

文章编号: 1000-8055(2007)01-0108-06

低温液体推进剂充填管路的数值模拟

高 芳, 陈 阳, 张振鹏
(北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100083)

摘 要: 研究了低温液体推进剂供应管路预冷充填过程的计算方法, 利用一维均相平衡态流体动力学模型和涵盖预冷过程中主要传热工况的传热模型, 考虑了低温液体推进剂的可压缩性, 用有限容积法求解管路方程, 用有限差分法求解管壁内的一维非稳态导热方程. 计算了某型低温液体推进剂火箭发动机实验台系统供应管路的预冷充填过程, 分析比较了仿真与实验的结果, 为发动机和实验台系统的改进及新系统的设计提供了依据, 仿真结果及分析结论已应用于现有发动机实验台系统的改造和长距离液氢输送管道的设计中.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 低温液体推进剂; 预冷充填过程; 数值模拟

中图分类号: V443

文献标识码: A

Numerical simulation of filling pipe of cryogenic liquid propellant

GAO Fang, CHEN Yang, ZHANG Zhen-peng
(School of Astronautics,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

Abstract: Computational method about the pre-cool filling process in the feed pipe of cryogenic liquid propellant was studied. By using one-dimension homogeneous balance fluid dynamic model and a heat transfer model covering main heat transfer work condition in pre-cooling process, and also taking into account of the compressibility of cryogenic liquid propellant, a finite volume method was used to calculate the pipe flow formula, and a finite difference method used to calculate one-dimension non-steady heat conduction formula of inner pipe-wall. The pre-cool filling process in the feed pipe of cryogenic liquid propellant for a test-bed system of cryogenic liquid rocket engine was computed, while the simulative and experimental results were also analyzed, thus providing a basis for improvement of rocket engine and test-bed system and design of a new system. The simulative results and analytical conclusion have been applied to revamping of existing engine experimental system and design of long-distance liquid hydrogen pipeline.

Key words: aerospace propulsion system; cryogenic liquid propellant; pre-filling process; numerical simulation

在低温液体推进剂火箭发动机系统及其实验台系统的推进剂充填过程中, 通常采用低温液体推进剂直接对管路进行冷却. 充填过程中低温推

进剂从管壁吸热蒸发而形成气液两相瞬变流, 直至管壁温度下降到无法提供使低温推进剂沸腾的过热度时, 管路中才开始出现单相流动, 而充填过

收稿日期: 2006-07-19; 修订日期: 2006-10-06

作者简介: 高芳(1979-), 女, 山东省济阳县人, 北京航空航天大学宇航学院博士生, 研究领域为航空宇航推进理论与工程.

程中的气液两相流动的物理变化过程远比单相流动复杂,因此,需要对预冷充填过程的数值模拟进行专门的研究。

文献[1]采用管内平衡态混合物流动模型,使用特征线法对预冷充填过程进行了模拟;文献[2]和[3]分别对常温推进剂和低温推进剂液体火箭发动机的充填过程采用有限元状态变量模型进行了仿真计算;文献[4]利用总体能量平衡法得到了预冷时间的表达式;文献[5]采用低温瞬变两相流一维均相拟平衡态流体动力学模型,用特征线法进行模拟。本文在上述文献研究的基础上,采用一维均相平衡态流体动力学模型和涵盖预冷过程中主要传热工况的传热模型,用有限容积法求解管流方程,用有限差分法求解管壁的非稳态导热方程,模拟计算了低温推进剂对管路的冷却充填过程,并重点针对液体火箭发动机实验台液路系统及长距离液氢输运管道进行了预冷过程仿真,仿真结果已实际应用到了已有发动机实验台系统的改造和长距离液氢输送管道的设计中。

1 管道流体力学控制方程

本文采用一维均相平衡态流体计算模型来描述低温液体推进剂管路的冷却过程,假设:

- (1) 管流为一维流动;
- (2) 管壁摩擦采取准稳态描述方式;
- (3) 忽略管流中的轴向热传导;
- (4) 气液两相均匀混合;
- (5) 两相之间处于热、力平衡。

则一维管道流体力学方程为^[6]:

$$\frac{\partial(\rho A)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u A)}{\partial x} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho u A)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u^2 A + p A)}{\partial x} =$$

$$p \frac{\partial A}{\partial x} - \rho A (f_R + g \cos \theta) \quad (2)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \left(\rho A + \frac{u^2}{2} \rho A \right) + \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho u A + \frac{u^2}{2} \rho u A + p u A \right) = \dot{q} C - \rho u A g \cos \theta \end{aligned} \quad (3)$$

式中, $f_R = \lambda u |u| / (2D)$; θ 为重力场与管流方向夹角。

补充流体的状态方程:

$$p = p(p, T), e = e(p, T).$$

此外,平衡两相流的描述需要考虑气液两相的密

度,故引入质量含气率 x_e ,则两相混合物平均密度和平均比内能的定义如下:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1 - x_e}{\rho_l} + \frac{x_e}{\rho_g} \quad (4)$$

$$e = (1 - x_e) e_l + x_e e_g \quad (5)$$

用有限容积法求解管流方程。

2 管壁的传热计算方程

2.1 薄管壁的传热计算

管壁内的一维非稳态导热方程为^[7]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (6)$$

由于预冷过程中管壁的径向存在较大的温度梯度,因而计算时将管壁沿径向分为若干层,其轴向长度等于流场网格划分中相对应位置的每个控制体积的长度,用有限差分法求解管壁内沿径向的一维非稳态导热方程。

2.2 高真空绝热管壁的传热计算

高真空多层绝热结构的传热量,主要包括绝热层与构件两部分的传热量,其中真空绝热层中的传热量由两部分组成,即残余气体的导热和冷、热壁面之间的辐射传热。因此在传热计算部分,需要考虑的主要有以下几个因素:热辐射、真空夹层内稀薄气体的导热、管道内支撑和管道法兰连接造成的热损失^[8]。其网格划分及数值计算方法均与薄管壁相同,故在此着重说明其传热方式,其余不再赘述。

2.2.1 真空夹层内稀薄气体的导热

给定高真空管路的真空度为 0.01 Pa,故热传导属于自由分子状态下气体分子的导热。

$$q_M = \alpha \left[\frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \right] \frac{\sqrt{R}}{\sqrt{8\pi}} (T_2 - T_1) p / \sqrt{MT} \quad (7)$$

式中: q_M - 热流密度;

α - 总适应系数, $\alpha = \left[\frac{1}{\alpha} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\alpha} - 1 \right) \right]$, 其

中 α : 冷端适应系数, α : 铝箔适应系数, A_1 : 内管外表面积, A_2 : 多层绝热最外层外表面积;

γ - 比热比;

R - 摩尔气体常数;

p - 气体分子压力;

T - 气体分子热力学温度;

M - 气体的相对分子质量;

T_1 、 T_2 - 冷、热壁热力学温度。

2.2.2 辐射

对于高真空绝热夹层中的辐射传热,由于残余气体多数是空气或氢、氦等气体,而这些气体均可视为不吸收及非散射性介质,因此不参与冷热壁之间的辐射传热过程.因此两壁面间的辐射传热量可按式(8)进行计算:

$$Q = \varepsilon_n c_0 A_1 \left[\left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 \right] \phi_{-2} \quad (8)$$

式中: Q - 热壁流向冷壁的辐射热;

c_0 - 黑体的辐射系数, $c_0 = 5.67 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$

A_1 - 辐射传热面积,近似可取冷面(内壁)的面积;

T_1 、 T_2 - 冷、热壁面的温度;

ε_n - 有效辐射系数, $\varepsilon_n = \left[\frac{1}{\varepsilon_1} \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) + n \left(\frac{2}{\varepsilon_s} - 1 \right) \right]^{-1}$, 其中 ε_s : 铝箔发射率, A_1 : 内管外表面积, A_2 : 多层绝热最外层外表面积;

ϕ_{-2} - 辐射传热的角系数,对于冷表面被热表面包围的情况,可取 $\phi_{-2} = 1.0$.

3 管壁与低温推进剂的换热计算模型

从液态低温推进剂进入管道开始考虑,按传热机制划分,可将推进剂与管壁结构之间的传热分为三种工况,即:单相液体的强迫对流传热,泡核沸腾传热,膜态沸腾传热.这三种工况之间的分界点的选取、计算和各工况下的传热系数与传热驱动势如下^[1,5,6].

3.1 由单相液体对流入流动沸腾的起始点

壁温 T_{ONB}

$$\dot{q}_{\text{ONB}} = \frac{k_1 \Delta h_{\text{gl}} \rho_g (\Delta T_{\text{sat}})^2_{\text{ONB}}}{8 \sigma T_{\text{sat}} Pr_1^2} = \alpha_{\text{spl}} (T_w - T_{\text{sat}}) \quad (9)$$

式中: Δh_{gl} - 气化潜热;

$\Delta T_{\text{sat}} = T_w - T_{\text{sat}}$ - 壁面过热度;

T_{sat} - 当地压强下的饱和温度;

σ - 饱和温度下液体的表面张力;

k_1 - 饱和液体的导热系数;

Pr_1 - 饱和液体的普朗特数;

ρ_g - 饱和蒸气的密度;

α_{spl} - 单相液体传热系数,以流体饱和温度为定性温度.

3.2 欠热或饱和流体泡核沸腾传热的

最高壁温 T_{CHF}

采用 Kutateladze 的关系式:

$$\dot{q}_{\text{max}} = 0.16 \Delta h_{\text{gl}} \sqrt{\rho_g} [\sigma (\rho_l - \rho_g) G]^{0.25} \cdot \left\{ 1 + \frac{0.1}{\Delta h_{\text{gl}}} \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0.75} (T_{\text{sat}} - T_b) \right\} + \alpha_{\text{spl}} (T_w - T_{\text{sat}}) \quad (10)$$

$$\dot{q}_{\text{bub}} = 5.59 \times 10^{-14} \left(\frac{c_{\text{pl}}}{\Delta h_{\text{gl}} \rho_g} \right)^{0.2} \left(\frac{k_l \rho_l^{1.282} \rho_g^{1.75}}{\sigma^{0.906} \mu_l^{0.626}} \right) \cdot (T_w - T_{\text{sat}})^{2.5} + \alpha_{\text{spl}} (T_w - T_{\text{sat}}) \quad (11)$$

令上述两式相等即可确定 T_{CHF} , 其中 $T_{\text{ref}} = 0.5(T_{\text{sat}} + T_b)$.

3.3 欠热或饱和流体膜态沸腾传热的最低

壁温 T_L

采用 Leiden-Frost 关系式:

$$T_L = \left[0.87 + 0.13 \frac{p}{p_{\text{cr}}} \right] T_{\text{cr}} \quad (12)$$

式中: T_{cr} - 临界温度;

p_{cr} - 临界压强.

3.4 各工况下的传热系数与传热驱动势

(1) 若流体为单相液态或气液两相态,壁温低于流动沸腾起始点壁温,或流体为单相气态,或超临界态,则按单相流体强迫对流换热选用 Dittus-Boelter 关系计算传热量:

$$\dot{q} = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k}{D} (T_w - T_b) \quad (13)$$

式中的定性温度为流体的整体温度.

(2) 若壁温高于当地流体参数确定的最低膜态沸腾温度 T_L ,且含气率小于 1,则为膜态沸腾.采用修正的 Dittus-Boelter 关系式计算传热量,修正的 Dittus-Boelter 关系式在均相平衡假设下可以满足含气率从 0 到 1 的膜态沸腾与单相对流传热之间转换时传热量的变化保持物理上逻辑一致性的要求.

$$\dot{q} = 0.023 \frac{k_g}{D} \left(\frac{\rho_l u D}{\mu_g} \right)^{0.8} Pr_w^{0.4} (T_w - T_{\text{sat}}) \quad (14)$$

传热系数按饱和蒸气物性计算,传热驱动势取管壁过热度 $T_w - T_{\text{sat}}$.

(3) 若壁温低于流体发生沸腾传热最大热流密度壁温 T_{CHF} 而高于流动沸腾起始点壁温 T_{ONB} ,则为沸腾传热,视流体整体温度是否达到饱和温度分为两种情况:

对饱和沸腾传热,采用将单相强迫对流机制与池内沸腾机制加权叠合的 Chen 关系式:

$$\dot{q} = \alpha_{FC} (T_w - T_{sat}) F + \alpha_{FB} (T_w - T_{sat}) S \quad (15)$$

其中雷诺因子 F 定义为流体整体温度对应的雷诺数与液体饱和温度对应的雷诺数之比的 0.8 次幂, F 和 S 的计算式如下:

$$F = \begin{cases} 1.0, x_{tt} \geq 10 \\ 2.35(1/x_{tt} + 0.213)^{0.736}, x_{tt} < 10 \end{cases}$$

$$S = \begin{cases} (1 + 0.12 Re_p^{1.14})^{-1}, Re_p < 32.5 \\ (1 + 0.42 Re_p^{0.78})^{-1}, 32.5 \leq Re_p \leq 70 \\ 0.1, Re_p > 70 \end{cases}$$

$$Re_p = \left[\frac{\dot{m}(1 - \phi)D}{\mu_l} \right] F^{1.25} \times 10^{-4}$$

式中: ϕ - 质量含气率;

$$x_{tt} - \text{Martinelli 参量, 定义为: } x_{tt} = \left(\frac{1 - \phi}{\phi} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.1}$$

α_{FC} 取液体单相对流传热系数的形式, 按饱和液体的物性计算:

$$\alpha_{FC} = 0.023 \left[\frac{\dot{m}(1 - x)D}{\mu_l} \right]^{0.8} Pr_l^{0.4} \frac{k_l}{D}$$

α_{FB} 形式如下:

$$\alpha_{FB} = 0.00122 \left(\frac{k_l^{0.79} C_{pl}^{0.45} \rho_l^{0.49}}{\sigma^{0.5} \mu_l^{0.29} \Delta T_{lgl}^{0.24} \rho_g^{0.24}} \right) \Delta T_{sat}^{0.24} \Delta p^{0.75}$$

式中: 下标 1 - 按饱和液体决定物性;

下标 g - 按饱和蒸气决定物性;

Δh_{gl} - 气化潜热;

ΔT_{sat} - 壁面过热度;

Δp - 相应于 ΔT_{sat} 的饱和压差.

对于欠热泡核沸腾, 采用扩展的 Chen 关系式:

$$\dot{q} = \alpha_{FC} (T_w - T_b) + \alpha_{FB} (T_w - T_{sat}) S \quad (16)$$

$$\alpha_{FC} = 0.023 \left[\frac{\dot{m}D}{\mu_l} \right]^{0.8} Pr_l^{0.4} \frac{k_l}{D}$$

(4) 当壁温高于流体发生泡核或饱和沸腾传热最大热流密度壁温 T_{CHF} 而低于当地流体参数确定的最低膜态沸腾温度 T_L , 且流体含气率小于 1, 则传热处于过度沸腾工况, 根据壁温在最大泡核或饱和沸腾传热热流密度与最低膜态沸腾热流密度之间插值计算.

4 算例与结果分析

4.1 某型号低温推进剂液体火箭发动机实验台系统预冷过程仿真

图 1 和图 2 所示为低温推进剂火箭发动机实验台系统液氢供应管路和液氧供应管路的仿真结果与实验结果的对比, 管道结构为薄管壁. 从图可

以看到, 计算结果与实验结果总的来说符合得较好, 但也存在一些偏差, 分析其原因可能是将贮箱近似作为恒压源处理, 其压强、温度不变, 而系统实际工作时这些参数是振荡变化的.

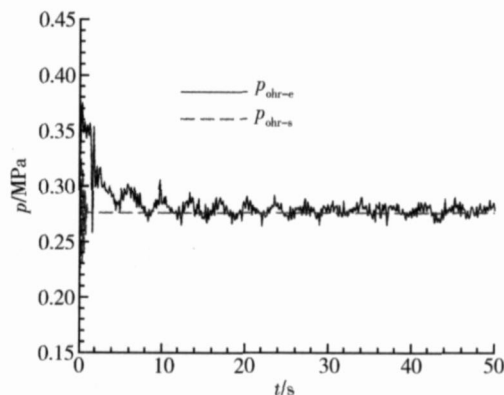


图 1 液氢输送管路预冷过程实验数据 (p_{ohr-e}) 与仿真结果 (p_{ohr-s}) 对比

Fig. 1 Comparing experiment data (p_{ohr-e}) and simulative result (p_{ohr-s}) in the pre-cool process of liquid hydrogen

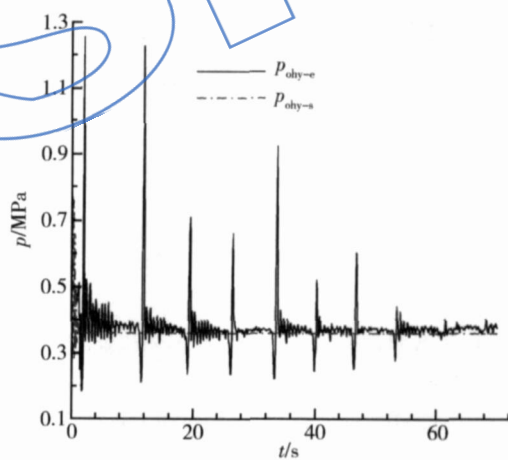


图 2 液氧输送管路预冷过程实验数据 (p_{ohy-e}) 与仿真结果 (p_{ohy-s}) 对比

Fig. 2 Comparing experiment data (p_{ohy-e}) and simulative result (p_{ohy-s}) in the pre-cool process of liquid oxygen

4.2 入口压力对充填过程的影响

计算条件为: 流体介质为液氢, 贮箱压力分别为 0.35 MPa 和 0.5 MPa, 管长为 5 m, 管道内径为 0.01 m, 管道内充满标准大气压的氦气. 管道结构为高真空绝热管道.

由图 3 和图 4 可见, 随着计算时间的推进, 管道不同位置处的瞬时压力开始时有较大的脉动, 随着时间的延续, 压力波动振幅逐渐减小. 入口压

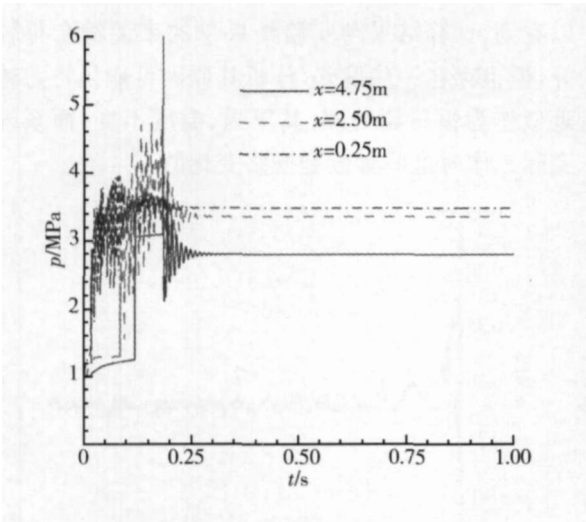


图 3 入口压强为 0.35 MPa 时不同位置的压强
Fig. 3 Pressure in different position of 0.35 MPa entrance intensity of pressure

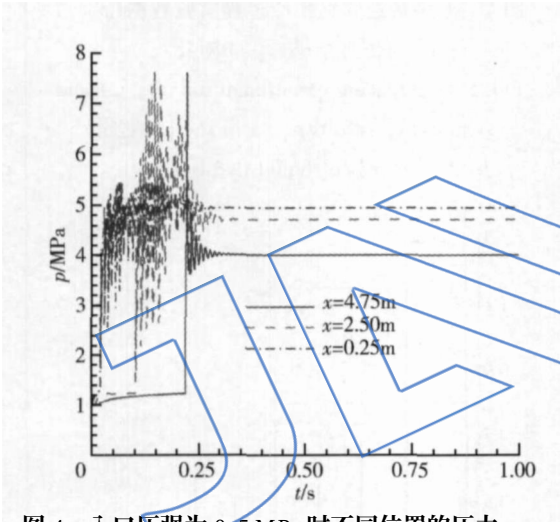


图 4 入口压强为 0.5 MPa 时不同位置的压强
Fig. 4 Pressure in different position of 0.5 MPa entrance intensity of pressure

力越大,压力波动的振幅也越大,波动的持续时间也越长.

4.3 冷却时间的计算与分析

对一段入口压力为 0.12 MPa、管长为 50 m 的采用高真空绝热结构的液氢输送管路的冷却过程进行了计算.图 5 所示为不同时间下管内壁温度随管长的变化曲线.由图可见管路出口温度随时间逐渐降低的过程.

图 6 是加注流量为 0.5 kg/s、其他参数不变的条件下,改变管路内径,得到的冷却时间变化规律.可以看出,冷却时间随管径的增大而增大.

图 7 是改变管路长度,得到的冷却时间与管长的关系.由图可见,当管长小于一定长度时,冷

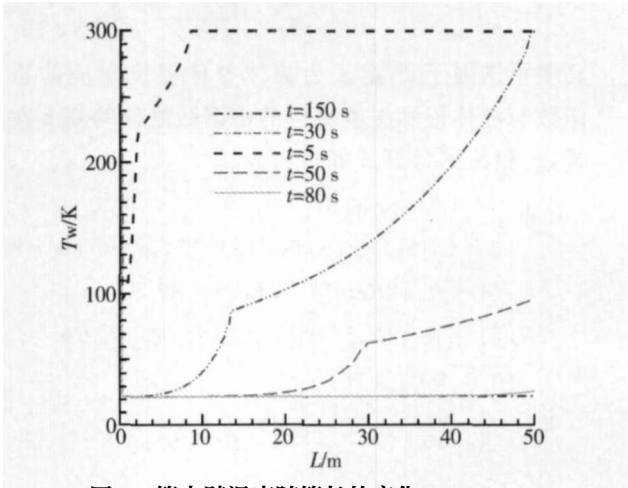


图 5 管内壁温度随管长的变化
Fig. 5 Variety of internal pipe-wall temperature along with the length of pipe

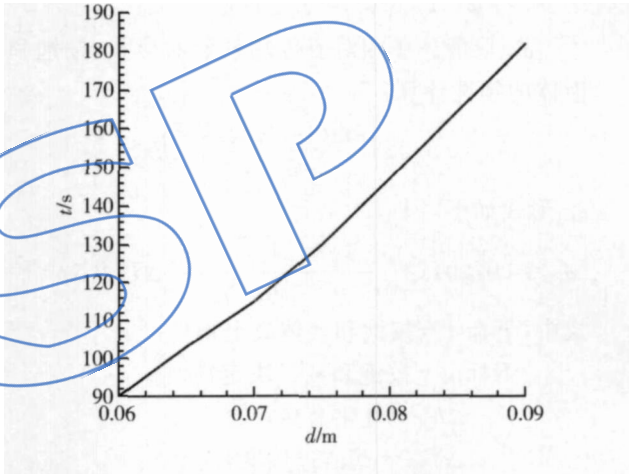


图 6 冷却时间与管径的关系
Fig. 6 Relation between cooling time and diameter of pipe

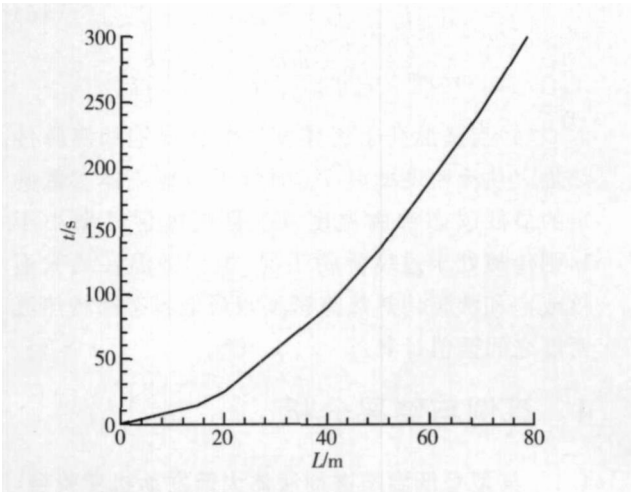


图 7 冷却时间与管长的关系
Fig. 7 Relation between cooling time and length of pipe

却时间随管长的变化规律与管长大于此长度后管

长与冷却时间的线性变化规律不同.这是因为两者的传热过程有所不同,对于较短的管路,汽化的冷蒸汽基本不再吸热;而较长的管路,汽化的冷蒸汽在管内流动时仍会吸收一定的热量,故而冷却速度较大.

图 8 是在其它条件不变的情况下改变加注流量,得到的冷却时间的变化规律.由图可见,冷却时间和加注流量随加注流量的增大而减小,当加注流量增大到一定程度时,由于液体汽化后冷蒸汽对管路的冷却作用减弱,因而冷却时间的减小也逐渐趋缓.

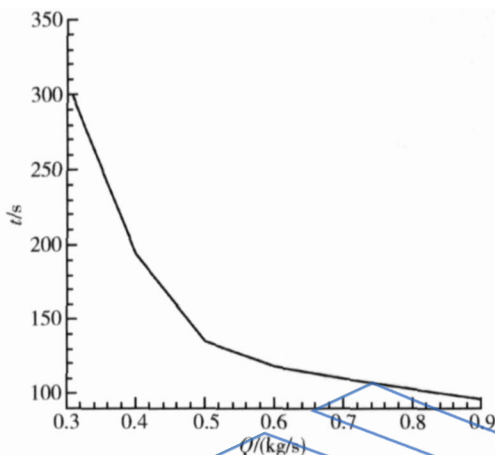


图 8 冷却时间与流量的关系

Fig. 8 Relation between cooling time and flux

5 结 论

本文研究了低温液体推进剂预冷充填过程的数值模拟方法,计算了某型号低温液体推进剂火箭发动机实验台液路系统的预冷过程,计算结果与实验数据吻合较好;计算了高真空绝热结构的液氢输送管路的充填预冷过程,得到并分析了压强沿管路的分布、入口压强对充填过程的影响,以及管路长度、管径和加注流量对冷却时间的影响.

数值模拟的结果可以为已有低温液体推进剂火箭发动机系统及其实验台系统改进及新系统的设计提供依据,仿真结果也已经实际应用到了现有发动机实验台系统的改造和长距离液氢输送管道的设计中.但由于问题的复杂性,模型和计算方法尚需进一步完善和进行深入地研究.

参考文献:

- [1] Sabbick H D, Krulle G. Numerical simulation of transients in feed systems of cryogenic rocket engines[R]. AIAA Paper 95-2967.
- [2] 刘昆,张育林.液体推进剂系统充填过程中的有限元状态变量模型[J].推进技术,2001,22(1):19-21.
LIU Kun, ZHANG Yulin. Finite element state-variable models for the priming process of feed lines[J]. Journal of Propulsion Technology, 2001, 22(1):19-21.
- [3] 刘昆,程谋森,张育林.低温推进剂供应管道系统充填过程的动力学模型[J].国防科技大学学报,2003,25(3):1-5.
LIU Kun, CHENG Mousen, ZHANG Yulin. Dynamic model of priming processes of cryogenic propellant feed lines[J]. Journal of National University of Defense Technology, 2003, 25(3):1-5.
- [4] 符锡理.低温系统的预冷过程和计算[J].低温工程,1998,10(2):1-6.
FU Xili. Precooling process of a cryogenic system and calculation of liquid requirement[J]. Cryogenics, 1998, 10(2):1-6.
- [5] 程谋森,刘昆,张育林.低温推进剂供应管路预冷充填瞬变流计算[J].推进技术,2000,21(5):38-41.
CHENG Mousen, LIU Kun, ZHANG Yulin. Numerical analysis of pre-cooling and priming transients in cryogenic propellant feed systems[J]. Journal of Propulsion Technology, 2000, 21(5):38-41.
- [6] 张育林,刘昆,程谋森.液体火箭发动机动力学理论与应用[M].北京:科学出版社,2005.
- [7] 陶文铨.数值传热学[M].西安:西安交通大学出版社,1998.
- [8] 徐烈,朱卫东,汤晓英.低温绝热与贮运技术[M].北京:机械工业出版社,1999.