

文章编号:1006-9941(2025)07-0689-14

活性射流侵彻-内爆作用下半无限混凝土靶中应力波效应

周鑫^{1,2},冯彬^{1,2},陈力^{1,2},王瑞琪³,李裕春³

(1. 东南大学土木工程学院, 江苏 南京 210096; 2. 东南大学爆炸安全防护教育部工程研究中心, 江苏 南京 211189; 3. 陆军工程大学野战工程学院, 江苏 南京 210007)

摘要: 为了研究活性射流侵彻-内爆作用下半无限混凝土靶中应力波效应,开展了两组活性射流侵爆试验,获得了混凝土中的应力波数据和典型的混凝土靶破坏模式。利用LS-DYNA软件,结合重启动算法对活性射流侵彻-内爆过程进行分阶段模拟,并分析了活性射流侵爆联合作用下混凝土中应力波传播特性。研究结果表明:数值模拟的应力波及靶体破坏特征与试验结果吻合较好,活性射流侵彻阶段,混凝土主要先后受到动态应力波区和静高压区的加载作用发生破坏,其中后者加载速度更快,但作用时间更短。活性射流侵彻造成的混凝土损伤加快了能量耗散,降低了爆炸阶段的峰值应力,但加速了应力波传播,与未损伤靶体相比,射流侵彻后的靶体中爆炸峰值应力最大降低了47%,应力波传播速度增长率最高可达7%。然而,当测点深度超过335 mm时,射流侵彻对爆炸阶段的影响可以忽略不计。

关键词: 活性射流;半无限混凝土靶;应力波效应;侵彻爆炸**中图分类号:** TJ55;O64**文献标志码:** A**DOI:**10.11943/CJEM2025079

0 引言

混凝土材料广泛应用于重要军事设施及经济基础设施,如何提升混凝土结构的防御能力一直是防护工程领域的研究热点。近年来,活性聚能装药技术的发展给混凝土结构的防御能力提升带来了新考验。该技术使用活性材料^[1]药型罩代替传统惰性金属药型罩,产生的活性射流兼具动能侵彻和化学能爆炸效应。活性射流先以超高速侵彻混凝土,形成冲击波,随后发生剧烈的爆炸效应,形成爆炸应力波,两者耦合叠加对防护结构造成毁坏。已有研究表明,相比于传统的金属射流,活性射流的侵彻-内爆耦合效应对混凝土目标的破坏更为严重^[2-3]。因此,研究活性射流侵爆作用下混凝土中应力波效应,对提升工程结构的防御能力具有

重要意义。

当前,关于活性射流对混凝土靶破坏效应的研究,主要侧重于分析药型罩配方/壁厚、炸高等参数对破坏效果的影响。Baker等^[4-5]最早开展了活性射流对混凝土靶破坏效应的研究工作,发现活性材料的配方对破坏效应具有显著的影响,其中氧平衡配比的活性射流相比欠氧型和富氧型活性射流对混凝土有更大的毁伤效应。张雪朋等^[6]和苏成海等^[7]分析了不同炸高下活性射流对半无限厚度混凝土靶的破坏效应,研究表明随着炸高增大,进入混凝土的活性材料减少,侵彻深度先增大后减小,并发现炸高为装药直径时,活性射流对混凝土的破坏效果最佳。曹辰等^[8]和肖建光等^[9-10]研究了活性射流对机场跑道类复合结构靶的破坏效应,研究发现活性射流具有显著的成坑效应,且成坑大小受到药型罩锥角、质量、厚度以及炸高等因素影响。针对此类靶体,苏成海等^[11]进一步研究发现随着混凝土层增厚,靶体表面崩落面积增大,但隆起高度与径向裂纹数量减少。此外,张昊等^[12-13]开展了活性射流侵彻有限厚度混凝土靶的试验,其主要关注靶后超压,并建立了靶后超压的计算公式。

活性射流侵爆作用混凝土靶的研究相对稀少,但

收稿日期:2025-04-22;修回日期:2025-05-22

网络出版日期:2025-07-07

基金项目:国家自然科学基金(52378487, 52378488)

作者简介:周鑫(1996-),男,博士研究生,主要从事新型含能材料高效毁伤研究。e-mail:zhouxin_0616@163.com

通信联系人:冯彬(1988-),男,研究员,主要从事新型含能材料高效毁伤研究。e-mail:bin.feng@seu.edu.cn

引用本文:周鑫,冯彬,陈力,等.活性射流侵彻-内爆作用下半无限混凝土靶中应力波效应[J].含能材料,2025,33(7):689-702.

ZHOU Xin, FENG Bin, CHEN Li, et al. Stress Wave Effect in Semi-Infinite Concrete Targets Subjected to Penetration-Implosion Action of Reactive Jet[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2025, 33(7):689-702.

对金属靶体的研究相对较多,其具有重要的借鉴价值。Guo等^[14]通过添加Cu、W、Pb等元素,提高了活性射流密度,增强其对钢靶的破坏效应。Zheng等^[15-16]开展了活性射流侵彻多层间隔金属靶、三层夹芯铝板的试验研究,结果显示活性射流不仅能产生常规的侵彻作用,还能在靶中及靶后发生剧烈类爆轰反应,对金属板造成了大面积撕裂破坏。Guo等^[17]基于试验发现,活性射流在侵彻过程中存在反应延迟时间 τ (活性材料从受装药爆轰波激活至发生剧烈爆炸反应的时间间隔^[7-17]),其显著影响活性射流的侵彻能力和破坏效果。当侵彻时间超过 τ 时,活性射流会发生剧烈化学反应,侵彻体转变为反应产物,活性射流由动能输出转变为化学能输出。此外,Guo等^[17]还发现反应延迟时间 τ 与活性材料的配比、制备工艺、撞击条件等因素相关。

综上所述,现有研究多集中于活性射流对金属靶体的作用,而对混凝土靶体的研究相对稀少。另外,已有的针对混凝土靶破坏的研究,侧重于分析活性聚能装药参数(包括药型罩质量/厚度/锥角、药型罩配方等)对靶体破坏效果的影响,缺乏对活性射流作用下混凝土靶中应力波效应的探讨。在活性射流作用下混凝土靶中会形成侵彻波和爆炸波,并且两者可能会发生追赶、叠加等复杂效应。为此,本研究开展了活性射流侵爆作用半无限混凝土靶试验,获得了混凝土中的应力波数据及典型的混凝土靶破坏模式。基于试验数据开展数值模拟,利用重启算法,分阶段模拟活性射流的侵彻和爆炸过程,并结合试

验证数值模拟的准确性。最后,利用试验验证的数值模拟,详细分析活性射流侵爆作用下混凝土中的应力波效应。

1 活性射流作用混凝土靶试验研究

1.1 活性药型罩

1.1.1 原料与试剂

试验中Al粉与PTFE粉质量比设定为26.5/73.5,Al粉体粒径为6~7 μm ,纯度>99.0%,其生产厂家为上海乃欧纳米科技有限公司;PTFE粉体粒径25 μm ,纯度>99.0%,其生产厂家为上海三爱富公司。

1.1.2 样品制备

活性药型罩制备主要包括原料混合及干燥、模压成型和烧结三大步骤(图1),具体过程如下:

(1)原料混合及干燥:将Al和PTFE微粉置于无水乙醇中混合,随后将混合物放入DZG-6050型真空烘箱烘干,温度设置为60 $^{\circ}\text{C}$ (图1a);

(2)模压成型:干燥后的混合物过筛后,利用FLS-30T液压机冷压成型,压力设置为130 MPa,并保压5 min(图1b);

(3)烧结:将成型的活性药型罩放入TL1200真空烧结炉进行烧结硬化处理,烧结温度曲线(图2)参照团队前期研究^[18-20],具体为:以50 $^{\circ}\text{C}\cdot\text{h}^{-1}$ 的升温速率升至360 $^{\circ}\text{C}$,保温烧结4 h,再以50 $^{\circ}\text{C}\cdot\text{h}^{-1}$ 的降温速率降至室温(图1c)。

制备好的活性药型罩试样如图1d所示,其口径为

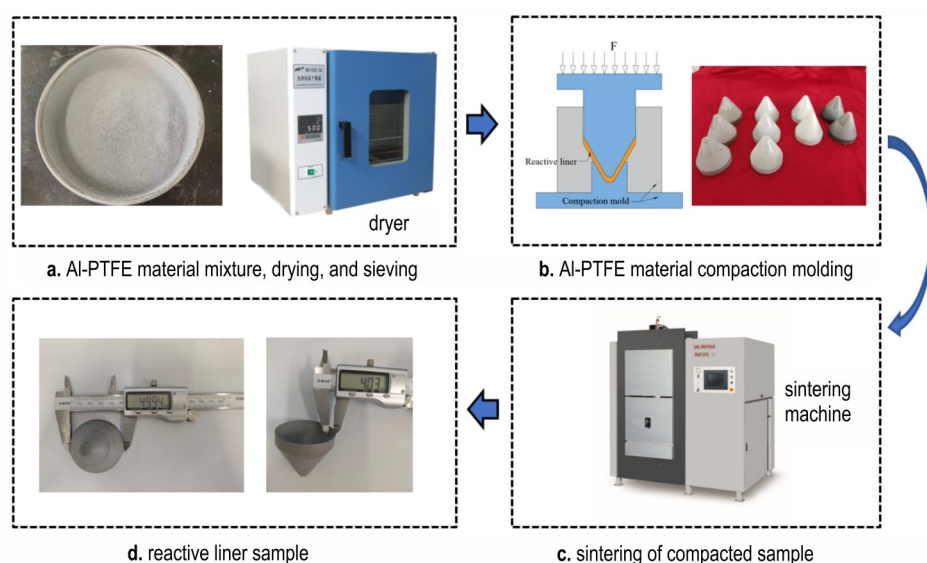


图1 活性药型罩制备流程

Fig.1 Preparation process of reactive liner

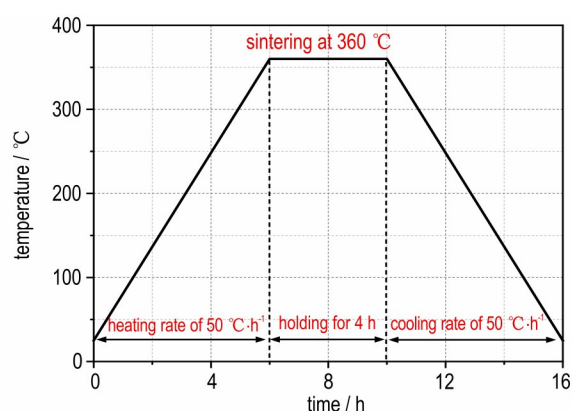
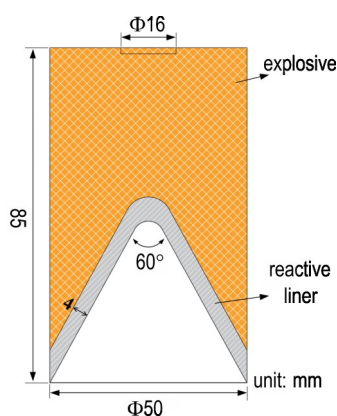


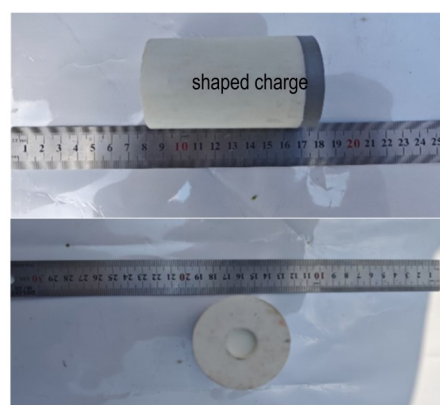
图2 Al-PTFE的烧结温度曲线

Fig.2 Sintering temperature curve of Al-PTFE

50 mm,壁厚为4 mm,锥角为 60° ,材料密度为 $2.27 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ 。然后,使用虫漆将活性药型罩与主装药粘接,组装成聚能装药(图3),其中主装药采用密度为 $1.70 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ 的8701炸药。



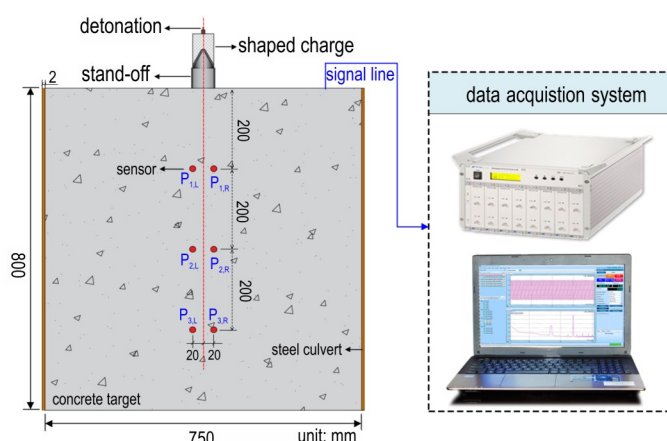
a. schematic of the reactive material shaped charge



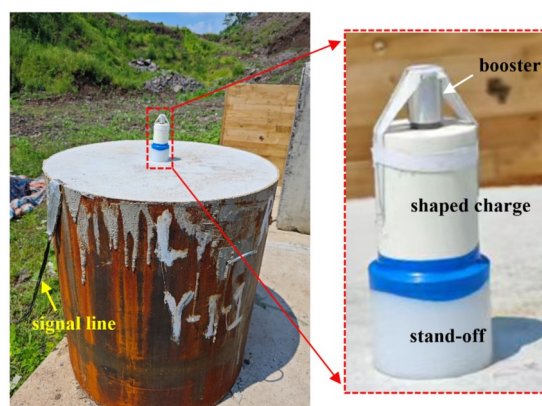
b. photograph of the reactive material shaped charge

图3 活性聚能装药

Fig.3 Reactive material shaped charge



a. schematic diagram of test layout



b. photos of the test setup

图4 活性射流侵爆作用混凝土靶试验布置

Fig.4 Test layout of concrete target subjected to penetration-implosion action of reactive jet

1.2 试验装置及测试方案

为了保证试验的可重复性,本次活性射流试验设置两组相同工况,分别记为Test A和Test B,试验布置如图4所示。圆柱形靶体采用C40商品混凝土,试验测得混凝土的平均抗压强度为45.1 MPa。为减小径向边界对活性射流侵爆过程的影响,混凝土靶直径为750 mm,高度为800 mm。靶体外围采用2 mm厚的钢箍加以约束,避免靶体在试验过程中发生崩塌碎裂破坏。

为了获取混凝土内的应力波数据,在Test A的混凝土靶中布置6个PVDF压力传感器,每层两个传感器,分别记为 $P_{i,R}$ 和 $P_{i,L}$ ($i=1,2,3$),相邻层传感器垂直间距200 mm,如图4a所示。试验时,将活性聚能装药垂直置于靶体中心,炸高设置为50 mm,采用中心点起爆方式。炸药引爆时,启动数采系统来记录应力

波数据,采样频率设置为 1 MHz,并利用高速摄影记录活性射流侵爆过程。

1.3 试验结果

图 5 为高速摄影记录的活性射流对混凝土靶体的破坏过程。 $t=0$ ms 时,装药被引爆,随即发出明亮的火光(图 5b)。 $t=0.55$ ms 时,火光中出现“黑烟”(图 5d),这是 Al-PTFE 反应生成的气体产物^[11]。 $t=0.75$ ms 时,“黑烟”扩散至火光外围,同时空中飞散着细小的混凝土碎块(图 5e); $t=64$ ms 时,“黑烟”渐散,空中仍存在由 Al-PTFE 爆炸引起的混凝土碎块(图 5f)。

靶体破坏特征如图 6 所示,靶体中心形成类似埋置爆炸的漏斗坑,周围混凝土向外隆起,靶体表面残留

放射状反应产物。参考文献[22]中的测量方法,多角度测量漏斗坑直径 D 并取平均值,测得 Test A 和 Test B 试中的漏斗坑直径 D 分别为 32.58 cm 和 30.65 cm,深度 H 分别为 9.6 cm 和 9.65 cm。两次试验结果相近,误差小于 6%,表明试验具有良好的可重复性。

图 7 为测得的应力波数据,可以看出除第一层外,其余两层中测得的两组应力波数据基本一致,这可能是因为混凝土浇筑和养护过程中 $P_{1,L}$ 传感器受损,使其测得的应力数据偏小,低于第二层传感器的测量值。因此,剔除 $P_{1,L}$ 数据,以 $P_{1,R}$ 值代表第一层的应力水平(记为 P_1),其余各层取应力数据的平均值来代表其应力水平(分别记为 P_2 和 P_3)。

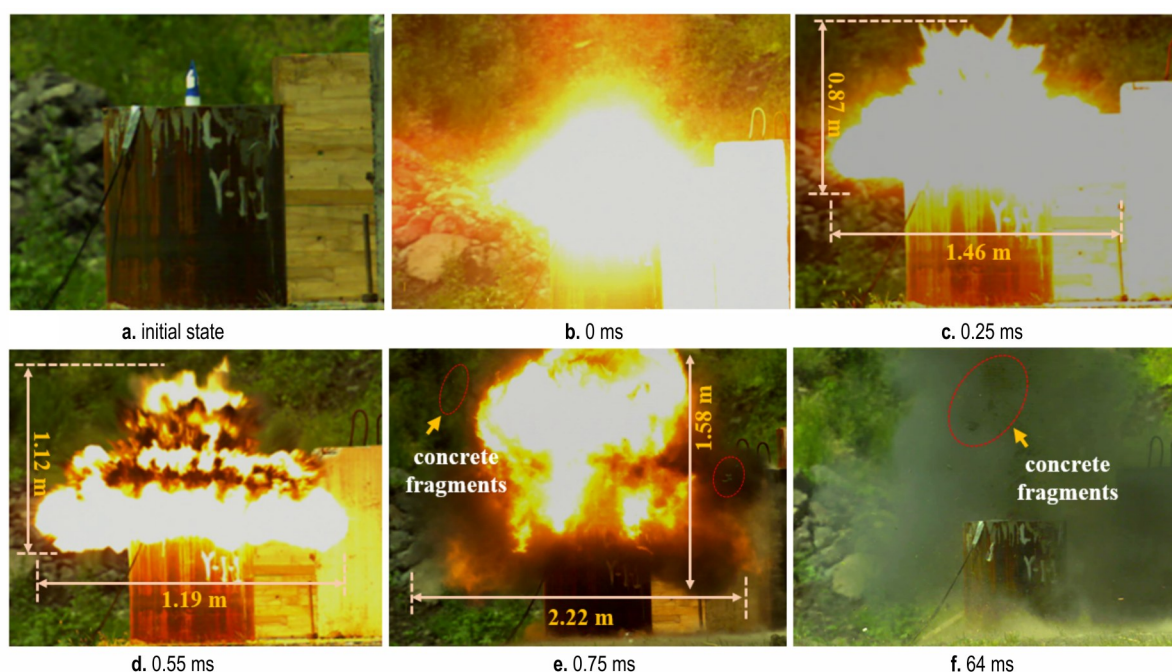


图 5 聚能装药对靶体的侵爆过程

Fig.5 Penetration - implosion process in a concrete target induced by reactive jet

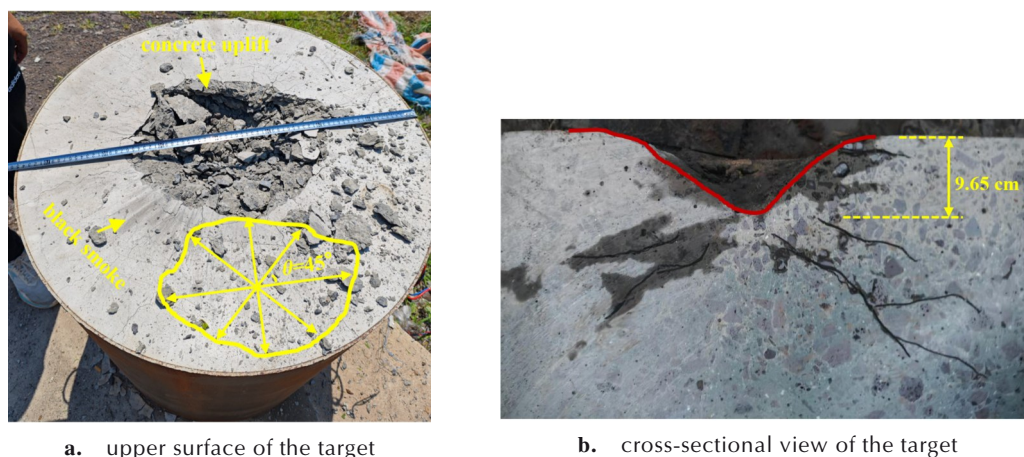


图 6 混凝土靶体破坏特征

Fig.6 Damage features of concrete targets

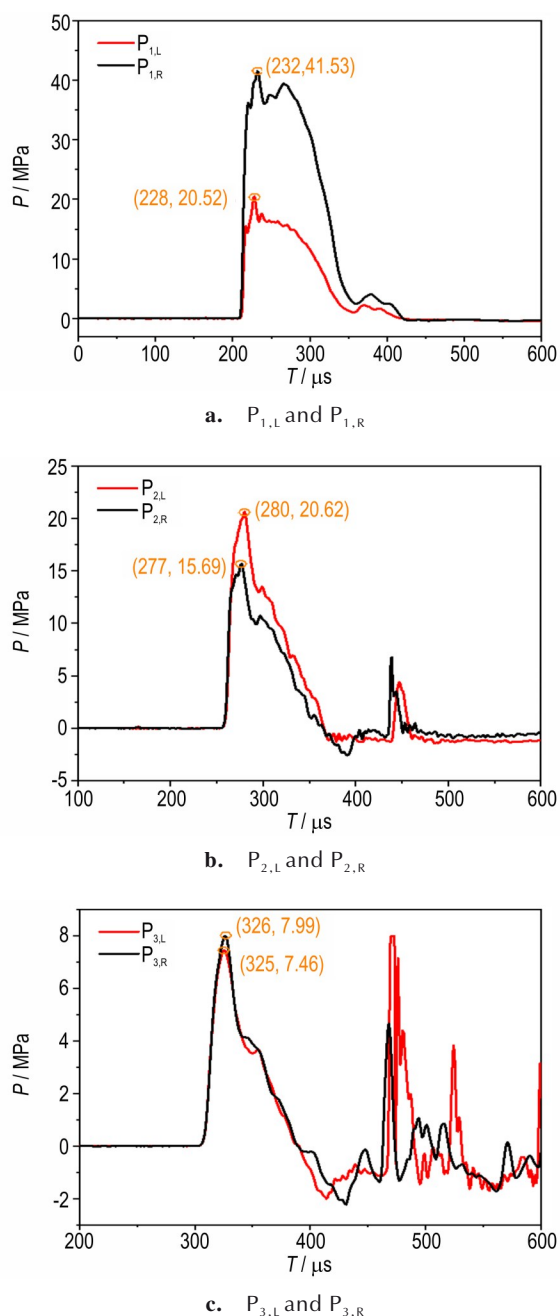


图7 应力时程曲线

Fig.7 Stress history curves

2 活性射流作用混凝土靶数值模拟研究

鉴于爆炸试验成本高,耗时长,而且充满安全隐患,本研究进一步利用 LS-DYNA 对活性射流作用下混凝土靶中应力波效应开展数值模拟研究。首先,利用重启动算法^[23]分阶段模拟活性射流侵彻和爆炸过程,并结合试验对比验证数值模拟的准确性,之后对活性射流侵彻和爆炸阶段的应力波效应展开分析。

2.1 侵彻-内爆两阶段数值模拟方法

活性射流作用目标靶体涉及成型、侵彻与爆炸等复杂过程,均属于大变形问题,因此采用任意拉格朗日-欧拉 (Arbitrary Lagrange-Euler, ALE) 方法^[24]描述。假设活性射流在成型和侵彻阶段为惰性,到达反应延迟时间 τ 后活性射流发生爆炸反应。基于该假设将活性射流侵爆作用混凝土靶分为两个阶段:

I) 活性射流成型与侵彻阶段:采用 Johnson-Cook 材料模型^[25]结合 Gruneisen 状态方程^[26]进行描述;

II) 活性射流爆炸阶段:当侵彻阶段结束后,利用重启动算法,将活性射流的材料模型转换为 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型^[27]和 Jones-Wilkins-Lee (JWL) 状态方程^[28],同时保留活性射流侵彻阶段的应力状态。需要说明的是,活性射流在成型和侵彻过程中几何形状复杂,LS-DYNA 中的 ALE 方法不支持重启动分析^[23],为此,本研究将侵彻结束状态的活性射流简化为等质量的柱形装药。先提取活性射流侵彻结束状态时的图像,利用 MATLAB 中的 im2gray 函数进行二值化处理,再使用 imageRegionAnalyzer 函数计算射流的剖面面积,最后在保持柱形装药高度与射流长度 (h_j) 一致的条件下,计算出柱形装药的等效半径 r_e ,如图 8b 所示。

考虑到试验中聚能装药和靶体具有良好的对称性,建立 1/4 有限元模型并设置对称边界条件,有限元模型如图 8a 所示。两次试验中的最大开坑直径约为 160 mm,并且靶体边缘并没有出现裂纹,因此为了减小计算时间,将靶体半径减小至 300 mm,并将靶体外围的钢箍简化为无反射边界,靶体设置为拉格朗日 (Lagrange) 单元,空气、活性药型罩 (Al-PTFE) 和 8701 炸药均设置为任意拉格朗日-欧拉 (Arbitrary Lagrange-Euler, ALE) 单元,其中炸药和药型罩以空气为背景物质,通过关键字 *INITIAL_VOLUME_FRACTION_GEOMETRY 进行填充完成。活性射流与靶体之间的相互作用由关键字 *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID 进行定义。在活性射流作用下,靶体网格可能会出现畸变,进而引发计算报错。为此,在数值模型中添加关键字 *MAT_ADD_EROSION,以最大主应变为准则控制网格删除,通过试算确定应变阈值为 0.35。

2.2 材料模型与参数

活性射流成型及侵彻阶段采用 Johnson-Cook 材料模型结合 Gruneisen 状态方程进行描述,其综合考虑了应变硬化、应变率效应和温度软化行为,表达式如

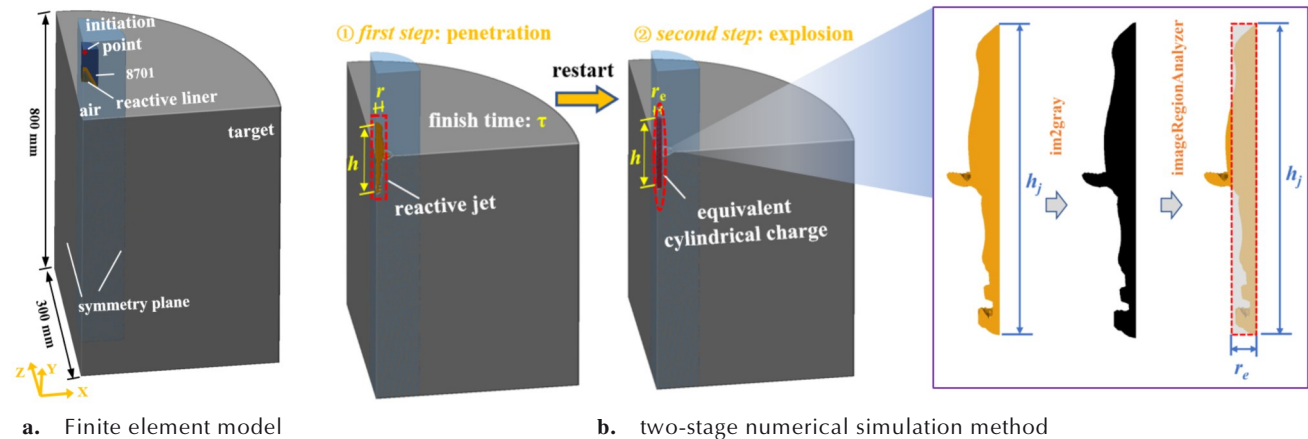


图8 有限元模型及数值模拟方法

Fig.8 Finite element model and numerical simulation method

式(1)~(2):

$$\sigma_y = (A + B\bar{\epsilon}_p^n)(1 + c \ln \dot{\epsilon}^*)(1 - \dot{T}^m) \quad (1)$$

$$p = \rho_0 C^2 \mu + (\gamma_0 + a\mu)E \quad (2)$$

式中, A, B, n, c 和 m 为材料常数; $\bar{\epsilon}_p$ 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ 为无量纲的塑性应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为 $1.0, s^{-1}$; $\dot{T}$ 为归一化的温度, $^{\circ}C$; C, γ_0, a, S_1, S_2 和 S_3 为材料常数, μ 为体积应变。

活性射流爆炸反应阶段(记为 reactive jet)及8701炸药均采用*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN材料模型和JWL状态方程进行描述,表达式如式(3):

$$p = A(1 - \frac{\omega}{R_1 V})e^{-R_1 V} + B(1 - \frac{\omega}{R_2 V})e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (3)$$

表2 活性射流爆炸阶段及8701材料参数

Table 2 Material parameters of reactive jet at the blast stage^[30] and 8701 explosives^[31]

Material	$\rho / \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$D / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	$P_{\text{CJ}} / \text{GPa}$	A / GPa	B / GPa	ω	$E / \text{J} \cdot \text{m}^{-3}$
reactive jet ^[30]	2270	2310	25.2	797.24	22.58	0.34	19.36
8701 ^[31]	1700	8315	28.6	524.23	7.678	0.34	8.499

Note: ρ is the density; D is the detonation velocity; P_{CJ} is the detonation pressure; A and B are the pressure coefficients; ω is the fractional part of the normal Tait equation adiabatic exponent; E is internal specific energy.

混凝土采用*MAT_RHT材料模型表征,该模型引入初始强度面、失效强度面和残余强度面来描述混凝土的应力状态(图9),并且综合考虑了损伤、应变率效应和偏应力张量第三不变量的影响^[32]。RHT模型的强度面方程如式(4):

$$\sigma_i = \sigma_i(p, \theta, \dot{\epsilon}_p) = f_c \sigma_i^*(p^*, F_R(\dot{\epsilon}_p, p^*)) R_3(\theta, p^*) \quad (4)$$

式中, σ_i^* 为归一化的失效力,Pa,表达式如式(5); f_c 为抗压强度,Pa; p^* 为归一化的压力,Pa; F_R 为应变率增强因子; θ 为洛德角, $(^{\circ})$; $\dot{\epsilon}_p$ 为等效塑性应变;由于RHT模型中参数较多,其余参数含义不在赘述,详见

表1 活性射流成型及侵彻阶段材料参数^[29]

Table 1 Material parameters of reactive jet at forming and penetration stages^[29]

$\rho / \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	G / MPa	A / MPa	B / MPa	n	C	m
2270	666	8.044	250.6	1.8	0.4	1
T_m / K	$T_{\text{room}} / \text{K}$	Γ	$c_0 / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	S		
500	294	0.9	1450	2.258		

Note: ρ is the density; G is the shear modulus; A, B, C, n , and m are the constant in the flow stress; T_m is the melt temperature; T_{room} is the room temperature; Γ is the Grüneisen coefficient; c_0 is the sound velocity; S is a constant.

式中, p 为爆轰产物压力,Pa; A, B, ω, R_1, R_2 为状态方程参数; V 为相对体积, m^3 ; E 为单位体积内能, $\text{J} \cdot \text{m}^{-3}$ 。

文献[32-34]。

$$\sigma_i^* = \begin{cases} A \left(\frac{p^*}{F_R} - \frac{F_R}{3} + \left(\frac{A}{F_R} \right)^{-1/n} \right)^n & 3p^* \geq F_R \\ \frac{F_R f_s^*}{Q_1} + 3p^* \left(1 - \frac{f_s^*}{Q_1} \right) & F_R > 3p^* \geq 0 \\ \frac{F_R f_s^*}{Q_1} - 3p^* \left(\frac{1}{Q_2} - \frac{f_s^*}{Q_1 f_t^*} \right) & 0 > 3p^* \geq 3p_i^* \\ 0 & 3p_i^* > 3p^* \end{cases} \quad (5)$$

空气采用*MAT_NULL材料模型和*EOS_LIN-

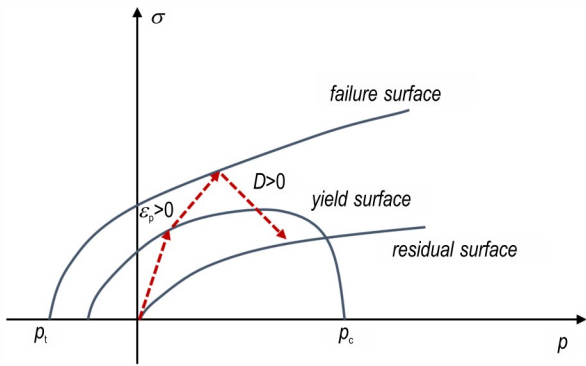


图9 RHT模型的强度面

Fig.9 Strength surfaces of the RHT model

表3 混凝土的材料参数^[34]

Table 3 Material parameters of concrete^[34]

$\rho / \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	f_c / MPa	G / GPa	f_t^*	f_s^*	A	N	Q_0
2298	40	16.7	0.1	0.18	1.6	0.61	0.68
B	AF	NF	D_1	D_2	P_{el} / GPa	P_{co} / GPa	N_p
1.05E-02	1.6	0.6	0.04	1.0	23.3	6.0E+3	3.0

Note: ρ is the density; f_c is the compressive strength; G is the shear modulus; f_t^* is the relative tensile strength; f_s^* is the relative shear strength; A and N are the failure surface parameters; Q_0 and B are the lode angle dependence factors; AF and NF are the residual surface parameters; D_1 and D_2 are the damage parameters; P_{el} is the crush pressure; P_{co} is the compaction pressure; N_p is the porosity exponent.

EAR_POLYNOMIAL 状态方程^[35]进行描述,表达式如式(6)所示:

$$p = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E_0 \quad (6)$$

式中, p 为空气压力,Pa; C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 、 C_6 为自定义系数; $\mu = \rho / \rho_0 - 1$, ρ / ρ_0 为当前密度与初始密度的比值; E_0 为单位参考体积的初始能量, $\text{J} \cdot \text{m}^{-3}$ 。

表3 空气材料参数^[35]

Table 3 Material parameters of air^[35]

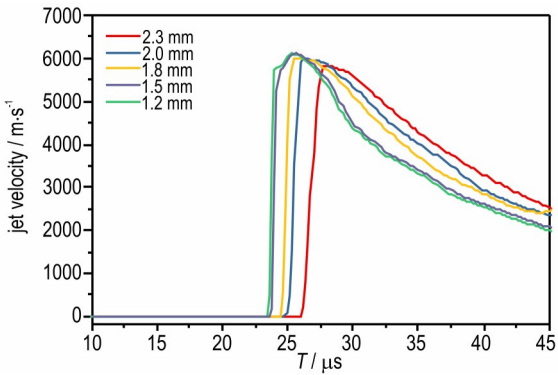
C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	$E_0 / \text{J} \cdot \text{m}^{-3}$
0	0	0	0	0	0.4	0	0.25

Note: C_0 – C_6 are the polynomial equation coefficients; E_0 is the initial internal energy per unit reference volume.

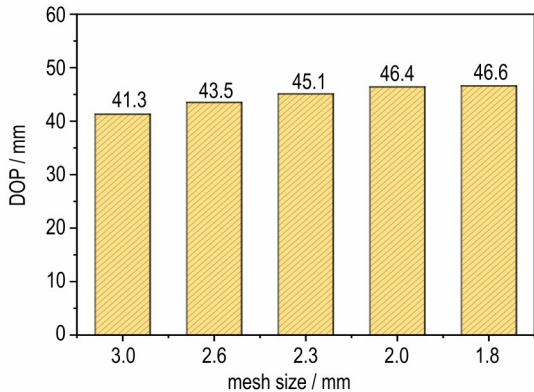
2.3 数值模拟验证

网格尺寸会显著影响数值模拟结果^[17–22],本研究从活性射流成型与侵彻两个方面,分别对空气和靶体网格进行收敛性分析。图10a给出了装药底部正下方50 mm处射流速度时程曲线,随着网格尺寸减小,速度峰值逐渐增加,并在空气网格尺寸为1.5 mm时趋于收敛。因此,空气域网格设置为1.5 mm。在保持空气网格尺寸1.5 mm不变的条件下,进一步分析了靶

体加密区网格尺寸对侵彻深度的影响。图10b给出了在50 μs 时,活性射流的侵彻深度随靶体加密区网格尺寸的变化规律,当靶体网格尺寸为2.0 mm时,侵彻深度趋于收敛。因此,混凝土靶加密区网格尺寸采用2.0 mm,而非加密区的靶体网格设置为4.0 mm。



a. jet velocity history curves



b. penetration depth at 50 μs

图10 网格收敛性分析

Fig.10 Mesh-size convergence analysis

反应延迟时间 τ 决定着活性射流发生内爆的时刻,张雪朋等^[2]、苏成海等^[36]和Guo等^[17]采用准定常不可压缩流体力学理论^[37]结合虚拟原点^[38]方法建立了射流侵彻深度与应延迟时间 τ 的关系,表达式为:

$$L = (H - a) \left[\left(\frac{\tau - t_a}{t_0 - t_a} \right)^{\frac{1}{1 + \sqrt{\rho_i / \rho_j}}} - 1 \right] \quad (7)$$

式中, L 为侵彻深度,m; (t_a, a) 为虚拟原点坐标,其值可以依据数值模拟确定; H 为炸高,m; ρ_i 和 ρ_j 分别为混凝土和活性射流密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。利用等式(7),结合试验结果反推活性射流反应延迟时间 τ 近似值为66 μs 。

数值模拟结果如图11所示,可以看出数值模拟较好地描述了活性射流侵彻、堆积、内爆过程以及靶体破坏模式。活性射流先侵彻混凝土靶体,引发初始破坏,

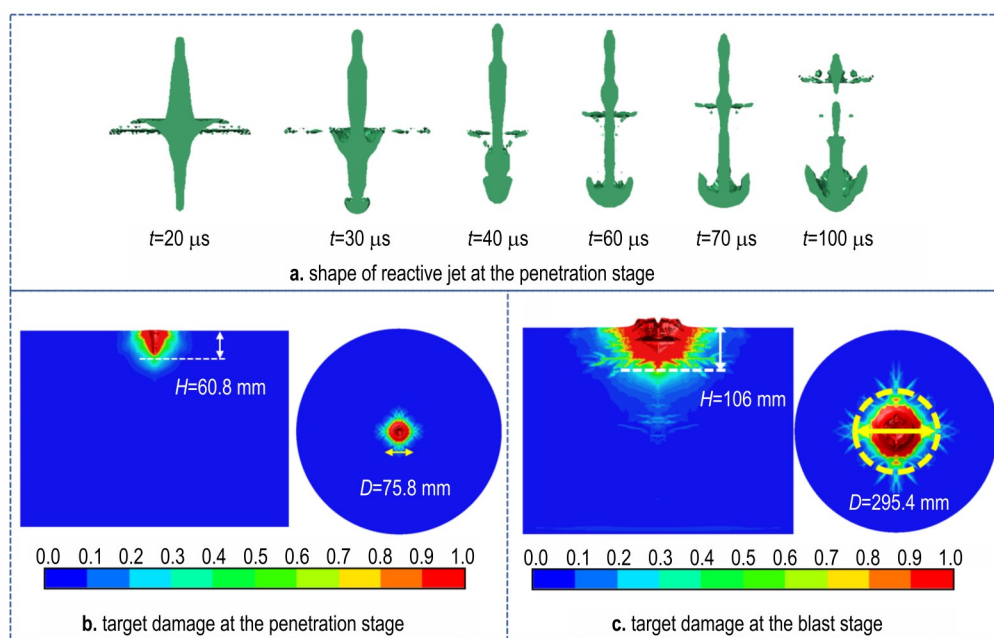


图11 数值模拟结果

Fig.11 Numerical simulation results

随后发生爆炸反应,进一步扩大破坏范围,使破坏深度 H 由侵彻阶段的 60.8 mm 增至 106 mm (增幅 74.34%),破坏直径 D 由 75.8 mm 增至 295.4 mm (增幅 361.2%)。这表明活性射流在内爆阶段的毁伤效应更加显著,该观点与 Xiao 等^[9]、张雪朋等^[6]、苏成海等^[11-36]的研究结果一致。图 12 对比了数值模拟和试验结果,数值模拟计算的破坏深度 H 和直径 D 与试验值相吻合,最大误差为 10.4%。

图 13 给出了试验测得的应力时程与数值模拟结果的对比,各层应力峰值的相对误差分别为 12.23%, 5.43% 和 37.35%。当应力波传至第三层测点时,峰值应力已衰减至 7.4 MPa,此时反射波和透射波的影响凸显,可能会增大测量误差。值得注意的是,数值模拟

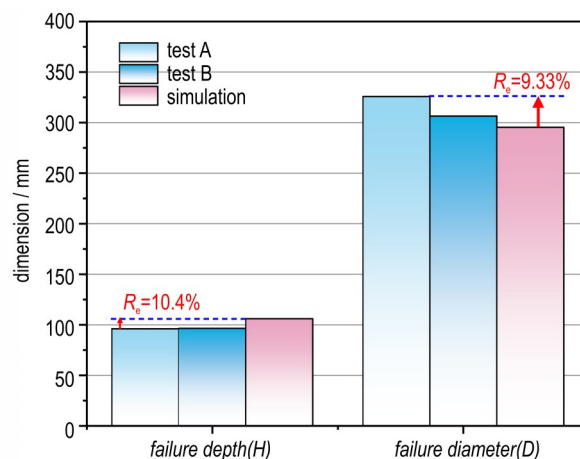


图12 数值模拟与试验结果对比

Fig.12 Comparison of numerical simulation and experimental results

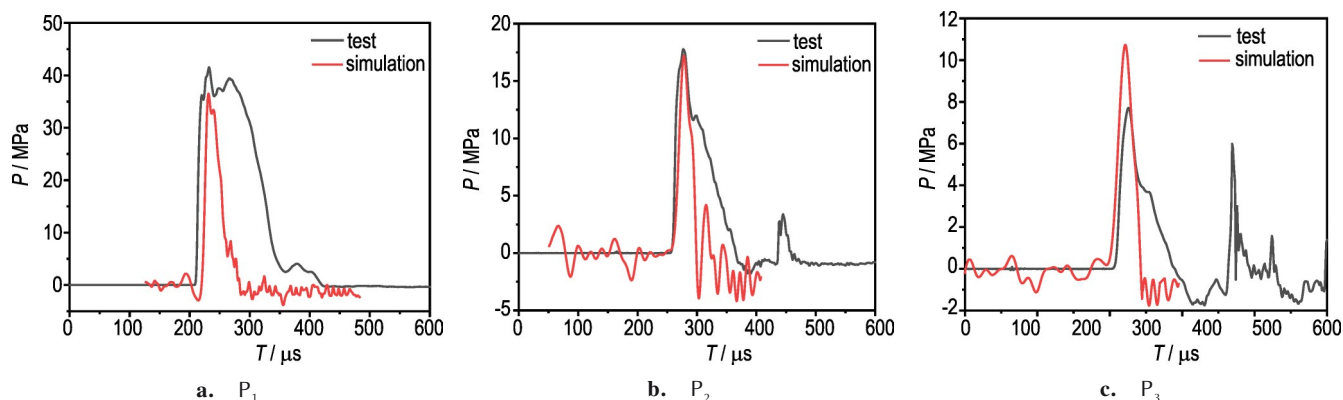


图13 数值模拟与试验中应力时程对比

Fig.13 Comparison of stress histories in numerical simulation and experiments

预测的应力时程振荡较试验结果更显著,这可能是因为试验数据采集时,波形振荡与传感器噪声振荡难以区分,在滤波处理中可能被一并滤除^[39]。另外,数值模拟的脉冲持时短于试验结果,归因于数值模拟中JWL方程假定活性材料瞬间发生完全反应。然而,文献[17-40]表明,活性射流的爆炸反应程度及速率与撞击条件密切相关,非瞬间完成,故试验测得的脉冲持时更长。

3 应力波效应分析

3.1 侵彻阶段应力波分析

基于上述已验证的数值模拟,对活性射流侵彻-内爆作用下混凝土中的应力波进行分析。图14为活性

射流侵彻阶段靶体中应力波传播过程, $t=24\ \mu\text{s}$ 时,射流头部触及混凝土,在交界面附近形成高温、高压和高应变的“三高”区。此时射流侵彻速度大于混凝土声速,在混凝土形成冲击波,射流端部与冲击波波阵面基本重合(图14a)。随着侵彻深度增加,射流侵彻速度不断降低,在 $t=35\ \mu\text{s}$ 时,射流侵彻速度已经低于混凝土声速,冲击波消失。此时射流与混凝土交界面仍处于高应力状态,并持续以应力波的形式向外围传播,形成半球形的前驱波(图14b)。随着侵彻速度继续下降,前驱波波阵面与射流端部的距离增加,在 $t=45\ \mu\text{s}$ 和 $t=60\ \mu\text{s}$ 时,混凝土中可以明显观测到两个作用区域,分别为动态应力波区和射流端部附近的静高压区^[41-42](图14c和图14d)。

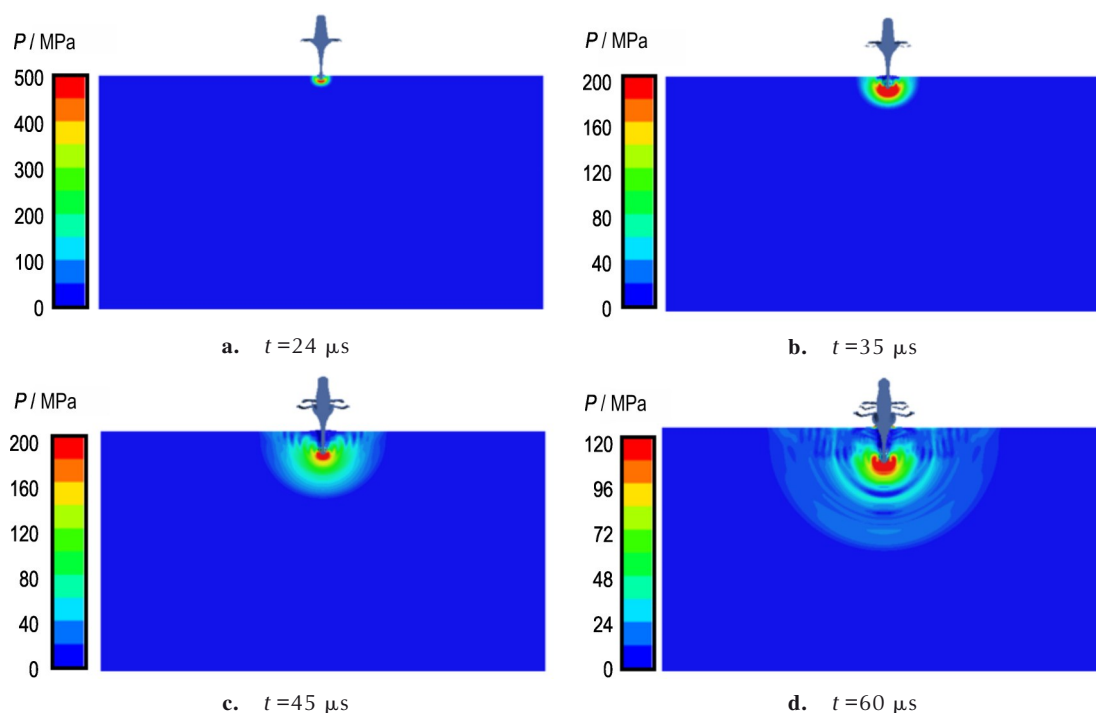


图14 活性射流侵彻阶段应力云图

Fig.14 Stress contours in the penetration stage of reactive jet

上述分析表明,随着射流深度的增加,侵彻速度逐渐降低,混凝土中的压力波存在复杂的演化特征。图15a为射流侵彻路径上不同深度(D_p)处的应力时程曲线,考虑到活性射流的反应延迟时间约为 $66\ \mu\text{s}$,对应的侵彻深度为 $60.8\ \text{mm}$ 。因此,在侵彻阶段主要关注 D_p 小于 $60.8\ \text{mm}$ 处的应力分布。可以看出,随着应力波传播距离增加,应力峰值近似呈指数衰减,而应力持时呈线性增加。当 D_p 小于 $20\ \text{mm}$ 时,应力波表现为强间断冲击波,具有较短的上升沿,其时程曲线呈现出与近场爆炸相似的三角形脉冲特征。

当 D_p 超过 $20\ \text{mm}$ 时,冲击波逐渐衰减为塑性波,其上升沿变缓。此时,应力时程曲线展现出明显的两阶段加载特征,这主要是由动态应力波区和射流头部的静态高压区的联合作用引起的。具体而言,动态应力波区率先到达测点 gauge,促使应力逐渐上升(阶段 I);随后,射流头部的静态高压区到达测点,使得测点应力迅速到达峰值(阶段 II),如图15b所示。与动态应力波区相比,射流头部的静态高压区加载速度更快,但作用时间更短。此外,在阶段 I 中,加载段应力时程曲线表现出明显的振荡现象,牛雯雯等^[43]和 M Gold

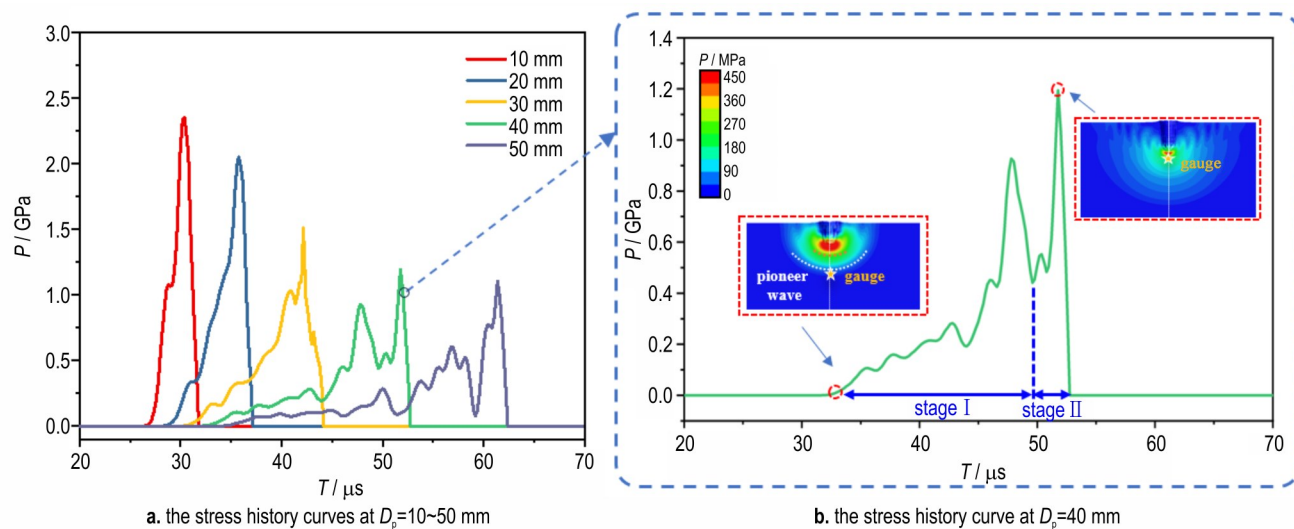


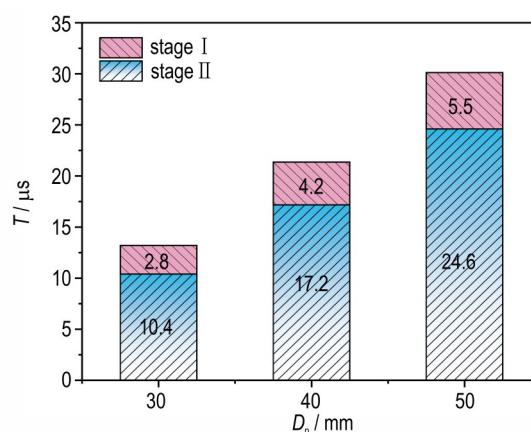
图15 侵入阶段不同深度处的应力历程

Fig.15 Stress history curves at different depths in the penetration stage

等^[44]在研究弹丸超高速撞击混凝土时也观察到了该现象,这主要是因为射流与靶体持续地相互作用过程中发生的应力波透射和反射等效应^[44]。在射流侵入过程中,新自由面的形成以及自由面反射的拉伸波亦会扰动靶体中的应力波。图16进一步给出了不同深度处两阶段的荷载作用时间,阶段I的作用时间占比随着深度 D_p 增加而逐渐增加。这主要是因为随着侵入深度增加,射流侵入速度降低,导致前驱波与射流端部距离增大。

3.2 内爆阶段应力波分析

图17为活性射流内爆阶段混凝土靶应力云图,由于射流侵入作用,当活性射流在 $t=66\ \mu\text{s}$ 发生爆炸反应时,隧道区附近的混凝土仍处于高应力状态(图17a)。当爆炸波进入混凝土时,混凝土中仍然存在由射流侵入引起的应力波(简称侵入应力波),两者同时向前传

图16 $D_p=30\sim 50\ \text{mm}$ 处两阶段荷载作用时间Fig.16 The action duration of loadings in two stages with $D_p=30\sim 50\ \text{mm}$

播(图17b)。射流侵入造成的前驱波始终位于爆炸应力波前方,并且随着传播距离的增加而逐渐衰减

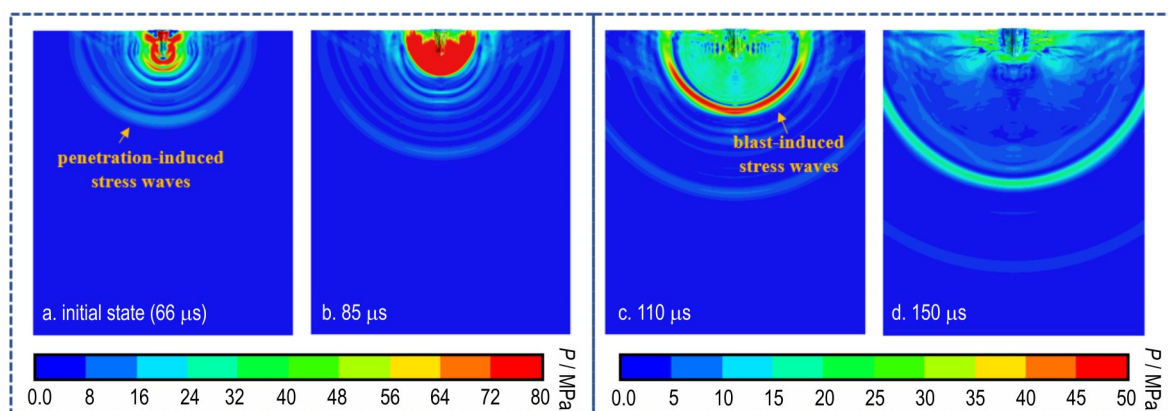


图17 活性射流内爆阶段应力云图

Fig.17 Stress contours in the explosion stage of reactive jet

(图 17c)。在 $t=150\ \mu\text{s}$ 时,侵彻应力波已基本消失(图 17d)。

图 18 为深度 $D_p=110\sim 140\ \text{mm}$ 处的应力时程曲线,可以看出受射流侵彻的影响,当爆炸应力波到达之前,应力时程曲线存在明显振荡。爆炸应力波到达时,混凝土应力急剧上升至峰值,随后在稀疏波的作用下逐渐衰减。值得注意的是,爆炸阶段的应力时程曲线也出现了振荡特征,这可能是由侵彻应力波与爆炸应力波相互作用引起的,下文将对此进行分析。

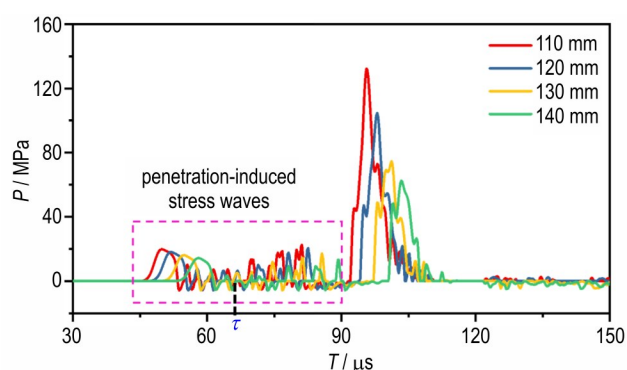


图 18 爆炸阶段深度 $D_p=110\sim 140\ \text{mm}$ 处的应力时程曲线
Fig.18 The stress history curves in the explosion stage with $D_p=110\sim 140\ \text{mm}$

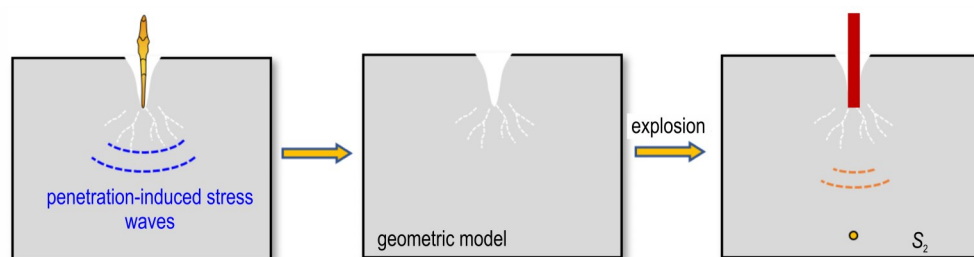


图 19 方法 2 的数值模拟策略
Fig.19 Numerical simulation strategy for Method 2

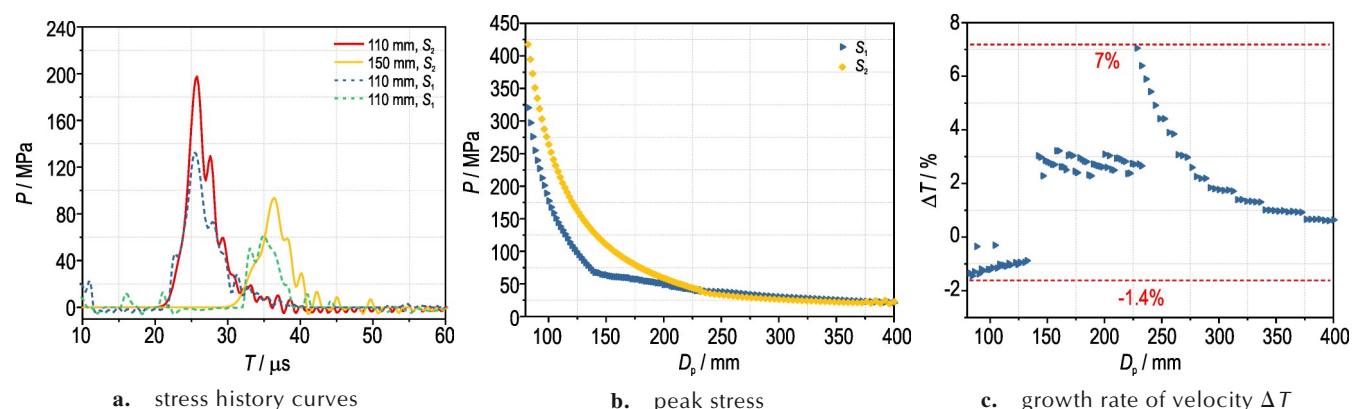


图 20 S_1 和 S_2 的应力时程、峰值应力和 ΔT 对比
Fig.20 Comparison of stress history curves, peak stress and ΔT of S_1 and S_2

为了分析侵彻阶段对活性射流爆炸应力波的影响,采用两种方法模拟活性射流爆炸阶段:1)采用重启方法,考虑射流侵彻引起的应力和损伤计算得到的应力记为 S_1 ;2)射流侵彻结束后,仅导出靶体的几何模型,忽略射流侵彻引起的应力和损伤,随后进行内爆模拟(模拟策略见图 19),计算得到的应力记为 S_2 。两种数值模拟方法中的装药信息保持相同。

深度 D_p 为 110 mm 和 120 mm 的处 S_1 与 S_2 的时程曲线如图 20a 所示,为了方便比较,取射流侵彻结束时刻为起始时刻。可以看出,相较于 S_2 , S_1 的应力峰值更低,但达到峰值的时间更早。这主要是因为射流侵彻使得混凝土发生初始损伤,从而在混凝土内部产生裂隙。这些裂隙使得爆炸应力波在传播过程中发生复杂的反射和透射,削弱了 S_1 的应力峰值。另外,混凝土受前期侵彻作用变得更加密实,导致应力波传播速度增加^[45],因此 S_1 的峰值到达时间更早。图 20b 进一步对比了 S_1 和 S_2 在不同深度处的应力峰值,可以看出,当 D_p 小于 200 mm 时, S_1 峰值应力小于 S_2 ,两者差值最大时, S_2 峰值为 S_1 的 1.47 倍。随着应力波传播距离的增加,两者差值逐渐减小。当 $D_p=225\ \text{mm}$ 时,两者的峰值应力基本相同。

为定量比较 S_1 和 S_2 的传播速度,定义速度增长率 ΔT ,其计算公式如下:

$$\Delta T = \frac{S_2 - S_1}{S_1} \times 100\% \quad (8)$$

式中, T_1 和 T_2 分别指 S_1 和 S_2 峰值出现的时刻。

图 20c 展示了 ΔT 随深度 D_p 的变化规律,可以看出总体上 S_1 比 S_2 传播地更快, ΔT 最大达 7%。然而,随着应力波传播距离增加, ΔT 逐渐减小,当 D_p 为 335 mm 时, ΔT 约为 1%,说明 S_1 和 S_2 的传播速度基本一致。通过上述分析可以发现,活性射流侵彻会对后续爆炸应力波产生局部影响,使得影响范围内的爆炸峰值应力偏低,应力波传播速度更快。对于文中的活性聚能装药,当 D_p 大于 335 mm 时,射流侵彻阶段的影响较弱,可以忽略不计。

4 结论

以探究活性射流侵彻爆炸联合作用下混凝土中的应力波效应为目的。开展了两次活性射流侵爆试验,获得了应力波和靶体破坏等基本数据;利用重启动算法建立了两阶段数值模型,并基于试验数据进行了验证;最后分析了活性射流侵彻与爆炸阶段的应力波效应。主要结论如下:

(1) 开展了活性射流侵爆混凝土靶试验,利用 PVDF 压力传感器测得了活性射流作用下混凝土中的应力波数据,应力时程曲线呈现多峰现象,表明活性射流侵彻引起的应力波与爆炸应力波发生了相互作用;

(2) 利用重启动算法对活性射流侵彻-内爆过程进行分阶段模拟,通过数值结果与试验结果破坏特征(漏斗坑深度和直径)和应力峰值的比较,验证了本构模型、参数取值和数值算法的准确性;

(3) 活性射流与混凝土初始接触时会产生瞬时高压,以冲击波形式在靶体中传播;随着侵彻速度降低,混凝土中形成动态应力波区和交界面附近的静高压区;与动态应力波区相比,静高压区的加载速度更快,但作用时间更短;

(4) 活性射流侵彻导致混凝土形成初始损伤,降低了爆炸阶段的峰值应力,同时加速了应力波传播;与未损伤靶体相比,射流侵彻后的靶体中爆炸峰值应力最大降低了 47%,应力波传播速度增长率 ΔT 最高可达 7%;但当测点深度 D_p 超度 335 mm 时,射流侵彻对爆炸阶段的影响可以忽略不计。

需要指出的是,上述定量结论均基于口径为 50 mm

的活性聚能装药和 C40 混凝土的试验和数值模拟数据,如何建立这些定量结论与活性聚能装药尺寸、混凝土强度等因素之间联系,未来还需要进一步开展相应研究。

参考文献:

- [1] HASTINGS D L, DREIZIN E L. Reactive Structural Materials: Preparation and Characterization [J]. *Advanced Engineering Materials*, 2018, 20(3): 1-20.
- [2] 张雪朋. 活性射流作用钢靶侵彻爆炸联合毁伤效应研究[D]. 北京:北京理工大学, 2016.
ZHANG Xue-peng. Research on the combined damage effect of steel target penetration explosion by reactive jet [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2016.
- [3] 王海福, 向镜安. 活性毁伤材料及其应用技术研究进展[J]. 中国科学:技术科学, 2023, 53(9): 1434-1448.
WANG Hai-fu, XIANG Jing-an. Progress in reactive materials and their applications[J]. *Chinese Science: Technological Science*, 2023, 53(9): 1434-1448.
- [4] DANIELS A, BAKER E, NG K. A Unitary Demolition Warhead [C]//2003 Mines, Demolition and Non-Lethal Weapons Conference (DNLW). 2003: 9-11.
- [5] BAKER E L, DANIELS A S, NG K W, et al. Barnie: A Unitary Demolition Warhead [C]//19th International Symposium of Ballistics, Interlaken, Switzerland. 2001: 569-574.
- [6] 张雪朋, 肖建光, 余庆波, 等. 活性药型罩聚能装药作用混凝土靶毁伤效应[J]. 北京理工大学学报, 2016, 36(12): 1211-1215.
ZHANG Xue-peng, XIAO Jian-guang, YU Qing-bo. Demolition effect of reactive material liner shaped charge against concrete target[J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2016, 36(12): 1211-1215.
- [7] 苏成海, 王海福, 谢剑文, 等. 活性射流作用混凝土靶侵彻与爆炸效应研究[J]. 兵工学报, 2019, 40(9): 1829-1835.
SU Cheng-hai, WANG Hai-fu, XIE Jian-wen, et al. Penetration and damage effects of reactive material jet against concrete target[J]. *Acta Armamentarii*, 2019, 40(9): 1829-1835.
- [8] 曹辰. 活性聚能装药反机场跑道毁伤效应研究[D]. 北京:北京理工大学, 2015.
CAO Chen. Research on the damage effect of reactive charge on airport runway [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2015.
- [9] XIAO J, ZHANG X, WANG Y, et al. Demolition mechanism and behavior of shaped charge with reactive liner[J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2016, 41(4): 612-617.
- [10] XIAO J, ZHANG X, GUO Z, et al. Enhanced damage effects of multi-layered concrete target produced by reactive materials liner[J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2018, 43(9): 955-961.
- [11] 苏成海, 王中, 马红兵, 等. 活性射流作用复合混凝土结构动态毁伤特性[J]. 兵工学报, 2024, 45(1): 135-146.
SU Cheng-hai, WANG Zhong, MA Hong-bing, et al. Research on dynamic damage characteristics of composite concrete structures by reactive jet[J]. *Acta Armamentarii*, 2024, 45(1): 135-146.
- [12] 张昊, 王海福, 余庆波, 等. 活性射流侵彻钢筋混凝土靶后效超压特性[J]. 兵工学报, 2019, 40(7): 1365-1372.

- ZHANG Hao, WANG Hai-fu, YU Qing-bo, et al. Aftereffect overpressure of reactive jet perforating into reinforced concrete [J]. *Acta Armamentarii*, 2019, 40(7): 1365-1372.
- [13] ZHANG Hao, ZHENG Yuan-feng, YU Qing-bo, et al. Penetration and internal blast behavior of reactive liner enhanced shaped charge against concrete space [J]. *Defence Technology*, 2021: S2214914721000738.
- [14] GUO Huan-guo, XIE Jian-wen, WANG Hai-fu, et al. Penetration behavior of high-density reactive material liner shaped charge [J]. *Materials*, 2019, 12(21): 1-14.
- [15] ZHENG Y, SU C, GUO H, et al. Behind-target rupturing effects of sandwich-like plates by reactive liner shaped charge jet [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2019, 44(11): 1400-1409.
- [16] ZHENG Y, SU C, GUO H, et al. Chain damage effects of multi-spaced plates by reactive jet impact [J]. *Defence Technology*, 2021, 17(2): 393-404.
- [17] GUO H, ZHENG Y, YU Q, et al. Penetration behavior of reactive liner shaped charge jet impacting thick steel plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 126(1): 76-84.
- [18] FENG Bin, FANG Xiang, LI Yu-chun, et al. An initiation phenomenon of Al-PTFE under quasi-static compression [J]. *Chemical Physics Letters*, 2015, 637(16): 38-41.
- [19] FENG Bin, FANG Xiang, LI Yu-chun, et al. Reactions of Al-PTFE under impact and quasi-static compression [J]. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2015(1): 1-6.
- [20] FENG Bin, LI Yu-chun, WU Shuang-zhang, et al. A crack-induced initiation mechanism of Al-PTFE under quasi-static compression and the investigation of influencing factors [J]. *Materials & Design*, 2016, 108(1): 411-417.
- [21] 肖有才, 王瑞胜, 范晨阳, 等. 带壳 JH-14C 传爆药烤燃实验及响应特性数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2023, 43(7): 40-51.
- XIAO You-cai, WANG Rui-sheng, FAN Chen-yang, et al. Cook-off experiment on the JH-14C booster explosive with a shell and the relevant numerical simulation [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(7): 40-51.
- [22] WU H, FANG Q, PENG Y, et al. Hard projectile perforation on the monolithic and segmented RC panels with a rear steel liner [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 76(1): 232-250.
- [23] LS-DYNA Dev. ANSYS LS-DYNA®KEYWORD USER'S MANUAL [M]. LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY (LST), AN ANSYS COMPANY, 2021.
- [24] M'hamed Souli. ALE and Fluid-Structure Interaction Capabilities in LS-DYNA [C]//7th International LS-DYNA Users Conference, Fluid/Structure, Detroit, 2002: 10-36.
- [25] Johnson G.R. and Cook W.H. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures [C]//Proceedings 7th International Symposium on Ballistics, Hague, 1983(04): 541-547.
- [26] Olivier Heuzé. Complete forms of Mie-Grüneisen equation of state [J]. *AIP Conference Proceedings*, 2017, 13(5): 1-4.
- [27] WILKINS M L. Calculation of elastic-plastic flow [M]. Livermore, CA: University of California Lawrence Radiation Laboratory, 1963.
- [28] DOBRATZ B M. LLNL explosives handbook: properties of chemical explosives and explosives and explosive simulants [R]. Lawrence Livermore National Lab. LLNL, Livermore, (United States)CA.
- [29] RAFTENBERG M, MOCK W, KIRBY G C. Modeling the impact deformation of rods of a pressed PTFE/Al composite mixture [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(12): 1735-1744.
- [30] ROSENCRANTZ S D. Characterization and modeling methodology of polytetrafluoroethylene based reactive materials for the development of parametric models [D]. Dayton: Wright State University, 2007.
- [31] LIU J, LONG Y, JI C, et al. The influence of liner material on the dynamic response of the finite steel target subjected to high velocity impact by explosively formed projectile [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 109(1): 264-275.
- [32] RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S, et al. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [C]//9th International Symposium, Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin, 1999 (TP064): 1-8.
- [33] GRUNWALD C, SCHAUFELBERGER B, STOLZ A, et al. A general concrete model in hydrocodes: Verification and validation of the Riedel-Hiermaier-Thoma model in LS-DYNA [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2017, 8(1): 58-85.
- [34] BORRVALL T, RIEDEL W. The RHT concrete model in LS-DYNA [C]//8th European LS-DYNA Users Conference, Strasbourg, 2011(5).
- [35] 周鑫, 冯彬, 陈力. 混凝土中柱形装药的爆炸破坏分区及应力波衰减规律 [J]. *爆炸与冲击*, 2025, 43(5): 1-18.
- ZHOU Xin, FENG Bin, CHEN Li. Research on explosion damage zoning and stress wave attenuation law of cylindrical charge in concrete [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2025, 43(5): 1-18.
- [36] 苏成海, 李宗谕, 郑元枫, 等. 活性药型罩聚能装药侵彻爆燃试验及耦合作用机理分析 [J]. *兵工学报*, 2022, 44(2): 334-344.
- SU Cheng-hai, LI Zong-yu, ZHENG Yuan-feng, et al. Penetration-deflagration experiment and coupling mechanism of reactive liner shaped charge [J]. *Acta Armamentarii*, 2022, 44(2): 334-344.
- [37] 北京工业学院八系《爆炸及其作用》编写组. 爆炸及其作用: 下册 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1979.
- Beijing Institute of Technology, Department Eight. Explosion and Its Effects: Volume Two [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1979.
- [38] ALLISON F.E, VITALI R. A new method of computing penetration variables for shaped-charge jets [R]. Ballistic Research Laboratories, 1963(1): 1-20.
- [39] 高鑫, 孔祥振, 方秦, 等. 混凝土中爆炸应力波衰减规律的数值模拟研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(12): 68-80.
- GAO Chu, KONG Xiang-zhen, FANG Qin, et al. Numerical simulation study on attenuation law of explosion stress wave in concrete [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(12): 68-80.
- [40] TAO Sun, WANG Hai-fu, WANG Shi-peng, et al. Penetration-deflagration coupling damage performance of rod-like reactive shaped charge penetrator impacting thick steel plates [J]. *Defence Technology*, 2025(2): 242-253.

- [41] 邓国强, 杨秀敏. 超高速武器对地打击效应数值仿真[J]. 科技导报, 2015, 33(16): 65-71.
DENG Guo-qiang, YANG Xiu-min. Numerical simulation of damage effect of hyper velocity weapon on ground target[J]. *Technology Review*, 2015, 33(16): 65-71.
- [42] 钱秉文, 周刚, 陈春林, 等. 超高速撞击条件下混凝土靶体内应力波的测量和分析[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(5): 1-10.
QIAN Bing-wen, ZHOU Gang, CHEN Chun-lin, et al. Measurement and analysis of stress waves in concrete target under hypervelocity impact[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2025, 45(5): 1-10.
- [43] 牛雯霞, 黄洁, 罗锦阳, 等. 超高速撞击混凝土冲击压力测量与分析[J]. 兵工学报, 2009, 30(2): 242-246.
NIU Wen-xia, HUANG Jie, LUO Jin-yang, et al. Measurement and analysis of impact pressure of hypervelocity impact on concrete target[J]. *Acta Armamentarii*, 2009, 30(2): 242-246.
- [44] GOLD V M., VRADIS G C. Analysis of penetration resistance of concrete[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1998, 124(3): 328-338.
- [45] YANG Yao-zong, FANG Qin, KONG Xiang-zhen. Failure mode and stress wave propagation in concrete target subjected to a projectile penetration followed by charge explosion: Experimental and numerical investigation[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 177(1): 1-17.

Stress Wave Effect in Semi-Infinite Concrete Targets Subjected to Penetration-Implosion Action of Reactive Jet

ZHOU Xin^{1,2}, FENG Bin^{1,2}, CHEN Li^{1,2}, WANG Rui-qi³, LI Yu-chun³

(1. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China; 2. Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion & Impact of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 211189, China; 3. College of Field Engineering, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China)

Abstract: To investigate the stress wave effect in semi-infinite concrete targets under penetration-implosion loadings induced by reactive jet (RJ), two sets of RJ penetration-implosion experiments were conducted to obtain stress wave data and characteristic damage patterns of concrete targets. LS-DYNA software combined with a restart algorithm was used for staged numerical simulations of the penetration-implosion process, and to analyze the stress wave propagation characteristics in concrete under the combined action of RJ penetration and explosion. The findings demonstrate that numerical and experimental results showed good agreement in stress waves and target damage features. During the penetration stage of RJ, concrete failure occurs after successive loadings of dynamic stress wave zone and static high-pressure zone, with the latter having a faster loading rate but a shorter action duration. The concrete damage caused by RJ penetration accelerates energy dissipation, reduces peak stress during the explosion stage, but accelerates stress wave propagation. Compared with the undamaged target, the peak stress of the explosion in the target after RJ penetration decreased by up to 47%, and the growth rate of the stress wave propagation speed could reach up to 7%. However, when the depth of measuring point exceeds 335 mm, the influence of RJ penetration on the explosion stage can be ignored.

Key words: reactive jet; semi-infinite concrete target; stress wave effect; penetration-implosion

CLC number: TJ55; O64

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2025079

Grant support: National Natural Science Foundation of China (Nos. 52378487, 52378488)

(责编: 高毅)