

高压下喷嘴内耦合热效应的多组分燃料空化流动特性

王楚翘¹, 段宇航¹, 李扬², 花蕊¹, 王子玉², 何志霞³

(1. 江苏大学能源与动力工程学院, 镇江 212000; 2. 北方发动机研究所, 天津 300406;
3. 江苏大学能源研究院, 镇江 212000)

摘要: 双碳目标对高压共轨及对应高温高压工况下喷嘴内空化两相流研究提出更高要求。基于均质混合均相平衡流动 (HEM) 模型结合微扰链统计缔合流体理论 (PC-SAFT) 状态方程的方法, 研究喷嘴内多组分燃料的空化流动特性及摩擦升温等热效应现象。结果表明, 所建模型可捕捉到喷孔内的空化初生-发展-溃灭-再发展的非定常周期性现象; 随喷射压力增加, 孔内空化初生时刻更早, 空化体积呈先增大后减小的趋势, 燃料各相温度梯度增加; 喷嘴内高温区主要分布于壁面区及空化末端, 蒸气相温度范围最广, 液相次之, 气液相平衡时最小。

关键词: 高温高压; 空化; 多组分燃料; 热效应; 均相平衡模型

中图分类号: TK11

文献标志码: A

文章编号: 1006-8740(2025)06-0583-09

Cavitation Flow Coupled Thermal Effect of Multi-Component Fuel Within the Nozzle at High Pressures

Wang Chuqiao¹, Duan Yuhang¹, Li Yang², Hua Rui¹, Wang Ziyu², He Zhixia³

(1. School of Energy and Power Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang 212000, China;
2. China North Engine Research Institute, Tianjin 300406, China;
3. Institute for Energy Research, Jiangsu University, Zhenjiang 212000, China)

Abstract: The 'dual carbon' targets impose higher demands on the study of cavitating two-phase flow within nozzles under high-pressure/high-temperature conditions. In this work, the cavitation flow characteristics and thermal effects in terms of frictional heating and sub-cooling of multicomponent fuels inside the nozzle were investigated using a method that couples the homogeneous equilibrium model (HEM) with the perturbed-chain statistical associating fluid theory (PC-SAFT) equation of state. The results show that the developed model successfully captures the unsteady cavitation inception, development, collapse, and re-development within the orifice. With increasing injection pressure, cavitation inception occurs earlier, and the cavitation volume initially increases and then decreases, accompanied by an enhanced temperature gradient across fuel phases. High-temperature regions are mainly distributed near the nozzle wall and the cavitation termination zones. Among the phases, the vapor phase exhibits the widest temperature range, followed by the liquid phase, with the smallest range observed under vapor-liquid equilibrium conditions.

Keywords: high pressure/high temperature; cavitation; multi-component fuel; thermal effect; homogeneous equilibrium model (HEM)

收稿日期: 2025-04-30.

基金项目: 车用动力系统全国重点实验室基金资助项目 (GZWDZCX-25011715).

作者简介: 王楚翘 (1990—), 男, 博士, 讲师.

通信作者: 王楚翘, cqwang@ujs.edu.cn.

提高高压共轨系统喷射压力是新一代先进动力机械低碳化的重要技术路径,共轨油压可高达 300 MPa,而喷嘴直径通常只有 0.1~0.3 mm,超高压燃料快速流过如此小尺度的喷嘴时会出现空化现象,且高速燃料与壁面间的黏性摩擦会导致显著热效应,局部区域气泡溃灭时的瞬时温度可能高达 2 000 K,引起强瞬态的复杂气液两相流^[1-3]。

高温与压力的梯度变化使燃油密度与黏度等物性变化可分别高达 15% 与 1 000%,空化流动中的气液相物性变化不可忽略^[4]。一方面,高温高压下燃油极易进入超临界态,物性在临界点附近呈现剧烈的非线性变化,传统线性拟合方法较难准确预测超临界态的液体物性。另一方面,燃料组分复杂,当前流动数值模拟研究多采用单一组分物性相似的介质代替。这两种简化方式可能导致喷嘴流量系数、黏性加热与膨胀过冷等空化两相流热效应与真实燃料存在较大偏差,特别是高压喷射下^[5-10]。

跨/超临界下的燃油气液两相无明显分界面且两相物性参数相似,成为均相平衡体系^[11]。因此,为研究高压喷射下喷嘴内多组分燃料的空化流动特性与热效应,可视气液混合相为均相混合物,通过均相流 (HEM) 模型结合可描述真实多组分燃油热物性参数的状态方程求解^[12-13]。本文基于均质混合均相平衡流动假设,结合微扰链统计缔合流体理论 (PC-SAFT) 状态方程^[14],该方程不仅能表示出不同温度压力下多组分对混合物物性的影响,且对临界区域附近的气液相平衡数据预测精度较高,能在宽温度压力范围下准确描述与空化密切相关的饱和蒸气压等物性参数^[15],研究不同喷射压力下喷嘴内多组分燃料的空化流动特性与热效应。

1 数值计算模型

1.1 控制方程

基于显式密度基求解可压缩混合相的流动并植入 OpenFOAM 平台,则连续性方程、动量方程和能量方程分别表示为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{U})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} \mathbf{U}) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} - \nabla \cdot (\rho \mathbf{R}) \quad (2)$$

$$\frac{\partial (\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} E) = -\nabla \cdot (\rho \mathbf{U}) + \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{U}) - \nabla \cdot (k_T \nabla T) \quad (3)$$

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{|\mathbf{U}|^2}{2} \quad (4)$$

式中: ρ 为气液混合相的密度; \mathbf{U} 为速度矢量; p 为压力; $\boldsymbol{\tau}$ 为应力张量; E 为总能, h 为焓, k_T 为流体的导热系数; 而 \mathbf{R} 则表示遵循 Boussinesq 假设的雷诺应力:

$$\boldsymbol{\tau} = \mu (\nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{U}^T) - \frac{2}{3} \mu (\nabla \cdot \mathbf{U}) \mathbf{I} \quad (5)$$

$$\mathbf{R} = \mu_r \left[(\nabla \mathbf{U} + \nabla \mathbf{U}^T) - \frac{2}{3} m (\nabla \cdot \mathbf{U}) \mathbf{I} \right] + \frac{2}{3} k \mathbf{I} \quad (6)$$

式中: μ 为混合相的动力黏度; \mathbf{I} 为识别张量。

1.2 湍流模型

本文采用的湍流模型为基于 Boussinesq 假设的 RNG $k-\varepsilon$ Rebound 模型^[16],在 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型的基础上,对有效黏度计算公式中的密度进行可压缩性处理,即密度是蒸气相体积分数的函数,从而考虑了流体在高温高压下的可压缩性。

$$\mu_{\text{eff}} = \mu_t + \mu_l = \frac{\rho(\alpha_v) C_\mu k^2}{\varepsilon} + \mu_l \quad (7)$$

$$\rho(\alpha_v) = \rho_v + (1 - \alpha_v)^n (\rho_l - \rho_v) \quad (8)$$

式中: μ_{eff} 为有效黏度,定义为湍流黏度与液体黏度之和, n 一般取为 10。

1.3 燃料物性

空化流场的数值模拟除湍流封闭外,还需建立均质平衡流介质密度与温度、压力等其他物理量的关系以求解密度场。本文基于 PC-SAFT 状态方程求解器求解不同温度与压力下的燃料热物性参数,包括密度、焓、热容、声速、黏度等,温度与压力范围可覆盖 0~2 000 K、0~300 MPa 的高温、高压工况。所用多组分燃料为国 VI 排放标准的 7 组分柴油模型燃料,如表 1 所示。

表 1 多组分模型燃料

Tab.1 Multi-component fuel

模型燃料	组分	摩尔分数/%
7 组分柴油 模型燃料	n-Hexadecane	21.5
	HMN	25.8
	1-Methylnaphthalene	13.7
	Decalin	8.1
	n-Octadecane	15.4
	n-Butylbenzene	8.1
	n-Butylcyclohexane	7.4

1.4 几何模型及网格

本文研究对象为某 8 孔小压力室喷嘴,上下两层交错排列,孔径 0.19 mm 的圆柱孔以周向夹角 45° 沿轴对称布置,中心轴线高度差 0.12 mm。考虑计算效率,仅对喷嘴的 1/4 结构建立模型,为避免出口压力边界对孔内空化流动发展的影响,设置出口背压腔,针阀升程固定为最大升程处 300 μm 。

数值模拟进出口采用固定压力边界条件,入口喷射压力分别为 50 MPa、100 MPa、200 MPa 和 300 MPa,出口背压均为 5 MPa,燃油的初始温度为 350 K. 计算流体域的网格划分多采用六面体结构化网格,为捕捉孔内空化的非定常变化,对喷孔边界层处网格加密,如图 1 所示.

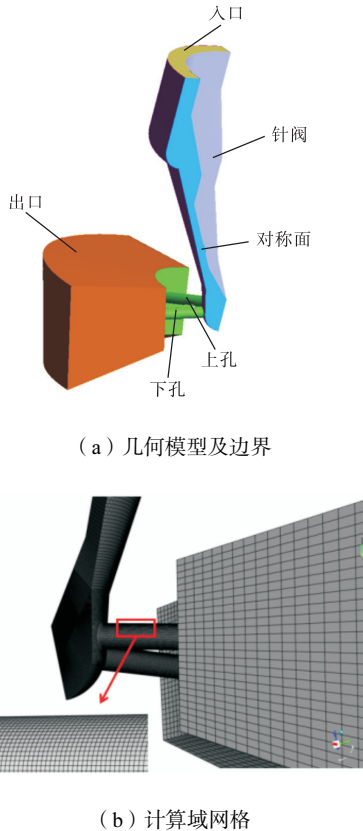


图 1 喷嘴几何模型与网格

Fig.1 The geometric model and mesh topology

网格尺寸的大小不仅影响喷嘴内部流动数值计算准确性,且影响收敛性及计算效率,需展开网格无关性验证.如图 2 中所示,当网格尺寸在 $9\ \mu\text{m}$ 之后,喷嘴出口处的体积流量基本保持不变.因此,喷孔内的网格尺寸取为 $9\ \mu\text{m}$,网格总数为 69 万.

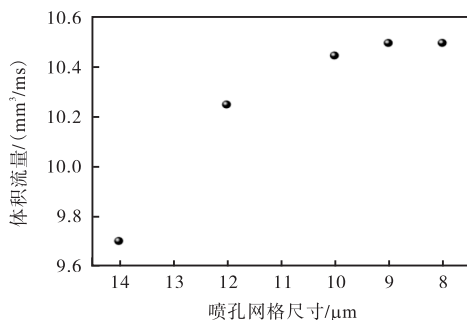


图 2 网格无关性验证

Fig.2 Mesh sensitive analysis based on the grid size

1.5 模型验证

如图 3 所示,基于冲量法^[17]获得了 50 MPa、100 MPa 和 150 MPa 下的喷嘴出口的平均质量流量,结果表明模拟值与试验值之间的最大相对偏差均不超过 5%,且 HEM 模型预测结果的准确性随着压力的增加而提高,更适用于高压下的数值模拟.此外,模拟值随压力的升高而线性增加.因此,通过质量流量验证,所建模型可用于分析不同压力下的喷嘴内空化流动瞬态特性及热效应分析研究.

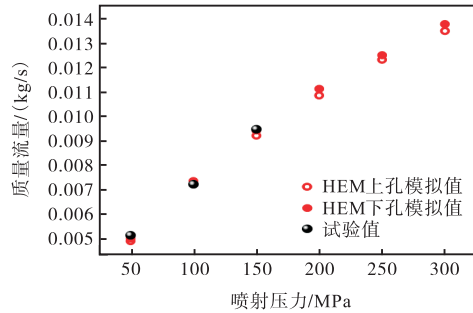


图 3 数值模拟与试验之间的质量流量验证

Fig.3 The verification of mass flow rates between numerical and experimental results

2 结果与讨论

2.1 不同喷射压力下喷嘴内燃料空化流动特性

不同喷射压力下,喷嘴内上孔的空化体积和燃油密度分布随时间的变化如图 4 所示,图中喷孔上壁面处的白色区域(空化区域)为蒸气相体积分数 0.5 的等值面, t_0 为 $5\ \mu\text{s}$ 时刻.可以发现,在喷孔上壁面处出现了由于流道收缩、压力下降导致的壁面空化,且空化体积随着时间的发展基本呈现周期性变化过程.随着喷射压力的升高,空化初生的时间越早,如图中第 1 列所示,压力 300 MPa 下的壁面空化体积明显更大,其初生时刻更早.随着时间的发展,空化逐渐增强,之后,空化末端出现小气泡脱落,空化体积开始减小.随时间的继续发展空化体积再次增大,最终发展成壁面处稳定的超空化形态.相对其他喷射压力,100 MPa 下的空化发展周期更长.压力 50 MPa 下的空化发展变化过程与其他压力下完全不同,在 $7\ \mu\text{s}$ 时刻,空化初生,随后发展迅速到 $10\ \mu\text{s}$ 时,空化呈现出前端薄、后端厚的异状形态;之后开始发生空泡溃灭,空化体积减小,最终发展成稳定的、仅在入口壁面处的少量空化区域.

在上孔空化流动的周期性变化过程中,燃油的密度也呈现出相应的变化趋势.当燃油从压力室流入喷孔内时,由于孔口处燃油膨胀,密度开始下降.壁

面处由于空化相变, 导致密度大幅度降低, 形成局部低密度区域. 在空化末端的气泡脱落阶段, 随着压力的升高, 此处液体密度呈局部下降趋势, 这是因为在此处既有液相燃油又有空化脱落的小气泡, 因此属于气液混合相, 密度处于气液两相密度之间. 随着喷射

压力的升高, 喷孔内燃油的密度整体呈上升趋势, 密度的局部最大值高达 908.9 kg/m^3 , 最小值低至 1.43 kg/m^3 , 二者之间相差近 10^3 , 达到 3 个数量级的密度跨度.

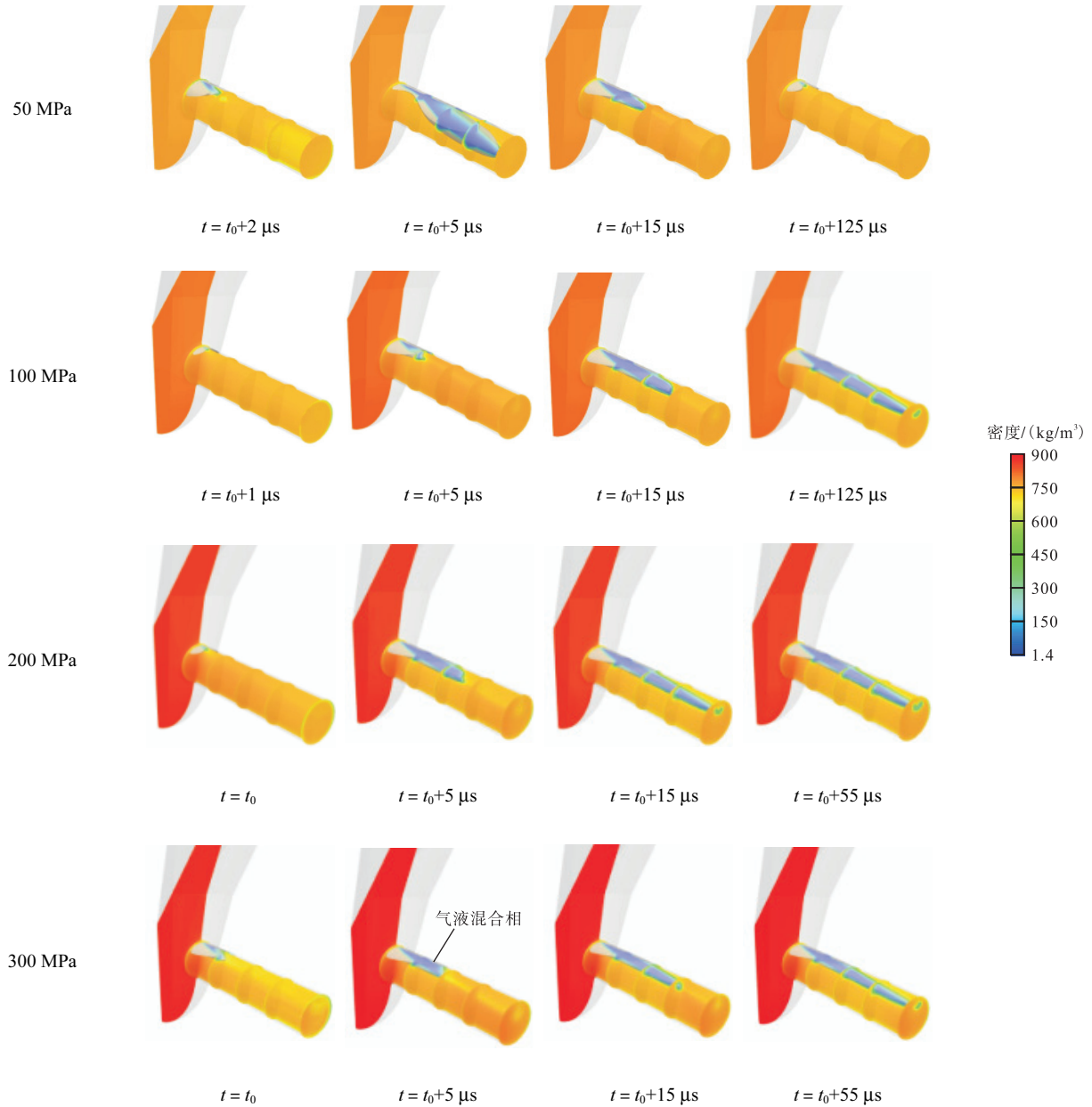


图 4 不同喷射压力下喷嘴内燃油密度分布随时间的变化

Fig.4 Variation of density distribution in the up-hole with time at different injection pressures

相比于上孔, 同一喷射压力下的下孔空化区域更小, 如图 5 所示. 空化初生部分与上孔类似, 同样是压力越大空化初生越早. 随着时间的发展, 空化区域沿着喷孔壁面逐渐增大, 除了 50 MPa 和 100 MPa, 其余喷射压力下均基本发展成超空化, 之后空化末端气泡开始脱落和溃灭, 空化体积逐渐减小, 最后同上孔类似, 压力 100 MPa 下空化均发展成稳定的超空化

形态. 但不同的是, 在喷射压力 300 MPa 下空化发展成稳定的超空化后继续发生变化, 空化回缩且体积再次减小. 虽然上孔与下孔内空化均发生周期性变化, 但下孔空化脉动周期更短, 且在 300 MPa 压力下的周期性变化更复杂. 而压力 50 MPa 时下孔内空化形态变化发展与上孔一致, 最终只形成喷孔入口上壁面处的小空化区域.

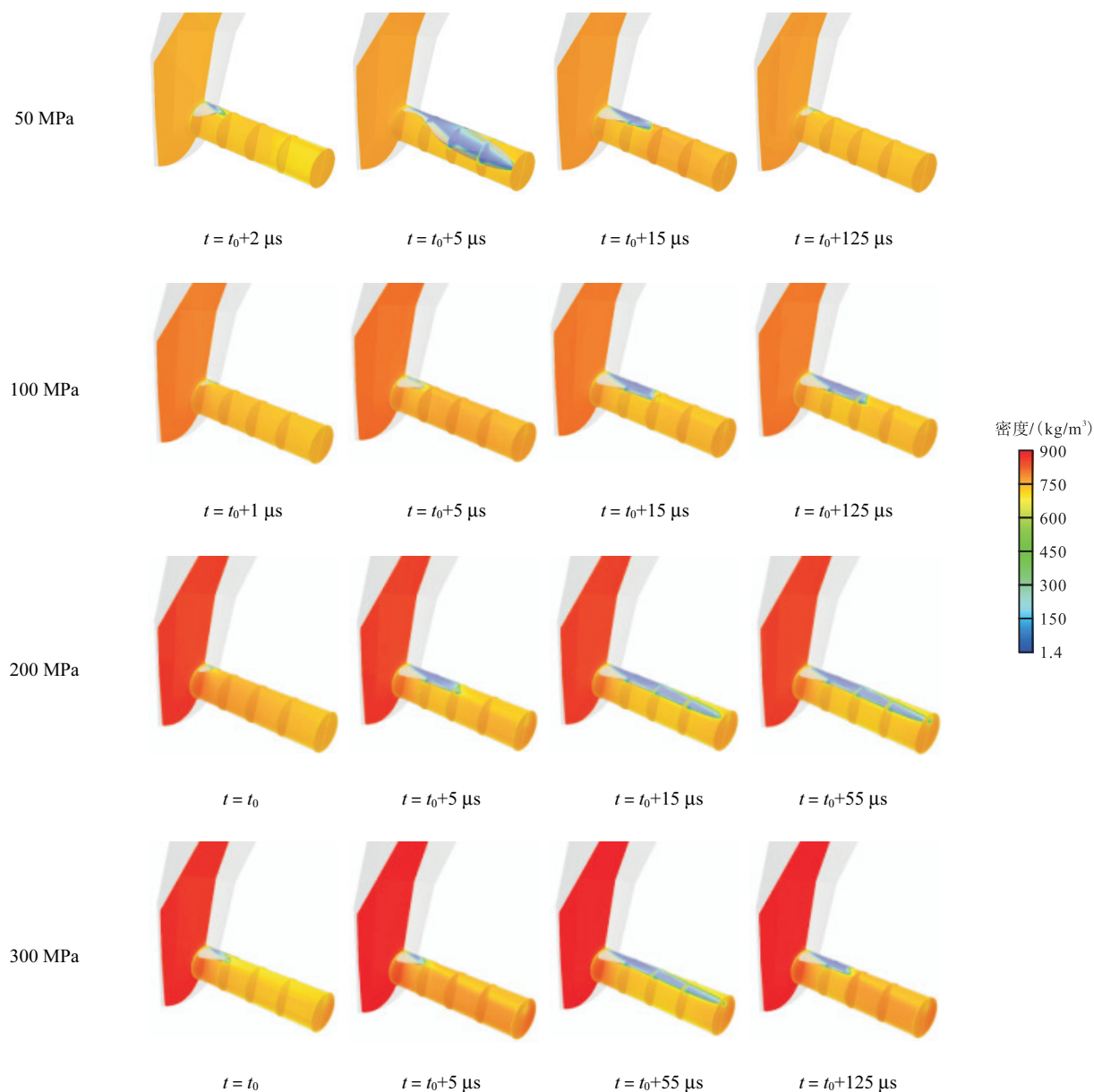


图5 不同喷射压力下喷嘴下孔内燃油密度分布随时间的变化

Fig.5 Variation of density distribution in the down-hole with time at different injection pressures

2.2 不同喷射压力下喷嘴内空化流动的温度分布特性

2.2.1 瞬态温度分布

不同喷射压力下,上孔内的温度分布随时间的发展变化如图6所示,图中黑色线条为初始温度350 K的等值线.可以看出孔内上壁面处燃油温度总是高于其余区域温度,这是由于壁面黏性摩擦所产生热效应导致的.且随着喷射压力的增加,孔内壁面处的摩擦升温愈发明显.在壁面空化区域中,紧贴壁面的空化前缘温度明显低于扰动强烈的空化末端,此处液相温度局部最大,从压力50 MPa下的393.4 K上升到300 MPa下的518 K,比初始温度升高近170 K.在空化回缩过程中末端气泡脱落与溃灭,蒸气相到液相的转变过程中释放出热量导致局部高温,进而导致

空化区域末端的温度普遍较高.

从350 K的温度等值线可以看出,上孔内出现了由于燃油膨胀导致的液体局部过冷区,一般出现在喷孔中心处.而且,随着喷射压力的升高,液相温度的局部最小值也在降低,从100 MPa的331.4 K下降到300 MPa下的315.2 K,比初始温度最多下降了35 K左右.与此同时,液体的局部过冷区随着时间的发展逐渐减小,随着喷射压力的增加也会减小.

下孔内的温度分布和时间发展、空化发展以及喷射压力之间的关系与上孔基本一致,如图6所示.孔内的高温主要由两部分组成,一部分是由于壁面黏性摩擦引起的热效应,另一部分是空化溃灭导致的局部高温.但相比上孔的燃油温度,下孔的局部温度相对

更高. 在压力 50 MPa 下上下孔的局部高温相差不是很明显, 但当压力达到 100 MPa 及以上时, 下孔温度比上孔高 10 ~ 15 K. 这说明虽然下孔的空化体积更

小, 但其溃灭更剧烈导致升温效应更强. 与此同时, 下孔局部过冷区的温度也略低于上孔温度, 而且该区域面积也相对更小更集中.

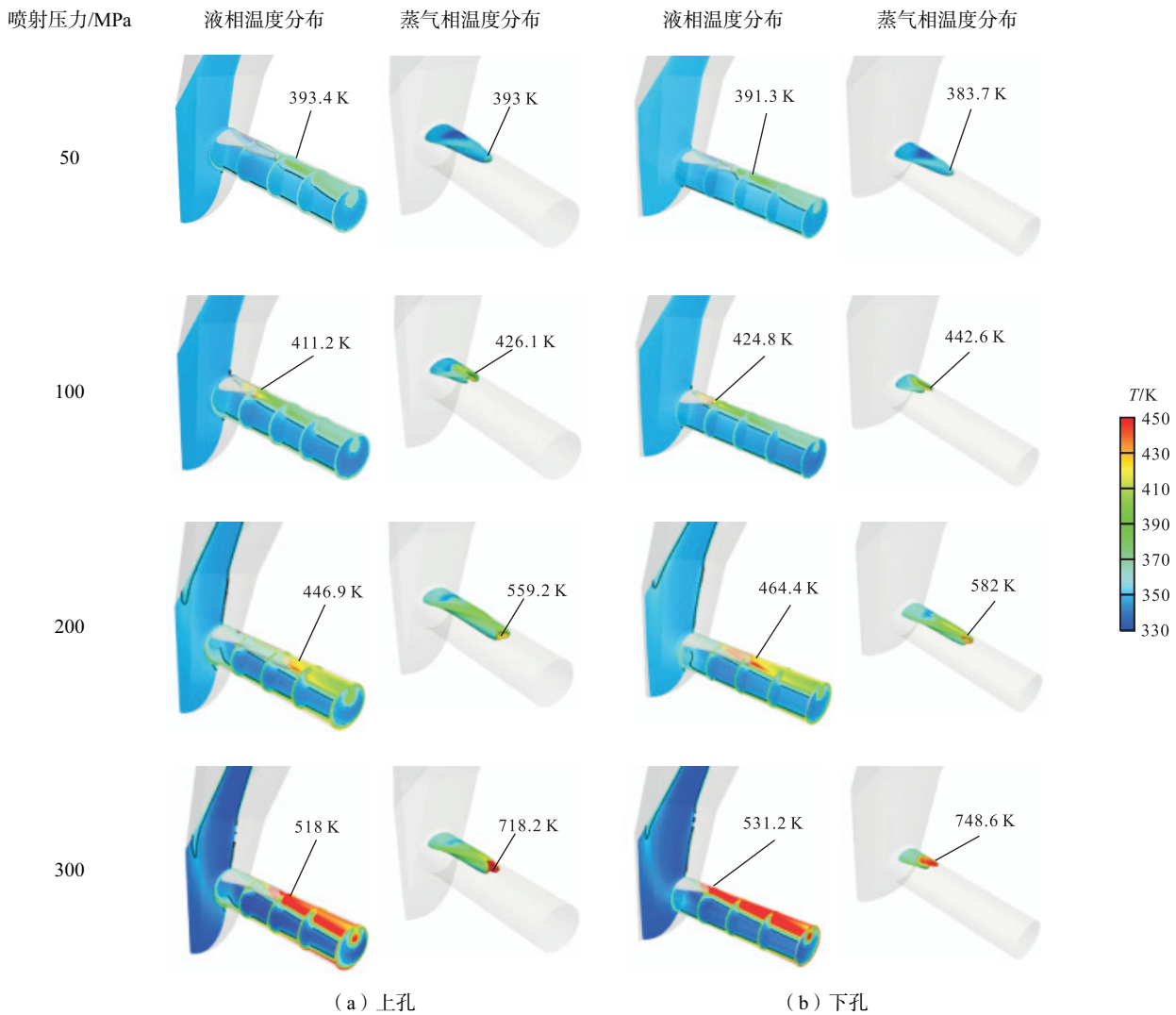


图 6 不同喷射压力下喷嘴内上下孔液相和蒸气相的温度分布

Fig.6 The temperature distribution in the up and down holes at different injection pressures

2.2.2 蒸气相温度分布

图 6 还给出了不同喷射压力下喷嘴内蒸气相的温度分布随时间的变化关系, 蒸气相区域为蒸气体积分数 0.5 的等值面. 蒸气相的局部最高温通常也出现在空化回缩阶段, 与液相的局部最高温度位置基本一致, 即在空化末端发生空化溃灭蒸气相转变回液相时放出热量. 当空化继续向下游发展时, 温度开始降低, 直到最终达到气液相平衡状态, 空化体积和温度达到稳定, 不再发生改变. 随着喷射压力的升高, 蒸气相局部最高温也在增加, 从 50 MPa 压力下的 393 K 上升到 300 MPa 下的 718.2 K, 相比入口初始温度, 分别上升了 43 K 和 368.2 K, 300 MPa 下的温度甚至升高了一倍多. 与液相升温相比, 蒸气相因具有更小的比热容, 从而同样的热量升温会更快, 即温

度变化明显更大.

与上孔相比, 下孔内的空化体积整体相对更小, 空化脉动周期也更短, 因此下孔内的空化发展变化更为丰富, 如图 6 所示. 在同一喷射压力下的同一时刻, 下孔的空化体积更小, 但其温度却比上孔蒸气相温度更高. 而且随着喷射压力的升高, 上下孔之间温度差异更为明显. 下孔内蒸气相的温度从 50 MPa 下的 383.7 K 升高到 300 MPa 下的 748.6 K, 相较入口温度分别升高了 33.7 K 和 398.6 K. 局部高温同样出现在空化回缩阶段, 但其空化末端的气泡溃灭程度明显比上孔的更加剧烈, 因而导致了下孔温度局部最大值高于上孔.

上述结果表明, 蒸气相和液相的局部最高温都出现在空化回缩阶段的同一时刻. 因此, 为清晰显示气

液相局部最高温度之间差异,选取喷射压力 300 MPa 下的两相温度对比,如图 7 所示.结果表明气液两相局部高温差异明显且存在明显间断.

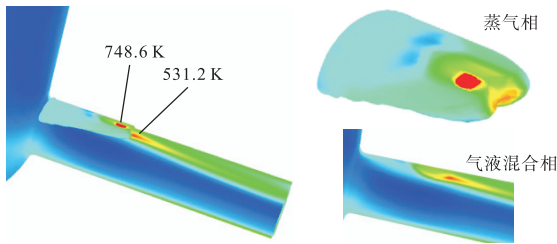


图 7 压力 300 MPa 下喷嘴内的气液两相局部最高温度分布

Fig.7 The local maximum temperature of vapor and liquid phase in the hole at the same time at 300 MPa

当空化达到稳定状态后,孔内的热力学性质也基本稳定,此时孔内燃油气液相达到动态平衡,处于气液相平衡状态.图 8 展示了气液相平衡时空化区域的温度分布,可以发现,相比于图 6 中空化在瞬态发展演变过程中的温度分布,此时的温度明显较低,温度范围从最低 334 K 到最高 410 K,比空化发展过程中的局部最高温下降了 340 K 左右,说明空化溃灭的瞬态温升效应很强.从图中可以看出,随着喷射压力的升高,空化体积呈现出先增长、后降低的趋势,中间压力中会有一个空化体积最大值.在压力 100 MPa 下,空化紧贴壁面处出现一个低于入口温度的过冷区,随着压力的增加,该过冷区逐渐消失.在空化的轴向中心处,随着压力的增加,壁面热效应增强,温度逐渐升高.

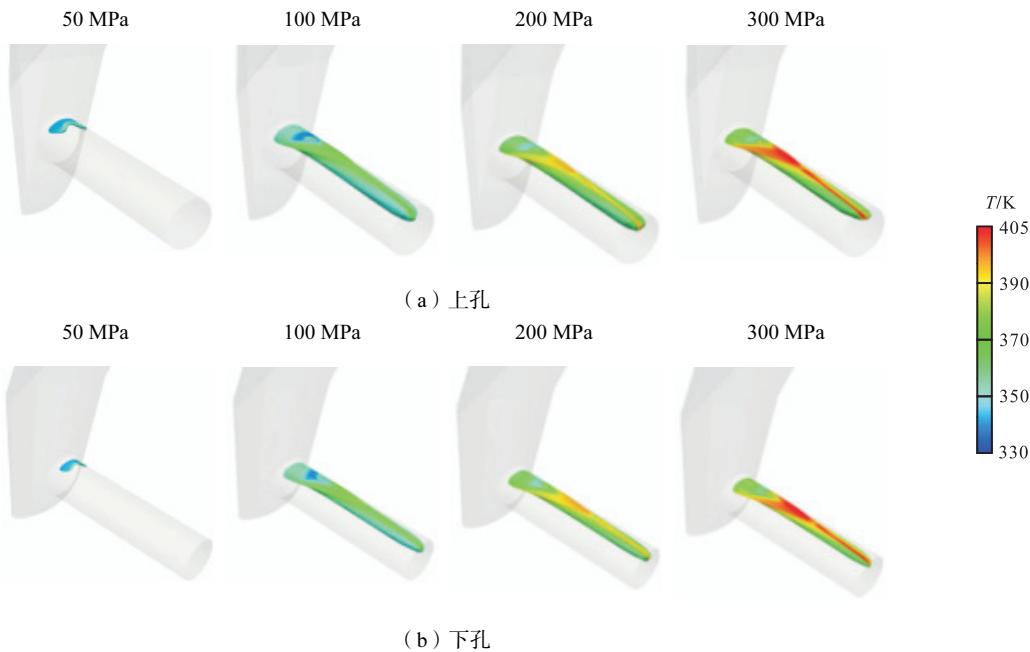


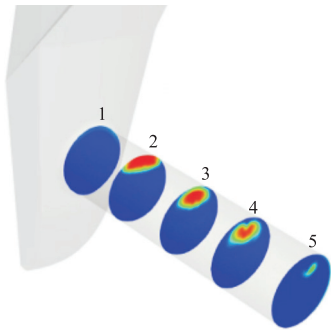
图 8 气液相平衡时不同喷射压力下喷嘴上下孔内蒸气相温度分布

Fig.8 The vapor temperature distribution under different injection pressures at vapor-liquid equilibrium

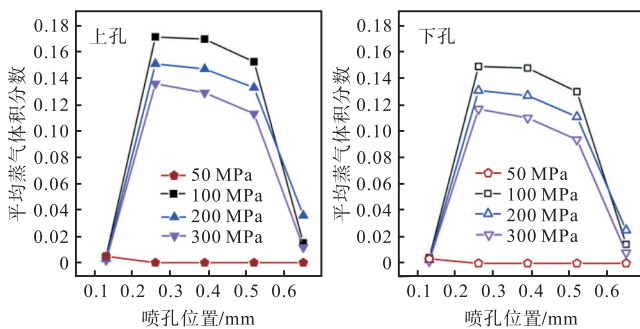
为进一步量化气液相平衡状态下喷嘴上下孔内的蒸气相体积分数,取图 9(a)中沿孔长方向 5 个位置处的喷孔截面,计算每个截面上的平均蒸气相体积分数,绘制了图 9(b)中所示的不同压力下喷嘴上下孔内的蒸气相体积分数随孔长位置的变化曲线图.由于压力 50 MPa 下气液相平衡时的空化体积很小,且空化并未发展到截面 2 至截面 5,因此仅在截面 1 中捕捉到很小的空化区域.从图中可以看出,当喷射压力大于等于 100 MPa 时,同一喷射压力下,孔内空化体积沿着喷孔往出口方向呈现先增加后减小的趋势,其中在截面 2 处空化体积分数最大;而且,上孔的空化体积总是比下孔的要大,因为上孔入口处的压力局部损失更大,导致局部压力下降更严重,空

化更易发生.随着喷射压力的升高(≥ 100 MPa),孔内空化体积逐渐减小;100 MPa 下的平均蒸气相体积分数最大,该压力下空化现象最为明显.

图 10 给出了不同喷射压力下喷孔内的燃油各相温度变化范围,其中青色的方框线表示喷嘴入口的初始温度 350 K,红色柱状表示孔内燃油在整个瞬态发展过程中空化蒸气的温度变化范围,蓝色柱状表示孔内燃油液相的温度变化范围. VLE (vapor-liquid equilibrium) 为气液相平衡状态, T_{VLE} 表示在孔内燃油发展至最终气液相平衡状态时的温度范围,此时孔内燃油的温度、压力、各种物性等均处于一个稳定状态,不再随时间发生改变.从图中可以发现,随着喷射压力的增加,燃油各相的温度均呈现上升趋势.但上升



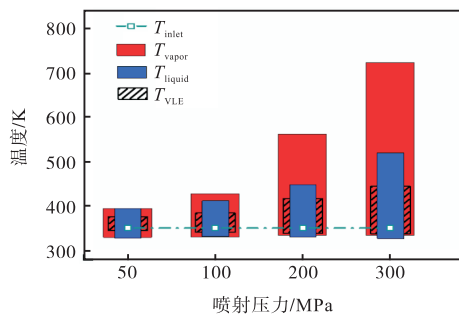
(a) 沿孔长方向的喷孔截面



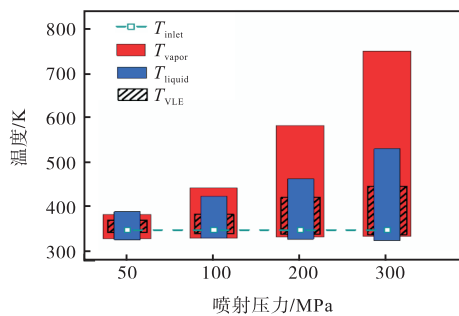
(b) 不同压力下上下孔内的平均蒸气体积分数随孔长位置的变化

图9 气液相平衡时不同喷射压力下喷嘴上下孔内不同位置处的平均蒸气体积分数

Fig.9 The average vapor volume fraction at different positions in the up and down holes under different injection pressures at vapor-liquid equilibrium state



(a) 上孔



(b) 下孔

图10 不同喷射压力下喷嘴上下孔内燃油各相的温度范围
Fig.10 Temperature range of each phase in the up and down holes under different injection pressures

幅度不同,其中蒸气相升温幅度最大,其最高温度可达到 748.6 K;液相次之,最高升温至 531.2 K;气液相平衡最小,最高温仅到 447 K. 同一喷射压力下(除了 50 MPa),蒸气相的温度范围最广,液相次之,气液相平衡时最小. 无论是空化蒸气、液相还是气液平衡相,均表现出一定程度的冷却现象,其中液相温度降低最为明显,最低温度出现 300 MPa 压力下的下孔内,其值为 314.9 K,与入口初始温度相比降低了 35 K 左右. 对比图 10 中的上下孔内燃油各相温度范围可以看出,下孔的燃油蒸气相温度比上孔的高 20 K 左右,而液相温度比上孔高大约 10 K. 而当燃油气液达到相平衡时,上下孔中的温度范围几乎没有差别. 气液相平衡时,燃油温度范围从 50 MPa 压力下的温差 30 K 上升到 300 MPa 下的温差 110 K 左右.

3 结论

本文基于均相平衡流动模型 (HEM), 结合 PC-SAFT 状态方程热力学模型, 数值模拟了某双层喷嘴内的非正常空化流动特性及气液两相的热效应, 结果表明:

(1) 空化形态随着时间的发展呈现空化初生-发展-溃灭-再发展的非正常周期性变化, 上孔的空化体积总是大于下孔, 上下孔的空化体积随喷射压力增加呈现出先增大后减小的趋势, 其中在 100 MPa 下最大.

(2) 随着喷射压力的升高, 孔内燃油各相温度梯度均随之增加, 局部高温区主要分布于壁面处和空化末端, 壁面处的高温是由于黏性摩擦产生的热效应导致, 而空化末端的局部高温是因为空化溃灭产生的巨大热量造成温度的瞬间升高.

(3) 当燃油流经喷孔入口时, 由于液体膨胀, 温度下降, 形成低于初始温度的局部过冷区, 并且随着时间的发展逐渐延伸至整个喷孔中心, 最高温度降幅可达 35 K.

(4) 孔内燃油蒸气相温度分布范围最广, 液相次之, 气液相平衡时最小; 上下孔液相温差可达到 15 K, 由于空化溃灭导致的上下孔蒸气局部温差可达到 30 K.

参考文献:

[1] 中国汽车工程学会. 节能与新能源汽车技术路线图 2.0[Z]. 北京: 机械工业出版社, 2020.
China Society of Automotive Engineers. Energy-Saving and New Energy Vehicle Technology Roadmap 2.0[Z].

- Beijing: China Machine Press, 2020 (in Chinese).
- [2] Zhai Chang, Jin Yu, Wu Qing, et al. Diesel spray and combustion of multi-hole injectors with micro-hole under ultra-high injection pressure – Combustion characteristics[J]. *Fuel*, 2021, 300: 120963.
- [3] Zhao Jianhui, Grekhov L, Yue Pengfei. Limit of fuel injection rate in the common rail system under ultra-high pressures[J]. *International Journal of Automotive Technology*, 2020, 21(3): 649-656.
- [4] Safarov J, Ashurova U, Ahmadov B, et al. Thermophysical properties of diesel fuel over a wide range of temperatures and pressures[J]. *Fuel*, 2018, 216: 870-89.
- [5] Jiang Y, Li H, Hua L, et al. Three-dimensional flow breakup characteristics of a circular jet with different nozzle geometries[J]. *Biosystems Engineering*, 2020, 193: 216-231.
- [6] Bellini R, Rodriguez C, Karathanassis I K, et al. Modeling of wall-bounded cavitating flow and spray mixing in multi-component environments using the PC-SAFT equation of state[J]. *Applications in Energy and Combustion Science*, 2024, 20: 100295.
- [7] Fordjour A, Zhu X, Yuan S, et al. Numerical simulation and experimental study on internal flow characteristic in the dynamic fluidic sprinkler[J]. *Applied Engineering in Agriculture*, 2020, 36(1): 61-70.
- [8] Trummler T, Glatzle M, Doehring A, et al. Thermodynamic modeling for numerical simulations based on the generalized cubic equation of state[J]. *Physics of Fluids*, 2022, 34: 116126.
- [9] Sa B, Klyus O, Markov V, et al. A numerical study of the effect of spiral counter grooves on a needle on flow turbulence in a diesel injector[J]. *Fuel*, 2021, 290: 120013.
- [10] Jafari S, Basir H, Habchi C, et al. Exploring the interaction between phase separation and turbulent fluid dynamics in multi-species supercritical jets using a tabulated real-fluid model[J]. *The Journal of Supercritical Fluids*, 2022, 184: 105557.
- [11] Zhao Jianhui, Guo Nan, Lu Xiangdong, 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.
- [12] Wang Chuqiao, Duan Yuhang, Shen Yuanyuan, et al. Performance of infinite and finite mass transfer model in predicting the thermal cavitating flow within the nozzle under ultra-high pressure[C]// *The 12th International Cavitation Symposium*. Chania, Greece, 2024.
- [13] He Zhixia, Guan Wei, Wang Chuqiao, et al. Assessment of turbulence and cavitation models in prediction of vortex induced cavitating flow in fuel injector nozzles[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2022, 157: 104251.
- [14] Gross J, Sadowski G. Perturbed-chain SAFT: An equation of state based on a perturbation theory for chain molecules[J]. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 2001, 40(4): 244-1260.
- [15] Zhu Chenyang, Liu Xiangyang, He Maogang, et al. Heat capacities of fluids: The performance of various equations of state[J]. *Journal of Chemical and Engineering Data*, 2020, 65(12): 5654-5676.
- [16] Coutier-Delgosha O, Fortes-Patella R, Reboud J L. Evaluation of the turbulence model influence on the numerical simulations of unsteady cavitation[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2003, 125(1): 38-45.
- [17] Wang Chuqiao, Du Wei, Jin Tianyu, et al. Experimental investigation on hydraulic and injection characteristics of PODE and n-dodecane blended fuels including cavitation effects[J]. *Fuel*, 2025, 387: 134336.