

热管堆固态堆芯燃料辐照-热-力耦合性能分析

杨 轩¹ 李 权² 李晨曦² 章 静¹ 巫英伟¹ 贺亚男¹ 郭凯伦¹
苏光辉¹ 田文喜¹ 秋穗正¹

1(西安交通大学 能源与动力工程学院 西安 710049)

2(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 成都 610213)

摘要 热管冷却反应堆(简称:热管堆)具有高可靠性和固有安全性、体积小、模块化和全固态堆芯等特点。固态堆芯燃料服役过程在高温、强辐照、固态约束多因素作用下堆芯的传热和力学性能受到严重影响,基体接触导致应力与间隙换热都随燃耗加深而发生较大非线性改变,且两者相互影响,因此基体在服役过程中的多物理场耦合的辐照-热-力行为复杂。本文基于有限元多物理场分析软件针对固态堆芯燃料开展辐照-热-力耦合分析,考虑 UO_2 芯块与316不锈钢基体的辐照变形效应以及蠕变效应,并在固态堆芯间隙中引入间隙传热模型,探究固态堆芯寿期间隙变化特点以及传热和力学耦合作用特性。结果显示:基体与燃料包壳的完全接触会导致芯块温度上升以及基体与包壳蠕变现象加强,燃料棒周围平均热管数量较少会导致附近区域较高的温度和应力分布,且寿期中该区域包壳因燃料棒内压和基体-包壳接触压力具有蠕变失效风险。分析结果表明间隙接触会对热管堆固态堆芯的传热和力学性能造成影响,甚至提高包壳的失效风险。

关键词 固态堆芯, 辐照-热-力耦合, 燃料棒, 间隙传热, 数值模拟

中图分类号 TL99

DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.070601

Coupled irradiation-thermal-mechanical analysis of fuel in solid core of heat pipe cooled reactor

YANG Xuan¹ LI Quan² LI Chenxi² ZHANG Jing¹ WU Yingwei¹ HE Yanan¹ GUO Kailun¹
SU Guanghui¹ TIAN Wenxi¹ QIU Suizheng¹

1(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

2(Science and Technology on Reactor System Design Technology Laboratory, Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610213, China)

Abstract [Background] Heat pipe cooled reactor (HPR) has many characteristics, such as reliability, inherent safety, small volume, modularity, and solid core. The nuclear fuel of solid core is seriously affected by high temperature, strong irradiation, and solid constraint when operating, which affect the heat transfer performance and mechanical properties of the core seriously. The stress and gap heat transfer caused by the contact between monolith and other components change nonlinearly with the increase of burnup, and they influence each other. Therefore, the

中国科协青年托举人才工程、中核集团领创科研项目、中核集团青年英才项目资助

第一作者: 杨轩, 男, 1999年出生, 2022年毕业于重庆大学, 现为硕士研究生, 研究领域为核反应堆热工水力分析

通信作者: 章静, E-mail: zhangjingxjtu@xjtu.edu.cn; 巫英伟, E-mail: wyw810@mail.xjtu.edu.cn

收稿日期: 2023-12-28, 修回日期: 2024-02-26

Supported by Young Elite Scientists Sponsorship Program by CAST, Innovative Scientific Program of the China Nuclear Corporation, and CNNE Science Fund for Talented Young Scholars

First author: YANG Xuan, male, born in 1999, graduated from Chongqing University in 2022, master student, focusing on thermal hydraulic analysis of nuclear reactor

Corresponding author: ZHANG Jing, E-mail: zhangjingxjtu@xjtu.edu.cn; WU Yingwei, E-mail: wyw810@mail.xjtu.edu.cn

Received date: 2023-12-28, revised date: 2024-02-26

coupled irradiation-thermal-mechanical behavior of the monolith is a complex multi-physics phenomena. **[Purpose]** This study aims to develop a coupled irradiation-thermal-mechanical model to explore the characteristics of gap variation, heat transfer and mechanics during the lifetime of solid core. **[Methods]** First of all, based on the geometric parameter and material of a typical solid core of HPR with fuel rod composed of UO_2 pellets and 316 stainless steel cladding, a coupled irradiation-thermal-mechanical model was developed and applied to the finite element multi-physics field analysis software COMSOL. The calculation parameter settings mainly referred to the design parameters of the MegaPower reactor. Then, a thermal conductivity model changing with the increase of burnup for UO_2 , the gap heat transfer model and mechanical contact were introduced in the gaps in the solid core, and both irradiation-induced deformation effect including densification and fission product swelling, and creep effect of UO_2 pellets and 316 stainless steel monolith were taken into account. Finally, the model was applied to calculating the typical HPR and the characteristics of gap variation, heat transfer and mechanics were analyzed. **[Results]** Analysis results show that pellet temperature and creep of monolith and cladding increase after complete contact between monolith and cladding. A smaller average number of heat pipes around the fuel rod result in higher temperature and stress distribution in the nearby area, and the cladding in this area has a risk of creep failure during its lifetime caused by internal pressure of the fuel rod and contact pressure between the monolith and cladding. **[Conclusions]** The gap contact can affect the heat transfer and mechanical properties of the solid core of HPR, and even result in an increase in the risk of cladding failure.

Key words Solid core, Coupled irradiation-thermal-mechanical, Fuel rod, Gap heat transfer, Numerical simulation

传统的热管冷却固态燃料反应堆是通过高温热管将堆芯热量导出的固态反应堆^[1-2],具有固有安全性高、堆芯紧凑、体积小和运行温度高等特点。经过几十年发展,形成了热管与燃料棒插入固态基体的典型热管堆固态堆芯设计方案^[3-4]。热管堆通常执行长期不换料策略,固态堆芯长期处于高温、强辐照环境,其部件材料会出现辐照变形、蠕变等力学行为,导致各部件发生复杂的相互作用,影响固态堆芯传热和力学性能。针对热管堆固态堆芯燃料长期运行下的复杂行为开展研究,可以为下一步热管堆堆芯设计及安全评价奠定基础。

对于热管堆固态堆芯燃料的堆内行为,国内外学者已经开展了初步研究。路怀玉等^[5-6]基于ABAQUS建立了典型代表性单元的辐照-热-力耦合分析模型,考虑了 UO_2 辐照肿胀、密实化和蠕变以及316不锈钢蠕变。Ma等^[7]在HPRTRAN分析程序中添加辐照行为模型,开展MegaPower堆辐照-热-力耦合分析,研究表明接触会大幅度增加基体应力,但其采用基于等效体积原理的单通道模型,无法捕捉基体局部变形特性。岳明楷等^[8]建立了固态堆芯组件热力耦合分析模型,并对其进行了多目标参数优化,但未对寿期内固态堆芯各参数进行详细分析。刘博等^[9]针对NUSTER堆芯^[10]典型发热单元开展核热力耦合分析,获得事故工况下温度和应力结果,并进行安全限制评估,但其仅考虑热膨胀效应对发热单元变形的贡献。

固态堆芯基体通常配插有大量燃料棒和热管,

不同位置的燃料棒和热管与基体的接触时间不一定相同,仅以代表性单元进行分析无法准确了解固态堆芯燃料元件性能,且排布方式的不同也使得局部单元并不满足一根热管平均配置两根燃料棒的方式。因此需要基于固态堆芯局部组件燃料建立辐照-热-力耦合分析模型,加强对考虑多根燃料棒影响下固态堆芯燃料行为的理解。

本文基于COMSOL建立热管堆固态堆芯燃料辐照-热-力耦合分析模型,探究热管堆运行过程中固态堆芯传热和力学性能的变化。

1 数学物理模型

典型的热管堆固态堆芯通过将燃料棒与高温热管插入蜂窝煤状基体装配而成,图1为热管堆固态堆芯结构分布示意图,基体整体形状为六棱柱,且燃料棒与热管呈现一定的周期性排布。其中燃料棒由 UO_2 芯块和316不锈钢包壳构成,基体与热管包壳都选用316不锈钢材料。固态堆芯的几何参数设置参考岳明楷等^[8]采用的几何参数范围,如表1所示,通常燃料棒与热管都为细长的圆柱状结构,轴向尺寸远大于截面尺寸。

热管堆固态堆芯各部件传热性能变化和力学相互作用依赖于间隙的准确预估,考虑导致固态堆芯变形的主要因素, UO_2 辐照肿胀、密实化和蠕变以及不锈钢蠕变,同时在各部件间隙添加间隙导热模型以准确计算固态堆芯传热变化。热管堆固态堆芯辐照-热-力耦合行为如图2所示。

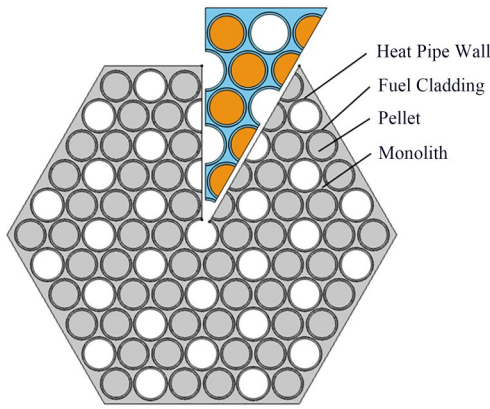


图1 固态堆芯结构分布及计算单元选取示意图
Fig.1 Schematic diagram of solid core structure and calculation unit selection

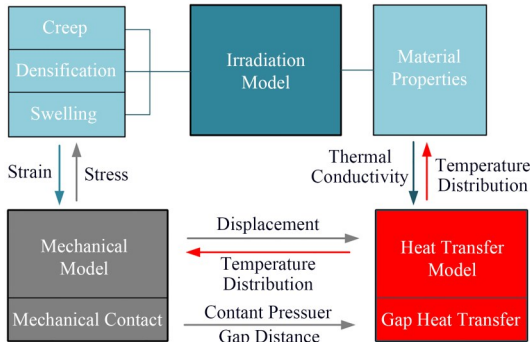


图2 固态堆芯辐照-热-力耦合分析模型
Fig.2 Coupled irradiation-thermal-mechanical model of solid core

1.1 传热模型

热管固态堆芯是由燃料棒与热管插入固态基体装配而成,本研究对热管采用温度边界,存在于固态堆芯的主要传热方式为固体导热,采用傅里叶导热方程进行描述:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q \quad (1)$$

式中: ρ 为部件材料密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; C_p 为部件材料比热容, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; t 为时间, s ; T 为部件温度, K ; Q 为部件热源, $\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$; k 为部件材料热导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 。

燃料芯块与包壳、包壳与基体以及基体与热管之间存在间隙,通过间隙传热采用一维稳态导热:

$$q_r = h_{\text{gap}} (T_s - T_o) \quad (2)$$

式中: q_r 为间隙径向热流密度, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$; h_{gap} 为间隙等效换热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$; T_s 与 T_o 为间隙壁面温度, K 。

间隙换热由气体传热、接触传热与辐射传热三部分组成:

$$h_{\text{gap}} = h_g + h_s + h_r \quad (3)$$

气体传热模型采用 Ross-Stoute 模型^[11]:

$$h_g = \frac{k_g}{d_g + C_r(r_1 + r_2) + g_1 + g_2} \quad (4)$$

式中: k_g 为混合气体热导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}$; d_g 为气隙宽度, m ; C_r 为粗糙度系数; r_1 、 r_2 分别为间隙两侧表面粗糙度, μm ; g_1 、 g_2 为间隙两侧表面的温度跳跃距离, m 。

固态接触传热模型采用 Olander 提出的经验模型^[12]:

$$h_s = C_s \frac{2k_1 k_2}{k_1 + k_2} \cdot \frac{P_c}{\delta^{1/2} H} \quad (5)$$

式中: C_s 为接触常数; k_1 、 k_2 为间隙两侧接触材料的热导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; P_c 为接触压力, Pa ; δ 为平均气层厚度, m ; H 为较软接触材料的 Meyer 硬度。

辐射传热模型采用 Stefan - Boltzman 定律:

$$h_r = \sigma F_e (T_1^2 + T_2^2)(T_1 + T_2) \quad (6)$$

其中:

$$F_e = \frac{1}{1/\varepsilon_1 + 1/\varepsilon_2 - 1} \quad (7)$$

式中: σ 为 Stefan - Boltzman 常数; T_1 、 T_2 为间隙两侧表面温度, K ; ε_1 、 ε_2 为间隙两侧辐射表面的发射率。

1.2 力学本构模型

在典型的热管反应堆中,固态堆芯组件的几何变形由许多因素导致,包括机械载荷、热膨胀、材料蠕变、燃料密实化和裂变气体导致的变形。计算模型中总应变计算为单个变形的总和。

假设每个时间步内静态平衡,力学求解控制方

表1 固态堆芯几何参数及材料
Table 1 Geometric parameter and material of solid core

参数 Parameters	参数范围 Parameter range	数值 Value
燃料孔直径 Fuel channel hole outer diameter / mm	10~30	19.5
燃料棒之间间距 Fuel-to-fuel pitch / mm	10~40	22.0
燃料包壳厚度 Fuel cladding thickness / mm	1~2	1.5
热管孔直径 HP hole diameter / mm	10~30	20.5
热管包壳厚度 Pipe wall thickness / mm	1~2	1.5
芯块材料 Fuel material	UO ₂	UO ₂
基体、包壳材料 Monolith, cladding material	316 不锈钢 Stainless 316	316 不锈钢 Stainless 316

程如下:

$$-\nabla \cdot \sigma = F_v \quad (8)$$

式中: σ 为柯西应力张量; F_v 为体积力。其中柯西应力张量的计算式如下:

$$\sigma = [C] \cdot [\varepsilon_e] \quad (9)$$

式中: $[C]$ 为材料张量; $[\varepsilon_e]$ 为弹性应变张量。通过总应变减去非弹性应变得到:

$$\varepsilon_e = \varepsilon - \varepsilon_{\text{incl}} \quad (10)$$

式中: ε 为总应变; $\varepsilon_{\text{incl}}$ 为外部应变。总应变计算如下:

$$\varepsilon = \frac{1}{2} (\nabla u + \nabla u^T) \quad (11)$$

非弹性应变为不同非弹性应变项之和,对于 UO_2 ,非弹性应变为:

$$\varepsilon_{\text{incl}} = \varepsilon_T + \varepsilon_f + \varepsilon_d + \varepsilon_c \quad (12)$$

式中: ε_T 为热膨胀应变; ε_f 为裂变产物导致的应变; ε_d 为密实化导致的应变; ε_c 为蠕变。

对于316不锈钢,非弹性应变为:

$$\varepsilon_{\text{incl}} = \varepsilon_T + \varepsilon_c \quad (13)$$

1.3 物性模型

1.3.1 芯块辐照行为模型

UO_2 热导率计算模型采用了辐照条件下的热导率修正模型——Lucuta模型^[13],该模型综合考虑了温度、燃料、孔隙率、辐照对 UO_2 热导率的影响:

$$k = k_0 \cdot FD \cdot FP \cdot FM \cdot FR \quad (14)$$

$$k_0 = \frac{1}{0.0375 + 2.165 \times 10^{-4}T} + \exp\left[-\frac{16361}{T}\right] \times \left[\frac{4.715 \times 10^9}{T^2}\right] \quad (15)$$

$$FD = \arctan\left[\frac{1}{\frac{1.09}{B^{3.265}} + \frac{0.0643\sqrt{T}}{\sqrt{B}}}\right] \times \left[\frac{1.09}{B^{3.265}} + \frac{0.0643\sqrt{T}}{\sqrt{B}}\right] \quad (16)$$

$$FP = 1 + \left[\frac{0.019B}{3 - 0.019B}\right] \left[\frac{1}{1 + \exp\left(\frac{1200 - T}{100}\right)}\right] \quad (17)$$

$$FM = \frac{1 - p}{1 + (s - 1)p} \quad (18)$$

$$FR = 1 - \frac{0.2}{1 + \exp\left(\frac{T - 900}{80}\right)} \quad (19)$$

式中: k_0 为未经辐照的、致密的 UO_2 热导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; FD 为溶解裂变产物对热导率的影响因子; FP 为沉淀裂变产物对热导率的影响因子; FM 为孔隙率对热导率的影响因子; FR 为辐照效应对热导率的影响因子。

固态堆芯运行过程中, UO_2 发生核裂变反应产生固体裂变产物与气体裂变产物所导致的芯块肿胀基于MATPRO模型^[14]计算:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{ss} + \varepsilon_{sg} \quad (20)$$

$$\varepsilon_{sg} = 8.8 \times 10^{-56} (2800 - T)^{11.73} \exp[-0.0162 \times (2800 - T)] \times \exp(-8.0 \times 10^{-27} Bu) Bu_s \quad (21)$$

$$\varepsilon_{ss} = 2.5 \times 10^{-29} Bu_s \quad (22)$$

式中: ε_s 、 ε_{ss} 、 ε_{sg} 分别为总辐照肿胀应变增量、固体裂变产物导致的肿胀应变增量和气体裂变产物导致的肿胀应变增量; Bu_s 为燃料消耗量。

UO_2 芯块在辐照初期小尺寸气孔会逐渐消失,导致体积坍塌,发生燃料密实化,产生的密实化应变根据ESCORE经验模型^[15]:

$$\varepsilon_d = \Delta\rho_0 \left\{ \exp\left[\frac{Bu \ln(0.01)}{C_d Bu_d}\right] - 1 \right\} \quad (23)$$

式中: $\Delta\rho_0$ 为密实化能够引起的最大密度改变,采用与理论密度的占比来表示,取值0.01; Bu 为燃料消耗, $\text{MW} \cdot \text{d} \cdot \text{kg}^{-1}\text{U}$; Bu_d 为密实化完成时的燃料消耗,取值 $5 \text{ MW} \cdot \text{d} \cdot \text{kg}^{-1}\text{U}$ 。 C_d 的取值与温度相关:

$$C_d = \begin{cases} 1.0, & T \geq 1023 \text{ K} \\ 7.2 - 0.0086(T - 298), & T < 1023 \text{ K} \end{cases} \quad (24)$$

MATPRO-FCREEP蠕变模型^[14]可以计算 UO_2 次要蠕变和辐照蠕变,应变率计算如下:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{cf}} = \frac{(A_1 + A_2 \dot{F}) \sigma \exp(-Q_1/RT)}{(A_3 + D) G^2} + \frac{(A_4 + A_8 \dot{F}) \sigma^{4.5} \exp(-Q_2/RT)}{A_6 + D} + A_7 \sigma \dot{F} \exp(-Q_3/RT) \quad (25)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_{\text{cf}}$ 为 UO_2 蠕变速率, s^{-1} ; σ 为有效应力,Pa; D 为燃料密度与理论密度的比值,96%; G 为晶粒尺寸,10 μm ; $\dot{F}$ 为体积裂变率, $\text{fissions} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$; Q_i 为活化能; A_i 为材料参数,具体取值见文献[14]; T 为温度,K。

1.3.2 基体辐照行为模型

在热管固态堆芯高温强辐照环境下,基体、包壳与热管等不锈钢材料会出现严重的蠕变现象,采用的蠕变模型^[16]为:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{cm}} = 2.3 \times 10^{14} \exp\left(-\frac{84\,600}{RT}\right) \sinh\left(\frac{34.54\sigma}{0.807\,5RT}\right) + 3.2 \times 10^{-24} \bar{E} \phi \sigma \quad (26)$$

式中： $\dot{\varepsilon}_{\text{cm}}$ 为蠕变速率， $\% \cdot \text{h}^{-1}$ ，右侧第一项为热蠕变、第二项为辐照蠕变； σ 为等效 Mises 应力，MPa； T 为温度，K； $\bar{E}$ 为平均中子能量，MeV； ϕ 为中子注量率， $\text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ 。对于热管堆固态堆芯中基体、包壳与热管等不锈钢材料，本文采用相同的平均中子能量和中子注量率。

2 有限元模型

基于上述固态堆芯部件本身轴向尺寸大于截面尺寸的结构特点以及分布的对称性，采用二维广义平面应变假设针对 1/12 固态堆芯进行辐照-热-力耦合分析。

热管堆固态堆芯计算模型的计算参数设置主要参考了 MegaPower 堆型^[17]的设计参数，具体如表 2 所示。本文拟研究热管堆固态堆芯稳定运行 5 a 内的燃料辐照-热-力性能变化，边界条件设置如图 3 (a) 所示，所有燃料芯块设置均匀功率密度 $10 \text{ W} \cdot \text{cm}^{-3}$ ，热管内表面采用定温边界条件，外边界和对称边界均为绝热边界条件。芯块和包壳之间的间隙填充有初始压强 2 MPa 的氦气，对称边界添加力学对称边界，固态堆芯外边界自由膨胀。

表 2 固态堆芯计算参数设置
Table 2 Calculation parameter for solid core

计算参数 Calculation parameters	值 Values
芯块功率密度 Power density / $\text{W} \cdot \text{cm}^{-3}$	10
寿期 Cycle length / a	5
UO_2 密度 Density of UO_2 / $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	10.52
UO_2 质量 Mass of UO_2 / kg	210
燃耗 Burnup / $\text{MWd} \cdot \text{kgU}^{-1}$	2
热管运行温度 HP isothermal temperature / $^{\circ}\text{C}$	675
燃料棒填充气体 Rod fill gas	He
气隙压力 Gas pressure / MPa	2

针对上述热管堆固态堆芯，基于商业软件 COMSOL 建立有限元分析模型，并通过创建模型函数以及 COMSOL 外部应变接口添加相应 UO_2 芯块热膨胀、辐照肿胀、密实化与蠕变模型，基体蠕变模型以及间隙导热模型等，形成热管堆固态堆芯燃料辐照-热-力耦合性能分析方法。

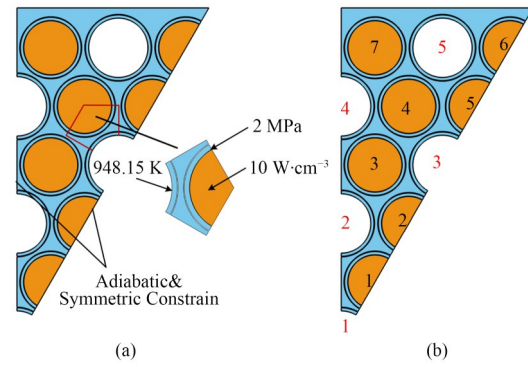


图 3 辐照-热-力耦合模型边界条件设置及编号设置

(a) 边界条件, (b) 热管、燃料编号设置

Fig.3 Boundary condition and numbering setting for coupled irradiation-thermal-mechanical model

(a) Boundary condition, (b) Heat pipe and fuel numbering scheme

3 结果与讨论

基于上文建立的热管堆固态堆芯辐照-热-力耦合性能分析模型，开展 5 a 寿期内固态堆芯燃料性能分析计算，获得固态堆芯燃料的间隙变化、温度分布、力学变形等数据。

为了便于区分不同的燃料棒和热管，分别对其进行编号，编号如图 3 (b) 所示。

3.1 稳态辐照-热-力耦合分析计算结果分析

固态堆芯燃料初始稳态下的温度分布结果如图 4 所示，由图 4 可知，位于基体内侧的燃料棒温度场分布特点类似，由芯块中心向外表面逐渐降低，且峰值温度均在 1 062 K 左右。由于基体外侧燃料棒周围的热管数量较少，该处燃料芯块峰值温度显著提高，整体温度最高出现在 #7 燃料棒，为 1 084 K。外侧燃料芯块的峰值温度点偏向缺少热管的一侧。

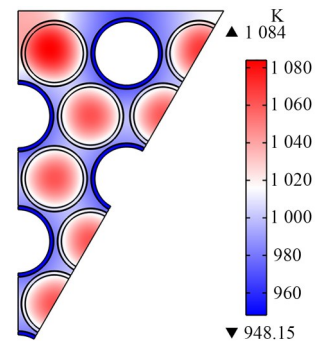


图 4 固态堆芯燃料稳态温度分布云图

Fig.4 Steady-state temperature distribution contour of solid core fuel

图 5 为固态堆芯燃料稳态应力场结果，显示整个固态堆芯的峰值应力出现在基体 #7 号燃料孔，与基体最高温度位置接近。本文采用广义平面应变假

设时,同一部件不同位置的轴向应变保持一致,于是基体温度较高区域由于热膨胀导致的热应力也相对较高,使得基体温度场与应力场结果较高值位置出现重叠。基体外侧燃料棒因为温度分布特点与内部燃料芯块应力分布有所不同。芯块中间温度高,外表面低,截面内应力由内向外会出现压应力向拉应力的过渡,因此芯块应力场展现出由内向外先降低后上升的分布特点。

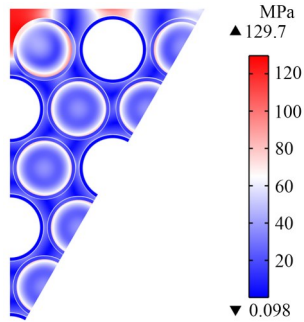


图5 固态堆芯燃料稳态应力分布云图
Fig.5 Steady-state stress distribution contour of solid core fuel

3.2 寿期内辐照-热-力耦合分析计算结果分析

图6是固态堆芯运行过程中芯块-包壳、基体-包壳和基体-热管最小间隙距离的变化曲线,间隙距离的变化会对固态堆芯燃料的传热性能与力学变形产生重要影响。燃料棒气隙中存在2 MPa的氦气,导致燃料包壳和燃料芯块分别向外和向内蠕变。同时,燃料芯块密实化效应使得芯块外径减小,于是芯块-包壳最小间隙距离在寿期初呈增长趋势。而基体-包壳最小间隙距离则呈下降趋势,直至基体与包壳发生接触,如图6(b)所示。当基体与包壳接触后,若燃料棒两端不进行固定,基体将挤压包壳向外运动,导致包壳与芯块位置偏心,其最小间隙距离寿期初呈下降趋势,如图6(a)所示。其中,#7号燃料棒存在的两个最小间隙距离变化与其他间隙变化有所差异,这是由于该处燃料棒及附近区域温度较高,蠕变应变大,导致间隙距离变化速率较大。当基体与包壳完全接触,即最大间隙距离为0,接触应力增大,因接触分析采用罚函数方法而出现穿透现象,最小间隙距离为负值。其中寿期内完全接触发生在基体与#6和#7燃料包壳,分别出现于1 800 d和

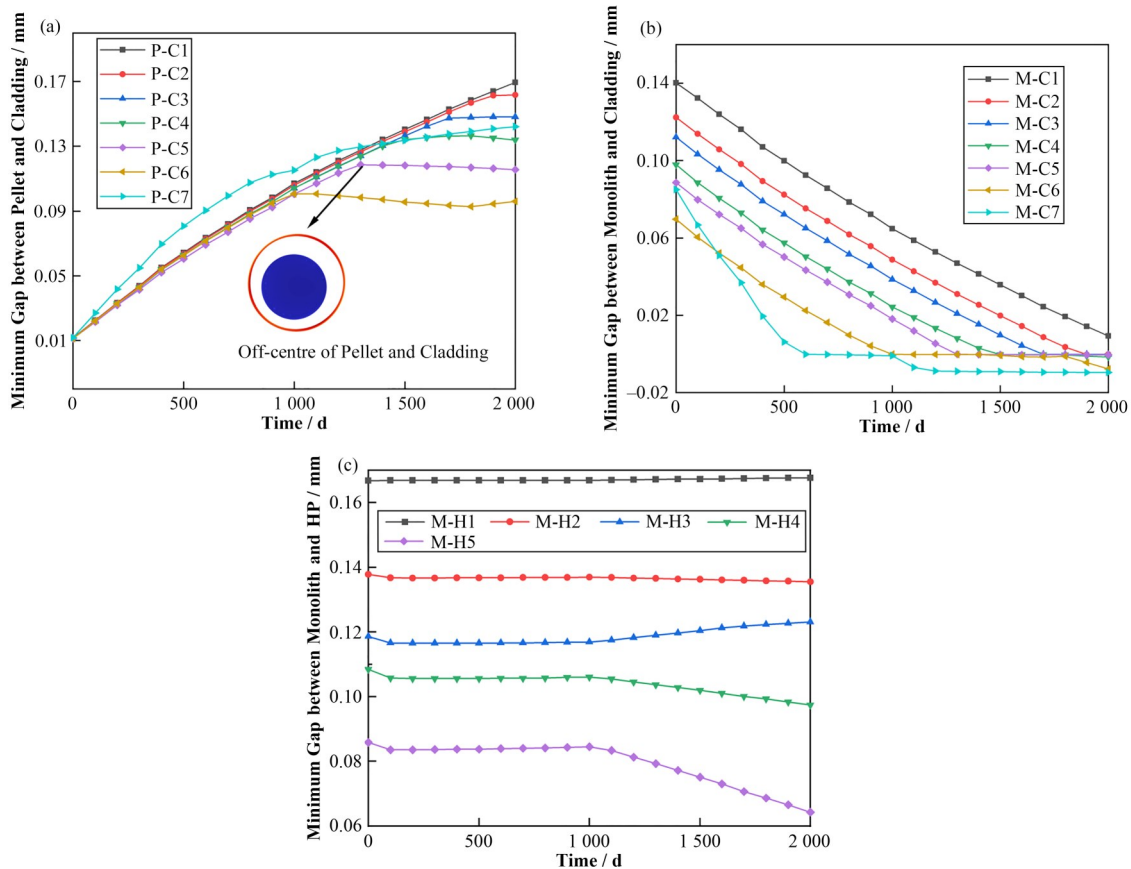


图6 芯块-包壳(a)、基体-包壳(b)、基体-热管(c)最小间隙距离随运行时间变化
Fig.6 Minimum gap between pellet and cladding (a), between monolith and cladding (b), between monolith and HP (c) varying with running time

2 000 d。同时基体与燃料包壳接触时间呈现明显的先后顺序,基体变形由内向外呈现累加趋势,外侧位移大,基体燃料孔壁会与燃料包壳更早接触。

图6(c)的基体-热管最小间隙距离随时间变化趋势表明寿期末基体与热管并未发生接触。在100 d内由于基体热蠕变,整体向外变形,基体-热管最小间隙距离有所减小,后基本保持不变。当#7燃料包壳与基体接触,接触应力使得基体蠕变增加,导致对角处基体-热管最小间隙距离增大,而其他基体-热管最小间隙距离减小。

固态堆芯稳定运行过程中燃料芯块的最高温度变化如图7所示,由于芯块-包壳间隙距离的变化增大,芯块最高温度整体呈现增加的趋势。当基体与包壳完全接触,芯块最高温度发生突然变化,其中芯块最高温度寿期内由1 084 K增加到1 090 K。

图8为2 000 d基体与包壳的蠕变应变分布云图,由图8(a)可知,基体蠕变应变最大值出现在外侧燃料孔与燃料孔间的腹板处,为0.013。由于#7包壳内外压差大,且温度分布不均匀,产生非常大的蠕变应变,如图8(b)所示,最大值达到0.063。由此可知,

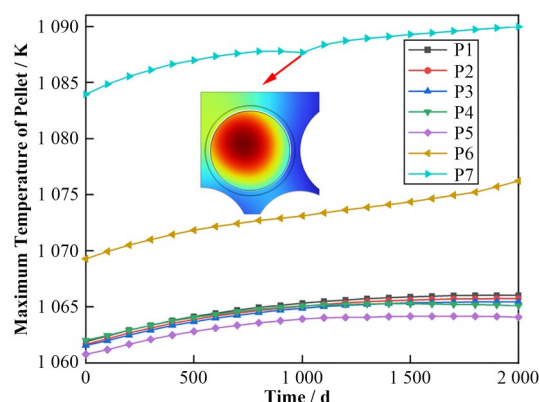


图7 芯块最高温度随运行时间变化
Fig.7 Variation of maximum temperature of pellet with running time

#7包壳是固态堆芯组件运行过程中的一个危险区域,有失效的风险。

为了分析研究#7包壳的应变的变化特点,绘制如图9所示的包壳外壁面应变极坐标图,由图9可知,随着燃耗加深,包壳应变增加,且包壳应变分布不均匀,易发生失效。

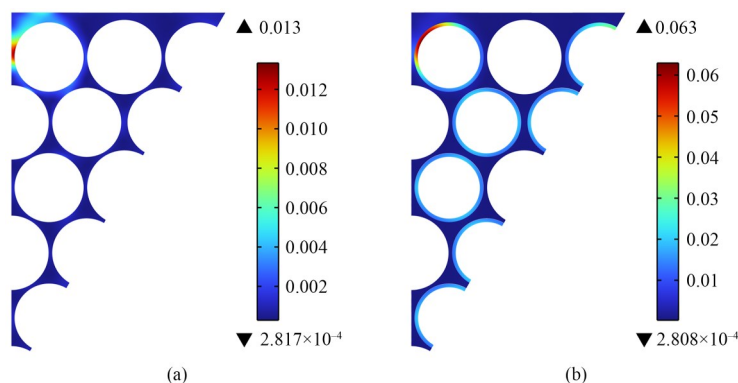


图8 2 000 d基体与包壳蠕变应变 (a) 基体蠕变应变, (b) 基体、包壳蠕变应变
Fig.8 Creep of monolith and cladding at operation period of 2 000 d (a) Monolith, (b) Monolith and cladding

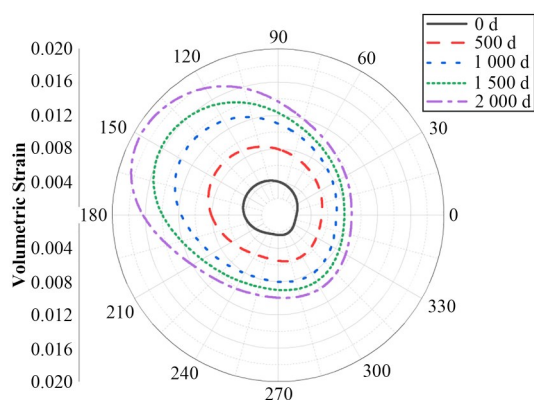


图9 #7包壳外壁面应变变化
Fig.9 Variation of strain on the outer wall of cladding #7

4 结语

本文以热管堆固态堆芯燃料为研究对象,采用COMSOL商用软件,考虑固态堆芯中重要的间隙传热行为,开展基于芯块辐照肿胀、密实化和蠕变以及不锈钢蠕变的辐照-热-力耦合分析研究。通过建立1/12固态堆芯辐照-热-力耦合有限元分析模型,模拟了热管堆稳定运行5 a的工况,得到了如下结论:

1) 固态堆芯内部区域燃料棒的温度分布特点类似,而外侧燃料芯块周围缺少热管导致温度上升,最高为1 084 K,受温度分布不均匀影响,堆芯最高应力出现在基体温度较高区域,为130 MPa。

2) 固态堆芯长时间稳定运行5 a后,芯块与包

壳、基体与热管并未发生接触,基体与包壳随包壳距基体中心的距离由大到小的顺序开始发生接触,且完全接触后会造成接触应力的增加。

3) 固态堆芯运行过程中,芯块温度整体呈上升趋势,当基体-包壳完全接触后,基体蠕变导致向外变形增加,芯块温度上升明显,峰值温度上升到 1 090 K。

4) 基体最大蠕变应变出现在外侧燃料孔间腹板处,固态堆芯最大蠕变应变出现在#7 包壳,随着时间逐渐增加,2 000 d 后达到 0.063,且分布不均匀,有失效的风险。

5) 基于本文计算结果,固态堆芯外侧燃料棒区域温度分布不均匀导致应力较大和蠕变应变较大,在相应区域增加热管减小温度分布不均匀性可以提高堆芯服役寿命。

作者贡献声明 杨轩负责计算模型建立、分析及文章撰写;李权负责提出研究思路和经费支持;李晨曦负责研究方案指导和对文章的知识性内容作批评性审阅;章静负责计算指导、研究进度监督和文章修改;巫英伟负责研究方案指导、项目过程监督及项目管理;贺亚男负责技术支持和修改文章;郭凯伦负责计算指导;苏光辉负责计算指导、文章审阅与修订;田文喜负责对文章的知识性内容作批评性审阅和修改文章;秋穗正负责项目监督、指导。

参考文献

- Wang D Q, Yan B H, Chen J Y. The opportunities and challenges of micro heat piped cooled reactor system with high efficiency energy conversion units[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2020, **149**: 107808. DOI: 10.1016/j.anucene.2020.107808.
- 张磊, 陈兴伟, 戴叶, 等. 一种热管熔盐堆塔式温差发电系统设计及分析[J]. *核技术*, 2023, **46**(7): 070601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.070601. ZHANG Lei, CHEN Xingwei, DAI Ye, *et al.* Design and analysis of a heat-pipe molten salt reactor tower thermal power generation system[J]. *Nuclear Techniques*, 2023, **46**(7): 070601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.070601.
- 余红星, 马誉高, 张卓华, 等. 热管冷却反应堆的兴起和发展[J]. *核动力工程*, 2019, **40**(4): 1 - 8. DOI: 10.13832/j.jnpe.2019.04.0001. YU Hongxing, MA Yugao, ZHANG Zhuohua, *et al.* Initiation and development of heat pipe cooled reactor[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2019, **40**(4): 1 - 8. DOI: 10.13832/j.jnpe.2019.04.0001.
- Yan B H, Wang C, Li L G. The technology of micro heat pipe cooled reactor: a review[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2020, **135**: 106948. DOI: 10.1016/j.anucene.2019.106948.
- 路怀玉, 唐昌兵, 李垣明, 等. 热管反应堆燃料元件的堆内行为演化模拟研究[J]. *核动力工程*, 2019, **40**(S2): 82 - 87. DOI: 10.13832/j.jnpe.2019.S2.0082. LU Huaiyu, TANG Changbing, LI Yuanming, *et al.* Simulation study on behavior evolution of fuel elements in heat pipe reactor[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2019, **40**(S2): 82 - 87. DOI: 10.13832/j.jnpe.2019.S2.0082.
- 路怀玉, 唐昌兵, 李垣明, 等. 热管堆燃料棒辐照-热-力学行为的数值研究[J]. *冶金管理*, 2020(5): 38 - 39. LU Huaiyu, TANG Changbing, LI Yuanming, *et al.* Numerical study on radiation-thermal-mechanical behavior of fuel rods in heat pipe reactor[J]. *China Steel Focus*, 2020(5): 38 - 39.
- Ma Y G, Liu J S, Yu H X, *et al.* Coupled irradiation-thermal-mechanical analysis of the solid-state core in a heat pipe cooled reactor[J]. *Nuclear Engineering and Technology*, 2022, **54**(6): 2094 - 2106. DOI: 10.1016/j.net.2022.01.002.
- 岳明楷, 金浩, 刘桐蔚, 等. 热管冷却反应堆固态堆芯热力耦合性能分析及结构优化[J]. *原子能科学技术*, 2023, **57**(2): 428 - 437. DOI: 10.7538/yzk.2022.youxian.0630. YUE Mingkai, JIN Hao, LIU Tongwei, *et al.* Thermal-mechanical coupling analysis and structure optimization of solid core of heat-pipe-cooled reactor[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2023, **57**(2): 428 - 437. DOI: 10.7538/yzk.2022.youxian.0630.
- 刘博, 刘利民, 丁冠群, 等. 热管冷却反应堆堆芯瞬态热力耦合研究[J]. *核技术*, 2022, **45**(8): 080602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.080602. LIU Bo, LIU Limin, DING Guanqun, *et al.* Transient analysis on the thermal-mechanical characteristics of a heat pipe cooled reactor core[J]. *Nuclear Techniques*, 2022, **45**(8): 080602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.080602.
- Tang S, Liu X, Wang C, *et al.* Thermal-electrical coupling characteristic analysis of the heat pipe cooled reactor with static thermoelectric conversion[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2022, **168**: 108870. DOI: 10.1016/j.anucene.2021.108870.
- Ross A, Stoute R. Heat transfer coefficient between UO₂ and Zircaloy-2[R]. *Atomic Energy of Canada Limited*, 1962.

- 12 Olander D R. Fundamental aspects of nuclear reactor fuel elements: solutions to problems[R]. California University, Berkeley (USA). Department of Nuclear Engineering, 1976.
- 13 Lucata P G, Hastings I J, Matzke H. A pragmatic approach to modelling thermal conductivity of irradiated UO₂ fuel: review and recommendations[J]. Journal of Nuclear Materials, 1996, **232**(2 - 3): 166 - 180. DOI: 10.1016/S0022-3115(96)00404-7.
- 14 Hagrman D L, Reymann G A. MATPRO-Version 11: a handbook of materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior[R]. Idaho National Laboratory (INL), Idaho Falls, ID (United States), 1979.
- 15 Fancher R B, Fiero I B, Freeburn H R, *et al.* ESCORE: the EPRI steady-state core reload evaluator code: General description[R]. Combustion Engineering, Inc., Windsor, CT (USA); Electric Power Research Instrument, Palo Alto, CA (USA), 1987.
- 16 Luzzi L, Cammi A, Di Marcello V, *et al.* Application of the TRANSURANUS code for the fuel pin design process of the ALFRED reactor[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, **277**: 173 - 187. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2014.06.032.
- 17 Sterbentz J W, Werner J E, Mckellar M G, *et al.* Special purpose nuclear reactor (5 MW) for reliable power at remote sites assessment report[R]. Idaho National Laboratory (INL), Idaho Falls, ID (United States), 2017.