재 상승해 일정한 온도로 수렴함을 알 수 있었다. 또한 열교환기의 사고로 인한 2차측으로의 열전달이 정지되면 기본 가정에 의거 출력은 급격히 감소하는 반면 냉각재는 상하부 플레넘의 시간 지연 효과로 일정시간 후 온도가 재상승하여 수렴함을 발견할 수 있었다.

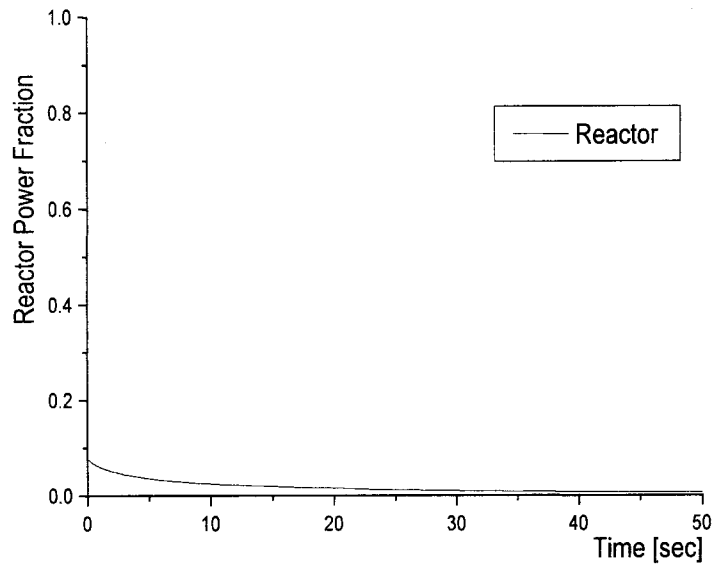


그림 3.1.8-9 LOF에 따른 시스템 출력 천이

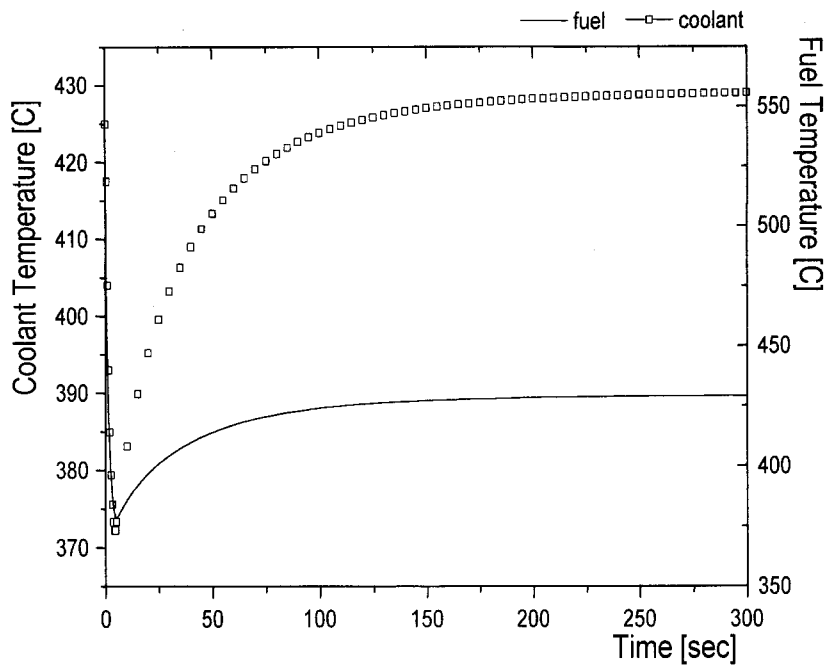


그림 3.1.8-10 LOF에 따른 핵연료와 냉각재의 온도 천이

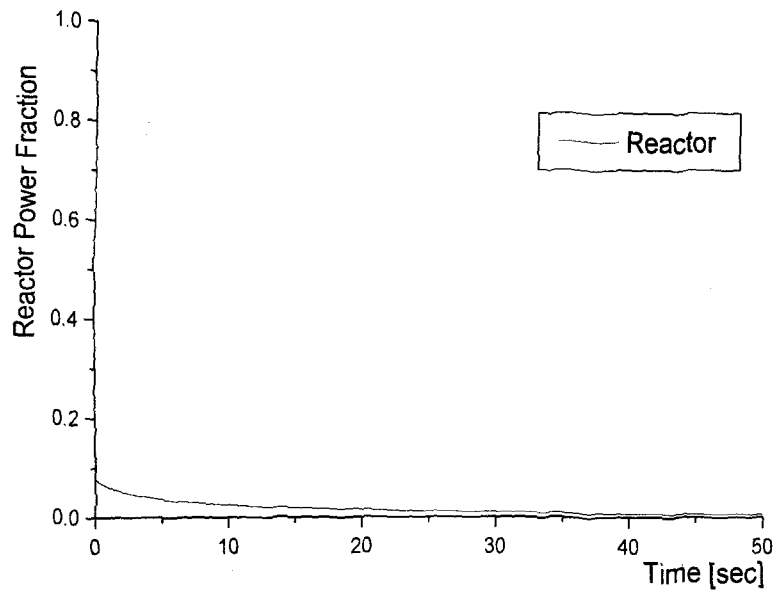


그림 3.1.8-11 LOHS에 따른 시스템 출력 전이

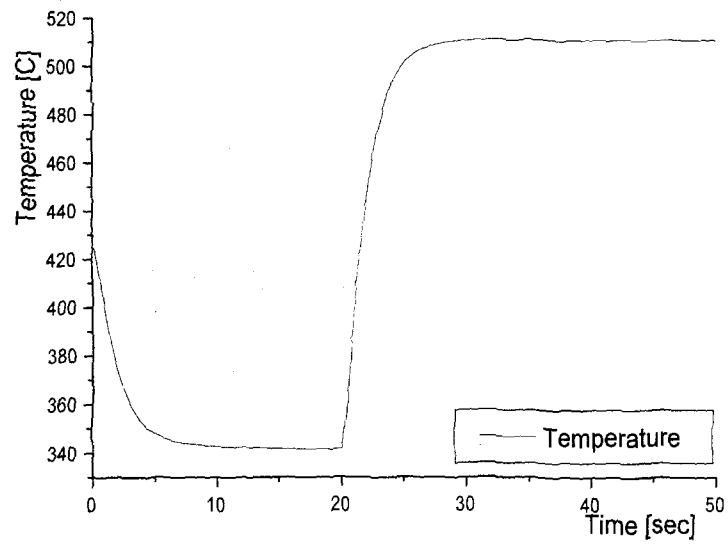


그림 3.1.8-12 LOHS에 따른 냉각재의 온도 전이

상기의 분석결과로부터 HYPER 시스템은 외부선원의 출력이 T/H 사고와 직접적인 연계를 가짐을 선행연구와 본 연구를 통해 확인할 수 있었다.

9. HYPER 대표 노심설계 및 특성분석

가. 주요연구내용

전술한 핵연료 주기 개념을 바탕으로 가속기구동 미임계 시스템 HYPER의 대표노심 설계연구를 수행하였다. 설계과정에서 사용한 주요 인자들에 대한 조건은 아래와 같이 가정하였다.

- 연구대상은 핵분열생성물을 장전하기 않은 기본 HYPER 노심을 대상으로 함.
- 핵연료 재장전 기간 최소화 및 외부중성자원 증폭 최대화를 위해서 Scattered 재장전 방식을 이용하여 TRU 연료를 재순환시킴.
- 가속기출력 최소화를 위해서 노심의 최대 유효증배계수 $k\text{-eff}=0.98$ 로 하고, 6개월 (180일) 주기길이, 이용율 80%를 가정함.
- TRU 농축도 구역화는 반경방향 침투출력인자가 1.55이하가 되도록 결정함.
- PWR 사용후연료는 5년 동안 냉각되었으며, 우라늄은 99.9% 제거된 것으로 가정함. 그리고 핵변환 시스템 자체 재순환과정에서 모든 악티나이드 원소는 100% 회수됨.
- 미연소된 악티나이드는 1년의 냉각기간 후에 다시 사용됨.
- 효과적인 재순환 노심분석을 위해서 천이노심을 거치지 않고 재순환 주기 분석. 즉 초기에 각 영역에서의 TRU 농축도를 노심특성을 고려하여 가정한 후에 후속주기에 대해서 반복적으로 계산함.
- Scattered 재장전 방식을 사용하는 경우 원칙적으로 평형노심은 존재하지 않기 때문에 각 재순환 사이클을 실제적으로 모사함. HYPER와 같이 TRU를 주연료로 사용하는 노심에서는 특히 매 주기별로 차이가 크게 나타남.

대표노심설계관련 모든 계산은 몬테카를로 방식에 기초한 MCNAP 전산코드를 이용하였다. 그리고 몬테칼로 계산의 단점인 전산시간 단축을 위해서 MPI (Message Passing Interface) 방식을 이용한 병렬계산 기법을 활용하였다.

나. 연구결과

(1) TRU 농축도 구역화 및 영역별 배치 크기 결정

HYPER 노심의 선형적인 반응도 감소 및 Scattered 재장전 방식에 따른 침투출력 인자 제어를 위해서 그림 3.1.9-1에서와 같이 노심을 LL(Low Low), L (Low), M (Medium), H (High) 와 같이 4개의 TRU 농축도 영역으로 구분하였다. 재장전시 각 영역의 배치 크기는 연소도 최대화 및 노심관리의 용이성을 고려하여 다음과 같이 결정하였다. LL 및 L 영역은 두 영역을 합하여 5배치 그리고 M 및 H 영역은 각각 6, 7 배치를 적용하였다. 따라서 각 영역에서의 노내 조사시간은 다음과 같다:

- LL 및 L 영역 : $5 \times 144 = 720$ 일
- M 영역 : $6 \times 144 = 864$ 일
- H 영역 : $7 \times 144 = 1008$ 일

이들 영역별 배치 크기는 각 영역에서의 핵연료집합체의 수가 배치 크기의 정수배가 되도록 결정하였다. 노내 조사시간을 더 크게 하기 위해서는 배치 크기를 증가시키면 되지만 이 경우 노심관리가 매우 어렵게 된다. 그림 3.1.9-1에는 각 영역에서의 재장전 배치를 표시하였다.

(2) TRU 재순환 모사계산 결과

재순환 주기를 20회 모사하였으며, 표 3.1.9-1에 HYPER 재순환 주기의 몇 가지 특성을 나타내었다. 표 3.1.9-2에는 재순환 주기에서의 평균적인 연료조성을 제시하였다.

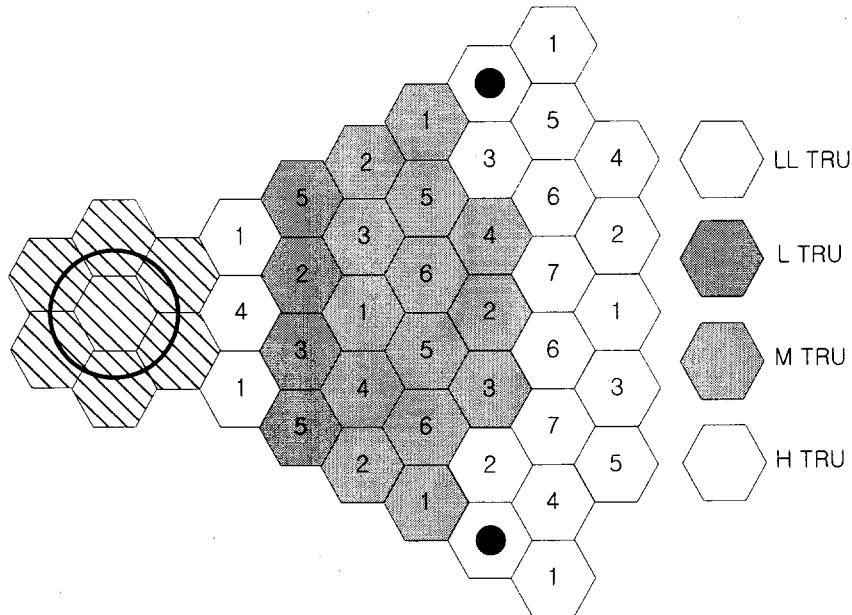


그림 3.1.9-1 HYPER 노심 TRU 농축도 구역 및 영역별 배치

표 3.1.9-1 HYPER 재순환 노심에서의 TRU 농축도 및 연료 제고량 변화

주기	배치 (신연료)			k-eff (BOC)	TRU 농축도 w/o (LL,L/M/H)	노내 악티나이드 제고량 (kg)			방출 TRU (kg)
	L	M	H			BOC	EOC	변화량	
13	1	1	3	0.97903 (0.0010)	25.7/36.8/46.6	4480.7 (U=1005.0)	4337.4 (U=989.0)	TRU=127.3 U=16.0	629.314
14	2	2	4	0.97701 (0.0010)	30.0/36.4/46.2	4480.4 (U=1001.9)	4337.1 (U=985.9)	TRU=125.4 U=17.9	632.543
15	3	3	5	0.97502 (0.0010)	30.4/36.8/46.5	4486.6 (U=1000.2)	4342.7 (U=984.0)	TRU=127.8 U=16.2	604.590
16	4	4	6	0.97908 (0.0010)	25.7/36.8/46.6	4500.8 (U=1000.1)	4357.5 (U=984.2)	TRU=127.4 U=15.9	622.979
17	5	5	7	0.98378 (0.0010)	29.8/36.1/46.2	4503.2 (U=997.7)	4359.9 (U=981.9)	TRU=127.6 U=15.8	624.403
18	1	6	1	0.97887 (0.0010)	25.2/36.4/46.2	4487.2 (U=991.6)	4343.2 (U=975.6)	TRU=128.0 U=16.0	627.653
19	2	1	2	0.97874 (0.0010)	29.9/36.1/46.1	4483.5 (U=988.3)	4339.0 (U=972.3)	TRU=128.5 U=16.0	631.087
20	3	2	3	0.98970 (0.0010)	30.0/36.1/46.1	4476.3 (U=983.9)	4331.7 (U=967.9)	TRU=128.5 U=16.0	620.662

Scattered 재장전 방식을 취하는 HYPER 노심에서는 평형상태가 존재하지 않음을 확인할 수 있다. 매주기 신연료가 장전되는 위치가 다르기 때문에 각 주기마다 초기 증배계수를 0.98과 유사하게 만들기 위한 TRU 농축도는 약간씩 차이가 날 수 밖에 없다. 특히 각 영역별 배치 크기가 다르기 때문에 주기별 TRU 장전량이 다르다.

표 3.1.9-2 재순환 주기 연료조성(중량비, w/o)

Nuclide	Charge	Discharge	LWR Feed
U-234	0.188597E+00	0.232123E+00	0.177880E-02
U-235	0.736514E-01	0.722745E-01	0.795615E-01
U-236	0.841427E-01	0.948405E-01	0.382271E-01
U-238	0.202858E+02	0.229404E+02	0.889183E+01
Np-237	0.193709E+01	0.141268E+01	0.418791E+01
Pu-238	0.304436E+01	0.347337E+01	0.120302E+01
Pu-239	0.224494E+02	0.166255E+02	0.474460E+02
Pu-240	0.282218E+02	0.297729E+02	0.215643E+02
Pu-241	0.655179E+01	0.599722E+01	0.893207E+01
Pu-242	0.824376E+01	0.921189E+01	0.408846E+01
Am-241	0.238758E+01	0.233297E+01	0.262197E+01
Am-242	0.153483E-02	0.189242E-02	0.516934E-07
Am-242m	0.196036E+00	0.240703E+00	0.432142E-02
Am-243	0.247404E+01	0.287374E+01	0.758524E+00
Cm-242	0.163776E+00	0.201922E+00	0.511796E-04
Cm-243	0.226481E-01	0.274098E-01	0.221062E-02
Cm-244	0.232527E+01	0.282710E+01	0.171395E+00
Cm-245	0.724261E+00	0.891301E+00	0.731348E-02
Cm-246	0.624440E+00	0.769728E+00	0.851910E-03

표 3.1.9-2에서 알 수 있듯이, PWR 사용후연료에서 Pu-239가 약

47%를 차지하는 반면, 재순환 주기에서 장전되는 핵연료에서는 Pu-240이 가장 큰 중량비를 가진다. 이의 주된 이유는 Pu-239는 비교적 빠르게 연소되는 반면 Pu-240의 연소는 느리기 때문이다. 한편 사용후연료에서 우라늄의 중량비는 약 9% 정도 밖에 되지 않는데, 재순환 주기에서는 U-238이 약 20% 정도로서 중량비가 두 배 가까이 증가하였다. U-238의 중량비 증가는 TRU의 연소도를 감소시키는 결과를 가져온다. 한편 U-238의 증가는 노심연소 반응도 변화를 초기노심에 비하여 약간 감소시키는 효과도 있다.

표 3.1.9-1에서 보듯이, 1GW 열출력 HYPER 노심은 연간 약 258 kg의 TRU를 소모함을 알 수 있다. 전체 악티나이드는 연간 약 288kg이 연소되나 이들 중 상당부분을 우라늄이 차지함을 알 수 있다. HYPER 재순환 주기에서의 TRU의 연소도는 주기별 영역별로 상당한 차이를 보인다. 노심 전체의 평균적인 TRU 연소도는 약 19.5 a/o 이다.

표 3.1.9-3 HYPER 재순환 노심에서의 외부 중성자 증폭 및 가속기 출력

주기	배치 (신연료)			k-eff (BOC)	외부 중성자 증폭인자		양성자 전류* (mA)	
	L	M	H		BOC	EOC	BOC	EOC
17	5	5	7	0.98378	31.3	11.3	10.6	32.4
18	1	6	1	0.97887	25.0	10.5	13.4	34.2
19	2	1	2	0.97874	28.3	10.8	11.8	33.4
20	3	2	3	0.98970	27.3	11.2	12.2	32.3

* 1 GeV 양성자, 양성자 당 핵파쇄 중성자 = 29.26

표 3.1.9-3은 재순환 주기에서 핵파쇄 외부중성자원의 노심에서의 증배 정도와 이 때 1 GW의 열출력을 위해서 요구되는 1GeV 양성자 빔의 전류를 보여준다. HYPER 재순환 노심의 주기초 양성자 빔은 약 11-13mA이고, 주기말에는 약 32-34mA가 요구됨을 알 수 있다. 주기말

양성자 빔이 매우 큰 것은 반응도가 선형적으로 감소하여 주기말에 약 0.93 정도가 되기 때문이다. 또한 재순환 주기의 가속기 출력은, 핵분열 생성물의 축적에 따라서 초기노심에 비하여 10-20% 정도 증가함을 확인하였다. 특히 각 주기에 따라서 가속기 출력이 약간씩 변하는데, 이는 노심의 출력분포가 주기마다 크게 다르기 때문이다.

표 3.1.9-4는 20주기에서의 주요 핵종의 주기초 주기말 노내 재고량을 보여준다. 노내 재고량이 매우 적은 U-236, Cm-245과 같은 핵종을 제외하고 대부분의 핵종이 연소기간 동안 재고량이 감소함을 확인할 수 있다. 이는 20주기에서 HYPER 노심은 핵종 질량관점에서 준평형상태에 도달하였음을 나타낸다.

그림 3.1.9-2,3,4,5는 16, 18, 19, 20주기에서의 주기초, 주기말 출력분포를 보여준다. 첨두출력은 언제나 신연료 위치에서 발생하며, 각 영역에서 중앙 외부선원에 가장 가까운 집합체에서 나타난다. 연소에 따라서 출력분포는 언제나 중심부 출력이 증가하고 외곽 출력은 감소하는 방향으로 기울어진다. 특히 가장 중심에 있는 집합체에서의 출력변화가 가장 크다. 주기초 집합체 최대 첨두출력은 외곽의 H 농축도 영역에서 발생하며 1.510이고, 주기말 최대 첨두출력은 M 농축도 영역에서 발생하고 첨두출력은 1.413이다. 이러한 집합체 첨두출력은 집합체내에서의 출력변화는 일반적으로 크기 않기 때문에 열적 여유도는 충분할 것으로 판단된다.

표 3.1.9-4 20주기에서의 주요 악티나이드 질량변화

핵종	제고량 (kg)		
	BOC	EOC	차이
U-233	0.2144E-02	0.1902E-02	-0.0002
U-234	0.9166E+01	0.9215E+01	+0.039
U-235	0.3203E+01	0.3121E+01	-0.082
U-236	0.3949E+01	0.3986E+01	+0.037
U-238	0.9675E+03	0.9516E+03	-15.9
Np-237	0.7585E+02	0.6977E+02	-6.08
Pu-238	0.1456E+03	0.1432E+03	-2.40
Pu-239	0.8774E+03	0.8082E+03	-69.2
Pu-240	0.1299E+04	0.1270E+04	-29.0
Pu-241	0.2797E+03	0.2674E+03	-12.3
Pu-242	0.3898E+03	0.3845E+03	-5.3
Am-241	0.1049E+03	0.1010E+03	-3.9
Am-242	0.7905E-01	0.7898E-01	-0.0001
Am-242m	0.9818E+01	0.9773E+01	-0.045
Am-243	0.1191E+03	0.1182E+03	-0.9
Cm-242	0.8502E+01	0.8498E+01	-0.004
Cm-243	0.1090E+01	0.1081E+01	-0.009
Cm-244	0.1142E+03	0.1142E+03	0.0
Cm-245	0.3564E+02	0.3571E+02	+0.07
Cm-246	0.3084E+02	0.3072E+02	-0.12

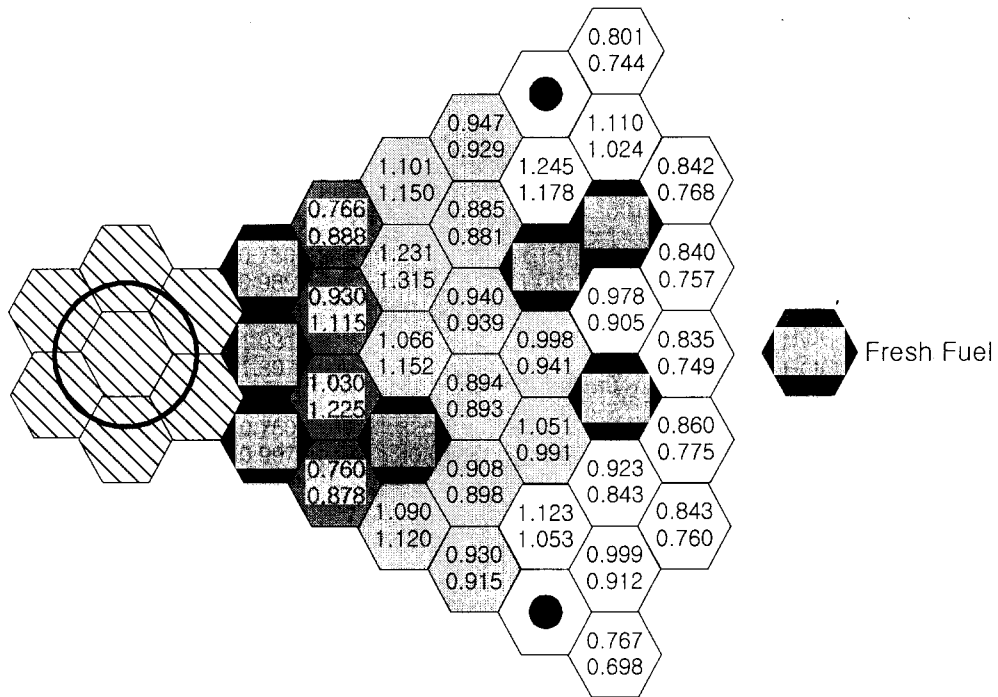


그림 3.1.9-2 16주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(4), M(4), H(6))

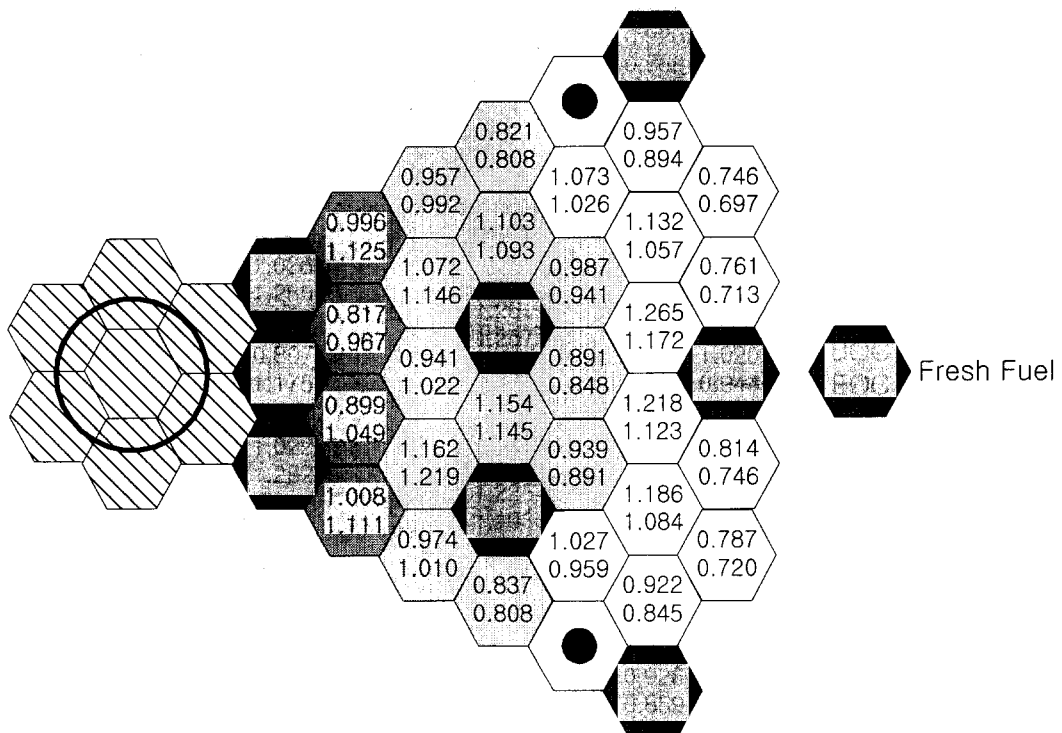


그림 3.1.9-3 18주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(1), M(6), H(1))

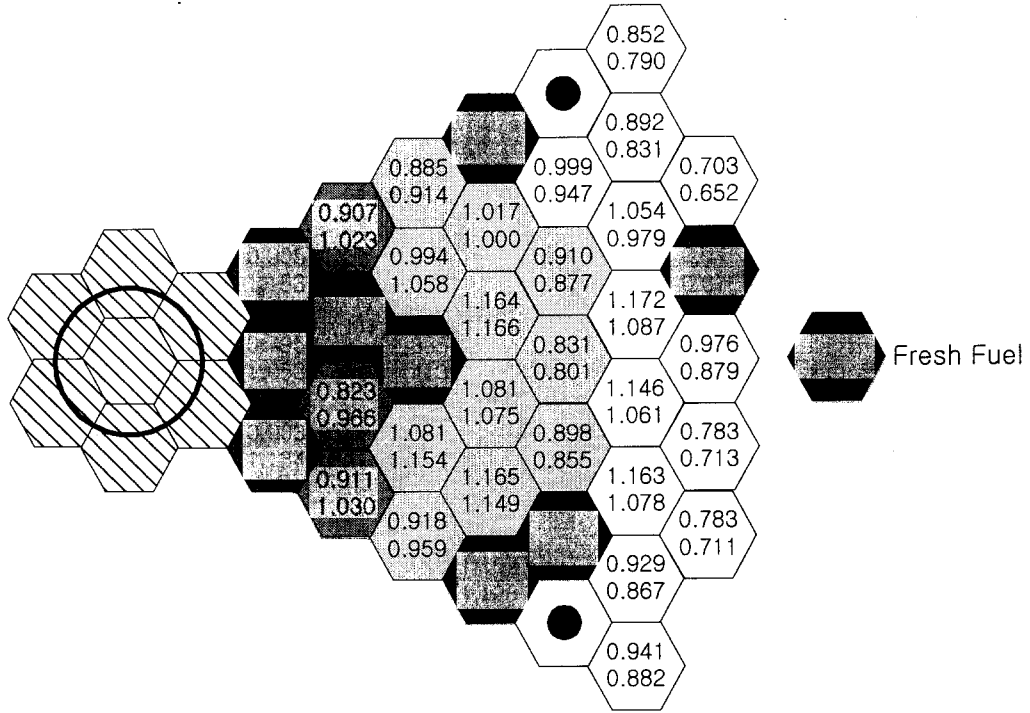


그림 3.1.9-4 19주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(2), M(1), H(2))

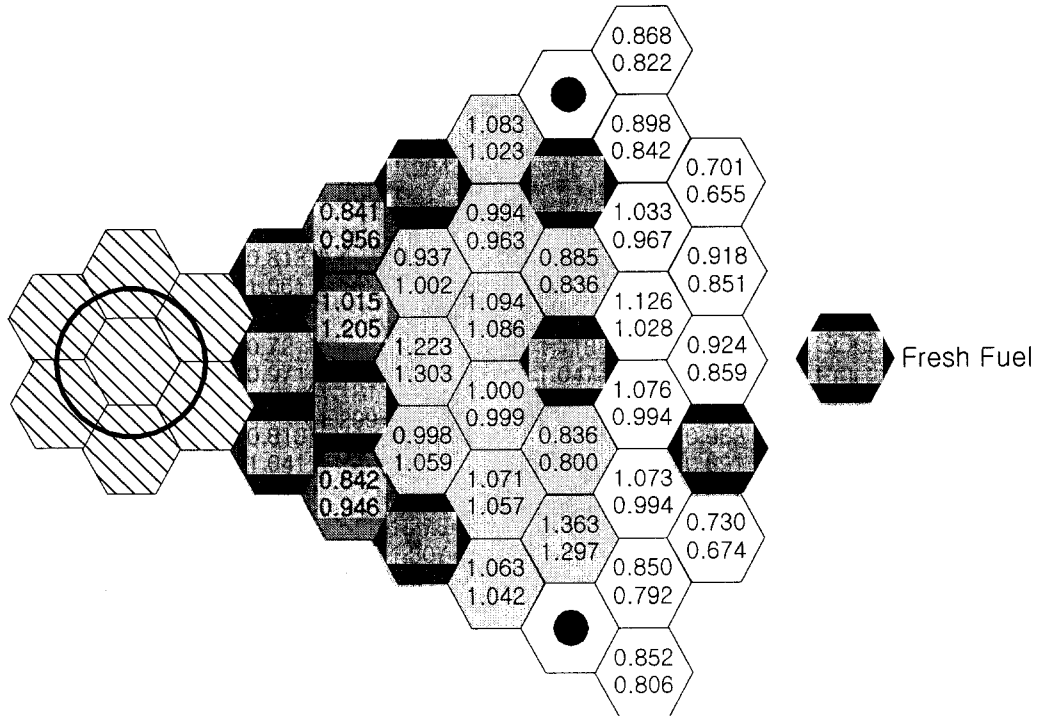


그림 3.1.9-5 20주기 주기초 및 주기말 출력분포 (신연료 : L(3), M(2), H(3))

10. HYPER 노심 핵설계 요소기술 도출

가. 주요 연구내용

제 1단계(1997 - 2000) 연구로 TRU 및 핵분열생성물 (Tc-99, I-129)의 핵변환을 주목적으로 하는 미임계 원자로 HYPER의 노심 개념 확립 연구를 수행하였다. 도출된 개념이 공학적 타당성을 충분히 가지기 위해서 추가적으로 심도있게 연구되어야 할 핵설계관련 요소기술을 도출하여 보았다.

나. 연구결과

가속기구동 미임계 노심 핵설계와 관련하여 다음과 같은 세부자료 또는 설계인자들이 추가적으로 연구/검증되어야 한다.

- 단면적 자료 개선
- 노심 핵설계 전산코드 체제 확립 및 검증
- 노심 미임계도 최적화
- 외부중성자원 증폭 극대화
- TRU 연소도 최대화
- 연소반응도 변화 최적화
- 핵분열생성물 최적 핵변환 기술

(1) 단면적 자료 개선

핵변환로는 TRU를 주 연료로 사용하는데, 우라늄을 제외한 상당수의 악티나이드에 대한 핵자료는 핵자료에 따라서 편차가 클 뿐만 아니라 실험자료 또한 충분하지가 않아서 불확실도가 크다. 따라서 보다 정확한 노심해석을 위해서는 이들 단면적 자료의 개선이 시급하며 특히 외부중성자원의 에너지가 매우 높기 때문에 고에너지 영역에서의 중성자 반응관련

자료를 확충하는 연구가 매우 중요하다고 판단된다. 또한 그간 정확도에 대해 크게 관심을 두지 않았던 Pb-Bi 냉각재의 단면적 자료에 대한 정확도 개선이 크게 요구된다.

(2) 노심 핵설계 전산코드 체제 확보 및 개발

원자로심의 핵설계는 기본적으로 전산코드를 이용하여 수행된다. 따라서 미임계 노심에 적합한 전산코드 시스템을 확립하는 것이 그 무엇보다 우선되어야 한다. 미임계 노심은 고에너지 중성자에 의해서 생성되는 핵파쇄 중성자를 사용하기 때문에 이들 반응을 정확하게 모사할 수 있는 전산코드의 확보 및 개발이 필요하다. 또한 핵파쇄 외부중성자원은 임계 노심에서는 존재하지 않는 매우 높은 에너지의 중성자를 상당부분 포함하고 있으므로 이들 고에너지 중성자의 노심내 거동을 모사할 수 있는 전산코드가 필요하다. 기존 임계 노심설계에 사용되던 전산코드는 미임계 노심의 특성을 반영할 수 있도록 수정/보완되어야 하고, 특히 그 정확도에 대한 검증이 크게 요구된다. 노심의 과도상태 및 안전성관련 해석을 위해서는 외부중성자원에 의해서 유발되는 과도상태를 정확하게 고려할 수 있는 전산코드의 개발이 시급하다.

(3) 노심 미임계도 최적화

현재 대부분의 미임계노심은 $k_{eff}=0.95-0.98$ 정도의 미임계도를 가정하고 설계되고 있다. 미임계 노심의 거동 특성은 노심의 미임계도에 따라서 크게 달라진다. 그러나 미임계도에 대한 전체적인 최적화 연구가 미진한 상태이다. 미임계 시스템의 경제성, 노심의 안전성, 핵변환 성능 등을 고려한 미임계도의 최적화 기술이 요구된다. 가속기구동 미임계 노심의 k_{eff} 는 시스템의 안전성을 해치지 않는 범위 내에서 가능하면 큰 k_{eff} 값을 사용하는 것이 출력분포 및 가속기 경제성 측면에서 바람직하다.

(4) 외부중성자원 증폭 극대화

가속기구동 미임계 원자로의 경제성은 우선 핵파쇄 중성자가 블랭킷 내에서 얼마나 효율적으로 증폭되느냐에 크게 영향을 받으며, 외부중성자의 증폭정도는 노심설계에 민감하게 반응한다. 따라서 외부중성자원 증폭을 극대화하는 설계기술은 미임계 원자로 경제성 향상을 위해 매우 중요하다. 미임계 노심내에서 중성자원의 중요도에 대한 이론적인 고찰을 통하여 증폭을 최대화 할 수 있는 빔/표적 설계를 도출하는 기술 개발이 필요하다.

(5) TRU 연소도 최대화

HYPER는 TRU 및 핵분열생성물의 핵변환 뿐만 아니라 부차적으로 경제성을 위한 전기생산도 목적으로 하고있다. 그러나 방사성핵종의 핵변환이 주목적이기 때문에 TRU 및 핵분열생성물의 연소도를 최대화하여 환경으로 누출되는 방사성 핵종을 최소화할 수 있는 기술이 크게 요구된다. 기본적으로 연소도 최대화를 위해서는 연료의 장전량을 최소화 하고 노내 조사시간을 최대화하는 기술이 요구된다.

(6) 연소반응도 변화 최적화

TRU를 주연료로 사용하는 가속기구동 미임계로의 설계시 가장 큰 현안 중의 하나는 매우 큰 연소반응도 변화이다. 큰 음의 연소반응도는 매우 큰 가속기 출력을 요구하게 되고, 이는 시스템의 경제성을 저해할 뿐만 아니라 노심설계 자체를 어렵게 한다. 따라서 연소반응도를 최소화하여 현실성 있는 가속기 출력을 요구하는 미임계 원자로를 설계하는 기술이 중요하다. TRU 장전 핵변환로에서 연소반응도의 최소화는 필연적으로 연소도의 감소를 초래하므로 연소반응도를 너무 적게 하는 것은 핵변환로의 주목적과 상충하는 결과를 낳는다. 결과적으로 연소반응도 변화의 감소는 노심의 핵변환 성능을 고려하여 최적화 되어야 한다.

연소반응도 감소의 저감은 제어봉을 이용하면 쉽게 달성이 가능하다. 그러나 미임계 노심의 장점을 유지하기 위해서는 제어봉을 이용하는 것은 바람직하지 않으며, 또한 그 효과도 매우 제한적이다. 따라서 미임계 노심의 특성을 유지하면서 연소반응도 변화를 최소화할 수 있는 가연성흡수체를 이용하는 기술 개발이 요구된다.

(7) Tc-99, I-129 핵변환을 최대화

핵분열생성물 중 환경으로의 누출시 그 영향이 매우 큰 것으로 알려진 Tc-99와 I-129의 핵변환은 매우 중요하다. 한편 이들 핵분열생성물은 HYPER와 같이 경한 중성자스펙트럼 환경에서는 작은 중성자 포획단면적 때문에 핵변환이 효과적으로 일어나지 않는다. 따라서 이들 속중성자 시스템에서의 Tc-99, I-129의 효율적인 핵변환을 위한 방안이 요구된다. HYPER에서의 Tc-99, I-129의 효율적인 핵변환을 위해서는 국부적으로 감속재를 도입하여 이들 핵종의 중성자 포획 단면적을 증가시키는 기술이 필요하다.

(8) 요소기술 개발방안

요소기술에 대한 연구 결과가 보다 높은 신뢰성을 가지며 결과에 대한 국제적 공감대 확보를 위해 상기 연구항목을 미국의 ANL과 상호 공동의 연구 항목으로 정하여 공동으로 수행하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

여 백

제 2 절 핵연료 설계

본격적인 HYPER 핵연료 설계에 앞서 HYPER에 적합한 최적 핵연료 형태를 선정하였다(1항). 최적 핵연료로 선정된 금속핵연료에 대하여 2항에서는 HYPER 핵연료봉 및 집합체에 대한 예비설계제원 및 설계요건을 도출하였다. 2항에서 도출된 예비설계제원 및 설계요건을 토대로, 3항에서는 합금연료봉에서 특히 중요한 공정반응을 분석하였다. 4항에서는 개념설계를 위한 합금연료 및 분산형연료의 종합적인 특성을 비교분석하였다. 5항에서는 합금연료봉 성능분석코드인 MACSIS-H 코드를 이용하여 합금연료봉의 노내 종합성능을 분석하였으며, 6항에서는 분산형 연료 성능 분석코드인 DIMAC 코드를 이용하여 분산형 연료봉의 전반적인 성능을 해석하였다. 제 2 절 핵연료 설계의 마지막으로, 7항에서는 기존 액체금속로용 집합체 성능해석용 설계도구를 HYPER 연료집합체에 적용하기 위한 가능성을 분석하였다. 이와 같은 1단계 연구를 통하여 잠정적인 HYPER 핵연료 개념을 정립하였고 HYPER 핵연료 개발에 필요한 핵심 요소기술을 도출하였으며, 2단계 연구에서 수행될 요소기술 개발에 필요한 토대를 구축하였다.

1. 최적 핵연료 형태 선정

가. 주요 연구내용

미임계 핵변환로는 TRU핵종을 주 구성성분으로 하고 있고, 고속 중성자 에너지 스펙트럼을 사용하고 있으며 핵변환의 특성상 재순환을 필수로 한다. 따라서 핵연료 선정시에는 반드시 핵연료 재순환기술이 가져올 기술외적 인자 들을 충분히 고려해야 한다. 이러한 모든 상황을 고려하여 아래와 같은 절차에 의거 최적 핵연료 형태 선정을 시도하였다.

상기의 절차상 요구되는 대부분의 기술적 자료는 기존 문헌에 근거하였고 가능하면 비교 자료를 정량화 시키도록 하였다. 비교 평가의 결과가 충분한 객관적 가치를 갖도록 현재 의사결정법으로 많이 사용되고 있는

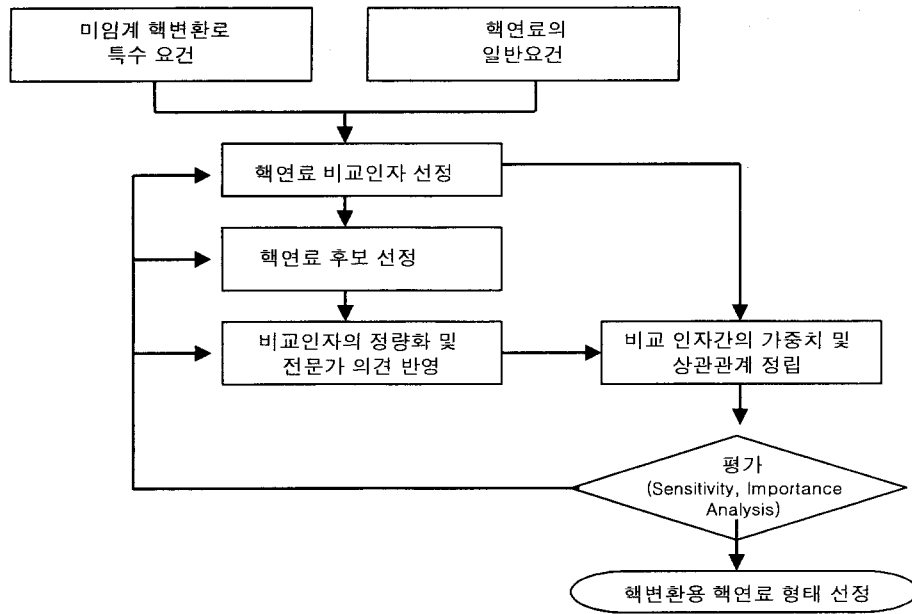


그림 3.2.1-1 핵연료 선정 절차

SAUT법을 활용하여 최적 핵연료 형태 선정연구를 수행하였다. SAUT법은 많은 경우 비교인자 값이 정성적으로 주어지는 데, 이를 정량화 하기 위하여 단일인자의 자연적 Scale로 된 평가결과를 가치 Scale로 치환한 후 효용 Scale로 전환하는 방식을 채택하고 있다.

나. 연구결과

후보 핵연료 형태로서는 현재 기술적으로 일정 수준에 도달한 연료 형태를 기준으로하여 1) 금속연료, 2) 산화물연료, 3) 질화물연료, 4) 용융염 연료 등을 선정하였다. 최적 연료 선정에 이용된 비교인자는 제조/제작, 노내거동, 그리고 재순환 요건 등과 같은 비교인자를 근간으로 그림 3.2.1-2와 같이 세분하였다.

핵변환이 요구하는 핵연료 재순환은 핵비확산적 특성을 최대한 강화시켜야 한다. 그러나 현실적으로 어떤 공정이 핵비확산적이고 어떤 공정이 그렇지 못한가에 대한 정확한 기준이 정해져 있지는 않다. 현재 기술적 측면에서 건식 분리기술(Pyro-Process)이 재순환 기술로서 가장 핵확산에

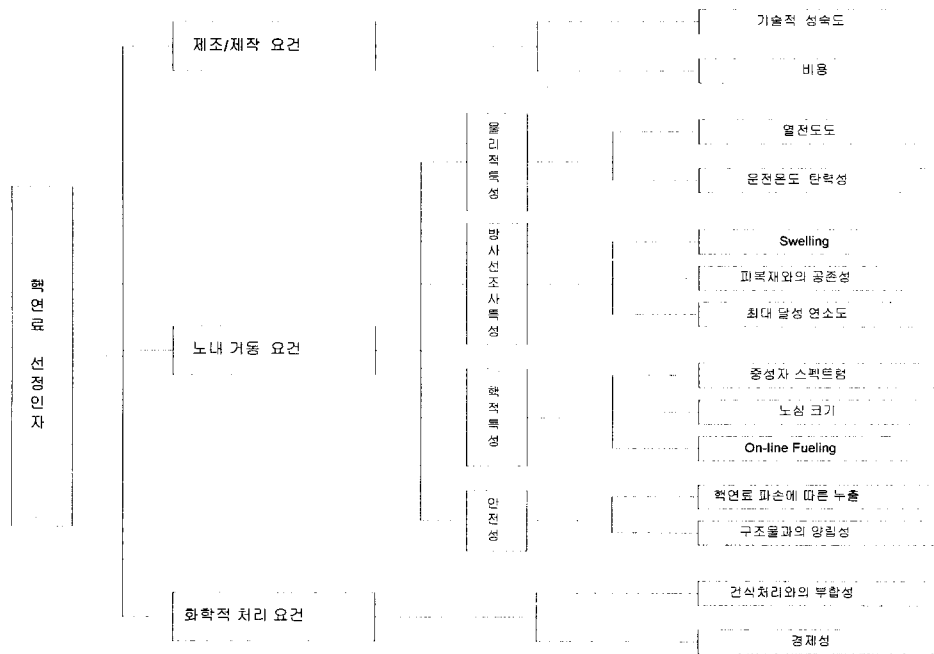


그림 3.2.1-2 핵연료 선정을 위한 비교인자

대해 저항성이 있는 것으로 알려져 있다. 따라서 이를 기준으로 핵연료 형태별 그 적합성을 검토해볼 필요가 있다. 표 3.2.1-1은 핵연료별 재순환 공정에 대한 비용특성을 나타낸다.

후보 연료 형태별 비교인자에 대한 특성을 정리하면 표 3.2.1-2와 같다. 전체적으로 산화물 연료와 금속연료에 대해서는 그간 많은 개발 실적이 있어서 자료 확보가 용이하였고 언급된 자료도 그 신뢰도가 매우 높다. 반면 질화물 연료와 용융염 연료에 대한 자료는 상대적으로 취약하였고 특히 용융염 연료의 경우 현재 여러 국가가 핵변환로 연료로서 언급하고 있는 데 반하여 그 자료는 매우 취약하였고 현실적으로 용융염의 경우 다른 3가지 연료 형태와 동일한 선상에서 비교가치를 분석한다는 것은 무리인 것으로 판단되었다.

전체적으로는 핵연료의 제조/제작 요건, 노내거동요건, 그리고 화학적 처리 요건에 각기 20%, 50%, 30%의 가중치를 두었고 각 요건 내에서 인자간의 가중치는 균일하게 하였다. 그림 3.2.1-3은 주어진 자료를 이용하여 도출한 최적 핵연료 선정평가 결과이다. 평가 결과, 현재 주어진 자료

에 근거하였을 때, HYPER시스템의 핵연료 형태로서는 금속연료 형태가 가장 적합함을 알 수 있었다.

표 3.2.1-1 핵연료 형태별 화학적 처리비용

Fuel Type	Cost Component	Close-couple 1000MWe Plants			Close-coupled 3000MWe Plants			Central 10,000 MWe Plants		
		Aqueous	Volatility	Pyrochem	Aqueous	Volatility	Pyrochem	Aqueous	Volatility	Pyrochem.
Oxide	Processing	0.53	0.35	0.44	0.29	0.21	0.25	0.16	0.14	0.18
	Waste Disposal	0.15	0.09	0.09	0.12	0.08	0.08	0.10	0.08	0.07
	Inventory	0.17	0.12	0.12	0.11	0.06	0.06	0.109	0.079	0.079
	Shipping	-	-	-	-	-	-	0.050	0.066	0.071
	1% loss	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016
	Total	0.87	0.58	0.67	0.54	0.37	0.41	0.44	0.38	0.42
Carbide (*)	Processing	0.62	0.43	0.46	0.33	0.26	0.26	0.19	0.17	0.19
	Waste Disposal	0.15	0.09	0.09	0.12	0.08	0.08	0.10	0.08	0.07
	Inventory	0.17	0.12	0.12	0.11	0.06	0.06	0.109	0.079	0.079
	Shipping	-	-	-	-	-	-	0.050	0.066	0.071
	1% loss	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016
	Total	0.96	0.66	0.69	0.58	0.42	0.42	0.46	0.41	0.43
Metal	Processing	0.59	0.39	0.29	0.32	0.24	0.17	0.18	0.15	0.12
	Waste Disposal	0.15	0.09	0.06	0.12	0.08	0.05	0.10	0.08	0.05
	Inventory	0.17	0.12	0.12	0.11	0.06	0.06	0.109	0.079	0.079
	Shipping	-	-	-	-	-	-	0.050	0.066	0.071
	1% loss	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016	0.016
	Total	0.93	0.62	0.49	0.57	0.40	0.30	0.46	0.39	0.34

* Data from ANL-7137

* Cost(Nitride/Carbide)=-0.818/0.750 [BNWL -606]

표 3.2.1-2 연료 형태별 비교인자 특성

특성 인자	금속연료	산화물연료	질화물연료	용융염
제조 특성	충분한제조 경험이 있음	제조경험 충분	일본에서 약간 있음 (N-15농축과정이 요구됨)	토륨에 대해선 존재. 취약함.
열전달	우수한 열전도도(0.2W/cm K)	낮은 열전도도 (0.03W/cm K)	우수한 열전도도 (0.2W/cm K)	약 0.01W/cmK (불화물 염)
용융점	낮은 융점 (1426K)	높은 융점(3150K)	비교적 높은 융점(3050K)	낮을수록 유리 보통 약 900K
팽윤	1-2%까지 급격, 현재 문제해결	팽윤저항이 우수	Fission Gas이동이 적음, 산화물에 비해 불리	해당 없음
최대달성연소도	20at%까지 실증	24at%까지 실적존재	9at%까지 실적이 있음. 그러나 우수할 것으로 기대됨	FP생성에 의한 화학 특성 변화
조밀노심구성	중금속밀도가 높아서 유리 (14.23g/cc)	중금속밀도가 높지않음 (9.66g/cc)	비교적 중금속밀도가 높아서 양호 (13.35g/cc)	용해도에 의해서 결정됨. 용해도 자료가 매우 취약
중성자스펙트럼	매우 높게 중성자에너지를 유지할 수 있음	금속과 질화물에 비해서 스펙트럼이 Soft함	양호한 스펙트럼을 유지할 수 있음	염화 용융염의 경우 양호
사고시 안전성	피복재 건전성 유지가 관건이며 검증되었음	금속과 마찬가지로 충분한 검증이 이루어 졌음	건전성에 대한 자료가 불충분, 그러나 용융염에 비해서는 유리	다중방호개념이 결여, 냉각관의 부식문제
피복재와 양립성 (SUS)	1000K에서 침식이 발생, 따라서 온도 제한	연소도 증가시 공정반응이 증가	양호	구조물과의 부식에 대한 자료가 매우 취약함
화학적 처리특성	건식처리에 매우 적합	비용이 증가	금속과 산화물 중간정도 비용이 요구됨	핵연료 매질 자체가 화학적임, 가장 우수함

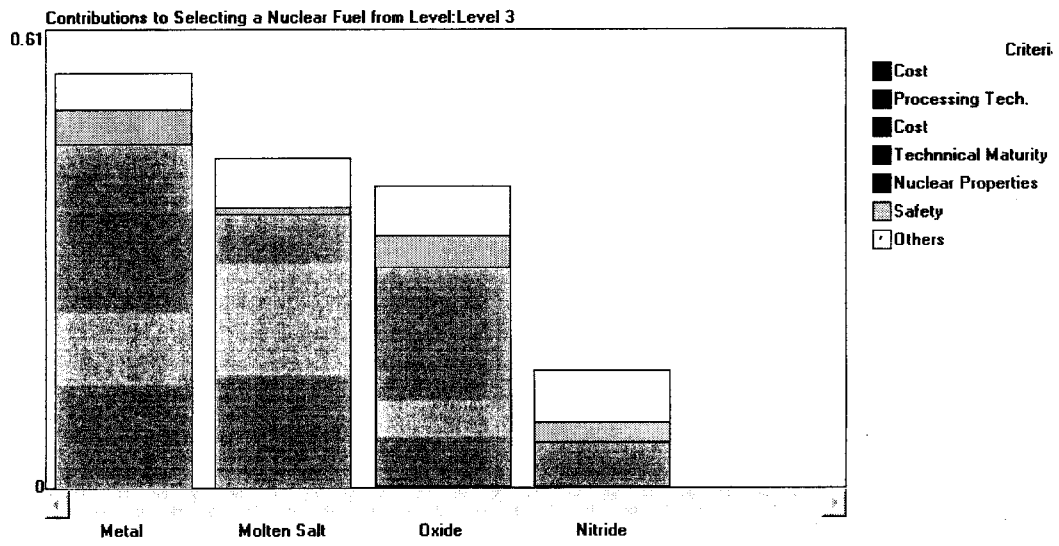


그림 3.2.1-3 비교인자별 기여도를 고려한 최종 선정평가 결과

2. 연료봉 및 집합체 설계요건 및 개념정립

HYPER 핵연료로 형태로서 금속핵연료가 최적으로 선정되었다. 금속 연료는 두 가지 형태, 즉 금속합금 형태와 금속합금을 금속기지 내에 산포시킨 금속간 혼합물(inter-metallic, 일명 분산형) 형태로 나눌 수 있다. 합금형 및 분산형 연료에 있어서, 한 개의 집합체내에 331개 핵연료봉, 169개 핵연료봉을 가지는 경우에 대하여 연료봉 예비 설계제원 및 자료를 설계인자 비교 분석을 통하여 도출하였다[2.1]. 설계인자 비교 분석을 통하여 도출된 핵연료 설계개념 및 제원에 따라 전반적인 핵연료 성능분석을 수행한 후 다시 이를 반영하여 예비설계 제원을 정립하였다. 현재의 제원은 예비설계 제원이므로 향후 재료물성 특성자료 획득 및 개선된 핵연료 코드에 의한 핵연료 성능분석을 통하여 핵연료 설계개념 및 제원을 개선해 나갈 것이다.

또한 HYPER 블랭킷연료계통의 기술개발 및 설계시 필요한 주요 설계요건을 확립하였으며[2.2], 연료심 및 피복재의 물성을 분석하였다.

가. 연료봉 및 집합체 설계개념 정립

금속합금연료의 경우는 미국 ANL에서 경제성, 노내 성능 및 제조의 용이성 등 제반 기술이 입증되었으나, Zr을 기지로 하는 분산형 연료는 제조기술 및 노내 조사거동 등에 대한 기술적 입증이 아직 되지 않아 이들에 대해서 향후 구명(究明)되어야 할 과제를 안고 있다. 하지만 분산형연료의 제조공정 난이도 및 경제성 등을 제외하고는, TRU-Zr 합금입자를 Zr 기지내에 분산시킨 (TRU-Zr)-Zr 분산형 연료가 가장 안전하고 노내 성능이 우수한 연료로 기대된다. 따라서 HYPER시스템 연료 후보는 우선 금속 또는 금속간 혼합물(분산형) 연료 두 가지 모두를 고려하여 전반적인 장단점을 비교평가하는 것이 바람직하다고 판단되며, 또한 노외 주요 물성자료를 생산하기 위한 우선적 실험이 필요하다. 합금형과 분산형 연료의 비교에 대해서는 4항에서 심도있게 다룰 것이다.

(1) 연료봉 설계개념 및 제원도출

(가) 초기 HYPER 블랭킷 환형 연료봉 예비 설계자료

HYPER 초기 노심설계에서는 TRU 핵연료 연소에 따른 반응도 보상을 위하여 가동중 핵연료 재장전을 구상하였다. 이에 따른 HYPER 블랭킷 연료봉은 중심환이 있는 45wt%TRU-55wt%Zr 합금연료심, Pb-Bi연료심/피복관 본딩재, 및 HT-9피복관 등으로 구성되어 있었다. 이러한 블랭킷봉 331개가 삼각배열로 육각형 집합체를 이루고 있으며, 331개봉에 대한 예비 설계개념 자료[2.1]는 표 3.2.2-1과 같다. 표 3.2.2-1과 같은 환형 연료봉은 실제적으로 연료심의 두께가 너무 얇아 제조성이 떨어지는 등의 문제점을 가지고 있었다.

그러나 노심설계에서 가동중 재장전을 고려하지 않게 됨에 따라 중심환이 없는 연료봉을 채택하고, 연료봉길이를 300mm에서 1200mm로 증가시켰다. 뿐만아니라 부식문제로 인하여 본딩물질을 Pb-Bi에서 Na로 변경하게 되는 등 핵연료 전반에 걸쳐 설계개선이 이루어졌고 이에 따른 핵연료 제원변경이 수행되었다.

(나) 참조용 HYPER 블랭킷 연료봉 예비설계자료

앞서 논의했듯이 초기개념설계에서는 HYPER용 핵연료로 중심환이 있는 금속합금 연료봉만을 고려하였지만, 현 단계의 HYPER 핵연료는 중심환이 없는 합금형 혹은 분산형 연료를 채택하고 있다. 미국 ATW의 경우는 분산형 연료를 최우선 연료로, 금속합금연료를 대체연료로 고려하고 있는 데 이는 분산형 연료가 연료기술 경험은 적지만 전반적으로 노내 거동 특성이 우수할 것으로 예상하기 때문이다. 또한 합금형연료의 경우는 개발 경험 및 조사실적이 풍부하기 때문에 현 단계의 HYPER 핵연료 개념은 분산형 연료 및 금속합금 연료 두 가지를 고려하는 것이 타당한 것으로 판단된다.

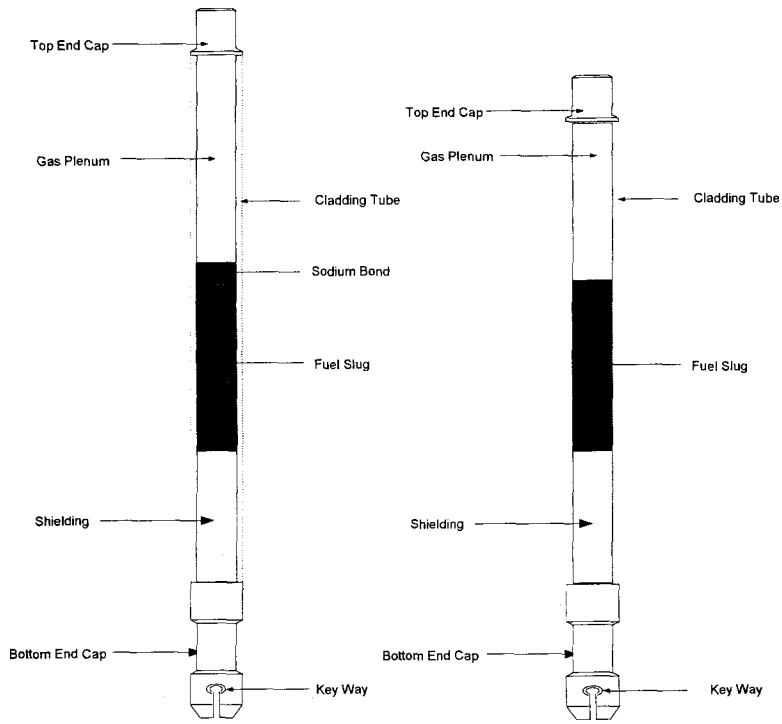
표 3.2.2-1 초기 HYPER 블랭킷 환형 연료봉(331개봉) 예비 자료

구 분	제 원
○ 연료심 구성성분	45wt%TRU-55wt%Zr
○ 연료심 상부 플레넘	30 mm
○ 연료심내 중심환 플레넘 직경	3.33 mm
○ 연료심 직경	4.902 mm
○ 연료심 길이	300 mm
○ 봉 상단마개	20 mm
○ 봉 하단마개 및 keyway	30 mm
○ 연료봉 총 길이	380 mm
○ 연료피복재	HT-9
○ 연료피복관 두께	0.51 mm
○ 연료심 및 봉 결합	Pb-Bi 본딩 구조
○ 연료봉 외직경	6.68 mm
○ 연료봉 pitch	10.02 mm
○ P/D	1.5

그림 3.2.2-1은 합금 연료봉 및 분산형 연료봉의 일반적인 구조를 나타낸다. 분산형 연료봉은 연료심 및 기지내에서 핵분열생성가스 방출이 억제되므로 합금연료봉과 비교하여 상대적으로 짧은 플레넘을 가지도록 하였다. 이에 따라 그림에서 보는 바와 같이 분산형 연료봉의 전체길이는 플레넘 길이 차이로 인하여 합금형 연료봉 전체 길이보다는 짧게 된다.

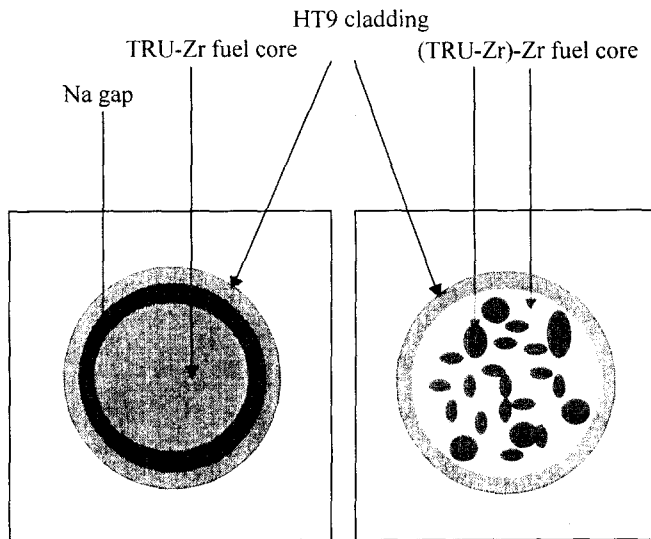
그림 3.2.2-2는 합금형 및 분산형 연료의 반경방향으로의 형태를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 분산형연료는 연료심 및 기지내에서 팽윤을 억제할 것으로 예상되기 때문에 합금형연료의 Na gap과 같은 smear density를 설정하지 않을 수도 있다.

참조용 블랭킷 연료봉으로서 덕트내에 331개 혹은 169개의 블랭킷봉을 가지는 경우에 대하여 연료봉 제원을 도출하였다. 331개의 블랭킷 봉에 대한 예비 설계개념 자료는 표 3.2.2-2, 169개의 블랭킷봉에 대한 예비 설계 개념자료는 표 3.2.2-3과 같다.



(a) 합금형 연료봉 (b) 분산형 연료봉

그림 3.2.2-1 합금형 및 분산형 연료봉 일반적 구조



(a) 합금형 (b) 분산형

그림 3.2.2-2 합금형 및 분산형 연료 형태

표 3.2.2-2 HYPER 블랭킷 참조용 연료봉 (331개봉) 설계개념 예비 자료

구 분	합금형	분산형
○ 연료심 구성성분	50wt%TRU -50wt%Zr	45wt%(TRU-10Zr) -55wt%Zr
○ 연료피복재	HT-9	HT-9
○ 연료심 및 봉 결합	Na 본딩 구조	engineering gap (0.1mm) 혹은 Na 본딩 구조
○ 봉 상단마개	20 mm	20 mm
○ 연료심 상부 플레넘*	1440 mm	600 mm
○ 연료심 길이	1200 mm	1200 mm
○ 봉 하부차폐	600 mm	600 mm
○ 봉 하단마개 및 keyway	30 mm	30 mm
○ 연료봉 총 길이	3290 mm	2450 mm
○ 연료심 직경	5.0 mm	5.14 mm
○ 연료피복관 두께	0.68 mm	0.68 mm
○ 연료봉 외직경	6.7 mm	6.7 mm
○ 연료봉 pitch	10.05 mm	10.05 mm
○ P/D	1.5	1.5

* 합금연료봉의 경우 sodium filler height 포함

표 3.2.2-3 HYPER 블랭킷 참조용 연료봉 (169개봉) 설계개념 예비 자료

구 분	합금형	분산형
○ 연료심 구성성분	50wt%TRU -50wt%Zr	45wt%(TRU-10Zr) -55wt%Zr
○ 연료피복재	HT-9	HT-9
○ 연료심 및 봉 결합	Na 본딩 구조	engineering gap (0.1mm) 혹은 Na 본딩 구조
○ 봉 상단마개	20 mm	20 mm
○ 연료심 상부 플레넘*	1440 mm	600 mm
○ 연료심 길이	1200 mm	1200 mm
○ 봉 하부차폐	600 mm	600 mm
○ 봉 하단마개 및 keyway	30 mm	30 mm
○ 연료봉 총 길이	3290 mm	2450 mm
○ 연료심 직경	7.4 mm	7.48 mm
○ 연료피복관 두께	0.68 mm	0.68 mm
○ 연료봉 외직경	9.038 mm	9.038 mm
○ 연료봉 pitch	13.56 mm	13.56 mm
○ P/D	1.5	1.5

* 합금연료봉의 경우 sodium filler height 포함

(3) 집합체 설계개념 및 제원도출

(가) 331개봉 블랭킷 집합체 예비개념 자료

블랭킷 집합체에 대한 예비 개념도는 그림 3.2.2-3과 같다. 이에 따라 블랭킷 집합체(331개봉)에 대한 예비개념 자료는 표 3.2.2-4와 같으며 집합체배열도는 그림 3.2.2-4(a)와 같다.

(나) 169개봉 블랭킷 집합체 예비개념 자료

블랭킷 집합체 (169개봉)에 대한 예비개념 자료 및 집합체 배열도는 표 3.2.2-5, 그림 3.2.2-4(b)와 같다.

표 3.2.2-4 블랭킷 집합체 (331개봉) 설계개념 예비 자료

구 분	합금형	분산형
Rod triangular pitch (mm)	10.05	10.05
Number of Pins per Assembly	331	331
Channel Tube Material	HT9	HT9
Gap Distance between Assembly (mm)	4.0	4.0
Assembly Lattice Pitch (mm)	199.6	199.6
Overall Assembly Length (mm)	3660	2820
Upper Nozzle & Handling Socket (mm)	50	50
Elongation Allowance (mm)	270	270
Fuel Rod (mm)	3290	2450
Top End Cap (mm)	20	20
Plenum (mm)	1440	600
Fuel Slug (mm)	1200	1200
Shielding(mm)	600	600
Bottom End Cap & Keyway(mm)	30	30
Bottom Nozzle (mm)	50	50

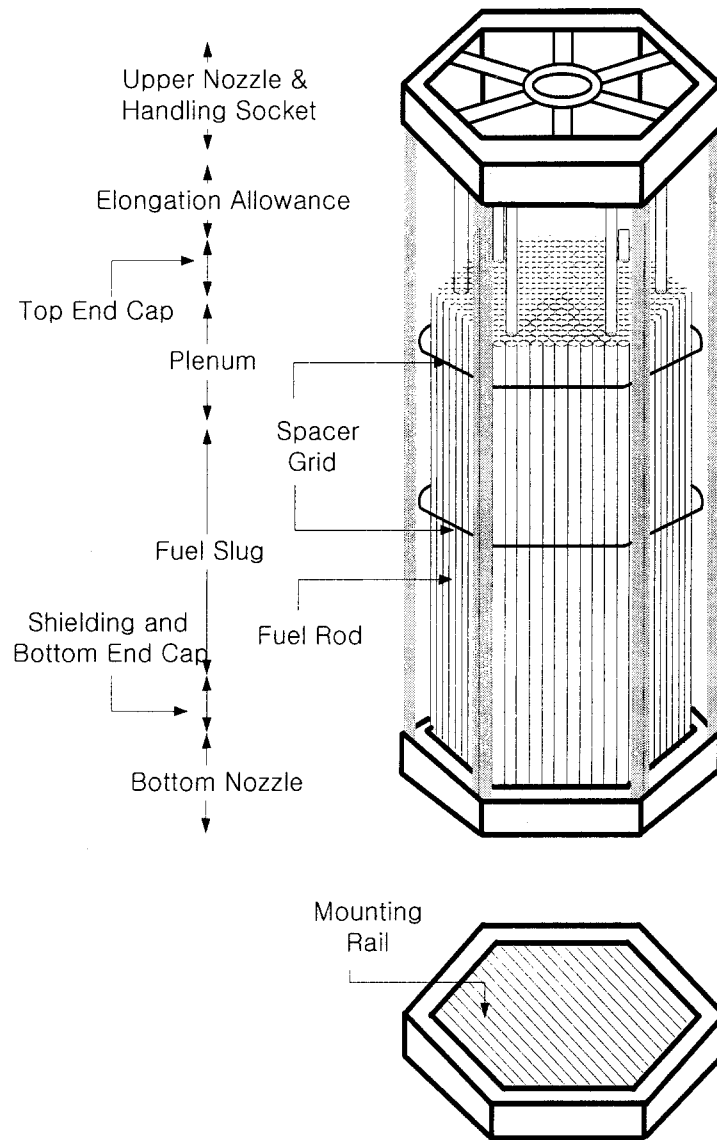
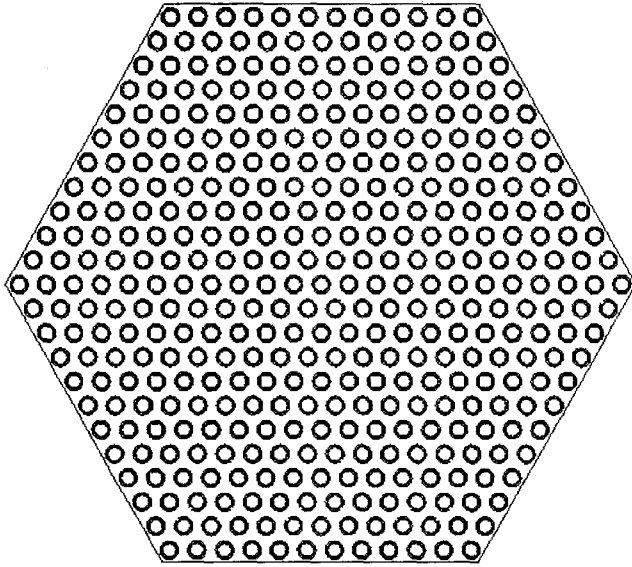
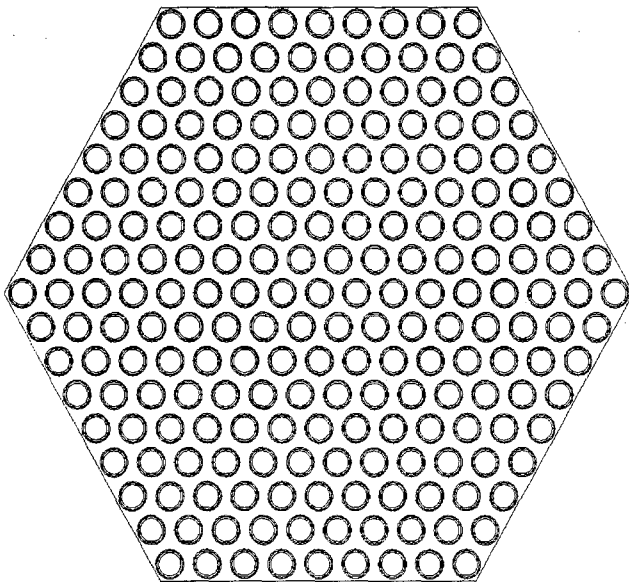


그림 3.2.2-3 HYPER 블랭킷집합체 예비개념도



Fuel Pin OD : 6.68 mm
 Fuel Clad ID : 5.66 mm
 Pin Pitch : 10.05 mm
 Assembly Flat to Flat
 : 199.6 mm

(a) 331개봉 집합체 배열



Fuel Pin OD : 9.038mm
 Fuel Clad ID : 7.678mm
 Pin Pitch : 13.56mm
 Assembly Flat to Flat
 : 199.6 mm

(b) 169개봉 집합체 배열

그림 3.2.2-4 331개봉 및 169개봉 집합체 배열

표 3.2.2-5 블랭킷 집합체 (169개봉) 설계개념 예비 자료

구 분	합금형	분산형
Rod triangular pitch (mm)	13.56	13.56
Number of Pins per Assembly	169	169
Channel Tube Material	HT9	HT9
Gap Distance between Assembly (mm)	4.0	4.0
Assembly Lattice Pitch (mm)	199.6	199.6
Overall Assembly Length (mm)	3660	2820
Upper Nozzle & Handling Socket (mm)	50	50
Elongation Allowance (mm)	270	270
Fuel Rod (mm)	3290	2450
Top End Cap (mm)	20	20
Plenum (mm)	1440	600
Fuel Slug (mm)	1200	1200
Shielding(mm)	600	600
Bottom End Cap & Keyway(mm)	30	30
Bottom Nozzle (mm)	50	50

나. HYPER 블랭킷 연료의 설계요건 확립

HYPER용 블랭킷집합체의 설계에 필요한 길잡이로써 전반적인 설계요건을 도출하였으며, 상세한 내용은 기술보고서에 정리하였다[2.2]. HYPER 블랭킷집합체는 블랭킷연료봉, 탑재선로, 간격체, 취급소켓이 부착된 상부노즐, 탑재선로가 부착된 하부 노즐로 구성된다. 블랭킷봉은 상부봉단마개, key way가 부착된 하단봉단마개 및 차폐체, 블랭킷연료심 및 피복관으로 구성된다. 블랭킷집합체내의 블랭킷봉은 삼각배열로 다발을 이룬다. 블랭킷 연료집합체에 대한 기능적 요건, 성능 및 운전요건, 인접계통 요건, 노심 연계 요건, 설계한계 및 강도 요건, 계통배열 및 필수특징적 요건, 지진시 요건, 구조적 요건, 환경적 요건, 신뢰도안전 요건, 표준 요건, QA 요건 및 기타 요건들이 기술보고서에 자세히 기술되어 있다.

(1) 기능 구조적 요건 확립

HYPER의 정상운전조건하의 블랭킷연료계통의 기능적 설계요건과 기계구조적 설계요건을 기술보고서 [2.2]와 같이 확립하였다.

(2) 설계한계, 강도 및 인접계통 연계요건 확립

HYPER의 정상운전조건하의 블랭킷연료계통의 설계한계, 강도 및 블랭킷과 인접한 원자로 및 냉각재시스템 등의 인접계통과의 연계적 요건을 기술보고서 [2.2]와 같이 확립하였다.

다. 구조재 물성 분석

지난 20여년간 ANL(Argonne National Laboratory)에서 Zr, U, Pu 성분의 합금 연료들에 대한 설계/제조, 노내 연소거동 및 안전성 등이 광범위하게 연구되었다. 그러나 기 수행된자료는 U 혹은 Pu 원소로 이루어진 이원합금 및 삼원합금에 대한 것들이었다. TRU는 주종을 이루는 Pu와 MA(마이너악티나이드, Minor Actinide)를 포함하나, MA-Zr 합금 연료만에 대한 thermo-physical 특성에 대한 사용 가능한 실험적 자료가 없기 때문에, TRU의 특성이 plutonium의 특성과 같다고 단순히 가정하고 이에 대한 전반적인 특성을 기술보고서[2.3]와 같이 분석하였다. 구조재 물성중 공정반응 특성은 3항에서, 열전도도 및 열팽창 특성 등은 4, 5, 6 항에서 자세히 기술되며, 이외의 피복재 관련 물성 및 TRU 성분이동 거동은 다음과 같다.

(1) 피복재 관련 물성 분석

(가) Pb-Bi의 일반적 물성

- 조성 : 44.5wt%Pb-55.5wt%Bi
- 융점 : 약 125 °C
- 비등점 : 약 1670 °C

- 밀도 : $\sim 10 \text{ g/cm}^3$ at $500 \text{ }^\circ\text{C}$ (Na의 10배)
- 열전도도 : Na의 1/4 배 정도

$$k_{LBE} = 0.0327 + 1.2539 \times 10^{-4} T$$

(나) HT-9 피복관재 일반적 물성

- 열전도도 :

$$k_c = 17.622 + 2.428 \times 10^{-2} T - 1.696 \times 10^{-5} T^2 \quad \text{For } T < 1050 \text{ K}$$

$$k_c = 12.027 + 1.218 \times 10^{-2} T \quad \text{For } T \geq 1050 \text{ K}$$

여기서, $k_c = \text{W/mK}$, $T = \text{K}$ 이다.

- 열팽창계수 :

$$\alpha_L = 10.3 \times 10^{-6} + 3.8 \times 10^{-9} T$$

여기서, $0 < T \leq 800 (T = ^\circ\text{C})$ 이며, $\alpha_L = \text{cm/cm}/^\circ\text{C}$ 이다.

- 크리프 특성 : 조사량, 온도, 응력의 함수로서, 조사크리프와 0.5 T_m (melting temp.) 이상에서 나타나는 열적크리프가 있다. HT9강의 경우, 조사 크리프는 $600 \text{ }^\circ\text{C}$ 이하에서는 온도에 따른 큰 변화 없다. 그러나 $600 \text{ }^\circ\text{C}$ 이상에서는 높은 크리프속도와 변형량을 보인다.
- 기계적 특성 : HT-9강의 경우 $550 \text{ }^\circ\text{C}$ 이하 온도영역에서는 어느 SS(stainless steel)강보다도 강도가 강하나, 표 3.2.2-6에 나타난 바와 같이 $600 \text{ }^\circ\text{C}$ 이상 온도영역에서는 러시아의 OX강이 항복강도 특성 측면에서 상대적으로 우수하다.

(2) TRU 성분이동 거동 분석

노내조사시 TRU 성분이동은 합금형 및 분산형 연료 모두 다 일어나지만, 분산형연료의 경우에는 연료입자가 연료심내에 독립적으로 존재하

며, 입자내 온도구배가 낮아 TRU 성분이동에 의한 핵연료심 노내거동은 큰 영향을 받지않는다. 그러나 합금형연료의 경우에는 연료봉 반경방향으로의 성분이동에 의해 연료봉의 노내거동이 큰 영향을 받기 때문에, TRU 성분이동 거동분석이 필요하다.

표 3.2.2-6 HT9과 OX16H15M3B강의 기계적 특성 비교

		HT9	OX16H15M3B
σ_u (MPa)	20°C	725	550
	375°C	501	380
	450°C	415	-
	600°C	304	360
	650°C	242	340
σ_y (MPa)	20°C	604	-
	375°C	493	160
	450°C	346	-
	600°C	281	-
	650°C	223	-
ϵ_t (%)	20°C	9.97	35*
	375°C	10.02	20*
	450°C	10.09	-
	600°C	10.51	24*
	650°C	10.86	25*

주 : σ_u : ultimate strength,
 σ_y : 0.2% yield strength
 ϵ_t : total elongation
 * : uniform relative elongation

그림 3.2.2-5에 나타낸 바와 같이 합금형 연료의 경우, Pu과 마이너악티나이드, 그리고 Zr 등의 성분은 핵연료심의 반경방향 온도구배에 따라 이동된다. 이 그림에서 보는 바와 같이 온도가 증가하더라도 Am, Nd, Ce 원소의 재분포 현상은 5wt%미만으로 별로 크지 않다는 것을 알 수 있다. Zr의 농도는 800 - 900 K 온도 영역에서 온도 증가에 따라 점진적인 감소를 보이다가 900 - 1020 K 영역에서는 점진적으로 증가하였고 1020 K 근처에서 급격한 증가를 보였다. 반면에 Pu은 900 K 까지 그 농도가 약간

증가하였고, 900 K 이상의 온도에서는 감소하였다. Zr 농도의 최소점과 U 농도의 최대점은 $(\gamma + \zeta) - \gamma$ 상변태 온도와 유사한 900 K 근처에서 발생하였다. Np의 재분포 거동은 Pu의 거동과 매우 유사하게 진행되었으며, 이의 최대 농도값 또한 900 K 근처에서 나타났다.

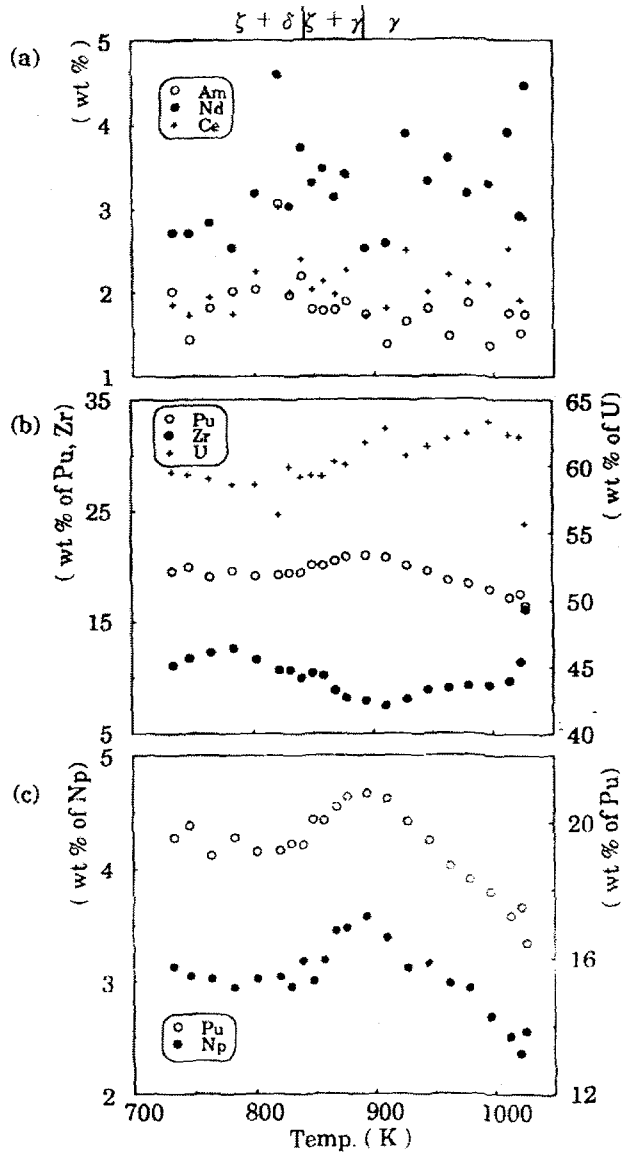


그림 3.2.2-5 온도분포에 따른 성분이동

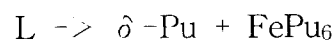
3. 공정반응 분석

분산형연료의 경우 연료입자를 Zr 기지로 둘러싸므로 공정반응 현상은 문제가 되지 않는다고 고려된다. 그러나 합금연료의 경우 연료심의 악티나이드 성분과 피복관의 Fe 성분과의 반응에서 공정반응이 일어나므로 이에대한 분석이 필요하다.

핵연료심과 피복재 사이의 화학적 반응은 합금연료봉 설계에 있어 중요사항 중의 하나이다. 금속 연료심과 피복재의 반응은 고온에서 복잡한 성분원소의 확산을 형성한다. 연료심과 피복재 사이의 성분원소 확산문제는 본질적으로 피복재 내에 확산층의 형성에 의한 피복재 강도 저하와 공정반응으로 형성된 연료심/피복재 계면에서 상대적으로 낮은 용융현상을 유발시킨다.

TRU 합금연료의 주요성분은 Pu를 기본으로 하여 Np, Am, Cm 등과 합금원소로 첨가한 Zr으로 가정해 볼 수 있다. 따라서 참고문헌 [2.4]에 기술된 바와 같이, TRU 핵연료의 주성분인 Pu와 피복관 HT9의 주성분인 Fe의 이원계 상태도에 의해 공정반응을 분석하고, Pu-Zr, Pu-Am 및 Pu-Np 상태도를 분석하여 Pu-Fe 공정반응에 어떠한 영향을 미칠 수 있는지 검토함으로써 TRU-Zr/HT9의 공정반응을 분석하였다.

Pu-Fe의 이원계 상태도는 그림 3.2.3-1과 같다. 상태도 그림에서 보듯이 Pu는 온도에 따라 6개의 상을 나타내며, 그 중에서 δ -상이 준안정상이다. Pu 융점은 640°C로 비교적 낮은 온도에서 용해된다. 이에 반해 Fe는 융점이 1538°C로 매우 높다. 그러나 Pu-Fe의 이원계는 Fe_2Pu 와 $FePu_6$ 의 2개의 금속간화합물을 갖고 있으며 특히 약 3wt%Fe에서 다음과 같은 공정반응이 일어나 410°C의 공융점을 보인다.



3 wt% Fe에서 일어나는 410°C의 공정반응은 Pu 금속핵연료와 Fe 피복재와의 경계부에서 Fe가 핵연료심 쪽으로 소량 확산될 때 핵연료심부에서 쉽게 공정반응에 의한 액체상이 출현할 수 있는 가능성을 암시해준다.

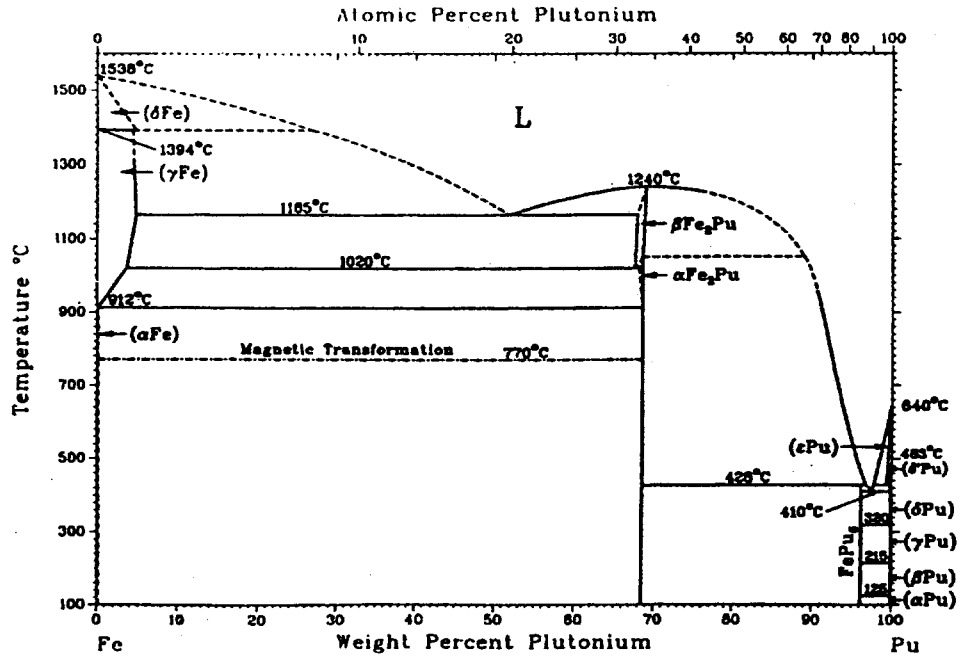


그림 3.2.3-1 Pu-Fe 상태도

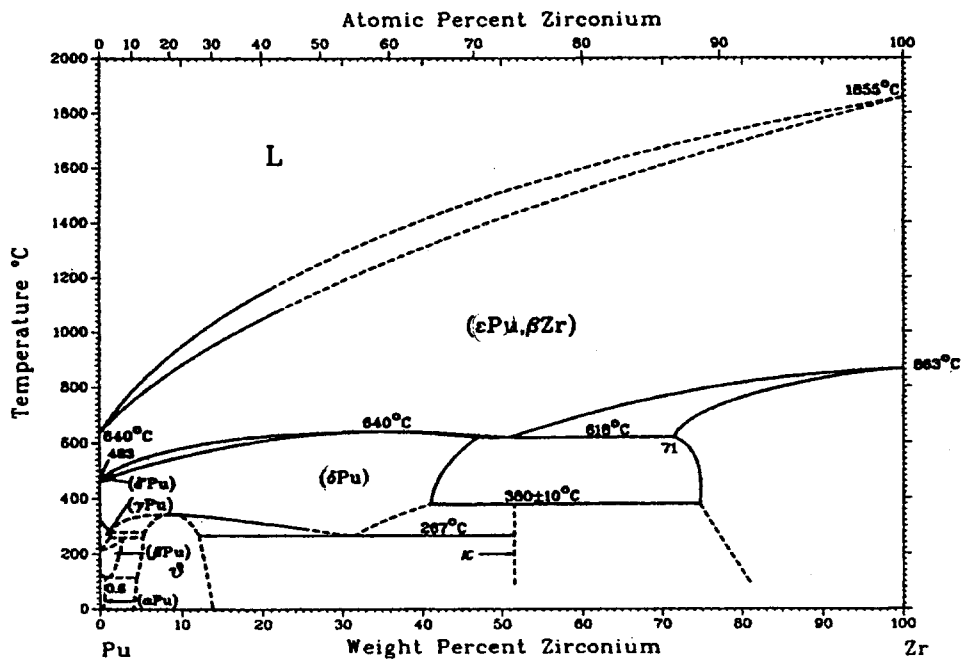


그림 3.2.3-2 Pu-Zr 상태도

Pu-Zr 이원계 상태도는 그림 3.2.3-2와 같다. Zr은 1855°C의 매우 높은 용점을 가지며, 267~640°C 온도범위에서 δ -Pu 상을 안정화시키고 그 이상의 온도에서 ϵ -Pu 상을 안정화시킨다. 핵연료 가동온도 부근인 380~618°C 온도범위에서 약 45~75wt%Zr 함량은 TRU 핵연료를 δ -Pu와 α -Zr의 두가지 상으로 존재하게 한다.

Pu 금속핵연료에 Zr의 첨가는 Pu 핵연료의 용점을 전반적으로 높이는 효과를 가져온다. 따라서 Pu-Fe 공정반응시 공유점을 상승시킬 것으로 기대되나 그 영향에 대해서는 실제 실험적 검증이 반드시 필요하다.

Pu-Am 이원계 상태도는 그림 3.2.3-3과 같다. Am은 용점이 1176°C이며, α 상과 γ 상이 존재하나 Pu와의 합금을 이루면 일반적으로 그림 3.2.3-3과 같이 δ 상의 Pu 영역을 전 온도영역에서 확장시킨다. Am 첨가는 Pu 합금의 용점을 약간 높여주나 Am의 양이 약 20wt% 첨가할 때까지는 용점 증가 효과가 뚜렷하지 않다.

실제적으로 노내에서 Am 함량은 5wt%미만이며, 노내 정상운전 온도도 약 700°C이하에서 δ -Pu 상 및 ϵ -Pu 상을 안정화시켜 줌으로써, Pu-Fe 공정반응을 억제시키는 데 큰 영향을 미치지 않을 것으로 예측되지만 Am-Fe 반응에 의하여 간접적으로 Pu-Fe의 공정반응 발생을 미소하게나마 억제시킬 것으로 예상된다.

Pu-Np의 이원계 상태도는 그림 3.2.3-4와 같다. Np는 Pu와 거의 유사한 용점인 639°C에서 녹으며, Pu와 합금이 되면 55wt%에서 합금의 용점을 560°C까지 낮추어 준다. 그리고 Np 첨가는 Pu의 저온상인 α 상과 β 상을 안정화시켜 그 영역을 540°C 온도까지 확장시키며 δ 상의 영역을 축소시킨다. β -Pu와 Fe와의 공정반응에 대한 자료는 없으나, 전체적으로 합금의 용점을 낮추어 주는 경향 등으로 미루어 볼 때 Np는 Pu-Fe의 공정반응 온도를 약간 낮추어 줄 가능성이 높을 것으로 예측된다.

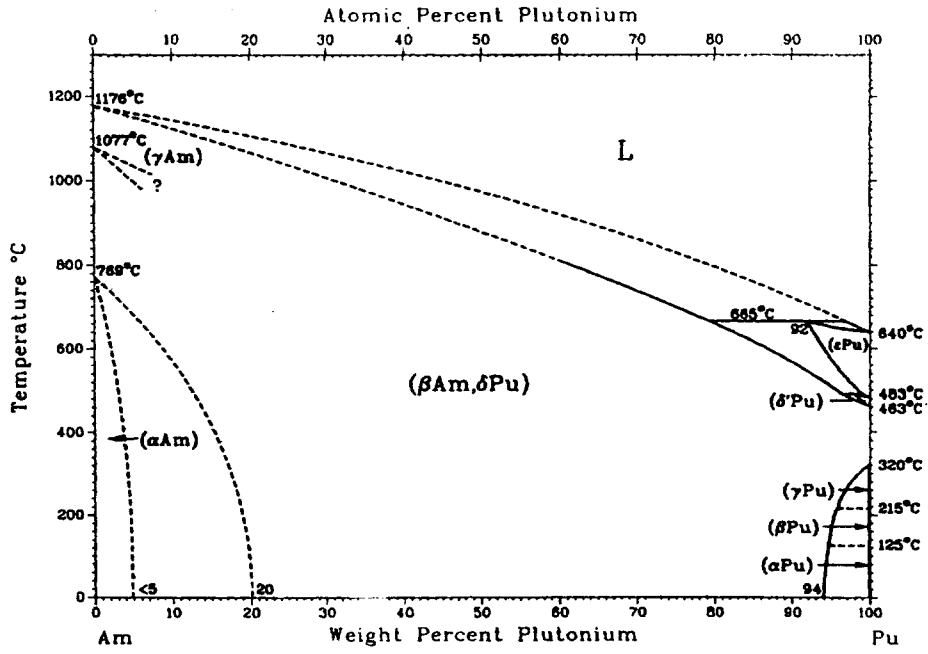


그림 3.2.3-3 Pu-Am 상태도

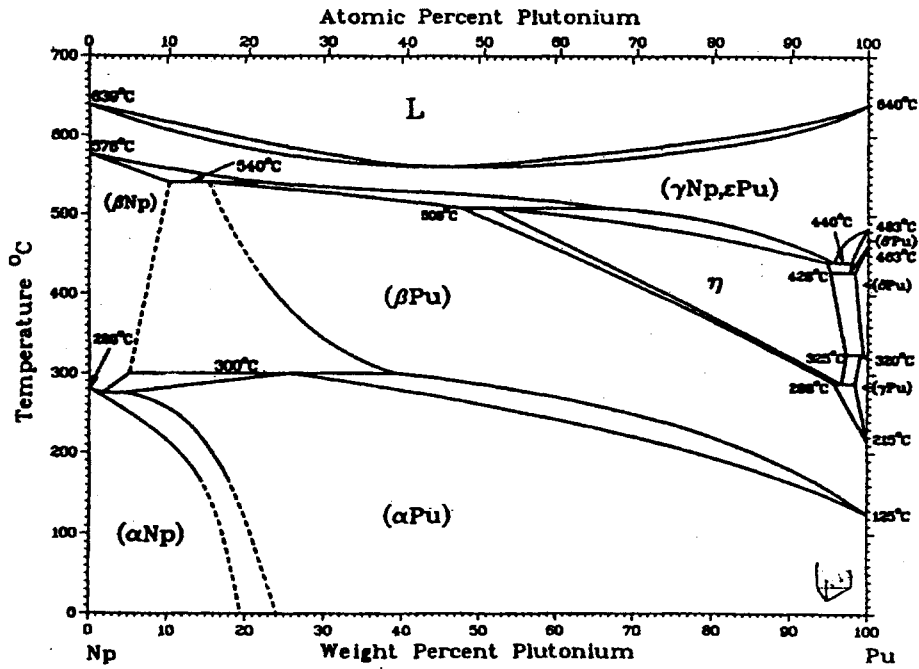


그림 3.2.3-4 Pu-Np 상태도

종합하면 Pu-Fe의 공융점은 410°C이었으며, Zr, Am은 Pu-Fe 공정반응을 저지하는 효과를 가지는 반면에 Np는 Pu-Fe 공정반응을 촉진하는 서로 상반된 효과를 나타낼 것으로 예상된다. 그러나 이러한 상반된 효과에 대한 정량적인 분석은 실험적 구명만이 가능하다.

특히 Zr이 공정반응을 저지하는 효과가 크기 때문에 TRU-Zr 합금연료봉의 공융점은 600°C보다 높을 수도 있다고 ANL 전문가들은 추정하고 있다[2.5]. 또한 3원계합금 U-19Pu-10Zr의 공융점은 780°C이며, Pu의 함유량이 상대적으로 많은 U-26Pu-10Zr 핵연료는 공융점은 650°C로 나타나 있다[2.6]. 따라서 3원계합금보다 TRU-Zr 합금연료가 Zr의 함유량이 많아 지지만 Pu이 합금연료봉의 공융점을 상당히 저하시킨다는 특성 및 3원계합금보다는 2원계합금이 공융점이 낮을 것이라고 추정되기 때문에[2.5] TRU-Zr 합금연료봉의 공융점이 650°C 이상은 되지 않을 것으로 보는 것이 타당할 것이다.

이와같이 Zr의 함량이 약 50wt%인 TRU-Zr 합금연료봉에서는 현재 까지 공융점이 410°C ~ 650°C일 것으로 추정되지만, 공융점 범위가 너무 넓고 불확실성이 크기 때문에 TRU-Zr/HT-9 합금연료봉을 HYPER 블랭킷봉으로 사용하고자 한다면 공정반응에 대한 실험적 구명이 필수적으로 요구된다.

4. 합금형 및 분산형 연료 비교 평가

HYPER 블랭킷 금속연료의 최적 option 도출을 위하여 합금형 및 분산형 금속연료 비교 평가를 수행하였다[2.7]. 이에 따라 금속합금 및 분산형 연료의 일반적 성능특성 중 열전도도, 온도분포 및 재료특성을 중심으로 비교평가하였으며, 이외에도 연료형태에 따른 제조특성, 안전성, 인허가성, 경제성 및 핵확산저항성을 비교평가하였다. 또한 HYPER 블랭킷 연료계통 기술개발에 따른 기술적 문제점을 분석하고 HYPER 블랭킷 연료 기술 핵심 R&D 분야를 도출하였으며 roadmap을 1차적으로 작성하였다.

가. 블랭킷연료 최적 option 도출을 위한 일반적 성능특성 분석

(1) 열전도도 및 온도분포

HYPER용 블랭킷연료로 합금형 및 분산형 금속연료가 고려되고 있다. 이에 따라 합금형 연료 성능분석을 위하여 MACSIS-H 코드가 개발되고 있으며, 분산형 연료 성능분석을 위하여 DIMAC 코드가 개발되고 있다[2.8,2.9]. 하지만 HYPER용 핵연료는 TRU연료로서 핵연료성능분석을 위해 기본적인 자료가 되는 열전도도, 열팽창 등의 재료특성과 같은 실험 데이터가 없는 실정이다. 또한 실험을 하기위해서는 민감물질 취급, 예산 및 핵연료물질제조 등 여러가지 제약조건이 많은 실정이며, 실험이전에 핵연료의 개념설계를 위하여 어떠한 핵연료가 어떠한 성능을 나타낼 수 있을 지 예상할 필요가 있다.

현재까지 TRU 물질자체의 재료특성은 거의 없는 실정이므로, TRU의 대부분을 차지하는 Pu의 특성을 TRU 특성이라고 간주하였다. 이에 따라 Pu-Zr합금의 열전도도를 U-Zr합금의 열전도도로부터 유추한 후, 합금형 및 분산형 연료의 열전도도를 구하여 이들 열전도도를 각각 MACSIS-H 및 DIMAC 코드의 온도분포 모듈에 설치하였으며, 이에 따른 핵연료봉 온도분포 및 민감도분석을 수행하였다.

(가) 합금형 연료 열전도도

현재 Pu-Zr 합금에 대한 열전도도 자료가 없으므로 U-Zr 합금의 열전도도를 기본으로 하여 Pu-Zr 합금에 대한 열전도도를 유추하였다. U-Zr 합금에 대한 열전도도는 표 3.2.4-1과 같다[2.10].

표 3.2.4-1 U-Zr 합금 열전도도 (W/mK)

Temp, K	Uranium	U-1.5wt%Zr	U-5wt%Zr	U-20wt%Zr	U-40wt%Zr
293	27.0	22.6	19.0	11.0	7.0
373	29.1	24.0	21.0	13.0	8.0
473	31.1	26.0	23.0	15.0	10.0
573	33.4	28.5	25.0	17.0	12.0
673	35.8	31.0	28.0	20.0	14.0
773	38.2	34.0	31.0	22.0	17.0
873	40.6	37.0	34.0	25.0	20.0
973	43.2	40.5	37.0	28.0	24.0
1073	45.7	44.5	41.0	31.0	28.0
1173	48.3	no data	44.0	34.0	33.0

α Pu의 열전도도는 3.3~41W/mK이라고 나타나 있지만, 합금화되지 않은 입방형 δ 및 ϵ Pu에 대한 열전도도 자료는 아직 없는 실정이다 [2.11]. α Pu의 열전도도값의 범위가 큰 이유는 자체 가열효과 및 여러가지 순도의 표본을 측정하였기 때문이라고 판단된다. β Pu의 열전도도는 140°C에서 15.4 W/mK로서 측정되었다.

이와 같이 Pu의 열전도도는 현재까지 정량화하기가 매우 어려운 실정 이므로, 아주 적은 양의 Al이 포함된 Pu-1wt%Al의 열전도도를 Pu의 열전도도로 가정하여 Pu-Zr합금의 열전도도를 유추하였다. 그림 3.2.4-1은 U, U-20wt%Zr, Pu-1wt%Al, Pu-28wt%Zr의 열전도도를 나타낸다 [2.11,2.12].

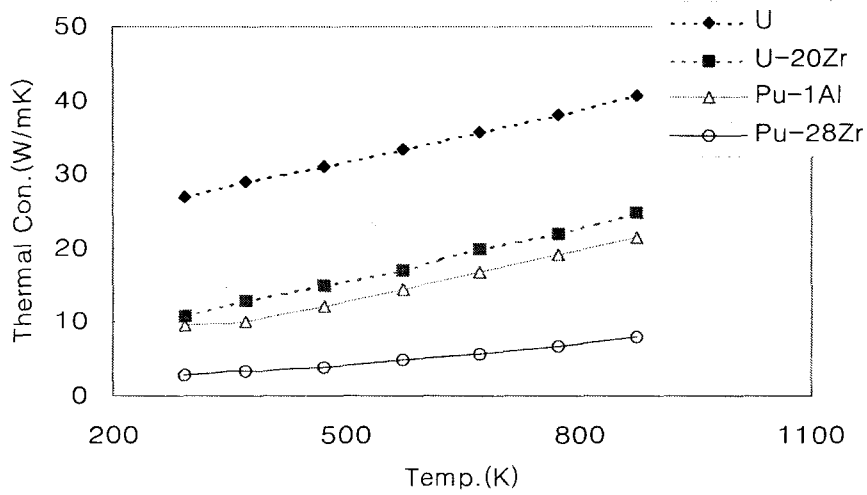


그림 3.2.4-1 U, U-20wt%Zr, Pu-1wt%Al, Pu-28wt%Zr의 열전도도

그림 3.2.4-1에서 보는 바와 같이, U과 Pu-1Al의 열전도도는 정확하지는 않지만 어떠한 비율로 나타낼 수 있으므로 합금화되지 않은 U과 Pu-1Al 열전도도의 비는 20°C에서 약 $27/9.5=0.351$ 로 유추하였으며, 이들 열전도도는 역시 U-Zr 합금과 마찬가지로 온도에 따른 함수라고 판단된다. 따라서 표 3.2.4-1에 나타난 U-Zr 합금 열전도도에 0.351을 곱하여 이들을 Pu-Zr 합금의 열전도도로 고려하였다. 이들 값은 표 3.2.4-2와 같다.

표 3.2.4-2 Pu-Zr합금 열전도도 예측 (W/mK)

Temp, K	Plutonium	Pu-1.5Zr	Pu-5Zr	Pu-20Zr	Pu-40Zr
293	9.5	7.9	6.7	3.9	2.5
373	10.2	8.4	7.4	4.6	2.8
473	10.9	9.1	8.1	5.3	3.5
573	11.7	10.0	8.8	6.0	4.2
673	12.6	10.9	9.8	7.0	4.9
773	13.4	11.9	10.9	7.7	6.0
873	14.3	13.0	11.9	8.8	7.0
973	15.2	14.2	13.0	9.8	8.4

U-Zr 합금에서는 U이 Zr보다 열전도도가 높기 때문에 Zr의 함량이 50wt%까지는 열전도도가 감소하며, Zr 함량이 약 50wt% 정도 이상되면 열전도도가 증가하는 추세를 보인다.

Pu-Zr 합금의 열전도도 추세는 더욱 더 정량화하기가 어렵다. 그러나 현재까지는 Pu-Zr 합금의 열전도도 추세가 U-Zr 합금의 열전도도 추세를 그대로 따른다고 가정한다. 즉 Pu-Zr합금도 Zr 함량이 낮을 경우에는 역시 열전도도가 감소하며, Zr 함량이 어느 정도 이상되면 열전도도가 증가하는 추세를 보일 것이라고 가정한다.

그러나 Pu-Zr합금에서는 U-Zr합금과는 달리 Pu의 열전도도가 Zr보다 낮기 때문에 U-Zr합금과는 다른 양상을 보일 수 있다. 즉 Pu-Zr합금의 열전도도가 증가되는 추세를 보이기 시작하는 Zr 함량이 U-Zr합금보다는 낮을 수 있을 것이다. 그렇지만 열전도도 측면에서는 U-Zr합금의 열전도도와 똑같은 추세를 따른다고 보는 것이 Pu-Zr 합금의 열전도도가 보다 낮아지기 때문에 더욱 더 보수적이라고 볼 수 있다. 따라서 표 3.2.4-2에 나타난 값들은 매우 보수적인 값이라고 볼 수 있으므로 이들 데이터를 이용하는 것이 현재까지는 타당하다고 판단된다.

표 3.2.4-2의 데이터를 다중 선형 회귀 분석법을 이용하여 식 (3.2.4-1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_{Pu-Zr} = 7.488 + 3.43 \times 10^{-3}T - 32.53X_{Zr} + 4.33 \times 10^{-6}T^2 + 39.97(X_{Zr})^2 - (7.843 \times 10^{-4})TX_{Zr} \quad (3.2.4-1)$$

식 (3.2.4-1)을 이용하여, Pu-Zr 합금의 Zr함량에 따른 열전도도를 나타내면 그림 3.2.4-2와 같다. 그림 3.2.4-2에 있는 값들은 식 (3.2.4-1) 자체가 Zr 함량이 매우 많아지는 경우에 대해서는 열전도도 변화를 수용하지 못하기 때문에 5-50%Zr함량까지만 사용되어야 한다.

하지만 현재 HYPER용 합금연료로 고려되고 있는 금속핵연료의 성분은 TRU-(10-50)wt%Zr이기 때문에 식 (3.2.4-1)은 사용가능할 것으로 판단된다. 이에 따라 합금형 연료성능분석 코드인 MACSIS-H에 식(3.2.4-1)을 삽입하여 핵연료봉 온도분포를 분석하였다.

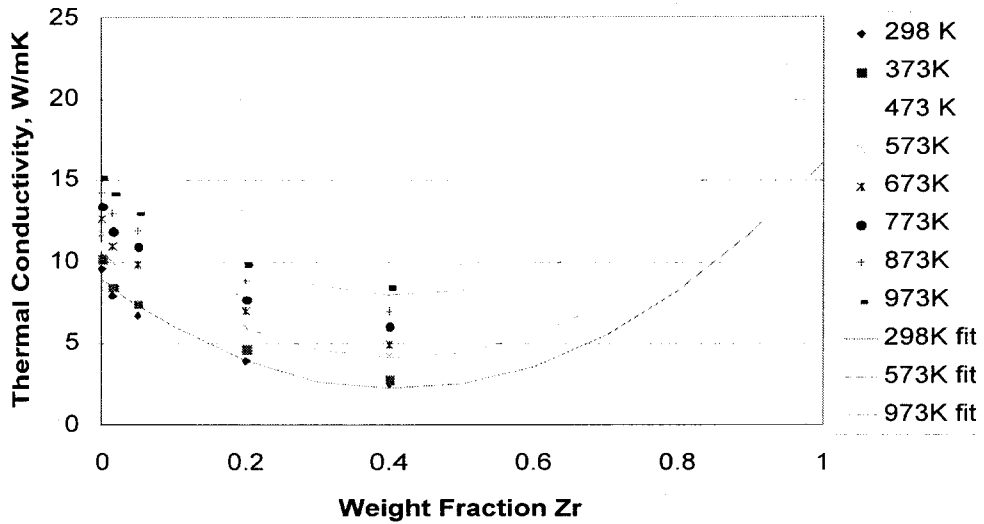


그림 3.2.4-2 Zr함량에 따른 Pu-Zr 합금의 열전도도

또한 분산형연료의 열전도도는 Bruggeman 방정식을 이용하여 유추하였으며, 이를 DIMAC 코드에 설치하였다.

(나) 합금형 및 분산형 반경방향 온도분포

TRU-50Zr 합금형 및 (TRU-20Zr)-Zr 분산형 연료의 열전도도를 각각 MACSIS-H 및 DIMAC에 설치하여 반경방향 온도분포를 계산하였으며, 그 결과는 그림 3.2.4-3과 같다. 또한 그림 3.2.4-3에는 DIMAC 온도분포의 검증을 위한 Heating 7.2 코드의 계산 결과 및 (U-10Pu-20Zr)-Zr 분산형 연료의 온도분포도 나타내었다.

분산형 연료의 경우 연료 중심에서 피복관 외부표면까지의 온도차는 냉각재 온도가 613K일 경우 150K이며, 연료 중심 온도는 815K이다. 합금형 연료의 경우 연료 중심에서 피복관 외부표면까지의 온도차는 냉각재 온도가 613K일 경우 약 300K이며, 연료 중심 온도는 약 1000K이다. 이는 TRU 자체의 열전도도는 매우 낮지만, 열전도도가 TRU보다 높은 Zr을 기지로 한 분산형 연료의 경우 열전도도가 좋아지기 때문이다. 따라서 Zr의 분율에 따른 온도분포 분석 및 선출력에 따른 연료중심 온도 분석이 필요하다.

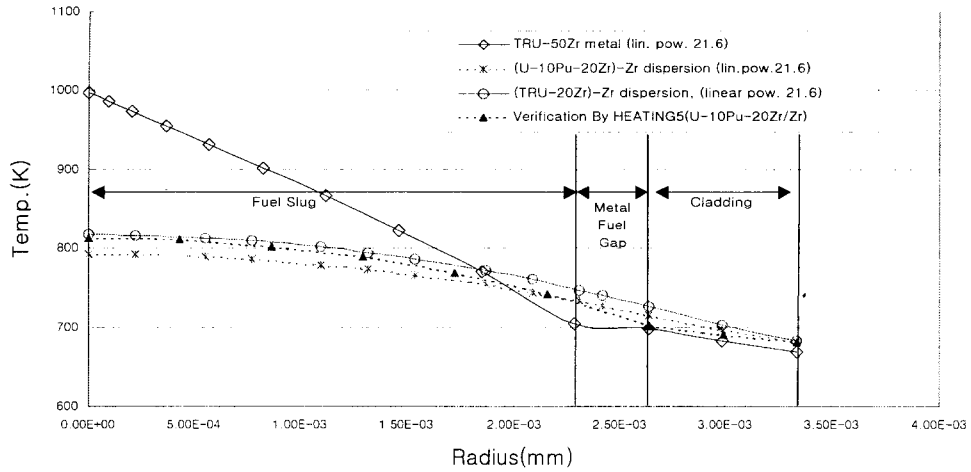


그림 3.2.4-3 분산형 및 합금형 연료의 반경방향 온도분포 (at BOL)

(다) 합금형 및 분산형의 선출력에 따른 연료중심온도 분포

그림 3.2.4-4는 선출력에 따른 합금형 및 분산형 연료의 연료중심온도 분포를 나타낸다. Pu-Zr 합금의 경우 용융온도는 Zr함량의 함수로서 Zr의 함량이 높아질수록 용융온도가 올라가며, Pu-50Zr의 경우 약 1600K 이상이라고 되어있기 때문에 이에 대한 분석이 필요하다. 핵연료의 중심온도는 선출력의 함수이므로, 약 60kW/m 이상의 선출력이 되면 용융온도를 초과할 수도 있다. 하지만 현재 HYPER에서 고려하고 있는 선출력에서는 핵연료 최대온도가 용융온도 이하이며, 중심온도를 비교해 볼 때 분산형 연료가 훨씬 유리한 것으로 나타났다.

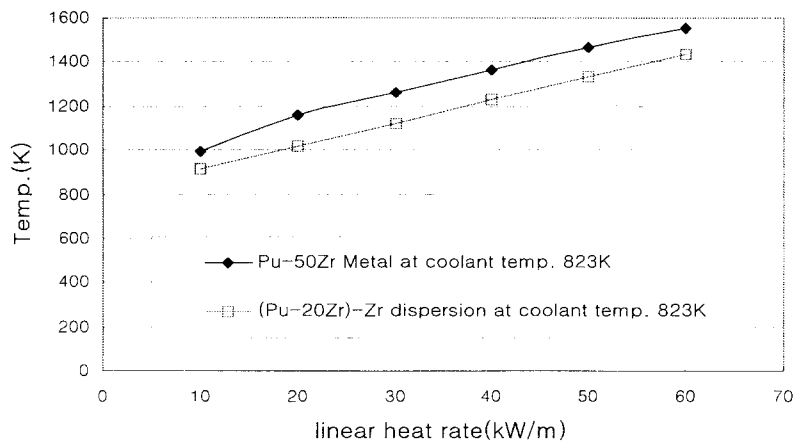


그림 3.2.4-4 선출력에 따른 합금형 및 분산형 연료의 중심 온도 (at BOL)

(라) 합금형 및 분산형의 Zr 함량에 따른 온도분포

그림 3.2.4-5는 Zr 함량에 따른 합금형 및 분산형 연료의 반경방향 온도분포를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이, 합금형 연료의 경우 Zr의 분율이 10%인 경우에는 핵연료중심과 피복관 표면까지의 온도차가 약 280K이지만, 분율이 50%인 경우에는 약 330K로, Zr 분율이 낮을수록 온도차가 적다는 것을 알 수 있다. 분산형 연료의 경우에는 입자의 경우 합금형과 같은 추이를 보이지만, 기지물질인 Zr의 함량이 늘어나면 온도차가 적어진다는 것을 알 수 있다.

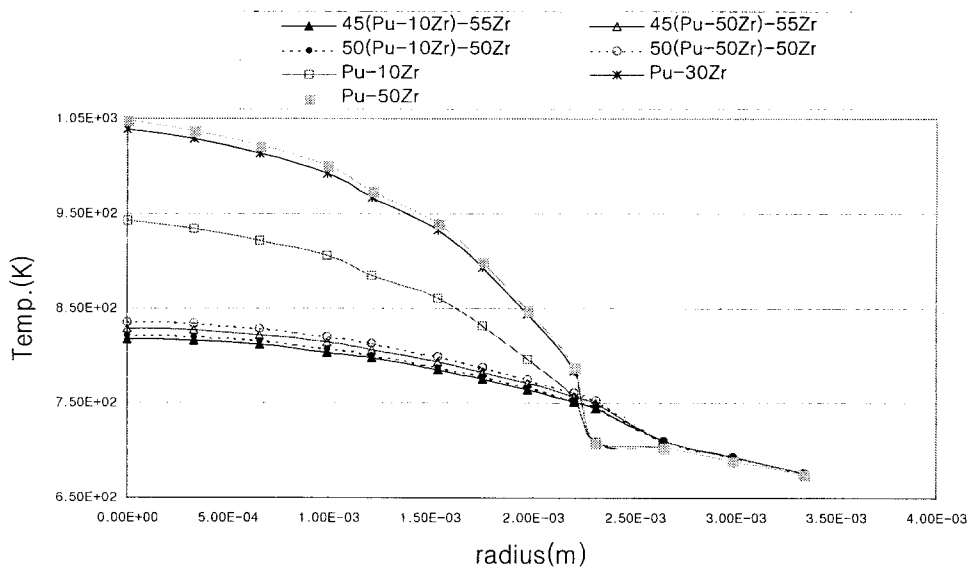


그림 3.2.4-5 Zr 함량에 따른 합금형 및 분산형 연료의 반경방향 온도분포 (at BOL)

(2) 재료특성

그림 3.2.4-6, 3.2.4-7은 U_3Si , UO_2 , TRU-Zr 연료입자와 Zr, zircaloy-4, stainless steel, Al 기지를 함유하는 분산형 연료로 사용하는 재료의 열팽창계수와 항복강도를 나타낸다. 지금까지 분산형 연료인 U_3Si-Al , UAl_x-Al , UO_2-SS , UO_2-Zr 등에는 기술적 경험이 축적되어 왔지만, TRU-Zr 분산형 연료에 대한 데이터가 부족하기 때문에 U-15Pu-10Zr 합금과 Pu 및 U의 데이터를 나타내었다.

분산형 연료에서 기지는 온도증가에 따라 외부 피복관을 향해 팽창하며, 또한 입자에 응력을 부과한다. 핵분열에너지는 연료입자 안에서 생성되므로, 기지의 온도보다 연료입자의 온도가 더 높게 된다. 따라서 기지보다 연료입자의 열팽창계수가 클 경우 보다 높은 응력이 기지에 부과된다.

분산형 연료의 우수한 성능특성을 유지하기 위해서는 기지의 열팽창계수보다 연료입자의 열팽창계수를 낮게 하는 것이 바람직하다. 기지와 연료입자 사이의 응력은 식 $\sigma = E \cdot \alpha(T-T_0)$ 을 적용한다. 여기서, E는 탄성계수, α 는 열팽창계수, T는 가열온도, T_0 는 상온이다. 그림 3.2.4-6에서 보는 바와 같이 U_3Si-Al , $UO_2-SS304$, UO_2-Zr 분산형 연료는 우수한 열적성질을 나타낼 것으로 예측되는데, 이유는 각각의 연료입자가 기지보다 상대적으로 더 낮은 열팽창계수를 갖기 때문이다. TRU-Zr 분산형 연료는 연료입자의 열팽창계수가 상대적으로 Zr 기지보다 더 높으므로 Zr 기지와 입자사이에 높은 응력이 부과될 가능성이 있다. (TRU-Zr)-Zr 분산형 연료심 제조시 고온에서 성형가공되므로, 가공시에 기지에 이미 연료입자의 높은 팽창이 수용되지만, 실제 노내 운전중 연료입자의 온도가 기지보다 높아서 추가적인 응력이 기지에 가해지게 되고, 핵분열 생성물 축적에 기인된 팽윤으로 응력이 추가되기 때문에 연료입자와 기지의 기계적 양립성 평가가 필요하다. 특히 Pu 열팽창 계수가 일부 온도 구간에서 기지재료인 Zr보다 높으므로 노내 건전성 조사실험이 필요하다.

그림 3.2.4-7은 피복재 재료들의 항복응력을 나타낸다. 그림 3.2.4-7에서 보는 바와 같이 피복재 항복응력은 HT9이 가장 크므로, 핵연료심의 응력을 견디어낼 수 있는 가장 좋은 피복재로 고려된다.

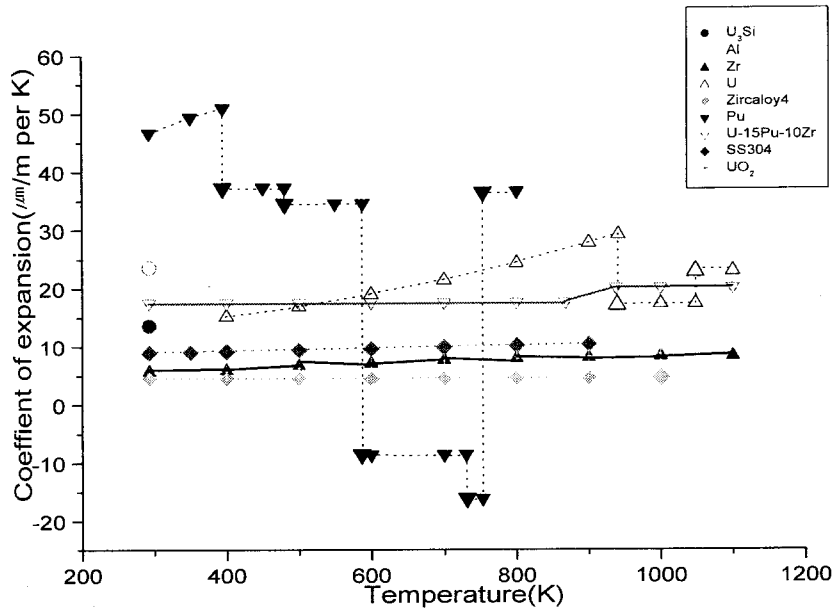


그림 3.2.4-6 열팽창 계수 비교

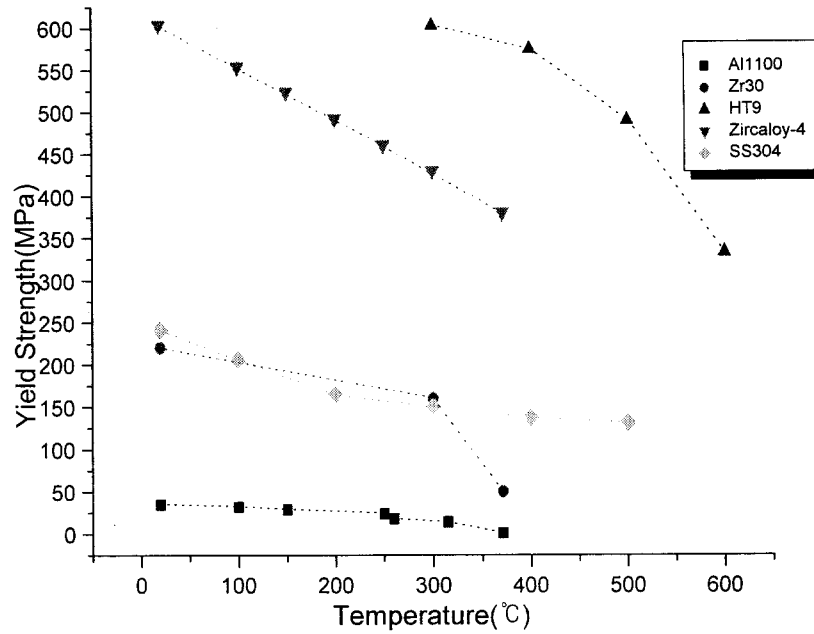


그림 3.2.4-7 Yield Strength 비교

나. 블랭킷연료 최적 option 도출을 위한 기타 고려사항 분석

블랭킷연료 최적연료기술 option 도출을 위하여 자체개발한 분산형 연료 성능코드인 DIMAC을 이용한 핵연료 노내성능 결과를 미국 ANL-W와 공동분석하였으며, 위에서 언급한 금속합금 및 분산형 연료의 일반적 성능이외에도 다음의 각 사항에 대하여 trade-off study를 수행하였고, 상세한 내용은 기술보고서에 정리하였다[2.7]. 아직 미국도 블랭킷 연료 option을 확정된 상태는 아니기 때문에, trade-off study 결과는 미국 ANL-W 측과 지속적인 협의가 필요하다. 또한 각 연료별 주요 특성은 표 3.2.4-3과 같이 정리하였다.

(1) 연료형태에 따른 제조특성 및 안전성

합금형 연료 제조기술은 건식처리기술을 이용하며, 일부 기술은 이미 입증된 상태이다. 다만 핵연료제조시 Am의 기화오염성 문제로 인하여 저온에서 제조를 하는 등의 일부 공정기술의 보완이 필요하다. 분산형 연료 기술 역시 건식처리 기술을 이용하지만, Zr 기지제조 기술이 미입증된 상태이기 때문에 이에 대한 제조기술 확보가 필요하다. 그러나 합금형 연료에서 나타나는 Am의 기화오염성은 상대적으로 낮은 것으로 분석되었다.

TRU-Zr과 유사한 U-Pu-Zr 합금형 연료의 안전성은 EBR-II에서 노내거동 건전성이 실증되었으며, 특히 인허가성에 있어서도 기초 DB가 충분히 확보된 상태이다. 그러나 분산형연료는 연료입자와 기지와의 기계적 건전성이 주요한 기술적 요소가 되고 있으며, 노내 거동 건전성 입증 및 이에 대한 검증 DB가 필요하다.

(2) 경제성 및 핵확산저항성

합금형 연료의 경제성 예비평가는 KALIMER 및 IFR에 대해서는 예비평가가 이루어진 상태이다. 그러나 분산형 연료에 대한 경제성 평가는 이루어지지 않았으므로 합금형 연료에 대한 상대적 비교를 하였다.

경제성 분석결과 분산형 연료주기비가 연구개발비 추가로 인하여 합

금형보다 약간 높을 것으로 예상되지만 각 연료간의 기술이 상당한 차이를 보이기 때문에 정확한 비교는 현재로서는 어려운 실정이다. 또한 핵연료가격 동향, 기술 성숙도, 규제 및 안전성, 사용후핵연료 처리비 등과 같은 경제성 평가의 불확실성 요인을 정확히 평가해야 할 것이다.

핵확산 저항성에 있어서는 두 연료 모두 건식처리이므로 양호한 것으로 판단되지만, 미국에서도 핵확산저항성에 대한 문제가 고려되고 있는 상황이므로 이에 대한 대처방안이 필요한 것으로 분석된다.

(3) HYPER 블랭킷 연료계통 기술개발에 따른 기술적 문제점

연료계통 기술개발에 대한 주요 기술적 관점은 크게 설계기술, 제조성 및 노내조사검증 시험평가 관련 문제로 분류할 수 있다. 분산형 연료 제조의 경우 현재 상당히 복잡한 분말 제조 단계를 단순화할 필요가 있으며, TRU-Zr 합금의 야금학적 거동 연구 및 Zr 기지 제조 기술 연구가 필요하다. 합금형 연료의 경우는 사출주조 제조과정에서의 Am 기화오염을 막을 수 있는 공정보완이 필요하다.

조사거동문제에서는 두 연료 모두 조사팽윤 문제를 고려해야 하며, 특히 분산형의 경우 입자와 기지와의 열팽창 특성 실험을 통하여 건전성을 입증해야 한다. 합금연료봉의 경우 핵분열 가스에 의한 압력 상승을 고려하여 플레넘 크기를 조절해야하며, 열전도도 등을 저하시킬 수 있는 원소의 성분이동 문제도 연구되어야 한다. 또한 피복관과 핵연료심의 양립성 등도 실험을 통하여 평가되어야 한다.

(4) HYPER 블랭킷 연료기술 R&D 및 RoadMap

핵연료 인허가를 목표로 ① project management and administration, ② fuel material properties, ③ fabrication studies, ④ code and model development, ⑤ fuel feasibility irradiation test I(HANARO), ⑥ integral fuel rod irradiation test II in fast flux (BOR-60), ⑦ demonstration of fuel rod irradiation test III in fast flux (BOR-60), ⑧ transient

performance evaluation and demonstration, ⑨ structural material of core assembly 등 각 분야에 대하여 기간, 인력, 관련 업무 및 연구내용 등에 대하여 정리하였으며, 각 분야별 세부계획은 미국과 지속적인 협의 중이므로 상세한 내용은 기술보고서에 정리하였다[2.7].

다. 합금형 및 분산형 비교 평가 결과

표 3.2.4-3에 나타낸 바와 같이, 금속합금 및 분산형 연료의 일반적 성능특성 중 열전도도 및 온도분포는 분산형이 우수한 것으로 나타났지만, 이외에 재료특성, 제조특성, 안전성, 인허가성, 경제성 및 핵확산저항성 등은 서로간에 장단점을 갖고 있는 것으로 판단되며 두가지 연료 모두 HYPER에 적용이 가능한 것으로 분석되었다. 또한 HYPER 블랭킷 연료 계통 기술개발에 따른 기술적 문제점을 분석하고 HYPER 블랭킷 연료기술 R&D 분야를 도출하고 roadmap을 작성하였다. 하지만 현재 미국도 블랭킷 연료 option을 확정된 상태가 아니며, 여러 가지 실험결과가 미비한 상태이기 때문에 최적연료 option 도출을 위해서는 지속적인 연구 및 실험에 의한 검증이 필요하다.

표 3.2.4-3 합금형 및 분산형 연료 기술현황 비교

항목	합금연료	합금분산형연료
개발 및 노내 조사 실적	-약16만개 연료봉 노내 조사 -15at% 연소도 실증, 최대20at% 연소도 달성 -주개발국: 미국,일본,러시아,(한국)	-DB필요: Zr기지로하는 분산형 연료기술 경험 거의 무 -Al기지의 분산형 연료기술 입증
설계 해석 및 노내 거동특성	-전반적 노내 거동 우수 -공정반응구명 필요 -설계최적화는 조사검증시험 필요	-전반적 노내 거동 우수예상 -연료심/기지 기계적 양립성 시험, 노내 검증 시험필요
MA 첨가 문제	-Am, Cm이 희토류와 같이 석출. 조사시 온도 구배하에서의 Am 이동, SUS 와의 양립성 악화 (공용 온도 저하)	-합금연료와 거의 같음. 다만 입자에 국한됨
인허가성	-기초DB축적성 우수	-노내 거동 건전성 /검증 DB필요
핵확산저항성	-양호: 건식 처리	-양호: 건식 처리
열적 충격 저항성	-양호	-양호
중금속밀도 (g/cm ³) -이론값 -실효값 (희석밀도)	-12.36 -10.6 (75%)	-45(TRU-10Zr)-55wt%Zr일때 :9.16 -50(TRU-10Zr)-50wt%Zr 일때 :9.59
용점 (K)	-1373(삼원합금)	-1373/2123
열전도도 (Wcm ⁻¹ K ⁻¹)	~0.5	> 0.1 (Zr기지)
액체Na와의 양립성	-양 호	-양 호
SUS와의 양립성	~700℃에서 공용 반응에 의해 침식	-양 호(화학적) -기계적 양립성 검증 필요
LWR/PUREX 와의 적합성	-재처리회수(및 균분리)염 혹은 산화물에 대한 고수율의 금속환원기술 개발 필요	-재처리회수(및 균분리)염 혹은 산화물에 대한 고수율의 금속환원기술 개발 필요
재 처리	-용융염 전해 재처리	-용융염 전해 재처리
제조 및 재가공성	-매우 용이. 사출주조법의 설비최소 -일부설계제조 기술 입증, -일부공정기술보완 필요 -Am기화오염성 불리	-Zr기지제조기술 미입증 -Am기화오염성 낮음 -플레넘, 희석밀도 불필요
경제성	-우수	-합금과 대등 또는 약간 떨어짐
기타 (연료사이클)	-경제성 및 핵비확산성 높음. ANL자료 및 약간의 추가로 인허가 가능	-연료입자/기지기계적 양립성 연구 및 실험 필요

5. 합금형연료봉 해석코드 MACSIS-H 개발

합금형연료봉 성능해석코드인 MACSIS-H 코드는 중심환이 없는 합금형연료봉 및 환형 연료봉 모두에 대해서 성능분석을 수행할 수 있다. 이에 따라 MACSIS-H 코드를 사용하여 현재 블랭킷 연료 option으로 고려되고 있는 연료중의 하나인 중심환이 없는 합금형 연료봉 건전성 평가를 수행하였으며, 초기의 설계개념이었던 환형 연료봉에 대한 건전성 평가도 수행하였다.

가. 중심환이 없는 합금형 연료 성능 분석

(1) 열전도도

정상상태 혹은 과도상태 조건하에서 핵연료의 열적/기계적 성능 평가를 위하여 먼저 핵연료의 열전도도를 구할 필요가 있다.

현재 MACSIS-H에는 4항에서 도출한 Pu-Zr의 열전도도뿐만 아니라 또 다른 열전도도 방정식이 삽입되어있다. 이는 ANL과 공동연구에 의해 구한 열전도도 방정식과 차이는 보이지만, 현재 열전도도에 대한 실험 데이터가 없는 실정이므로 향후 실험에 의해 이들 열전도도 모델을 검증할 예정이다. 5항에서는 아래와 같은 계산방법에 의한 열전도도를 이용하여 합금형 연료의 온도분포 및 건전성 분석을 수행하였다.

즉 순수한 Zr과 Pu의 열전도도를 이용하여, 합금을 조성하고 있는 무게 분율에 의해서 미조사 연료의 열전도도[2.13]를 얻는다. 이에 따라 HYPER 핵연료의 조성비가 45wt%의 TRU(Pu)와 55wt%의 Zr으로 구성되어 있을 경우, 열전도도 방정식은 아래와 같게 된다.

$$k = 0.45k_{Pu} + 0.55k_{Zr} = A + B_1 * T + B_2 * T^2. \quad (3.2.5-1)$$

여기서, k_{Pu} 는 Pu의 열전도도, k_{Zr} 는 Zr의 열전도도, T는 K, k는 W/cmK이며, 상수값들은 회귀선형분석에 의해 다음과 같이 구할 수 있다.

$$A = 0.00532$$

$$B_1 = 1.34031E-4$$

$$B_2 = 3.54353E-8$$

그러나 방정식 (3.2.5-1)은 여러 Pu 이원합금의 열전도도 실험값에 비교할 경우, 이러한 방식에 의해 산출하는 접근방식의 열전도도가 실험값보다 최대 30% 초과 예측되는 경향이 확인되었다. 현재까지 Zr 농도가 U-Zr의 경우는 40wt%Zr까지는 열전도도 실측치가 있고 U-Pu-Zr의 경우는 15wt%이상인 경우의 열전도도 실측치가 없는 실정에서 상기 결과들이 예비적으로 산출된 자료이므로, TRU-(50-55)wt%Zr 연료봉의 노내 성능 해석을 위해서는 장차 실제로 측정된 자료를 생산하여야 할 것이다.

핵연료가 조사될 때, 핵분열생성기체가 핵연료심내의 기공을 채우거나 새로운 기공이 생성됨으로써 결과적으로 열전도도가 감소된다. 핵분열생성기체로 채워진 기공의 크기가 커지고 그 수가 증가하면 대부분의 기공들은 서로 연결되어 큰 공동(cavity)을 형성한다. 이들 공동은 핵연료의 열전달 효율의 급격한 증가를 가져오게하는 gap내 본딩물질로 빠르게 채워진다. 열전도도에 미치는 기공의 영향은 다음 식에 의해 평가될 수 있다 [2.14,2.15].

$$-\frac{k_e}{k} = (1 - P_g)^{(3\epsilon/2)} \quad (3.2.5-3)$$

여기서, k_e 는 조사된 핵연료심의 열전도도이며, k 는 미조사 핵연료심의 열전도도이고, P_g 는 핵분열생성기체로 채워진 기공에 의한 핵연료의 기공분율, ϵ 는 기공형상인자($\epsilon=1.0$ 기공이 구형임을 가정)이다. P_g 의 최대값은 ANL 핵연료 실험에 의해 0.25로 정해졌다[2.14,2.15].

Gap 본딩재료로 기공이 채워졌을 때 핵연료심의 열전도도는 식 (3.2.5-4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{k_e}{k} = \left[1 - 3 \frac{1 - \frac{k_b}{k}}{\frac{2}{\epsilon} + (3 - \frac{2}{\epsilon})(1 - \frac{k_b}{k})} \frac{P_b}{1 - k_g} \right] (1 - P_g)^{(3\epsilon/2)} \quad (3.2.5-4)$$

여기서, P_b 는 본딩 물질로 채워진 기공으로 인한 핵연료의 기공분율, ϵ 는 실험자료로부터 정해진 회귀상수로서, 1.72 이다. k_b 는 본딩 재료의 열전도도 계수로서 다음과 같다.

$$k_b = 0.0327 + 1.2539 \times 10^{-4} T \quad (\text{LBE 경우}) \quad (3.2.5-5.a)$$

$$k_b = 93 - 0.0581(T - 273.15) + 1.173 \times 10^{-5} (T - 273.15)^2 (\text{Na 경우}) \quad (3.2.5-5.b)$$

여기서 T는 K, LBE는 Lead Bismuth Eutectic이다.

(2) 합금 연료봉의 노내 성능 예비분석

Zr 함량변화(45%~55%) 및 설계개념에 따른 각 핵연료봉에 대하여, 주요 노내거동인자, 즉 핵분열생성 기체 방출률 및 연료봉 변형에 대한 분석을 수행하였다[2.1]. 그림 3.2.5-1은 Zr 함량변화에 따른 연료봉 변형을 연소도에 따라 나타낸 것이다. 핵연료 함량변화에 따른 핵연료봉 변형은 Zr 함량이 늘어날수록 연소도에 따른 변형율은 작아진다. 따라서 핵연료 상태도와 이들 결과를 고려하여 Zr 함량은 약 50% 정도가 적절한 것으로 분석된다.

그림 3.2.5-2는 Zr 함량변화에 따른 핵분열생성 기체 방출율을 나타낸다. 연소초기부터 상당한 방출률을 나타내며, 연소도가 높아짐에 따라 방출률이 불규칙하게 변하기 때문에 Zr 함량과는 무관한 것으로 분석된다.

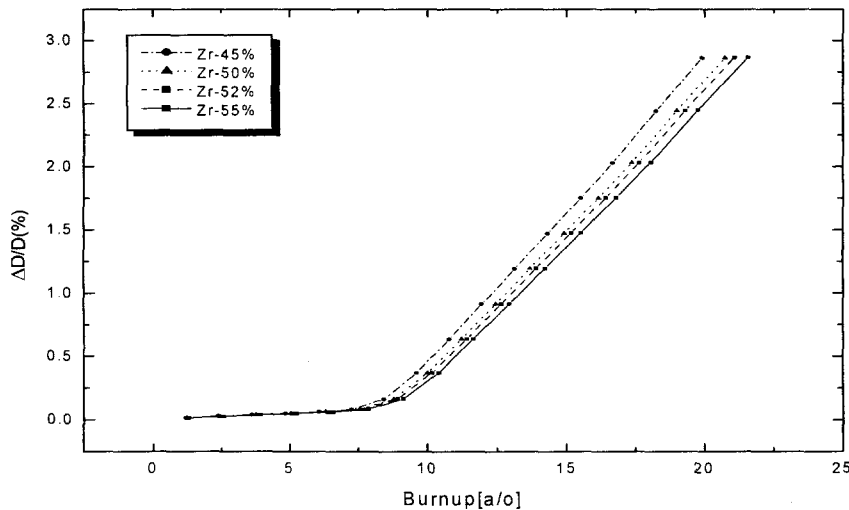


그림 3.2.5-1 Zr함량 변화에 따른 연료봉 변형 분석

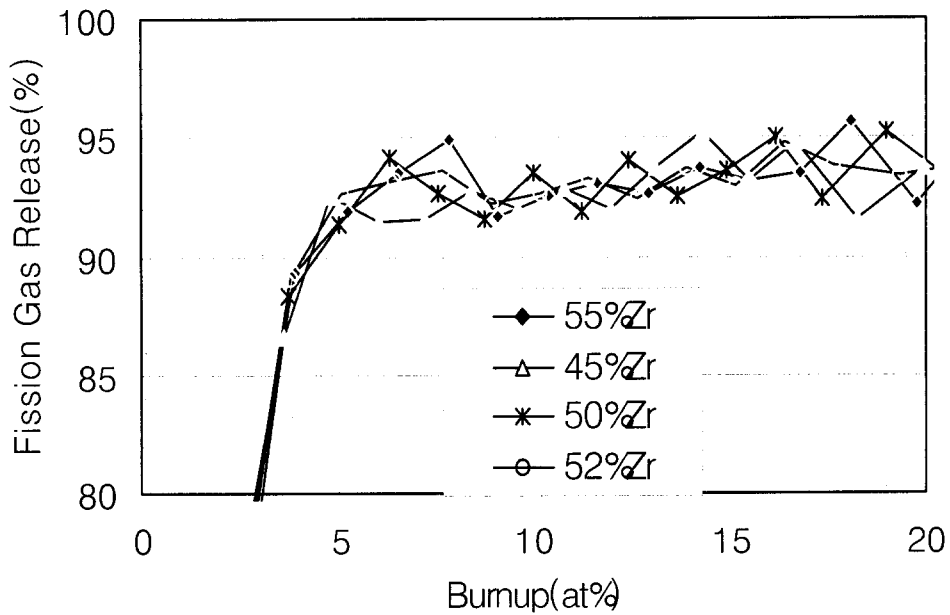


그림 3.2.5-2 Zr 함량에 따른 핵분열생성기체 방출

(가) TRU-Zr연료봉 온도 분포

- 중심 온도

TRU-50wt%Zr 및 TRU-55wt%Zr 연료봉 온도분포를 MACSIS-H 전산코드로 계산하였다. 침투출력 21.6 kW/m 에서 TRU-50wt%Zr 연료봉의 중심 온도는 718°C 이며, 이는 침투출력 21.6 kW/m에서 TRU-55wt%Zr 연료봉 중심온도인 747°C에 비해 약 30°C 정도 낮으며, 금속연료의 용점 (1100~1250°C)보다 훨씬 낮았다. TRU-50wt%Zr 연료봉의 반경방향 온도구배는 연료심 표면 최대온도의 경우 391°C로서, TRU-55wt%Zr의 경우도 최대온도는 391°C이므로 TRU-55wt%Zr에 비해 TRU-50wt%Zr의 열전도도가 약간 높은 것으로 나타난다. 또한 금속핵연료는 열전도도가 높아 반경방향 온도구배가 낮은 특성을 가지고 있으므로 이러한 열전도도 특성과 핵연료심의 용점에 비해 핵연료심 중심온도가 매우 낮기 때문에 TRU-(50-55)wt%Zr 연료의 안전 마진은 매우 크다고 볼 수 있다.

- 핵연료심 및 피복관 내표면 온도

TRU-50wt%Zr의 경우, 연료심과 피복관 내표면의 온도차이는 연소초기에 약 6°C (TRU-55wt%Zr의 경우 5°C)이었다가, 연소도가 증가함에 따라 점점 감소하는 경향을 보인다. 연소초기 핵연료심 표면온도가 391°C로서 가장 높았으며, 이 때 피복관 내표면 온도는 이보다 6°C 낮은 385°C이었다. 연료심/피복관 접촉부의 최대온도 391°C는 3항에서 분석된 공용점(410~650°C)보다 낮아 공정반응의 가능성이 적을 것으로 나타났다.

- 피복관벽 중간 온도(mid-wall temperature)

TRU-50wt%Zr의 경우, 핵연료봉 피복관벽 중간 최대 온도는 372°C (TRU-50wt%Zr의 경우 379°C)이었다. 이 온도는 크리프를 가속화시키고 기계적 강도를 약화시키는 600°C보다 훨씬 낮아서 전 연소도 기간동안 연료봉의 기계적 건전성 유지에는 아무런 문제가 없을 것으로 판단된다.

(나) 핵분열생성기체 방출 및 봉 내압

그림 3.2.5-3은 TRU-50wt%Zr 핵연료봉에 대해 핵분열생성기체 방출 증가 경향 및 그 절대값을 연소도에 따라 나타낸다. 핵분열생성기체 방출율은 연소초기 (1.58~4.45at.%Bu)에 89% 내외의 높은 수준의 방출율을 보인다. 6 at.% Bu부터 13.6 at.% Bu까지 약 90 % 이상의 핵분열생성기체 방출율을 보인다는 것을 알 수 있다.

그림 3.2.5-4에는 연료심 길이의 1.2배 및 1.5배의 플레넘을 주었을 경우 연소도에 따른 TRU-50wt%Zr 연료봉내 압력변화를 보여준다. 1.2배의 플레넘의 경우 13.6 at% 연소도에서 연료봉 내압은 818psig였지만, 1.5배의 플레넘의 경우에는 이보다 낮은 553psig를 나타낸다. 하지만 현재 두 가지 경우 모두 연료봉 내압은 크지 않다고 볼 수 있다. 즉 연료심의 1.2배 플레넘을 가진 연료봉의 경우 15.7at%에서 1.35%의 변형율을 보이는 것으로 분석되었으며, 이는 현재 설계기준으로 고려되고 있는 변형율 2~3%보다 낮기 때문에 연료심의 1.2배의 플레넘이 합리적이라고 판단된다. 이에 따라 연료봉 예비설계제원 도출시에도 연료심의 1.2배 플레넘 길이를 적용하여 연료봉 길이를 산출하였다.

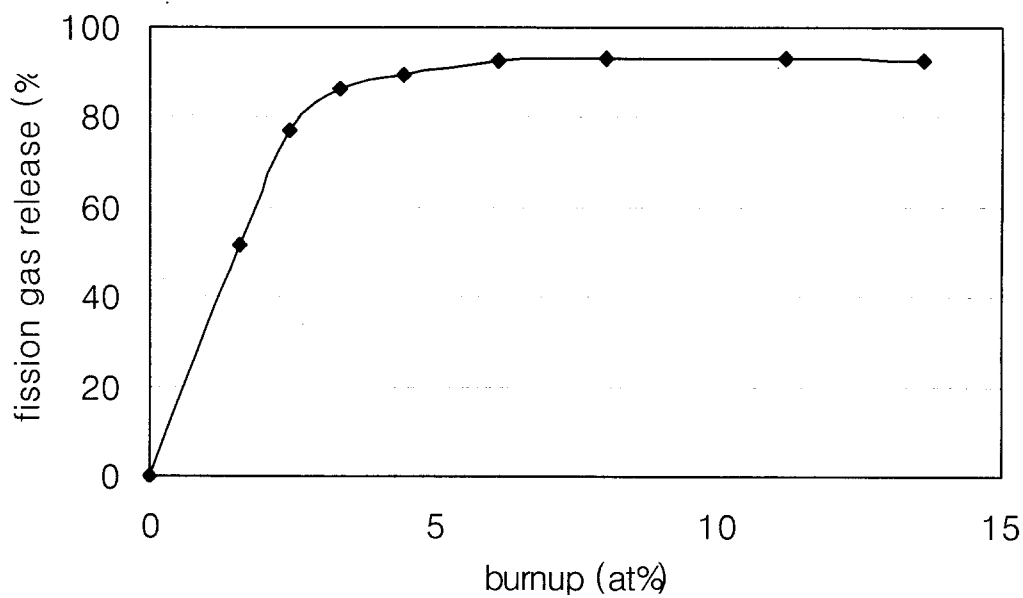


그림 3.2.5-3 연소도에 따른 TRU-50wt%Zr연료봉의 핵분열 생성기체방출

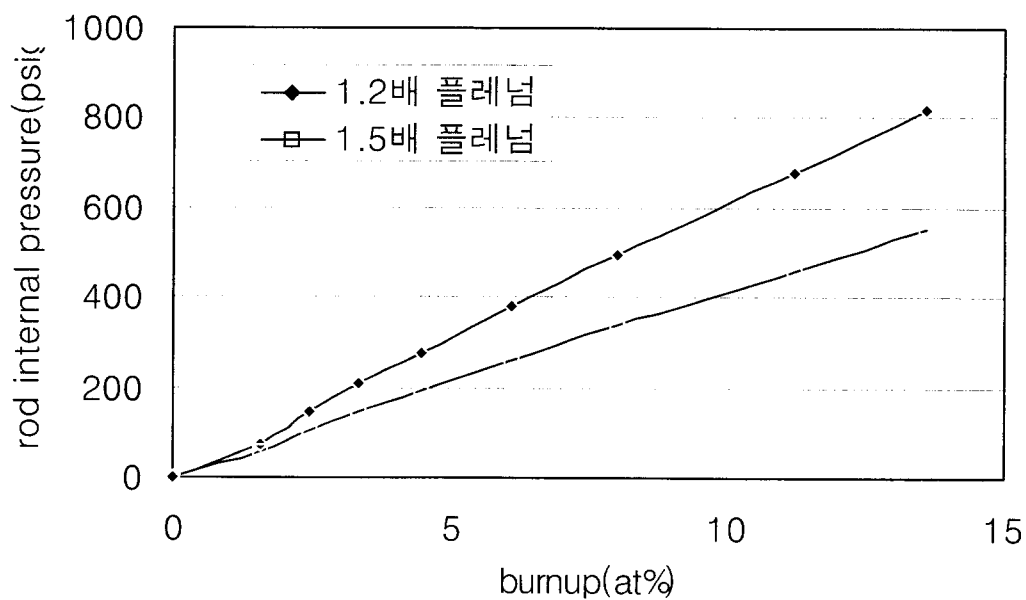


그림 3.2.5-4 플레넘 변화에 따른 핵연료봉 내압 차이

나. 환형 합금형 연료 성능 분석

초기 HYPER 핵연료는 연료심 중심부에 환형의 연료심 형태를 고려하고 있었으며 이에 따라 MACSIS-H에 환형 연료봉의 건전성 평가를 위한 온도분포 모델이 개발되어 설치되었다. 즉

i) 환형의 합금형 연료봉에 대한 온도분포 계산을 범용의 HEATING 코드[2.16,2.17]를 사용하여 계산하고,

ii) 아울러 정상상태 연료봉의 건전성 평가용 코드인 MACSIS-H에 이러한 환형 온도분포 계산모형을 삽입하여 그 온도분포를 예측하고 그 결과를 HEATING 계산결과와 비교 평가하였다.

(1) 환형 연료봉 온도분포 계산 모델링

작업보고서[2.18]에 나타낸바와 같이, 원통 좌표계에서의 온도분포에 대한 일반 미분 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{q'''}{k} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \tau} \quad (3.2.5-6)$$

여기서 위치에 무관한 일정한 열발생원과 열전도도를 가정한다. 또한 핵연료심이 충분히 길어서 열전달은 반경방향으로만 발생한다고 가정하고 시간에 따른 온도변화는 없다고 가정한다. 그러면 ϕ , z 방향 및 온도의존항은 무시되며 상기식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{d^2 T}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dr} + \frac{q'''}{k} = 0 \quad (3.2.5-7)$$

Hollow 형태의 핵연료심일 때, 다음과 같은 경계조건이 주어진다면 그 온도분포에 대한 일반해를 구할 수 있다.

$$T = T_i \text{ at } r=r_i \text{ (핵연료심 내부의 hollow 반경)}$$

$$T = T_o \text{ at } r=r_o \text{ (핵연료심 외부 표면의 반경)}$$

일반해를 구한 후 경계조건을 적용하면 그 온도 분포는 다음식으로

계산할 수 있다[2.17].

$$T - T_o = \frac{q'''}{4k}(r_o^2 - r^2) + C_1 \ln \frac{r}{r_o} \quad (3.2.5-8)$$

$$C_1 = \frac{T_i - T_o + q'''(r_i^2 - r_o^2)/4k}{\ln(r_i/r_o)}$$

즉, Hollow Cylinder 의 내부 및 외부 온도가 주어지면 상기식에 의해 그 온도분포를 계산할 수 있다. Hollow Cylinder 형태의 연료심 온도분포를 계산하기 위한 프로그램 리스트는 작업보고서[2.18]에 나타나 있다.

여기서 한가지 더 고려한 사항은 실제의 경우, 연료심의 열전도도는 일정하지 않으며 온도의 함수로 나타난다. 이를 보정해 주기 위해 첫 번째 열전도도 계산에서는 알려진 핵연료 외면 온도를 이용하여 열전도도를 구하여 온도분포를 계산한다. 이렇게 구한 온도분포를 이용하여 열전도도를 다시 구하고 온도분포를 재계산한다. 이러한 과정을 반복하여 부피평균한 핵연료심의 온도가 어떤 수렴치에 도달하면 그 다음 축방향 계산구간(segment)에서의 반경방향 온도분포를 계산한다.

표 3.2.5-1은 본 계산에 사용된 핵연료봉의 제원 등 입력자료이며 표 3.2.5-2는 각 재료의 열전도도이다.

표 3.2.5-1 입력 자료

항목	입력값
연료봉 길이	300 mm
피복관 ID/OD	9.24/10.34 mm
연료심 ID/OD	5.0/8.0 mm
선출력	20 kW/m
냉각재 I/O 온도	340/510 °C

표 3.2.5-2 연료봉 구성물질의 열전도도 상관식

재질	열전도도 상관식 (W/mK)
연료심	$7.488 + 3.43 \times 10^{-5}T - 32.53X_{Zr} + 4.33 \times 10^{-6}T^2 + 39.97X_{Zr}^2 - 7.843 \times 10^{-4}TX_{Zr}$
피복관	$17.622 + 2.428 \times 10^{-2}T - 1.696 \times 10^{-5}T^2$
소듐	$93 - 0.0581(T - 273.15) + 1.173 \times 10^{-5}(T - 273.15)^2$

(2) 환형 연료봉 온도분포 계산 결과

그림 3.2.5-5에는 온도계산용 범용코드인 HEATING 7.2 [2.16] 와 MACSIS-H로 계산한 연료봉의 상단, 중단 및 하단부에서의 온도분포 결과를 비교하였다. 피복관 및 Na gap에서의 온도분포는 양 코드의 계산결과가 잘 일치하였다. 그러나 핵연료심 내부온도는 최대 10°C 정도의 편차를 보였다. 이러한 편차의 발생원인은 MACSIS-H 계산시 핵연료심 열전도도를 평균값으로 취하기 때문이다.

그림 3.2.5-6은 TRU에 포함된 Zr의 함량에 따른 핵연료봉 온도분포를 HEATING 코드로 계산한 결과이다. Pu-Zr 합금의 열전도도는 Zr의 함량이 약 40%에서 최저치를 보이므로 이때의 핵연료심 온도가 약간 높게 나타났다. 그러나 55% Zr 합금과의 최대 온도차이는 약 7°C로 큰 차이를 보이지 않았다.

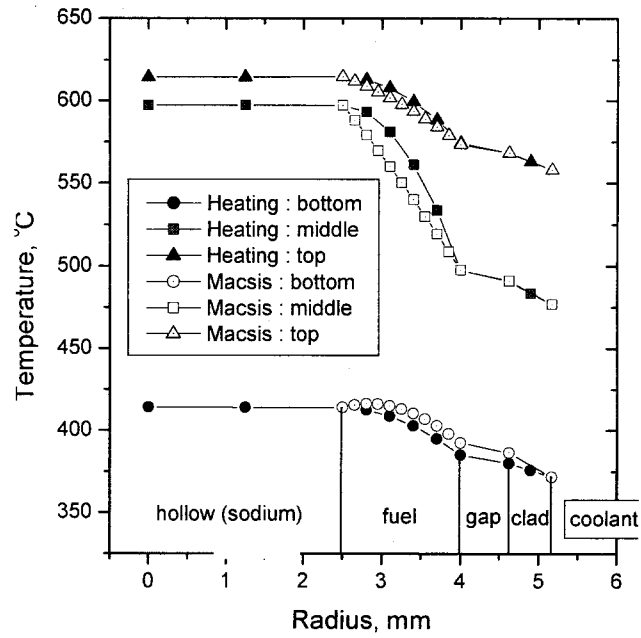


그림 3.2.5-5 핵연료봉 온도분포에 대한
MACSIS-H와 HEATING 코드 계산결과 비교
(40% Zr 합금연료)

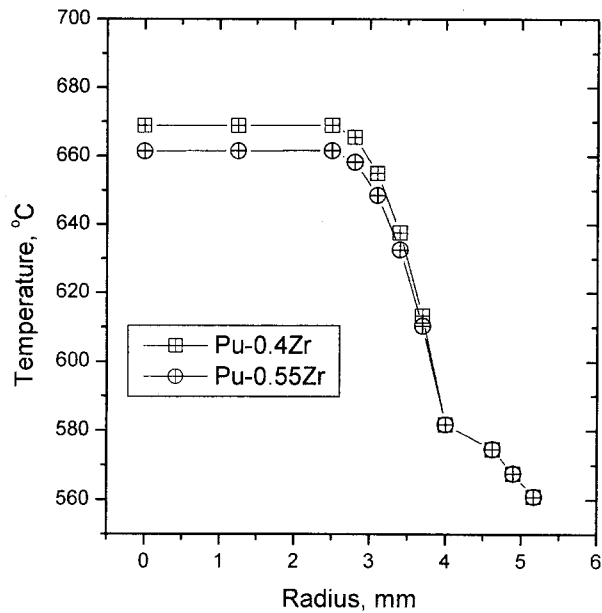


그림 3.2.5-6 합금형 연료의 Zr 함량에 따른
온도분포 차이

(3) 환형 연료봉 핵분열생성기체 방출, 봉 내압 및 변형

중심환이 없는 연료봉에서 플레넘이 중심환만큼 설치되어 있으면 환형연료봉과 유사한 거동을 보인다는 가정하에 환형 연료봉의 핵분열생성기체 방출 및 봉내압을 분석하였다.

그림 3.2.5-7에는 중심환만큼의 플레넘을 가진 경우에 TRU-50wt%Zr 연료봉에 대한 핵분열생성기체 방출 증가 경향 및 그 절대값을 연소도에 따라 나타낸다. 중심환 플레넘부피의 2배 경우에도 핵연료봉의 FGR거동은 별차이가 없다. 핵분열생성기체 방출율은 연소초기 (1.25~4.0at.% Bu)에 88% 내외의 높은 수준의 방출율을 보이며, 16 at.% Bu부터 20 at.% Bu까지 약 93 및 95 %의 핵분열생성기체 방출율을 보인다.

그림 3.2.5-8에는 TRU-50wt%Zr 환형 연료심의 중심환 플레넘 그 자체의 경우(plenum 1X)와 중심환 부피 만큼의 핵연료봉 상부 플레넘 부피를 추가로 두었을 경우(plenum 2X)에 대하여 연소도에 따른 핵연료봉내 압력변화를 보여준다. plenum 1X의 경우 20 at% 연소도에서 핵연료봉 내압은 2291psig였지만, plenum 2X의 경우는 이보다 훨씬 낮은 1154psig에 불과한 것으로 나타났다 (45wt%TRU-55wt%Zr연료의 경우 각각 20 at% 연소도에서 1615psig, 817 psig). 따라서 현재 내압이 상당히 크기 때문에 플레넘부피를 추가로 준다면 핵연료봉 내압을 상당히 줄일 수 있는 것으로 나타났다.

그림 3.2.5-9에서는 TRU-50wt%Zr 연료심의 중심환 플레넘 그 자체의 경우(plenum 1X)와 중심환 부피 만큼의 플레넘을 핵연료심 상부에 추가로 두었을 경우(plenum 2X)에 대하여 연소도에 따른 핵연료봉 변형을 보여준다. 중심환 플레넘 그 자체만인 plenum 1X의 경우 15at% 연소도에서 핵연료봉 변형은 2%를 초과하며, 18at%에서 3%를 초과한다. plenum 2X의 경우는 이들보다 약 0.1%정도 작은 것으로 나타난다. 이들 핵연료봉 변형이 높은 이유는 핵연료양이 늘어난 대신 이에 대한 선출력은 늘지 않았기 때문에, 똑같은 연소도를 내기 위한 기간이 오래 걸리기 때문이다. 즉 운전기간이 오래되면 조사크림이 상당히 커지게 되며 이에따라 변형률이 크게 좌우되므로 이에 대한 상세한 분석이 필요하다고 판단된다.

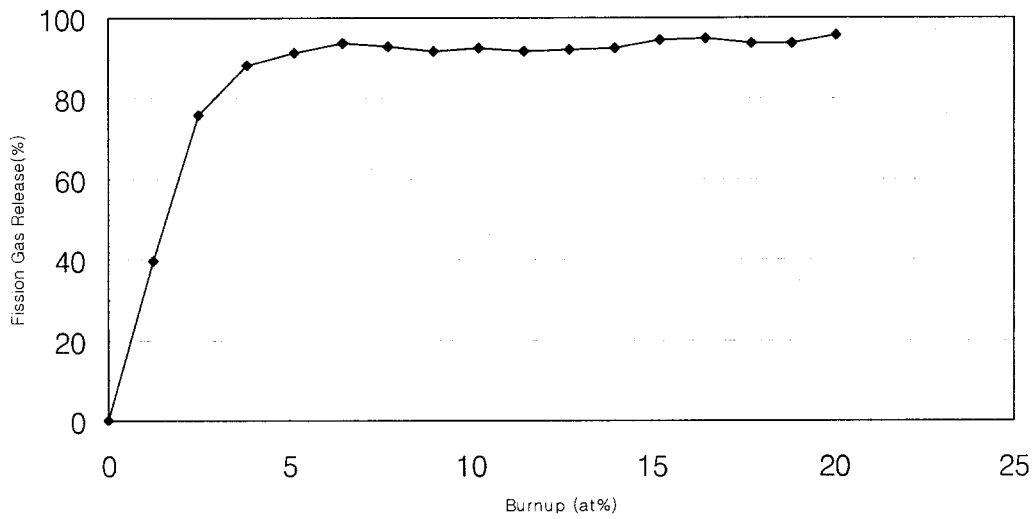


그림 3.2.5-7 연소도에 따른 TRU-50wt%Zr연료봉의 핵분열 생성기체방출

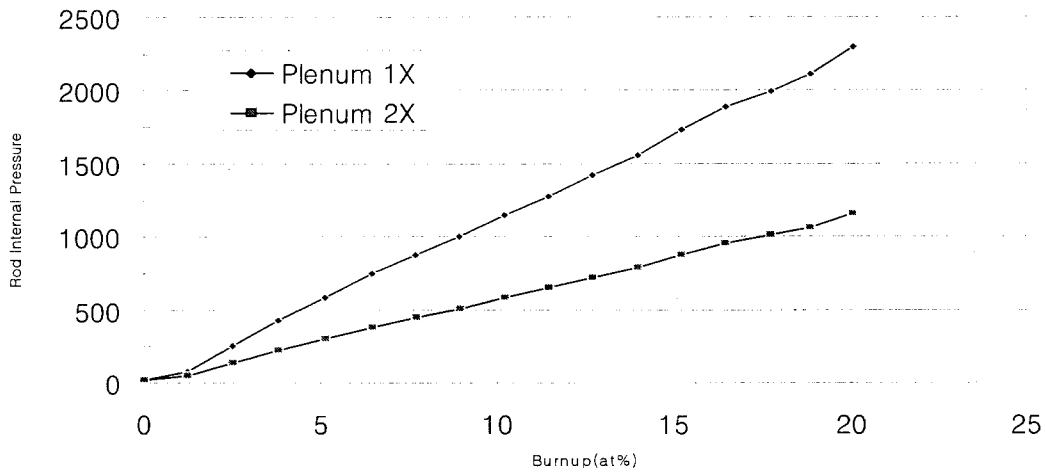


그림 3.2.5-8 플레넘 변화에 따른 핵연료봉 내압 차이

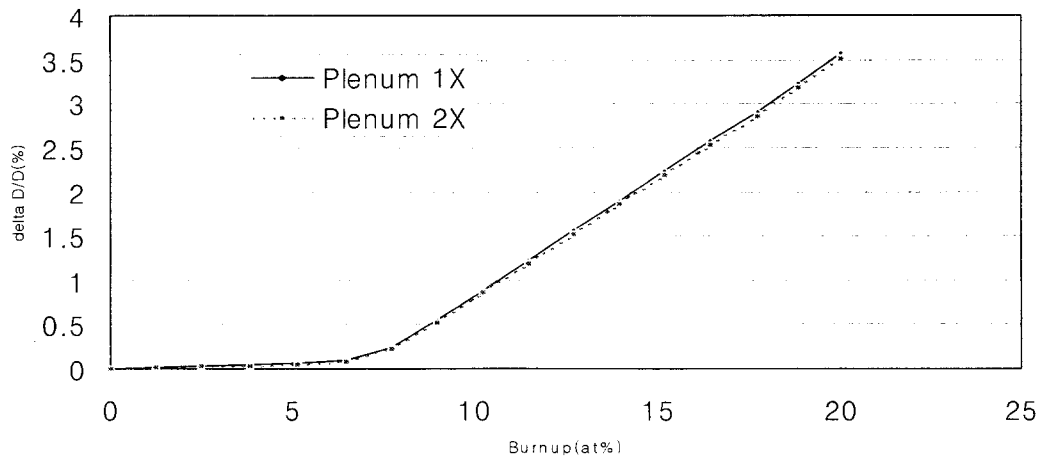


그림 3.2.5-9 플레넘 변화에 따른 핵연료봉 변형

6. 분산형 연료해석 코드개발

분산형연료의 경우 현재 실험이 시작되는 단계이며 이에 대한 성능해석 코드도 아직 개발되어 있지 않기 때문에, 분산형 연료 성능해석을 위하여 DIMAC (Dispersion Metallic fuel performance Analysis Code) 코드 기본 프로그램을 자체개발하였다.

DIMAC 코드는 3가지 모델, 즉 온도분포 모델, 팽윤 모델, 및 변형을 모델로 구성되어있다. 이들 모델을 이용하여 (TRU-Zr)-Zr 분산형 연료봉의 1차원적 반경방향 온도, 핵연료심의 팽윤 및 핵연료봉 변형을 분석하였다.

또한 현재 연구로에서 분산형 연료로 사용되고 있는 U_3Si-Al 연료의 변형율과 비교하여 TRU-Zr 분산형연료의 변형율에 영향을 미치는 주요 요소들의 추세가 유사한 지를 분석하였다.

분산형 연료에 대한 물성자료는 문헌상에 거의 나와있지 않은 실정이므로 ANL-W로부터 핵연료 물성자료를 획득하여 DIMAC 코드에 입력하였으며, 기본 프로그램 개발후 ANL-W와의 공동연구에 의한 단계적인 모델링 개선을 수행할 예정이다.

가. 온도분포 모델 개발 및 분석

정상상태에서의 분산형 연료봉 성능해석을 위한 모델개발의 일환으로, 핵연료성능코드에서 주요한 모듈중의 하나인 핵연료봉 온도분포를 위한 모델을 개발하고 이를 이용하여 핵연료봉의 예비 분석을 ANL-W와 공동으로 수행하였다.

TRU 열팽창계수, 열전도도 등의 필요한 재료특성은 실험데이터가 아직 없는 실정이므로, TRU의 대부분을 차지하는 Pu에 대한 데이터를 사용하였다.

본 모델에서는 (TRU-Zr)-Zr 분산형 연료봉에 대하여 핵연료심 반경방향으로 25개, 피복관은 7개의 동심환 구간으로 나누어서, 각 동심환 구

간에 대해 1차원적 계산을 수행하도록 하였다.

온도분포 계산을 위하여 핵연료심과 피복관의 제원, 핵연료봉 선출력과 연소도, 원자로 가동 조건들을 입력데이터로 사용하며, 유한차분법(FDM)으로 핵연료봉의 반경 방향으로 1차원적 온도분포를 계산한다.

온도분포 계산을 위한 흐름도는 그림 3.2.6-1과 같다.

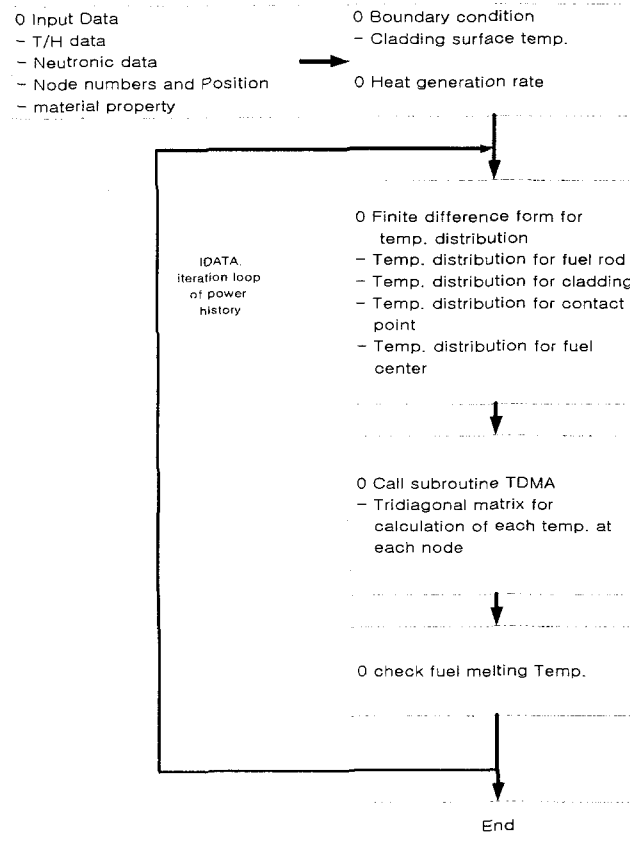


그림 3.2.6-1 DIMAC 온도분포 계산 흐름도

(1) 분산형연료 열전도도 모델 검증 및 개선

분산형연료와 같은 2상 재료의 열전도도를 구하는 모델은 많으며, 그 중에서도 Hashin의 모델은 2상재료의 열전도도 상하경계를 결정하는 데 매우 많이 이용되고 있다[2.19]. 또한 여러가지 형태의 Maxwell 방정식이 2상 계통에 대한 열전도도를 구하기 위해서 사용되고 있으며, 그중

Maxwell-Euken 방정식이 가장 많이 사용되고 있다[2.20]. 이 방정식은 2상 재료에 있어서 구형 입자의 분율이 매우 낮을 때 주로 사용된다.

그러나 Maxwell 방정식은 여러가지 경계조건 및 변수들의 범위에 대한 한계치가 있기 때문에 더 일반적인 방정식은 Bruggeman에 의해 유도된 방정식을 사용할 수 있다[2.20]. Bruggeman 방정식은 입자 및 기지의 분율에 상관없이 적용될 수 있으며, 2상 재료중 하나의 상이 다른 상에 완전히 둘러 쌓이지 않은 상의 혼합물에도 적용된다. 또한 구형입자에도 적용될 수 있는 매우 일반적인 방정식으로서 식 (3.2.6-1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{k_c - k_f}{k_c + 2k_f} = \frac{V_d}{1 - V_d} \frac{k_f - k_d}{2k_f + k_d} \quad (3.2.6-1)$$

여기서 V_d 는 입자 전체부피, k_f 는 분산물의 열전도도, k_c 는 기지의 열전도도이고, k_d 는 구형입자의 열전도도이다.

(U-Mo)-Al 분산형 연료의 열전도도가 ANL 및 KAERI에서 측정되었다. 그림 3.2.6-2는 ANL 및 KAERI에서 측정한 값, Maxwell-Euken 방정식 및 Bruggeman 방정식을 이용한 (U-Mo)-Al 분산형 연료의 열전도도를 나타낸다. 그림 3.2.6-2에서 보는 바와 같이 Maxwell-Euken 방정식은 입자의 분율이 커질수록 분산형연료의 열전도도를 과대평가하는 경향을 보인다. 그러나 Bruggeman 방정식은 입자의 분율에 상관없이 측정된 데이터와 매우 잘 일치하는 경향을 보이고 있다. (U-Mo)-Al 분산형 연료의 열전도도 예측면에서 있어서 Bruggeman 방정식이 훨씬 우수하기 때문에 분산형 연료의 열전도도 방정식으로 채택하는 것이 타당하다고 판단된다.

이에 따라 Bruggeman 방정식을 분산형연료 성능분석 코드인 DIMAC에 삽입하였으며, 이에 따른 핵연료봉 분포를 계산하였다.

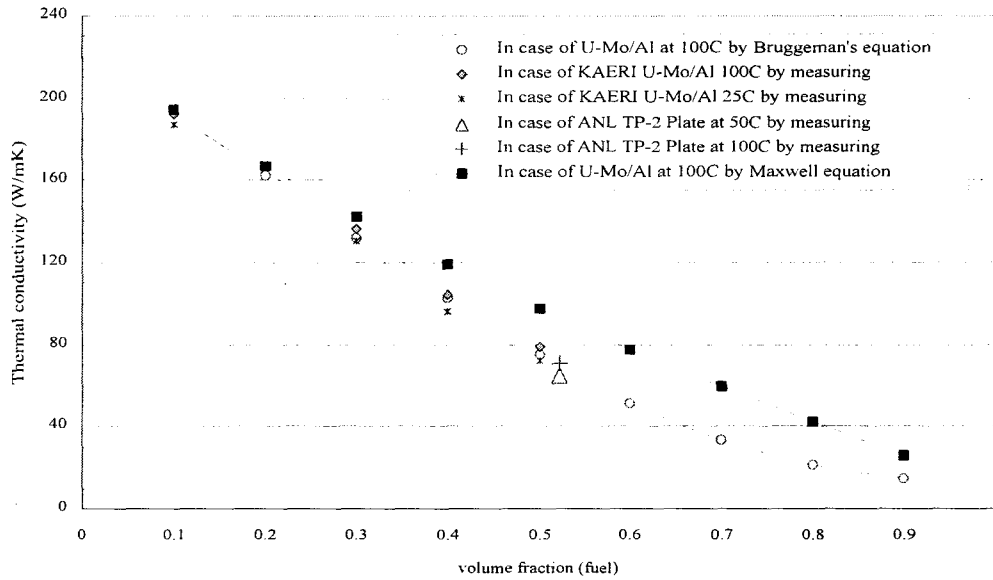


그림 3.2.6-2 Bruggeman 방정식과 Maxwell 방정식에 의한 분산형 연료봉 열전도도 비교

(2) 분산형 연료 및 합금형 연료 열전도도 비교

분산형 및 합금형 연료의 열전도도는 식 (3.2.4-1) 및 식 (3.2.6-1)을 이용하여 계산된다. 열전도도는 온도의 함수이며, 이를 나타내면 그림 3.2.6-3과 같다. 또한 그림 3.2.6-3에는 U-Pu-Zr 합금 연료 및 (U-Pu-Zr)-Zr 분산형 연료의 열전도도도 함께 비교하였다. 그림에서 보는 바와 같이 Pu의 영향 때문에 Pu-Zr 합금형 연료보다 분산형 연료가 열전도도가 훨씬 좋으며, 이보다도 (U-Pu-Zr)-Zr 분산형 연료의 열전도도가 더 좋다는 것을 알 수 있다.

(3) 반경방향으로의 분산형연료 온도분포

(TRU-20Zr)-Zr분산형 연료의 열전도도를 DIMAC에 설치하여 반경방향 온도분포를 계산하였으며, 그 결과는 그림 3.2.6-4와 같다. 그림에서 보는 바와 같이 핵연료중심에서 피복관표면까지 온도차는 약 150K, 핵연료중심온도는 약 815K가 된다는 것을 알 수 있다.

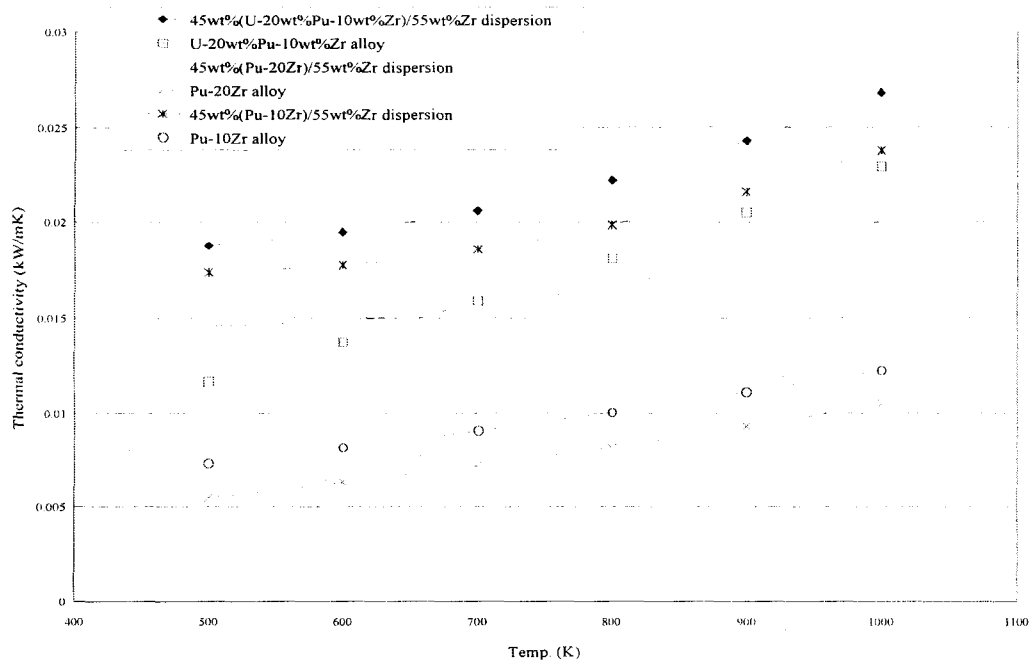


그림 3.2.6-3 합금형 및 분산형 연료 열전도도 비교

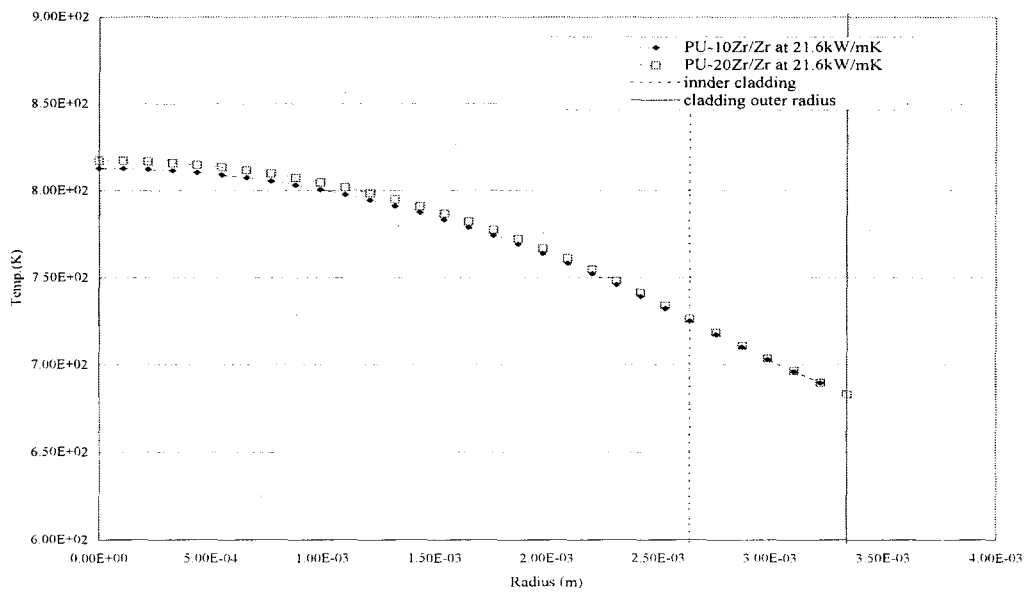


그림 3.2.6-4 반경방향으로의 분산형연료 온도분포

나. 팽윤 모델 개발 및 분석

팽윤 모델은 먼저 핵연료심내의 핵연료입자의 부피 변화를 계산한 후, 핵연료심의 노내 팽윤량을 계산한다.

팽윤 모델은 크게 ① 핵분열기체생성물에 의한 기포 생성 및 성장, ② 핵분열성 고체 생성물 축적, ③ 입자와 기지와 공유층 형성 등에 의한 3가지 현상에 의하여 발생한다고 가정하였다.

핵분열기체생성물에 의한 기포 생성 및 성장에 의한 부피 변화는 핵연료 입자내부에서 생성된 핵분열 기체원자들에 의해 생성되는 기포 크기 분포를 이용하여 계산되었다.

고체 핵분열 생성물 축적에 의한 부피 변화는 팽윤량이 핵연료내에서 일어나는 핵분열 수에 비례한다는 가정하에 계산되었으며, 또한 핵분열에 의한 연료입자의 밀도 감소효과도 고체핵분열 생성물 축적에 의한 팽윤현상과 함께 핵분열 밀도에 의한 선형함수로 산출하였다.

핵연료입자와 기지사이의 공유층 형성에 의한 부피 변화는 현재 TRU에 대한 실험자료가 없기 때문에 정확한 모델링은 할 수 없지만 Pu-20Zr 시편 분석결과 밀도에 큰 변화가 없는 것으로 판단되었기 때문에 TRU 분산형 연료도 이와 같다고 가정하였다.

그림 3.2.6-5는 팽윤 분석모델의 계산도를 나타낸다. 그림 3.2.6-6은 연소도에 따른 핵연료입자의 팽윤량을 나타낸다. 팽윤은 연소도에 따라 증가하며 약 30at% 연소도에서 3.5%의 팽윤을 나타내며 U_3Si 보다 큰 것으로 분석된다. 팽윤에 대한 실험적인 검증이 요구되지만 현재까지의 분석결과는 핵연료팽윤이 핵연료변형의 대부분을 차지할 것으로 예측된다.

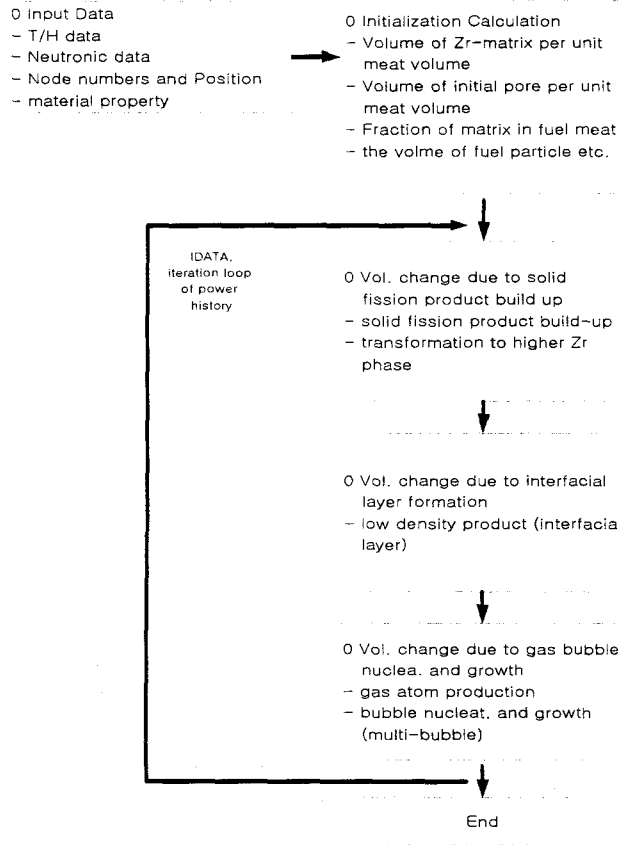


그림 3.2.6-5 팽윤 분석 계산 흐름도

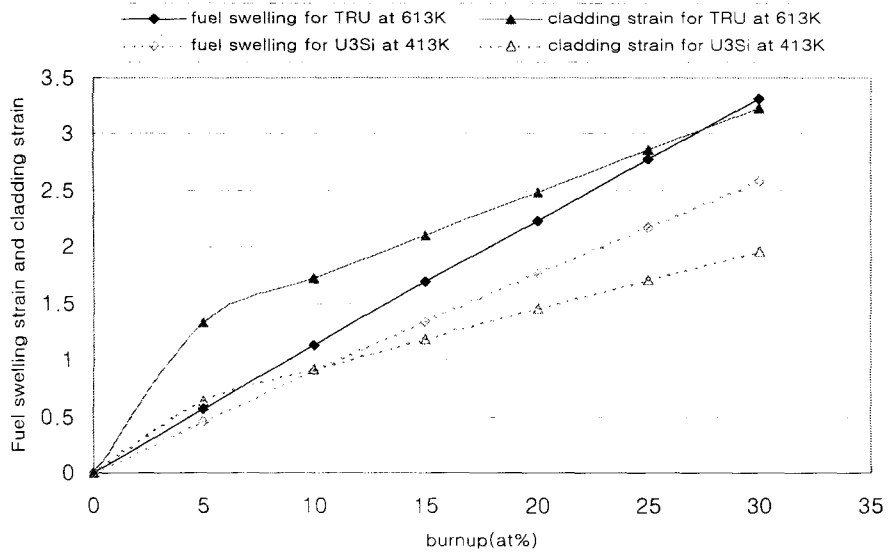


그림 3.2.6-6 연소도에 따른 핵연료 팽윤 및 피복관 변형율

다. 변형을 모델 개발 및 분석

변형을 모델은 탄소성이론 및 지수법칙 크리프 이론을 기초로 하였으며, 또한 등방 핵연료팽윤 및 열팽창을 가정하였다. 계산방법으로는 힘의 평형방정식, 기하학적 적합방정식, 그리고 열과 팽윤 변형을 고려한 힘과 변형과의 관계식을 이용한다. 변형을 계산을 위한 흐름도는 그림 3.2.6-7과 같다.

그림 3.2.6-8은 연소도 10at%, 최대 선출력 21.6kW/m일 경우, (TRU-Zr)-Zr 및 (U₃Si)-Al의 원주방향 변형, 반경방향 변형 및 팽윤에 의한 변형을 나타낸다. 핵연료심에서는 팽윤에 의한 변형율이 가장 크며, 피복관은 크립이 변형율에 영향을 끼치는 주요 요소라는 것을 알 수 있다.

그림 3.2.6-9는 연소도 10at%, 최대 선출력 21.6kW/m일 경우, 반경방향 변위를 나타낸다. (TRU-Zr)-Zr 변위가 (U₃Si)-Al보다 크다는 것을 알 수 있으며, (TRU-Zr)-Zr의 경우 피복관 외벽에서의 변위가 약 0.057mm로서 약 3.5%의 부피 변화를 나타낸다. 그러나 (U₃Si)-Al의 경우 냉각재 온도 414K, 613K일 때 변위는 0.029mm, 0.053mm, 부피변화는 1.834%, 3.228%를 나타낸다.

그림 3.2.6-6에는 또한 연소도에 따른 45wt%(TRU-10Zr)-55wt%Zr의 피복관 변형이 나타나있다. 피복관 변형도 연소도에 따라 증가하며 약 30at% 연소도에서 피복관 변형은 약 3.2%를 나타낸다. 피복관 변형에 대한 설계요건을 약 3%로 고려했을 때, 어느 정도의 연소도까지 가능한가에 대한 상세한 검토가 필요하지만 현재까지의 분석결과는 약 25at%내외가 될 것으로 분석된다.

그림 3.2.6-10은 연소도에 따른 45wt%(TRU-10Zr)-55wt%Zr의 부피 변화를 나타낸다. 연소도가 약 50at%에 이르러도 부피변화는 10%를 넘지 않는 것으로 분석되었다.

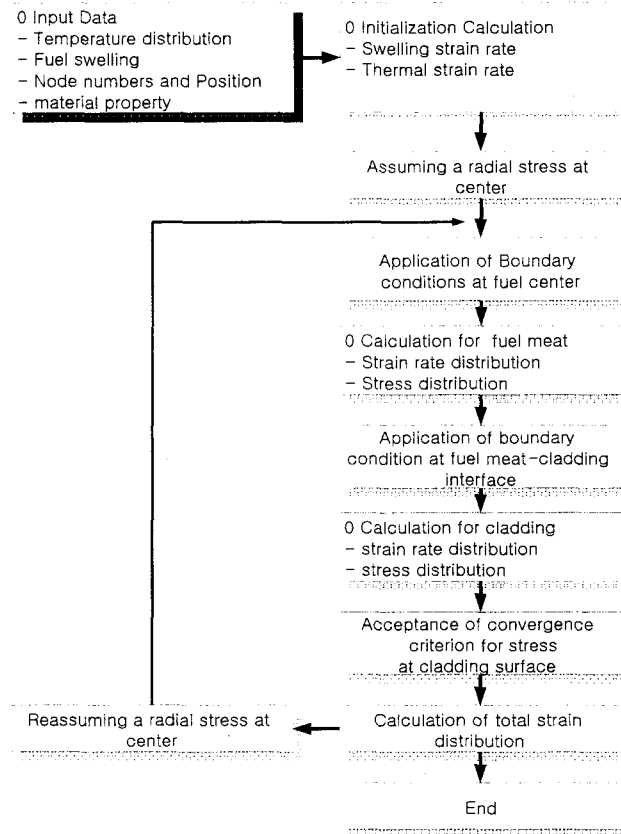


그림 3.2.6-7 변형을 계산 흐름도

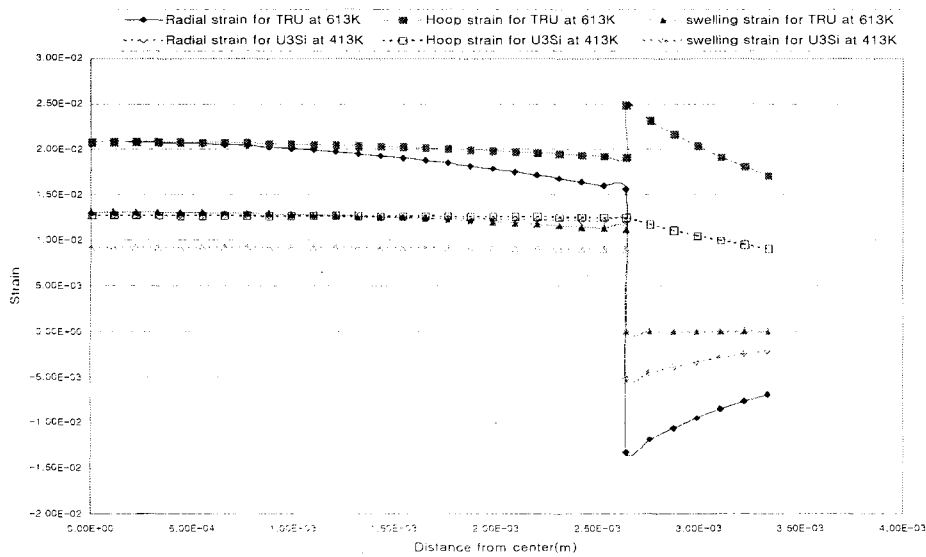


그림 3.2.6-8 연소도 10at%, 최대 선출력 21.6kW/m일 경우, (TRU-Zr)-Zr 및 (U₃Si)-Al의 변형

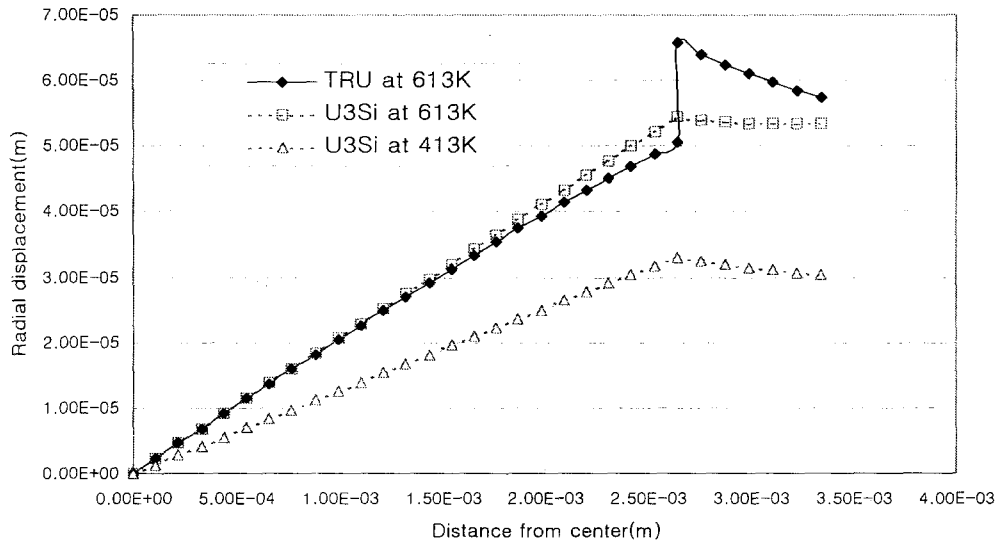


그림 3.2.6-9 연소도 10at%, 최대 선출력 21.6kW/m일 경우, 반경방향 변위

라. 분산형 연료해석 코드개발 결과

분산형 연료해석 DIMAC코드개발에서는 온도분포 모델링, 팽윤 모델링 및 변형을 모델링 등이 수행되었으며 모델링 및 결과를 ANL-W와의 협력에 의해 검증, 개선하였다.

온도분포 모델링 결과 TRU를 포함하는 핵연료에서는 분산형 연료의 열전도도가 합금형 연료보다 더 좋은 것으로 나타났으며, ANL-W와 공동으로 분산형연료 열전도도 모델을 검증하여 열전도도 방정식을 개선하고 반경방향으로의 온도분포를 계산하였다.

연소도 10at%에서 TRU-10Zr/Zr 분산형 연료 변형율을 분석한 결과, 핵연료심에서는 팽윤에 의한 변형율이 가장 크며, 피복관은 크릴이 변형율에 영향을 끼치는 주요 요소라는 것을 알 수 있었다.

또한 연소도에 따른 핵연료심 팽윤 및 피복관 변형율 분석결과, 연소도 30at%에서 핵연료심 팽윤은 약 4%, 피복관 변형율은 약 3.2%이었으며, 설계기준을 약 3%라고 가정하면, 분산형연료의 연소도 제한치는 약 25-30at%라는 것을 알 수 있었다.

DIMAC코드는 자체개발된 분산형연료 노내성능 분석코드로 HYPER 핵연료봉의 노내 성능 및 건전성 분석을 수행할 수 있지만, 현재 DIMAC 코드에 의한 결과는 실험 자료가 없는 상태에서 이루어진 예비분석이기 때문에 물성생산 실험, 코드결과를 검증할 수 있는 실험 및 지속적인 모델링 개선이 요구된다.

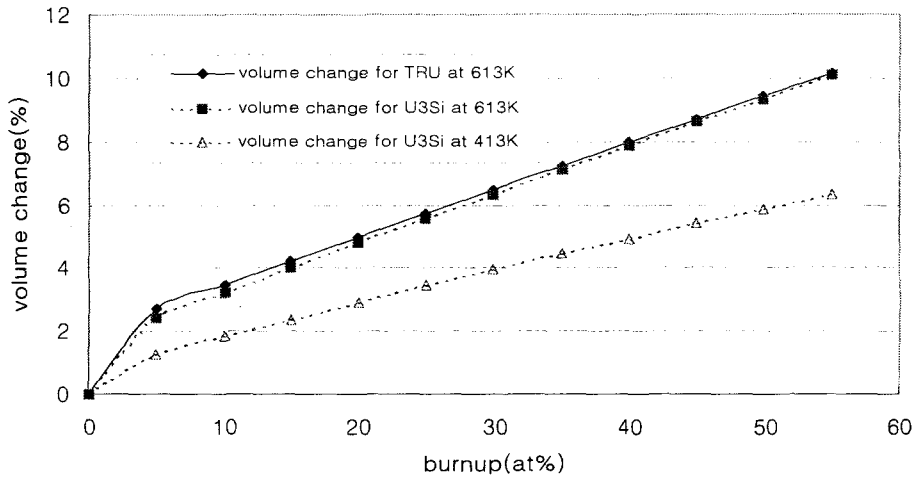


그림 3.2.6-10 연소도에 따른 45wt%(TRU-10Zr)-55wt%Zr의 부피변화

7. 집합체 구조해석 기본체계개발

HYPER 노심에는 많은 연료봉이 필요하지만, 연료봉이 너무 많아서 각각의 연료봉을 취급하기는 곤란하기 때문에 취급하기 편리하도록 집합체로 묶어 놓는다. 따라서 이들 집합체에 대한 설계분석, 건전성 및 안전성 평가가 필요하게 되며, 이를 위해 기존 집합체 구조해석 코드의 적용가능성을 평가하였다.

즉 기존 집합체구조해석코드인 집합체배열 프로그래밍 KAFACON, 집합체덕트 웹 해석코드 NUBOW2D-KMOD, 연료봉/덕트(BDI) 해석모형 코드의 HYPER 집합체로의 모델링 적용가능성을 분석하고 신규모형 설치분야를 도출하였으며, 집합체덕트의 열기계적 연계해석 기본체계(안)을 수립하였다.

가. KAFACON 코드 적용가능성 분석

KAFACON (KAlimer Fuel Assembly CONfiguration) 코드는 핵연료심, 피복관의 두께, 간격체의 직경, 핵연료 집합체 덕트의 크기 등에 대한 배열 및 기계구조설계를 하기 위하여 만든 프로그램이다[2.21]. 이 코드는 핵연료봉 및 집합체 배열에서 주어지는 각종 설계인자를 이용하여 2차원의 핵연료집합체 배열도 (array configuration)를 생산할 수 있다. 또한 핵연료봉 배열, 핵연료집합체 덕트 뿐만 아니라, 핵연료봉 사이의 간격유지 기능을 하는 간격체 위치, 크기 그리고 배열에 대한 설계변경해석을 할 수 있다. KAFACON 코드는 실제 크기의 배열도를 만들 수 있는 장점이 있으므로 복잡한 계산에 앞서 실제 제원에 대한 시각적인 설계분석에 직접 활용될 수 있다.

KAFACON은 FORTRAN-77 language로 만들어진 전산코드로서 UNIX 및 DOS 운용하에서 실행되도록 하였다. INPUT 모듈은 입력 파일로부터 연료봉의 배열수, 피치, 외경, 피복관의 두께, 덕트의 크기, 간격체의 직경, 희석밀도 등을 읽어 들인다. 그리고 결과물의 출력을 위한 배열도의 배열, 위치, 선의 굵기, 글자의 크기 등의 선택사항을 읽어 들인다.

CONFIRM 모듈은 읽어 들인 입력문을 확인하며 이때 각종 설계변수를 계산하고 이를 화면에 출력하여 확인할 수 있도록 되어 있다.

HEADING 모듈에서는 출력되는 파일이 postscript language로 되어 있으므로 프린터가 postscript 언어임을 알 수 있도록 파일의 첫 머리부분을 만든다. 이때 출력되는 배열도의 배열, 위치 등의 정보가 머리부분에 들어간다.

ELEMENT 모듈에서는 핵연료봉 배열도의 기본 단위라 할 수 있는 핵연료봉, 간격체등을 정의하고 postscript 언어에서 사용할 부프로그램(Sub-routine)를 정의한다.

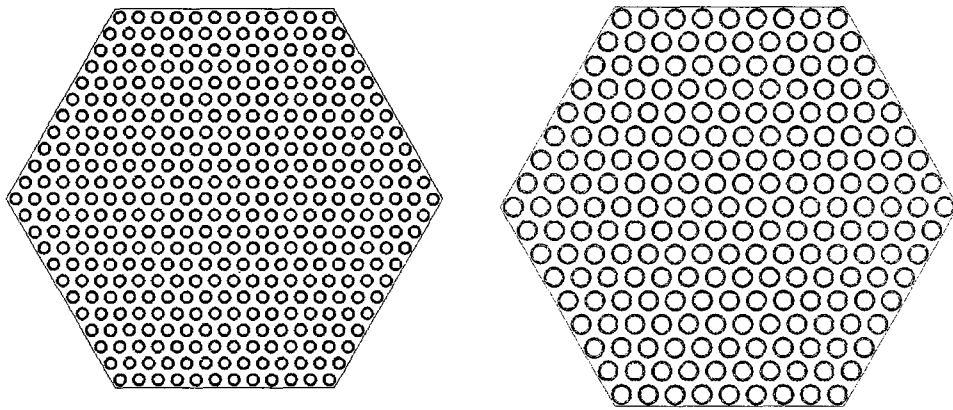
DRAWING 모듈에서는 핵연료봉의 위치를 계산하여 ELEMENT 모듈에서 정의된 부프로그램을 그 위치에 핵연료봉을 그린다. 이때 핵연료봉의 위치에 따라 간격체의 위치가 달라지므로 간격체의 위치를 계산하여 그린다. 이 모듈에서 필요한 문자를 넣을 수 있도록 되어 있다.

OUTPUT 모듈에서는 postscript 파일의 끝부분을 만들도록 되어 있다.

이렇게 완성된 postscript 파일을 postscript mode의 프린터로 보내면 핵연료봉 배열도를 만들 수 있다.

그림 3.2.7-1은 KAFACON을 이용한 예를 나타내며, 이들에 대해 연료봉의 배열수, 피치, 외경, 피복관의 두께 등을 검토할 수 있다.

KAFACON 코드는 이와같이 집합체배열 분석 및 도면작성을 위한 기본 프로그래밍이므로 핵연료봉 사양이 변경된다 하더라도 Solid 형태의 합금 연료봉에는 현재 프로그래밍이 적용 가능하며, 분산형 및 환형 연료봉에는 smear density 부분등 gap 모델 수정후 적용이 가능한 것으로 분석된다.



(a) 331개봉

(b) 169개봉

그림 3.2.7-1 KAFACON에 의한 핵연료집합체배열도(예)

나. NUBOW2D-KMOD 코드 적용가능성 분석

NUBOW2D-KMOD[2.22]는 집합체덕트의 열기계적 거동을 해석하는 2차원 코드이다. NUBOW2D-KMOD는 미국 ANL의 NUBOW-2D inelastic [2.23] 코드를 근간으로한 KAERI의 개정판으로서, 집합체덕트의 HT9 재료특성을 삽입한 후, 재장전 모델, dilation 모델, 인출력 모델 등을 설치하였다.

집합체덕트의 열기계적 거동해석 주요 분야는 덕트 건전성 유지를 위한 pad간 접촉력을 평가, 부반응도 유지를 위한 반응도 평가, 재장전시 인출력 평가, 재장전 및 노심재배치를 위한 덕트 상단의 휨 평가 등으로 구분할 수 있으며, 이들 열기계적 거동을 모두 만족할 수 있도록 집합체덕트를 설계해야만 한다.

기계적거동해석에 영향을 미치는 주요 변수는 재료 특성(크리프, 팽윤, 열팽창 계수, 탄성율, 마찰계수), 기하학적 조건 (pad간 거리 및 높이, 노우즈피스 형태, 덕트 크기, 노심 지지대), 노심환경 (온도, 중성자속, 압력, 노심배열, 재장전이력, 운전이력) 등으로 나눌 수 있다. 따라서 이들 모든 변수들을 고려하여 전산코드를 사용한 기계적 거동 해석을 통해 안전성 및 건전성을 유지하도록 집합체덕트를 설계해야만 한다.

NUBOW2D-KMOD는 크리프 및 팽윤에 의한 힘을 계산하는 2 dimensional 코드로서, 3 dimensional 해석을 위한 중간단계로 사용하므로 변수간의 관계 및 범위 연구에 매우 유용한 코드이다.

NUBOW2D-KMOD는 ① 온도분포에 의한 열적 휨 계산 ② 크리프 및 팽윤에 의한 변형을 계산 ③ 플루언스와 하중, 냉각재압력에 의한 덕트 bulging (덕트간 간격) 계산 ④ 접촉력 및 덕트간의 변위 계산 ⑤ 굽힘 모멘트에 의한 응력 계산 ⑥ 응력, 온도, 중성자속 등을 이용, 새로운 크리프 및 팽윤 계산 ⑦ 위의 계산을 반복, 시간 경과에 따른 결과를 해석한다.

이에 따라 row averaged force, row averaged displacement, pre-bowed shape 등의 결과를 얻을 수 있으나, row-average value이므로 덕트의 6개 면에 대한 각각의 휨 모양을 결정할 수는 없으며, 특정 위치의 덕트에 대한 변위, 하중, 응력을 결정할 수 없다.

NUBOW2D-KMOD는 2차원 모델 (x-y) 이므로 힘, 변위 등을 row-averaged 값으로 해석한다. 이때 조사 크리프 및 팽윤에 의한 응력은 중성자속과 온도 변화에 매우 민감하게 변화하므로, row-averaged 응력 및 힘을 계산하기 위해서는 공학적 판단, 경험 및 적절한 평균값을 사용하여 해석을 하여야 한다. 이런 측면에서 NUBOW2D-KMOD는 상세설계를 위한 해석도구는 아니지만 3차원 코드를 위한 inelastic coding module 개발 및 debugging에 매우 유용하며, 특히 해석 시간이 빠르고 모델이 간단하기 때문에 해석 범위나 변수 민감도 연구에 대단히 가치가 있다.

현재의 NUBOW2D-KMOD는 경계조건 모델 수정후 현재 프로그래밍 적용이 가능한 것으로 분석되었다. 즉 기존의 NUBOW2D-KMOD는 첫 번째 덕트가 고정되어있다고 가정하고 집합체덕트의 힘을 분석한다. 그러나 HYPER 노심은 target zone 때문에 2~3개의 덕트가 고정되어 있다고 보는 것이 타당하므로 이에 대한 코드수정이 필요하게 된다. 그림 3.2.7-2는 집합체덕트의 힘을 예로 든 것이다. 현재까지는 상세한 집합체덕트 설계사양을 입력하지 않았으며, target zone 덕트 1개로 고려하였지만 향후 코드 수정 및 그림 3.2.7-2와 같은 집합체덕트 힘 분석을 토대로 하여 집합체덕트 건전성, 집합체덕트에 의한 반응도영향 등이 평가된다.

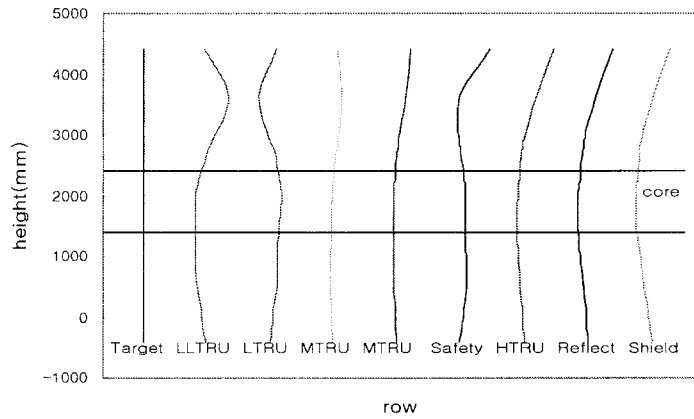


그림 3.2.7-2 NUBOW2D-KMOD에 의한 집합체덕트 힘 (예)

다. 연료봉/덕트(BDI) 해석모형 적용가능성 분석

집합체내의 연료봉 및 육각 덕트는 노내에서 운용될 때 열팽창 및 조사 크리프 등이 복합되어 작용함으로써 점진적인 구조 변형이 일어나게 된다. 즉 핵연료의 연소도가 증가하면 중성자 조사에 의한 재료 변형 및 연료봉 내압이 증가하게 되어 연료봉 다발의 변형 및 휨 현상이 덕트와 기계적인 상호작용을 할만큼 커지게 된다. 육각덕트 벽보다 연료봉 다발 내에서 온도가 더 높기 때문에, 연료봉 다발은 덕트보다 더 빨리 팽창하게 된다. 계속되는 중성자 조사를 받으면서 덕트와 봉다발 사이에 접촉이 발생한다. 이어서 봉과 봉의 상호작용 및 봉이 덕트에 작용하는 힘이 증가하기 시작하고 봉은 정상 위치에서 접촉력이 감소하는 방향으로 벗어나게 된다. 따라서 봉 대 봉 및 봉 대 덕트 간격은 점차 줄어든다. 이것을 다발/덕트 상호작용 (BDI : bundle/duct interaction) 이라 부른다. 이것은 누적 손상분율 및 덕트/덕트 상호작용과 함께 연료 수명을 제한하는 결정적인 요소 중의 하나로 알려져 있는데, 만약 접촉력이나 봉 대 봉 간격이 너무 줄어들면, 연료 수명에 악영향을 끼칠 가능성이 있는 여러 문제들이 일어날수 있기 때문이다. 즉, 과도한 피복재 변형률 및 국부 열집중점(hot spot)이 연료봉 다발 내에 증가하게 된다.

BDI 현상은 초기에 직선형이던 다발이 조사가 진행된 이후 정현파형으로 변하며, 다발 내의 연료봉은 덕트 내벽과의 상호작용에 의해 분산된다. 이러한 분산에 의해 연료봉 다발은 직선에서 접촉력이 작아지는 파형으로 변형하게 된다. 한편, 연료봉 단면이 원형에서 오벌형으로 변형(oval deformation)하는 현상도 관찰된다.

BDI 현상을 위한 많은 컴퓨터 프로그램이 개발되어 있으며, 이러한 프로그램들의 유한요소 모델링에 바탕하여 ANSYS를 이용하여 유한요소 모델을 개발하였다[2.21].

즉 금속핵연료 덕트 내 BDI 해석을 할 수 있는 ANSYS-BDI 프로그램은 ANSYS의 프로그래밍 기능을 이용하여 작성되어 연료봉의 기하학적 제원에 기초하여 대상 금속핵연료 연료봉 다발에 대한 유한요소 격자를 자동적으로 생성할 수 있다. 한편 덕트 내의 온도 분포, 중성자속 분포, 냉각재의 압력, 연료봉의 핵분열기체의 누출율을 기초로 한 정적 변형 및 운전 주기 동안의 크리프 해석을 가능하게 하고, 이와 함께 연료봉 상호 간의 상호작용을 해석할 수 있다. 연료집합체 덕트벽의 변형은 NUBOW2D-KMOD 코드 등의 덕트간 상호작용 해석을 통해 계산된 값을 이용하여 입력되도록 하였고, 연료봉은 덕트벽에 의해 변형이 제한되게 되도록 하였다. 현재 덕트 내의 온도 분포를 축방향 및 지름 방향으로 입력할 수 있도록 되어 있고, 중성자속 분포, 압력분포는 축방향으로만 변화하는 것으로 되어 있으나, 간단한 개정을 통해 다양한 분포에 대해서도 계산 가능하다.

현재 프로그램은 일반적 구조해석 코드인 ANSYS를 이용하고 있어 대단히 많은 계산 시간을 필요로 하고 있다. 또한 연료봉/덕트(BDI) 해석 모형은 wire wrap이 아닌 space grid에 영향을 받는 oval deformation 모델 및 접촉 모델로 수정 후 현 프로그래밍 적용이 가능한 것으로 판단된다. 그림 3.2.7-3에는 국부적인 BDI 현상을 모사하기 위해 기존의 프로그램을 이용하여 생성된 37개 연료핀에 대한 BDI 변형을 보여준다.

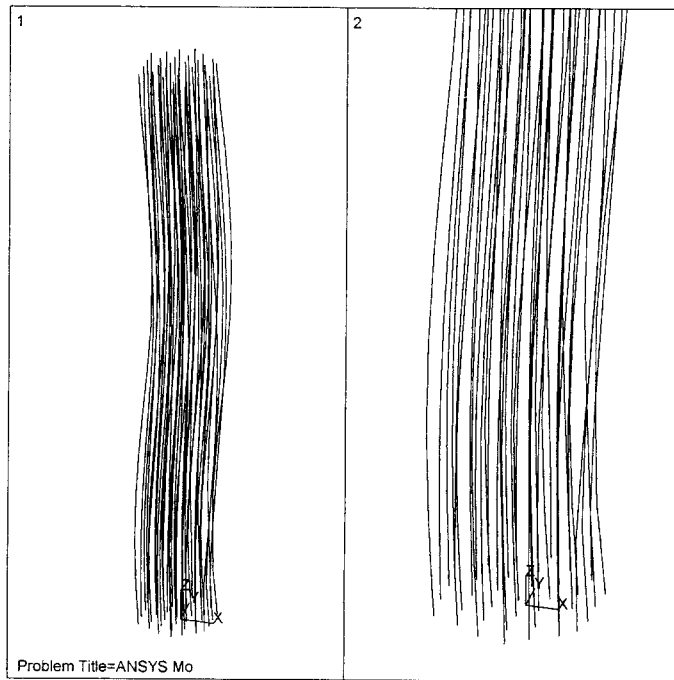


그림 3.2.7-3 Static deflection of the 37 pin bundle for helical loading(예)

라. 집합체덱트 열기계적 연계해석 기본체계 수립

위에서 언급한 집합체 구조해석 코드는 각 코드의 입출력 모듈 수정으로 집합체덱트 열기계적 연계해석 기본체계를 수립이 가능한 것으로 분석되었다. BDI 현상 분석을 위해서는 덱트 자체의 힘이 입력자료로 필요하며, 이는 NUBOW2D-KMOD에서 구할 수 있다. 또한 BDI 현상에 의해서 연료봉의 모양이 변하며, 이는 KAFACON을 수정함으로서 구할 수 있을 것이다. 이와같이 각 코드를 연계한다면 집합체구조해석을 위한 연계체계가 마련될 수 있을 것이다.

그림 3.2.7-4는 집합체 구조해석 코드 기본 체계(안)을 나타낸다. 또한 그림에서 보는 것과 같은 집합체 구조해석 코드만의 연계체계를 구성시킬 수도 있지만, 현재 개발하고 있는 연료봉 성능코드인 MACSIS-H 혹은 DIMAC 코드를 KAFACON에 연계하여 핵연료봉 변형모양 등을 분석할 예정이다.

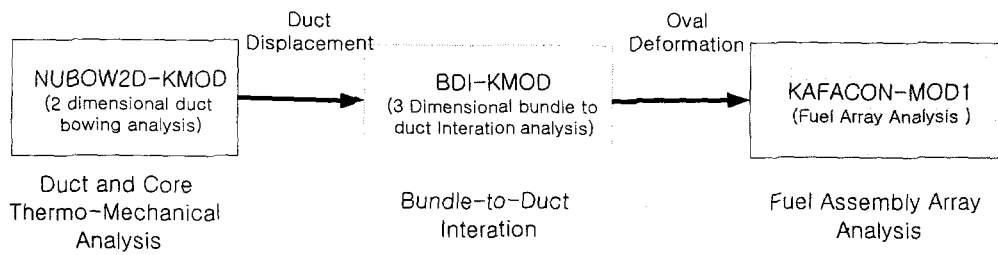


그림 3.2.7-4 집합체구조해석 코드 기본 체계(안)

마. 집합체 구조해석 기본체계개발 결과

집합체 구조해석 기본체계개발 분야에서는 집합체 열기계적거동 해석용 전산코드 기본체계 개발을 목적으로 KAFACON 코드 적용가능성, NUBOW2D-KMOD 적용가능성, 연료봉/덕트(BDI) 해석모형 적용가능성을 분석하였다. KAFACON 코드는 집합체배열 분석 및 도면작성을 위한 기본 프로그래밍으로 solid 형태의 합금연료봉에는 현재 프로그래밍이 적용가능하며, 분산형 및 환형 연료봉에는 gap 모델 수정 후 적용이 가능한 것으로 분석되었다. NUBOW2D-KMOD는 집합체덕트의 열기계적 거동을 해석하는 2차원 코드로서 target zone에 대한 경계조건 수정 후 현재 프로그래밍이 적용 가능한 것으로 분석되었다. BDI 해석모형은 피복관 변형을 및 국부 열집중점을 평가하기 위한 프로그램으로 space grid에 의한 접촉 모델 수정 후 현 프로그래밍이 적용 가능한 것으로 분석되었다. 위와 같이 기존 모델링을 적용하고 신규 모형설치를 통해 집합체 설계자료 생산 및 건전성, 안전성 분석이 가능하며, 또한 상기의 집합체 구조해석 코드는 각 코드의 입출력 모듈 수정으로 집합체덕트 열기계적 연계해석 기본체계 수립이 가능한 것으로 분석되었다.

제 3 절 냉각계통설계

1. 최적 냉각재 선정

냉각계통설계를 위한 첫 번째 일은 냉각재를 선정하는 것이다. 냉각재가 무엇인가에 따라 시스템 설계 내용이 판이하게 달라지기 때문이다. 따라서 본격적인 냉각계통 설계에 앞서 최적 냉각재 선정 체계를 확립하고 최적 냉각재 선정 기준 마련을 마련하였으며 이를 바탕으로 미임계 핵변환시스템 HYPER 냉각을 위한 최적 냉각재를 선정하였다.

가. 최적 냉각재 선정 방안확립

핵변환로에 적합한 냉각재 물질을 도출하기 위한 방안을 수립하였다. 최적 냉각재 선정 방법은 아래 3단계 과정으로 구성된다(그림 3.3.1-1).

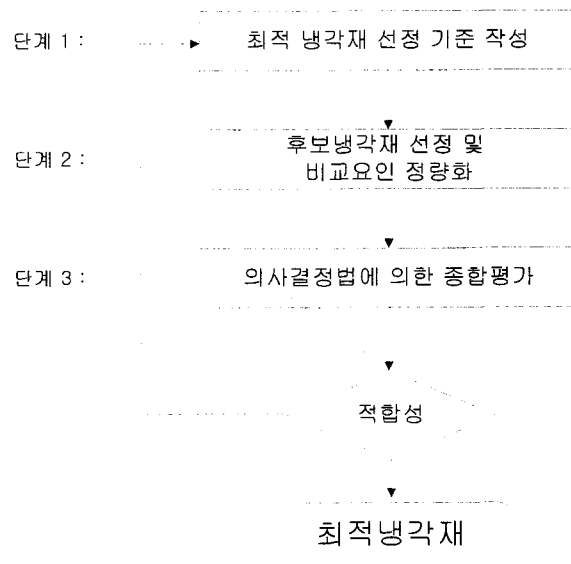


그림 3.3.1-1 최적 냉각재 선정 방법

- 1 단계 : 최적 냉각재 선정 기준으로서 핵변환로의 개발목적에서 도출한 선정기준과 냉각재가 갖추어야 할 일반적인 선정기준을 도

출하고 이를 바탕으로 상세한 냉각재 선정 요인들을 도출한다.

- 2 단계 : 상세한 비교를 위해서 몇 가지 후보 냉각물질을 선정하고 이들의 상세한 비교 인자 및 정량적 비교 방법을 도출한다.
- 3 단계 : 의사결정 방법을 이용하여 각 후보 냉각물질에 대한 정량적 평가를 수행한다.

의사결정법에 의해 평가된 결과는 항상 공학적 측면에서 타당성을 잃지 않아야만 그 의미를 가진다고 할 수 있다.

나. 최적 냉각재 선정 기준 및 비교요인

최적 냉각재 선정 기준은 핵변환로 개발 방향에서 도출된 기본요건과 냉각재 일반적 특성에서 유도된 일반요건으로 구성된다.

(1) 기본요건

개발 방향에 근거한 기준인 기본요건 (Fundamental Requirement)으로서 다음과 같은 것을 고려하였다.

- 핵변환력: 핵변환력과 핵파쇄장치의 냉각문제를 포함하였다. 냉각물질은 노심의 주요 구성부분으로서 노심의 핵특성에 많은 영향을 미친다. 냉각물질의 핵특성에 따른 핵변환력의 차이를 고려하였다. 그리고 미임계로의 중요한 문제로서 외부중성자원인 양성자 핵파쇄장치의 표적물질과 이 장치의 냉각문제도 중요한 고려사항이다.
- 안전성: 핵변환시스템의 개발에 있어 고유안전성의 확보를 최우선적인 개발원칙으로 삼고 있다. 고유안전성의 확보에 냉각물질이 미치는 영향은 냉각물질로 인한 사고가능성을 최소화하는 것과 냉각시스템의 고유안전성을 높이는 것이다. 냉각물질로 인한 사고가능성은 크게 냉각물질의 화학적 특성인 냉각물질의 폭발 및 발화가능성, 핵특성인 반응도 사고 가능성과 냉각시스템의 문제인 냉각재 누출문제와 자연대류 문제를 포함하였다. 그리고 냉각재의 용

융점과 비등점도 안전성 문제의 중요한 고려요인이다. 마지막으로 부식문제를 포함하였다.

- 경제성: 경제성 평가는 종합적인 문제로 여러 가지를 동시에 평가하여야 한다. 본 연구에서는 경제적 문제 중에서 냉각물질의 가격과 기술 개발비용 등을 고려하였다. 그리고 냉각물질의 차이에 의한 열효율 문제를 포함시켰다.
- 대중수용성: 대중수용성 문제는 핵변환 시스템의 공학적 문제 뿐만 아니라 사회적 문제를 포함하고 있기 때문에 독립적인 평가항목으로 분리하였다. 그러나 본 연구에서는 이러한 측면을 고려하는 데는 한계가 있으므로 실질적인 평가는 유보하였다.

(2) 일반요건

냉각재로서 갖추어야 할 일반적인 특성에 근거한 기준인 일반요건 (General Requirement) 으로서 다음과 같은 것을 고려하였다.

- 냉각물질의 핵특성: 기본 요건에서 다루지 않은 일반적인 특성으로서 중성자 흡수와 중성자 감속능을 평가항목에 포함하였다.
- 부식 특성: 부식은 냉각시스템의 설계를 제한하는 가장 큰 고려요인 중의 하나이다. 부식은 재료와 냉각물질 간의 부식 특성 뿐만 아니라 부식을 제어하고 조절하기 위한 화학반응 및 불순물 제어와 관련된 특성도 고려하여야 한다.
- 화학 특성: 본 연구에서 다루는 냉각재의 화학특성은 부식과 관련이 있다. 즉 냉각재의 불순물을 제거/제어하는 것과 관련된 화학적 특성을 말한다. 냉각재로 인한 부식 특성은 냉각재의 불순물/제어와 깊은 연관이 있다. 따라서 냉각재의 불순물 용해특성과 제거/제어 특성을 다루었다.
- 열유체/열전달 특성: 열수력 및 열전달 특성은 냉각재로서의 유동안정성에 기초하여야 한다. 따라서 냉각물질의 용융점/비등점을 포함

하였으며 열전달 특성도 고려하였다. 또한 양수력 특성도 포함하였다.

- 독성: 독성은 냉각재의 생화학적 독성과 방사능 독성으로 구분하여 다루었다.

본 연구에서 고려한 냉각재 선정 기준 및 이에 영향을 주는 비교요인은 표 3.3.1-1에 요약하였다.

표 3.3.1-1 최적냉각재 선정 기준

요건	선정기준	요인	비교방법
기본요건	핵변환	핵변환력	정량적
	안전성	냉각재폭발 및 화재	정성적
		반응도 사고	정성적
		자연대류	정량적
대중수용성	냉각재 누출	정성적	
	대중수용성	정성적	
경제성	냉각재 비용	정성적	
	기술개발가능성	정성적	
일반요건	열유체 및 열전달	비등점 및 용융점	정량적
		열전달 특성	정량적
		양수력	정량적
	부식	부식	정성적
	화학	화학반응	정량적
		불순물제거	정량적
독성	방사능	정량적	
	생화학적 독성	정성적	
핵특성	중성자 감속률	정량적	
	중성자 흡수율	정량적	

(3) 비교요인 평가방법

냉각재 선정 요인들의 비교 방법은 정량적 방법과 정성적 방법을 이용하였다. 기본적인 원리는 아래와 같다.

- 정량적 비교가 어려운 요인은 정성적 방법으로 평가하였다. 정성

적 비교는 비교 대상간의 좋음/나쁨, 양수/음수, 큼/작음 등과 같은 방법을 이용하였고 비교가 힘들거나 차이가 거의 없을 경우는 유사한 것으로 평가하였다.

- 정량적 비교가 가능한 요인은 정량적 평가를 수행하였다. 냉각재 선정요건 중 열전달 및 열유체 특성은 무차원수를 이용하여 정량적 비교를 시도하였다.
- 중점적으로 비교한 무차원수는 Prantle Number, Nusselt Number, Peclet Number, Grashof Number 등이다.

최적 냉각재 선정기준에 영향을 주는 요인들 및 각 요인별 비교방법은 표 3.3.1-1에 나타내었다.

다. 의사결정론을 활용한 종합평가

개별항목에 대한 평가결과를 종합하기 위해서 의사결정법의 일종인 SMART 방법을 이용하였다[3.1, 3.2]. 최적냉각재 평가를 위한 각 인자들 간의 상호관계를 파악하기 위하여 냉각재 선정 기준 및 비교요인으로 구성된 선형 계층구조를 구성하였다. 그림 3.3.1-2는 최적냉각재 선정을 위해 구성한 의사결정수목을 보여준다.

평가항목에 대한 평가방법은 SAUT를 이용하였다. SAUT에서는 단일인자의 자연적스케일로 된 평가결과를 가치스케일로 치환한 후 효용스케일로 치환하는 과정을 거쳐야 한다. 본 연구에서는 개별 평가결과를 SMART에 적합하도록 효용가치로 전환하기 위하여 다음과 같은 방법을 사용하였다. 즉 최적 냉각재 선정을 위한 효용함수를 다음과 같이 정의하였다.

- 각 개별항목의 평가결과는 단일 값이나 그래프적 표현, 정성적 평가 등 다양한 자연적 스케일로 되어 있기 때문에 각 평가결과를 표 3.3.1-2 마지막 행의 효용스케일로 치환하였다. 가치스케일인 순위를 효용스케일로 치환하는 방법은 표 3.3.1-2의 방법을 따랐다. 평가결과에 대한 가치스케일 값을 표 3.3.1-2에 나타내었다.

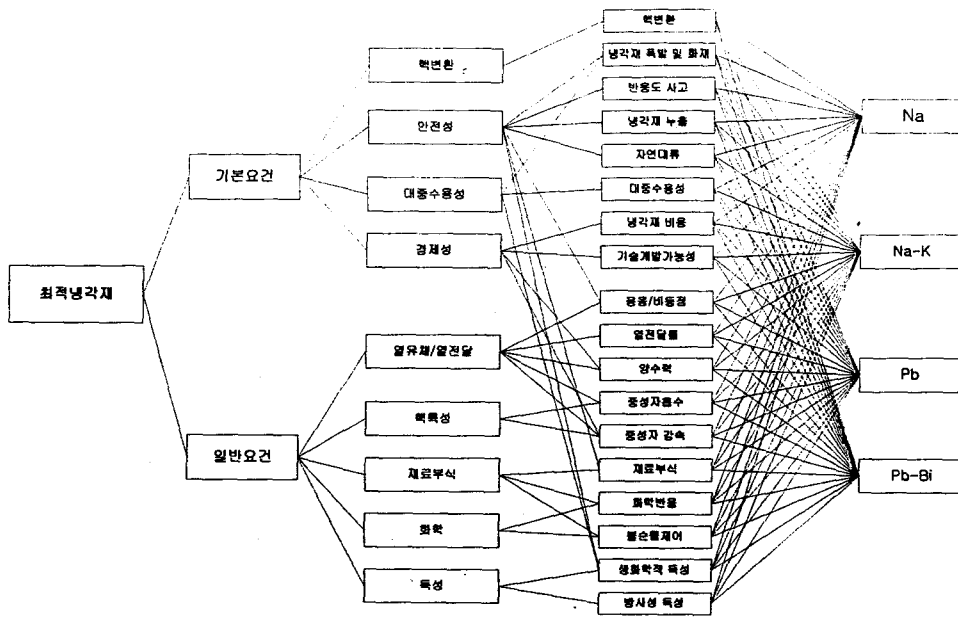


그림 3.3.1-2 최적 냉각재선정을 위한 의사결정수목

표 3.3.1-2 SAUT를 이용한 평가결과 정량화 (효용함수)

가치스케일						효용스케일
양순위 스케일	음순위 스케일	양수/음수	있음/없음	좋음/나쁨	강함/약함	(정규화, %)
1	4	양수	없음	좋음	강함(약함)	100
2	3	-	-	-	-	66.6
3	2	-	-	-	-	33.3
4	1	음수	없음	나쁨	약함(강함)	0

- 각 평가항목에 대한 가중치의 결정도 평가의 통일성을 유지하기 위해서 순위에 기초하여 계산하였다. 각 순위에 대한 가중치의 부여는 순위역수규칙 $w_i = (1/R_i) / [\sum_j (1/R_j)]$ 을 이용하였다. 상위항목에 대한 가중치의 결정도 각 항목의 우선 순위를 결정하고 순위역수규칙으로 가중치를 부여하였다. 순위역수규칙은 최상위에 보다 많은

가중치를 부여하여 최상위값을 갖는 항목이 많을수록 평가결과가 강화되는 특징을 갖고 있다. 표 3.3.1-3은 순위에 따른 가중치 값을 보여준다. 표 3.3.1-3에서 확인할 수 있듯이 최상위의 1순위에 대한 가중치가 다른 순위에 비해 큼을 확인할 수 있다.

표 3.3.1-3 순위역수규칙에 의한 순위별 가중치

$\frac{N}{w_i}$	2	3	4	5	6	7	8	...
1	0.667	0.545	0.48	0.438	0.408	0.386	0.368	...
2	0.333	0.273	0.24	0.219	0.204	0.193	0.184	...
3	-	0.182	0.16	0.146	0.136	0.129	0.123	...
4	-	-	0.12	0.109	0.102	0.096	0.092	...
5	-	-	-	0.088	0.082	0.077	0.074	...
6	-	-	-	-	0.068	0.064	0.061	...
7	-	-	-	-	-	0.055	0.053	...
8	-	-	-	-	-	-	0.045	...

라. 항목별 비교 평가

SMART 방법을 이용하기 위해서는 먼저 냉각재 후보물질에 대한 각 평가항목에 대한 비교평가를 수행해야하고 그 다음 평가항목과 선정기준, 선정기준과 요건, 요건과 최적냉각재 간의 상대적 중요도를 평가하는 가중치를 부여해야한다. 가중치는 상위항목들의 순서를 결정한 후 표 3.3.1-3의 순위역수규칙에 의해서 순위별로 부여하였다. 표 3.3.1-4는 개별항목에 대한 비교평가 결과와 상위항목들에 대한 가중치 평가를 종합한 결과이다.

핵변환시스템의 냉각재 선정은 핵변환시스템 만의 고유한 기준을 근본으로 하고 냉각재의 일반적인 선정기준을 보조적인 수단으로 하여야 한다. 따라서 기본요건을 1 순위로 하고 일반요건은 2순위로 평가하였다.

표 3.3.1-4 선정 기준 및 비교요인, 항목별 평가결과

요건	순위	선정기준	순위	비교요인	순위	비교방법	Na	Na-K	Pb	Pb-Bi	
기본요건	1	핵변환	1.1	핵변환력	1.1.1	핵변환력, 표적시스템	3	3	1	1	
	안전성	1.2	냉각재폭발, 화재 반응도 사고 자연대류	1.2.1	1.3.2	화학적 활성	있음	있음	없음	없음	
				1.2.2	1.3.3	온도, 기포계수	양수	양수	음수	음수	
				1.2.3	Gr. vs. Nu	4	3	2	1		
	대중수용성	1.3	냉각재 누출 대중수용성	1.2.4	1.3.1	용융점및활성 정성적비교	3 4	4 4	1 4	2 4	
경제성				1.4	냉각재 비용 기술개발가능성	1.4.1 1.4.2	냉각물질가격 기술수준, 난이도	1 1	3 2	2 4	4 3
일반요건	2	열유체 및 열전달	2.1	비등점, 용융점 열전달 특성 양수력	2.1.1	2.5	vs. 운전온도	4	2	3	1
					2.1.2	열제거량, 열용량	3	4	1	2	
					2.1.3	2.1.4	양수력	3	3	1	1
	부식	2.3	부식	2.3.1	2.5	부식특성	1	2	4	3	
				2.4	2.4	화학반응 불순물 제거	2.4.1 2.3.2 2.4.2 2.3.3	2.4.1 불순물 용해도 불순물 제거/제어	강함 1	강함 1	약함 3
	독성	2.5	방사능 생화학적 독성	2.5.2	2.5.1	방사능발생량 독성	1 강함	2 강함	4 강함	3 강함	
				2.2	2.2	중성자 감속률 중성자 흡수율	2.2.1 2.2.2	핵특성표 핵특성표	4 2	3 1	2 3

마. 최적 냉각재 선정결과

이러한 평가결과를 바탕으로 SMART 방법에 의한 최적냉각재 선정 평가를 시도하였다. SMART 법에 의한 계산은 Microsoft사의 Window 95 운영체제에서 실행되는 Criterium Decision Plus 라는 프로그램을 사용하여 계산하였다[3.2]. 계산결과는 표 3.3.1-5에 나타내었다. 표 3.3.1-5에서 확인할 수 있듯이 Pb-Bi가 0.7476으로 가장 높고 그 다음이 Pb로서 0.7051였다. Na-K 및 Na는 각각 0.2925와 0.2804 로서 낮게 평가받았다.

이러한 결과에 따르면 Pb-Bi가 미임계 핵변환시스템의 최적 냉각재임을 알 수 있다.

표 3.3.1-5 최적냉각재 평가결과

평가항목	Pb-Bi	Pb	Na-K	Na
핵변환	0.3200	0.3200	0.1066	0.1066
안전성	0.1473	0.1331	0.0232	0.0127
대중수용성	0.0427	0.0427	0.0000	0.0000
경제성	0.0073	0.0290	0.0388	0.0752
열유체/열전달	0.1061	0.0664	0.0707	0.0310
핵특성	0.0649	0.0568	0.0081	0.0163
부식	0.0221	0.0133	0.0265	0.0265
화학특성	0.0242	0.0242	0.0121	0.0121
독성	0.0130	0.0196	0.0065	0.0000
총합	0.7476	0.7051	0.2925	0.2804

미임계 핵변환시스템의 최적냉각재로서 Pb-Bi가 가장 적합하게 평가된 이유를 살펴보면 다음과 같다.

- Pb-Bi는 우수한 중성자 표적시스템으로서 냉각재와 함께 사용할 경우 미임계 핵변환시스템을 단순화시킬 수 있다.
- Pb-Bi는 고유안전성 측면에서 매우 우수한 특성을 지니고 있다. 즉 냉각재의 폭발 및 화재 가능성이 없고, 낮은 용융점과 높은 비등점을 지니고 있어서 안전특성이 우수하며 자연대류 특성도 우수하여 고유안전설계가 가능하다. 또한 Pb-Bi는 그 자체가 우수한 방사능 차폐체이다.
- Pb-Bi를 냉각재로 사용하는 데 가장 큰 제약요인인 부식문제는 러시아의 핵잠수함 개발경험을 비추어 볼 때 기술적으로 해결가능하다.

2. Pb-Bi 열수력 특성

최적 냉각재로 선정된 Pb-Bi를 이용한 냉각계통 설계를 위해서는 Pb-Bi 물성치에 대한 기초 자료가 필요하며 Pb-Bi 열전달 특성 및 열수력 상관식에 대한 검토도 이루어져야 한다.

가. Pb-Bi 물성치 자료 확보

Pb-Bi 물성치는 자료가 많지 않고 그 결과도 서로 달라 많은 불확실성이 내포되어 있다. 향후 해석을 위해서 채택한 값 및 개발된 상관식은 아래와 같다. (T는 K)

- 열전도도 : $k(W/mK) = 6.8477 + 0.010169 T$
- 비열 : $C_p(J/kgK) = 159.6373 - 0.02387 T$
- 액체 Pb-Bi 밀도: $\rho(kg/m^3) = 11060.123 - 1.2159 T$
- 점성도: $\mu(Pa \cdot s) = 5.3728 \times 10^{-3} - 8.92 \times 10^{-6} T + 4.7137 \times 10^{-9} T^2$
- 포화온도 (끓는점): 문헌마다 조금씩 차이가 있으나 대략 1670°C.

나. Pb-Bi 열전달 특성

Pb-Bi는 액체금속의 일종으로서 다른 액체금속들과 유사한 열전달 거동을 보일 것으로 판단된다. 그러나 일부 실험자료에 의하면 납-비스무스, 수은 등 중금속의 열전달 계수는 나트륨과 같은 알칼리 금속의 열전달 계수와 차이를 보이고 있는 데 대체로 이들은 액체금속의 열전달 상관식보다 20-30% 작은 Nu 수를 나타낸다고 한다[3.3]. (그림 3.3.2-1 참조). 이러한 특징은 Wetting과 밀접한 관련이 있는데 Wettling과 열전달간의 상관관계는 그림 3.3.2-2와 같은 실험결과로서 증명되고 있다[3.3].

그러나 Pb-Bi 냉각재에 대해서는 실험자료가 많지 않고 서로 일치하지 않는 자료가 많기 때문에 많은 불확실성이 내포되어 있다고 판단된다. 따라서 정밀한 설계를 위해서는 실험적 검증이 절실히 요구된다고 할 수

있다.

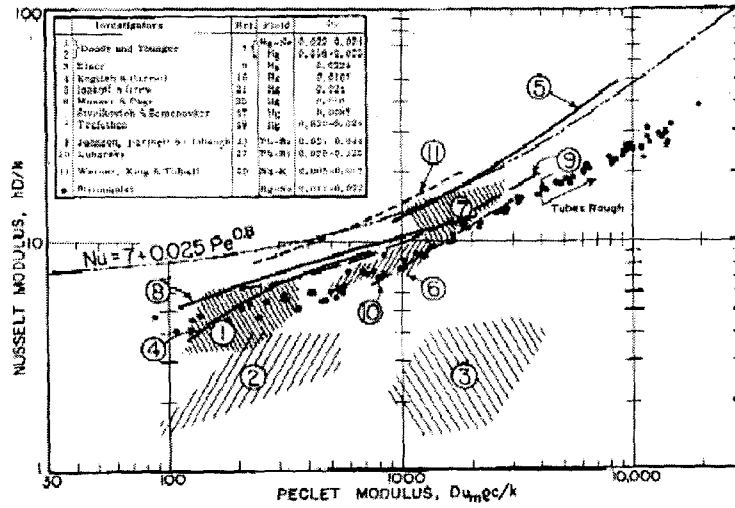


그림 3.3.2-1 액체금속의 열전달 상관식 및 실험결과들[3.3]

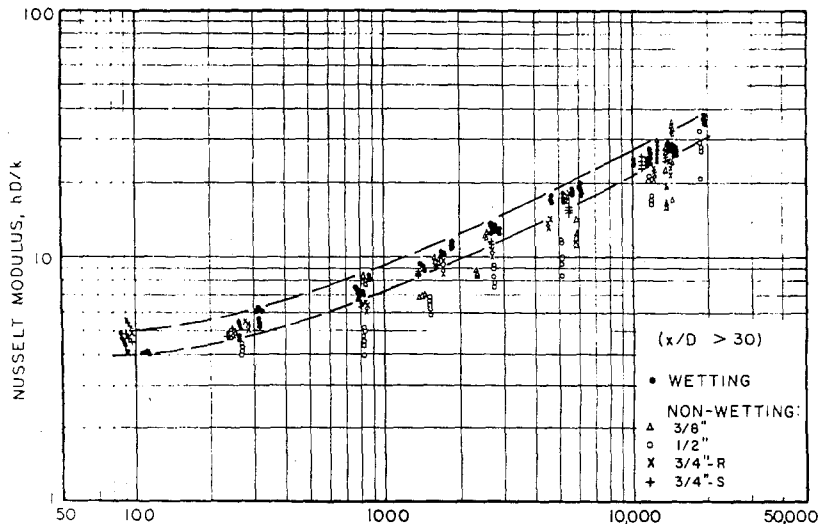


그림 3.3.2-2 wetting이 열전달에 미치는 영향[3.3]

다. 압력손실 상관식

액체 Pb-Bi는 액체금속의 일종이지만 압력손실 평가 모델이 유체의 종류에 관계없이 적용가능하기 때문에 Pb-Bi 유동의 압력손실평가모델은 기존 물/공기 등의 일반 유체의 평가모델과 동일하다. 일반적으로 시스템 압력손실의 주요한 원인은 마찰압력손실과 폼압력손실이다. 따라서 주어진 시스템의 압력손실을 평가하려면 아래와 같이 마찰압력손실과 폼압력손실을 모두 합해주어야 한다.

$$\Delta P = \sum (f \frac{L}{D_h} + K) \frac{1}{2} \rho V^2 \quad (3.3.2-1)$$

위 식은 일차원열수력 모델을 이용하여 모델링한 경우이지만 위 식을 이용하여 냉각시스템의 압력손실량을 평가하는 것이 일반적이다. 식 (3.3.2-1)을 이용할 경우 마찰계수 f 와 폼손실계수 K 의 결정이 중요하다.

(1) 마찰계수 상관식

압력손실 상관식으로서 가장 기본적이며 널리쓰이고 있는 형태는 파이프 유동에서의 마찰압력손실 상관식이다. 파이프 유동에서의 마찰압력손실 관계식은 특히 시스템 배관 및 열교환기에서 유용하게 사용될 수 있다. 파이프 내 층류 유동의 마찰계수는 이론적 유도가 가능하지만 난류 유동은 그렇지 않아서 난류 유동에 대한 다양한 상관식들이 제시되어 왔다. 그 중 Moody가 개발한 Moody chart는 파이프 유동의 마찰계수를 평가함에 있어서 널리 쓰이고 있으나 Moody chart에서 이용하고 있는 Colebrook 상관식은 implicit한 형태로 되어 있어서 계산효율이 떨어진다는 단점이 있다. 이러한 단점을 극복하기 위해서 explicit한 상관식들이 다양하게 개발되었다. 대표적인 상관식들을 살펴보면 아래와 같다[3.4].

- McAdam: $f = 0.184 \times Re^{-0.2} (30,000 < Re < 1,000,000)$

- Blasius: $f = 0.316 \times Re^{-0.25} (Re < 30,000)$

- Haaland: $\frac{1}{\sqrt{f}} = -1.8 \times \log_{10} \left[\frac{6.9}{Re} + \left(\frac{\epsilon/D}{3.7} \right)^{1.11} \right]$

• SSC 코드에 사용된 상관식: $f = 0.0055 \times [1 + (20000 \frac{\epsilon}{D} + \frac{10^6}{Re})^{1/3}]$

그림 3.3.2-3은 매끈한 파이프에 대한 난류 마찰계수 상관식 비교 결과이다. 제시된 상관식들이 Moody chart 결과와 거의 일치함을 알 수 있다. 그림 3.3.2-4는 거친 파이프에 대한 난류 마찰계수 상관식 비교 결과이다. 역시 제시된 상관식들은 Moody chart의 결과와 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 HYPER 분석을 위해서 Haaland 상관식이나 SSC 코드 상관식이 모두 유용하다고 결론지을 수 있다.

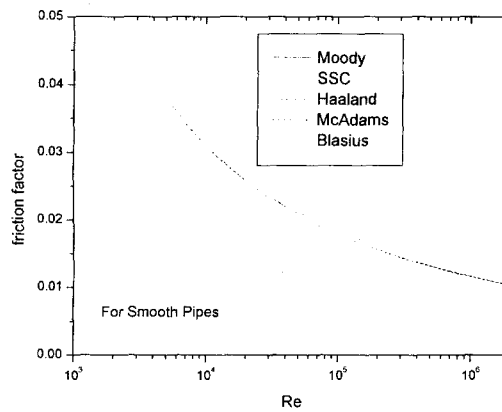


그림 3.3.2-3 매끈한 파이프에 대한 난류 마찰계수 상관식 비교

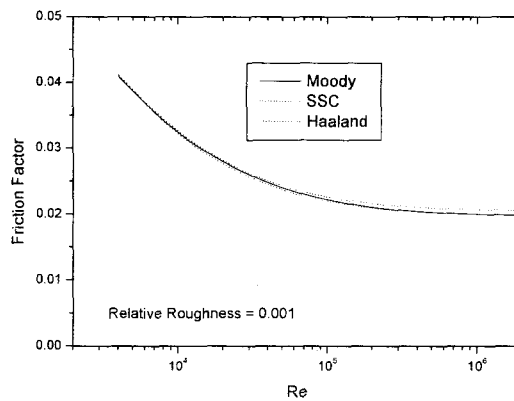


그림 3.3.2-4 거친 파이프에 대한 난류 마찰계수 상관식 비교

(2) 폼손실계수

유로의 면적변화, 오리피스, 밸브; 핏팅, 그리드 스페이스 등의 존재에 기인한 압력손실로서 폼손실계수(K)의 결정이 중요하다. 유로의 면적변화, 오리피스, 밸브, 핏팅 등에 의한 폼압력손실계수는 일반적으로 널리 알려져 있어 적용이 어렵지 않다. 그러나 원자로에서 폼압력손실을 일으키는 주요한 구조물이 그리드 스페이스인데 이에 대한 연구는 비교적 최근까지 수행되고 있다. 본 연구에서 조사한 바에 의하면 그리드 스페이스의 폼압력손실 예측을 위해서는 다음과 같은 Rehme의 모델이 적절하다 [3.4].

$$\Delta P_s = C_v \left(\frac{A_s}{A_v} \right)^2 \frac{1}{2} \rho \bar{v}_v^2 \quad (3.3.2-2)$$

계수 C_v 의 값은 삼각배열에 대해 그림 3.3.2-5의 실험결과에서 볼 수 있듯이 6~10 정도이다. 그림 3.3.2-5에서 또 하나 주목해볼 사실은 그리드 스페이스에서의 압력손실은 그리드 스페이스 타입에 따라 크게 다르지는 않다는 점이다.

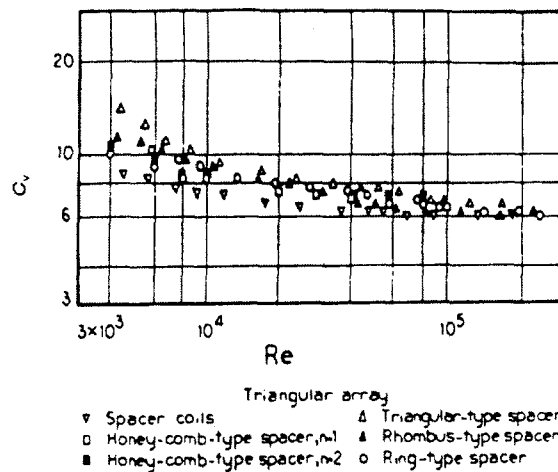


그림 3.3.2-5 삼각배열에서 여러 가지 그리드 스페이스의 C_v 값에 대한 실험결과[3.4]

라. 열전달상관식

HYPER 시스템은 냉각재로서 액체금속의 일종인 Pb-Bi를 사용하기 때문에 기존 PWR 등에서 사용하는 열전달 상관식은 적용할 수 없다. 액체금속로 개발과 관련하여 다양한 상관식들이 핵연료봉에서 냉각재로의 열전달 예측을 위해 개발되었는데 Pb-Bi를 이용한 실험자료가 없으므로 일반적 액체금속 열전달 상관식을 사용할 수밖에 없다 (앞에서 논의했듯이 많은 오차가 있을 것으로 추정됨). 핵연료봉다발에서의 열전달계수는 P/D에 따라 달라지는데 HYPER 원자로 노심 설계변수인 P/D=1.5 근처에 적용가능한 상관식들은 다음과 같다[3.4].

· Schad-Modified

$$Nu = [-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2]Pe^{0.3}, \text{ for } 1.1 \leq P/D \leq 1.5, 150 \leq Pe \leq 1000$$

$$Nu = 4.496[-16.15 + 24.96(P/D) - 8.55(P/D)^2], \text{ for } Pe \leq 150$$

· Graber & Rieger

$$Nu = 0.25 + 6.2(P/D) + [0.032(P/D) - 0.007]Pe^{0.8 - 0.024(P/D)}$$

for $1.25 \leq P/D \leq 1.95, 150 \leq Pe \leq 3000$

· Borishanskii et al.

$$Nu = 24.15 \log[-8.12 + 12.76(P/D) - 3.65(P/D)^2] + 0.0174[1 - \exp(6 - 6P/D)][Pe - 200]^{0.9}$$

for $1.1 \leq P/D \leq 1.5, 200 \leq Pe \leq 2000$

$$Nu = 24.15 \log[-8.12 + 12.76(P/D) - 3.65(P/D)^2] \text{ for } 1.1 \leq P/D \leq 1.5, Pe \leq 200$$

공개된 문헌에서 찾을 수 있는 실험데이터로서 Borishanskii et al.의 실험결과를 얻을 수 있었으며 이를 통해 위 상관식들을 평가해보았다. Borishanskii et al.은 P/D=1.5인 봉다발 구조에 대한 열전달 실험을 수행하였는데 냉각재로서 Na와 Hg를 사용하였다[3.5]. 특히 Hg는 HYPER 냉각재 Pb-Bi 처럼 non-wetting 성질이 있다고 알려져 있어 최선의 비교

라고 판단한다. 그 결과 그림 3.3.2-6에서 볼 수 있듯이 Hg의 실험데이터는 Na에 비해 data scattering 정도가 심한 편이다. 그림 3.3.2-6에 평가 결과를 나타내었는데 위에 제시한 세 상관식 모두 Borishanskii et al.의 실험결과를 잘 예측함을 알 수 있다. 그러나 Schad-Modified 상관식과 Borishanskii et al. 상관식은 $P/D=1.5$ 가 상관식 유효범위 끝자락에 있다. 따라서 HYPER 노심의 열전달 상관식으로서 Graber & Rieger 상관식이 가장 적합하다고 판단된다. Graber & Rieger 상관식은 유효범위가 넓으면서도 비교적 정확한 예측결과를 보여주고 있기 때문이다.

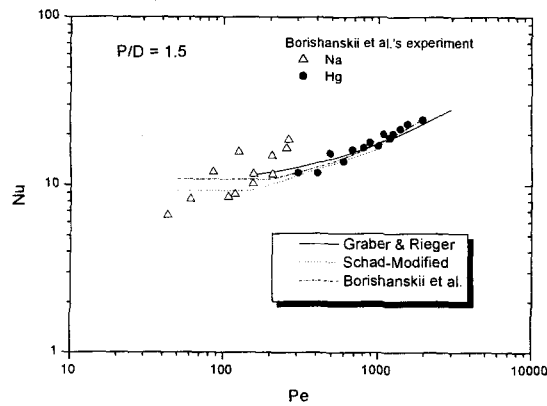


그림 3.3.2-6 핵연료봉다발에 대한 열전달계수 상관식 평가

3. Pb-Bi 부식 특성

원자로 냉각재로서의 납-비스무스 합금은 열 물리적 성질 및 기술상의 많은 장점들을 가지고 있는 반면에 구조재로 사용되는 강과 합금 등에 대하여 부식력이 너무 강하다는 문제점을 가지고 있다. 예를 들어 재래적으로 사용되어 온 강(ferritic-martensitic 및 austenitic)은 Na와 K에 대해 700°C 이상의 온도까지 내식성을 가지지만, 납이나 납-비스무스 합금에 대해서는 Cr-Ni강은 $\cong 400^{\circ}\text{C}$, Cr강은 $\cong 450^{\circ}\text{C}$ 의 온도 이하에서만 사용이 가능하다[3.6].

Pb-Bi 냉각재를 사용하는 구조재에 있어서의 부식은 주로 구조재 강 성분 중 Pb-Bi에 용해되기 쉬운 원소들(Fe, Cr, Ni 등)이 강과 냉각재의 계면에서 냉각재 중에 녹아 들어가거나, 강의 표면에 형성된 산화물 보호막(Me_3O_4 , Me_2O_3)이 기계적인 응력이나 방사선 조사 영향 등으로 인해 깨짐에 따라 이 부분이 냉각재에 침식되어 일어난다. 구조재 강의 일부 성분이 녹아 들어간 부위는 기계적 강도가 약화됨과 동시에 고온으로 순환되는 냉각재에 의해 침식되며, 냉각재 중에 형성된 금속 산화물들은 특정한 조건하에서 열전달 표면에 퇴적됨으로 인해 slag blockage를 형성하고, 펌프 및 밸브의 작동을 방해하며, 루프의 수력학적 저항성을 증가시킬 수 있어 결국 냉각재 계통을 운전할 수 없는 심각한 문제를 야기한다.

따라서 미임계 핵변환 시스템 HYPER를 기존 액체금속로 운전온도 조건에서 납-비스무스를 냉각재 및 표적으로서 사용하기 위해서는 구조재의 부식을 억제하기 위한(내식성 향상) 기술개발이 최우선되어야 한다.

가. 구조재의 내식-내침식성 보장

납-비스무스에 사용되는 구조재의 부식을 억제시키고 강에 내식성을 주는 방법으로는 다음과 같은 것들이 있다.

- 적합한 강의 선정 및 개발
- 강 위에 산화물 보호막을 형성

- 냉각재 중 산소농도(O₂) 제어

러시아의 연구경험에 따르면 이들 중 어느 한 가지 방법만을 적용하기보다는 상호 보완적으로 같이 사용할 때 구조재의 내식-내침식성은 보다 효과적으로 얻어질 수 있다고 한다.

(1) 적합한 강의 선정 및 개발

(가) 기존 강들의 내식성 시험결과

지금까지 수행된 납-비스무스 합금에 대한 부식시험 결과들을 종합해 보면 종래에 다른 냉각재의 구조재로 사용되어온 ferritic-martensitic 및 austenitic 강들은 냉각재가 순환되는 동적 시험에 있어서 특별한 조치(산소농도 제어, 부식억제제 첨가 등)를 취하지 않았을 경우 사용 가능한 온도가 Cr-Ni 강에 있어서는 $\cong 400^{\circ}\text{C}$, 그리고 Cr 강에 있어서는 $\cong 450^{\circ}\text{C}$ 인 것으로 나타났다[3.6-3.11]. 물론 일부 재료들에 있어서는 보다 높은 온도에서도 좋은 내식성을 보였으나, 이들은 가격이 매우 비싸고 또한 가공하기가 쉽지 않아 납-비스무스 합금에 대한 구조재로 사용되기 어렵다.

한편 Croloy 1¼(Fe-0.15C-1.25Cr-0.5Mo)과 탄소강에 부식억제제로써 지르코늄(Zr) 및 티타늄(Ti)을 첨가(50~300ppm) 했을 경우엔 이들이 질소와 반응, 질화물을 형성하여 강과 납-비스무스 합금 사이의 계면에 보호막을 형성하여 강의 부식을 억제시킴으로 인해 이들 강의 내식성이 600~650°C까지 유지됨을 보였다고 한다.

(나) 새로운 강의 개발

납-비스무스 합금 중 강의 내식성은 기존 강의 구성성분을 조절하거나 새로운 성분을 첨가시켜 줌으로써 향상될 수 있으며, 이러한 방법을 통해 열저항성 역시 증가시킬 수 있다. 가장 큰 영향을 준 것은 강에 Si와 Al을 합금 시킬 때에 얻어짐이 발견됨에 따라 Si가 함유된 재료의 연구가 권장된다[3.12,3.13].

Si와 합금한 강은 몇몇 원소들의 재분배 및 취화 상의 분리가 증가됨

으로 인하여 열 및 방사선 취화를 증가시킨다. 강의 최적 조성은 Si의 양 및 그들의 열 및 방사선 취화에 대한 저항과 같은 자기-부동태 성질의 trade-off에 의해 결정된다. Austenitic 강 및 니켈강에 대해 trade-off는 Si 양이 ~2.5%일 때 성취된다. 탄소 양의 감소 역시 강을 취화시키는 $Me_{23}C_6$ 과 같은 상의 분리를 감소시키는데 유용하다. 저합금 perlite 강과 9% 크롬의 martensite 강은 ferrite 상의 많은 부분들이 그들의 구조에서 나타나지 않도록 하기 위해 Si를 1.5~1.6% 합금시킬 수 있다.

납-비스무스를 이용한 원자로의 일차계통에 있어서 사용되는 모든 구조재 중 내식성 항목에서 가장 엄격한 요구조건을 갖는 것이 바로 핵연료봉 피복재이다. 러시아에서 수행된 Pb-Bi 냉각 원자로($t_{max} = 600^{\circ}C$, $v = 2m/s$, $\tau = 1500h$)에 대한 핵연료봉 피복재 재료의 연구개발 경험을 살펴보면 1.5~2w%의 실리콘을 함유한 기존의 ferritic-martensitic 강이 내식성, 고온강도, 방사선 저항, 실용성, 핵연료와의 공존성 등과 같은 성질에 대해 최적의 것으로 나타났다. EI852 강(0.1C13Cr2Mo2Si)이 납-비스무스 냉각재를 이용한 원자로에 가장 널리 사용된다.

12% Cr-Si 강의 내식율은 실질적으로 유사하다. 동시에 고온강도, 제조 가능성, 구조적 안정성 및 방사선 저항과 같은 복합적 성질을 종합하여 볼 때 EP823 강이 대규모 원자력 발전소에서 납-비스무스 냉각재를 사용함에 있어 핵연료봉 피복재 재료로서 고려될 수 있는 것으로 나타났다[3.12].

따라서 현재 러시아에서는 다음과 같은 운전조건으로 개발 중인 Pb-Bi 냉각 고속로(SVBR-75)의 핵연료봉 피복재 후보물질로써 EP823이 가장 가능성 있는 재료인 것으로 판단하고 있다.

- 운전온도: $t_{max} = 560^{\circ}C$
- 냉각재 속도: $v = 1.85m/s$
- 노심의 수명: 약 50,000 시간 (약 6년)

(2) 산화물 보호막 형성

납-비스무스 합금에 있어서 강의 내식성은 본질적으로 액체금속 중에 용해된 산소농도에 의존하는 것으로 밝혀짐에 따라 이를 적정 수준으로 제어해 줌에 따라 강의 내식성은 개선될 수 있다.

낮은 산소 분압으로 구조재 강을 미리 산화시켜 주거나, 납-비스무스 냉각재 중의 산소농도를 일정수준 이상으로 유지시켜주면 침정석(尖晶石) 구조의 얇은 산화물 보호막(Me_3O_4 , Me_2O_3)이 Pb-Bi-O 매체와 접촉하는 강 위에 형성된다. 산화물 보호막은 Pb와 Bi에 비해 보다 높은 산소 친화력을 가진 강의 조성물(Fe, Cr, Si 등)이 다음과 같이 산화 반응되어 형성된다.



이 산화물 보호막은 금속표면이 부식성 물질과 직접 접촉할 수 있는 가능성을 배제시키므로, 강으로부터 더 이상의 성분금속 용해를 막아 외견상 금속표면의 변화가 거의 없는 부동태(Passive) 상태를 유지함으로써 넓은 온도 범위에 걸쳐 강에 대한 액체금속의 부식성을 감소시킨다.

강의 부동태 영역 형성은 액체금속 냉각재에 있어서 강 구성성분의 용해도에 의존한다. 납-비스무스 합금 중에서 Fe과 Cr의 용해도에 비해 Ni의 용해도가 매우 높다는 관점에서(표 3.3.3-1 참조) austenitic chrome-nickel 강의 부동태 영역은 chromium-martensitic 강에 비해 크게 제한된다. 여러 가지 합금원소들 가운데 silicon이 상대적으로 적은 양만($\cong 1 \sim 2w\%$) 추가했을 때에도 납-비스무스 합금 중 강의 부동태에 가장 큰 영향을 미치는 것으로 알려져 있다.

산화물 보호막은 그 두께가 매우 얇아 루프를 운전하는 과정에서 발생하는 기계적 응력이나 방사선 조사 영향 등에 기인하여 파손 및 변형되어 그 부분에서 부식이 발생할 수 있다. 따라서 이를 방지하고 치유하기 위해서는 항상 일정한 수준 이상의 산소농도를 유지시켜주는 것이 필요하다. 하지만 냉각재 중에 과잉의 산소가 존재하게 되면 이들이 오히려 냉각재 중의 금속불순물들과 결합하여 산화물을 형성, 루프 내부에 축적되어

냉각재의 흐름을 방해하고 산화물 보호막을 침식시킬 수 있기 때문에 산소농도 유지시엔 각별한 주의를 기울여야 한다.

표 3.3.3-1 납-비스무스에 있어서 주요 금속의 용해도

	용해도 (ppm)		
	<i>Cr</i>	<i>Fe</i>	<i>Ni</i>
400℃	3.91	0.39	1.89×10^4
500℃	10.73	2.72	2.75×10^4
600℃	23.35	12.10	3.67×10^4
700℃	43.32	39.67	4.61×10^4
800℃	71.63	104.23	5.55×10^4
900℃	108.71	227.50	6.48×10^4

(3) 냉각재 중 산소농도(O₂) 제어

납-비스무스 액체를 담고있는 강의 표면에 내식성을 유지시키기 위한 한 가지 방법으로서 구조재 강 표면에 구조재 강 성분의 산화물로 방식표면(보호막)을 형성시켜 주는 것이지만 이 방법의 단점은 냉각유체의 순환도중 특정 조건에서는 보호막이 냉각재로 용해되어 보호막의 성질이 저하됨으로 인하여 구조재 강에 부식이 일어날 수 있다는 것이다.

이러한 단점을 해결하기 위한 한 가지 방법으로서, 루프 내부 표면의 보호막이 용해되지 않도록 냉각재 중의 산소 농도를 다음 식에 의해 얻어진 값 이상으로 유지시켜 주는 것(일반적으로 루프 운전시에는 (하한 값 $\times 10^2$) 이상의 농도로 유지시킴)이 필요하다[3.14].

$$\log C = -0.33 - \frac{2790}{T} + \log C_s + \log fC_{Pb} \quad (3.3.3-2)$$

여기서

C = 냉각재 중에 용해된 산소의 농도 (mass%)

T = 루프 내에서 냉각재의 최대온도 (K)

C_s = 온도 T에서 냉각재에 용해된 산소의 포화농도 (mass%)

f = 냉각재 중 납의 열역학적 활동도 계수 (1/mass%)

C_{Pb} = 냉각재 중의 납농도 (mass%)

C_s 값과 f 값은 각각 Gromov[3.15]와 R. Prasad 등[3.16]에 의해 주어진 다음의 수식들을 이용하여 구할 수 있다.

$$\log C_s = 1.2 - \frac{3400}{T}, \quad (\text{mass}\%) \quad (3.3.3-3)$$

$$\ln f_{Pb} = - \left(0.2693 + \frac{391.5}{T} \right) (1 - X_{Pb})^2 \quad (3.3.3-4)$$

이 방법은 약 627°C까지의 루프 운전온도에 적용되는 것으로, 냉각재 중에 용해된 산소의 농도는 산소 자체를 루프 안으로 주입하거나 gas류 또는 수증기와 혼합하여 주입시킴으로써 유지될 수 있다. 용해된 산소 농도는 냉각재 성분의 산화물을 용해시킴으로써 증가될 수도 있다.

위 식으로부터 얻어진 한계보다 더 높은 수준으로 산소농도를 유지하면 산화물이 냉각재와 접촉하고있는 구조재 강 표면의 내식막을 보호해준다. 이에 대한 계산 값을 표 3.3.3-2에 정리하였다.

표 3.3.3-2 루프 운전 온도에 따라 유지되어야 할 최저 산소농도

온도	산소 농도 하한 값	
	mass%	ppb
573K (300°C)	3.875×10^{-11}	3.875×10^{-4}
623K (350°C)	2.9×10^{-10}	2.9×10^{-3}
673K (400°C)	2.0×10^{-9}	2×10^{-2}
723K (450°C)	7.0×10^{-9}	7×10^{-2}
773K (500°C)	2.6×10^{-8}	0.26
823K (550°C)	7.9×10^{-8}	0.79
873K (600°C)	2.15×10^{-7}	2.15

물론 너무 지나친 산소농도는 PbO나 Bi₂O₃와 같은 산화물을 생성시키기 때문에 일정수준 이상의 산소농도도 바람직하지 않다. 즉 Pb-Bi 냉각재로 운전 중인 시스템 내에서 가능한 최대 산소 농도는 PbO가 형성될 수 있는 산소 농도이다. 예를 들어 260 °C에서 PbO가 형성되지 않기 위한 산소의 최고 농도는 약 10^{-5.2} wt % 인데 PbO 형성을 막으면서 산화물 보호막 형성을 유지하려면 Pb-Bi 냉각재 중 산소농도를 약 10^{-5.2} 부터 식 (3.3.3-2)를 통해 얻을 수 있는 값(약 10⁻¹¹ 이하) 사이로 제어할 수 있어야 한다.

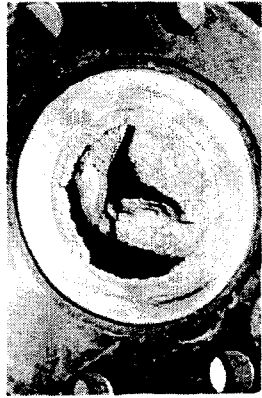
위에 언급한 것과 같이 산소를 제어하지 않고 액체중금속에서 사용되는 강의 운전온도는 400~450°C로 제한되지만 산화물 억제공정을 이용하면 허용 가능한 운전온도를 약 200°C까지 증가시켜 620~650°C까지 가능하게 한다. 따라서 실리콘이 함유된 합금강과 함께 산소억제 기법을 활용한다면 납-비스무스 냉각 원자로도 기존의 나트륨 냉각 원자로 만큼의 높은 효율을 갖는 발전로가 될 수 있을 것이다.

나. 냉각재 순도관리

(1) 납-비스무스 루프의 slagging 과정[3.17]

일반적으로 새로운 시험 시설을 가동하여 운전을 시작한 초기에는 냉각재 순도저하와 slag 축적에 따른 열수력적 특성의 저하와 같은 문제가 없다. 그러나 장기간 운전할 경우에는 루프내 표면이 손상되거나 루프 안으로 산소, 수증기 및 다른 불순물들이 유입되어 많은 양의 slag 퇴적물이 구성물(열교환기, 펌프 등)의 표면에 형성되고 축적될 수 있다. 이렇게 생긴 slag는 루프의 운전을 방해하고 결국에는 루프 운전을 정지시키는 결과를 가져올 수 있다. 이는 특히 러시아에서 1960~1980년경 납-비스무스 냉각재를 이용하던 초기에 주로 경험하였다.

운전 조건 및 운전 시간에 따라 slag양은 루프 내 냉각재 질량의 0.01~5% 범위까지 차지하는 것으로 나타났다. 그림 3.3.3-1은 slagging의 실례를 보인 것이다.



a) Slag deposits in a tank.



b) Slag deposits in a heat exchanger.



c) Slag deposits on recuperator tubes.

그림 3.3.3-1 Slag 퇴적물

특정한 조건 아래서 slag 퇴적물들은 열전달 표면에 blockage를 형성하고, 펌프 및 밸브의 작동을 방해하며, 루프의 수력학적 저항성을 증가시킬 수 있다. Slagging 문제는 결국 납-비스무스 합금을 냉각재로 사용할 것인지 아닌지를 생각해야 될 만큼의 심각한 문제를 야기할 수도 있는 것이다.

러시아 과학자들은 Pb-Bi 특성과 루프내 물리 화학적 메카니즘에 대한 일련의 기본적인 연구를 통해 slagging의 주요 원인을 밝힐 수 있었다.

일반적으로 Pb-Bi eutectic 성분(납 및 비스무스), 납 산화물 및 철 산화물들이 slag 퇴적물의 주요성분이다. 실 예로서 표 3.3.3-3은 몇몇 루프에 존재하였던 slag에 대한 성분분석결과를 보인 것이다[3.17].

표 3.3.3-3 루프내의 Slag 조성

① Phase, element in mass, % ② Set-up

② \ ①	PbO	Pb+Bi	Bi ₂ O ₃	O	Fe	C	Mg
VT FEL, Obninsk	48.3	41.8	1.7	-	1.8	3.3	1.8
MOTsKTI, Moscow	45.5	~50.0	-	3.5	0.4	-	-
OKBM, Nizhny Novgorod	~30.0	≥60.0	-	~3.7	4.5	-	-

서로 다른 형태의 slag 퇴적물에 대해서 Pb-Bi eutectic 원소, 납 및 철산화물의 비는 대체로 비슷했다. 특히 납 산화물이 slag에 있어서의 주요 결합물질로 판명되었다. 철 산화물과 함께 납 산화물이 고체 기공성 공간 구조를 제공하고 이들의 cell 내부가 산화되지 않은 Pb-Bi eutectic 원소, 즉 납과 비스무스로 채워지는 것으로 밝혀졌다. 이러한 형성을 결합-분산계로 표현하는데 이는 비록 Pb-Bi eutectic의 융점이 약 127°C임에도 불구하고 500°C까지 가열해도 보다 안정해지고 깨뜨릴 수 없다.(PbO의 융점= 886°C)

납 산화물은 Pb-Bi 냉각재가 산소나 또다른 산화제 즉 예를 들어 수증기와 상호작용하여 존재하는 것으로 설명될 수 있다. 냉각재의 산화는 루프에 있어서 slag 형성을 시작하는 원인이 된다. 통계적 자료의 상당한 부분을 분석해 보면 루프 안으로 산소가 유입되는 주요 원인은 루프의 개방, 특히 정비작업을 위해 개방할 경우인 것으로 드러났다. 경험적으로 Pb-Bi의 산화 및 루프내 slagging은 냉각재가 루프를 개방할 때 그대로 남아있으면 상당히 감소하는 것으로 나타났다. 공기 중 산소가 Pb-Bi와

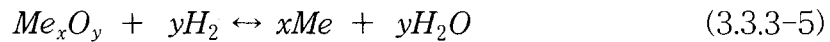
상호작용하기 위해 필요한 표면적이 감소하기 때문이다.

(2) 냉각재 및 루프 표면의 정제 기법

현재 러시아에서 개발된 냉각재 및 루프표면의 불순물 정제기법으로는 1) 수소를 이용한 금속환원기법과 2) 정화기(trap) 및 여과기(filter)를 이용한 방법이 있다.

(가) 수소금속 환원에 의한 냉각재 순도관리

냉각재 속으로 냉각재 성분의 산화물(PbO 및 Bi₂O₃)을 기초로한 불순물들 가운데 냉각재 기본 성분(Pb, Bi)을 환원시켜 되돌려 주는 것으로 일종의 냉각재 재생기법이다. 이는 수소를 이용한 다음의 금속 환원반응을 이용한다.



이 반응이 의미 있으려면 구조재 위 보호막으로서 작용하는 산화물의 환원은 억제해야한다.

Pb-Bi 냉각재의 물리화학적 성질에 대한 연구 및 사용경험을 통해 드러난 여러 가지 slagging 메카니즘은 slagging을 예방하는 몇 가지 절차를 가능하게 했다. 특히 러시아에서는 수소, 수증기 및 불활성 기체의 기체 혼합물을 냉각재 흐름 속으로 주입하는 루프 세정을 위한 절차를 개발하였다[3.18,3.19]. 그림 3.3.3-2는 이 공정을 개략적으로 보인 것이다.

수소를 담고 있는 가스의 기포(bubble)가 흐르는 냉각재와 함께 slagging 지역으로 이동해서 그곳에서 고체상태인 납 산화물을 납으로 환원시키며 이를 통해 납 산화물은 냉각재의 일부분이 되어 돌아간다. 따라서 수소를 이용한 slag 환원은 냉각재 재생의 과정이다. 납 산화물 환원은 일반적으로 납 산화물이 slag의 주요 결합물질이므로 그 결과로서 slag 퇴적물을 제거해 준다. 그래서 환원 생성물(납) 뿐만 아니라 재생되기 전에는 산화되지 않은 상태로 slag의 일부로 존재하던 납-비스무스까지도

냉각재 속으로 되돌아온다.

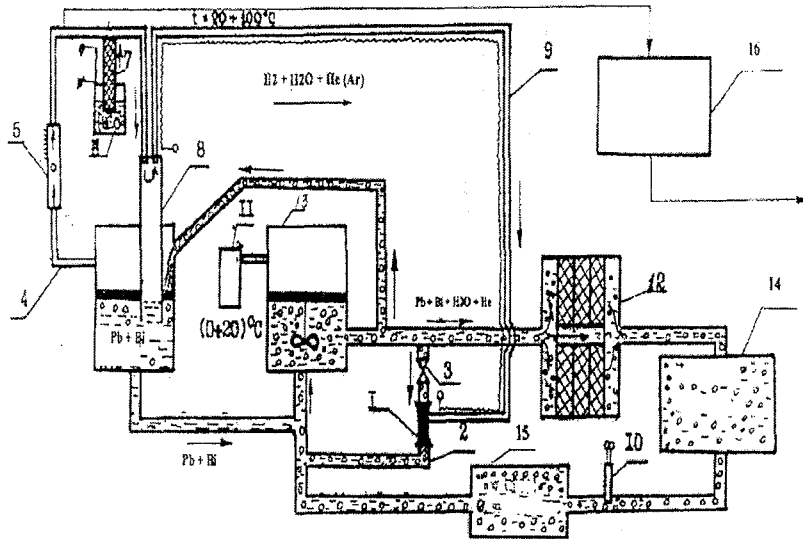


그림 3.3.3-2 Pb-Bi 냉각재 정제 장치

1. ejector
2. by-pass line
3. ejection start and stop valve
4. gas inflow line from hydro lock to ejector
5. rotameter
6. wick humidifier
7. wick
8. hydro lock
9. heated gas inflow line
10. actinometer
11. water collector(cooler)
12. filter
13. pump
14. heated area
15. cooled area
16. gas analyzer

수소 재생법이 복잡한 기계적 화학적 공정임을 주목할 필요가 있다. 수소를 퇴적물 지역에 흐르는 냉각재와 함께 공급하지 않으면 효과가 없다. 오직 slag에 대한 Pb-Bi 흐름(유체역학적 작용)과 수소(화학적 작용)의 연합된 작용만이 효과적인 세정 작업을 이룬다. 그림 3.3.3-3은 재생 전과 후의 slag 상태를 비교한 것이다.

표면 재생기법은 slag blockage를 특히 완전하게 세정한다. 수소를 이용함에 있어서 수증기를 부수적으로 첨가하는 것은 수소 세정기법의 중요한 요소 중의 하나이다. 이는 증기-수소 혼합물에 대해 산화제 성질을 갖게 하며 수소 재생 과정에 있어서 강의 표면 위에 Fe_3O_4 산화물로 된 부동태 보호막의 파괴를 방지한다[3.20].

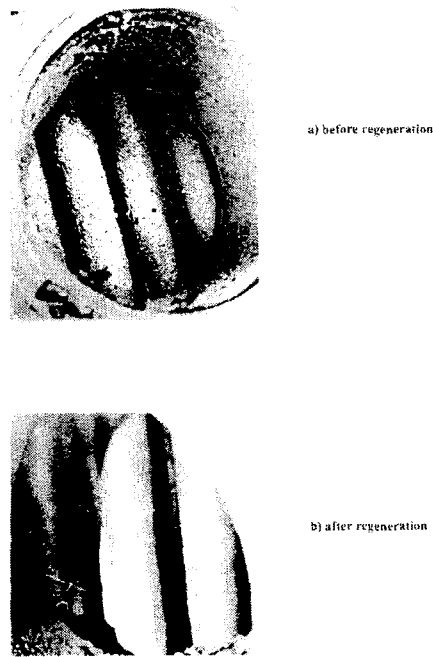


그림 3.3.3-3 냉각재 재생 전, 후의 열교환기

수소 재생법은 Pb-Bi 냉각재 취급기술에 있어서 중요한 요소이다. 이는 냉각재에 유용한 효과를 주며 그 결과로서 slagging을 제거하고 루프의 설계된 열수력적 특성을 회복한다. 동시에 slagging의 예방이나 감소를 목적으로한 Pb-Bi 냉각재 취급기술의 절차 및 방법도 중요하다. 무엇보다 첫째로 이것은 시험시설의 정비기술과 관련이 있다. 대체로 루프 개방은 감시되므로 개방 기간 및 산소와 접촉하게 되는 표면적은 최소화 되도록 해야한다. 루프의 산소흡수량을 감소시키기 위해 루프를 정비하기 전에 미리 수소재생을 실시하는 것이 바람직하다. 이는 정비를 하는 동안 slag에 의한 공기 흡수를 예방하며 정비 후 쓸데없는 slag 형성을 크게 감소시킬 것이다. 시험루프를 개방하여 정비할 때엔 루프로부터 Pb-Bi를 배출하지 않고 하는 방법이 바람직한데, 그렇게 하였을 때 합금 표면의 자체-부동태화에 의해 slagging이 최소화되기 때문이다.

구조재 표면의 산소 부동태 공정에 있어서, 부동태 형성에 필요한 양 이상의 slagging을 막기 위해 그림 3.3.3-4에 보인 mass exchanger를 사

용함이 권장되고 있다.

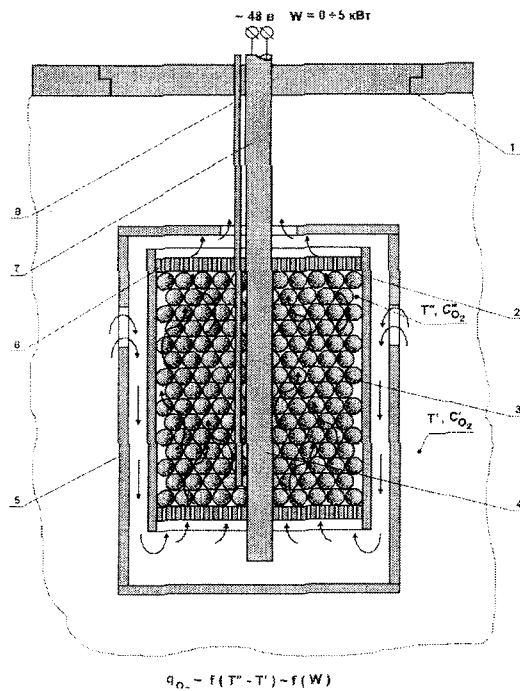


그림 3.3.3-4 과도한 slagging 방지를 위한 mass exchanger

1. coolant tank
2. reaction chamber
3. oxide oxidizer,
4. heater (heating part)
5. case
6. lattice
7. heater (current supply)
8. jacket for element insertion

mass-exchanger에는 Pb와 Bi 산화물에 대해 기계적으로 강한 열 저항 ball을 미리 가득 채운다. 냉각재 산화물의 층을 통해 산소가 포화된 (saturated) 냉각재를 펌핑할 때 채운 산화물에 있어서의 변화는 없다. 즉 mass-exchanger로부터 산화물 제거가 없고 그들의 질량 감소도 없다. mass-exchanger를 통해 산소가 포화되지 않은(undersaturated) 냉각재를 펌핑할 때는 상황이 다르다. Pb-Bi 냉각재 중 산소가 결핍된 경우 납-비스무스 산화물은 Pb-Bi 냉각재 속에 용해되며 이 경우에 있어서 mass-exchanger는 용해된 산소 발생기 역할을 한다. 흐르는 냉각재는 루프의 강 표면에 용해된 산소를 보내고 그곳에서 용해된 산소는 강의 표면 산화와 내식성 보호막 형성을 위해 사용된다.

(나) 정화기(trap) 및 여과기(filter)에 의한 불순물 정제

수소 환원에 의한 냉각재 재생기법으로 인해 반응 생성물(Pb, Bi)은 냉각재 조성으로 되돌아오지만 냉각재 흐름 속엔 여전히 dust slag 잔류물들이 남아있다. 냉각재 흐름으로부터 이들 미세 입자를 제거하기 위해서는 일반적으로 여과기(filter)의 사용이 제안된다. Slag에 의한 유로 폐쇄로 인해 루프에 심각한 상황이 발생하는 것을 예방하고 이를 배제하기 위해서는 수소 재생법과 냉각재 여과를 동시에 수행하는 것이 가장 효과적이다.

여과 공정을 통해 불순물을 정제하는 두 가지 방법은 Pb-Bi 냉각재로부터 불순물 입자를 기계적으로 trapping 하거나 여과 재료의 전체 용적에 불순물을 부착하여 포획하는 방법이다. 그림 3.3.3-5는 러시아에서 개발한 납-비스무스 정화 기구를 보여주며 여과 전과 후의 여과기 재료 상태도 보여준다.

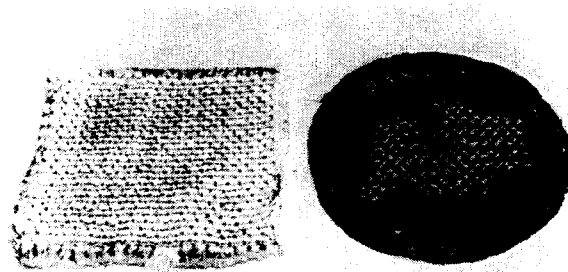
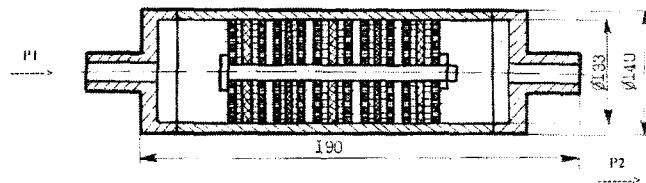


그림 3.3.3-5 납-비스무스 냉각재 정화 기구
1) Filter 2) 여과 전, 후의 여과기 재료 상태

필터는 불순물 용량에 맞춰 설계되어야 하며, 필터에 불순물이 축적되는 과정에서 이의 세정 효율이 떨어지더라도 필터를 통한 냉각재 유량은 멈추지 않도록 한다. 필터의 이러한 특수성은 매우 중요하다. 수소를 함유한 기체 혼합물의 기포가 흐르는 냉각재와 함께 필터로 들어가며 이 과정에서 납 산화물이 납으로 환원되고 필터로 세정된다. 결과적으로 오직 수소로 환원시킬 수 없는 불순물들의 잔류물만이 필터에 모이게 된다. 이들은 철 산화물, 재료의 마모 및 용접에 의해 생성된 구조재 입자들과 루프를 장기간 운전함에 있어서 형성될 수 있는 기타 불순물들이다. 재생시킬 수 없는 slag 잔류물의 양은 상대적으로 적어 필터를 루프로부터 장탈하거나 교체함이 없이 시설의 전체 운전기간 동안 사용되도록 설계함이 가능하다.

납-비스무스 냉각재 정제를 위한 필터재료로는 다음과 같은 것들을 사용할 수 있다[3.21].

- 섬유재료: MKTT-2,2
- 많은 불(不) 용해성 불순물을 흡착시키는 성질이 있는 유리 섬유
- 알루미늄 산화물(aluminium oxide)을 기초로 한 grain material

4. 노심 열수력 특성 해석

가. 시스템 운전온도

HYPER 시스템의 운전온도는 냉각 시스템 설계에서 가장 중요한 변수 중의 하나이다. 운전온도는 시스템의 안전성과 경제성 등을 모두 고려해야만 한다. 따라서 개념설계 단계 중의 HYPER의 운전온도를 결정하기란 쉽지 않다. 다만 HYPER의 냉각재로서 Pb-Bi가 결정되었으므로 대략적인 운전온도를 예측할 수는 있다.

(1) 운전온도 하한선

Pb-Bi는 냉각재 역할을 수행해야 하므로 항상 액체상태를 유지해야만 한다. 따라서 HYPER 시스템의 운전온도 하한선은 Pb-Bi의 용융온도를 기초로 어느 정도 결정된다. Pb-Bi의 용융온도는 약 125℃이므로 반드시 125℃ 이상의 온도에서 운전해야만 한다. 균일하지 않은 출력분포나 펌프, 열교환기에서의 국부적인 과냉각, 시스템 과도운전 등을 고려한다면 HYPER 운전온도의 하한선은 최소한 150~180℃가 될 것이다.

(2) 운전온도 상한선

시스템의 운전온도 상한선은 구조재의 건전성과 관계가 있다. 높은 발전효율을 위해서는 가능한 높은 온도로 운전되는 것이 바람직하다. 이는 이상적인 카르노 사이클의 열효율을 계산하는 아래와 같은 식을 통해 쉽게 알 수 있다.

$$\eta_{th} = 1 - \frac{T_L}{T_H} \quad (3.3.4-1)$$

최종 열제거원인 바닷물이나 공기의 온도가 20~30℃로 일정하므로 T_L 은 정해진 값으로 볼 수 있다. T_H 는 터빈을 돌리는 증기의 온도인데 증기의 온도는 노심 냉각재 출구온도와 일정한 온도차이를 유지할 것이므로 노심 냉각재 출구 온도가 높을수록 높은 열효율을 달성할 수 있다.

그러나 시스템 구조재의 재료가 견디는 온도에는 한계가 있기 때문에 구조재의 건전성을 고려해서 운전온도의 상한선을 결정해야한다. Pb-Bi의 부식 특성을 분석한 결과 러시아의 선진기술을 성공적으로 적용했을 경우 Pb-Bi의 운전온도는 600~650℃ 까지 가능하지만 별다른 조치를 않았을 경우에는 400~450℃까지 가능함을 알 수 있었다. 피복재 외벽과 냉각재 bulk 온도차이, 출력분포의 불균일성 등을 고려한다면 HYPER 시스템의 운전온도 상한선은 최대 550~600℃ 정도라고 판단한다.

(3) HYPER의 운전온도

앞서 논의했듯이 Pb-Bi 냉각 원자로의 운전온도 하한선과 상한선을 참고로 해서 약 50℃ 정도의 운전여유도를 준다면 대략 HYPER의 운전온도는 200~550℃ 사이로 좁혀진다.

정상상태 원자로의 경우 열생성량은 열제거량과 같아야 하므로 아래의 식이 성립한다.

$$Q = \dot{m} C_p \Delta T \quad (3.3.4-2)$$

식 (3.3.4-2)를 살펴보면 같은 열생성량을 제거하려면 냉각재 입출구 온도차 ΔT 가 클수록 적은 양의 냉각재 유량이 필요함을 알 수 있다. 적은 냉각재 유량은 냉각재 순환을 위한 펌프의 부담을 줄여주기 때문에 가능한 한 큰 냉각재 입출구 온도차가 바람직하다.

현재 상업운전 중인 경수로 및 중수로의 노심내 냉각재 입출구 온도차이는 약 30℃ 이다. 경수로나 중수로의 경우 냉각재의 비등 문제로 인하여 냉각재 입출구 온도차이를 크게 할 수 없는 것이다. 그러나 액체금속로의 경우에는 대개 냉각재 입출구 온도차를 100℃ 이상으로 설계하고 있다. 액체금속로는 액체금속의 비등점이 매우 높고 시스템 구조재가 이 정도의 온도차를 견딜 수 있는 것으로 입증되었기 때문이다.

따라서 최소한의 냉각재 입출구 온도차를 고려하면 HYPER의 냉각재 입구온도는 최소한 200~450℃, 냉각재 출구온도는 최소한 300~550℃ 범

위내에 있어야 함은 자명하다.

냉각재 출구온도는 시스템의 안전성과 경제성에 매우 중요하기 때문에 300~550℃ 범위 내에서 최적값을 찾아야 할 것이다. 그러나 HYPER가 개념 설계 단계임을 고려할 때 정확한 최적값을 현 시점에서 찾는 것은 무리일 것이다. 다만 기존에 운전되고 있거나 설계 중인 발전소들과 비교해보면 대략 적인 설계값을 정할 수는 있다. 표 3.3.4-1은 대표적인 원자력발전소 노형별 냉각재 온도 및 발전효율을 보여준다. 표 3.3.4-1을 살펴보면 냉각재 출구온도가 높을수록 이차측 출구온도가 높고 따라서 발전소 효율도 높음을 알 수 있다. 물론 실제의 발전소 효율은 시스템의 배열이나 설비의 용량, 크기, 효율 등 많은 변수들이 관계하므로 이차측 출구온도에 정확히 선형적으로 비례한다고는 볼 수 없다.

표 3.3.4-1 원자력발전소 노형별 냉각재 온도 및 발전효율[3.4]

	PWR	BWR	PHWR	HTGR	CRBRP	KALIMER
제작자 (설계자)	웨스팅 하우스	GE	AECL	Gerneal Atomic	U.S.A	KAERI
열출력 (MW)	3411	3579	2180	3000	975	391.6
net electric power (MW)	1148	1178	638	1160	350	150
overall plant efficiency (%)	33.5	32.9	29.3	38.7	35.9	38.3
냉각재입구온도(℃)	286	278	267	318	388(344)*	386.3(339.0)
냉각재출구온도(℃)	324	288	310	741	535(503)	530.0(511.0)
이차측출구온도(℃)	273	-	260	513	482	483.2

*중간열전달계통 냉각재온도

표 3.3.4-1을 살펴보면 상업운전 중인 경수로 및 중수로의 냉각재 출

구온도가 약 300℃ 정도인 반면 액체금속로의 중간열전달계통 냉각재 출구온도는 약 500℃ 나 된다. 더불어 발전효율은 약 3~5% 정도 액체금속로가 높음을 알 수 있다. HYPER의 냉각재 출구온도가 최소한 300~550℃ 범위라는 점을 감안한다면 아무리 보수적으로 잡아도 기존 물냉각 원자로(경수로 및 중수로)의 발전효율 30% 이상을 달성할 수 있음을 알 수 있다. 즉 HYPER의 발전효율은 이미 상업운전 중인 원자로들(경수로 및 중수로)의 효율보다 높을 것임은 자명하다.

이러한 자료들을 토대로 HYPER의 운전온도를 일차적으로 340/510℃로 잡았다. 이 값은 러시아에서 설계중인 Pb-Bi 냉각 원자로의 설계값이다[3.22]. 냉각재 입출구 온도 340/510℃는 앞서 논의한 HYPER의 최소 운전온도범위 (냉각재 입구온도: 200~450℃, 냉각재 출구온도: 300~550℃)에 해당하는 값으로 러시아의 Pb-Bi 냉각재 기술을 성공적으로 적용할 수 있다고 가정한 경우이다. Pb-Bi의 부식/침식 문제를 해결하지 못할 경우 냉각재 출구온도를 400℃ 미만으로 낮추어야 할 것이다.

(4) 운전온도에 따른 열효율의 변화

시스템의 냉각재 출구온도를 높게 잡으면 그만큼 안전여유도도 감소하므로 시스템 운전온도를 확정하기에 앞서 시스템 운전온도에 따른 경제성의 변화가 얼마나 될 것인지를 대략적으로 파악해보는 것이 바람직하다.

표 3.3.4-1에서 볼 수 있듯이 기존 물 냉각원자로와 나트륨 냉각원자로의 경우를 비교해보면 최대 5% 정도의 발전효율 차이를 알 수 있다. 좀 더 정밀한 상관관계를 파악하기 위해서 간단한 과열증기 랭킨사이클에 대하여 열효율 계산을 수행해보았다. 그림 3.3.4-1은 975 MWth 나트륨 냉각 원자로 CRBRP의 증기시스템을 참조값으로 하여 증기온도에 따른 열효율의 변화량을 계산한 결과이다. CRBRP는 재가열이나 moisture separation이 없는 터빈 1개짜리 과열증기사이클을 이용하며 증기압력은 10 MPa, 복수기 압력은 6.89 kPa 정도이다[3.23]. 여기서 펌프효율은 85%, 터빈효율은 97%를 가정하였다.

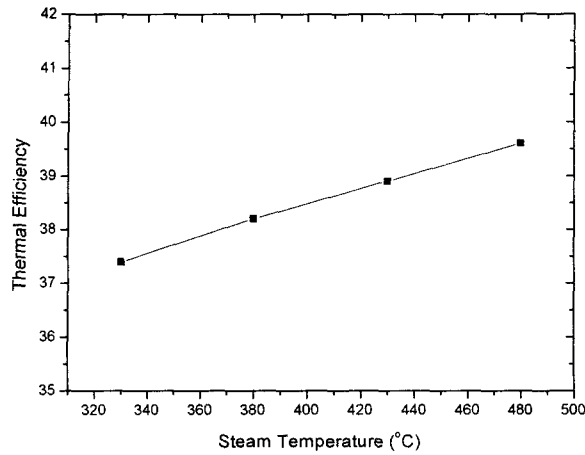


그림 3.3.4-1 증기온도에 따른 열효율 변화

그림 3.3.4-1에 의하면 증기온도를 480°C에서 380°C로 100°C 가량 낮출 경우 열효율은 약 2% 정도 감소함을 알 수 있다. 이차측 증기의 온도는 노심 냉각재 출구온도보다 수십도 정도 낮다. 따라서 그림 3.3.4-1은 노심 냉각재 출구온도에 따른 열효율의 변화량이라 보아도 무방하다. 즉 HYPER의 안전성 등을 고려하여 노심 냉각재 출구온도를 잠정적으로 설정한 값 510°C에서 100°C 정도 낮춘다면 약 2% 가량의 열효율 감소를 감수해야 한다.

나. 냉각재 양수력(pumping power)

시스템 경제성과 관련하여 고려해야할 중요한 요소 중의 하나가 냉각재 양수력이다. 냉각재 양수력은 아래와 같이 계산된다.

$$\text{Pumping Power} = \Delta P_{\text{sys}} Q_v / \eta_{\text{pump}} \quad (3.3.4-3)$$

즉 시스템 압력손실(ΔP_{sys})과 유량(Q_v)이 클수록 양수력은 커져서 시스템의 경제성을 떨어뜨린다. 같은 노심출력을 냉각하기 위한 시스템의 유량을 줄이려면 식 (3.3.4-2)에 의해 노심 냉각재 입출구 온도차 ΔT 를 크게

해야하지만 ΔT 가 커지면 thermal stress 등 구조재의 건전성 문제가 따른다. 따라서 시스템 유량(Q_v)과 펌프효율(η_{pump})은 크게 변화시킬 수 없다고 볼 수 있다. 즉 냉각재 양수력을 감소시켜 시스템 경제성을 향상시키려면 시스템 압력손실량을 가능하면 줄여주는 것이 바람직하다. 그림 3.3.4-2는 시스템 총 압력손실에 따른 양수력 비중 변화량을 보여준다.

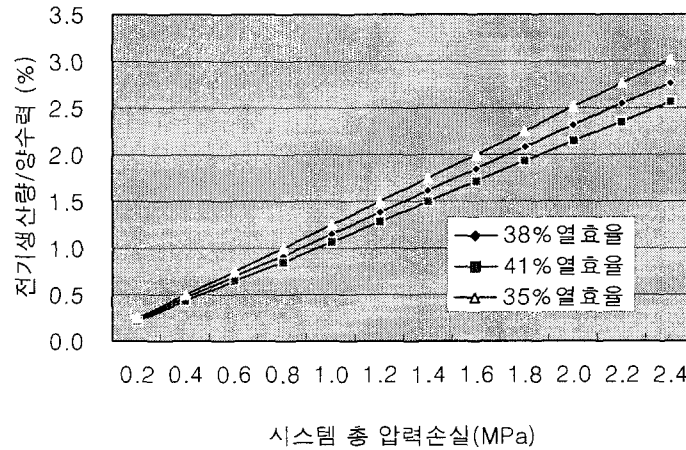


그림 3.3.4-2 시스템 총 압력손실에 따른 양수력 비중 변화

기존에 존재하는 발전용 원자로의 시스템 총 압력손실은 대략 0.5 MPa~1.2 MPa 정도이다. 이 경우 전력생산량의 약 0.5%~1.5%가 냉각재 펌프에 사용된다. 그림 3.3.4-2를 살펴보면 시스템 총 압력손실량을 2.0 MPa에서 1.0 MPa로 1.0 MPa 만큼 낮춘다면, 발전소 효율에 따라 약간의 차이는 있으나 대략 전력생산량의 1% 정도의 경제적 이득이 있음을 알 수 있다. 즉 1.0 MPa(약 10기압)의 압력손실량이 대략 1%의 시스템 효율에 해당한다고 볼 수 있다.

다. 열수력 설계제한값

냉각시스템 설계에는 항상 설계제한값(design limit)을 고려해야만 한

다. 냉각시스템 열수력설계에는 각 시스템 구성설비에 대해 정상상태 뿐만 아니라 과도상태도 만족해야만 하는 다양한 설계제한 요건들이 존재한다. 그러나 지금의 설계상황에서 많은 설계 요구조건들을 일일이 논의할 필요는 없다. 다만 아래와 같은 설계제한값들은 냉각시스템 설계에서 일차적으로 고려해야할 사항이다.

- 피복재 바깥쪽 표면 최고온도
- Pb-Bi 냉각재 최대유속
- 최대 노심 압력손실량

피복재 바깥쪽 표면 최고온도와 Pb-Bi 냉각재 최대유속은 앞서 논의한 Pb-Bi 냉각재에 의한 구조재의 부식 및 침식과 관련이 있다. 러시아의 Pb-Bi 냉각 원자로 개발경험에 비추어 보면, 피복재외벽 최고온도는 약 650℃, Pb-Bi 최대유속은 약 2m/s 이내로 설계해야만 Pb-Bi 냉각재에 의한 부식 및 침식에 핵연료봉 피복재 등 구조재가 견딜 수 있다.

최대 노심 압력손실은 냉각재의 냉각방식에 따라 다르다. 강제순환 냉각방식을 도입할 경우, 냉각효율이나 중성자 효율을 높이기 위해 냉각재 속도를 증가시키는 것은 펌프에게 부담을 준다. 기존 원전의 노심 압력손실은 보통 3~6 기압 정도인데 아무리 높게 잡아도 10기압 미만이다. 물 냉각원자로 보다는 나트륨 냉각원자로의 노심 압력손실이 높은 편인데 이는 나트륨 냉각원자로의 경우 tight lattice와 wire spacer를 이용하기 때문으로 판단된다. Pb-Bi 냉각 원자로의 경우 tight lattice와 wire spacer를 사용하지 않으므로 상대적으로 노심 압력손실량을 줄일 수 있으나 Pb-Bi가 나트륨에 비해 상대적으로 큰 양수력(pumping power)을 필요로 하므로 기존 나트륨 냉각원자로 만큼의 압력손실량을 기대할 수 있다.

최대 노심 압력손실량은 Pb-Bi 순환펌프의 능력과 경제성을 고려해서 결정해야하지만 현재 세계적으로 Pb-Bi 순환펌프에 대한 자료가 거의 없는 실정이고 경제성도 논의할 시기가 아니어서 기존 나트륨 냉각원자로와 유사한 0.6 MPa (약 6기압) 정도가 적당하다고 판단한다. 넉넉하게 잡아 노심압력손실량의 2.5배가 시스템 총 압력손실(약 1.5 MPa)이라고 하면

이 경우 그림 3.3.4-2에 의해 HYPER 시스템이 생산한 전기의 약 1.5%를 냉각재 순환에 소비한다고 볼 수 있다.

라. 참조노심 설계자료 및 기초 열수력 분석

HYPER 시스템의 열수력 개념 설계를 수행하기 위해서는 몇 가지 기본적인 변수에 대한 참고 값들이 필요하다. 우선 열출력 1000 MWt는 HYPER의 설계목표이므로 고정된 값이며 냉각재 Pb-Bi 및 핵연료 TRU-Zr, 고속의 중성자 스펙트럼 이용 등은 이미 결정된 사양이라고 보아야 할 것이다. 핵설계 및 핵연료 설계 분야와 논의한 결과 참조노심의 설계자료를 아래와 같이 결정하였다.

표 3.3.4-2 노심 열수력 기초 분석을 위한 참조 설계자료

열출력	1000 MWt
냉각재	Pb-Bi Eutectic
시스템 운전온도	340°C - 510°C
냉각방식	강제순환
핵연료	TRU-Zr 합금
핵연료봉 길이(Active Length)	1.6 m
Pitch to Diameter	1.48
핵연료봉 외경	0.67 cm
핵연료(fuel) 직경	0.5 cm
피복재 재료	HT9
피복재 두께	0.068 cm
핵연료봉 배열	삼각배열

(1) 냉각재 유량 및 속도 계산

참조 노심 설계 조건에서 시스템 냉각에 필요한 유량은 식 (3.3.4-2)에 의해 약 4만 kg/sec 로 계산된다. 주어진 설계 사양에서 계산된 평균 냉각재 속도는 1.492 m/s 로서 기존 경수로나 나트륨 냉각 액체금속로 보다 매우 낮은 값이다. 이는 Pb-Bi 침식 및 부식 특성, Heavy 특성을 고려할 때 바람직한 결과라 할 수 있다.

(2) 냉각재 온도분포 분석

앞서 논의했듯이 피복재 바깥쪽 표면 최고 온도에 대한 설계요건은 650°C 이하이다. 따라서 참조 노심 설계자료에 대해 피복재 바깥쪽 표면의 최고 온도가 어느 정도 인가를 먼저 분석해야한다. HYPER 노심의 축방향 power peaking factor를 1.2로 잡고 반경방향 출력분포의 power peaking factor는 1.6으로 하여 HYPER 노심의 온도분포를 분석하였다. 계산을 용이하게 하기 위해 HYPER 노심의 축방향 출력분포를 chopped 코사인 형태로 가정하였다. 계산에 있어 입구 오리피스 역할 무시하였는데 이는 오리피스의 역할이 냉각재 최대온도를 낮추기 위한 것이므로 계산의 보수성을 증가시키는 기능을 한다. 그림 3.3.4-3은 시스템의 평균적 온도분포를 보여준다.

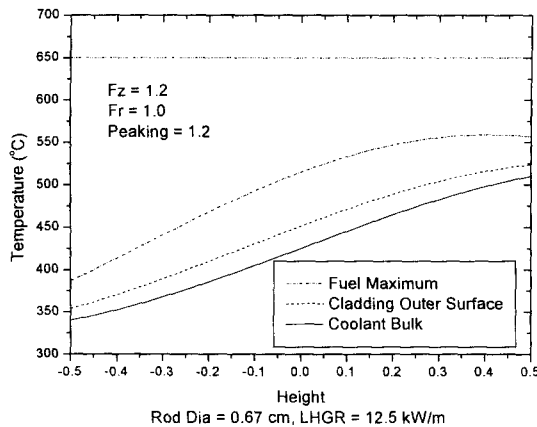


그림 3.3.4-3 HYPER 참조노심 평균채널의 온도 분포

그림 3.3.4-3은 피복재 바깥쪽 표면 최고 온도는 원자로 출구에서 형성됨을 보여준다. 반면에 핵연료의 최대온도 위치는 핵연료 중심부인데 핵연료 중심부의 최대온도는 원자로 상부에서 일어남을 알 수 있다. 핵연료의 최대온도는 HYPER 핵연료의 용융점이 매우 높으므로 커다란 관심사항이

아니다. 반면에 피복재 외벽 최고온도는 피복재의 건전성과 밀접한 관계가 있으므로 면밀히 분석해야 한다. 평균적인 채널의 경우 피복재 바깥쪽 표면의 최대온도는 523 °C 정도임을 보여준다. HYPER 원자로 노심 전체 측면에서 피복재 바깥쪽 표면 최대온도는 반경방향 출력이 가장 큰 위치에 존재한다. 따라서 평균 채널의 거동 뿐만 아니라 hot channel의 거동도 분석해야 한다. 그림 3.3.4-4는 HYPER 노심 hot channel의 온도분포 계산 결과이다. 그림 3.3.4-4에서 볼 수 있듯이 계산된 피복재 바깥쪽 표면 최고 온도는 634 °C로서 설계요건 650 °C미만을 만족하고 있음을 알 수 있다. 그러나 이 값은 충분한 여유도를 갖지 못하므로 핵설계 부문에서 각 방향 침투 출력값을 조절할 필요가 있다고 판단된다. 필요하다면 운전온도를 조금 낮추는 것도 충분한 안전여유도를 얻기 위한 방법이지만 운전온도를 낮출 경우 앞서 논의했듯이 발전효율의 감소는 불가피하므로 최후의 방법으로 사용해야 할 것이다.

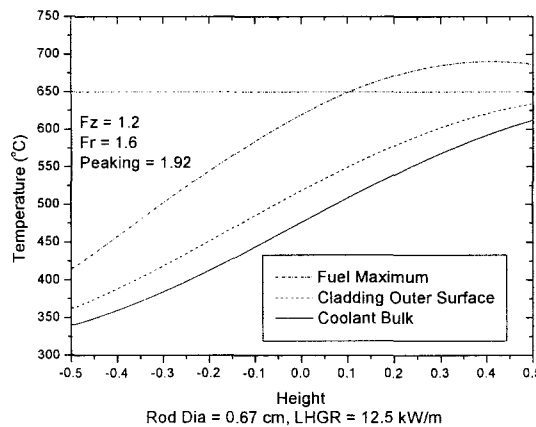


그림 3.3.4-4 HYPER 참조노심 hot channel의 온도분포

마. 냉각재 유로면적 및 최소 핵연료봉수

노심출력과 운전온도가 결정되면 핵연료봉 냉각에 쓰이는 전체 냉각재 유량이 결정되므로 냉각재 속도 제한으로 말미암아 냉각재 유로면적

하한값이 생긴다.

$$\dot{m} = \rho \bar{V} A_T \quad (3.3.4-4)$$

평균적인 의미에서 식 (3.3.4-4)와 같은 관계식이 성립하기 때문이다. 식 (3.3.4-4)를 이용하여 계산해보면 최대 냉각재 속도 2 m/s에 대해 결정되는 유로면적은 1.87 m² 정도이다. 즉 냉각재 속도를 2 m/s 이하로 유지하려면 냉각재 유로면적은 1.87 m² 이상이 필요하다는 의미이다. 그러나 설계제한치인 냉각재 최대속도 2 m/s는 국부적인 요소를 고려한 최대값이다. 식 (3.3.4-4)에서 쓰인 냉각재 속도는 평균속도이므로 현 단계의 노심 설계에 있어서 의미를 가지려면 냉각재 속도에 대한 최대값은 냉각재 평균속도에 대한 최대값을 고려해야함이 타당하다. 즉 냉각재 평균속도를 충분히 2 m/s 보다 낮게 잡았을 때 국부적인 조건에서의 냉각재 속도를 2 m/s이내로 설계할 수 있으리라고 판단하기 때문이다.

전체유로면적은 핵연료봉수와 핵연료봉당 차지하는 면적의 곱으로 볼 수 있다. 즉

$$A_T = N_R \times A_R \quad (3.3.4-5)$$

이 전체유로면적에 대한 제한값은 곧 핵연료봉수와 핵연료봉당 차지하는 면적에 제한값을 줄 수도 있다. 삼각배열에 대하여 핵연료봉당 차지하는 면적은 아래와 같이 P/D (PD)와 핵연료봉 외경 (D_o)의 함수이다.

$$A_R = D_o^2 * \left(\frac{\sqrt{3}}{2} * PD^2 - \pi/4 \right) \quad (3.3.4-6)$$

식 (3.3.4-4) ~ 식 (3.3.4-6)을 이용하여 냉각재 평균속도를 2 m/s, 1.5 m/s, 1.2 m/s 이내로 만족하기 위한 최소한의 핵연료봉 수를 계산하였다. 그 결과가 그림 3.3.4-5 ~ 그림 3.3.4-7이다.

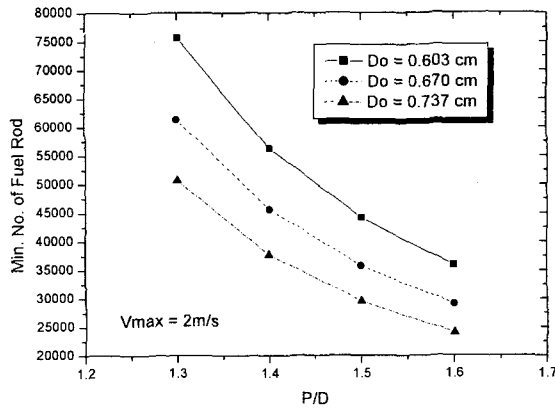


그림 3.3.4-5 P/D에 따른 최소핵연료봉수(Vmax = 2m/s)

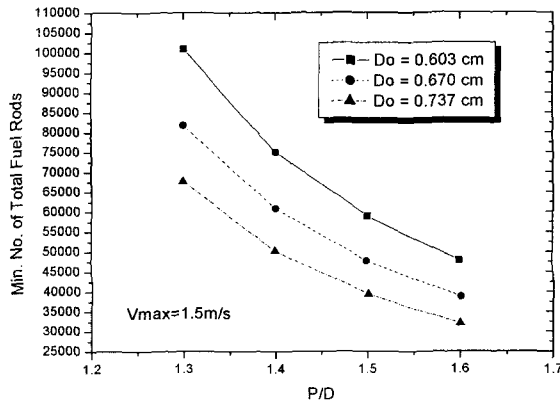


그림 3.3.4-6 P/D에 따른 최소핵연료봉수(Vmax = 1.5 m/s)

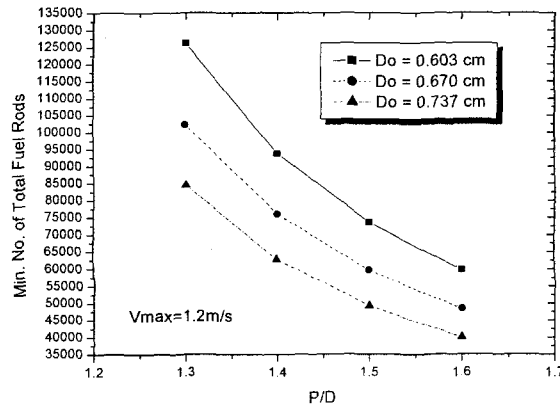


그림 3.3.4-7 P/D에 따른 최소핵연료봉수(Vmax = 1.2 m/s)

그림 3.3.4-5 ~ 그림 3.3.4-7에서 볼 수 있듯이 당연히 P/D를 크게 할수록, 핵연료 외경을 크게 할수록, 최대 냉각재 평균속도를 작게 할수록, 요구되는 핵연료봉 수는 적어진다.

실제적인 노심설계 관점에서 냉각재 평균속도의 최대값은 약 1.5 m/s 면 적절하다고 판단한다. 참조노심 설계값 핵연료봉 외경 0.67 cm, P/D=1.48에서 요구되는 최소 핵연료봉수는 약 48000 개 정도이다.

바. Peaking Factor

HYPER 노심 설계에 있어서 핵설계와 노심열수력 설계는 유기적인 관계를 갖는다. 핵설계에서 이용되는 주요변수들 중의 하나가 출력 peaking factor인데 일반적으로 출력 peaking factor가 클수록 최대 피복재 바깥쪽 표면온도도 커지기 마련이다. 따라서 최대 피복재 바깥쪽 표면온도에 대한 제한치 650℃를 만족시키기 위한 최대 peaking factor를 도출해낼 수 있다. 이렇게 도출된 값은 핵설계 분야에게 중요한 정보를 제공해준다.

현재 HYPER의 참조노심 설계조건에서 허용가능한 출력 peaking factor를 계산해보았다. 그림 3.3.4-8과 3.3.4-9는 참조노심 설계값에서 허용가능한 반경방향 peaking factor를 보여준다. 핵연료 길이를 1.2, 1.6, 1.9 m로 변화시켜가면서, 축방향 peaking factor가 각각 1.2와 1.25 일 때, 주어진 핵연료봉 총수에서 얻을 수 있는 최대 반경방향 peaking factor를 도시한 그림들이다. 핵연료봉수와 길이가 결정되면 선출력밀도 LHGR은 결정되므로 그래프 오른 쪽에 도시하였다. 따라서 그림 3.3.4-8과 3.3.4-9는 주어진 선출력밀도에 대해 허용가능한 반경방향 peaking factor를 얻고자할 경우에도 사용될 수 있다. 한가지 예로서 핵연료봉길이 1.6m, 핵연료봉수 50000개 이면 LHGR은 약 12 kW/m 정도인데 이때 축방향 peaking factor를 1.2로 하면 허용가능한 반경방향 peaking factor는 약 1.69 정도(총 peaking factor는 약 2.0)이다. 축방향 peaking factor를 1.25로 늘린다면 허용가능한 반경방향 peaking factor는 약 1.71 정도이다. 한

가지 흥미로운 점은 축방향 peaking factor가 클 때 오히려 허용가능한 반경방향 peaking factor가 크다는 점이다. 이것은 피복재 바깥쪽 표면 온도의 최대값이 그림 3.3.4-3과 3.3.4-4에서 보인 바와 같이 냉각재 출구에서 발생하기 때문인 것으로 풀이된다. 즉 축방향 출력분포를 chopped cosine 형태로 가정하였기 때문에 축방향 peaking factor가 클수록 상대적으로 냉각재 출구쪽의 출력밀도는 작아지기 때문인 것이다.

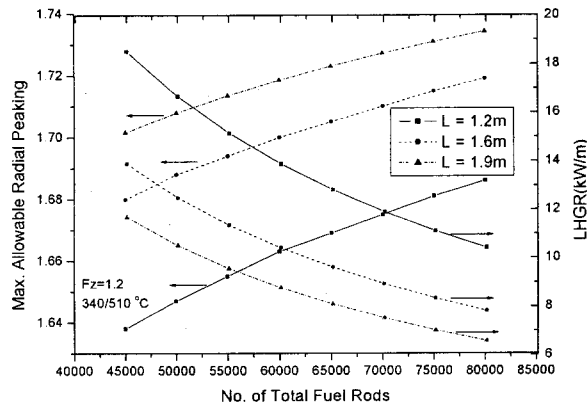


그림 3.3.4-8 반경방향 peaking factor 제한치(Fz=1.2)

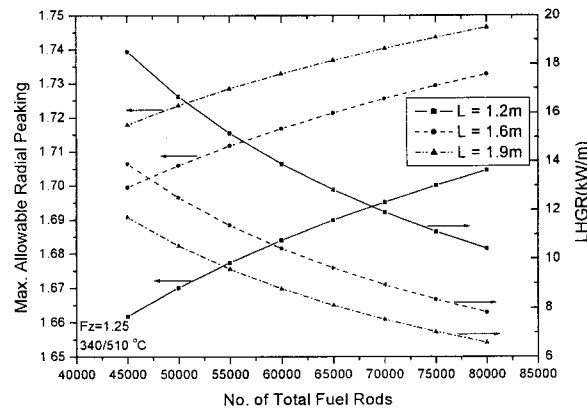


그림 3.3.4-9 반경방향 peaking factor 제한치(Fz=1.25)

피복재 표면의 온도는 냉각재의 운전온도와 밀접한 관계가 있다. 냉각재 운전온도를 낮출 경우 피복재 표면온도가 낮아지므로 상대적으로 허용가능한 peaking factor가 커짐을 예상할 수 있다. 그림 3.3.4-10은 운전온도를 60°C 만큼 낮추었을 때 허용가능한 반경방향 peaking factor가 0.3 정도 커짐을 보여준다.

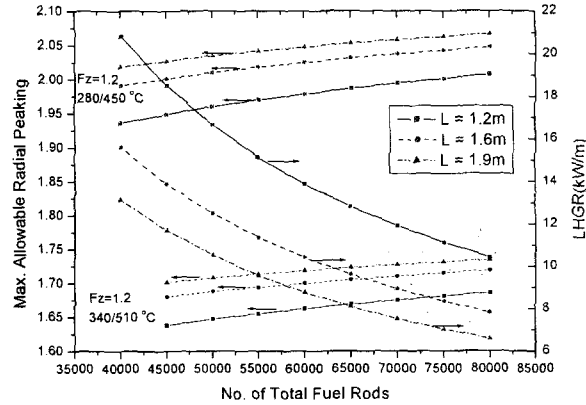


그림 3.3.4-10 운전온도에 따른 반경방향 peaking factor 제한치의 영향

사. P/D에 따른 압력손실 거동

P/D는 노심 열수력 설계에 있어서 가장 중요한 설계변수중의 하나이다. 핵설계와의 최적화를 위하여 P/D에 따른 마찰압력손실을 계산하였다. 압력손실이 클 경우 펌프에 부담을 주고 나아가 시스템 경제성을 떨어뜨린다. 계산결과를 그림 3.3.4-11에 나타내었다.

비록 그림 3.3.4-11은 마찰압력손실량을 보여주고 있지만 난류 유동에서의 마찰손실계수는 P/D에 따라 바뀌지 않기 때문에 폼압력손실 거동도 그림 3.3.4-11과 동일하여 (식 3.3.2-1 참조) 그림 3.3.4-11은 핵연료 어셈블리내 압력손실 변화 거동을 대변해준다고 볼 수 있다. 그림 3.3.4-11을 살펴보면 P/D를 약간만 증가시켜도 압력손실은 크게 감소한다. 특히 P/D가 1.4 미만에서는 P/D에 따라 압력강하량이 크게 바뀐다. 따라서 HYPER 노심 설계에서는 핵설계에 지장을 주지 않는 한 P/D를 1.4 이상으로 해야 할 것이다. 노심의 설계에 있어서 P/D 값을 약간만 증가시켜도

열수력 측면에서는 많은 이점을 얻을 수 있다. 더욱이 납-비스무스의 중성자적 특성도 우수하여 P/D를 여유 있게 설계하는 것이 바람직하다. 따라서 예비설계값 1.48은 어느 정도 타당하다고 할 수 있다.

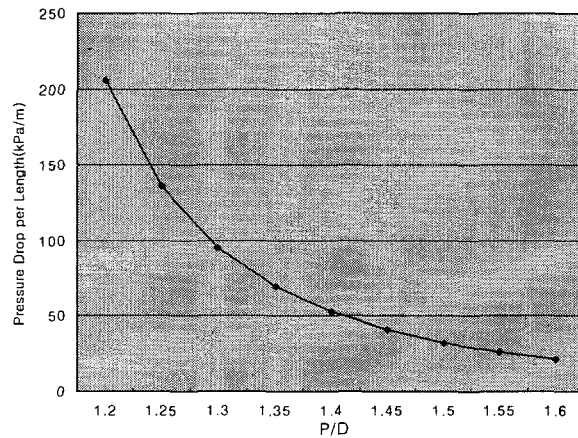


그림 3.3.4-11 P/D에 따른 단위길이당 마찰압력손실량 변화

경제성면에서 보면 P/D를 1.4에서 1.5로 증가시킬 때 핵연료 어셈블리에서의 압력손실량이 대략 50% 감소하며 (그림 3.3.4-11 참조), 이 경우 원자로 노심 압력손실량은 10%~40% 정도 감소하여 시스템 압력손실량이 약 0.4%~25% 감소한다. 시스템 총 압력손실량을 15기압 정도로 잡는다면 그림 3.3.4-2를 참조할 때 최대 약 0.4% 정도의 시스템 효율 향상을 기대할 수 있다. 그러나 여기에는 단순히 양수력만 고려한 결과이다. 압력손실이 작아지면 핵연료 어셈블리를 지지하는데 필요한 부담도 감소하므로 이중의 이득을 볼 수 있다.

아. CFD를 이용한 봉다발 열수력 해석

CFD코드인 FLUENT를 이용하여 HYPER 핵연료 봉다발에 대한 열수력 해석을 수행하였다. FLUENT 코드는 일반적 목적 (general purpose)의 열수력 코드로서 2차원 및 3차원적 상세해석이 가능한 상용코드이다[3.24]. 현단계에서의 냉각계통 설계는 간단한 일차원 모델 및 실험

상관식을 이용한 것이었으므로 CFD 해석을 통해 일차원모델 및 실험상관식의 유용성을 대략적으로 평가해볼 수 있다고 판단한다.

HYPER 참조노심의 열수력해석을 위해 equivalent annulus model을 이용하였다. equivalent annulus model을 이용할 경우 삼각배열로 이루어진 핵연료봉 다발을 2차원으로 단순화시킬 수 있다. 그림 3.3.4-12는 이 모델을 적용하여 FLUENT 계산영역을 변환하는 과정을 보여준다.

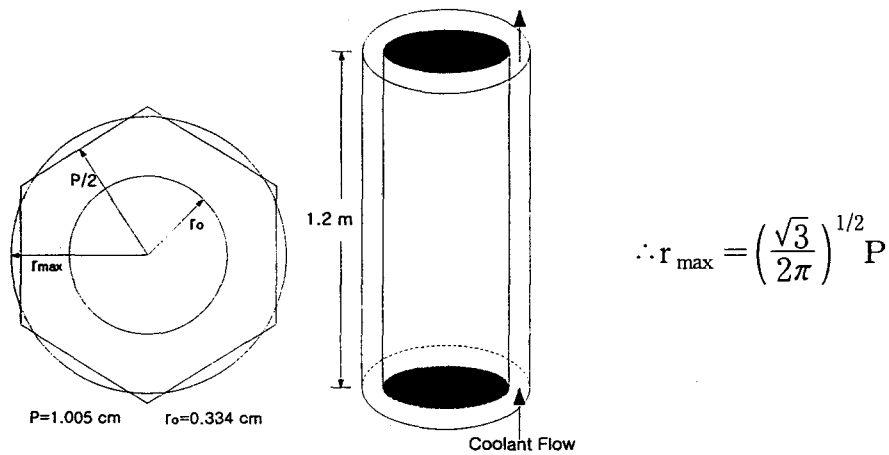
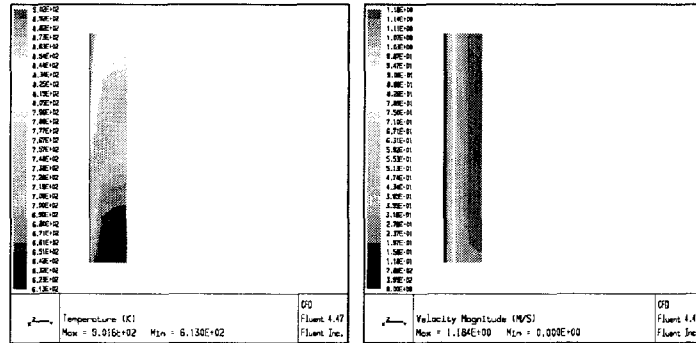


그림 3.3.4-12 FLUENT 계산 영역

본 계산에서는 핵연료봉 직경이 0.668 cm, P/D가 1.5, 핵연료봉길이가 1.2m, 선형열출력밀도(LHGR)이 15 kW/m, 냉각재 입구속도를 1.1m/s로 하였다. 이러한 설계자료들을 이용하여 FLUENT로 계산한 결과를 그림 3.3.4-13에 나타내었다.

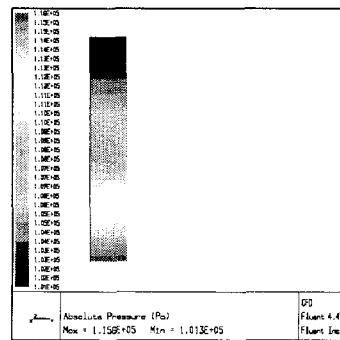
핵연료봉의 열유속이 일정하다고 가정하였기 때문에 냉각재의 최대 온도는 핵연료봉의 맨 윗부분에서 일어났다. 그림 3.3.4-13(a)를 보면 노심출구 부분의 냉각재 평균온도가 550℃ 이다. 그림 3.3.4-13(b)에서 냉각재의 최대 속력은 부수로 중앙에서 나타나는데 노심입구 속력인 1.1 m/s 보다 약간 높은 값인 1.184 m/s을 보이는 것은 핵연료봉과 인접한 부분의 냉각재가 핵연료봉과의 마찰력으로 인해 속력이 줄어들어 부수로내에서 질량보존법칙을 만족하기 위해 상대적으로 부수로 중앙의 냉각재 유동이

빨라진 것으로 해석된다. 그림 3.3.4-13(c)를 통해 냉각재의 압력분포는 정상상태에서 안정한 성층화를 띠고 있으며 간단한 단상마찰압력손실 실험상관식으로 계산한 값과 유사한 값을 가짐을 알 수 있다. 1.2m 부수로 내에서 냉각재 압력강하는 약 14.3 kPa 정도이다.



(a)

(b)



(c)

그림 3.3.4-13 FLUENT 계산결과 (온도(a), 속력(b), 압력분포(c))

그림 3.3.4-14는 몇가지 경우에 대한 FLUENT 계산 결과를 Borishanskii et al.의 실험결과 및 몇 가지 실험상관식들과 비교한 것이다. FLUENT 계산 값들에서 구한 Nu가 Borishanskii et al.의 실험결과 및 몇 가지 실험상관식들에 의해 얻은 Nu보다 50%이상 낮게 예측함을 알 수 있다. 즉 FLUNET에서 계산되는 열전달계수가 실험자료에서 얻은 값들

보다 작음을 보여준다.

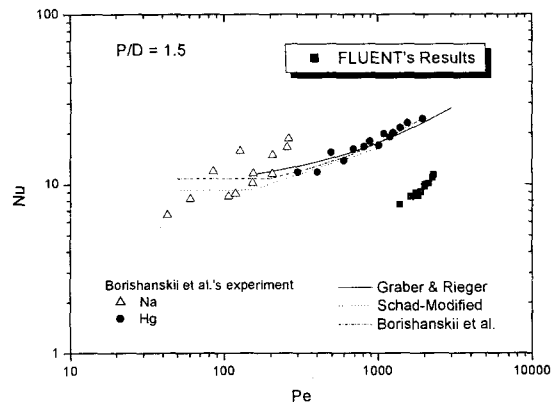


그림 3.3.4-14 FLUENT 계산결과와 Borishanskii et al.의 실험결과 및 몇가지 실험상관식들과의 열전달계수 비교

5. 자연순환 및 혼합 유동 냉각

냉각계통 설계를 위해 결정해야 할 중요한 이슈 중의 하나가 냉각방식이다. 강제순환 냉각방식이나 자연순환 냉각방식이나에 따라 시스템 설계는 완전히 달라지기 때문이다.

가. 자연순환만을 이용한 냉각

유럽에서 설계 중인 EA(Energy Amplifier)는 100% 출력 정상운전 동안의 시스템 냉각방식으로서 자연순환 냉각방식을 도입하려고 하고 있다. 자연순환 냉각방식은 펌프를 이용한 강제순환 냉각방식에 비해서 피동적 안전성이 우수하여 최근 들어 선호되고 있는 냉각방식이다. 그러나 대용량 원자로의 경우 시스템 길이(노심과 열교환기 높이차)를 충분히 높이지 않고서는 설계가 불가능한 단점이 있다.

HYPER의 냉각방식으로서 자연순환 냉각이 가능한지를 먼저 알아보았다. 그림 3.3.5-1은 시스템 길이 및 압력손실 특성에 따른 자연순환유량을 보여준다.

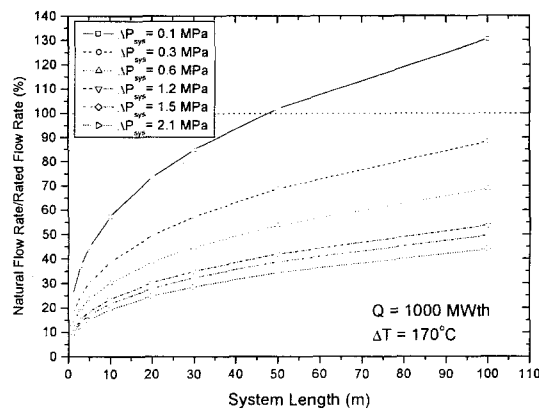


그림 3.3.5-1 시스템 길이 및 압력손실 특성에 따른 자연순환 유량

그림 3.3.5-1에 따르면 시스템 압력손실 계수를 약 1기압 (0.1 MPa) 정도

로 충분히 낮추고 시스템 길이를 50 m 정도로 설계해야만 HYPER가 요구하는 설계특성 1000 MWth, 170°C 냉각재 온도차를 달성할 수 있음을 알 수 있다. 그러나 Pb-Bi는 물이나 나트륨에 비해서 상대적으로 많은 압력손실을 일으키는 물질로서 시스템 압력손실을 0.1 MPa 이내로 설계하기란 거의 불가능할 뿐만 아니라 시스템 길이 50 m도 실현하기 힘든 설계값이다. 따라서 HYPER의 정상운전 냉각방식으로서 자연순환은 불가능하다고 판단된다.

그림 3.3.5-2는 주어진 냉각재 온도차 170°C에 대해 자연순환 냉각에 의해 얻을 수 있는 열제거량을 보여준다.

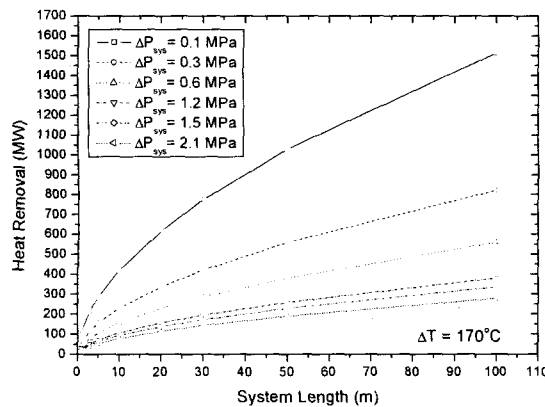


그림 3.3.5-2 자연순환 냉각의 열제거 능력

그림 3.3.5-2에 의하면 노심과 열교환기 높이차이를 10 m로 하였을 때 시스템 압력손실 특성에 관계없이 열제거량이 약 50 MW 이상이다. 즉 자연순환 유동은 HYPER 시스템의 잔열제거 냉각방식으로서는 도입가능함을 보여준다.

나. 혼합유동에 의한 냉각

혼합유동이란 자연순환과 강제순환이 혼합된 유동이다. 따라서 혼합

유동에 의한 냉각방식은 100% 출력으로 정상운전하는 동안 자연순환과 강제순환을 동시에 이용하는 방법이다. 냉각재 펌프를 이용함에도 불구하고 순환유동의 상당부분을 자연순환력에 의존할 경우라고 할 수 있다. 기존 상업용 원자로들은 정상운전중 자연순환 유동의 비중이 10% 미만이다. Pb-Bi 냉각재는 노심에서 tight lattice를 사용할 필요가 없는 등 여러 가지 면에서 좋은 자연순환 매체로 알려져 있어 Pb-Bi 냉각 원자로의 경우 혼합유동에 의한 냉각방식도 고려해볼 수 있다. 한가지 예로서 미국에서 설계중인 ATW의 경우 자연순환 비중을 약 30%까지도 고려하였다[3.25]. 이렇게 자연순환 유동이 무시하지 못할 정도로 큰 혼합유동은 기존의 대규모 원자로에는 존재하지 않아 그동안의 관심 대상이 아니었다.

혼합유동에 있어 정상상태 동안 루프 유량을 구하기 위한 운동량보존식은 다음과 같다.

$$g\beta\rho_0 \oint Tdz - f \frac{L}{D} \frac{\dot{m}^2}{2\rho_0 A^2} + \Delta P_{pump} = 0 \quad (3.35-1)$$

펌프의 거동(ΔP_{pump})은 펌프의 종류에 따라 다르다. HYPER 시스템에서는 냉각재 펌프로써 기계적 펌프의 일종인 원심펌프를 채택할 예정이다. 원심펌프의 수력학 거동은 펌프 특성곡선에 의해 나타낼 수 있다. 원심펌프의 유량은 시스템의 압력 손실 특성에 따라 달라지는데 일반적 거동은 유량에 대해 2차식으로 나타낼 수 있다. 2차식의 계수들은 펌프 공급자(vendor)에 의해 제공되는데 대부분 실험을 통해 구한 값들이다. 원심펌프를 이용하여 위 식을 개념화한 것이 그림 3.35-3이다. 만약 부력이 무시할만하다면 루프 유량은 시스템 마찰항과 펌프특성곡선이 만나는 Q_{forced} 에서 결정될 것이다. 이는 잘알려진 사실이다. 이때 부력이 상당부분 영향력을 행사한다면 시스템 마찰곡선은 부력항 때문에 아래로 이동할 것이다. 따라서 펌프특성곡선과 만나는 점이 오른쪽으로 이동하고 유량은 $Q_{combined}$ 에서 형성된다. $Q_{combined}$ 와 Q_{forced} 의 차이가 부력에 의해 증가한 루프내 유량이다.

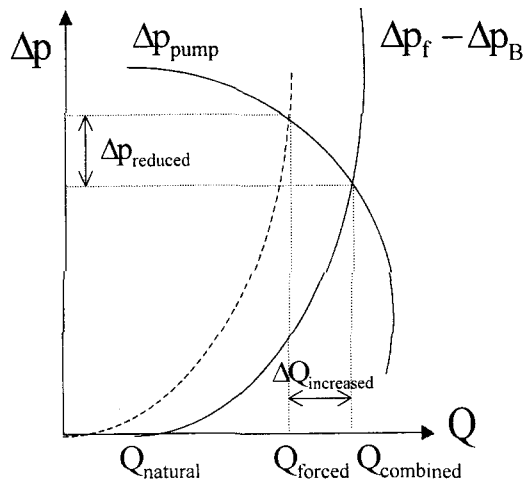


그림 3.3.5-3 혼합유동의 정상상태 개념도

설계상에서의 관심사는 시스템의 온도차이를 설계값대로 유지할 수 있는 적정유량을 확보할 수 있는 가이다. HYPER 설계변수에 대한 분석 결과를 그림 3.3.5-4에 나타내었다. 노심과 열교환기 높이를 ATW와 같은 10.87m로 할 경우 자연순환 비중이 약 20% 정도 차지하는 것을 알 수 있다. 이는 혼합냉각유동 영역에서 노심 냉각을 위한 적정 유량을 형성함을 보여준다.

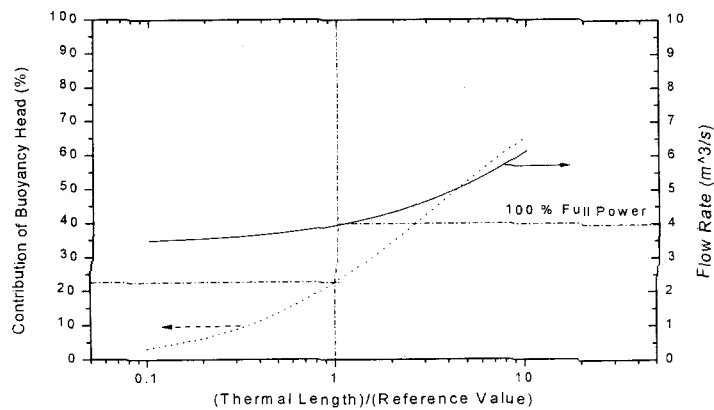


그림 3.3.5-4 HYPER 설계변수를 이용한 혼합유동 정상상태 유량계산 결과

그러나 이 계산결과는 전체 루프내의 압력강하가 LANL의 예측값 13.2 psi를 이용했을 경우에 해당하는 값으로 만약 루프내 전체 압력강하가 이보다 훨씬 크다면 자연순환 비중은 점점 작아질 것이 분명하다. 강제순환력에 비해서 부력항을 키우는 것은 현실적으로 쉽지 않기 때문이다. 자연순환력을 향상시키기 위해서는 원자로심과 증기발생기의 높이차를 증가시키야 하는데 그림 3.3.5-5에 나타난 바와 같이 시스템 총압력손실이 기존 원자로 처럼 7-10 기압 사이라면 높이차를 30m로 두더라도 혼합유동에서 자연순환비중은 10% 미만이 된다.

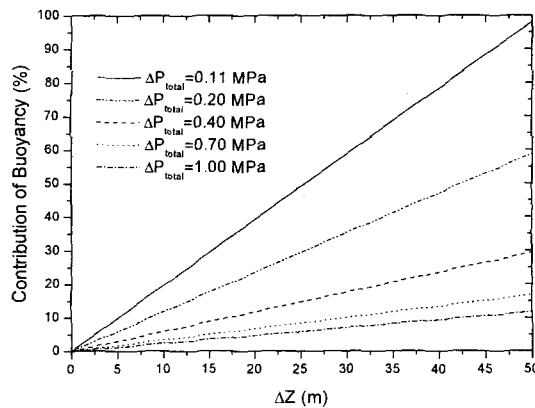


그림 3.3.5-5 시스템 길이에 따른 혼합유동에서의 부력비중

다. 자연순환 및 혼합유동 안정성분석

자연순환 유동에서의 중요한 이슈중의 하나가 유동의 안정성이다. 이상 유동 뿐만 아니라 단상 유동에서도 유동의 불안정성은 일어날 수 있는 것으로 실험을 통해 알려져 있다. 자연순환 유동의 안정성 분석에 대해서는 이미 많은 연구가 이루어졌으나 혼합유동의 안정성 분석은 그 동안 관심의 대상이 아니었다. 따라서 본 연구에서는 혼합유동의 안정성 분석에 대한 연구에 초점을 두었다. 펌프의 영향 때문에 유동이 더욱 불안정해질 지도 모른다고 판단했기 때문이다. 본 연구에서는 실제 시스템을 매우 단

순화시킨 열수력 모델을 이용하였다.

주어진 시스템의 열수력 안정성을 분석하는 방법으로서 선형안정성분석법(Linear Stability Analysis)와 유한차분법(Finite Difference Method)을 이용한 방법을 사용할 수 있다[3.26,3.27]. 유한차분법을 이용한 열수력 안정성 분석 방법은 주어진 시스템의 지배방정식을 수치해석적 방법인 유한차분법으로 풀어서 시스템이 안정한가를 판별하는 방법이다. 이 방법은 선형안정성분석법이 주어진 영역이 안정한가 아닌가만을 결정해주는 데 반해서 시간에 따른 시스템의 거동을 알 수 있다는 장점을 가지고 있다. 안정한 시스템의 경우 루프내에 형성되는 유량과 온도가 시간이 지남에 따라 점점 안정되지만 불안정한 시스템의 경우는 루프내에 형성되는 유량과 온도가 진동 발산하다가 결국은 역방향의 유동을 형성한다. 유한차분법을 이용한 안정성 분석 방법은 시간에 따른 유량 및 온도의 변화추이를 관찰함으로써 시스템의 안정성을 판단한다.

유한차분법을 이용하여 단순화된 루프에 대해 열수력적 안정성을 분석하였다. 기하학적 수치는 Vijayan의 실험장치[3.28]와 동일하게 하였다. FDM을 이용한 열수력 안정성 분석은 초기유량을 정상상태 유량의 95% 값으로 한 다음 운동량보존식과 에너지보존식을 수치적으로 풀어서 얻은 해를 시간에 따라 관찰함으로써 가능하다. 그림 3.3.5-6은 자연순환 유동의 경우($\Delta P_{pump}=0$) 해석 결과를 보여주는 것으로 각각 안정한 경우(stable case), 불안정한 경우(unstable case), 그리고 그 경계인 경우(neutral case)를 나타낸다. 혼합유동의 경우도 비슷한 결과를 얻을 수 있었다.

이와 같은 분석을 통해 그림 3.3.5-7과 같은 혼합유동의 안정성선도(stability map)를 개발하였다. 단상 자연순환 루프가 열수력적으로 불안정한 유동을 형성할 수 있다는 것은 잘 알려진 사실로서 여러 연구자들에 의해 이론 및 실험적으로 입증되었다. 본 연구에서 채택한 루프도 Vijayan에 의해 특정 영역에서 불안정한 유동이 형성됨을 이론 및 실험적으로 입증된 것이다. 이와 같은 사실은 그림 3.3.5-7을 통해 본 연구에서도 확인할 수 있었다. 그림 3.3.5-7은 펌프가 존재하는 혼합유동의 경우

도 자연순환 유동처럼 불안정한 유동을 가지는 영역이 있음을 잘 보여준다. 그러나 이 영역은 펌프의 역할 덕분에 혼합유동에서는 상당부분 감소함을 알 수 있다.

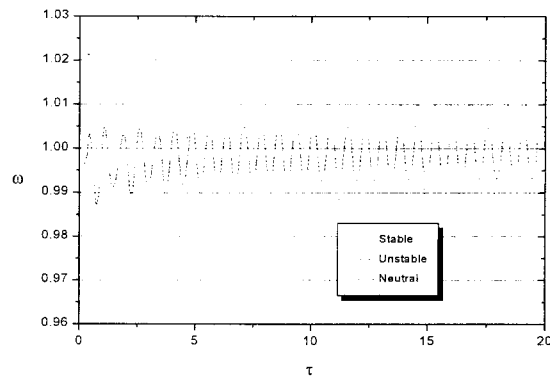


그림 3.35-6 시간에 따른 자연순환 유동 유량의 변화

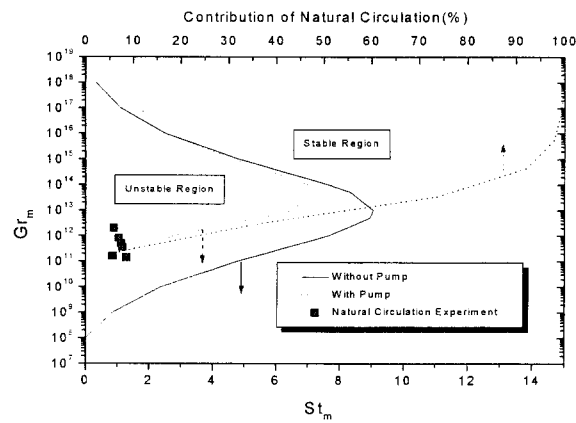


그림 3.35-7 사각루프내 혼합유동에 대한 안전성선도

실제 원자로 시스템의 운전 경험에 따르면 단상유동의 유동 불안정성은 설계 및 운전에 있어서 커다란 문제가 아니었다. 그림 3.35-7은 펌프가 있는 경우 유동이 더욱 안정해짐을 보여준다. 따라서 혼합유동에서의 유동 불안정성은 시스템 설계에서 커다란 관심사항이 아님을 알 수 있다.

6. 냉각계통 개념 정립

가. 일차시스템 배열

일차시스템 배열로서 풀형과 루프형을 고려할 수 있다. Pb-Bi를 냉각재로 하는 원자로의 경우 Pb-Bi가 갖는 무거운 특성 때문에 루프형은 루프 내진 설계의 어려움이, 풀형은 원자로 내진 및 구조설계의 어려움이 제기되고 있다. 그러나 열출력 1000MW를 위한 냉각재양이 상당함을 고려해볼 때 상대적으로 작은 양의 Pb-Bi를 필요로 하는 루프형이 적합하다고 판단한다. 따라서 잠정적으로 HYPER의 원자로형으로서 루프형을 기본으로 하였다. 그러나 세계 여러 나라의 미임계 핵변환 시스템들이 풀형을 기본으로 설계되고 있는 추세로 미루어 볼 때 향후 좀더 심도있는 연구가 뒷받침되어야 할 것이다. 아래그림은 루프형 HYPER 원자로를 개략적으로 보여준다.

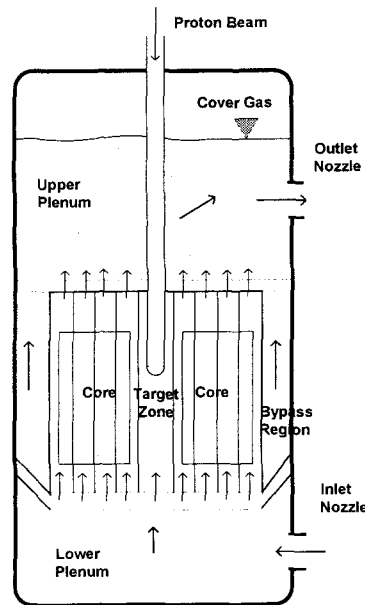


그림 3.3.6-1 루프형 HYPER 원자로 개념도

나. 표적시스템

미임계 핵변환 시스템이 임계 핵변환 시스템과 다른 커다란 차이점은

양성자 가속기와 표적시스템을 갖는다는 점이다. 특히 원자로 내부에는 외부중성자원으로서의 역할을 하는 표적 시스템이 있다. HYPER는 Pb-Bi를 표적 및 냉각재 재료로서 사용할 예정이다. 냉각재와 표적이 같은 물질이므로 HYPER에서는 냉각재 Pb-Bi가 표적의 역할도 함께 수행할 수 있다는 특징을 갖는다. 즉 냉각재와 표적이 섞일 수 있는 시스템을 고려할 수 있다. 반면에 유럽에서는 냉각재와 표적이 섞이지 않는 독립된 표적시스템도 고려하고 있다. 독립된 표적시스템을 가질 경우 표적 방사화물질이 냉각시스템으로 퍼지는 것을 막을 수 있고 빔창 파손 사고에 대해 상대적으로 안전한 면이 있지만 원자로 시스템은 더욱 복잡해질 수밖에 없다. 독립된 표적시스템의 경우 표적 및 빔창 냉각을 위하여 독립된 냉각시스템을 확보해야만 한다.

HYPER에서는 그림 3.3.6-1에서 보인 바와 같이 냉각재와 표적이 섞일 수 있어 독립된 표적냉각시스템을 갖지 않는 표적시스템을 기본형으로 고려하였다.

다. 일차시스템 루프수

루프형 원자로에 있어서 일차시스템 배열에 영향을 주는 핵심 설계인자가 루프수라 할 수 있다. 1/2/3/4 루프 시스템을 비교평가하여 루프형을 근간으로 할 때 HYPER 시스템에 적합한 최적의 일차계통 배열을 선정하였다. 평가기준으로서 i) 배관직경: 25~ 35 inch, ii) 냉각재 유속: 8 m/s 이하, iii) 압력손실: 40 psi 이하로 정하였고 가능하면 단순한 시스템이 좋다고 판단하였다. 25~35 inch의 배관직경은 기존 원자로에서 이용되고 있는 값이며 압력손실 40 psi는 기존 원자로 배관에서의 압력손실보다 충분히 높이 잡은 값이다. 냉각재 유속을 노심 냉각재 유속 설계제한치인 2m/s 보다 4배나 높이 잡은 것은 냉각재 배관의 경우 배관의 두께를 두껍게 설계할 수 있고 상대적으로 방사선 조사 정도가 적은 부위이기 때문이다. 노심의 경우 열전달과 중성자 효율 문제 때문에 핵연료 피복재 등 구조재의 두께에 제한이 따른다. 이와 같은 평가기준은 상대적 비교를 위해 정한 값으로 잠정적 기준일 뿐이다.

이와 같은 평가기준을 가지고 1/2/3/4 루프 시스템일 경우에 대한 배관내 냉각재 유속과 압력손실량을 계산해 보았다. 계산결과는 그림 3.3.6-2와 3.3.6-3에 나타낸 바와 같다.

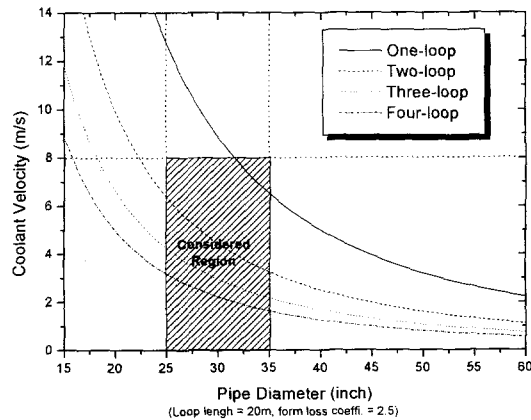


그림 3.3.6-2 시스템 배관에 따른 냉각재 유속 비교

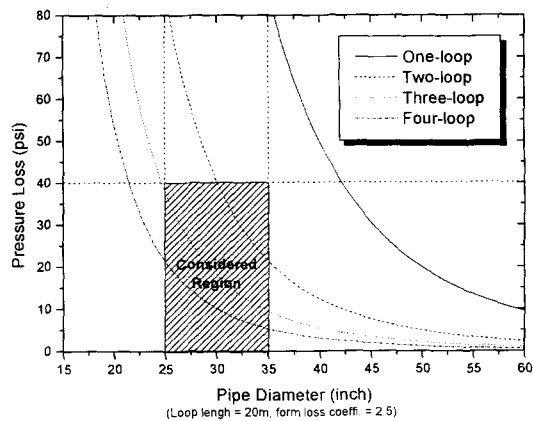


그림 3.3.6-3 시스템 배관에 따른 압력손실량 비교

그림 3.3.6-2를 보면 냉각재 유속 측면에서는 2루프 시스템 이상이 어느 정도 여유를 가지고 기준 영역에 속함을 알 수 있다. 그림 3.3.6-3은 3루

프 시스템 이상이 되어야 어느 정도 여유를 가지고 기준 영역에 속함을 보여준다. 가능하면 단순한 시스템이 좋다고 판단하므로 본 연구에서는 그림 3.3.6-2와 3.3.6-3을 바탕으로 3루프 시스템을 일차적으로 고려하였다.

라. 냉각재 펌프

HYPER 시스템에서 고려하고 있는 펌프는 기계식 펌프와 전자기 펌프이다. EM 펌프는 자체의 낮은 효율 때문에 HYPER 시스템에서는 기계식 펌프를 우선적으로 고려하고 있다. 기계식 펌프는 납-비스무스의 밀도가 매우 크며 점성계수가 크기 때문에 대용량 펌프의 경우 Rotor의 설계가 어렵다고 알려져 있다.

기존 물냉각 원자로에서 냉각재 펌프는 항상 저온관(cold leg)에 위치해 있다. 펌프의 공동화(cavitation)에 대해 유리하기 때문이다. 그러나 루프형 액체금속 냉각 원자로에서는 일차냉각재 펌프 위치로서 고온관과 저온관을 모두 고려하고 있다. 예를 들어 대표적인 액체금속로로서 FFTF나 CRBR 등은 고온관에 냉각재 펌프를 두고 있으나 MONJU나 PFR, FERMI 등은 저온관에 냉각재 펌프를 두고 있다[3.23].

마. 중간열전달계통

Pb-Bi 냉각재의 경우 기존 액금로에서 사용되는 나트륨과는 달리 물/공기와 격렬한 산화/폭발 반응이 없어 나트륨 냉각 원자로 보다 중간열전달계통의 필요성이 상대적으로 적다. 중간열전달계통은 일차냉각재와 이차냉각재를 격리시키는 역할을 수행하여 상대적으로 빈번히 일어나는 증기발생기 튜브 파손 사고 등에 대해 보다 안전하다. 그러나 일차냉각재와 이차냉각재가 직접 열전달하는 경우 보다 시스템 효율을 떨어뜨리며 원자로 운전도 복잡해지는 단점이 있다. 따라서 HYPER에서는 일차적으로 중간열전달계통이 없는 시스템이 유리할 것으로 판단된다.

바. 이차측 사이클

핵변환과정에서 생긴 열을 이차측 유체에 전달시키고 이차측 유체가 터빈을 돌림으로써 HYPER는 전기 생산이 가능하다. 기존에 운전 중인 대부분의 상용 원자로의 경우 물/증기를 이차측 유체로 하고 있다. 소위 랭킨 사이클을 이용한다. 랭킨 사이클이외에 He 등을 이용한 기체 사이클을 HYPER에서 생각할 수 있지만 이미 우리나라에서는 랭킨 사이클에 대한 기술 성숙도가 매우 높으므로 HYPER도 랭킨 사이클을 이용하는 것이 유리할 것으로 판단한다.

랭킨사이클은 포화증기사이클과 과열증기사이클로 분류될 수 있다. 기존 액체금속로의 경우 대부분 과열증기사이클을 이용하고 있다. 액체금속로의 잇점을 살려 상대적으로 높은 열효율을 얻기 위함이다. HYPER의 경우도 과열증기사이클을 고려하고 있다.

사. 증기발생기

일차측 유체의 열을 이차측 유체로 전달하는 매개 설비가 증기발생기이다. 증기발생기의 설계는 2차측의 증기싸이클의 선정과 밀접한 관련이 있고 효율과 경제성을 동시에 고려해야 하는 최적화문제도 포함하고 있다. 과열증기사이클에서 대표적인 증기발생기 유형은 일체형과 분리형으로 나누어진다. 일체형은 Dryout 및 이에 따른 Instability 문제를 포함하고 있다. 반면 분리형은 증기발생기를 여러 부분으로 구성함으로써 (그림 3.3.6-4 참조) 구조가 복잡해지고 기기의 배치에 어려움이 따르는 단점이 있으나 열수력설계는 Dryout 과 Instability 문제를 피할 수 있다. 증기발생기 관의 형태도 매우 중요한데 대표적으로 직관형과 U관형, Helical Coil형 등이 있다. 직관형과 U 관형에 비해 Helical Coil 형은 열전달능력이 우수하지만 설계와 해석이 복잡하다. 증기발생기관의 구조는 안전성을 고려한 2중관과 단일관 구조가 있는 데 본 납-비스무스는 안전상의 이점이 충분하므로 일차적으로 단일관 구조를 고려할 수 있다.

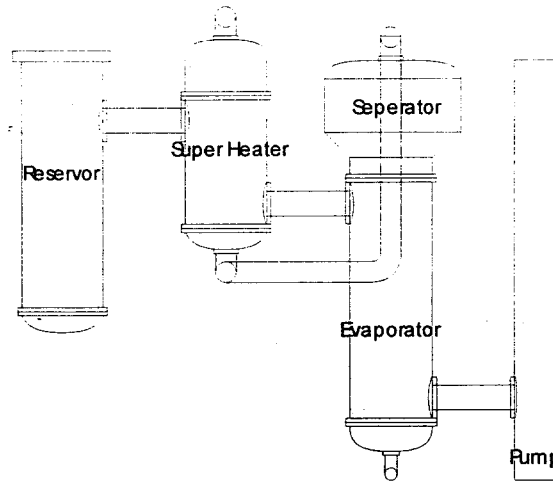


그림 3.3.6-4 분리형 증기발생기 개념도

아. 루프형 HYPER 냉각 시스템 개념

루프형 HYPER 냉각 시스템의 개념도는 아래와 같다. 일차적으로 고려하고 있는 HYPER 시스템은 중간열교환계통이 없는 증기사이클 시스템이다.

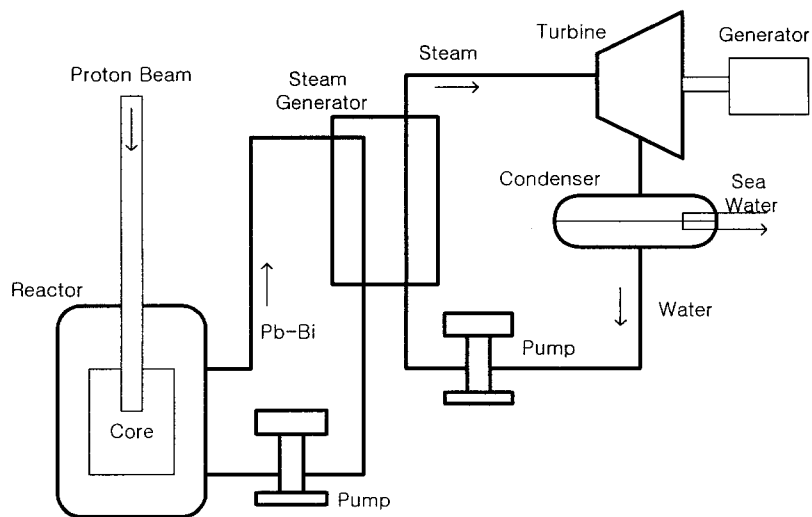


그림 3.3.6-5 루프형 HYPER 냉각시스템 개념도

그림 3.3.6-5에 보인 HYPER 냉각시스템의 특징은 독립된 표적냉각계통

및 중간열전달계통을 두지 않아 시스템을 단순화시킴과 동시에 시스템 효율을 높였다는 점이다. 또한 이차측은 과열증기 랭킨사이클을 이용하여 성숙된 기술을 바탕으로 높은 열효율을 얻을 수 있도록 하였다.

7. 계통해석 전산코드 SSC 수정/보완

SSC 코드는 BNL에서 액체금속로 분석을 위해 개발한 일차원 (one-dimensional) 열수력 계통해석 코드로서 서브루틴이 700개가 넘는 대형 컴퓨터코드이다[3.29]. SSC 코드는 원자력연구소에서 개발 중인 KALIMER 안전해석 및 일본에서 개발한 액체금속로 MONJU의 안전해석에 사용되었다[3.30,3.31].

SSC 코드는 MAIN9R, MAIN9S, MAIN9T의 세가지 주요 프로세스로 구성되어 있다. MAIN9R은 SSC 코드 실행을 위한 input data 처리루틴이고 MAIN9S는 정상상태 처리루틴이며 MAIN9T는 과도상태 처리루틴이다. 실행순서는 MAIN9R->MAIN9S->MAIN9T 순으로 이루어진다.

KAERI에서 사용할 수 있는 액체금속로 시스템 해석 코드인 SSC-L 코드를 HYPER 분석에 맞게 수정/보완한 후 HYPER 열수력 분석에 사용하였다.

가. 물성치 교체/보완

HYPER 시스템은 SSC 개발 당시의 분석대상인 CRBR 등의 나트륨 냉각 고속로와는 냉각재, 핵연료로 쓰이는 재료가 다르므로 HYPER 시스템을 열수력적으로 적절히 모의하기 위해서는 관련 물성치들의 수정이 불가피하다. 피복재의 경우 CRBR에서 쓰인 316 스테인레스강보다 성능이 개선된 HT9이 HYPER에서 채택될 예정이지만 HT9도 스테인레스강의 일종이므로 피복재의 물성치에 대해서는 SSC/MINET 코드의 default값을 써도 커다란 무리는 없을 것이다. SSC 코드의 경우 각종 물성치 계산에 쓰이는 상관식의 계수값들을 MATDAT 데이터파일에서 입력받도록 되어 있지만 MINET 코드는 자체 서브루틴 내에서 FUNCTION 문을 이용하기도 하므로 각종 물성치들을 HYPER 시스템에 적합하도록 교체하기 위해서는 MATDAT 데이터파일 뿐만아니라 SSC/MINET 코드 내에 있는 모든 물성치 관련 Function 문들을 검색하여 함께 수정해주어야만 한다. 물성치 함수의 기본 형태가 동일할 경우는 MATDAT 데이터파일 내의 입

력 계수값들을 바꿈으로써 물성치 교체가 가능하지만 물성치 함수의 기본 형태가 다른 경우에는 source 코드도 변경하였다. 물성치들의 default 값들은 BLOCK DATA 서브루틴에 저장되어 있다. 현재의 연구개발 상태에서 Pb-Bi 냉각재, TRU 핵연료, HT9 피복재에 대한 물성치들은 알려진 것이 많지 않으며 공식적으로 쓰이는 상관식들도 거의 없다. 따라서 필요한 경우 상관식을 만들어서 사용하였다.

나. Water/steam 물성치 상관식 개선

MINET에는 RETRAN에서 사용된 water/steam 물성치 상관식이 사용된다. 이들의 정확도를 높이기 위해 ASME에서 개발한 서브루틴들 [3.32]을 water/steam 물성치 계산에 이용하도록 하였다. 교과서 등에서 사용하는 steam table과 비교 평가한 결과 ASME 서브루틴들이 RETRAN 상관식들보다 훨씬 정확한 예측을 하였다.

다. 열전달 상관식 교체 보완

(1) Rod bundle 열전달 계수 상관식

기존 LMR과는 달리 HYPER는 tight lattice를 사용하지 않는다. 따라서 기존에 사용되던 modified Schad 상관식 보다는 Graber & Rieger 상관식이 더욱 적합하다. Rod bundle 열전달 상관식을 아래와 같이 교체 보완하였다.

- $Pe \geq 150$: Graber & Rieger
- $Pe < 150$: Modified Schad

(2) 핵연료-피복재 gap 열전달계수

CRBR과는 달리 gap은 Na나 Pb-Bi 등의 액체금속으로 bonding할 예정이다. 따라서 KALIMER 분석에 이용한 값을 채택하였다.

(3) 핵연료 집합체에서의 마찰계수 상관식

HYPER는 기존 액금로들에서 사용하는 wire spacer를 사용하지 않고 grid spacer를 사용할 예정이다. SSC는 CRBR의 flow model test 결과를 핵연료 집합체에서의 마찰계수 상관식으로 사용하고 있다. 핵연료 집합체에서의 마찰계수 예측에는 많은 차이가 날것으로 예상된다. 그러나 상관식 평가결과 CRBR에 쓰인 상관식을 이용해서 얻은 결과가 기존 파이프 난류 상관식에서 쓰이는 결과와 크게 다르지 않아서 기존 상관식을 그대로 사용하였다.

라. HYPER 계통모델링

(1) 원자로 모델(SSC)

SSC에서 고려하는 원자로 모델은 그림 3.3.7-1과 같다. SSC에서 원자로심은 그림 3.3.7-1에 나타난 바와 같이 평행한 다수의 채널로 모의하고 있다. HYPER 해석을 위해서는 분석을 용이하게 하기 위해 우선 한 개의 평균 어셈블리 채널을 고려하였다. SSC는 FP 어셈블리, target 어셈블리 등도 함께 고려할 수 있으므로 향후 노심 설계 및 코드개발이 완성되면 좀더 정밀한 분석을 수행할 예정이다.

(2) 이차측 모델(MINET)

MINET 코드는 이차측 계산을 담당한다. 분석을 용이하게 하기 위해 우선 이차시스템을 단순화시켰다. 단순화시키면서 시스템 설계 기초는 CRBR 설계를 이용하였다. HYPER 분석에는 루프 한 개당 1개의 superheater, 2개의 evaporator, 1개의 steam drum, 1개의 recirculation pump로 구성된 시스템을 고려하였다. MINET 코드 분석을 위해 모델링한 HYPER 이차계통은 3.3.7-2와 같다. HYPER의 이차시스템은 12.5 MPa, 219℃의 feed water가 440 kg/s로 유입되어 열교환기를 거친후

10.25 MPa의 과열증기가 된다고 가정하였다.

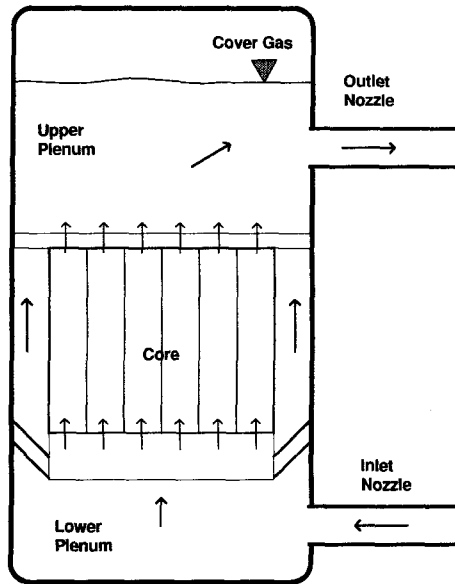


그림 3.3.7-1 SSC 코드의 원자로 모델

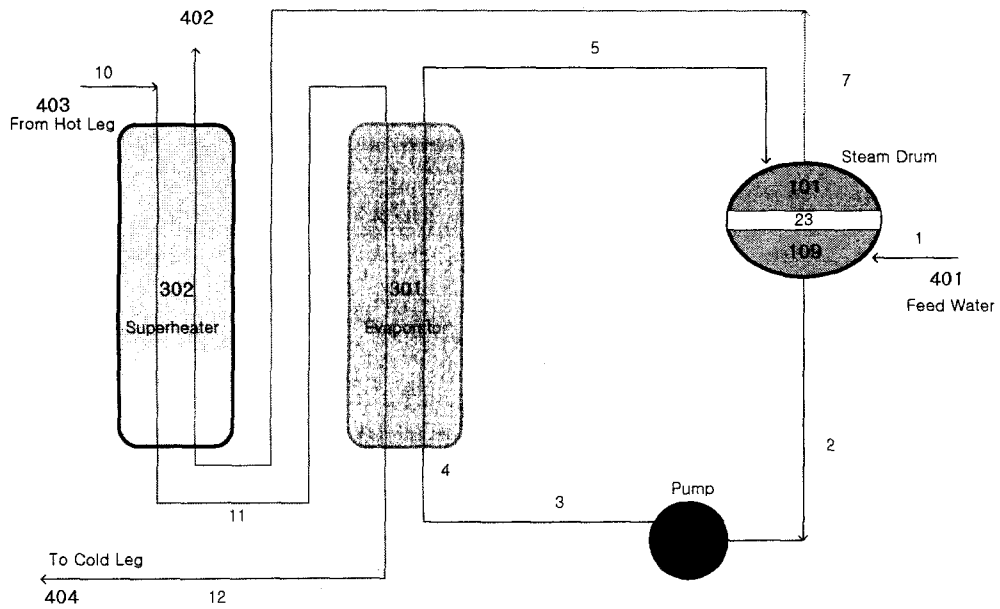


그림 3.3.7-2 HYPER 분석을 위한 MINET 모델

마. 정상상태 시스템 분석 결과

SSC/MINET 코드에 의한 HYPER 시스템의 전반적인 정상상태 분석 결과를 그림 3.3.7-3과 같이 요약할 수 있다. MINET 코드 계산 결과 나타난 superheater와 evaporator에서의 온도분포는 그림 3.3.7-4와 같다. superheater와 evaporator은 물리적으로 서로 분리되어 있지만 비교를 위해 함께 그림에 나타내었다.

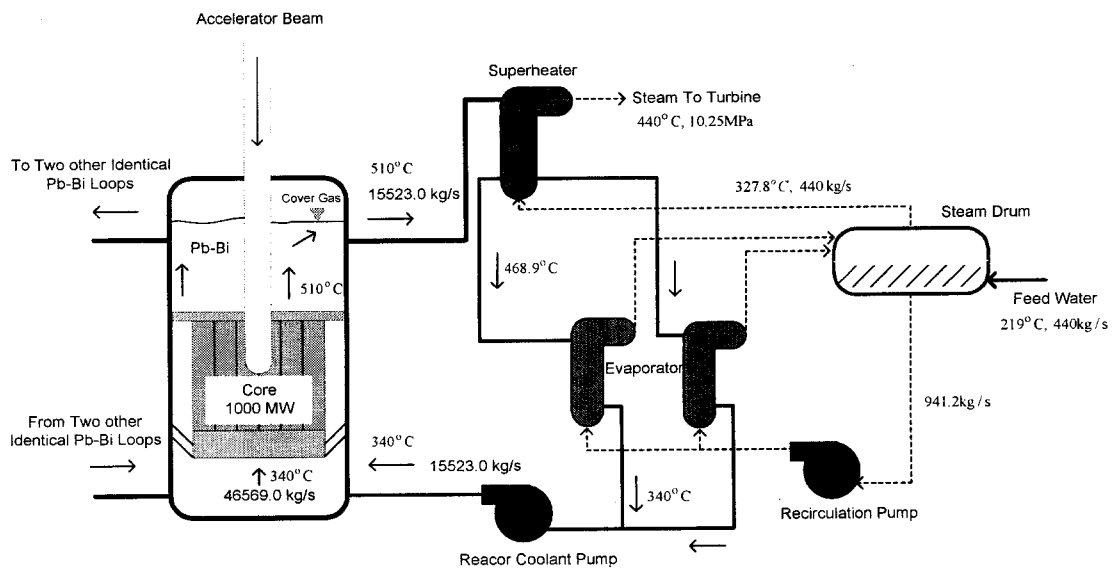


그림 3.3.7-3 HYPER 시스템 정상상태 열수력 분석 결과

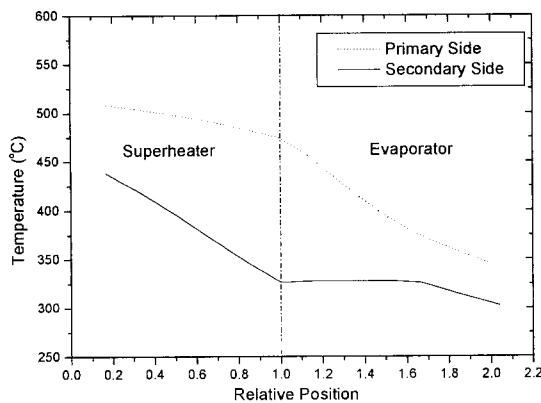


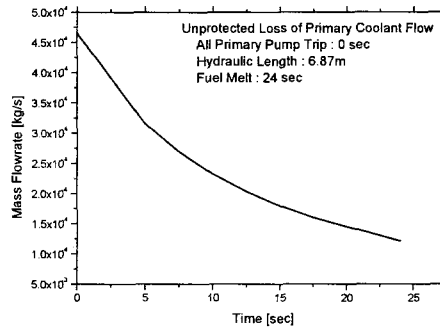
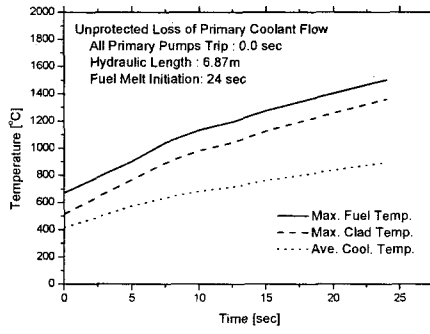
그림 3.3.7-4 분리형 증기발생기에서의 정상상태 온도분포

그림 3.3.7-4는 evaporator에서 subcooled water가 boiling 되어 superheater에서 superheated steam이 되는 과정을 잘 보여주고 있다.

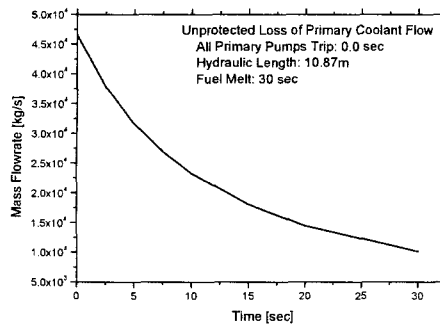
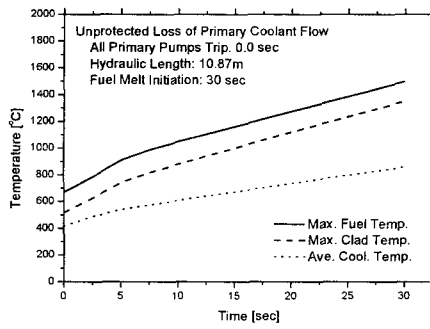
바. 과도상태 안전해석결과

분석이 용이한 ULOF(Unprotected Loss of Flow)사고를 분석하였다. ULOF 사고 시나리오는 원자로 트립이 발생하지 않은 상황에서 냉각재 펌프가 고장난 사고이다. SSC 코드를 이용하여 정상상태에서 전출력(full power)으로 운전하던 원자로가 0초에서 냉각재 펌프의 고장에 의해 완전히 그 기능을 상실한 경우 시간에 따른 최대 핵연료봉 온도, 최대 피복재 온도, 냉각재 온도 및 일차계통 내부의 순환유량의 시간에 따른 변화를 분석하였다. 그림 3.3.7-5에 그 결과를 나타내었는데 원자로 트립이 발생하지 않을 경우 수십초 내에 핵연료 용융이 발생함을 알 수 있다.

원자로중심과 증기발생기 중심간의 높이차(시스템 길이)에 의한 핵연료 용융의 지연효과를 분석하기 위해 높이차가 각각 6.87m와 10.87m인 경우에 대한 분석을 해보았다. 시스템길이(원자로중심과 증기발생기 중심간의 높이차)가 6.87인 경우에는 사고발생 24초후에 핵연료 용융이 발생하였고, 10.87인 경우에는 사고발생 30초 후에 핵연료 용융이 발생하는 것으로 나타났다. 노심과 열교환기 높이차가 4미터 커짐으로써 6초 정도의 핵연료 용융 발생의 지연이 이루어진다는 것을 알 수 있다. 그러나 그림 3.3.7-5에 나타난 시스템 유량을 살펴보면 자연순환력 비중이 커지기 전에 핵연료 용융이 발생하는 것을 알 수 있다. 즉 원자로가 트립되지 않는다면 시스템 높이차이에 따른 자연순환유동의 이득이 그리 크지 않다고 판단된다.



(a) 시스템길이 : 6.87m



(a) 시스템길이 : 10.87m

그림 3.3.7-5 SSC를 이용한 ULOF 해석결과

8. 요소기술 도출

가. Pb-Bi 냉각 핵심기술

Pb-Bi 냉각 기술에 있어 핵심기술은 아래와 같다.

- Pb-Bi 열수력 분석 도구

세계적으로 Pb-Bi 냉각재의 원자로 이용 경험이 많지 않고 그나마 대부분의 기술이 구소련에 있으므로 공개된 데이터가 많지 않다. 특히 Pb-Bi 냉각시스템 설계에 있어서 적절한 열수력 모델, 전산코드의 개발 및 검증은 반드시 요구된다.

- 냉각 시스템 구성 설비 해석 및 설계

Pb-Bi를 냉각재로 하는 원자로 시스템은 기존 나트륨 냉각 원자로와는 다른 열수력 설계 특성을 지니므로 Pb-Bi 냉각재에 적합한 원자로 심, 펌프, 증기발생기, 각종 배관 및 안전계통 등의 해석 및 설계기술 확보는 필수적이다.

- 열수력 검증 실험

설계 코드 검증을 위한 실험 뿐만 아니라 냉각시스템 설비의 제작/운영에 필요한 실험 기술은 매우 중요한 핵심기술이라 할 수 있다.

- Pb-Bi 냉각재 취급 및 방식 기술

Pb-Bi 순도관리, Pb-Bi 부식에 강한 구조재의 개발, 산소/수소 농도의 계측 및 제어, Pb-Bi 부식 및 침식 등의 기술은 구소련 만이 보유한 Pb-Bi 냉각재 기술이다.

나. 기술개발 시나리오 및 소요재원

Pb-Bi 냉각 기술을 HYPER 개발을 위해 필요한 전영역에 대해 자체 개발하는 데에는 엄청난 연구비가 필요한 것으로 판단된다. ATW Roadmap[3.33] 중 Science-Based Roadmap에 따르면 6년의 기간동안 Target & Blanket 분야에 소요되는 123.5 백만불 중 Pb-Bi 냉각 기술과

관련이 있는 냉각재 취급 및 부식 분야에 16.3 백만불이, 열제거 실증 및 보조시스템 연구에 15.9 백만불이, FFTF Pb-Bi Test Loop 과 같은 Integral Testing에 3 천만불이 소요되며, 예비 개념설계에만 해도 6 백만불이 필요한 것으로 보고되어 있다. Depolyment-Driven Roadmap에서는 이보다 훨씬 많은 연구비와 긴 연구기간을 예측하고 있어 우리실정에 맞는 연구 방법 및 방향을 세울 필요가 있다. 따라서 아래와 같은 기술개발 전략을 수립하였다.

- 핵심기술 분야로 연구범위를 국한

HYPER 냉각시스템은 열생성원인 원자로심 (표적 포함), 이차시스템, BOP(이차시스템), 안전시스템 등 매우 많은 영역을 포괄하고 있다. 이 중에서 Pb-Bi 냉각 미임계로로서의 핵심 연구 분야는 표적을 포함하는 원자로심이다. 따라서 향후 연구 방향을 표적 및 원자로심으로 국한할 예정이다.

- 외국 실험장치 이용

열수력이나 동적 부식 실험은 상당한 규모의 Pb-Bi 루프가 필요하며 이를 설계 제작 운영하기 위해서는 많은 인력과 경비가 소요된다. 따라서 독일 FZK와 같이 가동중이거나 가동예정인 외국 실험장치를 우리의 용도에 맞도록 이용할 필요가 있다. 세계적으로 국제협력을 강조하는 환경이 조성되고 있어 외국의 실험장치 이용이 어렵지 않을 것으로 판단한다.

- 국제 공동 연구 참여 노력

MEGAPIE, TECLA와 같은 국제 공동 연구에 능동적으로 참여함으로써 적은 비용으로 많은 결과를 얻도록 노력함이 바람직하다.

다. 향후 연구방향

향후 2단계 연구에서는 냉각시스템 핵심 설계 분야로서 원자로 노심 (표적 포함) 영역에 초점을 두고 HYPER 노심 열수력 코드 확보 및

Pb-Bi 부식/열수력 특성 자료 생산을 위해 노력할 것이다.

제 4 절 표적계통설계

1. 서론

가속기구동 미임계로가 기존의 경수로나 고속로 등의 일반 원자로와 다른 주요한 특징이 노내에서 안정적으로 중성자를 생산할 수 있는 시스템이 필요하다는 것이다. 미임계로의 설계제원에 따라 요구되는 중성자의 양이 다르기는 하지만 일반적으로 미임계로에서 요구하는 양의 중성자를 생산하기 위해서는 GeV급 양성자 빔 수십 mA 정도를 중핵원소 표적물질에 조사해서 핵파쇄 반응을 유도하는 것이 가장 효율적이다.

1970년대부터 가속기로부터 핵파쇄 중성자를 생산해서 물성연구 등에 사용하는 연구가 활발해졌고[4.1] 현재도 그러한 목적으로 보다 높은 선속의 중성자 생산을 위한 핵파쇄 중성자 표적의 연구 및 건설이 이루어지고 있다.

따라서 1990년대에 본격화된 가속기구동 미임계로의 표적계통설계를 위해서는 앞서 연구되었던 핵파쇄 중성자원들을 참조해야 한다. HYPER 표적설계를 위한 본 연구에서도 먼저 연구되었거나 연구중인 핵파쇄 중성자원들의 자료 조사를 수행하였는데 표 3.4.1-1에 개발되었거나 개발중인 핵파쇄 중성자원 장치들을 나열하였다[4.2].

표 3.4.1-1에 나타난 핵파쇄 중성자원 장치들의 자료조사를 통해서 표적설계를 위해서는 다음과 같은 계산들이 필요함을 알 수 있었고 그러한 계산들을 수행하기 위한 코드들을 선정하였다.

- 핵계산 : 표적에 양성자 빔 조사시 발생하는 중성자 및 방사화 생성물 계산과 구조물질의 방사선 손상(dpa) 계산. 핵반응 및 입자수송계산을 위한 코드로는 미국 LANL에서 개발한 LCS(LAHET Code System)를[4.3] 사용. 방사화 생성물의 붕괴, 방사능, 방사열, 독성 계산을 위해서는 ORIGEN 코드[4.4] 사용.
- 열수력 및 구조 계산 : 빔 조사에 의한 발열량 계산은 LCS 사용.

온도, 속도, 압력 등의 열수력 계산을 위해서 FLUENT 코드 사용. 스트레스 계산은 ANSYS 코드[4.5] 사용.

표 3.4.1-1 주요 핵파쇄 중성자원 개발현황 및 표적관련 제원

프로젝트	연구기관	이용목적	빔출력(MW)	빔형태	표적물질
IPNS	ANL	물성연구	0.006	pulse	U (upgrade:Ta)
KENS	KEK	물성연구	0.002	pulse	W, U
ISIS	RAL	물성연구	0.16	pulse	U, Ta
LANSCE	LANL	물성연구	0.8	pulse	W
SINQ	PSI	물성연구	1	CW	Zr, Pb-Bi
AUSTRON	동유럽	물성연구	0.41	pulse	W5%Re
ESS	유럽	물성연구	5	pulse	Hg (2nd option:Ta)
SNS	ORNL	물성연구	1	pulse	Hg
Joint Proj.	JAERI/KEK	물성연구	1	pulse	Hg
APT	LANL	tritium생산	170	CW	W

HYPER에 적합한 표적설계를 위해서 물질선정이나 형태결정 등에서 여러 가지 가능성이 있는 경우에 위에서 언급한 계산들을 수행하면서 장 단점을 비교하였으며 그 결과로 1단계(1997. 4 - 2001. 3) 연구 종료시점에서 가장 적합하다고 생각되는 표적설계를 도출하였고 도출된 설계와 관련된 제원들을 계산하였다.

본 보고서의 제4절 표적계통설계는 제1항으로 서론이 기술되었으며 다음 제2항으로 1단계에서 최종 도출된 표적설계를 기술하였는데 단순히 최종 설계만을 기술하지 않고 최종 설계에 도달하는 과정에서 수행하였던 다른 설계형태의 계산들도 포함해서 연구가 수행된 과정을 알 수 있도록 하였다. 제3항에서 6항은 설계에 필요한 계산들의 세부적인 내용을 핵계산인 중성자, 방사화 생성물, 방사선 손상과 그외의 열수력 및 구조 계산으로 나누어 기술하였고 7항은 설계연구가 아닌 방사선 손상 실험 결과를 기술하였다.

1단계 연구결과에 바탕을 둔 최종 설계는 계산에 있어서 정확도를 높이거나 계산의 효율성을 증가시키기 위해서 보완할 부분들이 있고, 또한 보다 향상된 기능을 하고 세부적인 사안들을 만족시킬 수 있는 설계연구가 계속 이루어져야 하는데 이러한 사안들은 제2항에서 ‘사. 향후 보완 및 수행 사항’이라는 항목으로 기술하였다.

제8항에서는 계산 관련 사항 외에 또한 본 연구의 2단계에서부터 중점을 두고 시행할 계획인 실험적 검증 및 자료확보가 필요한 요소기술 도출 및 이의 검증 계획도 기술하였다.

마지막으로 방사화 생성물 계산과 관련되서 일부 내용이 1단계 과제 수행 시작전에 수행되어서 이미 보고서로[4.6] 제출이 되었으나 미임계로 연구수행후의 모든 표적관련 계산을 본 보고서에 포함시키기 위해서 일부 다시 다루었다.

2. 표적 개념 설계

가. 표적물질 및 기본시스템 선정

(1) 표적물질 선정

표 3.4.1-1에 주요 핵파쇄 중성자원 프로젝트들의 표적물질들을 열거했는데 AUSTRON, ESS, SNS, APT, Joint Prjject 등은 개념설계단계이고 나머지는 사용중이다. 빔출력이 높아질 경우 냉각을 용이하게 하기 위해서 고체표적외에 액체 표적의 사용을 고려함을 알 수 있다. 물성연구목적으로는 열중성자나 냉중성자를 사용하는 pulse 형태가 주를 이루고 미임계로는 고속로개념으로 고속중성자를 요구하는 CW (Continuous Wave) 형태이므로 이에 따른 차이를 고려해서 표적시스템을 설계해야 한다.

표 3.4.1-1의 표적물질 중에서 U의 경우는 중성자생성 측면에서는 좋으나 열발생이 많고 고온, 고준위 방사능 환경에서 손상이 심해 빔출력이 높은 미임계로의 중성자 표적으로는 적합치 않고 Hg의 경우는 중성자 흡수 단면적이 커서 중성자 생성양이 많을수록 좋은 미임계로와 같은 CW source의 액체표적물질로는 Pb, Pb-Bi에 비해 부적합하다. U, Hg를 제외하면 남은 후보 물질은 고체형태인 (W, Ta)와 액체형태인 (Pb, Pb-Bi)로 나누어지고 이들은 표 3.4.2-1에서 나열한 장점들을 가지고 있다 .

표 3.4.2-1 고체(Ta,W) 및 액체(Pb,Pb-Bi)표적의 장점 비교

고체 (Ta,W)	액체 (Pb, Pb-Bi)
<ul style="list-style-type: none"> - 휘발성 방사능물질 방출없음 - 사고시 유출걱정 없음 - 주변구조 물질의 손상 적음 	<ul style="list-style-type: none"> - 중성자 흡수단면적 작음 - 냉각이 간편하고 효율적 - 표적자체의 손상 없음 - 사용중단시 탱크로 덤프시켜 방사열 냉각 - 고르게 사용됨 - 미임계로 냉각재로 사용가능

위의 장점들로 부터 높은 빔출력에서 보다 효율적인 Pb, Pb-Bi 액체

표적이 미임계로 중성자원으로 적합하다고 볼 수 있으므로 이를 제1후보로서 고려한 연구가 필요하다. 그러나 이들은 아직 고출력에서 사용 경험이 없으므로 연구중 부적합한 요소 (고준위 방사환경에서 주변 용기나 빔창등의 방사학적, 화학적 물질손상) 가 심각히 나타날 경우를 고려해 효율은 떨어지나 사용경험이 있어 어느정도 검증된 W, Ta등을 제2후보로 연구해야 할 것이다. 표 3.4.2-2에 각 후보물질별 특성을 나열하였다.

표 3.4.2-2 표적 후보물질별 특성

특성항목	Pb	Pb-Bi	W	Ta
composition	element	Pb(45%) Bi(55%)	element	element
밀도(g/cm ³)	11.4	10.5	19.3	16.6
Z/A	82/207	82.5/208	74/184	73/181
핵자밀도(x10 ²² cm ⁻³)	3.31	3.01	6.32	5.54
중성자누설량(n/p)*	26.7	26.1	22.0	19.2
용융점(°C)	327	125	3422	3017
비등점(°C)	1740	1670	5555	5458
열전달계수(W/cm.K)	0.35	0.14	1.74	0.58
비열(J/g.K)	0.14	0.15	0.132	0.140

* LCS를 이용해서 지름 10 cm, 1 GeV 양성자빔을 지름 30 cm, 높이 50 cm 실린더표적에 조사했을 경우의 100MeV 이하 중성자 누설량

- Pb와 Pb-Bi는 다음과 같은 장단점을 가지고 있다.

① 중성자 생성 측면에서 Pb는 핵자밀도가 3.31 x 10²² cm⁻³으로 Pb-Bi의 핵자밀도 3.01 x 10²² cm⁻³ 보다 높아 반응확률의 증가로 보다 많은 중성자를 생성하나 흡수 반응단면적이 Pb-Bi보다 다소 높아 누설중성자량은 거의 비슷하다. LAHET를 이용해 지름 30 cm, 높이 50 cm 실린더표적에 1 GeV 양성자빔을 조사시키는 시뮬레이션을 수행한 결과 Pb는 양성자 1 개당 26.7 개의 중성자를, Pb-Bi는 26.1 개의 중성자를 표면으로 누설시킴을 알 수 있었다.

② 용융점의 경우 Pb-Bi는 125 °C, Pb는 327 °C 로 Pb-Bi를 사용하면 낮은 온도에서 운전할 수 있는 장점이 있다.

③ Pb-Bi의 경우는 Bi로부터 Po이 생성되는데 Po은 volatile하고 방사능이 강해서 안전을 위해 제거를 해주어야 하는 단점이 있다.

④ 중성자원 표적물질로 액체표적을 사용한 경험은 없고, 구소련에서 핵잠수함용 원자로의 냉각재로 Pb-Bi를 사용한 경험이 있다.

• W와 Ta는 다음과 같은 장단점을 가지고 있다.

① 중성자 생성 측면에서 W의 핵자밀도는 $6.32 \times 10^{22} \text{ cm}^{-3}$ 으로 Ta의 핵자밀도 $5.54 \times 10^{22} \text{ cm}^{-3}$ 보다 높다. 따라서 W의 경우에 Ta 보다 많은 중성자를 생성한다. 흡수 반응단면적의 경우에 W가 Ta보다 다소 낮아 생성된 중성자가 표적표면 밖으로 누설될 확률도 W가 높다. 결국 중성자 생성 및 누설 측면에서 W가 Ta보다 낫은 장점을 갖는데 실제 LAHET를 이용한 계산 결과를 보면 1 GeV 양성자빔 조사시, 지름 30 cm, 높이 50 cm 실린더표적의 경우에 W는 양성자 1 개당 22.0 개의 중성자를, Ta는 19.2개의 중성자를 표면으로 누설시킴을 알 수 있었다.

② 열생성 및 전달 관련 특성중 차이가 나는 부분이 열전도도인데 상온에서 W는 1.74 W/cm.K, Ta는 0.58 W/cm.K로 열전달 측면에서 W가 장점을 가짐을 알 수 있다.

③ Ta는 부식저항성과 가공성에서 W보다 성능이 좋다.

④ W는 핵파쇄 중성자원 표적물질로서 LANSCE에서 사용한 경험이 있다. 반면에 Ta의 경우에는 IPNS, ISIS의 upgrade로 고려되었었고 ESS의 2nd option 표적물질로 고려되고 있다.

HYPER의 시스템 여건상 표적과 노심 냉각재 물질을 같은 종류로 사용하는 것이 바람직하므로 노심 냉각재로서의 특성도 고려하여야 한다. Pb와 Pb-Bi중에서는 2 종류 모두 핵특성은 비슷하나 Pb-Bi가 낮은 온도

에서 운전할 수 있다는 중요한 장점이 있으므로 Pb-Bi가 Po를 생성한다는 문제점에도 불구하고 Pb-Bi를 표적물질로 선정한다. 현재로서는 고려하지 않지만 불가피하게 고체표적을 사용할 경우에는 W와 Ta 중에서는 핵특성과 열전달측면에서 장점을 가진 W를 선정한다.

(2) 표적 형태

Pb-Bi 액체표적을 사용할 때 가속기의 진공과 Pb-Bi를 분리시켜주는 빔창을 설치하는 방법과 빔창이 없는 windowless 방법을 2가지를 고려할 수 있는데 windowless는 안정성 측면에서 지속적인 운전이 어려울 것으로 예측되므로 HYPER 표적은 빔창이 있는 구조를 갖는 것으로 했다.

빔창이 있는 경우에도 Pb-Bi를 노심 냉각재와 분리시켜서 독립된 loop를 갖도록 하는 방식과 노심 냉각재와 같은 loop에서 순환시키는 통합방식이 있는데 HYPER에서는 시스템의 단순화로 효율성이 증대될 수 있는 통합방식을 채택하였다. 따라서 기본적으로 냉각재겸 표적인 Pb-Bi가 노심 하부에서 상승하고, 빔은 상부에서 조사되는 그러한 형태를 갖게 된다.

고체표적을 사용한다면 빔창이 존재해야하고 별도의 표적냉각재가 필요하게 된다. 이 경우에 표적냉각재는 HYPER가 고속로의 개념이므로 물 대신에 NaK나 Na를 이용하는 것이 좋고 따라서 노심 냉각재인 Pb-Bi와 다른 loop를 갖는 분리시스템이 되어야 한다.

나. 빔창물질 선정

빔창물질을 선정하기 위해 고려해야 할 사항으로 중성자관련 특성, 열관련 특성, 기계적 특성, 접촉액체(Pb-Bi)와의 화학적특성, 방사선관련 특성이 있는데 중성자관련 특성을 제외하고 모두 온도의 함수 관계이다. 이러한 특성들을 일반적으로 많이 사용되는 구조물질들인 철금속 3 종류, 비철금속인 텅스텐, 비금속인 graphite에 대해 서로 비교해 HYPER 표적에 적합한 물질을 선정한다. 철금속은 austenitic, conventional

ferritic/martensitic, advanced ferritic/martensitic의 3 종류로 나눌수 있는데 각각의 대표적인 철금속으로 316SS, HT-9, 9Cr-2WVTa 을 들 수 있고 표 3.4.2-3은 각 철금속의 조성표이다.

표 3.4.2-3 합금의 조성표(단위:%)

	Cr	Ni	C	Mo	Mn	Si	W	V	Ta
316SS	17.3	13.7	0.05	2.3	1.6	0.6	-	-	-
HT-9	12.0	0.5	0.02	1.0	0.5	0.4	0.5	0.3	-
9Cr-2WVTa	9.0	-	0.1	-	-	-	2.0	0.3	0.1

(1) 중성자 관련 특성

표 3.4.2-4에 중성자관련 특성별 상대적 평가를 나타내었는데 (+)가 상대적으로 우월함을 나타낸다. 중성자흡수 단면적은 탄소가 가장 작아 유리하나 고속로 개념인 HYPER을 고려할 때 중성자 에너지 감속이 잘 되는 단점이 있다.

표 3.4.2-4 중성자관련 특성

중성자 관련 특성	철금속			비철금속	비금속
	austenitic (316SS)	commercial ferritic/martensitic (HT-9)	advanced ferritic/martensitic (9Cr-2WVTa)	tungsten	graphite
중성자흡수	0	0	0	-	+
moderation	0	0	0	+	-

(2) 열관련 특성

표 3.4.2-5에 상온에서의 열관련 특성치들을 나열하였다. 텅스텐과 graphite는 녹는점이 높으므로 열발생이 많은 표적빔창용으로 철 계통보다 유리하고 열팽창도 유리함을 보여준다. graphite는 텅스텐에 비해 열전달

특성도 좋고 특히 양성자 빔에 의한 열발생이 작은 장점이 있다.

열발생은 대략 원자번호와 원자밀도에 비례하는데 표 3.4.2-6에 각 금속의 원자번호와 원자밀도가 나타나 있다. 철금속 중에서는 ferritic/martensitic 계통이 austenitic 계통보다 열관련 특성이 좋음을 알 수 있다.

표 3.4.2-5 열관련 특성

열관련 특성	철금속			비철금속	비금속
	austenitic (316SS)	commercial ferritic/martensitic (HT-9)	advanced ferritic/martensitic (9Cr-2WVTa)	tungsten	graphite
열전달 (W/mK)	15.5	24	26	17.4	1950(II) 5.7(-)
열팽창(1/K)	1.7×10^{-6}	1.1×10^{-6}	1.2×10^{-6}	4.5×10^{-6}	-0.5×10^{-6} (II) 2.7×10^{-5} (-)
열발생	0	0	0	-	+
녹는점(°C)	1250	1470	~1500	3422	3550

표 3.4.2-6 원자번호와 원자밀도 비교

	원자번호	원자밀도(A^{-3})	원자번호x원자밀도
철금속	26	0.1012	2.6312
W	74	0.0632	4.6768
graphite	6	0.1130	0.678

(3) 기계적 특성

물질의 강도를 나타내는 값으로 Young's modulus가 있는데 표 3.4.2-7에 이 값들과 ductility를 상온에서 비교한 것이 나타나 있다. young's modulus는 stress/strain 이므로 클수록 강도가 높다는 것을 의미한다. Young's modulus는 온도가 증가할수록 낮아지는데 그림 3.4.2-1에

서 철금속의 온도에 대한 인장강도 허용치가 나타나있다.

표 3.4.2-7 기계적 특성

기계적 특성	철금속			비철금속	비금속
	austenitic (316SS)	commercial ferritic/martensitic (HT-9)	advanced ferritic/martensitic (9Cr-2WVTa)	tungsten	graphite
Young's modulus (Pa)	2.1×10^{11}	2.1×10^{11}	$\sim 2.1 \times 10^{11}$	3.5×10^{11}	9.7×10^{11} (II) 3.4×10^{10} (I)
ductility	0	0	0		

(4) 화학적 특성

Pb-Bi 부식과 관련되어 알려진 사항들을 나열하면 다음과 같다.

- Bi가 Pb보다 일반적으로 부식을 잘 시킴
- Ni이 Pb-Bi에서 잘 녹으므로 철금속 중에서 Ni 함량이 많은 austenitic steel은 ferritic/martensitic 에 비해 불리
- 온도 증가할수록 부식 증가. 일반적으로 500-600°C 까지 ferritic/martensitic은 Pb에서 부식저항성이 있음[4.7]
- HT-9을 500°C Pb에서 1년 : 15 μ m 부식
- austenitic steel을 700°C Pb에서 1년 : 1.3 mm 부식
- Pb에 Ti, Mg, Zr을 첨가하거나 철에 Mo, Al, Zr 코팅을 하면 부식 방지에 도움
- W은 Pb에 부식저항성 있음
- graphite는 Pb에 500°C, Bi에 1000°C 까지 부식 저항성 있음

자료 조사가 더 필요하나 일반적으로 철금속을 Pb-Bi와 사용할때는 ferritic/martensitic 이 좋고 온도는 약 600~650°C 이하로 유지하는 것이 바람직하다.

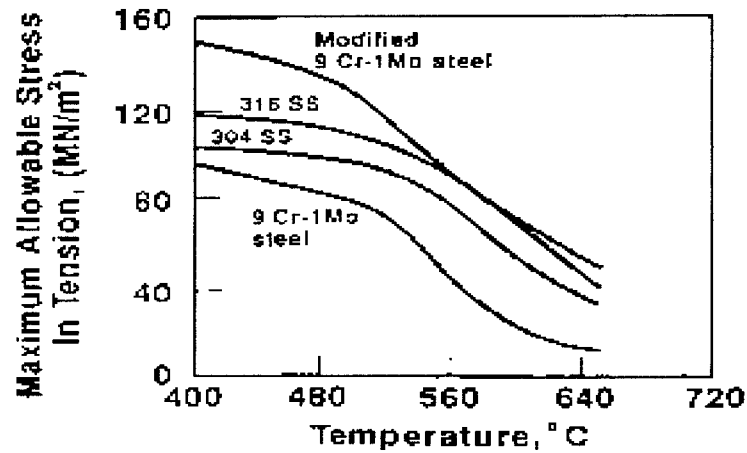


그림 3.4.2-1 철금속의 최대 허용 인장강도와 온도와의 상관관계

(5) 방사선 관련 특성

방사선 관련 특성으로 표 3.4.2-8에 나열한 것처럼 양성자와 중성자에 의한 ①방사화로 열발생 및 장반감기 물질 생성, ②방사화에 의한 기계적 특성 및 Pb-Bi와의 화학적특성 변화, ③방사능에 의한 기계적특성 변화, ④Pb-Bi의 방사화에 의한 빔창물질과의 화학적특성 변화 등이 있는데 ①의 경우는 빔창크기가 작아 생성되는 방사화물질이 많지 않으므로 표적자체의 방사화와 달리 크게 걱정할 필요가 없을 것 같으나 ②, ④의 경우는 현재 연구된 경우가 별로 없어 가능성 만을 생각하고 추후 실험 등을 통해 연구가 필요한 부분이다. 따라서 여기서는 ③에 대해 고려한다.

빔창물질의 경우에는 기존의 방사선에 의한 물질손상의 연구가 원자로나 핵융합로의 중성자에 의한 것과 달리 양성자가 추가되는 특징이 있

다. 양성자든 중성자든 방사선에 의한 기계적 특성과 관련된 손상은 그 원인을 2 가지로 나눌 수 있는데 displacement에 의한 것과 H/He 생성 ((p, α), (n, α)에 의해)과 관련된 것이 그것이다. 각각에 대해 dpa (displacements per atom) = $\sigma_d \Phi t$, $C_{He,II} = \sigma_{He,II} \Phi t$ 로 정량화시킬 수 있는데(단위는 주로 각각 dpa, appm 사용) σ 는 반응단면적, Φ 는 flux, t는 조사시간이다. 반응단면적은 입자종류(양성자, 중성자), 입자에너지, 물질에 따라 다르다. 각각의 값을 알고 조사물질의 종류와 온도를 알면 실험자료가 존재할 경우에 형태나 특성의 변화 정도를 알 수 있다.

표 3.4.2-8 방사능관련 특성

방사능 관련 특성	철금속			비철금속	비금속
	austenitic (316SS)	commercial ferritic/martensitic (HT-9)	advanced ferritic/martensitic (9Cr-2WVTa)	tungsten	graphite
방사화로 열발생*	mm 두께의 경우 대략 beam power의 0.01% (빔창내 열발생의 1%)정도로 미약함(20 MW의 0.01%는 2kW)				
방사화로 장반감기 물질 생성*	0	0	0	-	+
방사화에 의한 주변 액체와의 화학적특성 변화*	연구 필요				
방사화에 의한 기계적특성 변화*	연구 필요				
방사능(n,p)에 의한 기계적특성 변화**	-	0	+	0	
주변액체의 방사화에 의한 주변액체와의 화학적특성 변화***	연구 필요				

*구조물질이 방사화 되서 생기는 현상

**구조물질이 displacement나 H/He 생성에 의해 생기는 현상

***주변액체가 방사화되서 생기는 현상

(위의 현상은 온도에 관련됨)

물질의 온도가 주요한 변수인 이유는 위에서 설명한 displacement과 H/He 생성후 원자이동이 온도와 관련 있기 때문이다. H/He는 물질의 온도가 높을 때 물질내에서 이동이 활발해 변화를 더욱 많이 일으킨다. H는 He에 비해 무게가 작아 저온에서도 움직임이 활발하다. 최종적으로 거시적으로 나타나는 변화는 displacement나 H/He 생성이 물질내에서 미시적인 변화를 거친 후 나타나는데 그 종류로는 Hardening, Creep, Growth, Void Swelling, Embrittlement 등이 있다.

일반적으로 void swelling과 creep에서는 CMFS(conventional martensitic/ferritic steels)가 austenitic보다 좋고 embrittlement(dpa나 He에 의한)에서는 austenitic이나 advanced martensitic/ferritic 계통이 CMFS 보다 좋다. CMFS는 300°C 이상은 되어야 DBTT(Ductile to Brittle Transition Temperature)를 걱정할 필요가 없고 철금속이 텅스텐에 비해 같은 조건하에서 dpa나 He/H 생성이 작다. 따라서 방사선 손상 측면에선 9Cr-2WVTa와 같은 advanced ferritic/martensitic 계통의 철금속이 유리하다.

(6) 중성자, 열, 기계, 화학, 방사선 특성 종합

열, 기계적 특성과 관련해서는 특성이 좋은 물질이 효율적이지만 빔창의 냉각이 가능하고 stress를 견딜 수 있도록 디자인 할 수 있을 정도면 되므로 보다 중요한 특성은 수명과 관련된 부식, 방사선 손상 특성으로 가능한 이 특성이 좋은 물질을 사용하는 것이 유리하다. 따라서 advanced ferritic/martensitic(9Cr-2WVTa)을 빔창물질로 선정했고 부식을 고려해 Pb-Bi와 빔창의 접촉부분이 500-600°C 이하로 유지하도록 설계하는 것이 좋다.

다. 표적 설계 요건

HYPER에 적합한 표적 설계시에 고려해야 할 사항으로 기본적으로

주어진 주변 시스템의 제원이 있고, 그러한 주변 시스템의 제원에 맞추어 설계를 하되 표적시스템이 만족시켜야 할 요건이 있다.

① 주변 시스템 제원들의 가능한 범위

- 양성자 빔 에너지 : 1GeV 내외인데 본 연구에서는 1GeV로 고정.
- 양성자 빔 형태 : 형태는 타원형, 원형 등을 고려할 수 있는데 본 연구에서는 원형으로 고정했고 지름은 제한이 없음. 빔 전류밀도는 균일, Gaussian, parabolic 등이 있음.
- 양성자 빔 전류 : HYPER가 필요로 하는 양
- Pb-Bi 표적 채널 크기 : 실린더형으로 간주했을 때 지름이 100cm 이상은 노심설계에 어려움 있음.
- Pb-Bi 표적 채널 진입 초기속도 및 온도 : 온도의 경우는 표적초기온도가 냉각재의 하단 온도와 같아야 하나 속도의 경우는 표적 채널 입구 부분에 orifice 등의 설치를 통해서 냉각재 하단 속도와 관계없이 초기 속도 조절 가능.
- 빔창에 걸리는 압력 : 빔창이 어떤 형태이든 Pb-Bi에 잠겨있게 되므로 이와 관련되어 발생하는 압력이 있음. 이 값 역시 노심 설계 시 노심의 높이 및 cover gas의 압력과 연관됨.

② 만족해야 할 설계 요건

- Pb-Bi 속도 : 부식을 고려해서 구조물질 접촉면에서의 Pb-Bi 속도가 2m/s를 넘지 않도록 함.
- Pb-Bi 온도 : 역시 부식을 고려해서 500°C 이하가 되도록 함.
- 빔창 온도 : 고온일 경우의 구조상의 문제가 발생할 수 있으므로 600°C 이하가 되도록 함.
- 빔창 스트레스 : 550°C에서 9Cr-2WVTa의 yield strength의 1/3 정도인 180MPa 이하로 설계.

빔창은 최소 6개월 이상 사용할 수 있어야 하고 그외의 구조재료가 일반적인 원자로의 구조재료 수명정도를 유지해야 한다는 것이 만족해야 할 기본 요건이다. 문제는 그러한 수명을 유지하기 위해 필요한 부분별 설계 요건을 결정한다는 것이 현재 자료가 부족한 상황에서 쉬운 일은 아니다.

따라서 위에서 열거한 사항 외에도 추가로 고려해야 할 것들이 있는데 빔창의 방사선 손상(dpa)과 He/H 생성이 있고 이외에도 열피로도 등이 있을 수 있다.

그리고 위에 나열한 요건들의 수치는 대략적인 것으로 정확한 값을 얻기 위해서는 보다 많은 자료가 필요하다.

경우에 따라서는 개개의 요건들이 독립적으로 작용하지 않고 복합적으로 수명에 영향을 준다는 것이다. 예를 들어 부식의 경우에 주요한 판단 요건은 부식의 정도가 명확한 기준이 되므로 Pb-Bi 속도가 2m/s를 넘어서도 Pb-Bi 온도가 낮다든지 적절한 산소농도로 부식정도가 완화 된다면 수명에 문제가 안될 수도 있으므로 반드시 개개의 요건을 만족해야 할 필요는 없다고 할 수도 있다.

①에서 언급된 주변 환경을 변화시키지 않고 ②에서 제시된 요건을 만족시킬 수 있는 설계를 하는 것이 목표이고, 제시된 요건이 만족되지 않을 경우에는 주변 시스템의 조절을 요구할 수도 있다. 이런 방식으로 feedback을 주고 받으면서 HYPER 전체 시스템 설계가 이루어 질 수 있다.

라. 초기의 이중빔창 표적 설계

초기에는 아직 HYPER의 전체적인 디자인이 이루어지지 않은 상태에서 표적시스템 자체의 냉각효율을 향상시키는 설계연구를 수행하였다. 빔창의 냉각효율을 좋게하기 위해서 그림 3.4.2-2에 나타난 것과 같은 이중빔창 구조를 고려하였다.

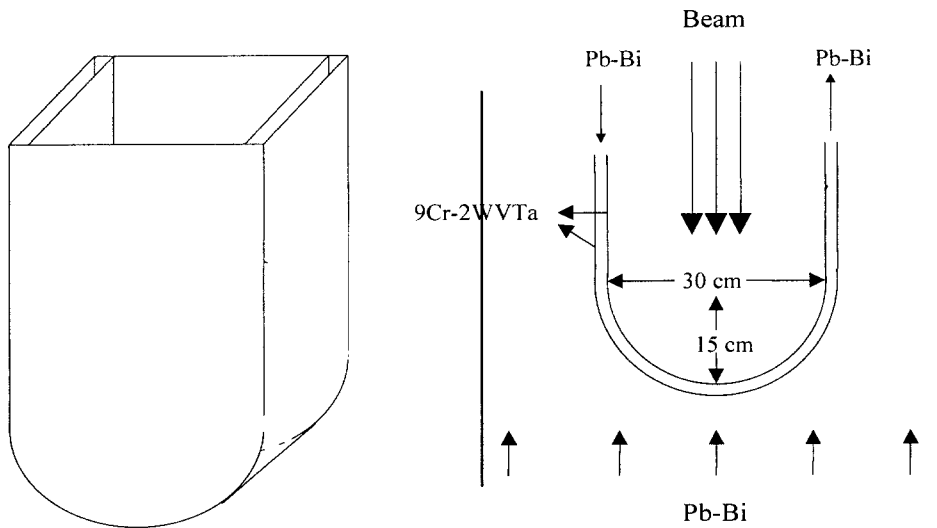


그림 3.4.2-2 이중빔창 표적 개략도

하부에서 상승하는 Pb-Bi는 빔창 중앙부분 바로 밑에서 정체되는 stagnant 현상으로 빔창 중앙부분의 온도가 상승하게 된다. 이런 현상을 해소하기 위해서 이중빔창을 사용하여 빔창 사이로 Pb-Bi를 한쪽에서 다른 쪽으로 흘려줌으로서 중앙부위의 냉각을 원활히 할 수 있도록 했다. 이중빔창구조는 중앙부분의 냉각을 효율적으로 할 수 있다는 장점을 가지지만 단점으로는 빔창사이의 Pb-Bi를 따로 흘려줘야 한다는 복잡함과 좌우 대칭이 아니므로 계산상의 불편함 및 시스템의 단순성이 없어진다는 단점이 있다.

그림 3.4.2-3에 이중빔창 구조로 계산한 예가 있다. 계산의 편의상 빔 채널을 사각형 구조로 했고 빔창두께는 2mm, 빔창사이의 gap은 4mm, 사각형 빔 튜브는 30cm x 30cm, 빔 채널은 지름 50cm로 설정했다.

이때 상승하는 Pb-Bi의 초기온도는 340°C, 초기속도는 2m/s로 설정했고, 빔 조건은 1GeV, 2mA, 지름 10cm 원형, parabolic 전류밀도분포를 갖는 것으로 하였다.

빔창사이의 Pb-Bi가 초기온도 340°C, 초기속도 2m/s로 투입될 때 빔창의 최대온도는 552°C로 나타났고 이는 단일빔창의 경우의 최대온도 571°C 보다 약간의 냉각효과 증대가 이루어짐을 알 수 있다. 빔창사이의 Pb-Bi 속도를 6m/s로 증가시키면 빔창최대온도는 464°C로 더욱 낮아짐을 알 수 있었다. 그러나 6 m/s는 부식을 고려한 Pb-Bi 제한속도로 설정한 2m/s를 초과하는 경우이므로 냉각효율을 증가시키기 위해서 빔창사이의 Pb-Bi 속도를 계속 증가시키는데는 한계가 있다 .

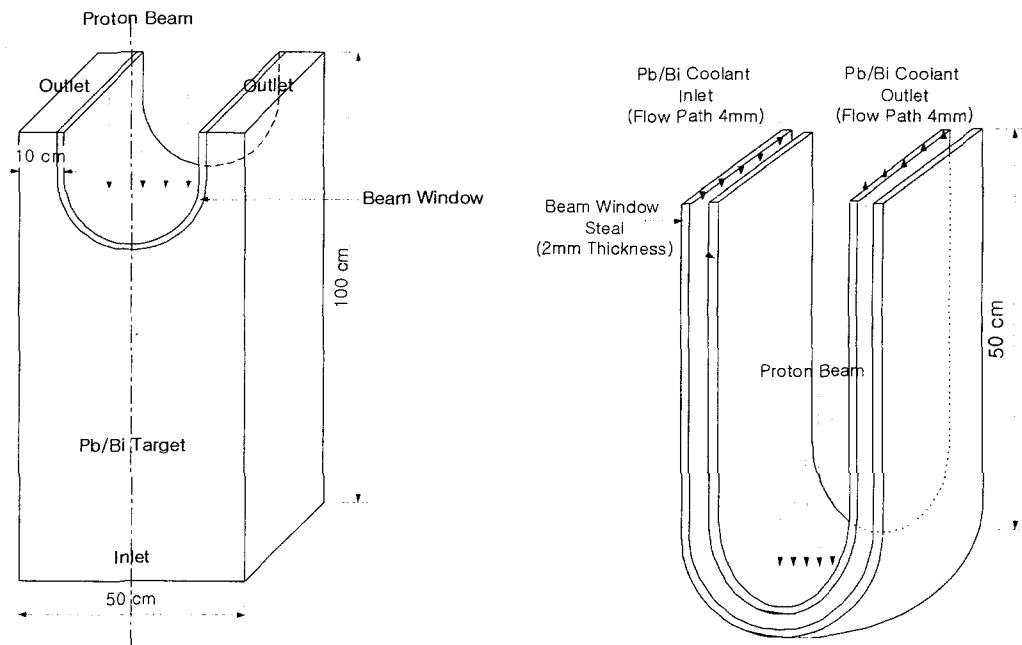


그림 3.4.2-3 이중빔창 열수력 계산 예

마. 1단계 최종 표적 디자인

1단계 연구가 수행되면서 HYPER 전체시스템의 개념이 구체화되었고 표적시스템도 전체시스템과 부합되는 개념을 가져야 되었다. 그림 3.4.2-4 에 HYPER 전체 시스템의 개략도가 있다.

(1) 이중빔창구조의 문제점

HYPER 개념의 자세한 사항들은 앞 절에서 시스템별로 언급이 되어 있다. 이러한 HYPER 시스템에서 앞서 언급한 이중빔창 표적구조가 별 문제가 없는지 다음 2가지 사항에 대해서 검토를 하였다.

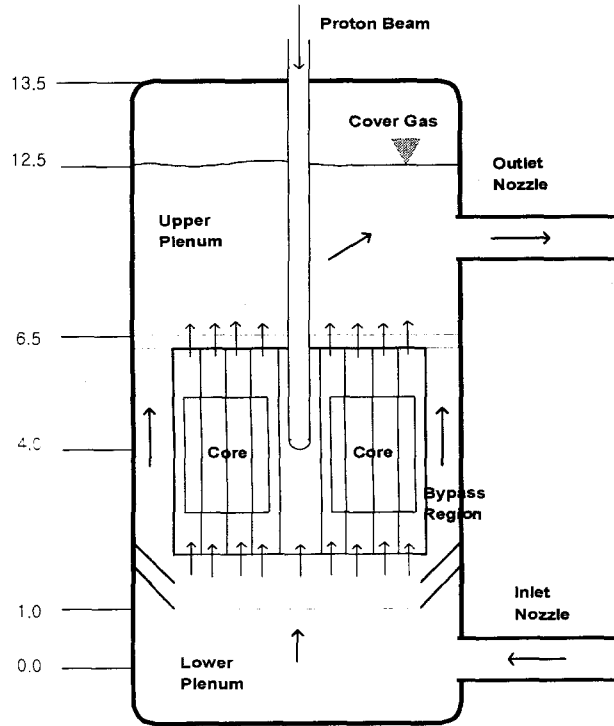


그림 3.4.2-4 HYPER 시스템 개략도(왼쪽 숫자는 meter 임)

① 빔창사이의 Pb-Bi 유동

그림 3.4.2-4의 이중빔창사이의 전체 flow 길이는 19.1m 정도이고 이중빔창사이 유체 flow에 필요한 펌프를 설치해서 연결하는 추가 duct 길이를 3m 정도로 가정하면 총 22.1m의 300mm x 4mm의 직사각형 duct로 2m/sec의 속도로 Pb-Bi가 흐르는 것을 가정할 수 있다. 이 경우에 필요한 펌프의 압력 및 용량 계산을 위해서 form loss를 고려하지 않고 friction loss만 고려한 laminar flow의 경우 필요한 펌프압력은 $\Delta p = (fL/P) \rho$

$v^2)/(8A)$ 로 계산된다. 여기서 $L(\text{duct 길이})=22.1\text{m}$, $P(\text{duct 단면 둘레})=608\text{mm}$, $\rho(\text{Pb-Bi 밀도})=10.5\text{g/cm}^3$, $v(\text{Pb-Bi 속도})=2\text{m/s}$, $A(\text{duct 단면적})=1200\text{mm}^2$, $f=0.184\text{Re}^{-0.2}=0.015$ ($\text{Re}=4\rho vA/P\mu$, $\mu=\text{viscosity}$)이다. 계산하면 $\Delta p=9\text{기압}$, 유량은 25kg/s 정도이다. 만약 속도가 5m/s 로 증가하면 $\Delta p=57\text{기압}$ 으로 증가하는데 현재 고려하고 있는 노심냉각재 3개 펌프의 각 용량이 15000kg/s , 펌프의 압력차가 $10\text{-}20\text{기압}$ 정도인 점을 감안하면 duct 길이에 변화를 주지 않는다면 duct 단면이 3-6배 정도로 커져야 적정함을 알 수 있다.

② 빔창에 부하되는 압력에 대한 안전성

이중빔창구조의 압력차에 의한 mechanical stress를 알아보기 위해서 정사각형 빔 튜브와 실린더형 빔창구조를 가지고 빔창 내외의 압력차가 5기압일때의 mechanical stress를 계산해 보았는데 그림 4.3.2-5에 그 결과가 나타나 있다. 두께를 1.5mm 로 했을 때 모서리에서 최대 6420MPa 이 나왔고 두께를 2mm 로 했을 때 최대 919MPa 로 나왔다.

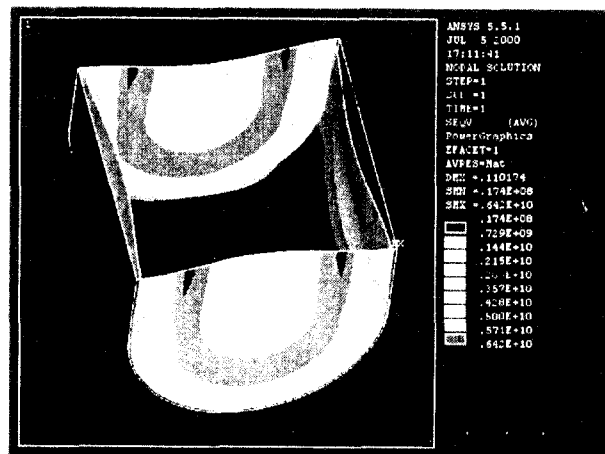


그림 3.4.2-5 5기압과 진공을 가정한 빔창의 mechanical stress 계산

실제 빔창에 부하되는 압력을 알아보면 Pb-Bi의 중력에 의한 static pressure가 존재하는데 원자로 상판덮개위치의 Pb-Bi를 대기압이라고 설

정하면 깊이 h에 대해 아래로 갈수록 $\rho gh=0.97h(h:\text{meter})$ 기압이 걸린다. 빔창사이의 Pb-Bi에 의해서 이중빔창 가장 아래 부분은 $0.97 \times 9.5=9.2$ 기압의 static pressure가 존재한다. 표적 채널의 Pb-Bi에 의한 static pressure는 그림 3.4.2-4의 upper plenum 시작부분부터 원자로 덮개까지의 7m 중에서 6m 까지만 Pb-Bi가 있고 나머지 1m는 8기압 gas로 채워져 있다고 가정하면 빔창 가장 아래부분에서 $0.97 \times 8.5+8=16.2$ 기압 정도가 걸림을 알 수 있다. 이상의 상황을 바탕으로 위쪽빔창과 아래쪽 빔창의 mechanical stress를 계산해 보면 다음과 같다.

● 위쪽빔창

위쪽빔창의 압력은 내부가 진공으로 10^{-7} Torr 정도이고 바깥쪽은 이중빔창사이의 Pb-Bi가 static pressure를 최고 9.2기압을 주고 상단으로 가면서 1m당 대략 1기압 정도가 감소하게 된다. 이중빔창 사이의 Pb-Bi가 2m/s 정도로 흐르는 경우에 dynamic pressure가 약 0.2기압 정도가 존재하게 되나 flow가 위쪽빔창과 수직하는 부분이 작으므로 dynamic pressure에 의한 mechanical stress는 무시하고 static pressure에 의한 stress만 고려한다.

일반적으로 실린더형이나 구형에 대한 내외부 압력차에 의한 stress는 공식으로 잘 알려져 있는데 얇은 두께의 실린더형의 경우가 $\sigma_{\theta}=\Delta pR/t$, $\sigma_z=\Delta pR/2t$, $\sigma_r=\Delta p/2$ (t:두께, R:반지름, Δp :압력차), 구형의 경우가 $\sigma_{\theta}=\Delta pR/2t$, $\sigma_r=\Delta p/2$ 이 된다. 압력차가 9기압, 반지름 15cm, 두께 2mm이면 실린더의 Von Mises stress ($=\sqrt{\sigma_{\theta}^2+\sigma_z^2+\sigma_r^2}$)는 $\sqrt{682^2+342^2+0.52^2}=76\text{MPa}$ 정도가 되고 구는 34MPa 정도이다. 빔창의 아랫부분은 실린더형태이므로 76MPa과 근사한 값을 가질것으로 예측되는데 빔창의 정사각형둘레 부분은 알려진 공식이 없어서 그림 4.3.2-5의 계산결과를 그대로 사용하면 앞서 언급한대로 $919 \times 9\text{기압}/5\text{기압}=1660\text{MPa}$ 의 값을 갖게 된다. 이는 이미 한계로 설정한 180MPa를 초과하는 것으로 사각형구조가 mechanical stress 측면에서 문제가 있음을 알 수 있다.

●아래쪽빔창

아래쪽빔창은 static pressure나 dynamic pressure 모두 이중빔창 사이의 Pb-Bi와 표적 채널 Pb-Bi의 영향을 고려해야 한다. static pressure는 가장 하단에서 빔창사이의 Pb-Bi에 의해 약 9기압, 빔 채널의 Pb-Bi에 의해 16기압이 반대방향으로 걸리므로 약 7기압이 아래쪽빔창의 내부쪽으로 작용하게 된다. dynamic pressure의 경우에는 빔창하단 중앙에서 표적 채널 Pb-Bi가 수직으로 상승해서 압력을 가하게 되고 빔창사이의 Pb-Bi는 이 부분에서 빔창에 수직한 속도향이 없게 되므로 역시 내부쪽으로 2m/s에 해당하는 dynamic pressure인 약 0.2기압 정도가 가해진다. 중앙에서 멀어지면 빔창사이의 Pb-Bi와 표적 채널의 Pb-Bi의 속도가 서로 반대로 작용하게 되어서 상쇄되는 효과를 가져온다고 볼 수 있다.

따라서 아래쪽빔창은 빔창 하단 중앙에서 static pressure 7기압 +dynamic pressure 0.2기압=7.2기압의 영향을 받고 다른 부분에서는 static pressure 7기압의 영향만 받는다고 근사적으로 생각할 수 있다. 위쪽빔창에서의 stress 계산방식을 그대로 활용하면 바깥쪽빔창은 하단 실린더모양 부분에서 중앙은 약 101MPa, 그외는 약 59MPa 을 받고 상단 사각형 부분에서는 $919 \times 7 \text{기압} / 5 \text{기압} = 1290 \text{MPa}$ 정도를 받는다. 역시 사각형 부분이 문제임을 알 수 있다.

(2) 1단계 최종 디자인 단일빔창구조

이상에서 언급한대로 이중빔창구조의 표적시스템은 HYPER 전체 시스템을 고려할 때 Pb-Bi에 의한 스트레스 문제, 빔창사이의 Pb-Bi 유동 문제 등이 있음을 알 수 있고, 따라서 스트레스 문제에 효율적으로 대처할 수 있고, 빔창사이의 유로 문제가 없는 실린더형 빔 튜브에 반구형 빔창을 결합한 빔창구조를 갖는 단일빔창 형태로 변경하였다. 그림 3.4.2-6에 단일빔창 구조의 개략도가 나타나 있다.

Proton Beam
(1GeV, Parabolic, 지름=35cm, 전류=13mA)

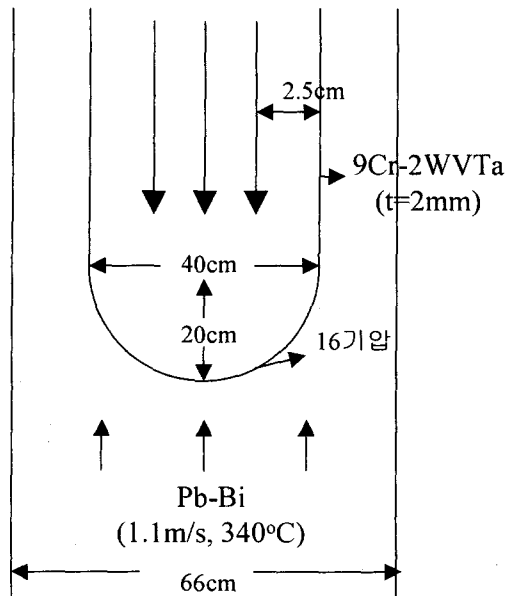


그림 3.4.2-6 단일빔창 표적시스템 구조

빔 크기를 크게 하면 단위면적당 발생하는 열량이 작아져서 빔창 냉각에 있어서 유리할 뿐만 아니라 양성자에 의한 dpa 및 He 생성률도 작아져서 빔창 방사선 손상면에서도 유리하므로 가능하다면 빔 크기를 크게 하는 것이 좋다. 따라서 빔 튜브의 지름과 빔 크기는 최소차이로 설정한 5cm로 고정시켰다. 빔 크기가 결정되면 자동적으로 빔 튜브 크기 및 반구형 빔창의 지름도 결정됨을 의미한다. 빔 크기를 제한없이 증가시킬 수는 없는데 노심 구조상의 문제 때문이며 또다른 문제점은 빔 튜브 크기가 커질수록 같은 Pb-Bi 압력 조건하에서 mechanical stress가 커진다는 것이다. 빔 전류밀도 분포는 균일한 분포의 경우에는 빔이 조사된 부분과 그렇지 않은 부분의 경계지점에서의 온도 변화가 너무 급격해서 thermal stress 문제가 생기므로 parabolic 분포를 갖는 것으로 설정하였다.

Pb-Bi의 초기온도는 낮을수록 냉각 측면에서 유리하나 냉각재의 inlet 온도와 맞추어야 하고, 초기속도는 클수록 냉각에 유리하나 부식을 고려하면 속도가 낮을수록 유리한 측면이 있다.

표적 채널의 지름과 빔 튜브의 지름도 일정한 간격이상이 되어야 하는데 이는 간격이 너무 좁아지면 Pb-Bi의 속도가 증가해서 부식문제를 야기시킬 수 있기 때문이다. 빔창의 깊이 방향의 위치는 표적 중성자의 노심에서의 이용 효율성과 국부출력분포에 의한 안전성 그리고 Pb-Bi 압력에 의한 mechanical stress 문제를 종합해서 고려해야 한다. 표적과 노심계산과의 관계는 제1절에서 상세히 기술되어 있고 이러한 것들을 종합해서 그림 3.4.2-6에 나타낸 것과 같은 제원을 갖는 표적시스템을 1차적으로 디자인 하였다. 관련된 제원들을 정리하면 다음과 같다.

- 1차 디자인 표적 관련 제원
 - 표적 채널 : 평균 지름 66cm 실린더형
 - 실린더형 빔 튜브, 반구형 빔창 : 두께 2mm인 9Cr-2WVTa
 - 빔창 깊이 : 노심 중앙에서 25cm 위쪽에 위치
 - 양성자 빔 : 1GeV, 원형, parabolic 빔 전류밀도 분포
 - 양성자 빔 지름 + 5cm = 빔 튜브 지름
 - Pb-Bi 초기 온도 : 냉각재의 inlet과 같은 340°C

위의 1차 디자인 제원에서 최종적으로 결정해야 할 것은 Pb-Bi 초기 속도, 빔 크기, 수용할 수 있는 최대전류이다. 물론 필요시에는 빔창 두께와 냉각재의 온도도 변화를 시킬 수 있는데 빔창두께의 변화연구는 2단계에서 수행할 예정이고 Pb-Bi inlet 온도 변화는 1차 디자인 조건에서 수용할 수 있는 최대 빔 전류가 HYPER 시스템에서 요구하는 전류인 20mA보다 작은 것으로 계산되면 냉각계통설계에 미치는 영향을 함께 고려하여 생각해 볼 수 있을 것이다.

Pb-Bi 초기속도, 빔 크기, 전류량을 바꾸어 가면서 열수력 및 스트레스 계산을 수행해서 '다. 표적 설계 요건'에서 언급한 설계요건을 만족하는 것중에서 전류량이 최대인 값을 최대 수용 가능 전류량으로 결정하였는데

결과는 다음과 같다.

- 1차 디자인과 설계 요건을 만족하면서 수용할 수 있는 최대 전류
 - 최대전류 : 13mA
 - 빔 지름 : 35cm (빔 튜브 및 빔창반구 지름은 자동적으로 40cm)
 - Pb-Bi 초기속도 : 1.1m/s

이 경우에 Pb-Bi 최고온도는 499°C, 빔창 최고온도는 534°C, Pb-Bi 최고속도는 2.1m/s, 빔창 최고 스트레는 202MPa으로 계산되어 각각의 값들이 설계요건상의 제한치 조건을 거의 만족함을 알 수 있다. 현재의 디자인 조건하에서 최대 수용 가능 전류가 HYPER가 요구하는 전류보다 낮지만 설계요건상의 제한치들이 아주 정확한 근거를 갖는 것은 아니고 또한 방사선 손상과 같은 요건들이 포함되어 있지 않으므로 최대 수용전류는 이에 따라 변화가 가능하다. 다른 조건은 같고 빔 전류를 13mA에서 17mA로 증가시킬 경우에는 Pb-Bi 최고온도는 548°C, 빔창 최고온도는 594°C로 계산되었는데 이 또한 적정선에서 아주 벗어난 것이라고 보기는 힘들다. 정확한 최대수용전류를 결정하기 위해서는 실험자료 확보등 장기간의 연구가 필요하고 그와 동시에 좀더 많은 전류를 수용할 수 있는 표적설계에 대한 연구도 진행되어야 할 것이다. 현재 고려해 볼 수 있는 표적설계 관련 개선 방향으로는 다음과 같은 것들이 있다.

- 원자로 시스템 제원 완화
 - 원자로 출력 축소
 - 중성자 증배 계수 증대
 - 냉각재 inlet 온도 낮추기
- 빔 형태 개선

- 중앙에서의 전류밀도 완화
- 빔 scanning
- Pb-Bi 유동 개선
 - orifice 도입 등으로 난류 발생
 - 유로 구조 변경
- 빔창 구조 개선

바. 1단계 최종 설계의 표적시스템 특성

본 항에서는 앞 항에서 결정된 1단계 최종 설계와 관련하여 계산한 표적시스템의 여러 특성들을 요약하였다. 여기서는 주요 특성을 결과만 간단히 요약했고 구체적인 사항은 각 부분별로 다음 항들에서 기술하였다.

- 중성자 생성 특성
 - 20MeV 이하의 중성자에 의한 중성자 생성 포함 안 되었음
 - 1mA 당 1.88×10^{17} n/s → 설계치 13mA 일 때 2.44×10^{18} n/s
 - 평균에너지 14MeV

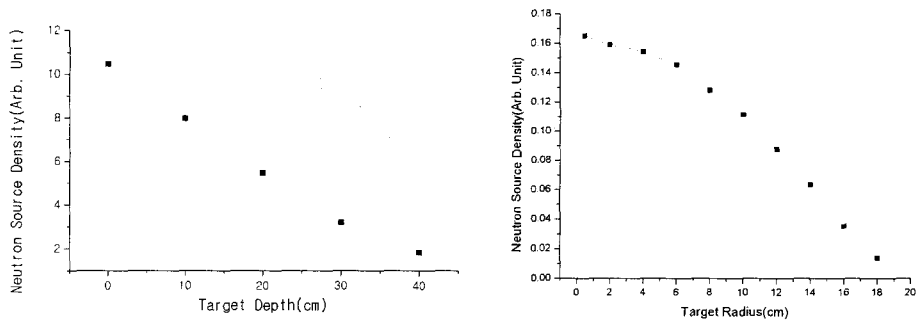


그림 3.4.2-7 중성자 생성 분포

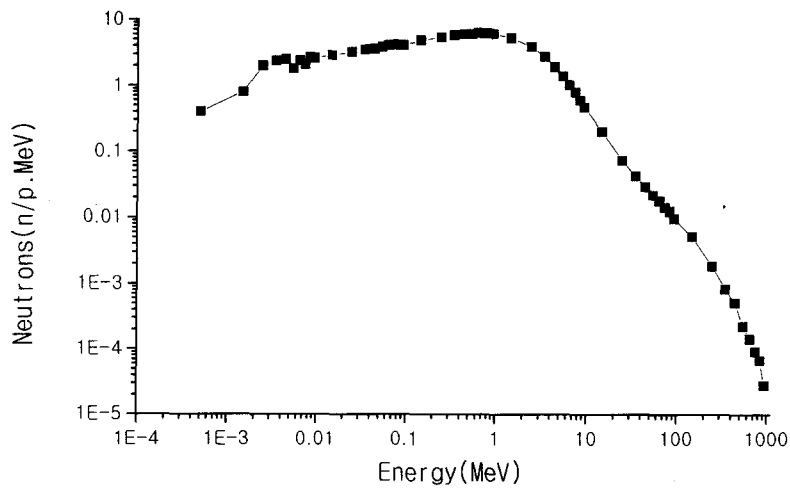


그림 3.4.2-8 중성자 에너지 분포

- Pb-Bi내의 방사화 생성물 특성

- 20 MeV 이하 중성자에 의해 생성된 핵종 미포함. fission 중성자에 의해 생성된 것도 미포함. ORIGEN 핵자료 보완 필요
- 800여종 이상의 방사화 핵종 생성

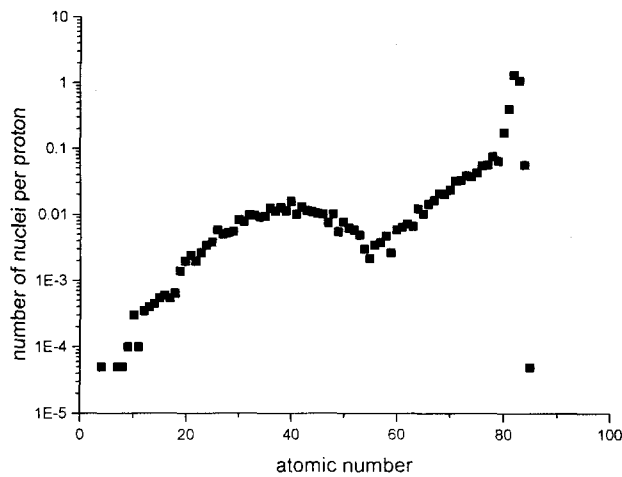


그림 3.4.2-9 방사화 핵종 분포

표 3.4.2-9 방사능 및 방사열

기간	방사능(Ci)	방사열(kW)
1년간 빔 조사한 직후	3.3×10^5	2.0
1년간 빔 조사하고 2년후	9.8×10^3	2.1×10^{-2}
1년간 빔 조사하고 20년후	4.6×10^2	8.1×10^{-4}

표 3.4.2-10 장수명 방사화 핵종

핵종	반감기(y)	생성량(g/y)
Po-209	1.0×10^3	0.8
Bi-208	3.7×10^5	119.1
Pb-205	3.0×10^7	151.6
Cs-135	3.0×10^6	0.02
I-129	1.7×10^7	0.13

● 빔창 방사선 손상 특성

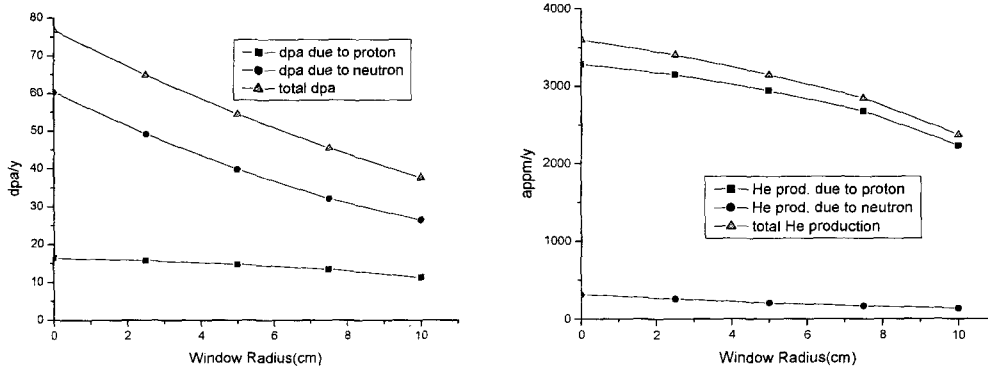


그림 3.4.2-10 빔창 방사선 손상 분포

- 노심의 fission 중성자에 의한 영향 포함 안 되었음

- 최대 dpa/y(빔창 중앙)

: 표적중성자(60)+양성자(16) = 76dpa/y

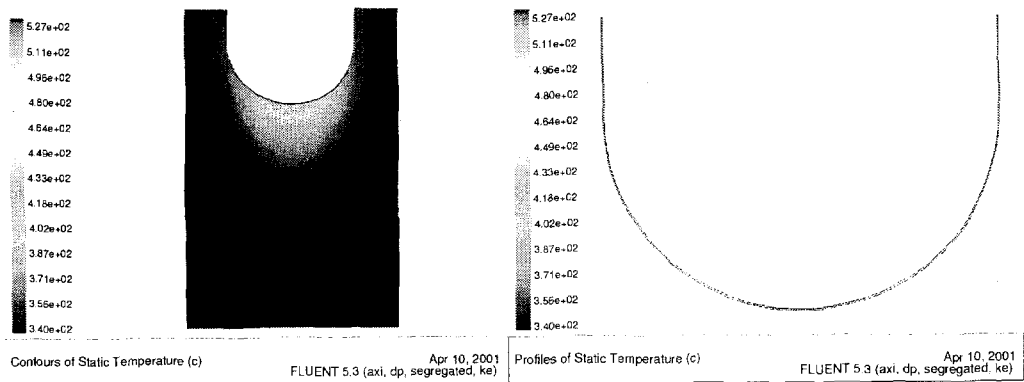
- 최대 He 생성 appm/y(빔창 중앙)

: 표적중성자(315)+양성자(3283) = 3598appm/y

● 열수력 특성

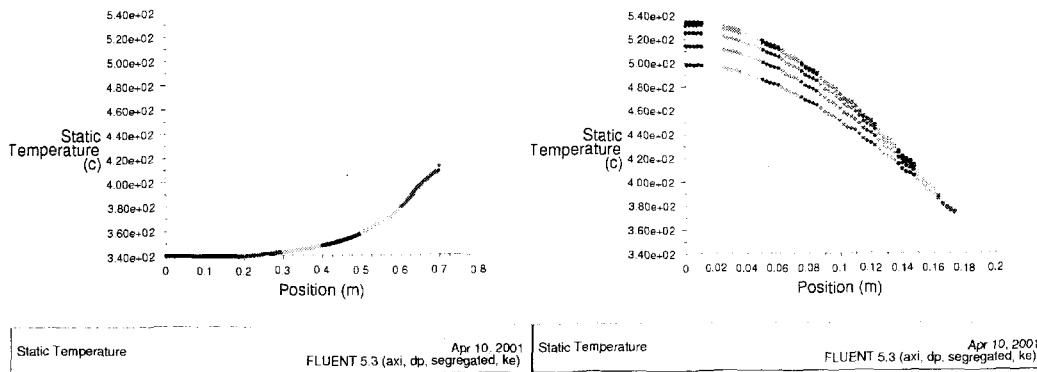
- Pb-Bi 최대온도 : 499°C, 빔창 최대온도 : 534°C,

- Pb-Bi 최대속도 : 2.1m/s



(a) 빔창 + Pb-Bi

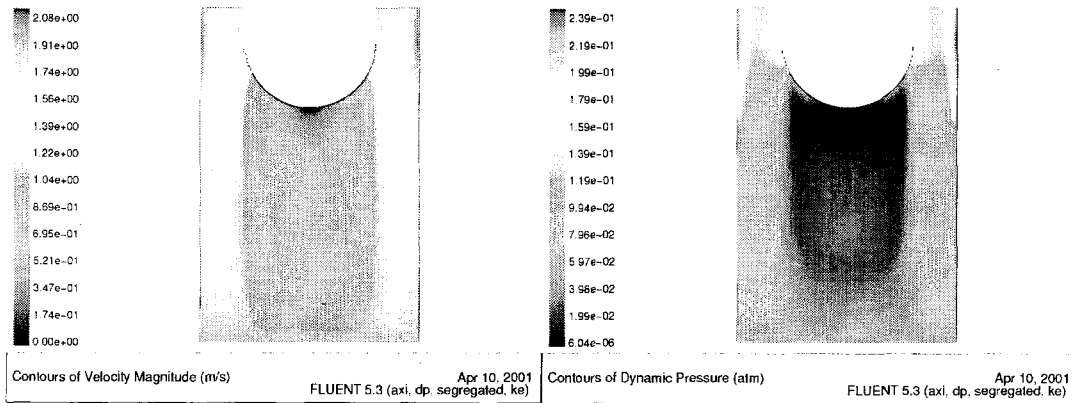
(b) 빔창



(c) 중심축 높이 방향

(d) 빔창 두께별 반경 방향

그림 3.4.2-11 온도 분포



(a) 속도

(b) 동압

그림 3.4.2-12 속도 및 압력 분포

● 스트레스 특성

- 최대 : 155MPa(Mechanical), 104MPa(Thermal), 202MPa(Total)

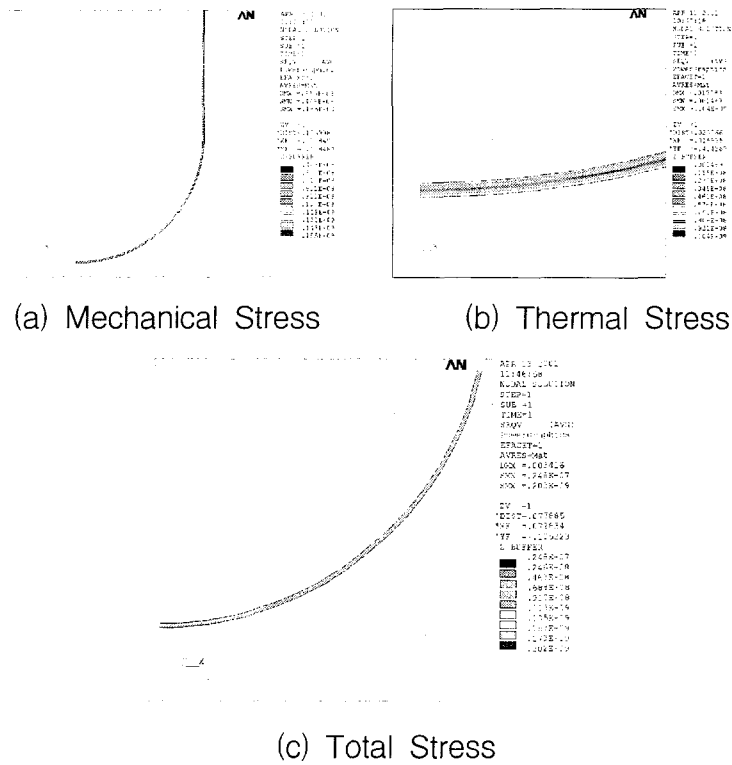


그림 3.4.2-13 스트레스 분포

사. 향후 보완 및 수행 사항

- 새로운 표적시스템 고려
 - Windowless
 - 빔창이 있으나 냉각재와 독립된 시스템
- 1단계 설계 보완 및 향상
 - 유로 변경 및 orifice 설치
 - 빔창 두께 및 형태 변경
 - 빔 형태 변경
- 설계요건 기준 정당성 보완
- 과도상태 계산
- 계산 코드 보완
 - 향상된 LCS 확보 및 MCNPX 이용
 - ORIGEN 핵자료 library 보완
 - 열수력 코드 CFX 추가 사용
- 계산 정확도 향상 및 보완
 - 20MeV 이하 중성자에 의한 효과 포함
(중성자 생성, 방사화 핵종 생성, 열발생)
 - 계산 대상 표적외 지역에서의 양성자에 의한 중성자 생성
 - 노심 중성자에 의한 방사화 핵종 생성
 - 모든 방사화 핵종의 붕괴 계산
 - 방사화 핵종의 독성 계산
 - 열발생 반경, 높이 방향의 함수화 및 작은 열발생량 포함
 - 정확한 물성치 사용 및 온도별 물성치 사용
 - 최적의 빔창두께, Pb-Bi 속도, 빔창크기 계산

3. 중성자 생성 특성 계산

가. 실린더 형태 표적

중성자 생성 특성 분석을 위해 실린더 형태를 가정한 Pb, W 의 중성자 생성 특성을 시뮬레이션 코드인 LAHET를 이용해 분석하였다. 실린더 형태 외에 두께가 다른 원형판들을 연속시켜 배열하는 방법들도 고려될 수 있으나 첫 단계로서 단순한 실린더 형태를 가정하였고 Pb, W 외에 Pb-Bi, Ta 는 각각 Pb, W 와 핵특성이 비슷하므로 따로 계산하지 않았다. 주요 분석 목적은 중성자 생성 및 방출량 (표적전체 및 각 위치별)과 중성자 에너지분포 및 평균에너지가 양성자빔 에너지와 표적 형태의 변화에 따라 어떻게 변화하는가를 알기 위함인데 이를 위해 빔에너지를 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 GeV로 표적의 지름을 10, 30, 50, 70, 90 cm로 변화시켰다. 표적의 높이는 50 cm로 고정시켰는데 표적의 높이 변화에 대한 중성자 생성량 및 에너지의 변화는 지름의 변경에 의한 변화와 같은 경향을 보일 것이므로 따로 분석하지 않았다. 본 분석에서 중성자는 100MeV 이하만 고려하였다.

(1) 표적지름변화의 영향

그림 3.4.3-1은 1 GeV 양성자빔 조사시 표적지름 변화에 따른 중성자 생성 및 방출량의 변화를 보여준다. 핵자당 핵과쇄에 의한 중성자생성량은 질량번호에 비례하므로 Pb가 W보다 생성량이 커야할 것 같으나 단위부피당 핵자의 수는 W 가 크므로 핵과쇄 확률이 커져 전체생성량이 Pb보다 크다. 생성량은 지름이 커질수록 반응확률이 커져 증가하나 증가세는 둔화되어 saturation 상태가 됨을 알 수 있다.

방출량은 Pb의 경우 흡수단면적이 작아 생성량과 큰 차이가 없으나 W의 경우는 흡수단면적이 커 지름이 어느 정도 이상 커지면 생성량의 증가보다 흡수량이 커져 방출량이 감소하게 되므로 중성자방출량의 관점에서 W는 방출량이 최대가 되는 지름을 찾을 수 있다. 5가지 지름에 대해 분석했을 때 지름이 30 cm일때 방출량이 가장 컸으나 지름에 대한 방출

량의 연속적인 변화를 얻고 그로부터 보다 정확한 최적지름을 찾기 위해서는 보다 다양한 지름에서의 계산이 필요하다.

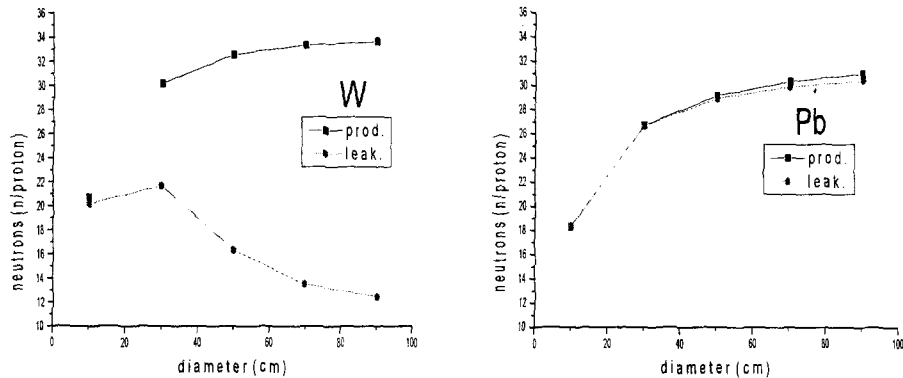


그림 3.4.3-1 표적지름 변화에 따른 중성자생성 및 누설량변화
(빔에너지=1GeV, 표적높이=50cm)

Pb의 경우는 지름이 커질수록 증가하나 무한정 크게할 수 없으므로 증가세가 둔화되는 적절한 지름을 선택해야 한다. 빔에너지가 1 GeV 높이가 50 cm 일 경우 W는 30 cm (21 n/p), Pb는 50cm (29 n/p)의 지름이 적당함을 알 수 있다. 그러나 최적의 표적형태는 방출된 중성자의 transmutation efficiency를 최고로 하는 것이므로 방출중성자의 양 뿐 아니라 에너지 스펙트럼 및 평균에너지도 고려해야 하고 따라서 노심계산과 연계시킨 연구가 더 필요하다.

그림 3.4.3-2는 생성 및 방출 중성자의 에너지분포이고 그림 3.4.3-3은 평균에너지의 변화인데 생성에너지의 경우는 W와 Pb가 별 차이가 없고 표적지름의 변화에 의한 차이도 크지 않다. 방출에너지의 경우는 충돌반응에 의해 에너지가 감소하게 되는데 지름이 커질수록 충돌기회가 많으므로 에너지는 감소하게 된다. 그러나 감소세는 둔화되는 것을 알 수 있으며 W가 단위부피당 핵자가 Pb 보다 커서 Pb 보다 낮은 중성자 에너지를 갖는다. 지름 30 cm의 W, 지름 50cm의 Pb 경우에 (빔에너지=1GeV, 높이=50cm) 생성중성자는 대략 7 MeV, 방출중성자는 대략 2 MeV 정도

이다.

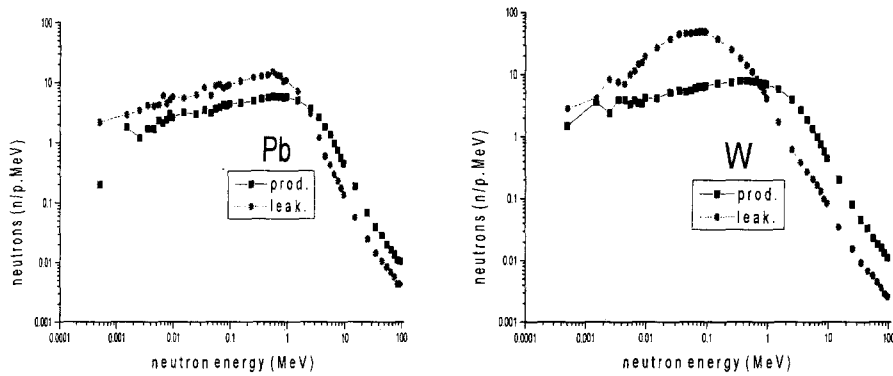


그림 3.4.3-2 중성자 에너지 분포
(빔에너지=1 GeV, 표적지름=30 cm, 표적높이=50 cm)

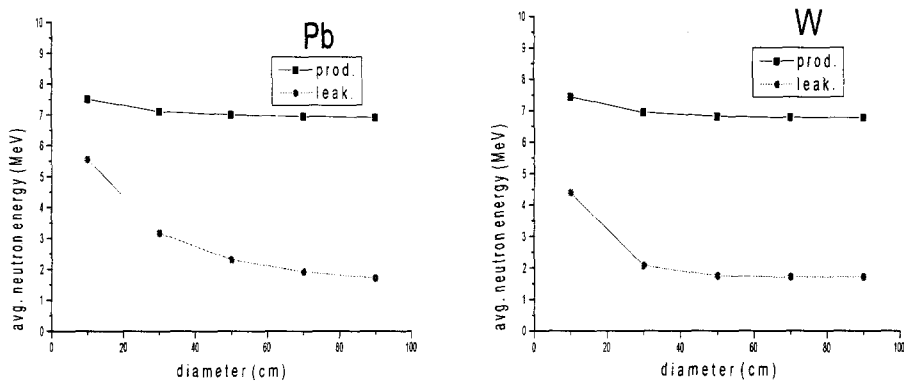


그림 3.4.3-3 표적지름 변화에 따른 평균 중성자 에너지 변화
(빔에너지=1GeV, 표적높이=50cm)

(2) 빔에너지의 영향

그림 3.4.3-4는 빔에너지의 변화에 대한 중성자생성량의 변화를 보여 주는데 빔에너지가 증가할수록 생성량도 증가하나 증가세는 둔화됨을 알 수 있고 이로부터 단위에너지당 중성자 생성량은 1.0 - 2.0 GeV 사이에 최대치가 있음을 알 수 있다. 지름 30 cm, 높이 50 cm 표적의 경우 빔에

너지가 0.5 GeV에서 2.5 GeV로 증가하면 생성량은 W의 경우 10 n/p 에서 80 n/p 로 Pb는 10 n/p 에서 60 n/p 로 증가한다. 지름분석과 마찬가지로 최적의 빔에너지를 찾기 위해서는 보다 많은 빔에너지에서의 계산이 필요하다.

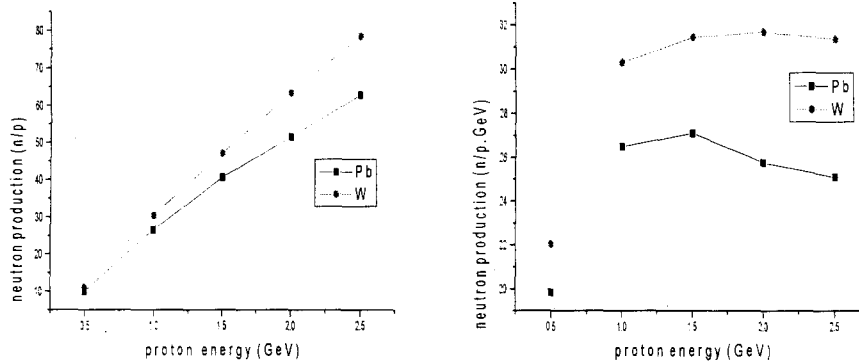


그림 3.4.3-4 빔에너지 변화에 따른 중성자 생성 변화
(표적지름=30 cm, 표적높이=50 cm)

지름 30 cm, 높이 50 cm 표적의 경우 빔에너지가 0.5 GeV에서 2.5 GeV로 증가하면 생성중성자 에너지는 1.5 GeV정도, 방출중성자 에너지는 0.5 GeV 정도 증가했다.

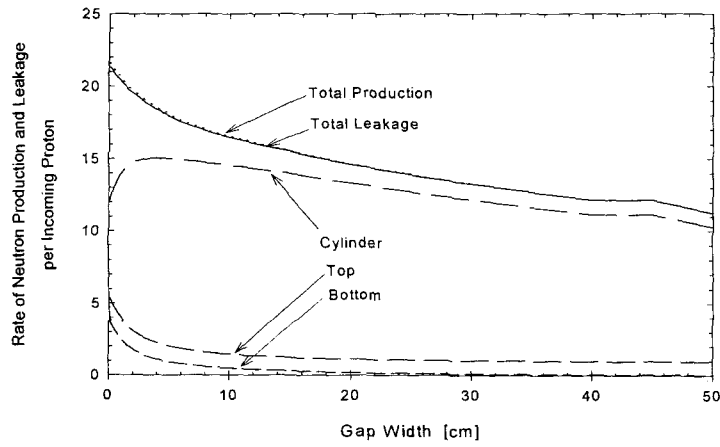
나. 디스크형 표적 중성자 특성

통실린더형태가 아닌 disk-array 형태의 표적에서의 중성자 생성 특성을 분석하였다. 통실린더와 마찬가지로 LCS를 사용하였고 양성자 빔의 에너지는 1 GeV, 형태는 지름 10 cm의 원형으로 균일한 전류밀도분포를 갖는 것을 가정하였다. 먼저 두께 2 cm, 지름 30 cm의 disk 13개를 일정한 간격으로 배치했을 때 간격의 변화에 대한 중성자생성 특성 변화를 조사하였다. 그림 3.4.3-5에 납과 텅스텐 표적에 대한 계산 결과가 나타나있다. 중성자생성의 경우에는 납과 텅스텐 모두 간격이 커질수록 핵파쇄반응 가능성이 적어져 줄어드는 현상을 보이는데 누설중성자는 텅스텐의 경우에

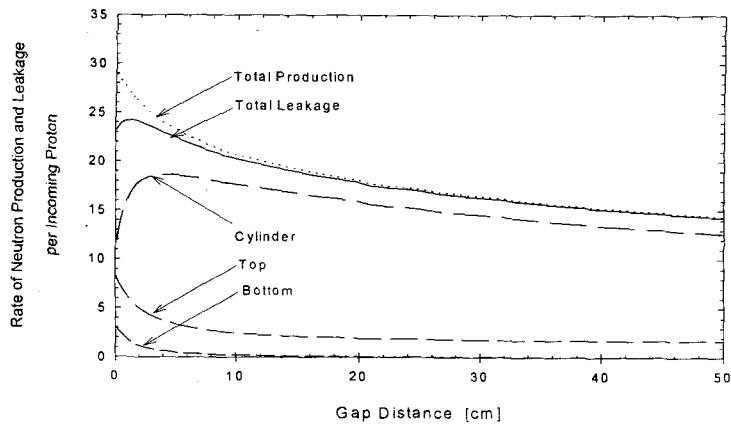
간격이 약 1.5 cm인 지점까지는 오히려 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 간격의 증가로 인한 중성자흡수의 감소가 중성자생성의 감소보다 커서 총 누설량은 증가함을 보여주는 것이다. 납의 경우에는 상대적으로 흡수반응 단면적이 작아 그러한 효과가 나타나지 않는다. 따라서 텅스텐 표적을 사용할 경우에는 통실린더보다는 어느정도의 간격을 둔 disk-array형이 누설중성자의 양 측면에서 유리함을 일 수 있다. 또한 납과 텅스텐의 경우 모두 간격이 증가할수록 옆 표면에서의 누설량은 증가했다가 감소하고, 위와 아래 표면에서의 누설량은 감소하는데 이는 미임계 노심에서의 중성자 활용 측면에서 유리하게 작용할 수 있다.

다른 변형된 형태로 위에서 언급한 disk-array 형태에 실린더 shell을 덧붙인 모양을 생각해 볼 수 있다. 이러한 형태를 사용하면 disk-array의 경우에 옆면의 disk 사이 간격으로 방출되는 고에너지 양성자나 중성자를 효과적으로 중성자생성에 이용할 수 있는데 본 계산에서는 안지름 30 cm, 바깥지름 50 cm, 두께 10 cm의 납 실린더 shell을 먼저 계산한 납과 텅스텐 disk-array 형태에 덧씌운 모양을 사용했다. 납 실린더 shell 외에 텅스텐 실린더 shell을 덧씌운 형태는 고려하지 않았는데 텅스텐의 경우는 중성자 흡수반응단면적이 상대적으로 커서 shell의 역할인 중성자 추가 누설 측면에서 납과 같은 효과를 기대할 수 없기 때문이다. 그림 3.4.3-6에 계산 결과가 나타나 있는데 텅스텐의 경우에는 disk 간격이 커져도 중성자 생성이나 누설이 줄어들지 않고 일정한 값에 도달함을 알 수 있다. 납의 경우에는 간격의 영향으로 위표면으로의 고에너지 입자의 누설이 줄어들고 대신 옆표면의 납 shell과 반응해 중성자를 더 생산하게 되므로 간격이 증가할수록 중성자생성과 누설이 증가함을 알 수 있다.

또한 disk-array 형태의 표적은 옆표면으로의 중성자누설시에 통실린더에 비해 표적높이 방향으로 고른 분포를 보이게 되는데 그림 3.4.3-7에서 이 효과를 확인할 수 있다. 납과 텅스텐의 경우 모두 통실린더에 비해 disk-array 형태가 표적높이 방향으로 더 고른 중성자선속 분포를 보임을 알 수 있고 disk-array에 shell을 추가하면 그 효과는 조금 더 좋아짐을 알 수 있다.

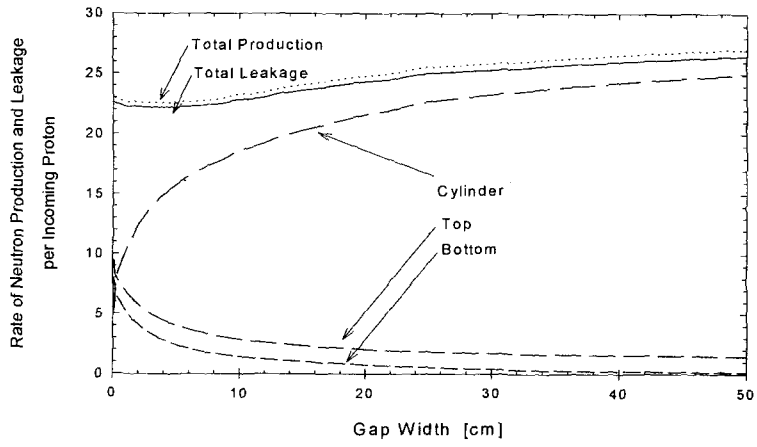


(a) 납

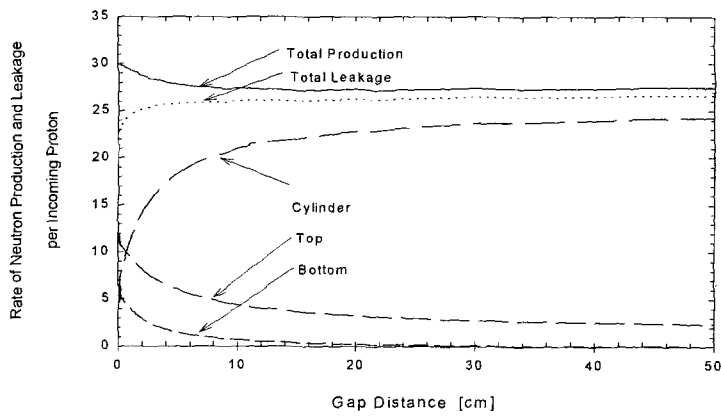


(b) 텅스텐

그림 3.4.3-5 지름 30 cm, 두께 2 cm의 disk 13 개를 일정한 간격으로 했을 때 간격에 대한 중성자 생성 및 누설량 변화

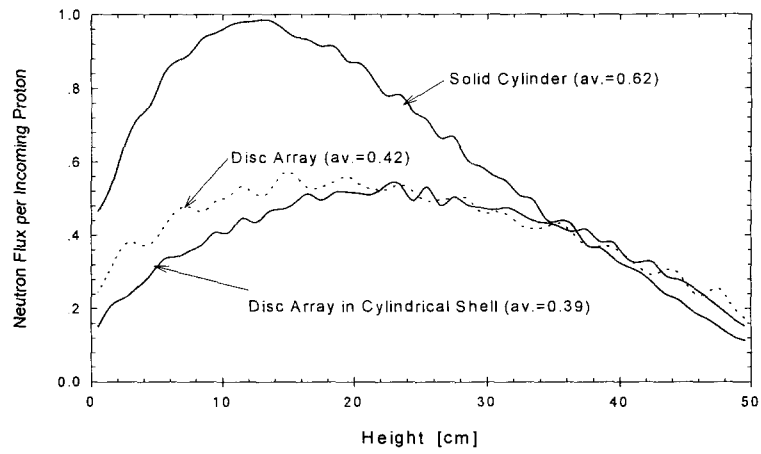


(a) 납

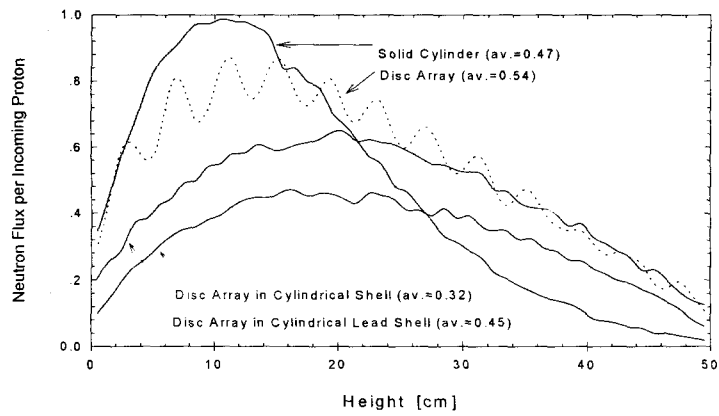


(b) 텅스텐

그림 3.4.3-6 지름 30 cm, 두께 2 cm의 disk 13 개를 일정한 간격으로 하고 두께 10 cm의 납 실린더 shell을 덧씌웠을 때 간격에 대한 중성자 생성 및 누설량 변화



(a) 납



(b) 텅스텐

그림 3.4.3-7 표적형태에 따른 표적 높이 방향으로의 중성자선속 분포 변화

다. 표적 중성자원 계산 노심 이용시 부정확성 평가

(1) 표적 크기에 의한 부정확성

노심 계산시에 LAHET로 계산한 표적의 source term을 사용해야 하는데 volume source로 취급했을 때 실제 노심에 영향을 미치는 정도가 다음과 같은 2가지 사항에 의해 부정확하게 취급될 수 있다.

- 노심 계산 코드에서 다룰수 있는 중성자 에너지를 초과하는 source 중성자의 영향
- 표적 밖으로 방출되는 양성자에 의한 노심에서의 중성자생성 효과

이러한 부정확성을 알아보기 위해서 높이 50cm 실린더 표적구조로 LAHET 계산을 수행하였다(1GeV, 지름 10cm 빔). 먼저 표적지름을 30cm로 한 결과인데 표 3.4.3-1에서 총 25.5개가 누설됨을 알 수 있다. 표 3.4.3-2의 표적지름 50cm 경우에는 총 28.1개가 누설되어 30cm 경우와 비교할 때 2.6개가 증가함을 알 수 있다. 이 증가는 30cm 표적의 옆면에서 누설되는 고에너지 중성자 및 양성자의 2차 핵파쇄에 기인하는 것으로 간주하면 표 3.4.3-1에서 100-1000MeV 구간의 옆면 누설 고에너지 중성자는 0.28개이고 표 3.4.3-3의 100-1000MeV 구간의 고에너지 양성자는 0.14개인데 양성자는 에너지 분포가 중성자보다 높으므로 핵파쇄 확률이 높아 대략 양성자와 중성자에 의한 2차 중성자 생성 비율이 비슷하다고 가정할 수 있다. 표 3.4.3-2에서 옆면의 100-1000MeV 구간 중성자는 0.13개, 표 3.4.3-4의 옆면 100-1000MeV 구간 양성자는 0.004개이므로 50cm 표적의 중성자 정보를 노심 계산에 이용할 때 고에너지 중성자를 포함하지 않기 때문에 0.6개(옆면만) 내지 1.0개(모든 면) 정도의 중성자 생성이 under-estimate 된다. 이는 전체 중성자수 28.1개의 2-4%에 해당한다. 고에너지 양성자를 포함하지 않기 때문에 under-estimate 되는 중성자 생성 수는 옆면만 0.04개로 거의 무시할 수 있으나 윗면으로 고에너지 양성자가 3.2개, 아래면으로 0.3개가 누설되어 이러한 양성자에 의한 중성자 생성 무시

는 큰 차이를 가져올 수 있음을 알 수 있다. 따라서 이러한 것이 중성자원 계산에 포함되도록 해야 하며 위/아래 표면으로의 중성자 누설도 크므로 이를 보완할 수 있는 설계가 필요함을 알 수 있다. 표적의 높이, 표적 channel 넓이 결정은 빔창의 열/스트레스도 고려해야 한다.

(2) 표적 온도에 의한 부정확성

지금까지 중성자 생성과 관련해서 LAHET로 계산시에는 Pb-Bi의 밀도를 상온에서의 밀도인 10.5g/cm³로 사용했다. 실제 Pb-Bi의 온도는 수백도 정도이고 사고시에는 그 이상도 가능하므로 온도 상승시의 밀도 변화에 의한 중성자 생성량 변화를 계산해 보았다. 지름 50cm 실린더 표적의 상온에서의 결과를 400°C (밀도 10.2g/cm³) 및 1000°C(밀도 9.4g/cm³)의 결과와 비교하였다. 결과는 각 표면에서의 중성자 누설분포는 거의 변화가 없었고 누설량도 400°C에서 상온의 99%, 1000°C에서 상온의 97% 정도로 감소함을 알 수 있었다.

표 3.4.3-1 지름 30cm 표적의 중성자 생성

surface : side		
energy(MeV)	number/proton	
1.	8.26579	42.
10.	9.78116	50.
100.	1.12762	6.
1000.	0.27600	1.
total :	19.45058	
surface : top		
energy(MeV)	number/proton	
1.	1.83995	37.
10.	2.80543	57.
100.	0.25229	5.
1000.	0.01000	0.
total :	4.90767	
surface : bottom		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.43153	40.
10.	0.50342	46.
100.	0.09199	8.
1000.	0.05933	5.
total :	1.08627	

표 3.4.3-2 지름 50cm 표적의 중성자 생성

surface : side		
energy(MeV)	number/proton	
1.	9.23433	56.
10.	6.45524	39.
100.	0.55594	3.
1000.	0.13419	1.
total :	16.37969	
surface : top		
energy(MeV)	number/proton	
1.	4.02338	47.
10.	4.22362	49.
100.	0.29991	4.
1000.	0.01010	0.
total :	8.55701	
surface : bottom		
energy(MeV)	number/proton	
1.	1.65414	53.
10.	1.22188	39.
100.	0.15735	5.
1000.	0.09050	3.
total :	3.12387	

표 3.4.3-3 지름 30cm 표적의 양성자 생성

surface : side		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.00000	0.
10.	0.00308	2.
100.	0.05090	26.
1000.	0.14288	73.
total :	0.19686	
surface : top		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.00000	0.
10.	0.00580	0.
100.	0.02222	0.
1000.	5.80894	100.
total :	5.83696	
surface : bottom		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.00000	0.
10.	0.00052	0.
100.	0.02658	5.
1000.	0.51114	95.
total :	0.53825	

표 3.4.3-4 지름 50cm 표적의 양성자 생성

surface : side		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.00000	0.
10.	0.00026	2.
100.	0.00593	56.
1000.	0.00438	41.
total :	0.01056	
surface : top		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.00000	0.
10.	0.00335	0.
100.	0.01313	0.
1000.	3.22359	99.
total :	3.24007	
surface : bottom		
energy(MeV)	number/proton	
1.	0.00000	0.
10.	0.00026	0.
100.	0.01636	5.
1000.	0.29451	95.
total :	0.31113	

라. Pb-Bi 표적의 중성자 생성 특성

1단계 최종 HYPER 설계 노심 계산에 사용하기 위해서 지름 62cm, 높이 50cm Pb-Bi 실린더에 지름 35cm parabolic 빔을 조사한 시뮬레이션을 수행하였고 그 결과는 2항 '표적 개념 설계' 중에서 '바. 1단계 최종 설계의 표적시스템 특성'에 기술되었다.

4. 방사화 생성물 특성 계산

가. 텅스텐 표적 방사화

표적은 자연상태의 텅스텐으로 설정했는데 동위원소 구성비는 W180 (0.13%), W182 (26.3%), W183 (14.3%), W184 (30.7%), W186 (28.6%) 로 되어 있다. 표적 형태는 반경 50 cm, 높이 100 cm. 의 실린더형으로 설정하고 빔은 30 mA 양성자빔을 반경 40 cm의 원형 형태로 표적의 중앙에 조사하도록 했다. 입사빔 에너지는 0.8 GeV와 1.5 GeV의 두가지를 설정해 차이를 비교해 보고 빔 조사 기간은 1년으로 설정했으며 빔조사 중단후 180 일, 2 년, 20 년, 100 년 후의 전체방사능 및 주요 방사화 핵종별 방사능을 계산했다.

계산을 수행하는데 있어 필요한 LCS 연소 코드인 CINDER'90[4.8] 가 LANL 외부에 공개되지 않았으므로 여기서는 ORIGEN2를 사용했다. 정밀한 계산을 위해서는 빔조사 기간을 적당한 시간 구간으로 나누어 한 구간에서의 핵반응에 의한 표적물질의 핵변환을 다음 구간의 계산에서 고려해야 한다. 그러나 1 년동안의 빔조사 기간 동안 표적물질이 다른 핵종으로 변환되는 부분은 극히 일부분이고 변환된 핵종의 반응 단면적까지 고려한 중성자 및 양성자와의 반응 확률이 원래의 표적물질에 비해 극히 작음을 보여 줌으로써 시간구간을 나누어 계산할 필요없이 LCS에 의해 방사화 핵종의 생성물 자료를 얻어 이 생성물이 시간에 관계없이 일정하다는 설정하에 생성물을 ORIGEN2에 입력시켜 핵붕괴만 추가로 고려함으로써 원하는 결과를 얻을 수 있다.

LCS 에서 20 MeV 이하의 중성자는 LAHET가 아닌 HMCNP에서 따로 계산이 수행되는데 HMCNP는 LAHET와 달리 표적외 물질의 생성물 자료를 제공하지 않고 이의 계산을 위해서는 CINDER'90에 의존해야 하므로 CINDER'90를 이용하지 않고 20 MeV 이하 중성자에 의한 생성물 계산을 하기 위해서는 다시 ORIGEN2를 활용해야 하는데 ORIGEN2에 기본적으로 내장되어 있는 중성자의 에너지 분포는 기존의 경수로나 중수로 밖에 없으므로 고려대상인 표적에 적합한 반응 단면적을 계산해 이를

ORIGEN2에 입력시켜 주어야 한다. 이 작업도 수행중이나 아직 완료되지 않았으므로 20 MeV 이하 중성자에 의한 방사화는 이번 결과에 포함되지 않는다. 따라서 본 보고서의 방사화 계산은 양성자등의 하전입자와 20 MeV 이상의 중성자와의 반응에 의한, 즉 주로 핵파쇄에 의한 방사화만을 고려한 것이다.

(1) 생성 핵종 분석

앞서 1년 동안 30 mA의 GeV급 양성자빔을 반경 50 cm, 높이 100 cm의 텅스텐 표적에 조사했을때 양성자나 20 MeV 이상 중성자에 의한 초기 표적 물질의 타핵종으로의 변환률이 미미하므로 새로 생성된 핵종과 양성자 및 중성자와의 반응에 의한 2차 변환 효과는 무시할 수 있다고 기술했는데 이를 증명하기 위하여 20000 개의 양성자를 정의된 표적에 조사하는 시뮬레이션을 LAHET를 이용하여 행하였다.

그림 3.4.4-1은 그 결과로서 양성자 1 개가 입사했을때 생성되는 새로운 핵종들의 평균 갯수를 원자번호의 함수로서 나타낸 것이다. 0.8 GeV와 1.5 GeV 의 두가지 경우에 대해 시뮬레이션을 수행하였다. 생성 핵종의 분포도에서 최대치는 $Z=74$, 즉 텅스텐인 경우인데 이는 원래의 텅스텐 핵종이 핵파쇄 반응에 의해 중성자를 방출하는 것을 주반응으로 하는 방식에 의해 원래의 텅스텐 표적의 동위원소가 생성되었기 때문이다. 생성된 텅스텐 동위원소의 질량번호별로의 양성자 1 개 입사시 생성되는 평균 핵종수는 0.8 GeV와 1.5 GeV 모두 W182 핵종이 0.3070 과 0.7043 개로 가장 많이 생성되었으며 생성된 W 핵종의 총수가 2.0201 과 4.3913 이므로 W182는 이중 15%와 16%를 차지한다.

W 동위원소를 포함한 총 생성 핵종수는 0.8 GeV의 경우 3.6 개, 1.5 GeV의 경우 7.4 개로 W 동위원소는 이중 56 % 와 59 %를 차지한다. 1.5 GeV의 경우 0.8 GeV 경우보다 약 2 배 가량 더 많은 핵종이 생성됨을 알 수 있다.

W 다음으로 $Z=73, 72$ 인 Ta, Hf 등의 핵종이 원자번호가 낮아질수록

적게 생성되는데 이는 낮은 원자번호를 가진 핵종을 생성하기 위해서는 핵파쇄에 의한 양성자나 중성자의 방출수가 많아져야 하는데 그러한 반응이 일어날 확률이 떨어지기 때문이다. 0.8 GeV의 경우 Z=50 에서부터 원자번호가 낮아지면서 생성률의 증가를 보이다가 Z=35 부근에서 정점을 이루고 다시 감소하는 경향을 보이는데 이는 앞서 설명한 고에너지 핵분열 현상 때문이다. 고에너지 핵분열은 2 개의 핵분열 생성물이 같은 원자번호를 갖는 경향을 보이기 때문에 W 의 원자번호인 74의 반인 Z=35 부근에서 정점을 보이게 된다. 따라서 낮은 원자번호의 핵종은 핵파쇄보다는 주로 고에너지 핵분열에 의해 생성 된다고 볼 수 있는데 생성률은 W 동위원소에 비해 1000 배 이하로 떨어진다.

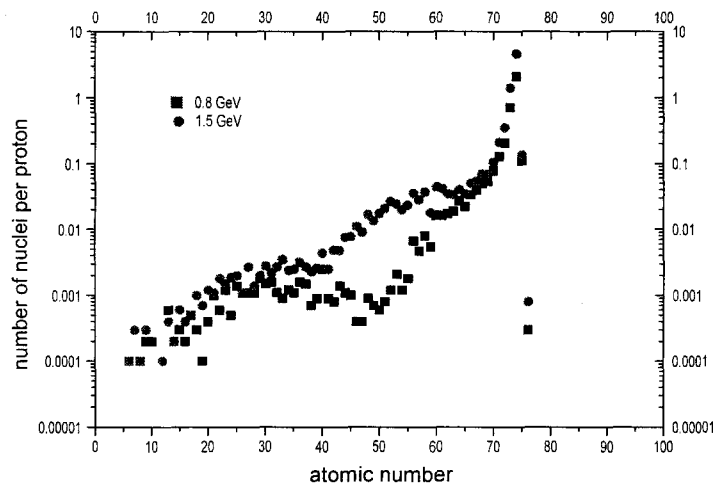


그림 3.4.4-1 양성자빔에 의한 텅스텐 표적의 핵파쇄 생성물 원자번호 분포

1.5 GeV의 경우에는 Z=74부터 원자번호가 낮아질수록 생성되는 핵종 수가 감소되는 정도가 0.8GeV의 경우보다 완만한데 이는 양성자의 에너지가 더 크므로해서 보다 많은 수의 양성자나 중성자를 방출시킬 확률이 0.8 GeV의 경우보다 높기 때문이다. 양성자빔 조사시 텅스텐보다 높은 원자번호를 갖는 Re, Os등도 생성되는데 이는 (p,n) 반응등에 기인하는 것이다.

양성자 1 개당 평균 핵종 생성수로 부터 30 mA 빔을 1 년간 조사했

을 때의 생성 핵종수를 계산할 수 있고 이를 실린더 표적의 텅스텐 핵종수로 나누면 원래 텅스텐 핵의 다른 핵종으로의 변환률을 알 수 있다. 0.8 GeV 와 1.5 GeV의 경우에 각각 0.04%, 0.08% 의 변환률을 얻을수 있는데 이로부터 변환된 핵종과 양성자, 중성자와의 2차 반응은 무시할 수 있다는 것을 알 수 있다.

(2) 방사능 계산

핵과쇄에 의해 생성된 핵종중 핵붕괴를 일으키는 방사성 핵종에 의한 방사능 값은 빔조사중과 빔조사후의 2 가지 경우로 나누어 계산하였다. 빔조사중에는 LAHET를 이용해 얻은 핵종 생성률을 바탕으로 생성과 붕괴의 2가지 과정을 ORIGEN2를 통해 계산함으로써 빔조사 시작후 90 일, 180 일, 270 일, 365 일 후의 전체 방사능 및 각각의 주요 핵종에 의한 방사능을 계산하였다. 계산을 위해 사용한 ORIGEN2는 2.1 버전으로 여기서 사용되는 핵종 붕괴 library에는 실제 LAHET를 통해 얻은 생성 동위원소가 모두 포함되어 있지 않아 ORIGEN2에 의해 계산된 방사능은 실제 방사능 값보다 낮다. 정확한 방사능 계산을 위해 생성된 모든 핵종의 붕괴 자료를 ORIGEN2 decay library에 포함시키는 작업이 현재 진행중이다.

조사 중 어느 핵종의 핵자수(N)는 다른 핵종으로 부터의 붕괴에 의한 생성이 없다면 앞에서 2차변환을 무시할 수 있다고 했으므로

$$\frac{dN(t)}{dt} = S - \lambda N(t)$$

의 식을 만족하는데 여기서 S 는 빔 조사에 의한 핵종 생성률이고 λ 는 붕괴상수이다. 위 식을 풀면 방사능을 계산할 수 있는데 $R(t) = N(t) = S [1 - \exp(-\lambda t)]$ 가 된다.

따라서 다른 핵종의 붕괴에 의한 생성이 없는 핵종은 시간이 가면서 방사능이 생성률에 수렴하게 되는데 수렴 속도는 반감기가 짧을수록 빠르다. 즉, 어느 핵종의 생성률이 작으면 그 핵종에 의한 방사능은 생성률을 넘을수 없으므로 작게 되고 반감기에 따라 빨리 혹은 느리게 생성률 값에

수렴하느냐의 차이밖에 없다. 생성률이 큰 경우라 하더라도 반감기가 너무 크면 빔조사기간인 1 년 동안에 $R(t)$ 의 증가율이 미미해 방사능에 대한 기여도가 낮게 된다. 결론적으로 조사중 많은 방사능을 내는 핵종은 빔조사에 의해 생성이 많이 되고 반감기가 짧은 핵종이라 할 수 있다.

조사중 방사능이 90 일후 $1.2 \times 10^{+6}$ Ci에 도달한후 증가세가 둔화되는 경향을 보이는데 이는 방사능이 수렴하는 경향을 가지기 때문이며 전체 방사능에 주로 기여하는 핵종이 W 와 Ta 인 것은 그 핵종들의 생성률이 높고 반감기도 W181 은 121.0 일, Ta183 는 5.1 일, W185는 75.1 일, Ta182 는 115.0 일로 비교적 짧기 때문이다.

이외에 조사중의 방사능에 기여할 수 있는 핵종으로 W178 ($T_{1/2} = 21.5$ 일), W179 ($T_{1/2} = 38.0$ 분), Ta178 ($T_{1/2} = 9.3$ 분) 등이 있는데 이들 핵종은 반감기가 짧을뿐 아니라 생성률도 커서 많은 방사능을 방출하나 ORIGEN2 decay library에 있지 않아 방사능 계산에 포함되지 않았다.

조사후 방사능은 빔 조사 중단후 180 일, 2 년, 20 년, 100 년의 경우 일때 계산해 보았는데 공급이 중단된후 방사능은 단순히 exponentially 붕괴하므로 조사중단 직후 양이 많은 핵종이라도 반감기가 짧은 것은 시간이 지나면 기여도가 급격히 떨어지게 된다. 조사직후 전체 방사능의 13%를 차지하는 Ta183이 조사중단후 180 일후 전체 방사능에 전혀 기여를 하지 못하는 이유도 Ta183의 반감기가 5.1 일로 짧기 때문이다. Ta183의 반감기에 비해 W181은 121.0 일로 상대적으로 길어서 조사중 전체 방사능에 대해 차지하는 비중이 90일후 46% 에서 조사중단 직후 56 %로 증가한 반면 Ta183은 23 % 에서 13 %로 감소하였다.

아주 반감기가 긴 핵종으로 Hf182 ($T_{1/2} = 9$ 백만년) 가 있는데 Hf182는 양성자 1 개 조사시 0.0019 개의 핵종이 생성되므로 통계 오차는 작으나 100년 까지는 반감기가 너무 길어 기여도가 없는 것으로 나타났다. 그러나 아주 장기간에 걸쳐 방사능 문제를 야기시킬 수 있는 핵종이다.

1.5 GeV, 30 mA빔을 텅스텐에 조사시켰을 경우에 조사중의 방사능은 90 일후 $2.7 \times 10^{+6}$ Ci으로 0.8 GeV, 30mA의 수치보다 2 배 가량 높은데

이는 1.5 GeV 의 경우에 생성되는 주요 핵종 수가 0.8 GeV 경우보다 약 2배 가량 많은 것으로부터 예측할 수 있는 결과이다. 그외의 전체 방사능에 기여하는 주요 핵종 및 이들의 기여도 정도도 차이가 없음을 알 수 있다. 조사후의 방사능 수치도 조사중의 경우와 같은 경향을 보인다.

이로부터 빔에너지와 생성핵종 갯수 그리고 이에 따르는 방사능 값들이 비례하는것을 예상할 수 있으나 보다 확실한 빔에너지와 방사능과의 연관 관계를 알기 위해서는 0.8 GeV와 1.5 GeV 외의 다른 빔에너지값에서의 결과들을 알아야 한다. 그림 3.4.4-2는 0.8 GeV, 30mA와 1.5 GeV, 30mA의 조사중과 조사후의 전체 방사능값들을 그래프로 비교한 것이다.

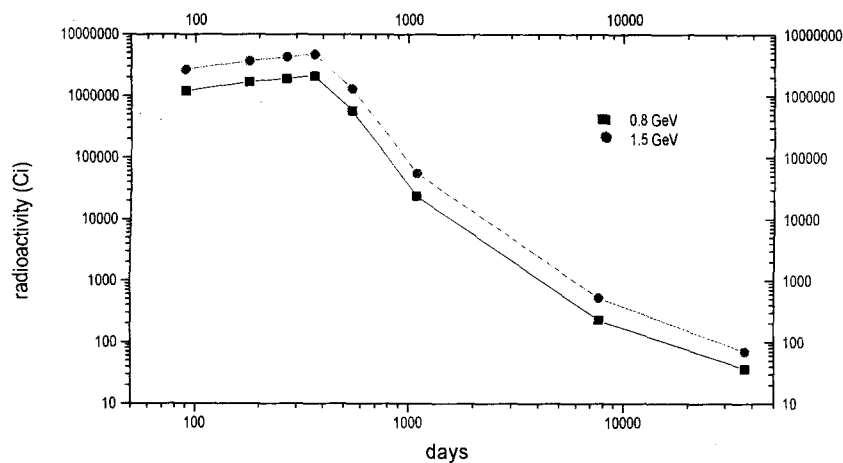


그림 3.4.4-2 텅스텐 표적의 양성자 빔에 의한 전체 방사능 변화
(빔전류 30mA, 반경 50cm/높이 100cm 텅스텐 표적)

나. Pb-Bi 표적 방사화

LAHET로 지름 50 cm, 높이 75 cm의 실린더 Pb-Bi에 지름 10 cm 빔을 조사했을 때 생성되는 핵종과(20 MeV 이하 중성자에 의해 생성된 핵종 미포함, fission 중성자에 의해 생성된 것도 미포함) 이중 반감기 30

년 이상의 장수명핵종의 양을 계산했고 또한 빔 조사중과 조사후의 방사능 및 방사열(decay heat)을 ORIGEN을 이용해 계산하였다. 방사열은 빔에 의한 열발생량의 1% 이하인데 추후 20 MeV이하 중성자에 의한 영향을 포함하고 decay library를 개선한 결과의 계산이 필요하다.

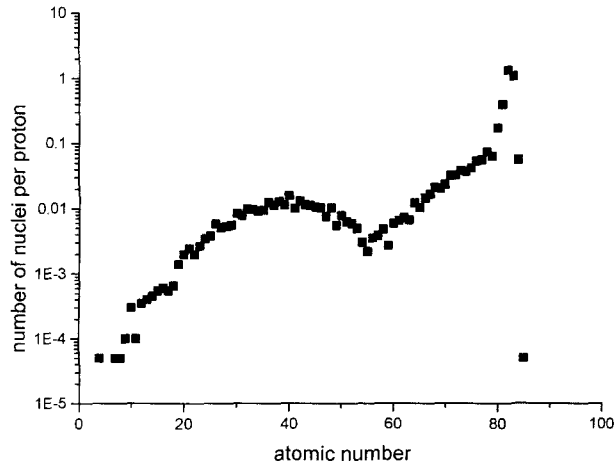


그림 3.4.4-3 Pb-Bi 표적 방사화 생성 핵종 분포

표 3.4.4-1 Pb-Bi 표적 방사화 장수명핵종 중 일부의 생성량
(반감기 30년 이상 40여종)

핵종	반감기(y)	생성량(g/y) (20mA 빔)	원자로 F.P. (10년 cooling 후 g/y)
Po-209	10^3	1.2	
Bi-208	3.7×10^3	183.3	
Pb-205	3×10^4	233.3	
Cs-135	3×10^6	0.02	9400
I-129	1.7×10^7	0.2	5800

표 3.4.4-2 ORIGEN으로 계산된 Pb-Bi 표적 방사능 및 방사열
(일부 핵종 decay library에 미포함)

	HYPER (1GeV, 20MW, Pb-Bi 표적)		ESS (1.3GeV, 5MW, Hg 표적)	
	방사능(Ci)	방사열(kW)	방사능(Ci)	방사열(kW)
조사중 90일	4.5×10^3	2.8		
180일	4.7×10^3	2.9		
270일	4.8×10^3	2.9		
365일	4.9×10^3	2.9	3.2×10^4	10
조사후 180일	3.2×10^4	8.2×10^{-2}		
2년	1.5×10^4	3.2×10^{-2}		
20년	6.9×10^2	1.3×10^{-3}		
100년	41	7.2×10^{-5}	3.8	1.8×10^{-3}

위의 표에 나타난 값들은 1GeV, 20mA 일때의 결과이고 1단계 최종 설계 전류값 13mA에 대한 값들은 2항 '표적 개념 설계' 중에서 '바. 1단계 최종 설계의 표적시스템 특성'에 기술되어 있다.

5. 빔창 방사선 손상 계산

가. dpa 및 양성자에 의한 He 생성 예측

dpa는 $\sigma_d \Phi t$ 로 계산되는데 σ_d 는 dpa 반응단면적, Φ 는 flux, t는 조사시간이다. 반응단면적은 입자종류(양성자, 중성자), 입자에너지, 물질에 따라 다르다.

1 GeV 양성자에 의한 dpa 경우에는 $\sigma_d = (0.8/2T_d)\sigma_E$ 로 주어지는데 T_d 는 displacement threshold energy, σ_E 는 damage energy cross section이다. σ_E 는 고에너지 시뮬레이션 코드를 이용해 계산할 수 있는데 여기서는 기존의 계산 결과를 이용했다. 양성자에 의한 dpa cross section(σ_d)은 600-1600 MeV 사이에서 변화가 없고 대략 2750 barn 정도를 가진다. 표 3.4.5-1에 $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 의 빔전류시의 dpa 계산결과를 나열하였다.

표 3.4.5-1 $1 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ 의 빔전류시의 dpa 계산결과

양성자에너지(MeV)	조사물질	dpa/year
600	316SS	0.55
1200	316SS	0.55
1600	316SS	0.55
1375	HT-9	0.55

HYPER의 경우 빔창물질로 9Cr-2WVTa를 사용하지만 같은 철금속 계통이므로 표 3.4.5-1의 결과를 이용할 수 있다고 가정하면 $(0.55 \text{ dpa/year}) \times (255 \mu\text{A}/\text{cm}^2) = 140 \text{ dpa/year}$ 의 결과를 얻을수 있다. 이때 빔은 20mA, 지름 10cm, uniform 전류밀도를 갖는 것으로 했다.

중성자에 의한 dpa 계산을 위해서는 빔창의 각 부위별로 중성자선속과 중성자 에너지분포를 알아야 한다. 그러면 양성자와 마찬가지로 중성자 에너지별 dpa cross section을 구해서 중성자 에너지분포에 대해 평균단면

적을 얻은 다음 중성자선속을 곱하면 된다. 여기서는 양성자와 마찬가지로 표 3.4.5-2에 나타나 있는 기존의 계산결과를 활용해 대략의 dpa 값을 얻었다.

표 3.4.5-2 핵파쇄 중성자에 의한 dpa 계산 결과(빔전류= $1\mu\text{A}/\text{cm}^2$)

양성자에너지 (MeV)	조사물질	표적물질	중성자속 ($\text{n}/\text{cm}^2\cdot\text{s}$)	dpa/year
800	SS	W	4.2×10^{14}	88
1200	SS	Hg	4.2×10^{15}	91
1600	steel	W	4.2×10^{15}	58

표 3.4.5-2로부터 평균 dpa cross section을 3400 barn으로 추정하고 HYPER의 빔창에서의 중성자선속을 $10^{15} \text{n}/\text{cm}^2\cdot\text{s}$ 로 가정하면 106 dpa/year의 계산결과를 얻을 수 있다. 따라서 HYPER의 총 dpa는 대략 $140+106=246$ 로 추정할 수 있다.

빔창에 영향을 줄 수 있는 He/H의 생성량도 계산이 필요한데 H의 경우는 수백 °C에서 diffusion이 일어나므로 밖으로 방출되서 상대적으로 He에 비해 빔창구조에 영향을 미치지 않는다. He의 경우는 양성자에 의한 생성량만 계산했는데 1 GeV 양성자의 Fe에서의 He 생성반응단면적은 0.56 barn이므로 20 mA, 지름 10cm, uniform 전류밀도 빔의 경우에 25200 appm/year의 He를 생성하게 된다.

나. 다른 시스템과의 비교

표 3.4.5-3에 다른 시스템과의 dpa, He 생성 비교를 하였다.

표 3.4.5-3 각 시스템들의 dpa 및 He 생성 비교

환경	dpa			appm(He)
	중성자	양성자	total	
fast fission (steel)	50		50	10(0.2 /dpa)
fusion (steel)	20		20	400(20 /dpa)
ILL				
ISIS (0.8GeV, 160kW)			8(steel) 11(W)	1000(steel)(170/dpa) 1100(W)(100/dpa)
ESS (1.3GeV, 5MW)			80(steel) 150(W)	10000(steel)(170/dpa) 15000(W)(100/dpa)
SNS (1GeV, 1MW, steel)			24	
EA (1GeV, 10mA, W)			250	16000(64/dpa)
HYPER (1GeV, 20mA, steel)	106	140	246	25200(180/dpa)*

* 양성자에 의한 생성만 계산

다. dpa 및 He 생성량 상세 계산

앞서 HYPER의 빔창 방사선 손상에 대한 예측을 했으나 자세한 계산을 통해서 이루어진 것이 아닌 다른 유사 표적들의 계산 결과를 참조해서 추정된 것이었다. 자세한 방사선 손상 계산이 필요하다고 생각되어 앞서 언급한 이중빔창 구조에서의 계산을 수행하였다.

먼저 빔창에서의 양성자 및 중성자의 선속 및 에너지분포를 알아야 한다. 빔은 20mA, 지름 10cm 원형 빔으로 설정했고 빔 전류밀도는 uniform, parabolic 2 가지 경우를 모두 가정했다. 양성자는 1GeV의 에너지를 갖고 선속도 다음과 같이 간단히 계산된다.

$$1.6 \times 10^{15} \text{ p/cm}^2 \cdot \text{sec (uniform beam)}$$

$$\frac{3.2 \times 10^{15}}{5^2} (5^2 - r^2) \quad \text{p/cm}^2 \cdot \text{sec (parabolic beam)}$$

중성자의 경우는 LAHET와 MCNP를 사용해서 계산하였다. 그림 3.4.5-1에 빔창 위치별 손상을 알기 위해 설정한 cell이 정의되어 있고 각 cell 별로 계산된 중성자 선속이 나타나 있다. 빔창 중앙에서 약 2.7×10^{15} n/cm².sec 정도의 선속을 보이고 unifrom 빔과 parabolic 빔과의 차이는 거의 없음을 알 수 있다. 그림 3.4.5-2에는 중성자의 에너지분포가 나타나 있는데 window center(cell 5)나 beam edge(cell 4)보다 window edge(cell 1)에서 에너지분포가 약간 soft 해짐을 알 수 있다.

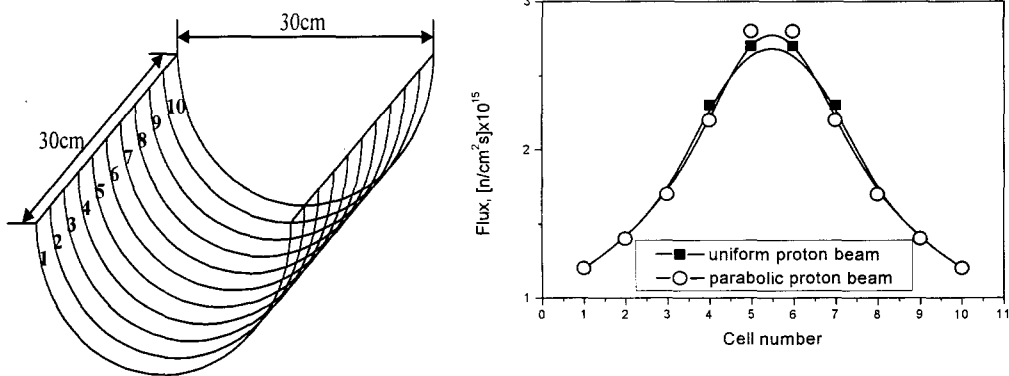


그림 3.4.5-1 빔창 cell 나누기 및 빔창 cell별 중성자 선속

양성자와 중성자의 선속 및 에너지분포와 dpa, He 생성 반응단면적을 [4.9] 결합하여 1년간 빔창의 dpa 및 He 생성량을 계산할 수 있다. 반응단면적을 사용할 때 빔창을 100% Fe로 가정하였다. 먼저 dpa의 경우, 중성자에 의해서 window center에서 78(uniform beam), 82(parabolic beam) dpa/y를 받고 window edge에서 25(uniform 및 parabolic beam 모두) dpa/y를 받음을 알 수 있었다. 양성자에 의해서는 uniform beam의 경우 150dpa/y, parabolic beam의 경우 window center에서 300dpa/y로 계산되었다. 따라서 total dpa는 빔창 중앙에서 최대로 228(uniform), 382(parabolic) dpa/y로 나타났다. 그림 3.4.5-3에 빔창 위치별 dpa 계산값

이 나타나 있다.

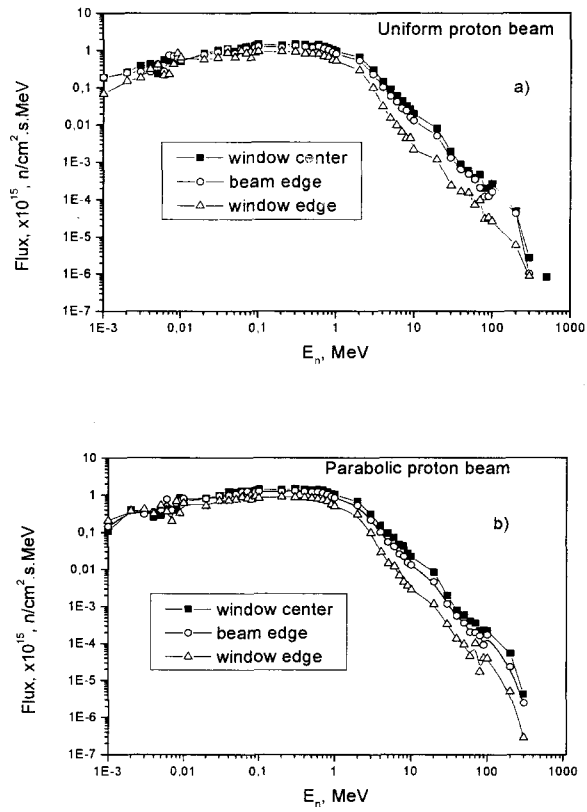


그림 3.4.5-2 빔창에서의 중성자 에너지 분포

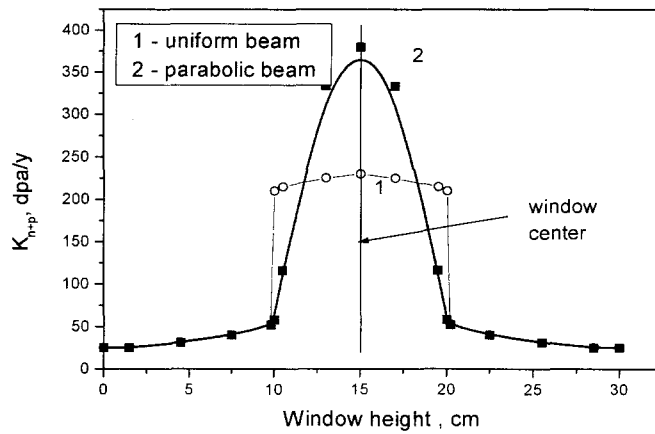


그림 3.4.5-3 빔창 위치별 dpa 계산값

He 생성은 중성자에 의해서는 빔창 중앙에서 최대로 410appm/y이고 빔창 edge에서는 50appm/y로 낮아진다. 그러나 양성자에 의해서 uniform beam의 경우는 30000appm/y, parabolic beam 경우는 60000appm/y이 되어 중성자에 의한 He 생성은 양성자에 비해 무시할 수 있는 수준임을 알 수 있다.

라. 1단계 최종 설계에서의 dpa 및 He 생성량 계산

1단계 최종 설계에서 빔창은 지름 40cm의 반구형이고, 빔 지름은 35cm로 설정되었다. 빔 전류는 13mA에 전류밀도는 parabolic 형태로 했다. 결과는 제2항 '바. 1단계 최종 설계의 표적시스템 특성'에 기술되어 있다.

6. 열수력 계산 및 구조 해석

가. 이중빔창 표적

(1) 계산 Geometry 및 조건

이중빔창 표적구조시의 열수력 및 구조해석을 위해서 그림 3.4.6-1과 같은 3 가지 형태의 단일빔창을 먼저 고려하였다. 표적 가이드 튜브의 영향 및 빔창 열생성 효과를 평가하고 이중빔창 표적해석을 단순화시키기 위해서이다. Case1과 Case2는 빔창이 단열인 경우(adiabatic wall)이며 Case3은 빔창 열생성이 있는 경우(conducting solid)이다. Case1과 Case2를 통해 표적 가이드 튜브의 영향을 파악하고자 하였고 Case2와 Case3을 통해 빔창 열생성 효과를 분석하고자 하였다. 이중빔창계산에는 Case3의 결과를 이용하였다. 즉 Case3의 단일빔창 계산결과를 이중빔창계산시 아래쪽 빔창의 경계조건으로 삼았다. 그렇게 함으로써 이중빔창 표적계산시 표적부분을 제외하고 그림 3.4.6-2의 이중빔창만 독립시켜 계산할 수 있다는 장점이 있다.

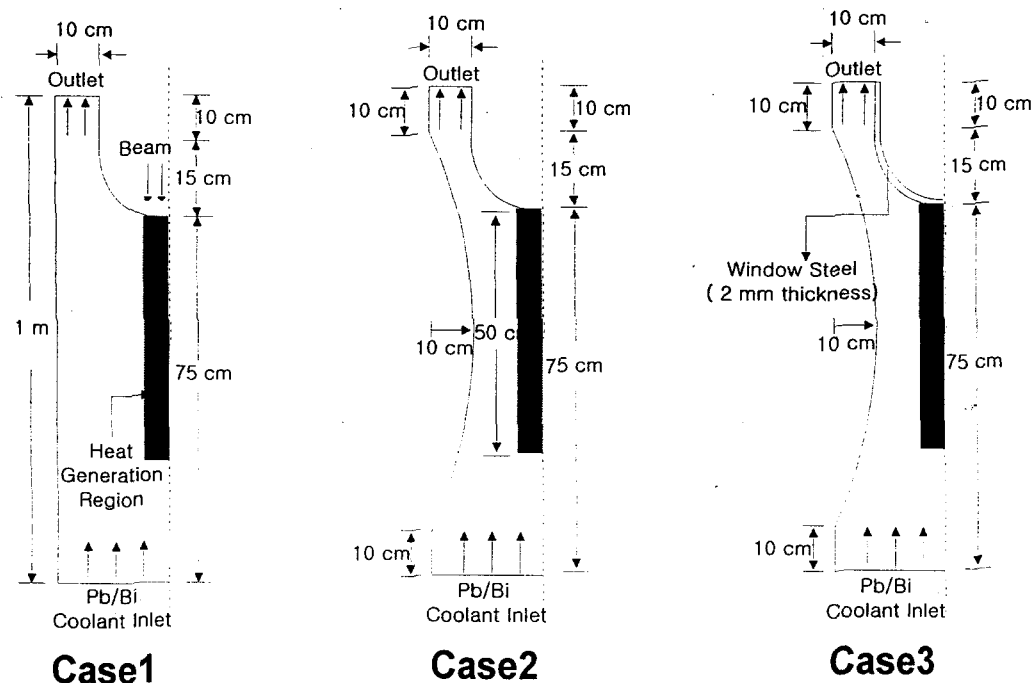


그림 3.4.6-1 표적 및 단일빔창 냉각 계산에 사용된 3가지 표적 구조

이러한 계산 방식으로 다음과 같은 조건을 이용해서 계산하였다.

- 양성자 빔 : 1GeV, 지름 10cm, uniform/parabolic
- 표적 채널 Pb-Bi : 초기온도 340°C, 초기속도 1.1, 1.35, 1.5, 2.0m/s
- 빔창 물성 자료 : 상온의 HT-9 자료
- 빔창사이 Pb-Bi : 초기온도 340°C

열수력 계산을 위해서는 빔전류가 결정되어서 열발생을 알아야하고 빔창사이의 Pb-Bi 초기속도를 설정해야 하는데, 이는 계산을 수행하면서 표적이 안정적일 수 있도록 알맞는 값을 갖는 방식으로 하였다.

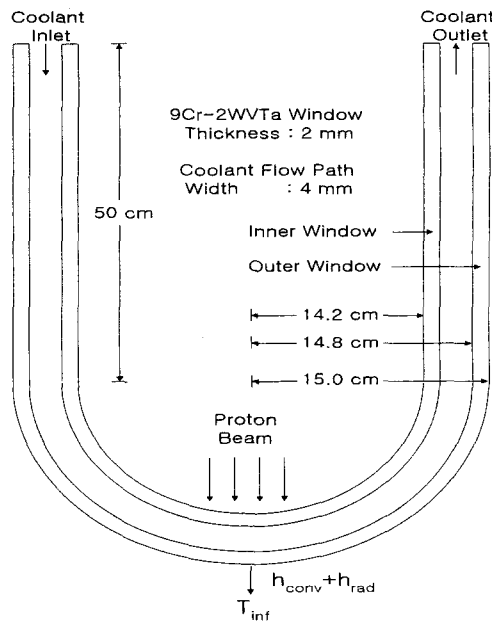


그림 3.4.6-2 이중빔창 계산 Geometry

(2) 열발생 계산

LCS 코드를 이용해서 열발생을 계산하였는데 20mA 빔 조사시 uniform/parabolic 결과가 표 3.4.6-1과 3.4.6-2에 나타나 있다.


표 3.4.6-1 20mA, uniform 양성자빔에 의한 2중빔창에서의 열생성량
(단위:W/cm³, 회색부분이 위/아래 빔창, 사이가 Pb-Bi, 간격 1mm)

5cm center 5cm

4177.4	4535.3	4628.3	4437.8	4337.8	4337.8	4437.8	4628.3	4535.3	4177.4
4177.4	4535.3	4628.3	4437.8	4337.8	4337.8	4437.8	4628.3	4535.3	4177.4
4578.0	5119.2	4904.0	5034.8	4777.6	4777.6	5034.8	4904.0	5119.2	4578.0
4578.0	5119.2	4904.0	5034.8	4777.6	4777.6	5034.8	4904.0	5119.2	4578.0
4578.0	5119.2	4904.0	5034.8	4777.6	4777.6	5034.8	4904.0	5119.2	4578.0
4578.0	5119.2	4904.0	5034.8	4777.6	4777.6	5034.8	4904.0	5119.2	4578.0
4578.0	5119.2	4904.0	5034.8	4777.6	4777.6	5034.8	4904.0	5119.2	4578.0
4177.4	4535.3	4628.3	4437.8	4337.8	4337.8	4437.8	4628.3	4535.3	4177.4
4177.4	4535.3	4628.3	4437.8	4337.8	4337.8	4437.8	4628.3	4535.3	4177.4

표 3.4.6-2 20mA, parabolic 빔 조사시 표적 및 빔창에서의 발열량


Proton Beam Injection



($\times 10^9 \text{ W/m}^3$)

	10cm	9cm	8cm	7cm	6cm	5cm	4cm	3cm	2cm	1cm
10cm	0.02	0.03	0.06	0.12	0.26	1.94	4.86	7.14	8.73	9.64
10cm	0.05	0.07	0.12	0.19	0.42	1.39	3.01	4.30	5.23	5.68
10cm	0.05	0.07	0.10	0.19	0.39	0.92	1.63	2.26	2.71	2.98
10cm	0.04	0.06	0.10	0.18	0.31	0.55	0.82	1.08	1.29	1.36
10cm	0.04	0.06	0.09	0.14	0.22	0.32	0.42	0.50	0.60	0.64

Proton Beam Injection



($\times 10^9 \text{ W/m}^3$)

	10cm	9cm	8cm	7cm	6cm	5cm	4cm	3cm	2cm	1cm
2mm	0.004	0.006	0.009	0.019	0.071	1.90	5.29	7.20	9.09	9.64

빔창부분과 Pb-Bi 윗부분에서의 발열량이 비슷함을 알 수 있고 parabolic의 경우에 uniform에 비해서 중앙부위에서 약 2배 가량 높음을 알 수 있다. 발열량은 빔 전류밀도에 비례하게 되는데 uniform의 경우는 $I/\pi R^2$ 이고 parabolic한 경우의 전류밀도는 다음과 같다.

$$\frac{2I}{\pi R^4} (R^2 - r^2) \quad (R : \text{빔 반경}, I : \text{빔 전류}, r : \text{빔 중앙에서의 거리})$$

(3) 열수력 계산

앞서 계산한 열발생량을 이용해서 20mA 빔 조사시에 온도분포를 계산하였다. 표 3.4.6-3에 하단에서 상승하는 표적 Pb-Bi의 속도별로 각 case의 최고온도를 정리하였다.

표 3.4.6-3 20mA 빔 조사시의 최고온도 계산결과

(parabolic 빔)

Bottom Velocity Cases		1.1 m/sec	1.35 m/sec	1.5 m/sec	2.0 m/sec
		Case1	1592°C	1361°C	1259°C
Case2		808°C	722°C	684°C	598°C
Case3		2277°C	2086°C	2003°C	1808°C
이중빔창 (Pb-Bi : 6m/sec)	위쪽창	1597°C	1597°C	1597°C	1597°C
	아래쪽창	1077°C	1027°C	997°C	927°C
이중빔창 (Pb-Bi : 15m/sec)	위쪽창	1257°C	1257°C	1257°C	1257°C
	아래쪽창	947°C	897°C	877°C	827°C

(uniform 빔)

Bottom Velocity Cases		1.1 m/sec	1.35 m/sec	1.5 m/sec	2.0 m/sec
		Case1	1014°C	890°C	835°C
Case2		615°C	564°C	542°C	491°C
Case3		1678°C	1583°C	1541°C	1443°C
이중빔창 (Pb-Bi : 6m/sec)	위쪽창	888°C	888°C	888°C	888°C
	아래쪽창	652°C	632°C	622°C	597°C

예상했던 바와 같이 parabolic의 경우는 빔 중앙부분에 집중적으로 빔

이 조사되므로 uniform 한 경우보다 최대온도들이 높음을 알 수 있다.

Uniform 빔 Case1 경우에는 주입속도가 1.1m/sec일 경우 최고온도가 1014°C까지 상승하였고 2.0m/sec일 경우 711°C까지 상승하는 결과를 보였다. 이는 빔창 중앙부분에서 유동 대칭성(flow symmetry) 효과로 인해 flow stagnation이 발생했기 때문으로 판단된다. Pb-Bi 표적내에서의 속도 분포를 보면 가속기 빔창으로 인하여 상부의 출구가 하부보다 좁기 때문에 전반적으로 하부의 입구속도보다 약 2배정도 빠른 분포를 보였으며 빔창 중앙 부분에서는 Pb-Bi 속도가 매우 낮았다.

빔창 중앙부분에서의 유동흐름을 활발하게 하기 위해 원통형 표적구조물의 중간부분을 오목하게 하여 계산을 수행하였다(Case2). 계산수행결과 온도가 가장 높은 영역은 Case1과 마찬가지로 빔창 중앙부분이며 액체 납-비스무스의 주입속도가 1.1m/sec인 경우에는 최고온도가 615°C였으며 주입속도가 2.0m/sec인 경우에는 491°C인 결과를 보였다. 주입속도가 가장 낮은 1.1m/sec인 경우 Case1과 비교해서 최고온도가 약 400°C가 감소하였고 주입속도가 가장 큰 2.0m/sec인 경우에는 약 220°C정도 감소하는 효과를 보였다. 즉 표적 가이드 튜브 형상은 표적 및 빔창 냉각에 큰 영향을 줄 수 있다. 표적 가이드 튜브는 빔창 중앙 부분의 flow stagnation이 최소화 될 수 있도록 설계되어야 한다.

Case2와 Case3을 비교해보면 빔창에 의한 열발생이 설계 및 분석에 매우 큰 영향을 줄 수 있다. 따라서 빔창에 의한 열발생은 열수력 설계 및 분석에서 반드시 고려되어야 한다.

이중빔창의 경우에 uniform한 경우와 달리 parabolic의 경우는 빔창사이의 Pb-Bi 투입속도가 6m/sec가 되어도 안쪽빔창의 최대온도가 용융점을 초과함을 알 수 있다. 빔창사이의 Pb-Bi 투입속도를 15m/sec가 되었을 때 최대온도가 1257°C로 용융점 이하가 됨을 알 수 있다. 그러나 이러한 Pb-Bi 속도들은 부식을 고려할 때 너무 큰 값이다. 그러므로 빔 지름이 10cm인 경우에 20mA가 조사되면 이중빔창 구조로도 냉각이 어려움을 알 수 있다.

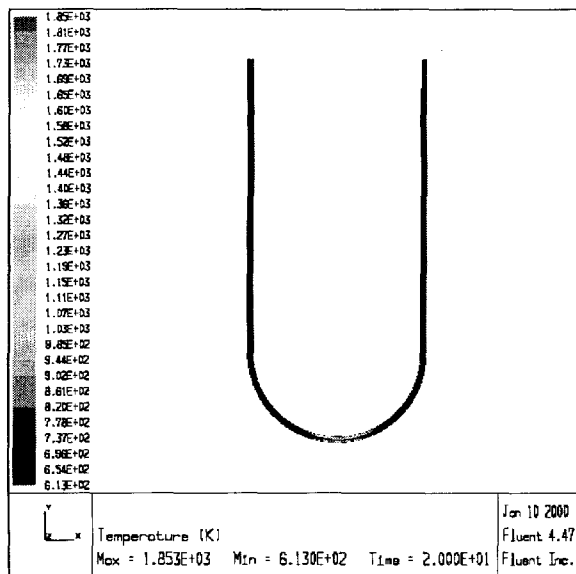
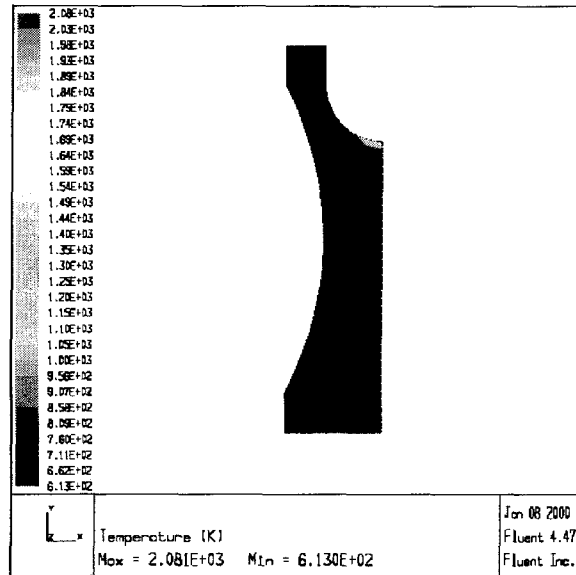


그림 3.4.6-3 20mA, 10cm, parabolic 빔 조사시 단일빔창(Case3)과 이중빔창의 온도분포
(표적 Pb-Bi : 2m/s, 빔창사이 Pb-Bi : 6m/s)

나. 이중빔창 표적의 Thermal Stress

빔창의 stress는 운전중 빔창 구조가 안정적으로 유지되는지를 알 수 있는 수치인데 stress는 크게 온도차이에 의한 thermal stress와 압력 등

의 외부의 힘에 의한 mechanical stress로 나눌 수 있다. 미임계로 빔창과 같이 고출력 빔에 노출되면 가장 문제가 될 수 있는 것이 thermal stress 이므로 이중빔창의 thermal stress 계산을 수행하였다.

Stress 계산을 위해서는 3차원 온도분포가 필요하므로 먼저 FLUENT 를 이용한 빔창의 3차원 온도분포를 계산하였고 이 결과를 input으로 ANSYS code를 이용해서 stress 계산을 수행하였다. Uniform 빔의 경우에는 중앙에서의 온도는 parabolic에 비해 낮은 장점이 있지만, 빔이 조사 되는 부분과 조사되지 않는 부분의 경계선에서 온도차이가 많이 나므로 thermal stress가 크게 되는 문제가 있다. 따라서 parabolic 빔 형태가 바람직하며 parabolic 빔 경우의 thermal stress를 계산해 보았다. 조건은 앞에서 이중빔창 열수력 계산시와 같은데 Pb-Bi는 2m/sec로 한정했다. 빔 전류는 20, 10, 2mA인 경우에 계산을 수행하였다. 또한 3차원 FLUENT 온도 계산시에 계산상의 편의를 위해서 그림 3.4.6-4와 같이 표적 channel 을 4각구조로 가정하였는데(빔도 4각형 가정) 이 경우에 바깥쪽 빔창이나 표적 channel의 Pb-Bi 최고온도는 Pb-Bi의 속도감소로(중앙의 오목한 부분이 없으므로) 증가할 것이다.

그림 3.4.6-4를 바탕으로 단일창 계산후에 이중창 계산을 수행하였고, 이로부터 얻은 온도분포를 ANSYS에 입력시켰다. 온도분포외에 stress 계산에 필요한 자료들로 Young's modulus, Poisson ratio, thermal expansion coefficient, density 등이 있는데 9Cr-2WVTa의 경우에는 자료를 얻을 수가 없어서 유사한 물질인 HT-9의 상온에서의 값들을 이용하였다. 이러한 자료를 이용해서 빔 전류와 빔창사이 Pb-Bi 속도를 변화시키면서 ANSYS로 계산한 thermal stress 계산 결과 중에서 적절한 값을 갖는 경우인 빔 전류 2mA, 빔창사이 Pb-Bi 속도 6m/sec의 경우가 그림 3.4.6-6에 나타나 있다.

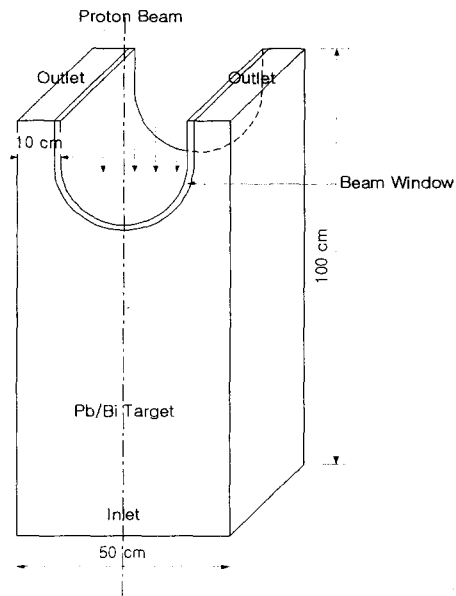


그림 3.4.6-4 3차원 온도 계산 Geometry

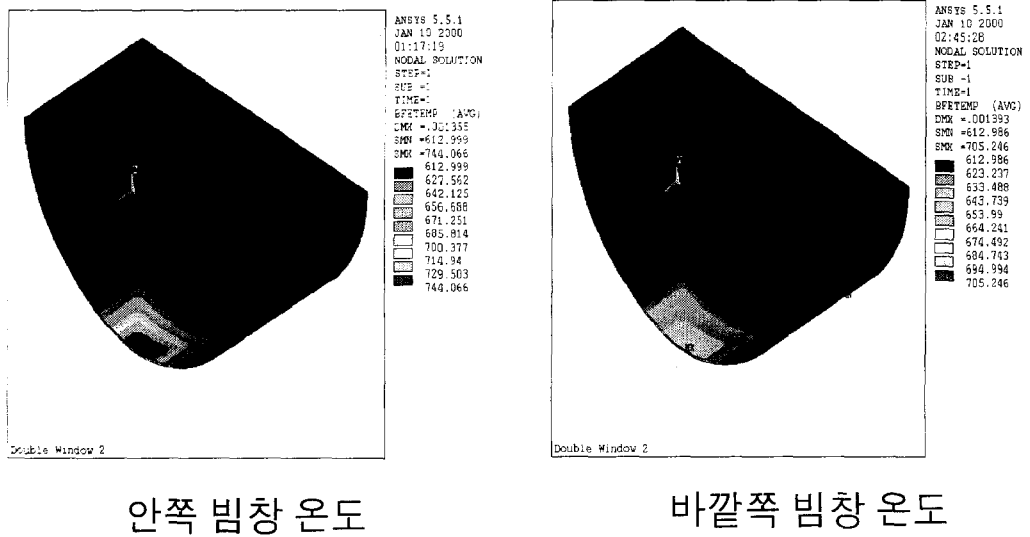
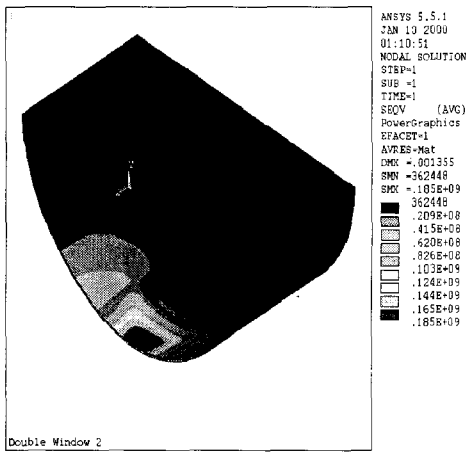
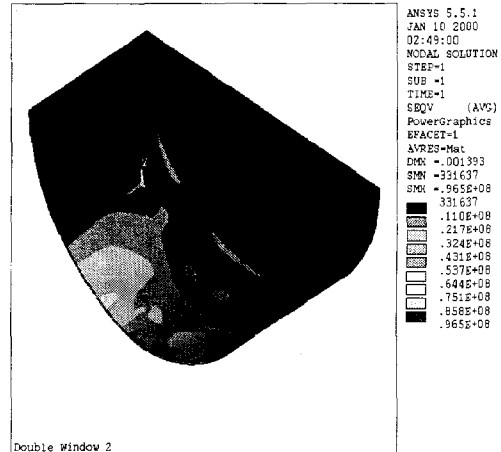


그림 3.4.6-5 FLUENT 3차원 온도계산 결과를 ANSYS에 입력시켜 얻은 결과 (빔 전류 : 2mA, 빔창사이 Pb-Bi 속도 : 6m/sec)



안쪽 빔창 열응력



바깥쪽 빔창 열응력

그림 3.4.6-6 ANSYS에 의한 thermal stress 계산 결과
 (빔 전류 : 2mA, 빔창사이 Pb-Bi 속도 : 6m/sec)

ANSYS 결과는 Von Mises stress로 안쪽빔창이 최대 185MPa, 바깥쪽 빔창이 최대 97MPa의 값을 보여주었다. 550°C에서 9Cr-2WVTa의 허용 기준 stress를 yield strength의 1/3 정도로 잡으면 180MPa이 되므로 빔 전류가 2mA 이고, 빔창사이의 Pb-Bi 투입속도가 6m/sec인 경우에는 thermal stress는 기준치 근방이 됨을 알 수 있었다. 그러나 역시 Pb-Bi 속도 6m/s는 큰 수치이므로, 빔 지름 10cm인 경우에 2mA는 thermal stress를 고려할 때 수용하기 어려운 전류량이라고 할 수 있다.

다. 1단계 최종 표적 설계의 열수력 및 구조 해석

(1) 계산 Geometry 및 조건

제2항 개념설계의 ‘다. 1단계 최종 표적 디자인’에서 자세히 기술한 대로 HYPER 전체시스템에서 이중빔창구조는 문제가 있으므로 1단계 최종 디자인은 반구형 단일빔창구조로 하였다.

그림 3.4.6-7은 1단계 최종 표적 설계 개략도이다. 원자로 중심에 지름

D의 표적 채널이 있고 하단에서 Pb-Bi가 상승하면서 양성자 빔을 조사받는 구조를 가지고 있다. Pb-Bi의 초기속도는 V m/s, 초기온도는 T °C로 설정되었는데 이 조건은 Pb-Bi가 냉각재로도 사용되므로 냉각재의 열수력 조건과 관련되어 결정되어야 한다. 빔창 두께는 2mm로 하였다. 빔 튜브는 실린더 형태이고 빔 튜브 하단에 반구형 빔창이 연결되는 구조로 하였는데 이는 이러한 구조가 스트레스 측면에서 안정적이기 때문이다.

빔은 원형 빔을 가정하였는데 빔 전류밀도 분포는 빔 조사 경계부분에서의 급격한 온도변화가 없는 parabolic 분포를 갖는 것으로 하였다. 또한 빔창의 지름과 빔 지름의 차이는 항상 5cm를 유지하는 것으로 설정하였는데 이는 빔이 빔 튜브에 조사되지 않는 안전거리를 가지면서 빔 전류밀도를 최소화할 수 있는 거리로 5cm가 적합하기 때문이다. 따라서 결정해야 할 사항은 제2항의 ‘다. 표적 설계 요건’에서 언급한 설계요건들을 만족하는 최적의 R , D , V , T , P 와 이때 수용 가능한 최대전류 I 를 구하는 것이다.

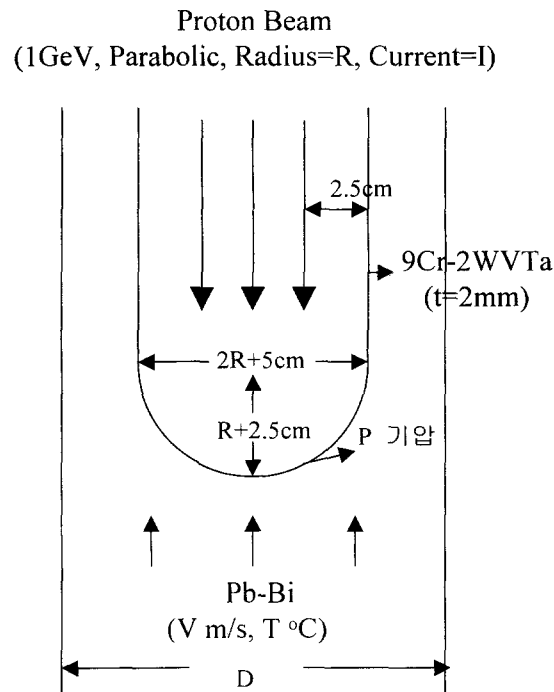


그림 3.4.6-7 1단계 최종 표적 설계 개략도

빔창하단에서는 Pb-Bi 정압과 원자로 상부 cover gas 압력에 의해서 약 16기압이 부하된다고 가정하였다. 이 값은 현단계의 HYPER 시스템 설계에서 고려되고 있는 값이다. 1단계 최종 설계 계산에서는 표 3.4.6-4에 있는 300°C 근방의 자료를 사용하였다.

표 3.4.6-4 온도별 Pb-Bi 및 9Cr-2WVTa material property

(Pb-Bi)

density (g/cm ³)	Heat Capacity (Cal/g°C)	Thermal Conductivity (Cal/sec cm °C)	Viscosity (Centi Poises)
10.46 (200°C)	0.035 (144~358°C)	0.022 (160°C)	1.7 (332°C)
10.19 (400°C)		0.023 (200°C)	1.38 (450°C)
9.91 (600°C)		0.024 (240°C)	1.29 (500°C)
9.64 (800°C)		0.026 (300°C)	1.23 (550°C)
9.36 (1000°C)		0.027 (320°C)	1.17 (600°C)

(9Cr-2WVTa)

item	unit	20°C	100°C	200°C	300°C	400°C	500°C	600°C	참고
Young's Modulus	Mpa	218		207	199	190	181	168	9Cr-MoVNB
Thermal Exp. coeff.	×10 ⁻⁶ K ⁻¹	10.4		11.3	11.7	12.0	12.3	12.6	9Cr-MoVNB
Poisson Ratio		0.29		0.29	0.29	0.29	0.29	0.29	9Cr-MoVNB
Density	kg/m ³	7730		7680	7650	7610	7580	7540	9Cr-MoVNB
Thermal Conductivity	W/m · K	26		28	28	29	30	30	9Cr-MoVNB
Yield Stress	MPa		650	620	610	600	560	500	9Cr-2WVTa
Heat Capacity	J/kg · K	402		461		528		595	9Cr-Mo

(2) 열발생

LAHET 코드를 이용해서 빔 조사시 빔창 및 Pb-Bi에서 발생하는 열을 계산하였는데, 이전 이중빔창의 열발생 계산과 달리 함수화시킨 값을

사용하였다. 빔 반경 R 과 전류 I 에 대한 발열량을 표적 반경 r 방향의 함수로 표시한 것이 다음식에 나타나 있다.

$$Q = 1.88 \times 10^{10} \times \frac{2I}{\pi R^4} \times (R^2 - r^2) \quad \text{unit : (W / m}^3\text{)}$$

$I =$ 전류(mA), $R =$ 빔의 반경(cm), $r = center$ 에서 부터 거리(cm)

위의 식은 빔창 및 깊이가 10cm 이내인 Pb-Bi에서 적용되며 깊이가 10-20cm, 20-30cm, 30-40cm, 40-50cm인 Pb-Bi의 경우에는 각각 위식의 값에 0.59, 0.31, 0.14, 0.07을 곱한 값을 사용하였다. 또한 위식의 값은 반경이 R 보다 작고 깊이가 50cm보다 작은 경우에만 적용하고 그 이외의 지역에서는 단지 미량의 열이 축적되므로 열발생이 없는 것으로 가정하였다.

(3) 표적관련 설계변수 변화에 따른 열수력 분석

(가) FLUENT 계산결과

표적관련되어서 결정해야 할 주요변수들 중에서 빔 크기, Pb-Bi 속도를 변화시킬 때 표적시스템의 열수력 값들은 어떤 변화를 보이는가를 알아보기 위해서 빔 지름, Pb-Bi 속도, 전류값들의 여러 조합에 대해서 빔창의 최고온도를 FLUENT를 이용하여 계산해 보았다. 이 계산에서 표적 채널 크기인 $D=50cm$, Pb-Bi 초기온도는 $250^\circ C$ 로 설정하였고 FLUENT 계산 결과가 표 3.4.6-5에 나타나 있다. Pb-Bi 입구속도에 따른 빔창 최대 온도의 변화와 빔지름에 따른 빔창 최대 온도 변화를 명확히 보기 위해서 그림 3.4.6-8과 그림 3.4.6-9에 나타내었다. 이 경우에 빔창지름은 빔 지름보다 5cm 더 큰 것으로 설정하지 않고 30cm로 고정시켰다.

그림 3.4.6-8와 그림 3.4.6-9를 보면 빔창 최대 온도는 Pb-Bi 입구속도에 따라 크게 변화하지 않는 반면 빔창지름은 빔창 최대 온도에 매우 큰 영향을 줄 수 있다.

표 3.4.6-5 빔 지름, Pb-Bi 속도, 빔 전류 변화시의 최대 빔창온도(°C)

빔전류	빔지름	5cm	10cm	15cm	20cm
	Pb-Bi속도				
2mA	5 m/s	1675	644	431	353
	10 m/s	1654	634	425	349
	15 m/s	1643	629	421	347
	20 m/s	1632	624	418	345
4mA	5 m/s	3100	1038	612	457
	10 m/s	3058	1019	600	449
	15 m/s	3037	1008	593	444
	20 m/s	3015	998	587	440
6mA	5 m/s	4524	1433	793	561
	10 m/s	4462	1404	775	548
	15 m/s	4430	1387	764	541
	20 m/s	4397	1372	756	536
8mA	5 m/s	4726	1827	974	665
	10 m/s	4726	1788	950	647
	15 m/s	4726	1766	936	638
	20 m/s	4726	1746	925	631

(나) 정성적 열수력 특성 파악

FLUNT 계산 결과를 정성적으로 분석하기 위해서 간단한 열전달 계산을 수행하였다.

표적의 중앙부분(r=0)에서 속도 V m/s인 Pb-Bi가 상승하면서 받는 총열량은

$$(1.0 + 0.59 + 0.31 + 0.14 + 0.07) \times 1.88 \times 10^4 \times \frac{2I}{\pi R^2} \times \frac{0.1}{V} \quad (J / cm^3)$$

가 되고, 이 값을 밀도 10.5g/cm³와 비열 0.146J/g·°C로 나누어 주면 1643I/VR² °C의 온도 상승이 일어나게 된다.

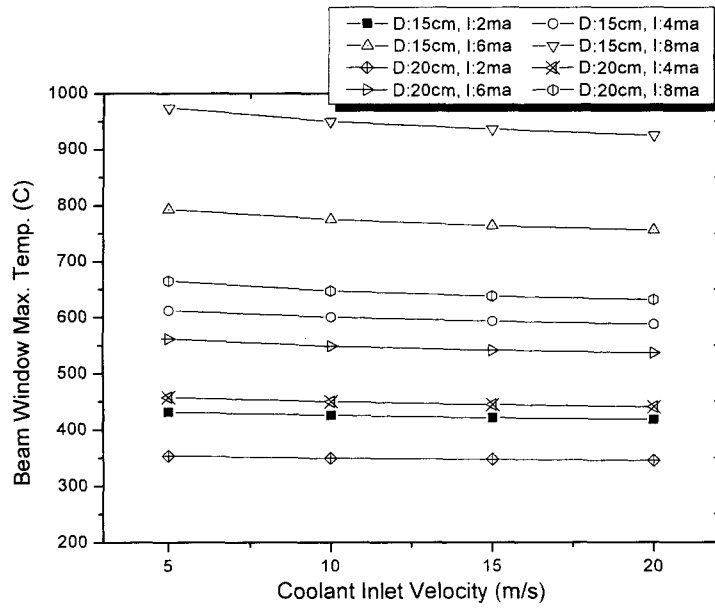
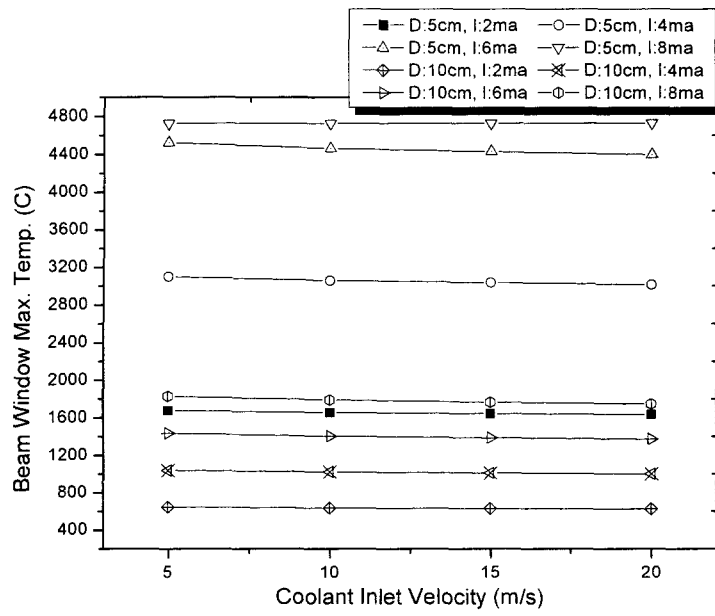


그림 3.4.6-8 Pb-Bi 속도 변화에 따른 빔창 최대온도 변화

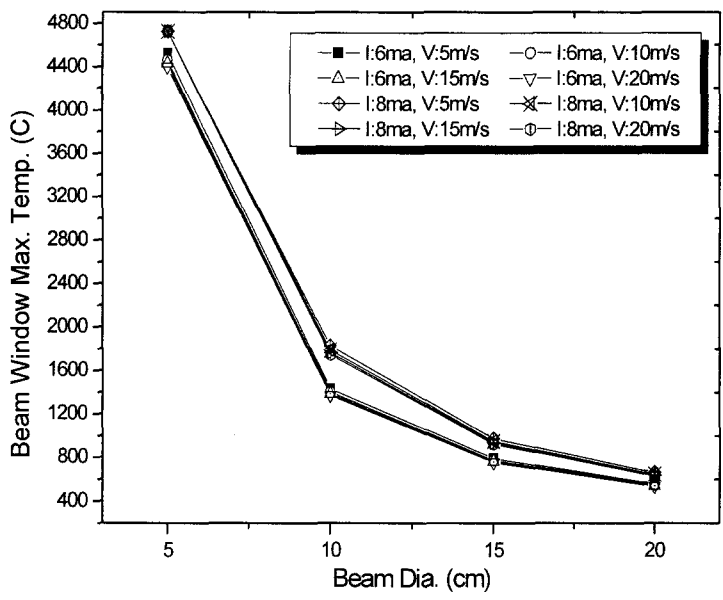
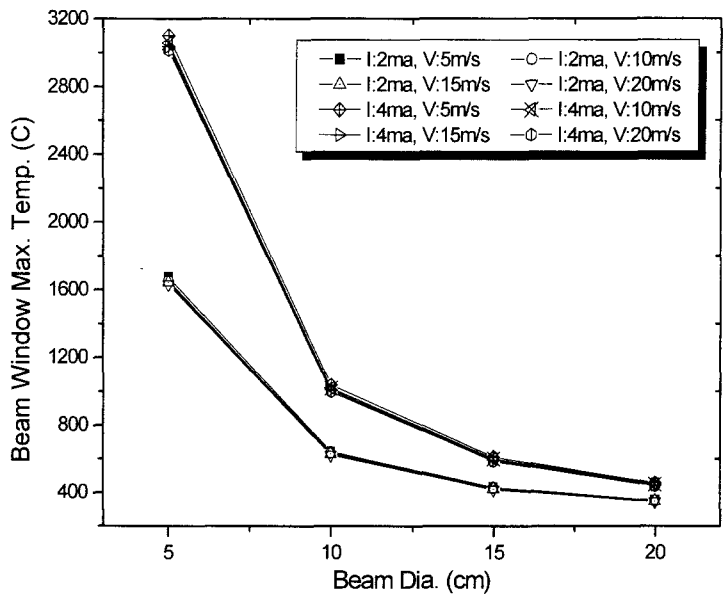


그림 3.4.6-9 빔 지름 변화에 따른 빔창 최대온도 변화

이 온도상승값은 표적중앙부분($r=0$) Pb-Bi가 상승하면서 속도도 변하지 않고, 열전달도 일어나지 않는다는 가정하에서 (즉 1-D 가정) 계산한 값이므로 실제 코드에서 계산된 값과는 차이가 있게 된다. 차이를 비교하기 위해서는 표 3.4.6-5의 최대 빔창 온도로부터 최대 Pb-Bi 온도를 예측해야 하므로 빔창두께 방향으로의 온도차를 알아야 한다.

빔창을 두께 d cm인 평판으로, 그리고 빔창 위쪽 진공과의 경계면 ($x=0$)에서 단열을($dT/dx=0$) 가정하면 빔창의 온도 분포는

$$T(x) = -\frac{Q}{2k} x^2 + T_w + \frac{Q}{2k} d^2$$

이 된다. 여기서 k 는 열전도도, T_w 는 Pb-Bi와 접하는 빔창벽면의 온도이다. 따라서 빔창두께 방향으로의 온도차이는 $Qd^2/2k$ 가 된다. 열전도도로서 28W/m.K 를 사용하면 온도차이는 $21383Id^2/R^2$ 으로 계산된다.

표 3.4.6-5에는 빔창사이의 온도차가 나타나 있지 않은데 표 3.4.6-8의 경우 중에 전류가 8.2mA , 빔반경 $R=12.5\text{cm}$ 인 경우에서 빔창두께의 온도차이를 빔창최대온도와 Pb-Bi 최대온도로 보면 42°C 차이가 나고, 이는 위의 공식으로 계산된 $21383 \times 8.2 \times 0.22 / 12.52 = 49^\circ\text{C}$ 와 비교할 때 거의 비슷함을 알 수 있다. 이로부터 빔창간격의 온도차이는 heat flux와 두께의 제곱에 비례함을 알 수 있고 온도차이를 줄일수록 thermal stress에서 유리하므로 가능한 한 두께를 줄이고 heat flux를 줄여야 한다. 그러나 두께의 경우는 mechanical stress와 반비례하므로 이에 대한 고려도 필요하다.

빔창두께의 온도차 공식을 표 3.4.6-5의 6mA , 지름 20cm 경우에 사용하면 51°C 를 얻을 수 있고, 표 3.4.6-6과 같이 각 속도별로 최대 Pb-Bi 온도를 예측하고 이로부터 초기온도 250°C 와의 차이를 계산해서 온도상승 공식으로 계산된 값과 비교를 할 수 있다.

Pb-Bi가 상승하면서 속도도 변하지 않고, 열전달도 일어나지 않는다면 초기속도에 따라서 $\Delta T(\text{Pb-Bi 상승온도})$ 가 큰 변화가 일어날 수 있다는 것을 알 수 있는데 속도가 클 경우에는 ΔT 의 절대량 자체가 작으므로 속도가 그 근방에서 변하더라도 ΔT 의 큰 변화는 없음을 알 수 있다.

속도가 1-2m/s에서는 속도변화에 따라 온도상승도 크게 변하게 된다. 그러나 실제 코드에서 계산된 ΔT 는 속도변화에 덜 민감하게 변함을 알 수 있는데 이는 실제로 상승하는 Pb-Bi가 빔창 밑에서 stagnant 현상이 일어나 속도가 거의 0이 되므로 최대온도를 결정하는데 초기속도가 덜 영향을 미치기 때문이다. 이 stagnant 현상은 단순한 가정하에 공식으로 계산된 ΔT 보다 코드로 계산된 실제 값이 더 큰 이유도 설명해준다. 물론 빔창에서의 열전달도 코드 계산값이 더 큰 이유중의 하나가 될 것이다. 정성적으로 볼 때 ΔT 와 빔창 두께의 온도차이는 전류에 비례하고 빔 지름의 제곱에 반비례하는 관계를 가짐을 알 수 있다. 따라서 커다란 빔 지름은 빔창냉각 관점에서 매우 유리해짐은 자명하다.

표 3.4.6-6 표적중앙에서 Pb-Bi 초기온도와 빔창 밑 최대온도와의 차이
($I=6mA$, $R=10cm$)

속도(m/s)	$\Delta T1$ (온도상승공식)	$\Delta T2$ (코드계산 +빔창간격 온도차 공식)
20	5	235
10	10	247
5	20	260
2	50	281
1	100	297

* 1, 2m/s는 추가로 계산

(4) 표적 채널 설계 방법

앞서 (3)에서 변수들의 변화에 대한 열수력 분석을 해 보았는데 표 3.4.6-7에서 요약한 결론들을 얻을 수 있다. 빔 지름은 클수록 유리하므로 빔 튜브 지름과는 최소차이로 생각되는 5cm를 항상 유지한다.

표 3.4.6-7 표적 설계 변수들의 변화에 따른 장단점

변수 변화	장점	단점
빔창두께 감소	-Thermal stress 감소 -빔창 최대온도 감소	-Mechanical stress 증가
빔창지름 증가 (빔지름 증가)	-빔창 및 Pb-Bi 최대온도 감소, thermal stress 감소 -dpa 및 He/H appm 감소	-표적채널과 빔창 사이의 Pb-Bi 속도증가 -Mechanical stress 증가 -중앙의 Pb-Bi 유동저하로 냉각효율 감소
표적채널지름 증가	-빔창지름 증가 가능	-노심 중성자 이용 효율성 감소
Pb-Bi 초기속도 증가	-냉각 효율 향상	-부식 증가 -동압증가로 mechanical stress 증가
Pb-Bi 초기온도 감소	-빔창 및 Pb-Bi 최대온도 감소 -부식 감소	-발전 효율 저하

표 3.4.6-7을 참조해서 다음과 같은 순서의 설계 방법을 설정할 수 있다.

① 노심 설계를 고려해서 가능한 최대 표적채널 크기, 최소 Pb-Bi 초기온도, 최소 빔창 부하 압력 및 빔 지름별 최소 필요 전류를 결정한다.

② 빔창지름 = 빔 지름 + 5cm, 빔 에너지 1GeV, 전류밀도 parabolic

③ 빔창지름, 빔창두께, Pb-Bi 초기속도를 변화시키면서 열수력 및 구조 해석을 수행해서 제2항의 ‘다. 표적 설계 요건’에서 언급한 설계조건들을 만족하는 값들 중에서 수용 가능 전류값이 가장 큰 빔창두께와, 초기속도를 각 빔창 지름별로 구한다.

④ 빔창 지름별 크기에 해당되는 필요 전류보다 수용 가능 전류값이 큰 빔창지름값들 중에서 가장 작은 필요 전류값을 갖는 빔창지름과 그때 가장 큰 수용 가능 전류값을 갖는 빔창두께, Pb-Bi 초기속도를 제원으로 설계를 완료한다.

⑤ 결정된 빔 크기에 해당되는 필요 전류보다 수용 가능 전류값이 큰 경우가 없으면 ①로 돌아가서 ①에서 설정된 값들을 변화시키고 설계가 완료될 때까지 다시 ②에서 ⑤의 과정을 반복한다.

위의 설계 방법은 반구형 단일빔창의 경우의 순서이지만 다른 경우에도 유사한 방법 설정이 가능할 것이다.

(5) 표적채널 지름 50cm인 경우의 설계 예

1단계에서 HYPER 설계를 수행하는 과정에서 제시된 한가지 설계 예로서 표적채널지름이 50cm인 경우가 있었는데 이 경우에 HYPER 시스템 특성상 Pb-Bi 초기온도는 320°C, 빔창압력은 16기압으로 설정되었고 빔창 지름 20, 25, 30cm 경우의 HYPER 필요전류를 설정하였다. 표 3.4.6-8에 빔창 지름별 필요전류가 나타나 있는데 이 값들은 BOC 값들로 EOC에 접근하면서 더 많은 전류를 필요로 할 것이다. 최적의 변수값 도출을 위해서 빔창두께, Pb-Bi 초기속도도 변화시켜야 하지만, 여기서는 빔창두께는 2mm, 초기속도는 1.5m/s로 고정시켰다. 표 3.4.6-8에 결과가 나타나 있는데 설계요건(빔창 최대 온도 < 600°C, Pb-Bi 최대 온도 < 500°C, 빔창 최대 stress < 180MPa, Pb-Bi 최대 속도 < 2m/s)을 만족하는 최대 수용전류가 3가지 빔 지름 경우 모두 필요 전류보다 작음을 알 수 있다. 빔 지름 25cm인 경우에는 Pb-Bi 최대속도도 2.7m/s로 설계요건을 초과하였다. 따라서 변경된 표적시스템 설계가 필요함을 알 수 있다.

표 3.4.6-8 빔 지름별 수용 가능한 최대 전류값 계산
(표적채널 지름 50cm, Pb-Bi 초기온도 320°C,
초기속도 1.5m/s, 빔창압력 16기압)

Beam Diameter	Tube Diameter	Needed Current	Max. Current	Max. Window Temperature	Max. Pb-Bi Temperature	Max. Stress
15cm	20cm	10.8mA	3.3mA	548°C	500°C	117MPa
20cm	25cm	10.2mA	5.4mA	539°C	495°C	123MPa
25cm	30cm	11.7mA	8.2mA	542°C	500°C	124MPa

(6) 1단계 최종 표적 설계

앞서 (5)에서 기술한대로 1차 시도한 설계를 보완하여 1단계 최종 설계를 완료하였는데 1단계 최종 설계도 변화가능한 모든 변수를 변화시키면서 얻은 결과는 아니므로 향후 이에 대한 보완 연구가 필요하다.

- 1단계 최종 표적설계 제원
 - 표적채널 지름 : 66cm
 - Pb-Bi 초기온도 : 340°C
 - 빔창 부하 압력 : 16기압
 - 필요 전류 : 20mA
 - 빔창지름(빔지름) : 40cm(35cm)
 - 빔창두께 : 2mm
 - Pb-Bi 초기속도 : 1.1m/s
 - 최대 수용 가능 전류 : 13mA

수용 가능 전류 13mA는 필요 전류 20mA에 비해서 작으므로 향후 설계 요건이나 설계 제원 변경 등을 통해서 보완 연구가 필요함을 알 수 있다. 1단계 최종 설계 제원으로 계산된 열수력 및 구조해석 결과는 제2항의 ‘바. 1단계 최종 설계의 표적시스템 특성’에 기술되어 있다.

7. 빔창 물질의 방사선손상 모의실험

빔창이 방사선에 노출되었을 때 변화하는 물질 특성을 예측할 수 있어야 빔창의 수명 및 교체주기를 결정할 수 있다. 원자로의 특성상 잦은 교체는 어려우므로 교체 시기를 6개월로 설정하면 6개월간의 방사선 조사에 따른 빔창의 특성 변화를 파악해야 한다. 가장 좋은 방법은 같은 빔 조사 조건하에서 6개월간의 방사선량을 조사시키는 것이지만 현실적으로 HYPER 방사환경을 만들 수 있는 시설이 없을 경우에는 고에너지 양성자나 중성자 직접조사 대신 recoil 되는 Fe 효과를 얻기 위해 recoil 에너지의 Fe를 직접조사하고 He 생성효과를 얻기 위해 He을 직접 조사 투입하는 시뮬레이션 실험을 할 수 있다. Fe와 He의 동시 조사는 더욱 근접한 효과를 나타낼 것이다.

중성자에 의해 충돌된 recoil Fe의 에너지는 손상을 주는 중성자 에너지가 주로 MeV 급임을 고려할 때 약 90%가 60keV 이하임이 알려져 있다[4.10]. 양성자 1 GeV에 의한 recoil Fe 에너지는 1-2MeV 까지 가능하나 이러한 1차 recoil Fe가 sub-cascade를 일으키므로 1-2MeV 이하의 에너지를 갖는 Fe 조사로 비슷한 현상을 볼 수 있다. 따라서 100keV Fe 및 He 가속이 가능한 KAERI의 ion implanter로 방사선 손상 모의실험을 수행할 수 있다. KAERI ion implanter는 수십 mA의 대전류이므로 짧은 조사로 HYPER dpa 및 He 생성 모사가 가능하다. 단점은 에너지가 작으므로 조사 입자가 surface에만 집중되서 microhardness와 같은 표면현상 변화만 관찰 가능하다는 것이다.

그림 3.4.7-1의 가속기를 이용해서 100keV He만을 조사하는 실험을 수행하였는데 향후 Fe는 물론 보다 높은 에너지의 ion을 조사하는 실험을 계속 수행할 계획이다. 자원연구소 Tandem (3MeV/1 μ A), 서울대학교 Tandem (6MeV/10 μ A), 원자력병원 cycloytron (50MeV/1 μ A) 등이 이용 가능한 국내 가속기 시설이다. 이들의 단점은 전류가 작아 조사시간이 오래 걸리는 것이나 장점은 조사 깊이가 깊어져 TEM 등을 활용한 구조분석이 가능하다는 것이다.

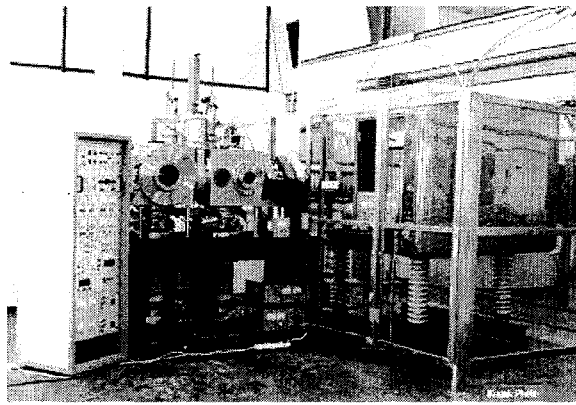


그림 3.4.7-1 KAERI ion implanter

조사실험을 수행하기 전에 TRIM Code에 의한 100keV He 조사 시뮬레이션을 수행(조사량 : 10^{16} 개/cm²) 했는데 결과로서 침투깊이(Rp=346nm), 침투깊이편차(Δ Rp=110nm), 최대 He 분포량(4200 appm→dpa=0.38에 해당)을 얻었다. 따라서 ion implanter의 전류밀도를 20μ A/cm² 로 가정했을때 1분 조사하면 대략 10^{16} 개/cm²를 얻을 수 있고 10분 조사하면 42000 appm 투입이 가능하다는 것을 알 수 있었다.

조사샘플은 두께 0.3mm, 5cm X 5cm 9Cr-2WVTa 샘플을 ORNL로부터 얻었고 5X3mm, 두께 0.3mm 샘플 8개를 만들어 Argon 분위기 1050°C 에서 15분, 750°C 에서 60분 동안 열처리를 하였다. 표 3.4.7-1에 9Cr-2WVTa의 조성이 나타나 있다.

표 3.4.7-1 9Cr-2WVTa의 조성

Cr	W	V	Ta	Si	C	Mo	Mn	N	Cu	Fe
8.90	2.01	0.23	0.06	0.21	0.11	0.01	0.44	0.02	0.03	Bal.

8개의 샘플을 2개씩 같은 조건에서 조사하여 조사전후의

microhardness를 10회씩 측정했는데 그 결과가 표 3.4.7-2에 나타나 있다.

일반적으로 낮은 dpa에서 $\Delta\sigma$ (yield strength) = $AK^n = 1/3 \Delta M.H.$ (A: 물질관련상수, K:dpa, $n=1/3$)의 상관관계가 알려져 있는데 dpa 측면에서 실험은 3.8dpa 까지 변하므로 위의 관계가 성립해야 하나 위의 관계식이 중성자에 의해 얻어진 것이므로 He 효과가 포함된 이번 실험과는 다를 수 있다. 따라서 이에 대한 연구가 더 필요하고 $\Delta M.H.$ 와 K 와의 새로운 관계식 정립을 위해서는 더 많은 측정이 필요하다. 또한 $\Delta M.H.$ 와 $\Delta\sigma$ 의 관계를 알기 위해서는 He을 bulk에 조사해야 한다. 그러나 $\Delta\sigma$ (yield strength) = $1/3 \Delta M.H.$ 가 당해연도에 수행한 실험에도 적용된다고 가정한다면 42000appm He 생성후에 빔창의 yield strength는 He 생성에 의해 250-450MPa 정도 증가한다고 볼 수 있다.

표 3.4.7-2 He 조사 자료

샘플	전류밀도 ($\mu A/cm^2$)	조사시간 (min:sec)	조사량 (ions/cm ²)	온도 (°C)	He 생성량 (appm)	dpa	조사전 M.H. (GPa)	조사후 M.H. (GPa)	$\Delta M.H.$ (GPa)
1	54	0:25	1×10^{16}	25.8-37.1	4200	0.38	2.46	3.71	1.25
2	54	0:25	1×10^{16}	25.8-37.1	4200	0.38	2.15	3.03	0.88
3	18	3:50	3×10^{16}	26.7-46.9	12600	1.14	2.29	3.05	0.76
4	18	3:50	3×10^{16}	26.7-46.9	12600	1.14	2.26	3.04	0.78
5	27	5:50	7×10^{16}	27.5-72.9	29400	2.66	2.16	3.06	0.90
6	27	5:50	7×10^{16}	27.5-72.9	29400	2.66	2.21	3.30	1.09
7	23	10:00	1×10^{17}	25.0-99.4	42000	3.80	2.18	3.37	1.19
8	23	10:00	1×10^{17}	25.0-99.4	42000	3.80	1.94	3.65	1.71

그림 3.4.7-2는 다른 유사한 실험결과를 이번에 수행한 실험 결과와 비교한 것이다.

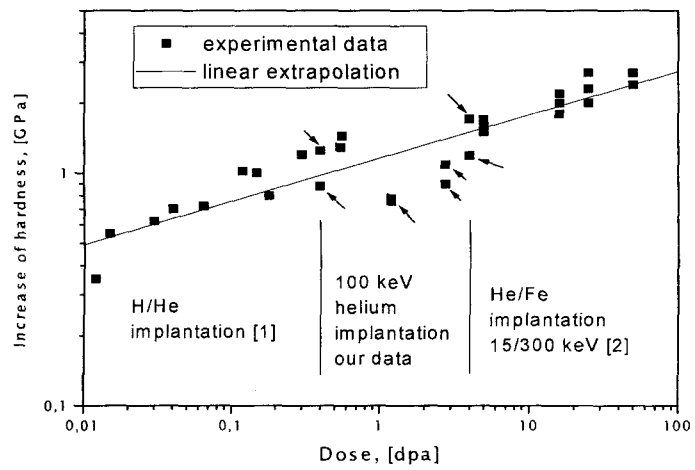
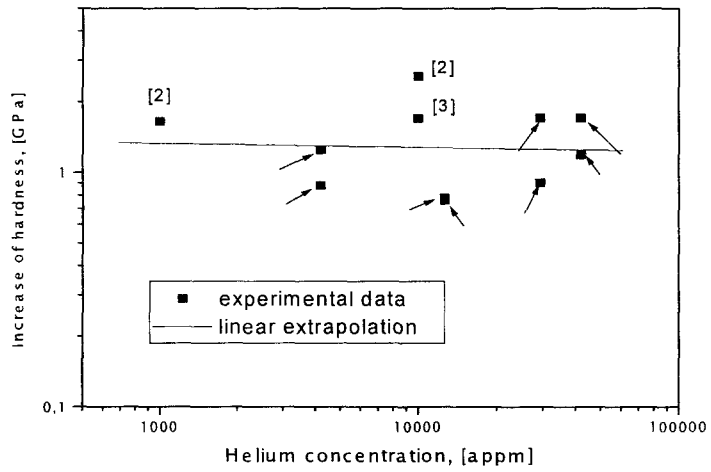


그림 3.4.7-2 KAERI 실험 결과와 다른 유사한 실험 결과와의 비교

8. 요소기술 도출 및 향후 연구 수행 계획

그림 3.4.8-1은 HYPER 표적시스템과 관련하여 연구가 필요한 분야를 분류해서 정리한 것이다. 필요 분야별로 계산과 실험으로 구분했는데 1단계에서는 빔창 방사선 손상 실험을 일부 수행하기는 했지만 주로 설계에 필요한 코드 계산에 초점을 맞추었다. 계산 관련된 연구는 계속 수행이 되겠지만 향후에는 주로 실험으로 자료를 확보하거나 검증하는 연구에 주력할 계획이다.

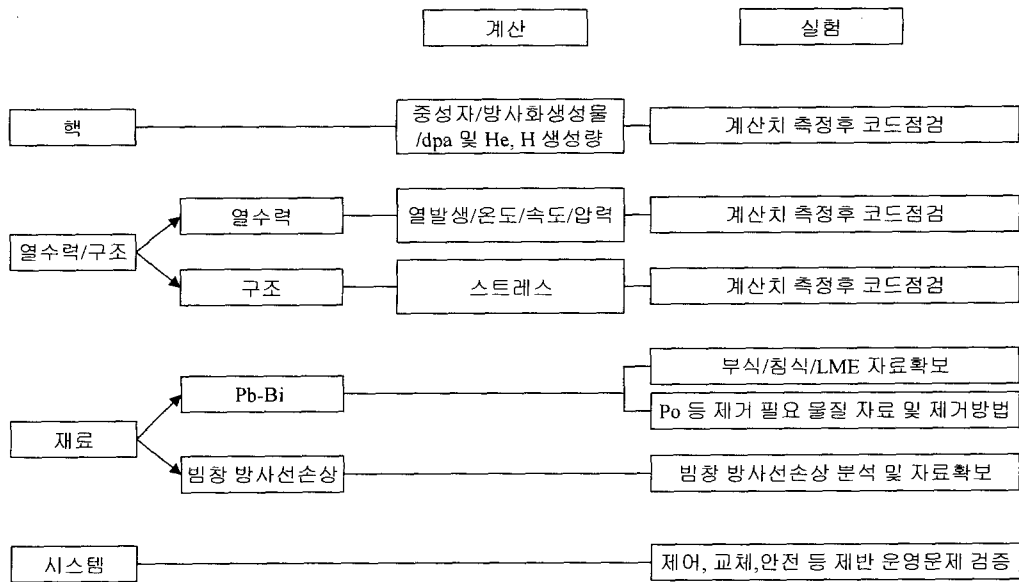


그림 3.4.8-1 표적관련 요소기술

가. 계산 관련

계산 관련 되어서 수행할 내용은 제2항의 '사. 향후 보완 및 수행 사항'에 1차적으로 기술이 되어 있다.

(1) 표적 핵 관련 계산

양성자 빔 조사시 발생하는 핵반응과 관련된 현상을 모사하는 프로그램으로 LCS(LAHET Code System)을 확보하여 사용하였다. LCS는 LAHET와 MCNP로 구성되는데 현재 사용중인 LCS는 중성자 생성, 방사화생성물, 열발생 등의 계산에서 20MeV 이하의 중성자에 의한 반응 결과가 포함되어 있지 않다. 따라서 향후 정밀한 계산 수행을 위해서 20MeV 이하 중성자에 의한 효과가 포함되는 새로운 version의 LCS 확보가 필요하다. 방사화 생성물의 decay 계산을 수행하기 위해서 ORIGIN 코드를 확보하여 사용하였다. ORIGIN 코드를 이용해서 표적내 방사화 생성물의 방사능, 방사열, 독성을 시간의 함수로 계산할 수 있는데 기존의 ORIGIN 코드는 실제 핵과쇄 과정에서 생성되는 일부 방사화 생성물의 핵자료가 없다. 따라서 향후 모든 방사화 생성물의 핵자료를 포함한 ORIGIN 코드의 확보가 필요하거나 직접 핵자료 library의 수정이 필요하다. 또한 방사화 생성과 decay를 같이 계산할 수 있는, 즉 LCS와 ORIGIN이 결합된 형태의 코드의 확보로 계산의 효율성을 높일 수 있는데 현재 개발된 CINDER의 확보가 필요하다.

(2) 표적 및 빔창 열수력/구조 계산

열수력 및 빔창 구조 계산을 위해서 FLUENT 및 ANSYS 코드를 확보해서 사용하였다. 열수력 해석 코드는 궁극적으로 실험을 통한 검증이 필요한데 검증의 효율성을 높이기 위해서 국제적으로 많이 사용되는 코드를 이용하는 것이 바람직하다. 따라서 향후에는 기존에 사용해왔던 FLUENT 대신에 유럽지역에서 많이 사용되는 CFX로 교체 사용할 예정이다. 열수력 결과를 구조해석 결과에 용이하게 활용할 수 있도록 하는 열수력과 구조해석 연결 프로그램의 확보도 필요한데 최신 version의 CFX가 그와 같은 기능을 가지고 있다. 구조해석은 기존에 사용해 왔던 ANSYS를 계속 사용할 예정이다.

나. 실험 관련

(1) 표적 핵자료 측정 실험

표적 핵관련 계산의 정확성 검증을 위한 핵자료 측정 실험은 많은 고에너지 핵자료의 부족으로 인해서 장시간에 걸친 연구가 필요할 것으로 생각된다. 따라서 핵자료 측정 및 평가를 담당하는 전문 그룹에서 수행하는 것이 효율적이다.

(2) Pb-Bi 열수력 실험

사용하는 열수력 코드가 표적시스템에서 발생할 수 있는 turbulence 등의 상황에서 계산을 정확히 수행하는지를 검증하기 위해서 계산에 사용된 표적구조를 직접 제작해서 Pb-Bi loop 실험을 수행하는 것이 필요하다. Pb-Bi loop 실험시에 개발이 필요한 핵심기술로서 Pb-Bi 속도 측정 기술이 있다. 현재 펄스형 핵과쇄 중성자 표적인 Hg의 속도 측정을 위해서 기술이 개발되고 있으므로 그 기술을 Pb-Bi에 적용 할 수 있도록 하는 연구가 필요하다.

(3) Pb-Bi 부식/침식

Pb-Bi 이용시에 문제가 되는 부식과 관련된 자료는 직접적인 실험을 통해서만 확보가 가능하다. 기존의 부서관련 자료는 주로 러시아가 핵잠수함 원자로에 Pb-Bi를 냉각재로 사용할 때 얻어진 것들로 HYPER에 사용될 것으로 예상되는 HT-9, 9Cr-2WVTa 등의 재료에 대한 자료는 부족한 실정이다. 실험은 Pb-Bi의 온도와 속도를 변화시키면서 일정 시간대별로 부식의 정도를 측정하는 것이다. 따라서 열수력 실험과 마찬가지로 Pb-Bi loop이 필요하고 궁극적으로 부식 방지기술개발도 필요한데 현재 알려진 산화막 코팅, Al 코팅, Pb-Bi 내 산소농도제어 등의 처리를 한 후 부식 정도의 변화 측정도 필요하다. 이에 대한 주요 기술로서 산소농도 측정 및 제어 기술이 필요하다.

(4) Pb-Bi 내 위해 핵종 및 불순물 제거

Bi에 의해 생성되는 Po은 안전상 기준치 이하를 유지해야 하므로 on-line으로 제거할 수 있는 기술이 필요하다. 또한 부식 등의 영향으로 Pb-Bi 내에 축적되는 불순물들도 on-line으로 제거가 필요하고 Po의 경우에는 화학적 방법이 필요하고 불순물의 경우에는 filter 등의 기술 개발이 필요하다.

(5) 빔창 방사선 손상

표적의 수명을 결정하는 가장 중요한 요소인 빔창의 방사선손상 자료는 기존의 자료들이 원자로와 관련되어 저에너지 중성자에 의한 손상 자료가 대부분이다. 따라서 양성자와 중성자가 복합적으로 작용하는 상태에서의 손상 자료가 필요하고 손상의 정도도 크므로 방대한 양의 자료 확보가 필요하다. 단순한 방사선 손상과 달리 빔창내에서 양성자의 핵반응에 의한 방사화 생성물의 작용이 더해지므로 이에 대한 연구도 필요하다.

다. 도출된 요소기술 개발방안

계산과 관련된 부분은 보다 정밀한 코드들을 확보해서 계산을 수행하면 되므로 기존에 해왔던 방법과 차이가 없다. 따라서 향후 주로 개발해야 할 요소기술들은 실험이 필요한 Pb-Bi 열수력 검증, Pb-Bi 부식, 빔창 방사선 손상 등이다. 이러한 실험들을 수행하기 위해서는 막대한 경비와 인력이 필요하므로 이러한 장치들을 기 확보하고 있는 국외의 기관들과 국제공동연구가 필요하다. Pb-Bi 열수력 및 부식과 관련된 실험은 Pb-Bi loop을 확보하고 있는 독일의 FZK와 공동연구가 바람직하며, 빔 조사와 관련된 방사선 손상 등의 실험은 590MeV 양성자 빔을 Pb-Bi 표적에 조사할 계획을 가지고 있는 유럽의 MEGAPIE 프로젝트에 참여하는 것이 바람직하다.

1. 노심개념

핵변환 시스템이 요구하는 재순환에 따른 기술외적 부담을 최소화한다는 측면에서 TRU를 핵변환 대상으로 선정하였으며 이들 TRU핵변환의 핵적 최적화를 위해 고속중성자 개념을 도입하였다. 그러나 핵변환 대상인 핵분열 생성물 Tc-99, I-129은 이들 고속중성자에서의 핵변환이 매우 비효율적으로 진행된다. 이들 핵분열생성물의 핵변환율을 증가시키기 위해 국부적으로 열중성자를 생성하여 이를 이용하는 개념이 도입되었다. 시스템의 핵변환 능력을 표시하는 인자인 Support Ratio(SR)가 TRU 및 Tc-99, I-129에 대해서 동일한 값이 되도록 장전전략을 설계하였고 전체적으로 $SR(TRU) \approx SR(Tc-99, I-129) \approx 4.5$ 이다.

재순환 공정으로부터 불순물로 유입되는 우라늄을 제외하고 TRU연소율을 극대화시키기 위해 노심에 추가적인 fertile물질의 장전을 하지 않았다. 따라서 연소에 따른 급속한 반응도 감소를 보상하기 위해 B-10을 기본 물질로 하는 가연성 흡수체 개념을 도입하였고 결과적으로 약 40%의 반응도 보상효과를 가져올 수 있었다.

출력분포 평탄화 측면에서 노심은 4개의 서로다른 TRU농축 지역으로 구분되었고 Scattered 재장전 방식이 도입되었다. 노심이 핵적으로 준평형상태에 도달했을 때, Pu-240의 농도가 가장 큰 값을 나타냈으며 재순환 공정의 우라늄 회수율을 99.9%로 가정한 조건에서 중급속중 우라늄이 차지하는 무게비가 약 20%에 도달하였다. 결과적으로 노심은 1000MWth 열출력을 생산하기 위해 연간 약 258kg의 TRU를 소비하였다.

2. 핵연료개념

핵연료 형태에 대한 비교평가 결과, 현재 주어진 자료에 근거하였을 때, HYPER시스템의 핵연료 형태로서는 금속연료 형태가 가장 적합함을 알 수 있었다. HYPER 노심의 경우 미임계도 값으로 0.97 - 0.98을 요구하고 있다. 이러한 미임계도에 근거했을 때, 기존 액금로 노심보다 훨씬 작은 양의 TRU가 장전되며 실제 노심에는 TRU-Zr형태로 장전하기로 하

였다.

핵연료의 기계적 형태로 환형과 봉형을 고려하였으나 제작측면 그리고 구조적 안전성 측면에서 봉형이 보다 유리한 것으로 판단되어 봉형으로 선정하였다. 금속 핵연료의 혼합 형태에 대해선 합금형(TRU-Zr Alloy)과 분산형((TRU-10Zr)-Zr) 두 가지에 대해서 노내 거동 특성 그리고 제조/제작 측면에서의 비교 연구를 수행하였으며 제 2단계에서 계속수행이 요청된다.

합금형의 경우 상안전성 차원에서 그리고 분산형의 경우 기지물질의 구조적 안전성 측면에서 Zr의 함량이 50%이상이 되어야 한다. 두 경우 모두 피복재로서 HT-9을 선정하였다. 합금형의 경우엔 제작 밀도를 이론 밀도의 75%정도로 하고 봉 상단부에 충분한 기체 플레넘을 설계함으로써 연소중 Swelling에 의한 변형을 최소화하도록 하였다. 반면 분산형은 자체적으로 Swelling에 매우 강하므로 Smear Density 및 개스 플레넘을 두지 않았다. 최대 달성 연소도 설계 목표치를 합금형 및 분산형 모두에 대해 약 30at%에 두고 있다.

핵연료 집합체 형태로서 집합체당 331, 169개봉 개념에 대한 검토연구를 수행하였으며 노심 장전 전략 등을 고려하여 잠정적으로 집합체당 331개 핵연료봉을 가지는 개념을 선정하여 개념연구에 사용하였다.

3. 냉각계통 개념

HYPER 시스템의 냉각재로서 냉각재 폭발 및 화재 가능성이 적고 핵파쇄 표적물질과 동일한 물질인 Pb-Bi를 선정하였다. 시스템 운전온도는 일차적으로 340/510°C로 결정하였다. 시스템 운전온도에 따른 경제성 평가결과 안전여유도 확보를 위해 시스템 운전온도를 100°C 정도 낮출 경우 약 2% 발전효율 감소를 감안해야함을 알 수 있었다. 참조 노심 설계 조건에서 시스템 냉각에 필요한 유량은 약 40,000 kg/sec이며 평균 냉각재 속도는 약 1.5 m/s로서 기존 경수로나 나트륨 냉각 액체금속로보다 상대적으로 냉각재 속도가 작다. 이는 Pb-Bi 침식 및 부식 특성을 고려할 때

바람직한 결과라 할 수 있다. HYPER 노심 hot channel의 온도분포 계산 결과 냉각재 최대온도는 634°C로서 설계요건 650°C 미만을 만족하고 있음을 알 수 있었다. 선출력밀도에 따라 허용가능한 침투출력인자를 계산한 결과 HYPER 참조노심의 경우 약 2.0 정도까지 허용가능하였다. 시스템 냉각방식으로서 자연순환만을 이용한 냉각 및 자연순환/강제순환을 혼합한 냉각도 고려해보았으나 시스템 압력손실을 낮추는 데에는 한계가 있을 것으로 판단하여 HYPER 냉각방식을 강제순환 방식으로 결정하였다. 노심과 열교환기 높이차를 10m 정도로 하였을 때 잔열제거 냉각방식으로서 자연순환 방식이 가능하였다.

열출력 1000MW를 위한 냉각재양이 상당함을 고려하여 상대적으로 작은 양의 Pb-Bi를 필요로 하는 루프형을 HYPER 참조 노형으로 예비 선정하였다. 배관에서의 냉각재 속도와 압력강하를 기준으로 루프수를 평가한 결과 3 루프 시스템이 루프형 HYPER의 최적 시스템으로 평가되었다. 또한 독립된 표적냉각계통 및 중간열전달계통을 두지 않음으로써 냉각시스템을 단순화시킴과 동시에 시스템 효율을 높였다. 이차측은 기술성 속도가 높고 높은 열효율을 갖는 과열증기 랭킨사이클을 고려하였다.

4. 표적개념

표적물질로 Pb-Bi, Pb, W, Ta 등을 고려해서 냉각이 용이하고 노심 냉각재와 같이 사용할 수 있는 Pb-Bi를 선정하였으며, Pb-Bi 표적냉각 방법은 기술적으로 어려움이 있는 windowless 방법보다는 빔창이 있는 방식을 선정했고 노심 Pb-Bi와 같이 노심 하단에서 상단으로 올라가는 방법을 선정했다. 빔창 물질은 열, 기계적 특성과 관련해서는 특성이 좋은 물질이 효율적이지만 빔창의 냉각이 가능하고 stress를 견딜 수 있도록 디자인 할 수 있을 정도면 되므로 보다 중요한 특성인 수명과 관련된 부식, 방사선 손상 특성을 고려해서 advanced ferritic/martensitic(9Cr-2WVTa)을 빔창물질로 선정했다.

지름 66cm의 표적채널 하단에서 초기온도 340°C, 초기속도 1.1m/s의

Pb-Bi가 상승하는 조건에서 지름 40cm 실린더 형태의 빔 튜브에 두께 2mm인 9Cr-2WVTa 반구형태 단일빔창의 표적이 개념설계되었다. 이러한 형태의 표적에서 양성자 빔은 에너지 1GeV, 전류 13mA, parabolic 빔 전류밀도를 갖는 지름 35cm인 형태가 적합한 것으로 연구되었다. 개념 설계치인 1GeV, 13mA 지름 35cm인 parabolic 빔을 Pb-Bi 표적에 조사했을 때 평균에너지 14MeV인 중성자가 2.4×10^{18} 개/초 생성됨을 알 수 있었다. 또한 방사화 핵종 종류는 주로 Pb, Bi의 동위원소로 수백종 이상이며 방사능은 1년 조사시 3.3×10^5 Ci가 발생함을 알 수 있었다. 최대 빔 창온도는 534°C, 최대 Pb-Bi 온도는 499°C에 도달하였으며, 최대 Thermal 스트레스는 104MPa, 최대 Mechanical 스트레스는 155MPa로 최대 Total 202MPa의 스트레스가 계산되었다. 개념 설계치인 1GeV, 13mA 지름 35cm인 parabolic 빔을 Pb-Bi 표적에 조사시 빔창 dpa 및 He 생성은 최대 76dpa/y, 3598appm/y으로 예측되었고 KAERI ion implanter를 이용한 100keV He 빔 조사실험 결과 42000appm 조사시 microhardness가 1.4GPa 증가함을 발견하였다.

제 2 절 목표달성도 및 대외 기여도

개념 선정은 많은 선택 가능한 기술적 옵션에 대한 비교 평가 연구이다. 따라서 연구결과의 신뢰도는 비교평가연구에 활용된 자료 및 분석 도구의 신뢰성에 크게 영향을 받을 것이다. 제 1단계에서 수행된 대부분의 개념선정은 가능한한 정량적인 자료에 근거해서 이루어졌다. 그리고 일부 미진한 부분에 대해서는 제 2단계 연구에서 수행될 수 있도록 하였다.

원자력 발전이 지속되면서 사용후 핵연료에 대한 문제가 점진적으로 원자력 산업계의 핵심 과제로 부각되고 있다. 그러나 아직도 이에 대한 기술적 대안이 제시되지 못하고 있다. 본 연구는 향후 사용후 핵연료 문제에 대해 정부가 선택할 수 있는 기술적 방안을 제시한다는 데 큰 목표를 두고 있다. 본 과제를 수행하는 과정에서 사용후 핵연료에 대한 해결방안에 대해 많은 국내외 전문가 의견들이 제시되었고 각각의 해결방안에

대한 심도 있는 검토가 이루어졌다.

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

기후 온난화 문제, 제 3세계를 중심으로 한 폭발적인 인구증가, 그리고 삶의 질적 향상을 위한 개인별 에너지량 증가 등 미래 에너지 수급전망은 무지갯빛과는 다소 거리가 멀다. 무공해 에너지원이라고 일컬어지는 태양열, 지열, 핵융합 에너지 등에 많은 재원이 투자되고 있으나 경제성 또는 기술적인 이유 때문에 가까운 장래에 이들이 인류의 주 에너지원으로 부각되기는 어려울 전망이다. 따라서 핵분열에 의한 에너지원은 “지속 가능한 미래 에너지원”으로서 앞으로도 상당간 그 역할을 부여받을 것이다. 이에 대비해 미국, 러시아, 유럽, 일본 등 원자력 선진국을 중심으로 미래형 원자로 개발이 추진되고 있다. 이들 미래형 원자로로는 핵비확산성에 근거한 재순환 개념으로 발전할 가능성이 매우 클 것으로 예측된다.

재순환 시 다원계연료 개발은 필수적이다. 즉, 다량의 핵분열 생성물이 함유된 TRU 연료의 개발이 필요하다. 따라서 현재 본 과제에서 개발하고자하는 TRU 연료는 미래 원자력과 관련해서도 매우 필요한 기술로 예측된다. 그리고 미래 재순환이 건식처리에 기반을 둔다면 건식 처리와 가장 좋은 호환성을 가지는 TRU금속 연료의 개발이 필연적일 것이다.

핵적 특성상 이들 다원계 연료는 고속 중성자 시스템을 기본으로 할 것이며 고속 중성자 시스템 구축을 위해서는 새로운 중금속 냉각재 개발이 요구된다. 기존의 나트륨 냉각재를 대체할 수 있는 중금속 냉각재로서는 납 또는 납-비스무스 합금이 최적일 것으로 판단된다. 따라서 본 과제에서 개발하고자하는 납-비스무스 합금 냉각기술도 미래 원자력 기술의 일환으로서 현재 많은 관심을 받고 있으며 향후 활용기대치가 매우 크다.

본 과제에서 개발하고 있는 빔창 및 핵파쇄 표적관련 기술은 그간 국내에서 거의 수행되지 않았던 분야로서 향후 대용량 가속기가 국내에 도입되고 이를 이용하여 대량의 실험용 중성자를 생산하고자할 경우 (미국의 SNS, 유럽의 ESS) 그 활용가치를 찾을 수 있을 것이다.

여 백

제 6 장 참고문헌

- [1] OECD/NEA, Comparative Study of FR with ADS, Draft, 2000.
- [2] A Roadmap for Developing Accelerator Transmutation of Waste (ATW) Technology, US DOE, 1999.
- [3] Stefano Monti, "Overview of the Activities Inside the European Technical Working Group and Within the 5th EU Framework Programme," *IAEA Advisory Group Meeting*, Taejon, Republic of Korea, Nov. 1-4, 1999.
- [4] T. Osugi et al., "Recent Topics in R&D for OMEGA Project in JAERI," *6th IEM on Actinide and Fission Product P&T*, Madrid, Spain, 11-13 December, 2000.
- [1.1] Won S. Park et al., "TRU Incineration Characteristics of Thermal and Fast Subcritical Reactors," *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 26, p 1497-1508, 1999.
- [1.2] Won S. Park et al., "Fission Product Target Design for HYPER System," *6th IEM on Actinide and Fission Product P&T*, Madrid, Spain, 11-13 December, 2000.
- [1.3] Yong H. Kim et al., "A Study on Burnable Absorber for a Fast Sub-Critical Reactor HYPER," *6th IEM on Actinide and Fission Product P&T*, Madrid, Spain, 11-13 December, 2000.
- [1.4] Yong N. Kim et al., "The neutron spectrum effects on burnup behavior of the thorium based fuel in the subcritical system for TRU transmutation," *Global-99*, 1999.
- [2.1] 황완 외 5인, 블랭킷 핵연료봉 및 집합체 설계개념 예비 평가 및 정립, KAERI/TR-1476/2000, Feb. 2000.
- [2.2] W. Hwang et al., Design Requirement on HYPER Blanket

Assembly, KAERI/TR-1611/00, July 2000.

- [2.3] 황완 외 5인, TRU-Zr 합금과 질화물 핵연료의 재료 및 조사특성 분석, KAERI/TR-1397/99.
- [2.4] 황완 외 3인, TRU-5-%ZR 합금핵연료의 HT-9 피복관 공융반응 기구해석 및 정상상태하의 공정반응 문턱온도 평가, KAERI/TR-1758/2001, 한국원자력연구소, 2001.
- [2.5] Personnel communications with G.L.Hofman et al., ANL.
- [2.6] G.L. Hofman et al., "Metallic Fast Reactor Fuels", *Progress in Nuclear Energy*, **31**, pp. 83-110, 1997.
- [2.7] W. Hwang et al., The Feasibility Study(1) in the blanket fuel options for the ATW/HYPER, KAERI/TR-1714/2001, KAERI, 2001.
- [2.8] W. Hwang et al., "Preliminary Analysis on the Temperature Profile of Blanket Rod for HYPER" *Proceedings of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting*, Seoul, Korea, Oct 1999.
- [2.9] 이병운 외 3인, "HYPER용 (TRU-Zr)-Zr 분산형핵연료봉 온도분포 모델링 및 예비 분석," 2000 한국원자력학회 추계발표회논문집, 2000.
- [2.10] Y.S. Touloukian, R.W. Powell, C.Y. Ho (eds.) *Thermophysical Properties of Matter*, Volume 1, IFI/Plenum, 1970.
- [2.11] J.J. Katz, G.L. Seaborg, L.R. Morss, *The Chemistry of the Actinide Elements*, Chapman and Hall, 1986.
- [2.12] Personal communication with Mitchell K. Meyer et al., ANL.
- [2.13] Actinide Transmutation by Lead-Bismuth Cooled Reactors, Annual project status Report, June 1999.
- [2.14] T.H. Bauer, "A General Analytical Approach Toward the Thermal Conductivity of Porous Media," *Int. J. Heat Mass.*

- Transfer*, Vol. 36, No. 17, pp. 4181-4191, 1993.
- [2.15] T.H.Bauer et al. "In-Pile Measurement of the Thermal Conductivity of Irradiated Metallic Fuel," Nuclear Technology, Vol. 110, pp.407-421, 1993.
- [2.16] K.W. Childs, Heating 7.2 User's Manual, Heating 7.2f Multi-Dimensional Finite-Difference Heating Conduction Analysis, Oak Ridge National Laboratory, 1993.
- [2.17] J.P. Holman, *Heat Transfer*, McGraw-Hill Book Company, p. 41, 1986.
- [2.18] 남철, Hollow Cylinder 형태의 핵연료심 온도분포 계산, 작업보고서 HYPER/FD/100-WR-02/2000, Dec. 5, 2000.
- [2.19] Z. Hashin, S. Shtrikman, "A variational Approach to the Theory of the Effective Magnetic Permeability of Multiphase Materials," *J. App. Phys.*, **33** [10], 1962.
- [2.20] J.P. Stora, "Thermal conductivity of Two Phase Solid Bodies," *Nucl. Tech.*, 17, March, 1973.
- [2.21] 황완 외, 미래형핵연료개발 -금속핵연료설계개발-, KAERI/RR-1887/98, 한국원자력연구소, 1999.
- [2.22] B. O. Lee et al, NUBOW2D-KMOD Program User's Manual, KAERI/TR-1455/2000, 2000.
- [2.23] B.K Cha et al., NUBOW2D-inelastic, ANL-CT-77-34, ANL, 1977.
- [3.1] D. von Winterfeldt & W. Edwards, Decision Analysis and Behavioral Research, Cambridge University Press, 1986.
- [3.2] Criterium Decision Plus: Users Guide, InfoHavest Inc., 1995.
- [3.3] W. K. Stromquist, Effect of Wetting on Heat Transfer Characteristics of Liquid Metals, Thesis, University of

- Tennessee, ORO-93, 1953.
- [3.4] N. E. Todreas & M. S. Kazimi, *Nuclear System I - Thermal Hydraulics Fundamentals*, Hemisphere Publishing Corporation, 1990.
- [3.5] V. M. Borishanskii et al., "Heat Transfer to Liquid Metal Flowing Longitudinally in Wetted Bundles Rods," *Atomic Energy*, pp. 27-549, 1969.
- [3.6] A. Ye. Rusanov et al., "The Problems of Structural Materials Corrosion in Lead-Bismuth Coolant," *HLMC '98 Conference*, 1998.
- [3.7] Yu. I. Orlov, Stages of Development of Lead-Bismuth As a Coolant for Nuclear Reactors in Russia, MIT ATW Technical Review, 1998.
- [3.8] Stanley J. Stachura et al., The Lead-Bismuth Eutectic, IS-316, 1960.
- [3.9] John J. Park et al, Potential Containment Materials for Liquid-Lead and Lead-Bismuth Eutectic Spallation Neutron Source, LA-13336-MS, 1997.
- [3.10] R. Cygan, Circulation of Lead-Bismuth Eutectic at Intermediate Temperatures, NAA-SR-253, 1953.
- [3.11] A. J. Romano et al., The Investigation of Container Materials for Bi and Pb Alloy, Part 1. Thermal Convection Loops, BNL-811, 1963.
- [3.12] Yu.I.Orlov et al., "The Problems of Technology of the Heavy Liquid Metal Coolants (Lead-Bismuth, Lead)," *HLMC '98 Conference*, 1998.
- [3.13] V. G. Markov et al., "Construction Materials for Nuclear Power

- Facilities Using Lead and Lead-Bismuth Coolant," *HLMC '98 Conference*, 1998.
- [3.14] B. F. Gromov, Method of Maintaining the Corrosion Resistance of a Steel Circulation System with a Lead-Containing Coolant, EP 0829556 A1, 1998.
- [3.15] B. F. Gromov et al., "Physical and Chemical Properties of Pb-Bi Eutectic, Used As Coolant for Liquid Metal Target," *Proceedings of the 2. International Conference on Accelerator-Driven Transmutation Technologies and Applications*, Vol. 2, pp. 912-916, 1997.
- [3.16] R. Prasad et al., Thermodynamic Study on Lead-Bismuth System, B.A.R.C-880, 1976.
- [3.17] P. N. Martynov, "Slagging Process in Lead-Bismuth Loop. Prevention and Elimination of Critical Situations," *HLMC '98 Conference*, 1998.
- [3.18] A. V. Beznosov et al., *Atomic Energy*, **Vol. 57**(1), p.29, 1984.
- [3.19] B. F. Gromov, "Procedure of Inner Surface Cleaning of a Steel Circulating Loop with a Liquid Metal (Lead) Coolant," *International Application Claim for an Invention*, No. PCT/RU96/00219, 1996.
- [3.20] B. F. Gromov, "Procedure of Maintaining Corrosion Resistance of a Steel Loop with Lead-Containing Coolant," *International Application Claim for an Invention*, No. PCT/RU96/00220, 1996.
- [3.21] A. K. Papoviants et al., "Analysis of Deposit Production Mechanism in Filter Materials and Design of Filters for Purifying Lead-Bismuth Eutectic," *HLMC '98 Conference*, 1998.
- [3.22] Gromov et al., "Heavy Coolant Fast Neutron Reactor

BRUS-150 for Minor Actinides Burning and U-233 Build-up," *International Conf. On Reactor Physics and Reactor Computations*, Tel Aviv, 23-26 Jan, 1994.

- [3.23] Y. S. Tang et al., *Thermal Analysis of Liquid-Metal Fast Breeder Reactors*, Published by American Nuclear Society, 1978.
- [3.24] FLUENT Tutorial Guide, Version 4.2, Fluent Incorporated, 1993.
- [3.25] F. Venneri, "ATW Overview," LANL's Presentation Materials to MIT, 1998.
- [3.26] H. F. Creveling et al, "Stability Characteristics of a Single-Phase Free Convection Loop," *J. Fluid Mech.*, **Vol. 67** (1), pp. 65-84, 1975.
- [3.27] R. Grief et al., "The Transient and Stability Behavior of a Natural Convection Loop," *J. Heat Transfer*, **Vol. 101**, pp. 684-688., 1979.
- [3.28] P. K. Vijayan & H. Austregesilo, "Scaling Laws for Single-Phase Natural Circulation Loops," *Nucl. Eng. Des.*, **Vol. 152**, pp.331-347, 1994.
- [3.29] J. G. Guppy et al. Super System Code [SSC, Rev. 0] - An Advanced Thermalhydraulic Simulation Code for Transients in LMFBRs, NUREG/CR-3169, 1983.
- [3.30] H. Ninokata, Thermal Hydraulics and Safety Analysis for LMRs in Japan, Presentation Materials at KAERI, March, 2001.
- [3.31] 액체금속로 설계기술개발, 안전해석 기술개발, 원자력연구소, KAERI/RR-2032/99, 2000.
- [3.32] Properties of Steam & Water Using the 1967 IFC Formulation for Industrial Use and Other IAPWS Releases, ASME, 1995.

- [3.33] "Roadmap for the Development of Accelerator Transmutation of Waste: Target and Blanket system", Report of ATW Roadmap Target and Blanket Technical Working Group, June, 1999.
- [4.1] S. CIERJACKS, *Neutron Sources for Basic Physics and Applications*, Pergamon Press, 1983.
- [4.2] G. S. BAUER, "The European Scene Regarding Spallation Neutron Sources," *Proceedings of the International Workshop on the Technology and Thermal Hydrodynamics of Heavy Liquid Metals*, 1996.
- [4.3] Richard E. Prael and Henry Lichtenstein, User Guide to LCS : The LAHET Code System, LA-UR-89-3014, Los Alamos National Lab., 1989.
- [4.4] A. G. Groff, A User's Manual for the ORIGEN2 Computer Code, ORNL/TM-7175, Oak Ridge National Lab., 1980.
- [4.5] ANSYS User's Manual for Revision 5.0.
- [4.6] 박원석 외 3인, 장수명핵종 핵변환 기술개발, KAERI/RR-1638/95, 1995.
- [4.7] R. N. Lyon, *Liquid-Metals Handbook*, 1952.
- [4.8] W. B. Wilson et al., Accelerator Transmutation Studies at Los Alamos with LAHET, MCNP and CINDER90 , LANL Report LA-12835-C, 1994.
- [4.9] D. G. Doran, *Nucl. Sci. and Eng.*, Vol. 49, p. 130, 1972.
- [4.10] A. D. Marwick., *J. Nucl. Mat.*, Vol. 55, p. 259, 1975.