

环形燃料栅元有效温度计算方法研究

陈 钊¹ 肖英杰² 赵鹏程² 彭梁兴²

1(中广核研究院有限公司 深圳 518000)

2(南华大学 核科学技术学院 衡阳 421001)

摘要 环形燃料可显著提高压水堆堆芯功率密度,对实现反应堆小型化设计和经济性提高具有重要意义。本研究为获得环形燃料栅元的有效温度计算方法,以西屋公司设计的环形燃料栅元为计算对象,开发了环形燃料单通道热工水力分析程序 THCAFS(Thermal-Hydraulic Code of Annular Fuel with Single channel),建立了环形燃料栅元的有效温度的计算模型。基于 THCAFS 分析了西屋公司四环路压水堆所设计的环形燃料栅元的热工水力性能,并与 VIPRE-01、TAFIX 和 NACAF 的计算结果进行 Code-to-Code 对比验证。同时,利用蒙特卡罗程序 SERPENT 模拟燃料棒中径向功率分布和燃耗过程,通过自主开发程序 THCAFS 模拟燃料棒中的热力学行为,获得不同燃耗下的径向功率分布、核素密度变化和栅元温度场。结果表明:THCAFS 可初步应用于环形燃料设计以及热工水力分析,且有效温度计算方法也可为相关环形燃料共振有效温度的机理性研究提供重要的参考价值。

关键词 环形燃料, 径向功率分布, 燃耗过程, 栅元温度场, 有效温度

中图分类号 TL33

DOI: 10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.120603

Research on effective temperature calculation method of annular fuel cell

CHEN Zhao¹ XIAO Yingjie² ZHAO Pengcheng² PENG Liangxing²

1(China Nuclear Power Technology Research Institute Co., Ltd., Shenzhen 518000, China)

2(School of Nuclear Science and Technology, University of South China, Hengyang 421001, China)

Abstract [Background] The annular fuel can increase the power density of the reactor due to its double-sided cooling, which is of great significance to the miniaturization and long-life operation of the pressurized water reactor. [Purpose] This study aims at the calculation method of effective temperature of annular fuel cell by developing the thermal-hydraulic analysis code named THCAFS (Thermal-Hydraulic Code of Annular Fuel with Single channel) for annular fuel, and establishing a calculation model for the effective temperature of the annular fuel cell. [Methods] Based on THCAFS, the thermal-hydraulic performance of the annular fuel cell designed by Westinghouse 4-loop PWR was analyzed, and the Code-to-Code comparison was carried out with the calculation results of VIPRE-01, TAFIX and NACAF. At the same time, the Monte Carlo code SERPENT was employed to simulate the radial power distribution and burnup process in the fuel rod, and the self-developed code THCAFS was used to simulate the thermodynamic behavior in the fuel rod, and the radial power distribution, nuclide density change and cell temperature field. [Results & Conclusions] The results show that THCAFS can be preliminarily applied to annular

湖南省自然科学基金(No.2019JJ40239)资助

第一作者: 陈钊, 男, 1987年出生, 2015年于中国科学技术大学获博士学位, 现从事先进核能系统总体设计与系统集成研究

通信作者: 赵鹏程, E-mail: zhaopengcheng1030@163.com

收稿日期: 2022-09-14, 修回日期: 2022-10-20

Supported by National Natural Science Foundation of Hunan Province (No.2019JJ40239)

First author: CHEN Zhao, male, born in 1987, graduated from University of Science and Technology of China with a doctoral degree in 2015, focusing on overall design and system integration of advanced nuclear energy system

Corresponding author: ZHAO Pengcheng, E-mail: zhaopengcheng1030@163.com

Received date: 2022-09-14, revised date: 2022-10-20

fuel design and thermal-hydraulic analysis. The maximum deviation of the ratio between the fitting function power and the simulated power under different fuel consumption does not exceed 2%. This effective temperature calculation method can also provide important reference value for the mechanism study of the relevant annular fuel resonance effective temperature.

Key words Annular fuel, Radial power distribution, Burnup process, Cell temperature field, Effective temperature

环形燃料作为一种新型的核燃料概念设计,其冷却剂同时流经内通道表面和外通道表面以进行双面冷却,并使功率密度增加原来值的30%以上,提供了更高的安全裕度^[1]。为了进一步了解环形燃料的特性,国内外通过理论分析和实验对其中子特性、热工水力性能和力学性能开展了大量的研究工作^[2-5]。根据燃料棒共振有效温度的物理意义,燃料共振有效温度的计算过程分为两个过程:一是通过中子学与燃料热力学行为的迭代,得到燃料棒中的真实的功率分布和温度分布;二是利用等效原理计算燃料共振有效温度。

针对压水堆环形燃料子通道的热工水力性能分析,韩国原子能研究院开发了程序 MATRA-THAF^[6]、美国麻省理工学院开发了程序 TAFIX^[1]、并与国际知名多功能热工水力分析程序 VIPRE-01 进行了对比验证^[7];在国内,环形燃料热工水力分析的相关程序开发工作也正在逐步展开,如中国原子能科学研究所的刁均辉等^[8]开发了程序 SAAF,西安交通大学的吴攀等^[9]也开发了子通道分析程序 NACAF。为准确分析环形燃料栅元的热工水力性能,本研究基于两相均质流模型,开发了适用于压水堆的环形燃料单通道热工水力分析程序 THCAFS (Thermal-Hydraulic Code of Annular Fuel with Single channel)。

此外,针对有效温度和径向功率分布等相关方面的研究,尹强等^[10]基于燃料棒共振有效温度的机理性计算模型开发了 FRET 程序; Pirouzmand 和 Roosta^[11]研究了 VVER-1000 燃料中燃耗和原子密度的径向分布; Lemes^[12]分析了高燃耗水平下燃料芯块的径向结构; Yuan 等^[13]发现了 UO_2 燃料中燃耗和反应速率径向分布的简单公式; Chen 等^[14]根据不同慢化剂燃料比和不同内外冷却剂比,研究了环形燃料的功率和燃料温度的径向分布。本研究以西屋公司四环路压水堆所设计的 13×13 排列的环形燃料元件^[1]为基准,基于蒙特卡罗程序 SERPENT 模拟燃料棒中功率分布和燃耗过程,通过自主开发的环形燃料两相程序 THCAFS 模拟燃料棒中的热力学行为,研究不同燃耗下的径向功率分布和温度场分布,采用总反应率等效代替有效共振积分来建立环形燃料栅元的有效温度计算模型。

1 栅元温度场计算程序开发

对于环形燃料,裂变能量只有一部分热量被传递到内通道冷却剂,内通道与外界无质量、动量上的交换,另一部分能量则传递到外通道冷却剂中,而外通道可与外界进行质量、动量间的交换。在开发环形燃料单通道热工水力分析程序 THCAFS 时,由于主要研究对象为环形燃料单通道模型,故外通道不考虑质量、动量的交换,但需考虑到内、外通道的冷却剂流量分配和热量分配。

1.1 数学物理模型

1.1.1 几何结构

针对高功率密度的压水堆堆芯的热工水力分析, THCAFS 程序以典型的西屋公司四环路压水堆 13×13 排列的环形燃料元件作参考对象,功率为参考功率的 150%, 栅元的详细几何结构如图 1 所示。

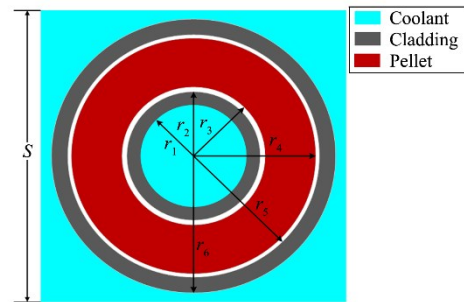


图1 环形燃料结构示意图($r_1=4.316\ 5\ \text{mm}$, $r_2=4.888\ 0\ \text{mm}$, $r_3=4.950\ 0\ \text{mm}$, $r_4=7.050\ 0\ \text{mm}$, $r_5=7.112\ 0\ \text{mm}$, $r_6=7.683\ 5\ \text{mm}$, $S=16.51\ \text{mm}$)

Fig.1 Schematic diagram of annular fuel rod structure ($r_1=4.316\ 5\ \text{mm}$, $r_2=4.888\ 0\ \text{mm}$, $r_3=4.950\ 0\ \text{mm}$, $r_4=7.050\ 0\ \text{mm}$, $r_5=7.112\ 0\ \text{mm}$, $r_6=7.683\ 5\ \text{mm}$, $S=16.51\ \text{mm}$)

1.1.2 两相计算模型

裂变产生的热量经燃料芯块向内、外通道传递,依次通过气隙、包壳,最后传至冷却剂,而冷却剂流经加热通道时将可能发生流动沸腾。由于伴随相变所产生的气泡明显改变了冷却剂的传热和流动特性,大大增加了两相计算模型的复杂程度,目前通常采用假设两相流体的基本参数仅沿通道轴向变化的方法对模型进行简化^[15]。如图 2 所示,根据空泡份额随轴向高度的变化关系,通常可分为 4 个传热区域:单相区、高过冷沸腾区、低过冷沸腾区及饱和沸腾区。对于单相区的对流传热,由于气泡没有脱离

壁面进入主流,通常采用Dittus关系式,而内外通道两相参数的计算模型则包括沸腾换热模型、空泡份额模型、两相摩擦倍率模型等。沸腾换热模型采用Thom关系式,空泡份额模型采用Zuber-Findly关系式,两相摩擦倍率模型采用均匀流模型。

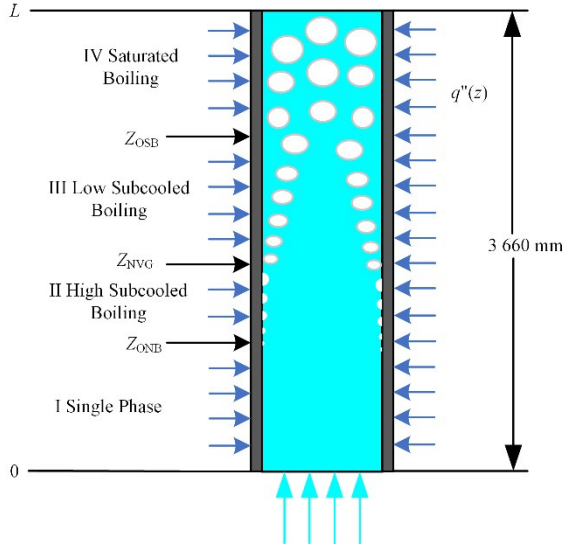


图2 加热通道传热分区示意图
Fig.2 Heat transfer partition diagram of heated channel

1.1.3 热量分配模型

由于环形燃料通过内、外通道流动的冷却剂同时冷却,在THCAFS程序中需要将热量同时分配给内通道和外通道。为求解环形燃料芯块区域外的温度场,假设在芯块内部的温度最高处为虚拟绝热面,将芯块划分为内、外两层,内层产生的能量用于内通道冷却剂加热,外层产生的能量用于外通道冷却剂加热。在计算环形燃料温度分布前,需假设绝热面半径 r_m ,如果芯块裂变功率均匀分布,则内、外环芯块体积释热率之比为:

$$q_{vi}:q_{vo} = (r_m^2 - r_3^2):(r_4^2 - r_m^2) \quad (1)$$

而对于环形燃料芯块区域,采用平均体积释热率 $q_v, W \cdot m^{-3}$,并通过导热微分方程求解芯块内部的温度场分布,得到燃料芯块内部径向温度解析式^[16]:

$$T(r) = -\frac{q_v}{4k_u} r^2 + C_1 \ln r + C_2 \quad (2)$$

式(2)边界条件为: $r = r_3, T = T_i$ 和 $r = r_4, T = T_o$;此外,系数 C_1 和 C_2 的表达式如下:

$$C_1 = \frac{[(T_o - T_i) + \frac{q_v}{4k_u} (r_4^2 - r_3^2)]}{\ln(\frac{r_4}{r_3})} \quad (3)$$

$$C_2 = T_i + \frac{q_v r_3^2}{4k_u} - \frac{[(T_o - T_i) + \frac{q_v}{4k_u} (r_4^2 - r_3^2)]}{\ln(\frac{r_4}{r_3})} \ln r_3 \quad (4)$$

式中: T_o 和 T_i 分别为外通道和内通道的燃料芯块表面温度, K ; r 为半径, m ; k_u 为芯块热导率, $W \cdot (m \cdot K)^{-1}$ 。

1.1.4 流量分配模型

由于环形燃料存在内、外两个通道,内、外通道流量分配的准则是内、外通道压降基本一致,本研究根据流道形状和流动特点,考虑了摩擦压降 ΔP_f 、重力压降 ΔP_g 、加速压降 ΔP_a 及形阻压降 ΔP_c 等,并在有限次数的迭代中实现上述准则。因此,沿轴向的冷却剂通道的总压降 ΔP_{tot} 为:

$$\Delta P_{tot} = \Delta P_f + \Delta P_g + \Delta P_a + \Delta P_c \quad (5)$$

式(5)可表示为如下的具体形式:

$$\Delta P_{tot} = \sum_{j=1}^{j_{j+1}} \left[\left(\int_{l_j}^{l_{j+1}} \frac{f \phi^2 G^2}{2 \rho D_c} dz \right) + \int_{l_j}^{l_{j+1}} \rho g dz + G(V_{j+1} - V_j) + \frac{k \phi^2 G^2}{2 \rho} \right] \quad (6)$$

式中: f 是摩擦系数; ϕ^2 是两相摩擦倍增因子; k 是形阻系数; V 是冷却剂流速, $m \cdot s^{-1}$; ρ 是冷却剂密度, $kg \cdot m^{-3}$ 。

当将通道内的流动视为全液相流动时,两相摩擦压降可通过单相摩擦压降和两相摩擦倍增因子的乘积表示,采用的 ϕ^2 的关系式如下:

$$\phi^2 = \left[1 + x_f \left(\frac{v_{fg}}{v_{fs}} \right) \right] \left[1 + x_f \left(\frac{\mu_{fg}}{\mu_{gs}} \right) \right]^{-0.25} \quad (7)$$

式中: x_f 为流动含气率; v_{fg} 和 μ_{fg} 分别为饱和液体与饱和蒸汽的比体积之差, $m^3 \cdot kg^{-1}$,以及黏性系数之差, $Pa \cdot s$; v_{fs} 和 μ_{gs} 分别是饱和液体的比体积, $m^3 \cdot kg^{-1}$,以及饱和蒸汽的黏性系数, $Pa \cdot s$ 。

根据能量守恒定律,内、外通道冷却剂吸收的热量为:

$$\begin{cases} Q_i = C_{p,i} M_i (T_{i,out} - T_{i,in}) \\ Q_o = C_{p,o} M_o (T_{o,out} - T_{o,in}) \\ M_{tot} = M_i + M_o \end{cases} \quad (8)$$

式中: C_p 是冷却剂定压比热容, $J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$; M_{tot} 是总质量流量, $kg \cdot s^{-1}$;下标 i 和 o 分别表示内通道和外通道, in 和 out 表示入口和出口。

1.2 程序开发流程

THCAFS程序开发流程如图3所示,首先输入环形燃料几何参数与运行条件,并假设绝热面 rm 的初始值,以获取内、外通道的热量分配比;然后,在假设热量分配的基础上开展内、外通道冷却剂的流量分配,判断通道内所存在的传热区域,同时计算不同通道的换热系数 H_x 、冷却剂温度 T_r 、DNBR (Department from Nucleate Boiling Ratio)和压降 ΔP 等参数,再选择内、外通道的压降为收敛准则 k_1 ,若

满足条件则进行下一步计算, 否则重新分配流量; 最后, 在已知流量分配的基础上开展燃料栅元的温度场计算, 寻找划分内、外环的绝热面位置 r_c , 若满足

收敛条件 k_2 , 则输出计算结果, 否则需要修正 r_m , 重新分配热量。

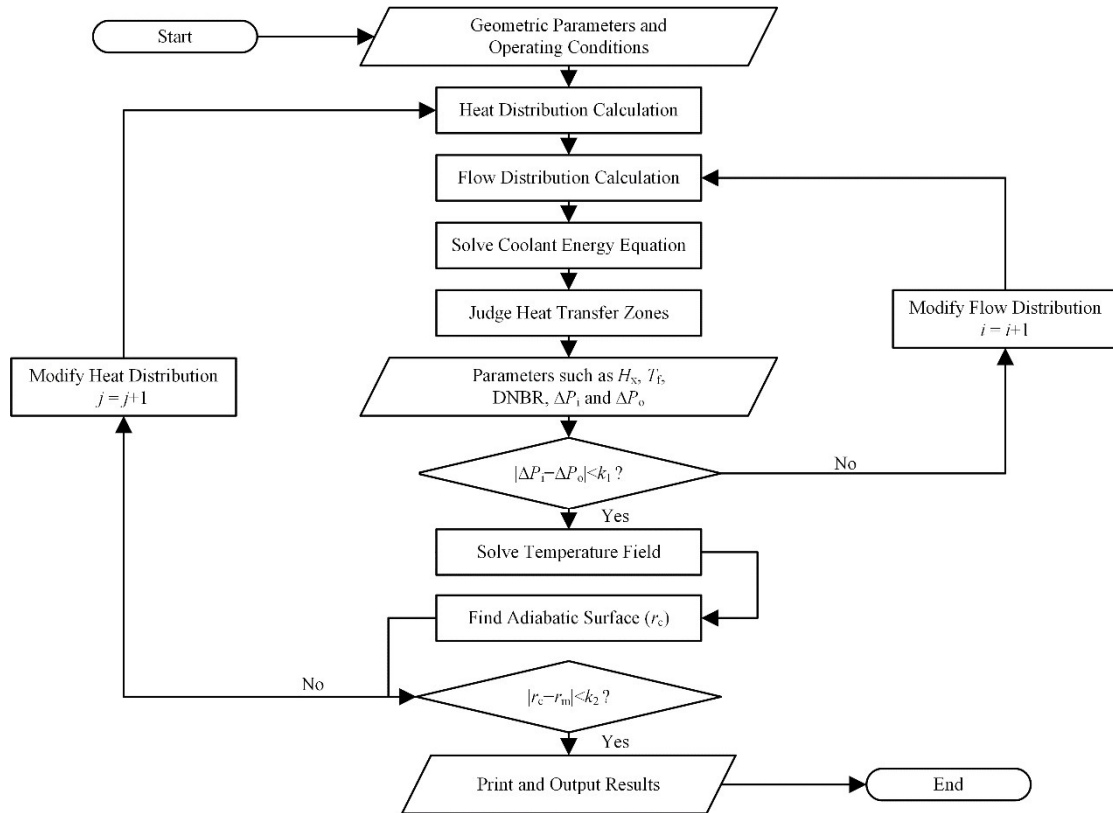


图3 THCAFS 程序流程图
Fig.3 Flow chart of THCAFS code

1.3 程序验证

本研究所选用的栅元验证对象详见图1, 其平均线功率密度为 $74.3 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-1}$, 轴向功率呈余弦函数 (轴向峰因子 1.55), 冷却剂总质量流量为 $0.783 \text{ 57 kg} \cdot \text{s}^{-1}$, 入口压力为 15.5 MPa , 入口温度为 567.87 K 。程序中流量分配的迭代计算嵌套在热量分配迭代计算内, 并有两个重要收敛条件, 若在有限的迭代内同时满足流量分配和热量分配条件下, 则输出内、外通道的计算结果。

内通道的对流换热系数如图4(a)所示。在环形燃料中下段区域为单相换热, 4个不同程序计算的内、外通道换热系数变化平缓且吻合较好。在 ONB (Onset of Nucleate Boiling) 点之后, 流体换热模式变为核态沸腾换热, 且随着高度上升通道换热系数迅速上升, 当换热系数达到最高值, 由于内外通道热流密度降低, 换热系数也随之迅速下降。而且内通道接近出口位置由于燃料呈余弦功率分布, 其热流密度较低, 流体换热重新进入单相换热区域。外通道的对流换热系数如图4(b)所示, 在环形燃料上半

段, 外通道换热系数计算原理与内通道相似, 主要区别在于外通道后半段存在饱和沸腾区域。

图4(c)和(d)分别计算了内、外通道的 DNB, 呈先下降后上升的趋势, 总体吻合度较高。对于内通道, 无定位格架, 故 THCAFS 程序采用 W-3 公式计算; 对于外通道, 则采用考虑定位格架修正的 W-3L 公式^[17]计算。

表1列出了各环形燃料程序之间的对比验证。结果表明, 与其他环形燃料子通道程序相比, THCAFS 程序开展的流量分配与压降计算结果在可接受范围之内。

程序 THCAFS 与 NACAF 在热点处的径向温度场如图5所示。自主开发的环形燃料栅元温度场计算程序 THCAFS 与 VIPRE-01、TAFIX 和 NACAF 等程序的计算值吻合度较高, 而且与 NACAF 所对比的栅元温度场结果再次证明了 THCAFS 程序的可行性。

2 栅元有效温度计算方法研究

本文从中子学模拟、燃耗过程模拟、热力学模拟等方面来进行模拟分析,研究不同燃耗下的径向功率分布和温度场分布,采用反应率等效代替有效共振积分来建立环形燃料的共振有效温度计算模型。栅元有效温度求解流程如图6所示,利用蒙特卡罗程序 SERPENT 构建计算对象的精细化模型(芯块

区域划分12环),对于不同的材料区域进行初始温度赋值。然后,设置初始燃耗步长,分别开展中子学计算与燃耗过程计算,得到径向功率分布与主要核素密度变化。根据不同燃耗和不同核素密度下的径向功率分布,基于 THCAFS 程序进行热力学模拟,并将真实的栅元温度场计算结果重新赋值给精细化模型的各项材料区域,以计算其真实总反应率。

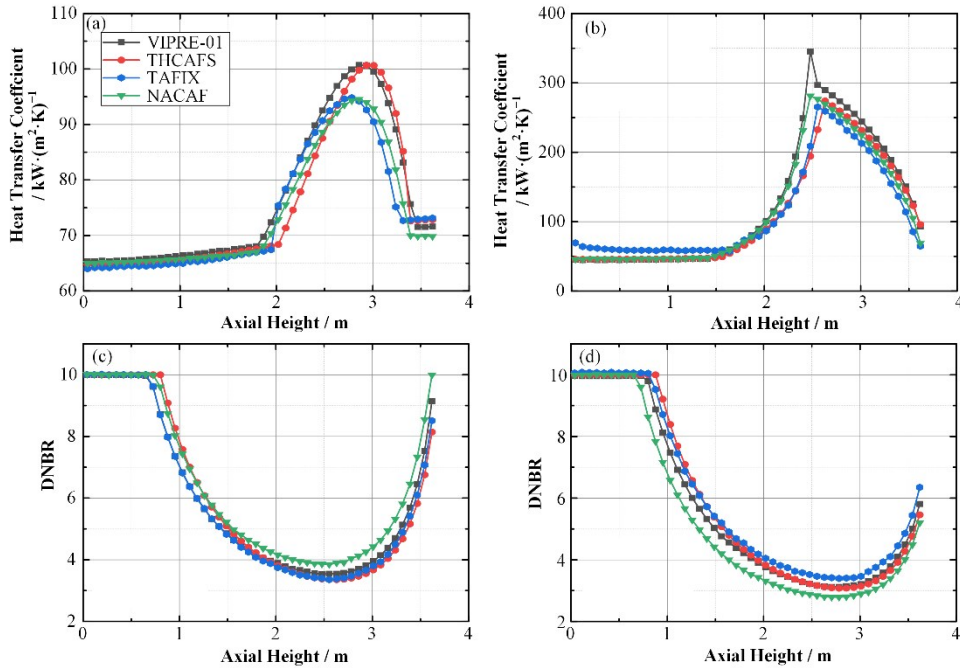


图4 环形燃料热工程序结果对比 (a) 内通道换热系数,(b) 外通道换热系数,(c) 内通道 DNBR,(d) 外通道 DNBR
 Fig.4 Comparison of annular fuel thermal hydraulic code (a) Heat transfer coefficient of inner channel, (b) Heat transfer coefficient of outer channel, (c) DNBR of inner channel, (d) DNBR of outer channel

表1 质量流量与压降计算验证
 Table 1 Verification of mass flow and pressure drop

程序 Code	内通道 Inner channel		外通道 Outer channel	
	质量流量 Mass flow / kg·s ⁻¹	压降 Pressure drop / kPa	质量流量 Mass flow / kg·s ⁻¹	压降 Pressure drop / kPa
VIPRE-01	0.415	209.4	0.370	209.4
THCAFS	0.408	213.5	0.376	213.5
TAFIX	0.404	214.8	0.380	214.8
NACAF	0.412	207.9	0.372	207.9

2.1 中子学模拟

由于空间自屏蔽效应,热中子通量在燃料芯块内部分布不均,易造成环形燃料径向功率的分布不均。本文基于三维蒙特卡罗中子输运的代码 SERPENT 和连续能量截面库 ENDF/B-VII.0 进行中子学模拟,通过求解中子输运方程的方式模拟中子在燃料中的分布,进而得出环形燃料中的功率分布。为描述传统燃料棒中的径向功率分布,作为给定空间位置处燃耗的函数,Chen 等^[18]根据研究提出了多项式

函数:

$$f(x,s) = a(x)s^2 + b(x)s + c(x) \quad (9)$$

式中: s 为燃耗深度, MWd·kgHM⁻¹;系数取决于相对半径 x 。

在环形燃料中,相对半径 x 可用式(10)表示:

$$x = (r - r_3)/(r_4 - r_3) \quad (10)$$

而系数 $a(x)$ 、 $b(x)$ 、 $c(x)$ 可表示为:

$$i(x) = A \exp(-B(1-x)) + C \exp(-Dx) + E \quad (11)$$

其中: $i(x) = a(x)$ 、 $b(x)$ 、 $c(x)$;常数 A 、 B 、 C 、 D 、 E 由

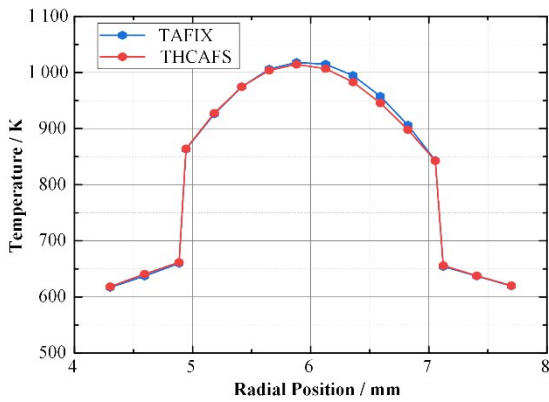


图5 热点处燃料栅元温度场结果验证
Fig.5 Verification of the temperature field of fuel cell at the hot spot

其模拟计算的径向分布可确定。系数 A 、 C 和 E 通过模拟结果的最小二乘拟合获得, B 和 D 的优化值由式(12)给出:

$$B \text{ or } D = \begin{cases} 39 \text{ or } 33, & a(x) \\ 34 \text{ or } 29, & b(x) \\ 9 \text{ or } 10, & c(x) \end{cases} \quad (12)$$

2.2 燃耗过程模拟

对于环形燃料来说,其核素密度随着燃耗的加深而发生变化,芯块内部不同位置的功率密度并不相同,导致径向不同位置的温度也会不同。选取的计算对象详见图1,以富集度为4.95%的 UO_2 作芯块

材料,包壳材料为铅-4合金,冷却剂为水,芯块与包壳的间隙填充氦气,且平均线功率密度为 $74.3 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$,比功率为 $103.3 \text{ MW}\cdot\text{tU}^{-1}$ 。计算时采用的燃耗范围为 $0\sim 60 \text{ MWd}\cdot\text{kgHM}^{-1}$,初始温度设置为:燃料 900 K 、包壳 600 K 、冷却剂 600 K 。根据不同的燃耗深度条件下,获得燃料中不同位置处不同核素的核子密度的变化过程。如图7所示,在燃料芯块区域沿径向均匀划分12环,考虑主要核素的密度变化,进行精细化建模和计算。

2.3 热力学模拟

热力学模拟是在考虑上述的功率分布、燃耗深度以及核素密度变化等因素的基础上,基于 THCAFS 程序求解环形燃料的真实温度场分布。在计算温度场时,首先进行轴向控制体划分,而考虑燃料芯块内部功率分布不均等影响,需进一步对燃料进行径向的控制体划分,如图8所示。

1)第 j 个冷却剂控制体:

$$T_f(z) = T_{in} + \int_0^z \frac{4q_s(z)}{C_p G D_e} \quad (13)$$

2)第 j 个包壳控制体外表面:

$$T_{cs}(z) = T_f(z) + \frac{q_1(z)}{\pi d_{cs} h_x(z)} \quad (14)$$

3)第 j 个包壳控制体内表面:

$$T_{ci}(z) = T_{cs}(z) + \ln(d_{cs}/d_{ci}) \frac{q_1(z)}{2\pi k_{clad}} \quad (15)$$

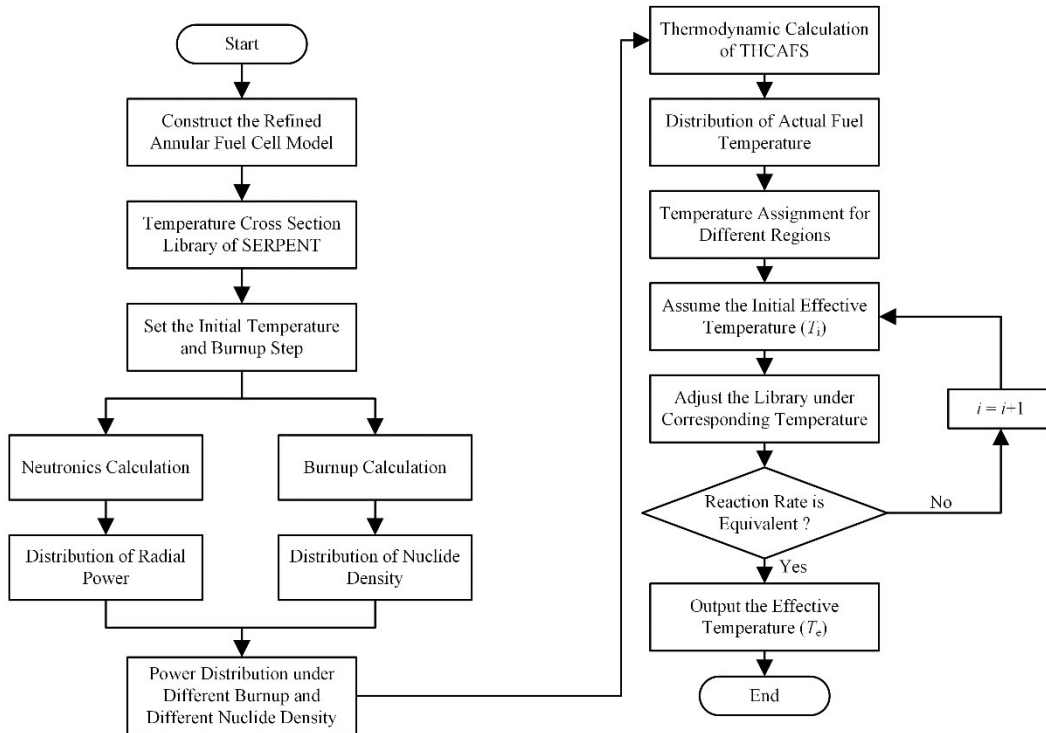


图6 环形燃料栅元有效温度求解流程图
Fig.6 Flow chart for solving effective temperature of annular fuel cell

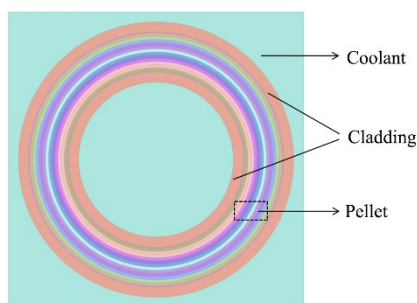


图7 环形燃料栅元精细化建模
Fig.7 Refined modeling of annular fuel cell

4)第j个芯块控制体外表面:

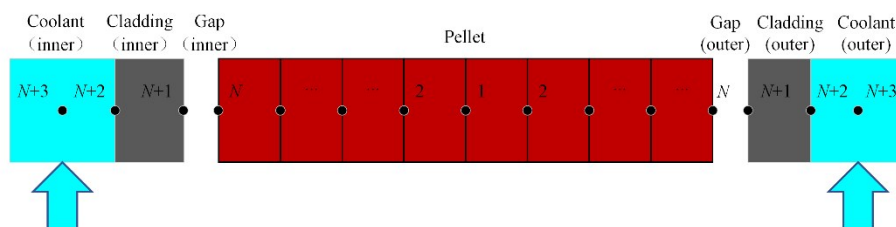


图8 环形燃料径向节点划分
Fig.8 Radial node division of annular fuel

3 结果与分析

图9为不同燃耗下的环形燃料径向相对功率分布。除中间区域布置12个探测器外,两侧边缘处分别增加了1个探测器。由SERPENT所模拟计算的径向功率呈U型趋势,两侧高中间低,而且随着燃耗的加深不均匀程度更大,两侧越高,中间越低。这是由空间自屏蔽效应引起的,热中子通量在燃料芯块的中间较为平坦,而在芯块边缘迅速增加。在燃耗过程中,燃料元件的空间自屏蔽效应造成功率分布不均匀的同时,由于边缘处的 ^{235}U 和 ^{238}U 更易吸收中子产生 ^{239}Pu 和 ^{241}Pu 及其他裂变产物导致燃料中核素成分的分布也不一致,从而对燃料芯块中径向功率的分布也造成一定的影响。

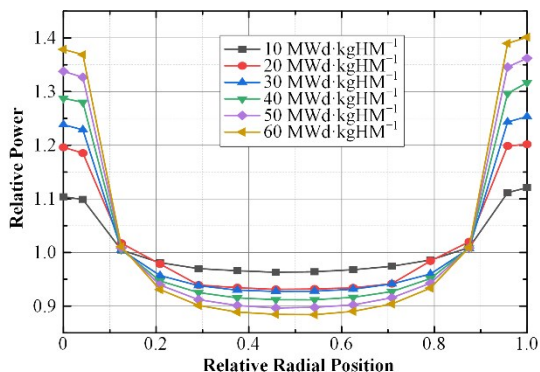


图9 不同燃耗下的径向功率分布
Fig.9 Radial power distribution under different burnups

$$T_u(z) = T_{ci}(z) + \ln(d_{ci}/d_u) \frac{q_i(z)}{2\pi k_{gas}} \quad (16)$$

式中: j 为轴向控制体标号; $q_1(z)$ 和 $q_s(z)$ 分别是在轴向位置 z 处的线功率密度, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}$,以及面积释热率, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$; C_p 为比热容, $\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}$; G 为质量流密度, $\text{kg}\cdot(\text{m}^2\cdot\text{s})^{-1}$; D_e 为冷却剂通道的当量直径, m ; $h_x(z)$ 为轴向控制体的对流换热系数, $\text{W}\cdot(\text{m}^2\cdot\text{K})^{-1}$; k_{clad} 为包壳热导率; k_{gas} 为间隙气体热导率, $\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$; d_{cs} 为包壳外表面外径; d_{ci} 为包壳内表面直径; d_u 为芯块直径, m ; $T_f(z)$ 为轴向冷却剂控制体温度; $T_{cs}(z)$ 为包壳控制体外表面温度; $T_{ci}(z)$ 为包壳控制体内表面温度; $T_u(z)$ 为芯块控制体表面温度, K 。

图10为燃料芯块中 ^{235}U 、 ^{238}U 、 ^{239}Pu 和 ^{241}Pu 的平均原子密度随燃耗的变化曲线。在燃耗过程中 ^{235}U 的平均原子密度大体呈下降趋势,这种变化随燃耗加深而逐渐变缓; ^{238}U 主要通过俘获中子形成 ^{239}Pu 逐渐消耗,下降趋势基本一致; ^{239}Pu 和 ^{241}Pu 随着燃耗的增加逐渐增大,并且在平均燃耗为 $60\text{ MWd}\cdot\text{kgHM}^{-1}$ 时,燃料芯块中 ^{239}Pu 的原子密度高于 ^{235}U 。在燃耗初期产生的热能主要来自 ^{235}U 吸收中子发生的裂变反应,燃耗后期的热能则来自 ^{235}U 、 ^{239}Pu 和 ^{241}Pu 三种核素的裂变。

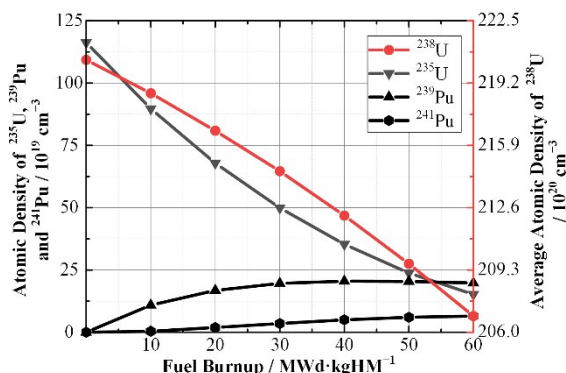


图10 不同燃耗下的核素密度变化
Fig.10 Changes of nuclide density under different burnups

本文以 $40\text{ MWd}\cdot\text{kgHM}^{-1}$ 的燃耗深度为例,通过燃耗过程模拟得到计算对象中的主要核素密度变化,同时由中子学模拟计算其径向功率分布,并对模

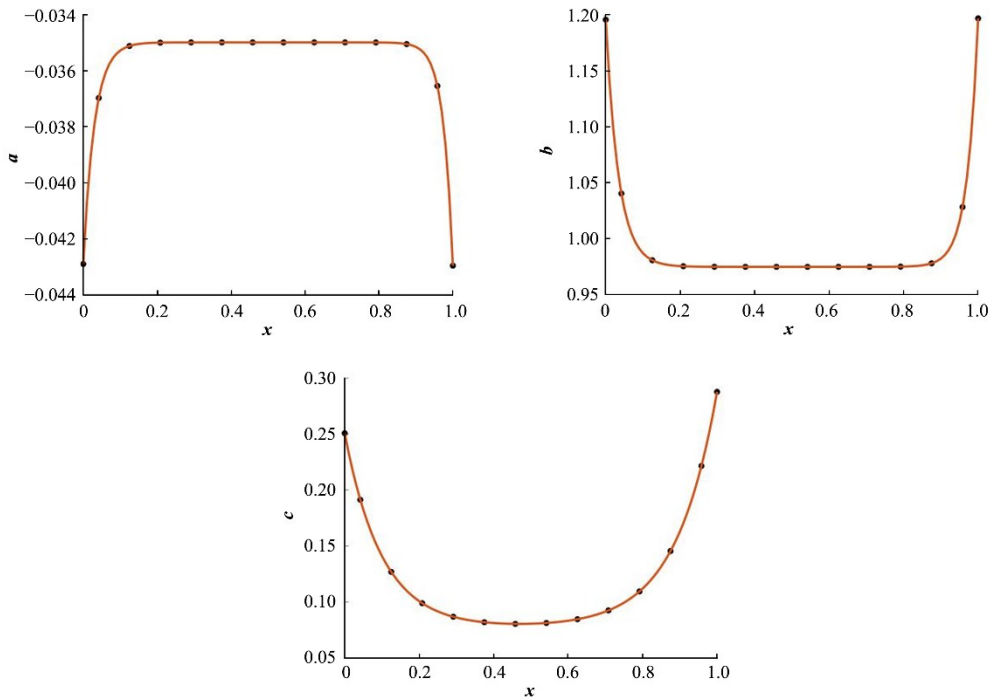


图 11 多项式系数 $a(x)$ 、 $b(x)$ 和 $c(x)$ 的拟合
Fig.11 Fitting of polynomial coefficients $a(x)$, $b(x)$ and $c(x)$

拟结果进行二阶多项式函数的拟合。图 11 为多项式中系数 $a(x)$ 、 $b(x)$ 和 $c(x)$ 关于相对位置 x 的拟合函数,而且拟合结果较好。由以上系数可确定与环形燃料空间位置和燃耗相关的径向相对功率解析表达式,而不同燃耗下功率的拟合函数值与模拟计算值的比值见图 12,最大偏差不超过 2%,表明该函数可用于计算径向功率分布。在考虑上述径向功率分布、燃耗深度及核素密度变化等因素基础上,通过 THCAFS 程序求解的燃料栅元温度场分布如图 13 所示。

考虑到环形燃料栅元中真实温度分布对核素截面的影响,基于 SERPENT 程序主要针对可分辨共振能区进行了在线截面生成处理。为求解燃料共振

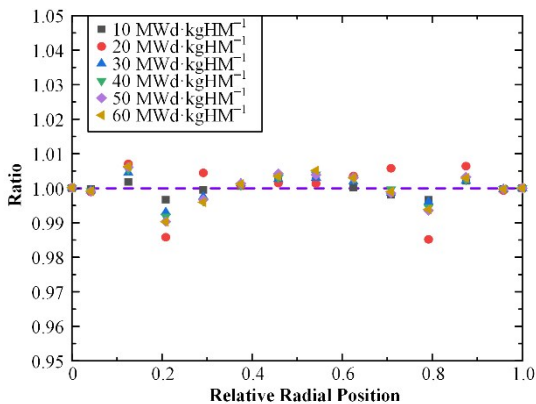


图 12 不同燃耗下的拟合函数与模拟结果的比值
Fig.12 Ratio of fitting function value to simulation value under different burnup

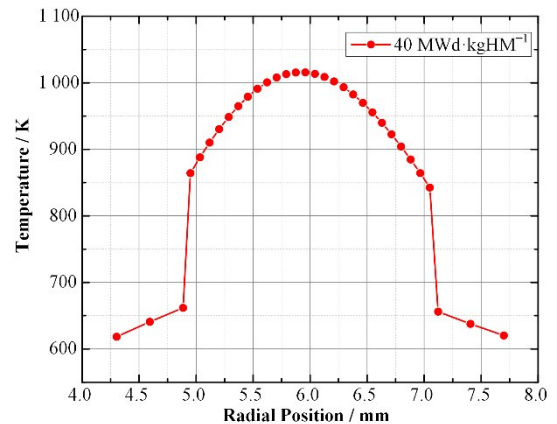


图 13 热点处燃料栅元温度场(40 MWd·kgHM⁻¹)
Fig.13 Temperature field of fuel cell at the hot spot (40 MWd·kgHM⁻¹)

的有效温度,首先假设燃料棒中燃料温度为某一平均温度,使采用平均温度后燃料棒的有效共振积分与采用真实的温度分布时的有效共振积分在数值上是相等的。

本文采用总反应率等效代替有效共振积分来计算环形燃料栅元的有效温度。具体求解过程为:在得到燃料棒中的真实燃料温度后,假设燃料棒中燃料温度为某一平均温度,通过使用假设的平均温度进行中子学计算,如果得到的反应率与采用真实燃料温度的反应率不一致,则调整该平均温度,直至反应率等效,最终求得的平均温度即为燃料共振有效温度。如图 14 所示,在精细化建模(芯块均匀划分

12环)的基础上,将图13中热点处的实际温度分布赋值给燃料芯块后得到真实总反应率 $5.36681 \times 10^{17} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$,再不断调整原始模型(芯块未分环)的材料温度计算反应率。若计算反应率与真实反应率的相对误差不超过0.01%,输出在条件范围内的平均等效温度1008 K。

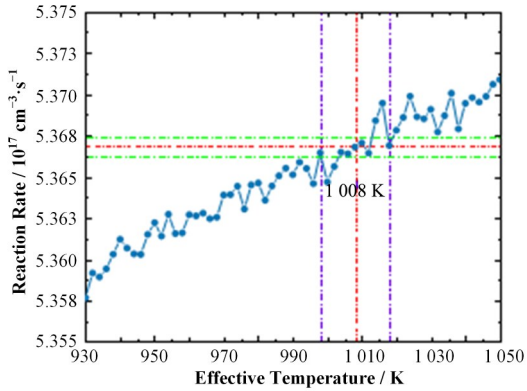


图14 热点处燃料栅元有效温度计算($40 \text{ MWd} \cdot \text{kgHM}^{-1}$)
Fig.14 Calculation of effective temperature for fuel cell at the hot spot ($40 \text{ MWd} \cdot \text{kgHM}^{-1}$)

4 结语

本研究以西屋公司设计的环形燃料栅元为计算对象,开发了可预测内、外通道压降、换热系数、偏离泡核沸腾比及栅元温度场等参数的环形燃料单通道热工水力分析程序 THCAFS。利用蒙特卡罗程序 SERPENT 开展中子学模拟和燃耗过程模拟,分析其径向功率分布不均和主要核素的密度变化,再通过自主开发程序 THCAFS 模拟环形燃料中的热力学行为,研究不同燃耗下的温度场分布,采用反应率等效代替有效共振积分来建立环形燃料栅元的有效温度计算模型。得出主要结论如下:

1)通过 THCAFS 与其他环形燃料热工水力程序如 VIPRE-01、TAFIX 和 NACAF 进行 Code-to-Code 对比,其预测结果基本一致,可初步应用于环形燃料设计以及热工水力分析;

2)从中子学模拟、燃耗过程模拟、热力学模拟方面,较真实地模拟环形燃料在燃耗过程中发生的物理现象,并采用反应率等效代替有效共振积分建立了其有效温度计算的方法模型,可为相关环形燃料共振有效温度的机理性研究提供重要的参考价值。

作者贡献声明 陈钊:起草文章,分析/解释数据;肖英杰:采集数据;赵鹏程:获取研究经费,对文章的知识性内容作批评性审阅,行政、技术或材料支持;彭梁兴:分析/解释数据。

参考文献

- 1 Kazimi M S, Hejzlar P, Carpenter D M, *et al.* High performance fuel design for next generation PWRs[R]. Massachusetts Institute of Technology. Center for Advanced Nuclear Energy Systems. Nuclear Fuel Cycle Code, 2006.
- 2 Yuan Y. The design of high power density annular fuel for LWRs[D]. Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- 3 Lahoda E, Mazzocchi J, Beccherle J. High-power-density annular fuel for pressurized water reactors: manufacturing costs and economic benefits[J]. Nuclear Technology, 2007, **160**(1): 112 - 134. DOI: 10.13182/NT07-A3887.
- 4 Blinkov V N, Boltenko E A, Elkin I V, *et al.* Prospects for using annular fuel elements in nuclear power engineering [J]. Thermal Engineering, 2010, **57**(3): 213 - 218. DOI: 10.1134/S0040601510030043.
- 5 Deng Y B, Wu Y W, Zhang D L, *et al.* Development of a thermal-mechanical behavior coupling analysis code for a dual-cooled annular fuel element in PWRs[J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, **301**: 353 - 365. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2016.03.021.
- 6 Han K H, Chang S H. Development of a thermal-hydraulic analysis code for annular fuel assemblies[J]. Nuclear Engineering and Design, 2003, **226**(3): 267 - 275. DOI: 10.1016/S0029-5493(03)00208-5.
- 7 Feng D D, Hejzlar P, Kazimi M S. Thermal-hydraulic design of high-power-density annular fuel in PWRs[J]. Nuclear Technology, 2007, **160**(1): 16 - 44. DOI: 10.13182/NT07-A3882.
- 8 刁均辉, 季松涛, 张应超. 环形燃料热工水力性能分析程序开发及验证[J]. 原子能科学技术, 2015, **49**(6): 1051 - 1056. DOI: 10.7538/yzk.2015.49.06.1051.
DIAO Junhui, JI Songtao, ZHANG Yingchao. Development and verification of thermal-hydraulic analysis code for annular fuel[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2015, **49**(6): 1051 - 1056. DOI: 10.7538/yzk.2015.49.06.1051.
- 9 Wu P, Zhang L X, Shan J Q, *et al.* Researches on special thermal hydraulic phenomena of annular fuel assembly by sub-channel analysis code-NACAF[J]. Frontiers in Energy Research, 2021, **9**: 421. DOI: 10.3389/fenrg.2021.696331
- 10 尹强, 柴晓明, 涂晓兰, 等. 燃料棒共振有效温度机理性模拟程序 FRET 研发[J]. 核动力工程, 2014, **35**(S2): 194 - 196. DOI: 10.13832/j.jnpe.2014.S2.0194.

- YIN Qiang, CHAI Xiaoming, TU Xiaolan, *et al.* Research of simulation program FRET for fuel rod resonance effective temperature mechanism[J]. Nuclear Power Engineering, 2014, **35**(S2): 194 - 196. DOI: 10.13832/j.jnpe.2014.S2.0194.
- 11 Pirouzmand A, Roosta F. Calculation of radial burnup and nuclides atom density distributions in a VVER-1000 fuel rod using Monte Carlo method[J]. Progress in Nuclear Energy, 2016, **88**: 321 - 331. DOI: 10.1016/j.pnucene.2016.01.020.
- 12 Lemes M, Soba A, Denis A. An empirical formulation to describe the evolution of the high burnup structure[J]. Journal of Nuclear Materials, 2015, **456**: 174 - 181. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2014.09.048.
- 13 Yuan C X, Wang X M, Chen S L. A simple formula for local burnup and isotope distributions based on approximately constant relative reaction rate[J]. Science and Technology of Nuclear Installations, 2016, **2016**: 6980547. DOI: 10.1155/2016/6980547.
- 14 Chen S L, Ge Y L, Zhong Y, *et al.* Radial distributions of power and fuel temperature in annular U_3Si_2 fuel with FeCrAl cladding[J]. Annals of Nuclear Energy, 2020, **135**: 106943. DOI: 10.1016/j.anucene.2019.106943.
- 15 于平安, 朱瑞安, 喻真烷, 等. 核反应堆热工分析[M]. 第3版. 上海: 上海交通大学出版社, 2002.
- YU Pingan, ZHU Ruian, YU Zhenwan, *et al.* Thermal analysis of nuclear reactor[M]. 3rd Ed. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University Press, 2002.
- 16 Yang Y S, Shin C H, Chun T H, *et al.* Evaluation of a dual-cooled annular fuel heat split and temperature distribution[J]. Journal of Nuclear Science and Technology, 2009, **46**(8): 836 - 845. DOI: 10.1080/18811248.2007.9711593.
- 17 Todreas N E, Kazimi M S. Nuclear systems. Volume 1: thermal hydraulic fundamentals[M]. Boca Raton: CRC Press, 2021.
- 18 Chen S L, Yuan C X, Guo D X. Radial distributions of power and isotopic concentrations in candidate accident tolerant fuel U_3Si_2 and UO_2/U_3Si_2 fuel pins with FeCrAl cladding[J]. Annals of Nuclear Energy, 2019, **124**: 460 - 471. DOI: 10.1016/j.anucene.2018.10.025.