文章编号:0253-4339(XXXX)XX-0001-09
doi:10.12465/issn.0253-4339.20260821002

低温流体节流的延迟平衡模型与液氮实验验证

徐杰艾[1] 高翔宇[1] 黄永华[1,2] 苗蕊娇[1]

(1 上海交通大学制冷与低温工程研究所 上海 200240; 2 上海交通大学四川研究院 成都 610213)

摘 要 为提高低温流体节流过程中质量流率、沿程压力及非平衡闪蒸特性的预测能力,本文建立了一维真实低温流体延迟平衡模型,并采用文丘里管、收缩—扩张喷嘴、厚孔板及搭建的孔板实验数据进行验证。结果表明:相较均相平衡模型,延迟平衡模型在文丘里测压点的压力均方根误差从0.616 kPa降为0.232 kPa;对喷嘴轴向压力和质量流率的预测平均绝对百分比误差分别为5.10%和6.94%;针对厚孔板质量流率预测的平均绝对百分比误差和相对均方根误差分别为11.81%和14.40%。研究发现,非平衡相变影响程度与节流几何及流动时间尺度密切相关,连续变截面喷嘴中2类模型差异较小,而锐边短尺度孔板中延迟气化效应更为显著。进一步开展0.5~2.0 mm孔径液氮节流实验,结果表明:质量流率随入口压力、入口过冷度和喉径增加而增大,在0.5~2.0 mm区间内近似满足$\dot{m} \propto d^{1.8}$,低温节流特性由入口热力状态、几何尺度及非平衡相变共同控制,所建模型可为低温节流元件的流量预测、压力评估及结构设计提供计算依据。

关键词 液氮;延迟平衡模型;非平衡闪蒸
中图分类号: TB61+1;O359+.1 **文献标识码**: A

Delayed Equilibrium Modeling for Cryogen Throttling and Experimental Validation in Liquid Nitrogen

Xu Jieai[1] Gao Xiangyu[1] Huang Yonghua[1,2] Miao Ruijiao[1]

(1. Institute of Refrigeration and Cryogenic Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. Shanghai Jiao Tong University Sichuan Research Institute, Chengdu 610213, China)

Abstract A one-dimensional real-fluid delayed equilibrium model (DEM) was developed to improve the prediction of mass flow rate, axial pressure, and nonequilibrium flashing in cryogenic throttling flows. The model was validated against the data from Venturis, converging-diverging nozzles, thick orifices, and a self-built orifice test rig. Compared with the homogeneous equilibrium model (HEM), DEM reduced the root mean squared error of pressure (RMSE) at the Venturi pressure taps from 0.616 to 0.232 kPa. For the nozzle cases, the mean absolute percentage error (MAPE) values of axial pressure and mass flow rate were 5.10% and 6.94%, respectively, while the mass-flow MAPE and RMSE for thick orifices were 11.81% and 14.40%, respectively. The results show that nonequilibrium effects depend strongly on the throttling geometry and flow time scale and are more pronounced in sharp-edged short orifices than in smoothly varying nozzles. Further liquid-nitrogen experiments with 0.5–2.0 mm orifices showed that the mass flow rate increased with the inlet pressure, inlet subcooling, and orifice diameter, approximately following $\dot{m} \propto d^{1.8}$. These results indicate that cryogenic throttling is jointly governed by the inlet thermodynamic state, geometric scale, and nonequilibrium phase change, and the proposed model can support the flow prediction, pressure evaluation, and design of cryogenic throttling components.

Keywords liquid nitrogen; delayed equilibrium model; nonequilibrium flashing

低温流体广泛应用于液体火箭推进、低温储运及相关低温流体输运系统[1]。液氢、液氧、液甲烷和液氮在输运过程中通常处于近饱和或有限过冷状态,并需通过阀门、孔板、文丘里管和喷嘴等节流元件实现流量调节和压力控制[2-3]。其中,质量流量决定低温流体输运与流量控制能力,沿程压力分布则直接关系到气化起始、最低压力及下游压力恢复。因此,准确预测质量流量和沿程压力分布是节流元件设计及运行状态评估的基础[4-5]。

低温液体通过局部收缩流道时,流体加速并伴

收稿日期:2026-08-21;修回日期:2026-09-01;录用日期:2026-09-22 责任编辑:田甜

移动阅读

随静压降低。当局部压力低于液相温度对应的饱和压力，液体并不一定立即相平衡，而可能首先进入亚稳液态，满足成核条件后形成气相[6-7]。此外，气化潜热的吸收引起液相温度降低，并降低局部饱和压力，从而反过来抑制汽泡生长[1,8]。与常温液体相比，低温流体节流过程中气化、温降和压力变化之间具有更强的热力学耦合[8-9]。该热力学效应不仅影响气相质量分数和体积分数，还会改变混合物密度、可压缩性和声速，进而影响压力恢复和质量流量[4]。因此，低温节流流动具有明显的非平衡相变特征。

目前，一维两相流模型主要包括均相平衡模型（HEM，homogeneous equilibrium model）、均相弛豫模型（HRM，homogeneous relaxation model）[6,10]和延迟平衡模型（DEM，delayed equilibrium model）[11]。HEM假设气液两相瞬时达到热力学平衡，模型简单稳定，因此常被作为两相流计算的基准模型[4,11]。但难以描述成核延迟和亚稳液态，容易提前预测气化并造成沿程压力和质量流量偏差[5,12]。HRM通过弛豫关系描述蒸气质量分数向平衡状态的有限速率演化，但其预测依赖经验弛豫时间或关联式，对不同流体和节流几何的适用性受到限制[13]。DEM模型将流体划分为饱和蒸气、饱和液体和亚稳液体3组分，通过描述亚稳液体向平衡两相组分的转化过程表征成核延迟和有限速率气化[11]。M. De Lorenzo等[12]基于超过450组实验数据，对多种模型进行比较，表明模型预测性能显著受入口热力状态和流道几何影响，而DEM在非平衡效应较强的工况下具有较好的预测能力。

然而，DEM及其闭合关系主要由水等工质的实验发展而来[7,11,14]，随后拓展至CO_2及有机工质[15-16]，直接应用于液氮等低温流体存在明显局限。一方面，低温流体近饱和区物性对温度和压力高度敏感，需要在相变过程中考虑真实流体热力学性质及其热力学效应[8,17]。另一方面，对于孔板等具有强烈几何突变的节流元件，缩流、局部损失、两相摩擦及下游压力恢复与非平衡气化相互耦合[18-19]，仅描述相变延迟难以同时获得准确的质量流量与沿程压力分布，也有必要进一步分析模型在不同节流几何[12]和热力状态下的适用性。

基于上述问题，本文建立面向低温流体节流过程的一维延迟平衡模型。与J. Hord等[20]液氮文丘里实验数据对比及验证，以分析模型对亚稳气化及沿程压力的描述能力；结合R. J. Simoneau等[5,18]的实验数据对比验证模型对不同类型的几何时流量预测能力。在此基础上，开展不同孔径、入口压力和过冷度下的液氮孔板节流实验，分析入口热力状态与几何尺度对节流流量的影响，为低温推进剂管路及节流元件的设计与性能评估提供计算依据。

1 数学模型与求解方法

1.1 基本假设与守恒方程

模型采用定常、准一维、绝热均相速度框架。截面内压力和速度取面积平均值，忽略重力及外部轴功，流动满足：

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}z}(\rho_{\mathrm{m}}uA)=0 \tag{1}$$

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}z}\left[\dot{m}\left(h_{\mathrm{m}}+\frac{u^2}{2}\right)\right]=0 \tag{2}$$

$$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z}=-\frac{\dot{m}}{A}\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}z}-\frac{\mathrm{d}p_{\mathrm{f}}}{\mathrm{d}z}-\frac{\mathrm{d}p_{\mathrm{K}}}{\mathrm{d}z} \tag{3}$$

式中：z为轴向坐标，m；A为局部流通面积，m^2；ρ_{m}、u和h_{m}分别为混合物密度（$\mathrm{kg/m^3}$）、速度（m/s）和比焓（J/kg）；$\dot{m}$为质量流率，kg/s；$\mathrm{d}p_{\mathrm{f}}/\mathrm{d}z$和$\mathrm{d}p_{\mathrm{K}}/\mathrm{d}z$分别表示沿程摩擦和局部几何损失引起的压力梯度。

1.2 均相平衡模型（HEM）

HEM假设气液两相在任一流动截面内具有相同的压力、温度和速度，并瞬时达到热力学相平衡，两相混合物由饱和液体和饱和蒸气组成。

设饱和蒸气质量分数为x，则混合物比容v、比焓h和比熵s分别由饱和液体与饱和蒸气的质量加权平均得到：

$$v=xv_{\mathrm{VS}}+(1-x)v_{\mathrm{LS}} \tag{4}$$

$$h=xh_{\mathrm{VS}}+(1-x)h_{\mathrm{LS}} \tag{5}$$

$$s=xs_{\mathrm{VS}}+(1-x)s_{\mathrm{LS}} \tag{6}$$

式中：下标LS和VS分别表示饱和液体和饱和蒸气。由于气液两相处于局部热力学平衡状态，v_{LS}、v_{VS}、h_{LS}、h_{VS}、s_{LS}和s_{VS}均可表示为局部压力的函数。

系统包含3个独立变量。在本研究使用的HEM模型中，独立变量为：压力p、饱和蒸气质量分数x和速度u。

1.3 延迟平衡模型（DEM）

DEM将混合物划分为亚稳液体（LM）、饱和液体（LS）和饱和蒸气（VS）[7-11]。以γ表示已从亚稳状态转化为饱和组分的总质量分数，以x表示饱和蒸气质量分数，则3组分质量分数分别为$1-\gamma$、$\gamma-x$和x，并满足$0\leqslant x\leqslant\gamma\leqslant1$。

混合物比容、比焓和比熵由各组分质量加权得：

$$v=xv_{\mathrm{VS}}+(\gamma-x)v_{\mathrm{LS}}+(1-\gamma)v_{\mathrm{LM}} \tag{7}$$

$$h=xh_{\mathrm{VS}}+(\gamma-x)h_{\mathrm{LS}}+(1-\gamma)h_{\mathrm{LM}} \tag{8}$$

$$s=xs_{\mathrm{VS}}+(\gamma-x)s_{\mathrm{LS}}+(1-\gamma)s_{\mathrm{LM}} \tag{9}$$

给定局部压力p、混合物比熵s_{m}和饱和组分质量

分数γ后，可根据混合物熵关系求得蒸气质量分数：

$$x = \frac{s_m - \gamma s_{LS} - (1-\gamma)s_{LM}}{s_{VS} - s_{LS}} \tag{10}$$

亚稳液体物性由单相真实流体状态方程沿稳定液相支向两相区内部连续外推。与将亚稳液体视为不可压缩液体的早期DEM相比，该处理能够保留液氮在饱和线附近的强物性非线性。

亚稳组分向饱和组分的转化采用Feburie[7]型经验闭式：

$$\frac{\mathrm{d}\gamma}{\mathrm{d}z} = (1-\gamma)\left(C_1 \frac{p_z}{A_z} | C_2\right)\left[\frac{p_{sat}(T_{LM}) - p}{p_{CR} - p_{sat}(T_{LM})}\right]^{C_3} \tag{11}$$

式中：p_z为流道湿周，m；A_z为局部流通截面积，m^2；T_{LM}为亚稳液体温度，K；$p_{sat}(T_{LM})$为亚稳液体温度对应的饱和压力，Pa；p为局部混合物压力，kg/m^3；p_{cr}为工质临界压力，Pa；C_1、C_2和C_3为经验参数[12]，对于水系数为：$C_1 = 0.008390$，$C_2 = 0.633691$，$C_3 = 0.228127$。

1.4 摩擦

单相区的壁面摩擦压力梯度采用Churchill[21]关系计算：

$$\left(\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z}\right)_f = -f_D \frac{\rho u^2}{2D_h} \tag{12}$$

$$f_D = 8\left[\left(\frac{8}{Re}\right)^{12} + \frac{1}{(A+B)^{3/2}}\right]^{1/12} \tag{13}$$

$$A = \left[2.457 \ln\left(\frac{1}{(7/Re)^{0.9} + 0.27\varepsilon/D_h}\right)\right]^{16} \tag{14}$$

$$B = (37\,530/Re)^{16} \tag{15}$$

式中：f_D为无量纲摩擦因子；D_h为水力直径，m；Re为雷诺数。

两相区采用Friedel[22]两相摩擦乘子，将两相摩擦压力梯度表示为假定总质量流率全部以液相流动时的摩擦压力梯度与两相乘子的乘积：

$$\left(\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z}\right)_{f,tp} = \Phi_{lo}^2 \left(\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z}\right)_{lo} \tag{16}$$

其中，

$$\left(\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}z}\right)_{lo} = -f_{lo} \frac{G^2}{2\rho_l D_h} \tag{17}$$

$$\Phi_{lo}^2 = E + \frac{3.24FH}{Fr_h^{0.045} We_l^{0.035}} \tag{18}$$

$$E = (1-x)^2 + x^2 \frac{\rho_l f_{go}}{\rho_g f_{lo}} \tag{19}$$

$$F = x^{0.78}(1-x)^{0.224} \tag{20}$$

$$H = \left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{0.91} \left(\frac{\mu_g}{\mu_l}\right)^{0.19} \left(1 - \frac{\mu_v}{\mu_l}\right)^{0.70} \tag{21}$$

$$Fr_h = \frac{G^2}{g D_h \rho_h^2} \tag{22}$$

$$We_l = \frac{G^2 D_h}{\sigma \rho_h} \tag{23}$$

$$\rho_h = \left(\frac{x}{\rho_g} | \frac{1-x}{\rho_l}\right)^{-1} \tag{24}$$

式中：f_{lo}为假定总质量通量全部以饱和液体流动时的Darcy摩擦因子；x为饱和蒸气质量分数；ρ_l、ρ_g分别为饱和液体、饱和蒸气密度，kg/m^3；μ_l、μ_g分别为液相和气相流体的动力黏度，Pa·s；f_{go}为假定总质量通量全部以蒸气流动时的Darcy摩擦因子；g为重力加速度，m/s^2，σ为气液表面张力，N/m；Fr_h为弗劳德数；We_l为韦伯数。

由于成核能量和有限气化速率的影响，液体在压力低于饱和压力后仍可能维持一定范围的亚稳状态。成核起始压力可采用以下经验关系描述：

$$p_{nuc} = k_{nuc} p_{sat}(T_0) \tag{25}$$

式中：p_{nuc}为成核起始压力，Pa；p_{sat}为饱和压力，Pa；T_0为入口总温度或模型规定的参考温度，K；k_{nuc}为成核延迟系数，文献中通常取0.95～0.98[12,15]。

1.5 PIF算法

PIF算法[12]（possible-impossible flow，PIF）依据流动解的全局可达性搜索质量流率。给定入口总状态和流道几何后，对试探质量流率进行轴向积分。若解能够到达出口，并满足守恒关系、状态方程定义域及$0 \leqslant x \leqslant \gamma \leqslant 1$等物理约束，则判定为可能流；若解在出口前进入不相容奇异状态或违反物理约束，则判定为不可能流。通过二分法不断缩小两者之间的质量流率区间，最终以区间中值作为质量流率，半区间宽度作为PIF搜索的数值误差。

1.6 数值求解

模型求解流程如图1所示，在孔板入口处于过冷状态的流体的情况下，给定入口总压力p_0、总温度T_0及流道几何参数后，成核前按单相液体计算摩擦损失，达到成核条件后切换至DEM。液氮热力学物性采用CoolProp[17,23]的后端计算，对于亚稳液体，由状态方程沿高密度液相分支亚稳区域连续外推，每个轴向步更新x、ρ_m、h_m和u，并检查质量、能量和动量残差。出口背压已知，则外层迭代质量流率以满足出口边界。

对N个工况或测点，以$\dot{m}_{cal,i}$和$\dot{m}_{exp,i}$分别表示第i个预测值和实验值，以e_i表示第i个预测误差。定义均方根误差（RMSE，root mean square error）、平均绝对百分比误差（MAPE，mean absolute percentage error）。

$$e_{\mathrm{RMSE}}=\sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}e_i^2} \tag{26}$$

$$e_{\mathrm{MAPE}}=\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\left|\frac{\dot{m}_{\mathrm{cal},i}-\dot{m}_{\mathrm{exp},i}}{\dot{m}_{\mathrm{exp},i}}\right| \tag{27}$$

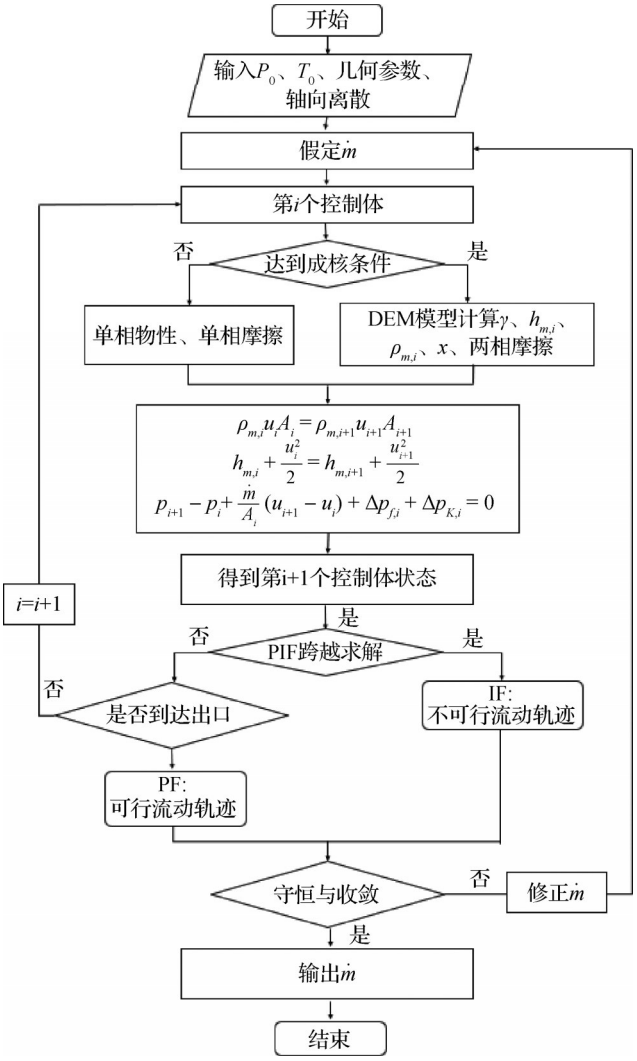


图1 计算流程

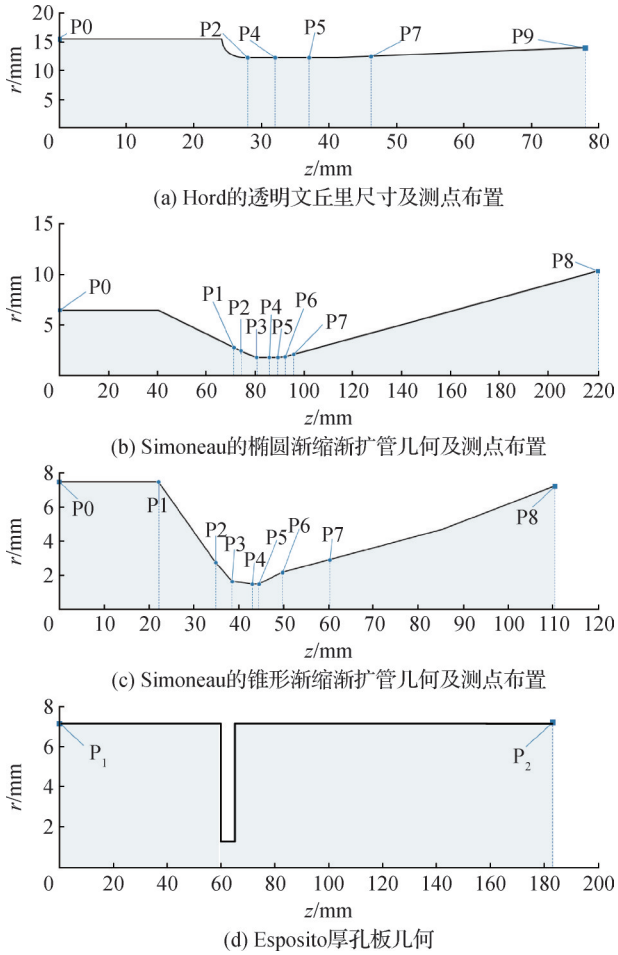
Fig.1 Computational procedure

2 模型验证

2.1 不同几何结构的文献实验数据验证

为验证所采用模型的一致性，本文分别使用J. Hord等[20]文丘里、R. J. Simoneau等[5]喷嘴和C. Esposito等[18]孔板实验数据进行验证。其中Hord液氮文丘里数据用于对比喉部压降和扩压段压力恢复；Simoneau数据用于对比质量流率和沿程压力；厚孔板数据用于孔板几何模型的流量预测能力。各实验数据使用的节流管几何以及各参数测量布点如图2所示。

Hord相比DEM，HEM在喉后普遍预测出更深的



(a) Hord的透明文丘里尺寸及测点布置

(b) Simoneau的椭圆渐缩渐扩管几何及测点布置

(c) Simoneau的锥形渐缩渐扩管几何及测点布置

(d) Esposito厚孔板几何

图2 实验验证几何及压力测点布置

Fig.2 Experimental validation geometry and pressure measurement locations

压力谷，其测压点RMSE为0.616 kPa，而DEM仅为0.232 kPa。其原因在于，HEM达到饱和条件后立即生成平衡气相，使混合物密度降低；在相同质量通量G下，由$u=G/\rho_m$可知，流速随之增大，从而强化局部加速和两相摩擦，导致压力偏低。DEM通过保留亚稳液体并延迟汽化，使喉后混合物密度和压力演化更接近实验结果。但DEM在P9测点仍存在约0.485 kPa的平均偏差，表明其对下游压力恢复存在一定高估。

本文研究对象是由亚临界过冷液体入口触发的延迟闪蒸的过程。Simoneau数据中共有73个工况获得满足全部物理的要求，其质量流率预测结果如图4所示。其中，66个工况被高估、7个工况被低估，平均绝对百分比误差约为6%，表明模型存在一定的系统性正偏差。原因可能在于成核延迟过强。使喉部保留较多高密度亚稳液体，从而提高局部质量通量并导致流量偏高。因此，仅依赖质量流率难以区分几何闭式与非平衡相变参数的贡献，还需要结合压力

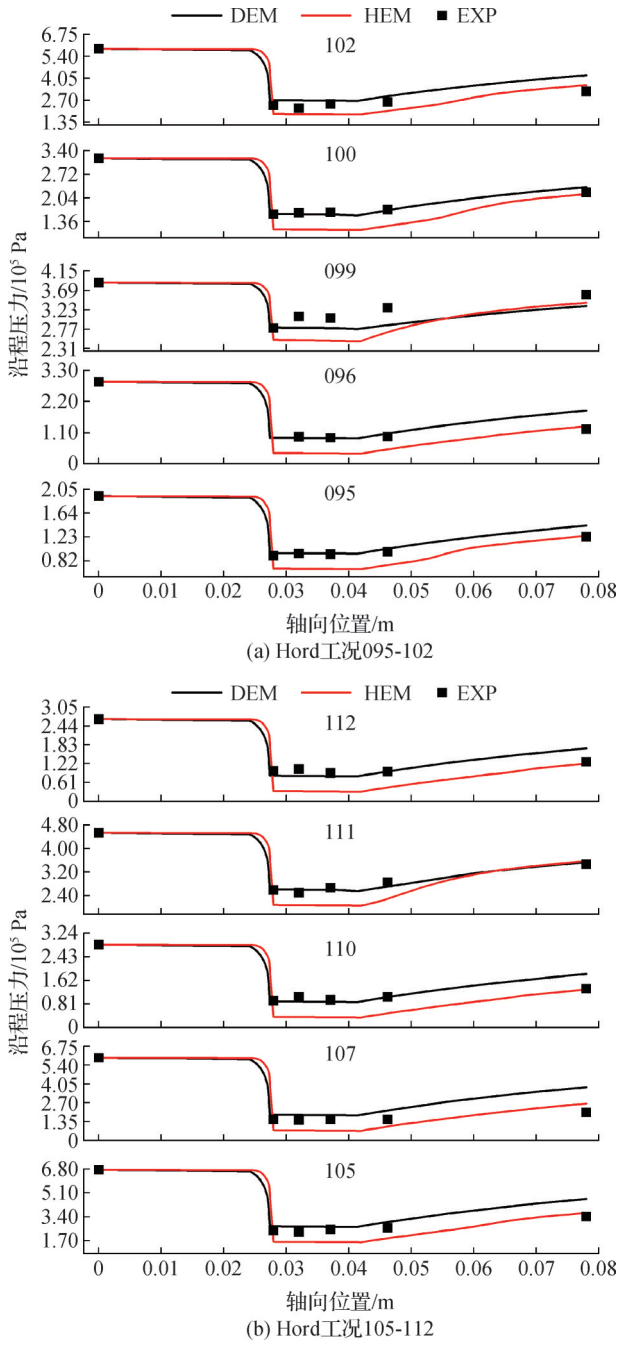


图3 对Hord液氮工况的轴向压力预测与实验值对比

Fig.3 Comparison of predicted and experimental axial-pressures for the Hord liquid-nitrogen cases

场、气化起始位置等信息验证。

选取6组具有完整轴向测压数据的Simoneau工况R444–R487进行对比，如图5所示。

由图5可知，所有工况均表现出相似的三区结构：入口段压力基本保持稳定；收缩段至喉部附近出现快速压降；喉后形成低压平台或缓慢恢复区。6组工况全部测压点的综合MAPE约为5.10%，RMSE约为0.190 kPa；排除作为出口边界的最后测点后，MAPE约为6.06%，RMSE约为0.207 kPa，说明模型

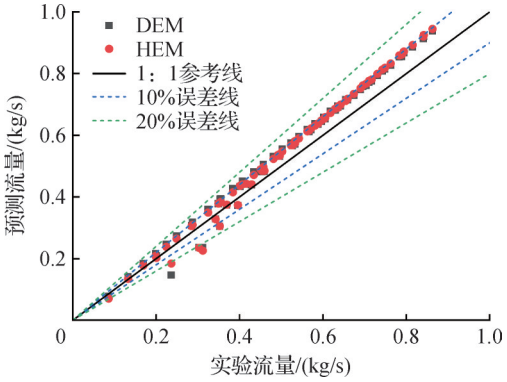


图4 Simoneau工况质量流率预测值与实验值对比

Fig.4 Comparison of predicted (this work) and measured (Simoneau cases) mass flow rates

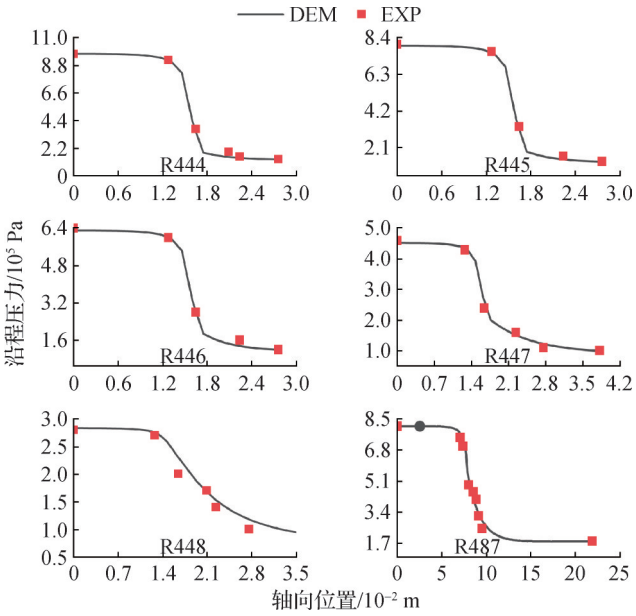


图5 Simoneau工况压力预测与实验数据对比

Fig.5 Comparison of predicted and experimental pressures for the Simoneau Test Conditions

对内部压力演化仍保持较好的独立预测能力。从不同工况的结果看，R444至R448工况下压力MAPE为2.99%~6.70%，R487为5.99%。模型对收缩段快速压降的预测总体较稳定，而较明显的差异主要集中于喉后低压平台及压力恢复区域，说明该区域除受相变动力学影响外还更容易受到摩擦、扩压及多维流动效应的影响。

为了检验模型由光滑连续变截面流道向强局部收缩几何的迁移能力，对比DEM和HEM对厚孔板工况的流量预测情况，结果如图6所示。厚孔板几何如图2所示，工况按无量纲过冷度分为近饱和S1、中等过冷S2和高过冷S3，入口压力为550~904 kPa。

总体上，DEM预测结果存在一定正偏差，其MAPE和RMSE分别为11.81%、14.40%和11.62%，

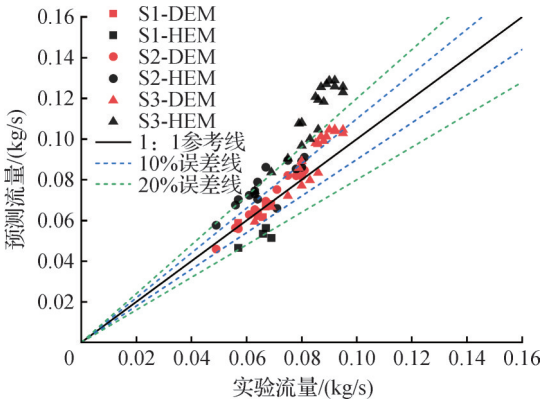


图6 液氮厚孔板质量流率预测值与实验值对比

Fig.6 Comparison of predicted and experimental mass flow rates for the liquid-nitrogen thick orifice

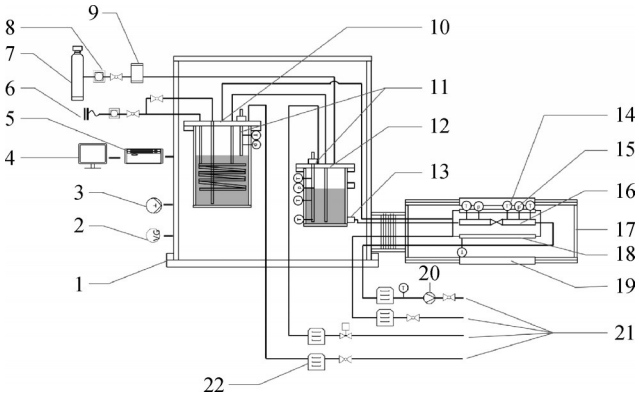
最大绝对相对误差为31.12%。

不同过冷度下DEM与HEM的差异具有明显规律。在S1近饱和工况中，DEM和HEM的MAPE分别为5.79%和34.45%，质量流率误差主要由相变非平衡描述决定，HEM的瞬时气化假设使密度和有效声速偏低，因而产生明显低估，说明此时非平衡相变是主要控制因素。随着过冷度的增加，S2中等过冷工况中，DEM和HEM的MAPE分别为3.19%和6.64%；而S3组DEM和HEM的MAPE分别为7.86%和8.97%。在高过冷条件下气化受到抑制，模型误差更多来源于锐边缩流、射流再附着、孔内摩擦及突扩耗散等多维几何效应，因此DEM与HEM预测逐渐接近。由此可见，近饱和条件下模型精度主要受非平衡相变描述控制，而随着过冷度增加，控制误差逐渐由热力学非平衡向几何收缩及局部耗散闭式转移。

进一步对比图4和图6发现，几何形式同样影响流量预测情况。由于R. J. Simoneau等[5]使用的收缩—扩张喷嘴中截面积和压力沿轴向连续变化，流体经历的降压过程相对平缓，气化有较充分的时间向平衡状态发展，因此DEM与HEM流量预测较为接近；而厚孔板的锐边收缩使压力在很短距离内骤降，液体进入亚稳区后尚未来得及充分成核和气化便接近缩流断面状态，HEM假定相变瞬时达到平衡，因而容易提前预测气化及由此引起的密度和声速下降，而DEM保留有限速率相变过程，因此在强局部节流结构中的优势更加突出。

2.2 不同孔径孔板的自测实验数据验证

前述文献数据验证了DEM在文丘里、收缩—扩张喷嘴及固定几何厚孔板中的基本预测能力，不同类型几何预测结果表明模型具有一定的几何依赖性。现有液氮孔板节流数据采用固定孔径，难以评价几何尺度和入口热力状态对节流特性的影响。为此，本文开展同类孔板中流量随几何尺度变化实验，并与模型对比，分析孔径、入口压力及过冷度对节流流量的影响。实验系统如图7所示，液氮增压供给后经盘管换热调节至目标入口状态，经稳压后进入测试腔完成节流，出口两相流体经复温后排出。



1充注真空腔；2真空计；3真空泵；4计算机；5数据采集模块；6低温液体源；7高压气体；8减压阀；9液氮过冷器；10盘管换热器；11测温杆；12气液分离器；13液相出口；14压力计；15温度计；16节流管；17测试腔；18铜屏；19透明视窗；20流量计；21气体排放出口；22复温器。

图7 实验系统

Fig.7 Experimental system

主要测试设备及参数如表1所示，以2 mm孔径节流段为例具体尺寸及测点分布如图8所示。

表1 实验系统主要测试设备

Tab.1 Main test equipment of the experimental system

设备名称	型号	参数
热电偶	铜—康铜热电偶	精度±0.5 K
铂电阻	PT100	精度±78 mK，量程77~300 K
压力传感器	MPM4730	精度±0.2%F.S.，量程0~1 MPa
质量流量计	Alicat MW-500SLPM-D-DB9M/5M	精度±0.8%读数/±0.2%F.S. 量程0~500 L/min
数据采集仪	Keithley2700+7700板卡	精度：六位半

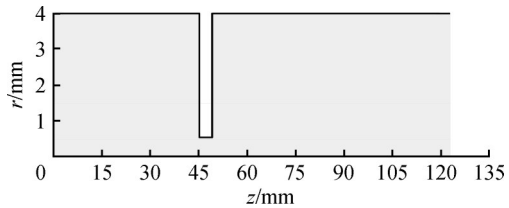


图8 2 mm孔径孔板段尺寸

Fig.8 Geometry of the 2 mm orifice

图中过冷度$T_{sub}=T_{sat}(P_{in})-T_{in}$；$T_{in}$为入口温度，K；$T_{out}$为出口温度，K；$P_{in}$为入口压力，$P_{out}$为出口背压；实验入口过冷度$T_{sub}$为0~6 K，入口压力范围为240~600 kPa，孔径为0.5~2.0 mm，背压P_{out}为大气

压。图9对比了0.5、1.5、2.0 mm喉径26组实验质量流率与DEM预测结果。多数工况分布在±10%误差带附近，整体MAPE约为16.7%。不同孔径工况总体保持一致的质量流率变化趋势，但预测精度存在一定差异。

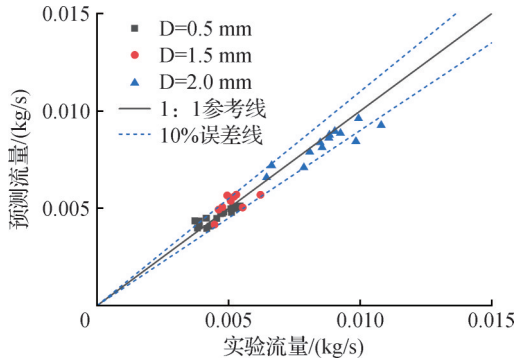


图9 不同孔径节流质量流率计算与实验对比

Fig.9 Predicted and measured mass flow rates for different throat diameters

3 节流质量流率特性分析

在上述实验验证基础上，利用建立的理论模型进行质量流率预测计算，进一步对比不同孔径下质量流率随入口压力的变化。固定过冷度为1 K条件下不同孔径的质量流率如图10所示。

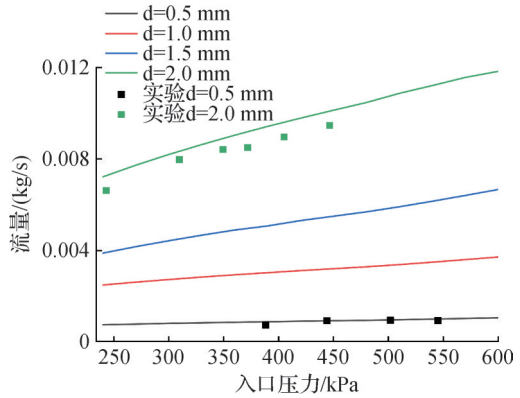


图10 质量流率随孔径的变化

Fig.10 Variation of mass flow rate with throat diameter

由图10可知，随着孔径由0.5 mm增至2.0 mm，质量流率显著增加，拟合关系近似$\dot{m} \propto d^{1.8}$，接近理想d^2，说明有效流通面积的增大仍是质量流率提高的主要因素。然而指数略低于2，也表明不同尺度孔板并非严格几何相似：随着孔径变化，缩流、局部损失、两相摩擦以及低压区内的相变驻留时间均发生改变，因此质量流率本身也存在一定尺度效应。

孔径尺度效应并非独立于入口热力状态。2 mm孔径孔板质量流率随入口压力及过冷度的变化如图11所示。

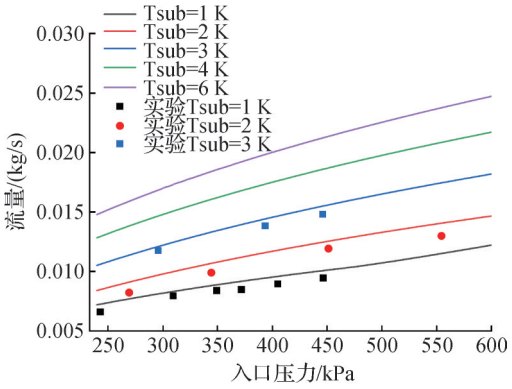


图11 2 mm孔径质量流率随入口压力的变化

Fig.11 Variation of inlet pressure on mass flow rate through a 2 mm diameter throat

由图11可知，在固定过冷度下，质量流率随入口压力升高而单调增加，曲线整体近似线性，但斜率随过冷度提高而增大，表明入口压力仍是驱动质量流率增加的重要因素，同时过冷程度会进一步影响流量对入口压力的响应程度。

固定入口压力时，过冷度增大总体提高质量流率。在固定入口压力下，过冷度每增加1 K，质量流率约提高$(1.9\sim2.7)\times10^{-3}$ kg/s。其原因是更强的入口过冷能够抑制节流过程中的早期气化，使喉部附近流体在更大的压降范围内保持较高液相比例和混合物密度，使截面通过更高质量流率。

综合实验与模型结果可知，液氮节流过程具有明显的水力—热力耦合特征。入口过冷度增加可延缓成核与气化，提高流体密度和质量流率；喉径增大则主要通过扩大有效流通面积提高质量流率，并伴随一定尺度效应。因此，低温节流特性受入口热力状态、压差和孔径共同控制，节流元件设计应综合考虑流通能力与流体热力状态需求。

4 结论

本文针对低温液体快速降压过程中亚稳态持续、成核延迟及有限速率气化问题，建立了液氮三组分延迟平衡模型，利用Hord文丘里、Simoneau收缩—扩张喷嘴和厚孔板3类独立实验数据验证模型有效性。在此基础上，开展0.5～2.0 mm孔径液氮节流实验，进一步分析入口热力状态和孔径对流量影响，得到如下结论：

1）延迟平衡模型能够较好描述液氮快速节流过程中的非平衡压力演化。在模型与Hord等的实验工况对比中，文丘里沿程压力均方根误差由均相平衡模型的0.616 kPa降至0.232 kPa；Simoneau喷嘴轴向

压力和质量流率预测百分比误差分别约为5.10%和6.94%;厚孔板质量流率预测百分比为11.81%。总体而言,延迟平衡模型在连续变截面喷嘴和强局部收缩孔板中均具有较好的适用性,但预测精度存在一定几何依赖性。

2)非平衡相变效应受节流几何和入口热力状态共同控制。Simoneau喷嘴中延迟平衡模型与均相平衡模型计算差异较小,而锐边短尺度孔板中成核延迟和有限速率气化作用更显著。随着入口过冷度增加,两模型预测逐渐趋近。因此,快速降压的孔板、阀口等节流结构需要重点考虑非平衡相变。

3)不同孔径实验及模型拓展计算表明,液氮质量流率随入口压力、过冷度和孔径增加而提高。0.5~2.0 mm孔径内,质量流率随入口压力、过冷度和孔径增加而提高,并近似满足$\dot{m} \propto d^{1.8}$,说明有效流通面积是控制低温孔板流量的主要几何因素,但缩流、局部损失及有限相变时间使不同尺度孔板不能完全满足几何相似关系。由此可见,低温节流流量由入口热力状态、压差、孔径及非平衡相变共同决定,节流元件设计需综合考虑流通能力、几何尺度效应及相变特性。

本文受上海市"科技创新行动计划"自然科学基金(24ZR1435100),低温科学与技术全国重点实验室开放基金(重点课题)(Z-2025cryo-11),"十四五"民用航天技术预先研究"寻宝计划"项目(D020101)资助。(The project was supported by Natural Science Foundation of Shanghai under the Shanghai Action Plan for Science, Technology and Innovation (No. 24ZR1435100), Key Research Program of the State Key Laboratory of Cryogenic Science and Technology (No. Z-2025cryo-11), "Xunbao Program" Project for Pre-Research on Civil Space Technologies (No. D020101).)

参考文献

[1] Utturkar Y, Wu J Y, Wang G, et al. Recent progress in modeling of cryogenic cavitation for liquid rocket propulsion[J]. Progress in Aerospace Sciences, 2005, 41(7): 558-608. (Utturkar Y, Wu J Y, Wang G, et al. Recent progress in modeling of cryogenic cavitation for liquid rocket propulsion [J]. Progress in Aerospace Sciences, 2005, 41(7): 558-608.)

[2] Wei A B, Gao R, Zhang W, et al. Computational fluid dynamics analysis on flow-induced vibration of a cryogenic poppet valve in consideration of cavitation effect [J]. Journal of Zhejiang University: Science A, 2022, 23(2): 83-100.

[3] Mena J L, Ingle M A, Shirsat V, et al. An investigation of a cavitating venturi flow control feature in a cryogenic propellant delivery system [J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2015, 41: 97-103.

[4] Smith R V, Randall K R, Epp R. Critical two-phase flow for cryogenic fluids: NBS Technical Note 633 [R]. Boulder, CO: National Bureau of Standards, 1973.

[5] Simoneau R J, Hendricks R C. Two-phase choked flow of cryogenic fluids in converging-diverging nozzles: NASA-TP-1484[R]. Washington, DC: National Aeronautics and Space Administration, 1979.

[6] Pinhasi G A, Ullmann A, Dayan A. Modeling of flashing two-phase flow [J]. Reviews in Chemical Engineering, 2005, 21(3/4): 133-264.

[7] Feburie V, Giot M, Granger S, et al. A model for choked flow through cracks with inlet subcooling[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1993, 19(4): 541-562.

[8] Wei A B, Yu L Y, Qiu L M, et al. Cavitation in cryogenic fluids: a critical research review [J]. Physics of Fluids, 2022, 34(10): 101303.

[9] 吴栋梁. 低温节流特性可视化实验系统研制及液氮节流参数化研究[D]. 上海:上海交通大学, 2020. (Wu Dongliang. Development of visual system for cryogenic throttling experiment and parametric study of liquid nitrogen throttling [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2020.)

[10] Liao Y X, Lucas D. A review on numerical modelling of flashing flow with application to nuclear safety analysis[J]. Applied Thermal Engineering, 2021, 182: 116002.

[11] Bartosiewicz Y, Seynhaeve J M. Delayed equilibrium model (DEM) of flashing choked flows relevant to LOCA [J]. Multiphase Science and Technology, 2013, 25(2-4): 117-131.

[12] De Lorenzo M, Lafon P, Seynhaeve J M, et al. Benchmark of delayed equilibrium model (DEM) and classic two-phase critical flow models against experimental data [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2017, 92: 112-130.

[13] Downar-Zapolski P, Bilicki Z, Bolle L, et al. The non-equilibrium relaxation model for one-dimensional flashing liquid flow [J]. International Journal of Multiphase Flow, 1996, 22(3): 473-483.

[14] Jeandey C, Gros d'Aillon L, Bourgin R, et al. Auto-vaporisation d'écoulements eau/vapeur: report TT-163 [R]. Grenoble: Commissariat à l'Énergie Atomique, 1981.

[15] Tammone C, Romei A, Persico G, et al. Extension of the delayed equilibrium model to flashing flows of organic fluids in converging-diverging nozzles [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2024, 171: 104661.

[16] Angielczyk W, Bartosiewicz Y, Butrymowicz D. Development of delayed equilibrium model for CO_2 convergent-divergent nozzle transonic flashing flow [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2020, 131: 103351.

[17] Span R, Lemmon E W, Jacobsen R T, et al. A reference equation of state for the thermodynamic properties of nitrogen for temperatures from 63.151 to 1 000 K and pressures to 2 200 MPa [J]. Journal of Physical and Chemical Reference Data, 2000, 29(6): 1361-1433.

[18] Esposito C, Peveroni L, Gouriet J B, et al. Hydraulic similitude assessment for cryogenic cavitation in propellant lines: the case of thick orifice [J]. Cryogenics, 2022, 121: 103407.

[19] Lyras K, Dembele S, Vyazmina E, et al. Numerical simulation of flash-boiling through sharp-edged orifices [J]. International Journal of Computational Methods and Experimental Measurements, 2017, 6(1): 176-185.

[20] Hord J, Anderson L M, Hall W J. Cavitation in liquid cryogens, Volume I: Venturi: NASA-CR-2054 [R]. Washington, DC: National Aeronautics and Space Administration, 1972.

[21] Churchill S W. Friction-factor equation spans all fluid-flow regimes [J]. Chemical Engineering, 1977, 84(24): 91-92.

[22] Friedel L. Improved friction pressure drop correlations for horizontal and vertical two-phase pipe flow [C]//European Two-Phase Flow Group Meeting, 1979.

[23] Bell I H, Wronski J, Quoilin S, et al. Pure and pseudo-pure fluid thermophysical property evaluation and the open-source thermophysical property library CoolProp [J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2014, 53(6): 2498-2508.

通信作者简介

苗蕊娇,女,副教授,上海交通大学机械与动力工程学院,13327193398,E-mail:miaorj@sjtu.edu.cn。研究方向:低温流体热物理性质,微纳尺度传热。

About the corresponding author

Miao Ruijiao, female, associate professor, School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, 86-13327193398, E-mail: miaorj@sjtu.edu.cn. Research fields: thermophysical properties of cryogenic fluids and micro-/nanoscale heat transfer.