2003 춘계학술발표회 논문집

한국원자력학회

열수력 해석에 의한 반구형 빔창을 갖는 납-비스무스 핵파쇄 표적 설계

Design of Lead-Bismuth Spallation Target with Hemi-Spherical Beam Window Based on Thermal-Hydraulic Analyses

조충호, 송태영

한국원자력연구소

대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

가속기 구동 미임계 핵변환로는 1GeV 급 이상의 양성자 빔을 중핵원소 물질인 표적에 조사하여 생성되는 중성자를 원자로 운전에 필요한 중성자원으로 이용하기 때문에, 기존의 원자로와는 달리 핵파쇄 표적 시스템과 가속기 시설이 필요하다. 표적시스템의 기초적인 빔창 형상으로 원통형 빔관과 반구형 빔창을 채택하였다. 설계 한계치는 Pb-Bi 의 최대 온도 < 500^{o}C, 빔창의 최대 온도 < 600^{o}C, LBE 의 최대 속도 < 2m/s, 그리고 빔창에 작용하는 스트레스 < 160Mpa 이다. 최적 설계 변수 조합을 도출하기 위하여 빔창의 직경 및 두께, 그리고 빔밀도 분포를 변경시키며, 열수력 해석 및 구조해석을 수행하였다. 연구 결과 HYPER 에 적용 가능한 표적시스템은 40cm 이상의 균일 빔 밀도 분포가 요구되며, 또한 2.5cm 이상의 빔창 두께를 갖을 때 시스템의 건전성이 보장됨을 알았다.

Abstract

A spallation target system is a newly added part to conventional nuclear reactor systems in an accelerator driven transmutation system (ADS). The cylindrical beam tube and the hemi-spherical beam window are adopted in the basic target design concept with 1 GeV proton energy, and thermal hydraulic and structural analyses have been performed with the CFX code. The beam window diameter and thickness are varied to find the optimal parameter set based on the design criteria: maximum LBE temperature < 500 ^{o}C, maximum beam window temperature < 600 ^{o}C, maximum LBE velocity < 2 m/s, and the maximum beam window stress < 160 MPa. The results of the present study show that 40 cm wide proton beam with a uniform beam profile should be adopted for spallation target of 20 MW power. It has been found that a 2.5cm thick beam window is needed to sustain the mechanical load.

1. 서 언

최근 가속기 분야의 급속한 기술 진보에 따라, 사용 후 핵 연료의 처리를 위해 가속기 구동 미임계 핵변환로(*A*ccelerator *D*riven *S*ystem, ADS)가 대두되고 있다. 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 시스템과 가속기 시설이 필요하다. 특히 핵 파쇄 반응 중 다량의 중성자원이 생성되어야 하기 때문에 표적 물질의 선택은 중성자원 생성율, 양성자 빔 조사에 의한 표적 손상 및 열 냉각 능력 등을 고려하여 선택되어야 한다.

ADS 는 시스템 여건상 핵파쇄 표적과 노심 냉각재 물질을 같은 종류로 사용하는 것이 바람직하며, 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℃ 로 낮기 때문에 낮은 온도에서 운전할 수 있다는 장점을 갖고 있으며, 냉각재 폭발 및 화재 가능성이 적기 때문에 미임계로의 중성자원으로 적합하여 우선적으로 선정되었다.

표적 물질로 액체 금속인 LBE 를 사용할 경우, 표적 냉각의 편리성 및 안정성 측면에서 양성자 빔이 진행될 진공부분과 LBE 를 분리시켜 주는 빔창이 있는 구조를 채택하였다. 빔창 물질은 수명과 관련된 부식, 방사선 손상 특성을 고려하여 접촉하는 액체금속인 LBE 와의 화학적 특성이 좋고, 방사능에 의한 기계적 특성이 좋은 ferritic/martensite 계통의 철금속인 9Cr-2WVTa 를 선정하였다.

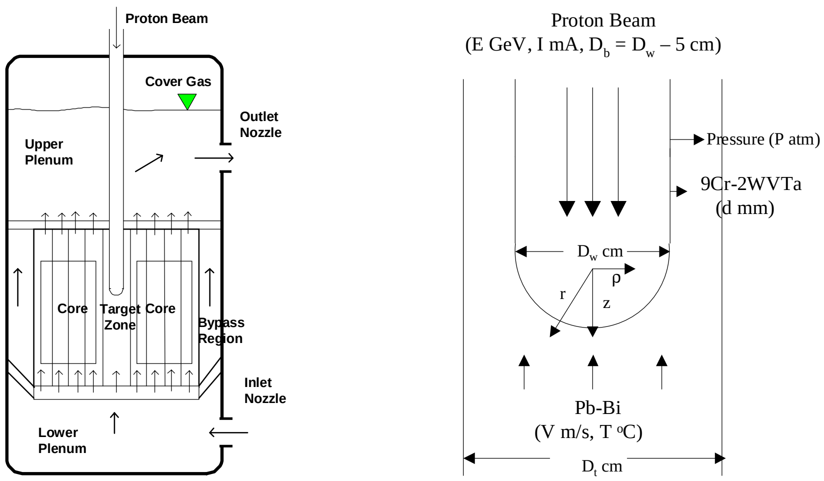
핵 파쇄 표적 시스템의 설계에 있어서 주된 관건은 높은 에너지의 양성자 빔 조사에 의한 손상, 발생하는 열, 그리고 작용하는 기계적 하중등에 견딜 수 있으며, 시스템에 발생하는 열을 효과적으로 냉각시켜 줄 수 있는 LBE 유동을 제공하는 빔창의 형상 설계에 있다. 최근 LBE 표적 설계에 있어서 다양한 연구들이 발표되고 있다[1-4]. 그러나 이들 연구는 중성자원의 파쇄나 소규모 ADS 실험시설에 대한 연구에 초점을 맞추고 있으며, 자연스럽게 빔 전력이 10MW 보다 작은 중,소형급의 표적시스템에 대한 연구에 머물고 있다. 통상 $1000MW_{th}$ 급의 실질적인 ADS 에서는 15-25MW 의 표적 시스템이 필요 불가결하다고 알려져 있지만, 빔 에너지의 60% 이상이 빔창 및 표적 시스템이라는 제한적인 공간에서 열 축적되기 때문에 20MW 이상의 표적 시스템을 설계하는 것은 쉽지않은 일이며[5-6], Song/Tak[7], Tak[8], Cho[9] 등에 의해서 $1000MW_{th}$ 급의 ADS 에 적용할 표적시스템에 대해서 연구가 수행된 바 있으나, 결과는 20MW 이상의 표적시스템에 대한 설계 변수 도출하지 못했다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 Forschungzentrum Karlsruhe[10]는 세 개의 표적시스템을 병행하는 방법을 모색하고 있으며, MYRRHA[project [11], X-ADS design[12]등은 빔창이 없는 표적 시스템을 고려하고 있다.

본 연구는 반구형 빔창을 갖고, 한 개의 빔이 조사되는 20MW 급의 LBE 표적시스템을 위한 설계 변수들을 도출하는데 그 목적을 두고 있다. 세 가지의 양성자 빔 밀도 분포에 따른 열 수력 해석을 수행하여 최적 빔 밀도 분포를 결정하였으며, 빔창의 직경 및 두께를 변경시키면서 열수력 해석 및 구조 해석을 수행하여 설계 한계치를 만족하는 최적 설계 변수 조합을 도출하였다.

2. 표적시스템

2.1 기초 표적시스템

한국 원자력 연구소에서는 1997 년부터 가속기 구동 미임계 핵변환로 HYPER(HYbrid Power Extraction Reactor)를 개발하고 있다[13-14]. 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 20mA 이상의 빔 전류를 필요로 한다.



(a) HYPER (b) LBE target system

Figure 1. Outline of the HYPER and the LBE target system

현재 HYPER 에서 고려하고 있는 표적시스템의 위치는 노심의 중앙에 위치한다. 표적시스템 영역을 중심으로 TRU 집합체 및 FP 집합체가 환형으로 둘러 쌓이게 되며, 빔창의 젖은 표면이 노심 중앙으로부터 25cm 위에 위치한다. 냉각재인 동시에 표적 물질인 LBE 는 노심 하단부에서 유입되며, 양성자 빔은 진공을 이루고 있는 빔관을 통해 반구형 빔창을 지나 표적물질에 조사된다. 열수력 해석의 편리성을 위해서 표적시스템을 원통형 모양으로 단순화하였으며, Figure 1 은 HYPER 와 표적시스템의 개략적인 모양을 보여주고 있다.

Figure 1 에 보인 바와 같이 표적시스템의 최적 설계를 위해 도출되어야 할 설계 인자들은 표적 유로의 직경(D_t), 빔창에 작용하는 압력(P), Pb-Bi 유입 온도(T), 빔창의 직경(D_w), 양성자 빔의 직경(D_b), 빔 에너지(E), 빔 밀도 분포 형태, Pb-Bi 유입 속도(V), 그리고 빔창의 두께(d)등 9 가지를 고려할 수 있다.

그러나 9 개의 설계 인자들 중에서 표적 유로의 직경(D_t), 빔창에 작용하는 압력(P), LBE 유입 온도(T)는 전체 노심 설계의 최적화로 얻어지는 설계 변수로써, 표적시스템의 최적화에

의해 결정 될 수 없는 변수들이다. 노심 최적 설계에 의해 얻어진 표적 유로의 직경(D_t)은 0.66m 로 결정되었다. 빔창에 작용하는 압력(P)은 반구형 빔창과 원통형 빔관이 접합되는 곳보다 10cm 위에 16 기압의 압력이 작용하며, LBE 유입 온도(T)는 노심 냉각재의 유입 온도와 같은 온도로 결정하였으며 340°C 이다. 또한 조사되는 양성자 빔 에너지(E)는 1GeV 로 고정하였고, 양성자 빔 밀도는 Parabolic, Uniform, offset parabolic 분포를 고려하였다.

양성자 빔의 직경(D_b)이 클수록 빔 전류 밀도가 낮아지고, 빔창과 표적에서의 열 발생이 적어지기 때문에, 표적시스템의 허용 전류 증가를 기대할 수 있지만, 빔의 직경(D_b)이 빔이 통과하는 빔창의 직경(D_w)보다는 작아야 하기 때문에 한정적인 범위 안에서 결정이 가능하다. 빔창의 직경(D_w)도 이러한 관점에서 클수록 좋지만, 역시 표적 유로의 직경(D_t) 제한과 빔창의 허용응력 제한 때문에 무작정 크게 할 수 없는 요인이 있다. 또한 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. 이는 양성자 빔이 조사되는 도중에 이동하여 빔관의 중심을 통과하지 않더라도 5cm 정도의 여유면 빔이 빔관을 벗어나지 않을 것이라는 판단에서 결정하였다.

표적시스템의 LBE 유입 속도(V)는 빠를수록 빔창의 냉각 측면에서 효과적이지만, 빔창 물질의 부식률도 이에 따라 증가한다. Figure 1 에서 보는 바와 같이 표적시스템에서의 최고 유속이 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 할 수 있다. 결국 양성자 빔의 직경(D_b)과 최대 LBE 유입 속도(V)가 빔창의 직경(D_w)을 선택함으로써 결정될 수 있음을 알았다.

설계 한계치들을 만족하는 설계 변수 조합을 찾기 위해서, 표적 유로 직경(D_t), 빔창 작용 압력(P), 빔 에너지(E), LBE 유입 온도(T)등을 고정시키고, 빔창 직경(D_w), 빔 밀도 분포, LBE 유입속도(V), 빔창 두께(d)등을 변화시키며 열수력 해석을 수행하였다. 특히, 빔창 두께(d)는 균일 두께와 비균일 두께를 고려하였으며, 빔창 두께는 빔창의 진공면쪽으로 증가하도록 하였다. 이는 순수하게 두께 변화에 의해 발생하는 열수력 특성 변화를 확인 할 수 있기 때문이다.

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[15]. 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[16-17].

3. 전산해석 방법

앞에서 언급된 바와 같이 본 연구에서 결정되어야 할 설계 변수들은 빔창 직경(D_w), 빔 직경(D_b), LBE 최대 유입 속도(V), 빔 밀도 분포, 그리고 빔창 두께(d)로 축약되었으며, HYPER 가 요구하는 빔 전류, 20mA 를 허용하는 설계 변수들의 조합을 찾아내야 하는 것이 관건이다.

빔창과 LBE 에서의 열 발생은 LCS 2.7(LAHET Code System)를 이용하였다[18]. 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 이용하였으며, CFX 에서는 표적시스템에서의 유동 분포와 온도분포 및 압력분포를 계산하게 된다.

Table 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.

기 언급된 설계 인자들을 도출함에 있어서, 빔창의 직경은 35cm 에서 50cm 까지 5cm 간격으로 증가시키면서 계산을 수행하였다. 빔창의 두께는 1.5mm 에서 3.0mm 까지 0.5mm 씩 증가시키면서 계산을 수행하였다. LBE 최대 유입 속도(V)는 표적시스템에서 최대 유속이 2m/s 를 넘지않도록 선택을 하였다.

Table 1. Material data used for calculations

Pb-Bi (450°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°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)

4. 계산 결과

4.1 열 발생 계산

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

1. Parabolic 분포: $Q = C\dfrac{2I}{\pi R_b^4}(R_b^2 - \rho^2)$ (unit: W/cm^3), (1)

2. Uniform 분포: $Q = CI$ (unit: W/cm^3), (2)

3. Offset parabolic 분포: $Q = C\frac{2I}{\pi R_b^4}(R_b^2 - (\rho - R_b)^2)$ (unit: W/cm^3), (3)

여기서, Q = 단위부피당 열생성량 (W/cm^3), I = 빔 전류 세기(mA), R_b = 양성자 빔의 반경(cm), ρ= 빔창 중심으로 부터의 거리 (cm), C = 빔창으로 부터의 깊이에 따른 열 발생 상수이다.

Table 2. The heat generation coefficient of each beam current density functions

Layer	Window Diameter = 40cm		
	Parabolic (C×10^4)	Uniform, C	Offset parabolic (C×10^4)
Window	2.20	23.6	1.96
20<r<22cm	2.56	25.9	2.48
22<r<24	2.53	24.7	2.40
24<r<26	2.40	23.5	2.30
26<r<28	2.27	21.8	2.12
28<r<30	2.09	20.0	1.90
30<r<40	1.59	15.1	1.40
40<r<50	0.93	8.8	0.75
50<r<60	0.51	5.0	0.36
60<r<70	0.28	2.9	0.16
70<r<80	0.14	1.2	0.06

Table 2 는 빔창 직경 40cm, 빔창 두께 2mm 경우에 각각의 빔 밀도 분포에 따른 빔창으로 부터의 깊이에 따른 열 발생 상수를 나타내고 있다. 빔이 조사되는 영역보다 큰 지역, 즉, $\rho > R_b$ 에서의 열발생량은 무시할 만하며 계산의 편리성을 위해 열 발생이 없다고 가정하였다. 또한 빔창으로 부터의 깊이 방향으로 r > 80cm 인 영역도 역시 열 발생량이 무시할 만하여 열 발생이 없다고 가정하였다.

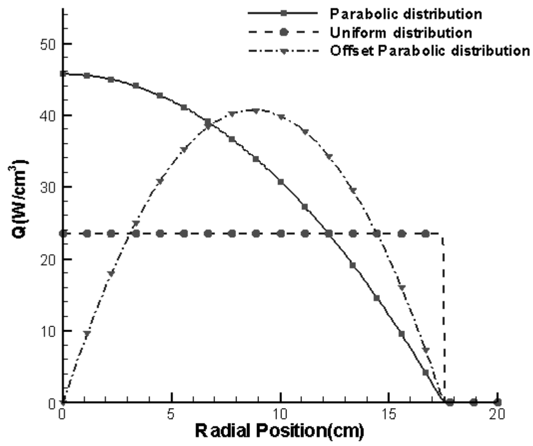


Figure 2. Heat generation rate per unit proton beam current

Figure 2 는 각각의 빔 밀도 분포에 따른 단위 빔 전류당 반경 방향으로의 열 발생량을 보여주고 있다. Table 3 는 빔창 직경의 변화에 따른 열 발생 상수를 Parabolic 빔 밀도 분포 변화

에 대해서 보여주고 있으며, Uniform, Offset parabolic 의 경우 이에 준하는 값을 사용하였다.

Table 3. The heat generation coefficient of parabolic beam profile with the beam window diameter variation

Layer	C(x10^4)				
	D_w=50cm	45cm	40cm	35cm	30cm
Window	2.22	2.20	2.20	2.18	2.17
20<r<22cm	2.55	2.55	2.56	2.56	2.54
22<r<24	2.54	2.53	2.53	2.52	2.52
24<r<26	2.42	2.42	2.40	2.39	2.36
26<r<28	2.30	2.28	2.27	2.24	2.22
28<r<30	2.13	2.11	2.09	2.07	2.04
30<r<40	1.63	1.61	1.59	1.56	1.52
40<r<50	0.98	0.96	0.93	0.90	0.87
50<r<60	0.54	0.53	0.51	0.49	0.46
60<r<70	0.31	0.29	0.28	0.26	0.24
70<r<80	0.16	0.15	0.14	0.13	0.11

4.2 열 수력 및 응력 해석

4.2.1 난류모델

열 수력 계산을 위해 사용한 코드는 CFX 4.4 이며, 얻어진 열 발생량은 사용자 정의 함수 (USRSRC)를 이용하여 문제에 적용하였다. 압력방정식은 중앙차분법을, 그 외의 방정식에 higher upwind 차분법을 이용하였고 압력보정은 SIMPLEC 알고리즘을 이용하였다. 난류모델은 logarithmic 벽함수를 갖는 표준 k-ε 난류모델을 이용하였으며 모든 계산 경우에 있어서 30< y+ <200 이 유지 될 수 있도록 조밀한 격자를 구성하였다. 사용된 turbulent Prandtl 수와 모델 파라미터는 CFX4.4 가 제공하는 기본값을 이용하였으며, 각 방정식에 사용된 solver 는 모두 line solver 를 이용하였다.

4.2.2 경계조건 및 가정

Inlet, outlet, symmetry 경계조건이 주어진 영역에 사용되었고 빔창, 빔관은 conducting solid 로 모사하였다. 모든 외부 wall 로의 열전달은 없는 것으로 가정하였으며, inlet 에서는 균일한 속도 및 온도 분포를 가정하였다. 계산 영역이 축대칭이므로 간단히 2 차원으로 모델링하여 계산시간을 절약하였다. Figure 3 는 계산영역과 적용된 경계조건들을 보여주고 있다.

4.2.3 최적 빔 밀도 분포

최적의 빔 밀도 분포를 결정하기 위해서 세 개의 빔 밀도 분포에 대한 열수력 해석을 수행하였다. 앞에서 언급한 바와 같이 Parabolic, Uniform, Offset paraboloic 빔 밀도 분포를 이용하였으며, 빔 밀도 분포 변화에 따른 열 수력 특성 변화를 보기 위하여 동일한 형상과 경계조건을 적용하여 계산을 수행하였다. 계산에 이용된 설계 변수 조합은 빔창 직경 40cm, 빔창두께 2.0mm, LBE 유입속도 1.16m/s, 그리고 빔 전류 20mA 이다.

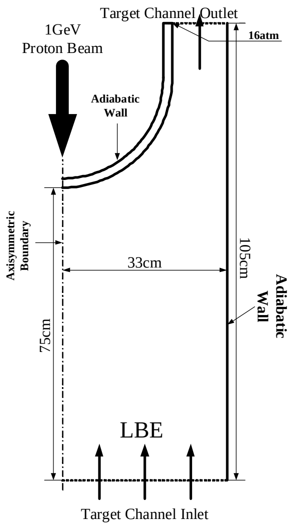


Figure 3. Computational domain and boundary conditions

Figure 4 는 빔 밀도 분포 변화에 따른 빔창의 진공면과 젖은 면에서의 온도 분포를 반경 방향 위치에 따라 보여주고 있다. LBE 의 최대 온도는 Parabolic = 612°C , Uniform = 483 °C, Offset parabolic = 518 °C 이며, 빔창의 진공면 최대 온도는 Parabolic = 672°C , Uniform = 514 °C, Offset parabolic = 578 °C 이다. 고려된 세 가지 빔 밀도 분포중에서 uniform 빔 밀도 분포의 경우가 가장 낮은 peak 온도를 갖으며, LBE 의 온도 한계인 500°C 를 초과하지 않고 있다. 특히 Parabolic 빔 밀도 분포의 경우, 전반적인 빔창 영역에서 다른 빔 밀도 분포보다 상대적으로 높은 온도 분포를 갖으며, 빔창 중심에서 peak 온도를 갖는데 이는 빔창 중심에서의 유동 정체에 기인하는 것으로 현재와 같은 반구형 형상에서는 Parabolic 빔 밀도 분포는 적합하지 않음을 알 수있다.

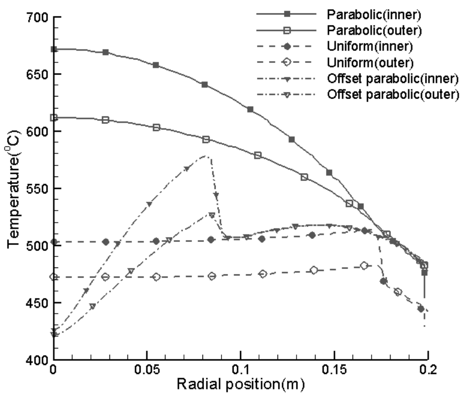


Figure 4. Temperature distribution of the beam window with proton beam profile variations

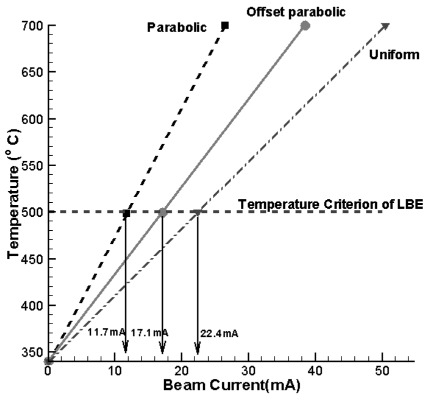


Figure 5. Maximum allowable beam currents with beam profile variations

Figure 5 는 동일한 설계 변수에 대해서 요구되는 설계 한계치를 만족하면서 표적시스템이 허용할 수 있는 최대 빔 전류를 보여주고 있으며 Parabolic = 11.7mA, Uniform = 22.4mA, Offset parabolic = 17.1mA 이다. 모든 경우에 있어서 최대 허용 빔 전류를 결정하는 설계 한계치는 LBE 의 최대온도 500 ^{o}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 가장 적합한 빔 밀도 분포임을 알았다.

그러나 Figure 4 에서 보는 바와 같이 uniform 빔 밀도 분포는 빔의 단락이 있는 곳에서 반경방향으로의 온도 변화가 다른 빔 밀도 분포에 비해 심해서, 상당한 열응력이 발생할 것으로 예상되며, 결국 최적의 빔 밀도 분포는 최적의 빔창 직경 및 빔창 두께를 결정한 후 그에 대한 응력 해석이 동반되어야 결정될 수 있다.

4.2.4 빔창 직경 및 빔창 두께의 최적화

최적의 설계 변수 조합을 찾기 위해서 빔창의 직경은 35cm 에서 50cm 까지 5cm 간격으로 증가시키면서 계산을 수행하였고, 빔창의 두께는 1.5mm 에서 3.0mm 까지 0.5mm 씩 증가시키면서 계산을 수행하였다. LBE 최대 유입 속도(V)는 표적시스템에서 최대 유속이 2m/s 를 넘지않도록 선택을 하였다. 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 2.0mm, Uniform 빔 밀도 분포, 빔 전류 20mA 에 대해서, 빔창 직경 변화에 따른 열수력 해석을 수행하였다. Figure 6 는 각각의 직경에 대한 최대 LBE 유입 속도 및 빔창 과 LBE 에서의 최대 온도를 보여주고 있다.

빔창 직경이 커질수록 표적 유로와 빔창 사이의 간격이 좁아지며, 그로 인한 LBE 유입 속도가 감소가 발생함을 알 수 있다. 또한 빔창 직경의 증가는 빔 밀도의 감소를 이끌어 빔창

직경이 커질수록 빔창 및 LBE 의 peak 온도가 감소함을 알 수 있으며, 이에 따른 최대 허용 빔 전류의 증가를 기대할 수 있다. 하지만 빔창 직경이 50cm 에 가까워지면 빔 밀도의 감소 영향에 의한 온도 감소 효과보다는 LBE 유입속도 감소에 의한 온도 증가가 더욱 지배적임을 알 수 있다.

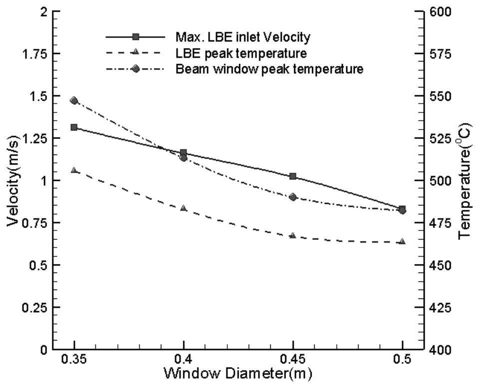


Figure 6. The maximum inlet LBE velocity and the peak temperature of the beam window and the LBE with the beam window diameter variations

빔창 두께 변화에 따른 열수력 특성 변화를 확인하기 위하여 빔창 직경 40cm, uniform 빔 밀도 분포, 빔 전류 20mA, LBE 유입 속도 1.16m/s 에 대해서, 빔창 두께를 변경시키면서 열수력 해석을 수행하였다.

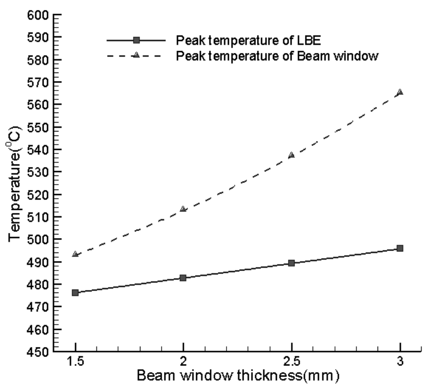


Figure 7. The peak temperature of the beam window and the LBE with the beam window diameter variations

Figure 7 은 빔창 두께 변화에 따른 빔창과 LBE 에서의 peak 온도를 나타내고 있다. 빔창 두께가 증가함에 따라 빔창 및 LBE 의 peak 온도가 증가하기 때문에 최대 허용 빔 전류의 세기는 감소함을 알 수 있으며, 빔창의 진공면과 젖은면 사이의 온도차이(ΔT_w)가 증가함을 알 수 있다. 빔창의 진공면과 젖은면의 온도차이는 Q = 열발생량, k = 열전도도일 때, Qd^2/k 비례하며, Q 는 I/R_b^2 에 비례함으로, 결국 Id^2/kR_b^2 에 비례하게 된다. 또한 α =선팽창계수, E = Young's modulus 일 때, 평판에서의 온도차이에 의해 발생하는 열응력은 $\sigma_{th} = E\alpha\Delta T$ 이므로, 빔창의 두께가 증가할수록 열응력이 증가함을 알 수 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 Hoop 응력이 증가로 인한 구조적 건전성이 저하되기 때문에 최적 직경 및 두께의 선정은 주위를 요한다.

주어진 설계 한계치중에 빔창 및 빔관에서의 최대 허용 응력이 160Mpa 임을 감안하여, 설계 과정의 간편화를 꾀하였다. 고려된 설계 변수 조합의 수는 총 16 개이며, 이들을 대상으로 빔창 및 빔관에 발생하는 Hoop 응력을 계산하였다. 동일한 직경에 대해서 원통형 빔관은 반구형 빔창에 비해 상대적으로 Hoop 응력이 크게 발생하므로, 빔관의 Hoop 응력이 설계 한계치를 초과할 경우 최적 설계 변수 조합에서 제외된다. 원통형 빔관의 Hoop 응력은 다음과 같다.

$$\sigma_\theta = \frac{\Delta p \times (0.5 \times D_w - d)}{d} \tag{4}$$

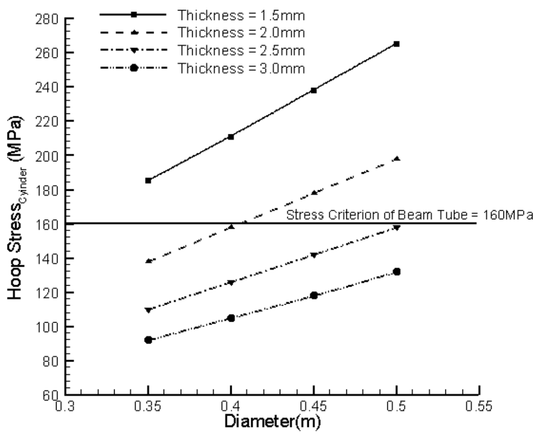


Figure 8. The mechanical stress in beam tube calculated by Eq. (4)

Figure 8 은 식 (4)를 이용하여 각각의 설계 변수 조합에 대해서 계산된 빔관 Hoop 응력을 보여주고 있다. 빔창 두께 1.5mm 의 경우 모든 빔창 직경에 대해서 허용응력인 160Mpa 을 초과하고 있음을 알 수 있으며, 빔창 두께 2.0mm 의 경우 빔창 직경 45cm 와 50cm 일 때, 역시 설계 허용 응력을 초과함을 알 수 있다. 결국 총 16 개의 설계 변수 조합 중에서 10 개의 설계 조합 변수만이 허용 응력 한계치를 만족하였다.

Table 4 는 식 (4)에 의해서 계산된 빔관의 Hoop 응력이 설계 허용 응력을 만족하는 10 개의 설계 변수 조합에 대해서 계산된 최대 허용 빔 전류 및 빔창의 peak 온도를 보여주고 있다. 빔창 직경 50cm, 빔창 두께 2.5mm 인 경우 최대 빔 전류 24.8mA 를 허용함으로써, 열수력 측면에서의 최적 설계 변수 조합이 되지만, 허용응력 160MPa 에 대한 여유가 없으므로, 24.1mA 의 빔 전류를 허용하는 빔창 지름 45cm, 빔창 두께 2.5mm 인 경우를 또 다른 후보로 선택했다.

Table 4. Maximum allowable beam currents of candidates of optimal parameter set

Window Diameter (cm)	50		45		40			35		
Window Thicness (mm)	2.5	3.0	2.5	3.0	2.0	2.5	3.0	2.0	2.5	3.0
Max. Allowable Beam Current (mA)	24.8	24.0	24.1	23.2	22.4	21.4	20.6	19.3	18.5	17.7
Max. Beam Window Temperature (°C)	536	551	544	561	534	552	571	540	560	581

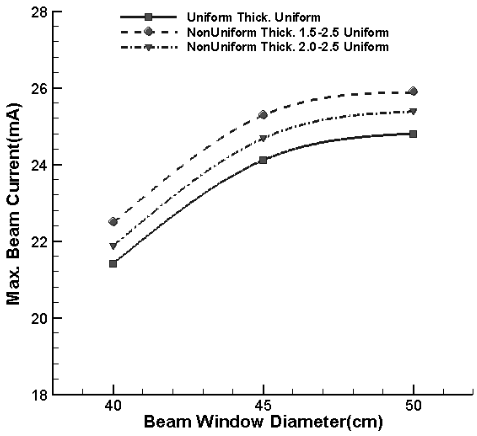


Figure 9. Maximum allowable beam current increase by non-uniform thickness

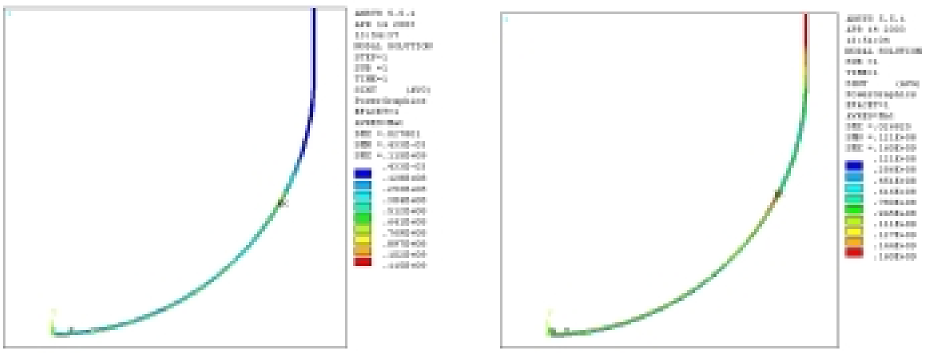
빔창의 두께가 얇을수록 허용 빔 전류가 증가되므로, 반구형 빔창의 두께를 비균일하게 하여 허용 빔 전류의 상승을 꾀하였다. Figure 9 은 반구형 빔창의 비균일 두께 적용시 허용 빔 전류 상승을 균일 빔창 두께 2.5mm 의 경우와 비교하여 보여주고 있다. 여기서 비균일 두께 1.5-2.5 와 2.0-2.5 는 빔창 중심에서의 두께가 각각 1.5mm, 2.5mm 이며, 빔창과 빔관이 접하는 부분의 빔창 두께가 2.5mm 로써, 빔창 중심으로부터 빔관과 빔창 접합 부분까지 균일한 두께 증가가 이루어지는 형태의 빔창을 의미한다. 균일 두께 반구형 빔창에 비해 비균일 두께 반구형 빔창은 빔창 두께 2.0-2.5mm 인 경우, 약 0.5mA, 빔창 두께 1.5-2.5 인 경우, 약 1.1mA 의 빔 전류 상승 효과를 주었다. 그러나 비균일 두께 반구형 빔창의 경우, 구조적으로 취약할 뿐만 아니라 제작과정도 용이하지 않으며, 이러한 단점을 감안하고 채택할 정도로 빔 전류 상승 효과가 크지 않기 때문에 최종 최적 설계 변수 조합은 균일 두께 반구형 빔창에서 채택된 두 가지 경우로 국한시켰다.

열수력 측면에서 도출된 두 개의 최적 설계 변수 후보에 대한 응력 해석을 상용 구조해석 코드인 ANSYS 를 이용하여 수행하였다. CFX 코드에 의해 수행된 열수력 해석 결과값인 빔창 표면에서의 압력과 온도 분포를 ANSYS 의 입력값으로 사용하였으며, CFX 와 ANSYS 의 격자점이 정확하게 일치하지 않기 때문에 가장 가까운 근처의 값을 차용해서 사용하는 방법을 사용하였고 해석 결과를 Table 5 에 보였다.

응력 해석 결과 빔창 직경 50cm, 빔창 두께 2.5mm 인 경우, 빔창의 빔 단락이 있는 곳에서 열하중에 의한 최대 열응력 91MPa 이 발생하였으며, 최대응력은 165MPa 로 빔관과 빔창의 접합 지점에서 압력하중에 의해 발생하였다. 계산 결과 열하중 보다는 작용 압력에 따른 응력이 지배적임을 알 수 있으며, 빔창에서 발생되는 열응력은 설계 허용 응력을 만족하였지만, 빔관에서의 응력이 설계 허용 응력을 5MPa 초과함을 알 수 있다. 빔창 직경 45cm, 빔창 두께 2.5mm 인 경우는 최대 열응력이 역시 빔창의 빔 단락이 있는 곳에서 115MPa 이 발생하였으며, 최대응력도 역시 빔창의 빔 단락이 있는 곳에서 160MPa 이 발생하였다. 최대 응력이 빔창에서 발생되는 것으로 볼 때, 압력 하중에 의한 응력보다는 열 하중에 의한 응력이 보다 지배적임을 알 수가 있으며, 최대 응력과 열응력이 모두 설계 허용 응력을 만족함을 알 수가 있다. Figure 10 은 빔창 직경 45cm, 빔창 두께 2.5mm 인 경우의 응력 해석 결과를 보여주고 있다.

Table 5. The result of stress analyses of candidates of optimal parameter set

	Beam Window Dia = 50cm Beam Window Thick. = 2.5mm	Beam Window Dia = 45cm Beam Window Thick. = 2.5mm
Max. Thermal Stress (MPa)	91 (Beam Window)	115 (Beam Window)
Max. Mechanical Stress (MPa)	165 (Beam Tube)	148 (Beam Tube)
Max. Total Stress (MPa)	165 (Beam Tube)	160 (Beam Window)



(a) Thermal Stress (b) Total stress

Figure 10. Stress intensity distribution of optimal design parameter set

도출된 설계 변수 조합들의 열 수력 및 응력 해석을 통하여 표적시스템을 위한 최적 설계 변수 조합는 Table 6 과 같으며, Figure 11 은 최적 설계 변수 조합에 대한 온도 및 LBE 속도분포를 보여주고 있다.

Table 6. The optimum design parameter sets

Beam window diameter (cm)	45.0
Beam window thickness (mm)	2.5
Maximum LBE inlet velocity (m/s)	1.02
Proton beam diameter (cm)	40.0
Maximum allowable beam current (mA)	24.8

(a) Temperature (b) Velocity

Figure 11. Temperature and velocity distribution of optimal design parameter set

5. 결 론

본 연구에서는 LAHET, CFX 등의 코드들을 사용하여 가속기 구동 미임계로 HYPER 의 표적시스템을 위한 최적 설계 인자를 도출하였다. 표적시스템의 기본 형상은 반구형 빔창 및 원통형 빔관을 채택하였으며, 노심냉각재 및 표적 물질로 LBE 를 사용하였고, 빔창 물질로는 9Cr-2WVTa 를 사용하였다. 세가지 빔 밀도 분포에 대하여 열수력 해석을 수행하여, Uniform 빔 분포가 다른 빔 밀도 분포에 비해 빔창 및 LBE 에서 상대적으로 작은 peak 온도를 갖음으로써 최적 빔 밀도 분포로 선정하였다.

Uniform 빔 밀도 분포에 대해서 빔창의 직경과 빔창의 두께를 변경시키면서 표적시스템이 최대로 수용할 수 있는 빔 전류를 계산하였다. 표적시스템이 수용 가능한 최대 빔 전류는 빔창의 직경 45cm, 빔의 두께 2.5mm, LBE 유입속도 1.02m/s 일 때, 24.1mA 로써 요구되는 빔 전류 20mA 를 120%정도 상회하는 것으로 나타났다. 하지만 현재 빔창 구조 최적화는 방사 손상 및 침식, 그리고 부식등의 영향을 충분히 고려하지 않은 관계로 앞으로 이에 관련된 실험들이 필요하다 여겨진다. 다만 도출된 최적 설계 변수 조합이 허용하는 빔 전류가 표적시스템이 요구하는 빔 전류를 크게 상회함으로써, LBE 의 온도 및 속도에 따른 부식, 침식의 영향에 능동적으로 대처 할 수 있는 여유를 갖고있다고 사료된다.

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., Thermalhydarulic 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. WON S. PARK et al., "Transmutation Technology Development," Korea Atomic Research Institute, KAERI/RR-2117/2000 (2000).
14. Park, W. S. et al., 1997, Development of Nuclear Transmutation Technology, KAERI/RR-1702/96.
15. 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.
16. Klueh, R. L., 1996, Experience with Ferritic/martensitic Steels for Fusion Application, Proceedings of International Workshop on Spallation Materials, 3.3-3.26.
17. Rust, J. H., 1979, Nuclear Power Plant Engineering, Haralson Publishing Company, p385.

18. Prael, R. E. et al., 1989, User Guide to LCS : The LAHET Code System, LA-UR-89-3014.