

付尧, 李争, 吴傲庭, 等. 混合动力机车内燃动力包灭火系统设计与有效性验证[J]. 安全与环境学报, 2026, 26(6): 2351–2358.

FU Y, LI Z, WU A T, et al. Design and validation of a fire extinguishing system for diesel generator power packs in hybrid locomotives [J]. Journal of Safety and Environment, 2026, 26(6): 2351–2358.

混合动力机车内燃动力包灭火系统设计与有效性验证*

付尧^{1,2}, 李争^{1,2,3}, 吴傲庭^{1,2}, 徐忠康^{1,2}, 林宽雨^{1,2}

(1 中车大连机车研究所有限公司, 辽宁大连 116085;

2 辽宁省轨道交通移动装备火灾防控系统工程研究中心, 辽宁大连 116085;

3 中国科学技术大学火灾安全全国重点实验室, 合肥 230026)

摘要: 内燃动力包是混合动力机车的关键动力总成, 一旦起火, 若不加以抑制, 势必会扩大为严重的安全事故。为有效提高混合动力机车内燃动力包的防火性能, 对动力包灭火系统设计与探测器选型与布置方法、管路计算与校核方法和灭火性能试验方法进行了研究。系统设计包括系统的设计准则和工作原理。所用探测器分为棒状定温探测器和红外火焰探测器两种, 分别介绍了探测器工作原理, 通过火灾动力学模拟工具(Fire Dynamics Simulator, FDS)校核定温棒状探测器探测性能, 通过视角分析评估红外火焰探测器布置的合理性。对于管路计算与校核, 推荐了两种方法: 基于流体流动微分方程和 Fluent 中的流体体积(Volume of Fluid, VOF)模型计算方法。基于流体流动微分方程的计算方法是通过连续性方程计算过程中点状态下末端喷头压力与过程中点压力关系, 基于 Fluent 中的 VOF 模型计算方法是通过有限元手段计算灭火介质在钢瓶、管路和喷头中的流动瞬态。介绍了动力包灭火系统的灭火性能试验验证方法, 重点介绍了火源设置: 喷射火和油池火。两种火源关键表征参数分别是喷射流量和油盘面积。试验验证表明, 系统火灾报警时间为 5 s, 明火扑灭时间为 9 s。所设计的灭火系统具有良好的火灾探测性能和灭火性能, 研究结果对混合动力机车的防火安全设计具有一定参考价值。

关键词: 安全工程; 动力包; 定温探测器; 红外火焰探测器; 管路计算; Fluent; 灭火试验

中图分类号: X951; U265 **文献标志码:** A **文章编号:** 1009-6094(2026)06-2351-08

DOI: 10.13637/j.issn.1009-6094.2025.1186

0 引言

我国地域广阔, 随着轨道机车车辆快速发展和铁路里程日益增加, 如何解决电气化与非电气化铁路、干线铁路与支线铁路、客运专线与普通铁路的跨线运输问题逐渐引发人们的关注。针对非电气化运行区域特殊的运行要求, 具有大密度、小运量、灵活编组特点的混合动力机车应运而生。作为混合动力机车动力总成中的关键设备, 内燃动力包内部集成了柴油机, 一旦管路发生断裂或断连, 柴油会从管路中泄漏并接触到高温部件表面, 进而引发柴油火灾。若不加以抑制, 势必会扩大为严重的安全事故, 造成人员伤亡和财产损失。因此, 为内燃动力包设计并配置火灾防控系统, 可以更好地保障人员和设备的安全, 最大限度降低动力包火灾造成的损失。

对于混合动力机车动力包灭火系统, 国内暂无相关的研究基础、产品应用及标准支撑。2018年, 曹晓龙等^[1]介绍了一种混合动力动车组的内燃电传

动力包, 该动力包为国内首台自主研发且装车应用的动力包产品, 主要由卧式柴油机、永磁交流发电机、柴油机辅助系统、冷却系统、控制系统、安装框架及悬挂系统等组成, 设计中并未包含灭火系统。国外对该领域的研究以细水雾灭火系统为主。2014年, Andrew等^[2]指出, 日立公司为运行于伦敦与英国其他主要城市之间的城际快车计划开发了 800/801 级混合动力机车, 其内部配置了瓶组式高压细水雾系统作为柴油机灭火系统, 该系统为首例轨道交通车下柴油机灭火系统, 奠定了车下柴油机设备灭火技术的基础。2014年, Michael等^[3]指出, 加拿大国防研究与发展部和瑞典研究院展开联合试验, 对海军舰艇灭火新技术进行研究, 分别研究了高压细水雾系统对船用柴油机池火的有效性、双组分(细水雾/Novec 1230)灭火系统对船用柴油机池火的有效性, 首次建立了船用柴油机灭火性能试验的标准方法和柴油机火灾抑制效能评估方法。综上, 国外的柴油机灭火技术以细水雾为主, 虽然细水雾介质

* 收稿日期: 2025-07-14

作者简介: 付尧, 高级工程师, 硕士, 从事轨道交通火灾防控技术研究, 291262608@qq.com。

基金项目: 国家自然科学基金项目(U22A20168); 中国国家铁路集团有限公司科技研究项目(N2022J030)

对人无毒无害,但存在火灾抑制速度慢、占用空间大等缺点,与混合动力机车的应用场景并不能良好匹配。因此,需研究一种气体灭火系统作为火灾防控手段,以填补国内动力包火灾防控技术的空白。

1 系统设计

1.1 保护对象

本设计所涉及的动力包位于混合动力机车车下动力包舱室中,上方为机车地板和金属支撑梁,下方为底板,两侧为裙板。除了两侧裙板上开有少量通风用百叶外,其他区域均为密封。动力包舱室横截面积为 2.54 m^2 ,纵向长度为 4.2 m ,动力包舱室总体积 $V=10.7 \text{ m}^3$ 。动力包主要火灾风险部件为柴油机,柴油机集成有增压器、高压管路等,高压管路一旦发生泄漏,在高压下雾化喷出,在高温下可能触发柴油火灾。

根据 ARGE Guideline Part 1 (v5.1) 标准相关要求,需要对两种火源形式——喷射火和油池火进行分析。其中,柴油机主进油管路中柴油最大流量为 0.2 L/s ,柴油机为 6 缸柴油机,因此单缸爆裂导致的柴油泄漏流量为 $(0.2 \text{ L/s})/6 \approx 0.033 \text{ L/s}$,喷射火火源功率约为 1.16 MW ;油池火按照标准设置为 0.25 m^2 的方形油盘,该面积下的柴油火火源功率约为 347 kW 。

1.2 系统设计准则

由于柴油机启动过程会产生大量烟气,故感烟探测器并不适用于动力包的火灾探测。本设计采用感温+火焰作为火灾探测手段。系统和关键部件的设计/选型需要满足表 1 相关标准的要求。

表 1 灭火系统设计标准/规范

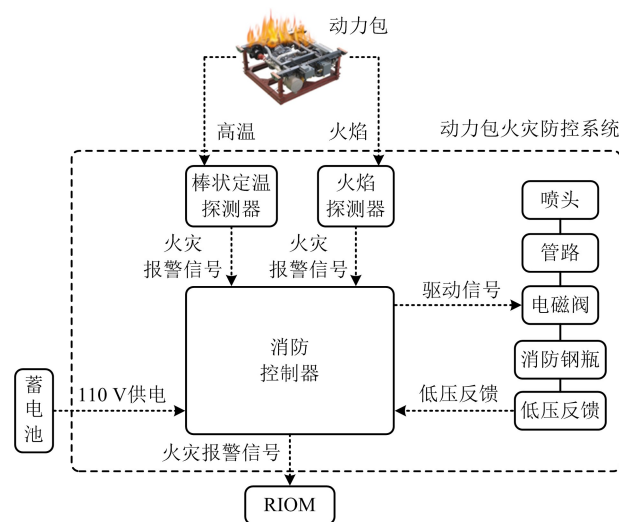
Table 1 Design standard/codes of the fire extinguishing system

系统/部件	标准/规范
灭火系统	ARGE Guideline Part 1/2、NFPA 2001
感温探测器	GB 4716—2024
红外火焰探测器	GB 15631—2008
消防控制器	GB 4717—2024
气体灭火介质	GB 50370—2005
消防钢瓶、管路、喷头	GB 25972—2024

1.3 工作原理

动力包火灾发生后,布置在动力包上方的棒状定温探测器或火焰探测器产生火灾报警信号并上传

给消防控制器,控制器产生控制信号控制钢瓶容器阀配套电磁阀动作,电磁阀驱动容器阀开启,灭火剂在钢瓶内高压氮气驱动下,经由管路、喷嘴,最终释放于动力包起火处,实现灭火。同时,消防控制器须能将动力包火灾报警信号上传给整车网络,整车控制动力包停止工作,并在允许条件下进行停车操作。工作原理如图 1 所示。



RIOM (Remote Input and Out Modular) 为远程输入输出模块。

图 1 灭火系统工作原理

Fig. 1 Working principle of the fire extinguishing system

1.4 系统组成与布置

动力包灭火系统的主要部件的布置如图 2 所示,框架中间为柴油机,探测器围绕柴油机固定在框架上,红外火焰探测器布置在动力包外围,以方便定期对镜头进行擦拭,消防钢瓶布置在动力包外围以方便检修与更换,两个钢瓶分别与两根管路相连,并延伸到中间区域的两个喷头。本设计所用喷头为 360° 喷头,喷射半径为 5 m 。

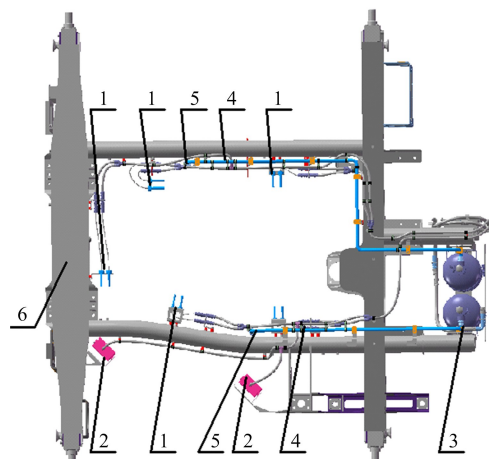
2 探测报警

2.1 探测器类型

2.1.1 棒状定温探测器

本设计中的感温探测器为棒状定温探测器,是一种快速补偿探测器,具有温度设定和温度急剧上升补偿的两大功能特性。该探测器主要由外壳、支撑架和触点组成,外壳由一种在外界温度影响下实现高膨胀率的合金制造而成,支撑架由低膨胀率的合金制造而成,当温度达到设定值时,由于二者的不同膨胀率和形变,两个接线触点从断开状态变为闭合状态,进而实现高温信号的报警输出。棒状定温

探测器工作原理如图 3 所示。



1—棒状定温探测器;2—红外火焰探测器;3—消防钢瓶;
4—管路;5—喷头;6—动力包框架。

图 2 灭火系统布置

Fig. 2 Placement of the fire extinguishing system

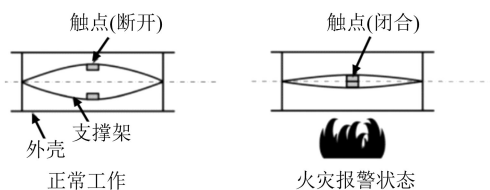


图 3 感温探测器工作原理

Fig. 3 Working principle of temperature detector

2.1.2 红外火焰探测器

当物质燃烧时,在产生烟雾和放出热量的同时,也产生可见或不可见的光辐射。火焰探测器又称感光式火灾探测器,它是用于响应火灾的光特性,即响应火焰燃烧的光照强度和火焰的闪烁频率的一种火灾探测器。

本设计中的火焰探测器使用了三只不同波长的红外传感器,其中一只传感监视火焰辐射,另外一只传感器监视环境中的人工热源辐射,第三只传感器探测环境辐射^[4],结合火焰的闪烁特征,通过高性能的微处理器和专利数学算法模型进行运算分析,使得只有符合火焰特征的辐射频谱才会被确认为火警,其他的干扰因素形成的假火警信号则会被排除,进而降低火灾的误报率,提高探测器的可靠性。红外火焰探测器探测原理如图 4 所示。

2.2 探测器布置方案

2.2.1 棒状定温探测器布置

根据 ARGE Guideline Part 1 中附录 7 中相关要求,起火后 60 s 内,仿真计算中探测点的计算温度最

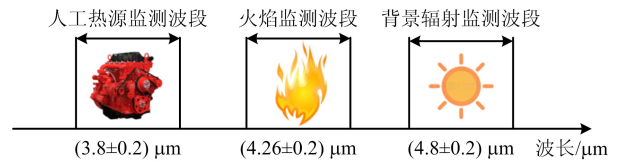


图 4 红外火焰探测器探测原理

Fig. 4 Detection principle of Infrared flame detector

大值 $\theta_{\max}$ 的 80%, 应小于等于探测器的实际报警温度 θ_{actual} 。因此,本设计采用数值模拟的方式对感温探测器的布置位置进行评估。本方案中, $\theta_{\text{actual}} = 162^\circ\text{C}$, $\theta_{\max} \geq 162^\circ\text{C} / 0.8 = 202.5^\circ\text{C}$, 方可认为温度探测器选型和位置满足相关要求。

本分析通过火灾数值模拟软件 FDS 在距离感温探测器最远的位置布置虚拟火源,火源按照 ARGE Guideline Part 1 中要求,分为 $0.5\text{ m} \times 0.5\text{ m}$ 的池火和流量不低于 0.033 L/s 的喷射火,火源布置在中心区域以模拟柴油机起火,温度测点按照图 2 所示的棒状定温探测器位置进行布置,得到如图 5 所示的 4 个温度测点平均值随时间变化曲线,仿真所得的喷射火和油池火温度曲线中,60 s 内温度最高值高于 202.5°C ,表明感温探测器布置满足报警时间要求。

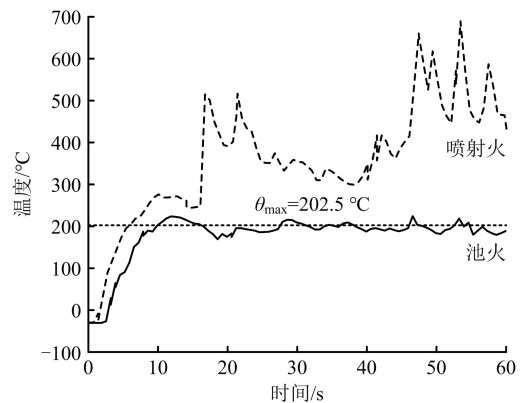


图 5 起火后探测器平均温度-时间曲线

Fig. 5 Curves of detector average temperature-time after fire

2.2.2 红外火焰探测器布置

火焰探测器按照探测角度和探测距离的不同分为高灵敏度区、中灵敏度区和低灵敏度区,如图 6 所示。本设计采用的火焰探测器高灵敏度区域为锥角 90° 、半径 25 m 的圆锥形区域,因此在设计中,可通过在三维模型中加入该锥形模型以确认所有保护区域是否处于火焰探测器的高灵敏度区域范围内,以保证良好的火焰探测效果,进而评估火焰探测器布置位置是否合理。另外,火焰探测器有一个钢化玻

璃材质的镜头罩,该镜头罩容易受到柴油机尾气污染,须经常擦拭镜头以保证探测效果,因此火焰探测器需放置在易操作的位置。

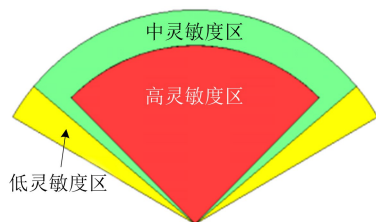


图6 火焰探测器视角

Fig.6 View angle of flame detector

3 管路校核

在设计火灾防控系统的过程中,按 NFPA 2001《洁净气体灭火系统标准》^[5]中要求,对灭火剂用量进行计算,公式为

$$W = \frac{V}{s} \left(\frac{\phi}{100 - \phi} \right) \quad (1)$$

式中 W 为灭火剂设计用量, kg; V 为保护空间体积, m^3 ; s 为灭火剂的比容, m^3/kg ; ϕ 为灭火设计体积分数。本设计中,计算灭火剂用量为 9.2 kg,考虑到裙板侧有百叶窗泄漏,因此对灭火剂用量进行 1.5 倍补偿取整。选用 14.5 L 消防钢瓶,内部装有灭火剂 15 kg,充装密度为 1.03 kg/L,充装压力为 2.5 MPa。由于轨道交通对可靠性要求较高,须考虑应对钢瓶由于故障无法释放的风险,因此,本设计对钢瓶进行冗余设计,放置 2 个 14.5 L 钢瓶进行火灾抑制。

除了灭火剂用量计算外,还需要对灭火剂喷射过程进行计算校核,以保证 GB 50370—2005^[6]中对气体灭火系统喷射时间不得大于 10 s 的流量要求。目前有两种方法进行校核:释放过程中期喷头处的压力校核和基于 Fluent 的释放时间校核。

3.1 释放过程中期喷头处压力校核

沿流线取一微小元流,如图 7 所示,元流动量方程为

$$\left[A \left(v + \frac{\partial v}{\partial L} dL \right) dt \right] \left(\rho + \frac{\partial \rho}{\partial L} dL \right) \left(v + \frac{\partial v}{\partial L} dL \right) - (A v dt) \rho v = \left(v^2 \frac{\partial \rho}{\partial L} + 2 v \rho \frac{\partial v}{\partial L} \right) A dL dt \quad (2)$$

式中 A 为元流的横截面积, m^2 ; v 为流动速度, m/s ; L 为管路长度, m ; t 为时间, s ; ρ 为流体密度, kg/m^3 。

元流的压力冲量方程为

$$\left[pA - \left(p + \frac{\partial p}{\partial L} dL \right) A \right] dt = - \frac{\partial p}{\partial L} A dL dt \quad (3)$$

式中 p 为压强, Pa。

元流的重力冲量方程为

$$- dG \cos \theta dt = - g \rho A \frac{\partial h}{\partial L} dL dt \quad (4)$$

式中 G 为重力, N; θ 为重力方向与流动方向之间的角度; g 为重力常数, 9.8 N/kg; h 为流体高度, m。

元流的摩擦力冲量方程为

$$- A d p_f dt = - \frac{\lambda v^2}{2D} \rho A dL dt \quad (5)$$

式中 p_f 为摩擦压强, Pa; λ 为摩擦阻力系数; D 为管路内径, m。

元流的连续性方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho v)}{\partial L} = 0 \quad (6)$$

将计算过程定义在灭火剂释放中期(灭火剂喷出 50%),且流动属阻力平方区,摩擦阻力系数 λ 可由希弗林松公式计算,即

$$\lambda = 0.11 \left(\frac{k}{D} \right)^{0.25} \quad (7)$$

式中 k 为管路粗糙度, μm 。

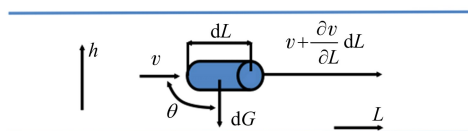


图7 管路内元流模型

Fig.7 Cell flow model in the piping

结合式(2)~(7),得到流体流动微分方程为

$$- \frac{q^2}{A^2} \frac{d\rho}{\rho} + \rho dp + g \rho^2 dh + 0.055 \times \frac{k^{0.25} q^2}{D^{1.25} A^2} dL = 0 \quad (8)$$

式中 q 为质量流量, kg/s 。

对式(8)沿管段起点 1 至终点 2 积分,建立能量方程^[7],即

$$- \frac{q^2}{A^2} \int_{\rho_1}^{\rho_2} \frac{d\rho}{\rho} + \int_{p_1}^{p_2} \rho dp = - \frac{q^2}{A^2} \int_{\rho_1}^{\rho_2} \frac{d\rho}{\rho} + \int_{p_1}^{p_2} \rho dp + g \int_0^h \rho^2 dh + 0.055 \times \frac{k^{0.25} q^2}{D^{1.25} A^2} L \quad (9)$$

式中 ρ_1 为起点处流体密度, kg/m^3 ; ρ_2 为终点处流体密度, kg/m^3 ; ρ_i 为某一时刻流体密度, kg/m^3 ; p_1 为起点处流体压强, Pa; p_2 为终点处流体压强, Pa; p_i 为某一时刻流体压强, Pa。

根据式(9)可得出管路末端,即喷头入口处的

压力 p_c , 根据 GB 50370—2005 的要求, 需满足 $p_c \geq p_m/2$, 其中, p_m 为释放过程中期存储容器内压强 (Pa), 计算方法为

$$p_m = \frac{p_0 V_0}{V_0 + \frac{W}{2\rho} + V_p} \quad (10)$$

式中 p_0 为释放前存储容器内压强, Pa; V_0 为释放前存储容器内气相总容积, Pa; V_p 为管道内容积, m^3 ; W 为灭火剂用量, kg; ρ 为流体密度, kg/m^3 。

按照图 8 所示的模型搭建试验环境和计算环境, 在全氟己酮填充量为 15 kg、消防钢瓶体积为 14.5 L、管路长度为 3.5 m、瓶头阀等效管路长度为 8.5 m、90°弯头等效管路长度为 1.6 m、钢管内部粗糙度为 10 μm 的前提下, 调整钢瓶初始压力和管路直径, 过程中点压力、计算的喷头处压力和试验测量的喷头压力如图 9 和 10 所示。由图 10 可知, 在 $D = 15$ mm、钢瓶充装压力为 2.5 ~ 4.5 MPa 的情况下, 理论计算结果和试验测量结果均表明: 喷射过程中点时, 喷头处压力 p_c 始终小于过程中点压力 p_m , 设计不符合 GB 50370—2005 中的要求, 将导致释放后期压力不足, 灭火剂残留过多, 无法灭火。但随着管路直径增大到 $D = 20$ mm, 钢瓶充装压力依然为 2.5 ~ 4.5 MPa 的情况下, 图 9 中的理论计算结果和试验测量结果均表明: 喷射过程中点时, 喷头处压力 p_c 始终大于过程中点压力 p_m , 设计符合 GB 50370—2005 中的要求。因此, 本设计最终将管路直径设计为 $D = 20$ mm。

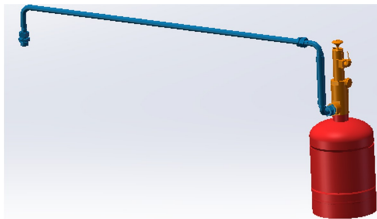


图 8 管路压力计算模型

Fig. 8 Pressure calculation model of the piping

3.2 基于 Fluent 的释放时间校核

采用 Fluent 中的流体体积 (Volume of Fluid, VOF) 模型对灭火剂的释放过程进行瞬态分析。VOF 模型是一种应用于欧拉网格的表面跟踪技术, 适用于两种以上且具有明确界面的流体计算, 流体共用一组动量方程, 在整个计算域中跟踪每个计算单元中不同流体的体积分数, 通过求解一个 (或多个) 相的体积分数的连续性方程实现对相之间界面的跟踪^[8], 其连续性方程为

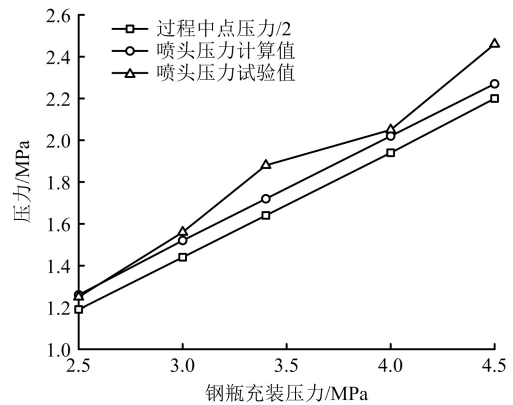


图 9 喷头压力和中点压力曲线 ($D = 20$ mm)

Fig. 9 Curves of jet pressure and intermediate pressure ($D = 20$ mm)

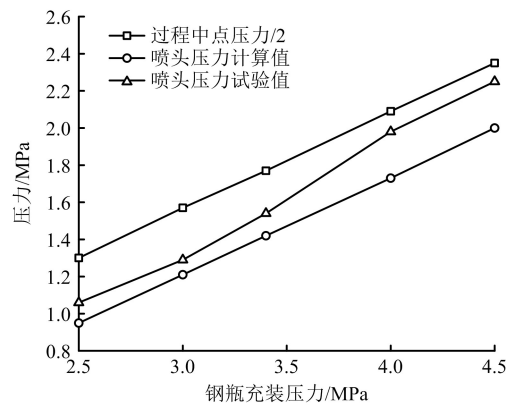


图 10 喷头压力和中点压力曲线 ($D = 15$ mm)

Fig. 10 Curves of jet pressure and intermediate pressure ($D = 15$ mm)

$$\frac{1}{\rho_q} \left[\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \mathbf{v}_q) \right] =$$

$$S_{\alpha_q} + \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) \quad (11)$$

式中 ρ_q 为 q 相的密度, kg/m^3 ; $\mathbf{v}_q$ 为 q 相的速度, m/s ; α_q 为 q 相的体积分数; $\dot{m}_{pq}$ 为从 p 相进入到 q 相的质量流率, kg/s ; $\dot{m}_{qp}$ 为从 q 相进入到 p 相的质量流率, kg/s ; S_{α_q} 为总熵, 一般设置为 0。

Fluent 仿真计算过程中, 对钢瓶、虹吸管、容器阀、管路及喷头进行简化建模^[9], 如图 11 所示。边界条件中给定初始氮气的驱动压力, 以瞬态分析的方式对喷头出口处的质量流率、喷头处压力进行数值计算。为方便计算, 容器阀可提前换算成等效长度的管路进行计算。

在全氟己酮填充量 15 kg、消防钢瓶体积 14.5 L、钢瓶初始压力 2.5 MPa、管路直径 20 mm、管路长

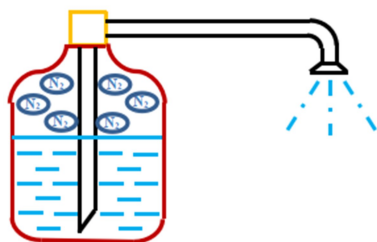


图11 钢瓶、管路、喷头仿真建模

Fig. 11 Simulation modelling of the steel cylinder, piping and nozzle

度3.5 m、瓶头阀等效管路长度8.5 m、90°弯头等效管路长度1.6 m、钢管内部粗糙度 $10\ \mu\text{m}$ 的前提下,通过Fluent对喷头处压力和钢瓶内压力进行瞬态分析,得到压力随时间变化曲线如图12所示,钢瓶内压力和喷头处压力在8 s时趋于0,表示灭火剂在该时刻喷放完毕,满足GB 50370—2005中对喷射时间不得大于10 s的要求。在释放前期,钢瓶内高压氮气驱动灭火介质高速流动,在1 s内到达喷头处,喷头压力由于灭火介质和高压氮气的作用骤然上升;在释放中期,两相流状态为全氟己酮为主体的气泡流,钢瓶和喷头处压力存在较大差别;在释放后期,两相流状态为氮气为主体的液滴流,流速较快,压力下降速度大于释放中期压力下降速度,钢瓶和喷头处压力基本无差别。

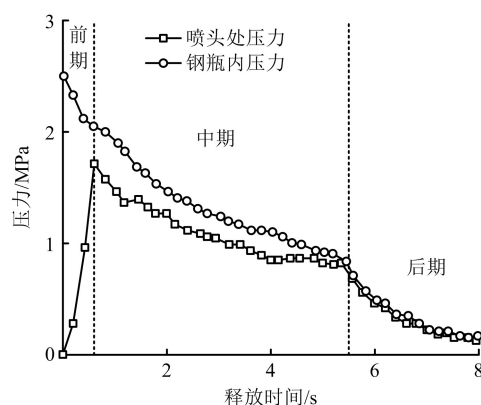


图12 钢瓶和喷头压力曲线

Fig. 12 Pressure curves of the steel cylinder and nozzle

4 灭火性能验证试验

4.1 试验目的

在模拟动力包池火/喷射火的试验条件下,测试火灾防控系统的报警时间和灭火时间,进而评估动力包火灾防控系统的探测效果和灭火效果。

4.2 试验布置

4.2.1 试验空间

搭建动力包舱室等效试验空间,横截面积不小于 $2.54\ \text{m}^2$,纵向长度不小于4.2 m,试验空间为矩形空间,空间侧面开孔面积为 $0.5\ \text{m}^2$,以模拟车体裙板上百叶窗开口面积。

4.2.2 动力包灭火系统布置

动力包灭火系统按照图2布置在等效试验空间中,距离须与设计方案中的实际距离保持一致。

4.2.3 火源布置

喷射火和油池火均布置于试验空间中心区域,距离喷头1水平距离为1.2 m,距离喷头2水平距离为1.0 m,距离两个喷头的垂直距离为0.3 m。

喷射火:柴油喷射器流量设置为 $0.033\ \text{L/s}$,火源功率约为1.16 MW,且外接雾化喷头,模拟实际高压喷出后柴油雾化状态,提供柴油燃烧条件,通过外部点火器触发瞬间产生明火^[10]。

油池火:将柴油布置在 $0.25\ \text{m}^2$ 的方形油盘中,火源功率约为347 kW,通过外部点火器触发瞬间产生明火^[11]。

4.2.4 摄像头布置

摄像头视野区域须至少涵盖火源和喷头,以评估起火时间、灭火时间、灭火剂释放时间等。

4.3 试验步骤

动力包灭火性能评估试验需要模拟管路断开/断裂后,柴油从管路中泄漏接触到高温物体表面引起柴油火灾的过程,分为池火和喷射火。池火触发形式为:高压柴油从管路中喷射后,首先接触到低温壁面,沿着低温壁面流下并在柴油机下表面汇聚成一定液面,随着液面扩大至接触高温物体表面进而引发火灾;喷射火的触发形式为:高压柴油从管路中喷射后,在喷射路径上接触到高温物体表面进而引发火灾,如图13所示。具体试验步骤如下。

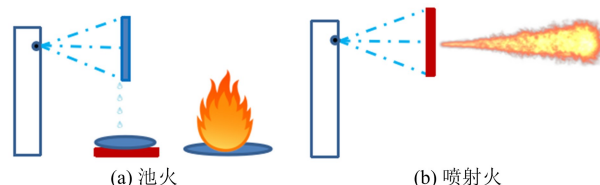


图13 池火/喷射火形成机理

Fig. 13 Producing mechanism of the pool/injection fire

(1)喷射火:开启柴油喷射器和空压机,使柴油从喷射器喷头以高压喷雾形式喷出。

(2)开启外部点火器,引燃喷出的柴油或油盘

中的柴油。

(3)待探测器报警后,控制器自动控制消防钢瓶电磁阀启动释放灭火介质,灭火剂平均释放速率约为 1.5 kg/s ,并关闭柴油喷射器和柴油点火器。

(4)柴油火扑灭后,等待 30 s ,观察柴油是否复燃。

4.4 试验结果

池火和喷射火灭火性能试验结果如图 14 和 15 所示:形成明火后,探测器在 5 s 内进行火灾报警且控制器接收到火灾报警信号,灭火剂释放时间均为 9 s ,在灭火剂释放结束后,建立起的灭火剂体积分数约为 19% ,明火在灭火剂释放后第 9 s 消失,且至少可保证 30 s 防复燃的抑制效果。动力包灭火系统具有良好的探测性能和灭火性能。

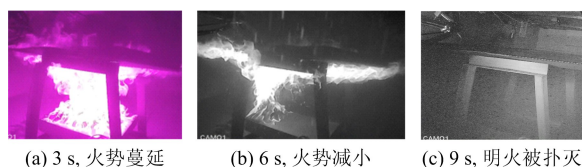


图 14 池火灭火性能试验结果

Fig. 14 Results of pool fire extinguishing experiment

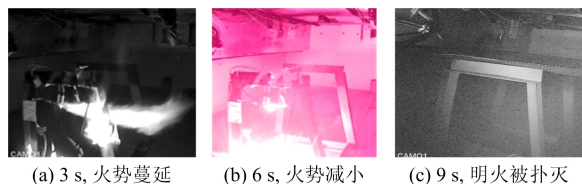


图 15 喷射火灭火性能试验结果

Fig. 15 Results of injection fire extinguishing experiment

5 结论

本文针对混合动力机车内燃动力包灭火系统设计和试验方法进行了研究,重点构建了探测器布置校核方法、管路校核方法和试验验证方法,通过 Fluent 仿真方法对管路设计进行校核,计算的灭火剂释放时间为 8 s ,与灭火试验中实际释放时间 9 s 接近,计算准确有效。

在池火灭火试验和喷射火灭火试验中,从火焰形成到消防控制器上报火警的时间均为 5 s ,明火扑灭时间均为 9 s ,表明所设计的内燃动力包灭火系统具有良好的火灾探测性能和灭火性能,进而验证了火焰探测器+棒状定温探测器复合探测形式对于动力包火灾探测的有效性、全氟己酮灭火介质对于动力包火灾抑制的有效性,研究结果对混合动力机车

的防火安全设计具有一定参考价值。

参考文献 (References):

- [1] 曹晓龙,李雪飞,李文勇,等. 混合动力动车组的内燃电传动动力包[J]. 铁道机车与动车, 2018, 56(5): 21-24.
CAO X L, LI X F, LI W Y, et al. Diesel-electric power package for hybrid MUs [J]. Railway Locomotive and Motor Car, 2018, 56(5): 21-24.
- [2] ANDREW R, CHRIS R, KOJI A, et al. Development of class 800/801 high-speed rolling stock for UK intercity express programme [J]. Japanese Railway Engineering, 2014, 31(63): 38-46.
- [3] RAHM M, HILTZ J, VAN DER WAL R, et al. Testing of naval fire suppression systems to support a performance-based approach [C]//International Naval Engineering Conference, May 20-22, Amsterdam, Netherlands. Piscataway, NJ, USA: IEEE Press, 2014: 1-14.
- [4] 袁积德. 三波段红外火焰探测器的研究与开发[D]. 杭州: 浙江大学, 2012.
YUAN J D. Research and development of triple channels infrared flame detector [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2012.
- [5] Standard on clean agent fire extinguishing systems: NFPA 2001-2020[S].
- [6] 气体灭火系统设计规范: GB 50370-2005[S].
Code for design of gas fire extinguishing systems: GB 50370-2005[S].
- [7] 徐才林. 卤代烷 1301 管道压力降计算公式的验证和分析[J]. 给水排水, 1988(6): 6-8.
XU C L. Verification and analysis of pipeline pressure drop calculation formula for halon 1301 [J]. Water and Wastewater Engineering, 1988(6): 6-8.
- [8] 童亮,余罡,彭政,等. 基于 VOF 模型与动网格技术的两相流耦合模拟[J]. 武汉理工大学学报(信息与管理工程版), 2008, 27(4): 525-528.
TONG L, YU G, PENG Z, et al. Coupled simulation of two-phased flow based on VOF flow and dynamic mesh technology [J]. Journal of Wuhan University of Technology (Information & Management Engineering), 2008, 27(4): 525-528.
- [9] FAN W P, GAO Z M, WANG D P, et al. Study on the flow characteristics of fire extinguishing agent FK-5-1-12 in the pipeline release process [J]. Fire and Materials, 2022, 46(2): 376-387.
- [10] 刘少杰,刘鹏翔,雷婷,等. 天然气管道泄漏喷射火燃烧特性研究[J]. 安全与环境学报, 2017, 17(6): 2184-2190.
LIU S J, LIU P X, LEI T, et al. Numerical simulation

- analysis for the combustion characteristic features of the jet fire caused by the natural gas pipeline leakage[J]. Journal of Safety and Environment, 2017, 17(6): 2184–2190.
- [11] 贾海林, 李第辉, 李小然. 改性细水雾灭油池火有效性研究[J]. 安全与环境学报, 2018, 18(6): 2172–2176.
- JIA H L, LI D H, LI X R. Study on the effectiveness and efficiency of the modified water mist extinguishing oil pool fire in a simulated space[J]. Journal of Safety and Environment, 2018, 18(6): 2172–2176.

Design and validation of a fire extinguishing system for diesel generator power packs in hybrid locomotives

FU Yao^{1,2}, LI Zheng^{1,2,3}, WU Aoting^{1,2}, XU Zhongkang^{1,2}, LIN Kuanyu^{1,2}

(1 CRRC Dalian Institute. , Ltd. , Dalian 116085, Liaoning, China;

2 Liaoning Provincial Engineering Research Center for Fire Prevention and Control System of Rail Transit Mobile Equipment, Dalian 116085, Liaoning, China;

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

Abstract: The diesel generator power pack is a critical power component in hybrid locomotives. In the event of a fire incident that is not suppressed, it can lead to severe safety hazards. To enhance the fire protection performance of the diesel generator power pack in hybrid electric locomotives, this study explored the design methodology for the fire extinguishing system, including the selection and placement of fire detectors, as well as the calculation and verification of piping. Additionally, methods for testing fire extinguishing performance were developed. The system design encompassed design criteria and operating principles. The fire detection system comprised constant-temperature rod detectors and infrared flame detectors. The operating principles of the fire detectors were introduced. The detection performance of the constant-temperature rod detectors was validated using FDS simulation, while the placement rationality of the infrared flame detectors was assessed through visual angle analysis. For piping verification, this study proposed two methods: one based on the fluid flow differential equation and the other utilizing a Volume of Fluid (VOF) model in Fluent. The calculation method employing the fluid flow differential equation utilized the continuity equation to establish the relationship between the end nozzle pressure and the process middle pressure. The calculation method based on the VOF model in Fluent employed finite element analysis to assess the transient flow of the fire extinguishing medium within the cylinder, piping, and nozzle. This study outlined the verification method for evaluating the fire extinguishing performance of the power pack fire suppression system, focusing on two fire source configurations: jet fire and pool fire. The key parameters characterizing these fire sources included the jet flow rate and the size of the oil pan. The tests confirmed that the system achieved a fire alarm time of 5 seconds and a fire extinguishing time of 9 seconds. The fire suppression system designed in this study demonstrates excellent performance in both fire detection and extinguishment. These results offer valuable insights for the fire safety design of hybrid locomotives.

Key words: safety engineering; power pack; temperature detector; infrared flame detector; piping calculation; Fluent; fire extinguishing experiment