

EAST 超导托卡马克热负荷波动 对低温系统液氦槽的影响

宋延熙 白红宇

(中国科学院等离子体物理研究所 合肥 230031)

摘要: EAST 超导托卡马克的纵场和极向场磁体均采用 NbTi 超导材料, 由 3.8 K 超临界氦冷却。在托卡马克实验运行时, 极向场的放电脉冲和等离子体破裂产生的交流损耗带来的热负荷增加, 经过超临界氦流带到低温系统控制阀箱内的液氦槽和过冷槽, 造成槽内的液氦蒸发量增加。蒸发的氦回到制冷机中, 从而影响制冷机的稳定运行。通过对实际超临界管道和液氦槽、过冷槽中换热过程建立换热模型, 进行热工分析, 分析液氦槽和过冷槽中的压力等参数的变化, 指导低温系统的设计。

关键词: EAST 超导托卡马克 低温系统 热负荷 等离子体破裂

中图分类号: TL331 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-6516(2005)01-0059-06

Effect on pressure in the vessels of EAST cryogenic system due to fluctuation of heat loads

Song Yanxi Bai Hongyu

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

Abstract: The PF & TF coils of EAST superconducting Tokamak made of NbTi superconductor are cooled by supercritical helium circulating through the cooling-pipe. Plasma disruption and AC losses of the superconducting magnet coils generate heat load burdening on helium containers in the cryogenic control box. As a result, helium vapor increases, causing cooler instability while it is circulating within the cryogenic system. This article analyzed the mechanism of heat exchange by modeling the actual supercritical helium pipeline and the liquid helium containers, simulating parameter changes, such as pressure and flow rate of the two liquid helium containers in order to help the design of the cryogenic system.

Key words: EAST superconducting Tokamak; cryogenic system; heat load; plasma disruption

1 引言

EAST(HT-7U)超导托卡马克装置的纵场线圈、极向场线圈、纵场线圈盒均工作在液氦温度下, 其中纵场线圈和极向场线圈由 3.8 K 的超临界氦冷却, 纵

场线圈盒由 4.5 K 的超临界氦来冷却^[1]。这些冷部件在托卡马克实验运行时的稳态热负荷, 包括热辐射、支撑热传导、残余气体导热和电接头的焦耳热等, 是基本不变的。但超导托卡马克的极向场的电流快速变化和等离子体破裂时引起的磁场变化都会导致

超导线圈产生交流损耗和线圈盒产生涡流损失。这些损耗都被冷却超导线圈和线圈盒的超临界氦流带到低温系统的 4.5 K 液氮槽和 3.8 K 过冷槽两个液氮槽中,引起低温系统热负荷的增加。热负荷的波动会造成液氮槽和过冷槽中的液氮蒸发量的波动。若液氮蒸发量波动太大,必将引起低温氦制冷机运行变得不稳定,而这是应当避免的。本文主要分析低温系统在最大热负荷波动情况下对液氮槽和过冷槽中的影响,从而分析对低温系统稳定运行的影响。

图 1 和图 2 给出了 EAST 纵场线圈盒和超导线圈的冷却方式。

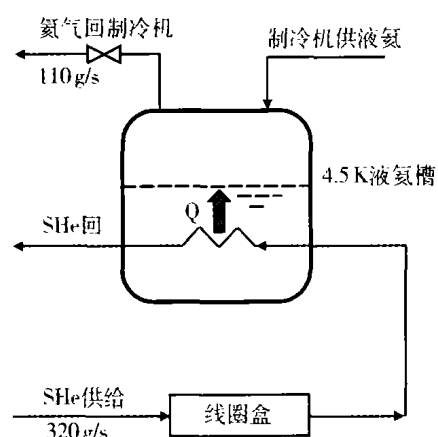


图 1 4.5 K 液氮槽流程简图

Fig. 1 4.5 K helium container chart

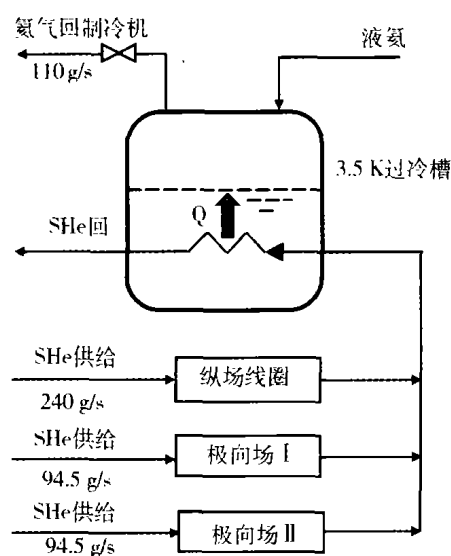


图 2 3.5 K 液氮槽流程简图

Fig. 2 3.5 K helium container chart

线圈盒共 16 个,材料为不锈钢,总质量 50 t。冷却线圈盒超临界氦流量为 320 g/s,由氦循环泵提供。

冷却线圈盒后回流到浸泡在 4.5 K 液氮槽内的盘管换热器重新被液氮冷却。液氮槽中蒸发的液氮由制冷机来补充。超导线圈的由氦循环泵来提供的 3.8 K 超临界氦来冷却。过冷槽中的消耗的液氮也由低温系统来补充。液氮槽中蒸发的液体均回到制冷机。液氮槽和过冷槽的设计容积分别 1.00 m³ 和 1.30 m³。液氮槽内装 600 L 液氮,气相体积为 400 L。线圈盒上的稳态热负荷为 200 W,氦循环泵带入的热负荷为 100 W,它们之和就是液氮槽的稳态热负荷。冷却纵场线圈的超临界氦质量流量 240 g/s;冷却极向场线圈的超临界氦总质量流量 189 g/s,液氮槽内装 700 L 液氮,气相体积为 600 L。所有线圈稳态下的热负荷为 300 W,氦循环泵带入的热负荷为 300 W,它们之和就是过冷槽的稳态热负荷。

线圈盒的最大脉冲热负荷发生在等离子体破裂的情况下,而极向场的最大热负荷发生在极向场快速励磁和放电的时候。杜世俊和肖炳甲^[2]分别先后对装置正常放电运行和等离子体破裂进行了计算和分析。杜根据实验提供的极向场变化过程和 1 MA 等离子体电流破裂计算浸泡冷却超导体和纵场线圈盒的热沉积。肖炳甲对纵场 CICC 绕组合线圈盒在 1.5 MA 等离子体电流破裂时的线圈盒热沉积和磁体温升用 ANSYS 和 GANDALF 商用软件进行计算。在等离子体破裂时线圈盒的能量沉积结果是相互吻合的。这里以两人的计算结果作为分析的依据,即 1.5 MA 等离子体破裂时,线圈盒能量沉积 212 kJ;极向场线圈能量沉积 100 kJ(均匀分布在各线圈上)。忽略纵场线圈在等离子体破灭时的交流损耗。

2 4.5 K 液氮槽分析

不锈钢的热扩散系数在 4.2 K ~ 10 K 范围内随温度降低而降低,和常温时基本一个数量级,因此涡流损失产生的热量在整个线圈盒上的扩散不是很快。线圈盒产生的涡流损失主要集中在在线圈盒内侧中平面上靠近等离子体的位置。在这些位置的线圈盒壁内凿出通道,有多条并联冷却管路均匀分布在线圈盒上,并且冷却管路的走向是按涡流损失越大的部位越接近入口段来布置的,而因此在计算中假设只有这部分线圈盒质量(10 t)参与换热,并把这部分质量的线圈盒上的温度假设成均匀分布。

对于超临界氦管内强迫对流,可以使用经验关系式 $Nu = 0.0259 Re^{0.8} Pr^{0.4}$ 。

(1)

冷却线圈盒的超临界氦在管道里循环流动。在

等离子体破裂时,氮在管道里是接近等容流动。氮在等容条件下,在 4 K 温区时,如果温度变化不大,那么其相关的物性变化很小。在氮的温升不超过 10 K 时(最后的结果验证了这一点),可以使用最高和最低温度的平均值对应的物性来近似。计算得到管道总传热系数 $h = 993 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

设液氮槽内液体质量为 m_L , 气体质量为 m_g 。由于液氮槽内的盘管换热器浸泡在液氮底部,且盘管换热器换热面积设计余量较大,盘管内回流的超临界氮和液氮槽内液氮换热非常充分(主要处于核态沸腾),这里按液氮槽里氮始终处于饱和状态进行计算(即汽化和液体升温同步进行)。

液氮槽在稳态情况下流进的气液两相氮为 110 g/s, 排气量也是 110 g/s。液氮槽与压缩机进口之间的压差保持在 $2 \times 10^4 \text{ Pa}$ 。由于气体部分很快排出,并且气体的显热和汽化潜热相比实在微小的可以忽略不计,所以对液氮槽内的补给氮只考虑它的汽化潜热。

对线圈盒和线圈盒上冷却氮分别做热平衡分析得到

$$-m_{\text{case}} c_{p \text{ case}} \frac{dT_{\text{case}}}{dt} = hA\Delta T_m - W_{\text{const}} \quad (2)$$

$$hA\Delta T_m = \dot{m}[(h_{\text{out}} - h_{\text{in}}) + \frac{lc_v}{u} \frac{dT_{\text{He}}}{dt}] \quad (3)$$

这里 T_{in} 和 T_{out} 分别为冷却线圈盒的超临界氮进口和出口氮温, $T_{\text{in}} = 4.6 \text{ K}$; T_{case} 为线圈盒温度; ΔT_m 为线圈盒与冷却氮流的平均温差; W_{const} 为线圈盒上稳态下的热负荷, 为 200 W; L 为线圈盒上冷却管道长度; \dot{m} 为冷却线圈盒的超临界氮总流量; u 和 T_{He} 为超临界氮的平均流速和平均温度, $T_{\text{He}} = T_{\text{case}} - \Delta T_m$ 。

过程为等容过程, 在密度为 $128.5 \text{ kg}/\text{m}^3$ 条件下, 可以把 c_v 看成定值, 取 $c_v = 2530 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ 。在此温度变化范围内, 焓变和 c_p 可以利用实际数据进行多项式插值拟合随温度 T_{out} 的变化的函数, 以及获得误差低于 1% 的精度。

$$\frac{(h_{\text{out}} - h_{\text{in}})}{c_v} = -9.8884 + 2.00693 \times T_{\text{out}} + 0.0309988 \times T_{\text{out}}^2 \quad (4)$$

$$c_p = 3124.81 + 510.673 \times T - 31.2208 \times T^2 \quad (5)$$

对于液氮槽内的饱和氮, 在 $p = 1.2 \times 10^5 \text{ Pa} \sim 2 \times 10^5 \text{ Pa}$ 范围内, 也可以根据物理数据拟合得到它们和槽内压力 p 的函数关系式, 误差均小于 1%。

$$h_g - h_l = 28568 - 0.074853p; h_L = 4239.5 + 0.056853p; \rho_L = 147.08 - 2.16 \times 10^{-4}p; \rho_g = -3.72 + 1.985 \times 10^{-4}p$$

$$\frac{\rho_g}{\rho_L} = -0.0776 + 2.025 \times 10^{-6}p$$

此处 g, L 下标分别表示饱和气、液态。所有参数均取国际单位, 在插值式没有显示出量纲的吻合。液氮槽内的热平衡为(气体温度变化带来的焓变相对于液体可以忽略不计):

$$m_L \frac{dh_L}{dt} - (h_g - h_L) \frac{dm_L}{dt} + W_{\text{const}} = \dot{m}(h_{\text{out}} - h_{\text{in}}) \quad (6)$$

假设回气管道的摩擦系数一定, 所以液氮槽的排气流量 Φ 与 $\sqrt{\Delta p/\rho}$ 成正比。在稳态下设计压差 $\Delta p_0 = 2 \times 10^4 \text{ Pa}$, 压缩机进口的压力由控制系统控制恒定, 因此有液氮槽内的质量平衡

$$-\sqrt{\frac{(p - p_0 + \Delta p_0)\rho_g^0}{\Delta p_0\rho}}\Phi + \Phi - \frac{dm_L}{dt} = \frac{dm_g}{dt} \quad (7)$$

这里 ρ_g^0 和 p_0 是起始时刻槽内饱和氮气的密度和压力; Φ 是液氮槽内正常工况下的进排气量。

$$\text{记槽体积为 } V, \text{ 则有 } m_g = \rho_g(V - m_L/\rho_L) \quad (8)$$

对(8)式两边对时间取导数, 得 $\frac{dm_g}{dt} = \frac{d\rho_g}{dt}V - m_L$

$$\frac{d(\rho_g/\rho_L)}{dt} - \frac{dm_L}{dt} \frac{\rho_g}{\rho_L} \quad (9)$$

联立(6)、(7)、(9)式并将 $dh_L/dt = (dh_L/dp)(dp/dt)$ 及前面的插值式代入(3)式, 消去 dm_g 和 dp/dt 得

$$\text{导数项仅含 } dm_L/dt \text{ 的方程 } \frac{dm_L}{dt} = \{-X\Phi + \Phi - \frac{[\Phi(h_{\text{out}} - h_{\text{in}}) - W_{\text{const}}]Y}{m_L dh_L/dp}\} / \{1 - \frac{\rho_g}{\rho_L} + \frac{Y(h_g - h_L)}{\rho_L dh_L/dp}\} \quad (10)$$

其中记 $X = \sqrt{\frac{(p - p_0 + \Delta p_0)\rho_g^0}{\Delta p_0\rho}}$, $Y = (V \frac{d\rho_g}{dp} - m_L \frac{d(\rho_g/\rho_L)}{dp})$ 。

$$\text{再把 (3) 式改写成 } dp = \frac{\Phi(h_{\text{out}} - h_{\text{in}}) - W_{\text{const}} + (h_g - h_L) dm_L/dt}{m_L dh_L/dp} \quad (11)$$

(2)、(3)、(10)、(11)式中有 4 个方程 5 个未知数 $T_{\text{case}}, \Delta T_m, T_{\text{out}}, m_L, p$ (因为如 h_L, ρ_L 等都可用前面的插值式写成 p 的函数), 还需追加一个关于 T_{out} 的方程。取换热管道内一段长度为 Δx 的超临界氮微

元做研究对象。记管内温度 $T = T(x, t)$, 线圈盒温度 $T_{\text{case}} = T_{\text{case}}(t)$ 。经微小时间 Δt 后, 这段流体运动到 $x + \Delta x$ 处, 有 $dp = [T(x + \Delta x, t + \Delta t) - T(x, t)] S \Delta x \rho c_p = [T_{\text{case}} - T(x, t)] hc \Delta x \Delta t$ (12)

$$\text{即 } \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{1}{u} \frac{\partial T}{\partial t} \right) mc_{p\text{He}} = (T_{\text{case}} - T) hU \quad (13)$$

这里 U 为换热管道长度, S 为换热管道总横截面积, 氦流速 $u = \frac{\Delta x}{\Delta t}$ 。

$$\text{换热初始时, } \frac{(T_{\text{case}} - T) hU}{mc_{p\text{He}}} \sim 1。 \text{ 由于传热系数}$$

大且入口处温差大, 故在某时刻的 T 在整个管道长度上的曲线形状是类似对数曲线, 离入口段越远越平缓。在初始一段时间, $\partial T_{\text{out}} / \partial x \approx 0$, 相比 $\frac{\partial T_{\text{out}} / \partial t}{u}$ 可以

忽略不计。而经过一段时间到换热缓慢阶段后, $\partial T_{\text{out}} / \partial x$ 和 $\partial T_{\text{out}} / \partial t$ 虽然可能达到一个数量级, 但由于此时它们和 $T_{\text{case}} - T_{\text{out}}$ 的值都变得很小, 所以它们都非常小, 而这样此时已经是换热后期了(关心的主要是换热的前、中期), 此时忽略不计 $\partial T_{\text{out}} / \partial x$ 仍然不会对整体计算造成影响, 于是略去偏微分项 $\partial T_{\text{out}} / \partial x$ 后, (13) 式简化成 $\frac{dT_{\text{out}}}{dt} = \frac{uhC(T_{\text{case}} - T_{\text{out}})}{mc_{p\text{out}}}$ (14)

联立(2)、(3)、(10)、(11)和(14)式成为一个显式的关于 $\Delta T_m, T_{\text{case}}, m_L$ 和 p, T_{out} 的常微分方程组。 $\Delta T_m, m_L, p, T_{\text{out}}$ 的初始值已知, 而氦流在正常情况下的出口温度加上等离子体破裂后瞬时产生的热沉积使得线圈瞬间的温升即是 T_{case} 的初始值。对于不锈钢, 其比热容在 4.5 到 15 K 之间, 可以近似为 $c_p = 0.0017 T_{\text{case}}^3 - 0.0282 T_{\text{case}}^2 + 0.2004 T_{\text{case}}$ 。由于等离子体破裂后瞬时产生的热沉积已知为 212 kJ, 得 $T_{\text{case}}^0 = 10.6228 \text{ K}$ 。

对于这个给出初始条件的显式常微分方程组问题, 可以用 matlab 的 ode45 函数解出方程组的数值解。计算结果如图 4~7 所示。

3 3.5 K 过冷槽分析

超导线圈由 CICC 导体绕制而成, 导体截面图如图 8 所示。由于氦与导体接触非常充分, 所以在计算中, 认为氦一进入管套很快即和线圈等达到相同温度。纵场线圈中氦总体积在 1.928 m^3 , 极向场线圈氦体积为 1.012 m^3 , 均比其他材料大。在 10 K 以下, 金属的比热容非常小, 只有氦的几千分之一, 所以其

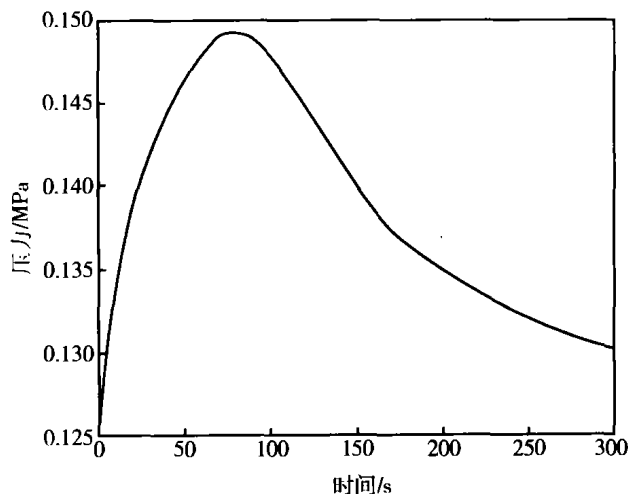


图 3 等离子体破裂时 4.5 K 液氦槽压力与时间的关系
Fig. 3 Pressure in 4.5 K helium container changing with time after a plasma disruption

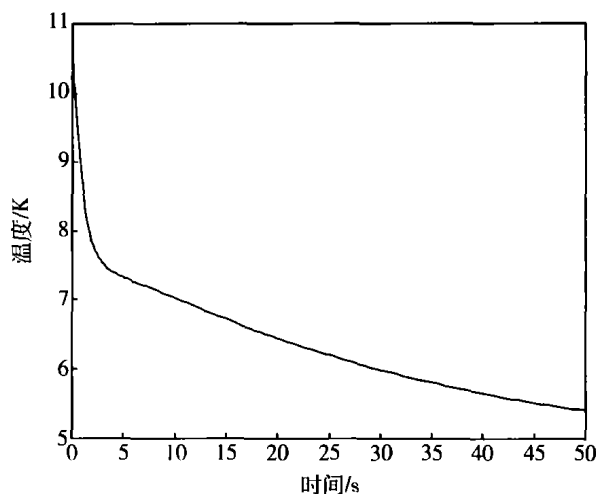


图 4 等离子体破裂时线圈盒温度与时间的关系
Fig. 4 Temperature of coil cases changing with time after a plasma disruption

他材料的比热容可以忽略不计。等离子体破灭所产生的热量全沉积在导体中等容流动的超临界氦上。

由以上假设, 最终计算结果只和经过极向场和纵场的超临界混合出口温度有关, 对冷却管道中的超临界氦有

$$\frac{dT}{dt} = \frac{m(h_{\text{in}} - h_{\text{out}}) + W_{\text{const}}}{\rho V c_v} \quad (15)$$

此处 T 为混合出口温度; W_{const} 为恒定 300 W 热负荷; 等容流动的超临界冷却氦密度 $\rho = 142.8 \text{ kg/m}^3$, 总体积 $V = 2.94 \text{ m}^3$; 质量流量 $m = 189 \text{ g/s}$ 。

在 3.5 K~4.2 K 范围内, 可以使用多项式拟合超临界氦的 h, c_v 和温度 T 的关系(误差小于 1%) $h = -11467.206 + 5522.64706 T; c_v = -777.892 +$

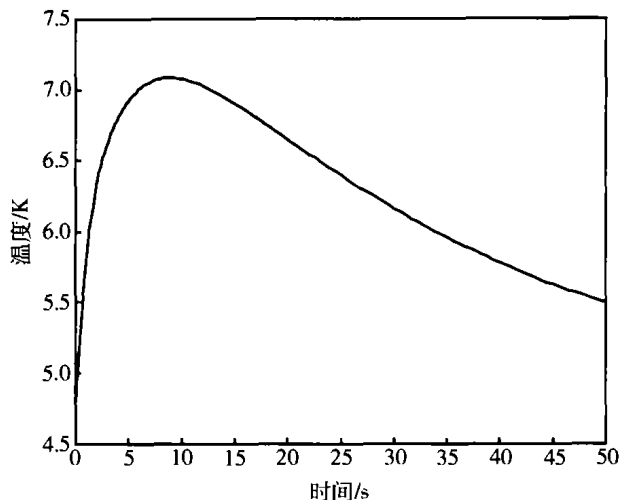


图 5 等离子体破裂时超临界氦出口温度与时间的关系
Fig. 5 Outlet temperature of superfluid helium which cools coil cases changing with time

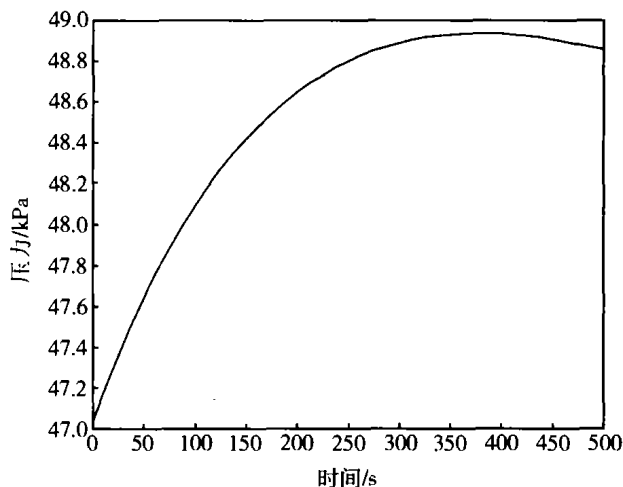


图 8 等离子体破裂时 3.5 K 液氮槽压力与时间的关系
Fig. 8 Pressure in 3.5 K helium container changing with time after a plasma disruption

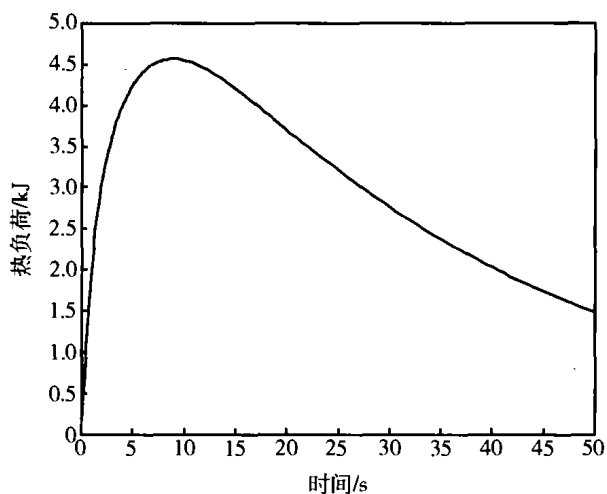


图 6 等离子体破裂时 4.5 K 液氮槽内热负荷与时间的关系
Fig. 6 Heat load on liquid helium at 4.5 K changing with time after a plasma disruption



图 7 CICC 导体超导线圈
Fig. 7 CICC superconducting coils

$$1\ 416.918T - 158.346\ 2T^2。$$

对于液氮槽内的饱和氦,在 $p = 4.5 \times 10^4\ \text{Pa} \sim 1 \times 10^5\ \text{Pa}$ 范围的等容条件下内,也可以拟合得到各状态参数与槽内压力 p 的函数关系式,误差均小于 1%。 $h_g - h_l = 24\ 235.48 - 0.010\ 407\ p - 2.396\ 58 \times 10^{-7}\ p^2$; $h_l = 4\ 144.595 + 0.057\ 830\ p$; $\rho_l = 145.639 - 2.046 \times 10^{-4}\ p$; $\rho_g = 0.084\ 2 + 1.667 \times 10^{-4}\ p$ 。

超临界冷却氦起始温度 $T_0 = 3.897\ \text{K}$;过冷槽起始压力 $p_0 = 4.704 \times 10^4\ \text{Pa}$,液氮初始质量 $m_l = 700\ \text{L}$,等离子体破裂在纵场极向场线圈上共产生沉积 100 kJ。对 3.5 K 过冷槽内的液氮换热分析和对 4.5 K 液氮槽的完全类似,所以它们有完全相同的微分方程(6)和(10)。联立方程(6),(10)和(15)成为一个显式的关于 T, m_l 和 p 的常微分方程组, T, m_l 和 p 的初始值已知,计算得出的数值解见图 8 ~ 图 10。

4 计算结果分析

图 4 中的压力变化曲线表明,4.5 K 液氮槽在大约 1 min 后升到最大值,然后缓慢回落。最大压力升高了约 $2 \times 10^4\ \text{Pa}$,这使得压差升高了一倍。相应的回气流量增加了 45%,这么大的回气流量将对制冷机工况造成很大影响。因此液氮槽的体积必须增加才能满足要求。

图 6 表明管道内的超临界氦回流温度在初始 8 秒之中之内迅速升高到最大值约 7 K。从图 7 中看出加在液氮槽上的热负荷也是相应地在最初几秒内迅速升高。液氮槽内热负荷实际上就是取决于超临界

氦回流温度。这些变化趋势是由于换热管道中的氦的体积较大,实际起到一个冷缓冲的作用,减轻了液氮槽内的负担。

图9中的压力变化曲线表明,3.5 K液氮槽内压

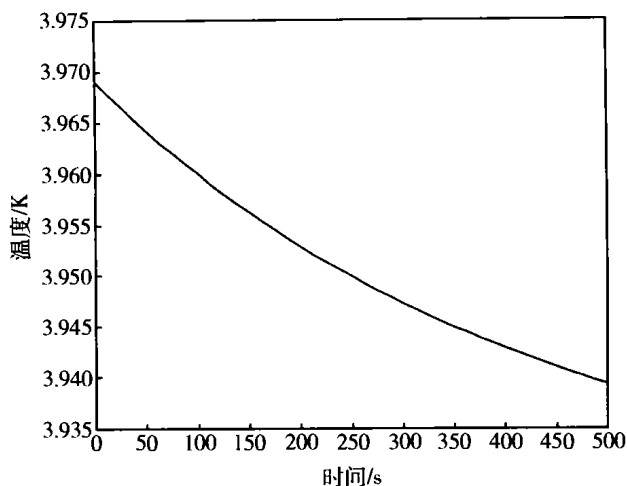


图9 等离子体破裂时超临界氦温度与时间的关系

Fig.9 Temperature of superfluid helium which cools

CICC coils changing with time after a plasma disruption

计算中对线圈盒的温度分布做了简化,在实际情况中由于线圈盒自身的热扩散,导致换热程度不如计算中的那么剧烈,也即加到超临界氦和槽内的热负荷低于计算值。这相当与计算值本身就留有余量了。

3.5 K液氮槽的热负荷是单调下降的,这与4.5 K液氮槽显著不同。这是因为它们的传热方式不同的缘故,3.5 K液氮槽中管内液氮是热负荷承载的主体;而4.5 K液氮槽中,液氮和线圈盒各自承载一部分热负荷,所以先升后降。另一方面,由于3.5 K液氮槽在线圈等离子体破裂中的热沉积较小,而冷却线圈的超临界氦的体积却大大多于4.5 K管道内的氦体积。在简化模型中,由于实际情况下超临界氦要入口一段距离后才能达到温度一致,这使得实际的超临界氦出口温度比计算值偏高,而过冷槽内热负荷取决于回流的超临界氦温度。但即使考虑到这一点,把热

力变化缓慢且最高幅度不大(变化仅仅 2×10^3 Pa,最大压差变化百分比小于25%,相应回气流量最大增加10%,这对制冷机工况没有什么大的影响。因此设计是合乎要求的。

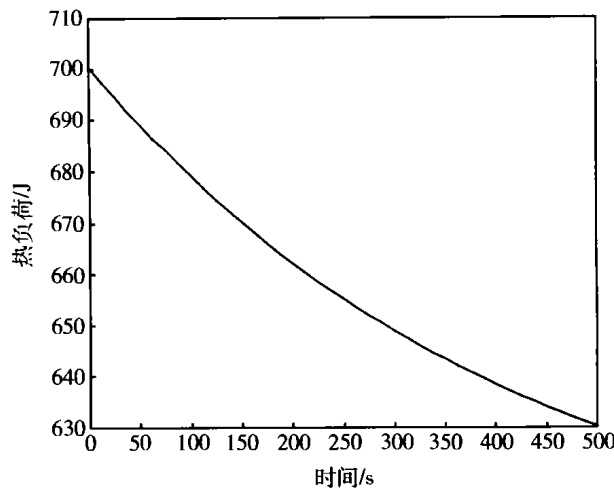


图10 等离子体破裂时3.5 K液氮槽

中热负荷与时间的关系

Fig.10 Heat load on liquid helium at 3.5 K in container changing with time after a plasma disruption

负荷加大50%,即留出余量,代入模型,其最大压力仍然几乎没有变化,压力曲线也很相近。所以3.5 K过冷槽没有3.5 K液氮槽设计有充分余量;而4.5 K液氮槽明显设计过小,需要加以改进,1)加大体积和增加液氮存储量;2)加装回气调节阀(但失超时较难控制)。

参 考 文 献

- 1 Bai Hongyu, Bi Yanfang, et al. Design of 2kW/4K helium refrigerator for HT-7U(EAST). ICEC19
- 2 Xiao Bingjia, et al. Thermal performance of TF coils in HT-7U under plasma disruption. Cryogenics. 2003
- 3 Weisend II J G, Handbook of Cryogenic Engineering. Taylor & Francis Ltd., 1998