

事故容错燃料安全性能初步分析

杨红发¹, 巫英伟², 尹莎莎¹, 刘明皓¹, 汪宇¹, 赖建永¹, 廖先伟¹, 谢海燕¹, 王嘉瑞¹, 欧阳斌¹

(1. 中国核动力研究设计院核反应堆系统设计技术重点实验室, 四川成都 610213;

2. 西安交通大学核科学与技术学院, 陕西西安 710049)

摘要:事故容错燃料(ATF)是通过提高燃料材料热物性或包壳材料抗高温氧化性能来加强核燃料的事故容错能力,从而使核燃料能长期忍受严重事故。使用二次开发适用于ATF的RELAP5程序,对 $\text{UO}_2\text{-FeCrAl}$ 、 FCM-FeCrAl 这两种ATF和传统核燃料 $\text{UO}_2\text{-Zir-4}$ 进行大破口失水事故安全分析。对比事故分析结果可知:相较于传统 UO_2 芯块,稳态运行工况下,热导率高的FCM芯块具有更低的燃料中心温度和更小的燃料径向温度梯度,同时在瞬态事故工况下,FCM芯块具有更低的瞬态初始温度和更小的燃料温度增长速率。相较于传统Zir-4包壳,在瞬态事故工况下,FeCrAl的包壳峰值温度更小,达到的时间更晚,同时由于FeCrAl包壳具有良好的抗高温氧化性能,事故过程中产生的氢气质量更小。

关键词:事故容错燃料;RELAP5程序;事故容错能力;抗高温氧化性能

中图分类号:TL33 **文献标志码:**A **文章编号:**1000-6931(2020)08-1441-07

doi:10.7538/yzk.2019.youxian.0563

Preliminary Analysis of Safety Performance for Accident-tolerant Fuel

YANG Hongfa¹, WU Yingwei², YIN Shasha¹, LIU Minghao¹, WANG Yu¹,
LAI Jianyong¹, LIAO Xianwei¹, XIE Haiyan¹, WANG Jiarui¹, OUYANG Bin¹

(1. *Science and Technology on Reactor System Design Technology Laboratory,*

Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610213, China;

2. *School of Nuclear Science and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)*

Abstract: Accident-tolerant fuel (ATF) is to enhance the accident-tolerant capacity of nuclear fuel by improving the thermal properties of fuel materials or the high temperature oxidation resistance of cladding materials, so that nuclear fuel can endure serious accidents for a long time. Using RELAP5 program developed for ATF, safety analysis of $\text{UO}_2\text{-FeCrAl}$, FCM-FeCrAl and conventional nuclear fuel $\text{UO}_2\text{-Zir-4}$ was carried out. Compared with conventional UO_2 pellets, FCM pellets with higher thermal conductivity have lower fuel center temperature and smaller radial fuel temperature gradient under steady state operating conditions. FCM pellets also have lower transient initial temperature and lower fuel temperature growth rate under transient accident condition. Compared with conventional cladding Zir-4, the peak cladding temperature of FeCrAl is smaller and reaches later under transient accident condition. Meanwhile, due to the bet-

ter high temperature oxidation resistance of FeCrAl cladding, the smaller hydrogen mass production is produced during the accident progress.

Key words: accident-tolerant fuel; RELAP5 program; accident-tolerant capacity; high temperature oxidation resistance

2011年日本福岛核事故发生后,人们开始关注于开发研究可改善压水堆在事故工况下安全性的新一代核燃料。新型燃料有望缓解事故的措施是选用导热性能更优良和滞留裂变产物能力更强的芯块材料替代传统 UO_2 芯块以及选用抗高温氧化性能和抗高温蠕变性能更优的包壳材料替代传统锆包壳。采用上述先进材料组成的燃料即为事故容错燃料(ATF)。

相较于传统的 UO_2 -Zir-4 燃料,ATF 可较长时间内有效抵御严重事故条件,与此同时 ATF 还能保持甚至改善其在稳态运行条件下的燃料性能。开发 ATF 过程中重点关注的因素^[1]为:1) 改善 ATF 芯块的热物性,如芯块的比热容及体现导热性能的热导率;2) 改善 ATF 包壳的热-机械物性,用于确保芯块裂变产生的热量能被带走并得到充分冷却,包壳几何结构完整性得到维持,并防止放射性裂变产物释放;3) 改善燃料包壳与水蒸气的氧化反应性能,提高包壳抗氧化性能,减少事故中的氧化释热量和产氢量。

ATF 作为一种为提高堆芯抵御严重事故能力而研发的新型燃料,其能保证反应堆在事故工况下的安全性和燃料元件的完整性。本文以装配 ATF 的压水堆 CPR1000 为研究对象,基于 RELAP5 程序二次开发出适用于 ATF 的计算分析程序,开展主管道冷段双端剪切断裂的大破口失水事故(LB LOCA)的安全分析。通过与传统 UO_2 -Zir-4 的失水事故安全分析结果进行对比,验证 ATF 的耐事故能力。

1 燃料材料热物性

本文选用研究分析的 ATF 芯块材料为全陶瓷微型封装燃料芯块(FCM)。FCM 最初是以 TRISO 颗粒的形态弥散在石墨基体中,并作为高温气冷堆的燃料使用^[2],现在是以 TRISO 颗粒的形态弥散在复合 SiC 基体中,用包壳封装成燃料棒的形状作为压水堆燃料元件^[3-5]。选用研究分析的 ATF 包壳材料为铁基合金材

料 FeCrAl,它具有良好的抗高温氧化性能和较高的氧化反应活化能^[6]。在事故安全分析中,对瞬态热工水力参数影响占主导地位的燃料材料热物性是热导率和体积比热容。而对包壳与水氧化反应速率影响占主导地位的是包壳抛物线氧化速率和氧化反应活化能。

1.1 热导率

热导率是燃料材料非常重要的一个参数,因为它不仅影响到燃料的温度行为,通过对温度的影响从而也对燃料的热应力和包壳与水反应的速度产生影响。高的热导率会降低燃料平均温度,减小燃料径向温度梯度,一般来说,这对于提高燃料棒在其使用周期内的性能是十分有利的。

通过调研得到 ATF 材料的热导率,如图 1 所示。对于 FCM 燃料,由于其中 SiC 占的比份额较大,且到目前为止没有权威机构发布 FCM 相关物性的可靠数据,所以本文假设 FCM 芯块的热导率与 SiC 材料的热导率相同^[7-8]。

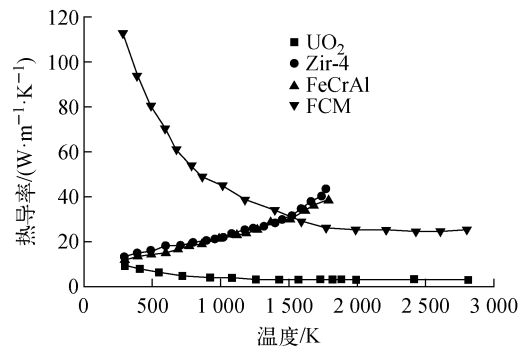


图 1 ATF 材料的热导率

Fig. 1 Thermal conductivity of ATF material

1.2 体积比热容

材料的体积比热容是材料比热容与密度的乘积,如式(1)所示。它是表征单位体积材料温度每上升 $1\text{ }^\circ\text{C}$ 所需吸收的热量。体积比热容在失水事故进程中加热燃料芯块和包壳,对其温度上升影响较大。

$$S = \rho \times c \quad (1)$$

式中: S 为体积比热容, $J \cdot m^{-3} \cdot K^{-1}$; ρ 为材料密度, $kg \cdot m^{-3}$; c 为材料比热容, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ 。

ATF 芯块材料的体积比热容如图 2 所示。由图 2 可见,Zir-4 的体积比热容在温度约为 1 200 K 时出现峰值,这是因为 Zir-4 在该温度发生了相变^[9]。相应的,FeCrAl 包壳在约 750 K 时体积比热容也出现峰值。

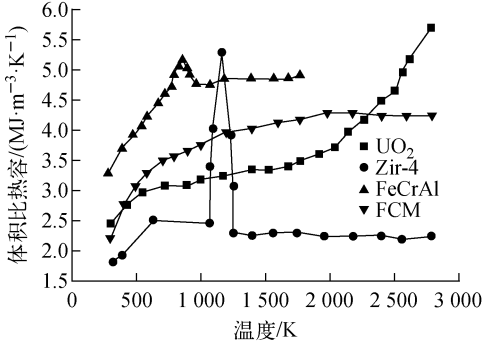


图 2 ATF 材料的体积比热容

Fig. 2 Volumetric specific heat capacity of ATF material

1.3 包壳材料氧化特性

FeCrAl 包壳与传统 Zir-4 包壳的氧化动力学参数 k_p 和 E_a 如图 3 所示,参数 k_p 和 E_a 可拟合为 Arrhenius 关系式^[10-12]:

$$k_p = k_0 \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (2)$$

式中: k_p 为抛物线氧化速率, $g^2 \cdot cm^{-4} \cdot s^{-1}$; k_0 为常数; E_a 为反应活化能, $J \cdot mol^{-1}$; R 为理想气体常数, $8.314 J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$; T 为开尔文温度,K。

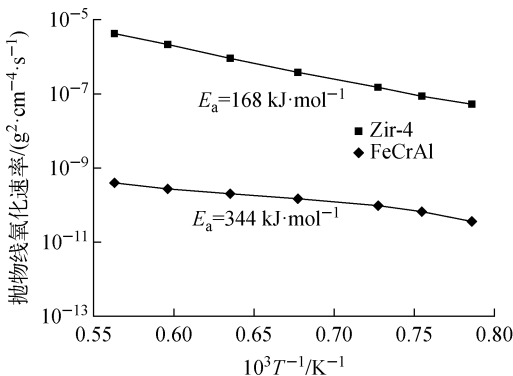


图 3 包壳的抛物线氧化速率^[10]

Fig. 3 Parabolic oxidation rate of cladding material^[10]

由图 3 可明显看出,相同温度下 FeCrAl 的抛物线氧化速率比 Zir-4 的至少要小 4~5 个量级,且反应活化能要大很多。所以 FeCrAl 包壳和水蒸气发生氧化反应的速率更小,产生的氢气质量更小,同理氧化时释放的氧化热量也小。

2 分析方法

2.1 RELAP5 程序氧化模型修改

事故进程中,包壳与水发生氧化反应释放大热量,同时使包壳机械性能变差以及温度上升。故还需考虑将 ATF 包壳氧化参数植入 RELAP5 程序中。ATF 包壳材料的典型氧化层厚度随时间的变化规律与传统锆合金的类似^[13-15]:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{k_p}{2\rho^2 x} \quad (3)$$

式中: x 为氧化层厚度,cm; t 为时间,s。

RELAP5 程序中对于包壳氧化层厚度的计算关系式^[14]如下:

$$x^{n+1} = \sqrt{k_p \Delta t^n / \rho^2 + (x^n)^2} \quad (4)$$

式中: x^{n+1} 与 x^n 分别为下一时刻和当前时刻下的包壳氧化层厚度,m; Δt^n 为 n 时刻的时间步长,s。

对于单位长度包壳材料与水发生氧化反应释放的热量,计算关系式^[16]如下:

$$Q_d = h_r \times m_{clad} \quad (5)$$

式中: Q_d 为单位长度包壳材料与水发生氧化反应释放的热量, $kJ \cdot m^{-1}$; h_r 为每反应 1 kg 包壳材料释放的热量, $kJ \cdot kg^{-1}$; m_{clad} 为单位长度包壳材料被氧化的质量, $kg \cdot m^{-1}$ 。

对于每个控制体包壳材料与水发生氧化反应产生的氢气,计算关系式^[16]如下:

$$m_{H_2} = h_2 \times m_{clad} \times z \quad (6)$$

式中: m_{H_2} 为每个控制体中包壳材料与水发生氧化反应产生的氢气质量,kg; h_2 为每反应 1 kg 包壳材料产生的氢气质量; z 为控制体长度,m。

将 ATF 包壳的氧化速率计算关系式及相关氧化动力学参数植入 RELAP5 程序中,以获得适用于 ATF 的计算分析程序。

2.2 CPR1000 简述

CPR1000 采用三环路分散式布置。其相关设计参数列于表 1。

表 1 CPR1000 主要设计参数

Table 1 Major design parameter of CPR1000

参数	参数值
堆芯热功率, MW	2 952. 9
主泵额定流量, $m^3 \cdot h^{-1}$	23 790
燃料组件布置	17×17
运行压力, MPa	15. 5
蒸汽发生器类型	U 型传热管
压力容器入口冷却剂温度, °C	292. 7
压力容器出口冷却剂温度, °C	327. 3
蒸汽发生器运行压力, MPa	6. 82

燃料棒设计参数列于表 2。为方便进行对比分析,假设 ATF 棒的几何设计参数和传统燃料棒的几何设计参数一致。由于 CPR1000 三条环路上的设备参数及主管道布置均是一致的,为使 RELAP5 程序计算模型节点图对称布局,省略 1 条环路,如图 4 所示。为模拟堆芯实际情况,将堆芯划分为 3 个通道,分别为热通道、平均通道和旁流通道。热通道和平均通道均用 PIPE 部件来模拟,轴向平均分为 10 段,并用多接管进行径向连接,来模拟堆芯冷却剂细微的横向流动。

为便于比较分析,假设装配 ATF 的 CPR1000

堆芯燃料轴向功率分布与装配传统 $UO_2-Zir-4$ 的相同,具体数值列于表 3。ATF 的热导率要远高于传统燃料,导致 ATF 棒的轴向温度分布更均匀,从而致使轴向功率分布更均匀,在事故工况下更有优势。假设 ATF 棒与 $UO_2-Zir-4$ 燃料棒的轴向功率分布一致会使得 ATF 在事故工况下的燃料性能计算结果更为保守。此外,假设 LB LOCA 停堆后,所有燃料的衰变热相同,衰变热产生速率采用更为保守的 ANS-73 衰变热曲线。LB LOCA 工况下, $Zir-4$ 包壳的失效温度限值为 1 204 °C, $FeCrAl$ 包壳的失效温度限值还没有权威机构给出明确值,本文考虑与 $Zir-4$ 包壳相同取 1 204 °C。

表 2 CPR1000 燃料棒主要设计参数

Table 2 Major design parameter of fuel rod of CPR1000

参数	参数值
燃料芯块直径, mm	8. 192
气隙厚度, mm	0. 084
包壳厚度, mm	0. 57
气隙填充气体	He
活性段长度, mm	3 660. 0
燃料栅格宽度, mm	12. 6

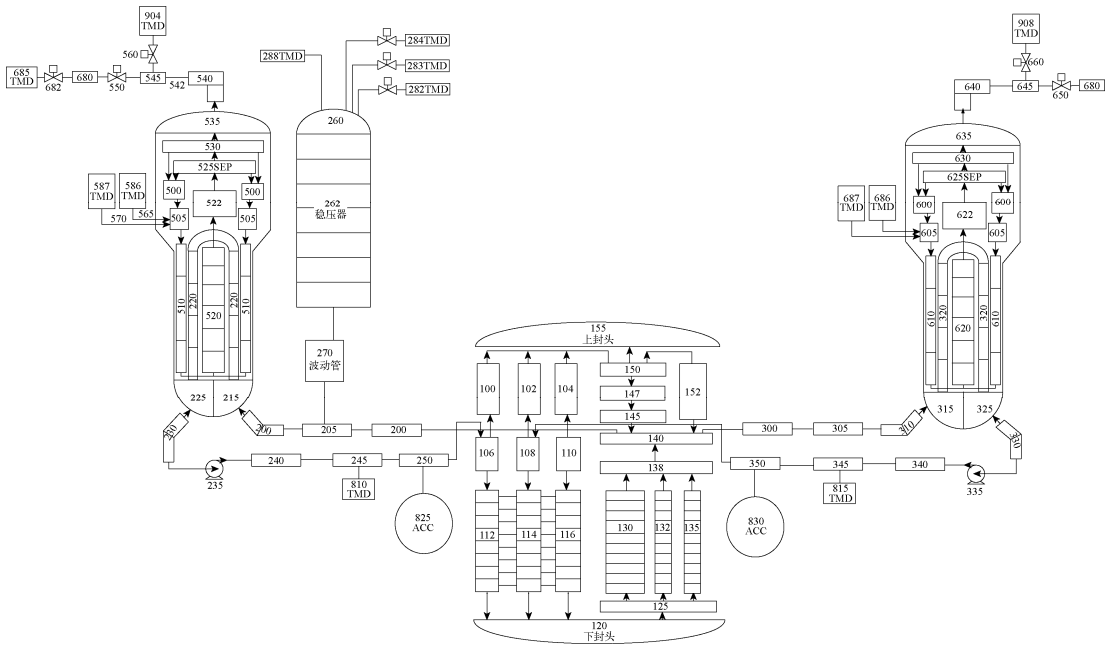


图 4 RELAP5 程序计算模型节点图

Fig. 4 Node diagram of calculation model of RELAP5 program

表3 CPR1000堆芯燃料轴向功率分布

Table 3 Axial power distribution of CPR1000 core fuel

燃料棒节点	归一化轴向功率		
	平均组件	热组件	热棒
1	0.018 821	$1.431\ 94 \times 10^{-4}$	$7.099\ 900 \times 10^{-7}$
2	0.086 909	$6.314\ 32 \times 10^{-4}$	$3.086\ 873 \times 10^{-6}$
3	0.127 816	$1.027\ 41 \times 10^{-3}$	$4.712\ 994 \times 10^{-6}$
4	0.145 938	$1.330\ 45 \times 10^{-3}$	$5.518\ 885 \times 10^{-6}$
5	0.145 516	$1.485\ 54 \times 10^{-3}$	$5.900\ 000 \times 10^{-6}$
6	0.137 834	$1.444\ 21 \times 10^{-3}$	$5.911\ 251 \times 10^{-6}$
7	0.125 085	$1.281\ 96 \times 10^{-3}$	$5.566\ 375 \times 10^{-6}$
8	0.108 197	$9.846\ 43 \times 10^{-3}$	$4.661\ 053 \times 10^{-6}$
9	0.077 117	$6.029\ 34 \times 10^{-3}$	$3.166\ 152 \times 10^{-6}$
10	0.017 675	$1.231\ 73 \times 10^{-3}$	$6.237\ 997 \times 10^{-7}$

3 初步性能分析

3.1 稳态性能分析

对装配不同燃料的 CPR1000 进行稳态运行工况模拟分析,计算得到的燃料棒径向温度分布如图 5 所示。由图 5 可见,稳态运行工况下各燃料的包壳外表面温度一致。由于 FeCrAl 包壳和传统 Zir-4 包壳的热导率相差不大,所以各燃料的包壳径向节点温度相差不大,同理 UO_2 -FeCrAl 和 UO_2 -Zir-4 燃料的芯块径向节点温度相差不大。对于 FCM-FeCrAl 燃料,由于 FCM 的高热导率,其燃料芯块的径向温度梯度远小于其他两种燃料芯块的。根据傅里叶定律,在相同的热流密度和节点距离下,材料的热导率越大,两节点间的温差越小,故 FCM 芯块燃料的中心温度要比其他两种燃料的小 1 000 °C 左右。对于芯块外表面节点温

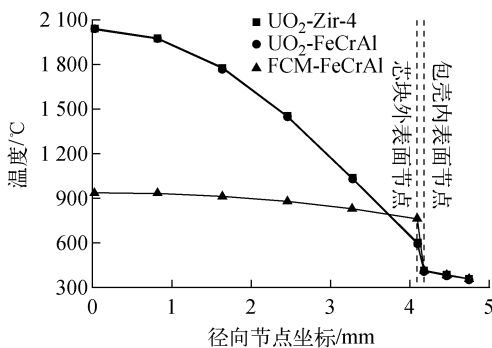


图5 稳态运行工况下燃料棒径向温度分布

Fig. 5 Radial temperature distribution of fuel rod under steady state operation condition

度,FCM 芯块的外表面节点温度要高于 UO_2 芯块的外表面节点温度,同样气隙处的温度突跳现象也较传统 UO_2 芯块的严重。出现这种计算差异主要是由于 RELAP5 程序计算模型,在程序计算过程中,会考虑燃料芯块温度上升向外膨胀,由于 FCM 芯块的温度远低于传统 UO_2 芯块的温度,所以 FCM 芯块的径向热位移远小于传统 UO_2 芯块的径向热位移,故 FCM 芯块燃料的外表面和包壳内表面的距离更大,导致气隙处的温差更大。同样在包壳内表面温度相差不大的情况下,FCM 芯块的外表面节点温度更高。

3.2 大破口失水事故分析

LB LOCA 是一典型传统压水堆的设计基准事故。本文分析假设在压力容器入口的主管道冷段处发生双端剪切断裂事故。CPR1000 的安全注射系统包含 3 个中压安注箱、两列高压安注管线和两列低压安注管线。考虑单一故障准则,假设 1 列低压安注管线失效。同时,中压安注箱的水温设置为 50 °C,假设为 LB LOCA 的包壳值。

假设在 0.0 s 时, LB LOCA 发生,同时厂外电源立即丧失。此时,控制棒失电立即插入堆芯。故假设反应堆在 0.0 s 时开始停堆。本文选取了 3 个工况进行模拟分析:工况 1 是事故发生后,安注系统按照正常操作规程投入运行;工况 2 是事故发生后,假设低压安注在正常启动运行的时间上延迟 120 s 投入运行,从而延长燃料芯块和包壳的加热时间;工况 3 是事故发生后,安注系统按照正常操作规程投入运行,但安注流量假设为设计值的一半。LB LOCA 的事件序列列于表 4。

表4 LB LOCA 事件序列

Table 4 Event sequence of LB LOCA

事件	事件序列		
	工况 1	工况 2	工况 3
破口发生, s	0.0	0.0	0.0
反应堆停堆, s	0.0	0.0	0.0
主泵断电, s	0.0	0.0	0.0
低压安注信号, s	4.66	4.66	4.66
低压安注启动, s	32.66	152.66	32.66
低压安注流量与设计流量之比	1.0	1.0	0.5
计算结束, s	1 500.0	1 500.0	1 500.0

表 5 列出燃料的最终产氢量。对比可知,在 LB LOCA 中,FeCrAl 的产氢量要比 Zir-4 的小 6~7 个量级,体现出 FeCrAl 良好的抗高温氧化性能。

表 5 LB LOCA 进程中燃料的产氢量
Table 5 Hydrogen generation of fuel in LB LOCA condition

工况	燃料	产氢量/kg
1	UO ₂ -Zir-4	1.004
	UO ₂ -FeCrAl	5.5×10^{-6}
	FCM-FeCrAl	3.0×10^{-7}
2	UO ₂ -Zir-4	3.011
	UO ₂ -FeCrAl	2.9×10^{-5}
	FCM-FeCrAl	9.8×10^{-7}
3	UO ₂ -Zir-4	4.322
	UO ₂ -FeCrAl	2.14×10^{-5}
	FCM-FeCrAl	1.03×10^{-6}

图 6 示出不同工况下包壳峰值温度(PCT)随时间的变化。由图 6a 可看出,工况 1 下 3 种燃料的 PCT 均未超过包壳失效温度限值,但传统 UO₂-Zir-4 燃料的 PCT 为 1 170 °C,要比 UO₂-FeCrAl 的 PCT(1 053 °C)大 117 °C,比 FCM-FeCrAl 的 PCT(904 °C)大 266 °C。

由图 6b 可看出,UO₂-Zir-4 的 PCT 约为 1 255 °C,已超过包壳失效温度限值。而 ATF 的 PCT 均未达到包壳失效温度限值,其中 UO₂-FeCrAl 的 PCT(1 113 °C)比 UO₂-Zir-4 的 PCT 低 142 °C,FCM-FeCrAl 的 PCT(970 °C)比 UO₂-Zir-4 的 PCT 低 285 °C。相较于工况 1,工况 2 的安注启动时间延迟 120 s,使得燃料和包壳的加热时间延长,燃料不能及时得到安注水的冷却降温,包壳温度快速上升,高的包壳温度促使包壳与高温蒸汽反应更剧烈,释放更多的反应热,使包壳温度继续升高,形成恶性循环。而 FeCrAl 具有良好的抗高温氧化性能,能明显缓解恶性循环的后果。

由图 6c 可看出,同工况 2 一样,仅有 UO₂-Zir-4 的 PCT 超过包壳失效温度限值,约为 1 208 °C,要比 UO₂-FeCrAl 的 PCT(1 098 °C)大 110 °C,更比 FCM-FeCrAl 的 PCT(980 °C)大 228 °C。工况 3 相对于工况 1 将安注流量减小为设计值的一半,即使高低压安注泵正常投入运行,但较低的安注流量不能及时将堆芯冷却,仅是减缓了燃料的升温速率,使得燃料在很长一段时间内持续升温。在这种缓慢升温的情形下,ATF 相对于 UO₂-Zir-4 依然表现出优异的耐事故能力。

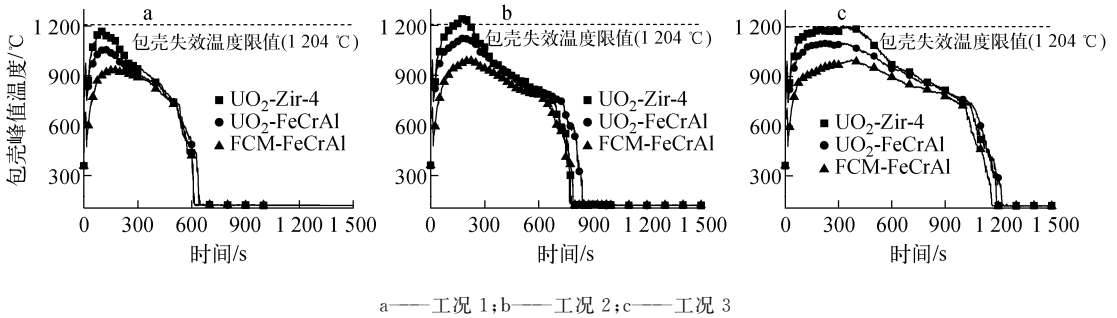


图 6 不同工况下燃料的包壳峰值温度

Fig. 6 Peak cladding temperature of fuel under different conditions

4 结论

本文针对 ATF 在 LB LOCA 工况下的安全性能进行了初步的评估分析。基于二次开发的 RELAP5 程序进行采用 ATF 的压水堆 CPR1000 LB LOCA 安全分析,得到如下结论。

1) FCM 芯块的热导率远大于传统 UO₂ 燃料,FeCrAl 包壳的抗高温氧化性能远优于传

统 Zir-4 包壳。

2) 在稳态运行工况下,FCM-FeCrAl 的中心温度远低于 UO₂-Zir-4 的中心温度,且 FCM-FeCrAl 燃料棒径向温度得到展平,径向温度梯度远小于传统燃料。这是因为 FCM 具有更高的热导率和更大的体积比热容。

3) 在 LB LOCA 工况下,相较于传统

UO₂-Zir-4 燃料, FCM-FeCrAl 具有更大的热容量, 其包壳温度上升得更慢。FeCrAl 包壳具有良好的抗高温氧化性能, 其暴露在高温水蒸气中时, 氧化速率更低, 产氢量更小, PCT 达到包壳失效温度限值的时间更长, 具有良好的耐事故性能。

4) 无论在稳态运行工况还是事故工况下, ATF 均表现出比传统 UO₂-Zir-4 燃料更优异的燃料性能。但 FeCrAl 包壳的失效温度限值不明确, 其与冷却剂的换热特性不清楚, 需开展相关试验研究, 以便修改 RELAP5 程序的计算模型。

参考文献:

[1] 武小莉, 汪洋, 张亚培, 等. 事故容错燃料在大破口事故下的安全分析[J]. 原子能科学技术, 2016, 50(6): 1 065-1 071.
WU Xiaoli, WANG Yang, ZHANG Yapei, et al. Safety analysis of accident-tolerant fuel during LBLOCA[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2016, 50(6): 1 065-1 071(in Chinese).

[2] BROWN N R, LUDEWIG H, ARONSON A, et al. Neutronic evaluation of a PWR with fully ceramic microencapsulated fuel, Part I: Lattice benchmarking, cycle length, and reactivity coefficients[J]. Annals of Nuclear Energy, 2013, 62: 538-547.

[3] TERRANI K A, KIGGANS J O, KATOH Y, et al. Fabrication and characterization of fully ceramic microencapsulated fuels[J]. Journal of Nuclear Materials, 2012, 426: 268-276.

[4] TERRANI K A, SNEAD L L, GEHIN J C, et al. Microencapsulated fuel technology for commercial light water and advanced reactor application[J]. Journal of Nuclear Materials, 2012, 427: 209-224.

[5] KATOH Y, SNEAD L L, SZLUFARSKA I, et al. Radiation effects in SiC for nuclear structural applications[J]. Current Opinion in Solid State and Materials Science, 2012, 16: 143-152.

[6] YAMAMOTO Y, PINT B A, TERRANI K A, et al. Development and property evaluation of nuclear grade wrought FeCrAl fuel cladding for

light water reactors[J]. Journal of Nuclear Materials, 2015, 467: 703-716.

- [7] CIDAS: Thermophysical properties of matter database[DB/OL]. <http://cindasdata.com>.
- [8] MUNRO R G, CHEM J P. Material properties of a sintered alpha-SiC[J]. Journal of Physical and Chemical Reference Data, 1997, 26: 1 195-1 203.
- [9] SCOTT D B. Physical and mechanical properties of zircaloy 2 and 4, WCAP-3269-41[R]. USA: DOE Office for Scientific and Technical Information, 1965.
- [10] PINT B A, YAMAMOTO Y, TERRANI K A, et al. Material selection for accident tolerant fuel cladding[J]. Metallurgical and Materials Transactions E, 2015, 2: 190-196.
- [11] BERARDA P, BARTOUTA J D, REYTIER B M, et al. Behavior of a FeCrAl alloy for high temperature steam electrolysis sealing applications between 1 000 K and 1 200 K[J]. Materials Science and Engineering A, 2011, 528: 4 092-4 097.
- [12] BRASSFIELD H C, WHITE J F, SJODAHL L, et al. Recommended property and reaction kinetics data for use in evaluating a light water cooled reactor loss of coolant incident involving zircaloy-4 or 304-SS-clad UO₂, GCMP-482[R]. USA: General Electric Co., 1968.
- [13] CATHCART J V. Reaction rate studies, IV, zirconium metal-water oxidation kinetics, ORNL/NUREG-17[R]. USA: Oak Ridge National Laboratory, 1977.
- [14] PARK S Y. A review of MAAP4 code structure and core T/H model, KAERI/TR-1003/98[R]. Korea: Korea Atomic Energy Research Institute, 2017.
- [15] EPRI/FAI. MAAP4 (Modular accident analysis program) user's manual[R]. France: Electric Power Research Institute, 1994.
- [16] RELAP5/MOD3.3 code manual, Volume I: Code structure, system models, and solution methods, NUREG/CR-5535/ Rev 1-Vol I [R]. USA: Idaho National Engineering Laboratory, 2001.