

长持时远场爆炸波作用下矩形柱的荷载特性*

张明格¹, 邱涛², 汪诚林¹, 杜晓庆^{1,3}

(1. 上海大学力学与工程科学学院, 上海 200444;

2. 同济大学土木工程学院, 上海 200092;

3. 上海大学高性能桥梁研究中心, 上海 200444)

摘要: 大规模强爆炸引起的远场冲击波具有正压持时长、冲量大、动压强等特征。在此类长持时爆炸波作用下, 结构物不仅受到超压作用, 还应考虑动压(爆炸风)的影响。矩形截面柱体结构和构件在工程中应用广泛, 但其在长持时爆炸波作用下的荷载特性及其流场特征尚不明确。针对矩形柱的长持时爆炸波绕射问题, 采用数值模拟方法, 考虑了正压持时($t_d = 50\text{ ms} \sim 2000\text{ ms}$)和矩形柱宽高比($B/D = 0.5 \sim 2.5$)的影响, 研究了矩形柱阻力及其冲量时程的变化规律, 分析了矩形柱表面反射超压的分布特征, 阐明了爆炸波与流场结构的演变过程及其作用机制。研究表明, 矩形柱的阻力系数与 UFC 手册和风工程领域经验值存在显著差异, 且受宽高比影响较小而受正压持时影响较大。随着正压持时增加, 各宽高比下矩形柱阻力系数呈先下降后上升, 最终趋于稳定的变化趋势。不同正压持时下矩形柱周围绕流场结构呈现多样性, 随着正压持时的增大, 矩形柱的尾流由对称结构逐渐演化为明显的非对称分布。

关键词: 强爆炸; 长持时爆炸波; 矩形柱; 动压; 阻力系数

中图分类号: O389

国标学科代码: 13035

文献标识码: A

Load characteristics of a rectangular column under long-duration far-field blast loading

ZHANG Mingge¹, QIU Tao², WANG Chenglin¹, DU Xiaoping^{1,3}

(1. School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China;

2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

3. High-Performance Bridge Research Center, Shanghai University, Shanghai 200444, China)

Abstract: Far-field blast wave induced by a large-scale strong explosion exhibits distinct characteristics, including a long positive-phase duration, high impulse, and significant dynamic pressure. Under long-duration blast loading, structures are subjected not only to overpressure but also to the effect of dynamic pressure (blast wind), which must be taken into consideration. Columnar structures and members with rectangular cross-sections are widely applied in engineering practice, yet their loading characteristics and flow field features under long-duration blast loading remain insufficiently understood. To address the diffraction of long-duration blast waves around rectangular columns, a numerical investigation was conducted using the Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) method. The ALE formulation combines the advantages of Lagrangian and Eulerian descriptions, effectively handling the large deformations of the flow-field while maintaining accurate tracking of the material interfaces. The

*收稿日期: 2026-06-15; 修回日期: 2026-08-24;

基金项目: 国家资助博士后研究人员计划(B档)(GZB20250755);

第一作者: 张明格(1998—), 女, 博士研究生. E-mail: zhangmingge@shu.edu.cn;

通信作者: 杜晓庆(1973—), 男, 博士, 教授. E-mail: dxq@shu.edu.cn.

numerical model was validated against available experimental data to ensure its predictive capability. To ensure numerical accuracy, a grid independence study was conducted, and a total of 60 computational cases were simulated. A systematic parametric study was performed to examine the effects of positive-phase duration ($t_d = 50 \text{ ms} \sim 2000 \text{ ms}$) and column width-to-height ratio ($B/D = 0.5 \sim 2.5$) at a fixed incident peak overpressure of 100 kPa. The temporal evolution of drag force and drag impulse was investigated; the distribution of reflected overpressure over the column surfaces was analyzed; and the evolution and interaction mechanisms of the blast waves and flow-field structures were elucidated. The results indicate that the drag coefficient of rectangular columns differs significantly from the empirical values provided in the UFC guidelines and wind engineering literature. Moreover, the drag coefficient is relatively insensitive to the width-to-height ratio but is strongly influenced by the positive-phase duration. As the positive-phase duration increases, the drag coefficient first decreases and then rises, before eventually approaching a stable value for each width-to-height ratio considered. This evolution in loading is accompanied by a systematic transformation of the flow field: the initially symmetric wake gradually becomes asymmetric, with increasingly complex vortex structures emerging at longer durations.

Keywords: strong explosions; long-duration blast waves; rectangular columns; dynamic pressure; drag coefficient

大规模强爆炸产生的长持时远场爆炸波具有正压持时长（通常超过 100 ms）、冲量大、动压强等特点，对远场的工程结构也会造成破坏或严重损伤^[1, 2]。1945 年日本长崎核爆炸当量相当于 21 千吨 TNT，约 19 公里范围内的建筑受到损坏^[3]。2015 年的天津港大爆炸其爆炸当量约为 500 吨 TNT，2 公里范围内的建筑物损坏严重^[4]。2020 年的贝鲁特港大爆炸，其爆炸当量约为 500 吨至 1120 吨 TNT，约 2 公里范围内建筑物受到严重损伤^[5, 6]。结构表面爆炸荷载特性是结构动力响应分析与损伤评估的重要因素^[7, 8]，矩形截面柱体作为生活中常见的结构和构件（如建筑物、结构柱及桥梁墩柱等），其在长持时爆炸波作用下的荷载特性及其流场特征尚不明确。

在长持时远场爆炸波作用下，结构物不仅受到超压作用，还应考虑动压（爆炸风）的影响^[9-12]。对于几何尺寸远小于爆炸波波长的结构和构件（如开放式框架结构、桥梁结构、结构构件等），爆炸波能够迅速将其包裹，超压产生的衍射荷载持时相对较短，爆炸风产生的阻力荷载起主导作用^[9, 10]。工程上常采用阻力系数来表征远场爆炸波产生的阻力荷载，UFC 手册^[9]给出了典型截面柱体的阻力系数，但这些阻力系数适用于当量相对较小的远场爆炸波，并且没有给出阻力系数随矩形柱宽高比的变化规律。而在风工程领域的设计规范中，往往会给出典型结构和构件在稳态风作用下的阻力系数^[13]。然而，长持时爆炸波产生的爆炸风是一种瞬态强风，最高风速可超过声速，并会迅速衰减，这与稳态风有显著差异。Denny 和 Clubley^[11]针对 H 型截面钢柱的激波管试验表明，长持时爆炸波作用下钢柱的阻力系数与抗风规范不同，抗风规范在某些入射角下会低估爆炸荷载。因此有必要开展长持时爆炸波作用下典型截面结构和构件阻力系数的研究。

研究者采用激波管试验和数值模拟方法对长持时爆炸波作用下典型截面结构和构件的荷载特性已经开展了相关研究。Clubley 等^[14]基于激波管试验对不同截面构件的阻力荷载进行了对比，指出方形和角形截面的阻力系数高于圆形截面。李圣童等^[15]通过实验研究了长持时远爆冲击波荷载作用下梁板组合结构的动力响应。彭琦等^[16]通过野外爆炸试验和数值模拟，对 RC 梁在长持时爆炸波作用下的动态响应和破坏模式进行了研究。Kong 等^[7]开展了远场爆炸荷载下桥墩动力响应与损伤评估的研究，建立了单柱和双柱桥墩的流固耦合模型；殷文骏等^[17]通过缩比高层建筑野外化爆试验研究了远场爆炸冲击波整体加载下结构的动态响应规律；Gangolu 等^[18]基于 ANSYS LS-DYNA 对远场爆炸波作用下的 160 根宽翼缘钢柱的动态响应进行数值模拟，建立了最大位移和残余轴压承载力的概率预测模型。Qiu 等^[19]针对箱梁桥，结合激波管试验与数值模拟分析了阻力系数随着宽高比与入射超压峰值的变化规律。Zhang 等^[20]提出了 CFD 与显式动力学相结合的数值模拟方法，研究了远场爆炸荷载作用下钢箱梁桥的动力响应与毁伤评估，发现桥梁破坏模式与冲击波入射角密切相关。Zhang 等^[21, 22]用大涡模拟和激波管试验研究了不同正压持时爆炸波作用下圆柱的荷载特性，发现流场和圆柱表面荷载随着正

压持时增大至某一临界值后进入准稳态。Zhang 等^[23]系统研究了长持时远场爆炸荷载作用下 H 型钢柱的动力响应与破坏模式, 比较了单向耦合与双向耦合流固耦合方法的差异。然而, 以往研究聚焦于 H 型柱^[24, 25]、方形截面柱^[8, 26]、以及箱形梁^[19]、壳体结构^[27, 28]和储罐^[29]等典型截面, 不同宽高比矩形截面柱在长持时爆炸波作用下荷载特性研究相对不足。

总体而言, 现有文献中提出的爆炸波作用下结构的阻力系数和风工程经验值存在不一致性^[1], 且长持时爆炸波作用下矩形截面柱的宽高比效应和绕流场机制尚不明确。针对矩形柱的长持时绕射问题, 研究采用任意拉格朗日-欧拉 (Arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE) 方法^[30], 考虑爆炸波正压持时 ($t_d = 50 \text{ ms} \sim 2000 \text{ ms}$) 和矩形柱宽高比 ($B/D = 0.5 \sim 2.5$) 的影响。首先通过模型检验和验证确保计算参数及结果的准确性; 在此基础上, 研究了矩形柱的阻力及其冲量时程的变化规律, 分析了矩形柱表面反射超压的分布特征, 阐明了爆炸波与流场结构的演变过程及其作用机制。研究结果表明长持时爆炸波作用下矩形柱的阻力系数与 UFC 手册和风工程经验值存在差异, 研究工作可进一步加深对长持时爆炸波作用下矩形柱荷载特性和流场特征的认识, 同时为基础设施及各类防护构件的设计与评估提供荷载依据。

1 计算模型

1.1 计算模型

强爆炸引起的长持时远场爆炸波通常以平面波的形式出现, 因此在矩形空气域的入口边界输入压力 $P(t)$ 、密度 $\rho(t)$ 和速度 $v(t)$ 时程以模拟爆炸波的加载。计算模型和边界条件如图 1 所示, 出口采用无反射边界条件, 壁面采用对称边界条件, 矩形柱两端均设置为固定约束, 约束了柱端节点的所有平动和转动自由度, 并假定矩形柱为刚性模型。以矩形柱的反射波不会干扰入射波, 且出口的反射波不会干扰矩形柱的荷载分布为原则, 根据不同正压持时 ($t_d = 50 \text{ ms} \sim 2000 \text{ ms}$) 的入射波, 确定入口边界距离矩形柱范围 $4 \text{ m} \sim 40 \text{ m}$, 出口距离矩形柱范围 $60 \text{ m} \sim 800 \text{ m}$ 。计算域的宽度和高度分别为 $20D$, 计算模型的阻塞率为 5%。保持矩形柱截面高度 $D = 600 \text{ mm}$ 不变, 调整截面宽度 B 构建不同宽高比的力学模型。

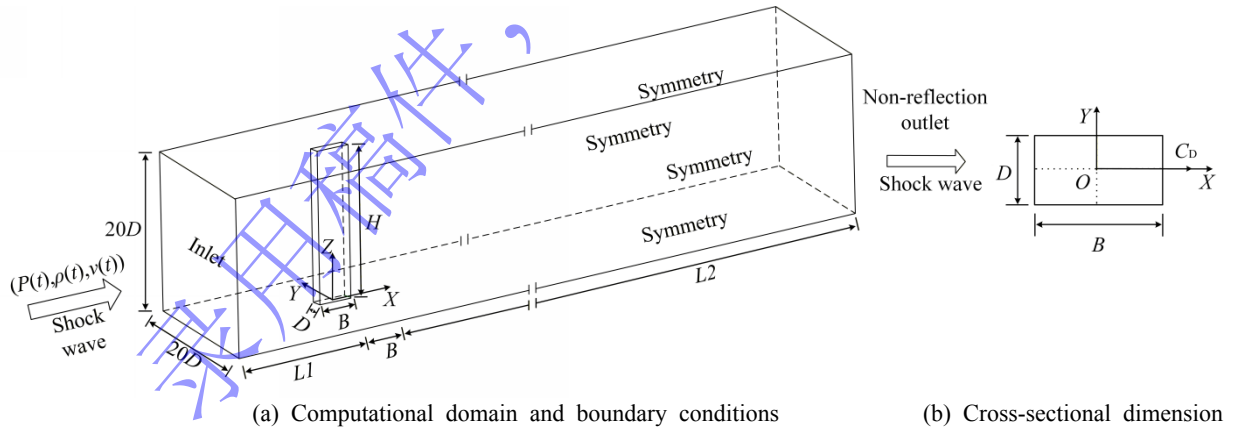


图 1 计算模型与边界条件

Fig. 1 Mechanical model and computational domain with boundary condition

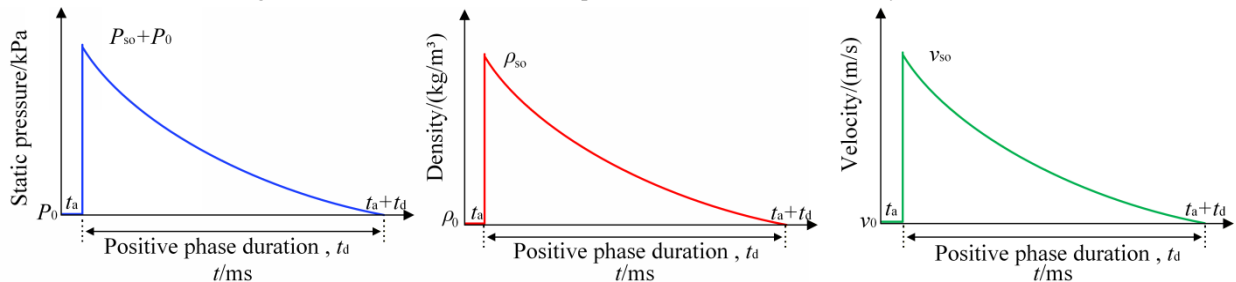


图 2 入射时程曲线

Fig. 2 Shock wave incident time-history curve

采用关键词*BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION 和*BOUNDARY_AMBIENT 以实现入口边界条件的输入,*BOUNDARY_AMBIENT 通过公式 (1) 将压力时程 $P(t)$ 、密度时程 $\rho(t)$ 转换为能量时程 $E(t)$ 。

$$E(t) = \frac{C_0 + C_1\mu(t) + C_2\mu^2(t) + C_3\mu^3(t) + [C_4 + C_5\mu(t) + C_6\mu^2(t)]}{P(t)} \quad (1)$$

式中: C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 和 C_6 为多项式系数, 体积参数为 $\mu(t)$, 定义为 $\mu(t) = \rho(t) / \rho_0 - 1$, 空气密度 $\rho_0 = 1.295 \text{ kg/m}^3$ 。

假设空气为无粘性理想气体, 采用*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 来定义线性状态方程的系数,*MAT_NULL 定义其材料模型; 假定矩形柱为刚性模型, 采用*MAT_RIGID 关键词^[31]。基于 Friedlander 方程描述压力时程的衰减规律^[32], 详见公式 (2), 式中: P_{so} 是超压峰值, b 是波形的衰减系数, t_d 是正压持时, 环境压力 $P_0 = 101.325 \text{ kPa}$ 。

$$P(t) = P_{so} \left(1 - \frac{t}{t_d} \right) e^{-\frac{bt}{t_d}} + P_0 \quad (2)$$

假设粒子速度和密度均遵循与压力相同的衰减规律^[8], 基于此假设粒子速度和密度的衰减关系可表示如式 (3):

$$\begin{cases} v(t) = v_{so} \left(1 - \frac{t}{t_d} \right) e^{-\frac{bt}{t_d}} \\ \rho(t) = \frac{P_{so}}{\rho_{so}^{1/\gamma}} P(t)^{1/\gamma} \end{cases} \quad (3)$$

式中: 热容比为 $\gamma = 1.4$, 环境介质的声速为 $c_0 = 340 \text{ m/s}$; 密度时程曲线是按照 LS-DYNA 中 LOAD-BLAST-ENHANCE 方法所采用的公式来描述的; v_{so} 和 ρ_{so} 分别表示爆炸波前沿的粒子速度和气体密度。Rankine-Hugoniot 关系式可求解冲击波前沿的粒子速度和密度, 其表达式如下:

$$v_{so} = \frac{P_{so}}{\gamma P_0} \frac{c_0}{\sqrt{1 + \frac{(\gamma+1)P_{so}}{2\gamma P_0}}} \quad (4)$$

$$\rho_{so} = \frac{2\gamma + (\gamma+1) \frac{P_{so}}{P_0}}{2\gamma + (\gamma-1) \frac{P_{so}}{P_0}} \cdot \rho_0 \quad (5)$$

阻力系数是简化阻力荷载的关键无量纲参数, 通常用 C_D 表示 (式 6):

$$C_D = \frac{I_D}{A_D I_q} \quad (6)$$

$$I_D = \int_{t=t_a}^{t=t_a+t_d} F_D(t) dt \quad (7)$$

$$I_q = \int_{t=t_a}^{t=t_a+t_d} \frac{1}{2} \rho v^2 dt \quad (8)$$

式中: I_D 为作用于构件单位长度的阻力冲量, I_q 为构件在自由场位置处的动压冲量, A_D 是构件的单位长度迎爆面面积, t_a 为爆炸波到达时间。

1.2 研究工况

为研究正压持时和宽高比对矩形柱荷载特性的影响规律,表1给出了计算工况表,计算工况涵盖5种矩形截面宽高比($B/D = 0.5 \sim 2.5$)和8种正压持时($t_d = 50 \text{ ms} \sim 2000 \text{ ms}$),共计40个工况。为了避免超压峰值变化对荷载特性造成干扰,入射冲击波的超压峰值统一取为 $P_{so} = 100 \text{ kPa}$,该取值参考了大规模爆炸事件中建筑物、结构柱等柱体所承受的爆炸波超压峰值以及现有研究中的长持时爆炸研究工作[1, 19, 21]。

基于2.2节试验验证模型,按照爆炸相似定律将计算工况表中的方柱截面尺寸及正压持时参数进行缩放[10]。试验模型的方柱边长为50 mm,爆炸波正压持时为40 ms;本研究的方柱的边长 D 为600 mm,依据相似定律对正压持时和矩形柱几何尺寸放大12倍,则正压持时为480 ms,进一步将正压持时扩展至500 ms、1000 ms和2000 ms,以覆盖更广泛的长持时爆炸工况范围,确保了试验模型与计算模型之间的物理一致性。

表1 计算工况表

Table 1 Calculation condition table		
计算工况	宽高比 B/D	正压持时 t_d/ms
A1 - A8	0.5	50, 100, 150, 300, 500, 1000, 1500, 2000
B1 - B8	1	
C1 - C8	1.5	
D1 - D8	2	
E1 - E8	2.5	

2. 计算模型的检验和验证

为保证数值模拟结果的可靠性,以方柱($B/D = 1$)为对象,进行了计算模型的检验与验证。首先开展了计算参数的独立性检验,分析了计算域展向高度、展向网格尺寸及方柱周向网格数量等参数对计算结果的影响;进一步比较了计算得到的方柱表面超压时程与激波管试验结果的差异[26],验证了计算结果的准确性。计算域的展向高度分别为 $10D$ 、 $12.5D$ 、 $15D$ 、 $20D$ 、 $40D$;展向网格尺寸为 $0.05D$ 、 $0.1D$ 、 $0.2D$ 、 $0.4D$;周向网格数量为100、80、40、32、20。

2.1 参数独立性检验

图3给出了计算域的平面网格方案,其中,原点位于矩形柱形心处, X 轴为冲击波传播方向, Y 轴为垂直于冲击波传播方向。为了捕捉结构周围的复杂物理现象,对结构周围进行了网格加密。表2给出了计算参数敏感性验证结果,整体误差控制在5%,综合考虑数值计算的精度与成本,后续计算模型统一采用周向网格数量为40,展向网格尺寸为 $0.1D$,展向高宽比为 $20D$ 的方案;其中结构周向网格数量的检验参考了本研究团队工字钢柱网格验证工作[23]。

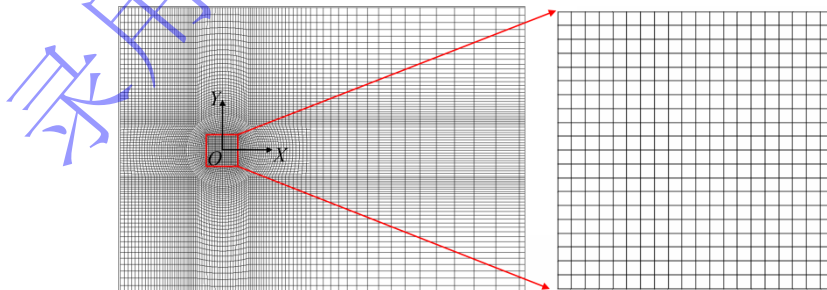


图3 计算域的平面网格方案

Fig. 3 Planar grid scheme for the computational domain

表2 计算参数敏感性检验结果

Table 2 Computational parameter sensitivity test results

工况	周向网格数量	展向网格尺寸	展向高度	阻力峰值/kN	阻力冲量峰值/(kN·ms)
展向高度					

F1	40	0.1D	10D	946	919
F2	40	0.1D	12.5D	947	945
F3	40	0.1D	15D	942	983
F4	40	0.1D	20D	942	986
F5	40	0.1D	40D	942	1000
展向网格尺寸	40				
G1	40	0.4D	20D	940	976
G2	40	0.2D	20D	947	988
G3 = F4	40	0.1D	20D	942	986
G4	40	0.05D	20D	960	987
周向网格数量					
H1	20	0.1D	20D	972	1127
H2	32	0.1D	20D	945	1024
H3 = F4	40	0.1D	20D	942	986
H4	80	0.1D	20D	943	994
H5	100	0.1D	20D	943	1003

2.2 计算结果的试验验证

为了验证计算模型对爆炸波作用下柱体表面荷载的模拟能力，参考本研究团队开展的串列双方柱激波管试验，图 4 为试验模型与测点布置示意图^[26]。根据表 2 中的 F4 工况参数计算得到了双方柱绕射结果，图 5 给出了双方柱各表面典型位置的反射超压时程。相较于单个方柱，双方柱流场存在复杂的柱间干扰效应，因而对于数值计算模型的网格、时间步等参数的要求会更高。由图可见，计算结果较好的再现了各测点的反射超压峰值及其衰减趋势，并能够反映下游柱受到上游柱遮挡后的荷载变化特征，各测点的反射超压时程的波形与试验结果具有较好的一致性。综上，说明本研究数值模拟方法及参数设置能够较为准确的模拟冲击波与柱体结构相互作用下的荷载特性，为单矩形柱的荷载特性分析提供了可靠的数值基础。

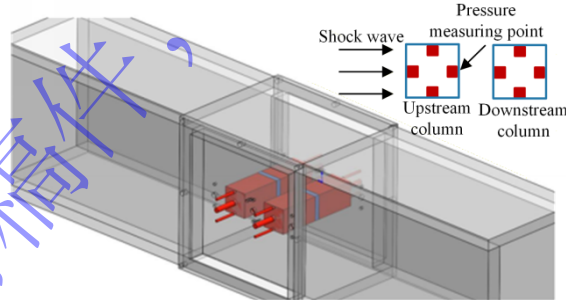
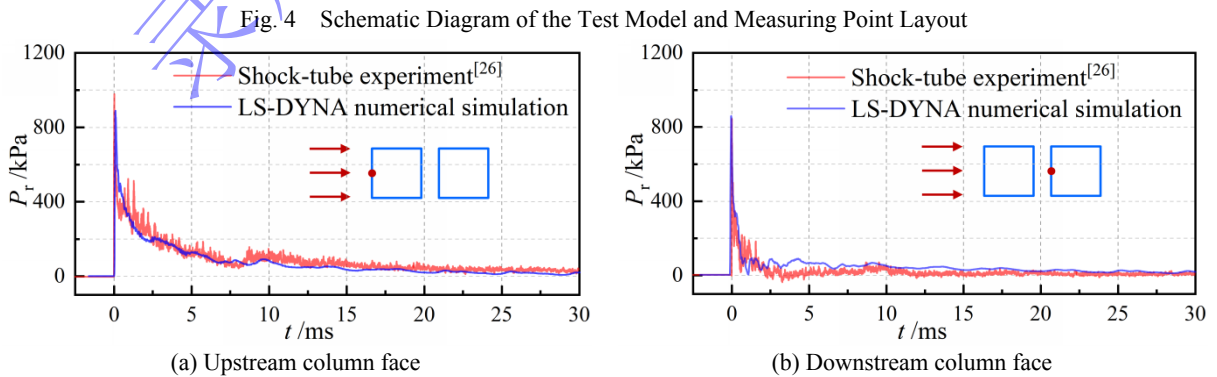


图 4 试验模型与测点布置示意图^[26]



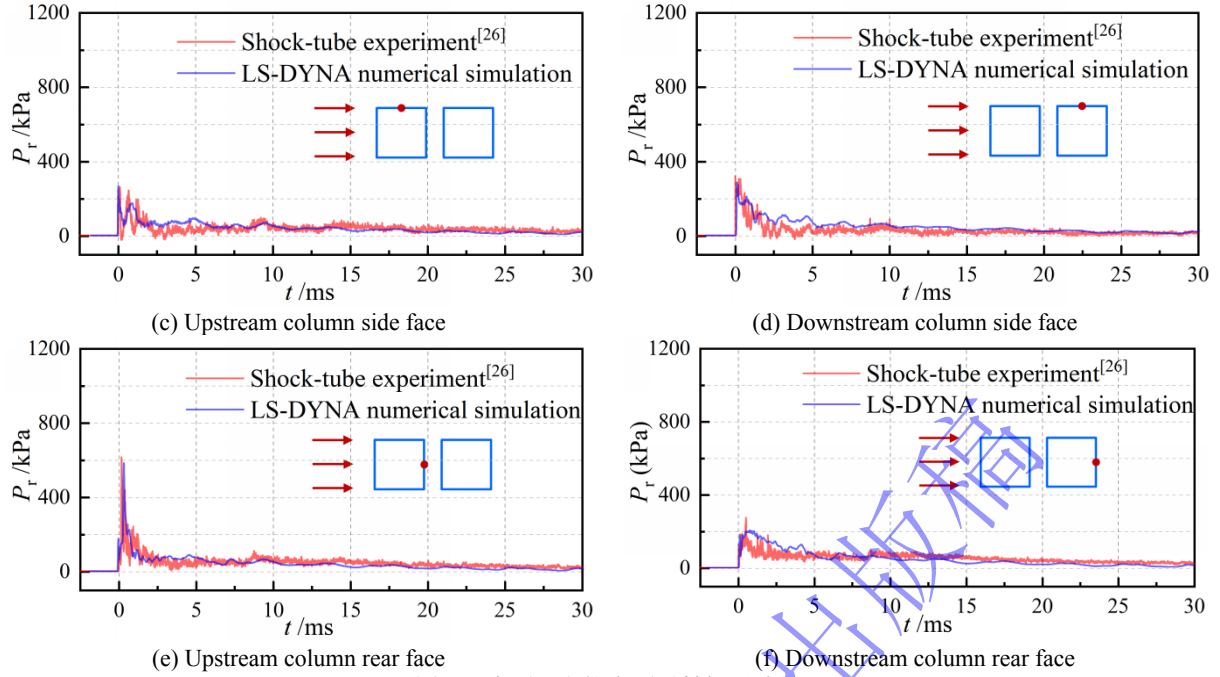


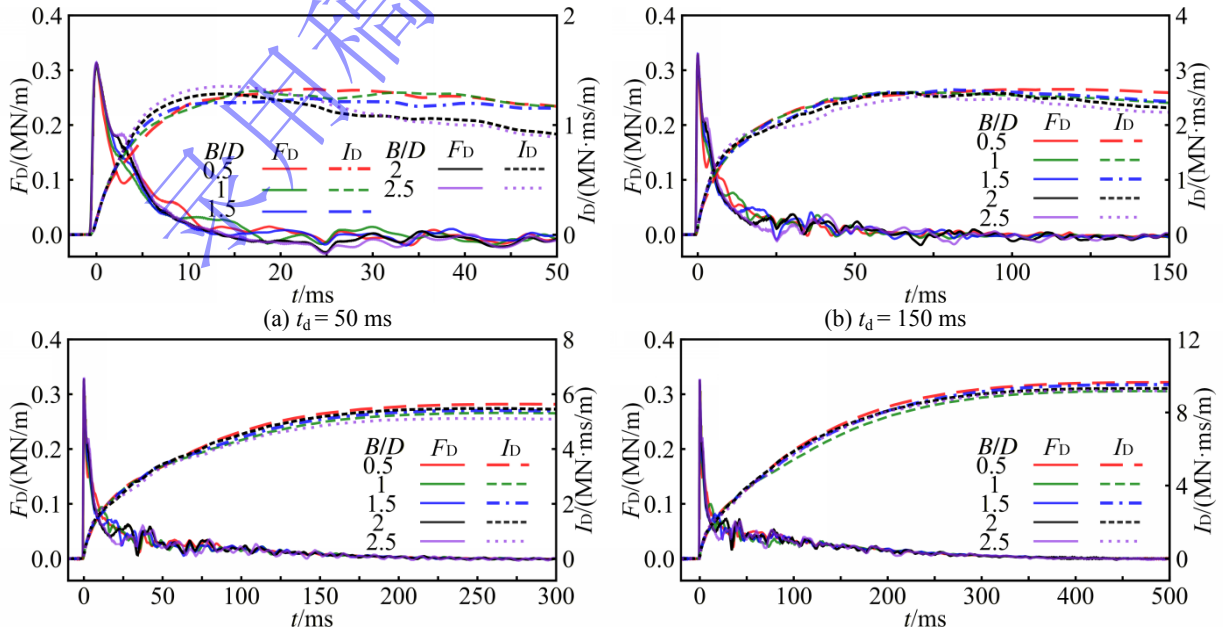
图 5 串联双方柱表面反射超压时程

Fig. 5 Time history of surface-reflected overpressure on the surfaces of two tandem columns

3 结果与讨论

3.1 阻力时程及其冲量

为了研究正压持时和宽高比对矩形柱阻力及其冲量的影响, 图 6 给出了六种正压持时爆炸波作用下五类宽高比矩形柱的单位长度阻力 F_D 及其冲量 I_D 时程。由图可见, 随着正压持时的增大, 各宽高比矩形柱的阻力峰值变化相对较小, 但其阻力冲量会显著增大。当正压持时 $t_d = 50 \text{ ms} \sim 150 \text{ ms}$ 时, 随着宽高比的增大, 阻力的衰减率先减小后增大; $B/D = 2 \sim 2.5$ 的阻力冲量达到峰值后会有所下降。而当 $300 \text{ ms} \leq t_d \leq 500 \text{ ms}$, 矩形柱的阻力冲量随宽高比的变化不大。有趣的是, 随着正压持时增加到 1000 ms , $B/D = 0.5$ 矩形柱的阻力冲量会明显大于其他宽高比柱体; 当正压持时进一步增大到 2000 ms 时, $B/D = 1$ 的矩形柱会显著超过其他宽高比柱体的阻力冲量, 且明显高于 $B/D = 0.5$ 的结果。



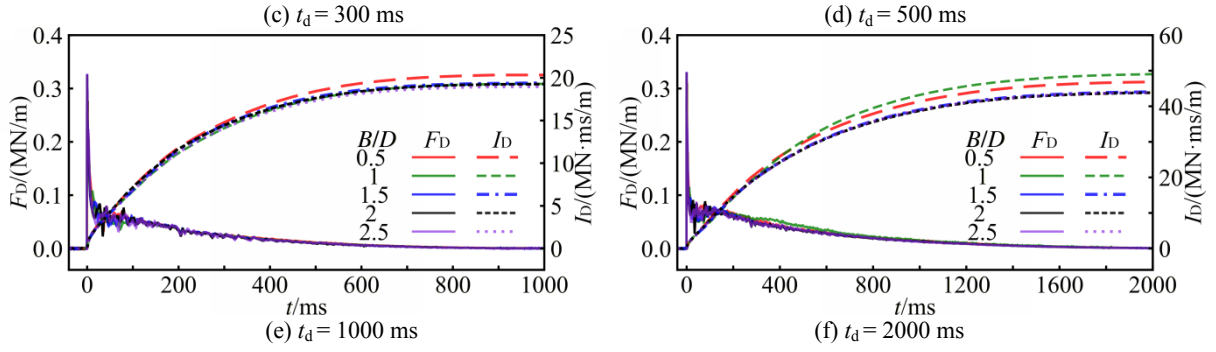


图 6 不同正压持时下矩形柱的阻力及其冲量历程

Fig. 6 The resistance and impulse time history of rectangular columns under different positive pressure holding times

3.2 阻力系数

图 7 和图 8 给出了爆炸波作用下各种宽高比矩形柱的阻力系数随正压持时的变化曲线，图 8 还给出了结构风工程领域稳态风作用下矩形柱的阻力系数进行对比。阻力系数的计算公式见式 (6)，其中阻力冲量取正压持时范围内的最大值，用于表征爆炸波作用下柱体所受到的最不利爆炸荷载，更合理地反映结构受到的最大荷载^[25]。

由图 7 可见，随着正压持时的增大，矩形柱的阻力系数呈现先下降后增大，最后趋于稳定的趋势。当 $50 \text{ ms} \leq t_d \leq 150 \text{ ms}$ 时，阻力系数会迅速下降，从 2.6 左右下降至 1.8 附近；各宽高比矩形柱的阻力系数在 $t_d = 300 \text{ ms}$ 附近达到最小值，在 1.8~2.0 之间；当 $t_d = 2000 \text{ ms}$ 时，各矩形柱的阻力系数在 2.0~2.3 之间。值得注意的是，当 $t_d \geq 1000 \text{ ms}$ 时，随着正压持时的增大，宽高比为 0.5 和 1 的柱体阻力系数会有明显增大，而其他宽高比的柱体阻力系数则趋于稳定。

由图 8 可见，远场爆炸波作用下的阻力系数与风工程领域存在显著差异，风工程领域中的阻力系数会随宽高比的增加呈现先增后减的趋势，阻力系数在 1.0~3.0 之间；远场爆炸波作用下矩形柱的阻力系数随宽高比变化相对较小，但正压持时对阻力系数则有明显影响。特别的，当 $t_d = 50 \text{ ms}$ 时，爆炸波作用下矩形柱的阻力系数会显著高于其他正压持时数值，约为 2.4~2.6；而当 $t_d \geq 100 \text{ ms}$ 时，爆炸波作用下矩形柱的阻力系数在 1.8~2.3 之间。两者差异是由于爆炸波产生的强风是瞬态风，而风工程领域的稳态风则风速不随时间变化。值得注意的是，UFC 手册中^[9]建议细长矩形柱在爆炸作用下取阻力系数为 2.05，该推荐值适用于炸药当量小于约 220 吨的远场爆炸场景，未考虑正压持时和矩形柱宽高比等参数的影响，且对于大规模爆炸场景的适用范围存在局限性。

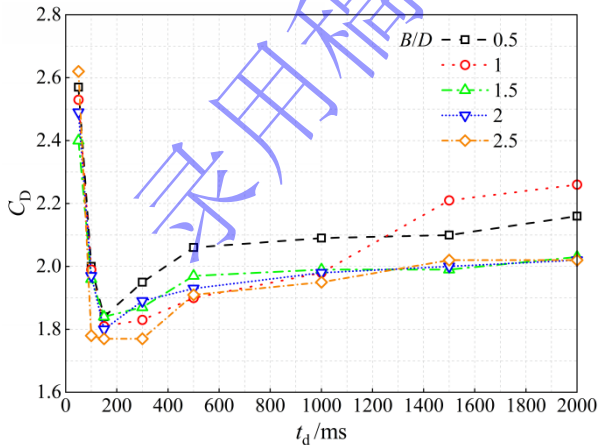


图 7 矩形柱的阻力系数随正压持时的变化曲线

Fig. 7 The variation curve of the drag coefficient of a rectangular column with the duration of positive pressure

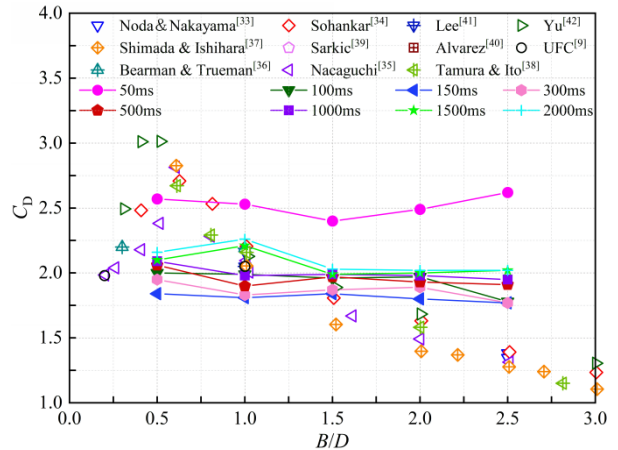


图 8 矩形柱的阻力系数随宽高比的变化规律

Fig. 8 The variation law of the drag coefficient of rectangular columns with the aspect ratio.

3.3 反射超压及其冲量

矩形柱阻力主要与迎面与背面的超压与冲量有关，迎爆面和背爆面的压力差决定了阻力荷载的大小。图 9 和图 10 给出了在两种正压持时下矩形柱典型位置处的反射超压及其冲量时程。总体来看，正压持时主要影响反射超压的衰减规律，随着正压持时的增大方柱反射超压的衰减速度减慢，进一步导致反射超压冲量的增大。

当迎爆面反射超压时程基本一致时（图 9），背爆面的反射超压及冲量是影响阻力的主要因素。当 $t_d = 50$ ms 时，宽高比对背爆面反射超压峰值影响有限，各工况反射超压冲量结果相近。当正压持时增大至 2000 ms 时， $B/D = 1$ 与 $B/D = 2.5$ 的方柱背爆面反射超压冲量分别为 83 MPa·ms 和 92 MPa·ms，相对偏差约为 10.8%，表明随着正压持时的增大，宽高比较大的矩形柱背爆面的反射超压冲量呈现增大趋势，背爆面反射超压冲量的增大使得矩形柱迎爆面和背爆面压力差增大，进一步解释了图 6 (f) 中 $B/D = 1$ 的矩形柱阻力系数高于其他工况的原因。

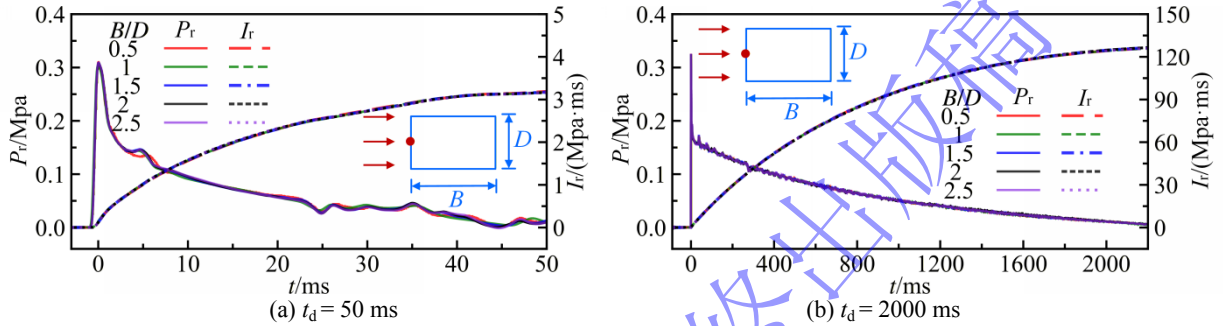


图 9 矩形柱迎爆面反射超压及其冲量时程

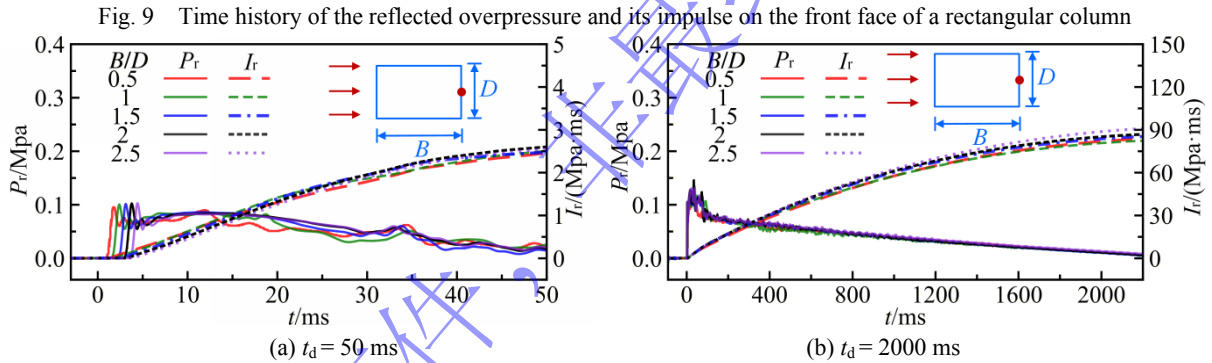


图 10 矩形柱背爆面反射超压及其冲量时程

Fig. 10 Time histories of reflected overpressure and its impulse on the rear face of a rectangular column

3.4 流场机理分析

长持时爆炸波对结构的作用分为衍射加载和阻力加载两个阶段^[10]。其中衍射加载阶段的荷载主要由迎爆面产生的反射超压峰值所主导^[10]；阻力加载阶段的持续时间相比衍射加载长很多，爆炸风会对结构施加显著的动压荷载。下文以方柱位对象，探讨不同正压持时下两个加载阶段内的流场演变过程及其作用机制。

图 11 给出了方柱的阻力及其冲量时程随正压持时的变化，为了进一步分析正压持对方柱绕流场的影响，图 11 给出了正压持时为 50 ms 和 500 ms 工况下方柱的瞬时超压流场。不同正压持时下柱体阻力衰减在 $t < 2.5$ ms 相近，而随着时间推移，逐渐显现差异。其中当 $t < 2.5$ ms，结合图 12 可以看出，不同持时爆炸波近乎同时穿过柱体，说明正压持时对爆炸波衍射加载阶段的影响很小，且在阻力加载阶段初期瞬时流场结构差异较小，由此不同正压持时下柱体阻力衰减规律相近。

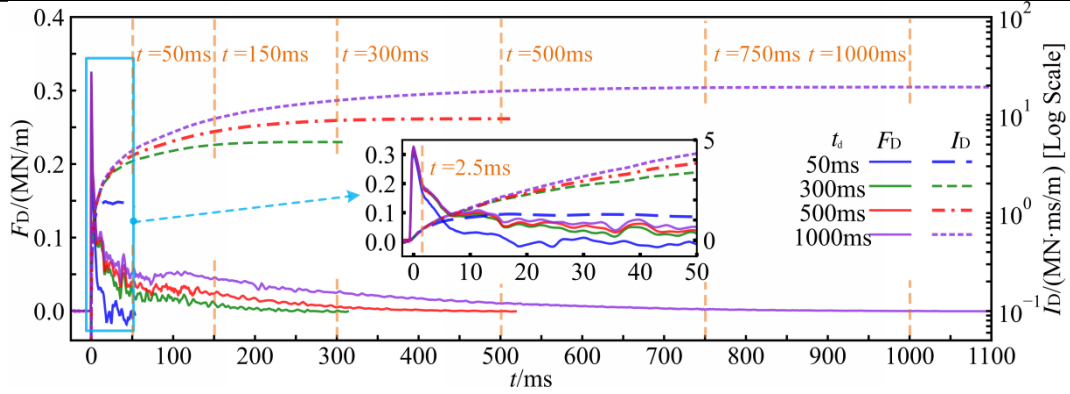


图 11 方柱 ($B/D=1$) 的阻力和阻力冲量时程

Fig. 11 The resistance and resistance impulse time history of the square column ($B/D=1$)

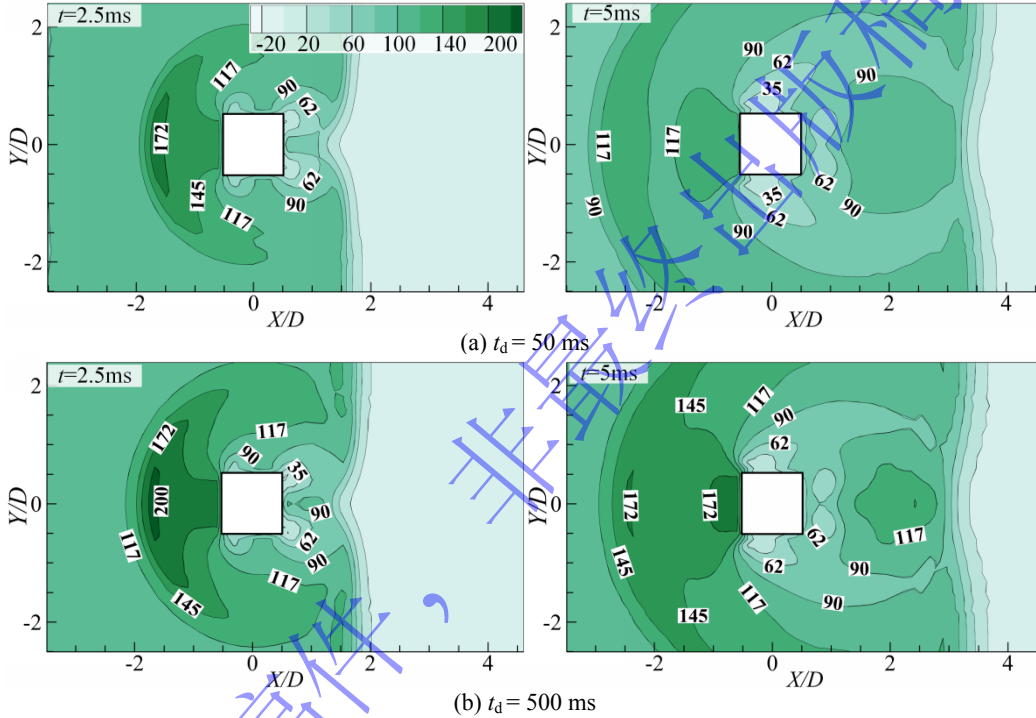


图 12 阻力加载阶段方柱的瞬时超压流场 (kPa)

Fig. 12 Instantaneous overpressure flow field of a square column during the resistance loading phase (kPa)

图 13 给出了不同正压持时下方柱的瞬时涡量，并与图 11 中阻力及其冲量的关键时间点相对应。可以看出，正压持时会对方柱尾流涡结构产生了显著影响。当正压持时为 50 ms 时，爆炸波绕过方柱后在上、下两侧后角点脱离，并且在尾流区形成对称的涡量分布； $t=25$ ms 时方柱上、下两侧的涡量区域向下游发展并形成旋向相反的尾涡结构，此时阻力冲量达到峰值； $t=50$ ms 时，方柱迎爆面涡量明显衰减，背爆面附近的涡结构发生反向并呈现向上游回卷趋势，尾流涡结构发生反向运动。结合图 11 分析，此时方柱背爆面压力高于迎爆面，压力合力方向反转，产生的负阻力使得阻力冲量达到峰值后逐渐下降。因此阻力冲量峰值能够更准确的反映爆炸波作用下方柱所受到的最不利爆炸荷载，更合理地反映结构受到的最大荷载。随着正压持时增大到 300 ms，方柱上、下两侧旋涡逐渐向下游发展，近尾流中两个对称旋涡的尺度增大并演化为对称宽尾流结构，涡结构由对称逐渐演化为更复杂的非对称分布；在 $t=150\sim300$ ms 时，图 11 中阻力曲线出现明显波动，这是由于尾流中涡结构的交替脱落导致方柱迎爆面和背爆面的瞬时压力差出现波动。当正压持时进一步增大至 1000 ms 时，动压（爆炸风）的持续作用增强了尾迹区的涡量，促使背爆面与迎爆面在长时间内维持着压力差，进一步

导致了阻力冲量累积增大；当 $t > 500$ ms 时背爆面仍存在交替脱落的旋涡，但涡量强度逐渐衰减，迎爆面和背爆面的压力差之间减小，阻力逐渐趋于稳定。

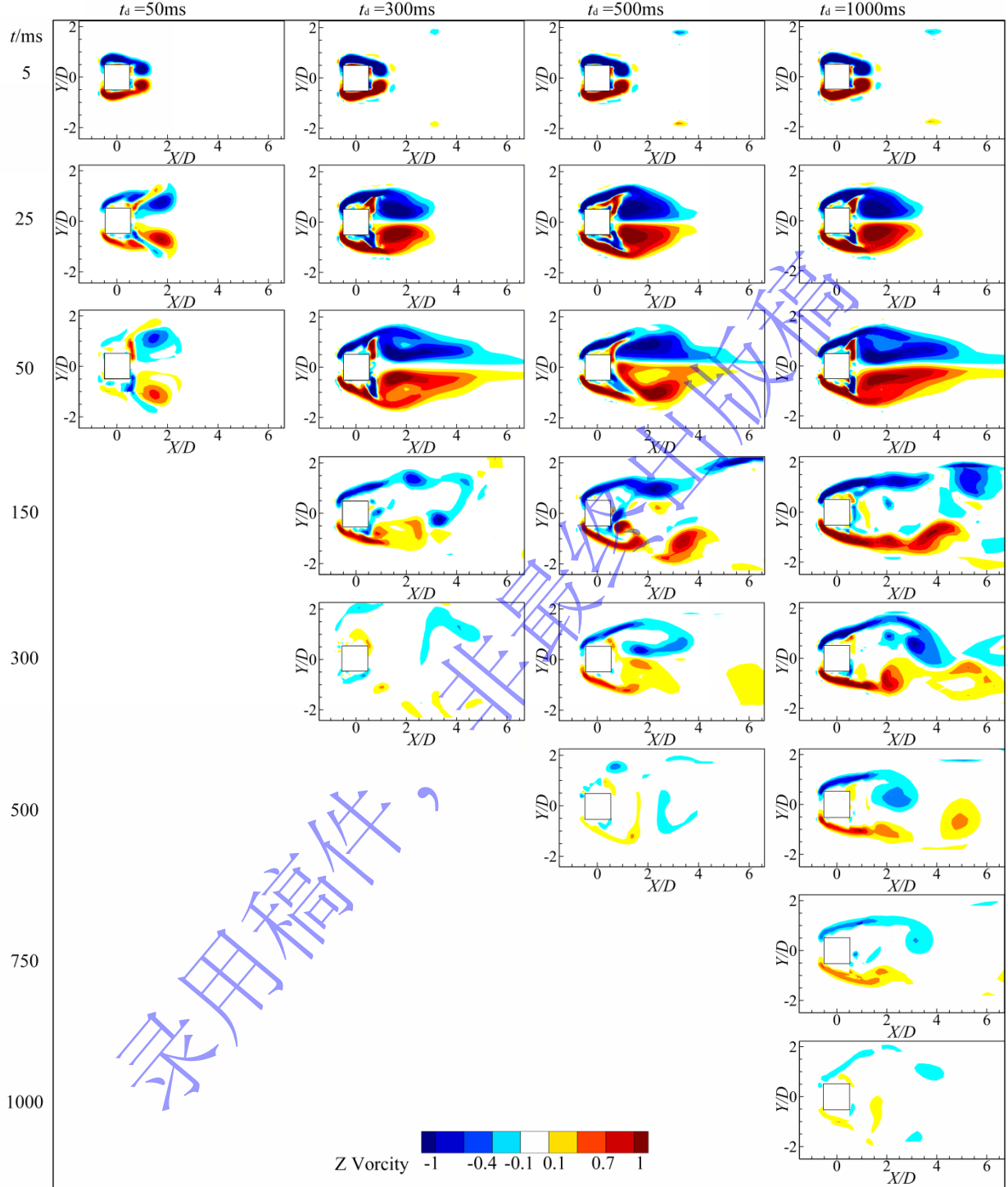


图 13 方柱($B/D = 1$)的二维瞬时涡量

Fig. 13 Two-dimensional instantaneous vorticity of a square cylinder ($B/D = 1$)

4 结论

基于 ALE 数值模拟方法，针对矩形柱的长持时爆炸波绕射问题，探究了正压持时 ($t_d = 50$ ms~2000 ms) 和矩形柱宽高比 ($B/D = 0.5 \sim 2.5$) 对矩形柱荷载特性和流场特征的影响规律，研究了矩

形柱阻力及其冲量时程的变化规律,分析了矩形柱表面反射超压的分布特征,阐明了长持时爆炸波与流场结构的演变过程及其作用机制。主要结论如下:

(1) 长持时爆炸波作用下矩形的阻力系数与 UFC 手册和风工程经验值存在差异。UFC 手册推荐的阻力系数适用于当量相对较小的远场爆炸波,且没有给出阻力系数随矩形柱宽高比的变化规律。风工程领域的设计规范中的典型结构和构件的阻力系数适用于稳态风,阻力系数会随宽高比的增加呈现先增后减的趋势,阻力系数在 1.0~3.0 之间。远场爆炸波作用下矩形柱的阻力系数随宽高比变化相对较小,但正压持时对阻力系数则有明显影响;当 $t_d = 50$ ms 时,爆炸波作用下矩形柱的阻力系数会显著高于其他正压持时结果,约为 2.4~2.6;而当 $t_d \geq 100$ ms 时,爆炸波作用下矩形柱的阻力系数在 1.8~2.3 之间。

(2) 矩形柱 ($B/D = 0.5 \sim 2.5$) 的阻力系数随着爆炸波正压持时 ($t_d = 50$ ms~2000 ms) 的增大呈现三个阶段的变化规律。当 $t_d = 50$ ms~300 ms 时,矩形柱的阻力系数随正压持时增大而减小;当 $t_d = 300$ ms~500 ms 时,矩形柱的阻力系数随正压持时增大而略微回升;当 $t_d = 500$ ms~2000 ms 时,矩形柱的阻力系数随正压持时增大而相对稳定。为不同持时爆炸工况下矩形柱阻力系数的合理取值提供了分段依据。

(3) 随着正压持时的增大,爆炸波与矩形柱之间的相互作用更为复杂,矩形柱的绕流场呈现多样性。当 $t_d = 50$ ms 时,尾迹涡结构以对称形态为主;随着正压持时的增大,矩形柱的绕流场由对称结构逐渐演化为明显的非对称分布,并且尾流出现交替脱落的旋涡。结合绕流场演化机制和荷载变化规律,为理解长持时爆炸波作用下矩形柱的荷载特性和流场特征提供了基础。

本研究分析了长持时爆炸波作用下正压持时和宽高比对矩形柱的荷载特性和流场特征的影响,为矩形柱结构在长持时爆炸环境下的荷载评估与防护设计提供了参考。但研究仍存在局限性,后续工作将在三维节段模型基础上开展有限高度的三维结构数值模拟,以定量评估端部效应对荷载特性的影响;同时进一步探讨爆炸波超压峰值、矩形截面局部构造形式等因素对柱体结构荷载特性和流场特征的影响,扩展参数范围并提炼具有普适性的无量纲关系式,从而完善爆炸荷载模型及工程安全评估。

参考文献

- [1] DENNY J W, CLUBLEY S K. Long-duration blast loading and response of steel column sections at different angles of incidence[J]. Engineering Structures, 2019a, 178: 331-342. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.10.019.
- [2] 师燕超, 杨森, 崔健, 等. 长持时爆炸冲击波产生方法[J]. 土木与环境工程学报, 2023, 45(1): 35-43. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.137.
SHI Y C, YANG S, CUI J, et al. Method for production of long duration blast wave[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2023, 45(1): 35-43. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.137.
- [3] MANHATTAN ENGINEER DISTRICT. The atomic bombings of Hiroshima and Nagasaki[M]. United States: U.S. Army, 1946.
- [4] 方秦, 杨石刚, 陈力, 等. 天津港“8·12”特大火灾爆炸事故建筑物和人员损伤破坏情况及其爆炸威力分析[J]. 土木工程学报, 2017, 50(3): 12-18. DOI: 10.15951/j.tmgxcb.2017.03.002.
FANG Q, YANG S G, CHEN L, et al. Analysis on the building damage, personnel casualties and blast energy of the "8-12" explosion in Tianjin port[J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(3): 12-18. DOI: 10.15951/j.tmgxcb.2017.03.002.
- [5] RIGBY S E, LODGE T J, ALOTAIBI S, et al. Preliminary yield estimation of the 2020 Beirut explosion using video footage from social media[J]. Shock Waves, 2020, 30(6): 671-675. DOI: 10.1007/s00193-020-00970-z.
- [6] VALSAMOS G, LARCHER M, CASADEI F. Beirut explosion 2020: a case study for a large-scale urban blast simulation[J]. Safety Science, 2021, 137: 105190. DOI: 10.1016/j.ssci.2021.105190.

- [7] KONG W, YANG S, WANG S, et al. On dynamic response and damage evaluation of bridge piers under far-field explosion loads[J]. *Structures*, 2023, 51: 985-1003. DOI: 10.1016/j.istruc.2023.03.030.
- [8] YANG S L, LIU Z C, WANG S F, et al. Dynamic response and failure analysis for urban bridges under far-field blast loads[J]. *Engineering Structures*, 2023, 285: 116043. DOI: 10.1016/j.engstruct.2023.116043.
- [9] US DEPARTMENT OF DEFENSE (DOD). Structures to resist the effects of accidental explosions: (UFC) 3-340-02[R]. Washington, D.C.: U.S. Army Corps of Engineers, 2008.
- [10] GLASSTONE S, DOLAN P J. The effects of nuclear weapons[M]. 3rd ed. United States: U.S. Department of Defense, 1977.
- [11] NEEDHAM C E. Blast waves: shock wave and high pressure phenomena[M]. 2nd ed. Cham: Springer, 2018. DOI: 10.1007/978-3-319-65382-2.
- [12] KINNEY G F, GRAHAM K J. Explosive shocks in air[M]. 2nd ed. New York: Springer, 1985. DOI: 10.1007/978-3-642-86682-1.
- [13] 中国交通运输部. 公路桥梁抗风设计规范: JTG/T 3360-01-2018 [M]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2019.
- [14] CLUBLEY S K. Steel sections subject to a long-duration blast[J]. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, 2013, 166(6): 273-281. DOI: 10.1680/stbu.12.00007.
- [15] 李圣童, 汪维, 梁仕发, 等. 长历时爆炸冲击波荷载作用下梁板组合结构的动力响应[J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(7): 075103. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0495.
- LI S T, WANG W, LIANG S F, et al. Dynamic response of beam-slab composite structures under long-lasting explosion shock wave load[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(7): 075103. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0495.
- [16] 彭琦, 吴昊, 方秦, 等. 长历时平面爆炸波作用下 RC 梁动力响应研究[J]. *建筑结构学报*, 2023, 44(3): 87-101. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0751.
- PENG Q, WU H, FANG Q, et al. Dynamic responses of RC beams under long-duration near-planar blast waves[J]. *Journal of Building Structures*, 2023, 44(3): 87-101. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0751.
- [17] 殷文骏, 程帅, 刘文祥, 等. 远场爆炸冲击波作用下高层建筑上部结构动态响应试验研究[J]. *兵工学报*, 2024, 45(11): 4039-4051. DOI: 10.12382/bgxb.2023.0960.
- YIN W J, CHENG S, LIU W X, et al. Experimental study on dynamic response of upper structure of high-rise building under far-field explosion shock wave loading[J]. *Acta Armamentarii*, 2024, 45(11): 4039-4051. DOI: 10.12382/bgxb.2023.0960.
- [18] GANGOLU J, GRISARO H Y. Probabilistic modelling of steel column response to far-field detonations[J]. *Reliability Engineering and System Safety*, 2025, 255: 110665. DOI: 10.1016/j.res.2024.110665.
- [19] QIU T, DU X. Long-duration blast loading of box girder with complex cross-section[J]. *Engineering Structures*, 2025, 343: 121015. DOI: 10.1016/j.engstruct.2025.121015.
- [20] ZHANG L, YU Z P, ZHU J Y, et al. Dynamic response and damage assessment of steel box girder bridge under far-field blast loading[J]. *Advances in Structural Engineering*, 2025, 29(1): 197-218. DOI: 10.1177/13694332251344646.
- [21] 张军, 杨茂, 毛勇建, 等. 长脉宽爆炸波与圆柱壳作用的波系演化与载荷分布特征[J]. *爆炸与冲击*, 2024, 44(8): 081433. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0470.
- ZHANG J, YANG M, MAO Y J, et al. Characteristics of wave evolution and load distribution of long-duration blast wave interacting with cylindrical shell[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2024, 44(8): 081433. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0470.

- [22] ZHANG J, YANG M, MAO Y J, et al. Numerical investigation of surface load characteristics in cylindrical shells subjected to blasting loads with varying durations[J]. *Physics of Fluids*, 2026, 38(1):016124. DOI:10.1063/5.0311892.
- [23] ZHANG L, XU X, DU X Q. Dynamic response and damage assessment of H-shaped steel columns under long-duration blasts: one-way vs two-way coupling methods[J]. *Structures*, 2026, 90: 112259. DOI: 10.1016/j.istruc.2026.112259.
- [24] DENNY J W, CLUBLEY S K. Evaluating long-duration blast loads on steel columns using computational fluid dynamics[J]. *Structure and Infrastructure Engineering*, 2019b, 15(11): 1419-1435. DOI: 10.1080/15732479.2019.1599966.
- [25] CANNON L. Investigating the response of steel structure to multi-axis, long duration blast and thermal loading [D]. Southampton: University of Southampton, 2020.
- [26] QIU T, CHENG S, DU X, et al. Spacing effects on blast loading characteristics of two tandem square columns under planar shock waves[J]. *Physics of Fluids*, 2023, 35(12). DOI: 10.1063/5.0177869.
- [27] CLUBLEY S K. Long duration blast loading of cylindrical shell structures with variable fill level[J]. *Thin-Walled Structures*, 2014a, 85: 234-249. DOI: 10.1016/j.tws.2014.08.021.
- [28] CLUBLEY S K. Non-linear long duration blast loading of cylindrical shell structures[J]. *Engineering Structures*, 2014b, 59: 113-126. DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.10.030.
- [29] JIANG Y, ZHANG B, WANG L, et al. Dynamic response of polyurea coated thin steel storage tank to long duration blast loadings[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 163: 107747. DOI: 10.1016/j.tws.2021.107747.
- [30] ANSYS, Inc. LS-DYNA Theory Manual[M]. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc., 2026.
- [31] 高坦. 大当量 TNT 空中爆炸冲击波作用下车辆倾覆稳定性研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2024. DOI: 10.27241/d.cnki.gnjgu.2024.000005.
- [32] KARLOS V, SOLOMOS G, LARCHER M. Analysis of the blast wave decay coefficient using the Kingery-Bulmash data[J]. *International Journal of Protective Structures*, 2016, 7(3): 409-429. DOI: 10.1177/2041419616659572.
- [33] NODA H, NAKAYAMA A. Reproducibility of flow past two-dimensional rectangular cylinders in a homogeneous turbulent flow by LES[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2003, 91(1-2):265-278. DOI: 10.1016/S0167-6105(02)00350-1.
- [34] SOHANKAR A. Large eddy simulation of flow past rectangular-section cylinders: side ratio effects[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2008, 96(5): 640-655. DOI: 10.1016/j.jweia.2008.02.009.
- [35] NAKAGUCHI H, HASHIMOTO K, MUTO S. An experimental study on aerodynamic drag of rectangular cylinders[J]. *The Journal of the Japan Society for Aeronautical Engineering*, 1968, 16(168):1-5. DOI: 10.2322/jjsass1953.16.1.
- [36] BEARMAN P W, TRUEMAN D M. An investigation of the flow around rectangular cylinders[J]. *Aeronautical Quarterly*, 1972, 23(3):229-237. DOI: 10.1017/S000192590006119.
- [37] SHIMADA K, ISHIHARA T. Application of a modified k- ϵ model to the prediction of aerodynamic characteristics of rectangular cross-section cylinders[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2002, 16(4): 465-485. DOI: 10.1006/jfls.2001.0433.
- [38] TAMURA T, ITO Y. Aerodynamic characteristics and flow structures around a rectangular cylinder with a section of various depth/breadth ratios[J]. *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, 1996, 61(486): 153-162. DOI: 10.3130/aijs.61.153_2.
- [39] SARKIC A. Validated numerical simulation of fluid structure interactions of bridge girders in turbulent wind fields[D]. Bochum, Germany: Ruhr University, 2014.

- [40] ALVAREZ A J, NIETO F, NGUYEN D T, et al. 3D LES simulations of a static and vertically free-to-oscillate 4:1 rectangular cylinder: Effects of the grid resolution[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2019, 192: 31-44. DOI: 10.1016/j.jweia.2019.06.012.
- [41] LEE B E. The effect of turbulence on the surface pressure field of a square prism[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1975, 69(2):263-282. DOI: 10.1017/S0022112075001437.
- [42] YU D, BUTLER K, KAREEM A, et al. Simulation of the influence of aspect ratio on the aerodynamics of rectangular prisms[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2013, 139(4): 429-438. DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000494.