

混凝土中柱形装药爆炸应力波时程曲线的简化计算方法*

张文哲^{1,2}, 王俊峰^{1,2}, 田芳明^{1,2}, 陈子傲^{1,2}, 陈力^{1,2}

(1.东南大学土木工程学院, 江苏 南京 211189;

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)

摘要: 为建立考虑长径比影响的混凝土中柱形装药爆炸应力波时程曲线简化计算方法, 本文基于改进的 Kong-Fang 混凝土本构模型与多物质 ALE 算法, 开展了不同长径比柱形装药在混凝土中爆炸的数值模拟研究。重点讨论了不同比例爆距下峰值应力衰减规律、升压时间和等冲量作用时间的演化规律。结果表明: 峰值应力在各破坏分区内遵循幂函数衰减规律, 随长径比增大, 衰减指数显著上升, 衰减系数下降, 破裂区范围扩大; 升压时间在爆炸近区随测点距离线性增长, 进入破裂区后趋于稳定; 等冲量作用时间在爆炸近区随距离线性增加, 在破裂区则呈下降趋势, 反映了混凝土损伤对应力波传播的影响。基于等冲量原则, 提出适用于工程抗爆分析的等效三角形应力波简化方法, 并分区段拟合推导出考虑长径比影响的峰值应力、升压时间及等冲量作用时间的实用化计算公式, 为混凝土中柱形装药内部爆炸作用下应力波的工程计算提供参数确定方法。

关键词: 爆炸应力波; 升压时间; 柱形装药; 等效三角形波形; 等冲量作用时间

中图分类号: O382

国标学科代码: 13035

文献标识码: A

A simplified calculation method for the time-history curve of stress waves in concrete induced by cylindrical charge explosion

ZHANG Wenzhe^{1,2}, WANG Junfeng^{1,2}, TIAN Fangming^{1,2}, CHEN Ziao^{1,2}, CHEN Li^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, China;

2. Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion & Impact of Ministry of Education (ERC SPEIME), Southeast University, Nanjing 211189, China)

Abstract: Numerical simulations of cylindrical charge explosions in concrete with different aspect ratios were conducted based on the modified Kong-Fang concrete constitutive model and the multi-material Arbitrary Lagrangian-Eulerian algorithm. The reliability of the numerical model was validated against classical spherical charge explosion test data through quantitative comparisons of peak stress, impulse and full time-history curves. Two-dimensional axisymmetric models with charge aspect ratios of 1, 2, 4, 6 and 8 were established using LS-DYNA software, and non-reflective boundaries were set to simulate stress wave propagation in semi-infinite concrete medium. Mesh sensitivity analysis was performed to determine an optimal global mesh size for balancing computational accuracy and efficiency. According to the characteristics of radial and circumferential stress time-histories, concrete surrounding the charge was divided into six failure zones: cavity zone, fluid-like zone, crushed zone, transition zone, cracked zone and elastic zone. Key stress wave parameters including peak stress, stress rising time and

*收稿日期: 2026-03-19; 修回日期: 2026-06-19;

基金项目: 国家自然科学基金面上项目 (52378487, 52378488)

第一作者: 张文哲 (2003-), 男, 硕士研究生, 220251399@seu.edu.cn

通信作者: 王俊峰 (1995-), 男, 博士研究生, wjf9511@126.com

equivalent impulse duration were extracted at various scaled distances, and the effects of aspect ratio on these parameters were quantitatively analyzed. On the basis of the impulse equivalence principle, an equivalent triangular stress wave simplification method was proposed, and functional relationships between characteristic coefficients and aspect ratio were derived via segmented fitting in each failure zone. The results reveal that peak stress follows a power-law attenuation pattern in all failure zones. As the aspect ratio increases, the attenuation index rises significantly while the attenuation coefficient decreases, and the range of the cracked zone expands accordingly. The stress rising time increases linearly with propagation distance in the near-explosion region, and its growth rate accelerates with larger aspect ratios. Once the stress wave enters the cracked zone, its waveform is affected by reflections and scatterings at crack interfaces, leading to waveform flattening and subsequent stabilization of the rising time. The equivalent impulse duration grows linearly with distance in the near zone, but shows a decreasing trend in the cracked zone, reflecting the modulating effect of concrete damage on stress wave propagation. Based on the principle of impulse equivalence, a simplified triangular explosion stress wave model is proposed, suitable for engineering-level anti-explosion analysis. Through segmented regression analysis, practical formulas are derived to estimate the peak stress, stress rising time, and equivalent impulse duration, explicitly incorporating the aspect ratio as a key parameter. These formulas offer a parametric tool for engineering calculations of explosion stress waves generated by internal cylindrical charge explosions in concrete structures.

Keywords: explosion stress waves; stress rising time; cylindrical charges; equivalent triangular waveform; equivalent impulse duration

混凝土作为一种重要的防护工程材料,在军事防护结构、人防工程以及重要民用基础设施中得到了广泛应用^[1-2]。随着精确制导武器打击精度的提升,混凝土结构面临内部爆炸的威胁日益严峻。战斗部装药爆炸产生的强荷载冲击作用会在混凝土中诱发高幅值应力波的传播,混凝土在爆炸荷载下的破坏,本质上是由应力波的传播与演化驱动的^[3]。因此,深入探究混凝土中爆炸应力波的传播与衰减规律,是进行工程抗爆设计与计算的基础。

早期爆炸应力波研究多集中于空气自由场,Plooster等^[4]开展了柱形装药在空气自由场中的爆炸试验,得出峰值压力随长径比和测点角度的变化规律。王明涛等^[5]根据柱形装药空中爆炸试验与AUTODYN数值模拟结果验证,提出了峰值超压的判断准则与确定方法。高矗^[6]研究了在空气自由场中柱形装药不同起爆点对于爆炸应力波传播的影响,证明尾部起爆比其他起爆方式在混凝土近区产成更大的超压。与自由场空气爆炸不同,混凝土作为多相非均质材料,其内部结构由水泥砂浆、粗骨料以及界面过渡区组成^[7],这种细观层面的复杂性决定了应力波在其内部的传播必然伴随着强烈的非线性响应。此外,爆炸作用下材料经历从连续介质到破裂介质的演化过程,伴随空腔扩张、流体区形成、径向裂纹扩展等一系列复杂的损伤机制。上述因素的耦合作用,使得混凝土介质爆炸应力波呈现出典型的非线性、非稳态与非均匀特征,给工程实践中结构动力响应的计算与损伤评估带来了巨大挑战。

对于混凝土介质爆炸应力波的早期实验和理论分析大多采用球形装药,Gran等^[8]通过实验测得了球形装药在WES5000混凝土靶体中爆炸时不同测距下的应力波曲线。在此基础上,高矗^[9]等提出了球形装药爆炸应力波峰值随比例爆距衰减的计算公式。然而,实际战场环境中使用的钻地弹、侵彻弹等多采用柱形装药结构,其几何特征与球形装药存在本质差异。近年来,学者们开始逐渐关注装药几何特征对应力波传播的影响。邓贵德等^[10]通过对比球形与柱形装药在相同药量条件下产生的应力波场,证实了柱形装药应力波具有显著的方向异性特征,其径向方向与轴向方向的应力衰减速率存在明显差异。Gao等^[11]开展了柱形装药混凝土爆炸实验,并提出了考虑埋深影响的峰值应力实用化计算公式。周鑫等^[12]进一步针对不同长径比的柱形装药开展系统研究,建立了不同破坏分区下考虑长径比影响的峰值应力衰减公式。杨耀宗等^[13]引入壳厚比系数,建立了带壳柱形装药峰值应力的计算公式。尽管上述研究在峰值应力衰减规律方面取得了显著进展,但对于柱形装药长径比对于

应力波升压时间的影响以及如何将复杂的应力波时程曲线转化为工程适用的等效荷载形式等方面，仍缺乏系统的研究。

爆炸应力波时程曲线通常具有陡峭上升和震荡衰减的特性^[14]，直接将其应用于结构动力分析不仅计算复杂，而且对工程设计而言缺乏实用价值。工程应用中常采用等效波形简化的方法，将复杂应力波时程转化为便于工程计算的简单波形，该方法基于等冲量原则^[15]，即认为只要简化波形与真实波形具有相同的冲量，其对结构产生的整体动力响应与累积损伤效应在工程近似意义上即为等效，这一方法的合理性已在地冲击爆炸等其他研究中得到验证^[16-17]。

数值模拟已成为研究混凝土爆炸问题的重要手段，其重点在于如何准确描述材料在极端荷载作用下的本构行为。混凝土在爆炸荷载下经历从弹性、塑性、损伤到破碎的复杂演化过程，涉及高应变率效应、大变形、高压状态方程等多种非线性因素^[18]。基于此，研究者们开发了一系列适用于混凝土动态响应的本构模型，其中 Karagozian & Case Concrete model (KCC) 模型^[19]和 Kong-Fang 模型^[20-22]在爆炸问题研究中得到了广泛应用，但仍存在一些不足。近期 Wang 等人^[23]在 Kong-Fang 模型的基础上进一步修改和完善，提出了更高精度的改进的 Kong-Fang 模型，为了便于区分和描述，本文简称为 WCKF 模型，能够较好地描述混凝土在复杂应力状态下的力学行为。在算法选择方面，多物质 ALE 算法^[24]因其能够有效处理爆炸过程中材料大变形和物质界面运动问题而广泛应用，该算法结合了 Lagrange 算法和 Euler 算法的优点，通过网格的合理运动保持计算精度和稳定性。

考虑到军事领域广泛使用的钻地弹、侵彻弹等柱形战斗部在侵彻混凝土目标后，径向方向是对周围防护结构产生主要冲击破坏作用的方向，也是工程抗爆设计中最为关注的核心受力方向，本文聚焦柱形装药径向爆炸应力波的传播与衰减规律开展系统研究。以 WES5000 混凝土为研究对象，借助 LS-DYNA 软件，在通过 Gran 球形装药爆炸试验验证了数值模型可靠性的基础上，进一步构建了不同长径比的柱形装药爆炸精细化数值模型。通过分析爆炸应力波时程曲线，对混凝土介质破坏区域进行划分。系统研究长径比对应力波峰值应力、升压时间和等冲量作用时间的影响规律，并分区间拟合获得峰值应力、升压时间及等冲量作用时间的实用化计算公式，为柱形装药爆炸荷载下混凝土结构的抗爆分析与简化设计提供理论依据和工程参考。

1 试验验证

强动载作用下混凝土中应力波的传播过程对结构的动态响应与破坏模式具有决定性影响，该过程精确计算的关键在于建立可靠的本构模型。本节采用 Gran 等人^[8]开展的混凝土中球形装药爆炸应力波传播试验对本构模型进行验证。采用 LS-DYNA 软件建立精细化数值模型，混凝土、炸药和空气采用多物质 ALE 算法，钢箍采用 Lagrange 算法。

1.1 有限元模型及材料本构参数

如图 1 所示，试验采用的是美国陆军工程兵团水道试验站 (WES) 研发的 WES5000 混凝土，其设计抗压强度为 5000 Psi (34.5 MPa)，试验中实测得到抗压强度为 41.4 MPa。试验靶体为直径和厚度均为 1.84 m 的圆柱体，周向采用钢箍约束。装药为 0.454 Kg 的球形 B 炸药，埋置在混凝土靶体中心位置。采用了不同类型的应力传感器 (Yb、PVDF 和 Carbon)，将其按照一定距离布置在装药中心平面上，用于采集爆炸后混凝土中应力波时程数据。根据试验的对称性，采用二维轴对称模型，空气和混凝土边界采用无反射边界，靶体网格尺寸取 2.5 mm，有限元模型^[23]如图 1 (d) 所示。

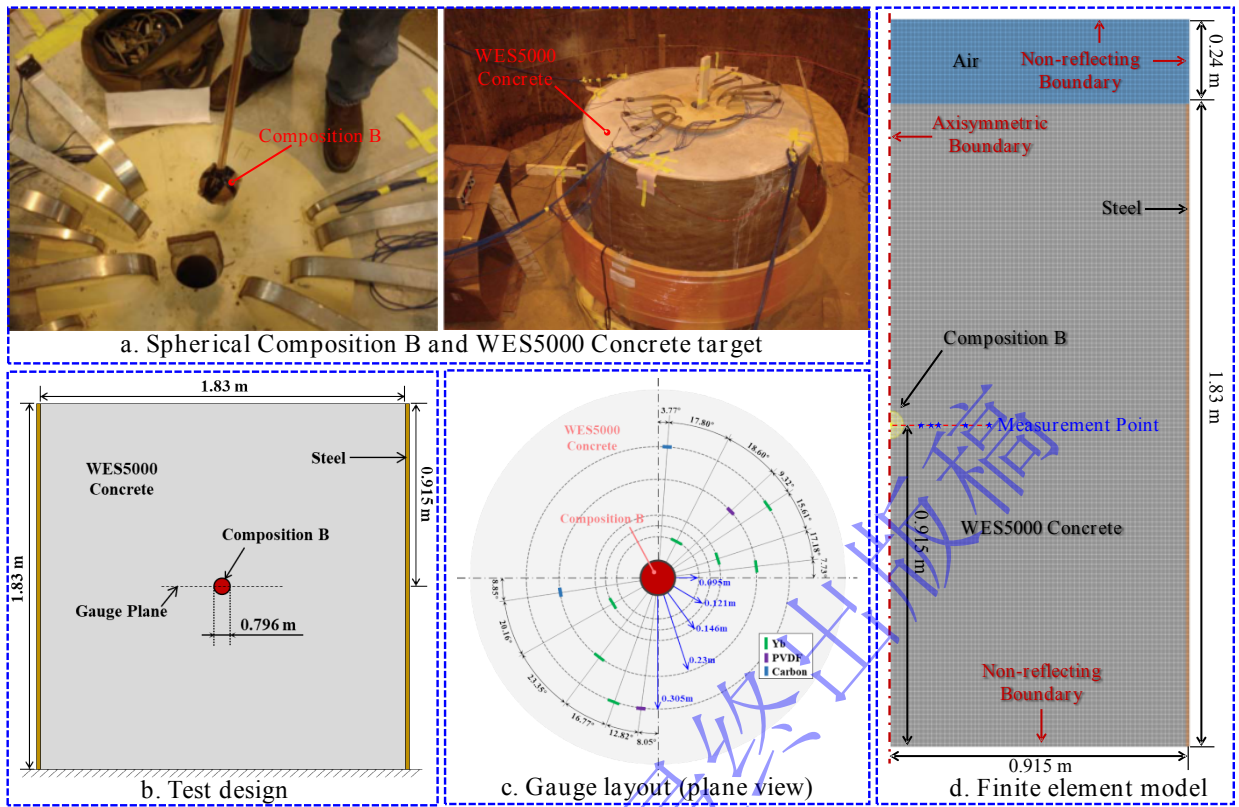


图 1 混凝土中球形装药爆炸试验和有限元模型

Fig.1 Explosion test of spherical charges in concrete and finite element model

本文采用 WCKF 模型^[23]作为混凝土的材料模型，依据 Schmidt^[25]的三轴压缩试验和静水压缩试验数据确定其强度面和状态方程参数，其最大强度面和静水压缩数值计算结果与试验结果的对比如图 2 所示。其中： μ_{lock} 为最大密实状态时对应的临界体积应变、 μ_{plock} 为压实点对应的体积应变、 P_{crush} 为静水压缩测试中混凝土中孔隙开始坍塌时的压力，一般可取混凝土的单轴抗压强度、 D_{int} 为初始加载体积模量损伤系数、 P_T 为脆性转延性破坏点、 a_1 和 a_2 为强度面参数。

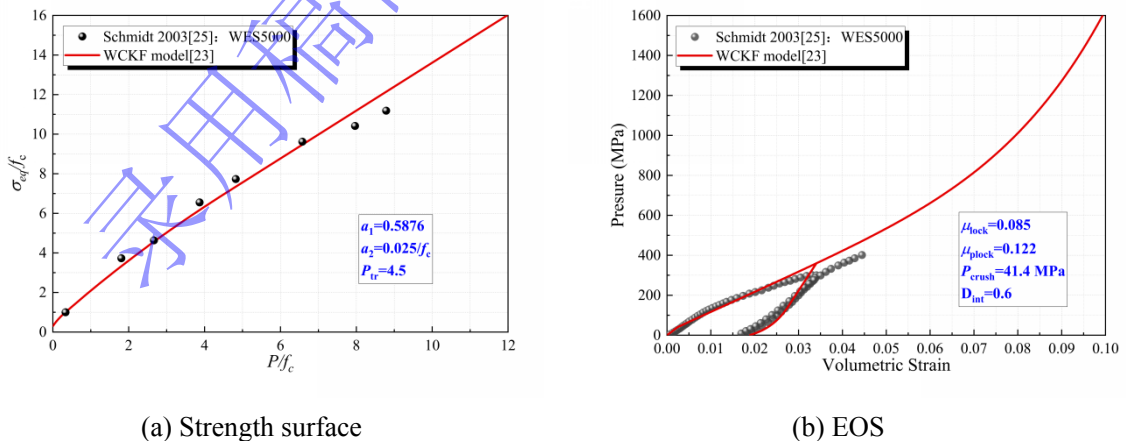


图 2 WES5000 混凝土本构模型参数确定

Fig.2 Determination of parameters for the WES5000 concrete constitutive model

炸药材料模型采用 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN，状态方程采用 Jones-Wilkins-Lee (JWL) 描述：

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

式中：A、B、R₁、R₂、ω均为材料参数，参数采用参考 Xiao 等^[26]提供的参数。

空气材料模型采用*MAT_NULL，状态方程采用*LINEAR_POLYNOMIAL 描述：

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

式中：C₁、C₂、C₃、C₄、C₅、C₆为自定义参数^[12]。

钢箍采用*MAT_PLASTIC_KINEMATIC 材料模型^[8]，各材料模型的详细参数列于表 1。

表 1 材料模型参数

Table 1 Material model parameters

Part	Material model	Parameters			
		<i>r</i> ₀ (Kg/m ³)	<i>E</i> (GPa)	<i>P_r</i>	<i>s</i> ₀ (MPa)
Steel	*MAT_PLASTIC_	7850	206	0.3	235
	KINEMATIC	<i>C</i> (s ⁻¹)	<i>P</i>	<i>F_s</i>	-
TNT	*MAT_HIGH_	40.4	5.0	0.18	-
		EXPLOSIVE_BURN	<i>r</i> ₀ (Kg/m ³)	<i>D</i> (m/s)	<i>P_{CJ}</i> (GPa)
	*EOS_JWL	1630	6930	210	-
		373.8	3.75	4.15	0.9
Air	*EOS_LINEAR_	<i>A</i> (GPa)	<i>B</i> (GPa)	<i>R</i> ₁	<i>R</i> ₂
		0.35	6.0	-	-
	*MAT_NULL	<i>ω</i>	<i>E</i> ₀ (GJ/m ³)	-	-
		1.29	-	-	-
*EOS_LINEAR_	<i>C</i> ₄	<i>C</i> ₅	<i>E</i> ₀ (J/m ³)	<i>V</i> ₀	
	POLYNOMIAL	0.4	0.4	2.5×10 ⁵	1.0
WES5000	WCKF model	<i>r</i> ₀ (Kg/m ³)	<i>f</i> _c (MPa)	<i>K</i> (GPa)	<i>G</i> (GPa)
		2448	41.4	16.7	12.5
Concrete	WCKF model	<i>μ</i> _{lock}	<i>μ</i> _{plack}	<i>P</i> _{crush} (MPa)	<i>D</i> _{int}
		0.085	0.122	41.4	0.6
		<i>a</i> ₁	<i>a</i> ₂	<i>P</i> _{tr}	-
		0.5876	0.025/ <i>f</i> _c	4.5	-

1.2 数值模拟结果验证

数值模拟结果与试验数据对比如图 3、表 2 和表 3 所示，在不同测点距离下数值模拟得到的峰值应力与试验值相比，误差均在 2.59%以内，且表现出良好的一致性。此外，超压时程曲线的整体形态、上升沿陡峭程度及衰减趋势也与试验结果吻合较好，验证了 WCKF 本构模型结合多物质 ALE 算法在模拟混凝土中爆炸应力波传播过程的可靠性与适用性。同时，各测点冲量的定量对比结果表明，计算误差均控制在 15.54%以内，能够准确复现爆炸荷载的能量累积过程，为本文后续基于等冲量原则的应力波简化方法提供了可靠支撑。

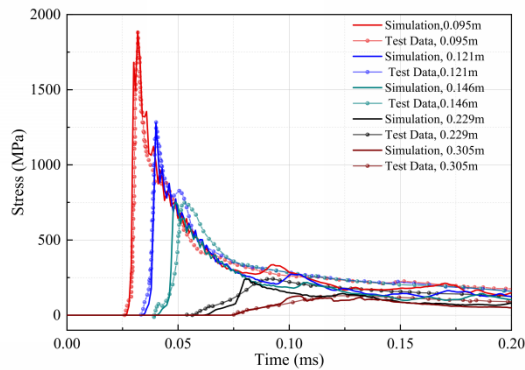


图3 不同测点超压时程曲线

Fig.3 Time-history curves of overpressure at different measurement points

表2 试验与模拟峰值应力对比

Table 2 Comparison of peak stress between test and simulations

测点距离(m)	试验值(MPa)	模拟值(MPa)	误差(%)
0.095	1880.67	1889.48	0.47
0.121	1283.28	1279.32	0.31
0.146	749.11	753.27	0.56
0.229	241.95	241.73	0.09
0.305	129.98	126.61	2.59

表3 试验与模拟冲量对比

Table 3 Comparison of impulse between test and simulations

测点距离(m)	试验值(Pa·s)	模拟值(Pa·s)	误差(%)
0.095	83938.19	87692.66	4.47
0.121	72506.56	62249.76	14.15
0.146	59460.21	50222.64	15.54
0.229	31201.85	26706.04	14.41
0.305	18193.74	15779.04	13.27

2 混凝土中柱形装药爆炸作用下应力波衰减规律

基于上述验证的本构模型与数值模拟方法，本文首先针对半无限混凝土介质开展爆炸应力波衰减规律研究，进一步分析装药长径比对应力波衰减特征的影响。采用二维轴对称方式建模，构建长径比为1的柱形装药爆炸模型，如图5所示，装药为1 kg TNT，采用体积填充法处理，起爆点设置为炸药顶部中心起爆。为确保计算精度，开展系统的网格敏感性分析：在保持所有计算条件完全一致的前提下，分别建立了5组不同网格尺寸的对比模型，选取 $Z=0.3$ m作为典型测点进行对比分析，结果如图4所示。结果表明可以看出当网格尺寸小于2.5 mm时，峰值应力开始收敛。综合考虑计算精度与计算效率，最终选取2.5 mm作为全局网格尺寸，以捕捉爆炸近区剧烈的应力梯度变化。

爆炸与冲击
Explosion and Shock Waves

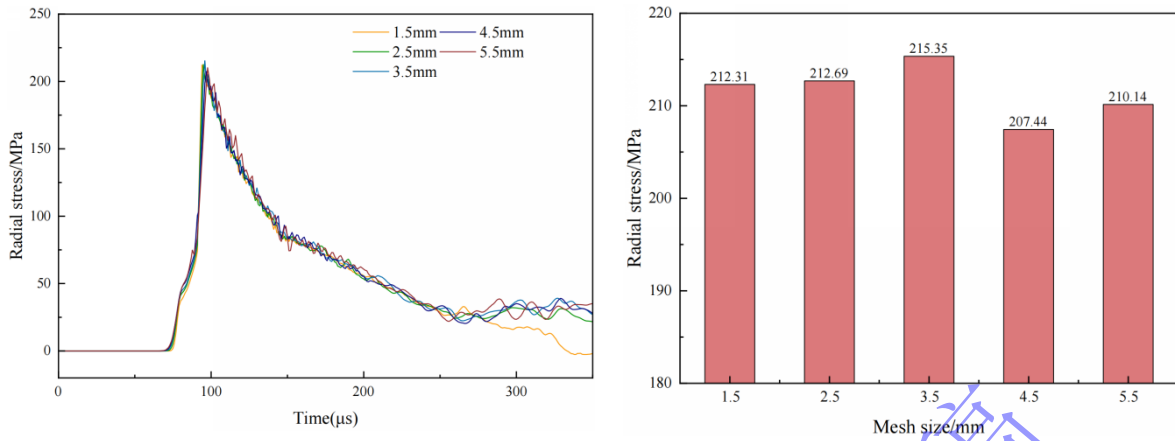


图4 网格敏感性分析

Fig.4 Mesh sensitivity analysis

靶体材料选用 WES5000 混凝土，空气与混凝土界面设置为无反射边界条件，以模拟半无限域中的应力波传播过程，减少边界反射对波场的干扰，确保数值结果的准确性与可靠性。

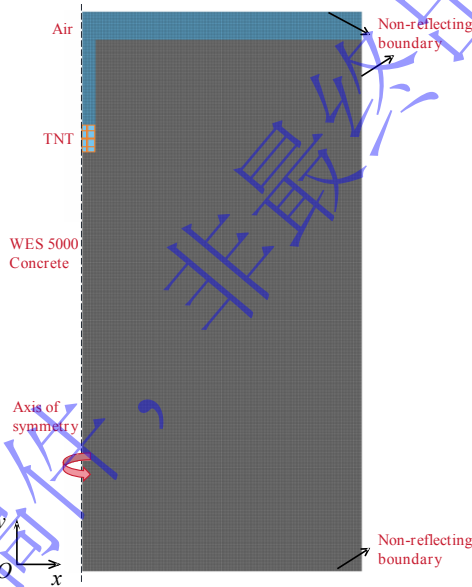


图5 有限元模型

Fig.5 Finite element model

2.1 混凝土破坏分区特征

在爆炸荷载作用下，混凝土介质的动态响应与损伤演化呈现出显著的分区特征。本研究参考 Mandal 等^[27]和高矗等^[9]对封闭空间内装药周围混凝土破坏形态的研究，可将爆炸近区至远区的损伤区域依次划分为：近爆炸空腔、流体区、压碎区、过渡区、破裂区及弹性区，具体如图 6 所示。

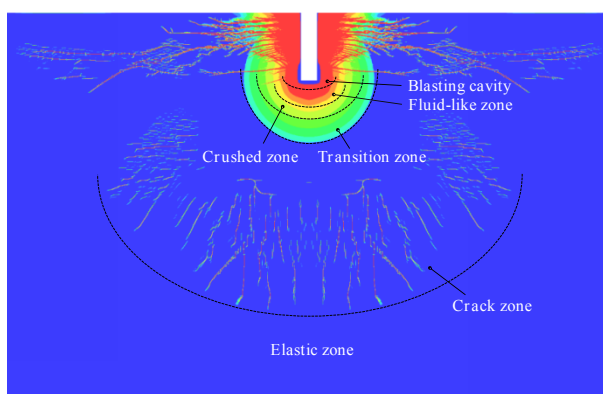
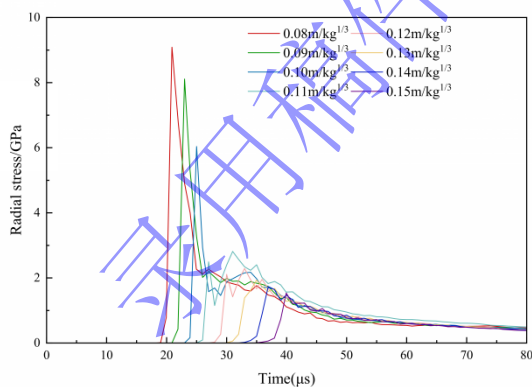


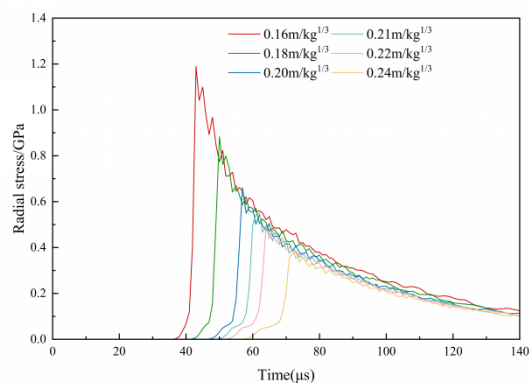
图6 混凝土破坏分区

Fig.6 Concrete failure zones

基于 Amelsfort 等^[28]提出的混凝土压碎强度 σ_{cr} 与混凝土抗压强度 f_c 关系式, 可得到本研究 WES5000 混凝土的压碎强度范围为 0.596~1.491 GPa, 并据此作为爆炸近场分区 (流体区、压碎区、过渡区) 判断。图 7 展示了不同比例爆距时的径向应力时程曲线, 各测点均表现应力快速达到峰值后下降, 但在升压和降压的速率上有差别。爆炸空腔指装药周围因爆轰产物高压膨胀所形成的空洞区域, 对于 WES5000 混凝土, 爆炸空腔范围为 0~0.08 $\text{m/kg}^{1/3}$ 。由图 7 可知, 比例爆距 Z 在 0.08~0.15 $\text{m/kg}^{1/3}$ 范围内混凝土峰值应力均超过 1.491 GPa, 爆炸压力远超混凝土强度, 材料呈现类似流体的不可压缩流动行为, 称为流体区。比例爆距 Z 在 0.15~0.20 $\text{m/kg}^{1/3}$ 范围内, 峰值应力处于 0.596~1.491 GPa, 此范围应力虽低于流体区, 但仍超过混凝土的压碎强度, 材料被完全压碎并发生不可逆体积压缩, 称为压碎区。在过渡区内爆炸荷载产生的峰值应力水平进一步下降, 材料以受压为主, 损伤程度明显减轻, 但局部微裂纹仍可扩展。进入破裂区后, 径向裂纹扩展并逐渐贯通, 介质完整性丧失, 呈破裂状态。此时应力波受裂纹界面影响显著, 波形趋于复杂, 与其他区域以受压为主的响应特征形成明显区别。 Z 大于 1.00 $\text{m/kg}^{1/3}$ 的区域称为弹性区, 该区域内峰值应力已低于混凝土的抗压强度, 介质未发生永久性损伤, 应力波传播行为符合线弹性理论。



(a) $0.08 \text{ m/kg}^{1/3} \leq Z \leq 0.15 \text{ m/kg}^{1/3}$



(b) $0.16 \text{ m/kg}^{1/3} \leq Z \leq 0.24 \text{ m/kg}^{1/3}$

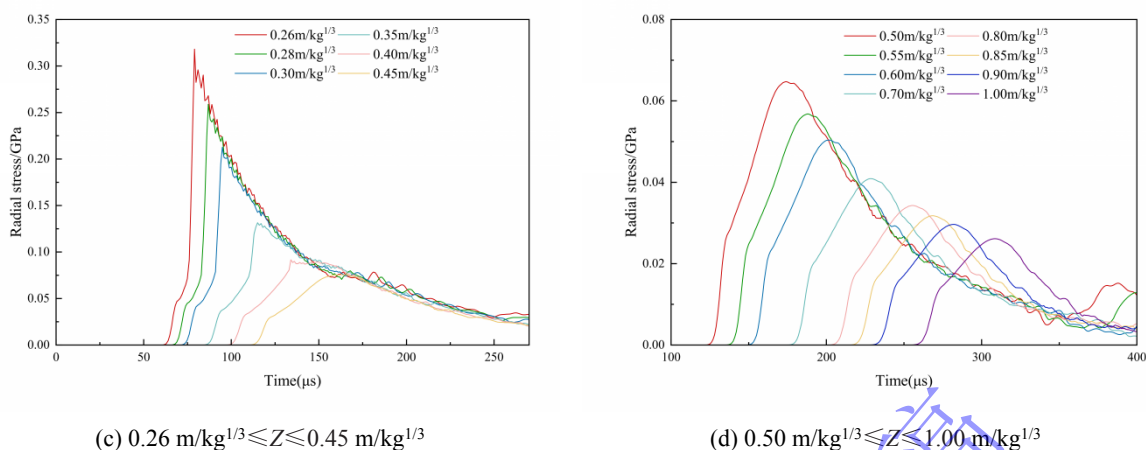


图 7 不同比例爆距时的径向应力时程曲线

Fig.7 Radial stress-time curves at different scaled distances

图 8 展示了不同比例爆距时的环向应力时程曲线。结果表明，当比例爆距达到 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 后，环向拉应力峰值基本稳定在混凝土抗拉强度（ 3.5 MPa ）附近，不再随爆距增加而显著提升。这一现象表明，随着应力波传播距离增大，混凝土内部微裂纹逐渐萌生并扩展，导致材料的抗拉能力进入饱和状态，环向应力响应趋于平稳。此外，当比例爆距超过 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 后，径向应力波波形开始出现清晰的双峰结构和低频振荡，这是由于宏观裂纹界面产生的反射波与入射波叠加所致，标志着介质从过渡区进入宏观破裂状态。基于此，本文以 $0.4 \text{ m/kg}^{1/3}$ 作为长径比为 1 工况下过渡区与破裂区的分界点，且该分界值的判断标准在不同长径比工况下的一致性良好。

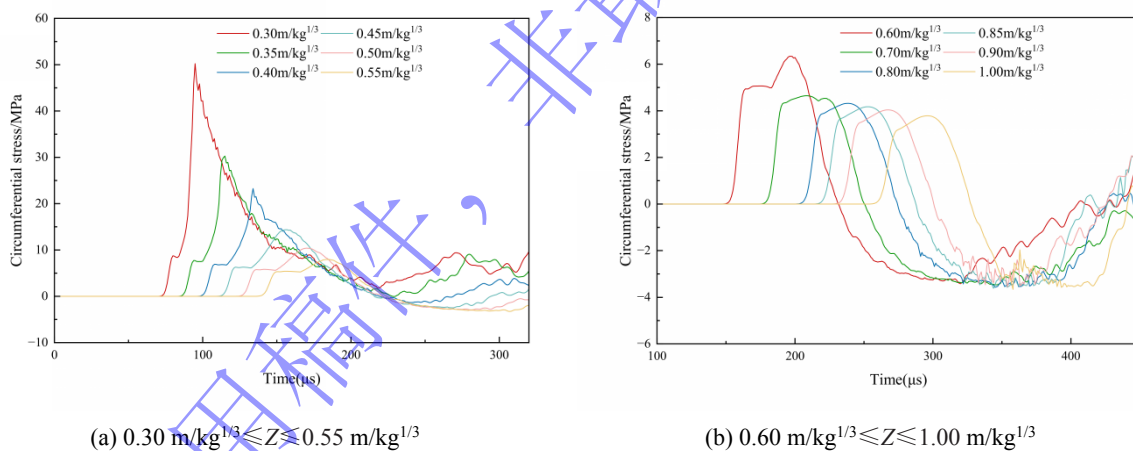


图 8 不同比例爆距时的环向应力时程曲线

Fig.8 Circumferential stress-time curves at different scaled distances

2.2 不同破坏分区内的应力波衰减规律

在爆炸荷载作用下，混凝土的动态响应与损伤演化过程主要受应力波特征参数控制。峰值应力决定混凝土材料是否进入塑性流动状态或发生损伤破坏^[29]。升压时间 t_r 反映爆炸荷载从零增长至峰值应力的速率，对混凝土内部微裂纹的萌生、扩展及贯通模式具有显著影响。冲量 I 表征为应力时程曲线与时间轴所包围的面积，反映爆炸荷载对结构整体动力响应及累积损伤的贡献。基于等冲量原则，可将复杂的爆炸应力波简化为等效三角形应力波，如图 9 所示。这一方法在防护工程抗爆分析中得到了广泛应用^[30]，为结构动力响应计算和损伤评估提供了实用的荷载输入形式。相关特征参数 t_d 、 I 、 t_r 和 σ_m 的表达式如公式（3）-（6）所示，其中峰值应力通常以幂指数形式表示。

$$t_d = \frac{2I}{\sigma_m} \quad (3)$$

$$I = \int_{t_0}^{t_0+t_+} \sigma(t) dt \quad (4)$$

$$t_r = t_m - t_0 \quad (5)$$

$$\sigma_m = k \left(\frac{R}{W^{1/3}} \right)^{-n} \quad (6)$$

式中， I 为冲量、 σ_m 为峰值应力、 t_0 为压力起始时间、 t_+ 为正压作用时间、 R 为测点至装药中心的距离、 W 为TNT质量、 $R/W^{1/3}$ 为比例爆距、 n 为衰减指数、 k 为衰减系数。

在流体区和压碎区，混凝土已发生严重破坏，应力波衰减极为迅速，后续振荡幅值远小于峰值应力，对结构整体动力响应的贡献可忽略不计。因此，该区域内正压作用时间 t_+ 以应力首次下降至峰值5%的时刻进行计算。相比之下，过渡区和破裂区仍具备一定承载能力，应力波形态相对规整，因此取应力下降至0的时刻计算正压作用时间，以更准确地反映其对结构的实际作用。

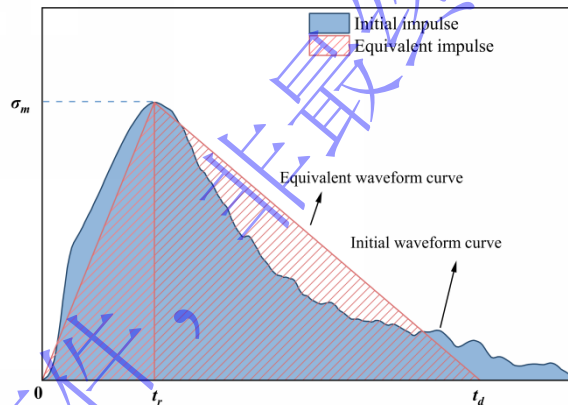


图9 应力波等效曲线

Fig.9 Equivalent explosion stress wave curve

图10展示了不同破坏分区内比例爆距与应力峰值的关系，用最小二乘法对不同分区进行幂函数拟合。结果表明，在压碎区、过渡区和破裂区，相关系数 R^2 均大于0.99，说明在这些区域内，应力峰值随比例距离的衰减具有良好的特征，材料模型与数值模拟结果稳定可靠。相比之下，流体区的拟合效果相对较弱，相关系数 $R^2=0.9125$ ，这一现象主要与流体区内混凝土的物理状态有关。在爆炸近区，产生压力远高于混凝土强度，材料呈现类似流体的行为，发生剧烈压缩与流动，应力波的传播受到高度非线性压缩效应及界面不稳定性的共同影响，导致拟合结果的稳定性略有下降。

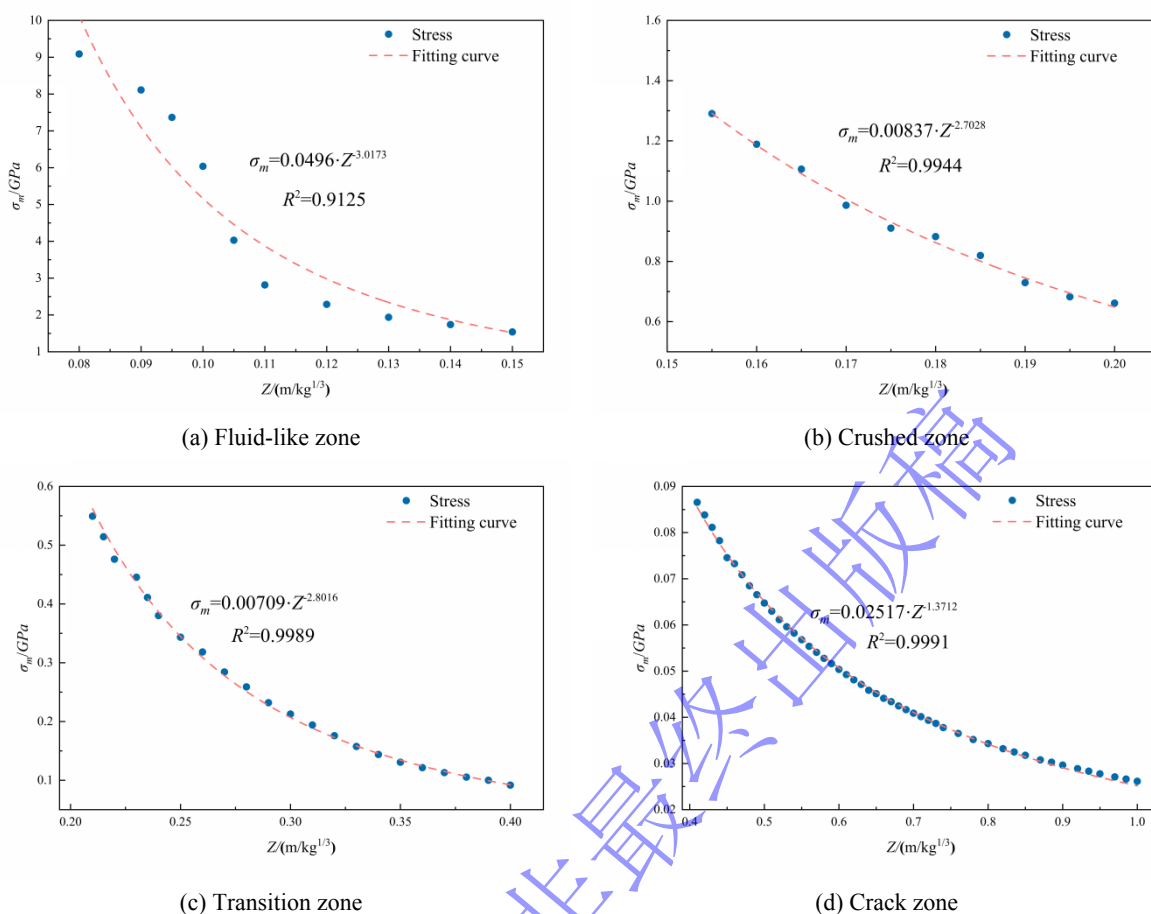


图 10 不同破坏分区应力峰值拟合

Fig.10 Peak stress fitting for different damage zones

在爆炸荷载作用下，升压时间作为描述应力波上升沿陡峭程度的关键参数，对混凝土介质的损伤演化机制及结构破坏模式具有显著影响。升压时间长短直接决定了能量输入速率及材料内部应力重分布的响应特征。较小的升压时间意味着荷载在极短时间内达到峰值，呈现出典型的冲击加载特征，易使得混凝土介质发生突发性脆性破坏；而较大的升压时间则对应相对缓慢的加载过程，材料有更充分的时间进行应力重分布与能量耗散。

从微观机制来看，混凝土作为一种非均质材料，其内部含有大量微裂纹和界面过渡区（ITZ）^[31]。在爆炸荷载作用下，当升压时间较短时，应力波在介质中传播速度快，能量高度集中，微裂纹在极短时间内迅速扩展，导致材料在未发生明显塑性变形的情况下即发生宏观断裂。这种突发性破坏模式在防护结构中尤为危险，易造成结构的整体失稳或坍塌^[32]。升压时间通常可表示为应力波传播距离与波速的函数，采用线性模型进行拟合，如式（7）所示。

$$t_r = \alpha \cdot \frac{R}{c} + \beta \quad (7)$$

其中： α 为升压时间比例系数、 β 为初始升压时间系数，与长径比有关、 R 为测点至装药中心的距离、 c 为混凝土中应力波塑性波速。

通过提取图 10 不同距离处应力时程曲线的峰值到达时间，可得到 WES5000 混凝土的塑性波速 $c=3447$ m/s。图 11 结果表明，在爆炸荷载作用近区（ $0.08 \text{ m} \leq R \leq 0.40 \text{ m}$ ），升压时间随距离线性增加，相关系数 R^2 大于 0.98，表明线性模型能较好描述该区域内的升压时间演化。此时应力波尚未充分发展，受爆炸源高压和材料非线性压缩的影响显著，升压时间随距离增长而增大。当进入破裂区（ 0.40

$m < R \leq 1.00$ m) 后, 升压时间基本稳定在一定范围内, 不再随距离显著增加。这是由于破裂区内混凝土已形成宏观裂纹, 应力波传播受裂纹界面反射和散射的影响, 波形趋于稳定。同时, 该区域内应力水平已下降至材料强度附近, 波阵面形状逐渐由球面波主导, 升压时间受波前曲率变化的影响减弱, 因此趋于常数。基于这一特征, 可取该区域内升压时间的平均值作为破裂区的代表值, 用于后续等效荷载的简化分析。

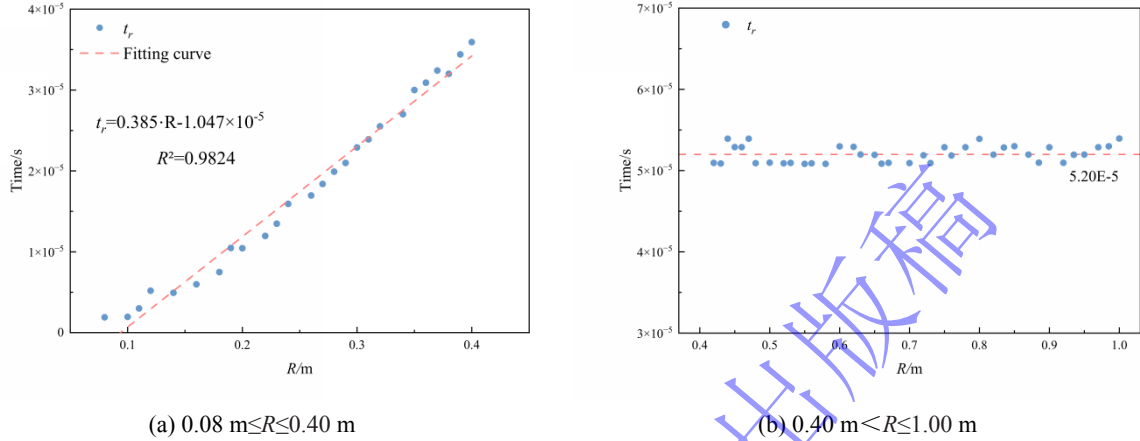


图 11 不同测点距离升压时间拟合

Fig.11 Stress Rising time fitting at different gauge distances

在爆炸荷载作用下, 冲量直接反映了爆炸能量向混凝土介质输入的总动量, 对结构的整体动力响应及累积损伤演化具有决定性影响。与峰值应力主要决定材料是否发生瞬间破坏不同, 冲量更侧重于描述爆炸荷载在时间维度上的能量累积效应, 是评估结构在爆炸荷载作用下产生残余变形、累积损伤乃至整体失稳的重要控制参数。尤其在多次爆炸或长持续时间荷载工况下, 冲量的累积效应将成为结构破坏的主导因素。

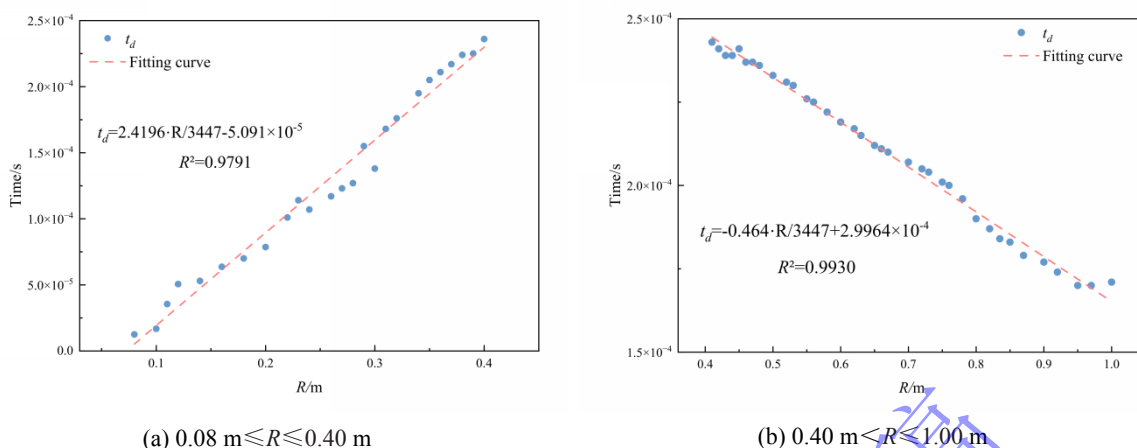
尽管实际应力波形态复杂多变, 但只要简化荷载与实测波形具有相同的冲量, 其对结构产生的整体动力响应与累积损伤效应在工程近似意义上即为等效。通过建立等冲量作用时间与爆距之间的函数关系, 可将复杂的应力波时程信息凝练为便于工程应用的特征参数, 为防护结构的抗爆分析与设计提供简洁而有效的荷载输入形式。等冲量作用时间同样可表示为应力波传播距离与波速的函数, 如公式 (8) 所示, 该模型能够较好地描述等冲量作用时间随距离演化的基本规律。

$$t_d = \lambda \cdot \frac{R}{c} + \eta \quad (8)$$

式中, λ 为等冲量时间比例系数, η 为形状系数, 与长径比有关, c 为塑性波速, 与前文一致。

在爆炸近场区域内 ($0.08 \text{ m} \leq R \leq 0.40 \text{ m}$), 等冲量作用时间随距离增加呈线性增长趋势, 且拟合程度较好, R^2 大于 0.97, 表明该区域内的应力波形态具有较好的规律性。这是由于爆炸初期应力波在混凝土介质中传播时, 受爆源高压和材料非线性响应共同影响, 波前陡峭、能量集中。随着距离增加, 波阵面展宽、高频成分衰减, 导致应力时程曲线逐渐拉宽, 从而使等冲量作用时间延长。

在进入破裂区后, 径向裂纹充分拓展, 介质呈破裂状态。此时应力波传播受裂纹界面影响: 一方面, 裂纹对高频成分的散射和反射作用使波前能量迅速耗散, 卸载速率加快; 另一方面, 拉伸损伤导致材料在波后阶段更易发生断裂, 压力衰减迅速。这些效应使得冲量 I 的衰减速率超过峰值应力 σ_m 的衰减速率, 从而导致 t_d 随 R 增大而减小。



(a) $0.08\text{ m} \leq R \leq 0.40\text{ m}$

(b) $0.40\text{ m} < R \leq 1.00\text{ m}$

图 12 不同测点距离等冲量作用时间拟合

Fig.12 Equivalent impulse duration fitting at different gauge distances

3 混凝土中柱形装药爆炸应力波简化计算公式

装药几何形状是影响爆炸荷载作用下应力波传播特征的重要因素，其中长径比作为描述柱形装药形态的核心参数，直接决定了爆源近区的能量释放方式与应力场的空间分布。相比于球形装药，柱形装药爆炸产生的应力波具有明显的方向性，其衰减特性与破坏分区范围在不同方向上存在显著差异。为系统揭示长径比对应力波衰减的影响机制，本节在保持装药质量、材料参数及边界条件不变的条件下，分别建立长径比 $l/d=1, 2, 4, 6, 8$ 的柱形装药模型，系统分析各破坏分区内应力波特征参数随比例爆距的变化规律，探讨长径比对应力波衰减特征的影响机制。

3.1 不同长径比的柱形装药峰值应力计算公式

依据前文划分的破坏分区，分别进行幂函数拟合，进而获得不同长径比下各破坏分区的应力衰减系数 k 与衰减指数 n ，如下表 4 所示。从拟合结果可以看出，长径比对峰值应力的衰减特征具有显著影响，且在不同破坏分区内表现出不同的敏感程度。整体而言，随着长径比增大，破裂区的范围呈扩大趋势，而流体区、压碎区和过渡区范围则有所压缩，如图 13 所示。这一变化反映了长径比增大后，爆轰产物在径向方向上的能量聚集效应减弱，其膨胀过程受到约束，从而使近区高能量密度的空间范围相对缩小。

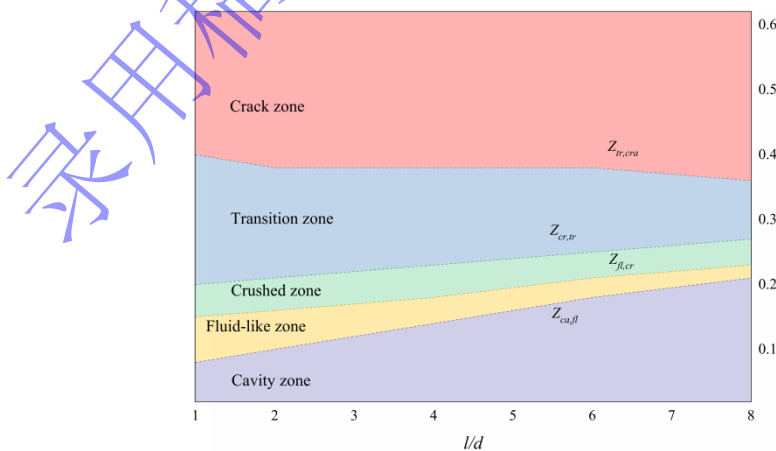


图 13 不同长径比破坏分区

Fig.13 Different length-to-diameter ratio failure zones

从表 4 可知，随着长径比增大，各破坏分区的衰减系数 k 整体呈下降趋势，而衰减指数 n 则逐渐

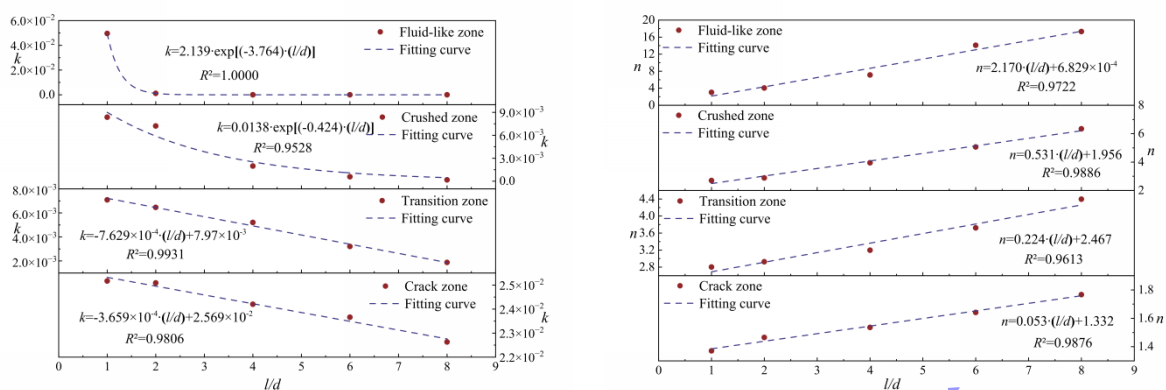
增大。以流体区为例，当 $l/d=1$ 时， $k=4.960 \times 10^{-2}$ ， $n=3.017$ ；当 l/d 增大至 8 时， k 降至 1.445×10^{-11} ，而 n 则升至 17.315。这一趋势表明，长径比越大的柱形装药，其爆炸应力波在近区的衰减速率越快。此外，其他分区也呈现出类似的规律，例如在压碎区， $l/d=1$ 时 $n=2.703$ ， $l/d=8$ 时 n 增至 6.341，进一步印证了长径比对衰减速率的强化作用。此外，破裂区的衰减指数 n 虽然也随长径比增大而增加（从 1.371 增至 1.767），但其变化幅度远小于其他三个分区，说明在远离爆源的区域，应力波的衰减主要受介质损伤状态和裂纹扩展的控制，装药几何特征的影响逐渐减弱。

表 4 不同长径比应力峰值特征系数

Table 4 Characteristic coefficient of stress peak for different aspect ratios

l/d	分区	比例爆距(m/kg ^{1/3})	k	n	R^2
1	流体区	0.08~0.15	4.960×10^{-2}	3.017	0.9125
	压碎区	0.15~0.20	8.371×10^{-3}	2.703	0.9944
	过渡区	0.20~0.40	7.092×10^{-3}	2.802	0.9989
	破裂区	0.40~1.00	2.517×10^{-2}	1.371	0.9991
2	流体区	0.10~0.16	1.154×10^{-3}	4.045	0.9295
	压碎区	0.16~0.21	7.220×10^{-3}	2.883	0.9844
	过渡区	0.21~0.38	6.463×10^{-3}	2.927	0.9976
	破裂区	0.38~1.00	2.509×10^{-2}	1.465	0.9969
4	流体区	0.14~0.18	8.955×10^{-5}	7.111	0.9942
	压碎区	0.18~0.23	1.981×10^{-3}	3.950	0.9940
	过渡区	0.23~0.38	5.211×10^{-3}	3.197	0.9994
	破裂区	0.38~1.00	2.424×10^{-2}	1.536	0.9981
6	流体区	0.18~0.21	2.522×10^{-10}	14.089	0.9219
	压碎区	0.21~0.25	5.762×10^{-4}	5.063	0.9737
	过渡区	0.25~0.38	3.217×10^{-3}	3.722	0.9972
	破裂区	0.38~1.00	2.366×10^{-2}	1.641	0.9965
8	流体区	0.21~0.23	1.445×10^{-11}	17.315	0.9697
	压碎区	0.23~0.27	1.710×10^{-4}	6.341	0.9790
	过渡区	0.27~0.36	1.879×10^{-3}	4.395	0.9991
	破裂区	0.36~1.00	2.263×10^{-2}	1.767	0.9964

为建立适用于工程设计的峰值应力实用计算公式，针对不同破坏分区下的应力衰减系数 k 与衰减指数 n 进行拟合分析如图 14 所示，得到不同混凝土分区峰值应力特征系数表达式如式 (9) - (10) 所示。各分区内 k 与 n 的拟合曲线与数值结果吻合良好，相关系数 R^2 均大于 0.95，表明所建立公式能有效反映不同破坏分区内应力衰减规律。



(a) Attenuation coefficient k

(b) Attenuation index n

图 14 峰值应力特征系数拟合曲线

Fig.14 Fitting curve of peak stress characteristic coefficient

$$k = \begin{cases} 2.139 \exp\left(-3.764 \frac{l}{d}\right), Z_{ca,fl} \leq Z \leq Z_{fl,cr} \\ 0.014 \exp\left(-0.424 \frac{l}{d}\right), Z_{fl,cr} \leq Z \leq Z_{cr,tr} \\ -7.629 \times 10^{-4} \frac{l}{d} + 7.970 \times 10^{-3}, Z_{cr,tr} \leq Z \leq Z_{tr,cra} \\ -3.659 \times 10^{-4} \frac{l}{d} + 2.569 \times 10^{-2}, Z_{tr,tra} \leq Z \leq 1.00m / kg^{1/3} \end{cases} \quad (9)$$

$$n = \begin{cases} 2.170 \frac{l}{d} + 6.829 \times 10^{-4}, Z_{ca,fl} \leq Z \leq Z_{fl,cr} \\ 0.531 \frac{l}{d} + 1.956, Z_{fl,cr} \leq Z \leq Z_{cr,tr} \\ 0.224 \frac{l}{d} + 2.467, Z_{cr,tr} \leq Z \leq Z_{tr,cra} \\ 0.053 \frac{l}{d} + 1.332, Z_{tr,tra} \leq Z \leq 1.00m / kg^{1/3} \end{cases} \quad (10)$$

式中， $Z_{i,j}$ 表示分区 i 与分区 j 的分界线，如 $Z_{fl,cr}$ 表示流体区与压碎区的分界线。

3.2 不同长径比的柱形装药升压时间计算公式

表 5 结果表明，在流体区、压碎区和过渡区随着长径比增大， α 从 0.385 增至 0.480，整体呈现递增的趋势。这是由于长径比越大，装药沿径向延伸越长，爆炸能量在径向方向的集中程度降低，导致爆源近区的波阵面曲率减小，加载速率相对减缓，从而使升压时间随距离的增长速率加快， α 相应增大。

随着长径比增大， β 的绝对值逐渐增大，表明应力波在药柱内部的传播路径随长径比增大而相应延长，导致爆源近区应力波起始时刻出现更显著的延迟效应。该现象从机理上反映了药柱几何形态对爆炸能量释放过程的影响，进一步揭示了长径比在调控应力波时空分布特征中的影响。

表 5 不同长径比升压时间特征系数

Table 5 Characteristic coefficients of stress rising time for different aspect ratios

l/d	距离 $R(m)$	α	β	R^2
1	0.08~0.40	0.385	-1.047×10^{-5}	0.9824
2	0.10~0.38	0.406	-1.325×10^{-5}	0.9891
4	0.14~0.38	0.415	-1.707×10^{-5}	0.9814
6	0.18~0.38	0.455	-2.281×10^{-5}	0.9828
8	0.21~0.36	0.480	-2.882×10^{-5}	0.9691

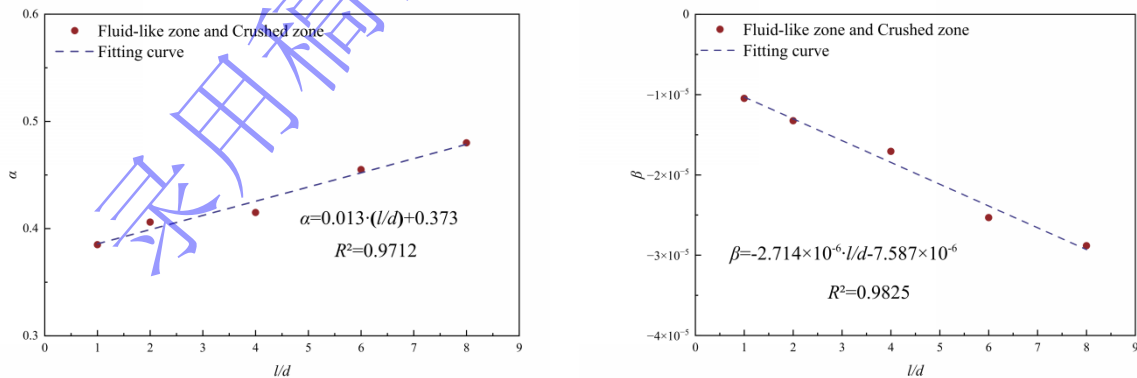
根据前文所述，进入破裂区后，升压时间 t_r 可取该区域内平均值作为代表值，且该值随长径比增大而提高。如表 6 所示， $l/d=1$ 时 t_r 为 5.201×10^{-5} ， $l/d=8$ 时增至 5.757×10^{-5} 。这是由于长径比增大导致破裂区损伤范围扩大，径向裂纹更充分地扩展，应力波在穿过裂纹密集区时，受界面反射和散射的影响加剧，波前陡峭程度下降，从而使破裂区平均升压时间延长。

表 6 不同长径比破裂区升压时间平均值

Table 6 Average stress rising time in crack zone for different aspect ratios

l/d	距离 $R(m)$	t_r
1	0.40~1.00	5.201×10^{-5}
2	0.38~1.00	5.411×10^{-5}
4	0.38~1.00	5.663×10^{-5}
6	0.38~1.00	5.694×10^{-5}
8	0.36~1.00	5.757×10^{-5}

基于前文分析，对流体区、压碎区及过渡区内升压时间比例系数 α 与初始升压时间系数 β 进行拟合，如图 15 所示。结果表明， α 与 β 在各分区内随长径比变化呈现良好线性关系，相关系数 R^2 均高于 0.97，验证了线性模型在该区域内的适用性。相应的系数表达式如式 (11) - (12) 所示，可用于准确描述不同长径比下升压时间的演化规律。



(a) Stress rising time scaling factor α

(b) Initial stress rising time coefficient β

图 15 升压时间特征系数拟合曲线

Fig.15 The fitting curve of stress rising time characteristic coefficient

$$\alpha = 0.013 \frac{l}{d} + 0.373, Z_{ca,fl} \leq Z \leq Z_{cr,tr} \quad (11)$$

$$\beta = 2.714 \times 10^{-6} \frac{l}{d} - 7.587 \times 10^{-6}, Z_{ca,fl} \leq Z \leq Z_{cr,tr} \quad (12)$$

式中， $Z_{i,j}$ 含义与前文一致。

对于破裂区，平均升压时间随长径比的变化不再遵循近场区域的线性增长模式，而是呈现出幂函数递增趋势。图 16 拟合分析表明，幂函数模型能够准确刻画该区域内升压时间的演化规律，相关系数 R^2 高于 0.97，验证了模型的有效性与适用性。相应的拟合公式如式 (13) 所示，可为破裂区升压时间代表值的工程估算提供依据。

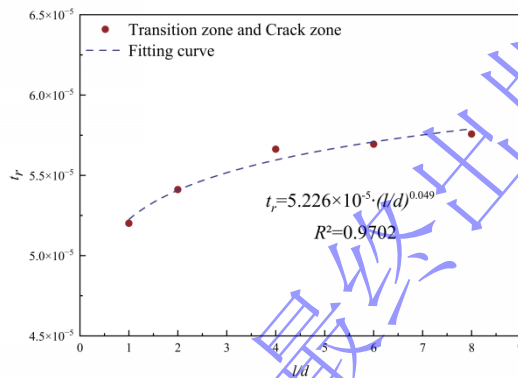


图 16 破裂区升压时间拟合曲线

Fig.16 The fitting curve of stress rising time in Crack zone

$$t_r = 5.226 \times 10^{-5} \left(\frac{l}{d} \right)^{0.049}, Z_{cr,trl} \leq Z \leq 1.00m / kg^{1/3} \quad (13)$$

式中， $Z_{i,j}$ 含义与前文一致。

3.3 不同长径比的柱形装药等冲量作用时间计算公式

表 7 结果表明，随着长径比增大，等冲量时间比例系数 λ 整体呈上升趋势，在流体区、压碎区和过渡区由 2.462 增至 4.112。这表明长径比增大后，冲量随距离的累积效应增强， λ 相应增大。形状系数 η 在流体区、压碎区和过渡区为负值，且绝对值随长径比增大而增加（从 4.731×10^{-5} 增至 2.148×10^{-4} ）。这是因为在这些区域内，混凝土处于高压状态，应力波上升沿陡峭，冲量累积起始点相对滞后，表现为负的初始偏移。

而在破裂区， η 转为正值，且随长径比增大略有下降。这是由于破裂区内混凝土已发生拉伸损伤，裂纹扩展导致应力波卸载加快，冲量在波后阶段迅速累积，形成正的初始偏移。同时，长径比增大使破裂区范围扩大，应力波传播路径更长，高频成分衰减加剧， η 的绝对值逐渐减小，反映出几何特征对波形的调制作用逐步弱化。

表 7 不同长径比等冲量作用时间特征系数

Table 7 Coefficient of equivalent impulse duration characteristics with different aspect ratios

l/d	距离 $R(m)$	λ	η	R^2
1	0.08~0.40	2.462	-4.731×10^{-5}	0.9903
	0.40~1.00	-0.464	2.996×10^{-4}	0.9930
2	0.10~0.38	2.796	-7.243×10^{-5}	0.9823
	0.38~1.00	-0.347	2.842×10^{-4}	0.9834
4	0.14~0.38	3.241	-1.137×10^{-4}	0.9776
	0.38~1.00	-0.206	2.691×10^{-4}	0.9685
6	0.18~0.38	3.579	-1.469×10^{-4}	0.9304
	0.38~1.00	-0.138	2.599×10^{-4}	0.9862
8	0.21~0.36	4.112	-2.148×10^{-4}	0.9349
	0.36~1.00	-0.101	2.574×10^{-4}	0.9614

与升压时间特征系数的处理方式类似，等冲量作用时间特征系数同样需依据混凝土破坏分区特征分别进行拟合。图 17 拟合结果表明，各分区内特征系数与长径比之间具有良好的相关性，相关系数 R^2 均高于 0.98，再次验证了分段拟合方法的合理性。据此建立的特征系数表达式如式 (14) - (15) 所示，可为不同长径比条件下等冲量作用时间的工程估算提供依据。

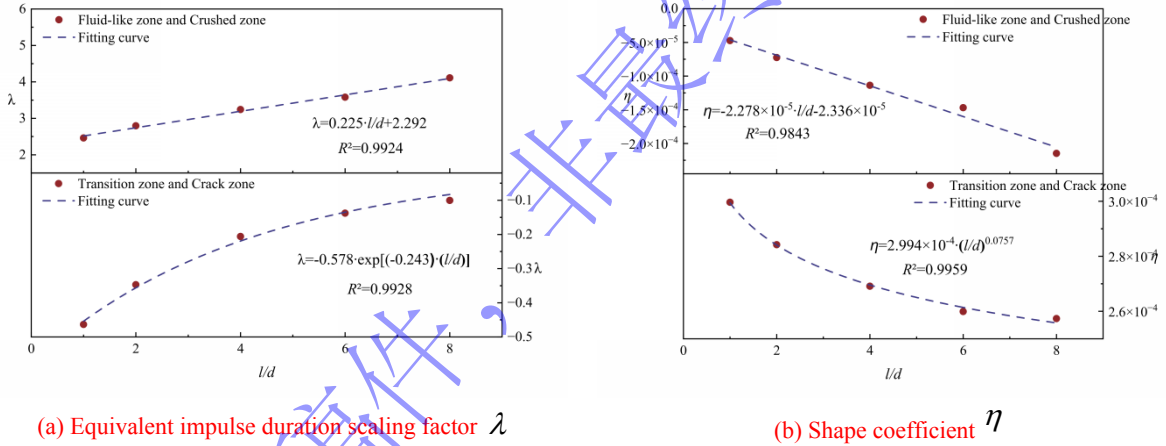


图 17 等冲量作用时间特征系数拟合曲线

Fig. 17 The fitting curve of the characteristic coefficient of equivalent impulse duration

$$\lambda = \begin{cases} 0.225 \frac{l}{d} + 2.292, & Z_{ca,fl} \leq Z \leq Z_{cr,tr} \\ -0.578 \exp\left(-0.243 \frac{l}{d}\right), & Z_{cr,tr} \leq Z \leq 1.00m / kg^{1/3} \end{cases} \quad (14)$$

$$\eta = \begin{cases} -2.278 \times 10^{-5} \frac{l}{d} - 2.336 \times 10^{-5}, & Z_{ca,fl} \leq Z \leq Z_{cr,tr} \\ 2.994 \times 10^{-4} \left(\frac{l}{d}\right)^{0.076}, & Z_{cr,tr} \leq Z \leq 1.00m / kg^{1/3} \end{cases} \quad (15)$$

式中, $Z_{i,j}$ 与前文含义一致。

4 结论

本研究基于 WCKF 本构模型与多物质 ALE 算法, 开展混凝土中不同长径比柱形装药爆炸数值模拟研究, 明确不同混凝土破坏分区的应力波衰减规律, 基于等冲量原则提出适用于工程应用的等效三角形应力波简化计算方法, 并系统分析长径比对破坏分区、峰值应力、升压时间及等冲量作用时间的影响规律。主要结论如下:

(1) 根据爆炸应力波时程曲线对混凝土进行破坏分区划分。研究表明, 峰值应力在不同破坏分区内遵循幂函数衰减规律, 并随长径比的增大表现为衰减指数增大、衰减系数减小。升压时间在破坏近区随距离增加呈线性增长, 其增长速率随长径比的提高而加快, 进入破裂区后由于应力波传播受到裂纹界面的反射与散射影响, 波形趋于平缓稳定, 从而导致升压时间趋于稳定。

(2) 基于等冲量原则, 提出了适用于工程抗爆分析的应力波时程曲线简化方法。结果表明, 等冲量作用时间在破坏近区随距离线性增长, 而进入破裂区后随距离增加呈衰减趋势, 反映了混凝土损伤演化过程对应力波传播特性的影响。

(3) 根据分区段拟合方法, 构建了考虑长径比影响的混凝土中柱形装药爆炸应力波实用计算公式。通过系统拟合不同破坏分区内峰值应力、升压时间及等冲量作用时间与比例爆距、长径比之间的函数关系, 给出了相应的特征系数表达式, 能够准确地描述柱形装药爆炸应力波的衰减规律。

(4) 本文所有计算公式均基于 TNT 装药和 WES5000 混凝土推导得到。对于工程中常用的其他类型炸药, 可基于爆轰能量等效原则采用 TNT 质量当量法换算后使用。本文建立的破坏分区划分、分区段参数拟合、等效三角形应力波的研究方法体系具有通用性, 对于其他强度等级的混凝土, 只需针对材料的动态力学性能重新拟合对应的特征系数, 即可得到适用于该材料的柱形装药爆炸应力波简化计算公式。

参考文献

- [1] LI Q M, REID S R, WEN H M, et al. Local Impact Effects of Hard Missiles on Concrete Targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 32: 224-284. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.04.005.
- [2] ZOU D L, SUN J G, WU H, et al. Experimental and numerical studies on the impact resistance of large-scale liquefied natural gas (LNG) storage outer tank against the accidental missile [J/OL]. Thin-Walled Structures, 2021, 158: 107189[2020-10-15]. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.107189>.
- [3] XIAO Y, ZHU W Q, WANG T J, et al. Damage evolution mechanism in concrete components under contact explosion: A coupled macro-meso perspective [J/OL]. International Journal of Impact Engineering, 2026, 209: 105577[2025-11-05]. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X25001577>. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2025.105577.
- [4] PLOOSTER M N. Blast effects from cylindrical explosive charges: experimental measurements [M]. Fort Belvoir: Defense Technical Information Center, 1982: 11-18.
- [5] 王明涛, 程月华, 吴昊. 柱形装药空中爆炸冲击波荷载研究 [J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(4): 043201-1-043201-3. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0197.
WANG M T, CHENG Y H, WU H. Study on blast loadings of cylindrical charges air explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2024, 44(4): 043201-1-043201-3. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0197.
- [6] 高鑫. 柱形装药起爆方式对自由场空气中爆炸荷载影响的数值模拟研究[J]. 江汉大学学报(自然科学版), 2026, 54(1): 5-11. DOI: 10.16389/j.cnki.cn42-1737/n.2026.01.001.

- GAO C. Numerical Simulation on Free Air Blast Loads Induced by Cylindrical Charge with Varied Initiation Configuration [J]. *Journal of Jiangnan University (Natural Science Edition)*, 2026, 54(1): 5-11. DOI: 10.16389/j.cnki.cn42-1737/n.2026.01.001.
- [7] WANG C Q, LU Y L, ZHANG Y C, et al. Computed tomography images and digital volume correlation analysis of microstructural damage evolution in carbonated recycled aggregate concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2025, 491: 142761. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2025.142761.
- [8] GRAN J K, EHRGOTT J Q, CARGILE J D. Cavity expansion experiments with spherical explosive charges in concrete [R]. Vicksburg, USA: Army Engineer Research and Development Center, 2009.
- [9] 高矗, 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): 123202-1. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.
- GAO C, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical study on attenuation of stress wave in concrete subjected to explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(12): 123202-1. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.
- [10] 邓贵德, 郑津洋, 陈勇军, 等. 两种典型形状装药的近场爆炸载荷研究 [J]. *解放军理工大学学报 (自然科学版)*, 2010, 11(4): 462-467.
- DENG G D, ZHENG J Y, CHEN Y J, et al. Near-field blast loadings from explosion of two typically shaped charges [J]. *Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 2010, 11(4): 462-467.
- [11] GAO C, KONG X Z, FANG Q. Experimental and Numerical Investigation on the Attenuation of Blast Waves in Concrete Induced by Cylindrical Charge Explosion [J/OL]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 174: 104491. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2023.104491>. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104491.
- [12] 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, 45(9): 092202-1. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0350.
- ZHOU X, FENG B, CHEN L. Study on failure zones and attenuation law of stress waves in concrete induced by cylindrical charge explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2025, 45(9): 092202-1. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0350.
- [13] 杨耀宗, 孔祥振, 方秦, 等. 混凝土中带壳柱形装药爆炸应力波衰减规律的数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2024, 44(11): 112202-1. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0342.
- YANG Y Z, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical investigation on attenuation of stress waves in concrete induced by cylindrical cased charge explosion [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2024, 44(11): 112202-1. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0342.
- [14] ZHU W Q, YANG C, YIN T Y, et al. Blast resistant performance and damage mechanism of steel reinforced concrete beams under contact explosion [J]. *Engineering Structures*, 2024, 315: 118472. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.118472.
- [15] 方秦, 柳锦春. 地下防护结构 [M]. 北京: 中国水利水电出版社: 知识产权出版社, 2010.
- FANG Q, LIU J C. *Underground Protective Structure* [M]. Beijing: China Water Power Press: Intellectual Property Publishing House, 2010.
- [16] WANG W Q, WANG J H, ZHAO Y T, et al. Differences in the propagation laws of direct ground shock waves under various terrains and its effects on engineering site selection [J/OL]. *Results in Engineering*, 2026, 29: 109017[2026-01-06]. <https://doi.org/10.1016/j.rineng.2026.109017>.
- [17] 陈力, 刘思嘉. 局部爆炸荷载作用下浅埋防护工事支撑结构层的动力分析方法 [J]. *含能材料*, 2025, 33(7): 725-737. DOI: 10.11943/CJEM2025084.
- CHEN L, LIU S J. Dynamic Analysis Method for Supporting Structural Layers in Shallow-Buried Fortifications under Localized Blast Loads [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2025, 33(7): 725-737. DOI: 10.11943/CJEM2025084.
- [18] OUYANG X, WU Z M, SHAN B, et al. A critical review on compressive behavior and empirical constitutive models of concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2022, 323: 126572. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2022.126572.
- [19] CUI J, HAO H, SHI Y C. Discussion on the suitability of concrete constitutive models for high-rate response predictions of

- RC structures [J/OL]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 106: 202-216. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2017.04.003>. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.04.003.
- [20] YAN L, CHEN L, CHEN B Y, et al. Analysis and evaluation of suitability of high-pressure dynamic constitutive model for concrete under blast and impact loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 195: 105145. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.105145.
- [21] LIU X, KONG X Z, FANG Q, et al. Modelling blast wave propagation and failure in concrete induced by internal charge explosion by coupled peridynamics and smoothed particle hydrodynamics [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 201: 105268[2025-02-17]. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2025.105268>.
- [22] YANG Y Z, FANG Q, KONG X Z. Failure mode and stress wave propagation in concrete target subjected to a projectile penetration followed by charge explosion: Experimental and numerical investigation [J/OL]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 177: 104595[2023-03-31]. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2023.104595>.
- [23] WANG J F, CHEN L, KONG X Z, et al. A novel hydro-elastoplastic constitutive model for concrete considering strength damage and modulus degradation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2026, 213: 105683. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2026.105683.
- [24] PEERY J S, CARROLL D E. Multi-Material ALE Methods in Unstructured Grids [J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2000, 187: 591-619.
- [25] Schmidt MJ. High pressure and high strain rate behavior of cementitious materials: Experiments and elastic /viscoplastic modeling. Ph.D. n.d.
- [26] XIAO W F, ANDRAE M, GEBBEKEN N. Air blast TNT equivalence factors of high explosive material PETN for bare charges [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2019, 377: 152-162. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2019.05.078.
- [27] MANDAL J, GOEL M D, AGARWAL A K. Surface and Buried Explosions: An Explorative Review with Recent Advances [J]. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 2021. DOI: 10.1007/s11831-021-09553-2.
- [28] AMELSFORT R, WEERHEIJM J T. The failure mode of concrete slabs due to contact charges [R]. John Wiley & Sons, 1994.
- [29] REN B K, MA G, WU J Y, et al. Stress-wave propagation and wave-induced damage patterns of filter concrete under blast loading [J]. *Journal of Building Engineering*, 2026, 119: 115295. DOI: 10.1016/j.job.2026.115295.
- [30] LIU S J, CHEN L, FENG B. A novel scaling method for assessing dynamic response distortions of thin plates induced by blast loads [J/OL]. *International Journal of Impact Engineering*, 2026, 212: 105637. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2026.105637.
- [31] YIN D S, ZHANG M K, XIONG B B, et al. Study on the physical and mechanical properties of concrete interfacial transition zones (ITZ) with consideration of positional effects [J]. *Construction and Building Materials*, 2025, 486: . DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2025.141985.
- [32] MOHAMED W, ABDELAZIZ M M, ELSAYED M. Progressive collapse resistance of ultra high-performance fiber reinforced concrete frame structures [J]. *Journal of Building Engineering*, 2026, 120: 115440. DOI: 10.1016/j.job.2026.115440.