

低温贮箱大热流下两相流态可视化试验

瞿森¹, 王磊¹, 孙培杰², 严立², 王其晓², 厉彦忠¹

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

摘要: 为研究大热流下低温推进剂贮箱箱内流体温度分层与沸腾气泡特征,以液氮为试验流体,搭建了低温贮箱变热流可视化相态观测平台,通过改变吹风温度与吹风速度,实现了 $1\sim 16\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ 热流边界调节,与火箭升空过程中承受气动热流冲击基本一致。试验结果表明:低温贮箱壁面受大热流作用,并不一定产生沸腾气泡;当壁面热流密度小于 $2\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$,直至液体主体过冷度降至 1 K 时,近壁区才有气泡产生;壁面热流密度达到 $16\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ 以上后,即使液体主体区过冷度超过 10 K ,近壁区也可能产生沸腾气泡;当液体主体存在较大过冷度时,火箭升空过程的气动加热仅会造成近壁区出现气泡;在对低温贮箱增压时,提高增压气体注入速率,加快增压进程有利于延缓近壁区液体温升与沸腾发生。此外,建立了一种预测沸腾气泡发生边界的经验模型,可对裸壁贮箱在大热流下是否发生推进剂沸腾提供初步预测,从而为火箭贮箱绝热方案设计提供支撑。

关键词: 低温推进剂; 沸腾气泡; 两相流态; 可视化试验

中图分类号: V511+.6 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtub202309007 **文章编号:** 0253-987X(2023)09-0062-09

Visualization Test Study on Two-Phase Flow Behaviors Inside Cryogenic Tank Under High Heat Flux

QU Miao¹, WANG Lei¹, SUN Peijie², YAN Li², WANG Qixiao², LI Yanzhong¹

(1. Institute of Refrigeration and Cryogenic Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

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

Abstract: In order to investigate the thermal stratification and boiling bubble features in the cryogenic propellant tank under great heat flux conditions, a visual platform was built, using liquid nitrogen as the test fluid. By adjusting the blowing temperature and speed, a heat flux boundary range of $1\sim 16\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ was achieved, which was basically consistent with the aerodynamic heat flow impact during rocket launching. The results show that a high heat flux at the tank wall surface does not necessarily bring about boiling bubbles; when the heat flux density is less than $2\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$, bubbles are generated in the near-wall region until the subcooling degree of the bulk liquid decreases to 1 K ; comparatively, when the heat flux density exceeds $16\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$, a high subcooling degree of 10 K of the bulk liquid could yield boiling bubbles. When there is a large degree of subcooling in the bulk liquid, the aerodynamic heating during rocket launch only causes bubbles in the near-wall region. Increasing the pressurized gas injection rate during the pressuri-

zation period of the cryogenic tank could postpone the liquid temperature rise as well as boiling occurrence in the near-wall region. In addition, an empirical model was established to describe the boundary of boiling bubbles, which can offer preliminary predictions on whether propellant boiling occurs in bare-wall storage tanks under high heat flux, thus providing support for the design of the insulation scheme for the rocket tank.

Keywords: cryogenic propellant; boiling bubbles; two-phase flow behaviors; visualization test

低温推进剂具有比冲高、推力大、无毒无污染等优点,将在未来的空间探测中扮演重要角色。然而,低温推进剂也存在沸点低、受热易蒸发等特性。为减少低温推进剂的蒸发损失、降低气液两相流管理挑战,绝大部分低温火箭推进剂贮箱采用发泡绝热包裹。近年来,国外部分火箭的低温贮箱取消了发泡层,例如,美国联合发射联盟的“Atlas V”、SpaceX公司的“猎鹰9号”、俄罗斯“联盟 ST-B”及韩国“罗老号”火箭等^[1]。不采用发泡绝热的裸壁贮箱可降低发射质量,提升火箭有效载荷能力,但是在火箭升空中,气动加热进入贮箱可能在近壁区导致推进剂明显温升,甚至发生沸腾,影响推进剂品质与可用量。气动加热的热流密度随火箭飞行高度发生变化。分析指出,火箭贮箱外表面所承受的气动热流最高可达 $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 。因此,低温推进剂贮箱取消绝热层方案中必须对大漏热下流体相态规律开展综合评估。

低温推进剂在整个任务周期内的热管理是火箭研制中必须突破的关键技术。当前,学者们主要借助试验与仿真手段研究推进剂热分层、贮箱压力及蒸发损失。在试验方面,基于安全考虑,主要采用液氮作为低温推进剂的替代工质开展热分层与增压测试。Barsi等^[2]指出,贮箱近壁区及气液相界面下方存在较薄的热边界层。Ludwig等^[3]采用氮气和氦气对低温贮箱进行增压测试发现,推进剂热分层主要受气枕压力影响,且相变模式取决于加压气体类型。Konopka等^[4]提到主动加热会导致热分层区域扩大。刘展等^[5]指出热分层建立过程中气液界面处将形成较大的温度梯度。周振君等^[6]发现温度分层受气枕压力影响较大。汪彬等^[7]发现氦气增压所需气体量远小于氮气增压气体量。需要说明的是,目前所开展的绝大多数低温贮箱热分层与增压试验均针对发泡绝热贮箱,其壁面漏热较小。

在仿真方面,学者们借助各种数值软件对低温推进剂在不同重力下的热分层、增压、蒸发损失及气液相态分布与重定位开展预示。在热分层仿真中,学者们重点关注了各类因素对热分层的影响,包括

贮箱尺寸^[8]、重力水平^[9]、液体充注率^[10]、贮箱防晃板^[11]等。此外,学者们也在数值方法上开展了有益探索。针对气液两相界面捕捉,液体体积(VOF)模型获得了广泛应用。Kartuzova等^[12]采用VOF模型预测了微重力下液氢箱内气液界面变化。然而,VOF模型也存在计算效率低的局限。Ciccotosto等^[13]推荐采用SI模型提高两相流仿真效率。Bandyopadhyay等^[14]采用GFSSP软件对低温贮箱自增压开展了仿真预示。该软件是美国航天局(NASA)开发的低温推进剂流体管理专用软件,支撑了大量低温推进剂流体管理技术开发。姜志杰等^[15]采用Surface Evolver软件对箱内气液界面分布进行了预示。Wang等^[16]采用CFD方法对比研究了氦气、氢气增压液氢贮箱的增压规律,并建立了考虑不凝性氦气影响的低温贮箱预测模型,实现了多组分影响下气液相变的预示^[17]。

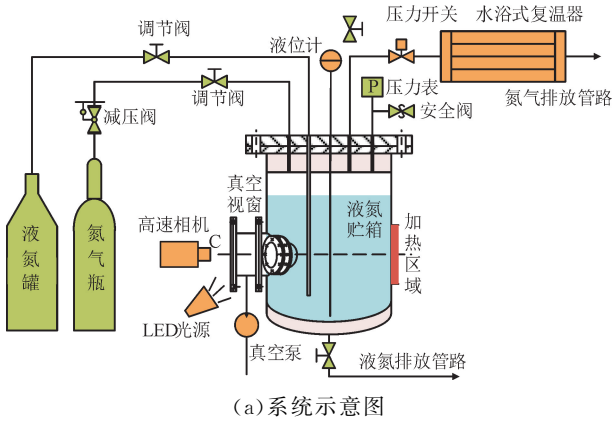
无论是试验研究还是仿真预示,所关注的低温贮箱均采用发泡绝热,漏热通常在 $100 \sim 300 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$ 。目前涉及低温贮箱在大热流下的流体相态与热分层研究鲜有报道,部分学者^[18-23]关注了低温流体在大热流下的沸腾换热特性。Marto等^[24]测试了不同加热表面上液氮池沸腾换热强度。Shirai等^[25]测量了不同压力、过冷度下液氢池沸腾临界热流。Steiner等^[26]、Bar-Cohen等^[27]、孙淑凤等^[28]、陈二峰等^[29]对不同结构沸腾表面在低温流体中的传热特性开展了试验研究。Jin等^[30]、张世一等^[31-32]开展了液氮池沸腾可视化试验。这些试验有助于了解低温液体相态与加载热流间的关系,但对预测实际贮箱内流体相态分布仍面临局限性。

如上所述,运载火箭取消贮箱发泡后,低温推进剂在大热流下的相态规律未见研究报道。为此,本文以液氮为测试流体,搭建了低温贮箱变热流下流体相态观测的可视化试验平台,通过调节加热区的热流边界,观测壁面出现沸腾气泡的临界条件,确定沸腾气泡的存在模式,并评估其对裸壁贮箱方案的影响。通过本文研究,可为低温推进剂贮箱的结构设计提供数据支撑。

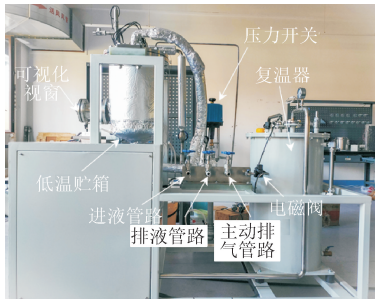
1 试验系统与方法

1.1 试验系统

图 1 展示了本文所设计低温贮箱变热流下流体相态观测的试验平台。整个系统由低温测试贮箱、控制与数据采集、液氮充注与排放、可视化拍摄等部分组成。本试验系统的特色在于兼顾了低温贮箱整体绝热与变热流调节的需求。若整个容器均采用裸壁结构,则调节热流会造成箱内液氮剧烈沸腾,且液氮过冷维持时间较短,不易于试验工况维持与测量。为此,本试验对低温测试容器顶部法兰、底部封头及柱段采用绝热包裹的基础上,在柱段设置直径 100 mm 的圆形裸壁区域。该区域位于可视化窗口的视界范围,如图 1(c)所示。通过调节风机转速与气体加热器功率,改变热流调节区的加载热流。



(a) 系统示意图



(b) 平台实物



(c) 热流调节区

图 1 低温贮箱变热流下可视化试验系统

Fig. 1 Visualization test system for cryogenic tank

为实现低温测试贮箱内压力稳定,试验系统采用了两个电磁阀分别控制增压气体注入与主动排气,组成压力开关,实现±0.01 MPa 的控压精度;流体的相态观测通过高速相机实现;采用压力传感器、电容式液位计实时获得贮箱内压力及液位变化。上述仪器均连接到数据采集仪,记录数据用于后续分析。

1.2 低温测试贮箱

低温测试贮箱由柱段、上部法兰盖、下部半球封头、可视化视窗组成。柱段直径为 310 mm,高度为 400 mm,下封头高度为 100 mm。贮箱采用 304 不锈钢制造,壁厚为 5 mm。上部法兰端盖设 5 个开孔,分别用于进液口、压力开关与压力计、安全阀及压力计、排气阀、箱内传感器引线孔。位于柱段中间高度的光源视窗与观测视窗用于观测热流调节区的流体相态,同一视窗采用双层玻璃组成真空夹层,以避免结霜对观察的干扰。观察视窗直径为 100 mm,光源视窗直径为 65 mm,两者法向夹角约为 50°,以避免视窗对向布置方案中光源光斑对可视化观测的影响,获得清晰的拍摄效果。

图 2 展示了低温测试贮箱的温度测点布置情况。选用铜-康铜热电偶进行温度测量。其中, $t_1 \sim t_9$ 为热流调节区内、外壁温度测点。 $t_{10} \sim t_{12}$ 为流体中心区域温度测点,相邻热电偶间隔 2 cm 布置。为避免吹风对外壁温测量干扰,外壁测点采用保温棉包裹。

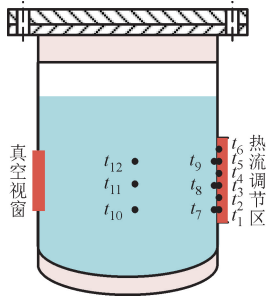


图 2 低温测试贮箱温度测点分布

Fig. 2 Temperature measuring point of test tank

1.3 热流边界确定及不确定度分析

本次试验中,热流边界调节是通过改变吹风温度与速度实现,具体热流可根据稳定时热流调节区内外壁温差来确定。根据傅里叶定律,进入贮箱热流密度 q 计算如下

$$q = \frac{\lambda \Delta T}{r_2 \ln(r_2/r_1)} \tag{1}$$

式中: λ 为 304 不锈钢导热系数,定性温度取内、外

壁平均温度; ΔT 为金属壁内外温差,内、外壁温分别由测点 $t_7 \sim t_9$ 、 $t_{11} \sim t_{16}$ 所测温度的平均值确定; r_1 、 r_2 分别为低温测试贮箱柱段内径与外径。

试验系统中,测量元器件包括 T 型热电偶、压力传感器、热式气体流量计,对应的量程、精度和误差等参数的不确定度见表 1。

表 1 直接测量参数不确定度

Table 1 Uncertainty of direct measurement parameters			
设备名称	设备量程	精度	仪器误差
T 型热电偶	-200~350℃	±0.5℃	0.5℃
压力传感器	0~0.6 MPa	0.2 级	1.2 kPa
气体流量计	0~100 L·min ⁻¹	1.5 级	1.5 L·min ⁻¹

导出参数的不确定度采用误差传递进行计算^[33]。假设导出参数 N 由若干直接测量参数 X 组成,其不确定度计算如下

$$\Delta N = \left[\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial N}{\partial x_i} \Delta x_i \right)^2 \right]^{1/2} \tag{2}$$

式中: n 为直接测量参数个数; Δx_i 为直接测量参数不确定度。

贮箱金属壁导热系数是温度的参数^[28],变化关系如下

$$\lg(\lambda) = a + b\lg T + c(\lg T)^2 + d(\lg T)^3 + e(\lg T)^4 + f(\lg T)^5 + g(\lg T)^6 + h(\lg T)^7 + i(\lg T)^8 \tag{3}$$

式中: T 为金属壁定性温度; a 、 b 、 c 、 d 、 e 、 f 、 g 、 h 、 i 分别为导热系数的求解系数,304 不锈钢导热系数的求解系数取值见表 2。

根据式(2)、(3),针对本次试验温度区间, q 的不确定度小于 15%。

表 2 304 不锈钢导热系数的求解系数取值^[34]

Table 2 Thermal conductivity coefficient of stainless steel				
a	b	c	d	e
-1.408 7	1.398 2	0.254 3	0.626 0	0.233 4
f	g	h	i	
0.425 6	-0.465 8	0.165 0	-0.019 9	

2 试验结果与分析

2.1 典型工况

本次试验环境温度为 286 K,相对湿度为 22%,吹风速度为 5 m·s⁻¹,吹风温度为 313 K。图 3 展示了该工况所监测贮箱压力、液氮饱和温度、液体温度、内壁温度等随时间的变化。其中,液体温度根据液相区 t_{10} 、 t_{11} 、 t_{12} 这 3 个测点的平均温度确定,内壁温度取 t_7 、 t_8 、 t_9 测点平均温度。根据主要参数的变

化规律,可将增压过程分为氮气增压与稳压两个阶段。氮气增压中,常温氮气注入低温贮箱提供增压效果。由于进入氮气温度高于液氮温度,造成箱内气液相间换热剧烈,贮箱压力在气体注入与气液间热质传递作用下剧烈波动,变化范围约为 0.06 MPa;而在稳压阶段,氮气注入结束,贮箱压力在漏热增压与排气泄压作用下维持稳定,压力波动范围为 0.03 MPa。此外,在氮气增压阶段,各测点温度均明显升高。随着增压持续,热流调节区的内壁温升明显快于液相主体区,且内壁温度可在较短时间内达到贮箱增压后的液氮饱和温度,而液相主体区温度近似线性升高。在氮气增压阶段,液氮始终处于过冷态,过冷度维持时间约为 700 s。直到稳压阶段,液相主体温度达到饱和,该试验结果表明,本次试验中主体区液氮可在较长时间内维持过冷状态。

由图 3 可知,氮气增压开始时刻($t=0$ s),贮箱压力、流体温度均经历了先降低后升高的变化过程。分析原因如下:开口停放阶段,贮箱内液氮在大气压下达饱和且持续沸腾,所生成氮气通过排气管路排放,泄压不及时造成贮箱轻微憋压,液氮温度同步上升至相应饱和温度。当开启电磁阀进行氮气增压时,增压气体管路与贮箱接通,箱内气体向该管路部分泄流,造成贮箱压力、温度降低。

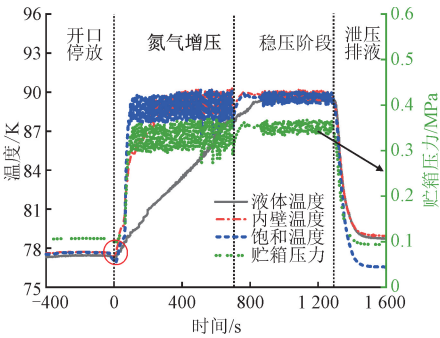


图 3 贮箱压力和测点温度随时间的变化
Fig. 3 Tank pressure and measuring point temperature

图 4 展示了氮气增压开始阶段、液氮整体达到饱和温度阶段的各参数随时间的变化。由图 4(a)可以看出,氮气增压启动后 97 s,贮箱压力达到所设定控压范围 0.36 MPa(绝压),并在该压力下通过氮气增压与排气泄压维持压力稳定,压力波动范围为 0.30~0.36 MPa。伴随着贮箱压力及对应饱和温度升高,热流调节区内壁温度、液体温度均逐渐升高。当 $t=248$ s 时,内壁温度达到当前压力对应饱和温度,之后随压力变化而周期波动。此时,主体区仍维持 8 K 过冷度。当 $t=867$ s 时,液氮主体也达

到饱和温度,如图 4(b)所示。由此可知,对于本次试验工况,增压启动后的前 4 min,箱内液氮维持过冷状态;4~15 min 时,热流调节区的近壁区液体达到饱和,而液相主体维持过冷态;15 min 后整场液相达到饱和态。

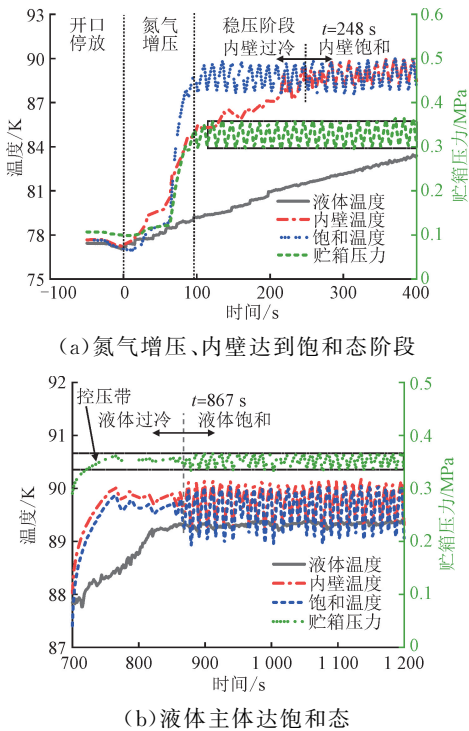


图 4 典型时间节点下压力及温度随时间的变化
Fig. 4 Pressure and temperature at typical stage

图 5 展示了该工况下,内外壁平均温度及热流调节区的计算热流变化。由图 5 可知,随着热流持续进入,在贮箱热流调节区内壁温度基本维持稳定,外壁温度存在一定波动,波动范围约为 2 K。风机提供风速为定值,波动主要由加热器自保护功能,温升达上限时停止工作而周期性启停导致。内、外壁间形成温差约为 7.7 K。根据傅里叶定律,确定本工况下热流波动范围为 $12.2\sim16.7\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$,平均热流约为 $14.5\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ 。

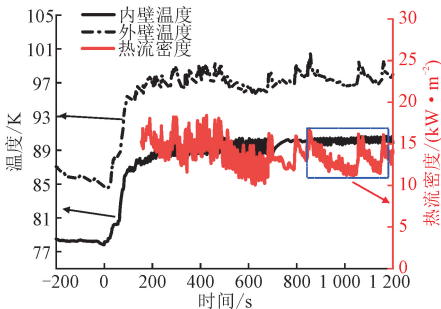


图 5 内外壁平均温度及热流调节区的计算热流变化
Fig. 5 Inner/outer wall temperature and heat flux

图 6 展示了不同时刻可视化视窗内观测到的流体相态分布现象。由图 6(a)、(b)可知,增压启动前 3 min,壁面处无明显气泡产生,直至图 6(b)所示时刻,热流调节区上方首先出现局部小气泡,这是由于液氮热分层导致上方液氮温度更高,因此上方的液氮先达到饱和并开始沸腾,气泡直径约为 0.1 mm。由图 6(c)~图 6(e)可以看出,随着时间推移,气泡生成区域开始向下发展,但气泡尺寸无明显变化。由图 6(f)可以看出,壁面气泡生成区域基本保持与热流调节区大小一致。此时,观测视窗气泡生成区域达到最大,气泡生成速率加快,气泡尺寸增加。此外,气泡仅出现在近壁区,液相主体区未见明显气泡。由此可知,对于实际液氧贮箱,增压后整场处于过冷状态,大热流进入贮箱仅在近壁区产生过冷沸腾,并不会出现整场沸腾的情况,大热流漏热对箱内液氧不可用量变化影响较小。

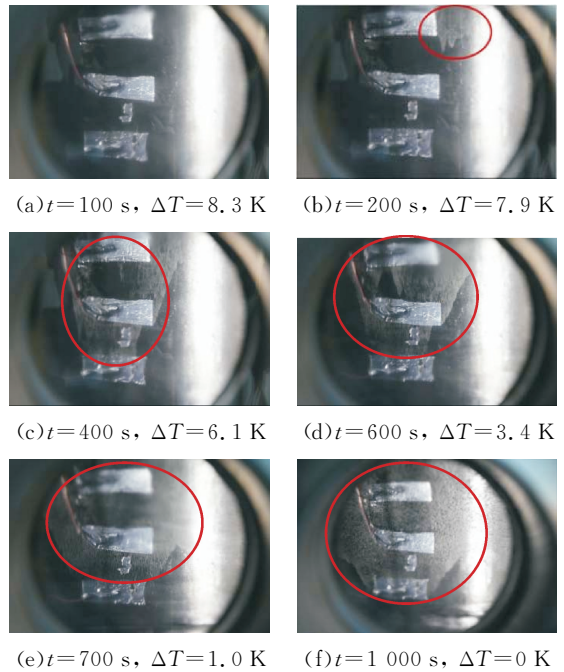


图 6 不同时刻对应可视化窗口现象
Fig. 6 Visualization images at different times

2.2 变热流影响

本文对 5 组热流工况进行了分析,具体热流边界见表 3。

不同热流工况下内壁温度、液体主体温度变化如图 7 所示。可以看出,随着热流增大,各测点升温速率加快,达到相应饱和温度所需时间减少。最小热流时,内壁达到液氮饱和温度所需时间约为 880 s,而当最大热流时,达到相同的温升耗时缩短至 250 s。液体主体区在最小热流和最大热流下的升温至饱和温度耗时约为 1 230 s 和 610 s。

表 3 5 组工况对应具体热流边界
Table 3 Specific heat flux boundaries for five tests

工况	风速/ ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	吹风温度/ K	计算热流/ ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)
1(自然结霜)			1.8
2(裸壁除霜)			6.6
3	4	293	8.4
4	5	313	14.5
5	9	338	15.9

由图 7(a)可知,对于任一热流工况,内壁温升存在速率突变。进一步分析可知,温升速率突变时刻约为贮箱压力首次达到设定压力值时刻,可据此将内壁升温过程分为两个阶段:在 I 阶段,伴随着压力的快速升高,内壁温度也迅速升高,不同热流工况下该阶段的耗时相近,约为 80 s;在 II 阶段,内壁温度在压力波动变化下继续升高,直至达到饱和态。图 8 展示了不同工况下两阶段内壁温升占比。可以看出,在 I 阶段,最小热流工况下对应温升约为 3 K,仅占总温升的 27%;大热流下,对应温升增加至 7~8 K,温升占比也增加到 73%左右。因此,随着热流增大, I 阶段对应的温升占比增加。可以推测,当壁面热流一定时,可通过缩短首次增压时间,使得内壁温升显著减小,以延缓近壁区沸腾现象发生。

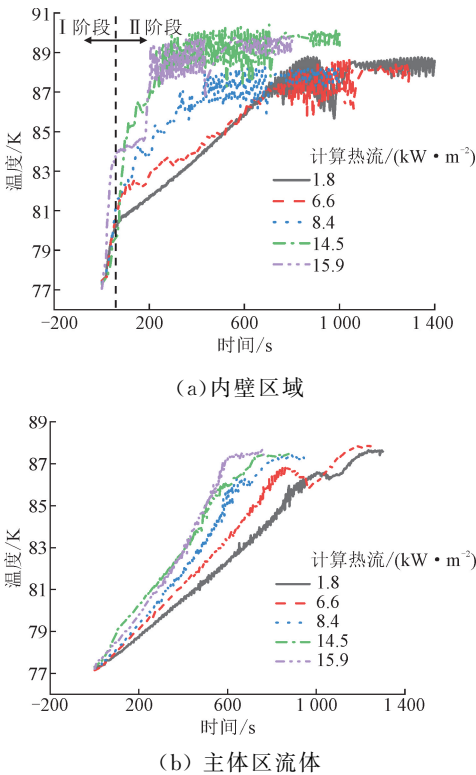


图 7 不同热流下对应区域温度变化
Fig. 7 Temperature changes in specific areas

图 9 展示了最小热流与最大热流工况下,液氮主体过冷度为 1.4 K 时视窗内观测到的气泡现象。对比可知,两者气泡生成区域存在明显差异,最大热流下,视窗范围内几乎均有气泡产生;而在小热流下,气泡生成区域减小,气泡尺寸更小,生成频率减慢。这是因为小漏热时,液体过冷度更易维持,近壁区液体达到饱和所需时间更长,产生气泡的时间推后。进一步分析可知,液氮整场过冷时,即使在大热流下,也仅在近壁区出现沸腾气泡现象。气泡脱离壁面后,部分气泡会被过冷液体重新凝结而湮灭,仅有部分气泡运动至气液界面逸出。

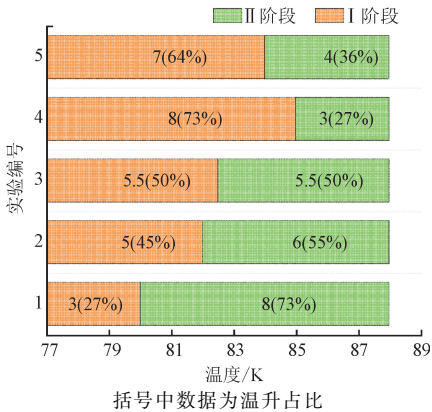


图 8 不同工况下内壁区两阶段温升占比
Fig. 8 Two-stage temperature rise ratio

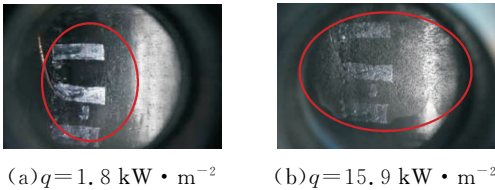


图 9 过冷度为 1.4 K 时不同热流下视窗气泡现象
Fig. 9 Bubble phenomenon in the window

近壁区是否出现沸腾气泡是火箭低温贮箱设计必须考虑的重点因素。对于本文研究对象,气泡发生边界条件的确定可看作池沸腾工况下的沸腾起始点问题,在该领域,已有部分学者基于小尺寸的低温沸腾实验,研究了沸腾起始点对应壁面过热度的变化规律,并建立了相应的预测模型。参考 Petrovic^[35]在过冷池沸腾研究中所建立的预测模型,本文提出了如下经验公式,以揭示不同热流下壁面出现沸腾气泡与否和液体过冷度的关系

$$\Delta T_{\text{sub}} = C \left[\frac{q}{\lambda_l} \left(\frac{v_l^2}{g \beta Pr} \right)^{1/4} \right]^{4/5} \quad (4)$$

式中: ΔT_{sub} 为液体过冷度; C 为经验系数,可根据试验数据对比确定,根据本文的试验数据,经对比分析后取 $C = 0.28$; q 为热流调节区热流; λ_l 为液体导热

率; ν_l 为液体运动黏度; g 为重力加速度; β 为液体体积热膨胀系数; Pr 为普朗特数。

图 10 展示了式(4)预测值与本文试验结果的对比如。可以看出,二者吻合程度较好。由图 10 可知,最小热流下,直至液体主体过冷度为 1 K 时,近壁区才有气泡产生;当壁面热流达到 $16 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以上、在液体过冷度较大时,壁面即可出现气泡。本次试验中,贮箱压力控制在 0.36 MPa。此时,贮箱内液氮的最大过冷度为 11 K。因此,任意热流下出现气泡的过冷度不会超过该值。当大热流作用于热流调节区时,近壁区液氮迅速达到饱和,而后产生沸腾气泡。与此同时,热流沿径向影响区域尚未达到主体区,因此,液氮整体过冷度仍维持在较高水平。

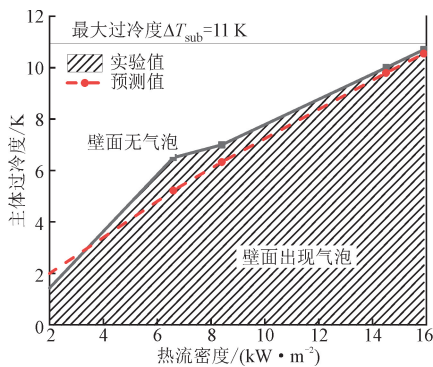


图 10 气泡出现边界条件预测模型与试验结果对比

Fig. 10 Comparison of prediction model and test results

相较于实际的运载火箭低温贮箱,本文所搭建试验贮箱系统的尺寸较小。为确保所获试验结果能够为火箭结构设计提供可靠支撑,在试验系统设计时,本文主要考虑裸壁贮箱壁面热流与液体过冷度边界和真实工况的一致性。热流调节区热流变化范围与实际贮箱经历的漏热边界基本一致;试验贮箱直径为 310 mm,壁面漏热引起的热边界层不会对液相主体区形成直接的扰动,在较长时间内液体主体区可维持过冷状态,也与真实工况相似。通过拉脱夫数 Gr 判定,火箭低温贮箱与本文试验贮箱的尺寸差异会造成近壁区自然对流效应差异,从而对气泡的尺寸、分布等产生影响,但这种作用并不会对壁面发生气泡及气泡出现区域等产生明显干扰。因此,本文研究能够揭示壁面漏热热流、液体过冷度对气泡特征的影响,可为裸壁贮箱结构方案设计提供参考。

3 结 论

本文以液氮为工质,搭建了低温变热流可视化

试验平台,测试了不同热流下低温贮箱内部液相温度分布与沸腾气泡特征,所得结论如下。

(1)在小尺寸低温贮箱结构约束下,对贮箱大部分外壁进行绝热包裹,同时设置热流调节区域,通过改变作用于热流调节区域的吹风温度与吹风速度,实现了 $1 \sim 16 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 宽范围变热流调节,满足了研究变热流、大过冷度条件下沸腾气泡特征的目的。

(2)低温贮箱壁面大热流并不一定产生沸腾气泡,液体大过冷度会抑制气泡的出现,并影响气泡尺寸与分布。当壁面热流小于 $2 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时,直至液体主体过冷度降至 1 K 时,近壁区才有气泡产生;而当壁面热流达到 $16 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以上时,即使液体主体区过冷度超过 10 K,近壁区也可能产生沸腾气泡。此外,在所研究的热流范围内,沸腾气泡主要位于近壁区,液体主体区未见沸腾发生。

(3)在大热流下,低温液体沿径向的热分层更加明显,近壁区液氮与主体区液氮最大温差超过 6 K,当近壁区出现沸腾气泡时,液体主体区仍维持较大过冷度。当对低温贮箱增压时,提高增压气体注入速率,加快增压进程有利于延缓近壁区液体温升与沸腾发生。

(4)建立了一种可预测低温贮箱内沸腾气泡发生边界、液体主体区过冷度、壁面漏热热流间的经验公式(4),基于该公式,可对裸壁贮箱在大热流下是否发生推进剂沸腾提供初步的预测,有利于指导火箭贮箱绝热方案设计。

参考文献:

- [1] SIPPEL M, DARKOW N, FISCHER A, et al. Enhancing critical RLV-technologies: testing reusable cryo-tank insulations [C]//70th International Astronautical Congress. Washington DC, USA: IAC, 2019: IAC-19-D2. 5. 10.
- [2] BARSİ S, KASSEMI M. Investigation of tank pressurization and pressure control: part I experimental study [J]. Journal of Thermal Science and Engineering Applications, 2013, 5(4): 041005.
- [3] LUDWIG C, DREYER M E. Investigations on thermodynamic phenomena of the active-pressurization process of a cryogenic propellant tank [J]. Cryogenics, 2014, 63: 1-16.
- [4] KONOPKA M, STARK A, GERSTMANN J. Liquid nitrogen experiments and simulations using a large-scale aluminum test tank [C]//AIAA Propulsion and Energy 2021 Forum. Reston, VA, USA: AIAA,

- 2021: 3560.
- [5] 刘展, 张晓屿, 张少华, 等. 热力学排气工作过程中流体热分层实验研究 [J]. 宇航学报, 2017, 38(7): 743-750.
- LIU Zhan, ZHANG Xiaoyu, ZHANG Shaohua, et al. Experimental study on fluid thermal stratification during operation of thermodynamic vent [J]. Journal of Astronautics, 2017, 38(7): 743-750.
- [6] 周振君, 雷刚, 王天祥. 低温液氮贮箱增压性能及热分层研究 [J]. 低温与超导, 2017, 45(1): 6-10, 37.
- ZHOU Zhenjun, LEI Gang, WANG Tianxiang. Investigation on pressurization performance and thermal stratification in cryogenic nitrogen tank [J]. Cryogenics & Superconductivity, 2017, 45(1): 6-10, 37.
- [7] 汪彬, 黄永华, 吴静怡, 等. 充注率及氦气增压对低温贮箱热分层特性影响 [J]. 工程热物理学报, 2018, 39(8): 1656-1660.
- WANG Bin, HUANG Yonghua, WU Jingyi, et al. Effects of filling rate and helium pressurization on the thermal stratification behavior of cryogenic tank [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2018, 39(8): 1656-1660.
- [8] KUMAR S P, PRASAD B V S S, VENKATATHNAM G, et al. Influence of surface evaporation on stratification in liquid hydrogen tanks of different aspect ratios [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2007, 32(12): 1954-1960.
- [9] WANG Lei, LI Yanzhong, ZHAO Zhixiang, et al. Transient thermal and pressurization performance of LO₂ tank during helium pressurization combined with outside aerodynamic heating [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2013, 62: 263-271.
- [10] ORDIN P M, WEISS S, CHRISTENSON H. Pressure-temperature histories of liquid hydrogen under pressurization and venting conditions [C]//Advances in Cryogenic Engineering. Berlin, Germany: Springer, 1960: 481-486.
- [11] FAURE J M, OLIVEIRA J M, CHINTALAPATI S, et al. Effect of isogrid-type obstructions on thermal stratification in upper-stage rocket propellant tanks [J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 2014, 51(5): 1587-1602.
- [12] KARTUZOVA O, KASSEMI M. Modeling interfacial turbulent heat transfer during ventless pressurization of a large scale cryogenic storage tank in microgravity [C]//47th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. Reston, VA, USA: AIAA, 2011: 6037.
- [13] CICCOTOSTO B, HAUSER D M. Autogenous pressurization of a cryogenic tank using computational fluid dynamics [C]//AIAA Propulsion and Energy 2021 Forum. Reston, VA, USA: AIAA, 2021: 3558.
- [14] BANDYOPADHYAY A, MAJUMDAR A K, LECLAIR A, et al. Multi-node modeling of cryogenic tank pressurization system using generalized fluid system simulation program (GFSSP) [C]//AIAA Propulsion and Energy 2019 Forum. Reston, VA, USA: AIAA, 2019: 4122.
- [15] 姜志杰, 吴宗谕, 刘常青, 等. 基于 Surface Evolver 的推进剂贮箱气液界面分析 [J]. 空间科学学报, 2020, 40(6): 1066-1073.
- JIANG Zhijie, WU Zongyu, LIU Changqing, et al. Liquid-gas interface analysis of propellant tank based on Surface Evolver [J]. Chinese Journal of Space Science, 2020, 40(6): 1066-1073.
- [16] WANG Lei, LI Yanzhong, ZHAO Zhixiang, et al. Numerical investigation of pressurization performance in cryogenic tank of new-style launch vehicle [J]. Asia-Pacific Journal of Chemical Engineering, 2014, 9(1): 63-74.
- [17] WANG Lei, YE Shixuan, MA Yuan, et al. CFD investigation on helium pressurization behaviors in liquid hydrogen tank [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2017, 42(52): 30792-30803.
- [18] HAHNE E, BARTHAU G. Heat transfer and nucleation in pool-boiling [J]. International Journal of Thermal Sciences, 2006, 45(3): 209-216.
- [19] HIBIKI T, ISHII M. Active nucleation site density in boiling systems [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2003, 46(14): 2587-2601.
- [20] ZHANG Yonghai, WEI Jinjia, XUE Yanfang, et al. Bubble dynamics in nucleate pool boiling on micro-pin-finned surfaces in microgravity [J]. Applied Thermal Engineering, 2014, 70(1): 172-182.
- [21] WANG Lei, ZHU Kang, XIE Fushou, et al. Prediction of pool boiling heat transfer for hydrogen in microgravity [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2016, 94: 465-473.
- [22] 王磊, 谢福寿, 朱康, 等. 低温流体大空间膜态沸腾换热预测 [J]. 西安交通大学学报, 2016, 50(4): 131-138, 158.
- WANG Lei, XIE Fushou, ZHU Kang, et al. Improved correlations of film boiling heat transfer for pool boiling of cryogenic fluid [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2016, 50(4): 131-138, 158.
- [23] 马原, 孙培杰, 李鹏, 等. 低温流体微重力池沸腾气

- 泡脱落特性研究 [J]. 西安交通大学学报, 2018, 52(9): 89-94.
- MA Yuan, SUN Peijie, LI Peng, et al. Investigation on the boiling bubble departure behavior of cryogenic fluid in microgravity [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2018, 52(9): 89-94.
- [24] MARTO P J, MOULSON J A, MAYNARD M D. Nucleate pool boiling of nitrogen with different surface conditions [J]. Journal of Heat Transfer, 1968, 90(4): 437-444.
- [25] SHIRAI Y, TATSUMOTO H, SHIOTSU M, et al. Boiling heat transfer from a horizontal flat plate in a pool of liquid hydrogen [J]. Cryogenics, 2010, 50(6/7): 410-416.
- [26] STEINER D. Heat transfer during flow boiling of cryogenic fluids in vertical and horizontal tubes [J]. Cryogenics, 1986, 26(5): 309-318.
- [27] BAR-COHEN A, SHEEHAN J R, RAHIM E. Two-phase thermal transport in microgap channels: theory, experimental results, and predictive relations [J]. Microgravity Science and Technology, 2012, 24(1): 1-15.
- [28] 孙淑凤, 吴裕远. 液氮在狭缝通道内受迫流动沸腾换热的实验研究 [J]. 西安交通大学学报, 2001, 35(5): 450-454.
- SUN Shufeng, WU Yuyuan. Experimental studies on the boiling heat transfer performance of a forced liquid nitrogen flow in narrow channel [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2001, 35(5): 450-454.
- [29] 陈二锋, 厉彦忠, 王斯民. 竖直环管内低压水过冷沸腾数值模拟 [J]. 西安交通大学学报, 2008, 42(7): 855-859.
- CHEN Erfeng, LI Yanzhong, WANG Simin. Numerical simulation of subcooled boiling water in vertical concentric annulus under low pressure [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2008, 42(7): 855-859.
- [30] JIN Tao, ZHANG Shiyi, TANG Ke, et al. Observation and analysis of the detachment frequency of coalesced bubbles in pool boiling liquid nitrogen [J]. Cryogenics, 2011, 51(9): 516-520.
- [31] 张世一, 张晓忠, 金滔, 等. 沸腾表面对液氮临界热流密度的影响实验 [J]. 低温工程, 2011(4): 7-10.
- ZHANG Shiyi, ZHANG Xiaozhong, JIN Tao, et al. Experiment for influence of boiling surface on critical heat flux in liquid nitrogen pool boiling [J]. Cryogenics, 2011(4): 7-10.
- [32] 熊炜, 汤轲, 陈建业, 等. 液氮核态池沸腾 CFD 模拟和可视化实验 [J]. 低温工程, 2014(5): 6-9, 33.
- XIONG Wei, TANG Ke, CHEN Jianye, et al. CFD simulations and experimental verification on nucleate pool boiling of liquid nitrogen [J]. Cryogenics, 2014(5): 6-9, 33.
- [33] 沙定国. 误差分析与测量不确定度评定 [M]. 北京: 中国计量出版社, 2003.
- [34] MARQUARDT E D, LE J P, RADEBAUGH R. Cryogenic material properties database [C]//11th International Cryocooler Conference. New York, USA: Plenum Publishers, 2000: 681-687.
- [35] PETROVIC S, ROBINSON T, JUDD R L. Marangoni heat transfer in subcooled nucleate pool boiling [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004, 47(23): 5115-5128.

(编辑 武红江)