DOI：10.13245/j.hust.260155

高压液氨喷嘴内不稳定空化流动特性仿真研究

刘伟龙[1] ZAKIRJON Musabekov[2] JAKHONGIR Mirzaabdullaev[2]
谭晓文[3] 赵建辉[1]
(1．哈尔滨工程大学动力与能源工程学院，黑龙江 哈尔滨 150001；
2．塔什干国立技术大学机械工程学院，乌兹别克斯坦 塔什干 700095；
3．山西柴油机工业有限责任公司技术服务部，山西 大同 037003)

摘要 为揭示液氨喷射器喷嘴内不稳定空化流动的演化规律及其与涡结构的相互作用机制，构建了考虑动力学-热力学效应的高压液氨喷嘴内空化流动数值模型，并对液氨喷嘴内瞬态空化流动进行了数值模拟．结果表明：液氨喷嘴内空化体积呈现显著的周期性波动特征，在单个周期内经历空化的生成、发展、脱落与溃灭过程，空化周期性脱落与溃灭所引发的不稳定流动导致喷嘴内压力与温度分布呈现显著非均匀性；在不稳定空化流动中，喷嘴内空化脱落位置与马蹄涡结构位置基本一致，空化溃灭过程导致流场中涡结构呈现明显的小尺度化趋势，表明空化演化对涡结构的生成与尺度演变具有显著影响；在液氨喷嘴空化发展过程中，涡拉伸项与斜压扭矩项在涡量输运中占主导地位，其中斜压扭矩项量级最大，主要由空化过程中密度梯度与压力梯度的不平衡产生．

关键词 不稳定空化流动；涡结构；热敏流体；液氨喷嘴；氨燃料发动机
中图分类号 TK46 **文献标志码** A **文章编号** 1671-4512(2026)10-0051-08

Simulation study on unsteady cavitation flow characteristics in high-pressure liquid ammonia injector nozzles

LIU Weilong[1] *ZAKIRJON Musabekov*[2] *JAKHONGIR Mirzaabdullaev*[2]
TAN Xiaowen[3] *ZHAO Jianhui*[1]
(1．College of Power and Energy Engineering，Harbin Engineering University，Harbin 150001，China；
2．Faculty of Mechanical Engineering，Tashkent State Technical University，Tashkent 700095，Uzbekistan；
3．Technical Service Department，Shanxi Diesel Engine Plant，Datong 037003，Shanxi China)

Abstract To elucidate the evolution characteristics of unsteady cavitating flow in a high-pressure liquid ammonia injector nozzle and its interaction mechanism with vortex structures，a numerical model of cavitation flow in the liquid ammonia nozzle was established，in which the coupling effects of hydrodynamics and thermodynamics were considered，and transient cavitation flow inside the nozzle was numerically simulated. Results show that the cavitation volume in the liquid ammonia nozzle exhibits pronounced periodic fluctuations，and within a single cycle it undergoes inception，growth，shedding，and collapse，while the unsteady flow induced by periodic cavitation shedding and collapse leads to significant spatial non-uniformity in pressure and temperature distributions. During the unsteady cavitation flow，the shedding locations of cavitation structures inside the nozzle are generally consistent with those of horseshoe vortices，and cavitation collapse leads to a distinct small-scale evolution trend of vortex structures in the flow field，indicating that cavitation evolution has a significant effect on vortex generation and scale transition. During the cavitation development process in the liquid ammonia injector nozzle，the vortex stretching term and the baroclinic torque term dominate the vorticity transport，among which the baroclinic torque term has the largest magnitude and is mainly induced by the

收稿日期 2026-03-29．
作者简介 刘伟龙(1994—)，男，博士研究生；赵建辉(通信作者)，教授，E-mail：zhaojianhui@hrbeu.edu.cn．
基金项目 国家重点研发计划资助项目(2021YFE0114600)．

misalignment between density and pressure gradients during the cavitation process.

Key words　unsteady cavitation flow；vortex structure；thermosensitive fluid；liquid ammonia injector nozzle；ammonia-fueled engine

在全球变暖和能源危机背景下，近零排放的氨发动机受到广泛关注．当高压液氨从喷射器向气缸高速喷射时，喷嘴内不可避免地出现空化现象[1-2]．剧烈的空化不仅会降低喷嘴流通能力，造成发动机动力不足，而且空化脱落与溃灭会加剧液氨对喷嘴结构的腐蚀破坏，显著降低喷射器寿命[3]．

目前，已有学者开展了喷嘴内液氨空化流动特性研究．李琛[4]通过喷嘴内液氨空化流动实验研究发现，喷嘴内极易产生空化，且随喷射压力增加，液氨空化快速转变为超空化．Gaucherand等[5]通过仿真发现，喷嘴内液氨空化形成不仅取决于喷嘴几何形状，还取决于出口条件，出口压力升高会抑制空化．也有学者关注了液氨空化伴随的热效应．Ruzaikin等[6]开展了节流孔内液氨流动实验研究，发现：当液氨压力降低到饱和蒸汽压以下时，节流孔内出现了空化相变吸热现象，节流孔下游温度降低．Liu等[7]通过仿真发现：在喷嘴内液氨空化流动过程中，摩擦生热、相变吸热与减压膨胀降温等热力学行为使得喷嘴内温度分布呈现不均匀性．

上述研究为理解液氨空化流动提供了重要基础，但喷嘴内非定常空化流动研究却鲜有报道，现有研究更多针对水翼和泵等结构的热敏流体非定常空化流动．Sun等[8]通过仿真发现，氟化酮绕水翼空化流动为非稳态周期性演变．张敏弟等[9]通过水翼空化研究发现，云空化存在多级脱落，一次脱落主要由中部回射流引起，二次脱落主要由自由端回射流引起．陈泰然等[10]在节流孔内液氮流动实验观察到：在较低温度下空化气泡发生脱落后迅速溃灭，当温度升高后，空泡溃灭速度变慢．部分学者从流动结构角度分析不稳定空化机理．Zhu等[11]通过液氢绕水翼流动仿真研究发现，涡、空化与热效应的相互作用是水翼上产生空化脱落等不稳定演变的根本原因．许升军[12]基于氟化酮绕水翼非定常空化流动仿真研究指出，空化发展显著改变涡结构分布．

目前，不稳定空化流动研究主要集中于液氮、液氢等热敏流体，且以外流场为主；但高压喷嘴内液氨流动属于典型的狭缝结构内高速、大压差流动，现有基于外流场的研究难以用于该问题．因此，本研究以液氨喷射器喷嘴为研究对象，分析喷嘴内空化流动的瞬态演化特性，揭示空化与涡结构之间的相互作用机制，为高压液氨喷射器优化设计提供支撑．

1　数值方法

1.1　控制方程

在本研究的喷嘴内液氨空化流动仿真中，燃料流动为非等温过程，其控制方程包括质量守恒方程、动量守恒方程和能量守恒方程，控制方程为

$$\partial\rho_{\mathrm{m}}/\partial t+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u})=0;$$

$$\partial(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u})/\partial t+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}\boldsymbol{u})=-\nabla p+\nabla\cdot\boldsymbol{\tau}_{\mathrm{m}};$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\sum_k(\varphi_k\rho_kE_k)+\nabla\cdot\sum_k[\varphi_ku_k(\rho_kE_k+p)]=\nabla\cdot(\lambda_{\mathrm{eff}}\nabla T)+S_{\mathrm{h}},$$

式中：ρ_{m}为混合相密度；t为时间；$\boldsymbol{u}$为速度矢量；p为压力；φ_k，ρ_k，u_k和E_k分别为k相的体积分数、密度、速度和总能；λ_{eff}为有效导热系数；S_{h}为能量源项；$\boldsymbol{\tau}_{\mathrm{m}}$为混合相黏性应力张量．

1.2　湍流模型

当进行柴油等常规燃料的湍流流动模拟时，使用基于雷诺平均纳维-斯托克斯框架(RANS)的湍流模型及其输运方程来描述湍流输运过程．RANS中的k-ε两方程模型包含标准k-ε模型、RNG k-ε模型和可实现的k-ε模型等，RNG k-ε模型常被用于喷嘴内流动的数值模拟[13]，其表达式为

$$\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}ku_1)}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\alpha_k(\mu_{\mathrm{t}}+\mu_{\mathrm{m}})\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k+\rho_{\mathrm{m}}\varepsilon;$$

$$\partial(\rho_{\mathrm{m}}\varepsilon)/\partial t+\partial(\rho_{\mathrm{m}}\varepsilon u_i)/\partial x_i=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\alpha_\varepsilon(\mu_{\mathrm{t}}+\mu_{\mathrm{m}})\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}\right]+\frac{C_{1\varepsilon}^*\varepsilon}{k}G_k-C_{2\varepsilon}\rho_{\mathrm{m}}\frac{\varepsilon^2}{k},$$

式中：u_1为流体平均速度；μ_{t}为湍流黏度；μ_{m}为动力黏度；x_i和x_j为坐标方向；α_k和α_ε为湍流普朗特数；G_k为湍动能产生项；$C_{2\varepsilon}$为模型常数；$C_{1\varepsilon}^*$为修正后的模型系数；ε为湍流耗散率．μ_{t}为决定流场求解精度的核心变量，有

$$\mu_{\mathrm{t}}=\rho_{\mathrm{m}}C_\mu k^2/\varepsilon,$$

式中C_μ为模型常数．

对于高压喷嘴内液氨湍流流动模拟，剧烈的相变与密度变化导致传统湍流模型出现湍流黏度过度

预测问题．本研究通过构建湍流黏度混合修正模型[14]，以实现喷嘴内不同区域的湍流黏度修正

$$\mu_{t1}=\chi\rho_m\mu_{t2}/\rho_l+[1-\chi(\rho_m/\rho_l)]\mu_{t3};$$

$$\mu_{t2}=\rho_m C_\mu(k^2/\varepsilon)\min(1,\ C_5\lambda\varepsilon/k^{2/3});$$

$$\mu_{t3}=\rho_m C_\mu\frac{k^2}{\varepsilon}\frac{\rho_v+(\varphi_l)^n(\rho_l-\rho_v)}{\rho_v+\varphi_l(\rho_l-\rho_v)},$$

式中：ρ_v和ρ_l分别为气相和液相密度；C_5为滤波器常数；φ_l为液相体积分数．

1.3　空化模型

在空化流动计算中，常用空化模型有 Singhal 全空化模型、Zwart-Gerber-Belamri(ZGB) 模型和 Schnerr-Sauer(S-S)模型．与 Singhal 模型和 S-S 模型相比，ZGB 模型具有数值稳定性高、收敛快等优点，常用于节流孔内空化流动计算[15-16]．ZGB 模型的蒸发和冷凝源项为

$$\dot{m}^+=F_{vap}\frac{3\varphi_{nuc}(1-\varphi_v)\rho_v}{R_B}\sqrt{\frac{2}{3}\frac{p_v-p}{\rho_l}}\quad(p\leqslant p_v);$$

$$\dot{m}^-=F_{cond}\frac{3\varphi_v\rho_v}{R_B}\sqrt{\frac{2}{3}\frac{p-p_v}{\rho_l}}\quad(p>p_v),$$

式中：F_{vap}和F_{cond}分别为蒸发和冷凝系数；φ_{nuc}为成核点的体积分数；φ_v为气相体积分数；R_B为空泡半径；p_v为临界空化压力．ZGB 模型是在空化压力等于对应温度下饱和蒸汽压p_{sat}这一假设下推导得到，即

$$p_v=p_{sat}.\tag{1}$$

高压喷嘴内液氨流动具有压差高、流速快等特点，这使得空化流动伴随着强烈湍动能，此外，流体间的速度梯度极高，高的速度梯度会产生更高的局部剪切应力，流体动力学效应会对空泡形成的临界条件产生显著影响，而式(1)中并未考虑到该效应对p_v的影响．为解决上述问题，本研究在式(1)中加入动力学效应项，得到新的临界空化压力

$$p_v^*=p_{sat}+p_{tur}+p_{shear},\tag{2}$$

式中：p_{tur}为湍动能效应项；p_{shear}为剪切力效应项，推导公式见文献[17]．

高压喷嘴内液氨空化发展不仅受动力学效应影响，热敏流体液氨物性对温度极为敏感，热力学效应同样会影响空化发展，仅考虑动力学效应对空化模型进行修正是不充分的．因此，本研究在传质源项公式中加入热效应项$\gamma(T)$[8]，并结合式(2)，形成考虑动力学-热力学效应耦合影响的空化修正模型

$$\dot{m}^+=F_{vap}\frac{3\varphi_{nuc}(1-\varphi_v)\rho_v}{R_B}\left[\sqrt{\frac{2}{3}\frac{p_v^*-p}{\rho_l}}-\gamma(T)\right]$$

$$(p\leqslant p_v^*);$$

$$\dot{m}^-=F_{cond}\frac{3\varphi_v\rho_v}{R_B}\left[\sqrt{\frac{2}{3}\frac{p-p_v^*}{\rho_l}}-\gamma(T)\right]$$

$$(p>p_v^*);$$

$$\gamma(T)=\frac{\rho_l c_{pl}\sqrt{\lambda_l/(\rho_l c_{pl})}\,\Delta T}{\rho_v L_{ev}\sqrt{t}},$$

式中：λ_l，ρ_l和C_{pl}分别为液相热导率、液相密度和液相定压比热容；L_{ev}为汽化潜热．

1.4　燃料物性和模型验证

当氨高速流过喷嘴时会经历较大压降，并且空化流动伴随着温度变化，氨的物性会随压力和温度发生变化，这会对喷嘴内燃料流动状态产生极大影响．为保证数值计算的准确性，本研究通过 REFPROP 数据库获取温度范围为 250～350 K，压力范围为 0.1～100 MPa 的氨物性数据，分别对气液两相物性进行公式拟合，并将其加载到 ANSYS Fluent 软件中，实现了仿真计算中可压缩性和非等温性考虑[7]．

采用学者 Ruzaikin[6]的节流孔内液氨空化流动实验数据进行仿真模型评估．实验中使用的节流孔为圆柱状，详细尺寸数据如图 1(a)所示，图中：D=7.5 mm；l=5.0 mm；d=1.5 mm．对节流孔的几何模型进行了网格划分，同时对节流孔内部及进/出口附近的网格进行了加密处理，加密后的网格总数为 75 万，网格模型如图 1(b)所示．

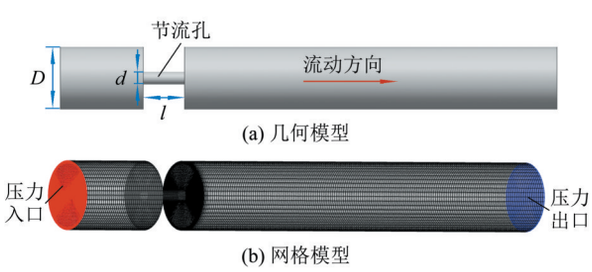


图 1　节流孔的几何与网格模型

使用修正后的湍流模型和空化模型进行了节流孔内液氨空化流动仿真计算，图 2 为入口压力为 870 kPa 下空化分布的仿真计算结果和实验数据对比．由图 2 可见仿真计算得到的节流孔内液氨空化分布与实验数据符合度较好，验证了本文数值仿真模型在液氨空化仿真计算中的有效性．

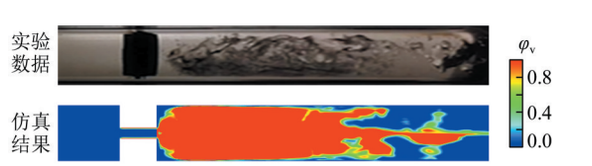
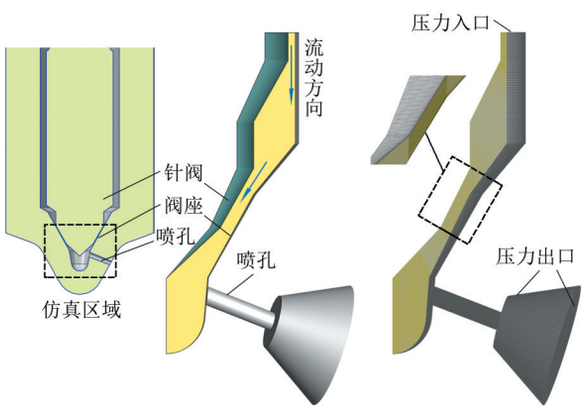


图 2　空化分布与实验数据对比

2　喷嘴仿真模型构建

2.1　网格划分及边界条件

针对一款液氨喷射器开展喷嘴内燃料空化流动仿真研究，沿喷嘴周向均匀分布有7个尺寸相同的喷孔，喷孔直径为0.23 mm，长度为1 mm．喷嘴的喷孔为对称分布，为降低计算成本，在保证流动对称性的前提下选取1/7流动区域作为计算域，喷嘴几何模型如图3(a)所示，并对喷嘴流动区域进行结构化网格划分，网格模型如图3(b)所示．本研究是在针阀处于最大升程0.25 mm的瞬态条件下开展仿真研究，时间步长被设置为5×10^{-10} s．此外，为保证初始状态下氨燃料为液态，进/出口压力分别被设置为120 MPa和2 MPa，燃料温度为300 K．



(a) 几何模型　　(b) 网格模型

图3　液氨喷射器喷嘴仿真模型

2.2　网格无关性验证

图4为喷孔出口质量流量和气相体积分数随网格数量的变化规律．从图上看到：当网格数量由34万增加到97万时，喷孔出口质量流量快速减小，气相体积分数快速增大．在网格数量超过198万后，质量流量和气相体积分数分别稳定在7.11～7.29 g/s和23.9%～24.5%范围内．继续增加网格数量并不会明显提高计算精度，但会导致计算时间大幅增加．本研究最终选择的网格数量为268万．

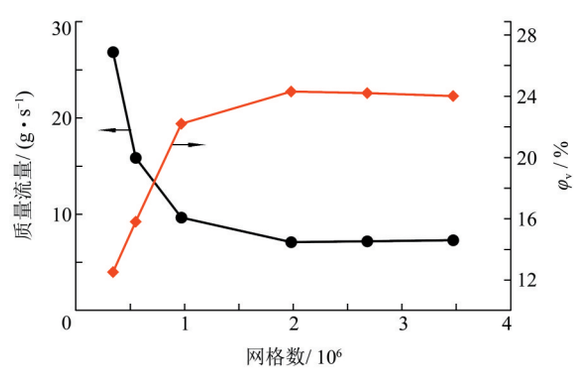


图4　质量流量和气相体积分数随网格数的变化

3　结果与讨论

3.1　液氨喷嘴内空化结构及瞬态流动特性

为了更好地分析液氨喷嘴内瞬态空化流动特性，采用喷嘴内液氨空化总体积V对喷嘴内液氨空化强度大小进行量化表征，有

$$V=\sum_{i=1}^{n}\varphi_i v_i,$$

式中：n为计算域内控制体的总数；φ_i为第i个控制体的气相体积分数；v_i为该控制体的体积．

图5为归一化处理后的喷嘴内液氨空化体积随时间的变化规律，由该图可见喷嘴内空化体积呈现出显著的周期性波动特征．在单个周期内，空化体积整体表现为先增长后衰减的趋势，且不同周期之间的波动幅值存在差异，这表明喷嘴内空化流动具有非定常特征，并与空化的周期性脱落与溃灭密切相关．为了进一步分析喷嘴内液氨空化瞬态演化行为，选取其中一个典型周期进行详细分析，并且在该周期内选定图5中蓝框区域内八个典型时刻(t_1～t_8)，包括空化形成、发展、脱落和溃灭等阶段．

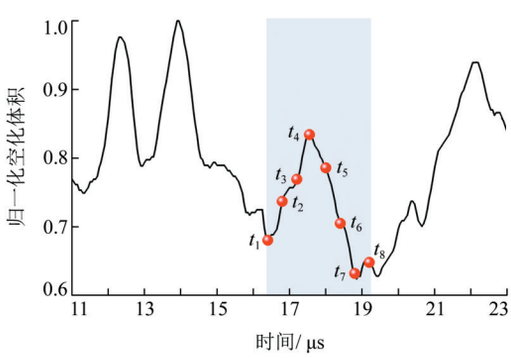


图5　喷嘴内液氨归一化空化体积随时间变化规律

图6为一个典型周期内喷嘴内液氨瞬态空化演化过程，图中为空化体积分数φ_v=0.1的等值面．可以看到：空化主要在喷孔入口处产生，并沿流动方向发展；空化的脱落与溃灭过程主要发生在下壁面区域．由于喷孔内流动存在不对称性，因此下壁面空化区域长度显著大于上壁面，表明局部流动分离及剪切效应在下壁面更为显著．为深入分析空化演化的周期性特征，把t_1～t_8周期分为t_1～t_4和t_5～t_8两个阶段进行详细讨论．在t_1～t_4阶段，前端空化区域持续向喷孔出口方向发展，当空化沿壁面扩展至最大长度后，在湍流脉动与回射流的耦合作用下，前缘空化结构在t=t_4时刻发生脱落，形成云空化．

在 t_5～t_8 阶段，前一阶段脱落的云空化逐渐向下游输运并溃灭；同时，入口处新生成的空化继续发展并重复脱落过程，从而形成周期性空化演化．

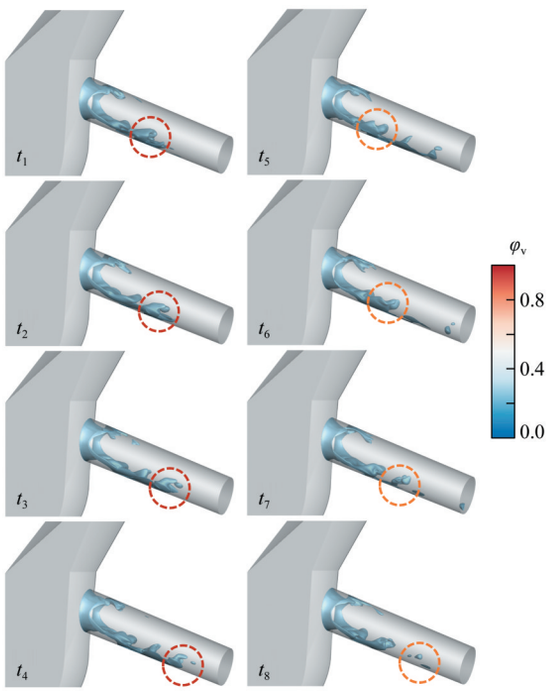
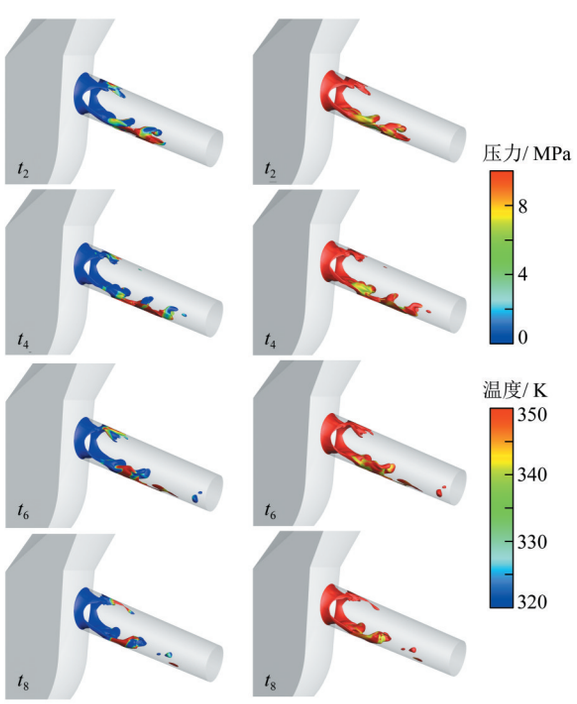


图 6　一个典型周期内喷嘴内液氨空化演化过程

空化过程存在黏性摩擦生热、相变吸热等热力学行为，上述行为共同导致喷嘴内温度场呈现不均匀分布[7,18]．此外，空化脱落与溃灭通常伴随着局部压力波动．从图 7 看到：喷嘴内压力与温度分布具有显著空间非均匀性，喷孔入口区域压力与温度变化相对平缓，而在空化脱落与溃灭区域，压力与温度呈现剧烈波动．在空化溃灭过程中，局部压力迅速上升，而空化相变吸热导致局部温度降低，从而形成明显的低温区域．



(a) 压力　　(b) 温度

图 7　空化演化过程中压力和温度变化

为定量分析不稳定空化流动对压力和温度分布的影响，在喷孔内选取了三个监测面，监测面 1 在喷孔入口处，对应空化初生与发展区域；监测面 2 位于喷孔中部，为空化脱落与溃灭主要区域；监测面 3 靠近喷孔出口，为氨流出喷嘴的位置．图 8 为监测面上平均压力和平均温度的变化趋势，图中：红色曲线为温度；蓝色曲线为压力．可以看到：在监测面 1，平均温度变化较为平稳，平均压力仅在初期略有波动，随后逐渐稳定，这与该区域空化结构未发生剧烈脱落或溃灭的流动特征相符；在监测面 2，受不稳定空化影响，平均压力与平均温度的波动幅值显著增大，其中压力波动尤为明显，说明该区域为不稳定空化流动的主导区域；在监测面 3，不稳定流动对压力和温度的影响减弱，平均压力的波动幅值也随之降低．可以看出，喷嘴内不稳定空化是导致局部压力与温度波动的主要原因．

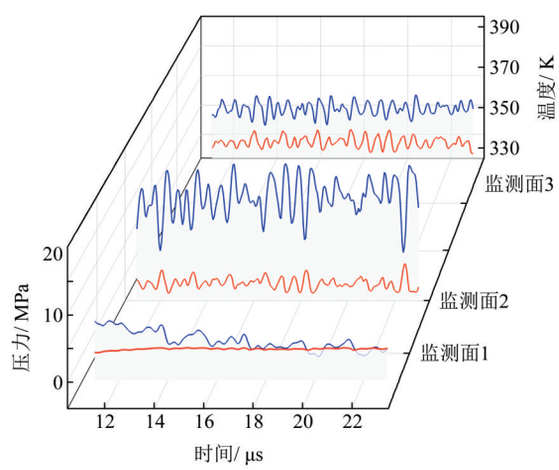


图 8　喷嘴内不同监测面处压力和温度随时间变化

3.2　空化和涡的相互作用

图 9 是使用不同涡识别方法得到的 t=t_4 时刻下喷嘴内部涡结构，图 9(a)中涡量等值面阈值为 $3\times10^{7}\ s^{-1}$，图 9(b)中 Q 准则的阈值为 $4\times10^{13}\ s^{-2}$，图 9(c)中 λ_2 准则的阈值为 $-2\times10^{13}\ s^{-2}$，图 9(d)中 Δ 准则的阈值为 $5\times10^{39}\ s^{-6}$，图 9(e)中 λ_{ci} 准则的阈值为 $7\times10^{6}\ s^{-1}$，图 9(f)中 Ω 准则的阈值为 0.52．如图 9(a)所示，使用涡量法识别出的涡结构紧贴壁面，呈片状形态，内部真实涡结构难以辨识，表明涡量法受剪切效应影响显著．对于图 9(b)～(e)，通过调整识别准则的阈值，可以识别出清晰的喷嘴内部涡结构．然而，由 λ_2 准则和 Δ 准则仍识别出部分紧贴壁面的片状涡

结构，剪切运动的影响未被完全消除．λ_{ci}准则的识别效果与Q准则相当，但其基于Q准则进一步处理得到，计算复杂度较高．而图9(f)的Ω准则方法，壁面附着的片状涡基本消失，表明剪切效应被显著抑制．但该方法对涡结构存在过度滤波，导致部分关键涡结构被削弱甚至丢失，从而影响对流场特征的准确表征．综合考虑后，本研究使用Q准则进行后续分析．

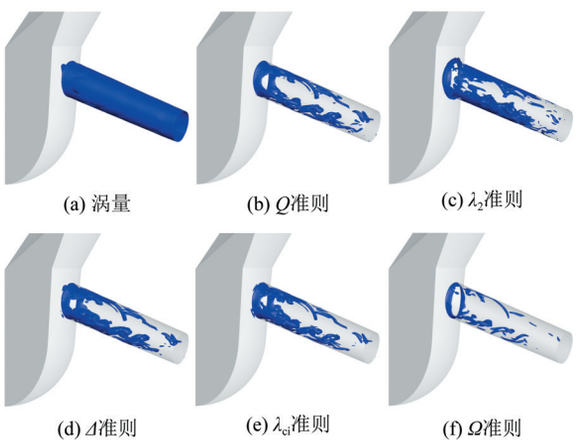


图9　不同涡识别方法的比较

图10为使用Q准则识别到的喷嘴内部涡结构，其中，等值面取Q=5×10^{13} s^{-2}，并采用速度云图着色．可以观察到：在液氨沿喷孔向下游流动过程中，涡结构在入口处生成并向下游输运，随后断裂成不同尺度的马蹄涡结构．由速度着色结果可见：马蹄涡中心区域的流速显著高于两侧区域，从而在横向形成较强速度梯度．该速度梯度所引起的剪切效应促使马蹄涡发生断裂，并进一步演化为下游流场中的条形涡结构．结合整体流场速度分布及图6空化结构可以发现：当空化尚未发生脱落时，其对应区域流速较高，而在空化脱落之后，局部流速明显下降．

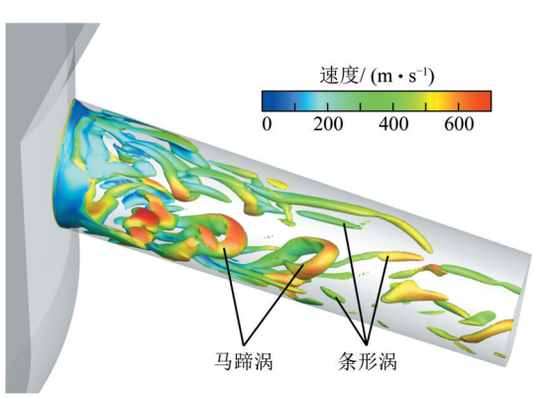


图10　基于Q准则的流场涡结构

图11为一个典型周期内喷嘴内部空化与涡结构的时空演化过程，图中：黑色区域为空化结构；蓝色区域为涡结构．由图可见：空化的生成、发展及脱落过程对涡结构的形成与演化具有显著影响，二者之间呈现出明显的耦合关系．在t_1～t_2阶段，云空化脱落位置与马蹄涡的位置基本重合，且马蹄涡随脱落的云空化一同向下游输运．当流动进入t_3～t_4阶段时，随着空化结构进一步向下游发展并逐渐发生溃灭，其溃灭过程诱发局部流动失稳，从而导致大尺度马蹄涡发生破碎，并向小尺度条形涡结构转化．在t_5～t_8阶段，上一阶段溃灭的空化逐渐流出喷嘴，前端空化区域仍持续发生脱落与断裂，促使下游区域出现大量小尺度涡结构．整体来看，当空化处于不稳定状态时，流场中涡结构呈现明显的小尺度化趋势，表明空化与涡结构之间存在耦合关系．

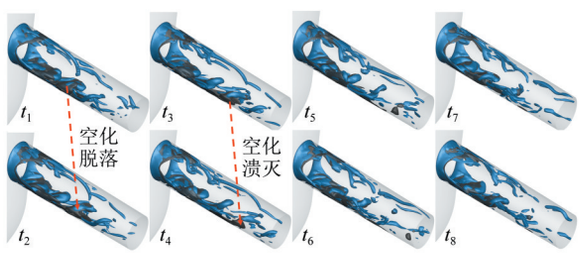


图11　一个典型周期内喷嘴空化和涡结构的演化

分析发现喷嘴内涡结构与空化演化有关，为进一步探究不稳定空化流动与涡量分布的关系，引入涡量输运方程对喷嘴内流场进行详细分析

$$\mathrm{d}\boldsymbol{\omega}/\mathrm{d}t = (\boldsymbol{\omega}\cdot\nabla)\boldsymbol{u} - \boldsymbol{\omega}(\nabla\cdot\boldsymbol{u}) + \nabla\rho_{\mathrm{m}} \times \nabla p/\rho_{\mathrm{m}}^2 + \nu\nabla^2\boldsymbol{\omega},$$

式中：$\boldsymbol{\omega}$为涡量矢量；ν为运动黏度．等式右侧第一项为涡拉伸项，代表速度梯度变化对涡量输运的影响；第二项为涡膨胀项，反映流体微元体积变化(膨胀或压缩)对涡量输运的影响；第三项为斜压扭矩项，它由压力梯度与密度梯度的不平衡引起；第四项为黏性扩散项，它表示由黏性耗散引起的涡度变化．

图12为t_1～t_4内涡量输运方程中各项的二维瞬时分布情况，图中黑色实线为空化等值面．可以看出：相较于涡拉伸项与斜压扭矩项，涡膨胀项与黏性扩散项的量级显著较小，表明在液氨喷射器喷嘴内的空化发展过程中，涡拉伸项与斜压扭矩项在涡量输运中占据主导地位．对于拉伸项，其在空化区域内呈正负交替分布，演化过程展现出显著的非定常特征．进一步分析发现：在空化范围较大的喷孔下部区域，涡量主要以涡团形式存在；而在喷孔上部，涡量则主要表现为沿流向延伸的带状积聚结构．对于斜压扭矩项，该项是涡量输运方程中量级

最大的项，且主要分布于空化区域内．这是因为：当喷嘴内发生空化时，气液两相共存导致密度场急剧变化，诱发斜压扭矩项的生成．此外，对于热敏流体液氨，其密度等物性参数对温度变化高度敏感，空化区域的温度波动会加剧压力梯度与密度梯度之间的不平衡，使得斜压扭矩项更加显著．

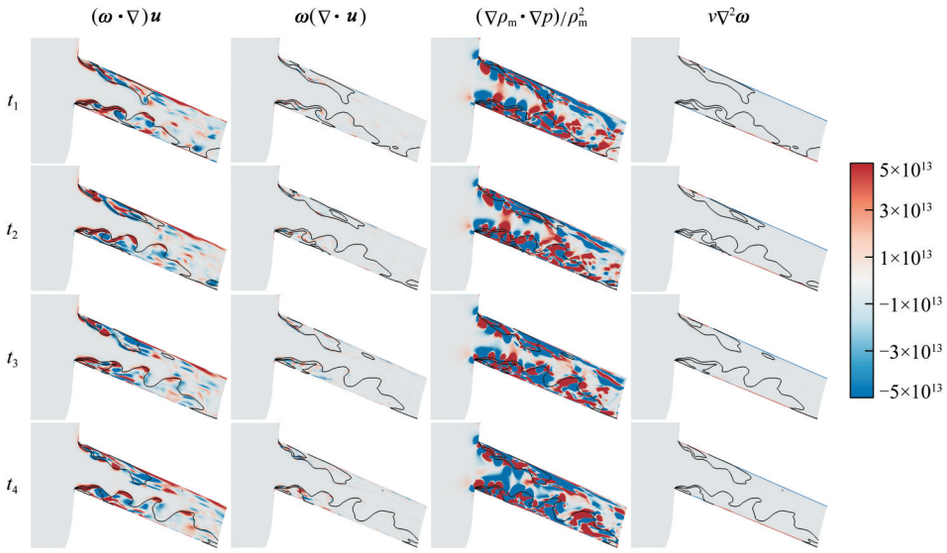


图 12　涡量输运方程中四个子项的瞬时分布(色标单位：s^{-2})

4　结论

a．液氨喷嘴内空化体积呈现显著的周期性波动特征，在单个周期内经历空化的生成、发展、脱落与溃灭过程；空化主要分布于喷孔下壁面区域，其周期性脱落与溃灭所引发的不稳定流动导致喷嘴内压力与温度分布呈现显著非均匀性．

b．在不稳定空化流动中，喷嘴内空化脱落位置与马蹄涡结构位置基本一致，空化溃灭过程诱导大尺度马蹄涡破碎成小尺度条形涡，表明在本研究工况下空化演化对涡生成与尺度演变具有显著影响．

c．涡量输运方程分析表明，在液氨喷嘴空化发展过程中，拉伸项与斜压扭矩项在涡量输运中占主导地位，而涡膨胀项与黏性扩散项贡献相对较小；其中，斜压扭矩项量级最大，主要由空化过程中密度梯度与压力梯度的不平衡产生．

参　考　文　献

[1] LI C，HE Z X，YANG Y Z，et al．Experimental study on flash boiling spray of high-pressure liquid ammonia jet with round and elliptical hole nozzles[J]．Atomization and Sprays，2024，34(5)：39-56．

[2] YU Z Q，WU L X，MARKOV V，et al．Simulation study on the cavitation flow characteristics of liquid ammonia in the nozzle under high-pressure injection conditions[J]．International Journal of Engine Research，2025，26(5)：765-779．

[3] 程西怡，李红梅，韩丹，等．喷嘴内云空化瞬态特性的湍流模型适用性研究[J]．西安交通大学学报，2025，59(10)：160-169．

[4] 李琛．高压燃油喷射喷嘴内空化流动热效应及热力相变机理研究[D]．镇江：江苏大学，2024．

[5] GAUCHERAND J，NETZER C，LEWANDOWSKI M T，et al．Modelling of liquid injection of ammonia in a direct injector using Reynolds-averaged Navier-Stokes simulation[J]．Proceedings of the 63rd International Conference of Scandinavian Simulation Society，2022，192：405-412．

[6] RUZAIKIN V，LUKASHOV I，BREUS A．Cavitation and two-phase local loss particularities of ammonia flow through the throttling orifices at the low mass fluxes[J]．International Communications in Heat and Mass Transfer，2025，165：109043．

[7] LIU W L，TAN X，ZHAO J H．Thermodynamic analysis of cavitation phenomenon in a liquid ammonia injector nozzle[J]．International Communications in Heat and Mass Transfer，2025，169：109657．

[8] SUN T Z，WEI Y J，ZOU L，et al．Numerical investigation on the unsteady cavitation shedding dynamics over a hydrofoil in thermo-sensitive fluid[J]．International Journal of Multiphase Flow，2019，111：82-100．

[9] 郑汉文，张敏弟，周瑞泉，等．绕弹性水翼云状空化多级脱落特性研究[J]．力学学报，2025，57(1)：17-30．

[10] 陈家成，梁文栋，李子亮，等．液氮非定常空化流动

时空演化特征试验[J]. 火箭推进，2024，50(6)：116-126.

[11] ZHU J K，ZHAO D F，XU L，et al. Interactions of vortices，thermal effects and cavitation in liquid hydrogen cavitating flows[J]. International Journal of Hydrogen Energy，2016，41(1)：614-631.

[12] 许升军. 热敏流体瞬态空化流动的模态分解研究[D]. 杭州：浙江理工大学，2023.

[13] SALVADOR F J，JARAMILLO D，ROMERO J V，et al. Using a homogeneous equilibrium model for the study of the inner nozzle flow and cavitation pattern in convergent-divergent nozzles of diesel injectors[J]. Journal of Computational and Applied Mathematics，2017，309：630-641.

[14] 黄彪. 非定常空化流动机理及数值计算模型研究[D]. 北京：北京理工大学，2012.

[15] 徐晓刚，王朝磊，雷毛，等. 高压降控制阀内空化流动特性实验与数值研究[J]. 华中科技大学学报(自然科学版)，2024，52(1)：39-45.

[16] XU S H，GUO G M，YANG K，et al. Evaluation of a liquid–vapor mass transfer model for string cavitation inside the liquid nozzle with non-condensable gas effects [J]. Physics of Fluids，2025，37(5)：053329.

[17] LIU W L，ZHAO J H，MARKOV V，et al. Investigation of the enhanced cavitation model considering turbulence effects of fuel flow in the injector nozzle holes[J]. International Journal of Engine Research，2025，26(6)：796-810.

[18] ZHAO J H，GUO N，LU X D，et al. Numerical research on characteristics of fuel heating and subcooling in the nozzle hole of common rail injector[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer，2023，200：123508.