

一体化快堆的物理特性与设计逻辑

霍兴凯, 宋英韵, 莫不, 冯伟, 胡贇

(中国原子能科学研究院核工程设计研究所, 北京 102413)

摘要: 为实现高效的核燃料循环, 充分利用铀资源, 一体化快堆采用金属燃料及与之配套的干法后处理和新燃料制造。金属燃料能谱硬, 有利于提高增殖比和燃耗深度, 为降低乏燃料量提供了必要条件。能谱越硬则辐照损伤截面越高, 因此包壳辐照损伤成为一体化快堆燃耗深度的限制因素。较高的内增殖使燃耗反应性降低, 无需添加过多的剩余反应性, 可大幅减少控制棒数量, 对安全性和经济性均有提高。金属燃料还因其膨胀率高、导热性好带来固有安全性上的显著提升。尽管较硬的能谱一般会带来较大的正钠空泡效应, 但其他固有安全特征可在事故初期提供足够的负反馈, 避免燃料及冷却剂过热发展出钠空泡效应。一体化快堆为安全高效地利用核能提供了一个理想的解决方案。

关键词: 金属燃料; 一体化快堆; 增殖; 钠空泡反应性; 堆芯设计

中图分类号: TL364.5

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2025)S1-0061-10

doi: 10.7538/yzk.2024.youxian.0968

Physical Characteristic and Design Logics of Integrated Fast Reactor

HUO Xingkai, SONG Yingyun, MO Bu, FENG Wei, HU Yun

(Department of Nuclear Engineering Design, China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China)

Abstract: To establish a highly efficient nuclear fuel cycle and make the most use of the uranium resource, the integrated fast reactor is a competitive option, featuring in its metal fuel and related pyro-processing. A metal-fueled core does not contain any low-atomic-number nuclides, resulting in less moderation and a harder spectrum of neutrons. With a harder spectrum, the metal-fueled core can benefit from a higher breeding ratio and deeper burnup, both of which are necessary for reducing the amount of spent fuel. However, the harder spectrum significantly increases the damage cross-section of structural material, due to which the burnup of the fuel is restricted by the accumulation of radiation damage of the cladding. The breeding ratio is also tightly related with the fissile nuclides enrichment; the higher the enrichment, the lower the breeding ratio; in this regards, to improve the breeding ratio the core should be loaded with larger amount of fuel and consequently lower enrichment, which can be easily realized by enlarging the fuel pin diameter. However, the larger pin diameter and higher amount of fuel loading are not economy in terms of fuel cost and subassembly manufacturing. To have a balance between the breeding ratio and fuel loading, the doubling time is a better and more comprehensive parameter. Normally, the fuel pin diameter is between 7.0 and 9.0 mm to accommodate both sides. Since a relatively higher internal breeding brings down the burnup reactivity loss, the core

can be run with a low initial reactivity margin; it is not needed to load too much fuel at the beginning of one fuel cycle; as a result, the number of control rods can be decreased, beneficial to both the safety and economy aspects of the reactor. The metal fuel is also featured in its high thermal expansion coefficient, high heat conductivity and low operation temperature, all of which improve the passive safety of the core. In the presence of any sodium void born from overheating in abnormal conditions, the neutron moderation will decrease even more while the neutron spectrum goes much harder; these effects increase the effective fission neutron number of plutonium-239 and brings a positive reactivity. Although the sodium void reactivity is positive and has a large value in a metal-fueled core, compared with oxide-fueled core, the passive safety features mentioned above can provide enough negative feedback in the early stage of accidents, avoiding the overheating of the coolants and generation of the sodium void. Generally, the integrated fast reactor provides a desirable solution in the safe and efficient utilization of nuclear energy.

Key words: metal fuel; integrated fast reactor; breeding; sodium void reactivity; reactor core design

近年来,随着我国核能的加速发展与世界能源格局的深刻变革,以铀资源高效利用为目标的先进核能的发展日益高涨。

一体化快堆的提出为核能发展创造了一个理想的解决方案。一体化快堆以金属燃料为核心,将与之配套的干法后处理与新燃料制造融合在同一厂址,可实现闭式、高效的厂内燃料循环;无论从时间或空间的角度,一体化快堆实现了燃料循环的紧凑化、集约化。一体化快堆还具有乏燃料放射性低、固有安全性好、防核扩散属性性强等诸多优点^[1]。

反应堆物理(或中子学)决定了一体化快堆的本质特征和核心优势。为了寻求堆芯固有安全性与燃料循环整体经济性之间的平衡,需要综合考虑多项物理设计参数,包括堆芯几何与组件结构、装量与富集度、钠空泡效应与其他反应性反馈等^[2]。本文旨在从反应堆物理的角度阐述一体化快堆的物理特性与设计参数的内在逻辑关系,为一体化快堆的设计指出方向,为理解与评价一体化快堆提供一幅宏观图景。

1 一体化快堆的主要特征

目前,我国提出的一体化快堆概念主要面向的目标是高效的燃料循环,包括充分利用铀资源、废物量最小化、尽量短的堆外暂存时间和后处理时间从而可实现全燃料循环的集中部署。为了实现这一目标,金属燃料是理想的选择:金属燃料堆芯的中子能谱硬,每次裂变中子数高,重核的

俘获裂变比更低,因此中子经济性更好,可实现高增殖,从而为加深燃耗、降低乏燃料量提供可能;金属燃料天然适合基于电解精练的干法后处理,结合远程操作可在出堆后不久便进行后处理并重新铸造为新燃料;相比基于PUREX流程的水法后处理,干法后处理更不容易临界,可以更集中地处理,因此可大幅缩减后处理的系统与管线规模,为同厂址的一体化布置提供了可能^[3]。

然而燃耗的加深和中子能谱的硬化带来了更高的结构材料辐照损伤。根据目前燃料与结构材料发展,包壳辐照损伤将成为一体化快堆燃耗深度的主要限制因素。因此,为了最大限度释放出天然铀矿中蕴藏的能量,需要通过多次循环,不断地更换包壳材料、反复回堆才能实现铀及其增殖出的超铀元素的全部裂变。在多次循环中,每次循环都要过滤裂变产物、添加贫铀(或天然铀);因高增殖原因,无需添加钚或其他易裂变核。因此,整体来看闭式的一体化快堆系统可看作一种贫铀焚烧炉。

一体化快堆采用金属燃料后也带来一系列安全特征,相比氧化物快堆有显著的优势。由于金属燃料具有天然的高膨胀特性,在正常运行及事故瞬态中,燃料升温导致的轴向膨胀将带来较大的负反应性反馈。金属燃料导热性好,再加上包壳内充钠的设计使燃料中心温度及燃料平均温度均显著低于氧化物燃料,在事故下可提供更大的温升裕度。金属燃料堆芯增殖性能好,整个循环寿期中的燃耗反应性可设计成近乎为零,因此无

需为堆芯添加较高的初始剩余反应性，这样就从根本上降低了超临界风险。金属燃料快堆中子能谱硬，会使发生钠空泡后的能谱效应更强烈，正的钠空泡效应更显著，但从事故进程来看这一正效应可被前述的固有安全性防止。整体上来讲，金属燃料带来了固有安全性的显著提升。

从一体化快堆的发展史来看，防核扩散属性

也被给予高度重视，是一体化快堆的主要优势之一，甚至可以说防核扩散特征是一体化快堆诞生的源头^[3]。但防核扩散问题受具体的国情、国际政治的影响，重视程度有差别，在我国的快堆发展中并不作为主要议题讨论。

上述一体化快堆的各项物理特征及其逻辑关系如图1所示。

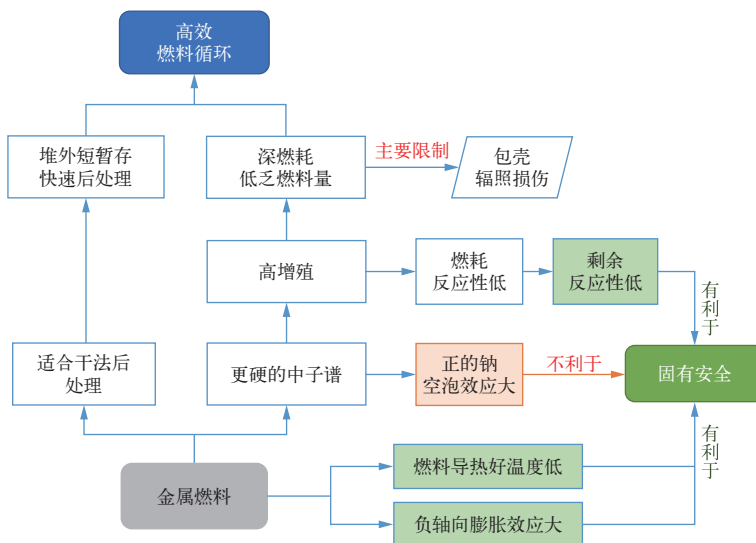


图1 一体化快堆的物理特征及其逻辑关系

Fig. 1 Physical characteristics and logics relationship of integrated fast reactor

2 物理特征与设计逻辑

2.1 金属燃料的能谱更硬

对于具体燃料类型，目前一体化快堆设计中以U-TRU-Zr为主要研究对象，即铀、超铀元素、锆的合金。超铀元素以钚为主，它是²³⁸U增殖的主要产物(中间需经历镎的衰变过渡)，当钚继续吸收中子后，如果不裂变则可增大为原子序数更高的镅、锔等。先前的金属燃料研究中也考虑U-Pu-Zr合金，即TRU中排除次锕系核素(minor actinides, MA)镎、镅、锔等，只采用纯钚；然而，一体化快堆的主要特征及优势就是干法后处理将铀、超铀近乎全部回收并最终裂变掉，因此本文研究的金属燃料选择U-TRU-Zr类型。

相比氧化物燃料，金属燃料不含低原子序数的氧原子且更加致密，因此中子能谱更硬。几种主要堆型的能谱对比如图2所示^[4]。由图2可见，在几种主要的快堆堆型中，金属燃料快堆在高中能区的中子占比更高，能谱曲线是更偏高能区的高瘦形。表1列出某3000 MW核功率的UO₂燃料钠冷

快堆与同等功率U-TRU-Zr金属燃料快堆的快群通量占比，可见金属燃料的高能中子占比显著更高。

2.2 硬能谱带来高增殖

中子能谱更硬则各个重核的有效裂变中子数更高，从而为增殖提供了更多的剩余中子。有效裂变中子数表达的是平均每吸收1个中子产生的裂变中子数，它综合了俘获截面与裂变截面的比值、每次裂变放出的中子数量，因此是一个最能直接反映核素临界特性及增殖能力的物理量。图3~5

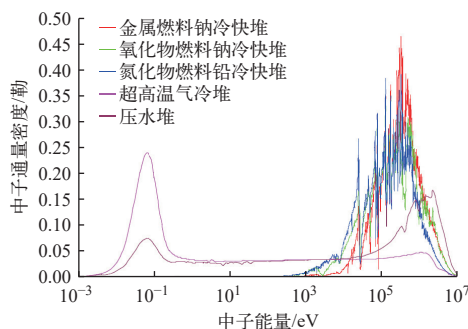


图2 主要堆型的中子能谱

Fig. 2 Neutron spectra of main reactor types

表1 氧化物燃料堆芯与金属燃料堆芯能谱简要对比

Table 1 Spectrum comparison between oxide-fueled and metal-fueled cores

中子能量/MeV	中子通量密度占比/%	
	UO ₂ 燃料	金属燃料
<0.1	39.0	34.5
>0.1	61.0	65.5

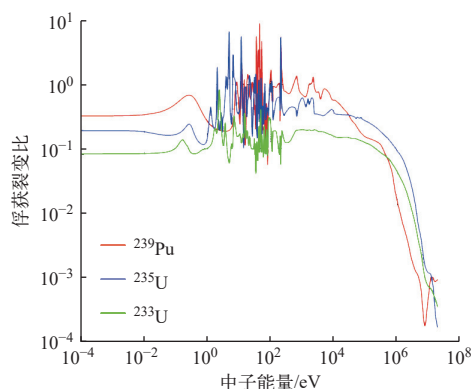


图3 俘获裂变比

Fig. 3 Capture-to-fission ratio

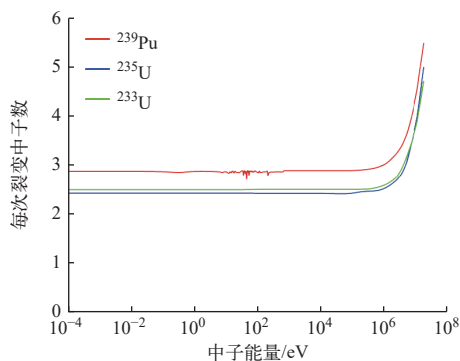


图4 每次裂变中子数

Fig. 4 Neutron yield per fission

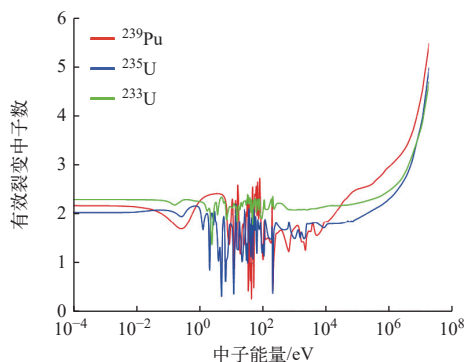


图5 有效裂变中子数

Fig. 5 Neutron yield per absorption

分别给出了俘获裂变比(σ_c/σ_f , σ_c 为微观俘获截面, σ_f 为微观裂变截面)、每次裂变中子数 ν 、有效裂变中子数 η 随能量的变化^[5-6],三者之间的关系为:

$$\eta = \nu \frac{\sigma_f}{\sigma_f + \sigma_c} = \nu \frac{1}{1 + \frac{\sigma_c}{\sigma_f}} \quad (1)$$

结合图2与图5可见:中子能谱越硬则有效裂变中子数越高;在1 MeV附近有效裂变中子数随中子能量快速上升。正因如此,金属燃料堆芯可产生更多的剩余中子,在维持链式裂变反应的同时有更多的中子被²³⁸U俘获产生钚。钚的产生弥补了裂变反应的消耗,维持了足量的易裂变核,尤其是燃料区内部易裂变核的产生显著提升;内增殖(燃料区内部的增殖,不含外部转换区)与全堆增殖(需要依赖轴向、径向的外部转换区)不同,内增殖的易裂变核对全堆的正反应性贡献更大,更有利于维持反应堆的临界特性。因此,堆芯的负燃耗反应性更低,甚至在一定时间内可成为正燃耗反应性,从而为单个换料循环周期的深燃耗运行创造了条件。

2.3 高增殖的工程约束及设计逻辑

虽然从中子学机理上讲,金属燃料更硬的能谱为高增殖提供了基础,但反应堆设计还受限于一些工程方面的约束条件。本文从堆芯设计的角度给出各种约束条件的内在逻辑关系以及为了提升增殖比而采取的措施。

在一定的总功率下,由于线功率密度的限制,堆芯全部燃料棒(元件)的总长度是基本确定的。由于热工、装量与富集度、设备尺寸与经济性等各方面的要求,大型快堆可采取的堆芯高度(即燃料活性段长度)基本在85~100 cm范围内,不会偏离太大(除非为降低钠空泡效应而片面追求高泄漏的过度扁平化堆芯设计)。因此,在一定的堆芯高度下燃料棒的数目基本确定。由于目前外套管的制造工艺约束(无法制造太大的六角管)及组件重量的约束,单盒组件中的燃料棒数不宜太大。燃料棒数目也不可太低,否则组件数目过于庞大,不仅带来组件加工成本的上升,也使装换料操作过多,拖延了停堆换料时间。此外,组件小、数目多会使控制棒组件的价值降低,需要布置更多的控制棒组件及其驱动机构,从加工制造难度及经济性角度看是不利的。目前主流的大型快堆均采用217或271根棒的设计。当燃料棒总数目

和组件内棒数确定时即可得到全堆燃料组件数目。

反应堆装入的燃料总质量主要由燃料棒总数、棒径决定。为达到临界及一定的剩余反应性,燃料总质量及与之对应的堆芯体积越大则富集度可降得越低。而富集度低才能带来更高的增殖比,原因在于富集度低则易裂变核的消耗率相对更低,而可转换核 ^{238}U 的俘获率(易裂变核增殖产生率)相对更高。综合以上内容可推断,为了提高增殖比、降低燃耗反应性损失进而提升燃耗,需要采用更大的棒径。

需要注意的是,对于燃料增殖性能的评价,增殖比并不是一个全面的指标。主要原因在于,增殖比仅是易裂变核产生与消耗之间的比值,并没有考虑易裂变核的初始总装量。当需要增殖出更多的易裂变核向外输出时,倍增时间是更全面的评价指标:当增殖比一定时,易裂变核装量越低越好,这样倍增出同等质量的易裂变核所用的时间更短。从这个角度来看,棒径不宜过大,即总装量不宜过高。棒径过大,还会使后处理、新燃料制造负担加重,总成本升高。各物理设计参数之间的逻辑流程如图6所示。

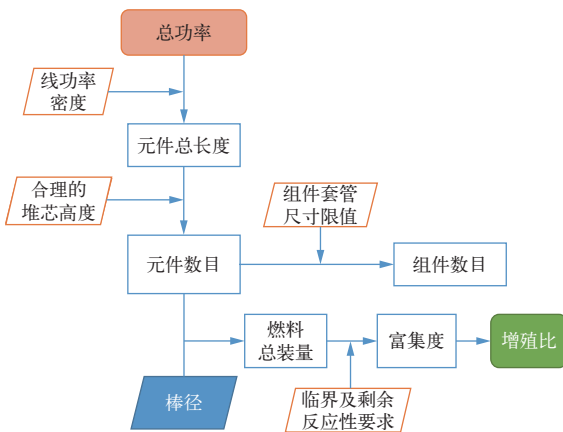


图6 堆芯物理参数及设计逻辑
Fig. 6 Physical parameters and design logics of reactor core

目前大型金属燃料快堆的燃料棒设计基本选择7.5~9.0 mm的外径范围,以高增殖和深燃耗为目标的一体化快堆拟采用9.0 mm外径、组件内271棒的设计,这样的设计可使平均富集度(全钷)低至15%以下,具有较高的内增殖和全堆增殖特性。

2.4 高增殖带来低燃耗反应性损失,为深燃耗创造必要条件

一体化快堆采用金属燃料后,在同等功率规模及堆芯几何特性下增殖性能显著高于 UO_2 或MOX堆芯,内增殖尤其显著。当富集度在15%以下时可做到燃耗反应性几乎为零或正值。然而该趋势并不会一直保持:随着燃耗的加深,易裂变核逐渐积累、裂变产物中的吸收核增多,因此相对的裂变率与总的俘获反应率均上升;而 ^{238}U 略有消耗导致其俘获反应率略呈下降趋势,即 ^{239}Pu 的增殖产生率下降;综合起来,当时间足够长时,堆芯的燃耗反应性终将向负方向发展,与此同时堆芯易裂变核的增殖比也开始下降。

合理的堆芯设计将通过调整富集度使燃耗反应性曲线尽量保持水平,即尽量小的燃耗反应性损失。这样的目的,除了前文所述的可减少控制棒数量以外,还可保持更长的单循环运行时间:燃耗反应性低,则在同样的补偿棒价值控制范围内运行时间更长;此外,增殖比高、燃耗反应性低,则随着燃耗的增加组件内的易裂变核含量更稳定,组件功率变化幅度小,功率峰因子受燃耗的影响小,换料后不同批次间的功率差小,这也是深燃耗的必要保障。

循环长度的提升还可降低因停堆换料造成的运行损失,即提高负荷因子。

图7示出某3 000 MW核功率U-TRU-Zr金属燃料堆芯在固定棒位下的 k_{eff} 以及平均燃耗(含轴向、径向转换区)随运行时间的变化。由图7可见,随着燃耗的加深, k_{eff} 先增长后下降,但整体上变化幅度仅在200 pcm以内。

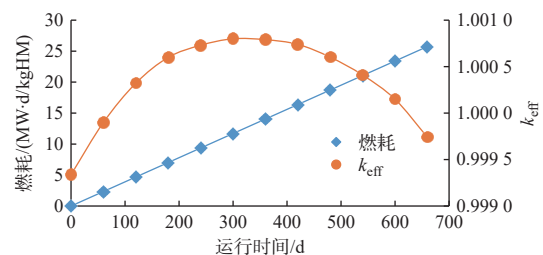


图7 固定棒位下 k_{eff} 和燃耗随运行时间的变化
Fig. 7 Variation of k_{eff} and burnup with time at fixed control rod position

2.5 低燃耗反应性损失带来固有安全

按照目前3 000 MW核功率规模的U-TRU-Zr

金属燃料堆芯设计,单循环燃耗反应性可控制在 $-500\sim 500$ pcm 范围内。相比而言,大型 UO_2 或 MOX 快堆的单循环燃耗反应性大约在 $-4\ 000\sim -2\ 000$ pcm 范围内^[7]。因此,金属燃料快堆寿期初无需装入过多的剩余反应性,从临界安全的角度来讲具有显著的固有安全优势。

不仅如此,由于剩余反应性低,对控制棒价值的要求也降低(快堆只靠控制棒来控制反应性);按照目前常规的设计,需至少两套停堆系统,每套停堆系统均可独立地将反应堆停至冷停堆状态,即控制棒价值应能够补偿功率反应性、温度反应性;对于以补偿棒为主的停堆系统来讲,还需要额外再补偿燃料剩余反应性。因此,如果剩余反应性低,则相当于需要控制棒补偿的总反应性就低,以补偿棒为主的停堆系统的控制棒数量就可减少,同时也给安全棒的布置带来更有利的位置选择。表 2 列出两个典型的 3 000 MW 核功率级 MOX 燃料堆芯与 U-TRU-Zr 金属燃料堆芯的控制棒数量,对比可见金属燃料堆芯可大幅降低控制棒的数量,不仅简化设计提升经济性,还可降低驱动机构总的故障率以及安装、运行、检修难度;从安全的角度来讲,控制棒失控提升带来的超临界风险也显著降低。

表 2 MOX 燃料堆芯与金属燃料堆芯
控制棒数量对比

Table 2 Comparison of control rod number
between MOX-fueled and metal-fueled cores

控制棒	控制棒数量	
	MOX 燃料堆芯	金属燃料堆芯
补偿棒(第一停堆系统)	19	9
安全棒(第二停堆系统)	10	7

2.6 深燃耗带来低乏燃料量

堆芯可达到的燃耗深度受最大卸料燃耗限制。最大卸料燃耗指卸出的乏燃料中三维燃耗分布的最大点值,它由包壳和燃料工艺水平决定。由于该值是三维空间中的局部最大值,因此如果能够尽可能地降低轴向、径向的不均匀因子,即展平功率与燃耗分布,则可使全堆平均卸料燃耗接近最大卸料燃耗。平均卸料燃耗提高后,可延长循环时间;从另一个角度来讲,在释放同等能量下需要的后处理量与新燃料制造量就更低,从而

提升燃料经济性。

目前的设计方法中,主要通过富集度分区和合理布置控制棒位置来尽量展平功率与燃耗分布。根据目前各堆型设计经验来看,最大卸料燃耗与平均卸料燃耗之间的比值一般在 $1.4\sim 1.6$ 之间,不会显著超出这个范围^[8]。由此可看出,在确定的功率规模下,通过最大卸料燃耗可基本确定单位时间的卸料量,最大卸料燃耗与后处理量基本呈反比。

2.7 深燃耗的限制:包壳辐照损伤

虽然从增殖和反应性维持的角度来讲金属燃料快堆可保持很长的单循环运行时间,但限制燃耗及循环长度的主要因素是包壳材料辐照肿胀及严重肿胀下的力学性能恶化^[9]。

以包壳为主的结构材料的辐照损伤往往以 DPA(displacement per atom, 每原子离位数)作为评价标准。它来源于核反应初级反冲核在减速过程中产生的晶格缺陷。DPA 主要取决于入射中子能量和将原子从其晶格位置移开所需要的阈值能量。它受材料性质、辐照类型、粒子强度、截面大小的综合影响^[10]。需要注意的是,DPA 仅是辐照损伤的一种表征,不代表实际的损伤程度或晶格缺陷。DPA 不可测量,它只是一种从理论分析的角度对辐照损伤作出的量化估值。

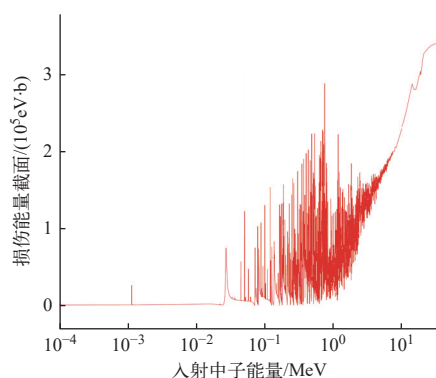
反应堆中结构材料 DPA 的计算公式^[11]为:

$$\text{DPA} = t \int \sigma_{\text{dis}}(E) \varphi(E) dE \quad (2)$$

$$\sigma_{\text{dis}}(E) = \frac{\beta}{2E_d} \sigma_{\text{dmg}}(E) \quad (3)$$

其中: $\sigma_{\text{dis}}(E)$ 为原子离位截面; $\varphi(E)$ 为中子通量密度; t 为辐照时间; β 为原子离位效率; E_d 为引起材料原子离位的能量阈值; $\sigma_{\text{dmg}}(E)$ 为损伤能量截面,以 $\text{eV}\cdot\text{b}$ 为单位。因为可获得的移位能量用来产生 1 对移位原子,故再除以 2^[11]。

对于确定论程序, $\sigma_{\text{dmg}}(E)$ 由快堆多群数据库以独立的多群截面提供;对于蒙特卡罗程序,可采用连续点截面 ACE 数据库中的 MT=444 反应道直接统计单核反应率(损伤能量累积速率)。 $\sigma_{\text{dmg}}(E)$ 在 高能区更大,低于 1 MeV 基本为 0,高于 1 MeV 后迅速上升,因此它对快堆能谱的软硬程度比较敏感。 ^{56}Fe 为快堆常用结构材料的主要核素,图 8 示出 ^{56}Fe 的损伤能量截面随入射中子能量的变化。

图 8 ^{56}Fe 的损伤能量截面Fig. 8 Damage-energy cross section of ^{56}Fe

不同核素的原子离位能量阈值如表 3 所列, 不同文献中核素原子离位能量阈值不完全一致, 表 3 中数据是综合不同文献中的值后选取较小的值, 这样计算出来的结果相对保守^[12-14]。快堆中辐照损伤计算主要面向不锈钢材料, 其主要元素成分为 Fe、Cr、Mn、Ni, 其原子离位能量阈值均为 40 eV。

表 3 核素原子离位能量阈值

Table 3 Threshold of displacement energy

核素	E_d/eV
Cr	40
Mn	40
Fe	40
Ni	40
W	90
Al	27

从计算原理上可得出 DPA 与积分通量呈正比关系, 然而由于 $\sigma_{\text{dmg}}(E)$ 在 1 MeV 附近随中子能量上升很快, 即受高能区能谱的影响较强, 因此 DPA 与积分通量的正比例系数与具体的快堆堆型相关性很强。相比氧化物燃料快堆, 金属燃料快堆的能谱更硬, 因此 DPA 累积速度更快, 导致目前限制燃耗的首要因素为结构材料损伤而非燃料芯体燃耗。

对于压水堆中的锆合金 1 dpa 对应的积分快中子通量为 $5 \times 10^{24} \text{ m}^{-2}$ ($E > 1 \text{ MeV}$), 而对于一般的快堆结构材料铁 1 dpa 对应的积分快中子通量为 $2 \times 10^{25} \text{ m}^{-2}$ ($E > 0.1 \text{ MeV}$)。由于积分通量与燃耗深度也近似呈正比关系, 因此 DPA 也与燃耗深度近似呈正比关系, 如表 4 所列。

表 4 各堆型 1 dpa 对应的燃耗

Table 4 Burnup to 1 dpa for each reactor type

堆型	1 dpa 的燃耗/(GW·d/tHM)
压水堆	4~5
氧化物燃料快堆	0.6~0.85
金属燃料快堆	0.55~0.7

目前铁素体/马氏体钢(牌号: 美国 HT9, 法国 EM10, 德国 DIN 1.4914, 日本 PNC-FMS, 俄罗斯 EP-450 等)已有辐照数据最高辐照至约 200 dpa (HT9), 辐照结果表明稳态肿胀率不超过 0.2%/dpa, 远低于奥氏体不锈钢(15-15Ti、316Ti 等), 并认为经适当的材料(成分及组织)优化有望可以应用到 250~500 dpa。我国一体化快堆拟重点参考美国 HT9 研发并做优化改进, 辐照损伤的设计限值在第 1 阶段(2035 年)拟选取 150 dpa, 在第 2 阶段(2040 年以后)拟选取 250 dpa。

3 一体化快堆的安全特性

3.1 金属燃料带来更大的轴向膨胀效应

从反应堆安全的角度, 金属燃料相比氧化物燃料有诸多优势。金属燃料不仅本身的热导率远优于氧化物燃料, 而且由于金属燃料包壳内一般采用充钠设计(以包容更大的热膨胀和辐照肿胀)所以燃料与包壳之间不存在气隙, 热阻大幅降低, 燃料与包壳、冷却剂之间的温差更小。因此, 正常运行时金属燃料平均温度在 600 °C 以下, 相比而言氧化物燃料的平均温度则高达 1 200 °C 左右。较低的燃料温度和较高的热导率为事故瞬态下的燃料安全提供了较大的裕度。

金属燃料的另一安全优势在于其较高的线膨胀系数。一般氧化物燃料的线膨胀系数约为 $1.1 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$, 而金属燃料在正常运行温度及以下的线膨胀系数约为 $1.6 \times 10^{-5} \sim 1.8 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$; 在 868 K 左右 U-Pu-Zr 金属燃料发生相变, 线膨胀系数增大至 $6.0 \times 10^{-5} \sim 7.7 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$, 从而在事故瞬态下提供更高的负反应性反馈。金属燃料线膨胀系数的详细数据列于表 5。表 6 列出 3 000 MW 核功率的 U-TRU-Zr 金属燃料堆芯的温度效应与功率效应计算结果, 其中温度效应指的是从全堆 250 °C 等温状态升至全堆 360 °C 等温状态的反应性反馈, 功率效应指的是从全堆 360 °C 等温状态升至满功

表5 金属燃料的线膨胀系数

Table 5 Linear expansion coefficient of metal fuel

成分	温度范围/K	线膨胀系数/ $10^{-5}K^{-1}$
U-10Pu-15Zr ^[15]	<861	1.83
	868~953	6
	953~1 223	1.81
U-12.9Pu-22.5Zr ^[15]	<868	1.76
	868~938	7.4
	938~1 223	2.01
U-15Pu-30Zr ^[15]	<868	1.75
	868~933	7.7
	933~1 223	2
U-12.9Pu-22.5Zr ^[16]	<873	1.63
U-17.2Pu-22.5Zr ^[16]	<859	1.73

表6 金属燃料堆芯的温度与功率效应

Table 6 Temperature and power reactivity coefficients of metal-fueled core

参数	温度效应/pcm	功率效应/pcm
钠密度	118	305
径向膨胀	-220	
轴向膨胀	-220	-400
多普勒	-105	-180
总计	-427	-275

率状态的反应性反馈;满功率时燃料平均温度约为550℃。由表6可见,燃料的轴向膨胀是温度效应与功率效应中最主要的负反馈。

反应堆的径向膨胀产生于组件底部的栅板联箱。入口钠温升高时栅板联箱的膨胀导致组件栅距变大,中子泄漏增加,引入负反馈。这一效应仅在等温温度效应中存在,功率效应中入口温度不变,因此不存在径向膨胀效应。燃料芯块的径向膨胀不改变组件栅距,因此几乎不改变堆芯整体几何参数,所以引入的反应性变化可忽略。

3.2 金属燃料带来更大的钠密度与钠空泡效应

钠密度与钠空泡效应的产生主要由两个相反的因素决定:能谱硬化导致的正效应和泄漏增加导致的负效应。

当钠密度降低或产生钠空泡时,钠的慢化作用减弱,中子能谱硬化;由图5可知,中子能谱右

移后²³⁹Pu的有效裂变中子数快速上升,因此反应性显著上升。相比于氧化物燃料快堆,金属燃料快堆的中子能谱更硬,因此正的钠空泡效应更显著^[17]。

在温度效应与功率效应中,虽然没有发生钠空泡,但钠密度也随温度的升高而降低,其反应性反馈机理与钠空泡完全一致。由表6可见,在温度效应与功率效应中,钠密度效应是唯一的正数项,且数值不可忽略。但由于其他分项具有较大的负值,尤其是轴向膨胀,所以总的效应仍然为负,为反应堆的安全与稳定运行建立了基础。

当发生全堆或活性区钠空泡时,钠全部排空(除了包壳内的钠),引入的正效应非常大:活性区钠空泡反应性可达到2 000 pcm左右,即使轴向转换区、径向转换区也同时发生钠空泡使中子泄漏增加,钠空泡反应性也仍在1 500 pcm以上。考虑到U-TRU-Zr金属燃料堆芯的缓发中子有效份额仅有370 pcm左右,因此如此大的正反应性效应单独来看是很大的安全隐患。

然而,从无保护失流、失热阱、超功率等事故分析结果来看,前述的低燃料温度、显著的负膨胀效应、多普勒效应等负反馈可在事故初期抑制事故进程,阻止堆芯及冷却剂过热,避免冷却剂温度达到沸点,因此不会发展为钠空泡,且有足够的温度裕度^[1]。在此前提下,再单纯追求降低钠空泡反应性已经不太合理,将使堆芯的其他设计参数严重恶化。以降低钠空泡的主要措施之一——降低堆芯高径比(堆芯活性区高度与等效直径的比值)为例,表7列出在金属燃料快堆总装量和线功率恒定的前提下,多种堆芯燃料区的高径比对应的钠空泡反应性^[18]。由表7可见,如果要做到零钠空泡反应性,则需要将高径比降到0.15左右。

表7 高径比对钠空泡反应性的影响

Table 7 Influence of height-to-diameter ratio on sodium void reactivity

燃料高度/m	堆芯高径比	钠空泡反应性/pcm
1.0	0.357	1 562
0.9	0.305	1 421
0.8	0.256	1 139
0.7	0.209	794
0.6	0.166	384
0.5	0.126	-403

如此扁平化的堆芯设计会带来一系列的代价:几何形状过于扁平会使中子泄漏过大,堆芯临界特性变差,需提高富集度来弥补,而富集度的提升会使增殖比降低,违背一体化快堆的设计目标;堆芯直径过大则反应堆整体尺寸、顶部旋塞、主容器、堆芯支撑及堆内构件全部变大,大大影响建造经济性;堆芯直径变大使单根控制棒价值降低,必须布置更多的控制棒及其驱动机构;燃料组件数量将变得更多,使停堆换料时间延长,后处理与新燃料制造等成本全部上升。

降低钠空泡反应性的另一大有效措施是增加上部钠腔,理论上讲也能使发生钠空泡时的中子泄漏增强从而引入更多的负反应性。表8列出堆芯活性区上方设置多种钠腔时钠空泡反应性的大小,由此可看出增加上部钠腔的效果是有限的:在燃料区的上方设置50 cm钠腔时,钠空泡反应性仍为1 500 pcm以上,上部泄漏已经近乎达到极限,再增加钠腔高度已经收效甚微^[18]。

表8 上钠腔对钠空泡反应性的影响
Table 8 Influence of upper sodium cavity on sodium void reactivity

上钠腔高度/cm	钠空泡反应性/pcm
0	2 117
20	1 705
30	1 648
40	1 566
50	1 561

综合来看,钠空泡反应性与中子经济性、反应堆整体的经济性是矛盾的。对于钠空泡反应性应从整体安全性上考虑,并且要从事故发展进程的角度来看待。在各无保护事故下,如果一体化快堆的固有安全性及反应性控制手段已经足以避免燃料及冷却剂过热,则可降低或忽略对钠空泡反应性的要求,使堆芯设计更加专注于加深燃耗及追求高效的燃料循环。

4 结论

一体化快堆采用金属燃料,因此能谱更硬、增殖性能更好、燃耗反应性更低,这不仅为深燃耗创造了必要条件,大大降低了乏燃料量及其后处理量,也降低了剩余反应性,带来固有安全性。

金属燃料导热率高,结合内部充钠设计,燃料平均温度更低。金属燃料热膨胀系数高,在燃料升温时可引入更大的负反应性。以上的固有安全特性使各无保护事故不会发展出钠空泡现象,尽管钠空泡反应性是较大正值。

面向高效的燃料循环,一体化快堆在物理特性和安全性上显著优于氧化物燃料快堆,为我国快堆乃至整个核能的发展提供了一个理想的解决方案。

参考文献:

- [1] TILL C E, CHANG Y I. Plentiful energy: The story of the integral fast reactor[M]. USA: [s. n.], 2011.
- [2] 霍兴凯, 胡赞, 徐李, 等. 一体化快堆的内增殖性能研究[J]. 原子能科学技术, 2023, 57(6): 1111-1119.
HUO Xingkai, HU Yun, XU Li, et al. Study of internal breeding of integral fast reactor[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2023, 57(6): 1111-1119(in Chinese).
- [3] 霍兴凯, 林如山, 刘利生, 等. 无尽的能源——一体化快堆[M]. 北京: 中国原子能出版社, 2020.
- [4] YANG W S. Introduction to fast reactor physics[R]. USA: Purdue University, 2016.
- [5] JUDD A M. An introduction to the engineering of fast nuclear reactors[M]. UK: Cambridge University Press, 2014.
- [6] WALTAR A E, TODD D R, TSVETKOV P V. Fast spectrum reactors[M]. New York: Springer Science+ Business Media, LLC, 2012.
- [7] WADE D C, HILL R N. The design rationale of the IFR[J]. Progress in Nuclear Energy, 1997, 31(1/2): 13-42.
- [8] dan GABRIEL C. Handbook of nuclear engineering, Volume IV: Reactors of generation III and IV[M]. [S. l.]: Springer, 2010.
- [9] 霍兴凯, 林超, 冯伟, 等. 一体化堆方案论证报告[R]. 北京: 中国原子能科学研究院, 2022.
- [10] 王事喜. ADS设备和结构材料的DPA和积分快中子注量研究报告[R]. 北京: 中国原子能科学研究院, 2015.
- [11] 吴海成, 赵秋娟. 中子KERMA系数和辐射损伤截面计算理论基础概述[R]. 北京: 中国核数据中心, 2018.
- [12] GABRIEL T A, AMBURGEY J D, GREENE N M. Radiation-damage calculations: Primary knock-on atom spectra, displacement rates, and gas production rates[J]. Nuclear Science and Engineering, 1976, 61(1): 21-32.

- [13] DORAN D G. Neutron displacement cross sections for stainless steel and tantalum based on a lindhard model [J]. *Nuclear Science and Engineering*, 1972, 49(2): 130-144.
- [14] GREENWOOD L R, SMITHER R K. Displacement damage calculations with ENDF/B-V[R]. Vienna: IAEA, 1981.
- [15] KELMAN L R, SAVAGE H, WALTER C M, et al. Status of metallic plutonium fast power-breeder fuels[C]// Proceedings of the 3rd International Conference on Plutonium. New York: [s. n.], 1967.
- [16] BOUCHER R, BARTHELEMY P. Comparison of U-Pu-Mo, U-Pu-Nb, U-Pu-Ti, and U-Pu-Zr alloys, CEA-2531 (1964), ANL-TRANS-138[R]. Argonne: Argonne National Laboratory, 1964.
- [17] KHALIL H S, HILL R N. Evaluation of liquid-metal reactor design options for reduction of sodium void worth[J]. *Nuclear Science and Engineering*, 1991, 109(3): 221-266.
- [18] 霍兴凯, 徐李, 曹攀, 等. 大型 MOX 燃料快堆钠空泡反应性微扰理论研究[J]. *原子能科学技术*, 2020, 54(1): 81-86.
- HUO Xingkai, XU Li, CAO Pan, et al. Research on sodium void reactivity of large MOX-fueled sodium-cooled fast reactor by perturbation theory[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2020, 54(1): 81-86(in Chinese).