

稿号: 2024-0350

本文亮点介绍: 依据爆炸应力波特征对柱形装药周围混凝土介质破坏分区进行划分, 对比分析了爆炸应力波在不同破坏分区(不同介质状态与受力特征)中的衰减特征, 并综合考虑混凝土破坏分区, 柱形装药长径比、以及装药埋深对峰值应力的影响, 提出了柱形装药法向峰值应力实用化计算公式, 可为混凝土中爆炸应力波分析及防护工程抗爆设计提供参考。

# 混凝土中柱形装药爆炸破坏分区及应力波衰减规律的数值模拟研究

周鑫<sup>1</sup>, 冯彬<sup>1</sup>, 陈力<sup>1</sup>

(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:** 以往针对常规武器的抗爆结构设计中, 对固体介质中爆炸应力波的研究多针对土壤和岩石介质(即地冲击问题), 对混凝土中爆炸应力波的传播与衰减规律研究依然较少。为了探究柱形装药爆炸应力波在混凝土介质中的传播规律, 本文基于 KCC 本构模型和多物质 ALE 算法开展数值模拟研究。首先, 通过与已有的试验数据进行对比, 验证了本构模型参数和数值算法的适用性; 在此基础上以峰值应力为准则, 对装药周围混凝土介质的爆炸破坏分区进行划分, 并讨论了各破坏分区中爆炸应力波的衰减规律; 之后, 分析了装药长径比对爆炸破坏分区和爆炸应力波传播规律的影响; 最后, 进一步考虑装药埋深的影响, 并建立柱形装药爆炸应力波峰值应力计算公式。研究表明: 各爆炸破坏分区中爆炸应力波衰减规律存在显著差异, 与中远区(过渡区和破裂区)相比, 装药近区(拟流体区和压碎区)衰减更快, 另外柱形装药长径比增加会加快法向峰值应力的衰减; 并且建立的爆炸应力波峰值应力计算公式可以较为准确快速地计算出不同形状、不同埋深下柱形装药爆炸应力波法向峰值应力, 可为混凝土结构抗爆设计提供参考。

**关键词:** 混凝土; 柱形装药; 破坏分区; 爆炸应力波; 峰值应力

中图分类号: O382

国标学科代码: 1303520

文献标识码: A

## Numerical investigation on failure zones and attenuation law of stress waves in concrete induced by cylindrical charge explosion

ZHOU Xin, FENG Bin, CHEN Li

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

**Abstract:** In the past, the design of structures resistant to conventional weapons has predominantly concentrated on the study of blast-induced stress waves in solid media, particularly in soil and rock media (i.e., ground shock issues). However, researches on the propagation and attenuation of blast-induced waves in concrete are comparatively limited. Based on the KCC constitutive model in conjunction with the MMALE algorithm, the propagation laws of stress waves in concrete induced by cylindrical charge explosion is numerically investigated. Firstly, the applicability of the constitutive model parameters and numerical algorithm is validated by comparing the results with the existing cylindrical charge contact explosion experiment. Subsequently, the peak

\*收稿日期: \_\_\_\_\_; 修回日期: \_\_\_\_\_;

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

第一作者: 周鑫(1996-), 男, 博士研究生. E-mail: zhouxin\_0616@163.com;

通信作者: 冯彬(1988-), 男, 副研究员. E-mail: fengbin.plaust@foxmail.com.

stress is employed as a criterion to delineate the explosive damage zones in the concrete surrounding the charge, specifically identifying quasi-fluid, crushing, transition, fracture and elastic zones. Additionally, the attenuation laws of explosion stress waves in each damage zone are discussed. The effect of the aspect ratio on the explosive damage zones and the propagation laws of explosion stress waves is analyzed. Finally, the effect of burial depth is taken into further considered, and a formula for calculating the peak stress in concrete induced by cylindrical charge explosion is established. It was found that the attenuation patterns of blast-induced stress waves differ significantly in each explosion failure zone. Comparison to the mid-field zone (transition and fracture zones), the stress waves in the near-field zone (quasi-fluid and crushing zones) demonstrates a more rapid attenuation rate. Furthermore, an increase in the aspect ratio of the cylindrical charge leads to an acceleration in the attenuation of the normal peak stress. Moreover, the established piecewise empirical formula exhibits higher accuracy compared to the existing formula with a single decay exponent. This empirical formula is suitable for rapidly calculating the peak stress in concrete induced by cylindrical charges with different aspect ratios and burial depths, which can be served as a valuable reference for blast-resistant design of concrete structures.

**Keywords:** concrete; cylindrical charges; failure zones; explosion stress waves; peak stress

钢筋混凝土结构是抗爆结构中最主要的结构类型，混凝土材料广泛应用于各类民用建筑、防护工事及遮弹层等防护屏障。以往针对常规武器的抗爆结构设计中，对固体介质中爆炸应力波的研究多针对土壤和岩石介质（即地冲击问题），对混凝土中爆炸应力波的传播与衰减规律研究较少。一方面是因为以往常规武器的精度较低，很难直接命中结构目标，地面结构的防护设计研究多基于结构外部爆炸场景；另一方面，对地下结构来说，以往常规武器的侵彻能力一般难以突破上方的覆土层和遮弹层而直接命中结构，因此地下结构抗爆通常仅考虑武器在结构外围介质中爆炸的情况<sup>[1]</sup>。然而，随着精确制导技术、深钻地战斗部、超高音速武器等先进技术的发展，战斗部直接命中结构的概率大大增加。此外，当前对结构类目标毁伤评估的需求日增，相对于仅需考虑一般偏保守情况的结构设计计算，毁伤评估计算更需要明确各类极端加载情况下结构的破坏机理和毁伤程度。因此，混凝土介质中常规武器爆炸应力波效应的研究在当今显得尤为重要。

常规武器战斗部的装药形状多为圆柱形，因此待研究问题可转化为柱形装药在混凝土介质中的爆炸应力波问题。目前主要的研究手段为试验和数值模拟。早期试验研究方面，以柱形装药在空气自由场中的爆炸试验居多，重点研究了不同长径比、不同起爆方式以及不同方位处爆炸波的荷载（超压峰值和冲量）特征。Plooster 等<sup>[2]</sup>开展了一系列柱形装药空气自由场爆炸试验，测得了不同装药长径比、方位角和比例距离处的爆炸荷载。Ismail 等<sup>[3]</sup>发现柱形装药产生的爆炸波非常复杂，超压时程曲线存在多重峰值。Wu 等<sup>[4]</sup>通过开展空气自由场爆炸试验，对比了球型装药和柱形装药作用于钢筋混凝土板上的爆炸荷载，试验结果表明柱形装药正下方处的反射超压和冲量远大于相同质量的球型装药。Shi 等<sup>[5]</sup>通过爆炸试验对比分析了装药形状对爆炸荷载的影响，结果表明装药形状对爆炸近区的爆炸荷载影响较大，当比例距离大于  $5.0 \text{ m/kg}^{1/3}$  时，其影响可以忽略不计。混凝土介质中柱形装药爆炸试验研究相对较少，黄家荣等<sup>[6]</sup>测得了混凝土介质中柱形装药爆炸应力波，并对试验工况开展了数值仿真，仿真结果与试验吻合较好。Gebeken 等<sup>[7]</sup>通过开展柱形装药接触爆炸试验，获取了混凝土状态方程参数。

随着数值计算方法的发展与计算效率的提升，数值模拟已成为研究爆炸应力波问题的重要工具。Sherkar 等<sup>[8]</sup>通过数值模拟分析了柱形装药形状和起爆点对空气自由场中爆炸应力波的影响，并认为装药形状对入射超压峰值和冲量产生影响的临界比例距离分别为  $3.69 \text{ m/kg}^{1/3}$  和  $2.74 \text{ m/kg}^{1/3}$ ，而起爆点对爆炸荷载产生影响的临界比例距离为  $3 \text{ m/kg}^{1/3}$ ，超过该距离时，可忽略其对爆炸荷载的影响。Xiao 等<sup>[9]</sup>同样也开展了相关的研究工作，研究表明柱形装药一端起爆产生的超压峰值和冲量最大，约是等当量中心起爆的球型装药的 4.5 倍（超压峰值）和 4.0 倍（最大冲量）。Gao 等<sup>[10]</sup>基于数值模拟，研究了长径比和方位对中心起爆柱形装药产生的空气自由场爆炸荷载的影响，并建立了爆炸超压峰值和冲量的实用化计算公式。在此基础上，王明涛等<sup>[11]</sup>进一步开展了柱形装药空中爆炸数值模拟研究，提出

了柱形装药空中爆炸入射和反射冲击波荷载的计算方法。Gao等<sup>[12]</sup>开展了混凝土中柱形装药爆炸试验，并结合数值模拟，在先前提出的混凝土中球形装药爆炸应力波的峰值应力计算公式<sup>[13]</sup>基础上，建立了混凝土中柱形装药爆炸应力波峰值应力的实用化计算公式，但其并未考虑爆炸应力波峰值应力衰减速度随传播距离的变化。杨耀宗等<sup>[14]</sup>开展了混凝土中带壳柱形装药爆炸应力波衰减规律的数值模拟研究，建立了带壳柱形装药峰值应力的计算公式，其适用比例爆距为0.30~1.0 m/kg<sup>1/3</sup>。

对于柱形装药爆炸应力波问题的已有研究以空气介质中爆炸荷载分布特征居多，对混凝土介质中的爆炸应力波传播规律的研究相对较少。与空气冲击波相比，混凝土类介质中的应力波传播与衰减规律更为复杂，其与介质受力特征及介质状态密切相关<sup>[15]</sup>。炸药起爆之后，在混凝土介质中产生应力波并向外传播。在传播过程中应力波不断衰减，由初始的强间断冲击波衰减为弹塑性波<sup>[10]</sup>，混凝土介质状态也由高应力拟流体状态向低应力固体弹塑性状态转变<sup>[12,13]</sup>。然而，现有的混凝土中应力波衰减规律的研究鲜有考虑介质受力特征和介质状态对应力波衰减特征的影响；此外，在建立爆炸应力波峰值的实用化计算公式时，已有研究多采用单一的衰减指数来统一描述拟流体状态和弹塑性状态的混凝土中的应力波衰减规律，其合理性和准确性有待商榷，需进一步探究。

本文基于已有的柱形装药接触爆炸试验<sup>[7]</sup>，利用LS-DYNA有限元软件开展数值模拟研究，依据爆炸应力波特征对柱形装药周围混凝土介质破坏分区进行划分，分析不同破坏分区中的爆炸应力波衰减规律，并综合考虑柱形装药长径比、破坏分区（介质状态与受力特征）以及装药埋深对峰值应力的影响，提出柱形装药法向峰值应力实用化计算公式，为混凝土中爆炸应力波分析及防护工程抗爆设计提供参考。

## 1 数值模型及验证

基于Gebben等<sup>[7]</sup>开展的混凝土靶板接触爆炸试验，本节采用LS-DYNA软件建立精细化数值模型，并对数值模拟方法和材料模型参数进行验证。

### 1.1 有限元模型

试验工况如图1所示，方形混凝土靶板边长为100 cm，高度为30 cm，混凝土水灰比为0.45，单轴抗压强度为51.2 MPa，密度为2.35 g/cm<sup>3</sup>；靶板内部共布置6个压力传感器，传感器分三层布置，同一层传感器间隔80 mm，上下层间隔20 mm，首层传感器距靶体上表面40 mm。圆柱形PETN炸药直径与高度均为75 mm，装药质量为500 g，起爆点位于装药尾部中心正下方10 cm处。

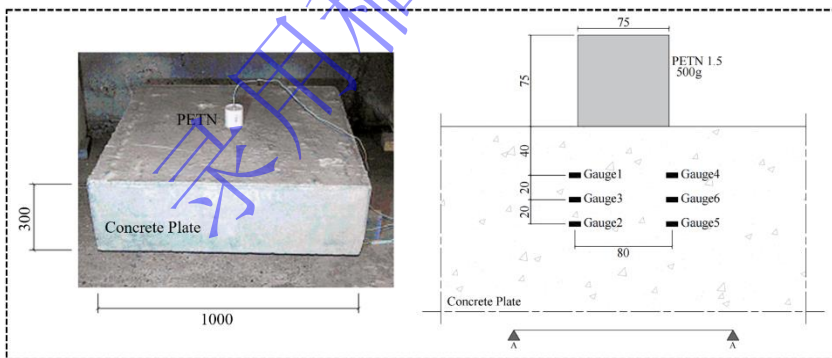


图1 试验布置（单位：mm）

Fig. 1 Schematic diagram of the experiment (Unit: mm)

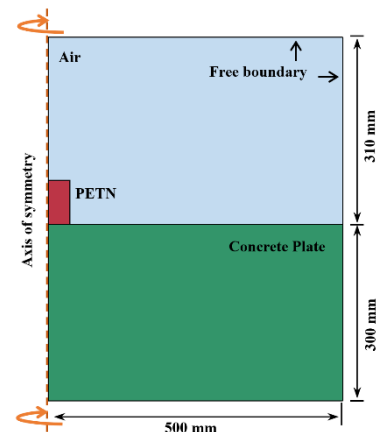


图2 有限元模型

Fig. 2 Finite element model

考虑到模型具有较好的对称性，为提高计算效率，本文采用二维轴对称方法建立有限元模型，模型尺寸与试验保持一致，如图2所示。混凝土靶底面和侧面采用自由边界，空气域上表面和侧面采用

透射边界。本文采用多物质 ALE 算法 (MMALE) 进行数值模拟, 其中炸药、空气和混凝土均采用 ALE 网格; 相较于 Lagrange 算法和 Euler 算法而言, 该方法既可以避免网格畸变问题, 又可以较好地追踪物质界面, 已广泛应用于侵彻爆炸等问题的数值模拟<sup>[16-19]</sup>。

## 1.2 材料参数

本文采用 KCC 本构模型<sup>[20]</sup>作为混凝土的材料模型, 该模型引入了三个独立的强度面, 即初始强度面、最大强度面和残余强度面, 并综合考虑了材料损伤、应变率和静水压力对屈服应力的影响, 可以较好地捕捉复杂应力状态下的混凝土行为, 广泛应用于混凝土类材料在爆炸荷载作用下的破坏效应分析<sup>[21-23]</sup>。Kong 等<sup>[24]</sup>发现 KCC 模型自动生成的状态方程曲线与试验数据较为接近, 但是强度面参数仅适用于低静水压, 对于侵彻爆炸这类高静水压问题并不适用, 并基于大量混凝土三轴试验数据重新确定了强度面参数。因此, 本文采用了 Kong 等<sup>[24]</sup>改进的强度面参数, 状态方程参数由 KCC 模型自动生成算法获得。

PETN 炸药材料模型采用 \*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN, 状态方程采用 Jones-Wilkins-Lee (JWL) 状态方程:

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

式中:  $p$  为爆轰产物压力;  $A$ 、 $B$ 、 $\omega$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  为状态方程参数;  $V$  为相对体积;  $E$  为单位体积内能。炸药材料参数采用参考 Xiao 等<sup>[25]</sup>提供的参数, 如表 1 所示。

表 1 炸药本构模型及状态方程参数<sup>[25]</sup>

Table 1 Parameters of constitutive model and EoS for explosive<sup>[26]</sup>

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$P_{C1}/\text{GPa}$	$A/\text{GPa}$	$B/\text{GPa}$	$\omega$	$R_1$	$R_2$	$E/(\text{GJ}\cdot\text{m}^{-3})$
1500	7450	22	625.3	23.29	0.28	5.25	1.60	8.56

空气采用 \*MAT\_NULL 材料模型, 状态方程采用多项式状态方程:

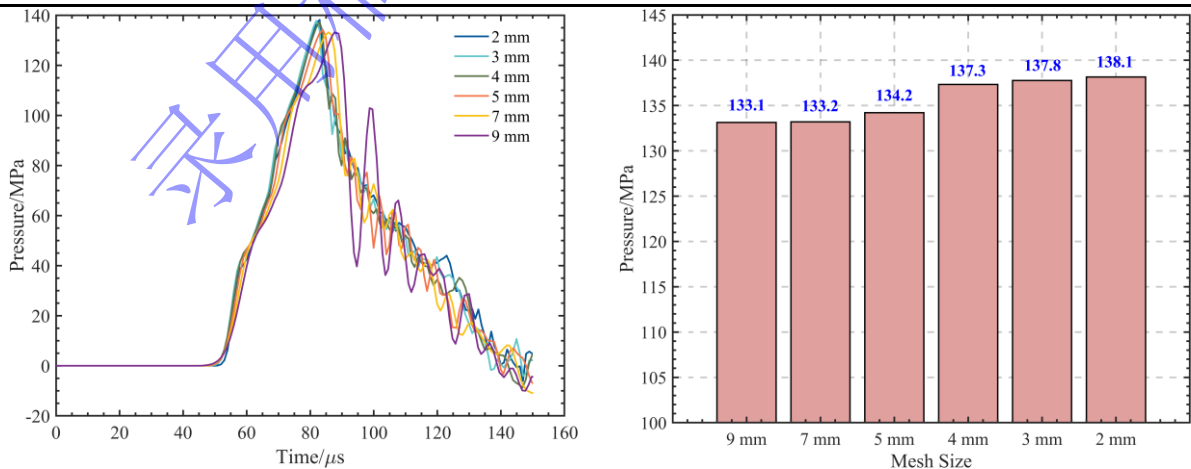
$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0 \quad (2)$$

式中:  $p$  为空气压力,  $C_0$ 、 $C_1$ 、 $C_2$ 、 $C_3$ 、 $C_4$ 、 $C_5$ 、 $C_6$  为自定义系数;  $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ ,  $\rho/\rho_0$  为当前密度与参考密度的比值;  $E_0$  为单位参考体积的初始能量; 空气材料参数如表 2 所示。

表 2 空气本构模型及状态方程参数<sup>[26]</sup>

Table 2 Parameters of constitutive model and EoS for air<sup>[26]</sup>

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$E/(\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3})$
1.2929	0	0	0	0	0	0.4	0	0.25



(a) pressure-time histories

(b) peak pressure

图 3 网格收敛性分析

Fig. 3 Mesh convergence analysis



网格尺寸对数值模拟预测结果有显著影响，利用上述有限元模型和材料参数对网格收敛性进行分析。图 3 (a) 和 (b) 分别为不同网格尺寸时，炸药正下方 0.2 m 处混凝土中的压力时程曲线和峰值压力，可以看出当网格尺寸小于 3.0 mm 时，压力时程曲线和峰值压力均开始收敛。因此，后续数值模拟的网格尺寸均设置为 3.0 mm。

### 1.3 数值模拟结果验证

Gebbeken 等<sup>[7]</sup>开展了三组相同工况的接触爆炸试验，各测点应力时程曲线如图 4 所示，其中“Gauge1-3”表示第一组试验，测点 3 所测的试验数据。可以看出：试验数据存在较大的离散性，例如三组爆炸试验中的第一层测点处峰值应力最大值为 16.06 GPa (Gauge2-4 处)，而最小值仅为 1.55 GPa (Gauge3-4 处)。Xiao 等<sup>[25]</sup>研究表明在爆炸近区 PETN 炸药的等效 TNT 当量系数为 3.31，因此试验中 500g PETN 炸药与 1655 g 相同形状的 TNT 炸药威力相同。基于 Hopkinson 定律<sup>[27]</sup>，测点 1 和 4 处的峰值应力与相同形状的 TNT 炸药在比例距离  $0.074 \text{ m/kg}^{1/3}$  峰值应力基本相同。Tu 等<sup>[28]</sup>开展了类似工况的研究，并提出了 TNT 接触爆炸计算模型，确定了柱形装药（长径比为 1.25）在 C35 混凝土中的爆炸应力波峰值应力，其中比例距离  $0.074 \text{ m/kg}^{1/3}$  处的峰值应力为 8.22 GPa。对比试验数据可以看出：第二组试验中的测点 1 和 4 处的峰值应力分别 14.72 GPa 和 16.06 GPa，明显偏大；而第三组试验数据分别为 3.26 GPa 和 1.55 GPa，明显偏小；第一组试验数据分别为 11.16 GPa 和 9.21 GPa，与上述计算值相近，较为合理。

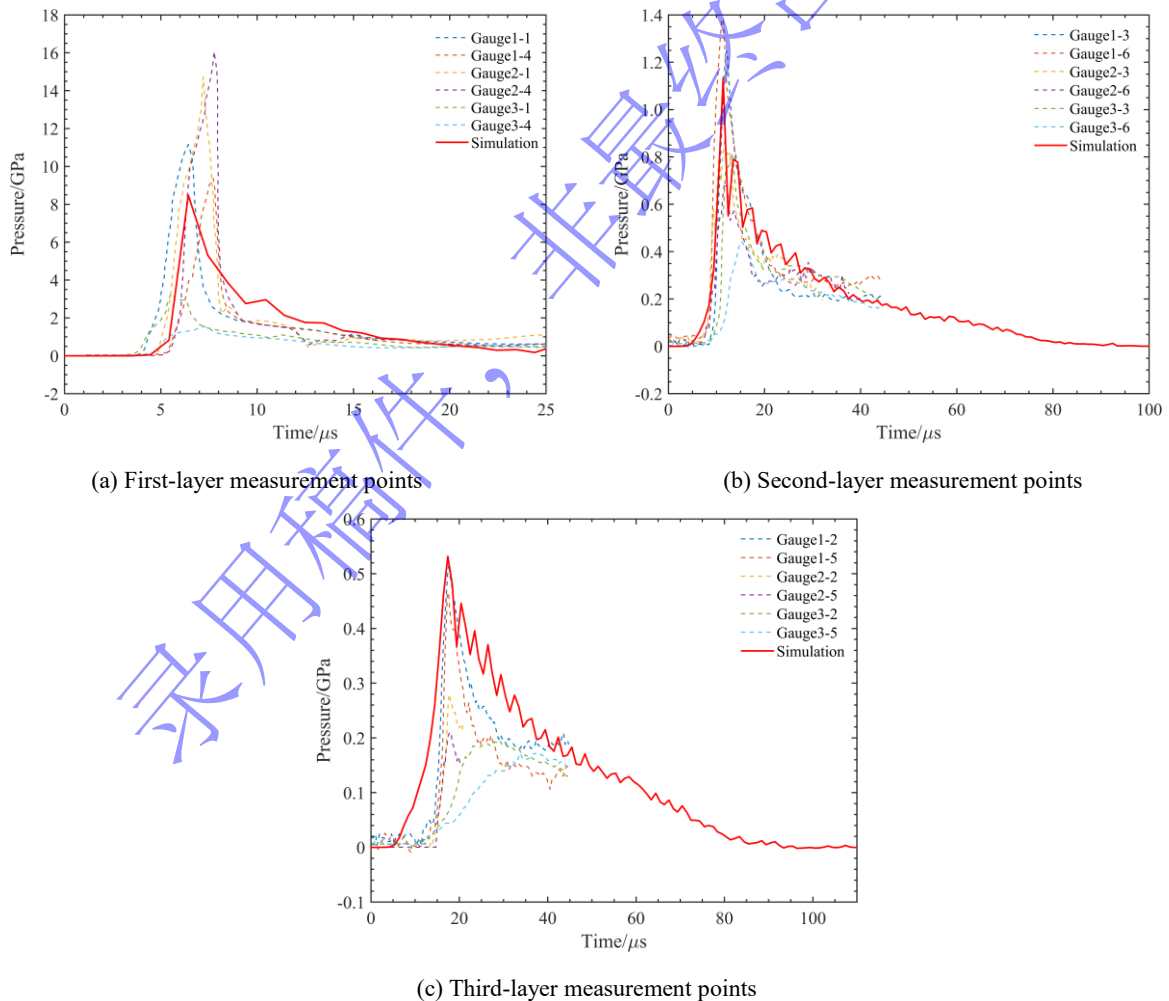


图 4 不同测点处的应力时程曲线

Fig. 4 Stress-time curves at different measurement points

试验数据和数值模拟结果的对比如图 4 所示，可以看出：整体上，数值模拟的波形与试验数据吻

合较好；虽然试验数据与数值模拟结果存在一些差异，但是数值模拟结果处于试验数据范围内。进一步可以发现，数值模拟计算的峰值应力与第一组试验数据吻合较好。由于同层传感器的比例距离相同，因此取同层传感器的峰值应力平均值代表该比例距离处的峰值应力，进而计算出平均误差，其值均小于 18%，如表 3 所示。此外需要注意的是，数值模拟得到的应力时程曲线下段呈现振荡现象。主要是一方面，接触爆炸条件下，该区域直接地冲击与感生地冲击会发生耦合作用<sup>[29]</sup>；另一方面，爆炸结束前，混凝土中始终会存在压缩波及稀疏波的相互作用<sup>[13,30]</sup>，从而引起波形的震荡。与数值模拟结果相比，试验数据曲线下段振荡频率较弱，这可能是因为传感器采样频率较低，未捕捉到其余峰值应力。由此可见，采用的 KCC 本构模型和 MMALE 算法可以较为准确地描述混凝土介质中爆炸应力波传播规律。

表 3 第一组试验各测点峰值应力试验数据与数值模拟结果对比  
Table 3 Comparison of stress peak of test data and numerical simulation in the first group

序号	测点试验值/GPa		试验平均值/GPa	数值模拟/GPa	平均误差/%
1	Gauge1-1 11.156	Gauge1-4 9.366	10.261	8.476	17.40
2	Gauge1-3 1.248	Gauge1-6 1.384	1.316	1.134	13.83
3	Gauge1-2 0.518	Gauge1-5 0.466	0.492	0.531	7.93

注：平均误差=(试验平均值-数值模拟)/平均值×100%

## 2 柱形装药作用下混凝土破坏分区划分及应力波衰减规律

混凝土中柱形装药爆炸引起的应力波与装药形状（长径比）、装药类型、埋置深度、比例距离等因素相关，本节首先对混凝土自由场中的爆炸应力波衰减机理进行分析，之后再进一步考虑装药长径比和埋置深度的影响。常规武器的威力通常以“TNT 当量”来衡量，其参数已被广泛应用于防护结构抗爆设计，其他装药类型当量可通过 TNT 等效系数进行换算，因此后续数值模型中装药采用 TNT，参数见文献[31]。本节基于上述验证的本构模型和数值算法，建立了长径比为 1 的柱形装药封闭爆炸的数值模型，起爆点位于柱形装药顶部中心点，装药当量和网格信息与上述模型一致，有限元模型如图 5 所示。

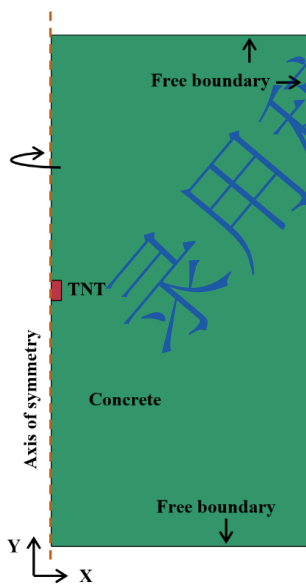


图 5 有限元模型

Fig. 5 Finite element model

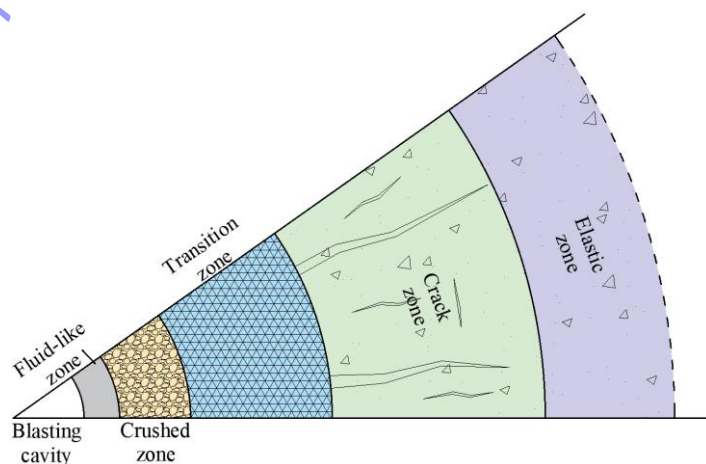


图 6 装药周围介质破坏分区

Fig. 6 Failure zones of the surrounding medium around the charge

### 2.1 柱形装药作用下混凝土破坏分区划分

炸药爆炸之后，装药周围介质在爆炸应力波的剧烈作用下发生汽化、粉碎、破裂等现象<sup>[32,33]</sup>。依据介质的破坏程度和损伤状态，装药周围介质可以划分为不同的区域。李守巨等<sup>[34]</sup>、钱七虎等<sup>[35]</sup>和王明洋等<sup>[36]</sup>将装药周围的岩石划分为粉碎区、破裂区和弹性区，之后张志呈等<sup>[37]</sup>和冷振东等<sup>[38]</sup>基于岩体破坏特征将破碎区细分为剪切破碎区和裂隙区。近两年，Mandal 等<sup>[39]</sup>和 Gao 等<sup>[12,13]</sup>将封闭空间下装药周围混凝土介质破坏分为 5 个区域，即近流体区、压碎区、过渡区、破裂区和弹性区，如图 6 所示。

本文借鉴 Mandal 等<sup>[39]</sup>和 Gao 等<sup>[12,13]</sup>提出的方法对混凝土中爆炸破坏分区进行划分，近流体区混凝土介质中静水压力远大于其剪切强度，呈塑性流动状态。压碎区混凝土的强度效应逐渐显现，但是由于所受作用力远大于其强度，混凝土被挤压破碎<sup>[13]</sup>。Van 等<sup>[40]</sup>根据试验数据建立了混凝土压碎强度  $\sigma_{cr}$  与混凝土抗压强度  $f_c$  关系式：

$$\sigma_{cr} = \frac{f_c}{27.5} (400 \sim 1000) \quad (3)$$

基于上述关系等式确定文中混凝土的压碎强度范围为 0.74 ~ 1.86 GPa，当爆炸应力波峰值应力处于该范围内时，混凝土被完全压碎形成压碎区。当峰值应力超过 1.86 GPa 时，混凝土呈流体状态，形成近流体区。利用数值模拟计算结果（见 3.2 节）确定近流体区和压碎区范围为 0.08 ~ 0.13 m/kg<sup>1/3</sup> 和 0.13 ~ 0.17 m/kg<sup>1/3</sup>。

过渡区是连接破碎区和破裂区的中间区域，由于泊松效应，该区域的混凝土受到径向和环向压应力的同时作用，发生剪切破坏，裂隙呈网状分布。破裂区的混凝土环向约束消失，环向拉伸应力开始起主导作用，当环向拉应力大于混凝土抗拉强度时，形成径向裂隙；随着应力波继续向外传播，强度进一步下降，当环向拉伸应力低于混凝土抗拉强度时，裂隙停止扩展，裂隙之外为弹性区。对比过渡区和破裂区混凝土的受力特征不难发现：过渡区和破碎区混凝土的环向应力存在显著差异，前者主要承受环向压应力作用，而后者主要承受环向拉应力，且拉应力大于其抗拉强度，因此可以基于这一特征来划分过渡区和破碎区。

图 7 为比例距离 0.32 ~ 1.07 m/kg<sup>1/3</sup> 时，柱形装药正下方测点的环向应力时程曲线。可以看出：比例距离为 0.32 ~ 0.55 m/kg<sup>1/3</sup> 时，混凝土环向主导应力由压应力（正值）转变为拉应力（负值），且比例距离为 0.46 m/kg<sup>1/3</sup> 时，环向拉应力峰值为 4.9 MPa，大于文中混凝土抗拉强度（4.5MPa<sup>[41]</sup>），因此本文以比例距离 0.46 m/kg<sup>1/3</sup> 为过渡区与破裂区的分界线。

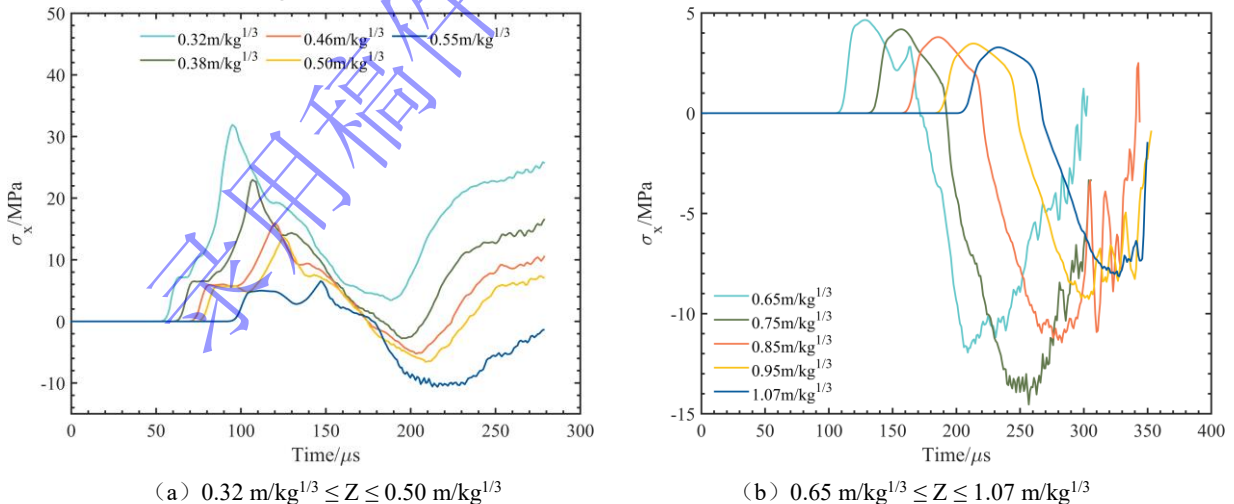


图 7 环向应力时程曲线

Fig. 7 Circumferential stress-time curves

基于上述分析，长径比为 1 的柱形 TNT 爆炸作用下，混凝土介质近流体区、压碎区、过渡区和破裂区范围分别为 0.08 ~ 0.13 m/kg<sup>1/3</sup>、0.13 ~ 0.17 m/kg<sup>1/3</sup>，0.17 ~ 0.46 m/kg<sup>1/3</sup> 和 0.46 ~ 1.0 m/kg<sup>1/3</sup>，Gao 等<sup>[12]</sup>计算的近流体区和压碎区范围均稍大于本文计算结果，这主要是因为柱形装药在近区的峰值应

力衰减速度比球型装药更快<sup>[9,42]</sup>，混凝土的损伤云图及破坏分区划分如图 8 所示。

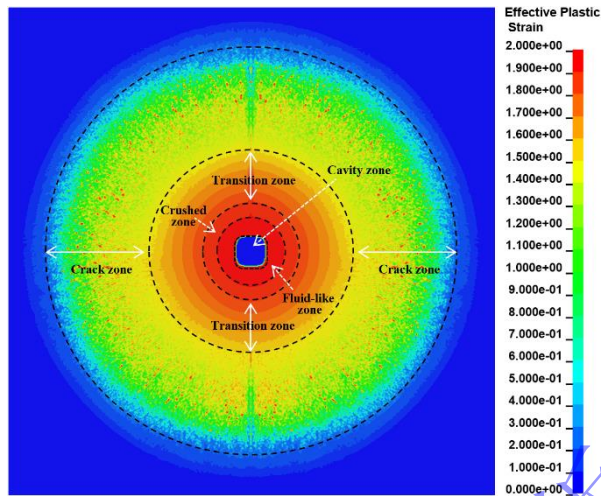
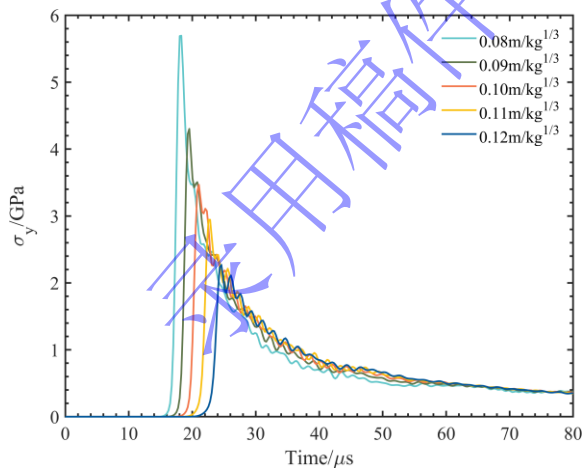


图 8 损伤云图

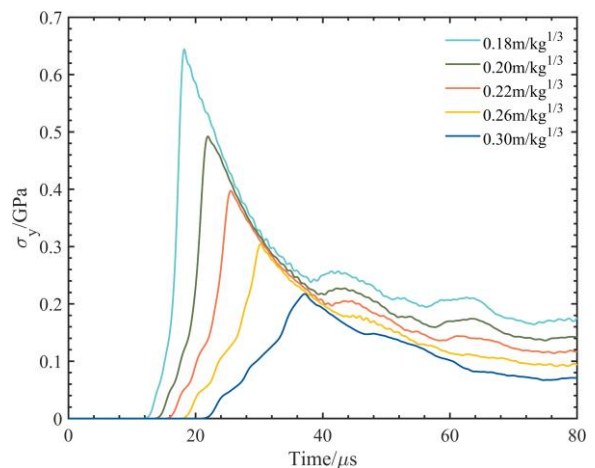
Fig. 8 Damage contour for concrete target damage

## 2.2 柱形装药法向各破坏分区应力波衰减规律

图 9 为不同比例距离处的柱形装药法向（Y 方向）应力时程曲线（以压应力为正），可以看出：整体上，随着比例距离增大，冲击波迅速衰减为具有一定升压时间的塑性波，波形逐渐变缓变长，峰值应力逐渐降低。当比例距离为  $0.08 \sim 0.12 \text{ m/kg}^{1/3}$  时，爆炸应力波为强间断冲击波，升压时间趋近于  $0 \mu\text{s}$ ，峰值应力近似呈现线性衰减，由  $5.69 \text{ GPa}$  衰减为  $2.27 \text{ GPa}$ ；当比例距离为  $0.18 \sim 0.30 \text{ m/kg}^{1/3}$  时，爆炸应力波升压时间由  $13.91 \mu\text{s}$  增长至  $39.40 \mu\text{s}$ ，峰值应力由  $0.64 \text{ GPa}$  衰减为  $0.22 \text{ GPa}$ ；当比例距离为  $0.40 \sim 0.60 \text{ m/kg}^{1/3}$  时，爆炸应力波升压时间由  $50.35 \mu\text{s}$  增长至  $55.38 \mu\text{s}$ ，峰值应力由  $0.14 \text{ GPa}$  衰减为  $0.07 \text{ GPa}$ ，升压时间增长速率和峰值应力衰减速率均变缓；当比例距离为  $0.70 \sim 1.00 \text{ m/kg}^{1/3}$  时，爆炸应力波升压时间由  $58.49 \mu\text{s}$  增长至  $59.01 \mu\text{s}$ ，峰值应力由  $0.06 \text{ GPa}$  衰减为  $0.04 \text{ GPa}$ ，在此范围内，塑性波进一步衰减为弹性波，升压时间基本保持不变，由于柱（球）面波的几何扩散效应，峰值应力继续衰减。



(a)  $0.08 \text{ m/kg}^{1/3} \leq Z \leq 0.12 \text{ m/kg}^{1/3}$



(b)  $0.18 \text{ m/kg}^{1/3} \leq Z \leq 0.30 \text{ m/kg}^{1/3}$



爆炸与冲击  
Explosion and Shock Waves

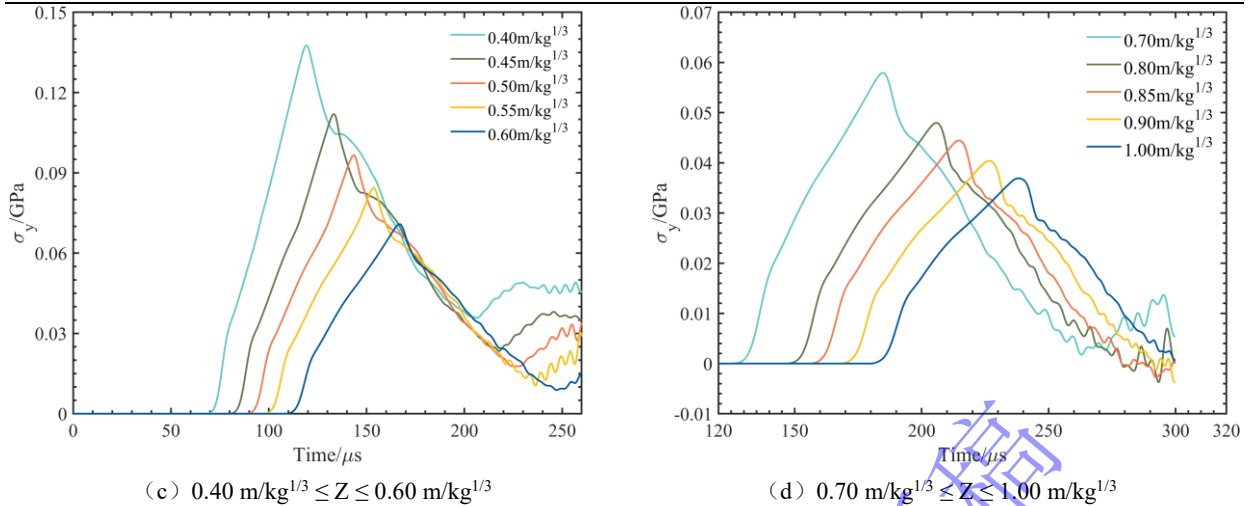


图9 柱形装药法向不同测点应力时程曲线

Fig. 9 Normal stress-time curves at different measurement points for cylindrical charges

基于上述分析，可以看出：在近流体区和压碎区混凝土中的应力波为强间断冲击波，而在过渡区和破裂区，冲击波已经衰减为塑性波，波形上升段与下降段均放缓。当比例距离为  $1.0 \text{ m/kg}^{1/3}$  时，峰值应力已小于混凝土的抗压强度，此时混凝土中为弹性波，混凝土自由场爆炸破坏分区边界尺寸（装药长径比为1）及介质受力特征如表4所示。

表4 混凝土自由场破坏分区边界尺寸及介质受力特征

Table 4 Concrete failure zone boundaries in a free field and stressed medium properties

序号	破坏分区类型	边界尺寸/ ( $\text{m/kg}^{1/3}$ )	混凝土介质受力特征
1	近流体区	0.08 ~ 0.13	混凝土受强间断冲击波作用，其峰值应力远大于混凝土剪切强度，介质呈塑性流动状态
2	压碎区	0.13 ~ 0.17	爆炸应力值远大于混凝土抗压强度，介质被完全压碎
3	过渡区	0.17 ~ 0.46	混凝土介质受环向和径向压力共同作用，发生压剪破坏，裂隙呈网状分布
4	破裂区	0.46 ~ 1.0	混凝土介质主要受环向拉应力作用，发生拉伸破坏，形成径向裂隙
5	弹性区	$\geq 1.0$	介质未发生塑性变形，处于弹性状态

基于 Hopkinson 相似律<sup>[27]</sup>，固体介质中爆炸应力波峰值应力通常以式(4)所示的幂指数形式给出：

$$\sigma_m = k \cdot \left(\frac{R}{W^{1/3}}\right)^{-n} \quad (4)$$

式中， $\sigma_m$ 为某一测点的峰值应力； $k$ 为应力衰减常数； $R$ 为测点至装药中心及的距离（单位：m）； $W$ 为装药质量（单位：kg）； $R \cdot W^{-1/3}$ 为比例距离，使用 $Z$ 表示； $n$ 为衰减指数，其值越大表示峰值应力衰减越快。

考虑到防护工程抗爆设计通常重点关注峰值应力的最大值，主要发生在常规武器法向<sup>[12]</sup>(Y方向)，因此后续研究中的峰值应力 $\sigma_m$ 默认指代法向峰值应力。双对数坐标系下（|斜率|为衰减指数 $n$ ），柱形装药正下方峰值应力 $\sigma_m$ 与比例距离 $Z$ 关系如图10所示，可以看出：相较于过渡区和破裂区，近流体区与压碎区的峰值应力衰减明显更快，因此相较于单一衰减指数，分段拟合的方式能够更准确地反映混凝土中的应力波衰减规律。王明洋等<sup>[43]</sup>和吴祥云等<sup>[15]</sup>基于试验和数值模拟对岩石类介质中爆炸地冲击传播规律开展了研究，同样发现峰值应力衰减趋势在装药近区（ $0 \sim 0.2 \text{ m/kg}^{1/3}$ ）和中远区（ $0.2 \sim 1.0 \text{ m/kg}^{1/3}$ ）存在明显差异。

值得注意的是，现有的混凝土介质中爆炸应力波峰值应力计算公式多数都采用了单一的衰减指数，如Mu等<sup>[44,45]</sup>提出的球型装药峰值应力计算公式的衰减指数 $n$ 为1.739（C50混凝土）；高鑫等<sup>[13]</sup>提出

的球型装药峰值应力计算公式的衰减指数  $n$  为 1.734，并在此基础上建立了柱形装药的峰值应力计算公式，其认为长径比为 1 的柱形装药与球型装药的峰值应力衰减规律主要在小于  $0.24 \text{ m/kg}^{1/3}$  的范围内存在差异<sup>[12]</sup>；杨耀宗等<sup>[14]</sup>提出的柱形装药峰值应力计算公式的衰减指数  $n$  为 1.39（CF120 混凝土）。图 10 对比了上述计算公式峰值应力计算值与数值模拟结果，需要注意的是，由于衰减系数  $k$  与介质类型相关<sup>[46]</sup>，因此本节只选取上述已有计算公式的衰减指数  $n$ ，并基于数值模拟数据进行拟合来确定最优的衰减系数  $k$ 。图 10 中可以看出，衰减指数  $n$  为 1.734 和 1.739 时，在  $0.15 \sim 0.80 \text{ m/kg}^{1/3}$  范围内，计算值与数值模拟结果吻合较好，而在此范围外，计算值明显小于数值模拟结果，两者差值最大可达 4.25 GPa；衰减指数  $n$  为 1.39 时，在  $0.24 \sim 1.0 \text{ m/kg}^{1/3}$  范围内，计算值与数值模拟结果吻合较好，而在近流体区，计算值显著低估了爆炸应力波峰值应力；两段式<sup>[12]</sup>（衰减系数  $n$  为 2.38 和 1.734）的计算公式在小于  $0.15 \text{ m/kg}^{1/3}$  范围内的计算结果明显优于单一衰减指数的计算公式，但是计算值与数值模拟的最大差值仍然可以达为 2.97 GPa，这可能是由于未考虑衰减指数随着传播距离变化导致的。

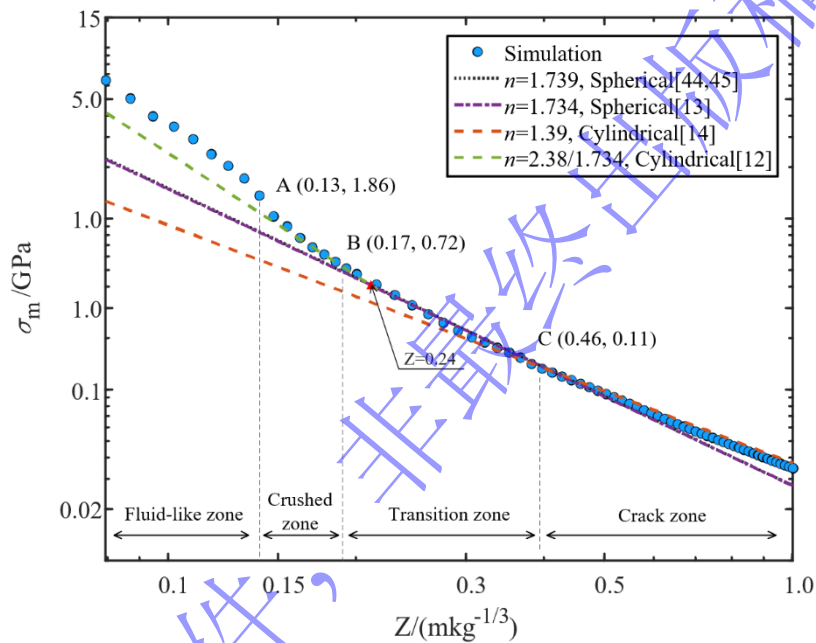


图 10 峰值应力与比例距离关系

Fig. 10 Relationship between normal peak stress and scaled distance

为了分析衰减指数随传播距离的变化规律，图 11 给出了各破坏分区测点峰值应力与比例距离之间的关系。进一步通过最小二乘法进行拟合确定各破坏分区的峰值应力衰减常数  $k$  和衰减指数  $n$ ，从中可以看出：拟合曲线与峰值应力衰减趋势吻合良好，相关性系数  $R^2$  均大于 0.98；整体上，装药近区（近流体区和压碎区）峰值应力衰减速度大于中远区（过渡区和破裂区），并且衰减常数与衰减指数呈负相关。此外，数值结果发现压碎区衰减指数（3.224）大于近流体区（2.539），这可能是由于压碎区混凝土介质由高应力拟流体状态向固体塑性状态转变，造成阻力突变，加速了峰值应力的衰减<sup>[47]</sup>。

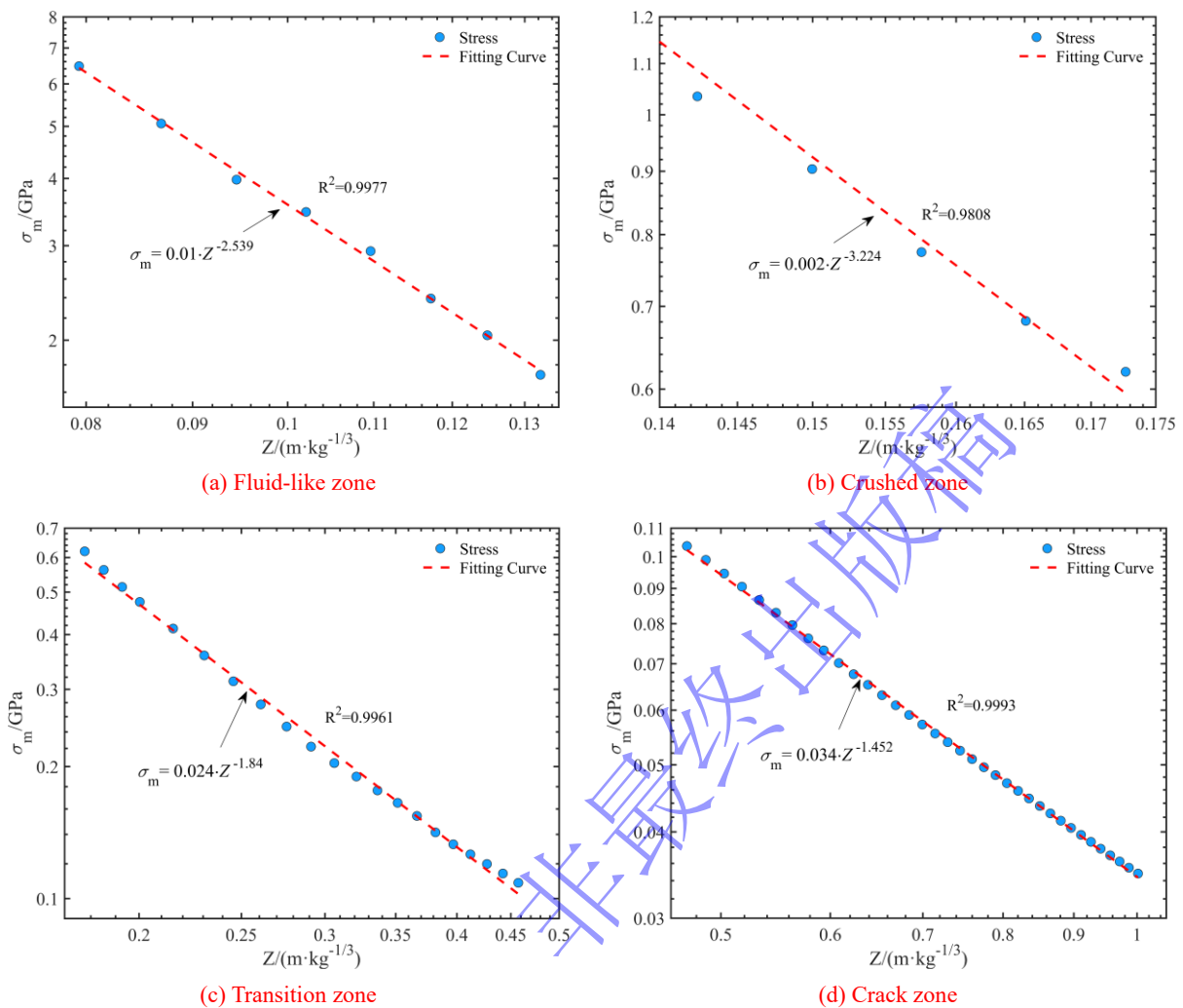


图 11 各破坏分区竖向峰值应力与比例距离散点图

Fig. 11 Scatter plot of vertical peak stress versus scaled distance for each failure zone

### 2.3 装药长径比对峰值应力衰减规律影响分析

已有学者研究表明装药长径比对峰值应力具有显著影响<sup>[5,8,48]</sup>，为探究装药长径比对峰值应力影响规律，本文分别开展了长径比为 1、2、4、6 和 8 的柱形装药在封闭空间下的数值模拟研究。基于 2.1 节爆炸破坏分区划分方法以及 2.2 节衰减常数  $k$  和指数  $n$  计算方法，分别计算出了长径比 2、4、6 和 8 的柱形装药法线方向的破坏分区及衰减参数如表 5 所示，可以看出：长径比 2~8 的柱形装药工况下的峰值应力衰减常数  $k$  随着长径比增加而递减，而衰减指数  $n$  随着长径比增加而递增。

表 5 不同长径比的柱形装药各破坏分区参数

Table 5 Parameters for different length-to-diameter ratios of cylindrical charges in each failure zone

长径比 $l/d$	分区	区间/ $(m \cdot kg^{-1/3})$	衰减常数 $k$	衰减指数 $n$	$R^2$
2	近流体区	0.10~0.15	$1.70 \times 10^{-3}$	3.59	0.9937
	压碎区	0.15~0.18	$6.05 \times 10^{-4}$	3.96	0.9862
	过渡区	0.18~0.44	$2.03 \times 10^{-2}$	1.98	0.9943
	破裂区	0.44~1.00	$3.28 \times 10^{-2}$	1.47	0.9991
4	近流体区	0.14~0.17	$1.82 \times 10^{-4}$	5.25	0.9945
	压碎区	0.17~0.20	$1.69 \times 10^{-5}$	6.59	0.9780
	过渡区	0.20~0.42	$1.62 \times 10^{-2}$	2.24	0.9891
	破裂区	0.42~1.00	$3.16 \times 10^{-2}$	1.52	0.9991
6	近流体区	0.17~0.20	$4.88 \times 10^{-5}$	6.61	0.9964

(续表)

	压碎区	0.20~0.22	$1.34 \times 10^{-6}$	8.83	0.9705
	过渡区	0.22~0.40	$1.16 \times 10^{-2}$	2.66	0.9826
	破裂区	0.40~1.00	$3.05 \times 10^{-2}$	1.59	0.9985
8	近流体区	0.20~0.23	$6.66 \times 10^{-6}$	8.49	0.9897
	压碎区	0.23~0.25	$5.39 \times 10^{-7}$	10.15	0.9773
	过渡区	0.25~0.40	$9.30 \times 10^{-3}$	2.97	0.9783
	破裂区	0.40~1.00	$2.85 \times 10^{-2}$	1.67	0.9975

通过分析表 5 所列不同长径比条件下各个破坏分区的具体区间范围，拟合得出了破坏分区随长径比变化的规律，从中可以看出：近流体区、压碎区和过渡区随着柱形装药长径比增加而变窄，且减小趋势逐渐变缓。图 13 为不同长径比柱形装药底部 (Gauge1) 和空腔区边界处 (Gauge2) 的峰值应力变化趋势图，可以发现：一方面，柱形装药长径比增加，会提高装药底部的峰值应力，这与文献[28]观点一致；另一方面，柱形装药长径比大增大时，峰值应力衰减系数更大，应力衰减更快<sup>[14]</sup>，导致空腔区边界处 (Gauge2) 的峰值应力随着装药长径比增大而减小，进一步导致其他破坏分区变窄。

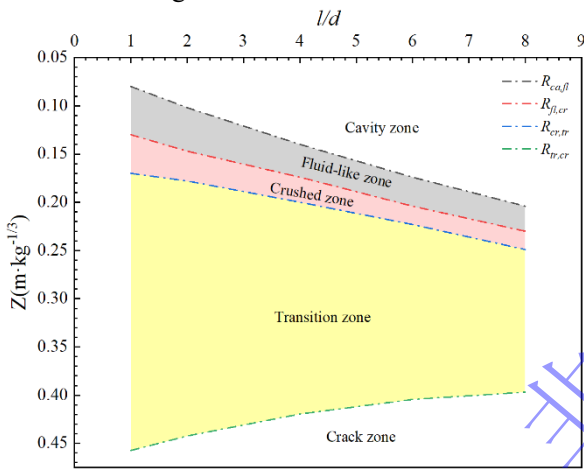


图 12 破坏分区范围随着长径比的变化关系

Fig. 12 Failure zone boundaries versus  $l/d$

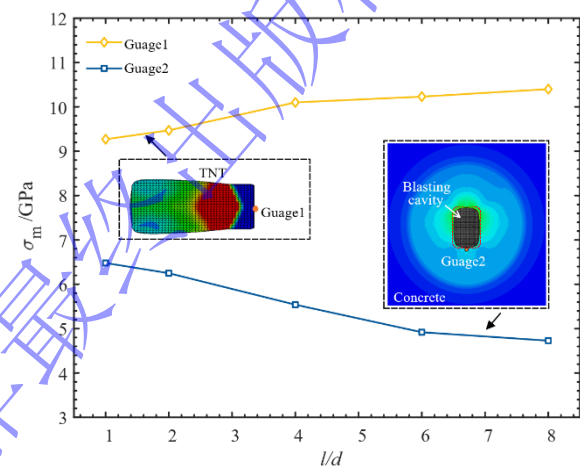


图 13 装药底部及空腔壁处峰值应力变化趋势

Fig. 13 Peak stress in Gauge1 and 2 versus  $l/d$

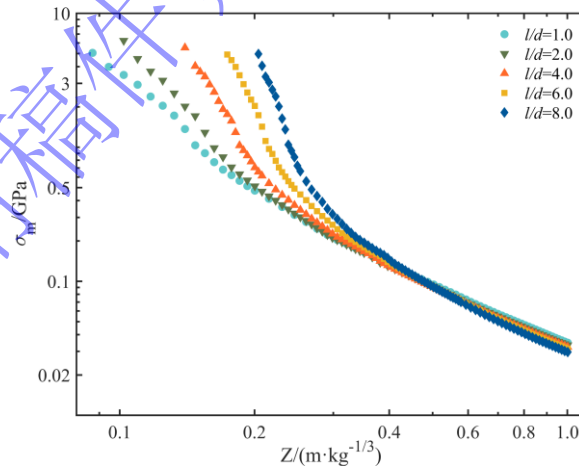


图 14 不同长径比条件下峰值应力与比例距离散点图

Fig. 14 Scatter plot of peak stress versus scaled distance under different aspect ratios

图 14 为不同长径比的柱形装药峰值应力衰减趋势图，可以看出：随着长径比增加，柱形装药正下方峰值应力衰减速度增加；值得注意的是，近流体区和压碎区峰值应力衰减速度明显快于其他破坏分区，表明装药近区峰值应力对装药长径比更为敏感。进一步绘制各破坏分区的衰减常数  $k$ 、衰减指数  $n$  与长径比关系散点图，并采用最小二乘法拟合建立衰减常数  $k$ 、衰减指数  $n$  与长径比  $l/d$  之间的函数关



系,如图 15 所示。从图中可以看出:建立的函数关系与数值模拟结果吻合良好,相关性系数  $R^2$  均大于 0.98。整体上,衰减常数  $k$  与柱形装药长径比  $l/d$  呈负相关;值得注意的是,在近流体区和压碎区,衰减常数  $k$  与长径比  $l/d$  之间呈指数函数关系,而在过渡区和破裂区,衰减常数  $k$  与长径比  $l/d$  呈线性关系,文献[14]中指出衰减常数  $k$  的取值与介质类型相关,这也在一定程度上说明了近流体区和压碎区混凝土介质属性相近。在各破坏分区,衰减指数  $n$  与长径比  $l/d$  之间呈线性正相关,并且近流体区和压碎区的衰减指数  $n$  大于过渡区和破裂区,这也说明了柱形装药峰值应力在装药近区衰减更快。

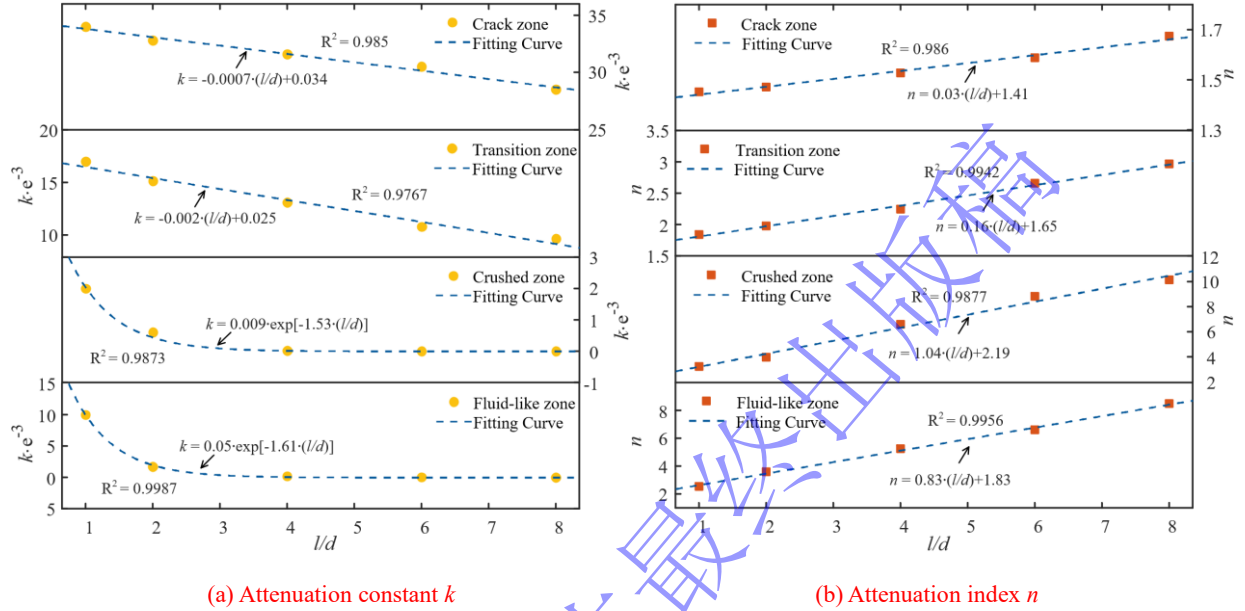


图 15 各破坏分区衰减常数  $k$ 、衰减指数  $n$  与长径比关系散点图

Fig. 15 Scatter plot of  $k$  and  $n$  versus aspect ratio for each failure zone

### 3 柱形装药峰值应力实用化计算公式

#### 3.1 不同长径比的柱形装药峰值应力计算公式

基于上述分析可知,当比例距离大于  $1.00 \text{ m/kg}^{1/3}$  时,柱形装药爆炸波已衰减为弹性波。本文重点关注比例距离小于  $1.00 \text{ m/kg}^{1/3}$  混凝土中的峰值应力分布,在此范围内,混凝土介质可以分为近流体区、压碎区、过渡区和破裂区等破坏分区。考虑到近流体区和压碎区范围较窄,并且随着柱形装药长径比增加而逐渐减小,此外这该区间的混凝土介质受力特征相似,都以承受静水压为主。已有岩石介质的相关研究将这两个区域统称为粉碎区<sup>[34,38]</sup>。因此,本文将近流体区和压碎区合并,基于等式(4),峰值应力(单位:GPa)计算公式如下:

$$\sigma_m = k \cdot \left(\frac{R}{W^{1/3}}\right)^{-n} \quad (4)$$

式中,衰减常数  $k$  和衰减指数  $n$  以分段函数的形式给出。基于数值模拟结果,拟合得到  $k$  和  $n$  的表达式,如式(5)和式(6)所示。

$$k = \begin{cases} 0.015 \cdot \exp(-1.4 \cdot \frac{l}{d}) & R_{ca,fl} \leq R < R_{cr,tr} \\ -0.002 \cdot \frac{l}{d} + 0.025 & R_{cr,tr} \leq R < R_{tr,cr} \\ -0.0007 \cdot \frac{l}{d} + 0.034 & R_{tr,cr} \leq R \leq 1.0 \end{cases} \quad (5)$$

$$n = \begin{cases} 0.95 \cdot \frac{l}{d} + 1.92 & R_{ca,fl} \leq R < R_{cr,tr} \\ 0.16 \cdot \frac{l}{d} + 1.65 & R_{cr,tr} \leq R < R_{tr,cr} \\ 0.03 \cdot \frac{l}{d} + 1.41 & R_{tr,cr} \leq R \leq 1.0 \end{cases} \quad (6)$$

式中， $R_{i,j}$ 表示破坏分区*i*与破坏分区*j*分界线，如 $R_{ca,fl}$ 表示空腔与近流体区的分界线，不同长径比柱形装药的 $R_{i,j}$ 值见表5。

不同长径比的柱形装药爆炸应力波峰值应力数值模拟结果与计算公式结果对比如图15所示，可以看出两者吻合良好，最大误差为10.1%，说明计算公式可以准确描述不同长径比的柱形装药峰值应力衰减规律。

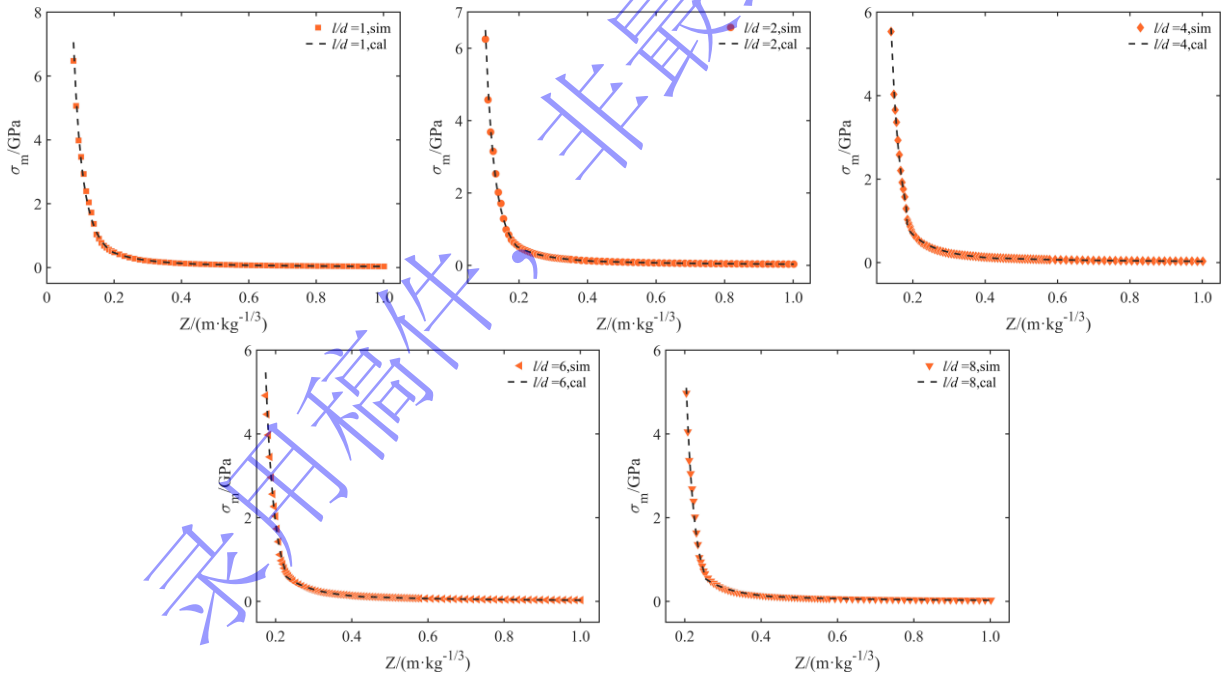


图16 数值模拟与等式(4)计算结果对比

Fig. 16 Comparison of stress peak values between numerical simulations and Eq. (4)

### 3.2 变埋深条件下的柱形装药峰值应力计算公式

装药埋置深度决定了耦合传入混凝土中的爆炸能量，其对柱形装药爆炸应力波峰值应力的影响，通常采用TM5-855-1中的峰值应力耦合系数 $f^{[49]}$ 来量化分析。Gao等<sup>[12]</sup>和杨耀宗等<sup>[14]</sup>分析了柱形装药长径比对耦合系数 $f$ 的影响，并认为柱形装药长径比对耦合系数 $f$ 影响较小，对实际工程而言可以忽略；此外，Gao等<sup>[12]</sup>基于爆轰产物与混凝土之间的耦合机制建立了峰值应力耦合系数 $f$ 与比例距离 $Z$ 之间的简化模型，如图17(b)所示，具体表达式如下：

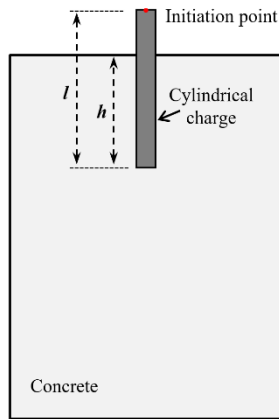
$$f = \begin{cases} f_0 + (1 - f_0)(0.57 - Z) / 0.57 & 0 < Z \leq 0.57 \\ f_0 & 0.57 < Z \leq 1.0 \end{cases} \quad (7)$$

$$f_0 = \begin{cases} 0.51 + 0.49 \cdot \ln(1 + 2 \cdot RDoB) & 0 \leq RDoB < 0.86 \\ 1 & RDoB \geq 0.86 \end{cases} \quad (8)$$

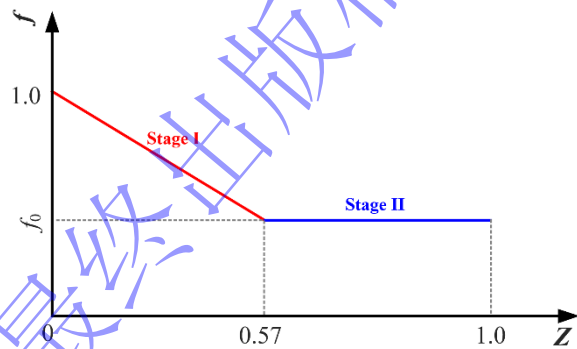
式中  $RDoB$ <sup>[12]</sup> 为相对埋深，指柱形装药底端至靶体表面的距离  $h$  与装药长度  $l$  的比值，如图 17 (a) 所示。

结合等式 (4) ~ (8)，可以得到变埋深条件下，不同长径比的柱形装药峰值应力计算公式：

$$\sigma_m = k \cdot f \cdot \left(\frac{R}{W^{1/3}}\right)^{-n} \quad (9)$$



(a) Schematic diagram of  $RDoB$



(b) Simplified model for coupling coefficient  $f$

图 17 相对埋深及耦合系数简化模型示意图<sup>[12]</sup>

Fig. 17 Schematic diagram of  $RDoB$  and  $f$ <sup>[12]</sup>

## 4 结论

基于 KCC 本构模型和多物质 ALE 算法，采用 LS-DYNA 软件开展了柱形装药爆炸应力波在混凝土介质中的衰减规律研究。主要对装药周围介质破坏分区进行了划分，并探讨了各个破坏分区上爆炸应力波衰减规律，以及柱形装药长径比对各破坏分区峰值应力衰减规律的影响，并在此基础上提出了柱形装药峰值应力实用化计算公式。主要结论如下：

(1) 采用径向压应力和环向拉应力为阈值对装药周围介质进行划分，可以较好地表征爆炸破坏分区的分布；近流体区和压碎区爆炸应力波为冲击波，而过渡区和破裂区为塑性波，并且相较于过渡区和破裂区，近流体区和压碎区爆炸应力波峰值应力衰减更快。这说明峰值应力的衰减规律无法使用单一衰减指数进行描述，需进行分段描述；

(2) 随着柱形装药长径比增加，爆炸应力波峰值应力衰减加快，衰减指数呈线性递增，近流体区和压碎区衰减系数呈指数递减，过渡区和破裂区衰减系数呈线性递减；此外，柱形装药长径比增加导致法向近流体区、压碎区、过渡区和破裂区范围逐渐减小；

(3) 基于混凝土介质中爆炸应力波衰减规律的分析，综合考虑了各破坏分区的差异性、装药长径比以及埋置深度等因素，提出了柱形装药爆炸应力波峰值应力实用化计算公式，可以准确快速地计算出柱形装药爆炸应力波的峰值应力。

## 参考文献

- [1] KRAUTHAMMER T. Modern Protective Structures [M]. CRC Press, 2008. DOI: <https://doi.org/10.1201/9781420015423>
- [2] PLOOSTER M N. Blast effects from cylindrical explosive charges: experimental measurements [R]. Fort Belvoir, VA: Defense Technical Information Center, 1982.
- [3] ISMAIL M M, MURRAY S G. Study of the blast waves from the explosion of nonspherical charges [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1993, 18(3): 132-138. DOI: 10.1002/prop.19930180304.
- [4] WU C Q, GIANNI F, et al. Investigation of air-blast effects from spherical-and cylindrical-shaped charges [J]. International Journal of Protective Structures, 2010, 1(3): 345-362. DOI: 10.1260/2041-4196.1.3.345.
- [5] SHI Y C, WANG N, CUI J et al. Experimental and numerical investigation of charge shape effect on blast load induced by near-field explosions [J]. Process Safety and Environmental Protection, 2022, 165: 266-277. DOI: 10.1016/j.psep.2022-07-018.
- [6] 黄家蓉, 刘光昆, 吴飏, 等. 爆炸冲击作用下混凝土中动态应力波测试与仿真 [J]. 防护工程, 2020, 42(4): 23-28. DOI: 10.3969/j.issn.1674-1854.2020.04.003.  
Huang J R, Liu G K, WU B, et al. Dynamic stress wave measurement and simulation in concrete under explosive shock [J]. Protective Engineering, 2020, 42(4): 23-28. DOI: 10.3969/j.issn.1674-1854.2020.04.003.
- [7] GEBBEKEN N, GREULICH S, PIETZSCH A. Hugoniot properties for concrete determined by full-scale detonation experiments and flyer-plate-impact tests [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(12): 2017-2031. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.08.003.
- [8] SHERKAR P, SHIN J, WHITTAKER A, et al. Influence of charge shape and point of detonation on blast-resistant design [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(2): 04015109. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001371.
- [9] XIAO W F, ANDRAE M, GEBBEKEN N. Effect of charge shape and initiation configuration of explosive cylinders detonating in free air on blast-resistant design [J]. Journal of Structural Engineering, 2020, 146(8): 04020146. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002694.
- [10] GAO C, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical investigation on free air blast loads generated from center-initiated cylindrical charges with varied aspect ratio in arbitrary orientation [J]. Defence Technology, 2022, 18(9): 1662-1678. DOI: 10.1016/j.dt.2021.07.013.
- [11] 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 (04): 1-20. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0197.  
WANG M T, CHENG Y H, WU H. Research on shock wave load of cylindrical charge air explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2024, 44(04): 1-20. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0197.
- [12] 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]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 174: 104491. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104491.
- [13] 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): 68-80. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.  
GAO C, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical simulation study on the attenuation law of explosion stress waves in concrete [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(12): 68-80. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0041.
- [14] 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: 1-18. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0342.  
YANG Y Z, KONG X Z, FANG Q, et al. Numerical simulation of the attenuation law of stress waves in concrete induced by cylindrical cased charge explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2024: 1-18. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0342.
- [15] 吴祥云, 曲建波, 张光明, 等. 岩石中不同埋深爆炸自由场直接地冲击参数的预计方法 [C] //第 20 届全国结构工程



- 学术会议论文集(第1册). 2011: 6.
- Wu X Y, QU J B, ZHANG G M, et al. Predictive method for direct ground shock parameters of free field explosions at different burial depths in rock [C] // Proceedings of the 20th National Conference on Structural Engineering (Volume I). 2011: 6.
- [16] LIU Z, ZHAI J, SU S. Numerical simulation on conical shaped charge with copper liner in several typical shapes [J]. International Journal of Multiphysics. 2019, 13(3). DOI: 10.21741/9781644900338-2
- [17] ABIR M, ARUMUGAM D, DHANA B, et al. Numerical simulation of blast wave propagation in layered soil featuring soil-structure interaction [C]// COMPDYN 2015. 2017: 4752-4765.
- [18] KULAK R F, CEZARY B. Modeling of cone penetration test using SPH and MM-ALE approaches [C] // Conference: 8th European LS-DYNA Users Conference. 2011.
- [19] DORSSELAER N V, LAPOUJADE V. A contribution to new ALE 2d method validation [C]// 11th International LS-DYNA® Users Conference. 2010.
- [20] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 19(9-10): 847-873. DOI: 10.1016/S0734-743X(97)00023-7.
- [21] TU Z G, LU Y. Evaluation of typical concrete material models used in hydrocodes for high dynamic response simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(1): 132-146. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.010.
- [22] 匡志平, 陈少群. 混凝土 K&C 模型材料参数分析与模拟 [J]. 力学季刊, 2015, 36(03): 517-526. DOI: 10.15959/j.cnki.0254-0053.2015.03.019.
- KUANG Z P, CHEN S Q. Analysis and simulation of material parameters for concrete K&C model [J]. Mechanics Quarterly, 2015, 36(03): 517-526. DOI: 10.15959/j.cnki.0254-0053.2015.03.019.
- [23] SU Q, WU H, FANG Q. Calibration of KCC model for UHPC under impact and blast loadings [J]. Cement and Concrete Composites, 2022, 127: 104401. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2021.104401.
- [24] KONG X Z, FANG Q, LI Q M, et al. Modified K&C model for cratering and scabbing of concrete slabs under projectile impact [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.02.016.
- [25] 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.
- [26] 甘露, 陈力, 宗周红, 等. 近距离爆炸比例爆距的界定标准及荷载模型 [J]. 爆炸与冲击, 2021, 41(6): 130-141. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0194.
- GAN L, CHEN L, ZONG Z H, et al. Research on the definition standard and load model of proportional burst distance in close-in explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2021, 41(6): 130-141. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0194.
- [27] HOPKINSON B. British ordnance board minutes [J]. Journal of the Society for Army Historical Research, 1915, 230(57): 88-107.
- [28] TU H, FUNG T C, TAN K H, et al. An analytical model to predict the compressive damage of concrete plates under contact detonation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 134: 103344. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103344.
- [29] 刘琦, 翟超辰, 张跃飞, 等. 地面和埋置爆炸土中地冲击作用分区数值模拟及试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(8): 3-21. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0326.
- LIU Q, ZHAI C C, ZHANG Y F, et al. Numerical simulation and experimental study on the division of ground shock effects in soil from surface and buried explosions [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(8): 3-21. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0326.
- [30] FORBES J W. Shock wave compression of condensed matter: A Primer [M]. Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [31] DOBRATZ B M. LLNL explosives handbook: properties of chemical explosives and explosives and explosive simulants: UCRL-52997 [R]. Lawrence Livermore National Lab. (LLNL), Livermore, CA (United States), 1981.
- [32] 郑哲敏, 解伯民, 刘育魁, 等. 地下核爆炸的流体弹塑性计算方案和若干结果 [J]. 2004. 科学出版社, 2004.

- ZHENG Z M, XIE B M, LIU Y K, et al. Fluid-plastic calculation scheme and some results of underground nuclear explosion [J]. Science Press, 2004.
- [33] 郑哲敏. 爆炸成形模型律 [M]. 2004. 科学出版社, 2004.  
ZHENG Z M. Explosion forming model law [M]. 2004. Science Press, 2004.
- [34] 李守巨, 何庆志, 费鸿禄. 岩石爆破破坏分区的研究 [J]. 爆破, 1991(1): 16-19.  
LI S J, HE Q Z, FEI H L. Research on the division of rock blasting damage zones [J]. Blasting, 1991(1): 16-19.
- [35] 钱七虎, 王明洋. 岩土中的冲击爆炸效应 [M]. 国防工业出版社, 2010.  
QIAN Q H, WANG M Y. Impact and explosion effects in rock and soil [M]. National Defense Industry Press, 2010.
- [36] 王明洋, 邓宏见, 钱七虎. 岩石中侵彻与爆炸作用的近区问题研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2005(16): 2859-2863.  
DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2005.16.008.  
WANG M Y, DENG H J, QIAN Q H. Study on the near field problems of penetration and explosion in rock [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005(16): 2859-2863. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2005.16.008.
- [37] 张志呈. 定向断裂控制爆破机理综述 [J]. 矿业研究与开发, 2000(5): 40-42.  
ZHANG Z C. A review on the mechanism of directional fragmentation control blasting [J]. Mining Research and Development, 2000(5): 40-42.
- [38] 冷振东. 岩石爆破中爆炸能量的释放与传输机制 [D]. 武汉大学, 2020.  
LENG Z D. Study on the mechanism of explosion energy release and transmission in rock blasting [D]. Wuhan University, 2020.
- [39] 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, 28(7): 4815-4835. DOI: 10.1007/s11831-021-09553-2.
- [40] AMELSFORT R, WEERHEIJM J T. The failure mode of concrete slabs due to contact charges [R]. John Wiley & Sons, 1994.
- [41] SALAMI R. Analytical expressions for uniaxial tensile strength of concrete in terms of uniaxial compressive strength [J]. Transportation Research Record, 1992.
- [42] 宋守志. 条形药包爆炸时的高速冲击效应 [C] // 第四届全国岩石破碎学术讨论会论文集. 1989: 4.  
SONG S Z. High-speed impact effects of linear charge explosion [C] // Proceedings of the 4th National Symposium on Rock Fragmentation. 1989: 4.
- [43] 王明洋, 李杰, 邓国强. 超高速动能武器钻地毁伤效应与工程防护 [M]. 北京: 科学出版社, 2021.  
WANG M Y, LI J, DENG G Q. Penetration and destruction effects of hypervelocity kinetic energy weapons and engineering protection [M]. Beijing: Science Press, 2021.
- [44] 李重情, 穆朝民, 石必明. 变埋深条件下混凝土中爆炸应力传播规律的研究 [J]. 振动与冲击, 2017, 36(6): 140-145.  
DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.07.021.  
LI Z Q, MU C M, SHI B M. Study on the propagation law of blast stress in concrete under varying burial depths [J]. Vibration and Shock, 2017, 36(6): 140-145. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.07.021.
- [45] MU C M, ZHOU H, MA H F. Prediction method for ground shock parameters of explosion in concrete [J]. Construction and Building Materials, 2021, 291: 123372. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.123372.
- [46] LEONG E C, ANAND S, CHEONG H K, et al. Re-examination of peak stress and scaled distance due to ground shock [J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(9): 1487-1499. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.10.009.
- [47] YANKELEVSKY D Z, KARINSKI Y S, FELDGUN V R. Re-examination of the shock wave's peak pressure attenuation in soils [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(11): 864-881. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2011.05.011.
- [48] FAN YI, CHEN LI, LI ZHAN, et al. Modeling the blast load induced by a close-in explosion considering cylindrical charge parameters [J]. Defence Technology, 2022. DOI: 10.1016/j.dt.2022.02.005.
- [49] U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station. Fundamentals of protective design for conventional weapons [M]. Washington DC: Department of The Army, 1986.