燃烧科学与技术
Journal of Combustion Science and Technology
2026,32(4):369-380
DOI 10.11715/rskxjs.R202510004

煤油储运容器泄漏燃烧耦合演化特性研究

王继赟[1]，陈钦佩[1]，姜　楠[1]，孙　超[2]，杨　琴[3]，刘晅亚[1]
（1. 应急管理部天津消防研究所，天津 300381；2. 应急管理部信息研究院，北京 100029；
3. 广州白云国际机场股份有限公司，广州 510470）

摘　要：针对煤油储运容器泄漏燃烧耦合条件下的火灾行为，开展了小尺度无水煤油储罐泄漏火灾实验. 结果表明，一旦泄漏煤油温度超过 193.96 ℃，泄漏煤油则闪沸并耦合燃烧，从而储罐压力、热辐射强度、燃烧噪音、燃烧速率、火焰尺度突变增加，即火灾危害突变，且火灾危害随着泄漏孔径的降低或填充率的增加而增加. 采用 ANSYS Fluent 软件模拟泄漏煤油储罐热响应，根据罐壁火焰概率分布确定输入至罐壁热通量，从而能准确预测泄漏煤油温度响应过程和火灾危害突变时刻. 开展更多的填充率的泄漏储罐热响应模拟，发现火灾危害突变时刻随着填充率的增加而指数式增加. 研究结论可为煤油储罐、油箱等储运容器泄漏火灾的应急处置提供理论支撑.

关键词：煤油容器；泄漏燃烧；危害突变；热响应；数值模拟
中图分类号：X937　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：1006-8740(2026)04-0369-12

Coupled Leakage-Combustion Evolution Characteristics of Kerosene Storage and Transportation Vessels

Wang Jiyun[1], Chen Qinpei[1], Jiang Nan[1], Sun Chao[2], Yang Qin[3], Liu Xuanya[1]
(1. Tianjin Fire Science and Technology Research Institute of MEM, Tianjin 300381, China; 2. Information Institute of the Ministry of Emergency Management of the PRC, Beijing 100029, China; 3. Guangzhou Baiyun International Airport Company Limited, Guangzhou 510470, China)

Abstract: To investigate the fire behavior under coupled leakage–combustion conditions in kerosene storage and transportation vessels, small-scale leakage-fire experiments were conducted using anhydrous kerosene tanks. The results show that once the temperature of the leaking kerosene exceeded 193.96 ℃, the outflow underwent flash boiling and coupled combustion, leading to abrupt step increases in tank pressure, thermal radiation, burning noise, burning rate, and flame dimensions—i.e., a sudden escalation of fire hazard. Moreover, the hazard severity increased as the leak diameter decreased or the filling level increased. The thermal response of the leaking tank was simulated in ANSYS Fluent, where the wall heat-flux boundary condition was inferred from a probabilistic distribution of flame impingement over the tank wall. This approach enabled the accurate prediction of kerosene temperature trajectory and the critical onset time of hazard escalation. Further simulations across a wider range of filling levels revealed that the onset time of hazard escalation increased exponentially with the filling level. These findings provide a theoretical basis for emergency response and hazard mitigation of leakage fires involving kerosene tanks, fuel reservoirs, and related storage and transportation vessels.

收稿日期：2025-10-14.
基金项目：国家重点研发计划资助项目(2024YFC3017004)；应急管理部天津消防研究所青年科技人才创新基金资助项目(2024SJCXJJ02).
作者简介：王继赟(1996—　　)，男，博士，助理研究员，wangjiyun@tfri.com.cn.
通信作者：刘晅亚，男，博士，研究员，liuxuanya@tfri.com.cn.

Keywords: kerosene vessels; leakage-combustion; sudden hazard escalation; thermal response; numerical simulation

煤油作为介于汽油与柴油的中间馏分油品，因其挥发性适中和燃烧稳定，广泛用于民用照明取暖、工业溶剂以及航空燃料领域[1]. 然而，在煤油储运过程中，煤油储罐、油箱等储运容器存在破裂泄漏燃烧的可能性，一方面泄漏煤油蔓延扩散形成流淌火威胁周围设备和人员安全[2]；另一方面，池火长时间加热储运煤油容器，很可能造成煤油容器失效爆炸，引发多米诺效应，造成严重事故后果[3]. 而这类事故通常发生在煤油罐车运输行驶途中[4]（油罐车泄漏火灾）以及飞机地面行驶、停靠期间（飞机油箱泄漏火灾），其中事故后果更严重的当属飞机油箱泄漏火灾，严重威胁民航飞机乘客安全以及战斗机弹药安全[5]. 因此，厘清煤油储运容器泄漏火灾过程中的热辐射强度、压力等参数的演化规律，对事故应急处置具有重要意义.

煤油储运容器泄漏燃烧耦合过程中，其研究点包括煤油容器热响应以及泄漏煤油燃烧形成池火特性研究. 一方面，对于池火，其单位面积燃烧速率随液池当量直径增加而趋近定值，研究表明，煤油池火的单位面积燃烧速率经验表达式为 $m''=0.039\times(1-e^{-3.5D})$[6]. 刘全义等[7]通过实验研究低压环境下不同直径的航空煤油与正庚烷池火热辐射特性，发现低压环境下航空煤油比正庚烷导致热危害所需油池直径更小. 张雪丽等[8]以战斗机油箱泄漏池火为背景，开展大尺度航空煤油池火实验，测量火场中的热辐射强度和温度，以量化其对挂弹区的热刺激. 赵金龙等[9]开展煤油薄油层池火实验，指出辐射透射是导致薄油层池火燃烧速率下降的主要原因. 蒋新生等[10]的实验表明，煤油池火的对外热辐射强度峰值随着油池尺寸而增加，且方形油池的热辐射强度峰值显著高于圆形油池.

然而，火灾作用下煤油容器的热响应研究较少，前人研究所用填充介质多集中在柴油、汽油、水、液化气等液体. 刘健等[11]开展火灾作用小货车柴油油箱（容积 76 L），发现油箱爆炸火球体积是油箱体积的 1 980 倍. 姚箭等[12]的汽油油箱火灾实验表明，油箱内添加抑爆球可显著降低压升速率从而降低爆炸风险. Wang 等[13]开展火焰炙烤柴油油箱实验以获取油箱内温度和压力参数，用以建立有效的计算流体力学（computational fluid dynamics，CFD）模型. Scarponi 等[14]采用 Fluent 软件模拟 Heymes 等[15]的火焰远距离辐射 LPG 储罐实验，模拟结果与 Heymes 等[15]的实验结果吻合度较高，验证了 CFD 模型的有效性；进一步地，他们采用指数函数控制储罐外壁热通量分布[16]，通过 Fluent 软件数值模拟重现了 Birk 等[17]的火焰局部吞没储罐实验的温度压力响应过程.

综上所述，煤油池火、充装其他燃料的储罐及油箱热响应研究已经较为成熟，但聚焦“煤油储运容器泄漏—形成池火—火焰反馈—压力升高—加速泄漏—池火规模扩大”这一耦合链条的定量研究相对不足. 笔者前期针对正庚烷[18]和汽油[19]储罐泄漏火灾已经开展了实验与仿真研究，发现泄漏正庚烷温度超过其沸点（98.6 ℃），储罐外部火焰尺度和内部压力便会骤增，即火灾危害突变；而对于汽油这种宽沸程油品，泄漏汽油温度超过 51.7 ℃后，火灾危害便会突变. 对于平均沸点高于汽油的煤油，其泄漏燃烧过程中的火灾突变温度仍然需要通过实验确定. 基于此，本文开展小尺度卧式煤油储罐泄漏火灾实验，构建多源同步判据（燃烧速率、热辐射强度、压力、火焰与声学特征）识别火灾危害突变时刻及突变温度，建立突变时刻预测 CFD 模型，实验现象与结论可用于煤油储罐、油箱等储运容器，为煤油储运容器火灾的应急处置提供数据和理论支撑.

1 实验研究

1.1 实验设计

以实际煤油罐车运输过程中发生碰撞导致罐底燃油泄漏燃烧这一事故场景为例，设计小尺度实验平台，见图 1，包括测量设备、隔热防护装具、方形油盘及小型卧式储罐. 储罐容积为 5 L，长 300 mm，外径 159 mm，壁厚 4 mm，设计压力为 2.0 MPa. 罐底原有大洞经攻丝后，安装一枚中心通孔的螺栓，中心小孔作为泄漏孔（泄漏孔直径为 D，以下简称泄漏孔径），使煤油从罐底排入下方边长 0.4 m 的方形油盘并燃烧. 声级计（测量储罐周围声音强度，是环境声级和液体燃烧声级的叠加）与电子天平（测量燃烧速率）设置在隔热板下方，隔热板用于衰减来自上方火焰的热通量，确保仪表可靠工作. 隔热板上方依次放置保温棉、油盘，保温棉可进一步削减来自油盘底壁的热量. 储罐由 4 根支架架设在油盘之上. 压力传感器（测量相对压力）嵌装在罐体右上侧，并以保温棉包覆以防被火焰损坏. 罐内设置 3 支热电偶：T1 位于泄

漏口轴线正上方、距内壁 1 mm 处，用于测量泄漏液体温度；T2 在 T1 上方 20 mm；T3 位于罐中心，用于获取气相温度. 热流计（测量储罐周围热辐射强度）布置在油盘中心右偏 0.7 m、相对于油盘底壁平面高度 1.25 m. 一台相机靠近储罐，以记录泄漏孔附近火焰；另一台相机远离储罐，记录整体火焰.

储罐初始填充一定量的无水煤油，其余为空气，底部泄漏孔初始采用销钉封堵，一旦拔下销钉，煤油便泄漏至下方油盘，油盘内初始放置 10 mL 正庚烷用以引燃泄漏的煤油.

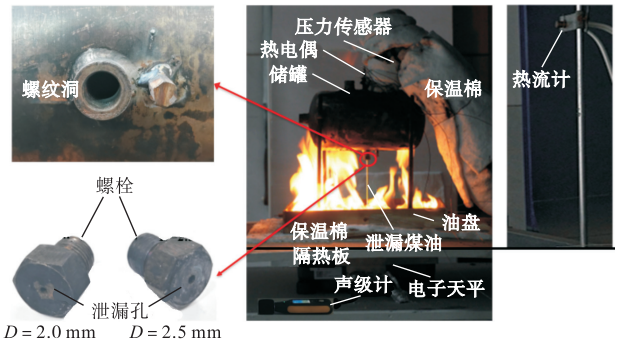


图 1　实验平台

Fig.1　Experimental setup

实验工况如表 1 所示，考虑变量为泄漏孔径 D 和初始填充率 F（以下称填充率）. 前期研究[18]表明填充率越大，储罐压力峰值越大，则储罐爆炸风险越大，为确保实验安全开展，最大填充率设定为 33%，同时在最大填充率条件下，对比泄漏孔径对实验结果的影响.

表 1　实验工况

Tab.1　Experimental conditions

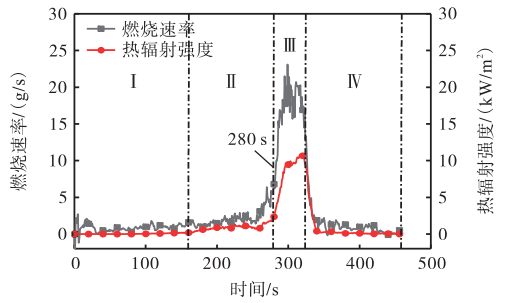
实验工况	D/mm	F/%	初始填充油量/L
A1	2.0	11	0.55
A2	2.0	22	1.10
A3	2.0	33	1.65
B3	2.5	33	1.65

1.2　煤油储运容器泄漏火灾行为

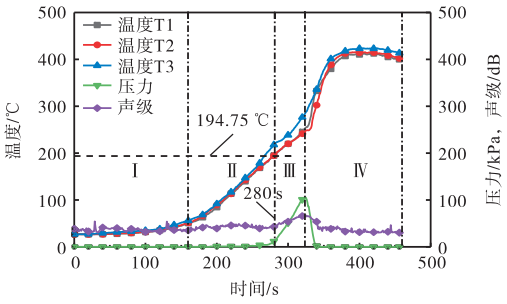
笔者前期开展的正庚烷储罐泄漏火灾实验表明，一旦泄漏正庚烷温度达到其常压沸点（98.6 ℃），泄漏液体即转入沸腾燃烧，火灾行为出现突变：储罐外部火焰尺度突然变大，罐内压力骤增[18]. 在煤油储罐泄漏火灾中，同样观察到火灾突变现象. 然而，煤油属于宽沸程油品，并无固定沸点. 为此，本研究依据多参数的突变判据确定火灾突变时刻，并据此确定突变时的泄漏煤油温度. 按参数重要度排序，选取以下 6 项判据：①燃烧速率骤增，曲线斜率显著增大，即突变前、后 3 s 内燃烧速率平均值增幅超过 30%，且突变后维持显著高于突变前的水平；②储罐周围测得热辐射强度显著提升，曲线斜率陡增，即突变前、后 3 s 内热辐射强度平均值增幅超过 30%，且随后维持显著高位；③罐内压力突增，曲线斜率显著增大，即突变前、后 3 s 内压力平均值增幅超过 30%，且突变 3 s 后压力仍呈现快速增加态势；④储罐外部整体火焰尺度突然增加，即突变前、后 3 s 内火焰高度平均值增幅超过 30%，且突变后稳定在显著大于突变前的尺度；⑤泄漏孔附近火焰由相对平稳转为强烈紊动，火焰溢出油盘边界，突破油盘几何约束；⑥测得储罐周围声级增加，且随后维持较高强度.

基于上述 6 个判据，分别确定各判据对应的突变时间区间（区间长度为 1 ~ 3 s），将时间区间取交集，即为最终的火灾突变时刻.

以工况 A3 为例，采用上述判据确定突变时刻，如图 2 所示，发现一旦泄漏燃烧时间超过 280 s：燃烧速率曲线突然变陡，由 6.2 g/s 骤增至最大 23.1 g/s，远超突变前燃烧速率；热辐射强度由 1.96 kW/m^2 骤增至最大 10.88 kW/m^2，远超突变前热辐射强度；压力突变，由 10 kPa 骤增至最大 106 kPa；声级曲线也相比突变前有较大抬升.



（a）燃烧速率和热辐射强度



（b）温度、压力和声级

图 2　工况 A3 实验结果

Fig.2　Experimental results of case A3

从图 3 和图 4 可知，280 s 后：储罐外部整体火焰尺度突然变大，火焰变宽，火焰高度扩大约 2 倍；泄漏孔附近火焰溢出油盘，火焰变得极其紊乱.

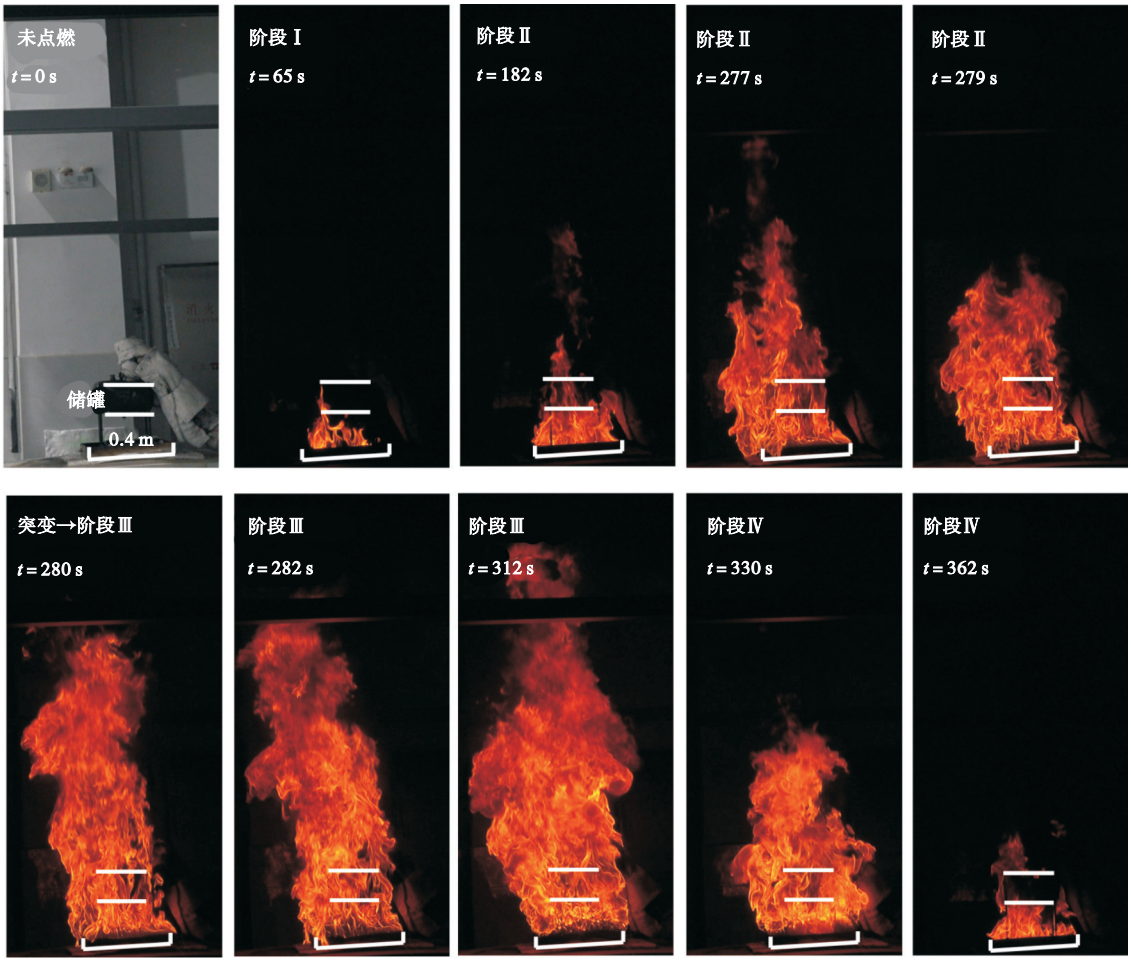


图 3　工况 A3 整体火焰图像

Fig.3　Overall flame morphology of case A3

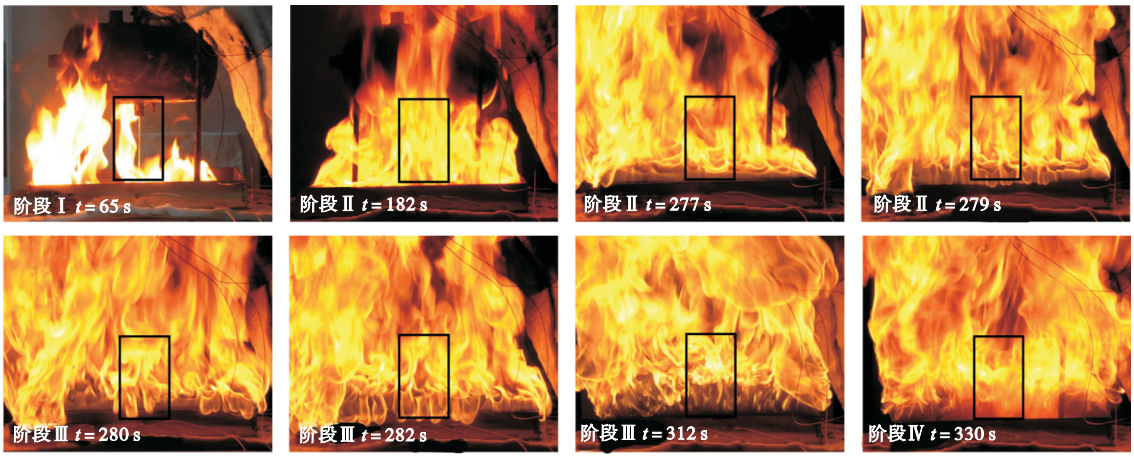


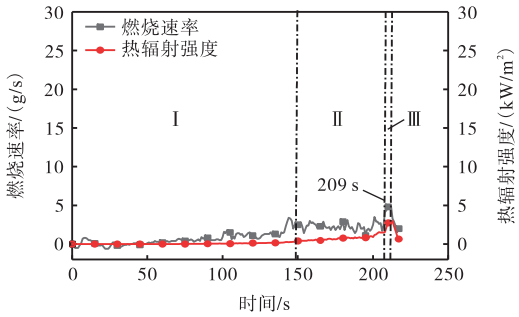
图 4　工况 A3 泄漏孔附近火焰图像

Fig.4　Flame morphology near the leakage hole in case A3

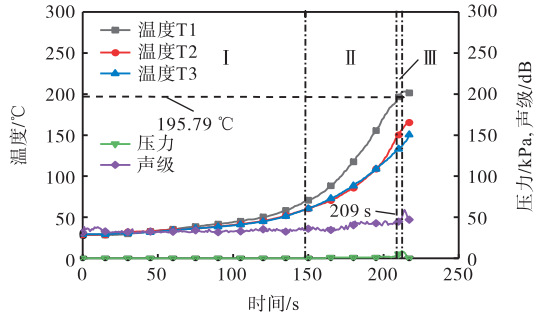
因此，工况 A3 的火灾突变时刻为 280 s，此时泄漏煤油温度为 194.75 ℃. 为进一步明确煤油突变温度，其他 3 组工况参数曲线如图 5 所示.

同样，采用前文的突变判据，可得图 5 各个工况突变时刻和突变温度. 汇总如表 2 所示，各工况的突变温度介于 193.96 ~ 195.79 ℃之间. 无水煤油由 C9 ~ C16 的烃类混合物组成，尽管 4 组实验采用同一种煤油，但不同组实验中，烃类混合物组分的比例并非定值，而是在一定范围内，从而导致 4 组实验油罐内的煤油存在微弱的差异，加之热电偶系统误差以及环境压力和温度的差异，最终导致 4 组实验突变温度略有不同；但样本标准差约为 0.85 ℃，表明差异极

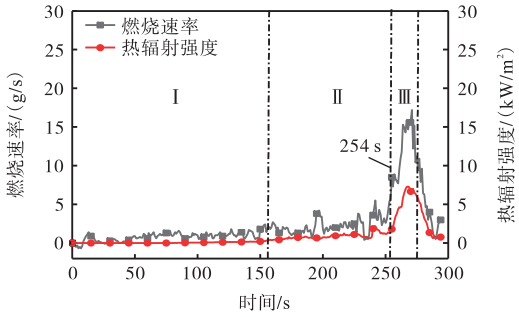
小，验证了实验结果的可重复性. 在实际煤油储运容器泄漏火灾事故中，选择较低的突变温度值可以更早地预警并采取安全措施，确保消防救援人员和疏散人员有更多时间进行安全防护，从而预留更大的安全裕度. 因此，出于保守评估考虑，取最小突变温度作为煤油突变温度判据，即 193.96 ℃.



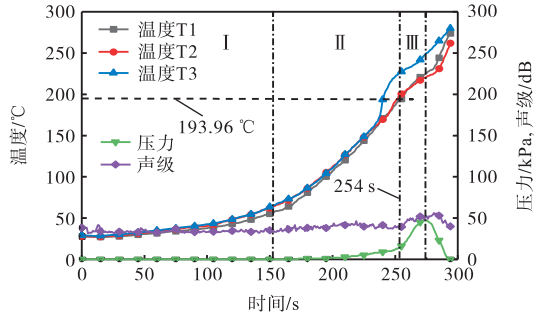
（a）工况 A1 燃烧速率和热辐射强度



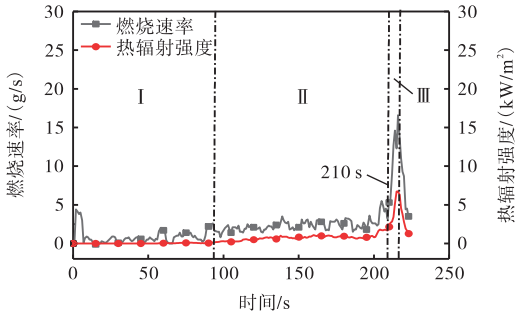
（b）工况 A1 温度、压力和声级



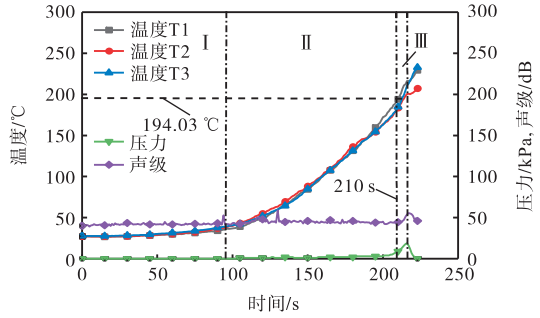
（c）工况 A2 燃烧速率和热辐射强度



（d）工况 A2 温度、压力和声级



（e）工况 B3 燃烧速率和热辐射强度



（f）工况 B3 温度、压力和声级

图 5　工况 A1、A3 和 B3 参数响应

Fig.5　Parameter response of cases A1、A3 and B3

表 2　不同工况突变时刻和突变温度分布

Tab.2　Distribution of moment and temperature for sudden escalation in different cases

工况	A1	A2	A3	B3
突变时刻/s	209	254	280	210
突变温度/℃	195.79	193.96	194.75	194.03

综上所述，参考正庚烷储罐泄漏火灾[18]，煤油储罐泄漏火灾可划分为 4 个阶段：阶段Ⅰ，煤油从油罐底部缓缓泄漏至油盘内并燃烧，油盘与油罐之间形成一条清晰可见的白色液柱（图 4 阶段Ⅰ）. 该阶段的泄漏液体在油盘蔓延并燃烧，整体火焰尺寸较小（图 3 阶段Ⅰ），火焰热量主要用于加热罐壁，罐内液体温度和压力增幅较小，燃烧速率和热辐射强度维持极低的水平. 该阶段特征为火蔓延；阶段Ⅱ，泄漏的煤油已蔓延至整个油盘，并在油盘内稳态燃烧，火焰尺度提升较大，储罐内壁通过对流换热方式将火焰的热量源源不断传递至罐内液态煤油，泄漏煤油温度快速增加，但煤油汽化作用仍然较弱，罐内压力仍然较低；阶段Ⅲ，泄漏煤油温度超过 193.96 ℃，一旦其泄漏至外部，便沸腾燃烧，白色液柱不再存在，燃烧噪音持续增加，燃烧速率骤变，罐外火焰尺度和对外热辐射强度也突然变大，火焰将储罐完全吞没，并猛烈加热储罐，同时储罐内壁通过沸腾传热方式加热罐内煤油，传热功率极大地提升，煤油迅速汽化，其吸收热

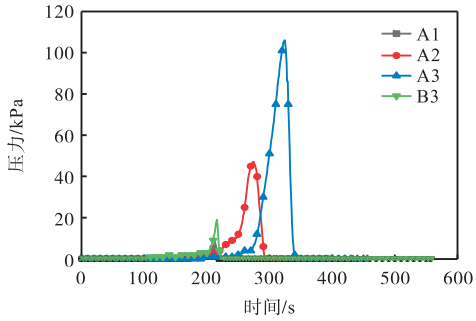
量主要用于相变，从而罐内压力骤增；阶段Ⅳ，一旦罐内煤油泄漏完毕，则压力开始降低，标志阶段Ⅳ的到达. 高温可燃煤油蒸气从罐底喷射而出，形成竖直向下的撞壁射流火，火焰尺度变小，压力迅速降低为 0 kPa. 同时油盘残余的煤油仍然会继续燃烧，直至油盘内煤油完全耗尽，则火灾过程结束.

1.3　危害评估

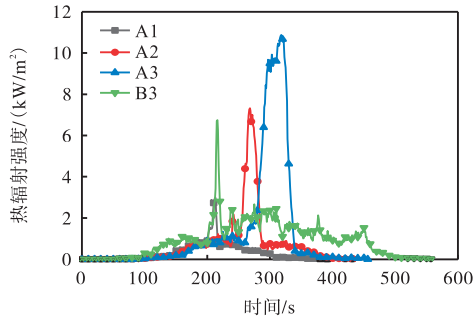
煤油罐泄漏火灾危害包括油罐外部池火热辐射危害和内部超压失效爆炸危害. 热辐射危害在泄漏液体燃烧形成池火的那一刻便存在，其随距火源距离平方呈反比衰减，随火焰尺寸扩大而增加. 而油罐失效爆炸存在发生条件：当储罐内部压力超过罐壁极限强度时，储罐才会破裂失效，内部过热液体在常压环境下将会瞬间汽化，体积急剧膨胀，形成蒸气云爆炸，形成的危害包括冲击波、热辐射强度和爆炸碎片，很容易导致多米诺效应的发生. 考虑到油罐压力在阶段Ⅲ期间骤增而其他阶段压力极小，因此爆炸失效最可能发生在阶段Ⅲ期间. 但当内部液体泄漏完毕时，压力仍然未达到罐壁极限强度，则爆炸不会发生. 特别地，本文所采用的油罐设计压力为 2.0 MPa，4 组实验最大压力均远小于设计压力，实验过程未发生爆炸失效，因此爆炸概率为 0，爆炸风险也为 0.

将图 2 和图 5 的压力和热辐射强度提取，如图 6 所示. 对比 A3 和 B3 可知，随着泄漏孔径的增加，压力峰值和热辐射峰值降低；这是由于泄漏孔径的增加提升了泄漏流量，从而导致阶段Ⅲ期间罐内所剩液体含量降低，则阶段Ⅲ持续时间的下降导致压力提前释放，降低了压力峰值，同时阶段Ⅲ期间泄漏的高温煤油总量降低，降低了其燃烧速率和热释放速率，从而削弱了热辐射峰值. 值得注意的是，在全尺寸煤油储罐（容积约 50 m^3）泄漏火灾事故中，充足的油量可支撑长时程的泄漏—燃烧过程，孔径增大很可能引发大范围流淌火并提升热辐射危害；而在本文所用小尺度储罐（容积：0.005 m^3）中，孔径增大使燃料快速耗尽，难以形成大尺度流淌火，反而降低燃烧煤油的平均温度和燃烧速率，从而导致热辐射危害随孔径增加而降低. 综上所述，在小尺度实验中，随着泄漏孔径的进一步增加，则爆炸风险和热辐射危害将会进一步降低.

由 A1、A2 和 A3 可知，随着填充率的增加，压力峰值和热辐射峰值也递增，填充率的增加提升了阶段Ⅲ持续时间，延缓压力释放以提高压力峰值，同时增加高温煤油泄漏总量以提高热释放速率从而提升热辐射峰值. 此外，随着填充率由 11% 等间距增加至 33%，但压力峰值并未呈现等间距增加，压力峰值增幅随填充率增加而增加，即压力峰值随填充率而呈现指数式增加，一旦压力峰值超过罐壁承受强度，必然发生爆炸失效，因此爆炸失效概率将随填充率的增加而呈现指数式增加，此外填充率越高，爆炸失效时，油罐内的液体含量越多，爆炸后的更多过热液体燃烧将导致事故后果更严重. 因此从事故后果和概率角度综合分析，随着填充率的进一步增加，爆炸风险将呈现指数式增加. 因此，为确保实验人员安全，本文未能进一步开展更高填充率的实验（例如 55%和 66%）.



（a）压力



（b）热辐射强度

图 6　泄漏孔径和填充率对压力和热辐射强度的影响

Fig.6　Effects of leak diameter and filling level on the pressure and thermal radiation

1.4　火灾突变机制

本文选用无水煤油为多组分混合物，沸程为 175 ~ 325 ℃，无单一沸点，但在给定压力下存在泡点，泡点值略高于煤油中最先蒸发成分的沸点值，即接近煤油沸程下限. 实验表明，当煤油温度超过 193.96 ℃ 时，其泄漏至外部环境便闪蒸，由于 193.96 ℃ 略高于无水煤油沸程下限值，故可将 193.96 ℃ 视为本样品在常压（0.1 MPa）下的泡点近似值，阶段Ⅲ期间相应突变机制如图 7 所示.

储罐内煤油受热升温，直至温度超过泡点；此时泄漏煤油一旦泄漏外界大气压环境中，煤油中的轻组分便会发生闪急沸腾，闪沸把连续泄漏液流瞬间变成气液两相喷射并强烈雾化，单位时间内可燃蒸气通量大幅增加，燃烧强化并产生更大热量，促使泄漏煤油温度的骤增，从而煤油中沸点较高的重组分也迅速汽

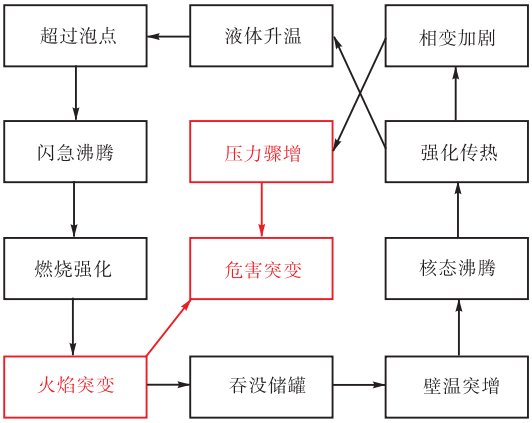


图 7　煤油储罐泄漏火灾危害突变机制

Fig.7　Mechanism of sudden hazard escalation of leakage fire in kerosene tank

化并参与燃烧，逐步推动整个煤油发生沸腾燃烧，最终导致火焰突变，即火焰尺度突然变大. 因此，煤油的沸腾燃烧是一个类似链式反应的过程，属于一种快速的“渐进”——温度超过泡点导致特定比例轻组分的沸腾燃烧，加剧火焰强度，导致重组分的沸腾，最终导致煤油全组分沸腾燃烧.

火焰将储罐完全吞没，强化对罐壁的加热，内壁温度升高超过起始成核沸腾过热度，内壁从自然对流跨入成核沸腾区，触发内壁核态沸腾，则壁面换热系数显著增加，从而强化内壁对煤油的传热作用.

罐内煤油吸收热量骤增，热量主要用于强化液面相变，产生大量蒸气，导致罐内压力骤增；剩余热量用于自身升温，则泄漏煤油温度持续增加，始终超过泡点，闪急沸腾持续发生，直至煤油泄漏完毕.

因此煤油储罐泄漏火灾突变本质为“闪沸触发—燃烧强化—全组分燃烧—火焰吞没—内壁成核沸腾—液体升温、压力骤增”的正反馈耦合过程，火焰尺度和压力的骤增导致火灾危害突变. 特别地，不同型号煤油因组成成分存在轻微差异，其常压泡点与突变阈值各异，但突变现象仍然存在，且突变机理仍可通过图 7 解释，航空煤油等其他类型煤油的突变温度仍需实验确定.

2　数值模拟预测突变时刻

煤油储罐泄漏燃烧耦合过程中，一旦泄漏煤油温度超过 193.96 ℃，火灾危害便会突变. 因此，准确地预测火灾突变时刻能够帮助人员在火灾危害突变前及时扩大与储罐安全距离，对保护消防救援人员和安全疏散群众至关重要. 预测火灾突变时刻的本质即是求解泄漏液体温度响应过程，根据其达到 193.96 ℃的时刻确定突变时刻. 在煤油储罐泄漏火灾过程中，泄漏煤油温度取决于罐内煤油温度，而罐内煤油温度受外部火焰特性影响，此外，泄漏煤油温度也会影响燃烧速率，从而对外部火焰形态造成影响，因此储罐内部热响应和外部燃烧相互作用，使得整个求解过程较为复杂；而借助 CFD 数值模拟（ANSYS Fluent 软件）能够重现储罐热响应过程[13-14,16]，因此本文仍然采用 ANSYS Fluent 软件预测煤油罐泄漏火灾突变时刻.

2.1　控制方程与参数设定

ANSYS Fluent 软件通过求解数学控制方程以模拟储罐热响应，主要控制方程如表 3 所示.

表 3 涉及主要的模型包括能量方程、VOF 多相流、湍流模型等. SST k-ω 湍流模型已成功用于液体容器热响应模拟[13-14,16,18-19]，因此本文仍然选用该湍流模型. 特别地，本研究仅模拟阶段Ⅲ前的热响应过程，一旦泄漏煤油温度超过 193.96 ℃，则模拟停止，突变之后的温度响应不在本文模拟范围内.

通过图 3、图 5 可以看出，在突变之前，压力几乎为 0，表明煤油相变作用较弱，可忽略，因此 VOF 多相流只考虑两相：空气和液体煤油，不考虑煤油相变. 如此设置的优势在于，需求网格数量降低，计算总耗时降低，提高了求解效率. 同时，忽略相变则意味着煤油吸收的热量全部用于自身升温而不必考虑相变潜热，这样将会提高煤油的温升速率，使得温升曲线整体变陡峭，从而使得预测的突变时刻稍微提前. 而突变时刻的提前预测能够增加安全裕度，保证消防救援人员和疏散人员能够在相对安全的时间窗口内提前开始采取防护措施，从而在火灾危害突变前及时撤离和强化安全防护. 尽管忽略相变会带来负误差，但这种负误差对于实际消防救援具有积极意义.

煤油来自于 Fluent 材料库，热物性参数具体见表 4. 对所有区域采用标准初始化：CFD 初始温度与实验初始温度一致；湍流动能为 10^{-9} m^2/s^2；湍流比耗散率为 10^{-3} s^{-1}. 罐壁边界条件设置为 Wall；热条件设置为 Heat Flux 可输入热通量；泄漏孔边界条件设置为 Pressure Outlet.

2.2　热边界条件

通过 ANSYS Fluent 建立的网格模型如图 8(a)所示，加密泄漏孔区域网格.

热边界的设置（输入至罐壁热通量值）决定了加热储罐的功率，从而影响泄漏煤油温度响应过程. 阶段Ⅲ前的火焰尺度较小，导致火焰与储罐部分接触，从而储罐表面热通量并非均匀分布. 将储罐表面分为吞没区和间歇区，如图 8(b)所示，吞没区用以表示火羽流的稳定火焰区持续接触储罐，而过渡区用以表

表 3　控制方程

Tab.3　Governing equations

编号	名称	描述
E1	液相体积分数	$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_{\mathrm{L}}\rho_{\mathrm{L}})+\nabla\cdot(\alpha_{\mathrm{L}}\rho_{\mathrm{L}}\vec{u}_{\mathrm{L}})=0$ ρ_{L} 为液相密度；t 为时间；α_{L} 为液相体积分数；$\vec{u}_{\mathrm{L}}$ 为液相雷诺平均速度
E2	气相体积分数	$\alpha_{\mathrm{V}}=1-\alpha_{\mathrm{L}}$（$\alpha_{\mathrm{V}}$ 为气相体积分数）
E3	两相物理属性	$\varphi=\varphi_{\mathrm{L}}\alpha_{\mathrm{L}}+\varphi_{\mathrm{V}}\alpha_{\mathrm{V}}$ φ 为两相平均物理属性，φ 可以是密度 ρ 、黏度 μ 、湍流黏度 μ_{T} 和热导率 λ 等
E4	流体区域能量方程	$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E)+\nabla\cdot(\vec{u}(\rho E+p))=-\nabla p+\nabla\cdot[\lambda_{\mathrm{eff}}\nabla T]$ E 为基于两相体积分数的平均比能；T 为温度；λ_{eff} 为有效热导率
E5	有效热导率	$\lambda_{\mathrm{eff}}=\lambda+\frac{c_p\mu_{\mathrm{T}}}{Pr_{\mathrm{T}}}$ λ 为基于两相体积分数的平均热导率；c_p 为基于两相体积分数的平均比热容；Pr_{T} 为湍流普朗特数，$Pr_{\mathrm{T}}=0.85$；μ_{T} 为湍流黏度
E6	罐壁能量方程	$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\mathrm{s}}c_{p,\mathrm{s}}T_{\mathrm{s}})=\nabla\cdot(\lambda_{\mathrm{s}}\nabla T_{\mathrm{s}})$ ρ_{s} 为罐壁密度；$c_{p,\mathrm{s}}$ 为罐壁比热容；T_{s} 为罐壁温度；λ_{s} 为罐壁热导率
E7	湍流动能	$\frac{\partial}{\partial t}(\rho K)+\nabla\cdot(\rho K\vec{u})=\nabla\cdot(\Gamma_K\nabla K)+G_K-Y_K$ K 为湍流动能；Γ_K 为 K 的湍流普朗特数；G_K 为由于平速度梯度而导致 K 的产生项；Y_K 为由于湍流而导致的 K 的耗散
E8	湍流比耗散率	$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\omega)+\nabla\cdot(\rho\omega\vec{u})=\nabla\cdot(\Gamma_\omega\nabla\omega)+G_\omega-Y_\omega$ ω 为湍流比耗散率；Γ_ω 为 ω 的湍流普朗特数；G_ω 为由于平速度梯度而导致 ω 的产生项；Y_ω 为由于湍流而导致的 ω 的耗散
E9	湍流黏度	$\mu_{\mathrm{T}}=\frac{\rho K}{\omega}\cdot\frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*},\frac{SF_2}{\alpha_1\omega}\right]}$ α^* 为低雷诺数修正系数；S 为剪切力常数项；F_2 为混合函数；α_1 为经验常数项
E10	动量方程	$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\vec{u})+\nabla\cdot(\rho\vec{u}\vec{u})=-\nabla p+\nabla\cdot\left[\mu(\nabla\vec{u}+\nabla\vec{u}^{\mathrm{T}})-\frac{2}{3}\mu\nabla\cdot\vec{u}I\right]+\rho\vec{g}+\vec{F}-\nabla\cdot\tau'$ ρ 为基于两相体积分数的平均密度；$\vec{u}$ 为矢量速度；p 为雷诺平均压力；μ 为基于两相体积分数的平均黏度；$\vec{g}$ 为重力加速度；$\vec{F}$ 为表面力；I 为单位张量；τ' 为雷诺应力张量
E11	雷诺应力张量	$\tau'=\mu_{\mathrm{T}}(\nabla\vec{u}+\nabla\vec{u}^{\mathrm{T}})-2(\rho K+\mu_{\mathrm{T}}\nabla\cdot\vec{u}I)/3$（$\mu_{\mathrm{T}}$ 为基于两相体积分数的平均湍流黏度）

表 4　煤油热物性参数

Tab.4　Thermal physical parameters of kerosene

密度/(kg/m³)	比热容/(J/(kg・K))	黏度/(kg/(m・s))	热导率/(W/(m・K))
780	2 090	0.002 4	0.149

示火羽流的间歇火焰区间断接触储罐.

火焰的间歇性导致其在过渡区不能均匀分布，从而导致罐壁表面接收的火焰热通量非均匀分布. 针对火焰间歇作用于无泄漏孔储罐，Scarponi 等[16]创新性地提出了罐壁热通量指数分布模型用以表征罐壁热通量非均匀分布，将其编写用户自定义函数(user defined function，UDF)导入 ANSYS Fluent 软件，预测结果与实验结果基本一致. 该模型中，过渡区的热通量 I_{t} 呈现指数式衰减，采用式(1)确定：

$$I_{\mathrm{t}}=I_{\mathrm{a}}+(I_{\mathrm{f}}-I_{\mathrm{a}})\exp(-b\cdot W^2) \tag{1}$$

式中：W 为距过渡区边缘的距离，m；I_{f} 为吞没区热通量，I_{a} 为最小热通量，$I_{\mathrm{f}}\gg I_{\mathrm{a}}$；$b$ 为控制变量，以保证 W 达到过渡区边缘时，式(1)中指数值为 0.01.

而对于带有泄漏孔的储罐，笔者前期[18-19]基于式(1)，计算得到 $I_{\mathrm{f}}=71.5\ \mathrm{kW/m^2}$，$I_{\mathrm{a}}=0.47\ \mathrm{kW/m^2}$，并提出了基于储罐外壁火焰概率确定过渡区范围的方法，该方法主要对式(1)中 b 的计算进行了改进，得到

$$b=\frac{-\ln 0.01}{W_{\mathrm{F}}^2} \tag{2}$$

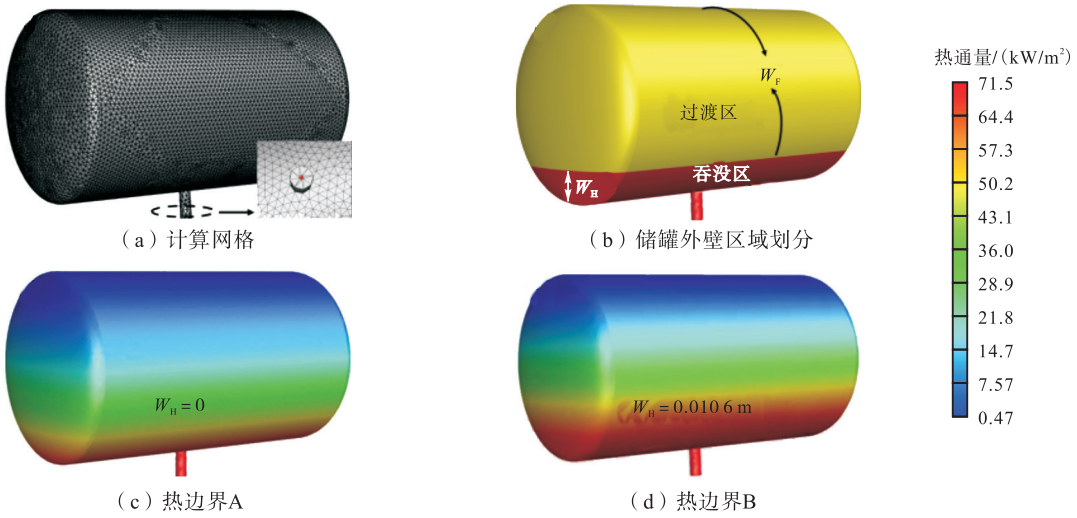
式中：$0\leqslant W\leqslant W_{\mathrm{F}}$；$W_{\mathrm{F}}$ 为过渡区弧长的一半，m. 如图 8(b)所示，W_{F} 可用式(3)计算：

$$W_{\mathrm{F}}=r_1\cdot\arccos\left(\frac{W_{\mathrm{H}}-r_1}{r_1}\right) \tag{3}$$

式中，W_{F} 取决于 W_{H}；W_{H} 为吞没区高度，m，$0\ \mathrm{m}\leqslant W_{\mathrm{H}}\leqslant 0.159\ \mathrm{m}$；$r_1$ 为储罐外半径，$r_1=0.079\,5$ m.

由式(1)、(2)和(3)可知，W_H 值最终决定了储罐外壁热通量分布，其计算如下：将阶段Ⅲ前火焰图像进行二值化处理，进而计算火焰概率分布，如图 9 所示. 对于储罐外壁中心区域，火焰概率从下往上依次降低，定义火焰概率等于 0.5 的最高点到储罐底部的距离为 W_H 的值(以工况 B3 为例，见图 9 中右侧竖直黑色箭头). 通过该方法得到 B3 的 $W_H = 0.010\,6$ m，见图 8(d)热边界 B；其他 3 个工况的 $W_H = 0$ m，如图 8(c)热边界 A.

采用上述方法[18-19]，能够较为准确地预测单质液体——正庚烷泄漏储罐温度响应过程和火灾突变时刻. 因此，本文将论证该方法对宽沸程油品——煤油的有效性，操作如下：将 4 组工况计算得到的 W_H 代入式(2)和(3)，计算出 b 的值，从而得到式(1)具体表达式，并编写 UDF 导入 ANSYS Fluent.



(a) 计算网格　(b) 储罐外壁区域划分　(c) 热边界A　(d) 热边界B

图 8　储罐网格模型和热边界

Fig.8　Grid model and thermal condition of the tank

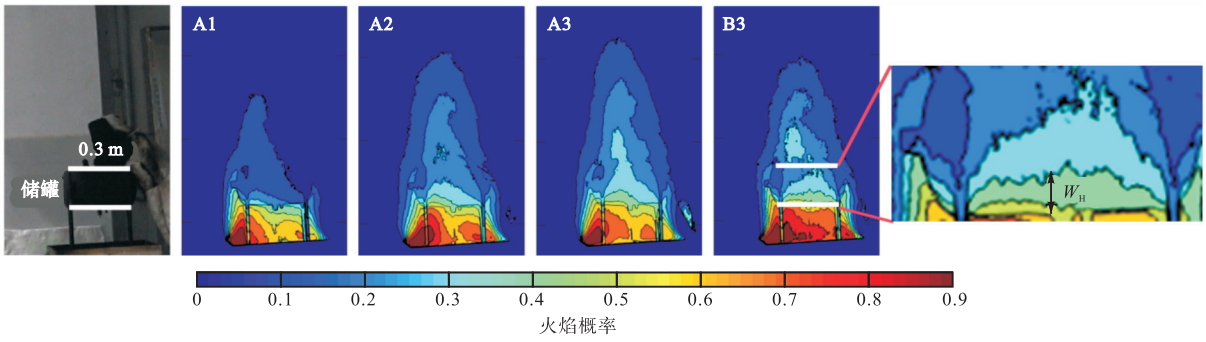


图 9　阶段Ⅲ前罐壁火焰概率分布

Fig.9　Distribution of flame probability before phase Ⅲ

2.3　独立性检验

为排除网格尺寸和时间步长对模拟结果的影响，需进行独立性检验.

本文所用储罐罐壁厚度为 4 mm，因此罐壁网格最大尺寸为 4 mm，同时设置 3 mm 的罐壁网格尺寸用以检验网格独立性，流体网格尺寸在罐壁网格尺寸基础上增加 2 mm，如表 5 所示. 场景 1 为主要模拟所用参数(前期正庚烷储罐所采用场景)，场景 2 与场景 1 进行对比，用以研究网格尺寸独立性；场景 3 与场景 1 对比，用以研究时间步长独立性.

表 5　网格和时间步长独立性检验

Tab.5　Dependence analysis of grid and time step

场景	网格总数	罐壁网格尺寸/mm	流体网格尺寸/mm	时间步长/s
场景 1	329 474	4	6	0.1
场景 2	668 150	3	5	0.1
场景 3	329 474	4	6	0.05

以 $D = 2.5$ mm 的工况 B3 为例，3 种场景下的泄漏液体温度预测结果如图 10 所示.

可以看出，场景 2 温度曲线与场景 1 温度曲线差异较小，表明网格尺寸对模拟结果影响微弱. 场景 3

与场景 1 温度曲线几乎重合，表明时间步长对模拟结果影响极小. 网格尺寸和时间步长的降低将增加运算时间，因此考虑运算效率和计算结果准确性，本文选用场景 1，即网格总数为 329 474，时间步长为 0.1 s.

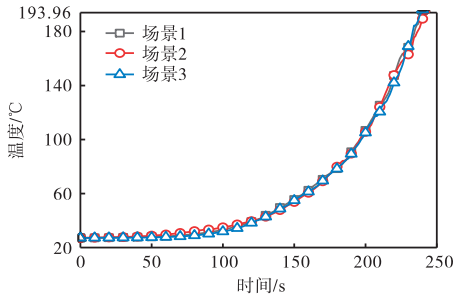


图 10　独立性检验结果（工况 B3）

Fig.10　Results of dependence analysis（Case B3）

2.4　模拟结果

图 11 给出了实验温度与模拟温度曲线，曲线在达到煤油突变温度 193.96 ℃时停止. 可知，对于 4 个工况，实验与模拟温度曲线随时间增长趋势均是一致的：温度先是保持几乎不变（这期间的火焰热量主要用于加热罐壁），而后温度呈现指数式增长（这期间罐壁通过对流换热作用加热内部液体）.

在温度指数增长时期，实验与模拟曲线随时间增加而出现了一定的偏移，这是因为选择恒定的 W_H 值所导致. 实际实验过程中，火焰尺度随时间逐渐增加，因此火焰接触罐壁程度也随时间增加，从而作用在罐壁表面的热通量应随时间而变. 然而，获取罐壁热通量随时间的函数关系式极其复杂，将会使得整个模拟变得极其复杂.

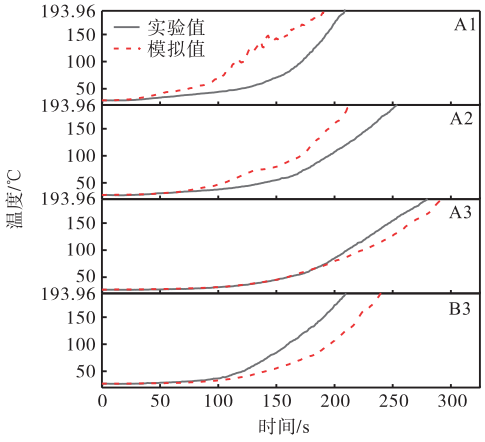


图 11　实验温度与模拟温度

Fig.11　Experimental and simulated temperatures

本文所提出的固定 W_H 的热边界方法操作简单，所预测突变时刻与实验值的误差在 ± 20% 范围内，如图 12 所示，可较为准确地预测煤油储罐泄漏火灾时刻. 值得注意的是，若根据随时间而变的罐壁动态火焰概率确定时变的 W_H 值，进而通过 UDF 函数在 ANSYS Fluent 中实现时变的热边界条件，那么突变时刻预测误差将会进一步缩小.

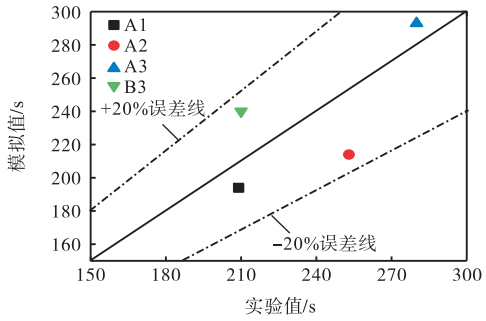
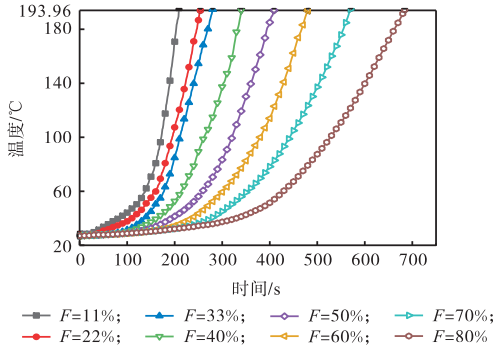


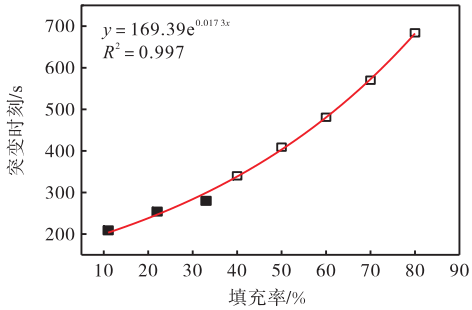
图 12　突变时刻实验值与模拟值

Fig.12　Experimental and simulated values of sudden transition time

填充率的增加将显著提高爆炸风险，从而对实验人员安全造成威胁，而通过实验确定 CFD 模型有效性后，可通过 CFD 模型求解更高填充率对突变时刻的影响. 图 13 给出了 $D = 2.0$ mm、$W_H = 0$ m 条件下的更多填充率的泄漏煤油温度曲线和火灾危害突变时刻（实心点为实验值，空心点为模拟值），可看出随着填充率的增加，温度曲线保持平缓的时间也在增



（a）泄漏煤油温度



（b）火灾突变时刻

图 13　填充率的影响（$D = 2.0$ mm，$W_H = 0$ m）

Fig.13　Effect of filling level（$D = 2.0$ mm，$W_H = 0$ m）

加，意味需要更久的时间以建立稳定的内壁热边界层，一旦内壁热边界层稳定，内壁与液体自然对流传热作用显著，则外部输入热量便源源不断通过罐壁传递至内部液态煤油，从而泄漏煤油温度快速增加，直至达到突变时刻. 可看出，突变时刻随填充率增加而呈现指数式增加，意味着填充率越大，突变时刻增幅越大. 在煤油储罐泄漏火灾过程中，人员若能在火灾危害突变前及时远离储罐，则人员可以安全疏散. 因此，可用安全疏散时间随着填充率的增加而增加，且在填充率较大时，这种收益更显著.

3 结 论

本文开展小尺度煤油储罐泄漏火灾实验以研究煤油储运容器泄漏燃烧耦合演化特性，填充率燃料为无水煤油，构建了联合燃烧速率、热辐射强度、储罐压力、火焰图像和燃烧噪音的火灾危害突变判据，主要结论如下：

(1) 对于本文采用的无水煤油，一旦泄漏孔处煤油的温度超过 193.96 ℃，其泄漏至外部则发生闪急沸腾并耦合燃烧，则火灾行为发生突变：燃烧速率骤增，燃烧噪音增加，火焰尺度突然变大，对外热辐射强度骤增，火焰将油罐完全吞没，强化对罐壁加热，内壁由自然对流换热转入沸腾传热，强化对罐内煤油加热，从而煤油加剧相变，罐内压力骤增. 特别地，燃烧速率、储罐周围热辐射强度、压力和外部火焰高度突变前、后 3 s 内平均值增幅超 30%.

(2) 煤油罐火灾危害包括热辐射危害和失效爆炸危害，小尺度实验结果表明，火灾危害随泄漏孔径的增加而降低，随初始填充率(或初始填充油量)的增加而增加. 特别地，在泄漏煤油温度超过 193.96 ℃后至完全泄漏完毕前这一期间，油罐爆炸风险最大.

(3) 在实际全尺寸煤油储运容器泄漏火灾事故消防救援过程中，需及时采用消防水对容器表面进行降温，以弱化内壁与液体的对流换热作用，从而延缓泄漏煤油升温；一旦人员发现泄漏孔附近火焰开始变得紊乱或燃烧噪音开始增加，则需要警惕即将到来火灾危害突变现象，提前扩大与容器的安全距离.

(4) 基于前期 CFD 数值模拟预测单质液体(正庚烷)火灾危害突变时刻方法[18-19]，该方法的核心在于考虑火焰的间歇性，将罐壁火焰概率分布通过指数函数转化为罐壁热通量. 实验结果验证了该方法在宽沸程油品(无水煤油)突变时刻预测的有效性，从而开展了更大填充率的模拟，发现火灾危害突变时刻随着填充率增加而指数式增加.

尽管本文所采用的燃料为无水煤油，但火灾中所表现的突变行为以及基于壁面火焰概率分布的 CFD 预测火灾突变时刻的方法，仍然适用于其他型号煤油、其他尺寸的煤油容器(如飞机油箱、油罐车). 值得注意的是，实际煤油储运容器火灾中的泄漏孔可能是不规则的裂缝，泄漏孔位置可能位于容器侧面或顶部而非底面，同时实际事故中可能存在环境风，上述因素均会对事故过程中的火焰、压力和热辐射强度等危害参数的演化特性造成影响. 因此，未来实验将考虑煤油型号、容器尺寸形状、泄漏裂缝特征、泄漏孔位置和环境风等因素的影响，为阐明煤油储运容器泄漏火灾演化机制提供更多的数据支撑.

参考文献：

[1] 章洪涛，何 勇，张金成，等. RP-3 航空煤油及其替代物液滴低压着火特性[J]. 燃烧科学与技术，2022，28(3)：297-303.
Zhang Hongtao，He Yong，Zhang Jincheng，et al. Droplet ignition characteristics of RP-3 aviation kerosene and its surrogate under sub-atmospheric pressure[J]. *Journal of Combustion Science and Technology*，2022，28(3)：297-303(in Chinese).

[2] 王怀远，丁彦铭，陈文露，等. 环境风作用下航空煤油池火上风区热辐射研究[J]. 中国安全科学学报，2022，32(10)：142-147.
Wang Huaiyuan，Ding Yanming，Chen Wenlu，et al. Study on thermal radiation in upwind area of aviation kerosene pool fire under ambient wind[J]. *China Safety Science Journal*，2022，32(10)：142-147(in Chinese).

[3] 冯诗愚，刘冠男，江荣杰，等. 飞机燃油箱机载惰化技术研究现状与发展趋势[J]. 航空动力学报，2021，36(3)：616-625.
Feng Shiyu，Liu Guannan，Jiang Rongjie，et al. Research status and development trend of aircraft fuel tank on-board inerting technology[J]. *Journal of Aerospace Power*，2021，36(3)：616-625(in Chinese).

[4] 张 贝，徐 克，赵云胜，等. 危险化学品罐车泄漏事故伤害后果研究[J]. 安全与环境工程，2019，26(6)：128-136.
Zhang Bei，Xu Ke，Zhao Yunsheng，et al. Research on damage consequence of dangerous chemical tanker leakage accidents[J]. *Safety and Environmental Engineering*，2019，26(6)：128-136(in Chinese).

[5] 罗雯军，王 吉，施晓波. 美军航母舰载机火灾事故应对措施[J]. 船海工程，2013，42(4)：45-48.

Luo Wenjun，Wang Ji，Shi Xiaobo. On the aircraft fire coping measure on the USA aircraft carrier[J]. *Ship & Ocean Engineering*，2013，42(4)：45-48(in Chinese).

[6] Babrauskas V. Estimating large pool fire burning rates[J]. *Fire Technology*，1983，19(4)：251-261.

[7] 刘全义，朱 博，邓 力，等. 低压环境下不同直径油池火特征参量研究[J]. 中国安全科学学报，2021，31(4)：105-110.
Liu Quanyi，Zhu Bo，Deng Li，et al. Study on characteristic parameters of oil pool fire of different diameters in low pressure environment[J]. *China Safety Science Journal*，2021，31(4)：105-110(in Chinese).

[8] 张雪丽，沈永福，毛少华，等. 飞机油箱火灾对挂弹区热刺激的量化研究[J]. 船海工程，2025，54(2)：71-75，80.
Zhang Xueli，Shen Yongfu，Mao Shaohua，et al. Quantitative investigations of thermal stimulation to the missile loaded to fighter area caused by the aircraft fuel tank fire[J]. *Ship & Ocean Engineering*，2025，54(2)：71-75，80(in Chinese).

[9] 赵金龙，田逢时，赵利宏，等. 航空煤油薄油层燃烧特性实验研究[J]. 中国安全生产科学技术，2020，16(5)：129-135.
Zhao Jinlong，Tian Fengshi，Zhao Lihong，et al. Experimental study on burning characteristics of thin-layer aviation kerosene[J]. *Journal of Safety Science and Technology*，2020，16(5)：129-135(in Chinese).

[10] 蒋新生，张 霖，何东海，等. 航空煤油不同尺寸池火热流及温度特性研究[J]. 化工学报，2020，71(3)：1398-1408.
Jiang Xinsheng，Zhang Lin，He Donghai，et al. Study on radiation and temperature characteristics of aviation kerosene fire with different sizes in pools combustion[J]. *CIESC Journal*，2020，71(3)：1398-1408(in Chinese).

[11] 刘 健，李 斌，解立峰，等. 油箱明火烤燃下燃爆危险性分析与安全对策[J]. 安全与环境工程，2017，24(3)：144-149.
Liu Jian，Li Bin，Xie Lifeng，et al. Risk analysis and safety countermeasures combustion and explosion of fuel tanks on cook-off[J]. *Safety and Environmental Engineering*，2017，24(3)：144-149(in Chinese).

[12] 姚 箭，王海洋，王翠华，等. 油箱明火烤燃燃爆特性实验研究 [J]. 爆炸与冲击，2017，37(4)：779-784.
Yao Jian，Wang Haiyang，Wang Cuihua，et al. Experimental study of cook-off performance of fuel tanks[J]. *Explosion and Shock Waves*，2017，37(4)：779-784(in Chinese).

[13] Wang M，Wang J，Yu X，et al. Experimental and numerical study of the thermal response of a diesel fuel tank exposed to fire impingement [J]. *Applied Thermal Engineering*，2023，227：120334.

[14] Scarponi G E，Landucci G，Heymes F，et al. Experimental and numerical study of the behavior of LPG tanks exposed to wildland fires [J]. *Process Safety and Environmental Protection*，2018，114：251-270.

[15] Heymes F，Aprin L，Birk A M，et al. An experimental study of an LPG tank at low filling level heated by a remote wall fire [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*，2013，26(6)：1484-1491.

[16] Scarponi G E，Landucci G，Birk A M，et al. Three dimensional CFD simulation of LPG tanks exposed to partially engulfing pool fires [J]. *Process Safety and Environmental Protection*，2021，150：385-399.

[17] Birk A M，Poirier D，Davison C. On the response of 500gal propane tanks to a 25% engulfing fire [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*，2006，19(6)：527-541.

[18] Wang J，Chen X，Li Y，et al. Effects of filling level and tray size on the burning behavior of a tank during burning of leaking contents：An integrated experimental and numerical approach [J]. *Process Safety and Environmental Protection*，2022，168：513-525.

[19] 王继赟. 典型易燃液体常压储罐泄漏火灾演化特性研究[D]. 合肥：中国科学技术大学，2023.
Wang Jiyun. Investigation on Evolution Characteristics of Leakage Fires of Atmospheric Pressure Tanks Containing Typical Flammable Liquids[D]. Hefei：University of Science and Technology of China，2023(in Chinese).