中国科学: 物理学 力学 天文学 2026 年 第 56 卷 第 10 期: 109521
SCIENTIA SINICA Physica, Mechanica & Astronomica physcn.scichina.com
《中国科学》杂志社 SCIENCE CHINA PRESS
论 文 青年科学家专栏

热管微型核反应堆高保真核-热-力耦合瞬态分析方法研究

胡林坤[1,2], 王思成[2,3], 刘晓晶[1,2], 张滕飞[1,2*]

1. 上海交通大学机械与动力工程学院, 上海 200240
2. 上海交通大学上海市数值反应堆技术融合创新中心, 上海 200240
3. 上海交通大学智慧能源创新学院, 上海 200240
*联系人, E-mail: zhangtengfei@sjtu.edu.cn

收稿日期: 2026-03-26; 接受日期: 2026-05-14; 网络出版日期: 2026-09-08
国家自然科学基金(编号: 12522513)资助项目

摘要 本研究针对热管冷却微型核反应堆, 建立了高保真耦合分析方法, 实现了控制鼓转动及热管失效工况下的中子-热工-力学耦合分析. 采用变分节块法程序VITAS求解时空中子动力学方程, 采用FEniCS求解三维热传导与热弹性方程, 并引入蒸汽腔-多孔芯模型求解热管温度分布. 通过Picard迭代实现功率、温度与密度的信息交换. 同时提出了适用于多物理耦合分析的虚拟密度法, 可在固定网格下精确模拟堆芯热膨胀效应, 该方法将有效增殖因子计算偏差控制在200 pcm以内, 相较于忽略膨胀时约1000 pcm的偏差显著降低. 控制鼓4°旋转瞬态结果显示, 功率响应初期快速变化, 随后在热反馈作用下逐步缓慢变化; 在51 s时, 不同控制鼓起始角度工况下的功率比范围为0.24–4.9. 热管失效瞬态模拟中, 两根外周热管失效将引起局部温升及应力集中增强. 本研究可为热管冷却微型反应堆的高保真瞬态安全评估与工程设计提供重要的理论和技术支撑.

关键词 热管微型反应堆, 核热力耦合, 时空中子动力学, 虚拟密度法, 控制鼓旋转瞬态, 热管失效

PACS: 28.20.Gd, 28.41.Ak, 28.50.Ft, 44.10.+I, 65.40.De

1 引言

微型核反应堆是当前核能应用的重要前沿领域. 进入21世纪以来, 美国国家航空航天局(NASA)推进“Kilopower”空间微型核反应堆计划[1], 在陆基微型核反应堆方向, Holos-Quad等概念方案也在美国能源部(DOE)相关项目支持下开展设计与分析研究[2]. 在深空与月面等无电网、弱热汇、强环境约束的场景中, 微型核反应堆可提供连续、稳定的电力与热源支撑, 是载荷平台、长期驻留与地外基地能源保障的重要候选方案. 与地面堆相比, 空间微型核反应堆通常难以实现补给、换料与维护修复, 因此对系统可靠性、可预测性与非能动安全特性提出更高要求[3]. 相较传统回路型小堆, 兆瓦级热管冷却微型核反应堆(Mega-

引用格式: 胡林坤, 王思成, 刘晓晶, 等. 热管微型核反应堆高保真核-热-力耦合瞬态分析方法研究. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2026, 56: 109521
Hu L, Wang S, Liu X, et al. Research on high-fidelity neutronics-thermal-mechanical coupled transient analysis methods for heat pipe microreactors (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2026, 56: 109521, doi: 10.1360/SSPMA-2026-0228

© 2026《中国科学》杂志社

Power)因其全固态堆芯结构、依托热管阵列的非能动移热能力、模块化制造与部署潜力等特点，已成为美国热管微型核反应堆概念中的代表性方案之一[4]. 在典型方案中，MegaPower堆芯采用整体式基体(Monolith)结构，通过在基体上加工阵列通道，将燃料单元与高温热管蒸发段紧密集成，裂变热由碱金属热管的相变传热高效导出至二回路功率转换系统[5,6]. 由于堆芯结构紧凑、运行参数较高且中子能谱较硬，热管堆的多物理场耦合效应更为显著.

针对热管堆在稳态工况下的温度场、功率分布及热膨胀反馈, 已有较为充分的研究与验证. 一类侧重高保真蒙特卡罗中子学与热工、力学程序的耦合计算, Ma等人[7]基于RMC与ANSYS构建耦合框架，通过Picard迭代显式求解热膨胀引起的反应性反馈；Guo等人[8]基于RMC与OpenFOAM建立了中子学-热传导-热膨胀耦合方法，研究了热管堆稳态耦合计算中的变形反馈、网格映射和物理场传递；Jeong等人[9]将OpenFOAM与GPU加速蒙特卡罗程序PRAGMA等进行耦合, 精确求解了基体的热应力分布. 另一类侧重计算效率与工程可用性的确定论程序耦合，Lee等人[10]构建了PROTEUS-FLUENT-ANLHTP耦合系统，利用非结构网格获取了高分辨率的通量分布；Hu等人[11]依托MOOSE平台构建了紧耦合分析体系并引入面向热管的等效模型，用于评估单根热管失效与丧失热阱等事故下的非能动安全响应. 以上研究表明，热管堆堆芯通常存在显著的径向与轴向温度梯度，进而驱动基体发生热膨胀与热应力响应，并通过几何尺寸变化引入反应性反馈. 从物理机理上看，堆芯整体或局部膨胀会降低燃料与结构材料的有效密度，从而增强中子泄漏并带来附加负反应性，忽略膨胀引起的泄漏变化会低估功率重分布与反应性变化幅度.

相比之下，面向控制鼓连续转动等事件驱动过程的全瞬态中子学-热工-力学(N-T-E)耦合研究仍然相对有限，缺乏对温度梯度演化、结构膨胀响应与控制鼓运动共同作用下反应性与功率动态行为的系统刻画: MegaPower常采用布置于径向反射层的旋转控制鼓实现反应性调节，其转动会改变吸收体与反射体的空间分布，引起功率分布与温度场的时变演化，并与热膨胀反馈相互耦合，影响瞬态过程的反应性演化与功率响应. 因此，有必要针对控制鼓连续转动等典型瞬态工况开展N-T-E多物理场耦合分析，以提升瞬态预测可信度并保障安全裕度评估的可靠性.

目前热管堆瞬态评估中仍面临对三维时变中子物理场空间表征与网格移动边界处理的局限: 为了降低计算开销，部分研究在瞬态分析中采用点堆动力学模型[12]，该近似模型忽略了中子通量空间形状随时间的变化，难以准确刻画热管堆在控制鼓转动或非均匀热膨胀过程中出现的空间中子动力学效应；在连续瞬态计算中处理控制鼓旋转和堆芯膨胀等移动边界问题时，求解器在变形网格下无法实现截面与节块的复杂映射，制约高保真瞬态评估在工程场景中的应用. 鉴于以上研究现状，本文面向MegaPower建立一套兼顾计算精度与效率的高保真N-T-E耦合分析方法，相比已有稳态耦合研究，本文重点关注控制鼓连续转动下的三维时空中子动力学响应，并在固定中子学网格上通过虚拟密度法等效考虑热膨胀几何反馈，避免瞬态过程中频繁重构中子学网格和重新映射截面. 在此基础上，围绕控制鼓旋转、部分热管失效典型工况，系统揭示其耦合响应与演化规律，为热管堆设计优化与安全分析提供高保真计算支撑.

2　数值方法

本研究采用OpenMC[13]，VITAS[14]和FEniCS[15]三个求解器，对MegaPower中子学、热-力耦合行为进行建模与求解, 并通过代码间物理场信息(功率、温度与密度)的动态传递, 进行热管微型核反应堆的高保真状态模拟. 本节重点阐述在MegaPower反应堆高保真模拟计算中，为实现多物理尺度分析所采用的耦合方法与实现流程.

2.1　中子学模型

本研究稳态中子动力学计算采用VITAS代码在VNM框架下的多群扩散求解模式; 瞬态中子动力学计算则结合改进的时间源迭代的刚性限制法(ITS-SCM)[16], 实现时间推进与耦合迭代.

从物理模型角度，中子输运方程是描述堆芯中子宏观统计行为的基本控制方程. 针对某一特定能群g, 稳态多群中子输运方程可以写成如下算子形式:

$$\mathbf{L}_g\psi_g(\mathbf{r},\mathbf{\Omega}) = \mathbf{S}_g\psi_g(\mathbf{r},\mathbf{\Omega}) + \frac{1}{k_{\text{eff}}}\mathbf{F}_g\psi_g(\mathbf{r},\mathbf{\Omega}), \tag{1}$$

其中ψ_g为角通量，$\mathbf{L}_g$为输运算子，$\mathbf{S}_g$为散射算子，$\mathbf{F}_g$为

裂变算子，k_{eff}为有效增殖因子. 考虑工程计算效率与可实现性，本文在中子输运计算中采用扩散近似，将输运方程对角度变量简化后得到多群中子扩散方程. 为实现空间离散，本文采用VNM节块离散方法: 该方法基于变分原理构造统一框架，在节块层面同时刻画节块体内方程平衡关系与节块界面连续性，从而在耦合迭代与准稳态相关计算中具有良好的稳定性与可扩展性.

同时, 为求解瞬态情况下的中子输运方程, 本文使用了基于ITS-SCM的VITAS动力学模块. 对于能群g, 时间依赖的多群中子输运方程与缓发中子先驱核方程的形式如下:

$$\frac{1}{v_g}\frac{\partial \psi_g(\mathbf{r},\mathbf{\Omega},t)}{\partial t}+\mathbf{L}_g\psi_g(\mathbf{r},\mathbf{\Omega},t)=q_{\text{total}}(\mathbf{r},t), \tag{2}$$

$$\frac{\partial C_i(\mathbf{r},t)}{\partial t}=\beta_i Q(\mathbf{r},t)-\lambda_i C_i(\mathbf{r},t),\ \ i=1,\ldots,I, \tag{3}$$

其中v_g为中子速度, q_{total}为包含散射、瞬发裂变及先驱核衰变的总中子源项, C_i为第i组缓发中子先驱核浓度, β_i是第i组缓发中子份额, λ_i是第i组衰变常数, $Q(\mathbf{r},t)$是总裂变源. 为实现瞬态求解，采用SCM方法定义动态频率来描述物理量随时间的变化率. 以方程(2)为例, 假设角通量的动态频率是各向同性的，角通量的频率可近似用标量通量频率表示，将角通量与频率的关系代入输运方程左侧的第一项, 并与输运算子合并得到:

$$\left[\mathbf{L}_g+\frac{\omega_g(\mathbf{r},t)}{v_g}\right]\psi_g=q_{\text{total}}, \tag{4}$$

其中ψ_g前的括号项定义为动态截面，为了分离全局功率变化与局部形状变化，将频率$\omega_g(\mathbf{r},t)$分解为空间无关的幅度频率$\omega_T(t)$和空间相关的形状频率$\omega_{S,g}(\mathbf{r},t)$. ITS-SCM方案将空间相关的形状频率项从方程左侧移至右侧, 作为源项处理, 左侧仅保留全局统一的幅度频率$\omega_T(t)$. 最终，时间依赖的多群中子输运方程(2)被转化为形式上的动态本征值问题:

$$\mathbf{L}'_g\psi_g=\mathbf{S}_g\phi+\frac{1}{k_D}\mathbf{F}_g\phi+s_{t,g}, \tag{5}$$

其中$\mathbf{L}'_g$为包含幅度频率的输运算子, $\mathbf{S}_g$为散射算子, $\mathbf{F}_g$为包含由方程(3)获得的动态裂变谱的裂变算子, $S_{t,g}$为包含形状频率的时间源项, ϕ为多群标量通量. 求解方程(5)采用了k-ω非线性迭代策略[16].

通过以上中子学求解输出各时间步堆芯内两群通量与功率密度的空间分布, 形成随时间变化的热源场.

2.2　热-力耦合模型

在本文的多物理场耦合仿真中, 热-力耦合行为主要通过热传导方程与线性弹性力学方程的耦合来描述. 首先, 对于热传导过程, 假设材料为各向同性且不考虑热导率随时间与温度的变化，笛卡尔坐标系下的热传导微分方程可表示为

$$\rho c\frac{\partial T}{\partial t}=\nabla\cdot(\lambda_T\nabla T)+q_v, \tag{6}$$

其中ρ代表材料密度, c为比热容, T为温度, λ_T为热导率, q_v表示体积释热率. 为了便于在FEniCS有限元框架中进行求解，需将上述强形式转化为变分弱形式. 通过引入向量化测试函数v并在计算域D上进行积分，利用格林公式可得稳态热传导方程的弱形式如下, 其中n为外边界∂D上的单位法向量:

$$-\int_{\partial D}\lambda_T(\nabla T\cdot n)v\mathrm{d}s+\int_D\lambda_T\nabla T\cdot\nabla v\mathrm{d}x=\int_D q_v v\mathrm{d}x. \tag{7}$$

针对碱金属热管热传导，本文采用了基于蒸汽腔-多孔芯耦合模型[17]的热管分析模块. 该模块已通过高温钠热管冻结启动实验验证，计算得到的不同时刻轴向壁面温度计算结果与实验数据吻合较好，可用于预测高温热管启动瞬态过程. 其中，蒸汽腔用一维守恒方程描述轴向输运，多孔芯采用包含孔隙率与液相分率的连续方程，并结合达西定律描述液体回流，蒸发/冷凝过程以质量源项形式表征，实现蒸汽相与液相之间的质量交换. 通过对蒸汽腔与多孔芯耦合方程组进行迭代求解，可获得蒸汽/液相的压力与流量分布，并据此计算热管壁面温度分布，作为热传导计算模块的边界条件输入.

在热弹性力学上，假设反应堆结构为理想弹性的各向同性体. 根据广义胡克定律，应力张量σ与应变张量ε之间的本构关系定义为[18]

$$\sigma=\lambda\mathrm{tr}(\varepsilon)I+2\mu\varepsilon, \tag{8}$$

$$\varepsilon_{ij}=\frac{1}{2\mu}\left(\sigma_{ij}-\frac{\lambda}{3\lambda+2\mu}\sigma_{kk}\delta_{ij}\right), \tag{9}$$

其中I为单位张量，λ和μ为拉梅常数，与材料泊松比相关. 本文使用的线性弹性方程的弱形式如下:

$$-\int_{\partial D}\sigma(u)\cdot n\cdot v\mathrm{d}s+\int_D\sigma(u):\varepsilon(v)\mathrm{d}x=\int_D f\cdot v\mathrm{d}x, \tag{10}$$

其中u为位移，为描述热力耦合效应，基于小变形假设

将总应变分解为机械应变与热应变，将分解后的应变代入胡克定律，可推导出包含温度驱动项的线性热弹性本构方程:

$$\sigma = \lambda \mathrm{tr}(\varepsilon) I + 2\mu\varepsilon - (3\lambda + 2\mu)\alpha(T - T_0) I, \tag{11}$$

其中α为线性膨胀系数，T_0为参考温度，该式直观地表明了温度场变化对结构应力场的贡献.

整体热-力耦合求解流程为: 基于式(7)求解获得全场温度分布T，将该温度场代入式(11)计算热应力项，并将其作为已知载荷引入式(10)，求解获得结构在热力耦合作用下的位移场u，并依据本构关系进一步导出对应的应力场σ与应变场ε.

2.3　虚拟密度法

几何形变的中子学效应在瞬态计算中缺乏稳健且通用的数值处理方法: 确定论输运计算中, 为保证时间推进过程中的物理量连续性与守恒性，必须在瞬态相邻时间步的两套网格之间对多群通量、中子流密度以及与截面相关的状态量进行映射. 由于网格变更形式多样，求解器需要随网格变化动态构建并更新数据场对应关系及映射算子，很难以单一静态映射关系覆盖所有网格变更情形，即无法在连续时间步内使用不同网格进行瞬态计算.

几何形变引起的反应性效应长期以来是反应堆物理中的重要问题，相关处理方法包括边界微扰理论、几何微扰方法以及通过等效材料密度变化表征几何扰动的虚拟密度思想[19,20]. 已有研究将虚拟密度方法用于快堆几何形变反应性分析和输运计算[21]. Reed等人[22]进一步在扩散理论框架下对非均匀、各向异性几何形变的虚拟密度理论进行了系统化推导和验证. 基于上述研究，本文在VITAS求解器中引入适用于多物理耦合分析的虚拟密度修正方法，保持中子学计算的几何网格不变，通过修正材料的宏观截面，近似模拟真实热膨胀对中子输运的影响. 该思想的关键优势在于: 相较于动态重构离散化网格，密度修正更易实现且更稳健，在需要快速评估瞬态过程中的逐步膨胀时，虚拟密度法可将几何扰动转化为材料密度扰动，从而避免复杂的网格操作与边界积分.

虚拟密度法的核心在于保持中子输运方程中几何特征长度与中子平均自由程之间的相对比例关系，这一比值影响中子在逃逸出堆芯边界前发生碰撞的概率, 即中子的泄漏率与有效增殖因子. 假设材料发生各向同性热膨胀，定义线性膨胀因子f为变形后特征长度L'与初始长度L的比值:

$$f = \frac{L'}{L} = \left(\frac{V'}{V}\right)^{1/3}, \tag{12}$$

其中V'为变形之后的体积，V为初始体积. 考虑质量守恒, 原子核数密度N随体积膨胀而降低:

$$N' = \frac{N}{f^3}. \tag{13}$$

由于中子平均自由程与核数密度成反比，真实膨胀后的平均自由程λ'变为初始值λ的f^3倍. 真实系统中几何特征长度与平均自由程的比值变为

$$\frac{L'}{\lambda'} = \frac{fL}{f^3\lambda} = \frac{1}{f^2}\left(\frac{L}{\lambda}\right). \tag{14}$$

为了在几何尺寸固定(即使用初始特征长度L)的计算模型中实现这一物理状态，引入采用虚拟密度修正的宏观截面Σ_{virt}，使得虚拟密度体系中特征长度与中子平均自由程比值与真实膨胀后的比值相等. 即要求:

$$\Sigma_{\mathrm{virt}} \cdot L = \frac{L}{\lambda} = \frac{L'}{\lambda'} = \frac{1}{f^2}(\Sigma \cdot L). \tag{15}$$

由此可得宏观截面的修正公式:

$$\Sigma_{\mathrm{virt}} = \frac{\Sigma}{f^2}. \tag{16}$$

对于存在显著各向异性几何形变的情形，超出本文基于标量截面扩散框架的处理范围. 为降低各向同性等效带来的误差，本文通过分区域独立计算膨胀因子的方式，在固定中子学网格下近似保留了各区域膨胀差异对反应性和功率分布的影响.

基于以上理论，本文在多物理场耦合框架中建立了从热弹性力学形变到中子学截面的映射机制: 热弹性力学模块计算燃料、基体及反射层的体积膨胀量，并将其转化为对应的线性膨胀因子f，依据$1/f^2$的比例关系修正各区域多群宏观截面，以近似捕捉由热膨胀引起的反应性反馈与功率重分布效应. 在Picard耦合迭代中, 修正后的截面反馈至VITAS, 用于下一轮中子学本征值和时空动力学计算，并随温度场和形变量迭代更新.

2.4　多物理场耦合流程

通过集成上述模型，构建了MegaPower反应堆的

中子-热工-力学多物理场耦合计算平台. 该平台通过Picard迭代方法解决多物理场间的非线性耦合问题. 本研究采用外耦合策略, 首先执行稳态耦合迭代以确立系统的初始平衡状态, 随后推进至瞬态时间步计算. 瞬态耦合计算采用统一时间步推进, 在单个时间步内, VITAS根据当前宏观截面求解中子通量和功率密度分布; 功率密度映射至FEniCS热传导网格后, 结合热管模型更新的壁面温度边界条件求解堆芯温度场; 随后温度场作为热载荷输入热弹性力学模块, 得到结构位移、应力和体积膨胀量; 最后根据温度和体积膨胀量更新中子学截面, 并进入下一轮Picard迭代.

截面更新包括温度插值和热膨胀修正两部分. OpenMC预先生成不同温度点下的两群均匀化宏观截面库及动力学参数. 耦合迭代中, 根据FEniCS传递的材料平均温度在相邻温度点之间对宏观截面进行插值, 以考虑温度反馈; 同时根据热弹性力学模块计算得到的体积膨胀量, 采用第2.3节虚拟密度法进一步修正宏观截面, 以等效考虑热膨胀引起的几何反馈.

耦合计算的收敛性通过监测有效增殖因子、材料平均温度和结构形变量的相对变化来判定. 本文采用的收敛判据为: 相邻两次Picard迭代之间时间步有效增殖因子相对变化小于10^{-4}, 材料平均温度、结构形变量的最大相对变化小于10^{-3}. 当上述三项判据同时满足时, 认为当前时间步内中子学、热传导和热弹性力学场达到一致收敛.

图1为耦合框架演示, 单个时间步内的耦合迭代计算流程如下:

(1) 基于OpenMC建立三维高保真模型, 生成多温度点两群均匀化宏观截面库并提取动力学参数;

(2) 根据当前温度对截面进行插值, 使用VITAS完成稳态扩散与瞬态计算, 获得通量与功率密度分布;

(3) 将功率密度映射至FEniCS网格, 并由热管模块更新边界条件, 求解三维温度场;

(4) 以温度场为热载荷求解线性热弹性方程, 获得结构位移与应力分布;

(5) 依据温度场对宏观截面进行插值, 并依据热弹性力学计算得到的体积膨胀量通过虚拟密度法进一步修正宏观截面, 将更新后的截面反馈至VITAS, 检查收敛并推进时间步, 直至完成瞬态计算.

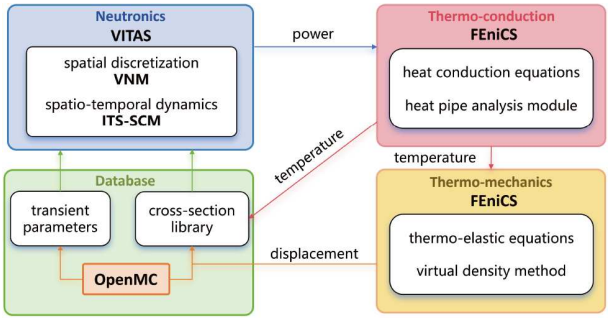

图 1　(网络版彩图)中子-热工-力学多物理耦合计算框架与数据交换流程

Figure 1　(Color online) Neutronics-thermal-mechanical multi-physics coupling framework and data-exchange workflow.

2.5　MegaPower模型描述

本研究利用蒙特卡罗输运程序OpenMC构建了5 MW MegaPower热管核反应堆的高保真三维中子学模型, 如图2所示. 为了在保证计算精度的同时降低计算成本, 模型采用1/6堆芯对称结构. 在中子学计算中, 采用三维非结构化网格来精确描述耦合计算中的所有材料与几何结构.

图3(a)展示了VITAS中子学计算所使用的网格结构, 除去氦气的填充区域外, 其结构划分与OpenMC基本一致. 针对控制鼓旋转瞬态的模拟, 本研究采用了一种精细的角向离散化策略. 将控制鼓吸收材料所处的环形区域在周向上按角度划分独立网格单元. 每个5°网格单元根据当前的旋转角度, 被指定为碳化硼吸收材料或氧化铝反射材料. 当旋转角度步长小于5°, 吸

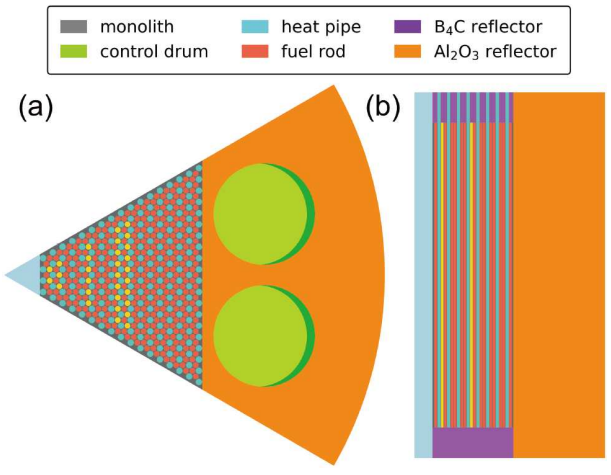

图 2　(网络版彩图) MegaPower 1/6堆芯几何模型示意图. (a) *XY*方向视图; (b) *XZ*方向视图

Figure 2　(Color online) Schematic of the MegaPower 1/6-core model. (a) *XY* view; (b) *XZ* view.

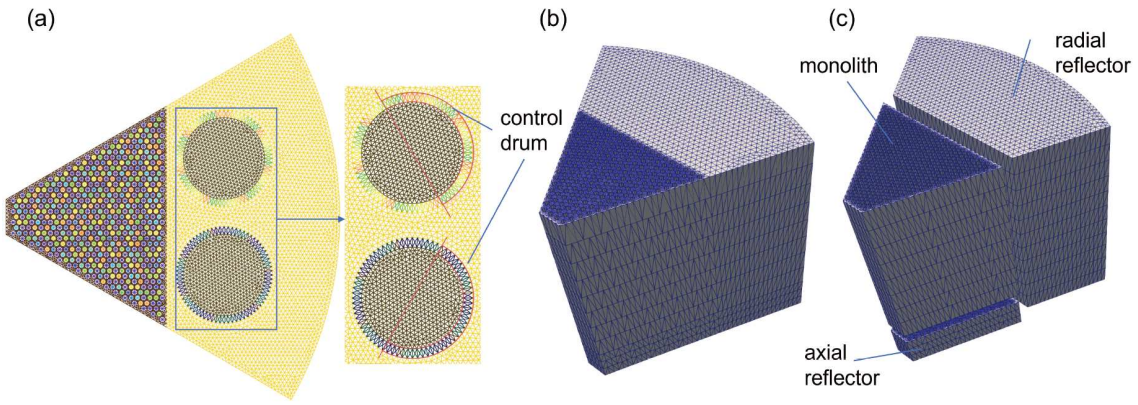

图 3　(网络版彩图)耦合计算中采用的中子学、热传导与热弹性力学计算网格. (a) 中子学网格; (b) 热传导网格; (c) 热弹性力学网格

Figure 3　(Color online) Computational meshes used for neutronics, thermo-conduction, and thermo-mechanics. (a) Neutronics; (b) thermo-conduction; (c) thermo-mechanics.

收材料边界位于网格内部时，对材料混合网格区域采用体积加权均匀化方法进行处理，以此实现对反应性的连续精确调节. 图3(b)和(c)展示了热传导与热弹性力学计算网格. 由于基体与反射层热膨胀系数差异显著，为更准确地模拟热膨胀过程，本文将热膨胀计算模型划分为三个独立部分(如图3(c)所示): 基体区、径向反射层区及轴向反射层区，每个部分的温度分布均通过映射堆芯热传导计算结果得出，随后基于该温度场独立进行热膨胀变形计算.

3　结果

3.1　虚拟密度法验证

为量化虚拟密度法在近似处理热膨胀效应时的计算精度, 本文将初始稳态耦合计算步中, 根据几何膨胀结果进行网格重绘，且不考虑燃料棒间距更新的计算结果作为参考解(Original Method), 与采用虚拟密度法的结果进行对比分析. 该参考解主要用于单独验证虚拟密度法对热膨胀引起的密度变化和泄漏反馈的等效能力，避免燃料棒相对位移、材料界面位移等因素对误差分析的干扰，从而更直接地评估虚拟密度法在固定中子学网格下对热膨胀效应的近似精度.

表1列出了不同控制鼓角度下有效增殖因子(k_{eff})在稳态步迭代收敛后的对比结果. 数据表明, 虚拟密度法计算所得的k_{eff}与参考解的吻合度较高，在90°, 120°和180°工况下, 两种方法的计算偏差分别为158, 140和−18 pcm. 若在耦合计算中忽略热膨胀效应的修正, 即不进行几何重构也不使用虚拟密度，k_{eff}与参考解的偏差通常将高达1000 pcm左右(见第3.2节表2中N-T与N-T-E模式k_{eff}对比). 对比来看, 虚拟密度法能够有效反映热膨胀引起的反应性负反馈，降低由忽略几何效应导致的反应性偏差.

除全局反应性参数外，本文进一步考察了局部物理量的计算差异. 图4展示了控制鼓起始角度120°下虚拟密度法相对参考解的功率分布与温度分布相对误差云图. 功率分布误差如图4(a)所示，虚拟密度法所得组件功率分布与参考解在空间上基本保持一致，绝大部分区域的相对误差集中在低水平范围内，最大值出现在燃料边缘区域，最大相对误差控制在0.55%以内；温

表 1　不同控制鼓角度下原始方法与虚拟密度法k_{eff}值对比

Table 1　Comparison of k_{eff} between original method and virtual density method at different control drum angles

Control drum angle (°)	Original method	Virtual density method	Error (pcm)
90	0.90897	0.91055	158
120	0.90498	0.90638	140
180	0.85181	0.85163	−18

表 2　不同计算模式及控制鼓角度下的k_{eff}对比

Table 2　Comparison of k_{eff} under different calculation modes and control drum angles

Control drum angle (°)	N mode	N-T mode	N-T-E mode
90	0.92132	0.91699	0.90629
120	0.91702	0.91271	0.90218
180	0.86082	0.85686	0.84792

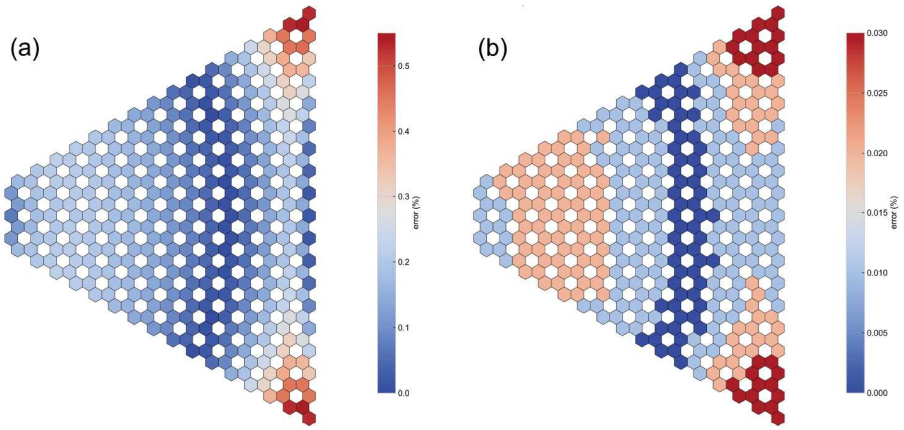

图 4　(网络版彩图)控制鼓起始角度120°下虚拟密度法相对参考解的功率与温度分布误差. (a) 功率分布误差; (b) 温度分布误差

Figure 4　(Color online) Errors of power and temperature distributions obtained by the virtual density method relative to the reference solution at a 120° initial control drum angle. (a) Power distribution error; (b) temperature distribution error.

度分布误差如图4(b)所示, 燃料温度场的计算偏差同样控制在较低水平, 最大相对误差不超过0.03%. 整体上两者相对误差沿径向轴线呈对称分布. 以上对比结果证明了虚拟密度法对局部物理场具有较高的保真度, 满足后续瞬态耦合分析的要求.

3.2　不同耦合模式对比

为定量评估多物理场反馈对MegaPower热管堆堆芯中子学与功率特性的影响, 本文对比三种计算模式: N模式(仅中子学)、N-T模式(中子学-温度反馈耦合, 主要体现多普勒负反馈)与N-T-E模式(含热膨胀), 对比分析k_{eff}与空间分布差异.

表2给出了不同控制鼓角度下的k_{eff}对比结果, 以90°为例, 随耦合程度增强, k_{eff}由0.92132单调下降至0.90629: 由N模式到N-T模式, 燃料温升引起多普勒展宽增强了共振吸收, 产生负反应性反馈; 进一步加入热膨胀后, 材料密度与几何膨胀带来额外负反应性, 使N-T-E模式的k_{eff}继续降低, 若忽略热膨胀将低估负反应性效应.

以控制鼓180°为例, 中子通量与相对裂变率的空间分布如图5(a)–(c)所示, 每幅子图均由三块子区域组成, 从左至右依次对应N, N-T, N-T-E三种计算模式: N模式下堆芯中心快群与热群通量更集中, 相对裂变率达到3.0的高值; 加入温度反馈后中心高值区明显减弱. 图5(d)显示N-T模式与N-T-E模式最大相对误差为4.67%, 且主要集中在最外层燃料棒附近, 说明热膨胀对整体温度影响有限, 但其引起的边界效应与泄漏条件变化会放大外圈功率差异.

3.3　控制鼓旋转瞬态

本节针对MegaPower热管堆控制鼓旋转瞬态开展N-T-E耦合计算. 控制鼓起始角度为180°, 150°, 120°, 90°, 在0–2 s内顺时针旋转4°, 随后2–51 s保持不变, 获得功率、通量、温度与应力的瞬态演化. 瞬态计算采用分段时间步. 在控制鼓旋转阶段, 时间步设为0.5 s, 对应每步旋转1°, 以限制单步反应性引入量并分辨功率快速变化. 在2–51 s阶段, 功率演化主要受热反馈控制, 时间步增大至1 s. 图6给出归一化功率比随时间变化; 图7–9以扇区拼接方式对比四种起始角度下的快/热群通量与温度分布; 图10展示180°工况基体及反射层应力演化.

功率响应呈两阶段特征: 0–2 s旋转阶段快速变化, 2–51 s在热力反馈作用下继续缓慢调整. 不同起始角度下功率变化方向与幅值差异显著: 180°与150°整体上升, 其中180°增幅最为显著, 至51 s附近功率比约达4.9, 120°变化较小并略有下降, 控制鼓价值较低, 90°快速降低并持续衰减, 至51 s附近约为0.24. 以上结果表明控制鼓在不同起始角度下转动引入的正/负反应性差异明显, 反应性价值随角度呈非线性. 本文瞬态算例推进至51 s, 主要覆盖控制鼓旋转后的功率快速响应及热反馈主导的中期调整过程, 并不代表所有工况均已达到新的稳态, 其中180°和150°工况仍可能存在缓

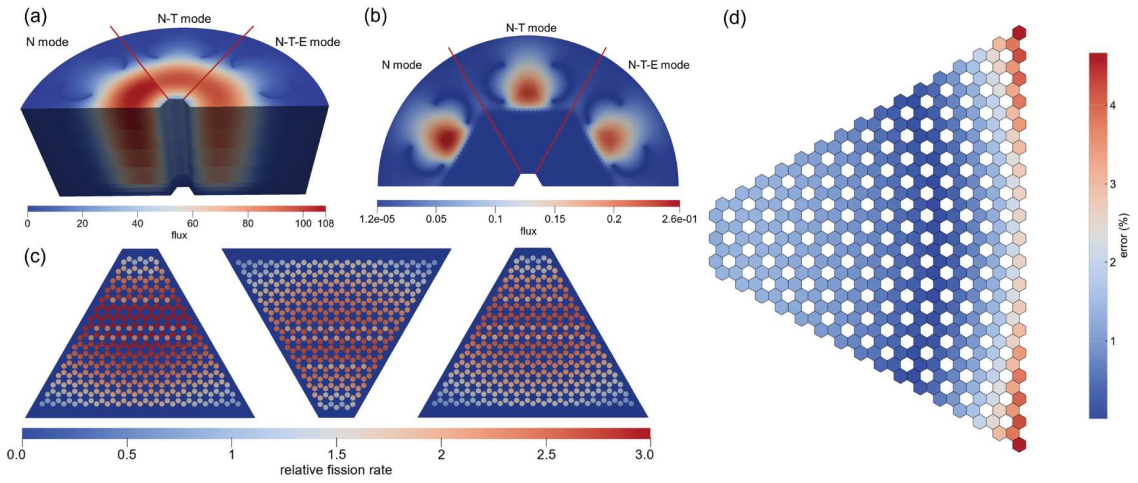

图 5　(网络版彩图)控制鼓角度 180°下的通量、裂变率及N-T与N-T-E的功率差异空间分布. (a) 快中子通量分布; (b) 热中子通量分布; (c) 相对裂变率分布; (d) N-T与N-T-E模式间相对功率差异

Figure 5　(Color online) Spatial distributions of neutron flux, fission rate, and the power difference between N-T and N-T-E at a 180° control drum angle. (a) Fast neutron flux distribution; (b) thermal neutron flux distribution; (c) relative fission rate distribution; (d) relative power difference between N-T and N-T-E modes.

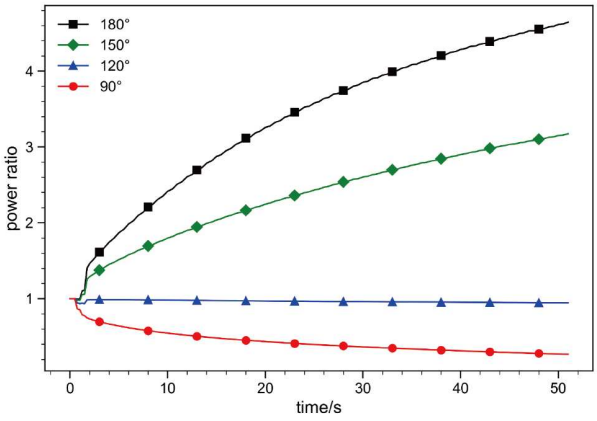

图 6　(网络版彩图)不同控制鼓起始角度下归一化功率比随时间的演化

Figure 6　(Color online) Time evolution of the normalized power ratio for different initial control drum angles.

慢演化趋势, 后续可进一步延长计算时间, 以评估堆芯温度和热应力的长期演化和安全裕度.

快群中子通量在前2 s内即完成主要重构并拉开工况差异: 180°/150°通量抬升并形成更突出的高值区, 120°变化较弱, 90°持续降低; 至51 s差异进一步扩大. 热群中子通量量级更低且主要集中于反射层邻近区域, 旋转阶段响应相对迟缓, 中后期逐渐表现为局部高值区的形成与增强(在120°和90°工况更明显). 综合可知, 控制鼓旋转首先改变径向泄漏与反射条件, 快速引发通量/功率响应; 角度保持后, 通量仍在热反馈耦合下缓慢演化, 对应功率的渐进调整.

温度场在扰动结束时变化有限, 中后期差异逐步显现: 180°/150°更早形成并维持更明显的高温区, 120°温升较弱, 90°整体温度最低, 体现通量先变、温度滞后的热惯性特征; 轴向上中心高度温度更高, 端部升温相对缓慢. 180°工况下等效应力主要集中在高温梯度对应区域、结构外缘及界面过渡位置(如基体外缘与底部轴向反射层边缘), 由色标应力范围可知, 基体应力水平高于反射层; 随着温度的非均匀性累积, 高应力区整体增强, 表明应力演化受热载荷空间梯度主导.

3.4　热管失效瞬态

本节在控制鼓角度为180°工况下, 综合分析两根热管同时失效对堆芯功率响应以及堆芯基体温度场与应力场的瞬态影响. 传热模型中, 将失效热管等效为绝热边界以表征其热阱能力丧失. 为考察外周区域在热管失效下的整体与局部效应, 本算例选取外周近边界的第6和7根热管于0 s同时失效.

功率响应见图11. 归一化功率随时间整体下降, 热管失效工况下降更快: 51 s时无失效工况约0.91, 失效工况约0.89, 两者相差约2%. 图11(b)中失效邻域的相对功率偏差更突出, 最高偏差为1.45%. 温度与应力响

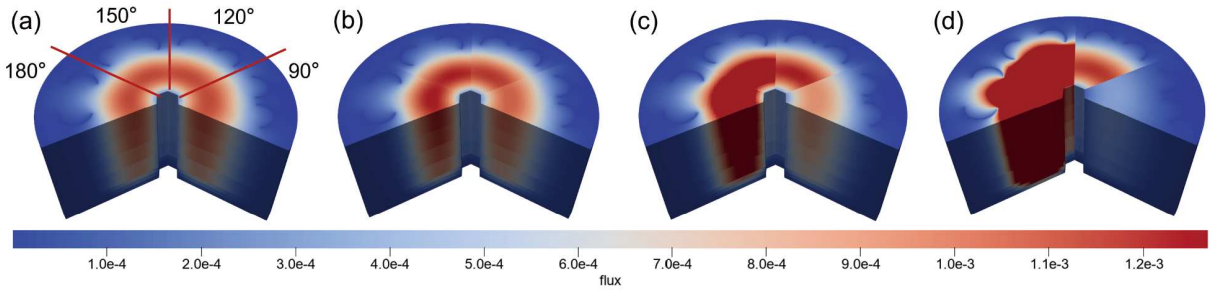

图 7　(网络版彩图)关键时刻快群中子通量分布(扇区拼接: 自左至右为180°/150°/120°/90°). (a) t = 0 s; (b) t = 1 s; (c) t = 2 s; (d) t = 51 s

Figure 7　(Color online) Fast-group neutron flux distributions at selected time instants (sector-stitched layout: 180°/150°/120°/90° from left to right). (a) t = 0 s; (b) t = 1 s; (c) t = 2 s; (d) t = 51 s.

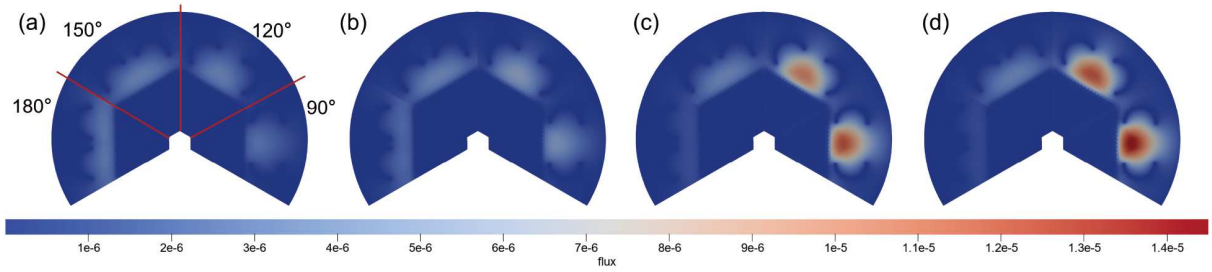

图 8　(网络版彩图)关键时刻热群中子通量分布(扇区拼接: 自左至右为180°/150°/120°/90°). (a) t = 0 s; (b) t = 2 s; (c) t = 34 s; (d) t = 51 s

Figure 8　(Color online) Thermal-group neutron flux distributions at selected time instants (sector-stitched layout: 180°/150°/120°/90° from left to right). (a) t = 0 s; (b) t = 2 s; (c) t = 34 s; (d) t = 51 s.

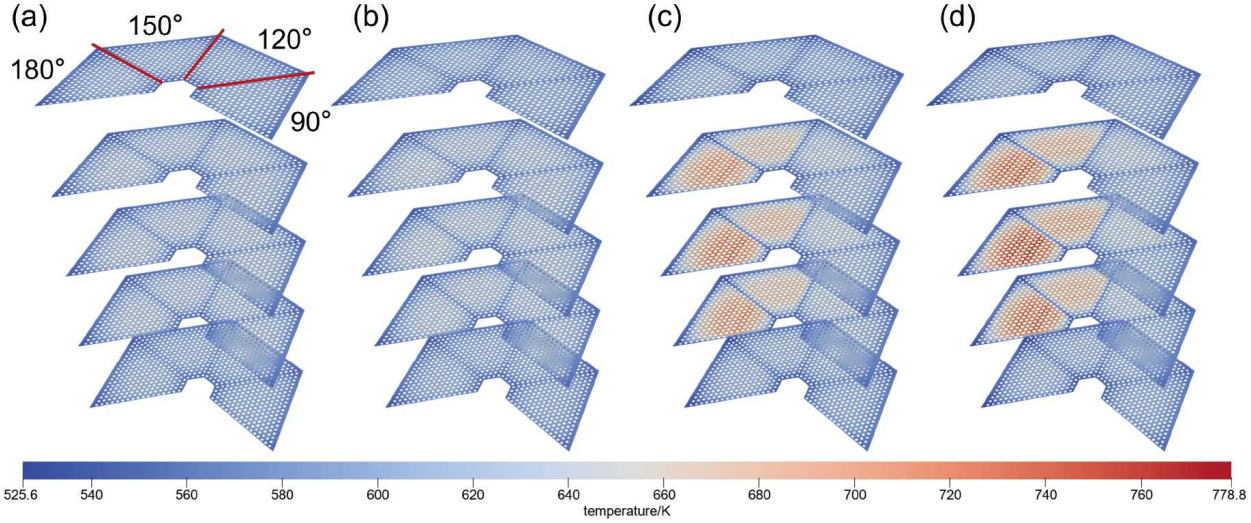

图 9　(网络版彩图)燃料与基体温度场的瞬态演化(轴向5截面; 扇区拼接: 自左至右为 180°/150°/120°/90°). (a) t = 0 s; (b) t = 2 s; (c) t = 34 s; (d) t = 51 s

Figure 9　(Color online) Transient evolution of fuel and monolith temperature fields (five axial slices; sector-stitched layout: 180°/150°/120°/90° from left to right). (a) t = 0 s; (b) t = 2 s; (c) t = 34 s; (d) t = 51 s.

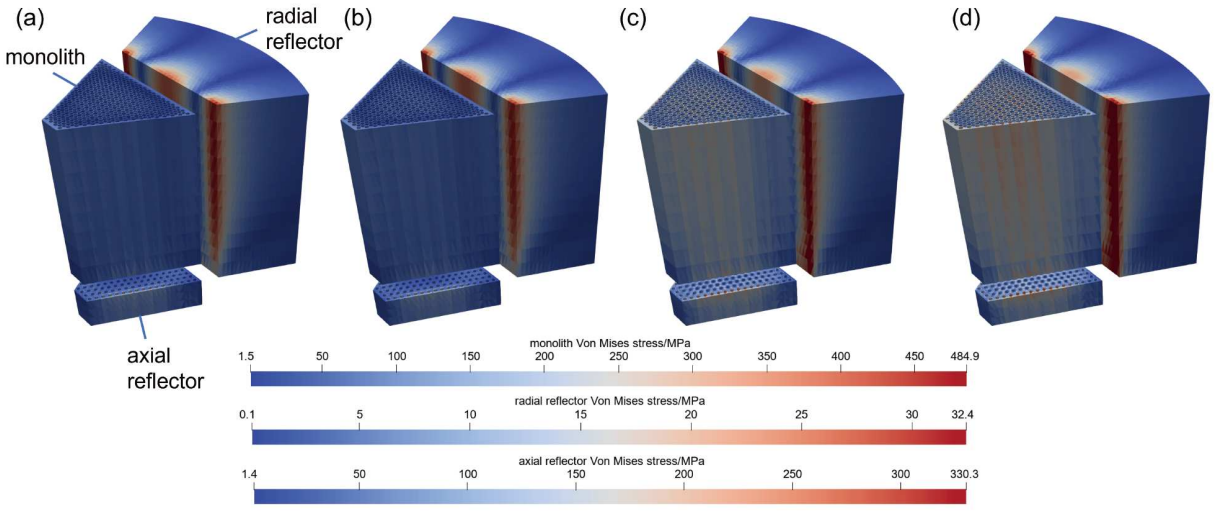

图 10　(网络版彩图) 180°工况下基体及反射层Von Mises等效应力的瞬态分布. (a) t = 0 s; (b) t = 2 s; (c) t = 34 s; (d) t = 51 s

Figure 10　(Color online) Transient Von Mises stress distributions of the monolith and reflectors for the 180° case. (a) t = 0 s; (b) t = 2 s; (c) t = 34 s; (d) t = 51 s.

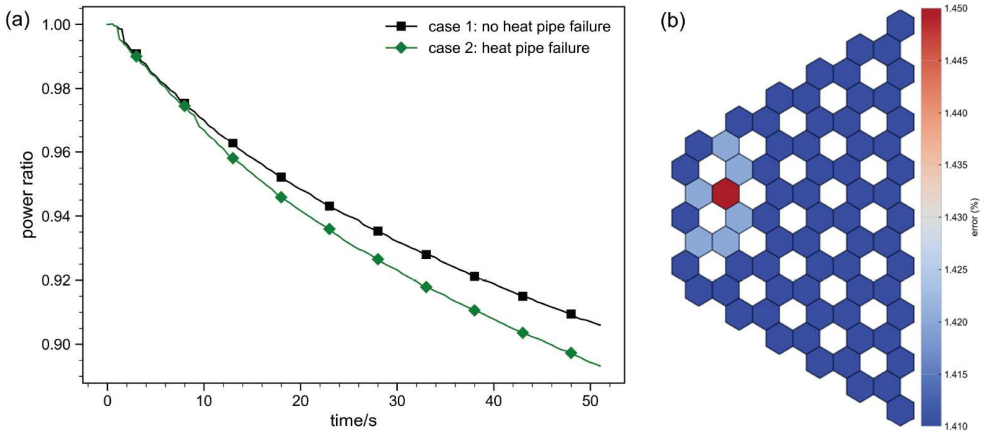

图 11　(网络版彩图)热管失效对堆芯功率演化及空间分布的影响(控制鼓角度为180°时). (a) 归一化功率随时间的演化; (b) 有热管失效与无热管失效工况之间的相对功率差异(t = 51 s)

Figure 11　(Color online) Effect of heat pipe failure on core power evolution and spatial distribution (control drum angle = 180°). (a) Time evolution of the normalized power; (b) relative power difference between the heat-pipe-failure and no-heat-pipe-failure cases (t = 51 s).

应结果如图12所示: 随失效发展至51 s, 失效邻域出现显著局部温升, 高温区向周围燃料与基体扩展, 外周温度梯度明显增大; 基体等效应力在失效邻域及其外周增强, 并形成更连续的高应力带.

以上现象表明, 局部热管失效会加剧局部功率与温度分布的不均匀性, 并提高应力集中的风险. 其原因在于失效热管丧失热阱功能后, 热量转而通过基体横向传导并重新分配, 局部散热能力下降, 温度升高引起的多普勒负反应性反馈使堆芯功率水平进一步下调. 同时, 失效邻域的温度梯度增大, 在结构约束下孔隙边缘处的热应变差异加剧, 更易诱发应力集中.

4　结论

本文面向MegaPower控制鼓运动与外周热管失效等典型瞬态, 建立了中子学-热工-力学高保真耦合平台: 以蒙特卡罗生成多群截面与动力学参数, 结合三维时空动力学获得精细功率, 并通过热-力迭代数据交

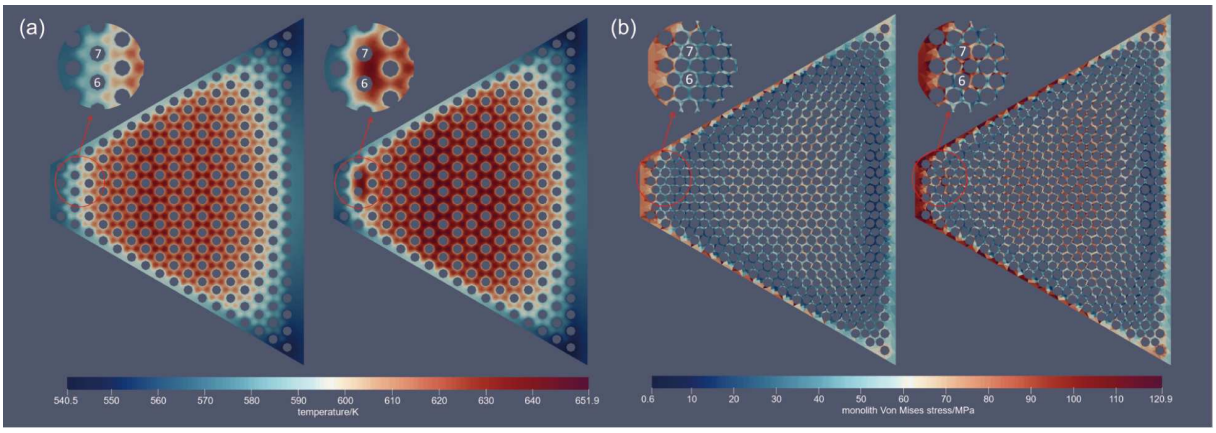

图 12　(网络版彩图)两根热管失效下堆芯温度与应力场的瞬态响应(控制鼓角度为180°时). (a) 温度分布(t = 0 s与t = 51 s); (b) 应力分布(t = 0 s与t = 51 s)

Figure 12　(Color online) Transient responses of temperature and stress fields under the simultaneous failure of two heat pipes (control drum angle = 180°). (a) Temperature distribution (t = 0 s vs. t = 51 s); (b) stress distribution (t = 0 s vs. t = 51 s).

换实现一致收敛, 其中在固定中子学网格上引入虚拟密度等效热膨胀几何反馈. 结果表明, 多物理反馈会显著修正全局反应性与功率分布: 在控制鼓180°工况下, k_{eff}由N模式的0.86082降至N-T-E模式的0.84792, 热膨胀带来1230 pcm的负反应性; 虚拟密度法相对重网格参考解的k_{eff}偏差在不同控制鼓角度下总体< 200 pcm, 而忽略热膨胀修正时偏差可达10^3 pcm量级. 控制鼓小角度旋转的反应性价值随起始角度呈明显非线性, 51 s时功率比可从约0.24的持续衰减到升至约3.2–4.9; 通量演化先于温度场, 温度非均匀性累积使外缘、界面过渡及高功率区热应力增强. 外周两根热管同时失效会放大局部温度梯度并扩大热点范围, 并诱发更强应力集中. 后续可通过基准算例与试验数据对比验证, 增强该平台对工程瞬态与失效工况的预测能力与可信度, 为热管堆安全裕度评估与设计优化提供了有力的支撑.

参考文献

1 Gibson M, Poston D, Mcclure P, et al. The kilopower reactor using stirling TechnologY (KRUSTY) nuclear ground test results and lessons learned. In: Proceedings of the 2018 International Energy Conversion Engineering Conference. Cincinnati, 2018

2 Stauff N, Lee C H, Filippone C. Core Design of the Holos-quad Microreactor. Technical Report. Argonne, IL: Argonne National Laboratory (ANL), 2022

3 Poston D. The difficulties of using a neutron moderator in space reactors. In: Proceedings of the Nuclear and Emerging Technologies for Space (NETS 2025). Huntsville, 2025. 18–27

4 El-Genk M S, Tournier J M P. "SAIRS"—Scalable amtec integrated reactor space power system. Prog Nucl Energy, 2004, 45: 25–69

5 Guo Y, Su Z, Li Z, et al. The super thermal conductivity model for high-temperature heat pipe applied to heat pipe cooled reactor. Front Energy Res, 2022, 10: 819033

6 Mcclure P R, Poston D I, Dasari V R, et al. Design of Megawatt Power Level Heat Pipe Reactors. Technical Report. Los Alamos, NM: Los Alamos National Lab. (LANL), 2015

7 Ma Y, Han W, Xie B, et al. Coupled neutronic, thermal-mechanical and heat pipe analysis of a heat pipe cooled reactor. Nucl Eng Des, 2021, 384: 111473

8 Guo Y, Li Z, Huang S, et al. A new neutronics-thermal-mechanics multi-physics coupling method for heat pipe cooled reactor based on RMC and OpenFOAM. Prog Nucl Energy, 2021, 139: 103842

9 Jeong M J, Im J, Lee S, et al. Multiphysics analysis of heat pipe cooled microreactor core with adjusted heat sink temperature for thermal stress reduction using OpenFOAM coupled with neutronics and heat pipe code. Front Energy Res, 2023, 11: 1213000

10 Lee C, Jung Y S. Development of the PROTEUS and ANSYS Coupled System for Simulating Heat Pipe Cooled Micro Reactors. Technical Report. Argonne, IL: Argonne National Lab. (ANL), 2020
11 Hu G, Hu R, Kelly J M, et al. Multi-physics Simulations of Heat pipe Micro Reactor. Technical Report. Argonne, IL: Argonne National Lab. (ANL), 2019
12 Henry A F. The application of reactor kinetics to the analysis of experiments. Nucl Sci Eng, 1958, 3: 52–70
13 Romano P K, Horelik N E, Herman B R, et al. OpenMC: A state-of-the-art Monte Carlo code for research and development. Ann Nucl Energy, 2015, 82: 90–97
14 Zhang T, Xiao W, Yin H, et al. VITAS: A multi-purpose simulation code for the solution of neutron transport problems based on variational nodal methods. Ann Nucl Energy, 2022, 178: 109335
15 Alnæs M, Blechta J, Hake J, et al. The FEniCS project version 1.5. Arch Numer Softw, 2015, 3: 100
16 Xiao W, Sun Q, Liu X, et al. Application of stiffness confinement method within variational nodal method for solving time-dependent neutron transport equation. Comput Phys Commun, 2022, 279: 108450
17 Li T, Xiong J, Zhang T, et al. Multi-physics coupled simulation on steady-state and transients of heat pipe cooled reactor system. Ann Nucl Energy, 2023, 187: 109774
18 Eslami M R, Hetnarski R B, Ignaczak J, et al. Basic equations of thermoelasticity. In: Theory of Elasticity and Thermal Stresses: Explanations, Problems and Solutions. Dordrecht: Springer, 2013. 391–422
19 Larsen E W, Pomraning G C. Boundary perturbation theory. Nucl Sci Eng, 1981, 77: 415–425
20 Abramov B D. Calculation of reactivity effects in deformed zones of nuclear reactors. At Energy, 1998, 85: 853–859
21 Zheng Y, Xiao Y, Wu H. Application of the virtual density theory in fast reactor analysis based on the neutron transport calculation. Nucl Eng Des, 2017, 320: 200–206
22 Reed M, Smith K, Forget B. The “virtual density” theory of neutronics. Ann Nucl Energy, 2018, 112: 549–596

Research on high-fidelity neutronics-thermal-mechanical coupled transient analysis methods for heat pipe microreactors

HU Linkun[1,2], WANG Sicheng[2,3], LIU Xiaojing[1,2] & ZHANG Tengfei[1,2*]

[1] *School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China*
[2] *Shanghai Digital Nuclear Reactor Technology Fusion Innovation Center, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China*
[3] *College of Smart Energy, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China*
**Corresponding author (email: zhangtengfei@sjtu.edu.cn)*

This study focuses on heat-pipe-cooled micro nuclear reactors and develops a high-fidelity coupled analysis methodology to perform neutronic-thermal-mechanical multiphysics simulations under control drum rotation and heat pipe failure conditions. The variational nodal method code VITAS is employed to solve the space-time neutron kinetics equations, while FEniCS is used to solve the three-dimensional heat conduction and thermoelasticity governing equations. In addition, a vapor-core-porous-wick heat pipe model is introduced to predict the temperature distribution within the heat pipes. The exchange of power, temperature, and density fields is achieved through Picard iteration to ensure consistent multiphysics coupling. Furthermore, a virtual density method suitable for coupled multiphysics analysis is proposed, enabling accurate modeling of core thermal expansion effects on a fixed computational mesh. This method reduces the deviation in effective multiplication factor to within 200 pcm, which is significantly lower than the approximately 1000 pcm error obtained when thermal expansion is neglected. Transient simulations of a 4° control drum rotation indicate that the reactor power exhibits an initial rapid variation followed by a gradual evolution dominated by thermal feedback. At 51 s, the power ratio among different initial control drum angle cases ranges from 0.24 to 4.9. In heat pipe failure transient analyses, the failure of two peripheral heat pipes leads to pronounced local temperature rise and intensified stress concentration. This work provides important theoretical foundations and technical support for high-fidelity transient safety assessment and engineering design of heat-pipe-cooled micro reactors.

heat-pipe-cooled microreactors, neutronic-thermal-mechanical coupling, space-time neutron kinetics, virtual density method, control drum rotation transient, heat pipe failure

PACS: 28.20.Gd, 28.41.Ak, 28.50.Ft, 44.10.+I, 65.40.De

doi: 10.1360/SSPMA-2026-0228