

## 环境温度对灭火系统储存状态与释放特性的影响

何佳明<sup>1</sup>, 蔡柳溪<sup>1</sup>, 李云<sup>1</sup>, 任恒英<sup>2</sup>, 张沛<sup>2</sup>, 弥晓亮<sup>2</sup>, 王学辉<sup>3</sup>

(1. 西安交通大学化学工程与技术学院, 710049, 西安;

2. 中国航空工业集团公司第一飞机设计研究院机电系统设计研究所, 710089, 西安;

3. 中国科学技术大学火灾科学国家重点实验室, 230026, 合肥)

**摘要:** 针对气体灭火系统释放特性受环境温度影响机制不明的问题, 采用二元气液相平衡模型计算灭火剂在不同温度下的气液分布, 并结合三维数值模拟方法分析其不同温度下释放的流动特性。首先, 以某机载发动机舱灭火系统为研究对象, 该系统采用高压氮气对 Halon 1301 灭火剂加压储存, 瓶内呈气液两相共存状态, 建立了考虑 Halon 1301 气化与氮气溶解的气液相平衡模型; 然后, 结合发动机舱环境温度变化, 对  $-60^{\circ}\text{C}$  至  $20^{\circ}\text{C}$  条件下 Halon 1301 灭火剂的储存状态与释放特性进行了仿真分析。仿真结果表明: 灭火系统在不同环境温度下释放均经历灭火剂填充管路、灭火剂释放和残余气体释放 3 个阶段; 当环境温度由  $20^{\circ}\text{C}$  降至  $-60^{\circ}\text{C}$  时, 灭火瓶内压力显著降低, 液相体积略有减小, 气相中 Halon 1301 摩尔分数由 0.485 5 降至 0.067 3, 而液相中 Halon 1301 摩尔分数始终维持在 0.9 以上; 低温条件下瓶内驱动力减弱, 灭火剂气化速率降低, 导致其在管路内的停留时间延长, 整体释放过程更为平缓; 与  $20^{\circ}\text{C}$  相比, 在  $-60^{\circ}\text{C}$  时灭火剂最大流量降低了 31.33%, 释放 80% 灭火剂所需时间延长了 48.89%, 总释放时间增加了 71.15%。该研究揭示了低温环境对气体灭火系统储存与释放的不利影响, 为气体灭火系统的优化设计提供了理论依据。

**关键词:** 灭火系统; Halon 1301 灭火剂; 环境温度; 气液平衡; 储存状态; 释放特性

**中图分类号:** V244.12; TP391.9 **文献标志码:** A

**DOI:** 10.7652/xjtuxb202512021 **文章编号:** 0253-987X(2025)12-0237-12

## Effects of Ambient Temperature on the Storage State and Release Characteristics of Fire Extinguishing Systems

HE Jiaming<sup>1</sup>, CAI Liuxi<sup>1</sup>, LI Yun<sup>1</sup>, REN Hengying<sup>2</sup>, ZHANG Pei<sup>2</sup>,

MI Xiaoliang<sup>2</sup>, WANG Xuehui<sup>3</sup>

(1. School of Chemical Engineering and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Electromechanical System Research Department, AVIC the First Aircraft Institute, Xi'an 710089, China;

3. State Key Laboratory of Fire Science, University of Science and Technology of China, Hefei 230026, China)

**Abstract:** To explore the mechanism by which the ambient temperature affects the release characteristics of a gas fire suppression system, a binary gas-liquid equilibrium model is developed to predict the phase distribution of the extinguishing agent at different temperatures, and three-dimensional numerical simulations are employed to analyze the flow characteristics of the agent discharge under varying thermal conditions. For the purpose of this study, a representative

收稿日期: 2025-03-26。 作者简介: 何佳明(2001—), 男, 硕士生; 蔡柳溪(通信作者), 男, 副教授, 博士生导师。 基金

项目: 国家重大科技计划资助项目(J2019-VIII-0010-0171)。

网络出版时间: 2025-07-29

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.t.20250728.1719.008>

aircraft engine nacelle fire suppression system was used; the system was filled with nitrogen-pressurized Halon 1301 to realize gas-liquid coexistence within the storage cylinder; an equilibrium model with both the vaporization of Halon 1301 extinguishing agent and the dissolution of nitrogen taken into account was established; simulations were conducted over a temperature range of  $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$  to  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  to evaluate the storage state and release characteristics of the system. According to the simulation results, the discharge process, regardless of the ambient temperature, comprises three distinct stages: agent filling of the pipeline, agent release, and residual gas release. When the ambient temperature decreased from  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  to  $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ , the internal cylinder pressure decreased significantly, the liquid-phase volume exhibited a slight reduction, and the molar fraction of Halon 1301 in the gas phase declined from 0.485 5 to 0.067 3, while that in the liquid phase remained consistently above 0.9. Under low-temperature conditions, the diminished internal driving force led to a reduced vaporization rate of the extinguishing agent, an extended residence time within the pipeline, and a slower release process. Compared to the  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  condition, the maximum flow rate at  $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$  decreased by 31.33%, the time required to release 80% of the agent increased by 48.89%, and the total discharge duration was prolonged by 71.15%. These results suggest that low-temperature environments may have detrimental effects on the storage and discharge performance of gas fire suppression systems, providing a theoretical foundation for optimization of system design to achieve better performance under extreme environmental conditions.

**Keywords:** fire extinguishing system; Halon 1301 extinguishing agent; ambient temperature; gas-liquid equilibrium; storage state; release characteristics

随着我国经济的快速发展,建筑、交通、航空、船舶、化工等各行业发生火灾的危险性也随之增加,因此对灭火系统的设计开发和性能评价也越来越受到各行业重视<sup>[1-3]</sup>。气体灭火系统是指以液化气体或非液化气体作为灭火介质的灭火系统,相对其他灭火剂具有更加清洁、不导电、挥发快、灭火后无残留物等特点<sup>[4-5]</sup>。气体灭火系统主要由高压灭火瓶、输送管路及喷嘴等结构组成<sup>[6]</sup>。由于 Halon 1301 具有低毒性、非腐蚀性以及高效灭火性能等优点,是当前气体灭火系统的常用灭火剂<sup>[7]</sup>。然而, Halon 1301 的蒸气压不足以在规定时间内迅速将其输送至防护区,因此需要在灭火瓶内通过对氮气加压的方式对 Halon 1301 进行储存<sup>[8]</sup>。发生火灾时,瓶内高压氮气推动 Halon 1301 流入管网,导致瓶内气体膨胀,压力显著下降,部分 Halon 1301 蒸发,溶解氮气也从液相中分离,形成复杂气液两相流动<sup>[9]</sup>。当气体灭火系统应用场景发生变化时,如同一地点夏季到冬季,环境温度可降低  $40\sim 50\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,或飞机飞行至约  $9\,000\sim 12\,000\text{ m}$  时,外界温度会降低约  $50\sim 70\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。此时,初始状态下填充的灭火瓶压力会大幅降低,进而影响灭火剂的释放特性<sup>[10]</sup>。因此,研究不同环境温度下灭火瓶的储存状态和释放特性,对

于气体灭火系统的设计具有重要意义。

准确评估低温状态下灭火剂的释放特性,需要计算灭火瓶内灭火剂储存状态随温度的变化。Lim 等<sup>[11]</sup>测量了  $293.2\sim 313.2\text{ K}$  及  $40\sim 100\text{ bar}$  范围内,氮气与 Halon 1301 等灭火剂的气液相平衡数据,并基于彭-罗宾森方程(PR 方程)拟合实验结果,为加压储存条件下的灭火剂行为分析提供数据支持。然而,其仅研究单一温度和压力条件下的稳态特性,未对非平衡动态过程进行探索。Yang 等<sup>[12]</sup>进一步测量了 Halon 1301 及其替代物与氮气的热力学性质,分析了氮气溶解及其对初始充装压力的影响,并使用扩展对应态模型预测压力-温度关系。Chen 等<sup>[13]</sup>等拟合分析当前文献公开的氮气与 Halon 1301 及多种替代物的二元气液相平衡数据,提出基于 PR 方程改进的预测方法,用于确定灭火瓶在特定条件下的氮气充装量,并预测了灭火剂与氮气混合物的温度-压力关系。上述研究主要关注的是氮气与 Halon 1301 或其他灭火剂共存体系下的热力学参数的变化问题,并未研究不同存储状态下灭火剂的动态释放特性。

对于 Halon 1301 灭火剂的释放特性,国内外相关学者也开展了大量研究。Williamson<sup>[14]</sup>和 Elliott

等<sup>[15]</sup>通过实验发现,灭火剂释放过程中会产生大量气泡,压力呈现出非线性下降特性。他们根据实验数据,开发了灭火剂管内流动特性一维计算程序 Hflow。在此基础上, Lee<sup>[16]</sup>进一步改进了 Hflow 软件用于计算管路出口数据。然而, Hflow 程序的温度计算误差较大。针对这一问题, Amatrain 等<sup>[17]</sup>重点关注多组分混合物的热力学特性,并使用 Matlab 建立了短直管中 Halon 1301 灭火剂流动数学模型,其计算结果与实验数据吻合良好。Kim 等<sup>[18]</sup>首次利用三维数值模拟方法耦合 VOF 多相流模型研究了氮气驱动下液态 Halon 1301 的管内流动特性,揭示了瓶口爆炸膜残留面积对释放过程的影响,但研究中未考虑灭火剂的相变过程。Li 等<sup>[19-20]</sup>基于 Hertz-Knudsen 方程和 Mixture 多相流模型模拟了 Halon 1301 在管道中的相变及释放过程,探索了管路几何特性和充装条件对灭火剂释放及流动特性的影响。以上研究主要集中于常温状态下的 Halon 1301 的释放特性,研究结果促进了人们对灭火剂管内释放流动行为的理解。Liu 等<sup>[21]</sup>、Jin 等<sup>[22]</sup>、宣扬等<sup>[23]</sup>基于多相流理论,使用 Amesim 分析了低温状态对灭火剂释放的影响,发现随着温度降低,喷口处压力和流量均降低。杨琪等<sup>[24]</sup>建立小型机载 Halon 1301 灭火系统仿真模型,对不同海拔高度下 Halon 1301 的释放特性进行分析,指出高海拔环境不利于灭火剂的快速释放,但研究中均未考虑灭火瓶储存状态随温度的变化。

总结上述文献发现,尽管已有研究对 Halon 1301 的流动特性进行了大量探讨,但针对低温环境下灭火剂的释放流动特性研究仍较为薄弱。此外,环境温度的变化对于灭火剂存储状态的影响机理也还不清楚。基于上述背景,本文利用二元气液相平衡模型,提出了一种灭火瓶储存状态计算方法,并结合文献数据进行了验证。根据某机载灭火系统实际灭火瓶结构,构建了简化的飞机灭火管网数值仿真模型,通过低温喷射实验验证了气液两相流数值模型的可靠性。在此基础上,系统分析了低温环境对 Halon 1301 灭火剂瓶内储存状态和释放特性的影响机制。本文的研究结果可为气体灭火系统管网设计提供仿真方法和技术依据。

## 1 灭火瓶储存状态计算

### 1.1 气液相混合物状态方程

在灭火剂释放之前,灭火瓶内处于气液平衡状态,液相主要由液态 Halon 1301 和溶解的氮气组

成,气相则为 Halon 1301 蒸气和氮气的混合气体<sup>[25]</sup>。瓶内气液相组分是模拟 Halon 1301 管内流动的初始条件,其准确性直接影响模拟结果。

随着温度和压力变化,瓶内气液相组分将发生明显变化,但始终维持气液平衡状态。PR 方程常用于计算气液平衡,其表达式为

$$p = \frac{RT}{v-b} - \frac{a}{v(v+b) + b(v-b)} \quad (1)$$

式中:  $p$  为压力, Pa;  $R = 8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$  为气体常数;  $T$  为温度, K;  $v$  为摩尔体积,  $\text{m}^3/\text{mol}$ ;  $a$  和  $b$  为物质的特性参数,通过以下公式确定

$$a = \frac{0.45724R^2T_c^2\alpha(T)}{p_c} \quad (2)$$

$$b = \frac{0.07780RT_c}{p_c} \quad (3)$$

$$\alpha(T) = [1 + (0.37464 + 1.54226\omega - 0.26992\omega^2)(1 - T_r^{0.5})]^2 \quad (4)$$

其中,  $p_c$  为临界压力,  $T_c$  为临界温度,  $\omega$  为偏心因子,  $T_r = T/T_c$  为对比温度。Halon 1301 和氮气的物性参数<sup>[13]</sup>如表 1 所示。

表 1 氮气和 Halon 1301 物性参数

Table 1 Properties of nitrogen and Halon 1301

| 参数                 | Halon 1301 | 氮气     |
|--------------------|------------|--------|
| $T_c / \text{K}$   | 340.15     | 126.26 |
| $P_c / \text{MPa}$ | 3.97       | 3.40   |
| $\omega$           | 0.039      | 0.171  |

由于瓶内气液相为混合物,其状态应采用混合形式的 PR 方程进行描述

$$p = \frac{RT}{v_m - b_m} - \frac{a_m}{v_m(v_m + b_m) + b_m(v_m - b_m)} \quad (5)$$

式中:  $v_m$  为混合物的摩尔体积,  $\text{m}^3/\text{mol}$ , 由混合物状态方程解得;  $a_m$  和  $b_m$  表示混合物的特性参数,由混合规则计算获得。

考虑灭火系统的设计压力通常不超过 6 MPa,且文献[13]的研究结果表明,在该压力范围内, van der Waals 混合规则不仅具有较高的计算精度,而且计算相对简单,有利于提高计算效率,因此本文采用 van der Waals 混合规则计算混合参数  $a_m$ 、 $b_m$ , 计算公式如下

$$a_m = \sum_i \sum_j x_i x_j a_{ij} \quad (6)$$

$$b_m = \sum_i x_i b_i \quad (7)$$

$$a_{ij} = \sqrt{a_i a_j} (1 - k_{ij}) \quad (8)$$

式中:  $x_i$ 、 $x_j$  分别为混合物中  $i$ 、 $j$  组分的摩尔分数;  $k$

为二元相互作用参数,通常由实验数据拟合确定,本文参考文献[17],将  $k$  近似取为 0.05。

## 1.2 组分计算

在高压氮气作用下,瓶内部分氮气溶解于液相 Halon 1301 中。液相可视为稀溶液,根据亨利定律,溶解氮气的摩尔分数与氮气分压的关系为

$$x_{N_2} = \frac{p_{N_2}}{H} \quad (9)$$

式中:  $x_{N_2}$  为液相中溶解氮气的摩尔分数;  $p_{N_2}$  为气相氮气分压, Pa;  $H$  为亨利定律系数, Pa。

根据拉乌尔定律,在稀溶液中,气相 Halon 1301 分压等于纯 Halon 1301 的饱和蒸气压乘溶液中 Halon 1301 的摩尔分数

$$p_{1301} = p_{\text{sat},1301} x_{1301} \quad (10)$$

式中:  $p_{1301}$  为气相 Halon 1301 分压, Pa;  $p_{\text{sat},1301}$  为当前温度 Halon 1301 饱和蒸气压, Pa;  $x_{1301}$  为液相 Halon 1301 摩尔分数。

因此,灭火瓶内总压可表示为

$$p = p_{1301} + p_{N_2} = p_{\text{sat},1301} (1 - x_{N_2}) + H x_{N_2} \quad (11)$$

文献[10,26]中提供了 Halon 1301 饱和蒸气压及氮气的亨利定律常数随温度的变化规律,故根据总压  $p$  可反推液相氮气摩尔分数

$$x_{N_2} = \frac{p - p_{\text{sat},1301}}{H - p_{\text{sat},1301}} \quad (12)$$

结合式(9)、(10)即可求得气相分压。在理想状态下,气相摩尔分数可依据道尔顿定律计算

$$y_k = \frac{p_k}{p} \quad (13)$$

式中:  $y_k$  为气相组分  $k$  的摩尔分数;  $p_k$  为组分  $k$  的分压, Pa。

然而,瓶内气相为高压非理想混合物,传统的道尔顿分压定律不再严格适用。为提高计算准确性,需引入逸度进行修正。

气液两相达到热力学平衡的条件是各组分在气相和液相中的化学势相等,等价于各组分在气液相中的分逸度相等<sup>[17]</sup>,即

$$\hat{f}_k^V = \hat{f}_k^L \quad (14)$$

逸度  $f$  与逸度系数  $\varphi$  的关系<sup>[27]</sup>为

$$\hat{f}_k^L = x_k \hat{\varphi}_k^L p; \hat{f}_k^V = y_k \hat{\varphi}_k^V p \quad (15)$$

基于 PR 方程和混合规则,可按以下公式<sup>[27]</sup>计算各组分逸度系数

$$\ln \hat{\varphi}_k = \frac{b_k}{b_m} (Z_m - 1) - \ln \left[ Z_m \left( 1 - \frac{b_m}{v_m} \right) \right] +$$

$$\frac{a_m}{2\sqrt{2}RTb_m} \left[ \frac{b_k}{b} - \frac{2 \sum_{j=1}^n y_j a_{ij}}{a_m} \right] \ln \left[ \frac{1 + (1 + \sqrt{2}) b_m / v_m}{1 + (1 - \sqrt{2}) b_m / v_m} \right] \quad (16)$$

式中:  $Z_m$  为混合物的压缩因子,定义为

$$Z_m = \frac{pv_m}{RT} \quad (17)$$

上述基于逸度和 PR 状态方程的关系式,是进行高压非理想混合物气液相精确平衡计算的基础,具体的迭代求解流程将在 1.3 节中详细阐述。

## 1.3 计算流程

灭火瓶内储存状态计算流程如图 1 所示。瓶内初始填充条件由充装过程决定,实际的填充过程为:首先使用真空泵抽空瓶内空气,随后充入预设质量的灭火剂,最后缓慢通入高压氮气,使系统在当前环境温度下达到设定压力。因此,已知变量包括:瓶内温度  $T$ , 压力  $p$ , 瓶体积  $V$  和初始填充 Halon 1301 质量  $m_{1301}$ , 待求变量包括:气液两相的平衡组成 ( $x_{N_2}$ 、 $x_{1301}$ 、 $y_{N_2}$ 、 $y_{1301}$ ) 以及所充入的氮气质量  $m_{N_2}$ 。

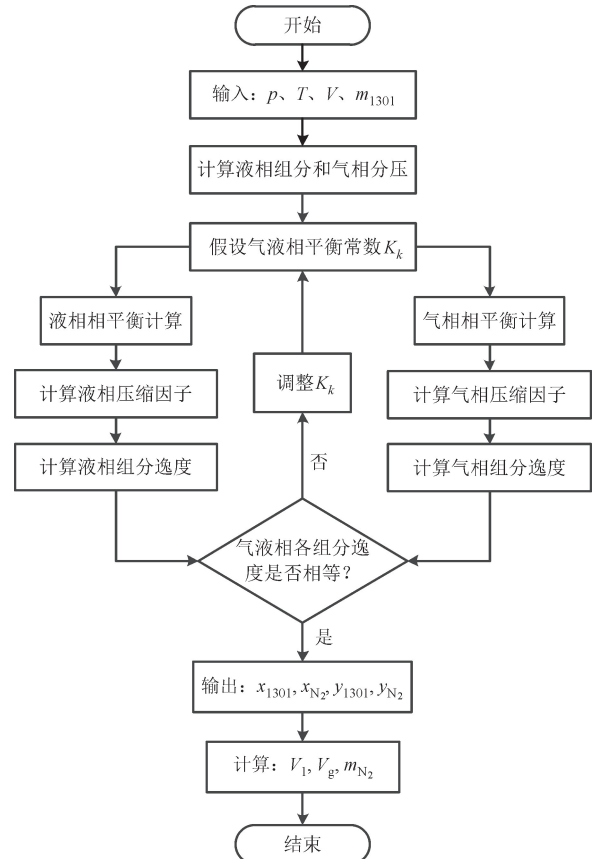


图 1 瓶内储存状态计算流程

Fig. 1 Storage state calculation flowchart

由给定条件,可根据亨利定律和拉乌尔定律计算液相各组分摩尔分数及其对应的气相分压,并结

合道尔顿定律初步计算气相摩尔分数  $y_k$ 。因此,初始气液平衡常数  $K_k$  可由下式计算

$$K_k = \frac{y_k}{x_k} \quad (18)$$

在每次迭代中,根据估算的气液相组成,利用 PR 状态方程及混合规则计算各组分的逸度,并代入气液平衡条件式(19),判断气液相是否满足热力学平衡

$$\sum_{k=1}^n \left(1 - \frac{\hat{f}_k^L}{\hat{f}_k^V}\right) < \epsilon \quad (19)$$

式中:  $\epsilon$  为平衡误差。若平衡条件满足,则认为系统达到气液平衡。否则,需要通过式(20)修正平衡常数继续迭代,直到收敛为止

$$K_{k(n+1)} = K_{k(n)} \frac{\hat{f}_k^L}{\hat{f}_k^V} \quad (20)$$

迭代收敛后,即可确定气液相各组分的摩尔分数,并进一步计算混合物的物理性质。灭火瓶的总体积  $V$  可由气液两相的体积表示

$$V = V_l + V_g = \frac{\sum_k n_{k,l} M_k}{\rho_l} + \frac{\sum_k n_{k,g} M_k}{\rho_g} \quad (21)$$

式中:  $V_l$  和  $V_g$  为液相与气相混合物体积,  $\text{m}^3$ ;  $M$  为相对分子质量;  $\rho$  为气液相混合物密度,  $\text{kg}/\text{m}^3$ ;  $n$  为气液相中各组分摩尔数。

根据气液摩尔比关系,氮气与 Halon 1301 摩尔数在气液两相中满足下式

$$n_{N_2,l} = \frac{n_{1301,l} x_{N_2}}{x_{1301}}; n_{N_2,g} = \frac{n_{1301,g} y_{N_2}}{y_{1301}} \quad (22)$$

由于 Halon 1301 的初始填充质量  $m_{1301}$  已知,其在气相中摩尔数可表示为

$$n_{1301,g} = \frac{m_{1301}}{M_{1301}} - n_{1301,l} \quad (23)$$

在此基础上,由式(21)可反推出液相中 Halon 1301 摩尔数为

$$n_{1301,l} = \frac{V - m_{1301} [1 - y_{N_2} M_{N_2} / (y_{1301} M_{1301})] / \rho_g}{M_{1301} (1/\rho_l - 1/\rho_g) - M_{N_2} (x_{N_2} / x_{1301} - y_{N_2} / y_{1301})} \quad (24)$$

最终,系统所需氮气的质量为

$$m_{N_2} = M_{N_2} \left[ n_{1301,l} \frac{x_{N_2}}{x_{1301}} + \left( \frac{m_{1301}}{M_{1301}} - n_{1301,l} \right) \frac{y_{N_2}}{y_{1301}} \right] \quad (25)$$

#### 1.4 灭火瓶温压变化

灭火瓶内的压力会随温度发生显著变化,图 2 展示了温度变化后重新计算瓶内压力的流程。已知初始填充条件( $T$ 、 $p$ 、 $V$ 、 $m_{1301}$ )及改变后的温度  $T_n$ 。

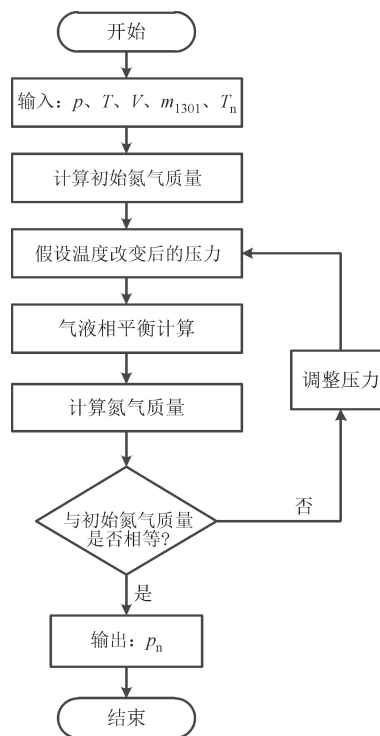


图 2 温压变化计算流程

Fig. 2 Temperature-pressure variation calculation flowchart

首先,基于气液相平衡模型和瓶体容积约束,计算初始状态下瓶内氮气的质量。假设在温度变化至  $T_n$  后瓶内重新达到气液相平衡,且系统无泄漏,则氮气质量保持不变。以压力为自变量构建迭代模型,在预测压力下,利用气液相平衡模型,计算瓶内总氮气质量。采用数值优化方法,以计算氮气质量与初始充装质量差最小为目标,求解温度为  $T_n$  时的瓶内压力,并进一步确定该温度下瓶内储存状态。

#### 1.5 模型验证

图 3 展示了在瓶内储存状态本文模型计算结果与文献实测值<sup>[9]</sup>的对比,气液相计算误差如图 4 所示。结果表明,在低压(7 MPa 以下)条件下,液相氮气摩尔分数的计算值与文献实测值的误差较小,最大误差为 6.15%。然而,随着压力的增大,误差逐渐增大,最大误差达到 -14.8%,这一趋势可能是由于在较高压力下,气液平衡的行为更加复杂,模型中简化假设可能导致计算偏差。总体而言,液相平均误差为 6.2%,且较大误差主要集中在高压范围(7 MPa 以上),表明本文建立的灭火剂存储状态计算模型在低压范围内能够较为准确的预测液相组成。

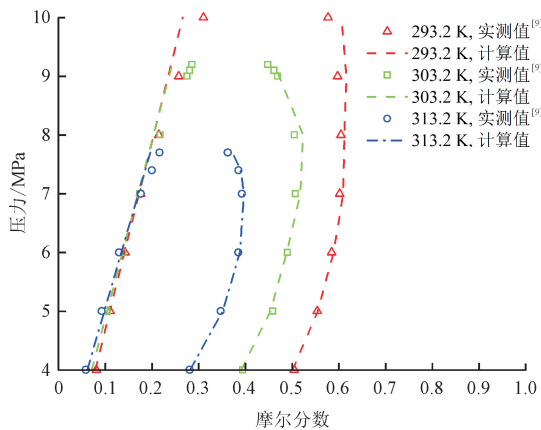


图3 本文模型对存储状态计算结果与文献实验结果<sup>[9]</sup>对比  
Fig. 3 Comparison of calculation results of storage state and experimental data<sup>[9]</sup>

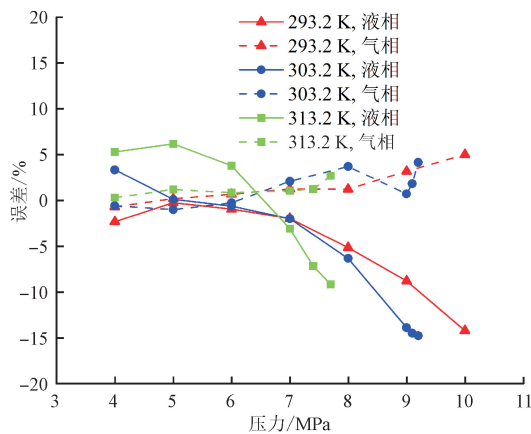


图4 气液相计算误差  
Fig. 4 Error in gas-liquid phase calculation

相比之下,气相氮气摩尔分数的计算值与文献实测值更为接近,最大误差为 4.97%,平均误差为 1.68%,表明模型在气相组成的预测中表现较好。

综上所述,尽管液相氮气摩尔分数在高压下误差增加,但整体模型在气液平衡计算中表现良好。因此,本模型对 Halon 1301 和氮气的气液平衡计算具有较好的适用性,特别是在低压区间,计算精度较高。

此外,本文对填充条件为  $T=293.15\text{ K}$ ,  $p=4.2\text{ MPa}$  的灭火瓶进行了冷却实验,并记录了不同温度下的压力值,图 5 为计算结果与实验值进行对比。结果表明,在相同条件下,计算得到的压力值与实验值之间的最大误差小于 5%,说明该方法具有较高的精度。考虑到瓶内气液两相组分计算是求解温压变化的关键环节,温压关系的准确预测表明本模型在不同温度下能够较好地计算气液相平衡组分,从侧面验证了气液相平衡模型的整体可靠性。

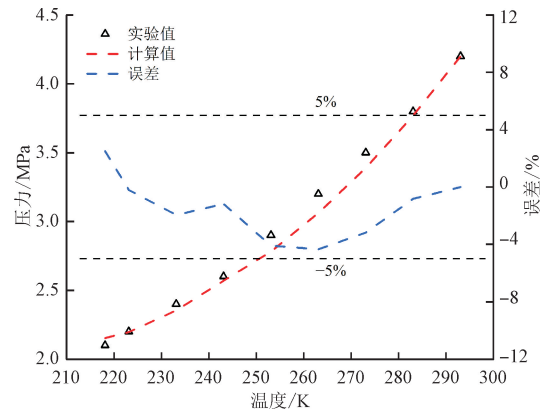


图5 压力随温度变化计算结果与实验结果对比  
Fig. 5 Comparison of calculation results of pressure variation with temperature and experimental data

## 2 几何模型及数值方法

### 2.1 几何模型

图 6 展示了本文研究所用的灭火管网系统模型,模型主要由灭火瓶和直管段组成。灭火瓶及管路连接部分结构和材料规格均与实际飞机灭火系统保持一致。基于上述管网结构开展实验及数值模拟研究。实验中设有 3 个压力测点,分别位于灭火瓶内部、距灭火瓶出口 240 mm 及距管路出口 70 mm 处,用于监测释放过程中瓶内和管路中的压力变化。当灭火系统启动时,瓶口爆炸膜破裂,灭火剂在高压氮气驱动下,通过管路输送至管路出口喷出,爆炸膜碎片通过连接处的滤网过滤。

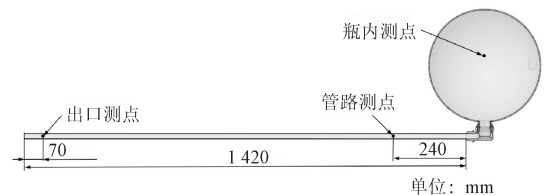


图6 灭火管网系统简化模型  
Fig. 6 Fire extinguishing network simplified model

由于瓶体与管路连接处存在尺寸变化及尖角等复杂结构,本文采用 Fluent meshing 多面体网格形式以适应复杂的内流道几何结构,图 7 为网格示意图。为保证计算精度与稳定性,在管道连接处和出口等关键区域进行了网格加密。

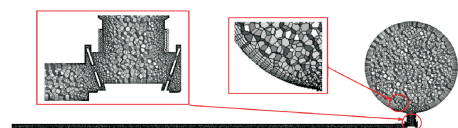


图7 网格划分结果  
Fig. 7 Mesh generation results

## 2.2 边界条件及数值方法

根据文献<sup>[12]</sup>, Halon 1301 灭火剂在管内流动时, 气泡直径约为 0.254 mm, 流型呈分散气泡流。混合模型能够有效处理气泡在液体中的均匀分布及气液两相的相互作用, 特别适用于气泡体积分数较高的流动, 因此本文采用 Mixture 模型进行多相流模拟。

湍流模型采用 Realizable  $k-\epsilon$  模型, 并在近壁区使用 scalable 可扩展壁面函数进行处理, 相变模型通过用户自定义函数(UDF)植入。在模拟中, 管路出口设置为压力出口, 其余边界条件均设定为壁面边界。初始状态根据前述方法计算, 气态和液态 Halon 1301 的物性参数参考文献<sup>[15,17]</sup>, 氮气的物性参数则从 Fluent 自带的材料库中选取。模型采用压力基求解器瞬态求解, 所有参数均采用二阶迎风格式离散, 以确保数值解的精度和稳定性。

此外, 为简化计算, 本文做出以下假设:

(1) 在开始释放时, 瓶口爆炸膜完全移除, 且不会对管路造成堵塞;

(2) 由于空气中氮气含量很高, 为减少组分数量, 仿真中将管路中的空气视为氮气;

(3) 由于灭火剂释放速度较快, 忽略壁面传热对释放过程的影响, 将壁面视为绝热壁面。

## 2.3 相变模型

由于泄压过程中 Halon 1301 温度和饱和蒸汽压发生变化, 释放时伴随着剧烈的相变现象。基于分子动理论的 Hertz-Knudsen 方程<sup>[28]</sup> 广泛用于相变速率预测研究中。根据 Clausius-Clapeyron 方程描述的饱和条件下压力与温度的关系, 同时考虑传质界面面积, Hertz-Knudsen 方程可表示为

$$J = \frac{6}{D_{sm}} \alpha \frac{\sqrt{M}}{\sqrt{2\pi RT_{sat}}} \frac{\Delta H}{(1/\rho_v - 1/\rho_l)} \frac{T_{sat} - T}{T_{sat}} \quad (26)$$

式中:  $J$  为气液界面的质量通量,  $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ ;  $D_{sm}$  为索特平均直径,  $\text{m}$ ;  $\alpha$  为适应系数;  $\Delta H$  为相变焓,  $\text{J}/\text{kg}$ ;  $T_{sat}$  为饱和温度,  $\text{K}$ 。

基于上述方程, 引入两个参数  $\beta_1$  和  $\beta_2$

$$\beta_1 = \frac{6}{D_{sm}} \frac{\sqrt{M}}{\sqrt{2\pi RT_{sat}}} \frac{\rho_v \Delta H}{\rho_l - \rho_v} \quad (27)$$

$$\beta_2 = \frac{6}{D_{sm}} \frac{\sqrt{M}}{\sqrt{2\pi RT_{sat}}} \frac{\rho_l \Delta H}{\rho_l - \rho_v} \quad (28)$$

将式(27)和式(28)化简为以下形式计算相变传质速率

$$J_{lv} = \beta_1 \alpha_1 \rho_1 \frac{T_{sat} - T}{T_{sat}} \quad (29)$$

$$J_{vl} = \beta_2 \alpha_v \rho_v \frac{T_{sat} - T}{T_{sat}} \quad (30)$$

式中:  $\beta_1$ 、 $\beta_2$  为传质时间松弛因子, 主要受材料属性和工况影响, 需要通过经验或实验标定。

## 2.4 模型验证

为了验证本文建立的 Halon 1301 灭火剂低温喷射仿真模型, 基于上述模型对储存状态为  $T = -41^\circ\text{C}$ 、 $p = 2.6 \text{ MPa}$  的灭火瓶进行了低温喷射实验。

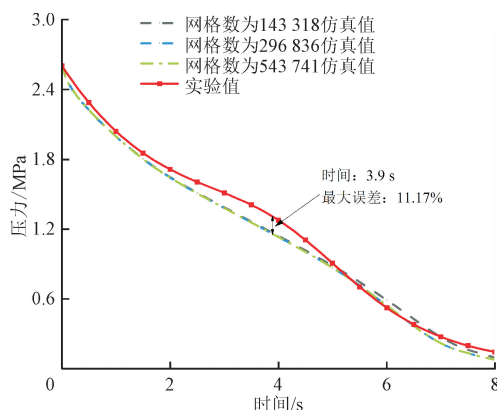


图 8 瓶内测点压力仿真结果与实验对比

Fig. 8 Comparison of simulation results of pressure at bottle measurement points and experimental data

实验过程中监测了瓶内和管路的压力变化, 压力传感器量程为 0~5 MPa(绝对压力)。使用 32 通道数据采集系统进行压力数据采集, 数据采集速率为  $51.2 \text{ s}^{-1}$  通道。图 8 为不同网格数量下仿真结果与实验测量结果对比, 可见两者趋势基本一致, 最大差异为 11.17%, 满足工程应用需求。这也证实了本文建立的数值模型及方法在模拟灭火剂低温喷射过程中的可靠性。同时本文对不同网格数量的模型进行了仿真。结果显示, 当网格数量从 29 万增加到 54 万时, 模拟结果不再发生明显改变, 因此本文后续计算选用网格数量为 29 万。

## 3 结果讨论

### 3.1 储存状态随温度的变化

为了探究温度对瓶内储存状态的影响, 本文计算了表 2 填充条件的灭火瓶不同温度下的储存状态。

如图 9 所示, 液相组分随温度变化不明显, 液相 Halon 1301 的摩尔分数始终保持在较高水平, 溶解氮气则占比较少。当温度从  $20^\circ\text{C}$  降至  $-60^\circ\text{C}$  时, 液相 Halon 1301 仅从 0.904 升至 0.931, 表明在该温度间, Halon 1301 始终是液相的主要成分。

表2 初始填充条件

Table 2 Initial filling conditions

| 填充条件    | 数值     |
|---------|--------|
| 温度/℃    | 20     |
| 压力/MPa  | 4.244  |
| 填充质量/kg | 14.515 |
| 灭火瓶半径/m | 0.164  |

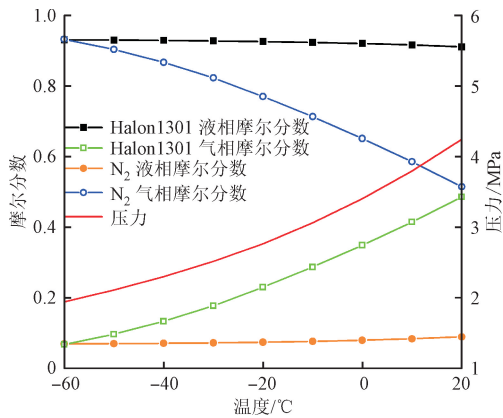


图9 瓶内储存状态随温度的变化

Fig. 9 Variation of storage state in the bottle with temperature

相比之下,气相组分随温度变化显著,常温下气相中 Halon 1301 和氮气摩尔分数几乎相等,但随着温度降低,气相 Halon 1301 摩尔分数明显减少,从 20 °C 时的 0.485 5 降至 -60 °C 时的 0.067 3,说明高温促进了 Halon 1301 的气化。此外瓶内压力也随着温度降低显著减小,这是因为温度降低时, Halon 1301 的饱和蒸气压降低,导致其气化比例降低,使瓶内压力减小。

如图 10 所示,随着温度的降低,气相体积略有增大,液相体积则相应减小。产生该现象的主要原

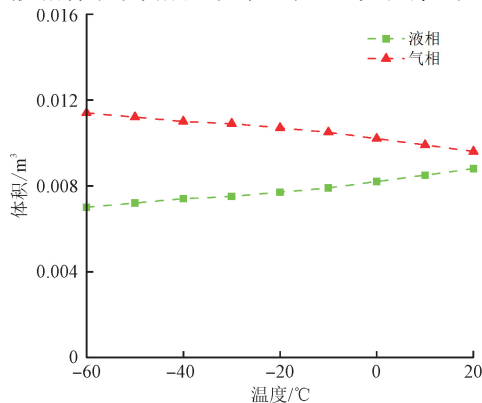


图10 气、液相体积随温度的变化

Fig. 10 Changes in gas-liquid phase volume with temperature

因是低温时液体分子间的相互作用增强,气体分子间的相互作用减弱,气液相密度发生变化,从而使体积改变。尽管常温状态 Halon 1301 灭火剂蒸发比例提高,但液相体积仍呈提高的趋势,说明密度是影响气液相体积主要因素。

### 3.2 常温及低温灭火剂释放过程

根据文献[16-17]的研究,灭火剂释放过程主要分为 3 个阶段:灭火剂快速填充管路、液态灭火剂的释放以及残余气体的释放。本文研究中监测了释放过程灭火瓶内压力(表压)、压降速率、出口液态灭火剂流量及氮气流量的变化,用于分析常温(20 °C)和低温(-60 °C)状态下的释放特性。

如图 11 所示,灭火剂常温状态下释放过程呈现出灭火剂填充管路、灭火剂释放和残余气体释放 3 个阶段的特征。

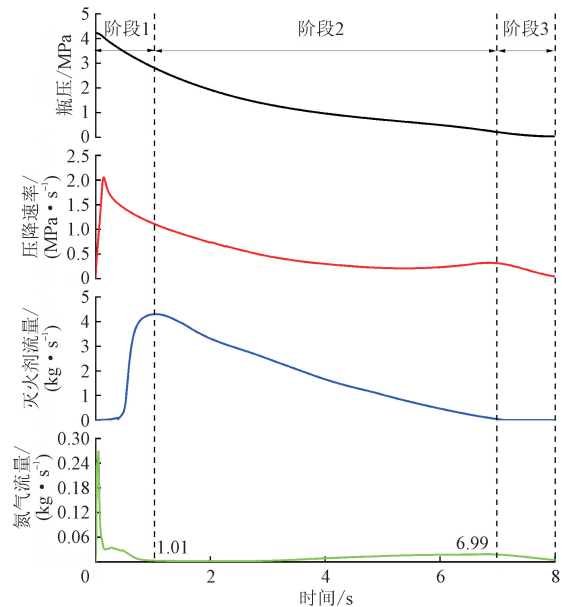


图11 常温释放过程相关参数变化

Fig. 11 Variation of relevant parameters during the release process at room temperature

阶段 1(前 1.01 s):灭火瓶内的高压气体推动液态灭火剂进入管路,同时管路中的气体被排出,导致瓶内压力急剧下降,压降速率迅速达到第一个峰值。此时,部分液态灭火剂开始从管路中排出,随着管路内气体完全排空,液态灭火剂填满管路。

阶段 2(1.01~6.99 s):液态灭火剂流量达到最大值并持续释放,瓶内压降速率缓慢减小。当瓶内加压氮气开始排出时,压降速率逐渐回升,并在氮气流量最大时再次达到峰值,此时灭火剂基本全部排出。

阶段 3(6.99 s 以后):瓶内驱动力减弱,剩余气体和灭火剂缓慢排出,直至瓶内压力趋近于 0,系统与外部已无物质交换,释放过程结束。

与常温释放过程相似,低温释放同样呈现出 3 个阶段释放的特征,如图 12 所示。然而,由于低温状态下瓶内压力较低,驱动力小,导致阶段 1 的压降速率低于常温,灭火剂填充管路所需时间增加 47.52%。此外,阶段 2 灭火剂最大流量降低,释放时间增加 58.53%,压降速率曲线更为平缓。这一现象可能是由于低温状态下,灭火剂流动速度较低,且气化过程不如常温时剧烈,气化引起的温度下降幅度较小。

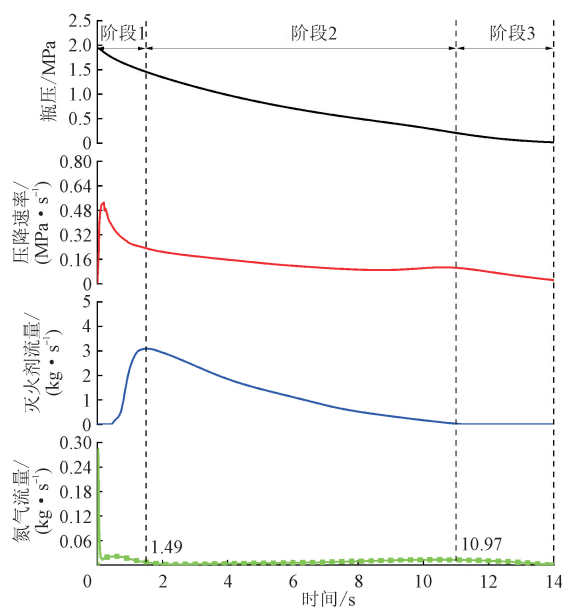


图 12 低温释放过程相关参数变化

Fig. 12 Variation of relevant parameters during the release process at low temperatures

总体而言,常温和低温状态下释放过程均分为 3 个阶段。由于常温状态下驱动力较大,并且气化速率较高,导致喷射过程更为迅速和剧烈。而低温状态下,整体释放过程则表现得更为平缓。

### 3.3 温度对释放特性的影响

为了研究相同填充状态的灭火瓶在不同温度下的释放特性,本文以图 13 所示的  $-60$ 、 $-40$ 、 $-20$ 、 $0$ 、 $20$   $^{\circ}\text{C}$  的储存状态进行仿真,并设置管路和环境温度与灭火瓶内部温度一致。

如图 13 所示,随着温度降低,灭火瓶的初始压力显著降低,且压降速率也随之降低,在释放后期瓶压甚至高于常温,说明低温状态下的灭火瓶驱动力较小,不利于灭火剂快速释放。

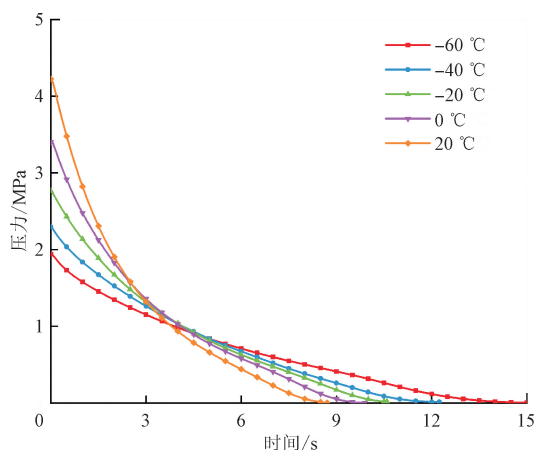


图 13 不同温度下释放瓶内压力变化曲线

Fig. 13 Release bottle gauge pressure variation curve at different temperatures

如图 14 所示,虽然在初始时刻驱动力不同,但灭火剂开始释放时间接近,这可能与瓶内初始平衡状态以及爆炸膜移除时间等因素有关。而在随后的释放过程中,低温时流量峰值显著低于高温,到达峰值时间和整体释放时间更长,进一步说明驱动力是影响灭火剂释放的主要因素。

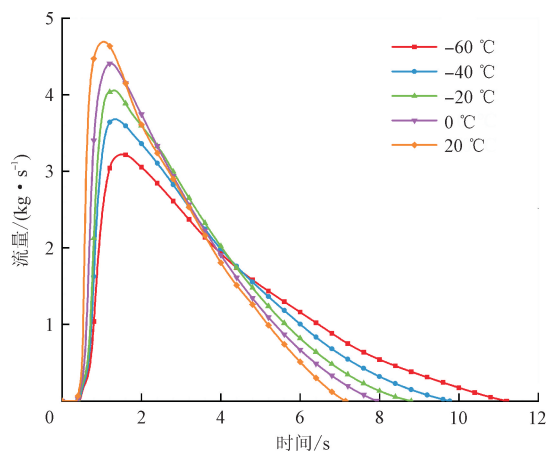


图 14 不同温度下灭火剂释放流量曲线

Fig. 14 Fire extinguishing agent flow rate curve at different temperatures

图 15 展示了在不同温度下灭火剂释放总量曲线。如图所示,随着温度降低,相同时间内释放的灭火剂总量减小,说明低温状态降低了灭火剂流动性,使其喷射速度减缓,延长了其在管路内的停留时间。

根据美国消防协会标准 NFPA 12A<sup>[29]</sup> 关于 Halon 1301 灭火系统的规定,为了保证灭火效果,灭火剂喷射时间应控制在 10 s 以内。为了进一步分析温度对释放的影响,本文定义了 3 项评估灭火

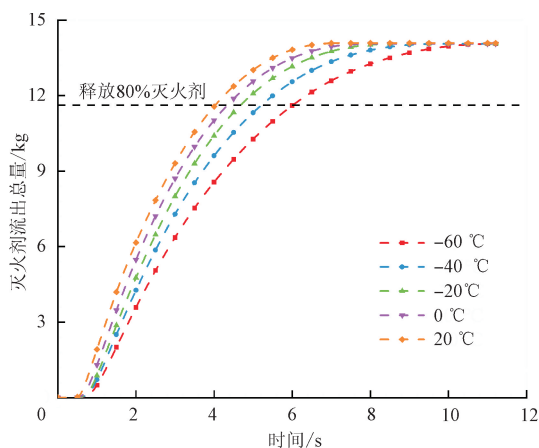
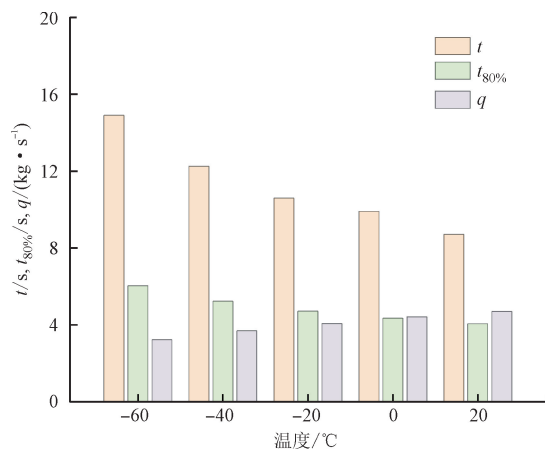


图15 不同温度下灭火剂流出总量曲线

Fig. 15 Total amount of fire extinguishing agent released curve at different temperatures

系统释放性能参数:灭火剂总释放时间  $t$ 、释放 80% 灭火剂所用时间  $t_{80\%}$  以及最大流量  $m$ 。

以上指标可通过分析仿真中瓶内压力及出口流量随时间变化曲线获得,  $t$  为瓶内压力降至 0 所用时间,  $t_{80\%}$  通过对流量-时间曲线积分计算获得,  $q$  则通过监测出口流量获得。图 16 展示了不同温度下以上性能参数的计算结果。

图16 不同温度下释放  $t$ 、 $t_{80\%}$  和  $q$  对比Fig. 16 Comparison of  $t$ ,  $t_{80\%}$ , and  $q$  release at different temperatures

从图 16 可以看出,随着温度降低,  $q$  减小,  $t$  和  $t_{80\%}$  明显升高。说明温度降低会减小灭火剂的驱动力,降低灭火剂流量,从而延长释放时间。温度 20 °C 降至 -60 °C 时,灭火剂最大流量降低 31.33%,释放 80% 灭火剂所需的时间却增加 48.89%,总释放过程延长 71.15%。在实际灭火管网中,复杂的流动阻力将进一步放大温度的影响。因此,低温环

境对灭火剂释放造成了较大的不利影响。

## 4 结 论

根据文献数据和实验结果验证,本文建立了能够较好估算灭火瓶内气液两相混合物存储状态的计算方法以及预测不同温度储存状态下 Halon 1301 灭火剂释放流动行为的数值预测方法。通过系统计算分析不同温度状态下灭火瓶的储存状态以及释放特性,本文获得的主要结论如下。

(1) 当温度从 20 °C 降至 -60 °C 时,灭火瓶内压力大幅降低,液相体积略有减小,气相灭火剂摩尔分数由 0.485 5 降至 0.067 3,而液相中灭火剂含量始终维持在 0.9 以上。

(2) 低温和常温状态下,灭火剂释放过程均呈现灭火剂快速填充管路、液态灭火剂的释放以及残余气体的释放 3 个阶段的特征。但低温时瓶内驱动力较小、气化速率较低,释放过程较为平缓,而常温时释放更为剧烈。

(3) 低温环境对灭火剂的释放产生了不利影响。随着温度降低,灭火瓶的初始压力和压降速率均减小,导致灭火剂在管路内停留时间延长。与 20 °C 相比,在 -60 °C 时释放灭火剂最大流量降低了 31.33%,释放 80% 灭火剂所用时间增加了 48.89%,释放过程延长了 71.15%。

## 参考文献:

- [1] 伍毅, 赵羽蝶, 陈莹隆, 等. 基于 FDS 的飞机客舱火灾数值模拟计算域优化 [J]. 科学技术与工程, 2024, 24(34): 14871-14877.  
WU Yi, ZHAO Yudie, CHEN Yinglong, et al. Optimization of numerical simulation and computational domain of aircraft cabin fire based on FDS [J]. Science Technology and Engineering, 2024, 24(34): 14871-14877.
- [2] 黄鑫, 白荟琳, 周晓猛. 民用飞机火灾应急处置现状及发展趋势 [J]. 安全, 2022, 43(10): 29-35.  
HUANG Xin, BAI Huilin, ZHOU Xiaomeng. Present situation and development trend of aircraft fire emergency disposal in China [J]. Safety & Security, 2022, 43(10): 29-35.
- [3] NIU Xuemin, XIE Yongqi, HASEMI Y. Analysis of fire spread and fire extinguishing agent distribution in nacelle of helicopter under no-ventilation condition [J]. Procedia Engineering, 2013, 62: 1073-1080.
- [4] 程宜风, 张佳庆, 过羿, 等. 地下变电站主变室燃爆场景固定灭火系统效能分析 [J]. 消防科学与技术, 2024, 43(10): 29-35.

- 2025, 44(4): 511-517.
- CHENG Yifeng, ZHANG Jiaqing, GUO Yi, et al. Efficiency analysis of fire fighting system in main equipment fire and explosion scenario of underground substation [J]. *Fire Science and Technology*, 2025, 44(4): 511-517.
- [5] 陈国锋, 李盼, 俞健, 等. 典型密闭小空间的氮气灭火效能分析与仿真 [J]. *船海工程*, 2025, 54(2): 1-5.
- CHEN Guofeng, LI Pan, YU Jian, et al. Simulation of nitrogen fire extinguishing efficiency in typical small confined space [J]. *Ship & Ocean Engineering*, 2025, 54(2): 1-5.
- [6] LIU Rulin, SHI Hui, ZHOU Qiyong, et al. Simulation of fire extinguishing agent transport and dispersion in aircraft engine nacelle [J]. *Fire*, 2022, 5(4): 97.
- [7] YU Rourou, HU Wenhao, ZHANG Xiao, et al. Thermal decomposition and fire-extinguishing mechanism of  $\text{CF}_3\text{I}$ : a combined theoretical and experimental study [J]. *International Journal of Quantum Chemistry*, 2022, 122(4): e26845.
- [8] CHEN Ye, ZHAO Chenxi, HUANG Qiurui, et al. Impact of pipe diameter on the discharge process of Halon1301 in a fire extinguishing system with horizontal straight pipe [J]. *Fire*, 2023, 6(8): 287.
- [9] 袁昌宇, 陆松, 马伟通, 等. 飞机灭火管路喷射压力试验研究 [J]. *消防科学与技术*, 2023, 42(1): 23-29.
- YUAN Changyu, LU Song, MA Weitong, et al. Experimental study on discharge pressure of aircraft fire extinguishing pipelines [J]. *Fire Science and Technology*, 2023, 42(1): 23-29.
- [10] 张兆钧. 基于CFD的三氟溴甲烷管内流动特性数值模拟研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2019.
- [11] LIM J S, KIM J D. Vapor-liquid equilibria of the binary systems nitrogen + bromotrifluoromethane, + bromochlorodifluoromethane, + 1,1,1,2,3,3,3-heptafluoropropane, and + trifluoroiodomethane from 293.2 to 313.2 K and 30 to 100 bar [J]. *Journal of Chemical & Engineering Data*, 1997, 42(1): 112-115.
- [12] YANG J C, VÁZQUEZ I, BOYER C I, et al. Measured and predicted thermodynamic properties of selected halon alternative/nitrogen mixtures [J]. *International Journal of Refrigeration*, 1997, 20(2): 96-105.
- [13] CHEN Mengdong, XIE Yongqi, WU Hongwei, et al. Modeling solubility of nitrogen in clean fire extinguishing agent by Peng-Robinson equation of state and a correlation of Henry's law constants [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 110: 457-468.
- [14] WILLIAMSON H V. Halon 1301 flow in pipelines [J]. *Fire Technology*, 1976, 12(1): 18-32.
- [15] ELLIOTT D G, GARRISON P W, KLEIN G A, et al. Flow of nitrogen-pressurized Halon 1301 in fire extinguishing systems [EB/OL]. (1984-11-01)[2025-03-12]. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19850007392>.
- [16] LEE J. Simulation method for the fire suppression process inside the engine core and APU compartments [C]//Proceedings of the Fourth Triennial Int Aircraft Fire and Cabin Safety Research Conference, Lisbon, Portugal, 2004: 15-18.
- [17] AMATRIAIN A, RUBIO G, PARRA I, et al. Mathematical modeling of nitrogen-pressurized Halon flow in fire extinguishing systems [J]. *Fire Safety Journal*, 2021, 122: 103356.
- [18] KIM J, BAEK B, LEE J. Numerical analysis of flow characteristics of fire extinguishing agents in aircraft fire extinguishing systems [J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2009, 23(7): 1877-1884.
- [19] LI Quanwei, LI Zongyu, CHEN Ruiyu, et al. Numerical study on effects of pipeline geometric parameters on release characteristics of gas extinguishing agent [J]. *Symmetry*, 2021, 13(10): 1766.
- [20] LI Quanwei, GE Hui, PAN Renming, et al. Numerical study on flow and release characteristics of gas extinguishing agent under different filling pressure and amount conditions [J]. *Processes*, 2021, 9(9): 1683.
- [21] LIU Rulin, YUAN Changyu, MA Weitong, et al. Simulation study on aircraft fire extinguishing pipeline with different filling conditions and pipeline characteristics [J]. *Fire*, 2022, 5(4): 86.
- [22] JIN Jiaming, AN Fenglin, SHOU Yi, et al. Simulation on release characteristics of the gas extinguishing agent in fire extinguisher vessel with different filling conditions based on AMESim [J]. *Procedia Engineering*, 2018, 211: 315-324.
- [23] 宣扬, 袁昌宇, 陆松. 飞机灭火管路三氟溴甲烷流动仿真 [J]. *消防科学与技术*, 2022, 41(10): 1414-1418.
- XUAN Yang, YUAN Changyu, LU Song. Simulation of halon 1301 flow in aircraft fire extinguishing pipes [J]. *Fire Science and Technology*, 2022, 41(10): 1414-1418.
- [24] 杨琪, 王鑫宇, 刘晶晶, 等. 高空机载灭火剂流动输运数值仿真 [J]. *消防科学与技术*, 2024, 43(7): 1001-1006.
- YANG Qi, WANG Xinyu, LIU Jingjing, et al. Numerical simulation of flow and transport phenomena for airborne fire extinguishing agents at high altitude [J].

- Fire Science and Technology, 2024, 43(7): 1001-1006.
- [25] LIU Siyuan, XIE Yongqi, CHEN Mengdong, et al. Prediction of the release process of the nitrogen-extinguishant binary mixture considering surface tension [J]. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, 2021, 145(1): 185-199.
- [26] TUZLA K, PALMER T, CHEN J C, et al. Development of computer program for fire suppressant fluid flow [EB/OL]. (1998-06-01)[2025-03-12]. <https://apps.dtic.mil/sti/html/tr/A DA370999/>.
- [27] 高光华. 高等化工热力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2010.
- [28] DE SCHEPPER S C K, HEYNDERICKX G J, MARIN G B. Modeling the evaporation of a hydrocarbon feedstock in the convection section of a steam cracker [J]. Computers & Chemical Engineering, 2009, 33(1): 122-132.
- [29] NFPA. Standard on Halon 1301 Fire Extinguishing Systems; NFPA 12A [S]. Quincy: National Fire Protection Association, 2018.

(编辑 刘杨 陶晴)

(上接第 236 页)

- [12] 王晖. 汽车悬架用压电陶瓷振动传感器采集系统设计与分析 [D]. 盐城: 盐城工学院, 2024.
- [13] XIA Guanghui, ZHANG Su, LIU Mingrui, et al. Stability performance analysis of complex nonlinear piezoelectric energy harvesting systems [J]. International Journal of Non-Linear Mechanics, 2025, 172: 105037.
- [14] TIAN Haigang, SHAN Xiaobiao, LI Xia, et al. Enhanced airfoil-based flutter piezoelectric energy harvester via coupling magnetic force [J]. Applied Energy, 2023, 340: 120979.
- [15] 李辉, 许龙舟, 毛鹏, 等. 悬臂梁压电俘能器结构设计与电学性能有限元分析 [J]. 长安大学学报(自然科学版), 2023, 43(6): 25-36.
- LI Hui, XU Longzhou, MAO Peng, et al. Structural design and electrical properties of cantilever beam piezoelectric energy harvester by finite element analysis [J]. Journal of Chang'an University(Natural Science Edition), 2023, 43(6): 25-36.
- [16] WANG Guotai, SONG Rujun, LUO Lianjian, et al. Multi-piezoelectric energy harvesters array based on wind-induced vibration: design, simulation, and experimental evaluation [J]. Energy, 2024, 300: 131509.
- [17] WU Hongxin, KE Shitang, LU Manman, et al. Research on vibration suppression effect and energy dissipation mechanism of wind turbine piezoelectric blade [J]. Journal of Fluids and Structures, 2023, 117: 103814.
- [18] 孙霞阳. 大型风力机叶片压电陶瓷布置方案及抑颤研究 [D]. 兰州: 兰州理工大学, 2020.
- [19] 任正奎. 海上风电叶片智能结构压电感知技术研究 [D]. 郑州: 郑州航空工业管理学院, 2023.
- [20] CAI Yuanqiang, JIANG Junjie, LIU Zhiming, et al. Experimental research on geological fissure monitoring based on distributed piezoelectric sensing technology [J]. Engineering Geology, 2025, 347: 107941.
- [21] 金政扬, 耿皓宇, 刘荣坤, 等. 面向智能传感的多材料电子纤维器件的设计与应用 [J]. 科学通报, 2025, 70(17): 2644-2659.
- JIN Zhengyang, GENG Haoyu, LIU Rongkun, et al. Design and application of thermally drawn multimaterial electronic fiber devices for smart sensing [J]. Chinese Science Bulletin, 2025, 70(17): 2644-2659.
- [22] LV Jun, SHAO Minjie, XUE Yuting, et al. A new strong form technique for thermo-electro-mechanical behaviors of piezoelectric solids [J]. Coatings, 2021, 11(6): 687.
- [23] 刘永斌, 陈凤林, 张连生, 等. 基于压电驱动的自感知振动抑制研究 [J]. 振动与冲击, 2015, 34(12): 42-45.
- LIU Yongbin, CHEN Fenglin, ZHANG Liansheng, et al. Self-sensing vibration suppression based on charger driven piezoelements [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(12): 42-45.
- [24] LAP-ARPARAT P, TUCHINDA K. Computational study of excitation controlling parameters effect on uniform beam deformation under vibration [J]. International Journal of Engineering, 2023, 36(1): 60-70.
- [25] 陈捷基. 汽车悬架用压电陶瓷振动传感器机械系统设计与分析 [D]. 盐城: 盐城工学院, 2024.

(编辑 刘杨 陶晴)