

文章编号:1000-8055(2011)08-1893-07

液体火箭贮箱增压排液过程温度场数值研究

王 磊, 厉彦忠, 李 翠, 程向华

(西安交通大学 能源与动力工程学院, 西安 710049)

摘 要: 针对某液体火箭贮箱增压排液过程, 采用二维数值模拟方法对其温度场进行计算. 选用低雷诺数 $k-\epsilon$ 模型分析流体与固壁间的耦合换热, 考虑到气液之间发生热质转移现象, 编写了控制相变的用户自定义程序(UDF)并植入 Fluent 软件. 采用文献实验数据对相同工况下的计算结果进行验证, 对比结果表明所建立的二维模型能够有效预测气枕温度、壁面温度沿轴向分布规律. 数值模拟结果发现: 气体扩散器入口方向、入口面积对气枕温度、壁面温度的轴向分布影响较弱, 而对靠近增压口附近的温度场影响明显. 当增压气体竖直向下进入气枕时, 贮箱上封头附近气枕温度较低, 有利于保障安全阀的可靠运行. 当增压气体水平进入气枕时, 扩散器直径变大, 贮箱顶端高温区范围相应扩大.

关 键 词: 液体火箭; 贮箱增压; 低温流体; 热分层; 数值模拟

中图分类号: V421.3

文献标志码: A

Numerical study on temperature distribution of tank pressurization process of liquid rocket during outflow

WANG Lei, LI Yan-zhong, LI Cui, CHENG Xiang-hua

(School of Energy and Power Engineering,
Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: In view of the tank pressurization process of a certain liquid rocket during outflow, a two-dimensional numerical simulation method was adopted to study the law of temperature distribution in the ullage gas and in the tank wall. In this model, the low-Re $k-\epsilon$ model was selected to calculate the coupled heat transfer between fluid and tank wall, and a user-defined function (UDF) for phase transition was compiled and embedded into Fluent so as to research the effect of heat and mass transfer at the liquid surface. Certain experimental data in reference were selected to verify the results of this model on the same condition. The comparison results show that this two-dimensional model can forecast axial temperature distribution in ullage gas and in tank wall correctly. In addition, the computation results show that the effect of the direction and the area of pressurized gas injector on the axial temperature distribution in the ullage gas and in the tank wall is weak, but the temperature field nearby gas inlet is little affected by them. When pressurized gas is injected downstream into the tank ullage, the gas temperature nearby tank top is lower, which may be favorable to the normal operation of relief valve. When pressurized gas is injected into the tank ullage horizontally, the bigger diameter of the injector means larger high-temperature region nearby the tank top.

Key words: liquid rocket; tank pressurization; cryogenic fluid; thermal stratification; numerical simulation

收稿日期: 2010-08-20; 修订日期: 2010-11-26

基金项目: 教育部高等学校博士学科点专项科研基金(20100201110012)

作者简介: 王磊(1985—), 男, 陕西西安人, 博士生, 主要从事低温流动与温度分层方面研究.

新一代运载火箭以液氢、液氧等低温流体为推进剂,升空过程中需要一套增压系统来保证在泵入口或燃烧室要求的压力下将推进剂输入发动机^[1].贮箱作为低温推进剂的存储装置,设计中对气枕压力与温度均有要求.经发动机燃烧室壁加热后的高温、高压气体自贮箱顶部进入气枕,液体推进剂自贮箱底部排出,增压气体与气枕原有气体、贮箱壁、液面等发生热交换,造成气枕及贮箱壁的温度分布发生变化,而温度分布又会对气枕压力及安全阀的正常工作产生影响.因此,分析贮箱增压排液过程中气枕与壁面的温度分布对于贮箱的设计具有现实意义.

从现有文献来看,研究人员主要采用零维模型与一维分层模型分析增压排液过程中壁面温度、气枕温度及气枕压力等随时间的变化规律.文献[2]对这两种计算模型进行了对比,证明零维模型结果偏保守,而一维分层模型更接近实际情况.文献[3-4]采用零维模型对低温液体贮箱增压过程中的气枕压力、气枕温度随时间的变化规律进行了分析,发现气枕与固壁间传热、气液间的热质转移对增压过程影响明显.为了正确描述气液相间的传热传质作用,文献[5]在采用零维模型分析气枕压力的同时,将液相划分为边界层区与液相主体区,着重考虑了边界层区与气枕的热量交换作用,与实验结果对比后发现此模型对压力的预测性较好.文献[6-7]提出了适用于贮箱增压排液过程的一维分层模型,在与实验结果对比后发现,当增压气体以较低速度进入气枕时,该模型能够正确预测增压过程中气体消耗量及气枕温度、壁面温度沿轴向的分布规律,而当增压气体在入口处扩散不充分时,模型预测结果与实验值存在较大误差.文献[8]对比了6种扩散器的实验结果后发现,气体通过直管垂直射向液面的扩散器能够有效降低增压过程中的气体消耗量.文献[9]分析了液位高度、壁面漏热量对贮箱自增压过程中气枕压力的影响,发现漏热量越大、液位越低,气枕压力上升速度越快.近些年,计算流体动力学(CFD)技术在科学研究领域得到了广泛应用,文献[10-11]采用CFD技术对低温液体贮箱自增压过程进行了二维计算,通过与实验结果对比表明所建立的二维模型能够预测气枕压力的变化趋势,但对箱内温度场的预测能力没有提及.

综上所述,研究人员已对贮箱增压排液过程做了一定工作,所建立的零维及一维数学模型具有一定适用性,但仍存在预测准确性不高、不能展

示箱内物理量的径向及局部分布等缺点.同时,前人在研究增压过程时主要分析了气枕压力的变化规律,而对温度分布没有给予足够重视.采用实验方法研究贮箱增压排液过程不但成本较高,且存在危险性.文献[12]中提到可以采用Fluent软件对贮箱增压过程中的气枕与推进剂温度分层进行模拟,但并没给出实际应用.因此本文考虑采用CFD技术对贮箱增压排液过程进行二维数值模拟,分析定压力条件下气枕温度、壁面温度分布随时间的变化规律,并与实验结果对比证明所建立模型的正确性.在此基础上分析了增压入口方向及入口面积对箱内温度场分布的影响,为低温液体贮箱增压系统的设计提供依据.

1 模型建立

本文选用文献[6]中的例1工况作为研究对象,贮箱结构如图1所示.箱体由圆柱筒体与上下碟形封头组成,气体扩散器入口方向竖直向下,入口直径取0.2m以保证增压气体经扩散器后均速向下流动.初始时刻,箱内装有温度为25.6K的低温液氢,贮箱顶部为气枕区,并选择氢气作为增压气体,主要参数如表1所示.增压开始后,低温液氢以流量 V_{out} 从下排口流出,气枕容积增大,压力 p 降低.为了保持 p 维持在设定值,高温氢气自气体扩散器进入贮箱,增压流量 m_{in} 根据 p 的大小进行调节.

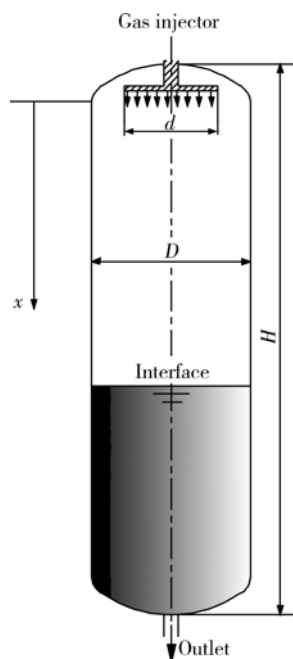


图1 低温液体贮箱示意图

Fig. 1 Sketch of cryogenic liquid tank

表 1 主要参数

Table 1 Main parameters

参数	数值	备注
贮箱高度 H/m	2.26	柱段高度 1.95
贮箱内径 D/m	0.686	
增压入口直径 d/m	0.2	文献未提供
初始气枕高度 m	0.16	
初始气枕温度 K	32~271	沿轴向线性分布
气枕压力 p/MPa	1.1	
入口温度 T_{in}/K	289	
下排口流量 $V_{\text{out}}/(\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1})$	0.00189	
壁面漏热 $q/(\text{W} \cdot \text{m}^{-2})$	1469	

本文采用 Fluent 双精度求解器对液氢贮箱增压排液过程进行数值模拟,根据模型特点建立了相应的二维轴对称模型,计算中氢气密度采用理想气体模型.由于比定压热容 c_p 对于温度分布影响明显,因此考虑将氢气与壁面材料的 c_p 拟合成温度的函数,其他物性则设为定值.外界漏热 q 使得近壁区液氢温度升高,较热的液氢通过自然对流方式进入液面,造成液面温度升高,进而影响到气枕与液相的换热,因此液氢密度采用 Boussinesq 模型以考虑其所受浮力作用.在参量的离散格式设置中,压力项采用 PRESTO! 格式,体积分项采用 Geo-Reconstruct 格式,其他参数均采用二阶迎风格式,压力速度耦合项选用 PISO (pressure implicit with splitting of operators) 算法来修正压力值.为了保证压力 p 在设定范围内变化,本文编写了调节入口流量 m_{in} 的 UDF (用户自定义程序),当 p 超过设定值上限时,降低 m_{in} ,而当 p 低于设定值下限时,则增大 m_{in} .增压排液过程中,箱内始终存在着气液相界面,且相间没有互相穿插,因此采用流体体积函数 (VOF) 多相流模型,并选择 $k-\epsilon$ 两方程模型来分析箱内流体的湍流效应.增压气体带入的能量,约有 50%~60% 通过气体与壁面热交换传递给固壁,同时有 20%~25% 的能量留在气枕区,其他热量则通过气液相间热质转移作用传递给液相^[7].因此气体与固壁换热、气液相间热质转移作用直接影响到数值模拟的正确与否.

为了分析气体与固壁间的耦合换热,并考虑壁面的导热及蓄热作用,需要将包括固壁在内的整个区域划分网格.在设定了固体的相关物性参数后,Fluent 自动激活相应的导热模型.对于充

分发展湍流,实验证明近壁区可分为三层:紧贴壁面的黏性支层、远离壁面的湍流核心区以及两者间的过渡区域,可分别采用壁面函数法或低雷诺数 $k-\epsilon$ 模型求解近壁区的流固耦合换热.当采用壁面函数法时,壁面附近黏性支层以外区域,速度及温度服从对数分布律,Fluent 计算时需要将第一个节点布置在湍流核心区,近壁区不布置任何节点,并且认为从壁面到第一个内节点间的切应力是均匀的.而当采用低雷诺数 $k-\epsilon$ 模型时,需要在近壁区布置较多节点.两种方法在近壁区的网格处理如图 2 所示,一般以局部湍流雷诺数 Re 来判断采用何种模型.上述两种模型确定流固耦合换热作用的具体过程及局部湍流 Re 的定义参见文献^[13],此处不在累述.根据前期试算,采用低雷诺数 $k-\epsilon$ 模型更加合理,计算值与实验值吻合更好.为此需要在近壁面的流体区设置较多节点,保证近壁区无量纲数 $y^+ = 1 \sim 5$,Fluent 软件可自行确定流固间的对流换热作用.

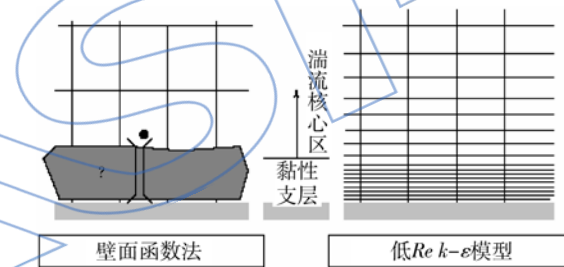


图 2 Fluent 中近壁区网格处理方法

Fig. 2 Near-wall treatments in Fluent

界面附近的气液两相温度、速度对气液相间的热质转移影响明显,零维及一维分析中均采用经验公式来确定此处的换热量大小^[3-7].本文所建立的二维模型中,直接考虑了相间热质转移的产生机理,假设整个增压过程中相界面始终处于热平衡状态,液面温度等于 p 对应的饱和温度 T_{sat} .计算中通过控制方程求解整个计算域的温度分布,比较网格温度 T_{cell} 与 T_{sat} 的相对大小来判断是否发生相变,若发生相变则在连续方程与能量方程中增加相应源项以保证相间的热质转移,其数学描述如下^[14].

当 $T_{\text{cell}} \geq T_{\text{sat}}$ 时,液相蒸发,可得如下关系:

$$\dot{m}_l = -\dot{m}_v = -C(1 - \alpha_v) \rho_l \frac{|T_{\text{cell}} - T_{\text{sat}}|}{T_{\text{sat}}} \quad (1)$$

当 $T_{\text{cell}} < T_{\text{sat}}$ 时,气相冷凝,可得如下关系:

$$\dot{m}_l = -\dot{m}_v = C\alpha_v \rho_v \frac{|T_{\text{cell}} - T_{\text{sat}}|}{T_{\text{sat}}} \quad (2)$$

上式是由 Hertz Knudsen 公式与 Clausius-Clapeyron 方程推导得出。式中, $\dot{m}$ 反映了相变时的质量转移速率, 具有 $\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ 的量纲, α 为体积分数, ρ 为密度, C 为控制相变强弱的松弛参数, 与物性有关, 具有时间倒数的量纲, 一般取 0.1, 角标 l, v 分别表示液相与气相。伴随着质量的转移, 能量转移速率 S 如下式所示:

$$S = -\dot{m}_v h_{\text{fg}} \quad (3)$$

其中 h_{fg} 为流体的气化潜热。根据上述数学描述, 本文编写了控制相变的 UDF, 包括分别作用于气、液相连续方程的质量源项与作用于整个流体区的能量源项。Fluent 计算时对整个流场进行扫描, 并将相变 UDF 作用于每一个网格, 首先根据网格的气相体积分数 α_v 判断网格位于气相、液相还是液面处, 然后比较 T_{cell} 与当地饱和温度 T_{sat} 的相对大小, 若 T_{cell} 大于 T_{sat} , 根据公式(1)的描述, 位于液相 ($\alpha_v = 0$) 与液面处 ($0 < \alpha_v < 1$) 的网格发生相变, 气相 ($\alpha_v = 1$) 对应网格不发生相变; 而当 T_{cell} 小于 T_{sat} 时, 根据公式(2)的描述, 位于气相 ($\alpha_v = 1$) 与液面处 ($0 < \alpha_v < 1$) 的网格发生相变, 液相 ($\alpha_v = 0$) 对应网格不发生相变。可以看出, 此相变模型能够较好地解决气液相间热质转移作用, 并能控制相界面温度为气枕压力对应饱和温度。

2 模型验证

计算之前首先进行了网格与时间步长 dt 的敏感性分析, 结果如图 3 所示。图 3(a) 展示了网格数 N 分别取 16 000, 23 500, 44 500, 计算至 90 s 时气枕中线温度沿高度的分布曲线, 可以看出当 N 超过 23 500 时, 网格大小对计算结果的影响已可以忽略。图 3(b) 展示了时间步长 dt 分别取

0.05, 0.01, 0.005 s, 计算至 90 s 时气枕中线温度沿高度的分布曲线, 可以看出当 $dt = 0.01$ s 与 $dt = 0.005$ s 时, 计算结果相近, 而当 $dt = 0.05$ s 时, 计算结果存在一定偏差。因此在后续研究中均采用 $N = 23\,500$, $dt = 0.01$ s 的计算模型。

本文对文献[6]中的例 1 工况进行二维数值计算, 并与相同工况下的实验结果进行了比较。图 4

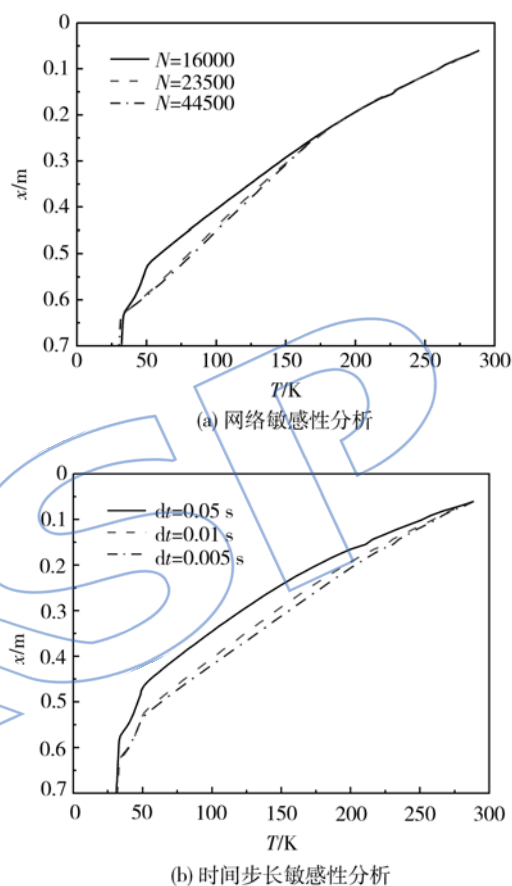


图3 敏感性分析

Fig. 3 Sensitivity analysis of calculation results

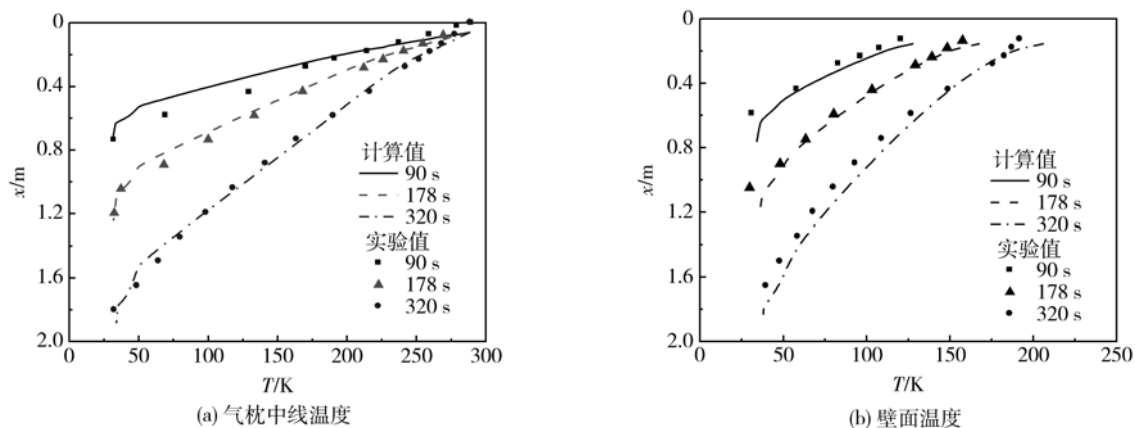


图4 温度分布计算值与实验值对比

Fig. 4 Comparison of computed temperature variations with the experimental data

(a), (b) 分别展示了不同时刻气枕中线及壁面温度计算值与实验值的对比结果, 其中纵坐标表示距离柱段箱体顶端的长度 x , 横坐标表示温度 T . 文献[6]的温度数据均为柱段箱体的实验结果, 受增压入口结构影响较弱. 对于气枕中线温度, 计算值与实验值在 90, 178, 320 s 时的平均误差分别为 10.3%, 5.5%, 3.5%; 对于壁面温度, 平均误差分别为 6.3%, 4.4%, 6.5%, 误差均控制在 10% 以内. 对于本文所采用的扩散器结构尺寸, 增压气体在其中得到充分扩散, 与文献要求一致, 图 4 所示贮箱主体区温度分布对比结果受扩散器结构影响较弱, 因此可以说本文所采用计算模型预测结果可信, 能够有效预测增压排液过程中箱内温度场的分布.

3 结果讨论

图 5 展示了不同时刻贮箱气枕及液相温度分布的等值线图, 其中气液相界面如图中粗线所示, 相界面温度维持在 32 K 左右, 这是由于气枕压力为定值, 通过相变作用, 液面温度始终等于压力对应饱和温度. 可以看出扩散器对于气枕温度场的影响仅限于顶端较小区域, 主体区受其影响较弱.

并且发现气枕主体区温度径向梯度较小, 同一高度气枕温度近似相等, 而在靠近扩散器的贮箱顶端, 受高温来流增压气体的影响, 气枕温度径向梯度较大. 同时液相区也存在明显的分层现象, 近壁区液氢受壁面加热作用, 在浮升力作用下沿高度向上运动, 到达液面后又自贮箱中心折向下运动. 对比图中液相温度分布还可以看出, 液氢径向温度梯度随时间的持续逐渐减小. 分析原因如下: 液氢径向温度梯度主要受壁面与液相主体区温差的影 响. 开始阶段, 两者温差较大, 近壁区液氢向上流动的速度较大, 使得液氢温度沿径向发生变化. 随着时间的持续, 两者温差逐渐降低, 近壁区液氢向上运动的速度相应降低, 导致温度径向分布逐渐减小.

在增压流量一定的条件下, 不同入口面积会造成增压气体流速的改变, 进而对增压口附近的流场温度场产生影响. 图 6 展示了增压气体水平进入气枕, 入口面积改变时, 贮箱顶端温度分布在终了时刻 ($t=320$ s) 的等值线图, 其中入口面积的改变是通过改变扩散器直径 d 来实现. 可以看出, 入口面积的不同影响上封头附近气枕温度场的分布, d 越大, 上封头附近高温区域越大, 但气

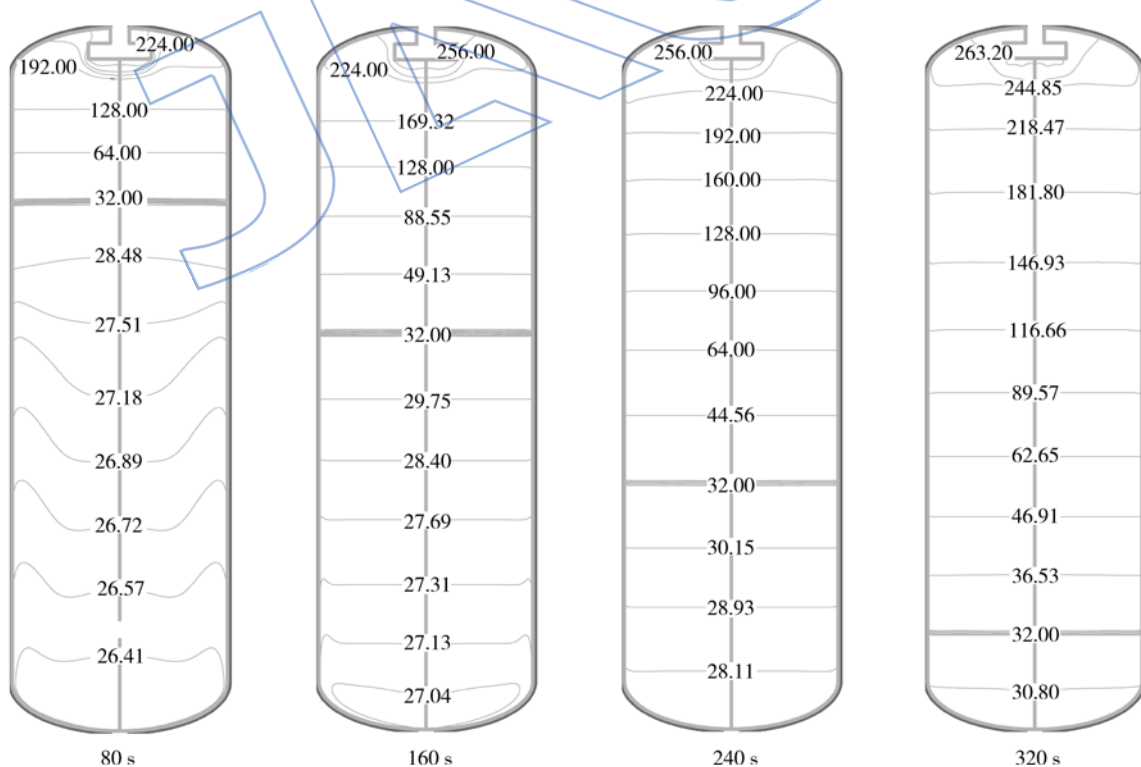


图 5 不同时刻贮箱温度场分布(温度/K)

Fig. 5 Temperature distribution inside the tank at different times (T/K)

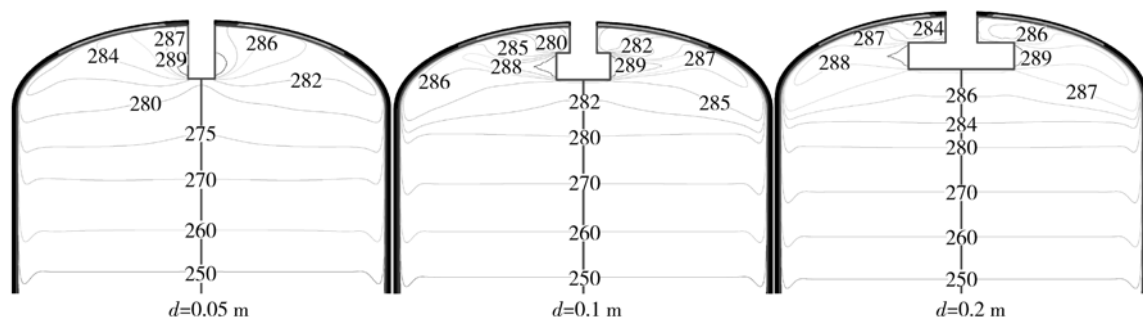


图6 增压入口面积对贮箱顶端温度场分布的影响(温度/K)

Fig. 6 Effect of inlet area on temperature distribution nearby tank top (T/K)

枕主体区受影响较弱,因此当选用扩散器水平进入气枕的增压方案时,为了保证安全阀免受高温气流作用,应采用直径较小的扩散器,且安全阀应设置在远离贮箱中心的上封头处。

图7展示了增压气体竖直及水平进入气枕条件下,终了时刻气枕中线温度、壁面温度沿高度的分布曲线,其中两种扩散器入口面积相等。可以看出增压入口方向对气枕主体区温度分布影响较弱,仅对增压口附近的温度场产生影响。图8(a), (b)分别展示了相应的贮箱顶端气枕温度分布等值线图。可以看出,当增压气体水平进入气枕时,高温区位于增压口正对位置;而当增压气体竖直向下进入气枕时,高温区位于增压口下方。相对于增压口水平时的计算结果,增压口向下时上封头

附近流体温度较低,有利于保障安全阀的可靠运行。

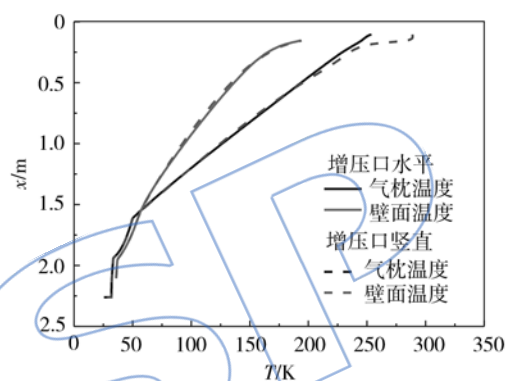


图7 入口方向对温度轴向分布曲线的影响

Fig. 7 Effect of pressurized gas direction on axial temperature distribution curve

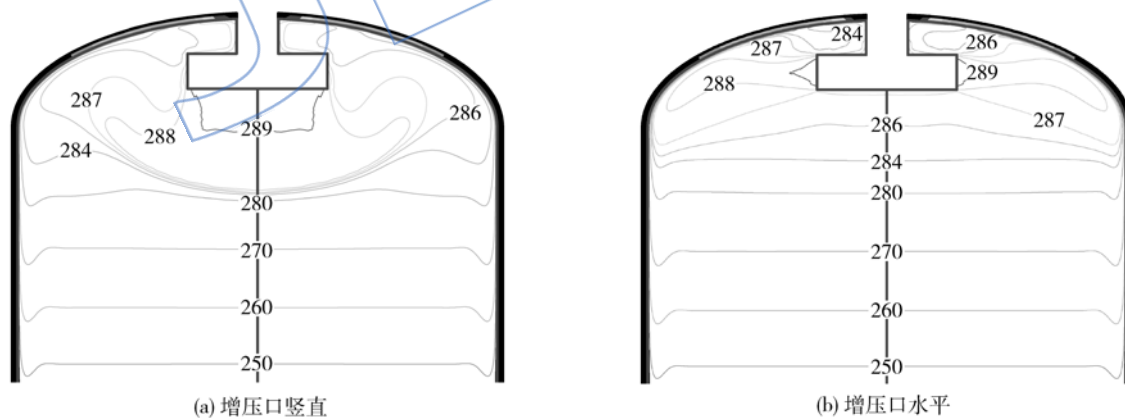


图8 入口方向对贮箱顶端温度场分布的影响(温度/K)

Fig. 8 Effect of pressurized gas direction on temperature distribution nearby tank top (T/K)

4 结论

本文采用 Fluent 软件对贮箱增压排液过程中的温度场进行了二维数值模拟。考虑到气枕与壁面热交换、气液相间热质转移作用对箱内温度

场影响明显,本文采用低雷诺数 $k-\epsilon$ 模型来分析近壁区的流固耦合换热,并通过在 Fluent 软件中植入控制相变的 UDF 来解决相间热质转移作用。采用所建立的模型对文献中一实验工况进行了计算,对比结果表明所建立的二维模型能够有

效预测贮箱增压排液过程中气枕温度、壁面温度的分布规律。贮箱顶端受增压入口来流影响,径向温度梯度较大。增压入口面积对于上封头附近温度分布影响明显,扩散器直径变大,高温区域相应扩大。当增压气体竖直向下进入气枕时,高温区位于增压口下方,贮箱上封头温度较低,有利于保障安全阀的可靠运行。

参考文献:

- [1] 廖少英. 液体火箭推进增压输送系统[M]. 北京:国防工业出版社,2007.
- [2] 张勇,李正宇,李强,等. 低温液体储箱加压排液过程计算模型比较[J]. 低温工程,2007(2):25-27.
ZHANG Yong, LI Zhengyu, LI Qiang, et al. Comparison of numerical model for pressurization of cryogenic liquid tank [J]. Cryogenics, 2007(2):25-27. (in Chinese)
- [3] Alok M, Todd S. Numerical modeling of pressurization of a propellant tank [J]. Journal of Propulsion and Power, 2001, 17(2):385-390.
- [4] 张超,鲁雪生,田丽亭. 火箭低温推进剂增压系统数学模型[J]. 低温与超导,2005,33(2):35-38.
ZHANG Chao, LU Xuesheng, TIAN Liting. The numerical model of rocket cryogenic liquid propellant pressurization system [J]. Cryogenics and Superconductivity, 2005, 33(2):35-38. (in Chinese)
- [5] Zilliac G, Karabeyoglu M A. Modeling of propellant tank pressurization [R]. AIAA 2005-3549, 2005.
- [6] Roudebush W H. An analysis of the problem of tank pressurization during outflow [R]. NASA TND-2585, 1965.
- [7] Stochl R J, Maloy J E, Masters P A, et al. Gaseous-helium requirements for the discharge of liquid hydrogen from a 3.96-meter-(13-ft-) diameter spherical tank [R]. NASA TND-7019, 1970.
- [8] Dewitt R L, Stochl R J, Johnson W R. Experimental evaluation of pressurant gas injectors during the pressurized discharge of liquid hydrogen [R]. NASA TND-3458, 1966.
- [9] Barsi S, Kassemi M. A tank self-pressurization experiment using a model fluid in normal gravity [R]. AIAA 2005-1143, 2005.
- [10] Barsi S, Kassemi M. Numerical and experimental comparisons of the self-pressurization behavior of an LH2 tank in normal gravity [J]. Cryogenics, 2008, 48(3-4):122-129.
- [11] Gary G, Alfredo L, Frank C, et al. CFD modeling of helium pressurant effects on cryogenic tank pressure rise rates in normal gravity [R]. AIAA 2007-5524, 2007.
- [12] 陈阳,高芳,张振鹏,等. 低温推进剂贮箱增压系统分布参数数值仿真(I)贮箱的有限体积模型[J]. 航空动力学报, 2008, 23(2):323-328.
CHEN Yang, GAO Fang, ZHANG Zhenpeng, et al. Distributed parameter numerical simulation for the transients of cryogenic propellant tank pressurization system (I) finite volume model of tank [J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(2):323-328. (in Chinese)
- [13] 陶文铨. 数值传热学[M]. 西安:西安交通大学出版社,2005.
- [14] Brian S R. Thermal-fluid analysis of a lithium vaporizer for a high power magnetoplasmadynamic thruster [D]. Worcester: Worcester Polytechnic Institute, 2006.