第43卷增刊2

煤 炭 学 报

JOURNAL OF CHINA COAL SOCIETY

Vol. 43 Supp. 2

Dec. 2018



2018年

凌天龙,王宇涛,刘殿书,等. 修正 RHT 模型在岩体爆破响应数值模拟中的应用[J]. 煤炭学报,2018,43(S2); 434-442. doi;10. 13225/j. cnki. jccs. 2017. 1698

LING Tianlong, WANG Yutao, LIU Dianshu, et al. Modified RHT model for numerical simulation of dynamic response of rock mass under blasting load [J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43 (S2):434-442. doi:10.13225/j. cnki. jccs. 2017. 1698

修正 RHT 模型在岩体爆破响应数值模拟中的应用

凌天龙1,王宇涛2,刘殿书1,李胜林1,梁书锋1,王 蒙1

(1. 中国矿业大学(北京) 力学与建筑工程学院,北京 100083; 2. 碧桂园集团控股有限公司,广东 佛山 528312)

摘 要:岩体爆破是一个极其复杂的物理过程,应用数值模型研究岩体爆破响应的关键在于能否准确地描述岩体在不同应力状态下的力学行为。基于应用标准 RHT 模型模拟岩体爆破破碎过程存在的缺陷,对 RHT 模型进行改进,提出了双线性拉伸软化模型,在残余强度面方程中引入罗德角因子,修正了应变率增强因子和拉-压子午比的计算公式。将修正后的 RHT 模型植入 SHALE 程序中,并通过不同应力路径下的数值试验检验了修正 RHT 模型性能。应用修正 RHT 模型和标准 RHT 模型分别对爆破漏斗试验进行数值模拟。计算结果表明,修正 RHT 模型在自由面处形成的爆破漏斗半径更接近于现场试验的实测结果,验证了修正 RHT 模型的合理性和准确性,说明该模型在岩体爆破响应数值模拟中具有一定的参考价值。

关键词:RHT 模型;爆炸荷载;爆破漏斗;数值模拟

中图分类号:TD235

文献标志码:A

文章编号:0253-9993(2018)S2-0434-09

Modified RHT model for numerical simulation of dynamic response of rock mass under blasting load

LING Tianlong¹, WANG Yutao², LIU Dianshu¹, LI Shenglin¹, LIANG Shufeng¹, WANG Meng¹

(1. School of Mechanics & Civil Engineering, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China; 2. Country Garden Co., Ltd., Foshan 528312, China)

Abstract: Rock blasting is an extremely complex physical process. It is essential that the numerical models are capable of describing the material behavior subjected to different stress state. Based on the defects of standard RHT model for describing the blasting process, this paper proposes some modifications to the model formulation, which include a bilinear tensile softening model, a Lode-angle dependent residual strength surface, and modified definition of the tensile-to-compressive meridian ratio. The improvement of the performance of the modified RHT model as implemented in SHALE is demonstrated using numerical sample tests. Further, the simulations of blasting crater test are carried out via using the modified RHT model and the standard RHT model respectively. The results show that the radius of the blasting crater simulated by the modified RHT model is more consistent with the field test result, which verifies the rationality and accuracy of the modified RHT model. It demonstrates that the modified RHT model can be of certain value in the numerical simulation of dynamic response of rock mass under blasting load.

Key words: RHT model; blasting load; blasting crater; numerical simulation

岩体爆破是一个复杂的能量传递过程,在爆炸荷 载作用点附近,岩体处于大变形、高应变率和高静水 压力状态;远离爆炸荷载作用处,多轴应力效应非常 明显;而在自由边界,压缩应力波反射形成拉伸应力 波,介质内部则会发生压缩应力波和拉伸应力波的相 互作用。岩体爆炸响应的复杂性使得研究其动态力 学性能具有很强的挑战性。

目前,已出现多个复杂的数值模型用于分析混凝 土类脆性材料在冲击荷载下复杂的物理特性,较常用 的有 RHT 模型^[1]、HJC 模型^[2]、K&C 模型^[3]等。已 有研究表明,HJC 模型能较好反映混凝土类脆性材料 由剪切挤压引起的断裂破碎现象,但模型对拉伸损伤 的模拟不尽如人意^[4-5]。在 HJC 模型基础上发展而 来的 RHT 模型引入了偏应力张量第三不变量对破坏 面形状的影响,改进了拉静水区处理的不足,也对压 静水区做了相应的改动,因而能综合反映材料的拉伸 和压缩损伤、应变率效应、应变硬化、软化与失效等现 象,目前已有学者应用 RHT 模型研究脆性材料的动 态响应问题^[4-10]。然而, HANSSON 和 SKO-GLUND[11] 在应用 RHT 模型研究侵彻问题时发现,弹 体残余速度对损伤累积和残余强度面参数极其敏感。 TU 等[12] 通过单个单元的数值模拟分析了 RHT 模型 在不同应力状态下存在的问题,并给出了如何通过调 整模型参数间接纠正这些问题的建议。但模型参数 的研究仅适用于某些特定问题,对于岩体爆炸响应等 复杂问题,往往不能得到满意的结果。因此,一些学 者针对 RHT 模型的缺点提出了改进模型。TU 等[13] 对RHT模型的残余强度面、拉压子午线的比例关系、 抗拉强度应变率效应和拉伸软化模型进行了修

正。LEPPÄNEN[14] 修改了 RHT 模型的拉伸应力应 变关系和拉伸强度应变率效应。NYSTRÖM 等[15]在 RHT 模型中引入了双线性主拉应力破坏准则。

本文针对应用 RHT 模型在模拟岩体爆炸响应中 存在的不足对其予以修正,并将修正后的模型植 入 SHALE 程序,通过爆破漏斗试验的数值模拟,检验 修正模型描述岩石类材料在爆炸荷载作用下破碎过 程的准确性。

1 RHT 模型

RIEDEL 等[1]在 HJC 模型的基础上提出了 RHT 模型。与 HJC 模型不同, RHT 模型中引入了3个极 限面,即弹性极限面、失效面及残余强度面,分别用来 描述弹性极限值、失效强度及残余强度与静水压的关 系。RHT 模型的失效面方程为

$$\sigma_{eq}^* = Y_{TXC}(p^*)R_3(\theta)F_{rate}(\dot{\varepsilon})$$
 (1)
式中, $Y_{TXC}(p^*)$ 为压缩子午线上的等效应力;

$$F_{\text{rate}}(\dot{\varepsilon})$$
 为应变率强化因子。其表达式分别为
$$Y_{\text{TXC}}(p^*) = A[p^* - p_{\text{spall}}^* F_{\text{rate}}(\dot{\varepsilon})]^N$$

$$F_{\text{rate}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^{\alpha} & p^* > 1/3, \dot{\varepsilon}_0 = 30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1} \\ \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^{\delta} & p^* < 1/3, \dot{\varepsilon}_0 = 3 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1} \end{cases}$$

$$(3)$$

其中, $R_3(\theta)$ 为角隅函数,表示失效强度与偏应力 张量第二不变量 J_2 、第三不变量 J_3 及静水压力 间的关系:

無反应支单效应和证件软化模型近行了修 同的关系:
$$R_{3}(\theta) = \frac{2(1 - Q_{2}^{2})\cos\theta + (2Q_{2} - 1)\sqrt{4(1 - Q_{2}^{2})\cos^{2}\theta + 5Q_{2}^{2} - 4Q_{2}}}{4(1 - Q_{2}^{2})\cos^{2}\theta + (1 - 2Q_{2})^{2}}$$
其中, F_{elastic} 为弹性缩放函数,表达式为
$$\theta = \frac{1}{3}\arccos(3\sqrt{3}J_{3}/2J_{2}^{3/2}), \theta \in [0, \pi/3] \quad (5)$$

$$F_{\text{elastic}} = \begin{cases} f_{\text{c,el}}/f_{\text{c}} & (p \geq f_{\text{c,el}}/3) \\ f_{\text{t,el}}/f_{\text{t}} & (p \leq -f_{\text{t,el}}/3) \end{cases} \quad (8)$$

其中

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos(3\sqrt{3}J_3/2J_2^{3/2}), \theta \in [0, \pi/3]$$
 (5)

$$Q_2 = r_1/r_c = Q_{2,0} + B_0 p^* \tag{6}$$

式中,量纲右上角的*表示各物理量关于材料单轴抗 压强度 f_c 量纲归一化后的值;A 为失效面常数;N 为 失效面指数; p_{spall}^* 为归一化层裂强度; α 和 δ 分别为 压缩应变率指数和拉伸应变率指数; Q_2 为拉压子午 比; r_1 和 r_2 分别为拉、压子午线处偏应力; B_0 为压力 影响参数; $Q_{2,0}$ 为材料常数。

RHT 模型中的弹性极限面是通过对剪切破坏区 域的最大失效面的缩放和引入考虑体积屈服的盖帽 面得到的,弹性极限面的方程为

$$\sigma_{\rm el}^*(p,\theta,\dot{\varepsilon}) = \sigma_{\rm eq}^* F_{\rm elastic} F_{\rm cap}(p^*) \tag{7}$$

其中, F_{elastic} 为弹性缩放函数,表达式为

$$F_{\text{elastic}} = \begin{cases} f_{\text{c,el}}/f_{\text{c}} & (p \ge f_{\text{c,el}}/3) \\ f_{\text{t,el}}/f_{\text{t}} & (p \le -f_{\text{t,el}}/3) \end{cases}$$
(8)

式中、fc.el和fcel分别为材料单轴压缩和单轴拉伸弹 性极限。当 $-f_{\text{t.el}}/3 时,<math>F_{\text{elastic}}$ 采用内插 取值。

 $F_{cap}(p^*)$ 为"盖帽函数",是为限制材料在高静 水压时的弹性极限应力而引入的,其表达式为

$$F_{\text{cap}}(p^*) = \begin{cases} 1 & (p^* \leq 1/3) \\ \sqrt{1 - \left(\frac{p^* - 1/3}{p_0^* - 1/3}\right)^2} & (1/3 < p^* < p_0^*) \\ 0 & (p \geq p_0^*) \end{cases}$$

(9)

式中, p_0 为孔隙材料的弹性极限。

RHT模型中的残余强度与静水压力有关,采用指数函数表达式,其方程为

$$\sigma_{\text{residual}}^* = B(p^*)^M \tag{10}$$

式中,B,M 为材料参数。由式(10)可知,残余强度面在主应力空间 π 平面上的投影为圆形。

2 标准 RHT 模型的修正

爆破过程中,岩体在多种荷载的综合作用下发生粉化、破碎、张裂等现象。在无限介质内,从爆源开始由内向外,可根据岩石的破损情况及破损机制依次分为粉碎区、破裂区和振动区;在半无限体中,压缩应力波在自由面处产生的反射波将岩石拉断,形成片落。不同区域岩体的应力路径和应变率水平均不同,这将导致岩体内部产生不同性质和不同程度的损伤和破坏,一般认为粉碎区岩体的破坏类型主要为压剪破坏,破裂区岩体的破坏类型主要为拉伸破坏。因此,用于描述爆破荷载下材料动态力学性能的本构模型需要考虑动态效应、内部拉、压损伤以及各种复杂应力状态等因素。本章节将重点分析 RHT 模型在不同应力状态和应变率下存在的缺陷,并详细给出相应的修正方案。

2.1 拉伸软化模型的修正

在标准 RHT 模型中,材料的压剪失效是通过塑性-损伤失效模型来描述的,并认为材料的损伤是等效塑性应变累积的结果,这种处理方式存在以下 2 个问题:

- (1)损伤的定义未考虑体积塑性应变增量,因此 在三向拉伸应力状态下,材料并不会出现损伤失效。
- (2)在不同应变率状态下,材料的拉伸断裂应变 能随拉伸强度的增大等比例增长。这将导致过高地 估计材料在断裂过程中消耗的能量。

考虑脆性材料在低压区域的破坏主要取决于拉伸主应力,而不是偏应力。因此,借鉴 AUTODYN 程序中的处理方法,在低压区域引入最大拉伸主应力失效准则,将 Rankine 失效面与 RHT 模型的强度函数结合起来描述材料在不同压力区域的拉伸行为^[16]。这就打破了在低压区域原始模型中损伤是基于塑性偏应变累积的局限性。

标准 RHT 模型采用线性方程描述材料在应力峰值后的损伤软化行为。大量试验表明,混凝土类脆性材料拉伸软化阶段的曲线接近于指数函数^[17],但指数函数的描述通常比较复杂。因此,本文采用 GYLL-TOFT^[18]提出的"双线性模型"来近似代替,也可接近真实情况,如图 1 所示。

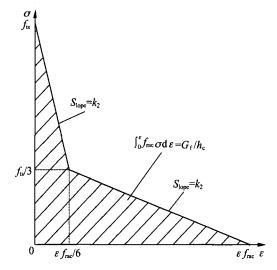


图 1 单轴拉伸双线性软化模型

Fig. 1 Uniaxial tensile bilinear softening model

GYLLTOFT 通过推导给出两个阶段斜率 k_1, k_2 的计算公式:

 $k_1 = f_{1s}^2 h_c / G_f, k_2 = 0.1 k_1 = f_{1s}^2 h_c / 10 G_f$ (11) 式中 f_{1s} 为静态单轴抗拉强度; G_f 为断裂能; h_c 为单元的特征长度, 在二维模型中 $h_c = \sqrt{S}$, S 为单元的面积; 在三维模型中 $h_c = \sqrt[3]{V}$, V 为单元的体积。

2.2 应变率增强因子的修正

2.2.1 拉伸应变率增强因子(DIF.)的修正

混凝土类脆性材料在冲击荷载作用下的抗拉强度具有明显的率效应。戚承志等^[19]的研究成果表明,在低应变率区域,材料强度随应变率的增加而缓慢地增加;当应变率继续增加,超过某一值时,材料强度随应变率的增加急剧增大;当应变率进一步增加到与爆炸冲击应变率相当时,材料强度随应变率增强的速率又变缓。

标准 RHT 模型中,材料在不同应变率下峰值强度的计算是通过将静态下的失效面乘以应变率动态增强因子(DIF)来实现的,其中动态增强因子 DIF_1 的表达形式由公式(3)给出。该表达式虽然比较简单,但当 δ 取值较小时(δ <0.1),材料拉伸应变率敏感性不强;而当 δ 较大时(δ >0.1),在中低应变率范围内($\dot{\varepsilon}$ = $10^{-6} \sim 10^{0} \, \mathrm{s}^{-1}$), DIF 值变化较大,应变率效应过于明显,这显然与众多试验结果存在着一定的差距[20]。

MALVAR 和 ROSS 在 1990 年欧洲混凝土委员会(CEB-FIB)建立的 CEB 模型基础上提出了修正 CEB 模型^[21],其计算公式如下:

$$DIF_{t} = \begin{cases} \frac{f_{td}}{f_{t}} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{t}}\right)^{\delta} & \dot{\varepsilon} \leq 1 \text{ s}^{-1} \\ \frac{f_{td}}{f_{t}} = \beta \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{t}}\right)^{\frac{1}{3}} & \dot{\varepsilon} > 1 \text{ s}^{-1} \end{cases}$$
(12)

修正后的模型与众多试验结果能够较好地吻合。但当应变率超过 10^2 s⁻¹ 时,拉伸 DIF 随着应变率的增加而快速增大,基本呈倍数增长。因此,修正 CEB模型在模拟爆炸冲击区域(10^3 s⁻¹ 以上)时也存在着一定的不足。因此,本文采用 GEBBEKEN^[22]提出的双曲线函数计算岩石材料的拉伸 DIF,表达式如下:

$$DIF_{t} = \frac{f_{td}}{f_{t}} = \left\{ \left\{ \tanh \left\{ \left[\lg(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_{0}) - W_{x} \right] S \right\} \right\} \left(\frac{F_{m}}{W_{y}} - 1 \right) + 1 \right\} W_{y}$$
(13)

式中, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率,取值为 1.0 s⁻¹; W_x , S, F_m , W_y 为待定拟合系数。对 TEDESCO 和 ROSS 的试验数据^[23-24]进行拟合,得到 F_m = 10, W_x = 1.6, S = 0.8, W_y = 5.5。

双曲线模型与部分学者的试验数据^[25]对比情况如图 2 所示。由图 2 可以看出:应变率小于 1.0 s⁻¹时,DIF的值近似等于 1;当应变率超过 1.0 s⁻¹时,DIF的值随着应变率的增加骤然增大。在应变率为10⁻⁶~10² s⁻¹范围内,双曲线模型与其他学者的试验数据较为吻合;应变率超过 10³ s⁻¹以后,双曲线模型中 DIF的增长趋势减缓,这与文献[19]的结论一致。因此,本文采用双曲线模型描述 RHT 模型中拉伸DIF 随应变率变化的关系。

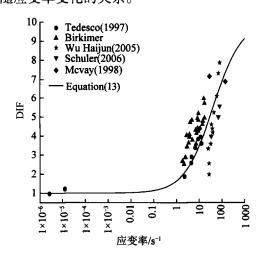


图 2 修正模型与拉伸试验 DIF^[25] 对比 Fig. 2 Comparison of tensile DIF^[25] in modified model with test data

2.2.2 压缩应变率增强因子(DIF_c)的修正

研究资料表明,在某种程度上脆性材料动态拉伸强度的增长能真实反映材料的动态力学性能^[26]。但学者们普遍认为引起压缩 DIF 增大的原因不只是应变率效应,还有一部分是惯性效应导致的。将应变率效应引起的压缩动态增强因子称为真实压缩 DIF。。

XU 等^[25]假设在相同的应变率下,应变率效应引

起的压缩强度的增量与拉伸强度的增量相同,用公式表示为

$$f_{\rm cd}^{\rm rate} - f_{\rm c} = f_{\rm td} - f_{\rm t} \tag{14}$$

结合公式(13)和(14)推导得到真实压缩 DIF_c,即

$$DIF_{c} = \frac{f_{cd}^{\text{rate}}}{f_{c}} = (DIF_{t} - 1)(f_{t}/f_{c}) + 1$$
 (15)

采用上述方法对文献[25]中的试验数据进行处理,剔除惯性效应对压缩 DIF 的影响。图 3 给出了试验中得到的真实压缩 DIF 值及修正双曲线模型对比。由图 3 可以看出:应变率低于 10 s⁻¹ 时,DIF 增长速度较慢;应变率在 10~10³ s⁻¹ 范围内时,DIF 增长速度加快;应变率超过 10³ s⁻¹ 时,DIF 增长速度趋缓。修正模型不仅与文献[19]得到的结论一致,也与众多学者的试验结果吻合较好,说明修正模型在计算压缩 DIF 时更为精准。

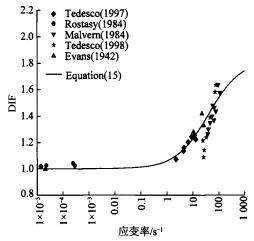


图 3 修正模型与压缩试验 DIF^[25]对比

Fig. 3 Comparison of compressive DIF^[25] in modified model with test data

2.3 残余强度面的修正

TU 等^[12]的研究表明,应用标准 RHT 模型进行模拟时,材料在双轴压缩和三轴拉伸加载条件下出现持续硬化现象。尽管目前还没有较为系统的三轴拉伸试验数据,但大量双轴压缩试验数据表明,混凝土类材料在达到应力峰值后存在软化效应^[27]。

图 4 给出了 RHT 模型中残余强度面和失效强度面拉伸子午线之间的关系。由图 4 可知,当静水压力超过某一数值后,残余强度面的拉伸子午线超出了失效面拉伸子午线,这是导致材料在拉伸路径下出现持续硬化现象的主要原因。因此,采用标准 RHT 模型中的残余面方程描述岩石类材料峰值后的力学行为显然不完全适用。

解决上述问题最简单的方法就是改变残余强度 面参数 B 的值,这种方法虽不会改变残余强度面的

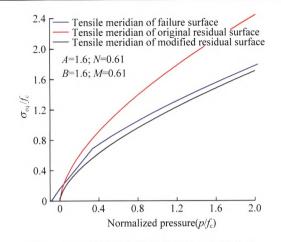


图 4 失效面及残余强度面拉伸子午线关系

Fig. 4 Relationship between failure surface and residual stress surface tension meridian

形状,但可能影响模型整体的行为。为此,借鉴失效面方程的计算思路,在残余应力计算公式中同样引入罗德角因子 $R_3(\theta)$,得到修正后的残余应力计算公式:

$$\sigma_{\text{residual}} = \begin{cases} B(p^*)^M R_3(\theta) & p \ge 0\\ 0 & p < 0 \end{cases}$$
 (16)

图 4 同样给出了修正后残余强度面与失效面之间的关系。由图 4 可以看出,修正后的残余强度面拉伸子午线整体都处于失效面拉伸子午线下方,这样即可保证材料在达到失效应力后能够发生"软化"。

2.4 拉压子午比的修正

MALVAR 等^[3]通过对大量双轴压缩试验发现失效应力强度值约为单轴抗压强度的 1.15 倍。而 TU 等^[13]在应用标准 RHT 模型计算得到的比值则远大于 1.15。因此,当压缩子午线保持不变时,需要修正拉压子午比。

基于大量的试验数据,MALVAR 等在 K&C 混凝 土模型中较为详细地定义了拉压子午比的计算公式, 即

$$Q_{2} = \begin{cases} 0.5 & p \leq 0 \\ 1/2 + 3f_{c}/2f_{c} & p = f_{c}/3 \\ \alpha f_{c}/[a_{0} + (2\alpha f_{c}/3)/(a_{1} + 2a_{2}\alpha f_{c}/3)] \\ p = 2\alpha f_{c}/3 \\ 0.753 & p = 3f_{c} \\ 1 & p \geq 8.453f_{c} \end{cases}$$

式中, α 一般取值 1. 15; a_0 , a_1 , a_2 的值则需通过单轴及三轴压缩试验获得,这将提高用户的试验成本。因此,本文将公式(17)与原始 RHT 模型中拉压子午比 Q_2 的计算公式相结合,得到新的计算公式如下:

$$Q_{2} = \frac{r_{1}}{r_{c}} = \begin{cases} 0.5 & p \leq 0\\ 0.60 & p = f_{c}/3 \end{cases}$$

$$Q_{2,0} + B_{Q}p/f_{c} & p = 2.3f_{c}/3\\ 0.753 & p = 3f_{c}\\ 1 & p \geq 8.453f_{c} \end{cases}$$
(18)

上述分段函数的中间值通过线性插值获得,其中, $Q_{2.0}$ 取为 0.6, B_0 取为 0.05。

由图 5 可以看出,归一化静水压力小于 2 时,由公式(18)计算得到的拉压子午比明显低于标准 RHT模型的计算结果,且与 MALVAR 等试验结果较为一致。同时,公式(18)中参数的确定较 TU^[13]提出的模型更为便捷。

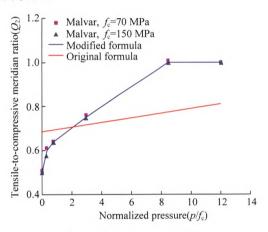


图 5 拉压子午比对比[14]

Fig. 5 Comparison of tension-to-compression meridian ratio [14]

3 修正 RHT 模型的验证

将修正 RHT 模型植入 SHALE 程序,分别采用修正模型和 AUTODYN 中的 CONC-35MPa 材料对单轴拉伸、双轴压缩及三轴拉伸试验进行仿真模拟,对比分析修正模型在描述应变率效应、损伤软化效应、峰值应力及残余应力等方面的准确性。材料模型的失效面和残余强度面参数见表 1。

3.1 单轴拉伸

采用2种不同应变率对材料的单轴拉伸试验进行数值模拟,得到轴向应力-应变曲线如图6所示。由图6可以看出,随着应变率的增加,材料表现出明显的应变率增强效应;在不同加载速率条件下,修正RHT模型中断裂能的变化不大,断裂能对应变率的依赖性有所降低,从而避免了对材料断裂能的过度估计。

3.2 双轴压缩

(17)

图 7 为材料在双轴压缩应力状态下得到的数值 模拟结果。计算结果表明:修正 RHT 模型与标准 RHT 模型相比具有明显的软化效应,说明采用与罗 德角因子相关联的残余强度面方程可以保证沿拉伸 应力路径加载时残余应力的计算值始终低于失效应 力;此外,调整拉-压子午比计算公式后,可以有效地 降低失效应力强度,使之与单轴抗压强度的比值符合 MALVAR 等^[3]通过大量双轴压缩试验得到的结论。

表 1 CONC-35 MPa 主要参数取值

Table 1 Main parameters value of CONC-35 MPa

$f_{\rm c}/{ m MPa}$	G/GPa	A	N	$Q_{2,0}$	B_Q	α	δ	В	М
35	16. 7	1.6	0. 61	0. 680 5	0.0105	0. 032	0. 036	1.6	0. 61

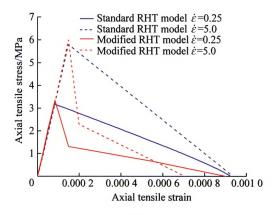


图 6 单轴拉伸模拟结果对比

Fig. 6 Comparison of uniaxial tension simulated results

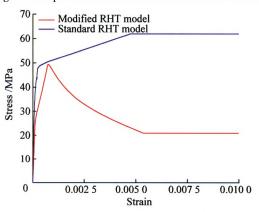


图 7 双轴压缩模拟结果对比

Fig. 7 Comparison of biaxial tension simulated results

3.3 三轴拉伸

图 8 为材料在三轴拉伸加载条件下得到的应力-应变曲线。显然地,应用标准 RHT 模型时材料不会发生软化失效。引入最大拉伸主应力失效准则后,材料在达到峰值应力后发生了损伤软化,最终应力降为零,说明修正 RHT 模型可以很好地模拟材料在三轴拉伸状态下的力学性能。

4 基于修正 RHT 模型的爆破漏斗数值模拟

4.1 爆破漏斗现场试验

为进一步验证修正 RHT 模型的准确性,在北京 昌平某石灰石矿进行爆破漏斗试验,用于对比分析。 试验中炮孔直径为 φ90 mm,孔深为 80 cm。装

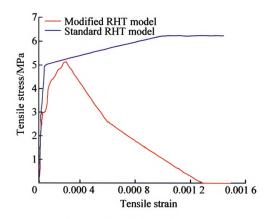


图 8 三轴拉伸模拟结果对比

Fig. 8 Comparison of triaxial tension simulated results 药时采用 2 号岩石乳化炸药,密度为 0.931 g/cm^3 ,装 药量为 1.0 kg,装药高度为 30 cm,径向耦合装药,炮 孔其余部分全部用炮泥填塞并捣实。爆破前后现场情况如图 9 所示。



(a)爆破前



图 9 爆破试验前后实拍

Fig. 9 Pictures before and after blasting test

4.2 数值几何模型及材料模型参数

4.2.1 数值模型

与上述爆破漏斗试验相对应,分别在 SHALE 和 AUTODYN 中建立相同的数值计算模型。由于是半 无限岩体,故模型具有对称性。为减小研究对象的尺 寸,取右 1/2 模型为研究对象,模型的几何尺寸为 400 cm×400 cm, 网格尺寸为 5 cm。左边界采用对称 边界,右边界和下边界采用无反射边界,上边界为自 由边界。

4.2.2 材料模型及状态方程

炸药单元采用 ANFO 材料,结合 JWL 状态方程 来模拟炸药爆轰过程中压力和比容的关系:

$$p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V}$$
(19)

式中,p 为 JWL 方程决定的压力;V 为相对体积; E_0 为初始比内能; A,B,R_1,R_2,ω 为描述 JWL 方程的独 立参数。

模拟时炸药采用与现场试验一致的2号岩石炸 药,炸药参数和 JWL 状态方程参数见表 2。

通过现场试验与室内试验,得到石灰岩 RHT 模 型的主要参数列于表 3。在 SHALE 程序中,模型修 正部分参数按上一章节所述内容取值,在 AUTODYN 中此类参数取标准 RHT 模型默认值。

表 2 ANFO 炸药和 JWL 状态方程参数 Table 2 The JWL EOS parameters of ANFO

$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	D/(m·s ⁻¹)	p _{CJ} /GPa	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	$E/(kJ \cdot cm^{-3})$
0. 931	4 160	5. 16	49. 46	1. 89	3. 907	1. 118	0. 3	2. 48

表 3 石灰岩体 RHT 模型参数值 Table 3 Parameters value of RHT model for limestone rock mass

参数名称 参数值 参数名称 参数值 初始密度 $\rho_0/(g \cdot cm^{-3})$ 2.44 失效面参数 A 1.92 孔隙开始压碎时的压力 p_{crush}/GPa 6.9 失效面指数 N 0.76 拉-压子午比参数 020 压实时的压力 Plock/MPa 0.685 600 压缩指数 n 3 脆性-韧性转化系数 B_0 0.0105 压实时的密度 $\rho_{\rm e}/({\rm g \cdot cm}^{-3})$ 2.84 剪压强度比f。/f。 0.2 压缩体积压缩模量 A,/GPa 抗压强度极限比 $f_{c,el}/f_c$ 22. 5 0.53 状态方程参数 A2/GPa 抗拉强度极限比 $f_{i,el}/f_i$ 20, 25 0.7

状态方程参数 A3/GPa 2. 1 弹塑性剪切模量比 $G_{\rm el}/G_{\rm pl}$ 2 状态方程参数 B_0 0.9 残余应力强度参数 B 1.6 0.9 0.61 状态方程参数 B₁ 残余应力强度指数 M 状态方程参数 T_1/GPa 22.5 损伤参数 D_1 0.04 1 状态方程参数 T2 0 损伤指数 D₂ 剪切模量/GPa 10.5 最小失效应变 $E_{f,min}$ 0.01 抗压强度 $f_{\rm c}/{\rm MPa}$ 20.8 残余剪切模量缩减系数 0.13

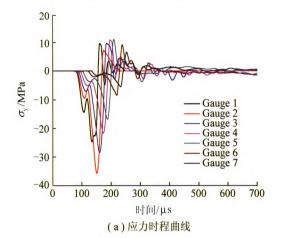
4.3 计算结果分析

以装药中心为起点,在模型上部自由面选取7个 单元作为测试点(从左向右编号为 Gauge 1~7),研 究应力波在自由面附近的作用过程以及损伤的演化 规律,各测试点之间水平距离为20 cm。在SHALE 程序中提取各个测试点的竖向应力和损伤时程曲线, 如图 10 所示。

由图 10 可以看出,压缩应力波在 75 μs 后传播 至自由面附近,测试点1~4受压缩波作用逐渐达到 抗压强度极限,此时岩体内的损伤开始累积,随后压 缩波经地表反射为拉伸波,自由面附近岩体迅速被拉 断、形成片落。因此,在这一范围内,损伤的累积是压 缩波和拉伸波共同作用的结果。

当压缩波传播至测试点5~7时,压应力值低于 岩体的强度极限,未出现损伤累积现象;随后岩体在 反射拉伸波的作用下达到拉伸强度极限,损伤开始累 积。因此,这一范围内岩体的损伤主要与拉伸波作用 有关。由图 10(b)也可以看出,随着水平距离的增 大,损伤累积的速度逐渐减缓。

文献[28]指出,当声波波速降低率大于10%时, 即判定岩体受到爆破损伤,由此计算可得爆破损伤的 门槛值为0.2。因此,本文将损伤变量值D=0.2定



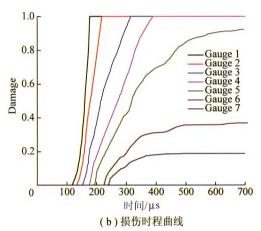


图 10 应力与损伤时程曲线 Fig. 10 Stress-time curve and damage-time curve

义为爆破漏斗数值模拟的破碎边界,对爆破漏斗半径

进行统计。爆破漏斗试验的实测数据和2种不同模 型的数值模拟结果如图 11 所示。

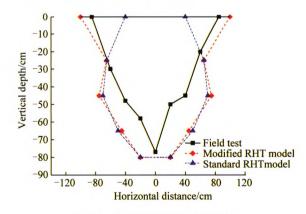


图 11 爆破漏斗断面结果对比

Fig. 11 Comparison of blasting funnel section

由图 11 可以看出,2 种数值模拟得到的爆破漏 斗深度基本一致,漏斗的底部形状较为相似,但均比 试验结果略大,这是因为现场试验中爆破漏斗的清理 和测量存在部分误差;另外,以损伤变量 D=0.2 定义 破碎边界可能偏小。应用标准 RHT 模型模拟得到的 爆破漏斗半径仅有 40 cm, 远低于现场试验的统计 值,说明该模型难以准确地预估拉裂损伤的分布范 围。应用修正 RHT 模型模拟得到的漏斗半径与实测 值基本吻合,说明修正 RHT 模型关于反射拉伸的描 述更为准确,从而验证了本文提出的修正 RHT 模型 的合理性。

结 5 论

- (1)采用双线性拉伸软化模型替代线性模型,降 低了断裂能对应变率的依赖性,从而避免过度估计材 料在断裂过程中消耗的能量。在低压区域引入最大 拉伸主应力失效准则,改进了此区域损伤是基于塑性 偏应变累积产生的弊端,消除了拉伸应力路径下存在 的持续硬化现象。
- (2)采用双曲线模型计算拉伸应变率增强因子, 弥补了原始模型在低应变率和高应变率区域存在的 不足。推导得到由应变率效应引起的真实压缩 DIF 的计算公式,消除了惯性效应对压缩 DIF 的影响。
- (3)在残余强度面方程引入了罗德角因子,并采 用多段函数计算拉压子午比系数,修正后的模型能更 好地描述材料在三轴拉伸、双轴压缩等应力状态下的 力学行为。
- (4)以爆破漏斗现场试验为背景,应用修正 RHT 模型和标准RHT模型分别对其进行数值模拟。计算 结果表明,修正 RHT 模型能够对临空面附近的爆破 漏斗进行较准确的界定,爆破漏斗半径与实测数据基 本吻合,说明修正 RHT 模型在描述拉伸破坏方面是 合理有效且成功的。

参考文献(References):

- RIEDEL W, THOMA K, HIERMAIER S. Penetration of reinforced concrete by BETA - B - 500 numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes [A]. Proceedings of 9th International Symposium on IEMS [C]. Berlin, 1999:
- [2] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, COOK W H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [A]. 14th International Symposium on Ballistics [C]. Quebec, 1993;591-600.
- [3] 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.
- [4] 姜华,王君杰.弹体垂直侵彻钢筋混凝土数值模拟[J]. 同济大 学学报(自然科学版),2010,38(4):557-563. JIANG Hua, WANG Junjie. Numerical simulation of projectile perforation reinforced concrete perpendicularly[J]. Journal of Tongji University(Natural Science), 2010, 38(4);557-563.
- [5] 马爱娥,黄风雷,李金柱,等. 钢筋混凝土抗贯穿数值模拟[J]. 北京理工大学学报,2007,27(2):103-107. MA Aie, HUANG Fenglei, LI Jinzhu, et al. Simulation on the perfora-

- tion of reinforced concrete [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2007, 27(2);103-107.
- [6] HANSSON H. 3D simulations of concrete penetration using SPH formulation and the RHT material model[J]. Structures Under Shock & Impact, 2011, VIII;211-220.
- [7] DING Y Q, TANG W H, ZHANG R Q, et al. Determination and validation of parameters for Riedel-Hiermaier-Thoma Concrete Model [J]. Defence Science Journal, 2013, 63(5);524-530.
- [8] XIE L X, LU W B, ZHANG Q B, et al. Analysis of damage mechanisms and optimization of cut blasting design under high in-situ stresses [J]. Tunnelling Underground Space Tecnology, 2017, 66: 19-33.
- [9] 王新征,李萍,杨文喜,等. 侧向冲击下钢管混凝土构件损伤演化数值分析[J]. 工程力学,2013,30(S1):267-272. WANG Xinzheng, LI Ping, YANG Wenxi, et al. Damage evolution of concrete filled steel tube by lateral impact with numerical simulation[J]. Engineering Mechanics,2013,30(S1):267-272.
- [10] 黄永辉,刘殿书,李胜林,等. 高台阶抛掷爆破速度规律的数值模拟[J]. 爆炸与冲击,2014,34(4):495-500.

 HUANG Yonghui, LIU Dianshu, LI Shenlin, et al. Numerical simulation on pin-point blasting of sloping surface [J]. Explosion and Shock Waves,2014,34(4):495-500.
- [11] HANSSON H, SKOGLUND P. Simulation of concrete penetration in 2D and 3D with the RHT material model [A]. Technical Report FOI-R-0720-SE[C]. Tumba: Swedish Defence Research Agency 2002
- [12] 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.
- [13] TU Z G, LU Y. Modifications of RHT material model for improved numerical simulation of dynamic response of concrete[J].

 International Journal of Impact Engineering, 2010, 37 (10):

 1072-1082.
- [14] LEPPÄNEN J. Concrete subjected to projectile and fragment impacts: Modelling of crack softening and strain rate dependency in tension [J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 32(11):1828-1841.
- [15] NYSTRÖM U, GYLLTOFT K. Comparative numerical studies of projectile impacts on plain and steel-fibre reinforced concrete[J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38 (2/3):95-105.
- [16] CLEGG R A, HAYHURST C J, ROBERTSON I. Development and application of Rankine plasticity model for improved prediction of tensile cracking in ceramic and concrete materials under impact [A]. Proceedings of the 14th DYMAT Technical Meeting[C]. Sevilla, Spain, 2002:110-118.

- [17] WEERHEIJM J, DOORMAAL VAN JCAM. Tensile failure of concrete at high loading rates; New test data on strength and fracture energy from instrumented spalling tests[J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 34(3):609-626.
- [18] GYLLTOFT K. Fracture mechanics models for fatigue in concrete structures [D]. Lulea; Lulea University of Technology, 1983.
- [19] 戚承志,钱七虎.岩石等脆性材料动力强度依赖应变率的物理机制[J].岩石力学与工程学报,2003,22(2):177-181.
 QI Chengzhi, QIAN Qihu. Physical mechanism of dependence of material strength on strain rate for rock-like material[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003,22(2):177-181.
- [20] COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. CEB-FIP Model Code 1990[S]. London; Thomas Telford, 1993.
- [21] MALVAR L J, ROSS C A. Review of strain rate effects for concrete in tension [J]. ACI Materials Journal, 1998;95(6):735-739.
- [22] GEBBEKEN N, GREULICH S. A new material model for SFRC under high dynamic loadings [A]. Proceedings of the 11th international Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures (ISIEMS) [C]. Mannheim, 2003;1-16.
- [23] TEDESCO J W, ROSS C A. Strain-rate-dependent constitutive equations for concrete [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, 1998, 120(4):398-405.
- [24] TEDESCO J W, POWELL J C, ROSS C A, et al. A strain-rate-dependent concrete material model for ADINA[J]. Computers and Structures, 1997, 64(5-6):1053-1067.
- [25] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 60(60):76-81.
- [26] 徐浩. 混凝土动态计算本构新模型[D]. 合肥:中国科学技术大学,2013.

 XU Hao. A new computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [D]. Hefei: University of Science and Technology of China,2013.
- [27] 尚世明. 普通混凝土多轴动态性能试验研究[D]. 大连:大连理工大学,2013.

 SHANG Shiming. Experimental study on the multi-axial dynamic behavior of plain concrete[D]. Dalian; Dalian University of Technology,2013.
- 特征研究[J]. 岩石力学与工程学报,2007,26(12);2510-2516.

 XIA Xiang, LI Junru, LI Haibo, et al. Study on damage characteristics of rock mass under blasting load in Ling Ao nuclear power station, Guangdong province[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics

and Engineering, 2007, 26(12):2510-2516.

夏祥,李俊如,李海波,等.广东岭澳核电站爆破开挖岩体损伤

[28]