

ITER 超导纵场线圈内馈线系统冷却过程分析

李长春, 宋云涛, 武松涛, 陈永华, 王忠伟
(中国科学院 等离子体物理研究所, 安徽 合肥 230031)

摘要: 国际热核聚变实验堆(ITER) 超导纵场线圈内馈线系统位于主机杜瓦内, 由 18 个箱体分别悬挂于相应纵场磁体终端, 通过连接件组成多边形环。在装置降温过程中, 内馈线与磁体冷却收缩的不同步导致相邻箱体环向端面发生相对位移, 这要求连接件具有位移补偿功能。通过对内馈线收缩过程的研究, 采用有限元分析法对内馈线稳态及瞬态温度场进行数值模拟, 得到内馈线的热负荷值、温度及热应力分布、温度及变形的时间历程曲线, 结果证明, 内馈线无需主动冷却且热负荷小, 热应力对结构强度影响小。研究结果同时为具有补偿功能连接件的设计提供了初步参数。

关键词: 内馈线系统; 冷却; 温度; 位移

中图分类号: TL631.24 文献标志码: A 文章编号: 1000-6931(2010)07-0876-07

Analysis on Cooling Process of ITER Toroidal Field In-cryostat Feeder System

LI Chang-chun, SONG Yun-tao, WU Song-tao, CHEN Yong-hua, WANG Zhong-wei
(*Institute of Plasma Physics, Chinese Academy of Sciences, Hefei 230031, China*)

Abstract: The ITER toroidal field (TF) in-cryostat feeder system (ICF) locates in the main cryostat of the Tokamak. It consists of 18 segments, which form a ring by connectors and hang on the corresponding TF coil terminal area. During cooling down the components in the cryostat, the shrinkage of ICF is not synchronous with the TF coil. In this case, relative displacement occurs on the circumferential end surfaces of the neighbor segments, so that the function of displacement compensation is required on the connector. Researching on cooling process of the ITER TF ICF system, finite element method (FEM) was applied on the numerical simulation of the steady-state and transient temperature field in the ICF. The heat load and temperature distributions in ICF were worked out; furthermore, the temperature-time curve and deformation-time curve were also presented. The results show that active cooling is not required on ICF, the heat load and thermal stress is very weak. Meanwhile, the results will provide primary parameters for the design of connector with compensation function.

Key words: in-cryostat feeder system; cooling; temperature; displacement

收稿日期: 2009-08-02; 修回日期: 2009-09-29

基金项目: 国家重点基础研究发展计划资助项目; ITER 计划资助项目(2008GB102000)

作者简介: 李长春(1985—), 男, 湖北武汉人, 硕士研究生, 核能科学与工程专业

© 1994-2010 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. <http://www.cnk>

内馈线系统(ICF)是ITER装置中超导馈线系统的重要组成部分,位于主机杜瓦内部,是磁体终端和过渡馈线连接的子系统,和过渡馈线、S弯盒、线圈终端盒等组成超导磁体馈线系统(FEEDER),用于对整个超导磁体供电、冷却和测量诊断等。其中,纵场线圈内馈线系统通过连接件组成多边形环状结构,其位置如图1所示。整个系统处于真空环境,位于80 K杜瓦冷屏内部。由于结构、材质及工况等的区别,在装置降温的过程中,磁体收缩相对较快,内馈线固连在磁体底部会造成强制收缩,这就需有位移补偿功能的连接件串联整个内馈线环。模拟内馈线系统收缩过程为内馈线冷却方式的可行性提供依据,同时对将来ITER运行前的降温实验提供稳定性预测。

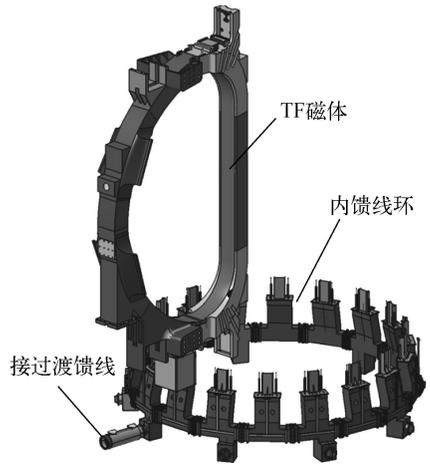


图1 内馈线形式及安装位置
Fig.1 Appearance and position of ICF

1 传热基本定理与有限元理论

1.1 冷却过程的数学模型^[1-3]

三维导热温度场控制偏微分方程为:

$$\rho \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \Phi \quad (1)$$

式中: ρ 为密度; c 为比热容; T 为温度场变量; τ 为时间变量; λ 为导热系数; Φ 为内热源强度; $\rho \frac{\partial T}{\partial \tau}$ 为瞬态项,令其等于0即得到稳态温度场方程。

在内馈线系统(图1)的热模型中,内馈线外表面和冷屏之间辐射换热,由于处在真空环境,不存在对流,且辐射最强;冷却回路中通4.5 K液氦冷却,与冷却管发生对流换热,通过支撑与环形盒进行热传导,同时,环形盒和外支撑顶部与磁体底部相连。本文为简化模型,认为液氦在内馈线冷却管流动过程中的温度保持不变,由于其对流换热系数较大,且冷却管材料为316L不锈钢,热导率远高于支撑(G10环氧树脂材料),故可直接在支撑与冷管接触的内表面施加温度载荷。经简化可得温度边界条件为:

$$T_w = f(\tau) \quad \tau > 0 \quad (2)$$

式中: T_w 为支撑内表面和与磁体接触表面的温度。

内馈线外表面的辐射热可认为是边界上的热流输入。内馈线被包容在整个冷屏内部,其值近似为:

$$\Phi = \epsilon A_1 (T_1^4 - T_\infty^4) \quad (3)$$

式中: σ 为斯蒂芬-波尔兹曼常数,取 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; ϵ 为发射率,按不锈钢抛光表面估计并参照文献[3]取0.1; A_1 为内馈线外表面积; T_1 为内馈线外表面温度; T_∞ 为冷屏温度。

初始条件为:

$$T(x, y, z, \tau = 0) = T_0 \quad (4)$$

加载边界条件和初始条件,通过偏微分方程即可求出温度场。

1.2 温度场有限元理论^[4-8]

由于内馈线系统形状复杂,理论计算难度很大,可利用有限元法对其温度场进行数值模拟和热分析,将求解区域划分为有限个单元,将温度场离散到每个节点上,最后把所有单元在整个区域上合成,由此得到以下平衡方程:

$$[K][T] + [C] \left\{ \frac{\partial T}{\partial \tau} \right\} = \{P\} \quad (5)$$

式中: $[K]$ 为热传导矩阵; $[C]$ 为热容矩阵; $[T]$ 为节点温度矩阵; $\left\{ \frac{\partial T}{\partial \tau} \right\}$ 为节点温度对时间的导数矩阵; $\{P\}$ 为温度载荷矩阵。

对式(5)进行时间域离散,采用 Galerkin 差分法,得:

$$\left[[K] + \frac{[C]}{\Delta \tau} \right] \cdot \{T\}_\tau = \frac{[C]}{\Delta \tau} \cdot \{T\}_{\tau - \Delta \tau} + \{P\}_\tau \quad (6)$$

通过上式进行迭代计算即可得到任意时刻节点温度 $\{T\}$ 。

热应力和热位移的计算采用热弹性理论,内馈线微小单元体温度由 T_0 变为 T 。若该单元能自由膨胀,则由变温产生的应变为:

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = \alpha(T - T_0) \\ \gamma_{xy} = \gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

式中: α 为材料的热膨胀系数; $T - T_0$ 取该单元中各节点温度的均值,即:

$$T - T_0 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (T_i - T_{i0}) \quad (8)$$

式中: N 为单元节点数。

热膨胀只产生线应变,剪切应变为 0,可将冷收缩产生的应变看作物体的初应变。计算热应力时,只需算出热变形引起的初应变 $\{\varepsilon_0\}$, 求出相应的初应变引起的等效节点载荷后按通常求解应力一样求得热变形引起的节点位移 $\{\vartheta\}$, 然后可求得温度应力 $\{\sigma\}$ 。

应力应变关系可表达为:

$$\{\sigma\} = [D](\{\varepsilon\} - \{\varepsilon_0\}) \quad (9)$$

式中: $[D]$ 为与单元材料有关的弹性矩阵。

对于三维问题,有:

$$\{\varepsilon_0\} = \alpha(T - T_0)[1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \quad (10)$$

单元中任意一点的应变矩阵可表示为:

$$\{\varepsilon\} = [B]\{\bar{\vartheta}\}^e \quad (11)$$

式中: $[B]$ 为单元应变矩阵; $\{\bar{\vartheta}\}^e$ 为单元节点位移矩阵。

将式(11)代入式(9),得到单元应力为:

$$\{\sigma\} = [D][B]\{\bar{\vartheta}\}^e - [D]\{\varepsilon_0\} \quad (12)$$

根据虚功原理可得到初应变引起的等效节点载荷,有:

$$\{F_1\}^e = \iiint_V [B]^T [D] \{\varepsilon_0\} dx dy dz \quad (13)$$

最后将各单元的刚度矩阵、位移和等效节点载荷向量整体集成,由虚功原理得到:

$$[K]\{\bar{\vartheta}\} = \{F_1\} \quad (14)$$

式中: $[K]$ 为总刚度矩阵; $\{\bar{\vartheta}\}$ 为节点位移; $\{F_1\}$ 为等效载荷。

通过上式求解可得到节点位移向量,进而求出热应力。

2 许用应力强度准则

内馈线的热应力准则可参照美国机械工程

学会(ASME)第 8 部分制定的真空容器强度设计准则^[9],设计应力强度 S_m 有:

$$S_m = \text{Min}(2/3S_y, 1/3S_u) \quad (15)$$

式中: S_y 和 S_u 分别为屈服强度和极限抗拉强度。

由弹性理论计算的主应力强度 P_m 、 P_L + P_b 须满足:

$$P_m < S_m \quad (16)$$

由于热应力的自平衡特性,被定义为次应力,因此根据 ASME 准则,热应力 Q 在工作负荷条件中与主应力满足以下关系式:

$$P_L + P_b + Q < 3S_m \quad (17)$$

式中: P_m 为总体主薄膜应力强度; P_L 为局部主薄膜应力强度; P_b 为主弯曲应力强度。

3 有限元模型建立

内馈线由 9 组馈线组成,每组馈线供给两个磁体,取 1 组内馈线环形盒进行分析。通过前面的简化,只保留环形盒、外支撑和内支撑的模型,采用大型有限元分析软件 ANSYS V11 进行求解,用 20 节点六面体单元划分网格,共产生 358 917 个节点(图 2)(左盖板隐藏)。

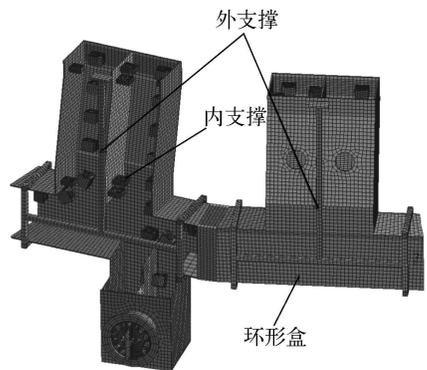


图 2 内馈线有限元网格模型

Fig. 2 Meshed FE model of ICF

由于 316L 不锈钢和 G10 环氧材料在低温下的性能良好,且 G10 绝热性能较好,可有效减小热负荷,除内支撑采用 G10 外其他均采用 316L 不锈钢。

根据文献[10]查得 316L 不锈钢、G10 环氧材料在 4.5~ 300 K 温区物性参数如图 3 所示,316L 密度为 $8\ 040\ \text{kg/m}^3$, G10 密度为 $1\ 800\ \text{kg/m}^3$ 。

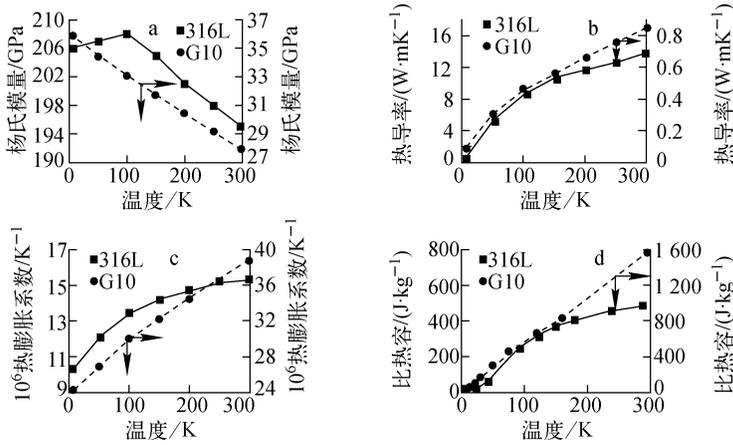


图 3 316L 和 G10 的物性参数

Fig. 3 Material properties of 316L and G10

4 稳态分析

通过稳态热分析可得到最后热平衡时内馈线的温度及热应力分布情况, 边界条件加载为:

- 1) 外表面上加载 80 K 冷屏辐射, 辐射系数 0. 1;
- 2) 内支撑内表面加载 4. 5 K 固定温度;
- 3) 外支撑与磁体连接表面加载 4. 5 K 固定温度。

这里忽略了环形盒内表面对内支撑的热辐射, 考虑到在该三维模型下建立环形盒和每个内支撑表面的辐射对较为复杂, 根据辐射换热式(式(3))可估算该辐射热对内馈线温度分布影响非常小, 故忽略其影响。求出温度分布后将其作为边界条件耦合到结构分析中即得到热应力分布情况。

内馈线温度及热应力分布如图 4、5 所示。各部分温度范围、热负荷及最大热应力值列于表 1。

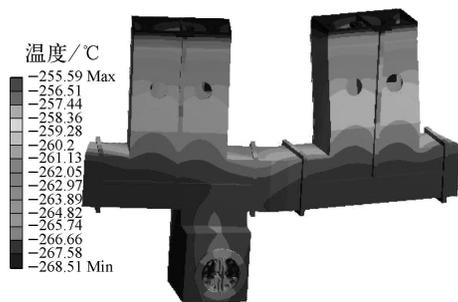


图 4 内馈线稳态温度分布

Fig. 4 Temperature distribution of steady state thermal analysis for ICF

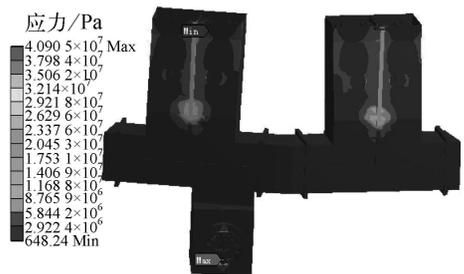


图 5 内馈线热应力分布

Fig. 5 Thermal stress distribution of ICF

表 1 内馈线温度范围、热负荷及热应力

Table 1 Temperature areas, heat loads and thermal stress of ICF

参量	各部件参数值		
	环形盒	内支撑	外支撑
温度范围, K	4.5~ 17.4	4.5~ 14.7	4.5~ 17.3
热负荷, W	5.40	- 4.61	- 0.79
最大热应力, MPa	40.9	3.8	22.6

根据稳态热分析结果, 内馈线各部分温度分布均匀, 温度梯度小, 且最高温度在 18 K 左右, 表明忽略环形盒内表面对内支撑热辐射的条件是合理的; 同时, 内馈线热负荷值与整个馈线允许范围相比所占比例很小, 约 5%^[11], 符合设计要求; 根据热负荷值判断液氦的温度变化非常小, 验证了对模型的简化是合理的。基于以上结果, 对内馈线无需采用主动冷却, 主动冷却需额外付出 1 条冷却馈线的代价, 由于空间非常有限, 设计及安装难度很大, 综合成本及主

动冷却所能达到的效果考虑,内馈线靠自身内部的低温氦管导热已能满足设计要求。在只考虑热应力作用的情况下,内馈线系统最大 V_{orr} Mises 应力为 40.9 MPa,发生在环形盒与支撑连接的尖角处,此处出现应力集中。由于 20 K 温度下 316L 的许用应力 $[\sigma] = 247$ MPa,根据 $Q < 3[\sigma]$ 判断,热应力对结构强度影响非常小。

5 瞬态分析

5.1 瞬态热分析

通过瞬态热分析可得到整个冷却过程所需时间以及各点温度随时间的变化曲线,边界条件与稳态不同的是加入了时间元素,根据 ITER 国际组 Bauer 等^[11] 的估计,为充分利用冷量和减小降温速度过快对部件造成的破坏,冷屏降温 5 d 后磁体与馈线开始降温,冷屏冷源 19 d 后降至 80 K,磁体及馈线冷源 30 d 后降至 4.5 K,加载如下: 1) 外表面加载冷屏辐射,辐射系数 0.1; 2) 内支撑内表面和外支撑与磁体连接表面加载变化温度。加载曲线如图 6 所示。

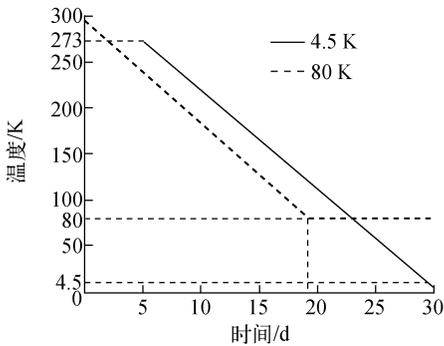


图 6 瞬态热分析加载曲线

Fig. 6 Load curves of transient thermal analysis

初始条件设置:内馈线温度为 22 °C,分 3 个载荷步加载,每个载荷步按时间分成多个子步,经反复迭代选取较合适的子步时间,初始子步时间 3 600 s,最小子步时间 360 s,最大子步时间 36 000 s。

迭代运算完成后将终点温度分布和稳态温度分布作比较,最高温度相差 8.1 K,尚未达到平衡,修改加载选项,增加 1 个载荷步令所有冷

源再持续作用 5 d,最后达到平衡,降温过程中内馈线的最高最低温度时间历程曲线如图 7 所示。

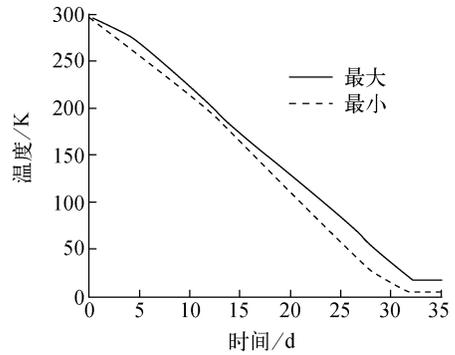


图 7 降温曲线

Fig. 7 Cooling down temperature time curves

由图 7 可看出,内馈线降温至 80 K 需 25 d,整个降温过程结束需 32 d。

5.2 耦合温度场^[12]

得到瞬态温度场后,将其作为边界条件间接耦合到结构分析中,约束内馈线上表面垂直方向的位移,选取内馈线左右端面各 4 个特征点作为分析对象,可得到其沿内馈线环向的位移时间曲线(图 8)。

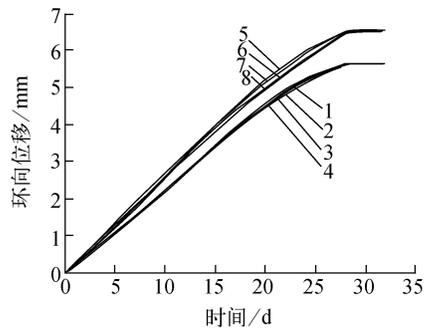


图 8 8 个特征点环向位移时间曲线

Fig. 8 Circumferential displacement time curves of 8 particular points

由图 8 可看出,左右两个端面各点收缩较为同步,连接件可理想地进行位移补偿。两端面各取一特征点 1 和 5,将其环向收缩量进行叠加即可得到 1 组内馈线的环向收缩量,根据下式可得内馈线环的径向位移时间曲线(图 9)。

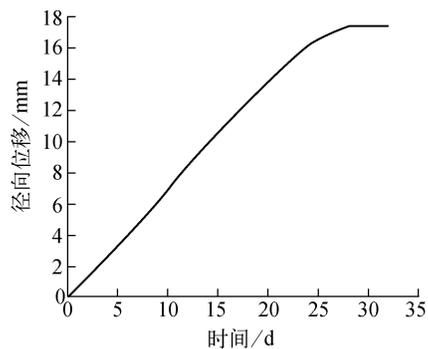


图9 内馈线径向位移时间曲线

Fig.9 Radial displacement time curve of ICF

$$R = 9(\delta_l + \delta_r) / 2\pi \quad (19)$$

式中: δ_l 、 δ_r 分别代表 1 组内馈线左右端面的环向收缩量。

由于 ITER 纵场磁体的冷却方式和具体过程未定, 无法得到磁体冷却的位移时间曲线, 为说明内馈线连接件位移补偿量的求解过程, 参考中国科学院等离子体物理研究所 EAST 装置目前最理想的第 3 次降温实验中纵场磁体降温数据(图 10), 由于其形状材质及冷却方式等大体类似, 根据 Bauer 等^[1]估计的磁体总降温时间 30 d 放大温度时间曲线并将其加载到 ITER 纵场磁体上, 可得到单个磁体与内馈线连接处近似的径向位移时间曲线(图 11)。

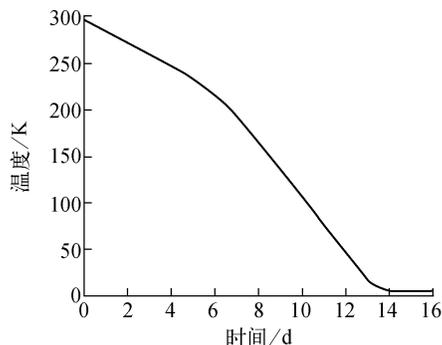


图10 EAST 纵场磁体降温曲线

Fig.10 Cooling down temperature time curve of EAST TF coil

将图 11 与内馈线径向位移曲线图相比即可得其相对径向位移。由于每两个磁体间需设置 1 个连接件进行补偿, 根据 $L = 2\pi R_{rel} / 18$ (R_{rel} 为内馈线与磁体相对径向位移), 可得到每个连接件理论所需环向补偿量 L , 其位移时间

曲线如图 12 所示。

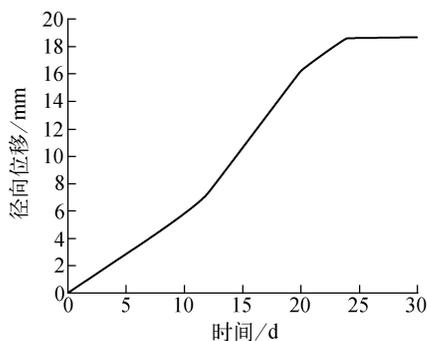


图11 ITER 纵场磁体径向位移时间曲线

Fig.11 Radial displacement time curve of ITER TF coil

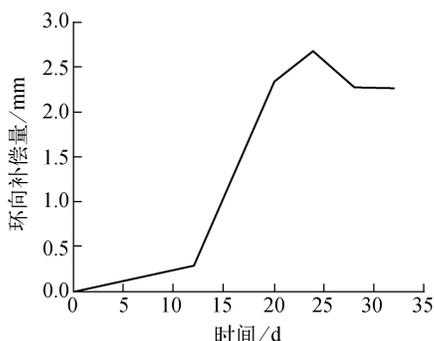


图12 环向补偿量位移时间曲线

Fig.12 Circumferential compensation displacement time curve

由图 12 可看出, 连接件需补偿的最大环向位移量为 2.7 mm, 出现在第 24 d, 由于连接件处温度过渡平缓, 其连接的两个端面相对切向位移很小, 可忽略。

6 结论

通过对 ITER 超导纵场内馈线的稳态及瞬态热分析, 得到以下结论:

- 1) 内馈线温度分布均匀, 最高温度 18 K, 热负荷 5.4 W, 无需主动冷却;
- 2) 内馈线最大热应力 40.9 MPa, 对结构强度影响非常小;
- 3) 内馈线降温至 80 K 需 25 d, 降温结束时间为 32 d;
- 4) 内馈线降温过程最大径向位移量 17.4 mm, 与磁体最大相对径向位移 7.7 mm,

出现在第 24 d, 连接件理论所需的最大环向补偿量为 2.7 mm。

需指出, 分析过程采取了一些近似和简化, ITER 纵场磁体的冷却过程还没有直接参考的数据, 因此, 对内馈线的冷却过程和连接件位移补偿量的精确计算还有待今后更深入的研究。

参考文献:

- [1] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 3版. 北京: 高等教育出版社, 1998.
- [2] 刘巧, 臧勇, 秦勤, 等. H 型钢控制冷却过程的温度变化及热应力分析[J]. 冶金设备, 2008, 167: 17-18.
LIU Qiao, ZANG Yong, QIN Qin, et al. Analysis on temperature and thermal stress of H-beam during cooling [J]. Metallurgical Equipment, 2008, 167: 17-18 (in Chinese).
- [3] 陈文革, 李登啸, 潘引年, 等. HT-7U 装置纵场线圈的稳态及瞬态传热分析[J]. 合肥工业大学学报: 自然科学版, 2001, 24(4): 518-519.
CHEN Wenge, LI Dengxiao, PAN Yinnian, et al. Thermal analysis of toroidal field coils of the HT-7U Tokamak[J]. Journal of Hefei University of Technology: Science and Technology, 2001, 24(4): 518-519 (in Chinese).
- [4] SEN S, AKSAKAL B, OZEL A. Transient and residual thermal stresses in quenched cylindrical bodies[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2000, 42: 2 026-2 029.
- [5] TIRUPATHI R C, ASHOK D B. 工程中的有限元方法[M]. 3版. 曾攀, 译. 北京: 清华大学出版社, 2006.
- [6] 潘显坤, 余建祖, 高红霞. 航空电子元器件稳态和瞬态热分析[J]. 电子机械工程, 2005, 21(1): 22-23.
PAN Xiankun, YU Jianzu, GAO Hongxia. Steady state and transient thermal analysis of airborne electronic components [J]. Electro Mechanical Engineering, 2005, 21(1): 22-23 (in Chinese).
- [7] 顾元宪, 刘涛, 亢战, 等. 热结构瞬态响应的耦合灵敏度分析方法与优化设计[J]. 力学学报, 2004, 36(1): 37-38.
GU Yuanxian, LIU Tao, KANG Zhan, et al. Coupling sensitivity analysis and design optimization of thermo structural transient responses[J]. ACTA Mechanica Sinica, 2004, 36(1): 37-38 (in Chinese).
- [8] 徐建中, 冯遵安. 高温超导磁体热应力的有限元数值模拟[J]. 淮阴工学院学报, 2008, 17(5): 28.
XU Jianzhong, FENG Zun'an. Finite element analysis of thermal stress of high temperature superconducting magnet [J]. Journal of Huaiyin Institute of Technology, 2008, 17(5): 28 (in Chinese).
- [9] The American Society of Mechanical Engineers, Boiler and Pressure Vessel Committee. ASME boiler and pressure vessel code, section VIII (Rules for construction of nuclear vessels) [S]. New York: ASME, 1992.
- [10] Feeder Analysis Team. Analysis of the ITER TF magnet feeder coil terminal box conceptual design [DB/OL]. [2009-05-11]. <https://user.iter.org>.
- [11] BAUER P, SAHU A K, SATO N. The ITER magnet feeder systems functional specification and interface document [R]. Cadarache: ITER Organization, 2009.
- [12] GORIA F, de STEFANIS B M, WOREK W M, et al. Transient thermal analysis of Vega launcher structures [J]. Applied Thermal Engineering, 2008, 28: 2 161-2 165.