气液两相射流凝结传热与压力波动特性研究进展

徐强, 郭烈锦*

西安交通大学动力工程多相流国家重点实验室, 西安 710049

* E-mail: lj-guo@mail.xjtu.edu.cn

收稿日期: 2020-03-11; 接受日期: 2020-07-24; 网络版发表日期: 2020-09-17

国家自然科学基金(批准号: 51888103和51706174)资助项目

摘要 气液两相射流直接接触凝结现象广泛存在于自然界, 在航天液体火箭发动机及能源核电等领域具有重大的应用需求. 气液两相射流凝结过程牵涉冷凝相变、强湍流和界面多尺度等剧烈的瞬态特性, 致使气液界面能质输运与压力波动机制难以准确描述. 本文首先简要回顾了气液两相射流凝结现象在关系国计民生的重要工业过程中的应用, 接着从气液两相射流典型界面过程出发, 重点回顾了射流气羽连续相界面的稳态特征、凝结流型图和射流喷射长度, 介绍了射流凝结流场结构相关的射流速度场与温度场的稳态平均特性, 分析了射流凝结传热系数和数理建模相关的若干进展, 然后综述了射流凝结诱发的压力波动特性方面的研究进展. 最后简要指出存在的问题和面临的挑战, 提出实验与理论研究、数理建模等未来的发展方向.

关键词 气液两相流, 直接接触凝结, 射流, 界面演化, 压力波动

1 引言

气液两相射流直接接触凝结是指气体以一定的速度喷射入与其同种物质的液体中发生凝结. 其具有极高的传热传质速率且方式非常简单, 是工业中冷却大量高温高压气体非常高效、节能、环保的方法, 被广泛应用在许多关系国计民生的重要工业过程中, 如航天工业大推力液体火箭发动机液氧泵间管路、核反应堆电站弛压水池、过程工业与节能工程蒸汽射流泵. 准确地预测喷射汽-液两相流直接接触式凝结传热及管内压力波动特性, 能够提高工业生产的效率, 降低能耗, 对工业设备的设计提供指导, 具有十分重要的学术意义和工程应用价值^[1-3].

发展重型运载火箭是我国实施航天发展战略, 成为航天强国的重要方向之一^[4]. 新一代大推力液氧煤油火箭发动机采用最先进的高压补燃循环系统, 通过喷射少量富氧燃气进入氧泵间管内过冷液氧流中直接接触凝结的方式, 有效提高了火箭运载能力和系统可靠性, 但同时也带来了一系列的科学技术难题与挑战. 一方面, 随着气氧/液氧气液两相界面破碎、聚并和湮灭动态演化, 管内流体中的含气率逐渐变小, 如何保证进入主涡轮泵前流体含气率低于安全水平, 对于防止主泵气蚀非常关键; 另一方面, 界面动态演化诱发产生的声波经管内流体传播会引起发动机动力系统振动, 与箭体结构振动耦合可能诱发火箭纵向振动, 对火箭本身或有效载荷危害极大^[5]. 因此, 针对火箭发动机

引用格式: 徐强, 郭烈锦. 气液两相射流凝结传热与压力波动特性研究进展. 中国科学: 技术科学, 2020, 50: 1274-1287

Xu Q, Guo L J. Review on condensation heat transfer and pressure fluctuation characteristics of gas-liquid two-phase jet flow (in Chinese). Sci Sin Tech, 2020, 50: 1274-1287, doi: 10.1360/SST-2020-0093

液氧泵间管路高流量、大温跨、变工况等极端恶劣环境, 如何揭示气液两相射流凝结传热、界面演化及声波产生与传播特性是防止液体火箭发生纵向振动、提高火箭可靠性亟待解决的瓶颈难题。

在核反应堆电站, 当发生失冷事故或者常规瞬变过程安全阀开启时, 反应堆核心产生的蒸汽将会被直接排入到弛压水池^[6]。蒸汽一方面从上游持续注入水池, 另一方面由于水的冷却作用不断凝结, 最终会在蒸汽-水两相界面达到一个动态平衡。剧烈波动的两相界面会引发池水压力发生震荡波动, 从而给弛压水池管道系统结构施加周期性的压力冲击。当凝结诱发的压力振荡频率低至一定值, 接近或者等于弛压水池系统结构固有频率时, 整个系统将会发生共振。这将对整个弛压管道系统产生恶劣的破坏作用, 还有可能摧毁与之连接的其他热力系统设备。深入探究并掌握蒸汽凝结诱发的热动力学不稳定性及其遵循的内在机理规律, 对于优化喷射器设计以确保反应堆泄压系统结构稳定及安全运行至关重要。

在过程工业直接注蒸汽式加热器中, 高温高压蒸汽通过喷嘴射入过冷水中, 蒸汽迅速凝结并达到加热过冷水的目的。一个典型的工业应用实例是给水加热器^[7], 在电力工业中许多水加热系统已经被成功地广泛使用。利用蒸汽携带的潜热和显热, 将蒸汽直接注入水流具有近乎100%的能量利用效率。高速蒸汽射流具有非常快速的凝结能力, 即使在快速变工况条件下也能够实现瞬时精确的温度控制。蒸汽射流泵利用高速蒸汽射流产生的真空来引射气体、液体或汽液混合物。作为给水系统在许多工业系统中应用广泛, 如汽车、商船及高级核电站^[8]。它通过缩放喷嘴产生的高速蒸汽射流将冷水引射入混合段, 然后蒸汽射流与过冷水发生直接接触凝结。汽液两相间的质量、动量及能量传输影响着热动力过程, 进而决定了设备的引射性能及工作效率。

上述典型工业过程的科学问题是气液两相射流凝结传热及压力波动机理, 对其进行研究具有重要的科学意义与学术价值。蒸汽从喷嘴进入管内过冷水流中发生直接接触凝结换热, 在喷嘴出口形成毫米至厘米级的连续相界面(射流核心单相蒸汽区域的边界); 同时, 连续相界面由于凝结不完全以及动力不稳定性发生破碎, 产生几微米到几毫米不等的弥散气泡群, 在强湍流场中经历变形、破碎、聚并和溃灭等复杂的时

空动态演化过程, 是一个典型的多尺度气液界面过程。过冷水流与蒸汽射流相互作用会诱发多尺度湍流结构, 特别是大尺度涡在两相流场中的生成、运动和湮灭等动态发展过程决定旋涡强度及其分布, 改变射流相界面边界层内流体输运特性进而影响界面演化行为。牵涉冷凝相变的多尺度界面发生破碎、聚并和溃灭引起界面尺寸变化时, 压力瞬变导致界面及附近流体振荡, 是诱发压力波的主要因素。由此可见, 气液两相射流凝结过程是流场、热场和声场等多物理场耦合作用下, 牵涉界面冷凝相变与多尺度演化、强湍流输运和压力波产生的复杂多相能质输运过程, 对其进行研究具有重要的科学意义。因此, 研究射流凝结过程中的基本界面、流动和压力波动现象, 获得多尺度界面演化及诱发压力波动规律, 发展凝结传热基础理论进行科学描述, 也是多相流热物理学科的重要拓展。

2 气液相界面动态时空演化特性

2.1 凝结流型图

2.1.1 蒸汽射流在大空间过冷水池中凝结的流型图

蒸汽射流在过冷水中的直接接触凝结过程主要在气液两相界面进行, 界面是气液相间作用和能质传输的关键部位, 因此研究者们首先对连续相界面的结构类型以及长度特征进行了可视化实验研究。Chan和Lee^[9]首次建立了低蒸汽质量流速($1 < G_s < 175 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)下, 蒸汽射流在过冷水池中的凝结流型图。他们采用高速相机记录汽水界面的流型, 并且将其在以蒸汽质量流速和过冷水温度为横纵坐标的平面上, 系统地分成了几种不同的凝结流型。依据两个标准划分流型, 一是蒸汽区相对喷嘴出口的位置, 二是蒸汽泡脱离的位置。当蒸汽质量流速较高且过冷水温度较低时, 可以观察到振荡锥形气羽, 随着蒸汽质量流速的降低, 出现振荡气泡流型。进一步降低蒸汽质量流速($G_s < 50 \sim 75 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$), 出现间歇凝结, 此时蒸汽间歇性地在喷嘴出口出现。当蒸汽质量流速较高且过冷水温度较高时, 可以观察到椭球形气羽, 随着蒸汽质量流速的进一步降低, 可观察到振荡的椭球气泡。进一步降低蒸汽质量流速($G_s < 50 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$), 出现振荡气泡流型。更进一步, 我们可以将上述凝结流型归纳为三大类, 即间歇凝结、气泡凝结、射流凝结。虽然凝结流型边界的

划分是近似的且受系统参数影响, 然而这些流型基本上说明了低蒸汽质量流速下, 蒸汽射流在过冷水池中的凝结流型类型及其分布情况.

Chun等人^[10]提出了较高范围蒸汽质量流速($G_s < 700 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)下的凝结流型图. 根据动态压力信号与可视化观察, 他们认为一共存在六种不同的凝结流型, 即间歇凝结、间歇转变凝结、凝结振荡、气泡凝结振荡、界面凝结振荡和稳定凝结. 其中, 稳定凝结可以进一步区分为锥形射流凝结和椭球射流凝结. 当过冷水池温度非常高时会出现发散射流凝结. Cho等人^[11]进一步提高蒸汽质量流速($G_s < 1600 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$), 获得了更大范围内的凝结流型图.

Wu等人^[12-16]建立了音速和超音速条件下的三维凝结流型图, 引入了喷嘴进出口压比的影响. 当喷嘴通道为等径或者收缩型线时, 如果蒸汽质量流速足够高在喷嘴出口达到音速, 称为音速蒸汽射流. 他们的研究发现, 音速蒸汽射流的蒸汽气羽形态有四种, 分别为收缩形、膨胀-收缩形、双膨胀-收缩形、双膨胀-发散形. 当喷嘴通道为缩放型线时, 如果蒸汽质量流速足够高在喷嘴出口达到超音速, 称为超音速蒸汽射流. 超音速蒸汽射流的气羽形态除了以上四种外, 还会出现收缩-膨胀-收缩形和收缩-膨胀-发散形.

以上的研究者们所提出的二维凝结流型图能够预测各自特定条件下的凝结流型, 但是不能预测其他不同喷嘴尺寸时的凝结流型. de With等人^[17]建立了三维凝结流型图, 引入了喷嘴尺寸的影响. 他们将凝结流型分成了七种, 即不凝结区、界面凝结振荡、间歇凝结、气泡凝结、锥形射流、椭球射流和发散射流.

2.1.2 蒸汽射流在受限空间管内过冷水流中凝结的流型图

对于蒸汽射流在受限空间管内过冷水中凝结的过程, Xu等人^[18,19]研究了过冷水雷诺数对凝结流型图的影响规律, 其中 $Re_w = 4m_w / \pi D \mu_w$ (m_w 是过冷水质量流量, D 是管道内径, μ_w 是过冷水动力黏度), 如图1所示. 凝结流型图采用凝结驱动力 $B(B = C_{pw} \Delta T_{sub} / h_{fg})$, C_{pw} 是过冷水比热, ΔT_{sub} 是蒸汽与过冷水温差, h_{fg} 是蒸汽与过冷水焓差)和无量纲蒸汽质量流速 $N(N = G_s / G_m)$, G_s 是蒸汽质量流速; 在大气压力和喷嘴出口形成饱和蒸汽的条件下, 当蒸汽速度等于局部声速时的蒸汽质量流速, 定义为标准蒸汽质量流速 $G_m = 275 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$)作为横

图1 (网络版彩图)管内蒸汽射流凝结流型分布图(过冷水雷诺数的影响规律)^[19]

Figure 1 (Color online) Condensation flow regime diagram of steam jet in water flow in pipes (the influence of Reynolds number of subcooled water) ^[19].

纵坐标. 当过冷水温度较低时, 管内水流的凝结能力很强, 射流会在喷嘴出口处收缩, 即使在很高流速时也不发生膨胀. 对于非常低的蒸汽质量流速, 不稳定间歇振荡流型将出现. 随着蒸汽质量流速的增大, 不稳定凝界面振荡流型、稳定锥形、稳定圆柱形顺次出现. 当过冷水温度较高时, 管内水流的凝结能力很弱, 射流会在喷嘴出口处膨胀. 随着蒸汽质量流速的降低, 凝结流型从稳定膨胀形到界面振荡型, 再到不稳定间歇振荡流型. 不同流型之间的转变并不是突然发生的, 而是从一种状态逐渐转变成为另一种状态, 过渡区域的流型兼具相邻流型的特征, 特别是稳定凝结流型内部的划分边界更不明显.

当 Re_w 从16701增大到117893时, 不稳定间歇振荡流型和不稳定界面振荡流型区域逐渐向更高的蒸汽质量流速方向移动. 当过冷水雷诺数逐渐增大时, 管内水流的定常流动速度增大同时湍流运动增强, 射流气羽的尺寸随着雷诺数的增大而逐渐缩小. 因此从不稳定间歇凝结流型向不稳定界面振荡流型, 以及从不稳定界面振荡流型向稳定凝结流型的转变, 需要更高的蒸汽质量流速才能达到.

喷嘴出口压力 P_w 对凝结流型及流型图也会产生显著的规律^[20], 如图2所示. 从间歇振荡向界面振荡转变的蒸汽质量流速 G_s , 随着 P_w 的增大线性增大; 从界面振荡向“稳定或气泡振荡”转变的 G_s , 随着 P_w 的增大线性增大. 将等效临界蒸汽质量流速 $G_{c,throat}$ 定义为 $G_{c,exit} A_{throat} / A_{exit}$, 其中 $G_{c,exit}$ 为喷嘴出口蒸汽质量流速,

图 2 (网络版彩图)管内受限空间射流凝结流型基本特征及流型分布图(喷嘴出口压力 P_w 的影响规律)^[20]

Figure 2 (Color online) Jet flow regimes and their distribution in confined space in pipes (the influence of nozzle outlet pressure P_w) [20].

A_{throat} 为喷嘴喉部面积, A_{exit} 为喷嘴出口面积. 将不同 P_w 的 $G_{c,throat}$ 以倾斜线绘在图中, 倾斜线与实际间歇/界面振荡流型转变线重合. 因此, 可用 $G_{c,throat}$ 区分间歇/界面振荡流型. 将 G_s 用不同 P_w 下的 $G_{c,exit}$ 无量纲化; 间歇/界面振荡流型转变线、界面/“稳定或气泡振荡”流型转变线, 垂直于横坐标 N , 与无量纲 N 不相关. 因此, 可用低压下的凝结流型图预测高压下的凝结流型图, 为实际工业生产与设计中的凝结流型的识别提供有效依据.

基于凝结流型与压力波的强烈相关性, Xu等人^[21,22]提出基于压力波特性的射流凝结流型识别方法, 小波多分辨率分析揭示了时频平面不同尺度特征参数与流型的关联敏感性. 2~5层绝对值平均数和相对能量作为神经网络输入, 整体识别率为94.25%.

2.2 射流喷射长度

射流喷射无量纲长度一般定义为, 纯蒸汽区气羽长度与喷嘴直径的比值. 通过分析蒸汽羽的高速图像可以得出这一特征长度. Kerney等人^[23]假定蒸汽羽为轴对称且表面光滑, 以蒸汽质量流速、过冷水温度和平均输运模量为变量, 将平均输运模量作为一个恒定的数, 根据实验数据得到了第一个预测气羽长度的

经验公式, 见表1所示, 该方程误差仅为11.7%, 但该方程仅适用于无量纲驱动势不小于0.028的音速工况. Weimer等人^[24]利用变密度单流体模型建立了射流喷射长度的理论表达式, 并且考虑了湍流卷吸, 引入了密度比. 在表1中, l 是射流喷射长度的实际值, L 是无量纲射流喷射长度, T_w 是过冷水温度, P_a 是环境压力, P_s 是喷嘴进口蒸汽压力, $G_{m,amb}$ 是喷嘴出口环境压力对应的临界蒸汽质量流速.

此后, 诸多研究者如Chun等人^[10]、Kim等人^[25]在Kerney等人^[23]的基础上针对蒸汽射流在大空间过冷水池中凝结过程, 相继提出了预测无量纲喷射长度的表达式. Wu等人^[15,16]提出了预测音速和超音速蒸汽射流凝结中喷射长度的表达式, 并且认为与蒸汽和周围水的压比有关. Chong等人^[26]基于膨胀波和压缩波理论, 建立了不同喷嘴结构条件下的喷射长度预测模型, 认为不同喷嘴结构的无量纲蒸汽喷射长度存在较大差异, 提出了适用于不同喷嘴结构的喷射长度的通用半经验关联式, 对于400~800 kg m⁻² s⁻¹的蒸汽质量流速和10°C~70°C的水温, 预测误差在±25%以内.

然而对于蒸汽射流在管内流动过冷水中的凝结过程, 过冷水的运动会强化蒸汽-水界面水侧的传热, 而直接接触凝结过程的主要传热阻力在水侧. Xu等人^[28]

表 1 文献中的不同射流喷射长度预测关联式

Table 1 Correlations for prediction of different jet lengths in the literature

文献	无量纲喷射长度($L=l/d_c$)	实验条件
Kerney等人 ^[23]	$L=0.3583B^{-0.8311}(G_s/G_m)^{0.6446}$	$d_c=4.95\text{ mm}$ $G_s=338\sim1240\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=28^\circ\text{C}\sim85^\circ\text{C}$
Weimer等人 ^[24]	$L=17.75B^{-1}(G_s/G_m)^{0.5}(\rho_l/\rho_s)^{0.5}$	$d_c=3.17\text{ mm}$ $G_s=321\sim1136\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=24^\circ\text{C}\sim83^\circ\text{C}$ $\rho_l/\rho_s=3980\sim27700$
Chun等人 ^[10]	$L=0.5923B^{-0.66}(G_s/G_m)^{0.3444}$	$d_c=1.35\text{ mm}$ $G_s=200\sim1488\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=16^\circ\text{C}\sim87^\circ\text{C}$
Kim等人 ^[25]	$L=0.503B^{-0.70127}(G_s/G_m)^{0.47688}$	$d_c=5, 7.1, 10.15, 15.5, 20\text{ mm}$ $G_s=250\sim1188\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=35^\circ\text{C}\sim80^\circ\text{C}$
Wu等人 ^[16]	$L=0.868B^{-0.8}(G_s/G_m)^{0.5}(p_s/p_a)^{0.2}$	$d_c=2.2, 3\text{ mm}$ $G_s=298\sim723\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=25^\circ\text{C}\sim50^\circ\text{C}$
Wu等人 ^[12]	$L=0.1B^{-1.37}(G_s/G_m)^{1.86}$	$d_c=11.2\text{ mm}$ $G_s=225\sim370\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=20^\circ\text{C}\sim50^\circ\text{C}$
Chong等人 ^[26]	$L=0.3866B^{-0.80}(G_s/G_m)^{0.78}$	$d_c=8\text{ mm}$ $G_s=400\sim800\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=10^\circ\text{C}\sim70^\circ\text{C}$
Zong等人 ^[27]	$L=15.2B^{-1.8}(G_s/G_m)^{2.05}Re_w^{-0.58}$	$d_c=8\text{ mm}$ $G_s=200\sim600\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=20^\circ\text{C}\sim60^\circ\text{C}$
Xu等人 ^[28]	$L=0.14Re_w^{-0.100}B^{-1.354}(G_s/G_m)^{1.737}$ $(p_s/p_a)^{-1.415}$	$d_c=3\text{ mm}$ $G_s=0\sim900\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=20^\circ\text{C}\sim70^\circ\text{C}$ $Re_w=8351\sim58946$
Xu等人 ^[31]	$L=-0.6208+3.0317(G_s/G_{m,amb})$	$d_c=3.8\text{ mm}$ $G_s=0\sim800\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=50^\circ\text{C}$
Zare等人 ^[29]	$L=5.44B^{-1.84}(G_s/G_m)^{2.51}Re_w^{-0.5}$	$d_c=7.1\text{ mm}$ $G_s=200\sim540\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=20^\circ\text{C}\sim50^\circ\text{C}$
Chen等人 ^[30]	$L=0.33B^{-1.97}(G_s/G_m)^{2.28}Re_w^{-0.29}$	$d_c=5\text{ mm}$ $G_s=200\sim800\text{ kg m}^{-2}\text{ s}^{-1}$ $T_w=5^\circ\text{C}\sim70^\circ\text{C}$

根据实验数据, 获得了亚音速及音速蒸汽横向射流在管流中凝结的气羽长度经验公式. Xu等人^[31]还发现, 将蒸汽质量流速利用喷嘴出口环境压力对应的临界蒸汽质量流速无量纲($G_s/G_{m,amb}$)后, 喷射长度数据落在一条直线上, 预测公式误差低于5.5%.

3 气液两相湍射流场特性

在评价水动力冲击对液池壁面作用的时候, 如果

能够知道蒸汽射流引发的湍射流场速度和温度分布情况, 对设备的优化和安全运行是非常有益的. 凝结射流产生非常强的湍流漩涡, 可能会破坏流体中的某些粒子. 凝结射流的速度曲线和湍流特性也可以用来发展和验证射流凝结传热数学模型. 许多研究者对凝结射流的湍射流场进行了多方面的研究.

van Wissen等人^[32,33]实验研究了凝结射流在大空间水池中产生的湍流分布. 他们采用粒子速度成像(PIV)技术测量了速度场及液池的混合情况. 为了避免

方形水箱产生二次流, 测试段选用了—个圆柱形水箱, 外面套了一个方形水箱以消除圆形壁面的折射. 蒸汽射流通过一个直径为3 mm的环形喷嘴喷入圆柱水箱. 水面上放置了一个浮网以降低水面的波动. Choo和Song^[34]和Dahikar等人^[35]也使用了PIV技术测量湍射流速度场和液池混合情况. 为了测量湍射流场的温度分布情况, 一些研究者使用了热电偶. 然而温度探针只局限于点位置的测量, 会干扰速度及温度场, 并且热惯性响应较慢. 平面激光诱导测温技术是一种非侵入式测量方法且空间精度较高, Dahikar等人^[35]应用该技术获得了温度场数据.

3.1 速度场特性

Dahikar等人^[35]使用PIV测量技术和基于 $k-\varepsilon$ 与大涡湍流模型的数值模拟方法研究了凝结射流的速度场, 得到了瞬态速度场, 以及喷嘴附近和较大范围内的平均速度场. 湍射流将周围的环境水卷吸入射流内, 产生了一个内循环, 主导整个流场的混合情况. 流场主要受喷嘴出口处竖直向上的流动控制, 因而壁面附近存在一个微弱的竖直向下的对流. Choo和Song^[34]使用PIV技术也得到了类似的实验结果.

van Wissen等人^[32,33]绘制了一个凝结射流流场结构简图. 第一个区域是凝结区, 形状近似一个大蒜. 蒸汽动量在喷嘴附近有一个径向分量, 但是核心液体的卷吸和质量守恒要求蒸汽射流方向迅速向内转向. 紧接着凝结区的是发展区, 该区域为蒸汽水两相混合区, 存在许多气泡. 之后凝结射流就完全转变成了一个充分发展的单相水湍射流. 研究发现, 射流轴向速度与轴向距离的倒数成正比, 并且射流半宽宽度也与轴向距离成正比, 由此得出凝结射流遵循自相似的规律. van Wissen和Song^[32,33]还研究了温度与速度曲线的依赖关系. 与非凝结射流不同, 虚拟点总是位于喷嘴出口以内. 由于快速凝结蒸汽区域缩短, 射流似乎是从喷嘴内的某个点发出的. 液池温度决定了蒸汽区的长度, 因此虚拟点的位置随着水温的升高逐渐向喷嘴出口移动.

Kang和Song^[36,37]发现, 湍射流内部的速度分布可以用单相射流理论预测. 但是由于凝结现象, 最大轴向速度并不能很容易地得到. 他们给出了中心轴线速度 U_c 的预测公式:

$$U_c = 0.948 \frac{d_e U_0}{r_{0.5}} \sqrt{\frac{\rho_s}{\rho_l}}, \quad (1)$$

式中, U_0 是射流初始速度(m s^{-1}); d_e 是喷嘴直径(m); $r_{0.5}$ 是射流半宽宽度(m); ρ_s 是射流密度(kg m^{-3}); ρ_l 是环境流体密度(kg m^{-3}). 一般来说, 射流半宽宽度依赖于距离喷嘴的轴向距离, 然而凝结射流可能会随着蒸汽质量流速和过冷水温度的变化而变化. 他们提出了如下的射流半宽宽度 $r_{0.5}$ 关联式:

$$r_{0.5} = 0.11(x - l) + 0.3d_e, \quad (2)$$

式中, x 是空间点与喷嘴的轴向距离(m); l 是射流喷射长度(m).

Choo和Song^[34]研究也发现, 凝结射流速度分布遵循自相似的规律. 他们获得了特征参数随蒸汽质量流速和过冷水温度的关系. 中心轴线速度衰减系数随着蒸汽质量流速的增大而增大. Kim和Youn^[38]将他们测量得到的凝结射流速度分布与单相射流理论进行对比, 发现速度曲线与理论曲线符合得很好. Dahikar等人^[35]将他们测量得到的凝结射流速度分布与单相射流理论进行对比, 发现凝结射流的速度曲线与单相射流曲线非常相似.

应用PIV设备, Xu等人^[39]对管内横流蒸汽射流凝结速度场特性进行了系统研究. 采用移动黑板遮盖喷嘴出口附近蒸汽核心区域的方法, 解决了这一区域反光严重损害CCD相机的拍照技术难题. 通过速度场云图和流线图, 揭示了射流动量通量比、射流雷诺数和过冷水温度对速度场的影响规律. 获得了由局部最大速度确定的指数形式的中心轨迹线方程; 引入 Re_w 数和射流动量通量比 J , 建立了射流中心线轨迹的预测公式, 预测值在实验测量值的30%以内.

3.2 温度场特性

Kim等人^[25]使用一个安装在微动设备上的热电偶测量了射流凝结的温度分布. 对于椭球形射流, 在喷嘴附近区域中心轴线温度先快速降低然后逐渐上升, 且不受环境温度影响; 径向温度从中心轴线向外围环境先增大后减小. 在距离喷嘴出口较远的地方, 温度逐渐减小且依赖液池温度. 剧烈的温度变化表明温度分布受膨胀和压缩波的影响. 然而, 在锥形射流中, 中心轴线温度的变化相对较为缓和, 温度的变化幅度也较低; 径向温度从中心轴线向外围环境先增大后减小.

Wu等人^[12~16]制作了一个具有21个热电偶的移动测试块状单元, 获得了音速和超音速蒸汽喷射条件下的温度场分布. 中心轴线上的温度分布受蒸汽质量流速和液池温度影响, 温度分布曲线形状主要受蒸汽质量流速影响. 不同类型的蒸气羽形状对应不同的温度曲线形状, 主要是由膨胀和压缩波引起的. 发现射流径向温度分布符合自相似的规律, 预测的温度分布曲线与实验数据吻合得很好.

Dahikar等人^[35]采用平面激光诱导荧光(PLIF)和大涡模拟(LES)方法得到了瞬态温度场. 在流场中可以明显看到一个涡环结构, 蒸汽射流与环境液体的混合程度决定了温度的分布状况.

Kang和Song^[37]、Song等人^[40]和Kim等人^[25]研究发现, 射流内部温度分布可以用单相射流理论预测. 然而对于凝结射流, 最大中心轴线温度分布不能通过理论方法得到. 他们提出了如下的关联式预测中心轴线温度 T_m 的分布:

$$T_m(x-l)/T_\infty = e^{-\gamma_c[0.36(x-l) + 1.8d_c]}, \quad (3)$$

式中, T_∞ 是环境流体温度(°C); y_c 是中心线轴向坐标(m).

4 凝结传热系数与数理建模

4.1 传热系数

传热系数一般用于表达直接接触凝结过程的传热

能力. 对于蒸汽射流在静止过冷水池的直接接触凝结过程, 文献中已经建立了许多汽液两相界面附近水侧的半经验的平均传热系数关联式(表2). 在表2中, A_0 是喷嘴的横截面积, m 是蒸汽质量流速, A_c 是射流气羽界面面积. 平均传热系数一般随着蒸汽质量流速和过冷度的增大而增大, 量级为 $0.1 \sim 10 \text{ MW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$. 直接接触凝结的传热阻力主要在水侧, 以此为依据文献中提出了三种不同的模型来建立半经验的传热系数关联式, 分别为湍流强度引起的界面输运、表面更新引起的界面输运和剪切应力引起的界面输运^[42]. 对于蒸汽射流在静止水中的凝结过程, 蒸汽高速凝结引起界面水侧产生大量的小涡, 显著提高了传热传质效率.

对于亚音速及音速条件下的换热系数预测公式, 可采用Kim等人^[25]提出的关系式计算. 对于超音速蒸汽射流在大空间过冷水池直接接触凝结的换热系数预测公式, 可采用Wu等人^[16]提出的关系式计算.

然而, 对于蒸汽射流在流动水中凝结的情况, 一方面流动水的湍流运动会产生更多的涡, 另一方面过冷水持续从两相界面流过保持界面水侧维持在低温状态, 这两方面都有助于强化水侧传热, 最终会导致其传热系数大于静止水中的情况. Xu等人^[18]系统研究了汽水参数对管内蒸汽射流凝结换热系数的影响规律, 研究发现, 换热系数随着过冷水雷诺数的增大呈增大趋势, 随着蒸汽质量流速的增大呈减小趋势. 他们提出了凝结传热系数和努塞尔数预测方法, 预测值与实验

表2 文献中的传热系数预测公式

Table 2 Formulas for prediction of heat transfer coefficients in the literature

文献	换热系数关联式(h_{av}) ($\text{MW m}^{-2} \text{ K}^{-1}$)	工况条件
Simpson和Chan ^[41]	$h_{av}=(mh_{fg}A_0)/(\Delta T A_{int})$	$d_c=2, 4, 6 \text{ mm}$ $G_s=200 \sim 800 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ $T_w=20^\circ\text{C} \sim 75^\circ\text{C}$
Chun等人 ^[10]	$h_{av}=1.36C_{pw}G_mB^{0.04}(G_s/G_m)^{0.37}$	$d_c=1.35 \sim 10.85 \text{ mm}$ $G_s=200 \sim 1488 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ $T_w=16^\circ\text{C} \sim 87^\circ\text{C}$
Kim等人 ^[25]	$h_{av}=1.45C_{pw}B^{0.036}(G_s/G_m)^{0.133}$	$d_c=5, 7.1, 10.15, 15.5, 20 \text{ mm}$ $G_s=250 \sim 1188 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ $T_w=35^\circ\text{C} \sim 80^\circ\text{C}$
Wu等人 ^[16]	$h_{av}=0.576C_{pw}G_sB^{-0.4}(p_w/p_s)^{0.2}$	$d_c=2.2, 3 \text{ mm}$ $G_s=298 \sim 723 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ $T_w=25^\circ\text{C} \sim 50^\circ\text{C}$
Xu等人 ^[18]	$h_{av} = \begin{cases} 0.61C_{pw}G_mB^{0.59}N^{-0.58}Re_w^{0.30}, & 2456 < Re_w \leq 29473 \\ 7.21 \times 10^{-5}C_{pw}G_mB^{0.35}N^{-0.55}Re_w^{1.10}, & 29473 < Re_w < 117893 \end{cases}$	$d_c=8 \text{ mm}$ $G_s=151 \sim 500 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ $T_w=20^\circ\text{C} \sim 70^\circ\text{C}$ $Re_w=2456 \sim 117893$

值的误差低于20%和25%.

4.2 数理建模与数值模拟

蒸汽射流在过冷水中凝结传热过程的数值模拟, 已有研究大多采用双流体模型^[43~49], 也有少量研究采用流体体积(VOF)模型^[50,51]. 双流体模型将气液两相划分为连续气相与连续液相, 针对不同流体分别给出质量、动量和能量守恒方程. 采用经过平均的方程及欧拉方法求解, 对网格的要求不高且计算量较低, 是工业尺度下对气液两相流进行模拟最实用的方法. 但是守恒方程不封闭, 且封闭关系依赖流动状态及气液两相流型, 不同流型下的封闭关系可能不同, 给实际问题的准确求解带来了困难. 采用双流体模型可以获得气液两相的体积相分布, 捕捉射流气羽的形态, 获得流场中速度、温度以及压力等信息. VOF模型能够精确捕捉蒸汽射流气羽相界面, 同样可以获得流场中速度、温度以及压力等信息. 但是VOF模型对网格要求较高导致计算负担较重, 并且对气液两相过渡区也无法描述.

一般采用热相变模型计算气液相界面之间的冷凝相变传热传质^[43~49]. 从界面传递到水侧的总热流密度为

$$Q_w = h_w(T_{\text{sat}} - T_w) + m_{ij}H_{\text{sat}}^w; \quad (4)$$

从界面传递到水蒸气侧的总热流密度为

$$Q_s = h_s(T_{\text{sat}} - T_s) + m_{ij}H_{\text{sat}}^s, \quad (5)$$

式中, h_w 是水侧换热系数($\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$); T_{sat} 是界面饱和温度($^{\circ}\text{C}$); T_w 是水侧温度($^{\circ}\text{C}$); m_{ij} 是从液相传递到气相的质量(kg); H_{sat}^w 是由于相变而从界面进入水相的焓值(J); h_s 是水蒸气侧换热系数($\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$); T_s 是水蒸气侧温度($^{\circ}\text{C}$); H_{sat}^s 是由于相变而从水蒸气相进入界面的焓值(J). 由界面处单位面积总热量平衡就能得到界面的质量通量:

$$Q_w + Q_s = 0. \quad (6)$$

可以确定界面处单位面积传输的质量流量为

$$m_{ij} = \frac{h_w(T_{\text{sat}} - T_w)}{H_{\text{sat}}^s - H_{\text{sat}}^w}. \quad (7)$$

Tian课题组^[43~45]采用双流体模型对含不凝结气体

的蒸汽在过冷水中的凝结现象进行了计算流体动力学(CFD)研究, 提出了一种气体体积分数预测修正方法, 除喷嘴出口附近外, 可以较好地预测体积分数分布. 但是, 仍然需要改进模型以提高喷嘴出口附近体积分数的预测精度.

部分学者利用数值模拟方法研究了喷嘴结构对蒸汽射流凝结过程的影响规律. Zhou等人^[46]基于双流体模型通过改变喷嘴出口直径, 研究了喷嘴压比对于超音速蒸汽射流凝结过程的气羽形状影响. 随着压比的降低, 气羽长度不断减小, 在喷嘴的缩放段蒸汽膨胀得越来越充分; 气羽内部膨胀波与压缩波的强度及数量的差异是引起气羽形状改变的主要原因.

Wang等人^[47,48]基于双流体模型研究了双孔喷嘴蒸汽射流凝结过程中 D_c/d_c (两喷嘴中心线距离/喷嘴直径)对气羽形状的影响. 发现当 l/d_c 从1.2增加到2.5, 两个蒸汽羽从一个蒸汽羽变为独立的两个气羽; 在 $D_c/d_c=1.2\sim 2.0$ 范围, 气羽长度随着 D_c/d_c 的增大而减小; 在 $D_c/d_c=2.0\sim 2.5$ 范围内气羽长度基本不变.

少数学者采用VOF和LES耦合的方法对蒸汽射流在水池中直接接触冷凝过程进行研究^[50,51], 发现轴向温度随管道出口中心线轴向速度的减小而升高, 压力振荡主要受蒸汽速度的影响.

5 凝结诱导的压力波动特性

5.1 蒸汽射流在大空间液池中凝结诱发的压力波动频率特性

蒸汽射流在过冷水中凝结时, 会产生一定频率和强度的压力波动. 当凝结压力波的频率和系统结构设备的固有频率接近时, 会对系统的安全运行产生极大的危害. 蒸汽射流在大空间水池中直接接触凝结所诱导的压力波主要受蒸汽质量流速和凝结驱动势影响.

Simpson和Chan^[41]证实了凝结压力波主频正比于水的过冷度, 反比于喷嘴尺寸, 并提出如表3所示的主频预测关联式, 其中 f 是凝结压力波主频(Hz), V_s 是蒸汽出口速度(m s^{-1}), St 是斯特努哈尔数, Ja 是雅可比数, Re_s 是蒸汽雷诺数, ρ_s 和 ρ_w 分别是饱和蒸汽与过冷水的密度(kg m^{-3}).

Youn等人^[52]实验研究了低质量流量下蒸汽在过冷水池中凝结所产生的压力波动特性. 在蒸汽流速很低时产生低频的大幅压力波; 压力波频率受过冷水温

度影响很小, 随着蒸汽流速的增大而生高; 蒸汽流速超过某一临界值时, 压力波频率突然增大, 小喷嘴直径的临界值较小. Hong等人^[53]和Qiu等人^[54~56]研究了较高蒸汽质量流速下单孔射流的压力波主频率随汽水参数的变化规律. 研究发现蒸汽质量流速小于 $300 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ 时, 压力波主频与蒸汽质量流速正相关, 当蒸汽质量流速小于 $300 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ 时, 压力波主频与蒸汽质量流速负相关; 压力振荡的主频随着水温的升高而减小. 较低(第一)主频是射流气羽的周期性振荡引起的, 较高(第二)主频是由大的蒸汽泡的产生与破碎引起的. Qiu^[55]等给出了的第二主频预测公式, Re_s 是蒸汽雷诺数; We 是韦伯数(表3).

Park等人^[57]实验研究了蒸汽通过多孔混合器喷射入过冷水池中凝结压力波动频谱特性. 压力波主频随着过冷水温度的升高而升高, 水温 60°C 时达到最大值, 之后迅速降低, 并给出了压力波主频率预测公式, 见表3.

Zhao等人^[58]实验研究了蒸汽通过两个或三个喷嘴喷射入过冷水池中凝结压力波动频谱特性. 发现对于三个喷嘴, 增加蒸汽的质量流速, 其主频始终有一个峰值. 并且随着温度的升高, 主频率会降低. 孔距和孔数也会影响主频, 随着孔距增加, 主频也随之增加, 但随着孔数增加, 主频会降低. 并提出了压力波主频率

预测公式(表3).

Li等人^[59]和Zhao等人^[60]研究了不凝结气体对蒸汽射流凝结压力波动的影响. 在实验中发现, 对于空气-蒸汽混合气体射流, 水温和蒸汽质量流速对压力波动特性的影响与纯蒸汽射流相同. 随着空气质量分数的增加, 压力波动主频迅速减小. 然而, 空气质量分数对压力波动强度有着复杂的影响. 随着空气质量分数的增加, 压力波动强度先迅速增大, 然后缓慢减小, 然后缓慢增大. Li等人^[59]还建立了压力振荡主频的预测关联式, 见表3.

5.2 蒸汽射流在管内过冷水流中凝结诱发的压力波动频率特性

Xu等人^[61,62]系统研究了四种典型凝结流型下的压力波动随时间变化特性及流型转变时的压力波概率密度分布特性, 揭示了不同汽水参数及流动形式对压力波动的强度特性及主频率特性的影响规律. 压力波在不稳定间歇振荡流型下呈现低频大幅振荡特征, 在不稳定界面振荡流型下呈现较高强度的近似正弦振荡特征. 在流动水中压力波的主频率明显小于其在静止水中的值. 小波时频分解发现频带 $f=125\sim 250 \text{ Hz}$ 集中了凝结压力波的主要特征信息. 通过引入 Re_w 数、无量纲蒸汽质量流速和凝结驱动势, 提出了管内射流凝

表3 蒸汽射流凝结压力波主频率预测关联式

Table 3 Correlations for dominant frequency of pressure fluctuations of steam jet condensation in subcooled water

文献	压力波主频率关联式	工况条件
Simpson和Chan ^[41]	$St=0.011Ja^{0.72}Re_s^{0.25}$ $St=(\rho_w f d_c)/(\rho_s V_s)$	单孔喷射压力波主频, $77 < Ja < 260$ $2.3E^6 < Re_s < 1.7E^7$
Qiu等人 ^[55]	$St=2.2 \times 10^{-6} Ja^{0.94} Re_s^{3.19}$ $\times We^{-2.92}$	单孔喷射压力波第二主频, $d_c=8 \text{ mm}$; $G_s=186\sim 865 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$; $T_w=20^\circ\text{C}\sim 70^\circ\text{C}$;
Park等人 ^[57]	$St=1.74 \times 10^{-3} Ja^{1.093} Re_s^{0.891}$ $\times We^{-0.827} I^{0.298}$	多孔喷射器, I 是喷射器形状因子; $G_s=100\sim 550 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$; $T_w=20^\circ\text{C}\sim 95^\circ\text{C}$;
Zhao等人 ^[58]	$St=4.23 \times 10^{-5} Ja^{1.093} Re_s^{1.19}$ $\times We^{-1.14} I^{0.16} S^{-0.45}$	两个或三个喷嘴, 形状因子 $I=1.2, 2.0$; $d_c=8 \text{ mm}$; $G_s=150\sim 600 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$; $T_w=20^\circ\text{C}\sim 65^\circ\text{C}$;
Li等人 ^[59]	$St=7.66 \times 10^{-3} Ja^{0.7967} Re_s^{0.08812}$ $\times Ma^{-0.9218} Wa^{-0.3476}$	蒸汽中含有不凝结性气体; 空气质量分数 $Wa=0.01\sim 0.09$; $d_c=32 \text{ mm}$; $G_s=100\sim 200 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$; $T_w=25^\circ\text{C}\sim 60^\circ\text{C}$;

结压力波主频的预测公式, 预测值在实验测量值20%以内.

$$St = 8.10B^{0.52}N^{-1.00}Re_w^{0.06}. \quad (8)$$

Xu等人^[63,64]定量研究了气液界面演化与压力波动的相关性(图3). 定量比较发现, 界面径向及轴向波动与压力波动相关性很高; 在界面振荡区域, 随着蒸汽质量流速的增大, 压力波动标准差逐渐快速增长至局部最大值, 然后又迅速衰减至局部最小值. 在稳定凝结区域, 几乎不随蒸汽质量流速变化. 此外, 比较了典型亚音速、跨音速和超音速工作条件下的功率谱密度, 频域分析发现, 界面径向及轴向波动与压力波动高度相关.

6 结论与展望

气液两相射流凝结传热与压力波动特性经过近50年的持续研究, 已经取得了巨大的进步, 特别是在航天大推力液体火箭液氧泵间管路、核反应堆弛压水池等工程设计方面发挥了重要作用, 但由于气液两相射流凝结具有相变、强湍流和界面多尺度等剧烈的瞬态特性, 目前对气液界面能质输运与压力波及声波产生机制仍然存在比较大的争议. 尽管如此, 随着气液界面与湍流流场先进可视化测试技术、高精度数值模拟方法等方面的快速发展, 未来一段时期有望在以下五个方面取得进展.

(1) 已有研究主要关注气液两相射流凝结过程中的射流气羽连续相界面的稳态特征及其类型分布. 需要进一步对射流气羽的瞬态时空演化特征进行系统深入研究, 揭示由于凝结不完全以及动力不稳定导致连续相界面破碎的传热和流动控制机理.

(2) 射流气羽破碎产生的尾迹气泡群的尺寸分布跨越多个数量级, 气泡群的破碎、融合、溃灭等时空演化过程极其复杂多变. 需要发展先进的相界面可视化测量方法, 如高分辨率高速摄像机、全息摄像仪、电容层析成像, 获得定量的界面演化信息.

(3) 目前以双流体模型为基础框架的气液两相射流凝结模拟方法, 由于模型本身的限制, 只能模拟射

图3 (网络版彩图)气液界面演化与压力波动的相关性^[64]

Figure 3 (Color online) Correlation between the evolution of the gas-liquid interface and pressure fluctuations ^[64].

流气羽连续相界面的时空演化特征, 无法得到射流气羽破碎过程以及之后的气泡群的尺寸分布及其破碎、融合、溃灭过程. 因此需要构建能够模拟射流气羽破碎及其尾迹气泡群融合、溃灭全流程的多相流数值模拟方法.

(4) 目前对射流凝结湍流结构的研究主要集中在射流速度场与温度场的稳态平均特性. 需要进一步研究旋涡特别是大尺度涡在两相流场中的生成、运动和湮灭等动态发展过程, 探究旋涡结构对相界面边界层内流体输运特性的影响规律, 揭示旋涡结构对相界面动态演化行为的影响机制.

(5) 目前, 对压力波的研究主要集中在压力波的幅值和频率特性. 需要进一步揭示气液相界面、射流气核内部与液相边界层内的湍流拟序结构等时空动态演变诱发压力波及声波的物理机制, 解析多因素诱发的压力波及声波现象中各个因素的影响程度, 发展调控压力波与声波特性的新方法.

致谢 本文在王欣宇、储小娜、聂腾飞、周浩祖、王浩存、朱永帅、卢旭旻等研究生的通力协助下得以顺利完成, 在此深表谢忱.

参考文献

- 1 Guo L J. Two-Phase and Multiphase Flow Mechanics (in Chinese). Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2002 [郭烈锦. 两相及多相流动力学. 西安: 西安交通大学出版社, 2002]
- 2 Chen X J, Chen L X, Zhou F D. Fundamental of Gas-liquid Two-phase Flow and Heat Transfer (in Chinese). Beijing: Science Press, 1995 [陈学俊, 陈立勋, 周芳德. 气液两相流与传热基础. 北京: 科学出版社, 1995]
- 3 Lin Z H, Guo L J, Chen T K, et al. Research on the Basic Theory and Technology of Thermal Physics of Multiphase Flow in Energy and Power (in Chinese). Beijing: China Electric Power Press, 2009 [林宗虎, 郭烈锦, 陈听宽, 等. 能源动力中多相流热物理基础理论与技术研究. 北京: 中国电力出版社, 2009]
- 4 The State Council Information Office. China's Space Activities in 2016 (White Book). 2016 [国务院新闻办公室. 2016中国的航天(白皮书). 2016]
- 5 Wang X J, Yu Z W, Zhang B, et al. Progress of POGO suppression technology of launch vehicles at home and abroad (in Chinese). Sci Sin Tech, 2014, 44: 492–503 [王小军, 于子文, 张兵, 等. 国内外运载火箭POGO抑制技术研究进展. 中国科学: 技术科学, 2014, 44: 492–503]
- 6 Wang W W, Su G H, Qiu S Z, et al. Thermal hydraulic phenomena related to small break LOCAs in AP1000. *Prog Nucl Energy*, 2011, 53: 407–419
- 7 Gupta M K, Kaushik S C. Exergy analysis and investigation for various feed water heaters of direct steam generation solar-thermal power plant. *Renew Energy*, 2010, 35: 1228–1235
- 8 Shah A, Chughtai I R, Inayat M H. Experimental and numerical investigation of the effect of mixing section length on direct-contact condensation in steam jet pump. *Int J Heat Mass Transfer*, 2014, 72: 430–439
- 9 Chan C K, Lee C K B. A regime map for direct contact condensation. *Int J Multiphase Flow*, 1982, 8: 11–20
- 10 Chun M H, Kim Y S, Park J W. An investigation of direct condensation of steam jet in subcooled water. *Int Commun Heat Mass Transfer*, 1996, 23: 947–958
- 11 Cho S, Song C H, Park C K, et al. Experimental study on dynamic pressure pulse in direct contact condensation of steam jets discharging into subcooled water. In: 1st Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS98). Pusan, 1998. 291–298
- 12 Wu X Z, Yan J J, Li W J, et al. Experimental investigation of over-expanded supersonic steam jet submerged in quiescent water. *Exp Thermal Fluid Sci*, 2010, 34: 10–19
- 13 Yan J J, Wu X Z, Chong D T. Experimental study on pressure and temperature distributions for low mass flux steam jet in subcooled water. *Sci China Ser E-Tech Sci*, 2009, 52: 1493–1501
- 14 Wu X Z, Yan J J, Pan D D, et al. Condensation regime diagram for supersonic/sonic steam jet in subcooled water. *Nucl Eng Des*, 2009, 239: 3142–3150
- 15 Wu X Z, Yan J J, Li W J, et al. Experimental study on sonic steam jet condensation in quiescent subcooled water. *Chem Eng Sci*, 2009, 64: 5002–5012
- 16 Wu X Z, Yan J J, Shao S F, et al. Experimental study on the condensation of supersonic steam jet submerged in quiescent subcooled water: Steam plume shape and heat transfer. *Int J Multiphase Flow*, 2007, 33: 1296–1307
- 17 de With A P, Calay R K, de With G. Three-dimensional condensation regime diagram for direct contact condensation of steam injected into water. *Int J Heat Mass Transfer*, 2007, 50: 1762–1770
- 18 Xu Q, Guo L, Zou S, et al. Experimental study on direct contact condensation of stable steam jet in water flow in a vertical pipe. *Int J Heat Mass Transfer*, 2013, 66: 808–817
- 19 Xu Q, Guo L. Direct contact condensation of steam jet in crossflow of water in a vertical pipe. Experimental investigation on condensation regime diagram and jet penetration length. *Int J Heat Mass Transfer*, 2016, 94: 528–538
- 20 Xu Q, Ye S, Chen Y, et al. Condensation regime diagram for supersonic and subsonic steam jet condensation in water flow in a vertical pipe. *Appl Thermal Eng*, 2018, 130: 62–73
- 21 Xu Q, Ye S, Liu W, et al. Intelligent identification of steam jet condensation regime in water pipe flow system by wavelet multiresolution analysis of pressure oscillation and artificial neural network. *Appl Thermal Eng*, 2019, 147: 1047–1058
- 22 Xu Q, Guo L. Recognition of steam jet condensation regime in water pipe flow system by statistical features of pressure oscillation. *Appl*

[Thermal Eng](#), 2017, 117: 213–224

- 23 Kerney P J, Faeth G M, Olson D R. Penetration characteristics of a submerged steam jet. [AIChE J](#), 1972, 18: 548–553
- 24 Weimer J C, Faeth G M, Olson D R. Penetration of vapor jets submerged in subcooled liquids. [AIChE J](#), 1973, 19: 552–558
- 25 Kim H Y, Bae Y Y, Song C H, et al. Experimental study on stable steam condensation in a quenching tank. [Int J Energy Res](#), 2001, 25: 239–252
- 26 Chong D, Zhao Q, Yuan F, et al. Research on the steam jet length with different nozzle structures. [Exp Thermal Fluid Sci](#), 2015, 64: 134–141
- 27 Zong X, Liu J, Yang X, et al. Experimental study on the direct contact condensation of steam jet in subcooled water flow in a rectangular mix chamber. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2015, 80: 448–457
- 28 Xu Q, Guo L, Chang L. Interfacial characteristics of steam jet condensation in crossflow of water in a vertical pipe. [Appl Thermal Eng](#), 2017, 113: 1266–1276
- 29 Zare S, Jamalkhoo M H, Passandideh-Fard M. Experimental study of direct contact condensation of steam jet in water flow in a vertical pipe with square cross section. [Int J Multiphase Flow](#), 2018, 104: 74–88
- 30 Chen X, Tian M, Zhang G, et al. Visualization study on direct contact condensation characteristics of sonic steam jet in subcooled water flow in a restricted channel. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2019, 145: 118761
- 31 Xu Q, Li W, Chang Y, et al. A quantification of penetration length of steam jet condensation in turbulent water flow in a vertical pipe. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2020, 146: 118818
- 32 van Wissen R J E, Schreel K R A M, van der Geld C W M. Particle image velocimetry measurements of a steam-driven confined turbulent water jet. [J Fluid Mech](#), 2005, 530: 353–368
- 33 van Wissen R J E, Schreel K R A M, van der Geld C W M, et al. Turbulence production by a steam-driven jet in a water vessel. [Int J Heat Fluid Flow](#), 2004, 25: 173–179
- 34 Choo Y J, Song C H. PIV measurements of turbulent jet and pool mixing produced by a steam jet discharge in a subcooled water pool. [Nucl Eng Des](#), 2010, 240: 2215–2224
- 35 Dahikar S K, Sathe M J, Joshi J B. Investigation of flow and temperature patterns in direct contact condensation using PIV, PLIF and CFD. [Chem Eng Sci](#), 2010, 65: 4606–4620
- 36 Kang H S, Song C H. CFD analysis of a turbulent jet behavior induced by a steam jet discharge through a single hole in a subcooled water tank. [Nucl Eng Des](#), 2010, 240: 2160–2168
- 37 Kang H S, Song C H. CFD analysis for thermal mixing in a subcooled water tank under a high steam mass flux discharge condition. [Nucl Eng Des](#), 2008, 238: 492–501
- 38 Kim Y S, Youn Y J. Experimental study of turbulent jet induced by steam jet condensation through a hole in a water tank. [Int Commun Heat Mass Transfer](#), 2008, 35: 21–29
- 39 Xu Q, Guo L, Chang L, et al. Velocity field characteristics of the turbulent jet induced by direct contact condensation of steam jet in crossflow of water in a vertical pipe. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2016, 103: 305–318
- 40 Song C H, Cho S, Kang H S. Steam jet condensation in a pool: from fundamental understanding to engineering scale analysis. [J Heat Transfer](#), 2012, 134: 031004
- 41 Simpson M E, Chan C K. Hydrodynamics of a subsonic vapor jet in subcooled liquid. [J Heat Transfer](#), 1982, 104: 271–278
- 42 Kim Y S, Park J W, Song C H. Investigation of the steam-water direct contact condensation heat transfer coefficients using interfacial transport models. [Int Commun Heat Mass Transfer](#), 2004, 31: 397–408
- 43 Chen X, Tian M, Qu X, et al. Numerical investigation on the interfacial characteristics of steam jet condensation in subcooled water flow in a restricted channel. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2019, 137: 908–921
- 44 Chen X, Tian M, Zhang G, et al. Numerical simulation on interfacial characteristics in supersonic steam-water injector using particle model method. [Energies](#), 2019, 12: 1108
- 45 Qu X, Sui H, Tian M. CFD simulation of steam-air jet condensation. [Nucl Eng Des](#), 2016, 297: 44–53
- 46 Zhou L, Liu J, Chen W, et al. Numerical investigation on steam jet submerged in subcooled water under different ambient pressures. [Int Commun Heat Mass Transfer](#), 2017, 83: 48–54
- 47 Wang L, Chong D, Zhou L, et al. Numerical simulation on sonic steam jet condensation in subcooled water through a double-hole nozzle. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2017, 115: 143–147
- 48 Wang L, Yue X, Zhao Q, et al. Numerical investigation on the effects of steam and water parameters on steam jet condensation through a double-

- hole nozzle. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2018, 126: 831–842
- 49 Shah A, Chughtai I R, Inayat M H. Experimental and numerical analysis of steam jet pump. [Int J Multiphase Flow](#), 2011, 37: 1305–1314
- 50 Li S Q, Wang P, Lu T. Numerical simulation of direct contact condensation of subsonic steam injected in a water pool using VOF method and LES turbulence model. [Prog Nucl Energy](#), 2015, 78: 201–215
- 51 Li S Q, Wang P, Lu T. CFD based approach for modeling steam-water direct contact condensation in subcooled water flow in a tee junction. [Prog Nucl Energy](#), 2015, 85: 729–746
- 52 Youn D H, Ko K B, Lee Y Y, et al. The direct contact condensation of steam in a pool at low mass flux. [J Nucl Sci Tech](#), 2003, 40: 881–885
- 53 Hong S J, Park G C, Cho S, et al. Condensation dynamics of submerged steam jet in subcooled water. [Int J Multiphase Flow](#), 2012, 39: 66–77
- 54 Qiu B, Yan J, Liu J, et al. Experimental investigation on the second dominant frequency of pressure oscillation for sonic steam jet in subcooled water. [Exp Thermal Fluid Sci](#), 2014, 58: 131–138
- 55 Qiu B, Yan J, Chong D, et al. Experimental investigation on the mechanism of pressure oscillation for steam jet in stable condensation region. [Exp Thermal Fluid Sci](#), 2017, 82: 1–7
- 56 Qiu B, Yang Q, Yan J, et al. Experimental investigation on the propagation characteristics of pressure oscillation in direct contact condensation with low mass flux steam jet. [Exp Thermal Fluid Sci](#), 2017, 88: 400–408
- 57 Park C K, Song C H, Jun H G. Experimental investigation of the steam condensation phenomena due to a multi-hole sparger. [J Nucl Sci Tech](#), 2007, 44: 548–557
- 58 Zhao Q, Chen W, Wang L, et al. Experimental investigation on pressure oscillations of steam jet condensation through multi-holes. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2019, 132: 662–670
- 59 Li W, Meng Z, Wang J, et al. Effect of non-condensable gas on pressure oscillation of submerged steam jet condensation in condensation oscillation regime. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2018, 124: 141–149
- 60 Zhao Q, Cong Y, Wang Y, et al. Effect of non-condensation gas on pressure oscillation of submerged steam jet condensation. [Nucl Eng Des](#), 2016, 305: 110–120
- 61 Xu Q, Guo L, Chang L. Mechanisms of pressure oscillation in steam jet condensation in water flow in a vertical pipe. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2017, 110: 643–656
- 62 Xu Q, Liu W, Li W, et al. Experimental investigation on interfacial behavior and its associated pressure oscillation in steam jet condensation in subcooled water flow. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2019, 145: 118779
- 63 Xu Q, Chu X, Yao T, et al. Characteristics of interfacial oscillation caused by condensation of steam jet in subcooled water flow. [Exp Thermal Fluid Sci](#), 2019, 109: 109864
- 64 Xu Q, Chu X, Yu H, et al. Experimental investigation on interfacial oscillation of direct contact condensation of steam jet in water pipe flow. [Int J Heat Mass Transfer](#), 2019, 136: 877–887

Review on condensation heat transfer and pressure fluctuation characteristics of gas-liquid two-phase jet flow

XU Qiang & GUO LieJin

State Key Laboratory of Multiphase Flow in Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China

Vapor jet condensation in fluids is frequently encountered in nature and has extensive applications in aerospace rocket engines, nuclear engineering, and power production. Jet condensation results in severe transient characteristics, including multiscale interfaces and highly turbulent flows. Obtaining an accurate description of the micro-mechanisms of the interface evolution and pressure oscillation and acoustic wave generation is difficult because of the transient characteristics. In this study, the spatiotemporal evolution of gas-liquid multiscale interfaces was systematically reviewed, focusing on the condensation regime map, interfacial behavior, and jet penetration length. Then, the mechanisms regulating vortex structures and their interactions with the multiscale liquid-vapor interface were introduced. Finally, the physical mechanisms of the heat and mass transfer and the resulting pressure oscillation due to the evolution of the multiscale liquid-vapor interface were reviewed. This review summarizes the development of steam jet condensation in pools and pipes and shows values and possible directions for future research, thereby offering a guide for the research and applications of steam jet condensation.

gas-liquid two phase flow, direct contact condensation, jet, interfacial evolution, pressure oscillation

doi: [10.1360/SST-2020-0093](https://doi.org/10.1360/SST-2020-0093)