

# 低温推进剂供应管路预冷充填瞬变流计算\*

程谋森, 刘 昆, 张育林

(国防科技大学 航天与材料工程学院, 湖南 长沙, 410073)

**摘 要:** 研究了氢氧液体推进剂供应管路预冷充填过程瞬变流的计算方法。采用一维均相拟平衡态流体动力学模型, 以统一的方程描述亚临界与超临界态流体流动。建立了涵盖主要传热工况的管壁与流体之间的传热模型。采用特征线差分方法求解管流方程。计算结果表明可以近似反映预冷充填过程的动态特性, 为发动机系统设计与试验提供指导。

**关键词:** 低温推进剂火箭发动机; 推进剂输送; 非定常流; 动态特性; 特征线法

中图分类号: V421.42 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055(2000)05-0038-04

## Numerical analysis of pre-cooling and priming transients in cryogenic propellant feed systems

CHENG Mour sen, LIU Kun, ZHANG Yu lin

(Inst. of Aerospace and Material Engineering, National Univ. of Defence Technology, Changsha 410073, China)

**Abstract:** A mathematical model for the simulation of transient behavior in cryogenic rocket engine feed systems was developed. The flow of cryogenic propellants in pipelines was described as quasi one-dimensional flow including all regimes from sub-critical to super-critical state, and the two-phase flow was treated homogeneously as a pseudo-fluid with average properties. Heat transfer mechanism between the fluid and the pipe wall was taken into account in detail. Method of characteristics solutions was used to solve the conservation equations. Numerical results showed that the model developed can approximately describe most important features concerned in the feed systems.

**Key words:** Cryogenic propellant rocket engine; Propellant transfer; Unsteady flow; Dynamic characteristic; Method of characteristic; Curve

## 1 引 言

低温氢氧火箭发动机启动时存在预冷充填过程, 此时低温推进剂在供应管路内呈非平衡的瞬变汽液两相流, 它的数值模拟是长期以来一直在研究而尚未很好解决的课题。文献 [1] 对低温液氢供应管路的充填过程进行了计算; 水冷核反应堆的失水事故骤冷和再淹没工况研究中涉及类似的现象<sup>[2]</sup>。发动机的预冷管路系统中又包含截止阀、三通、变截面接头、泵和泄出阀门等流路元件, 形成复杂的网络流动, 这种流动过程的计算方法研究还是一个空白。

作者在对推进剂供应管路充填过程中水击和管流振荡研究<sup>[3~5]</sup>的基础上, 尝试构造低温瞬变两相

流的一维均相拟平衡态流动计算模型, 建立低温氢氧推进剂供应管路预冷充填过程流体与管壁传热的均相流计算模型。利用本方法对一个模型发动机的氢氧供应管路预冷充填动态过程进行了计算。

## 2 汽液瞬变两相流的一维均相拟平衡模型

单元流体的一维均相瞬变流守恒方程见文献 [1]。选择压强、密度和流速作为直接求解的变量, 需要流体的热值状态方程  $e = f(p, \rho)$ , 引入无量纲组合系数  $\alpha$  与  $\beta$ :

$$\alpha \equiv \rho \left( \frac{\partial e}{\partial \rho} \right)_p \quad (1)$$

$$\beta \equiv - \frac{\rho^2}{p} \left( \frac{\partial h}{\partial \rho} \right)_p - 1 \quad (2)$$

\* 收稿日期: 1999-04-18; 修订日期: 2000-04-19。基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (59886003)。

作者简介: 程谋森 (1971—), 男, 博士生, 研究领域为低温补燃火箭发动机启动过程动态模型、仿真与控制。

内能表  $de = \frac{\alpha}{\rho} dp - \beta \frac{p}{\rho^2} d\rho$  (3)

流体中的声速

$$a^2 = \frac{\beta + 1}{\alpha} \frac{p}{\rho} = \frac{c_p}{c_v} \left( \frac{\partial p}{\partial \rho} \right) T$$
 (4)

将内能方程和截面积变化关系代入守恒方程进行化简, 并取  $(u, \rho, p)$  为因变量, 系统的特征值全为实数, 变换得到按特征线方法求解的方程组, 形式与文献 [1] 中类似。

由混合物平均密度关系式导出质量含汽率的导数, 进而可将内能表为压强和混合物平均密度的函数。这样导出的波速方程在理论上是相容的, 但分析与数值计算均表明缺陷很大。实际上, 复杂的两流体模型计算涉及的诸多相间结构特性仍靠数值实验确定<sup>[1]</sup>。波速是表征流动信息传播速度的有明确物理意义的量, 实验方面已对两相流中压力脉冲的传播进行过较多研究, 表明它受两相流型、含汽率、压力波幅、频率及相间质量、动量和能量传递过程影响, 反之波速的形式和大小也综合地反映了两相流中上述非匀一性和非平衡效应。作者采用修正两相流波速的办法, 使波动过程与实际相近。由等速不等温的两相流模型<sup>[6]</sup>特征化方程导出的波速形式为

$$a^{-2} = \left| \frac{\phi}{\rho_g a_g^2} + \frac{1-\phi}{\rho_l a_l^2} \right|$$
 (5)

式中  $\phi$  为汽相空泡份额, 单相波速  $a_g, a_l$  分别由汽、液相参数计算。除波速以外的其它参数计算, 以两相质量份额为权系数, 通过加权后的平均系数  $\alpha$  和  $\beta$  得到。如此构造的两相流计算模型称为均相拟平衡态流动计算模型。按上述模型计算的氢、氧两相流波速随压力和含汽率变化情况如图 1 和图 2。

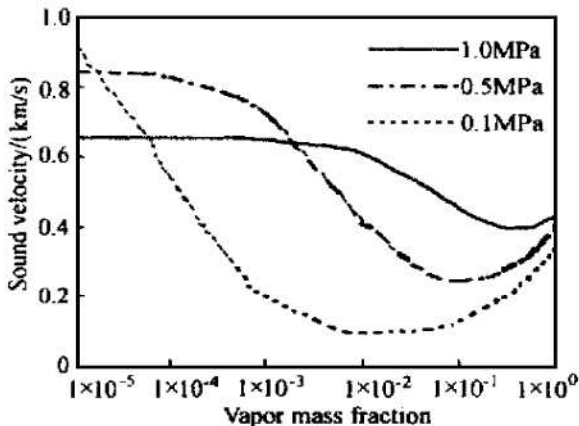


Fig. 1 Sound velocity of saturate two-phase hydrogen (EVUT model)

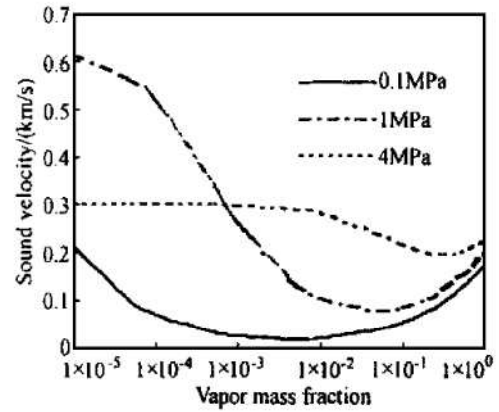


Fig. 2 Sound velocity of saturate two-phase oxygen (EVUT model)

### 3 管壁对低温流体的传热

#### 3.1 流动传热工况分界点

单相液体对流转入流动沸腾的起始点壁温  $T_{ONB}$  由下式确定:

$$T_{ONB} = T_{sat} + \frac{k_l \Delta h_{gl} \rho_g (\Delta T_{sat})_{ONB}^2}{8 \sigma_{sat} Pr_l^2 \alpha_{spl}} \quad (6)$$

欠热或饱和流体泡核沸腾传热的最高壁温为

$$T_{chf} = T_{sat} + \left[ \frac{0.16 \times 10^{14}}{5.59} (\Delta h_{gl})^{1.2} \rho_g^{0.7} \sigma^{1.156} \lambda \mu_l^{0.626} \rho_l^{1.282} p^{1.75} [(1 - \rho_g) G]^0.25 [1 + \frac{0.1}{\Delta h_{gl}} (\frac{\rho_l}{\rho_g})^{0.75} (T_{sat} - T_b)] / C_{pl}^2 \right]^{0.4} \quad (7)$$

式 (7) 中液体比热容的定性温度为

$$T_{ref} = 0.5(T_{sat} + T_b) \quad (8)$$

欠热或饱和流体膜态沸腾传热的最低壁温为

$$T_L = (0.87 + 0.13 \frac{p}{p_{cr}}) T_{cr} \quad (9)$$

#### 3.2 流动传热系数与驱动力

(1) 若流体为单相液态或汽液两相态且壁温低于流动沸腾起始点壁温, 又流体为单相汽态或超临界态, 按单相流体强迫对流换热选用 Dittus-Boelter 关系式计算传热量, 定性温度为流体的整体温度。

$$\varphi = 0.023 \frac{k_g}{D} \left[ \frac{\rho_g u D}{\mu_g} \right]^{0.8} Pr_w^{0.4} (T_w - T_{sat}) \quad (10)$$

(2) 若壁温高于当地流体参数确定的最低膜态沸腾温度  $T_L$ , 并且含汽率小于 1, 则传热机制为膜态沸腾, 按修正的 Dittus-Boelter 关系式 (10) 计算传热, 传热系数依饱和蒸汽物性计算, 传热驱动力取管壁过热度  $T_w - T_{sat}$ 。

(3) 若壁温低于流体发生泡核沸腾传热最大 (或烧毁) 热流密度壁温  $T_{chf}$ , 而高于流动沸腾起始

点壁温  $T_{ONB}$ , 则传热机制为泡核沸腾传热, 视流体温度分为两种情况。对饱和沸腾传热如式 (11); 对欠热泡核沸腾, 采用扩展的 Chen 关系式 (12), 具体参见文献 [2]。

$$q_w = \alpha_{FC}(T_w - T_{sat})F + \alpha_{PB}(T_w - T_{sat})S \quad (11)$$

$$q_w = \alpha_{FC}(T_w - T_b)F + \alpha_{PB}(T_w - T_{sat})S \quad (12)$$

(4) 对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 Leiden-Frost 温度  $T_L$ , 并且流体含汽率小于 1, 此时传热处于过渡沸腾工况, 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。

上述模型反映的流体与管壁之间传热热流密度如图 3 和图 4。

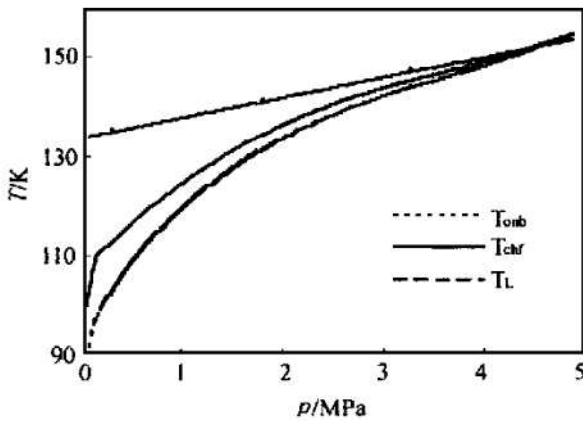


Fig. 3 Transition wall temperature of different heat transfer regimes

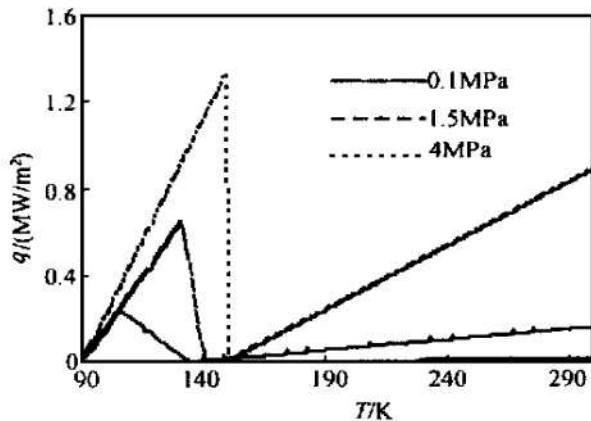


Fig. 4 Heat flux with different pressure

### 3.3 管壁释热控制方程

阀门前的管路管壁与外部环境是热绝缘的, 薄管壁的一维非稳态热传导问题在忽略轴向导热情况下描述方程为

$$a \rho_w c_w A_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = - (T_w - T_b) \alpha_i C \quad (13)$$

式中  $a$  为常数;  $c_w$  为管壁材料比热容;  $\alpha_i$  为管壁与

管内流体之间的对流换热系数;  $C$  为管路内周长。

## 4 初边值条件

(1) 贮箱: 视为恒温、恒压端口, 与管道连接时考虑出流局部损失, 相联管道入口段的初始条件设置为壁温存在从贮箱温度到环境温度的光滑过渡, 过渡段的长度由经验确定。

(2) 密封气体的流动方程视为一维管流, 并与推进剂汽化形成的低温气体不可区分, 初始时刻保持均布恒压。

(3) 为了统一处理网络流动, 对局部流阻施行局域分散化处理。三通处形成的内边界按流动特征关系进行衔接。

(4) 管内亚声速流动设为恒压出口, 声速流动无需设置边界条件, 对管壁传热设为绝热边界。

## 5 算例及结果分析

对图 5 所示几何构型的低温推进剂发动机氧化剂供应管路的预冷充填过程进行了数值计算。将预冷管路系统简化为由 12 段管子互联形成的管网, 其中泵用变截面厚壁管模拟, 管网中包含 4 个三通, 5 个变通接头, 一个入口接贮箱, 一个泄出口由保护气垫将其与环境大气隔开。0 号管长 1 m, 3 号管长 0.55 m, 7 号管长 0.9 m, 2, 4, 6 号管长 0.4 m, 其它 0.5 m。0, 1, 3 号管壁厚 1 mm, 2, 6 号管壁厚 4 mm, 其它 0.5 mm。计算条件为贮箱压强 0.4 MPa, 保护气垫初始压强 0.11 MPa。氧状态方程与热物性参数系作者依据文献 [7] 提供的表格形式数据拟合得到。供应管路不同位置处的压强、流速和管壁温度变化过程分别如图 6~ 8 所示。对与图 5 所示几何构型和尺寸相似的低温推进剂发动机燃料 (氢) 供应管路的预冷充填过程计算结果与氧路类似 (见图 9)。其中贮箱压强 0.3 MPa, 氢状态方程和热物性参数系作者依据文献 [8] 提供的表格形式数据拟合得到。

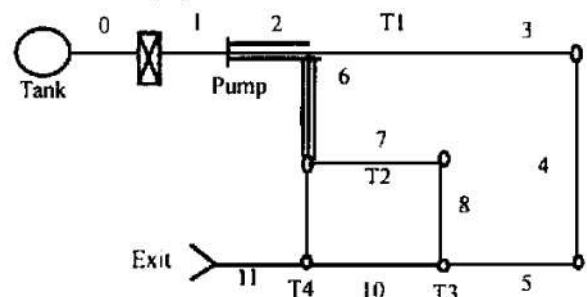


Fig. 5 Schematic diagram of oxidizer feed systems geometry

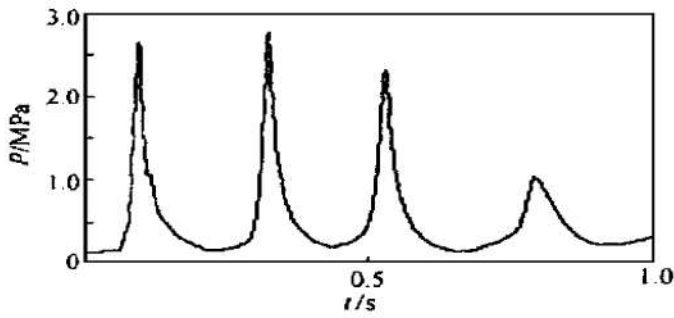


Fig. 6 Pressure oscillation at branch 2

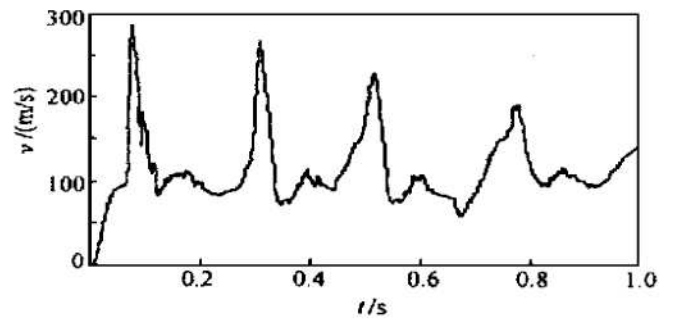


Fig. 7 Flow velocity oscillation at branch 3

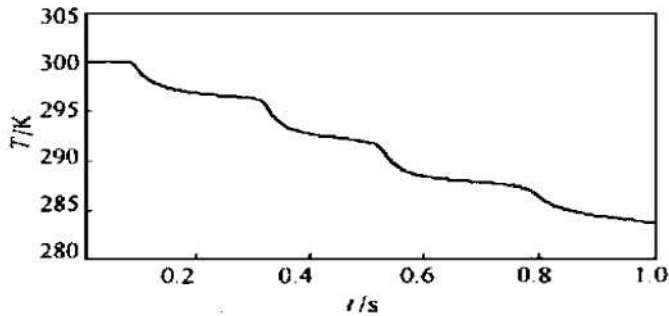


Fig. 8 Wall temperature at branch 1

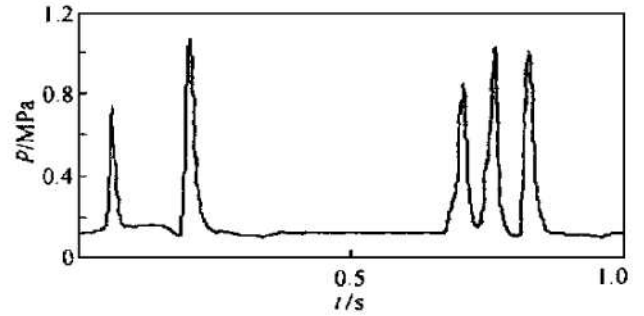


Fig. 9 Pressure at branch 2

由图可见,在相对低的贮箱压力下,低温推进剂对供应管路的预冷充填过程存在较大的波动,氧路的压力冲击幅度较大,波峰宽,周期性强,呈明显的衰减趋势;而氢路的压力冲击幅度较小,呈阵发性尖细脉冲团簇状,持续时间较长。除了管路构型和尺寸的差异外,造成二者差别较大的原因在于氢密度小,汽化后体积膨胀增幅快,随机性大,稳定性差;而氧密度大,从而流动惯性较强,压力和流速的不平衡减慢。此外,氢和氧管路中都出现了局部倒流现象;由于初始壁温和流体温度之间的差别很大,管壁与流体间传热主要由膜态沸腾机制控制,在所计算的 1 s 的时间里,管路中大部分位置的壁温下降幅度都很小,这与有关实验结果一致<sup>[1]</sup>。由于暂时没有对应结构预冷充填过程的实验数据,计算结果在定量方面的预示精度还无法判断。若预示精度高,则可用于低温推进剂补燃发动机起动稳定性分析。

### 参 考 文 献

[1] Hager D. Sabbick, and Gerd. Krulle. Numerical simulations of transients in feed systems of cryogenic rocket engines [R]. AIAA-95-2967.

[2] 赵兆颐,朱瑞安.反应堆热工流体力学[M].北京:清华大学出版社,1992.

[3] 程谋森,张育林.推进剂供应管路充填过程研究[J].推进技术,1997,18(2).

[4] 程谋森,张育林.航天器推进系统管路充填过程动态特性(iv)理论模型与仿真结果[J].推进技术,2000,21(2).

[5] 程谋森,张育林.航天器推进系统管路充填过程动态特性(㊟)实验模拟与结果评估[J].推进技术,2000,21(3).

[6] Ferch R L. Method of characteristics solutions for non equilibrium transient flow-boiling [J]. Int. J. Multiphase flow, 1979, 5: 265~ 279.

[7] Hans M. Roder, et al. ASRDI oxygen technology survey-volume 1: thermophysical properties [R]. NASA-SP-3071 (N73-13952), 1972.

[8] Anon. Hydrogen technology survey: Thermophysical properties [R]. NASA-SP-3089, 1975.

(责任编辑:盛汉泉)