

核电站堆芯吊篮振动频率下降研究*

刘佳鑫¹, 余德平¹, 杨泰波²

(1. 四川大学机械工程学院 成都, 610065)

(2. 中国核动力研究设计院 成都, 610041)

摘要 通过分析堆外中子噪声, 识别堆芯吊篮振动频率并跟踪其变化, 发现在核电站运行期间, 同一个燃料循环周期内的堆芯吊篮梁型振动频率呈下降趋势, 核燃料更换后的下一个燃料循环初期, 频率恢复到前一个燃料循环初始值附近。对堆芯吊篮进行静力学分析, 以确定其潜在的影响因素。建立压水堆内部构件的装配体模型并采取摩擦接触方法, 以综合考虑堆芯吊篮法兰处的力学约束。采用流固耦合法将冷却剂对堆芯吊篮的作用力映射到堆芯吊篮结构上, 并采取有限元法对堆芯吊篮进行了预应力模态分析, 得到了堆芯吊篮梁型振动频率下降的原因和机理。结果表明: 堆芯吊篮梁型振动频率的下降是由燃料组件压紧弹簧刚度的退化引起, 随着燃料组件压紧弹簧刚度减少, 轴向预紧力不足以补偿冷却剂作用力, 堆芯吊篮法兰出现位移, 接触刚度降低, 导致模态频率的下降。

关键词 堆芯吊篮; 梁型振动频率; 燃料组件压紧弹簧; 预应力模态分析; 流固耦合; 有限元法

中图分类号 TH17; TL48

引言

随着全球对于节能减排的大力倡导, 核电站作为一种高效清洁发电方式, 耗能少、排放量低, 具有极大的发展前景。截止 2019 年, 全球共有 30 余个国家利用核能发电^[1]。堆芯吊篮作为压水堆核电站堆内构件的关键零部件, 其振动特性与堆内构件安全性能有着密切的联系。如果堆芯吊篮振动特性发生改变, 会影响堆芯运行的稳定性和安全性, 异常的振动还会导致堆内构件出现松脱、疲劳和失效^[2]。

由于在核电站运行过程中, 堆内会产生大量的核辐射和高温, 导致普通传感器无法正常使用, 并且无法在堆内进行实验。因此, 针对堆芯吊篮振动特性的研究大部分基于堆外中子噪声分析和有限元数值模拟。Yun 等^[3]通过堆外中子噪声分析, 发现堆芯吊篮具有 3 个不同频率的振动, 并利用有限元法对堆芯吊篮模态进行数值模拟, 揭示了堆芯吊篮 3 种不同的振动机制。Park 等^[4]通过三维有限元方法分析韩国标准压水堆堆芯吊篮的振动特性, 得到该反应堆堆芯吊篮振动分为梁型振动和壳型振动。Christian 等^[5]通过不同位置的堆外中子噪声的组合分析, 得到了堆芯吊篮振动的频率、方向和振型。Song 等^[6]通过比例模型实验模态方法, 研究发现堆芯吊篮实验

台有无出水孔对其振动特性影响很大, 并利用有限元法对带孔和不带孔两种情况下的堆芯吊篮固有频率进行了分析, 结果表明, 孔对其模态的影响可以忽略不计, 可见实验模态方法在堆芯吊篮模态分析方面具有一定的局限性。鲁丽等^[7]采用有限元法, 基于 ANSYS 软件分别对堆芯吊篮在空气和静水中的振动特性进行了比较研究。Kang 等^[8]通过有限元法研究了堆芯吊篮法兰约束退化对其振动特性的影响, 堆芯吊篮法兰约束被简化为 44 个约束集, 通过减少约束集数量模拟堆芯吊篮法兰约束退化, 结果表明, 随着法兰约束集数量的减少, 堆芯吊篮固有频率下降。赖姜等^[9]也针对堆芯吊篮法兰约束退化对其振动特性的影响进行了研究, 将堆芯吊篮法兰受到的轴向位移约束简化为 152 个节点, 分别减少节点数量模拟约束的退化, 结果表明, 随着法兰约束的退化, 堆芯吊篮梁型振动频率单调下降。目前的研究只聚焦于堆芯吊篮结构自身支撑的劣化对其振动特性的影响, 而没有关注堆内构件如燃料组件压紧弹簧性能退化对堆芯吊篮振动特性的影响。文献[10]通过对某核电站堆外中子噪声的分析, 发现反应堆燃料循环过程中, 堆芯吊篮的梁型振动频率随着时间有着明显的漂移, 在下一个燃料循环初期又基本恢复。为了进一步证实此现象存在的必然性, 笔者对多个

* 四川大学自贡市 2020 年校地科技合作专项资助项目(2020CDZG-6)

收稿日期: 2021-04-16; 修回日期: 2021-05-25

不同压水堆核电站机组的堆外中子噪声信号进行分析,以得到多组堆芯吊篮振动频率的变化趋势。针对此现象产生的原因,对堆芯吊篮进行静力学分析,以确定堆芯吊篮模态的潜在影响因素。建立堆内构件装配体模型,利用有限元法进行堆芯吊篮预应力模态分析,结合静力学分析结果剖析频率下降机理。针对堆芯吊篮法兰所受约束的建模,采用摩擦接触方式而不是约束集简化来直接考虑其所受的轴向位移约束和径向摩擦约束。通过单向流固耦合方法将冷却剂对堆芯吊篮的作用力映射到预应力模态分析模型中,以考虑其对堆芯吊篮模态的影响。

1 基于堆外中子噪声的核电站堆芯吊篮梁型振动频率变化分析

1.1 堆外中子噪声分析原理

中子探测器检测到的中子噪声 $\Phi(t)$ ^[11]为

$$\Phi(t) = \Phi + \delta\Phi(t) \quad (1)$$

其中: Φ 为中子噪声均值; $\delta\Phi(t)$ 为中子噪声波动分量。

$\delta\Phi(t)$ 主要组成部分^[11]为

$$\delta\Phi(t) = \delta\Phi_D(t) + \delta\Phi_F(t) + \delta\Phi_C(t) \quad (2)$$

其中: $\delta\Phi_D(t)$ 为中子探测器的反应速率波动; $\delta\Phi_F(t)$ 为反应性波动引起的中子通量变化; $\delta\Phi_C(t)$ 为堆芯吊篮振动引起堆芯吊篮和中子探测器之间水隙厚度 X 变化造成的中子通量波动。

$\delta\Phi_C(t)$ 与水隙厚度变化量 $\delta X(t)$ 之间的关系^[5]在频域表示为

$$\delta\Phi_C(\omega) = \sum r\Phi \delta X(\omega) \quad (3)$$

其中: $\sum r$ 为有效中子去除截面。

对式(1)进行傅里叶变换,可得

$$\Phi(\omega) = \delta\Phi(\omega) \quad (4)$$

将式(2)、式(3)代入式(4),可得

$$\begin{cases} \Phi(\omega) = \delta\Phi_D(\omega) + \delta\Phi_F(\omega) + a\delta X(\omega) \\ a = \sum r\Phi \end{cases} \quad (5)$$

由于水隙厚度变化是由堆芯吊篮振动导致,因此在频域有

$$\delta X(\omega) = F(\omega) \quad (6)$$

其中: $F(\omega)$ 为堆芯吊篮振动频率。

将式(6)代入式(5),得中子噪声频域 $\Phi(\omega)$ 为

$$\Phi(\omega) = \delta\Phi_D(\omega) + \delta\Phi_F(\omega) + aF(\omega) \quad (7)$$

因此,通过分析中子噪声频域特性可以得到堆芯吊篮振动频率。

1.2 核电站堆芯吊篮梁型振动频率变化趋势

由于核电站检测到的中子噪声为随机信号,因此需要使用概率统计的方法对中子噪声进行频域特征分析,主要采用不同位置中子噪声的互功率谱密度函数、相干函数以及相位差,分析得到堆芯吊篮梁型振动频率^[10]。通过文献[10]的“中子噪声信号分析计算方法”,对本研究采集到的3个核电站机组(福清核电站3号机组、方家山核电站2号机组和宁德核电站1号机组)的堆外中子噪声进行了分析。其中,每个核电站机组连续采集两个燃料循环周期的中子噪声信号,每月采集1次,每次以500 Hz的采样频率连续采集8 s,共4 000个数据点,测量误差最大为 ± 0.0625 Hz。图1为福清核电站3号机组连续两个燃料循环周期的堆芯吊篮振动频率变化趋势。表1为3个核电站机组在连续两个燃料循环周期内的梁型振动频率下降统计。

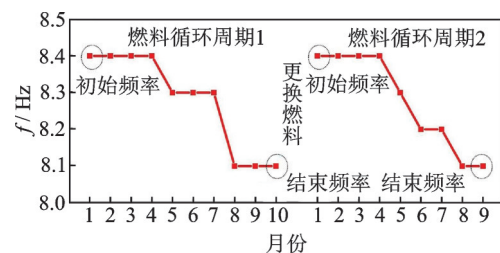


图1 福清核电站3号机组堆芯吊篮梁型振动频率变化趋势
Fig.1 Variation trend of vibration frequency of the core support barrel beam mode in the unit 3 of fuqing nuclear power plant

从图1可看出,福清核电站3号机组堆芯吊篮的梁型振动频率在第1个燃料循环的初期为8.4 Hz,末期为8.1 Hz,期间下降了0.3 Hz。在经过停堆更换燃料后的第2个燃料循环的初期,其频率恢复到8.4 Hz,循环期间继续下降,末期为8.1 Hz。由表1可见,3个核电站机组在反应堆燃料循环过程中,其堆芯吊篮的梁型振动频率随着时间均有明显的下降,最大达到5.95%,而在下一个燃料循环初期又基本恢复。不同燃料循环周期之间振动频率值的差异主要由制造、装配等环节产生的误差以及测量误差造成,但其变化规律一致。

由此可见,堆芯吊篮梁型振动频率在燃料循环周期内下降,并在下一个周期初期恢复,这是由于堆内的某种物理变化所导致。

表1 堆芯吊篮在燃料循环过程中梁型振动频率下降的统计

Tab.1 Statistics on the drop of the vibration frequency of the core support barrel beam mode during the fuel cycle

机组	燃料循环周期	梁型振动频率/Hz		下降量/下降率/%	
		初始值	结束值	Hz	%
福清核电站	1	8.4	8.1	0.3	3.57
3号机组	2	8.4	8.4	0.3	0.3
方家山核电站	1	8.3	7.9	0.4	4.82
2号机组	2	8.2	8.0	0.2	2.44
宁德核电站	1	8.5	8.0	0.5	5.88
1号机组	2	8.4	7.9	0.5	5.95

2 堆芯吊篮静力学分析

堆芯吊篮所受力主要为4个部分:法兰处压紧弹簧的预紧力、燃料组件压紧弹簧的预紧力、自身重力以及流体作用力。此外,堆芯吊篮法兰还受到径向的摩擦力和压力容器的支撑力。堆芯吊篮的静力学简化示意图如图2所示,通过对堆芯吊篮所受力和约束的分析,能够初步得到堆芯吊篮振动频率的影响因素。

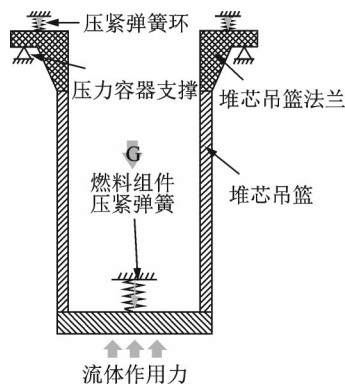


图2 堆芯吊篮静力学简化示意图

Fig.2 Simplified schematic diagram of statics of core support barrel

假设堆芯吊篮法兰的压紧弹簧环初始刚度为 k_1 ,初始形变量为 x_1 ,燃料组件压紧弹簧初始刚度为 k_2 ,初始形变量为 x_2 ,堆芯吊篮受到向上的流体作用力为 F ,重力为 G ,则燃料循环初期时,堆芯吊篮整体力学情况满足

$$k_1 x_1 + k_2 x_2 \geq F - G \quad (8)$$

此时,轴向的预紧力足以约束堆芯吊篮法兰处

的轴向位移。在燃料循环过程中,堆芯吊篮内部持续进行着核裂变,会产生剂量高达20 dpa的核辐射和320~343℃的高温^[12],造成十分恶劣的工作环境。Xu等^[13]在室温下,进行了质子和氦离子对不锈钢反应堆内部构件的辐照实验,结果表明,辐射会导致样品产生显著的硬化效应,影响其力学性能。Allen等^[14]研究了辐照剂量对镍合金压紧弹簧应力松弛程度的影响,结果表明,随着辐照剂量的增加,弹簧的应力呈指数下降。辐照剂量约为20 dpa时,弹簧预紧力下降至初始值的10%左右。Wang等^[15]对316H型不锈钢在不同温度(475~600℃)和不同初始应力(125~230 MPa)下的应力松弛现象进行了研究,结果表明,温度和初始应力越高,应力松弛程度越大,600℃时应力由220 MPa下降到了52.7 MPa。压水堆堆芯内部具有多个燃料组件,每个燃料组件有多个燃料棒,工作时燃料棒包壳内部的核燃料发生裂变,产生的辐射和高温直接影响位于燃料组件顶部的压紧弹簧,产生应力松弛,预紧力和刚度不断下降。当燃料组件顶部弹簧刚度由初始刚度(k_2)下降到临界状态以下(k'_2)时

$$k_1 x_1 + k'_2 x_2 < F - G \quad (9)$$

轴向的预紧力过小,不足以补偿冷却剂流体作用力,因此堆芯吊篮整体在冷却剂力的作用下,进一步压缩压紧弹簧环和燃料组件压紧弹簧,形变量增大 δx_2 ,直到恢复临界状态

$$k_1 (x_1 + \delta x_2) + k'_2 (x_2 + \delta x_2) = F - G \quad (10)$$

此时,堆芯吊篮法兰与压力容器支撑之间出现了大小为 δx_2 的间隙,堆芯吊篮法兰处的轴向位移约束和径向摩擦力约束减少,支撑刚度降低,堆芯吊篮的模态频率会发生下降。

3 基于单向流固耦合和摩擦接触方式的堆芯吊篮预应力模态分析有限元模型

采取有限元数值模拟的分析手段,对堆芯吊篮进行基于单向流固耦合和摩擦接触方式的预应力模态分析,以研究燃料组件压紧弹簧刚度的下降对堆芯吊篮的模态频率以及模态振型变化的影响。

3.1 流固耦合理论

3.1.1 流体控制方程

流体微元体在单位时间内的质量增加,等于此时间内流入该微元体的净质量,即满足质量守恒方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho \mathbf{u}}{\partial x} + \frac{\partial \rho \mathbf{v}}{\partial y} + \frac{\partial \rho \mathbf{w}}{\partial z} = 0 \quad (11)$$

其中： ρ 为流体密度； $\mathbf{u}, \mathbf{v}, \mathbf{w}$ 分别为流体速度矢量在 x, y, z 方向上的分量。

对于不可压缩流体，密度 ρ 为常数，式(11)可表示为

$$\partial \mathbf{u} / \partial x + \partial \mathbf{v} / \partial y + \partial \mathbf{w} / \partial z = 0 \quad (12)$$

流体微元体在单位时间内的动量变化，等于外界作用在该微元体上的各种力之和，即满足动量守恒方程

$$\begin{cases} \frac{\partial(\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{u} \mathbf{V}) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \text{div}(\mu \text{grad } \mathbf{u}) + S_x \\ \frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{v} \mathbf{V}) = -\frac{\partial P}{\partial y} + \text{div}(\mu \text{grad } \mathbf{v}) + S_y \\ \frac{\partial(\rho \mathbf{w})}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{w} \mathbf{V}) = -\frac{\partial P}{\partial z} + \text{div}(\mu \text{grad } \mathbf{w}) + S_z \end{cases} \quad (13)$$

其中： \mathbf{V} 为速度矢量； P 为流体微元上的压力； μ 为动力黏度； S_x, S_y, S_z 分别为流体微元体积力在 x, y, z 方向上的分量。

给定流场初始边界条件，对式(12)、式(13)进行求解，能够得到流场流动的速度和压力分布。

3.1.2 固体控制方程

固体控制方程为

$$\rho \mathbf{g} = \text{div}(\boldsymbol{\sigma}_s) + \mathbf{f}_s \quad (14)$$

其中： ρ 为固体密度； \mathbf{g} 为重力加速度； $\boldsymbol{\sigma}_s$ 为柯西应力张量； \mathbf{f}_s 为体积力矢量。

3.1.3 流固耦合方程

在流体与固体的耦合面上，两者在相同节点处的位移 d 和应力 τ 应相等或守恒，即满足

$$d_f = d_s \quad (15)$$

$$\tau_f n_f = \tau_s n_s \quad (16)$$

其中：下标 f 和 s 分别表示流体和固体。

基于流固耦合方程，可以将流体计算得到的压力传递给固体结构进行分析。

3.2 固体域有限元模型

通过对堆内构件结构的分析，将堆芯吊篮法兰约束设置为固定约束集的方法还不够准确。堆芯吊篮法兰放置在压力容器支撑上，上部为压紧弹簧环，压紧弹簧环受到上部堆内构件的挤压产生固定变形量的弹性形变，通过摩擦接触的方式为堆芯吊篮法兰提供足够的轴向预紧力和径向摩擦力来约束法兰位移。此外，在存在预载荷的机械装配体中，不同零部件之间的接触表面存在接触应力，从而形成法向接触刚度，对整个装配体的模态会产生较大的影响。因此，需要把堆芯

吊篮、压紧弹簧环、上部堆内构件及压力容器支撑建为装配体模型，不同部件之间设置为摩擦接触。

在力学分析领域中，两物体之间的接触分析属于非线性问题。针对非线性接触问题的分析方法一般有罚函数法、拉格朗日函数法以及增广拉格朗日函数法等。针对罚函数法收敛性好但精度不足、拉格朗日函数法精度好但收敛性不足的优缺点，增广拉格朗日函数法将罚函数和拉格朗日乘法相结合，具有更好的收敛性和更高的精度。因此，本研究采用增广拉格朗日函数法解决不同零部件间摩擦接触问题。

三维几何模型通过 SolidWorks 建立，与真实物理尺寸一致。考虑到堆芯吊篮及其固连组件的复杂性，将堆芯吊篮结构分为3个部分进行简化。

1) 堆芯吊篮法兰：此部分为堆芯吊篮的上部结构，忽略了法兰上的孔洞，其余部分按照真实物理尺寸进行建模。

2) 堆芯吊篮筒体：此部分为堆芯吊篮的中部结构，利用文献[7]里的附加质量法，将与堆芯吊篮筒体固连的子组件，包括热屏和围板结构的质量附加到堆芯吊篮筒体上。此外，堆芯吊篮筒体壁面上的出水喷嘴被忽略，留下3个圆孔作为冷却剂出口。

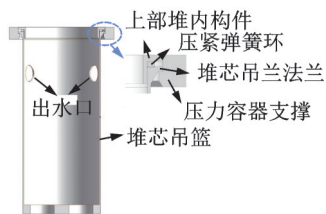
3) 堆芯吊篮底部：利用附加质量法^[7]，将与堆芯吊篮底部固连的子组件，包括堆芯（燃料组件）及堆芯支撑结构、二次支撑及仪表套管组件的质量附加到堆芯吊篮底部上。此外，堆芯吊篮底部具有多个供冷却剂通过的小孔，尺寸不一，为了减少流固耦合计算量，将其简化为具有相同通量的4个大孔。

压紧弹簧环的结构影响其刚度，进而影响堆芯吊篮法兰处的预紧力，因此以实际几何尺寸进行建模。燃料组件压紧弹簧的预紧力通过堆芯支撑结构传递到堆芯吊篮底部。将多个燃料组件的压紧弹簧简化为一个具有等效刚度和预紧力的弹簧，其一端作用在堆芯吊篮底部，一端设置为固定支承。压力容器为堆芯吊篮法兰提供支撑的部分被建入模型，其他部分省略。堆内构件简化模型如图3所示。

将模型导入 ANSYS WORKBENCH，进行预应力模态分析。上部堆内构件和压力容器支撑结构较规则，采用六面体网格划分，单元网格大小设为50 mm。压紧弹簧环结构具有诸多不规则曲面，采用四面体网格划分，单元网格大小设为20 mm。堆芯吊篮与冷却剂之间存在流固耦合作用，分割成不同的区域进行六面体网格划分，单元网格大小设为30 mm。针对接触面网格，上部堆内构件与压紧弹簧环接触面网格大小设为5 mm，压紧弹簧环与压力容器支撑接触面网格大小设为5 mm，堆芯吊篮流固耦



(a) 三维示意图
(a) Three-dimensional schematic



(b) 二维截面图
(b) Two-dimensional cross-section view
图 3 堆内构件简化模型示意图

Fig.3 Schematic diagram of simplified model of reactor internals

合面网格大小设为 50 mm。图 4 所示为固体域有限元模型,共有约 154 万个实体单元,370 万个节点。

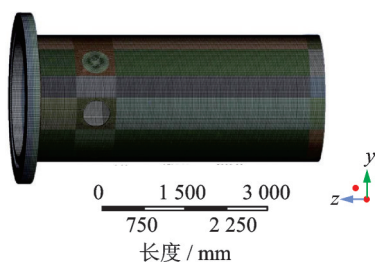


图 4 固体域有限元模型

Fig.4 Finite element model of the solid domain

3.3 流体域有限元模型

作为冷却剂的加压水由压力容器壳体上的 3 个进口管嘴通过主泵泵入压力容器,沿着堆芯吊篮筒体外表面向下流动,从堆芯吊篮底部进水孔流入堆芯进行冷却,再由堆芯吊篮壁面上的 3 个出水口流出堆芯,带走热量。考虑冷却剂对堆芯吊篮的作用力,利用 Design Modeler 建立流体流场的三维几何模型。将流体动力学分析软件 ANSYS FLUENT 用于对流体进行网格划分和求解。采用六面体网格,单元网格大小设为 30 mm,模型共有 353 万个单元,371 万个节点,图 5 所示为流体域有限元模型。

3.4 边界条件设置

固体域模型中,压力容器支承视为刚体,设为固定支承。上部堆内构件整体施加 $-z$ 方向 2.46 mm

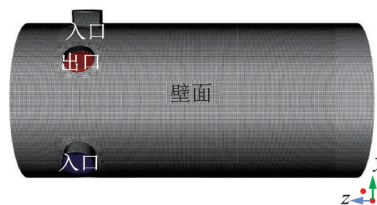


图 5 流体域有限元模型

Fig.5 Finite element model of the fluid domain

的位移约束,使压紧弹簧产生变形以预紧堆芯吊篮法兰。各组件之间设置为摩擦接触,摩擦因数为 0.15,选取增广拉格朗日函数法求解接触平衡方程。堆芯共有 157 个燃料组件,每个燃料组件顶部具有 4 个压紧弹簧,初始形变量为 22 mm,预紧力为 2 124.5 N。通过等效刚度法,将 157 个燃料组件的压紧弹簧等效为一个弹簧进行考虑,初始刚度合量为 60 645 N/mm,初始预紧力合量为 1 334 186 N。

流体域模型中,3 个入口的边界条件设置为均匀速度,流速为 4.8 m/s,3 个出口的边界条件设置为压力出口,静压为 15.5 MPa,其他面的边界条件设置为壁面。采用标准 $k-\epsilon$ 湍流模型求解流体控制方程。流体材料为加压水,高温下不发生汽化。

3.5 流体域与固体域的耦合

通过单向流固耦合法将流体域计算出的节点压力映射到堆芯吊篮流固耦合面上的对应节点,作为预应力模态分析模型的一个输入。图 6 为堆芯吊篮表面静压分布图,入口处压力最大,为 15.545 3 MPa,出入口之间的压差相比于静压来说十分微小,为 0.035 6 MPa,冷却剂对堆芯吊篮的作用力主要为静压压力。

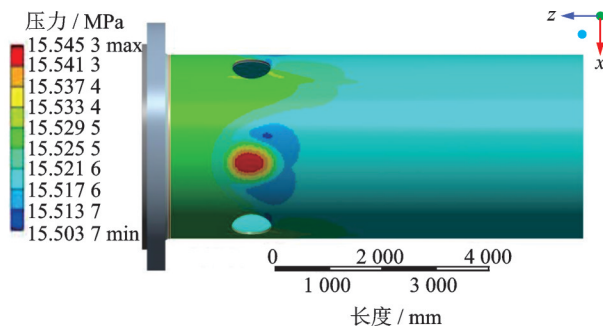


图 6 堆芯吊篮表面流体静压分布

Fig.6 Hydrostatic pressure distribution on the surface of core support barrel

4 预应力模态分析结果

为了模拟核电站中燃料组件压紧弹簧刚度随时间的退化,分别计算了燃料组件压紧弹簧刚度减少 0%, 5%, 10%, 15%, 20%, 25%, 30%, 35% 和 40% 时的堆

芯吊篮模态,得到了相应的梁型模态频率及振型的变化。结果表明,随着燃料组件压紧弹簧刚度的下降,堆芯吊篮的梁型振动频率有明显的下降,如图7所示。

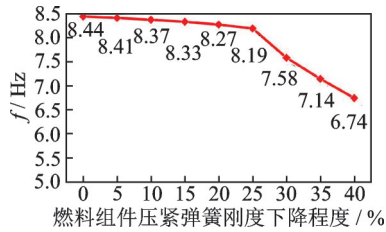


图7 燃料组件压紧弹簧刚度减少对堆芯吊篮梁型模态频率的影响

Fig.7 The influence of fuel assembly hold-down spring stiffness decrease on beam mode frequency of core support barrel

将数值仿真结果与中子噪声信号分析得到的结果进行比较,对于堆芯吊篮正常状态下的振动频率,数值仿真结果为8.44 Hz,中子噪声信号分析结果为8.2~8.5 Hz,具有很好的一致性,说明基于流固耦合和摩擦接触的预应力模态分析模型能够很好地反映结构的整体特性和模态振动性能。随着燃料组件压紧弹簧刚度下降40%,堆芯吊篮梁型模态频率从8.44 Hz下降到6.74 Hz,说明燃料组件压紧弹簧刚度对堆芯吊篮模态有显著的影响。当燃料组件压紧弹簧刚度下降0%,5%,10%,15%,20%和25%时,

堆芯吊篮梁型模态频率从8.44 Hz下降到8.19 Hz,变化量为0.25 Hz,降幅很小。随着燃料组件压紧弹簧刚度进一步减小,频率出现大幅下降,刚度减少40%时,频率下降至6.74 Hz,变化量为1.45 Hz。

图8为燃料组件压紧弹簧刚度下降不同程度时的堆芯吊篮梁型模态振型变化。当燃料组件压紧弹簧刚度下降0%,15%和25%时,堆芯吊篮法兰处的变形几乎为0,约束十分充分,此时振动频率下降极小。当燃料组件压紧弹簧刚度下降30%,35%和40%时,堆芯吊篮法兰的部分区域有明显的变形,说明此时轴向预紧力已不足以补偿冷却剂作用力,压紧弹簧环和燃料组件压紧弹簧被进一步压缩,堆芯吊篮法兰处出现松动,导致接触刚度下降,造成堆芯吊篮振动频率的下降。

此外,燃料组件压紧弹簧的预紧力作用于堆芯吊篮底部,会使堆芯吊篮结构产生一定程度的应力刚化现象。当燃料组件压紧弹簧刚度减少,其预紧力也会减小,导致堆芯吊篮的应力刚化程度降低,对模态产生一定程度的影响。

5 结论

1) 堆芯吊篮在同一个燃料循环周期内振动频率下降并在核燃料更换后的下一个燃料循环初期恢复的现象,在不同压水堆核电站中具有普遍性,单个

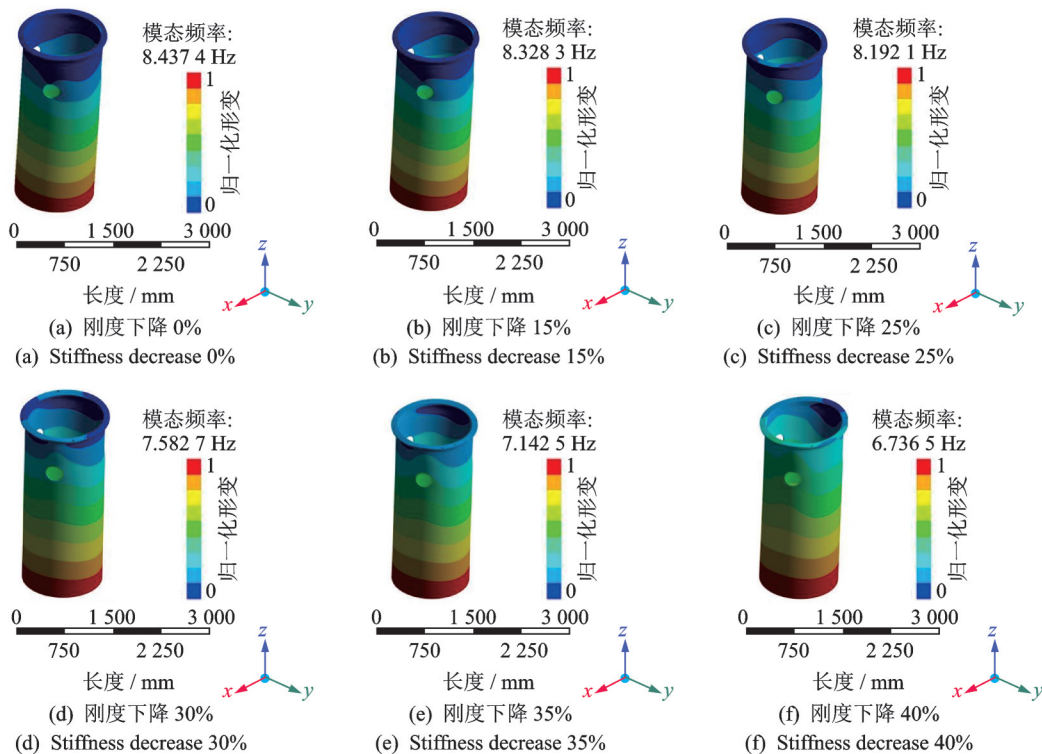


图8 燃料组件压紧弹簧刚度减少对堆芯吊篮梁型模态振型的影响

Fig.8 The influence of fuel assembly hold-down spring stiffness decrease on beam mode shape of core support barrel

燃料循环期间下降率最高达到5.95%。

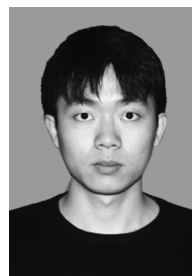
2) 通过流固耦合方法将冷却剂对堆芯吊篮的作用力映射到堆芯吊篮结构,通过摩擦接触方式考虑堆芯吊篮法兰所受的轴向位移和径向摩擦约束,将包含堆芯吊篮在内的堆内构件建为装配体模型,运用有限元法进行预应力模态分析。数值仿真结果为8.44 Hz,信号分析结果为8.2~8.5 Hz,具有很好的一致性,表明此建模分析方法在堆芯吊篮模态分析领域的有效性。

3) 随着燃料组件压紧弹簧刚度的减小,堆芯吊篮梁型振动频率明显下降。仿真结果表明,燃料组件压紧弹簧刚度下降40%时,堆芯吊篮梁型振动频率下降1.7 Hz。

4) 燃料组件压紧弹簧刚度的减小是堆芯吊篮梁型振动频率下降又恢复的主要原因。燃料组件压紧弹簧刚度下降,导致轴向预紧力不足以补偿冷却剂作用力,使得压紧弹簧环被进一步压缩,造成堆芯吊篮法兰产生形变或位移,接触刚度下降,以致堆芯吊篮模态频率下降,振型改变。在经过停堆换料(更换燃料组件)后,新的燃料组件压紧弹簧刚度为正常值,使得堆芯吊篮梁型振动频率在新的燃料循环初期得到了恢复。

参 考 文 献

- [1] BRITISH P. Statistical review of world energy [M]. 69th ed. London: British Petroleum, 2020:8-9.
- [2] INTERNATIONAL A E A. Assessment and management of ageing of major nuclear power plant components important to safety[R]. Vienna: IAEA, 2007.
- [3] YUN W Y, KOH B J. Vibration monitoring of core support barrel by noise and structural analysis in ULJIN nuclear plant [J]. Nuclear Science and Technology, 1990, 27(11):1058-1064.
- [4] PARK J, LEE J H, KIM T R, et al. Identification of reactor internals' vibration modes of a Korean standard PWR using structural modeling and neutron noise analysis [J]. Progress in Nuclear Energy, 2003, 43: 177-186.
- [5] CHRISTIAN R, SONG S H, KANG H G. Study of core support barrel vibration monitoring using ex-core neutron noise analysis and fuzzy logic algorithm [J]. Nuclear Engineering and Technology, 2015, 47(2): 165-175.
- [6] SONG S H, JHUNG M J. Experimental modal analysis on the core support barrel of reactor internals using a scale model [J]. KSME International Journal, 1999, 13(8):585-594.
- [7] 鲁丽,杨翊仁,金建明. 反应堆吊篮在空气和静水中的振动特性分析[J]. 西南交通大学学报, 2004, 39(1): 82-85.
LU Li, YANG Yiren, JIN Jianming. Dynamical characteristics analysis of core barrel of nuclear reactors in air and still water [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2004, 39(1):82-85.(in Chinese)
- [8] KANG H G, SEONG P H. A real-time monitoring system of core support barrel vibration using FEM data and self-organizing neural networks [J]. Nuclear Engineering and Design, 1995, 158(1):19-29.
- [9] 赖姜,何超,席志德,等. 反应堆吊篮在正常和劣化支撑条件下的振动模态特性[J]. 核动力工程, 2016, 37(S2):20-23.
NAI Jiang, HE Chao, XI Zhide, et al. Vibration characteristics of a core barrel with conventional and unconventional core support barrel [J]. Nuclear Power Engineering, 2016, 37(S2):20-23.(in Chinese)
- [10] 杨泰波,刘才学,罗婷,等. 基于中子噪声分析的某核电厂堆芯吊篮梁型振动特征研究[J]. 核科学与工程, 2017, 37(1):42-47.
YANG Taibo, LIU Caixue, LUO Ting, et al. Study on character of core barrel beam mode vibration during PWR refueling cycle [J]. Nuclear Science and Engineering, 2017, 37(1):42-47.(in Chinese)
- [11] ROBINSON J C, HARDY J W, SHAMBLIN G R, et al. Monitoring of core support barrel motion in PWRs using ex-core detectors[J]. Progress in Nuclear Energy, 1977, 1:369-378.
- [12] MALAPLATE J, GAVOILLE P, PAGEOT J, et al. Assessment of potential swelling of pressurized water reactor internals the gondole experiment in osiris reactor [C]// Fontevraud 9-Contribution of Materials Investigations and Operating Experience to Light Water NPPs' Safety, Performance and Reliability. Avignon, France: [s.n.], 2018.
- [13] XU C, ZHANG L, QIAN W, et al. The studies of irradiation hardening of stainless steel reactor internals under proton and xenon irradiation[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2016, 48(3):758-764.
- [14] ALLEN T R, BUSBY J T. Radiation damage concerns for extended light water reactor service [J]. Journal of Minerals, Metals and Materials Society, 2009, 61(7): 29-34.
- [15] WANG Y Q, SPINDLER M W, TRUMAN C E, et al. Critical analysis of the prediction of stress relaxation from forward creep of type 316H austenitic stainless steel[J]. Materials & Design, 2016, 95:656-668.



第一作者简介:刘佳鑫,男,1997年7月生,硕士生。主要研究方向为结构健康监测与诊断。

E-mail: liujiaxin0718@stu.scu.edu.cn

通信作者简介:余德平,男,1984年10月生,博士、教授、博士生导师。主要研究方向为先进制造技术及智能装备、等离子体技术及应用、故障诊断与健康监测。

E-mail: williamydp@scu.edu.cn