

基于块体单元离散模型的地铁车站爆炸破岩与防护研究¹⁾

吕祥锋^{*,†,2)} 杨东波^{*} 冯春^{**} 周宏源^{*}

^{*}(北京市市政工程研究院岩土工程技术研究中心, 北京 100037)

[†](北京市建设工程质量第三检测所, 北京 100037)

^{**}(中国科学院力学研究所, 北京 100190)

摘要 地铁已成为大、中型城市主要交通工具, 然而地铁车站一直是恐怖爆炸袭击的重点对象, 直接影响地铁运营安全, 增强地铁车站结构防护抗爆能力至关重要. 本文采用理论分析、数值模拟相结合的研究方法, 利用单元内连续、单元间非连续的计算方法, 构建块体单元离散弹簧动力学模型, 建立地铁车站三维计算模型, 模拟地铁车站内部爆炸状况, 研究爆炸波空间传播和耗散规律及对构筑物破坏作用; 分析低能爆炸作用下车站支柱混凝土、钢管护层混凝土和泡沫钢板夹芯护层混凝土抗爆性能, 根据不同防护结构衰减应力波和吸能性能, 优化地铁车站构筑物防护结构型式, 提高车站抗爆能力, 具有重要的实际应用价值.

关键词 块体单元, 连续-非连续计算方法, 地铁车站, 抗爆性能

中图分类号: O38 文献标识码: A doi: 10.6052/1000-0879-16-019

STUDY OF ROCK BREAKING AND PROTECTION OF SUBWAY STATION BASED ON DISCRETE MODEL OF BLOCK ELEMENT¹⁾

LÜ Xiangfeng^{*,†,2)} YANG Dongbo^{*} FENG Chun^{**} ZHOU Hongyuan^{*}

^{*}(Geotechnical Engineering Technology Research Center, Beijing Municipal Engineering Research Institute, Beijing 100037, China)

[†](Beijing Municipal Construction Engineering Quality Third Test Institute, Beijing 100037, China)

^{**}(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract Subway has become a big city's main traffic tool. A subway station may easily become terrorist attack object. This directly affects the subway operation safety. It is important to enhance the subway station structure protection and antiknock ability. In this paper, the rock breaking and protection of subway station are explored by combined study of theoretical analysis, numerical simulations and experiments. Using the calculation method with discontinuous elements, three-dimensional calculation model is set up. Explosion wave propagation and dissipation regularity and damage to structures are studied, based on the discrete model of block element. The antiknock seismic performance of the station management layer of concrete pillar concrete,

2016-01-13 收到第 1 稿, 2016-05-11 收到修改稿.

1) 国家自然科学基金青年科学基金项目 (51504029)、北京市优秀人才青年骨干个人项目 (2014754154700G203) 和北京市科技新星计划 (XX2016041) 资助.

2) 吕祥锋, 副研究员, 硕士研究生导师, 主要从事城市岩土工程灾害评估与控制方面的科研工作.

E-mail: lvxiangfeng2006@126.com

引用格式: 吕祥锋, 杨东波, 冯春等. 基于块体单元离散模型的地铁车站爆炸破岩与防护研究. 力学与实践, 2016, 38(5): 511-519

Lü Xiangfeng, Yang Dongbo, Feng Chun, et al. Study of rock breaking and protection of subway station based on discrete model of block element. *Mechanics in Engineering*, 2016, 38(5): 511-519

steel, bandages concrete and foam sandwich steel armor layer concrete is analyzed under low-energy explosions. According to different protective structure, attenuation of stress wave, and energy absorption performance, the optimization of subway station structure and structure protection type have important practical application value.

Key words block element, continuous-discontinuous calculation method, subway station, antiknock protection

随着北京城市规模的急剧增加,地铁已成为城市主要交通工具,截止2014年底,北京市地铁运营总里程已达到527.2 km。大规模城市地铁运营给人们出行带来便利条件,然而随着国际恐怖主义的日益猖獗,地铁成为恐怖爆炸袭击^[1]的重点对象之一。历史上发生过多次针对地铁的恐怖爆炸袭击事件,直接影响着地铁运营安全,例如:2004年,莫斯科地铁恐怖爆炸对地铁车站隧道结构损坏严重;2005年,伦敦地铁连环恐怖爆炸对车站设施和构筑物造成了破坏;2011年,上海地铁隧道追尾事故产生的强烈机械振动,对地铁隧道^[2]产生明显破坏作用。目前地铁相关设计规范并没有对抗爆设计炸药当量给予相关设防标准,对地铁车站设施安防及承载结构物抗爆等级也未做具体规定,造成地铁车站爆炸事件潜在灾害威胁严重;由于受到试验条件等限制,目前国内还没有针对地铁车站内爆炸作用设施及承载结构物抗爆能力进行过研究,也没有对地铁内爆炸作用防护结构抗灾变能力进行过相关试验研究,更没有对设施安防、承载结构物和隧道抗爆性能提出新结构型式。

本文利用单元内连续、单元间非连续的计算方法^[3-5],构建块体单元离散弹簧动力学模型,建立地铁车站三维计算模型,模拟地铁车站内部爆炸状况,研究爆炸波空间传播和耗散规律及对构筑物的破坏作用;分析低能爆炸作用下车站支柱混凝土、钢管护层混凝土、绷带混凝土和泡沫钢板夹芯护层混凝土抗爆性能,根据不同防护结构衰减应力波和吸能性能,优化地铁车站构筑物防护结构型式,提高车站抗爆性能,具有重要的实际应用价值。

1 数值方法及本构模型

本文采用连续-非连续单元方法(continuum-based discrete element method, CDEM)^[6]进行混凝土结构抗爆性能的数值分析。基于连续介质力学的离散元方法将有限元与离散元进行耦合,在块体内部进行有限元计算,在块体边界进行离散元计算,通

过块体内部及块体边界的断裂,不仅可以模拟材料在连续状态下及非连续状态下的变形、运动特性,更可以实现材料由连续体到非连续体的渐进破坏过程。这是CDEM与现有其他计算方法的区别,在模拟爆炸波传播、爆炸致裂及爆炸破岩渐进过程中具有可开展大规模工程化计算、计算速度快、计算结果可靠的优势。对于地铁车站爆炸破岩和防护工程化研究问题,其计算规模大,要求计算速度快、精度高,并且需要开展多组防护措施优化分析,鉴于以上工程问题的复杂性和规模性以及CDEM的计算特点,特别选用CDEM为地铁车站爆炸破岩和防护优化研究的计算方法。计算中,混凝土、钢板、泡沫及炸药均采用实体单元进行离散,并利用显式有限元进行求解;钢筋混凝土采用拉剪复合的理想弹塑性模型进行描述,钢板及泡沫材料采用Tresca理想弹塑性模型进行描述,TNT(Trinitrotoluene)炸药采用JWL(Jones-Wilkins-Lee)爆源模型进行描述。

1.1 有限元显式求解过程

有限元的显式求解主要包含节点合力计算及节点运动计算两个部分。节点合力计算公式为

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^E + \mathbf{F}^d + \mathbf{F}^c \quad (1)$$

其中, \mathbf{F} 为节点合力, \mathbf{F}^E 为节点外力, \mathbf{F}^d 为节点变形力(由单元应力贡献), \mathbf{F}^c 为节点阻尼力。

节点运动计算公式为

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{a} = \mathbf{F}/m, \quad \mathbf{v} = \sum_{t=0}^{T_{\text{now}}} \mathbf{a} \Delta t \\ \Delta \mathbf{u} = \mathbf{v} \Delta t, \quad \mathbf{u} = \sum_{t=0}^{T_{\text{now}}} \Delta \mathbf{u} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

其中, \mathbf{a} 为节点加速度、 \mathbf{v} 为节点速度、 $\Delta \mathbf{u}$ 为节点位移增量, \mathbf{u} 为节点位移全量, m 为节点质量, Δt 为计算时步。基于式(1)和式(2)的交替计算,即可实现有限元的显式求解过程。

采用增量法进行单元应力及节点变形力的计算

公式为

$$\left. \begin{aligned} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_i &= \mathbf{B}_i \Delta \mathbf{u}_e \\ \Delta \boldsymbol{\sigma}_i &= \mathbf{D} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_i \\ \boldsymbol{\sigma}_i^n &= \boldsymbol{\sigma}_i^o + \Delta \boldsymbol{\sigma}_i \\ \mathbf{F}_e &= \sum_{i=1}^N \mathbf{B}_i^T \boldsymbol{\sigma}_i^n w_i J_i \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

其中, $\mathbf{B}_i, \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_i, \Delta \boldsymbol{\sigma}_i, w_i, J_i$ 分别为高斯点 i 的应变矩阵、增量应变向量、增量应力向量、积分系数及雅克比行列式; $\boldsymbol{\sigma}_i^n$ 及 $\boldsymbol{\sigma}_i^o$ 为高斯点 i 当前时刻及上一时刻的应力向量; $\mathbf{D}, \Delta \mathbf{u}_e, \mathbf{F}_e$ 分别表示单元的弹性矩阵、节点增量位移向量及节点力向量; N 表示高斯点个数.

计算爆炸引起的地铁车站立柱破坏问题时, 单元会发生较大的平动及转动, 本文通过实时更新应变矩阵 (\mathbf{B} 矩阵) 实现单元大运动的模拟.

1.2 拉剪复合的理想弹塑性模型

为了模拟钢筋混凝土材料在爆炸载荷作用下的塑性破坏过程, 采用拉剪复合的理想弹塑性本构 [7] 对式 (3) 计算的试探应力 σ_{ij} 进行修正. 首先根据应力张量 σ_{ij} 计算当前时步的主应力 σ_1, σ_2 及 σ_3 , 而后根据式 (4) 判断该应力状态是否已经达到或超过了 Mohr-Coulomb 准则或最大拉应力准则, 为

$$\left. \begin{aligned} f^s &= \sigma_1 - \sigma_3 N_\phi + 2C \sqrt{N_\phi} \\ f^t &= \sigma_3 - T \\ h &= f^t + \alpha^P (\sigma_1 - \sigma^P) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中, C, ϕ, T 为黏聚力、内摩擦角及抗拉强度, $N_\phi, \alpha^P, \sigma^P$ 为常数 (式 (5)). 如果 $f^s \geq 0$ 且 $h \leq 0$, 则发生剪切破坏; 如果 $f^t \geq 0$ 且 $h > 0$, 则发生拉伸破坏.

$$\left. \begin{aligned} N_\phi &= \frac{1 + \sin(\phi)}{1 - \sin(\phi)} \\ \alpha^P &= \sqrt{1 + N_\phi^2} + N_\phi \\ \sigma^P &= T(t) N_\phi - 2C(t) \sqrt{N_\phi} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

当单元发生剪切破坏时, 采用式 (6) 进行主应力的修正, 为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1-\text{new}} &= \sigma_1 - \lambda^s (\alpha_1 - \alpha_2 N_\psi) \\ \sigma_{2-\text{new}} &= \sigma_2 - \lambda^s \alpha_2 (1 - N_\psi) \\ \sigma_{3-\text{new}} &= \sigma_3 - \lambda^s (-\alpha_1 N_\psi + \alpha_2) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中, $\lambda^s, N_\psi, \alpha_1$ 和 α_2 为常数, 其表达式为

$$\left. \begin{aligned} \lambda^s &= \frac{f^s(\sigma_1, \sigma_3)}{(\alpha_1 - \alpha_2 N_\psi) - (-\alpha_1 N_\psi + \alpha_2) N_\psi} \\ \alpha_1 &= K + \frac{4}{3} G \\ \alpha_2 &= K - \frac{2}{3} G \\ N_\psi &= \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

其中, ψ, K 和 G 分别表示剪胀角、体积模量及剪切模量.

当单元发生拉伸破坏时, 采用式 (8) 进行主应力的修正, 为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1-\text{new}} &= \sigma_1 - [\sigma_3 - T(t)] \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \\ \sigma_{2-\text{new}} &= \sigma_2 - [\sigma_3 - T(t)] \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \\ \sigma_{3-\text{new}} &= T(t) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

将经过 Mohr-Coulomb 准则及最大拉应力准则修正后的主应力转换至整体坐标系, 根据有限元法计算由单元应力贡献出的节点变形力 (即式 (1) 中的 \mathbf{F}^d).

1.3 Tresca 理想弹塑性模型

为了模拟钢板及泡沫材料在爆炸载荷作用下的塑性特性, 采用 Tresca 理想弹塑性模型进行描述. 该模型包括剪切及拉伸两个方面, 如式 (9) 所示. 式中, τ_c 为抗剪强度, σ_t 为抗拉强度.

$$\left. \begin{aligned} 0.5(\sigma_1 - \sigma_3) &\geq \tau_c \\ \sigma_1 &\geq \sigma_t \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

1.4 JWL 爆源模型

JWL 模型 [8] 由 Lee 于 1965 年在 Jones 和 Wilkins 工作的基础上提出, 具体可表述为式 (10). 其中, P 为爆轰产物瞬时压力, V' 为爆轰产物相对体积 (V/V_0), A, B, R_1, R_2 和 ω 为圆筒试验拟合得出的参数. E_0 为爆炸产物初始时刻的比内能 (J/m^3).

$$\begin{aligned} P &= A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V'} \right) e^{-R_1 V'} + \\ &B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V'} \right) e^{-R_2 V'} + \frac{\omega E_0}{V'} \end{aligned} \quad (10)$$

数值计算时由于需要用到初始时刻的体积 V_0 及当前时刻的体积 V , 因此要求数值计算采用大变形, 实时更新单元坐标, 以便计算单元体积.

本文采用到时起爆的方式模拟点火过程及爆轰波在炸药内的传播过程. 设某一炸药单元到点火点的距离为 d , 炸药的爆速为 D , 则点火时间为 $t_1 = d/D$. 当爆炸时间 $t > t_1$ 时, 该单元才根据式 (11) 进行爆炸压力的计算, 式中 P_r 为真实爆炸压力, $f(P)$ 为 JWL 状态方程, ξ 为能量释放率 (式 (12)), 其中, V_e 为单元初始体积, $A_{e-\max}$ 为单元最大面积.

$$P_r = \xi f(P) \tag{11}$$

$$\xi = \begin{cases} \min\left(\frac{2(t-t_1)DA_{e-\max}}{3V_e}, 1\right) & (t > t_1) \\ 0 & (t \leq t_1) \end{cases} \tag{12}$$

程序实现时, 首先根据式 (11) 计算单元爆炸压力, 而后将该压力转换为单元节点力, 累加各炸药单元贡献的节点力形成节点合力, 根据牛顿定律计算节点的加速度、速度、位移, 根据节点位移计算单元的当前体积, 根据当前体积及式 (11) 计算下一时步的爆炸压力.

与围岩耦合计算时, 如果围岩单元与炸药单元共节点, 则炸药单元产生的爆炸压力通过公用节点自动作用到围岩体上; 如果炸药单元与围岩节点独立, 则需设定接触单元进行爆炸压力的传递, 本文采用半弹簧接触模型^[9]实现相应的压力传递过程, 计算过程中令切向耦合刚度为 0.

2 地铁站恐袭爆炸波传播与破岩过程研究

2.1 模拟内容及思路

采用 CDEM 数值模拟^[10-13]软件, 研究 5 kg, 10 kg, 15 kg 及 20 kg TNT 球形药包对地铁车站立柱的破坏作用及爆炸波在地铁车站^[14-15]柱、梁、板体系中的传播衰减规律.

由于地铁车站柱、梁、板体系的尺寸与药包尺寸相比差了 2 个数量级, 采用完全耦合的方式进行分析存在困难, 立柱的尺寸相对较小, 且爆炸物与立柱间并非完全贴合, 根据相关文献实验及数值模拟结果, 误差在 10% 以内, 另外, 本文主要探讨爆炸压力对梁板柱整个结构体系的影响, 为兼顾爆炸过程及结构体系动力响应过程的精度, 并考虑到计算的可行性, 本项目采用弱耦合的方式进行模拟. 即首先模拟不同药量的 TNT 药包在空中爆炸的过程, 获得爆轰压力随时间的变化规律; 而后将爆轰压力时程曲线施加于柱体表面, 研究柱、梁、板体系在爆轰压力的动态力学响应及破坏规律.

2.2 爆炸作用力的计算

TNT 炸药采用 JWL 模型进行描述, 装药密度 1630 kg/m^3 , 炸药比内能 7 GJ/m^3 , 实验参数 A 为 371.2 GPa , B 为 3.2 GPa , R_1 为 4.2 , R_2 为 0.95 , ω 为 0.3 , CJ (Chapman-Jouguet) 面上的压力为 29.5 GPa , 爆速为 6930 m/s , 点火位置为药包中心. 5 kg, 10 kg, 15 kg 及 20 kg TNT 炸药对应的球半径分别为 9.01 cm , 11.4 cm , 13.0 cm , 14.3 cm . 采用四面体单元对上述炸药进行离散, 对应的网格数分别为 4855 , 9037 , 13207 , 17401 .

不同时刻炸药爆心处的爆轰压力随时间的变化曲线如图 1 所示. 由图可得, 随着药量的增加, 爆心处的爆轰压力峰值基本一致 (约为 7.5 GPa), 但峰值持续时间逐渐增大 (从 $30 \mu\text{s}$ 增加至 $75 \mu\text{s}$). 考虑到药包半径的增大, 爆轰压力真正作用到立柱上的力也将增大, 此处假设爆炸引起的高压作用面积为球形药包的截面积 (分别为 0.0255 m^2 , 0.0405 m^2 , 0.0531 m^2 , 0.0643 m^2), 则各药量下对应的作用力时程曲线如图 2 所示. 将图 2 中的爆炸力时程曲线作用于立柱上的某一节点, 即可计算爆炸载荷下柱梁板体系的动态响应及破坏问题.

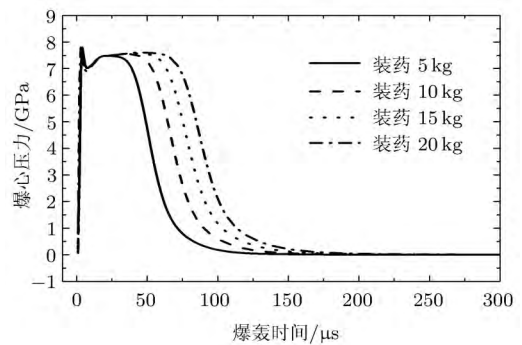


图 1 爆心压力时程曲线

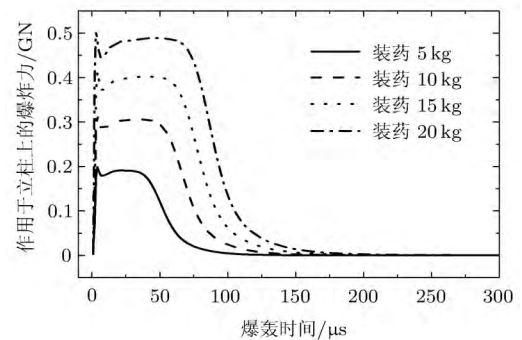


图 2 立柱上爆炸力时程曲线

2.3 数值模型建立

设某地铁站共两层，宽 18m，高 15m，长 110m，埋深 20m，每层高 5.5m；该车站共包含 64 根立柱，纵横间距均为 7m，立柱截面尺寸为 0.9m × 1.2m；该车站共包含 32 道横梁，上下楼层各 16 道，横梁截面尺寸为 0.9m × 1.5m；该车站共包含 4 道纵梁，上下楼层各 2 道，纵梁截面尺寸为 1.2m × 1.5m，车站顶板、楼板厚度均为 50cm。

由于地铁站尺度较大，为了节省计算时间，取纵向长度及横向长度的一半建立数值模型(图 3)，模型整体尺寸为 54m×12m，并采用 102 297 个四面体单元进行离散。在各立柱中部的表层分别设置测点，监测计算过程中位移、应力随时间的变化规律，编号分别为 C1-1~C1-8, C2-1~C2-8, C3-1~C3-8, C3-1~C3-8，其中 C1 表示前侧第一层立柱，C2 表示前侧第二层立柱，C3 表示后侧第一层立柱，C4 表示

后侧第二层立柱。在第二层楼板及第二层顶板的中部也分别设置了测点，编号分别为 P1-1~P1-7, P2-1~P2-7。

采用考虑应变软化的 Mohr-Coulomb 模型及最大拉应力模型来模拟柱梁板系统的弹塑性响应。柱梁板系统均采用 C40 混凝土，根据相关规范，其弹性模量为 32.5 GPa，轴心抗压强度 26.8 MPa，抗拉强度 2.39 MPa。设梁板柱的配筋率均为 2%，则钢筋混凝土材料的等效力学参数为：密度 2 606 kg/m³，弹性模量 36.0 GPa，泊松比 0.25，黏聚力 7.99 MPa，抗拉强度 10.34 MPa，内摩擦角 40°，剪胀角 15°。极限剪切塑性应变为 3%，极限拉伸塑性应变为 1%；当某单元超过极限应变时，该单元即发生失效。

在 C1-1 测点所在立柱的底部(图 3)放置球形 TNT 药包，药包表面紧贴立柱表面。将图 2 所示立柱爆炸力时程曲线施加至爆炸加载点，计算不同药

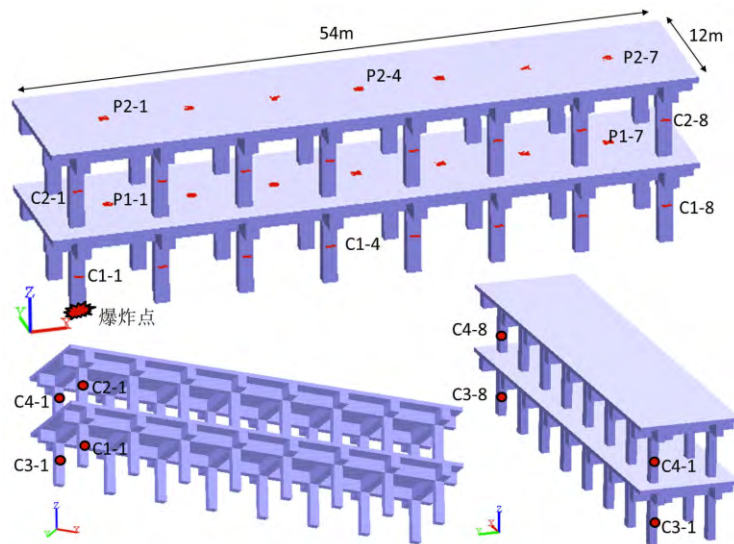


图 3 地铁站柱梁板模型(真实车站的 1/4)

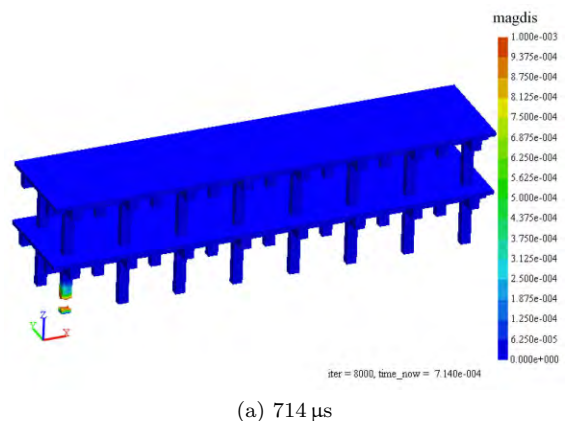
量对柱梁板体系动态规律的影响。

为了体现上覆地层对地铁站的影响，考虑地层应力的作用，模拟 20m 地层深度引起的压应力，根据 $\sigma_z = \gamma Z$ ， γ 取 20m 深地层平均容重 20 kN/m³，因此，在第二层顶板的表面施加 0.4 MPa 的地层应力。

2.4 爆炸波传播与破岩规律数值分析

2.4.1 动态位移分析

由于各药量下柱梁板体系的动态位移场变化规律基本一致，仅数值上有所差别，现给出 20kg TNT 作用下系统的总位移云图变化情况(如图 4)。由图



(a) 714 μs

图 4 20kg 炸药下典型时刻地铁站的总位移云图(最大值限定为 1mm)

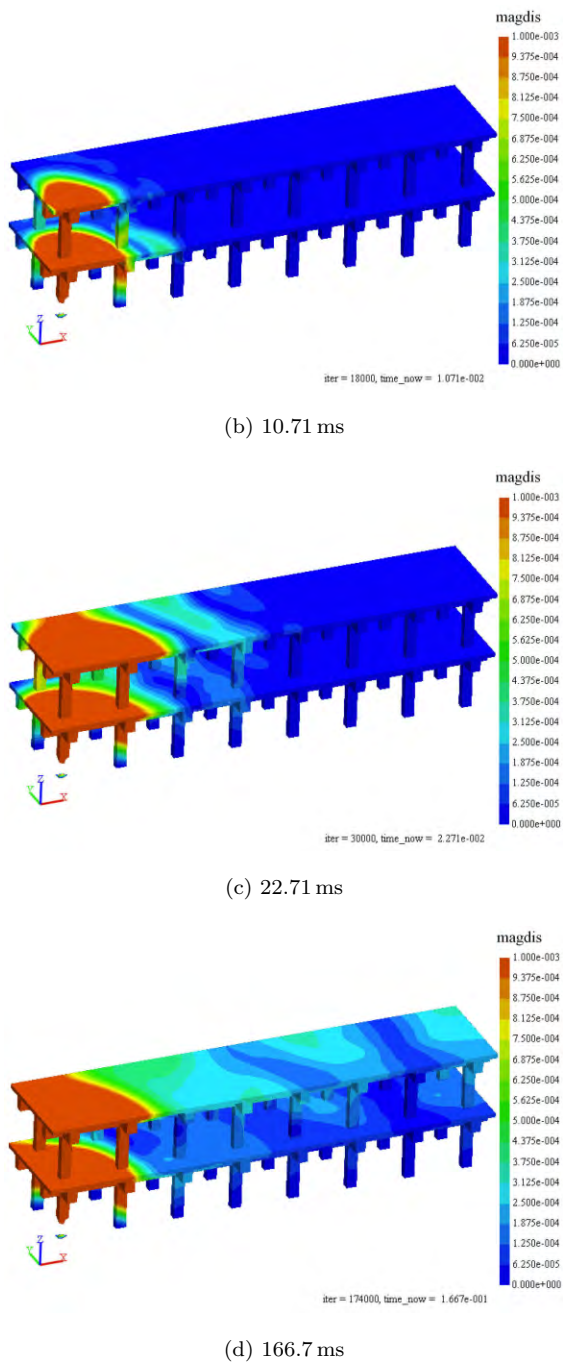


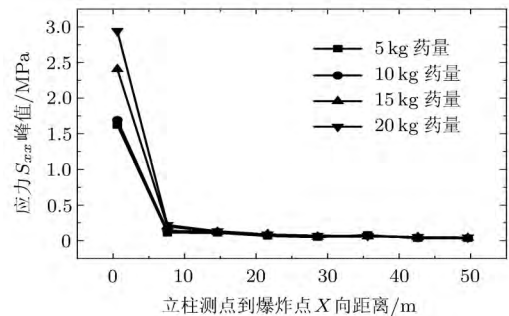
图4 20 kg炸药下典型时刻地铁站的总位移云图(续)
(最大值限定为 1 mm)

可得,爆炸一开始,爆炸点附近的立柱单元在高压下立即出现失效,而后位移波逐渐向第二层楼板、顶板传递^[16-17].由于受周边立柱的约束作用,大位移区域主要出现在爆炸点周边一跨的范围内.

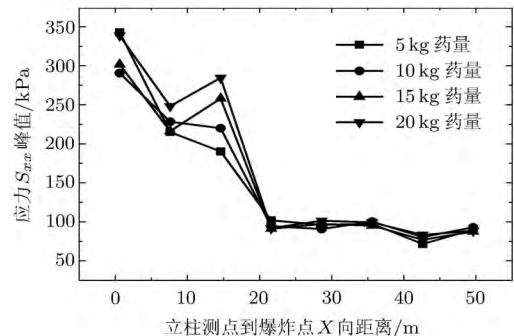
2.4.2 动态应力场分析

不同药量下,应力峰值与测点距离的关系如图5所示.由图可得,随着药量的增大,立柱典型位置的峰值应力^[18-20]均呈现增大趋势,以C1系列立

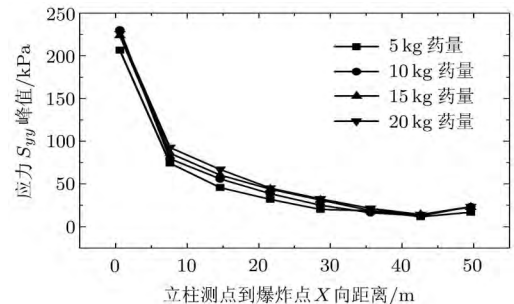
柱的应力 S_{xx} 为例(图5(a)),随着药量的增大,测点C1-1的 S_{xx} 应力从1.62 MPa增加至了2.94 MPa.从图还可以看出,随着到爆炸点距离的增大,爆炸引起的应力扰动越小,峰值应力的变化曲线越平滑.



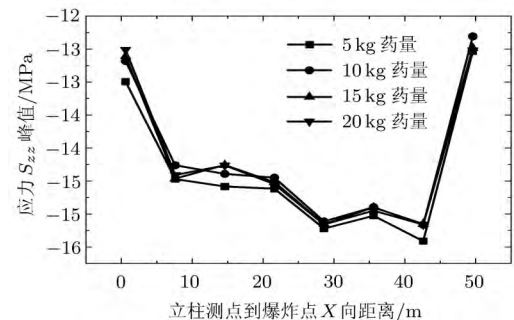
(a) C1系列立柱上的应力 S_{xx} 峰值



(b) C2系列立柱上的应力 S_{xx} 峰值



(c) C3系列立柱上的应力 S_{yj} 峰值



(d) C4系列立柱上的应力 S_{zz} 峰值

图5 不同药量下立柱峰值应力变化情况

3 车站混凝土柱抗爆性能及防护型式优化

采用 CDEM 数值模拟软件, 研究 15 kg TNT 作用下, 纯钢筋混凝土立柱, 刚板护层混凝土立柱及泡沫钢板夹芯护层混凝土立柱的抗爆性能, 为地体立柱的抗爆性能优化设计提供依据.

3.1 数值计算基本原理

本次数值模拟采用 CDEM 中的连续模型进行分析. 混凝土、钢板、泡沫及炸药均采用实体单元进行离散, 并利用显式有限元进行求解. 其中, 混凝土采用 Mohr-Coulomb 理想弹塑性模型进行描述, 钢板及泡沫材料采用 Tresca 理想弹塑性模型进行描述, TNT 炸药采用 JWL 爆源模型进行描述.

3.2 数值模型建立

本次计算中的 3 种立柱形式分别为: 纯钢筋混凝土立柱 (以下简称 A 型立柱), 钢板护层钢筋混凝土立柱 (以下简称 B 型立柱) 及泡沫钢板夹芯护层钢筋混凝土立柱 (以下简称 C 型立柱), 3 种立柱的截面尺寸均为 0.9 m × 1.2 m, 高均为 6 m (动力计算时, 两侧施加无反射条件). B 型立柱的钢板厚度为 1 cm, C 型立柱的泡沫钢板厚度为 5 mm + 5 mm + 5 mm, 材料分别为钢、泡沫、钢. C40 及 C45 是地铁车站混凝土立柱常用的两种等级, 考虑到本文第 2 节已对 C40 混凝土在爆炸载荷下的动态力学行为做了一定的探讨, 本节将重点关注 C45 混凝土在爆炸载荷下的动力学响应.

数值计算时, 为了保证 3 种类型立柱计算结果的可比性, 采用相同的网格进行计算, 通过改变相应区域的材料实现不同立柱形式的模拟. 不同类型立柱中 5 种组号对应的材料如表 1 所示. 混凝土、钢、泡沫的物理力学参数见表 2.

设 15 kg TNT 炸药的药包为球形, 直径为 26 cm, 药包位于柱子中部, 药包外侧与柱子紧贴.

表 1 不同类型立柱中组号对应的材料

立柱类型	A	B	C
1#		钢筋 混凝土	
2#	钢筋 混凝土	钢筋 混凝土	钢板
3#	钢筋 混凝土	钢板	泡沫
4#	钢筋 混凝土	钢板	钢板
5#		炸药	

表 2 混凝土、钢、泡沫的物理力学参数

项目名称	混凝土	钢筋混凝土	钢	泡沫
密度/(kg·m ⁻³)		2 606	7 800	25
弹性模量/GPa	33.5	37.0	210	10
抗压强度/MPa	29.6			
抗拉强度/MPa	2.51	10.5	400	1
抗剪强度/MPa			400	1
泊松比		0.25	0.3	0.3
黏聚力/MPa		8.63		
内摩擦角/(°)		40		
剪胀角/(°)		15		

TNT 炸药采用 JWL 模型进行描述, 装药密度 1 630 kg/m³, 炸药比内能 7 GJ/m³, 实验参数 A 为 371.2 GPa, B 为 3.2 GPa, R_1 为 4.2, R_2 为 0.95, ω 为 0.3, CJ 面上的压力为 29.5 GPa, 爆速为 6 930 m/s, 点火位置为药包中心.

为了体现上覆地层对柱子的压力, 本节计算考虑上覆地层厚度为 15 m 的情况, 设地层容重为 20 kN/m³, 可得地层对车站顶板的作用压力为 0.3 MPa; 根据 2.3 节中顶部的尺寸、立柱的数量及截面积, 单一立柱所受的平均压力约为 11 MPa; 因此, 本节在立柱顶部施加 11 MPa 的压应力模拟上覆地层的作用. 在爆炸计算时, 为了消除立柱上下边界的虚假反射波, 在上下边界设置无反射边界条件.

3.3 数值结果分析

3.3.1 塑性应变分析

塑性体应变 (主要用于评价拉伸破坏) 及塑性剪应变 (主要用于评价剪切破坏) 是表征材料发生塑性变形程度的物理量, 塑性应变是材料进入屈服段, 并发生一定程度永久变形的表征; 塑性应变越大, 表明材料在外载荷作用下发生的永久变形越大; 当塑性应变达到材料的极限断裂应变时, 材料随即发生断裂; 也即塑性应变越大, 材料面临失稳断裂的风险就越大. 由于未引入失效断裂准则, 本文通过塑性应变评价材料的抗爆性能. 因此可以利用上述两个指标刻画地铁立柱在爆炸载荷下的损伤破坏 [21-22] 情况. 一般而言, 塑性应变值越大, 该处材料发生损伤破坏的程度越厉害. 以立柱中心点为基准, 选取 3 个正交的截面进行分析 (如图 6, 分别命名为 Ox, Oy, Oz), 对比 3 种立柱形式下的塑性应变情况.

爆炸结束后, 对图 6 中两条测线 (虚线所示的线) 上的塑性体应变值及塑性剪应变值进行统计,

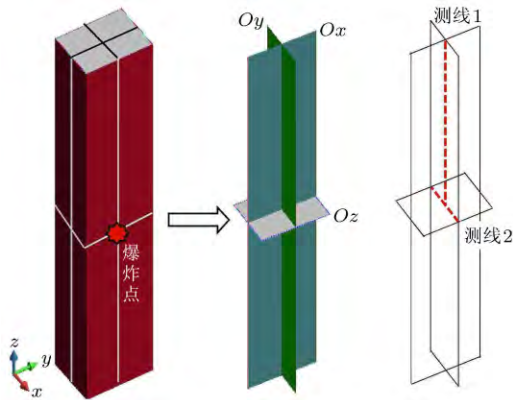


图6 三截面图

如图7和图8所示. 由图可得, 在两条测线上, A型立柱的塑性应变值均明显大于B型立柱及C型立柱, 表现A型立柱的抗爆性能最差; 而B型立柱及C型立柱的抗爆性能基本一致. 由图还可以看出, 炸点附近的塑性应变值最大, 随着Z向距离的增加, 塑性应变迅速减小; 在炸点对应的立柱中心, A型立柱的塑性体应变约为1.5%, 而B型及C型立柱的塑性体应变约为0.6%. 由图9和图10可知, A型立柱由于外侧没有钢板护层^[23-25], 导致表层出现大量的拉伸破坏, 塑性体应变值已达5%; 而相同位置

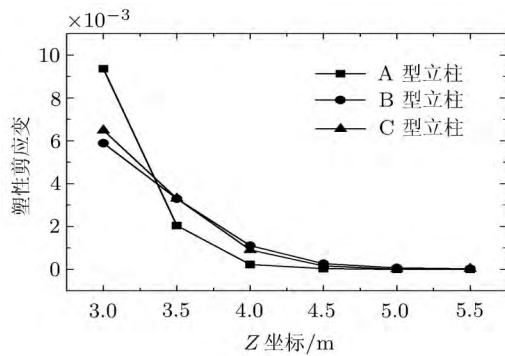


图7 测线1上塑性剪应变随Z坐标的变化

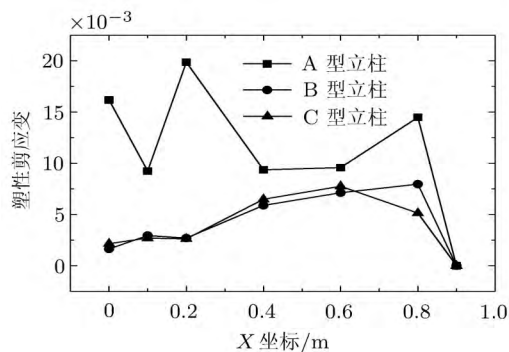


图8 测线2上塑性剪应变随X坐标的变化

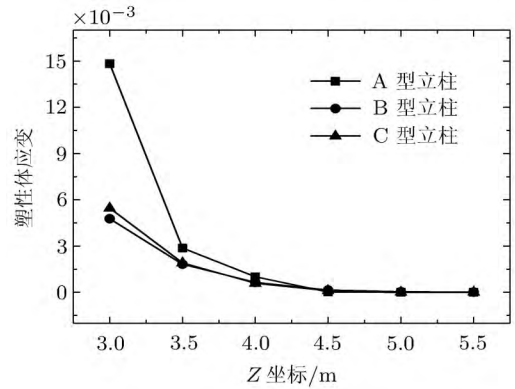


图9 测线1上塑性体应变随Z坐标的变化

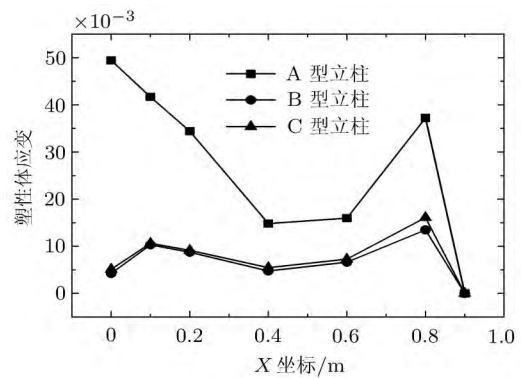


图10 测线2上塑性体应变随X坐标的变化

B型及C型立柱的塑性体应变仅为0.5%. 爆破刚开始, 迎爆面以压剪破坏为主, 背侧以张拉破坏为主; 随着爆炸应力波在立柱两侧的来回反射, 后期的立柱破坏形式均以张拉破坏为主, 不同的时间段主控的破坏模式不一致, 张拉破坏是立柱破坏的主要模式.

3.3.2 破裂度演化分析

破裂度是表征固体材料破坏程度的物理量, 主要适合于描述岩土体、混凝土等脆性材料的破坏程度; 由于本节重点探讨不同保护措施下混凝土立柱的抗爆性能, 因此采用破裂度进行评判是合适的. 此外, 与岩土工程的爆破相比, 由于混凝土立柱的尺寸较小, 爆炸应力波在毫秒量级便可对混凝土造成破坏. 当然, 由于受计算规模的限制, 截取了一部分(6m)来研究, 并在两侧施加了无反射边界条件, 无法观察到爆炸应力波传播至计算模型以外区域所造成的混凝土破坏. 因此, 定义数值模型的破裂度为计算过程中曾经进入过塑性的单元数与模型总单元数的比值, 爆炸瞬间, 破裂度迅速增加. A型立柱的破裂度明显大于B型及C型立柱, 约为88.9%; B型立柱的破裂度略大于C型立柱, 其中B型立柱为

72.1%, C 型立柱为 70.2%。

4 结 论

(1) 在基于节点刚性连接假设的块体单元离散法中引入拉伸破坏准则及 Moh-Coloumb 准则, 可以较为准确地模拟材料的内部拉伸破坏、剪切破坏等问题, 通过在块体单元弹簧法中引入 JWL 爆源模型, 可以实现爆破破岩(破混凝土)过程的真实模拟。

(2) 在地铁车站的柱梁板体系中, 损毁立柱从而诱发的连锁反映最为严重。爆炸载荷对立柱的破坏作用, 主要表现为对爆炸点所在位置立柱的严重毁伤, 导致立柱断裂, 形成缺口; 断裂立柱所支撑的梁、楼板等随之在重力作用下出现较大的变形, 从而进一步诱发梁板的开裂破坏。

(3) 随着药量的增大, 立柱的破坏范围略有增大, 柱梁板体系中的位移峰值、应力峰值也略有增加。

(4) 爆炸载荷作用下, 地铁立柱的迎爆面将发生严重的压剪破坏, 且对侧将发生层裂现象; 随着爆炸波在两侧的来回反射, 迎爆面及对侧面均发生了严重的拉伸破坏; 随着爆炸波的传播及衰减, 远处的峰值应力迅速衰减, 破坏程度也迅速减弱。

(5) 从破坏区域及应力峰值可以看出, 钢板护层钢筋混凝土立柱及泡沫钢板夹芯护层钢筋混凝土立柱的抗爆性能明显优于钢筋混凝土立柱, 且泡沫钢板夹芯护层钢筋混凝土立柱的抗爆性能略优于钢板护层钢筋混凝土立柱。

参 考 文 献

- 1 钱七虎. 反爆炸恐怖安全对策. 北京: 科学出版社, 2005
- 2 徐筠, 赵明阶. 节理裂隙岩体渐进破坏机制研究综述. 地下空间与工程学报, 2008, 4(3): 554-560
- 3 方明霖, 李国强, 孙飞飞等. 基于多弹簧模型的空间梁柱单元(I): 理论模型. 计算力学学报, 2008, 25(1): 129-133
- 4 冯春, 李世海, 姚再兴. 基于连续介质力学的块体单元离散弹簧法研究. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(s1): 2690-2704
- 5 Li SH, Wang JG, Liu BS, et al. Analysis of critical excavation depth for a jointed rock slope by face-to-face discrete element method. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2007, 40(4): 331-348
- 6 Wang YN, Zhao MH, Li SH, et al. Stochastic structural model of rock and soil aggregates by continuum-based discrete element method. *Science in China Series E-Engineering & Materials Science*, 2005, 48 (s1): 95-106
- 7 Itasca Consulting Group Inc. FLAC-3D (Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions), Version 3. 0, User's Manual. USA: Itasca Consulting Group Inc, 2005
- 8 赵铮, 陶钢, 杜长星. 爆轰产物 JWL 状态方程应用研究. 高压物理学报, 2009, 23(4): 277-282
- 9 王建全, 林皋, 刘君. 三维块体接触判断方法的分析与改进. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(9): 2247-2257
- 10 冯春, 李世海, 刘晓宇. 半弹簧接触模型及其在边坡破坏计算中的应用. 力学学报, 2011, 43(1): 184-192
- 11 罗海宁, 焦玉勇. 对三维离散单元法中块体接触判断算法的改进. 岩土力学, 1999, 20(2): 37-40
- 12 Lanru J, Ove S. Fundamentals of Discrete Element Methods for Rock Engineering Theory and Applications. Holland: Elsevier, 2007
- 13 Wu JH. New edge-to-edge contact calculating algorithm in three dimensional discrete numerical analysis. *Adv Eng Software*, 2008, 39(1): 15-24
- 14 曲树盛, 李忠献. 地铁车站爆炸引起的地面震动分析. 工程力学, 2013, 30(2): 231
- 15 闫秋实, 刘晶波, 伍俊. 典型地铁车站爆炸致人员伤亡区域的预测研究. 工程力学, 2012, 29(2): 81-88
- 16 张钱城, 郝方楠, 李裕春等. 爆炸冲击载荷作用下车辆和人员的损伤与防护. 力学与实践, 2014, 36(05): 527-53
- 17 胡柳青, 李夕兵, 龚声武. 冲击载荷作用下裂纹动态响应的数值模拟. 爆炸与冲击, 2006, 26(3): 214-221
- 18 Hunter P. London terrorist attacks heat up identity card debate and highlight uncertainties over their efficacy. *Computer Fraud & Security*, 2005, 7(5): 4-5
- 19 田力. 地下爆炸波冲击下地面结构动力响应及滑移隔震研究. [学位论文]. 天津: 天津大学, 2004
- 20 王鑫, 孟昭博, 刘增荣. 高台基本结构在交通载荷作用下的振动响应研究. 力学与实践, 2010, 32(4): 40-46
- 21 谷音, 刘晶波, 杜义欣. 三维一致粘弹性人工边界及等效粘弹性边界单元. 工程力学, 2007, 24(10): 31-37
- 22 Blair JA, Possley DR, Petfield JL, et al. Military penetrating spine injuries compared with blunt. *The Spine Journal*, 2011, 12(9): 762-768
- 23 Deshpande V, McMeeking R, Wadley H, et al. Constitutive model for predicting dynamic interactions between soil ejecta and structural panels. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2009, 57(8): 1139-1164
- 24 Jin MZ, Chen CQ, Lu TJ. The mechanical behavior of porous metal fiber sintered sheets. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2013, 61(1): 161-174
- 25 Liu XR, Tian XG, Lu TJ, et al. Blast resistance of sandwich-walled hollow cylinders with graded metallic foam cores. *Composite Structures*, 2012, 94(6): 2485-2493

(责任编辑: 刘希国)