doi:10.3969/j.issn.1001-4837.2025.02.005

设计计算

基于流固耦合的蒸汽发生器传热管结构应力分析

郭　超,魏　超,史　强,张　盼
(生态环境部核与辐射安全中心,北京 100082)

摘　要:蒸汽发生器传热管是压水堆核电站一回路压力边界的薄弱环节,正常运行及事故条件下的系统运行参数,直接影响着传热管结构的完整性。为进一步对传热管的结构响应特性进行研究,建立两种主流排列方式的传热管局部模型,分别进行正常运行和典型事故参数下的流固耦合计算,并获得一、二次侧流体共同作用下的传热管关键部位的载荷变化规律。结果表明,顺排模型在正常运行和丧失给水事故下的最大等效应力分别为110 MPa和143 MPa,叉排模型分别为112 MPa和146 MPa。在相同的流动条件下,传热管叉排模型的应力和变形均大于顺排模型;传热管根部横截面的等效应力沿壁厚方向先减小再增大,中部横截面的等效应力沿壁厚方向呈现近似线性降低;在传热管根部区域,内、外壁面的等效应力沿轴向高度先迅速降低而后快速升高,并形成应力平台。研究结果可为蒸汽发生器的设计及运行提供参考。

关键词:蒸汽发生器;传热管;流固耦合;应力分析
中图分类号:TH49;TM623;TL333　　**文献标志码:**A

Stress analysis of heat transfer tubes structure in steam generator based on fluid-structure coupling method

GUO Chao, WEI Chao, SHI Qiang, ZHANG Pan
(Nuclear and Radiation Safety Center, Beijing 100082, China)

Abstract: The heat transfer tubes of steam generator are the weak links in the primary circuit critical pressure boundary of the pressurized water reactor nuclear power plant. The system operating parameters during normal operation and accidents directly affect the integrity of the heat transfer tubes structure. To further study the structural response characteristics of heat transfer tubes, local models of the heat transfer tubes with two mainstream arrangement methods were established, and fluid-structure interaction calculations were carried out respectively under normal operation and typical accident parameters. Moreover, the load variation laws of the key parts of the heat transfer tubes under the combined action of the primary and secondary side fluids were obtained. The results show that the maximum equivalent stresses of the straight arrangement model under normal operation and loss of feed water accident parameters are 110 MPa and 143 MPa, while the cross arrangement model is 112 MPa and 146 MPa. Under the same flow conditions, the stress and deformation of the heat transfer tubes cross arrangement model are greater than those of the straight arrangement model. The equivalent stress at the root cross-section of the heat transfer tubes decreases first and then increases along the wall thickness direction, while the equivalent stress at the middle cross-section shows an approximate linear decrease along the wall thickness direction. In the root area of the heat transfer tube, the equivalent stress on the inner and outer walls first rapidly decreases and then rapidly increases along the axial height, followed by the formation of a stress plateau. The research results can provide a reference for the design and operation of the steam generator.

Key words: steam generator; heat transfer tube; fluid-structure coupling; stress analysis

收稿日期:2024-08-09　**修回日期:**2025-01-26
基金项目:先进核能技术设计与安全教育部重点实验室开放课题项目(KLANEDS202312)

0 引言

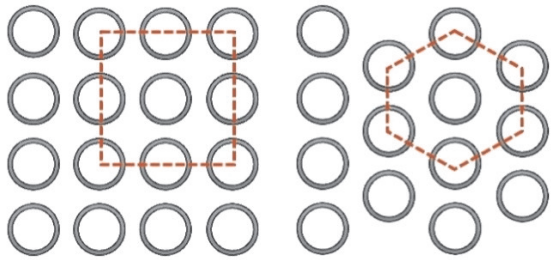
蒸汽发生器是压水堆核电厂的关键设备之一，是阻止放射性物质泄漏的重要屏障，其在运行过程中受到温差、压差和各类化学腐蚀等作用，不可避免地出现老化降质现象，这会对电厂安全运行产生重要影响。蒸汽发生器传热管是压水堆一回路压力边界最薄弱的环节，传热管断裂事故在核动力厂设备事故中居首要位置[1-4]，约占非计划停堆事故的四分之一。压水堆核电站蒸汽发生器正常运行一、二次侧流体平均压力分别约为15 MPa和6 MPa，较大的压差可能会引发传热管变形，现有研究表明，蒸汽发生器一、二次侧流体压差增大，尤其是压差达到11 MPa以上时，极易引发蒸汽发生器传热管破裂（steam generator tube rupture，SGTR）[5-6]，进而可能引发放射性物质泄漏等更加严重的后果[7]。因此，研究一、二次侧流场及压差作用下的传热管结构响应特性，对蒸汽发生器的优化设计具有十分重要的意义。

上述过程主要涉及一次侧流体与传热管内壁，传热管外壁与二次侧流体之间的双向流固耦合问题[8-11]，一些学者利用流固耦合方法开展了传热管的力学响应研究工作，如KUEHLERT等[12]在考虑二次侧流体的作用下通过对蒸汽发生器管进行双向流固耦合，获得了传热管的运动规律；孙宝芝等[13]对一、二次侧流体与换热管及支撑板的耦合流动换热进行三维数值模拟，研究了换热管在流体压力场载荷作用下的应力分布；郑陆松等[14]进行了蒸汽发生器一、二回路耦合数值模拟，对传热管进行稳态热分析和热应力分析；陈玉爽等[15]采用流热固耦合的方法对熔盐换热器换热管及壳体相连接的管板进行了应力分析，给出了管板最高应力值及某些路径的应力变化规律；SUN等[16]通过流固耦合进行了传热管和支撑板的热分析和静态结构分析，计算了热应力和力载荷下的机械应力，以及两种载荷下的耦合应力等；赵颖杰等[17]研究了正常运行参数下的传热管位移和应力分布特点。

现有研究主要集中于对特定排列方式的传热管进行正常运行参数下的力学响应分析，对于不同的传热管排列方式及事故参数下的分析研究较为匮乏，本文建立顺排和叉排两种主流排列方式的传热管模型，并分别进行正常运行和典型事故参数下的传热管流固耦合数值模拟计算，获得一、二次侧流体共同作用下的传热管关键部位载荷变化规律，可为蒸汽发生器的设计及运行提供参考。

1 蒸汽发生器传热管物理模型

压水堆核电站蒸汽发生器的类型主要有立式U形管自然循环蒸汽发生器[18]和卧式自然循环蒸汽发生器[19]等，其中，立式U形管自然循环蒸汽发生器在国内应用最为广泛。立式U形管自然循环蒸汽发生器一般由上下封头、管束区域、汽水分离装置和筒体等结构组成，其中，管束区域包括U形管束、管板、防震条及管束支撑等。蒸汽发生器传热管的排列方式主要有顺排（正方形）和叉排（三角形）两种方式（见图1），如法国第二代压水堆核电站M310机型的55/19B型蒸汽发生器传热管采用顺排排列[20]，欧洲先进压水堆（European pressurized water reactor，EPR）的79/19TE型采用叉排排列[21]，中国改进型压水堆（China pressurized reactor，CPR）CPR1000机型的55/19B型采用顺排排列，美国先进非能动压水堆（advanced passive pressurized water reactor，AP）AP1000机型的△125型采用叉排排列[22]，以及中国华龙一号机型的ZH-65型采用叉排排列[23]等。



（a）顺排排列 （b）叉排排列

图1 传热管排列方式

Fig.1 Arrangement of heat transfer tubes

由于传热管结构复杂、管束细长且数量可达上万根，对传热管束的分析一般选取单元管和周边相邻管束轮廓，以及相应的一、二次侧流体域来进行物理模型的简化，如图1虚线框内所示。考虑传热管的根部位置是蒸汽发生器事故的多发区[24]，选取蒸汽发生器热端的管板连接处，沿传热管高度1 m（即相邻两块管束支撑板间距）的局部结构为主要研究对象，模型的几何参数参考某三代非能动核电站蒸汽发生器原型，蒸汽发生器的U形传热管内径为15.44 mm，壁厚为1.02 mm，管间距为24.89 mm。传热管材料为Inconel 690合金，其弹性模量为211 GPa，屈服强度为350 MPa，

泊松比为0.289，密度为8 190 kg/m^3。建立的顺排和叉排单元管计算模型如图2所示。

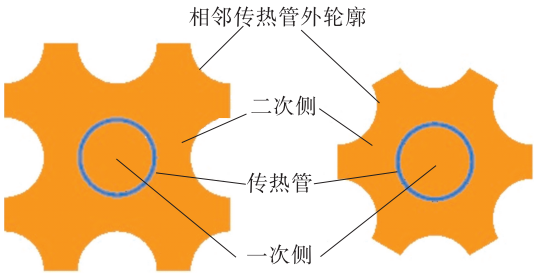


图2 顺排(左)和叉排(右)单元管模型

Fig.2 Unit tube straight arrangement model (left) and cross arrangement model (right)

2 计算方法及工况

2.1 计算方法

蒸汽发生器传热管与一、二次侧流体发生的相互作用属于典型的流固耦合问题，传热管在流体载荷作用下会产生变形或运动，而这种变形或运动又反过来作用于一、二次侧流体，从而改变流体载荷的大小和分布。基于固体力学方法对传热管进行应力分析，侧重于单方面考虑流体对固体结构的影响，在分析过程中，一般需要将流体流动引发的压力载荷等效为作用在管段上的集中载荷进行处理，传热管内部流体也可能会作为附加质量来考虑，在对载荷的识别、分类及等效转换过程中，不可避免地会引入一些假设。流固耦合力学分析综合考虑了流体和固体的相互作用，能够避免上述过程引起的计算误差，可以更准确地模拟固体结构在流体作用下的行为，能够为传热管结构的应力分析及结构设计提供进一步的指导。

本文的流固耦合分析基于Ansys Workbench平台开展，分别应用Ansys程序的流体分析模块和结构分析模块进行蒸汽发生器传热管结构的流体和固体部分计算，再通过中间平台交换耦合边界的耦合量，该方法在每次求解迭代中，分别进行一次固体计算和流体计算，并交换两次数据，直到最终收敛。在结构分析模块进行单元管模型的固体域计算设置，主要包括利用前述传热管材料参数定义Inconel 690合金材料；进行传热管的网格划分，传热管本身的网格划分可以独立于流体部分，而不必要求二者进行网格共节点处理；考虑管束下端一般固定在直径4~5 m，厚度为数百毫米的金属管板上，且沿高度等间距(约1 m)有管束支撑板进行约束，因此，对所研究的管束段模型的上、下端面直接设置位移固定约束；进一步定义流固耦合交界面(fluid-solid coupling interface)，将传热管外壁和二次侧的接触面，以及内壁和一次侧的接触面分别设置为耦合作用交界面，以实现一、二次侧流体与管束间的相互作用；在结构分析模块中指定所需求解的参量。在流体分析模块进行单元管模型的流体域计算设置，主要需将网格位移设为“regions of motion specified”；湍流模型可选取具有工程普遍适用性的k-ε模型；采用Scalable Wall Functions壁面函数为平均流和湍流输运方程提供近壁边界条件；在边界条件方面，将单元管模型外边界的相邻传热管轮廓面设置为壁面边界；其余的模型外边界均设置为对称边界；一、二次侧流体入口采用流速边界条件；一、二次侧出口采用压力边界条件，参数值依据具体的计算工况设置；设置耦合求解器为Ansys multi-field。

2.2 网格无关性验证

建立0.2 m的顺排传热单元管模型进行网格无关性验证。通过对模型进行合理切分后，再进行网格划分，以保证网格质量。对一、二次侧流体域分别进行网格平均尺寸为1，1.5，2，3，4 mm的网格划分，其中，对于流体域为1，1.5 mm网格尺寸的模型，在传热管厚度方向设置三层网格；其余网格尺寸的模型对应传热管厚度方向为两层网格。对上述5组网格尺寸模型分别进行了蒸汽发生器正常运行参数的流固耦合计算，计算完成后提取传热管根部截面的壁面厚度中点沿轴向的Von Mises等效应力，结果如图3所示。

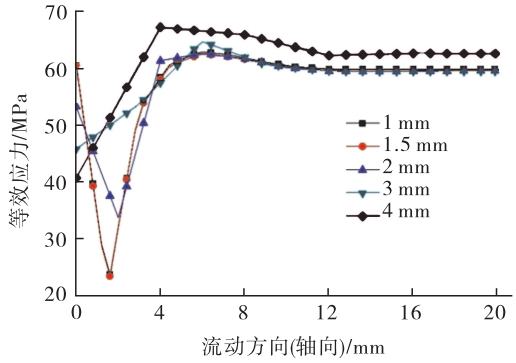
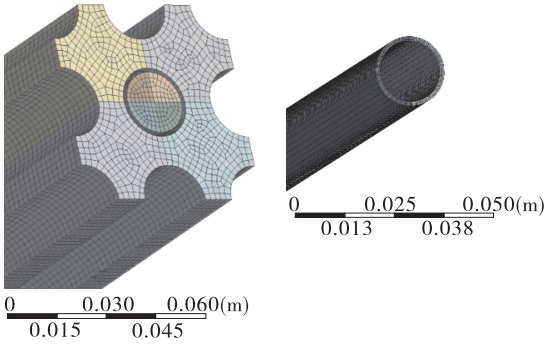


图3 不同网格尺寸模型沿轴向的等效应力

Fig.3 Von Mises stress of models with different mesh sizes along the axial height

当流体区域网格尺寸达到1.5 mm，传热管厚度方向为三层网格时，进一步细化网格对计算结果几乎无影响，结果已趋于稳定，兼顾计算精度与

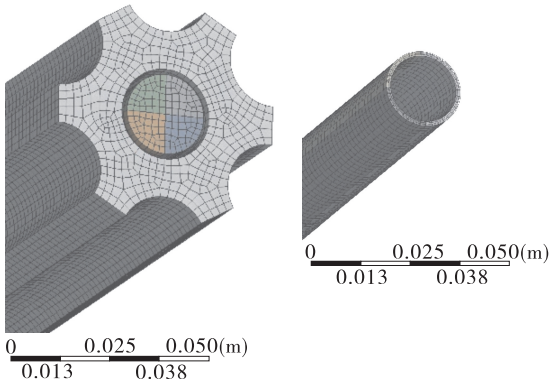
效率，最终选定模型平均网格尺寸为1.5 mm。所建立的蒸汽发生器传热管根部单元管模型及网格划分如图4和图5所示。



（a）流体网格 （b）固体网格

图4 顺排单元管模型及网格划分

Fig.4 Model and mesh division of straight unit tube



（a）流体网格 （b）固体网格

图5 叉排单元管模型及网格划分

Fig.5 Model and mesh division of cross unit tube

2.3 计算工况

对于正常运行工况，选取电厂满功率运行的一、二次侧流速和压力参数作为计算输入参数。对于事故工况，选取可导致一、二次侧压差显著增大的两类典型始发事故，即属于一次侧热输出增加类的主蒸汽管道断裂事故[25]（main steam line break，MSLB），以及属于二次侧系统热移出能力减小类的丧失给水事故[26]（loss of feed water，LOFW）。对于MSLB工况，根据该电厂的最终安全分析报告，选取破损回路一、二次侧压差最大时刻的系统参数作为计算输入参数，该时刻主泵尚未关闭，一次侧仍处于正常运行流速，由于尚未停堆，一次侧压力仍处于高位；而该时刻主蒸汽隔离阀已关闭，二次侧流速处于较低水平，二次侧压力也由于破口喷放而降低。对于LOFW事故，选取含非能动余热排出系统[27]（passive heat removal system，PRHR）环路的一、二次侧压差最大时刻的系统参数作为计算输入参数，该时刻主泵已停运，管束一次侧进口流速显著降低，由于该时刻处于PRHR投入后传热能力在逐渐降低的阶段，一次侧压力则处于高位；而由于该时刻汽轮机已停机，二次侧流速则基本为0，二次侧压力也处于整个事故阶段的较低水平。正常运行和事故工况的具体计算参数如表1所示。

表1 正常运行和事故工况的计算参数

Tab.1 Calculation parameters for normal operation and accident conditions

工况	一次侧流速/(m·s^{-1})	一次侧压力/MPa	二次侧流速/(m·s^{-1})	二次侧压力/MPa
正常运行	0.5	15.50	0.168 8	5.60
MSLB	0.5	15.20	0.031 4	5.03
LOFW	0.021 3	16.72	近似为0（取0.001）	3.95

3 计算结果分析

3.1 整体结构响应

正常运行和MSLB，LOFW参数下的传热管流固耦合计算结果表明，传热管结构的根部区域应力及变形量最大；结构的应力以中部（0.5 m高）横截面呈现近似对称分布。表2列出顺排和叉排结构在正常运行及MSLB和LOFW工况参数下的最大等效应力和变形量对比。

表2 正常和事故工况传热管计算结果

Tab.2 Calculation results of heat transfer tubes under normal and accident conditions

工况	最大等效应力			最大变形量		
	顺排/MPa	叉排/MPa	偏差	顺排/mm	叉排/mm	偏差
正常运行	110	112	1.82%	0.28×10^{-2}	0.29×10^{-2}	3.57%
MSLB	113	115	1.77%	0.29×10^{-2}	0.31×10^{-2}	6.90%
LOFW	143	146	2.10%	0.37×10^{-2}	0.40×10^{-2}	8.11%

从表2中可以看出，在正常运行和事故工况下，叉排模型的最大应力及变形量均略大于顺排模型。LOFW事故工况下的结构响应更加显著，其顺排模型最大应力和变形比正常运行时分别高出30.00%和32.14%；叉排模型比正常运行时分别高出30.36%和37.93%。

图6示出传热管根部区域纵截面应力分布云图。图6(a)~(c)分别为顺排模型的正常运行、MSLB和LOFW工况计算结果；图6(d)~(f)分别为叉排模型相应计算结果。每个分图的下部为传热管与管板的连接处，左侧为传热管内壁面，右侧为外壁面。从图中可以看出，传热管内壁面的根部区域应力最大。

3.2 局部应力分析

根据表2和图6，顺排模型和叉排模型在相同工况参数下的应力分布具有相似性，以叉排模型计算结果为例，进一步分析传热管的局部载荷特性。图7示出叉排模型传热管根部和中部横截面应力分布云图，从图7(a)~(c)中可以看出，在传热管根部区域，内壁面应力最大，且沿壁厚方向应力先降低而后增大；从图7(d)~(f)可以看出，传热管中部应力分布与根部不同，内壁面应力最大，沿壁厚方向应力逐渐降低，外壁面应力最低。

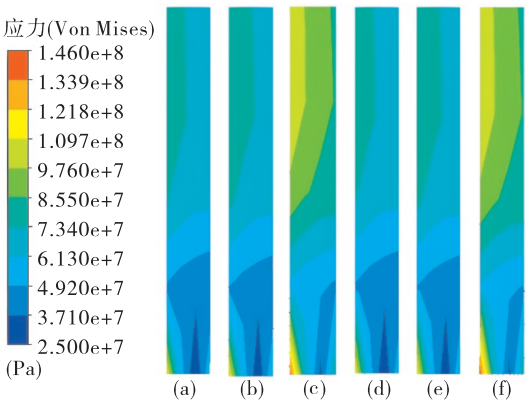


图6 传热管根部纵截面应力分布云图

Fig.6 Stress distribution of the longitudinal section at the root of the heat transfer tube

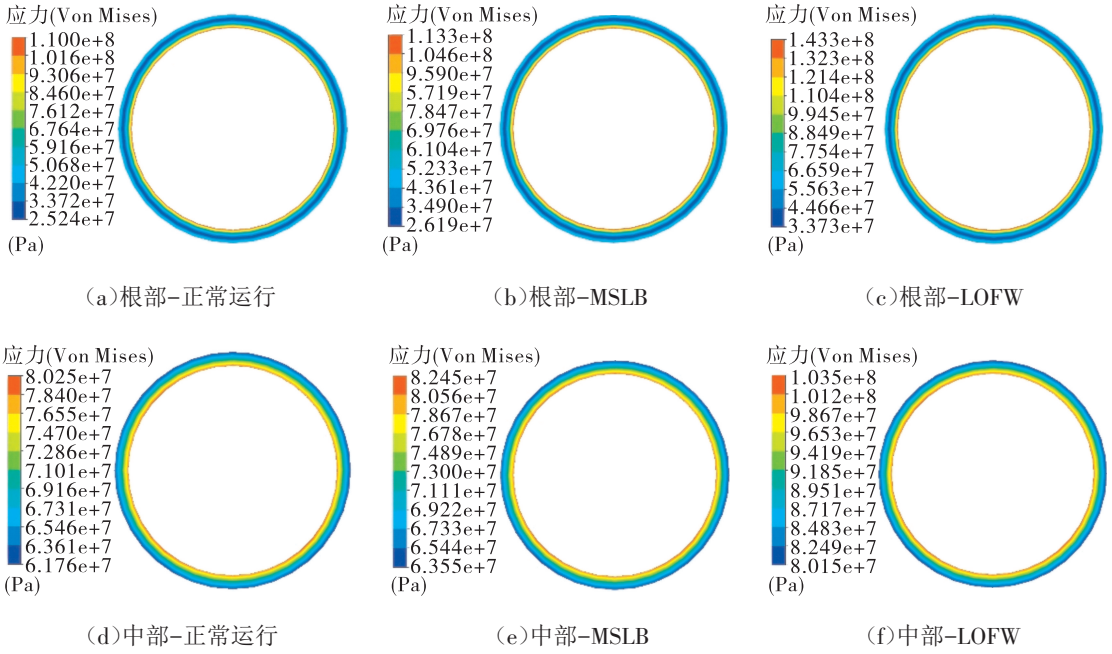
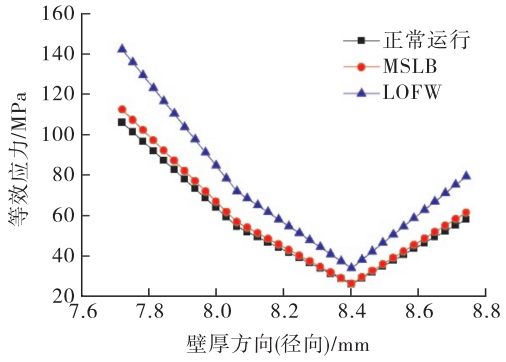


图7 叉排模型根部和中部横截面应力分布云图

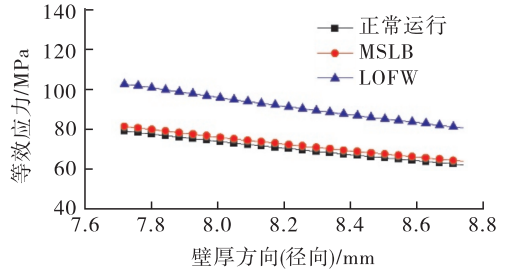
Fig.7 Stress distribution at the root and middle cross-sections of cross arrangement model

为进一步展现载荷分布特性，图8(a)(b)分别示出叉排模型传热管根部和中部横截面，沿壁厚方向上的应力分布曲线(径向坐标原点为传热管中心)，从图中可以更显著地看出上述应力分布特性，传热管根部在3种工况下的最低值较内壁面应力分别降低约79.5，85.6，107.6 MPa；较外壁面应力分别降低约31.8，34.9，45.1 MPa；事故工况比正常运行下的应力降低和升高过程更迅速，且变化幅值也更大。传热管的中部在3种工况下应力沿壁厚呈现近似线性降低，外壁面较内壁面降低分别约16.8，17.3，21.8 MPa。

图9(a)(b)分别示出叉排模型传热管内壁面和外壁面沿轴向(即流体流动方向)上的应力分布。



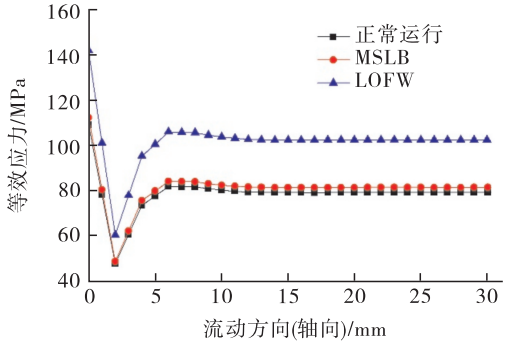
(a)根部应力



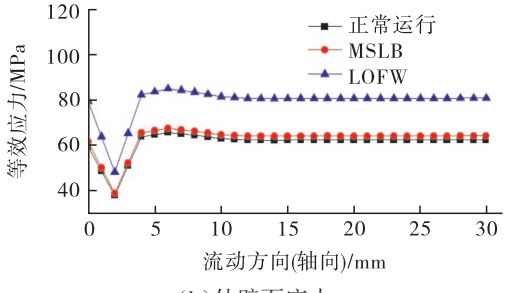
(b)中部应力

图8 叉排模型根部和中部沿壁厚方向的应力分布

Fig.8 Stress distribution along the wall thickness direction at the root and in the middle of cross arrangement model



(a)内壁面应力



(b)外壁面应力

图9 叉排模型内壁面和外壁面轴向应力分布特性

Fig.9 Characteristics of axial stress distribution on the inner and outer wall of cross arrangement model

从图9(a)可以看出，内壁面根部应力最大，且沿着内壁面轴向，应力首先迅速减小再迅速增大并形成局部应力峰值，而后呈现应力平台现象，平台应力显著低于根部应力。在图9(b)中，沿着外壁轴向，应力呈现与内壁面类似的变化规律，但存在以下差异：一方面，其整体应力水平低于内壁面，并且最大应力不在根部，而在反弹后形成的应力峰值位置处；另一方面，所形成的平台应力略高于根部应力。图9(a)中3种工况下的平台应力分别约为79.1，81.4，102.4 MPa，较内壁面最大应力分别降低约29.8，30.8，60.4 MPa；图9(b)中3种工况下的平台应力分别约为62.3，64.0，80.6 MPa，较外壁面最大应力分别降低约3.3，3.4，4.2 MPa；事故工况下内、外壁面的平台应力与应力最大值的差值大于正常运行工况。

4 结论

本文基于流固耦合方法，考虑一、二次侧流体的共同作用，对蒸汽发生器不同的传热管排列方式模型进行正常运行和典型事故参数下的结构响应计算和分析，形成的主要结论如下。

(1)蒸汽发生器传热管的等效应力在轴向近似呈以中心横截面对称分布，内壁面应力水平整体高于外壁面；在一、二次侧流动条件相同的情况下，叉排模型在正常运行和典型事故参数下的应力和变形大于顺排模型。

(2)传热管根部横截面的等效应力沿壁厚方向先减小再增大，应力最大值在内壁面，最小值在壁厚中部靠近外壁面位置；传热管中部横截面的等效应力沿壁厚方向呈现近似线性降低，内壁面应力最大。

(3)传热管根部区域内、外壁面的等效应力沿轴向先迅速降低而后快速升高，并形成应力平台；内壁面的平台应力值低于根部应力，而外壁面的平台应力值高于根部应力。

参考文献：

[1] 王莹杰，王明军，王树强，等.核动力系统蒸汽发生器U形管流致振动数值模拟[J].核科学与工程，2022，42(3)：723-730.
WANG Y J，WANG M J，WANG S Q，et al.Numerical simulation of flow-induced vibration of U-tube in steam generator of nuclear power system[J].Nuclear Science and Engineering，2022，42(3)：723-730.

[2] 臧希年，申世飞.核电厂系统及设备[M].北京：清华大学出版社，2003.
ZANG X N，SHEN S F.Nuclear power plant systems

and equipment [M]. Beijing: Tsinghua University Press,2003.

[3] 李伟,张慧.蒸汽发生器传热管胀接环槽缺陷分析及解决方案[J].压力容器,2024,41(11):43-48.
LI W,ZHANG H.Analysis and disposal of expansion circular defect of heat transfer tube for steam generator [J]. Pressure Vessel Technology, 2024, 41(11): 43-48.

[4] 刘闯,臧家林,张福海,等.核电主蒸汽阀站中电磁先导阀的动态响应仿真研究[J].机电工程,2024,41(5):894-900.
LIU C,ZANG J L,ZHANG F H,et al.Simulation on dynamic response of solenoid pilot valve in main steam valve set of nuclear power plant[J].Journal of Mechanical & Electrical Engineering,2024,41(5):894-900.

[5] 臧希年.主蒸汽管道破裂叠加蒸汽发生器传热管破裂事件树分析[J].核动力工程,2000,21(2):152-156.
ZANG X N. Event tree analyses of steam generator heating surface tube rupture induced by main steam line break [J]. Nuclear Power Engineering, 2000, 21(2):152-156.

[6] 张骞.AP1000蒸汽发生器传热管破裂(SGTR)事故分析研究[D].上海:上海交通大学,2015.
ZHANG Q.Study on the steam generator tube rupture accident of AP1000 NPP[D].Shanghai:Shanghai Jiao Tong University,2015.

[7] 樊雨轩,张竞宇,王晓东,等.压水堆核电厂蒸汽发生器传热管道破裂事故源项的计算分析[J].核技术,2020,43(6):31-36.
FAN Y X,ZHANG J Y,WANG X D,et al.Calculation and analysis of steam generation tube rupture accident source term in PWR[J].Nuclear Techniques,2020,43(6):31-36.

[8] 缪洪康,陈玉爽,吕刘帅,等.基于双向流固耦合的换热管流致振动分析[J].核技术,2018,41(5):80-86.
MIAO H K,CHEN Y S,LYU L S,et al.Flow-induced vibration analysis of heat transfer tube based on two-way fluid-structure interaction [J]. Nuclear Techniques, 2018,41(5):80-86.

[9] 杨礼康,陈戈腾,侯一凡.基于流固耦合有限元法和集总参数法模型的建模方法[J].机电工程,2023,40(5):739-745.
YANG L K,CHEN G T,HOU Y F.Modeling method based on fluid-structure coupling finite element method and lumped parameter method[J].Journal of Mechanical & Electrical Engineering,2023,40(5):739-745.

[10] 吴港永,张人会,芦维强,等.基于流固耦合的液环泵转子动力学特性分析[J].流体机械,2023,51(9):34-41.
WU G Y,ZHANG R H,LU W Q,et al.Dynamic characteristics analysis of liquid ring pump rotor based on fluid-structure interaction [J]. Fluid Machinery,2023,51(9):34-41.

[11] 李三平,齐佳美,袁龙强,等.核桃烘干装置内部热-流-固耦合传热分析与参数优化[J].包装与食品机械,2023,41(5):107-112.
LI S P,QI J M,YUAN L Q,et al. Analysis and parameter optimization of hot-fluid-solid coupling heat transfer in walnut drying device [J]. Packaging and Food Machinery,2023,41(5):107-112.

[12] KUEHLERT K,WEBB S,SCHOWALTER D,et al. Simulation of the fluid-structure-interaction of steam generator tubes and bluff bodies [J]. Nuclear Engineering and Design,2008,238(8):2048-2054.

[13] 孙宝芝,郑陆松,韩文静,等.基于流固耦合的蒸汽发生器换热管结构应力分析[J].化工学报,2014,65(增刊1):364-370.
SUN B Z,ZHENG L S,HAN W J,et al.Analysis on structural stress of tube in steam generator based on fluid-structure interaction [J]. CIESC Journal, 2014, 65(Sup.1):364-370.

[14] 郑陆松,孙宝芝,杨元龙,等.基于流热固耦合的核电蒸汽发生器传热管热应力数值模拟[J].原子能科学技术,2014,48(1):74-80.
ZHENG L S,SUN B Z,YANG Y L,et al.Numerical simulation on thermal stress of tube in steam generator of nuclear power plant based on fluid-thermal-structure interaction [J]. Atomic Energy Science and Technology,2014,48(1):74-80.

[15] 陈玉爽,田健,丁梦婷,等.基于流热固耦合的U型管式熔盐换热器温度场与应力场分析[J].核技术,2023,46(1):109-116.
CHEN Y S,TIAN J,DING M T,et al.Temperature field and stress field analysis of molten salt U-tube heat exchanger based on fluid-thermal-solid coupling method[J].Nuclear Techniques,2023,46(1):109-116.

[16] SUN B Z,ZHENG L S,YANG L B,et al.A coupled stress analysis of the steam generator tube considering the influence of the fluid flow and heat transfer in the primary and secondary sides [J]. Applied Thermal Engineering,2015,87:803-815.

[17] 赵颍杰,孙宝芝,史建新,等.蒸汽发生器传热管双向流固耦合数值分析[J].化工学报,2016,67(增刊1):217-223.

ZHAO Y J，SUN B Z，SHI J X，et al. Two-way fluid solid interaction numerical analysis of steam generator heat transfer tube[J]. CIESC Journal，2016，67(Sup.1)：217-223.

[18] 路扬，庄思明. CAP1000型蒸汽发生器内部构件关键安装工艺与清洁控制[J]. 压力容器，2024，41(6)：83-88.
LU Y，ZHUANG S M. Key technologies for internal components installation and cleaning control of CAP1000 steam generator [J]. Pressure Vessel Technology，2024，41(6)：83-88.

[19] 余紫群. 卧式蒸汽发生器传热管的腐蚀机理及缓解措施[J]. 腐蚀与防护，2019，40(9)：696-700.
YU Z Q. Corrosion mechanism and mitigation measures of heat exchanging tubes for horizontal steam generator[J]. Corrosion and Protection，2019，40(9)：696-700.

[20] 阮辰鹤. 带有支撑板的蒸汽发生器传热管热流固耦合分析[D]. 北京：华北电力大学，2018.
RUAN C H. Thermal fluid coupling analysis of steam generator heat transfer tube with support plate [D]. Beijing：North China Electric Power University，2018.

[21] 景军涛，江才林，罗吾希，等. EPR蒸汽发生器制造技术[J]. 压力容器，2013，30(9)：65-70.
JING J T，JIANG C L，LUO W X，et al. Manufacture technology of the EPR steam generator[J]. Pressure Vessel Technology，2013，30(9)：65-70.

[22] 刘亮，周涛，宋明强. AP1000与大亚湾核电站蒸汽发生器的对比与分析[J]. 华东电力，2013，41(2)：417-419.
LIU L，ZHOU T，SONG M Q. Comparative analysis of AP1000 and steam generator of Daya Bay nuclear power plant [J]. East China Electric Power，2013，41(2)：417-419.

[23] 何戈宁，张富源，李冬慧，等. 华龙一号ZH-65型蒸汽发生器设计研发与性能验证[J]. 压力容器，2021，38(4)：48-52.
HE G N，ZHANG F Y，LI D H，et al. Design research and performance tests of HPR1000 model ZH-65 steam generator [J]. Pressure Vessel Technology，2021，38(4)：48-52.

[24] 江双. 核电站蒸汽发生器传热管的应力分析[D]. 北京：华北电力大学，2015.
JIANG S. Stress analysis of heat transfer tube for PWR steam generator [D]. Beijing：North China Electric Power University，2015.

[25] 关仲华，邱志方，蒋孝蔚，等. 主给水隔离方式对主蒸汽管道破裂事故质能释放与安全壳行为的影响分析[J]. 核动力工程，2020，41(2)：193-197.
GUAN Z H，QIU Z F，JIANG X W，et al. Effect of main feedwater isolation modes on mass and energy release and containment response for MSLB [J]. Nuclear Power Engineering，2020，41(2)：193-197.

[26] 李亚冰，郭丁情，曹学武. 严重事故下正常余热排出系统向堆芯注水策略分析[J]. 原子能科学技术，2016，50(3)：446-453.
LI Y B，GUO D Q，CAO X W. Analysis of RCS injection strategy by RNS during severe accident[J]. Atomic Energy Science and Technology，2016，50(3)：446-453.

[27] 刘宇生，谭思超，靖剑平，等. ACME台架PRHR管线破口试验自然循环现象研究[J]. 核技术，2023，46(6)：95-103.
LIU Y S，TAN S C，JING J P，et al. Investigation on natural circulation phenomena of LOCA with PRHR pipeline break in ACME facility [J]. Nuclear Techniques，2023，46(6)：95-103.

作者简介：郭超(1986)，男，高级工程师，主要从事反应堆力学及严重事故研究，通信地址：102488 北京市房山区知兴东路9号国家核与辐射安全监管技术研发基地，E-mail：kenneth_gz@126.com。

通信作者：史强(1987)，男，高级工程师，主要从事核电厂设备安全分析研究，通信地址：102488 北京市房山区知兴东路9号国家核与辐射安全监管技术研发基地，E-mail：shiqiang@chinansc.cn。

本文引用格式：
郭超，魏超，史强，等. 基于流固耦合的蒸汽发生器传热管结构应力分析[J]. 压力容器，2025，42(2)：38-45.
GUO Chao，WEI Chao，SHI Qiang，et al. Stress analysis of heat transfer tubes structure in steam generator based on fluid-structure coupling method[J]. Pressure Vessel Technology，2025，42(2)：38-45.