



压水堆燃料棒径向热膨胀建模方法及其影响分析研究

周雨锋, 谢伟戎, 万承辉, 曹新, 白家赫, 郭林

Modeling Method and Impact Analysis of Fuel Rod Radial Thermal Expansion of PWR

Zhou Yufeng, Xie Weirong, Wan Chenghui, Cao Xin, Bai Jiahe, and Guo Lin

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13832/j.jnpe.2025.01.0030>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

压水堆燃料管理软件Bamboo-C研发及工业确认

Code Development and Engineering Validation of PWR Fuel Management Software Bamboo-C

核动力工程. 2021, 42(5): 15-22

基于Bamboo-C软件的压水堆核电厂次临界刻棒方法研究及验证

Research and Verification of Subcritical Rod Worth Measurement Method for PWRs Based on Bamboo-C Code

核动力工程. 2024, 45(6): 22-29

基于压水堆堆芯物理分析软件Bamboo-C的VVER-1000工业确认研究

Research on Industrial Validation of VVER-1000 Based on PWR Core Physics Analysis Code Bamboo-C

核动力工程. 2024, 45(4): 9-16

基于Bamboo-C软件的压水堆¹⁰B丰度计算方法研究

Research on ¹⁰B Abundance Calculation Method of PWR Based on Bamboo-C

核动力工程. 2022, 43(2): 28-31

核反应堆内高温条件下膨胀对控制棒下落的影响分析

Analysis of Influence of Expansion on Control Rod Drop in Nuclear Reactor at High Temperature

核动力工程. 2024, 45(5): 108-114

基于非结构网格MCNP的KRUSTY热膨胀负反馈计算研究

Study of KRUSTY Thermal Expansion Negative Feedback Calculation Based on Unstructured-Mesh MCNP

核动力工程. 2023, 44(6): 45-53



关注微信公众号, 获得更多资讯信息

文章编号: 0258-0926(2025)01-0030-06; DOI:10.13832/j.jnpe.2025.01.0030

压水堆燃料棒径向热膨胀建模方法及其影响分析研究

周雨锋¹, 谢伟戎², 万承辉^{1*}, 曹新², 白家赫¹, 郭林¹

1. 西安交通大学核科学与技术学院, 西安, 710049; 2. 台山核电合营有限公司, 广东江门, 529228

摘要: 在压水堆功率运行过程中, 燃料芯块和燃料棒包壳由于温度变化会出现不同程度的热膨胀现象, 对堆芯物理计算具有重要影响。为了在两步法计算流程中精确考虑燃料棒径向热膨胀对堆芯物理分析结果的影响, 本文基于堆芯物理分析软件 Bamboo-C 提出了燃料棒径向热膨胀精确建模方法, 分别在组件计算和堆芯计算层面对燃料棒径向热膨胀导致的几何变化予以考虑, 且在堆芯计算层面通过温度场的迭代收敛最终确定精确的几何膨胀尺寸。本文以 EPR1750 机组为研究对象, 对各燃料循环启动物理试验和功率运行过程进行计算, 结果表明, 与等温温度系数实测值的误差平均值由 -3.065 pcm/K ($1\text{pcm}=10^{-5}$) 降低至 -1.870 pcm/K, 与临界硼浓度实测值的误差平均值由 -5.9 ppm ($1\text{ppm}=10^{-6}$)、 -5.7 ppm 降低至 -2.5 ppm、 -2.7 ppm。因此, 本文提出的压水堆燃料棒径向热膨胀建模方法能够在一定程度上提高 EPR1750 机组关键安全参数的计算精度, 具有一定的工程应用价值。

关键词: 燃料棒径向热膨胀; 温度系数; 临界硼浓度; Bamboo-C 软件

中图分类号: TL334 **文献标志码:** A

Modeling Method and Impact Analysis of Fuel Rod Radial Thermal Expansion of PWR

Zhou Yufeng¹, Xie Weirong², Wan Chenghui^{1*}, Cao Xin², Bai Jiahe¹, Guo Lin¹

1. School of Nuclear Science and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, 710049, China;

2. Taishan Nuclear Power Joint Venture Co., Ltd., Jiangmen, Guangdong, 529228, China

Abstract: During the power operation of PWR, fuel pellets and cladding undergo varying degrees of thermal expansion due to temperature changes, which significantly impacts the core physics calculations. In order to accurately consider the influence of fuel rod radial thermal expansion on the core physics analysis results in the "two-step" scheme, this paper proposes a precise modeling method for fuel rod radial thermal expansion based on the reactor-physics analysis software Bamboo-C. This method considers the geometric changes caused by fuel rod radial thermal expansion at both the assembly calculation and reactor core calculation levels, and determines the precise geometric expansion size through iterative convergence of the temperature field at the core calculation level. In this paper, the EPR1750 unit is taken as the research object, and the startup physical tests and power operation processes of each fuel cycle are calculated. The results show that: the average error between the calculated and measured isothermal temperature coefficients decreased from -3.065 pcm/K ($1\text{pcm}=10^{-5}$) to -1.870 pcm/K, and the average error between the calculated and measured critical boron concentrations decreased from -5.9 ppm ($1\text{ppm}=10^{-6}$) and

收稿日期: 2024-04-27; 修回日期: 2024-06-11

基金项目: 国家重点研发计划 (2022YFB1902600)

作者简介: 周雨锋 (2000—), 男, 硕士研究生, 现主要从事核反应堆物理计算方法研究, E-mail: 1552029917@qq.com

*通讯作者: 万承辉, E-mail: wan.ch@mail.xjtu.edu.cn

-5.7ppm to -2.5ppm and -2.7ppm. Therefore, the PWR fuel rod thermal expansion modeling method proposed in this paper can improve the calculation accuracy of key safety parameters of EPR1750 to a certain extent and has certain engineering application value.

Key words: Fuel rod radial thermal expansion, Temperature coefficient, Critical boron concentration, Bamboo-C software

0 引言

在压水堆运行过程中，燃料芯块和燃料棒包壳由于温度变化会出现不同程度的热膨胀^[1]现象。传统的压水堆两步法计算流程^[2]对燃料棒热膨胀的建模模型考虑得较为粗糙。组件计算中，主干计算采用热膨胀经验公式给出燃料棒在典型工况下的热膨胀参数，分支计算时认为在任何燃耗深度与非典型工况下，燃料棒几何尺寸始终不变，无法描述燃料棒热膨胀现象对不同堆芯状态条件下组件少群均匀化常数的影响。堆芯计算中，认为燃料棒的尺寸始终不变，未考虑温度变化对燃料棒尺寸的膨胀影响，同时也未考虑燃料棒尺寸变化在求解一维导热方程^[3]时对温度场的反馈影响，导致热工计算对物理计算的反馈不够准确，影响堆芯物理分析计算的结果，如等温温度系数（ITC）与临界硼浓度（CBC）均有一定程度的失真。

综上所述，为研究分析燃料棒热膨胀对压水堆 ITC 与 CBC 的影响，本文基于先进压水堆堆芯物理分析软件 Bamboo-C，采用燃料棒径向热膨胀建模方法，研究任意工况下燃料棒不同程度的径向热膨胀现象对堆芯关键参数计算精度的影响。本文的主要工作包括：①在组件计算程序 LOCUST 中增加燃料棒径向自动热膨胀建模方法；②在堆芯计算程序 SPARK 中增加三维节块燃料棒径向热膨胀-温度场热工反馈迭代计算方法；③基于 EPR1750 机组实测数据，主要包括 ITC 与功率运行过程中的 CBC，对压水堆燃料棒径向自动热膨胀建模方法的计算精度进行数值验证。

1 理论方法

Bamboo-C^[4]是西安交通大学核工程计算物理（NECP）实验室基于经典压水堆两步法计算流程开发的确定论程序，包括：①基于模块化特征线方法（MOC）的组件计算程序 LOCUST，用于二维燃料组件和反射层组件的非均匀建模模

拟及等效均匀化，给出组件少群均匀化常数关于不同堆芯状态下的多维列表；②基于非线性迭代节块展开方法（NEM）的堆芯计算程序 SPARK，用于三维堆芯稳态及瞬态的建模模拟，迭代中子学-热工反馈耦合完成堆芯物理计算；③函数化程序 LtoS，负责对 LOCUST 得到的离散的少群均匀化常数进行插值拟合，为 SPARK 程序提供函数化的组件少群均匀化常数多维列表。

1.1 燃料棒热膨胀理论

由于燃料棒在堆芯中作为热源，以及在堆芯中不同位置处的冷却剂流场不均匀性，燃料芯块与燃料棒包壳在径向上的热膨胀程度均有所不同。事故工况下燃料芯块外表面会与燃料棒包壳内表面接触^[5]产生应力，应力累计到一定程度会出现燃料破损风险，发生芯块-包壳机械相互作用（PCMI）现象^[6]。PCMI 现象出现时，燃料棒相关的传热传质会发生特性改变，问题会变得十分复杂。因此，本文不考虑事故工况下的 PCMI，分别考虑燃料芯块与燃料棒包壳的热膨胀现象，正常运行工况下假设燃料芯块与燃料棒包壳间的气隙厚度保持不变且均匀，同时只考虑燃料棒径向上几何尺寸与材料密度的热膨胀变化。

考虑到 NEM 对网格划分的严格要求，在堆芯计算层面上 NEM 也无法求解高度不对齐的网格问题，因此从算法本质上无法考虑三维节块轴向上随温度场变化的任意热膨胀尺度。同时，为了保持组件和堆芯在中子学计算上的维度统一，在本文工作中仅考虑了燃料棒的径向热膨胀现象。下述热膨胀默认为径向维度。

1.2 燃料棒热膨胀建模方法

根据商用压水堆核设计报告提供的设计参数，燃料组件模型与堆芯模型内涉及的燃料棒参数均按照冷态设计值完成建模，燃料组件在典型工况与任意非典型工况下对燃料棒热膨胀的模型更新均在组件计算过程中完成，任意堆芯状态下对三维节块的燃料棒热膨胀模型迭代更新在热工计算

模块内完成。压水堆燃料棒热膨胀建模方法流程如图 1 所示。

基于组件二维非均匀建模及等效均匀化的理论，认为组件中燃料棒栅元无轴向特征，径向材料几何膨胀遵循质量守恒的约束条件，燃料芯块与包壳的热膨胀认为是均匀的。燃料芯块的热膨胀经验公式表示为：

$$K_p = 1 + \sum_{i=0}^n \omega_i T_p^i \quad (1)$$

式中， K_p 为燃料芯块的径向热膨胀系数； n 为热膨胀经验公式的总阶数； ω_i 为热膨胀经验参数； T_p 为燃料芯块平均温度的 i 次幂。

环状的燃料棒包壳按照平均温度对包壳厚度做热膨胀处理，燃料棒包壳的热膨胀经验公式表示为：

$$K_c = 1 + a_c(T_{ch} - T_{cc}) \quad (2)$$

式中， K_c 为燃料棒包壳的热膨胀系数； a_c 为燃料棒包壳材料系数，不同材料该系数不同； T_{ch}

表示燃料棒包壳的热态温度； T_{cc} 为燃料棒包壳的冷态温度。

利用式 (1) 与式 (2) 获得的燃料芯块的热膨胀系数 K_p 与燃料棒包壳的热膨胀系数 K_c ，对燃料棒冷态模型进行几何尺寸与材料信息更新，任意工况下燃料棒热膨胀模型几何尺寸的计算表示如下：

$$r_{p,i}^h = K_p \cdot r_{p,i}^c \quad (3)$$

$$t_c^h = K_c \cdot t_c^c \quad (4)$$

式中， $r_{p,i}^c$ 为燃料芯块冷态下的径向分圈半径； t_c^c 为燃料棒冷态下的包壳厚度； $r_{p,i}^h$ 为燃料芯块热态下的径向分圈半径； t_c^h 为燃料棒热态下的包壳厚度。

对于任意工况下燃料棒热膨胀模型不同材料的密度计算表示为：

$$\rho_j^h = \rho_j^c \cdot K_j^2 \quad (5)$$

式中， K_j 为第 j 种材料的热膨胀系数； ρ_j^c 为第 j 种材料的冷态密度； ρ_j^h 为第 j 种材料的热态密度。

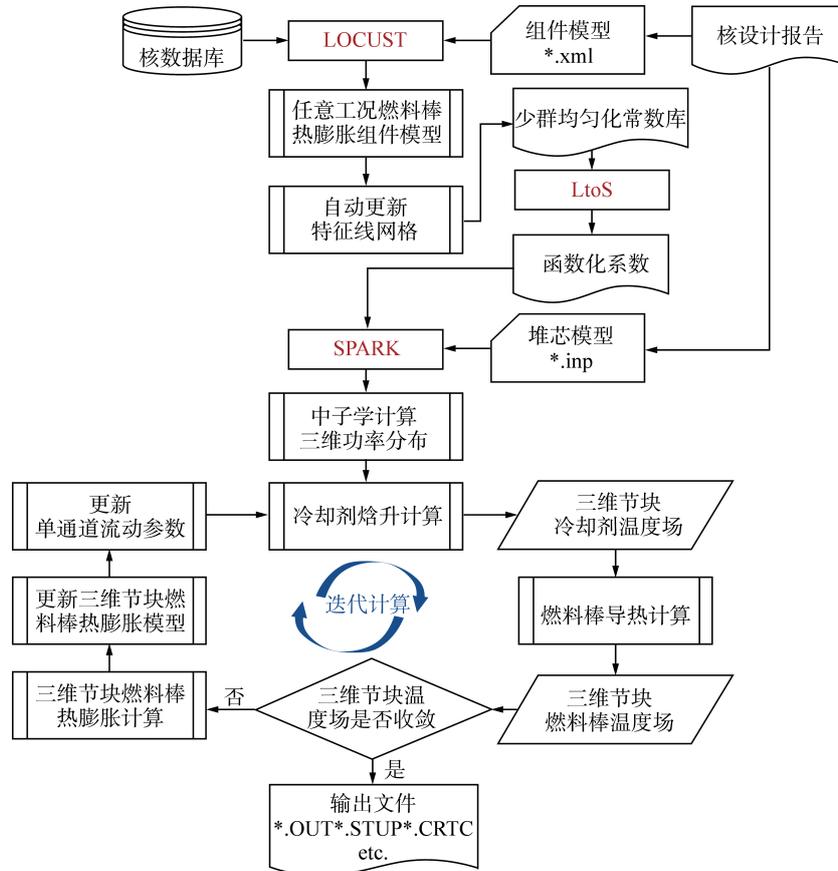


图 1 压水堆燃料棒热膨胀建模方法流程

Fig. 1 Calculation Process of Modeling Method for Fuel Rod Thermal Expansion of PWR

在完成几何和材料的热膨胀处理后，通过对燃料组件进行特征线扫描，获得任意工况下考虑燃料棒热膨胀影响的特征线网格，并且随着分支工况的改变，更新该工况下考虑燃料棒热膨胀影响的特征线网格。每完成一次分支计算后，自主重置回当前燃耗重点点上原主干工况下的特征线网格，所有分支工况遍历计算完成后，进行下一个燃耗点的燃耗计算。至此，能够获得所有工况条件下考虑热膨胀影响的少群均匀化常数信息。

在堆芯计算中考虑三维节块中燃料棒的热膨胀几何-温度场的热工反馈，迭代热工计算获得精确的三维节块温度场。

对于任意三维节块 m ，热工计算采用单通道模型，给定的冷却剂堆芯入口温度作为初值条件，计算冷却剂焓升，获得节块内冷却剂平均温度，然后以其作为第三类边界条件，根据燃料棒的一维稳态导热方程得到任意三维节块 m 的燃料芯块多普勒温度和燃料棒包壳平均温度。基于获得的任意三维节块 m 的燃料芯块多普勒温度和燃料棒包壳平均温度，根据式 (1) 和式 (2) 计算得到任意三维节块 m 更新后的燃料芯块热膨胀系数与燃料棒包壳热膨胀系数，进而迭代更新任意三维节块 m 的燃料芯块尺寸和包壳尺寸：

$$r_{p,m}^{l+1} = K_{p,m}^l \cdot r_{p,m}^l \quad (6)$$

$$t_{c,m}^{l+1} = K_{c,m}^l \cdot t_{c,m}^l \quad (7)$$

式中， l 为迭代步数； $r_{p,m}$ 为节块 m 的燃料芯块外半径； $K_{p,m}$ 为节块 m 的燃料芯块热膨胀系数； $t_{c,m}$ 为节块 m 的燃料棒包壳厚度； $K_{c,m}$ 为节块 m 的燃料棒包壳热膨胀系数。

当任意三维节块 m 中燃料棒热膨胀模型更新前后的燃料芯块多普勒温度和燃料棒包壳平均温度的相对偏差满足收敛条件时，结束迭代过程，收敛准则表示为：

$$\left| \frac{T_m^{\text{P,after}} - T_m^{\text{P,old}}}{T_m^{\text{P,old}}} \right| < \varepsilon_p \quad (8)$$

$$\left| \frac{T_m^{\text{C,after}} - T_m^{\text{C,old}}}{T_m^{\text{C,old}}} \right| < \varepsilon_c \quad (9)$$

式中， $T_m^{\text{P,after}}$ 表示更新后的燃料芯块多普勒温度； $T_m^{\text{P,old}}$ 表示更新前的燃料芯块多普勒温度； ε_p 表示燃料芯块多普勒温度的收敛限值； $T_m^{\text{C,after}}$ 表示更新后的燃料棒包壳平均温度； $T_m^{\text{C,old}}$ 表示更新前的燃料棒包壳平均温度； ε_c 表示燃料棒包壳平均温度

的收敛限值。

2 数值结果与对比分析

采用本文提出的压水堆燃料棒热膨胀建模方法，升级 Bamboo-C 软件相关功能，完成了组件计算层面上的验证以保证燃料棒热膨胀建模的准确性；完成了对 EPR1750 机组的堆芯物理建模计算，并且将启动物理试验的 ITC 和功率运行过程的 CBC 的计算值与功能升级前的计算值进行比较，以及与实测值进行比较以验证燃料棒热膨胀建模方法在堆芯计算层面上的有效性与准确性。

为了验证 LOCUST 的燃料热膨胀建模在任意工况下的模型准确性，选取 EPR1750 机组其中一个燃料组件作为验证对象，该燃料组件的 UO_2 富集度为 2.1%，组件栅元的规模为 17×17 ，带有 8 根钆棒以及 24 根控制棒导向管，命名为 210080。使用具备任意工况燃料棒热膨胀建模功能的 LOCUST（下称自动热膨胀建模）与原始版本（下称手动热膨胀建模）对上述组件模型进行计算对比验证，具体验证方法是按照该燃料组件设计模型提供给自动热膨胀建模方法程序进行组件计算，得到主干工况与所有分支工况的有效增殖因子 k_{eff} ，与针对每一个工况手动填写卡片建立热膨胀模型提供给手动热膨胀建模方法程序计算得到的 k_{eff} 进行对比。主干工况为：燃料温度（TF）为 896.12 K；慢化剂温度（TM）为 585.25 K；硼浓度（BC）为 600ppm（1ppm= 10^{-6} ）。分支工况设置为：TF 分别为 561.75、1500 K；TM 分别为 561.75、585.25 K 和 617.9 K；BC 分别为 0ppm、600ppm、1200ppm 和 2400ppm，这 4 个参数排列组合出 68 种分支状态点。

验证的预期效果应为：首先主干工况自动热膨胀建模应能够恢复原先手动热膨胀建模的结果，其次分支计算时，在主干上输入卡片手动热膨胀建模的 k_{eff} 与自动热膨胀建模对应的分支工况的 k_{eff} 应一致。表 1 列举出了上述提到的两种建模方法对燃料组件 210080 的验证结果。

在 BC 为 600ppm、TF 为 896.12 K、TM 为 585.25 K 以及无控制棒插入的主干工况条件下，燃料棒自动热膨胀建模 k_{eff} 为 1.026199，输入卡片手动热膨胀建模 k_{eff} 为 1.026206，验证误差

表 1 燃料组件 k_{eff} 的计算误差Tab. 1 Calculation Error of k_{eff} of Fuel Assembly

分支计算工况	燃料棒自动热膨胀建模 k_{eff}	输入卡片手动热膨胀建模 k_{eff}	验证误差/ pcm
BC0-TM561.75	1.116729	1.116738	-0.9
BC0-TM585.25	1.106214	1.106215	-0.1
BC0-TM617.9	1.080652	1.080639	1.3
BC600-TM561.75	1.029785	1.029794	-0.9
BC600-TM617.9	1.014863	1.014851	1.2
BC1200-TM561.75	0.956858	0.956866	-0.8
BC1200-TM585.25	0.958293	0.958293	0
BC1200-TM617.9	0.957729	0.957717	1.2
BC2400-TM561.75	0.841334	0.841341	-0.7
BC2400-TM585.25	0.849296	0.849296	0
BC2400-TM617.9	0.863355	0.863345	1.0
TF561.75-TM561.75	1.040133	1.040142	-0.9
TF561.75-TM585.25	1.036904	1.036909	-0.5
TF561.75-TM617.9	1.026454	1.026458	-0.4
TF1500-TM561.75	1.003678	1.003684	-0.6
TF1500-TM585.25	0.999208	0.999208	0
TF1500-TM617.9	0.985902	0.985893	0.9

为 0.7pcm ($1\text{pcm}=10^{-5}$)。结合从表 1 中数据可以统计得到, k_{eff} 计算误差范围在 $[-0.9\text{pcm}, 1.3\text{pcm}]$ 范围内, 对于确定论程序来说, 这样验证的误差范围可以认为燃料组件热膨胀建模方法得到的结果是可靠的。

图 2 所示为对一个栅元生成特征线网络的示意图。为了确保计算的准确性, 对比了自动热膨胀建模与手动热膨胀建模对于上述同一燃料组件 210080 的特征线网络大小。在主干工况下, 自动热膨胀建模更新后的网格面积与手动热膨胀计算得到的网格面积完全一致。结合表 1 可以证明, 燃料棒建模方法是从特征线网络生成开始就能达到与之前手动热膨胀计算一致的效果, 这一验证结果证明了模型开发的正确性。

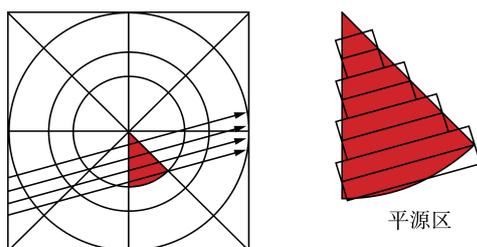


图 2 特征线网络划分示意图

Fig. 2 Schematic of MOC Grid Division

表 2 是 EPR1750 机组启动物理试验在燃料棒建模改进前后关于 ITC 与实测值的计算误差统计结果。经燃料棒原始建模方法^[4]与燃料棒热膨胀建模方法的 ITC 计算误差对比分析发现: 采用燃料棒热膨胀建模方法后, 启动物理试验 ITC 的计算误差范围由 $[-3.845\text{ pcm/K}, -0.801\text{ pcm/K}]$ 变为 $[-3.091\text{ pcm/K}, 0.996\text{ pcm/K}]$, 误差平均值由 -3.065 pcm/K 降低至 -1.870 pcm/K 。

表 2 EPR1750 机组多个循环 ITC 计算误差对比

Tab. 2 Comparison of ITC Calculation Errors for Multiple Cycles of EPR1750 Unit

机组循环	试验条件	原始模型 计算误差/ (pcm · K ⁻¹)	热膨胀模型 计算误差/ (pcm · K ⁻¹)
U1C01	ARO	-3.278	-2.584
	P1全插	-3.049	-2.343
	P1,P2全插	-2.853	-2.178
	P1,P2,P3全插	-2.961	-2.259
	P1,P2,P3,P4全插	-3.794	-3.091
U1C02	ARO	-3.845	-2.583
U1C02b	ARO	-0.801	0.996
U1C03	ARO	-2.824	-1.614
U2C01	ARO	-3.479	-2.125
	P1全插	-2.349	-0.998
	P1,P2全插	-3.373	-1.942
	P1,P2,P3全插	-3.511	-2.092
U2C02	ARO	-3.598	-2.339
	ARO	-3.259	-1.387

ARO—控制棒全提条件; P1-P4—EPR1750机组的控制棒组代号

为了分析整个循环下燃料棒热膨胀建模的影响程度, 以及对反应性长寿期的影响变化趋势, 图 3 和图 4 分别比较了是否考虑燃料棒热膨胀在 EPR1750 机组的 U1C02b 循环与 U2C02 循环下对 CBC 的计算值与实测值的误差。比较发现, 考虑燃料棒热膨胀现象后的 Bamboo-C 程序对 CBC 的计算值均有明显的抬高现象, 与前述的三维节块温度场温度降低引入正反应性的推论是吻合的。具体地看, 对于图 3, U1C02b 循环的 CBC 误差平均值由 -5.9ppm 降低至 -2.5ppm ; 对于图 4, U2C02 循环的 CBC 误差平均值由 -5.7ppm 降低至 -2.7ppm 。

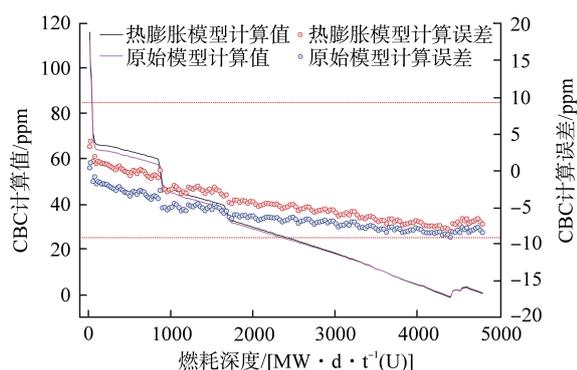


图3 U1C02b循环CBC计算值与实测值的误差

Fig. 3 Error between Calculated and Measured Values of Critical Boron Concentration from U1C02b Cycle

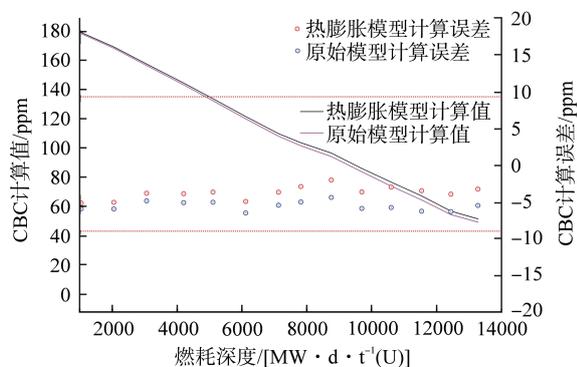


图4 U2C02循环CBC计算值与实测值的误差

Fig. 4 Error between Calculated and Measured Values of Critical Boron Concentration from U2C02 Cycle

3 结论

为了在压水堆经典的两步法计算分析流程中精确考虑燃料棒热膨胀对压水堆启动物理试验与功率历史的计算结果影响,本文基于Bamboo-C软件建立了燃料棒径向热膨胀建模方法。采用本文建立的燃料棒径向热膨胀建模方法,完成了对EPR1750机组的启动物理试验与循环功率运行历史计算,并且将ITC和CBC的计算值与实测值进行对比。验证结果表明:采用燃料棒径向热膨胀模型建模模拟后,堆芯启动物理试验的ITC计算值与实测值之间的偏差均有整体上的改善,误差平均值由 -3.065 pcm/K降低至 -1.870

pcm/K;同时,各机组功率历史的CBC计算值有明显的整体抬升现象,与实测值的误差平均值由 -5.9 ppm、 -5.7 ppm降低至 -2.5 ppm、 -2.7 ppm。因此,本文基于Bamboo-C软件提出的压水堆燃料棒热膨胀建模方法能够明显改善数值结果的精度,具有工程应用价值。

但是,采用本文的燃料棒径向热膨胀方法得到的堆芯循环历史CBC与实测值的误差仍然整体偏负,这可能是由于燃料棒径向热膨胀模型与电厂实际运行过程中燃料棒的变化尚有差距,未能考虑燃料棒蠕变、肿胀等与燃料性能分析相关的因素,在未来的工作中将使用燃料性能分析软件提供更加精细的燃料棒模型,继续改善计算精度。

参考文献:

- [1] RICAUD J M, SEILER N, GUILLARD G. Multi-pin ballooning during LOCA transient: a three-dimensional analysis[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2013, 256: 45-55.
- [2] ABDELHAMEED A A E, KIM Y. Three-dimensional simulation of passive frequency regulations in the soluble-boron-free SMR ATOM[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 361: 110505.
- [3] LUCUTA P G, MATZKE H, HASTINGS I J. A pragmatic approach to modelling thermal conductivity of irradiated UO_2 fuel: review and recommendations[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 1996, 232(2-3): 166-180.
- [4] 万承辉, 李云召, 郑友琦, 等. 压水堆燃料管理软件Bamboo-C研发及工业确认[J]. *核动力工程*, 2021, 42(5): 15-22.
- [5] WILLIAMSON R L, HALES J D, NOVASCONE S R, et al. Multidimensional multiphysics simulation of nuclear fuel behavior[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 2012, 423(1-3): 149-163.
- [6] HIGASHI Y, MURAKAMI N, YODO T, et al. Development of fuel behavior analysis code for mechanical fuel cladding failure during reactivity insertion event in PWR[J]. *Mechanical Engineering Journal*, 2021, 8(4): 20-00541.

(责任编辑: 梁超)