

铅铋散裂靶靶体物理热工耦合分析

封坤¹, 吕霞云², 张璐³, 葛鹏¹

(1. 中国能源建设集团西北电力试验研究院有限公司, 西安 710000;

2. 鄂尔多斯电业局东胜铁西供电分局, 鄂尔多斯 017000; 3. 中国科学院近代物理研究所, 兰州 730000)

摘要: [目的] 散裂靶为次临界反应堆重要组成部分, 为了得到符合要求的靶内结构, 通过对现有的几种散裂靶的流道进行扫描, 结合各种靶型的优点, 设计一种适当的散裂靶结构。[方法] 通过 CFD 软件扫描流场, 进行热工分析; MCNPX 用于散裂靶物理分析。为验证计算思路和方法, 重复文献中工作, 并把计算结果与文献中结果做对比, 二者符合良好。[结果] 对设计的散裂靶进行热工水力分析, 得出在靶窗厚度不变的情况下, 不同进口速度、不同束斑直径、不同束流强度下的结果; 计算束斑直径不变情况下, 不同靶窗厚度对应的允许的束流强度; 把符合散裂靶热工设计要求并有充分裕量的工况进行整理。推导出电流密度随半球型角度变化的公式, 得出不同靶窗厚度下的最大允许电流密度。[结论] 研究成果对铅铋散裂靶的初步设计有重要意义。

关键词: 铅铋; 散裂靶; 次临界反应堆; 热工水力分析

中图分类号: TL4; TK124

文献标志码: A

文章编号: 2095-8676(2020)01-0076-08

Physical and Thermal-hydraulics Coupling Analysis of the LBE Spallation Target of ADS

FENG Kun¹, LÜ Xiayun², ZHANG Lu³, GE Peng¹

(1. Energy China Northwest Electric Power Test Research Institute Co., Ltd., Xi'an 710000, China;

2. Dongsheng Tiexi Power Supply Branch office of Erdos Electric Power Bureau, Eerduosi 017000, China;

3. Institute of Modern Physics Chinese Academy of Sciences, Lanzhou 730000, China)

Abstract: [Introduction] The spallation target is an key device of the acceleration driven sub-critical system (ADS). A suitable spallation target structure was designed through the study of the existing target structure, combining the advantages of each type of targets. [Method] MCNPX code was used to calculate the spallation target, CFD code FLUENT was used to the thermal-hydraulic analysis. In order to check the correctness of the thought and methods of calculation, The others works have been repeated, and the results good accord with the results of the article which been repeated. the thermal-hydraulic behavior of the target designed have been calculated by FLUENT. [Result] Obtaining the results of different inlet velocity、different diameter of beam side and the different intensity of beam on the condition of the same thickness of target window, obtaining the allowable intensity of beam under the different thickness of target windows. The operating condition which meet the criterion of thermal-hydraulic and having enough margins have been organized. The formula of the current intensity which changed with the angle have been deducted. The maximum allowable also been obtained from the result of FLUENT. [Conclusion] The results have great important significance for initial designing of target.

Key words: LBE; spallation target; acceleration driven sub-critical system; thermal-hydraulic

随着中国核工业的持续发展, 长寿命裂变核素越积越多^[1-3], 加速器驱动次临界系统是处理核废料的首选方案。而散裂靶是次临界反应堆的重要部件, 目前, 国际上对散裂靶做了一定的研究, Yousry Gohar^[4]等人对散裂靶本体结构进行了详细设计, 其靶入口速度为 2 m/s 时, 靶区最大速度约

为 5.2 m/s 左右, 虽然其最大速度大于 5.2 m/s, 但最大速度都分布在靶区中央, 靠近壁面处的速度都不大。N.I. Tak^[5]等人通过研究发现椭球型靶窗力学性能好于圆型靶窗, 但是本设计中散裂靶功率远远低于 N.I. Tak 等人设计的靶功率, 靶窗上能量沉积也小于前者, 经力学分析, 圆形靶窗结构可以满足力学要求, 并有充分裕量, 为了降低加工难度, 本设计采用半球型靶窗。

铅铋散裂靶设计中的准则如下^[6-8]:

收稿日期: 2019-07-19 修回日期: 2020-10-14

基金项目: 中国科学院 A 类先导专项子课题支持“液态铅铋散裂靶方案设计”(XDA03030102)

1) 和靶窗相切的铅铋的温度不能高于 823 K, 此限定主要防止铅铋的化学腐蚀性, 使结构材料表面的氧化层不被腐蚀掉。

2) 靶窗内铅铋的流动速度小于 2 m, 此条件同样是限制腐蚀。

3) 尽量减小铅铋压力, 防止结构材料应力过大。

4) 进口温度大于等于 493 K, 留出足够的裕量, 防止铅铋凝固。

5) 散裂靶出口温度应该限制在材料的允许温度以下。

目前, 我国散裂靶功率为 0.5 MW~2.5 MW, 加速器射入质子能量约为 250 MeV, 电流强度为 2 mA~10 mA, 本工作以上述质子条件进行物理计算。

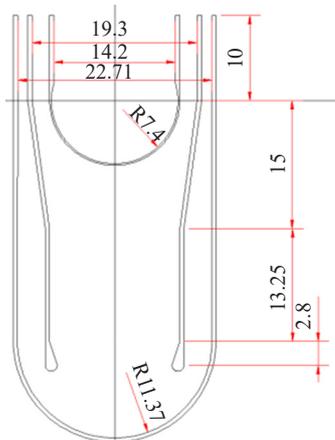
1 靶本体结构设计

液态铅铋 (LBE) 散裂靶流道设计主要考虑以下几个方面:

1) 使流道内流动尽量均匀, 避免局部靠近结构材料处流动速度超限^[9-10]。

2) 在整个流道内流速不超限的情况下, 尽量增大靶窗下方铅铋的流速, 同时不产生涡流^[11-13](因为靶窗下方热源较大, 如果产生大的涡流, 涡流中工质交换速度慢, 这一部分流体将聚集大量热量, 使局部流体温度过高)。

经过十几种流畅扫描, 目前暂定流道如图 1 所示, 靶窗厚度 2 mm, 其余壁厚 5 mm, 结构材料为 T91, T91 物性如表 1 所示:



注: 图中尺寸单位为 cm。

图 1 散裂靶本体示意图

Fig. 1 Schematic of spallation target

表 1 T91 物性表

Tab. 1 Thermal property of T91

温度 /K	373	423	473	523	573	623	673	723	773	823	873	923
导热率 (W·m·K ⁻¹)	27	27	28	28	28	29	29	29	30	30	30	30
比热容 (J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	480	490	510	530	550	570	630	630	660	710	770	860
密度 (10 ³ kg·m ⁻³)	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77	7.77

2 靶本体物理、热工计算

2.1 计算方法验证

由于靶本体结构的复杂性和液态铅铋的特殊性, 目前几乎没有现成的经验或分析关系式来计算此结构换热特性。所以本工作采用 CFD (fluent) 计算软件对靶本体的热工特性进行分析。

本工作的计算思路如下, 首先, 应用 MCNP 计算靶窗和靶材料上能量沉积, 在将能量导入 Fluent 中进行热工计算, 流程图如图 2 所示:

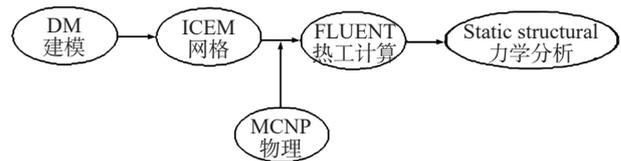


图 2 计算流程图

Fig 2. The calculation flow chart

为验证本工作方法和思路的正确性, 本文重复 Yousry Gohar 等人的部分工作, 进行结果对比。

文献中靶窗厚度为 3.5 mm, 结构材料为 316SS 钢。文献中计算边界条件为: (1) 进口速度 2 m/s; (2) 进口温度 493 K; (3) 出口压力为一个大气压。

能量沉积由 MCNP 给出, 铅铋物性由以下关系式计算^[14]:

$$\rho = 11096 - 1.3236 \cdot T \quad (1)$$

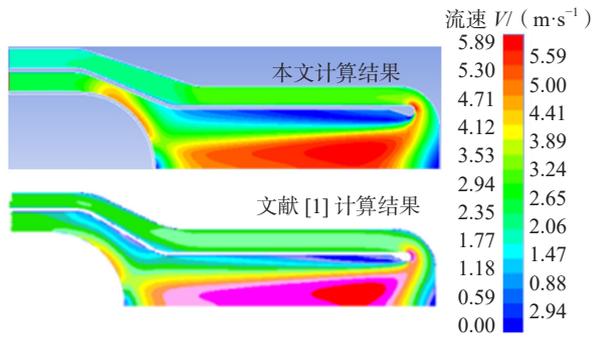
$$c_p = 159 - 2.72 \cdot 10^2 \cdot T + 7.12 \cdot 10^{-6} T^2 \quad (2)$$

$$\lambda = \frac{2.45 \cdot T}{86.334 + 0.0511 \cdot T} \quad (3)$$

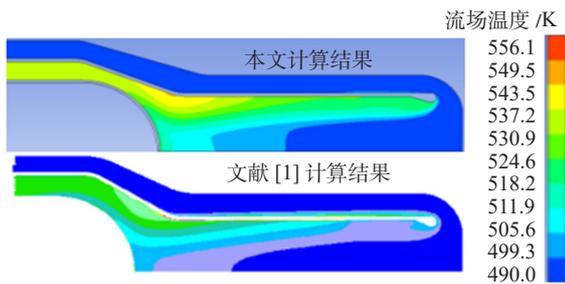
$$\eta = 4.94 \cdot 10^{-4} \cdot \exp\left[\frac{754.1}{T}\right] \quad (4)$$

式中: T 为温度 (K); ρ 为铅铋密度 ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$); c_p 为铅铋比热容 ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$); λ 为铅铋热导率 ($\text{W} \cdot \text{m} \cdot \text{K}^{-1}$); η 铅铋动力粘度 ($\text{N} \cdot \text{s} / \text{m}^2$)。

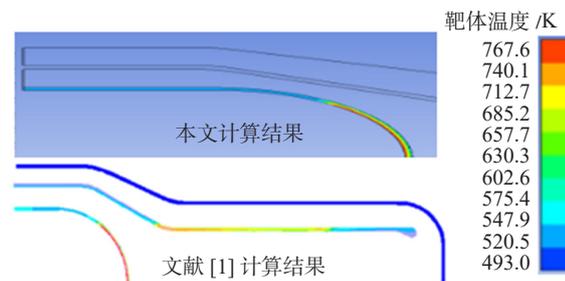
文献 [1] 中结果和本文结果如图 3 所示:



(a) 文献 [1] 靶内流速与本文计算靶内流速比较



(b) 文献 [1] 靶内铅铋温度与本文计算铅铋温度的比较



(c) 文献 [1] 靶窗温度与本文计算靶窗温度比较

图 3 文献中结果

Fig. 3 Results in the literature

由图 3 可见, 本工作计算结果的趋势和文献中趋势相同, 具体误差数值如表 2 所示。

表 2 本文计算结果和文献中结果比较

Tab. 2 Calculations of this paper comparing with results on the literature

指标	文献	本文	误差 /%
靶窗最高温度 /K	774	769	0.65
流体进口温度 /K	493	493	0
流体出口温度 /K	540~550	533	2.25
最大速度 / (m·s ⁻¹)	5.22	5.89	11.30

注: 文献中流体出口温度没有具体数值, 从云图上可以看出出口温度在 540~550 K 之间。

由表 2 可见本工作计算出的靶窗最高温度和文献符合良好, 计算的流体出口温度和文献中数值有

一定差异, 但在可接受的范围内, 这部分差异主要由以下两部分引起,

1) 由于 MCNP 计算时在靶区的能量沉积为 3.3 MW 左右, 但文献中的能量沉积为 3.7 MW 左右, 这部分误差可能由 MCNP 库文件的不同引起。

2) Fluent 中的计算误差, 由于网格质量和残差等问题引起的误差, 计算加载到冷却剂上的总能量为:

$$Q = \Delta t m c_p = 40.9 \times 552 \times 146 = 3\,117\,070.8 \text{ W} \quad (5)$$

约为 3.12 MW, 而 MCNP 计算的能量沉积为 3.3 MW。

3) 进行热工计算时所用软件和文献中的软件不同, 这对计算结果也一定影响。

总体上, 计算结果和文献中结果符合良好。证明本工作思路和方法的正确性。

2.2 散裂靶物理分析

由加速器传来的质子能量为 250 MeV, 用 MCNPX 软件计算靶能量沉积, 在 MCNPX 计算时, 束流径向均匀分布, 流体部分用圆柱坐标切割画网格, 靶窗部分用球型坐标切割画网格, 网格宽度为 0.5 cm, 在散裂靶中经过散射反应后, 其在液体的能量分布如图 4 所示, 图中横坐标为径向距离, 纵坐标为能量沉积量。

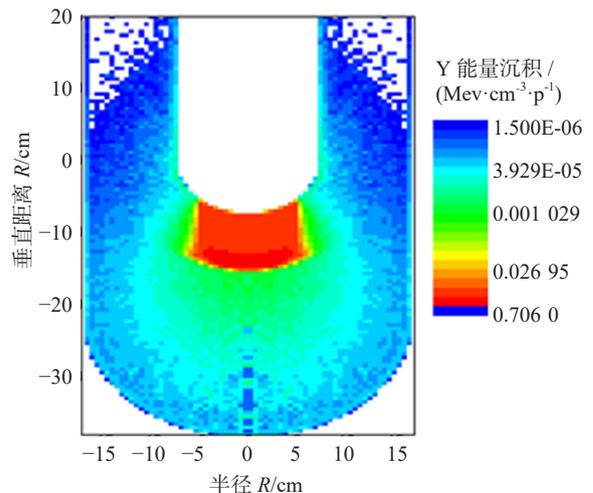


图 4 散裂靶能量沉积示意图

Fig. 4 The schematic diagram of energy deposition in the target

由图 4 可见, 在铅铋中, 能量大部分沉积在距离靶窗以下 8 cm 内, 靶窗 10 cm 以下的能量约为 10^{-4} W/cm^3 , 远低于靶窗以下 8 cm 内的能量

(103 W/cm^3)，靶窗以下 30 cm 外的能量更小，统计束流管侧面的能量沉积发现，其侧面的能量沉积占总能量的 0.05%，这一结果对简化热工模型提供了一定依据。由图 5 可见，布拉格峰出现在靶窗以下约 8 cm 处，而且布拉格峰非常明显，这主要因为，本工作中质子能量太低，布拉格峰随着质子能量的增加将变得不明显。

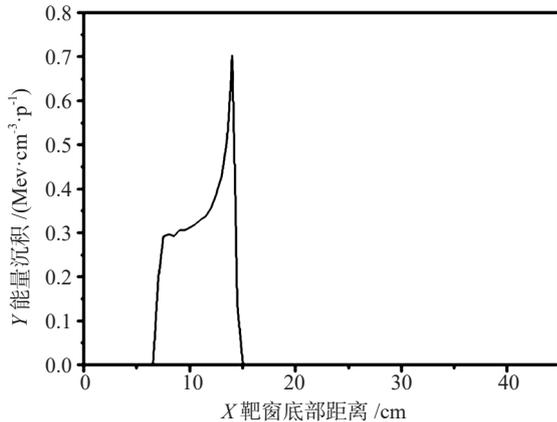


图 5 散裂靶能量沉积曲线图

Fig. 5 The graph of the energy deposition in the target

2.3 散裂靶本体热工分析

由于铅铋的熔点和沸点温度相差悬殊，本工作工质运行温度远远小于沸点温度，所以不必考虑铅铋相变问题。

目前，几乎所有文献在内的热工分析，在处理近壁面动量方程时，都选用高雷诺数下的 $k-\varepsilon$ 湍流模型和对数 Law-of-the-wall 来确定近壁面特性，而在 Fluent 帮助文献中明确提出，在考虑近壁面流动和传热状况且单相流体时，最好选用 Enhanced Wall treatment 模型。所以本文选用 Enhanced Wall treatment 模型。

计算边界条件：进口速度 2 m/s，进口温度 493 K，出口压力为一个大气压。

结构材料：T91，靶窗厚度 2 mm。

加内热源方法：按栅元加热，内热源由 MCNP 计算。

铅铋热普朗特数^[15]由公式(6)计算：

$$\text{Nu} = A + 0.018\text{Pe}^{0.80}$$

$$A = \begin{cases} 4.5 & \text{Pe} \leq 1\ 000 \\ 5.4 - 9 \times 10^{-4}\text{Pe} & 1\ 000 < \text{Pe} \leq 2\ 000 \\ 3.6 & \text{Pe} < 2\ 000 \end{cases} \quad (6)$$

$$\text{Pr}_t = \frac{0.01\text{Pe}}{[0.018\text{Pe}^{0.8} - (0.7 - A)]^{1.25}} \quad (7)$$

$$1\ 000 < \text{Pe} \leq 6\ 000$$

用无量纲数 y^+ 来验证所选模型是否合适，本工作主要考虑加热面即靶窗上的温度分布和靶窗近壁面的流动特性，所以本工作重点考虑靶窗近壁面的流动和传热特性，计算 y^+ 如图 6 所示，由图 6 可见，本工作 y^+ 数值分布在 10~160 左右，湍流模型对 y^+ 的要求在 30~300，从图 6 可见本文中 y^+ 数值小于 30 的区域主要分布在径向距离约为 0.076 m 左右，这主要是因为靶窗底部流动滞点的存在，使得这一小部分成为过度区域。由图 6 可见，这一部分所占的比例极小，所以本文所选计算模型正确。

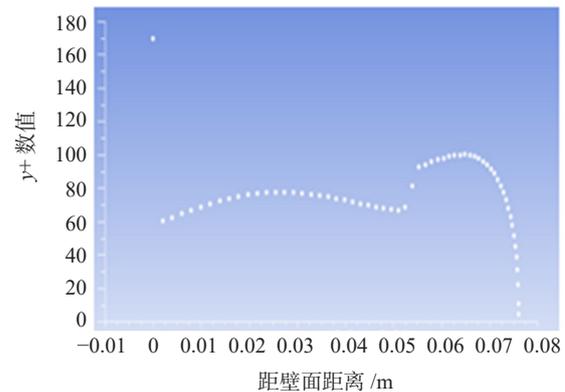


图 6 靶窗近壁面 y^+ 分布曲线

Fig. 6 The value of y^+ on the near wall of target window

其余面上的 y^+ 数值主要分布在 30~210 内，由于这些结构材料上的沉积热量很小，占总能量的比例不到 1%，可以忽略不计。可以不考虑结构部分的传热，所以对这部分的 y^+ 要求不高。通过计算发现，在网格中添加导流管结构材料时，其计算结果和网格中不加导流管结构材料时的差别非常小，所以为了降低网格的复杂性，本工作在画网格时不加导流管的网格。

2.4 结果分析

首先，本工作以靶窗厚度为 2 mm，质子能量 250 MeV，束流强度 2 mA 为基准，改变进口速度，得到结果如图 7 所示。

本工作中散裂靶的进口速度为 2.0 m/s。如果入口速度 2.0 m/s 时靶本体内速度分布满足设计准则，则入口速度低于 2.0 m/s 时，靶内速度分布必然满足设计要求。

图 7 为入口速度 2.0 m/s 时速度和温度分布云图, 由图 (a) 可见, 靶本体内最大速度为 2.3 m/s, 其最大速度分布在靶窗以下 20~30 cm 处, 最大速度并不和结构材料接触, 结构材料附近流体速度都小于 2.0 m/s, 符合设计准则中对铅铋速度的要求。图 8 为靶本体内流体和靶窗的温度分布云图, 由图可见, 靶窗的最大温度为 771 K, 远远低于结构材料的允许温度。

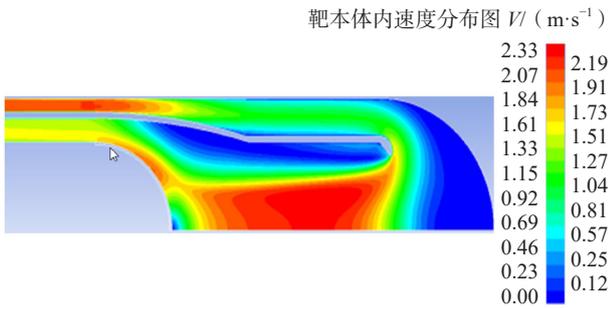


图 7 靶本体内速度分布云图
Fig. 7 The velocity distribution in the target

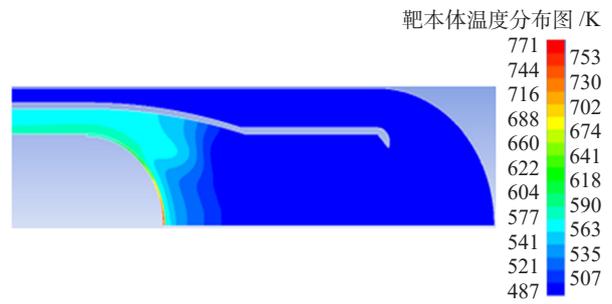


图 8 靶本体内温度分布云图

Fig. 8 The temperature distribution in the target

图 9 为靶体内的各种参数随入口速度的变化曲线, 由图 9(a) 可见, 靶体内的最大速度都略高于进口速度, 约高出 15% 左右, 远远低于文献中的幅度, 即本靶型在速度分布方面优于文献结构。

由 9(b) 中可见, 当进口速度为 1.4 m/s 时, 靶窗温度最高约为 820 K, 靶窗温度随着进口速度的增加而减小, 进口速度为 2.0 m/s 时最小, 约为 771 K, 其温度远远小于 T91 钢的许用温度。符合设计准则 5。

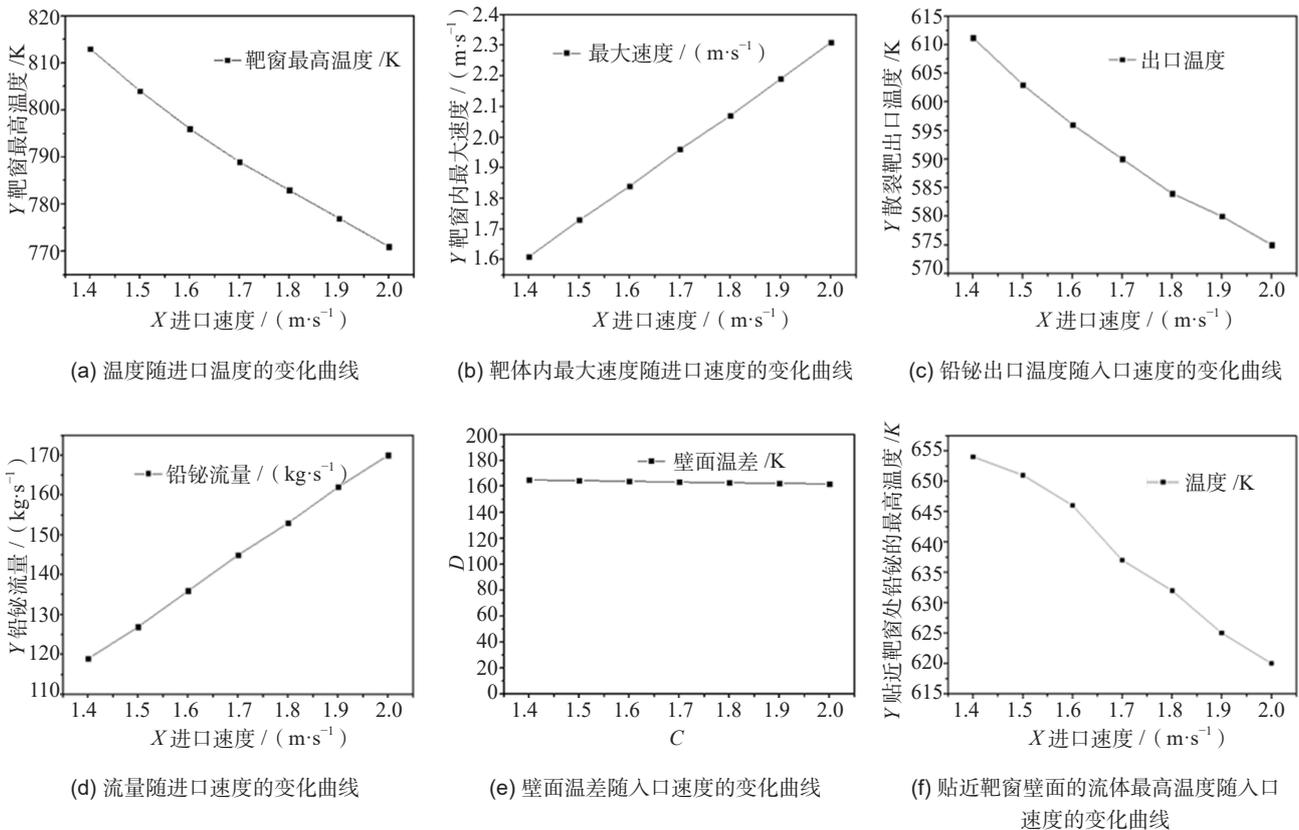


图 9 各种参数随入口速度的变化曲线

Fig. 9 Variation of various parameters with inlet speed

由 9(c) 中可见, 进口速度由 1.4 m/s 变化到 2.0 m/s 时, 其出口温度由 611 K 减少到 575 K, 远远低于其压力下的沸点温度 (出口为一个大气压, 沸点温度约为 1 943 K 左右), 从而验证了在 Fluent 中设置边界条件的正确性。

图 9(d) 显示了速度与流量的对应关系, 这对电磁泵的选型提供了一定参考。

图 9(e) 中可见, 进口速度的变化对靶窗最大温差影响很小, 在进口速度变化时, 靶窗内外壁面温差, 一直维持在 438 K 左右, 将在后续的力学分析中分析其是否符合要求。

贴近靶窗壁面处流体最高温度都位于靶窗的最底部, 由图 9(f) 可见, 贴近加热面处铅铋的最大温度为 655 K, 最小温度为 617 K, 均小于设计准则限制 823 K, 满足设计要求。

在流场扫描确定靶本体结构形状时, 流体域和固体域都未加沉积热源, 未得出流体导流管下端半球型导流装置的直径变化对和靶窗内温度分布是否有影响, 在此, 改变半球型结构的半径进行计算, 结果如图 10 所示; 由图可见, 半球半径由 0.25 m 变化到 1 m, 靶窗最高温度有略微的减小, 约为 10 K 左右。对总结果影响不大。检查发现在靶窗附近约 0.001 m 处, 流体的速度随导流管下端半球直径变化的变化非常小, 同样, Fluent 计算出靶窗附近的努赛尔数同样变化细微。所以在更详细的靶本体设计时, 不必考虑此半球对热工计算的影响, 此部分设计只需考虑力学或其他部分的要求。

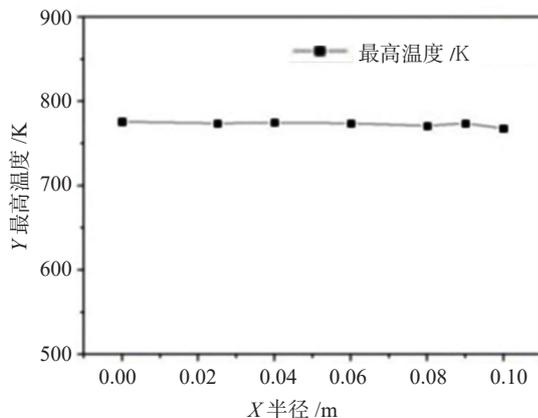


图 10 靶窗最高温度随导流管下端半球直径的变化曲线

Fig. 10 The maximum temperature change along with the diameter of hemisphere on the terminal of the nozzle

2.5 束斑大小的影响

束斑大小对热工、力学结果的影响很大, 束斑的最小直径主要由热工和力学限制, 束斑直径太小, 加载在靶窗局部区域上的能量太大, 热量无法导出, 会导致材料超温, 力学失效。但是, 如果束斑直径太大, 将会增大泄漏出堆芯的中子份额, 不利于中子利用, 所以, 束斑直径大小确定的原则是, 在保证热工和力学要求的前提下尽量缩小束斑直径。

图 11 为质子能量为 250 MeV, 靶窗厚度为 2 mm 时, 靶窗上沉积能量随束斑半径的变化曲线。由图可见, 束斑半径越大, 沉积在靶窗上单位体积的能量越小, 在束斑半径以外, 能量沉积为 0。

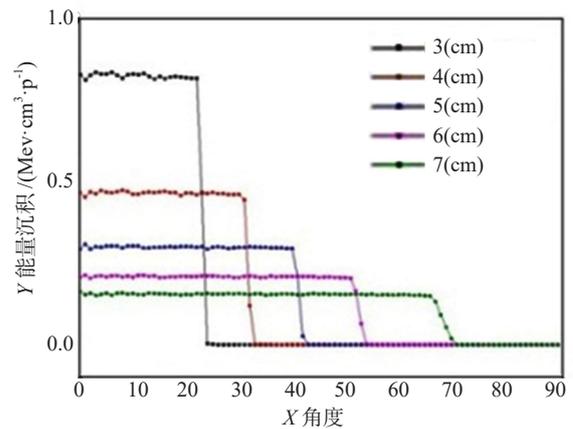


图 11 靶窗上沉积能量随束斑半径变化曲线

Fig. 11 Energy deposition in the target change along with the radius of proton spot

表 3 显示了不同束流半径、不同电流强度时靶窗上的最高温度 (靶窗厚度为 2 mm), 表中空格处为在此半径和束流强度下靶窗温度高于 T91 材料的允许温度, 本靶型不能在表 3 空格显示的束斑半径和电流强度下运行。例如, 当束流强度为 2 mA、束斑半径为 2 cm 时, 靶窗最大温度达到 1 030 K 左右, 所以, 本工作中的散裂靶在束流强度大于 2 mA 时, 不能在束斑半径为 2 cm 任何工况下运行, 当束流强度为 2 mA, 本工作散裂靶可在束斑半径为 3 cm、4 cm、5 cm、6 cm、7 cm 的工况下运行, 但当束流强度增至 10 mA 时, 散裂靶只能在束斑半径为 6 cm、7 cm 工况下运行, 由于本工作中束流管道的直径为 14.2 cm, 为了避免束流打在束流管壁上, 束斑半径最大只能设计到 7 cm。

表 3 靶窗最高温度随束斑半径、电流强度变化表

Tab. 3 The maximum temperature of target window change along with radius of proton spot and current intensity K

束流强度 /mA	束斑半径				
	3 cm	4 cm	5 cm	6 cm	7 cm
2	746	636	586	562	545
3	873	708	633	596	571
4	—	780	679	631	597
5	—	852	726	665	622
6	—	—	773	699	648
7	—	—	820	733	674
8	—	—	866	768	700
9	—	—	—	802	726
10	—	—	—	836	752

2.6 靶窗厚度对靶窗最高温度的影响

考虑我国加速器方面的实际情况, 选择束斑半径为 5.0 cm 进行靶窗厚度扫描, 靶窗厚度分别为 2.0、2.5、3.0、4.0、4.5 和 5.0 mm, 导流管下端半圆半径为 8 cm, 计算结果如表 4 所示: 由表 4 可见, 靶窗越厚, 可运行的最大电流越小, 当靶窗厚度为 4.5 mm 时, 3 mA 的电流就可使靶窗温度达到 920 K, 虽然未超过 T91 钢的最高允许温度, 但是, 余量太小, 所以散裂靶不能再此工况下运行。

最高温度都出现在靶窗底部束流管侧。由表 3 数值可发现, 靶窗越厚, 每增加 1 mA 电流, 靶窗的温升越大。

表 4 靶窗最高温度随电流强度、靶窗厚度变化表

Tab. 4 The maximum temperature of target window change along with the current intensity and the thickness of the target window K

靶窗厚度 /mm	电流强度 /mA					
	2	3	4	5	6	7
2.0	586	633	679	726	773	820
2.5	623	675	736	796	875	—
3.0	645	722	798	874	—	—
3.5	689	781	877	—	—	—
4.0	729	846	—	—	—	—
4.5	778	920	—	—	—	—
5.0	826	—	—	—	—	—

图 12 为最大允许电流密度随靶窗厚度的变化曲线, 由图可见, 靶窗厚度越厚, 允许最大电流密度越小, 在靶窗厚度为 2 mm 时, 允许最大电流密度约为 0.089, 在靶窗厚度为 5 mm 时, 允许最大电流密度约为 0.025 左右。在靶窗厚度为 4.0 mm 和 4.5 mm 时, 两个工况下虽然最大电流密度值相等, 但是, 后者的最高温度远远大于前者, 已接近最高允许值, 所以散裂靶不能在靶窗厚度为 4.5 mm, 电流强度为 3 mA 工况下运行, 在此靶窗厚度下, 电流强度为 2.5 mA 较合适。

靶窗上电流密度是随着角度的变化而变化的, 由于本工作中靶窗为半球型靶窗, 所以电流密度随角度的变化关系可由下式得到:

$$J = \cos\theta \frac{I_0}{\pi r^2} \quad (6)$$

式中: J 表示电流密度 ($\text{mA} \cdot \text{cm}^{-2}$); θ 为角度 ($^\circ$); r 为束流半径 (mm)。

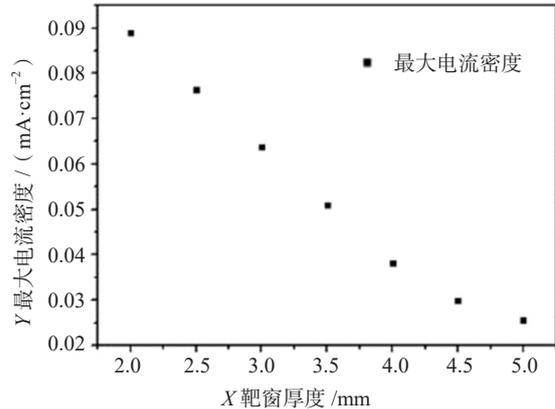


图 12 最大电流密度随靶窗厚度的变化曲线

Fig. 12 Maximum allowable current intensity change along with the change with the thickness of target window

3 结论

通过靶本体流道扫面确定散裂靶的形状和尺寸, 并得出在靶窗厚度不变的情况下, 不同进口速度、不同束斑直径、不同束流强度下的结果; 计算束斑直径不变情况下, 不同靶窗厚度对应的允许束流强度; 把符合散裂靶热工设计要求并有充分裕量的工况进行整理。推导出电流密度随半球型角度变化的公式, 得出不同靶窗厚度下的最大允许电流密度。其结果对散裂靶的选型和工况确定有一定借鉴意义。

将以上结论作为理论基础, 指导散裂靶流道设计, 为下一步热工、物理实验奠定理论基础。

文中散裂靶靶窗设计为半球型的主要目的是为了便于零件加工, 但 N.I. Tak 等人的研究表明椭圆型靶窗的力学性能优于球形靶窗, 在后续研究中, 将对椭圆型靶窗的热工性能进行研究, 为有窗散裂靶的发展奠定一定理论基础。

参考文献:

[1] 孙小兵. 世界能源新格局下中国的能源安全问题 [J]. 南方能源建设, 2014, 1(1): 16-24.

- SUN X B. Discussion of China's energy security in the new world energy pattern [J]. Southern Energy Construction, 2014, 1 (1): 16-24.
- [2] 郑文棠, 程小久. 我国低中放废物处置相关问题研究 [J]. 南方能源建设, 2014, 1 (1): 75-82.
ZHENG W T, CHENG X J. Research on related problems of low and intermediate level radioactive waste disposal in China [J]. Southern Energy Construction, 2014, 1 (1): 75-82.
- [3] 邓宏伟. 核电厂二回路管道应对流动加速腐蚀机理研究 [J]. 南方能源建设, 2015, 2 (1): 51-54+61.
DENG H W. Research on flow accelerated corrosion discussion for secondary loop piping of nuclear power plant [J]. Southern Energy Construction, 2015, 2 (1): 51-54+61.
- [4] 杨格哈尔, 费克·菲利普, 卢博米尔, 等. 加速器驱动次临界实验台架铅铋散裂靶设计 [J]. 科技与信息, 2003 (21): 321-333.
GOHAR Y, FINCK P J, KRAJTL L, et al. Lead-bismuth target design for the subcritical multiplier (SCM) of the accelerator driven test facility (ADTF) [J]. Office of Scientific & Technical Information, 2003 (21): 321-333.
- [5] CHO C H, SONG T Y, TAK N I. Numerical design of a 20 MW lead-bismuth spallation target for an accelerator-driven system [J]. Nuclear Engineering and Design, 2004, 229 (2-3): 317-327.
- [6] Nuclear Energy Agency. Handbook on lead-bismuth eutectic alloy and lead property, materials compatibility, thermal-hydraulics and technologies [R]. U.S.A.: Nuclear Energy Agency, 2007: 85-93.
- [7] 刘捷, 范俊辉, 卢文强. 质子束能量对 ADS 无窗散裂靶稳态热运输的影响 [J]. 工程热物理学报, 2015, 36 (11): 2390-2394.
LIU J, FAN J H, LU W Q. The impact of proton beam energy on steady-state heat transfer in the ADS windowless spallation target [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2015, 36 (11): 2390-2394.
- [8] 周琦, 陈亮, 刘洋, 等. ADS 启明星 II 号散裂靶样品反应性价值测量实验 [J]. 中国原子能科学研究院年报, 2017, 20 (00): 109-110.
ZHOU Q, CHEN L, LIU Y, et al. Reactivity value measurement experiment of ADS Venus II spallation target sample [J]. Annual Report of China Institute of Atomic Energy, 2017, 20 (00): 109-110.
- [9] 许晓伟, 张雪莹, 强成文, 等. 基于水工质的有窗散裂靶流场分析及实验测量 [J]. 原子能科学技术, 2016, 50 (1): 86-91.
XU X W, ZHANG X Y, QIANG C W, et al. Flow field analysis and experimental measurement of window spallation target based on water [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2016, 50 (1): 86-91.
- [10] 强成文, 赵强, 李龙, 等. ADS 无窗散裂靶件水模拟实验研究 [J]. 原子核物理评论, 2015, 32 (4): 490-495.
QIANG C W, ZHAO Q, LI L, et al. Experimental study on water simulation of ADS windowless spallation target [J]. Nuclear Physics Review, 2015, 32 (4): 490-495.
- [11] 李晨曦, 文彦, 郭凯伦, 等. 基于 FOCUS 程序的 ADS 颗粒流靶熔化事故分析 [J]. 原子能科学技术, 2018, 52 (8): 1431-1437.
LI C X, WEN Y, GUO K L, et al. Analysis of ADS granular target melting accident based on FOCUS code [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2018, 52 (8): 1431-1437.
- [12] 彭天骥, 顾龙, 王大伟, 等. 中国加速器驱动嬗变研究装置次临界反应堆概念设计 [J]. 原子能科学与技术, 2017, 51 (12): 2235-2241.
PENG T J, GU L, WANG D W, et al. Conceptual design of subcritical reactor for China initiative accelerator driven system [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2017, 51 (12): 2235-2241.
- [13] 陶科伟, 刘伟明, 张建荣, 等. 紧凑型散裂靶区热工水力分析 [J]. 西北师范大学学报 (自然科学版), 2017, 53 (4): 51-55.
TAO K W, LIU W M, ZHANG J R, et al. Thermal-hydraulic analysis related to the target region of compact spallation target [J]. Journal of Northwest Normal University (Natural Science), 2017, 53 (4): 51-55.
- [14] 陈康, 杨永伟, 范德亮, 等. CIADS 铅铋散裂靶热工水力研究 [J]. 核工程与设计, 2016, 305 (8): 672-677.
CHEN K, YANG Y W, FAN D L, et al. Thermal hydraulic studies of lead-bismuth eutectic spallation target of CIADS [J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, 305 (8): 672-677.
- [15] 程旭, 塔克. 液态铅铋合金在圆管内紊流换热的研究 [J]. 核工程与设计, 2006, 236 (4): 385-393.
CHENG X, Nam-il Tak. Investigation on turbulent heat transfer to lead-bismuth eutectic flows in circular tubes for nuclear applications [J]. Nuclear Engineering and Design, 2006, 236 (4): 385-393.

作者简介:



封坤

封坤 (通信作者)

1981-, 男, 陕西咸阳人, 中国能源建设集团西北电力试验研究院有限公司, 西安交大 (反应堆热工水力分析) / 工程师, 主要从事节能改造方面工作 (e-mail) fengkun111111@163.com。

吕霞云

1981-, 女, 内蒙古鄂尔多斯人, 鄂尔多斯电业局东胜铁西供电分局 / 工程师, 内蒙古电力学院 (电气及其自动化工程), 主要从事电网调度方面工作 (e-mail) Lvxiayunfk@163.com。

张璐

1985-, 男, 内蒙古巴彦淖尔人, 中国科学院近代物理研究所 / 助理研究员, 西安交大 (辐射与防护), 主要从事散裂靶物理研究方面工作 (e-mail) zhanglu@impcas.ac.cn。

葛鹏

1983-, 男, 中国能源建设集团西北电力试验研究院有限公司, 河北工业大学 (热能与动力工程) / 高级工程师, 主要从事轮机及相关系统运行优化及故障诊断 (e-mail) pge0310@ceec.net.cn。

(责任编辑 郑文棠)