

基于 S-ALE 流固耦合方法的乙炔爆炸数值模拟分析*

董明荣¹, 陆林¹, 孔文韬¹, 贾宪振²

(1.昆明理工大学信息工程与自动化学院, 云南, 昆明, 650504;

2.西安近代化学研究所 含能材料全国重点实验室, 陕西, 西安, 710065)

摘要: 传统拉格朗日与欧拉算法在处理网格变形大、复杂流固耦合这类爆炸问题时, 各自都存在一定局限性, 为探究乙炔爆炸的载荷特性与冲击效应, 研究采用结构化任意拉格朗日-欧拉 (Structured-Arbitrary Lagrangian-Eulerian, S-ALE) 算法的耦合方法, 对乙炔爆炸冲击邻近结构的耦合过程进行数值模拟分析。实验通过建立八分之一对称模型, 对 20L 球形乙炔/空气混合气体爆炸及其对目标板的冲击过程进行模拟; 系统考察了不同体积分数乙炔以及等效质量 TNT 的关键参数演变规律及目标板的动态响应, 并与多物质任意拉格朗日-欧拉 (Multi-Material Arbitrary Lagrangian-Eulerian, MMALE) 耦合方法进行对比。结果表明: (1) 相比传统方法, S-ALE 与 MMALE 方法在处理乙炔爆炸耦合问题上更精确有效, 但在模型建立、网格划分、计算效率与稳定性方面 S-ALE 方法更为突出, 计算模型越大, 其优势越明显。(2) 相同工况下, 体积分数 7.75% 的乙炔爆炸在空气域产生的冲击波压力与速度峰值均低于等效质量 TNT, 但其正压作用时间相对更长, 在目标板压力与 von Mises 应力响应上, 两者差异较小, 表明基于爆能等效原理, 乙炔在特定结构响应指标上可产生与化学炸药量级相近的破坏效应。(3) 通过对不同材料目标板及多种体积分数的系统对比, 揭示了乙炔爆炸的载荷特性与结构响应规律, 验证了 S-ALE 方法在模拟乙炔爆炸冲击问题上的有效性与优越性, 为乙炔作为特定场景爆炸源的可行性评估提供了数值依据, 并为抗爆结构设计及安全防护优化提供了重要参考。

关键词: 乙炔爆炸; 爆炸冲击波; S-ALE; 结构响应; 数值分析

中图分类号: XXXX.X

国标学科代码: XXXXX

文献标识码: A

Numerical simulation analysis of acetylene explosion based on S-ALE fluid-solid coupling method

DONG Mingrong¹, LU Lin¹, KONG Wentao¹, JIA Xianzhen²

(1. Faculty of Information Engineering and Automation, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650504, YunNan, China;

2. National Key Laboratory of Energetic Materials, Xi'an Modern Chemistry Research Institute, Xi'an, Shanxi 710065, China)

Abstract: Traditional Lagrangian and Eulerian algorithms exhibited certain limitations when addressing problems involving large mesh deformations and complex fluid-structure interaction (FSI) in explosions. To investigate the load characteristics of acetylene explosions and their impact effects on adjacent structures, a finite element model was established based on the structured arbitrary Lagrangian-Eulerian (S-ALE) FSI method. Numerical simulations were conducted to model the explosion of a 20 L spherical acetylene-air mixture and its subsequent impact on a target plate. The simulations were performed using ANSYS/LS-

*收稿日期: 2025-12-04; 修回日期: 2026-03-25;

第一作者: 董明荣 (1977—), 男, 博士, 副研究员, E-mail: dongmingrong@kust.edu.cn

通信作者: 陆林 (1998—), 男, 硕士研究生, E-mail: 2551157617@qq.com

DYNA, with the geometric model consisting of the explosive domain, the air domain, and the target plate. To reduce computational cost while maintaining accuracy, a one-eighth symmetry model was adopted. Key parameters under different acetylene volume fractions and equivalent trinitrotoluene (TNT) masses, as well as the dynamic response of the target plate, were systematically examined, with results compared against those obtained using the multi-material arbitrary Lagrangian–Eulerian (MMALE) coupling method. The results indicate the following: (1) Compared with traditional methods, both the S-ALE and MMALE methods demonstrate superior accuracy and effectiveness in simulating acetylene explosion coupling problems. However, the S-ALE method offers greater advantages in model setup, meshing, computational efficiency, and stability, with these benefits becoming more pronounced as the model size increases. (2) Under identical conditions, the peak overpressure and peak velocity of the shock wave generated by a 7.75% volume fraction acetylene explosion in the air domain are lower than those of an equivalent TNT explosion, whereas the positive pressure duration is relatively longer. The differences in pressure and von Mises stress responses on the target plate between the two cases are minimal, indicating that, based on the principle of equivalent explosion energy, acetylene can induce damage effects comparable in magnitude to those of chemical explosives in terms of specific structural response indicators. (3) Through systematic comparisons involving target plates of different materials and various acetylene volume fractions, the load characteristics of acetylene explosions and the corresponding structural response patterns are elucidated. The validity and superiority of the S-ALE method in simulating acetylene explosion impact problems are confirmed, providing a numerical basis for assessing the feasibility of acetylene as an explosion source in specific scenarios and offering important references for the design of blast-resistant structures and the optimization of safety protection measures.

Keywords: acetylene explosion; explosion shock wave; S-ALE; structural response; numerical analysis

0 引言

乙炔 (C_2H_2), 俗称电石气, 在常温常压下无色、无味, 是最简单的炔烃, 被广泛应用于金属焊接、切割和热喷涂等工业领域, 也是一种在工业与学术研究中备受关注的重要可燃气体, 其密度略小于空气^[1-3]。乙炔的分子结构由一个三键连接两个碳原子构成^[4], 使其具有极高的燃烧热值 (约 48.2MJ/kg) 和燃烧速度, 这种高反应活性导致了乙炔具有极高的爆炸危险性^[5]。首先, 在空气中乙炔的爆炸极限范围极宽 (约 2.5%至 81%), 且所需的最小点火能量极低 (约 0.02mJ), 这意味着在常规条件下乙炔便可轻易形成可燃易爆混合物。其次, 在氧气不充足的情况下, 当压力或温度达到一定的阈值, 乙炔自身也能发生剧烈的分解爆炸^[6-8], 这些特性使得乙炔的储存、运输和使用过程都伴随着较高的安全风险。

近年来, 乙炔爆炸特性的研究取得一系列进展。数值研究方面, 邓文俭等^[9]利用 VB 语言计算出乙炔/空气相关的气相爆炸参数, 为安全设计和评估提供了较为可靠的流场数值计算初值。张秀华等^[10]采用 Euler 算法, 得出乙炔/空气混合气体在爆炸冲击波压力小于 0.5MPa 时, 可代替化学炸药进行模爆器内爆炸实验加载。秦毅等^[11]通过研究对比了可燃气体在不同体积 (0.12m³, 3.80m³, 6.37m³) 球形密闭容器中的爆炸实验数据, 验证了新模型的优越性, 其核心研究思路与结论对可燃气体数值模拟具有重要参考价值。在乙炔爆炸实验方面, 白洁琪等^[12]在 20L 球形压力测试系统中, 研究了不同掺混比 (R) 和当量比 (Φ) 条件下甲烷/乙炔混合气体的爆炸实验及数值模拟研究。胡芳芳等^[13]通过自制的方形爆炸设备, 得出乙炔/空气混合气体的爆炸峰值超压和峰值压力上升速率及其火焰传播速率。在乙炔抑爆方面, Kopylov 等^[14]研究发现丙烷、甲烷及一种特定组分的混合物 (18% C_3H_6 -40% C_3H_8 -42% C_4H_{10}) 对乙炔燃烧有显著的抑制作用, 乙炔体积分数为 2%~8%时效果最明显, 当乙炔体积比超过 15%时, 抑制效果完全消失。Kai Holtappels 等^[15]为评估不同气体对乙炔爆炸的抑制效果, 在 2.8L 圆柱形爆炸容器内开展了系统的实验研究。测量了乙炔与不同混合气体在初始温度为 20℃和 100℃条件下的临界初始爆炸压力, 发现 NH_3 气体的抑爆效果最好, H_2 的抑爆效果最差。其他方面, Mizutani 等^[16]针对乙炔在低温条件下的安全性, 使用 1L 的密闭圆柱形容器完成了

系统性的实验,在初始压力、温度分别为 0.2Mpa、-60℃~30℃时对乙炔的分解爆炸特性进行了研究。结果表明,乙炔发生分解爆燃所需的极限压力与其初始温度呈负相关关系,即温度越低,引发爆炸所需的最小压力阈值越高。Zhang^[17]和 Gai^[18]分别对不同当量比下的乙炔/空气混合物进行了火焰传播特性研究。尽管现有研究在乙炔爆炸基础特性方面取得了显著进展^[19-21],但大多集中于研究乙炔爆炸参数本身或理想环境下的燃烧特性^[22-24],对于乙炔爆炸冲击波与结构体之间的动态耦合作用,特别是考虑不同算法(S-ALE/MM-ALE)、不同爆炸源(乙炔/TNT)等多因素影响下的流固耦合机理与结构体动态响应,尚缺乏系统性的数值研究。

研究基于 ANSYS/LS-DYNA 有限元仿真软件,建立相关模型,采用 S-ALE 流固耦合方法模拟了乙炔/空气混合气体爆炸冲击结构体的过程,并与 MMALE 方法及化学炸药 TNT 对比,通过数值模拟的方法探究了乙炔的爆炸载荷特性及其对邻近结构的冲击效应,对化工安全生产、爆炸安全防护设计以及事故风险评估具有至关重要的理论意义与工程价值。

1 算法原理与材料参数

1.1 算法及流固耦合原理

LS-DYNA 中常用的非线性计算算法有拉格朗日(Lagrangian)、欧拉(Eulerian)、任意拉格朗日-欧拉(Arbitrary Lagrangian-Eulerian, ALE)和结构化任意拉格朗日-欧拉(S-ALE),其算法示意图如图 1 所示。拉格朗日算法特点是其材料附着在空间网格上,跟随着网格移动产生变化,当结构体变形较大时,空间网格就容易出现畸变,从而导致出现较大的误差。欧拉算法中,空间网格是固定不动的,其材料可以在网格中流动,材料单元网格伴随着材料流动发生变形,实现材料在空间网格中自由流动。ALE 算法的空间网格可独立于材料任意流动,既可以固定或按指定方式运动,也可以跟随材料移动。S-ALE 算法并未改变 ALE 算法的基础理论,都采用了相同的输运和界面重构算法,相较于 ALE 算法,S-ALE 算法有如下特点:(1)可以自动生成 ALE 的正交网格,文件更小,网格修改更容易;(2)并行效率更高,在大模型的计算上,S-ALE 算法有着更好的计算能力;(3)部分算法改进,S-ALE 算法能够更好处理流固耦合中的泄露问题^[25]。

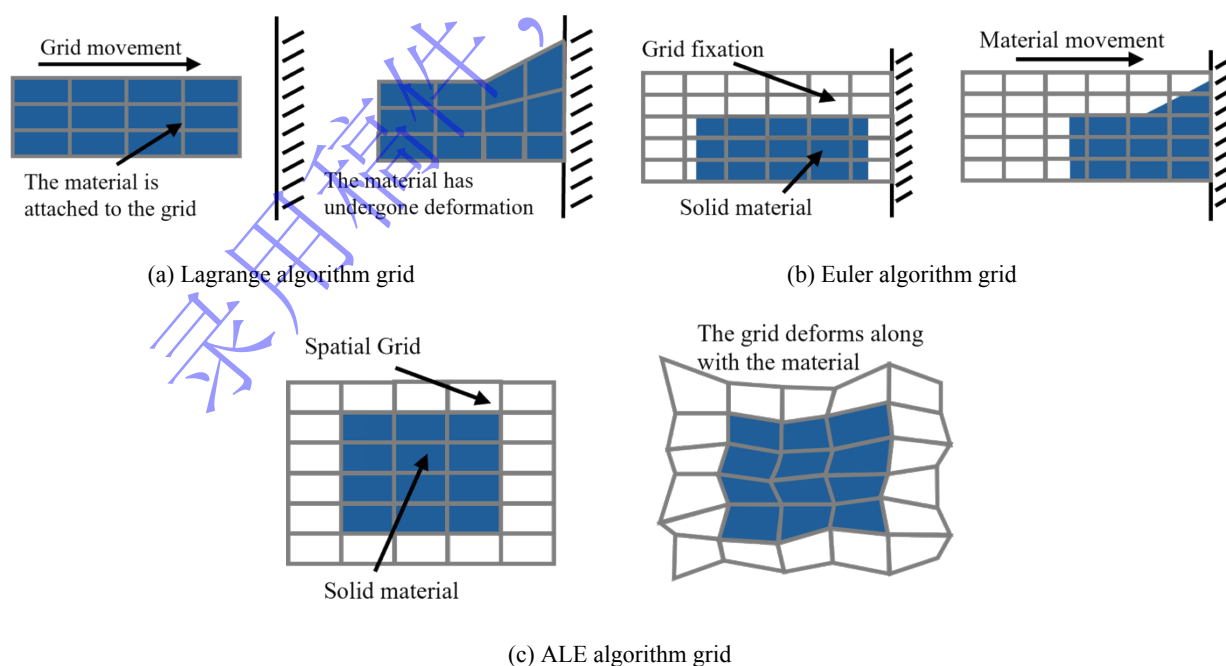


图 1 不同算法示意图

Fig.1 Schematic diagram of different algorithms

LS-DYNA 中计算流固耦合的方式主要有两种：MMALE 多物质耦合、S-ALE+几何映射的方式。

MMALE 多物质耦合，该方式在建模时不需要从空气域中“挖出”爆炸域的位置并建立爆炸域，爆炸域与空气域共节点，两者间不需要干涉，而目标板则作为冻结材料填充到空气域中，其与空气域之间需要干涉。ALE 方法在处理流固耦合界面问题时，使用罚函数计算，其原理如式（1）所示：

$$f_i = k_i d_i \quad (1)$$

式中： $i=1, 2, 3$ 分别表示笛卡尔坐标系中的 x, y, z 方向； f_i, k_i, d_i 分别表示 i 方向的耦合力、耦合刚度和耦合渗透量。

S-ALE+几何映射方式，使用 S-ALE 方法时爆炸域和空气域之间不做布尔运算，可以干涉，建模时可直接在空气域当中建立爆炸域及目标板，可通过关键字 *ALE_STRUCTURED_FSI，定义流固耦合之间的接触。S-ALE 方法使用比 ALE 方法更为高阶的浸没边界法来处理流固耦合界面，其在数学方法上，通过光滑 delta 近似函数来表示结构物和流场之间的交互作用。结构与流体的接触通过在流场控制方程式中添加“源项”实现，流场对结构的反作用则通过结构周围流体质点速度的插值来实现 [26-28]。式（2）~式（5）为基本控制方程：

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \cdot \nabla u \right) = -\nabla P + \mu \nabla^2 u + F(x,t) \quad (2)$$

$$\nabla \cdot u = 0 \quad (3)$$

$$F(x,t) = \int f(s,t) \delta(x-X(s,t)) ds \quad (4)$$

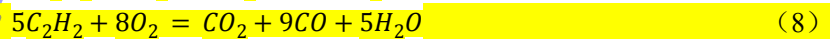
$$\frac{\partial X}{\partial t}(s,t) = u(X(s,t),t) \quad (5)$$

式中， ρ 为流体密度， u 为流场速度， μ 为流体的动力黏度系数， P 为流场压力， $F(x,t)$ 表示边界传递给流场的所有体积力。

方程（2）和（3）是描述流体运动核心所引入的 Navier-Stokes 方程，（4）是体积力源项的分布函数。 x 和 $f(s,t)$ 分别表示进入边界产生的位移和单位力， s 表示流场和结构的交互作用， δ 表示光滑的 Dirac 函数， $X(s,t)$ 是 Dirac delta 函数。

1.2 材料参数

模拟使用乙炔与空气混合气体作为爆炸源，并建立有限元仿真模型，氧气在空气中的体积浓度按照 21% 计算。乙炔爆炸时会与空气中的氧气发生一系列复杂的化学反应，化学方程式 [29,30] 如下：



式（6）为乙炔与空气中氧气完全反应的主要方程式，乙炔在混合气体中的体积分数为 7.75%，对应的当量比为 1。式（7）~（9）为乙炔体积分数过量，氧气体积分数不足时可能发生的主要反应，乙炔体积分数分别为 9.5%、11.6%、12.3%。空材料模型 *MAT_NULL 没有屈服强度，可配合线性多项式状态方程 *EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 用来表示空气、乙炔/空气混合气体材料模型，其线性多项式状态方程如下：

$$P = C_0 + C_1 + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E \quad (10)$$

式中， $C_0 \sim C_6$ 为状态方程系数， C_0 用于定义初始压力， C_1 是体积黏性， $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ ， ρ 表示当前气体密度； ρ_0 表示初始气体密度， P 为气体压力， E 为内能密度。

张秀华 [30] 给出了乙炔数值计算的方法，通过数值计算得出不同体积分数乙炔以及空气的各项参数如表 1 所示。

表 1 空气与乙炔/空气气体参数

Table 1 Air and acetylene/air gas parameters

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

气体 (体积分数)	当量比	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	爆压 P_H (MPa)	C_0/Pa	C_1-C_3	C_4	C_5	C_6	E_0/Pa	V_0
空气	-	1.29	-	-1e+5	0	0.4	0.4	0	2.5e+5	1.0
乙炔 (7.75%)	1	1.278	2.28	0	0	0.26	0.26	0	4.348e+6	1.0
乙炔 (9.5%)	1.25	1.275	2.288	0	0	0.27	0.27	0	4.174e+6	1.0
乙炔 (11.6%)	1.56	1.273	2.22	0	0	0.29	0.29	0	3.869e+6	1.0
乙炔 (12.3%)	1.67	1.27	2.15	0	0	0.28	0.28	0	3.777e+6	1.0

TNT 炸药分别使用 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型模拟高能爆轰, *EOS_JWL 定义状态方程, 其形式如下:

$$P = A_1 \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B_1 \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (11)$$

式中, P 为爆轰产物压力, V 和 E 分别为 TNT 相对体积和初始能量, A_1 、 B_1 、 R_1 、 R_2 、 ω 均为 *EOS_JWL 状态方程参数。TNT 炸药材料参数如表 2 所示。

表 2 TNT 材料参数

Table 2 TNT material parameters

ρ (kg/m ³)	D (m/s)	PCJ (GPa)	A_1 (GPa)	B_1 (GPa)	R_1	R_2	ω	E (GJ/m ³)
1630	6930	21.0	371.2	3.231	4.15	0.95	0.35	7.0

目标板的材料选用 ANSYS 材料库中的铝与塑性 (PA6) 如表 3、表 4 所示, 混凝土材料则通过关键字 *JOHNSON_HOLMQUIST_CONCRETE^[31,32] (JHC) 设置材料参数, 如表 5 所示。该模型由 T. J. Holmquist 和 G. R. Johnson 对 *Johnson-Cook 模型进行改进, 针对混凝土动态冲击过程中的大变形问题提出。

表 3 铝材料参数

Table 3 Aluminum material parameters

材料名称	密度 ($\rho_0/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	杨氏模量/Pa	泊松比	屈服强度/Pa	切线模量/Pa	塑性应变失效
铝	2713	6.904e+10	0.33	1.2e+8	2.5e+8	0.15

表 4 PA6 材料参数

Table 4 PA6 material parameters

材料名称	密度 ($\rho_0/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	杨氏模量/Pa	泊松比	体积模量/Pa	剪切模量/Pa
塑性 (PA6)	1140	1.111e+9	0.35	1.2336e+9	4.1151e+8

表 5 混凝土材料参数

Table 5 Concrete material parameters

MID	ρ_0	G	A	B	C	N	FC
60	2320.00	1.486e+10	0.001	1.60	0.07	0.61	4e+07
T	EPS0	EFMIN	SFMAX	PC	UC	PL	UL
4e+06	1.00	0.01	7.00	1.6e+07	0.001	8e+08	0.1
D1	D2	K1	K2	K3	FS		
0.04	1.00	8.5e+10	-1.71e+11	2.08e+11	0.0		

2 几何模型与网格划分

2.1 模型建立

为量化评估乙炔爆炸特性，本文建立了一个 20L 球形爆炸装置的数值模型，用以分析乙炔与等效质量的 TNT 爆炸冲击邻近结构的动态响应过程，并假设爆炸过程绝热且空气为连续介质。有限元几何模型由爆炸域、空气域和目标板三部分组成，爆炸域为直径 0.338m 的球体，位于坐标原点，中心起爆，空气域为 1m*1m*1m 的正方体，目标板长宽均为 0.5m，厚度为 3mm，距离爆炸中心垂直距离为 0.3m。为了提高计算效率，模拟基于对称性建立 1/8 简化模型，其有限元模型与边界条件如图 2 所示。

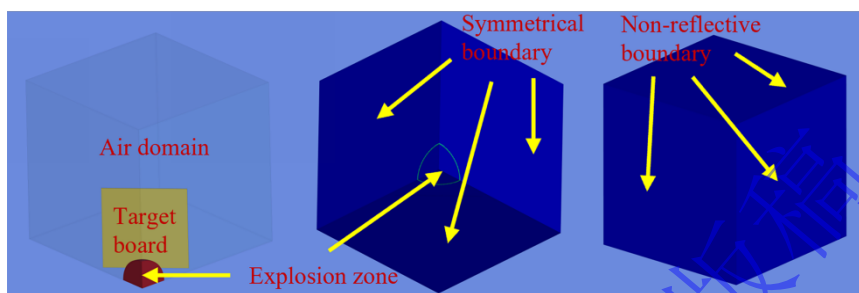


图 2 1/8 有限元模型

Fig.2 1/8 Finite element model

在有限元模型中，空气域包含了 3 个无反射边界及 3 个对称边界界面，可通过关键字命令 *BOUNDARY_SALE_MESH_FACE 插入，关键字命令如表 6 所示。

表 6 关键字命令

Table 6 Keyword command

\$# posz	bctype	mshid	negx	posx	negy	posy	negz
SYM	1	1	0	1	0	1	0
NONREFL	1	0	1	0	1	0	1

2.2 网格划分

在 S-ALE 方法中，其网格可通过关键字 *ALE_STRUCTURED_MESH 定义 S-ALE 网格。模拟采用三维模型，网格尺寸的划分对模拟计算时间和结果精度有着很大影响，网格尺寸选择过小，会导致整体节点和单元数增加，给计算带来巨大负担；过大则会导致计算精度下降，产生计算误差。选取合适的网格尺寸对整个模拟结果有着重要作用，有限元模型选取不同网格尺寸后的部分模拟结果如表 7 所示。

表 7 不同网格尺寸结果对比

Table 7 Comparison of results for different mesh sizes

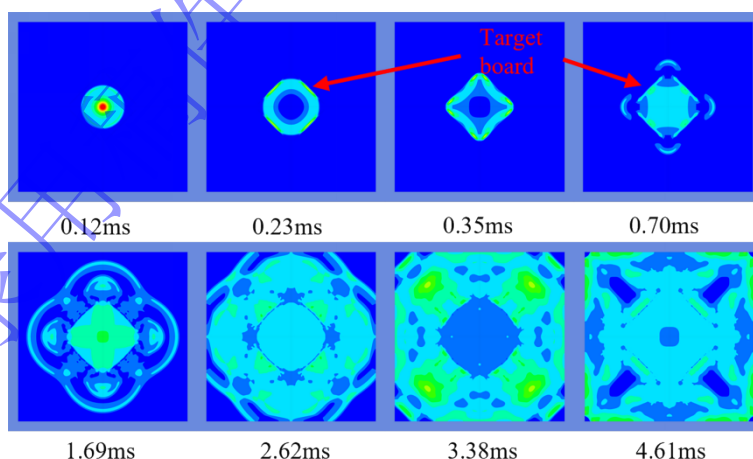
编号	S-ALE 网格/mm	爆炸域/mm	目标板/mm	目标板形变/mm	von Mises/Mpa
1	10*10*10	10	10	0~230.9	0~10.309
2	15*15*15	15	15	0~240.45	0~7.592
3	20*20*20	20	20	0~246.01	0~8.634
4	15*15*15	10	10	0~234.32	0~11.665
5	10*10*10	5	5	0~230.25	0~10.707
6	8*8*8	8	8	0~229.54	0~10.832
7	8*8*8	5	5	0~230.9	0~10.743
8	6*6*6	6	6	0~228.21	0~10.034
9	5*5*5	5	5	0~229.04	0~10.509

在编号 2 和 3 的模拟中，当网格尺寸设置为 15mm 和 20mm 时，爆炸域及目标板的网格尺寸相对较大，计算中出现系统警告。与编号 1 (10mm 网格) 模拟结果相比，目标板形变与 von Mises 应力的相对误差范围为-26.36%~6.54%，表明网格尺寸偏大对模拟精度产生显著影响。在编号 4 中，对部分网格尺寸进行调整后，模拟结果的相对误差范围减小至 1.48%~13.15%，由此可见，当网格尺寸 $\geq 10\text{mm}$ 时，数值模拟结果与 10mm 网格的偏差较为明显。在编号 5~7 的模拟中，系统未出现警告，其模拟结果与 10mm 网格结果相对误差范围为-0.59%~5.08%，然而，此时计算耗时约为 10mm 网格的 2~3 倍。当进一步将网格尺寸减小至 5mm 和 6mm 时 (编号 8 和 9)，模型整体的网格单元数量达到数百万，计算时间及文件大小增至 10mm 网格的 5~10 倍，模拟结果的相对误差范围则缩小至-1.16%~1.94%。若继续将网格尺寸降至 5mm 以下，网格单元数将达到千万级，计算时长将延长至 10mm 网格的 20 倍以上，且可能出现计算不稳定的情况。综合比较各网格尺寸下的计算效率与模拟精度，确定选用 10mm 网格进行模拟，该尺寸下模拟结果已趋于收敛，能够较好地捕捉爆炸过程中的压力冲击传播规律，同时，目标板与 S-ALE 网格在尺寸上保持匹配，有利于提高数据映射的准确性。此外，该网格尺寸在计算时间与模拟精度之间取得了较好平衡，适用于本研究中对乙炔爆炸过程的数值模拟分析。

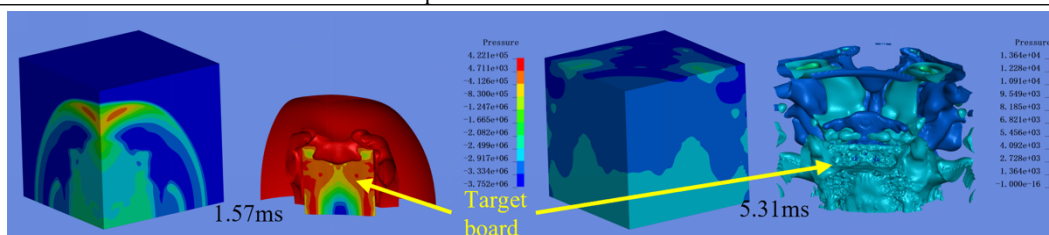
3. 爆炸流固耦合动态响应结果分析

3.1 乙炔爆炸冲击波的传播与演化规律

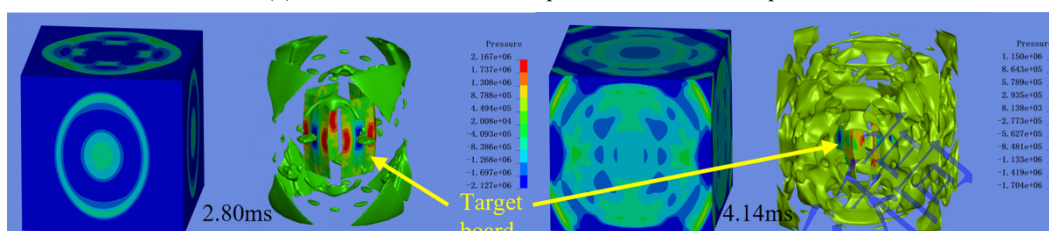
乙炔体积分数为 7.75% 时，其 XY 切面、1/8 有限元模型及整体有限元模型不同时刻的压力冲击波传播云图如图 3 所示，根据图 3 (a) 生成的云图和数值可将其爆炸冲击分为三个阶段。初始阶段：在起爆的瞬间爆炸球心处形成极高的初始压力 (约 1.14MPa)，随后形成以爆炸中心为球心波形的冲击波逐渐向外传播，体积迅速膨胀，此时冲击波的阵面清晰集中，在 $t=0.23\text{ms}$ 时，此时空气域中的冲击波压力值达到最大，该值出现在冲击波与目标板第一次接触的位置。发展阶段：当压力波抵达结构体后，未被阻挡的冲击波继续传播，与结构体发生碰撞的冲击波形成反弹，此过程空气域中的压力随着冲击波的传播缓慢减小。后期阶段：当冲击波进一步传播至较远区域时，冲击波的作用区域进一步扩大，其波阵面压力快速衰减。



(a) XY-plane pressure contour map



(b) 1/8 Finite element model pressure wave contour plot



(c) Pressure wave contour map of the overall finite element model

图3 乙炔/空气爆炸压力波云图

Fig.3 Acetylene/air explosion pressure wave contour map

图3 (b) 与 (c) 完整呈现了乙炔/空气混合气体爆炸后, 冲击波在空气域中的传播及其对目标板的作用过程。爆炸初期, 高压燃烧产物急剧膨胀并压缩周围空气, 形成压力梯度显著的球面冲击波, 在 $t=1.57\text{ms}$ 时刻, 图3 (b) 所示的 1/8 有限元模型中空气域压力较高, 对应云图中以红色区域表示, 此时冲击波压力峰值超过 0.4MPa , 而目标板所受压力相对较小。在图3 (c) 的整体有限元模型中, 可以清晰观察到球面冲击波在对称边界上的完整波形形态, 随着传播距离增加, 冲击波阵面不断向外扩展, 由于波阵面面积增大以及空气的粘性与热传导耗散效应, 空气域压力峰值逐渐衰减, 这一衰减过程体现为云图颜色由代表高压的红色、绿色区域逐步过渡至代表低压力的黄色、蓝色区域, 此时冲击波整体压力已降至 0.4MPa 以下。在此过程中, 爆炸冲击波持续作用于目标板, 其压力云图显示目标板表面压力随时间呈现先上升后下降的动态变化特征。该结果较好地再现了乙炔爆炸冲击波在自由场中的传播规律与压力衰减过程, 反映了爆炸载荷与结构相互作用的典型物理过程。

3.2 爆炸载荷特性时程分析

在空气域中距离爆炸中心由近及远依次选取六个节点 A (1026804)、B (1035121)、C (1228586)、D (1328383)、E (1468683)、F (1660583), 得到其压力时程曲线如图 4 (a) 所示。根据该压力曲线的变化特点, 可以将其分为三个阶段: 突跃上升阶段、缓慢下降阶段与余波震荡衰减阶段。在冲击波第一次抵达该节点时, 该点处的压力立即发生突变, 压力曲线呈现突跃上升或剧烈震荡上升, 直到压力达到最高点形成超压峰值后开始缓慢下降, 这一整个升压的过程时间仅持续零点几毫秒。最后, 随着爆炸冲击波到达目标板发生发射与相互作用, 压力曲线出现小幅度震荡, 由于空气域边界设置为无反射边界, 随着冲击波向空气域远处不断扩散, 节点处的压力持续衰减直至恢复初始状态。

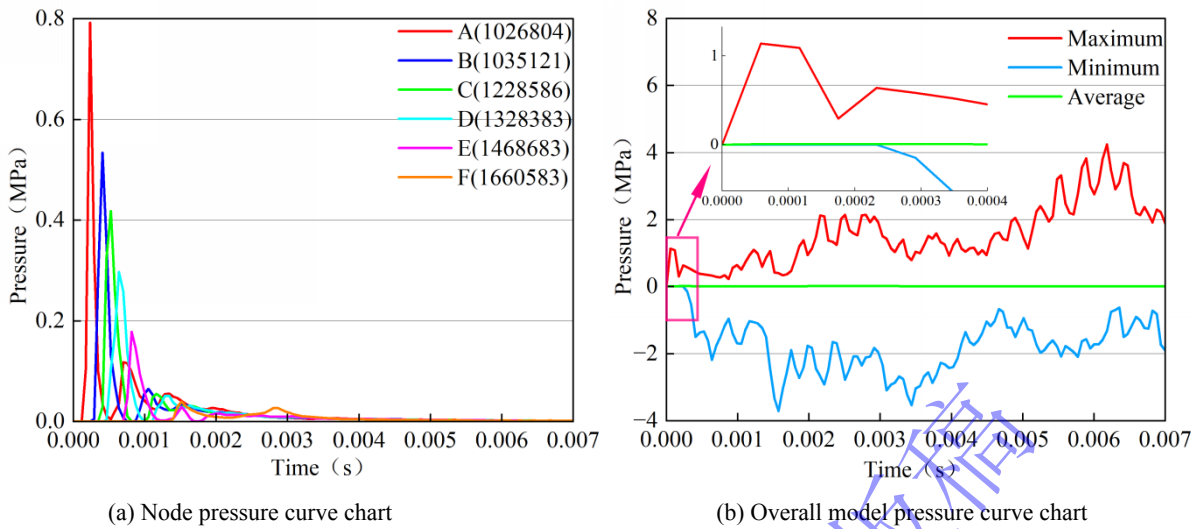


图 4 节点与整体压力曲线图

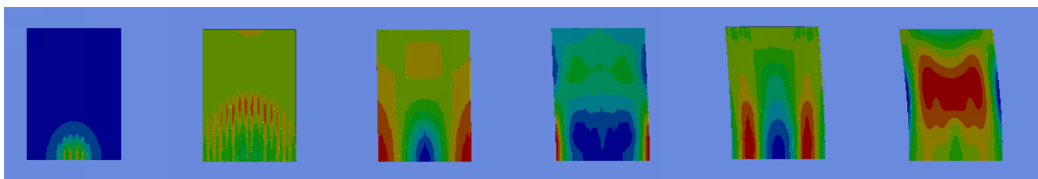
Fig.4 Node and overall pressure curve graph

整个仿真模型的压力时程曲线如图 4 (b) 所示, 在乙炔/空气混合气体爆炸作用下, 模型整体的最大正压峰值为 4.25MPa, 最小负压为-3.71MPa, 极值主要出现在目标板 (PA6) 区域。在爆炸初期, 冲击波尚未到达目标板区域, 压力最大值来源于空气域中的压力冲击波; 曲线变化与该阶段空气域中压力峰值演变一致。随着冲击波作用于目标板后 (约 0.23ms), 整体压力曲线的最大值与最小值迅速上升, 极值位置转移至目标板。压力达到峰值后, 逐渐下降; 在后续余波震荡阶段, 因目标板的反弹与后续冲击波的相互作用, 其极值再次上升。该曲线完整反映了爆炸冲击波的形成、传播、以及与结构体之间的耦合过程。

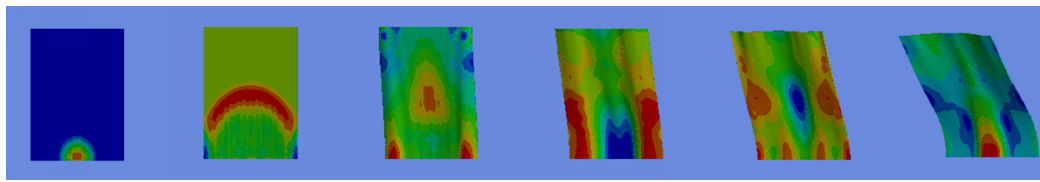
压力曲线分析表明, 乙炔/空气混合气体爆炸可产生较强的初始冲击载荷, 爆炸冲击波在空气域中的压力峰值可达约 0.79MPa (铝板对应工况为 0.74MPa、混凝土板对应工况为 0.745MPa)。该冲击波表现为典型的强压缩波特征, 具有压力瞬时急剧上升的突跃性质, 作用在结构表面时可形成显著的冲击载荷。当乙炔体积分数为 7.75% (当量比为 1) 时, 模拟所得压力时程曲线的演变规律与王文涛 [7] 中所述当量比为 1 的典型乙炔/空气爆炸压力时程曲线呈现相似的变化趋势。夏煜 [8] 通过 20L 球形爆炸装置试验测得乙炔在当量比为 1 时的最大爆炸压力为 0.68MPa, 略低于本模拟中不同工况下空气域的压力峰值。本模拟基于绝热假设, 将空气视为连续介质, 且乙炔/空气爆炸按与氧气完全反应的化学方程式计算得出, 因此在数值上存在一定差异, 所得压力峰值相对较高, 该结果进一步验证了 S-ALE 方法在模拟乙炔爆炸冲击问题中的可靠性与准确性。

3.3 多材质目标板动态响应与损伤模型对比

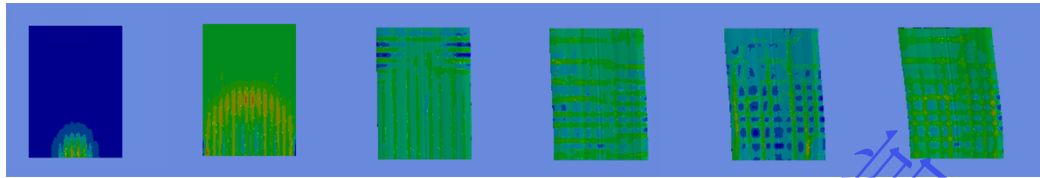
为系统研究乙炔爆炸对结构的冲击效应, 在保持网格尺寸与数值设置一致条件下, 选取铝、塑性 (PA6) 及混凝土三种不同材料属性的目标板进行对比分析, 图 5 展示了同一时刻下三种目标板的压力云图。爆炸冲击波作用后, 不同材料呈现出差异显著的动态响应与损伤模式, 这主要归因于其固有的材料属性。



(a) Aluminum plate pressure contour map



(b) PA6 plate pressure contour map

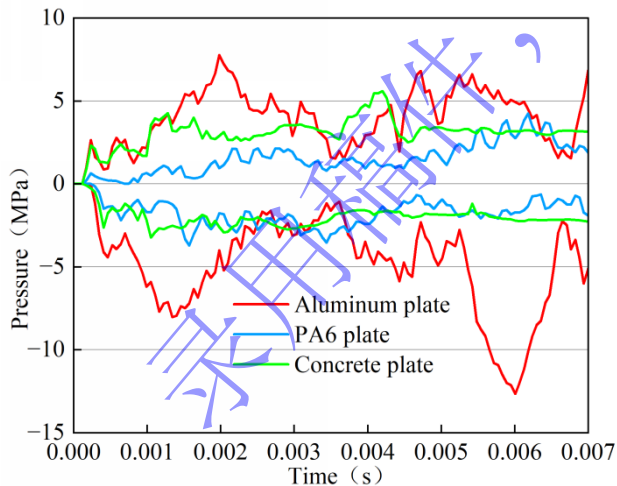


(c) Concrete slab pressure contour map

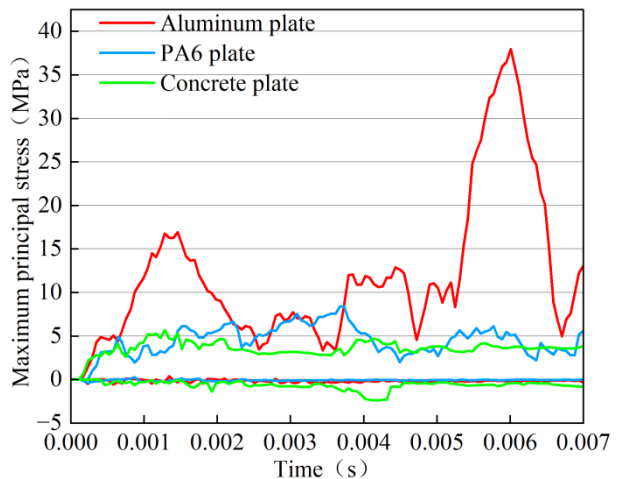
图 5 不同目标板压力云图及其位移

Fig.5 Pressure cloud maps of different target boards and their displacements

如图 5 (a) 所示, 铝板呈现出典型的金属动态响应特征, 其高阻抗导致冲击波在板面反射增强, 产生较高的表面压力。同时, 高弹性模量使其表现出较大刚性, 因此整体结构变形相对最小, 能量主要通过应力波在材料内部快速传递, 而非通过大变形吸收。如图 5 (b) 所示, PA6 作为弹塑性聚合材料, 其弹性模量较低, 延展性较好。在爆炸载荷下, 材料通过显著的塑性变形吸收并耗散能量, 导致其整体形变在三种材料中最为显著, 位移也最大。这种大变形能力虽有效降低了结构内部的峰值应力, 但也显著改变了结构的动态响应过程。如图 5 (c) 所示, 混凝土作为脆性材料, 其抗拉强度远低于抗压强度。爆炸载荷下, 结构表面出现局部压碎与径向裂纹, 这是脆性材料在拉伸应力作用下发生损伤的直接证据。其变形能力介于金属与聚合物之间, 但损伤模式表现为不可逆的脆性破坏。图 6 所示的压力时程曲线及主应力演化规律, 可系统揭示爆炸载荷作用下不同材料目标板的动态响应特征与损伤机理。



(a) Target Board Maximum and Minimum Pressure Curve Chart



(b) Maximum principal stress comparison

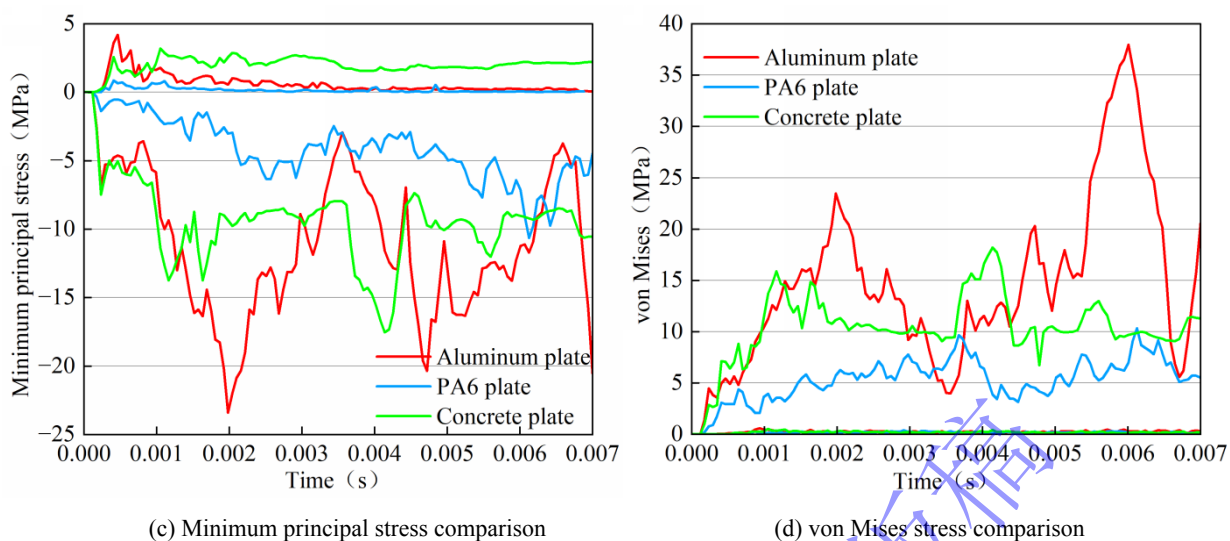


图 6 目标板压力、von Mises 应力最大与最小值曲线图

Fig.6 Maximum and minimum pressure and von Mises stress curves of the target plate

基于图 6 (a) 的压力时程曲线对比分析可知, 乙炔爆炸载荷呈现压缩与拉伸快速交替的复杂动态特征。铝板承受的最大正压与负压分别为 7.75MPa 与 -12.66MPa, 其幅值最高; PA6 板分别为 4.25MPa 与 -3.71MPa; 混凝土板分别为 5.59MPa 与 -3.24MPa。负压阶段对结构产生显著的拉伸作用, 尤其对于抗拉性能较弱的脆性材料会构成严重威胁。结合图 6 (b) 与图 6 (c) 主应力曲线变化分析, 可以深入揭示不同材料的具体破坏模式。铝板的最大主应力峰值达 37.96MPa, 体现了高强度材料在抵抗爆炸冲击引起的整体弯曲变形时, 内部产生的高应力; 其最小主应力为 -23.4MPa, 表明负压同样在局部引发了高幅值拉伸应力, 但由于金属材料优良的延性, 其主要破坏模式仍由正压主导的整体屈服决定。混凝土板的最大主应力相对较低 (5.69MPa), 但最小主应力达 -17.53MPa。这一巨大的拉应力源于负压的拉伸作用, 且已达到混凝土的抗拉强度, 这解释了压力云图中表面出现损伤的现象, 属于典型的拉伸损伤主导的脆性破坏。PA6 板其主应力值 (最大 8.39MPa, 最小 -10.65MPa) 相对较低, 体现了材料通过塑性变形耗散能量、从而降低内部应力的特性, 在正压与负压的交替作用下, 其产生的形变最大。von Mises 应力是由三个主应力导出的标量, 它综合反映了复杂应力状态下材料形状改变的趋势, 是判断延性材料是否发生塑性屈服的常用标准; 而各主应力则揭示了导致屈服的具体加载方向与模式。图 6 (d) 的 von Mises 应力对比中, 铝板的 von Mises 应力峰值最高 (37.97MPa), 这与其极高的最大主应力值相匹配, 表明其屈服风险主要由正压载荷诱发的高拉应力所驱动。混凝土的 von Mises 应力峰值为 18.22MPa, 其数值虽非最高, 但结合其绝对值极大的最小主应力 (-17.53MPa) 可知, 其破坏风险主要来源于负压导致、达到了材料抗拉强度的拉伸应力。PA6 板的 von Mises 应力峰值最低 (10.31MPa), 与其较低的主应力值一致, 表明其通过屈服变形有效缓解了应力集中。

对于一些材质更为脆弱的结构体如: 陶瓷、玻璃等, 在 ANSYS/LS-DYNA 中可使用关键字命令 *MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS 定义基本材料参数, 再通过关键字 *MAT_ADD_EROSION 附加主应变或主应力失效等方式 (如: 失效 von Mises 应力与最大主应力均为 4MPa), 当某些单元达到失效条件时系统便会删去该单元, 从而达到破坏的效果, 如图 7 所示是乙炔爆炸对脆弱结构体造成破坏的流体图。

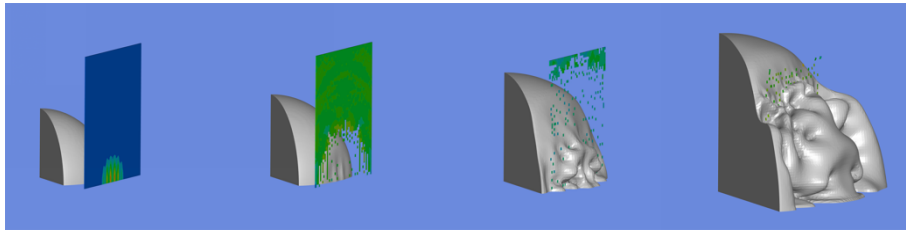


图7 乙炔/空气爆炸破坏板结构流体图

Fig.7 Acetylene/air explosion damage to plate structures: fluid flow diagram

图7中，目标板有限单元数为2500，在乙炔爆炸冲击后剩余有效单元数158，破坏比例为93.68%，表明该目标板已被严重破坏。这一过程完整揭示了乙炔作为爆炸源，爆炸时可对结构体产生瞬时响应的高强度冲击，验证了乙炔爆炸载荷的高能量密度和瞬时强冲击特性。该模拟结果对防护结构设计具有重要指导价值如：铝板适用于需要高阻抗的防护层，混凝土适合作为质量块用于动量吸收，而像PA6一样富有弹性的材料在需要缓冲的场合优势更为明显，不同材料的组合使用可望实现最优的防护效果，为乙炔爆炸安全防护和抗爆结构设计提供了重要理论依据。

4 数值模拟结果对比

4.1 S-ALE 与 MMALE 流固耦合方法评估

为探究不同数值方法对可燃气体爆炸载荷及结构响应预测的影响，本研究分别采用S-ALE与MMALE方法，对乙炔/空气混合气体的爆炸过程及其对目标板的冲击作用进行数值仿真。在保证整体模型几何尺寸、网格划分及分析设置一致的前提下，两种方法的计算结果与效率对比如表8所示。

表8 S-ALE与MMALE模拟数据对比

Table 8 Comparison of S-ALE and MMALE simulation data

方法	K 文件大小	网格单元数	计算时长	方法
S-ALE	2.60MB	1023722	1h42min	S-ALE
MMALE	785MB	8451515	32h40min	MMALE

从表8可以看出，MMALE方法受其建模方式限制，在相同模型尺寸下网格划分过程较S-ALE更为复杂，所需网格单元数显著增加，K文件大小远高于S-ALE方法。在分析设置一致条件下，整个模拟计算时间是S-ALE方法的19倍。为更深入地分析两种方法在乙炔爆炸模拟中的差异，同时兼顾计算效率，本研究在后续对比中对有限元模型进行了合理简化：将爆炸域调整为正方体形状以便于MMALE方法的网格划分，网格尺寸统一取为2mm；目标板形状相应调整为圆柱形。调整后的整体有限元模型如图8所示，该模型能够更有效地反映爆炸冲击对邻近结构体的载荷作用特征。

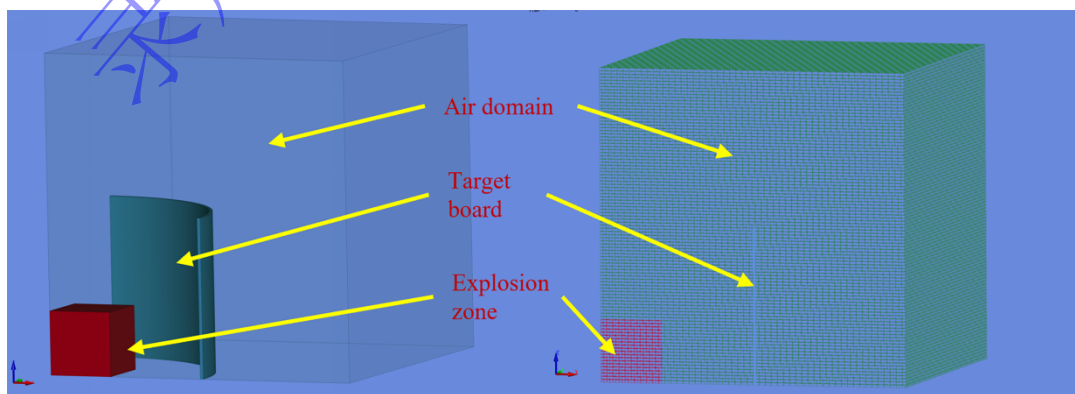


图8 不同方法有限元仿真模型

Fig.8 Different finite element simulation models

不同方法下目标板的总形变、von Mises 应力曲线及压力时程曲线对比如图 9 所示，通过对比分析可得出以下主要结论。

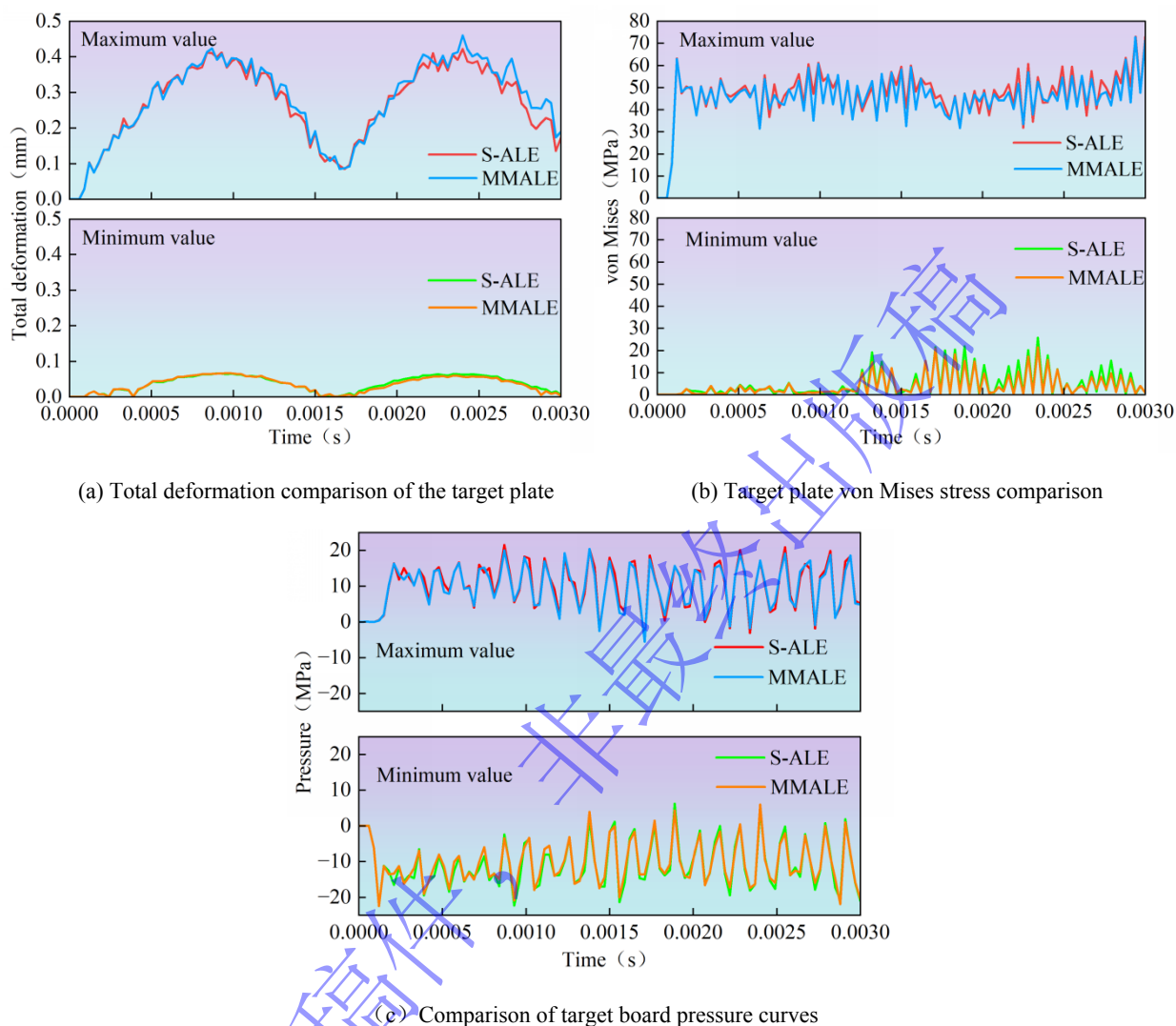


图 9 不同方法目标板模拟结果对比

Fig.9 Comparison of simulation results of different methods for target boards

从曲线变化趋势来看，S-ALE 与 MMALE 两种方法对爆炸载荷的预测结果高度吻合。如图 9 所示，二者计算得到的目标板形变曲线、von Mises 应力曲线以及压力时程曲线整体上基本重合，上升与衰减趋势完全一致，仅在个别峰值处存在微小差异。两种方法均能准确捕捉冲击波的到达时刻、峰值响应及其后的振荡衰减全过程，预测的应力峰值与相位变化亦保持良好的一致性。上述结果表明，在模拟自由场爆炸冲击波的传播与作用，以及爆炸载荷诱发的结构动态应力场方面，S-ALE 与 MMALE 方法均具有较高的计算精度与可靠性。

综合对比表明，针对乙炔爆炸这类涉及强冲击、气体膨胀和流固耦合作用的复杂问题，S-ALE 与 MMALE 方法在爆炸载荷与结构应力预测方面均展现出良好且一致的计算精度，验证了仿真模型的有效性。在结构大变形预测上，二者在趋势与量级上吻合较好，细节上的差异可归因于不同 ALE 网格体系及耦合算法固有的数值特性。值得注意的是，MMALE 方法在网格划分时需针对不同模块选择适配的尺寸与方法，导致网格单元数显著增加。在小模型仿真中，S-ALE 方法用时 1h27min，MMALE 方法用时 2h3min，总体而言，S-ALE 与 MMALE 方法在处理网格变形大与流固耦合界面问

题时，均比传统方法更为精确有效，但在模型建立、网格划分效率、计算速度与稳定性方面，S-ALE方法优势更为明显；整体仿真模型越大，S-ALE方法的计算效率将进一步凸显。

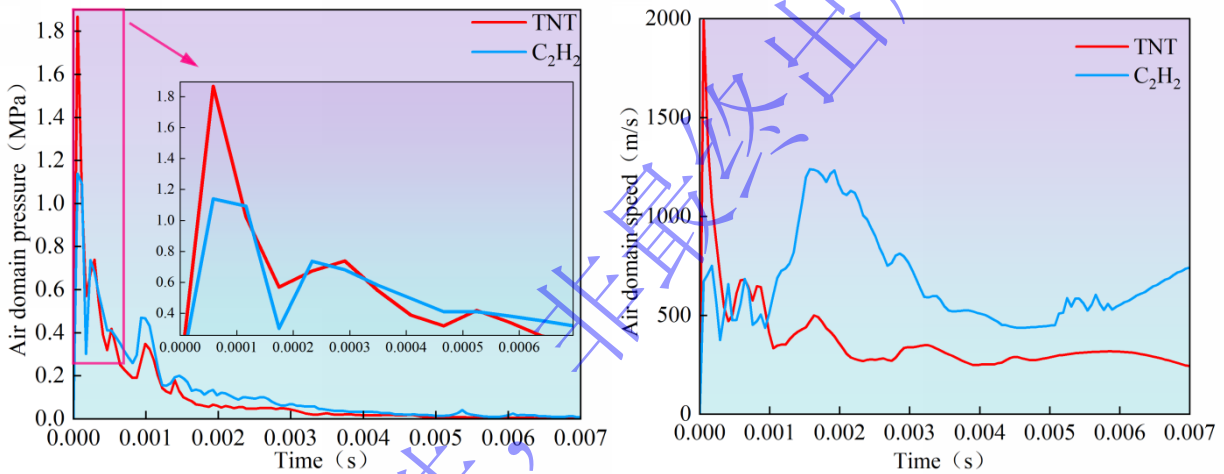
4.2 乙炔与等效质量 TNT 爆炸流固耦合对比分析

标准状态下，从表 1 表 2 可知空气、乙炔/空气混合气体、TNT 初始密度和初始内能如下： $\rho_{\text{空气}}=1.29\text{kg/m}^3$ 、 $\rho_{\text{乙炔}}=1.278\text{kg/m}^3$ 、 $\rho_{\text{TNT}}=1630\text{kg/m}^3$ 、 $E_{\text{空气}}=2.5\times 10^5\text{J/m}^3$ 、 $E_{\text{乙炔}}=4.348\times 10^6\text{J/m}^3$ 、 $E_{\text{TNT}}=7\times 10^9\text{J/m}^3$ ，根据爆能等效原理^[33]，由式（12）可计算出 20L 球形乙炔/空气混合气体的等效 TNT 质量。

$$W = \frac{H_{\text{EXP}}}{H_{\text{TNT}}} \cdot W_{\text{EXP}} \quad (12)$$

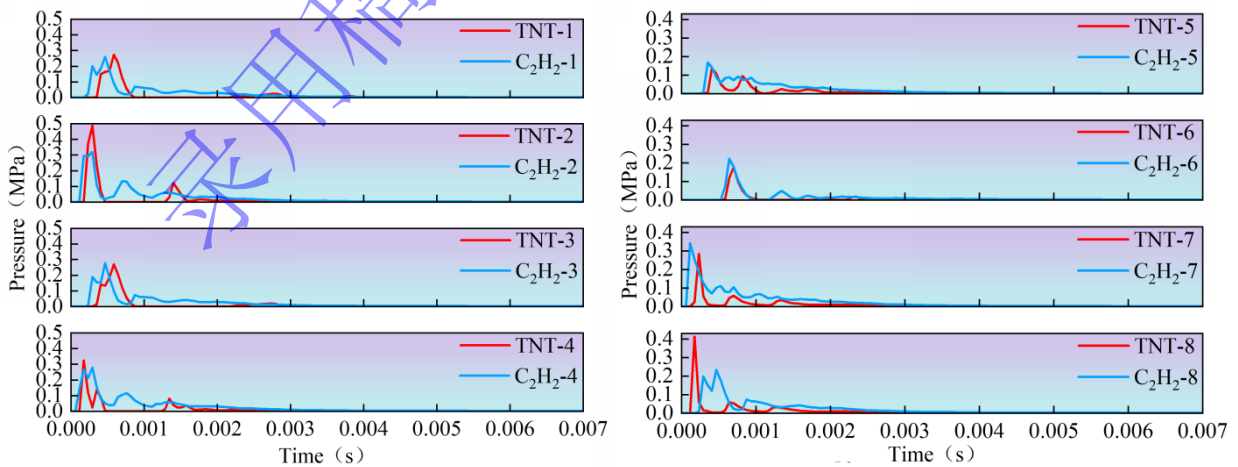
式中， H_{EXP} 表示爆炸物爆炸热量， H_{TNT} 表示 TNT 爆炸热量， W_{EXP} 表示爆炸物重量。

为研究乙炔作为爆炸源与传统化学炸药的区别，基于上式，计算得出 20L 球形乙炔/空气混合气体爆炸释放的热量相当于 0.0203kgTNT 爆炸释放的热量，TNT 体积约 $1.245\times 10^{-5}\text{m}^3$ 。保持空气域、目标板的模型与网格尺寸一致，对等效质量的 TNT 进行数值模拟，在距离两种爆炸源相同的位置处，依次选取六个测量节点，TNT 与乙炔爆炸时各项数值对比如图 10 所示。

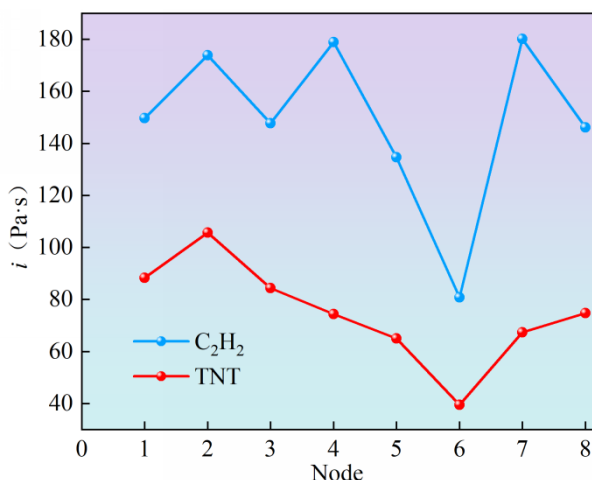


(a) Comparison of air domain pressure between TNT and acetylene explosions

(b) Comparison of air domain speed between TNT and acetylene explosions



(c) Comparison of pressure curves of acetylene and TNT at the same node



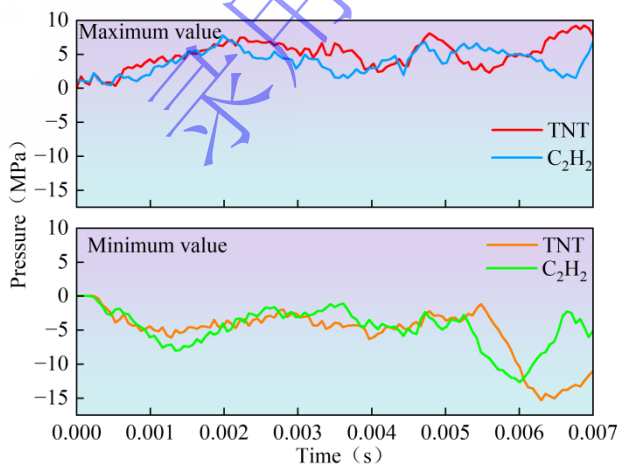
(d) Comparison of specific impulse between acetylene and TNT nodes

图 10 乙炔/空气与等效质量 TNT 数值对比

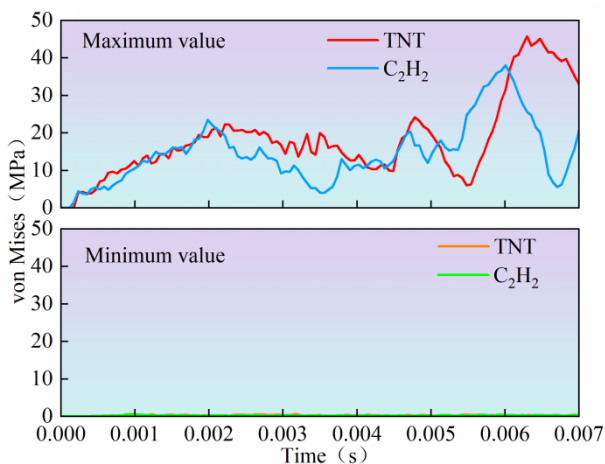
Fig.10 Comparison of acetylene/air with equivalent mass TNT values

本研究在控制网格尺寸与分析设置相同的条件下，将乙炔与 TNT 的爆炸模拟结果进行对比。TNT 爆炸时，图 10 (a)、(b) 显示，相同工况空气域内，TNT 爆炸的压力与传播速度峰值远高于乙炔爆炸时的峰值，TNT 在起爆后的瞬间冲击波迅速传播，压力与速度曲线在极短的时间内到达峰值，峰值压力为 1.867MPa，峰值速度为 1999m/s。乙炔爆炸初期极值点主要出现在其爆炸中心约 1.14MPa，在空气域内所能达到的压力峰值为 0.74MPa，速度峰值约 1232m/s 左右，从爆炸冲击波的压力与速度峰值来看，乙炔爆炸时所能产生的峰值低于 TNT。图 10 (c) 相同节点处的节点压力曲线变化可看出，TNT 爆炸的压力与速度峰值虽然高，但相同节点处的部分峰值与乙炔差值较小，且其压力衰减速度极快，相同节点处，乙炔的峰值压力作用时间更长。从图 10 (d) 相同节点处的比冲量便可看出，相同位置处乙炔因为爆炸冲击波作用时间更长，所以使得其比冲量更大。

TNT 与乙炔爆炸时整体模型内的压力及目标板 von Mises 应力的最大值、最小值对比如图 11 所示。TNT 爆炸时，整体模型内的最大压力峰值为 9.22MPa，最低负压为 -15.3MPa，目标板产生的最大 von Mises 应力为 45.72MPa；相应地，乙炔爆炸的各项数值分别为 7.76MPa、-11.99MPa 和 37.97MPa。从图 11 中乙炔与 TNT 爆炸压力及目标板 von Mises 应力对比可知，两种爆炸源在整体模型压力与目标板 von Mises 应力方面仅在部分峰值处存在差异；乙炔爆炸冲击波作用于目标板产生的 von Mises 应力极值与 TNT 较为接近，其压力与 von Mises 应力曲线变化趋势亦基本一致。



(a) Comparison of target board



(b) Comparison of von Mises stress

pressure curves

curves of the target plate

图 11 模型压力与目标板 von Mises 应力对比

Fig.11 Comparison of model pressure and target plate von Mises stress

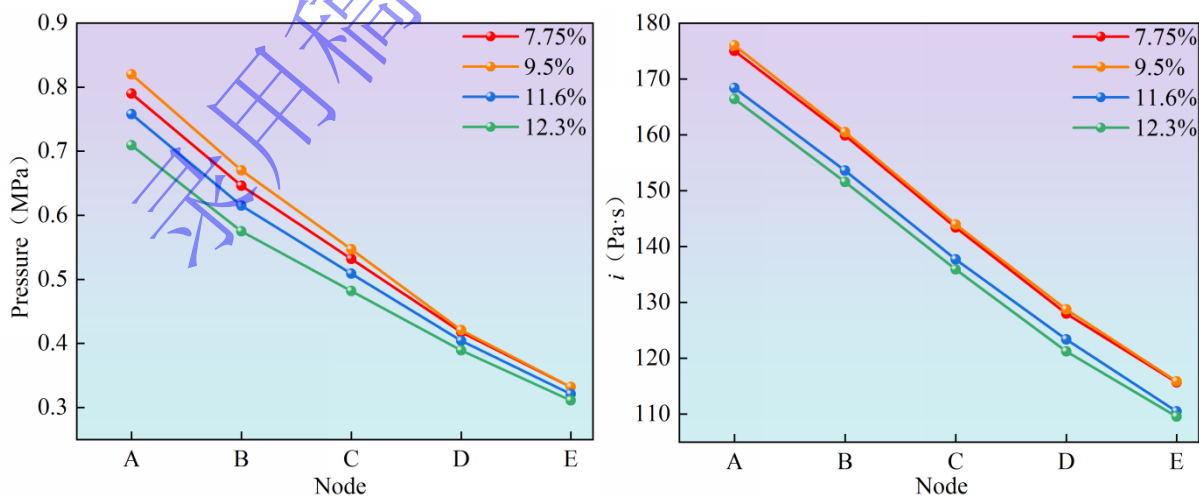
然而，上述数值上的接近并不等同于物理机理的等同。TNT 爆炸属于典型的凝聚相炸药爆轰，其能量来源于分子内部化学键的瞬时断裂与重组，反应速率极高，可近似视为“理想点源爆轰”。爆轰波以超声速传播，波阵面压力呈阶跃式突升，具有典型的冲击波特征。乙炔爆炸则属于气相爆炸范畴，其本质是预混可燃气体与氧气的快速燃烧反应，属于“非理想爆炸”。该过程依赖乙炔与空气的预混达到爆炸极限，能量释放速率受混合均匀度、湍流强度及空间约束条件的显著影响，火焰传播模式通常始于亚声速的爆燃，在满足加速距离和约束条件时方可发展为爆轰，具有明显的反应时间尺度与空间发展过程。由于爆炸机理的本质区别，二者在载荷谱特征上呈现显著差异：TNT 爆炸产生极高的超压峰值（1.867MPa）和极陡峭的冲击波阵面，但正压作用时间极短，属于高强度、短历时的冲击载荷；乙炔爆炸的超压峰值相对较低（0.74MPa），但其正压作用时间显著延长，压力波形相对平缓。这种“低峰值、长历时”的载荷特征导致其累积冲量可能超过 TNT。

基于爆能等效原理前提下，本研究对比了两种爆炸源对目标板的力学响应。从模拟结果来看，对于以峰值应力或峰值应变为主导失效判据的特定结构响应指标（如目标板的 von Mises 应力峰值），乙炔爆炸可产生与 TNT 爆炸在量级上相近的破坏效应。然而，必须强调这种“等效”具有严格的适用范围与前提条件：（1）该等效并非源于两种爆炸物理过程的相似，而是基于“总能量相等”这一单一维度的工程近似。二者在压力波形、升压速率、作用时间等载荷谱细节上存在本质差异。（2）该等效性仅适用于对总冲量或峰值应力敏感的特定结构响应类型。对于受升压速率显著影响的动态响应，或对载荷波形细节敏感的复杂结构，此等效关系将不再成立。（3）本研究提出的等效关系旨在为乙炔作为特定用途的爆炸模拟源提供理论可行性依据，而非主张乙炔可直接替代 TNT 用于一般性爆炸效应评估。

综上所述，在明确界定等效意义与适用范围的条件下，基于爆能等效原理的对比分析可为乙炔与 TNT 的爆炸载荷特性与结构动态响应差异研究提供有价值的参考。

4.3 不同体积分数乙炔数值对比分析

为研究乙炔体积分数对爆炸压力的影响规律，在乙炔体积分数低于 7.75%（当量比 1）时，由于乙炔气体不足，爆炸产生的压力相对较小。基于此，本研究选取四个高于 7.75% 的乙炔体积分数进行对比，在同一时刻选取 5 个相同节点的爆炸压力峰值并计算出对应的比冲量，结果如图 12 所示。



(a) Comparison of node peak pressure

(b) Node specific impulse comparison

图 12 不同体积分数乙炔数值结果对比

Fig.12 Comparison of numerical results for different volumes of acetylene

从图 12 可以看出, 乙炔爆炸压力随体积分数的增加呈现先升高后降低的趋势, 当乙炔体积分数为 9.5% (当量比 1.25) 时, 爆炸压力峰值达到最大, 这一结果与文献[33]中乙炔/空气最大爆炸压力体积比 9.45% 以及文献[7]中当量比 1.32 的结论基本吻合。本模拟中, 7.75% 与 9.5% 体积分数下的峰值压力及比冲量差异较小, 其成因可归纳为以下两点: (1) 本模拟采用绝热假设, 将空气视为连续介质, 不同体积分数下的爆炸参数依据相应化学计量方程式计算, 7.75% 对应于乙炔与氧气完全反应的化学计量比, 理论上反应最为完全, 因此其峰值压力相对较高。(2) 乙炔爆炸涉及复杂的化学反应过程, 当体积分数达到 9.5% 时, 此时反应处于富燃状态。相关研究表明, 在富燃条件下, 乙炔除与氧气反应外, 自身还会发生分解反应, 该分解过程释放额外能量, 从而进一步提高爆炸压力峰值。因此, 在实验条件下, 富燃的乙炔/空气混合物往往呈现出更高的爆炸强度。综上所述, 乙炔爆炸压力随体积分数的变化呈现非单调特性, 峰值出现在略高于化学计量比的富燃区域, 这一规律与参考文献的实验结果具有良好的 consistency。

5 结论

本研究围绕乙炔/空气混合气体爆炸及其对邻近结构的冲击效应, 建立相应的有限元模型, 基于 S-ALE 方法对乙炔爆炸流固耦合过程进行数值模拟, 成功再现了 20L 球形乙炔爆炸冲击波的形成、传播及其与结构相互作用的全过程。通过对比不同目标板材料属性、耦合方法、爆炸源类型及乙炔体积分数, 得出以下主要结论:

(1) S-ALE 流固耦合方法相较于传统拉格朗日及欧拉方法, 能够有效处理乙炔爆炸过程中网格大变形问题, 在复杂流固耦合界面的计算上具有更高精度。与 MMALE 多物质耦合方法相比, S-ALE 在建模便捷性、网格划分效率、计算速度及稳定性方面均表现更优, 且随着有限元模型的增大, 其计算效率优势进一步凸显。

(2) 相同工况条件下, 乙炔 (体积分数 7.75%) 爆炸在空气域的压力峰值为 0.74Mpa, 冲击波速度峰值为 1232m/s; 等效质量 TNT 爆炸对应的压力峰值为 1.867Mpa, 速度峰值为 1999m/s。尽管乙炔爆炸的峰值压力低于 TNT, 但其正压作用时间相对较长, 导致相同节点处的比冲量更大。在目标板 von Mises 应力响应方面, 乙炔与 TNT 差异较小, 表明在特定结构响应指标上, 乙炔爆炸可产生与 TNT 量级相近的破坏效应。但需强调, 此种“等效”仅限于宏观能量相当的前提, 二者在爆炸机理、载荷波形及作用时间上存在本质差异, 适用范围须严格限定。

(3) 不同材料目标板的对比分析进一步揭示了材料属性对爆炸响应的影响, 铝板凭借高阻抗呈现最小变形与最高应力, PA6 通过塑性大变形耗散能量、位移最大, 混凝土则在负压拉伸作用下发生表面开裂。乙炔爆炸压力随体积分数呈非单调变化, 峰值出现在略高于化学计量比的富燃部分, 与参考文献实验结果吻合良好。验证了 S-ALE 方法在模拟乙炔爆炸冲击问题上的有效性与优越性, 为乙炔作为特定场景爆炸源的可行性评估提供了数值依据, 并为抗爆结构设计与安全防护优化提供了重要参考。

参考文献

- [1] 其乐木格, 韩漠, 胡长峰. 乙炔火灾爆炸危险性分析及预防事故对策 [J]. 化工进展, 2010, 29(S2): 340-345. DOI:10.16085/j.issn.1000-6613.2010.s2.029.
QIL M G, HAN M, HU C F. Hazard analysis and accident prevention measures for fire explosion of acetylene [J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2010, 29(S2): 340-5. DOI: 10.16085/j.issn.1000-6613.2010.s2.029
- [2] 侯万兵. 乙炔爆炸危险性及其安全措施浅析 [J]. 科技创新导报, 2012, (36): 101-102. DOI:10.16660/j.cnki.1674-098x.2012.36.017.
HOU W B. Acetylene explosion hazard and brief analysis on security measure [J]. Science and Technology Innovation Herald, 2012, (36): 101-102. DOI: 10.16660/j.cnki.1674-098x.2012.36.017.
- [3] WU H, LIN G Z, XIE H A, et al. Adsorption and sensing properties of Janus MoS₂Te materials for characteristic gases (CO, C₂H₂, C₂H₄, CH₄) in power transformers: A DFT study [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2025, 102: 1253-1266. DOI:10.1016/j.ijhydene.2025.01.124.
- [4] SCHOBERT H. Production of Acetylene and Acetylene-based Chemicals from Coal [J]. Chemical Reviews, 2014, 114(3): 1743-1760. DOI:10.1021/cr400276u.
- [5] 苏武, 石孝刚, 吴迎亚, 等. 乙炔加氢制乙烯浆态床反应器的 CFD 模拟 [J]. 化工学报, 2019, 70(05): 1858-1867. DOI:10.11949/j.issn.0438-1157.20181245.
SU W, SHI X G, WU Y Y, et al. CFD simulation on hydrogenation of acetylene to ethylene in slurry bed [J]. CIESC Journal, 2019, 70(05): 1858-1867. DOI: 10.11949/j.issn.0438-1157.20181245.
- [6] 郭璐, 徐徽, 朱云峰, 等. 杂质对乙炔气体分解爆炸的影响研究 [J]. 现代化工, 2019, 39(S1): 153-157. DOI:10.16606/j.cnki.issn0253-4320.2019.S.034.
GU L, XU H, ZHU Y F, et al. Study on influence of impurities on decomposition and explosion of acetylene gas [J]. Modern Chemical Industry, 2019, 39(S1): 153-157. DOI: 10.16606/j.cnki.issn0253-4320.2019.S.034.
- [7] 王文涛, 程扬帆, 姚雨乐, 等. 当量比对乙炔/空气爆炸特性和火焰速度的影响 [J]. 中南大学学报(自然科学版), 2022, 53(02): 433-442. DOI:10.11817/j.issn.1672-7207.2022.02.008.
WANG W T, CHENG Y F, YAO Y L, et al. Effects of equivalence ratios on explosion characteristics and flame speeds of acetylene/air mixture [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2022, 53(02): 433-442. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2022.02.008.
- [8] 夏煜, 程扬帆, 胡芳芳, 等. 典型固体抑爆剂对乙炔-空气的抑爆特性 [J]. 高压物理学报, 2022, 36(06): 173-181. DOI:10.11858/gywlxb.20220580.
XIA Y, CHENG Y F, HU F F, et al. Inhibition Characteristics of Typical Solid Explosion Suppressors on Acetylene-Air Explosion [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2022, 36(06):173-181. DOI: 10.11858/gywlxb.20220580.
- [9] 邓文俭, 陈亮, 李道波, 等. 乙炔-空气混合气体爆炸的数学模型及其工程应用 [J]. 山东电力技术, 2006, (03): 3-8. DOI:Cnki:Sun:Sddj.0.2006-03-002.
DENG W J, CHEN L, LI D B, et al. The Mathematical Model of Ethyne- air Mixed Gas Detonating and Engineering Application [J]. SHANDONG DIANLI JISHU, 2006, (03): 3-8. DOI: Cnki:Sun:Sddj.0.2006-03-002.
- [10] 张秀华, 张春巍, 段忠东. 基于爆能等效原理大型模爆器燃气爆炸冲击加载的数值模拟 [J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(01): 80-86. DOI:Cnki:Sun:Bzsj.0.2014-01-015.
ZHANG X H, ZHANG C W, DUAN J D. Numerical simulation on shock waves generated by explosive mixture gas from large nuclear blast load generator based on equalent-energy principles [J]. Explosion and Shock Waves, 2014, 34(01): 80-86. DOI: Cnki:Sun:Bzsj.0.2014-01-015.
- [11] 秦毅, 陈小伟, 黄维. 密闭空间可燃气体爆炸超压预测 [J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(03): 42-53. DOI:10.11883/bzycj-2019-0175.

- QIN Y, CHEN X W, HUANG W. Overpressure prediction of combustible gas explosion in confined space [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(03): 42-53. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0175.
- [12] 白洁琪. 定容条件下甲烷-乙炔混合气体爆炸特性及反应动力学研究 [D]; 沈阳, 煤炭科学研究总院, 2024: 25-38.
- [13] 胡芳芳, 贾月, 王文涛, 等. 受限空间内乙炔/空气预混气体燃爆特性研究 [J]. *火工品*, 2022, (06): 50-55.
HU F F, JIA Y, WANG W T, et al. Explosion Characteristics of Acetylene/Air Mixtures in Confined Space [J]. *INITIATORS & PYROTECHNICS*, 2022, (06): 50-55.
- [14] KOPYLOV S N, GUBINA T V. Inhibiting the combustion of air-acetylene mixtures [J]. *Russian Journal of Physical Chemistry A*, 2016, 90(1): 43-47. DOI:10.1134/s0036024416010155.
- [15] HOLTAPPELS K, SCHÖNBUCHER A. Inert gas and fuel gas influence on the pressure limits of stability of acetylene [J]. *Chemical Engineering & Technology*, 2003, 26(11): 1142-1146. DOI:10.1002/ceat.200303192.
- [16] MIZUTANI T, MIYAKE A, MATSUI H. Decomposing deflagration properties of acetylene under low temperatures [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2007, 20(4-6): 688-690. DOI:10.1016/j.jlp.2007.04.040.
- [17] ZHANG B B, CHENG Y F, LI X, et al. Effects of equivalence ratio on the deflagration characteristics of premixed acetylene/air under a weak constraint [J]. *Thermal Science*, 2025, 29(4B): 3253-3266. DOI:10.2298/tsci241111033z.
- [18] GAI J C, QIU H, XIONG C, et al. Experimental Investigation on the Propagation Process of Combustion Wave in the Annular Channel Filled with Acetylene-Air/Oxygen Mixture [J]. *Flow Turbulence and Combustion*, 2022, 108(3): 797-817. DOI:10.1007/s10494-021-00301-x.
- [19] WANG Y, GU M Y, LIU D M, et al. Soot growth mechanism in C_2H_2 combustion with H_2 addition: A reactive molecular dynamics study [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(23): 8696-8706. DOI:10.1016/j.ijhydene.2022.12.001.
- [20] WU Y W, ZHENG Q, WENG C S. An experimental study on the detonation transmission behaviours in acetylene-oxygen-argon mixtures [J]. *Energy*, 2018, 143: 554-561. DOI:10.1016/j.energy.2017.11.019.
- [21] PARK S H, LEE K M, HWANG C H. Effects of hydrogen addition on soot formation and oxidation in laminar premixed C_2H_2 /air flames [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2011, 36(15): 9304-9311. DOI:10.1016/j.ijhydene.2011.05.031.
- [22] ZHOU S Y, GAO J C, LUO Z M, et al. Effects of mesh aluminium alloy and aluminium velvet on the explosion of H_2 /air, CH_4 /air and C_2H_2 /air mixtures [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(28): 14871-14880. DOI:10.1016/j.ijhydene.2021.01.200.
- [23] LI J H, WANG C Q, XUN X L, et al. Role of H_2 doping in freely-propagating C_2H_2 - O_2 flames: Sensitivity and flame structure [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 73: 673-680. DOI:10.1016/j.ijhydene.2024.06.089.
- [24] 王建, 段吉员, 黄文斌, 等. 乙炔-氧气混合气体强爆轰参数的理论估算与实验研究 [J]. *高压物理学报*, 2011, 25(04): 365-369.
WANG J, DUAN J Y, HUANG W B, et al. Calculation and Experiment of Overdriven Detonation Parameters of C_2H_2 - O_2 Mixture [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2011, 25(04): 365-369.
- [25] 刘德让. 基于 S-ALE 法流固耦合的船舶碎冰区航行多轴疲劳分析 [D]; 大连, 大连理工大学, 2024: 9-12. DOI: 10.26991/d.cnki.gdlu.2024.004992
- [26] 王明振, 曹东风, 吴彬, 等. 基于 S-ALE 流固耦合方法的飞机水上迫降动力学数值分析 [J]. *重庆大学学报*, 2020, 43(06): 21-29. DOI:10.11835/j.issn.1000-582X.2020.06.003.
WANG M Z, CAO D F, WU B, et al. Numerical analysis of aircraft dynamic behavior in ditching based on S-ALE fluid-structure interaction method [J]. *Journal of Chongqing University*, 2020, 43(06): 21-29. DOI: 10.11835/j.issn.1000-582X.2020.06.003.
- [27] 魏佳庆, 彭相富, 吴彬, 等. 基于 S-ALE 数值水池的水陆两栖飞机滑行水动响应 [J]. *兵工学报*, 2025, 46(05): 406-

418. DOI:10.12382/bgxb.2024.0289.
- WEI J Q, PENG X F, WU B, et al. Hydrodynamic Response of Amphibious Aircraft Taxiing Based on S-ALE Numerical Pooling [J]. *Acta Armamentarii*, 2025, 46(05): 406-418. DOI: 10.12382/bgxb.2024.0289.
- [28] 吴倩倩, 曹志凯, 李薇, 等. 软体罐的流固耦合数值模拟及薄膜力分析 [J]. *厦门大学学报(自然科学版)*, 2025, 64(05): 830-838. DOI:10.6043/j.issn.0438-0479.202312026.
- WU Q Q, CAO Z K, LI W, et al. Numerical simulation of fluid-structure coupling and membrane force analysis of flexible tank [J]. *Journal of Xiamen University(Natural Science)*, 2025, 64(05): 830-838. DOI: 10.6043/j.issn.0438-0479.202312026.
- [29] 王犇, 曹居正, 马翔, 等. 乙炔燃爆特性的研究 [J]. *安全与环境学报*, 2012, 12(03): 168-171.
- WANG B, CAO J Z, MA X, et al. Study of the characteristic features of the acetylene explosives [J]. *Journal of Safety and Environment*. 2012,12(03):168-171.
- [30] 张秀华. 燃气爆炸冲击作用下钢框架抗爆性能试验研究与数值模拟 [D]; 哈尔滨, 哈尔滨工业大学, 2011: 22-51
- [31] 周清, 齐麟. LS-DYNA 软件中 5 种常用抗爆混凝土材料模型的分析与比较 [J]. *混凝土*, 2019, (11): 43-49. DOI:10.3969/j.issn.1002-3550.2019.11.010.
- ZHOU Q, QI L. Analysis and comparison of 5 different common anti-explosion concrete material models of LS-DYNA software [J]. *Concrete*, 2019, (11): 43-49. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2019.11.010.
- [32] 张秀华, 段忠东, 张春巍. 近地空中爆炸作用下钢框架结构冲击响应 [J]. *地震工程与工程振动*, 2009, 29(04): 70-76. DOI:10.13197/j.eeev.2009.04.026.
- ZHANG X H, DUAN J D, ZHANG C W. Shock responses of steel frame structure near the ground explosion [J]. *Earthquake Engineering and Engineering Dynamics*, 2009, 29(04): 70-76. DOI: 10.13197/j.eeev.2009.04.026.
- [33] 张秀华, 段忠东, 李玉顺. 燃气爆炸冲击加载试验研究与数值模拟 [J]. *振动与冲击*, 2015, 34(10): 142-146. DOI:10.13465/j.cnki.jvs.2015.10.024.
- ZHANG X H, DUAN J D, LI Y S. Tests and numerical simulation for gas blast shock loading [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(10): 142-146. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2015.10.024.