



U-10Mo/Zr单片式燃料元件堆内稳态热-力学性能研究

郭子萱, 简晓彬, 李文杰, 张坤, 王鹏, 王严培

Research on In-Pile Thermo-Mechanical Performance for U-10Mo/Zr Monolithic Fuel Element under Steady Condition

Guo Zixuan, Jian Xiaobin, Li Wenjie, Zhang Kun, Wang Peng, and Wang Yanpei

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13832/j.jnpe.2021.06.0254>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

UMo-Zr单片式燃料板结构改进研究

Structural Improvement of UMo-Zr Monolithic Fuel Plates

核动力工程. 2019, 40(4): 172-176

基于热-流-固耦合的燃料元件性能分析方法研究

Research on Analysis Method for Performance of Fuel Element Based on Thermal-Fluid-Solid Coupling

核动力工程. 2021, 42(4): 112-118

热蠕变对UMo/Zr单片式燃料板起泡行为的影响

Effects of Thermal Creep on Blister Behavior in UMo/Zr Monolithic Fuel Plates

核动力工程. 2020, 41(6): 85-91

一种常闭翅片式冷冻阀的结构设计与有限元分析

Structural Design and Finite Element Analysis of a Normally-Closed Finned Freeze Valve

核动力工程. 2019, 40(6): 149-154

研究堆破损乏燃料元件快速排查技术研究

A Rapid Method for Detecting Damaged Fuel in Research Reactors

核动力工程. 2018, 39(3): 45-47

破损燃料组件热室检查技术研究

Technology for Examination of Failed Fuel Element in Hot Cell

核动力工程. 2018, 39(4): 71-74



关注微信公众号, 获得更多资讯信息

文章编号: 0258-0926(2021)06-0254-07; doi:10.13832/j.jnpe.2021.06.0254

U-10Mo/Zr 单片式燃料元件堆内 稳态热-力学性能研究

郭子萱¹, 简晓彬², 李文杰¹, 张 坤¹, 王 鹏¹, 王严培¹

1. 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;
2. 复旦大学航空航天系力学与工程仿真研究所, 上海, 200433

摘要: 本文建立了 U-10Mo/Zr 单片式燃料元件的辐照性能模型以及热-力学本构关系, 采用有限元方法进行非均匀辐照场中燃料元件稳态热-力学性能的数值模拟, 获得并分析了 U-10Mo/Zr 单片式燃料元件温度、形变和应力的分布特点及变化规律。研究结果表明, 燃料芯体厚度增量在芯体和包壳结合面附近达到最大, 主要受到燃料辐照蠕变的影响; 在较低燃耗条件下, 燃料芯体高温辐照肿胀模拟结果与低温辐照肿胀试验结果相当; 燃料芯体边角区域和包壳端面外侧区域存在应力集中。

关键词: U-Mo 燃料; 单片式燃料元件; 热-力学性能; 研究试验堆; 有限元方法
中图分类号: TL352.1 **文献标志码:** A

Research on In-Pile Thermo-Mechanical Performance for U-10Mo/Zr Monolithic Fuel Element under Steady Condition

Guo Zixuan¹, Jian Xiaobin², Li Wenjie¹, Zhang Kun¹,
Wang Peng¹, Wang Yanpei¹

1. Science and Technology on Reactor System Design Technology Laboratory, Nuclear Power Institute of China, Chengdu, 610213, China;
2. Institute of Mechanics and Computational Engineering, Department of Aeronautics and
Astronautics, Fudan University, Shanghai, 200433, China

Abstract: In the paper, the models of irradiation performance and thermo-mechanical constitutive relations of U-10Mo/Zr monolithic fuel element were established. With the finite element method, numerical simulation of fuel element thermo-mechanical performance under steady heterogeneous irradiation condition was conducted, the distribution and evolution characteristics of temperature, strain and stress in U-10Mo/Zr monolithic fuel element were acquired and analyzed. The results showed that the thickness increment of the fuel pellet becomes largest near the interface between fuel pellet and cladding, predominantly affected by fuel irradiation creep. Under the low burn-up conditions, the simulation result of fuel pellet swelling at high temperature condition equals the irradiation test results at low temperature. There are stress concentrations in the corner area of the fuel pellet and the outer area of the cladding end surface.

Key words: U-Mo fuel, Monolithic fuel element, Thermo-Mechanical performance, Research and test reactors, Finite element method.

0 引 言

研究试验堆的中子注量率水平决定了其对核

燃料及材料的辐照测试能力, 提高中子注量率能
够有效加速先进核能技术研发, 目前美国、俄罗

收稿日期: 2021-07-14; 修回日期: 2021-08-26

作者简介: 郭子萱(1990—), 男, 工程师, 现主要从事燃料元件设计工作, E-mail: guozixuan_90@126.com

斯正在或规划建设新一代多功能高通量研究试验堆^[1-2]。为获得中子注量率更高的研究试验堆,单片式金属燃料元件设计方案成为一种潜在的试验堆燃料元件方案选项。

辐照肿胀是限制金属燃料应用的重要因素。为尽可能降低燃料元件辐照肿胀,可采用 U-Mo 合金燃料。覆盖高、低温的辐照试验结果表明,在足够高的裂变率下, U-Mo 合金呈现各向同性的 γ 相体心立方晶体结构具有良好的肿胀特性^[3-4]。U-Mo 合金作为水冷研究试验堆单片式燃料元件芯体的理想材料,目前已被广泛研究,与之匹配的包壳材料为铝合金。为提升高通量研究试验堆燃料的运行温度限值,一种采用 U-Mo 合金芯体的单片式燃料元件概念设计方案被提出,即以锆合金包壳替代铝合金包壳,可提高高温下包壳的力学性能以及与 U-Mo 合金的相容性^[5],这种燃料元件就是 U-Mo/Zr 单片式燃料元件。

近年来,有限元数值模拟已发展成为高效的燃料元件堆内热-力学性能研究与预测手段,国内外针对 U-Mo 单片式燃料元件开展了大量数值模拟研究。在忽略辐照肿胀影响的条件下,Miller 等^[6]对 U-Mo/Al 单片式燃料元件中燃料芯体和包壳结合面热-力学行为进行模拟。在考虑辐照肿胀的情况下,基于辐照试验得到的经验公式, Kim^[3]和 Yun 等^[7]对 U-Mo/Al 单片式燃料元件的堆内热-力耦合行为进行了数值模拟分析, Zhao^[8]和殷明阳等^[9]对 U-Mo/Zr 单片式燃料元件的堆内热-力耦合行为进行了数值模拟分析。由于经验公式的外推有效性尚未得到验证,孔祥喆等^[10]利用 Cui 等^[11]建立的辐照肿胀机理模型,计算并研究了 U-Mo/Zr 单片式燃料元件应力、应变的演化规律。上述研究主要针对燃料温度通常不超过 250℃ 的低温研究试验堆运行环境开展,目前还未有关于 U-Mo/Zr 单片式燃料元件在更高温度下的辐照试验和模型适用性研究。

为了研究更高温度和快中子辐照条件下 U-Mo/Zr 单片式燃料元件的辐照行为,本文建立了 U-10Mo/Zr 单片式燃料元件典型结构的三维热-力学性能模型,分析了高温非均匀辐照场下 U-10Mo 合金辐照性能、热-力耦合行为对燃料元件全寿期稳态性能的影响。

1 有限元模型

1.1 几何模型和边界条件

U-10Mo/Zr 单片式燃料元件为长方体结构,由 U-10Mo 合金燃料芯体和锆合金包壳组成,燃料元件尺寸见表 1。燃料芯体的 6 个面均被包壳紧密包覆,2 者之间达到冶金结合状态。根据燃料元件几何结构和功率分布的对称性,建立燃料元件的 1/4 模型,如图 1 所示。元件在宽度和厚度方向上呈轴对称,芯体和包壳之间满足位移连续边界条件。在燃料元件的 2 个对称面上设置对称边界条件,在包壳侧面上设置固定边界条件,在包壳外表面上设置冷却剂对流换热系数和系统压力的边界条件。

表 1 燃料元件尺寸

Tab. 1 Size of Fuel Element

结构	长度/mm	宽度/mm	厚度/mm
燃料元件	420.0	70.0	1.5
燃料芯体	400.0	64.0	0.9

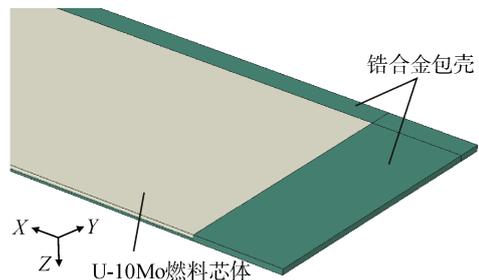


图 1 燃料元件的 1/4 模型

Fig. 1 1/4 Model of Fuel Element

1.2 材料性能模型

除热导率、热膨胀系数和弹性模量等基础性参数外,燃料元件的堆内热-力行为耦合模拟还需要使用相关辐照行为模型,包括 U-10Mo 合金燃料芯体的辐照肿胀模型和辐照蠕变模型、锆合金包壳的辐照蠕变模型和辐照生长模型等。将辐照条件下燃料芯体和包壳的材料性能参数和热-力学本构关系输入 ABAQUS 软件中,即可进行有限元数值模拟分析。

1.2.1 U-10Mo 合金 低燃耗辐照试验结果表明,当裂变率高于临界值,相比于在堆外环境下, U-10Mo 合金能够在更低温度下维持 γ 相而不发生共析分解。此外,单片式燃料元件在制造过程中会产生 α 相和 δ 相,经辐照后会转化为 γ 相^[4,12]。

当燃耗不超过 1% (原子百分数)、温度不超过 460℃ 时, 临界裂变率为 $3.6 \times 10^{19} \text{ m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ [4]。根据理论模型, 高于临界裂变率的 U-10Mo 合金相变是由中子辐照引起的 U、Mo 原子自扩散所主导, 扩散速率与裂变率成正比, 因此裂变率是影响 U-10Mo 合金辐照稳定性的关键因素[12-13]。在缺乏更高温度辐照结果的情况下, 本文假设 U-10Mo 合金在研究温度范围 (250~460℃) 内仍能保持 γ 相, 不会出现各向异性的辐照变形, 如 α 相的空穴肿胀。 γ 相的辐照肿胀率包括固体裂变产物肿胀率[14] 和裂变气体肿胀率 2 部分, 即:

$$\frac{\Delta V}{V} = \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_s + \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_g \quad (1)$$

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_s = 4.0 \times 10^{-29} F$$

式中, $\Delta V/V$ 为辐照肿胀率; F 为燃料芯体裂变密度; 下标 s 和 g 分别代表固体裂变产物和裂变气体。

U-Mo 合金的裂变气体肿胀机理较为复杂, 为了分析温度的影响, 采用文献 [11] 中基于 γ 相 U-Mo/Al 单片式燃料元件辐照试验结果提出的 U-Mo 合金裂变气体肿胀机理模型。此模型考虑了裂变气体原子晶界重溶和亚晶化效应, 能够反映裂变率、温度、晶粒尺寸和静水压对裂变气体辐照肿胀的影响。

当 F 低于亚晶化阈值 (F_{cr}), U-Mo 合金晶粒尚未细化, $\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_g$ 可表示为:

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_g = \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{intra} + \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{inter} \quad (2)$$

式中, 下标 intra 和 inter 分别代表晶体内气泡和晶界气泡。

由辐照试验结果得到 U-10Mo 合金的 F_{cr} 为[11]:

$$F_{cr} = 6 \times 10^{24} f^{\frac{2}{3}} \quad (3)$$

式中, f 为燃料芯体裂变率。

当 F 高于 F_{cr} , U-Mo 合金发生晶粒细化, 裂变气体原子更容易聚集成尺寸更大的晶界气泡, 加速辐照肿胀。此时 $\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_g$ 可表示为:

$$\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_g = (1 - V_r) \left[\left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{intra} + \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{inter} \right] + V_r \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_{r,inter} \quad (4)$$

式中, V_r 为亚晶化区域体积分数, 与 F 和晶粒初始尺寸有关; 下标 (r,inter) 代表亚晶化区域的晶

界气泡。

晶界气泡的平衡方程为:

$$\left(\frac{2\gamma}{r} + p\right) \left(\frac{4\pi}{3} r^3 - 0.6bN\right) = NkT \quad (5)$$

式中, γ 为表面张力系数; r 为晶界气泡半径; p 为静水压强; b 为范德华常数; N 为晶界气泡的气体原子浓度; k 为玻尔兹曼常数; T 为温度。通过求解 r , 即可获得裂变气体肿胀量。

中子辐照下, U-Mo 合金会发生辐照蠕变。U-10Mo 合金辐照蠕变 ($d\varepsilon/dt$) 采用下式计算:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = A\sigma f \quad (6)$$

式中, A 为 U-10Mo 合金的辐照蠕变系数, 取为 $2 \times 10^{-34} \text{ m}^3/\text{Pa}$ [15]; σ 为 Mises 等效应力。

1.2.2 锆合金 锆合金弹性模量由考虑了快中子辐照效应的 Fisher 模型计算获得[16]:

$$E = \frac{E_0}{0.88 + 0.12 \exp\left(-\frac{\Phi}{10^{25}}\right)} \quad (7)$$

式中, E_0 、 E 分别为辐照前、辐照后的弹性模量; Φ 为快中子 (能量大于 1 MeV) 注量。

锆合金蠕变由辐照蠕变和热蠕变组成。辐照蠕变速率 ($\dot{\varepsilon}_{ir}$) 采用下式计算获得[17]:

$$\dot{\varepsilon}_{ir} = 5.129 \times 10^{-29} \frac{\phi}{\sqrt{t}} \left(\sigma + 725.2e^{4.967 \times 10^{-8} \sigma}\right) \times \exp(-10000/RT) \quad (8)$$

式中, ϕ 为快中子注量率; t 为辐照时间; R 为理想气体状态常数, $R=1.987 \text{ cal}/(\text{mol} \cdot \text{K})$ 。

热蠕变速率 ($\dot{\varepsilon}^{th}$) 采用下式计算获得[18]:

$$\dot{\varepsilon}^{th} = 3.14 \times 10^{24} \left(\frac{\sigma}{G}\right)^5 e^{\left(\frac{-Q}{RT}\right)} \quad (9)$$

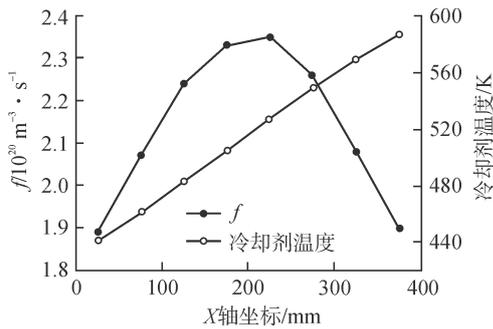
式中, G 为剪切模量, Pa; Q 为激活能, 取为 27 kJ/mol; 此处 R 取 8.314 J/(mol · K)。

锆合金辐照生长率 ($\Delta L/L$) 采用下式计算[17]:

$$\frac{\Delta L}{L} = 1.407 \times 10^{-16} (1 - 3f_s) \sqrt{\phi} \exp\left(\frac{240.8}{T}\right) \quad (10)$$

式中, f_s 为轴向织构因子, 取为 0.13[8]。

1.2.3 运行条件 本文模拟的运行条件是非均匀辐照场中的稳态运行条件, f 和冷却剂温度沿燃料元件轴向 (即 X 轴) 的分布见图 2。采用液态铅铋合金作为冷却剂, 冷却剂系统压力为 0.1 MPa, 根据文献 [19] 中实验关联式计算得到对流换热系数为 $3 \times 10^4 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

图2 f 和冷却剂温度的轴向分布Fig. 2 Axial Distributions of f and Coolant Temperature

1.3 网格划分

热-力耦合有限元模拟选用的网格类型为C3D8RT。由于燃料芯体和包壳的结合面附近会产生更强的力学相互作用,所以需对结合面附近网格进行加密处理。经过网格无关性验证,选择网格数量为73250的网格进行模拟。

2 计算结果与分析

2.1 温度场分析

图3为稳态运行80 d后U-10Mo/Zr单片式燃料元件中轴面上燃料芯体和包壳的温度分布。由图3可以看出,在燃料芯体裂变产热的作用下,沿着冷却剂流动的方向(X轴正方向)燃料芯体和包壳的温度都在升高;接近燃料芯体末端,随着局部 f 下降,温度升高的趋势逐渐平缓;在燃料芯体两端和包壳的结合面附近,温度出现了明显升高和降低。

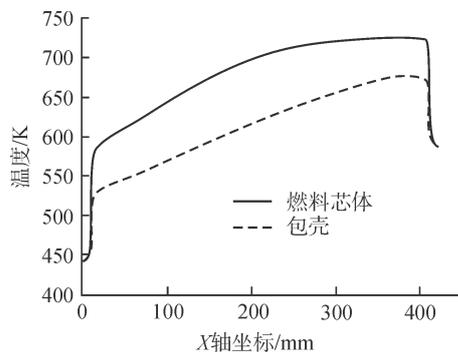


图3 稳态运行80 d后燃料元件温度分布

Fig. 3 Temperature Distribution of Fuel Element after 80 d of Steady-State Operation

稳态运行条件下,U-10Mo燃料芯体最高温度达到了725 K (452℃),高于目前研究试验堆

中U-10Mo燃料运行温度(通常不超过250℃),远低于U-10Mo合金熔点1135℃^[20]。在这样的温度场下运行, f 普遍达到 $1.9 \times 10^{20} \text{ m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 以上,超过了临界裂变率 $3.6 \times 10^{19} \text{ m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$,满足辐照条件下U-10Mo合金维持 γ 相的条件。

锆合金包壳的最高温度为675 K (402℃),高于研究试验堆中铝合金包壳运行温度(通常不超过200℃),与核电厂水堆稳态下的燃料棒锆合金包壳最高温度水平相当,远低于锆合金相变温度(约800℃)。温度计算结果表明,在当前的稳态条件下,U-10Mo/Zr单片式燃料元件的最高温度较现有研究试验堆U-Mo/Al单片式燃料元件有明显提高,仍可满足应用需求。

2.2 芯体形变分析

图4为不同宽度处(即Y轴坐标)的燃料芯体沿厚度方向(即Z轴)位移随运行时间的变化曲线。由图4可以看出,在不同的运行时刻下,燃料芯体和包壳结合面(Y轴坐标为32 mm)附近的芯体边缘部分在Z轴方向上的位移都是最大的,说明辐照后该区域的燃料芯体形变更显著。此外,还可以看出随着运行时间增长,燃料芯体的燃耗加深,芯体厚度逐渐增加,结合面附近芯体厚度与中轴面处芯体厚度的差距不断扩大。

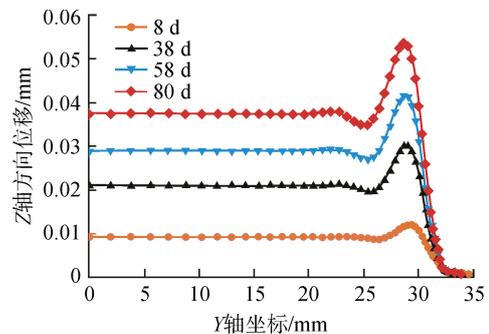


图4 燃料芯体在Z轴方向位移随运行时间分布

Fig. 4 Distribution of Displacement of Fuel Pallet along Z Axis with Running Time

对比燃料芯体在Z轴方向位移(图4)和辐照肿胀、蠕变、热膨胀导致的应变(图5),推测燃料芯体厚度峰值出现在结合面附近主要是受辐照蠕变而非辐照肿胀的影响。因此,芯体厚度差的产生原因可能是结合面附近更强的力学相互作用使燃料芯体受到的燃料板平面的压应力比其他区域更大,导致燃料芯体厚度方向的蠕变应

变在结合面附近出现了峰值。需要说明的是,当前有限元模型未考虑芯体与包壳分离后气泡聚集、连通导致的失效机理。

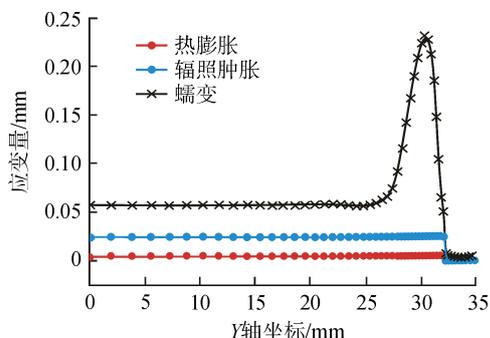


图5 稳态运行 80 d 后燃料芯体应变分布

Fig. 5 Strain Distribution of Fuel Pallet after 80 d of Steady-state Operation

图 6 为稳态运行 80 d 后燃料芯体中轴面的 $\Delta V/V$ 分布结果。由图 6 可知,燃料芯体辐照肿胀呈现出中间高、两端低的分布特点,这与图 2 中 f 分布规律是一致的;燃料芯体 $\Delta V/V$ 最大预测值为 7.66%,此时 F 最大值为 $1.625 \times 10^{27} \text{ m}^{-3}$,这与文献 [14] 中相同 F 下 U-Mo/Al 单片式燃料元件低温辐照试验得到的燃料芯体 $\Delta V/V$ 相当。

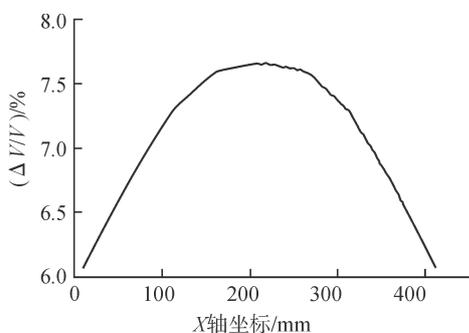


图6 稳态运行 80 d 后燃料芯体 $\Delta V/V$ 分布

Fig. 6 $\Delta V/V$ Distribution of Fuel Pallet after 80 d of Steady-state Operation

图 7 为不同运行时刻下燃料芯体最大 $\Delta V/V$ 值。从图 7 可以看出,燃料芯体辐照肿胀主要来自固体裂变产物引起的肿胀,裂变气体肿胀的贡献较小。由于固体裂变产物肿胀与 F 成正比,所以燃料芯体辐照肿胀与 f 的分布特点以及 F 的增长趋势是一致的。

裂变气体肿胀贡献较小的原因是,相比于 F 通常超过 $2.0 \times 10^{27} \text{ m}^{-3}$ 的 U-10Mo 燃料元件低温

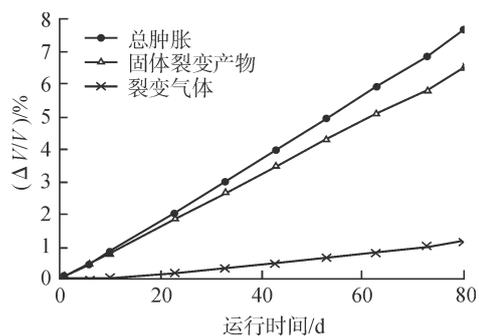


图7 不同时刻燃料芯体最大 $\Delta V/V$ 值分布

Fig. 7 Maximum $\Delta V/V$ Distribution of Fuel Pallet at Different Times

辐照试验,当前条件下稳态运行 80 d 的 U-10Mo 燃料芯体 F 更低。在图 2 所示的 f 下,采用式 (4) 计算得到 U-10Mo 合金的 F_{cr} 约为 $3.0 \times 10^{27} \text{ m}^{-3}$,所以燃料芯体 F 尚未达到 F_{cr} 。模拟得到的晶粒尺寸结果也表明,燃料芯体晶粒尺寸仍保持初始值,没有出现晶粒细化。因此,裂变气体原子扩散到晶界上形成更大气泡的难度没有显著变化。同时, F 较低时裂变气体产量少,导致晶界气泡体积分数较低,在这种情况下,温度升高对裂变气体肿胀的促进作用有限。因此,高温辐照肿胀的模拟结果与低温辐照肿胀的试验结果相当。

需要说明的是,本文中的 U-10Mo 合金辐照肿胀模型是基于低温 γ 相 U-10Mo 合金辐照试验结果建立的,对于更高温度范围的适用性还需要进一步研究。一方面,高温辐照下 U-10Mo 合金保持 γ 相是根据低燃耗辐照试验及理论模型预测的;另一方面,温度对 U-10Mo 合金中裂变气体肿胀行为的影响缺乏试验数据支撑,如晶体内部裂变气体原子扩散、晶界气泡聚集生长和亚晶化等关键现象。因此,后续仍有必要结合更高燃耗下 U-10Mo 合金或 U-10Mo/Zr 单片式燃料元件的高温辐照试验结果,对 U-10Mo 合金辐照肿胀机理模型进行更高温度范围的验证。

2.3 应力场分析

图 8 为稳态运行 80 d 后燃料芯体边角附近包壳的 Mises 应力分布。与 U-Mo/Zr 单片式燃料元件低温辐照模拟结果相同,在燃料芯体和包壳结合的边角区域附近存在应力峰值,应力值主要集中在 20~30 MPa 范围内。燃料芯体的棱边和顶角结构成为应力集中的位置,发生局部失效的风

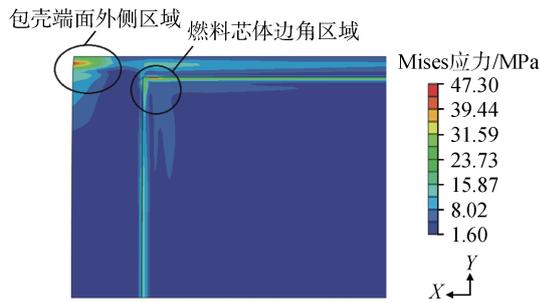


图8 稳态运行 80 d 后燃料芯体边角附近包壳的 Mises 应力云图

Fig. 8 Mises Stress Contour of Cladding around the Corner Area of the Fuel Pellet after 80 d of Steady-state Operation

险更大。

根据图8, 包壳 Mises 应力最大值为 47.3 MPa, 远低于相同温度下钎合金屈服强度; 应力最大值出现在不与燃料芯体接触的包壳端面外侧区域。为了保证燃料组件结构稳定性, 通常将燃料元件侧面固定于组件内。在元件侧面上施加固定边界条件, 使侧面附近包壳的蠕变和生长受到了约束, 产生了应力集中, 所以该区域会出现应力最大值。

图9 为稳态运行 80 d 后的燃料芯体 Mises 应力分布, 其峰值 (0.8628 MPa) 出现在芯体四角附近。由于燃料芯体蠕变速率大于包壳蠕变速率, 有助于降低燃料芯体中积累的应力, 所以芯体应力明显低于包壳应力, 这一分布特点与文献 [3] 模拟得到的稳态蠕变应变分布相符合。

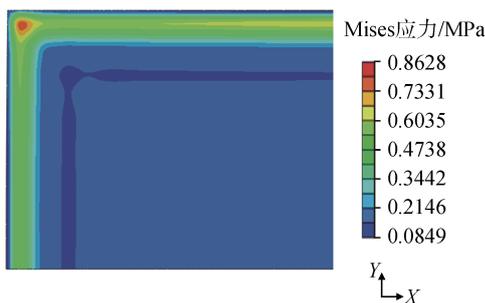


图9 稳态运行 80 d 后燃料芯体 Mises 应力云图

Fig. 9 Mises Stress Contour of Fuel Pellet after 80 d of Steady-State Operation

3 结论

本文利用有限元方法, 进行了非均匀辐照场中 U-10Mo/Zr 单片式燃料元件稳态热-力学性能的数值模拟, 获得了温度、形变和应力的分布特

点及变化规律。结果表明:

(1) 燃料芯体厚度增量在芯体和包壳框架结合面附近达到最大, 主要受到燃料辐照蠕变的影响。

(2) 在所分析的较低燃耗 (F 最大值为 $1.625 \times 10^{27} \text{ m}^{-3}$) 运行条件下, 燃料芯体高温模拟得到的 $\Delta V/V$ 为 7.66%, 与低温辐照试验得到的 $\Delta V/V$ 相当。

(3) 燃料芯体边角区域和包壳端面外侧区域存在应力集中。

参考文献:

- [1] CRAWFORD D C, HAYES S L, POWERS J J. VTR startup fuel paper for NFSM: INL/EXT-18-44673-Rev000[R]. Idaho: Idaho National Laboratory, 2018.
- [2] DRAGUNOV Y G, TRETIYAKOV I T, LOPATKIN A V, et al. MBIR multipurpose fast reactor – Innovative tool for the development of nuclear power technologies[J]. *Atomic Energy*, 2012, 113(1): 24-28.
- [3] KIM Y S, HOFMAN G L, CHEON J S, et al. Fission induced swelling and creep of U-Mo alloy fuel[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 2013, 437(1-3): 37-46.
- [4] SHOUDY A A, MCHUGH W E, SILLIMAN M A. The effect of irradiation temperature and fission rate on the radiation stability of uranium-10 wt% molybdenum alloy[C]//Proceedings of Radiation Damage in Reactor Materials. Vienna: IAEA, 1963.
- [5] LÓPEZ M, PICCHETTI B, TABOADA H. Influence of temperature and compressive stress on the UMo/Zry-4 interdiffusion layer[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2017(94): 101-105.
- [6] MILLER G K, BURKES D E, WACHS D M. Modeling thermal and stress behavior of the fuel-clad interface in monolithic fuel mini-plates[J]. *Materials & Design*, 2010, 31(7): 3234-3243.
- [7] YUN D, HOFMAN G L, KIM Y S, et al. Finite element modeling of irradiation induced swelling and creep in metallic mini-plate fuel - A preliminary study[J]. *Transactions of the American Nuclear Society*, 2011(105): 407-408.
- [8] ZHAO Y M, GONG X, DING S R. Simulation of the irradiation-induced thermo-mechanical behaviors evolution in monolithic U-Mo/Zr fuel plates under a heterogeneous irradiation condition[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2015(285): 85-97.
- [9] 殷明阳, 庞华, 唐昌兵, 等. UMo-Zr单片式燃料板结构改进研究[J]. *核动力工程*, 2019, 40(4): 172-176.
- [10] 孔祥喆, 丁淑蓉, 田旭. UMo/Zr单片式燃料板堆内

- 热力耦合行为研究[J]. 核动力工程, 2018, 39(2): 109-113.
- [11] CUI Y, DING S R, CHEN Z T, et al. Modifications and applications of the mechanistic gaseous swelling model for UMo fuel[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 2015(457): 157-164.
- [12] WILLARD R M, SCHMITT A R. Irradiation swelling, phase reversion, and intergranular cracking of U-10wt. % Mo fuel alloy: NAA-SR-8956[R]. California: Atomics International, 1964.
- [13] BLEIBERG M L. Effect of fission rate and lamella spacing upon the irradiation-induced phase transformation of U-9wt% Mo alloy[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 1959, 1(2): 182-190.
- [14] KIM Y S, HOFMAN G L. Fission product induced swelling of U-Mo alloy fuel[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 2011, 419(1-3): 291-301.
- [15] YAN F, JIAN X B, DING S R. Effects of UMo irradiation creep on the thermo-mechanical behavior in monolithic UMo/Al fuel plates[J]. *Journal of Nuclear Materials*, 2019(524): 209-217.
- [16] FISHER F E, RENKEN J C. Single-crystal elastic moduli and the Hcp→bcc transformation in Ti, Zr, and Hf[J]. *Physical Review A*, 1964, 135(2A): A482-A494.
- [17] HAGRMAN D L, REYMAN G A. MATPRO-Version 11: a handbook of materials properties for use in the analysis of light water reactor fuel rod behavior: NUREG/CR-0497[R]. Idaho: Idaho National Engineering Laboratory, 1979.
- [18] HALES J D, WILLIAMSON R L, NOVASCONE S R, et al. BISON theory manual the equations behind nuclear fuel analysis: INL/EXT-13-29930[R]. Idaho: Idaho National Laboratory, 2016.
- [19] JAEGER W. Heat transfer to liquid metals with empirical models for turbulent forced convection in various geometries[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2017(319): 12-27.
- [20] REST J, KIM Y S, HOFMAN G L, et al. U-Mo Fuels Handbook: ANL-09/31[R]. Argonne: Argonne National Laboratory, 2006.

(责任编辑: 周 茂)