

基于破口的舱室火灾下邻舱的温度分析

吴思源, 马小英*, 田玮莹

沈阳理工大学机械工程学院, 辽宁 沈阳

收稿日期: 2026年7月10日; 录用日期: 2026年8月3日; 发布日期: 2026年8月7日

摘要

针对海上作战环境中舰船遭受武器毁伤后产生的不同破口对火灾跨舱蔓延的影响, 基于大涡模拟的火灾动力学仿真软件Pyrosim, 系统研究了战损破口的位置与大小对双舱室传热及温升特性的影响。研究表明: 破口的垂直高度主导了邻舱温度分层情况, 高位破口导致垂直温差极大, 低位破口促使邻舱温度向全局掺混演变。在流场中性面以上区域, 破口的水平偏移对顶棚射流能量输运具有明显的削弱作用。跨舱对流传热强度与破口面积的扩大呈显著的非线性“节流饱和”特征, 传热上限的控制瓶颈由开口阻力转移至火源自身的热释放速率上限。研究成果可为战损状态下舰船的抗火结构设计及火灾损伤管理决策提供理论支撑。

关键词

舰船火灾, 战损破口, 大涡模拟, 温度分层, 壁面冷却, 节流效应

Temperature Analysis of Adjacent Cabin under Cabin Fire with Breach

Siyuan Wu, Xiaoying Ma*, Weiying Tian

School of Mechanical Engineering, Shenyang Ligong University, Shenyang Liaoning

Received: July 10, 2026; accepted: August 3, 2026; published: August 7, 2026

Abstract

Aiming at the problem of secondary fire spread across compartments caused by bulkhead breaches after ship damage in naval combat environments, this paper systematically investigates the effects of the location and size of war-damaged breaches on the coupled heat transfer and temperature rise characteristics in adjacent compartments based on Pyrosim, a fire dynamics simulation software utilizing the Large Eddy Simulation (LES) method. The results demonstrate that the vertical height

*通讯作者。

of the breach governs the thermal stratification inside the adjacent compartment, where high-level breaches lead to an extreme vertical temperature difference, while low-level breaches prompt the temperature distribution to evolve toward global mixing. Above the neutral plane of the flow field, the horizontal offset of the breach exerts a prominent weakening effect on the energy transport of the ceiling jet. Furthermore, the intensity of cross-compartment convective heat transfer and the expansion of the physical area of the breach exhibit a significant nonlinear “throttling saturation” feature, indicating that the bottleneck limiting the upper bound of heat transfer shifts from opening resistance to the maximum heat release rate of the fire source itself. The research results can provide theoretical support for the fire-resistant structural design and fire damage management prioritization decisions of damaged ships.

Keywords

Ship Fire, War-Damaged Breach, Large Eddy Simulation (LES), Thermal Stratification, Wall Cooling Effect, Throttling Effect

Copyright © 2026 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

目前的海洋作战中,舰船是海战的核心载体,在海上作战中舰船在遭受反舰导弹、鱼雷等武器的打击时,除了遭受剧烈的爆炸毁伤,还会引发严重的火灾。统计表明,火灾及随之而来的高温烟气是导致战损舰船彻底丧失生命力的主要原因之一[1]。因此,准确评估战损条件下的火灾演化规律,对于舰船损伤管理具有重要意义。传统的舰船舱室火灾研究多聚焦于结构完整的密闭或半密闭空间,但在真实的武器打击场景下,爆炸产生的破片或冲击波往往会打破舱壁,形成不同尺度和位置的“破口”。破口的存在彻底打破了舱室间原有的物理隔离,使得起火舱室与相邻舱室直接连通,热空气会通过破口由火灾舱室进入其他舱室,此时,舱室间的传热不再是单一的通过舱壁的热传导,而变成了“热对流、热辐射与热传导”的复杂耦合过程。这种剧烈的热对流会加速火势蔓延,导致邻舱温度急剧升高,引发结构的快速退化。

目前,国内外学者针对舱室火灾的温升特性已开展了大量研究,并取得了丰硕成果。Peatross M 等[2]进行了不同通风条件的全尺度舱室火灾试验,为研究舰船火灾特性提供了数据支持。李陈峰等[3]基于 CFAST 软件和 FDS 软件构建了舱段火灾场景模型,开展了舱室火灾数值模拟,分析了火灾温度分布规律和烟气蔓延特性。任经敏等[4]以全尺度船舱火灾试验为基础,分析了不同通风条件下火灾过程中舱壁升温、以辐射及对流方式向周围舱室传热、高温烟气传热等方式进行热量扩散的比重关系。针对邻舱传热的研究,熊言义等[5]对不同火灾场景热流场的分布进行仿真分析及探究共用壁面温度随时间变化规律。张玲玲等[6]运用数值模拟方法探究舱室受邻舱火灾影响时的特性规律。沈永福等[7]通过建立水平及竖直相邻舱室,并设计不同工况下典型油池火灾场景的火灾试验,揭示舰船舱室起火对邻舱温度变化的趋势和规律。对于船舱破口的研究大部分局限于舱室的顶部破口[8]-[11],而在涉及战损破口条件下传热舱壁破损的双舱室耦合传热研究仍相对匮乏。火灾动力学表明,受限空间内的开口尺寸与位置直接决定了流场“中性面”的高度及流体的节流效应。破口特征的改变,将传热机制的转换,从而改变相邻舱室的动态受热历程。因此,亟需针对破口参数对双舱室传热规律的影响开展系统性研究。

综上所述，本文以战损破口相邻双舱室为研究对象，应用火灾仿真软件 Pyrosim 建立火灾热流体动力学数值分析模型。通过改变传热舱壁上破口的尺寸与位置，探究战损破口对双舱室火灾热量传递机制的影响规律，为舰船火灾评估提供理论支撑。

2. 数值计算模型与工况设置

2.1. 物理模型建立

为了研究破口大小和位置对于火灾发展过程中，相邻舱室的传热情况的影响，参考《美国舰艇技术手册》[12]第 555 章第一卷水面舰艇防火标准搭建相邻的两个舱室，每个舱室的大小均为 $2.4 \times 2.4 \times 2.4$ m，如下图 1 所示。两个舱室外侧的舱壁全部设置为暴露，将中间的传热舱壁材料设置为钢，参数如下表 1 所示。在仿真过程中往往很难维持空间的氧气需求，因为热烟气往外冲会堵住冷空气进入，所以采用高低双通风口设计，在火灾舱室底部设置通风口，专门引入新鲜空气，保证火源的持续燃烧。同时，在顶部后方同样面积可以调整的排烟口用于排出热烟气，为了放置传热过程中，传热舱室压力过大导致的数值波动，在传热舱室底部放置一个通风口，在尽量不影响数值的情况下达到泄压的目的，三个通风口位置如表 2 所示，利用火灾产生的压力差，形成自然的烟囱效应，确保火源有源源不断的氧气进行化学反应。



Figure 1. Cabin modeling
图 1. 舱室建模

Table 1. Material parameters of heat transfer bulkhead
表 1. 传热舱壁材料参数表

物理量	数值
材料	钢
密度/(kg/m ³)	7850
比热/(kJ/(kg·K))	0.46
导热系数/(W/(m·K))	45.8
发射率	0.95

Table 2. Ventilation outlet data table
表 2. 通风口数据表

序号	类型	X 范围	Y 范围	Z 范围
1	高位排烟口	1.2~1.6	2.1~2.5	2.4~2.6
2	低位进风口	2~2.4	-0.1~0.3	0.2~0.4
3	传热舱室泄压口	4.5~4.9	2~2.2	0.2~0.4

2.2. 火源设置

由于船舱火灾大多为柴油火灾，而庚烷(C_7H_{16})的特性与柴油最为相似[13]，因此在本文中，正庚烷被作为燃料，其物理与化学性质如表 3 所示。

Table 3. Physical and chemical properties of n-heptane
表 3. 正庚烷的物化性质

物理量	数值
密度/(kg/m^3)	684
比热容/($kJ/kg \cdot K$)	2264
沸点/($^{\circ}C$)	98.5
导热系数($W/(m \cdot K)$)	0.14
燃烧热/(kJ/g)	44.6

将火源放置在燃烧舱室中心，火源的设定有两种方式，一种设置为燃烧器表面，另一种是设定为油池，本文研究侧重为“左舱火灾对右舱的传热”，所以需要有一个稳定、已知功率的标准热源。如果火源设置为油池，火源功率会随着舱内氧气浓度和温度不断剧烈波动，这会很难判断右侧舱室的升温是由传热规律引起的，还是由左侧火源不稳定引起的。所以将火源设定为燃烧器，该方式可以精确控制火源的大小和功率，这对于研究固定火源下的传热更加理想，但是该方式不能模拟火反馈现象，所以为了能够更精准的模拟，本文通过设置一个标准的 t^2 增长曲线将火源表面的 RAMP 曲线调得更平缓一些，来模拟油池起火的增长过程。

以下为参数设定的理论依据。

为了匹配网格和控制热释放速率，将火源面积设定为 $0.5\text{ m} \times 0.5\text{ m}$ ，根据以下公式：

$$\dot{m}'' = \dot{m}_{\infty}'' (1 - e^{-k\beta D}) \quad (1)$$

其中 $\dot{m}''$ ：单位面积质量燃烧速率($kg/m^2 \cdot s$)； $\dot{m}_{\infty}''$ ：无限直径质量燃烧速率。指当液池变得足够大(通常 $D > 3\text{ m}$)时，燃烧速率达到的最大理论极限值； $k\beta$ ：消光系数，单位是 m^{-1} ，它代表了火焰向液池表面反馈热辐射的能力； D ：液池的有效直径(m)，如果是长方形破口，通常取等效直径。

对于 $0.5\text{ m} \times 0.5\text{ m}$ 的正方形油池，其等效直径为 0.56 m ，代入正庚烷的数据， $\dot{m}_{\infty}'' = 0.045$ ， $k\beta = 1.1$ ，求得 $\dot{m}'' = 0.0208\text{ kg/(m}^2 \cdot \text{s)}$

计算理论热释放速率：

$$\text{HRRPUA} = \dot{m}'' \cdot \Delta H_c \quad (2)$$

其中 HRRPUA：热释放速率(kW/m^2)， ΔH_c ：燃烧热(MJ/kg)，正庚烷取 44.6；求得 $\text{HRRPUA} = 928\text{ kW/m}^2$ 。该理论计算值是基于无限开敞空间条件推导的自由燃烧状态，而在真实的船舶封闭舱室火灾中，由于空

间受限, 高温烟气层及四周舱壁的剧烈升温会对油池表面产生强烈的热辐射反馈, 导致燃料的蒸发与燃烧速率成倍增加, 实际热释放速率会远高于开敞环境理论值。因此, 理论计算值仅作为火灾规模的下限参考, 为了真实还原实验舱内的极端热力学环境, 本文采用了“实验数据反向标定法”, 利用仿真模拟与沈永福等开展的实验对于邻舱传热的温度数据进行对比, 经过多次迭代标定, 本文最终将模型中的等效单位面积热释放速率 HRRPUA 修正为 2500 kW/m^2 。后续的模型验证结果表明, 该修正参数能够精准地复现火源舱的峰值温度及邻舱传热趋势, 证明了该标定取值的科学性与必要性。

在火灾科学中, 绝大多数火灾在初期都会经历一个随时间平方增长的过程。其标准数学表达式为:

$$\dot{Q} = \alpha t^2 \quad (3)$$

其中 $\dot{Q}$: 热释放速率(kW); α : 火灾增长系数(kW/s^2), 正庚烷的 α 值通常取 0.1876 kW/s^2 ; t : 火灾发生后的时间(s)。

目标功率 $\dot{Q}_{\max} = 2500 \text{ kW/m}^2 \times 0.25 \text{ m}^2 = 625 \text{ kW}$ 。所以到达峰值时间 $t_{\text{peak}} = \sqrt{(540/0.1876)} \approx 53.6 \text{ s}$ 在真实的舱室火灾中, 正庚烷引燃伴随周围可燃物的发展需要一定的准备时间。为了在仿真中更真实地还原实验中前两分钟较为缓慢的引燃与蔓延过程, 本文对标准 t^2 火灾增长模型进行了标定与修正, 将火源达到最大功率的时间设定为 150 s 。火源表面的渐变函数具体设置的标准 t^2 增长曲线如下表 4 所示。

Table 4. t^2 growth curve settings
表 4. t^2 增长曲线设置

时间	比例因子	计算逻辑($t^2/54^2$)
0	0	初始起火
30	0.02	燃烧初期, 火势极小
60	0.08	火势开始之间引燃
90	0.25	火势加速增长
120	0.56	火灾进入猛烈发展期
150	1.0	达到最大热释放状态
600	1.0	维持稳态燃烧阶段结束
630	0.25	燃料耗尽, 火势迅速衰减
660	0	火灾完全熄灭

2.3. 网格设置

在火灾动力学大涡模拟中, 网格尺寸的选择直接影响到对火源羽流及流动细节的捕捉精度。根据 NIST 推荐方法, 网格的合理性通常通过火源特征直径 D^* 与网格尺寸的比值进行评估。火源特征直径 D^* 的计算公式如下:

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{2/5} \quad (4)$$

其中: $\dot{Q}$: 火源最大热释放速率。根据本文设置, 为 625 kW ; ρ_{∞} : 环境空气密度, 取 1.206 kg/m^3 ; c_p : 空气定压比热容, 取 $1.006 \text{ kJ/(kg} \cdot \text{K)}$; T_{∞} : 环境参考温度, 取 293.15 K ; g : 重力加速度, 取 9.81 m/s^2 。

将上述参数代入公式, 得 $D^* \approx 0.794$, 本文选取的全局网格尺寸为 0.1 m , 求得比值为

$\frac{D^*}{\delta x} = \frac{0.794}{0.1} = 7.94$ ，根据 FDS 用户指南及相关的网格独立性研究，当 $4 \leq \frac{D^*}{\delta x} \leq 16$ 时，模拟能够获得足够

精确的计算结果。本文计算结果为 7.94，处于推荐区间内，为后续复杂舱室传热的精确模拟提供了极为坚实的数值基础。

2.4. 测点布置与监测面设置

为了捕捉双舱室火灾过程中的热量传递规律与空间温度分层效应，需要在起火舱与传热舱内布置了热电偶阵列与温度的二维切片。考虑到舱室的整体高度为 2.4 m，为了监测传热舱室的垂直温度梯度，在传热舱的中心轴线上设置了一棵覆盖全高度的“热电偶树”如图 2 所示。该阵列从距地面 0.4 m 处起，每隔 0.4 m 布置一个测点，高度分别为 $H = 0.4 \text{ m}$ ， 0.8 m ， 1.2 m ， 1.6 m ， 2.0 m ， 2.4 m 。这种等间距的测点分布能够灵敏地反映高温烟气层的沉降过程，为后续量化中性面高度及上下层温差提供直接的数据支撑。

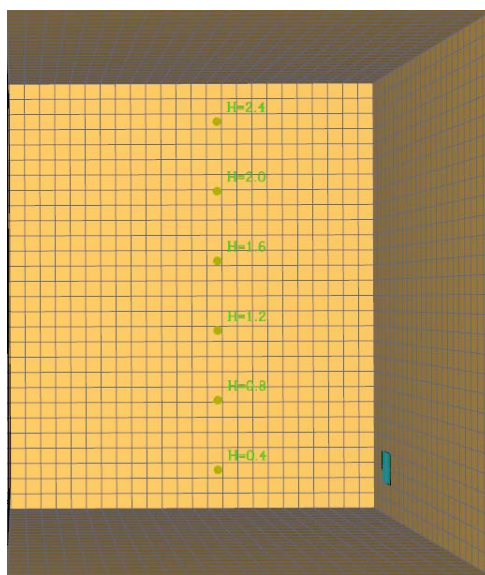


Figure 2. Layout diagram of thermocouples
图 2. 热电偶布置图

此外，为了直观记录热对流与热辐射在空间内的动态演化形态，模型在 $Y = 1.2 \text{ m}$ 、 $Z = 1.4$ 平面处设置了二维温度切片，用于实时捕捉破口处的舱内温度场的整体分布。

2.5. 破口工况设计与汇总

真实的舰船战损破口具有高度的随机性，但其核心影响因素可归结为开口的物理尺寸及其在舱壁上的空间相对位置。为系统揭示这些特征对双舱室传热机制的动态影响规律，本文采用控制变量法，设计了正交交叉验证工况。

对于破口位置的选择，本文从水平方向上，选取了中心列(正中、中上、中下)与偏置列(左上、左中、左下)，旨在对比火源主羽流区与壁面冷却区的高温烟气对流差异；从垂直方向上，选取了上、中、下三个高度梯队，以模拟破口处于热烟气区、中性面或冷空气区的不同传热响应。共计提取 6 种典型位置。破口大小的设置，本文模拟从局部弹片击穿到大型反舰武器引发的结构大面积撕裂，选取了 $0.2 \times 0.2 \text{ m}$ 、 $0.4 \times 0.4 \text{ m}$ 、 $0.6 \times 0.6 \text{ m}$ 、 $0.8 \times 0.8 \text{ m}$ 以及 $1.0 \times 1.0 \text{ m}$ 共计 5 种不同面积的方形破口。

综合上述两个核心变量，本文共设置了 30 组 FDS 数值仿真工况。全部工况的参数汇总如表 5 所示。

Table 5. Summary of operating conditions
表 5. 工况汇总表

工况编号	破口垂直位置	破口水平偏移	破口尺寸(m × m)	破口面积(m ²)
Case1~5	上部	中心对齐	0.2~1.0 (5 组)	0.04~1.0
Case6~10	中部	中心对齐	0.2~1.0 (5 组)	0.04~1.0
Case11~15	下部	中心对齐	0.2~1.0 (5 组)	0.04~1.0
Case16~20	上部	偏左对齐	0.2~1.0 (5 组)	0.04~1.0
Case21~25	中部	偏左对齐	0.2~1.0 (5 组)	0.04~1.0
Case26~30	下部	偏左对齐	0.2~1.0 (5 组)	0.04~1.0

2.6. FDS 模型合理性验证

为了验证本文所建立的 FDS 舱室火灾模型的准确性与合理性，将仿真计算得到的时间 - 温度曲线与沈永福等开展的真实全尺寸舱室火灾实验(工况 1)数据进行了对比分析，结果如图 3 所示。

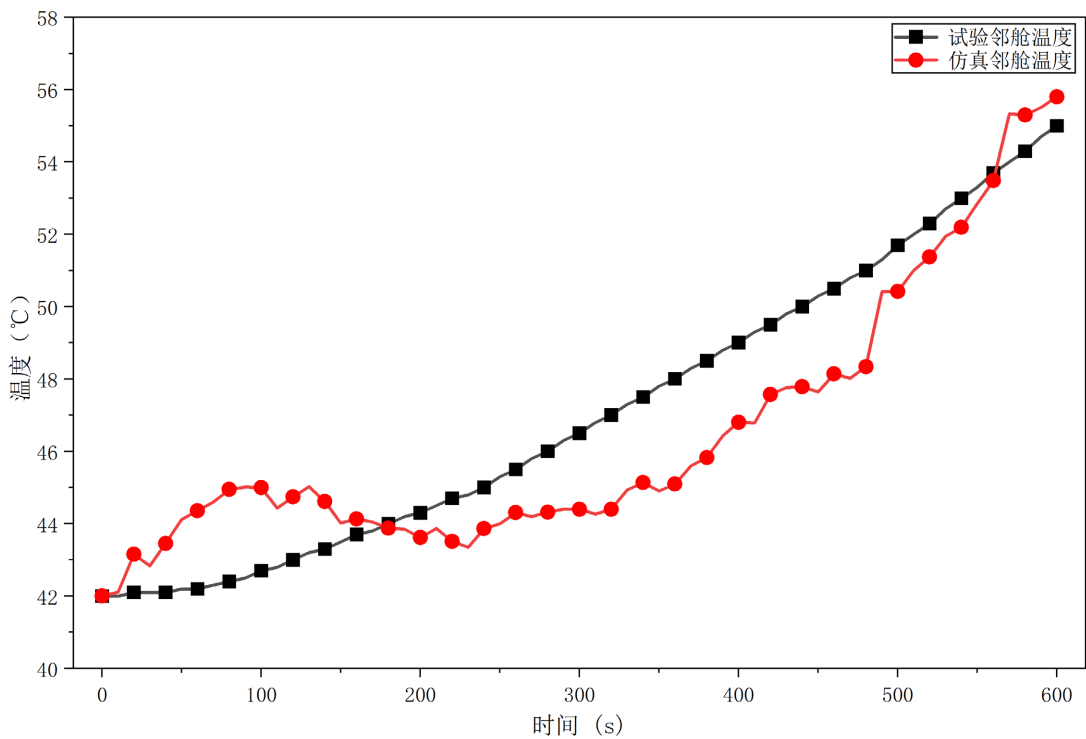


Figure 3. Comparison of simulation and experimental data
图 3. 仿真与实验数据对比图

针对受火灾热传导影响的邻舱测点，考虑到真实船舶舱壁表面防腐涂层、燃烧初期附着的碳黑层以及空气边界层所带来的接触热阻，在模型中采用了等效导热标定法对钢的热物性参数进行了合理修正。对比结果显示，修正后的传热模型有效消除了理想纯金属传热带来的早期热滞后误差，仿真曲线在温升斜率上与实验数据高度贴合，最大误差为 6.44%。

综上所述，本文建立的火灾模型能准确预测热量跨舱室传递的温度升高趋势。该模型具有较高的可靠性与科学性，可为后续开展舱室火灾传热的分析提供坚实的工具基础。

3. 结果验证

3.1. 火灾发展过程

进行仿真模拟后, 设置的二维温度检测切片可观察模拟的火灾环境温度的发展过程如图 4 所示。

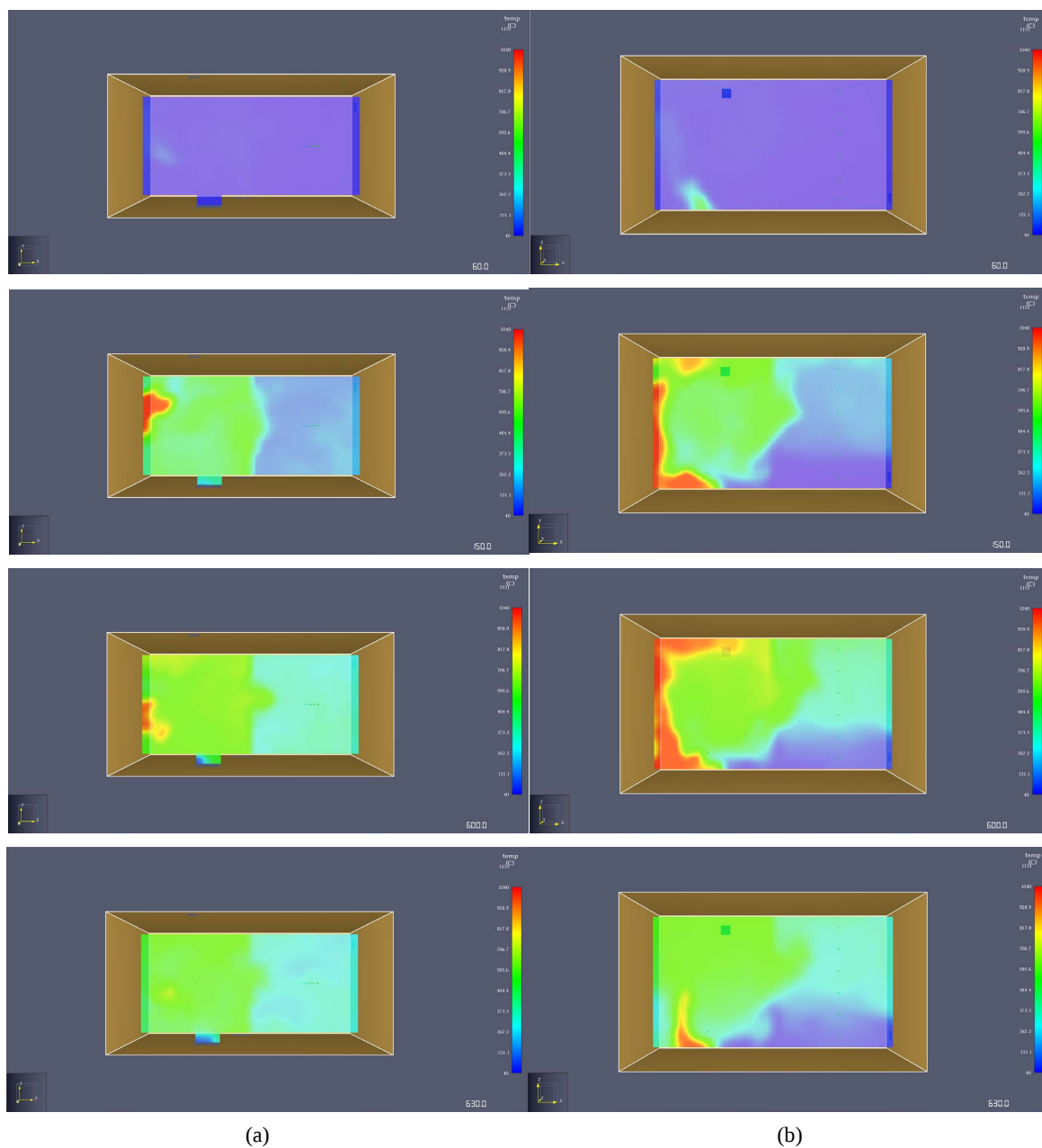


Figure 4. Cloud chart of fire development process. (a) Temperature distribution map of the Y-axis section; (b) Temperature distribution map of the Z-axis section

图 4. 火灾发展过程云图。(a) Y 轴切面温度分布图; (b) Z 轴切面温度分布图

3.2. 破口位置对传热机制的影响

在探究破口位置对传热机制的影响规律时, 本节统一选取 $1.0 \times 1.0 \text{ m}$ 的最大破口工况作为基准进行

分析。

其设定依据主要有两点：首先， $1.0 \times 1.0 \text{ m}$ 的破口约占传热舱壁面积(5.76 m^2)的 17.4%，这符合反舰武器打击后结构大面积撕裂的真实战损特征，具有明确的工程背景；其次，较大尺寸的开口能够有效消除小开口带来的流体“节流效应”，放大了高温烟气在不同高度和水平偏移下温升差异，从而确保分析的准确性。如表 6 所示， $1 \times 1 \text{ m}$ 破口的空间位置对相邻舱室的温度变化产生了决定性影响。

Table 6. Summary table of peak temperatures of heat transfer chambers caused by $1 \times 1 \text{ m}$ characteristic cracks at different locations

表 6. $1 \times 1 \text{ m}$ 特征破口在不同位置下的传热舱温度峰值汇总表

破口位置	传热舱最高平均温度($^{\circ}\text{C}$)	顶部峰值温度($H = 2.4 \text{ m}$) ($^{\circ}\text{C}$)	底部峰值温度($H = 0.4 \text{ m}$) ($^{\circ}\text{C}$)	上下层温差($^{\circ}\text{C}$)
中上	320.0	527.7	129.2	398.5
正中	286.1	377.0	161.1	215.9
中下	260.2	295.0	227.4	67.6
左上	270.0	415.0	115.4	299.6
左中	266.1	356.5	144.0	212.5
左下	264.1	313.4	220.6	92.8

纵向对比可见，随着破口高度的提升，传热舱的最高平均温度呈递增趋势，且上下层温差也随着高度提升的变大。其中，“中上”工况的上下层温差高达 398.5°C ，表现出最为极端的温度分层现象；而“中下”工况的上下层温差仅为 67.6°C ，证实了低位破口引发的全局掺混效应。

横向对比“中心列”与“偏左列”数据，可直观量化水平偏移带来的热削弱作用。在相同垂直高度下，水平偏移不仅使最高平均温度下降了 50.0°C ，更使其顶部核心受灾区($H = 2.4 \text{ m}$)的峰值温度大幅降低了 112.7°C ，这充分验证了顶棚射流的热衰减机制。

3.2.1. 垂直高度对温升响应与热分层强度的影响

火灾发生后，热烟气受浮力影响汇聚于舱室顶部，形成高温烟气层。破口在垂直方向上的位置直接决定了其与烟气层的重叠程度，进而引发不同的传热模式。

从传热舱的整体温升来看，破口位置越高，热量跨舱蔓延的效率越显著。当破口位于“中下”位置时，传热舱最高平均温度为 260.2°C ；而当破口上移至“正中”位置时，平均温度上升至 286.1°C (提升约 9.9%)；当破口处于“中上”位置时，平均温度达到峰值 320.0°C 。相较于底部破口，顶部破口使邻舱的整体热载荷显著提升了约 23.0%。如图 5 所示，在邻舱平均温度曲线图中，中上破口展现出最大的温升斜率。

更细致的测点展示了破口高度对邻舱温度的分层现象的决定作用，如所图 6 所示。

从图 6 中我们可以看出一是“中上”破口的强分层效应。当开口直通起火舱的高热区时，大量烟气涌入邻舱顶部并迅速蓄积。数据显示，其 $H = 2.4 \text{ m}$ 处的峰值温度达到 527.7°C ，而底部 $H = 0.4 \text{ m}$ 处仅为 129.2°C ，上下层温差接近 400°C 。这种由于高位进气导致的热量极化分布，对邻舱上部结构的防火稳定性构成了主要威胁。二是“中下”破口的能量掺混机制。由于起火舱上半部完整舱壁的遮挡，高温烟气必须下沉至破口高度后方能溢出，并从底部注入邻舱。这种模式下，邻舱顶部($H = 2.4 \text{ m}$)温度较“中上”工况大幅下降了 44.1% (降至 295.0°C)；但因热流从底部注入，其 $H = 0.4 \text{ m}$ 处温度反而逆升升高了 76.0% (达到 227.4°C)。这种从底部开始的升温方式有效缩小了垂直温差，使舱内流场呈现出全局掺混的温升特征。

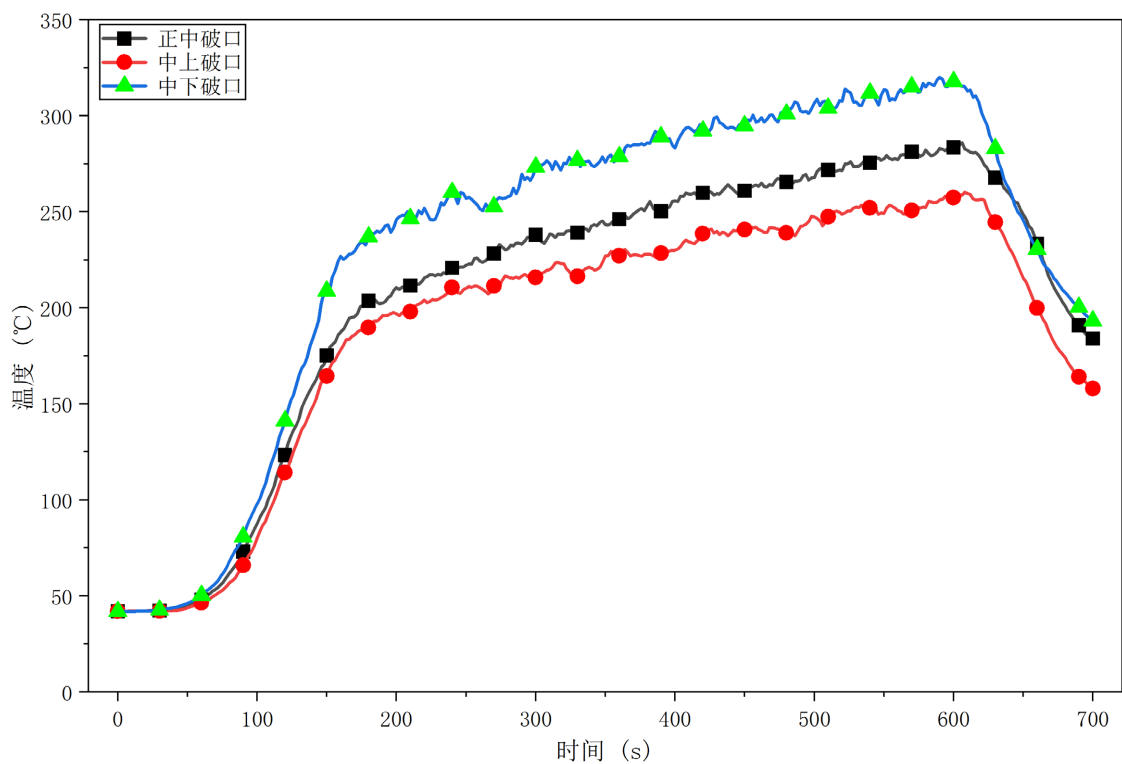


Figure 5. Average temperature curve of 1×1 breach at different vertical positions

图 5. 垂直不同位置 1×1 破口平均温度曲线图

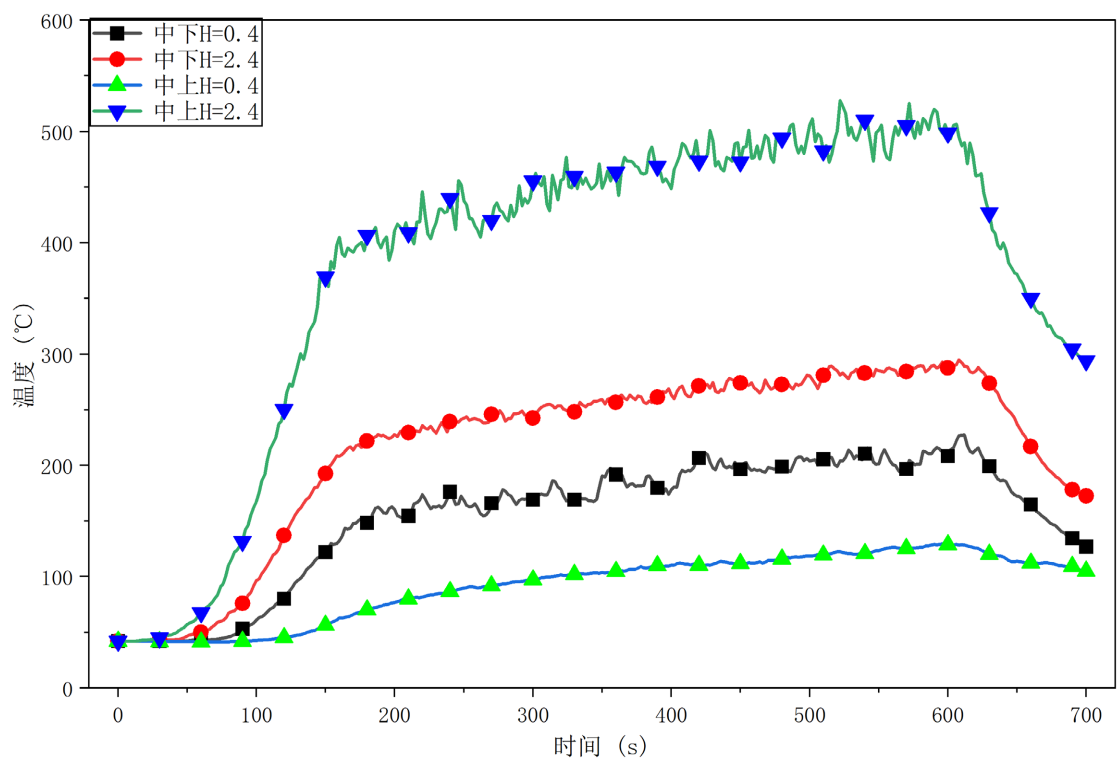
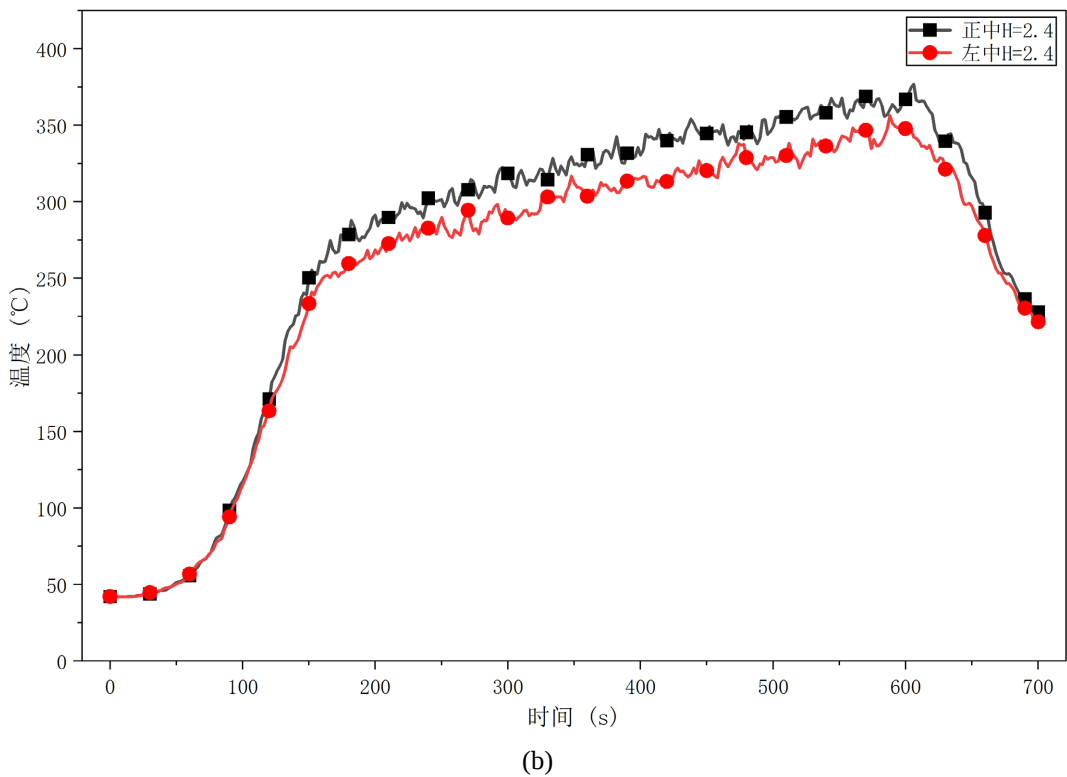
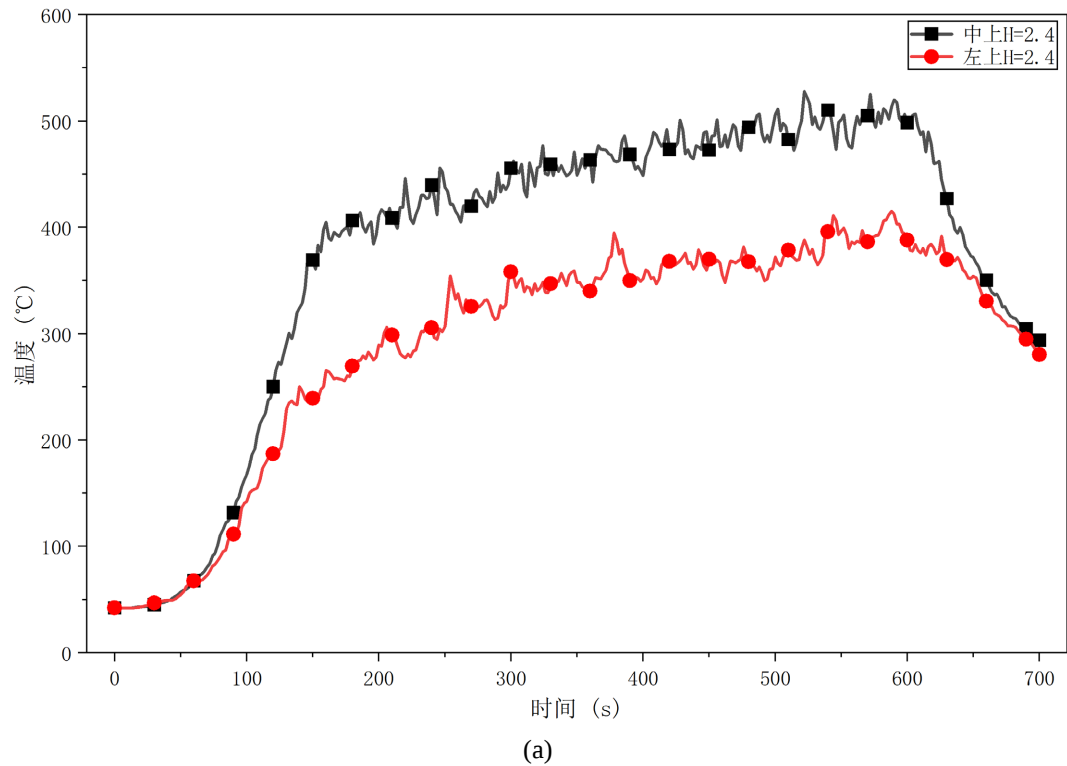


Figure 6. Temperature comparison of ruptures between upper-middle and lower-middle positions

图 6. 中上中下破口温度对比

3.2.2. 水平偏移对顶棚射流流动量衰减的消减作用

除了垂直高度, 破口是否对准火源中心(即水平偏移)也会通过改变顶棚射流的能量输运路径来影响传热效率。



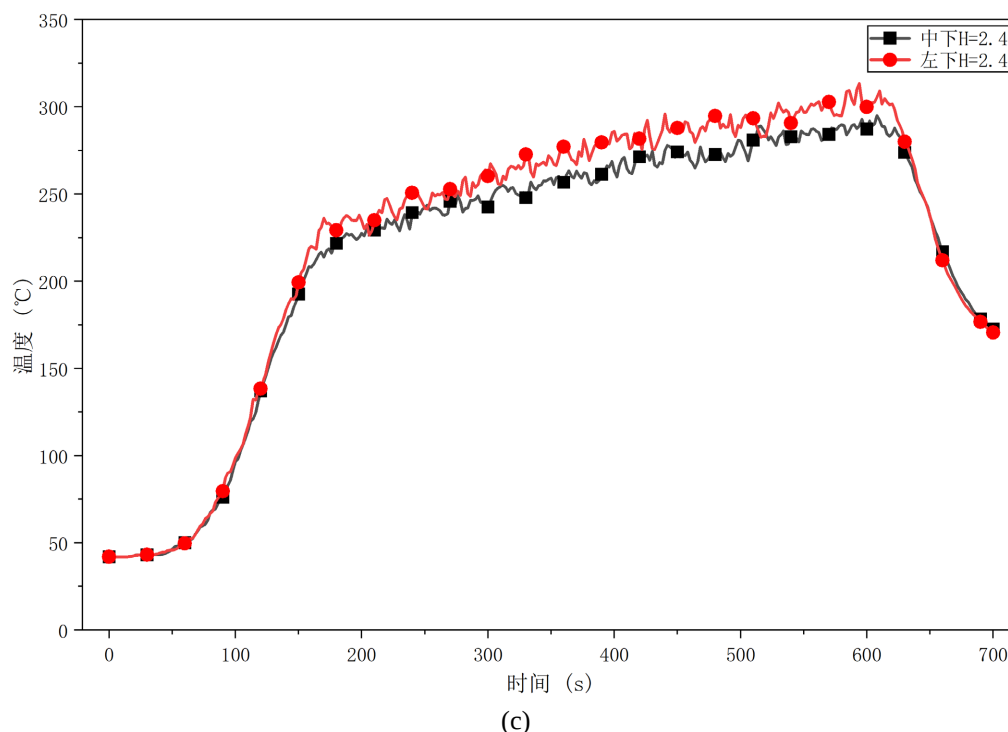


Figure 7. Comparison of temperature curves in the horizontal area. (a) Comparison of the upper area; (b) Comparison of the Central Region; (c) Comparison of the lower area

图 7. 水平区域温度曲线对比。(a) 上部区域对比；(b) 中部区域对比；(c) 下部区域对比

对比中心轴线(中上、正中、中下)与水平偏置(左上、左中、左下)工况可以发现,水平偏移对对流传热的削弱作用呈现出高度的“空间位置依赖性”如图 7 所示。

结合图 7 中的数据对比,在流场中性面以上的中高位区域,水平偏移表现出显著的热缓冲与削弱作用。数据对比表明:在上部区域,“左上”破口的最高平均温度(270.0°C)较中心对齐的“中上”破口(320.0°C)大幅降低了 15.6%;针对邻舱顶部核心受灾区($H = 2.4\text{ m}$),“左上”工况的峰值温度更是从 527.7°C 急剧下降了 21.4%(降至 415.0°C)。在中部区域,“左中”破口的最高平均温度(266.1°C)较“正中”破口(286.1°C)的削弱幅度减半,仅下降了 7.0%。

这种衰减的根源在于:偏离火源主轴线后,高温顶棚射流在溢出前需沿着起火舱顶板和侧壁行进更长距离。在此过程中,烟气不仅经历了动量耗散,更受到常温钢质舱壁强烈的“壁面冷却效应”影响。破口位置越高,迎击的射流动能越大,这种偏置带来的冷却削弱效应就越显著。

然而,在流场中性面以下的低位区域,这种削弱规律趋于失效。数据表明,“左下”工况的最高平均温度(264.1°C)与“中下”工况(260.2°C)相比,不仅没有下降,反而存在微小的波动上升(约 1.5%)。这说明低位破口避开了高速热射流区,主要受缓慢下沉的蓄积烟气及冷空气卷吸主导。在此底层区域,热气流动能极低,壁面冷却不再是传热阻力的主导因素,因此水平方向的几何偏移对跨舱整体热载荷的影响趋于零。

3.3. 破口尺寸对于传热的影响

在明确了破口空间位置的扰动规律后,破口物理面积的大小则直接决定了跨舱室热流体交换的边界条件。为探究破口尺寸对于传热的影响,本节统一提取“正中”位置下,尺寸从 $0.2 \times 0.2\text{ m}$ 至 $1.0 \times 1.0\text{ m}$ (对应面积为 0.04 m^2 至 1.0 m^2) 的 5 组工况数据进行量化对比,如图 8 所示。

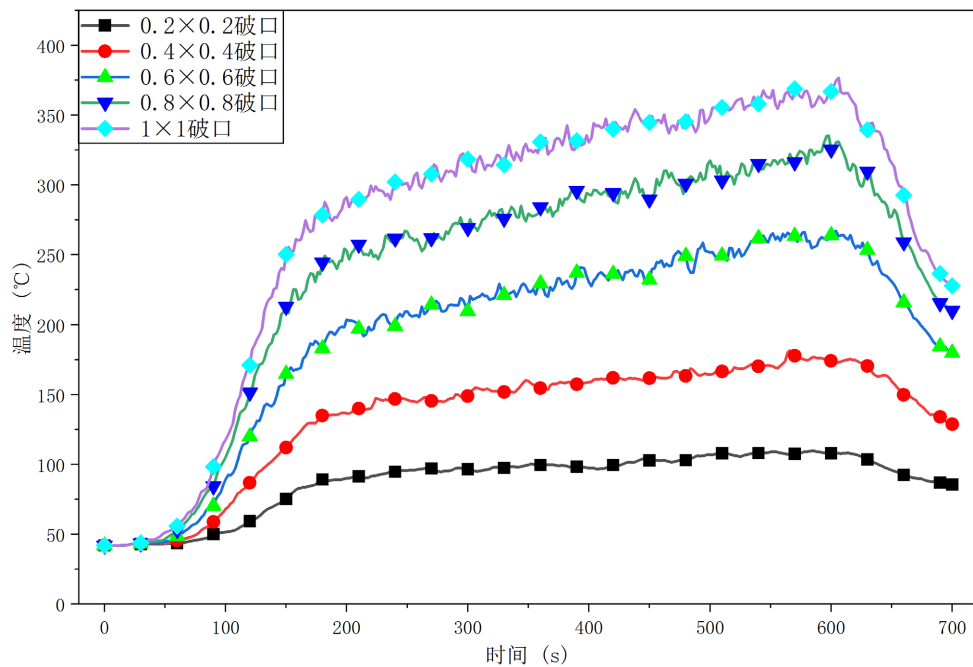


Figure 8. Average temperature curves of different-sized breaches at the center position

图 8. 正中位置不同尺寸破口平均温度曲线图

当破口尺寸极小(如 $0.2 \times 0.2 \text{ m}$, 面积 0.04 m^2)时, 开口对流体形成了类似于孔板的极强“节流效应”。起火舱内的高压热膨胀气体在通过狭小开口时遭遇巨大的局部阻力损失。数据表明, 在此工况下, 传热舱的整体升温被严重压制, 其最高平均温度仅为 88.3°C , 而顶部核心受灾区($H = 2.4 \text{ m}$)的峰值温度也仅有 109.5°C 。这说明绝大部分热量被物理阻隔并“闷烧”在起火舱内, 跨舱的热对流灾害处于极低水平。

随着破口尺寸的扩大, 节流效应开始解除, 热流体的质量流量呈跃升态势。数据表明, 当破口尺寸由 $0.2 \times 0.2 \text{ m}$ 扩大至 $0.4 \times 0.4 \text{ m}$ 时, 传热舱最高平均温度急剧攀升至 131.0°C , 大幅提升了 48.4% ; 而当尺寸进一步扩大至 $0.6 \times 0.6 \text{ m}$ 时, 平均温度达到 187.2°C , 较 $0.4 \times 0.4 \text{ m}$ 工况再次显著提升了 42.9% 。

在局部热冲击方面, 这种突变更为剧烈。 $0.6 \times 0.6 \text{ m}$ 工况下的顶部峰值温度(267.4°C)较 $0.2 \times 0.2 \text{ m}$ 工况(109.5°C)激增了约 144.2% 。这表明, 在破口扩张的初期和中期阶段, 开口面积的增加能极大地释放起火舱的蓄积热量, 是限制对流换热的绝对主导因素。

然而, 破口面积的持续增加与传热强度的提升并非线性正比关系。对比大尺寸工况发现, 跨舱传热存在明显的“非线性饱和”特征。

为了直观量化这一非线性规律, 本文引入了最高平均温度增量、相对增幅与单位面积温升率三个指标进行评估, 结果如表 7 所示。

Table 7. Changes in temperature rise response of the heat transfer chamber under gradual expansion of the crack area

表 7. 破口面积逐步扩张下的传热舱温升响应变化表

尺寸变化(m)	面积增量($\Delta A, \text{m}^2$)	最高平均温度增量($\Delta T, ^\circ\text{C}$)	单位面积温升率($\Delta T/\Delta A, ^\circ\text{C}/\text{m}^2$)	相对增幅(%)
$0.2 \times 0.2 \rightarrow 0.4 \times 0.4$	0.12	42.7	355.9	48.4
$0.4 \times 0.4 \rightarrow 0.6 \times 0.6$	0.20	56.3	281.3	42.9
$0.6 \times 0.6 \rightarrow 0.8 \times 0.8$	0.28	53.9	192.7	28.8
$0.8 \times 0.8 \rightarrow 1.0 \times 1.0$	0.36	44.9	124.8	18.6

由表 7 的数据演化可以清晰地发现, 随着破口面积的扩张, 舱室受热的温升效率呈现出极其显著的边际效应递减规律。

从相对增幅和单位面积温升率来看, 两者的下滑斜率在空间上高度同步。在 0.2 m 至 0.4 m 工况时, 较小的面积增量 0.12 m^2 释放了巨大的初始孔板节流阻力, 实现了 48.4% 的爆发式温度跃升, 换算单位面积温升率高达 $355.9^\circ\text{C}/\text{m}^2$ 。然而, 随着开口面积的持续扩大, 相对增幅从初期的 48.4% 滑落至 42.9% 和 28.8%; 到了 0.8 m 至 1.0 m 工况, 尽管面积增量为 0.36 m^2 达到了初期的 3 倍, 但其相对增幅已大幅放缓至 18.6%, 单位面积温升率也减少至 $124.8^\circ\text{C}/\text{m}^2$, 较初期急剧衰减了约 65.0%。

从本节数据的分析中可以得到规律: 当开口达到一定规模后, 双舱室之间的气体连通已趋于“敞开空间”状态, 破口的物理阻挡作用逐渐消失。

4. 结论

本文针对战损破口条件下的舰船相邻舱室火灾演化问题, 基于大涡模拟方法, 分析了破口位置与尺寸对双舱室耦合传热机制的影响, 主要得出以下结论:

(1) 战损破口彻底改变了双舱室的物理隔离状态, 火灾高温烟气跨舱蔓延, 是顶棚射流与破口处节流效应共同作用的结果。

(2) 破口垂直高度主导了邻舱温度分层强度, 高位破口直通高温烟气层, 导致邻舱热载荷急剧提升, 并在邻舱内产生热分层现象; 而低位破口则促使流场演变为上下掺混的均温慢升模式。

(3) 破口的水平偏移对顶棚射流动能具有显著的非线性削弱作用, 在流场中性面以上区域, 破口偏离火源主轴会加剧动量耗散与壁面冷却, 使邻舱顶部极端受热温度大幅降低, 而在中性面以下的底层区域, 削弱效应非常微弱。

(4) 破口物理尺寸对对流换热存在显著的非线性节流效应, 在破口扩张初期, 热流交换量急剧增长, 当尺寸超越一定阈值后, 受限于火源最大热释放速率, 传热强度的增长呈现出边际递减的“饱和”特征。

(5) 本研究存在一定的工况局限性, 结论的普适性仍需在未来工作中进一步深化。本文在数值模拟中对复杂战损场景进行了合理简化, 主要表现为火源位固定于舱底中心、破口形状规则, 均为正方以及通风条件固定。在实际战损火灾中, 火源位置的改变可能加剧局部壁面导; 不规则形状的破口会导致更复杂的流体局部阻力与局部涡流, 扰动中性面高度; 而通风条件则会直接破坏现有的自然热对流。因此, 火源偏置、非规则破口特征及多场强迫通风耦合下的跨舱传热演化规律, 将是下一步研究的重点方向。

基金项目

辽宁省属本科高校基本科研业务费专项(LJ212410144039)。

参考文献

- [1] Su, S. and Wang, L. (2013) Three Dimensional Reconstruction of the Fire in a Ship Engine Room with Multilayer Structures. *Ocean Engineering*, **70**, 201-207. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2013.05.032>
- [2] Peatross, M., Beyler, C. and Back, G. (1993) Validation of Full Room Involvement Time Correlation Applicable to Steel Ship Compartments. U. S. Coast Guard Report No. CG-D-16-94.
- [3] 李陈峰, 毛佳寅, 宋久振, 等. 基于 CFAST 和 FDS 的舰船舱室火灾蔓延特性对比研究[J]. 舰船科学技术, 2023, 45(8): 50-55.
- [4] 任经敏, 朱小俊, 姚远, 等. 不同通风条件下船舶舱室火灾热量分布研究[J]. 消防科学与技术, 2022, 41(3): 352-355.
- [5] 熊言义, 石邦凯, 郭晨冰, 等. 船舶火灾舱室间传热特性研究[J]. 船海工程, 2025, 54(2): 158-162, 170.
- [6] 张玲玲, 王凯, 张宏. 邻舱火灾对弹药舱温度特性影响的数值研究[J]. 舰船科学技术, 2018, 40(9): 148-153.

-
- [7] 沈永福, 王志浩, 熊言义, 等. 舰船舱室火灾对邻舱温度影响试验研究[J]. 装备环境工程, 2025, 22(5): 103-110.
 - [8] Wakatsuki, K. (2001) Low Ventilation Small-Scale Compartment Fire Phenomena: Ceiling Vents. Master's Thesis, University of Maryland.
 - [9] Cooper, L.Y. (1995) Combined Buoyancy and Pressure-Driven Flow through a Shallow, Horizontal, Circular Vent. *Journal of Heat Transfer*, **117**, 659-667. <https://doi.org/10.1115/1.2822627>
 - [10] 汪金辉, 张宪达, 陈科焯. 顶部开口船舱火灾下结构热力耦合方法研究[J]. 中国舰船研究, 2021, 16(3): 74-85, 111.
 - [11] 李强. 船舶顶部开口舱室火灾烟气特性实验研究[D]: [博士学位论文]. 合肥: 中国科学技术大学, 2013.
 - [12] US Department of the Navy (2006) Naval Ships Technical Manual, Chapter 555, Volume1, Surface Ship Fire-Fighting: S9086-S3-STM-010. Department of the Navy.
 - [13] 陈利源, 刘燕红, 刘伯运, 等. 顶部开口舱室火灾特性的数值模拟研究[J]. 四川兵工学报, 2015, 36(4): 139-143.