

考虑热膨胀效应的燃料棒热力耦合模型 及动力学稳定性研究

李朋洲^{1,2} 张宇^{1,2†} 乔红威^{1,2} 徐建军^{1,2} 张晓玲^{1,2}

(1. 中国核动力研究设计院, 成都 610213)

(2. 中国核动力研究设计院 核反应堆技术全国重点实验室, 成都 610213)

摘要 高温气体反应堆燃料棒面临较大的轴向温度梯度, 芯块传热一方面会改变燃料棒材料属性, 另一方面气体在热源影响下具有显著的热膨胀性, 导致燃料棒的流固耦合机制更为复杂. 为探究在高温、高速轴向流气体激励下燃料棒的动力学稳定性, 求解了燃料棒包壳的空间温度分布, 推导了燃料棒热力耦合控制方程. 由系统 Jacobi 矩阵特征值分布明确了燃料棒的失稳边界, 获取了最大热源线功率密度、入口温度和热膨胀性等对燃料棒第一临界失稳质量流量的影响规律. 结果表明, 当不考虑气体热膨胀性时, 最大热源线功率密度几乎不影响燃料棒第一临界失稳质量流量, 且入口温度越高, 第一临界失稳质量流量越低; 当考虑气体可热膨胀性时, 最大热源线功率密度和入口温度均与第一临界质量流量呈负相关. 不考虑气体热膨胀效应将高估燃料棒第一临界质量流量, 使结果不保守.

关键词 高温气体反应堆, 燃料棒, 动力学稳定性, 热力耦合, 气体热膨胀

中图分类号: TH113.1

文献标志码: A

Thermodynamic Coupling Model and Dynamic Stability of Fuel Rod Considering the Thermal Expansion Effect

Li Pengzhou^{1,2} Zhang Yu^{1,2†} Qiao Hongwei^{1,2} Xu Jianjun^{1,2} Zhang Xiaoling^{1,2}

(1. Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610213, China)

(2. National Key Laboratory of Nuclear Reactor Technology, Nuclear Power Institute of China,
Chengdu 610213, China)

Abstract The fuel rods in high temperature gas reactor face a great axial temperature gradient, and the heat transfer of pellets will change the material characteristics of the fuel rods on the one hand. On the other hand, the gas has obvious thermal expansion under the influence of a heat source, which makes the fluid structure interaction of the fuel rods more complicated. In order to study the dynamic stability of fuel rods excited by high-temperature and high-speed axial gas, the spatial temperature distribution of fuel rod cladding is solved, and the thermodynamic coupling control equation of fuel rods was derived. The instability boundary of the fuel rod is defined by using the eigenvalue distribution of Jacobian matrix, and the effects of the maximum heat source line power density, inlet temperature and thermal expansion on the first critical mass flow rate of the fuel rod are obtained. The results show that the maximum heat source line power density has little influence on the first critical mass flow rate of the fuel rods, and the higher the inlet temperature, the smaller the first critical mass flow rate. Considering the thermal expansion of gas, the maximum heat source line power density and inlet temperature are nega-

tively related to the first critical mass flow rate. If the thermal expansion effect of gas is not considered, the first critical mass flow rate of fuel rod will be overestimated.

Key words high temperature gas reactor, fuel rod, dynamic stability, thermodynamic coupling, thermal expansion of gas

引言

高温气体反应堆是第四代先进反应堆堆型之一^[1-3],具有灵活的扩展性和广阔的应用场景.然而,反应堆燃料棒在轴向流气体的激励下,不可避免地发生振动,而结构振动反过来又对气体流动造成影响,是典型的流固耦合问题.

在以往压水堆的研究中,多关注燃料棒在流体激励下的微幅振动^[4,5],且因温度相对较低,忽略了燃料棒温度分布对其振动的影响.然而,高温气体反应堆堆内温度远高于压水堆,堆内燃料棒面临极为严酷的气动—弹性—热服役环境.在这种极端高温环境中,沿燃料棒轴向方向将存在较大的非均匀温度梯度,并导致气体属性在空间上发生显著变化.由此引发的非均匀热应力分布和气体载荷使燃料棒的流固耦合行为变得更为复杂^[6].

针对圆柱结构在轴向流中的流固耦合行为,国内外学者开展了大量基础性研究并取得了丰硕成果^[7,8].一般认为,圆柱结构受到的流体力可分解成无粘力和粘性力,应用势流理论和细长体理论可以分别量化.Modarres-Sadeghi 等^[9]针对圆柱结构在轴向流中的流固耦合问题,提出了一种弱非线性振动控制方程,且研究了轴向力、结构柔度、摩擦阻力系数等对结构屈曲失稳临界流速的影响,同时通过数值方法预测了结构的屈曲后颤振失稳流速以及在更高流速下的混沌振动行为.金基铎等^[10]对上述模型进行了深入探究,认为其中许多非线性项对结构振动行为的影响程度较低,仅保留了因横向振动引起的轴向力项,结果表明简化后的流固耦合模型仍能较准确地识别出结构屈曲失稳和颤振失稳临界流速.舒亚锋等^[11]建立了两端简支圆柱在脉动轴向流下的非线性流固耦合方程,讨论了脉动频率对结构振动行为的影响.刘鹏亮^[12]针对燃料棒自由振动、附加质量、响应功率谱密度、可视化试验及响应不确定性等开展了深入研究.除理论研究

外,不少学者采取数值模拟手段对轴向流中圆柱结构(燃料棒)的流固耦合行为进行了研究.如 Liu 等^[13,14]通过用户自定义函数进行二次开发,将结构振动有限元方程植入到流场求解器 Fluent,完成了对单圆柱和圆柱簇的流固耦合模拟.Santis 等^[15]借助 STAR-CCM+ 平台对双圆柱和七圆柱簇在轴向流中的流固耦合振动行为和柱间干扰进行了系统性探索.Liu 等^[16]采取数值方法分析了带空间格架燃料棒在湍流激励下的振动响应.

尽管上述工作对燃料棒这类圆柱结构在轴向流中的流固耦合特性进行了较为全面的研究,但对于燃料棒热力学特性和流体热膨胀性如何影响结构临界失稳状态缺少探索,这对高温气体反应堆燃料棒结构设计和反应堆功率控制等均有不利影响.本文在获得燃料棒空间温度分布规律的基础上,建立轴向流燃料棒热力耦合模型,通过流固耦合系统特征值明晰热力学参数和热膨胀性等对燃料棒动力学稳定性的影响机制.

1 燃料棒轴向温度分布

1.1 传热模型

在明确燃料棒轴向温度分布前,需推导温度沿径向方向的变化规律,然后由燃料棒外侧冷却剂温度导出燃料棒整体温度分布情况.图 1 展示了燃料棒主体结构和在径向方向的传热模型.燃料棒由内部芯块和外部包壳组成,燃料棒长度为 L ,芯块与包壳之间存在气隙,芯块外径、包壳内径和包壳外径分别为 r_1 、 r_2 和 r_3 .设 Q 为芯块热源体功率密度,芯块中心温度为 T_{pi} ,芯块外表面温度为 T_{po} ,包壳内表面温度为 T_{ci} ,包壳外表面温度为 T_{co} ,燃料棒周围冷却剂温度为 T_f .由于燃料棒内部几乎无流体流动,可认为燃料棒包壳、气隙和芯块内部均以热传导为主,包壳外表面与周围流体之间以热对流为主.

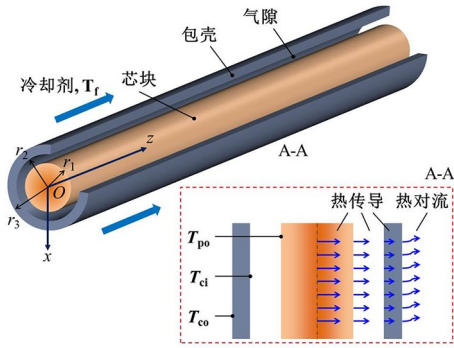


图1 燃料棒径向传热模型

Fig. 1 Radial heat transfer model of fuel rod

由热力学原理易知燃料棒芯块中心到包壳外冷却剂的径向温度差 ΔT 为^[17]:

$$\Delta T = \Delta T_p + \Delta T_g + \Delta T_c + \Delta T_h$$

$$= (R_p + R_g + R_c + R_h)q \quad (1)$$

式中: $\Delta T_p = T_{pi} - T_{po}$, $\Delta T_g = T_{po} - T_{ci}$, $\Delta T_c = T_{ci} - T_{co}$ 和 $\Delta T_h = T_{co} - T_f$ 分别为芯块温差、气隙温差、包壳温差和对流温差, $^{\circ}\text{C}$; R_p 、 R_g 、 R_c 和 R_h 分别为单位长度上芯块热阻、气隙热阻、包壳热阻和对流热阻, $\text{m} \cdot ^{\circ}\text{C}/\text{W}$; $q = Q\pi r_1^2$ 为热源线功率密度, W/m . 上述热阻具体表达式如表1所示.

表1 热阻表达式

Table 1 Expressions of thermal resistance

符号	表达式	备注
R_p	$\frac{1}{4\pi\lambda_p}$	λ_p : 芯块热导率
R_g	$\frac{1}{2\pi\lambda_g} \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)$	λ_g : 气隙热导率
R_c	$\frac{1}{2\pi\lambda_c} \ln\left(\frac{r_3}{r_2}\right)$	λ_c : 包壳热导率
R_h	$\frac{1}{2\pi h r_3}$	h : 对流换热系数

1.2 包壳轴向温度分布

现考虑如图2所示由单根燃料棒及其冷却剂构成的单通道模型,根据热平衡原理建立冷却剂轴向温度场与热源线功率密度之间的关系.在上述单通道模型内,冷却剂热平衡方程为:

$$\dot{m}_g c_p dT = q dz \quad (2)$$

式中: $\dot{m}_g$ 为单通道内冷却剂质量流量, kg/s ; c_p 为冷却剂定压比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})$. 从0到 z 积分式(2)可得任一轴向位置处冷却剂温度:

$$T_f = T_{f0} + \frac{1}{\dot{m}_g c_p} \int_0^z q dz \quad (3)$$

式中: T_{f0} 为 $z=0$ 处(即入口处)冷却剂温度. 当冷却剂中不存在沸腾时,可认为热源线功率密度 q 近似呈余弦分布,即:

$$q = q_m \cos \left[\frac{\pi(2z - L)}{L_e} \right] \quad (4)$$

式中: q_m 为最大热源线功率密度,其值在燃料棒($z=L/2$)中部取得; L_e 为一略大于 L 的参数,保证燃料棒在 $z=0$ 和 $z=L$ 处有非零热源线功率密度. 联立式(3)、式(4)可得冷却剂轴向温度分布为:

$$T_f(z) = T_{f0} + \frac{q_m}{\dot{m}_g c_p} \int_0^z \cos \left[\frac{\pi(2z - L)}{2L_e} \right] dz \quad (5)$$

由于燃料棒包壳径向厚度与轴向长度比值较小(~ 0.001 量级),故忽略径向温度梯度对燃料棒包壳材料属性的影响,仅考虑包壳沿轴向方向的温度梯度(以包壳中面为代表). 由式(1)、式(5)得燃料棒包壳中面轴向温度为:

$$T(z) = T_{f0} + \frac{L_e q_m}{\pi \dot{m}_g c_p} \left\{ \sin \left[\frac{\pi(2z - L)}{2L_e} \right] + \sin \left(\frac{\pi L}{2L_e} \right) \right\} + \left[\frac{1}{2\pi h r_3} + \frac{1}{2\pi \lambda_c} \ln \left(\frac{r_3}{r_2} \right) \right] q_m \cos \left[\frac{\pi(2z - L)}{2L_e} \right] - \frac{q_m}{2\pi \lambda_c} \cos \left[\frac{\pi(2z - L)}{2L_e} \right] \ln \left(\frac{r_2 + r_3}{2r_2} \right) \quad (6)$$

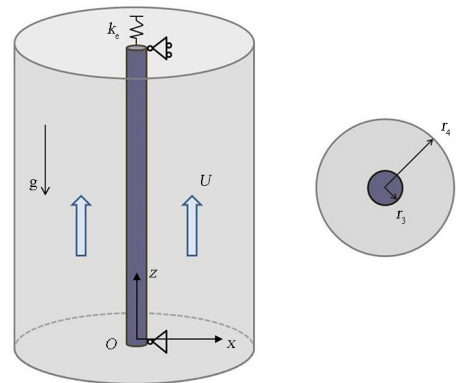


图2 单通道燃料棒

Fig. 2 Fuel rod with single channel

2 热力耦合模型及求解方法

2.1 热力耦合模型

假设燃料棒上下端均为简支,且将实际支撑对燃料棒上端的轴向位移限制简化为弹簧约束,弹簧刚度系数为 k_e ,简化模型如图2所示.同时,认为芯块对包壳只有质量贡献而无刚度贡献(这一假设来

源于在芯块与包壳之间存在气隙), 本文只考虑燃料棒沿 x 方向的振动, 振动位移为 w 。燃料棒在轴向流冷却剂激励下发生振动, 其流体力模型是探究结构稳定性和动力学响应等的决定性因素。作用在燃料棒上的流体力可分为以下几类: ①无粘流体力 F_A 、②粘性流体力 F_L (轴向) 和 F_N (法向)、③附加轴力 F_S 。

对于无粘流体力, 根据细长体理论给出的表达式为^[18]:

$$F_A = \chi \rho A \left(\frac{\partial}{\partial t} + U \frac{\partial}{\partial z} \right) w \quad (7)$$

式中: χ 为冷却剂的附加质量系数; ρ 为冷却剂密度, kg/m^3 ; $A = \pi r_3^2$ 为燃料棒横截面积, m^2 ; U 为冷却剂流速, m/s 。附加质量系数可表示为 $\chi = (r_4^2 + r_3^2) / (r_4^2 - r_3^2)$, r_4 为单通道半径。可以看到, 冷却剂流速 U 与单通道内冷却剂质量流量 $\dot{m}_g$ 的转换关系为:

$$U = \frac{\dot{m}_g}{\pi \rho (r_4^2 - r_3^2)} \quad (8)$$

本文以 He-Xe 混合气体作为冷却剂, 其摩尔质量为 $40 \text{ g}/\text{mol}$ ^[3]。EL-GENK 等^[19]基于理想气体模型和非理想气体模型对 He-Xe 的基本物性进行了对比研究, 发现当摩尔质量大于 $40 \text{ g}/\text{mol}$ 时, 由非理想气体模型得到的基本物性与实际值更接近, 但当摩尔质量不超过 $40 \text{ g}/\text{mol}$ 时, 两者所得结果基本一致。鉴于理想气体模型的计算过程更为简便, 本文将冷却剂密度 $\rho (\text{kg}/\text{m}^3)$ 按理想气体处理, 即:

$$\rho = \frac{PM}{R(T_f + 273)} \quad (9)$$

式中: P 为压力, Pa ; $M = 0.04 \text{ kg}/\text{mol}$; $R = 8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$ 为理想气体常数。

轴向及法向粘性流体力由半经验公式给出:

$$F_L = \rho r_3 U^2 C_L \quad (10)$$

$$F_N = \rho r_3 U C_L \left(\frac{\partial w}{\partial t} + U \frac{\partial w}{\partial z} \right) \quad (11)$$

式中: C_L 为轴向粘性流体力系数。

关于附加轴力, 需要综合考虑燃料棒本身重力 (z 轴反方向)、冷却剂导致的浮力、冷却剂对燃料棒的摩擦力和结构热膨胀引起的压缩力。结合前期关于燃料棒热膨胀效应^[20]和 Païdoussis^[7]的工作, 可导出附加轴力为:

$$F_S = \frac{EA_c}{L} \left[\frac{-k_e \int_0^L \frac{1}{EA_c} dz \int_0^L \alpha (T - T_0) dz}{1 + k_e \int_0^L \frac{1}{EA_c} dz} \right] + \left[(-m + \rho A) g + \rho r_3 U^2 C_L \left(1 + \frac{2r_3}{D_h} \right) \right] \left(\frac{L}{2} - z \right) \quad (12)$$

式中: α 为随温度变化的热膨胀系数, $/^\circ\text{C}$; T_0 为室温, 取 20°C ; E 为燃料棒包壳弹性模量, Pa ; $A_c = \pi(r_3^2 - r_2^2)$ 为燃料棒包壳横截面积, m^2 ; $g = 9.81 \text{ m}/\text{s}^2$ 为重力加速度; $D_h = 2(r_4 - r_3)$ 为单通道水力直径, m ; m 为燃料棒包壳单位长度质量, kg/m 。

考虑燃料棒包壳的轴向非均匀温度分布, 根据欧拉-伯努利梁理论和 2.1 节的受力分析, 导出燃料棒的热力耦合模型为:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^2}{\partial z^2} \left(EI \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) + \rho r_3 U C_L \left(\frac{\partial w}{\partial t} + U \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \\ & \chi \rho A \left(\frac{\partial}{\partial t} + U \frac{\partial}{\partial z} \right)^2 w - \\ & \left\{ \frac{EA_c}{L} \left[\frac{-k_e \int_0^L \frac{1}{EA_c} dz \int_0^L \alpha (T - T_0) dz}{1 + k_e \int_0^L \frac{1}{EA_c} dz} \right] + \right. \\ & \left. \left[(-m + \rho A) g + \rho r_3 U^2 C_L \left(1 + \frac{2r_3}{D_h} \right) \right] \left(\frac{L}{2} - z \right) \right\} \\ & \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + \left[(-m + \rho A) g + \rho r_3 U^2 C_L \frac{2r_3}{D_h} \right] \frac{\partial w}{\partial z} + \\ & m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \end{aligned} \quad (13)$$

式中: I 为燃料棒包壳截面惯性矩, m^4 。

2.2 求解方法

分四步求解燃料棒动力学稳定性: ①采取 CFD 数值模拟求解轴向粘性流体力系数 C_L ; ②由式(5)和式(6)得到冷却剂及包壳中面温度分布, 进一步通过式(8)和式(9)得到冷却剂密度和流速分布; ③由 Galerkin 方法得到横向振动控制方程的离散(矩阵)形式; ④通过 QR 分解获得对应的系统特征值, 进而判断燃料棒的临界失稳流速。

本文借助 ANSYS Fluent 对燃料棒单通道开展稳态流动分析, 采取 $k-\omega$ SST 模型模拟湍流流动, 该湍流模型已经被成功用于燃料棒流载体荷、热工水力分析等^[21,22], 其可靠性得到了充分验证。

进行CFD数值模拟时,给定入口速度和出口压力边界条件,其余边界指定为无滑移条件.为保证计算结果的鲁棒性,需开展不同流速下的数值模拟,以获得对应的轴向粘性流体力系数.若计算所得轴向粘性流体力系数相对于流速具有较大的分散性或显著的规律性,将对其进行数据拟合;若相对于流速具有很好的重复性,将取其平均值代入横向振动控制方程.

在获得轴向粘性流体力系数及参数沿轴向位置的分布规律后,采取 Galerkin 方法对横向振动控制方程进行离散.将横向振动位移写为有限级数^[23]:

$$w = \sum_{i=1}^N q_i(t) \phi_i(z) \quad (14)$$

式中: $q_i(t)$ 为广义坐标; $\phi_i(z)$ 为基函数; N 为级数截止项.对于文中燃料棒,基函数取为简支梁的模态函数,即:

$$\phi_i(z) = \sin\left(\frac{i\pi z}{L}\right) \quad (15)$$

将式(14)代入式(13),并在方程左右两侧同时乘权函数 $\phi_i(z)$ (权函数同为简支梁模态函数),利用模态函数的正交性可得离散振动控制方程为:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{q} = \mathbf{0} \quad (16)$$

式中: $\mathbf{M}$ 为质量矩阵; $\mathbf{C}$ 为阻尼矩阵; $\mathbf{K}$ 为刚度矩阵; $\mathbf{q} = [q_1, q_2, \dots, q_N]$ 为广义坐标向量.

为获得燃料棒的临界失稳质量流量,将式(16)改写为一阶形式:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{M} \\ \mathbf{M} & \mathbf{C} \end{bmatrix} \dot{\mathbf{p}} + \begin{bmatrix} -\mathbf{M} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K} \end{bmatrix} \mathbf{p} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中: $\mathbf{p} = [\dot{\mathbf{q}}, \mathbf{q}]^T$. 因此问题转换为求解下述矩阵 $\mathbf{H}$ 的特征值:

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C} \end{bmatrix} \quad (18)$$

燃料棒稳定性可通过特征值实部判定,即

$$\begin{cases} \text{Re}(\Omega) < 0, & \text{稳定} \\ \text{Re}(\Omega) > 0, & \text{不稳定} \\ \text{Re}(\Omega) = 0, & \text{临界} \end{cases}$$

其中: Ω 为矩阵 $\mathbf{H}$ 的复特征值,Re表示取实部.

3 方法验证

为验证本文模型及求解方法的可靠性,对一受额外轴向拉力的两端简支圆柱体开展临界失稳流速

分析,并将计算结果与文献[24]中的理论和实验数据进行对比.相关参数如下:圆柱直径 16.764mm,长度 330.2mm,横截面积 220.7mm²,弹性模量 1.98MPa,结构密度 1114.635kg/m³,流体密度 998kg/m³.图3展示了不同轴向拉力对应的临界失稳流速(无量纲化).可以看到,从我们的研究中得到的无量纲临界失稳流速与文献的理论预测非常吻合,与实验结果的平均相对偏差在 25% 以内.关于偏差的原因,Paidoussis^[24]解释道:“由于失稳对结构缺陷高度敏感,这些缺陷加上额外的挠度引起的张拉,导致实验难以准确预测失稳的发生.”尽管与实验结果存在偏差,但总体趋势与理论和实验结果吻合均较好,印证了本文方法的可靠性.

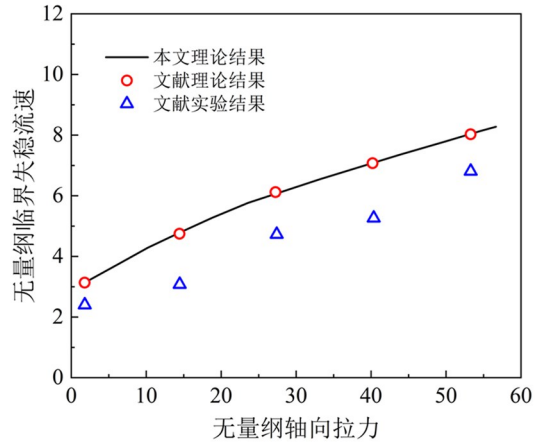


图3 不同轴向拉力的临界失稳流速

Fig. 3 Critical instability velocities under different axial tensions

4 结果及讨论

为使分析结果更具实际指导意义,文中燃料棒几何及基本物性参数选自 EM² 反应堆^[25].单根燃料棒长度为 2.36m,包壳内、外径分别为 $r_2 = 9.5\text{mm}$ 和 $r_3 = 10.5\text{mm}$.燃料棒芯块和包壳材料分别为 UC 和 SiC-SiC.包壳及芯块密度分别为 2800kg/m³ 和 13 630kg/m³.根据文献[26],SiC-SiC 材料的弹性模量 E 随温度的变化幅度较小,在室温到 1800℃ 范围内,其值基本可取为 207GPa,同时其热膨胀系数 α (/℃) 随温度 T (℃) 的变化关系式为:

$$\alpha = 2.05 \times 10^{-12} T^2 + 4.23 \times 10^{-9} T + 3.78 \times 10^{-6} \quad (19)$$

除特殊声明外,文中参数取值见表2.需要说明,表中 m 为等效值,考虑了芯块对包壳的质量贡献.

表 2 参数取值
Table 2 Values of parameters

符号	取值	单位
r_1	9.3	mm
r_2	9.5	mm
r_3	10.5	mm
r_4	12	mm
L	2.36	m
L_e	2.4	m
λ_p	20.26	W/m/℃
λ_g	0.2	W/m/℃
λ_c	15.56	W/m/℃
h	3400	W/m/℃
c_p	520	J/(kg·℃)
T_{f0}	550	℃
q_m	5110	W/m
ρ	式(9), $P=4E6$	kg/m ³
m	4.04	kg/m
$\dot{m}_g$	0.05	kg/s
k_e	10	N/m
E	207E9	Pa
α	式(19)	/℃

4.1 流体力系数

图 4 展示了不同流速下的轴向粘性流体力系数 C_L . 可以看到, 轴向粘性流体力系数 C_L 并非定值, 而是随着轴向来流速度的增加逐渐降低. 因此, 在分析燃料棒的稳定性时需要考虑轴向流速对轴向粘性流体力系数的影响. 为简化计算, 此处通过指数递减函数建立轴向粘性流体力系数与轴向流速之间的拟合关系:

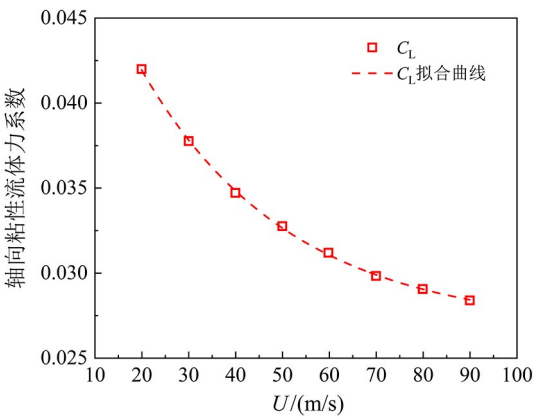


图 4 流体力系数随流速的变化
Fig. 4 Relation between fluid force coefficients and flow velocity

$$C_L=0.028\exp\left(-\frac{U}{32.9}\right)+0.027$$

(20)

4.2 包壳温度及流动参数分析

本节在表 2 参数下对温度场和气体参数的变化情况进行定量研究, 其中质量流量为可变参数. 研究结果可为后续的结构动力学稳定性分析提供输入.

图 5(a) 和图 5(b) 给出了在质量流量 $\dot{m}_g$ 为 0.02、0.05、0.08 kg/s 时, 燃料棒包壳中面温度、气体流速沿轴向的变化情况. 可见, 燃料棒包壳中面温度变化速度在燃料棒两端较低、在燃料棒中部较大, 燃料棒包壳最大温度分别为 1301℃、852℃ 和 741℃, 这意味着质量流量越大气体的对流换热效果越好. 此外, 由于气体的热膨胀性, 其流速在轴向方向上并不恒定, 而是逐渐增加, 以 $\dot{m}_g=0.08$ kg/s 为例, 入口流速与出口流速分别为 32.27 m/s 和 39.62 m/s, 增幅达 22.8%. 图 5(c) 和图 5(d) 展示了在最大热源线功率密度 q_m 为 3000、5110、9000 W/m 且质量流量 $\dot{m}_g=0.08$ kg/s 时, 燃料棒包壳中面温度、气体流速沿轴向的变化情况. 可以看到, 燃料棒包壳温度与最大热源线功率密度呈正相关, 最大温度分别为 662℃、741℃ 和 886℃. 在同一最大热源线功率密度下, 气体流速逐渐升高, 以 $q_m=9000$ W/m 为例, 入口流速和出口流速分别 32.27 m/s 和 45.22 m/s. 此外, 最大热源线功率密度与气体入口流速并无关联, 但对其出口速度有较大影响, 且最大热源线功率密度越高, 出口流速越大. $q_m=3000$ W/m 和 9000 W/m 对应的出口流速分别为 36.58 m/s 和 45.22 m/s, 增幅达 23.6%.

从本节分析结果看, 系统的非均匀温度场和气体的热膨胀性对流体介质的流速分布造成了较大影响, 这进一步导致燃料棒受到的流体激励力变化, 从而影响结构的动力学稳定性. 鉴于此, 本文后续将对结构稳定性开展详细的影响因素研究.

4.3 动力学稳定性影响分析

在给定系统参数下, 通过式(9)、式(19)和式(20), 可以得到不同轴向位置处的气体密度、包壳热膨胀系数和轴向粘性流体力系数, 将其代入式(18)即可获得系统的特征值, 从而判断动力学稳定性.

图 6 展示了在表 2 参数下, 燃料棒的前四阶复

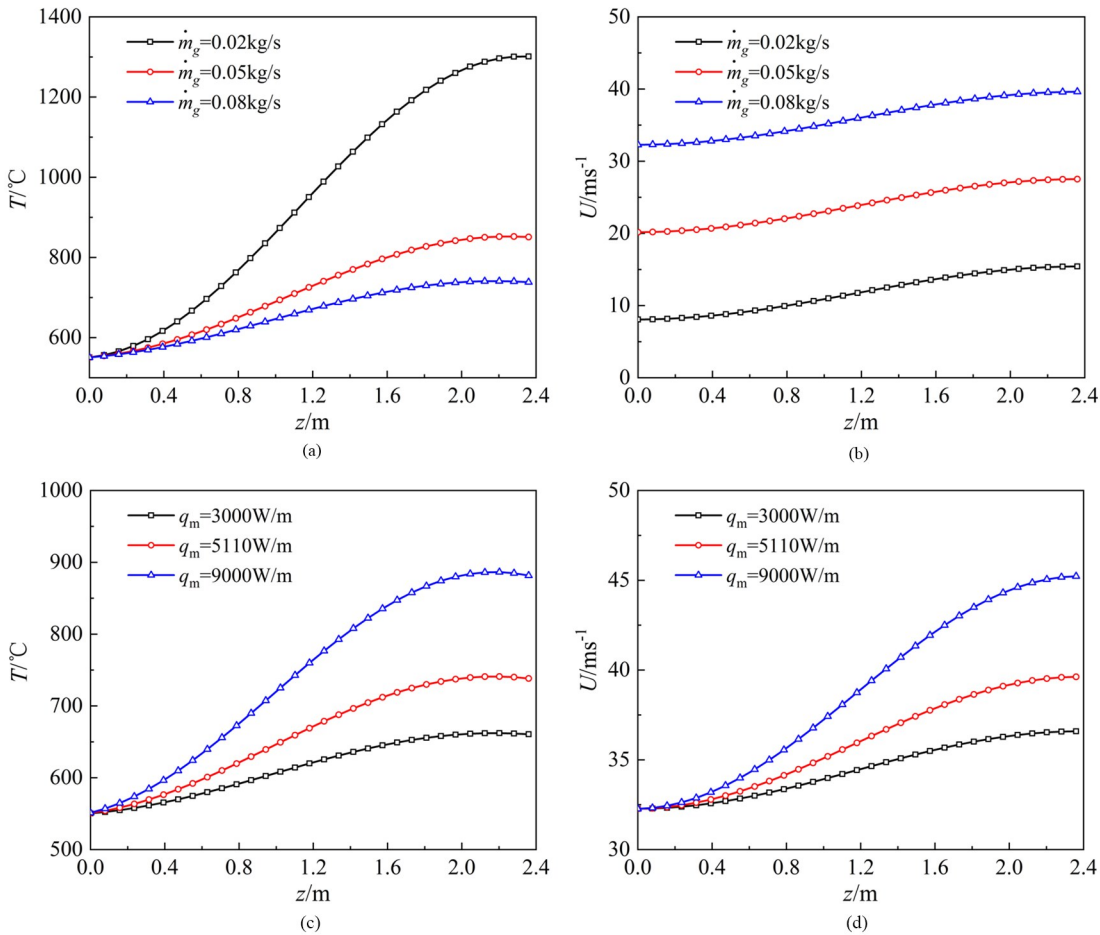


图5 包壳中面温度及气体流速分布:(a)不同质量流量下包壳中面温度分布;(b)不同质量流量下气体流速分布;(c)不同最大热源线功率密度下包壳中面温度分布;(d)不同最大热源线功率密度下气体流速分布

Fig. 5 Distributions of temperature of cladding's middle surface and velocity of gas: (a) Distribution of temperature of cladding's middle surface under different mass flow rates; (b) Distribution of velocity of gas under different mass flow rates; (c) Distribution of temperature of cladding's middle surface under different maximum heat source line power densities; (d) Distribution of velocity of gas under different maximum heat source line power densities

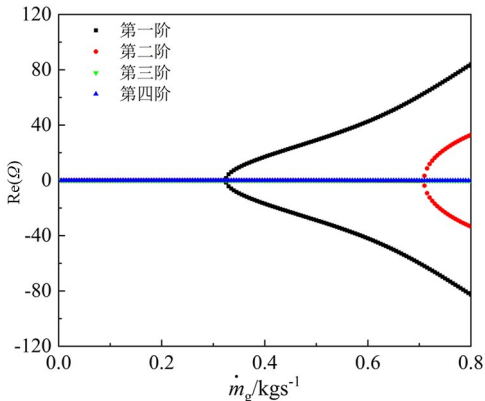


图6 燃料棒振动特征值分布

Fig. 6 Distribution of eigenvalues of fuel rod

频率实部随质量流量(可变参数)的变化情况. 从图5可以看到,当质量流量达到 0.33kg/s 时(第一临界质量流量 $\dot{m}_{cr}$),其第一阶复特征值实部由负值转变为正值,说明燃料棒将出现一阶模态屈曲失稳,当质量流量进一步增加到 0.71kg/s 时(第二临

界质量流量),其第二阶复特征值实部由负值转变为正值. 工程上,仅一阶模态屈曲失稳具有实际意义,因此后续将关注第一临界质量流量.

图7对比了最大热源线功率密度及是否考虑气体热膨胀性对第一临界质量流量的影响. 从图中可见,当气体为可膨胀时,第一临界质量流量随最大热源线功率密度的增加而逐渐降低,二者呈负相关且基本符合线性递减关系,其拟合表达式如下:

$$\dot{m}_{cr} = -0.0127 \frac{q_m}{10000} + 0.333, \quad R = 0.994 \quad (21)$$

式中 R 为拟合优度. 然而,当不考虑气体热膨胀性时,第一临界质量流量基本不发生变化,其值约为 0.335 ,高于考虑热膨胀的情况,且最大热源线功率密度越大,该差距越显著. 通过图5可知,在同一最大热源线功率密度下,当气体发生热膨胀时,其沿燃料棒轴向位置的速度高于入口处,最终导致燃料

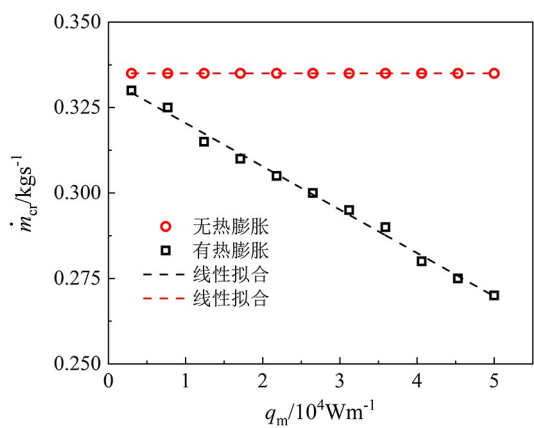


图 7 不同最大热源线功率密度下的第一临界质量流量
Fig. 7 First critical mass rate under different max heat source line power densities

棒受到的离心力增加,从而使得燃料棒提前失稳.当不考虑气体热膨胀时,最大热源线功率密度不会影响气体的属性,因此其第一临界质量流量保持不变.

图 8 对比了冷却剂入口温度和气体热膨胀性对第一临界质量流量的影响.可见,无论气体是否膨胀,第一临界质量流量与冷却剂入口温度均呈负相关,二者关系可通过负指数幂函数描述:

$$\begin{cases} \dot{m}_{cr} = 2.956 T_{f0}^{-0.349}, R = 0.996, \text{ 有热膨胀} \\ \dot{m}_{cr} = 2.900 T_{f0}^{-0.343}, R = 0.996, \text{ 无热膨胀} \end{cases} \quad (22)$$

然而,若对气体做不可膨胀假设,则得到的第一临界质量流量要高于可膨胀情况.随着轴向坐标的增加,随着入口温度的增加,气体整体温度偏高,导致其密度降低和速度升高的程度越显著,这种变化使得热力耦合控制方程中的离心向作用更加突出,这是造成第一临界质量流量下降的主要原因.而当不考虑气体热膨胀时,在同一入口温度下,离心向作

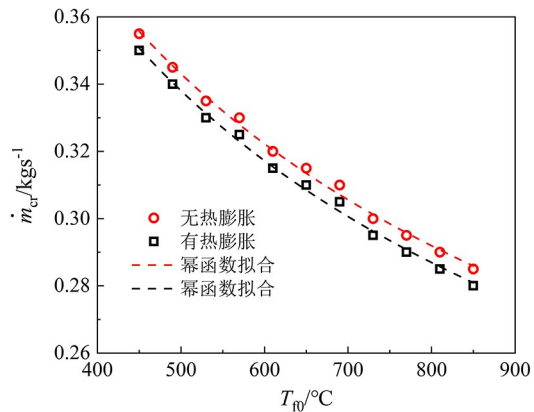


图 8 不同冷却剂入口温度下的第一临界质量流量
Fig. 8 First critical mass rate under different entrance temperatures of coolant

用较弱,因此对应的第一临界质量流量较高.因此,从上述结果可以判断,若忽略气体的热膨胀性,会高估燃料棒的屈曲失稳临界状态.从设计角度而言,这将存在一定的安全隐患.

5 结论

为探究高温气体反应堆燃料棒在高速气体激励下的结构稳定性,首先求解了包壳的轴向温度分布,然后在考虑非均匀热膨胀效应的基础上导出了燃料棒的热力耦合控制方程,最后由特征值分析探明了热力学参数对燃料棒稳定性的影响机制.本文研究结果表明:

- (1)燃料棒轴向粘性流体力系数与轴向流速之间呈负相关,可通过指数递减函数描述;
- (2)质量流量和最大热源线功率密度对燃料棒包壳中面和冷却剂温度分布有显著影响,这种影响直接导致燃料棒受到的流体激励力发生变化;
- (3)气体热膨胀性降低了燃料棒的第一临界质量流量,不考虑热膨胀效应将高估结构失稳状态,使结果不保守.

参考文献

[1] 孟涛,赵富龙,程坤,等.空间气冷堆堆芯初步物理特性分析[J].原子能科学技术,2019,53(8):1459-1465.
MENG T, ZHAO F L, CHENG K, et al. Preliminary physics analysis of space gas-cooled nuclear reactor[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2019, 53(8): 1459-1465. (in Chinese)

[2] MASON L S. A comparison of fission power system options for lunar and Mars surface applications[C]//AIP Conference Proceedings. New York: AIP, 2006.

[3] 陈思远,秦浩,王成龙,等.绕丝结构对氦氙气体流动换热特性影响研究[J].原子能科学技术,2021,55(6):991-999.
CHEN S Y, QIN H, WANG C L, et al. Flow and heat transfer characteristic of He-Xe gas mixture with helical wire structure[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2021, 55(6): 991-999. (in Chinese)

[4] 黄恒,刘彤,周跃民.压水堆燃料棒在轴向流作用下的随机振动响应研究[J].原子能科学技术,

- 2015, 49(3): 468—472.
- HUANG H, LIU T, ZHOU Y M. Random response analysis of PWR fuel rod effect on axial flow [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2015, 49(3): 468—472. (in Chinese)
- [5] 张晓玲, 李天勇, 马建中, 等. 燃料组件流致振动试验研究[J]. 核动力工程, 2016, 37(增刊 2): 44—46.
- ZHANG X L, LI T Y, MA J Z, et al. Test studies of flow induced vibration for fuel assembly [J]. Nuclear Power Engineering, 2016, 37(S2): 44—46. (in Chinese)
- [6] 赵翔, 谢非. 梁的强迫振动问题 Green 函数解及应用研究综述[J]. 动力学与控制学报, 2023, 21(10): 5—17.
- ZHAO X, XIE F. Review of Green function solutions and applications for forced vibration of beams [J]. Journal of Dynamics and Control, 2023, 21(10): 5—17. (in Chinese)
- [7] PAÏDOUSSIS M P. Dynamics of cylindrical structures in axial flow: a review [J]. Journal of Fluids and Structures, 2021, 107: 103374.
- [8] 何毅翔, 邢浩然, 代胡亮, 等. 外流作用下管道流固耦合非线性动力学研究进展[J]. 动力学与控制学报, 2023, 21(6): 3—17.
- HE Y X, XING H R, DAI H L, et al. Research progress on fluid-structure interaction vibrations of pipes subjected to external flows [J]. Journal of Dynamics and Control, 2023, 21(6): 3—17. (in Chinese)
- [9] MODARRES-SADEGHI Y, PAÏDOUSSIS M P, SEMLER C. A nonlinear model for an extensible slender flexible cylinder subjected to axial flow [J]. Journal of Fluids and Structures, 2005, 21(5/6/7): 609—627.
- [10] 金基铎, 秦朝红, 李大伟. 轴向流中细长圆柱体的简化模型及动态特性分析[J]. 振动工程学报, 2011, 24(1): 26—30.
- JIN J D, QIN Z H, LI D W. A simplified model for a slender flexible cylinder subjected to axial flow and its dynamic characteristics [J]. Journal of Vibration Engineering, 2011, 24(1): 26—30. (in Chinese)
- [11] 舒亚锋, 武建军, 杨永伟, 等. 脉动流下两端简支细长圆柱动力学行为分析[J]. 振动与冲击, 2020, 39(13): 49—56.
- SHU Y F, WU J J, YANG Y W, et al. Dynamic behavior analysis for a two-end simply-supported slender cylinder subjected to pulsating flow [J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(13): 49—56. (in Chinese)
- [12] 刘鹏亮. 核燃料结构流致振动响应及其不确定性的分析方法与应用 [D]. 大连: 大连理工大学, 2021.
- LIU P L. Flow-induced vibration response and its uncertainty analysis method and applications for nuclear fuel structure [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2021. (in Chinese)
- [13] LIU Z G, LIU Y, LU J. Numerical simulation of the fluid-structure interaction for an elastic cylinder subjected to tubular fluid flow [J]. Computers & Fluids, 2012, 68: 192—202.
- [14] LIU Z G, LIU Y, LU J. Numerical simulation of the fluid-structure interaction for two simple fuel assemblies [J]. Nuclear Engineering and Design, 2013, 258: 1—12.
- [15] DE SANTIS D, KOTTAPALLI S, SHAMS A. Numerical simulations of rod assembly vibration induced by turbulent axial flows [J]. Nuclear Engineering and Design, 2018, 335: 94—105.
- [16] LIU H D, CHEN D Q, HU L, et al. Numerical investigations on flow-induced vibration of fuel rods with spacer grids subjected to turbulent flow [J]. Nuclear Engineering and Design, 2017, 325: 68—77.
- [17] 陈文振, 于雷, 郝建立. 核动力装置热工水力[M]. 北京: 中国原子能出版社, 2013.
- CHEN W Z, YU L, HAO J L. Thermal hydraulics of nuclear power unit [M]. Beijing: China Atomic Energy Press, 2013. (in Chinese)
- [18] LIGHTHILL M J. Note on the swimming of slender fish [J]. Journal of Fluid Mechanics, 1960, 9: 305—317.
- [19] EL-GENK M S, TOURNIER J M. Noble-gas binary mixtures for closed-brayton-cycle space reactor power systems [J]. Journal of Propulsion and Power, 2007, 23(4): 863—873.
- [20] ZHANG Y, LI P Z, QIAO H W. Stability and nonlinear vibration of a fuel rod in axial flow with geometric nonlinearity and thermal expansion [J]. Nuclear Engineering and Technology, 2023, 55(11): 4295—4306.
- [21] WANG Y H, ZHENG M Y, ZHANG J, et al. Numerical simulation study on the fluid excitation force on a nuclear fuel rod with a spacer grid [J]. Annals of Nuclear Energy, 2023, 180: 109472.

[22] PODILA K, RAO Y F. CFD modelling of super-critical water flow and heat transfer in a 2×2 fuel rod bundle [J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, 301: 279—289.

[23] 郭勇. 具有环状运动约束的悬臂输流管道的非线性振动特征[J]. 动力学与控制学报, 2024, 22(5): 24—37.
GUO Y. Nonlinear vibration characteristics of cantilevered fluid-conveying pipe with circular motion constraint [J]. Journal of Dynamics and Control, 2024, 22(5): 24—37. (in Chinese)

[24] PAIDOUSSIS M P. Dynamics of flexible slender cylinders in axial flow Part 2. Experiments [J]. Journal of Fluid Mechanics, 1966, 26(4): 737—751.

[25] CHOI H, SCHLEICHER R W. The energy multiplier module (EM2): status of conceptual design [J]. Nuclear Technology, 2017, 200(2): 106—124.

[26] CHOI H, SCHLEICHER R W, BOLIN J. Performance analysis of silicon carbide composite clad uranium carbide fuel for a long-life gas-cooled fast reactor under normal operation-Part I: design criteria and material data [J]. Nuclear Technology, 2020, 206(7): 993—1009.