

某柴油喷油嘴新冲蚀寿命预测模型及瞬态特性数值模拟

许磊¹, 张翼¹, 徐春龙², 宋猛¹, 庞浩宇¹, 张宇¹, 唐诗泽¹, 雷丽军¹

(1.中北大学 能源与动力工程学院, 太原 030051; 2.中国北方发动机研究所, 天津 300400)

摘要: 目的 针对柴油喷油嘴喷孔内部空化现象及冲蚀磨损问题, 建立了考虑近壁面不同边界层内群气泡溃灭产生冲蚀影响的柴油喷油嘴瞬态特性仿真模型。探究柴油喷油嘴内部冲蚀磨损程度的影响因素, 并对喷孔内部冲蚀磨损寿命进行预测。方法 首先, 采用 MATLAB 对不同近壁面距离的空化泡对壁面作用压力及射流速度进行函数拟合, 结合传统经验公式, 推导了可考虑距壁面不同距离的群空泡阻力修正经验公式。其次, 利用 Fluent 中 UDF 建立了基于阻力修正经验公式以及网格自适应算法的有限元模型, 用 R_{rs} 冲蚀风险预测模型和冲蚀疲劳试验结果对本文提出的新模型进行验证。在此基础上讨论了喷嘴孔圆锥度 K_{fac} 及动态特性对喷孔冲蚀磨损的影响。结果 R_{rs} 冲蚀磨损风险预测模型和冲蚀磨损疲劳试验结果与本文提出的新模型结果有较好的一致性, 证明了该新模型的可行性。有限元仿真结果显示, 当喷嘴形状相同时, 随着针阀向上移动, 空化现象被有效地抑制, 逐渐向喷孔的入口处收缩, 其上最大射流速度和水锤压力会略微增加, 但总体空化区域多集中于喷孔入口上表面处。随着喷嘴几何尺寸从 K_{fac0} 增加至 K_{fac2} 、 K_{fac4} , 其上喷孔的气泡溃灭最大微射流速度及最大水锤压力分别减少 11.29%、1.4%。当无量纲距离 $\delta=1.3$ 时, 其最大速度和压力值仅为无量纲距离 $\delta=1.0$ 时的 2.6%, 故可忽略无量纲距离 $\delta>1.3$ 时的气泡溃灭对壁面的冲蚀磨损影响。随着喷嘴几何尺寸从 K_{fac0} 增加至 K_{fac2} 、 K_{fac4} , 其上喷孔内壁面最小寿命分别提升了 18.17% 及 32.32%。结论 喷嘴孔圆锥度 K_{fac} 及动态特性均对近壁面空化冲蚀磨损程度产生影响。总体空化冲蚀磨损区域多集中于喷孔入口上表面处, 可对此采取措施以提高总体喷嘴寿命, 疲劳寿命计算时可忽略距壁面无量纲距离 $\delta>1.3$ 时气泡对壁面产生的影响, 喷嘴喷孔圆锥度的增加可降低喷孔内侧冲蚀磨损程度, 显著提升喷嘴寿命。

关键词: 空化流动; 水锤压力; 喷嘴喷孔; 冲蚀; 寿命预测

中图分类号: TH117 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2023)01-0121-11

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2023.01.013

Prediction Model of New Erosion Life and Numerical Simulation of Transient Characteristics of a Diesel Fuel Injector

XU Lei¹, ZHANG Yi¹, XU Chun-long², SONG Meng¹, PANG Hao-yu¹,
ZHANG Yu¹, TANG Shi-zhe¹, LEI Li-jun¹

收稿日期: 2021-12-26; 修订日期: 2022-03-27

Received: 2021-12-26; Revised: 2022-03-27

基金项目: 山西省科技重大专项 (MQ2016-02-01); 山西省“百人计划”创新团队项目资助

Fund: Major Scientific and Technological Projects in Shanxi Province (MQ2016-02-01); Foundation of Shanxi Province "Hundred Talents Plan" Innovation Team Project

作者简介: 许磊 (1996—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为动力机械结构强度及流体分析。

Biography: XU Lei (1996-), Male, Postgraduate, Research focus: strength and fluid analysis of dynamic mechanical structure.

通讯作者: 张翼 (1969—), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为动力机械结构强度。

Corresponding author: ZHANG Yi (1969-), Male, Doctor, Associate professor, Research focus: strength of mechanical structure.

引文格式: 许磊, 张翼, 徐春龙, 等. 某柴油喷油嘴新冲蚀寿命预测模型及瞬态特性数值模拟[J]. 表面技术, 2023, 52(1): 121-131.

XU Lei, ZHANG Yi, XU Chun-long, et al. Prediction Model of New Erosion Life and Numerical Simulation of Transient Characteristics of a Diesel Fuel Injector[J]. Surface Technology, 2023, 52(1): 121-131.

(1. School of Energy and Power Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China;

2. China North Engine Research Institute, Tianjin 300400, China)

ABSTRACT: Aiming at the cavitation phenomenon and erosion wear problem in the nozzle hole of diesel fuel injector, by introducing the research theory of the pressure and jet velocity of cavitation bubbles with different distance near the wall, the traditional empirical formula is modified, and the transient characteristic simulation model of diesel fuel injector considering the erosion effect caused by the collapse of group bubbles in different boundary layers near the wall is established. Using the method of simulation, the influencing factors of the internal erosion wear degree of diesel fuel injection nozzle are explored, and the erosion wear life of the nozzle hole is predicted. Firstly, based on the research conclusions of the pressure and jet velocity of cavitation bubbles with different distance to the wall, the function fitting of the pressure and jet velocity of cavitation bubbles with different distance to the wall is carried out by using MATLAB software. Combined with the traditional empirical formula, the resistance correction empirical formula of group cavitation considering different distances from the wall surface is derived. Secondly, the finite element model based on resistance correction empirical formula and grid adaptive algorithm is established by using UDF in fluent. The R_{rs} cavitation risk prediction model is established by using the theory of representing erosion risk by steam mass condensation rate. The new model proposed in this paper is verified by R_{rs} cavitation risk prediction model and cavitation fatigue test results. It is proved that the new model proposed in this paper has good accuracy. Based on the calculation results of this model, the effects of nozzle orifice conicity K_{fac} and needle valve dynamic characteristics on orifice erosion wear are discussed. As the geometric size of the nozzle increases from $K_{fac}0$ to $K_{fac}2$ and $K_{fac}4$, the cross-sectional area of the orifice becomes smaller along the flow direction, the reflux near the wall and the separation of the boundary layer are restrained, the cavitation will be restrained, and the bubble interaction area near the wall will be reduced. At the same time, the fluid is more likely to generate eddy currents at the axis of the orifice, which will reduce the bubbles near the wall of the orifice, bubbles tend to be far away from the wall, so as to effectively inhibit the interaction between bubbles and the wall near the wall. The maximum jet velocity and water hammer pressure near the wall will be reduced, and the bubble collapse of the upper orifice will be reduced by 11.29% and 1.4% respectively; when the nozzle shape is the same, with the upward movement of the needle valve, the fluid area from the surface of the needle valve to the inner shell of the nozzle head increases, and the fluid has more space and time to adjust the flow path before flowing into the nozzle hole, which can flow into the nozzle hole at a smaller included angle with the axis of the nozzle hole, so that the backflow in the nearby area is weakened, the cavitation phenomenon is effectively restrained, and gradually shrinks towards the inlet of the nozzle hole. The effects of dimensionless distance on the transient maximum jet velocity and water hammer pressure at different distances from the wall are also studied. When the dimensionless distance $\delta=1.3$, the maximum velocity and pressure are only 2.6% of that when the dimensionless distance $\delta=1.0$. Therefore, the effect of bubble collapse at dimensionless distance $\delta>1.3$ on erosion wear of wall surface can be ignored. Finally, the influence of nozzle hole conicity on nozzle hole life is explored. With the increase of nozzle geometric size from $K_{fac}0$ to $K_{fac}2$ and $K_{fac}4$, the minimum life of the inner wall surface of the upper nozzle hole is increased by 18.17% and 32.32% respectively. From the analysis results, it can be seen that the erosion wear area is mainly located at the upper wall near the inlet orifice. Therefore, it can be considered to do surface treatment on the wall near the inlet orifice to reduce the overall cavitation wear of the orifice, or appropriately increase the taper of the orifice during design and processing, so as to reduce the cavitation wear of the orifice and improve the service life of the orifice.

KEY WORDS: cavitation flow; water hammer pressure; nozzle orifice; erosion; life prediction

喷油器喷嘴在柴油雾化和喷雾的优化中发挥着重要作用^[1]。燃油在喷嘴孔入口附近因流道横截面积急剧减小,导致燃油流速增加及静压迅速降低,空化随即出现^[2-4]。空化产生蒸气泡,并在较高压力区迅速破裂,此过程会使得金属表面承受反复的冲击力作用,进而产生喷嘴处的冲蚀磨损^[5],即使喷孔内表面

的冲蚀损伤轻微,仍然影响内部流动及喷雾雾化过程,导致流量的变化及影响喷射燃料质量的精确控制^[6]。因此针对喷嘴内部的空化流动及冲蚀磨损风险分析具有重要意义。

喷嘴的几何形状对流动系数和空化形成^[7]的影响较大。Shervani 等^[8]和 Lee 等^[9]发现,增加孔口入

口角曲率半径与喷孔直径之比, 会导致空化泡破裂的数量减少。孔锥度 K_{fac} 因子是影响喷嘴空化流^[10-11]的另一个关键几何参数。Brusiani 等^[12]使用均匀弛豫空化模型^[13]和 Singhal 空化模型^[14]再现了喷嘴内部的空化流动。Benajes 等^[15]观察到, 与圆柱形孔相比, 圆锥形孔降低了空化程度, 提高了流动效率和出口速度。Brusiani 等^[16]比较了圆柱形喷嘴和锥形喷嘴的流体动力学性能, 发现锥形喷嘴显著降低了湍流度, 提高了整体的流动均匀性。

空化发展冲蚀磨损损伤之间的关系非常复杂, 尚未得到很好的研究^[17]。连续工作 1 000 h 后, 真实柴油喷射器的 X 射线 CT 扫描显示, 喷孔入口处和针阀容易受到空化冲蚀磨损^[6]。Edelbauer 等^[18]估计了距壁面临界距离内的空化冲蚀磨损, 气泡冲击的影响与负传质速率有关, 但该研究未考虑喷嘴几何形状对空化和相应冲蚀磨损的影响。Brusiani 等^[19]将冲蚀风险与 Zwart 空化模型提出的冷凝速率源项联系起来, 提出了一种冲蚀风险的新评价。Zhang 等^[20]基于不同相间的传质率建立了一种冲蚀风险预测模型 (R_{rs} 模型)。 R_{rs} 模型是寻找单喷嘴中冲蚀磨损风险最高处位置的合适指标, 但未能很好评估不同喷嘴之间的冲蚀磨损风险。Dular 等^[21]研究得出平板近壁面附近单个空泡溃灭微射流速度经验公式。吕伟等^[22]分析了空化泡在距离平板近壁面不同位置处溃灭时其对壁面上冲击压强的分布规律, 且总结出气泡直径大小与气泡溃灭时对壁面产生的冲击压强大小无关。

本文首先提供了新冲蚀磨损风险预测模型的输运方程和描述, 建立考虑近壁面不同边界层内群气泡溃灭对内壁面冲击的柴油喷油嘴新冲蚀磨损风险预测模型。通过 R_{rs} 模型及喷嘴冲蚀磨损试验对本文的新冲蚀磨损风险寿命预测模型进行验证, 并进一步探究不同 K_{fac} 因子和瞬态不同针阀升程下喷孔内部的冲蚀磨损风险, 针对不同条件下喷孔进行冲蚀磨损寿命预测, 为喷油器喷嘴设计和制造提供理论依据。

1 湍流、空化和冲蚀磨损风险预测的数值计算方法

1.1 R_{cs} 冲蚀风险预测模型

根据参考文献[19], 单位时间的蒸气质量凝聚速率可能与气泡坍塌产生的冲击波或压力液锤强度的增加有关。假设壁的冲蚀磨损破坏是由于气泡在第一边界层内气泡冲击造成的。利用表面冷凝速率 (R_{cs}) 来评价冲蚀磨损风险。表面冷凝速率 R_{cs} ^[18-19]通过广义公式 (1) 可以得出。

$$R_{\text{cs}} = F_{\text{con}} \frac{h}{R_0} \sqrt{6 \frac{\rho_{\text{vap}}}{\rho_{\text{liq}}} \cdot \alpha_{\text{vap}} \cdot \sqrt{\rho_{\text{vap}} (p_{\text{w}} - p_{\text{vap}})}} \quad p_{\text{w}} > p_{\text{vap}} \quad (1)$$

式中: F_{con} 为经验系数; R_0 为气泡半径; α_{vap} 为

柴油蒸气相对分数; p_{w} 为壁面附近液体压力; h 为近壁面单元的高度; p_{vap} 为饱和蒸气压; ρ_{liq} 和 ρ_{vap} 分别为柴油液体和蒸气的密度。

1.2 R_{rs} 冲蚀风险预测模型^[20]

R_{cs} 冲蚀风险预测模型在预测物理表面冲蚀磨损损伤时壁面高度 h 对表面传质有影响, h 较大时壁表面的质量转移量可能被高估。用于表征表面冲蚀磨损相对风险的 R_{rs} 冲蚀风险预测模型, 在模拟中选择了相同的边界层高度以克服 R_{cs} 模型的不足^[20]。 R_{cslocal} 为局部表面冷凝速率, R_{csmax} 为表面最大冷凝速率。 R_{rs} 冲蚀风险预测模型可以预测表面冲蚀磨损损伤可能发生的位置。

$$R_{\text{rs}} = \frac{R_{\text{cslocal}}}{R_{\text{csmax}}} \quad (2)$$

图 1^[20]给出了由于气泡溃灭对壁面冲击导致的节流阀底表面的冲蚀磨损损伤。扫描结果表明, 在通道入口附近的铝箔表面有一个冲蚀磨损损伤区, 而 R_{rs} 冲蚀风险预测模型再现了类似的结果。如图 1 所示, 高 R_{rs} 区域的轮廓与铝箔表面的冲蚀磨损损伤区域非常相似, 可证明 R_{rs} 冲蚀风险预测模型可以很好地预测表面冲蚀磨损损伤位置。

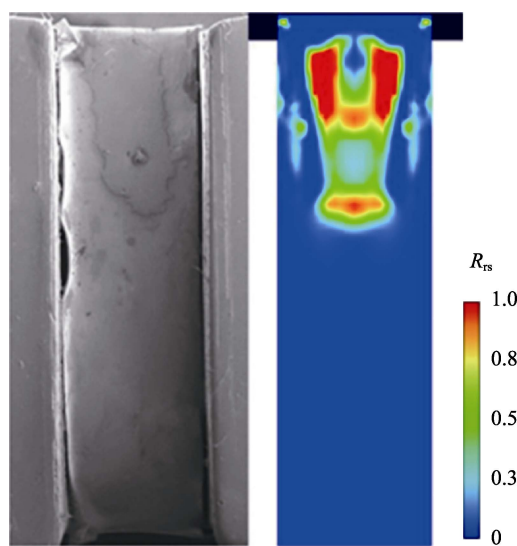


图 1 冲蚀损伤表面结果及 R_{rs} 模型仿真分布^[20]
Fig.1 Erosion damage surface results and simulation distribution of R_{rs} model^[20]

1.3 基于改进公式的新冲蚀磨损风险预测模型

基于蒸气和液体之间的冷凝速率或传质率的 R_{rs} 冲蚀风险预测模型可以作为预测喷射器喷嘴内冲蚀磨损损伤风险的指标, 其可以表示同一喷嘴中冲蚀磨损风险的相对程度, 但其对冲蚀磨损风险无法很好地定量表达, 且该模型仅适用于一层边界层。本文采用了改进后的传统经验公式, 可考虑壁面附近多层气泡

溃灭对壁面造成的冲蚀磨损损伤影响,且可对预测损伤区域处标定出该处所受微射流速度及水锤压力冲击大小,并可后续进行冲蚀寿命预测分析。

空化泡溃灭对壁面的影响过程复杂且充满随机性,文献[24]经试验分析得到了近壁面处气泡溃灭对壁面冲击微射流速度的估算公式,见式(3)。

$$v_{\text{jet}} = 8.97 \left(\frac{h_b}{R_0} \right)^2 \sqrt{\frac{p_w - p_{\text{vap}}}{\rho_{\text{liq}}}} \quad (3)$$

Kim 等^[25]主要借助于水锤理论,分析出近壁面处气泡溃灭对壁面冲击微射流速度与对壁面冲击压强的关系,见式(4)。

$$P_{\text{impulse}} = 0.6 \rho_{\text{liq}} c v_{\text{jet}} \quad (4)$$

文献[22]分析了空化泡由于受流体阻力影响,在距离近壁面不同距离时,空化泡溃灭后对壁面冲击压强不同,其所得结论可经由 MATLAB 拟合出空化泡近壁距离对作用在壁面上冲击压强的影响公式,见式(5)。

$$k_p = 0.9984 \left(\frac{h_b}{R_0} \right)^{-13.73} + 0.001595 \quad (5)$$

改进后可考虑距壁面不同距离的群空泡阻力修正经验公式为:

$$P_{\text{impulse}} = k_p \cdot 0.6 \rho c v_{\text{jet}} \quad (6)$$

$$v_{\text{jet}} = k_p \cdot 8.97 \left(\frac{h_b}{R_0} \right)^2 \sqrt{\frac{p_w - p_{\text{vap}}}{\rho_{\text{liq}}}} \quad (7)$$

式中: h_b 为空泡中心距离壁面的距离; R_0 为空化泡初试半径; p_w 为壁面附近液体压力; p_{vap} 为饱和蒸气压; ρ_{liq} 为柴油液体密度; c 为冲击速度, $c=1\,500\text{ m/s}$; k_p 为压力等效系数。

2 有限元模型的经验公式验证

2.1 模型与网格

喷油器喷嘴头部的结构如图 2a—b 所示,由喷嘴头部壳体、油嘴针阀和内部流体三部分组成。位于喷嘴头部壳体和油嘴针阀间的最小油膜厚度为 0.04 mm 。为提高仿真准确性,最小油膜厚度处内外划分 5 层边界层网格。在 SAC 压力室上有 8 个孔,这些孔具有相同的入口孔倒角和出口直径。喷嘴孔内部网格的最大尺寸为 $5\text{ }\mu\text{m}$,位于喷嘴表面的边界层附近网格的最小尺寸为 $1\text{ }\mu\text{m}$ 。如图 2c—d 所示,利用 Fluent meshing 绘制流体域网格。油膜整体采用四面体网格,网格偏斜率均小于 0.5。经计算检验,当计算域网格总数为 420 万左右时,油膜空化体积分数、气泡对壁面微射流速度及冲击压强计算值的精度都较好。

为了研究喷嘴锥度对喷孔内表面冲蚀磨损风险的影响,通过增加出口孔的直径可以实现不同的锥度。表 1 列出了模型的关键参数。



图 2 喷油器喷嘴头部模型、油膜模型及网格

Fig.2 Injector nozzle head model, oil film model and grid : a) nozzle head model; b) nozzle head oil film model; c) nozzle head oil film partial grid; d) integral grid of oil film on nozzle head

表 1 喷嘴几何参数
Tab.1 Nozzle geometry parameters

Nozzle number	$D_{\text{in}}/\mu\text{m}$	$D_{\text{out}}/\mu\text{m}$	Needle lift/ μm
$K_{\text{fac}}0$	280	280	300
$K_{\text{fac}}2$	280	240	300
$K_{\text{fac}}4$	280	200	300

2.2 边界条件

本文采用 ZGB 空化模型进行三维喷嘴空化内流模拟, ZGB 空化模型^[23]假设流体内所有气泡都具有相同的大小,本次模拟采用 10^{-6} m 。由文献[22]中的结论可知,气泡直径大小与气泡溃灭时对壁面产生的冲击压强大小无关,故模拟时采用相同直径的气泡产生的后续结论与实际可以很好地吻合。湍流模型选择标准 $k-\varepsilon$ 模型,导入自编译 UDF 文件及采用 CFD-POST 的变量编辑器以模拟上述阻力修正公式(6)—(7)所表达的新冲蚀磨损风险预测方法。各喷嘴均采用以下边界条件:入口压力为 180 MPa ,出口压力为 0.101 MPa ,壁面表面粗糙度 Ra 为 $0.25\text{ }\mu\text{m}$ 。由文献[26-27]中的结论可知,由进出口压力差导致的喷孔内流速变化是影响雷诺数(流态)的主要因素。本文在各喷孔中均采用相同进出口压力及表面粗糙度,可认为在各喷孔中近壁面流态基本一致。数值仿真采用的针阀运动规律如图 3 所示。模型仿真中采用的柴油物性参数如表 2 所示。

2.3 有限元模型的经验公式云图

图 4a 和图 4d 为引入 Dular 和 Chahine 公式所得气泡溃灭对壁面微射流速度和冲击压力云图。该经验公式经论证仅适用于近壁面边界层处,故 CFD-post 中对云图做了修正,仅取近壁面 3 倍气泡半径范围内气泡溃灭对壁面微射流速度和冲击压力值作为有效

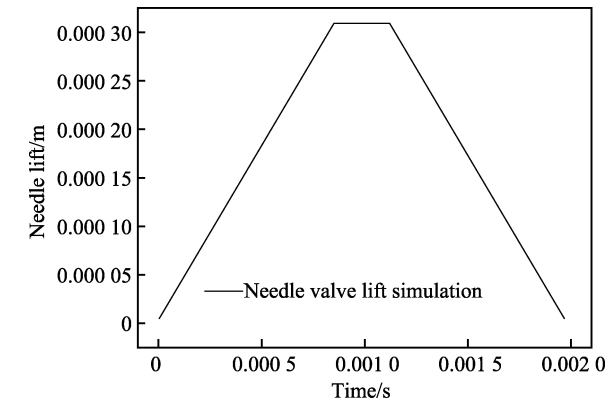


图 3 数值模拟中的针阀运动规律
Fig.3 Motion law of needle valve in numerical simulation

值。如图 4b 和图 4e 所示, 近壁面处气泡溃灭微射流速度和冲击压力随着离壁面距离的增加而增加, 图中呈现趋势与经验公式描述一致, 但传统经验公式忽视了流体阻力对气泡的影响, 远壁面处气泡溃灭后射流冲击至壁面时射流速度会受到较大的衰减, 因此引入阻力修正公式 (6) — (7)。如图 4c 和图 4f 所示, 近壁面至远壁面处气泡溃灭后冲击至壁面的射流速

度及冲击压力依次降低, 综合阻力修正后的经验公式所得结果更符合实际情况。

2.4 基于 R_{rs} 冲蚀风险预测模型的有限元模型的验证

图 5 为相同尺寸与升程下喷油器内 R_{rs} 、对壁面射流速度、冲击压力云图。其中 R_{rs} 冲蚀风险预测模型为经由实验检验的成熟冲蚀风险预测模型, 其可以精准地预测相对冲蚀磨损风险程度及冲蚀磨损严重位置, 但仅能表征单模型单边界层上相对冲蚀磨损风险程度, 未能对冲蚀磨损风险程度进行数值度量。结合阻力修正经验公式得出云图与 R_{rs} 云图冲蚀磨损风险位置大体趋势相同, R_{rs} 冲蚀风险预测模型可证明阻力修正经验公式新冲蚀风险模型在预测喷孔内壁面冲蚀磨损风险位置的可行性。又因本文中引入的改进经验公式经由文献[22,24-25]试验结果总结得出, 可满足其定量验证, 故可证明阻力修正经验公式新冲蚀风险模型的可行性, 且阻力修正经验公式新冲蚀风险模型能考虑近壁面附近多层气泡对壁面影响及对冲蚀磨损风险程度实现数值度量, 也可为后续冲蚀磨损寿命预测提供载荷释加条件及理论依据。

表 2 柴油液体和蒸气的热力学特性
Tab.2 Thermodynamic properties for liquid and vapor of fuel

Fuel liquid density/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	Fuel liquid viscosity/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$)	Fuel vapor density/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	Fuel vapor viscosity/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$)
832	0.002 4	0.136 1	5.95×10^{-6}

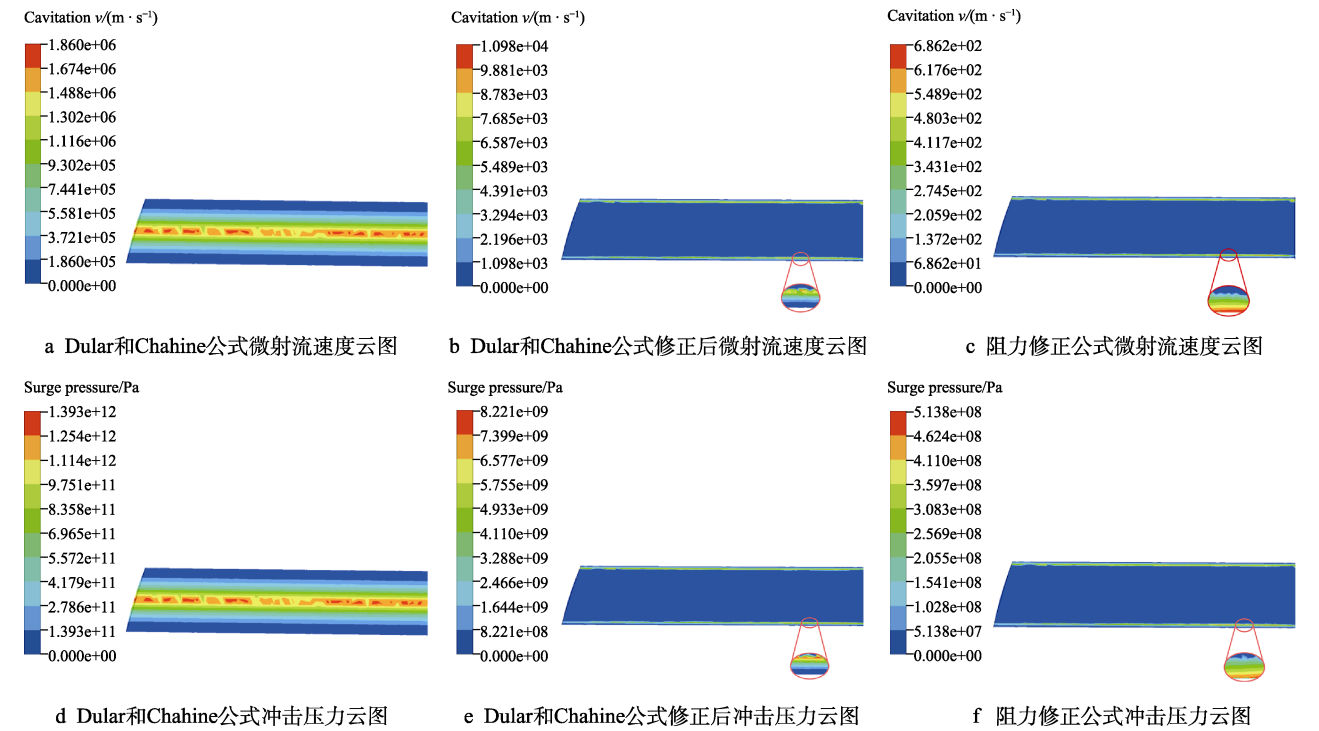
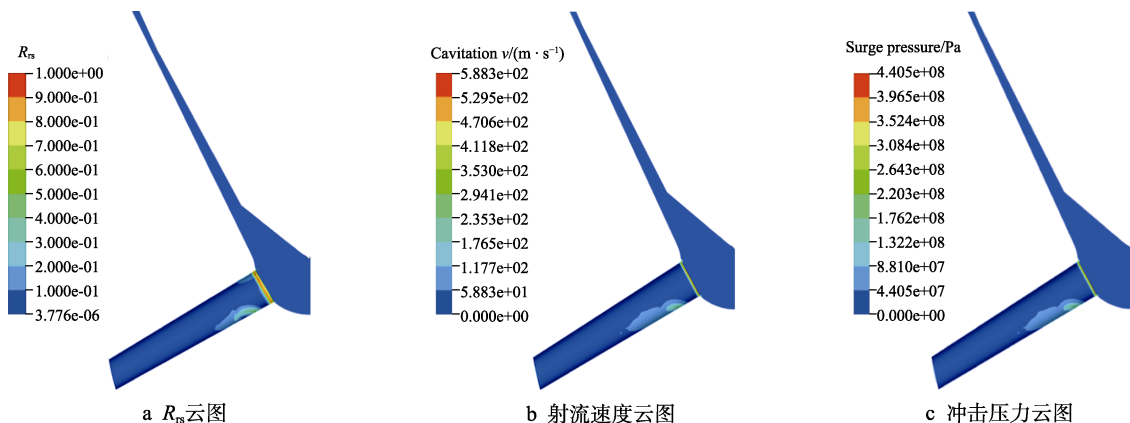


图 4 不同条件下微射流速度和空化水锤压力云图

Fig.4 Cloud pictures of micro jet velocity and cavitation water hammer pressure under different conditions: a) Dular and Chahine formula microjet velocity clouds; b) microjet velocity cloud after correction for dular and Chahine equations; c) resistance correction equation microjet velocity cloud; d) Dular and Chahine formula impact pressure clouds; e) impact pressure cloud after correction of dular and Chahine equations; f) resistance correction formula impact pressure cloud

图 5 基于 R_{rs} 模型的有限元模型的验证Fig.5 Verification of finite element model based on R_{rs} model: a) R_{rs} cloud map; b) jet velocity clouds; c) impact pressure clouds

3 有限元模型的试验验证

3.1 试验设备及方法

采用 CRS825 型高压共轨试验台进行冲蚀磨损疲劳试验, 试验试件的结构如图 6a 所示, 高压共轨试验台技术参数如表 3 所示。

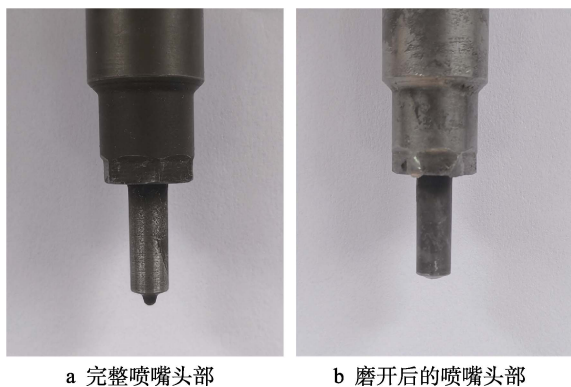


图 6 喷油器喷嘴头部

Fig.6 Injector nozzle head: a) complete nozzle head; b) nozzle head after grinding

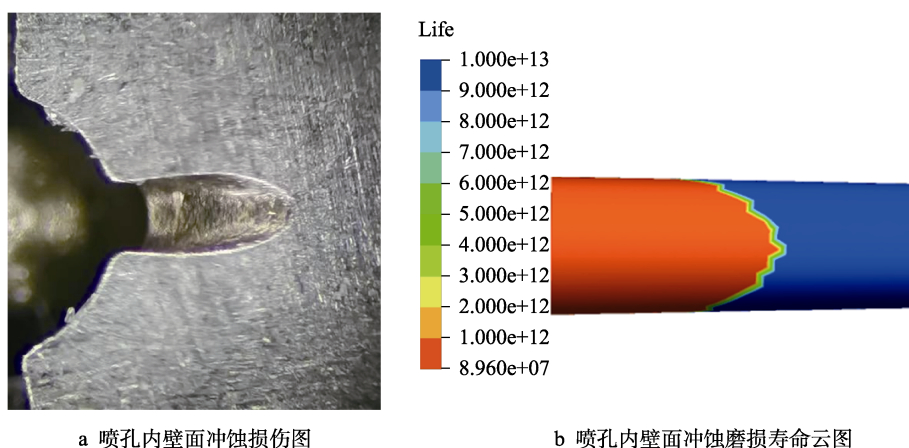
表 3 CRS825 型高压共轨试验台技术参数
Tab.3 Technical parameters of CRS825 high voltage common rail test bench

Specification content	Technical parameter
Maximum rail pressure/MPa	1 500
Common rail pressure/MPa	± 1
Pump flow/%	± 1
Pump flow range/(L·min ⁻¹)	0.008-4
Oil pump speed/(r·min ⁻¹)	0-4 000

针对柴油机喷嘴进行疲劳试验, 对柴油机喷嘴采用磨盘机将喷嘴头部磨至显露喷孔内壁面, 如图 6b 所示, 对喷嘴头部及喷孔内损伤表面进行超声波清洗, 采用体式显微镜对喷孔上壁面冲蚀磨损区进行观察。对喷孔上壁面冲蚀磨损区域进行光学显微镜、照片记录。喷孔上壁面冲蚀磨损区域图片与仿真冲蚀磨损寿命预测区域进行对比, 以此验证有限元模型的有效性。

3.2 试验结果及分析

图 7a 为疲劳试验 800 h 后喷油器喷孔内壁面冲



a 喷孔内壁面冲蚀损伤图

b 喷孔内壁面冲蚀磨损寿命云图

图 7 基于疲劳试验的有限元模型的验证

Fig.7 Verification of finite element model based on fatigue test: a) view of erosion damage on the inner face of the spray hole; b) scouring wear life of the inner wall of the spray hole

蚀损伤图。图 7b 为该模型计算所得喷油器喷孔内壁面冲蚀磨损寿命云图。仿真结果显示, 总体冲蚀磨损风险区域在喷油孔入口附近及靠近入口的上壁面处, 经由 8.96×10^7 循环后, 受空化气泡破裂对壁面射流及压力冲击影响, 喷嘴内壁面将产生磨损坑, 进而失效。冲蚀磨损疲劳试验显微镜照片显示出冲蚀磨损发生区域位于入口口附近上壁面处, 由此可以证明有限元模型的有效性。

4 喷嘴中空化流动和空化冲蚀磨损特性

4.1 喷嘴孔圆锥度及动态特性对空化冲蚀磨损的影响

为了研究喷嘴锥度对内表面空化泡冲击引起的

冲蚀磨损风险影响, 在 180 MPa 的入口压力下, 对不同 K_{fac} 系数的 3 个喷嘴进行内流模拟。定义 δ 为空泡中心距离壁面距离 h_b 与空化泡初试半径比值 R_0 。提取 $\delta=1.0$ 时近壁面附近空化气泡分布及空化泡破裂对壁面射流速度与冲击压力云图, 分析空化气泡分布、空化泡破裂对壁面射流速度与冲击压力受不同喷嘴锥度 K_{fac} 因子及不同针阀升程的影响。

图 8 为不同 K_{fac} 系数喷嘴整个工作循环动态特性空化气泡分布云图。可以看出, 喷嘴尺寸变化 K_{fac} 因子对空化流动会产生很大影响, 不同 K_{fac} 因子喷嘴内气相分布形状有显著差异, 气相经由喷嘴入口口处延伸至喷嘴出口处。当 $K_{\text{fac}}=0$ 时, 空化泡几乎覆盖整个喷嘴上表面。当 K_{fac} 增加时, 气泡会提前破裂, 空化泡分布位置会逐渐向喷嘴入口孔处收缩, 且由于截面呈渐缩状, 可有效抑制壁面处边界层分离和更易在轴心处产生涡流, 高 K_{fac} 因子喷嘴近壁面处所产生的气

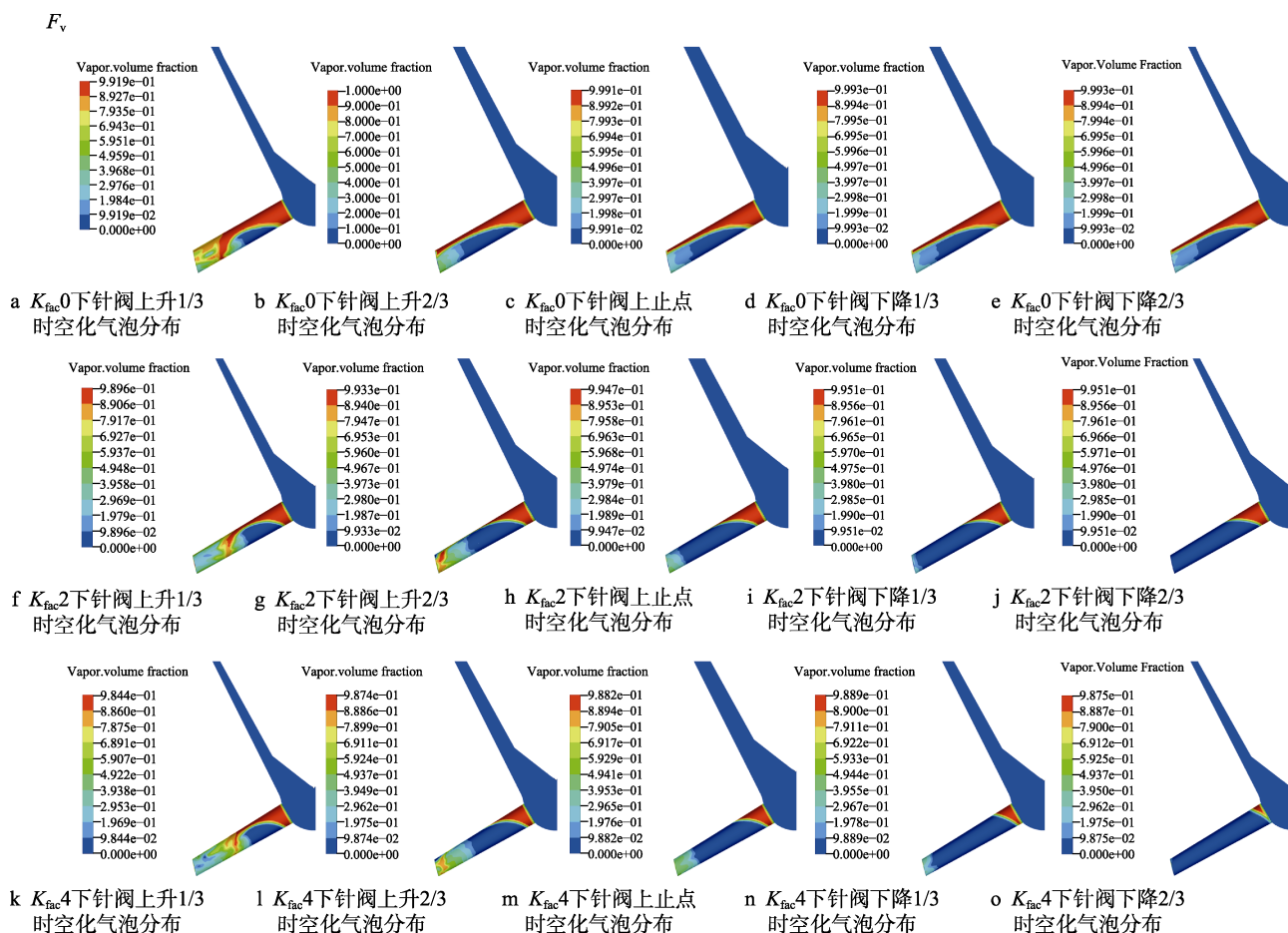


图 8 近壁面空化气泡分布云图

Fig.8 Cloud diagram of cavitation bubble distribution near wall: a) cavitation bubble distribution at 1/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; b) Cavitation bubble distribution at 2/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; c) cavitation bubble distribution at the upper stop of the needle valve under $K_{\text{fac}}0$; d) cavitation bubble distribution at 1/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; e) cavitation bubble distribution at 2/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; f) cavitation bubble distribution at 1/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; g) cavitation bubble distribution at 2/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; h) cavitation bubble distribution at the upper stop of the needle valve under $K_{\text{fac}}2$; i) cavitation bubble distribution at 1/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; j) cavitation bubble distribution at 2/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; k) cavitation bubble distribution at 1/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}4$; l) cavitation bubble distribution at 2/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}4$; m) cavitation bubble distribution at the upper stop of the needle valve under $K_{\text{fac}}4$; n) cavitation bubble distribution at 1/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}4$; o) cavitation bubble distribution at 2/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}4$

泡相较于低 K_{fac} 因子喷嘴更趋于远离壁面。

如图 9—10 所示, 喷嘴几何尺寸 $K_{\text{fac}}0$ 、 $K_{\text{fac}}2$ 、 $K_{\text{fac}}4$ 下在距离近壁面 $\delta=1.0$ 处气泡溃灭对壁面产生的最大微射流速度分别为 709、630、620 m/s; 冲击压力分别为 531、471、464 MPa, 长期经受较大的微射流冲击, 材料表面会出现冲蚀磨损坑, 可经由以上两因素来作为近壁面冲蚀磨损的判断依据。随着喷嘴几何尺寸从 $K_{\text{fac}}0$ 增加至 $K_{\text{fac}}2$ 、 $K_{\text{fac}}4$, 喷孔内壁面遭受的最大微射流速度及最大冲击压力分别减少 11.29%、1.4%, 喷嘴喷孔圆锥度提升可显著降低气泡溃灭对喷孔内壁面产生的影响。当 K_{fac} 增加时, 气泡会提前破裂, 空化现象会逐渐向喷嘴入口孔处收缩, 且由于截面呈渐缩状, 可有效抑制壁面处边界层分离和更易在轴心处产生涡流, 高 K_{fac} 因子喷嘴近壁面处所产生的气泡相较于低 K_{fac} 因子喷嘴更趋于远离壁面。受空化气泡相分布影响, 高 K_{fac} 因子喷嘴近壁面处所受最大

射流速度与水锤压力均低于低 K_{fac} 因子喷嘴。针阀升程对空化效果的影响明显, 当喷嘴形状相同时, 随着针阀向上移动, 针阀表面至喷嘴头部内壳间流体区域增加, 流体在流入喷孔前有更多的空间和时间来调整流动路径, 能以与喷孔轴线呈更小的夹角流入喷孔, 使得附近区域的回流减弱^[20]。喷孔内空化现象一方面受几何因素导致的流体流速增加、压力降低影响, 另一方面受回流区导致的压力降低影响^[28]。故针阀向上移动引起了回流区域减少, 导致空化现象被有效地抑制, 逐渐向喷孔的入口处收缩, 其壁面上所受最大射流速度和冲击压力会略微增加。但总体空化区域多集中于喷孔入口上表面处, 其原因在于当燃油流经喷孔入口处时, 由于流动方向突然改变致使喷孔入口拐角上方形成了局部低压甚至负压区域, 该低压区域为燃油中的空化气泡生长提供了必备条件^[27]。故空化冲蚀磨损风险区域也集中于喷孔入口上表面处。

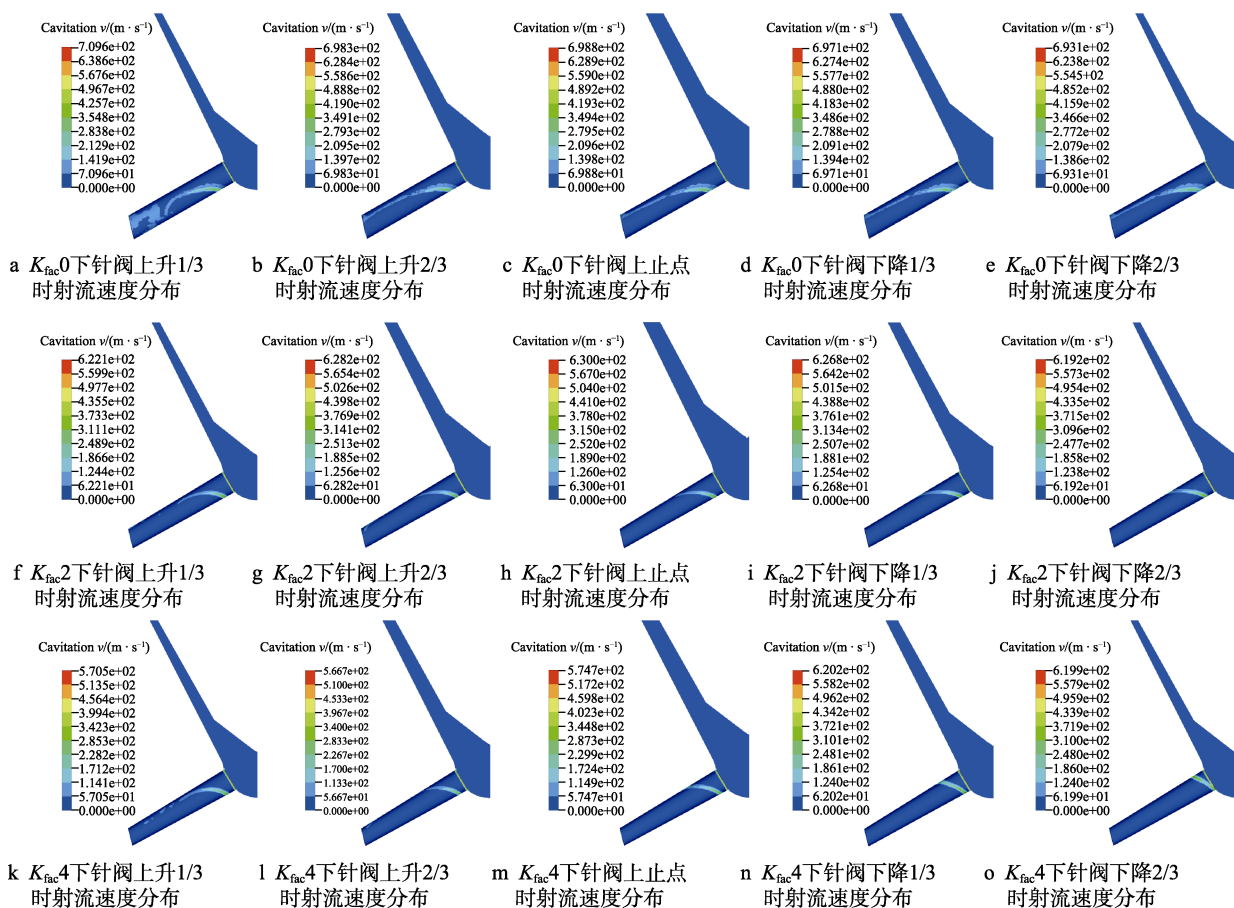


图9 近壁面射流速度云图

Fig.9 Cloud diagram of near wall jet velocity: a) jet velocity distribution at 1/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; b) jet velocity distribution at 2/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; c) jet velocity distribution at the upper stop of the needle valve under $K_{\text{fac}}0$; d) jet velocity distribution at 1/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; e) jet velocity distribution at 2/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}0$; f) jet velocity distribution at 1/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; g) jet velocity distribution at 2/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; h) jet velocity distribution at the upper stop of the needle valve under $K_{\text{fac}}2$; i) jet velocity distribution at 1/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; j) jet velocity distribution at 2/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}2$; k) jet velocity distribution at 1/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}4$; l) jet velocity distribution at 2/3 rise of needle valve under $K_{\text{fac}}4$; m) jet velocity distribution at the upper stop of the needle valve under $K_{\text{fac}}4$; n) jet velocity distribution at 1/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}4$; o) jet velocity distribution at 2/3 drop of needle valve under $K_{\text{fac}}4$

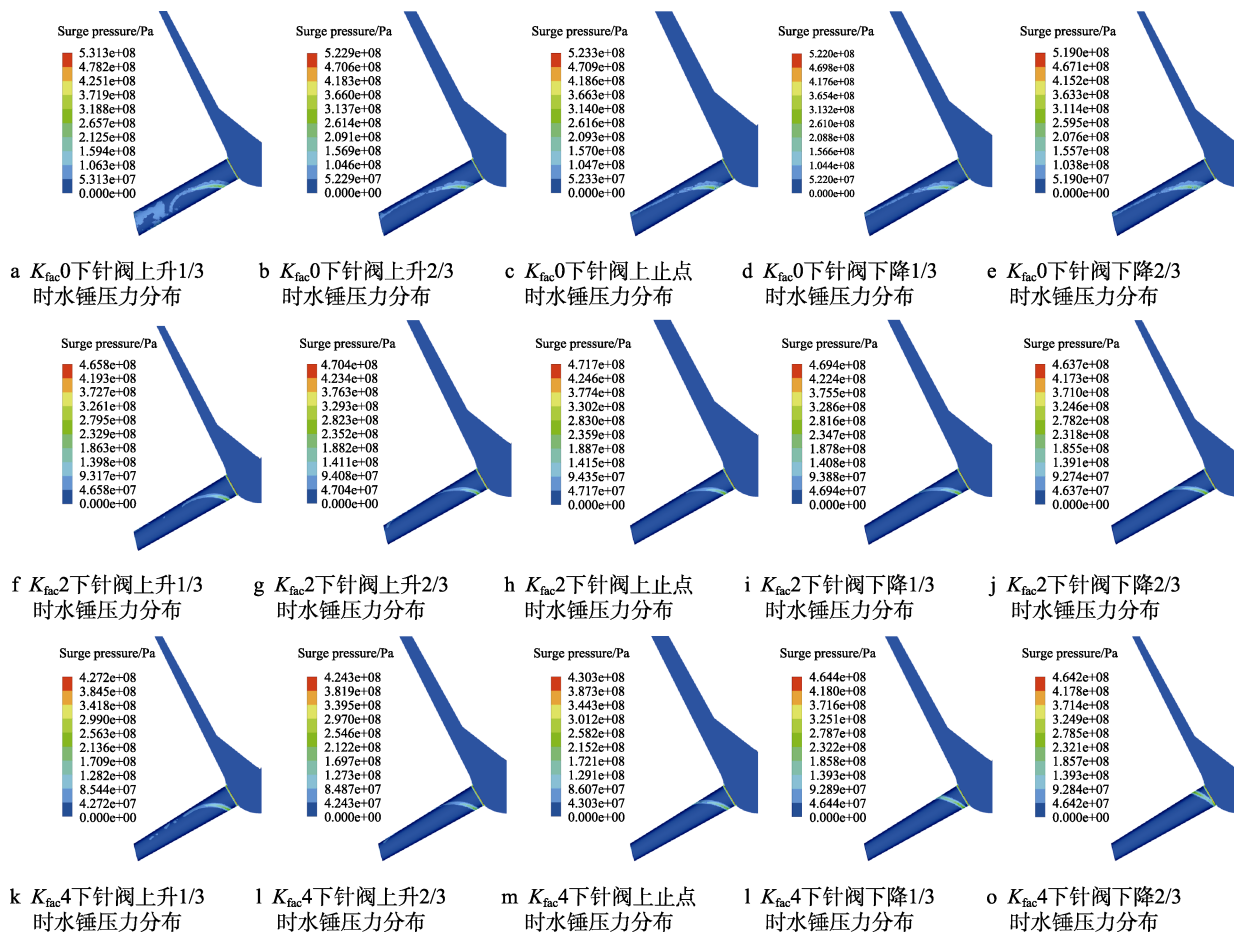


图 10 近壁面水锤压力云图

Fig.10 Pressure nephogram of water hammer near wall: a) water hammer pressure at 1/3 rise of needle valve under $K_{fac}0$; b) water hammer pressure at 2/3 rise of needle valve under $K_{fac}0$; c) water hammer pressure at the upper stop of the needle valve under $K_{fac}0$; d) water hammer pressure at 1/3 drop of needle valve under $K_{fac}0$; e) water hammer pressure at 2/3 drop of needle valve under $K_{fac}0$; f) water hammer pressure at 1/3 rise of needle valve under $K_{fac}2$; g) water hammer pressure at 2/3 rise of needle valve under $K_{fac}2$; h) water hammer pressure at the upper stop of the needle valve under $K_{fac}2$; i) water hammer pressure at 1/3 drop of needle valve under $K_{fac}2$; j) water hammer pressure at 2/3 drop of needle valve under $K_{fac}2$; k) water hammer pressure at 1/3 rise of needle valve under $K_{fac}4$; l) water hammer pressure at 2/3 rise of needle valve under $K_{fac}4$; m) water hammer pressure at the upper stop of the needle valve under $K_{fac}4$; n) water hammer pressure at 1/3 drop of needle valve under $K_{fac}4$; o) water hammer pressure at 2/3 drop of needle valve under $K_{fac}4$.

对比空化气泡分布、射流速度与冲击压力云图可得出, 冲蚀磨损风险区域集中于气液两相交换处, 该处的蒸发冷凝及质量交换对应气泡的产生与溃灭, 故此处壁面上所受射流速度与冲击压力为频繁, 为冲蚀磨损主要发生区域。

4.2 距壁面不同距离处瞬态最大射流速度及水锤压力

提取 $\delta=1.0$ 、1.1、1.2、1.3 时气泡对近壁面的最大射流速度与冲击压力随针阀一周期内运动的瞬态变化图, 分析不同近壁面距离时近壁面所受射流速度与冲击压力受喷嘴 K_{fac} 因子和针阀运动的影响。

近壁面附近空化泡溃灭过程中存在气泡与壁面的相互作用, 该相互作用使得溃灭过程中产生高速射流、压力冲击波, 空化泡距离壁面越近, 泡与壁面的相互作用越强, 对壁面的冲蚀磨损作用也越大。当空

化泡距壁面较远时, 泡与壁面的相互作用力较弱, 且射流冲击至壁面会受到流体阻力影响, 对壁面产生的压强及冲蚀磨损作用将较小。从图 11 可以看出, 随着无量纲距离 δ 的增加, 作用在壁面上的射流速度 V_c 和压强 p_s 的最大值迅速减小, 当无量纲距离 $\delta=1.3$ 时, 其最大速度和压力值仅为无量纲距离 $\delta=1.0$ 时的 2.6%, 故无量纲距离 $\delta>1.3$ 时的最大速度和压力值可视为对壁面影响较小, 可忽略无量纲距离 $\delta>1.3$ 时的气泡溃灭对壁面冲蚀磨损的影响。但不同时刻随针阀升程变化的最大速度和压力变化趋势一致, 均随着针阀升程的提升而略微增加, 随着针阀升程的回落而随之降低, 且随着喷嘴几何形状 K_{fac} 因子的增加, 最大速度和溃灭压力均呈现下降趋势。当 $K_{fac}=4$ 时壁面所受最大速度和压力更早地回归至 0, 针阀还未完全关闭时气泡便已消失。这是由于截面呈渐缩状, 可有效抑制壁面处边界层分离和更易在轴心处产生涡流, 轴

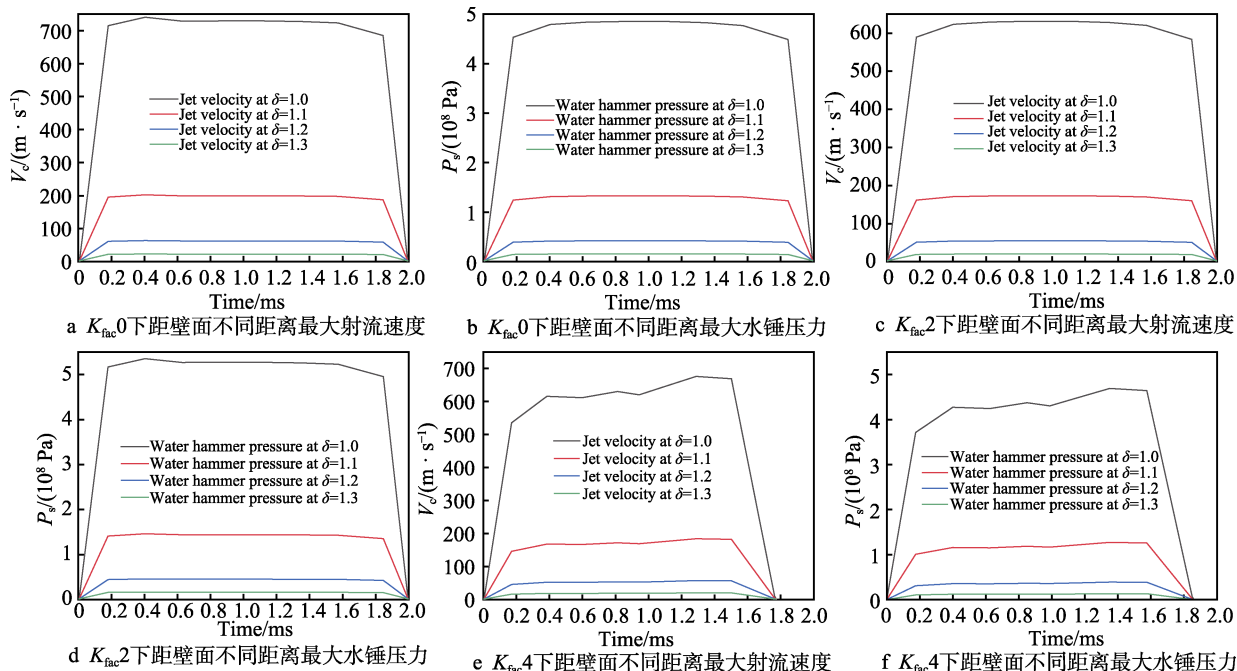


图 11 距壁面不同距离处瞬态最大射流速度及水锤压力

Fig.11 Transient maximum jet velocity and water hammer pressure at different distances from the wall:

a) maximum jet velocity at different distances from the wall at $K_{\text{fac}}0$; b) maximum water hammer pressure at different distances from the wall under $K_{\text{fac}}0$; c) maximum jet velocity at different distances from the wall at $K_{\text{fac}}2$; d) maximum water hammer pressure at different distances from the wall under $K_{\text{fac}}2$; e) maximum jet velocity at different distances from the wall at $K_{\text{fac}}4$; f) maximum water hammer pressure at different distances from the wall under $K_{\text{fac}}4$

心处产生的涡流可将部分近壁面处气泡向轴心处汇集,使得近壁面处气泡数量降低,从而有效抑制近壁面处气泡与壁面的相互作用,最大速度和压力均呈现下降趋势,且使得气泡更早地消失。

4.3 喷嘴孔圆锥度对喷嘴内侧冲蚀磨损寿命的影响

将 $\delta=1.0, 1.1, 1.2, 1.3$ 时气泡对近壁面的瞬态压力值提取出并作用于喷嘴喷孔内壁面固体域上,引入 workbench 中 ncode 软件对其进行冲蚀磨损寿命预测。

如图 12 所示,喷嘴几何尺寸 $K_{\text{fac}}0$ 、 $K_{\text{fac}}2$ 、 $K_{\text{fac}}4$ 对应的上固体域最小寿命循环次数分别为 7.582×10^7 、

8.960×10^7 和 1.1856×10^8 ,随着喷嘴喷孔圆锥度的增加,其上喷孔内壁面最小寿命分别提升了 18.17%及 32.32%。随着喷孔圆锥度增加,一方面,喷孔截面面积沿流动方向变得更小,壁面附近的回流和边界层分离受到抑制,空化将被抑制,近壁面处所受气泡相互作用区域将会减少;另一方面,流体也更易在喷孔轴心处产生涡流,其产生的涡流将使喷孔近壁面处气泡减少,气泡更趋向于远离壁面,从而有效抑制近壁面处气泡与壁面的相互作用,近壁面处所受最大射流速度与水锤压力将会降低。故喷嘴喷孔圆锥度的增加可降低喷孔内侧冲蚀磨损程度,显著提升喷嘴寿命。

5 结论

1) 当 K_{fac} 因子增加时,气泡会提前破裂,空化泡分布会逐渐向喷嘴入口孔处收缩,高 K_{fac} 因子喷嘴近壁面处的最大射流速度与水锤压力均低于低 K_{fac} 因子喷嘴。

2) 当喷嘴形状相同时,随着针阀向上移动,空化泡分布逐渐向喷孔的入口处收缩,但其最大射流速度和水锤压力会略微增加。

3) 随着气泡距离壁面无量纲距离 δ 的增加,作用在壁面上的射流速度 V_c 和压强 p_s 的最大值迅速减小。

4) 冲蚀磨损寿命预测显示冲蚀磨损发生区域位于入口附近上壁面处,且随着 K_{fac} 因子增加,可降低喷孔内侧冲蚀磨损程度,显著提升喷嘴寿命。

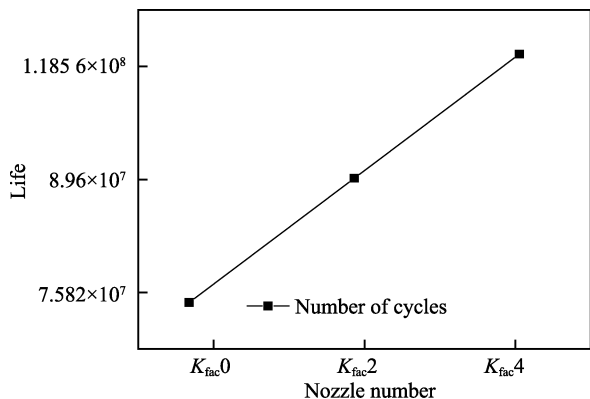


图 12 冲蚀磨损寿命对比图

Fig.12 Comparison diagram of erosion wear life

综上所述, 由分析结果可知, 冲蚀磨损发生区域主要位于入口口附近上壁面处, 故可考虑在喷嘴入口口附近壁面做表面处理, 达到减小喷嘴整体空蚀磨损的效果, 也可在设计加工时适当增加喷嘴圆锥度, 达到减小喷嘴空蚀磨损、提升喷嘴寿命的效果。文中模型可预测喷嘴喷孔内冲蚀磨损严重位置及寿命, 所得结论为后续工程应用中控制空化强度、冲蚀磨损等提供理论参考, 也可为后续喷嘴器改进设计提供理论依据。

参考文献:

- [1] REITZ R D. Directions in Internal Combustion Engine Research[J]. *Combustion and Flame*, 2013, 160(1): 1-8.
- [2] XUAN Tie-min, CAO Jia-wei, HE Zhi-xia, et al. A Study of Soot Quantification in Diesel Flame with Hydrogenated Catalytic Biodiesel in a Constant Volume Combustion Chamber[J]. *Energy*, 2018, 145: 691-699.
- [3] AGARWAL A K, DHAR A, GUPTA J G, et al. Effect of Fuel Injection Pressure and Injection Timing on Spray Characteristics and Particulate Size-Number Distribution in a Biodiesel Fuelled Common Rail Direct Injection Diesel Engine[J]. *Applied Energy*, 2014, 130: 212-221.
- [4] NISHIDA K, ZHU Jing-yu, LENG Xian-yin, et al. Effects of Micro-Hole Nozzle and Ultra-High Injection Pressure on Air Entrainment, Liquid Penetration, Flame Lift-off and Soot Formation of Diesel Spray Flame[J]. *International Journal of Engine Research*, 2017, 18(1-2): 51-65.
- [5] 郭根苗. 柴油机喷嘴内特殊流动现象的瞬态特性及对喷雾的影响[D]. 镇江: 江苏大学, 2019.
GUO Gen-miao. Transient Characteristics of Special Flow Phenomena in Diesel Injector Nozzles and Their Effects on Spray[D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2019.
- [6] KOUKOUVINIS P, GAVAISES M, LI J, et al. Large Eddy Simulation of Diesel Injector Including Cavitation Effects and Correlation to Erosion Damage[J]. *Fuel*, 2016, 175: 26-39.
- [7] HE Zhi-xia, ZHONG Wen-jun, WANG Qian, et al. Effect of Nozzle Geometrical and Dynamic Factors on Cavitating and Turbulent Flow in a Diesel Multi-Hole Injector Nozzle[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2013, 70: 132-143.
- [8] SHERVANI M T, PARSA S, GHORBANI M. Numerical Study on the Effect of the Cavitation Phenomenon on the Characteristics of Fuel Spray[J]. *Mathematical and Computer Modelling*, 2012, 56(5-6): 105-117.
- [9] LEE W G, REITZ R D. A Numerical Investigation of Transient Flow and Cavitation within Minisac and Valve-Covered Orifice Diesel Injector Nozzles[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2010, 132(5): 1.
- [10] MOLINA S, SALVADOR F J, CARRERES M, et al. A Computational Investigation on the Influence of the Use of Elliptical Orifices on the Inner Nozzle Flow and Cavitation Development in Diesel Injector Nozzles[J]. *Energy Conversion and Management*, 2014, 79: 114-127.
- [11] HE Zhi-xia, GUO Gen-miao, TAO Xi-cheng, et al. Study of the Effect of Nozzle Hole Shape on Internal Flow and Spray Characteristics[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2016, 71: 1-8.
- [12] BRUSIANI F, NEGRO S, BIANCHI G M, et al. Comparison of the Homogeneous Relaxation Model and a Rayleigh Plesset Cavitation Model in Predicting the Cavitating Flow through Various Injector Hole Shapes[C]//SAE Technical Paper Series. Warrendale: SAE International, 2013.
- [13] NEROORKAR K, SHIELDS B, GROVER R O Jr, et al. Application of the Homogeneous Relaxation Model to Simulating Cavitating Flow of a Diesel Fuel[C]//SAE Technical Paper Series. Warrendale: SAE International, 2012.
- [14] SINGHAL A K, ATHAVALE M M, LI Hui-ying, et al. Mathematical Basis and Validation of the Full Cavitation Model[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2002, 124(3): 617-624.
- [15] BENAJES J, MOLINA S, GONZÁLEZ C, et al. The Role of Nozzle Convergence in Diesel Combustion[J]. *Fuel*, 2008, 87(10-11): 1849-1858.
- [16] BRUSIANI F, FALFARI S, PELLONI P. Influence of the Diesel Injector Hole Geometry on the Flow Conditions Emerging from the Nozzle[J]. *Energy Procedia*, 2014, 45: 749-758.
- [17] HE Zhi-xia, ZHANG Liang, SAHA K, et al. Investigations of Effect of Phase Change Mass Transfer Rate on Cavitation Process with Homogeneous Relaxation Model[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2017, 89: 98-107.
- [18] EDELBAUER W, STRUCL J, MOROZOV A. Large Eddy Simulation of Cavitating Throttle Flow[M]. Singapore: Springer, 2016: 501-517.
- [19] BRUSIANI F, FALFARI S, BIANCHI G M. Definition of a CFD Multiphase Simulation Strategy to Allow a First Evaluation of the Cavitation Erosion Risk Inside High-Pressure Injector[J]. *Energy Procedia*, 2015, 81: 755-764.
- [20] ZHANG Liang, HE Zhi-xia, GUAN Wei, et al. Simulations on the Cavitating Flow and Corresponding Risk of Erosion in Diesel Injector Nozzles with Double Array Holes[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, 124: 900-911.
- [21] DULAR M, STOFFEL B, ŠIROK B. Development of a Cavitation Erosion Model[J]. *Wear*, 2006, 261(5-6): 642-655.
- [22] 吕炜. 近壁空化泡溃灭的数值模拟[D]. 杭州: 浙江大学, 2015.
LYU Wei. Numerical Study on the Collapse of Bubbles Near a Wall[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2015.

(下转第 177 页)