

基于多物理场耦合的钠冷快堆环形U-10Zr合金燃料热力耦合行为研究

卢林远¹ 王云浩¹ 严超² 马壮壮¹ 张胜泰¹ 芮天昊¹ 蓝宇林¹ 俞杨¹
邓明轩¹ 王挺³ 林俊² 张海斌¹

1(上海交通大学 智慧能源创新学院 上海 200240)

2(中国科学院上海应用物理研究所 上海 201800)

3(中国核动力研究设计院 先进核能技术全国重点实验室 成都 610213)

摘要 上海交通大学数字核能研究所基于COMSOL平台开发了环形U-10Zr燃料多物理场耦合程序ANTHEM 1.0(Annular Nuclear Thermo-Mechanical Multiphysics 1.0),实现了传热、热膨胀、燃耗、蠕变、辐照肿胀、裂变气体释放及气室压力的耦合计算。通过与美国BISON基准算例进行代码对比,验证了ANTHEM 1.0在燃料温度、力学及气室压力等燃料行为预测上与BISON的一致性。计算结果显示,燃料温度随燃耗呈初期下降、裂变气泡连通前升高、裂变气泡连通后趋稳三阶段特征;燃料内径变化分为初期快速向内应变和裂变气泡连通后减缓两个阶段;气室压力表现为初期缓慢上升、裂变气泡连通时急剧增加及后期持续升高。上述规律与裂变气泡连通、燃料-包壳间隙闭合及孔隙率演化密切相关。研究揭示了环形U-10Zr燃料向内变形过程中温度、力学及气室压力的演化规律与机制。

关键词 环形燃料, 铀钍燃料, 多物理场, BISON, 向内肿胀

中图分类号 TL99

DOI: 10.3724/j.0253-3219.2026.hjs.49.250405

CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2026.49.250405

Study on the thermo-mechanical coupling behavior of annular U-10Zr alloy fuel for sodium-cooled fast reactors based on multi-physics coupling

LU Linyuan¹ WANG Yunhao¹ YAN Chao² MA Zhuangzhuang¹ ZHANG Shengtai¹ RUI Tianhao¹
LAN Yulin¹ YU Yang¹ DENG Mingxuan¹ WANG Ting³ LIN Jun² ZHANG Haibin¹

1(College of Smart Energy, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

2(Shanghai Institute of Applied Physics, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 201800, China)

3(State Key Laboratory of Advanced Nuclear Energy Technology, Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610213, China)

Abstract [Background] Metallic fuel has been widely adopted and experimentally demonstrated in sodium-cooled

中国核工业集团公司领创科研项目、国家自然科学基金(No.U24B2025)、松山湖材料实验室开放研究基金(No.2023SLABFN09)、科技创新行动计划(No.25TS1402500)资助

第一作者: 卢林远, 男, 1997年出生, 2024年于中国科学院大学获博士学位, 研究领域为燃料多尺度多物理场耦合

通信作者: 张海斌, E-mail: hbzhangsd@sjtu.edu.cn; 林俊, E-mail: linjun@sinap.ac.cn; 王挺, E-mail: wangting@npic.ac.cn

收稿日期: 2025-11-14, 修回日期: 2026-01-26

Supported by the CNNC Innovation Project, National Natural Science Foundation of China (No. U24B2025), the Songshan Lake Materials Laboratory Open Research Fund (No.2023SLABFN09), and the Science and Technology Innovation Action Plan (No.25TS1402500)

First author: LU Linyuan, male, born in 1997, graduated from University of Chinese Academy of Sciences with a doctoral degree in 2024, focusing on multiscale and multiphysics coupling of fuels

Corresponding author: ZHANG Haibin, E-mail: hbzhangsd@sjtu.edu.cn; LIN Jun, E-mail: linjun@sinap.ac.cn; WANG Ting, E-mail: wangting@npic.ac.cn

Received date: 2025-11-14, revised date: 2026-01-26

fast reactors, such as the Experimental Breeder Reactor (EBR-II). This is mainly attributed to its high breeding potential, favorable thermal conductivity, and compatibility with closed fuel cycles. However, a key challenge for metallic fuel is its pronounced irradiation swelling at low burnup, which may lead to fuel-cladding mechanical interaction and premature cladding failure. To alleviate this, design optimizations such as reduced smear density and enlarged plenum have been implemented, and annular U-10Zr fuel has been proposed to redirect swelling inward and mitigate mechanical interaction. These developments highlight the need for a reliable multi-physics modeling tool that can quantitatively capture the coupled thermo-mechanical behavior of annular metallic fuel and support domestic code capability comparable to BISON. **[Purpose]** This study aims to develop a multi-physics coupling model for annular U-10Zr fuel and perform code-level verification by benchmarking against a published BISON reference case, enabling the prediction of temperature, deformation, and plenum pressure evolution and providing a domestic alternative for annular metallic-fuel analysis. **[Methods]** Firstly, a self-developed code, ANTHEM 1.0 (Annular Nuclear Thermo-Mechanical Multiphysics 1.0), based on the COMSOL multiphysics finite element platform, was established to perform fully coupled calculations of heat transfer, thermal expansion, creep, irradiation swelling, fission gas release (FGR), and plenum pressure. Material parameters and partial physical models of ANTHEM 1.0 were taken from publicly available data and models reported by Idaho National Laboratory (INL) whilst the gap heat transfer and contact behavior were formulated with reference to the CityU Advanced Multiphysics Nuclear Fuels Performance with User-defined Simulations code (CAMPUS). Then, the FGR behavior was described using empirical correlations, and the plenum pressure was calculated according to the ideal gas law. Under steady-state conditions consistent with published cases of the BISON code, benchmark simulations were carried out for prototypic annular U-10Zr fuel pins using identical fuel geometry, smear density (SD), power histories, and thermo-hydraulic boundary conditions. Finally, the peak fuel temperature, cladding inner surface temperature, inner and outer diameters of the annular fuel, cladding inner diameter, fuel hydrostatic stress, FGR fraction, and plenum pressure were extracted, and quantitative comparisons between ANTHEM 1.0 and BISON were performed. **[Results]** The simulation results show that the fuel peak temperature exhibits a three-stage evolution with burnup: rapid initial decrease, pre-connection increase, and post-connection stabilization. The maximum deviation in peak fuel temperature between ANTHEM 1.0 and BISON is 3.56%. The inner diameter experiences a fast inward strain followed by a gradual slowdown. The predicted inner diameter change agrees with BISON within deviation of 5.67%. The plenum pressure increases in three stages: slow rise, sharp surge at connection, and continuous increase afterward. **[Conclusions]** The benchmark comparisons demonstrate that ANTHEM 1.0 accurately reproduces the key thermo-mechanical behavior of annular U-10Zr fuel, including temperature fields, fuel and cladding deformation, fission gas release, and plenum pressure evolution. The study confirms the feasibility of using a domestic multi-physics tool as an alternative to BISON for the analysis of advanced annular metallic fuel and clarifies that the in-reactor behavior of annular fuel is governed by the coupled effects of fission bubble connectivity, fuel cladding gap closure, porosity development.

Key words Annular fuel, Uranium-zirconium fuel, Multiphysics coupling, BISON, Inward swelling

近年来,先进核燃料的研发持续聚焦于更高的增殖能力与更强的事故容错能力^[1-2]。在这一背景下,金属燃料因相较传统氧化物燃料具备更高的增殖能力且更适合闭式燃料循环而受到广泛关注^[3]。在多种合金元素中,锆(Zr)因其能提高燃料熔点、稳定 γ -U并有效抑制燃料-包壳化学相互作用(Fuel-Cladding Chemical Interaction, FCCI),而成为重要的合金组分^[4]。其中,10 wt% Zr被广泛采用并成为一种典型配比,代表性燃料包括 U-10Zr 和 U-19Pu-10Zr^[5]。

金属燃料在服役过程中面临的一个突出问题是低燃耗下显著的辐照膨胀。20 世纪 60 年代的 EBR-II 实验表明,在燃耗仅为 3 at.% 时,包壳就会因辐照肿胀导致的燃料-包壳机械相互作用(Fuel-Cladding Mechanical Interaction, FCMI)而失效。针对这一挑战,在 20 世纪 70 年代美国开展了系统性的优化设计,包括降低燃料面密度(Smear Density, SD)到 75%,设置更大的气室,这些措施使得金属燃料,例如 MK-II 型燃料的极限燃耗提升至约 15 at.%^[6]。2010 年后,爱达荷实验室(Idaho National

Laboratory, INL)提出了环形金属燃料构想,旨在通过这种独特结构将燃料肿胀转为向内肿胀缓解FCMI,从而实现30 at.%~40 at.%的燃耗深度^[7],并避

免液态钠间隙产生的后处理问题^[8]。图1(a)展示了金属燃料结构设计的变化情况。

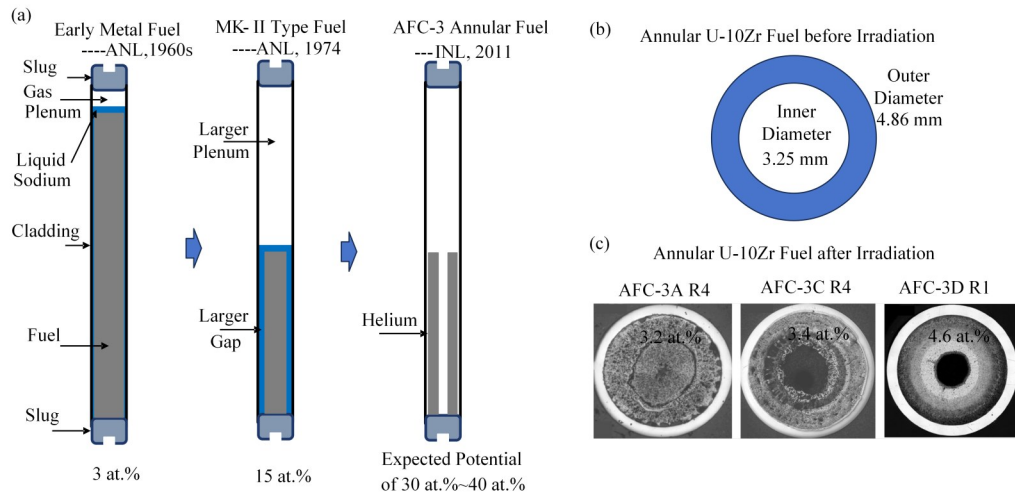


图1 金属燃料结构设计的变化(a)、入堆前的环形燃料芯体(b)和入堆后的环形燃料芯体(已灰度处理)(c)^[7,9-10]
Fig.1 Evolution of metallic fuel structural designs (a), Annular fuel before irradiation (b) and annular fuel after irradiation (The images have been processed in grayscale) (c)^[7,9-10]

环形燃料的变形过程具有显著的非线性特征,其演化行为受燃料几何形状、温度分布、应力状态以及燃耗水平等多种因素的耦合影响。目前已有部分实验结果观察到环形燃料向内肿胀现象,同时也发现存在过早填充及不规则变形等问题,如图1(b)~(c)所示^[7,9-10]。这表明环形燃料的变形机理复杂,仅依靠实验手段难以准确预测其演化规律。

近年来,多场耦合数值模拟已逐渐成为研究先进核燃料行为机制的重要手段^[11-13]。例如BISON是INL基于多物理场耦合平台MOOSE(Multiphysics Object Oriented Simulation Environment)开发的专用核燃料分析程序。已有研究利用BISON建立了环形U-10Zr燃料的多场耦合模型,并成功再现了实验中观测到的燃料向内肿胀特征^[14]。然而,由于模型本身的复杂性及程序开发的专有性,此类研究对若干关键物理场的建模细节未公开说明,例如间隙传热、燃料与包壳接触、裂变气体释放(Fission Gas Release, FGR)、气室压力演化以及力学边界条件等。这在一定程度上限制了后续研究的验证与模型拓展工作。

本研究基于COMSOL有限元平台自主开发了环形U-10Zr燃料多物理场耦合程序:ANTHEM 1.0(Annular Nuclear Thermo-Mechanical Multiphysics 1.0)。该程序实现了传热、热膨胀、燃耗、蠕变、辐照肿胀、FGR及气室压力的多场耦合计算,旨在形成国内可用的环形金属燃料性能分析工具。其中,材料参数与部分物理模型参考了INL报告中可获取的公

开数据^[14],间隙传热与接触行为借鉴了CAMPUS(CityU Advanced Multiphysics Nuclear Fuels Performance with User-defined Simulations code)程序^[15],FGR采用经验模型^[16],气室压力基于理想气体状态方程建立。本研究通过与BISON公开的基准算例进行代码对比,验证了ANTHEM 1.0预测结果与BISON的一致性,并据此分析了环形燃料在向内肿胀过程中的温度、应力应变及气室压力的演化规律与机制。

1 模型建立

1.1 模型开发流程

ANTHEM1.0采用模块化多物理场耦合计算框架,总体流程如图2所示。几何设置上,根据环形U-10Zr燃料棒结构建立二维轴对称几何模型,并采用映射网格。材料参数及本构模型参照BISON基准算例和相关文献,以保证计算结果的可比性和物理一致性。

在物理场开发中,导热、间隙传热、热膨胀和蠕变行为通过COMSOL内置的“固体传热”“固体力学”接口实现;燃耗、辐照肿胀和裂变气体释放行为通过数学接口中的“域常微分方程”模块实现;气室压力采用数学接口中的“全局常微分方程”模块求解。

求解器设置上,首先进行仅包含传热与热膨胀的稳态计算,用其结果作为后续瞬态计算的初始场,

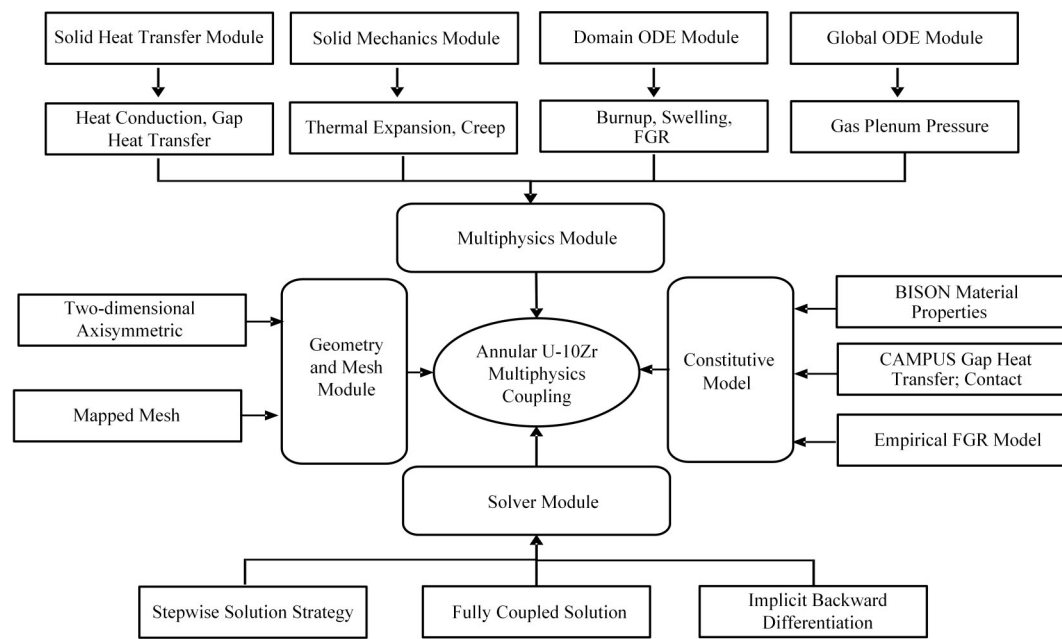


图2 环形U-10Zr燃料多场耦合程序开发流程
Fig.2 Development workflow for the multi-physics coupling program of annular U-10Zr

以提高整体收敛性；随后开启所有物理场，进行瞬态求解。瞬态求解阶段采用全耦合求解方式，收敛容差设为 1×10^{-3} ，时间离散采用隐式向后差分格式，时间步长由求解器自适应控制。

1.2 材料参数

燃料材料为U-10Zr合金，包壳材料为HT-9不锈钢，间隙为氦气(He)，包壳外壁的冷却剂为液态钠，

具体参数参考BISON报告^[14]。其中，燃料的热导率表达式为：

$$k = (9.38 \times 10^{-6} T^2 + 1.334\,534 \times 10^{-2} T + 11.711\,89) \left(\frac{1 - p}{1 + 2.5p} \right) \tag{1}$$

式中： k 为材料热导率， $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ； T 为温度，K； p 为孔隙率。其余材料参数如表1所示。

表1 模型的材料参数
Table 1 Material properties used in the model

性质 Properties	热导率 Thermal conductivity / $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	比热容 Specific heat / $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	密度 Density / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	杨氏模量 Young's modulus / Pa	热膨胀系数 Thermal expansion / K^{-1}	泊松比 Poisson ratio
燃料Fuel	方程(1)Formula (1)	330	15 730	7.5×10^{10}	1.8×10^{-5}	0.3
包壳Cladding	22	330	6 551	1.88×10^{11}	1.2×10^{-5}	0.236
氦Helium	0.3	Not used				
液钠Sodium	61					

1.3 几何模型、网格与工况参数

环形燃料结构具有轴对称性，本研究建立了二维轴对称环形燃料几何模型^[17]，如图3所示。模型采用高质量映射网格划分，共生成22 574个单元。网格质量以偏斜度指标进行评估，平均质量为1.00。此外，本文假定轴向功率分布及冷却条件均匀，忽略端部效应，因此模型主要适用于棒中燃料截面的性能分析。燃料的运行工况参数参考BISON报告^[12]，冷却剂压力设定为2.7 MPa^[18]。

1.4 多物理场耦合

ANTHEM 1.0由三个模块组成：输入参数模块、多物理场耦合模块和燃料行为模块。输入参数模块包括材料性能、几何结构及工况条件；多物理场耦合模块进一步划分为多个子模块，涵盖传热、应力-应变、燃耗、热蠕变与辐照蠕变、孔隙率演化、裂变气体释放、气态产物辐照肿胀、固态产物辐照肿胀以及气室压力。这些物理场相互耦合，共同驱动燃料行为的演化。图4展示了各物理场之间的耦合关系及相应的物理模型。

1.4.1 传热

燃料-包壳传热包含三种机制,如图5(a)所示:燃料-包壳导热、燃料-包壳间隙传热以及包壳表面对流换热。其中,导热过程遵循导热微分方程,如式(2)所示, $\rho(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$ 、 $C_p(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$ 与 $k(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$

分别表示密度、比热容和热导率; $Q(\text{W}\cdot\text{m}^{-3})$ 为环形芯体的功率密度,其与线功率密度 $P_l(\text{W}\cdot\text{m}^{-1})$ 的关系如式(3)所示, $r_{\text{pelletto}}(\text{m})$ 为环形芯体外径的半径, $r_{\text{pelleti}}(\text{m})$ 则为环形芯体内径的半径。

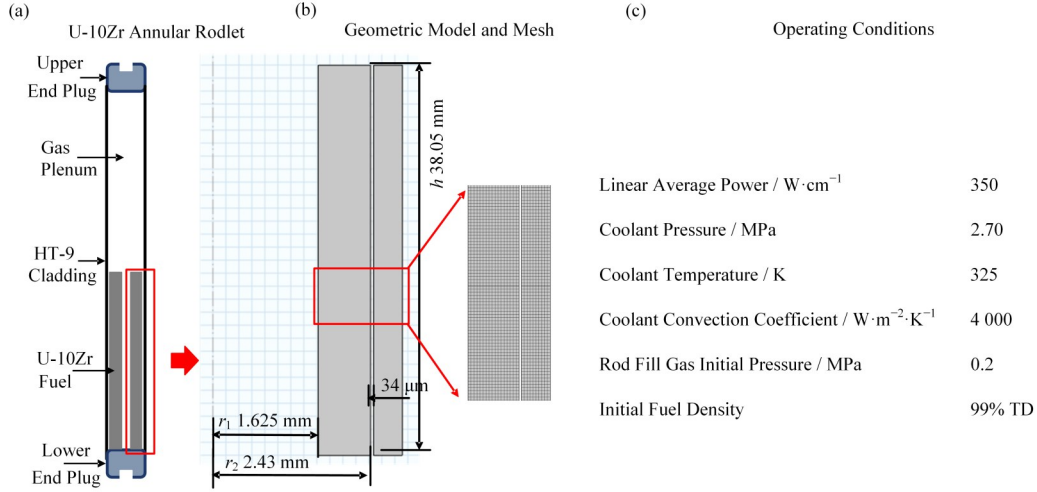


图3 U-10Zr环形燃料棒示意图(a)、几何模型与网格(b)、工况条件(c)
Fig.3 Schematic diagram of U-10Zr annular fuel rodlet (a), geometric model and mesh (b), operating condition (c)

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q \quad (2)$$

$$Q = \frac{P_l}{\pi(r_{\text{pelletto}}^2 - r_{\text{pelleti}}^2)} \quad (3)$$

燃料-包壳间隙传热包括气体导热、固-固接触导热以及辐射换热,如式(4)所示:

$$Q_r = (h_{\text{gas}} + h_{\text{solid}} + h_{\text{rad}})(T_{\text{fuel}} - T_{\text{cladding}}) \quad (4)$$

式中: h_{gas} 为气体传热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$; h_{solid} 为固-固接触传热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$; h_{rad} 为辐射传热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$; T_{fuel} 为燃料外表面温度, K; T_{cladding} 为包壳

内表面温度, K; 气体传热系数基于 Ross 与 Stoute 模型^[19],如式(5)所示:

$$h_{\text{gas}} = \frac{k_{\text{gas}}}{d_g + C_r(r_1 + r_2) + g_1 + g_2} \quad (5)$$

式中: k_{gas} 表示气体导热系数, $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$; d_g 为动态的气隙厚度, m; C_r 为表面粗糙度系数; r_1 和 r_2 分别为燃料外表面与包壳内表面的粗糙度, m; g_1 和 g_2 为燃料和包壳表面的温度跳跃距离, m。由固-固接触产生的导热系数 h_{solid} 基于 Olander 经验模型推导得到^[20],如式(6)所示,

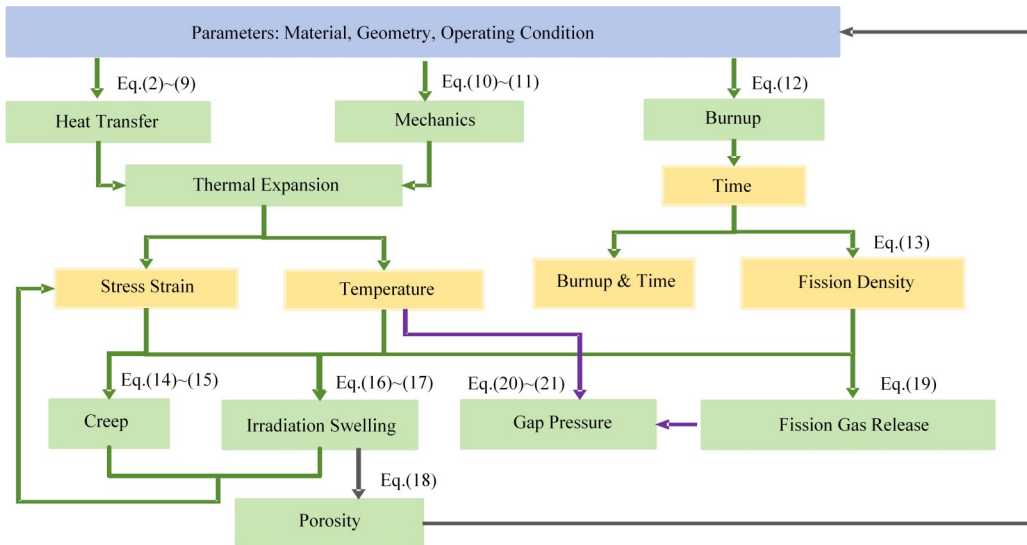


图4 多物理场耦合关系及物理模型示意图
Fig.4 Diagram of coupling relationships among physical fields and physical models

$$h_{\text{solid}} = C_s \frac{2k_1 k_2}{k_1 + k_2} \frac{P_c}{\delta^{0.5} H} \quad (6)$$

式中： C_s 为常数(通常取1.0)， k_1 与 k_2 分别为燃料和包壳的导热系数， $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ； P_c 为燃料与包壳之间的接触应力，Pa； δ 为平均气隙厚度，m； H 为较软材料的Meyer硬度，Pa。由辐射换热产生的导热系数 h_{rad} 基于Stefan-Boltzmann定律，如式(7)~(8)所示：

$$q_{\text{rad}} = \sigma \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} (T_1^4 - T_2^4) \approx h_{\text{rad}} (T_1 - T_2) \quad (7)$$

$$h_{\text{rad}} = \sigma \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} (T_1^2 + T_2^2) (T_1 + T_2) \quad (8)$$

式中： σ ($5.67 \times 10^{-8} \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$) 为 Stefan-Boltzmann 常数； ε_1 与 ε_2 (无量纲) 分别为燃料外表面和包壳内表面的表面发射率； T_1 与 T_2 分别为燃料外表面与包壳内表面的温度。包壳表面的对流换热见式(9)：

$$Q_r = h_{\text{sf}} (T_{\text{cladding}} - T_{\text{coolant}}) \quad (9)$$

式中： h_{sf} 表示包壳与冷却剂之间的对流换热系数， $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ； T_{cladding} 为包壳温度； T_{coolant} 为冷却剂温度。

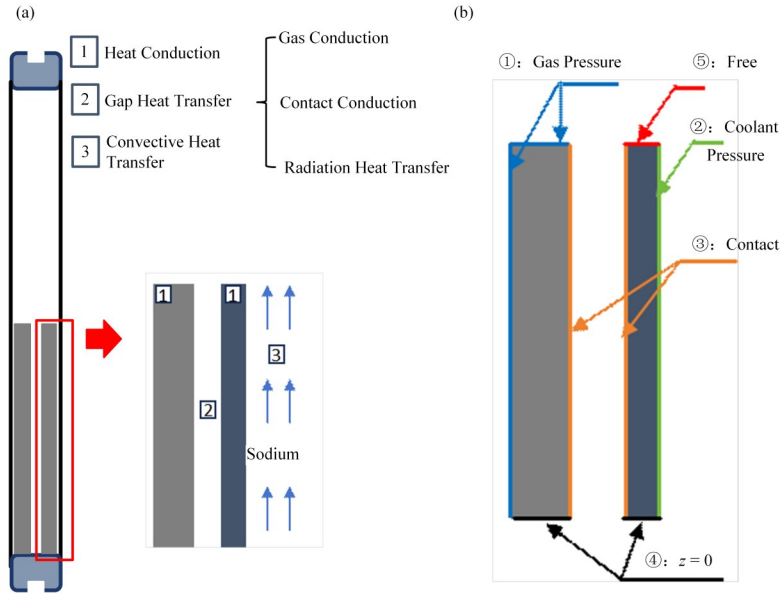


图5 燃料-包壳传热示意图(a)、燃料-包壳力学物理场边界条件(b)(彩图见网络版)

Fig.5 Schematic of fuel-cladding heat transfer (a), mechanical boundary conditions of the fuel-cladding system (b) (color online)

1.4.2 力学模型

燃料的变形行为遵循Cauchy方程，如式(10)所示， σ 为Cauchy应力张量， $\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$ ； F_v 为体积力，包括热膨胀、蠕变、辐照肿胀的贡献。总应变 $\varepsilon_{\text{total}}$ 如式(11)所示， $\varepsilon_{\text{elastic}}$ 为弹性应变，通过COMSOL内置的线弹性模块计算； $\varepsilon_{\text{thermal}}$ 为热应变，在COMSOL热膨胀模块中根据温度变化计算；蠕变应变 $\varepsilon_{\text{creep}}$ 根据温度、应力及体积裂变率，通过COMSOL蠕变模块计算；辐照肿胀应变 $\varepsilon_{\text{irradiation}}$ 根据温度、静水应力、燃耗，通过COMSOL域常微分方程模块计算。

$$-\nabla \cdot \sigma = F_v \quad (10)$$

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_{\text{elastic}} + \varepsilon_{\text{thermal}} + \varepsilon_{\text{creep}} + \varepsilon_{\text{irradiation}} \quad (11)$$

1.4.3 燃耗、体积裂变率与中子通量

燃耗Bu(at.%)反映了铀的消耗情况，如式(12)所示：

$$\frac{d\text{Bu}}{dt} = \frac{\dot{F} \times 100}{\frac{\text{mass}_U}{M_U} N_A} \quad (12)$$

式中： $\text{mass}_U(\text{g})$ 表示U-10Zr中铀的质量， $M_U(\text{g})$ 为该

富集度下铀的摩尔质量， N_A 为阿伏伽德罗常数。体积裂变率 $\dot{F}$ (fissions $\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}$)如式(13)所示：

$$\dot{F} = \dot{P} \times 3.125 \times 10^{10} \quad (13)$$

式中： $\dot{P}$ 为体积释热率， $\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$ 。

1.4.4 燃料蠕变

采用Kutty等^[21]的模型描述U-10Zr的热蠕变与辐照蠕变，如式(14)所示， $\dot{\varepsilon}(\text{s}^{-1})$ 为蠕变速率， $\% \cdot \text{s}^{-1}$ ； p (无量纲)为孔隙率， $\sigma(\text{Pa})$ 为应力， R 为通用气体常数 ($8.315 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)， $\dot{F}$ (fissions $\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}$)为体积裂变率。

$$\dot{\varepsilon}_{\text{U-10Zr}} = 5000 \left(1 + 7.9p + 470p^2 \right) \frac{\sigma}{1 \times 10^6} e^{\frac{-52000}{RT}} + 6(1 - p^{0.67})^{-0.8} \sigma^{4.5} e^{\frac{-52000}{RT}} + 7.7 \times 10^{-17} \sigma \dot{F} \quad (14)$$

1.4.5 包壳蠕变

HT-9包壳的热蠕变采用Crawford等^[14]的模型，如式(15)所示， $\dot{\varepsilon}_{\text{HT-9}}$ 为HT-9热蠕变速率， $\% \cdot \text{s}^{-1}$ ， $\sigma(\text{Pa})$ 为应力。

$$\dot{\varepsilon}_{\text{HT-9}} = 1.17 \times 10^9 \left(\frac{\sigma}{1 \times 10^6} \right)^2 e^{\frac{-83142}{1.9877}} + 8.33 \times 10^9 \left(\frac{\sigma}{1 \times 10^6} \right)^5 e^{\frac{-108276}{1.9877}} \quad (15)$$

1.4.6 燃料辐照肿胀与孔隙率

由固态裂变产物引起的燃料肿胀采用 Ogata 模型^[12,22], 如式(16)所示, $\Delta V_{\text{sf}}/V$ (无量纲) 为固态裂变产物导致的肿胀, 该值为每 1.5 at.% 燃耗则肿胀 1%, Bu (at.%) 为燃耗, F (fissions·m⁻³) 为裂变密度。由气态裂变产物导致的肿胀如式(17)所示, $\Delta V_{\text{gfp}}/V$ (无量纲) 为气态裂变产物导致的肿胀, σ_h (Pa) 为燃料的静水应力。由于气态产物肿胀导致的燃料孔隙率 p (无量纲) 如式(18)所示^[12]。

$$\frac{\Delta V_{\text{sf}}}{V} = 0.015 \text{ Bu} = 4.16 \times 10^{-29} F \quad (16)$$

$$\frac{\Delta V_{\text{gfp}}}{V} = \frac{3.59 \times 10^{-24} FT}{1.01 \times 10^7 - \sigma_h} \quad (17)$$

$$p = \frac{\frac{\Delta V_{\text{gfp}}}{V}}{1 + \frac{\Delta V_{\text{gfp}}}{V}} \quad (18)$$

1.4.7 裂变气体释放与气室压力

根据 Barnes 等^[23]的研究, 当裂变气泡引起的肿胀达到 33% 时, 裂变气泡相互连通, 裂变气体被释放至气室。BISON 假设一旦达到连通阈值, 裂变气泡引起的肿胀就会终止, 并且 FGR 分数设置为

0.8^[12], 然而 BISON 并未给出详细表达式。本研究结合上述结论与假设, 采用 Karahan 等^[16]的经验模型描述环形燃料的 FGR 行为:

$$\text{FGR_fraction} = \begin{cases} 0, & \frac{\Delta V_{\text{gfp}}}{V} < 0.33 \\ 0.8 \left(1 - e^{-\frac{\text{Bu}}{a}} \right), & \frac{\Delta V_{\text{gfp}}}{V} \geq 0.33 \end{cases} \quad (19)$$

式中: Bu (at.%) 为燃耗; a 为待拟合参数。Karahan 根据圆柱型金属燃料的 FGR 实验数据拟合 a 为 1.80。本研究参考 BISON 的环形燃料 FGR 模拟数据, 选取连通释放发生后的 5 个数据点对 a 进行参数回归, 并采用均方根误差 (Root Mean Square Error, RMSE) 作为拟合优度指标。结果如图 6(a) 所示, 当 a 从 1.0 增至 1.80 时, RMSE 先减小后增大, 并在 $a=1.3$ 处达到最小值 2.06%, 表明 $a=1.3$ 时经验式与 BISON 结果的一致性最佳。在获得 FGR 数据后, 气室压力基于理想气体模型进行计算, 如式(20)所示, P_v (Pa) 为气室压力, R 为通用气体常数, T 为温度。气室体积 V (m³) 根据整个棒内部体积与动态的燃料体积作差得出。 n 为气体摩尔数, 依据式(21)得出, N_A 为阿伏伽德罗常数, $\int_{V_f}$ 表示对燃料体积的积分, C_g (m⁻³) 为孔隙连通前在燃料基体中积累的气体原子数量, C_{gf} (m⁻³) 为连通后释放的气体原子数量; f_{th} 表示连通时对积累的气体原子的释放分数, 其在连通前与连通后为 0, 连通时为 0.8。

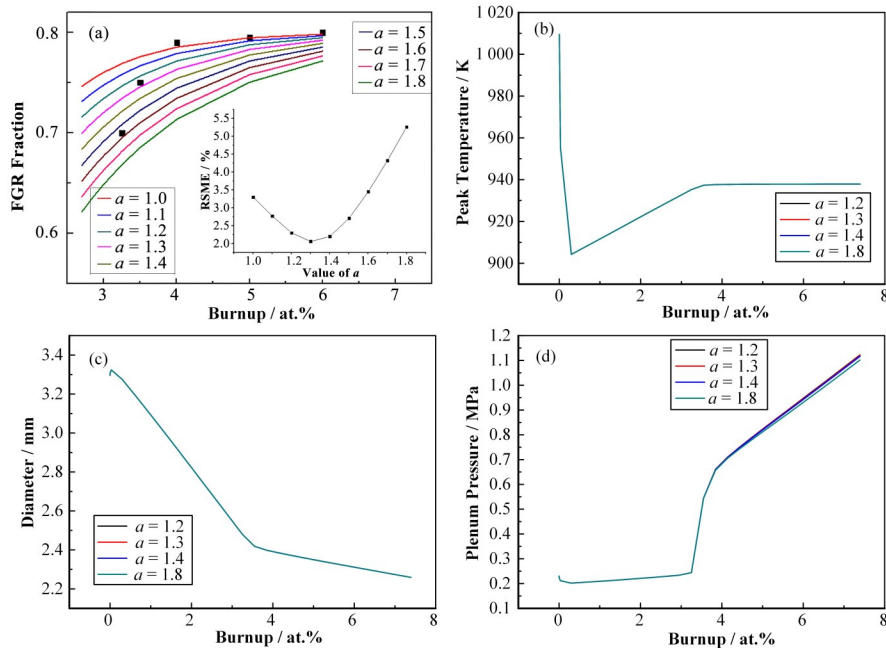


图6 拟合参数 a 的影响 (彩图见网络版) (a) FGR 分数及其 RMSE, (b) 峰值温度, (c) 燃料内径, (d) 气室压力
Fig.6 Effect of fitting parameter a (color online) (a) FGR fraction and RMSE, (b) Peak temperature, (c) Fuel inner diameter, (d) Plenum pressure

$$P_v = \frac{nR}{\int_v \frac{1}{T} dV} \quad (20)$$

$$n = \frac{1}{N_A} \left(\int_{V_f} C_g \cdot f_{th} \cdot dV + \int_{V_f} C_{gF} \cdot dV \right) \quad (21)$$

为验证本节建立的FGR分数表达式与气室压力表达式的准确性,本节首先选取了 $a=1.2、1.3、1.4$ 与1.8对峰值温度、燃料内径与气室压力进行敏感性分析,如图6(b)~(d)所示。总体而言, a 的变化对上述燃料行为的影响较小。峰值温度的最大相对误差为0.002%,燃料内径的最大相对误差为0.02%,气室压力的最大相对误差为1.85%。这表明参数 a 的变化主要影响FGR分数,对峰值温度、燃料内径变化、气室压力的影响极为有限。

其次,本节评估连通阈值与释放分数的影响。Lee等^[24]提出的圆柱型金属燃料FGR模型,采用了20%作为连通阈值,FGR分数在后续演化中趋于75%。因此,本节对比了BISON的“连通阈值33%&释放比例80%”与Lee等的“连通阈值20%&释放比例75%”两种组合的结果,结果如图7所示。总体而言,连通阈值降低会使气室压力陡升更早出现,而连通释放比例降低会降低气室压力水平。其中“连通阈值33%&释放比例80%”更接近BISON结果。综上所述,本文后续计算采用连通阈值33%及连通释放比例80%的设置。

1.4.8 力学边界条件

燃料与包壳的力学边界条件设置如图5(b)所示。环形燃料内表面与顶部设置动态的气室压力。燃料与包壳底部设置指定位移,保证 z 方向的位移为0。包壳外表面设置为冷却剂压力。燃料与包壳之间设置为接触,参考了CAMPUS程序中的罚函数来模拟燃料芯体与包壳的接触^[13]:

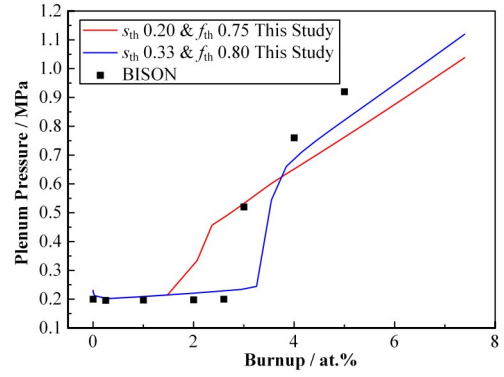


图7 连通阈值与FGR分数对气室压力的影响
(彩图见网络版)

Fig.7 Effects of the connectivity threshold and FGR fraction on plenum pressure (color online)

$$P_i = \begin{cases} P_{est} \exp\left(\frac{P_f d_{pen}}{P_{est}}\right), & d_{pen} < 0 \\ P_{est} + P_f d_{pen}, & d_{pen} \geq 0 \end{cases} \quad (22)$$

式中: P_i 为动态的接触应力,Pa; P_{est} 为预估的接触应力,Pa; P_f 为惩罚因子, $\text{Pa}\cdot\text{m}^{-1}$; d_{pen} 为接触后的穿透距离,m。其中, P_f 决定接触界面的约束强弱,取值过小会低估接触应力,取值过大则会引起刚度过高,降低收敛性。鉴于接触应力对燃料向内变形具有关键影响,本文参考CAMPUS程序取 $P_{est}=1\times 10^6 \text{ Pa}$ 、 $P_f=5\times 10^{12} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 作为初始设置,并进一步考察 $P_f=5\times 10^{10} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 、 $5\times 10^{11} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 、 $5\times 10^{12} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 、 $5\times 10^{13} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 、 $5\times 10^{14} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 对燃料内径与接触应力的影响。结果如图8所示,当 $P_f \geq 5\times 10^{11} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 时,燃料内径与接触应力结果差异较小,燃料内径的平均相对误差为0.052%,接触应力的平均相对误差为1.38%。因此,本文最终采用CAMPUS的设置, $P_{est}=1\times 10^6 \text{ Pa}$ 、 $P_f=5\times 10^{12} \text{ Pa}\cdot\text{m}^{-1}$ 。

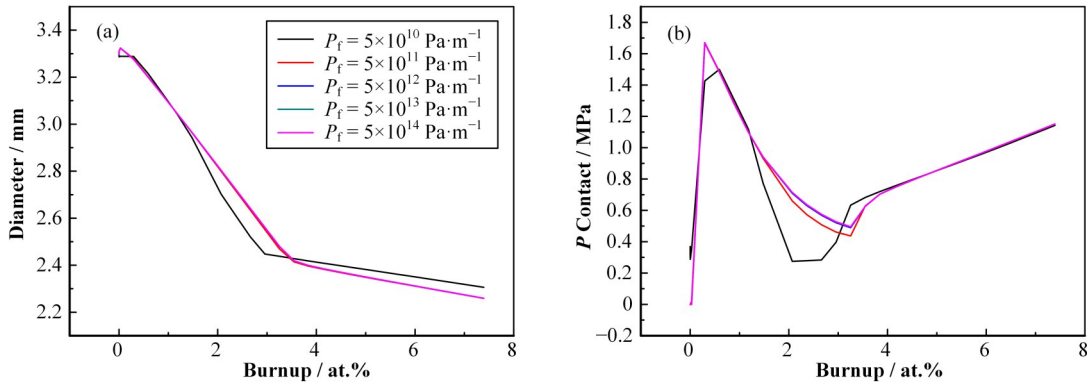


图8 惩罚因子 P_f 的影响(彩图见网络版) (a) 燃料内径,(b) 接触应力

Fig.8 Effect of penalty factor P_f (color online) (a) Fuel inner diameter, (b) Contact stress

2 结果与讨论

2.1 燃料温度行为验证与机制分析

图9(a)展示了燃料中心温度及包壳内表面温度随燃耗的变化规律,并与BISON程序的计算结果进行了对比。结果表明,ANTHEM 1.0与BISON在温度变化趋势及数值上均表现出良好的一致性,峰值温度的平均相对误差仅为1.32%,最大相对误差3.56%;包壳内表面温度的平均相对误差与最大相对误差均为0.10%,验证了本研究所开发程序在燃

料温度行为预测方面的可靠性。

由图9(a)可见,燃料中心温度在寿期初迅速下降,随后逐渐升高,并在3.5 at.%之后趋于稳定,约为940 K。其物理机制可解释为:寿期初燃料因应变导致间隙闭合,使间隙传热能力显著增强,从而引起温度下降;随着裂变气体积累,气体肿胀诱发孔隙形成,降低燃料的有效热导率,致使温度回升;孔隙率达到连通阈值后趋于稳定,使得燃料温度近似恒定。与此同时,包壳内表面温度在接触前后无明显变化,始终维持在约852 K。

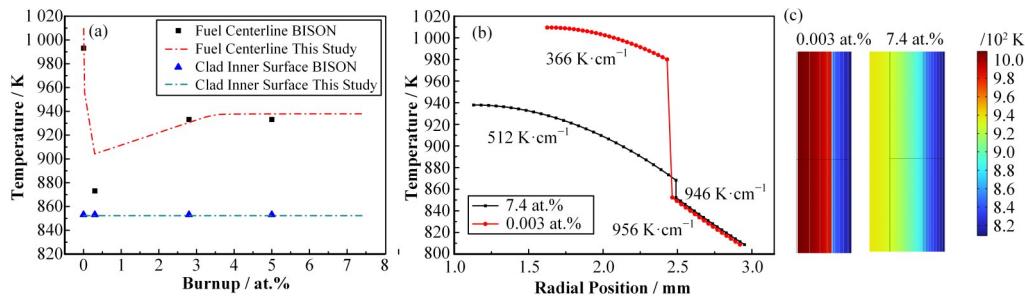


图9 燃料中心与包壳内表面的温度变化(a)、燃料径向温度梯度(b)、燃料温度分布云图(c)(彩图见网络版)
Fig.9 Temperature variation at the fuel centerline and cladding inner surface (a), radial temperature gradient of the fuel (b), temperature distribution contour of the fuel (c) (color online)

图9(b)展示了寿期初0.003 at.%与寿期末7.4 at.%时刻的环形燃料径向温度分布对比。总体来看,随着燃耗增加,燃料径向温度曲线呈现“更长更扁”的特征,其中“更长”反映燃料向内肿胀导致径向尺寸增大,“更扁”则源于燃料-包壳间隙闭合使燃料整体温度下降。尽管燃料与包壳温度均有所下降,燃料温度梯度却从 $366 \text{ K}\cdot\text{cm}^{-1}$ 升至 $512 \text{ K}\cdot\text{cm}^{-1}$,而包壳温度梯度变化较小,仅从 $956 \text{ K}\cdot\text{cm}^{-1}$ 下降至 $946 \text{ K}\cdot\text{cm}^{-1}$ 。图9(c)的温度云图直观展示了该现象:在7.4 at.%时,燃料因肿胀而尺寸增大,同时气隙闭合提升了燃料的传热能力导致温度下降。

2.2 燃料力学行为验证与机制分析

图10(a)显示了环形燃料内外径及包壳外径随燃耗的变化,并与BISON程序进行了对比。结果表明,ANTHEM 1.0与BISON在变化趋势和数值大小上几乎完全一致,其中燃料内径平均相对误差仅为1.13%,最大相对误差5.67%,这验证了本研究程序在应变行为上的有效性。图10(b)则显示燃料静水应力的大小和趋势与BISON基本一致,初步验证了程序在力学行为上的可靠性。

由图10(a)可见,燃料内径从寿期初便开始收缩,并在3.5 at.%后收缩趋势减缓。这是因为燃料达到连通阈值后,气态裂变产物引起的肿胀贡献停止,随后由固态裂变产物引起的肿胀主导,因此趋势减

缓。燃料外径和包壳外径随燃耗几乎保持不变,说明环形燃料通过向内肿胀有效降低了外径膨胀。

从图10(b)可知,燃料静水应力初期为正值,随后迅速降至零,并在间隙闭合后转为负值,最终稳定在 -2 MPa 左右。该规律表明:升温初期燃料热膨胀不受约束,内部应力主要为拉应力,静水应力为正;随着温度升高和燃料体积膨胀,燃料逐渐接触包壳内壁,间隙闭合后受到径向约束,进入受压状态,静水应力转为负值。

图10(c)展示了燃料与包壳的应变及静水应力分布云图,可见燃料随燃耗逐渐向内肿胀。燃料与包壳的静水应力随燃耗逐渐减小,这是蠕变引起的应力松弛效应。此外,包壳的静水应力显著高于燃料,表明其承受的应力水平更高。以7.4 at.%为例,包壳温度梯度 $946 \text{ K}\cdot\text{cm}^{-1}$ 高于燃料温度梯度 $512 \text{ K}\cdot\text{cm}^{-1}$,且包壳杨氏模量 $1.88 \times 10^{11} \text{ Pa}$ 高于燃料的 $7.5 \times 10^{10} \text{ Pa}$,从而导致包壳应力水平更高。

需要指出的是,上述力学的对比分析是基于BISON公布的结果,仍属于数值层面的对比验证。实际情况下,环形燃料向内肿胀过程中内径演化呈现显著的非均匀性与不规则性特征。受限于辐照后实验数据不足与物理机制认知的局限,当前数值预测存在一定不确定性。后续研究有必要结合大量的辐照后实验结果,对物理模型进行完善,以提升对实际行为的预测能力。

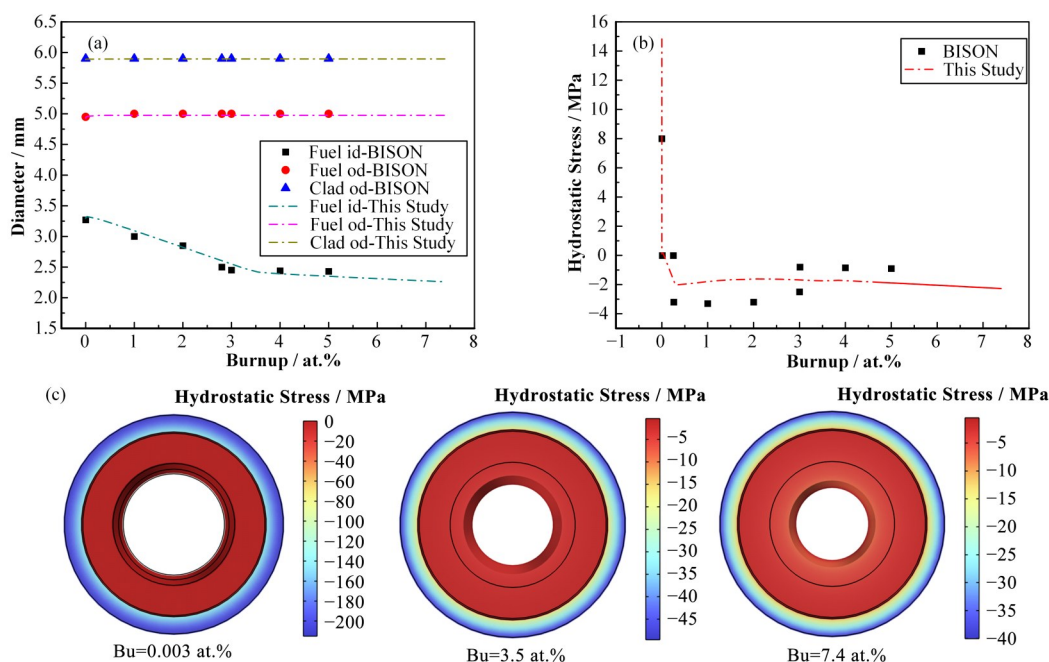


图10 环形燃料内外径与包壳外径变化(a),燃料静水应力(b),不同燃耗下燃料和包壳的应变与静水应力云图(c)
(彩图见网络版)

Fig.10 Variations of the inner and outer diameters of the annular fuel and the outer diameter of the cladding (a), hydrostatic stress of the fuel (b), contours of strain and hydrostatic stress of the fuel and cladding at different burnups (c) (color online)

2.3 气室压力行为验证与机制分析

燃料温度与形变行为在3.5 at.%左右的突变是源于裂变气泡在该燃耗下连通引起的材料性质与力学机制的变化。图11(a)~(b)展示了燃料FGR及气室压力的变化情况。结果显示,ANTHEM 1.0计算结果在变化趋势和数值大小上均与BISON结果基本一致,初步验证了本研究程序在预测FGR行为方面的有效性。

如图11(a)所示,FGR分数可划分为三个阶段:

连通前气体不释放;连通时释放约80%积累的裂变气体;连通后随着燃耗持续释放。对应地,图11(b)显示气室压力演化亦呈现三阶段特征:连通前缓慢上升;连通时出现急剧升压;连通后随裂变气体的持续释放而增加。气室压力连通前缓慢上升主要是由于燃料体积逐步增加引起的气室体积的减小;而连通时的急剧升压及连通后的持续增加,则直接与裂变气体在连通时的迅速释放与连通后的持续释放相关。

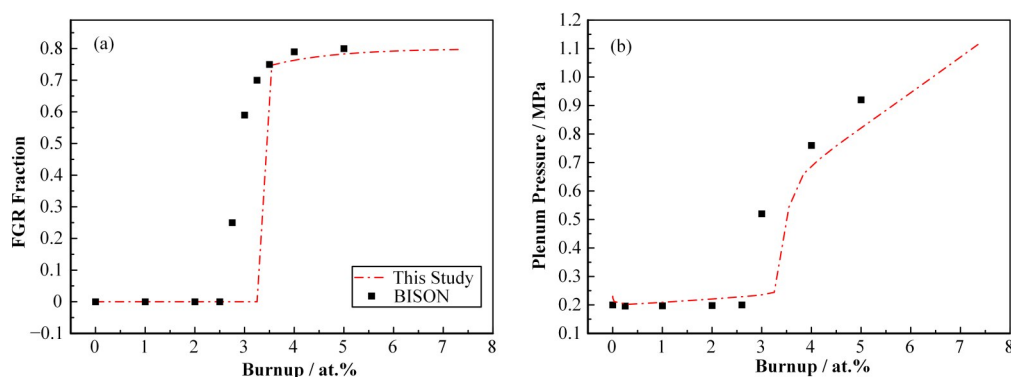


图11 燃料的释放分数(a)和气室压力变化(b)随燃耗的变化

Fig.11 Variations of fission gas release fraction of the fuel (a), and plenum pressure (b) with burnup

2.4 不同功率与几何参数下ANTHEM 1.0的适用性

燃料工况与几何参数的变化会引起温度场、力

学响应及裂变气体生成速率的差异,从而影响燃料内径演化和气室压力。为评估ANTHEM 1.0在不同工况与几何条件下的适用性,本节在其余模型设置

保持一致的前提下,选取线功率密度作为代表性的工况参数,燃料-包壳初始间隙厚度作为代表性的几何参数开展对比计算。在线功率密度方面,分别设置 $350 \text{ W}\cdot\text{cm}^{-1}$ 和 $400 \text{ W}\cdot\text{cm}^{-1}$ 两种工况;在间隙厚度方面,分别设置 $34 \mu\text{m}$ 和 $60 \mu\text{m}$ 两种情况,并对比燃料温度、燃料内径及气室压力的演化差异,结果见图 12。

总体而言,线功率密度的提高会加速燃料行为的突变,使气泡连通阈值在更低燃耗下出现: $400 \text{ W}\cdot\text{cm}^{-1}$ 对应 $3.04 \text{ at.}\%$, 而 $350 \text{ W}\cdot\text{cm}^{-1}$ 对应

$3.50 \text{ at.}\%$ 。此外,在整个寿期内,更高的功率密度意味着更高的燃料温度水平、更显著的内径收缩,以及更高的气室压力。

相比之下,初始间隙厚度的改变对燃料行为突变时间、温度、气室压力影响较小。但较大的间隙会提高寿期初的燃料峰值温度: $60 \mu\text{m}$ 间隙对应的峰值温度约为 1030 K , 而 $34 \mu\text{m}$ 间隙约为 1009 K ; 同时,较大的间隙可提供更大的向外肿胀空间,使燃料向内肿胀幅度减小。

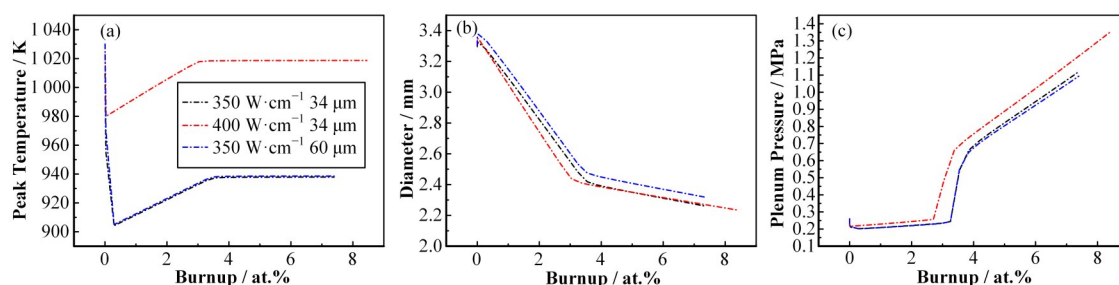


图 12 不同功率密度、不同间隙厚度下的燃料行为(彩图见网络版)
Fig.12 Fuel behavior under different power densities and gap thicknesses (color online)
(a) Fuel peak temperature, (b) Fuel inner diameter, (c) Plenum pressure

3 结语

上海交通大学数字核能研究所基于 COMSOL 平台开发了一套适用于环形 U-10Zr 燃料的多物理场耦合程序: ANTHEM 1.0, 实现了传热、热膨胀、燃料、蠕变、辐照肿胀、裂变气体释放及气室压力的耦合, 形成国内可用的环形金属燃料性能分析工具。通过与美国 BISON 软件公布的基准算例进行代码对比, 验证了 ANTHEM 1.0 在预测环形 U-10Zr 燃料温度、力学及气室压力演化行为上的准确性。计算结果揭示了燃料行为受裂变气泡连通、燃料-包壳间隙闭合及孔隙率演化等关键机制的协同影响。

1) 燃料峰值温度随燃耗变化呈三个阶段: 初始迅速下降、连通前上升、连通后基本保持稳定。其机制为: 初期燃料-包壳间隙闭合提高了间隙传热能力导致温度下降; 随后气态裂变产物引起孔隙率增加, 使温度上升; 最终孔隙率趋于稳定, 温度保持不变。

2) 环形燃料内径变化可分为两个阶段: 初始向内应变较快, 随后减缓。其机制为: 初期应变贡献来源于热膨胀、蠕变以及气态与固态裂变产物肿胀 4 个机制; 连通后的燃料应变贡献来源于热膨胀、蠕变及固态裂变产物肿胀三个机制。

3) 气室压力呈现三个阶段: 初始缓慢上升、连通时迅速增加、后期持续增加。其机制为: 连通前裂变气体未释放而保留在燃料基体内部, 同时燃料体积

膨胀导致气室体积减小, 气室压力缓慢上升; 连通时, 释放约 80% 积累的裂变气体引起气室压力急剧升高; 随后产生的裂变气体以约 80% 的比例持续释放, 使气室压力持续增加。

ANTHEM 1.0 采用模块化多物理场耦合框架, 具有良好的可扩展性。除本文验证的环形 U-10Zr 燃料稳态工况外, 该程序可进一步推广至实心或其他金属材料的燃料形式, 并通过引入轴向功率分布与瞬态功率, 扩展用于瞬态及事故工况的分析。

作者贡献声明 卢林远负责模型构建、实施研究、文献整理、撰写文章; 王云浩、马壮壮、张胜泰、芮天昊、蓝宇林、俞杨、邓明轩负责采集数据; 严超对文章的知识性内容作批评性审阅; 王挺负责分析与解释数据, 对文章的知识性内容作批评性审阅; 林俊对文章的知识性内容作批评性审阅; 张海斌负责获取研究经费、行政、技术或材料支持、对文章的知识性内容作批评性审阅。

参考文献

- 徐士专, 陈健, 邹金钊, 等. 基于 XRD 内标法测定 $\text{LiF}\text{-BeF}_2$ 熔盐体系中 UF_3 含量[J]. 核技术, 2024, 47(1): 010605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.010605.
XU Shizhuan, CHEN Jian, ZOU Jinzhao, et al. Quantitative determination of UF_3 in $\text{LiF}\text{-BeF}_2$ molten salt

- system based on XRD internal standard method[J]. Nuclear Techniques, 2024, **47**(1): 010605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.010605.
- 2 邹金钊, 徐士专, 王鹏, 等. 放电等离子烧结参数对 U_3Si_2 芯块力学和热学性能影响的研究[J]. 核技术, 2024, **47**(2): 020605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.020605.
ZOU Jinzhao, XU Shizhuan, WANG Peng, *et al.* Effects of spark plasma sintering parameters on mechanical and thermal properties of U_3Si_2 pellets[J]. Nuclear Techniques, 2024, **47**(2): 020605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.020605.
- 3 Pope C L, Stewart R, Lum E. Experimental breeder reactor II[M]//Nuclear Reactors - Spacecraft Propulsion, Research Reactors, and Reactor Analysis Topics. London: IntechOpen, 2022. DOI: 10.5772/intechopen.105800.
- 4 Hofman G L, Walters L C, Bauer T H. Metallic fast reactor fuels[J]. Progress in Nuclear Energy, 1997, **31**(1 - 2): 83 - 110. DOI: 10.1016/0149-1970(96)00005-4.
- 5 Miao Y B, Stauff N, Oaks A, *et al.* Fuel performance evaluation of annular metallic fuels for an advanced fast reactor concept[J]. Nuclear Engineering and Design, 2019, **352**: 110157. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2019.110157.
- 6 Walters L C. Thirty years of fuels and materials information from EBR-II[J]. Journal of Nuclear Materials, 1999, **270**(1 - 2): 39 - 48. DOI: 10.1016/S0022-3115(98)00760-0.
- 7 Hayes S L, Harp J M, Chichester H J M, *et al.* Advances in metallic fuels for high burnup and actinide transmutation [C]//14th Information Exchange Meeting on Actinide and Fission Product Partitioning and Transmutation, 2016. <https://www.osti.gov/servlets/purl/1358285>.
- 8 王挺, 恽迪, 杜沛南, 等. 快堆金属燃料的研究进展[J/OL]. 材料导报, 2025: 1 - 31. (2025-10-24). <https://kns.cnki.net/KCMS/detail/detail.aspx?filename=CLDB20251023004&dbname=CJFD&dbcode=CJFQ>.
WANG Ting, YUN Di, DU Peinan, *et al.* Research progress on metallic fuel for fast reactor[J/OL]. Materials Reports, 2025: 1 - 31. (2025-10-24). <https://kns.cnki.net/KCMS/detail/detail.aspx?filename=CLDB20251023004&dbname=CJFD&dbcode=CJFQ>.
- 9 Harp J M, Capriotti L, Cappia F. Baseline postirradiation examination of the AFC-3C, AFC-3D, and AFC-4A experiments[R]. Idaho:Idaho National Laboratory, 2018.
- 10 Capriotti L. Metallic fuel PIE at INL: from harvesting legacy materials to ATR/TREAT experiments[C]//IAEA/INL CNWG Advanced Fuels Technical Experts. 2024. https://indigitallibrary.inl.gov/sites/STI/STI/Sort_98800.pdf.
- 11 Lu L Y, Wang G Q, Wang Y H, *et al.* Multiscale multiphysics coupling analysis of UO_2 - SiCw accident-tolerant fuel with optimized whisker orientation[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2026, **58**(3): 103994. DOI: 10.1016/j.net.2025.103994.
- 12 Lu L Y, Wang Y H, Guo L H, *et al.* Design research of spherical cermet fuel element for nuclear thermal propulsion based on multi-physics coupling method[J]. Nuclear Engineering and Design, 2025, **443**: 114334. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2025.114334.
- 13 司胜义, 魏来, 卑华, 等. 堆芯多物理场耦合确定论分析程序开发、初步验证及应用[J]. 核技术, 2025, **48**(8): 080601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.240503. CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.240503.
SI Shengyi, WEI Lai, BEI Hua, *et al.* Development, verification, and application of a multiphysics coupled deterministic analysis program for the reactor core[J]. Nuclear Techniques, 2025, **48**(8): 080601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.240503. CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.240503.
- 14 Medvedev P G. Fuel performance modeling results for representative FCRD irradiation experiments: projected deformation in the annular AFC-3A U-10Zr fuel pins and comparison to alternative designs[R]. Idaho Falls: Idaho National Laboratory, 2012.
- 15 Liu R, Zhou W Z, Prudil A, *et al.* Multiphysics modeling of UO_2 -SiC composite fuel performance with enhanced thermal and mechanical properties[J]. Applied Thermal Engineering, 2016, **107**: 86 - 100. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2016.06.173.
- 16 Karahan A. Modelling of thermo-mechanical and irradiation behavior of metallic and oxide fuels for sodium fast reactors[D]. Massachusetts Institute of Technology. Department of Nuclear Science and Engineering, 2009.
- 17 Yin C Y, Gao S X, Liu S Y, *et al.* Transient fuel performance analysis of UO_2 - BeO fuel with composite SiC coated with Cr cladding based on multiphysics method[J]. Nuclear Science and Techniques, 2023, **34**(12): 188. DOI: 10.1007/s41365-023-01344-7.
- 18 Crawford D C, Hayes S L, Hilton B A, *et al.* AFCI fuel

- irradiation test plan, test specimens AFC-1E and AFC-1F [R]. INEEL/EXT-03-01362, Bechtel BWXT Idaho, LLC Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2003.
- 19 Ross A M, Stoute R L. Heat transfer coefficient between UO_2 and Zircaloy-2[R]. CRFD-1075; AECL-1552, Chalk River, Ontario: Atomic Energy of Canada Limited, 1962.
- 20 Harris J E. Fundamental aspects of nuclear reactor fuel elements[J]. International Metals Reviews, 1977, **22**(1): 258 – 259. DOI: 10.1179/imtr.1977.22.1.258.
- 21 Kutty T R G, Basak C B, Kumar A, *et al.* Creep behaviour of δ -phase of U – Zr system by impression creep technique[J]. Journal of Nuclear Materials, 2011, **408**(1): 90 – 95. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2010.11.016.
- 22 Ogata T, Yokoo T. Development and validation of ALFUS: an irradiation behavior analysis code for metallic fast reactor fuels[J]. Nuclear Technology, 1999, **128**(1): 113 – 123. DOI: 10.13182/NT99-A3018.
- 23 Barnes R S. A theory of swelling and gas release for reactor materials[J]. Journal of Nuclear Materials, 1964, **11**(2): 135 – 148. DOI: 10.1016/0022-3115(64)90002-9.
- 24 Lee C B, Kim D H, Jung Y H. Fission gas release and swelling model of metallic fast reactor fuel[J]. Journal of Nuclear Materials, 2001, **288**(1): 29 – 42. DOI: 10.1016/S0022-3115(00)00718-2.