

DOI:10.20189/j.cnki.CN/61-1527/E.202604006

侧爆作用下分层岩土介质中竖井结构动力响应等效计算方法

孙善政¹, 刘 渊¹, 李 增², 姚怡帆¹

(1. 火箭军工程大学, 西安 710025; 2. 陆军工程大学, 南京 210007)

摘 要: 针对侧爆作用下分层岩土介质中竖井结构动力响应计算这一复杂难题, 提出一种基于弹性约束边界和等效均布荷载的竖井结构动力响应等效计算方法。首先, 构建分层介质中竖井结构的有限元计算模型, 经缩比模型试验验证了其计算结果的可靠性, 同时分析了竖井结构在侧爆作用下的荷载分布及变形特征; 其次, 基于竖井结构的变形特征, 将其简化为弹性嵌固边界下受均布荷载的圆柱形悬臂梁模型, 通过理论分析与参数化建模, 得到竖井结构参数、岩土介质特性和装药条件对约束刚度及荷载等效系数的影响规律; 最后, 给出了约束刚度及荷载等效系数的量化计算方法, 形成了完整的等效计算流程。研究表明: 建立分层岩土介质中竖井结构等效计算模型时, 软岩-硬岩的交界面可采用固定边界描述, 软岩对结构的约束作用则采用包含平移刚度和转动刚度的弹性约束边界表征; 约束刚度随短梁刚度系数的增加呈指数增长, 并随软岩弹性模量的增大而增大; 荷载等效系数随结构综合刚度与砂土模量之比的增大而增大, 随装药比例距离的增大而减小。

关键词: 防护工程; 等效计算方法; 竖井结构; 分层岩土介质; 弹性约束边界; 荷载等效系数

中图分类号: O383

文献标志码: A

开放科学标识码(OSID):

文章编号: 2097-2741(2026)04-0084-11



听语音
与作者互动
聊科研

随着关键基础设施不断向深地下、高抗力方向发展, 竖井结构作为连接地面与地下空间的关键枢纽, 其抗爆性能分析成为当前研究热点。准确预测竖井结构在爆炸冲击波作用下的动力响应, 是此类结构抗爆设计和毁伤评估的基础前提。目前, 国内外学者已通过模型试验、数值模拟与理论分析等手段, 对地下结构的抗爆问题开展了广泛研究, 但更多的是依据试验和数值模拟计算结果构建起比例爆距与结构破坏程度的经验对应关系^[1-2]。针对动力响应等效计算问题的研究较少, 且主要集中于单一均匀介质中的平顶或拱形结构, 其等效方法大致可分为两类: 一是基于实际爆炸荷载的结构动力学计算^[3-4]; 二是利用土-结构相互作用理论, 将荷载等

效为均布荷载的简化计算模型^[5-6]。

基于实际爆炸荷载的结构动力学计算方法, 孙善政等^[7-8]针对均质土体中竖井结构抗爆问题, 建立了井壁动荷载计算模型, 分别采用 LOVE 壳体理论和塑性铰线理论求解了竖井结构弹塑性响应和塑性大变形问题。然而, 针对穿越多层岩土介质的竖井结构复杂的边界条件和荷载条件, 基于实际爆炸荷载的结构动力学计算方法变得十分复杂。利用反射系数法将复杂的爆炸荷载等效为直接作用到结构上的均布荷载是解决这一类问题的重要方法^[9], 其核心在于确定均布的反射荷载。早期美军在 TM5-855-1 和 UFC-3-340-02 中给出了板壳结构承受爆炸荷载的均布化处理流程, 并绘制了均布系

收稿日期: 2025-11-06

修回日期: 2026-01-05

录用日期: 2026-01-29

基金项目: 陕西省自然科学基金(2025JC-YBQN-607)

第一作者: 孙善政(1997—), 男, 讲师, 博士, 主要从事地下工程毁伤效应分析与毁伤评估研究。

引用格式: 孙善政, 刘渊, 李增, 等. 侧爆作用下分层岩土介质中竖井结构动力响应等效计算方法[J]. 火箭军工程大学学报, 2026, 40(4): 84-94. SUN Shanzheng, LIU Yuan, LI Zeng, et al. Equivalent calculation method for dynamic response of shaft structures in layered geotechnical media under lateral explosion [J]. Journal of Rocket Force University of Engineering, 2026, 40(4): 84-94.

数随比例爆距的经验曲线,讨论了反射系数与结构、装药参数的关系^[10-11]。随后,国内外学者开展了更加细致的研究,例如:孙金山等^[12]针对钻孔爆破问题,推导了2个相邻炮孔远区介质中垂直于炮孔连线方向的均布应力计算公式;Krauthammer等^[13]改进了强动载作用下浅埋钢筋混凝土拱的弹塑性动力响应近似解析方法,模拟土-结构相互作用的传递函数,提出了更为有效的荷载等效计算方法;穆朝民等^[14]通过试验发现结构上的爆炸荷载反射系数与刚度和土体饱和度相关,认为弹性波与冲击波在结构上的反射规律基本一致,提出了柔性结构的荷载简化计算方法;Tu等^[15]针对埋地压力管道受爆炸作用问题,综合考虑埋地管道受力中的多种载荷因素影响,建立了埋地压力管道所受的爆炸载荷模型及管道动力响应模型,并提出了埋地压力管道所受应力的计算公式。

综上所述,现有的荷载等效计算方法大多仅适用于单一介质中平顶或大跨拱形结构^[16]。但对于穿越多层介质的竖井结构而言,爆炸的冲击传播过程更加复杂^[17],分层介质也会对结构产生不同于单一介质的约束。因此,本文针对更加复杂的侧爆作用下分层岩土介质中竖井结构动力响应计算问题,开展了模型试验及数值模拟计算,分析了分层介质中竖井结构变形特征。将复杂的结构简化为弹性嵌固边界下圆柱形悬臂梁受均布荷载计算模型,通过理论和参数化分析,揭示了结构、岩土介质和装药参数对结构边界约束系数及荷载等效系数的影响规律及机理,给出了量化的计算方法,并最终提出分层介质中竖井结构变形的等效计算方法,为此类结构的抗爆设计与评估提供了一种有效的简化计算方法。

1 竖井结构变形特征及简化模型

1.1 缩比模型试验及数值模拟计算

为分析侧爆作用下分层介质中竖井结构的变形特征,本文针对某地区地质条件建立了一个典型穿越分层介质的竖井模型。受限于野外大规模爆炸试验的高成本和复杂操作条件,本文仅开展了一个工况下的缩比模型试验,以初步分析分层介质中爆炸荷载分布的基本规律,为后续数值模型的建立与验证提供基准数据。在此基础上,对该实验工况进行仿真模拟,并将计算结果与试验结果进行对比。最后,基于验证后的有限元模型开展不同工况下的数值计算,从而获取荷载分布及其结构动态响

应数据来进行后续分析。

选取地表以下为砂-岩的地质条件,岩石层可按纵波速度、动态杨氏模量等参数划分为软岩和硬岩两大类^[18]。本文选取C10砂浆模拟软岩,采用C80混凝土模拟硬岩,可以较好地模拟深层地表下软硬岩的力学特性。为准确表征软岩的力学性能,在实验室进行6组砂浆试件的力学性能测试,取平均值后得到其密度为 $1\,651\text{ kg/m}^3$ 、弹性波速为 $2\,520\text{ m/s}$ 、抗压强度为 9.10 MPa ,弹性模量为 2.35 GPa ,均在软岩材料力学性能区间范围内^[19]。在实际地层厚度范围内合理选择砂层厚度为 30 m ,软岩层厚度为 5 m ^[20]。硬岩层主要提供固定约束,厚度设定为 5 m 。

竖井井身采用C60混凝土(厚度 $h_c=0.1\text{ m}$)、双层316L不锈钢衬板(厚度 $h_s=3\text{ mm}$)和HRB400级钢筋,内直径为 0.7 m 。爆源选取质量为 2 kg 的TNT炸药,布置于距竖井结构外侧 1.1 m 处,装药埋深 $h_e=2\text{ m}$,则比例爆距 $\bar{R}$ 为

$$\bar{R} = \frac{R}{m_e^{1/3}} \quad (1)$$

式中: R 为装药至结构外壁的法向距离,单位为 m ; m_e 为TNT装药当量,单位为 kg 。

竖井外围共设置3层介质,从上至下依次为砂土(厚度为 $h_1=3\text{ m}$)、C10砂浆(模拟软岩,厚度 $h_r=0.5\text{ m}$)、C80混凝土(模拟硬岩,厚度 $h_{hr}=0.5\text{ m}$)。其中,实验模型设置及测点分布如图1所示,试验过程如图2所示。值得注意的是,土压力传感器设置在竖井外壁,位移传感器设置在竖井内壁。因此,图1中测点坐标的表示形式为:测点编号(土压力传感器测点横坐标/位移传感器测点横坐标,测点纵坐标)。

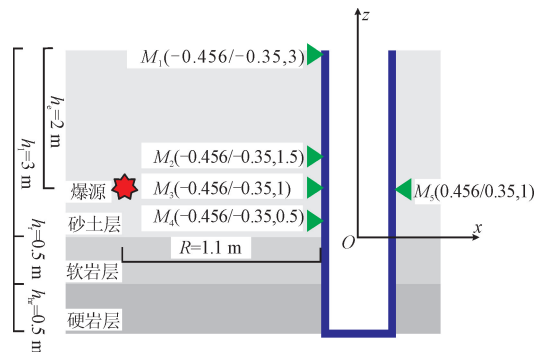


图1 试验模型设置及测点分布

Fig. 1 Test model setup and measurement point distribution

如图1所示,坐标轴原点取砂层和软岩层界面处竖井截面的圆心。每个测点均设置土压力传感器和位移传感器,以测量结构内(外)壁该测点位

置的荷载及位移。其中,测点 M_1 位于竖井迎爆面顶部,测点 M_3 位于竖井迎爆面与装药同一高度处,测点 M_2 、 M_4 分别位于测点 M_3 上下各 0.5 m 处,测点 M_5 位于竖井背爆面与装药同一高度处。综上,可以测得竖井结构顶部、装药埋深处及靠近砂岩交界面等关键位置的壁面荷载和结构位移数据,为后续数值模型的验证以及结构整体变形和局部变形的分析奠定基础。图 2 给出了模型实验的部分过程照片,按照基坑开挖,竖井编筋、浇筑,布设传感器,分层浇筑混凝土、砂浆,回填砂土,预留装药孔,装药起爆的顺序开展。

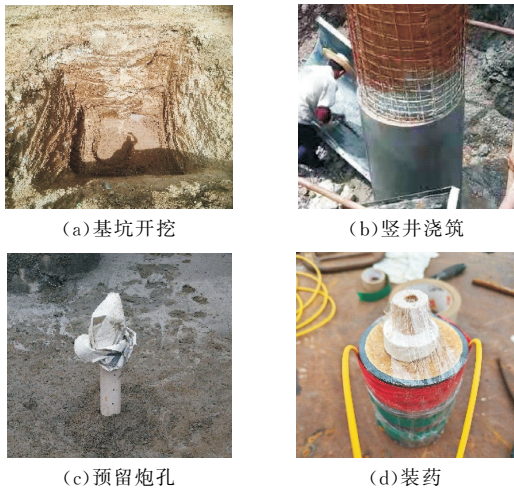


图 2 试验过程照片

Fig. 2 Photos of test procedure

图 3 给出了根据试验工况建立的有限元模型。为解决爆炸近区岩土介质大变形问题,有限元模型中混凝土和钢板均采用 Lagrange 网格,空气、装药以及装药附近的砂土采用 Euler 网格,其余岩土介质采用 Lagrange 网格^[17]。通过网格敏感性分析,确定网格尺寸为 8 mm。为了准确模拟结构与岩土介质间的相互作用,消除边界处反射应力波的影响,在竖井结构-岩土以及不同岩土介质之间设置罚函数接触,将除地表外的模型边界设置为无反射边界。

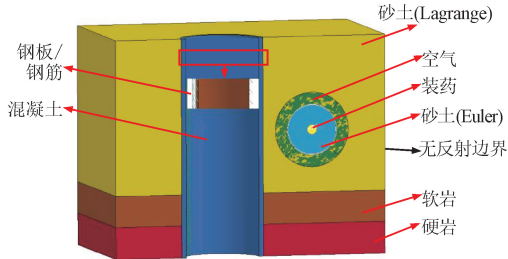


图 3 有限元模型

Fig. 3 Finite element model

数值模拟过程中,装药采用*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型和*EOS_JWL 状态方

程^[21],空气采用*MAT_NULL 材料模型和*EOS_GRUNEISEN 状态方程^[22],混凝土采用*MAT_RHT 材料模型^[23],钢筋和钢板分别采用*MAT_PLASTIC_KINEMATIC^[24]和*MAT_SIMPLIFIED_JOHNSON_COOK^[25]材料模型,砂土采用*MAT_SOIL_AND_FOAM 材料模型^[26],软岩及硬岩均采用*MAT_MOHR-COULOMB 材料模型,岩石材料模型的物性参数取值如表 1 所示。

表 1 岩石材料模型参数

Table 1 Parameters of rock material model

物性参数	岩石材料类型	
	软岩	硬岩
材料密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	1 650	2 500
剪切模量/GPa	0.95	13.4
泊松比	0.2	0.2
内摩擦角/rad	0.95	1.008
黏聚力/MPa	3.09	6.96

为验证本文有限元模型设置的合理性,将有限元计算结果与相同工况下的缩比模型试验测试结果进行了对比。图 4 给出了测点 M_1 处位移时程曲线的试验测试结果与数值模拟结果。

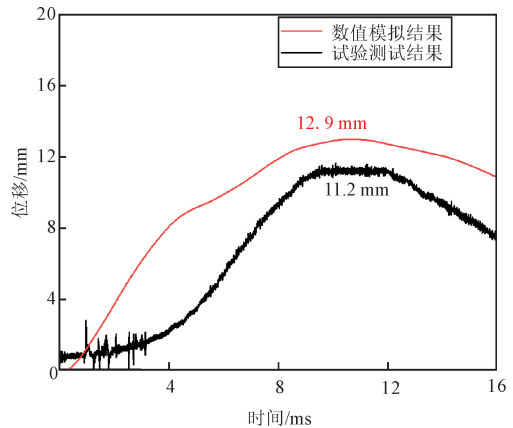


图 4 测点 M_1 的位移时程曲线结果对比

Fig. 4 Comparison of displacement time-history curves at measuring point M_1

如图 4 所示,在爆炸加载的初始阶段(约 0~4 ms),试验曲线上速率明显小于数值模拟结果,这主要是铰链式位移传感器存在微小的启动迟滞所造成的,同时爆炸产生的初始扰动和传感器固定装置的局部动力响应也会影响结构位移时程的测试结果。但图中的数值模拟结果和试验测试结果在位移峰值到达时间、上升与下降的主趋势、振动周期及后期整体衰减形态上高度一致。

在结构抗爆领域,由于材料非线性、高应变率等原因,无论是数值模拟计算还是理论计算,对于爆炸荷载下结构壁面荷载峰值压力、结构变形等关键参数的预测均可能出现一定误差,在相关研究中,一般认为相对误差在 15% 以内是可以被接受的^[27-28]。表 2 给出了数值模拟和试验结果中各测点

峰值压力和峰值位移的对比。其中,模型试验中在测点 M_2 处未获得有效数据。从表 2 可以看出,其余各个测点的峰值压力及峰值位移相对误差均小于 $\pm 15\%$,大部分数据误差小于 $\pm 10\%$,表明有限元模型对结构在侧向爆炸作用下的壁面荷载和整体动力响应的预测具有可靠性。

表 2 试验及数值模拟结果误差

Table 2 Errors between experimental and numerical simulation results

测点	峰值压力/MPa			峰值位移/mm		
	试验结果	模拟结果	相对误差/%	试验结果	模拟结果	相对误差/%
M_1	—	—	—	11.2	12.9	-13.18
M_3	4.19	4.50	-6.89	5.51	6.10	-9.67
M_4	3.04	3.26	-6.75	4.6	4.8	-4.17
M_5	0.33	0.38	-13.16	—	—	—

注:表中横线表示模型试验中部分测点未获得有效数据。

1.2 竖井结构变形特征分析

本节基于上述有限元模型,对比了相同工况下分层介质和单一介质中的井壁荷载分布情况。其中,单一介质计算模型中将软硬岩介质更换为砂土介质。图 5 给出了砂层范围内(即图 1 中纵坐标值从 0 至 3)井壁迎爆面各点荷载峰值的轴向分布。

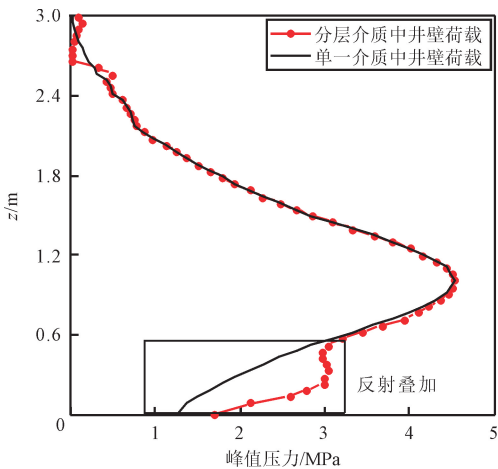


图 5 荷载峰值轴向分布

Fig. 5 Axial distribution of peak load

如图 5 所示,分层介质与单一介质中结构壁面的荷载^[29]分布存在显著差异,分层介质中井壁在靠近土-岩交界面处(在距土岩交界面 0.6 m 的范围内)出现了荷载峰值增大的现象,这是由于分层介质中应力波传播时,会在土-岩交界面发生反射^[17],荷载峰值的增大是入射波和土-岩交界面反射波叠加所导致的,这说明了分层介质中竖井结构爆炸荷载环境的复杂性。

侧向爆炸作用下单一介质中竖井结构会出现两种变形状态,即变形初期为局部壳壁变形,随后出现

整体梁式变形,该变形特征在分层介质中的竖井结构上依然成立。分层介质中装药埋深处竖井结构的变形时程曲线如图 6 所示。

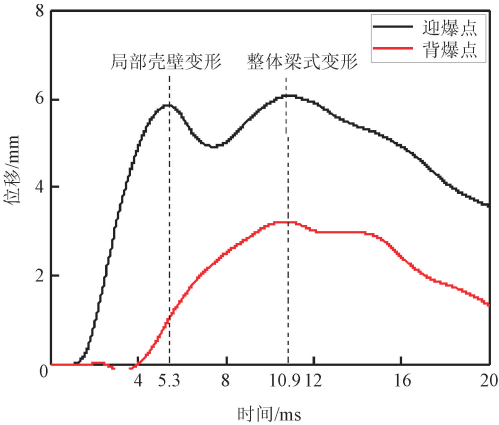


图 6 分层介质中装药埋深处的结构变形时程曲线

Fig. 6 Time-history curves of structural deformation at the charge burial depth in layered geotechnical media

如图 6 所示,在变形初期(约 8 ms 内),装药埋深处竖井结构的迎爆面产生快速形变,但背爆面几乎无响应,表现为局部壳壁变形;随后,两个位置的位移呈现相同振动趋势,并在 10.9 ms 同时达到最大位移,表现为整体梁式变形。对于中远距离爆炸($\bar{R} \geq 0.6 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$),整体梁式变形会起到更为关键的作用,可以采用竖井顶点最大位移与结构长度的比值作为结构梁式变形特征值^[7]。

图 7 给出了竖井结构顶部位移达到峰值时的梁式变形状态。此时,竖井结构如同悬臂梁发生弯曲变形,表现出明显的梁式变形状态,破坏形式为结构底部出现屈服破坏。同时,截面 2(硬岩与软岩的交界面)处竖井结构的峰值位移和转角分别为截面 1

(砂土与软岩界面)处的 2.4% 和 10.2%，硬岩中的结构未发生明显变形。因此，可将截面 2 处视为固定边界，后续分析中仅考虑截面 2 以上部分的结构变形。

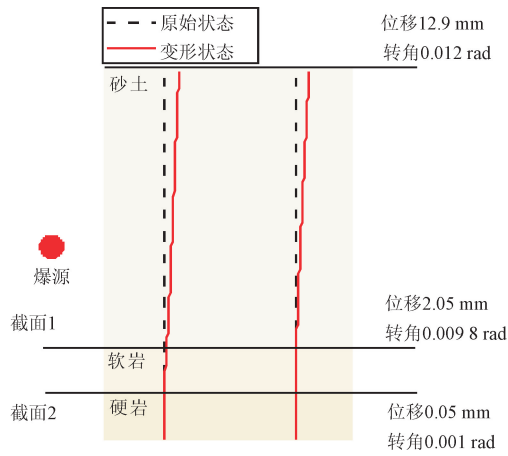


图 7 梁式变形状态

Fig. 7 Beam-like deformation state

1.3 竖井变形简化计算模型

本文竖井简化计算模型如图 8 所示，左侧表示结构真实的受力情况，竖井结构受到的轴向荷载和环形荷载均表现出明显的空间分布不均匀性，包括地冲击波空间衰减和底部软岩层的反射作用。同时，底部软岩对结构会产生约束作用，限制其位移和转角，这些情况显著增加了结构动力响应的计算难度。

数值模拟结果显示，软岩层中的竖井段在受力后并非完全固定，截面 1 处的结构仍存在微小位移和转角。因此，对该模型进行简化，将软岩对结构的约束作用简化为包含平移和转动弹簧的弹性嵌固边界，将作用于竖井结构迎爆面、沿轴向非均匀分布的爆炸荷载等效为作用于有效范围内的均布动荷载。如图 8 右侧所示，等效后的竖井结构长度 L 即为砂土层厚度 h_1 ，底部为弹性嵌固边界。前期研究表明，结构壁面上有效的爆炸荷载主要集中在一个特定区域内，该区域沿轴向分布于装药埋深上下各一倍 R 的范围内^[7]。

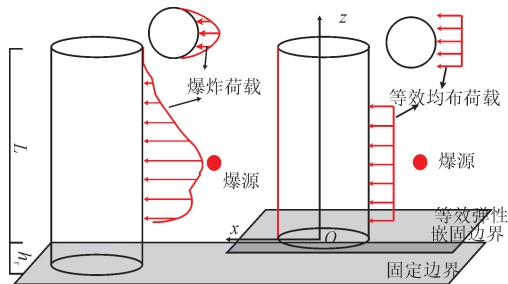


图 8 简化计算模型

Fig. 8 Simplified calculation model

针对长细比大于 20 的薄壁圆柱壳结构，其有效横截面尺寸较小，因而可以忽略剪切效应和惯性效应对结构低阶梁式动态响应的影响^[7]。此时，结构弹性阶段的振动微分方程为

$$E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} \frac{\partial^4 W(z, t)}{\partial z^4} + m_{\text{eff}} \frac{\partial^2 W(z, t)}{\partial t^2} = q(z, t) \quad (2)$$

式中： E_{eff} 、 I_{eff} 、 m_{eff} 分别为结构的等效弹性模量、惯性矩和单位长度的质量，可以按照文献^[7]的方法计算得到； z 为结构长度方向的坐标； $W(z, t)$ 为结构横向位移； $q(z, t)$ 为等效均布荷载。结构的边界条件为

$$\begin{cases} W''(L, t) = 0 \\ W'''(L, t) = 0 \\ E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} W''(0, t) = -K_{\theta} W'(0, t) \\ E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} W'''(0, t) = -K_x W(0, t) \end{cases} \quad (3)$$

式中： K_x 为平移刚度； K_{θ} 为转动刚度。

采用变量分离法，将位移写为

$$W(z, t) = \psi(z) w(t) \quad (4)$$

式中： $w(t)$ 为位移； $\psi(z)$ 为振型函数，可表示为

$$\psi(z) = A \sin(\beta z) + B \cos(\beta z) + C \sinh(\beta z) + D \cosh(\beta z) \quad (5)$$

式中： A 、 B 、 C 、 D 为振型幅值比例系数； $\beta^4 = m_{\text{eff}} \omega^2 / (E_{\text{eff}} I_{\text{eff}})$ 为振型系数。其中， ω 为结构的振动频率，将式(5)代入式(3)即可求得振型函数的系数。

基于振型正交性，将连续系统转化为单自由度系统，可将振动微分方程写为

$$M^* \ddot{w} + K^* w = F^*(t) \quad (6)$$

$$M^* = \int_0^L m_{\text{eff}} \psi^2(z) dz \quad (7)$$

$$F^*(t) = \int_{\max(a_0 - R, 0)}^{\min(a_0 + R, L)} q(z, t) \psi(z) dz \quad (8)$$

$$K^* = \int_0^L E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} \psi''^2(z) dz + K_x \psi^2(0) + K_{\theta} \psi'^2(0) \quad (9)$$

式中： M^* 、 $F^*(t)$ 、 K^* 分别为广义质量、广义力和广义刚度。

则式(6)的解为

$$w(t) = \int_0^t \frac{1}{M^* \omega_e} \sin(\omega_e(t - \tau)) F^*(\tau) d\tau \quad (10)$$

式中： ω_e 为系统的弹性振动频率，表达式为

$$\omega_e = \sqrt{\frac{K^*}{M^*}} \quad (11)$$

根据式(10)可求得竖井结构弹性阶段的位移时程曲线。在梁式变形中，当竖井结构底部弯矩达

到屈服弯矩时,竖井结构进入塑性响应阶段,该屈服弯矩 M_y 的计算方式可参考文献[30]。由于此时结构底部为局部塑性变形,结构整体的弯曲刚度仍能发挥抵抗变形的作用,塑性阶段的位移时程曲线满足

$$M^* \ddot{w} + K_p^* w + M_y \psi'(0) = F^*(t) \quad (12)$$

式中: K_p^* 为结构塑性阶段的广义抗力,表达式为

$$K_p^* = \int_0^L E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} \psi''^2(z) dz + K_x w^2(0) \quad (13)$$

式(12)为非线性微分方程,可以采用 Newmark- β 法求得数值解。

按照上述计算方法可以求得简化模型的变形特征值,但在计算过程中仍需首先确定弹性嵌固边界刚度和等效均布荷载。等效静荷载以结构迎爆点处自由场峰值应力为基础来确定,如图9所示。首先,确定结构迎爆点处自由场峰值应力 $P_{i,\max}$ 及时程曲线 $P_i(t)$ [10],而后使竖井结构上的等效均布荷载时程曲线 $q(t)$ 的峰值 Q 为荷载等效系数 κ 与 $P_{i,\max}$ 的乘积。

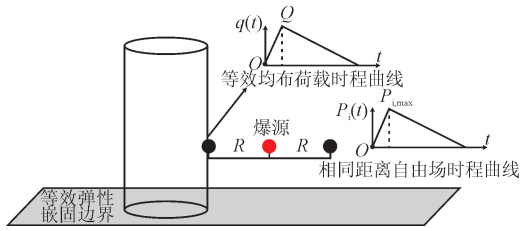


图9 等效均布荷载

Fig. 9 Equivalent uniformly distributed load

图9中,自由场应力时程曲线及峰值应力按照文献[10]计算,则等效均布荷载峰值 Q 为

$$Q = \kappa P_{i,\max} = 48.77 \kappa b \rho_s c_s (2.52 \bar{R})^{-n} \quad (14)$$

式中: b 为耦合系数; $\rho_s c_s$ 为砂土介质的波阻抗(即砂土介质密度 ρ_s 与纵波波速 c_s 的乘积); n 为砂土介质的衰减系数。

2 弹性嵌固边界约束刚度分析

2.1 机理分析

在简化模型的建立过程中,将嵌入软岩中的竖井段视为一个有约束的短梁,则短梁的顶面(截面1)即为砂土层中竖井结构的弹性嵌固边界,简化模型如图10所示。砂土层中竖井结构受力变形,同时将集中力和弯矩传递到截面1,短梁在这些外荷载作用下发生变形。短梁顶面(截面1)在受到水平集中力产生单位水平位移时,该水平集中力在数值上

等于等效弹性嵌固边界的水平刚度;同理,短梁顶面(截面1)在受到弯矩作用产生单位转角时,该弯矩在数值上等于等效弹性嵌固边界的转动刚度。

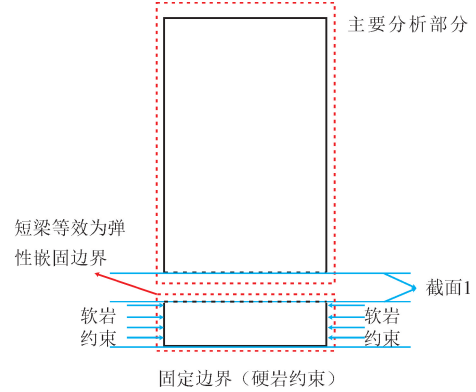


图10 弹性嵌固边界简化模型

Fig. 10 Simplified model of elastically embedded boundary

等效弹性嵌固边界的刚度来源于3个部分,分别为固定边界约束、短梁自身的弯曲刚度和软岩约束。其中,固定边界约束为固定值,弹性嵌固边界刚度主要受短梁弯曲刚度和软岩弹性模量 E_r 的影响。通过量纲分析,可以得到不同软岩弹性模量下约束刚度与等效短梁弯曲刚度的关系为

$$K_\theta = \gamma_1 f_1 \left(\frac{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}{h_r} \right) \quad (15)$$

$$K_x = \gamma_2 f_2 \left(\frac{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}{h_r^3} \right) \quad (16)$$

式中: $E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} / h_r$ 和 $E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} / h_r^3$ 分别为转动和平移的短梁刚度系数,反映了短梁自身的抗变形能力,其大小与短梁几何尺寸和材料参数有关; $f_1(\cdot)$ 和 $f_2(\cdot)$ 分别为约束刚度与等效短梁转动刚度、平移刚度的关系函数; γ_1 和 γ_2 分别为与软岩弹性模量 E_r 相关的修正系数。

2.2 影响因素

为定量分析竖井和岩土介质参数对约束刚度的影响,开展了软岩层中竖井结构在截面1处分别受横向力和弯矩的仿真计算,通过改变混凝土弹性模量 E_c 、结构外径 D 、混凝土厚度 h_c 和软岩层厚度 h_r 来分别计算不同工况下截面1处结构的位移和转角,并由此得到平移刚度 K_x 和转动刚度 K_θ 。图11分别给出了 K_x 和 K_θ 随短梁刚度系数的变化规律。

如图11所示,随着短梁刚度系数的增大, K_x 和 K_θ 均呈现出先快速增大,而后趋于平缓的趋势。其中, $E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}$ 的增大会使短梁自身刚度增加,而 h_r 的增大虽然会增加软岩对短梁的约束面积,但同时也会极大削弱其自身刚度。因此, $E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}$ 的增大和

h_r 的减小均会导致短梁自身刚度增加,使得截面 1 处弹性嵌固边界约束的平移刚度 K_x 和转动刚度 K_θ 更加接近于底部的固定约束。此外,不同竖井结构几何和材料参数下 K_x 和 K_θ 随短梁刚度系数的变化趋势基本一致,从而证明了本文以短梁刚度系数 $E_{\text{eff}} I_{\text{eff}} h_r^{-1}$ 作为自变量的合理性。

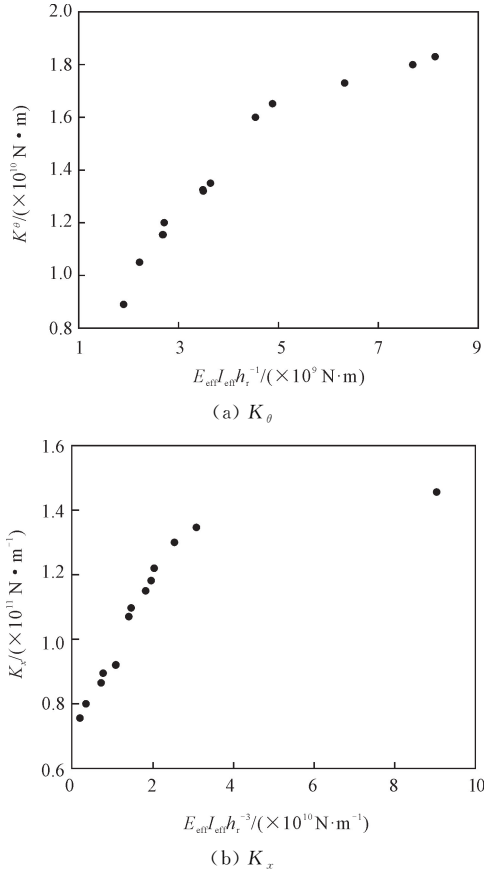


图 11 短梁刚度系数对约束刚度的影响规律

Fig. 11 Influence law of the short beam stiffness coefficient on restraint stiffness

以 E_r 为 2.35 GPa 时的短梁约束刚度为基准,计算不同 E_r 下 K_x 、 K_θ 与基准值的比,即可得到修正系数 γ_1 和 γ_2 。图 12 给出了不同短梁刚度系数下 γ_1 、 γ_2 与 E_r 的关系。

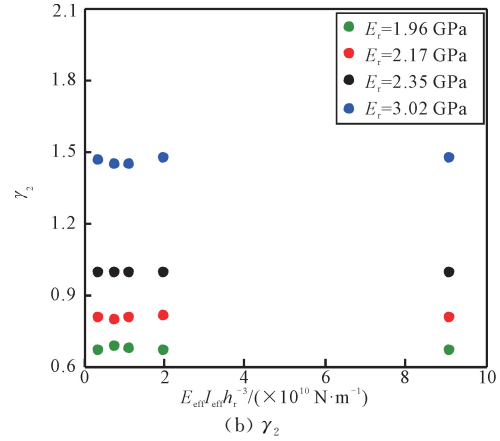
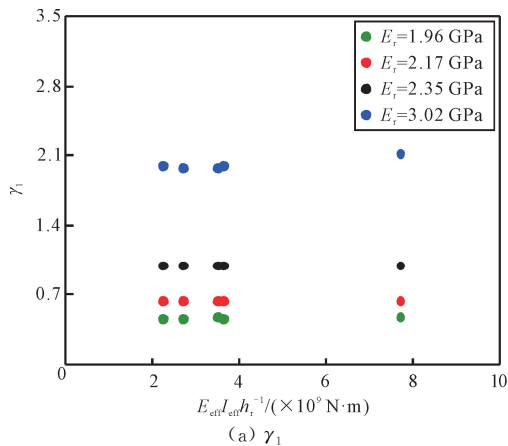


图 12 不同软岩模量下短梁刚度系数对修正系数的影响规律

Fig. 12 Influence law of the short beam stiffness coefficient on correction coefficients under different soft rock modulus

如图 12 所示,随着软岩弹性模量 E_r 的增加,修正系数 γ_1 和 γ_2 均会随之增大。这是因为竖井在软岩中会受到侧向约束,类似分布弹簧,软岩弹性模量的增大会增加分布弹簧刚度,进而增大软岩对结构的约束,使得等效短梁-岩土介质整体的刚度增加。在极端情况下,当软岩材料参数与竖井材料参数相近且两者接触良好时,软岩可以视为竖井的基础,截面 1 处的约束接近刚性约束。

2.3 修正系数拟合结果

由图 11 可得,约束刚度随短梁刚度系数呈指数型变化趋势,对其数据点进行拟合,式(15)和式(16)可以写为

$$K_\theta = \gamma_1 (1.93 \times 10^{10} - 2.15 \times 10^{10} e^{-\frac{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}{h_r} (2.59 \times 10^9)}) \quad (17)$$

$$K_x = \gamma_2 (1.49 \times 10^{11} - 8.63 \times 10^{10} e^{-\frac{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}{h_r^3} (1.99 \times 10^{10})}) \quad (18)$$

拟合式(17)和式(18)的决定系数 R^2 分别为 0.982 和 0.972,表明该拟合精度较高。根据图 12 可以得到 γ_1 、 γ_2 与软岩弹性模量的关系,计算 4 组实验中 γ_1 和 γ_2 的平均值如表 3 所示,其他软岩弹性模量对应的修正系数取值可以由表 3 通过线性插值计算得到。

表 3 γ_1 和 γ_2 取值

Table 3 Values of γ_1 and γ_2

修正系数	E_r /GPa			
	1.96	2.17	2.35	3.02
γ_1	0.473	0.647	1.000	2.010
γ_2	0.679	0.812	1.000	1.470

3 竖井井壁均布荷载等效系数分析

3.1 量纲分析

根据岩土介质与结构的相互作用机理,荷载等效

系数主要与以下 3 类参数有关,分别为砂土介质参数、竖井结构参数和装药几何参数^[9]。对荷载等效系数 κ 进行量纲分析的主要影响参数如表 4 所示。

表 4 荷载等效系数主要影响参数

Table 4 Major parameters influencing the load equivalent coefficient

参数类型	参数	符号
竖井结构参数	竖井结构弯曲刚度参数	$E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}$
	平移刚度	K_x
	转动刚度	K_θ
	竖井长度	L
装药几何参数	装药至结构外壁面的法向距离	R
砂土介质参数	砂土介质弹性模量	E_s
结果参数	荷载等效系数	κ

对上述主要参数进行量纲分析,整理可得 4 个独立 π 项,分别为

$$\pi_1 = \frac{K_\theta}{E_s L^3}, \pi_2 = \frac{K_x}{E_s L}, \pi_3 = \frac{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}{E_s L^4}, \pi_4 = \frac{R}{L} \quad (19)$$

根据板壳动力学理论, π_1 和 π_2 均为结构的约束刚度, π_3 为结构自身的弯曲刚度,因此可以将这三项的和写为一项结构刚度参数。 π_4 项为装药距离与结构长度的比值,其与结构上的荷载空间分布均匀性相关^[29]。

综上,荷载等效系数可以写为

$$\kappa = f\left(\frac{K_{\text{struct}}}{E_s}; \frac{R}{L}\right) \quad (20)$$

式中: K_{struct} 为结构综合刚度系数,表达式为

$$K_{\text{struct}} = \frac{E_{\text{eff}} I_{\text{eff}}}{L^4} + \frac{K_\theta}{L^3} + \frac{K_x}{L} \quad (21)$$

3.2 结构参数及装药参数对荷载等效系数的影响规律

按照结构变形相等的原则,计算不同结构参数及装药参数下的荷载等效系数 κ ,具体计算流程为:1)通过数值计算得到竖井顶点位移,进而计算结构梁式变形特征值;2)在简化模型中,给定一个等效均布荷载的峰值 Q ,按式(10)和式(12)计算得到响应简化模型的结构梁式变形特征值;3)以数值模拟得到的结构梁式变形特征值为目标值,采用二分法对简化模型中的等效均布荷载峰值 Q 进行迭代调整,直至简化模型的计算结果与目标值相等;4)此时的 Q 与自由场峰值应力 $P_{i, \max}$ 之比,即为该工况下的荷载等效系数 κ 。

图 13 给出了荷载等效系数 κ 随结构综合刚度系数与砂土弹性模量比的变化趋势。

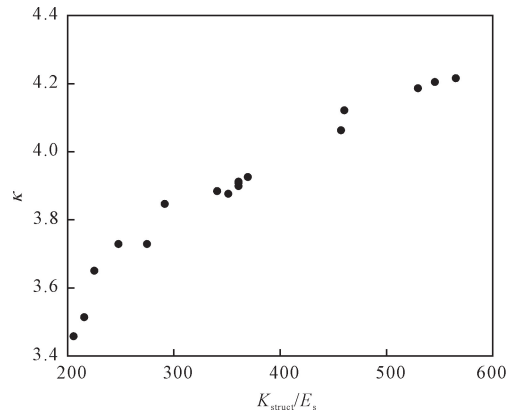


图 13 κ 随 K_{struct}/E_s 的变化趋势

Fig. 13 Variation trend of κ with K_{struct}/E_s

如图 13 所示,随着结构综合刚度系数与砂土弹性模量之比的增加,荷载等效系数随之增大。从应力波传播的角度来看,结构整体刚度的增加使得土-结构交界面的波阻抗比提高,应力波在界面会发生更强烈的反射,表现为荷载反射系数的增大。从土-结构相互作用的角度来看,竖井壁面反射荷载与入射波 P_i 的关系^[31]为

$$P_r = 2P_i - \rho_s c_s \dot{U} \quad (22)$$

式中: P_r 为结构壁面的实际反射荷载; $\dot{U}$ 为结构的壁面变形速率。式(22)表明,当结构变形速率减小时,反射荷载将会增大。结构整体刚度的增加将会增大土-结构交界面对结构的约束,结构变形减小,荷载反射系数增大。荷载等效系数 κ 综合体现了荷载均布系数和反射系数,反射系数的增大也会使得 κ 增大。当结构刚度远大于土体时,其行为趋近于刚性壁, κ 也随之趋近于一个上限值。

图 14 给出了荷载等效系数 κ 随 R/L 的变化规律。其中,纵坐标表示不同 R/L 时的荷载等效系数 κ 与 $R/L = 0.387$ 时的荷载等效系数 $\kappa_{R/L=0.387}$ 之比。

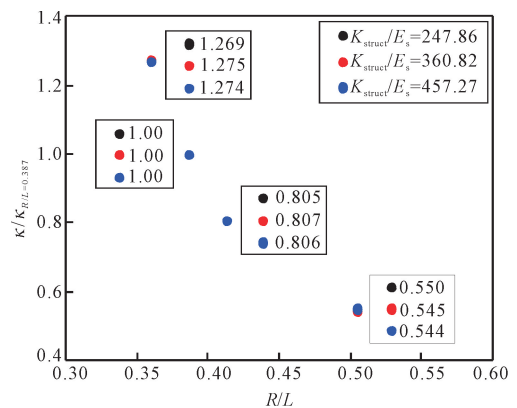


图 14 R/L 对 κ 的影响

Fig. 14 Influence of R/L on κ

由图 14 可得,随着 R/L 的增大, κ 随之减小。从荷载反射系数上分析,当 R/L 较大时,爆炸地冲击波持续时间拉长,高频波被过滤,结构在低频、长持时的荷载下变形速度也会降低。在极端情况下,结构变形速度接近土体介质运动速度时,可能会出现荷载反射系数接近于 1 的情况。从荷载均布系数上分析, R/L 增大时,爆炸地冲击波经过传播,波阵面更加接近于平面,结构上的荷载分布也趋于均匀,荷载均布系数减小的速率降低。

3.3 取值方法

如图 13 和图 14 所示,荷载等效系数 κ 随 K_{struct}/E_s 、 R/L 的变化均符合指数型函数的变化特征,且 κ 随 R/L 的变化与 K_{struct}/E_s 无关,二者可以解耦。因此,对上述数据进行拟合可得

$$\kappa = (0.463 + 246.7e^{-\frac{R}{L}/0.063}) \cdot (4.38 - 2.27e^{-\frac{K_{\text{struct}}/E_s}{223}}) \quad (23)$$

拟合曲线如图 15 所示。

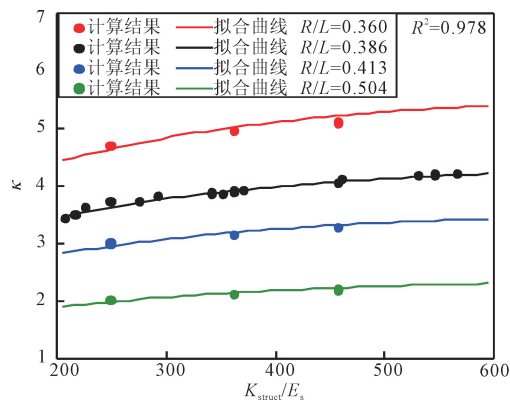


图 15 κ 的拟合结果

Fig. 15 Fitting results of κ

如图 15 所示,式(23)的决定系数 R^2 为 0.978,具有较好的拟合效果。按照式(17)、式(18)和式(23)计算出结构的边界约束刚度系数和荷载等效系数后,按照式(10)和式(12)的等效方法,即可计算侧爆作用下分层介质中竖井结构的梁式变形特征值。

4 结论

本文通过模型试验、数值模拟和理论分析相结合的方法,系统研究了侧爆作用下分层岩土介质中竖井结构的动力响应特性,提出了基于弹性嵌固边界和均布动荷载的等效计算方法,量化了约束刚度与荷载等效系数的变化规律,主要结论如下。

1) 竖井结构在侧爆作用下的响应呈现出先局部壳

壁变形后整体梁式变形的特征;进行结构梁式变形计算时,可以建立底部弹性约束的悬臂梁简化模型,并将软岩-硬岩界面简化为固定边界,将软岩层对竖井的约束描述为弹性约束边界(含平移刚度与转动刚度)。

2) 竖井底部约束刚度主要取决于嵌入软岩的短梁自身弯曲刚度与软岩的侧向约束;平移刚度与转动刚度均随短梁刚度系数呈指数增长,并随软岩弹性模量的增大而增大;通过量纲分析拟合得到了等效短梁约束刚度的计算方法。

3) 荷载等效系数 κ 综合反映了荷载均布化系数和反射系数,主要受结构综合刚度与砂土模量之比,以及装药距离与结构长度之比的影响; κ 随刚度比的增大而增大,随装药距离与结构长度比值的增大而减小;基于参数化分析数据,得到了等效均布动荷载的定量计算方法。

本文提出的等效计算方法在理想分层介质和中远距离爆炸条件下具有良好适用性。但在工程实践中,还存在倾斜成层、软弱夹层等不规则地质条件,会使爆炸地冲击波的传播过程和结构受岩土介质的约束条件更加复杂。同时,对于近距离爆炸($\bar{R} < 0.6 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$)问题,结构会呈现出明显的局部壳壁变形,直至宏观破坏。因此,不规则复杂地质条件和近距离爆炸作用下竖井结构的抗爆计算问题仍需要进一步研究。

参考文献

- [1] Yu Siyuan, Zhang Guokai, Wu Hongxiao, et al. Experimental study on the elastic-plastic dynamic response of shallow-buried corrugated steel-plain concrete composite structures under long-duration plane blast wave loading[J]. Engineering Structures, 2023, 285: 15986.
- [2] Wu Jianqin, Zhou Jiannan, Xu Ying, et al. Dynamic responses of blast-loaded shallow buried concrete arches strengthened with BFRP bars[J]. Materials, 2022, 15(2): 535.
- [3] 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.
- [4] Chen Li, Liu Sijia. 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.
- [4] 陈卓, 孙惠香, 袁英杰, 等. 爆炸荷载下弹性支撑地下拱结构的动力响应[J]. 空军工程大学学报(自然科学版), 2020, 21(6): 93-100.
- Chen Zhuo, Sun Huixiang, Yuan Yingjie, et al. Research on dynamic response of the underground arch structure

- with elastic support under condition of explosive load [J]. Journal of Air Force Engineering University (Natural Science Edition), 2020, 21(6): 93-100.
- [5] Liu Fei, Zhang Zhao, Gao Yonghong, et al. Prediction method of blast load on underground structure surface based on neural network [J]. AIP Advances, 2023, 13(4): 045110.
- [6] 周强, 周健南, 周寅智, 等. 爆炸荷载作用下浅埋综合管廊野外试验与弹性动力响应分析 [J]. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2020, 50(2): 65-77.
Zhou Qiang, Zhou Jiannan, Zhou Yinzi, et al. Field test and elastic dynamic response analysis of shallow-buried utility tunnel under explosion load [J]. Scientia Sinica (Physica, Mechanica & Astronomica), 2020, 50(2): 65-77.
- [7] 孙善政, 卢浩, 熊自明, 等. 侧爆作用下土中竖井结构弹塑性变形特征分析及计算 [J]. 同济大学学报 (自然科学版), 2023, 51(6): 846-857.
Sun Shanzheng, Lu Hao, Xiong Ziming, et al. Analysis and calculation of elastoplastic deformation characteristics of shaft structure in soil under side blast [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2023, 51(6): 846-857.
- [8] Sun Shanzheng, Liu Yuan. Plastic failure and deformation calculation of shaft structure in soil under lateral explosion [J]. Scientific Reports, 2025, 15: 16288.
- [9] 张宇, 范华林, 金丰年. 爆炸作用下拱形结构反射系数计算方法研究 [J]. 工程力学, 2012, 29(9): 278-283.
Zhang Yu, Fan Hualin, Jin Fengnian. Study of reflective coefficients of underground protective arches under blast loads [J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(9): 278-283.
- [10] TM5-855-1 Waterways Experiment Station. Fundamentals of protective design for conventional weapons [S].
- [11] UFC-3-340-02 Structures to resist the effects of accidental explosions [S].
- [12] 孙金山, 张鸿昱, 闫国华, 等. 同时起爆单排炮孔等效均布荷载的计算方法 [J]. 爆破, 2022, 39(2): 36-41.
Sun Jinshan, Zhang Hongyu, Yan Guohua, et al. Calculation of equivalent uniform load from simultaneous initiated single-row blast holes [J]. Blasting, 2022, 39(2): 36-41.
- [13] Krauthammer T, Puglisi R D. Simplified analysis of buried reinforced concrete arches under simulated nuclear loads [J]. Computers & Structures, 1992, 43(6): 1029-1039.
- [14] 穆朝民, 齐娟, 辛凯. 高饱和度饱和土中爆炸波与结构的相互作用 [J]. 岩土力学, 2011, 32(2): 429-434.
Mu Chaomin, Qi Juan, Xin Kai. Interaction between blast wave and structure in highly saturated soil [J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(2): 429-434.
- [15] Tu Shengwu, Zhong Dongwang, Li Linna, et al. Dynamic response and reliability analysis of buried steel pipes under blast load [J]. Advances in Transdisciplinary Engineering, 2021, 19: 629-638.
- [16] 王羽, 高康华. 土中爆炸波与地下结构相互作用计算方法研究综述 [J]. 爆炸与冲击, 2015, 35(5): 703-710.
Wang Yu, Gao Kanghua. Review on calculation methods for interaction between explosion waves in soil and underground structures [J]. Explosion and Shock Waves, 2015, 35(5): 703-710.
- [17] 孙善政, 王伟, 刘渊, 等. 分层岩土介质中的爆炸地冲击横向传播规律 [J]. 火箭军工程大学学报, 2024, 38(6): 12-22.
Sun Shanzheng, Wang Wei, Liu Yuan, et al. Transverse propagation law of explosion ground shock in layered geotechnical medium [J]. Journal of Rocket Force University of Engineering, 2024, 38(6): 12-22.
- [18] 李硕, 徐青青, 乔建伟. 马尔代夫珊瑚礁岩土地层结构与波速特征 [J]. 岩土工程技术, 2022, 36(6): 448-451.
Li Shuo, Xu Qingqing, Qiao Jianwei. Soil layer structure and wave properties of coral reef in Maldives [J]. Geotechnical Engineering Technique, 2022, 36(6): 448-451.
- [19] 马林建, 刘华超, 张巍, 等. 不同埋深珊瑚礁灰岩物理力学特性宏观研究 [J]. 高校地质学报, 2023, 29(3): 471-478.
Ma Linjian, Liu Huachao, Zhang Wei, et al. Macroscopic and mesoscopic investigation on the physical and mechanical characteristics of coral limestone at different depths [J]. Geological Journal of China Universities, 2023, 29(3): 471-478.
- [20] 郑坤, 孟庆山, 汪稔, 等. 不同结构类型珊瑚礁灰岩弹性波特性研究 [J]. 岩土力学, 2019, 40(8): 3081-3089.
Zheng Kun, Meng Qingshan, Wang Ren, et al. Elastic wave properties of coral reef limestone with different structural types [J]. Rock and Soil Mechanics, 2019, 40(8): 3081-3089.
- [21] Marrs F, Heiges M. Soil modeling for mine blast simulation [C] // Proceedings of the 13th International LS-DYNA Conference. Dearborn, MI: Livermore Software Technology Corporation, 2014.
- [22] 朱宏伟, 李邦杰, 马峰, 等. 内爆荷载下框架建筑的毁伤效应 [J]. 火箭军工程大学学报, 2025, 39(1): 97-105.
Zhu Hongwei, Li Bangjie, Ma Feng, et al. Damage effect of frame buildings under internal blast load [J]. Journal of Rocket Force University of Engineering, 2025, 39(1): 97-105.
- [23] Ding Yuqing, Tang Wenhui, Zhang Ruoli, et al. Determination and validation of parameters for Riedel-Hiermaier-Thoma concrete model [J]. Defence Science Journal, 2013, 63(5): 524-530.
- [24] Chen Hong, Liew J. Explosion and fire analysis of steel

- frames using mixed element approach[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2005, 131(6): 606-616.
- [25] 赵春风, 何凯城, 卢欣, 等. 双钢板混凝土组合板抗爆性能分析[J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(9): 116-131.
- Zhao Chunfeng, He Kaicheng, Lu Xin, et al. Analysis on the blast resistance of steel concrete composite slab[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(9): 116-131.
- [26] 黄杰, 李明鸿, 吴拓展, 等. 钙质砂场地爆炸成坑实验与数值模拟研究[J]. *爆炸与冲击*, 2023, 43(10): 30-45.
- Huang Jie, Li Minghong, Wu Tuozhan, et al. Experimental and numerical simulation studies on blast-induced craters in calcareous sand[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(10): 30-45.
- [27] Xu Hang, Qin Youquan, Zhang Weifeng, et al. Experimental and numerical simulation of explosion resistance of composite structure of shallow-buried box steel structure and polyurethane elastomer supports under the action of ground explosion[J]. *Thin-Walled Structures*, 2025, 208: 112751.
- [28] 张磊, 余振鹏, 于祥敏, 等. 远场爆炸荷载作用下钢箱梁桥的动力响应及毁伤评估[J]. *火箭军工程大学学报*, 2024, 38(1): 34-45.
- Zhang Lei, Yu Zhenpeng, Yu Xiangmin, et al. Dynamic response and damage assessment of steel box girder bridges under far-field blast loading[J]. *Journal of Rocket Force University of Engineering*, 2024, 38(1): 34-45.
- [29] 孙善政, 卢浩, 陈昊, 等. 爆炸作用下土中竖井结构荷载分布规律[J]. *陆军工程大学学报*, 2023, 2(1): 18-27.
- Sun Shanzheng, Lu Hao, Chen Hao, et al. Distribution of explosion load on silo structure in soil[J]. *Journal of Army Engineering University of PLA*, 2023, 2(1): 18-27.
- [30] 臧博, 朱东生, 冯长友, 等. 圆钢管混凝土桥墩弯矩-曲率关系分析[J]. *重庆交通大学学报(自然科学版)*, 2011, 30(1): 13-18.
- Zang Bo, Zhu Dongsheng, Feng Changyou, et al. Moment-curvature relationship of circular CFST piers[J]. *Journal of Chongqing Jiaotong University(Natural Science)*, 2011, 30(1): 13-18.
- [31] Costantino C J, Vey E. Response of buried cylinders encased in foam[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1969, 95(5): 1159-1179.

Equivalent Calculation Method for Dynamic Response of Shaft Structures in Layered Geotechnical Media under Lateral Explosion

SUN Shanzheng¹, LIU Yuan¹, LI Zeng², YAO Yifan¹

(1. Rocket Force University of Engineering, Xi'an 710025, China;

2. Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China)

ABSTRACT: An equivalent calculation method based on elastic restraint boundaries and equivalent uniformly distributed loads was proposed to address the complexity when calculating the dynamic response of shaft structures in layered geotechnical media under a lateral explosion. First, a finite element model validated by scale-model tests was constructed to analyze the load distribution and deformation characteristics of the shaft structure in a layered medium under a lateral explosion. Consequently, based on the deformation characteristics, the shaft was simplified as a cylindrical cantilever beam model under uniformly distributed loads with an elastically embedded boundary. Through theoretical analysis and parametric modeling, the influences of the structural parameters, geotechnical properties, and charge conditions on the restraint stiffness and load equivalent coefficient were obtained. Finally, a quantitative calculation method for the restraint stiffness and load equivalent coefficient was obtained, forming a complete equivalent calculation process. The results indicate that when establishing an equivalent calculation model for shaft structures in layered geotechnical media, the soft-hard rock interface can be described by a fixed boundary, and the restraint effect of the soft rock on the structure can be characterized by an elastic restraint boundary that includes translational and rotational stiffness values. The constrained stiffness increases exponentially with the increase of the stiffness coefficient of the short beam and increases with the increase of the elastic modulus of soft rock. The load equivalent coefficient increases with the increase of the ratio of the comprehensive stiffness of the structure to the modulus of the sand, and decreases with the increase of the distance of the charge ratio.

KEYWORDS: protective engineering; equivalent calculation method; shaft structure; layered geotechnical media; elastic restraint boundary; load equivalent coefficient

(编辑: 刘建民)