

高产额脉冲堆爆发脉冲过程力学特性数值模拟^{*}

陈 硕^{1,2}, 郑 春^{1,2}, 杜金峰^{1,2}

(1. 中国工程物理研究院 核物理与化学研究所, 四川 绵阳 621900;
2. 中国工程物理研究院 中子物理学重点实验室, 四川 绵阳 621900)

摘 要: 脉冲堆的性能主要受机械冲击引起的物理损伤的限制。高产额脉冲堆比 CFBR-II 等金属铀脉冲堆追求更窄的脉冲宽度和更高的裂变产额, 脉冲过程应力变化更加剧烈。为了获得高产额脉冲堆爆发脉冲过程中应力应变的分布, 为新型脉冲堆设计 and 安全分析提供技术支持, 基于圆柱型的铀钼合金快中子脉冲堆 Godiva IV, 以点堆方程以及 MC(蒙特卡罗)方法对其中心子产额以及功率分布进行了计算。并建立了快中子脉冲堆 Godiva IV 的三维模型, 基于已知功率分布条件, 利用有限元计算软件 ANSYS Mechanical 对其脉冲动态过程进行了瞬态的有限元计算, 得到了 Godiva IV 圆柱型金属燃料在超临界脉冲爆发条件下的应力响应特性。

关键词: 热冲击应力; 脉冲堆; 铀钼合金; 超临界脉冲; 圆柱型燃料

中图分类号: TL411

文献标志码: A doi:10.11884/HPLPB201931.180347

Numerical simulation of stress properties on high-yield fast-neutron-burst reactor in super-prompt-critical condition

Chen Shuo^{1,2}, Zheng Chun^{1,2}, Du Jinfeng^{1,2}

(1. *Institute of Nuclear Physics and Chemistry, CAEP, Mianyang 621900, China;*
2. *Key Laboratory of Neutron Physics, CAEP, Mianyang 621900, China*)

Abstract: The performance of fast burst reactor (FBR) is mainly restricted by the physical damage caused by the mechanical shock. The smaller burst width and larger fission yield in high-yield FBRs indicate more significant stress variation. To obtain the temporal and spatial distributions of stress/strain of burst in the high-yield FBR and to provide technical support for the design and safety analysis of new-type FBRs, the neutronic calculation based on the point kinetic approximation and Monte Carlo method is first performed to obtain the temporal and spatial distributions of fission power in the cylindrical FBR Godiva IV, the three-dimensional thermoelastic behavior in the burst is then simulated by using the finite element method software ANSYS Mechanical. The dynamic response of stress in material component is obtained and analyzed. The results show that the cylindrical fuel will suffer a stress wave during the burst and the maximum stress occurs in the radial cracking of central fuel rings.

Key words: thermal shock stress; fast burst reactor; U-Mo; super-prompt-critical; cylindrical fuel component

PACS: 28.52. Av; 28.50. Dr; 28.52. Nh

脉冲堆是能产生可控核裂变脉冲的反应堆。脉冲爆发过程中, 瞬时大量裂变能的释放会给堆芯带来很高的瞬时温升, 堆芯组件开始产生热膨胀, 由于材料的力学惯性, 当热膨胀跟不上温升时, 系统内还会产生强烈的机械振动, 对堆芯的安全构成威胁^[1]。快中子脉冲堆的安全限制则主要来自于在爆发脉冲过程中膨胀产生的热冲击应力, 超临界脉冲带来瞬时的高功率, 极有可能因堆芯热应力产生金属燃料的物理损伤^[2-3]。因此, 脉冲爆发过程应力响应特性分析是快中子脉冲堆安全分析中的重要一环。

国外对快中子脉冲堆的脉冲过程的分析, 大都基于点堆模型获得爆发瞬态过程的脉冲波形, 并将均匀化温

^{*} 收稿日期: 2018-12-01; 修订日期: 2019-01-25

基金项目: 国家自然科学基金项目(11775197)

作者简介: 陈 硕(1993—), 男, 硕士研究生, 从事快中子脉冲堆安全研究; chenshuo_lice@163.com。

通信作者: 郑 春(1971—), 男, 研究员, 从事辐射测量和临界安全研究; zhengchun@caep.cn。

度场的变化与热应力方程耦合,这种方式无法体现不同燃料区的温升差异。Mosteller 等人利用蒙卡方法对于脉冲堆的中子分布特性进行了计算^[4]。Kimpland 与 Wimmit 等对轴向与径向的应力做出独立性假设后,将圆柱型堆芯模型中材料均匀化,利用圆形薄片以及长圆柱热应力模型对圆柱型燃料组件的径向与轴向热应力响应进行应力响应计算^[5-7],但这样的简化方式只能得到简单几何模型的计算结果,无法体现热应力对堆芯内支撑结构的影响。

国内对于球型快中子脉冲堆也开展了诸多研究。通过点堆方程对堆芯的中子动态学过程进行计算,可以得到与实验符合较好的中子产额变化过程^[8-9]。邱东等基于中子动态学方程、中子输运方程和弹性力学方程,对国内球型快中子脉冲堆 CFBR-II 堆进行耦合计算,获得了球型反应堆的应力振荡结果^[10]。国内开展的脉冲堆研究主要以 CFBR-II, Godiva I 等低产额球型脉冲堆为对象,对于高产额脉冲堆通常采用的柱形结构还没有相关研究。圆柱型的堆芯构型在燃料制造以及安装固定等方面较球型堆芯构型都更加方便,开展针对圆柱型脉冲堆的圆柱型燃料以及相关固定结构的研究,可以为脉冲堆新构型提供思路。

此外新材料铀钼合金的力学性质较金属铀有很大提升,对它的利用使新一代脉冲堆的脉冲产额和安全性有了很大提升^[11]。拥有更高产额是我国脉冲堆设计运行必然的发展方向,对高产额脉冲堆力学特性的研究可以为我国新型高产额脉冲堆设计与安全分析提供技术支持。本文结合中子输运以及有限元方法,对圆柱型铀钼快中子脉冲堆 Godiva IV 的热应力响应问题进行了基于快中子脉冲堆脉冲爆发过程的核-热-力耦合分析,对圆柱型快中子脉冲堆在高脉冲功率条件下的热应力响应特性进行仿真计算,以探究圆柱型铀钼快中子脉冲堆应力响应特性。

1 几何模型与理论方法

1.1 Godiva IV 堆芯模型

Godiva IV 快中子脉冲堆是美国在 1967 年设计建造的,是最早应用铀钼合金(钼的质量分数为 1.5%)的堆型之一,为了探索不同堆芯构型对脉冲堆装置的影响使用了圆柱燃料构型。基于 Godiva IV 的原型参数,本文建立了三维堆芯模型,如图 1 所示。燃料区域外直径为 17.8 cm,高度为 17.2 cm,内部空心环直径为 2.54 cm。固定装置由两垫片以及一个固定轴组成,垫片外侧以 C 形夹具夹持。

图 1 中,支撑固定结构均为不锈钢材料。燃料区外部是 6 个铀钼合金燃料环叠加放置,中心上下两圆柱体结构分别为堆芯固定燃料区以及安全块,同样为铀钼合金材料。安全块是在脉冲爆发结束后向下弹出以保障停堆以及运行安全的重要组件,在整个脉冲过程,安全块保持插入堆芯状态,因此在计算模型中,直接将安全块固定在堆芯内进行计算。表 1 为铀钼合金的主要物性参数。

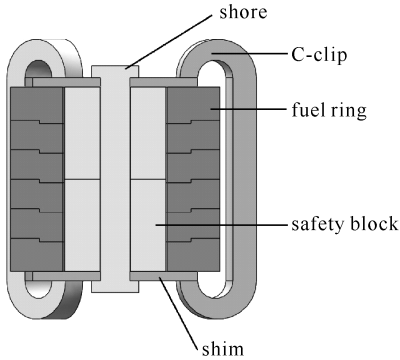


Fig. 1 Geometric model
图 1 几何模型

表 1 U-1.5%Mo 合金物性参数
Table 1 Parameters of the U-1.5%Mo

yield strength $\sigma_{0.2}/\text{GPa}$	ultimate tensile strength σ_u/GPa	Poission's ratio ν	coefficient of thermal expansion/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$	heat capacity $C_p/$ ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$)
0.65	0.95	0.37	1.48×10^{-5}	140.3
bulk modulus K/GPa	shear modulus G/GPa	Young's modulus E/GPa	heat capacity $C_p/$ ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$)	density $\rho/$ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)
100.77	28.7	78.60	29.4	18.47

1.2 中子动态学过程计算

在快中子脉冲堆爆发脉冲时,脉冲棒快速插入堆芯使系统反应性达到超瞬发临界,裂变率先骤增后由于热膨胀自熄灭效应逐渐减小,即产生一个脉冲,整个过程持续几十到几百 μs 。

脉冲堆堆芯燃料为紧密的圆柱体,堆体外无反射层,脉冲爆发过程中,中子通量的空间分布基本保持不变,点堆模型可作为中子动态学方程的很好近似。基于反应堆运行中热应力形变对应的温度负反馈系数,以点堆

方程为基础对金属快中子脉冲堆的中子动力学响应过程进行计算。

基于堆芯裂变率推导得到的点堆动力学方程为

$$\frac{d\dot{F}(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} \dot{F}(t) + \Delta v \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \quad (1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda^2 v} \dot{F}(t) - \lambda_i C_i(t) \quad (2)$$

式中： $\dot{F}(t)$ 为裂变率； $\rho(t)$ 为反应性； β 为缓发中子的总份额； Λ 为中子代时间； v 为平均单次裂变中子产生数； λ_i 为第 i 组缓发中子先驱核衰变常数； $C_i(t)$ 为第 i 组缓发中子先驱核的浓度； β_i 为第 i 组缓发中子份额。

在整个脉冲爆发过程中，通过已知的反应堆温度负反馈系数，每个时刻的反应性可由下式获得

$$\rho(t) = \rho_0 + \frac{\alpha_T E_f}{m C_p} \int_0^t \dot{F}(t) dt \quad (3)$$

式中： ρ_0 为预加反应性； α_T 为温度负反馈系数； E_f 为平均单次裂变释放能量； m 为堆芯燃料总质量； C_p 为铀钚合金材料的定压比热容。

对于裂变率的空间分布，可以利用蒙特卡罗方法对堆芯模型计算得到。利用中子输运计算程序 MCNP 建立 Godiva IV 模型，并对其临界条件下中子通量密度空间分布进行计算。计算结果中，对模型的轴向与径向分别进行等距取样，从而获得轴向与径向不同位置的中子通量密度值，并拟合得出中子通量密度在轴向与径向的分布曲线，将拟合曲线归一化后便得到 Godiva IV 的中子通量密度空间分布函数，进而结合脉冲裂变率结果得到不同燃料区的功率分布情况。

1.3 热应力求解方法

在热应力变化过程的计算中，使用了有限元计算软件 ANSYS。在 ANSYS 的计算系统中，温度变化过程与热应力的耦合计算为弱耦合过程，温度求解模块先将整个脉冲过程的温度分布计算后，将每个时刻的温度数据传递至力学计算模块，力学计算模块再根据每个时刻的温度变化计算热应力的响应过程。虽然在脉冲爆发过程中，燃料组件的密度与形状一直在波动变化，但是在这样的瞬间脉冲过程中整个反应堆的功率分布是不受影响的，因此可以将热力学条件单独求解进行耦合。

由于堆芯在超临界爆发一次脉冲过程时间极短，温度的变化主要来自于燃料裂变释放的能量，因此，堆芯的传热过程影响很小。基于 Fourier 传热定律以及能量守恒定律，可以得到堆芯的传热问题控制方程

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\kappa_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = \rho_v c_T \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4)$$

式中： T 为燃料温度； $\kappa_x, \kappa_y, \kappa_z$ 分别表示燃料在 x, y, z 方向的传热系数； ρ_v 为材料密度； Q 为单位体积热源强度； c_T 为材料比热。将 MCNP 计算获得的功率分布进行积分后获得每个燃料区域的功率分布输入热力学计算模块。

由于脉冲爆发过程时间很短，表面对流换热系数的取值也仅在 $6.5 \sim 7.5 \text{ W/m}^2$ 之间，在 ms 量级的整个脉冲爆发过程中，对流换热对堆芯温度的影响可以忽略不计。

将每个时间步长的温度分布数据导入热应力求解模块后，ANSYS Mechanical 程序基于材料的热膨胀系数对整体结构进行有限元求解，计算中使用大变形效应，在每个时间步长中更新网格尺寸参数并进行应力求解计算。

在物体温度场变化条件下，物体会由于热膨胀而发生形变。在计算时，计算出热变形引起的初应变 ϵ_0 ，求得相应的初应变引起的等效节点载荷 P_{ϵ_0} ，之后便像一般应力求解，求解热变形引起的节点位移 a ，再由位移 a 求解热应力 σ 。热变形引起的节点载荷 P_{ϵ_0} 也可以同其它载荷项结合在一起，求解应力场的综合应力。计算应力时，包括初始应变项

$$\sigma = D(\epsilon - \epsilon_0) \quad (5)$$

式中： D 为材料弹性系数； ϵ 为总应变， ϵ_0 是温度变化引起的应变，在应力应变关系中作为初应变，对于三维应力问题有

$$\epsilon_0 = \alpha(\phi - \phi_0)[1, 1, 1, 0, 0, 0]^T \quad (6)$$

式中： α 是材料的热膨胀系数； ϕ_0 是结构的初始温度场； ϕ 为结构的新时刻温度场。

虚位移原理的表达式为

$$\int_V (\delta \epsilon^T \sigma - \delta u^T \bar{f}) dV - \int_{S_\sigma} \delta u^T \bar{T} dS = 0 \quad (7)$$

式中: V 表示微元体积; δ 表示应力; ϵ^T 为应变矩阵; u^T 为位移矩阵; $\bar{f}$ 为微元合外力; S 表示面积; S_σ 表示微元表面积; $\bar{T}$ 表示微元表面力矩。

将式(5)代入式(7), 便得到包含温度应变在内, 求解热应力问题的最小位移能原理, 泛函表达式为

$$\Pi_p(u) = \int_a \left(\frac{1}{2} \epsilon^T D \epsilon - \epsilon^T D \epsilon_0 - u^T f \right) d\Omega - \int_{\Gamma_\sigma} u^T \bar{T} d\Gamma \quad (8)$$

式中: Ω 为应力边界; Γ 表示长度; Γ_σ 表示位移边界。

对求解域进行有限元离散后, 由 $\delta \Pi_p = 0$ 可以得出有限元求解方程

$$KA = P \quad (9)$$

$$P = P_f + P_T + P_{\epsilon_0} \quad (10)$$

式中: K 为结构刚度矩阵; A 为结点位移矩阵; P_f 和 P_T 代表体积载荷和表面载荷引起的载荷项; P_{ϵ_0} 是温度应力引起的载荷项。

2 计算模型验证

对于 Godiva IV 的运行参数, 没有完善的公开数据参考, 无法直接与实验数据对照。为了验证 ANSYS 程序对脉冲功率热应力响应计算的准确性, 以文献[2]中给出的球壳堆芯为对象, 建立了内径 5.08 cm、外径 7.62 cm 的金属铀球壳模型, 计算其在半高宽为 41 μ s 的脉冲功率下, 平均温升 420 $^{\circ}$ C 时的应力变化。其热加载关系式为

$$T(t) = \frac{T_{\max}}{\exp\left[-\frac{3.52}{b}(t - t_{pp})\right] + 1} \quad (11)$$

式中: $T_{\max}$ 为最大温升; b 为脉冲半高宽; t_{pp} 为峰功率时刻。

计算中使用了 4 节点与 10 节点两种四面体网格, 并将 ANSYS 的计算结果与参考值进行对比, 结果如表 2 所示, ANSYS 计算结果与文献[2]中一维计算结果得到的应力应变值结果吻合很好。其中 $\sigma_{r,p}$ 与 $\sigma_{r,b}$ 分别代表最大压应力与最大拉应力, 负号表示为拉应力, u_p 与 u_b 表示最大与最小形变。

表 2 ANSYS 计算结果与理论解对照表

Table 2 Theoretical solutions and ANSYS solutions

	outer surface				inner surface			
	$\sigma_{r,p}/\text{MPa}$	$\sigma_{r,b}/\text{MPa}$	u_p/cm	u_b/cm	$\sigma_{r,p}/\text{MPa}$	$\sigma_{r,b}/\text{MPa}$	u_p/cm	u_b/cm
theoretical solutions	268.91	-264.08	0.060 2	0.029 2	557.81	-548.15	0.051 6	0.008 3
ANSYS (4-node tetrahedral element)	270.85	-265.01	0.060 3	0.029 2	556.84	-548.71	0.051 6	0.008 3
ANSYS (10-node tetrahedral element)	269.04	-263.88	0.060 3	0.029 3	555.49	-547.13	0.051 6	0.008 3

由于模型为球壳对称结构, 可由球坐标下的热弹性力学方程获得其一维数值解。本文将 ANSYS 模型分别使用 4 节点四面体网格以及 10 节点四面体网格进行了瞬态计算, 并将计算结果与一维数值解进行了对照, 内外表面的应变与应力结果与理论解误差最大值为 0.72%, 非常准确地反映了球壳模型在脉冲功率条件下的热应力动态特性, 证实了 ANSYS 软件描述热冲击过程问题的适用性。

3 结果分析

基于 MCNP 程序对 Godiva IV 反应堆的中子注量分布进行计算, 中子源使用了 MCNP 程序提供的标准源 (KCODE 卡) 产生, 截面采用 B-VII 库提供的数据。采用蒙特卡罗程序 MCNP 计算得到的 Godiva IV 中子通量稳态空间分布如图 2, 图 3 所示。径向最大中子通量在半径 $r=12$ mm 处, 这是因为模型中心的支撑结构为非裂变材料, 中心处中子通量较燃料处略低。选择 Godiva IV 额定脉冲产额 7×10^{16} 次裂变的初始条件, 预加反应性取 1.1 \$, 利用点堆方程得到脉冲爆发阶段裂变率 and 裂变产额变化过程, 并结合通量分布计算得到不同燃料

区的功率变化,如图 4 所示。

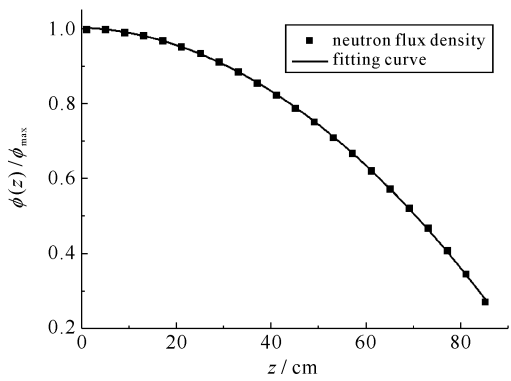


Fig. 2 Axial distribution of neutron flux
图 2 轴向中子通量分布

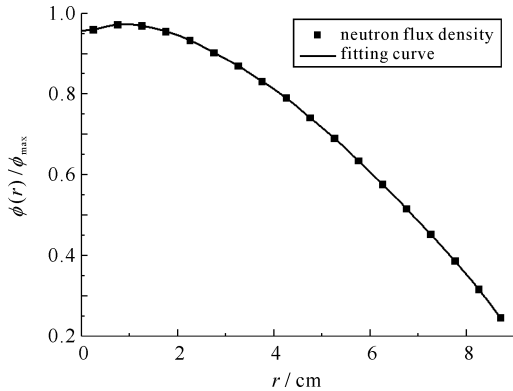


Fig. 3 Radial distribution of neutron flux
图 3 径向中子通量分布

将轴向与径向的通量数据归一化拟合后,结合裂变率变化得到的 Godiva IV 的热功率分布输入 ANSYS 程序作为边界条件,计算后得到的温升曲线如图 4 中所示,堆体外部的燃料环区域,平均温升 130 ℃,而处于堆中心区域的安全块平均温升 255 ℃。

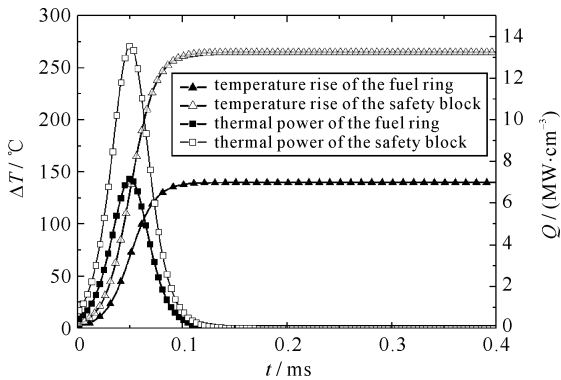


Fig. 4 Temporal variations of power density and temperature rise
图 4 反应堆功率、温升变化曲线

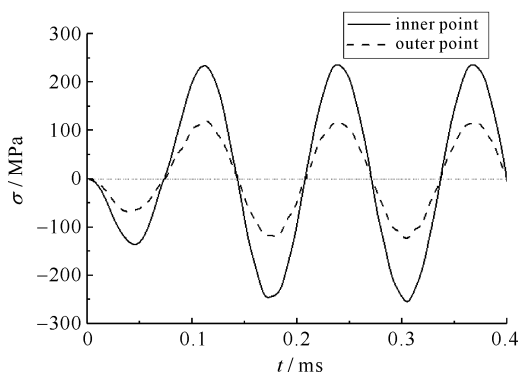


Fig. 5 Stress variation of fuel ring
图 5 中心燃料环正应力变化

中心燃料环的内外中心点正应力变化如图 5 所示,其中,负值为压应力,正值为拉应力。在脉冲功率条件下,温度急剧上升,在初始阶段,温升速度超过材料膨胀速度,燃料元件处于压缩状态,随后热应力从压缩应力转化为拉伸应力,经过半个振动周期后,元件的拉伸应力达到最大。对照图 6 可以看出,应力变化周期与形变波动周期相同,最大拉应力发生于最大形变时刻。在燃料环内表面的径向正压力正负极限值约 250 MPa,外表面轴向正应力最大值约 100 MPa,这与文献[5]中的结果数据相当。图 7 为应力峰值时刻的燃料环应力分布云图,燃料环基本构型是薄片状空心圆柱结构,整体热应力分布从内环至外环逐步减小。

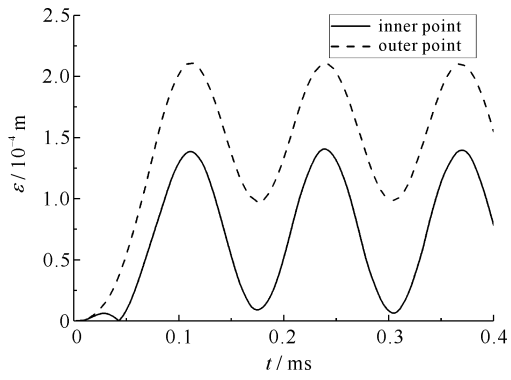


Fig. 6 Deformation of the fuel ring
图 6 燃料环应变变化

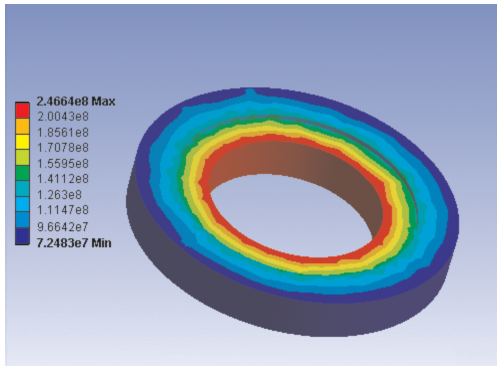


Fig. 7 Stress distribution of the central fuel ring
图 7 中心燃料环应力分布云图

为了让燃料元件保持紧凑并在爆发后迅速恢复形变,相应的夹固部件紧贴燃料元件安装,在爆发脉冲过程中燃料的膨胀与固定材料之间必然产生相互作用,这就给脉冲过程中燃料元件的应力响应带来较大影响。在耦合约束结构后计算获得的安全块应力云图如图 8 所示,在两端接触面侧应力显然大于内部区域,最大等效应力达到 340 MPa,说明相关固定支撑结构约束部件与燃料组件接触部分产生了应力集中,交界面中心出现最大应力。最大应力处的应力为 340 MPa,较屈服强度 650 MPa 还有很大裕度,1.1 倍预加反应性条件下的脉冲爆发整个过程中,铀钚合金燃料组件完全在弹性范围内,燃料组件不存在失效风险。

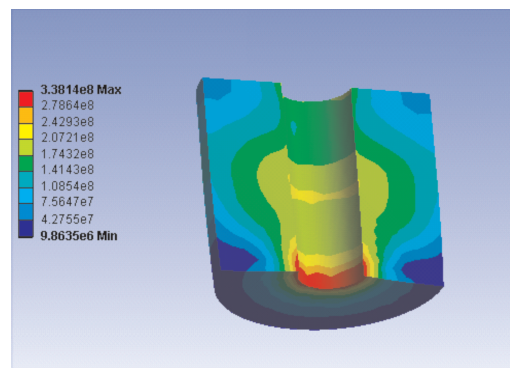


Fig. 8 Stress distribution of safety block

图 8 安全块应力分布

4 结 论

本文通过以点堆以及中子输运为基础的中子动态计算,结合铀钚快中子脉冲堆 Godiva IV 的特点,计算了高产额圆柱型脉冲堆 Godiva IV 脉冲爆发过程的中子动态响应以及对应的功率分布,通过 ANSYS Mechanical 程序耦合了热力学条件计算了堆体的热应力响应特性。通过中子通量分布计算的热功率分布,更全面地描述了堆芯在脉冲功率下的瞬时响应特性,各燃料元件的热应力响应较整体平均温升结合弹性力学方程的计算方法更具参考价值。在铀钚快中子脉冲堆 Godiva IV 脉冲运行中,由高脉冲功率给金属燃料组件带来了明显的动态振荡效应,这与脉冲堆的运行特性非常吻合。对于构件多样并拥有相对复杂结构的快中子脉冲堆,利用点堆与 MCNP 计算获得燃料区的功率条件,再通过有限元软件进行精细化网格划分并对热-力过程进行有限元计算,是一种有效的耦合计算方法,可以为脉冲堆安全分析提供参考。并且有限元算法可以较好地体现堆芯各组件的应力空间分布,便于寻找脉冲堆运行中的应力集中点,为堆芯结构提供改进思路。

参考文献:

- [1] 贺仁辅,邓门才.快中子临界装置和脉冲堆实验物理[M].北京:国防工业出版社,2012.(He Renfu, Deng Mencai. Experiments and physics on fast-neutron critical facilities and pulsed reactors. Beijing: National Defense Industry Press, 2012)
- [2] Canaan R E. Dynamic response of a pulse-heated thick-walled hollow sphere: Validation of Code Numerics[R]. UCRL-ID-137326, 2000.
- [3] 梁文峰,邱东,杨成德,等.燃料元件在热冲击下基于 ANSYS 的动态响应仿真[J].科学技术与工程, 2014, 14(20):51-55.(Liang Wenfeng, Qiu Dong, Yang Chengde, et al. Dynamic response simulation of the fuel component under thermal shock with ANSYS. Science Technology and Engineering, 2014, 14(20):51-55)
- [4] Mosteller R D, Goda J M. Analysis of Godiva-IV delayed-critical and static super-prompt-critical conditions[R]. LA-UR-09-01007, 2009.
- [5] Kimpland R H. Preliminary results of Godiva-IV Prompt Burst Modeling[R]. LA-UR-96-1498, 1996.
- [6] Wimett T F. Dynamic and power prediction in fission bursts[J]. Nuclear Science and Engineering, 1992, 110:209-236.
- [7] Hickman D P, Heinrichs D P, Hudson R. Dosimetry characterization of the Godiva reactor under burst conditions[R]. LLNL-TR-729408, 2017.
- [8] 高辉,刘晓波,范小强.反应性动态加入对脉冲堆中子脉冲波形的影响[J].核动力工程, 2013, 34(2):68-71.(Gao Hui, Liu Xiaobo, Fan Xiaoqiang. Effects of loading reactivity at dynamic state on wave of neutrons in burst reactor. Nuclear Power Engineering, 2013, 34(2):68-71)
- [9] 李兵,范小强,邓门才.快中子脉冲堆动力学特性研究[J].核电子学与探测技术, 2001, 21(4):277-280.(Li Bing, Fan Xiaoqiang, Deng Mencai. Dynamic character research of fast neutron burst reactor. Nuclear Electronics & Detection Technology, 2001, 21(4):277-280)
- [10] 邱东.快中子脉冲反应堆脉冲爆发时堆体应力分布的数值模拟[J].核动力工程, 2004, 25(1):74-82.(Qiu Dong. Numerical simulation of the stress distribution for fast burst reactor under pulsed operation. Nuclear Power Engineering, 2004, 25(1):74-82)
- [11] Kozlov E A, Pankratov D G, Tarzhanov V I, et al. Spall strength characteristics of a U-1.5%Mo alloy during explosive loading at various intensities[J]. Russian Metallurgy, 2010, 10:895-903.