

高能管道壁面摩擦对于蒸汽射流 影响特性分析*

徐焱明¹, 信志强¹, 何铮², 蔡煜²

(1. 河海大学 力学与工程科学学院, 南京 210098;
2. 中核能源科技有限公司, 北京 100193)

摘要: 以双端断裂后的高能管道为研究对象,对蒸汽射流过程进行了数值模拟,研究了滞止压力、管道壁面摩擦对喷射锥和射流冲击力的影响,总结了喷射锥内速度、温度、压力的规律,并将不同入口条件下的射流冲击力与设计准则计算结果进行了比较,探究了设计准则在超出适用压力范围时,有关公式和方法的适用性.模拟结果表明,蒸汽射流在出破口平面后一段距离内,压力和温度迅速下降,速度迅速上升,随后均有波动变化,最终随着逐渐远离喷嘴出口,速度、温度逐渐下降,压力趋近于大气压.喷射锥初始扩散角度、射流影响范围及射流冲击力与入口压力正相关,与喷管壁面粗糙度负相关.设计准则对射流初始扩散角度的假设不具有普遍性,当压力较大时,实际射流初始扩散角度大于规范规定的45°.设计准则评定冲击射流全部喷射到平板的冲击效应时,标准对于理想无摩擦的管道喷射冲击力可以精准预测,但使用标准对实际有壁面摩擦的管道射流冲击力进行评估时,会存在一定偏差,且随着壁面粗糙度和压力的增加,评估偏差程度会增大.

关键词: 高能管道; 蒸汽射流; 壁面摩擦; 冲击力

中图分类号: O358; TK212⁺.3 **文献标志码:** A **DOI:** 10.21656/1000-0887.450047

Characteristic Analysis on Effects of High-Energy Pipe Wall Friction on Steam Jets

XU Yanming¹, XIN Zhiqiang¹, HE Zheng², CAI Yu²

(1. *College of Mechanics and Engineering Science, Hohai University, Nanjing 210098, P.R.China;*
2. *Chinergy Co., Ltd., Beijing 100193, P.R.China*)

Abstract: The steam jetting during the double-end fracture of high-energy pipelines was studied through numerical simulations. The effects of stagnation pressure and pipe wall friction on the jet cone and impingement forces were investigated, and the patterns of velocity, temperature, and pressure in the jet cone were summarized. Additionally, by comparison of the impingement forces under various inlet conditions with the results calculated based on the design criteria, the applicability of the design criteria beyond the applicable pressure range was studied. The results show that, the pressure and temperature of the steam jet decrease rapidly within a cer-

* 收稿日期: 2024-03-26; 修订日期: 2024-04-24

基金项目: 国家自然科学基金(11872174)

作者简介: 徐焱明(1999—),男,硕士生(E-mail: 221308010035@hhu.edu.cn);

信志强(1983—),男,副教授,博士(通讯作者. E-mail: xinzhiqiang@hhu.edu.cn).

引用格式: 徐焱明, 信志强, 何铮, 蔡煜. 高能管道壁面摩擦对于蒸汽射流影响特性分析[J]. 应用数学和力学, 2025, 46(2): 142-153.

tain distance from the nozzle outlet, while the velocity rapidly increases, followed by fluctuations and changes. As the distance from the nozzle outlet increases, the velocity and temperature in the jet cone gradually decrease, and the pressure is close to the atmospheric pressure. The initial spread angle of the jet cone, the influence zone of the jet cone, and the impingement force are positively correlated with the inlet pressure, and negatively correlated with the roughness of the inner wall of the nozzle. The assumption of the initial jet cone angle in the design criteria is not universal, and the actual initial jet cone angle exceeds 45° set by the standard model at higher stagnation pressures. In the case where the whole jet impinges on the flat plate, according to the design criteria, the standard model can precisely predict the impingement force of the steam jet in the ideal pipe without wall friction. However, under the design criteria, there will be some deviation to evaluate the impingement force on a real pipe jet with wall friction, and this deviation will increase with wall friction and pressure.

Key words: high-energy pipeline; steam jet; wall friction; impingement force

0 引 言

核电站中广泛分布着高能管道,对管道破裂后射流影响区域的事先评估在核电厂设计中具有重要意义^[1]。在主蒸汽管道系统中,管道破裂后形成的蒸汽射流会威胁厂区工人安全,并对周边设施、部件、管道带来潜在伤害,甚至造成破坏^[2-4]。因此,有必要对管道破裂后蒸汽喷射行为和冲击力进行计算和研究,以便后期进行破裂防护和采取合适的应对措施。

近些年来,学者们主要通过实验和数值模拟对射流和冲击射流进行探究。利用实验装置,Miyatake 等^[5]和 Chen 等^[6]通过改变入口温度、流速等参数,考察了其对于自由射流的影响,并阐述了其中的物理机制。蒸汽喷射的基本物理特性和微观机理也受到学者们关注。Quddus 等^[7]通过实验将不同斜面喷嘴排出的超声速蒸汽冷凝到静水箱中,研究了蒸汽压力、水温 and 喷嘴出口倾角对蒸汽射流尺寸和形状的影响。Fu 等^[8]研究了蒸汽射流冷凝过程中,涡团的演化与压力振荡的关系,揭示了蒸汽喷射冷凝时压力振荡的微观机理。在研究自由射流的同时,学者们也对冲击射流进行了大量实验:Kitade 等^[9]通过小型三菱实验,对入口压力为 0.98~4.02 MPa 时,圆形喷管的饱和蒸汽冲击射流进行了研究,分析了冲击平板上的压力分布形态与平板位置的关系,并根据平板与破口平面的距离远近将压力分布进行了分类。针对不同位置所受冲击压力不同这一问题,Masuda 等^[10]将实验入口压力提升至 4.56 MPa,对圆形和椭圆形两种喷管蒸汽射流进行了深入的研究,总结了不同喷嘴射流的特点,并将射流在轴线上大致分为 3 个区域,分析了不同区域内冲击力分布规律。此外,Forrest 等^[11]和 Yano 等^[12]分别研究了水平和竖直方向射流时,不同类型喷嘴、入口压力条件下射流冲击力,考察了破裂后的管道的射流推力系数、冲击射流的压力和温度分布。孙得川等^[13]计算了从方孔横向喷出的声速气流与超声速气流的干扰流场,分析了其中详细的流动结构。冉令可等^[14]使用大涡模拟对圆喷嘴构型射流和多齿喷嘴构型的锯齿射流进行了数值模拟,研究了不同喷嘴流场近远场特征。吕元伟等^[15]针对冠齿脉冲射流冲击平直靶面问题,开展了在不同 Reynolds 数、无量纲冲击间距和工作频率的对流换热实验研究。Yang 等^[16]研究了在负压环境下射流速度对射流撞击特性的影响,分析了不同射流速度下的流场特征、压力分布、速度分布、湍动能分布和涡流行为。Kastner 等^[17]研究了冲击射流时,不同结构的靶物上最大压力和压力分布特点。

由于核电站中二回路蒸汽管道设计工况中流体温度、压力等参数较高,同时受实验条件、测量仪器等因素影响,实验研究难以探究更高参数的流体射流和冲击过程,因此学者们主要通过数值模拟对此展开研究。Xu 等^[18]和 Morita 等^[19]利用数值计算的方式,对 0.4~13 MPa 的饱和与过热蒸汽射流进行了研究,得到了喷射锥影响范围及扩张角度、速度、压力沿轴线分布规律,并评估了美国标准中射流扩散角度相关假设。Takahashi 等^[20]通过 SST (shear stress transfer) $k-\omega$ 湍流模型,开展了入口压力为 0.4~7 MPa 时的蒸汽冲击射流计算,通过监测喷嘴下游圆柱形结构受力,评估了破裂管道产生的射流冲击力。彭建等^[21]在此基础上,采用相同的湍流模型,对 3~15 MPa 下的饱和蒸汽喷射过程进行了数值模拟,研究了喷管长径比、靶物到破口平面距离等因素对射流冲击力的影响。王迎等^[22]通过数值模拟计算并探讨了管道贯穿裂纹的全局粗糙度、破口

尺寸对裂纹通道摩擦系数的影响。Xu 等^[23]采用计算流体力学方法对模型粗糙表面下的二维空气射流撞击进行了数值研究,分析了射流 Reynolds 数、射流撞击尺寸、撞击物表面粗糙度等对射流撞击传热的影响。以上文献对不同入口压力、温度下的蒸汽射流以及冲击射流进行了研究,揭示了不同入口条件下的射流发展规律,且提到了摩擦对于射流的部分影响,但在流体介质为蒸汽时,未考虑到管道壁面摩擦对射流发展规律、冲击力的影响,而实际情况下,管壁摩擦对流动的影响不可忽略。并且核电站规模逐渐扩大,部分实际蒸汽管道设计工况压力已经超过现有国家标准^[24]适用压力范围,现有规范中相关公式适用性亟需进行验证。

故本文以标准^[24]的管道假想破损形式中发展最充分、影响范围最大的环向破裂作为破损研究形式,对蒸汽射流过程开展数值模拟计算。通过 SST $k-\omega$ 湍流模型,首先实现了对高能管道破裂后蒸汽射流过程的模拟,并与实验结果进行了对比验证。在验证了计算模型准确性的基础上,为使得研究工况更符合实际管道情况,将壁面粗糙度作为变量之一,研究了其对射流特性和射流冲击力的影响。其次,将不同入口条件下的射流冲击力与使用设计准则计算结果进行了比较,探究了设计准则在超出适用压力范围时有关公式的适用性,避免过度保守设计防护措施,从而实现安全性和成本效益的平衡。

1 数值模拟方法及验证

1.1 基本方程和模型

本文对高能管道破裂后蒸汽射流过程进行了数值模拟且对问题进行了部分简化,参考文献[18,21,25]的研究中,流体模型采用单相流模型,此模型没有考虑到水蒸气冷凝相变,射流过程中蒸汽遵循质量、动量、能量守恒定律,同时湍流模型采取与众多相关文献相同的 SST $k-\omega$ 模型,该模型对高速可压缩气体的流动特征有较好的预测效果,对流体逆压梯度下的行为有较好模拟效果,能够清晰地再现激波、Mach 环等现象^[20]。同时,该模型模拟精度高,可以很好地预测冲击射流中的流动特性,研究冲击射流问题时能更好地达到与实验模拟相同的效果^[26-27]。具体对应控制方程如下:

① 质量守恒方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0, \quad (1)$$

式中 ρ 是流体密度, t 是时间, u_i 是第 i 个方向速度, x_i 表示第 i 个坐标 ($i = 1, 2, 3$)。

② 动量守恒方程

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho g, \quad (2)$$

式中 p 表示压力, μ 表示黏性系数, g 是重力加速度, τ_{ij} 表示应力张量,具体计算如下:

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right), \quad (3)$$

式中 δ_{ij} 表示 Kronecker 函数。

③ 能量守恒方程

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i T)}{\partial x_i} = -\frac{\lambda}{c} \frac{\partial T}{\partial x_i \partial x_i} + S_T, \quad (4)$$

式中 T 是温度, λ 是导热系数, c 是比热容, S_T 是能量源项。

④ SST $k-\omega$ 湍流模型

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k, \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \omega u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega, \quad (6)$$

式中 k 是湍动能, ω 是比耗散率, Γ_k 和 Γ_ω 表示 k 和 ω 的有效扩散率, G_k 和 G_ω 是 k 和 ω 的生成项, Y_k 和 Y_ω 是 k 和 ω 的耗散, D_ω 是 ω 的扩散项, S_k 和 S_ω 是 k 和 ω 的源项。

1.2 计算区域和网格划分

根据标准^[24],当管道发生完全分离的环线破裂时,研究应设定管道双端断裂,两管端移动到彼此叉开,且两个断开端口喷放出来的喷射流互不干涉.针对这种破口形式,本文结合相关射流文献,对计算域进行了如图 1 所示的划分:喷管直径和长度分别为 8 mm 和 320 mm,为保证蒸汽能够连续且稳定地输入到喷管中,蒸汽先通过高度为 200 mm,直径为 160 mm 的压力容器,在压力容器与喷管交界处,同时增设了长度为 160 mm 的减缩锥段,减少了流动过程中的压力损失,避免剧烈的压力突变,抑制喷管入口处的蒸汽阻塞.在喷管出口,建立了一个高度为 1 620 mm,直径为 1 600 mm 的圆柱.喷管出口到出口边界轴线距离(z 方向)为喷管直径的 165 倍,蒸汽射流在此距离内可以充分发展,正如彭建等^[21]在文章中所描述的,喷管直径为 0.008 m 时,射流喷射锥影响范围约为 88 倍喷管内径.

网格类型为六面体结构化网格,网格内剖面如图 2 所述,将网格划分为三个区域,从左到右依次为:压力容器、喷管和空气区域.喷管出口处网格尺寸会影响激波的速度和计算精度,同时网格数量也会影响分析的稳定性和准确性^[28],因此对喷嘴出口区域和中心轴线附近网格进行了局部加密,并保证计算能够收敛.空气区域和其他位置主要采用稀疏网格进行建模,减少边界层对流动的影响.

本文同时进行了网格无关性验证,相同的初始条件、边界条件下,计算选用一系列密度的网格.网格采用类似的加密方式,数量不同,case 1、2、3、4 网格总数分别为 596 694,1 005 176,1 329 171,1 713 169.为了便于观察,定义一个无量纲距离 $x = L/D$,其中 L 为距离喷管出口的距离, D 为喷管直径.对比内容为破口平面后 50 倍喷管直径距离内中心轴线上的速度,从图 3 中可以看出,在保证计算精度的前提下,选择 case 2 网格设置策略,网格数量较少,计算效率较高.

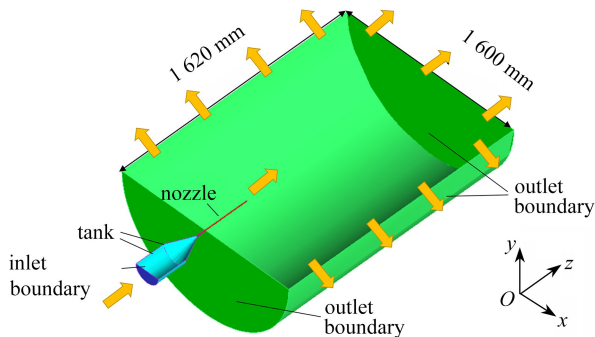


图 1 计算区域示意图

Fig. 1 The sketch of the computational domain

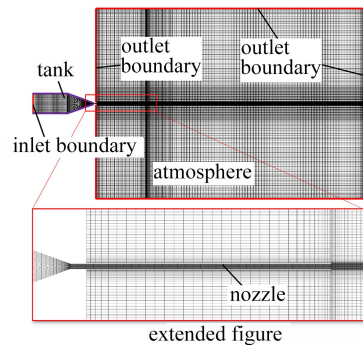


图 2 网格剖面图

Fig. 2 The cross section of the mesh

1.3 求解方法及模型验证

计算软件选取为 ANSYS Fluent,对射流过程采用了三维瞬态、双精度、密度基、隐式求解器,压力与速度耦合格式采用 SIMPLEC(semi-implicit method for pressure-linked equation consistent)算法,所有变量均采用二阶迎风差分格式.边界条件以及初始条件设置如下:采用如图 1 所示的计算区域,入口边界条件设置为压力入口边界条件,出口边界条件设置为压力出口边界条件,喷管等其他位置为无滑移绝热壁面边界条件.同时,初始时刻左端压力容器以及喷管压力为给定的入口压力,温度为对应压力工况下水蒸气的饱和温度,右端的空气腔内初始压力和温度分别设置为 0.101 3 MPa 和 293 K.

为了验证计算模型的准确性,将计算结果与 Takahashi 等^[20]的实验数据和数值计算结果进行对比.在验证中,射流流体介质均为水蒸气,入流条件为 0.58 MPa,438 K,喷管长径比(长度/直径)相同.对比内容为破口平面后 10 倍喷管直径位置处径向速度分布.验证结果如图 4 所示,本文所采用的计算模型模拟结果与文献实验值、数值计算值均吻合较好,最大速度误差均在 5% 以内.速度变化趋势以及变化点位置基本相同,通过对比结果验证了本文选用计算模型的准确性和可靠性.

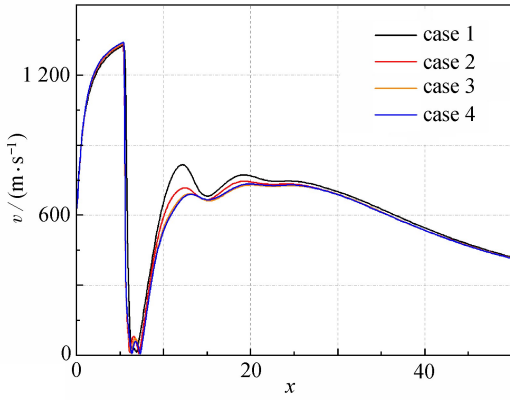


图3 网格无关性验证结果

Fig. 3 Grid independence verification results

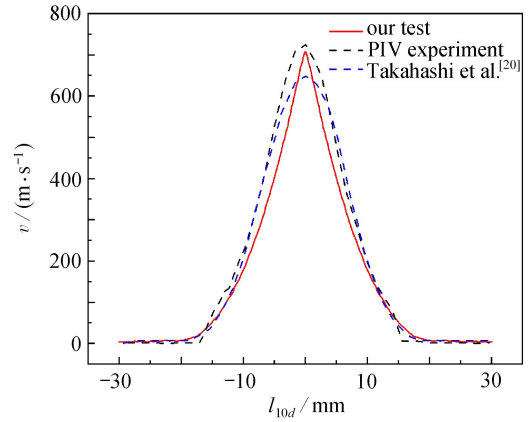


图4 模型验证结果

Fig. 4 Model validation results

注 为了解释图中的颜色,读者可以参考本文的电子网页版本,后同。

2 数值模拟结果与分析

2.1 喷射影响范围结果分析

为分析入口压力、壁面粗糙度对射流影响,本文入口压力分别选取国家标准中^[24]典型压力 6.90 MPa、13.80 MPa 以及规范适用压力范围外 20.00 MPa 三种情况,入口温度分别为对应入口压力下水蒸气的饱和温度,喷管壁面粗糙度分别为 0.000 0 mm,0.012 5 mm,0.025 0 mm,0.125 0 mm。

壁面粗糙度为 0.000 0 mm 时的典型工况下喷管后流场云图如图 5、6 所示。从云图中可以观察到流场内蒸汽的速度和温度分布,在不同入口条件下,流场均呈放射状对称分布。当蒸汽由喷管进入到空气腔时,破口平面位置存在较大压力梯度,同时,喷管的壁面约束作用消失,形成锥形放射状射流。在喷管出口后一段距离内,所有工况均出现 Mach 盘现象,在 Mach 盘上游,由于喷管出口气体产生过度膨胀,使得蒸汽轴向速度显著提高,温度显著下降,且在 Mach 盘下游,在拦截激波、反射激波等共同作用下,轴向速度显著下降,温度显著升高。

由于内外压强比(入口压力/环境压力)较大,破口平面后没有形成菱形或者 X 形结构的 Mach 盘, Mach 盘形状像一个独特的桶状,该形状与 Franquet 等^[29]在综述中对高度欠膨胀射流结构的描述相同。同时,由于射流是高度欠膨胀射流,激波胞的数量减少至一个,没有其他结构形成。在保持出口条件、壁面粗糙度不变时,随入口压力、温度的增加,射流影响面积、Mach 盘结构变大。当保持入口条件、出口条件不变时,管壁摩擦的存在,增加了管道内流动中能量损耗,导致喷射锥影响面积均随壁面粗糙度的增大而减小。

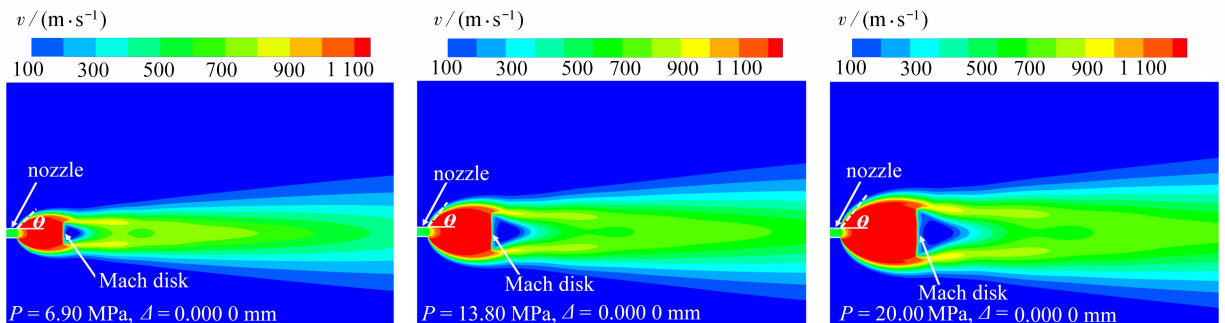


图5 不考虑摩擦时速度分布云图

Fig. 5 Velocity distributions of frictionless cases

同时通过计算,对不同工况下蒸汽射流出破口平面后初始扩散角度进行了比较,规范^[24]假设从高压管道破裂处发出的膨胀射流总是以固定的 45°传播到渐近平面,随后以恒定 10°传播。其中初始扩散角定义为

射流出破口平面后,传播到渐近平面前这段距离内,喷射锥边缘与射流中心线的夹角。然而,通过对比不同入口压力下的速度、温度云图可以发现,入口压力对射流初始扩散角影响明显,射流角随入口压力增加而增加,同时通过横向对比,射流角呈现随壁面粗糙度增加而减小的现象。并发现当壁面粗糙度为 $0.000\ 0\ \text{mm}$ 时,只有入口压力约为 $7\ \text{MPa}$,初始扩散角为 45° ,当压力为 $13.80\ \text{MPa}$ 和 $20.00\ \text{MPa}$ 时,对应工况初始扩散角为 47.5° 以及 48.0° ,该结果均大于现有规范所规定的 45° 。此处做一个猜想:初始扩散角设定为 45° 有两个方面原因,一方面是为了给入口压力低于 $7\ \text{MPa}$ 工况计算射流影响区域时,以一个较为保守方法去计算射流不同位置的影响面积,同时可能是规范制定时参考文献中实验开展压力较低,可供参考文献较少,且实际实验管道均存在壁面摩擦这一因素影响,导致评估时初始扩散角度较小。

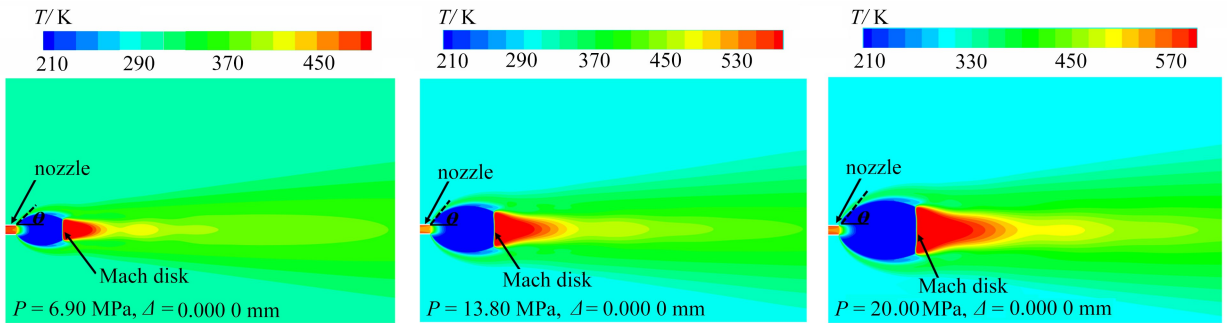


图 6 不考虑摩擦时温度分布云图

Fig. 6 Temperature distributions of frictionless cases

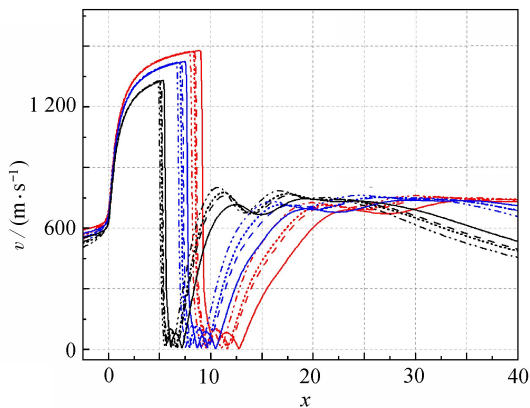


图 7 中心轴线上速度分布

Fig. 7 Velocity distributions on the central axis

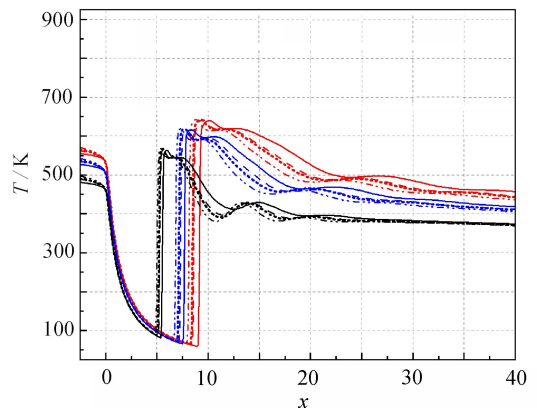


图 8 中心轴线上温度分布

Fig. 8 Temperature distributions on the central axis

通过观察图 7 和图 8 可以发现,随着压力的增加,饱和蒸汽射流中心轴线上速度和温度波动范围增大。根据气体状态方程和 Bernoulli 方程,压力增加将导致饱和蒸汽密度增加,进而使得喷管出口速度增加,并影响温度升高。此外,由于流速增加,破口平面后的激波位置逐渐远离破口平面,这是因为激波位置主要受蒸汽速度和内外压力差的影响。然而,壁面粗糙度会增加射流与管壁的摩擦作用,导致能量损失和温度升高,同时也会影响射流的特性,如速度分布和流向。观察射流中心轴线上速度和温度曲线可以发现,在相同入口条件下,随着粗糙度增加,摩擦引起的能量损失使得温度和速度曲线的相位向左移动,并且移动幅度大小与粗糙度变化趋势相似。随着壁面粗糙度的增加,喷管口蒸汽流速减小、Mach 数降低,激波位置与破口平面距离也会相应地减少以适应这些变化。通过横向对比发现,粗糙度增加导致管道内湍流程度增加,蒸汽流动的不稳定性增强,Mach 盘波动更为剧烈,在速度曲线中出现更为显著的波动,激波后速度也呈现不同程度的增加。而蒸汽温度变化主要受热传导和对流影响,壁面粗糙度的增强加剧了摩擦效应,使得更多能量转化为热量,因此喷管口温度随着粗糙度的增加而上升,而壁面粗糙度对破口平面后温度波动的影响较小,温度峰值主要随入口压力变化而变化。此外,由于流体卷吸作用引起动量交换以及射流与周围静止气体之间的摩擦,

整体流场的流速和温度都会降低.随着位置 x 的增加,喷射锥不同位置处的径向速度和压力分布也发生变化,中间高、两边低的 Gauss 形速度、温度分布曲线逐渐变得平坦,曲线趋向于平滑.

图 9 显示了壁面粗糙度 $\Delta = 0.000\ 0\ \text{mm}$,不同入口条件下破口平面后的压力分布,喷管内外较大压强差引起了压力急剧降低的现象.根据 Bernoulli 方程和连续性方程,在破口平面后,蒸汽在经历压力的急剧降低后会产生膨胀.同样地,喷射锥流速增加、蒸汽的过度膨胀又会导致部分位置的压力降至环境压力以下.通过观察图 10 可以看出,由于喷管内外压力差,蒸汽在喷管口释放后经历急剧的压力降低和振荡变化,随后在环境流体的吸入作用下,压力逐渐趋向于与周围环境相当水平.此外,喷管出口的压力随着压力容器内压力的增加而增加,而壁面粗糙度会导致压力势能转化为内能,因此随着壁面粗糙度的增加,喷管出口的压力越来越低.同样地,压力越低、壁面粗糙度越高,蒸汽的 Mach 数越小,波动位置距离破口平面也越近.另外,随着压力的增加和壁面粗糙度的减小,射流变得更加均匀和稳定,涡旋对流动的影响减弱,因此压力波动也相应减小.

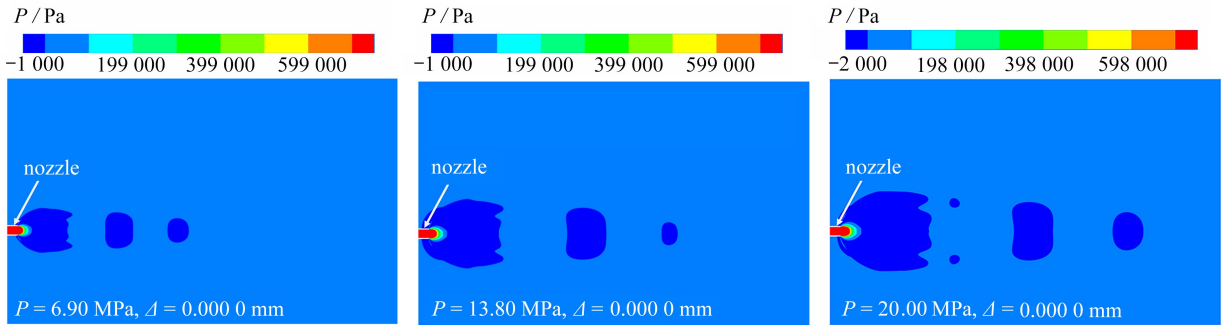


图 9 不考虑摩擦时压力分布云图

Fig. 9 Pressure distributions of frictionless cases

- | | | |
|---|---|--|
| — $P = 20.00\ \text{MPa}, \Delta = 0.000\ 0\ \text{mm}$ | — $P = 13.80\ \text{MPa}, \Delta = 0.000\ 0\ \text{mm}$ | — $P = 6.90\ \text{MPa}, \Delta = 0.000\ 0\ \text{mm}$ |
| - - $P = 20.00\ \text{MPa}, \Delta = 0.012\ 5\ \text{mm}$ | - - $P = 13.80\ \text{MPa}, \Delta = 0.012\ 5\ \text{mm}$ | - - $P = 6.90\ \text{MPa}, \Delta = 0.012\ 5\ \text{mm}$ |
| ⋯ $P = 20.00\ \text{MPa}, \Delta = 0.025\ 0\ \text{mm}$ | ⋯ $P = 13.80\ \text{MPa}, \Delta = 0.025\ 0\ \text{mm}$ | ⋯ $P = 6.90\ \text{MPa}, \Delta = 0.025\ 0\ \text{mm}$ |
| - · - $P = 20.00\ \text{MPa}, \Delta = 0.125\ 0\ \text{mm}$ | - · - $P = 13.80\ \text{MPa}, \Delta = 0.125\ 0\ \text{mm}$ | - · - $P = 6.90\ \text{MPa}, \Delta = 0.125\ 0\ \text{mm}$ |

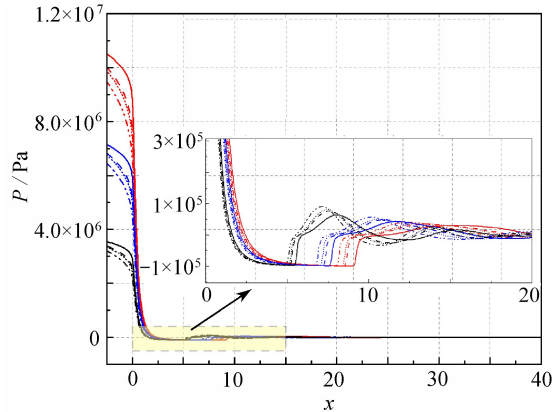


图 10 中心轴线上压力分布

Fig. 10 Pressure distributions on the central axis

对比流场速度、温度、压力的云图和曲线可以发现,速度、温度、压力三个参数变化间存在一定联系.为了对比三个参数的变化规律,选取入口压力为 $6.90\ \text{MPa}$,温度为 $558\ \text{K}$,壁面粗糙度 $\Delta = 0.000\ 0\ \text{mm}$ 的这一典型工况,对该工况喷管出口后 $L/D = 40$ 距离范围中心轴线上的速度、温度、压力进行了归一化处理,转换函数如下:

$$X^* = \frac{X - X_{\min}}{X_{\max} - X_{\min}}, \quad (7)$$

式中, X^* 为无量纲参数, X 为参数实际值, X_{\max} 和 X_{\min} 为在选定范围内中心轴线上参数最大值以及最小值.

归一化后中心轴线上速度、温度、压力曲线如图 11 所示.从图中可以看出,在喷射过程中,喷管出口后

的一段距离内,速度变化规律与波动趋势呈现出与压力、温度反相的变化规律和趋势。在 Mach 盘后速度、温度变化趋势基本相同,均随着距离增加发生下降,压力保持基本稳定。在出破口平面后,受管道内外压强差、壁面约束消失影响,管道内蒸汽发生膨胀,流体密度减小,温度降低,速度增大,甚至超过声速,产生激波,随后,速度由最高点降至最低点,相反温度由最低点升至最高点,后温度逐渐下降,速度升高后下降。另外,从图 11 中还可看出,在出破口平面后较短范围内,温度、速度及压力均产生振荡,压力振荡幅度最小,且最先趋于稳定,等于环境值。由于远离破口平面掺混作用对速度影响较大,速度较温度下降更为迅速。

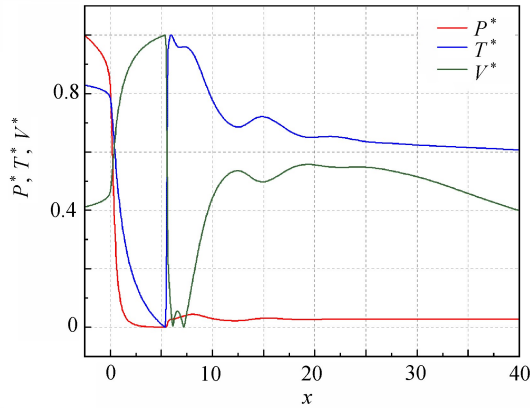


图 11 中心轴线上的无量纲压力、速度、温度分布(入口压力 6.90 MPa, 喷管壁面粗糙度 0.000 0 mm)

Fig. 11 Dimensionless pressure velocity and temperature changes on the central axis
(inlet pressure 6.90 MPa, pipe wall roughness 0.000 0 mm)

2.2 喷射冲击力计算结果分析

为了评估蒸汽射流的冲击效应,在破口平面下游冲击力较大位置 $L/D = 10$ 处,设置直径为 1 200 mm 的圆盘,蒸汽射流全部打到圆盘上,圆盘受力即为冲击力,冲击力计算方程如下:

$$F_b = \int_S p_b dS, \quad (8)$$

其中 F_b 为圆盘所受的射流冲击力, S 为圆盘的面积, p_b 为圆盘表面的压力。

入口压力为 6.90 MPa, 温度为 558 K, 喷管壁面粗糙度为 $\Delta = 0.000 0$ mm 时计算所得速度云图如图 12 所示。通过速度云图发现,射流冲击荷载计算时,因为圆盘的存在,当射流冲击到圆盘时,圆盘会阻碍蒸汽的流动,在刚接触圆盘的位置形成一个较高压力区域,造成喷管口气体堵塞,反过来对射流产生影响,使得射流扩散角增大。与此同时,由于在冲击射流刚接触圆盘的位置压力高于其他位置,且圆盘存在阻碍作用,导致蒸汽会沿着圆盘的中心向四周扩散。

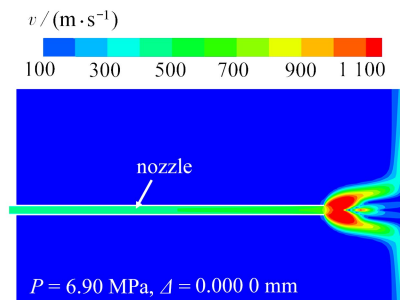


图 12 6.90 MPa 时冲击射流速度云图

Fig. 12 The jet impact velocity distribution at 6.90 MPa

为了进一步分析冲击荷载规律,研究入口条件以及壁面粗糙度等参数对圆盘上压力分布影响,将不同工况下圆盘上压力分布绘制于图 13。横坐标 l 为圆盘上径向位置与圆盘中心点距离除以喷管直径,图中出现 Kong 等^[30]所描述的压力外缘峰值现象,即总压最大值并不在中心轴线处,而位于中心轴线两侧,原因在于圆盘位置 ($L/D = 10$) 距离破口平面较远,在图 7 中可以观察到,在自由射流时该位置处于激波下游,故压力分

布与破口平面处不同,由凸型转变为凹型.同时,在图7中,此位置入口压力为6.90 MPa,温度为558 K的所有工况中心轴线上速度远大于其他工况,体现在图13中为中心位置附近压力大于其他工况,但平板上其他位置压力大小值仍与入口压力值呈正比例关系,与喷管壁面粗糙度呈反比例关系.

此外,我们计算了射流的冲击力,并将数值计算结果与规范中公式计算结果进行了比较,验证了超出现有规范停滞压力范围的工况下计算方法的适用性,规范中^[24]无摩擦蒸汽流动冲击力计算公式如下:

$$F_j = C_T(P_0 - P_{amb})A_e, \quad (9)$$

其中 F_j 为射流冲击力, C_T 为推力系数(对于 $P_0 \gg P_{amb}$ 的无摩擦饱和蒸汽流动, $C_T = 1.26$), P_0 为喷管上游停滞压力(即入口压力), P_{amb} 为环境压力($P_{amb} = 101.3 \text{ kPa}$), A_e 为喷管截面面积.

表1为不同入口条件、壁面粗糙度下圆盘所受冲击力大小,以及公式预测结果.为了便于分析壁面粗糙度和入口压力对于圆盘所受冲击力大小影响,将表1中计算结果绘制成图14.

表1 不同条件下圆盘所受喷射冲击力(单位: N)

Table1 Jet impingement forces on the disk under different conditions (unit: N)

	6.90 MPa	13.80 MPa	20.00 MPa
predicted value	430.67	867.68	1 260.36
$\Delta = 0.000 \text{ 0 mm}$	419.67	859.16	1 251.19
$\Delta = 0.012 \text{ 5 mm}$	368.63	751.59	1 091.79
$\Delta = 0.025 \text{ 0 mm}$	358.03	726.69	1 055.70
$\Delta = 0.125 \text{ 0 mm}$	323.54	652.03	948.35

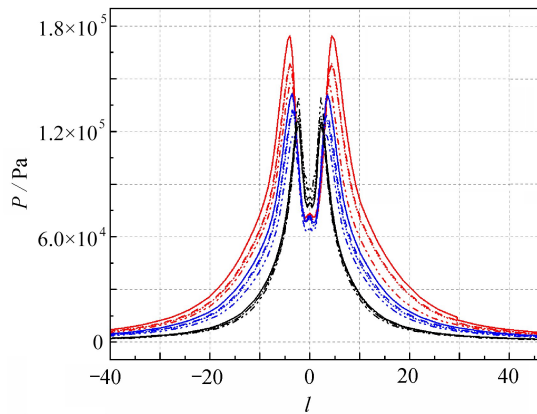
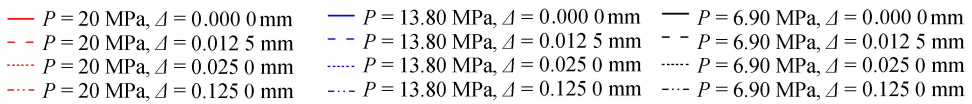


图13 圆盘径向总压力分布

Fig. 13 Radial total pressure distributions on the disk

从图14中可以看出,在喷管壁面粗糙度保持不变的情况下,喷射冲击力随着入口压力的增加而增大,而随着压力增加,考虑壁面摩擦的冲击力与理想无摩擦管道射流冲击力结果偏差程度也发生增加,呈现出等比例增加趋势,即喷管壁面粗糙度对冲击力大小的影响随着压力增加而增加.在相同入口条件下,管道壁面粗糙度的增加,增大了摩擦阻力,导致管道内的能量、压力损失增大,从而冲击力随着壁面粗糙度增加而减小.并且将数值计算结果与规范中公式预测结果比较,所有数值计算结果均偏小,且壁面粗糙度 $\Delta = 0.000 \text{ 0 mm}$ 时,计算结果与无摩擦蒸汽流动公式结果接近,相对误差均在1%以内.对于当前规范中评定喷射冲击效应的可接受简化方法,流体介质为高温高压水蒸气,当压力超出规范使用范围时,使用规范给定的喷射力计算方法,仍可以较为保守地计算冲击射流全部打到圆盘时圆盘所受到的总载荷.

3 结论与展望

本文通过建立合理的计算模型,对高能管道破裂后高温高压蒸汽射流的发展特性进行了深入研究,取得

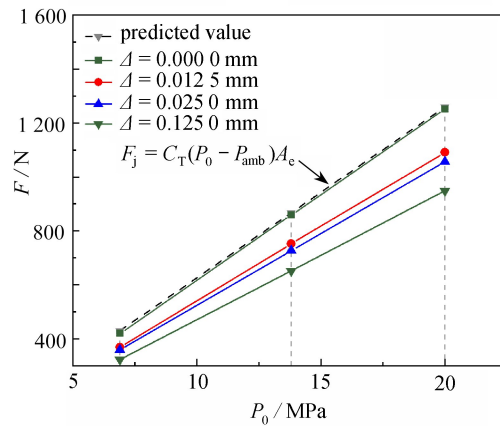


图 14 不同条件下圆盘所受喷射冲击力

Fig. 14 Jet impingement forces on the disk under different conditions

了重要成果和发现.首先,揭示了蒸汽射流的流动发展过程,并系统研究了入口压力、喷管壁面粗糙度等因素对射流的影响.随后,深入分析了入口压力、喷管壁面粗糙度等因素对射流冲击力的影响,另外通过模拟结果对设计准则进行了探究.主要结论如下:

1) 在各种工况下,蒸汽射流出破口平面后一段距离内,压力和温度的变化趋势与速度变化趋势相反,压力和温度迅速下降,速度迅速上升,但随后均具有波动变化.随着距离的增加,压力快速降至大气压附近,温度降低后升高,速度则先增加后减小,三者最终趋于稳定变化.此外,研究发现喷管壁面粗糙度对流场存在影响,会导致速度和温度波动的范围减小,激波以及波动位置提前.

2) 研究发现,设计准则对高能管道破裂后膨胀射流扩散角度的假设不具有普遍性.规范设定膨胀射流总是以固定的 45° 扩散到渐近平面,随后以恒定 10° 传播.通过对比分析,发现蒸汽射流扩散角度和喷射锥影响范围与入口压力和喷管壁面粗糙度之间存在密切关系.具体为入口压力越大、喷管壁面粗糙度越小,扩散角度和喷射锥影响范围越大.仅当入口压力约为 7 MPa 时,扩散角度达到规范所设定的 45° ,而在入口压力大于 7 MPa 时,初始扩散角度均大于规范所设定的 45° ,且在本文研究工况中,自由蒸汽射流初始扩散角最大达 48° .

3) 圆盘上的压力分布受到入口条件和喷管壁面粗糙度的影响而产生变化.随着入口压力的增加,圆盘所承受的载荷呈现出增加的趋势,而随着喷管壁面粗糙度的增加,载荷则呈现出减小的趋势.值得注意的是,尽管入口压力超出了标准适用范围,但标准中公式仍能准确地预测冲击力的大小,前提是不考虑壁面粗糙度的影响.然而,使用标准对实际有壁面摩擦的管道射流冲击力进行评估时,会存在一定偏差,且随着壁面粗糙度和压力的增加,评估偏差程度会增大.这提示在制订后续标准时应考虑加入摩擦损失的影响,以避免采取过度的防护措施.

本研究对蒸汽射流的相关规律进行了总结,可以为未来新版规范制订提供一定参考,同时可以指导设计防护措施,避免设计过度保守,实现安全性和成本效益的平衡.但本研究还存在一定不足,在研究过程中未考虑到其他破口形式、喷嘴几何形状、管道长径比等因素对蒸汽射流以及冲击力的影响,且在饱和蒸汽射流过程未考虑到冷却相变问题,当考虑相变对射流影响时,射流流场温度、速度分布与本文计算结果存在部分差异,由于水蒸气冷凝会释放大量热量,对喷管出口附近整体影响较小,考虑冷凝时喷射锥较远位置处、喷射锥边缘的温度会增高,温度较低区域速度变化梯度增加.另一方面,对于冲击射流,考虑相变会导致平板于射流接触区域温度增加,同时,蒸汽冷凝导致冲击射流边缘打到平板上气体密度增大、气体的动能增加,径向位置远离射流中心位置压力增大,压力分布产生变化,但与本文得到的流场整体以及冲击力大小随压力、壁面粗糙度变化规律基本相同,且计算偏差在可接受范围以内.我们后续将针对这些复杂问题开展一系列研究.

参考文献 (References):

- [1] 郭城. 核电站主给水管破裂事故的运行研究[J]. 核科学与工程, 2011, 31(3): 274-280. (GUO Cheng. The

- operation study of main water supply pipe rupture accident at nuclear power plant[J]. *Chinese Journal of Nuclear Science and Engineering*, 2011, **31**(3): 274-280. (in Chinese)
- [2] KONG R, KIM S, ISHII M. Review of jet impingement in high-energy piping systems[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, **357**: 110411.
- [3] 冯志鹏, 张毅雄, 臧峰刚. 直管束流固耦合振动的数值模拟[J]. 应用数学和力学, 2013, **34**(11): 1165-1172. (FENG Zhipeng, ZHANG Yixiong, ZANG Fenggang. Numerical simulation of fluid-structure interaction for tube bundles[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2013, **34**(11): 1165-1172. (in Chinese))
- [4] 黄甲, 彭建, 吴高峰, 等. 核电厂高能管道破裂喷射冲击影响区域的分析[J]. 科技创新与应用, 2019, **9**(31): 68-72. (HUANG Jia, PENG Jian, WU Gaofeng, et al. Calculation and analysis of jet impingement influence zone of high energy pipe break in nuclear power station[J]. *Technology Innovation and Application*, 2019, **9**(31): 68-72. (in Chinese))
- [5] MIYATAKE O, TOMIMURA T, IDE Y, et al. Effect of liquid temperature on spray flash evaporation[J]. *Desalination*, 1981, **37**(3): 351-366.
- [6] CHEN Q, KUMJA M, LI Y, et al. Experimental and mathematical study of the spray flash evaporation phenomena[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, **130**: 598-610.
- [7] QUDDUS A, SHAH A, QURESHI K R, et al. Study of steam jet characteristics and regime maps for bevelled spray nozzles exhausting into quiescent water[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2022, **190**: 122780.
- [8] FU P F, ZHAO Q B, LIU J P, et al. Experimental and theoretical study on the association between entrainment vortex evolution and pressure oscillation of steam jet condensation[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2023, **141**: 110797.
- [9] KITADE K, NAKATOGAWA T, NISHIKAWA H, et al. Experimental study of pipe reaction force and jet impingement load at the pipe break[C]//5th SMIRT Conference. Berlin, 1979.
- [10] MASUDA F, NAKATOGAWA T, KAWANISHI K, et al. Experimental study on an impingement high-pressure steam jet[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1982, **67**(2): 273-286.
- [11] FORREST C F, SHIN K S, MIDVIDY W I, et al. Measurements of impact loads and expansion of flashing water jets[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1987, **99**: 53-61.
- [12] YANO T, ISOZAKI T, UEDA S, et al. An experimental study of blowdown thrust and jet forces for a pipe under boiling water reactor loss-of-coolant accident conditions[J]. *Nuclear Science and Engineering*, 1984, **88**(3): 386-395.
- [13] 孙得川, 胡春波, 蔡体敏. 带有横向射流的三维超声速湍流流场分析[J]. 应用数学和力学, 2002, **23**(1): 99-105. (SUN Dechuan, HU Chunbo, CAI Timin. Computation of supersonic turbulent flowfield with transverse injection[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2002, **23**(1): 99-105. (in Chinese))
- [14] 冉令可, 杨海华, 张星辰, 等. 锯齿射流与圆射流流场和远场噪声特性的对比研究[J]. 应用数学和力学, 2016, **37**(12): 1255-1271. (RAN Lingke, YANG Haihua, ZHANG Xingchen, et al. Investigation of flow development and noise generation of free and chevron jets[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2016, **37**(12): 1255-1271. (in Chinese))
- [15] 吕元伟, 赵韞铎, 张靖周, 等. 冠齿脉冲射流冲击平直靶板对流换热实验[J]. 航空动力学报, 2023, **38**(4): 787-794. (LÜ Yuanwei, ZHAO Yunduo, ZHANG Jingzhou, et al. Experiment on convective heat transfer of pulsed chevron jet impingement on flat plate[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2023, **38**(4): 787-794. (in Chinese))
- [16] YANG G Z, JIANG G C, QIU F C, et al. Numerical simulation of jet impact process with different jet velocities in a negative pressure ambient[J]. *Chemical Engineering and Processing-Process Intensification*, 2023, **193**: 109547.
- [17] KASTNER W, RIPPEL R. Jet impingement forces on structures: experiments and empirical calculation methods[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1988, **105**(3): 269-284.
- [18] XU Q, TAKAHASHI S, TAKAMURA N, et al. Evaluation of jet impact region and fluid force generated from ruptured pipes 3: evaluation of established standards[C]//Volume 3: *Thermal-Hydraulics*. Charlotte, North Carolina: American Society of Mechanical Engineers, 2016: V003T09A016.

- [19] MORITA R, UCHIYAMA Y, WATANABE S, et al. Evaluation of jet impact region and fluid force generated from ruptured pipes 1: numerical and experimental evaluation of affected region by steam jet[C]//*Volume 3: Thermal-Hydraulics*. Charlotte, North Carolina: American Society of Mechanical Engineers, 2016: V003T09A019.
- [20] TAKAHASHI S, XU Q, TAKAMURA N, et al. Evaluation of jet impact region and fluid force generated from ruptured pipes 2: evaluation of fluid force using computational fluid dynamics analysis[C]//*Volume 3: Thermal-Hydraulics*. Charlotte, North Carolina: American Society of Mechanical Engineers, 2016: V003T09A015.
- [21] 彭建, 张涛, 毕勤成, 等. 高能管道断裂蒸汽喷射过程数值模拟[J]. 热科学与技术, 2022, **21**(4): 383-389. (PENG Jian, ZHANG Tao, BI Qincheng, et al. Numerical simulation of steam injection process during high-energy-pipeline fracture[J]. *Journal of Thermal Science and Technology*, 2022, **21**(4): 383-389. (in Chinese))
- [22] 王迎, 李勇, 贺艳秋, 等. 粗糙度与破口尺寸对管道裂纹摩擦系数影响的计算研究[J]. 装备制造技术, 2016(3): 38-41. (WANG Ying, LI Yong, HE Yanqiu, et al. Numerical study of effect with roughness and crack opening displacement on friction coefficient of crack[J]. *Equipment Manufacturing Technology*, 2016(3): 38-41. (in Chinese))
- [23] XU P, SASMITO A P, QIU S X, et al. Heat transfer and entropy generation in air jet impingement on a model rough surface[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2016, **72**: 48-56.
- [24] 轻水堆核电厂假想管道破损事故防护设计准则: EJ/T 335—1998[S]. 1998. (Design basis for protection of light water nuclear power plants against the effects of postulated pipe rupture: EJ/T 335—1998[S]. 1998. (in Chinese))
- [25] BASKAYA S, GILCHRIST A, FRASER S M. The radial spread and axial decay of temperature in turbulent condensing jets[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 1997, **24**(4): 465-474.
- [26] HEYERICHS K, POLLARD A. Heat transfer in separated and impinging turbulent flows[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1996, **39**(12): 2385-2400.
- [27] 玉城怜士, 山川胜史. 电弧喷涂的喷嘴射流研究[J]. 应用数学和力学, 2016, **37**(12): 1394-1402. (TAMAKI R, YAMAKAWA M. Study on the nozzle jet in arc spraying[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2016, **37**(12): 1394-1402. (in Chinese))
- [28] GUO H, NOCIVELLI L, TORELLI R, et al. Towards understanding the development and characteristics of under-expanded flash boiling jets[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2020, **129**: 103315.
- [29] FRANQUET E, PERRIER V, GIBOUT S, et al. Freeunderexpanded jets in a quiescent medium: a review[J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2015, **77**: 25-53.
- [30] KONG R, KIM S, ISHII M. Jet impingement in high-energy piping systems, part I: characteristics and model evaluation[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2021, **142**: 104002.