2004 춘계학술발표회 논문집

한국원자력학회

납-비스무스 핵 파쇄 표적의 유량 감소를 위한 Dual Injection Tube

Dual Injection Tube for Flow Rate Reduction at the Lead-Bismuth Spallation Target

조충호, 김용희, 송태영

한국원자력연구소

대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

핵 파쇄 표적시스템은 가속기 구동 미임계로(Accelerator Driven System, ADS) 개발에 있어서 핵심 요소중의 하나이다. 일반적으로 1000MW_{th} 급의 실질적인 ADS 에서는 15-25MW 의 표적시스템이 필요 불가결하다고 알려져 있지만, 빔 에너지의 60% 이상이 빔창 및 표적시스템이라는 제한적인 공간에 열 축적되기 때문에 20MW 이상의 표적시스템을 설계 하는 것은 쉽지않은 일이다. 본 연구는 1000MW_{th} 급 ADS 를 위한 20MW 급 핵 파쇄 표적시스템의 최적 설계 변수 도출을 위해 수행되었다. 특히, 표적시스템의 LBE 유량 감소를 위한 방안으로 dual injection tube(분사관)의 도입을 제안하였다. 연구 결과 빔 직경이 30cm 인 uniform beam 적용시 20MW 급 표적시스템의 설계가 가능하였으며, dual injection tube 도입으로 최대 허용 빔 전류를 유지하면서 LBE 유량을 기존의 1/4 로 줄일 수 있었다.

Abstract

A spallation target system is a key component to be developed for an accelerator driven system (ADS). It is known that a 15~25 MW spallation target is required for a practical 1000MWth ADS. The design of a 20 MW spallation target is very challenging because more than 60% of the beam power is deposited as heat in a small volume of the target system. In the present work, a numerical design study was performed to obtain the optimal design parameters for a 20 MW spallation target for a 1000 MW_{th} ADS. Especially, dual 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 dual LBE injection tube is employed, the LBE flow rate could be reduced by a factor of 4 without reducing the maximum allowable beam current.

1. 서 언

사용 후 핵 연료의 처리를 위해 대두되고 있는 가속기 구동 미임계 핵변환로(*A*ccelerator *D*riven *S*ystem, ADS)는 1GeV 급 이상의 양성자 빔을 중핵원소 물질인 표적에 조사하여 생성되는 중성자를 원자로 운전에 필요한 중성자원으로 이용하기 때문에, 기존의 원자로와는 달리 핵 파쇄 표적 시스템이 필수적인 요소가 되고 있다.

ADS 는 시스템 여건상 핵파쇄 표적과 노심 냉각재 물질을 같은 종류로 사용하는 것이 바람직하며, Lead-Bismuth eutectic(LBE)를 표적 물질로 채택하였다. LBE 는 냉각이 간편하고 효율적이며, 중성자 흡수 단면적이 작고, 양성자 빔 조사에 의한 표적 자체의 손상이 없다. 또한 용융점이 125°C 로 낮기 때문에 낮은 온도에서 운전할 수 있다는 장점을 갖고 있으며, 냉각재 폭발 및 화재 가능성이 적기 때문에 미임계로의 중성자원으로 적합하다.

표적 물질과 양성자 빔을 서로 격리 시켜주는 빔창 물질은 수명과 관련된 부식, 방사선 손상 특성을 고려하여 접촉하는 액체 금속인 LBE 와의 화학적 특성이 좋고, 방사능에 의한 기계적 특성이 좋은 ferritic/martensite 계통의 철금속인 9Cr-2WVTa 를 선정하였다.

핵 파쇄 표적 시스템의 설계에 있어서 주된 관건은 높은 에너지의 양성자 빔 조사에 의한 손상, 발생하는 열, 그리고 작용하는 기계적 하중등에 견딜 수 있으며, 시스템에 발생하는 열을 효과적으로 냉각시켜 줄 수 있는 LBE 유동을 제공하는 빔창 및 표적 유입 유로의 형상 설계에 있다. 최근 LBE 표적 설계에 있어서 다양한 연구들이 발표되고 있다[1-4]. 그러나 이들 연구는 중성자원의 파쇄나 소규모 ADS 실험시설에 대한 연구에 초점을 맞추고 있다. 통상 1000MW_{th} 급의 실질적인 ADS 에서는 15-25MW 의 표적 시스템이 필요 불가결하다고 알려져 있지만, 빔 에너지의 60% 이상이 빔창 및 표적 물질에 열 축적되기 때문에 20MW 이상의 표적 시스템을 설계 하는 것은 쉽지 않은 일이다.[5-9] 이러한 문제를 해결하기 위하여 Forschungszentrum Karlsruhe[10]는 세 개의 표적시스템을 병행하는 방법을 모색하고 있으며, MYRRHA project [11], X-ADS design[12]등은 빔창이 없는 표적 시스템을 고려하고 있다.

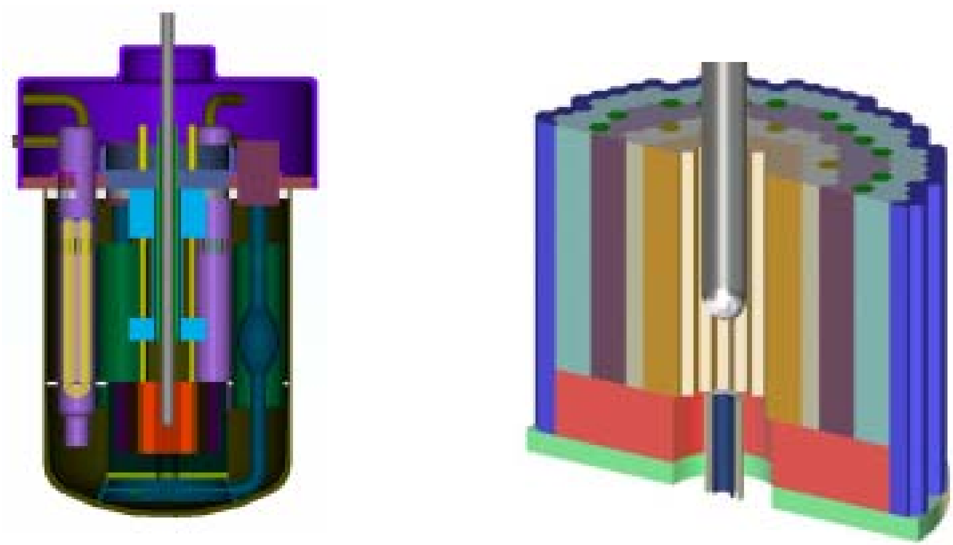
기존의 연구를 통하여, 20MW 급 LBE 표적시스템을 위한 설계 변수를 도출한 바 있다.[13] 그러나, 빔창의 효과적인 냉각을 위해서 표적시스템이 요구하는 LBE 의 유량이 노심에서 요구하는 냉각재 유량의 10%에 육박하는 문제에 직면하게 되었다. 이는 냉각재의 pumping power 를 증가시킬 뿐만 아니라, 특히 표적시스템을 지나온 저온의 냉각재와 노심을 지나온 고온의 냉각재가 만나는 노심 상부 구조물에서의 thermal striping 문제를 야기 할 가능성이 있으며, 노심 상부 냉각재의 온도를 저하시켜 시스템의 열효율 감소를 초래하게 된다.

본 연구에서는 이러한 문제에 대한 방안으로 dual injection tube(DIT)의 도입을 제안하였으며, injection tube(IT)의 직경 변화에 따른 표적시스템의 열수력 특성 변화 및 유량 감소 효과를 보여주고 있다. 또한 그에 따른 시스템의 허용 빔 전류 상승 효과를 보임으로써, 20MW 급 LBE 표적시스템의 설계 가능성에 대해서 기술하였다.

2. 표적시스템

2.1 기준 표적시스템

한국 원자력 연구소에서는 1997 년부터 가속기 구동 미임계 핵변환로 HYPER (HYbrid Power Extraction Reactor)를 개발하고 있다[14-15]. HYPER 는 초우라늄 원소(TRU)나 Tc-99, I-129 와 같은 장수명 핵종을 핵반응을 이용하여 반감기가 짧은 핵종 또는 방사능을 띄지 않는 안정 핵종으로 바꿈으로써, 전력 생산과 방사성 폐기물의 소멸처리를 동시에 수행할 수 있는 시스템이며, 1000MW 의 열출력을 위해서 1GeV 의 양성자 빔 조사시에 19mA 이상의 빔 전류를 필요로 한다. 그림 1 은 HYPER 와 표적시스템의 개념적인 모양을 보여주고 있다.



(a) HYPER System (b) Target System

그림 1. Conception of the HYPER and Target system

기준 표적은 반구형 빔창과 원통형 빔관으로 이루어져 있다. 표적시스템은 노심 중심에 위치하며, 빔창의 젖은 표면이 노심 중앙으로부터 10cm 위에 위치한다. 냉각재인 동시에 표적물질인 LBE 는 노심 하단부에서 유입되고, 양성자 빔은 진공을 이루고 있는 빔관을 통해 빔창을 지나 표적물질에 조사된다. 열수력 해석의 편리성을 위해서 표적시스템을 원통형 모양으로 단순화하였으며, 그림 2 는 단순화한 표적시스템을 개략적으로 보여주고 있다.

표적 유로의 직경(D_t)은 0.66m, 빔창에 작용하는 압력(P)은 16 기압, LBE 유입 온도(T)는 노심 냉각재의 유입 온도와 같은 온도인 340°C 로 결정되었다. 또한 조사되는 양성자 빔 에너지는 1GeV 로 고정하였고, 양성자 빔 밀도는 parabolic, uniform 분포를 고려하였다. 양성자 빔은 조사되는 도중에 빔 중심이 빔관의 중심을 벗어나는 경우가 종종 발생하기 때문에, 본 연구에서는 양성자 빔의 직경(D_b)은 빔창의 직경보다 5cm 작게 결정하였다. 표적시스템의 LBE 유입속도(V)는 빠를수록 빔창의 냉각 측면에서 효과적이지만, 빔창 물질의 부식 및 침식률도 이에

따라 증가한다. 그림 2 에서 보는 바와 같이 표적시스템에서의 최고 유속은 빔관과 표적 유로 사이의 좁은 협로에서 발생할 것이므로, 표적시스템의 LBE 유속 한계치를 초과하지 않는 최대 LBE 유입 속도(V)는 빔창의 반경(D_w)에 의해 결정된다. 결국 양성자 빔의 직경(D_b)과 최대 LBE 유입 속도(V)가 빔창의 직경(D_w)을 선택함으로써 결정되어 질 수 있으며, 빔창 직경(D_w)과 빔창 두께는 각각 35cm, 2.0mm 이다.

2.2 표적시스템 설계 한계치

표적시스템을 설계할 때 만족해야 할 설계 한계치는 다음과 같다. 첫째는 LBE 의 최대 유속과 온도이다. LBE 의 속도 및 온도가 증가할수록 빔창 물질의 부식률이 증가하기 때문에 LBE 의 부식 특성에 의해 최대 온도는 500°C , 최대 유속은 2m/s 로 한정하였다[16]. 둘째는 빔창의 온도로써, 빔창 물질인 9Cr-2WVTa 은 600°C 이상에서 LBE 에 의한 부식성에 취약한 특성이 있으므로 최대 빔창 온도를 600°C 로 한정하였다. 셋째는 빔창에 작용하는 최대 허용 응력이다. 빔창 물질인 9Cr-2WVTa 의 항복응력은 600°C 에서 480MPa 이며, 이의 1/3 인 160MPa 을 빔창의 최대 허용응력으로 한정하였다[17-18].

3. 전산해석 방법

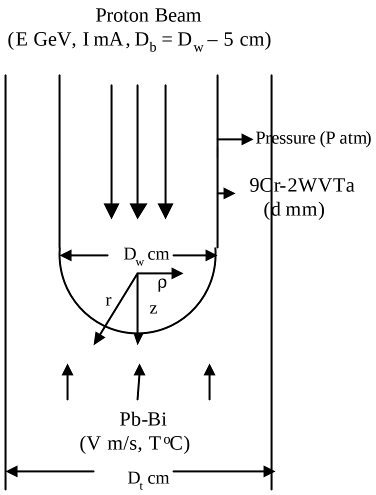
표 1 은 계산에 사용된 표적 물질 및 빔창 물질의 물성치를 보여주고 있다. LBE 는 450°C, 9Cr-2WVTa 는 500°C 에서의 물성치를 이용하였다. 9Cr-2WVTa 의 경우 자료를 얻기 힘들어 항복응력(yield stress)을 제외하고 나머지는 9Cr-MoVNb 의 물성치를 이용하였다. 9Cr-2WVTa 나 9Cr-MoVNb 가 모두 ferritic 9Cr 계통의 철금속이므로 물성치에 큰 차이가 없을 것으로 사료된다.

표 1. Material data used for calculations

Pb-Bi (450^{o}C)	Density (10180.8kg/m^3) Thermal Conductivity (14.2W/m·K) Thermal Expansion Coefficient (1.2×10^{-4} K^{-1}) Viscosity (1.39E-3kg/m·s)
9Cr-2WVTa (500^{o}C)	Density (7580kg/m^3) Thermal Conductivity (30W/m·K) Thermal Expansion Coefficient (1.23×10^{-5} K^{-1}) Young's Modulus (181GPa) Poisson Ratio (0.29)

빔창과 LBE 에서의 열 발생은 LCS 2.7(LAHET Code System)를 이용하였다[19]. 또한 상용전산유체 해석 코드인 CFX 4.4.를 이용하여 표적시스템의 기본적인 열수력 계산을 수행하였다. LAHET 코드에 의해서 계산된 열 발생량 결과를 fitting 하여, CFX 에서의 열 수력 계산을 위한 열생성원으로 이용하였다. 난류모델은 logarithmic 벽함수를 갖는 표준 k-ε 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. 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., 그림 3은 계산 영역과 적용된 경계 조건들을 간략하게 보여주고 있다. LBE 최대 유입 속도(V)는 표적시스템에서 최대 유속이 2m/s를 넘지 않도록 선택을 하였다.



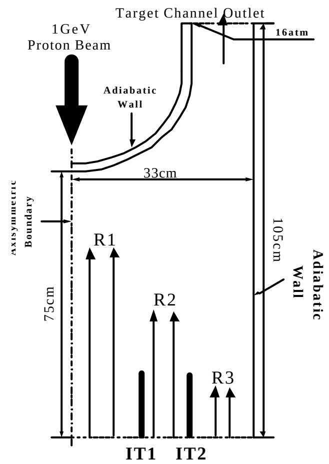


그림 2. Outline of the target system　　그림 3. The Computational domain and boundary conditions

4. 계산 결과

4.1 최적 빔 밀도 분포

Parabolic, uniform 빔 밀도 분포에 따른 빔창과 LBE에서 발생되는 열을 LAHET 코드를 이용하여 계산하였으며, 계산된 결과를 fitting하여 빔이 조사되는 영역($\rho < D_b$)에서 LBE 깊이(z) 방향에 따른 열 발생량을 표현할 수 있는 식을 얻었다. 빔 밀도 분포에 따라 식은 다음과 같다.

Parabolic 분포: $Q = C\frac{2I}{pR_b^4}(R_b^2 - r^2)$ (unit: W/cm3), (1)

Uniform 분포: $Q = CI$ (unit: W/cm3), (2)

여기서, Q = 단위부피당 열생성량(W/cm^3), I = 빔 전류 세기(mA), R_b = 양성자 빔의 반경(cm), ρ = 빔창 중심으로부터의 거리(cm), C = 빔창으로부터의 깊이(z)에 따른 열 발생 상수이다.

최적의 빔 밀도 분포를 결정하기 위해서 두 개의 빔 밀도 분포에 대한 열수력 해석을 IT 가 설치되지 않은 기준 표적에 대해서 수행하였다. 표적시스템에 유입되는 LBE 의 유량은 4562 kg/s 이며, LBE 유입속도 1.31 m/s, 그리고 빔 전류 20mA 를 적용하였다.

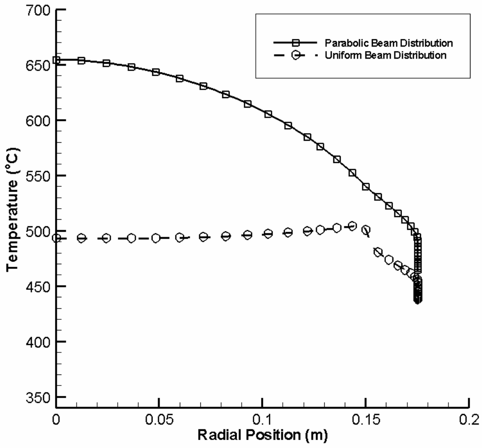


그림 4. Temperature distribution of the wetted surface at the beam window

그림 4 는 빔 밀도 분포 변화에 따른 빔창의 젖은 면에서의 온도 분포를 반경 방향 위치에 따라 보여주고 있다. LBE 의 최대 온도는 parabolic = 654 °C , uniform = 505 °C 로써, uniform 빔 밀도 분포의 경우 빔창 전반적으로 균일한 온도 분포를 갖으며, LBE 의 온도 한계인 500°C 를 대체적으로 만족하고 있다. Parabolic 빔 밀도 분포의 경우 빔창 중심에서 상당히 높은 온도를 갖는데, 이는 빔 밀도가 상대적으로 높은 빔창 중심에서의 유동 정체에 기인하는 것으로 현재와 같은 반구형 형상에서는 parabolic 빔 밀도 분포는 적합하지 않음을 알 수 있다.

동일한 경우에 대해서, 설계 한계치를 만족하면서 표적시스템이 허용할 수 있는 최대 빔 전류를 계산한 결과, parabolic = 10.1mA, uniform = 19.3mA 이다. 이 때, 최대 허용 빔 전류를 결정하는 설계 한계치는 LBE 의 최대온도 500 °C 이다. Uniform 빔 밀도 분포의 경우 parabolic 빔 밀도 분포보다 거의 두배에 가까운 빔 전류를 허용함으로써, 열수력 관점에서 uniform 빔 밀도 분포가 표적시스템에 적용하기에 상대적으로 적합한 빔 밀도 분포임을 알 수 있다.

비록 기준 표적시스템이 HYPER 의 정상 운용을 위한 빔 전류(19mA)를 수용하고 있으나, 빔창의 효과적인 냉각을 위해서는 HYPER 노심 냉각재 유량(45506.26kg/s)의 10%인 4562kg/s 를 요구하고 있으며, 그로 인해서 표적시스템 출구에서의 LBE 평균 온도(356°C)가 노심 출구에서의 LBE 평균 온도(490°C)보다 상대적으로 매우 낮아지는 문제를 발생하였다. 표적시스템에서의 과다한 유량은 pumping power 의 증가를 의미할 뿐만 아니라, LBE 간의 급격한 온도 차이는 두 유동이 만나는 상부 구조물에서의 소위 thermal striping 을 야기할 수도 있다.

이에 표적시스템 출구의 LBE 평균 온도를 상승시키기 위한 방법으로 표적시스템의 유량을 50% 줄여서, 각각의 빔 밀도 분포에 따른 최대 허용 빔 전류를 계산하였다. 계산한 결과, parabolic = 5.4mA, uniform = 10.1mA 로써 HYPER 를 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.

4.2 Single injection Tube 의 효과

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(IT) 라는 원통형 관을 도입하였다. IT 는 빔관과 같은 중심선을 갖으며, 빔창 아래쪽에 위치하는 원통형 관으로써, 표적 유로 중심에 위치한 R1 영역의 LBE 유입 속도는 R2(+R3)보다 상대적으로 빠른 유속을 유지하게 된다. 또한, 기준 표적시스템의 LBE 유입 속도보다도 빠른 속도를 유지함으로써, 유량 감소에 의해서 LBE 유입 속도가 감소되는 문제를 해결하고자 하였으며, 각 영역에서의 LBE 속도는 IT 하단부의 orifice 에 의해서 조절된다.

IT 의 효과를 확인하기 위하여 두 가지 형태의 빔 밀도 분포에 대하여 열수력 해석을 수행하였다. 적용된 빔의 직경이 30cm 이기 때문에, 만일 IT 의 직경이 빔의 직경 보다 작고, IT 의 높이가 z < 60cm 인 영역보다 높아지면 IT 는 양성자 빔에 직접적으로 타격을 받게 된다. 이러한 현상을 피하기 위하여, IT 의 직경과 높이는 각각 31cm, 10cm 로 하였으며, IT 의 두께는 2mm 로 하였다. 유입되는 유량은 기준 표적시스템 유량의 50%이며, IT 가 없는 경우, LBE 유입 속도는 0.655m/s 이고, IT 가 도입된 경우 R1 과 R2(+R3)의 LBE 유입 속도는 각각 1.5m/s, 0.417m/s 이다. 또한, 적용된 빔 전류는 20mA 이다.

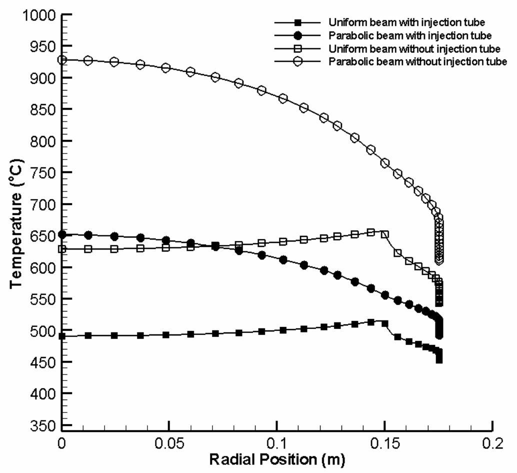
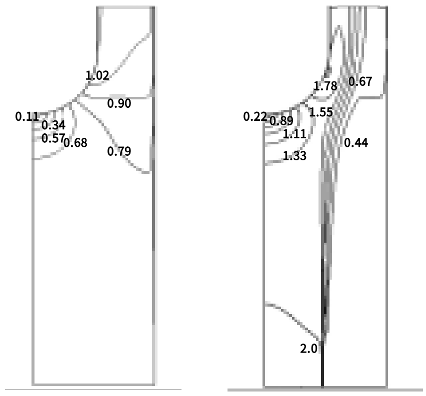


그림 5. The temperature distributions of the wetted surface of the beam window with or without the IT

그림 5 는 빔창의 젖은 면에서의 온도 분포를 IT 의 유 · 무에 따라 보여주고 있다. IT 가 없는 경우, LBE 의 최대 온도는 parabolic = 928 °C , uniform = 657 °C 인데 반하여, IT 가 있는 경우는 LBE 의 최대 온도가 parabolic = 652 °C , uniform = 515 °C 이다. 계산 결과 IT 의 도입으로 빔창 및 LBE 의 최대 온도를 상당히 감소시킬 수 있음을 알 수 있다.

IT 의 도입시 HYPER 가 요구하는 빔 전류를 수용할 수 있는지 확인하였다. 이 때 LBE 유입 속도는 R1 과 R2(+R3)에서 각각 1.635m/s, 0.378m/s 이다. R1 의 LBE 유입 속도는 표적시스템 내부의 최대 유속이 2m/s 를 초과하지 않도록 결정되었다. 그림 6 은 IT 의 유 · 무에 따른 표적시스템에서의 유속 분포를 보여주고 있다. IT 의 적용시 빔창 중심 아래 부분에 형성되었던 유동 정체 영역이 상당히 감소함으로써, 이에 따른 빔창 냉각 효과의 증가를 예상 할 수 있다. IT 를 도입한 경우, 표적시스템의 허용 빔 전류는 parabolic = 10.3mA, uniform = 19.6mA 로 계산되었다. 이는 표적시스템의 유량을 50% 감소시키기 이전의 기준 표적시스템이 허용 가능한 최대 빔 전류보다 증가된 결과로써, 같은 유량의 기준 표적시스템와 비교할 때 parabolic 의 경우 90%, uniform 의 경우 94% 정도 허용 빔 전류가 상승했음을 알 수 있다. 계산 결과 IT 의 도입은 HYPER 를 운용하기 위한 필요한 빔 전류를 유지하면서, 표적시스템의 유량을 획기적으로 감소시킬 수 있는 훌륭한 대안이 될 수 있음을 확인하였다.



(a) w/o IT (b) w/ IT

그림 6. The velocity distributions of the target system with or without IT

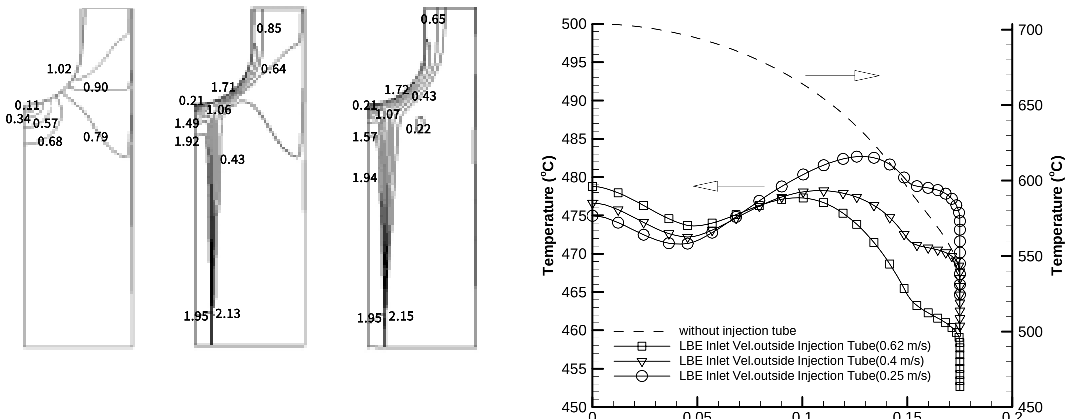
유량 변화에 따른 표적시스템의 온도 및 속도 변화를 조사하기 위하여 parabolic 빔을 적용하여 열수력 해석을 수행하였으며, 빔창 및 LBE 최대 온도를 표 2 에 나타내었다. 빔이 IT 에 직접 조사되는 것을 피하기 위해서 IT 의 직경과 높이는 모두 10cm 로 하였다. 빔 전류는 12.3mA 이며, R1 의 LBE 유입 유속은 효과적인 빔창 냉각을 위해서 1.95m/s 로 고정하였고, R2 의 유속을 줄임으로써 표적시스템 전체의 유량을 감소시켰다. 이때 R1 에서의 LBE 유입 유량은 156kg/s 이며 HYPER 노심 전체 유량의 약 0.34%이다.

표 2 에서 보는 바와 같이 표적시스템의 유량이 HYPER 노심 유량의 2.8%까지 줄어들었지만 빔창 및 LBE 의 최대 온도 변화가 미약함을 알 수 있다.

그림 7 은 유량 감소에 따른 표적시스템의 속도 분포 및 빔창 젖은면에서의 LBE 온도 분포를 보여주고 있다. IT 의 도입 이전과 상당히 다른 온도 및 속도 분포를 볼 수 있다. 특히 R2 의 유속이 작아질수록 빔창 중심 아래쪽 45˚ 근처에 새로운 유동 정체 구역이 발생함을 확인하였으며 이에 따른 LBE 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 2. The peak temperature of the beam window and the LBE with variation of flow rate (parabolic)

LBE inlet velocity of R2(+R3) (m/s)	0.62	0.5	0.4	0.3	0.25
Flow rate ratio of R2(+R3) (%)	4.66	3.73	2.99	2.23	1.87
Total flow rate ratio of target channel (%)	5.0	4.07	3.33	2.57	2.21
Temperature (Beam Window, ºC)	529	528	527	526	525
Temperature (LBE, ºC)	479	478	478	481	483



(a) w/o IT (b) 0.62 m/s (c) 0.25 m/s

그림 7. The velocity distribution of target system and the temperature distribution of wetted surface at the beam window with the flow rate variation (parabolic).

표 3 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 0.4mA 의 손실뿐이었으며, R2 의 유속이 0.4m/s 일 때 14.3mA 의 최대 허용 빔 전류를 수용하였다. 그러나 parabolic 빔의 경우 IT 를 적용하여 허용 빔 전류가 상승되었지만 HYPER 가 요구하는 빔 전류를 만족시키는 못하였다.

표 3. The allowable beam current and the peak temperature of beam window and the LBE (parabolic)

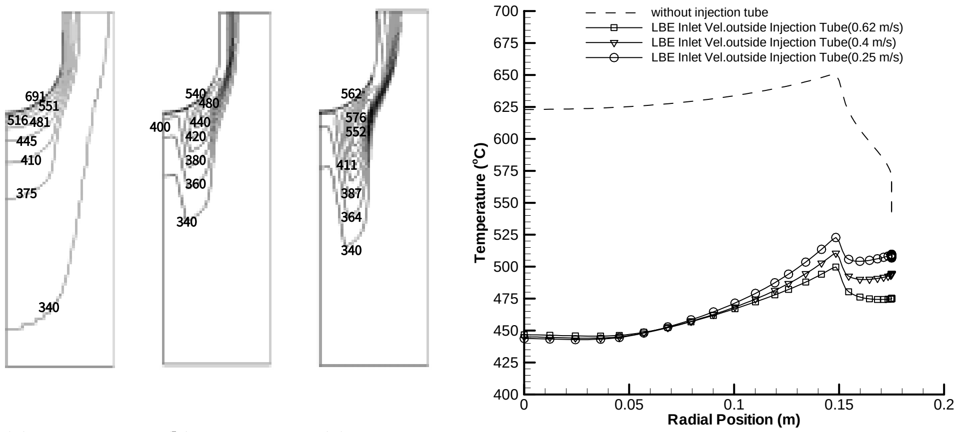
LBE inlet velocity of R2(+R3) (m/s)	0.62	0.5	0.4	0.3	0.25
The allowable Beam Current (mA)	14.2	14.3	14.3	14.0	13.8
Temperature (Beam Window, ºC)	557	558	556	551	547
Temperature (LBE, ºC)	500	500	500	500	500

표 4. The peak temperature of the beam window surfaces with variation of flow rate (uniform)

LBE inlet velocity of R2(+R3) (m/s)	0.62	0.5	0.4	0.3	0.25
Flow rate ratio of R2(+R3) (%)	4.66	3.73	2.99	2.23	1.87
Total flow rate ratio of target channel (%)	5.0	4.07	3.33	2.57	2.21
Temperature of inner beam window surface (°C)	540	544	550	558	562
Temperature of wetted bean window surface (°C)	500	505	511	518	523

표 4 는 동일한 경우에 대해서 uniform 빔을 적용하여 열수력 해석을 수행한 결과이다. Parabolic 빔의 경우와는 달리 유량 감소에 따른 빔창 최대 온도의 변화가 심한 것을 알 수가 있다. 이는 그림 7 에서 보인 바와 같이 유량이 감소함에 따라 새로이 발생되는 유동 정체 구역이 uniform 빔의 최대 온도가 발생하는 위치 근처이기 때문이다.

그림 8 은 유량 감소에 따른 표적시스템의 온도 분포 및 빔창 젖은면에서의 LBE 온도 분포를 보여주고 있다. 특히 R2 의 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 IT 로는 더 이상의 유량 감소는 어려움을 알 수 있으며, 새로이 발생되는 유동 정체 구역의 유동 제어를 위해서 또 다른 방법이 모색되어야 함을 알 수 있다.



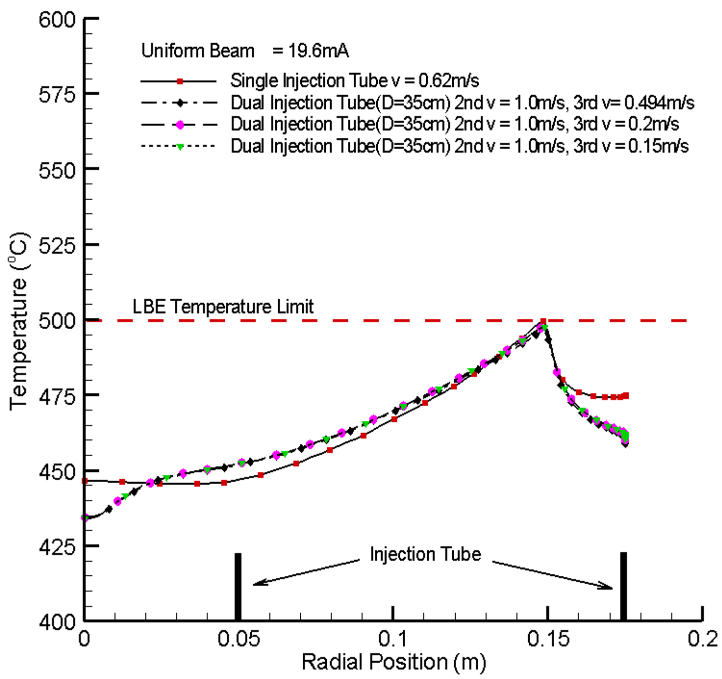
(a) w/o IT (b) 0.62 m/s (c) 0.25 m/s

그림 8. The temperature distribution of target system and wetted surface at the beam window with the flow rate variation(uniform).

4.3 Dual injection Tube 의 효과

표적시스템의 유량 감소에 따라 새로이 발생하는 유동 정체 구역의 유동 제어를 위해서 그림 3 에 보인 바와 같이 dual injection tube(DIT)를 도입하였다. 모든 IT 의 높이는 10cm 이며, IT2(IT2) 의 직경은 35cm 로 고정하였고, IT1(IT1)의 직경을 10cm, 20cm 로 변경시키면서 표적시스템의 유량 변화에 따른 열수력 특성 변화를 확인하였다.

그림 9 는 IT1 의 직경이 10cm 인 경우이며, R1, R2 의 LBE 유입 유속을 각각 1.95m/s, 1.0m/s 로 고정시키고 R3 의 LBE 유입 유속을 변화시키면서 열수력 해석을 수행한 결과이다. Single IT 의 경우와 비교할 때 DIT 의 적용시 빔창 중심에서의 LBE 온도가 약 10 C 정도 감소함을 볼 수 있으며, 특히 최대 온도가 유량의 감소에 따라 미소하게 감소함을 알 수 있다. 이는 DIT 의 도입으로 유량 감소에 의해 새로이 발생되는 유동 정체 구역의 유동 제어가 충실히 이루어지고 있음을 알려주는 결과이다.



‡ x ‘9. The temperature distribution of LBE at the wetted window surface with DIT

(IT 1 = 10cm)

그림 10 은 IT1 의 직경이 20cm 인 경우에, R1, R2, R3 를 변경시키면서 열수력 해석을 수행한 결과이다. 그림 9 와 비교할 때 IT1 의 직경이 커질수록 보다 효과적인 빔창 냉각이 이루어지는 것을 알 수가 있다. R1=1.95m/s 이고 R2=1.0, 0.8m/s 인 경우 가장 좋은 빔창 냉각 효과를 보여주고 있지만 빔창 주위에서의 LBE 유속이 2m/s 를 초과하는 현상을 보였으며, R2 의 LBE 유입 속도를 0.8m/s 로 감소 시킴으로써 문제를 해결 할 수 있었다. 역시 LBE 유량의 감소에 따른 LBE 의 최대 온도 상승을 볼 수 없으므로, 유동 정체 구역의 유동 제어가 성공적으로 수행되고 있다는 것을 알 수 있으며, 표적시스템이 요구하는 빔 전류를 수용하면서 표적시스템의 LBE 유량을 기준 표적시스템 LBE 유량의 약 1/4 로 줄일 수 있음을 확인하였다. 또한 표적시스템의 출구측 LBE 의 평균온도가 400 C 로 상승함으로써, 노심 상부 구조물에서의 thermal striping 의 위험도 줄일 수 있게 되었다. 또한 R3 의 유속 감소에 따른 빔창 젖은면에서의 LBE

온도 변화가 미약하기 때문에, 상대적으로 유동 단면적이 큰 R3 에서의 유속을 더욱 줄여준다면 상당한 양의 유량 감소가 이루어지리라 사료된다. 다만 CFX 를 이용한 열수력 해석시 R2 와 R3 의 유속 차이가 클 경우 발산하는 경우가 빈번하였으며, 특히 R3 의 유속이 0.1m/s 이하인 경우는 전혀 계산을 하지 못하는 문제가 발생하였다. 그러므로 이런 문제들을 해결을 위한 연구가 수행되어야 할 것이다.

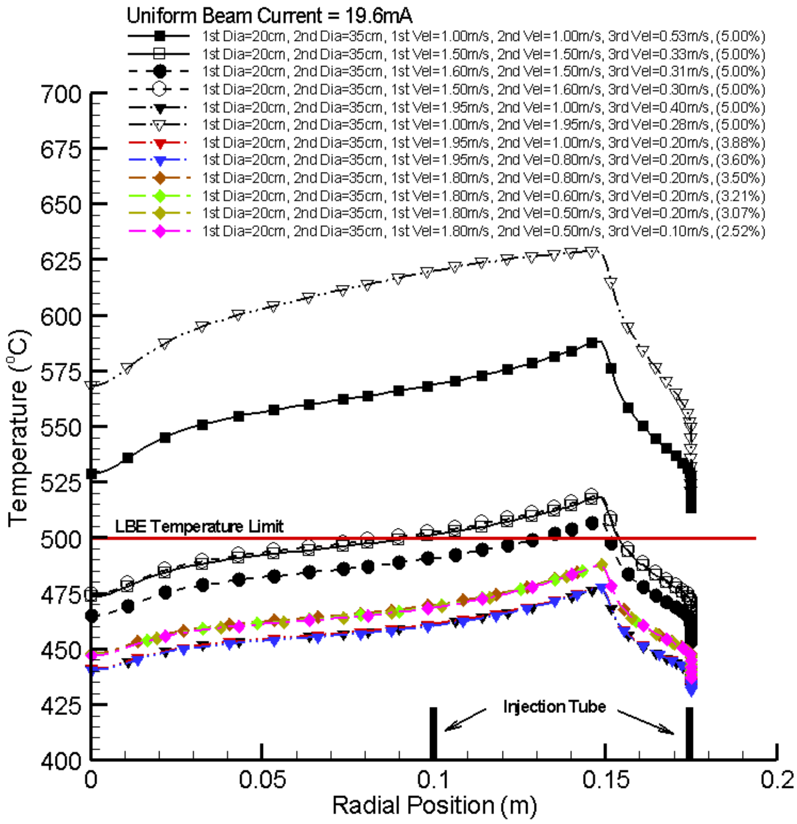


그림 10. The temperature distribution of LBE at the wetted window surface with DIT

(IT 1 = 20cm)

5. 결 론

기존의 연구를 통해 얻어진 기준 표적시스템은 HYPER 가 요구하는 빔 전류(19mA)를 제공하고 있지만, 빔창의 효과적인 냉각을 위해서 HYPER 노심 유량의 10%를 요구하고 있다. 이러한 문제를 해결하기 위하여, 본 연구에서는 표적시스템의 유량을 감소시키는 방안으로 원통형 injection tube 를 채널 유로의 중심에 위치시키는 것을 제시하였다.

Single injection tube 를 도입한 경우 표적시스템의 유량이 기준 표적시스템 유량의 1/2 로 감소했음에도 불구하고, uniform 빔의 경우 약 19.6mA 로, parabolic 빔의 경우 약 14.3mA 로의 빔

전류 상승이 가능했다. 그러나 유량 감소에 따른 새로운 유동 정체 구역이 발생함으로 인하여 빔창의 온도보다 LBE(Lead-Bismuth eutectic)의 온도가 높은 열섬(thermal island)이 발생하였으며, 이러한 현상을 해결하기 위하여 Dual injection tube 를 도입하였다.

Dual injection tube 의 도입 결과 국부적으로 발생되는 유동 정체 구역의 유동 제어를 성공적으로 수행할 뿐만 아니라, HYPER 를 운용하기 위해 필요한 빔 전류를 유지하면서 표적시스템의 유량을 기준 표적시스템의 1/4 로 감소시킬 수 있음을 확인하였고, 표적시스템의 출구측 온도를 400˚C 까지 상승시킴으로써, 노심 상부 구조물에서의 thermal striping 의 위험성도 줄일 수 있게 되었다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부에서 시행하는 원자력중장기개발사업의 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌

1. Buono, S. et al., 1998, Numerical Studies Related to the Design of the Beam Target of the Energy Amplifier Prototype, *Heavy Liquid Metal Conference '98*, Vol. 1, p.249.
2. Cheng, X. and Slessarev, I., Thermal-hydraulic Investigations on Liquid Metal Target System, *Nuclear Engineering and Design*, **202**, 297 (2000).
3. Gohar, Y. et al., 2001, Lead-Bismuth-Eutectic Spallation Neutron Source for Nuclear Transmuter, *AccApp/ADTTA '01*, Reno, Nevada, Nov. 11-15.
4. Tak, N. I. and Cheng, X., Thermal Hydraulic Design of the Active Part of the MEGAPIE Target, *Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting*, Cheju, Korea (May 2001).
5. Gromov B. et al., 1998, Experience on Development of Molten Lead-Bismuth Target for Accelerator-Driven Systems, *HLMC '98*, Vol. 1., pp. 49-59.
6. Kim Y. H. et al., 2003, Optimisation of Height-to-Diameter Ratio for an Accelerator-Driven System, *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 143, pp. 141-157.
7. Song, T. Y. and Tak, N. I., 2001, Optimal Design of HYPER Target System Based on the Thermal and Structural Analysis of Pb-Bi Spallation Target and Beam Window, *Annals of Nuclear Energy*.
8. Tak, N. I. et al., 2001, Numerical Studies on Thermal Hydraulics of HYPER target, *AccApp/ADTTA '01*, Reno, Nevada, Nov. 11-15.
9. Cho, C. H. et al., 2002, Optimum Design of Beam Window's Diameter and Thickness of HYPER Target System, *Proc. KNS Autumn Meeting*, Oct. 24-25.
10. Cheng, X. et al., Thermal hydarulic Design of an ADS with Three Spallation Targets, *Proc. ADTTA '99 Conference*, Prague (June 1999).
11. Tichelen, K. V. et al., 1999, MYRRHA Project, a Windowless ADS Design, *Proc. ADTTA '99*, Prague, Czech Republic.
12. ANSALDO, 2001, XADS Pb-Bi Cooled Experimental Accelerator Driven System Reference

Configuration, Summary Report.

13. C. H. Cho, T. Y. Song, N. I. Tak, 2004, Numerical design of a 20 MW lead–bismuth spallation target for an accelerator-driven system, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 229, pp. 317-327
14. WON S. PARK et al., “Transmutation Technology Development,” Korea Atomic Research Institute, KAERI/RR-2117/2000 (2000).
15. Park, W. S. et al., 1997, Development of Nuclear Transmutation Technology, KAERI/RR-1702/96.
16. Yachmenyov, G. S. et al., 1999, Problems of Structural Materials’ Corrosion in Lead-Bismuth Collant, P roceedings of Heavy Liquid Metal Coolants in Nuclear Technology, Vol1. p133-140.
17. Klueh, R. L., 1996, Experience with Ferritic/martensitic Steels for Fusion Application, Proceedings of International Workshop on Spallation Materials, 3.3-3.26.
18. Rust, J. H., 1979, Nuclear Power Plant Engineering, Haralson Publishing Company, p385.
19. Prael, R. E. et al., 1989, User Guide to LCS : The LAHET Code System, LA-UR-89-3014.