

文章编号: 0258-0926(2004)04-0340-06

HT-7U 超导托卡马克装置真空室 热烘烤结构数值模拟与分析

宋云涛

(中国科学院等离子体物理研究所, 合肥, 230031)

摘要: 在等离子体运行前, 为了提高真空室的本体真空度, 获得一个高真空等离子体运行环境, 必须对真空室进行 250℃ 壁处理烘烤, 除去吸附在器壁表面上的杂质。基于此, 本文提出了电阻丝和气流加热两种烘烤方案, 并对其结构进行了数值模拟和分析, 得出了真空室烘烤时的加热功率、温度分布和热应力情况, 为 HT-7U 和同类超导托卡马克装置真空室烘烤结构的工程设计和优化提供了理论参数依据。

关键词: 托卡马克; 真空容器; 烘烤加热; 数值分析

中图分类号: TL631 **文献标识码:** A

1 引言

HT-7U 超导托卡马克装置是国家正在建设的“九五”重大科学工程。它的科学目标是建造一个具有非圆截面的大型超导托卡马克装置及其实验系统, 建立并发展在超导托卡马克装置上进行稳态运行所需要的多种技术, 开展稳态、安全和高效运行的先进托卡马克聚变反应堆基础物理问题的实验研究, 为我国聚变裂变混合堆的建立及和平利用核聚变能奠定坚实基础^[1]。

真空室作为 HT-7U 超导托卡马克核聚变装置主机的核心部件之一, 是等离子体运行的直接场所。在等离子体运行前, 为了提高它的本体真空度, 获得高质量的等离子体运行环境, 必须进行 250℃ 壁烘烤处理, 除去吸附在器壁表面上的杂质, 获得等离子体高真空运行环境。因此, 真空室烘烤方案的结构设计是否合理, 直接影响到等离子体的质量。同时由于真空室在高温烘烤时温度分布不均匀, 存在温度梯度, 会产生热应力, 过大的热应力足以使真空室壳体发生塑性变形或断裂, 直接影响到真空室的正常工作寿命。本文针对 HT-7U 装置的物理目标和工程要求, 分别设计了电加热丝烘烤和高温氮气流烘烤两套方案。并根据真空室所处的环境, 模拟真空室实际运行

的各种工况, 分析了真空室的传热机制, 给出了真空室的热流平衡方程, 得出了真空室在各种不同相对辐射率情况下的烘烤功率值。同时分别对这两种烘烤结构进行了数值模拟分析和计算, 为 HT-7U 超导托卡马克装置的工程结构设计提供理论参考依据。

2 真空室结构

HT-7U 真空室采用非圆截面的双层结构, 由内屏蔽层、外屏蔽层以及位于屏蔽层之间的两条筋板组焊成一个 1/16 扇形段(图 1)。真空室内外壁的厚度均为 8mm, 每 1/16 段的夹层中有两条夹角为 7.5° 的 15mm 厚沿小环方向的加强筋, 两端各有一块 15mm 厚的外侧筋板使 1/16 段的夹层空间成为一个独立的水路通道, 真空室的总高度为 2.65 m, 内表面积约为 80.4 m² (不包括窗口), 总体积约为 40 m³ (不包括窗口), 包含内部部件总质量约 40 t。16 个真空室扇形段之间通过外侧筋板在真空室内部焊接成环, 以增加真空室的整体强度及密封焊接的可靠性。同时外侧筋板也为真空室的内部部件提供了支撑。装置运行时夹层内充有 0.2 MPa 的硼化水以屏蔽中子, 降低中子在超导磁体上的核热沉积和对环境的污染。另外,

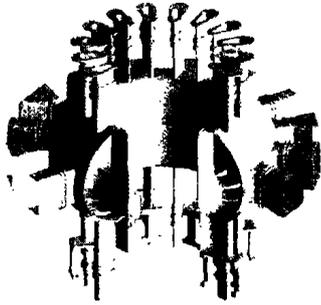


图1 HT-7U 超导托卡马克装置真空室结构
Fig. 1 Structure of the HT-7U Vacuum Vessel

根据物理要求, 开有水平和上下垂直窗口, 用于诊断、加热、抽气、充气 and 冷却等。在真空室本体上共开有 16 个上垂直窗口、16 个下垂直窗口和 16 个水平窗口。窗口颈管的壁厚为 10mm, 为了适应装配和热胀冷缩的要求, 每个窗口颈管上都设计有波纹管。窗口法兰的厚度为 30mm, 法兰的密封采用平面金属丝密封。真空室在大环方向均布有 8 个支撑腿, 每个支撑腿为多板重叠式结构, 这种支撑可吸收真空室因热胀冷缩所带来的热变形, 支撑的一端与真空室的窗口颈管相联, 另一端坐落在外真空杜瓦的底板上^[1, 2]。

3 真空室烘烤结构方案

HT-7U 真空室的烘烤同时考虑了两种方案, 即电阻丝加热方案和热氮气流加热方案^[3, 4]。

3.1 电加热丝烘烤方案

采用不锈钢铠装的含有氧化镁绝缘层的单芯 Ni-Cr 合金电加热丝附着在真空室内侧表面上, 利用电加热丝的热辐射和热传导作用直接对真空室的壁进行烘烤。为了有效降低加热丝的加热电源电压, 将 16 个真空室扇形段组成一个并联回路, 每一个 1/16 真空室扇形段为一加热支路(图 2)。在每个 1/16 扇形段真空室内壁上布有 4 路电加热丝。这些电加热丝由不锈钢卡具装卡在真空室的内侧表面上, 并通过设置在水平窗口处的密封过渡接头进出装置, 4 路并联供电烘烤。烘烤时首先将电加热丝加热至 600 ~ 700℃, 然后经辐射和传导效应, 将真空室加热至壁处理温度 250℃。

3.2 热氮气流加热烘烤方案

充分利用由真空室内层、外层及筋板围成的夹层空间, 将两条筋板分别在上、下端割断, 形成气流通道, 两个 1/16 段形成一个回路循环。在

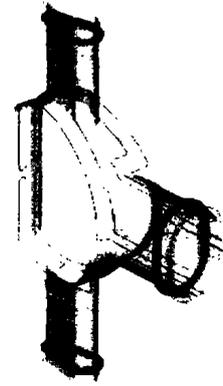


图2 HT-7U 真空室内壁电加热丝的分布
Fig. 2 Distribution of Electric Heating Wires on Inner Wall of HT-7U Vacuum Vessel

装置运行前的 250℃ 壁处理烘烤阶段, 向夹层内通入高温氮气流, 通过氮气流循环流动, 达到烘烤真空室的目的。在装置运行时将热氮气流换成压力硼化水, 一方面防止核热辐射和中子对环境的破坏, 另一方面使真空室由烘烤平衡温度(250℃)冷却至热壁运行时的温度(100℃左右)。具体的流程为: ①将热的氮气流首先从真空室内壁的一个入口引入, 进入由真空室上 4 条加强筋板和 3 条扇形段上的端板隔成的 6 个腔体, 一上一下; ②通过加强筋板的开孔从真空室内壁上的一个出口流出。进出管道的管径为 50mm。其结构如图 3 所示。

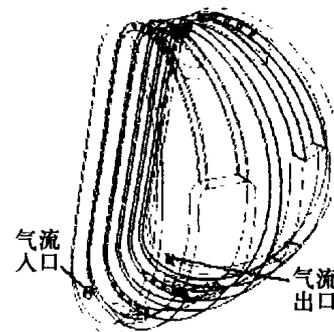


图3 HT-7U 真空室热氮气流烘烤结构
Fig. 3 Nitrogen Gas Baking System of HT-7U Vacuum Vessel

4 真空室热流平衡

HT-7U 真空室由内、外两层构成, 内层与面临等离子体部件直接相对, 外层与 80K 低温内冷屏相对。由于整个装置处在高真空运行环境下, 这些部件之间的热量交换只能为辐射传热, 传递的净热量用斯蒂芬-波尔兹曼方程计算

$$q = \epsilon \sigma A_1 F_{12} (T_1^4 - T_2^4) \quad (1)$$

式中, q 为热流率; ϵ 为辐射率; σ 为斯蒂芬-波尔兹曼常数, 约为 $5.67 \times 10^{-8} \text{W/m}^2 \cdot \text{K}^4$; A_1 为辐射面 1 的面积, m^2 ; F_{12} 为辐射面 1 到辐射面 2 的形状系数; T_1 为辐射面 1 的绝对温度, K; T_2 为辐射面 2 的绝对温度, K。

由(1)式可以看出包含热辐射的热分析是高度非线性的。若真空室夹层内通热氮气流, 真空室内、外层的固体表面与氮气流之间由于存在温差, 产生对流换热, 它们之间的换热强度用牛顿冷却方程来描述

$$q'' = h(T_s - T_b) \quad (2)$$

式中, h 为对流换热系数, $\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$; T_s 为固体表面的温度, K; T_b 为周围流体的温度, K。

若真空室采用电加热丝烘烤, 电加热丝与真空室之间除主要存在辐射传热以外, 还存在热传导, 热传导交换的内能大小遵循傅立叶定律

$$q'' = -k \frac{dT}{dX} \quad (3)$$

式中, q'' 为热流密度, W/m^2 ; k 为导热系数, $\text{W/m} \cdot \text{K}$ 。真空室与相关部件的具体热交换机制如图 4 所示。

4.1 电加热丝烘烤热平衡方程

$$Q_{\text{总}} = cm\Delta t + Q_1 \quad (4)$$

$$Q_1 = Q_\lambda + Q_\sigma + Q_v \quad (5)$$

$$Q_v = \sigma \cdot \epsilon \cdot A_{\text{OUT}} (T_{\text{OUT}}^4 - T_{\text{NS}}^4) + \sigma \cdot \epsilon \cdot A_{\text{IN}} (T_{\text{IN}}^4 - T_{\text{PFC}}^4) \quad (6)$$

$$Q_\lambda = 16 \cdot k \cdot S_b^h \cdot \frac{295 - T_{\text{OUT}}}{L_b^h} + 32 \cdot k \cdot S_b^v \cdot \frac{295 - T_{\text{OUT}}}{L_b^v} \quad (7)$$

$$Q_\sigma = 16 \cdot \sigma \cdot \epsilon \cdot S_f^h \cdot (T_{\text{OUT}}^4 - 295^4) + 32 \cdot \sigma \cdot \epsilon \cdot S_f^v \cdot (T_{\text{OUT}}^4 - 295^4) \quad (8)$$

$$Q_{\text{总}} = Pt = I^2 R t \quad (9)$$

以上(4)~(9)式中, $Q_{\text{总}}$ 为真空室加热丝烘烤功率, W; C 为不锈钢的比热, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; m 为真空室质量, kg; dT/dt 为温度变化率(稳态下 $dT/dt=0$, 输入功率等于损失功率), W; Q_1 为真空室热损失能量, W; Q_λ 为通过波纹管传导的能量, W; Q_v 为真空室与周边环境的辐射能量, W; Q_σ 为通过窗口法兰传导的能量, W; S_b^v 和 S_b^h 为

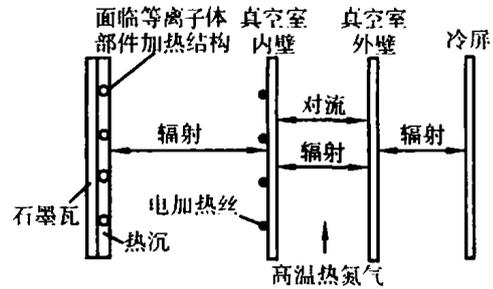


图 4 HT-7U 真空室与相关部件的传热机制

Fig. 4 Mechanism of Heat Transfer Between HT-7U Vacuum Vessel and Plasma Facing Component

垂直和水平窗口波纹管壁截面积, m^2 ; S_f^h 和 S_f^v 为垂直和水平窗口法兰的表面积, m^2 ; T_{IN} 为真空室的内层温度, K; T_{OUT} 为真空室外层温度, K; L 为波纹管长度, m; ϵ 为辐射系数; k 为 316L 不锈钢导热系数, $\text{W/m} \cdot \text{K}$; T_{NS} 为内冷屏温度, K; T_{PFC} 为真空室内部部件的温度, K; R 为加热丝单位长度的电阻值, $\text{Ohm} \cdot \text{m}$; I 为加热丝上的电流, A; A_{IN} 为真空室面向等离子体内壁辐射表面积, m^2 ; A_{OUT} 为真空室面向冷屏的外壁辐射表面积, m^2 ; P 为加热丝功率, W。

4.2 热氮气流烘烤热平衡方程

4.2.1 真空室内层

$$mC \frac{\partial T_{\text{IN}}}{\partial t} = hA_{\text{IN}} (T_{\text{GAS}} - T_{\text{IN}}) + \sigma \cdot \epsilon \cdot A_{\text{IN}} (T_{\text{PFC}}^4 - T_{\text{IN}}^4) - \sigma \cdot \epsilon \cdot A_{\text{IN}} (T_{\text{IN}}^4 - T_{\text{OUT}}^4) + kA(T_{\text{OUT}} - T_{\text{IN}}) \quad (10)$$

4.2.2 真空室外层

$$mC \frac{\partial T_{\text{OUT}}}{\partial t} = hA_{\text{OUT}} (T_{\text{GAS}} - T_{\text{OUT}}) + \sigma \cdot \epsilon \cdot A_{\text{IN}} (T_{\text{IN}}^4 - T_{\text{OUT}}^4) - \sigma \cdot \epsilon \cdot A_{\text{OUT}} (T_{\text{OUT}}^4 - T_{\text{NS}}^4) + kA(T_{\text{IN}} - T_{\text{OUT}}) - Q_\lambda - Q_\sigma \quad (11)$$

4.2.3 气流烘烤时进出口参数计算

$$Q' = mC_p \Delta T \quad (12)$$

$$m = 16\rho \frac{\pi}{4} d^2 v \quad (13)$$

(10)~(13)式中, T_{GAS} 为气流温度, K; m 为真空室质量, kg; A 为真空室壳层之间筋板的截面积, m^2 ; Q' 为气流净热功率(PFC、真空室之间的辐射功率与冷屏、真空室之间的辐射功率之

差); ΔT 为管道内传热介质的温升, K; ρ 为气流密度, kg/m^3 ; C_p 为气流比热; $\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$; v 为入口管内气流速度, m/s 。

5 数值模拟和分析

5.1 有限元分析模型及参数

本文真空室温度场的分析采用数值分析方法进行, 根据 HT-7U 真空室的两种烘烤结构方案及其传热机制, 依照其几何模型尺寸, 采用三角形单元分别对真空室内外壳层、筋板、电加热丝、热氮气(硼化水)流场空间进行网格划分, 获得了真空室电加热丝(1/16 段真空室)和热氮气流(1/8 段真空室)两种烘烤方法的三维有限元分析模型。两种烘烤方案的热计算参数和真空室环境温度以及气流烘烤时的 350°C 高温热氮流体的物理参数分别见表 1~表 4。

5.2 辐射系数的确定

材料表面辐射系数 ϵ 与材料的温度有关, 温度越高, 辐射系数越大。对于真空室和冷屏两大部件来说, 由于它们之间的温差较大, 为了确定它们之间的辐射传热系数, 引进了不同温区物体之间的相对辐射系数:

$$\epsilon = \frac{\epsilon_v \cdot \epsilon_{NS}}{\epsilon_v + (1 - \epsilon_v) \cdot \epsilon_{NS}} \quad (14)$$

式中, ϵ_v 和 ϵ_{NS} 为真空室和冷屏的辐射系数。

根据真空室烘烤热流平衡方程, 可以看出材料的表面辐射系数对真空室加热功率影响很大。采用实验方法对 ϵ 的大小进行了测量, 其结果见表 5^[5]。

5.3 温度场分布^[6]

借助真空室电阻丝加热和气流加热的有限元分析模型, 通过定义真空室的各项基本参数及边界环境温度, 模拟电阻丝加热和气流加热的整个烘烤过程, 运用大型有限元分析程序 COSMOS 和 FLUENT, 对温度场进行了模拟和计算, 得到如图 5 和图 6 所示的温度场分布。其中, PFC(面临等离子体部件)为室温, 冷屏为 80K。

从温度场分布数值模拟可以看出, 用热的氮气流烘烤真空室温升快, 温度分布也较均匀, 只需连续烘烤 24 个小时就能达到热平衡状态, 温差只有 5°C 左右。用电加热丝烘烤真空室, 温升慢, 至少一个星期时间才能达到平衡状态, 温度分

表 1 传热介质的基本参数

加热方案	密度 / $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	比热 / $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$	热导率 / $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$	膨胀系数 / $^\circ\text{C}$
316 不锈钢	8×10^3	520	18	18×10^{-6}
350 $^\circ\text{C}$ 氮气流	0.0016	782	0.046	0.00998

表 2 真空室的环境温度

放电前 250 $^\circ\text{C}$ 硬烘烤		装置运行时的软烘烤	
PFC	295K	PFC	623K
	623K		423K
冷屏	80K	冷屏	80K
	295K		295K

表 3 气流烘烤相关参数

介质	入口温度 / $^\circ\text{C}$	入口压力 / MPa	允许压降 / MPa	允许温差 / $^\circ\text{C}$	介质流量 / $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$
350 $^\circ\text{C}$ 热氮气	280	0.3	0.01	10	3.8

表 4 真空室的基本参数

参数名	参数值
真空室表面积/ m^2	74
垂直窗口表面积/ m^2	4.8
水平窗口表面积/ m^2	3.65
窗口法兰的表面积/ m^2	1.824
真空室壁厚/ mm	8
窗口颈管厚/ mm	10
垂直窗口长度/ mm	2.833
水平窗口长度/ mm	0.93

表 5 真空室与冷屏之间的相对辐射系数

真空室表面、冷屏均抛光	真空室温度/ K	300	373	473	523
	ϵ_{rel}		0.129	0.145	0.152
真空室表面抛光、冷屏贴铝箔	真空室温度/ K	300	373	473	523
	ϵ_{rel}		0.118	0.135	0.144
真空室表面发黑、冷屏贴铝箔	真空室温度/ K	300	373	473	523
	ϵ_{rel}		0.2057	0.208	0.2099

布也十分不均匀; 在达到平衡状态时, 由于结构的复杂性和不锈钢材料导热性能差, 真空室内外壳层最大温差有 100°C 左右。

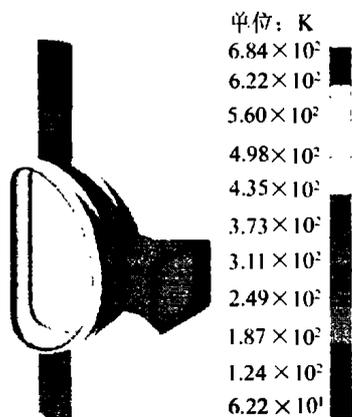


图 5 电加热烘烤时真空室温度场分布
 Fig. 5 Distribution of Temperature of Vacuum Vessel Baking by Electric Heating Wires

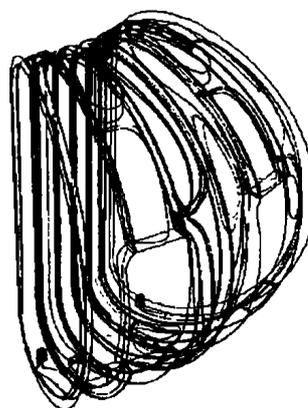


图 7 气流烘烤时气流流线分布
 Fig. 7 Distribution of Streamline During Nitrogen Gas Baking

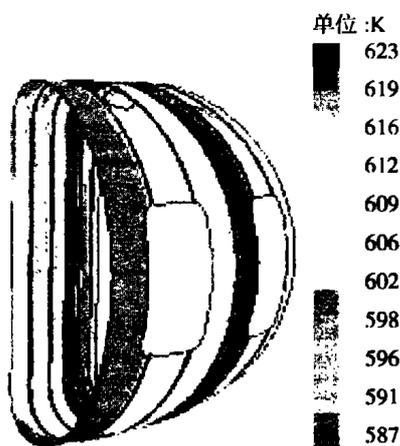


图 6 气流烘烤时真空室温度场分布
 Fig. 6 Distribution of Temperature of Vacuum Vessel during Nitrogen Gas Baking

从气流烘烤时的气流流线分布(图 7)可以看出气流从入口到出口都是流畅的,没有死区出现,因此从理论上说明了这种气流回路设计是可行的。

5.4 热应力分析^[7, 8]

真空室在进行 250℃壁处理烘烤时,热应力大小取决于真空室壳体上的温度梯度和真空室烘烤膨胀时各窗口端面边界受限制两个因素。从数值分析结果可知,后者较前者产生的应力要大得多。由于真空室受热膨胀,产生变形,在约束边界限制下产生应力集中,最大应力为 396MPa,最大位移为 20.2mm。最大应力主要出现在下垂直窗口颈管与真空室壳体相贯的地方以及底部低刚度柔性支撑与下垂直窗口颈管相连接的部位。对于电加热丝烘烤 100℃温度梯度引起的应力为 202MPa,气流烘烤 5℃的温度梯度引起的应力只

有 17 MPa。根据美国 ASME 压力容器评定标准,要求真空室热应力与壳壁的薄膜应力和弯曲应力之和不能超过 3 倍材料许用应力(316L 不锈钢为 147 MPa)。因此,这两种烘烤方案都能满足结构热应力要求,但从真空室热疲劳寿命角度考虑,采用气流烘烤要比电加热丝烘烤更有利,更可靠。

6 结论

(1)从数值模拟和计算结果可以看出用热氮气流烘烤真空室升温快,温度分布也较均匀,只需连续烘烤 24 个小时就能达到热平衡状态,并且温差只有 5℃左右;而用电加热丝烘烤真空室,升温慢,即使达到稳定平衡状态,温度分布也十分不均匀,真空室内外壳层温差最大有 100℃。

(2)如果采用电加热丝结构烘烤,必须注意热应力对真空室的影响,防止过大的热应力破坏真空室的强度和使用工作寿命。

(3)对真空室本体,建议利用其夹层结构采用热的氮气流烘烤方案进行 250℃壁处理烘烤;而对于具有单层结构的各个窗口颈管可以设计一种形状与颈管配套的嵌套结构,首先将铠装电阻绕制在该嵌套结构表面,然后分别插入颈管内采用电加热丝烘烤方案进行烘烤。

参考文献:

- [1] Song Y T, Yao D M, Wu S T, et al. Stress Analysis and Experiment Research of Welded Bellows[C]. The 19th IEEE/NPSS Symposium on Fusion Engineering, Atlantic City, USA, 2002, 21 ~ 25: 376 ~ 379.
- [2] Song Y T, Yao D M, Wu S T, et al. A Lower Rigid Support System for HT-7U[J]. Plasma Physics and Technology, 2002, 4(3): 1289 ~ 1296.
- [3] Song Yuntao, Yao Damao, Wu Songtao, et al. Tempera-

- ture Field and Thermal Stress Analysis of HT-7U Vacuum Vessel[J]. *Plasma Physics and Technology*, 2000, 2(5): 443 ~ 448.
- [4] 宋云涛. HT-7U 超导托卡马克核聚变装置真空室结构仿真分析与试验研究[D]. 北京,中国科学院,博士学位论文,2001.
- [5] 吉爱红. 低温装置辐射冷屏及其材料表面特性的研究[D]. 中国科学院等离子体物理研究所,博士学位论文,1999.
- [6] 宋云涛,姚达毛,武松涛等. HT-7U 超导托卡马克装置真空室结构数值分析[J]. *机械工程学报*, 2003, 39(7): 68 ~ 73.
- [7] Song Y T. The Structure Analysis and Experiment Research for HT-7U Device[C]. 4th China-Japan Workshop on Advanced Technology and Physics in Toroidal Device, Aug. 2-6, Kunming, China, 2001.
- [8] American Society of Mechanical Engineers, Boiler and Pressure Vessel Committee. ASME Boiler and Pressure Vessel Code. Section III, Rules for Construction of Nuclear Vessels. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1993.

Numerical Simulation and Analysis for the Baking out System of the HT-7U Super-conducting Tokamak Device

SONG Yun-tao

(Institute of Plasma of Physics, Chinese Academy of Sciences, Hefei, 230031, China)

Abstract: It can provide an ultrahigh vacuum location for the plasma operation. In order to improve its vacuum degree and attain a high quality operation environment for plasma, it is very important to proceed 250°C baking out to clear the wall before the plasma operation. The paper firstly gives two kinds of structures for the baking of the vacuum vessel, in which one is the baking by electricity and another is baking by the nitrogen gas. Secondly based on the numerical simulation and analysis, some results have been attained such as the baking power, temperature field distribution and thermal stress for the vacuum vessel, which can provide some valuable theory basis for the engineering design and optimization of the baking system of the HT-7U vacuum vessel or other similar super-conducting tokamak devices.

Key words: Tokamak; Vacuum vessel; Baking out; Numerical analysis

作者简介:

宋云涛(1973—),男,博士后。2001年毕业于中国科学院等离子体物理研究所核能科学与工程专业,获博士学位,2003年11月在中国科学院合肥研究院获得博士后。现主要从事国家“九五”重大科学工程 HT-7U 超导托卡马克主机关键部件真空室及内部部件的数值分析、结构设计与研制,共发表论文 20 余篇。

(责任编辑:张明军)