

荷兰斜纹筛网有效孔隙直径的数值分析与模型构建

马原¹,董妍¹,李剑¹,厉彦忠¹,汪彬²,何鹏²

(1. 西安交通大学 制冷与低温工程系,陕西 西安 710049;2. 上海宇航系统工程研究所,上海 201109)

摘要 泡破压力是表征筛网通道式液体获取装置气液分离性能的关键指标之一,而筛网有效孔隙直径是准确预测泡破压力的核心参数。面对现有研究仍主要基于实验测量方法获得有效孔隙直径的局限性,通过构建荷兰斜纹型筛网(Dutch twill weave, DTW)真实结构的三维几何模型,获得了筛网内部孔隙流域的结构变化特征。基于表面张力模型与压力边界设置开展了特征喉部截面泡破压力数值仿真,提出了基于筛网几何结构参数的有效孔隙直径计算模型。结果表明:决定DTW泡破压力的特征喉部截面位于 $z = \pm(r_w + r_s)$ 附近,具有近四边形的封闭边界。针对特征喉部截面,通过泡破压力数值仿真反推获得的有效孔隙直径与文献实验数据相对误差小于6%,所提出的有效孔隙直径模型预测结果与文献实验数据同样吻合良好,平均误差不超过10%,均能够实现不依赖于实验测量的筛网有效孔隙直径准确预测,可为筛网泡破压力性能分析及液体获取装置设计优化提供重要支撑。

关键词 低温推进剂;在轨气液分离;荷兰斜纹筛网;泡破压力;有效孔隙直径

中图分类号 V511+.6 **文献标识码** A **文章编号** 1672-9374(2023)03-0026-08

Numerical analysis and model establishment on effective pore diameter of Dutch twill weave

MA Yuan¹, DONG Yan¹, LI Jian¹, LI Yanzhong¹, WANG Bin², HE Peng²

(1. Department of Refrigeration and Cryogenics, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Shanghai Aerospace System Engineering Institute, Shanghai 201109, China)

Abstract Bubble point pressure is one of the key indexes to characterize the gas-liquid separation performance of the screen channel liquid acquisition devices, and the effective pore diameter of the screen is the core parameter to accurately predict the bubble point pressure. In the face of the limitation that the existing research is still mainly based on the experimental measuring method to obtain the effective pore diameter of screens, the structural characteristics of the fluid domain within the screen are obtained by constructing the three-dimensional geometry model of the real structure of Dutch twill weave (DTW) in this paper. The numerical study on the bubble point pressure at the characteristic throat is conducted based on the surface tension model and pressure boundary setting. A calculation model of effective pore

收稿日期:2022-08-10;修回日期:2022-08-31

基金项目:国家自然科学基金青年项目(51906194);中国博士后科学基金(2019M663701);上海航天科技创新基金(SAST2020-018);上海市科技计划项目(20YF1447900)

作者简介:马原(1991—),女,博士,副教授,研究领域为低温推进剂空间管理技术等。

diameter based on geometrical structure parameters of screen is proposed. The results show that the characteristic throat, which determines the bubble point pressure of DTW, is located near $z = \pm (r_w + r_s)$ and is of a nearly closed quadrilateral boundary. In view of the characteristic throat section, the prediction of the effective pore diameter derived from the numerical simulation of bubble point pressure, is of a relative error less than 6% compared to the experimental data in literatures. Through the proposed effective pore diameter model, the predicted results are also in good agreement with literatures' experimental data, and the average error is less than 10%. The accurate prediction of the screen's effective pore diameter can be achieved and is independent of the experimental measurement, which could provide important support for the performance analysis of screen's bubble point pressure and the design optimization of liquid acquisition devices.

Key words cryogenic propellant; orbital gas-liquid separation; Dutch twill weave; bubble point pressure; effective pore diameter

0 引言

筛网通道式液体获取装置(LAD)是目前国际范围内公认的、最可行的低温推进剂长期在轨气液管理技术之一^[1-2]。图1展示了典型的筛网通道式LAD结构示意图^[3]。该装置主体由4根(或多根)集液通道和出流器组合而成,进行液体推进剂的获取与传输。该装置的核心部件是集液通道在相对贮箱壁面内侧安装的一层金属筛网,通道其他3面为金属实体壁面。筛网由金属丝编织而成,具有多孔介质的结构特点(孔隙尺度 $10 \sim 100 \mu\text{m}$),能够依靠毛细作用引流液体、阻隔气体,实现将单相液体汇入集液通道的气液分离与全液获取。

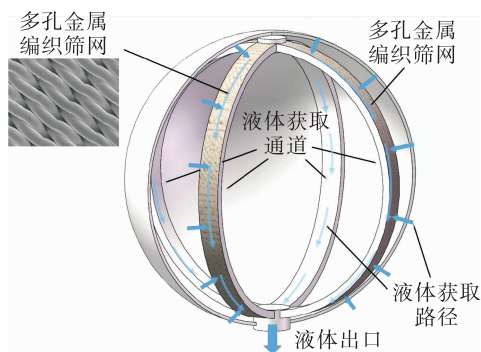


图1 筛网通道式液体获取装置示意图

Fig.1 Schematic diagram of screen channel liquid acquisition device

筛网的气体阻隔能力体现为泡破压力 Δp_{BP} , 指筛网两侧压差增大至第一个气泡将要穿透时所对

应的压差值,如图2所示。筛网泡破压力越大,表明其对气体的阻隔能力越强,是体现LAD气液分离性能的关键参数之一^[4]。

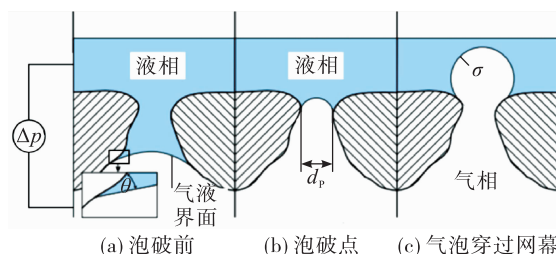


图2 气相穿透筛网孔隙的泡破过程示意图

Fig.2 Schematic diagram of bubble breakthrough process that gas penetrates the screen pore

近20年间,NASA研究学者持续开展了大量低温流体泡破压力的实验测试。文献[5-11]先后对金属筛网在液氮、液态甲烷、液氧、液氢等低温流体内的泡破压力进行了实验测试,考察了包括筛网类型、流体温度、系统压力等因素对泡破性能的影响规律。对比常温流体,由于低温流体表面张力普遍较低,对应泡破压力衰减显著,液氢的泡破压力仅为常温流体的10%左右。文献[12-13]探究了增压气体类型对低温流体泡破压力的影响,结果显示,采用不凝性气体增压对泡破压力有一定增益效果。此外,德国应用空间技术与微重力研究中心 Conrath 等对金属筛网的静力学与动力学泡破压力进行了对比实验研究^[14-15]。

与此同时,学者基于毛细理论提出了泡破压力

经典计算模型^[16-17],即

$$\Delta p_{BP} = \frac{4\sigma \cos \theta}{d_p} \quad (1)$$

式中: σ 为流体表面张力,N/m; θ 为接触角, $(^\circ)$; d_p 为筛网有效孔隙直径,m。 d_p 指将筛网内部结构复杂的孔隙流域简化为直圆毛细通道后所对应的毛细管直径,不可直接测量,目前尚未确立统一的选取办法。最早,Symons 采用颗粒筛选法确定 d_p 值,但通常会引起泡破压力的显著高估^[18]。随后,Hartwig 等对不同微孔截面形状进行了对比实验研究,并利用扫描电镜对筛网孔隙结构进行观测分析,提出了有效孔隙直径的二维简化模型,但预测精度十分有限^[19]。标准流体测量法也是最为常用的方法之一,即采用一种表面张力和接触角已知的标准参考流体(通常为常温流体,多选用异丙醇)进行目标筛网的泡破压力测量,由式(1)反算出 d_p 值,进而可以对该筛网在其他工质环境下的泡破压力进行计算预测^[20]。此外,也有研究学者根据式(1)呈现的流体表面张力与筛网泡破压力之间的线性关系,提出了通过整合不同流体对应泡破压力实验数据拟合得到 d_p 的数据反推法^[21],但该方法对拟合误差敏感度很高,较小的数据偏差可能引起 d_p 拟合结果的较大波动。

国内方面,针对筛网式 LAD 的研究起步较晚,笔者研究团队在筛网式 LAD 关键技术梳理^[4]、筛网芯吸性能^[3,22]等方面开展了积极探索,并针对筛网泡破性能开展了可视化实验测试,重点探究了增压速率对泡破压力的影响规律^[23]。此外,文献[24-26]针对筛网芯吸特性、筛网压降及 LAD 出流特性开展了实验研究。王晔等基于筛网结构分析与泡破压力测试提出了筛网泡破压力修正模型^[27]。

综上所述,低温筛网式 LAD 一直是国内外航天领域关注的前沿热点,但目前仍处于地面基础研究阶段,尚未实现在轨成熟应用,特别是有关该装置核心性能参数筛网泡破压力的研究仍必须依赖于工程实测。因此,本文以低温区常用的荷兰斜纹筛网为对象,采用 CAD(计算机辅助设计)软件构建其真实编织结构的三维几何模型,对筛网内孔隙流域的截面特征进行计算分析,确定特征喉部截面位置并构建三维 CFD(计算流体力学)模型进行泡破压力计算,最后根据特征截面基于筛网几何结构参数

建立有效孔隙直径模型。相关工作可为筛网式 LAD 性能预测、筛网选型与设计优化提供理论依据和技术参考。

1 筛网几何结构分析

图3展示了采用 SolidWorks 软件绘制的 DTW 编织结构,橙色所示直径较粗的为经丝,直径较细的灰色金属丝为纬丝。DTW 由双纬丝绕双经丝上下交错编织而成,相比平纹、斜方纹等其他编织方法能够形成更小、结构更复杂的孔隙流域,毛细作用更明显,对表面张力小的低温流体适用性更强。

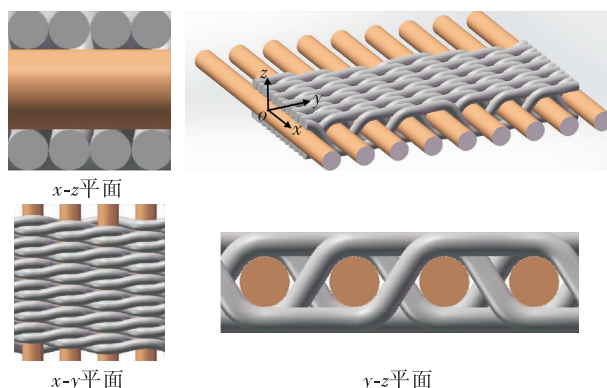


图3 DTW 经纬丝编织结构

Fig.3 Warp and weft woven structure of DTW

气液分离与液体获取过程是沿垂直筛网平面方向(图3中 z 轴方向)进行的,也就是说,泡破压力取决于筛网内部沿 z 轴方向的孔隙结构特征。图3展示的 DTW 编织密度为 $325 \times 2\ 300$,即一平方英寸筛网由 325 根经丝和 2 300 根纬丝编织而成,经、纬丝直径分别为 $38\ \mu\text{m}$ 和 $22\ \mu\text{m}$ ^[14]。观察发现,DTW 编织结构具有明显的规律性,能够以 4×4 为最小循环单元不断重复排列形成大面积的金属筛网,该最小单元能够反映出筛网整体的结构特征。在 SolidWorks 软件中,针对 4×4 最小循环单元沿 z 轴方向做切片,基于图像分析及面积计算可获得切片位置孔隙结构特征。图4展示了 4×4 最小循环单元范围内孔隙流域沿筛网厚度方向的截面积变化规律,并给出了典型位置的切片图像。

可以看出,在 $z = \pm(r_w + d_s)$ 处,理论上金属丝并未占据流体域,流域截面具有最大值;在 $-(r_w + d_s) < z < (r_w + d_s)$ 范围内,由于交错编织的经纬丝

固体不同程度地占据了流体域,流域孔隙截面积随之存在波动性,呈现2个波峰与3个波谷,其变化规律沿中轴线对称分布,这与 z 轴方向经纬丝排布的对称性相一致。

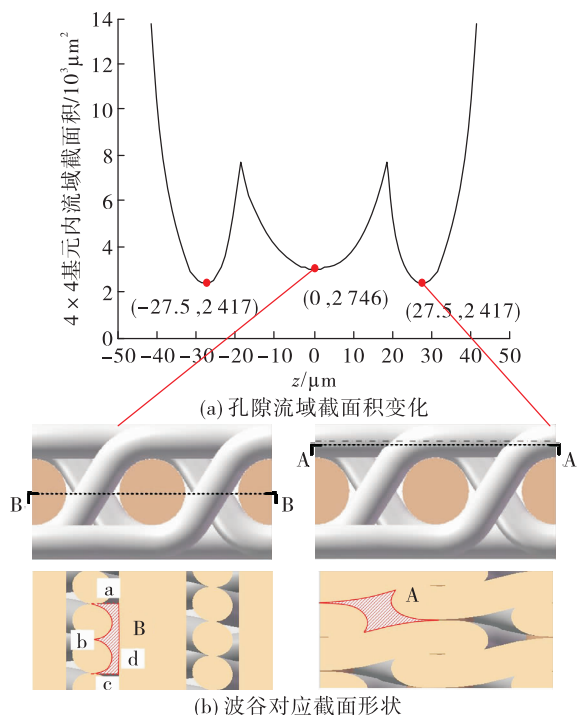


图4 4×4 筛网单元范围内孔隙流域截面积变化规律及波谷对应截面形状 (DTW-325 \times 2 300)

Fig.4 Variation of cross-sectional area of the pore's fluid domain within 4×4 screen element and section shapes at the troughs (DTW-325 \times 2 300)

结合图2与式(1),对于不规则孔隙流道,孔隙喉部位置具有最大的界面压差,决定了筛网的静态泡破压力。对于DTW-325 \times 2 300,其孔隙截面积在 $z=0 \mu\text{m}$ 和 $z=\pm 27.5 \mu\text{m}$ 处达到波谷,是可能决定泡破压力的特征截面。参考图4中所展示的 $z=0 \mu\text{m}$ 和 $z=27.5 \mu\text{m}$ 处孔隙流域的截面积特征,黄色区域为金属丝固体的截面,灰色区域为孔隙流域截面。

对于 $z=27.5 \mu\text{m}$ 位置,流域孔隙截面记为截面A,其形状如红线阴影区所示。该截面具有类四边形的封闭边界,在 4×4 最小循环单元范围内可形成4个孔隙截面A,则截面A面积约为 $604 \mu\text{m}^2$ 。

对于 $z=0 \mu\text{m}$ 位置处流域孔隙截面,记为截面B,红线阴影区代表 4×4 最小循环单元范围内的

孔隙截面B形状,其具有3条直边和1条双波浪型曲线边界。分析可知,最小循环单元范围内包含有8个孔隙截面B,则截面B面积约为 $343 \mu\text{m}^2$ 。值得注意的是,截面B并不封闭(a边和c边并不是实体壁面),其面积将随筛网选取范围的增大而增大。也就是说,虽然针对 4×4 最小循环单元获得的截面B具有比截面A更小的截面积,但由于其非封闭性,随着筛网选取区域的增大,截面B面积可能逐渐超过截面A。另一方面,孔隙截面A与B具有完全不同的形状特征,截面形状对有效孔隙直径的影响尚无法直观判断。因此,基于结构分析,只能初步锁定A与B两个特征截面,但并不能最终决定筛网泡破压力的特征喉部截面位置。

2 泡破压力数值计算结果分析

为明确决定筛网泡破压力的特征喉部位置,对图4中截面A和B分别构建图5所示的具有异形截面的直毛细通道三维结构^[19],基于FLUENT软件平台进行泡破压力仿真计算。

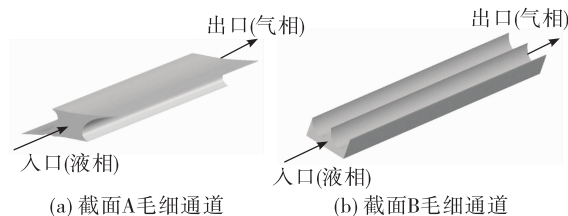


图5 特征截面形状毛细通道结构示意图

Fig.5 Structure diagrams of the capillary channels with characteristic section shapes

采用VOF模型捕捉气液界面运动,选取层流模型计算毛细通道内流动特征^[28],通道四周设置无滑移壁面边界。忽略重力作用,激活连续表面张力(CSF)模型计算界面压力,进出口均采用压力边界,通过施加克服界面压力的进出口压差参数结合气液界面位置变化规律进行泡破压力计算。采用瞬态求解器,初始时刻气液界面水平,位于通道中部。液体工质采用异丙醇,气体工质采用氮气,相关物性参数设置列于表1^[23]。

为验证模型准确性,采用二维轴对称模型对圆形截面的直毛细通道进行验证计算。如图6(a)所示,当设定的进出口压差较小时(背压一定时,通过

调节入口压力改变压差值),液体在表面张力作用下具有填充毛细通道的趋势,气液界面不断左移;如图 6(b)所示,当设定的进出口压差过大时,界面压力将不足以抵抗气体的进入,气体不断填充通道并挤压气液界面右移;如图 6(c)所示,当设定的进出口压差恰好能够使气液界面保持稳定时,说明该差压刚好等于界面压力值,即为目标通道的泡破压力值。

表 1 计算工质物性参数

Tab. 1 Physical properties of the working medium

参数	异丙醇	氮气
密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	784	1.15
黏度/($\text{mPa} \cdot \text{s}$)	2.10	0.017 6
表面张力/($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)	21.3	—
接触角/($^{\circ}$)	5	—

注:压力 101.325 Pa,温度 20 $^{\circ}\text{C}$ 。

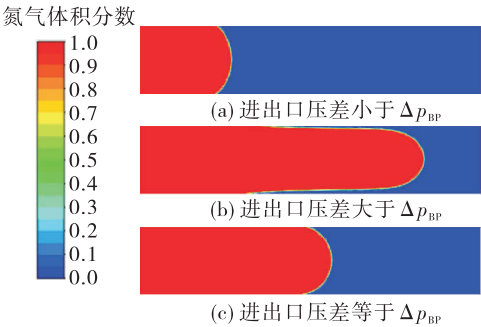


图 6 不同进出口压差对应气液界面位置与形态
Fig. 6 Position and shape of gas-liquid interface at different pressure differences between inlet and outlet

图 7 展示了针对不同尺寸毛细通道,CFD 仿真得到的泡破压力值与式(1)理论计算结果之间的对比情况。可以看出,仿真结果与理论计算值的平均相对误差仅为 5.73%,验证了数值模型对泡破压力的预测精度。

针对截面 A 毛细通道,采用上述计算方法得到的泡破压力值为 5.54 kPa,图 8 展示了对应工况下的气液界面分布图。由于截面 A 形状的不规则性,导致气液界面分布较图 6 所示的简单弯月面更为复杂。在结构尺寸更小的四角位置,毛细作用更加明显,气液界面沿四角处壁面爬升更高,在通道中心区域形成位置较低的弯月面。

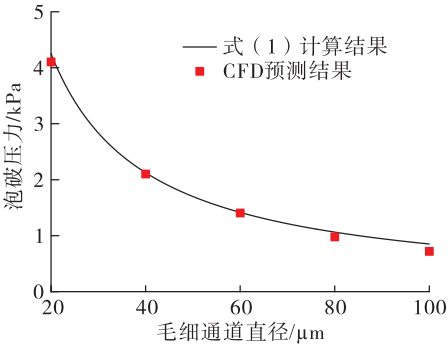


图 7 圆截面毛细通道泡破压力验证计算结果
Fig. 7 Verification results of bubble point pressure of the capillary channel with circular cross section

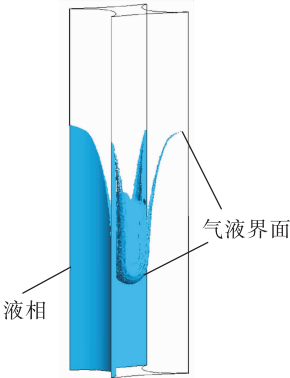


图 8 截面 A 毛细通道内气液界面分布
Fig. 8 Distribution of gas-liquid interface in the capillary channel with the cross section A

针对截面 B 毛细通道,考虑其真实流域的不封闭性,以 4×4 基元区域的截面 B 宽度(即图 4 所示 d 边长度 l)为基准,开展了多组流域宽度的无关性验证计算。图 9 给出了流域宽度为 6 倍截面 B 宽度毛细通道内的气液界面分布情况。

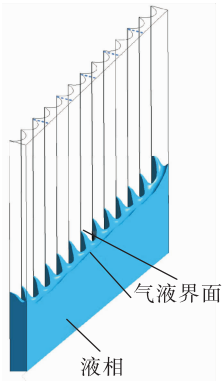


图 9 6 倍截面 B 宽度的毛细通道内气液界面分布
Fig. 9 Distribution of gas-liquid interface in the capillary channel with the 6 times width of section B

可以看出,与图 8 相似的是,气液界面在尖角区域具有更明显的毛细运动,由于工质接触角较小具有较强的润湿性,平滑壁面及流域宽度方向两侧壁面处也存在较明显的润湿爬膜现象。

图 10 展示了流域宽度取 1~8 倍截面 B 宽度对应的泡破压力计算结果。可以看出,截面 B 毛细通道的泡破压力为 5.65 kPa,高于截面 A 毛细通道的泡破压力。然而,随着流域宽度的增加,B 位置孔隙截面大小也随之增大,对应的泡破压力不断降低。当流域宽度大于 7*l* 时,进一步增加流域宽度对泡破压力的影响已经十分微弱,可以认为此时该截面孔隙的泡破特征已经主要取决于 b 边与 d 边(见图 4)之间的尺寸参数而非 a 边与 c 边之间的流域宽度,即可以近似看作无限大板间的毛细流动。当流域宽度取 8 倍截面 B 宽度时,对应毛细通道泡破压力为 4.41 kPa,低于截面 A 毛细通道的泡破压力值。

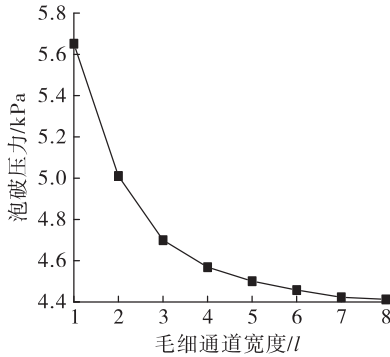


图 10 截面 B 位置不同流域宽度对应毛细通道泡破压力

Fig. 10 Bubble point pressures of capillary channels with different widths at the position of section B

因此可以得出结论,泡破压力较高的截面 A 是决定该 DTW 泡破压力的特征喉部位置,计算得到的截面 A 毛细通道的泡破压力 5.54 kPa 即为该 DTW 的泡破压力。只有当筛网两侧压力大于 5.54 kPa 时,气体才可能克服表面张力作用穿过截面 A 喉部位置,引起筛网泡破。取截面 A 泡破压力值及表 1 中工质物性参数代入式(1),可以计算获得该 DTW 的有效孔隙直径值, $d_p = 15.32 \mu\text{m}$ 。

3 有效孔隙直径模型

为减少数值计算量,确定特征喉部截面后,可以采用式(2)所示水利直径计算方法对该异形截面

近似求取有效孔隙直径。

$$d_p = \frac{4A}{P} \quad (2)$$

式中: A 为截面积, m^2 ; P 为截面润湿周长, m 。SolidWorks 软件可以直接获取截面积与润湿周长参数,进行有效孔隙直径计算,但针对不同筛网样本需重新进行结构绘制与分析。为进一步提高预测效率,本节基于筛网丝径、丝数等编织结构参数开展有效孔隙直径的推导计算。由于截面 A 所在位置 $z = \pm 27.5 \mu\text{m}$ 不具有—般性,经 SolidWorks 软件计算分析发现,截面 A 附近截面均具有相似的形状特征,截面积稍大的同时润湿周长也同步增大,计算获得的水力直径十分接近。因此,近似取更具代表性的 $z = \pm (r_w + r_s)$ 位置作为特征喉部位置,并根据图 11 展示的结构关系进行几何分析计算。

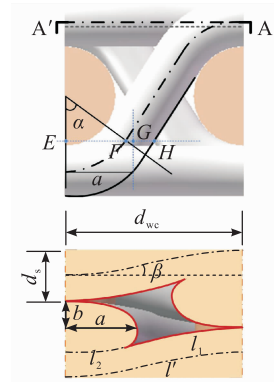


图 11 截面 A 结构解析

Fig. 11 Structural analysis of cross section A

异形截面积可由纬丝截面积减去长半轴为 a 、短半轴为 b 的椭圆面积得到,即

$$A = d_s d_w - \pi ab \quad (3)$$

其中

$$d_w = \frac{0.0254}{n_w} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} a &= EF + FH - GH \\ &= \frac{d_s + d_w}{2} \sin \alpha + \frac{d_s}{2 \sin \alpha} - \frac{d_s + d_w}{2} \frac{1 - \cos \alpha}{\tan \alpha} \end{aligned} \quad (5)$$

$$\alpha = \arcsin \frac{d_s + d_w}{d_w} \quad (6)$$

$$b = \frac{d_s}{2} \quad (7)$$

异形截面润湿周长可由纬丝截面周长与椭圆周长之和减去重叠部分得到,即

$$P=2l'+2\pi b+4(a-b)-4l_2$$

(8)

$$l'\approx\frac{d_{wc}}{\cos\beta}$$

(9)

$$l_2\approx\frac{d_w}{2}$$

(10)

计算 A 与 P 所需的输入参数只有 d_w 、 d_s 和 n_w , 分别为经丝、纬丝直径和纬丝编织密度,均是筛网已知几何结构参数。也就是说,基于以上模型,可以直接基于 DTW 筛网结构参数计算获得其有效孔隙直径,进一步结合目标工质(如低温推进剂)物性参数即可通过式(1)计算预测该筛网在对应工质环

境中的静态泡破压力值,不再依赖于实验测量。

表 2 列出了 3 种不同规格 DTW(经纬丝尺寸参见文献[14])的有效孔隙直径预测结果与文献实验数据的对比情况。可以看出,采用三维结构分析获得特征喉部结构,再结合 CFD 泡破压力数值计算由式(1)反推获得 d_p 的方法,与实验数据的误差最小,但计算量也最大。针对特征喉部截面,有效孔隙直径模型预测结果与三维 CAD 软件结构分析获得的水力直径结果十分接近,与实验数据的误差均不超过 10%,有效证明了该预测方法的合理性。需要注意的是,采用水力直径预测得到的有效孔隙直径普遍小于实验测量值,可能引起泡破压力的高估,建议在设计计算时应适当增大安全裕度。

表 2 有效孔隙直径计算与实验结果对比

Tab. 2 Comparison of the calculating results and experimental data of the effective pore diameter

筛网规格	文献实验 测量值/ μm	CAD + CFD + 式(1)		特征喉部 CAD 水力直径		有效孔隙直径模型	
		预测值/ μm	相对误差/%	预测值/ μm	相对误差/%	预测值/ μm	相对误差/%
DTW-80 \times 700	60.02 ^[17]	59.77	0.42	55.87	6.91	56.55	5.78
DTW-200 \times 1 400	21.45 ^[16]	20.35	5.13	19.18	10.58	19.33	9.88
DTW-325 \times 2 300	14.65 ^[20]	15.32	4.57	13.54	7.57	13.39	8.60

4 结论

本文通过构建 DTW 筛网三维几何模型,对筛网编织结构特征及决定泡破特性的特征喉部开展了数值与理论计算研究,主要结论如下。

1)DTW 筛网内部孔隙流域截面积沿厚度方向的变化规律沿中轴线对称分布,呈现 2 个波峰与 3 个波谷。决定 DTW 泡破压力的特征喉部截面位于 $z=\pm(r_w+r_s)$ 附近,具有近四边形的封闭边界。

2)基于表面张力模型和压力进出口边界条件设置,针对特征喉部截面开展泡破压力数值仿真,获得泡破压力值后,可得到筛网对应的有效孔隙直径参数,预测结果与文献实验测量数据误差小于 6%。

3)提出了基于筛网几何参数的有效孔隙直径计算模型。针对特征喉部截面计算得到的水力直径与 CAD 软件的几何分析结果十分接近,相对于文献中有效孔隙直径测量结果的误差不超过 10%,可以应用于筛网泡破压力的快速预测。

参考文献

[1] HARTWIG J W. Propellant management devices for low-gravity fluid management: Past, present, and future applications[J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 2017, 54(4): 808-824.

[2] 马原, 厉彦忠, 王磊, 等. 低温推进剂在轨加注技术与方案研究综述[J]. 宇航学报, 2016, 37(3): 245-252.

[3] MA Y, ZIMNIK D, DREYER M, et al. Investigation on cryo-wicking performance within metallic weaves under super-heated conditions for screen channel liquid acquisition devices (LADs)[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, 141: 530-541.

[4] 马原, 陈虹, 邢科伟, 等. 低温推进剂网幕通道式液体获取装置性能研究进展[J]. 制冷学报, 2019, 40(3): 1-7.

[5] KUDLAC M, JURNS J. Screen channel liquid acquisition devices for liquid oxygen[C]//42nd AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit. Reston, Virginia: AIAA, 2006.

[6] JURNS J, MCQUILLEN J, GABY J, et al. Bubble point

- measurements with liquid methane of a screen channel capillary liquid acquisition device [R]. NASA/TM-215494.
- [7] JURNS J M, HARTWIG J W. Liquid oxygen liquid acquisition device bubble point tests with high pressure LOx at elevated temperatures [J]. *Cryogenics*, 2012, 52 (4/5/6): 283-289.
- [8] HARTWIG J, MANN J A, DARR S R. Parametric analysis of the liquid hydrogen and nitrogen bubble point pressure for cryogenic liquid acquisition devices [J]. *Cryogenics*, 2014, 63: 25-36.
- [9] HARTWIG J, MCQUILLEN J. Screen channel liquid-acquisition-device bubble point tests in liquid methane [J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 2014, 29 (2): 364-375.
- [10] HARTWIG J W. Screen channel liquid acquisition device bubble point tests in liquid nitrogen [J]. *Cryogenics*, 2016, 74: 95-105.
- [11] HARTWIG J, CHATO D, MCQUILLEN J. Screen channel LAD bubble point tests in liquid hydrogen [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2014, 39 (2): 853-861.
- [12] MESEROLE J S, JONES O S. Pressurant effects on cryogenic liquid acquisition devices [J]. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 1993, 30 (2): 236-243.
- [13] SAVAS A J, HARTWIG J W, MODER J P. Thermal analysis of a cryogenic liquid acquisition device under autogenous and non-condensable pressurization schemes [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2014, 74: 403-413.
- [14] CONRATH M, DREYER M. Gas breakthrough at a porous screen [J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2012, 42: 29-41.
- [15] CONRATH M, SMIYUKHA Y, FUHRMANN E, et al. Double porous screen element for gas-liquid phase separation [J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2013, 50: 1-15.
- [16] HARTWIG J W, KAMOTANI Y. The static bubble point pressure model for cryogenic screen channel liquid acquisition devices [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, 101: 502-516.
- [17] CAMAROTTI C, DENG O, DARR S, et al. Room temperature bubble point, flow-through screen, and wicking experiments for screen channel liquid acquisition devices [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2019, 149: 1170-1185.
- [18] SYMONS E. Wicking of liquids in screens [EB/OL]. <https://www.semanticscholar.org/paper/Wicking-of-liquids-in-screens-Symons/80e01b3b2c22893e013cca27187200846707724>, 1974.
- [19] HARTWIG J, MANN J A. A predictive bubble point pressure model for porous liquid acquisition device screens [J]. *Journal of Porous Media*, 2014, 17 (7): 587-600.
- [20] HARTWIG J W, KAMOTANI Y. The static reseal pressure model for cryogenic screen channel liquid acquisition devices [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2016, 99: 31-43.
- [21] HARTWIG J, DARR S. Influential factors for liquid acquisition device screen selection for cryogenic propulsion systems [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2014, 66 (1/2): 548-562.
- [22] MA Y, LI Y Z, WANG L, et al. Investigation on isothermal wicking performance within metallic weaves for screen channel liquid acquisition devices (LADs) [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 135: 392-402.
- [23] 马原, 孙靖阳, 厉彦忠, 等. 增压速率对多孔金属筛网泡破压力影响的实验研究 [J]. *西安交通大学学报*, 2021, 55 (11): 192-198.
- [24] 蒋玉婷, 张鹏, 颀瑞. 高蒸发率下筛网通道式液体获取装置的金属筛网毛细性能研究 [J]. *低温与超导*, 2021, 49 (1): 6-15.
- [25] 朱文杰, 张瑞平, 黄立钠, 等. 筛网 LAD 通道液氮动态出流性能研究 [J]. *低温工程*, 2022 (1): 46-50.
- [26] 刘畅, 肖泽宁, 胡声超, 等. 筛网通道液体获取装置压降模型及试验研究 [J]. *导弹与航天运载技术*, 2021 (1): 56-60.
- [27] 王晔, 张婉雨, 汪彬, 等. 多孔网幕泡破压力预测模型的建立及实验验证 [J]. *化工学报*, 2022, 73 (3): 1102-1110.
- [28] MASOODI R, PILLAI K M. Wicking in porous materials: Traditional and modern modeling approaches [M]. Boca Raton, FL: CRC Press, 2012.