

KAERI/RR-2434/2004

최종 연구보고서

장수명핵종 소멸처리 기술개발
Development of Transmutation Technology
for Long-lived Radionuclides

핵종변환기반기술개발
Transmutation Technology Development

KAERI

연구기관
한국원자력연구소

과학기술부

제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀 하

본 보고서를 “장수명핵종 소멸처리 기술개발” 과제 (세부과제 “핵종변환기반기술개발”)의 최종보고서로 제출합니다.

2004. 4.

연구기관명 : 한국원자력연구소

연구책임자 : 송 태 영

연 구 원 :

박 원 석

차 재 은

조 충 호

이 병 운

류 우 석

유 재 운

양 한 범

황 완

김 용 희

이 봉 상

탁 남 일

지 세 환

김 성 호

권 선 길

박 순 동

남 철

최종연구보고서 초록

과제관리 번호		해당단계 연구기관	한국원자력연구소	단계구분	2단계 /3단계
연구사업명	중 사업명	증장기계획사업			
	세부 사업명				
연구과제명	대 과제명	장수명핵종 소멸처리 기술개발			
	세부과제명	핵종변환 기반기술개발			
연구기관명 (연구책임자)	한국원자력 연구소 (송태영)	해당단계 연구인력	내부 :15.9M·Y	연구비	정부 :2,746,000 천원
			외부 :14.7M·Y		민간 : 천원
			계 :30.6M·Y	계 :2,746,000 천원	
위탁연구	연구기관: 아주대학교 외 3개 기관 연구책임자: 오세기 외 3인				
국제공동연구	상대국명: 스위스 외 7개국			참여기업	
	상대국연구기관명: PSI 외 8개 기관				
색 인 어 (각 5개 이상)	한글 : 핵변환, 핵파쇄, 납합금, 미임계, 금속핵연료				
	영어 : Transmutation, Spallation, Lead-alloy, Subcritical, Metal Fuel				
요약(연구결과를 중심으로 개조식 500자 이내)				면수	298
<p>1. 연구개발목표 및 내용</p> <ul style="list-style-type: none"> - 미임계 핵변환 요소기술 검증 <ol style="list-style-type: none"> 1) 미임계 노심 개념설계 2) 미임계 핵연료 기술개발 3) Pb-Bi 기술개발 <p>2. 연구결과</p> <ul style="list-style-type: none"> - 노심 계산 코드, 핵연료 성능 분석 코드, 열수력/구조 계산 코드 개발 및 확보 - 최적 미임계도, 미임계로 제원 도출 - 모의 핵연료 제조 및 열특성, 반응성 등 특성 실험 - MEGAPIE 국제공동연구를 통한 Pb-Bi 기술 확보 - 자체 부식실험 장치 제작 및 실험 수행 <p>3. 기대효과 및 활용방안</p> <ul style="list-style-type: none"> - 3단계 핵변환 연구에 활용 - TRU 핵연료 실험의 기초자료로 활용 - GEN IV 납합금 원자로 개발에 활용 					

요 약 문

I. 제 목

핵종변환기반기술개발

II. 연구개발의 목적 및 필요성

원자력산업을 추진하는데 있어 가장 큰 걸림돌은 바로 원자력산업으로부터 발생하는 방사성 폐기물이며 이는 모든 사람으로부터 혐오 대상물이기 때문에 그 관리가 쉽지 않으며 궁극적으로는 지층 중에 처분하여 생활환경으로부터 완전 격리시켜야 한다. 그러나 고준위 폐기물은 장수명 핵종을 함유하고 있기 때문에 비록 처분 후라 할지라도 그 방사성 독성이 장기간 지속되므로 이에 대한 궁극적인 안전관리 방안이 필요하며 그 방안 중의 하나가 핵종변환기술이다.

핵종변환기술은 인위적인 핵변환 기술을 이용하여 장수명 핵종을 단수명 핵종으로 변환시킬 수 있으므로, 폐기물의 방사성 독성을 줄일 수 있는 근본적인 대책으로 사용할 수 있기 때문에 본 기술개발의 필요성이 크다고 할 수 있다.

경제적 측면으로는 장수명 핵종을 함유한 사용후 핵연료는 핵연료로 재사용할 수 있는 우라늄과 초우라늄이 들어 있기 때문에 폐기물이라기보다 오히려 에너지 자원이며 핵변환과 동시에 이들을 에너지원으로 쓸 수 있다. 사용후 핵연료 1톤을 핵변환 하게 되면 약 240,000 MWth-hr의 에너지를 생산할 수 있다. 따라서 핵변환 기술 개발은 자원의 효율적 재활용 측면에서도 충분한 개발의 가치를 가진다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

본 연구에서는 가속기 미임계 핵변환로를 핵변환 방법으로 선정하여 HYPER (HYbrid Power Extraction Reactor)라고 명명한 시스템을 1997년부터 개발해 왔다.

이를 위해 제 1단계 1997 - 2000년까지 4년 동안에는 미임계 시스템에 대한 개념을 확립한다는 목표를 가지고 연구를 수행하였다. 본 보고서의 내용은 2001년부터 2003년까지의 2단계 연구 결과를 수록하고 있다. 2단계에서는 1단계에서 확립된 설계 개념을 보완하기 위해서 필요한 요소기술을 검증하는 것이 주요 목표이고 검증된 사항들을 바탕으로 1단계의 설계를 보완하였다.

1단계에서는 1)노심 특성, 2)핵연료 개념, 3)냉각계통 개념, 4)핵과쇄 표적개념 확립 연구로 세분화하여 연구를 수행하였으나 2단계에서는 1)노심설계, 2)핵연료 기술, 3)Pb-Bi 기술의 3개 분야로 나누어 수행하였다.

IV. 연구개발결과

1. 노심설계

HYPER 노심의 최적 미임계도 결정을 위하여, 가속기구동 시스템의 허용 가능한 미임계도 영역을 결정하는 체계적인 방법론을 개발하였으며, 결과적으로 HYPER 노심의 미임

계도는 $0.96 < k\text{-eff} < 0.991$ 범위에 있어야 함을 밝혔다. 가속기 출력의 최소화를 위해서 핵파쇄 중성자원의 증폭을 최대화하기 위한 연구를 수행하였다. 양성자 빔 모양 관점에서 Hollow 형태가 최대 중성자 증폭을 제공함을 확인하였고, 노심의 H/D (높이/직경) 비가 1.0에 가까울 때 외부중성자원의 증폭이 극대화됨도 밝혔다. 한편 미임계도가 큰 것이 반드시 노심의 안전성을 향상시키지 않는다는 사실도 확인하였다. 종합적으로 LBE 냉각재의 특성을 고려하여 HYPER 노심에서 H/D 값은 0.6-0.7 범위에 있는 것이 적절한 것으로 결정되었다.

합금형태의 TRU 연료가 장전되고 LLFP (Tc-99와 I-129)도 핵변환시키는 HYPER 노심에 대한 핵설계를 수행하여 노심의 성능과 특성을 분석하였다. 동시에 노심의 구체적인 구조와 주요 구성단위 (핵연료집합체, 표적, 안전집합체 등)의 구체적인 설계인자를 결정하였다. HYPER 노심에서는 B₄C 가연성흡수체를 사용하여 노심의 연소반응도 변화를 크게 감소시켰으며, 또한 제어봉을 추가적으로 이용하여 필요한 최대 가속기출력을 약 18 MW로 감소시켜서 현실적인 양성자 표적시스템의 설계가 가능하게 되었다. HYPER 노심의 TRU 및 LLFP에 대한 SR (Support Ratio) 값은 약 3.3으로 판명되었으며, HYPER 시스템은 일년에 약 282 kg TRU, 약 27.2 kg Tc-99, 약 7.0kg I-129를 핵변환 할 수 있다.

다차원 과도상태 전산코드 DESINUR를 개발하였으며, HYPER 노심의 다양한 과도상태 해석에 적용하였다. 노심에 대한 과도상태 해석결과 HYPER 노심은 반응도 삽입 사고에 대해서는 매우 좋은 특성을 보이지만 냉각재 유량 상실사고, 증기발생기 고장 사고의 경우에는 가속기의 Shutdown 없이는 노심의 온도가 과도하게 상승함을 확인하였다. 따라서 HYPER 시스템에서는 신뢰도가 매우 높은 가속기 제어기술이 요구된다.

효율적인 HYPER 노심의 해석과 설계를 위해서 결정론적 방법에 기초한 전산코드 시스템을 구축하였다. 구축된 코드체계는 기본적으로 미국 알콘에서 개발한 고속로 설계 코드체계이다. 이 전산코드 체계에서는 핵설계를 위한 단면적자료로 KAERI에서 생산한 KAFAX-E66를 사용하고 있다.

2. 핵연료 기술

연료봉 성능해석을 위하여 합금형은 MACSIS-H, 분산형은 DIMAC 코드가 개발되고 있다.

기존 U-Pu-Zr의 열전도도는 HYPER 연료조성에는 부적절하기 때문에 열전도도 모델을 개선하였으며, 새로운 모델은 열전도도 평가에 적절한 것으로 평가되었다. ²⁴¹Am에 의한 He 생성이 주요 현안이 되고 있기 때문에 He 생성량을 계산한 후 코드에 설치하였으며, 합금형 및 분산형 연료 모두 He 생성에 의해 큰 영향을 받는 것으로 평가되었다. 분산형 연료에서의 Gap 및 열팽창에 의한 영향을 분석하기 위하여 DIMAC 코드에 Gap 모듈 및 유효열팽창계수를 설치하였다. 분산형 연료 역시 합금형 연료와 마찬가지로 Gap에 의해 변형율을 상당히 감소시킬 수 있는 것으로 평가되었다.

연소도 제한치를 만족시킬 수 있는 합금형 및 분산형 연료의 주요 설계인자를 분석하였으며, 플레넘 길이, 갭 및 피복관 두께가 큰 영향을 미치는 것으로 평가되었다.

HYPER 블랭킷 금속연료는 최적의 핵연료 형태로 금속핵연료가 선정되었으며 금속연료

는 두 가지 형태, 즉 금속합금 형태와 금속합금을 금속기지 내에 분산시킨 분산형 형태로 나눌 수 있다. 초기 연료봉의 심재로는 TRU-(50-60 wt%)Zr 합금 또는 (TRU-Zr)-(50-60wt%)Zr 분산형 연료심이 고려되고 있으며, 핵연료봉의 피복재로는 Ferrite Martensitic Steel인 HT-9강을 사용하고 있다.

금속연료의 최적 특성을 도출하기 위하여 모의핵연료를 제조하여 제조성을 평가하였고, 분산형 금속연료 및 합금형 금속연료 특성을 비교평가 하였다. 분산형 및 합금형 연료의 일반적 성능특성 중 핵연료 성능분석을 위해 기본적인 자료가 되는 열전도도, 열팽창계수를 측정하였으며, 원자로 운전온도 구간에서 장시간 열처리를 수행하여 연료의 열적 안정성을 조사하였다. 또한 운전가동시 금속연료와 피복재 사이에 팽윤으로 인한 반응이 일어나므로 금속연료와 피복재의 양립성에 대한 연구를 수행하였고, 합금형 연료의 경우 Pb Gap과 같은 Smear Density를 설정하므로 핵연료와 피복관의 Pb 반응에 대한 영향을 조사 분석하였다.

3. Pb-Bi 기술

나트륨 냉각 고속로 또는 경수로 노심 부수로 해석을 위해 기 개발된 SLTHEN, MATRA 코드를 수정하여, Pb-Bi 냉각 HYPER 노심의 열수력 해석에 적용하였다. 수정된 SLTHEN과 MATRA를 이용하여 Chopped Cosine 출력분포를 갖는 HYPER 단일집합체에 대해서 해석을 수행하여, 정량적, 정성적 유용성을 확인하였다. 정량적 비교에 있어서, 수정된 SLTHEN은 해석적 계산 결과 및 MATRA 계산 결과와 잘 일치함을 알 수 있었다.

집합체간 열전달량을 평가하기 위하여, SLTHEN을 이용하여 7개 집합체에 대한 분석을 수행하였다. 그 결과 HYPER 조건에서는 집합체간 열전달량이 그다지 크지 않음을 알 수 있었다. 제 1주기 1/6 노심 45개 핵연료집합체 부수로 해석을 통하여 수정된 SLTHEN 코드를 이용한 전노심 부수로 해석 가능성을 확인할 수 있었다. HYPER 1주기 노심 부수로 해석 결과 최대피복재 온도는 설계 기준값보다 약 70°C 이상 낮았다. 따라서 참조노심의 설계사양은 열수력 설계기준을 충분히 만족한다고 할 수 있다.

1000 MWth급 ADS를 위한 20 MW급 핵과쇄 표적시스템의 최적 설계 변수 도출을 위한 연구가 수행되었다. 빔창의 직경과 두께를 변화시키며 설계 한계치를 만족하며 24.1 mA의 빔 전류를 수용하는 최적 설계 변수를 도출하였다. 특히, 표적시스템의 LBE 유량 감소를 위한 방안으로 Injection Tube (분사관)의 도입을 제안하였다. 연구 결과 빔 직경이 30 cm인 Uniform Beam 적용시 20 MW급 표적시스템의 설계가 가능하였으며, Injection Tube 도입으로 최대 허용 빔 전류를 유지하면서 LBE 유량을 기존의 1/2로 줄일 수 있었다.

Pb-Bi 요소기술의 자료 확보와 실험적 검증을 위해서 국제공동연구가 비용, 인력 측면에서 대단히 효율적이라고 판단되어 국제공동연구 MEGAPIE (MEGAwatt Proton Irradiation Experiment)에 2001년도에 가입하여 연구를 수행해 왔다. MEGAPIE에는 PSI, CEA, CNRS, FZK, ENEA, SCK.CEN, KAERI, JAERI, LANL의 9개 기관이 참여하고 있으며 2004년 중반이후에 표적 제작을 완료하고 테스트를 시작할 계획으로 있다. MEGAPIE를 통해서 확보하려는 주 요소기술은 부식, 열수력, 빔창 방사선 손상인데 부

식 관련해서는 참여 기관들의 실험 결과를 종합한 결과 400℃까지는 큰 문제 없고 500-550℃까지는 산소조절로 부식을 억제할 수 있음을 알 수 있었다. 열수력 실험은 결과를 분석중인데 분석이 완료되면 코드 계산의 검증이 이루어 질 수 있을 것이다. 빔창 방사선 손상 경우는 MEGAPIE 빔창 수명 예측 결과로부터 HYPER 빔창의 목표 수명 6개월 달성이 어려움을 알 수 있었다.

Pb-Bi 연구의 핵심인 부식연구를 위해서 독일 FZK의 정적장치를 이용한 실험을 수행하였으며 자체연구를 위해서 정적장치의 제작을 완료해서 일부 실험을 수행하였다. 650℃의 실험결과 산소조절로도 부식억제가 어렵다는 결론을 얻었으며 실험의 재현성 확보가 중요함을 알 수 있었다. Flow 환경에서의 부식실험 수행을 위해서 자체적으로 루프를 설계, 제작중이며 2004년도 하반기에 운전을 시작할 예정이다. 루프의 운전온도는 최대 650℃까지를 목표로 하며 속도는 2 m/s, 유량은 60 lpm이고 EMP를 자체적으로 제작하였다.

V. 연구개발결과의 활용계획

본 과제는 앞으로 2단계에 달성된 연구결과를 바탕으로 최적 핵변환 시스템 도출 및 기반기술검증이 목표인 3단계 연구를 계속 수행할 예정이다. 3단계가 종료되면 핵변환 연구를 본격적으로 수행할 수 있는 기반이 마련될 수 있을 것이며 이는 원자력 산업계의 핵심과제로 부각되고 있는 사용후 핵연료 문제에 대해 정부가 선택할 수 있는 기술적 방안을 제시하는데 기여할 수 있을 것이다.

SUMMARY

I. Project Title

Transmutation Technology Development

II. Background of the Study

The spent fuel coming from the PWR is one of the most difficult problems to be solved for the continuous use of nuclear power. It takes a few million years to be safe under the ground. Therefore, it is not easy to take care of the spent fuel for such a long time. Transmutation technology is the key technology which can solve the spent fuel problem basically.

Transmutation is to transmute long-lived radioactive nuclides in the spent fuel into short-lived or stable nuclide through nuclear reactions. The long-lived radioactive nuclides can be TRU and fission products such as Tc-99 and I-129. Although the transmutation technology does not make the underground disposal totally unnecessary, the period to take care of the spent fuel can be reduced to the order of a few hundred years.

In addition to the environmental benefit, transmutation can be considered to recycle the energy in the spent fuel since the transmutation is performed through nuclear fission reaction of the TRU in the spent fuel. Therefore, transmutation technology is worth being developed in economical aspect.

III. Scope of the Study

This project has been carried out since 1997. We adopted the accelerator-driven transmutation system as the main transmutation system at the beginning. HYPER (HYbrid Power Extraction Reactor) is the name of the ADS developed by KAERI. The period of the first stage was 1997 - 2000. The basic concept of HYPER was established during the first stage of the development. The second stage of the project was performed during 2001 - 2003 and this research report includes the results of R&D activities during the second stage. The basic key technologies related to HYPER was investigated during the second stage. The R&D areas were 1)core design, 2)fuel technology, and 3)Pb-Bi technology

IV. Results of the Study

1. Core Design

In order to determine the optimal subcriticality level of the HYPER core, a systematic process to determine a feasible domain of subcriticality has been developed. It was shown that the allowable subcriticality of HYPER is $0.96 < k\text{-eff} < 0.991$. An optimization study on the external source multiplication reveals that a hollow beam is the best beam shape and the optimal H/D (Height to Diameter ratio) is about 1.0 for the source multiplication. The study shows that impacts of subcriticality on safety is not mono-directional, i.e., a higher subcriticality does not always improve the core safety potential. Subsequently, a practical H/D ratio of an ADS is in the range $0.6 < H/D < 0.7$, depending on the core TH design parameters.

Nuclear design of the HYPER core has been performed to transmute both TRUs and LLFPs (Tc-99 and I-129) based on a metallic alloy fuel. Detail design values have been determined for the core configurations including fuel rod and assembly, spallation target, safety assembly. To minimize the accelerator power, B₄C burnable absorbers and control rods has been introduced and maximum required accelerator power has been reduced to about 18 MW. TRU/LLFP supporting ratio of the HYPER core are about 3.2. The HYPER core transmute ~282 kg of TRU, 27.2 kg of Tc-99, and ~7.0 kg of I-129, respectively.

A multi-dimensional time-dependent core analysis code, named DESINUR, has been developed and has been used for transient analyses of the HYPER core. The transient analyses shows that the HYPER core is rather robust against a reactivity insertion accident. However, the core is susceptible to LOF (Loss of Flow) and LOHS (Loss of Heat Sink) accidents. Therefore, a highly reliable accelerator shutdown system is required for the HYPER.

For an efficient core design and analysis, a deterministic codes systems has been setup. The code system is basically ANL's liquid metal reactor design codes. In the code system, KAERI's KAFAX-E66 cross section library is utilized. In KAFAX-E66, the maximum neutron energy is 20 MeV, which is much lower than the maximum energy of spallation neutrons.

2. Fuel Technology

The MACSIS-H for an alloy fuel and the DIMAC for a dispersion fuel are being developed as the steady-state performance computer code, respectively.

The existing thermal conductivity model for U-Pu-Zr was not suitable for the HYPER fuel composition, so the thermal conductivity model was upgraded. The new model has a reasonably good capability in predicting the thermal conductivity. The generation of He gas during transmutation of ²⁴¹Am may be a significant issue in the design of the fuel. He generation rates were calculated, and then inserted into the

codes. It was estimated the He effect will be a very important factor for both fuels. The need for the gap in the dispersion fuel was analyzed by the insertion of the gap module into DIMAC. The effective thermal expansion coefficient was also inserted. A lower smear density for the dispersion fuel gives a very smaller total diametric strain like the alloy fuel type.

The key design parametric analysis were performed to satisfy the HYPER discharge burnup goal. It is estimated that the burnup limit for both fuels will be increased depending on the plenum length, the gap, and the cladding thickness.

Metallic fuel TRU-Zr form was chosen for the HYPER fuel because it has good irradiation experience and compatability with the pyro-chemical process. Two metallic fuel forms are under consideration; one is alloy type TRU-Zr fuel and another is dispersion type (TRU-10Zr)-Zr fuel. The blanket fuel cladding material is ferritic-martensitic steel HT9.

In order to derive the optimum conditions of HYPER blanket fuels, dispersion type (U-10Zr)-Zr fuels and alloy type U-Zr fuels, surrogate materials for HYPER fuels, were fabricated and the fabrication characteristics was estimated. Also, thermal properties such as thermal conductivity, thermal expansion and thermal stability were measured. It is known that the destruction of the fuel core takes place due to the interaction between fuel and cladding. A fuel and cladding diffusion couples are made to analyze the reaction layers across the interface. Meanwhile, alloy type fuel is immersed in lead for thermal bonding test with the cladding. In order to clarify reaction and diffusion characteristics of Pb bonding between fuel and cladding, a series of experiment has been executed with fuel and cladding in Pb melt.

3. Pb-Bi Technology

The existing SLTHEN or MATRA codes, which had been originally developed for sub-channel analysis of sodium cooled fast reactors or light water reactor, were modified and applied to the thermal hydraulic analysis of the Pb-Bi cooled HYPER core. In the analysis of single fuel assembly having chopped cosine power profile, quantitative and qualitative approaches were made for the modified SLTHEN or MATRA validation. The results of the modified SLTHEN agreed well with those of analytical calculations and of MATRA and the modified SLTHEN or MATRA can provide reasonable simulations of sub-channel thermal hydraulics.

In order to assess intra-assembly heat transfer, sub-channel analyses using SLTHEN were implemented for two types of 7 assemblies. The results showed that the amount of intra-assembly heat transfer is not so large in HYPER conditions. The capability of full core thermal hydraulic analysis was confirmed by the analysis of 45 fuel assemblies in 1/6 HYPER core at the first cycle. The predicted values are lower than the design limit by at least 70°C. Thus, the reference design parameters are

acceptable in terms of thermal hydraulic point of view.

A numerical design study was performed to obtain the optimal design parameters for a 20 MW spallation target for a 1000 MWth ADS. The beam window diameter and thickness are varied to find the optimal parameter set based on the design criteria. Based on our design criteria, the maximum allowable current is calculated to be about 24.1 mA. Especially, injection tube was proposed for the reduction of the LBE flow rate at the target channel. The results of the present study show that a 30 cm wide proton beam with a uniform beam distribution should be adopted for the spallation target of the 20 MW power. When the LBE injection tube is employed, the LBE flow rate could be reduced by a factor of 2 without reducing the maximum allowable beam current.

It takes a lot of man power and effort to develop Pb-Bi related technology since the various experimental facilities are needed. Therefore, KAERI joined MEGAPIE (MEGAwatt Proton Irradiation Experiment) in 2001. PSI, CEA, CNRS, FZK, ENEA, SCK.CEN, KAERI, JAERI and LANL are 9 members joining MEGAPIE. The schedule is to complete the target fabrication by 2004 and start the irradiation in 2006. KAERI was interested in obtaining Pb-Bi related technologies such as corrosion, thermal-hydraulics and radiation damage. Based on the results obtained up to now, it can be mentioned that Pb-Bi corrosion is not a big problem up to the temperature of 400°C and oxygen control should be applied up to 500 or 550°C.

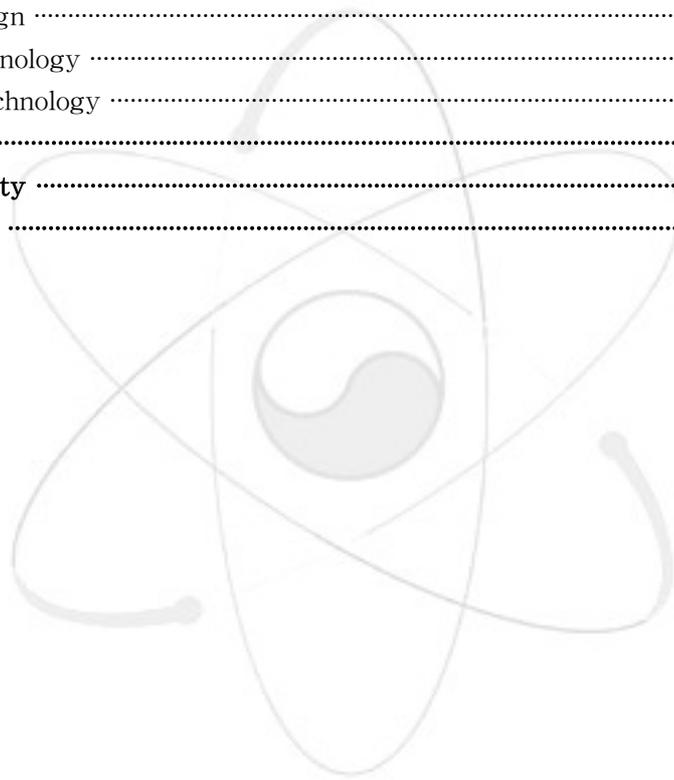
Since the corrosion is the main problem for the use of Pb-Bi in the reactor, KAERI has been developing its own test facilities. The static test facility was assembled to start experiment in 2003. The loop is being constructed for the completion by 2004. KAERI collaborated with FZK to perform experiment using FZK's test facility and exchange information.

V. Applicability of The Results

The major objectives of the study is to investigate the key technologies related to ADS and update the concept of HYPER. The results of this work can be a basis for the third stage research. The objective of the third stage research is to complete the core conceptual design and verification of the key technologies. Once the third stage work is finished, the final results will contribute to the establishment of Korean back end fuel cycle policy by providing technical guidelines.

CONTENTS

I. Introduction	1
1. Background and Motivation	1
2. Objectives and Scope	2
II. State of Art	5
1. Abroad	5
2. Domestic	10
III. Results	13
1. Core Design	13
2. Fuel Technology	77
3. Pb-Bi Technology	140
IV. Summary	285
V. Applicability	291
VI. References	293



목 차

요약문	i
Summary	vii
Contents	xv
목차	xvii
표목차	xxi
그림목차	xxv
제 1 장 연구개발과제의 개요	1
제 1 절 연구개발의 목적 및 필요성	1
제 2 절 연구개발의 범위	2
제 2 장 국내·외 기술개발 현황	5
제 1 절 국외 기술개발 현황	5
1. 미국	5
2. 유럽	8
3. 일본	9
제 2 절 국내 기술개발 현황	10
제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과	13
제 1 절 노심설계	13
1. 핵연료 주기	13
2. HYPER 노심 성능 최적화 및 핵설계	15
가. 최적 미임계도 연구	16
나. 외부선원 증폭 극대화 연구	21
다. 핵연료 및 노심/표적 냉각과 연계된 상세구조 결정	26
라. 합금형 핵연료 노심 핵설계	37
3. HYPER 노심 동특성 해석	44
가. 미임계 노심에의 일차섭동이론 적용 타당성	44
나. 노심 동특성 해석	48
4. 노심해석용 전산코드 개발 및 확보	58
가. 다차원 동특성 전산코드 DESINUR 개발	58
나. NEA/OECD ADS Benchmak 계산	66
다. 결정론적 전산코드 체계 확립	72
제 2 절 핵연료 기술	77
1. 해석코드 보완 및 성능해석	77
가. 열전도도 모델 개선	77
나. 열팽창 모델	88
다. Swelling 모델 (He 포함)	93
라. 분산형연료 성능해석코드내 Gap 모델링	98

다. 분산형 및 합금형 연소도 제한치 비교	101
2. 금속핵연료 모의시편 제조	106
가. 분산형 연료제조	107
나. 합금형 연료제조	109
다. 분산형 연료 특성평가	109
라. 합금형 연료 특성평가	116
3. 모의핵연료 특성 실험	121
가. 물성측정	122
나. 열안정성	129
다. 핵연료/피복관 계면반응	133
라. Pb Bonding 물질과의 반응성	136
제 3 절 Pb-Bi 기술	140
1. 노심 열수력 코드 선정/보완 및 열수력 해석	140
가. 노심 열수력 해석 코드 선정	140
나. 단일 집합체 열수력 해석에 의한 선정 코드의 신뢰성 평가	146
다. 집합체간 열전달 영향 평가 및 HYPER 전 노심 열수력 해석	158
2. 표적 계산 코드 체계 확립 및 해석	167
가. 표적 계산 코드 선정	167
나. 허용 빔 전류 상승을 위한 장치 도입	169
다. 최적 빔창 구조 설계	178
라. 표적시스템 유량 감소를 위한 Injection Tube의 도입	194
3. 국제공동연구 MEGAPIE	204
가. 연구현황	205
나. 연구내용 및 결과	208
다. KAERI Contribution	238
4. 부식실험	242
가. 독일 FZK 장치를 이용한 부식실험	242
나. 정적부식장치 제작 및 실험	252
다. 부식루프 제작	264
제 4 장 연구개발 목표달성도 및 관련 분야에의 기여도	285
제 1 절 연구개발 결과 종합	285
1. 노심설계	285
2. 핵연료 기술	286
3. Pb-Bi 기술	287
제 2 절 목표달성도 및 대외 기여도	289
제 5 장 연구개발결과의 활용계획	291
제 6 장 참고문헌	293

표 목 차

표 2.1.1-1. 미국의 핵변환 연구 프로그램 변화	5
표 2.1.1-2. 미국 AFCI 프로그램 계획	6
표 3.1.2-1. ADS 미임계도 정의 비교	16
표 3.1.2-2. HYPER 노심에 필요한 전출력 상태 최소 미임계도	18
표 3.1.2-3. BOP 방법에 의한 안전성 해석결과	19
표 3.1.2-4. 빔 형태에 따른 중성자 증폭	24
표 3.1.2-5. H/D에 따른 균질기공계수 비교	26
표 3.1.2-6. HYPER 핵연료집합체 사양	31
표 3.1.2-7. 반경방향 반사체 집합체 사양 (Pb-filled HT9 Tube)	32
표 3.1.2-8. 반경방향 차폐체 집합체 설계사양	32
표 3.1.2-9. HYPER 핵분열생성물 표적 집합체 사양	35
표 3.1.2-10. Ultimate Shutdown System 사양	36
표 3.1.2-11. HYPER 안전집합체 설계 사양	37
표 3.1.2-12. 금속연료 장전 HYPER 평형주기 대표노심의 특성 비교	40
표 3.1.2-13. HYPER 노심의 Tc-99/I-129 핵변환 성능	43
표 3.1.3-1. HYPER 노심 평균 냉각재 유로	48
표 3.1.3-2. 물성 자료 (온도 K)	49
표 3.1.3-3. HYPER 노심의 지발중성자 자료	50
표 3.1.3-4. HYPER 노심의 반응도 궤환효과 관련 인자	51
표 3.1.4-1. XADS 노심 평균 냉각재 유로	67
표 3.1.4-2. NEA 표준문제 참여자 및 전산코드	68
표 3.2.1-1. Pu 열팽창계수	88
표 3.2.1-2. 분산형 연료심 입자의 Young's Modulus 및 Poisson's ratio	90
표 3.2.1-3. He 생성량	94
표 3.2.1-4. HYPER 연료심의 Am-241 Weights 및 He 생성을	94
표 3.2.2-1. 1500°C에서 U-60wt%Zr 소결체의 소결시간에 따른 상분율	120
표 3.3.1-1. SLTHEN 코드와 MATRA 코드의 차이점	142
표 3.3.1-2. HYPER 표준 핵연료 집합체에 대한 SLTHEN 계산 결과	147
표 3.3.1-3. Bare Rod Bundle에서 상관식에 따른 Turbulent Eddy Diffusivity 값 비교	150
표 3.3.1-4. 난류혼합의 정도가 부수로 열전달에 미치는 영향	151
표 3.3.1-5. Bare Rod에 대한 MATRA 및 SLTHEN 분석결과	152
표 3.3.1-6. 집합체 Gap 크기의 영향 MATRA 분석결과	155
표 3.3.1-7. 노심 주요 설계 자료	156
표 3.3.1-8. 집합체간 열전달이 없는 경우의 해석 결과	159

표 3.3.1-9. 집합체간 열전달이 존재하는 경우의 해석 결과	159
표 3.3.1-10. HYPER 제 1주기 BOC에 대한 7 집합체 부수로 해석결과	161
표 3.3.1-11. HYPER 제 1주기 EOC에 대한 7 집합체 부수로 해석결과	162
표 3.3.1-12. HYPER 노심 열수력 분석을 위한 주요설계자료	163
표 3.3.2-1. 빔창표면으로 부터의 Pb-Bi 깊이에 따른 열발생상수	180
표 3.3.2-2. 예비 최적 설계 변수 조합의 최대 허용 빔 전류	186
표 3.3.2-3. 고갈형 빔창에서의 빔 밀도 분포와 빔창 반경 변화에 따른 빔창 온도, Pb-Bi의 온도, 최대 허용 전류 및 Pb-Bi 최대 유입 속도	188
표 3.3.2-4. 타원형 빔창의 빔 밀도와 빔창 반경 변화에 따른 빔창 온도, Pb-Bi 온도, 최대 허용 전류 및 최대 유입 속도	189
표 3.3.2-5. 비균일 두께 반구형 빔창에서의 최대 허용 전류	190
표 3.3.2-6. Injection Tube의 효과	199
표 3.3.2-7. 유량 감소에 따른 최대 온도 변화 (Parabolic)	200
표 3.3.2-8. 유량 감소에 따른 허용 빔 전류 및 빔창온도 변화	202
표 3.3.2-9. 유량 감소에 따른 최대 온도 변화 (Uniform)	202
표 3.3.3-1. MEGAPIE 일정	206
표 3.3.3-2. MEGAPIE 단계별 수행 내용	207
표 3.3.3-3. MEGAPIE 운영 조직	208
표 3.3.3-4. 각 전문분야별 수행 연구 내용	209
표 3.3.3-5. STIP-1, 2, 3의 특성	232
표 3.3.3-6. MEGAPIE 주요 연구 결과물	239
표 3.3.4-1. 650°C 무산소 조건에서의 316LN 부식 EDX 결과 (at%)	245
표 3.3.4-2. 철의 주요 구성 성분의 Pb-Bi에서의 용해도	246
표 3.3.4-3. 650°C, 10 ⁻⁶ wt% 산소 분위기에서의 316LN의 부식 EDX 결과	247
표 3.3.4-4. 650°C, 무산소분위기 HT-9의 EDX 결과 (500h)	249
표 3.3.4-5. 650°C, 10 ⁻⁶ wt% 산소 분위기에서의 HT9의 부식 EDX결과	251
표 3.3.4-6. 샘플의 성분표 (at%)	260

그 립 목 차

그림 2.1.1-1. 미국 AFCI 핵연료주기 및 기타 핵연료주기와의 비교	6
그림 3.1.1-1. HYPER 시스템 핵연료주기 개념도	14
그림 3.1.2-1. HYPER 노심의 중요도 함수 분포	22
그림 3.1.2-2. 중성자 에너지에 따른 중요도 함수	23
그림 3.1.2-3. 양성자 빔 형태에 따른 외부중성자원 반경방향 분포	23
그림 3.1.2-4. H/D 값에 따른 k_{eff} 와 S_{eff} 변화	25
그림 3.1.2-5. 186개 핵연료집합체가 장전된 HYPER 노심 구조	29
그림 3.1.2-6. HYPER 노심 핵연료집합체 구성	30
그림 3.1.2-7. HYPER 노심 반경방향 반사체 및 차폐체 집합체 구조	31
그림 3.1.2-8. HYPER 핵분열생성물 표적 집합체 구성	33
그림 3.1.2-9. HYPER 안전집합체 (Safety Assembly) 구성	37
그림 3.1.2-10. HYPER 노심 핵연료 농축도 관리	39
그림 3.1.2-11. HYPER 노심 반경방향 연료집합체 출력분포	42
그림 3.1.3-1. TWIGL 및 SNR-300 문제에서의 동적반응도 변화	47
그림 3.1.3-2. 가속기 정지 후 선형적인 가속기 출력 상승	52
그림 3.1.3-3. 가속기출력 0.2초 정지후 복귀	53
그림 3.1.3-4. 가속기출력 1초 정지후 복귀	54
그림 3.1.3-5. 1달러(Dollar) 반응도 삽입	55
그림 3.1.3-6. 순간적인 가속기출력 50% 상승	56
그림 3.1.3-7. 주기초 모든 제어봉 인출 (1000 pcm 반응도 삽입)	57
그림 3.1.4-1. DESINUR 코드의 유한요소 (2차원 6-node, 3차원 15-node)	60
그림 3.1.4-2. 반응도 삽입에 의한 노심 동특성	63
그림 3.1.4-3. 초기 정상상태 온도 분포	69
그림 3.1.4-4. 출구 냉각재 온도	70
그림 3.1.4-5. 노심 Midplane에서 연료심 온도	71
그림 3.1.4-6. HYPER 노심설계용 전산체계 현황	73
그림 3.1.4-7. HYPER 표적 외부중성자원 스펙트럼 비교	76
그림 3.2.1-1. U, Pu, Zr 및 Pu-1wt%Al의 열전도도	79
그림 3.2.1-2. 기존 U-Zr 열전도도 모델식을 이용한 Zr 함량에 따른 열전도도 변화	80
그림 3.2.1-3. U-Zr 열전도도 실험값과 모델식에 의한 열전도도 비교	80
그림 3.2.1-4. U-10wt%Pu의 실험값과 Landauer식에 의한 계산값 비교	82
그림 3.2.1-5. 삼원계 고용체의 조성과 열전도도와의 관계	85
그림 3.2.1-6. U-19Pu-10Zr 실험값을 이용한 삼원계 열전도도 모델 검증	86

그림 3.2.1-7. Crawford 예상값 및 삼원계 열전도도 모델값 비교	87
그림 3.2.1-8. 60(11.7wt%U-88.3wt%Pu)-40wt%Zr의 열전도도	87
그림 3.2.1-9. Pu 열팽창 계수 적용 범위	89
그림 3.2.1-10. 반경방향 변위	89
그림 3.2.1-11. U-Pu-Zr 분산형 연료의 열팽창 계수 비교	91
그림 3.2.1-12. 분산형 연료의 응력 요소 비교	92
그림 3.2.1-13. 연소도 15at%에서 열팽창계수에 의한 열응력 비교	93
그림 3.2.1-14. He 생성을 고려한 U-TRU-60Zr 합금형의 Fission Gas Generation 비교	96
그림 3.2.1-15. He 효과를 고려한 (U-TRU-Zr)-Zr 분산형연료의 변형을 비교	96
그림 3.2.1-16. He 영향을 고려한 합금형 연료 변형을	98
그림 3.2.1-17. 부 프로그램 HGAP 흐름도	100
그림 3.2.1-18. Gap에 따른 분산형연료 변형을	101
그림 3.2.1-19. 피복관두께에 따른 분산형 변형을 비교	102
그림 3.2.1-20. 피복관 두께에 따른 합금형연료 연소도 제한치	104
그림 3.2.1-21. 합금형 및 분산형 연소도 제한치 비교	105
그림 3.2.2-1. 원심분무분말 제조장치	108
그림 3.2.2-2. 원심분무한 U-10wt%Zr합금 분말형상 사진	111
그림 3.2.2-3. Atomized U-10wt%Zr 분말의 입도분포	112
그림 3.2.2-4. 분말의 크기에 따른 밀도변화	113
그림 3.2.2-5. 분말에 존재하는 기공	113
그림 3.2.2-6. U-10wt%Zr 분말의 미세조직	114
그림 3.2.2-7. U-10wt%Zr합금 분말 상분석	114
그림 3.2.2-8. (U-10wt%Zr)-xZr (x=50, 55, 60 wt%) 샘플의 미세조직 사진	115
그림 3.2.2-9. (U-10wt%Zr)-50wt%Zr (x=50, 55, 60 wt%) 샘플의 EDS 분석	116
그림 3.2.2-10. U 분말과 Zr 분말 형상	117
그림 3.2.2-11. 압분압력에 따른 압분밀도의 변화와 압분압력과 소결온도에 따른 소결밀도 변화	117
그림 3.2.2-12. 4400 kgf/cm ² 의 압력으로 압분 후 1500℃에서 소결시 유지시간에 따른 소결밀도 변화	118
그림 3.2.2-13. U-60wt%Zr 소결체의 미세조직 및 EDS 분석	119
그림 3.2.2-14. 열간압출한 연료심의 종방향 및 횡방향 미세조직	120
그림 3.2.2-15. U-55Zr 연료심의 SEM 및 EDS 분석결과	121
그림 3.2.3-1. 분산형 및 합금형 연료심 열전도도	127
그림 3.2.3-2. 분산형 및 합금형 연료심 열팽창계수	128
그림 3.2.3-3. 분산형 및 합금형 연료심의 630℃에서의 부피변화율	129
그림 3.2.3-4. 분산형 및 합금형 연료심의 700℃에서의 부피변화율	130

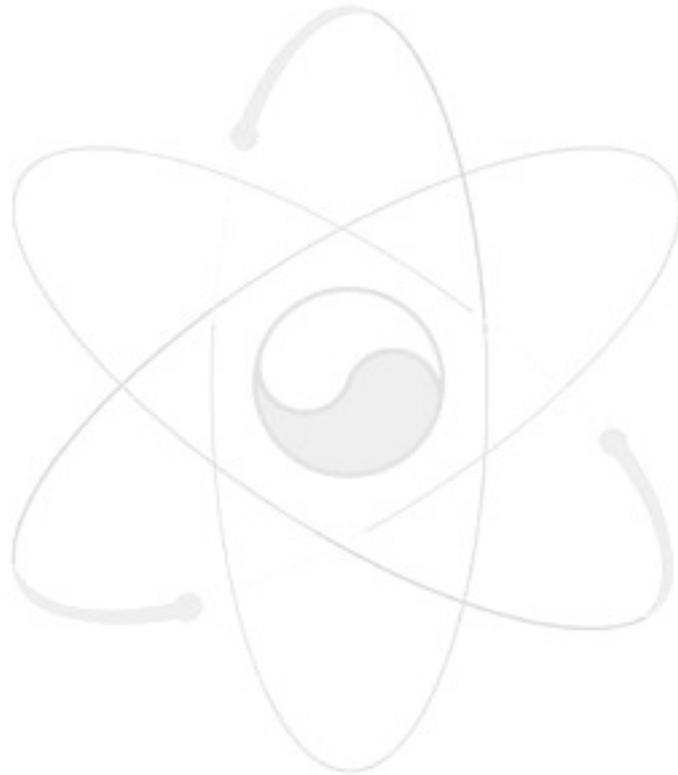
그림 3.2.3-5. 1500시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료의 미세조직	130
그림 3.2.3-6. 700°C에서 열처리 시간변화에 따른 (U-10Zr)-50Zr 분산형연료의 미세조직	131
그림 3.2.3-7. 1500시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 미세조직	132
그림 3.2.3-8. 700°C에서 열처리 시간변화에 따른 U-55Zr 합금형연료의 미세조직	132
그림 3.2.3-9. 700°C에서 100시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료와 HT9 피복재의 확산반응층	133
그림 3.2.3-10. 700°C에서 100시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과	134
그림 3.2.3-11. 700°C에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재의 확산반응층	135
그림 3.2.3-12. 700°C에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과	135
그림 3.2.3-13. 750°C에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과	136
그림 3.2.3-14. 800°C에서 10시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과	137
그림 3.2.3-15. 650°C에서 100, 200시간 Pb분당 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 확산반응층	138
그림 3.2.3-16. 650°C에서 100시간 Pb분당 열처리한 U-55Zr 합금형연료 확산반응층 Line Profile	138
그림 3.2.3-17. 650°C에서 100시간 Pb분당 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 확산반응층 EDS 분석결과	139
그림 3.2.3-18. 650°C에서 100, 200, 1000시간 Pb분당 열처리한 HT9 피복재의 확산반응층	139
그림 3.3.1-1. HYPER 표준 핵연료 집합체 부수로 체계	146
그림 3.3.1-2. SLTHEN과 해석해의 반경방향 냉각재 평균온도 비교결과	148
그림 3.3.1-3. 집합체사이 Inter Gap Flow의 변화에 따른 반경방향 부수로 출구 온도 분포	149
그림 3.3.1-4. Turbulent Eddy의 변화에 따른 부수로 출구 온도 분포	151
그림 3.3.1-5. 축방향 온도분포 계산결과	153
그림 3.3.1-6. 난류혼합계수 영향에 대한 민감도 분석 결과	153
그림 3.3.1-7. Grid Spacer 압력손실계수에 따른 집합체 압력 손실량	154
그림 3.3.1-8. 수정 노심의 개략도	155
그림 3.3.1-9. Peak 집합체의 축방향 출력 분포	156
그림 3.3.1-10. 각 연료봉 및 부수로의 최대 온도 및 최대 속도 분포	157
그림 3.3.1-11. 열전달을 극대화시킨 가상적 7 집합체 계산모델	159

그림 3.3.1-12. 7개 집합체에서 난류혼합인자의 영향 분석결과	160
그림 3.3.1-13. 7개 집합체에서 갭유량의 영향 분석결과	160
그림 3.3.1-14. 실제적 출력 분포를 가진 7개 핵연료 집합체 계산 영역	161
그림 3.3.1-15. HYPER 참조노심의 1/6 영역	162
그림 3.3.1-16. HYPER 참조노심 제 1주기 BOC 및 EOC에서 집합체별 출력분포	164
그림 3.3.1-17. 선정된 4개 집합체에서의 축방향 출력분포	164
그림 3.3.1-18. HYPER 제 1주기 노심 부수로 해석결과 (BOC)	165
그림 3.3.1-19. HYPER 제 1주기 노심 부수로 해석결과 (EOC)	166
그림 3.3.2-1. FZK/IKET 물 실험 Test Section	167
그림 3.3.2-2. CFX에 의한 ISTC 표적 속도 분포	168
그림 3.3.2-3. CFX와 FLUENT를 이용한 독일 물 실험 예측결과	169
그림 3.3.2-4. Diffuse Plate를 갖는 HYPER 표적	171
그림 3.3.2-5. CFX 열수력 해석을 위한 Axi-Symmetric 2차원 모델	171
그림 3.3.2-6. Diffuse Plate를 갖는 HYPER 표적의 속도 및 온도 분포	172
그림 3.3.2-7. \dot{m}_1 및 \dot{m}_2 에 따른 최대 빔창온도 감소량	173
그림 3.3.2-8. Pb-Bi 유입 속도 증가를 위한 Guide Tube 형상 변화	175
그림 3.3.2-9. Pb-Bi 입구속도를 증가시킨 표적 온도 및 속도 분포	175
그림 3.3.2-10. Bypass Injection Tube의 개념도	176
그림 3.3.2-11. Bypass Injection Tube를 적용한 표적시스템의 온도 및 속도	177
그림 3.3.2-12. Bypass Injection Tube를 적용한 표적시스템의 빔창 온도 분포 (8 mA)	177
그림 3.3.2-13. 기초 표적시스템의 개념도	179
그림 3.3.2-14. 단위세기의 Proton Beam에 의한 빔창에서의 열발생량	181
그림 3.3.2-15. Beam 밀도 분포 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi 온도 분포	182
그림 3.3.2-16. Beam 밀도 분포 변화에 따른 최대 허용 빔 종류	182
그림 3.3.2-17. 빔창 직경 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi 최대 온도 변화	183
그림 3.3.2-18. 빔창 두께 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi의 최대 온도 변화	184
그림 3.3.2-19. 빔창의 직경 및 두께 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi 최대 온도 변화	185
그림 3.3.2-20. 빔창 두께 및 직경 변화에 따른 최대 Hoop 응력	186
그림 3.3.2-21. 반구형 빔창을 갖는 표적시스템의 속도 및 온도 분포	186
그림 3.3.2-22. 빔창 형상 변화	187
그림 3.3.2-23. 고깔형 빔창을 갖는 표적시스템의 속도 및 온도 분포	188
그림 3.3.2-24. 타원형 빔창을 갖는 표적시스템의 속도 및 온도 분포	189
그림 3.3.2-25. 빔창 직경 및 두께 변화에 따른 빔창 발생 응력	191
그림 3.3.2-26. 비균일 두께 및 반구형 빔창에서의 Von-Mises의	

상당응력	192
그림 3.3.2-27. 최적 설계된 표적시스템의 온도 및 속도 분포	193
그림 3.3.2-28. Injection Tube가 설치된 표적시스템의 개념도	194
그림 3.3.2-29. 적용된 경계조건 및 계산 영역	195
그림 3.3.2-30. 기준 표적시스템의 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포	196
그림 3.3.2-31. 빔창의 온도분포와 표적시스템의 유속분포	198
그림 3.3.2-32. Injection Tube 유·무에 따른 표적시스템의 유속 분포	199
그림 3.3.2-33. Injection Tube 높이 변화에 따른 표적의 열수력 특성 변화	200
그림 3.3.2-34. 유량 감소에 따른 표적시스템의 속도 분포 변화 및 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포 변화	201
그림 3.3.2-35. 유량 감소에 따른 표적시스템의 속도 분포 변화 및 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포 변화	203
그림 3.3.3-1. SINQ 표적시스템	205
그림 3.3.3-2. MEGAPIE 표적 전체 및 상, 중, 하단 단면	210
그림 3.3.3-3. MEGAPIE 표적 운전 상태도	210
그림 3.3.3-4. EM Pump	211
그림 3.3.3-5. Ancillary System 연결 지역	212
그림 3.3.3-6. HYTAS Test Section 전경	215
그림 3.3.3-7. Laser Light Sheet 촬영	215
그림 3.3.3-8. THEADES 루프 전경	216
그림 3.3.3-9. Heated Jet 실험 Test Section	217
그림 3.3.3-10. KILOPIE 실험	217
그림 3.3.3-11. 유럽 각 기관의 부식 실험 Loop 장치	219
그림 3.3.3-12. FZK의 1.4970 샘플 부식 분석 결과	222
그림 3.3.3-13. FZK의 MANET 샘플 부식 분석 결과	223
그림 3.3.3-14. FZK의 1.4970 샘플 600°C 부식 분석 결과	223
그림 3.3.3-15. LISOR 실험 장치	224
그림 3.3.3-16. IPPE 부식 실험 Loop 개략도	225
그림 3.3.3-17. 미국 LANL의 DELTA Loop	226
그림 3.3.3-18. TIT(좌측)과 JAERI(우측)의 Loop 사진	226
그림 3.3.3-19. 산소와 여러 물질과의 온도별 반응 포텐셜	227
그림 3.3.3-20. Bi/Bi ₂ O ₃ 측정기의 개략도	228
그림 3.3.3-21. 수소와 수증기의 압력비 변화시 측정기 Output Voltage의 변화 (FZK)	228
그림 3.3.3-22. Stainless Steel 들의 방사선 손상 정도에 대한 Yield Strength의 변화	231
그림 3.3.3-23. STIP 테스트용 샘플 형태	232
그림 3.3.3-24. 샘플에 조사되는 양성자(a) 및 중성자(b) 에너지 분포	232

그림 3.3.3-25. T91의 Tensile 분석(좌측) 및 F82H의 구조 사진(우측)	233
그림 3.3.3-26. T91의 dpa 변화에 따른 Yield Strength 변화	233
그림 3.3.3-27. T91, F82H의 dpa 변화에 따른 DBTT 변화	233
그림 3.3.3-28. Pb-Bi Yield Stress 측정 결과	235
그림 3.3.3-29. 용기의 최대 스트레스	236
그림 3.3.3-30. Pb-Bi와 D ₂ O 반응 실험장치 개략도	236
그림 3.3.3-31. 중성자 계산 Benchmark 결과	237
그림 3.3.3-32. 열발생 Benchmark 결과	238
그림 3.3.3-33. RNG k- ϵ 모델을 이용한 Benchmark M1 해석 결과	240
그림 3.3.3-34. HYTAS 장치 CFX 해석 결과	240
그림 3.3.3-35. 500°C, 10 ⁻⁶ wt% 산소에서의 HT-9의 500시간 샘플	241
그림 3.3.4-1. FZK의 정적부식 실험장치 COSTA	242
그림 3.3.4-2. 650°C 무산소 분위기에서의 316LN 부식 (500 시간)	245
그림 3.3.4-3. 650°C, 10 ⁻⁶ wt% 산소 분위기에서의 316LN SEM (500시간)	247
그림 3.3.4-4. 650°C, 10 ⁻⁵ wt% 산소 분위기에서의 316LN 부식 (500시간)	248
그림 3.3.4-5. 650°C 무산소 분위기에서 HT9의 SEM/EDX (500시간)	249
그림 3.3.4-6. 650°C 무산소 분위기에서의 HT9 부식 (1000 시간)	250
그림 3.3.4-7. 650°C, 10 ⁻⁶ wt% 산소에서의 HT-9 500시간 샘플	250
그림 3.3.4-8. 10 ⁻⁶ wt% 산소농도조절의 SEM/EDX 분석결과 (500°C, 500h)	252
그림 3.3.4-9. 정적부식장치의 개략도	253
그림 3.3.4-10. 정적부식 실험을 위한 가열로의 개략도	254
그림 3.3.4-11. KAERI 정적부식 장치의 Gas System 전경	255
그림 3.3.4-12. 가스 자동 변환 시스템의 개략도	256
그림 3.3.4-13. 정적부식 실험을 위한 글로브 박스의 개략도	258
그림 3.3.4-14. 재생기의 단면도	259
그림 3.3.4-15. HT-9의 650°C, 500h 무산소분위기의 EPMA/EDX 결과	261
그림 3.3.4-16. HT-9의 650°C, 10 ⁻⁶ wt%의 EDX 결과 (200h)	261
그림 3.3.4-17. 316L의 650°C, 500h 무산소 분위기의 EPMA/EDX 결과	262
그림 3.3.4-18. 650°C, 200h, 산소농도 10 ⁻⁶ wt%에서 316LN	262
그림 3.3.4-19. 650°C T91의 (a) 무산소분위기, 500h. (b) 산소농도 10 ⁻⁶ wt%, 200h의 EDX	263
그림 3.3.4-20. 부식실험 루프의 전체 개략도	266
그림 3.3.4-21. 부식실험 루프의 3차원 배치도	266
그림 3.3.4-22. 부식 루프용 전자펌프의 개념 설계도	269
그림 3.3.4-23. 부식 루프용 전자펌프의 특성곡선 및 주요 제원	271
그림 3.3.4-24. 부식 루프용 전자펌프 시스템	271
그림 3.3.4-25. 전자유량계의 개념 설계도 및 유량-기전력 특성	273

그림 3.3.4-26. 부식 루프용 DC 전자유량계	274
그림 3.3.4-27. 부식루프의 제어반	275
그림 3.3.4-28. Pb-Bi 부식루프 및 정적장치용 글로브박스	277
그림 3.3.4-29. 부식실험 루프의 측정부 개략도	278
그림 3.3.4-30. 산소조절기의 설계도 및 사진	279
그림 3.3.4-31. 저장탱크의 설계도 및 사진	280
그림 3.3.4-32. 보정탱크의 설계도 및 사진	281
그림 3.3.4-33. Pb-Bi 부식 루프용 마그네틱 필터	283



제 1 장 연구개발과제의 개요

제 1 절 연구개발의 목적 및 필요성

경제적 그리고 에너지 안보적 차원에서 우리는 에너지의 상당부분을 원자력으로부터 구하고 있다. 협소한 국토 그리고 빈약한 에너지 자원이라는 현실을 고려했을 때, 향후 상당기간 우리는 원자력을 대체할 수 있는 에너지를 찾기는 어려울 것이다.

원자력산업을 추진하는데 있어 가장 큰 걸림돌은 바로 원자력산업으로부터 발생하는 방사성 폐기물이며 이는 모든 사람으로부터 혐오 대상물이기 때문에 그 관리가 쉽지 않으며 궁극적으로는 지층 중에 처분하여 생활환경으로부터 완전 격리시켜야 한다. 그러나 고준위 폐기물은 장수명 핵종을 함유하고 있기 때문에 비록 처분 후라 할지라도 그 방사성 독성이 장기간 지속되므로 이에 대한 궁극적인 안전관리 방안이 필요하며 그 방안 중의 하나가 핵종변환기술이다.

핵종변환기술은 인위적인 핵변환 기술을 이용하여 장수명 핵종을 단수명 핵종으로 변환시킬 수 있으므로, 폐기물의 방사성 독성을 줄일 수 있는 근본적인 대책으로 사용할 수 있기 때문에 본 기술개발의 필요성이 크다고 할 수 있다.

방사성폐기물의 방사성독성을 소멸처리 전과 소멸처리 후를 비교하면 소멸처리 후에 고준위폐기물의 독성은 천연 우라늄광 정도의 수준으로 줄어드는데 수백년이 걸리지만 소멸처리하지 않을 경우는 수백만년이 소요될 수 있다.

경제적 측면으로는 장수명 핵종을 함유한 사용후 핵연료는 핵연료로 재사용할 수 있는 우라늄과 초우라늄이 들어 있기 때문에 폐기물이라기보다 오히려 에너지 자원이며 핵변환과 동시에 이들을 에너지원으로 쓸 수 있다. 사용후 핵연료 1톤을 핵변환 하게 되면 약 240,000 MWth-hr의 에너지를 생산할 수 있다. 따라서 핵변환 기술 개발은 자원의 효율적 재활용 측면에서도 충분한 개발의 가치를 가진다.

장수명핵종을 소멸처리하고 난 후 방사성폐기물을 영구처분하면 처분 부담이 훨씬 줄어들 것이다. 우선 처분 안정성과 관련된 규제조건이 완화될 것이며 장수명핵종 분리 과정에서 고방열성 핵종인 세슘과 스트론튬을 함께 제거할 경우, 처분장의 처분 공간까지도 줄일 수 있어 처분 경비를 대폭 저감시킬 수 있는 이점이 예상된다. 처분 후 처분장의 관리기간도 1000 배나 단축시킬 수 있을 것이므로 장기간에 걸친 경제적 이득은 엄청나게 클 것으로 예상된다.

사회적 측면으로는 장수명 방사성 핵종을 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 있는 문제를 없앨 수 있다.

핵변환 기술개발을 통해 문제의 근원이 되는 장수명 방사성 핵종을 단수명 또는 안정화 핵종으로 변환시킨다면 관리기간이 대폭 줄어들기 때문에 처분에 따르는 환경관리 측면에서의 부담이 훨씬 경감되며 여러 사회적 문제를 크게 완화시킬 수 있을 것이다.

제 2 절 연구개발의 범위

핵변환 기술은 물질의 물리 화학적 특성을 바꾸는 기술로서 핵의 구조를 변환시키는 것이다.

핵변환은 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.

핵변환 연구는 고속로를 이용하는 방법과 경수로를 일부 이용하는 방법 등이 있으나 최근 들어서는 원자력 선진국에서 수행되고 있는 대부분의 핵변환관련 국가 프로그램이 핵적 안전성과 소각능력 그리고 높은 핵비확산성을 가지는 가속기 미임계 핵변환로 연구에 집중되어 있다.

본 연구에서는 가속기 미임계 핵변환로를 핵변환 방법으로 선정하여 HYPER (HYbrid Power Extraction Reactor)라고 명명한 시스템을 1997년부터 개발해 왔다.

이를 위해 제 1단계 1997 - 2000년까지 4년 동안에는 미임계 시스템에 대한 개념을 확립한다는 목표를 가지고 연구를 수행하였다. 본 보고서의 내용은 2001년부터 2003년까지의 2단계 연구 결과를 수록하고 있다. 2단계에서는 1단계에서 확립된 설계 개념을 보완하기 위해서 필요한 요소기술을 검증하는 것이 주요 목표이고 검증된 사항들을 바탕으로 1단계의 설계를 보완하였다.

1단계에서는 1)노심 특성, 2)핵연료 개념, 3)냉각계통 개념, 4)핵파쇄 표적개념 확립 연구로 세분화하여 연구를 수행하였으나 2단계에서는 1)노심설계, 2)핵연료 기술, 3)Pb-Bi 기술의 3개 분야로 나누어 수행하였다.

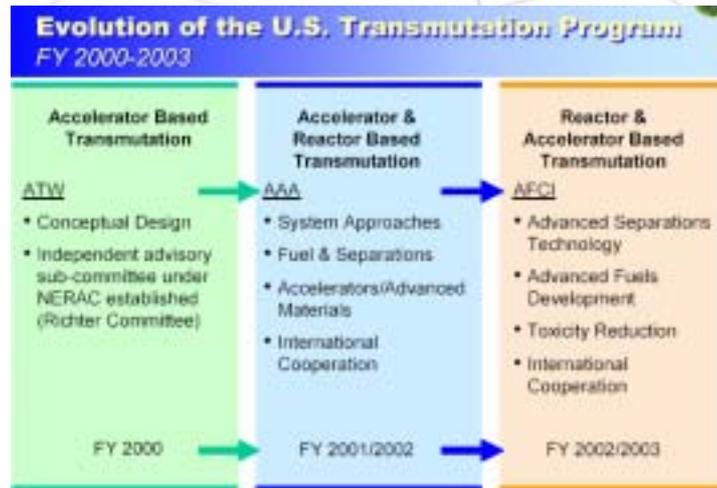
제 2 장 국내·외 기술개발 현황

제 1 절 국외 기술개발 현황

1. 미국

미국에서의 핵종변환연구는 1991년도에 LANL을 중심으로 미임계 핵변환 시스템 개념으로 시작되었고 중간에 많은 개념변화가 있었다. 1998년 미 국회의 요청에 의해 DOE 주관으로 ATW (Accelerator Transmutation of Waste) 개발에 요구되는 Roadmap을 작성하였고 1999년 9월 국회에 보고되었다. ATW는 프로젝트명이 AAA로 변경되었고 최근에 후행핵주기 전반적인 측면에서 접근하는 AFCI (Advanced Fuel Cycle Initiative) 프로그램으로 변경되어 미임계 핵변환과 임계 핵변환을 동시에 연구하고 있다.

표 2.1.1-1. 미국의 핵변환 연구 프로그램 변화



AFCI에서는 단기적인 소멸처리 전략인 Series One에서 TRU를 기존의 PWR을 이용해서 TRU내의 Pu를 주로 소멸처리하고 장기적인 전략인 Series Two에서는 잔여 TRU를 보관하다가 2030년 GEN-IV 임계고속로를 이용하거나 미임계로를 이용하여 소멸처리하는 전략을 추진중이다.

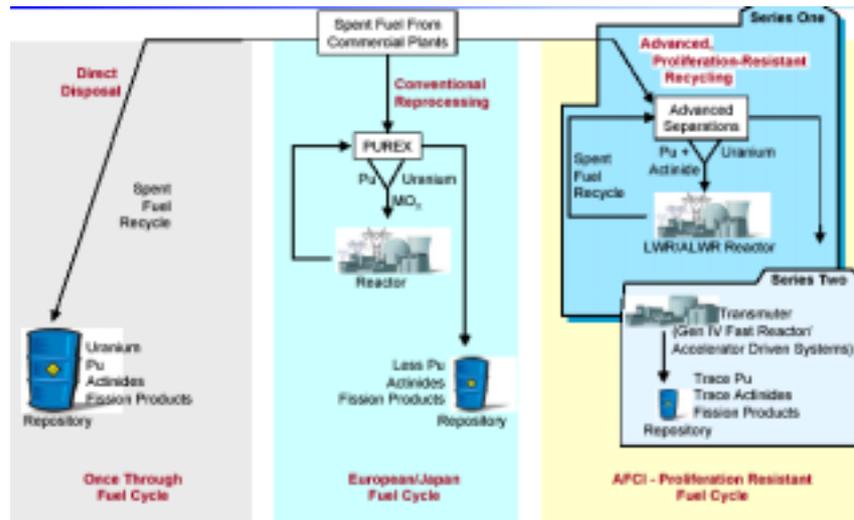
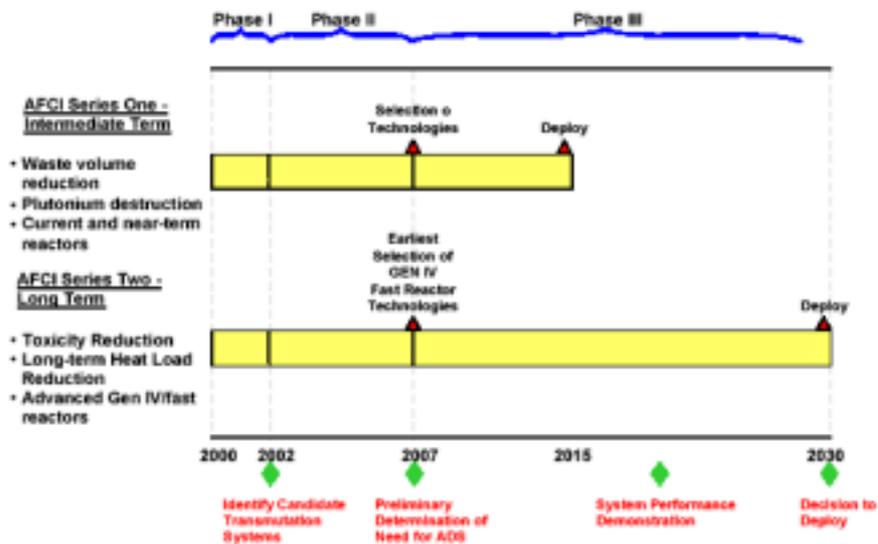


그림 2.1.1-1. 미국 APCI 핵연료주기 및 기타 핵연료주기와의 비교

현재 PWR을 이용하는 시나리오 분석연구를 수행중이며 2007년경에 PWR을 이용할지 여부 및 미임계로를 이용할지의 여부를 결정할 계획으로 있다. PWR을 이용할 경우에는 2015년부터 핵변환을 시작하여 제2의 유카마운틴이 필요 없도록 하는 목적을 갖고 있다.

표 2.1.1-2. 미국 APCI 프로그램 계획



임계고속로의 경우에는 GEN-IV와 연계시켜 추진하며 2015년경에 가스, 소듐, 납합금로 중에서 하나를 선정하여 2030년까지 개발을 하는 방안을 가지고 있다. APCI의 개발 계획 일정은 표 2.1.1-2에 나타나 있다. 장기 계획인 Series Two 연구는 3단계에 걸쳐서 수행될 예정인데 제 1단계는 기초 기술 평가(Basic Technology Evaluation), 제 2단계는

원리 실증(Proof-of-Principle), 제 3단계는 성능 규명(Proof-of-Performance)으로 이루어져 있다.

제 1단계 기초기술 평가는 AAA를 통해 얻어진 결과를 중심으로 2002년에 모두 수행 완료되었는데 다양한 초우란 악티나이드 혼합비를 가지는 질화물 또는 금속 핵변환용 연료를 제작했고 LANL에서 납함금 재료시험용 loop를 완성하여 운전에 들어갔으며, 다양한 핵변환 시나리오 구성 및 시나리오별 특성 연구를 수행하였다.

제 2 단계 원리실증의 목적은 충분한 경제성을 가지며, 환경친화적이고, 핵비확산성이 강한 핵변환기술의 도입이 가능한지를 결정하는데 있는데 2007년까지 수행되며 그 시점에서 3단계의 필요성에 대한 평가가 수행될 것이다. 2단계에서 연구되는 핵변환용 연료는 MA 등이 포함된 방사성 준위가 높은 연료로서 반드시 원격장치에 의해 제작이 되어야 하므로 연료형태가 그러한 제작 특성에 적합하도록 개발되며, 뿐만 아니라 재순환에 의한 손실(loss)을 줄일 수 있도록 매우 높은 연소도를 달성할 수 있도록 개발된다. 질화물, 금속, 산화물 등 다양한 형태의 연구를 수행하며 2003년 ATR 조사시험, 그리고 2005년 경의 PHENIX 조사시험을 통해 제 4세대 원전 연료와도 연계되는 최종 연료 형태를 선정할 예정이다. 2단계 핵변환로 기술은 주로 가속기 미임계 시스템과 관련하여 기본적인 원리 및 재료문제를 검증한다. 표적시험은 한국, 불란서, 미국 등 10개국이 참여한 MEGAPIE 국제공동연구 (1MW급 납-비스무스 핵파쇄 표적을 실제 제작하여 스위스 PSI에서 2006년 실험 예정) 등 다양한 국제공동연구를 활용하며 납함금 재료 연구는 제 4세대 원전 시스템과도 연계하여 수행한다.

제 3단계 성능 규명의 목적은 연료의 재순환 그리고 핵변환용 연료와 관련된 모든 기술적인 문제를 Full-scale Demo를 통해서 해결하는데 있다. 뿐만이 아니라 경제성 등 기술 외적인 문제도 충분한 신뢰성을 가지고 평가한다. 핵변환로와 관련해서는 설계의 불확실성을 줄이기 위하여 핵자료 등을 재검토하며, 고속로 조건에서 구조재의 건전성 그리고 냉각재의 냉각기술 등을 개발할 예정이다. 가속기 미임계 시스템 개발과 관련해서는 유럽, 미국 등이 참여하는 국제공동연구로, 이탈리아에 있는 TRIGA 원자로와 Cyclotron을 결합하여 미임계 노심 특성을 연구하는 TRADE 등과 같은 국제 공동연구를 활용하여 수행할 예정이다.

2. 유럽

유럽은 1990년대 초반 이후 스위스 CERN, 불란서 CEA를 중심으로 연구가 시작되었으며 미임계 핵변환 시스템 연구가 주를 이루고 있다. 1998년 불란서, 이태리, 스페인 과기부 장관 회의에서 유럽 공동 프로그램으로 운영하자는 의견이 도출되었으며 10년 기간의 DEMO 건설에 대한 논의가 있었고 이를 유럽연합이 수행하는 제 5차 연구계획에서 지원하자는 합의가 있었다. 또한 지적재산권과 같은 제반 문제의 해결차원에서 산업체 참여를 합의하였다. 그 결과로 유럽공동체 자문위원단 (Advisory Group)과 기술위원회 (Technical Working Group)를 만들었고, Industrial Partnership 프로그램이 탄생하였다. 2001년에 Dr. Rubbia가 주관하는 TWG가 주축이 되어 Roadmap 작성을 완료하였으며 Roadmap에 따르면 2015년에 기존의 핵연료를 사용한 미임계 시스템인 XADS를 운전하기 시작하고 2025년에 소멸처리 대상 핵연료를 사용하는 XADT를 운전하는 것을 골격으

로 하고 있다. 이와 관련되어 제 5차 유럽연합 연구 프로그램 (1998-2002)에서는 총 13개의 관련 프로젝트가 수행되었다. 2000년부터는 PSI, CEA, FZK, ENEA 등이 중심이 되어 Pb-Bi 표적 조사 실험인 MEGAPIE (MEGAwatt Proton Irradiation Experiment)를 수행하고 있고 2002년부터는 ENEA의 TRIGA 원자로를 이용한 미임계 실증 실험인 TRADE (TRiga Accelerator Driven Experiment)를 추진중에 있다. 또한 기존의 EC Pb-Bi 관련 프로그램들이 통합되어서 TETRA라는 EC 6차 Framework 프로그램으로 추진될 예정이다. 시스템 특성은 유럽내 국가별로 약간씩 다르나 대표적인 것은 아래와 같다.

- 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 실험과 관련하여 PSI, FZK등에 실험장치가 건설되었고 TECLA 등과 같은 공동 프로그램이 운영 중임.
- 핵연료 : 산화물 연료를 비롯한 다양한 옵션을 연구 중이며 최근에는 질화물 연료에 대한 연구가 유럽공동체 연구 프로그램 (주관은 스웨덴 RIT)으로 선정되어 시작되었음. 연료실험에 대해서는 Phoenix를 이용할 예정이다.
- 표 적 : 대부분의 연구기관 또는 국가에서 Pb-Bi를 표적물질로 선정하였음. PSI, CEA가 주축이 되어 MEGAPIE 프로젝트를 추진하고 있음.

유럽에서 핵변환연구가 가장 활발한 프랑스는 2006년까지 정부 및 의회에 소멸처리에 대한 연구 결과를 제시하도록 되어 있는 일정에 맞추어 임계 및 미임계 핵변환에 대한 연구를 동시에 계속 수행하고 있다. 임계원자로와 관련된 조사거동 연구는 피닉스 원자로에서 수행될 예정이며 이러한 결과들은 SILOE 및 HFR에서 수행된 결과들과 종합화 될 것이다. 미임계 원자로와 관련해서는 MASURCA 원자로를 이용한 실험이 수행된 바 있다.

3. 일본

일본은 1988년도에 국제 공동연구 핵변환 프로그램으로 OMEGA를 제안하면서 핵변환 연구의 세계적 활성화를 유도한 국가인데 JAERI, JNC, CRIEPI 등이 연구에 참여하고 있으며 OECD/NEA와 연계하여 수행 중이다. 연구기관별로 일정한 기술적 역할분담을 수행하고 있는데 JAERI는 nitride 연료 형태에 대한 미임계 연구를 수행하고 있고 반면에 JNC는 임계 고속로 핵주기에 근거하여 TRU를 분리함이 없이 함께 핵변환하는 개념을 연구하고 있으며 3단계에 걸쳐 핵변환기술을 점진적으로 개선하는 목표를 가지고 있다. 1999년 10월 IAEA 회의에서 미임계가 임계 ABR (Actinide Burning Reactor) 보다 기술적으로 적합함을 피력하였으며 문부성산하 KEK와 공동으로 JAERI에 대용량 양성자 가속기 J-PARK가 건설중이다. 2005년경에 J-PARK를 이용한 표적 및 노심 관련 실험을 수행할 예정이고 2025년에는 Demo Facility를 가동하는 것을 목표로 연구를 수행중이다. 일본이 추구하고 있는 미임계 핵변환 시스템 사양은 아래와 같다.

- 노 심 : MA와 Tc-99, I-129을 주 핵변환 대상으로 함. 고속 중성자 시스템.
- 냉각재 : Pb-Bi를 냉각재로 고려하고 있음. 독자적인 Pb-Bi loop를 확보, 운전중임.
- 핵연료 : 질화물연료에 대해서 상당한 실험이 진척되었음.
- 표 적 : 액체 Pb-Bi를 표적물질로 고려하고 있음.

미임계로 연구를 주도하고 있는 JAERI는 최근 아시아 국가간의 미임계 연구 협력에 관심을 가지고 있으며 그 일환으로 2003년 3월에 “Accelerator Driven Transmutation System and Asia ADS Network Initiative”라는 심포지움을 개최했고 이 심포지움을 통해서 한, 중, 일간의 미임계 연구 협력 체계를 구축하기로 하였다.

제 2 절 국내 기술개발 현황

한국원자력 연구소를 주축으로 서울대 등에서 연구가 진행 중인데 서울대 등에서는 임계 방식을 이용한 핵중변환로인 PEACER를 원자력연구소에서는 미임계 방식을 이용한 핵변환 시스템 HYPER를 주로 연구해 왔다. 한국원자력연구소에서는 1997년부터 미임계 핵변환 연구를 원자력 중장기 연구로 수행해 왔는데 현재 2단계 연구를 완료했으며 전체 개념에 대한 시스템 사양 선정을 완료한 후에 요소기술 검증을 통해서 노심설계를 보완한 상태이다. 한국원자력연구소가 2003년까지 수행한 주요 연구 내용은 다음과 같다.

- 노심 핵설계 코드는 확률론적 방법론 코드로서 LAHET와 MC-CARD를 사용하며 결정론적 방법론 코드로서 REBUS-3/DIF3D를 사용함. 임계 및 미임계 원자로 다차원 (2, 3차원) 정상 및 과도상태 해석을 위해서 DESINUR 코드를 개발하였음.
- 최적 미임계값을 도출했으며 미임계 노심에 대한 중요도함수 정의 및 노심 내 중요도 함수를 활용한 간단한 외부선원 증폭율 평가방법을 마련하였음.
- 최적 미임계 노심 설계를 수행하였음. B₄C의 CR과 BA를 도입해서 Reactivity Swing을 낮출 수 있었으며 3구역 핵연료 집합체 시스템을 선정. 핵연료 집합체는 ductless이며 FP 집합체는 Tc-99 metal과 CaI₂가 장전된 표적봉으로 구성.
- 금속핵연료를 개발하며 합금형 및 분산형의 제조성 확인 및 물성 측정을 위해서 U 모의 시편을 압출주조법으로 제작. 합금형 및 분산형 모의시편의 열전도도/열팽창계수를 측정했고 열적안정성, 반응성 실험을 수행하였음.
- 핵연료 해석코드를 개발, 보완해 왔음. 합금형은 MACSIS-H, 분산형은 DIMAC을 개발.
- Pb-Bi 연구를 위해서 MEGAPIE (MEGAwatt Proton Irradiation Experiment) 국제공동연구에 가입. PSI, CEA, CNRS, FZK, ENEA, SCK.CEN, JAERI, KAERI, LANL 등이 참여하고 있음. 부식, 열수력, 빔창 방사선손상 (그외 Po 문제 등) 기술 확보가 목표임.
- FZK와 공동연구로 Pb-Bi 부식 실험을 수행하였으며 KAERI 자체적으로 부식 루프 등의 장치를 제작하고 있음.

한국원자력연구소의 노심설계 수준은 세계적으로 앞서 나가고 있으며 요소기술인 핵연료, 납합금 기술개발을 위한 실험도 수행하고 있는데 각 분야별 인력, 시설, 연구활동은 다음과 같다.

- 노심설계 : 노심설계의 경우에는 시설이 필요 없고 설계 및 분석에 필요한 코드의 개발 및 확보 여부가 중요함. 한국원자력연구소는 노심설계분야에서 코드 확보는 물론 인력이 충분하여 세계적인 수준과 차이가 없음.
- 핵연료 : 한국원자력연구소의 TRU 금속핵연료의 연구는 거의 활동이 없는 상태임. 그러나 핵연료 연구를 위한 기본 시설이나 인력은 충분하므로 기존의 장비나 인력을 활용하면 충분히 세계적인 연구가 가능함. 문제는 TRU 핵연료의 취급이 어렵다는 점으로 국제공동연구를 통한 수행이 바람직함.
- 납합금 : 국내에서 납합금 연구를 수행한 적은 거의 없으며 한국원자력연구소에서 최근에 정적부식장치를 제작하여 부식 실험을 수행하고 있음. 따라서 인력 및 시설이 부족한 상황이며 이의 해결을 위해서 국제공동연구인 MEGAPIE에 참여하고 있음. 아울러 IPPE, FZK 등 납합금 연구가 앞선 기관과의 교류도 활발하게 추진하고 있음.

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 노심설계

HYPER 시스템은 상업용 원자력발전소의 사용후 연료내에 포함된 초우라늄 원소(Transuranics) 및 Tc-99, I-129와 같은 장반감기 핵분열생성물(Long-Lived Fission Product, LLFP)을 핵변환하기 위해서 연구되고 있다. 1단계(1997년-2000년) 연구에서는 노심의 기본개념을 결정하였다[1]. 본 2단계(2001년-2003년)에서는 다음과 같은 세 가지 분야에 초점을 맞추어 연구를 수행하였다.

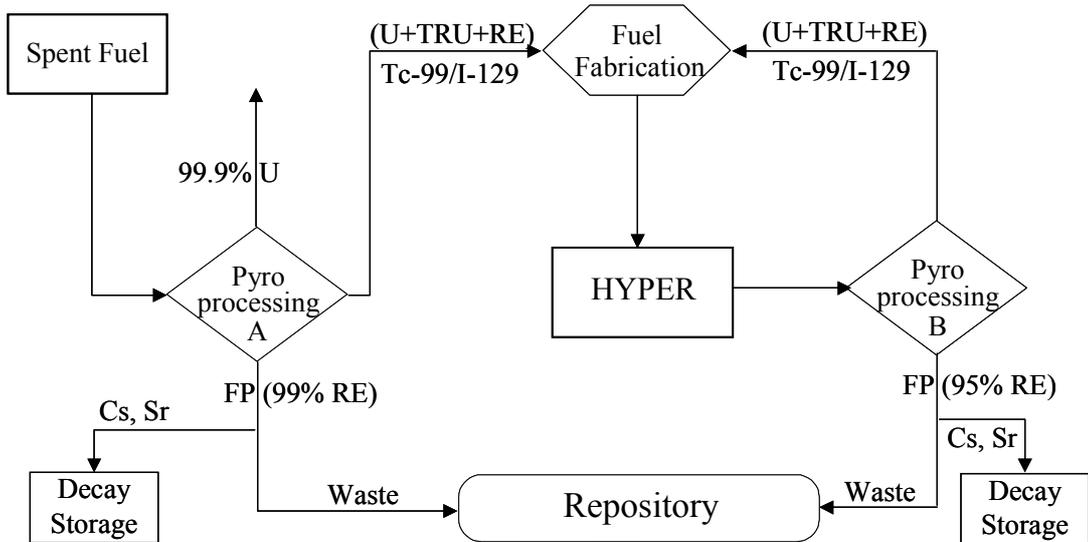
- 노심성능 최적화 및 핵설계
- 노심동특성 해석
- 노심해석용 전산코드 개발 및 확보

당초 HYPER 노심의 핵연료는 파이로 재처리 공정에 대한 적합도 및 고연소도 달성을 위하여 소위 분산형연료를 기초로 설계되었다[2]. 그러나 2단계 연구를 통하여 분산형연료가 노심내에서 기존의 합금형연료로 변하는 것이 발견되어 HYPER의 연료 형태를 합금형 금속연료로 수정하였다. 이들 연료의 수정은 핵연료집합체 설계 및 노심의 특성에서 약간의 변화를 초래하지만 노심성능의 큰 변화는 없다. 따라서 본 보고서에서는 합금형 금속연료를 이용한 HYPER 노심 핵설계 결과만을 정리하였다.

1. 핵연료 주기

사용후연료의 핵변환은 연료의 재처리를 기본으로 하기 때문에 연료주기의 핵확산저항성이 크게 요구된다. HYPER 시스템에서는 그림 3.1.1-1과 같은 단순화된 핵연료주기를 사용한다.

기본적으로 HYPER에서는 기존의 습식재처리 방법에 비하여 핵확산 저항성이 향상된 파이로 프로세싱(건식재처리)을 사용한다. 발전로의 사용후연료를 처리하는 파이로 프로세싱 A에서는 연료내 우라늄 원소를 99.9% 제거하는 것으로 가정한다. 이 과정에서 일반적으로 제거가 어려운 RE 원소는 99%만이 제거되며, RE를 제외한 나머지 핵분열생성물은 모두 제거되는 것을 전제한다. 한편 HYPER 노심의 사용후연료를 재처리하는 파이로 프로세싱 B에서는 공정의 단순화와 이에 따른 핵확산 저항성 향상을 위해서 사용후연료로부터 단지 핵분열생성물만을 제거한다. 이때 RE 원소는 파이로 A에서와 달리 95%만이 제거되는 것으로 하여 관련 기술의 타당성을 제고하였다. 두 재처리 공정에서 악티나이드의 회수율은 일반적인 목표치인 99.9%를 사용한다. 핵변환 대상인 Tc-99와 I-129는 각 재처리 공정에서 분리되어 HYPER 노심에서 연소된다. 결과적으로 HYPER 시스템의 연료주기에서는 우라늄과 MA(Minor Actinide)를 분리하지 않고, 이들이 하나의 상태로 존재하기 때문에 핵확산 저항성이 크게 향상된다고 볼 수 있다.



- * Pyro A: Removal of U and FPs, * Pyro B: FP-only Removal
- * Metal Fuel: Direct Alloying of U-TRU-RE with Zr
(No Adjustment of Fuel Composition)

그림 3.1.1-1. HYPER 시스템 핵연료주기 개념도

재처리 공정의 폐기물에서 Cs와 Sr는 분리되어 충분한 붕괴가 일어날 때까지 독립적으로 관리되고 나머지 폐기물은 최종처분장에 처분된다. Cs와 Sr는 핵분열생성물 중에서 주요한 붕괴열 공급원으로서 직접 처분될 경우 최종처분장의 성능을 저해하는 요인이 된다. Cs의 경우 장반감기 핵종인 Cs-135를 포함하고 있지만, 이 핵종의 원자로에서의 핵변환은 현실적으로 타당성이 없는 것으로 평가되어 핵변환 대상으로 고려하지 않았다. 국내의 경우 가압경수로와 CANDU가 발전로로서 운전되고 있다. 지금까지 HYPER 노심의 TRU 연료는 국내 PWR 사용후연료로부터 공급되는 것으로 가정하였다. 한편, 2004년부터 시작되는 3 단계에서는 CANDU 사용후연료의 TRU를 HYPER 노심에서 핵변환시키는 연구가 진행될 계획이다.

2. HYPER 노심 성능 최적화 및 핵설계

가속기구동 미임계 원자로인 HYPER 노심의 성능을 최적화하기 위해서 다양한 민감도 분석을 수행하였다. 먼저 미임계 노심의 미임계 정의에 대한 연구를 수행하였으며, 노심의 최적 미임계도를 경제성, 안전성, 핵변환력, 기술성 등을 고려하여 결정하는 방법론을 확립하였고, 이에 근거하여 HYPER 노심의 미임계도 범위를 설정하였다. HYPER와 같은 ADS (Accelerator-Driven System)에서는 외부중성자원이 노심에서 가능한 한 많이 증폭되는 것이 바람직하다. 외부중성자원 증폭을 최대화하기 위해서 노심의 H/D (Height-to-Diameter ratio) 비를 최적화 하는 연구를 수행하였다.

U-TRU-Zr 삼원계 합금연료가 장전되는 노심의 상세한 구조를 결정하였다. 합금연료에 대한 연료봉 성능분석 결과와 냉각재 열제거 능력, 핵변환 성능 등에 기초하여 연료봉

및 핵연료집합체 구조, 노심의 전체적인 배치 등을 결정하였다. 또한 결정된 노심구조에 대하여 REBUS-3[3]와 DIF3D[4] 전산체제를 이용한 핵설계를 수행하여 HYPER 노심의 핵변환 성능 및 특성을 분석하였다.

가. 최적 미임계도 연구

최적 미임계도 결정을 위해서는 먼저 미임계도에 대한 정의가 요구된다. 그러나 ADS의 미임계도는 연구자에 따라서 몇 가지 개념이 사용되고 있으며, 아직 모두가 수용하는 일관된 정의가 없는 상황이다[5]. 가장 일반적으로 사용되는 인자는 기존 원자로에서와 같이 중성자의 유효증배계수 (k-eff)이다. HYPER에서는 k-eff를 미임계도 인자로서 사용한다. 한편, 일부 연구자는 k-eff 값은 외부중성자원 증배를 정확하게 나타내지 못하므로 ADS의 미임계도로서 사용되기 어렵다고 주장하며, 약간 변형된 지표를 제안하고 있다. 표 3.1.2-1에는 ADS의 미임계도로서 사용되거나 제안된 세 가지 개념을 비교하였다. 첫 번째는 k-eff 이며, 두 번째는 외부중성자원의 증배를 정확하게 나타내는 경우로서, 흔히 k-src로서 표시된다. 세 번째는 본질적으로 k-src와 유사하며, 가중함수의 선택에 따라서 의미가 약간 변한다.

표 3.1.2-1. ADS 미임계도 (k_{eff} , k_{src} , k_{src}^w) 정의 비교

종류	수학적 정의	특성
k_{eff}	$A\phi = \frac{1}{k_{eff}} F\phi$	- 임계에서 멀어진 정도 - 실제 출력준위와는 무관함
k_{src}	$(A - F)\phi_s = S$ $k_{src} = \langle 1, F\phi_s \rangle / \langle 1, A\phi_s \rangle$	- 실제 외부중성자의 증배를 나타냄
k_{src}^w	$k_{src}^w = \langle w, F\phi_s \rangle / \langle w, A\phi_s \rangle$	- 본질적으로 k-src와 유사 - 가중함수에 미임계도가 의존

일치된 미임계도 정의의 부재는 ADS의 미임계도에 대한 해석의 차이에 기인한다. ADS 미임계도는 임계상태로부터의 멀어진 정도로 해석되어야 하고, 이러한 의미에서 미임계도의 크고 작음이 일관되게 비교될 수 있어야 한다. 또한 노심의 구조나 조성이 변하지 않는 한 미임계도는 하나의 시스템에 대하여 유일하게 정의될 수 있어야 한다. 이러한 조건을 만족하는 것은 유효증배계수 k_{eff} 뿐이다. k-src 값은 외부중성자원의 특성이 바뀌면 변하기 때문에, 비록 시스템의 출력을 나타내기는 하지만, 미임계도의 정의로서는 사용하기 어렵다. 마찬가지로 세번째 정의도 가중인자와 외부선원의 특성에 의존하기 때문에 일관된 미임계도를 나타낸다고 하기 어렵다.

유효증배계수로 정의되는 미임계도에 대한 허용 가능한 최대 최소 k-eff 값에 대한 평가를 수행하였다. TRU를 연료로 사용하는 HYPER 시스템의 경우 주기중 반응도가 거의 선형적으로 감소하기 때문에 노심의 k_{eff} 에 기초한 미임계도는 주기초에 최소가 되며, 다

시 말해 k_{eff} 값은 주기초에 최대이다. 기본적으로 ADS 시스템의 노심은 노심 정지에 따른 열적쇄환효과 (Thermal Feedback), $\Delta\rho_{shutdown}$ 및 우발적인 사고에 따른 양의 반응도 삽입, $\Delta\rho_{accident}$ 연소에 따른 반응도 변화, $\Delta\rho_{burnup}$ 등과 같은 모든 조건에서도 미임계 상태를 유지하는 것이 바람직하다. 임계 사고가 발생하지 않기 위해서는 전출력에서의 미임계도 $\rho_0 = 1 - 1/k_{eff}$ 는 다음의 관계식을 만족해야 한다. 아래의 식은 결국 ADS 운전 중 허용할 수 있는 최대 k-eff 값을 결정한다.

$$\rho_0 + \Delta\rho_{shutdown} + \Delta\rho_{accident} + \Delta\rho_{burnup} < 0$$

위 식에서 열적쇄환효과 및 연소반응도 변화는 노심설계에 따라서 결정된다. 그러나 반응도 사고는 고려하는 경우에 따라서 삽입되는 반응도 관점에서 매우 큰 차이가 있을 수 있다. 원칙적으로 TRU 연소로에서는 중대 사고시 굉장히 큰 반응도가 삽입될 수 있기 때문에 어떤 사고가 나더라도 노심을 미임계 상태로 유지하는 것은 현실적으로 불가능하다. 따라서 HYPER 설계에서는 ADS의 특성상 가장 취약한 부분으로 평가되는 빔창의 손상에 따른 반응도 삽입사고와 제어봉의 비정상적 인출 사고만을 고려하였다.

빔창 손상 사고는 ADS에서 일어날 개연성이 충분히 있는 것으로서 노심은 빔창이 손상 되더라도 여전히 임계에 도달하지 말아야 한다.

표 3.1.2-2에는 제어봉이 없는 HYPER 노심에 대하여 이들 세 가지 양의 반응도 및 요구되는 최소 미임계도를 정리하였다. 결국 전출력 상태 HYPER 노심의 최대 허용가능한 k_{eff} 는 약 0.9910 보다 작아야 하는 것을 알 수 있다.

표 3.1.2-2. HYPER 노심에 필요한 전출력 상태 최소 미임계도 ρ_0^{\min}

반응도 종류	반응도 (pcm)	비고
$\Delta\rho_{shutdown}$	~540	온도계수 = -4.0 pcm/°C $\Delta T = 425 - (340 - 50)^\circ C$ 전출력 → 영출력 → 50°C 과냉각
$\Delta\rho_{accident}$	~160	직경=35cm, 빔튜브 LBE 냉각재로 채워짐
$\Delta\rho_{burnup}$	0.0	TRU 연료
$\rho_0^{\min} (k_{eff}^{\max})$	-910 (0.9910)	$\rho_0^{\min} = -1.3 * (\Delta\rho_{feedback} + \Delta\rho_{accident} + \Delta\rho_{burnup})$ 1.3 = 불확실성 인자

미임계도가 노심 안전성에 미치는 영향을 분석하기 위해서 임계원자로의 BOR (Balance of Reactivity) 방법을 수정한 BOP (Balance of Power) 방법에 기초하여 평가하였다. 고려한 과도상태는 IOR (Insertion of Reactivity), TOC (Transient of Current), LOHS-WS (Loss of Heat Sink Without Scram), LOF-WS (Loss of Flow Without Scram) 사고이며, 각 경우에 대한 미임계도의 영향을 분석하였다. 이 분석에서는 일반적

인 LBE 냉각 원자로의 안전성 인자를 사용하였다 ($A=-0.75\beta$, $B=-0.17\beta$, $C=-0.0049\beta/C$, $\beta=0.0027$). 표 3.1.2-3에는 BOP 방법을 적용한 결과를 요약하였다.

표 3.1.2-3. BOP 방법에 의한 안전성 해석결과 ($T_{in}=340^{\circ}\text{C}$, $T_{out}=510^{\circ}\text{C}$)

미임계도 (k-eff)	IOR (1\$ 삽입)	TOC (가속기 전류 2배 증가)	LOHS-WS	LOF-WS (15% 자연순환)
0.99	P=1.22 $T_{out}=544^{\circ}\text{C}$	P=1.70 $T_{out}=622^{\circ}\text{C}$	$T_{out} > 1000^{\circ}\text{C}$	P=0.85 $T_{out}=1253^{\circ}\text{C}$
0.98	P=1.12 $T_{out}=529^{\circ}\text{C}$	P=1.82 $T_{out}=640^{\circ}\text{C}$	$T_{out} > 1000^{\circ}\text{C}$	P=0.90 $T_{out}=1314^{\circ}\text{C}$
0.97	P=1.08 $T_{out}=523^{\circ}\text{C}$	P=1.87 $T_{out}=648^{\circ}\text{C}$	$T_{out} > 1000^{\circ}\text{C}$	P=0.93 $T_{out}=1342^{\circ}\text{C}$

IOR의 경우 미임계도가 클수록 유리함을 알 수 있다. 그러나 미임계도 0.7-0.99 범위에서 큰 차이는 없다. TOC의 경우 미임계도가 클수록 약간 불리함을 볼 수 있다. 이는 미임계도가 클수록 열적재환효과가 적기 때문이다. 그러나 역시 미임계도에 따른 차이는 크지 않다. 가속기 전류가 차단되지 않으면서, 노심의 냉각능력이 상실된 LOHS-WS 사고에서는 미임계도에 상관없이 노심의 온도가 크게 증가할 수 있음을 알 수 있다. 한편, 냉각재 유량이 감소하는 LOF-WS 사고시 매우 큰 냉각재 온도 증가가 발생함을 확연히 알 수 있다. 표 3.1.2-3은 ADS 시스템에서 냉각재 상실사고와 LOHS-WS 사고시 가속기 전류의 차단이 매우 중요함을 나타낸다. 위의 분석은 미임계도가 클수록 ADS 시스템의 안전성이 좋아지지 않는다는 것을 보여준다.

미임계도가 클수록 외부중성자원의 증배는 적어지기 때문에 필연적으로 가속기 전류가 커져야 하며, 이는 시스템의 경제성을 저해하고 설계관점에서 매우 어려운 문제를 유발시킬 수 있다. 따라서 시스템의 경제성과 기술적 타당성은 k-eff 값의 가능한 최저치를 결정한다고 할 수 있다. 미국 LANL의 ADS 경제성 평가에 따르면 ADS의 k-eff는 0.95 (k_{eff}^{Emin})보다 커야 하는 것으로 되어 있다[6]. 한편 HYPER에 대한 연구에 따르면 빔창이 견딜 수 있는 최대 양성자 빔 전류는 20 mA 이하 인 것으로 평가된다. 따라서 하나의 외부중성자원 개념을 이용하는 HYPER 시스템의 k-eff는 최소한 0.957 (k_{eff}^{Tmin})보다 커야 한다. 결국 경제성과 빔창 설계의 어려움은 시스템 k-eff의 최저치를 결정한다

$$(k_{eff}) > \max(k_{eff}^{Tmin}, k_{eff}^{Emin}).$$

시스템 출력이 일정하고, TRU가 주연료인 HYPER와 같은 ADS의 경우 일정한 기간 핵 변환되는 TRU의 양은 일정하다. 미임계도의 변화는 노내 TRU의 재고량을 약간 변화시키지만 미임계도의 차이는 ADS 시스템의 TRU 핵변환을 관점에서 거의 영향이 없다. 그러나 미임계도가 작을 경우, 상대적으로 큰 미임계도에 비하여, TRU 재고량 증가를

가져오며, 이는 다시 매우 적은 양이지만, 방출연소도 감소를 초래한다. 핵변환 시스템에서는 연료의 방출연소도는 가능한 한 높은 것이 바람직하다. 따라서 TRU 방출연소도 관점에서는 큰 미임계도가 (작은 k-eff) 유리하다고 할 수 있다. 그러나 그 민감도는 매우 적다.

LLFP의 핵변환에 노심의 미임계도가 미치는 영향을 살펴 보았는데 미임계도의 감소는 잉여 중성자의 수를 감소시켜 핵분열생성물 (FP)의 핵변환에 영향을 줄 수 있다. 일반적으로 미임계도 감소는 FP 핵변환에 사용될 수 있는 중성자의 감소를 초래한다고 할 수 있다. 결과적으로 FP의 핵변환을 위해서는 큰 미임계도, 즉 낮은 k-eff가 유리하다. 그러나 이에 대한 분석결과 그 영향은 크지 않음을 알 수 있다.

최적 미임계도에 대한 연구결과를 정리하면 다음과 같다.

- 미임계도는 기존의 k-eff 값을 사용하여 정의되어야 함.
- 최소 미임계도는 노심이 재임계 사고가 일어나지 않는 조건으로 결정될 수 있음.
- 최대 미임계도는 시스템의 경제성과 기술적 타당성을 통하여 결정되어야 함.
- 안전성 관점에서 큰 미임계도가 언제나 바람직한 것은 아님.
- 미임계도는 핵변환 성능에 큰 영향을 주지 않음.
- HYPER 시스템의 적절한 미임계도 범위는 $0.96 < k\text{-eff} < 0.991$ 정도임.

한편, TRU 장전 HYPER 시스템의 미임계도는 노심의 연소에 따라서 거의 선형적으로 감소한다. 따라서 초기 최대 k-eff 값은 위의 범위에서 가능한 한 높게 설정하는 것이 바람직하다.

나. 외부중성원 증폭 극대화 연구

핵과쇄 외부중성자가 블랭킷 내에서 최대 증폭될 수 있는 양성자 빔 형태 및 노심 구조에 대한 연구를 수행하였다. 미임계 원자로심 내에서 중성자의 증폭정도를 나타내는 중성자 중요도 함수를 평가하였으며, 중성자 중요도 함수를 이용한 양성자 빔 형태를 최적화하고, 노심의 최적 H/D 비 (Height-to-Diameter Ratio)를 외부중성자원 증폭 관점에서 결정하였다. 또한 노심 H/D 값이 기공계수에 미치는 영향을 분석하였다.

미임계 시스템에서 중성자 중요도는 “외부 중성자원에 의해서 생성되는 핵분열중성자의 개수”로 정의될 수 있으며, 이 경우 중요도 함수는 Φ^* 식 (3.1.2-1)과 같은 Adjoint 방정식을 만족한다[7].

$$L^* \Phi^* = -\nu \Sigma_f \quad (3.1.2-1)$$

여기서 L^* 중성자 Adjoint 중성자 수송 (혹은 확산) 연산자이고, ν 는 핵분열반응시 중성자 개수, 그리고 Σ_f 는 핵분열반응 단면적이다. 일단 중성자 중요도 함수가 결정되면, 임의의 외부중성자원 Q에 의한 중성자 증폭 M_s 는 식 (3.1.2-2)를 이용하여 계산된다.

$$M_s = 1 + \frac{\int Q \Phi^* dV d\Omega dE}{\int Q dV d\Omega dE} = 1 + \frac{\int \nu \Sigma_f \Phi dV d\Omega dE}{\int Q dV d\Omega dE} \quad (3.1.2-2)$$

위의 관계식을 이용하면, 매우 긴 계산 시간을 요하는 $L\Phi = -Q$ 를 직접 해석하지 않고

간단한 대수만을 이용하여 어떤 주어진 외부중성자원의 증폭을 알 수 있다. 그림 3.1.2-1은 R-Z 모델을 이용하여 계산된 HYPER 노심의 중성자 중요도 함수의 공간 분포이고, 그림 3.1.2-2는 HYPER 노심 표적 영역에서의 에너지에 따른 중성자 중요도의 변화를 나타낸다.

주어진 노심의 미임계도에 대하여 외부중성자원의 증폭을 극대화하는 것은 가속기 빔 전류를 최소화시킨다는 것을 의미한다. 먼저 양성자 빔의 형태에 따른 중성자 증폭을 관찰하였다. 양성자 빔의 직경을 35 cm, 25 cm, 15 cm 라고 가정하여서 LAHET 전산코드를 이용하여 외부중성자원의 반경방향 분포를 구하였다. 그림 3.1.2-3은 이들 세 경우의 양성자 빔의 반경방향 분포를 보여준다. 그림에서 비교를 위하여 중심부의 빔 밀도를 매우 낮게 만든 Hollow 빔 형태도 고려하였다. 이들 네 가지 빔 형태에 대한 중성자 증폭을 표 3.1.2-4에서 비교하였다.

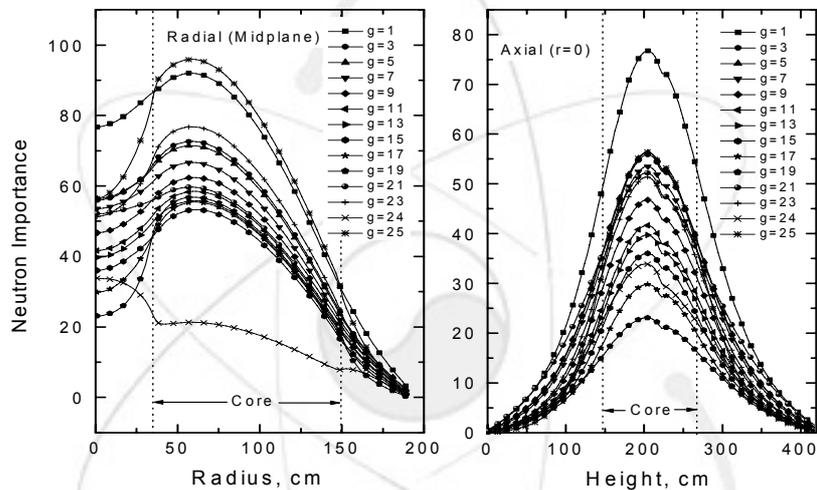


그림 3.1.2-1. HYPER 노심의 중요도 함수 분포

중성자 중요도 함수의 분포에서 예측할 수 있듯이, Hollow 빔 형태가 가장 높은 중성자 증폭을 제공할 수 있다. 그러나 각 빔 형태간의 증폭 차이는 최대 3% 정도로서 비교적 작다. 양성자 빔의 형태는 빔 창 설계에 매우 큰 영향을 준다. 비록 내부에서 빔 밀도가 적은 Hollow 형태가 중성자 증폭 관점에서 유리하지만, 이러한 빔 형태의 기술적 타당성을 평가하여야 할 것이다. 최종적인 빔의 형태는 빔창 냉각과 빔형태의 용이성 등을 종합적으로 고려하여 결정되어야 할 것이다.

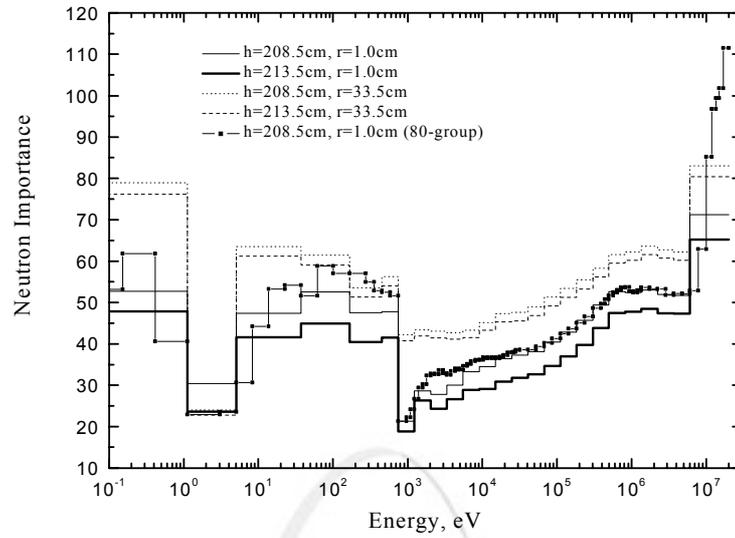


그림 3.1.2-2. 중성자 에너지에 따른 중요도 함수

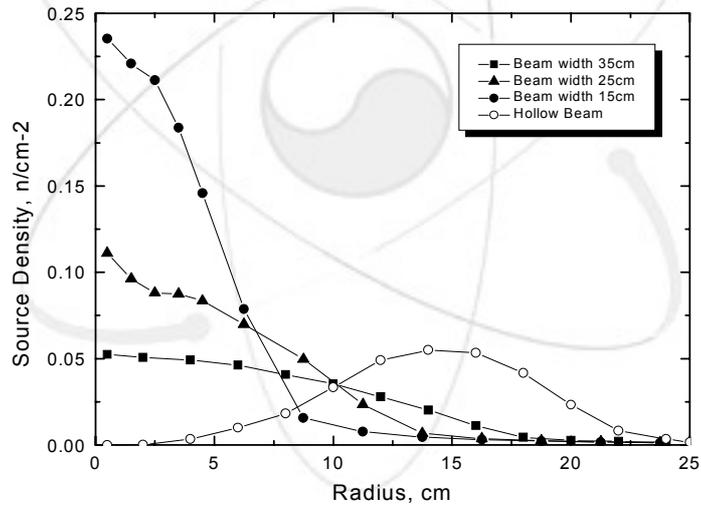


그림 3.1.2-3. 양성자 빔 형태에 따른 외부중성자원 반경방향 분포

기존 나트륨(Na)을 냉각재로 사용하는 LMR은 대부분 노내 압력강화 문제와 양의 Na 기공계수 때문에 활성노심의 높이를 1m 정도로 하는 소위 Pancake 형태의 노심을 사용한다. 이 경우 노심의 누설율이 매우 커서 중성자의 이용율이 현저하게 저감되는 단점이 있다. ADS 노심을 Pancake 형태로 설계하면 외부중성자원의 누설율이 커서 중성자 증폭 효율이 저하되는 단점이 추가로 나타난다. 또한 Pancake 형태 노심의 경우에는 중성자 경제성 때문에 연료의 재고량이 커지는 단점도 있다. ADS 노심의 H/D 값이 외부중성자원 증폭에 미치는 영향을 분석하기 위해서 HYPER 시스템의 R-Z 모델을 기초로

H/D 최적화를 수행하였다. 이 경우에 시스템 출력은 1000 MWth이며, 출력밀도를 130 KW/1로 유지하였다[8]. 계산에는 TWODANT 전산코드를 사용하였으며, 80군의 중성자 단면적을 이용하였다.

표 3.1.2-4. 빔 형태에 따른 중성자 증폭

빔 형태	직경 35 cm	직경 25 cm	직경 15 cm	Hollow 빔
증폭 (Ms)	57.80	57.43	57.16	59.01

그림 3.1.2-4에는 노심의 H/D 값이 시스템 k_{eff} 와 중성자 증폭효율 (S_{eff})에 미치는 영향을 나타내었다. 그림에는 비교를 위하여 중앙의 외부중성자를 제거시킨 기존의 임계원자로에 대해서도 H/D에 따른 k_{eff} 의 변화를 도시하였다. 이로부터 다음과 같은 점을 알 수 있다.

먼저, 그림 3.1.2-4는 반응도 관점의 최적 H/D 비와 외부중성자원 증폭을 최대화하는 H/D 값은 상당히 다름을 보여준다. 또한 임계원자로에서 k_{eff} 를 최대화 하는 H/D 값은 약 0.8임을 알 수 있는데, 중심에 외부중성자원이 위치한 ADS의 경우에는 보다 적은 약 0.6 근처에서 k_{eff} 값이 최대가 됨을 알 수 있다. 다시 말해서 노심 중앙의 빔튜브 및 표적 영역은 k_{eff} 관점에서의 최적 H/D 값을 감소시키는 효과를 초래하는 반면 중성자원 증폭관점에서의 최적 H/D 값은 증가시키는 결과를 가져온다.

시스템 반응도는 H/D 값이 약 0.62 (H=160cm) 정도일 때 최대인 반면, 중성자원 증폭은 H/D 값이 1.0 (H=220cm)에 가까울 때 발생함을 알 수 있다. 이와 같이 H/D 값이 큰 영역에서 외부중성자원의 증폭이 최대가 되는 이유는 외부중성자원의 누설이 최소화되기 때문이다. 한편, 높은 H/D 영역 ($1.0 < H/D < 1.4$)에서 중성자 증폭은 좋지만 상대적으로 반응도가 낮아져 연료의 재고량이 감소하는 단점이 있다. 그러나 H/D의 증가에 따른 연료 재고량 증가는 크지 않다. 결과적으로 ADS에서 가속기 전류를 최소화 하기 위해서는 기존의 Pancake 형태의 노심을 피하고 가능하다면 노심의 높이를 높여서 H/D 값을 1.0 정도로 유지하는 것이 바람직하다고 할 수 있다. 그러나 노심의 출력밀도를 유지하면서 활성노심의 높이를 키우는 것은 냉각재의 속도를 높여야 되는 문제점을 유발한다. 따라서 ADS 시스템의 최적 H/D 값은 노심의 가속기출력 최소화를 기하면서 연료의 재고량과 냉각능력을 고려하여 결정되어야 할 것이다. 이러한 관점에서 HYPER 노심의 적절한 H/D 값은 0.6 - 0.7 정도로 평가된다.

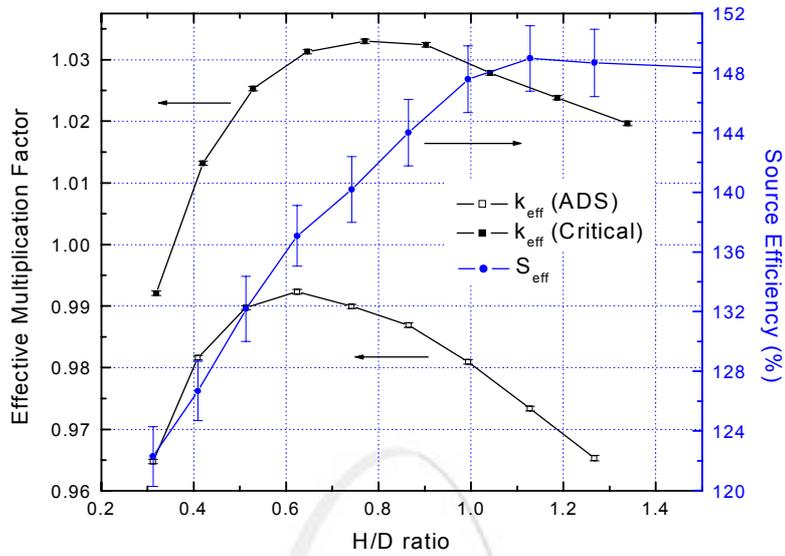


그림 3.1.2-4. H/D 값에 따른 k_{eff} 와 S_{eff} 변화

일반적으로 고속로심에서 H/D 값의 증가는 냉각재 기공계수의 증가를 가져오는 역효과가 있다. HYPER R-Z 모델을 대상으로 H/D에 따른 기공계수의 평가를 세 가지 높이 (H=120 cm, 160 cm, 240 cm)에 대하여 수행하였으며, 그 결과를 표 3.1.2-5에 정리하였다.

표 3.1.2-5. H/D에 따른 균질기공계수 비교

H (cm)	Reactivity Change, pcm	
	10% Voiding	100% Voiding
120	-614	-42142
160	-556	-33885
240	-416	-27477

표에서 보듯이, 노심의 높이가 증가함에 따라서, 즉 H/D의 증가에 따라서, 기공계수가 악화됨을 알 수 있다. 그러나 기공계수의 악화 정도는 크지 않음을 볼 수 있다. 이는 기본적으로 노심의 중앙에 외부중성자원 영역이 존재한다는 점과 LBE를 냉각재로 사용하기 때문이다. LBE 냉각재의 기화 온도는 약 1600°C로서 매우 높기 때문에 현실적으로 냉각재의 기화는 거의 일어날 수 없는 현상임을 고려할 때 HYPER 시스템에서의 냉각재 기공계수는 큰 문제점을 야기하지 않을 것으로 평가된다.

다. 핵연료 및 노심/표적 냉각과 연계된 상세구조 결정

U-TRU-Zr 삼원계 합금연료가 장전된 HYPER 노심의 핵연료를 포함한 상세구조를 결정하였다. 노심의 상세구조 결정을 위해서는 각 설계 분야의 결과를 종합적으로 평가하여 수행된다. 현재 HYPER 노심의 설계는 주로 활성노심분야에 집중되어 있으며, 이와 관련된 노심의 기계설계 및 전체 열적 시스템 설계는 수행되고 있지 않다. 따라서 여기서는 주로 아래와 같은 분야에 대한 비교적 구체적인 설계인자를 도출하고자 하였다.

- 빔 표적을 포함한 노심 전체 구조
- 집합체 덕트 (Duct)가 없는 핵연료집합체 설계
- 핵분열생성물 집합체 설계
- 최종노심정지 (Ultimate Shutdown System) 장치 개념 및 구조
- 안전집합체 (Safety Assembly) 설계

2002년까지 HYPER 노심은 분산형 연료를 기초로 설계되었지만, 2003년 핵연료에 대한 연구결과 노내에 장전된 분산형 연료가 고온에서의 물질 재분포를 통하여 합금형으로 변한다는 사실이 발견되었다. 이는 분산형 연료 자체가 HYPER 노심에서 성립될 수 없다는 것을 의미한다. 따라서 2003년도 노심설계에서는 이러한 결과를 반영하여 연료의 형태를 제조가 보다 용이한 U-TRU-Zr의 합금연료로 바꾸어 노심설계를 다시 수행하였다. 이로 인해서 핵연료집합체의 설계가 약간 변경되었다. 그림 3.1.2-5에는 다양한 노심분석을 통하여 결정된 186개의 핵연료집합체가 장전되는 HYPER 노심의 전체적인 개략도를 나타내었다.

그림에서 볼 수 있는 것처럼, 노심의 중앙에 위치한 19개 집합체 영역은 양성자 빔 표적 영역으로 사용된다. 양성자 빔 튜브는 직경이 35 cm이며, 두께는 2 mm이다. 양성자 빔 창구의 위치는 축방향 출력분포와 외부중성자원 증폭 관점에서 노심 중심부에서 약 10 cm 정도 위에 설치하였다.

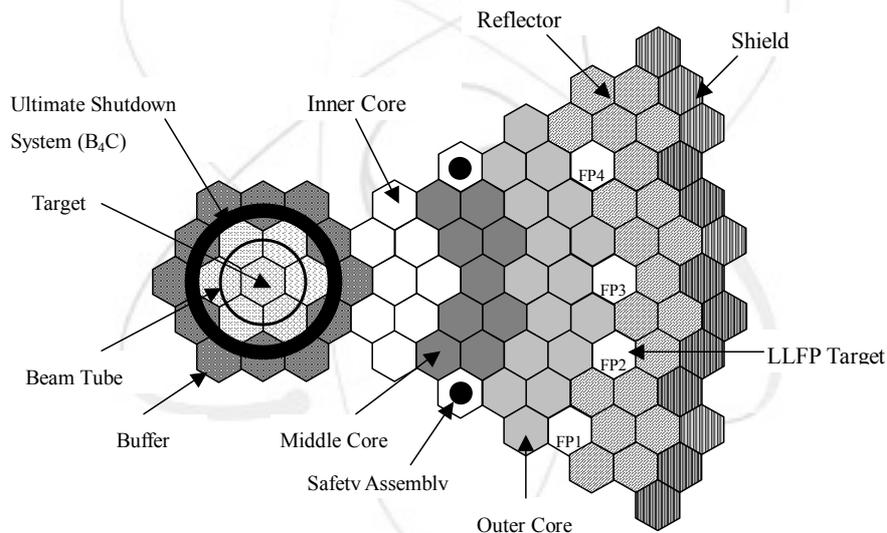
노심은 반경방향 출력분포 조절을 위하여 TRU의 농축도가 조절되는 세 개의 영역으로 크게 구분되며, 반경방향 반사체와 차폐체가 설치되어 있다. 일반적인 ADS 노심의 많은 경우에 제어봉 혹은 안전집합체를 고려하지 않는데 HYPER 노심에는 6개의 안전집합체가 중간 영역에 설치되어 있다. 반경방향 반사체는 두 개의 링으로 되어 있으며 다음으로 Steel 계통의 차폐체가 설치된다. 처음에 차폐체는 B₄C를 사용하였지만, 노심출력분포의 조절을 보다 용이하게 하기 위해서 Steel로 변경하였다.

활성노심의 높이는 외부중성자원의 증배를 효율적으로 하고, LBE 냉각재의 속도를 2 m/sec 이하로 유지하기 위해서 150 cm로 결정되었다. 기존 분산형연료의 경우에는 매우 적은 핵분열기체의 방출로 인해서 연료집합체 상부의 가스 포집 공간이 적었다. 그러나 합금연료의 경우에는 핵분열 가스의 방출이 매우 크기 때문에 연료집합체 상부에 활성노심의 약 1.7배에 해당하는 (253 cm) 가스 포집 공간을 설치하였다. 연료집합체 하부는 HT9 차폐체가 각각 위치하는데, 이는 노심을 지탱하는 하부 Supporting Plate를 보호하기 위함이다.

HYPER 노심에서는 TRU와 더불어 Tc-99와 I-129 LLFP를 핵변환 시키는데, 이들 핵분열생성물 집합체는 반사체 영역에 모두 24개가 장전된다. LLFP 집합체의 개수는 LLFP에 대한 SR (Supprot Ratio)가 TRU의 SR과 동일하도록 설계된 결과이다. 반사체 영역에 LLFP를 설치하는 이유는 노심으로부터 누설되는 중성자를 이용하여 LLFP를 핵변환

함으로서 중성자 이용률을 높이고, 또한 장기간의 중성자 조사를 할 수 있기 때문이다. 다른 한편 반사체 영역의 LLFP 집합체는 노심의 기포 반응도를 저감시키는 효과도 있다. ADS 노심의 경우 LLFP를 노심내부에 위치시키면, 외부중성자의 증배를 현저하게 낮추는 단점도 있다. 한편, LBE를 냉각재로 사용하는 경우에 LLFP 집합체를 노심내부에 장전하면 이들 LLFP 집합체의 방출에 따른 양의 반응도 삽입 사고를 고려해야 할 필요가 있다. HYPER에서처럼 반사체 영역에 위치한 LLFP 집합체는 그러한 사고의 경우 상대적으로 훨씬 적은 양의 반응도 효과만을 초래하기 때문에 노심의 안전성 관점에서도 유리하다고 할 수 있다.

그림 3.1.2-6은 핵연료집합체의 구조를 보여주며, 표 3.1.2-6에는 핵연료집합체의 구체적인 사양을 나타내었다. 핵연료집합체는 LBE 냉각재의 특성을 반영하여 덕트가 없는 구조이며, 186개가 노심에 장전된다. HYPER 핵연료집합체는 13개의 튜브형태로 된 지지봉(Tie Rod, TR)과 214개의 연료봉으로 구성된다. TRU가 장전되는 HYPER 노심은 매우 큰 연소반응도 변화를 겪는데, 연소반응도를 최소화하기 위해서 중간 및 외부 영역 노심에는 B_4C 가연성흡수체가 사용된다. B_4C 가연성흡수체는 13개의 지지봉 내부에 장전함으로써 핵연료집합체의 설계를 보다 효율적으로 하였다.



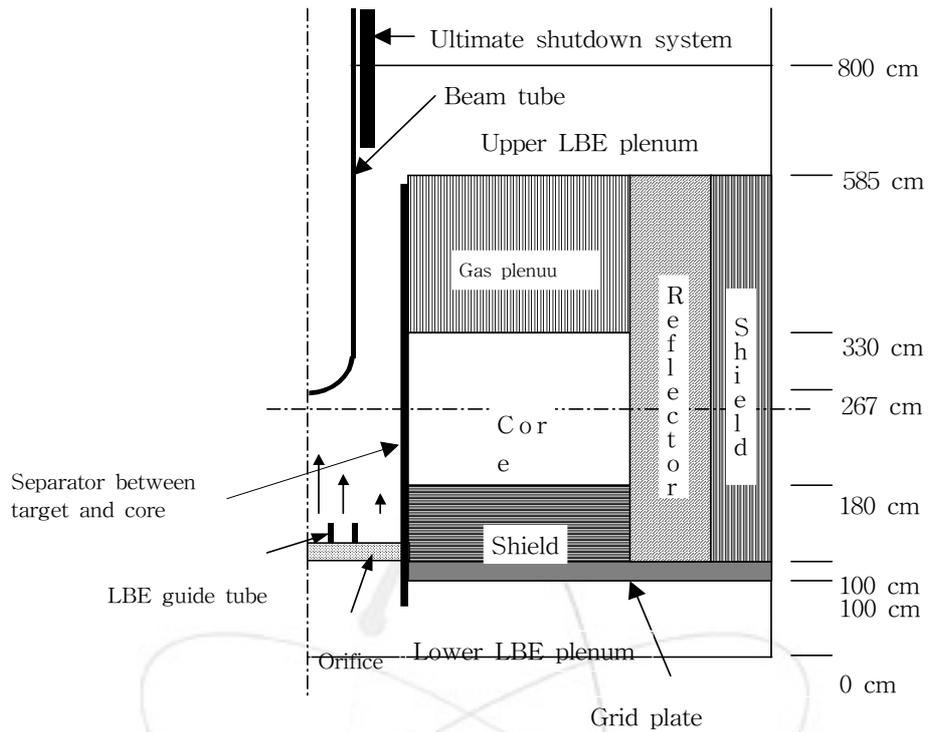


그림 3.1.2-5. 186개 핵연료집합체가 장전된 HYPER 노심 구조

외부중성자원 증폭을 위하여 내부영역에 위치하는 연료집합체에는 가연성흡수체가 장전되지 않는다. 한편, HYPER와 같이 고속중성자를 이용하는 노심에서의 주요한 설계 제한 변수 중의 하나는 구조물에 대한 매우 높은 속중성자 조사량이다. 일반적으로 고속로에서 최대 중성자 조사량은 노심의 중심부에서 발생하며, 핵연료집합체의 장전시간을 제한하는 주된 인자이다. HYPER 노심에서는 속중성자 조사량을 감소시키기 위해서 가연성흡수체 봉의 상/하부에 Cutback 영역을 설치하였다. Cutback 영역에는 B₄C 가연성흡수체가 장전되지 않으며, 결과적으로 축방향 출력분포의 평탄화를 유발하여 최대 속중성자 조사량을 현저하게 감소시키는 효과를 가져온다. Cutback을 설치하는 또 다른 이유는 높은 중성자속 영역에서 B-10 가연성흡수체의 연소율을 최대화하는 것이다.

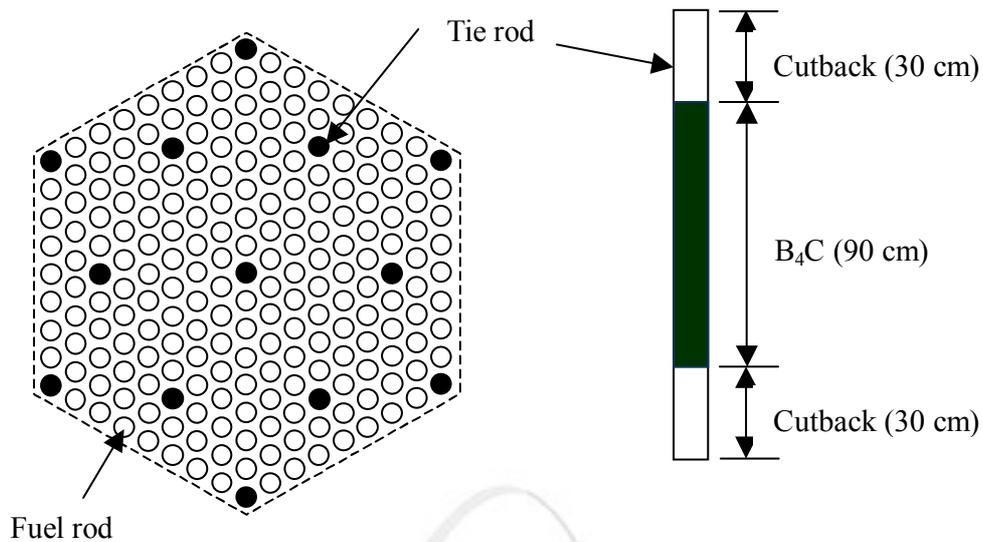


그림 3.1.2-6. HYPER 노심 핵연료집합체 구성

핵연료집합체는 덕트가 사용되지 않지만 반사체 및 차폐체 집합체는 냉각재 유량의 제어를 위해서 반드시 덕트가 필요하다. 그림 3.1.2-7은 덕트가 있는 반경방향 반사체 및 차폐체 집합체의 구조를 보여준다.

표 3.1.2-6. HYPER 핵연료집합체 사양

Fuel material	Metallic alloy : U-TRU-Zr
Cladding and TR material	HT9
Number of fuel pins	214
Number of TRs	13
Fuel pin diameter, cm	0.77
Cladding thickness, cm	0.060
Pitch/Diameter	1.49
Fuel smear density, %T.D.	75
Outer radius of TR	0.44
Inner radius of TR	0.36
Active length, cm	150
Inter-assembly gap (fuel to fuel), cm	0.34
Assembly pitch, cm	17.0075
Bonding material	Lead (Pb)
Radius of B ₄ C rod, cm	0.3220

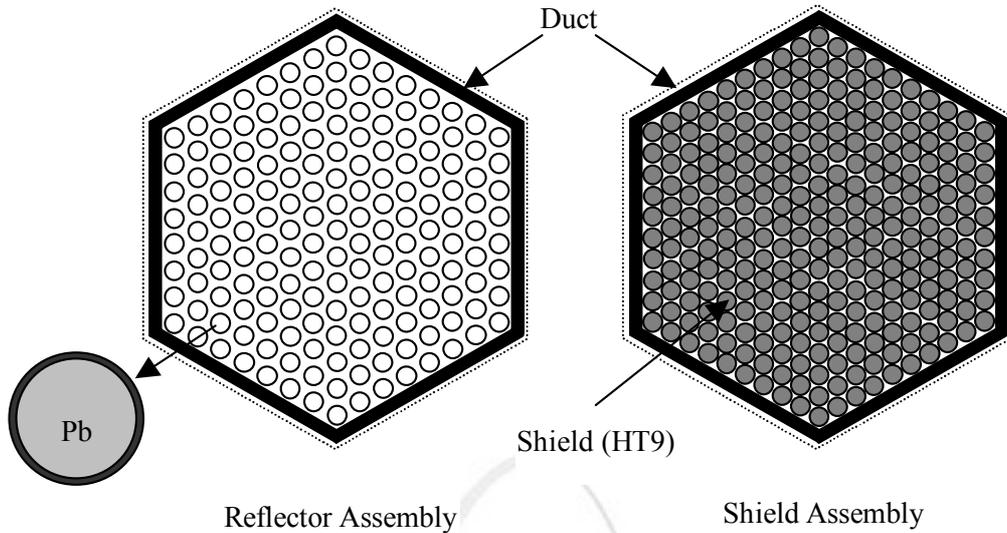


그림 3.1.2-7. HYPER 노심 반경방향 반사체 및 차폐체 집합체 구조

반사체 집합체의 경우 내부를 냉각재만으로 채우는 것이 설계와 중성자 반사율 관점에서 최적이나, 이 경우 Po-210의 생성이 과도하여 내부에 순수한 납으로 채워진 169개의 HT9 봉으로 설계하였다. 만약 반사체 영역을 냉각재인 LBE 만으로 사용할 경우 그 부피가 매우 커서 Po-210의 생성이 매우 크게 된다. 차폐체의 경우 애초에 B₄C를 사용하였으나 반사체 영역에 핵분열생성물 표적이 장전되는 경우 외곽출력이 너무 낮아지는 문제점 때문에 그림과 같이 HT9 봉으로 설계하였으며, 각 봉은 서로 접촉하는 형식으로 차폐체의 부피를 최대화하였다. 차폐체 영역의 열생성량은 매우 적기 때문에 표에서와 같이 P/D 값을 1.0으로 하더라도 냉각에는 별 문제가 없다. 표 3.1.2-7, 8에는 이들 집합체의 설계사양을 나타내었다.

표 3.1.2-7. 반경방향 반사체 집합체 사양 (Pb-filled HT9 Tube)

Cladding material	HT9
Number of fuel pins	169
Pin diameter, cm	1.0190
Cladding thickness, cm	0.055
Pitch/Diameter	1.15
Duct outside flat-to-flat, cm	16.7075
Duct wall thickness, cm	0.54
Interassembly gap (fuel to fuel), cm	0.3
Assembly pitch, cm	17.0075

표 3.1.2-8. 반경방향 차폐체 집합체 설계사양

Shield material	HT9
Number of target pins	271
Pin diameter, cm	0.9420
Pitch/Diameter	1.00
Duct outside flat-to-flat, cm	16.7075
Duct wall thickness, cm	0.54
Inter-assembly gap, cm	0.3
Assembly pitch, cm	17.0075

HYPHER 노심에서는 TRU 뿐만 아니라 Tc-99와 I-129도 핵변환되며, 이들 핵분열생성물의 표적 집합체는 앞에서 설명한 바와 같이 반사체 영역에 장전된다. 그림 3.1.8-8에 그 구조를 도시하였으며, 관련된 설계 사양을 표 3.1.2-9에 나타내었다.

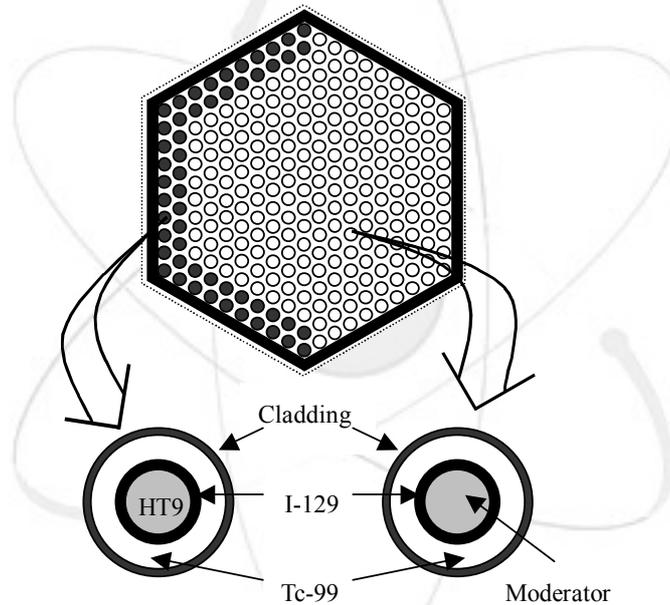


그림 3.1.2-8. HYPHER 핵분열생성물 표적 집합체 구성

HYPHER 핵분열생성물 집합체의 가장 큰 특징은 금속형태의 Tc-99 표적과 CaI_2 형태의 I-129 표적이 그림에서와 같이 감속재를 포함하는 하나의 표적 봉에 Double-Annular 형태로 장전된다는 점이다. 이러한 설계는 이들 핵종의 자체차폐를 최소화 하고 인접 핵연료집합체에서의 침투출력을 최소화하기 위해서이다[2, 9]. Tc-99는 금속형태로 장전되고 I-129의 경우에는 CaI_2 표적이 이용된다. Tc-99의 경우 이미 해외에서 관련 실험을 통하여 금속표적이 적절함이 확인되었다. 그러나 I-129의 경우에는 CaI_2 , NaI, MgI_2 , CuI 등 여러 가지 화합물이 연구되고 있다. 이들 중에서 CaI_2 가 가장 높은 용융온도를 가지며, MgI_2 는 녹는점이 $634^{\circ}C$ 로서 비교적 낮다. 한편 NaI는 I이 핵변환 되면 Na이 녹는 문제가 발생할 수 있다. CuI의 경우 일반 대기 조건에서 안정되어 있기 때문에 제조성이 매

우 좋은 장점이 있다. 그러나 녹는점이 595°C로서 낮으며, 부식성이 크다는 단점이 있다. 또한 CuI는 비교적 낮은 온도에서 CuI의 해리 (Decomposition)가 발생하여 I 가스 압력이 증가한다는 문제도 있다. 이러한 CuI의 해리는 I-129의 핵변환뿐만 아니라 I-129의 재이용 관점에서도 큰 문제점이 될 수 있다. 이러한 이유 때문에 현재 HYPER에서는 CaI_2 를 주요한 표적형태로 결정하였다. 그러나 현재와 같이 LLFP가 반사체영역에 장전되는 경우에 LLFP 영역의 온도가 상당히 낮을 수 있으며, 그러한 경우에는 NaI를 사용할 수도 있을 것이다. 이를 위해서 보다 면밀한 분석이 필요하다.

감속재를 포함하는 LLFP 집합체의 중성자 스펙트럼은 낮은 에너지의 열중성자속이 매우 높다. 따라서 이러한 열중성자가 주위의 핵연료집합체로 누설되면 침투 출력의 급격한 증가를 유발할 수 있다. HYPER에서는 이와 같은 열중성자의 누설을 방지하기 위해서 LLFP 집합체와 연료집합체가 인접하는 경계를 따라서 그림에서와 같이 감속재 영역을 HT9으로 대체하여 열중성자 필터의 역할을 하도록 하였다. 그림 3.1.2-8은 LLFP 집합체가 3개의 연료집합체와 인접하는 경우이며, HT9 필터의 갯수는 LLFP 집합체의 위치에 따라서 변한다. 핵분열생성물 집합체는 반사체 영역에 장전되기 때문에 덕트를 가지는 형태이다. Tc-99와 I-129의 표적 두께는 이들 핵종의 SR (Support Ratio) 값이 TRU의 SR (약 3.2)과 동일하도록 결정하였으며, 총 24개의 핵분열생성물 집합체가 장전된다.

노심의 중심부에 위치한 양성자 표적 및 버퍼 영역은 중앙 19개의 집합체 영역을 차지한다. HYPER의 핵연료집합체는 덕트가 없기 때문에 중앙 표적 및 버퍼 영역은, 냉각재 유량 조절을 위해서 0.5 cm 두께의 HT9 판에 의해서 인접 활성노심과 분리된다. HYPER 노심의 양성자 표적 설계는 여타 ADS 설계와 달리 하부에 냉각재 유량의 공간 분포를 조절하는 두 개의 Guide Tube를 설치함으로써 표적에서의 냉각재 유량을 최소화하면서도 표적 및 빔창의 냉각효과를 극대화하는 설계를 취하였다. 그림 3.1.2-5에서와 같이 두 개의 LBE Guide Tube를 설치하여 각 영역에서의 냉각재 유량을 조절함에 따라서 빔창이 수용할 수 있는 최대 전류를 크게 증가시킬 수 있을 뿐만 아니라, 표적 영역을 통한 냉각재의 흐름을 최소화하여 표적영역에서 냉각재의 온도 증가를 활성노심에서와 유사하게 할 수 있다. 이와 같이 두 개의 LBE Guide Tube를 도입함으로써 최대 허용전류를 약 19 mA로 유지하면서 냉각재 유량을 1/3이하로 줄일 수 있었으며, 냉각재 온도 상승 또한 비례해서 증가되는 결과를 얻을 수 있었다. 이와 관련된 설계는 현재 최적화가 진행 중이며, 구체적인 내용은 본 보고서의 Pb-Bi 기술 분야에서 다루어진다.

표 3.1.2-9. HYPER 핵분열생성물 표적 집합체 사양

Cladding material	HT9
Number of target pins	217
Pin diameter, cm	0.9663
Cladding thickness, cm	0.055
Pitch/Diameter	1.08
Duct outside flat-to-flat, cm	16.7075
Duct wall thickness, cm	0.54
Interassembly gap, cm	0.3
Assembly pitch, cm	17.0075
Radius of moderator, cm	0.3480
Radii of CaI_2 target (inner, outer), cm	(0.3530, 0.3894)
Radii of Tc-99 target (inner, outer), cm	(0.3944, 0.4232)

HYPER 시스템의 일차적인 노심 정지 시스템은 가속기 빔 차단장치이며, 이차적으로 Safety Assembly를 사용한다. 그러나 노심 내부에 위치한 Safety Assembly를 모두 삽입하더라도 외부중성자원의 증배를 충분히 낮은 값으로 유지하기 힘들기 때문에 부가적으로 USS (Ultimate Shutdown System)을 도입하였다. USS는 빔튜브 주위를 감싸는 관형의 B_4C 흡수체로서 외부중성자원의 증배를 전출력 상태의 5%이하로 유지할 수 있다. 표 3.1.2-10에 USS 시스템의 설계 사양을 나타내었다. 정상상태에서 USS는 노심 상부 LBE Plenum에 위치한다.

표 3.1.2-10. Ultimate Shutdown System 사양

Cladding material	HT9
Absorber	90% Enriched B_4C
Cladding thickness (inner, outer), cm	0.1, 0.1
Inner radius of inner cladding, cm	19.5
Inner radius of B_4C , cm	19.7
Outer radius of B_4C , cm	27.7
Inner radius of outer cladding, cm	27.8

여타 ADS 설계와 달리 HYPER 시스템에서는 안전집합체가 사용된다. 안전집합체는 비상시 노심 정지를 위해서 도입되었으며, 노심의 반응도 제어를 위해서 제어군으로도 사용된다. 비록 ADS의 설계 개념이 노심을 미임계로 유지하는데 기초하고 있지만, 예기치 못하는 사고와 연료 재장전시의 반응도 요구조건 등을 고려할 때 안전집합체는 필요할 것으로 판단되며, 이러한 설계는 관련 시스템의 허가를 보다 용이하게 만들 것으로 생각

된다. 그림 3.1.2-9에는 HYPER 안전집합체의 구조를 도시하였고 표 3.1.2-11에는 설계 사양을 나타내었다.

HYPER 노심에는 6개의 안전집합체가 장전되며, 이들은 주기초 반응도 제어를 위해서 사용되고 있다. 안전집합체를 제어군으로 사용하는 경우 삽입된 제어군이 모두 비정상적으로 인출되더라도 노심은 여전히 미임계 상태를 유지하도록 HYPER 노심은 설계된다. 그림 3.1.2-9에서 보듯이 안전집합체의 구성은 기존 고속로의 제어봉 집합체와 같이 두 개의 덕트를 가지며 169개의 B₄C 봉으로 구성된다. 안전집합체의 외부 덕트는 고정된 것이며, 내부 덕트는 집합체와 함께 상/하부로 구동된다. 효과적인 중성자흡수를 위하여 90% 농축된 B₄C가 사용되며, 흡수봉은 1.15의 P/D 값을 가지고 배열되어 있다.

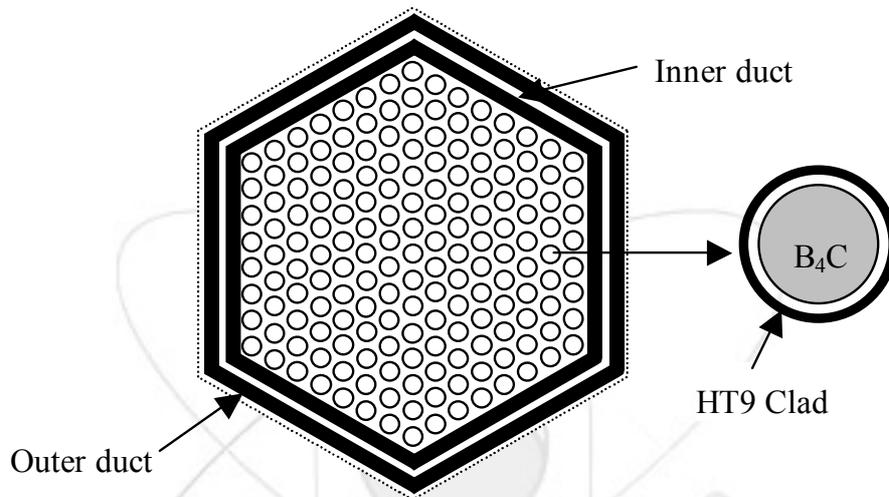


그림 3.1.2-9. HYPER 안전집합체 (Safety Assembly) 구성

표 3.1.2-11. HYPER 안전집합체 설계 사양

Cladding material	HT9
Absorbing material	90% enriched B ₄ C
Number of pins	169
Pin diameter, cm	0.893
Cladding thickness, cm	0.055
Radius of B ₄ C	0.3502
Pitch/Diameter	1.15
Outer duct outside flat-to-flat, cm	16.7075
Outer duct wall thickness, cm	0.54
Inner duct outside flat-to-flat, cm	14.6275
Inner duct wall thickness, cm	0.54
Interassembly gap, cm	0.3
Assembly pitch, cm	17.0075

라. 합금형 핵연료 노심 핵설계

위에서 기술한 HYPER 노심에 TRU-U-Zr 삼원계 합금형연료를 장전하고 노심의 TRU 및 LLFP (Tc-99, I-129) 핵종변환 성능 분석 및 노심 특성 분석을 수행하였다. 노심설계 연구는 주로 노심연료 관리의 최적화 관점에서 이루어졌다.

기존의 분산연료에서 합금연료로의 변화에 의해서 연료봉의 설계는 다음과 같은 특징을 갖는다. 합금연료는 연소에 따라서 매우 큰 팽창을 한다. 본 설계에서는 이러한 연료의 팽창을 고려하여 75%의 Smear Density 적용하였다. 이 경우 연료봉 장전 초기 연료심과 피복재 사이의 간극은 납으로 채웠다. 합금연료의 높은 핵분열 가스 방출 특성을 고려하여 활성노심 상부에 큰 핵분열가스 포집공간을 설치하였다

새로운 HYPER 노심에서는 반사체 영역에 장전된 핵분열생성물 집합체의 위치를 보다 효율적으로 배치하였으며, 결과적으로 노심 외곽 핵연료집합체의 위치를 기존 설계에서 약간 변경하였다. 또한 반경방향 출력분포의 평탄화를 위하여 기존의 B₄C 차폐체 대신 Steel로 이루어진 반경방향 차폐체를 도입하였다.

HYPER 노심에서 핵연료의 관리는 소위 Scattered 재장전 개념이 사용된다. 이는 LBE 냉각재가 불투명하기 때문에 핵연료의 재장전에 많은 시간이 소모될 수 있으며, 또한 매 주기 모든 핵연료집합체의 위치를 변경함에 따른 이득이 크지 않기 때문이다. 즉 핵연료 집합체는 초기 장전된 지점에서 방출 때까지 연소된다. 그림 3.1.2-10에 연료집합체 농축도 관리를 나타내었다. 그림에서 보듯이, 기본적으로 모든 핵연료집합체는 (대칭되는 위치를 제외하고) 위치에 따라서 서로 다른 TRU 농축도를 가진다. 이처럼 위치에 따라서 TRU 농축도를 다르게 하는 것은 연소에 따른 TRU의 반응도가 빨라서 출력분포의 제어가 매우 어렵기 때문이다. 만약 세 가지의 농축도 (내부, 중앙, 외곽 영역) 만을 사용하는 경우에는 만족스러운 출력분포가 얻어지지 않는다.

HYPER 노심은 매우 큰 연소반응도 변화 때문에 반년 (Half Year)의 주기길이를 갖도록 설계되었다. 이때 실제 유효연소기간은 매 주기 146일이다. 주기길이를 보다 길게 할 경우에 가속기의 출력이 허용가능한 20 mA 이상으로 증가할 뿐만 아니라 노심의 출력분포 제어가 더욱 어려워진다.

핵변환로의 기본적인 요구조건 중 하나는 연료의 방출연소도가 가능한 한 커야 한다는 점이다. 한편 주기길이가 짧은 노심에서 방출연소도를 증가시키기 위해서는 연료관리 측면에서 배치 수를 크게 해야 한다. HYPER의 경우 내부노심에서는 7배치, 중앙 및 외부노심에서는 8배치 개념으로 핵연료가 재장전된다. 결과적으로 내부노심의 경우 핵연료집합체의 노내 잔존기간은 2.8년이고, 중앙 및 외부노심에서는 3.2년에 해당된다. 내부 및 중앙 노심에서는 매 주기 각각 여섯 개의 신연료가 장전되고, 외부 노심에서는 매 주기 열두 개의 신연료가 새롭게 장전된다. 따라서 매 주기 네 종류의 신연료 집합체의 장전이 필요하다.

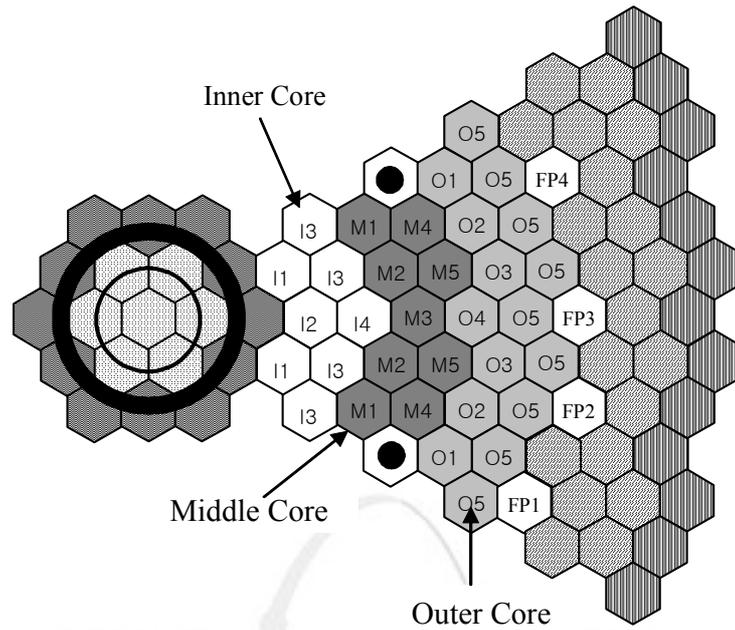


그림 3.1.2-10. HYPHER 노심 핵연료 농축도 관리

REBUS-3/DIF3D 전산체계를 이용하여 146일의 주기길이 (EFPD)를 갖는 HYPHER 노심의 평형주기 대표노심을 평가하였으며, 그 결과를 표 3.1.2-12에 세 종류의 노심에 대하여 정리하였다. 표 3.1.2-12에서 기준노심은 가연성흡수체 (BA, Burnable Absorber)와 제어봉 (CR, Control Rod)이 사용되지 않은 경우이다. 가연성흡수체로는 B-10을 50%로 농축한 B₄C가 사용되었다.

노심의 연소반응도 변화를 더욱 감소시키기 위해서 가연성흡수체와 동시에 제어봉을 이용하는 노심에 대해서도 대표노심을 분석하였으며, 표 3.1.2-12에 그 결과도 함께 비교하였다.

표 3.1.2-12. 금속연료 장전 HYPHER 평형주기 대표노심의 특성 비교

Parameter		Reference Core	With B ₄ C	With B ₄ C and Control Rods
Average TRU weight fraction	Inner core	32.0	38.7	40.0
	Middle core	36.3	45.2	45.8
	Outer core	39.5	49.9	50.2
Effective multiplication factor, k_{eff}	BOC	0.9802	0.9798	0.9796 (0.9896 ¹⁾)
	EOC	0.9416	0.9590	0.9688
Burn-up reactivity loss, $\% \Delta k$		3.86	2.08	1.08
β_{eff} , neutron generation time, μsec		0.00278, 2.33	0.00259, 1.43	0.00257, 1.28
Required proton beam, mA	BOC	10.6	10.6	10.6
	EOC	32.1	22.1	16.7
3-D power peaking	BOC	1.68	1.48	1.55
	EOC	1.85	1.74	1.62
Linear power (average, peak), kW/m		(17.6, 32.6)	(17.6, 30.6)	(17.6, 28.5)
Core average power density, kW/l		143	143	143
Average fuel discharge burn-up, a/o		25.7	19.0	18.7
BOC B-10 inventory, kg		---	40.2	40.4
Peak neutron fluence, $\times 10^{23}$ n/cm ²		3.9	3.1	~3.1
Net TRU consumption rate, kg/yr		282	282	282
Active core void reactivity, pcm		938	3,578	3,337
Heavy metal inventory, kg	BOC	4,019	5,702	5,802
	EOC	3,868	5,551	5,650

1) 모든 제어군 인출시 k-eff

이 경우 안전집합체 (Safety Rod)를 제어용 집합체로 활용하였으며, 제어봉의 삽입한계는 주기초 모든 제어군이 인출되더라도 노심의 k-eff 값이 0.991을 넘지 않도록 결정되었다. 이에 따라서 제어군은 주기초 활성노심의 약 128 cm 높이까지 삽입된다. 핵연료 관리는 가연성흡수체만을 이용하는 노심과 동일하며, 주기초에 삽입된 제어군은 주기중에는 완전히 인출된다.

표 3.1.2-12에서 보듯이 가연성흡수체를 사용하는 노심의 연소반응도 변화는 기준노심에 비해서 약 46% 감소하였으며, 반면 B-10 가연성흡수체의 연소율이 비교적 느리기 때문에 연료의 방출연소도는 기준노심에 비하여 약 26% 감소하였다. 가연성흡수체 B-10의 평균적인 연소도는 약 50% 정도로서 비교적 높다. 가연성흡수체와 제어군을 동시에 이용하는 경우에는 반응도 변화가 1.08% Δk 로서 기준노심에 비하여 크게 감소하였으며, 이 경우 제어군은 주기중에 완전히 인출되기 때문에 연료의 연소도를 감소시키는 영향은

미미하다. 결과적으로 HYPER 시스템에서 요구되는 양성자 빔의 최대 전류는 기준노심의 35 mA에서 약 18 mA로 감소되었으며, 이로 인해 현실적인 표적 시스템의 설계가 가능하게 되었다. Cutback 개념을 도입한 가연성흡수체의 장전은 침투출력의 감소와 함께 연료봉의 속중성자 조사량을 현저하게 낮출 수 있음을 알 수 있다.

표에서 보듯이, B₄C 가연성흡수체를 장전함에 따라서 노심의 기포반응도가 악화됨을 알 수 있다. 이는 B-10의 흡수단면적이 중성자 스펙트럼의 경화에 따라서 감소하기 때문이다. 표의 기포 반응도는 활성노심의 모든 감속재가 일시에 없어지는 것을 가정한 것으로서 이러한 현상은 LBE 냉각 노심에서 일어날 수 없다.

그림 3.1.2-11에서는 가연성흡수체를 사용한 노심과 가연성흡수체 및 제어봉을 동시에 도입한 노심에서의 핵연료집합체 출력분포를 나타내었다. 그림 3.1.2-11에 나와 있는 HYPER 대표노심의 출력분포는 매우 낮은 침투출력을 갖음을 볼 수 있다. 그러나 본 연구에서 수행한 대표노심 분석은 실제 7, 8배치의 핵연료관리를 평균적으로 모사한 방법을 사용한 것이기 때문에 실제 침투출력은 이들 각 핵연료 배치의 장전에 따른 결과에 기초하여 계산되며, 그 결과가 표 3.1.2-12에 표시된 침투출력이다. 이처럼 각 핵연료 배치에 따른 침투출력이 크게 차이가 나는 것은 연료의 대부분이 TRU로서 연소에 따른 반응도의 차이가 매우 크기 때문이다.

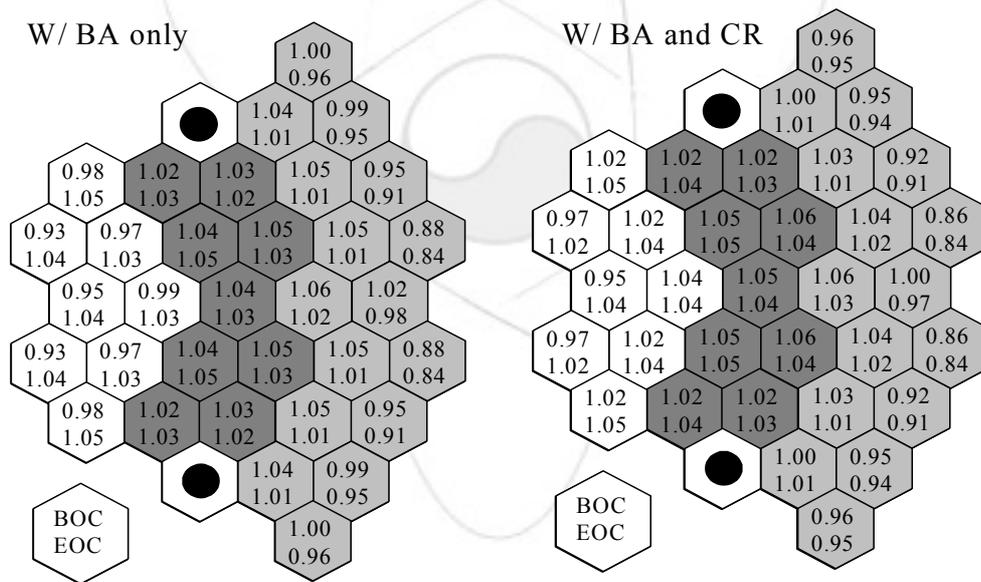


그림 3.1.2-11. HYPER 노심 반경방향 연료집합체 출력분포

HYPER 시스템에서는 Tc-99와 I-129 핵종의 효과적인 핵변환을 위해서 그림 3.1.2-8에서 도시한 바와 같이 ZrH₂ 감속재를 포함하는 이중환형 (Double Annular) 형태의 LLFP 표적 형태를 고안하였으며, 이러한 표적 형태가 매우 효율적인 핵변환을 제공함을 확인한 바 있다. 같은 개념의 LLFP 표적 집합체를 합금연료 노심에 장전하고 그 성능을 평가하였으며, 결과를 표 3.1.2-13에 요약하였다. 노심 모델은 최소의 연소반응도 변화를 보이는 가연성흡수체와 제어봉을 동시에 사용하는 경우로 하였다. LLFP 표적은 금속형태의 Tc-99과 CaI₂ 형태의 I 표적을 사용하였으며, I의 경우 사용후연료의 조성인 I-127

23%와 I-129 77%의 조성을 가정하였다.

LLFP와 TRU의 SR 값이 동일하도록 하기 위해서 HYPER에서는 연간 약 28 kg의 Tc-99와 약 7 kg의 I-129를 핵변환해야 한다. 이를 위해서 Tc-99 553 kg, I-129 167 kg 이 초기에 장전되어야 한다. LLFP 집합체가 13주기 (약 5년) 동안 연속해서 장전된다고 할 경우에, 표에서 보듯이, Tc-99와 I-129의 연간 핵변환율은 각각 27.2와 7.0 kg/year 이며, 이들의 방출연소도는 32%와 27% 정도로 상당히 높다. 한편, 5년 조사기간에 대하여 LLFP 집합체의 최대 속중성자 Fluence는 제한치보다 훨씬 적기 때문에 조사기간을 증가시킬 수 있을 것으로 판단되며, 이 경우에 LLFP 방출연소도는 보다 높아질 수 있을 것이다.

표 3.1.2-13. HYPER 노심의 Tc-99/I-129 핵변환 성능

Parameter		Value
Average fuel weight fraction, %	Inner core	40.9
	Middle core	47.9
	Outer core	55.2
Effective multiplication factor (BOC, EOC)		0.9797 (0.9893*), 0.9693
Burn-up reactivity loss, %Δk		1.04
Proton current (BOC, EOC), mA		10.6, 16.4
β_{eff} , neutron generation time, μsec		0.00263, 1.75
Core average power density, kW/l		143
3-D power peaking factor (BOC, EOC)		1.52, 1.63
Linear power (avg, peak), kW/m		17.6, 28.7
Average fuel discharge burn-up, a/o		16.9
BOC B-10 inventory, kg		37.5
Peak fast neutron fluence, $\times 10^{23}$ n/cm ²		3.1
LLFP loading (Tc-99, I-129), kg		553, 167
LLFP transmutation (Tc-99, I-129), kg/year		27.2, 7.0
LLFP discharge burn-up (Tc-99, I-129), a/o		32.0, 27.3
Net TRU consumption rate, kg/year		282
Heavy metal inventory (BOC, EOC), kg		6,510, 6,357
Active core void reactivity, pcm		405

* 모든 제어군 인출시 k-eff

표에 따르면, LLFP의 추가 장전에 따라서 HYPER 노심의 연료 재고량은 약간 증가하며,

따라서 연료의 방출연소도 또한 약간 감소한다. 한편 연료 제고량의 증가는 반응도 변화를 조금 감소시키는 효과가 있음을 알 수 있다. 한편, HYPER에서처럼 반사체 영역에 LLFP를 장전하는 것은 활성노심의 Void Reactivity를 매우 크게 감소시키는 효과가 있음을 표에서 확인할 수 있다.

3. HYPER 노심 동특성 해석

임계 원자로의 기본적인 동특성은 많은 경우 일점 노심모델을 이용하여 분석될 수 있다. 그러나 ADS와 같이 외부선원에 의해서 구동되는 미임계 원자로에 대한 1점 노심모델의 타당성을 구체적으로 분석한 연구는 없었다. 여기서는 HYPER 노심의 동특성을 분석하기 위해서 먼저 일차섭동이론 (First Order Perturbation Theory)의 ADS 적용 타당성에 대한 연구를 수행하였다.

본 과제에서는 ADS 시스템의 동특성 분석을 위해서 DESINUR라는 전산코드를 개발하였으며, DESINUR 코드의 일점노심모델을 이용하여 HYPER 노심의 주요한 동특성을 분석하였다. 이를 위해서 HYPER 평형노심의 동특성 인자들을 평가하였다. 그리고 HYPER 평형노심을 대상으로 다양한 과도상태 모사를 통하여 동특성을 분석하였다.

가. 미임계 노심에의 일차섭동이론 적용 타당성

일점 노심모델은 3차원 노심에 대한 근사로서 기본적으로 일차섭동 이론에 근거하고 있다. 일차섭동 이론은 노심의 반응도 변화를 초기상태 중성자속의 분포와 관련 연산자에 대한 일차섭동만으로 표시하는 방식이다. 이 방법의 타당성 분석을 위해서 먼저 ADS에 대한 1점 노심모델을 유도하고 수치해석을 통하여 일차섭동이론의 미임계 노심에의 적용 타당성을 파악하였다.

외부선원 S 를 가지는 미임계 노심의 중성자속 Φ 와 지발중성자 프리커서 C 에 대한 공간 및 에너지 종속 방정식은 식 (3.1.3-1)과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{1}{v} \frac{\partial \Phi}{\partial t} &= (F_P - M)\Phi + \sum_k \chi_{dk} \lambda_k C_k + S, \\ \frac{\partial C_k}{\partial t} &= -\lambda_k C_k + \int_E F_{dk} \Phi dE \end{aligned} \quad (3.1.3-1)$$

여기서 F_P 와 F_{dk} 는 즉발 중성자선원 및 지발중성자선원 연산자를 각각 나타내며 나머지는 표준형태이다.

중성자속은 아래와 같이 크기항 (Amplitude)과 모양항 (Shape function)으로 정확히 분해 (Factorise)될 수 있다.

$$\Phi(r, E, t) = p(t) \cdot \Psi(r, E, t) \quad (3.1.3-2)$$

식 (3.1.3-2)에서 모양항은 아래의 조건을 만족해야 한다.

$$\int \int \frac{1}{v} w(r, E) \Psi(r, E, t) dE dV = K_0 \quad (3.1.3-3)$$

여기서 w 는 가중함수이며 K_0 는 임의의 상수이다.

미임계 노심의 경우에 가중함수를 다음의 식으로 결정되는 λ -mode 중성자속으로 표현할 수 있다.

$$(M_0^* - \lambda_0 F_0^*) \Phi_{\lambda_0}^* = 0 \quad (3.1.3-4)$$

여기서 첨자 *는 수반연산자 (Adjoint Operator)를 나타내며 $F = F_P + \sum_k F_{dk}$ 는 전체 핵분열 중성자선원 연산자이다.

식 (3.1.3-2)의 분해식을 식 (3.1.3-1)에 적용하고 $\Phi_{\lambda_0}^*$ 를 가중함수로 하여 적분하고 $F_{\lambda}(t) = (\Phi_{\lambda_0}^*, F\Psi)$ 로 나누면 아래와 같은 미임계 노심에 대한 1점 모델 동역학 방정식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dt} &= \frac{\rho(t) - \beta(t)}{\Lambda(t)} p(t) + \frac{1}{\Lambda_0} \sum_k \lambda_k \zeta_k(t) + \frac{s(t)}{\Lambda(t)}, \\ \frac{d\zeta}{dt} &= -\lambda_k \zeta_k(t) + \frac{F_{\lambda}(t)}{F_{\lambda_0}} \beta_k(t) p(t) \end{aligned} \quad (3.1.3-5)$$

여기서

$$\rho(t) = (\Phi_{\lambda_0}^*, [F - M]\Psi) / F_{\lambda}(t), \quad (3.1.3-6)$$

$$\zeta_k(t) = (\Phi_{\lambda_0}^*, \chi_{dk} C_k) / F_{\lambda_0} \quad (3.1.3-7)$$

$$s(t) = (\Phi_{\lambda_0}^*, S) / F_{\lambda}(t) \quad (3.1.3-8)$$

식 (3.1.3-6)은 미임계 노심의 동적 반응도 (Dynamic Reactivity)를 나타내며, 일점 노심 모델에서 선원항은 식 (3.1.3-8)과 같이 변형되어 표시된다. 위의 동적 반응도는 중성자속에 대한 일차 (First Order) 오차를 제거하는 특징이 있음을 쉽게 보일 수 있는데, 이는 가중함수로서 식(3.1.3-4)의 λ -mode 중성자속을 사용했기 때문이다. 만약 다른 형태의 가중함수를 이용한다면, 반응도 계산에서 중성자속에 대한 일차 오차가 제거되지 않는다. 위와 같은 1점 노심모델을 사용할 경우 외부선원에 대한 섭동은 노심의 동적 반응도와 관계없이 식 (3.1.3-8)에서 간단히 고려될 수 있음을 알 수 있다. 한편 식 (3.1.3-6)에서 초기 정상상태에서의 동적 반응도는 기존 임계원자로에서의 소위 정적 반응도 (Static Reactivity)와 동일함을 쉽게 보일 수 있다.

일차섭동이론의 목적은 노심의 반응도 변화를 초기상태 중성자속의 분포와 관련연산자에 대한 섭동만으로 표시하는 것으로서 식 (3.1.3-6)의 동적 반응도는 일차섭동이론을 적용할 경우 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\delta\rho^{FOP} = \frac{(\Phi_{\lambda_0}^*, [\lambda_0 \Delta F - \Delta M] \Psi_0)}{(\Phi_{\lambda_0}^*, F\Psi_0)} \quad (3.1.3-9)$$

여기서 Ψ_0 는 초기상태 비균질 (Inhomogeneous) 방정식을 풀어서 얻어진 중성자속의 모양함수이고, ΔF 와 ΔM 은 노심에 도입된 섭동을 의미한다.

중성자 수송방정식에 대한 근사 방법의 하나인 Adiabatic 근사법의 경우 정확한 동적 반응도는 다음과 같이 표현된다.

$$\delta\rho^{EPT} = \frac{(\Phi_{\lambda_0}^*, [\lambda_0 \Delta F - \Delta M] \phi)}{(\Phi_{\lambda_0}^*, F \phi)} \quad (3.1.3-10)$$

$$(F - M) \phi = -S \quad (3.1.3-11)$$

위에서 기술한 일차섭동 이론의 적용성을 분석하기 위해서 2차원 TWIGL 표준문제와 3차원 SNR-300 표준문제를 외부선원이 있는 문제로 변형하여 (TWIGL 초기 k-eff=0.95, SNR-300 초기 k-eff=0.98) 다양한 수치실험을 수행하였으며, 그 결과 중 일부를 그림 3.1.3-1에 나타내었다[10].

그림 3.1.3-1에는 세 가지 반응도 변화에 대한 모사로서, 각 경우 반응도 변화는 T1=857 pcm, S2=1024 pcm, S3=1484 pcm으로 나타났다. 일반적으로 일차섭동 이론은 공간적으로 균일하게 섭동이 발생할 경우 비교적 정확한 결과를 제공한다. 따라서 본 모사에서는 보다 어려운 경우를 고려하기 위해서 모든 경우에서 섭동을 공간적으로 비균일하게 유발시켰다.

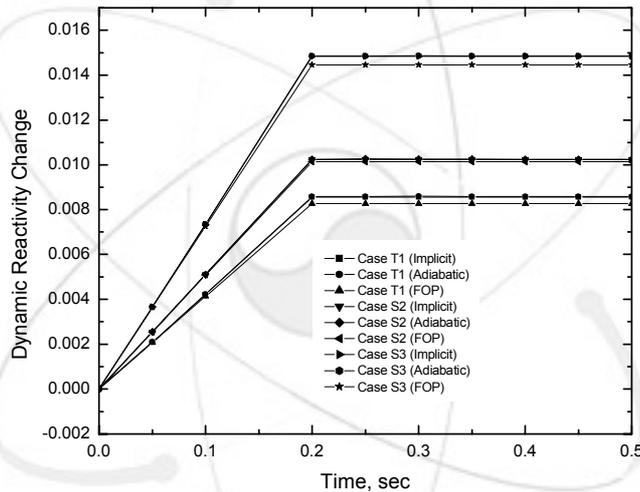


그림 3.1.3-1. TWIGL 및 SNR-300 문제에서의 동적반응도 변화

세 가지 경우 모두, 비록 반응도의 변화가 매우 크에도 불구하고, 일차섭동이론에 의한 동적반응도의 예측이 매우 정확하게 되고 있음을 알 수 있다. 한편 Adiabatic 근사에 따른 동적반응도의 예측은 실제 반응도와 거의 일치함을 관찰할 수 있다. 이는 미임계도가 클 경우 지발중성자의 역할이 매우 미미함을 의미한다. 다시 말해서 대부분의 미임계 노심에서 지발중성자의 반응도에 대한 기여도는 무시할 정도로 작다고 할 수 있다.

한편 기존의 임계 원자로의 경우에는 일반적으로 1점 노심모델은 섭동이 클 경우 오차가 상당히 크며, Adiabatic 근사도 일반적으로 정확하지 않다. 결론적으로 기존 방식에 따른 일차섭동이론은 미임계 노심에서도 성공적으로 적용될 수 있다고 할 수 있으며, 이는 일점 노심모델을 이용한 ADS 시스템의 동특성 분석이 충분한 정확도를 가지고 수행될 수 있음을 의미한다.

나. 노심 동특성 해석

합금연료가 장전된 HYPER 평형노심의 기본적인 동특성 해석을 DESINUR 코드의 일점 노심모델을 이용하여 수행하였다. 표 3.1.3-1에는 HYPER 노심 평균 냉각재 유로에 대한 자료를 나타내었다. 본 분석에서는 평형주기 노심의 평균 축방향 출력분포를 사용하였다.

표 3.1.3-1. HYPER 노심 평균 냉각재 유로

연료 높이, m	1.50
핵연료 외경, m	6.50E-3
피복재 내경, m	6.50E-3
피복재 외경, m	7.70E-3
Pitch, m	1.1473E-2
냉각재 유로 면적, m ²	7.3161E-5
냉각재 입구온도, °C	340
평균 출력, W	26,354.6
냉각재 출구온도, °C	490
첨두출력인자	1.361

DESINUR 코드에서는 기본적으로 비선형 열전달해석을 수행한다. 따라서 정확한 분석을 위해서는 노심온도의 변화에 따른 물성의 변화가 주어져야 한다. 표 3.1.3-2에는 본 분석에서 사용한 물성자료이다. LBE 냉각재 및 HT9 피복재에 대한 자료는 일반적인 자료를 사용하였으며, 핵연료의 경우 HYPER의 조성에 해당하는 정확한 자료를 현재로서는 알 수 없는 관계로 관련 연구에서 추정된 값을 사용하였다. 여기서 사용한 연료의 열전도도 8.0 W/mK는 약간 보수적인 값으로 평가된다.

표 3.1.3-2. 물성 자료 (온도 K)

냉각재 열전도도, k(W/m · K)	6.8477 + 0.010169 T
냉각재 밀도, ρ(kg/m ³)	11060.123 - 1.2159 T
냉각재 비열, C _p (J/kg · K)	159.6373 - 0.02387 T
냉각재 점성(viscosity), μ	5.3728E-3 - 8.92E-6 T + 4.7137E-9 T ²
피복재 열전도도, k(W/m · K)	21.4
피복재 밀도, ρ(kg/m ³)	7,595.78
피복재 비열, C _p (J/kg · K)	570
연료 열전도도, k(W/m · K)	8.0
연료 밀도, ρ(kg/m ³)	9,762
연료 비열, C _p (J/kg · K)	224.6

피복재와 냉각재 사이의 열전달 계수는 아래와 같이 정의된다. 아래의 식에서 Nu는 Nusselt Number 이고 Dh 는 Hydraulic Diameter이다.

$$h = \frac{N k_{coolant}}{D_h}$$

일반적으로 LBE에 대한 Nu 값은 다양한 상관식이 사용되는데 본 연구에서는 아래의 Lyon-Martinelli 상관식을 이용하였다. 아래에서 V는 냉각재의 속도를 의미한다.

$$Nu = 7 + 0.025Pe^{0.8}$$

$$Pe = Re \times Rp = \frac{D_h V \rho C_p}{k}$$

동특성 분석을 위해서 요구되는 지발중성자 분율을 평형주기 HYPER 노심에 대하여 Beta-K 전산코드를 활용하여 구하였으며, 그 결과를 표 3.1.3-3에 정리하였다. HYPER 노심의 유효지발중성자 분율은 약 257 pcm으로서 꽤 작은 값이다.

이는 주된 연료가 TRU이기 때문이다. DIF3D 코드로 계산된 노심의 반응도 계수를 표 3.1.3-4에 정리하였다. 표에서 보듯이, 온도 증가에 따른 노심의 반경방향 팽창이 가장 큰 음의 반응도를 초래함을 알 수 있으며, 연료의 축방향 팽창 또한 꽤 큰 음의 반응도 효과를 가짐을 확인할 수 있다.

일반적으로 고속로에서는 경한 중성자 스펙트럼 때문에 연료의 도플러 효과는 비교적 작은 반면 노심 및 연료의 팽창이 주된 음의 반응도 케환효과를 초래한다. HYPER 노심의 냉각재 온도계수는 양의 값을 가지지만 적은 값으로서 전체적으로 노심의 반응도 케환효과는 음의 값을 알 수 있다.

표 3.1.3-3. HYPER 노심의 지발중성자 자료

Group	Fraction	Decay Constant (1/sec)
1	7.077E-5	0.0129
2	6.061E-4	0.0313
3	3.909E-4	0.1346
4	8.733E-4	0.3443
5	4.738E-4	1.3764
6	1.551E-4	3.7425
Total	2.570E-3	
Neutron generation time = 1.28E-6 sec		

표 3.1.3-4. HYPER 노심의 반응도 케환효과 관련 인자

관련 인자	값
냉각재 온도 계수	+0.043 pcm/C
연료 도플러 계수	-0.033 pcm/C
노심 반경방향 팽창 계수	-0.965 pcm/C
연료 축방향 팽창 계수	-0.518 pcm/C

위에서 기술한 HYPER 노심 모델과 동특성 인자를 기초로 DESINUR 코드의 일점 노심 모델을 이용하여 다음과 같은 경우에 대하여 모사 계산을 수행하였다.

- (1) 가속기 정지 후 가속기 선형적인 가속기 출력 상승
- (2) 0.2초 동안 가속기 정지
- (3) 1초 동안 가속기 정지
- (4) 1달러 반응도 삽입
- (5) 가속기 출력 50% 상승
- (6) 주기초 제어봉 모두 인출

각 과도상태에 대하여 평균적인 연료봉과 최대출력 연료봉의 거동을 분석하였으며, 그 결과를 그림 3.1.3-2 ~ 3.1.3-7에 나타내었다. 최대출력 연료봉의 경우에 1.361의 침투출력 인자를 사용하였다. 첫 번째 모사의 경우에 붕괴열을 무시하였으며, 나머지 모든 경우에는 6%의 붕괴잔열을 고려하였다.

첫 번째 과도상태에서는 초기 정상상태에서 순간적으로 가속기를 정지시키고 200초 후 다시 가속기 출력을 5분 동안에 선형적으로 100%로 상승시킨 경우이다. 이 경우 붕괴열이 없기 때문에 가속기 정지 후 수 십초 후면 연료 중심부의 온도가 냉각재의 온도와 거의 일치한다. 출력 상승속도가 매우 빠름에도 불구하고 (분당 20%) 노심의 출력은 가속기 출력과 거의 같은 거동을 보임을 확인할 수 있다. 최대 출력 냉각재 채널에서의 냉각재의 출구온도는 544℃이다. 이로부터 ADS 시스템의 출력조절은 거의 전적으로 가속기 출력에 비례해서 증가/감소함을 알 수 있다. 이러한 현상은 ADS 시스템에서 지발중성자의 역할이 미미하고 열적 귀환효과에 의한 출력변동이 상대적으로 작기 때문이다. 때문이다. 물론 실제 노심의 허용 가능한 출력상승 속도는 핵연료의 건전성을 고려하여 결정되어야 할 것이다.

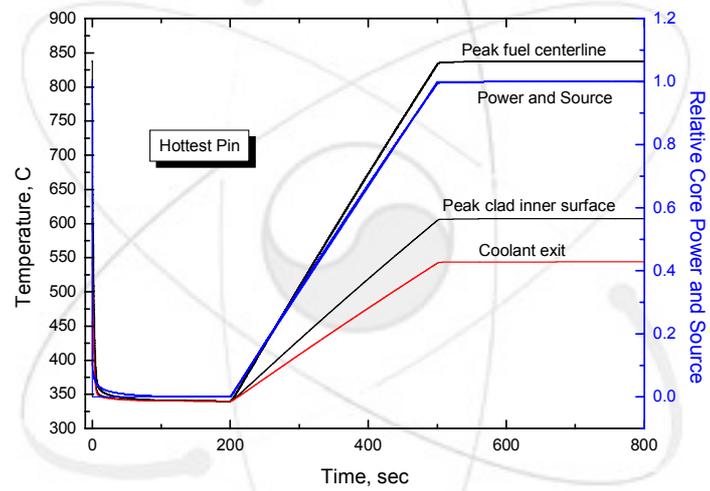
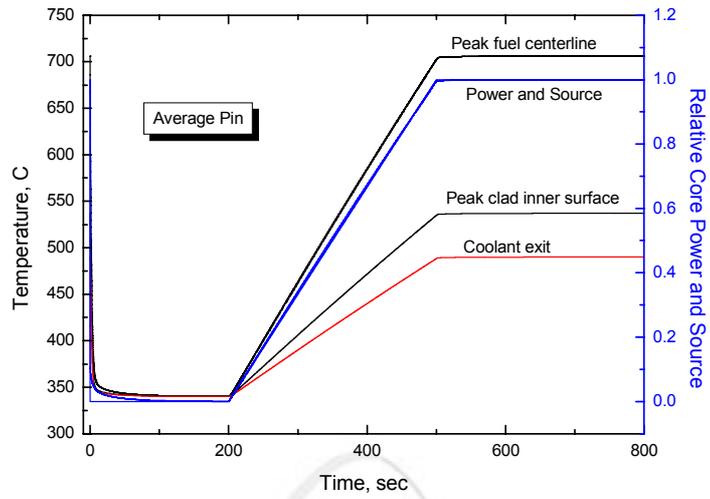


그림 3.1.3-2. 가속기 정지 후 선형적인 가속기 출력 상승

두 번째와 세 번째 모사는 가속기 출력의 짧은 기간 정지가 연료봉의 노심에 미치는 영향을 알아보기 위함이다. 그림에서 보듯이 0.2초 빔 단절의 경우에 연료의 온도는 큰 변화 없이 약 5초 후면 대부분 정상상태로 회복됨을 볼 수 있다. 즉 매우 짧은 기간 동안의 빔 단절은 연료봉에 미치는 영향이 크지 않을 것임을 예측할 수 있다.

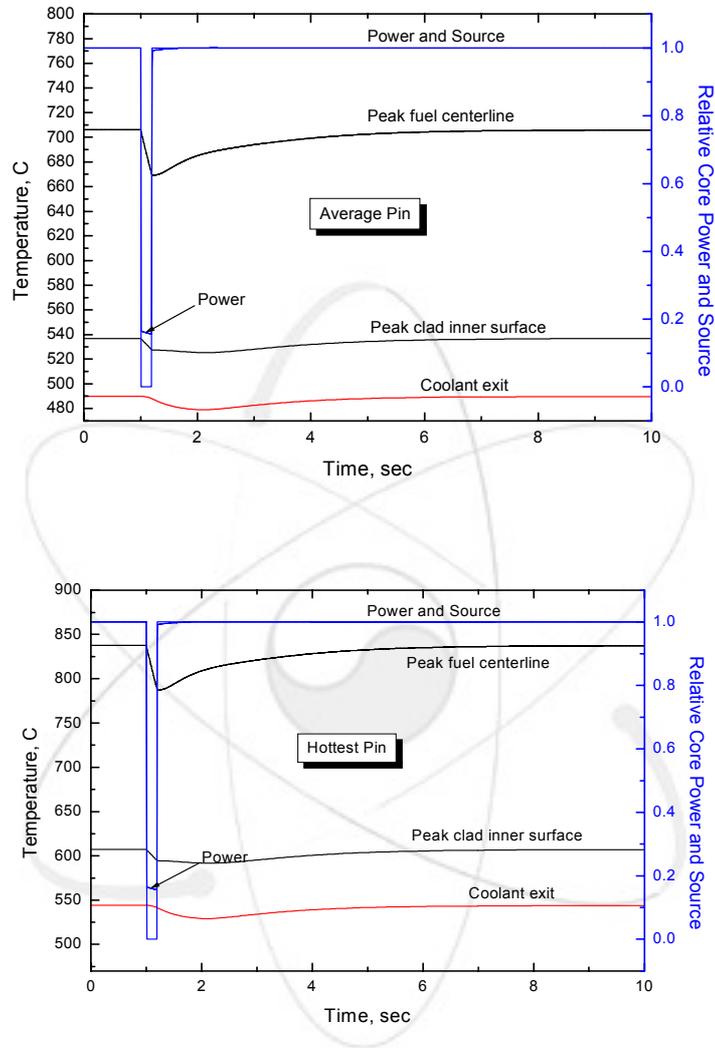


그림 3.1.3-3. 가속기출력 0.2초 정지후 복귀

한편 1초 동안의 빔 단절에서는 연료봉과 냉각재의 온도는 상당한 변화가 있음을 관찰할 수 있다. 이러한 가속기 출력의 반복적인 단절이 연료봉에 미치는 영향을 분석하기 위해서는 연료봉에 대한 보다 자세한 열적 응력 변화에 대한 분석이 요구된다.

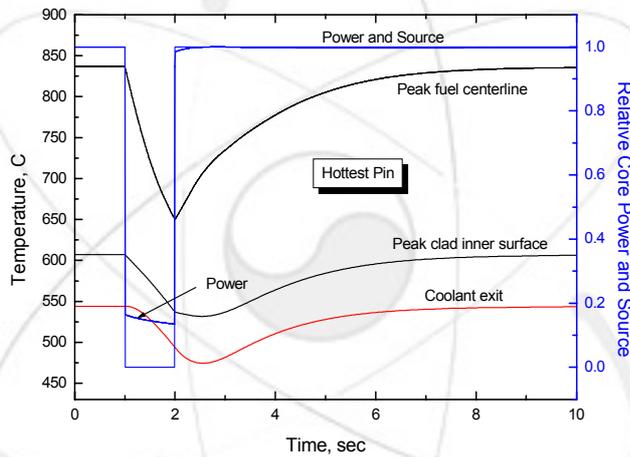
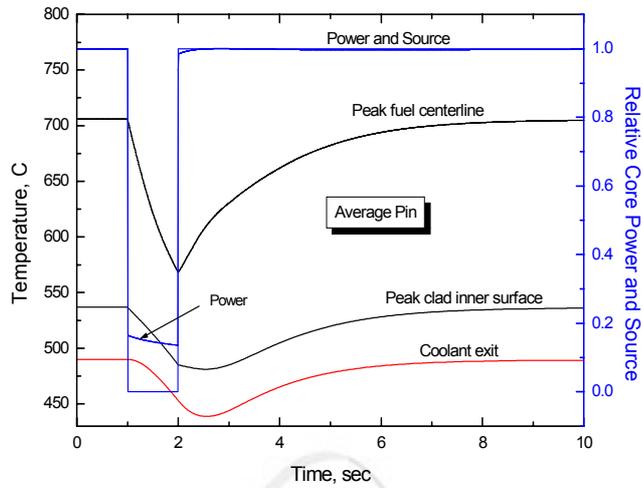


그림 3.1.3-4. 가속기출력 1초 정지후 복귀

네 번째 모사는 1달러의 반응도를 순간적으로 노심에 삽입한 경우이다. 임계 노심의 경우 1달러에 해당하는 반응도가 노심에 삽입되면 노심은 순간적으로 출력 폭주를 나타내지만 HYPER에서는 충분한 미임계 (약 12달러 미임계) 상태이기 때문에 이 경우 노심의 출력은 약 13%의 증가만을 보임을 알 수 있으며, 결과적으로 관련 온도 또한 큰 변화가 없음을 확인할 수 있다.

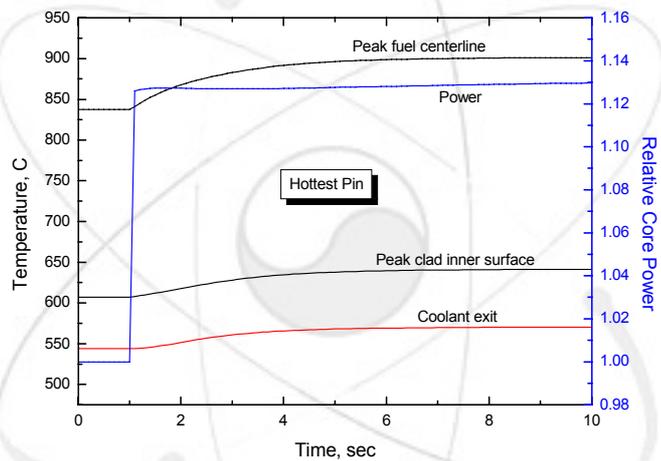
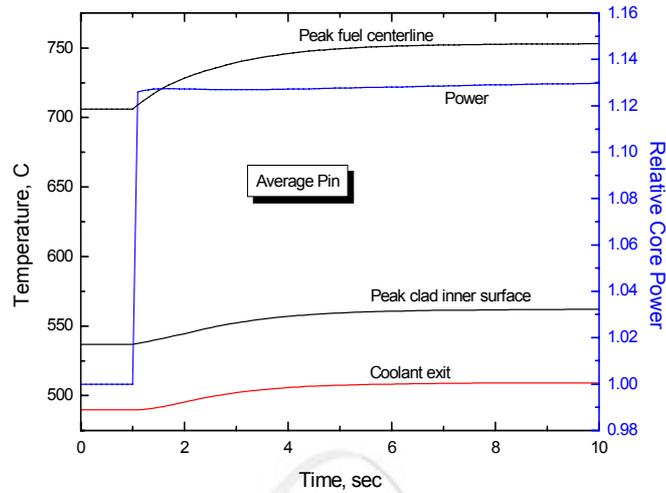


그림 3.1.3-5. 1달러(Dollar) 반응도 삽입

다섯 번째 과도상태에서는 순간적으로 가속기 출력을 50% 증가시킨 후 유지한 경우이다. HYPER 노심의 경우 주기말 가속기 출력이 주기초 출력보다 약 50% 정도 높기 때문에 주기초에는 잉여 가속기 출력이 존재한다. 이 모사에서는 주기초 모든 잉여 가속기 출력을 순간적으로 노심에 주입하는 경우로서, 일어날 확률이 극히 적은 일종의 ATWS (Anticipated Transient Without Scram)에 해당한다. 노심의 출력은 음의 반응도 궤환효과 때문에 약 43% 증가하며, 결과적으로 노심의 온도도 상당히 증가한다. 전체적으로 평균채널의 온도 증가는, 짧은 시간동안의 과도 상태라면, 허용 가능한 범위라고 평가되지만 최대출력 채널의 경우는 온도 증가가 과도하다고 판단된다.

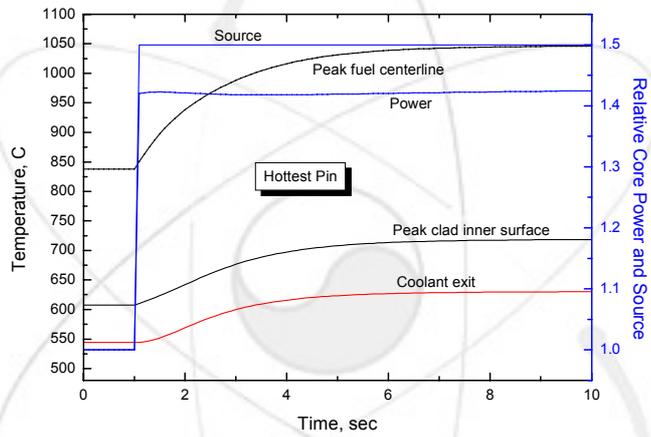
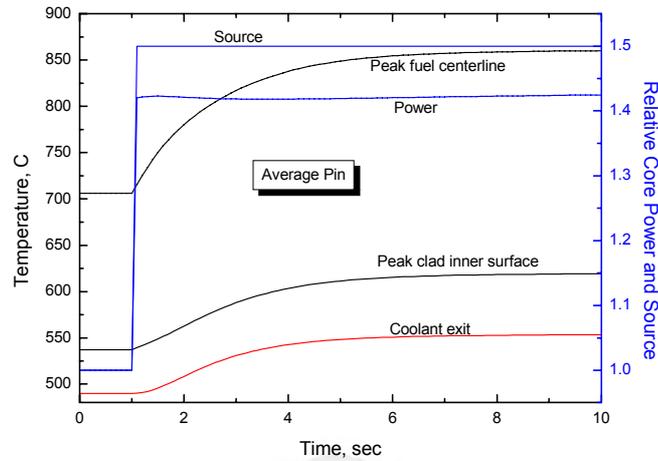


그림 3.1.3-6. 순간적인 가속기출력 50% 상승

여섯 번째 모사는 ATWS의 일종으로서 주기초 삽입된 제어봉 (약 1000 pcm)이 모두 인출되는 경우에 해당한다. 이 과도상태에서는 1000 pcm의 반응도가 5초 동안 선형적으로 삽입되는 것으로 가정하였다. 노심의 출력은 음의 반응도 궤환효과 때문에 약 74% 증가하고, 결과적으로 노심의 온도 또한 큰 증가를 경험한다. 특히 최대출력 채널의 경우 연료봉의 건전성이 위해를 받을 수 있을 정도로 피복재의 온도가 증가함을 볼 수 있다. 현재 HYPER 연료봉 피복재의 최대 허용온도는 알려져 있지 않다.

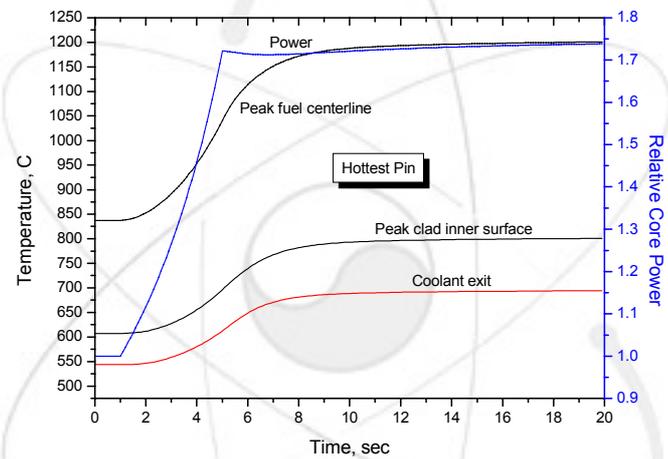
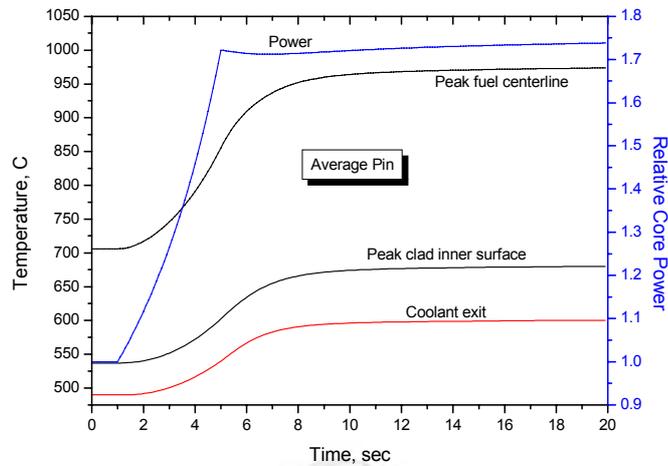


그림 3.1.3-7. 주기초 모든 제어봉 인출 (1000 pcm 반응도 삽입)

소듐냉각 액체금속로에서는 약 850℃를 피복재의 최대 허용온도로 하고 있으며, 이러한 기준에서 보면 최대출력 채널에서도 피복재의 최대온도는 허용온도 이내라고 할 수 있다. 그러나 HYPER의 연료성분과 냉각재가 기존 액체금속로와 크게 다르기 때문에 최대 허용온도는 새롭게 평가되어야 할 것이다. 이와 같이 삽입된 제어봉이 모두 인출되면서 원자로 보호시스템이 작동하지 않는 경우는 거의 불가능하다. 기존 임계원자로의 경우 본 모사에서처럼 큰 반응도를 짧은 시간 동안에 삽입하면 출력폭주 현상 때문에 노심의 건전성이 유지될 수 없다.

4. 노심해석용 전산코드 개발 및 확보

임계 및 미임계 노심의 다차원 시간 종속 노심해석을 수행하기 위한 전산코드 DESINUR를 개발하였다. 본 연구에서 개발된 DESINUR 코드는 유한차분법 (Finite

Element Method)에 기초하고 있으며, 정상상태 및 과도상태 노심해석을 열적 케환효과를 고려하여 수행할 수 있다. 또한 DESINUR 코드는 노심 연소계산을 할 수 있는 능력도 갖고 있다.

DESINUR 코드의 일점 노심모델을 검증하기 위해서 OECD/NEA가 주관하는 국제 ADS 표준문제 해석에 참여하여 해외의 여러 전산코드와 그 정확도를 비교/평가하여, DESINUR 코드의 신뢰도를 검증하였다.

본 과제의 1단계 연구에서는 노심해석을 주로 몬테카를로 방법에 기초하여 수행한 바 있다. 몬테카를로 방법을 이용한 노심해석은 비록 정확한 해석을 할 수 있다는 장점이 있지만 너무 긴 계산 시간을 요구하기 때문에 계산상의 효율성이 떨어진다. 또한 대부분의 몬테카를로 전산코드는 정상상태 노심해석만을 할 수 있고, 또한 실제 원자로 설계에서 요구하는 다양한 계산들을 하기에는 제약점이 많다. 이런 문제를 해결하기 위해서 HYPER 노심 해석을 위한 결정론적 전산체계를 갖추는 연구를 수행하였다.

가. 다차원 동특성 전산코드 DESINUR 개발

HYPER 노심의 정상 상태 및 과도상태 해석을 위해서 열수력 계산이 포함된 3차원 노심 해석 코드 DESINUR (원래 HEXFEM)를 개발하였다. DESINUR 코드는 육방형 핵연료 집합체로 이루어진 노심을 대상으로 개발되었으며, 중성자 확산방정식에 대한 공간근사를 위하여 FEM (Finite Element Method) 방법을 사용한다. DESINUR 코드는 사용자가 제공하는 거시단면적에 기초하여 노심 연소계산을 수행할 수도 있으며, 빠른 노심분석을 위해서 1점 노심모델도 갖추고 있다.

DESINUR에서는 식 (3.1.4-1a)와 (3.1.4-1b)의 다차원 (2, 3차원) 다군 중성자 확산방정식을 온도케환 효과를 고려하여 풀도록 되어 있다.

$$\begin{aligned} & \frac{1}{v_g} \frac{\partial \phi_g(r, t)}{\partial t} - \nabla \cdot D_g \nabla \phi_g(r, t) + \Sigma_{rg} \phi_g(r, t) \\ &= \frac{\chi_g(1-\beta)}{k_{eff}} \sum_{g'=1}^G \nu \Sigma_{fg'} \phi_{g'}(r, t) \\ &+ \sum_{g'=1, g' \neq g}^G \Sigma_{sg'-\phi_g(r, t)} + g' \chi'_{g'} \sum_{d=1}^D \lambda_d C_d(r, t) + Q_g(r, t) \end{aligned} \quad (3.1.4-1a)$$

$$\frac{\partial C_d(r, t)}{\partial t} + \lambda_d C_d(r, t) = \frac{\beta_d}{k_{eff}} \sum_{g=1}^G \nu \Sigma_{fg} \phi_g(r, t) \quad (3.1.4-1b)$$

위에 사용된 인자들은 모두 표준형태이다. 정상상태 중성자 확산방정식은 위의 식에서 시간에 대한 미분항을 영으로 함으로써 얻어진다. 식 (3.1.4-1)에서 임계노심의 경우 외부선원항 Q_g 는 영이며, 외부선원이 존재하는 가속기구동 시스템의 경우 위 식에서 k_{eff} 값은 1.0 이다.

DESINUR 코드에서는 다양한 형태의 Finite Element를 사용할 수 있는데, 2차원인 경우

에 하나의 육각형 핵연료집합체는 6개의 삼각형 노드로 분할되며, 3-node, 6-node, 10-node의 세가지 FEM 근사가 가능하다. 3차원 노심의 경우 최소 6-node 및 최대 40-node 유한요소를 포함하여 모두 열 가지의 근사방법이 사용될 수 있다. 노드의 수가 많을수록 해의 정확도는 향상되지만 계산시간이 증가한다. 수치결과에 대한 평가에 따르면 이들 중 2차원 문제에 대해서는 6-node 근사가 적절하고, 15-node 근사는 3차원 문제의 경우에 정확도와 계산시간 관점에서 적절한 것으로 평가되었다. 그림 3.1.4-1은 이들 두 가지 유한요소 형태를 보여준다.

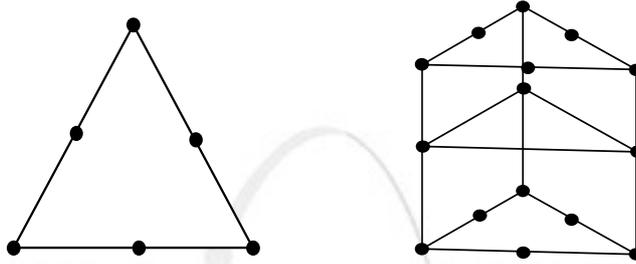


그림 3.1.4-1. DESINUR 코드의 유한요소 (2차원 6-node, 3차원 15-node)

DESINUR에서는 식 (3.1.4-1)의 시간에 대한 미분을 Fully Implicit 방법으로 근사하고, 아래와 같은 선형 방정식을 풀어서 매 시간에서의 중성자속을 구한다.

$$\left(\frac{1}{v_g \Delta t_n} A + M_g^{(n)} \right) \phi_g^{(n)} = \frac{\chi_g^{eff}}{k_{eff}} Q_f^{(n)} + Q_{sg}^{(n)} + Q_{tg}^{(n)} + Q_g^{(n)} \quad (3.1.4-2a)$$

$$C_d^{(n)} = e^{-\lambda_d \Delta t_n} C_d^{(n-1)} + \frac{\beta_d}{\lambda_d} \left(\frac{1 - e^{-\lambda_d \Delta t_n}}{\lambda_d \Delta t_n} - e^{-\lambda_d \Delta t_n} \right) \frac{1}{k_{eff}} Q_f^{(n-1)} + \frac{\beta_d}{\lambda_d} \left(\frac{1 - e^{-\lambda_d \Delta t_n}}{\lambda_d \Delta t_n} - e^{-\lambda_d \Delta t_n} \right) \frac{1}{k_{eff}} Q_f^{(n)} \quad (3.1.4-2b)$$

여기서

$$\chi_g^{eff} = \chi_g (1 - \beta) + \chi_g \sum_{d=1}^D \beta_d \left(1 - \frac{1 - e^{-\lambda_d \Delta t_n}}{\lambda_d \Delta t_n} \right)$$

$$Q_{tg}^{(n)} = \frac{1}{v_g \Delta t_n} A \phi_g^{(n-1)} + \chi_g \sum_{d=1}^D \lambda_d e^{-\lambda_d \Delta t_n} C_d^{(n-1)} + \frac{\chi_g}{k_{eff}} \sum_{d=1}^D \beta_d \left(\frac{1 - e^{-\lambda_d \Delta t_n}}{\lambda_d \Delta t_n} \right) Q_f^{(n-1)}$$

식 (3.1.4-2a)에서 Q_f 와 Q_{sg} 는 각각 전체 핵분열선원과 산란선원(Scattering Source)을 의미한다.

식 (3.1.4-2)는 각 에너지군에 대해서 핵분열선원이 수렴할 때까지 반복계산을 수행하여 과도상태의 해를 구한다. 각 에너지군에 대한 해는 SOR (Successive Over-Relaxation)

가속 방법을 이용하여 구해진다.

DESINUR의 주요한 기능 중의 하나는 소위 Macroscopic 노심 연소계산을 하는 것이다. 이는 사용자가 미리 연소에 따른 각 핵연료집합체의 반응 단면적을 제공하고 노심에서는 각 계산노드별 연소도를 평가하여 연소에 따른 노심상태를 파악하는 개념이다. 현재 DESINUR에서는 아래와 같이 각 노드에서의 연소도를 계산한다.

$$B^{(b+1)}(r) = B^{(b)}(r) + \frac{\int_b^{b+1} p(r, t) dt}{m(r)} \approx B^{(b)}(r) + \frac{p^{(b)}(r) \Delta t_b}{m(r)}$$

여기서 $p^{(b)}(r)$ = b번째 연소단계에서의 출력밀도,

$m(r)$ = 질량밀도, M = 총 연료질량, P = 노심출력,

Δt_b = b 번째 time step (= $\overline{\Delta B}_b \frac{M}{P}$),

$\overline{\Delta B}_b$ = b번째 연소도 증가분

고속로의 경우 과도상태시 온도변화에 따른 케환효과는 크게 냉각재 및 연료의 온도변화와 노심 및 핵연료봉의 팽창에 따른 효과로 나타난다. 현재 DESINUR 코드에서는 냉각재 및 연료봉의 온도변화만을 고려하도록 되어있다. 이를 위해서 과도상태 계산시 매 시간마다 핵연료봉 및 냉각재의 온도변화를 계산하도록 되어 있다. 현재 DESINUR에서는 하나의 핵연료집합체에 대해서 6개의 냉각재 채널이 고려될 수 있다.

핵연료봉 및 피복관의 경우 식 (3.1.4-3)에 주어진 시간 종속 열전달 방정식을 풀어서 온도변화가 구해진다.

$$c_p \rho \frac{\partial T(r, t)}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) r \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right) + q \quad (3.1.4-3)$$

여기서 c_p 는 Specific heat capacity 이고, ρ 는 밀도, $k(T)$ 는 열전도도, q 는 열선원이다.

연료봉과 피복관 사이의 간극 (Gap)에서의 열전달은 식 (3.1.4-4)의 관계식을 이용하고, 피복관에서 냉각재로의 열전달은 식 (3.1.4-5)로 표시된다.

$$q''_g = h_g (T_f - T_i) \quad (3.1.4-4)$$

$$q''_w = h_w (T_o - T_b) \quad (3.1.4-5)$$

여기서 q''_g =heat flux at gap, q''_w =heat flux at clad wall, h_g =간극 열전달 계수, h_w =피복재 표면 열전달 계수, T_f =연료표면 온도, T_i =피복재 내부표면 온도, T_o =피복재 외부 표면 온도이다.

한편, 축방향 냉각재의 온도분포는 압력강하 및 Cross Flow를 무시하고 질량연속 (Mass Continuity) 방정식과 에너지 보존방정식을 풀어서 구하도록 되어 있다.

냉각재 및 핵연료의 온도변화를 노심계산에 반영하기 위해서는 중성자 확산방정식에서 사용되는 반응 단면적이 이들 온도의 함수로 주어져야 한다. 이를 위해서 DESINUR에서

는 아래와 같이 각 반응단면적을 연료 및 냉각재의 온도함수로 표현한다.

$$\Sigma_x^m(T_m, T_f) = C_{x0} + C_{x1}^T t_m + C_{x2}^T t_m^2 + C_{x1}^{T_f} t_f + C_{x2}^{T_f} t_f^2 \quad (3.1.4-6)$$

여기서 C_{x0} 는 기준 단면적이고,

$$t_m = \frac{T_m - T_m^B}{\Delta T_m}, \quad T_m^B = \frac{T_m^H + T_m^L}{2}, \quad \Delta T_m = \frac{T_m^H - T_m^L}{2}$$

$$t_f = \frac{T_f - T_f^B}{\Delta T_f}, \quad T_f^B = \frac{T_f^H + T_f^L}{2}, \quad \Delta T_f = \frac{T_f^H - T_f^L}{2}$$

T_m^H 와 T_m^L 은 연료 온도의 상한치와 하한치를 나타낸다. 위에서 T_m^H 와 T_m^L 은 냉각재 온도의 상한치와 하한치이다.

DESINUR 코드의 검증을 위해서 1/6 대칭 중수로 표준문제에 두 개의 핵연료 집합체가 갑자기 노심에 투입되어 발생하는 반응도 변화 현상을 여타 전산코드와 상호 결과를 비교하였으며, 그 결과를 그림 3.1.4-2에 나타내었다. 그림에서 보듯이 DESINUR (HEXFEM) 코드의 결과가 FEM 모델의 정확도를 증가시키기에 따라서 정확한 결과를 제공함을 확인할 수 있다.

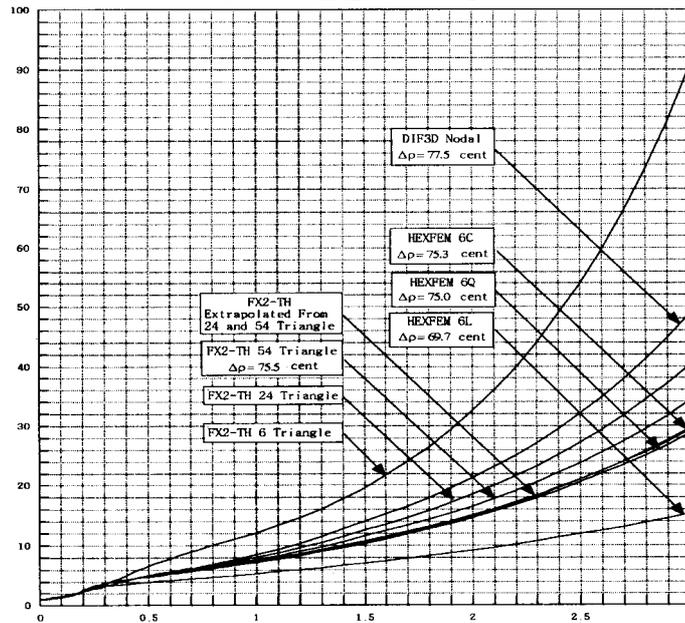


그림 3.1.4-2. 반응도 삽입에 의한 노심 동특성

원래 DESINUR 코드는 다차원 노심해석만을 할 수 있도록 개발되었으며, 사용자가 대상 노심의 거시단면적으로 입력하는 형태로 되어 있어서 입력의 작성을 위해서 상당한 선행 계산이 요구된다. 특히 고속로의 경우 과도상태시 가장 중요한 궤환효과는 노심의 팽창에 의해서 일어나는데, 초기 개발된 DESINUR 코드에서는 거시단면적을 이용하는 관계로 이러한 특성을 효율적으로 반영하기가 어려운 상황이었다. 거시단면적을 이용하여 노심의 팽창을 정확하게 모사하기가 어렵기 때문에 일반적인 고속로의 해석에서는 주로 미

시단면적을 사용하여 노심팽창 현상을 다룬다.

HYPER처럼 노심개념에 대한 연구단계에서는 노심의 다양한 동특성을 해당 노심의 특성을 반영하면서 개략적으로 살펴볼 필요가 있다. 이를 위해서 2003년도 연구에서는 DESINUR 코드에 일점노심 모델을 추가하여 개략적인 노심 해석을 효율적으로 할 수 있도록 하였다.

일점노심 모델은 노심출력 $P(t)$ 와 6군의 지발중성자 프리커서 농도 $C_i(t)$ 에 대한 방정식으로 이루어진다.

$$\frac{dP(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} P(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) + \frac{q(t)}{\Lambda} \quad (3.1.4-7)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} P(t) - \lambda_i C_i(t), i = 1, 2, \dots, 6 \quad (3.1.4-8)$$

위 식에서 $q(t)$ 는 외부중성자원이고, λ_i 는 i 번째 군의 붕괴상수, Λ 는 노심의 중성자 생성시간(neutron generation time), β_i 는 i 번째 군의 지발중성자 비율을 의미한다.

식 (3.1.4-7)의 시간 미분항에 후향차분법 (Backward Difference)을 적용하고, 식 (3.1.4-8)을 어떤 시간간격 Δt_n 에 대하여 적분하면 다음과 같이 $P(t)$ 와 $C_i(t)$ 를 구할 수 있다.

$$P^{(n)} = \frac{1}{\frac{1}{\Delta t_n} + \frac{\rho^{(n)} - \beta}{\Lambda}} \left(\sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i^{(n)} + \frac{q^{(n)}}{\Lambda} + \frac{P^{(n-1)}}{\Delta t_n} \right) \quad (3.1.4-9)$$

$$C_i^{(n)} = C_i^{(n-1)} e^{-\lambda_i \Delta t_n} + \frac{\beta_i}{\lambda_i \Lambda} \left[\left(\frac{1 - e^{-\lambda_i \Delta t_n}}{\lambda_i \Delta t_n} - e^{-\lambda_i \Delta t_n} \right) P^{(n-1)} + \left(1 - \frac{1 - e^{-\lambda_i \Delta t_n}}{\lambda_i \Delta t_n} \right) P^{(n)} \right] \quad (3.1.4-10)$$

식 (3.1.4-10)의 시간간격 Δt_n 에서 노심출력은 아래와 같이 선형적으로 변하는 것으로 가정하였다.

$$P(t) = \frac{t_n - t}{\Delta t_n} P^{(n-1)} + \frac{t - t_{n-1}}{\Delta t_n} P^{(n)}, t_{n-1} \leq t \leq t_n \quad (3.1.4-11)$$

DESINUR 일점노심 모델에서 노심 반응도는 아래와 같이 열적 케환효과 및 외부삽입 반응도 항으로 구성된다.

$$\rho(t) = \rho_0 + \rho_f(t) + \rho_e(t)$$

여기서 ρ_0 는 초기 노심의 반응도, ρ_f 는 열적 케환효과, ρ_e 는 외부 삽입 반응도를 나타낸다.

연료봉 및 피복관에서의 온도분포를 구하기 위해서 DESINUR 일점 노심 모델에서는 아래의 일반적인 열전달 방정식을 고려한다.

$$\rho c_p \frac{\partial T(r, t)}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) r \frac{\partial T(r, t)}{\partial r} \right) + q''' \quad (3.1.4-12)$$

여기서 c_p 는 Specific heat capacity이고, ρ 는 밀도, $k(T)$ 는 열전도도, q''' 는 열선원이다.

일점 모델의 경우 연료봉과 피복관 사이의 간극 (Gap)에서의 열전달 계수가 주어진 것으로

로 가정하고 피복관에서의 냉각재로의 열전달은 아래의 관계식에 의해서 구한다.

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_b (T_{co} - T_b) \quad (3.1.4-13)$$

여기서 h_b = 열전달 계수, T_{co} = 피복재 외부 경계온도, T_b =냉각재 온도이다. 피복관과 냉각재 사이의 열전달계수 h_b 는 식 아래와 같이 계산된다.

$$h_b = \frac{kNu}{D_e} \quad (3.1.4-14)$$

여기서 k 는 냉각재 열전도도, D_e 는 채널의 수력학적 지름이고, Nu는 Nusselt 상수이다. 축방향 냉각재의 온도분포는 압력강하 및 Cross Flow를 무시하고 다음의 에너지 보존방정식을 풀어서 구한다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho h dV + \int_A \rho h (v \cdot n) dA = \int_A q'' dA \quad (3.1.4-15)$$

여기서 h =냉각재 엔탈피, v =냉각재 속도, q'' =heat flux (from cladding)이다.

냉각재 유로는 축방향으로 작은 크기의 노드로 분할되며, 유로에서 Mass Flow Rate는 일정하고 각 노드에서의 질량의 변화는 무시한다. 결과적으로 식 (3.1.4-15)는 아래와 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{dh_i}{dt} = \frac{\dot{m}}{M_i} (h_{i,in} - h_{i,out}) + \frac{A_i}{M_i} h_b (T_{co} - T_b) \quad (3.1.4-16)$$

여기서 h_i = i번째 노드 평균 엔탈피, $h_{i,in}$ = i번째 노드 입구 엔탈피, $h_{i,out}$ = i번째 노드 출구 엔탈피, M_i =냉각재 질량, A_i =열전달 면적이다. 일점 노심모델에서는 어떤 노드내에서의 엔탈피는 선형적으로 변한다고 가정한다.

$$h_i = 0.5 (h_{i,in} + h_{i,out}) \quad (3.1.4-17)$$

식 (3.1.4-17)을 식 (3.1.4-16)에 대입하고 시간미분항을 차분하면 아래와 같이 차분화된 방정식을 얻는다.

$$h_{i,out}^{(n)} \left(\frac{1}{\Delta t} + 2 \frac{\dot{m}}{M_i} \right) = 2 \frac{\dot{m}}{M_i} h_{i,in}^{(n)} + 2q'' \frac{A_i}{M_i} - \frac{dh_{i,in}^{(n)}}{dt} + \frac{h_{i,out}^{(n-1)}}{\Delta t} \quad (3.1.4-18)$$

위 식에서 위첨자 (n)은 시간항을 의미한다. 입구 엔탈피가 주어진 조건에서 식 (3.1.4-18)을 순차적으로 풀면 모든 노드에서의 냉각재 엔탈피를 구할 수 있다.

나. NEA/OECD ADS Benchmak 계산[11]

DESINUR 코드 일점노심 모델의 타당성을 검증하기 위해서 OECD/NEA가 주관한 ADS 시스템에서의 빔 정지에 관련된 다양한 표준문제 계산에 참여하여 해외의 다양한 전산코드와 결과를 비교하였다. 수행된 NEA의 ADS 빔 정지 표준문제는 이탈리아를 중심으로 유럽에서 설계되고 있는 XADS라는 노심모델과 벨기에에서 연구되고 있는 MYRRHA라는 시스템의 노심에 관한 것이었다. NEA 표준문제 모사의 목적은 ADS의 현안 중의 하

나인 가속기 빔 정지가 노심과 연료 건전성에 미치는 영향을 분석하기 위함이다. ADS는 가속기에 의해서 외부선원을 계속적으로 공급받아야 하고, 노심의 출력은 본질적으로 가속기 빔의 크기에 비례한다. 그런데 현대적인 최첨단의 가속기라 할지라도 운전 중 빔 정지는 간혹 일어나는 것으로 평가되고 있다. ADS에서의 빔 정지는 노심의 성능을 크게 저해할 수 있다. 특히, 빔의 일시 정지 후 복귀는 핵연료에 큰 열적 응력을 유발하여 연료의 건전성을 해칠 위험이 있는 것으로 간주되고 있다. 본 보고서에는 이탈리아 ENEA에서 제안한 XADS 모델에 대한 주요한 결과만을 정리하였다.

XADS는 LBE를 냉각재로 사용하는 소형의 ADS 시스템으로서 120 개의 육방형 핵연료 집합체가 장전되며 출력은 80 MWth이고 MOX 연료가 사용된다. 표 3.1.4-1에서는 XADS 노심의 평균 유로에 대한 자료를 보여 주고 있다. 기타 모사에 필요한 냉각재 및 연료봉의 특성은 모두 ENEA에서 제시한 자료를 사용하였다.

표 3.1.4-1. XADS 노심 평균 냉각재 유로

연료 높이, m	0.9
핵연료 내부 반지름, m	0.9E-3
핵연료 외부 반지름, m	3.57E-3
피복재 내부 반지름, m	3.685E-3
피복재 외부 반지름, m	4.25E-3
Pitch, m	1.3406E-2
냉각재 유로 면적, m ²	9.89E-5
냉각재 입구온도, K	573
평균 출력, W	7,203.6
냉각재 출구온도, K	673
첨두출력인자	1.422

XADS와 MYRRHA는 모두 LBE를 냉각재로 사용하는 시스템으로 MOX (Mixed Oxide)를 핵연료로 사용한다. XADS는 비교적 낮은 출력밀도 (평균 80 W/cm)를 갖는 노심이고, MYRRHA의 경우에는 상당히 높은 약 220 W/cm의 선출력 밀도를 갖는 노심이다.

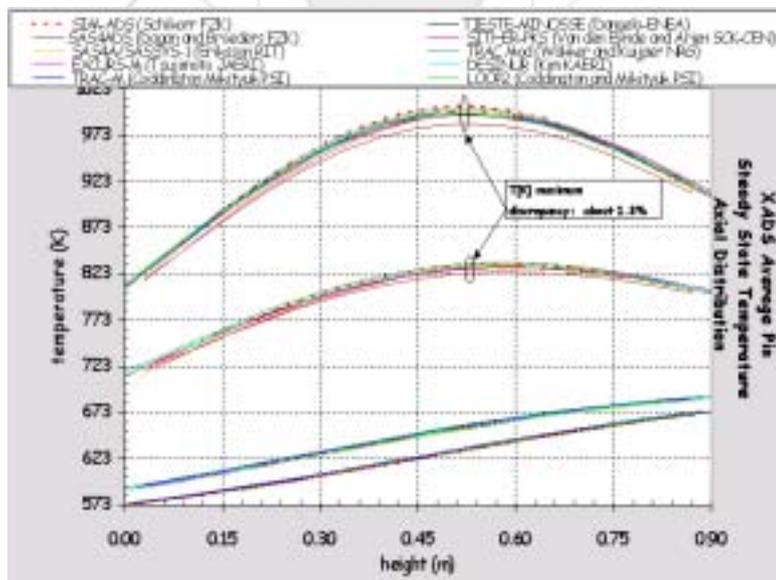
NEA 표준문제에는 모두 8개 국가에서 고유한 전산코드를 이용하여 참여하였다. 표준문제 참여자와 사용한 전산코드를 표 3.1.4-2에 나타내었다. 본 계산에 이용된 해외의 전산코드는 대부분 이 분야에서 오랫동안 사용 되어온 코드로서 그 신뢰도가 이미 검증된 것들이 대부분이다.

NEA 표준문제에서는 각 노심은 초기에 정상상태에 있으며, 붕괴열은 6%인 것으로 가정한다. 가속기 빔은 0.001초에 중지되어, 1초와 6초 동안 정지상태를 유지하다가 다시 정상상태로 복귀되는 것으로 가정되었다.

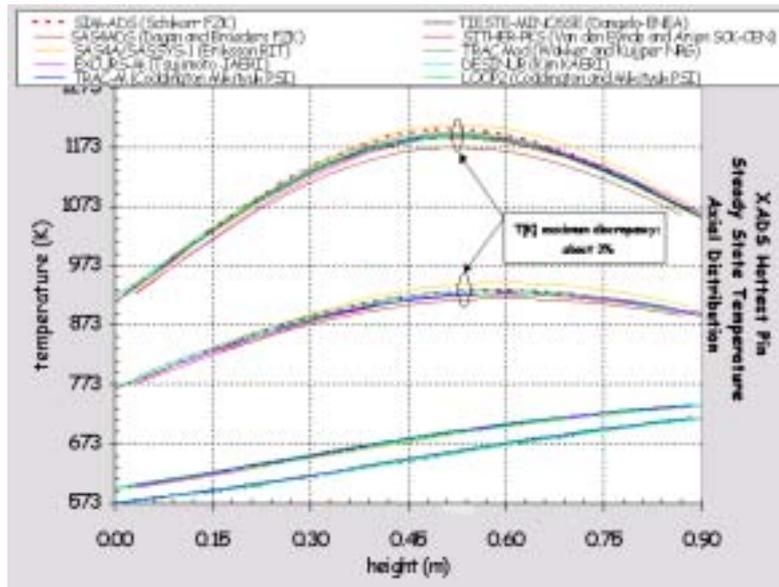
표 3.1.4-2. NEA 표준문제 참여자 및 전산코드

참여자	기관	전산코드
Antonio D'Angelo	ENEA, Italy	TIESTE-MINOSSE
Gert Van den Eynde	SCK-CEN, Belgium	SITHER-PKS
Kazafumi Tsujimoto	JAERI, Japan	EXCURS-M
Marcus Eriksson	RIT, Sweden	SASSYS/SAS4A
Michael Schikorr	FZK, Germany	SIM-ADS
Paul Coddington	PSI, Switzerland	TRAC-M/AAA
Paul Coddington	PSI, Switzerland	LOOP2
Pieter Wakker	NRG, Netherlands	TRAC (Modif. lead)
Ron Dagan	FZK, Germany	SAS4ADS
Yonghee Kim	KAERI, Korea	DESINUR

그림 3.1.4-3에는 초기 정상상태 노심의 온도분포를 비교하였으며, 3.1.4-4에서는 출구 냉각재의 온도변화 그리고 그림 3.1.4-5에서는 노심 중앙에서의 연료심의 온도변화를 비교하였다. 그림에서 보듯이, 모든 경우 DESINUR 코드의 결과는 전체적으로 다른 전산코드들의 평균적인 거동과 아주 유사함을 확인할 수 있었으며, 이로써 DESINUR 일점 노심모델의 타당성을 일차적으로 검증하였다.

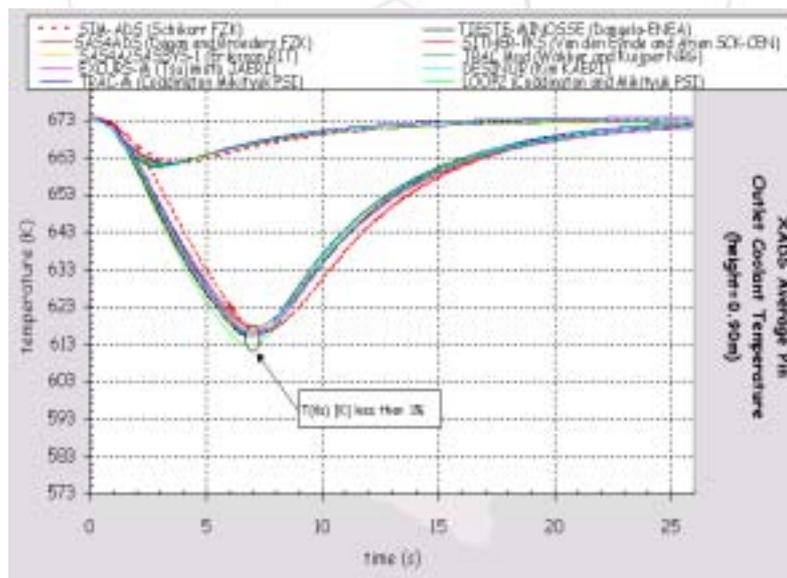


(a) 평균 연료봉

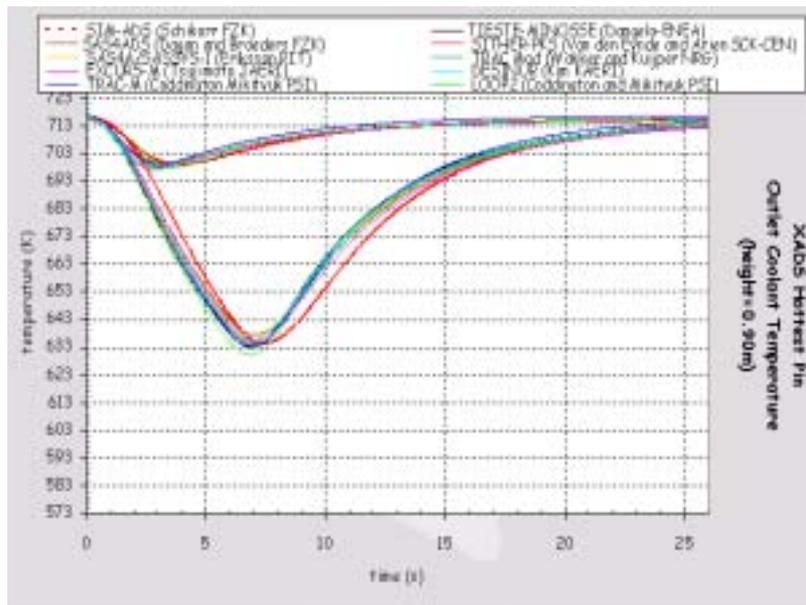


(b) 첨두출력 연료봉

그림 3.1.4-3. 초기 정상상태 온도 분포

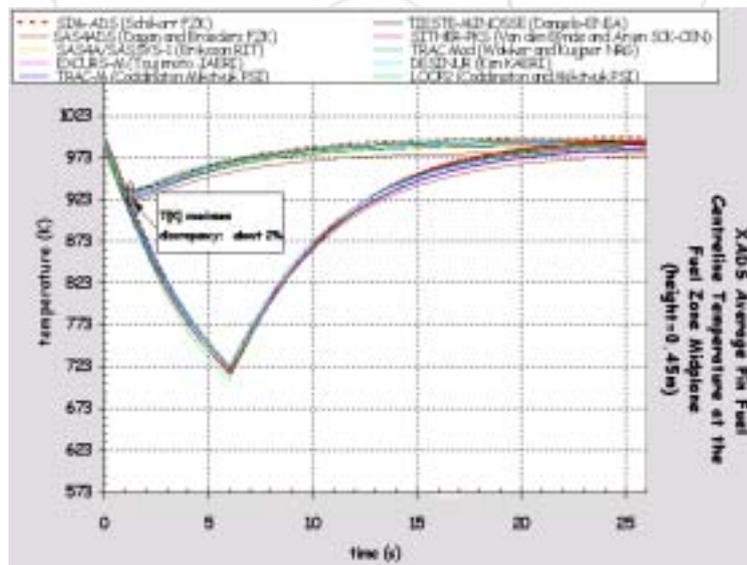


(a) 평균출력 연료봉

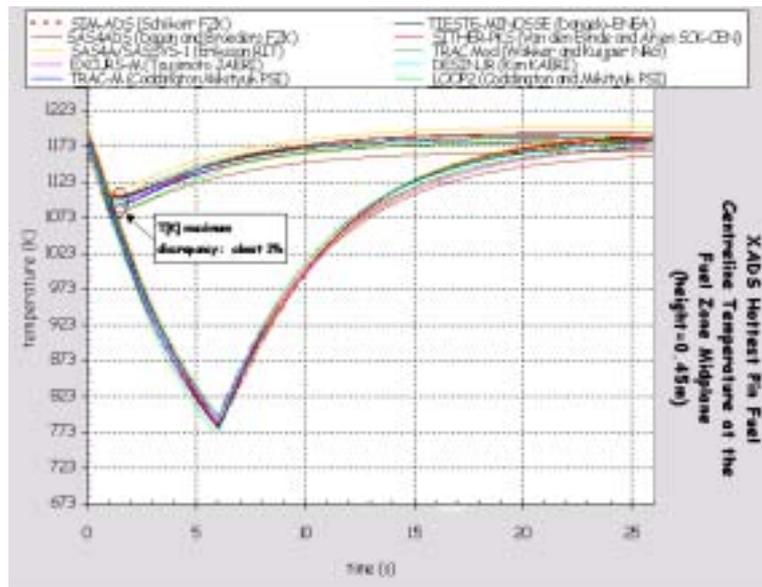


(b) 첨두출력 연료봉

그림 3.1.4-4. 출구 냉각재 온도



(a) 평균출력 연료봉



(b) 침두출력 연료봉

그림 3.1.4-5. 노심 Midplane에서 연료심 온도



다. 결정론적 전산코드 체계 확립

가속기 구동 HYPER 노심해석을 위한 결정론적 전산체계를 구축하였다. HYPER에 대한 연구 1단계에서는 노심설계 및 해석을 주로 확률론적 방법론에 기초한 MCNP와 국내에서 개발한 MC-CARD 전산코드를 사용하였다. 그러나 이들 코드는 너무나 긴 계산시간이 소요되고 특히 제한적인 계산능력 때문에 결정론적 방법론의 구축이 요구되었다. 한편 2단계 연구에서 미국 알콘 연구소와 공동연구를 통하여 기존의 결정론적 방법론이 HYPER와 같은 가속기구동 미임계 노심에 유용하게 적용될 수 있음을 확인하였고, 또한 알콘연구소에서 개발한 REBUS3/DIF3D 코드체계를 통하여 HYPER 노심해석을 수행한 바 있다.

알콘 연구소의 REBUS3/DIF3D 전산코드 체계는 원자력연구소내 액체금속로 개발 팀에서 이미 활용하고 있는 상황이다. 또한 액체금속로 팀에서는 장기간의 연구를 통하여 나름대로의 고속로 설계 전산체계를 구축하였다. 다만 그 동안 액체금속로팀에서 활용하였던 REBUS3/DIF3D 전산코드는 미임계 원자로의 노심해석을 유용하게 할 수 있는 버전이 아니었다. 그러나 2002년초 미임계 노심해석을 수행할 수 있는 REBUS3/DIF3D 버전을 OECD를 통하여 입수하였다. 기본적으로 액체금속로팀에서 구축한 전산체계는 고속로를 위한 것으로서 HYPER 노심설계에도 그대로 적용될 수 있는 것이었다. 따라서 효율적인 연구 활동을 위하여 액체금속로팀과 HYPER팀은 이미 구축된 액체금속로팀의 전산코드를 공유하고, 향후 전산코드의 개발 및 활용에 서로 협조하기로 결정하였다.

그림 3.1.4-6에는 현재 HYPER 노심설계를 위해서 사용하고 있는 결정론적 전산체계를 나타내었으며, 각 전산코드의 기능은 다음과 같다.

- NJOY : ENDF-B/VI와 같은 단면적 자료 처리 및 다군 자료 생성
- TRANSX : 물질조성에 따라서 새로운 단면적 자료 생성
- TWODANT : TRANSX 결과를 이용하여 노심의 스펙트럼 생산
- DIF3D : 주어진 노심 구성에 대하여 중성자속 계산
- REBUS3 : DIF3D의 결과로부터 노심연소 및 핵연료 관리 계산
- BETA-K : DIF3D 결과를 이용하여 노심의 동특성 인자 계산
- PERT-K : 노심 섭동이론 계산에 필요한 인자 생성
- ORIGEN : 핵연료 및 노심 구조물의 붕괴열 계산
- DESINUR : 일점 및 다차원(1,2,3) 노심 동특성 분석

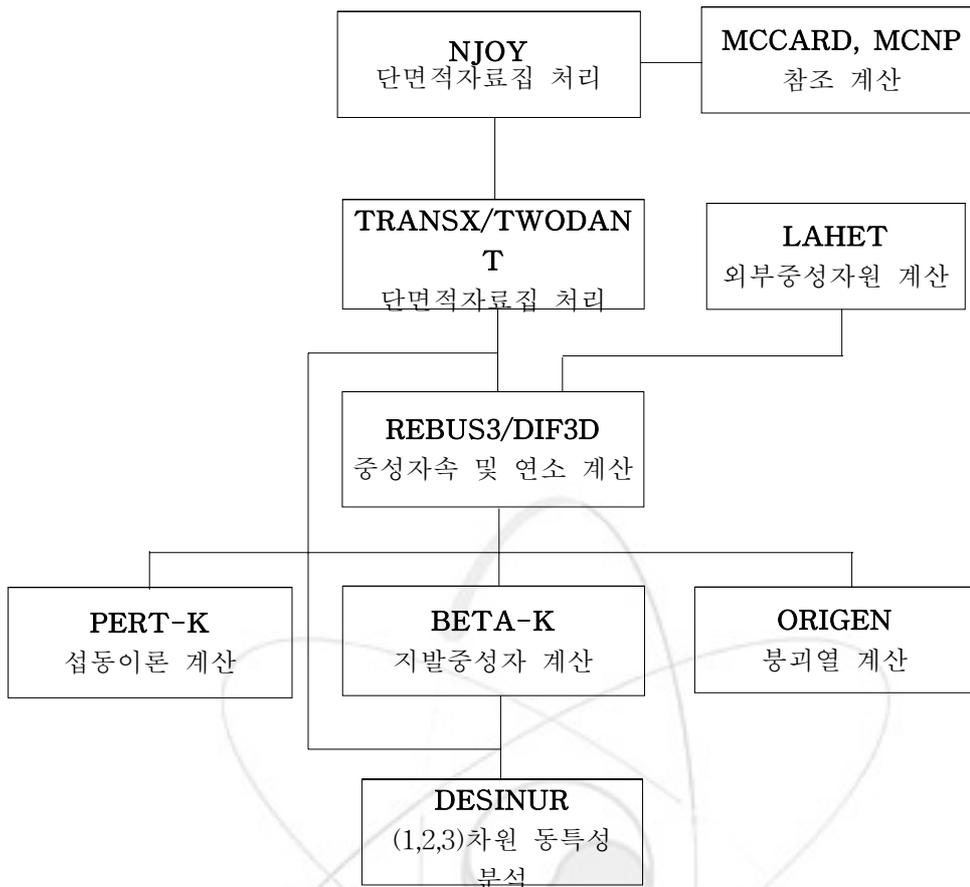


그림 3.1.4-6. HYPER 노심설계용 전산체계 현황

2단계 합금연료가 장진된 HYPER 노심의 설계 및 해석은 위의 결정론적 전산체계를 이용하여 수행되었다. 이 때 노심의 외부 중성자원은 확률론적 방법론에 기초한 LAHET 코드를 활용하여 독립적으로 계산되었다.

HYPER는 고에너지 양성자 빔에 의해서 생성된 핵파쇄 중성자를 외부 중성자원으로 이용하는 미임계 시스템이다. 결과적으로 정확한 노심분석을 위해서는 양성자의 핵파쇄 반응을 필두로 모든 관련된 핵반응을 모사해야 한다. 그러나 이러한 해석은 관련된 고에너지 단면적자료가 충분하지 않은 현재로서는 비현실적이다. 한편 미임계 노심에서 표적에서의 핵파쇄 중성자원의 생성과 이후 블랭킷에서의 중성자 증배는 물리적으로 분리가 가능하다. 따라서 먼저 LAHET 전산코드를 이용하여 핵파쇄 중성자원을 독립적으로 계산하고 결과로 얻어지는 핵파쇄 중성자를 외부선원으로 하여 미임계 노심해석을 수행하는 것이 가장 효율적인 방법이다.

위에서 기술하였듯이, HYPER 노심설계를 위해서 액체금속로팀의 기확립된 전산체계를 공동으로 활용하기로 하였다. 여기에는 물론 단면적 자료도 포함된다. 현재 액체금속로팀에서는 NJOY를 이용하여 ENDF-B/VI 자료를 처리하여 생성된 KAFAX-E66이라 명명된 단면적 자료를 이용하고 있다. KAFAX-E66은 150군 중성자와 12군 광자 자료로 구성되어 있으며, 중성자의 최대 에너지는 20 MeV이다. 한편 1 GeV의 양성자 빔을 이용하는 HYPER 노심에서는 에너지가 수 백 MeV 이상인 중성자도 생성하게 되며, 이론적

으로 1 GeV에 가까운 에너지를 갖는 중성자도 생성된다. 따라서 KAFAX 자료에 근거한 단순한 결정론적 전산체계의 활용은 노심해석 결과에 큰 오차를 유발할 수 있다.

20 MeV 이상의 높은 에너지를 갖는 중성자에 대한 단면적 자료를 생성하기 위한 연구가 해외에서 진행되고 있지만, 매우 제한적인 핵종에 대한 자료만이 현재 사용 가능한 상태이다. 특히 국내에서는 아직 이러한 연구가 본격적으로 진행되고 있지 않다. 결과적으로 본 연구에서는 고에너지 핵자료를 확보하는 대신에 고에너지 외부 중성자원을 동일한 효과를 가지는 20 MeV 이하의 저에너지 외부중성자원으로 변환하는 과정을 이용하기로 하였다. 이 방법의 기본 원리는 다음과 같다. 1 GeV의 양성자는 LBE 표적과 충돌하면서 다양한 에너지의 중성자를 방출한다. 이 때 생성된 중성자가 20 MeV 이상이면, 이 중성자에 의해서 생성되는 중성자가 20 MeV 이하가 될 때까지 계속해서 물리현상을 추적한다. 만약 모사 영역이 충분히 넓다면 최종적으로 20 MeV이하의 외부중성자원을 얻게 된다. 이렇게 구하여진 저에너지 외부중성자원을 기초로 노심해석을 하는 것은 본질적으로 고에너지 중성자를 이용한 기존의 해석과 거의 일치하는 결과를 제공한다.

위의 저에너지 외부 중성자원 방법의 타당성을 확인하기 위해서 LAHET 코드로 HYPER 표적을 대상으로 계산을 수행하여 표적의 외부표면에서의 중성자류의 스펙트럼을 검토하였다. 계산에 이용된 표적은 반지름 38 cm와 높이 100 cm의 실린더 형이다. 표적 표면에서의 중성자 스펙트럼을 검토한 결과 20 MeV 이상의 에너지를 갖는 중성자는 1.6% 이하로 나타났다. 만약 표적의 크기가 충분히 커지면 대부분의 중성자가 20 MeV 이하의 에너지를 갖게 된다. 결과적으로 이와 같은 저에너지 외부중성자원 방법을 이용하면 기존 KAFAX-E66 단면적 자료집을 HYPER 노심에서도 그대로 적용할 수가 있다. 현재 HYPER 노심의 설계는 위에서 기술한 방식으로 얻어진 저에너지 외부중성자원을 이용하여 설계되고 있다.

이론적으로 저에너지 중성자원을 사용하더라도, 활성노심 내부에서의 중성자속의 분포는 고에너지 경우와 거의 동일하다. 그러나 표적 중심부에서의 중성자속은 물리적인 중성자속 에너지 분포와 공간 분포에서 약간 다르게 나타난다. 하나의 예는, 표적 중심부에서 저에너지 외부중성자원에 기초한 중성자속은 고에너지 방법에서보다 약간 낮은 값을 가진다. 그러나 HYPER 노심에 대한 연구는 주로 활성노심의 설계에 주안점이 있으므로, 현재의 개념설계 단계에서는 저에너지 중성자원을 사용하더라도 노심설계 관점에서 큰 문제는 없다고 할 수 있다. 더욱이 표적 중심부에서의 중성자속 관련 문제점은 LAHET와 같은 전산코드의 결과를 이용하여 보정할 수 있다.

고에너지 외부중성자원과 저에너지원의 가장 큰 차이점은 양성자 하나당 생성되는 중성자의 개수이다. 고에너지원의 경우 1 GeV 양성자는 HYPER 표적에서 약 14개의 중성자를 생성하고, 이를 등가적인 저에너지 중성자로 변환하면 약 29개의 중성자가 생성된다. 고에너지 중성자원은 양성자 빔의 일차적인 핵반응에 의해서 생성되는 중성자로서 주로 표적의 중심부 쪽에 몰려있는 특성이 있으며, 상대적으로 저에너지 중성자원은 보다 넓게 퍼져있는 특성이 있다.

그림 3.1.4-7에는 HYPER 표적에 대하여 계산된 고에너지 외부중성자원과 저에너지 외부중성자원의 스펙트럼을 나타내었다. 고에너지 중성자원은 양성자 빔에 의해서 생성된 중성자만을 고려한 것이고, 저에너지원은 20 MeV 이상의 에너지를 가지고 생성된 중성자를 계속해서 모사하여 얻어진 것이다. 그림에서 보듯이, 저에너지 중성자원의 스펙트럼

이 상대적으로 연함을 확인할 수 있다. HYPER 표적의 특성상 저에너지 외부중성자원의 경우에도 20 MeV 이상의 에너지를 가지는 중성자가 약간 존재하나 그림에서는 무시하였다.

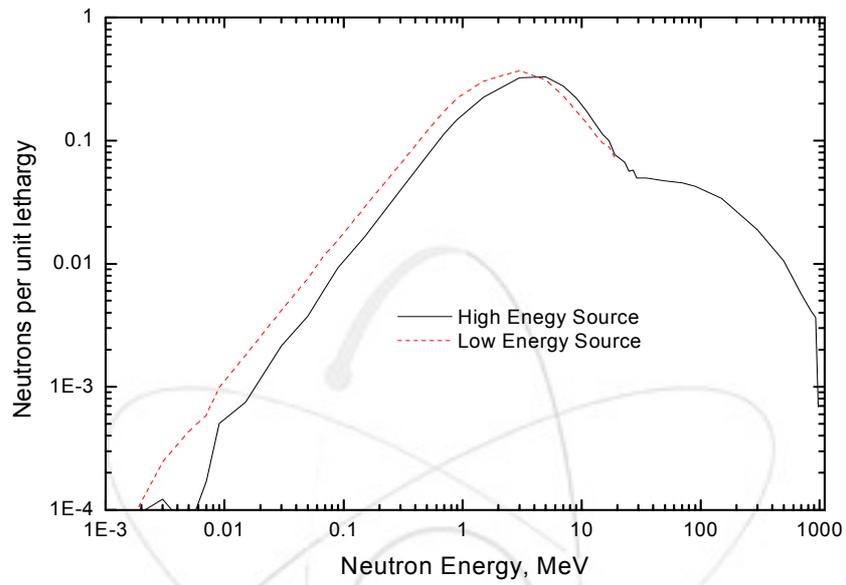


그림 3.1.4-7. HYPER 표적 외부중성자원 스펙트럼 비교

제 2 절 핵연료 기술

본 과제 1단계에서 핵연료 관련 연구는 HYPER의 노심 개념 확립에 필요한 핵연료의 개념을 설정하고 그 성능을 해석코드를 이용하여 분석하는 것이었다. 금속핵연료를 선정하여 분산형, 합금형에 대해서 코드를 개발하고 성능을 해석하였는데 분산형의 경우는 DIMAC, 합금형의 경우는 MACSIS-H라고 코드를 명명하였다. 본 보고서의 기술대상인 2단계 연구에서는 1단계에서 개발된 성능해석코드의 열전전도, 열팽창, swelling 등을 새로운 자료나 실험수행 결과를 이용해서 보완하였다.

그 외에 2단계에서는 핵연료 시편을 직접 제조해서 제조성을 알아보고 제조된 시편을 이용해서 금속핵연료의 열적특성, 반응특성 등과 같은 기본특성을 규명하는 실험도 수행하였다. TRU 시편을 취급할 수 없으므로 U를 이용한 모의시편을 제조하여 실험을 수행하였다.

1. 해석코드 보완 및 성능해석

가. 열전도도 모델 개선

3원계합금 열전도도 모델을 개선하기 위하여, U, Pu, Zr의 열전도도 모델 및 3원계합금 모델도출에 필요한 2원계합금 모델을 분석하였다. 이를 토대로 3원계합금 열전도도 모델을 도출하고 기존 열전도도 모델의 불합리성을 성능해석코드 내에 보정하였으며, 합금형 및 분산형 연료심의 열전도도를 분석하였다.

(1) U, Pu, Zr 열전도도 모델

U과 Zr의 열전도도는 실험값[12, 13]을 바탕으로한 다음과 같은 모델식[14, 15]을 사용하고 있다.

$$K_U = 21.73 + 1.591 \times 10^{-2}T + 5.907 \times 10^{-6}T^2 \quad (3.2.1-1)$$

(255.4 ≤ T ≤ 1173.2K)

$$K_{Zr} = 8.8527 + 7.0820 \times 10^{-3}T + 2.5329 \times 10^{-6}T^2 + 2.9918 \times 10^3 T^{-1}$$

(298 ≤ T ≤ 2000K) (3.2.1-2)

여기서 K는 열전도도 (W/mK), T는 절대 온도 (K)이다.

Pu의 경우, 온도가 100K 근처인 α-Pu에 대한 열전도도 자료만 측정되어 있기 때문에, 그 이상의 온도 구간에서는 전기전도도와 열전도도의 관계를 나타내는 Wiedemann-Franz-Lorentz 법칙 ($k = LT/\rho$)을 사용하여 열전도도를 도출하였다[16]. 여기서 ρ는 비저항, L은 로렌츠 상수이다. Pu의 비저항 값은 온도의 상승에 따라서 감소하나 ε상에서는 반대로 증가하므로, ε상을 기점으로 두 부분으로 구분하였다.

$$K = 8 \times 10^{-9}T^2 + 1.86 \times 10^{-5}T + 9.49 \times 10^{-5} \quad (3.2.1-3)$$

(395 ≤ T ≤ 723K)

$$K = 2.14 \times 10^{-5} T + 3.46945 \times 10^{-18} \quad (3.2.1-4)$$

$$(724 \leq T \leq 913K)$$

그림 3.2.1-1은 온도에 따른 U, Pu, Zr의 열전도도를 나타낸다. 그림에 나타난 바와 같이 방정식 (3.2.1-3), (3.2.1-4)에 의한 Pu의 열전도도는 방정식 (3.2.1-5)와 같이 Pu에 소량의 Al을 첨가한 Pu-1Al의 열전도도와 유사한 값을 갖는 것으로 분석되었다.

$$K_{Pu-1Al} = 1.213 + 2.018 \times 10^{-2} T + 2.857 \times 10^{-6} T^2 \quad (3.2.1-5)$$

$$(373 \leq T \leq 873K)$$

(2) 이원합금 열전도도 모델

(가) U-Zr 열전도도 모델

기존의 U-Zr 이원합금의 열전도도 식은 다음과 같다.

$$K = A + BT + CT^2 \quad (3.2.1-6)$$

여기서 $A = 17.5 (1 - 2.23 x_{Zr}) / (1 + 1.61 x_{Zr})$

$$B = 1.54 \times 10^{-2} (1 + 0.06 x_{Zr}) / (1 + 1.61 x_{Zr})$$

$$C = 9.38 \times 10^{-6}$$

x_{Zr} : Zr의 무게 분율 (wt%)

T : 온도 (K)

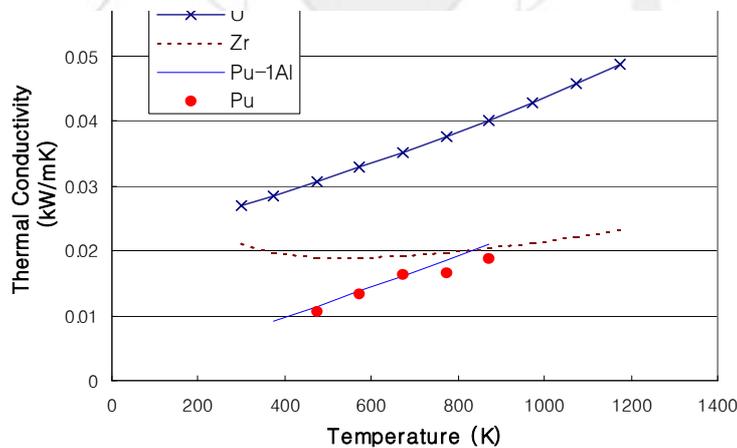


그림 3.2.1-1. U, Pu, Zr 및 Pu-1wt%Al의 열전도도

그러나 방정식 (3.2.1-6)은 U 함량이 50wt% 이상인 U-Zr 합금의 실험값을 바탕으로 만들어진 식이기 때문에 그림 3.2.1-2에서 보는 바와 같이 Zr이 100wt%의 경우 실험값보다 열전도도가 훨씬 낮아지게 된다.

이에 따라 U, Zr과 U-Zr 합금의 열전도도 실험값을 고려하여 모든 Zr 함량에 사용가능한 열전도도 방정식이 도출되었다[15].

$$K_{Zr-U} = (1 - \sqrt{1 - x_{Zr}})K_{Zr} + \sqrt{1 - x_{Zr}}\{x_{Zr}k_{c,U} + (1 - x_{Zr})K_U\} \quad (3.2.1-7)$$

여기서 x_{Zr} : Zr의 무게분율 (wt%)

K_U, K_{Zr} :우라늄과 지르코늄의 열전도도

$k_{c,U}$: alloying effect를 고려하여 식을 보정한 값

$$k_{c,U} = -102.0 + 200.1x_{Zr} - 109.2x_{Zr}^2 + 9.435 \times 10^{-3}T + 3.459 \times 10^{-5}T^2 - 0.02093x_{Zr}T$$

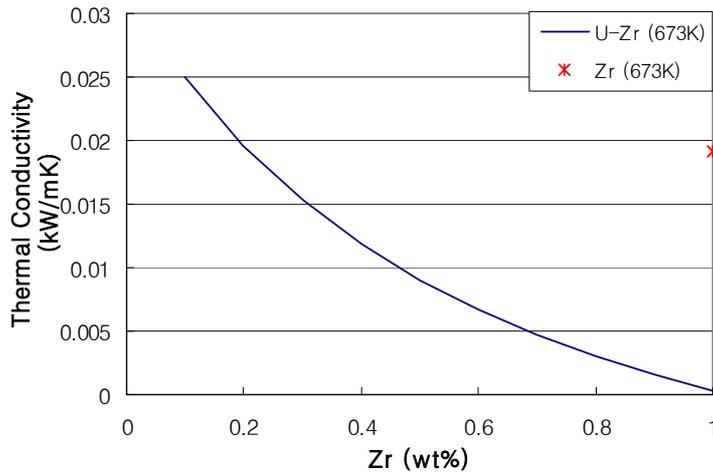


그림 3.2.1-2. 기존 U-Zr 열전도도 모델식을 이용한 Zr 함량에 따른 열전도도 변화

그림 3.2.1-3은 Zr 함량에 따른 U-Zr 합금의 열전도도를 나타낸다.

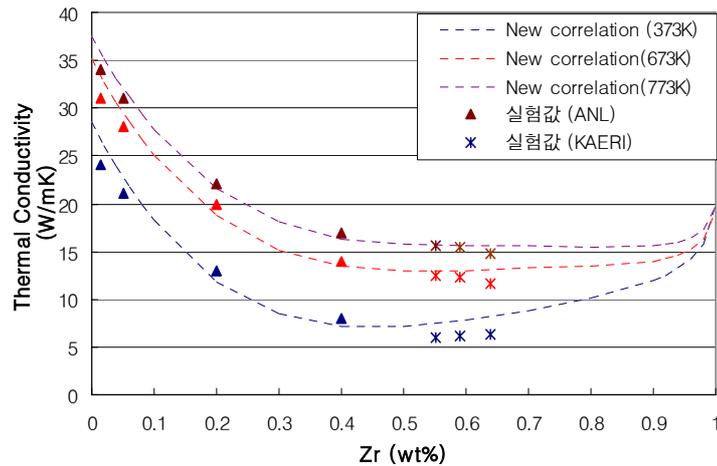


그림 3.2.1-3. U-Zr 열전도도 실험값과 모델식에 의한 열전도도 비교

기존 실험 자료 및 KAERI에서 실험한 U-55Zr, U-59Zr, U-64Zr의 열전도도와 비교한

결과, 식 (3.2.1-7)의 결과는 모든 Zr 함량에 대해 사용가능하다고 평가되었다.

(나) U-Pu 열전도도 모델

U-Pu의 경우에는 현재까지는 U-10wt%Pu의 열전도도 실험값만이 있을 뿐이다. 이에 따라 U-Pu의 열전도도 모델을 도출하기 위하여 두개의 상이 혼합된 경우의 열전도도를 구하는 식으로 Landauer가 제안한 다음 식을 이용하였다[17].

$$K = \frac{1}{4} [A + (A^2 + 8k_1 k_2)^{\frac{1}{2}}] \quad (3.2.1-8)$$

여기서 $A = (3v_1 - 1)k_1 + (3v_2 - 1)k_2$,

K_1, K_2 : 혼합물을 이루는 각 상의 열전도도

V_1, V_2 : 각 상의 부피 분율

그러나 식 (3.2.1-8)을 혼합물이 아닌 합금에 적용할 경우에는 열전도도 상한값으로 고려하는 것이 적절하다. 왜냐하면 합금의 경우에는 다른 원소가 첨가됨으로써 순수한 금속보다 열전도도가 낮아지는 Alloying Effect가 생기기 때문이다.

그림 3.2.1-4는 U-10wt%Pu의 열전도도를 (3.2.1-8)식으로 계산한 값과 실험값을 비교한 것이다. (3.2.1-8)식으로 계산된 열전도도 값이 Alloying Effect를 고려하지 않아 실험값보다 약간 높게 나옴을 알 수 있다.

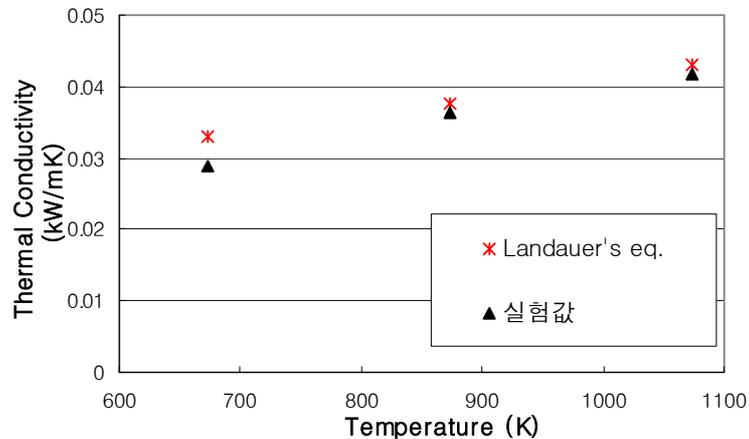


그림 3.2.1-4. U-10wt%Pu의 실험값과 Landauer식에 의한 계산값 비교

(다) Pu-Zr 열전도도 모델

Pu-Zr 이원합금의 열전도도는 현재까지는 실험 자료가 없는 실정이다. 따라서 상태도 상의 $\delta - Pu$, $\alpha - Zr$, $(\delta - Pu) + (\alpha - Zr)$, $(\epsilon - Pu, \beta - Zr)$ 네 가지 영역으로 나누어서 다음과 같이 도출된 열전도도를 이용하였다[15].

$\delta - Pu$ Phase

$\delta - Pu$ 은 약 40wt% 정도의 Zr 고용한도를 갖고 있으므로, 유사한 합금경향을 갖는 U-Mo 이원합금을 이용하였다. 즉 $\delta - Pu$ 내에 용해되는 Zr의 영향도 $\gamma - U$ 과 Mo의 경우와 같다고 가정한 상태에서 도출된, Zr 함량에 따른 $K_{\delta - Pu}/K_U$ 비로 감소되는 다음과 같은 열전도도식을 이용하였다.

$$K_{\delta - Pu(Zr)} = (1 - \sqrt{1 - x_{Pu}})K_{\delta - Pu} + \sqrt{1 - x_{Pu}}k_{c,Zr} \quad (3.2.1-9)$$

$$(540 \leq T \leq 870K)$$

여기서 x_{Pu} : Pu 무게분율 (wt%)

$K_{\delta - Pu}$: 식 (3.2.1-5)로 계산한 Pu 열전도도

$$k_{c,Zr} = 29.469 - 118.811x_{Pu} + 88.893x_{Pu}^2 + 0.0117T$$

$$+ 1.922 \times 10^{-5}T^2 - 0.00716x_{Pu}T$$

$\alpha - Zr$ Phase

$\alpha - Zr$ 도 약 20wt% 정도의 Pu 고용한도를 갖는다. 이 상에서도 $\delta - Pu$ 과 같은 방법으로 도출된 열전도도 식을 이용하였다.

$$K_{\alpha - Zr(Pu)} = (1 - \sqrt{1 - x_{Zr}})K_{Zr} + \sqrt{1 - x_{Zr}}k_{c,Pu} \quad (3.2.1-10)$$

여기서 x_{Zr} : Zr 무게분율 (wt%)

K_{Zr} : 식(3.2.1-2)로 계산한 Zr 열전도도

$$k_{c,Pu} = 30.57 - 82.301x_{Zr} + 71.456x_{Zr}^2 + 0.01895T$$

$$+ 8.111 \times 10^{-6}T^2 - 0.02453x_{Zr}T$$

$(\delta - Pu) + (\alpha - Zr)$

두 개의 상 $\delta - Pu$ 와 $\alpha - Zr$ 이 존재하는 이 영역의 열전도도는 Landauer가 제시한 식 (3.2.1-8)에 의해 계산할 수 있다. 각 상의 무게 분율은 지렛대 법칙을 이용하여 계산하고 부피분율은 식 (3.2.1-11)에 의해 결정된다.

$$v_{\delta - Pu} = \frac{\rho_{\alpha - Zr} x_{\delta - Pu}}{\rho_{\delta - Pu} - (\rho_{\delta - Pu} - \rho_{\alpha - Zr}) x_{\delta - Pu}} \quad (3.2.1-11)$$

여기서 $v_{\alpha - Zr} = 1 - v_{\delta - Pu}$

x : 무게 분율

ρ : 밀도

$(\epsilon - Pu, \beta - Zr)$ Phase

높은 온도구간에서 나타나는 $(\epsilon - Pu, \beta - Zr)$ 상은 U-Zr 열전도도식 (3.2.1-7)을 이용하여 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$K_{\epsilon - Pu, \beta - Zr} = (1 - \sqrt{1 - x_{Zr}})K_{Zr} + \sqrt{1 - x_{Zr}}\{x_{Zr}k_{c, Pu, Zr} + (1 - x_{Zr})K_{\epsilon - Pu}\} \quad (3.2.1-12)$$

여기서 $K_{\epsilon - Pu}$: 식(5)로 계산한 플루토늄의 열전도도

$$k_{c, Pu, Zr} = -98.806 + 147.895x_{Zr} - 26.883x_{Zr}^2 + 0.0512T + 8.699 \times 10^{-6}T^2 - 0.0601x_{Zr}T$$

(3) 삼원합금 열전도도 모델

삼원계 합금의 열전도도를 유추하기 위해 그림 3.2.1-5와 같이 조성과 열전도도의 관계를 가정한다. 삼각형을 I-IV의 네 가지 영역으로 나누면 I, II, III 영역에서는 하나의 원소가 주요 성분이 되며 그 성분의 격자 자리에 불순물 원자가 대체된 고용체로 나타낼 수 있다. 선분 BC에 평행한 선분 MN위의 모든 점에서는 전체 불순물의 농도가 일정하며 그 위의 점 K의 위치에 따라 불순물 B와 C의 농도비는 달라진다. 끝점 M에서는 불순물 C의 농도가 0 ($a_c = 0$, 원자분율)이 되어 삼원계가 열전도도 K_{AB} 를 갖는 이원계로 줄어드는 것으로 나타낼 수 있으며, 다른 끝 점 N에서도 마찬가지이다.

주요성분 A의 격자자리에 C 원자가 대체되면서 발생하는 교란이 B원자에 의한 것보다 더 크다면 열전도도는 K_{AC} 가 K_{AB} 보다 낮을 것이라고 가정할 수 있다. 또한 A의 격자자리에 B와 C 원자가 모두 대체될 경우에도 이로 인한 교란이 이원계일 때보다 크다면 열전도도는 K_{ABC} 가 K_{AC} 나 K_{AB} 보다 더 낮을 수 있다[18].

이러한 가정으로 삼원계 열전도도 K_{ABC} 를 이원계 AB와 AC의 열전도도 K_{AB} , K_{AC} 와 각각의 부피분율 v_{AB} , v_{AC} 을 사용하면 식 (3.2.1-13)과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_{ABC} = K_{AB}v_{AB}^2 + K_{AC}v_{AC}^2 + 4v_{AB}v_{AC}\frac{K_{AB}K_{AC}}{K_{AB} + K_{AC}} \quad (3.2.1-13)$$

$$\text{여기서 } v_{AB} = \frac{a_A a_B}{a_A a_B + a_A a_C + a_B a_C} \quad (3.2.1-14)$$

$$v_{AC} = \frac{a_A a_C}{a_A a_B + a_A a_C + a_B a_C}$$

$$v_{BC} = 1 - v_{AB} - v_{AC}$$

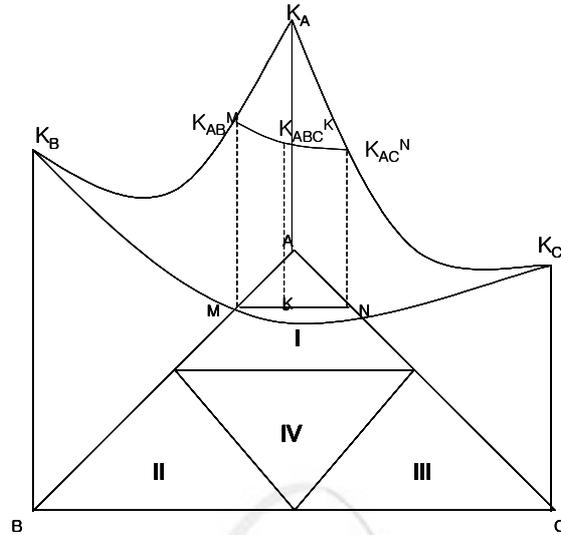


그림 3.2.1-5. 삼원계 고용체의 조성 및 열전도도와와의 관계

(4) HYPER 연료에의 적용 및 타당성 검토

HYPER 연료의 조성은 미입계의 경우 60(11.7wt%U-88.3wt%TRU)- 40wt%Zr과 같이 Zr 함량이 매우 크다. 이는 전형적인 고속로 연료인 U-(17~18wt%)TRU-10wt%Zr과는 크게 다르다. 기존의 10wt%Zr내외 함량의 합금에 대해서는 식 (3.2.1-15)이 사용된다.

$$K = A + BT + CT^2 \tag{3.2.1-15}$$

$$A = 17.5 [(1 - 2.23 x_{Zr}) / (1 + 1.61 x_{Zr}) - 2.62 x_{Pu}]$$

$$B = 1.54 \times 10^{-2} [(1 + 0.06 x_{Zr}) / (1 + 1.61 x_{Zr}) + 0.9 x_{Pu}]$$

$$C = 9.38 \times 10^{-6} (1 - 2.70 x_{Pu})$$

그러나 HYPER 연료의 열전도도는 (3.2.1-15)식을 이용할 경우 열전도도가 음의 값을 나타내기 때문에 사용할 수 없다.

그림 3.2.1-6은 U-19Pu-10Zr의 열전도도를 새로이 도출된 (3.2.1-13)식으로 계산하여 기존 모델과 비교한 결과를 나타내며, 새로이 도출된 열전도도 모델값이 기존 모델값과도 일치하는 것으로 평가되었다. 또한 U-10Pu의 열전도도가 673K와 873K에서 각각 0.0289, 0.0364 kW/mK로 U-10Zr의 0.0250, 0.0305 kW/mK보다 높으며 U-10Zr에 Pu이 첨가된 삼원 합금의 경우 더 낮은 열전도도 값을 가질 것으로 예상되어 그림 3.2.1-6의 결과는 타당한 것으로 평가된다.

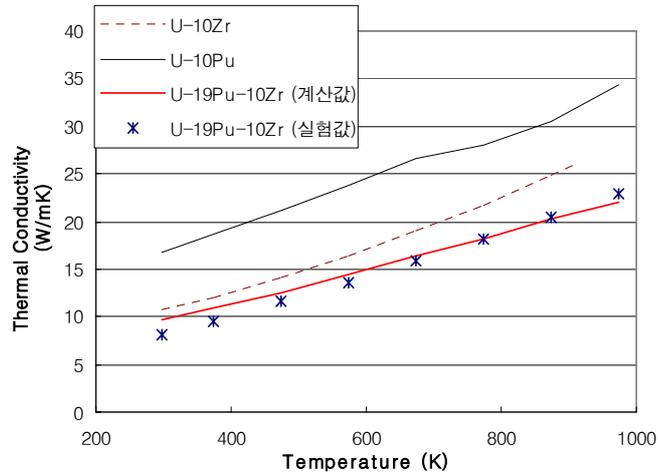


그림 3.2.1-6. U-19Pu-10Zr 실험값을 이용한 삼원계 열전도도 모델 검증

그림 3.2.1-7은 Crawford에 의해 예상된 Pu-28Zr 및 U-15Pu-7Zr의 열전도도 값과 새로운 모델식으로 계산한 값을 비교한 것이다. 새로운 모델로 계산된 Pu-28Zr 값은 저온과 고온 영역으로 나누어지지만, Crawford에 의해 예상된 값과 유사하였다. 또한 U-15Pu-7Zr보다 Zr의 함량이 많은 U-15Pu-28Zr의 열전도도 값이 더 낮았으며 열전도도가 U-28Zr, U-15Pu-28Zr, Pu-28Zr의 순서로 낮아지기 때문에 새로운 모델은 모든 범위의 Zr 함량에서도 타당하다고 평가된다.

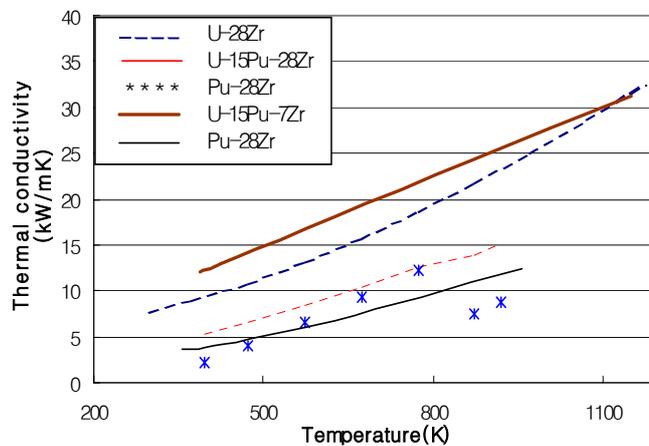


그림 3.2.1-7. Crawford 예상값 및 삼원계 열전도도 모델 값 비교

그림 3.2.1-8은 HYPER에 사용되는 핵연료의 열전도도를 새로이 도출된 모델을 사용하여 나타낸 결과이다.

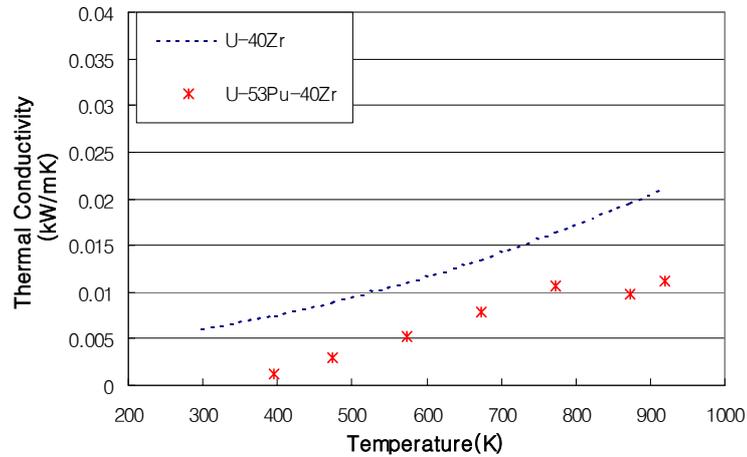


그림 3.2.1-8. 60(11.7wt%U-88.3wt%Pu)-40wt%Zr의 열전도도

U-Zr 이원합금에 Pu이 첨가됨에 따라 열전도도가 감소한다는 것은 타당한 결과로 평가 하지만 아직 이에 대한 실험평가는 이루어지지 않고 있다. 그러나 열전도도를 보수적으로 고려할 경우 새로이 도출된 HYPER 핵연료의 열전도도는 타당하다고 평가된다.

나. 열팽창 모델

분산형 연료봉 성능해석코드 DIMAC[19]의 열팽창 모델을 개선하기 위하여 유효 열팽창 계수 개념을 도입하고 분산형 연료의 열팽창 계수를 개선한 후, 열응력을 분석하였다.

(1) 분산형연료 열팽창 계수 개선

Pu 물성치중 ANL-W로부터 입수한 Pu 열팽창 계수[20] (표 3.2.1-1) 및 Pu Lattice Parameter[20]를 분산형성능해석 코드 DIMAC 내에 보완하였다. 또한 DIMAC 코드내에 열팽창 등에 의해 응력에 영향을 미치는 경계조건을 개선하였다.

코드 보완 결과 열팽창계수 적용범위 (그림 3.2.1-9)에 따라 변위차 가 발생하였으며 (그림 3.2.1-10), 또한 경계조건 개선 및 격자상수, 열팽창 계수 개선으로 변위가 감소하였다 (그림 3.2.1-10). 이와 같이 물성특성이 연료봉 성능해석에 미치는 영향이 상당히 크기 때문에, 정확한 연료봉 성능해석을 위해서는 실험검증 및 데이터 확보가 매우 중요한 요소이다.

표 3.2.1-1. Pu 열팽창계수

Phase	Coef. (10^{-6})	Temp. $^{\circ}\text{C}$
α	67	80-120
β	41	160-200
γ	35	220-280
δ	-8.6	340-440
ϵ	15	490-550

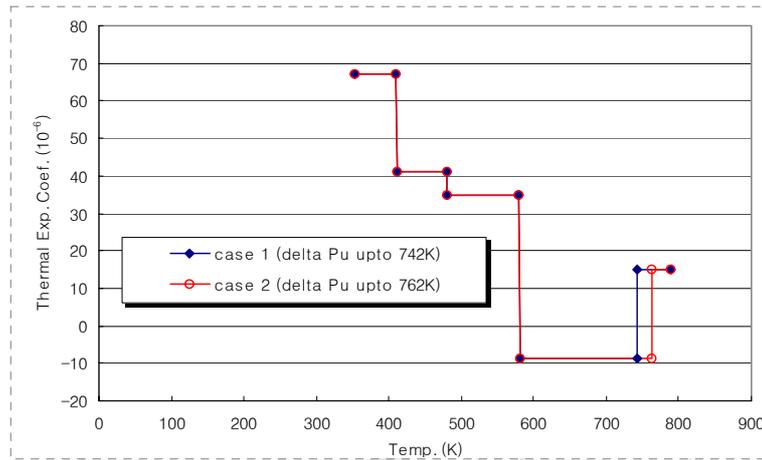


그림 3.2.1-9. Pu 열팽창 계수 적용 범위

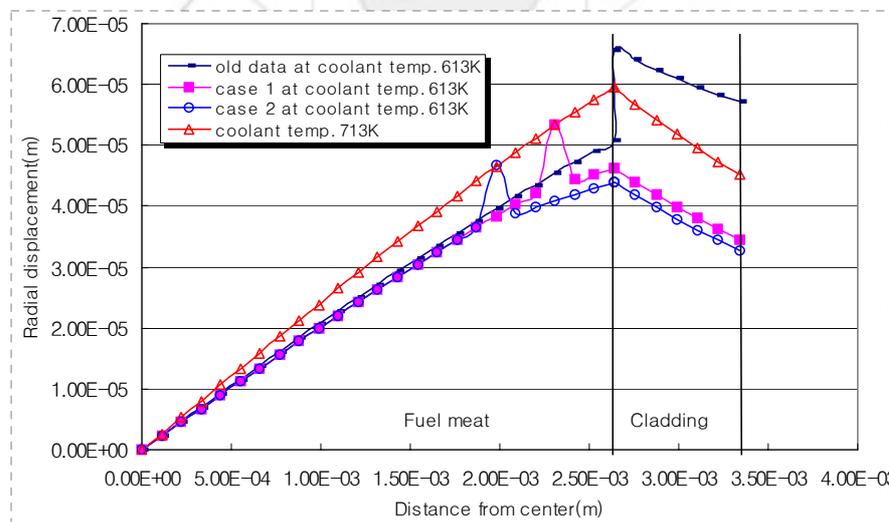


그림 3.2.1-10. 반경방향 변위

또한 기존의 열팽창 모델은 단순히 입자와 기지간의 열팽창계수를 혼합한 Simple Mixture Law를 사용하였다. 그러나 열팽창 계수에 대한 최대/최소치가 존재하므로, Simple Mixture Law보다는 더 보수적인 모델

이 필요하게 된다. 이에 따라 아래와 같은 유효 열팽창계수 개념을 도입하였다[21].

$$\alpha = \alpha_1 + (\alpha_1 - \alpha_2) \frac{(1/K) - (1/K_2)}{(1/K_1) - (1/K_2)} \quad (3.2.1-16)$$

여기서 α : 열팽창계수
 K : 유효 bulk modulus
 K_1 : 기지의 bulk modulus
 K_2 : 입자의 bulk modulus

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (3.2.1-17)$$

여기서 E : Young's Modulus
 ν : Poisson's ratio

분산형 연료봉에 사용되는 입자의 Young's Modulus 및 Poisson's ratio는 표 3.2.1-2와 같다.

표 3.2.1-2 분산형 연료심 입자의 Young's Modulus 및 Poisson's ratio

	U-Zr	U-TRU-Zr
E	$E_u[(1+0.17W_z)/(1+1.34W_z)] \times [1-1.06(T-588)/T_{mu}]$	$E_u[(1+0.17W_z)/(1+1.34W_z)-W_p] \times [1-1.06(T-588)/T_{mu}]$
ν	$\nu_u[(1+3.4W_z)/(1+1.9W_z)] \times [1+1.2(T-588)/T_{mu}]$	$\nu_u[(1+3.4W_z)/(1+1.9W_z)] \times [1+1.2(T-588)/T_{mu}]$

여기서 E_u : 588K에서의 순수 U의 Young's Modulus
 ν_u : 588K에서의 순수 U의 Poisson's ratio
 T_{mu} : 순수 U의 용융점

또한 유효 bulk modulus는 다음과 같은 상하한치를 가지게 된다.

$$K_{lower} = K_1 + \frac{f_2}{\frac{1}{(K_2 - K_1) + 3f_1/(3K_1 + 4G_1)}} \quad (3.2.1-18.a)$$

$$K_{upper} = K_2 + \frac{f_1}{\frac{1}{(K_1 - K_2) + 3f_2/(3K_2 + 4G_2)}} \quad (3.2.1-18.b)$$

여기서 f : 각 상의 부피분율
 G : shear modulus

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3.2.1-19)$$

(2) 개선된 열팽창모델에 의한 영향

(가) U-Pu-Zr 분산형 연료의 열팽창 계수 비교

Simple Mix Law 및 유효 열팽창 계수 모델을 이용하여 U-Pu-Zr 분산형 연료의 열팽창 계수를 비교하였다 (그림 3.2.1-11).

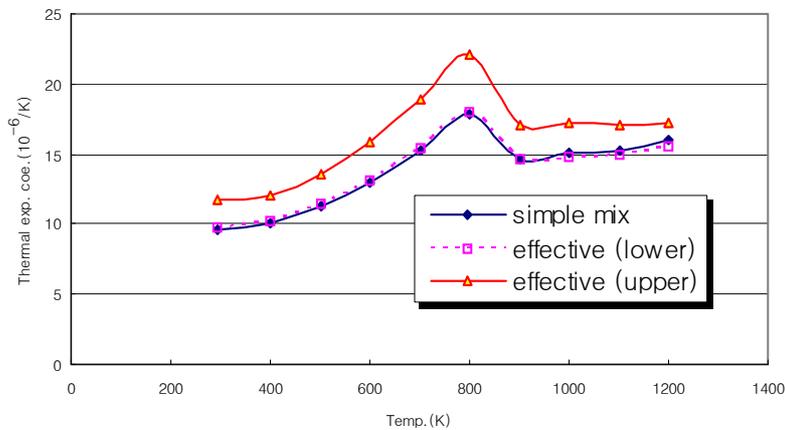


그림 3.2.1-11. U-Pu-Zr 분산형 연료의 열팽창 계수 비교

Simple Mix Law에 의한 열팽창 계수는 유효 열팽창 계수의 최소치와 거의 동일하게 나타났다. 이에 따라 열팽창계수 모델은 유효 열팽창 계수의 최대치를 도입하여 (U-Pu-Zr)-Zr 분산형 연료의 열팽창을 보수적으로 분석하는 것이 타당한 것으로 평가된다.

(나) U-Pu-Zr 분산형 연료의 열팽창계수에 의한 변형을 비교

분산형연료는 합금형연료와는 달리 U-TRU-Zr 입자의 열팽창계수가 Zr 기지보다 크기 때문에 열팽창차이에 의한 변형이 심하게 나타날 확률이 있다.

그림 3.2.1-12. 분산형 연료의 응력 요소 비교

이에 따라 운전온도 영역에서 분산형연료 성능해석 코드인 DIMAC 코드를 이용하여 변형율을 분석하였다. 그림 3.2.1-12는 분산형연료봉 변형율에 영향을 미치는 요소별로 변형율을 나타낸 것이다. 그러나 현재까지 실험자료의 부족 등으로 인하여 α Phase Zr 상태는 고려되지 않았다.

코드 분석 결과, 열팽창에 의한 변형율이 연료심 팽윤에 이어 두번째 중요한 요소로 평가되었다. 그러나 연료심 팽윤은 연소도에 따라 선형적으로 증가하지만, 열팽창에 의한 변형율은 연소도에 따라 거의 일정한 값을 가지게 된다. 따라서 연소초기에 건전성을 유지할 수 있다면 양립성을 유지하게 되므로 열팽창차이에 의한 변형율은 수용가능한 것으로 분석되었다.

그림 3.2.1-13은 본 연구에서 도출된 유효 열팽창 계수 최대치를 DIMAC 코드에 대입하여 분산형 연료봉에 미치는 열팽창에 의한 열응력을 분석한 결과이다.

그림에 나타난 바와 같이 전체적으로 열응력 생성의 주요 요인은 핵분열 가스지만, 최대 최소 열팽창 계수치에 의한 상대적인 열응력 차이도 약 10%로 평가되었다. 이에 따라 분산형연료 건전성을 보수적으로 평가하기 위해서는 최대 열팽창 계수를 사용하는 것이 타당하다고 평가된다.

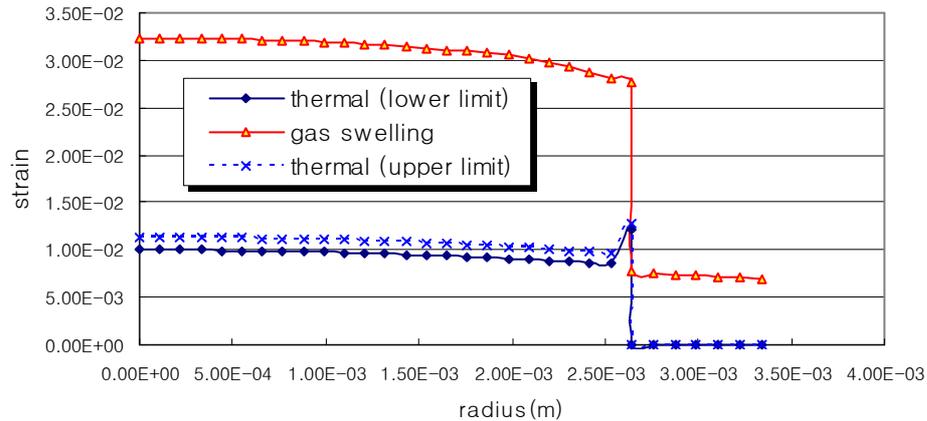


그림 3.2.1-13. 연소도 15at%에서 열팽창계수에 의한 열응력 비교

다. Swelling 모델 (He 포함)

TRU 함유 핵연료에서 연료봉 건전성에 큰 영향을 미칠 수 있는 ^{241}Am 에 의한 He 생성 및 방출을 포함하는 Swelling 모델을 개발하기 위하여, He 생성 및 방출 모델을 설치한 후, 합금형 및 분산형 연료의 swelling을 평가하였다.

(1) He 생성량 계산

기존의 연료에서는 Am을 고려하지 않았기 때문에 핵연료 성능코드내의 핵분열 생성가스 방출모델에서 Am에 의한 He 생성을 고려치 않았다. 그러나 HYPER 핵연료에는 Am이 함유되어 있기 때문에, 핵분열 생성가스 방출 및 swelling 모델에서 ^{241}Am 에 의한 He의 생성량 고려가 필요하게 된다[22].

표 3.2.1-3은 ^{241}Am 1g당 생성되는 He양을 계산한 결과이다[22]. 표에 나타난 바와 같이 ^{241}Am 1 g당 165일마다 약 50 ml의 He이 방출된다고 평가되었다.

표 3.2.1-3. He 생성량

Data Point	Specific He Generation (ml/g ²⁴¹ Am transmuted)
X501	39-45
SUPERFACT-1	33-63
EFTTRA-T4	45-60
Na point design (ORIGEN)	58
Pu-6Am-40Zr (ORIGEN)	47.2
Pu-20Am-40Zr (ORIGEN)	46.8
Am-20Pu-40Zr (ORIGEN)	46.6

이에 따라 HYPER 합금형 및 분산형 연료봉에 함유되는 ²⁴¹Am의 양을 계산한 후, 합금형 연료봉 성능해석코드 MACSIS-H[23]와 분산형 연료봉 성능해석코드 DIMAC에 He 생성효과를 삽입하였다.

HYPER 핵연료봉 1개당 발생하는 He의 생성량은 표 3.2.1-4와 같다.

표 3.2.1-4. HYPER 연료심의 Am-241 Weights 및 He 생성율

Fuel Type	²⁴¹ Am Weight (g)	He Generation Rate (ml/day)
U-TRU-60Zr Alloy	3.4	1.03
TRU-60Zr Alloy	3.8	1.15
(U-TRU-10Zr)-55Zr Dispersion	4.5	1.36
(TRU-10Zr)-55Zr Dispersion	5.1	1.55

(2) He 생성 및 방출 모델 설치

합금형 연료봉 성능분석을 위한 MACSIS-H에서는 생성되는 핵분열 가스량에 He 가스량을 포함시킨 후 핵분열가스 방출량을 계산하도록 하였다. 즉 합금형 연료봉의 경우 1일마다 약 1.03~1.15 ml 정도가 발생한

다고 가정하여, MACSIS-H의 핵분열 생성가스 생성모듈에 첨가하였다. 이때 Am 농도는 연소도에 따라 줄어 들더라도 보수적으로 일정하다고 가정하여 He 생성량을 계산하였다.

분산형 연료봉 성능분석을 위한 DIMAC에서는, 분산형 연료봉내에서는 핵분열가스 방출이 없다고 가정하기[24] 때문에 생성된 He 가스량을 부피변화량에 다음과 같이 추가로 입력하였다.

$$V_{uc}/V_{uc} = (V_{sp} + V_b)N_{tp} + VT_{Zr} + V_{ip} + V_{He} \quad (3.2.1-20)$$

V_{uc} : the unit volume of the fuel meat

V_{sp} : the volume of a fuel particle which is treated as an equivalent sphere of uniform size characterized by a single equivalent radius

V_b : the volume increase per fuel particle due to the accumulation of gas bubble considering the bubble size distribution

N_{tp} : the number of TRU-Zr fuel particles per unit volume of fuel

VT_{Zr} : the volume of Zr-matrix per unit fuel meat volume

V_{ip} : the initial porosity per unit volume of the fuel

V_{He} : the volume increase per 1 g of ^{241}Am

(3) He 생성효과 분석

U-TRU-Zr 합금형 연료에서 ^{241}Am 에 의한 He이 생성될 때와 이를 고려하지 않은 경우에 생성되는 가스량을 비교하면 그림 3.2.1-14와 같다.

그림에 나타난 바와 같이 연료봉에 함유된 Am의 양은 비록 적지만, 생성되는 He 가스의 양은 기존에 생성되는 핵분열 생성가스 양과 비교하여 무시할 수 없는 양으로 분석되었다.

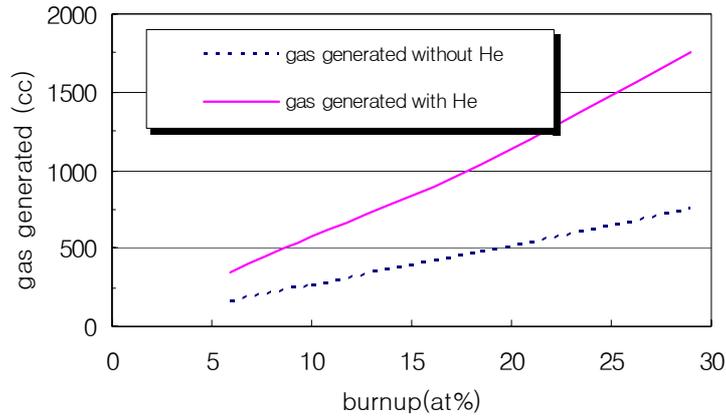


그림 3.2.1-14. He 생성을 고려한 U-TRU-60Zr 합금형의 Fission Gas Generation 비교

그림 3.2.1-15는 He 생성효과를 고려하였을 때와 He 생성이 없다고 가정하였을 경우, 분산형 연료봉의 피복관 변형량 비교를 나타낸다.

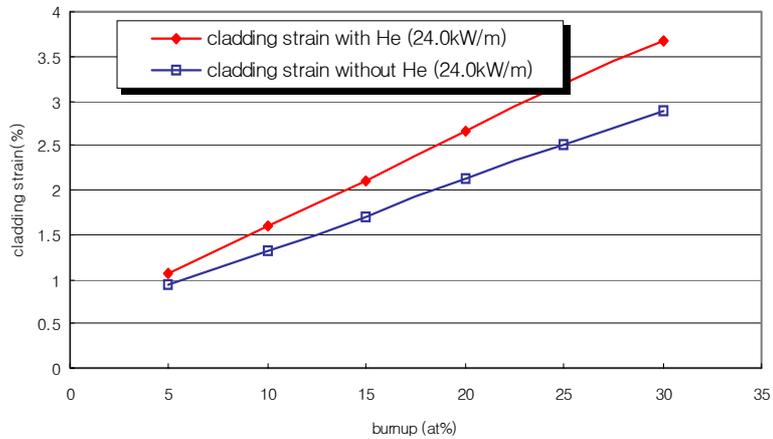


그림 3.2.1-15. He 효과를 고려한 (U-TRU-Zr)-Zr 분산형연료의 변형율 비교

He 효과를 고려하지 않았을 경우, (U-TRU-10Zr)-Zr 분산형연료봉의 피복관 변형율은 연소도 25, 30 at%에서 약 2.51%, 2.95%인 것으로 평가되었다.

그러나 He 효과를 고려하였을 경우, 피복관 변형율은 연소도 25, 30 at%에서 약 3.18%, 3.68%로 분석되었다. 이 결과는 매우 보수적인 결과로 평가될 수도 있지만, 이와 같이 분산형 연료에서 He 생성효과가 피복재 변형율에 미치는 효과가 매우 큰 원인은 분산형 연료에서는 연료심과 피복재 사이에 gap이 없으며, 또한 핵분열생성가스 방출이 없다고 가정하기 때문인 것으로 평가된다. 이에 따라 분산형 연료의 연소도 제한치를 증가시키기 위해서는 피복재 두께 증가도 필요하지만 Gap 설치의 필요성도 분석되어야 할 것으로 평가되었다.

그림 3.2.1-16은 He 영향 및 플레넘 크기를 고려한 합금형 연료 변형율을 나타낸다. 그림에 나타난 바와 같이 합금형 연료의 경우도 He 영향을 크게 받는 것으로 분석되었다. 즉 합금형 연료의 연소도 제한치는 다음과 같이 나타났다.

- Plenum-to-Fuel 부피비가 1.8인 경우 및 총변형율 3%의 제한치를 고려하였을 경우 : 약 29at%
- Plenum-to-Fuel 부피비가 1.8인 경우 및 열적 크리프에 의한 변형율 1%의 제한치를 고려하였을 경우 : 약 27at%

또한 열적 크리프에 의한 변형율 1%를 연소도 제한치로 설정하는 것이 합금형 연료봉에서는 보수적인 것으로 평가되었다. 이에 따라 향후 합금형 연료봉의 연소도 제한치는 열적 크리프에 의한 변형율 1%를 사용한다.

합금형 연료봉에서는 Plenum-to-Fuel 부피비가 1.8인 경우, HYPER 연소도 제한치를 만족시킬 것으로 평가된다. 즉 합금형연료봉 분석코드인 MACSIS-H의 경우 현재까지 공용효과 및 고체 핵분열생성물에 의한 FCMI (연료심-피복관 기계적 상호작용) 등이 고려되지 않았기 때문에 연소도 제한치에 충분한 여유도를 설정하여야 하기 때문이다.

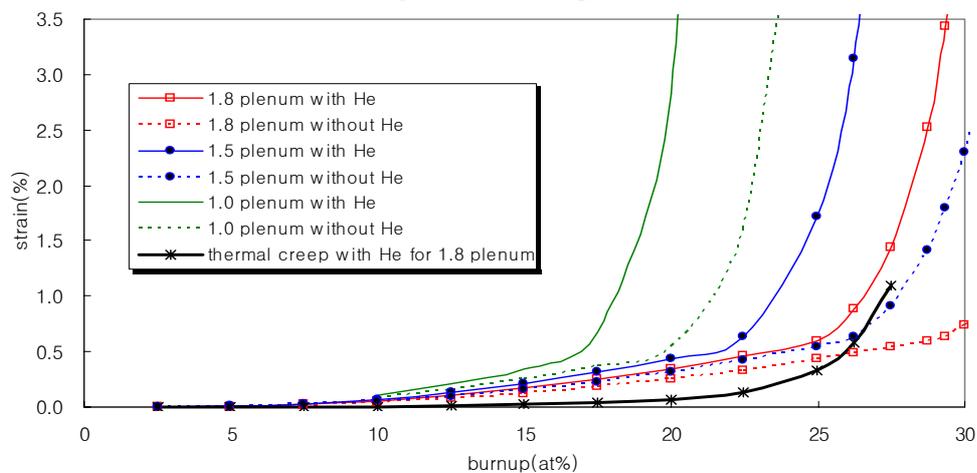


그림 3.2.1-16. He 영향을 고려한 합금형 연료 변형율

라. 분산형연료 성능해석코드내 Gap 모델링

He 생성에 의하여 크게 영향을 받게 되는 분산형 연료봉의 연소도 제한치 여유도를 증가시키기 위하여, 분산형 연료봉 성능해석코드 DIMAC내 Gap 모듈을 설치하였으며, Gap의 유무에 따른 분산형 연료봉 변형을 연소도 제한치를 분석하였다.

(1) Gap 모듈 설치

분산형 연료는 초기에 Gap을 설치하지 않는다는 가정하에 설계되었다. 그러나 ^{241}Am 에 의한 He 가스의 영향으로 연료심의 팽윤이 심하게 되어 고연소도시 건전성에 영향을 미칠 가능성이 있는 것으로 분석되었다. 이에 따라 DIMAC내 Gap 모듈을 설치하였으며, 핵분열생성가스 방출은 없는 것으로 가정되었기 때문에 핵분열생성가스 방출에 따른 Gap내 압력 계산은 불필요한 것으로 고려하였다.

그림 3.2.1-17은 Gap 계산을 위한 부프로그램 HGAP를 나타낸다. Gap Conductance는 Ross-Stoute Gap Conductance 모델에 기본하여 작성되었으며[25], Gap에서의 분산형 연료봉 거동도 합금형연료봉의 조사후실험결과[26]를 토대로 합금형연료봉과 유사한 거동을 나타낸다는 가정하에 개발되었다.

이에따라 분산형 연료 Gap에서의 열전달에 영향을 미치는 주요 요소도 합금형과 같이 3가지로 크게 구분하였다. 즉 연료심과 피복관이 접촉되지 않았을 경우에는, 복사에 의한 열전달 및 Gap내 기체의 열전도도에 의한 열전달이 이루어진다. 그러나 연료심과 피복관이 접촉하는 경우 접촉점에서 Solid-Solid 열전달이 이루어지는 것으로 가정하였다. 또한 합금형연료봉의 경우와 마찬가지로 연소도 초기에 연료심과 피복관이 접촉하는 것으로 가정되었다.

Gap에서의 납과 핵연료심 사이의 열전달 계수를 정확하게 예측하기 위해서 먼저 Gap 모듈 내에서 연료봉 변형후의 물성치, 즉 온도, 변형 등을 개략적으로 획득한다. 이후 Gap Closure를 Check한 후에 Gap Conductance를 계산한다.

핵연료심 온도계산, 피복관 변형, 핵연료심 변형 등을 통하여 구해진 피복관 외경 및 내경에 크립의 영향을 추가하여 최종적인 피복관의 외경 및 내경을 획득한다. 계산한 피복관의 내경과 연료심 외경의 비가 1.001773 보다 적으면 1.001773으로 내경 대 외경비를 고정하였다.

(2) Gap 모듈 설치후, 분산형 연료 변형을 분석

그림 3.2.1-18은 25 at% 연소도에서 Gap에 따른 분산형연료봉 변형율을 나타낸다. 그림에 나타난 바와 같이 변형율은 Smear Density가 85, 75 및 70%인 경우, 각각 1.27, 1.09 및 0.99%으로 분석되었다. 변형율 1%를 연소도 제한치로 설정하였을 경우의 최대 연소

도는 다음과 같다.

- Smear Density 70%인 경우 : 25.5 at%
- Gap이 없는 경우 : 약 10 at%

이와같이 Smear Density를 낮게 할 경우, 약 15 at%의 연소도 제한치가 차이되며, 만약 Smear Density를 70%로 하면, HYPER 연소도 제한치 (약 20at%)를 충분히 만족시킬 것으로 평가된다.

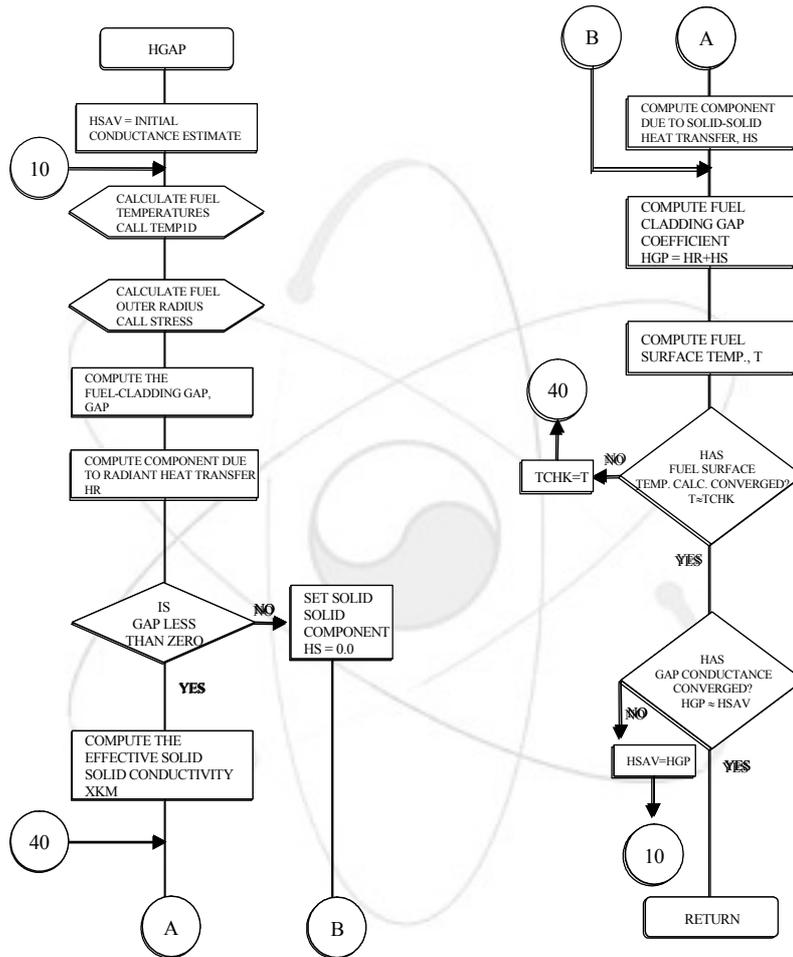


그림 3.2.1-17. 부 프로그램 HGAP 흐름도

이와 같이 He 효과가 크게 미치는 분산형 연료봉에서는 연소도 제한치 또한 Gap에 의해서 크게 영향을 받기 때문에, 향후 Gap 모델을 검증하기 위한 실험이 필요하다.

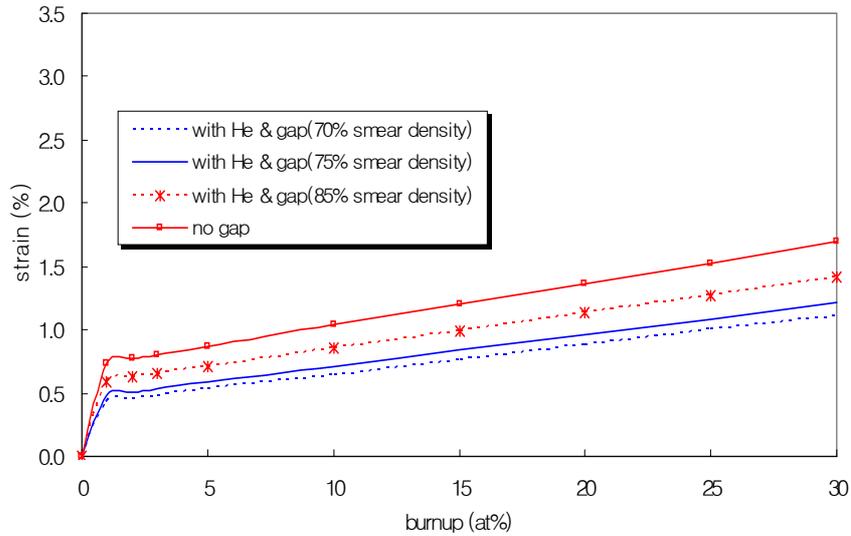


그림 3.2.1-18. Gap에 따른 분산형연료 변형율

마. 분산형 및 합금형 연소도 제한치 비교

개선된 분산형 연료봉 성능해석코드 DIMAC 및 합금형 연료봉 성능해석코드 MACSIS-H를 이용하여 분산형 및 합금형 연료봉 연소도 제한치를 비교한 후, 연소도 제한치를 만족시킬 수 있는 합금형 및 분산형 연료봉의 주요 설계 제원을 도출하였다.

(1) 피복관 두께에 따른 분산형 연료 변형율 분석

그림 3.2.1-19는 Gap을 설치한 분산형 연료봉의 피복관 두께에 따른 변형율을 나타낸다. 합금형 연료봉의 경우에 변형율에 의한 연소도 제한치는 크게 3가지로 구분된다. 즉 조사에 의한 크리프 및 열적크리프를 포함한 총 변형율이 약 3%를 초과하거나, 열적 크리프에 의한 변형율만이 1%를 초과하였을 경우, 그리고 피복관의 팽윤이 5%를 초과하였을 경우이다[27]. 합금형 연료봉의 경우, 매우 낮은 팽윤특성을 지니고 있는 HT9강[28] 종류를 선택하기 때문에 피복관 팽윤 5%의 제한치보다는 크리프에 의한 변형율을 연소도 제한치로 설정하는 것이 보수적이다. 또한 HT9강의 특성상 고온에서는 크리프 특성이 매우 악화되기 때문에 조사에 의한 크리프보다는 열적 크리프에 의한 변형이 훨씬 주요한 요소로 작용한다. 이에 따라 크리프에 의한 총변형율 3% 제한치보다는 열적 크리프에 의한 변형율 1%가 보수적이라고 평가되었기 때문에 열적크리프에 의한 변형율 1%를 연소도 제한치로 사용하였다. 그러나 아직까지 분산형연료봉에 대한 연소도 제한치 기준을 위와 같이 적용하려면 실험에 의한 검증이 필요하다. 그러나 합금형 연료와 같이 열적크리프에 의한 변형율 1%를 연소도 제한치로 사용하는 것이 매우 보수적이므로 HYPER 분산형 연료봉의 연소도 제한치도 열적크리프에 의한 변형율 1%를 기준으로 하였다. 따라서 변형율 1%를 연소도 제한치로 설정하였을 때 최대 연소도는 다음과 같다.

- Smear Density 75%에 대하여 피복관 두께 0.7 및 0.8 mm인 경우 : 각각 26 및

28 at%

- Smear Density 70% 및 피복관 두께 0.57 mm인 경우와 Smear Density 75% 및 피복관 두께 0.7 mm인 경우 유사

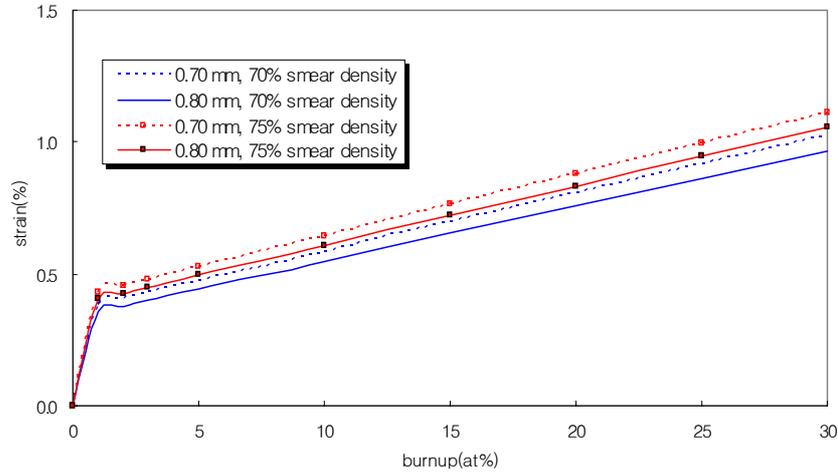


그림 3.2.1-19. 피복관두께에 따른 분산형 변형을 비교

이에 따라 위의 두가지 제원을 선택하면 HYPER 연소도 제한치를 만족시킬 것으로 평가된다. 그러나 Smear Density 70%는 연료심의 직경이 너무 가늘고, 길이가 길어지기 때문에 Smear Density 75% 및 피복관두께 0.7 mm인 경우가 제조 측면에서 유리할 것으로 판단된다.

(2) 피복관 두께 및 플레넘 효과를 고려한 합금형 연료 변형을 분석

합금형 연료봉의 연소도 제한치에 영향을 미치는 주요 설계인자는 Smear Density, Plenum-to-Fuel 부피비 및 피복관 두께로 크게 구분할 수 있다. Smear Density의 경우 75%를 설정하였을 때 금속연료봉에서는 핵연료심의 팽윤효과를 제한할 수 있기 때문에[26], 향후 실험에 의한 상세한 검증 전에는 본 연구에서도 Smear Density를 75%로 설정하여 연료봉의 건전성을 확보하도록 하였다.

이에따라 합금형 연료봉 연소도 제한치를 분석하기 위하여 피복관 두께 및 Plenum-to-Fuel 부피비를 고려한 민감도 분석을 수행하였다. 그림 3.2.1-20은 피복관 두께 및 플레넘 효과를 고려한 합금형 연료 변형을 분석결과를 나타낸다. 변형을 1%를 연소도 제한치로 설정하였을 경우 최대 연소도는 다음과 같다.

- Plenum-to-Fuel 부피비가 1.8 및 피복관 두께 0.6 mm인 경우 : 27 at%
- Plenum-to-Fuel 부피비가 1.5에 대하여 피복관 두께 0.7 및 0.8 mm인 경우 : 각

각 27 at% 및 29 at%

- Plenum-to-Fuel 부피비가 1.8에 대하여 피복관 두께 0.7 및 0.8 mm인 경우 : 각각 30 at% 및 30 at% 이상

위의 결과를 분석하면, 참조경우인 Plenum-to-Fuel 부피비가 1.5 및 피복관 두께 0.7 mm인 경우와, Plenum-to-Fuel 부피비가 1.8 및 피복관 두께 0.6 mm인 경우의 연소도 제한치와 매우 유사한 것으로 분석되었다. 즉 위와같은 피복관 두께 및 Plenum-to-Fuel 부피비를 통하여 열적 크리프 제한치인 1%까지 약 27%의 연소도 달성이 가능한 것으로 분석되었다. 또한 Plenum-to-Fuel 부피비를 크게 확보한 경우 피복관 두께 1 mm 증가시, 혹은 Plenum-to-Fuel 부피비를 약 1.2배 정도 증가시켰을 경우, 3 at% 정도의 연소도 제한치를 증가시킬 수 있는 것으로 평가되었다.

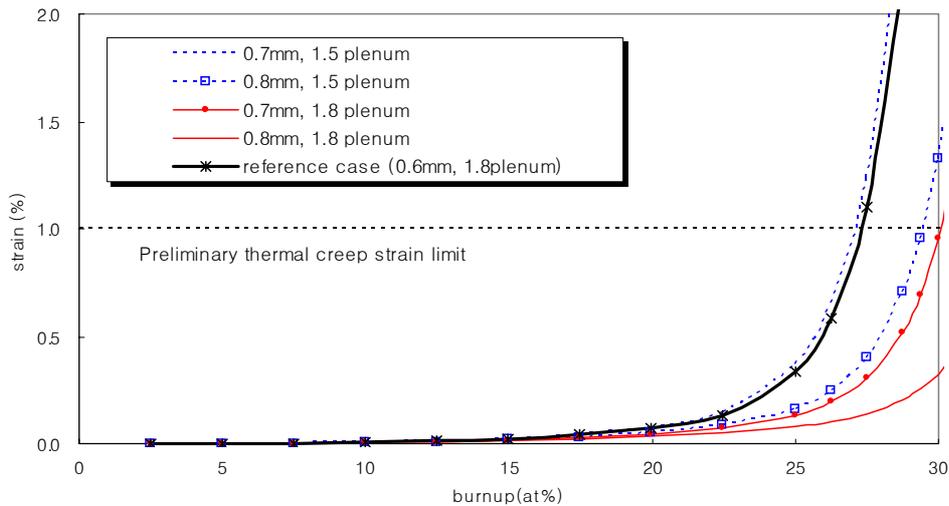


그림 3.2.1-20. 피복관 두께에 따른 합금형연료 연소도 제한치

(3) MACSIS-H 및 DIMAC 코드에 의한 합금형 및 분산형 연료 연소도 제한치 종합

MACSIS-H 및 DIMAC 코드에 의한 합금형 및 분산형 연료의 연소도 제한치를 분석한 후, 가장 최적이라고 평가되는 체원에서의 연소도 제한치를 평가하였다 (그림 3.2.1-21). 위에서 설명한 바와 같이 합금형 연료

봉의 경우에 변형율에 의한 연소도 제한치는 크게 3가지, 즉 조사에 의한 크리프 및 열적크리프를 포함한 총 변형율이 약 3%를 초과하거나, 열적 크리프에 의한 변형율만이 1%를 초과하였을 경우, 그리고 피복관의 팽윤이 5%를 초과하였을 경우이다.

합금형 연료봉 분석결과, 열적 크리프에 의한 변형율 1%를 적용할 경우가 가장 보수적이기 때문에 열적크리프에 의한 변형율 1%를 연소도 제한치로 사용하였으며, 분산형 연료봉에 대한 연소도 제한치 기준도 합금형연료봉과 같은 기준을 적용하였다. 합금형 연료의 경우 Plenum-to-Fuel 부피비 1.8, Smear Density 75% 및 피복관 두께 0.6 mm인 경우에 HYPER 연소도 제한치를 만족시킬 것으로 평가되었다. 분산형 연료의 경우 Smear Density 75% 및 피복관 두께 0.7 mm인 경우 HYPER 연소도 제한치를 만족시킬 것으로 평가되었다.

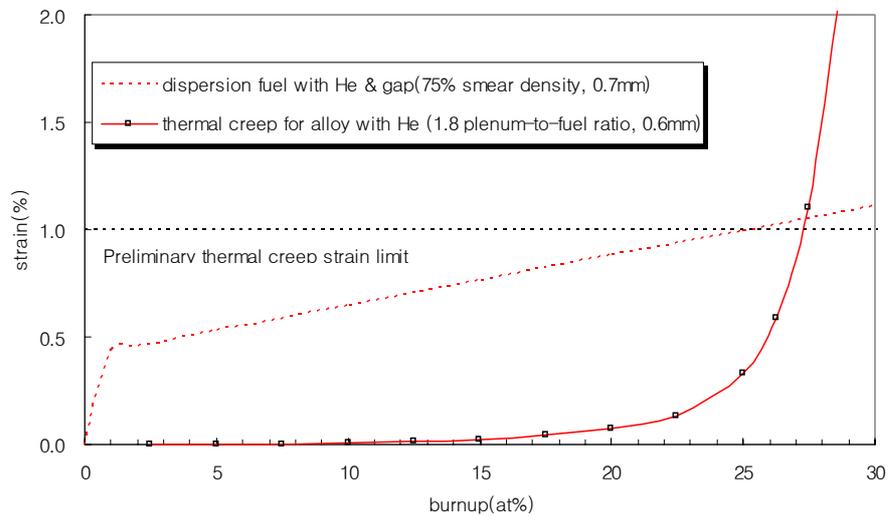


그림 3.2.1-21. 합금형 및 분산형 연소도 제한치 비교

2. 금속핵연료 모의시편 제조

HYPER 노심 내 활동노심 (Active Core)의 예비높이는 1.2 m이고 블랭킷 핵연료 집합체가 각 채널에 수직적으로 장전되어 노내에 위치하게 된다[29]. HYPER의 핵연료 집합체는 핵연료봉이 삼각배열을 이루어 육각형 다발구조로 배열된다. HYPER 핵연료 형태로서 금속핵연료가 최적으로 선정되었다. 금속연료는 두 가지 형태, 즉 금속합금 형태와 금속합금을 금속기지 내에 분산시킨 분산형 형태로 나눌 수 있다. 초기 연료봉의 심재로는 TRU-(50-60wt%)Zr 합금 또는 (TRU-Zr)-(50-60wt%)Zr 분산형 연료심이 고려되고 있으며 합금형 연료는 Pb Gap을 주지만 분산형 연료의 경우 연료심 및 기지 내에서 팽윤을 억제할 것으로 예상되기 때문에 Smear Density를 설정하지 않을 수도 있다. 핵연료봉의 피복재로는 Ferrite Martensitic Steel인 HT9을 사용하고 있다.

한편 HYPER용 블랭킷 연료에 있어서 합금형 연료 성능분석을 위하여 MACSIS-H 코드가 개발되고 있으며, 분산형 연료 성능분석을 위하여 DIMAC 코드가 개발되고 있다 [30]. 그러나 HYPER용 핵연료는 TRU연료로서 핵연료 성능분석을 위해 기본적인 자료가 되는 열전도도, 열팽창 등의 재료특성과 같은 실험 데이터가 거의 없는 실정이다. 또한 실험을 하기 위해서는 민감물질 취급, 예산 및 핵연료물질 제조 등 여러 가지 제약조건이 많은 상황이며, 실험 이전에 핵연료의 개념설계를 위하여 핵연료가 어떤 성능을 나타낼 수 있을 지 예상할 필요가 있다.

현재까지 TRU 물질 자체의 재료특성은 거의 없는 실정이므로 TRU의 대부분을 차지하는 Pu의 특성을 TRU 특성이라고 간주하였다. 이에 따라 Pu-Zr 합금의 연료 성능분석을 U-Zr 합금의 열전도도로부터 유추한 후 MACSIS-H 코드 및 DIMAC 코드 개발에 이용하였다. 기존에 수행된 수많은 U-Pu-Zr 합금 또는 U-Zr 합금의 실험자료 데이터가 있지만 Zr 함량이 20 wt% 이하의 금속연료가 대부분이고, HYPER용 블랭킷 연료로 사용 가능한 30 wt% 이상의 Zr 함량을 함유한 금속연료 데이터는 전무하다. 따라서 실제 HYPER 핵연료인 TRU-(50-60wt%)Zr 합금형 연료 또는 (TRU-Zr)-(50-60wt%)Zr 분산형 연료를 대신해서 모의 연료인 U-Zr 합금형 연료 및 (U-Zr)-Zr 분산형 연료를 제조하여 HYPER 핵연료 제조성을 평가하였고 실험 데이터로 사용하였다.

따라서 본 연구에서는 U-xZr (x=55, 59.5, 64 wt%) 합금형 연료와 (U-10wt%Zr)-xZr (x=50, 55, 60wt %) 분산형 연료를 제조하였다. 합금형 연료는 Zr의 높은 용점으로 인한 제조상의 문제점으로 인해 종래의 주조법을 사용하지 않고 분말형태의 U과 Zr을 혼합, 압분, 소결하여 연료를 제조하였다. 분산형 연료는 원심분무분말 제조장치로 제조된 U-10wt%Zr 분말과 Hydride-Dehydride Process로 제조된 Zr 분말을 혼합 후 압출방법에 의해 Zr 기지 내에 U-10wt%Zr 연료입자가 분산된 핵연료봉을 제조하였다. 제조 형태에 따른 합금형 및 분산형 연료의 제조특성을 비교 평가하였으며, 미세조직 및 상분석을 측정하였다.

가. 분산형 연료제조

U-10wt%Zr 합금의 주원료는 미국 NMI (Nuclear Materials Institute)에서 제조한 감손 우라늄 Derby를 절단 사용하였으며, 합금원소인 Zr은 순도 99.9%인 Zr Sponge를 사용하

였다. U-10wt%Zr 합금은 발전 주파수가 2.5~3 kHz인 고주파 유도로에서 $1.0 \times 10^{-1} \sim 1.0 \times 10^{-4}$ Torr의 진공분위기로 용해하였다. 흑연도가니를 Graphite Felt로 단열하여 승온하였다. U-10wt%Zr 합금은 이 합금의 액상선 보다도 220°C 정도 높은 1570°C에서 3분 동안 유지한 후 출탕하였다.

그림 3.2.2-1은 한국원자력연구소에서 제조한 원심분무장치를 나타내고 있다. 용해한 U-10wt%Zr 합금의 출탕시 용탕온도는 1570°C였다. 또한 출탕전 Tundish는 1350~1450°C로 예열하였다. 출탕은 Stainless Steel 재질의 Pouring Bracket가 출탕봉 상단에 충격을 가하여 출탕되도록 하였다.

도가니에서 순간적으로 출탕된 용탕은 0.7 mm의 흑연 Nozzle을 통과하여 회전속도가 22000 rpm인 42.5 mm의 흑연 Disk에 평균 주당속도 300 g/min로 주입하였다. 흑연 Disk는 Y_2O_3 st. ZrO_2 plasma coating과 $ZrO_2 \cdot SiO_2$ slurry coating을 하여 사용하였다. 냉각 기체는 아르곤가스를 사용했는데 출탕 후 수 초 정도 경과한 다음 공급하여 냉각 가스로 인한 Nozzle 온도의 하강을 방지하고자 하였다.

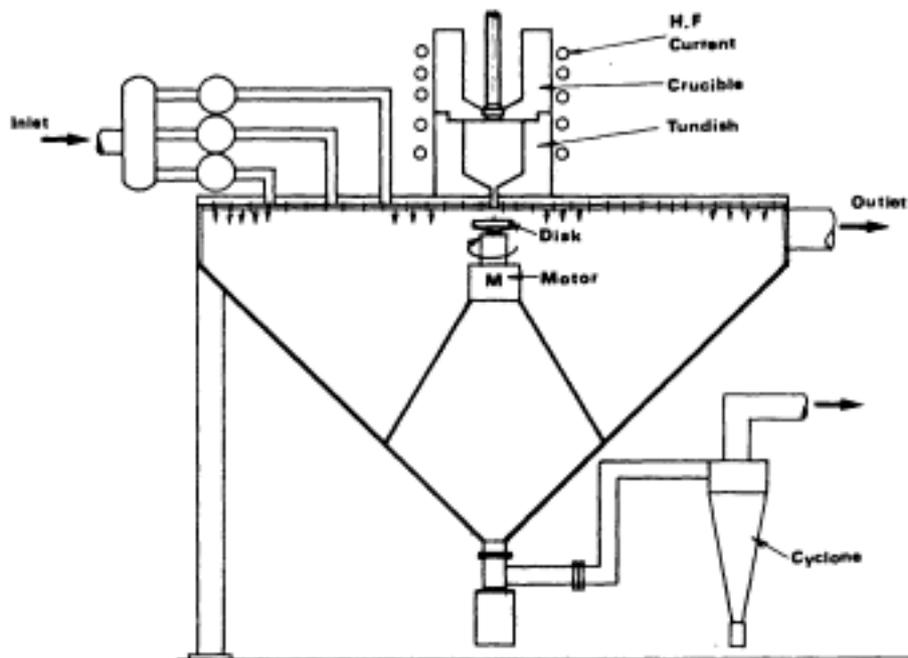


그림 3.2.2-1. 원심분무분말 제조장치

제조된 U-10wt%Zr 분말은 120 mesh 이하만을 Sieving 후 사용하였고 평균입도는 약 60 μm 이다. Zr 분말은 Hydride-Dehydride 방법으로 제조된 분말 중 120 mesh 이하만을 구입하여 사용하였으며 평균입도는 약 60 μm 이다. U-10wt%Zr 분말과 Zr 분말은 목표 조성 (U-10wt%Zr)-xZr (x=50, 55, 60 wt%)의 비율로 V형태의 Tumble Mixer를 사용하여 75 rpm으로 2시간 동안 혼합하였다. 압분체를 제작하기 위해 Double Action Press를 사용하여 4400 kg/cm²의 압력을 가하여 20초 동안 유지시켰다. 냉간압분한 압분체는 860°C에서 1시간 동안 가열 한 후 간접압출기를 이용해 압출압력 50 kg/cm², 압출비 13:1

로 직경 8 mm의 핵연료봉을 제조하였다.

나. 합금형 연료제조

U 분말은 0.4% 농축도 이하의 감손 우라늄을 사용하여 원자력연구소에서 개발 보유 중인 원심분무장치로 제조된 구형 분말을 사용하였으며 제조된 분말을 체로 분석하여 120 mesh 이하만을 사용하였고 평균입도는 약 60 μm 이었다. Hydride-Dehydride 방법으로 제조된 Zr 분말의 평균입도는 60 μm 이었다. 적절한 압분조건 및 소결조건을 찾기 위해 먼저 U-60wt%Zr 조성 혼합조건으로 압분압력과 소결온도를 바꿔가면서 소결밀도를 측정하였다. 그 결과 우수한 밀도를 나타내는 압분조건과 소결조건 중 장비의 안정성 등을 고려하여 적당한 조건을 결정하고 다음과 같은 혼합비율에 따른 소결실험을 진행하였다. U 분말과 Zr 분말을 정해진 목표조성에 따라 Off-Axis Rotating Drum Mixer에서 75 rpm으로 2시간 동안 혼합하였다. 건전한 압분체의 제작을 위해 Double Action Press를 사용하여 4400 kg/cm^2 의 압력을 가하여 20초간 유지시켰다.

압분체의 소결은 산화를 방지하기 위하여 고진공이 유지되는 진공소결로를 사용하였다. 알루미나 (Al_2O_3) 도가니와의 반응을 막기 위하여 도가니 바닥에 이트리아 (Y_2O_3) 분말을 도포한 지르코니아 (ZrO_2) 판을 놓은 후 그 위에 시편을 올려놓고 소결하였다. 모든 시편의 소결조건은 1500 $^{\circ}\text{C}$ 에서 2시간으로 하였으며 600 $^{\circ}\text{C}$ 에서 가스 발생으로 인한 진공도 감소를 막기 위해 8시간 유지한 후 소결 공정을 진행하였다.

제조된 U-Zr 소결체를 가공한 Zr-1wt%Nb 캔에 넣은 후 진공 분위기에서 전자빔 용접으로 밀봉한 후 간접방식으로 고온에서 압출하였다. 압출온도 760 $^{\circ}\text{C}$, 압출압력 80 kg/cm^2 , 압출비 13:1로 핵연료봉을 제조하였다.

다. 분산형 연료 특성평가

특성평가는 압도분포, 입형, 밀도측정, 미세조직 및 상분석 등을 수행하였는데 입도분포는 채취한 U-10wt%Zr 분말을 체로 분급하고 입도별로 계량하여 입도분포를 조사하였다. 제조된 U-10wt%Zr 분말의 입형을 알아보기 위하여 제조된 분말 중에서 45 μm 이하, 63~73 μm , 106~125 μm 의 분말을 선택해서 SEM으로 관찰하였다. 시료의 밀도는 Water Immersion 방법으로 측정하였다. 모든 시편에서 공기 중에서의 무게 (W1)을 잰 후 증류수 속에서의 무게 (W2)를 측정하여 $W1/(W1-W2)$ 의 간단한 계산식을 이용하여 시편의 밀도를 측정하였다. 미세조직 및 상분석은 분말 및 연료봉을 연마한 후 SEM BE Image로 관찰하였고, Oxford사의 EDS를 사용하여 분석하였으며 각 상을 확인하기 위하여 X-Ray 회절분석을 하였다. 회절 Pattern은 단색광 $\text{CuK}\alpha$ Radiation을 사용하여 Step-Scan Method에 의해 얻어졌다. 여기서 step width 0.05 $^{\circ}$ 및 측정시간 2 sec를 사용하였다.

원심분무된 U-10wt%Zr 분말입자의 형태를 분말입자 크기별로 관찰하였다. 그림 3.2.2-2는 분말입자 형상을 SEM 관찰한 것으로 63~73 μm 범위까지는 입자의 모양이

거의 구형으로 형성되었으나, 106~125 μm 범위에서는 일부가 약간 찌그러진 형태로 되었다. 이는 용탕적이 커서 무거우면 원반에서 원심력으로 비행할 때 큰 운동량을 가지게 되어 비행속도가 감소되지 않고 또한 비표면적이 작기 때문에 냉각속도는 낮아져 분무장치 내 벽면에 부딪혀 찌그러진 형태가 되는 것으로 생각된다. 45 μm 이하에서는 부정형의 입자가 미미하지만 소량 존재하는 것을 볼 수 있다. 이러한 입자는 2차 용탕적 (Secondary Drop) 또는 위성 용탕적 (Satellite Drop)[31]에 의해 형성된 것으로 생각된다. 중간크기의 분말입자는 거의 구형이었다.

Atomized U-10wt%Zr 분말의 입도분포는 입도분석기를 사용하여 측정하였다. 측정 결과 제조된 분말은 그림 3.2.2-3과 같은 분포를 보였고, 누적부피의 50%에 해당하는 평균입도크기는 약 60 μm 이고, 원심 분무시 형성되는 입자의 크기 분포는 주로 회전판의 직경, 회전속도 및 용탕주입온도, 주입속도 등 분무조건에 따라 결정이 된다. 즉 회전판의 직경과 회전속도가 클수록 원심력이 증가하고, 용탕 온도가 높을수록 용탕의 점성이 감소하며, 용탕노즐의 지름이 작을수록 디스크로 적은 양의 용탕이 유입되어 더욱 미세한 분말을 획득할 수 있다.

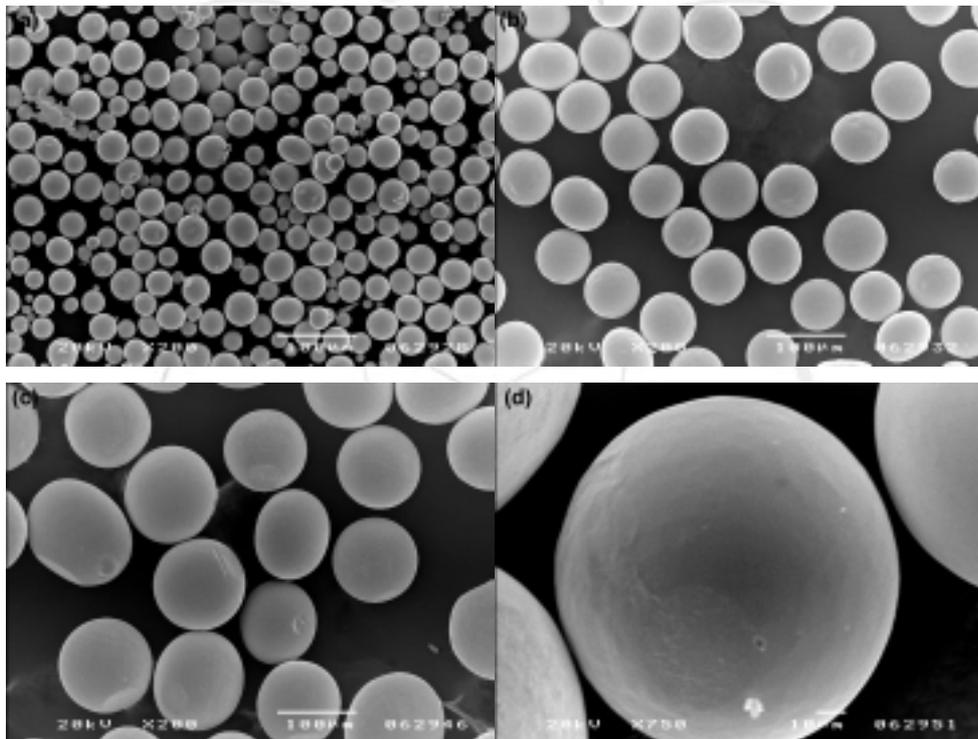


그림 3.2.2-2. 원심분무한 U-10wt%Zr합금 분말형상 사진 : (a) ~45 μm (b) 63~73 μm (c) 106~125 μm (d) 분말 확대사진

한편 분산형 핵연료에서 분말입자의 크기가 너무 작으면 비표면적이 넓어져 기지의 Zr과 U-10wt%Zr 입자와의 반응에 의한 팽윤이 증가되는 문제가 발생하고, 분말입자가 너무 크면 핵연료입자 내의 온도가 크게 증가하는 문제가 있으므로 보통 핵연료입자 크기는 45~150 μm 로 하는 것이 적합한 것으로 알려져 있다[32].

그림 3.2.2-4는 원심 분무법으로 제조한 분말의 크기에 따른 밀도변화를 나타내었

다. 분말입자 크기가 증가할수록 밀도는 감소하는 경향을 나타내고 있는데 이는 그림 3.2.2-5에서 보는 바와 같이 분말에 존재하는 기공의 영향에 기인하는 것으로 사료된다. 제조된 분말은 분말입자 크기가 클수록 기공이 더 많이 존재하는 것으로 나타난다. 그 원인으로는 용탕이 고속으로 회전하는 디스크의 끝에서 이탈하기 바로 직전에 진행방향에 수직하게 Shear Stress가 걸려 용탕입자가 회전하면서 냉각가스가 Entrap 되는 원리에 의해 기공이 형성되는 것으로 사료된다.

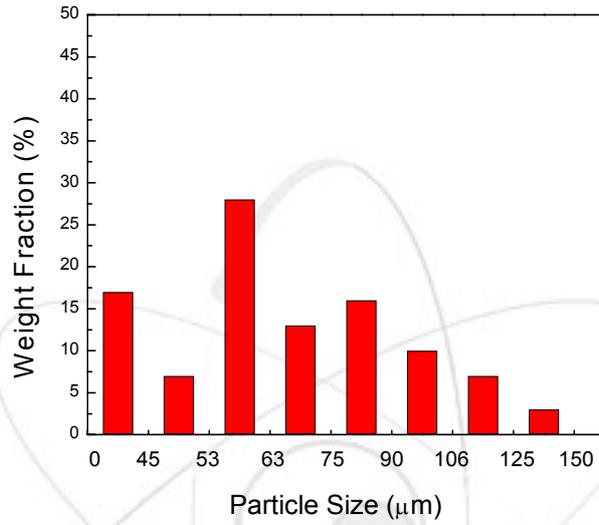


그림 3.2.2-3. Atomized U-10wt%Zr 분말의 입도분포

U-10wt%Zr 분말의 미세조직은 분말입자 크기가 감소할수록 냉각속도의 증가로 더 미세한 조직을 형성하고 있다 (그림 3.2.2-6). 동일한 조성의 합금에서 분말입자의 크기에 따라 응고조직이 변하는 것은 냉각속도 차이에 기인하는 것으로서, 급속 응고시 냉각속도 (dT/dt)는 열적구배(G) 및 성장속도 (R)와 관계되며 ($dT/dt=dT/dx \cdot dx/dt=G \cdot R$) 최종 응고형상은 고상/액상 계면에서의 열적구배 (G) 및 계면속도 등 고상의 성장조건 및 존재하는 용질량과 밀접한 관계를 갖는다. 분말의 크기가 증가함에 따라 응고조직이 조대화 되는 것은 냉각속도가 감소하여 분말의 열적구배는 작아지고 성장속도가 증가하기 때문이며, 같은 형태의 표면조직 중에서도 입자크기가 작을수록 냉각속도가 빠르므로 조직이 미세화된 것으로 생각된다.

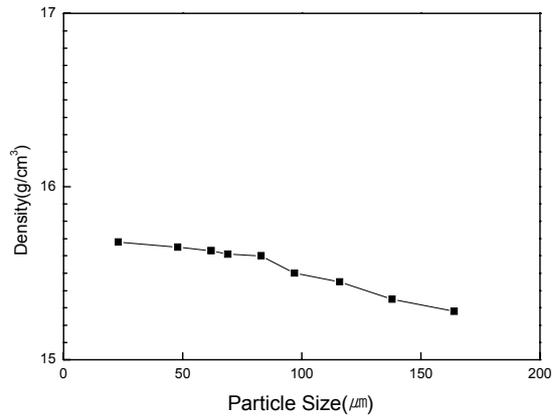


그림 3.2.2-4. 분말의 크기에 따른 밀도변화

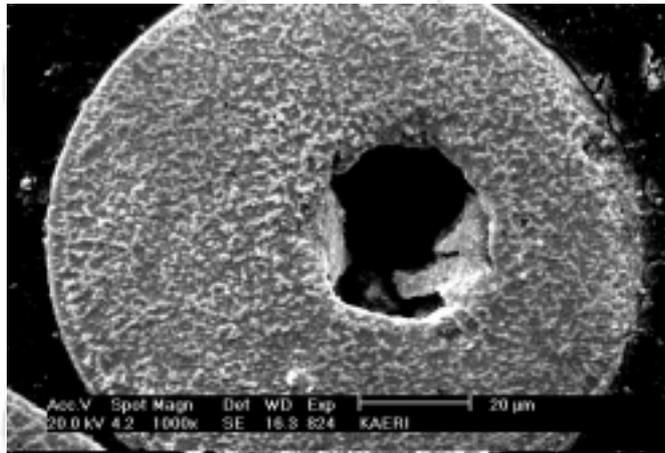


그림 3.2.2-5. 분말에 존재하는 기공

원심분무한 U-10wt%Zr 분말의 XRD 상분석 결과를 그림 3.2.2-7에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 α -U 기지에 β -UZr₂상을 형성하고 있음을 알 수 있다.

그림 3.2.2-8은 (U-10wt%Zr)-xZr (x=50, 55, 60 wt%) 핵연료봉의 미세조직 사진을 나타낸다. Zr 기지 분말압출재의 경우 Zr 기지분말이 미세할수록 압출 제조에 유리하나 현재 쉽게 구입할 수 있는 Zr 분말은 그 평균입도가 약 60 μm이다.

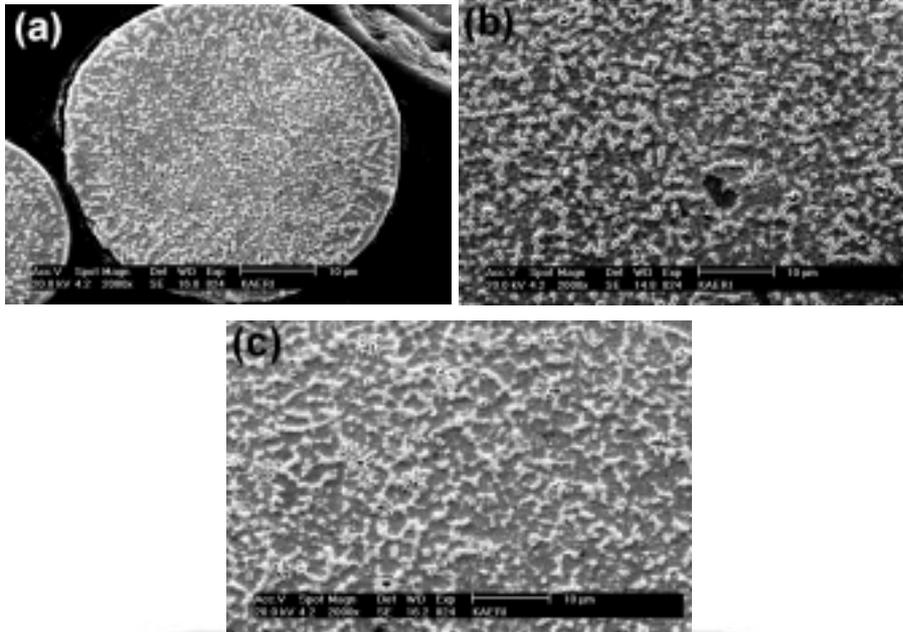


그림 3.2.2-6. U-10wt%Zr 분말의 미세조직

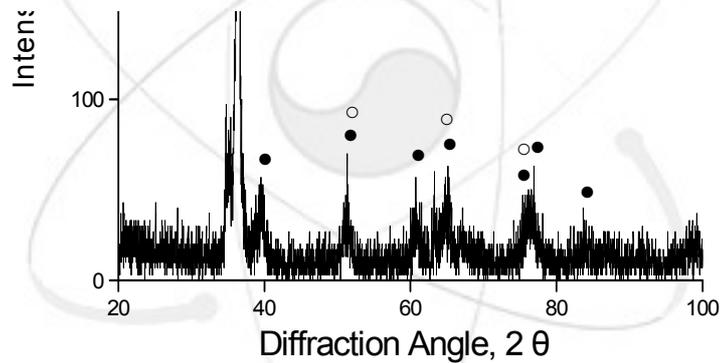


그림 3.2.2-7. U-10wt%Zr합금 분말 상분석

따라서 Zr 분말과 원심분리법으로 제작된 평균입도 60 μm 의 U-10wt%Zr 분말을 Off-Axis Rotating Drum Mixer에서 75 rpm으로 약 2시간정도 혼합하였고 최종 압출 전에 이들을 압분기에서 4400 kgf/cm^2 압력으로 20초간 압분을 수행하였으며, 압분 후 밀도는 이론밀도의 75~80%에 이르렀다.

합금분말을 압출시 입자손상 방지측면에서 가능하면 낮은 압출온도가 적절하나, 700~800 $^{\circ}\text{C}$ 에서는 압출이 되지 않았다. 따라서 압출온도 860 $^{\circ}\text{C}$, 압출압력 50 kg/cm^2 , 압출비 13:1로 붕을 제조하였다. 기존의 방식에 비해 압출비를 상당히 낮추었으나 Zr 기지 내에

분산되는 U-10Zr입자는 여전히 찌그러짐 현상을 보였다. 이러한 분말의 찌그러짐 현상을 극복하는 방안으로서는 보다 미세한 Zr 분말 사용 및 압출 기법의 수정을 들 수 있으며 추후에 이들 연료입자의 찌그러짐이 실제 연료의 조사거동에 미치는 영향 평가가 수행되어야 한다.

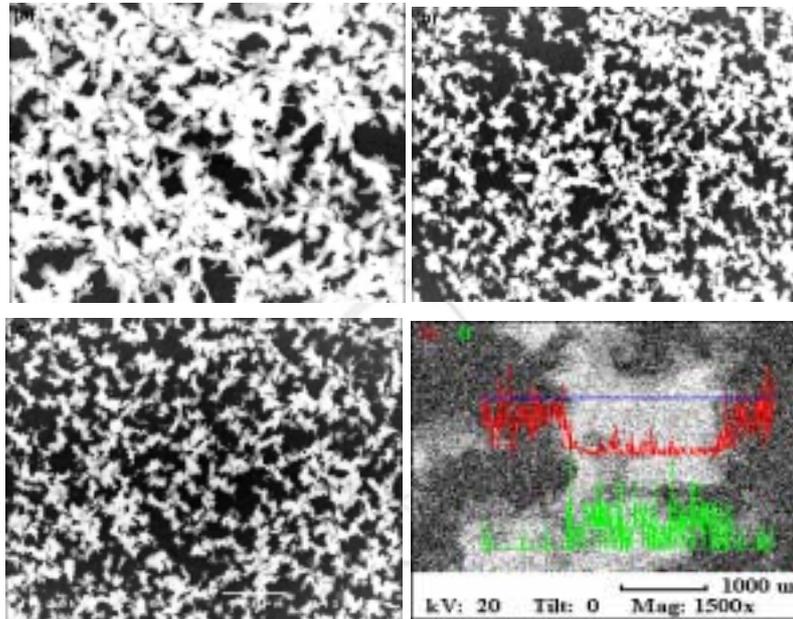
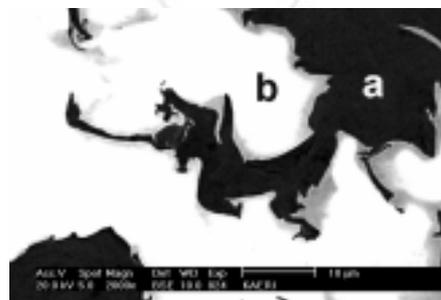


그림 3.2.2-8. (U-10wt%Zr)-xZr (x=50, 55, 60 wt%) 샘플의 미세조직 사진 :
 (a) (U-10wt%Zr)-50Zr (b) (U-10wt%Zr)-55Zr
 (c) (U-10wt%Zr)-60Zr (d) 핵연료봉의 EDS line profile

그림 3.2.2-9에서 보는 바와 같이 검은 부위의 α -Zr 기지 내에 흰 부위를 나타내고 있는 U-10wt%Zr 연료 입자는 압출 전 구형의 분말형상이 압출과정 수행으로 인한 소성 유동에 의해 더 단단한 Zr 기지 분말입자에 찢겨져 분산되어 있음을 알 수 있다. 또한 Zr 함량이 증가할수록 검은 부위의 α -Zr 분율이 증가함을 알 수 있다.



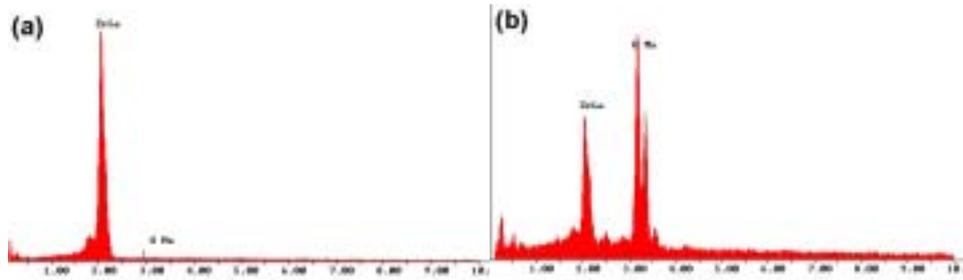


그림 3.2.2-9. (U-10wt%Zr)-50wt%Zr (x=50, 55, 60 wt%) 샘플의 EDS분석 : (a) Zr matrix (b) U-10wt%Zr 분말 연료입자

라. 합금형 연료 특성평가

합금형 연료 제조의 기존 방식으로는 우라늄과 지르코늄을 목표조성에 따라 용탕에서 용해 제작하는 사출 구조법이 이용되어 왔다. 그러나 지르코늄 함량이 증가하면 용해온도가 급격히 상승하여 2000°C 이상의 용해온도가 요구되며 이를 견딜 수 있는 도가니 제작이 쉽지 않은 문제가 발생한다. 따라서 본 실험에서는 합금형과 유사하게 분말을 소결 압출하여 합금형연료를 제조하였다. 그림 3.2.2-10은 원심분무장치로 제조된 구형의 U 분말과 Hydride-Dehydride 방법으로 제조된 불규칙한 형상의 Zr 분말을 나타내고 있으며 각각의 평균입도는 55, 60 μm 이다.

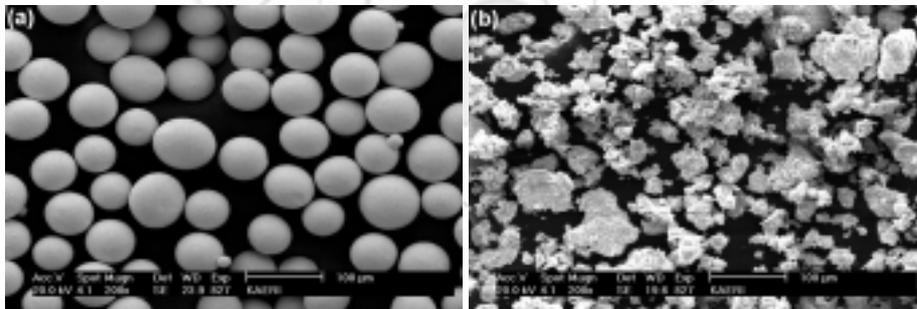


그림 3.2.2-10. U 분말과 Zr 분말 형상

그림 3.2.2-11[33]은 압분압력에 따른 압분밀도의 변화와 압분압력과 소결온도에 따른 소결밀도 변화를 나타낸 그래프이다. U-60wt%Zr 조성 분말을 5단계의 압력으로 나누어 압분하여 압분밀도를 측정하고 이 압분체를 1400, 1450, 1500°C로 소결온도를 달리하여 소결 후 밀도를 측정하였다. 그 결과 압분 압력이 높을수록, 소결온도가 높을수록 소결밀도가 증가하였다.

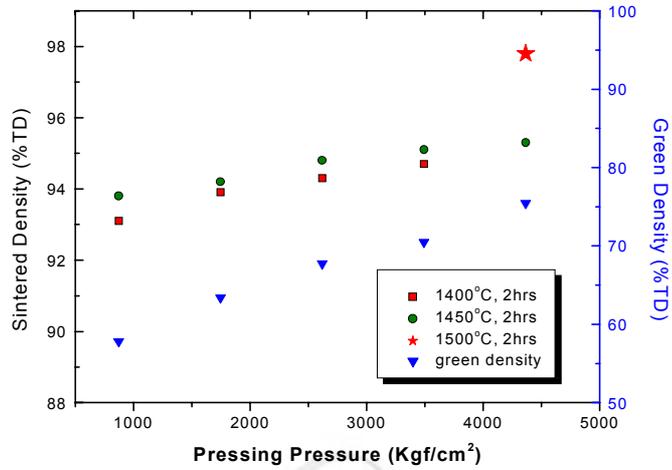


그림 3.2.2-11. 압분압력에 따른 압분밀도의 변화와 압분압력과 소결온도에 따른 소결밀도 변화

특히 1500°C에서 2시간 소결한 시편의 경우는 4400 kgf/cm²의 압력을 가하여 20초간 유지시킨 것으로서 가장 밀도가 양호하였다. 또한 그림 3.2.2-12에서와 같이 일정한 4400 kgf/cm²의 압력으로 (Holding은 하지 않음) 압분 후 소결온도 1500°C에서 유지시간에 따른 소결밀도 변화를 실험하였다. 그 결과 소결시간이 증가할수록 소결밀도 역시 증가하였다. 이러한 실험결과를 바탕으로 진공소결로의 안전을 고려할 때 소결실험의 압분, 소결조건은 4400 kgf/cm²의 압력을 가하여 20초간 압분한 후 1500°C에서 2시간 소결하는 것으로 결정하였다.

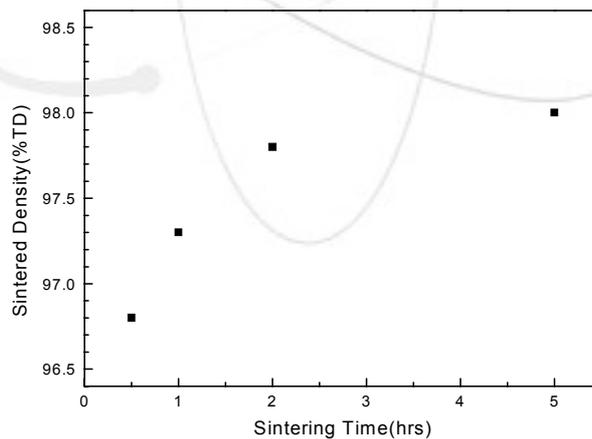


그림 3.2.2-12. 4400 kgf/cm²의 압력으로 압분 후 1500°C에서 소결시 유지시간에 따른 소결밀도 변화

그림 3.2.2-13은 소결 후 각 시편을 SEM BE Image로 관찰한 것이다. 상태도에서 알 수 있듯이 평형상태에서는 UZr₂의 β 상과 α -Zr상의 2개의 상이 나타났다[34]. 모든 그

립에서 공통적으로 흰색으로 나타나는 UZr_2 의 β 상 기지조직에 회색으로 나타나는 Zr의 α 상이 분포되어 있으며, 검은 색으로 나타나는 기공들이 시편 전체에 걸쳐 약간씩 분포되어 있다. 세라믹에 비하여 기공의 상호연결이 적게 나타나는 금속연료임을 고려해 볼 때 압분압력은 시편의 기공율을 결정하는 가장 중요한 요소이다. 표 3.2.2-1에서 보는 바와 같이 이미지 분석 결과 이 실험에서 기공의 면적비율은 1% 정도로 양호한 편이며 압분압력은 적당한 것으로 생각된다.

약간 낮은 소결온도에서 소결한 조직과 비교해 볼 때 Zr상에서 분말의 형태가 나타나지 않는 것으로 보아 1500°C에서 2시간의 소결조건은 충분한 것으로 여겨진다.

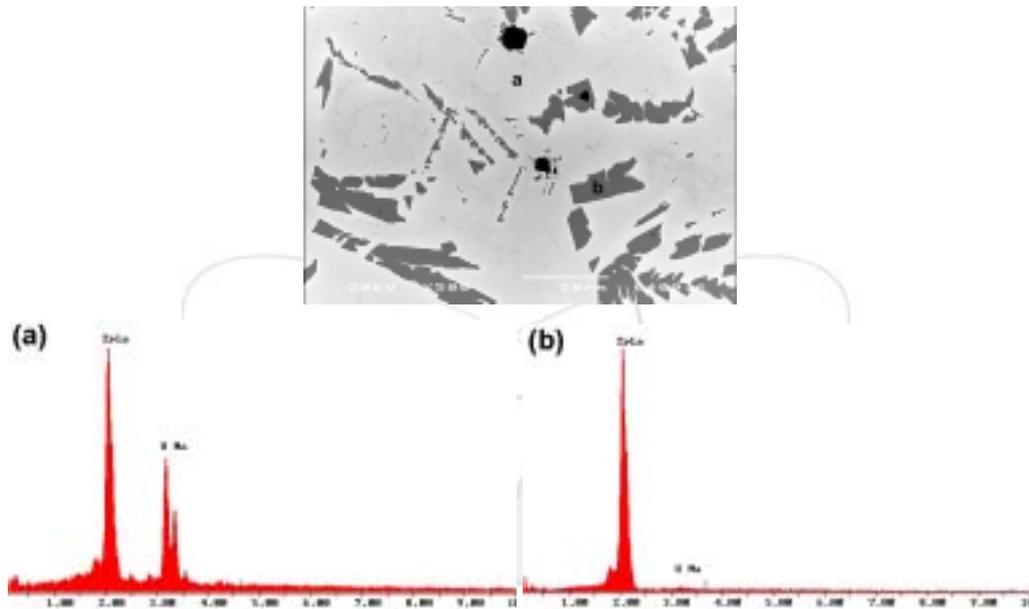


그림 3.2.2-13. U-60wt%Zr 소결체의 미세조직 및 EDS 분석 :
(a) β - UZr_2 matrix (b) α -Zr phase

그림 3.2.2-14는 열간압출한 연료심의 SEM 사진이다. 합금형 연료심은 압출온도 760°C, 압출압력 80 kg/cm², 압출비 13:1의 운전조건에서 압출을 수행하였다. 합금형연료는 소결 후에 조직 내에 약간의 기공이 있었으나 압출 후 대부분 소멸되었다. 단면방향이냐 길이방향 모두 α -Zr상이 균일하게 분포되어 있으며, 연료봉의 길이방향의 경우 압출방향에 따라 α -Zr상이 나란하게 배열되어 있다.

표 3.2.2-1. 1500°C에서 U-60wt%Zr 소결체의 소결시간에 따른 상분율

Sintering Time (hr)	$\delta(\text{UZr}_2)$	$\alpha\text{-Zr}$	Pore
0.5	77.5	21.0	1.5
1	78.2	20.6	1.2
2	78.5	19.5	1.0
5	75.7	23.4	0.9

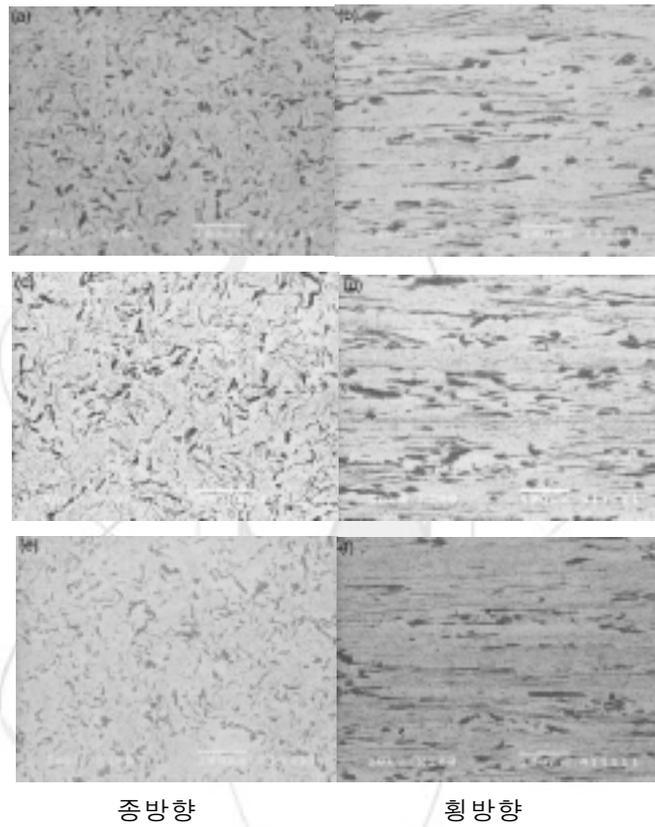
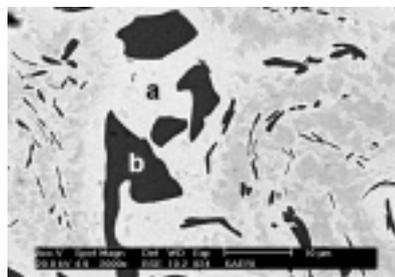


그림 3.2.2-14. 열간압출한 연료심의 종방향 및 횡방향 미세조직 :
 (a)(b) U-55Zr (c)(d) U-59.5Zr (e)(f) U-64Zr



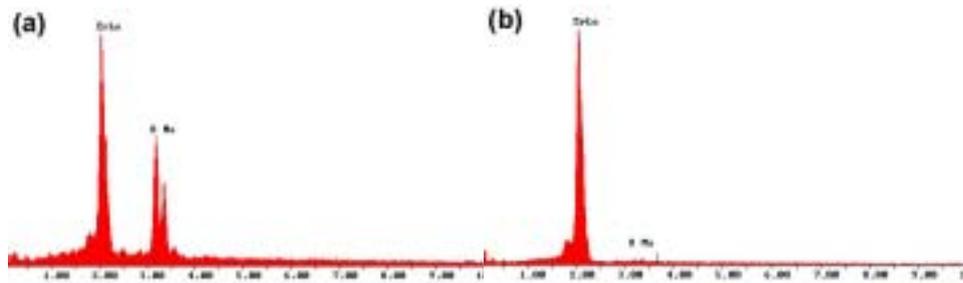


그림 3.2.2-15. U-55Zr연료심의 SEM 및 EDS 분석결과

3. 모의핵연료 특성 실험

HYPER 블랭킷 금속연료의 최적 특성을 도출하기 위하여 모의핵연료를 제조하여 분산형 금속연료 및 합금형 금속연료 특성을 비교평가 하였다. 분산형 및 합금형 연료의 일반적 성능특성 중 핵연료 성능분석을 위해 기본적인 자료가 되는 열전도도, 열팽창계수를 측정하였으며, 원자로 운전온도 구간에서 장시간 열처리를 수행하여 연료의 열적안정성을 조사하였다. 또한 원자로 가동시 금속연료와 피복재 사이의 팽윤으로 인한 반응이 일어나므로 금속연료와 피복재의 양립성에 대한 연구를 수행하였고, 합금형연료의 경우 Pb Gap과 같은 Smear Density를 설정하므로 핵연료와 피복관의 Pb 반응에 대한 영향을 조사 분석하였다.

HYPER용 블랭킷 연료에 있어 합금형 및 분산형 연료 성능분석을 위하여 MACSIS-H 코드와 DIMAC 코드가 개발되고[30] 있다. 그러나 HYPER용 핵연료는 TRU 연료로서 핵연료 성능분석을 위한 기본적인 자료가 되는 열전도도, 열팽창 등의 TRU 물질 자체의 재료특성은 거의 없는 실정이므로 모의핵연료의 열전도도로부터 유추한 후 MACSIS-H 코드 및 DIMAC 코드 개발에 이용하였다. 수많은 U-Pu-Zr 합금 또는 U-Zr 합금의 실험자료가 있지만, HYPER용 블랭킷 연료로 사용 가능한 30 wt% 이상의 Zr을 함유한 금속연료 자료는 없다. 따라서 모의 연료인 U-Zr 합금형 연료 및 (U-Zr)-Zr 분산형 연료의 핵연료 성능분석을 위해 열전도도, 열팽창 등의 재료특성 데이터를 측정하였다.

U-Zr 금속연료는 용점이 비교적 낮아서 원자로의 운전온도에서 고용점의 피복관에 비하여 변형되기 쉽다. 비상시 핵연료가 용융되어도 피복관이 강도를 유지하고 그 사이에 Pb는 연료에서 피복관으로 충분히 열전달을 하기 때문에 안전문제에 유리하다. 그러나 운전이 계속되면 금속연료가 팽창하여 피복관과 접촉하게 되고 계면에서 반응이 일어나게 되면 피복관의 파손이 진행된다. 이러한 금속연료의 팽창은 조사 초기에 급격하게 일어나 피복관과 접촉하게 된다. 핵연료와 피복관과의 접촉은 열전달에는 문제가 없으나 상호간의 계면반응이 일어나서 종국에는 피복관의 파손을 초래하게 되는 것이 문제이다. 팽창의 원인이 되는 연료 미세조직의 열적안정성을 실험하기 위해 원자로 운전온도 범위 내에서 시간별로 열처리하여 조직의 열안정성을 조사하고자 한다.

앞서 설명한 바와 같이 원자로 운전온도 구간에서 금속연료는 사용 중 팽윤으로 인하여 금속연료와 피복재 사이에 반응이 일어난다[35]. 금속연료와 피복재는 초기에 상호 확산이 일어나 반응층을 생성한다. 이러한 금속연료/피복재의 양립성에 대한 연구로서

연료심과 피복재의 확산반응 실험을 통해 핵연료 및 피복재 원소의 확산거동 및 생성된 반응층을 조사 분석하였다.

가. 물성측정

열전도도를 측정하기 위해 열확산도 시편으로 직경 6.5 mm, 두께 2 mm인 디스크를 채취하여 Laser Flash Method로 측정하였으며, 열용량 시편은 직경 4.5 mm, 두께 2 mm인 샘플을 준비해 DSC 장비를 이용해서 열용량을 측정하였다. 또한 열전도도는 조직의 기공도에 영향을 받기 때문에 밀도도 측정하였다. 또한 연료심을 직경 5 mm, 길이 20 mm의 원통형으로 가공한 후 열팽창계를 사용하여 1100°C까지 열팽창계수를 측정하였다. 재료의 열확산도 측정방법인 레이저 섬광법 (Laser Flash Method)은 비교적 작은 크기의 시편으로 열확산도를 측정할 수 있고, 고온영역에서의 측정 정확도가 높으며, 열전도도 관련 기본수식 Model의 경계조건들을 비교적 쉽게 맞출 수 있고, 신속한 측정이 가능하며, 단순한 형상 및 시편형태의 다양함과 수정이 가능하고, 열확산도 및 측정온도 범위가 넓은 등의 장점으로 현재 핵재료의 열확산도 측정에 널리 사용되고 있다.

처음에 일정한 온도 하에 있는 작고 얇은 원형판의 시편에 Thermal Pulse를 단시간 동안 높은 Intensity로 가하여 흡수시킨다. 흡수된 열은 시편을 통하여 확산하게 되어 시편 뒷면의 온도를 증가시키고 온도변화를 적절한 Detector, Signal Conditioner, 그리고 Data Acquisition System을 이용하여 측정한다.

보통 Thermal Pulse는 Laser를 사용하지만 Flash Source로서 Flash Ramp나 Electron Beam도 가능하다. 대부분 7~70 J/pulse의 Flash Energy가 사용되며, Flash Duration은 $t_{1/2}$ (시편 뒤 온도가 절대치의 절반에 도달하는데 걸리는 시간)보다 훨씬 작아야 되고 필요한 경우 Finite Pulse Time에 대한 보정을 해주어야 한다. 일반적으로 시편두께는 $t_{1/2}$ 값이 0.04~0.2초 범위 내에서 측정될 수 있도록 조절 되어야 하며 Furnace/Control System은 시편의 온도를 10초 동안 $\pm 0.1K$ 이내로 일정하게 유지해야 한다. (T_m (앞면온도)- T_0 (뒷면온도)) 값은 3~5K 정도면 충분하며 온도 측정장비는 0.05K 이내의 온도차이를 분석할 수 있어야 한다. Flash 방법은 측정시간이 매우 짧기 때문에 Detector와 Amplifier의 반응시간이 $t_{1/2}$ 보다 충분히 작아야 한다.

Laser Flash를 이용하여 재료의 열확산도를 측정하는 기본원리는 다음과 같다. 즉 균일한 두께, L의 작은 원반형 시편표면에 Pulse Laser나 Flash Lamp와 같이 지속시간이 수 밀리 seconds 내외의 광에너지를 조사

시킨 후 시편 뒷면의 온도변화를 측정하여 열확산도를 구하게 된다. 이때 시편은 열적으로 격리되어 있고, 광에너지가 시편 전면에서 균일하게 흡수 되었다고 가정하면 Carslaw와 Jaeger에 따라 시간 t 경과 후 시편 깊이 x에서의 온도변화 T(x,t)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T(x, t) = \frac{1}{L} \int_L^0 T(x, 0) dx + \frac{2}{L} \sum_{n=1}^{\infty} \exp\left(-\frac{n^2 \pi^2 a t}{L^2}\right) \times \cos \frac{n\pi x}{L} \int_L^0 T(x, 0) \cos \frac{n\pi x}{L} dx \quad (3.2.3-1)$$

여기서 α 는 시편의 열확산도이다.

그런데 시편표면에서 (x=0) 광에너지 Q가 균일하게 입사되어 깊이 g까지 흡수 되었다면 그 때의 온도분포는 다음과 같이 된다.

$$T(x, 0) = Q/DC_p g \quad (0 < x < g) \quad (3.2.3-2)$$

$$T(x, 0) = 0 \quad (g < x < L) \quad (3.2.3-3)$$

이와 같은 초기조건에 의하여 식 (3.2.3-1)은 다음과 같이 나타낼 수 있게 된다.

$$T(x, t) = \frac{Q}{DC_p L} \left[1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \cos \frac{n\pi x}{L} \frac{\sin\left(\frac{n\pi g}{L}\right)}{\frac{n\pi g}{L}} \exp\left(-\frac{n^2 \pi^2 a t}{L^2}\right) \right] \quad (3.2.3-4)$$

여기서 D는 밀도 (g/cm³), C_p는 비열 (cal/g°C)이다.

불투명한 물질에서는 깊이 g가 충분히 작으므로 $\sin\left(\frac{n\pi g}{L}\right) \approx \frac{n\pi g}{L}$ 로 되어 시편 뒷면 (x=L)의 온도변화는 아래와 같이 된다.

$$T(L, t) = \frac{Q}{DC_p L} \left[1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \exp\left(-\frac{n^2 \pi^2 a t}{L^2}\right) \right] \quad (3.2.3-5)$$

식 3.2.2-5에 의하여 시편 뒷면의 최대 온도 상승치는

$$T_{L, \max} = \frac{Q}{DC_p L} \quad (3.2.3-6)$$

가 됨을 알 수 있고, 이 값에 대한 T(L, t)의 비 T는 다음식과 같이 되어 항상 0과 1 사이의 값을 가진다.

$$T = 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \exp\left(-\frac{n^2 \pi^2 a t}{L^2}\right) \quad (3.2.3-7)$$

식 (3.2.3-7)에서 $w = \pi^2 a t / L^2$ 라 놓으면

$$T = 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \exp(-n^2 w) \quad (3.2.3-8)$$

로 된다. 열확산도를 구하기 위해 시편 뒷면의 온도가 절대치의 절반이 되는데 걸리는 시간을 $t_{1/2}$ 라 하면 $T=0.5$ 일 때의 w 는 2.7 이므로 열확산도는 다음식과 같이 표현된다.

$$\alpha = (2.7L)^2 / \pi^2 t_{1/2} \quad (3.2.3-9)$$

열확산도로부터 열전도도를 구하는 식은 다음과 같다.

$$K = \rho C_p \alpha \quad (3.2.3-10)$$

여기서 K 는 열전도도 ($W/m \cdot K$), ρ 는 시편의 밀도 (g/cm^3), 그리고 C_p 는 시편의 열용량 ($J/g \cdot K$)이다.

Laser Flash 방법을 이용하여 열전도도를 구하기 위해서는 열확산도 이외에 시편의 열용량과 밀도를 알아야 한다. 열용량은 아래 식에서와 같이 단위질량의 시편을 $1^\circ C$ 올리는 데 필요한 열량으로 정의된다.

$$C_p = \frac{\Delta Q}{m \cdot \Delta T} \quad (3.2.3-11)$$

여기서
 m : 시편의 질량(g)
 ΔQ : 열량변화(J)
 ΔT : 온도변화(T)

열용량의 측정방법으로는 여러 가지가 있으나 주로 측정하고자 하는 시편에 특정한 온도에서 일정한 양의 열량을 가하여 발생하는 시편의 온도변화를 직접 측정하여 열용량을 측정하기도 하고, DSC (Differential Scanning Calorimeter)와 같은 열량계를 이용하여 일정한 가열속도로 시편의 온도를 올리면서 발생하는 열량변화를 측정하여 시편 열용량을 측정하기도 한다.

본 연구에서는 DSC를 이용하여 비교적 짧은 시간 동안에 온도에 따른 시편의 열용량을 측정할 수 있는 Ratio 측정방법을 채택하였다. 이 방법의 원리는 다음과 같다. DSC를 이용하여 일정한 가열속도로 온도를 올리면 발생하는 열량변화는 식 (3.2.3-11)과 같이 시편의 질량, 열용량 및 ΔT 와 관계된 가열속도에 의존한다. 이때에 Sapphire와 같이 온도에 따른 정확한 열용량값을 알고 있는 재료를 기준시편으로 정한다. 동일한 장비를 사용하여 같은 속도로 온도를 올리면서 기준시편과 측정하고자 하는 시편의 온도에 따른 열량을 측정한다. 그러면 어느 특정한 온도 (T)에서의 시

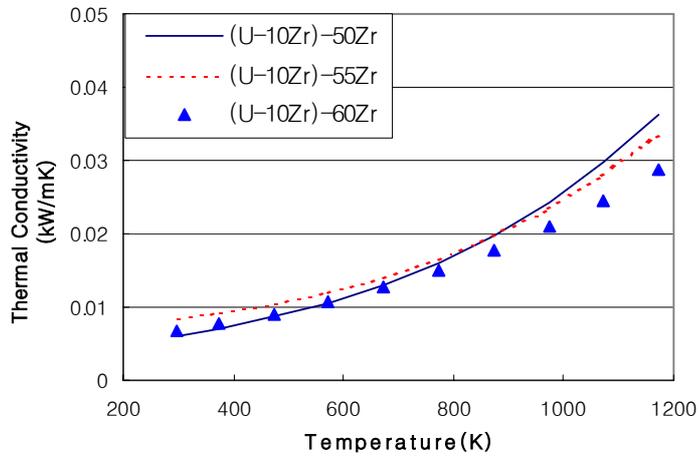
편의 열용량 값은 측정된 열량의 비 (Ratio)에 의해서 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\frac{C_p}{C_p'} = \frac{y}{y'} \cdot \frac{m'}{m} \quad (3.2.3-12)$$

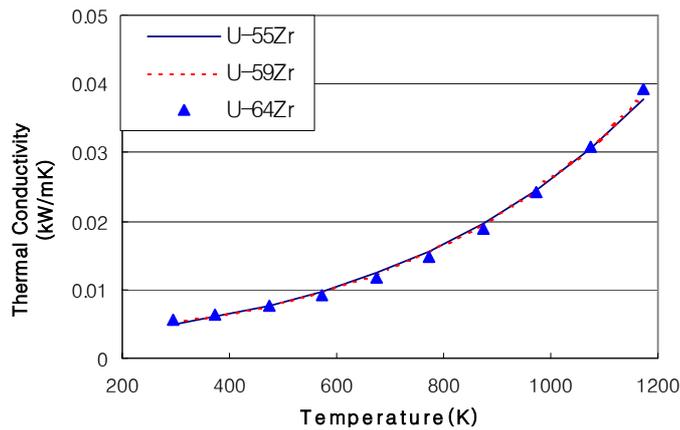
여기서 C_p : 온도 T에서 측정하고자 하는 시편의 열용량
 C_p' : 온도 T에서 Sapphire의 열용량
 y : 온도 T에서 DSC로 측정된 시편의 열량
 y' : 온도 T에서 DSC로 측정된 Sapphire의 열량
 m : 시편의 질량
 m' : Sapphire의 질량

위와 같은 재료의 열전도도 측정 기본원리에 의해 그림 3.2.3-1과 같이 분산형 및 합금형 연료심의 열전도도를 나타내었다. 온도에 따른 열전도도는 분산형과 합금형연료가 유사한 추세를 나타낸다. 분산형 연료의 경우 600°C 이하에서는 열전도도 값이 55Zr>60Zr, 50Zr 크기인 불규칙한 경향을 나타낸 반면 600°C 이상에서는 열전도도 값이 50Zr>55Zr>60Zr 크기로 U함량이 많을수록 열전도도 값이 높게 나타난다. 1000°C 이상에서는 열전도도 값이 다시 변할 것으로 예상된다. 즉 600°C 이하에서는 δ U, α Zr상, 600°C 이상에서는 γ U, β Zr, α Zr상, 1000°C 이상에서는 γ U, β Zr이 존재하여 물질의 특성이 변하기 때문일 것으로 예상된다. 분산형 연료와는 달리 합금형 연료의 경우 조성변화에 따른 열전도도 차이가 거의 없어 전체적으로 균질한 δ -UZr₂상이 형성된 것을 알 수 있고, 조성 차이가 크지 않아 각 조성 간에 뚜렷한 차이는 없다.

그림 3.2.3-2는 분산형 및 합금형 연료심의 열팽창을 나타내었다. 온도에 따른 열팽창도 분산형연료와 합금형연료의 열팽창값이 유사한 추세를 보이며, 기지의 건전성도 유지되는 것으로 분석된다.



(a) 분산형 연료

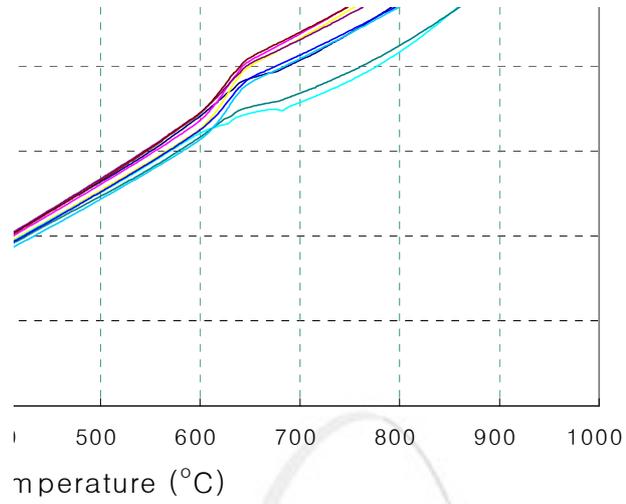


(b) 합금형 연료

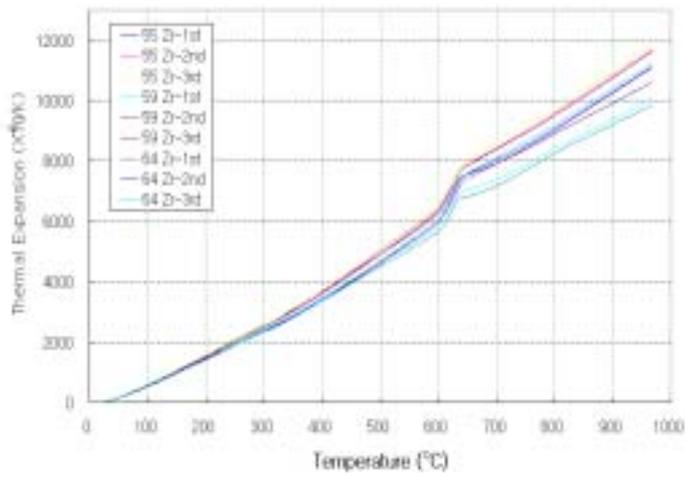
그림 3.2.3-1. 분산형 및 합금형 연료심 열전도도

분산형연료의 경우 δ -UZr₂의 상변화가 일어나는 617°C 부근에서 급격한 열팽창계수가 관찰됨으로 미루어 δ -UZr₂상이 일부 형성됨을 알 수 있다. Zr함량이 커짐에 따라 617°C 부근에서의 급격한 열팽창계수 변화가 둔화되어 열전달계수 측정결과에서 나타난 바와 같이 α -Zr이 열팽창계수 변화에 큰 영향을 미친 것으로 판단된다. 합금형 연료의 경우 617°C 부근에서 전 조성에 걸쳐 급격한 열팽창계수를 보여 δ -UZr₂상으로부터 ψ U, β Zr으로 변태됨을 확인할 수 있다. ψ U, β Zr으로 변태함으로 인하여 불연속적인 열팽창계수의 변화를 보이며 급격히 증가하는 양상을 보인다. 분산형과 합금형연료의 열팽창계수를 비교할 경우, 분산형의 열팽창계수가 온도의 증가에 따라 증가함을 관찰할 수 있는데, 이는 조직관찰 결과 U-10Zr과 Zr의 계면이 접촉상태가 불량하며, 부위에 따라 미량이지만 기

공이 발생하여 열팽창계수의 증가를 일으킨 것으로 판단된다.



(a) 분산형 연료



(b) 합금형 연료

그림 3.2.3-2. 분산형 및 합금형 연료심 열팽창계수

나. 열안정성

그림 3.2.3-3, 4는 핵연료심을 일정길이로 절단하여 석영관에 넣어 진공 봉입한 다음 Box Furnace에서 핵연료 운전온도인 630, 700°C에서 300시간, 600시간, 900시간, 1200시간, 1500시간 열처리 후 부피변화율을 나타낸 것이다.

시간변화에 따른 연료심의 부피변화율은 점점 증가하고, 합금형 연료심보다 분산형 연료심의 부피증가율이 더 크다. 또한 시간 변화에 따른 연료심의 밀도변화율 역시 부피증가에 따라 밀도의 감소를 초래하였고, 감소 폭은 분산형의 경우가 더 크다. 700°C에서 열처리 후 결과를 외삽하여 약 1년 후의 부피변화를 예측한 결과, 합금형은 0.4~0.5% 그리고 분산형은 약 0.6~0.7%의 부피변화가 나타났으며, 이에 대한 추가적인 측정과 이론적인 분석이 요구된다.

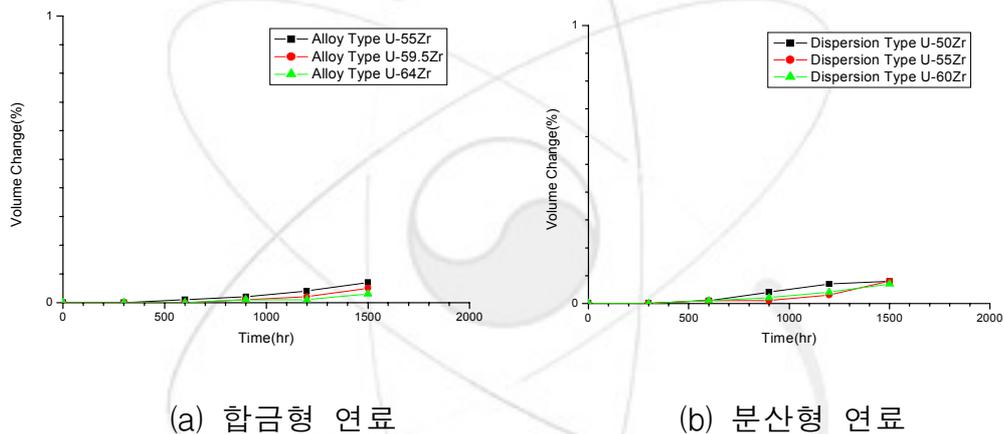
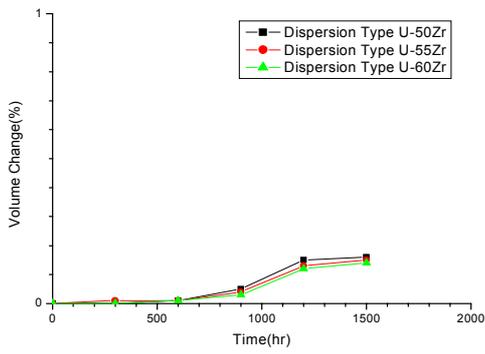
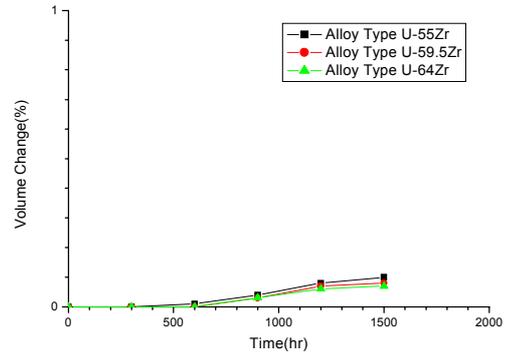


그림 3.2.3-3. 분산형 및 합금형 연료심의 630°C에서의 부피변화율

그림 3.2.3-5, 6은 분산형 연료심을 630, 700°C에서 열처리한 시편의 미세조직을 나타내고 있다. 열처리 전 검은 부위의 α -Zr 기지 내에 핵연료입자인 흰 부위의 α -U와 δ -UZr₂상으로 존재하고 있는 연료심은 열처리가 진행되는 동안 α -Zr 기지와 U-10wt%Zr 핵연료입자의 상호반응에 의해 시간이 경과됨에 따라 α -Zr 기지는 분해되어 갈라져서 δ -UZr₂상을 형성한다. 또한 열처리 온도가 높고 시간이 경과함에 따라 부위별로 기공이 생성됨을 관찰할 수 있다.



(a) 분산형 연료



(b) 합금형 연료

그림 3.2.3-4. 분산형 및 합금형 연료심의 700°C에서의 부피변화율

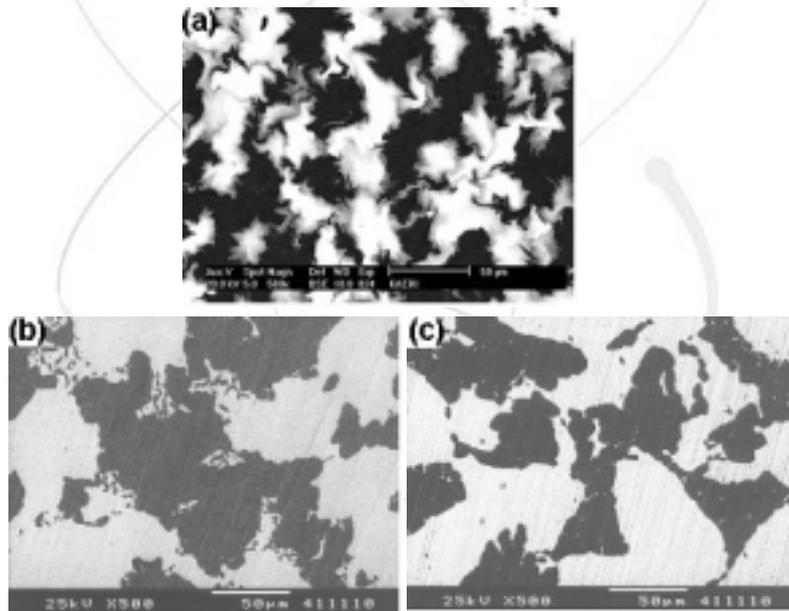
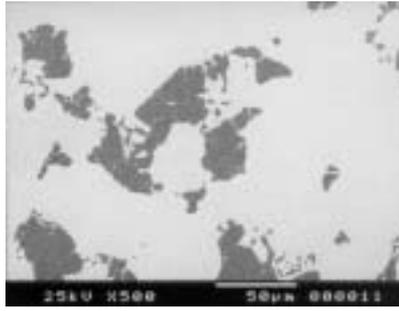


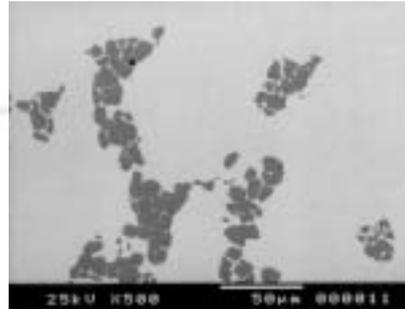
그림 3.2.3-5. 1500시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료의 미세조직 : (a) 열처리전 (b) 630°C (c) 700°C



(a) 열처리 전



(b) 900시간 열처리



(c) 1500시간 열처리

그림 3.2.3-6. 700°C에서 열처리 시간변화에 따른 (U-10Zr)-50Zr
분산형연료의 미세조직

그림 3.2.3-7, 8은 합금형 연료심을 630, 700°C에서 열처리한 시편의 미세조직을 나타내고 있다. 합금형 연료심을 열처리한 경우 열처리가 진행되면 2상 구역이 아니고 1상 구역이므로 α -Zr 상과 β -UZr₂상이 분해되어 고용체를 이루어 1상으로 되어 압출한 조직특성이 없어지며, 열처리 후 냉각되면서 고용체인 1상이 상변화가 일어나 2상인 α -Zr 상과 β -UZr₂상이 생성된다. 연료심은 열처리 후 냉각되면서 상변화에 의해 생성된 α -Zr상이 열처리 온도가 높고 시간이 증가할수록 더 구형화가 나타남을 발견할 수 있다.

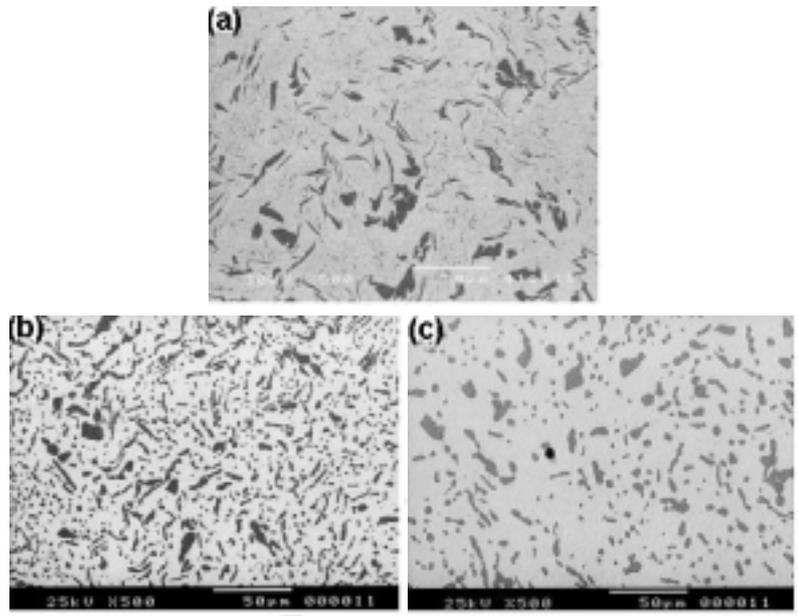


그림 3.2.3-7. 1500시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 미세조직 :
 (a) 열처리전 (b) 630°C (c) 700°C

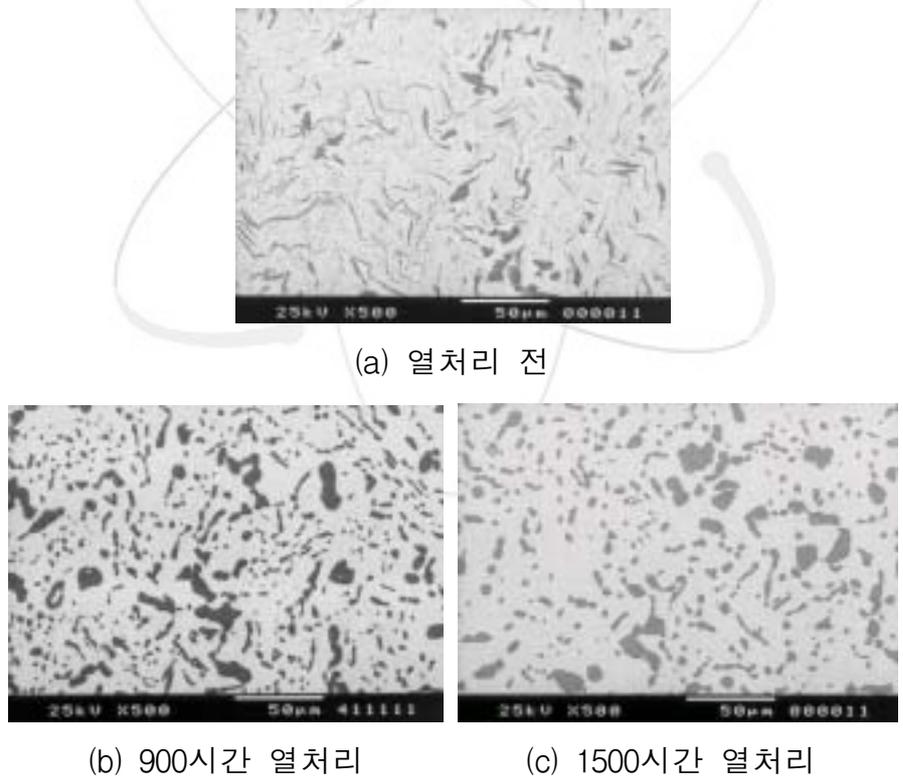


그림 3.2.3-8. 700°C에서 열처리 시간변화에 따른 U-55Zr 합금형연료의 미세조직

다. 핵연료/피복관 계면반응

금속핵연료는 운전초기 핵연료 팽윤이 일어나 핵연료와 피복관이 접촉하여 핵연료/피복관 계면의 반응을 일으킨다. 이러한 핵연료/피복관 계면반응을 알아보기 위하여 확산쌍을 제작하여 계면 반응층을 관찰 분석하였다. 연료심 Disk를 가운데 놓고 양쪽에 피복재 HT9 Disk를 각각 붙인 후 Ta Foil로 싸서 확산쌍 Jig 안에 넣고 압력을 가하여 확산쌍을 제작하였다. 확산쌍을 석영관에 넣고 진공 봉입한 다음 Box Furnace에서 열처리 하였다. 분산형연료/피복재 확산쌍은 700°C에서 100시간, 합금형연료/피복재 확산쌍은 700°C에서 100시간, 750, 800°C에서 10시간 열처리하였다. 열처리한 확산쌍은 공냉 후 연료심/피복관 경계면에 수직하게 (확산방향과 평행) 절단하여 연마 후 SEM BE Image와 EDS로 관찰 분석하였다.

그림 3.2.3-9는 700°C에서 100시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 Line Profile을 나타낸다. 분산형 (U-10Zr)-50Zr 연료와 HT9 피복재 확산쌍을 700°C에서 100시간 열처리 한 후의 반응층은 약 50 μm 정도이며, 연료심 내부의 U 원소가 피복재로 확산할 때 계면에서 부분적으로 약 2~3 μm 정도의 반응층을 형성하고, 피복재의 Fe 원소는 연료심 쪽으로 확산되어 약 50 μm 정도의 반응층을 형성한다.

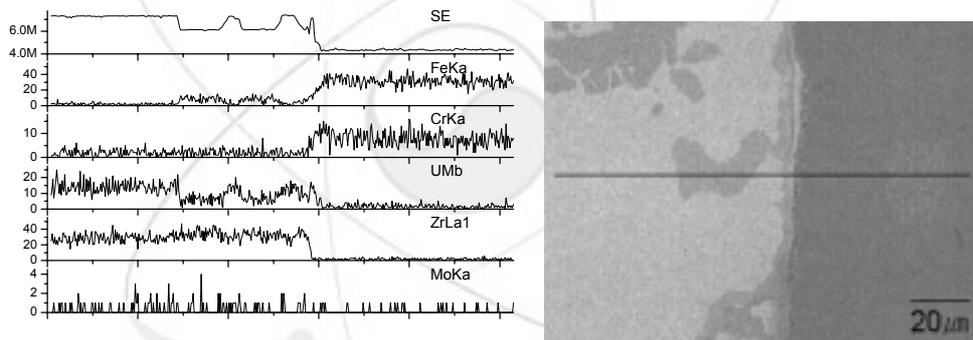
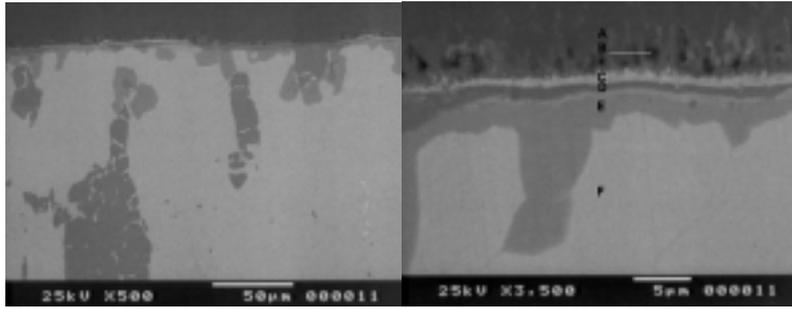


그림 3.2.3-9. 700°C에서 100시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료와 HT9 피복재의 확산반응층

그림 3.2.3-10은 700°C에서 100시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료와 HT9 피복재 확산 반응층의 EDS 분석결과를 나타낸다. 생성된 확산층은 확산쌍내에서 A, B, C, D, E, F, G층으로 구별되며, EDS 분석결과 A층은 피복재이며, 검은색을 띤 B입자는 $\text{U}_2\text{Fe}_{73}\text{Cr}_{25}$ (Composition은 EDS 분석치에 근사한 정수 at%로 처리), C층은 $\text{U}_{30}\text{Zr}_3\text{Fe}_{52}\text{Cr}_{15}$, D층은 $\text{U}_3\text{Zr}_{52}\text{Fe}_{38}\text{Cr}_6$, E층은 $\text{U}_{10}\text{Zr}_{66}\text{Fe}_{23}\text{Cr}_1$, F는 연료심을 나타낸다.



Layer	Thickness(µm)	Composition(at.%)
A		피복재
B		$U_2Fe_{73}Cr_{25}$
C	~ 1	$U_{30}Zr_3Fe_{52}Cr_{15}$
D	~ 1	$U_3Zr_{52}Fe_{38}Cr_6$
E	~ 50	$U_{10}Zr_{66}Fe_{23}Cr_1$
F		$U_{29}Zr_{70}Fe_1$

그림 3.2.3-10. 700℃에서 100시간 열처리한 (U-10Zr)-50Zr 분산형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과

그림 3.2.3-11은 700℃에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 Line Profile을 나타낸다. 합금형 U-55Zr 연료와 HT9 피복재 확산층을 700℃에서 100시간 열처리 한 후의 반응층은 약 3 µm 정도이며, 연료심 내부의 U 원소가 피복재로 확산할 때 계면에서 부분적으로 약 1 µm 정도의 반응층을 형성하고, 피복재의 Fe 원소는 연료심 쪽으로 확산 되어 약 2 µm 정도의 반응층을 형성한다.

그림 3.2.3-12는 700℃에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과를 나타낸다. 생성된 확산층은 피복재에서 A ~ H층으로 구별되며 EDS 분석결과 A층은 피복재이며, 검은색을 띤 B입자는 $U_3Fe_{66}Cr_{31}$, C층은 $U_{22}Fe_{55}Cr_{23}$, D층은 $U_{11}Zr_{35}Fe_{48}Cr_6$, E층은 $U_{15}Zr_{44}Fe_{36}Cr_4$, F는 $U_{71}Zr_{29}$, G는 U_1Zr_{99} , H는 연료심을 나타낸다.

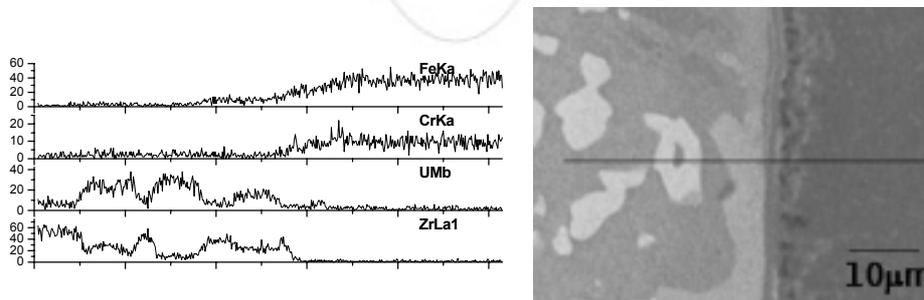
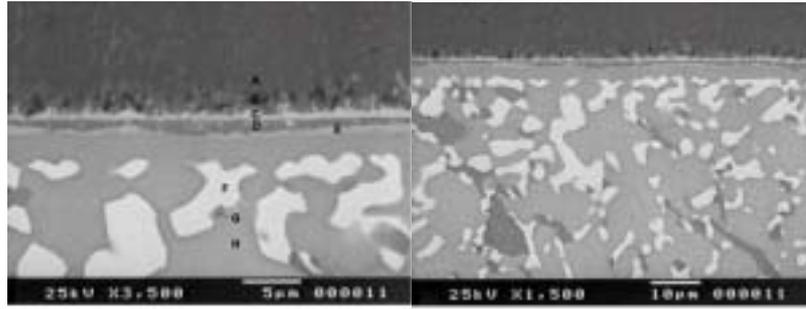


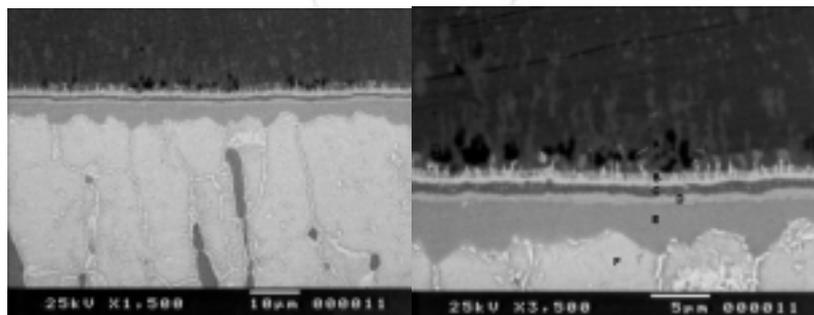
그림 3.2.3-11. 700℃에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재의 확산반응층



Layer	Thickness(μm)	Composition(at.%)
A		피복재
B	2 ~ 3	$U_3Fe_{66}Cr_{31}$
C	~ 0.5	$U_{22}Fe_{55}Cr_{23}$
D	~ 1.5	$U_{11}Zr_{35}Fe_{48}Cr_6$
E	~ 0.5	$U_{15}Zr_{44}Fe_{36}Cr_4$
F		$U_{71}Zr_{29}$
G		U_1Zr_{99}
H		$U_{15.5}Zr_{83.5}Fe_{0.5}Cr_{0.5}$

그림 3.2.3-12. 700°C에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과

그림 3.2.3-13, 14는 750, 800°C에서 10시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과를 나타낸다. 750°C에서 10시간 열처리 한 후의 반응층은 약 8 μm 정도이며, 800°C에서 10시간 열처리 한 후의 반응층은 약 15 μm 정도를 나타낸다. 확산반응층을 분석한 결과 그림 3.2.3-15의 B 지점 및 3.2.3-16의 D 지점에서 연료심과 피복재 사이에 공정반응이 일어난 것으로 사료된다. 우라늄과 Fe 사이에 공정반응이 일어나 액상이 형성되었다가 응고한 조직으로 예상되며, 이에 관한 추가적인 연구가 요구된다.



Layer	Thickness(μm)	Composition(at.%)
A	4 ~ 5	Fe ₇₃ Cr ₂₇
B	~ 1	U ₂₂ Zr ₁ Fe ₅₆ Cr ₂₁
C	~ 1	U ₁₂ Zr ₃₇ Fe ₄₁ Cr ₁₀
D	~ 1	U ₁₆ Zr ₄₅ Fe ₃₁ Cr ₈
E	~ 5	U ₁₀ Zr ₆₇ Fe ₂₂ Cr ₁
F		U ₂₉ Zr ₇₁

그림 3.2.3-13. 750°C에서 100시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과

라. Pb Bonding 물질과의 반응성

U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재를 2 mm 두께 길이로 절단 연마한 후 99.97% 순도의 Pb 용기 내에 첨가시킨다. Pb Bonding 실험시 합금형 연료와 피복재는 알루미늄 도가니에 주입된 Pb 내에 첨가된 후 소형 알루미늄 도가니 자체를 석영관에 넣고 진공 봉입한 다음 Box Furnace로 650°C에서 100, 200시간 Bonding 실험을 수행한다. Pb Bonding 실험 후 SEM을 이용해 반응생성물 및 Pb 확산깊이를 측정한다.



Layer	Thickness(μm)	Composition(at.%)
A		U ₃₀ Zr ₄ Fe ₅₈ Cr ₈
B		U ₁₀ Fe ₇₀ Cr ₂₀
C		U ₃ Fe ₇₀ Cr ₂₇
D	~ 3	U ₂₆ Zr ₁₃ Fe ₅₃ Cr ₈
E	~ 2	U ₁₁ Zr ₃₅ Fe ₄₉ Cr ₅
F	~ 2	U ₃ Zr ₄₂ Fe ₅₁ Cr ₄
G	~ 5	U ₁₁ Zr ₆₅ Fe ₂₃ Cr ₁
H		U ₂₉ Zr ₇₁
I		U ₄₅ Zr ₅₂ Fe ₃

그림 3.2.3-14. 800°C에서 10시간 열처리한 U-55Zr 합금형 연료와 HT9 피복재 확산반응층의 EDS 분석결과

그림 3.2.3-15, 16은 650°C에서 100, 200시간 Pb본딩 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 확산반응층에 대한 SEM 사진 및 Line Profile 결과를 나타낸다. U-55Zr 합금형 연료

의 Pb 분당 열처리한 시편은 Pb가 U-Zr 연료심 내부로 확산하지 못하며 반응 생성물을 형성하지 않는다. 연료심 내부는 Pb 성분이 거의 검출되지 않고, 10 μm 깊이 부근에서 Zr층을 형성하고 있다 (그림 3.2.3-17). 이 Zr층의 형성은 확산초기에 UZr_2 상이 분해되면서 주변의 상과 이어져 Zr층을 형성하게 된다. 이러한 Zr Rich상의 존재는 반응층의 형성을 억제하므로, 추후 피복재와 반응시 확산 반응층을 형성하지 않을 것으로 생각되며, 이러한 Zr층은 열처리 시간이 증가함에 따라 더 두꺼워진다.

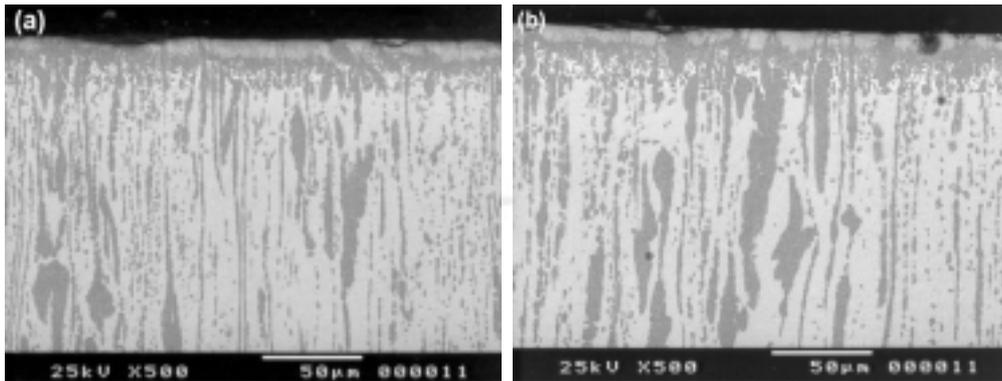


그림 3.2.3-15. 650°C에서 100, 200시간 Pb분당 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 확산반응층

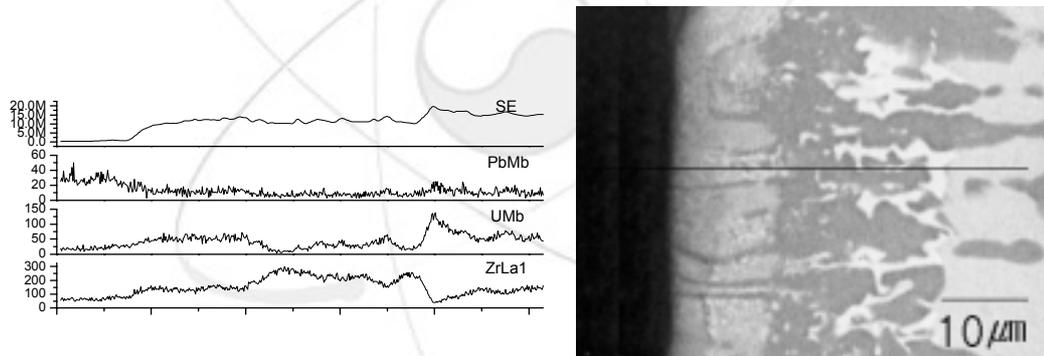
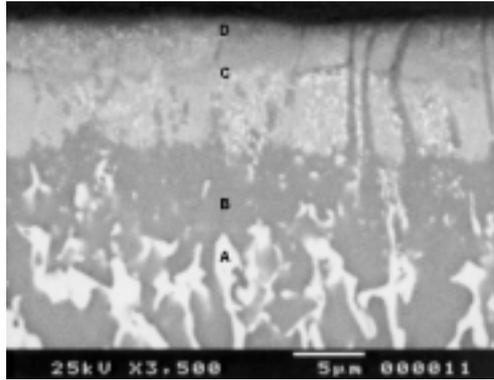


그림 3.2.3-16. 650°C에서 100시간 Pb분당 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 확산반응층 Line Profile

그림 3.2.3-18은 650°C에서 100, 200, 1000시간 Pb분당 열처리한 HT9 피복재의 확산반응층에 대해 SEM으로 관찰한 사진을 나타냈는데 Pb와 HT9 연료심과의 반응층은 관찰되지 않았다.



Layer	Thickness(μm)	Composition(at.%)
A		$U_{95}Zr_5$
B	~7	$U_{0.4}Zr_{99.6}$
C		$U_{19}Zr_{80.3}Pb_{0.7}$
D		$U_{25}Zr_{74}Pb_1$

그림 3.2.3-17. 650°C에서 100시간 Pb분당 열처리한 U-55Zr 합금형 연료의 확산반응층 EDS 분석결과

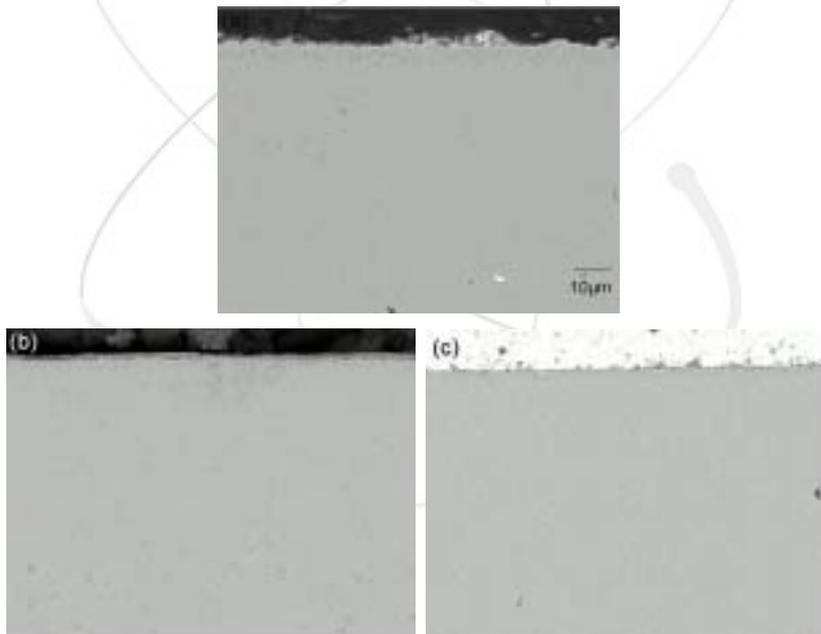


그림 3.2.3-18. 650°C에서 100, 200, 1000시간 Pb분당 열처리한 HT9 피복재의 확산반응층 :
(a) 100시간 (b) 200시간 (c) 1000시간

제 3 절 Pb-Bi 기술

Pb-Bi는 HYPER에서 냉각재와 표적으로 동시에 사용되는데 1단계에서는 노심 냉각재 분야와 표적분야로 나누어 열수력 및 구조 계산과 개념설계를 수행하였다. 2단계에서는 계산 및 설계 관련 연구 외에 요소기술 실험연구도 수행하였는데 이의 결과를 냉각재와 표적에 같이 활용할 수 있으므로 냉각재와 표적을 분리하지 않고 Pb-Bi 기술로 통합하여 연구를 수행하였다. 1단계에서는 계통과 관련된 기초연구도 수행하였으나 2단계에서는 노심에 국한하여 연구를 수행하였다.

계산의 경우는 노심 및 표적계산에 필요한 코드를 확보하였고 이를 이용해서 노심은 1단계에서 수행하지 못했던 집합체 및 부수로 열수력 코드 계산을 수행하였다. 표적의 경우에는 HYPER가 필요로 하는 빔 전류를 안정적으로 수용할 수 있는 표적시스템 최적화 연구를 수행하였다. Pb-Bi 관련 요소기술을 효율적으로 확보하기 위해서 국제공동연구 MEGAPIE에 가입하였으며 Pb-Bi 이용시 가장 큰 문제점인 부식을 해결하기 위한 실험 장치를 제작했고 일부 실험을 수행하였다.

1. 노심 열수력 코드 선정/보완 및 열수력 해석

가. 노심 열수력 해석 코드 선정

HYPER[36] 노심의 설계 변수를 얻기 위해서는 손 계산에 의존하는 간단한 해석에서 탈피하여 보다 상세한 노심 열수력 계산이 불가피하며, 지금까지 원자로 노심 열수력 해석에 많이 이용된 부수로 해석(Subchannel Analysis) 방법으로 HYPER 노심의 열수력 특성을 해석하였다[37].

기존에 개발된 노심 열수력 해석 코드중에서 Pb-Bi 냉각 노심 열수력 해석에 적용 가능한 코드로 SLTHEN과 MATRA를 선정하였으며, HYPER 노심 열수력 해석이 가능하도록 Pb-Bi 물성치 추가 및 수정/보완 작업을 수행하였다.

(1) Pb-Bi 냉각노심 열수력 해석 코드의 선정

통상적인 원자로심에는 수만개의 핵연료봉이 장전되는데 이들에 의해 형성된 유동장과 온도장을 3차원적으로 모델링하여 질량, 운동량, 에너지 보존방정식을 푸는 것은 엄청난 Computing Load를 필요로 한다. Computing Load를 획기적으로 줄이면서 유동장과 온도장을 3차원적으로 얻기 위한 방법 중의 하나가 부수로 해석이다. 부수로 해석에서는 핵연료봉 단위 격자에 존재하는 유체 영역을 한 개의 계산 셀로 두고, 단위 격자들 사이에 질량, 운동량, 에너지 보존식을 적용하여 새로운 지배방정식을 도출한 후 이를 풀어 노심내 열수력 정보를 얻어낸다. 즉 부수로 해석은 노심 단위 격자내의 온도와 속도분포를 무시한 Lumped 모델이라 할 수 있다. 이러한 모델의 기저에는 유체의 축방향 운동량이 횡방향에 비해 압도적으로 우세하다는 가정을 내포하고 있다.

부수로 해석을 통해 노심 열수력 계산을 수행하려는 노력은 1960년대 중반부터 시도되었으며, 영국, 프랑스, 미국 등에서 경수로 (LWR)용으로 HAMBO, FLICA, COBRA[38]가 초기에 개발되었다. 또한 LMR용으로는 70년대에 SUPERENERGY, THI-3D, SABRE,

BACCHUS 등이 개발된 바 있다.

국내에서는 COBRA-IV-i (LMR해석이 가능)를 근간으로 개발한 MATRA (Multichannel Analyzer for Transient and steady-state in Rod Array)와 SUPERENERGY-2를 기본으로 하여 개발한 SLTHEN (Steady-state LMR core Thermal Hydraulics code based on ENergy model)이 부수로 해석에 사용되고 있다. 특히 SLTHEN[39, 40] 코드는 대부분의 부수로 해석 코드들이 많은 기억용량과 계산시간을 필요로 한다는 단점을 보완하기 위하여 MIT에서 개발된 ENERGY 모델을 이용하였으며, SLTHEN에서 사용된 ENERGY 모델은 질량 및 운동량 보존 방정식을 직접적으로 풀지 않고 액체금속로 핵연료 집합체에 적합한 근사 모델을 이용하여 에너지 보존 방정식만 계산하고 있다.

SLTHEN 코드는 HYPER와 같은 삼각수로 형상을 갖는 액체금속로 해석에 적용되도록 개발되었으며, 강제 대류시에는 매우 정확한 온도분포 계산이 가능할 뿐만 아니라 계산 시간도 현저하게 적게 걸리는 것으로 알려져 있기 때문에 HYPER와 같이 개념설계 단계에 있는 원자로 노심의 열수력 해석에는 국내에서 이용 가능하고 계산 시간이 빠른 SLTHEN이 유용하리라고 평가되었다. 또한 SLTHEN의 경우 핵연료 집합체 덕트가 있는 집합체의 열수력 해석을 위해 고안된 관계로 덕트가 없는 HYPER의 노심 열수력 해석에 적용함은 무리가 있으나 전체 노심이 아닌 단일 노심의 열수력 특성을 평가하기 위한 도구로는 활용이 가능하리라 사료된다. 그러나 SLTHEN은 운동량 방정식을 풀지 않는다는 점, 정상상태 계산만이 가능한 점, Grid Spacer 모델이 없는 점 등의 문제점을 안고 있다.

HYPER 노심 열수력 해석을 위해 고려한 또 하나의 코드는 원자력 연구소에서 개발된 MATRA 코드이다. MATRA 코드는 SLTHEN에서 구현하지 않는 Grid Spacer 모델을 가지고 있는 것 외에도 과도상태 계산모델 등을 가지고 있으므로 향후 HYPER 노심 열수력 해석에 매우 필요할 것으로 사료되지만, SLTHEN 코드에 비해 구조 및 사용법이 복잡하며 계산에 소요되는 시간이 많이 든다는 단점이 있다.

최종적인 상세 열수력 해석을 위해서는 CFX, FLUENT, STAR-CD 등의 상용 코드들을 이용한 국부적인 열유동 해석도 수행되어야 하겠지만, 설계 제원이 수시로 바뀔 수 있는 개념 설계 단계에서의 SLTHEN, MATRA 코드 이용은 노심 설계시 효율적이고, 신속한 feed back을 제공 할 수 있으리라 사료된다.

표 3.3.1-1. SLTHEN 코드와 MATRA 코드의 차이점

		SLTHEN	MATRA
보존방정식		질량, 에너지	질량, 운동량, 에너지
분석조건		정상상태	정상 및 과도상태
해석모델	연료봉 격자모양	삼각격자	삼각 및 사각 격자
	ductless 집합체	불가능	가능
	연료봉 스페이서	bare rod, wire spacer	bare rod, wire spacer grid spacer
	국부적 geometry 변형	불가능	가능

(2) SLTHEN, MATRA 코드의 수정 및 보완

SLTHEN 코드는 Wire-Wrap이 있는 핵 연료봉이 삼각배열 형태로 되어있고 6각형 형태의 덕트로 둘러싸인 나트륨 냉각 핵연료봉 집합체에 대해서 사용될 수 있도록 개발된 코드이다. HYPER의 경우 핵연료 집합체는 핵연료봉이 삼각배열 형태로 구성되어 있기 때문에 SLTHEN 코드의 사용에 무리가 없지만, HYPER 시스템의 핵연료 집합체가 덕트가 없는 형태라는 점과 냉각재로서 액체 나트륨이 아닌 Pb-Bi를 사용하며, 현재까지는 Wire-Wrap이 없는 구조로 설계하고 있기 때문에 SLTHEN을 HYPER 시스템의 노심 열수력 해석에 적용하기 위해서는 이에 대한 코드의 수정이 필요하다. 또한 경수로의 노심 열수력 해석을 위해서 개발된 MATRA를 HYPER 노심 열수력 해석에 적용하기 위해서도 코드의 수정, 보완이 요구되며 내용은 다음과 같다.

(a) Pb-Bi 물성치 : SLTHEN, MATRA의 입력 자료에서 Pb-Bi 냉각재를 선택하여 계산할 수 있도록 코드에 Pb-Bi 관련 물성치 상관식을 포함 하였다[41-44].

$$\text{열전도도} : k(W/mK) = 6.8477 + 0.010169T \quad (3.3.1-1)$$

$$\text{비열} : Cp(J/kgK) = 159.6373 - 0.02387T \quad (3.3.1-2)$$

$$\text{액체 Pb-Bi 밀도} : \rho(kg/m^3) = 11060.123 - 1.2159T \quad (3.3.1-3)$$

$$\text{점성도} : \mu(Pa \cdot s) = 5.3728 \times 10^{-3} - 8.92 \times 10^{-6}T + 4.7137 \times 10^{-9}T^2 \quad (3.3.1-4)$$

포화온도(끓는점): 대략 1670°C (문헌마다 조금의 차이 있음)

(b) 압력강하 상관식 : Bare Rod인 경우 매끈한 원관에서의 마찰압력강하에 실험값을 보정하는 Novendstern 상관식 (M=1)이 적용되도록 루틴을 수정하였다[45].

$$\Delta P = M f_i \frac{L}{D_{ei}} \frac{\rho V_i^2}{2} \quad (3.3.1-5)$$

(c) 유동분할모델 : Wire-Wrap이 없는 경우에는 부수로 사이의 압력강하는 같다는 가정 하에 유동분할은 각 부수로의 면적에 비례하는 Novendstern 상관식을 적용하였으며, Wire-Wrap이 있는 경우에는 Novendstern, Chiu-Rohsenow-Todreas, Cheng-Todreas 모델 중 선택하여 사용할 수 있도록 루틴을 수정하였다.

(d) 유동 혼합 모델 (SLTHEN) : 유동혼합변수는 여러 가지 방법으로 무차원화된 후 실험자료를 Fitting함으로써 결정된다. HYPER 분석을 위해서 Bare Rod Bundle에 적합한 Rogers-Tahir[46], Dwyer[47], Nikurase[48], Rogers-Rosehart[49] 상관식을 고려할 수 있도록 수정하였고 사용자가 Turbulent Eddy of Heat (ϵ_H) 값을 직접 입력할 수도 있도록 수정하였다.

㉠ Rogers-Tahir 상관식

$$\frac{W_{ii}'}{\mu_i} = \frac{K}{K_g} Re_i^b \left[1 + \left(\frac{D_{ei}}{D_{ei}} \right)^{3b/(2-n)} \right] \left(\frac{S_{ii}}{D} \right)^{1-r} \quad (3.3.1-6)$$

이 상관식은 Reynolds수가 5,000 이상, s_{ij}/D 가 0.032보다 클 때 유효하다. 여기서 첨자 i 및 j 는 각각 i -번째 부수로와 j -번째 부수로를 나타내며, μ 는 냉각재의 점도, D_e 는 등가 수력직경, D 는 핵연료봉 온도, 그리고 $s_{ij} = P - D$ 이다. 그리고 K , K_g , r , b 는 실험적으로 결정되는 실험상수이다. 이 상관식을 이용하면 난류혼합계수, β 는 다음과 같은 관계식으로부터 계산할 수 있다.

$$\beta = \frac{\epsilon}{l} \frac{\rho}{G} \quad \text{또는} \quad \epsilon = \beta l V_1 \quad (3.3.1-7)$$

㉞ Dwyer 상관식

Dwyer 상관식은 먼저 Eddy Diffusivity of Heat, ϵ_H 과 Eddy Diffusivity of Momentum, ϵ_M 를 나타내는 함수 $\bar{\psi}$ 를 다음과 같이 정의한다.

$$\bar{\psi} = \frac{\epsilon_H}{\epsilon_M} = 1 - \frac{1.82}{(\text{Pr})(\epsilon_M/\nu)_{\max}^{1.4}} \quad (3.3.1-8)$$

여기서 Pr 은 Prandtl Number를 나타내며, $(\epsilon_M/\nu)_{\max}^{1.4}$ 는 Graphical한 방법으로 구할 수 있다.

㉞ Nikurase 상관식

Nikuradse 상관식은 다음과 같이 ϵ/ν 를 좀더 단순한 형태로 Reynolds 수와 마찰계수 f 의 함수의 형태로 나타낸다.

$$\frac{\epsilon_M}{\nu} = \frac{\text{Re} \left(\frac{f}{2} \right)^{1/2}}{20} \quad (3.3.1-9)$$

㉞ Rogers-Rosehart 상관식

$$\frac{\epsilon_H}{\nu} = 0.00885 \text{Re}^{0.9} \quad (3.3.1-10)$$

(e) 열전달 상관식 : 원형 튜브내로 유체가 흐르고, 튜브 벽을 따라 일정한 열속이 이루어질 때 얻어진 Lyon-Martinelli 상관식을 적용하였다.

$$N = 7 + 0.025 \text{Pe}^{0.8} \quad (3.3.1-11)$$

나. 단일 집합체 열수력 해석에 의한 선정 코드의 신뢰성 평가

(1) SLTHEN을 이용한 단일 집합체 열수력 해석 및 신뢰성 평가

HYPER 노심 열수력 해석을 위해 채택된 SLTHEN 코드의 적합성 및 신뢰성 평가를 위해서 HYPER 단일 핵연료 집합체에 대한 노심 부수로 해석 및 부수로간 열전달 평가를 수행하였으며, 집합체 사이 Gap 유량 및 난류혼합변수값의 변화에 따른 노심 열수력 특성 변화를 분석하였다.

수정된 SLTHEN 코드를 이용하여 평균집합체와 Hot 집합체의 두가지 단일 HYPER 핵연료 집합체에 대해서 부수로 해석을 수행하였다. 또한 해석해와의 비교를 통하여 수정된 코드의 신뢰성을 확인하였다.

축방향의 열출력 분포는 축방향 침투출력인자 (F_z)가 1.2를 갖는 Chopped Cosine 형태를 가진다고 가정하였으며, 반경방향의 열 출력 분포는 평균집합체의 경우 반경방향 침투출력인자 (F_r)가 1.0인 집합체이며 Hot 집합체는 반경방향 침투출력인자가 1.6인 집합체로서 집합체내의 반경방향 출력 분포는 균일하다고 가정하였다. 그림 3.3.1-1은 SLTHEN 코드 계산을 위한 HYPER 표준 핵연료 집합체 부수로 체계를 보여주고 있다.

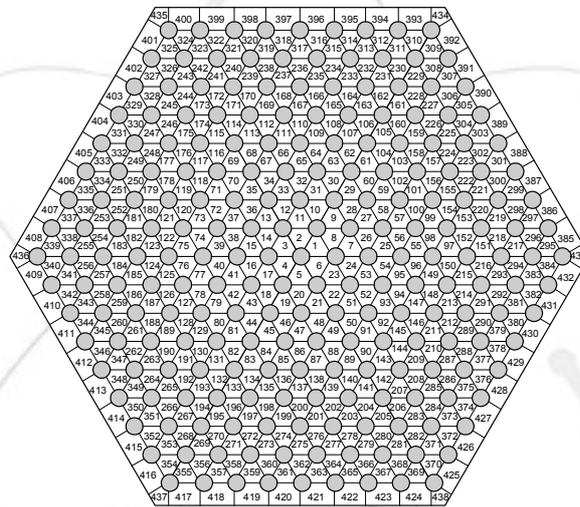


그림 3.3.1-1. HYPER 표준 핵연료 집합체 부수로 체계

HYPER 표준 핵연료 집합체에 대한 SLTHEN 계산 결과를 표 3.3.1-2에 정리하였다. SLTHEN 계산 결과 얻은 입구속도 분포를 보면 Corner 부수로 냉각재 속도가 평균 유속보다 약 23.4% 정도 낮고 중앙부수로 냉각재 속도가 평균 유속보다 1.1% 정도 빠름을 알 수 있으며, 냉각재의 최고온도는 집합체 중앙 부수로에서 발생하는데 그 값은 표 3.3.1-2에 나타내었듯이 평균집합체인 경우 524.2°C로서 집합체 중앙부의 온도가 평균 냉각재 출구 온도 510°C에 비해서 14.2°C (약 2.8%) 높게 나타남을 알 수 있다. 또한 핵연료 피복재의 온도 역시 핵연료 집합체 출구에서 가장 높고 그 온도는 536.7°C 정도로 계산되었다.

표 3.3.1-2. HYPER 표준 핵연료 집합체에 대한 SLTHEN 계산 결과

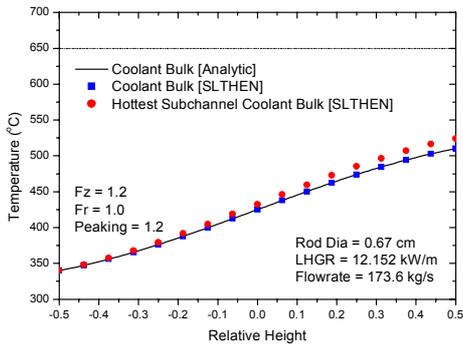
Item	평균집합체 (Fz=1.2, Fr=1.0)	Hot 집합체 (Fz=1.2, Fr=1.6)
Average Exit Coolant Temp. [°C]	510.0	612.0
Peak Coolant Temperature [°C]	524.2	634.8
Peak Clad Temperature [°C]	536.7	654.7
Pressure Drop [kPa]	32.6	32.8
Inlet Velocity [m/s]		
Average	1.433	1.433
Interior	1.449	1.449
Edge	1.382	1.382
Corner	1.097	1.097
Bypass	-	-
Inter Gap	0.000	0.000

[참고] Flow Split Model : Novendstern

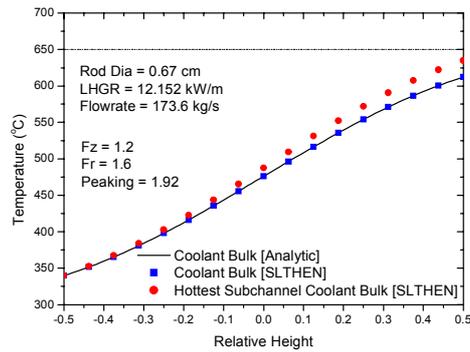
Hot 집합체의 경우 최대 냉각재 온도는 634.8°C로 계산되었는데 이것은 평균 냉각재 출구온도 612°C에 비해서 22.8°C (약 3.7%) 높은 값이며, 최대 핵연료 피복재의 온도는 654.7°C로 나타났다. 이에 반해 해석적 모델을 이용한 평균 채널의 분석 결과는 523°C이며, Hot 채널의 분석 결과인 633.8°C와 비교해보면 각각 13.7°C (약 2.6%)와 20.9°C (약 3.2%) 높은 결과를 주었다. 또한 현재의 HYPER 노심 설계 내용과 침투출력인자 1.92 (Fz=1.2, Fr=1.6)인 Chopped Cosine 출력 분포에 대해서, 간단한 해석적 모델은 피복재 최대 온도가 설계기준값 650°C 미만을 만족한다고 예측하지만 유동분할 및 부수로 열전달을 고려한 SLTHEN은 피복재 최대 온도가 설계기준값을 4.7°C 초과한다고 예측함으로써, 유동 분할 및 부수로 열전달을 고려한 노심설계의 필요성을 잘 보여주었다.

HYPER 노심 체계에 관한 냉각재 Pb-Bi의 실험 자료가 없기 때문에 수정된 SLTHEN에 의한 Pb-Bi 열전달 거동을 정확히 검증하기는 불가능하지만, 출력 분포가 Chopped Cosine이라는 해석적 함수로 주어져 있으므로 냉각재 평균 거동은 간단한 해석적 모델에 의해 비교 검증할 수 있으며, 그림 3.3.1-2에 SLTHEN과 해석적 방법에 의해 구한 냉각재 온도 계산 결과를 비교 도시하였다. 계산 결과를 통하여 SLTHEN 계산결과는 해석적 방법으로 구한 해와 완전히 일치하고 있음을 알 수 있다.

그림 3.3.1-2. SLTHEN과 해석해의 반경방향 냉각재 평균온도 비교결과



(a) 평균집합체



(b) Hot 집합체

집합체 사이의 Gap 유량의 영향 분석을 위해 집합체 사이 Inter Gap 유량을 변화시켜가면서 SLTHEN 계산을 수행하였다. 그림 3.3.1-3에 나타난 것처럼 Inter Gap 유량이 클수록 집합체 Gap 인근 부수로의 온도가 낮아짐을 알 수 있으며, 이는 수정된 SLTHEN이 부수로간 열전달을 합리적으로 모사함을 정성적으로 보여줌을 알 수 있다. 또한 Inter Gap 유량은 HYPER 노심 설계 조건에서 집합체 Duct 인근 부수로의 온도에만 영향을 줄 뿐 집합체 중앙 부수로에는 영향을 주지 못한다는 사실도 확인하였으며, 향후 집합체간 열전달을 포함한 다중 집합체의 열수력 해석시에는 Inter Gap 유량이 집합체간 열전달에 상당한 영향을 줄 수 있을 것으로 판단된다.

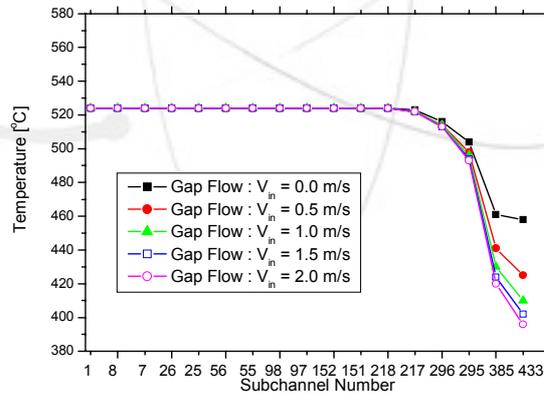


그림 3.3.1-3. 집합체사이 Inter Gap Flow의 변화에 따른 반경방향 부수로 출구 온도 분포

부수로 해석시 가장 불확실한 변수가 난류혼합관련 변수이므로 수정된 SLTHEN 코드를 이용한 HYPER 노심 열수력 해석시 난류혼합의 영향을 평가할 필요가 있다.

SLTHEN은 부수로간 난류혼합변수로서 Turbulent Eddy Diffusivity(ϵ_H)를 이용하고 있

는데, HYPER의 경우 Wire-Wrap을 채택하고 있지 않기 때문에 단순 Bare Rod Bundle에 적용할 수 있는 4가지 Turbulent Eddy Diffusivity 모델을 고려하여 계산을 수행하였으며, 표 3.3.1-3에 4가지 난류혼합변수 상관식을 HYPER 단일 핵연료 (TRU) 집합체에 적용할 경우 전형적인 Turbulent Eddy Diffusivity, ϵ_H 값을 정리하여 나타내었다.

표 3.3.1-3. Bare Rod Bundle에서 상관식에 따른 Turbulent Eddy

Diffusivity(ϵ_H)값 비교 (Reference Temperature : 425°C)

Correlations	Rogers-Tahir	Dwyer	Nikuradse	Rogers-Roschart
ϵ_H	0.1431E-4	0.8121E-5	0.6769E-4	0.4E-4

표 3.3.1-3에 나타낸 바와 같이 계산된 ϵ_H 값은 상관식에 따라 서로 다른 값을 나타내고 있지만 계산 결과는 대략적으로 10^{-5} 정도의 Order를 갖으며, 난류혼합계수에 대한 불확실성이 크다는 점과 이 정도의 값에서는 난류혼합의 효과가 그리 크지 않기 때문에 ENERGY 모델을 사용하는 SLTHEN을 이용하여 부수로 열전달 해석을 할 경우 각 상관식에 따른 계산 결과의 차이는 크지 않을 것으로 예측할 수 있다.

난류혼합의 정도에 따른 부수로 열전달 영향을 평가하기 위하여 다음과 같이 4가지 경우에 대하여 SLTHEN 계산을 수행하여 표 3.3.1-4에 나타내었다. Case I은 난류혼합이 없는 경우이며, Case II, III, IV는 각각 Turbulent Mixing Parameter가 0.001~0.1인 경우인데 난류 혼합이 없는 Case I은 부수로간 열전달이 없어 가장 보수적인 결과라 할 수 있다.

표 3.3.1-4에 나타난 바와 같이 Mixing Parameter를 0.0에서 0.01까지 증가시켰을 때 HYPER 노심 설계 조건에서 부수로 최대 출구 온도나 최대 피복재 온도는 거의 영향을 받지 않음을 알 수 있다. 또한 그림 3.3.1-4에 나타낸 바와 같이 난류혼합이 증가함에 따라서 중심 부수로와 가장자리 부수로의 온도 구배가 감소함으로써, 수정된 SLTHEN이 부수로간 난류혼합에 의한 열전달을 잘 모사할 수 있음을 정성적으로 보여줄 수 있다.

삼각배열 형태의 HYPER 표준 집합체 내부 부수로는 Rogers-Tahir 상관식을 적용하여 계산하면 PWR에서의 전형적인 값 0.0035와 BWR에서의 전형적인 값 0.00484 보다 낮은 약 $\beta = 0.00225$ 정도로 값을 갖으며, Bare Rod Bundle 형태의 HYPER 핵연료 집합체 부수로의 Turbulent Eddy Diffusivity의 값은 대략적으로 10^{-5} 정도의 값을 갖게 되므로 Wire-Wrap과 같은 난류 혼합을 증대시키는 구조를 고려하지 않는 한, 그림 3.3.1-4로부터 난류혼합이 부수로 내부 열전달에 미치는 영향은 크지 않다는 것을 예상할 수 있다.

표 3.3.1-4. 난류혼합의 정도가 부수로 열전달에 미치는 영향
(Flow Split Model : Novendstern)

Item	Case	CA	CA	CA	CA
		SE	SE	SE	SE
		I	II	III	IV
Mixing Parameter		0.0	0.00 1	0.01	0.1
Eddy Diffusivity [m^2/s]		0.0	0.13 7E- 4	0.13 7E- 3	0.13 7E- 2
Avg. Exit Coolant Temp.[$^{\circ}C$]		510. 0	510. 0	510. 0	510. 0
Peak Coolant Temp.[$^{\circ}C$]		524. 2	524. 2	524. 2	520. 7
Peak Clad Temp.[$^{\circ}C$]		536. 7	536. 7	536. 7	533. 2

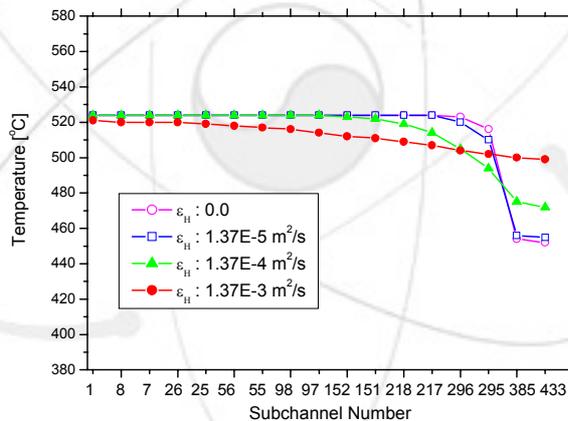


그림 3.3.1-4. Turbulent Eddy의 변화에 따른 부수로 출구 온도 분포

(2) MATRA를 이용한 단일 집합체 열수력 해석 및 신뢰성 평가

HYPER 부수로 열수력 해석에 사용하고 있는 SLTHEN 코드는 HYPER 핵연료 집합체에 사용될 예정인 Grid Spacer 분석 모델이 없어서 Grid Spacer를 가진 HYPER 핵연료 집합체 분석에 어려움이 있다. 따라서 SLTHEN 코드보다 일반적인 부수로 해석 코드가 절실하며, 본 연구에서는 원자력연구소에서 개발한 MATRA 코드를 HYPER 핵연료 집합체 분석도구로서 채택하여 Bare Rod Bundle 조건에서의 SLTHEN 계산 결과와 비교함으로써, HYPER 노심 열수력 해석에 보다 적합한 코드 선정을 위해 주의를 기울였다.

MATRA 코드는 Grid Spacer 모델을 가지고 있는 것 외에도 과도상태 계산모델 등을 가지고 있으므로 향후 HYPER 노심 열수력 해석에 매우 필요할 것으로 사료되지만, SLTHEN 코드에 비해 구조 및 사용법이 복잡하며 계산에 소요되는 시간이 많이 든다는 단점이 있다.

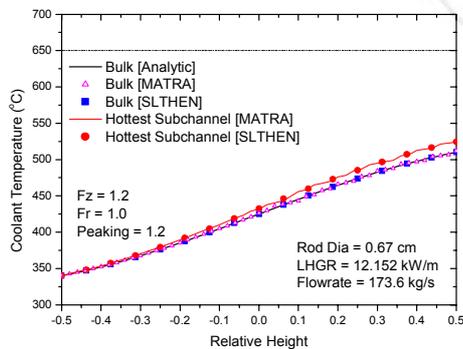
MATRA 코드를 이용하여 Bare Rod 조건에서 HYPER 단일 집합체 부수로 해석을 수행하였으며, SLTHEN 코드와의 비교를 위해 SLTHEN계산시 사용한 부수로 체계를 이용하였다 (그림 3.3.1-1).

표 3.3.1-5는 MATRA와 SLTHEN 코드의 계산 결과를 비교하여 보여주고 있다. Bare Rod 분석의 경우 SLTHEN과 MATRA의 계산 결과는 거의 일치함을 알 수 있다.

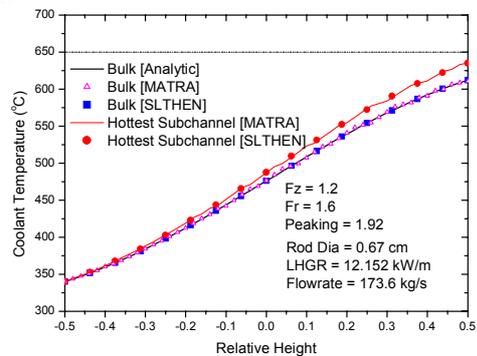
표 3.3.1-5. Bare Rod에 대한 MATRA 및 SLTHEN 분석결과

Item	Ave. assembly (Fz=1.2, Fr=1.0)		Hot assembly (Fz=1.2, Fr=1.6)	
	MATRA	SLTHEN	MATRA	SLTHEN
Velocity at channel inlet [m/s]				
Average	1.421	1.433	1.421	1.433
Interior	1.432	1.449	1.432	1.449
Edge	1.389	1.382	1.389	1.382
Corner	1.176	1.097	1.176	1.097
Pressure drop [kPa]	34.0	32.6	34.0	32.8
Average exit coolant temp. [°C]	512.0	510.0	610.3	612.0
Peak coolant temperature [°C]	524.1	524.2	635.2	634.8
Peak clad temperature [°C]	536.2	536.7	653.8	654.7

그림 3.3.1-5는 평균집합체 및 hot 집합체에 대한 축방향 온도 분포 계산결과를 해석해와 비교하여 보여주고 있다. MATRA 계산결과는 SLTHEN 계산 결과뿐만 아니라 해석적 계산 결과와도 잘 일치함을 알 수 있으며, 그림 3.3.1-6을 통해서 MATRA 코드의 난류 혼합변수는 SLTHEN의 난류혼합변수보다 부수로 열전달에 덜 민감함을 알 수 있다.



(a) 평균집합체



(b) Hot 집합체

그림 3.3.1-5. 축방향 온도분포 계산결과

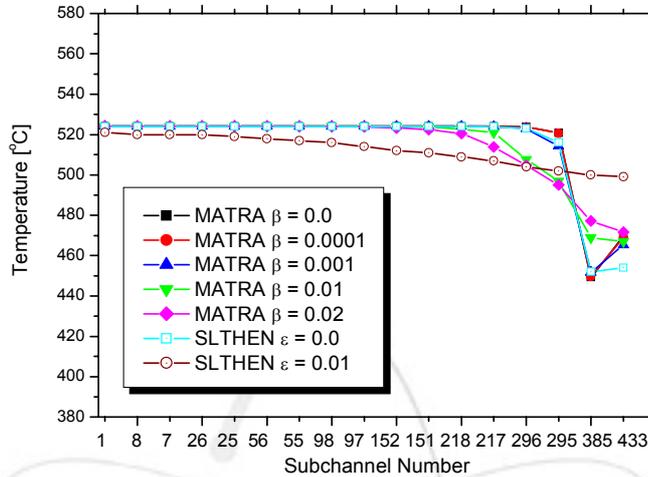


그림 3.3.1-6. 난류혼합계수 영향에 대한 민감도 분석 결과

Grid Spacer는 핵연료봉 부수로 해석에 있어 집합체 압력강하 및 부수로 난류혼합에 영향을 줄 것으로 판단되기 때문에 집합체 압력강하량 및 난류혼합정도에 따른 열전달 영향을 정확히 평가하기 위해서는 Grid Spacer의 형상 및 개수가 결정되어야만 한다.

Grid Spacer에 따른 압력강하량은 Grid Spacer의 손실계수 K에 따라 달라지며, 손실계수 K에 따른 압력손실량 계산 결과는 그림 3.3.1-7에 나타낸 바와 같다. Grid 갯수의 경우 1.6 m 연료봉에 대해 약 3~5 개가 필요할 것으로 예상되므로 HYPER 핵연료 집합체 Active 높이에서의 압력손실량은 1.5 ~ 2기압 정도에 달할 것으로 기대된다. Grid Spacer에 의한 난류혼합정도는 연구된 바가 거의 없지만, 그림 3.3.1-6에 보인바와 같이 난류혼합에 따른 피복재 최대온도 변화가 거의 없으므로 개념설계 단계의 해석에서는 무시할 수 있다고 사료된다.

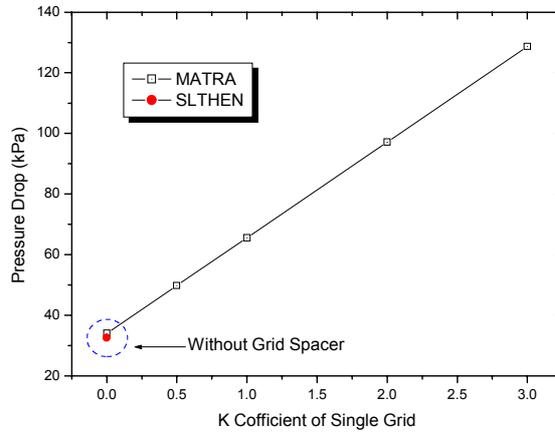


그림 3.3.1-7. Grid Spacer 압력손실계수에 따른 집합체 압력 손실량

집합체와 덕트 사이 갭 크기에 따라서 Interior, Edge, Coner 부수로에서의 유량분배량이 달라지며, MATRA 분석결과 표 3.3.1-6에 나타난 바와 같이 갭 크기를 2~5 mm 변화시킬 때 냉각재 최대출구온도가 34.4 °C나 감소함을 알 수 있다. 따라서 갭 크기가 작아질 수록 좋은 열수력 특성을 갖게 되지만 이에 따라 집합체의 압력손실이 증가하는 점도 무시 할 수 없는 문제이므로 절충할 수 있는 설계조건을 찾아야 할 것이다. 예를 들어 K=1 짜리 Grid Spacer 3개를 가정했을 때 압력손실량은 19.8 kPa 증가하게 된다.

표 3.3.1-6. 집합체 Gap 크기의 영향 MATRA 분석결과

Gap width		Inlet velocity (m/s)	Pressure drop (kPa)	Max. outlet temperature (°C)
2mm	Interior	1.5263	72.9	514.6
	Edge	1.2898		
	Corner	0.9745		
3mm	Interior	1.4318	65.6	524.5
	Edge	1.3887		
	Corner	1.1763		
4mm	Interior	1.3522	59.0	534.6
	Edge	1.3985		
	Corner	1.2973		
5mm	Interior	1.2764	53.1	549.0
	Edge	1.3956		
	Corner	1.3091		

(3) 수정 노심에 대한 열수력 해석

초기 HYPER 노심은 분산형 연료를 기초로 설계되었지만, 분산형 연료의 문제점이 발견

되어 연료의 형태를 제조가 보다 용이한 U-TRU-Zr의 금속연료로 바꾸었으며, 결과적으로 노심의 구조가 전체적으로 약간 변경되었다. 그림 3.3.1-8은 핵연료 변경에 따라 최적화된 HYPER 수정 노심의 전체적인 개략도를 나타내었으며 표 3.3.1-7은 노심 주요 설계 자료를 보여주고 있다.

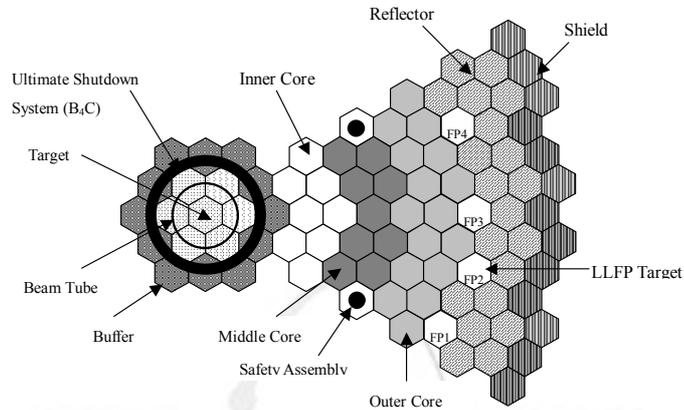


그림 3.3.1-8. 수정 노심의 개략도

표 3.3.1-7. 노심 주요 설계 자료

Total Power(MW _{th})	1.00E+09
Core inlet Temperature(°C)	340
Core outlet Temperature(°C)	490
Number of Assembly	186
Total Coolant Flow Rate(kg/s)	45506.2571
Coolant Flow Rate per Assembly	244.657296
Assembly Pitch (m)	0.170075
Rods per Assembly	217
Fuel Rods per Assembly	204
Tie Rods per Assembly	13
Fuel Rod Diameter(m)	0.0077
Tie Rod Diameter(m)	0.0088
Pitch/Diameter	1.49
Assembly Gap distance	0.0017
Active core Height	1.5

HYPER 수정 노심의 Inner Core에 있는 Peak 집합체에 대한 열수력 해석을 수행하였다. 집합체 총출력은 6.5 MW이며, 축방향 출력 분포를 그림 3.3.1-9에 나타내었다.

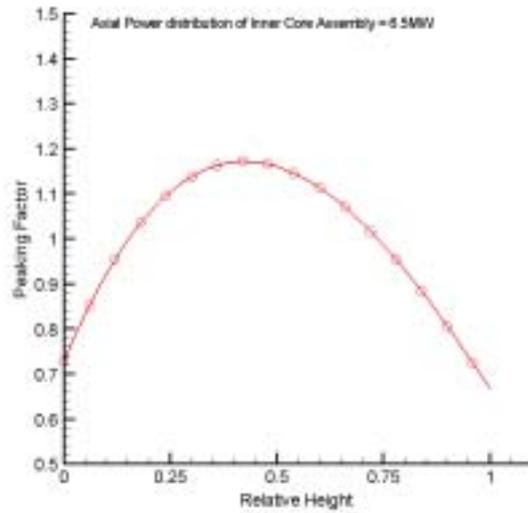


그림 3.3.1-9. Peak 집합체의 축방향 출력 분포

Peak 집합체의 대칭성을 고려하여 전체 217개 핵 연료봉의 1/12인 25개의 핵연료봉에 대한 열수력 해석 수행하였다. Peak 집합체 입구 및 출구간의 평균 압력손실은 0.22 MPa이며, 냉각재의 출구 평균 속도는 1.66 m/s, 냉각재의 출구 평균 온도는 526℃, 그리고 냉각재 출구 최대 온도는 542℃이다. 그림 3.3.1-10 (a)는 각 연료봉의 최대 온도와 각 부수로의 최대 온도를 보여주고 있으며, 그림 3.3.1-10 (b)는 각 연료봉의 피복재 최대 온도와 각 부수로의 최대 유속을 보여주고 있다.

그림 3.3.1-10에 보인바와 같이 부수로 출구 측 최대 유속이 집합체의 Gap에서 1.77 m/s를 갖으며, 핵연료 및 피복재의 최대 온도가 644℃, 561℃로써 노심 열수력적 설계 기준을 잘 만족함을 알 수 있다.

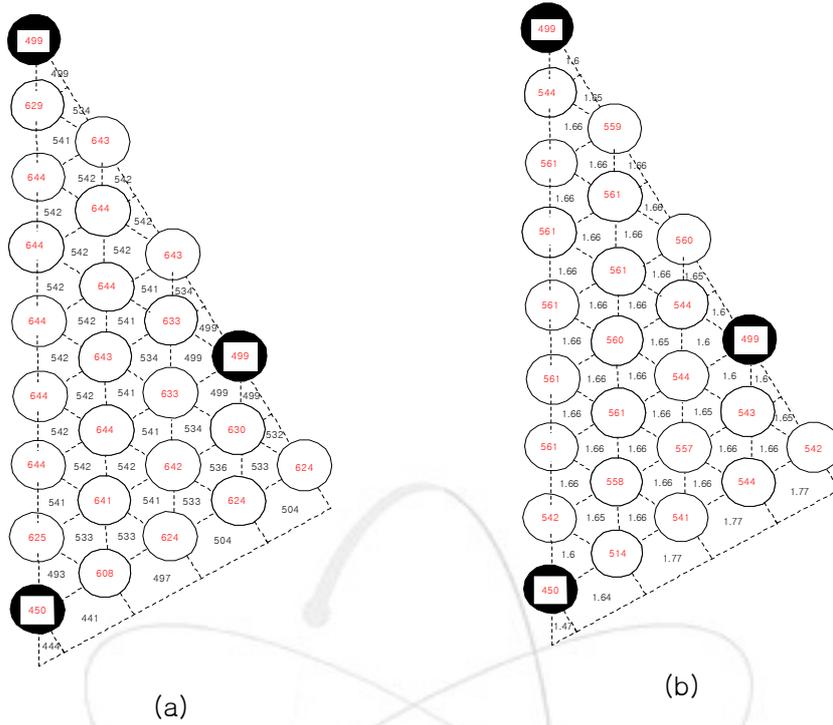


그림 3.3.1-10. 각 연료봉 및 부수로의 최대 온도 및 최대 속도 분포

다. 집합체간 열전달 영향 평가 및 HYPER 전 노심 열수력 해석

(1) 집합체간 열전달 영향 평가

노심 열수력 해석을 위해 선정된 부수로 해석 코드 SLTHEN, MATRA의 단일 집합체 열수력 해석을 통해 HYPER 적용 가능성은 확인되었다. 이에 따라 집합체간의 열전달 영향을 평가하기 위해서 다중 집합체의 열수력 해석을 수행하였다. 기 언급한 바와 같이 HYPER 핵연료 집합체는 덕트를 갖고 있지 않다. 그러므로 덕트가 없는 집합체의 열수력 해석이 가능한 MATRA의 적용이 타당하다. 그러나 MATRA는 다중 집합체에 대한 해석 모듈이 개발되어 있지 않기 때문에, SLTHEN을 이용하여 덕트를 갖는 HYPER 집합체를 가정하고 집합체간 열전달 영향의 정량적 평가하였다. 이를 위해서 가상적 출력 분포를 가진 7개 핵연료집합체에 대한 집합체간 열전달 영향을 평가하였으며, 실제적 출력 분포를 지닌 7개 HYPER 핵연료 집합체에 대한 열수력 해석도 수행하였다.

덕트를 갖는 부수로 해석에서 집합체간 열전달에 의한 집합체 내부 온도의 영향 평가를 위해 그림 3.3.1-11과 같은 출력 분포를 갖는 HYPER 핵연료의 7개 집합체 모델을 구상하였다. 집합체간 열전달 극대화를 위해 집합체 출력인자 1.6의 Hot 집합체를 중앙에 두고 주위에 평균집합체 6개와 Cold 집합체 (출력인자 0.6) 1개를 두었으며, 축 방향은 침두출력인자 1.2를 갖는 Chopped Cosine 분포를 가정하였고, 그 결과는 표 3.3.1-8, 3.3.1-9에 나타내었다. 표 3.3.1-8은 집합체간 열전달을 무시한 결과이며, 집합체간 열전달이 없는 평균집합체는 표 3.3.1-6에 나타난 단일집합체 계산 결과와 동일함을 알 수 있다. 집합체간 열전달을 고려할 경우 집합체 출구 평균온도에는 약간의 변화가 있었으나 냉각재 및 피복재 최고 온도에는 전혀 영향을 주지 못하는 것을 알 수 있다.

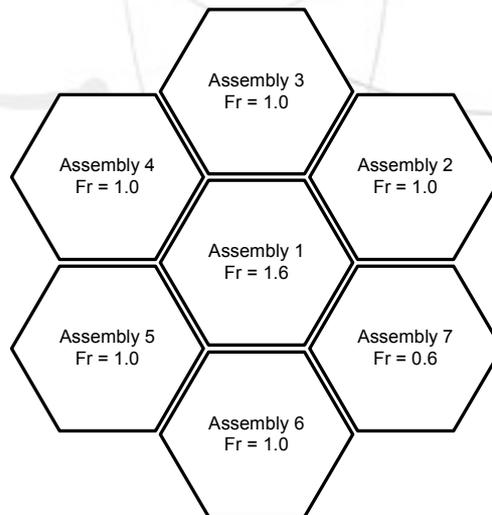


그림 3.3.1-11. 열전달을 극대화시킨 가상적 7 집합체 계산모델

표 3.3.1-8. 집합체간 열전달이 없는 경우의 해석 결과

Assembly Number	1	2	3	4	5	6	7
Assembly Peaking Factor	1.6	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.6
Ave. Exit Coolant Temp.(°C)	612.0	510.0	510.0	510.0	510.0	510.0	442.0
Peak Coolant Temp.(°C)	634.8	524.2	524.2	524.2	524.2	524.2	450.5
Maximum Cladding Temp.(°C)	654.7	536.7	536.7	536.7	536.7	536.7	458.0

표 3.3.1-9. 집합체간 열전달이 존재하는 경우의 해석 결과

Assembly Number	1	2	3	4	5	6	7
Assembly Peaking Factor	1.6	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.6
Ave. Exit Coolant Temp.(°C)	609.0	510.1	510.4	510.4	510.4	510.1	443.4
Peak Coolant Temp.(°C)	634.8	524.2	524.2	524.2	524.2	524.2	450.5
Maximum Cladding Temp.(°C)	654.7	536.7	536.7	536.7	536.7	536.7	458.0

그림 3.3.1-12는 집합체간 열전달이 존재할 경우 난류혼합이 집합체 내부 온도분포에 미치는 영향을 나타내고 있다. 집합체 경계에서의 열전달이 단일집합체의 경우보다 활발함을 알 수 있지만, 집합체 경계에서의 열전달은 집합체 내부 부수로의 온도를 낮출 정도까지 충분하지 못함을 알 수 있다.

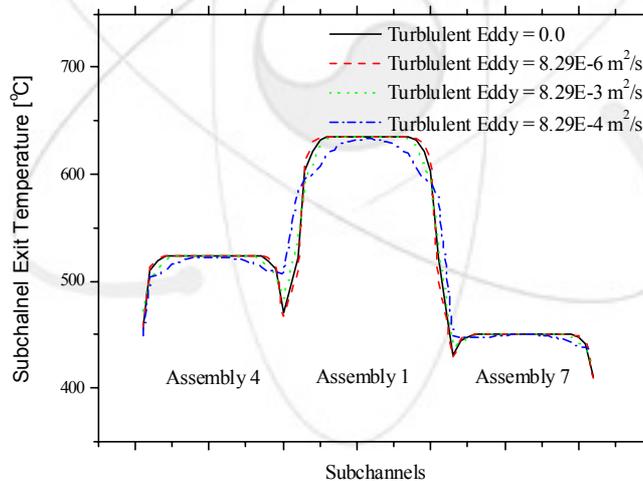


그림 3.3.1-12. 7개 집합체에서 난류혼합인자의 영향 분석결과

그림 3.3.1-13은 집합체사이 갭 유량을 변화시켰을 때의 SLTHEN 계산결과를 보여주고 있다. 갭 유량 역시 중앙부수로의 온도를 변화시킬 정도로 영향이 크지 않음을 알 수 있다.

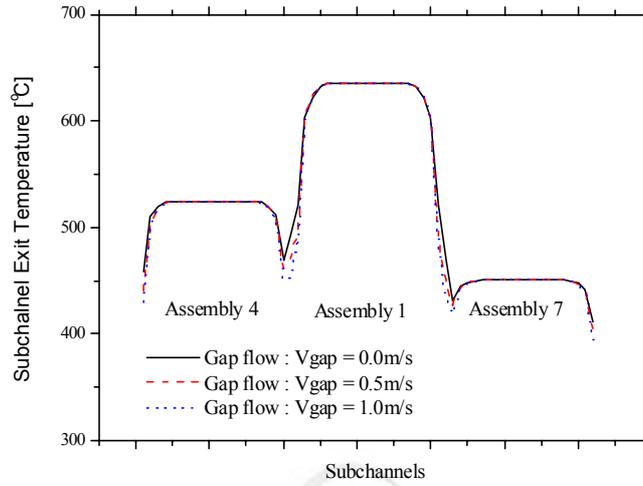


그림 3.3.1-13. 7개 집합체에서 갭유량의 영향 분석결과

HYPER 집합체가 실제적 출력 분포를 가졌을 경우 집합체간 열전달을 포함하는 부수로 해석을 위해 그림 3.3.1-14에 나타난 7개 핵연료집합체를 선정하여 열수력 해석을 수행하였다. 출력 분포로서는 제 1주기 BOC와 EOC를 고려하였으며 SLTHEN 계산 결과는 표 3.3.1-10, 3.3.1-11에 나타내었다. 가상적 7개 집합체 계산결과와 마찬가지로 집합체간 열전달은 냉각재 출구온도를 약간 변화시킬 뿐 최대냉각재 및 최대피복재 온도에 전혀 영향을 주지 못함을 알 수 있다. 따라서 HYPER 핵연료집합체 부수로 해석에서 단일 집합체 분석은 매우 유용함을 알 수 있다.

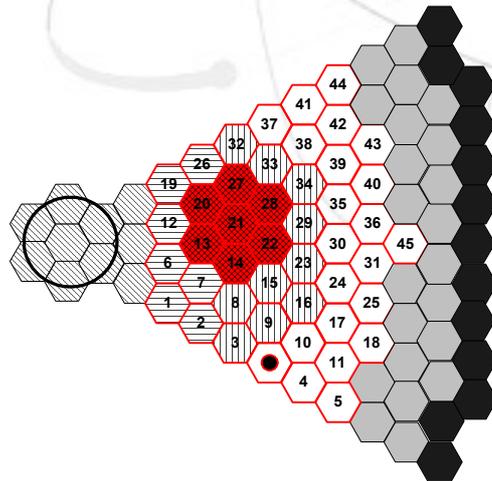


그림 3.3.1-14. 실제적 출력 분포를 가진 7개 핵연료 집합체 계산 영역

표 3.3.1-10. HYPER 제 1주기 BOC에 대한 7 집합체 부수로 해석결과

Assembly ID Number	FA21	FA28	FA27	FA20	FA13	FA14	FA22
Radial Peaking Factor	1.2111	1.1188	1.1926	0.9220	0.9321	1.2030	1.1238
Ave. Exit Coolant Temp.(°C)	535.9 (536.5) ^a	521.7 (521.6)	533.3 (533.5)	489.9 (489.5)	491.5 (491.1)	534.9 (535.2)	522.5 (522.4)
Peak Coolant Temp.(°C)	553.0 (553.0)	536.8 (536.8)	549.8 (549.8)	502.0 (502.0)	503.7 (503.7)	551.6 (551.6)	537.7 (537.7)
Max. Cladding Temp.	565.3 (565.3)	548.1 (548.1)	561.8 (561.8)	511.5 (511.5)	513.4 (513.4)	563.7 (563.7)	548.9 (548.9)

^a괄호안의 값은 집합체간 열전달을 고려하지 않은 결과임.

표 3.3.1-11. HYPER 제 1주기 EOC에 대한 7 집합체 부수로 해석결과

Assembly ID Number	FA21	FA28	FA27	FA20	FA13	FA14	FA22
Radial Peaking Factor	1.2715	1.0999	1.2319	1.0360	1.0600	1.2681	1.1175
Ave. Exit Coolant Temp.(°C)	545.5 (546.1)	518.4 (518.2)	539.4 (539.6)	508.2 (507.9)	512.2 (511.9)	545.3 (545.6)	521.3 (521.1)
Peak Coolant Temp.(°C)	563.4 (563.4)	533.1 (533.1)	556.3 (556.3)	522.0 (522.0)	526.3 (526.3)	562.8 (562.8)	536.2 (536.2)
Max. Cladding Temp.(°C)	576.4 (576.4)	544.6 (544.6)	569.1 (569.1)	532.7 (532.7)	537.2 (537.2)	575.9 (575.9)	547.8 (547.8)

(2) 전 노심 (45 집합체) 열수력 해석

HYPER 노심 설계변수를 얻기 위해서는 손 계산에 의존하는 간단한 해석에서 탈피하여 보다 상세한 노심 열수력 계산이 불가피하다. 유체의 축방향 운동량이 횡방향에 비해 압도적으로 우세하다는 가정하에, 기존의 나트륨 냉각 고속로 노심 열수력 해석 도구인 SLTHEN을 수정·보완하여 Pb-Bi 냉각 HYPER 전노심 핵연료 집합체 부수로 해석 가능성을 확인하였다. 참조 노심의 대칭성을 고려하여 전체 1/6 노심 45개 핵연료 집합체에 대한 열수력 해석 수행하였다.

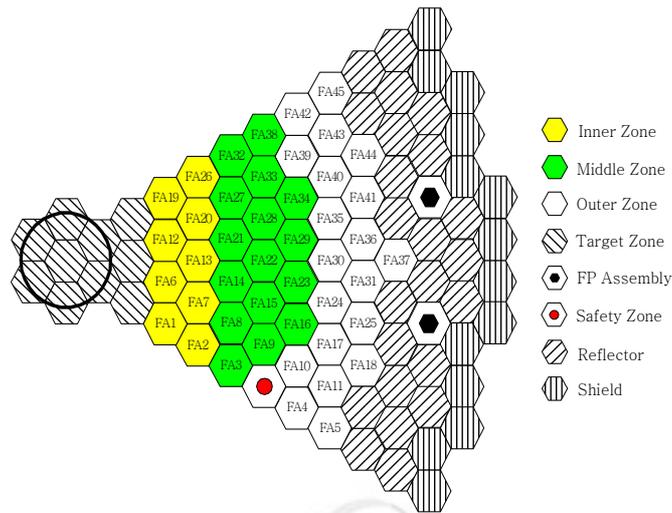


그림 3.3.1-15. HYPHER 참조노심의 1/6 영역

HYPHER 노심은 평형노심이 존재하지 않기 때문에 부수로 해석을 위한 참조노심으로 HYPHER의 제 1주기 노심을 채택하였다. 그림 3.3.1-15는 HYPHER 참조노심의 1/6 영역을 나타낸 그림이며, 대칭성 때문에 1/6 노심은 HYPHER 참조노심의 전노심을 대표한다고 볼 수 있다. HYPHER의 노심관련 설계 파라미터는 표 3.3.1-12에 기술하였다.

표 3.3.1-12. HYPER 노심 열수력 분석을 위한 주요설계자료

Parameter	Values
Core :	
Core Thermal Power [MWth]	1000
Coolant	Pb-Bi Eutectic
System Operating Temperature [°C]	340 - 510°C
Cooling Type	Forced Convection
Active Core Height [m]	1.6
Fuel Assembly :	
Number of Assembly	237
Assembly Pitch [cm]	16.13
Inter Assembly Gap Thickness [cm]	0.3
Duct Inside Flat to Flat Distance [cm]	15.01
Duct Wall Thickness (cm)	0.26
Rods per Assembly	217
Nominal Assembly Mass Flowrate [kg/s]	173.6 kg/s
Spacer Type	Bare Rod
Fuel Rod :	
Fuel Rod Arrangement	Triangular
Active Height (cm)	160
Nominal Linear Power Generation [W/m]	12152.6
Outer Diameter (cm)	0.67
Pitch/Diameter	1.48
Cladding Thickness (cm)	0.068

그림 3.3.1-16은 HYPER 참조노심의 제 1주기 BOC 및 EOC에서의 집합체별 출력 분포를 나타내며, 주기초에는 Middle Zone에 있는 집합체가 Inner Zone이나 Outer Zone 보다 출력이 크지만 주기말에는 Inner Zone에 있는 집합체의 출력이 높아짐을 알 수 있다. FA6, FA14, FA23, FA31 집합체에 대한 축방향 출력분포를 그림 3.3.1-17에 도시하였으며, 전체적인 형상은 기존의 임계형 원자로가 갖는 Chopped Cosine 형상과 유사함을 알 수 있다.

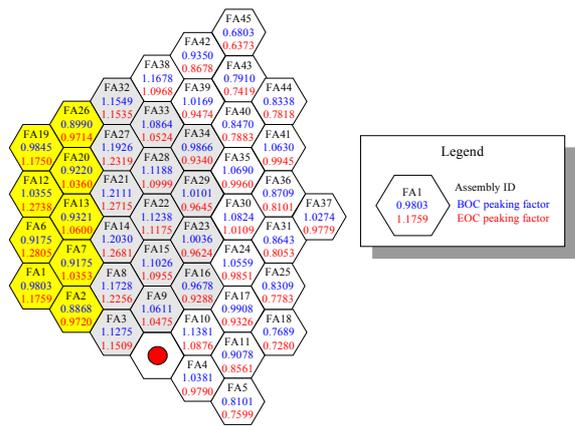


그림 3.3.1-16. HYPER 참조노심 제 1주기 BOC 및 EOC에서의 집합체별 출력분포

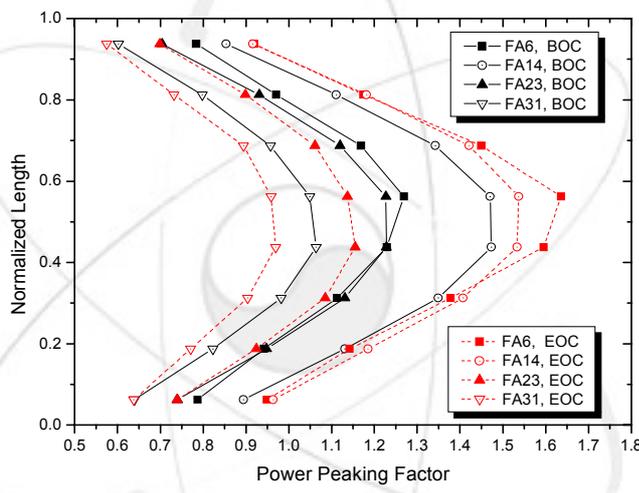


그림 3.3.1-17. 선정된 4개 집합체에서의 축방향 출력분포

그림 3.3.1-17에서 노심 외곽에 가까운 FA23과 FA31 집합체는 연소가 진행되면서 출력이 낮아지지만 노심 중앙에 가까운 FA6과 FA14 집합체는 연소가 진행되면서 출력이 증가함을 알 수 있으며, 특히 표적 영역과 접해있는 FA6 집합체의 출력 증가가 뚜렷함을 알 수 있다.

그림 3.3.1-18, 그림 3.3.1-19는 제 1주기 BOC와 EOC 노심에 대한 계산결과를 정리한 것으로써, 열수력 설계의 주관심 대상인 최대피복재온도 및 그 위치를 보면 주기초에는 FA21 집합체에서 565.3℃이던 것이 주기말에는 FA6 집합체에서 578.2℃이다. 연소가 진행됨에 따라 최대출력분포가 표적영역 가까이로 변화함과 함께 온도분포도 함께 변화함을 알 수 있다. 그러나 1 주기에서의 최대피복재온도는 설계기준으로서 고려하고 있는 650℃에 비해 약 70℃ 이상 낮은 결과를 주었다.

그림 3.3.1-18, 그림 3.3.1-19는 집합체간 열전달 영향을 평가하기 위해 집합체간 열전달이 없다는 가정하에 SLTHEN 계산을 수행하였으며, 집합체간 온도변화가 최대피복재온

도를 일으키는 집합체 내부 부수로까지 전파되지 않기 때문에 BOC 및 EOC 모두에서 최대피복재 온도 및 그 위치는 변함이 없다. 평균 냉각재 출구온도는 집합체간 열전달을 무시했을 때 주기초 FA21 집합체의 경우 535.9°C에서 536.5°C로 0.6°C 상승하였고 주기 말 FA6 집합체의 경우는 547.3°C에서 547.7°C로 0.4°C 상승하였으며, 집합체간 열전달량이 작은 이유는 본 연구에서 고려한 핵연료 집합체간 출력분포 차이가 크지 않기 때문으로 사료된다.

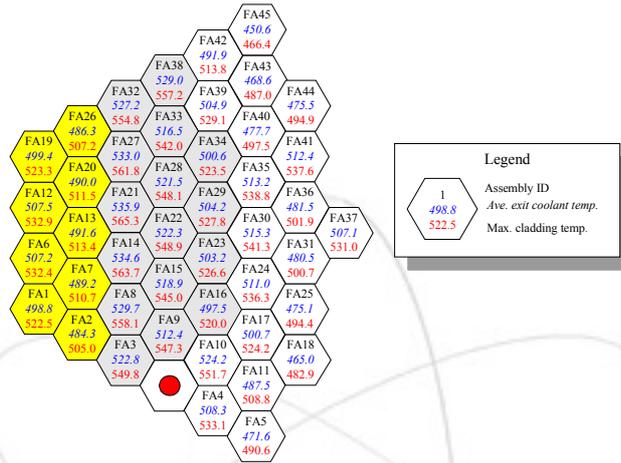


그림 3.3.1-18. HYPER 제 1주기 노심 부수로 해석결과 (BOC)

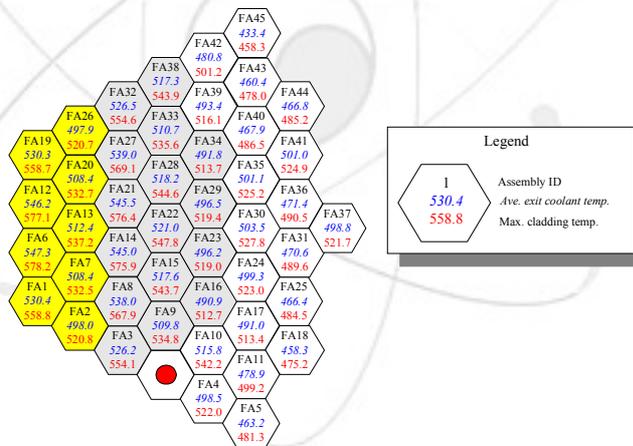


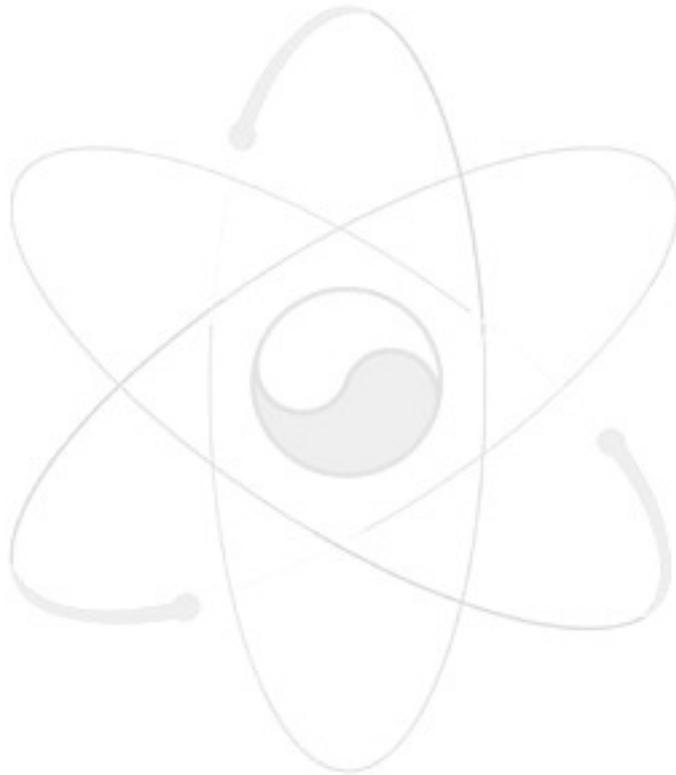
그림 3.3.1-19. HYPER 제 1주기 노심 부수로 해석결과 (EOC)

HYPER 1주기 노심 부수로 해석결과 제 1주기 최대피복재 온도는 BOC 및 EOC에서 각각 565.3, 578.2°C로 설계기준값보다 약 70°C 이상 낮았다. 따라서 참조노심의 설계사양은 열수력 설계기준을 충분히 만족한다고 할 수 있다.

본 연구에서는 집합체 내부 반경방향 출력 분포가 균일하다는 가정을 하였기 때문에, Pin-by-Pin 모델링 등을 통해 집합체 내부에서의 출력분포에 대한 정보를 얻을 수 있을 경우 좀더 상세한 열수력 해석이 가능할 것으로 사료되며, 본 연구에서 고려하지 않은 표적영역은 부근 집합체 열전달에 적지 않은 영향을 줄 수도 있을 것으로 예측되므로 향후 보다 상세한 분석에서는 표적영역을 고려한 해석을 수행해야할 것으로 사료된다. 또

한 본 연구에서는 HYPER 노심에 사용된 Grid Spacer를 고려하지 않은 Bare Rod 분석을 수행하였으므로 Grid Spacer에 따른 난류 혼합 및 부수로 열전달을 향후 보다 정밀한 분석을 위해서는 고려해야 할 것으로 사료된다.

아직까지 국내는 물론이고 세계적으로 Pb-Bi 냉각 핵연료집합체에 대한 부수로 해석 연구가 수행된 예가 드물기 때문에 본 연구는 세계적으로 관심을 모으고 있는 Pb-Bi (또는 Pb) 냉각 미임계 핵변환로 뿐만 아니라 Pb-Bi 냉각 임계형 고속로 개발에 많은 기여를 할 수 있을 것으로 판단된다.



2. 표적 계산 코드 체계 확립 및 해석

가. 표적 계산 코드 선정

HYPER 시스템의 냉각재로 선정된 Pb-Bi의 열수력적 거동을 해석하기 위한 도구로 상용 열유체 유동 해석 코드인 CFX를 채택하였으며, 독일의 FZK/IKET에서 수행한 ISTC 표적 물 실험 자료와 표준 난류모델을 이용한 CFX 해석결과 비교를 분석함으로써, 표적 계통 시스템 설계를 위한 도구로서의 신뢰성 검토를 하였다.

독일 FZK/IKET 물실험에 사용된 ISTC 표적의 Geometry는 그림 3.3.2-1 (a)에서 볼 수 있듯이 현재까지 고려되고 있는 HYPER 기초 표적의 Geometry와 매우 유사하다. 따라서 독일 FZK/IKET 물실험 결과를 CFX 코드를 통해 예측함으로써 CFX 코드의 정확성 및 표준난류모델의 유용성을 확인할 수 있음을 알 수 있다.

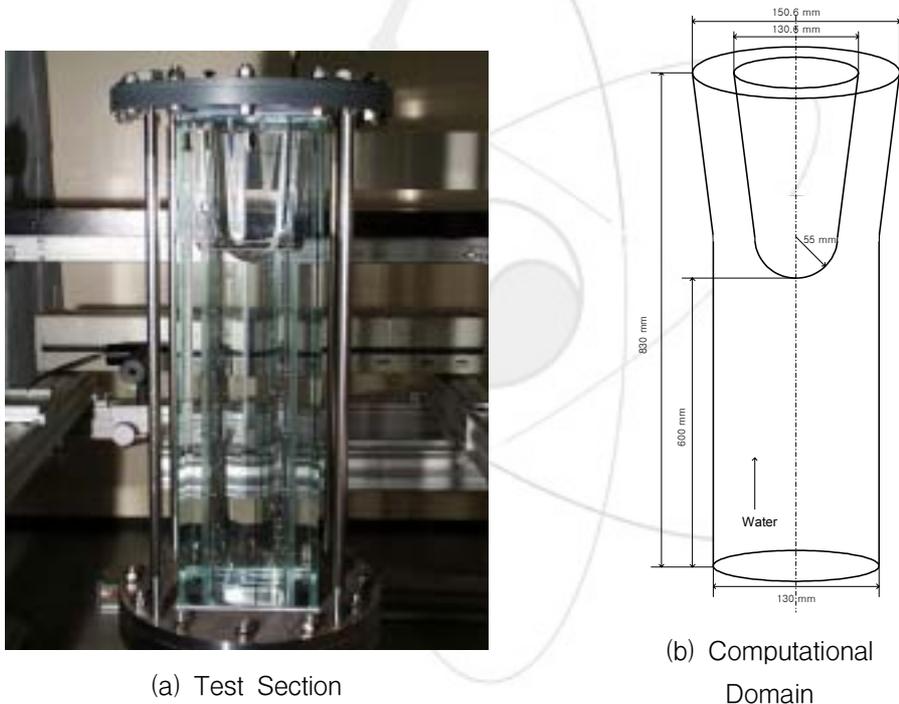


그림 3.3.2-1. FZK/IKET 물 실험 Test Section

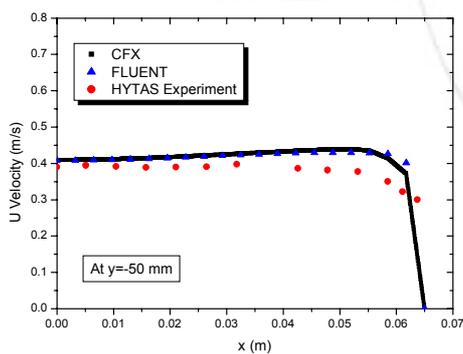
그림 3.3.2-1 (b)는 독일 FZK/IKET 물실험에 사용된 ISTC 표적 형상의 CFX 해석을 위한 계산 영역을 나타내며, 계산의 편의성을 위해 Axi-Symmetrical 2D 모델을 고려하였다. 차분기법은 Hybrid Scheme을 사용하였으며, SIMPLEC Correction을 이용한 SIMPLE 알고리즘을 이용하였고, Solver로는 Linear Solver를 채택하여 좋은 수렴성을 얻었다.

그림 3.3.2-2는 CFX 해석결과 얻은 표적시스템 내부의 속도분포를 보여주고 있다. 빔창 중앙 부근의 유동 정체 영역의 존재가 선명하며 환형부를 지나 하류쪽으로 빠른 유체 유

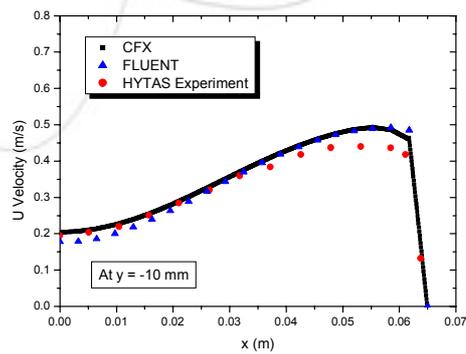
동이 발생하고 있음을 알 수가 있다.

그림 3.3.2-2. CFX에 의한 ISTC 표적 속도 분포

그림 3.3.2-3(a) ~ (d)는 독일 FZK/IKET 물 실험 결과와 표준난류모델을 이용한 CFX 코드 예측 결과를 비교하여 보여주고 있다. 기계분야 유체 유동 해석에 많이 사용되고 있는 상용코드인 FLUENT의 계산 결과와 함께 비교 도시하였으며 CFX와 FLUENT는 모두 ISTC 표적의 수력학적 거동을 전반적으로 잘 모사함을 알 수 있다. 벽과 좀 떨어진 환형부의 속도는 과도 추정하는 경향을 보이지만 유동 정체 발생지역인 빔창 중앙부의 속도분포를 비교적 잘 예측하고 있어 표준난류모델을 이용한 CFX나 FLUENT 분석이 HYPER 표적의 수력학적 거동도 합리적으로 모사할 수 있으리라 판단되었다.

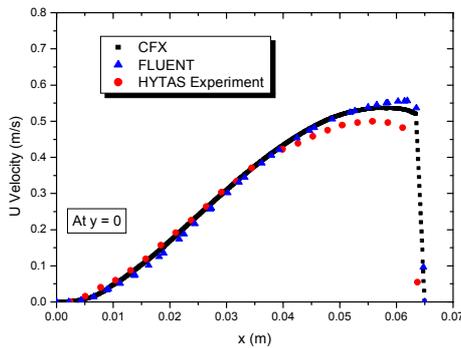


(a) U Velocity at $y = -50$ mm

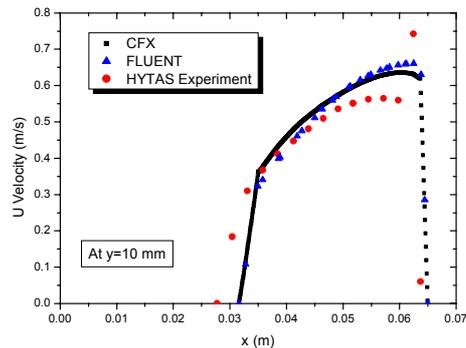


(b) U Velocity at $y = -10$ mm
(Below Window)

그림 3.3.2-3. CFX와 FLUENT를 이용한 독일 물 실험 예측결과



(c) U Velocity at $y = 0$
(Window Position)



(d) U Velocity at $y = 10 \text{ mm}$
(Behind the Window)

나. 허용 빔 전류 상승을 위한 장치 도입

HYPER를 위한 표적시스템은 20 mA의 허용전류를 요구하고 있다. 그러나 기존의 연구를 통하여 기초 표적시스템이 수용할 수 있는 최대 허용 빔 전류는 20 mA에 크게 못미치고 있음을 알 수 있다 (CFX = 8 mA, FLUENT = 13 mA) [36]. 이에 기초 표적시스템의 허용 빔 전류를 상승시키기 위한 일환으로 세 가지 형태의 빔 전류 상승 장치를 고려하였다. 첫째 Diffuse Plate를 도입하여 Plate의 기공률과 빔창과의 간격을 변화시키면서 Diffuse Plate의 도입에 따른 열수력 성능 변화에 대해서 조사하였다. 둘째 표적시스템 냉각재 유입부의 관로 단면적의 변화에 따른 허용 빔 전류 상승 가능성 및 빔창 냉각 효과에 대해서도 확인하였다. 셋째 Bypass Injection Tube를 도입하여 빔창 중심의 냉각 효과 상승에 따른 허용 빔 전류 상승을 꾀하였다.

(1) Diffuse Plate 도입 가능성 해석

HYPER 표적시스템의 허용 빔 전류 향상을 위한 일환으로 Diffuse Plate 도입의 타당성 평가를 위한 열수력 특성 해석을 수행하였으며 그림 3.3.2-4는 표적시스템과 Diffuse Plate의 개략적인 모습을 보여주고 있으며, 그림 3.3.2-5는 CFX에 의한 열수력 해석에 이용된 Axi-Symmetrical 2차원 계산 영역을 보여주고 있다.

Diffuse Plate는 그림 3.3.2-5에 보인 바와 같이 세 개의 기공률(Porosity)을 가진 다공성 매질(Porous Media)로 모사하였으며, 난류 유동 계산을 위하여 Logarithmic Wall Function을 갖는 표준 $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다. 유동 해석시 가장 관심 영역인 빔창 중앙 부근에서의 y^+ 값을 30에서 100 사이에 들도록 격자를 생성함으로써 결과의 수렴성 및 신뢰성을 확보하였다.

그림 3.3.2-6은 Diffuse Plate를 갖는 HYPER 표적시스템의 냉각재 속도 및 온도분포 계산 결과를 보여주며, Diffuse Plate 내에서 유동 단면적의 감소에 따른 Pb-Bi 유속 증가를 볼 수가 있다. 빔창 근처에서의 냉각재 유속 증가는 빔창의 냉각 효과를 상승시켜 주

지만, 이때 주의 할 사항은 냉각재의 최대 유속이 2 m/s를 초과하면 안 된다는 것이다. 따라서 Diffuse Plate의 기공률 ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3 는 Pb-Bi 속도가 설계 제한값으로 고려되고 있는 2 m/s를 만족하도록 고려되어야 한다.

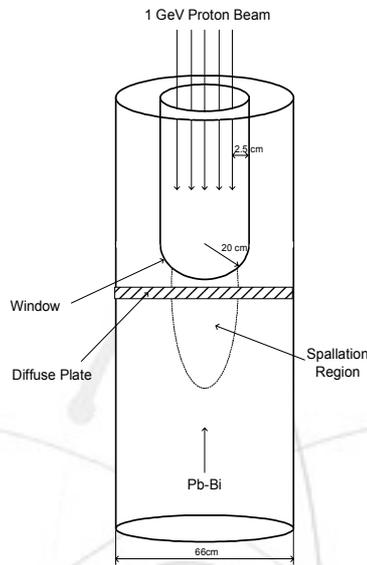


그림 3.3.2-4. Diffuse Plate를 갖는 HYPER 표적

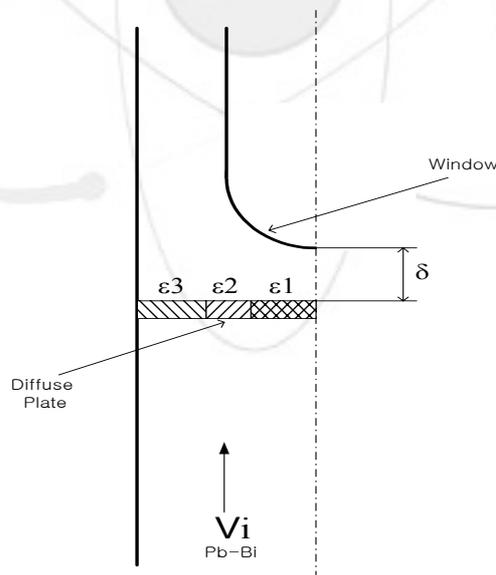


그림 3.3.2-5. CFX 열수력 해석을 위한 Axi-Symmetric 2차원 모델

기공률을 변화시키며 표적시스템에서의 냉각재 유속을 검토한 결과에 따르면 ϵ_3 의 경우 기공률이 0.6~0.7을 넘을 때 Pb-Bi의 속도 제한값을 초과하는 것을 알 수가 있었다. 이

처럼 Diffuse Plate 가장자리의 기공률이 크다는 점은 ISTC 표적시스템에 쓰인 Diffuse Plate 가장자리 기공률이 약 0.1~0.2인 것과 비교해 볼 때 커다란 차이를 보여주고 있음을 알 수가 있다.

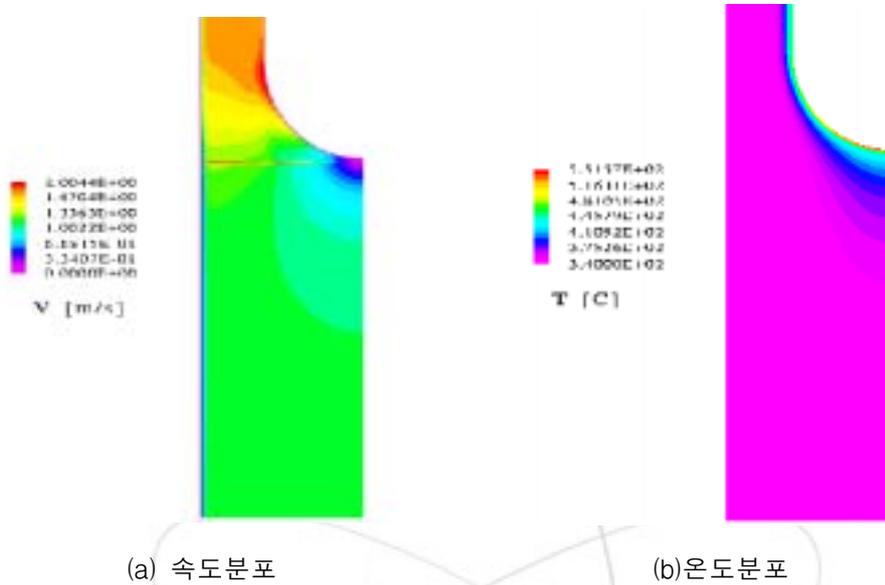


그림 3.3.2-6. Diffuse Plate를 갖는 HYPERTARGET 표적의 속도 및 온도 분포 ($\epsilon_1=0.85$, $\epsilon_2=0.55$, $\epsilon_3=0.7$, $\delta=5$ mm, $t=3$ mm)

그림 3.3.2-6에서 확인할 수 있듯이 Diffuse Plate의 도입에도 불구하고 유동 정체영역은 크게 줄어들지 않고 있으며, 빔창 중앙에서 빔 밀도가 상대적으로 큰 Parabolic Beam이 조사될 경우에는 빔창의 냉각 효과 성능을 기대하기 어렵다는 것을 알 수 있다.

Diffuse Plate를 표적시스템에 적용 할 때 고려해야 할 주요 설계변수들은 Diffuse Plate의 기공률 (ϵ), Diffuse Plate와 빔창사이의 거리 (δ), Diffuse Plate의 두께 (t)를 들 수가 있다.

Diffuse Plate의 두께 (t) 변화에 따른 표적시스템의 냉각재 온도 및 빔창의 온도 변화를 계산한 결과 Diffuse Plate 두께는 HYPERTARGET 표적시스템의 빔창 온도나 냉각재인 Pb-Bi, 그리고 Diffuse Plate 최대 온도에 커다란 영향을 주지 않고 있음을 알 수 있었다. 또한 기공률을 변화시키면서 수행한 계산 결과에서도 ϵ_2 및 ϵ_3 는 ϵ_1 (그림 3.3.2-5 참조)에 비해 빔창 냉각에 많은 영향을 주지 않았음을 확인하였다.

그림 3.3.2-7은 Diffuse Plate가 도입되었을 때의 최대 빔창 온도 감소량을 나타낸 것으로 빔창 중심부에 위치한 기공률 ϵ_1 의 변화에 따른 빔창 냉각효과를 확인 할 수 있다. 또한 그림 3.3.2-7에서 최적의 기공률이 존재함을 알 수 있는데 빔창과 Diffuse Plate의 거리에 따라 최적의 기공률이 변화함을 알 수 있다.

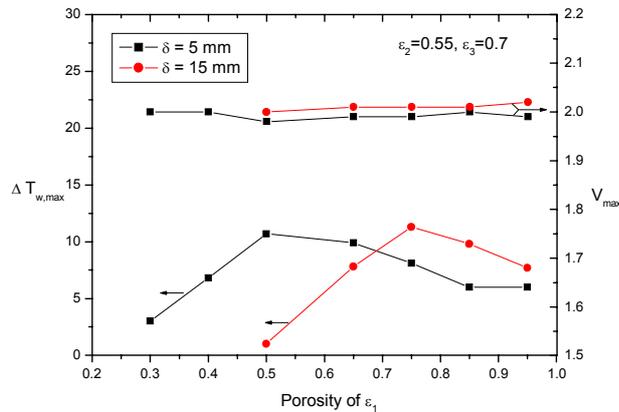


그림 3.3.2-7. ϵ_1 및 δ 에 따른 최대 빔창온도 감소량

Diffuse Plate와 빔창 사이의 거리 (δ) 변화에 따른 빔창의 냉각 효과는 Diffuse Plate 중앙부의 기공률에 따라 달라짐을 확인하였다. 기공률 ϵ_1 이 작은 영역에서는 δ 가 작을 때 작은 냉각 효과를 보였고, 기공률 ϵ_1 이 큰 영역에서는 δ 가 클 경우 냉각 효과가 좋았지만, 그 차이는 크지 않았다.

HYPER 표적시스템의 경우 Diffuse Plate를 도입함으로써 최대 빔창온도를 약 10°C 정도 감소시킬 수 있었지만 표적시스템이 요구하는 빔 전류 20 mA를 만족하기에는 상당히 부족하였다. 반면 ISTC 표적시스템의 경우 Diffuse Plate의 도입으로 약 370°C 가량의 최대 빔창온도 감소 효과를 얻음으로써, HYPER 표적시스템에는 Diffuse Plate의 채택이 효과가 없음을 알 수 있다. 이는 ISTC 표적시스템과 HYPER 표적시스템의 설계사양이 Geometry, Pb-Bi 유동 방향 등의 다양한 면에서 서로 다르기 때문인 것으로 사료되며, 특히 HYPER 표적 Channel Tube 직경은 66 cm 로서 ISTC 표적 바깥쪽 Guide Tube 직경 18.5 cm 보다 3배 이상 크며 Pb-Bi 평균속도도 커서 HYPER의 Pb-Bi 유량이 상대적으로 크다는 점과 HYPER Diffuse Plate 가장자리의 기공률이 크다는 점이 가장 큰 원인으로 예상된다. 이러한 결과를 볼 때 HYPER 표적시스템을 위한 독창적인 냉각 촉진 설계가 요구됨을 알 수가 있다.

(2) 구부러진 Guide Tube에 의한 혼합유동 분석

HYPER 표적시스템의 빔 허용 전류를 높이기 위한 일환으로 표적시스템의 냉각재 유입로의 형상을 변화시켜 최대의 빔창 냉각효과를 주는 유입 관로 형상을 도출하고자 하였다.

HYPER 기초 표적의 빔창 형상은 유지하면서 냉각재 유입 관로의 형상 최적화를 시도한 이유는 기존의 연구에서 단순히 빔창직경 및 빔의 크기를 바꾼다고 해서 열수력 성능이 크게 향상되지 않았음을 확인하였기 때문이다. 빔창의 냉각 효과가 획기적으로 좋아지지

않은 이유 중의 하나는 빔창 직경의 증가에 따른 빔 직경의 증가로 상대적인 빔 밀도를 빔창 중심에서 감소시킬 수 있었으나, 빔창 직경 증가에 따른 표적시스템의 관로와 빔창 사이의 협로에서의 유속증가로 설계 한계치를 만족하기 위한 Pb-Bi 입구 속도 감소가 동반되었기 때문이다. 따라서 주어진 Pb-Bi 유량에 대해 Pb-Bi의 표적시스템 입구 유입 속도를 최대화하기 위하여 그림 3.3.2-8과 같이 Guide Tube의 형상 변화를 꾀하였다. 그림 3.3.2-8에서 보는바와 같이 Guide Tube 형상변화를 위한 설계인자는 $d1$, $d2$, θ 이므로 $d1$, $d2$, θ 의 변화에 따른 표적시스템의 냉각 특성 변화를 분석하였다.

그림 3.3.2-9는 $d1 = 13.0$ cm, $d2 = 6.9$ cm, $\theta = 13.8^\circ$, 빔전류 = 8 mA일 경우일 때 표적시스템의 온도 및 속도 분포를 보여주고 있다. Guide Tube의 형상을 변화시킴으로써 Pb-Bi 유속의 설계 한계치 2 m/s를 유지하면서 Pb-Bi 입구 속도를 기존 1.1 m/s에서 1.65 m/s로 증가시킬 수 있었다. 계산 결과 빔 전류 8 mA Parabolic Beam에 대해서 빔창 최고온도는 480.60°C로써, 구부러진 관로를 채택하지 않은 HYPER 기초표적 시스템에 비해서 43.07°C만큼 감소한 결과이다. 그러나 이 정도의 냉각 성능향상은 20 MW급 표적시스템이 요구하는 빔 전류 20 mA를 수용하기에는 역부족이며 보다 획기적인 빔창 냉각 방안이 간구되어야 할 것이다.

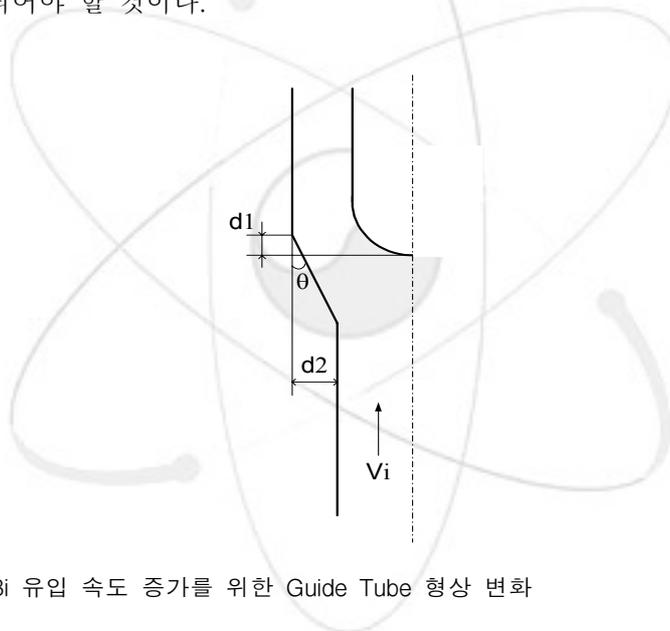
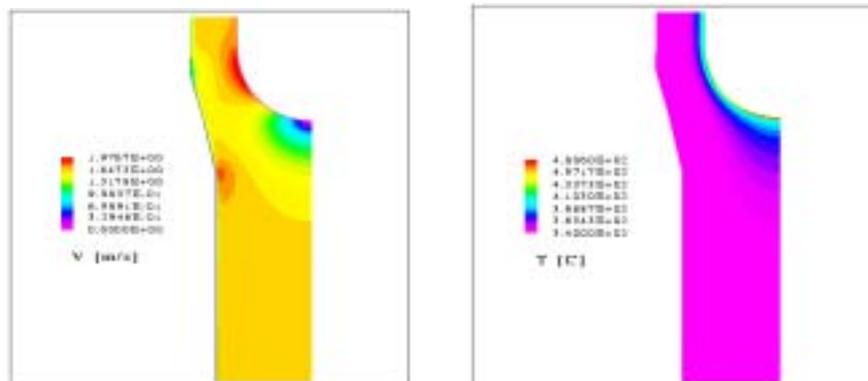


그림 3.3.2-8. Pb-Bi 유입 속도 증가를 위한 Guide Tube 형상 변화



(a) 속도분포

(b) 온도분포

그림 3.3.2-9. Pb-Bi 입구속도를 증가시킨 표적 온도 및 속도 분포

(3) Bypass Injection Tube 도입 타당성 평가

Parabolic 빔의 경우 유동 정체 구역이 존재하는 빔창 중심에서 빔 밀도가 가장 높기 때문에 기초 표적시스템의 유동장에 변화를 주어 빔창 중심에서의 유동 정체구역을 줄여 줄 경우 Parabolic 빔 적용시의 표적시스템의 열수력 특성에 변화를 줄 수 있으리라 사료되며 빔창 중심에서의 빔창 냉각 효과의 극대화를 위한 방안으로 그림 3.3.2-10과 같은 Bypass Injection Tube 개념을 도입하였다.

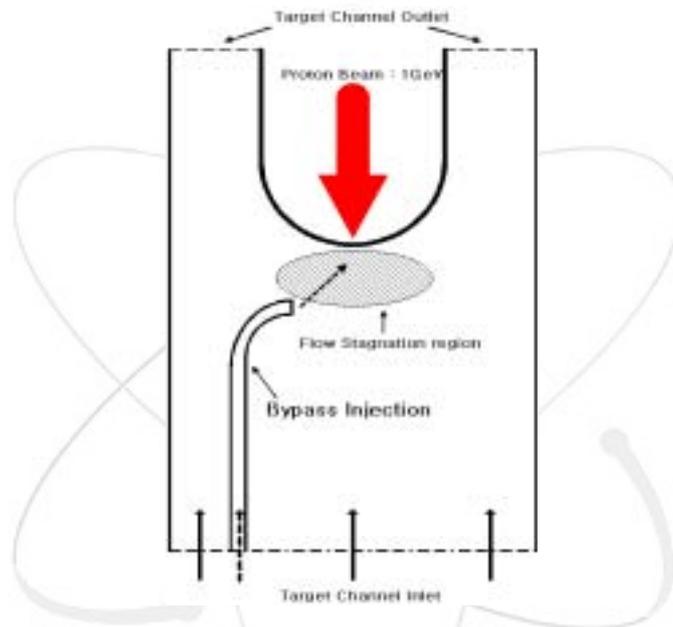


그림 3.3.2-10. Bypass Injection Tube의 개념도

빔창 직경 40 cm, 빔창 두께 2 mm, Proton Beam 직경 35 cm, 표적 입구 Pb-Bi 유입속도 1.1 m/s, Bypass Injection Pb-Bi 유입속도 1.8 m/s인 경우 표적시스템의 유속 분포와 온도 분포를 그림 3.3.2-11에 나타내었다. 적용된 빔 밀도 분포는 Parabolic 빔 밀도 분포이며, 빔 전류 세기는 8 mA이다. Bypass Injection Tube의 적용으로 빔창 중심에서의 유동 정체 구역이 상당히 감소되었음을 확인 할 수 있었다. 하지만 온도 분포를 볼 때 여전히 빔창 중심에서 상대적으로 높은 온도를 갖음으로써, 빔창 중심에서의 냉각 효과 상승은 기대만큼 얻지 못함을 알 수 있다.

그림 3.3.2-12는 Bypass Injection Tube가 설치된 방향에 위치한 빔창의 온도 분포를 보여주고 있다. 8 mA의 Parabolic 빔 적용시 Pb-Bi 최고온도는 449.7°C이며, 설계 한계치를 만족시키며 수용할 수 있는 최대 허용 빔 전류는 11.7 mA이다. 최대 빔 허용 전류의 변화가 없는 것으로 볼 때, Bypass Injection은 빔창 중심의 냉각에는 효과적인 대처 방안이 아님을 알 수 있으며, 빔창 중심에 직접 효과를 줄 수 있는 장치의 고안이 필요함

을 알 수 있다.

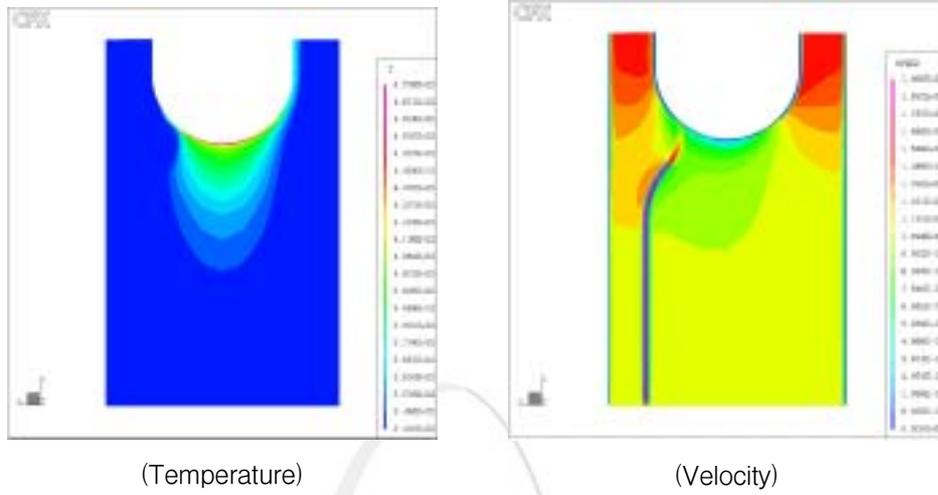


그림 3.3.2-11. Bypass Injection Tube를 적용한 표적시스템의 온도 및 속도

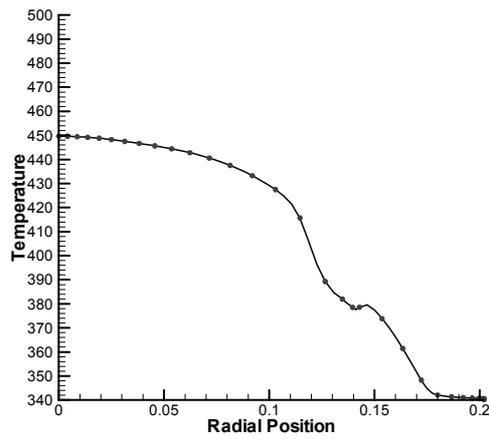


그림 3.3.2-12. Bypass Injection Tube를 적용한 표적시스템의 빔창 온도 분포 (8 mA)

다. 최적 빔창 구조 설계

핵과쇄 표적시스템은 가속기 구동 미임계로 (Accelerator Driven System, ADS) 개발에 있어서 핵심 요소 중의 하나이다. 일반적으로 1000 MWth급의 실질적인 ADS에서는 15-25 MW의 표적 시스템이 필요 불가결하다고 알려져 있지만, 빔 에너지의 60% 이상이 빔창 및 표적시스템이라는 제한적인 공간에 열 축적되기 때문에 20 MW 이상의 표적 시스템을 설계 하는 것은 쉽지 않은 일이다. 본 연구는 1000 MWth급 ADS를 위한 20 MW급 핵 과쇄 표적시스템의 최적 설계 변수 도출을 위해 수행되었다. 특히 표적시스템의 빔창 및 표적 물질에 조사되는 양성자 빔의 밀도 분포를 변화시키며 기초 표적시스템에서 가장 큰 빔 전류를 허용하는 빔 밀도 분포를 조사하여 최적의 빔 형상을 도출하였다.

또한 기초 표적시스템의 빔창 직경, 빔창 두께 등의 변화를 통해 최대 허용 빔 전류를 수용하는 최적의 빔창 직경, 빔창 두께의 설계 변수 조합을 도출 하였으며, 반구형 빔창 외에도 타원형 빔창, 고깔형 빔창, 그리고 비균일 두께의 빔창 적용등을 통해서 허용 빔 전류의 상승을 위한 다방면의 연구를 수행하여, 빔창 형상의 열수력학적 측면에서의 최적화를 꾀하였다. 한편으로 도출된 최적 빔창 형상에 대한 구조해석을 수행함으로써 표적시스템이 요구하는 설계 한계치를 모두 만족시키려는 연구가 수반되었다.

(1) Beam 형상 최적화

Proton Beam 밀도 분포의 변화에 따른 HYPER 표적시스템에서의 열수력 특성을 평가함으로써, HYPER 기초 표적시스템에서 최대 허용 전류를 도출하는 빔 형상 채택하고자 하였다.

HYPER 표적시스템의 설계 한계치는 다음과 같다[50-52].

- ① 표적물질(Pb-Bi) 최대 온도 < 500℃
- ② 빔창물질(9Cr-2WVTa) 최대 온도 < 600℃
- ③ 빔창에서의 최대 허용 응력 < 160MPa
- ④ 표적시스템내의 Pb-Bi 최대 유속 < 2.0 m/s

그림 3.3.2-13은 HYPER에서 고려되고 있는 기초 표적시스템의 형상을 개략적으로 나타낸 그림으로서, 균일 두께를 갖는 반구형 빔창에 동일 직경의 원통이 접합된 형상이다.

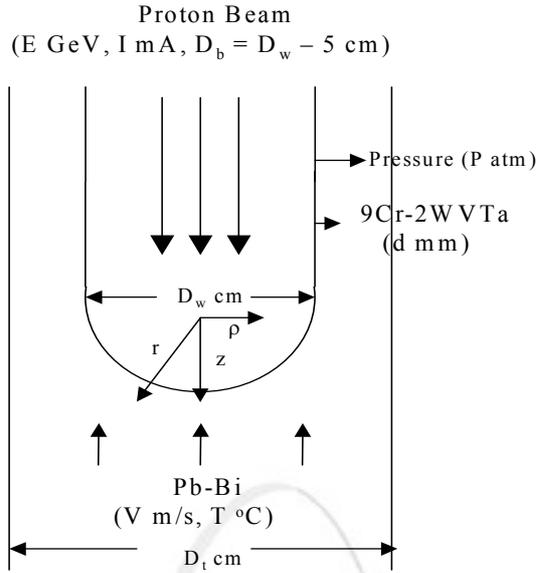


그림 3.3.2-13. 기초 표적시스템의 개념도

Proton Beam의 조사에 따라 HYPER 표적시스템의 빔창과 표적 물질에서 발생하는 열량은 LAHET[53] 코드를 이용하여 계산하였다. HYPER 표적시스템에 조사되는 Proton Beam의 밀도 분포는 설계자의 의도에 따라 변화시킬 수 있다고 알려져 있으며, 본 연구에서는 Parabolic, Uniform, Offset Parabolic Beam 밀도 분포를 고려하였다. LAHET 코드 계산 결과를 Fitting하여 양성자 빔 전류의 세기 변화에 따른 열 발생량을 표현할 수 있는 식을 도출하였으며, 그림 3.3.2-14는 1 mA의 빔 전류 세기를 갖는 각각의 빔 밀도 분포에 따른 빔창에서의 열발생량을 나타내는 것으로서, 빔 직경이 35 cm인 경우이다.

표 3.3.2-1. 빔창표면으로 부터의 Pb-Bi 깊이에 따른 열발생상수

(a) Parabolic

Layer	상수 C(x10 ⁴)				
	Dw = 50cm	45cm	40cm	35cm	30cm
빔창 2mm	2.22	2.20	2.20	2.18	2.17
Pb-Bi 0-2cm	2.55	2.55	2.56	2.56	2.54
2-4	2.54	2.53	2.53	2.52	2.52
4-6	2.42	2.42	2.40	2.39	2.36
6-8	2.30	2.28	2.27	2.24	2.22
8-10	2.13	2.11	2.09	2.07	2.04
10-20	1.63	1.61	1.59	1.56	1.52
20-30	0.98	0.96	0.93	0.90	0.87
30-40	0.54	0.53	0.51	0.49	0.46
40-50	0.31	0.29	0.28	0.26	0.24
50-60	0.16	0.15	0.14	0.13	0.11

(c) Offset Parabolic (R₀=15cm)

Layer	C(x10 ⁴)
빔창 2mm	1.94
Pb-Bi 깊이(cm)	
0-2	2.48
2-4	2.39
4-6	2.29
6-8	2.09
8-10	1.88
10-20	1.37
20-30	0.73
30-40	0.35
40-50	0.15
50-60	0.06

(b) Uniform (D_w = 40cm)

Layer	C
빔창 2mm	23.6
Pb-Bi 깊이(cm)	
0-2	25.9
2-4	24.7
4-6	23.5
6-8	21.8
8-10	20.0
10-20	15.1
20-30	8.8
30-40	5.0
40-50	2.9
50-60	1.2

Ⓐ Parabolic Beam

$$Q = C \frac{2I}{\pi R^4} (R^2 - \rho^2), \quad (W/cm^3) \quad (3.3.2-1)$$

Ⓑ Uniform Beam

$$Q = CI, \quad (W/cm^3) \quad (3.3.2-2)$$

Ⓒ Scanned Beam

$$Q = \frac{C}{4} \frac{2I}{\pi R_o^4} \{ R_o^2 - (\rho - R_o)^2 \}, \quad (W/cm^3) \quad (3.3.2-3)$$

여기서, I=빔 전류 (mA), R=빔 반경 (cm), Ro=Offset Parabolic Beam의 반경 (R/2 cm), ρ=빔 중심에서 떨어진 거리 (cm), C는 ρ와 빔창표면으로 부터의 Pb-Bi 깊이에 따른 열 발생 상수이다 (표 3.3.2-1 참고).

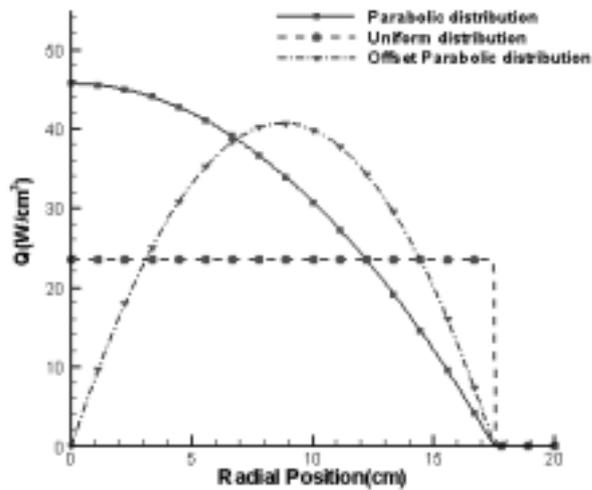


그림 3.3.2-14. 단위세기의 Proton Beam에 의한 빔창에서의 열발생량

균일두께 반구형 빔창을 갖는 기초 표적시스템에 대해서 빔창 직경 40 cm, 빔창 두께 2 mm, 빔 직경 35 cm (Offset Parabolic Beam인 경우 17.5 cm), 빔 전류 20 mA, Pb-Bi 유입속도 1.16 m/s일 때, 빔 밀도 분포의 변화에 따른 빔창과 냉각재의 온도분포를 그림 3.3.2-15에 나타내었다. Pb-Bi의 최대온도는 Parabolic Beam의 경우 612℃, Offset Parabolic Beam의 경우 549℃, Uniform Beam의 경우 483℃이고, 빔창의 최대온도는 Parabolic Beam의 경우 672℃, Offset Parabolic Beam의 경우 596℃, Uniform Beam의 경우 514℃로서, Uniform Beam이 가장 좋은 열수력 특성을 제공하였다.

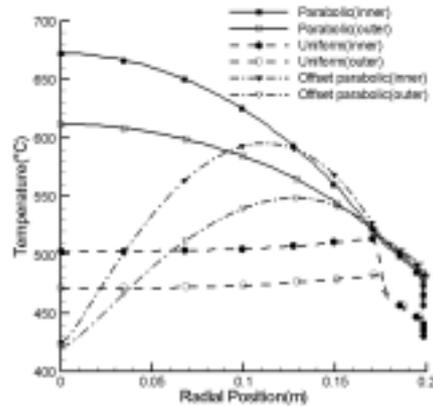


그림 3.3.2-15. Beam 밀도 분포 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi 온도 분포

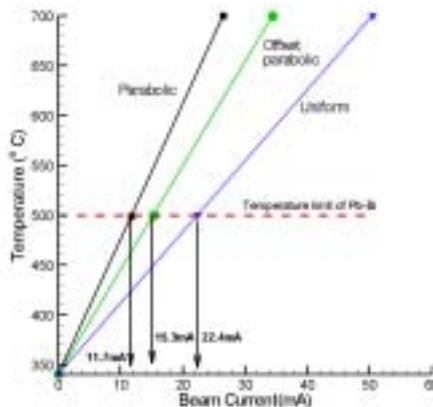


그림 3.3.2-16. Beam 밀도 분포 변화에 따른 최대 허용 빔 전류

Parabolic 빔은 빔 밀도 분포가 가장 큰 빔창 중심 아래에 넓은 유동 정체구역이 발생함으로써 급격한 냉각효과의 저하가 발생하여 가장 높은 빔창 온도를 갖게 됨으로써 기초 표적시스템에 적용하기에는 부적합한 빔 전류 분포이었다. 또한 같은 조건하에서 기초 표적시스템이 열수력 관점에서 허용할 수 있는 최대 전류는 Parabolic, Uniform, Offset Parabolic Beam에 있어서 각각 11.7 mA, 22.4 mA, 15.3 mA로 Uniform Beam 밀도 분포가 다른 형태의 빔 밀도 분포보다 2배 정도 크다는 것을 알았다. 따라서 열수력 측면에서 Uniform Beam을 최적 형상으로 선정하였다.

(2) 최적 빔창 구조 도출

빔창의 최적의 설계 변수 조합을 찾기 위해서 빔창 직경은 35 cm에서 50 cm까지 5 cm 간격으로 증가시키면서 계산을 수행하였고, 빔창의 두께는 1.5 mm에서 3.0 mm까지 0.5 mm씩 증가시키면서 계산을 수행하였다. Pb-Bi 최대 유입 속도 (V)는 표적시스템에서 최대 유속이 2 m/s를 넘지 않도록 결정하였다. 최적의 설계 변수 조합은 표적시스템이

요구하는 설계 한계치를 만족하면서 최대 허용 빔 전류를 갖는 빔창직경 및 빔창 두께 조합을 의미한다.

우선 빔창 직경 변화에 따른 표적시스템의 열수력 특성 변화를 확인하기 위하여 빔창 두께 2.0 mm, Uniform 빔 밀도 분포, 빔 전류 20 mA에 대해서, 빔창 직경 변화에 따른 열수력 해석을 수행하였다. 그림 3.3.2-17은 각각의 빔창 직경에 대한 최대 Pb-Bi 유입 속도 및 빔창 과 Pb-Bi 에서의 최대 온도를 보여주고 있다. 빔창 직경이 커질수록 표적 유로와 빔창 사이의 간격이 좁아지며, 그로 인한 Pb-Bi 유입 속도가 감소가 발생함을 알 수 있다. 또한 빔창 직경의 증가는 빔 밀도의 감소를 이끌어 빔창 직경이 커질수록 빔창 및 Pb-Bi의 Peak 온도가 감소함을 알 수 있으며, 이에 따른 최대 허용 빔 전류의 증가를 기대할 수 있다.

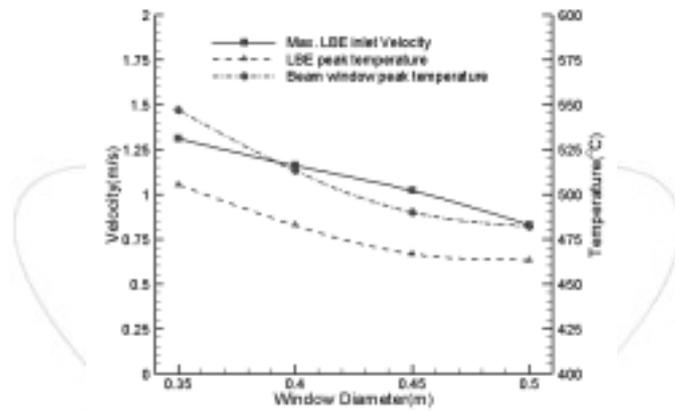


그림 3.3.2-17. 빔창 직경 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi 최대 온도 변화

빔창두께 변화에 따른 열수력 특성 변화를 확인하기 위하여 빔창 직경 40 cm, Uniform 빔 밀도 분포, 빔 전류 20 mA, Pb-Bi 유입 속도 1.16 m/s에 대해서, 빔창 두께를 변경시키면서 열수력 해석을 수행하였다. 그림 3.3.2-18은 빔창 두께 변화에 따른 빔창과 Pb-Bi에서의 Peak 온도를 나타내고 있다. 빔창 직경 및 두께의 변화에 따른 열수력 해석 결과, 빔창 직경이 커질수록 빔창 두께가 얇을수록 표적시스템의 최대허용 빔 전류가 증가함을 알 수 있다. 그러나 빔창 직경이 증가할수록, 빔창 두께가 감소할수록, 반구형 빔창과 원통형 빔관에서의 Hoop응력이 증가로 인한 구조적 건전성이 저하되기 때문에 최적 직경 및 두께의 선정은 주위를 요한다.

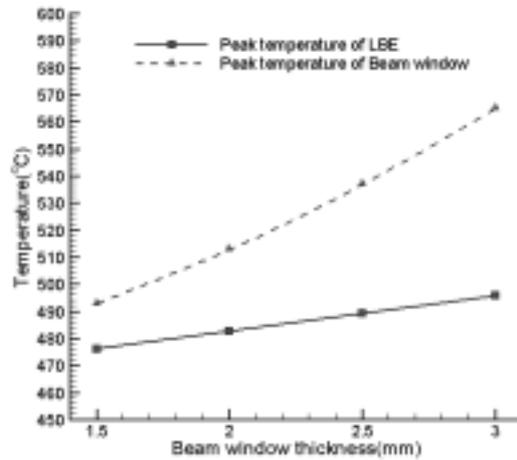


그림 3.3.2-18. 빔창 두께 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi의 최대 온도 변화

그림 3.3.2-19는 빔창 직경 및 빔창 두께 변화에 따른 Pb-Bi의 최대 온도를 보여주고 있다. 적용된 빔 밀도 분포는 균일 빔 분포이며 20 mA의 빔 전류를 적용하였다. 계산 결과 빔창 직경이 35 cm 인 경우, 빔창 직경이 1.5 mm일 때를 제외하고 빔창 두께가 증가함에 따라 Pb-Bi의 최대 온도가 모두 설계 한계치를 초과하고 있음을 알 수 있다.

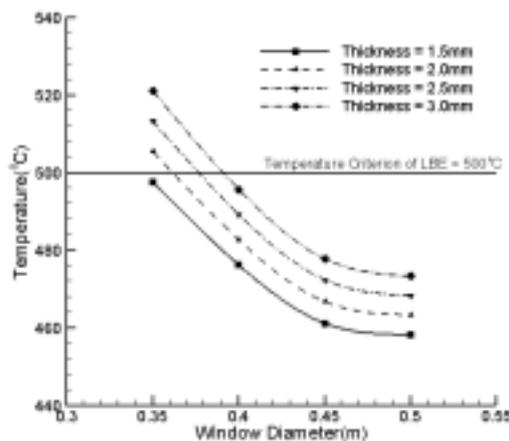


그림 3.3.2-19. 빔창의 직경 및 두께 변화에 따른 빔창 및 Pb-Bi 최대 온도 변화

주어진 설계 한계치중에 빔창 및 빔관에서의 최대 허용 응력이 160 MPa임을 감안하여, 설계 과정의 간편화를 꾀하였다. 통상, 동일한 직경에 대해서 원통형 빔관은 반구형 빔창에 비해 상대적으로 Hoop 응력이 크게 발생하므로, 빔관의 Hoop응력이 설계 한계치를 초과할 경우 최적 설계 변수 조합에서 제외된다. 원통형 빔관의 Hoop응력은 다음과 같

다.

$$\sigma_m = \frac{\Delta p \times R_w}{t_w} \quad (3.3.2-4)$$

여기서 Δp 는 작용압력차, R_w 는 빔창의 내부 직경, t_w 는 빔창의 두께이다.

그림 3.3.2-20은 식 (3.3.2-4)를 이용하여 각각의 설계 변수 조합에 대해서 계산된 빔창 Hoop 응력을 보여주고 있다. 빔창 두께 1.5 mm의 경우 모든 빔창 직경에 대해서 허용응력인 160MPa를 초과하고 있음을 알 수 있으며, 빔창 두께 2.0 mm의 경우 빔창 직경 45 cm와 50 cm일 때, 역시 설계 허용 응력을 초과함을 알 수 있다. 결국 총 16개의 설계 변수 조합 중에서 10개의 설계 변수 조합만이 허용 응력 한계치를 만족하였으며, 그 중에서 그림 3.3.2-19를 통하여 빔창 직경 35 cm인 3가지 설계 변수 조합이 소거됨으로써, 7개의 설계 변수 조합만이 설계 한계치를 만족하고 있음을 알 수 있다.

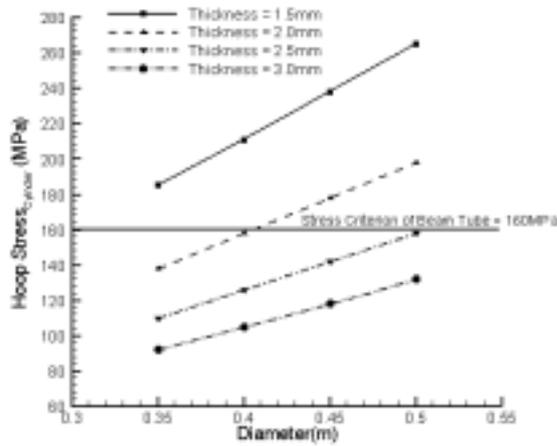


그림 3.3.2-20. 빔창 두께 및 직경 변화에 따른 최대 Hoop 응력

표 3.3.2-2. 예비 최적 설계 변수 조합의 최대 허용 빔 전류

빔창 직경 (cm)	50		45		40		
빔창 두께 (mm)	2.5	3.0	2.5	3.0	2.0	2.5	3.0
Pb-Bi 입구 속도 (m/s)	0.83		1.02		1.16		
최대허용빔전류 (Parabolic 적용시)	24.9 (12.7)	24.0	24.1 (12.6)	23.2	22.4	21.4 (11.3)	20.5
최대 빔창 온도 (°C)	537	551	544	562	534	551	571
최대 Pb-Bi 온도 (°C)	500	500	500	500	500	500	500

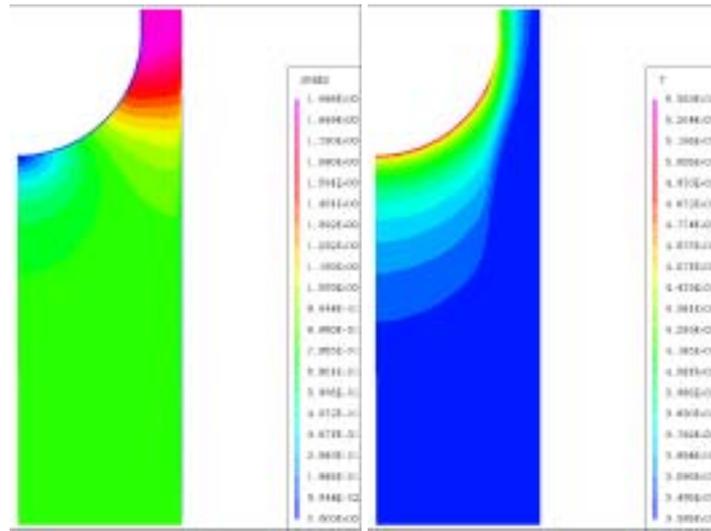
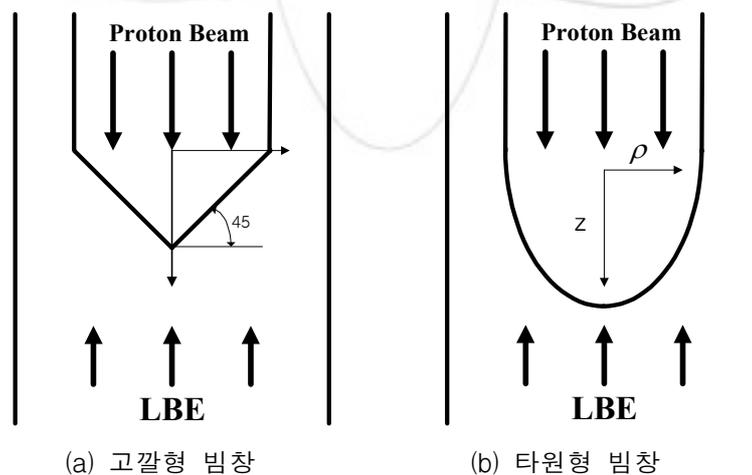


그림 3.3.2-21. 반구형 빔창을 갖는 표적시스템의 속도 및 온도 분포

표 3.3.2-2는 설계 한계치를 만족하는 7개의 설계 변수 조합에 대해서 계산된 최대 허용 빔 전류 및 빔창의 Peak 온도를 보여주고 있다. 사용된 빔 밀도 분포는 Uniform 빔 밀도 분포이다. 빔창 직경 50 cm, 빔창 두께 2.5 mm인 경우 최대 빔 전류 24.9 mA를 허용함으로써, 열수력 측면에서의 최적 설계 변수 조합이 될 수 있다. 빔창 두께 2.5 mm인 경우, Parabolic 빔 밀도 분포에 대해서 빔창 직경을 변화시키면서 최대 허용 빔 전류를 계산한 결과, 역시 빔창 직경 50 cm, 빔창 두께 2.5 mm인 경우 최대 빔 전류 12.7 mA를 허용하였다. 그림 3.3.2-21은 열수력 측면에서 가장 높은 빔 전류를 수용하는 빔창 직경 50 cm, 빔창 두께 2.5 mm인 반구형 빔창을 갖는 표적시스템에서의 Pb-Bi 속도 및 온도 분포를 보여주고 있다. 빔창 형상 변화에 의한 HYPER 표적시스템에서의 열수력 특성 조사를 위해 균일 두께의 타원형 빔창, 고깔 모양의 빔창, 비균일 두께의 반구형 빔창 등 세 가지 형상을 선택하였으며 그림 3.3.2-22에 나타내었다.



(a) 고깔형 빔창

(b) 타원형 빔창

그림 3.3.2-22. 빔창 형상 변화

고깔 모양의 빔창은 반구형 빔창에 비해 빔창 중앙에서의 유동 정체 구역이 상당히 줄어

들어서 허용 전류의 상승이 기대되지만, 빔창과 빔관이 연결되는 부분에서의 국부 유속이 빨라져 상대적으로 Pb-Bi 유입속도의 저하를 초래하게 되며, 그 결과로 반구형 빔창과 비교하여 최대 허용 전류의 감소를 보였다. 고깔형 빔창의 경우 빔창 직경 45 cm, 빔창 두께 2.5 mm, Uniform 빔 밀도 분포에서 19.6 mA의 최대 허용 전류를 도출하며, 균일두께 반구형 빔창의 허용 빔 전류와 비교할 때 약 19% 정도 감소하였다. 그림 3.3.2-23은 고깔형 빔창 적용시 가장 큰 빔 전류를 수용하는 빔창 직경 45 cm, 빔창 두께 2.5 mm인 표적시스템의 Pb-Bi 속도 및 온도 분포를 보여주고 있다. 그림 3.3.2-21과 비교하여 빔창 중심에서의 유동 정체 구역이 대부분 소멸되었음을 볼 수 있다.

표 3.3.2-3. 고깔형 빔창에서의 빔 밀도 분포와 빔창 반경 변화에 따른

빔창 온도, Pb-Bi의 온도, 최대 허용 전류 및 Pb-Bi 최대

유입 속도

Beam Window Dia(cm)	50		45		40	
Beam Type	Parabolic	Uniform	Parabolic	Uniform	Parabolic	Uniform
Max. Beam Current(mA)	11.2	18.9	11.7	19.6	10.6	17.5
Max. Pb-Bi vel.	0.66		0.83		0.95	
Max. Pb-Bi Temp(°C)	499.2	499.3	500	499.6	499.4	499.5
Max. Beam Window Temp(°C)	511.7	514.1	515.9	519.0	518.7	522.1

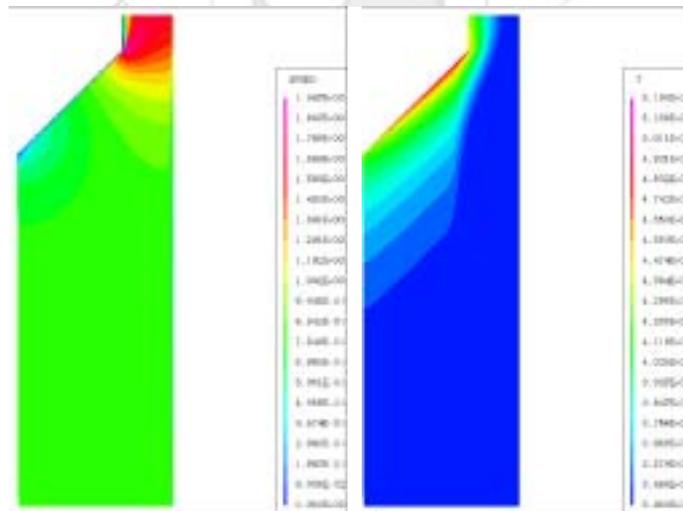


그림 3.3.2-23. 고깔형 빔창을 갖는 표적시스템의 속도 및 온도 분포

(빔창 직경 : 45 cm, 빔창 두께 : 2.5 mm)

타원형 빔창의 경우, 빔창 주축 길이를 각각 50 cm로 고정시키고 빔창 종축 길이를 45 cm 에서 35 cm 까지 5 cm 간격으로 변화시키며 열수력 해석을 하였다. 빔창 두께는 빔창 종축 길이 45, 40인 경우 2.5 mm, 35인 경우는 2.0 mm이다. 이 경우에도, 빔창 중심 아래의 유동 정체구역이 상당 부분 감소하였다. 그러나 빔관과 빔창이 접합되는 부분에

서의 유속 증가로 Pb-Bi 설계 한계치인 2 m/s를 초과하는 현상이 발생하였다. 이는 결국 Pb-Bi 유입 유속의 감소를 초래하였으며, 그에 따른 허용 빔 전류의 상승 효과는 무시할 수 있을 정도로 미약하였다. 그림 3.3.2-24는 타원형 빔창 적용시 가장 큰 빔 전류를 수용하는 빔창의 종축 길이 45 cm, 빔창 두께 2.5 mm인 표적시스템의 Pb-Bi 속도 및 온도 분포를 보여주고 있다.

표 3.3.2-4. 타원형 빔창의 빔 밀도와 빔창 반경 변화에 따른 빔창 온도, Pb-Bi 온도, 최대 허용 전류 및 최대 유입 속도

빔 형상	Parabolic			Uniform		
	45	40	35	45	40	35
종축길이(cm)	45	40	35	45	40	35
빔창두께(mm)	2.5	2.5	2.0	2.5	2.5	2.0
최대 허용 빔 전류(mA)	13.3	12.8	12.4	24.6	23.4	22.2
최대 Pb-Bi 유입 속도(m/s)	1.02	1.16	1.31	1.02	1.16	1.31
최대 Pb-Bi 온도(°C)	500	500	500	500	500	500
최대 빔창 온도(°C)	546	561	544	545	561	545

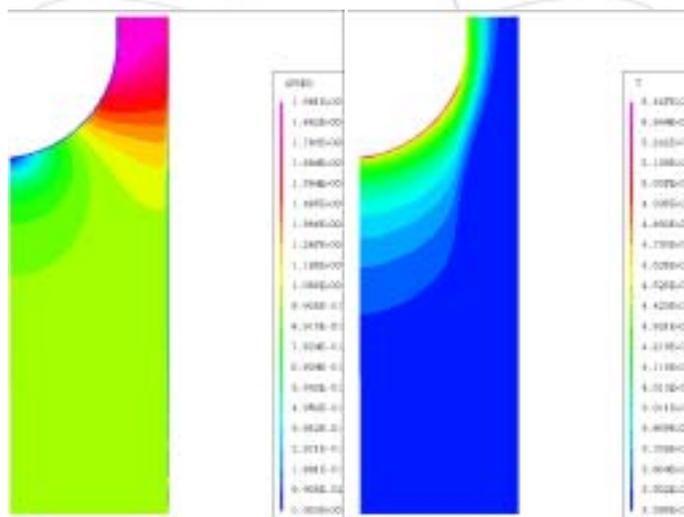


그림 3.3.2-24. 타원형 빔창을 갖는 표적시스템의 속도 및 온도 분포
(빔창의 종축길이 : 45 cm, 빔창 두께 : 2.5 mm)

비균일 두께 빔창은 기본적으로 반구형 빔창의 모양을 하고 있으며 단지 빔창의 두께에 있어서 빔 밀도 분포가 큰 빔창 중심쪽은 얇으면서 빔관과의 접합 부분으로 갈수록 두꺼워지는 형상이므로써, 빔창의 두께가 얇을수록 허용 빔 전류가 높아지기 때문에 균일 두께 반구형 빔창보다 Uniform Beam 경우 약 4.4%, Parabolic Beam 경우 약 7%의 허용 빔 전류 상승 효과가 나타났으며, 빔창 직경 50 cm, 빔창 두께 1.5-2.5 mm, Uniform 빔 밀도 분포에서 최대 허용 전류 25.9 mA를 도출하였다. Parabolic Beam에 비해 Uniform Beam의 허용 빔 전류의 상승폭이 적은 것은 Parabolic의 경우 빔 밀도가 큰 빔창 중심의 빔창 두께가 상대적으로 얇아진 반면, Uniform의 경우 최대 온도가 나타나는 빔의 단락 부분의 빔창 두께는 균일 두께의 빔창과 비교해서 거의 변화가 없기 때문이다.

표 3.3.2-5. 비균일 두께 반구형 빔창에서의 최대 허용 전류

빔창직경(cm)		50		45		40		
빔창두께(mm)		1.5-2.5	2.0-2.5	1.5-2.5	2.0-2.5	1.5-2.0	1.5-2.5	2.0-2.5
Max. Beam Current (mA)	Parabolic	13.6	13.1	13.6	13.1	12.2	12.2	11.7
	Uniform	25.9	25.4	25.3	24.7	23.0	22.5	21.9
Max. Temp. (Pb-Bi)	Parabolic	499.7	498.9	500.0	499.7	499.4	499.4	499.0
	Uniform	499.6	499.9	500.0	499.9	499.9	499.7	499.5
Max. Temp. (Beam Window)	Parabolic	513.9	525.0	517.7	530.0	520.1	520.1	534.3
	Uniform	525.8	531.0	531.2	537.5	527.2	535.0	542.3

빔창 형상 변화에 따라 미약한 허용 빔 전류의 상승을 얻을 수는 있지만 단순 반구형 빔창에 비해 상대적으로 구조적 건전성을 확보하기는 쉽지 않을 것이다. 또한 형상의 복잡함은 제작에 있어서도 용이하지 않기 때문에 균일 두께의 반구형 빔창을 최적의 빔창 형상으로 결정하였으며, 최대 허용 빔 전류 20 mA를 만족하는 예비 최적 설계 변수들을 토대로 구조적 건전성을 확인하였다(표 3.3.2-2 참고).

그림 3.3.2-25는 예비 최적 설계 변수 조합으로 이루어진 표적시스템의 빔관 및 빔창에 발생하는 Mechanical Stress 및 Thermal Stress 그리고 Total Stress를 상용 구조 해석 프로그램 ANSYS로 계산한 결과를 보여주고 있다.

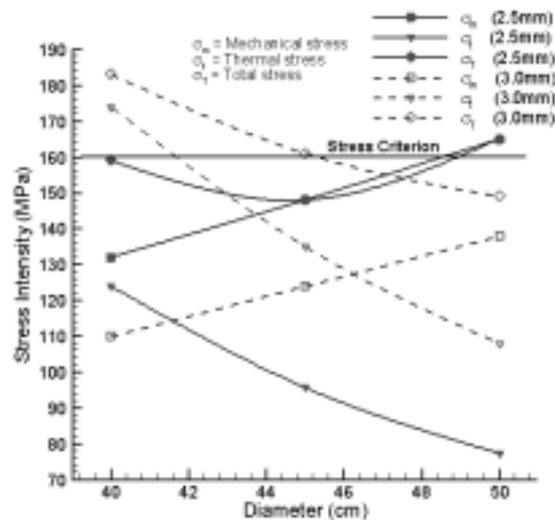
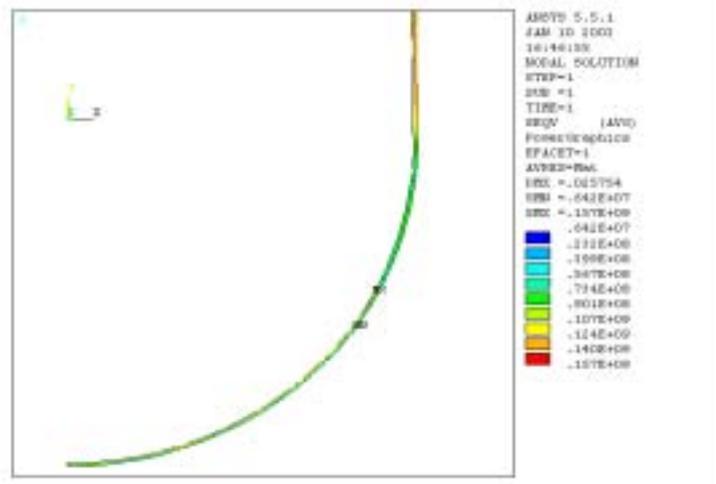


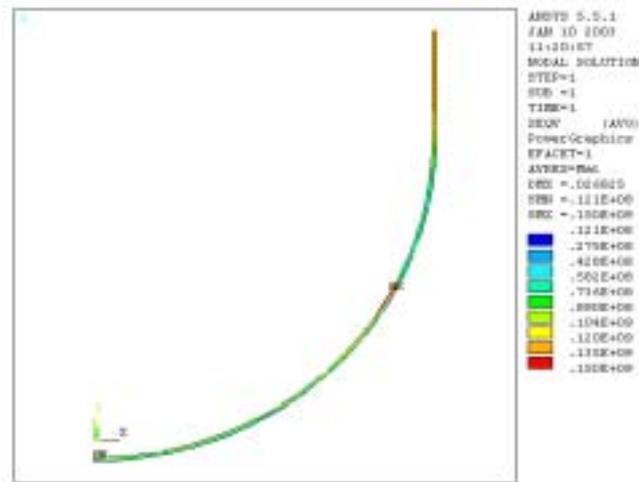
그림 3.3.2-25. 빔창 직경 및 두께 변화에 따른 빔창 발생 응력

최대 빔 전류를 도출하는 빔창 직경 및 빔창 두께 조합은 빔창 직경 50 cm, 비균일 빔창 두께 1.5-2.5 mm이며, 원통형 빔관에 158 MPa의 Mechanical Stress가 발생한다. 하지만 HYPER 표적시스템에서의 허용 응력이 160 MPa임을 감안할 때, 구조적인 건전성 확보를 위해서 142 MPa의 Mechanical Stress가 발생하는 빔창 직경 45 cm을 최적 직경으로 채택하였으며, 비균일 두께 빔창의 경우 Mechanical Stress에 취약하므로 1.5-2.5 mm의 비균일 두께를 갖는 반구형 빔창보다는 상대적으로 구조적 건전성을 갖는 2.0-2.5 mm의 비균일 두께 및 2.5 mm 균일 두께 반구형 빔창을 최적 형상으로 선택 하였다.그림 3.3.2-26은 빔창 직경 45 cm이고, 비균일 두께 2.0-2.5 mm 및 균일두께 2.5 mm인 반구형 빔창에 대한 응력 해석 결과를 Von-Mises의 상당응력으로 계산하여 표시하였다.

$$\sigma_{eqv} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]} \quad (3.3.2-5)$$



(a) 비균일 두께 2.0-2.5 mm



(b) 균일 두께 2.5mm

그림 3.3.2-26. 비균일 두께 및 반구형 빔창에서의 Von-Mises의 상당응력

Uniform Beam의 경우 빔창 반경 방향으로 빔이 단락되는 곳에서의 열응력 집중이 예상되며, Proton Beam의 단락이 있는 곳에서 최대 열 응력 81 MPa 발생하고 최대 전체응력은 157 MPa이 발생한다. 비록 허용 응력 한계 범위안에 있지만, 비균일 두께 빔창은 제작의 용이성이 떨어지므로 균일 두께 2.5 mm 반구형 빔창에 대한 응력 해석을 수행하여 타당성 검토하였다.

균일 두께 2.5 mm인 반구형 빔창에 대한 열응력 해석 결과 빔 단락이 발생하는 곳에서 104 MPa의 열응력이 발생하며, 최대 전체응력은 150 MPa이 발생하였다. 빔창 내·외부 온도차가 비균일 두께 반구형 빔창의 경우 37.6°C인데 반해 균일 두께 반구형 빔창에서는 44.6°C이기 때문에 그로인한 열응력의 증가가 약 23 MPa 정도로서 열응력 관점에서는 균일 두께의 경우가 불리하지만, Mechanical Stress 차원에서는 비균일 두께 빔창보다 안정적이기 때문에 최대 전체응력은 오히려 7 MPa 적다.

구조 해석 결과 구조적 건전성을 확보하고, 제작의 용이성까지 겸비한 균일 빔창 두께 2.5 mm, 빔창 직경 45 cm인 반구형 빔창이 최적 구조로 평가되었고, Uniform Beam 조사시 최대 허용 빔 전류는 24.1 mA이며 최대 전체응력은 150 MPa이다. 그림 3.3.2-27은 최적 설계된 표적시스템의 속도 및 온도 분포를 보여주고 있다.

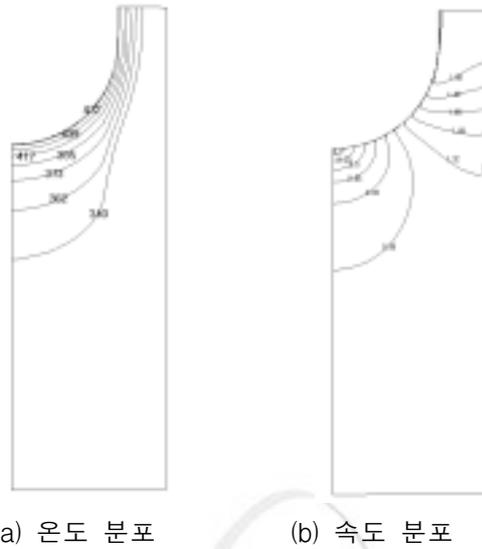


그림 3.3.2-27. 최적 설계된 표적시스템의 온도 및 속도 분포

라. 표적시스템 유량 감소를 위한 Injection Tube의 도입

최적 빔창 구조 설계를 통하여 20 MW급 Pb-Bi 표적시스템의 설계 변수를 도출한 바 있으나, 표적시스템의 유량이 HYPER 시스템의 전체 유량의 10%에 육박함으로써 상당한 냉각재 Pumping Power를 요구하고 있으며, 또한 노심을 지나온 냉각재와 표적시스템을 통과한 냉각재 사이의 온도 차이가 150℃를 초과함으로써, 이들이 만나는 노심 상부 구조물에서의 Thermal Striping이 야기될 뿐만 아니라, 열효율의 감소 또한 예상된다.

그림 3.3.2-28. Injection Tube가 설치된 표적시스템의 개념도

이의 대처 방안으로 표적시스템의 유량을 기존의 50%로 감소시키며, HYPER가 요구하는 빔 전류 (19 mA)를 수용할 수 있도록 하기 위해서 Injection Tube 개념을 도입하였

다. Injection Tube는 원통형관으로써, 빔관과 같은 중심선을 갖으며, 빔창 아래 위치한다. 그림 3.3.2-28은 Injection Tube가 설치된 표적시스템의 개념적인 모습을 보여주고 있다.

상용 전산유체 해석 코드인 CFX 4.4를 이용하여 표적시스템의 기본적인 열수력 계산을 수행하였다. LAHET코드에 의해서 계산된 열 발생량 결과를 Fitting하여, CFX에서의 열수력 계산을 위한 열 생성원으로 이용하였다. 난류모델은 Logarithmic 벽함수를 갖는 표준 k-e 난류모델을 이용하였으며 모든 계산 경우에 있어서 $30 < y^+ < 200$ 이 유지 될 수 있도록 조밀한 격자를 구성하였고, Upwind 차분법을 이용하였으며, 압력보정은 SIMPLEC 알고리즘을 이용하였다. 사용된 Turbulent Prandtl 수와 모델 파라미터는 CFX4.4가 제공하는 기본값을 이용하였다.

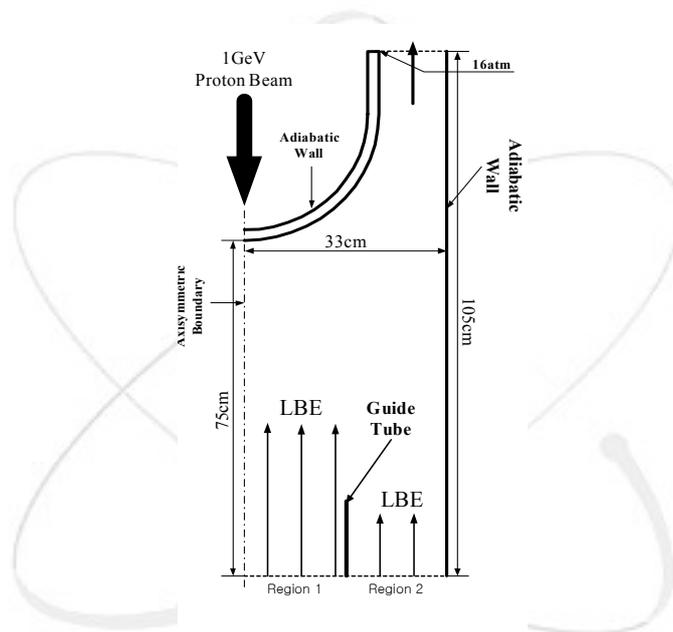


그림 3.3.2-29. 적용된 경계조건 및 계산 영역

Inlet, Outlet, Symmetry 경계조건이 주어진 영역에 사용되었고 빔창, 빔관은 Conducting Solid로 모사하였다. 모든 외부 Wall로의 열 전달은 없는 것으로 가정하였으며, Inlet에서는 영역별로 균일한 속도 및 온도 분포를 가정하였다. 계산 영역이 축 대칭이므로 간단히 2차원으로 모델링하여 계산시간을 절약하였다. Pb-Bi 최대 유입 속도 (V)는 표적시스템에서 최대 유속이 2 m/s를 넘지 않도록 선택을 하였으며, 그림 3.3.2-29는 Injection Tube를 설치한 표적시스템에 적용된 경계 조건 및 계산 영역을 보여주고 있다.

노심 안전 설계측면에서 기존에 최적 설계된 표적시스템의 빔창 직경이 줄어들었으며, 기존 표적시스템으로 채택된 표적시스템의 제원은 빔창 직경 35 cm, 빔창 두께 2 mm이다.

기존 표적에 대한 열수력 해석을 수행하였다. 기존 표적시스템에 유입되는 Pb-Bi의 유량은 4562 kg/s이며, Pb-Bi 유입속도 1.31 m/s, 그리고 빔 전류 20 mA를 적용하였다.

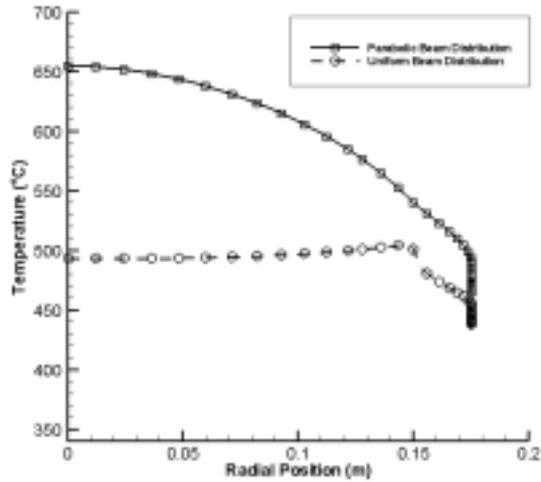


그림 3.3.2-30. 기준 표적시스템의 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포

그림 3.3.2-30은 빔 밀도 분포 변화에 따른 빔창의 젖은 면에서의 온도 분포를 반경 방향 위치에 따라 보여주고 있다. Pb-Bi의 최대 온도는 Parabolic = 654°C , Uniform = 505°C 로써, Uniform 빔 밀도 분포의 경우 빔창 전반적으로 균일한 온도 분포를 갖으며, Pb-Bi의 온도 한계인 500°C를 대체적으로 만족하고 있다.

동일한 경우에 대해서, 설계 한계치를 만족하면서 표적시스템이 허용할 수 있는 최대 빔 전류를 계산한 결과, Parabolic = 10.1 mA, Uniform = 19.3 mA이다. 비록 기준 표적시스템이 HYPER의 정상 운용을 위한 빔 전류 (19 mA)를 수용하고 있으나, 빔창의 효과적인 냉각을 위해서는 HYPER 노심 냉각재 유량 (45506.26 kg/s)의 10%인 4562 kg/s를 요구하고 있으며, 그로 인해서 표적시스템 출구에서의 Pb-Bi 평균 온도 (356°C)가 노심 출구에서의 Pb-Bi 평균 온도 (490°C)보다 상대적으로 매우 낮아지는 문제를 발생하였다. 이에 표적시스템 출구의 Pb-Bi 평균 온도를 상승시키기 위한 방법으로 표적시스템의 유량을 50% 줄여서, 각각의 빔 밀도 분포에 따른 최대 허용 빔 전류를 계산하였다. 계산한 결과, Parabolic = 5.4 mA, Uniform = 10.1 mA로써 HYPER를 정상 운용할 수 있는 빔 전류에는 크게 못 미치는 것을 알 수 있었으며, 허용 빔 전류를 유지하면서 표적시스템의 유량을 획기적으로 줄일 수 있는 방안을 모색해야만 했다. 표적시스템의 유입 유량 감소는 표적시스템의 입구 유입 속도를 저하시키는 직접적인 요소가 되며, 빔창 냉각 효과의 현저한 감소와 이에 따른 허용 빔 전류의 감소를 동반하기 때문에 기준 표적시스템에서는 HYPER 운용에 필요한 빔 전류를 유지하면서 유량을 감소시키는 것은 쉽지 않은 일이다.

본 연구에서는 이러한 문제를 해결하기 위한 방안으로 소위 Injection Tube 라는 원통형 관을 도입하였다. Injection Tube는 빔관과 같은 중심선을 갖으며, 빔창 아래쪽에 위치하는 원통형 관으로써, 표적 유로 중심에 위치한 R1 영역의 Pb-Bi 유입 속도는 R2보다 상

대적으로 빠른 유속을 유지하게 된다. 또한, 기준 표적시스템의 Pb-Bi 유입 속도보다도 빠른 속도를 유지함으로써, 유량 감소에 의해서 Pb-Bi 유입 속도가 감소되는 문제를 해결하고자 하였으며, 각 영역에서의 Pb-Bi 속도는 Injection Tube 하단부의 Orifice에 의해서 조절된다.

Injection Tube의 효과를 확인하기 위하여 두 가지 형태의 빔 밀도 분포에 대하여 열수력 해석을 수행하였다. 적용된 빔의 직경이 30 cm 이기 때문에, 만일 Injection Tube의 직경이 빔의 직경 보다 작고, Injection Tube의 높이가 $z < 60$ cm 인 영역보다 높아지면 Injection Tube는 양성자 빔에 직접적으로 타격을 받게 된다. 이러한 현상을 피하기 위하여, Injection Tube의 직경과 높이는 각각 31 cm, 10 cm로 하였으며, Injection Tube의 두께는 2 mm로 하였다. 유입되는 유량은 기준 표적시스템 유량의 50%이며, Injection Tube가 없는 경우, Pb-Bi 유입 속도는 0.655 m/s이고, Injection Tube가 도입된 경우 R1과 R2의 Pb-Bi 유입 속도는 각각 1.5 m/s, 0.417 m/s이다. 또한, 적용된 빔 전류는 20 mA이다.

그림 3.3.2-31은 빔창의 젖은 면에서의 온도 분포를 Injection Tube의 유·무에 따라 보여주고 있다. Injection Tube가 없는 경우, Pb-Bi의 최대 온도는 Parabolic = 928°C, Uniform = 657°C인데 반하여, Injection Tube가 있는 경우는 Pb-Bi의 최대 온도가 Parabolic = 652°C, Uniform = 515°C이다. 계산 결과 Injection Tube의 도입으로 빔창 및 Pb-Bi의 최대 온도를 상당히 감소시킬 수 있음을 알 수 있다.

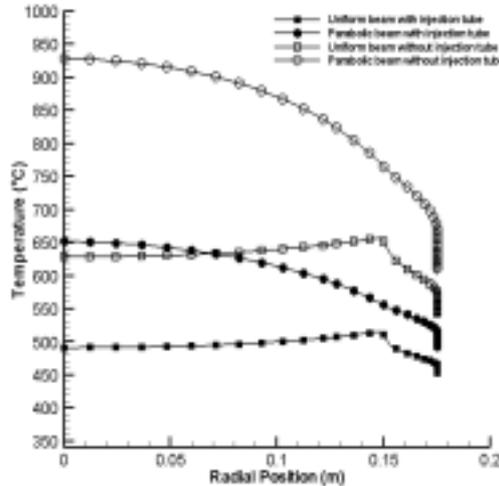


그림 3.3.2-31. 빔창의 온도분포와 표적시스템의 유속분포

Injection Tube의 도입시 HYPER가 요구하는 빔 전류를 수용할 수 있는지 확인하였다. 이때 Pb-Bi 유입 속도는 R1과 R2에서 각각 1.635 m/s, 0.378 m/s이다. R1의 Pb-Bi 유입 속도는 표적시스템 내부의 최대 유속이 2 m/s를 초과하지 않도록 결정되었다.

그림 3.3.2-32는 Injection Tube의 유·무에 따른 표적시스템에서의 유속 분포를 보여주고

있다. Injection Tube의 적용시 빔창 중심 아래 부분에 형성되었던 유동 정체 영역이 상당히 감소함으로써, 이에 따른 빔창 냉각 효과의 증가를 예상 할 수 있다. Injection Tube를 도입한 경우, 표적시스템의 허용 빔 전류는 Parabolic = 10.3 mA, Uniform = 19.6 mA로 계산되었다. 이는 표적시스템의 유량을 50% 감소시키기 이전의 기준 표적시스템이 허용 가능한 최대 빔 전류보다 증가된 결과로써, 같은 유량의 기준 표적시스템과 비교할 때 Parabolic의 경우 90%, Uniform의 경우 94% 정도 허용 빔 전류가 상승했음을 알 수 있다. 계산 결과 Injection Tube의 도입은 HYPER를 운용하기 위한 필요한 빔 전류를 유지하면서, 표적시스템의 유량을 획기적으로 감소시킬 수 있는 훌륭한 대안이 될 수 있음을 확인하였다.

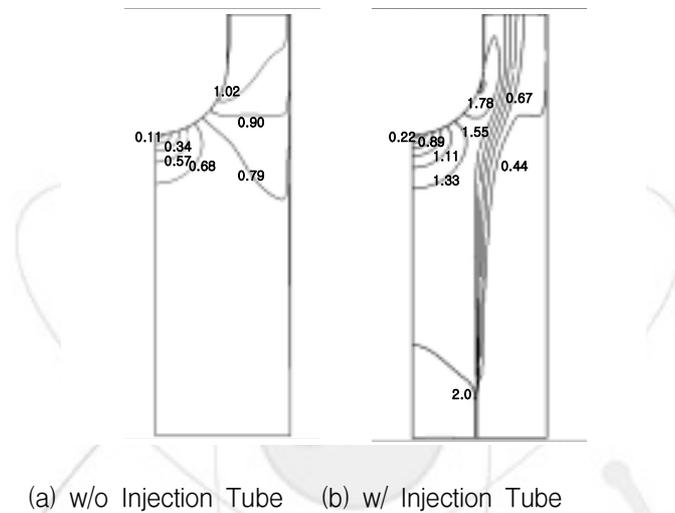


그림 3.3.2-32. Injection Tube 유·무에 따른 표적시스템의 유속 분포

표 3.3.2-6. Injection Tube의 효과

Injection Tube	Without	With
Injection tube Dia./Height/Thick.		31cm/10cm/2mm
Max. Pb-Bi inlet velocity	1.31m/s	Region 1 : 1.64m/s Region 2 : 0.38m/s
Max. Beam current Flat, Palabolic(mA)	19.3 , 10.1	19.6 , 10.3
ΔT (Inlet Temp.=340°C)	15.5	31
Pb-Bi flow rate	4560kg/s	2281kg/s

그림 3.3.2-33은 Injection Tube의 높이 변화에 따른 표적시스템의 열수력 특성 변화를 보여주고 있다. Injection Tube의 높이가 증가할수록 빔창 냉각 효과가 증가하지만, Injection Tube의 높이가 증가하여 빔창에 근접할 경우 표적시스템에서의 Pb-Bi 한계속도 (< 2 m/s)를 초과하게 되어 Pb-Bi 유입속도 감소를 요구하였다. 결국 최대 빔 허용

전류는 균일 빔의 경우 빔창 높이 50 cm에서 22.1 mA을 수용하였다.

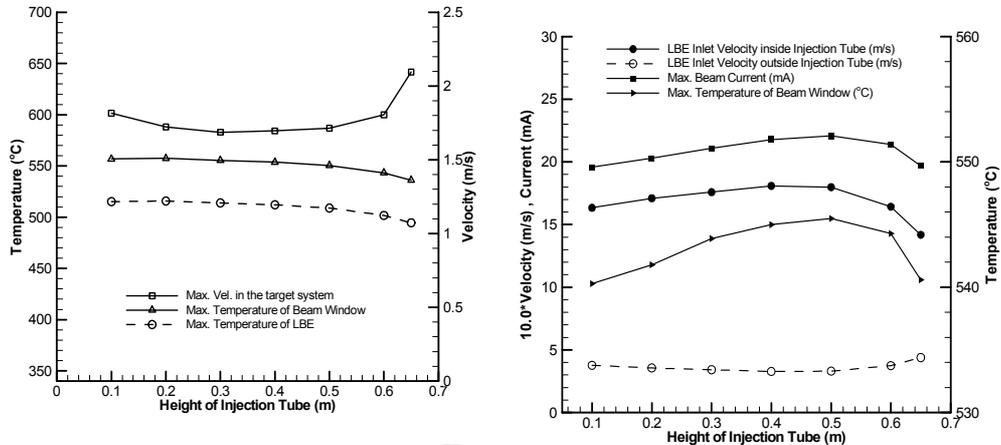
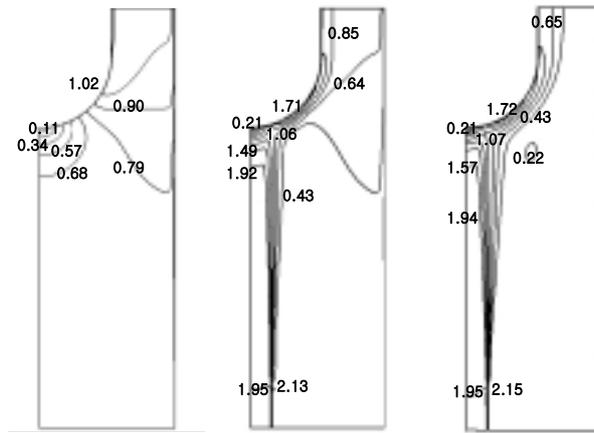


그림 3.3.2-33. Injection Tube 높이 변화에 따른 표적의 열수력 특성 변화

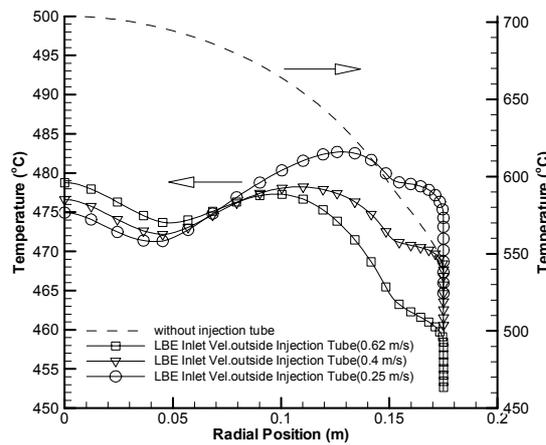
표 3.3.2-7. 유량 감소에 따른 최대 온도 변화 (Parabolic)

Pb-Bi inlet velocity of R2(m/s)	0.6 2	0.5	0.4	0.3	0.2 5
Flow rate ratio of R2 (%)	4.6 6	3.7 3	2.9 9	2.2 3	1.8 7
Total flow rate ratio of target channel (%)	5.0	4.0 7	3.3 3	2.5 7	2.2 1
Temperature (Beam Window, °C)	52 9	52 8	52 7	52 6	52 5
Temperature (Pb-Bi, °C)	47 9	47 8	47 8	48 1	48 3

유량 변화에 따른 표적시스템의 온도 및 속도 변화를 조사하기 위하여 Parabolic 빔을 적용하여 열수력 해석을 수행하였으며, 빔창 및 Pb-Bi 최대 온도를 표 3.3.2-7에 나타내었다. 빔이 Injection Tube에 직접 조사되는 것을 피하기 위해서 Injection Tube의 직경과 높이는 모두 10 cm로 하였다. 빔 전류는 12.3 mA이며, R1의 Pb-Bi 유입 유속은 효과적인 빔창 냉각을 위해서 1.95 m/s로 고정하였고, R2의 유속을 줄임으로써 표적시스템 전체의 유량을 감소시켰다. 이때 R1에서의 Pb-Bi 유입 유량은 156 kg/s이며 HYPER 노심 전체 유량의 약 0.34%이다. 표적시스템의 유량이 HYPER 노심 유량의 2.8%까지 줄어들었지만 Pb-Bi의 최대 온도 변화가 4°C임을 알 수 있다.



(a) w/o IT (b) 0.62 m/s (c) 0.25 m/s



(d) 빔창 젖은면에서의 Pb-Bi의 온도 분포

그림 3.3.2-34. 유량 감소에 따른 표적시스템의 속도 분포 변화 및 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포 변화 (Parabolic)

그림 3.3.2-34 (a)-(c)는 유량 감소에 따른 표적시스템의 속도 분포를 보여주고 있으며, 그림 3.3.2-34 (d)는 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포를 보여주고 있다. Injection Tube의 도입 이전과 상당히 다른 온도 및 속도 분포를 볼 수 있다. 특히 R2의 유속이 작아질수록 빔창 중심 아래쪽 45° 근처에 새로운 유동 정체 구역이 발생함을 확인하였으며 이에 따른 Pb-Bi 온도 상승을 확인 할 수 있다. 이는 빔 단락이 발생하는 곳에서 최대 온도를 갖는 Uniform 빔을 적용할 경우 문제가 야기 될 수 있는 결과이다. 표 3.3.2-8 은 Parabolic 빔을 적용하였을 경우 표적시스템이 수용 할 수 있는 빔 전류를 나타내고 있다. 표적시스템의 유량이 기준 표적의 28%에 불과하지만 허용 빔 전류 측면에서 0.4

mA의 손실뿐이었으며, R2의 유속이 0.4 m/s일 때 14.3 mA의 최대 허용 빔 전류를 수용하였다. 허용 빔 전류가 상승되었지만 요구하는 빔 전류를 만족시키는 못하였다.

표 3.3.2-8. 유량 감소에 따른 허용 빔 전류 및 빔창온도 변화 (Parabolic)

Pb-Bi inlet velocity of R2 (m/s)	0.6 2	0.5	0.4	0.3	0.2 5
The allowable Beam Current (mA)	14. 2	14. 3	14. 3	14. 0	13. 8
Temperature (Beam Window, °C)	55 7	55 8	55 6	55 1	54 7
Temperature (Pb-Bi, °C)	50 0	50 0	50 0	50 0	50 0

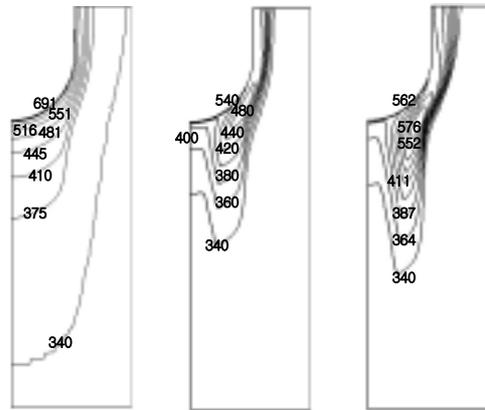
표 3.3.2-9는 동일한 경우에 대해서 Uniform 빔을 적용하여 열수력 해석을 수행한 결과이다. Parabolic 빔의 경우와는 달리 유량 감소에 따른 빔창 최대온도의 변화가 심한 것을 알 수가 있다. 이는 그림 3.3.2-34 (a-c)와 같이 유량이 감소함에 따라 새로이 발생하는 유동 정체 구역이 Uniform 빔의 최대 온도가 발생하는 위치 근처이기 때문이다.

표 3.3.2-9. 유량 감소에 따른 최대 온도 변화 (Uniform)

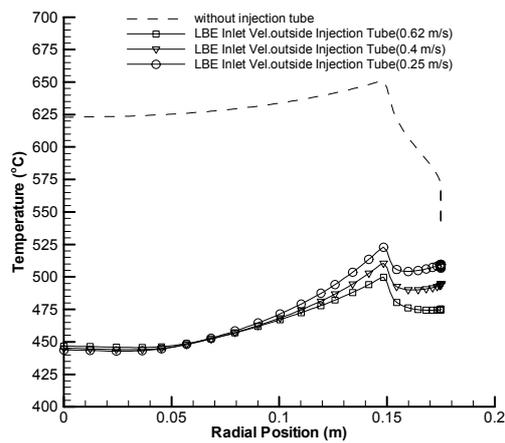
Pb-Bi inlet velocity of R2 (m/s)	0.6 2	0.5	0.4	0.3	0.2 5
Flow rate ratio of R2 (%)	4.6 6	3.7 3	2.9 9	2.2 3	1.8 7
Total flow rate ratio of target channel (%)	5.0	4.0 7	3.3 3	2.5 7	2.2 1
Temp. of inner beam window surface (°C)	54 0	54 4	55 0	55 8	56 2
Temp. of wetted beam window surface (°C)	50 0	50 5	51 1	51 8	52 3

그림 3.3.2-35 (a)-(c)는 Uniform 빔 적용시 유량 감소에 따른 표적시스템의 온도 분포를 보여주고 있으며, 그림 3.3.2-35 (d)는 빔창 젖은면에서의 Pb-Bi 온도 분포를 보여주고 있다. 특히 R2의 유속이 작아질수록 빔창 중심 아래쪽 45° 근처에 새로운 유동 정체 구역이 발생함에 따라 빔창보다 온도가 높은 열섬(Thermal Island)이 발생하는 것을 확인할 수 있으며, 유량이 감소함에 따라 빔창의 최대 온도가 계속 증가하고 있음을 알 수 있다. 이처럼 Uniform 빔 적용시 Single Injection Tube로는 더 이상의 유량 감소는 어려움을 알 수 있으며, 새로이 발생하는 유동 정체 구역의 유동 제어를 위해서 또 다른 방

범이 모색되어야 함을 알 수 있다.



(a) w/o IT (b) 0.62 m/s (c) 0.25 m/s



(d) 빔창 젖은면에서의 Pb-Bi 온도 분포

그림 3.3.2-32. 유량 감소에 따른 표적시스템의 속도 분포 변화 및 빔창 젖은 면에서의 Pb-Bi 온도 분포 변화 (Parabolic)

3. 국제공동연구 MEGAPIE

Pb-Bi는 1950년대부터 러시아 핵잠수함의 원자로 냉각재로 사용된 경우 외에는 실제로 이용된 경우가 없는데 러시아에서의 이용 경험과 관련된 기술적인 사항들은 많이 공개가 되지 않고 있다. 따라서 Pb-Bi 연구와 관련해서 많은 것들이 연구되어야 하고 이를 위해서는 국제공동연구가 비용, 인력 측면에서 대단히 효율적이라고 판단되어 국제공동연구 MEGAPIE (MEGAWatt Proton Irradiation Experiment)에 2001년도에 가입하여 연구를 수행해왔다.

스위스 PSI가 물성연구를 주목적으로 하는 CW 핵과쇄 중성자원 SINQ를 1997년 7월에 가동하기 시작하였는데 핵과쇄 표적 디자인에 다소의 변화는 있었으나 초기부터 현재까지 고체표적을 D₂O로 냉각하는 방식의 표적시스템을 운영하고 있다. 초기에는 Zr 고체 표적에 590 MeV, 1.2 mA 싸이클로트론에서 가속되는 양성자 빔을 조사시켜서 (0.7 MW), 표적에서 25 cm 떨어진 지점에서 5×10^{13} n/cm²·sec의 중성자를 얻어서 사용할 수 있었는데 MEGAPIE는 핵과쇄 표적을 고체표적에서 Pb-Bi 액체표적으로 바꾸고 아울러 빔 Power도 1 MW로 1.4배 증가시켜서 결과되는 중성자 선속을 증가시키는 프로젝트이다.

따라서 MEGAPIE는 기존의 고체표적에서 사용한 시스템을 그대로 사용하면서 표적 자체만 액체 Pb-Bi로 바꾸는 프로젝트인데 Pb-Bi를 액체표적으로 하는 ADS를 연구하는 다른 국가의 9개 연구소들이 참여하고 있다.

그림 3.3.3-1에 SINQ 개략도 및 표적부분이 나타나 있다. MEGAPIE 국제공동연구 수행을 통해서 KAERI가 기술이나 자료의 확보를 목표로 하고 있는 분야는 부식, 열수력, 빔창 방사선 손상이 주이고 그 외에 Pb-Bi 운영 및 취급 기술, 표적 핵계산 관련도 포함된다.

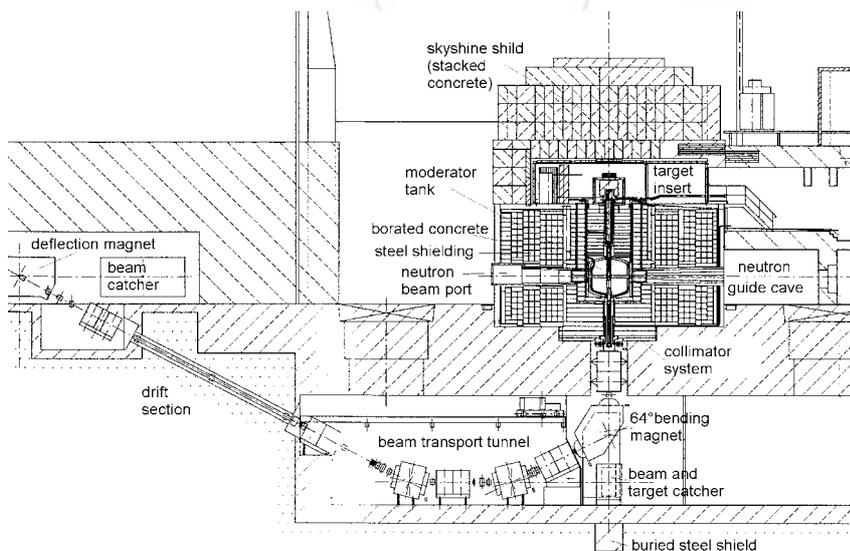


그림 3.3.3-1. SINQ 표적시스템

가. 연구현황

MEGAPIE는 1999년 말에 시작되어 표적을 설계, 제작하고 2005년에 빔 조사를 한 후에 2006년에는 빔 조사후 검증을 하는 일정으로 되어 있다. 표 3.3.3-1에 일정이 나타나 있고, 표 3.3.3-2에는 각 일정별로 수행될 사항들이 기술되어 있다. MEGAPIE에는 PSI, CEA, CNRS, FZK, ENEA, SCK.CEN, KAERI, JAERI, LANL의 9개 기관이 참여하고 있으며 MEGAPIE 운영 조직은 표 3.3.3-3에 나타나 있는데 각 연구 그룹별로 분담된 연구를 수행한다.

표적 제작이 지연되어 2004년초 현재 제작이 계속 진행되고 있으며 2004년 중반이후에 제작을 완료하고 테스트를 시작할 계획으로 있다.

그 외에 건설 및 운영 허가를 받기 위해 필요한 안전 관련 사항들을 점검하고 있는데 안전성 분석 보고서가 발간되어 안전국에 제출되었고 이를 바탕으로 협의를 거친 결과 큰 문제점은 없는 것으로 나타났으며 이를 시작으로 표적 운전 전까지 필요한 안전 관련 검증을 완료해서 운전 License를 얻을 계획이다.

표 3.3.3-1. MEGAPIE 일정



그리고 표적 제작이 완료되면 빔 조사를 하기 전에 히터를 이용한 열발생 장치를 이용하여 빔 조사로 인한 열발생을 모사하므로써 표적의 Integral Test를 수행할 예정인데 현재 준비가 진행 중에 있다. 수행할 Test 내용은 Radiation Shield를 포함한 Fill&Drain System, Heat Removal System, Cover Gas System, Thermal Hydraulic Function, Operating Procedure 등의 검증으로 되어 있다.

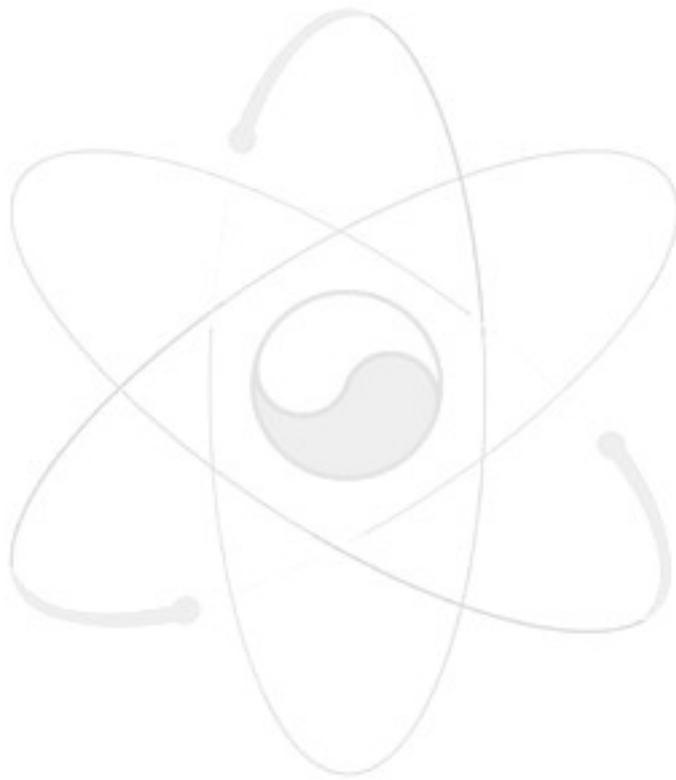
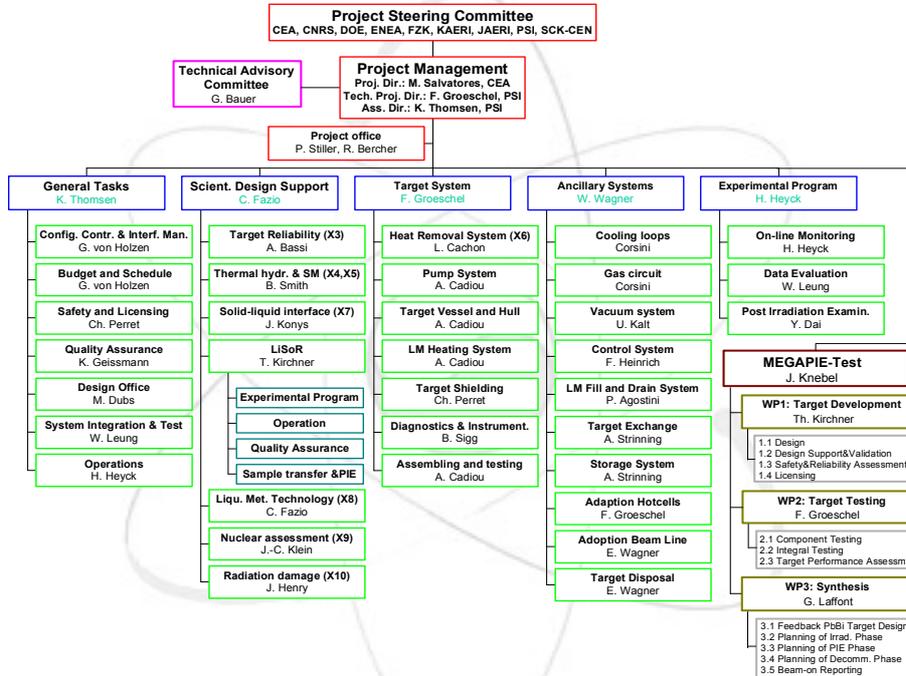


표 3.3.3-2. MEGAPIE 단계별 수행 내용

Phase 1	Baselining	Specify goals of the project List boundary conditions Define technical options Identify R&D-needs Outline operational procedures and monitoring Define post irradiation examinations Identify requirements for final disposal
Phase 2	Feasibility Study	Refine technical options Establish design data base Analyse anticipated load levels Identify problem areas Perform scoping calculations Verify cost and schedule plans Identify requirements to ancillary systems
Phase 3	Conceptual Design	Select reference technical design Select reference materials Define instrumentation and controls for operation Size individual components Verify compatibility of components specifications Identify possible sources of failure Analyse consequences of individual components failure Outline design for ancillary systems
Phase 4	Engineering Design	Carry out detailed calculations to optimise system Verify designs of all individual components Analyse life expectancy and possible failure modes of components and system Carry out overall safety and life time analysis Design ancillary systems Establish QA plan for manufacturing and testing Produce final design report
Phase 5	Detailed Design and Manufacturing	Produce drawings of individual parts for manufacturing Procure and quality control individual parts of subsystems Assemble and factory test subsystems Provide test rigs and equipment
Phase 6	System Integration and Testing	Assemble complete system from components Carry out functional tests without beam Demonstrate concepts for remote operations on irradiated target, in particular draining of PbBi
Phase 7	Operation	Insert target in SINQ Run target with beam Continuously record relevant operation parameters Make periodic checks according to monitoring plan Remove target at end of irradiation period
Phase 8	PIE and Decommissioning	Drain PbBi from target Remove parts to be examined Carry out PIE according to plan Prepare remaining parts for disposal Put conditioned containers in intermediate storage

표 3.3.3-3. MEGAPIE 운영 조직

<p style="text-align: center;">Steering Committee</p> <p>Prof. R. Eichler, PSI Dr. P. d'Hondt, SCK.CEN Dr. G. Gherardi, ENEA Dr. F. Goldner, DOE Dr. G. Heusener, FZK Dr. M. Lieuvin, CNRS Dr. W. Park, KAERI Dr. S. Tanaka, JAERI Dr. D. Warin, CEA</p>										XI
Task	X2 Project & Configuration Control	X3 Safety & Licensing	X4, X5 Fluid Dynamics, Mass Transport, Struct.Mechanics	X6 Heat Removal Instrumentat.	X7 Solid- Liquid Interface	X8 Liquid Metal Technology	X9 Neutronic & Nuclear Assessment	X10 Radiation Effects	X11 Hardware, Operations & PIE	Project Management M. Salvatores F. Groeschel K. Thomsen Proj. Assistant P. Stiller R. Bercher Local Coordinators
CEA	c	A. Bassi	c		c	c	J.C. Klein	J. Henry	c	G. Laffont
CNRS	c		c	c	c				c	Th. Kirchner
ENEA			c		c	C. Fazio	c	c	c	C. Fazio
FZK		c	c	c	J. Konys	c	c	c	c	J. Knebel
PSI	G. v. Holzen	c	B. Smith		c	c	c	c	G. v. Holzen	F. Groeschel
SCK-CEN				B. Sigg					c	P. Kupschus
JAERI			c		c		c	c	c	Y. Kurata
KAERI			c			c		c		T. Song
LANL								c		K. Wołoszun 1.12.2001



나. 연구내용 및 결과

연구내용은 현재까지의 진행 상황에 따라 설계부분과 표적설계, 제작, 운전 에 필요한 부식, 열수력, 빔창 방사선손상, 취급, 핵계산 및 실험 분야의 연구로 나눌 수 있는데 표 3.3.3-3에 나타난 각 전문분야별 수행 연구 내용을 표 3.3.3-4에 정리하였다.

표 3.3.3-4. 각 전문분야별 수행 연구 내용

분야	연구내용
X4/5/6 (열수력)	-CFD 코드로 빔 조사 표적 열수력/구조 계산 -냉각 시스템 포함 시스템 열수력/구조 분석 -다른 코드 Benchmark 계산 -물 표적 HYTAS 실험 -Pb-Bi 표적 열수력 검증실험
X7 (부식/LME)	-부식/LME 실험 -빔 조사시 부식/LME 실험 (LISOR) -부식 억제 표면처리 기술개발 -부식 억제 산소조절기술 개발
X8 (Pb-Bi 취급)	-불순물처리 -Pb-Bi 응고시 용기 안전성 -Pb-Bi와 물 반응실험
X9 (핵계산 및 실험)	-중성자, 방사화, 열발생, 방사선 손상, Po 생성 계산 -다른 코드간의 Benchmark 계산 -중성자 측정
X10 (빔창 방사선 손상)	-빙사선 손상 실험 자료 수집 -조사 실험 STIP -TIARA 이용 실험

(1) 설계

공학설계는 표적본체, EMP, Ancillary System의 3 부분으로 나누어 수행되었는데 표적 본체는 크게 7개 부분으로 구성되어 있다. 'Upper Target Enclosure', 'Lower Target Enclosure', 'Upper Hot Part', 'Lower LM Container', 'Hot Leg', 'Central Rod', 'Target Shielding'이 7개 부분이며 그림 3.3.3-2는 전체적인 표적 및 상, 중, 하단 단면 이고 3.3.3-3은 운전 상태도 및 주요 제원을 보여주고 있다.

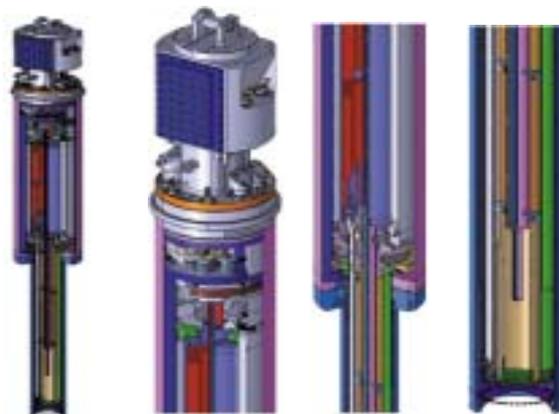


그림 3.3.3-2. MEGAPIE 표적 전체 및 상, 중, 하단 단면

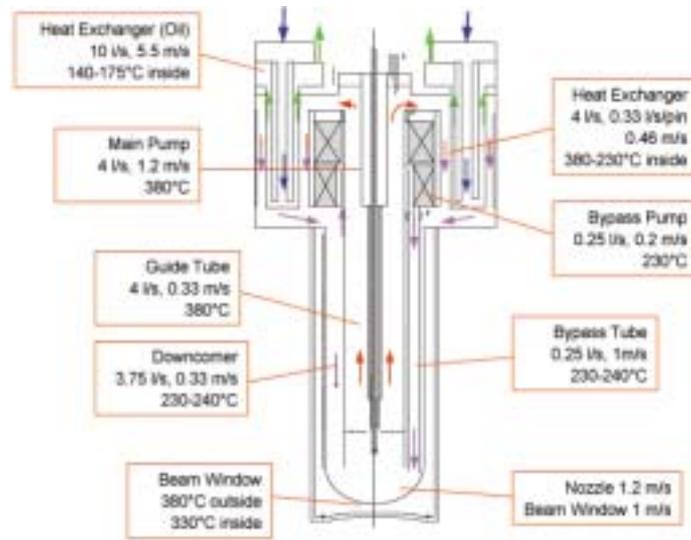


그림 3.3.3-3. MEGAPIE 표적 운전 상태도

표적 용기 물질로 온도가 낮은 Upper Part는 316L을 사용했고, Lower Part 중에서 D₂O로 냉각되는 Safety Window는 기존 고체표적에서 사용했던 AlMg₃를 사용하고 빔창은 T91을 사용한다.

Pb-Bi Flow를 결정할 내부 구조는 변경 가능하므로 최종 디자인의 설계값은 결정되지 않았으나 최고온도 350-400°C 이하, 최고속도 1 m/s 이하로 운전할 계획이다. 그림 3.3.3-4는 EMP의 개략도 이다. Main Pump는 다음과 같은 특성을 가진다.

- 압력, 유량 : 0.2기압, 5 l/s
- 전압, 전류, 전력 : 108 V, 30.3 A, 8.2 kW
- 온도, 자장 : 480°C, 1.2 T



그림 3.3.3-4. EM Pump

Anscillary System은 Interface Targethead, Cover Gas, Target Enclosure Cooling, LM Fill and Drain, Target Exchange, Target Storage와 같은 사항들을 연구하며 그림 3.3.3-5에 Anscillary System이 표적과 연결되는 TKE Region이 나타나 있다. Anscillary System의 주요 특성은 다음과 같다.

- Heat Removal System : LBE (Inlet : 330°C, Outlet : 230°C), Oil Intermediate Loop (Inlet : 165°C, Outlet : 130°C), H₂O Cooling Loop (Inlet : 40°C, Outlet : 259°C)
- Cover Gas System : EMP의 Cavitation 문제 해결로 Cover Gas의 압력을 초기에 0.2 bar 정도로 유지 가능. 따라서 수소만 흡수된다면 빔 조사 완료시까지 Ventilation 불필요. 따라서 수소 흡수제를 연구 중이나 수소 흡수가 불가능하면 1-2달에 한번씩 Ventilation 필요.
- Fill & Drain System : 빔 조사 후 Drain 대신에 Freezing 시켜서 Hot Cell로 이동.

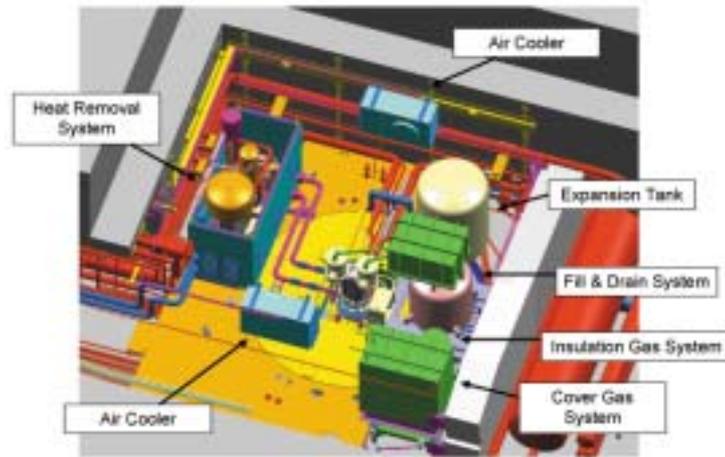


그림 3.3.3-5. Ancillary System 연결 지역

MEGAPIE 표적설계 Idea를 HYPER 표적 설계에 활용 가능한데 Pb-Bi Flow가 Symmetry 일 때 중앙에서 Stagnant가 생겨서 냉각에 좋지 않으므로 Bypass Flow 설계를 했는데 이를 현재 HYPER 표적 설계에 활용 가능하다. 또한 빔창 물질로 선정된 T91은 HYPER 빔창 후보 물질인 9Cr-2WVTa와 거의 조성이 비슷한 9Cr Steel이므로 HYPER 빔창 물질의 적합성 판단이 가능하며 MEGAPIE에서는 T91에 대한 연구가 집중되어 많은 자료가 축적될 것이므로 많은 자료 활용이 가능한 T91으로 HYPER 빔창 물질을 대체하는 것도 가능하다.

(2) 열수력

(가) 계산

PSI, CEA, ENEA, JAERI, KAERI 등이 참여하며 MEGAPIE 표적의 여러 가능성 있는 디자인에 대한 열수력 계산을 각 기관이 사용하는 CFD 코드로 맡은 부분을 계산해서 디자인 그룹이 효율적인 디자인을 할 수 있도록 한다. 사용하는 CFD 코드로는 CFX, STAR-CD, FLUTAN 등이 있으며 Steady-State는 물론 Operation 시작/종료나 사고시

의 Transient 계산도 수행한다. 빔 조사를 받은 표적 본체 (Pb-Bi와 빔창) 계산은 물론 HETRAF 코드를 이용한 냉각 Loop 전체의 안전성 해석도 수행하고 있고 다른 CFD 코드들간의 Benchmark 계산도 이루어지고 있으며 대표적인 것으로 MEGAPIE Benchmark M1이 있다. 이는 MEGAPIE 표적 설계 및 해석에 주로 사용되고 있는 CFD 코드의 신뢰성을 비교 평가하기 위하여 CEA, CRS4, KAERI, PSI의 4개의 기관이 참여한 것으로 동일한 조건의 MEGAPIE 설계안에 대하여 서로 다른 코드와 난류모델을 이용하여 독립적인 계산을 수행하고 비교 평가하였다. 정상상태 해석을 수행하였으며 주요 계산조건은 아래와 같다.

- 중심에 Heater/Instrumentation Rod가 있는 표준표적설계안 (크기가 10/30 mm이며 Bypass Nozzle이 없는 MEGAPIE 표적)
- Pb-Bi 유량 : 40.0 kg/s
- 입구 Pb-Bi 온도 : 230°C
- PSI에서 제공한 Heat Deposition 식 사용
- 타원형 Beam의 주축과 Guide Tube 절단면의 주축이 평행한 경우

Benchmark 계산 결과 전체적으로 상당히 유사한 결과를 얻을 수 있었고 따라서 MEGAPIE 표적 설계 해석에 있어서 상당부분 신뢰성을 부여할 수 있었다. RNG $k-\epsilon$ 와 Standard $k-\epsilon$ 난류 모델사이에는 커다란 결과 차이가 없었고 압력강하 및 최대 출구 온도 예측결과는 서로 잘 일치하였으나 최대 빔창온도 예측 결과에서는 약간의 차이를 보였다. 특히 빔창온도가 빔창 옆 첫 번째 유체 셀의 그리드 크기에 매우 민감함이 확인되었다. 따라서 High Reynolds 난류모델을 사용할 경우 빔창 옆 첫 번째 유체 셀의 그리드 크기에 신경을 써야 함을 알 수 있었다. 그리고 난류 Pr 수에 따라 Guide Tube를 통한 열전달량의 차이가 심해서 실험을 통한 난류 Pr 수 검증 및 모델개발이 필요함을 알 수 있었다. Benchmark M1을 통하여 HYPER 해석 도구인 CFX 코드 자체와 함께 CFX 코드 사용자의 검증을 피할 수 있었고 HYPER 표적 설계 및 해석에서는 현재 Standard 난류 모델을 사용하고 있는데 HYPER 표적 CFX 분석에서도 빔창 옆 유체셀의 첫 번째 그리드 크기의 불확실도를 줄이기 위하여 Low Reynolds 난류 모델 계산에 의한 비교 계산이 반드시 필요함을 알 수 있었다. 또한 이러한 문제를 보완하기 위하여 SST 난류 모델을 사용하는 CFX5 코드로의 전환이 시급하다는 결론을 도출하였다. 난류 Pr 수 모델 및 Differencing Scheme의 영향 평가 결과는 HYPER 표적 CFX 해석에서도 동일하게 적용할 수 있는 파라미터인데 현재의 기초표적에서는 영향이 크지 않았으나 향후 HYPER 표적이 좀 더 복잡한 구조를 가질 경우 이들의 영향을 반드시 지나치지 않아야 한다는 것을 알 수 있다.

(나) 실험

설계중인 표적의 열수력적 검증과 CFD 계산 코드 결과와의 비교를 위해서 FZK에서 KALLA 시설중 하나인 열수력 Loop THEADES를 이용한 실험이 진행 중에 있다. 그리고 Pb-Bi에 앞서서 물을 이용한 실험이 수행되었다. MEGAPIE 빔창 및 표적 Active 영역에서의 수력학적 거동을 분석하기 위해서 FZK HYTAS (Hydraulic behavior in

spallation TArget Systems) 장치를 이용한 물 실험이 수행되었는데 HYTAS 루프는 최대유량 $100 \text{ m}^3/\text{h}$ 로 설계되었으며 최대 압력강하는 약 0.4 MPa이다. Test Section의 최대길이는 3.5 m로서 그림 3.3.3-6은 HYTAS 실험장치의 Test Section을 보여준다. 측정 변수는 유량 및 유체의 2차원적 속도이며 LDA를 이용한 유체의 속도 외에 Lazer Light Sheet 및 고속카메라를 이용한 촬영기법도 이용한다. 그림 3.3.3-7은 Lazer Light Sheet 촬영결과의 예이다.

HYTAS 장치를 이용한 MEGAPIE 표적 물모의 실험의 첫 Geometry는 Bypass Injection이 없으며 Flat Guide Tube를 지닌 표적인데 실험결과와의 비교를 위해서 CFX 코드를 이용한 수치해석도 수행하였다. 해석결과 난류모델에 따라 해석결과가 커다란 차이를 보이는 점을 알아내었으며 현재 다양한 모양 및 배열 (Arrangement)의 Bypass Injection에서의 실험을 수행 중에 있다. 최근에 Guide Tube의 Cutting 각도와 Bypass 노즐의 각도를 22.5도로 엇갈려 배치함으로써 안정적인 Swirling 유동을 얻을 수 있음을 실험적으로 보였다.

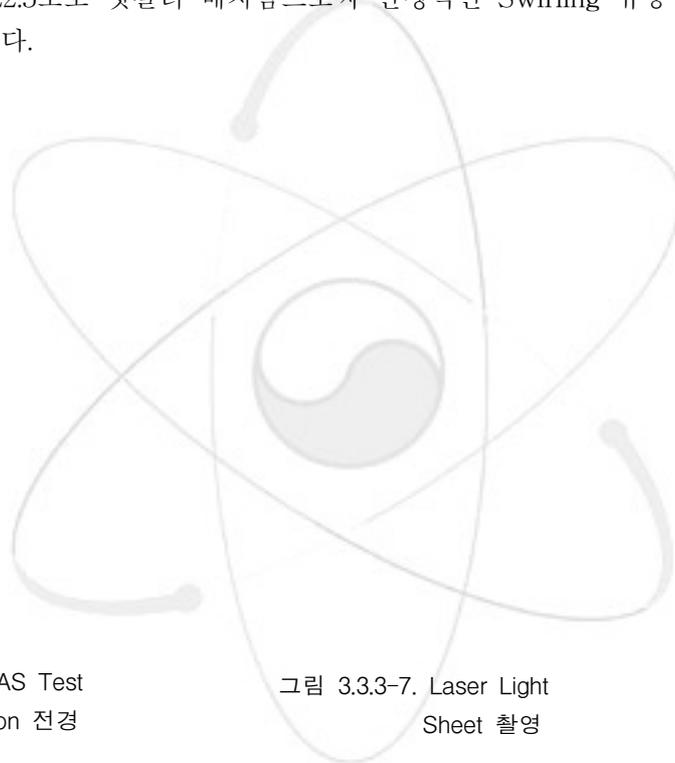


그림 3.3.3-6. HYTAS Test Section 전경

그림 3.3.3-7. Laser Light Sheet 촬영

실제 Pb-Bi 열수력 실험을 위한 장치인 THEADES (THEmalhydraulics and Ads DESign)는 KALLA에 있는 3개의 Pb-Bi 루프 중에서 가장 큰 규모이며 Pb-Bi 부피가 4 m^3 이고 히터 출력도 4 MW 정도이다. Pb-Bi 유량은 $100 \text{ m}^3/\text{h}$ 로 설계되었는데 Pb-Bi 구동력은 EM 펌프가 아닌 기계식 펌프에 의해 발생하도록 되어 있다. THEADES 장치는 루프최고온도 450°C , Test Section 최고온도 550°C 로 설계되었으며 그림 3.3.3-8에 나타낸 바와 같이 세 개의 Test Section을 가지고 있다. Test Section 최대높이는 3.4 m 정도이다. 세 개의 Test Section 중에서 하나가 MEGAPIE 프로젝트의 일환으로 빔창 냉각 실증 실험에 쓰이고 있다. Pb-Bi 부식방지를 위해 산소농도조절장치 (Oxygen Control System)가 설치되어 있으며 공기 냉각을 최종 Heat Sink로 설계하였다. THEADES 루프는 빔창 벽면에서의 열유속 측정에 있어 HETSS (Heat Emitting

Temperature Sensing Surface) 장치를 이용하는데 HETSS는 다수의 온도에 민감한 저항들 (Temperature-Sensitive Resistors, 최소표면적: $5 \times 5 \text{ mm}^2$)로 구성되어 있다. 빔창 벽면에서의 온도 및 열유속, 유체 Bulk 온도를 안다면 빔창에서의 열전달계수를 구할 수 있으므로 빔창 벽면에서의 열유속 측정은 매우 중요하다.



그림 3.3.3-8. THEADES 루프 전경

유량(Flow Rate)은 유동 특성을 결정짓는 Reynolds 수 계산과 같은 유동특성변수계산 등에 사용되기 때문에 정확하게 측정되어야 하는데 Pb-Bi 유량 측정 장비로는 전자기 유량계 (Electromagnetic Flowmeter), 터빈유량계 (Turbine Flowmeter), 초음파유량계 (Ultrasonic Flowmeter) 등을 사용하고 있다.

전자기유량계를 우선적으로 사용하고 있으나 Pb-Bi의 전기전도도는 배관내에 형성될 수 있는 산화물스케일 (Oxide Scale) 및 Pb-Bi 불순물에 따라 달라질 수 있다는 문제점이 발견되어 보완적인 방법으로 터빈유량계와 초음파유량계를 고려하고 있다. 특히 초음파 유량계는 Pb-Bi의 국부적인 속도측정이 가능한 장점이 있으나 아직까지 200°C 미만의 저온에서만 적용이 가능하여 향후 심도 있는 연구개발이 필요한 부분이다. THEADES를 이용한 주요 실험 내용으로서 Heated Jet 실험 및 KILOPIE 실험이 있다. Heated Jet 실험의 주요 목적은 Bypass Injection에 의한 300°C 저온 Pb-Bi 유동과 Main Stream에서의 350°C 고온 Pb-Bi 유동의 난류혼합을 평가하기 위한 것인데 Test Section은 그림 3.3.3-9와 같이 제작되었다. 주요 측정 변수는 온도 및 압력, 국부적 속도이며 국부적 속도 측정은 봉하단의 차압 측정장치를 이용하고 아울러 초음파 속도계도 적용하고 있다. KILOPIE 실험은 그림 3.3.3-10에 보인 바와 같이 MEGAPIE 빔창에서의 열전달계수를 평가하기 위한 실험이며 KILOPIE 실험에서는 HETSS 열유속 측정장치가 적용되고 HETSS 장치는 열유속이 140 W/cm^2 까지 가능하다. Heated Jet 실험 및 KILOPIE 실험을 위해 독일 FZK는 2002년 12월 THEADES 루프의 본격적인 가동을 시작하였으나 2차례의 Pb-Bi 누설 사고를 겪어 잠시 실험이 중단 되었으며 현재는 잘 진행되어 data 분석을 수행 중에 있다.

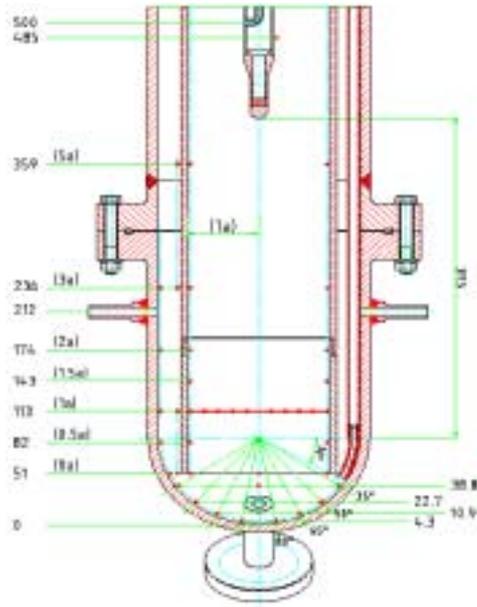


그림 3.3.3-9. Heated Jet 실험

Test Section

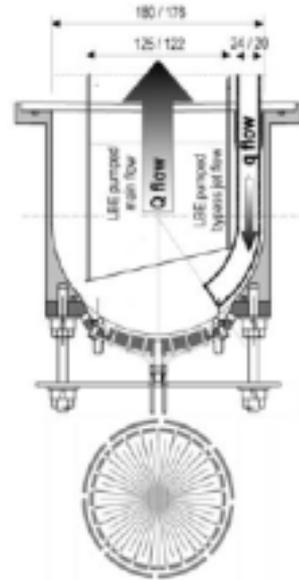


그림 3.3.3-10. KILOPIE 실험

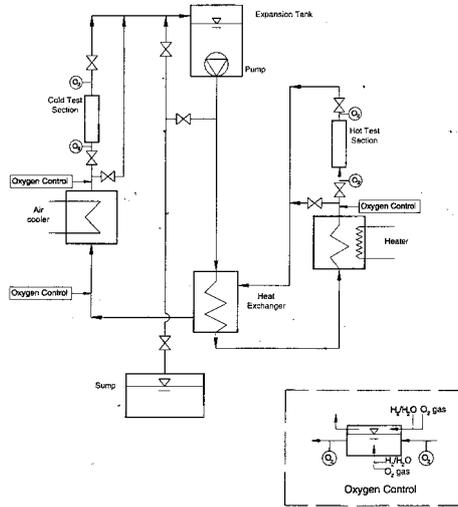
MEGAPIE 열수력 실험장치에 쓰일 Pb-Bi 열수력루프 운영기술은 Pb-Bi 핵심기술이므로 HYPER 과제와 동일선상에 있어서 활용가치가 높다. 또한 MEGAPIE 빔창 냉각 조건은 HYPER 빔창 냉각 조건과 유사한 Heat Load를 가지므로 MEGAPIE 빔창 실험을 이용한 CFX 코드 검증은 HYPER 표적 설계도구로 사용되고 있는 CFX 코드 검증과 동일한 목적으로 실험 분석 결과의 활용이 가능하다. 물실험을 통하여 Pb-Bi 유동의 수력학적 거동 예측이 가능하므로 HYTAS 물실험 장치 또한 코드 검증 및 계측기술 확보에 도움이 될 수 있다. Bypass Nozzle이 없는 Flat Guide Tube 형상은 HYPER 표적과 같은 Axi-symmetrical 2D 구조이다. 따라서 이 분야에 대한 현상학적 고찰 및 해석결과는 HYPER 표적에 직접 응용될 수 있고 특히 HYTAS 실험을 통하여 사소한 원인에 의해서도 대칭이 쉽게 깨지며 실제적으로 Steady State 자체가 형성되기 힘들다는 사실이 관찰되었는데 이는 HYPER 표적에서도 적용된다는 점을 주지할 필요가 있다. HYPER 표적 설계안에서 가능하다면 Axi-symmetric Geometry를 탈피할 필요가 있다고 판단된다.

(3) 부식/LME

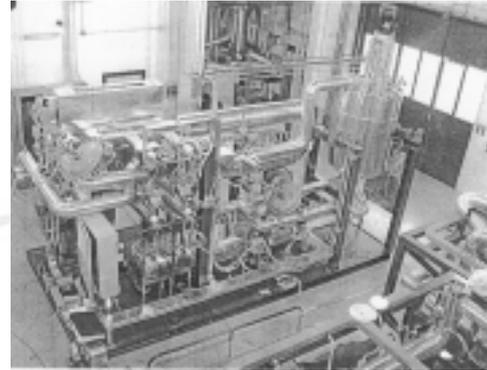
표 3.3.3-3에서 X7에 해당하는 분야인데 일반적으로 철계통의 물질과 Pb-Bi가 300-400°C 이하의 저온에서는 Pb-Bi가 철계통 물질 속으로 침투하여 Embrittlement을 일으키고 그 이상의 고온에서는 Dissolution Attack을 하는 부식이 발생한다고 알려져 있다. MEGAPIE는 부식 발생을 억제하기 위해서 350-400°C 정도를 최고온도로 하는 표적 설계를 수행하고 있고 따라서 MEGAPIE에서는 Pb-Bi와 접촉하는 물질의 부식과 Embrittlement 연구에 초점을 맞추고 있다. 부식은 대부분의 참여기관이 연구를 수행하고 있고 Embrittlement 연구는 CNRS에서 주로 하고 있다. 빔 조사 및 스트레스 환경에

서의 부식 및 Embrittlement를 연구하기 위한 실험을 LISOR라는 이름으로 수행하고 있다.

부식 연구를 위한 각 기관의 Loop이 그림 3.3.3-11에 나열되어 있다.



CIEMAT



ENEA



CEA



FZK

그림 3.3.3-11. 유럽 각 기관의 부식 실험 Loop 장치

(가) CIEMAT 연구 현황 및 결과

CIEMAT은 정적 부식 장치로 실험을 수행중이며 Pump가 없는 Natural Convection에 의한 작은 부식 Loop도 보유하고 있다. 강제 순환되는 Loop도 제작 예정이며 부식억제 방법으로는 산소조절을 이용하고 있고 Oxygen Meter를 개발해서 사용중이다. 실험 결과로는 600℃, 산소조절 상태에서 500시간까지 정적 부식 실험을 한 것이 있는데 샘플은 Austenitic (316L, 304), Martensitic (F82Hmod, EM10, T91), Low Alloy (P22)를 사용했으며 실험결과 모두 부식 현상은 보이지 않았다. Austenitic Steel이 Martensitic 보다 Oxygen Layer 유지에 좋고 Martensitic Steel 중에서는 EM10과 T91이 F82H mod. 보다

좋음을 알 수 있었다.

(나) ENEA 연구 현황 및 결과

현재 2개의 다목적 Pb-Bi loop인 LECOR와 CHEOPE를 운영중인데 LECOR는 최고 500°C까지 온도가 가능하고 Flow Rate는 4 m³/h 이다. 부식억제는 산소조절, 코팅을 사용하며 현재 산소조절기술 및 Oxygen Meter를 개발중이다. 실험 결과로는 정적 부식 실험을 200, 400, 550°C에서, 산소를 Saturation 시킨 후 Austenitic (AISI 316L)과 Martensitic (MANET)을 5000 시간까지 Test 한것이 있는데 200, 400°C에서는 부식이 없었으나 550°C에서 2가지 샘플 모두 문제점이 발생되었다. 1999년도에는 CEA와 같이 IPPE에 Test를 의뢰했는데 300-470°C, 1.9 m/s, 산소 10⁻⁶wt%에서 3000 시간까지 Austenitic (AISI 316L), Martensitic (Batman, EM10)을 테스트했다. CEA 샘플과 같이 분석한 결과는 300°C에서는 부식 문제가 없고 단지 Austenitic의 Oxide Layer가 더 얇고 안정적이었다는 것이다. Martensitic Steel의 부식 저항성은 EP823 > T91 > Optifer IVc > Batman > EM10 순이었다. 그리고 LECOR 루프를 이용해서 400°C, 1 m/s, 산소농도 10⁻¹⁰ wt% 조건으로 MEGAPIE 빔창물질인 T91의 5000시간 부식 실험을 수행했는데 결과는 부식 Rate가 1년 동안 같다고 전제할 때 무산소 분위기에서 40-50 μm/yr의 부식을 보여서 양호한 상태임을 알 수 있었다.

(다) CEA 연구 현황 및 결과

2001년 중순부터 부식 Loop인 CICLAD를 가동중인데 CICLAD는 Pb-Bi Flow 속도가 0.06 m/s로 일반적인 원자로 속도 환경 조성을 위해서 샘플을 회전시키는 방법을 사용한다. 부식억제 방법으로 산소조절을 연구하고 있으나 코팅에 의한 억제 방법도 고려하고 있고 산소조절기술과 Oxygen Meter는 현재 개발 중이다. 최근에 T91을 회전 부식 장치를 이용해서 400°C, 2 m/s (Rotating Disk 2200 rpm), 산소농도 10⁻¹¹ wt% 조건으로 500 시간 부식 실험을 수행했는데 결과는 샘플의 표면 상태에 따라서 1-80 μm/yr의 부식을 보이는 것으로 나타났다. 이론적인 계산도 수행하였는데 같은 조건에서 300 μm/yr 정도로 계산되어 예측치가 높게 나타났다. 1999년도에는 ENEA와 같이 IPPE에 Test를 의뢰했는데. 300-470°C, 1.9 m/s, 산소 10⁻⁶wt%에서 3000 시간까지 Austenitic (1.4970), Martensitic (T91, Optifer IVc, EP823)을 Test 했고 결과는 ENEA 현황에서 기술된 바와 같다. 다른 연구 기관과 달리 핵파쇄 반응에서 생성되는 방사화 생성물에 의한 부식 영향도 연구 중인데 정적 부식 장치를 이용해서 핵파쇄 생성물이 부식에 어떤 영향을 미치는지를 실험했다. 80 ppm의 Zn를 넣고 350°C에서 최대 6000 시간까지 316L과 T91 샘플을 산소농도 10⁻¹³ < <10⁻⁸ wt%의 무산소 분위기로 실험했는데 결과는 Zn의 존재 유무에 관계없이 부식 정도는 낮게 나타났다.

(라) FZK 부식 연구 현황 및 결과

정적 부식 실험 장치인 COSTA를 운전 중이며 부식 실험 Loop인 CORRIDA가 2003년도

에 제작이 완료되어 가동 중이다. CORRIDA는 최고 온도 550°C, 최고속도 4 m/s까지 가능하고 테스트 Section은 2개 있으며 10,000 시간 실험을 목표로 한다. COSTA와 CORRIDA 모두 산소 조절을 H₂/H₂O 방법으로 수행하며 산소측정 장치로 Zr Base Meter를 사용하고 있다. 부식억제기술로 산소조절 외에 전자빔을 조사해서 표면개질을 하거나 표면을 Al으로 합금시키는 방법도 연구 중이다. 러시아 Loop을 이용한 실험도 수행중인데 IPPE와 PROMETHEE의 루프장치를 이용하고 있다. 420, 550, 600°C의 3가지 온도에 대해서 실험을 했는데 420, 600°C의 경우는 Pb-Bi 속도가 1.3 m/s 였고, 550°C의 경우는 0.5 m/s 였다. 산소농도는 모두 10⁻⁶ wt% 를 유지했다. 그림 3.3.3-12에 Austenitic Steel인 1.4970의 분석 결과가 나타나 있는데 420°C의 경우는 4000 시간까지 부식이 없었으나 550°C의 경우는 2000 시간까지 부식이 없다가 4000 시간이 경과해서 부식이 나타났다.

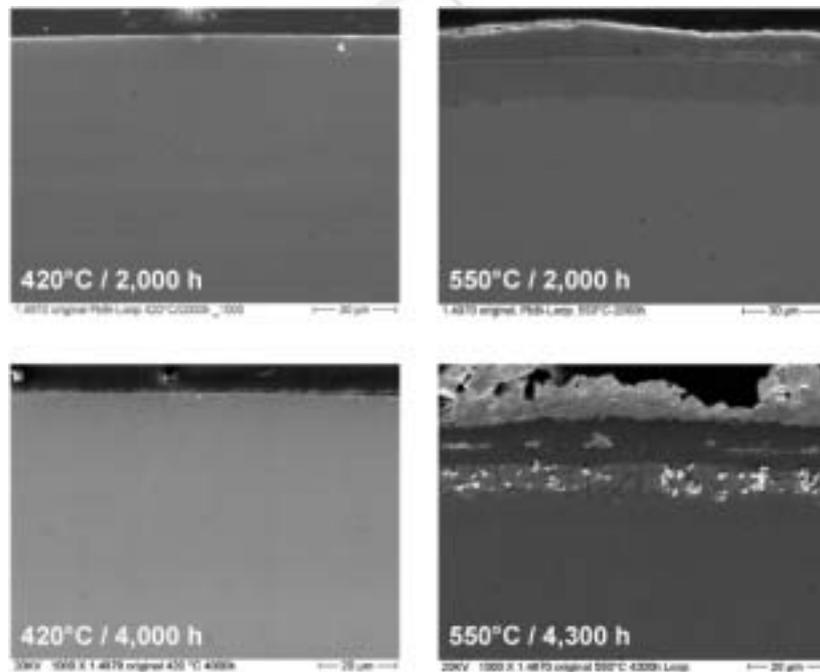


그림 3.3.3-12. FZK의 1.4970 샘플 부식 분석 결과

그림 3.3.3-13에 Ferritic/Martensitic Steel인 MANET의 분석 결과가 있는데 420°C의 경우에 비해서 550°C의 경우에서 일부 약간의 부식이 보이나 일반적으로 1.4970보다 좋은 특성을 보이고 있다. 현재 계속 실험중이며 최대 8000 시간까지 수행 할 예정이다.

그림 3.3.3-14에 Austenitic Steel인 1.4970의 600°C 분석 결과가 있는데 500°C의 경우보다 더 상태가 안 좋음을 알 수 있다. 이로부터 500 또는 550°C 이상에서는 산소조절 만으로는 부식억제가 어려움을 알 수 있다. 따라서 코팅 등 추가적인 부식억제 방법이 필요하다.

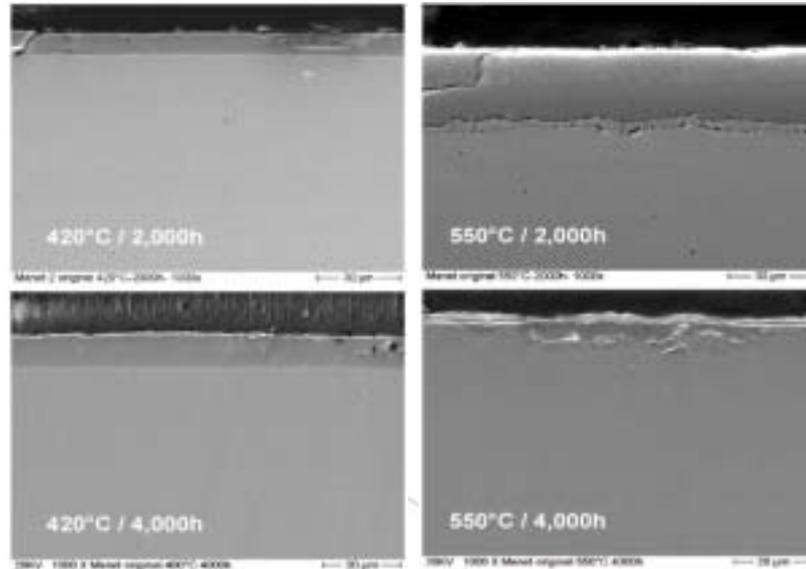


그림 3.3.3-13. FZK의 MANET 샘플 부식 분석 결과

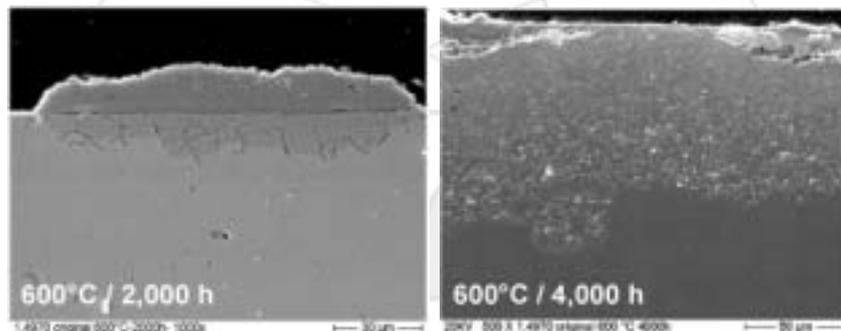


그림 3.3.3-14. FZK의 1.4970 샘플 600°C 부식 분석 결과

(마) CNRS 연구 현황 및 결과

Pb-Bi 150-650°C 범위에서 Embrittlement 및 부식을 조사했다. 일반적으로 300-400°C 이하에서는 Embrittlement가 그 이상에서는 부식이 문제가 되는 것으로 알려져 있으나 Oxide 시킨 경우에는 T91 샘플조사 결과 350°C 까지 Embrittlement 및 부식이 없었으며 500°C에서 Embrittlement가 나타나고 650°C에서는 부식이 나타남을 알 수 있었다. Embrittlement 된 지점에서 부식이 나타나서 서로 연관성이 있는 것으로 생각된다.

(바) LISOR 장치 이용 연구 현황 및 결과

빔 조사시의 Pb-Bi와 재료물질간의 반응 특성을 보기 위해서 LISOR 실험이 계획되었는데 MEGAPIE 운전온도 근처인 300°C에서 250 MPa의 스트레스를 주고 빔 조사를 했을 때 LME 및 부식 특성을 분석하는 것이 목적이다. 시험 재료는 MEGAPIE 빔창물질인 T91 (Original and Coated)을 사용하고 72 MeV 빔을 조사한다. 빔 조사에 앞서서 2001년에 1500 시간 동안 Pb-Bi Loop 시험 운전이 성공했으며 2002년 7월초에 빔 조사 실험

을 수행했으나 빔 조절 문제로 과열이 되어 Pb-Bi Leak 사고가 발생하여 34 시간만에 빔 조사를 중단하였다. 2003년도에 빔 조사 실험을 10일 및 6일에 걸쳐 2번 수행했으나 모두 Leak Detector의 오작동으로 중간에 중단되었다. 6일에 걸쳐 조사된 샘플은 온도가 MEGAPIE 온도와 유사한 것으로 나타났고 현재 Leak Detector의 문제를 해결 중이다.



그림 3.3.3-15. LISOR 실험 장치

(사) 러시아, 미국, 일본의 연구 현황 및 결과

50, 60년대에 러시아, 미국이 관련 연구를 했었는데 러시아는 그 후에도 계속 연구 중이며 미국은 최근에 다시 연구를 시작했고 일본도 최근에 연구에 참여하고 있다. 러시아는 1950년대부터 핵잠수함의 원자로 냉각재를 Pb-Bi로 사용하면서 유일한 Pb-Bi 원자로 사용 경험을 보유하고 있으며 Pb-Bi 부식 문제 해결을 위해서 산소조절 방법을 최초로 도입했다. 현재 러시아에서 부식 실험용으로 운전중인 Loop는 IPPE와 St. Petersburg의 PROMETHEY인데 IPPE Loop는 50년대부터 지금까지 가동되고 있으며 최고 650℃, 3.5 m/s의 상태로 운전이 가능하다. PROMETHEY Loop는 70년대부터 지금까지 가동 중이며 최고 500℃, 0.5 m/s의 상태로 운전이 가능하다. 그림 3.3.3-16은 IPPE Loop의 개략도이다.

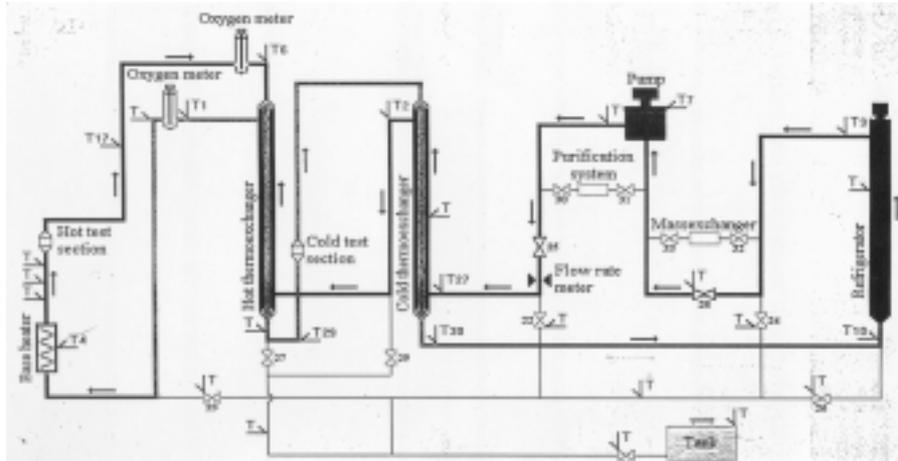


그림 3.3-16. IPPE 부식 실험 Loop 개략도

러시아 부식 실험 결과에 따르면 다음의 조건을 동시에 만족하면 600-650°C, 2-3 m/s에서 부식 문제가 없음을 알 수 있었다 (실제 실험은 최고 15,000 시간까지 수행). 러시아는 Oxygen Meter도 개발했다.

- Si 첨가한 Ferritic-Martensitic Steel 사용 (12Cr-Si Steel EP823)
- Pre-Oxidation
- Oxygen Control

미국은 BNL을 중심으로 1950, 60년대에 연구를 수행하다가 중단했으나 현재 LANL에서 DELTA Loop을 운전 중이다. 50, 60년대에 미국은 Low Cr Steel인 Croloy를 주로 연구했고 부식 억제 방법으로 Pb-Bi에 Zr을 첨가, Zr이 C 등과 결합해서 부식 방지막을 형성하는 기술을 연구했다.

일본은 최근부터 TIT과 JAERI를 중심으로 Pb-Bi Loop를 이용한 부식 연구가 진행 중이다. 그림 3.3-18은 TIT와 JAERI의 Loop 그림인데 TIT는 소형 발전로에 Pb-Bi를 이용할 계획이며 JAERI는 미임계로에 활용할 예정이다. TIT Loop는 최고 550°C, 2 m/s의 Flow를 만들 수 있고, JAERI는 최고 450°C, 1 m/s의 Flow를 유지할 수 있다.

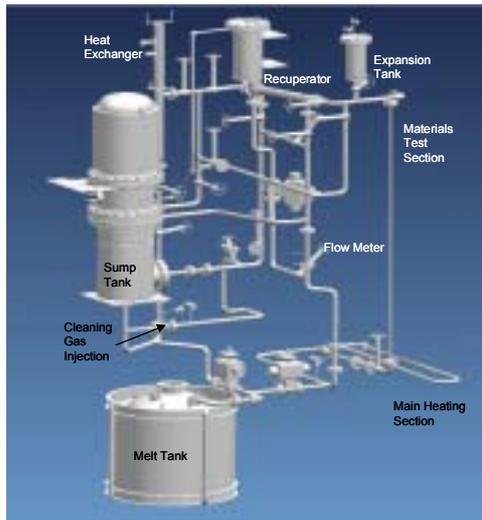


그림 3.3-17. 미국 LANL의 DELTA Loop

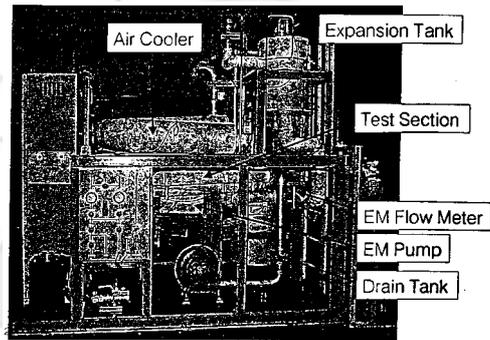
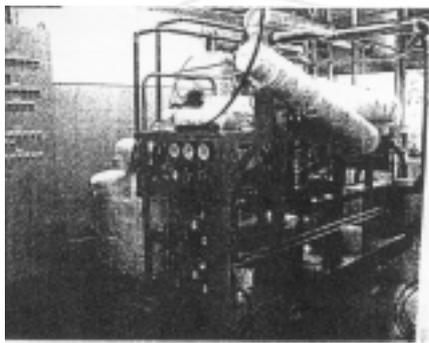


그림 3.3-18. TIT(좌측)과 JAERI(우측)의 Loop 사진

(아) 실험 결과 종합

위에서 언급한 부식관련 각 연구기관의 연구에서 부식억제 방법으로 우선적으로 고려하는 산소조절 방법의 원리는 그림 3.3.3-19에서 볼 수 있는 것처럼 산소의 반응 포텐셜이 Pb나 Bi보다 재료를 구성하는 Fe, Cr 등이 낮아서, 산소농도 조절로 포텐셜을 Pb와 Fe 사이로 설정해주면 철금속과 산화막을 형성해서 Pb, Bi에 의한 Dissolution Attack을 막을 수 있다는 것이다. 산화막이 너무 두꺼우면 산화에 의한 부식 현상이 나타나므로 적절한 조절이 필요하다.

산소조절은 산소를 직접 조절하기에는 미량이라서 어려움이 있으므로 H₂와 Vapor H₂O의 비율로 조절하는 것이 일반적이고 혼합된 기체는 Pb-Bi로 직접 주입되거나 Pb-Bi 표면과 접촉시켜서 Saturation을 시킨다. Pb-Bi 속의 산소를 Monitoring 하기 위해서 산소농도 차이에 의해 전류가 흐를수 있는 Battery 원리의 측정기를 사용하는데 Electrolyte로는 ZrO₂-Y₂O₃ 등을 사용하고 Reference Electrode로는 Pt/Air, Bi/Bi₂O₃, In/In₂O₃ 등의 형태가 고려되고 있는데 Pt/Air, Bi/Bi₂O₃의 성능이 우수한 편인 것으로 나타났다.

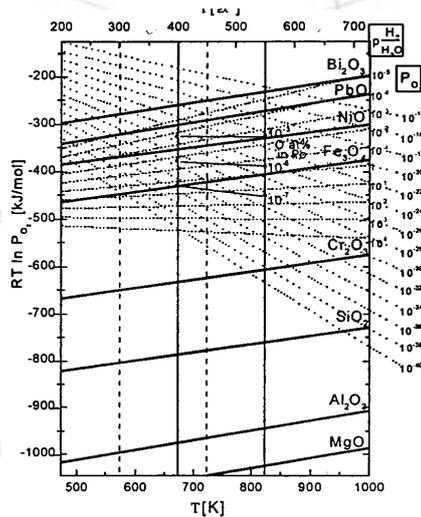


그림 3.3.3-19. 산소와 여러 물질과의 온도별 반응 포텐셜

그림 3.3.3-20은 Bi/Bi₂O₃ 측정기의 개략도이다. 산소농도측정기의 제작은 용이한 편이고 가격도 저렴하나 해결해야 할 가장 큰 문제점은 측정 전압으로부터 산소농도를 알 수 있도록 Calibration하는 것이다. 현재 Calibration 연구가 진행 중이며 그림 3.3.3-21은 FZK의 측정기 각 종류별로 수소와 수증기의 압력비 (산소농도 결정함) 변화에 대한 측정기 Output Voltage의 변화를 측정한 것이다. 예측치와 약간의 차이가 남을 알 수 있고 최종적으로 산소농도와 Output Voltage의 대응관계를 알아내야 한다.

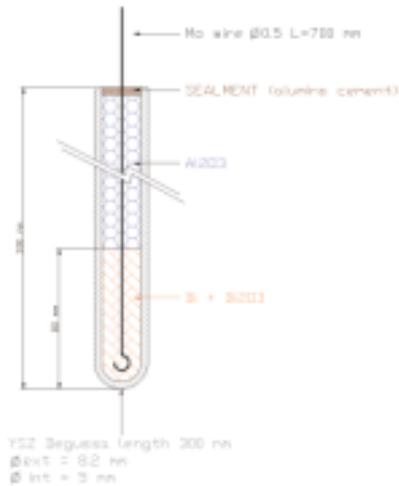


그림 3.3.3-20. Bi/Bi₂O₃ 측정기의 개략도

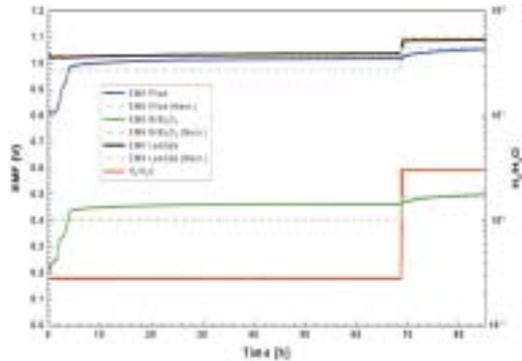


그림 3.3.3-21. 수소와 수증기의 압력비 변화시 측정기 Output Voltage의 변화 (FZK)

산소조절 외에 부식억제 방법으로 알려진 코팅기술 개발은 Al, TiN, CrN, DLC 코팅 등이 연구되고 있다. 이러한 부식억제 방법을 사용하여 얻은 실험 결과들을 종합하면 다음과 같다.

- 부식 방지 조치 없는 경우.
 - 녹는점에서 300, 400℃ 까지 : LME 가능. 부식 문제 없음.
 - 300, 400 ℃ 이상 : 부식 문제 됨.
 - Ni을 함유한 Austenitic Steel이 Martensitic 보다 부식에 취약함.
- 산소 조절만 하는 경우
 - 녹는점에서 300, 400℃ 까지 : LME 없음. 부식 문제 없음.
 - 300, 400℃ 이상 550, 600℃ 이하 : 500℃ 정도에서 LME 보임. 부식 문제 없음.
 - 550, 600℃ 이상 : 부식 문제 됨.
 - 산소 조절로 산화막을 만드는 경우에는 Austenitic Steel이 Martensitic 보다 얇고 안정적인 산화막 형성.
- 따라서 산소 조절만으로는 600℃ 이상의 고온에서는 부식 방지 어려워 추가 조치 필요.
 - 러시아는 Si 첨가 재료로 문제 해결 (650℃ 까지 문제 없음)
 - FZK는 Al 합금 표면개질 기술개발 (600℃ 정도에서 문제 없음)

이러한 여러 기관의 부식 연구 현황을 검토하여 KAERI의 향후 부식 관련 연구에 다음과 같은 점들을 활용할 수 있다.

- PRISM 설계요건에서 Cladding의 마모는 기계적 마모 포함 10% 이하여야 함. HYPER 핵연료 수명이 3년이고 Cladding 두께는 0.68 mm임. 따라서 부식 정도는 23 μm/yr 이하여야 함. HYPER Cladding 물질인 HT-9과 조성이 같은 부식 자료는 없으나 유사자료로 판단하면 부식억제 없이는 Cladding 제한치 23μm/yr

- 를 초과하나 산소농도 조절로 극복 가능.
- 현재 HYPER Pb-Bi 온도 가능 범위 340-650°C에서 부식 방지 산소 농도 존재. 따라서 산소농도 조절을 HYPER에 도입하는 것이 필요.
 - 550이나 600°C 이상에서는 산소조절 외에 추가 조치 필요. 현재 알려진 Si 합금이나 Al 표면개질 외에 가능한 기술 연구 필요.

(4) 빔창 방사선손상

표 3.3.3-3에서 X10에 속하며 빔창의 방사선 손상 경향 및 수명예측을 위해서 수행하는 업무는 기존의 방사선 손상 관련 실험 자료를 수집, 분석하는 것과 새로운 실험자료를 생산하고 분석하는 것으로 나눌 수 있다. 자료 수집은 MEGAPIE 표적의 빔창 재료인 T91에 관한 것을 우선적으로 수행했는데 그 외에도 계속 필요한 자료를 수집 하고 있으며 LANL의 LANSCE 가속기를 이용한 실험을 통해서 316L의 자료를 확보하였다. T91의 자료중에서 중요한 것은 다음과 같다.

- 300°C, 2.5 dpa에서 DBTT는 97°C로 방사선 손상 전에 비해서 175°C의 Shift가 생김. 260°C에서는 10 dpa가 넘어가면 DBTT 값이 평형에 도달함. 같은 현상이 150°C 이하에서도 발생.
- He에 의한 Ductility 특성 파괴는 250°C에서 625 appm, 325°C에서 1250 appm, 400°C에서 2500a ppm 이상이면 나타남. 낮은 온도에서는 작은 He 양에 의해서도 Ductility가 유지되지 못함을 알 수 있음.

316L의 자료는 약 1000°C 까지의 범위에서 온도변화에 대한 Elastic, Tensile, Fatigue, Fracture Toughness, Creep의 변화 자료를 포함하고 있으며 방사선 손상시의 기계적 특성의 변화도 포함한다. 한 가지 예로서 그림 3.3.3-22는 Stainless Steel 들의 방사선 손상 정도에 대한 Yield Strength의 변화를 보여준다.

실험 수행은 PSI에서 1997년부터 사용해 왔던 고체 표적에 빔 조사 대상 물질을 넣어서 방사선 손상 실험을 수행하고 있는 STIP이 주를 이루고 있다. STIP은 PSI 주도로 FZK, CEA, JAERI, ORNL, LANL이 참여해서 수천여개의 샘플을 기계적 테스트와 TEM 분석을 하는 것으로 여기서 얻는 자료들이 최대 35 dpa 까지의 빔창 방사선 손상 자료를 제공할 수 있다. STIP 외에 JAERI의 Triple Beam 조사 장치인 TIARA에서도 양성자, He, Fe 빔을 동시에 조사하는 실험이 수행 중이어서 분석이 완료 되는대로 결과를 활용할 수 있다.

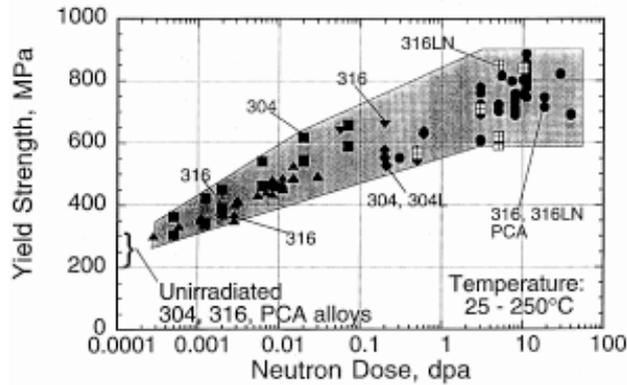


그림 3.3.3-22. Stainless Steel 들의 방사선 손상 정도에 대한 Yield Strength의 변화

1997년에 SINQ가 가동된 이후로 약간씩 디자인이 변경된 3 개의 고체표적을 사용했으며, 각각 MARK-1 (1997년), MARK-2 (1998-1999년), MARK-3 (2000-2001년)라고 명명했고 2002-2003년 동안에 또 다른 고체 표적을 사용 할 예정이다. MARK-2 표적부터 고체표적의 표적봉 중에서 일부에 방사선 손상 실험용 샘플을 넣어서 빔 조사 실험을 수행했으며 MARK-2, 3, 4에 해당하는 방사선 손상 실험을 각각 STIP-1, 2, 3라고 명명한다. 조사 샘플은 기계적 테스트(Tensile, Band-Fatigue, Tear, Bend-Bar, Charpy, Shear Punch)와 TEM 시편으로 구성되고 빔 조사후 기계적 테스트용 샘플은 방사선으로 인해서 Hot Cell에서 분석 수행하며 TEM 시편은 일반환경에서 분석이 가능하다. 그림 3.3.3-23에 샘플 형태가 나타나 있다. 샘플 종류는 Austenitic Steel, Martensitic Steel, Weld Materials 및 다른 합금으로 구성되어 있고 샘플의 조사온도는 250-300 °C 정도이며 표 3.3.3-5에 각 STIP 별 특성이 나타나 있다. 그림 3.3.3-24에 샘플에 조사되는 중성자와 양성자의 에너지 분포가 있다. 현재 샘플들이 각 기관에 보내져서 분석중이며 그림 3.3.3-25는 STIP-1의 일부 결과로서 T91과 F82H의 Tensile 분석 및 미세구조 사진이다.

표 3.3.3-5. STIP-1, 2, 3의 특성

	샘플 수	총 dpa
STIP-1	1545	12
STIP-2	2080	22
STIP-3	675	30 - 35

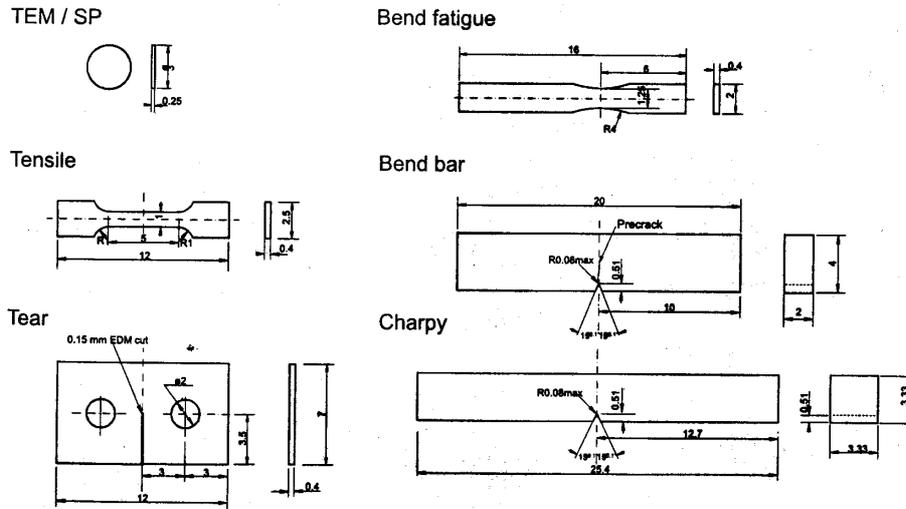


그림 3.3.3-23. STIP 테스트용 샘플 형태

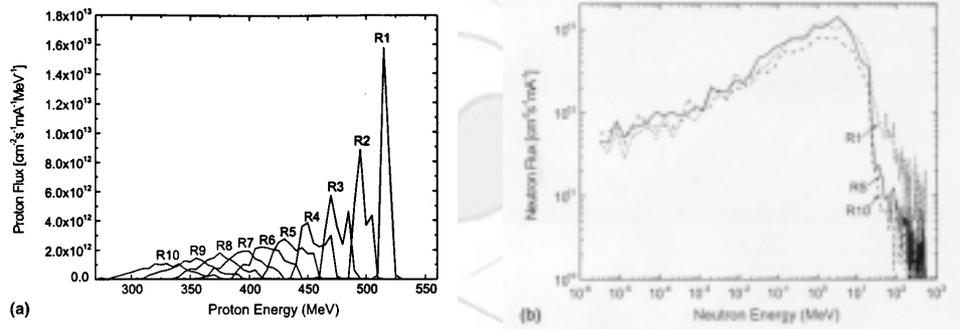


그림 3.3.3-24. 샘플에 조사되는 양성자(a) 및 중성자(b) 에너지 분포

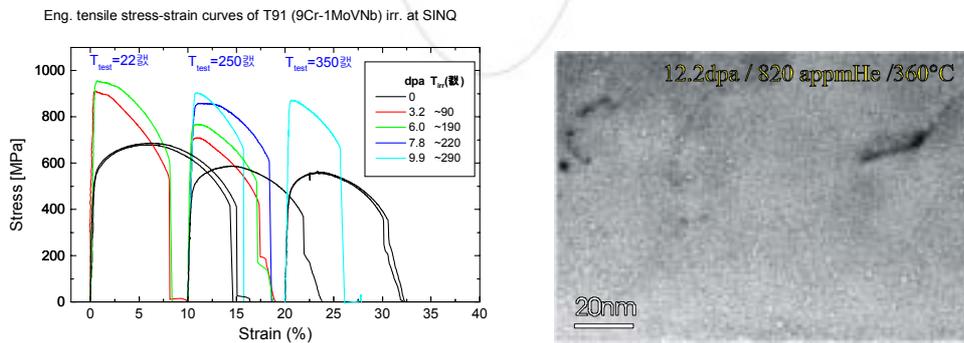


그림 3.3.3-25. T91의 Tensile 분석(좌측) 및 F82H의 구조 사진(우측)

STIP-1 샘플의 조건은 방사선 손상 최대 12 dpa, He 생성 최대 1100 appm, H 생성 최

대 1700 appm이고, H의 영향은 250°C 이상에서는 없는 것으로 분석되었다. T91의 dpa 변화에 대한 Yield Strength 변화가 그림 3.3.3-26에 나타나 있다. 상온과 250°C 모두 dpa 증가에 따라서 Yield Strength가 증가함을 알 수 있다. 250°C의 경우에는 10 dpa에 도달했을 때 최대 400 MPa 까지 증가함을 알 수 있다. T91, F82H의 경우에 dpa 변화에 따른 DBTT 변화 자료가 있는데 이는 그림 3.3.3-27에 나타나 있다. T91이 F82H 보다 DBTT가 높으며 약 10 dpa의 경우에 DBTT는 250°C 까지 증가함을 알 수 있다.

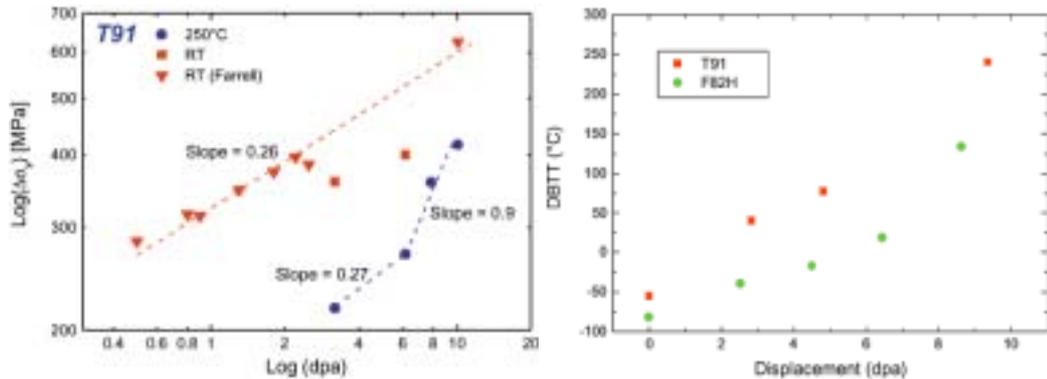


그림 3.3.3-26. T91의 dpa 변화에 따른 Yield Strength 변화
그림 3.3.3-27. T91, F82H의 dpa 변화에 따른 DBTT 변화

방사선 손상 dpa가 증가 할수록 DBTT도 비례해서 증가하는데 He 생성도 같이 기여한다. STIP-1 결과로부터 DBTT만을 고려하면 8.6 dpa에서 DBTT가 MEGAPIE 최저온도인 230°C에 도달하므로 이를 수명으로 예측할 수 있는데 STIP-1 샘플보다 MEGAPIE 온도가 높으므로 DBTT는 더 증가할 것으로 예상되어 수명이 더 단축될 수 있다. 양성자 조사의 경우도 고려해야 하므로 STIP-II 샘플 등의 활용을 통해서 더 연구가 필요하고 DBTT 외에 다른 측면도 고려가 필요하다. 현재 HYPER 빔창의 설계 수명기간인 6개월 동안에 빔창이 받는 방사선 손상은 50 dpa 이상으로 계산되고 있고, 빔창 온도도 500°C에 이를 것으로 예상되어 STIP 실험에서 도출되는 결과로부터 HYPER 빔창의 손상 정도 및 수명을 정확히 예상 할 수는 없으나 Extrapolate된 결과의 도출을 시도 할 수 있다.

(5) Pb-Bi 취급

표 3.3.3-3에서 X8에 속하며 취급 관련 대표적인 연구는 불순물 관리가 있다. Pb-Bi 내 불순물로 고려되는 것으로는 방사선 위해 핵종인 Po이 대표적인 것이고 핵파쇄 과정에서 발생하는 수백종의 방사화 핵종들도 일부 관리를 해 주어야 할 가능성이 있다. 그 외에 부식 등에 의해 Pb-Bi 내에 존재하면서 Loop을 돌아다닐 수 있는 재료물질 등도 불순물이 될 수 있다. 불순물처리 연구는 크게 2 부분으로 나누어서 불순물을 Monitor 하는 것과, 기준 이상의 불순물을 제거하는 것이 있는데 주로 CEA에 의해서 연구가 수행되고 있다. 현재 불순물 Monitoring이나 제거에 대한 방법론적인 검토가 이루어지고 있고 이를 검증하기 위한 Pb-Bi Loop 설치가 CEA에서 이루어지고 있다. 대표적인 불순물

인 Po 과다시의 처리 방법은 Extraction과 Confinement로 나눌 수 있는데 Extraction 방법으로는 Cerium, Tellurium, Selenium, Salt 등과 같은 화학물질로 Extraction하거나 $3\text{Po} + 6\text{NaOH} \rightarrow 2\text{Na}_2\text{Po} + \text{Na}_2\text{PoO}_3 + 3\text{H}_2\text{O}$ 를 이용하는 방법, 그리고 Po의 Volatility가 높은 점을 이용해서 600-700°C에서 기화시켜 추출하는 방법이 있다. Extraction 방법은 높은 효율성에 비해서 필요 시설이 많고 더 연구가 필요하다. 그 외에 간단한 방법으로 표적이나 원자로에 Confine 시키는 방법이 있으나 (IPPE나 TIT가 사용하는 방법) 이는 소규모 Pb-Bi 일 때 적합하다. Po 등 불순물의 Monitoring 및 조절 기술은 부식 방지용 산소조절과 함께 HYPER Pb-Bi 취급기술로 바로 사용이 가능하다. Pb-Bi 누출시의 Po 방출 정도를 평가하는 것도 필요한데 이를 위해서 Po의 Evaporation Enthalpy를 이론적으로 평가했으며 그 결과 문헌상의 알려진 값보다 높은 것으로 나타났다. 따라서 Volatility는 문헌상의 값보다 낮을 것으로 판단된다.

불순물 관리 외에 다른 취급 문제로 Pb-Bi Freezing 시의 용기 안전성 문제가 있는데 이의 점검을 위해서 스트레스 계산을 수행했다. 스트레스 계산에 필요한 Pb-Bi Yield Stress를 온도 및 Strain 변화율에 대한 변수로 측정했는데 그림 3.3.3-28에 그 결과가 나타나 있고 그림 3.3.3-28의 결과를 바탕으로 용기의 스트레스 계산을 수행한 결과가 그림 3.3.3-29에 나타나 있다.

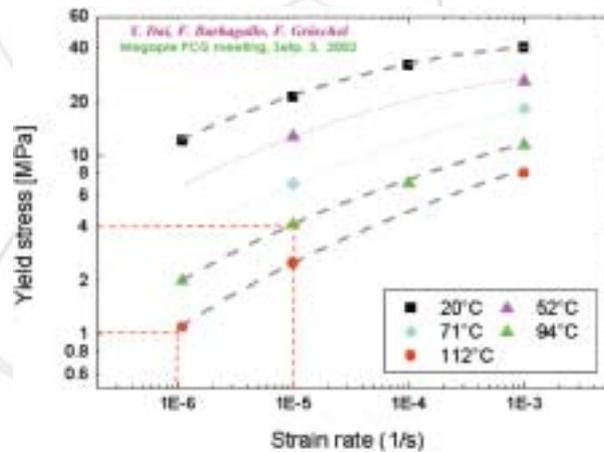


그림 3.3.3-28. Pb-Bi Yield Stress 측정 결과

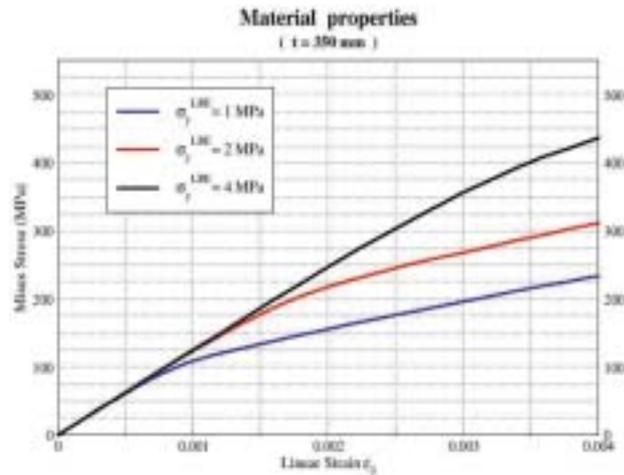


그림 3.3.3-29. 용기의 최대 스트레스

Pb-Bi Level이 350 mm 이고 온도가 110°C 일 때의 최대 스트레스가 (Pb-Bi Yield Stress = 1 MPa) 240 MPa 정도로 높다. 이로부터 Pb-Bi 부식 루프 운전등과 같은 Pb-Bi를 취급하는 실험 수행시에 냉각이 되지 않도록 유의해야 함을 알 수 있고 사고로 냉각이 될 경우에도 용기나 파이프가 파손되지 않도록 장치를 설계, 제작하는데 연구 결과 자료를 활용할 수 있다. 그 외에 빔창 파손시 Pb-Bi와 Safety Window 냉각수와의 반응에 의한 안전성 검토 실험을 ENEA가 기존의 실험 장치인 Pb-Li 장치를 개조하여 수행할 예정이다. 그림 3.3.3-30은 실험장치의 개략도이다.

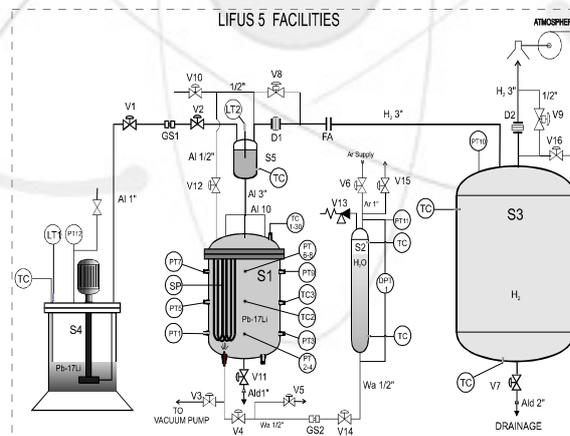


그림 3.3.3-30. Pb-Bi와 D₂O 반응 실험장치 개략도

(5) 핵계산

표 3.3.3-3에서 X9에 속하는 분야로서 고에너지 입자 수송코드를 사용해서 설계와 관련되어 필요한 정보를 계산하고 관련된 실험을 수행한다. 설계와 관련되어 필요한 계산으로는 중성자 분포, 방사화 핵종 관련 생성량/방사능/붕괴열, 구조물질의 방사선 손상, 열 발생 등이 있다. 이 분야에는 PSI, FZK, CEA, CNRS, ENEA, JAERI가 참여하며 각 기

관이 사용하는 다른 코드에 대한 Benchmark 계산을 수행하여 보고서를 작성하였다. 이 Benchmark 계산에서는 MEGAPIE 표적 형태 구조물에 빔을 조사했을 때 위에서 언급한 핵관련 계산을 수행하여 비교하였다. 또한 설계 안정성과 관련이 있는 열발생 및 Po 발생량의 상세 계산 및 비교 업무를 수행하였다. 그림 3.3.3-31은 중성자 계산 Benchmark 결과로 최대 차이가 나는 지점에서 최고치가 최저치의 1.5배 정도임을 알 수 있다.

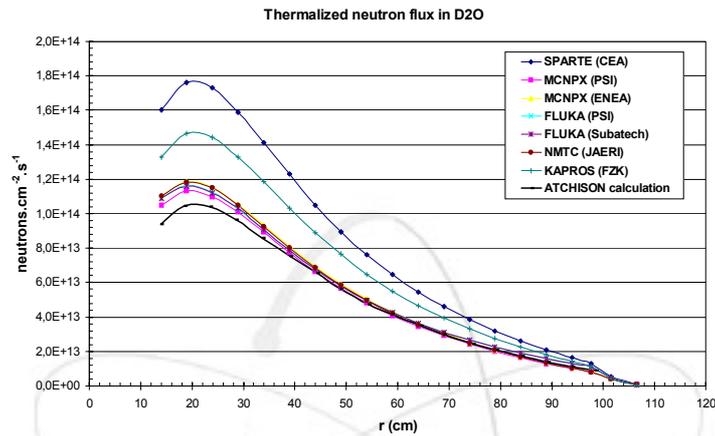


그림 3.3.3-31. 중성자 계산 Benchmark 결과

그림 3.3.3-32는 열발생 Benchmark 결과로 역시 최대 차이가 1.5배 정도임을 보여준다.

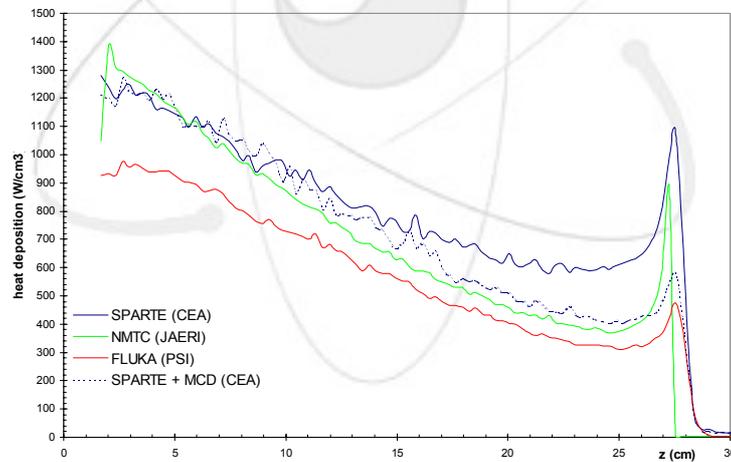


그림 3.3.3-32. 열발생 Benchmark 결과

이외에도 방사화 핵종 관련 생성량/방사능/붕괴열, 구조물질의 방사선 손상 등의 Benchmark 결과가 있는데 KAERI가 사용하고 있는 LAHET 코드와 다른 코드들과의 정확성을 비교하는 것이 가능하며 KAERI 계산 결과의 오차를 예측 할 수 있다.

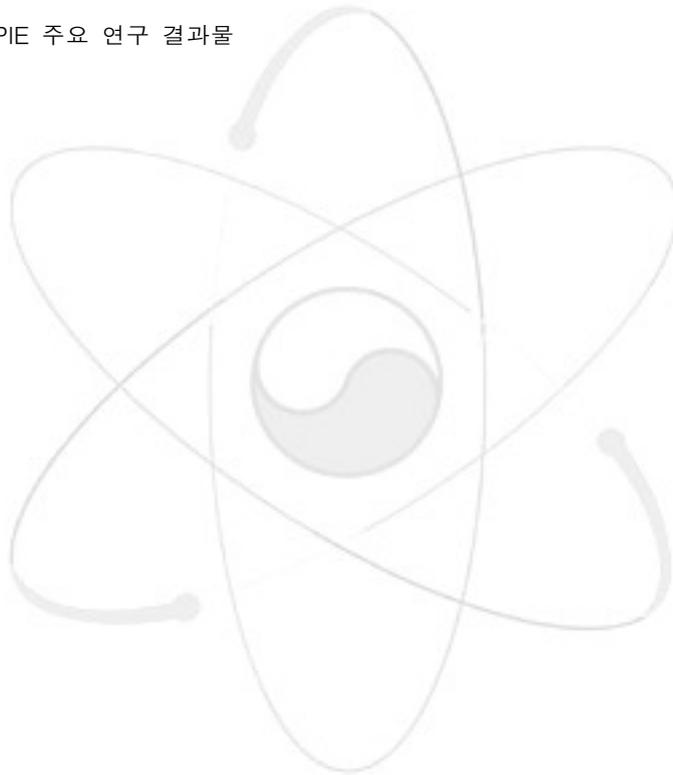
이상에서 MEGAPIE 연구내용 및 결과를 분야별로 기술하였는데 이러한 연구의 결과물을 표 3.3.3-6에 정리하였다.

다. KAERI Contribution

(1) 열수력 계산

현재 HYPER 표적 열수력 계산에 CFX 코드를 사용하고 있고, 2000년도에 FZK와 같이 MEGAPIE 표적 열수력 계산을 수행한 경험이 있으므로 코드를 이용한 계산에 참여하기로 결정하였다. 첫번째로 수행한 업무는 표적 하단과 빔창의 열수력 계산을 1 가지 난류 모델을 선정해서 계산한 후 결과를 다른 코드 계산과 비교하는 Benchmark M1 계산이었다.

표 3.3.3-6. MEGAPIE 주요 연구 결과물



단계 구분	Engineering Design	Target	-설계도
		EMP	-설계도
		Anscillary	-설계도
	Safety	Safety	-안전보고서
분야 구분	열수력	계산	-FZK system 계산 보고서 -FZK, KAERI 계산보고서 -CEA 계산보고서 -Summary report up to 2001. 12 -Benachmark 계산 보고서 -RELAP 냉각 계산 ANSALDO internal report -범장 스트레스 계산 ENEA internal report
		실험	-KALLA의 HYTAS 실험 결과 Data, Picture, Videos -ENEA pint test 결과 internal report -FZK KILOPIE 및 Heated Jet 실험 raw data
	부식/ LME	부식	-TECLA annual report -CIEMAT, ENEA, CEA, FZK 실험 결과 -FZK OCS 보고서 -정적/동적 부식 실험 결과 CEA internal report -산소농도측정 관련 CEA internal report -정적 부식 실험 FZK internal report
		LME	-TECLA annual report -CNR, CNRS 실험 결과
	방사선손상	자료수집	-T91 손상 자료 -316L 손상 자료
		실험	-STIP 실험 결과 -SPIRE annual report -TIARA 실험 결과
	Pb-Bi 취급	Pb-Bi 취급	-TECLA annual report -CEA Po 관련 보고서 -Po volatility 관련 PSI internal report -CEA Po 오염 관련 internal report -FZK 물반응 시뮬레이션 계산 보고서 -ENEA 물반응 실험 계획서
	핵계산 및 실험	핵계산 및 실험	-Benchmark 계산 보고서 -실제 표적 geometry 핵계산 보고서 -FLUKA 이용 상세 핵계산 학위논문 -중성자 측정 fission chamber 국제학술회의 발표논문
	기타	Pb-Bi 자료	-정리보고서

Benchmark M1 계산에서 원자력연구소는 RNG k- ϵ 모델 담당하였는데 해석결과는 그림 3.3.3-33과 같다. Benchmark M1에 참여한 PSI, CEA, CRS4의 계산결과와 비교한 결과 전반적으로 서로 잘 일치하였다. 그 외에 HYTAS 장치를 이용한 MEGAPIE 표적 물 실험을 CFX 코드를 이용하여 해석하였으며 해석 결과는 그림 3.3.3-34와 같다. 본 분석을 통하여 난류모델의 중요성 및 계산 영역 선정의 중요성을 평가하였다.

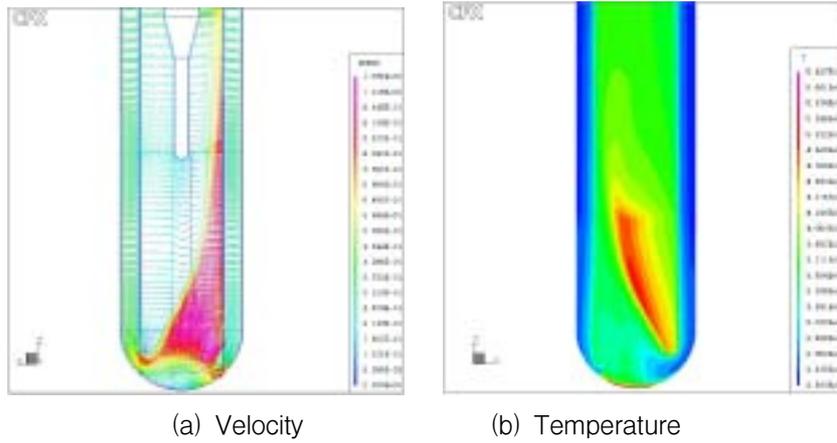


그림 3.3.3-33. RNG $k-\epsilon$ 모델을 이용한 Benchmark M1 해석 결과

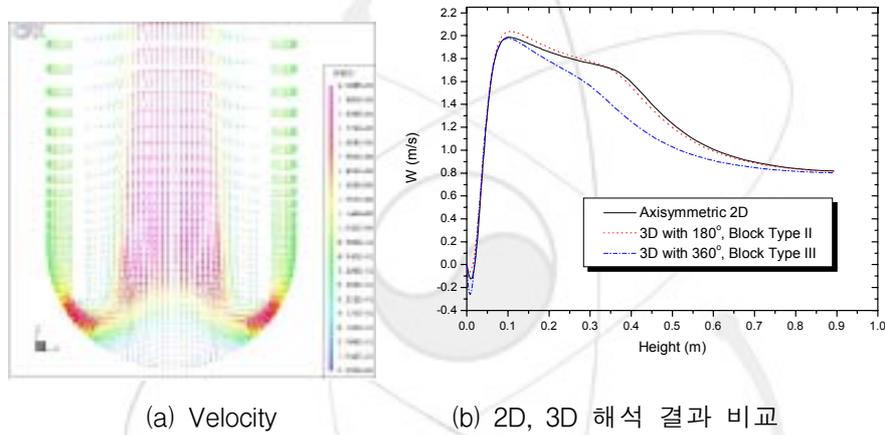


그림 3.3.3-34. HYTAS 장치 CFX 해석 결과

(2) 부식/LME

부식 관련해서는 일정기간 임대하는 형식으로 사용한 FZK의 정적 부식 실험 장치인 COSTA를 이용해서 부식을 실험하는 것이었다. 낮은 산소농도 ($<10^{-8}$ wt%), 산소농도 10^{-6} wt% 및 10^{-5} wt%의 분위기에서 650°C Pb-Bi에 500 또는 1000 시간동안 노출시킨 HT-9, 316LN 샘플을 SEM과 EDX로 분석한 결과 모두 부식을 보였고 따라서 산소조절 만으로는 650°C Pb-Bi에서 HT-9과 316LN을 구조재로 사용하기에는 부적합함을 알 수 있었다. 650°C 의 연구 결과는 MEGAPIE의 운전온도보다 높으므로 참고자료로만 활용되도록 했다.

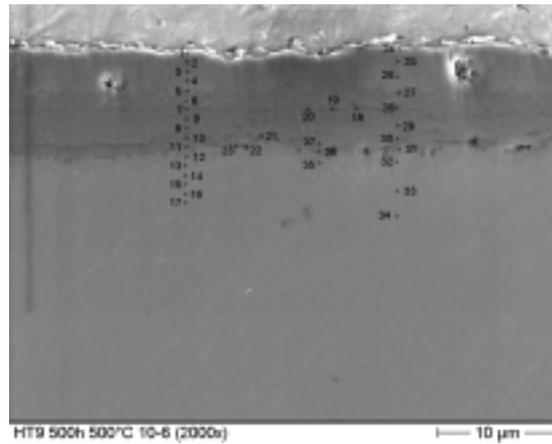


그림 3.3.3-35. 500°C, 10^{-6} wt% 산소에서의 HT-9의 500시간 샘플

500°C, 10^{-6} wt% 산소에서의 HT-9 500시간 샘플분석 결과가 그림 3.3.3-35에 나타나 있다. 650°C와 다르게 500°C에서는 안정적인 산화막을 형성했고 이를 통해서 부식이 억제됨을 알 수 있었다. 실험을 더 수행해서 장시간 동안 산소조절에 의한 부식 억제가 계속 이루어지는지를 보아야 하는데 이 역시 MEGAPIE 운전온도보다 높으므로 참고자료로만 활용된다.

4. 부식실험

가. 독일 FZK 장치를 이용한 부식실험

MEGAPIE 연구로부터 얻을 수 없는 부식 실험 자료 확보를 위해서 독일 FZK의 정적부식장치인 COSTA를 이용해서 연구를 수행하였고 결과도 분석하였다. 아울러 KAERI 자체의 Pb-Bi 부식실험 수행 능력도 배양하였다.

(1) 실험 수행 방법

COSTA는 크게 샘플을 넣는 Furnace 부분과 산소조절을 할 수 있도록 H₂와 H₂O의 비율을 조절하는 장치로 구분되는데 그림 3.3.4-1에 COSTA 장치가 나타나 있다. COSTA는 Furnace안에 있는 유리 튜브에 높이 2 cm, 직경 1 cm의 실린더형 Al₂O₃ Crucible을 여러개 넣고 Crucible 안에 Pb-Bi를 32 g 정도 넣은 후 튜브 안의 Gas 상태를 H₂와 H₂O의 비율을 조절하여 유지하므로써 Pb-Bi의 산소농도 조절을 한다.

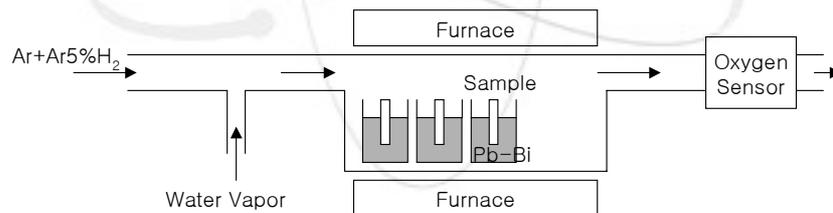


그림 3.3.4-1. FZK의 정적부식 실험장치 COSTA

무산소분위기의 실험을 하기 위해서는 Al₂O₃ Crucible에 고체 Pb-Bi를 넣고 Furnace에서 실험을 수행하고자 하는 온도까지 가열을 한다. 그리고 Ar-5%H₂ Gas를 10 cm³/sec의 비율로 3일 동안 Furnace를 통과시킨 후에 실험하고자 하는 샘플을 Crucible의 Pb-Bi에 넣어서 일정시간이 경과하도록 하였다.

산소농도를 10⁻⁶이나 10⁻⁵wt%로 조절하기 위해서는 먼저 식 (3.3.4-1)~(3.3.4-4)로부터 그에 필요한 산소압을 계산하고 식(3.3.4-5)로부터 그러한 산소압을 얻기 위해 필요한 H₂와 H₂O의 압력비를 계산하였다. H₂O는 14℃로 고정시켜서 15.94 mbar를 유지시키면 이로부터 필요한 H₂의 유량을 계산하여 Ar 100cm³/sec에 적절한 Ar-5%H₂ Gas를 흘려주었다.

$$a_0 = \frac{C_0}{C_0^*} = \left(\frac{P_{O_2}}{P_{O_2}^*}\right)^{1/2} \quad (3.3.4-1)$$

$$\log C_0^* = 1.2 - \frac{3400}{T} \quad (3.3.4-2)$$

$$\log P_{O_2}^* = 10.55 - \frac{23060}{T} \quad (3.3.4-3)$$

$$\log P_{O_2} = 2 \log C_0 + 8.16 - \frac{16261}{T} \quad (3.3.4-4)$$

$$P_{O_2} = \frac{P_{H_2O}^2}{P_{H_2}^2} \exp\left(\frac{2\Delta G_{H_2O}}{RT}\right) \quad (3.3.4-5)$$

C_0 : 용해된 산소의 농도 (wt%), C_0^* : 포화된 산소의 농도

$P_{O_2}^*$: 포화된 산소분압 (bar), T: 온도(K)

(2) 실험 수행 조건

실험수행 샘플은 HYPER에서 핵연료봉 Cladding Material 로 고려하고 있는 HT-9이 주 대상이다. HT-9은 Ferritic Steel의 일종으로 물리적 기계적으로 뛰어난 특성이 있고 12%의 Chromium을 함유하여 고온에서(600°C 정도) 공기 중 부식 (Corrosion) 저항성이 뛰어나다.

HT-9은 고용강화 원소인 Mo과 W, 석출강화 원소인 V을 첨가한 합금이다. Mo과 W은 고용되어 기지를 강화함으로써 고온, 장시간 크리프 파단 강도를 크게 향상시키는 원소로 알려져 있다. 그리고 V은 탄화물(V_4C_3)로써 미세하게 분산 석출하여 크리프 중에도 안정하게 존재하므로 장시간 Creep 강도를 유지시켜 준다.

HYPER Pb-Bi 입구온도는 340°C이고 출구온도는 490°C 정도로 설계되고 있는데 핵연료 피복관에서 최대 가능 온도는 570°C까지 도달된다. 가능하면 출구온도를 증가시켜서 전기생산 효율을 높이려고 하며 따라서 부식 실험에서는 최고 650°C 까지의 온도에서 핵연료 피복관 후보 물질인 HT-9의 부식거동을 파악해야 한다. 그리고 상대적인 비교평가를 위해서 Austenitic Steel인 316LN도 같은 조건에서 실험을 수행하였다.

(3) 정적부식실험 분석 및 결과

정적 부식 실험의 목적은 순수한 Pb-Bi Dissolution에 의한 부식 특성을 연구하는데 있다. 실제 구조재의 원자로 내에서의 Pb-Bi 부식은 이외에도 유속에 의한 물리적 손상까지 포함하게 되고 빔창물질의 경우에는 방사선 손상의 영향까지 받게 된다. 첫 번째 단계로서 정적 상태에서의 부식을 연구하고 어떤 물질이 정적 상태에서 양호한 부식 특성을 보이면 다음 단계로 루프내에서 그리고 최종적으로 방사선 환경하에서 계속 양호한 상태를 보이는지를 살펴보아야 한다. 최종 단계까지 구조재의 예상 수명동안 문제가 없으면 그 물질을 사용할 수 있으나 그렇지 못하면 부식을 방지할 수 있는 방법을 개발해

야 하고 부식 방지 방법을 찾지 못하면 설계시 Pb-Bi의 운전온도를 부식이 발생하지 않는 낮은 온도로 내려야 한다.

만약 정적상태에서의 부식 특성이 양호하지 않다면 동적상태나 방사선 환경에서의 부식 실험을 수행할 필요가 없게 된다. 따라서 정적 실험은 샘플을 1단계로 Screen하는 역할을 하게 된다. 정적 실험은 2000 시간까지 수행하는데 중간에 500, 1000 시간 샘플을 분석해서 부식이 심하면 더 오랜 시간 실험을 하지 않고 중지하게 된다.

(가) 316LN의 650°C에서의 부식특성

그림 3.3.4-2는 먼저 650°C의 산소가 없는 무산소분위기에서 316LN의 Pb-Bi 부식을 분석한 500h의 SEM/EDX 결과로 부식이 발생하였으며 Pb-Bi 접촉면 아래로 접촉면을 따라서 부식이 계속됨을 알 수 있었다.

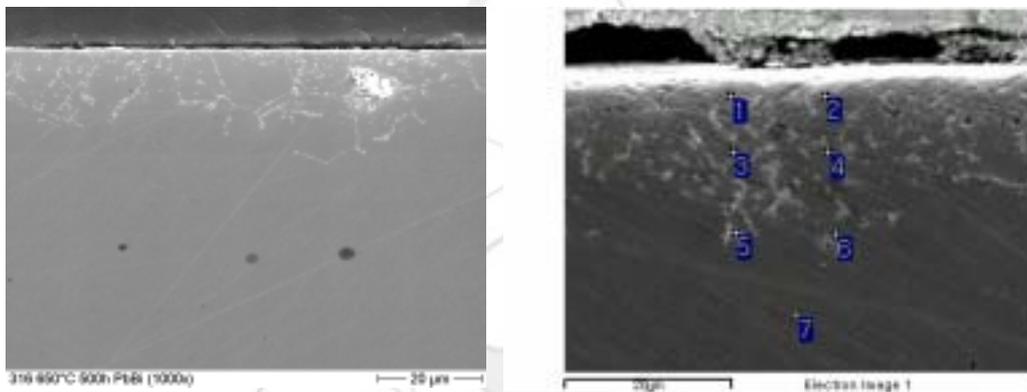


그림 3.3.4-2. 650°C 무산소 분위기에서의 316LN 부식 (500 시간)

표 3.3.4-1. 650°C 무산소 조건에서의 316LN 부식 EDX 결과 (at%)
(그림3.3.4-2의 번호 참조)

	Fe	Cr	Ni	Pb	Bi	O
1	52	19			21	8
2	73	27				
3	70	20	9		1	
4	69	18	11		2	
5	73	19	8			
6	78	15	2	2	3	
7	69	20	11			
Original	70	19	11			

최대 부식 발생 깊이는 약 40 μ m 였으며 표 3.3.4-1은 부식이 발생한 지점에서 EDX 분석을 수행한 결과로 316LN의 주요 구성원소인 Fe, Cr, Ni과 침투가 가능한 Pb, Bi 및 O

만을 합해서 100%가 되도록 한 것이다. 7번은 비교적 샘플 표면에서 안쪽으로 들어온 지점으로 부식의 영향을 받지 않은 것으로 보이는데 실제 EDX 결과도 원래 샘플의 성분과 일치함을 보이고 있다

그림 3.3.4-2에서 하얗게 표시된 부분은 주로 Ni, Cr이 Dissolution되고 Pb와 Bi가 침투한 부분이다. 일반적으로 Ni이 Cr보다 더 많이 Dissolution 됨을 보여주는데 이는 각 원소의 Pb-Bi에서의 용해도 차이에 기인한다. 식 (3.3.4-6)은 주요 구성원소의 용해도를 온도의 함수로 보여준 것으로 온도가 400~900°C에서 적용할 수 있는 식이다[54]. 표 3.3.4-2는 각 온도별로 용해도를 계산한 것으로 Ni, Cr, Fe 순으로 용해도가 큼을 알 수 있다.

$$\begin{aligned} \log C_{Fe} &= 2.1-4382/T \\ \log C_{Cr} &= -0.02-2280/T \\ \log C_{Ni} &= 1.53-843/T \end{aligned} \quad (3.3.4-6)$$

표 3.3.4-2. 철의 주요 구성 성분의 Pb-Bi에서의 용해도

	Fe	Cr	Ni
400°C	0.39 ppm	3.91	1.89x10 ⁴
500°C	2.72	10.73	2.75x10 ⁴
600°C	12.10	23.35	3.67x10 ⁴
700°C	39.67	43.32	4.61x10 ⁴

용해된 원소자리로 Pb와 Bi가 침투하는데 Bi가 Pb보다 더 큰 침투성을 보여준다. 1번 지점에서 약간의 산소가 검출되었는데 완벽한 무산소 분위기가 조성되었다면 산소는 검출되지 않아야 한다. 장시간 실험을 수행하지 않았지만 무산소분위기에서 500 시간 동안 부식된 316LN의 상태로 미루어 316LN을 650°C에서 구조재로 사용하기에는 어려움이 있음을 알 수 있다. 따라서 부식 방지 방법으로 알려진 산소 조절을 이용해서 얼마 만큼의 효과가 있는지를 알아보기 위해서 다음 단계로 산소농도 10⁻⁶wt% 하에서의 500시간 316LN 샘플의 부식 특성 분석을 수행하였다.

그림 3.3.4-3은 산소농도 10⁻⁶wt% 하에서 316LN의 650°C, 500h의 SEM/EDX 결과로서 산소농도조절 분위기에서도 여전히 부식이 발생하였음을 알 수 있다. 부식형태는 무산소 분위기에서의 형태와 비슷하며 차이점은 비록 안정적이지는 않지만 표면에 산화물이 형성된 부분이 보인다는 점이다. 그리고 표면에서 안쪽으로 들어가서도 일부 지점에서는 산소가 검출됨을 알 수 있다.

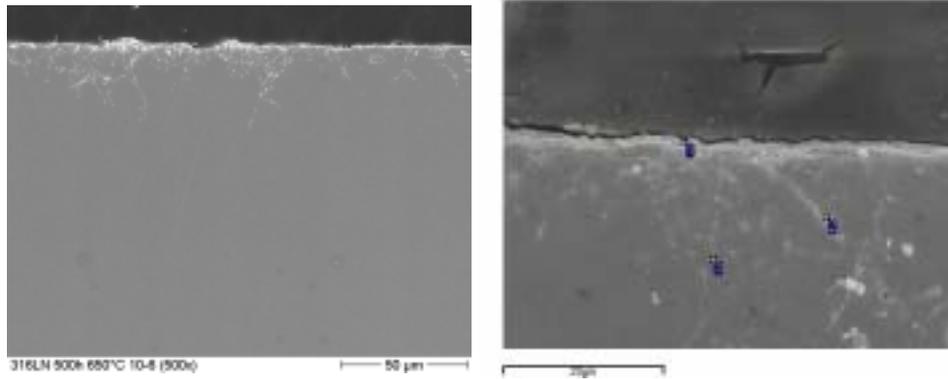


그림 3.3.4-3. 650°C, 10⁻⁶ wt% 산소 분위기에서의 316LN SEM (500시간)

표 3.3.4-3. 650°C, 10⁻⁶wt% 산소 분위기에서의 316LN의 부식 EDX 결과
(그림3.3.4-3의 번호 참조)

	Fe	Cr	Ni	Pb	Bi	O
1	30	8		9		538
2	59	11		2	10	18
3	87	13			1	

표 3.3.4-3은 그림 3.3.4-3의 번호가 표시된 점에서의 EDX 결과인데 표면 부분인 1번에서 산화물이 형성되어 있음을 알 수 있다. 2번 지점에서는 산소와 함께 Pb, Bi가 측정되었는데 이는 안정적인 산화막 형성 실패로 Pb-Bi에 의한 용해를 막지 못했음을 알 수 있다.

산소농도 10⁻⁶wt%가 안정적인 산화막 형성에 불충분함이 보여 졌으므로 산소 농도를 증가시켜서 부식 실험을 다시 수행하였다. 그림 3.3.4-4는 10⁻⁵wt% 산소 분위기에서의 500시간 316LN 샘플의 부식 SEM 결과이다. 여전히 부식이 발생하였고 1번 지점에서의 주요원소 성분비는 Fe 17%, Cr 7%, Ni 2%, Bi 44%, O 30%로 나타났다. 이로부터 산소농도 10⁻⁵wt%도 Pb-Bi 부식을 방지할 정도의 산화막 형성에는 적합하지 않음을 알 수 있다.

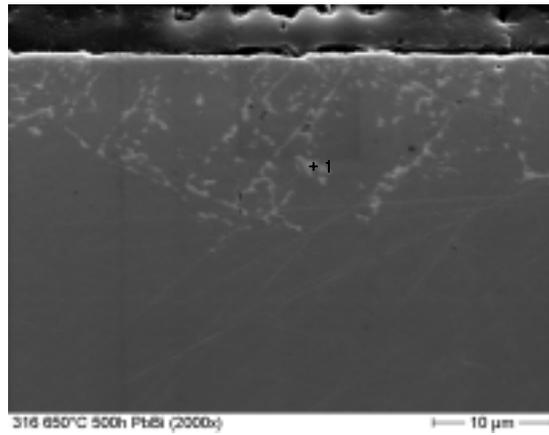


그림 3.3.4-4. 650°C, 10⁻⁵ wt% 산소 분위기에서의 316LN 부식 (500시간)

(나) HT-9의 650°C에서의 부식특성

그림 3.3.4-5는 650°C 무산소 분위기에서 HT-9의 500시간에 대한 정적부식 실험 결과를 보이고 있다. 뚜렷한 부식 침투는 확인할 수는 없었지만, 650°C에서 부식에 대한 잠재적인 효과는 갖고 있으리라 본다. 한편 소량의 Cr은 표면 근처에서 용해되었다. 표 3.3.4-4는 그림 3.3.4-5의 EDX 분석결과를 나타내고 있다.

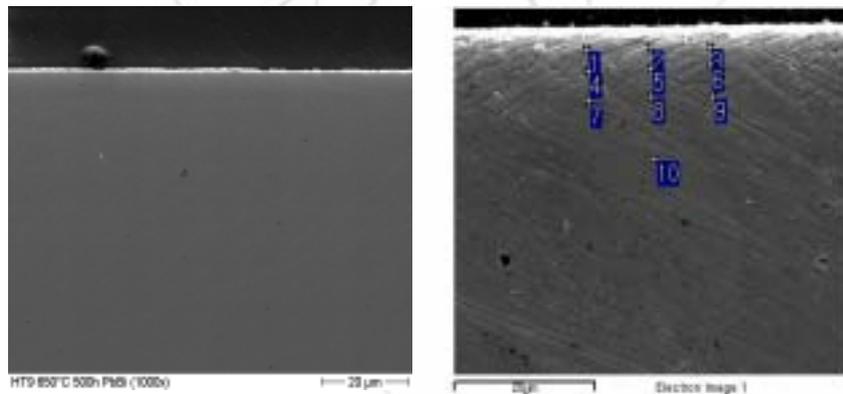


그림 3.3.4-5. 650°C 무산소 분위기에서 HT9의 SEM/EDX (500시간)

표 3.3.4-4. 650°C, 무산소분위기 HT-9의 EDX 결과 (500h)

(그림 3.3.4-5의 번호 참조)

(Atomic %)

	Fe	Cr	Pb	Bi	O
1-3	88.4	11.6	0	0	0
4-6	86.1	13.9	0	0	0
7-9	86.0	14.0	0	0	0
10	86.4	13.6	0	0	0
Original	87.8	12.2	0	0	0

HT-9의 경우 650℃, 500시간의 산소농도가 낮은 ($<10^{-8}$ wt%) 무산소 분위기에서 Cr 성분의 용해가 생겼을 뿐 부식 문제가 없었기 때문에 시간을 1000 시간으로 연장 실험을 수행하였다. HT-9의 500시간 무산소 분위기 결과와는 달리 연장 실험한 1000 시간에서는 전체 표면에서 부식이 보이지는 않지만 부분적으로 수십 μm 의 부식을 보였으며, 그림 3.3.4-6은 이에 대한 SEM/EDX 결과이다. 부식이 심한 부분에서는 기존 구성 성분이 Depletion 되었고 일부에서는 Pb, Bi의 침투가 보였다 (27번-31번). 1번-4번 지점에서 Cr 성분이 크지는 않지만 Depletion 되었음을 알 수 있었다. 부분적인 부식과 기존 성분의 고갈로 650℃ 무산소 분위기에서는 HT-9를 구조재로 사용하기에는 어려움이 있음을 알 수 있다.

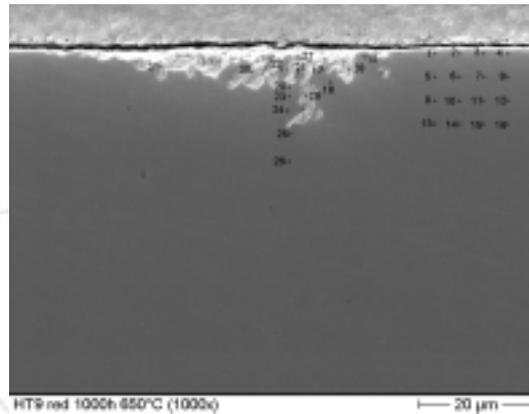


그림 3.3.4-6. 650℃ 무산소 분위기에서의 HT9 부식 (1000 시간)

따라서 부식방지 방법으로 알려진 산소 조절을 이용해서 얼마만큼의 효과가 있는지를 알아보기 위해서 다음 단계로 산소농도 10^{-6} wt%하에서의 500시간 HT-9 샘플의 부식특성 분석을 수행하였다. 그림 3.3.4-7은 650℃, 10^{-6} wt% 산소조절 분위기에서의 HT-9 분석결과이다.

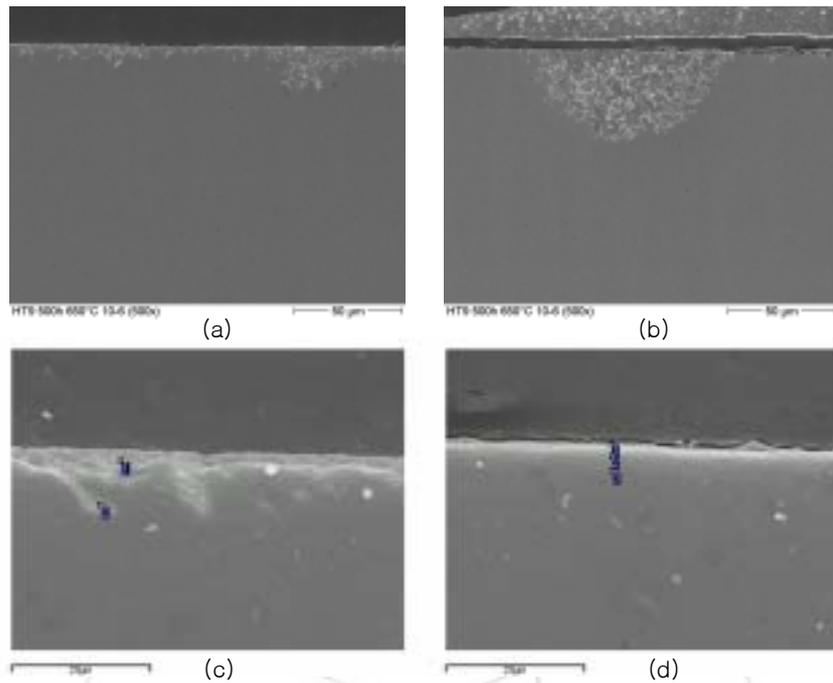


그림 3.3.4-7. 650°C, 10⁻⁶ wt% 산소에서의 HT-9 500시간 샘플

표 3.3.4-5에서 알 수 있듯이 HT-9은 650°C, 10⁻⁶wt%의 500 시간 실험에서도 안정된 산화막을 형성하지 못하였다. 따라서 산소조절에 의한 부식 억제가 성공적이지 못하였음을 알 수 있었다.

표 3.3.4-5. 650°C, 10⁻⁶wt% 산소 분위기에서의 HT9의 부식 EDX결과
(그림 3.3.4-7의 번호 참조)

(Atomic %)

	Fe	Cr	Pb	Bi	O
(c)1	98	2	0	0	0
(c)2	42	2	11	10	35
(d)1	50	10	3	0	37
(d)2	80	10	0	0	10
(d)3	88	12	0	0	0
Original	88	12	0	0	0

(다) 500°C에서의 HT-9과 316LN 부식특성

그림 3.3.4-8은 500°C, 500시간 및 10⁻⁶ wt% 산소농도조절을 통한 정적부식 실험에 대한 (a) HT-9과 (b) 316LN의 SEM 및 EDX 분석 데이터이다. 합금강 표면에는 3 층의 산화지역이 존재한다[55].

첫째로, 시료 표면의 위 부분을 나타내는 Magnetite 층으로 Fe₃O₄로 구성되어 있다. 둘째로, Spinel 층은 M₃O₄ (M은 Fe, Cr)로 산화층의 중간부분에 위치하게 된다. 이 층에서

Cr의 농도는 Magnetite의 형성으로 소모된 Fe로 인하여 최고의 농도값을 갖게 된다. 셋째로, Diffusion 층은 Spinel 층과 동일한 구성을 갖지만 입계를 따라 산화물이 석출된다는 차이점을 갖고 있다.

HT-9은 20 μm 의 산화물층을 형성하였다. 반면 316LN은 산화막을 형성하지 못하였다. EDX분석 결과에서 (a) HT-9의 Spinel 층은 O와 Fe 이외에 Cr함량이 11-12%정도가 측정되었으며, (b) 316LN은 깊이에 따라 부분적으로 Pb의 침투가 발생하였다.

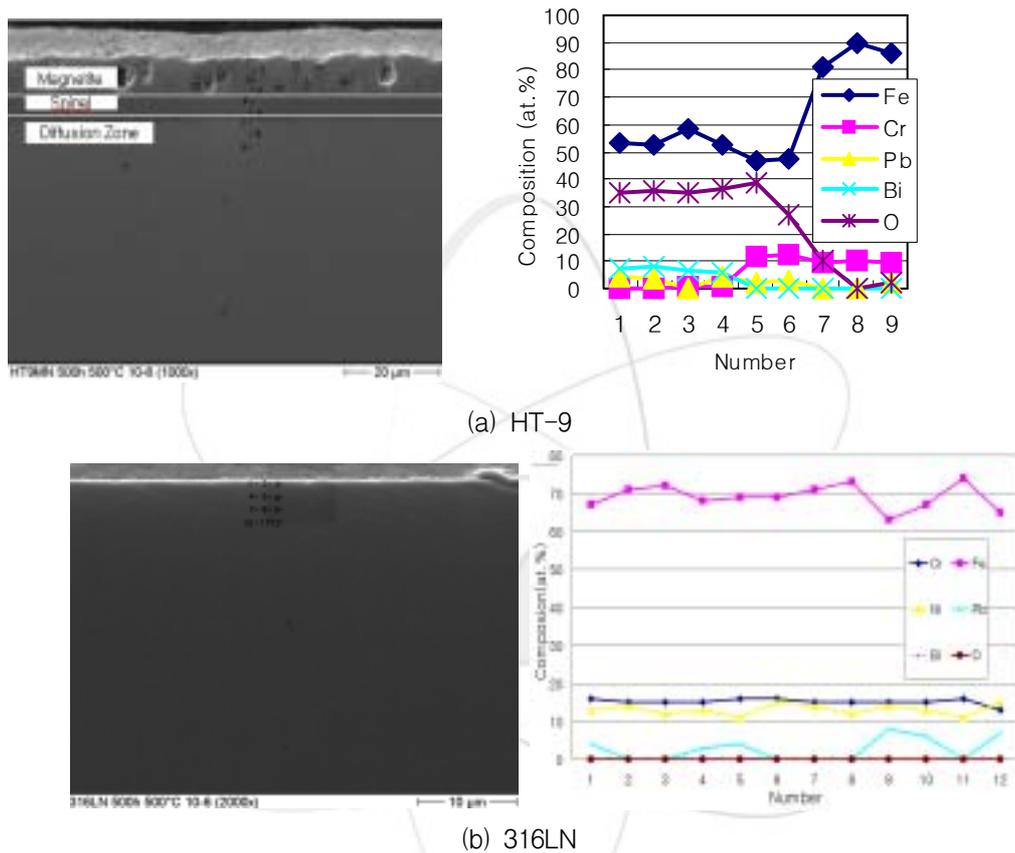


그림 3.3.4-8. $10^{-6}\text{wt}\%$ 산소농도조절의 SEM/EDX 분석결과 (500°C, 500h)

나. 정적부식장치 제작 및 실험

독일 FZK의 정적부식장치인 COSTA를 이용해서 연구를 수행하였고 결과도 분석하였다. 아울러 KAERI 자체의 Pb-Bi에 대한 부식실험 수행 능력도 습득하였다. 따라서 Pb-Bi를 냉각재로 사용하는 HYPER 시스템의 부식특성 평가를 위하여 정적부식장치를 제작했다.

(1) 정적부식장치 제작

(가) 정적부식장치 개념

그림 3.3.4-9는 정적부식장치의 개략도로서, 장치의 구성은 크게 Glove Box, Gas

System, Furnace 3가지로 구성되어 있다. 산소조절을 통한 부식실험을 수행하는데 있어 대기 중에 실험 시편을 노출하게 되면 재료에 산화피막을 형성하여 오염의 원인이 된다. 따라서 신뢰성 있는 데이터를 얻을 수 없기 때문에 작업의 시작과 마무리를 Glove Box 안에서 할 있도록 Furnace의 한쪽 선단을 Glove Box와 연결하여 제작하였다.

연결 부분에 Furnace의 높은 온도로 인해 Glove Box가 영향을 받게 되면 산소농도나 습도를 낮추는데 제어가 안 되기 때문에 충분한 간격을 유지 하였으며, 사이에 냉각팬 (Cooling Pan)을 장착하여 실험 도중에도 항상 실온을 유지하도록 하였다.

또한, Glove Box에 붙어있는 재생기를 분리시켜서 더운 공기가 재생기에 들어가 Cu의 산소 흡착을 방해하여 재생률 (Regeneration Rate)이 떨어지는 것을 방지하도록 제작하였다.

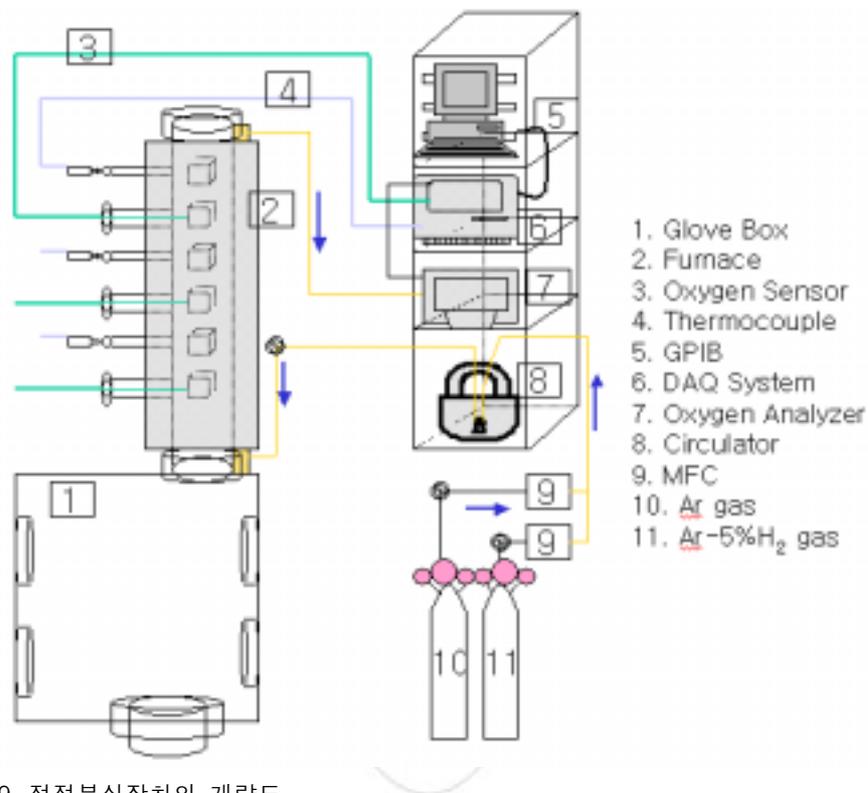


그림 3.3.4-9. 정적부식장치의 개략도

Furnace 상단부분을 통한 실험결과 및 분석에 있어서 정확한 데이터의 신뢰성을 높이기 위해서 산소농도 센서 및 열전대 Quartz 구멍 (Hole)을 각각 3개씩 제작하여 측정값을 직접 확인할 수 있도록 설계를 하였다. 또한 Gas의 연속공급을 원활하게 하기 위해서 고정틀 (Housing)에 자동변환 조절기 (Automatic Changeover Regulator)를 장착하였다.

아울러 Ar-5% H_2 와 Ar Gas의 높은 압력을 제어하기 위해서 Housing에 2단 (Two Stage) 감압장치로 Line Regulator를 활용하였다. 또한, 감압에 의한 Gas의 유량을 조절하기 위해서 MFC (Mass Flow Controller)와 MFC Readout Unit를 사용하였다.

(나) 3 Zone Furnace의 특성

그림 3.3.4-10은 Pb-Bi 안에 시료를 넣고 실험의 전반적인 부분을 수행하는 가열로이다. 각 구간에 대한 온도 편차 ($\pm 1^{\circ}\text{C}$)를 최소한으로 줄여 실험에 대한 신뢰도를 높이고자 3 Zone Type의 PID Controller를 갖는 가열로이다.

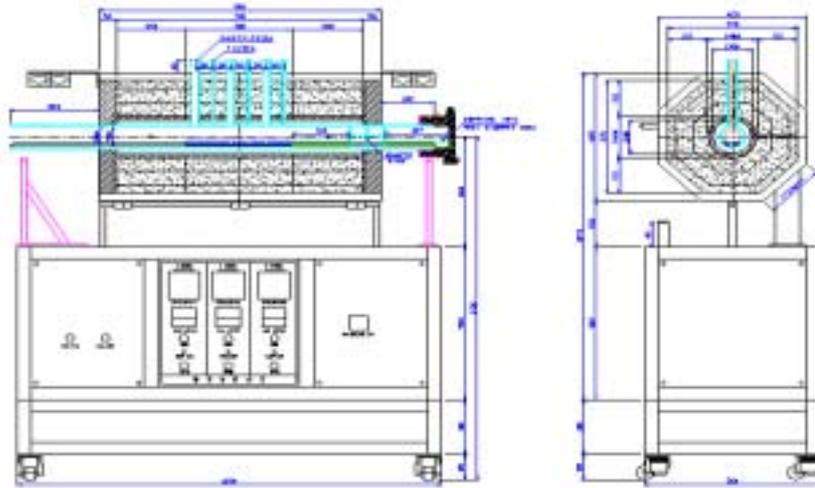


그림 3.3.4-10. 정적부식 실험을 위한 가열로의 개략도

Quartz Tube의 내부에 Rail과 Tray를 제작하여 Glove Box의 연결부분 쪽으로 시편의 출입조절이 가능하도록 제작을 하였다. 또한, Tray에 6개의 용기구멍 (Crucible Hole)을 만들어 각 용기에서 Pb-Bi에 대한 산소농도 및 온도를 직접 측정할 수 있도록 제작을 하였으며, 각 용기에는 1~4 개까지의 시편을 동시에 넣을 수 있도록 설계되어 보다 신뢰성 있는 데이터를 얻을 수 있는 장점을 가지고 있다.

각 구성 요소를 보면 외관은 내열 우레탄 도장을 한 Steel, Aluminum Profile, Stand Wheel로 제작되었다. 발열체는 KT-A1 Molding Heater를 사용하였으며, Control System은 Program PID Controller, Digital V/A Meter, Control Panel 및 배선으로 구성되었다. 보온재는 Ceramic Board, KAOSTIC (고온용 접착제)를 사용하였다.

내부규격은 $110\phi \times 700\text{L}(\text{mm})$ 이며, 입력전원은 220 V/단상, 용량은 10 kW, 사용온도는 최대 800°C 의 가동 조건을 갖고 있다. 실험 중 Outlet 부분 쪽으로 더운 가스가 나가게 될 때 O-ring부분이 뜨거워지는 것을 막기 위해서 3단의 방열판막을 설치하였다.

(다) Gas System의 구성 및 특성

그림 3.3.4-11은 정적부식장치 중 Gas System에 대한 일부 사진을 보여주고 있다.



그림 3.3.4-11. KAERI 정적부식 장치의 Gas System 전경

Gas는 순수 Ar과 Ar+5%H₂를 사용하고 있으며 지지대 (Housing)에 자동변환 조절기 (Automatic Changeover Regulator)와 Line Regulator를 장착하여 안정하고 쉽게 Handling 하도록 제작하였다.

- Gas Auto Changeover System

그림 3.3.4-12는 가스 자동 변환 시스템의 원리 및 개략도로서 많은 양의 가스사용 및 가스 공급시 끊임없이 안정적인 가스공급을 가능케 하는 장치이다. 또한, 가연성가스나 독성가스의 공급 시에도 사용자가 가스실린더의 교체를 하지 않아도 되어 사용자의 실수로 인한 사고를 미연에 방지할 수 있도록 제작되었다.

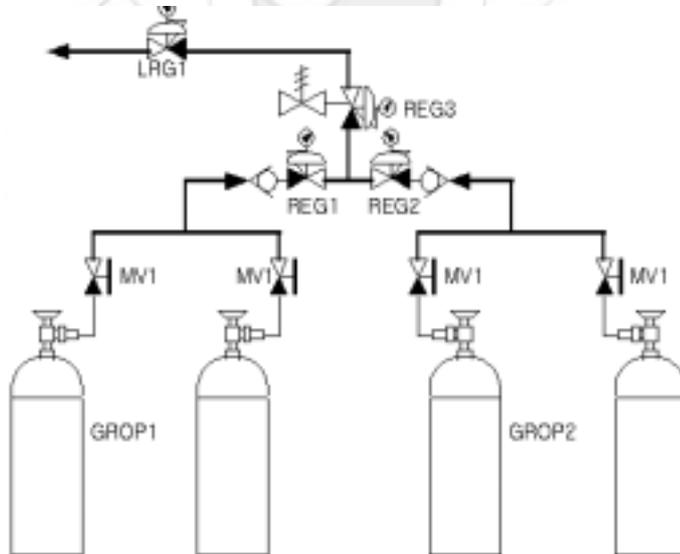


그림 3.3.4-12. 가스 자동 변환 시스템의 개략도

시스템은 Gas Cylinder에서 공급된 가스를 양쪽으로 그룹1과 그룹2로 나뉘어져 있고 각 그룹은 병렬연결이 되어있다. 항상 공급 그룹은 두개의 그룹으로 나뉘어 공급되며 모든 밸브는 가스용기 교체기에만 작동하며 공급 중에는 항상 열어둔다.

REG의 세 개의 부분은 본 장치의 핵심부분으로써 작동원리는 REG1과 REG2의 압력이

서로 다르게 Setting 되어서 REG2 부분의 KNOB으로 REG의 압력을 REG1의 압력보다 약 2 kg/cm² 정도 차이가 나도록 만들어서 가스의 흐름방향을 바꾸는 것이다. 예를 들어 REG1이 10 kg/cm²로 세팅되어서 공급이 되다가 가스용기에서 공급압력이 8 kg/cm² 이하로 되면 가스의 흐름은 REG2로 바뀌게 된다. 사용자는 이때 공급업체에게 가스교체를 요구하면 가스업체는 가스교체 후 KNOB의 방향을 바꿔 REG2의 압력을 12 kg/cm²로 Setting을 하여 다음번의 흐름변화를 작동시킨다. 이때 각 REG에는 Check Valve가 작동돼 가스의 역류를 막는다.

이렇게 낮추어진 압력은 다시 한번 REG3을 통해 감압을 시켜 주며 다시 LRG1으로 사용압력을 조절한다.

- Oxygen Analyzer

산소 분석기는 독일의 ZIROX 모델인 SGMT 1.6으로 750℃의 센서 작동온도에서 측정 범위는 $2 \times 10^5 \sim 10^{-20}$ vppm을 사용하고 있으며, 측정 전압은 0~1500 mV까지의 범위를 갖는다. Analyzer로 들어온 Gas는 5~10 l/h 범위에서 정확한 측정값을 보이도록 되어 있다.

- 기타

공급되는 Gas의 안정성 및 오염 등을 고려해서 Clean Tube (B.A), Union (SS316-4U), Elbow Union (SS-409-9), Tee Union (SS316-8TTT), Inline Filter (8A-F8L-10-SS) 등의 Fitting 으로 제작되었다. 그 밖의 항온조, DAQ, Readout Unit 등이 System을 구성하는 특성을 갖고 있다.

(라) Glove Box의 특성

그림 3.3.4-13은 정적부식실험에 사용되는 Glove Box의 개략도이다. 일반적으로 Dir-Trap (본체), Purifier, Antechamber로 구성되어 있는데, 본체는 수분과 산소의 제거에 관련된 솔레노이드 밸브, 배관, Blower, 부품 등의 System을 통칭한다.

그 기능은 Glove Box 안의 모든 공기를 건조하고 Inert한 Gas로 치환함으로써 Box안에 수분과 산소가 없는 환경을 만드는 것이다. 재생기는 가열코일과 산소와 수분흡착제를 포함하는 Stainless Steel Case로 Inert Gas의 계속되는 순환을 통해서 사용하는 가스에 존재하는 습기와 산소, Box안으로 투입되는 오염물, 고무 글러브를 통해 확산되는 모든 원인으로부터 수분과 산소의 오염을 제거한다.

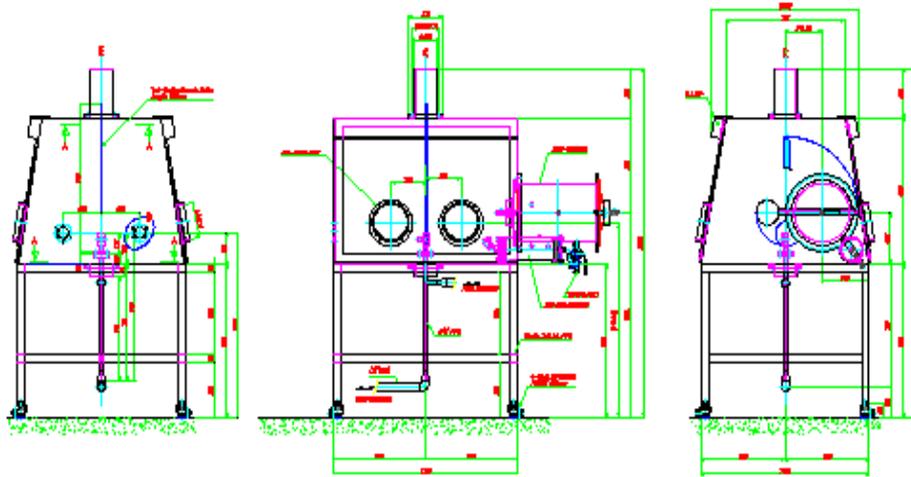


그림 3.3.4-13. 정적부식 실험을 위한 글로브 박스의 개략도

Antechamber는 Box 본체로 외부 시료를 넣기 위한 Pass Box로 500(L) x ϕ 360 크기의 원통형 Box이다. Antechamber는 Particle, H₂O, Oxygen과 같은 시료에 붙어있는 불순물을 제거하기 위한 장비로서, 감압을 위한 Vacuum Valve와 아르곤 (Ar)을 충전하기 위한 Refill Valve가 장착되어 있다. Glove Box의 관은 ϕ 25mm SUS의 재질과 O-ring으로 연결되어 있으며, 전력은 5 A, 220 V, 60 Hz를 사용한다.

그림 3.3.4-14는 재생기의 단면도이다. 정화장치의 충전물은 Molecular Sieve, Oxygen Scavenger (Ridox)를 사용하고, 그 Molecular Sieve는 두 층으로 나누어져 있어 맨 아래 층에 2.5 kg, 맨위층에 3 kg 정도의 Molecular Sieve가 들어 있다. 산화반응물 (Oxygen Reactant)은 재생기의 중간층에 3 kg 정도가 들어있다. 재생기의 위쪽에는 Inert Gas가 넓은 공간 속으로 쉽게 들어갈 수 있는 빈 공간이 전체 부피의 1/2정도 구성되어 있다.

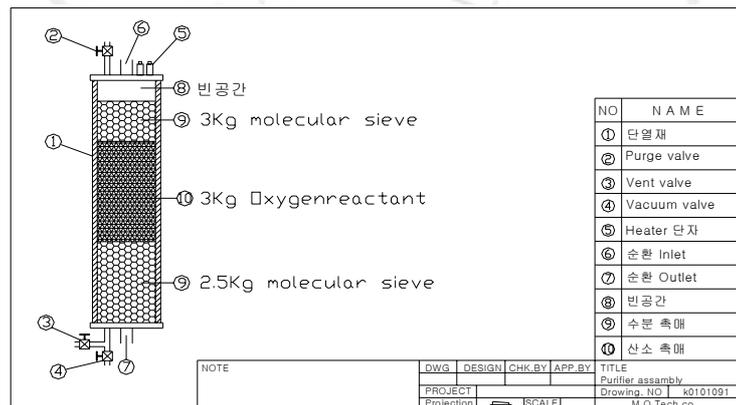


그림 3.3.4-14. 재생기의 단면도

(2) 정적부식장치를 이용한 실험

(가) 실험준비 및 방법

본 실험은 KAERI 자체적으로 만든 정적부식 실험 장치를 가지고 수행되었다. 각 시편들은 1050℃에서 1시간 소둔 (Annealing) 처리를 한 후 750℃에서 2시간 열처리로 만들어졌다. 시편의 크기는 10 mm X 18 mm X 2 mm의 규격으로 제작되었으며, Al₂O₃ 사각용기 안에 넣고 200~500 시간에 걸쳐서 부식 실험이 수행되었다. 표 3.3.4-6은 실험에 사용된 시료의 성분을 무게비로 나타내고 있다.

무산소 분위기의 실험을 하기 위해서는 Al₂O₃ Crucible에 55 g의 고체 Pb-Bi를 넣고 Furnace에서 실험을 수행하고자 하는 온도까지 가열한 후 Ar-5%H₂ Gas를 10 ml/min의 비율로 5일 동안 Furnace를 통과시킨 후에 샘플이 들어있는 용기에 이 Pb-Bi 금속 용액을 부어 넣고 원하는 시간만큼 기다리면 된다.

표 3.3.4-6. 샘플의 성분표 (at%)

	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	Nb	W	P	S	N
HT9	0.19	0.36	0.59	0.53	11.79	0.99	0.31	0.02	0.49	0.019	0.006	<0.01
T91	0.105	0.43	0.38	0.13	8.26	0.95	0.20	0.075	-	0.009	0.003	0.055
316L	0.02	0.35	1.8	12.1	17.3	2.31	-	-	-			

산소농도(10⁻⁶wt%) 조절 시험은 Ar-5%H₂, Ar, H₂O 수증기가 혼합되어 Furnace 안에 있는 Pb-Bi와의 반응을 통해 이루어진다. 일반적으로 용해된 산소농도에 대해서 이상용액에 대한 가설이 성립하는데 헨리의 법칙이 이 용질 산소에 적용된다. 따라서 고체 PbO가 LBE (Lead-Bismuth Eutectic)에 있는 산소에 대해 표준상태에 있다고 가정할 때 산소의 활동도 값은 포화 되었을 때와 일치하게 된다.

산소 농도 10⁻⁶wt%의 조절 방법은 앞장의 식 (3.3.4-1)~(3.3.4-5)인 독일의 산소 조절과 같은 방법으로 수행되었다. H₂O는 14℃로 고정시켜서 15.94 mbar를 유지시키면 이로부터 필요한 H₂의 유량을 계산하여 Ar 100 ml/min의 유량에 적합한 Ar-5%H₂ 가스 5ml/min를 흘려 조절 하였다.

(나) 부식실험 분석 및 결과 (650℃)

① HT-9

650℃의 산소농도가 낮은 (<10⁻⁸wt%) 무산소 분위기에서 HT-9의 Pb-Bi 부식 실험을 분석하였는데 그림 3.3.4-15는 500시간 EPMA/EDX 결과이다.

독일 FZK의 같은 조건의 실험결과에서 500 시간까지는 부식이 보이지 않다가 1000시간 샘플에서 부식이 나타났는데 본 실험결과도 500시간까지는 부식이 보이지 않음을 알 수 있다.

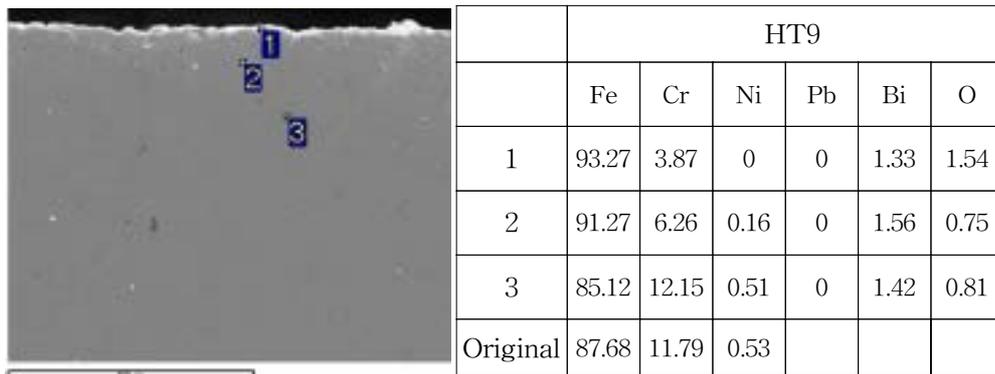


그림 3.3.4-15. HT-9의 650°C, 500h 무산소분위기의 EPMA/EDX 결과

그림 3.3.4-16은 650°C, 200h, 10^{-6} wt% 산소조절 분위기에서의 HT-9 분석 결과로 실제 데이터는 안정적인 산화층을 형성하지는 못했지만, 각 성분들은 전체적으로 안정한 값을 보이고 있다. 같은 조건의 FZK 실험결과와 비교하면 부식이 나타나지 않은 편인데 FZK 실험이 500 시간임을 고려하면 좀 더 긴 시간 동안의 실험이 필요하다.

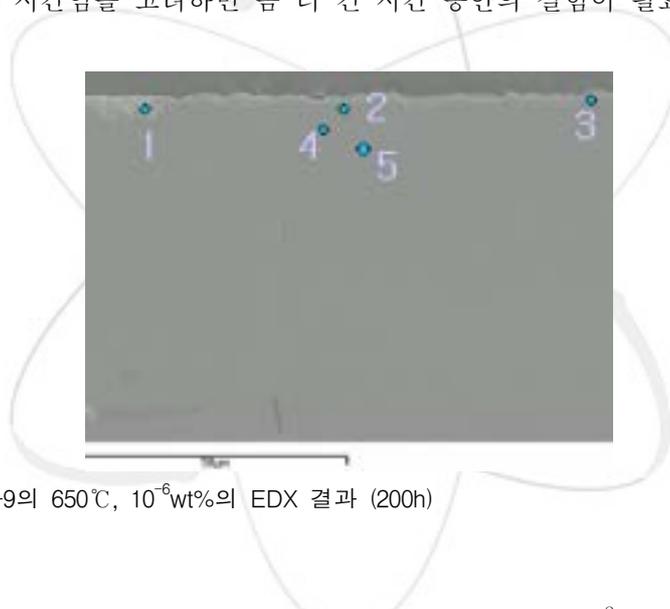


그림 3.3.4-16. HT-9의 650°C, 10^{-6} wt%의 EDX 결과 (200h)

② 316L

그림 3.3.4-17은 316L의 650°C, 500h에서 산소농도가 낮은 ($<10^{-8}$ wt%) 무산소분위기 정적부식실험 결과이다. 앞의 FZK 실험에서 316LN의 650°C, 500h 무산소분위기 실험결과는 부식에 대한 저항성을 갖지 못한 결과를 나타내었지만, KAERI의 650°C, 500h 무산소분위기의 316L에 대한 결과는 부식에 대한 저항성을 보이고 있다. 이는 상반된 결과로써 재현성에 대한 추가적인 실험이 보완되어야 할 것이다. 최근에 프랑스의 CEA에서도 일부 실험결과에 대한 재현성이 결여 된다는 보고가 있었는데 시편 상태 등과 실험 결과의 재현성 등에 대한 연구가 필요하다.

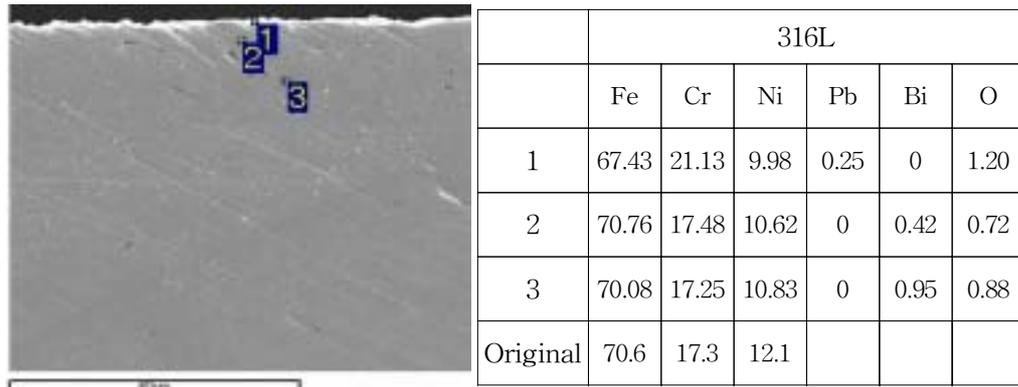


그림 3.3.4-17. 316L의 650°C, 500h 무산소 분위기의 EPMA/EDX 결과

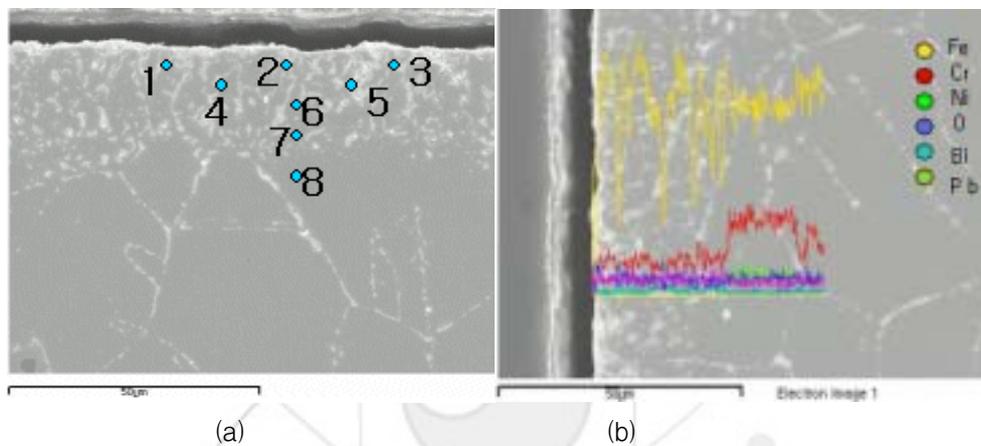


그림 3.3.4-18. 650°C, 200h, 산소농도 10⁻⁶wt%에서 316L의 (a) Dot Mapping, (b) Line Scanning EDX 분석

한편 650°C, 200h의 산소농도 10⁻⁶wt% 조절 실험에서 HT-9은 부식에 대한 저항성을 나타냈지만, 316L은 그림 3.3.4-18에서 보는바와 같이 부식에 대한 저항성을 갖지 못한 결과를 나타내고 있다. 산소농도조절 실험 분석 결과 316L의 산화막 형성은 없었으며, 측정점 5와 7에서는 Pb-Bi 부식 침투가 62wt% 크기를 나타내었다. 특히, Ni과 더불어 Cr은 커다란 Peak의 차이를 보이면서 액체 금속용액인 Pb-Bi에 Dissolution 되었음을 나타내고 있다.

650°C, 200시간에서 316L은 산소농도 10⁻⁶wt% 조절에 따른 산화막 형성이 이루어지지 않아서 부식을 억제하지 못했는데 앞에서 서술한 FZK의 650°C, 500시간, 산소농도 10⁻⁶wt% 조절의 316LN과 동일한 결과가 나타났음을 확인 할 수 있다.

③ T91

그림 3.3.4-19에서는 650°C, T91의 (a) 무산소 (<10⁻⁸wt%) 분위기, (b) 산소농도 10⁻⁶wt% 조절에서 각각 500h과 200h의 부식 실험에 대한 SEM의 EDX결과이다.

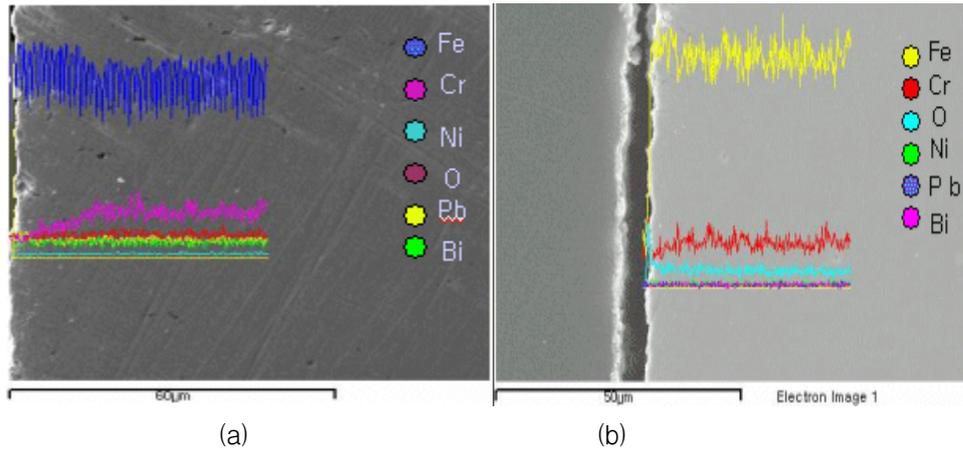


그림 3.3.4-19. 650°C T91의 (a) 무산소분위기, 500h.
 (b) 산소농도 $10^{-6}\text{wt}\%$, 200h의 EDX

(a)의 무산소 분위기 실험에서 시편 표면으로부터 Cr 성분이 일부 Depletion은 일어났지만, Pb-Bi에 대한 부식성은 나타나지 않았다. 산소농도 $10^{-6}\text{wt}\%$ 조절 실험에서도 200 시간에서 안정적인 산화막이 형성되지는 못했지만, 각 성분들은 전체적으로 안정한 Peak값을 보이고 있다.

다. 부식루프 제작

독일 FZK의 정적실험장치 (Static Facility)를 활용하여 316LN 및 HT-9 등의 재료로써 내식성과 산소농도조절 기술을 연구하면서, 자체적으로 설계·제작한 정적장치를 활용하여 여러 가지 산소분위기와 재료에서의 부식 상태를 관찰하였다. 그 외에 Pb-Bi 취급 및 측정 기술 향상, 동적 부식에 대한 내식성을 연구하기 위하여 지속적으로 운전 가능한 부식실험 루프가 필요한데 2단계에서 루프를 예비 설계하고, 이를 토대로 부식루프의 주요 부품을 상세 설계하여 제작하였다.

Pb-Bi는 소듐과는 달리 비중이 크고 전기전도도가 낮기 때문에 액체금속의 수송에 많은 에너지가 투입되어야 하고, 또한 유량 측정에 많은 어려움이 예상되어 소용량의 유량계 보정탱크를 루프에 설치하여 기존의 전자유량계 보정 및 새로운 개념의 유량계 개발에 활용하도록 시스템을 구성하였다. 루프의 주요 부품은 국내 기술을 활용하여 직접 설계·제작하였으며, 연구에 많은 시간이 소요되는 산소센서 (Oxygen Sensor)와 산소농도 제어 기술은 국제공동연구인 MEGAPIE 연구과제의 기술과 FZK 및 러시아의 IPPE 기술을 활용하여 개발하고 있다.

(1) 부식루프의 개념 설계

그림 3.3.4-20은 동적부식루프의 개략도로써, Pb-Bi의 측정부로의 펌핑은 전자펌프 (Electromagnetic Pump)에 의하여 이루어지며 유량은 전자유량계 (Electromagnetic

Flowmeter)로써 측정한다. 액체금속의 순환은 (1)전자펌프-(2)전자유량계-(4)산소조절기-(5)측정부-(7)마그네틱필터-(1)전자펌프의 순으로 진행되며, 전자펌프의 입구측을 기준으로 산소조절기의 위치는 약 650 mm 높이에 설치하고, 이 높이차를 이용하여 전체적인 루프에 구배를 주도록 그림 3.3.4-21과 같이 3차원적으로 배치하였다. Pb-Bi저장을 위한 (9)저장탱크의 최하부는 전자펌프의 입구측을 기준으로 약 1000 mm 아래에 설치하고, 루프로의 액체금속의 충전은 약 2기압의 Cover-Gas 압력을 이용하며, 실험 초기의 불순물은 (8)필터를 통과하는 저속의 흐름을 이용하여 제거한다. 저장탱크는 80 liter 이상의 액체금속을 저장하도록 설계하였으며, 실험을 위한 순환 루프에 약 30 liter 내외의 액체금속이 장전된 후 절반이상의 액체금속이 저장탱크에 남도록 하였다.

영구자석으로 만든 (2)전자유량계를 포함한 각종 유량계의 보정을 위하여 (10)보정탱크를 설치하고 (22)수위센서와 초시계로써 액체금속의 부피를 측정하여 유량계의 신호를 보정한다. 이때 (18)자동밸브 AV1와 AV2을 이용하여 액체금속의 흐름을 전환시킨다. 보정탱크는 산소조절기(Oxygen Controller)와 내용적이 비슷하도록 고려하여, 유량계 보정시 보정탱크와 산소조절기 사이의 액체금속의 이동에 의한 Overflow나 부족함이 발생하지 않도록 설계하였다.

(5)측정부 (Test-Section)의 환상유로 (Annular Channel)에 시편을 장착하여 전자펌프의 입력으로 유속을 제어하고 배관예열히터의 입력으로 온도를 피이드백 제어하여 부식실험을 수행하며, 측정시편은 측정부의 상단부를 (6)글로브박스 (Glove Box)의 내부에 설치하여 산소농도를 일정하게 제어한 상태에서 분해·장착하여 관찰한다.

산소농도 (Oxygen Concentration)의 제어는 (13)Ar Cover Gas와(14)Ar+H₂(5%)의 유량을 조절하여 (26)water(H₂O)에 주입하여 수증기와의 분압비 (H₂/H₂O Ratio)로써 미세하게 조절한다.

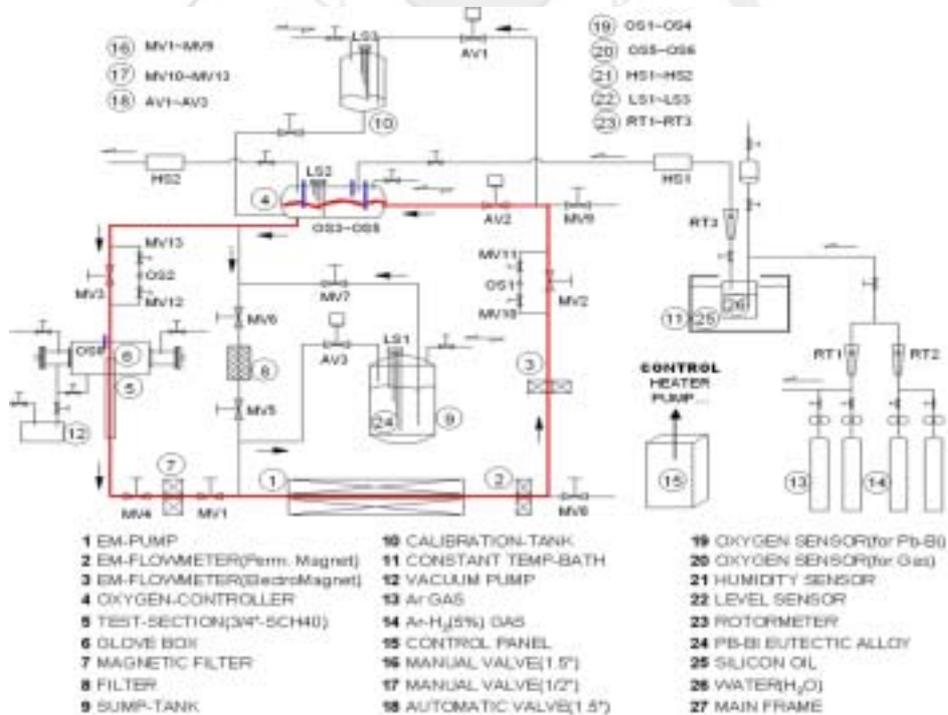


그림 3.3.4-20. 부식실험 루프의 전체 개략도

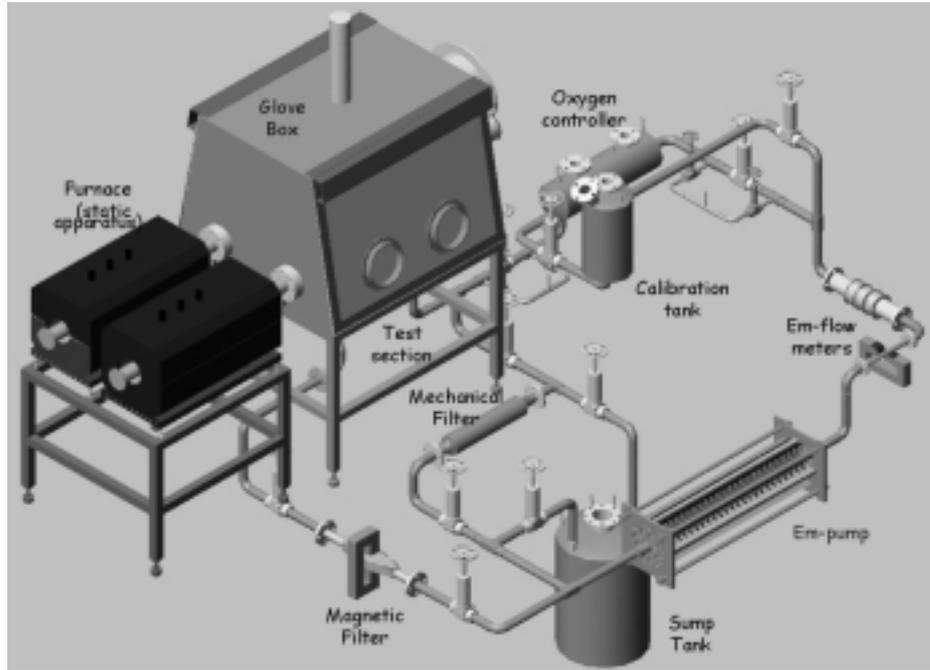


그림 3.3.4-21. 부식실험 루프의 3차원 배치도

루프내의 산소농도 변화는 (5)측정부의 상류에 설치한 산소센서 (OS2)와 (4)산소조절기의 상류에 설치한 산소센서 (OS1)로써 관찰한다. 이 산소센서들은 순환 루프의 주 유동의 일부 유량 (약 10%)만 흘러가도록 분기된 곳에 설치하여 산소센서의 교체가 용이하도록 구성하였다.

Pb-Bi 실험에서 요구되는 산소의 분압은 10-20 bar 이하의 매우 작은 값이므로 보통의 방법으로는 도달하기가 매우 어렵다. 따라서 산소농도조절은 H₂와 H₂O 수증기를 적절한 비율로 혼합해서 Pb-Bi 내에 투입하거나 Pb-Bi 표면과 접촉시키도록 함으로서 수행한다. 산소농도를 10⁻⁷wt% ~ 10⁻⁵wt%로 조절하기 위해서는 먼저 식 (3.3.4-7)로부터 필요한 산소압 P_{O₂}을 계산하고 식 (3.3.4-8)로부터 해당 산소압을 얻기위해 필요한 H₂와 H₂O의 압력비를 산출한다.

$$C_o = C_{o,s} \left(\frac{P_{O_2}}{P_{O_2,s}} \right)^2 \quad [wt\%] \quad (3.3.4-7)$$

$$P_{O_2} = \left(\frac{P_{H_2O}}{P_{H_2}} \right)^2 \exp\left(\frac{2\Delta G_{H_2O}^o}{RT} \right) \quad [atm, bar] \quad (3.3.4-8)$$

여기서 첨자 S는 해당온도 T[K]에서 포화상태를 나타내며, R은 이상기체상수, ΔG는 표준상태의 Gibbs 자유에너지를 나타낸다.

Water의 온도는 (11)항온조 (Constant Temperature Bath)와 표면장력이 비교적 커서 증발이 잘되지 않아 장시간 사용 가능한 (25)실리콘 오일(Silicon Oil)로써 제어한다. 수증

기의 분압은 (21)습도센서와 측정온도를 이용하여 (4)산소조절기의 전후에서 측정하고, Gas의 유량은 ml/min수준 이하의 (23)로타미터(Rotormeter)로써 측정하고, Gas 주입관은 항상 상온(Room Temperature) 이상을 유지하여 관벽에 응축에 의한 수증기 분압이 변하지 않도록 미세 열량의 히터를 부착하여 단열시켜 필요에 따라 온도를 유지시킨다.

액체금속의 주요 순환 루프는 압력손실 (Pressure Loss)로 인한 펌프의 부하를 고려하여 SUS316 재질의 1.5 inch (SCH40)로 결정하여 그 길이가 최대 12 m가 되도록 구성하였다. 루프내 압력손실은 최대 60 lpm의 유량에서 마찰에 의한 주 손실 (Major Loss)과 밸브 및 관 형상변화에 의한 부 손실 (Minor Loss)을 고려하여 계산하였다. 압력손실은 1.5" (12m), 1.0" (1m), 3/4" (1m) 및 측정부 (3/4"환상유로-0.7 m)의 직관과 15개의 엘보우 (Elbow), 7개의 게이트 밸브, 10개의 티(Tee-inline, Tee-branch), 6개의 출입구 (Entrance-Exit), 2개의 필터를 고려하고, 관 거칠기는 부식 및 불순물에 의해 Cast-Iron 수준으로 보수적으로 계산하였으며, 최대 3 m (약 3 bar)의 압력 손실이 예측되었다.

배관예열히터는 주위 온도를 20℃로 가정하고 SUS ($C_p=0.591 \text{ kJ/kg}\cdot\text{℃}$) 파이프를 10분간 100℃ 올리는데 약 420 W의 입력이 필요하므로 650℃에서의 주위로의 열손실 (Heat Loss)이 3 inch 두께의 유리섬유단열($C_p=0.038 \text{ kJ/kg}\cdot\text{℃}$)에서 약 100 W임을 추산한 후, 히터와 배관의 열접촉 저항을 고려하여 최대 1000 W/m 출력의 4~6 mm 직경의 Cable-Heater를 사용하면 가능할 것으로 판단하였다. 장치의 열손실은 각 Tank (3 x 100 W) 및 배관의 전체길이를 20 m로 고려하더라도 최대 3 kW이하로 예측되었다.

장치의 열팽창을 고려한 Expansion Tank의 역할은 (4)산소조절기를 이용하면 가능하며, 각 Tank의 온도는 별도의 히터를 부착하여 탱크외벽에 부착한 Sheath형 k-type 열전대와 온도조절기 (Temperature Controller)를 이용하여 제어하며, 배관의 온도는 전체 배관을 몇 개로 분할하여 개별적으로 온도를 제어하는 방식으로 구성하였다.

장치내의 급작스런 온도 상승에 의한 압력 상승을 방지하기 위하여 탱크에 안전밸브 (Safety Valve)를 부착하며, Cover Gas의 배출은 Filter를 거친 후 실험실 밖의 외기로 반드시 배출하여 Pb-Bi 증기에 의한 장기적인 인체의 손상을 방지하도록 Gas-Line을 구성하였다.

(15)제어반 (Control Panel)은 각종 배관의 온도조절, 전자펌프의 입력 및 온도제어, 시스템의 수위 및 압력 감시, 그리고 액체금속의 누설 감시 등의 역할을 하며, 이를 위해 온도조절기 (Temperature Controller) 및 신호표시기 등을 부착하며, 급작스런 정전 시 루프내의 액체금속 회수를 위한 자동밸브 작동 및 신호관찰을 위하여 약 30분정도 작동 가능한 5 kVA수준의 무정전 장치 (UPS)를 제어반에 부착하였다. 또한 (15)제어반으로의 전원 공급은 전자펌프용 전원과 분리시켜 서로간의 문제가 다른 곳으로 전파되지 않도록 구성하였다.

루프의 설치를 위한 메인 프레임은 Pb-Bi의 비중이 물의 10배임을 고려하여 H-Beam (150×150mm)을 이용하여 제작하며, 정적장치와 글로브박스의 공간을 고려하여 약 5.0m(L)-4.5m(W)-4.5m(H)의 크기로 제작하였으며, 장치의 주요배관은 약 1 m 높이의 위치에서 형성되도록 구성하였다. 또한 루프의 모든 배관은 장치의 가동을 멈출 경우 중력에 의하여 자연스럽게 (9)저장탱크로 흘러가도록 약 3/100정도의 구배를 주며, 각 배관의 끝부분은 온도에 의한 열팽창을 고려하여 자유단이 되도록 구성하며, 각종 부품 및 배관은 메인 프레임의 구조물에 매달리는 구조를 갖도록 구성하였다. 열전대, 압력계 및

각종 센서의 신호를 측정하기 위한 자료수집보드(Data Acquisition Board)는 추후 연구의 확장성과 장기 실험에 따른 안전성을 고려하여 NI사의 Labview와 연계하여 SCXI System을 구매하였다. 또한 온도보상 (CJC) 기능과 50채널이상으로 확장성을 지닌 저가형의 Agilent 34970A을 구매하여 간단한 측정과 이동성을 추구하였다.

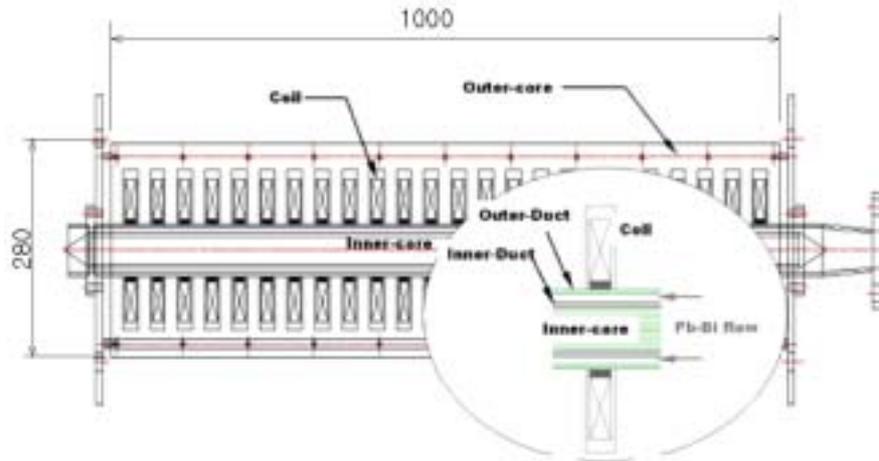


그림 3.3.4-22. 부식 루프용 전자펌프의 개념 설계도

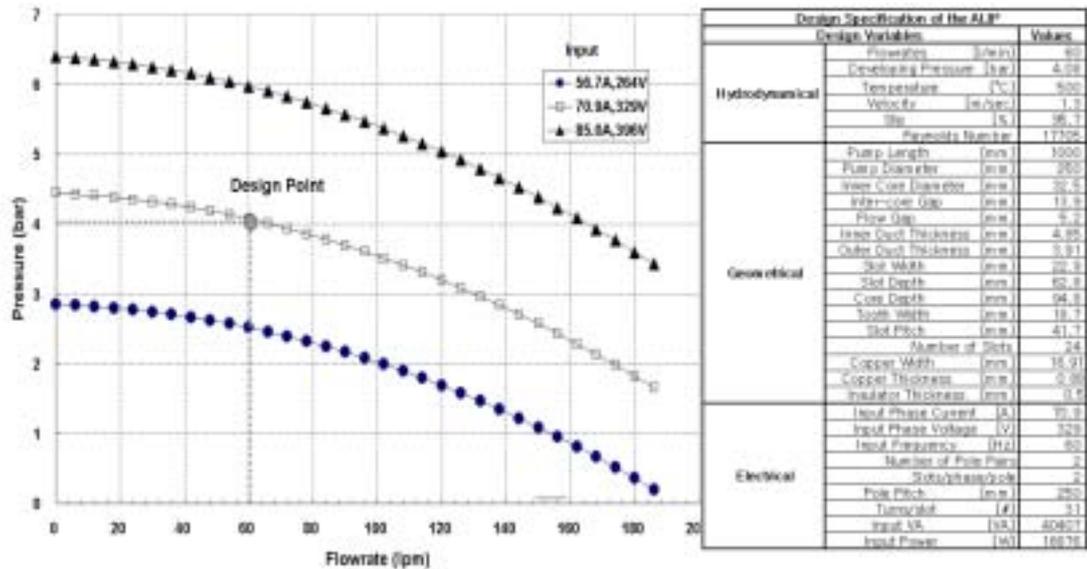
(2) 전자펌프 시스템(EM-pump system) 설계 및 제작

Pb-Bi는 물 또는 소듐과는 달리 비중이 10정도이므로 실험장치의 순환 루프는 압력손실이 최소화하면서 루프의 높이차 작도록 설계해야 하고, 펌핑 기구는 가능한 큰 헤드를 낼 수 있는 사양을 선정해야 한다. 원심펌프 등의 기계적인 펌프는 축에서의 실링 문제를 포함하여 임펠러(Impeller)의 끝부분에서의 속도가 빠르므로, 고온·고속의 Pb-Bi 환경에서 장기간 운전할 경우 심한 부식으로 성능에 심각한 손상을 받을 우려가 예상 (2 m/s 이상에서 SUS계통 부식)되어 전자펌프를 펌핑 기구로 선택하였다.

그림 3.3.4-22는 본 연구에서 설계한 전자펌프의 개략적 치수를 나타낸 것이다. 전자펌프의 외부코어 (Outer-Core)의 반경방향의 이동자계 B와 환단면에 유도된 원주방향의 전류 J의 벡터적 ($J \times B$)에 의해 발생한 로렌츠힘 (Lorentz Force)에 의하여 액체금속을 이송시키며, 그 원리는 선형유도 모터(Linear Induction Motor)와 동일하여 별도의 장치가 없어도 기동 가능한 것이 주요 특징이다. 전자펌프는 실험장치 운전의 중간온도인 500°C의 온도조건에서 전기적 등가회로 방법 (Electric Equivalent Method)을 이용하여 그림 3.3.4-23(a)와 같이 60lpm-4bar의 작동점(Operation Point)을 갖도록 설계하였다. 주요 설계 조건 및 결과는 그림 3.3.4-23(b)와 같이 길이 1000 mm-직경 280 mm (무게 약 180 kg)에서 부식과 압력 손실을 고려하여 환단면의 유속이 최대 1.5 m/s 이하가 되도록 설계하였다. 루프에서의 실제적인 운전점은 3 bar 부근에서 이루어지도록 장치의 순환 루프를 설계하여, 펌프 설계의 불확실성에 따른 여유를 가지도록 하였다.

그림 3.3.4-24는 제작한 전자펌프 시스템을 나타낸 것이다. 전자펌프의 코일 봉치는 600°C이상의 고온에서 기계적·전기적 특성이 우수한 두께 1 mm의 알루미늄 분산강화동 (GLIDCOP, AL-15)을 코일의 전기적 재료로, 운모 및 실리콘을 주성분으로 하여 제조된 두께 0.6 mm의 SR864G (또는 SA864G, 성원전기)를 전기절연재로 구성하여 제작하였다.

또한 외부코어는 두께 0.35 mm의 무방향성 규소강판을 적층하여 제작하였으며, 펌프의 구조재는 자성이 없는 SUS316으로 제작하였다. 코일과 외부덕트 사이의 열전달을 최소화하기 위하여 코일을 외부덕트와 격리시키고, 그 사이의 공간은 송풍기 및 압축공기로써 냉각하는 방식을 채택하였다.



(a) 특성곡선

(b) 주요 제원

그림 3.3.4-23. 부식 루프용 전자펌프의 특성곡선 및 주요 제원



(a) 전자펌프

(b) 전원공급장치

그림 3.3.4-24. 부식 루프용 전자펌프 시스템

전자펌프는 24개의 코일봉치를 2극의 전기회로로 구성하여 그림 3.3.4-24 (b)의 전원공급장치 (SLIDAC, 50 kVA, 3상-220V-60Hz)를 이용하여 제어한다. 전자펌프에 최대 90A-380V의 전원을 공급할 수 있도록 전원공급장치의 내부는 냉각시스템을 설치하였다. 전원공급장치는 전자펌프의 각 부의 온도를 감시하기 위한 온도표시기, 전자펌프의 입력을 조절하기 위한 up-down 스위치, 전력값을 표시하기 위한 전류 및 전압표시기, 전원

을 순간적으로 차단하기 위한 비상스위치가 설치되어 있다.

(3) 전자유량계의 설계 및 제작

Pb-Bi 유량 측정을 위하여 EU의 FZK 등의 여러 연구기관에서는 터어빈 유량계 (Turbine Flowmeter), 초음파 유량계 (Ultrasonic Flowmeter)와 함께 전자유량계 (EM-Flowmeter)로 유량측정을 시도하였다. 터어빈 유량계는 Rotor의 회전을 감지하기 위한 Pick-up 코일이 고온에서 견디지 못하고, 또한 Rotor의 부식이 발견되었다. 또한 초음파 유량계의 경우 압전소자가 큐리점 이상의 고온에서 극성을 잃어버리는 문제점으로 온도 문제를 해결하기 위하여 도파관 (Waveguide)을 이용하여 실험을 시도하였으나 젖음성 (Wettability) 문제와 온도에 따른 음속문제 등 미해결 문제가 남아 있어 현재 사용이 어려운 것으로 보고되었다[56]. 따라서 본 연구에서는 유량 측정 기구로서 소듐 등의 액체 금속의 유량 측정에 비교적 성공적으로 적용되어 왔던 전자유량계를 직접 제작·설치하여 실험조건에 따라 교정하여 사용하는 방식을 채택하였다.

패러데이(Faraday)의 전자기 유도 법칙에 의하여 전도성 물질의 유동과 자기장의 방향에 상호 수직한 방향으로 기전력이 발생하며, 그 기전력을 두 개의 전극으로 측정하여 유량-기전력 특성을 보정하여 평균 유속 또는 유량을 측정하는 기기가 전자유량계 (Electromagnetic Flowmeter)이다. Shercliff는 액체금속의 유량을 측정하고자 전자기유량계 이론을 체계적으로 유도, 정리하였다. 또한 Shercliff는 유로 단면에서의 유속분포가 유량신호에 미치는 영향을 가중함수 (Weight Function) 개념을 도입하여 표현하였으며, 가중함수를 사용하여 균일한 자기장과 한 쌍의 점 전극 (Point Electrode)을 가진 유량계에 대하여 선형 축대칭 유속분포를 가지는 경우에 두 전극간의 전위차 (ΔU)는 단면에 대한 평균 유속 (V_m), 자기장 (B), 관경 (d)에 비례하여 $\Delta U = BVmd$ 이 성립함을 보였다[57][58].

그림 3.3.4-25(a)는 본 연구에서 설계한 전자유량계의 개략적 치수를 나타낸 그림이다. 유량계는 고온에서 자기적 특성이 우수한 AlNiCo-VIII 재료를 소결시켜 만든 영구자석과 순철로써 C-type 요크를 만들고, 3/4 inch의 Seamless SUS316 유로관에 두 개의 전극을 용접하여 만든다. Magnet Pole의 크기는 40 mm x 40 mm, Gap은 66.7 mm로써 형성하며, 전극과 수직한 면에 히터를 부착하고 보온재로써 단열시킨다.

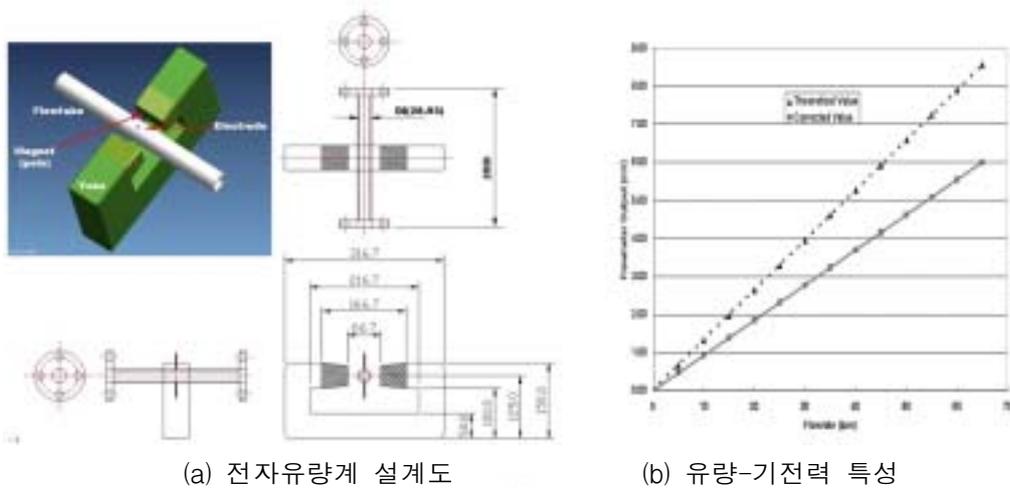


그림 3.3.4-25. 전자유량계의 개념 설계도 및 유량-기전력 특성

그림 3.3.4-25(b)와 같이 약 1300 Gauss의 자기장에 이론적 출력은 유량 60 lpm에서 약 6.5 mV이며, 관의 전도성에 의한 유로관로의 Shunt Effect에 의한 출력 감소 효과를 고려하면 수 mV의 기전력이 발생하여, 열전대 신호처리 수준의 자료수집보드 (DAQ Board)에서 측정 가능하다.

전자유량계에 의한 유량 측정은 Pb-Bi의 낮은 전기전도도와 Pb-Bi 내의 산소 농도 변화에 의한 전기전도도 변화, 관벽 오염에 의한 접촉 저항 발생 등으로 유량 측정에 어려움이 예상되며, 이로 인한 측정의 불확정도가 매우 큰 것으로 보고되고 있어 유량계 개발 또한 납합금 기술 연구의 큰 부분이라 할 수 있다.

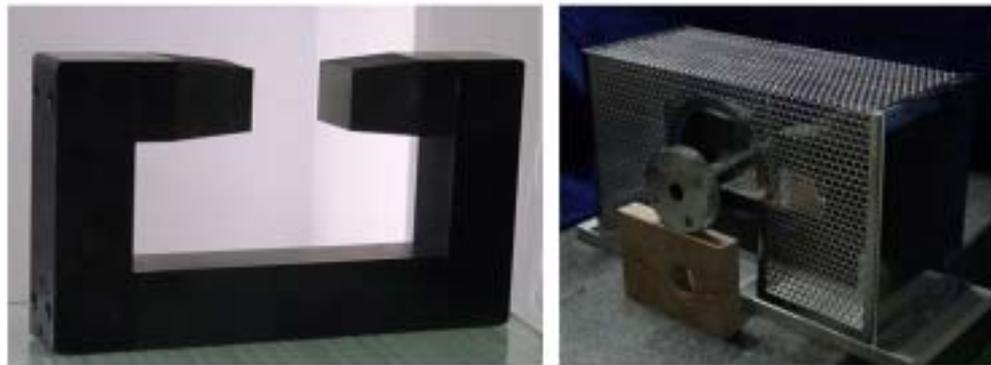


그림 3.3.4-26. 부식 루프용 DC 전자유량계

(4) 제어반의 설계 및 제작

제어반은 각종 탱크 및 루프배관의 온도조절, 루프의 수위 및 누설 감시, 압력 및 유량 표시 및 감시, 그리고 각종 밸브의 작동 제어 등의 역할을 한다.

- 온도제어 시스템: 제어반에는 각종탱크 (Sump Tank, Calibration Tank, Oxygen

controller)의 온도조절용 시스템 3 set, 측정부 (Test Section)의 온도조절용 시스템 2 set, 루프배관의 온도조절용 시스템 10 set를 설치하였다. 또는 루프의 각 탱크 및 배관의 국부 온도를 효율적으로 관찰하기 위하여 온도표시기와 회전식 선택 스위치 (Rotary Select Switch)를 설치하였다. 온도제어시스템은 온도조절기 (Temperature Controller), TTR 및 배선차단기 (Braker)등으로 구성되어있다.

- **수위표시 시스템:** 각 탱크 (Sump Tank, Calibration Tank, Oxygen Controller) 내부의 액체금속의 수위를 감지하기 위하여 수위를 감지하는 전극봉과 신호를 처리하기 위한 제어기기로 구성되어 있다. 각 탱크의 수위는 5개의 전극봉을 이용하여 4단계의 수위를 감지할 수 있도록 1개의 전극은 공통으로 이용하였다. 전극의 제작은 SUS316으로 하고, 수위는 발광다이오드(LED)를 이용하여 관찰할 수 있도록 구성하였다.

- **압력 및 유량 표시기:** 배관 및 탱크의 압력은 각 장치에 설치한 압력센서의 출력을 직류 전압표시기(DC Voltage Display, 최대 10 V)에 연결하여 장치 내부의 압력을 감시하도록 4 set를 설치한다. 루프내 전자유량계의 신호 감시를 위하여 2 set의 미세 전압표시기를 설치하여 자료수집보드 (DAQ System)와 상호보완적으로 유량을 측정할 수 있도록 구성하였다.

- **밸브제어 시스템:** 루프내 설치한 고온용 자동밸브의 개폐를 위하여 3개의 스위치를 설치하고, 가스공급라인의 가스 흐름을 제어하기 위하여 5개의 스위치를 설치하여 220 V로 구동되는 솔레노이드를 작동시킬 수 있도록 구성하였다.



그림 3.3.4-27. 부식루프의 제어반

- **전원 결선 및 비상 전원:** 전자펌프를 제어하기 위한 시스템과 별도로 제작하여 서로 간의 문제가 다른 곳으로 전파되지 않도록 분리하여 메인 전원 (3상-380V)으로부터 연결하도록 구성하였으며, 220V-5kVA급의 무정전시스템 (UPS)를 설치하여 정전시 최저 30분 이상 계측 시스템 및 밸브 작동을 할 수 있도록 구성하였다.

(5) 글로브박스의 설계 및 제작

글로브박스 (Glove-Box)는 부식실험장치의 측정부에 시편을 장착·분리 또는 시편가공을 위한 작업 중에 산소 등에 의한 오염을 방지하기 위하여 분위기를 산소와 수분이 없는 불활성 환경으로 치환시켜주는 역할을 한다. 글로브박스는 본체 (Dir Trap)와 출입챔버 (Antechamber), 재생정화기 (Purifier)로 구성되며 본체의 측면 (Side Plate)에 정적장치의 전기로 (Furnace)의 측정부를 연결하고, 본체의 밑면에 부식루프의 측정부를 연결하였다. 재생기는 글로브박스에서 1 m 이상의 연결관으로 분리시켜 더운 공기가 재생기에 들어가 Cu의 산소 흡착을 방해하여 재생률(Regeneration Rate)이 떨어지는 것을 방지하도록 제작하였다.

글로브박스의 본체는 1.2m(L)-1.1m(W)-0.9m(H)의 크기를 갖도록 제작하였고, 좌우측면에 각각 1쌍의 고무장갑이 부착된 폴리카보네이트 재질의 가시창을 설치하였다. 본체의 한쪽 측면에는 외부 시료를 넣기 위하여 500(L)x ϕ 360 크기의 원통형 Antechamber와 Mini Antechamber를 부착하였으며, 1 ppm 이하로 불순물 농도를 관리할 수 있음을 확인하였다.

또한 글로브박스의 Antechamber는 수분 및 산소, 먼지 등 시료에 붙어있는 불순물을 제거하기 위한 장비로서, 감압을 위한 진공 밸브와 아르곤(Ar)을 충전하기 위한 충전 밸브가 장착되어 있다. 그리고 재생정화기는 Molecular Sieve, Oxygen Scavenger (Ridox)를 사용하여 본체내의 불순물을 정화한다. 재생기 중간의 산화반응물 (Oxygen Reactant)을 중심으로 Molecular Sieve가 상하에 각각 2.5 kg, 3 kg 들어 있으며, 재생기의 위쪽에는 불활성 가스가 넓은 공간 속으로 쉽게 들어갈 수 있는 빈 공간이 전체 부피의 1/2정도 구성되어 있다.



그림 3.3.4-28. Pb-Bi 부식루프 및 정적장치용 글로브박스

(6) 측정부의 설계

그림 3.3.4-29는 본 연구에서 설계한 측정부 (Test-Section)의 개략적 치수를 나타낸 것이다. 측정부는 3/4 inch (SCH40)의 Seamless Pipe를 이용하여 제작하며, Section A-A'와 같이 시편을 장착하여 환상유로로 Pb-Bi가 흐르도록 구성한다. 액체금속은 주로 Low

Prandtl Number의 유동이므로 온도에 의한 열전달은 빠르게 완전 발달되므로 고려하지 않고, Pb-Bi의 밀도가 커 대부분의 경우 유동이 난류이므로 수력직경 (Hydraulic Diameter)의 15-20배 되는 곳에 시편을 장착하여 속도분포가 비교적 완전 발달된 상태에서 실험을 할 수 있도록 고려하였다.

측정 시편은 핵연료의 사양을 고려하여 외경 8mm-두께 2mm-높이 5mm의 크기로 그림과 같이 Sample-Install Zone에 설치하며, 시편 지지봉은 3/4 inch Swagelok Union-T의 Cap(또는 Flange)에 용접하여 고정시키고, 그 하류 부분은 Sample Holder에 끼워서 유동에 의한 흔들림을 방지하였다. 또한 Sample Holder는 지지봉이 잘 들어갈 수 있도록 적절한 공차를 두어 열팽창에 의하여 지지봉이 변형되지 않고 자연스럽게 늘어날 수 있도록 하였다.

Flange와 Metal-Gasket을 포함한 상부는 글로브박스 내부에 설치하여 시편 장착 및 분석시 산소농도 변화에 의한 영향을 최대한 배제할 수 있도록 고려하였다. 측정부에 장착할 시편은 먼저 정적 실험으로 검증된 것을 우선적으로 장착한다.

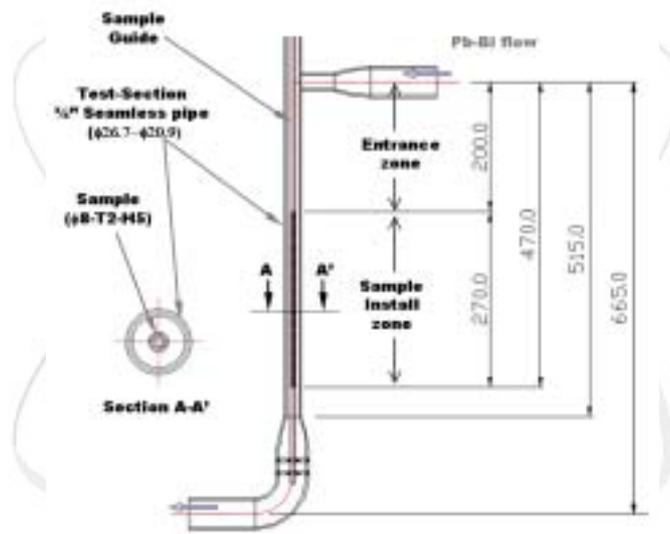


그림 3.3.4-29. 부식실험 루프의 측정부 개략도

(7) 산소조절기의 설계 및 제작

그림 3.3.4-30은 산소조절기 (Oxygen Controller)의 개략도이며, 내경 200mm-길이 690mm (내부 용적: 20.7 liter)-두께 8mm의 SUS316으로 제작하며, Gas가 차지하는 공간을 제외하면 약 17 liter의 액체금속을 담을 수 있도록 고려하였다.

탱크 상부에 가시창 (View Window)과 수위센서 (Level Sensor)를 설치하기 위한 플랜지를 부착하였으며, 산소농도 조절을 위한 Gas의 유입·유출을 위하여 3/4 inch SUS316 Tube를 상부에 부착하여 액체금속 증기에 의한 막힘을 고려하였다. 액체금속은 탱크내의 자유표면 부근의 수위로 유입되며, 밑 부분에 설치한 배관으로 액체금속이 유출되도록 하였으며, Drain시에 모든 액체금속이 빠져나가 잔류물이 없도록 고려하였다. 액체금속의 유출입 부위에 산소센서를 설치하여 산소농도를 측정하도록 구성하였다.

탱크는 외벽에 부착한 15 kW 용량의 Pipe-Heater ((3상-380V, 12개의 히터를 Y결선으로 연결)로써 가열하며, 5 inch 두께로 단열후 수분의 침투를 방지하기 위하여 함석재 또는 알미늄으로 마감처리하여 온도를 유지할 수 있도록 하였다. 탱크의 가열은 관벽에 부착한 Sheath형 k-type 열전대와 제어반의 온도조절기로 일정수준의 온도를 유지할 수 있도록 고려하였으며, 탱크내에 3개의 열전대를 삽입하여 액체금속의 온도와 Gas의 온도를 측정할 수 있도록 설계하였다.

액체금속 내의 산소농도는 (4)산소조절기 (그림 3.3.4-20의 개략도 참고) 내부의 액체금속과 주입된 Gas 사이의 장시간에 걸친 확산 (Diffusion)에 의한 물질전달(Mass transfer)로써 제어하며, 그 농도의 측정은 (4)산소조절기내에 설치한 액체금속에 잠입된 산소센서 (OS3, OS4)와 Gas 분위기에 노출된 산소센서 (OS5)로써 측정한다.

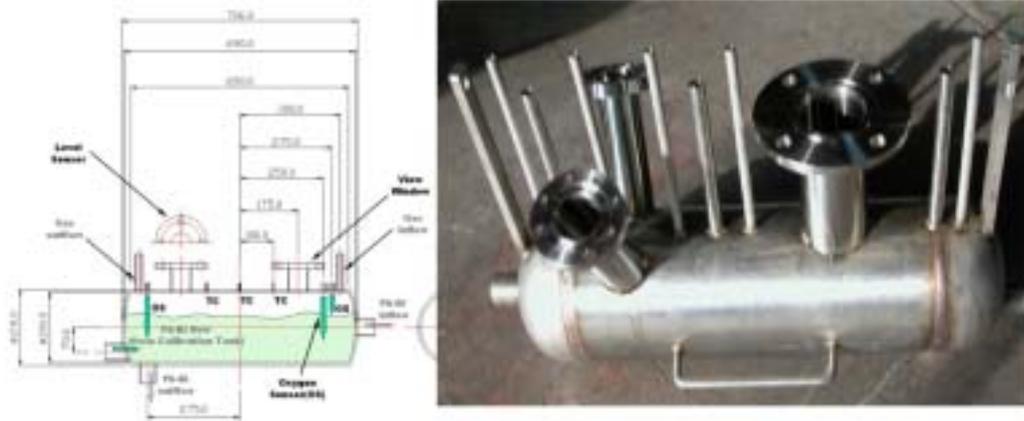


그림 3.3.4-30. 산소조절기의 설계도 및 사진

(8) 저장탱크 및 보정탱크의 설계 및 제작

그림 3.3.4-31은 저장탱크 (Sump Tank)로써 내경 460mm-높이 742mm (내부 용적: 110 liter)-두께 8mm의 SUS316L으로 제작하였으며, Gas가 차지하는 공간을 제외하면 약 80 liter 이상의 액체금속을 저장할 수 있도록 고려하였다. 제작은 상용 파이프 및 캡 (경판, Cap)을 이용하기 위하여 외경 20 inch-두께 10 mm의 재료로서 제작하여 보다 많은 액체금속을 저장할 수 있도록 하였다.

액체금속을 투입하기 위한 투입구와 수위센서 (Level Sensor)를 설치하기 위한 플랜지를 상부에 부착하였으며, Cover Gas의 유입 및 유출을 위하여 3/4 inch SUS316 tube를 상부에 부착하여 액체금속에 의한 막힘을 배제하였다.

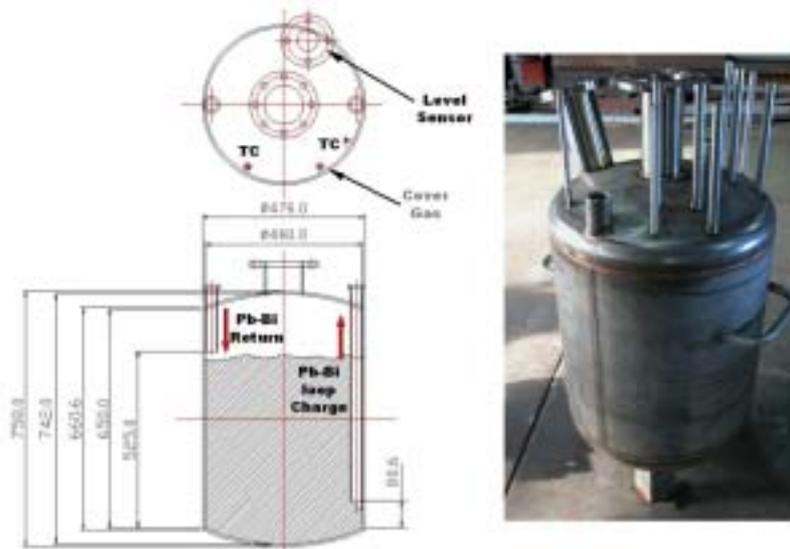


그림 3.3.4-31. 저장탱크의 설계도 및 사진

액체금속을 실험루프에 충전하기 위한 배관은 저장탱크의 밑 부근에 설치하여 자유표면 부근의 액체금속이 루프내로 유입되지 않도록 고려하였으며, 액체금속을 회수하기 위한 배관은 자유표면에서 일정 간격을 유지하도록 구성하여 회수 시에 소리에 의한 흐름을 알 수 있도록 하였다.

탱크는 외벽에 12개의 Pipe-heater를 부착하고 Y결선에서 약 3상-380V-15kW 수준의 용량으로 가열하도록 구성하였으며, 5 inch 두께로 단열후 알루미늄 합석재로 마감처리하면 온도를 유지할 수 있을 것으로 판단하여 히터를 제작하였다. 탱크는 관벽에 부착한 Sheath형 k-type 열전대와 제어반의 온도조절기로 일정수준의 온도를 유지할 수 있도록 고려하였으며, 탱크내에 3개의 열전대를 삽입하여 액체금속의 온도와 Gas의 온도를 측정할 수 있도록 설계하였다.

그림 3.3.4-32는 유량계를 교정하기 위한 보정탱크 (Calibration Tank)로서 내경 250mm-높이 490mm (내부 용적: 22.8 liter)-두께 8mm의 SUS316으로 제작하였으며, 산소조절기 (Oxygen Controller)와 내용적이 비슷하도록 고려하여 유량계 보정시 보정탱크와 산소조절기 사이의 액체금속의 이동에 의한 Overflow나 부족함이 발생하지 않도록 설계하였다.

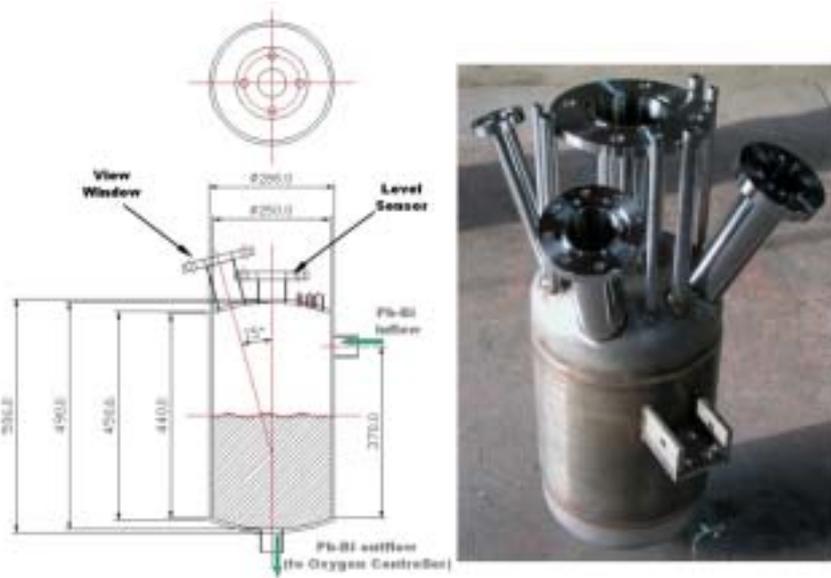


그림 3.3.4-32. 보정탱크의 설계도 및 사진

보정탱크의 상부에는 가시창 (View Window)과 수위센서 (Level Sensor)를 설치하기 위한 플랜지를 부착하였으며, Cover Gas의 유입 및 유출을 위하여 3/4 inch SUS316 Tube를 상부에 부착하여 액체금속에 의한 막힘을 배제하였다. 액체금속은 탱크내의 상부로 유입시켜 유량계 보정시 소리에 의한 흐름을 파악하고 동시에 자유표면의 요동이 최소화 되도록 고려하였으며, 유출은 밑 부분에 설치한 배관을 통하여 빠져나갈 수 있도록 하였으며, Drain시에 모든 액체금속이 빠져나가 잔류물이 없도록 하였다.

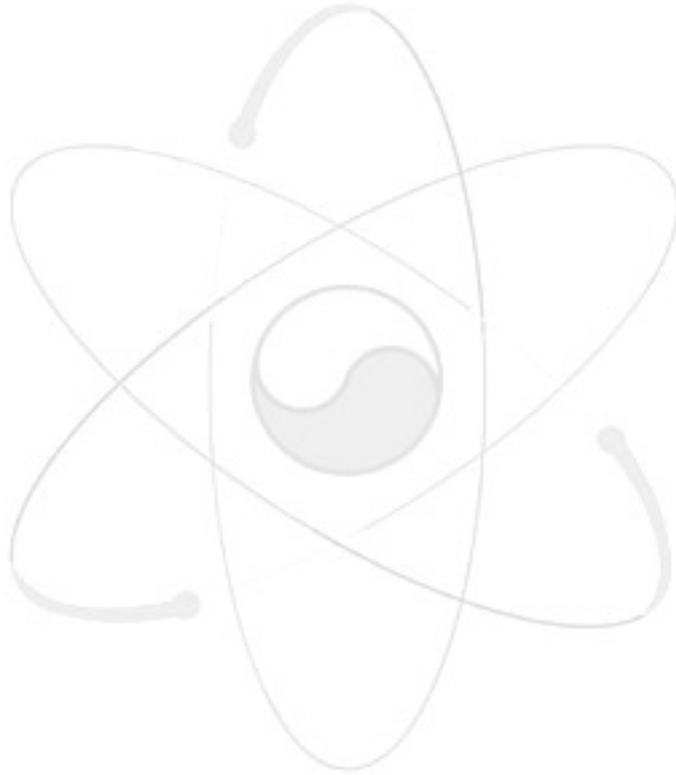
탱크의 가열은 외벽에 약 3상-380V-15kW (12개의 히터를 Y결선으로 연결) 수준의 Pipe-Heater를 부착하고 5 inch 정도의 단열후 함석재로 마감처리하면 온도를 유지할 수 있을 것으로 판단되어 히터를 제작하였다. 탱크는 관벽에 부착한 Sheath형 k-type 열전대와 제어반의 온도조절기로 일정수준의 온도를 유지할 수 있도록 고려하였으며, 탱크내에 2개의 열전대를 삽입하여 액체금속의 온도와 Gas의 온도를 측정할 수 있도록 설계하였다.

(9) 마그네틱 필터(Magnetic Filter)의 제작

마그네틱 필터의 Yoke는 전자유량계의 유사한 C-type 요크를 가지며, 요크의 제작에는 순철로서 C-type을 형성하고 그 끝부분에 빈 공간을 가진 Case에 사마리움 (Samarium) 영구자석 여러 조각을 넣어 자장을 조절할 수 있도록 구성하였다. 마그네틱 필터의 유로는 SUS316으로 제작하였으며 철계통의 분쇄물 제거율을 높이기 위하여 유로 단면적을 증가시켜 저유속이 되도록 제작하였다. 이때 자기장의 세기를 유지하기 위하여 Magnet Pole간의 간격은 일정하게 유지하도록 단면적의 Aspect Ratio를 크게 하였다.



그림 3.3.4-33. Pb-Bi 부식 루프용 마그네틱 필터



제 4 장 연구개발 목표달성도 및 관련 분야에의 기여도

제 1 절 연구개발 결과 종합

제 1단계 1997 - 2000년까지 4년 동안에 확립한 미임계 시스템의 설계 개념을 바탕으로 도출된 요소기술을 검증하는 것이 2단계 목표이고 아울러 검증된 사항들을 바탕으로 1단계의 설계를 보완하였다. 2단계에서는 노심설계, 핵연료 기술, Pb-Bi 기술의 3개 분야로 나누어 연구를 수행하였다. 요소기술 확보를 위한 실험은 많은 인력, 연구비가 필요하므로 이를 효율적으로 수행하기 위해서 가능하면 국외 기관들과의 협력이나 공동연구를 우선적으로 추진하고 그 외에 추가로 반드시 필요한 검증 실험을 국내에서 수행하는 것을 추진전략으로 하였다. 이러한 요소기술 확보는 3단계에서도 계속 추진 될 예정이다. 그리고 2단계 종료 시점에서 3단계 기획 및 GEN IV와 연계한 연구방안 검토 자료로 활용하기 위해서 임계와 미임계 핵변환로를 그동안 확보한 새로운 자료들을 바탕으로 다시 비교 검토하고 국내 후행 핵주기에서의 핵종변환의 역할도 재검토 하였다.

1. 노심설계

HYPER 노심의 최적 미임계도 결정을 위하여, 가속기구동 시스템의 허용 가능한 미임계도 영역을 결정하는 체계적인 방법론을 개발하였으며, 결과적으로 HYPER 노심의 미임계도는 $0.96 < k\text{-eff} < 0.991$ 범위에 있어야 함을 밝혔다. 가속기 출력의 최소화를 위해서 핵과쇄 중성자원의 증폭을 최대화하기 위한 연구를 수행하였다. 양성자 빔 모양 관점에서 Hollow 형태가 최대 중성자 증폭을 제공함을 확인하였고, 노심의 H/D (높이/직경) 비가 1.0에 가까울 때 외부중성자원의 증폭이 극대화됨도 밝혔다. 한편 미임계도가 큰 것이 반드시 노심의 안전성을 향상시키지 않는다는 사실도 확인하였다. 종합적으로 LBE 냉각재의 특성을 고려하여 HYPER 노심에서 H/D 값은 0.6-0.7 범위에 있는 것이 적절한 것으로 결정되었다.

합금형태의 TRU 연료가 장전되고 LLFP (Tc-99와 I-129)도 핵변환시키는 HYPER 노심에 대한 핵설계를 수행하여 노심의 성능과 특성을 분석하였다. 동시에 노심의 구체적인 구조와 주요 구성단위 (핵연료집합체, 표적, 안전집합체 등)의 구체적인 설계인자를 결정하였다. HYPER 노심에서는 B₄C 가연성흡수체를 사용하여 노심의 연소반응도 변화를 크게 감소시켰으며, 또한 제어봉을 추가적으로 이용하여 필요한 최대 가속기출력을 약 18 MW로 감소시켜서 현실적인 양성자 표적시스템의 설계가 가능하게 되었다. HYPER 노심의 TRU 및 LLFP에 대한 SR (Support Ratio) 값은 약 3.3으로 판명되었으며, HYPER 시스템은 일년에 약 282 kg TRU, 약 27.2 kg Tc-99, 약 7.0kg I-129를 핵변환 할 수 있다.

다차원 과도상태 전산코드 DESINUR를 개발하였으며, HYPER 노심의 다양한 과도상태 해석에 적용하였다. 노심에 대한 과도상태 해석결과 HYPER 노심은 반응도 삽입 사고에 대해서는 매우 좋은 특성을 보이지만 냉각재 유량 상실사고, 증기발생기 고장 사고의 경우에는 가속기의 Shutdown 없이는 노심의 온도가 과도하게 상승함을 확인하였다. 따라

서 HYPER 시스템에서는 신뢰도가 매우 높은 가속기 제어기술이 요구된다.

효율적인 HYPER 노심의 해석과 설계를 위해서 결정론적 방법에 기초한 전산코드 시스템을 구축하였다. 구축된 코드체계는 기본적으로 미국 알콘에서 개발한 고속로 설계 코드체계이다. 이 전산코드 체계에서는 핵설계를 위한 단면적자료로 KAERI에서 생산한 KAFAX-E66를 사용하고 있다.

2. 핵연료 기술

연료봉 성능해석을 위하여 합금형은 MACSIS-H, 분산형은 DIMAC 코드가 개발되고 있다.

기존 U-Pu-Zr의 열전도도는 HYPER 연료조성에는 부적절하기 때문에 열전도도 모델을 개선하였으며, 새로운 모델은 열전도도 평가에 적절한 것으로 평가되었다. ^{241}Am 에 의한 He 생성이 주요 현안이 되고 있기 때문에 He 생성량을 계산한 후 코드에 설치하였으며, 합금형 및 분산형 연료 모두 He 생성에 의해 큰 영향을 받는 것으로 평가되었다. 분산형 연료에서의 Gap 및 열팽창에 의한 영향을 분석하기 위하여 DIMAC 코드에 Gap 모듈 및 유효열팽창계수를 설치하였다. 분산형 연료 역시 합금형 연료와 마찬가지로 Gap에 의해 변형율을 상당히 감소시킬 수 있는 것으로 평가되었다.

연소도 제한치를 만족시킬 수 있는 합금형 및 분산형 연료의 주요 설계인자를 분석하였으며, 플레넘 길이, 갭 및 피복관 두께가 큰 영향을 미치는 것으로 평가되었다.

HYPER 블랭킷 금속연료는 최적의 핵연료 형태로 금속핵연료가 선정되었으며 금속연료는 두 가지 형태, 즉 금속합금 형태와 금속합금을 금속기지 내에 분산시킨 분산형 형태로 나눌 수 있다. 초기 연료봉의 심재로는 TRU-(50-60 wt%)Zr 합금 또는 (TRU-Zr)-(50-60wt%)Zr 분산형 연료심이 고려되고 있으며, 핵연료봉의 피복재로는 Ferrite Martensitic Steel인 HT-9강을 사용하고 있다.

금속연료의 최적 특성을 도출하기 위하여 모의핵연료를 제조하여 제조성을 평가하였고, 분산형 금속연료 및 합금형 금속연료 특성을 비교평가 하였다. 분산형 및 합금형 연료의 일반적 성능특성 중 핵연료 성능분석을 위해 기본적인 자료가 되는 열전도도, 열팽창계수를 측정하였으며, 원자로 운전온도 구간에서 장시간 열처리를 수행하여 연료의 열적 안정성을 조사하였다. 또한 운전가동시 금속연료와 피복재 사이에 팽윤으로 인한 반응이 일어나므로 금속연료와 피복재의 양립성에 대한 연구를 수행하였고, 합금형 연료의 경우 Pb Gap과 같은 Smear Density를 설정하므로 핵연료와 피복관의 Pb 반응에 대한 영향을 조사 분석하였다.

3. Pb-Bi 기술

나트륨 냉각 고속로 또는 경수로 노심 부수로 해석을 위해 기 개발된 SLTHEN, MATRA 코드를 수정하여, Pb-Bi 냉각 HYPER 노심의 열수력 해석에 적용하였다. 수정된 SLTHEN과 MATRA를 이용하여 Chopped Cosine 출력분포를 갖는 HYPER 단일집합체에 대해서 해석을 수행하여, 정량적, 정성적 유용성을 확인하였다. 정량적 비교에 있어서, 수정된 SLTHEN은 해석적 계산 결과 및 MATRA 계산 결과와 잘 일치함을 알 수

있었다.

집합체간 열전달량을 평가하기 위하여, SLTHEN을 이용하여 7개 집합체에 대한 분석을 수행하였다. 그 결과 HYPER 조건에서는 집합체간 열전달량이 그다지 크지 않음을 알 수 있었다. 제 1주기 1/6 노심 45개 핵연료집합체 부수로 해석을 통하여 수정된 SLTHEN 코드를 이용한 전노심 부수로 해석 가능성을 확인할 수 있었다. HYPER 1주기 노심 부수로 해석 결과 최대피복재 온도는 설계 기준값보다 약 70°C 이상 낮았다. 따라서 참조노심의 설계사양은 열수력 설계기준을 충분히 만족한다고 할 수 있다.

1000 MWth급 ADS를 위한 20 MW급 핵파쇄 표적시스템의 최적 설계 변수 도출을 위한 연구가 수행되었다. 빔창의 직경과 두께를 변화시키며 설계 한계치를 만족하며 24.1 mA의 빔 전류를 수용하는 최적 설계 변수를 도출하였다. 특히, 표적시스템의 LBE 유량 감소를 위한 방안으로 Injection Tube (분사관)의 도입을 제안하였다. 연구 결과 빔 직경이 30 cm인 Uniform Beam 적용시 20 MW급 표적시스템의 설계가 가능하였으며, Injection Tube 도입으로 최대 허용 빔 전류를 유지하면서 LBE 유량을 기존의 1/2로 줄일 수 있었다.

Pb-Bi 요소기술의 자료 확보와 실험적 검증을 위해서 국제공동연구가 비용, 인력 측면에서 대단히 효율적이라고 판단되어 국제공동연구 MEGAPIE (MEGAwatt Proton Irradiation Experiment)에 2001년도에 가입하여 연구를 수행해 왔다. MEGAPIE에는 PSI, CEA, CNRS, FZK, ENEA, SCK.CEN, KAERI, JAERI, LANL의 9개 기관이 참여하고 있으며 2004년 중반이후에 표적 제작을 완료하고 테스트를 시작할 계획으로 있다. MEGAPIE를 통해서 확보하려는 주 요소기술은 부식, 열수력, 빔창 방사선 손상인데 부식 관련해서는 참여 기관들의 실험 결과를 종합한 결과 400°C까지는 큰 문제 없고 500-550°C까지는 산소조절로 부식을 억제할 수 있음을 알 수 있었다. 열수력 실험은 결과를 분석중인데 분석이 완료되면 코드 계산의 검증이 이루어 질 수 있을 것이다. 빔창 방사선 손상 경우는 MEGAPIE 빔창 수명 예측 결과로부터 HYPER 빔창의 목표 수명 6개월 달성이 어려움을 알 수 있었다.

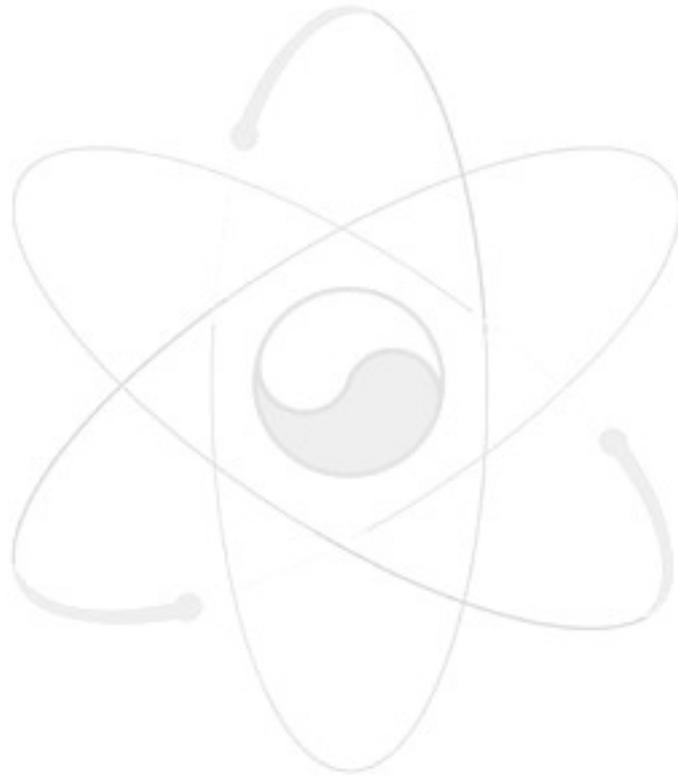
Pb-Bi 연구의 핵심인 부식연구를 위해서 독일 FZK의 정적장치를 이용한 실험을 수행하였으며 자체연구를 위해서 정적장치의 제작을 완료해서 일부 실험을 수행하였다. 650°C의 실험결과 산소조절로도 부식억제가 어렵다는 결론을 얻었으며 실험의 재현성 확보가 중요함을 알 수 있었다. Flow 환경에서의 부식실험 수행을 위해서 자체적으로 루프를 설계, 제작중이며 2004년도 하반기에 운전을 시작할 예정이다. 루프의 운전온도는 최대 650°C까지를 목표로 하며 속도는 2 m/s, 유량은 60 lpm이고 EMP를 자체적으로 제작하였다.

제 2 절 목표달성도 및 대외 기여도

핵중변환기반기술개발 과제의 2단계 목표는 미임계 핵중변환 요소기술 확보로서 1단계에서 선정된 핵변환 개념에서 검증이 필요한 요소기술을 연구하고 이를 바탕으로 성능이 향상되고 실현 가능한 미임계로를 설계하는 것이었다. 노심설계, 핵연료, Pb-Bi의 3개 연구 부문으로 나누어 연구를 수행하였다. 과제 연구비 규모에 비해서 연구분야가 다양한 문제점을 해결하기 위해서 각 분야의 요소기술만을 검증하는 전략을 채택하였고 이의 검

증을 위해서 가능한 국제공동연구를 활용하였다. 그리고 국제공동연구가 어려운 경우에 한해서 자체 검증 실험을 수행하였다. 이러한 전략이 계획대로 추진되어 제한된 연구비와 인력의 조건에서 필요한 요소기술 및 자료를 확보할 수 있었다. 실험적인 요소기술 검증 결과와 기타 수집 자료 및 자체연구를 바탕으로 미임계로 설계에 필요한 노심설계 코드, 핵연료 분석 코드, 열수력 코드 등을 확보/보완하여 1단계에 비해서 발전되고 실현성이 향상된 미임계 설계를 완료하여 2단계 목표를 달성하였다.

본 과제는 앞으로 2단계에 달성된 연구결과를 바탕으로 최적 핵변환 시스템 도출 및 기반기술검증이 목표인 3단계 연구를 계속 수행할 예정이다. 3단계가 종료되면 핵변환 연구를 본격적으로 수행할 수 있는 기반이 마련될 수 있을 것이며 이는 원자력 산업계의 핵심과제로 부각되고 있는 사용후 핵연료 문제에 대해 정부가 선택할 수 있는 기술적 방안을 제시하는데 기여할 수 있을 것이다.



제 5 장 연구개발결과의 활용계획

향후 국내 및 전 세계적으로 에너지 수요는 증가될 것이며 기후 온난화 문제 등의 환경 문제와 에너지원들의 경제성, 기술적 문제 등을 고려하면 핵분열에 의한 원자력 에너지는 앞으로도 상당 기간 에너지 공급의 주요 역할을 담당할 것이다. 원자력이 지속가능한 미래 에너지원으로서 역할을 하기 위해서 반드시 해결해야 할 문제점 중의 하나가 사용 후 핵연료 처리 문제이며 본 과제의 연구개발 결과는 그러한 문제를 해결하는데 활용될 수 있다.

연구개발 분야별로 활용도를 고려하면 노심설계의 경우에는 본 연구의 결과를 향후 본격적인 핵변환 원자로 개발의 기초 설계로 활용할 수 있다. 핵변환연구의 장기 계획은 2030년까지 국제공동연구를 통한 실증로의 개발인데 실증로 개발시 본 과제에서 연구되었던 노심설계 결과를 실증로의 기초 설계로 활용할 수 있을 것이다. 또한 가속기구동 미임계의 설계에서 표적을 제외하면 임계 핵변환로의 설계가 가능하므로 임계 핵변환로의 설계에 활용할 수 있고 그 결과로 임계 핵변환의 특성을 파악 할 수 있어서 미임계로와 임계로의 핵변환력 비교도 가능하다.

핵연료 기술의 경우에는 U 모의핵연료의 제작 및 열특성, 반응성 등의 요소기술을 검증 하므로써 합금형 금속핵연료와 분산형 금속핵연료의 상대적인 비교나 온도의 변화에 대한 특성 변화의 경향을 파악하여 향후 개발할 핵연료 형태 결정에 활용할 수 있다. 그리고 상대적으로 자료나 실험결과가 부족한 TRU 핵연료의 기초자료로 활용이 가능하다. 또한 핵연료 분석 코드와 실험 결과와의 비교 분석으로 코드 보완이 필요한 부분을 도출 할 수 있고 향후 수행이 필요한 실험을 파악하는데 활용할 수 있다.

Pb-Bi 기술은 Pb-Bi 기술 자체 외에 Pb의 개발과도 연계될 수 있으므로 GEN-IV의 한 원자로 형태인 납합금 원자로의 냉각재 기술로 활용이 가능하다. 또한 빔창 및 핵파쇄 표적관련 기술은 그간 국내에서 거의 수행되지 않았던 분야로서 향후 대용량 가속기가 국내에 도입되고 이를 이용하여 대량의 실험용 중성자를 생산하고자할 경우 그 활용가치가 매우 클 것으로 판단된다.

기타 사항으로 기술의 개발과정에서 구축된 미국, 유럽, 일본, 러시아 등의 유관기관과의 긴밀한 공동연구 체계는 향후 국내 원자력 기술의 국제적 투명성 제공에 따른 연구 영역 확충 차원에서도 크게 기여를 할 수 있을 것이다.

제 6 장 참고문헌

- [1] 박원석 외, “고준위폐기물 처리/전환 기술개발 : 핵종변환 기반기술개발,” 최종보고서, KAERI/RR-2117/2000
- [2] Y. Kim et al., “Core Design Characteristics of the HYPER System,” Proc. Seventh Information Exchange Meeting on Actinide and Fission Product Partitioning & Transmutation, October 14-16, 2002, Jeju, Korea
- [3] B.J. Toppel, “A User’s Guide to the REBUS-3 Fuel Cycle Analysis Capability,” ANL-83-2, Argonne National Laboratory, 1983.
- [4] K.L. Derstine, “DIF3D : A Code to Solve One-, Two-, and Three-Dimensional Finite Difference Diffusion Theory Problems,” ANL-82-64, Argonne National Laboratory, April 1984.
- [5] K. Kobayashi and K. Nishihara, “Definition of Subcriticality Using the Importance Function for the Production of Fission Neutrons,” Nuclear Science and Engineering, 136, 272 (2000).
- [6] R.A. Krakowski, “Accelerator Transmutation of Waste Economics,” Nuclear Technology, 110, 295 (1995).
- [7] Y. Kim, W.S. Park, and C.K. Park, “Characterization of a Source Importance Function in an Accelerator-Driven System,” Nuclear Science and Engineering, 144, 227 (2003).
- [8] Y. Kim et al., “Optimization of Height-to-Diameter Ratio for an Accelerator-Driven System,” Nuclear Science and Engineering, 143, 141 (2003).
- [9] W. Yang et al., “Long-Lived Fission Product Studies,” Nuclear Science and Engineering, 146, 291 (2004).
- [10] Y. Kim et al., “Reactivity Estimation for Source-Driven Systems Using First-Order Perturbation Theory,” Abstract Proceedings of the PHYSOR 2002, p. 163, October 7-10, 2002, Seoul, Korea.
- [11] “Beam Interruptions in a Lead-Bismuth-Cooled and MOX-Fueled Accelerator-Driven System, Benchmark Specification : Phase II,” OECE/NEA, 2003.

- [12] Y.S. Touloukian, et al., Thermophysical Properties of Matter, vol.1, IFI/Plenum, New York (1970)
- [13] Y. Takahashi, M. Yamawaki and K. Yamamoto, J. Nucl. Mater. 154(1988) 141
- [14] J.K. Fink and L. Leibowita, J. Nucl. Mater. 226 (1995) 44
- [15] M.W. Cappiello, AAA Quarterly Report Jan-Mar 2002, LA-UR-02-2630
- [16] V.E. Zinov'yev, Metals at High Temperatures, New York, Hemisphere Publishing Corp., 1990
- [17] R. Landauer, J. Applied Physics. 23, 779, 1952
- [18] Yu.P. Zarichnyak, T.A. Lisnenko, J. Engineering Physics, 1175(1977)
- [19] B.O. Lee, et al., "DIMAC Program - User's Manual," KAERI/TR-2589/2003, 2003
- [20] Personnel Communication with Dr. M. K. Meyer, ANL-W, 2001
- [21] Y.L. Shen, "Thermal Expansion of Metal-Ceramic Composites : a Three-Dimensional Analysis," Material Science and Engineering A252 269-275, 1998
- [22] M.K. MEYER, et al., "Fuel Design for a U.S. Accelerator Driven Transmutation System," Nuclear Applications In The New Millenium (AccAPP-ADTTA'01), Reno, Nevada, Nov 2001
- [23] W. HWANG et al., "Preliminary Analysis on the Temperature Profile of Blanket Rod for HYPER," Proceedings of the KNS Autumn Meeting, Seoul, Korea, October 1999
- [24] B.O. LEE, et al., "A Deformation Model of TRU Metal Dispersion Fuel Rod for HYPER," Nuclear Applications In The New Millenium (AccAPP-ADTTA'01), Reno, Nevada, Nov 2001
- [25] G.R. Horn and F.E. Paniske, "Users' Guide for GAPCON : A Computer Program to Predict Fuel-to-Cladding Heat Transfer Coefficients in Oxide Fuel Pins," HEDL-TME 72-128, September, 1972.
- [26] G.L. Hofman, L.C. Walters, and T. H. Bauer, "Metallic Fast Reactor Fuels," Progress in Nuclear Energy, 31 (1997) 83
- [27] A.E. Dubberley, "Transient Performance of S-PRISM," 9th International Conference on Nuclear Engineering, Nice, France, April 8-12, 2001
- [28] SANDVIK data sheet, SANDVIK HT9' S-1720-ENG, SANDVIK steel catalogue, May, 1981
- [29] 박원석 외 4인, "HYPER 시스템 설계연구," KAERI/TR-1316/99, 한국원자력연구소, 1999
- [30] 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
- [31] B. Champagne et al., "Size Distribution of Powders by the Rotating Electrode Process," Modern Developments in Powder Metallurgy, Vol. 12, 1980
- [32] D.F. Sears et al., "Fabrication and Irradiation Testing of LEU Fuels at CRNL

- Status as of 1987 September," in Proceedings of International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Buenos Aires, Argentina, Sept. 28-Oct. 2, 1987
- [33] 조항식 외 6인, "U-Zr 금속연료의 소결특성에 관한 연구," 원자력학회 '2001 춘계 학술발표회 논문집'
- [34] H. Okamoto, J. of Phase Equilibria, 13(1), 1992
- [35] D.D. Keiser et al., Metallurgical Transaction A, 25A, 1994
- [36] 박원석 외, "고준위 폐기물 처리·전환 기술 개발 : 핵종변환기반기술개발," KAERI/RR-2117/2000, 2000.
- [37] N.E. Todreas, M.S. Kazimi, Nuclear System II - Elements of Thermal Hydraulic Design, Chapter 6, Hemisphere Publishing Corporation, 1990.
- [38] C.L. Wheeler et al., "COBRA-IV-I: An Interim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores," BNFL-1962, 1976.
- [39] W.S. Yang, "An LMR Core Thermal-Hydraulics Code Based on the ENERGY Model," Journal of Korean Nuclear Society, Vol. 29, No. 5, pp. 406-416, 1997.
- [40] 양원식 외, 정상상태 액체금속로 노심 열수력 해석 코드 개발, 95-83, 기초전력공동연구소, 1996.
- [41] S.S. Kutateladze et al., Liquid Metal Transfer Media, 1959.
- [42] C.B. Davis, "Overview of the Use of ATHENA for Thermal-Hydraulic Analysis of Systems with Lead-Bismuth Coolant," Proceedings of ICONE 8 (CD-ROM), 2000.
- [43] Hultgren et al., Selected Values of the Thermodynamic Properties of Binary Alloys, American Society for Metals, 1973.
- [44] R.N. Lyon, Liquid-Metals Handbook, 1952.
- [45] E. Novendstern, "Turbulent Flow Pressure Drop Model for Fuel Rod Subassemblies Utilizing A Helical Wire-wrap Spacer System," Nuclear Engineering and Design, Vol. 22, pp. 19-27, 1972.
- [46] J.T. Rogers and A. E. Tahir, "Turbulent Interchange Mixing in Rod Bundles and the Role of Secondary Flows," ASME75-HT-31, 1975.
- [47] O.E. Dwyer, "Eddy Transport in Liquid-Metal Heat Transfer," A.I.Ch.E. Journal, Vol. 9, No. 2, Pp. 261-263, 1963.
- [48] J. Nikurase, "Gesetzmäßigkeit der Turbulenten Stromung in glatten Röhren Forschungsheft," VDI-Forschungsheft, p.346, 1932, cited in Y.S. Tang et al., "Thermal Analysis of Liquid-Metal Fast Breeder Reactors, p.145, American Nuclear Society, 1977.
- [49] J.T. Rogers and R.G. Rosehart, "Mixing by Turbulent Interchange in Fuel Bundles - Correlations and Inferences," SME, Paper No. 72-HT-53, 1972
- [50] G.S. Yachmenyov et al., Problems of Structural Materials' Corrosion in Lead-Bismuth Coolant, Proceedings of Heavy Liquid Metal Coolants in Nuclear

- Technology, Voll. p133-140.
- [51] R.L. Klueh, Experience with Ferritic/martensitic Steels for Fusion Application, Proceedings of International Workshop on Spallation Materials, 3.3-3.26. 1996
- [52] J.H. Rust, Nuclear Power Plant Engineering, Haralson Publishing Company, p385. 1979
- [53] R.E. Prael et al., User Guide to LCS : The LAHET Code System, LA-UR-89-3014. 1989
- [54] Y.I. Orlov et al, "The Problems of Technology of the Heavy Liquid Metal Coolants (Lead-Bismuth, Lead)," Proceedings of the Heavy Liquid Metal Coolants in Nuclear Technology, Obninsk, 1998
- [55] G. Mueller, G. Schumacher, F. Zimmermann, "Investigation on Oxygen Controlled Liquid Lead Corrosion of Surface Treated Steel," J. of Nuc. Mat., 278(2000) 85-95
- [56] 탁남일, Pb-Bi 냉각 MEGAPIE Window Cooling 실험참여를 위한 FZK/IKET 파견 귀국보고서, KAERI/OT-1047/2003, 2003
- [57] J.A. Shercliff "Relation Between the Velocity Profile and the Sensitivity of Electromagnetic Flowmeters," J. Applied Physics, 25, 817-818, 1954
- [58] J.A. Shercliff, The Theory of Electromagnetic Flow Measurement, Cambridge University Press, 1962