

PDS-XADS 散裂靶热工水力分析

艾尼塞¹, 俞冀阳¹, 杨永伟²

(1. 清华大学 工程物理系, 北京 100084; 2. 清华大学 核能与新能源技术研究院, 北京 100084)

摘要: 本文对小型加速器驱动的次临界系统(ADS)——PDS-XADS 散裂靶进行了热工水力分析。分析的 XADS 型实验堆基于欧洲 PDS-XADS 实验项目的设计, 使用铅铋合金(LBE)作为冷却剂。散裂靶是 ADS 的核心部件之一, 用以确保反应堆功率维持在指定水平。本文利用计算流体力学软件 ANSYS CFX 11.0 对散裂靶的下部区域进行热工水力分析。分析采用稳态计算、剪切应力输运(SST)湍流模型, 在壁面边界条件处采用自动壁面函数法, 针对不同的散裂靶设计进行计算流体力学(CFD)分析, 最后根据散裂靶设计限值选择最优设计方案。

关键词: 加速器驱动的次临界系统; 铅铋合金; 散裂靶; 剪切应力输运湍流模型; 计算流体力学

中图分类号: TL33 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-6931(2013)02-0260-06

doi: 10. 7538/yzk. 2013. 47. 02. 0260

Thermal-Hydraulic Analysis of PDS-XADS Spallation Target

ABDALLA Aniseh¹, YU Ji-yang¹, YANG Yong-wei²

(1. *Department of Engineering Physics, Tsinghua University, Beijing 100084, China;*

2. *Institute of Nuclear and New Energy Technology, Tsinghua University, Beijing 100084, China*)

Abstract: The thermal-hydraulic analysis of PDS-XADS spallation target for 80 MW reactor core power was studied. PDS-XADS is a small scale experimental accelerator driven sub-critical system (ADS). The analysis presented in this paper was based on lead bismuth eutectic (LBE) cooled XADS type experimental reactors, which are the designs of the European experimental PDS-XADS project. The spallation target is a very important component of ADS because it is responsible to keep the reactor power at the required level by spallation reactions. A high rate of neutron production by spallation reaction creates the problem of decay heat cooling. LBE flow is properly cooled, but the window is not properly cooled because of the stagnation point in the pole of the window. It would be very difficult to keep the window temperature below the design limit, which is an important design limit challenge. Thermal-hydraulic analysis of LBE spallation target was carried out by using ANSYS CFX 11.0. The detailed CFD analysis, which reveals thermal and hydraulic conditions in the window and spallation region, was carried out for different spallation target designs. Finally, the spallation target design

limit was used to choose the best design.

Key words: accelerator driven sub-critical system; lead bismuth eutectic; spallation target; shear stress transport model; computational fluid dynamics

长寿命的核废料是核工业界面临的难题之一。利用加速器驱动的次临界系统(ADS)进行嬗变被认为是处理长寿命放射性核素的有效方式之一^[1]。与其他临界反应堆相比 ADS 更可控、灵活、安全。ADS 利用天然钍作为核燃料,同时混有铀系核素。选用钍的原因是它比铀产生更少的长周期铀系核素。

ADS 靶置于次临界反应堆堆芯的中心。次临界反应堆的中子有效增殖因数小于 1,需外部中子源保持中子链式反应和维持反应堆功率。高能质子束打到 ADS 目标靶上,会产生大量中子,可补偿反应堆产生中子的不足,维持中子链式反应。生产高速中子束也带来了靶本身的冷却问题,因为 70% 的质子束能量会在此转变成热能。目标靶的材料选择对中子产生率至关重要,铅铋合金(LBE)是相对较好的选择。LBE 是液态合金,含 44.8% 铅和 55.2% 铋。中子产生率的上限是由几个因素共同决定的,如冷却剂的传热性能和目标靶的几何形状等。

目前有多种 ADS 靶的设计方案,如水冷固体散裂靶、气冷固体散裂靶、LBE 冷却液态靶。本文研究的 LBE 冷却的 PDS-XADS 靶用于 80 MW 的大型堆概念设计,质子束能量 600 MeV,质子流强 6 mA。本文将关注 LBE 的热工水力分析,包括 LBE 对靶窗的冷却机理。由于液态金属流体的温度很高,为保证靶窗温度低于设计限值,对靶窗设计提出挑战。本研究采用计算流体力学(CFD)方法对散裂靶进行分析^[2-3]。

1 散裂靶的几何尺寸与结构材料

PDS-XADS 液态 LBE 靶单元的设计如图 1 所示,图中数据展示了靶的主要几何尺寸^[4]。

靶窗是一较薄的材料,它将加速器真空通道和液态金属靶材料隔离开。散裂靶的靶窗材料为改进的铁素体 9Cr1Mo-马氏体钢(T91)^[5],厚 3 mm。选择 T91 作为靶窗材料是因其良好的机械强度和抗辐射能力。在此次设计中,忽略 LBE 管道和真空通道管束的壁厚。

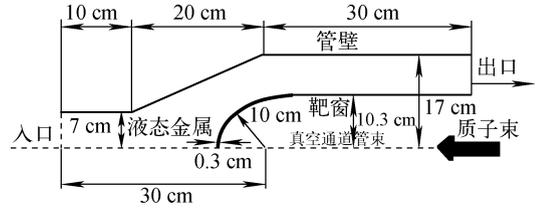


图 1 PDS-XADS 散裂靶

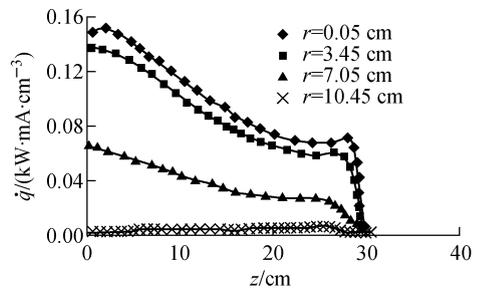
Fig. 1 PDS-XADS spallation target

圆柱形质子束的半径为 8 cm,束流强度服从椭圆形的径向分布^[6]:

$$\Phi(r) = \frac{3I_0}{2\pi r_0^2} \sqrt{1 - \left(\frac{r}{r_0}\right)^2} \quad (1)$$

其中: I_0 为总质子束流强度; r_0 为质子束半径; r 为距离质子束的径向距离。当 600 MeV、6 mA 的质子束打到真空通道管束中时,质子束穿透靶窗轰击 LBE,引起散射反应,产生大量中子,这些高能中子导致热沉积于 LBE 和靶窗中。因此,快速冷却散裂靶和靶窗很有必要^[7]。

高能质子束与靶窗和 LBE 相互作用导致入射质子损失能量,并转换成热能作用于靶窗和 LBE。热沉积率直接依赖于质子束流强度和材料中与质子相互作用的原子个数。所以,靶窗和 LBE 的热沉积分布是不同的。MCNP-X 程序是用蒙特卡罗方法计算中子运输的计算机程序,如图 2、3 所示,应用此程序计算靶窗和 LBE 的热沉积剖面。由图 2 可见,在 LBE 中,最大的热沉积密度出现在接近靶窗中心的位置。

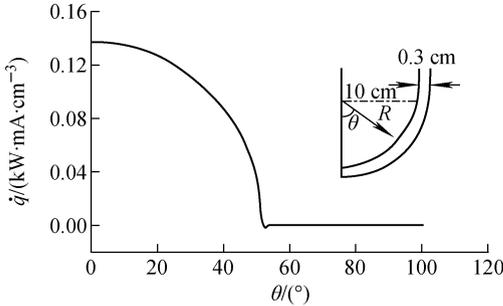


0 cm 处为靶窗中心的位置,距离入口 30 cm

图 2 LBE 的热沉积密度分布

Fig. 2 Heat deposition distribution in LBE flow

置^[7]。由图3可见,靶窗表面的沉积能与靶窗的 R 方向位置有关,面向真空管的靶窗内表面由于受到更多的质子轰击,产生更多的沉积能。但由于靶窗非常薄,内外表面温差非常小,因此将靶窗 R 方向的沉积能设为一均值。在CFD计算中,所应用的LBE和T91的物理特性列于表1和2。



0°处为在靶窗上,距离入口19.7 cm

图3 靶窗表面的热沉积密度分布

Fig. 3 Heat deposition distribution on window surface

表1 LBE的物理特性^[8]

Table 1 Physical properties and parameters of LBE^[8]

物理量	LBE 的值
密度, kg/m ³	10 737 - 1.375 t (t 为温度)
比热容, J/(kg·K)	146.5
动力黏度, Pa·s	$3.26 \times 10^{-3} - 6.26 \times 10^{-6}t + 4.63 \times 10^{-9}t^2$
热导率, W/mK	$7.26 + 0.0123t$
热膨胀系数, K ⁻¹	$(7\ 782.609 - t)^{-1}$
熔点, K	397.7
沸点, K	1 943

表2 T91的物理特性^[9-11]

Table 2 Physical properties and parameters of T91^[9-11]

物理量	T91 的值
密度, kg/m ³	7 800
比热容, J/(kg·K)	562.69
热导率, W/mK	28.8
熔点, °C	1 400
杨氏模量, GPa	175
热膨胀系数, K ⁻¹	1.3×10^{-5}

2 计算方法

本次计算中,应用 ANSYS CFX 11.0 程序进行热工水力分析。首先,应用 ANSYS ICEM CFD 生成散裂靶的几何模型,采用非结构化网格生成三维模型,并对周围的墙壁附近做棱柱层

网格加密。由于最大的热沉积出现在靶窗附近,所以此处的网格密度最高。生成几何模型后,将网格文件导入 ANSYS CFX 预处理器,并定义好边界条件(表3)、流体特性及靶窗的材料特性。其中,稳态模拟和带有自动壁面处理的剪切应力输运(SST)湍流模型,作为计算中的预处理边界条件。应用 SST 湍流模型,是因为实验证明, SST 湍流模型的传热性能比 $k-\omega$ 湍流模型和 $k-\epsilon$ 湍流模型的好,特别在靶窗的极点处。另外,应用自动壁面处理以增加壁面附近的网格尺寸的灵活性。使用 MCNP-X 计算得到热沉积,作为热源输入 ANSYS CFX 预处理器。LBE 中的能量沉积按照分布函数输入,靶窗上的能量沉积通过 CEL 进行输入。

表3 边界条件

Table 3 Boundary conditions

项目	条件
模拟类型	稳态
湍流模型	SST
壁面公式	自动
入口温度, °C	233
入口质量流量, kg/s	198
入口湍流强度	高(相对强度为10%)
管道壁面的热传递	绝热
管束壁面的热传递	绝热
靶窗外表面的热量传递	界面通量
浮力效应	忽略
靶窗热沉积, kW	39
LBE 热沉积, MW	2.4

在迭代 120 次后计算收敛,收敛准则为 5.0×10^{-6} 。这是所谓的“非常紧密”的收敛,可应用在一些对几何尺寸非常敏感的问题上。

3 初始方案分析

针对入口质量流量为 198 kg/s,入口温度为 233 °C 条件下,质子流强为 6 mA 的 600 MeV 质子束流能量进行分析。所有分析均在湍流状态的稳态条件下进行。采用湍流状态是为提高 LBE 的冷却效率,这是由于质子束流大部分的能量均转换为 LBE 靶的热量。不仅如此,LBE 是同时作为散裂靶以及冷却剂存在的,LBE 还会对靶窗部分进行冷却。

3.1 散裂靶速度分布

LBE 速度分布如图 4 所示,最高流速出现在入口管道处,为 1.363 m/s。这一最高流速低于设计流速限值(2 m/s)。考虑到需避免结构材料的侵蚀损害,限制流速非常重要。LBE 的停滞出现在靶窗的极点处,这一结果符合预想。

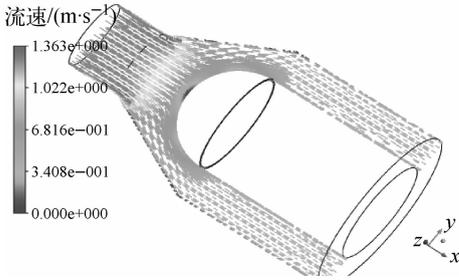


图 4 LBE 流速分布

Fig. 4 LBE flow velocity vector profile

3.2 散裂靶温度分布

LBE 的入口温度为 233 °C。LBE 在入口管道流动过程中,从靶窗中吸收热量并流向出口管道。当热量在窗口与 LBE 间传递后,LBE 散裂靶的温度为 233~584.36 °C(图 5)。最高温度出现在靶窗的极点处(图 6),达 584.36 °C。这一温度超过了设计的温度限值(525 °C)。该位置是流动出现停滞的位置,在流动停滞点处,靶窗的冷却效果最差。为避免靶窗出现严重的腐蚀损害,靶窗的最大温度不得高于 525 °C。靶窗内外表面的温差导致产生了热应力,热应力方程为:

$$\sigma = \alpha \Delta t E / 2 \quad (2)$$

其中: α 为热线性膨胀系数; Δt 为靶窗内外表面

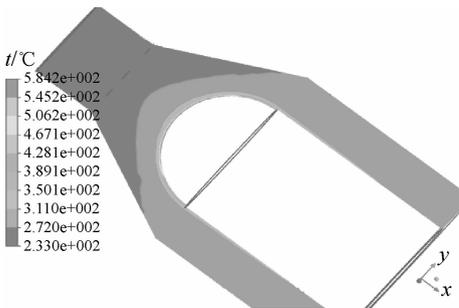


图 5 LBE 散裂靶温度分布

Fig. 5 Temperature contour profile of LBE spallation target

之间的温差; E 为材料的杨氏模量。产生的热应力需低于其弹性限值 175 MPa,否则,靶窗需每年更换若干次以保证其不发生腐蚀损害。计算得到靶窗的最大热应力为 128.77 MPa,该值小于 175 MPa 的设计限值。

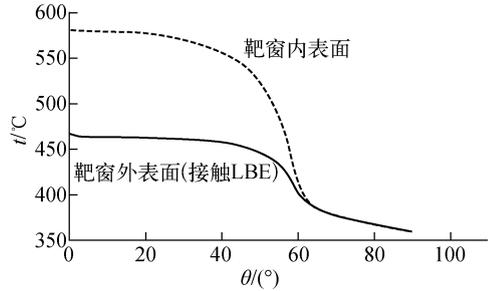


图 6 初始设计下的靶窗表面温度分布

Fig. 6 Window surface temperature distribution of initial spallation target design

散裂靶初始设计方案的模拟计算结果列于表 4。

表 4 散裂靶初始设计方案的模拟计算结果
Table 4 Simulation results of initial spallation target design

参数	初始设计值
入口平均温度, °C	233
质量流率, kg/s	198
出口平均温度, °C	296.94
靶窗表面温差 Δt , °C	113.2
最大 LBE 温度, °C	436.6
最大靶窗温度, °C	584.36
最大靶窗热应力, MPa	128.77
最大 LBE 流速, m/s	1.363

4 改进的散裂靶优化设计

当高能质子轰击散裂靶核时,会有一系列产生中子的放能反应。这些反应释放的能量大量沉积在 LBE 和靶窗中,造成系统冷却困难。前面已提及,LBE 从管道入口流至管道出口的过程中,不断带走散裂反应释放的热量,因此 LBE 实际上充当了靶窗冷却剂的功能。但由于 LBE 在靶窗的极点处实际上形成了滞流点,因此,靶窗极点处的冷却效果未达到设计要求。

为纠正原设计不足,降低靶窗温度,对散裂靶进行改进设计,并将改进设计与初始方案对

比,找出最佳冷却效率的设计方案。

4.1 入口半径的影响

改变入口半径可得到不同的靶窗温度分布,结果示于图7,各参数的模拟计算结果列于表5。

从图7和表5可看出,减小入口半径能够

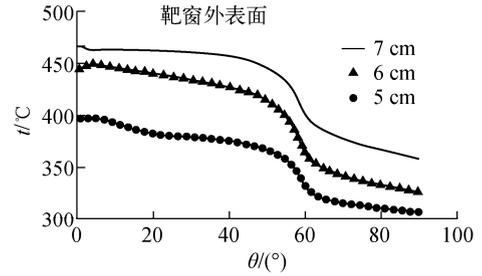
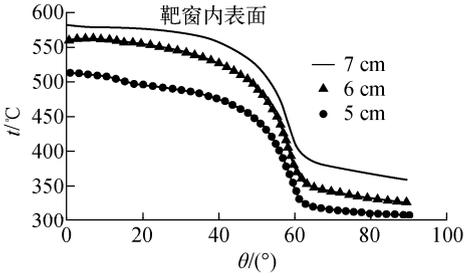


图7 不同入口半径下靶窗内外表面温度分布

Fig. 7 Inner and outer surface temperature distributions with different inlet radii

表5 不同入口半径下散裂靶的模拟计算结果

Table 5 Simulation results for spallation target with different inlet radii

参数	不同入口半径下的参数值		
	5 cm	6 cm	7 cm
入口平均温度, °C	233	233	233
入口质量流量, kg/s	198	198	198
靶窗表面温差 Δt , °C	112.1	114.77	113.2
最大靶窗温度, °C	514.25	568.6	584.36
最大靶窗热应力, MPa	127.5	130.6	128.77
最大LBE流速, m/s	2.75	1.8	1.36

入口半径对靶窗温度分布的影响是显著的。入口半径为5 cm时,靶窗最高温度较初始设计方案减小了12%,为514.25 °C,小于设计限值。但LBE流速增加到2.75 m/s,超过流速设计限值。对于入口半径为6 cm的情况,靶窗最高温度较初始设计方案减小了2.7%,为

568.6 °C,超过温度设计限值。因此以上两种方案均非最佳结果。

4.2 对靶窗厚度的优化

为得到最优结果,将靶窗厚度减小1 mm,改为2 mm厚度的设计。图8示出改进后靶窗的结构示意图。图9和表6给出了改进后的热工参数计算结果。

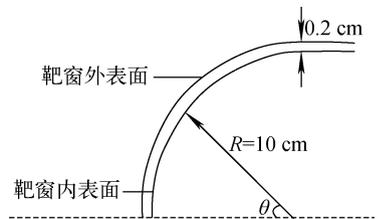


图8 改进后靶窗的结构示意图

Fig. 8 Schematic of window thickness for improved design

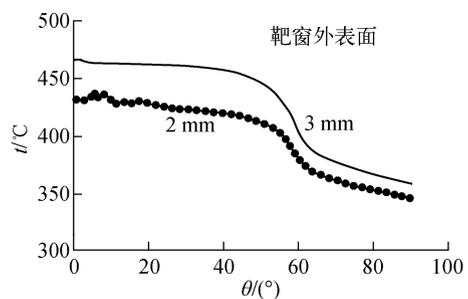
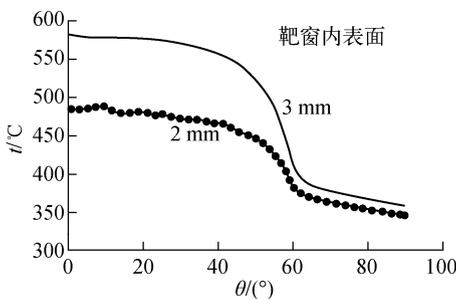


图9 不同靶窗厚度下靶窗内外表面温度分布

Fig. 9 Inner and outer surface temperature distributions of window for initial and improved design

表 6 不同靶窗厚度下散裂靶的计算结果
Table 6 Simulation results for spallation target
with different window thicknesses

参数	不同靶窗厚度下的参数值	
	2 mm	3 mm
入口平均温度, °C	233	233
靶窗表面温差 Δt , °C	52.4	113.2
靶窗最高温度, °C	495.84	584.36
最大靶窗热应力, MPa	59.6	128.77
最大 LBE 流速, m/s	1.363	1.363

从图 9 和表 6 可看出, 靶窗厚度直接影响靶窗表面的温度分布。在厚度为 2 mm 时, 靶窗表面最高温度减小了 88.5 °C, 为 495.84 °C。而靶窗热应力也相应减小了 69.71 MPa, 为 59.6 MPa, 这两个值均小于设计限值。

5 结论

本文对 LBE 散裂靶系统和靶窗进行了热工水力分析, 尝试了多种设计方案, 通过调整尺寸参数计算出相应的靶窗温度分布的热应力。将计算结果与设计限值进行比对, 得出了满足要求的设计方案。

结果表明, 针对欧洲 PDS-XADS 实验项目, 最优的靶窗冷却是在靶窗厚度为 2 mm 情况下得到的。此时, 靶窗的最高温度、LBE 流速和靶窗热应力均小于设计极限。因此这种方案设计是符合要求的。

参考文献:

[1] MA W M, KRBOJIAN A, SEHGAL B R, et al. Thermal-hydraulic analysis performance of heavy liquid metal in straight-tube and U-tube heat exchanger[J]. Nucl Eng Des, 2009, 239: 1 323-1 330.

[2] ANDERSON J D, Jr. Computational fluid

dynamics[M]. New York: McGraw-Hill, Inc., 1995: 547.

- [3] CHENG X, TAK N I. Investigation on turbulence heat transfer to lead-bismuth eutectic flows in circular tubes for nuclear applications[J]. Nucl Eng Des, 2006, 236: 385-393.
- [4] SORDO F, LEON P T, MARTINEZ-VAL J M. Nuclear and thermal-hydraulic analysis of spallation window targets[J]. Nucl Instrum Methods Phys Res A, 2007, 574: 232-243.
- [5] MANTHA V, DUTTA D, CHAUDHARY R, et al. Thermal-hydraulic studies related to the design of LBE neutron spallation target for accelerated driven systems[J]. Nucl Eng Des, 2007, 237: 607-617.
- [6] TAK N I, NEITZEL H J, CHENG X. Computational fluid dynamics analysis of spallation target for experimental accelerator driven transmutation system[J]. Nucl Eng Des, 2005, 235: 761-772.
- [7] CHENG X, TAK N I. CFD analysis of thermal-hydraulic behavior of liquid metals in sub-channels[J]. Nucl Eng Des, 2006, 236: 1 874-1 885.
- [8] CEVOLANI S. Review of the liquid lead-bismuth alloy physics properties[R]. Paris: ENEA, 1998.
- [9] ASHRAFI-NIK M, SAMEC K. Thermal-hydraulic optimization of EURISOL-DS target[R]. Switzerland: Paul Scherrer Institute, 2006.
- [10] ABANADES A, SORDO F, LAFUENTE A, et al. Thermal features of spallation window target [J]. Energy Conversion and Management, 2008, 49: 1 934-1 945.
- [11] SORDO F, LAFUENTE A, MARTINEZ-VALA J M, et al. Material selection for spallation neutron source windows applications to PDS-XADS and XT-ADS prototypes [J]. Nucl Eng Des, 2009, 239: 2 573-2 580.