

基于 Ls - dyna 的射流式冲击器冲锤结构

吴冬宇,彭视明,殷 琨,张鑫鑫
(吉林大学 建设工程学院,吉林 长春 130021)

摘 要: 基于 Ls - dyna 显式非线性动力学分析方法,建立“冲锤 - 钻头 - 岩石”碰撞模型,对射流式冲击器冲锤结构参数进行研究.分析等速度等质量冲锤与不同种类岩石撞击时,冲锤长度及直径变化对能量传递的影响.结合应力强度分析,探讨射流式冲击器冲锤合理结构.研究结果表明:岩石吸能值随冲锤直径减小单调提升,冲锤长度存在最优值,超过或低于最优值,岩石吸能值均减少,岩石可钻性等级或冲锤冲击末速度越高,冲锤结构改变对碎岩影响越小,最大应力始终出现在钻头尾部,相对面积小的撞击面边沿会出现应力集中,冲锤设计需兼顾钻头许用强度.

关 键 词: 射流式冲击器; 冲锤; 几何参数; 能量传递; 应力
中图分类号: P 634 ; TH 113 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005 - 3026(2016)10 - 1441 - 05

Hammer Structure of Liquid-Jet Hammer Based on Ls-dyna

WU Dong-yu , PENG Jian-ming , YIN Kun , ZHANG Xin-xin
(College of Construction Engineering , Jilin University , Changchun 130021 , China. Corresponding author : PENG Jian-ming , E-mail : pengjm@jlu.edu.cn)

Abstract : A “ hammer-bit-rock ” impacting model was established based on the methods of the Ls-dyna explicit nonlinear kinetic simulation , and the geometrical parameters of hammer in liquid-jet hammer were studied. The effects of hammer length and diameter on energy transfer for different rocks were studied with constant mass and impact speed of hammer. The strength analysis was also made to investigate the optimal structure of a hammer. The results showed that the energy absorbed by rock increases with the decrease of the hammer diameter. When the hammer length is the optimal value , the rock can achieve the most impact energy , otherwise the energy absorbed by rock may decrease. The higher the drillability grade of rock and the impact velocity , the less the influence of hammer structure on rock breakage. The maximum stress always appears at the end of the bit and stress concentration will be found on the edge of relatively small area. The design of hammer should take the allowable strength of bit into account.

Key words : liquid-jet hammer ; hammer ; geometrical parameter ; energy transfer ; stress

干热岩作为一种清洁可再生资源,具有极高的开发价值与应用前景^[1],但由于其普遍埋藏于地表以下 3 ~ 10 km 深高温高压地层,常规开采难以实现.针对高温高压地层条件,射流式冲击器可满足工况要求^[2-3],但仍存在能量利用率低的问题,且高温高压下冲击功损失加剧,如何提高射流式冲击器能量输出是亟待解决的一项难题.

合理的冲锤结构设计是解决这一问题的有效途径.冲锤几何参数变化会引起应力波形改变,从

而可通过冲锤结构优化提高岩石吸能值. Fischer^[4], Fairhurst^[5], Dutta^[6]对碰撞应力波理论进行了研究,刘德顺等^[7]首次提出“冲锤 - 杆”撞击反问题概念,并给出对应的撞击离散化数学模型. Zhu 等^[8]基于反演理论推算不同应力波形下的最优冲锤几何形状.上述研究对于冲锤设计具有重要意义,但基于半无线体模型的一维波弹性理论^[9-12]及动量方程计算^[13],对于长度很短、结构复杂的三维钻头 - 冲锤模型存在较大误差^[14].

此外,对于“冲锤-钻头-岩石”碰撞系统,冲锤结构对碎岩效果影响与岩石岩性关系还未见报道。

由于冲锤和钻头结构复杂,最优波形^[15]及波形反演^[8]在实际工程中难以应用,而有限元数值模拟应用于解决碰撞接触问题越来越广泛。Lunberg 等^[16]采用 3D 轴对称有限元法分析三维模型计算精度,Chiang 等^[17]建立更为复杂的有限元模型,描述钻头与岩石间的相互作用。本文运用 Ls-dyna 有限元分析软件,研究冲击器冲锤在等质等速条件下,与不同种类岩石撞击时,冲锤几何参数对钻进碎岩效果的影响,以期冲锤结构设计提供参考。

1 Ls-dyna 数值计算

1.1 碰撞有限元模型

射流式冲击器冲锤形状较为固定,可简化为双圆柱结构,钻头的花键也简化处理。由此建立的碰撞系统有限元模型如图 1 所示。

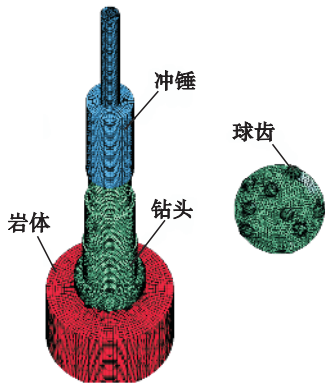


图 1 冲锤-钻头-岩体有限元模型
Fig. 1 FE model of hammer-bit-rock

冲锤与钻头周期性碰撞会产生应力波,当界面弹性模量、密度或面积发生变化时,入射波 P_i 则分成透射波 P_t 和反射波 P_r , P_t 通过钻头球齿与岩石交互面作用于岩石, P_r 传播到自由端会再次反射成入射波,可造成二次或多次入射。其关系式为

$$P_t = P_i + P_r \tag{1}$$

冲锤变截面处质点运动速度:

$$V_a = V_b = V_t = V_i + V_r \tag{2}$$

由 $P = mV$ 将(2)式代入(1)式可得

$$P_t = TP_r \tag{3}$$

式中 T 为应力波透射率:

$$T = \frac{2m_b}{m_b + m_a} \tag{4}$$

其中 a 为冲锤锤头长度, b 为锤柄长度, m_a 和 m_b

分别表示 a, b 段波阻抗。将 $m_a = \frac{EA_a}{c} = \frac{\pi Ed^2}{c}$,

$$m_b = \frac{EA_b}{c} = \frac{\pi ED^2}{c} \text{ 代入式(4), 有}$$

$$T = \frac{2D^2}{D^2 + d^2} \tag{5}$$

式中 D 为锤头直径, d 为锤柄直径。

T 取定值以最大限度消除冲锤变截面影响。本文以 SC-86 冲击器为例, T 取 0.4, 冲锤总质量为 4 kg, 模拟分为两组: 一组冲锤总长度 L 恒定为 340 mm, 锤头和锤柄参数如表 1 所示; 二组冲锤总长为变量, D 为 55 mm, d 为 22 mm, 各参数如表 1 所示。

表 1 冲锤参数
Table 1 Parameters of hammer

模拟组	a/mm	b/mm	D/mm	d/mm	L/mm
一组	314	26	45	18	340
	242	98	50	20	340
	189	151	55	22	340
	148	192	60	24	340
	117	223	65	26	340
二组	200	80	55	22	280
	195	115	55	22	310
	151	189	55	22	340
	183	187	55	22	370
	178	222	55	22	400

1.2 单元及材料模型

单元均采用 solid164 单元, 钻头采用四面体单元, 为了提高计算精度, 钻头尾部和球齿需进行网格加密。冲锤及岩石采用六面体单元, 在保证精度的同时可有效减少计算时间。冲锤及钻头采用线弹性材料模型, 密度 $\rho = 7\,850\text{ kg/m}^3$, 弹性模量 $E = 206\text{ GPa}$, 泊松比 $\gamma = 0.3$ 。岩石模型采用 HJC (“Holmsquist-Johnson concrete”), 该模型能够较好反映岩石冲击压缩下的本构关系, 可用于模拟高应变率下岩石的大变形破坏及侵彻过程中的力学行为。本文分别选取可钻性等级为Ⅶ级的石灰石、Ⅸ级的砂岩及Ⅳ级的花岗岩进行模拟, 参数如表 2 所示。

1.3 接触及边界条件

冲锤、钻头接触采用“面-面”自动接触, 球齿与岩石采用侵彻分析方法以模拟真实钻进条件。冲锤赋予轴向方向初速度, 土体定义为无边界反射的半无限体。

表 2 岩石材料参数

Table 2 Parameters of rock materials

材料参数	石灰石	砂岩	花岗岩
$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	2 300	2 580	2 840
G/GPa	10. 09	25. 8	28. 7
A	0. 79	0. 79	0. 79
B	1. 6	1. 6	1. 6
N	0. 6	0. 6	0. 6
S	7	7	7
C	0. 007	0. 007	0. 007
P_c/GPa	20	17	51
U_c	0. 001 2	0. 001 3	0. 001 6
K_1/GPa	85	85	85
K_2/GPa	- 171	- 171	- 171
K_3/GPa	208	208	208
P_1/GPa	2 000	2 500	1 200
U_1	0. 174	0. 38	0. 012
F_c	50	60	154
T	4	3. 3	12. 2
D_1	0. 04	0. 04	0. 46
D_2	1	1	1

其中 ρ 为材料密度 ; G 为剪切模量 ; A 、 B 、 N 、 S 、 C 为常量 ; P_c 为压溃点压力 ; U_c 为 P_c 对应的体积应变 ; P_1 为压实点压力 ; U_1 为 P_1 对应的体积应变 ; K_1 、 K_2 、 K_3 为常量 ; D_1 、 D_2 为损伤系数 ; T 为压力常量 ; F_c 为准静态屈服强度.

2 模拟结果与分析

李夕兵等^[18]提出单位体积岩石吸收能量用于衡量破碎效果,为了便于对比观测,本文采用岩石总吸能值表征冲击器能量输出及碎岩效果.同时引入能量变化率表征冲锤结构对碎岩影响与岩石可钻性的等级关系,其值为撞击后岩石最大吸能值与最小吸能值之差与岩石最大吸能值之比.

2.1 冲锤直径的影响

图 2 为不同直径冲锤活塞在速度为 6.1 m/s 时撞击三种岩石后的能量分布.随着冲锤直径增加,石灰石、砂岩及花岗岩吸收的冲击能均单调减少,说明在等质量等长度条件下,冲锤相对钻头撞击面越小,岩石吸收的冲击能越多,碎岩效果越好.对于“冲锤-钎杆”模型,由于钎杆断面积小于等于冲锤直径,反射系数 $q \geq 0$,故冲锤与钎杆尾部撞击面相等时 $q = 0$,最大波值系数最小,波形平坦,能量传递最大且钎杆损伤小.而对于“冲锤-钻头”模型而言,反射系数可以小于零,此时

传递给岩石的能量会大于等截面时的能量.冲锤直径对碎岩影响与岩石的可钻性等级有关,岩石强度和硬度越大,反射波带走的能量越多,冲锤直径改变引起的岩石吸能值变化越小.

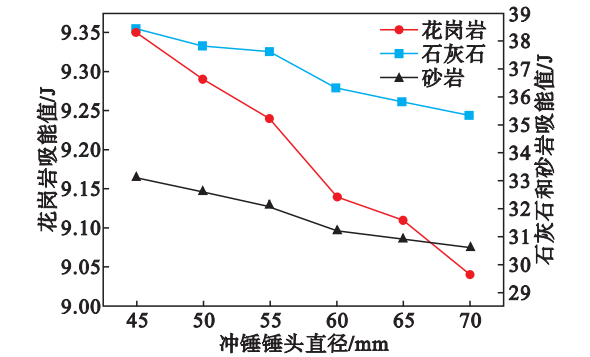


图 2 冲锤直径对岩石吸能值的影响
Fig. 2 Effects of hammer diameter on energy absorbed by rocks

图 3 为冲锤-钻头应力随时间变化曲线,可见应力最大值随冲锤直径增加而提高,但应力波波峰持续时间减少.根据岩石吸能值与冲锤直径呈负相关可知,峰值高持续时间短的应力波传递的能量较少,这是由于岩石具有随动强化特性,高应力引起岩石强度提高,反射波带走的能量增加,同时波峰持续时间较短也使得能量输出减少.此外,直径小的冲锤撞击后获得的拉伸应力波传递能量较高,撞击后应力波的二次入射可能也是造成能量差异的原因.

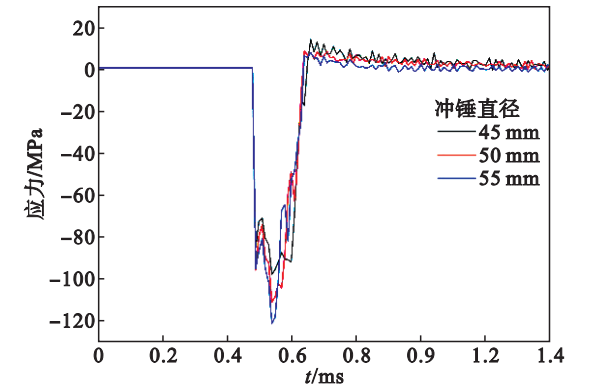


图 3 冲锤-钻头应力随时间变化曲线
Fig. 3 Hammer-bit stress changing with time

2.2 冲锤长度的影响

冲锤初速度均为 6.1 m/s,随着其长度的变化,石灰石、砂岩及花岗岩撞击后的吸能值如图 4 所示.由能量变化曲线可知,冲锤长度存在最优值,随着冲锤长度的增加,岩石吸能值逐渐提高,当超过最优值时,岩石吸能值开始下降.结合上述冲锤直径影响分析可知,对于花岗岩一类的硬岩,

岩石吸能值较低,冲锤结构变化引起的能量变化也较小,对于实际碎岩影响相对较小,而对于Ⅶ-Ⅸ级地层,岩石吸能值较高,冲锤结构改变引的能量变化有利于使作用于岩石的能量密度达到阈值,从而对碎岩效果产生重要影响.

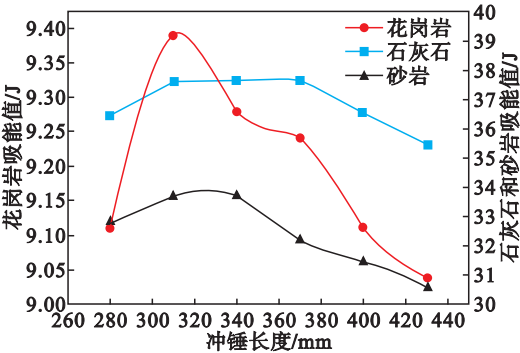


图 4 冲锤长度对岩石吸能值的影响

Fig. 4 Effect of hammer length on energy absorbed by rocks

2.3 速度敏感性

由图 5 可知冲锤的冲击末速度变化幅值不大,但撞击后岩石能量吸收率依然变化明显,且呈现一定规律.在不考虑液流阻力引起能耗变化情况下,冲锤速度越低,能量变化率越大,冲锤直径影响越显著;反之,当末速度提高,能量变化率减小,冲锤直径变化对碎岩效果影响减弱.

图 6 为与不同长度冲锤撞击后的石灰石吸能情况,可见随着冲锤冲击末速度的提高,岩石吸能值变化率降低,冲锤长度对碎岩影响减小.

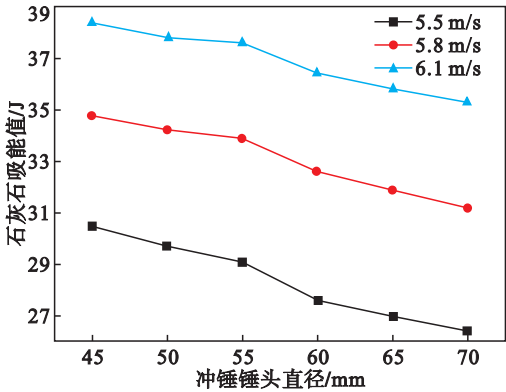


图 5 石灰石吸能值随冲锤直径的变化关系

Fig. 5 Energy absorbed by limestone versus hammer diameter

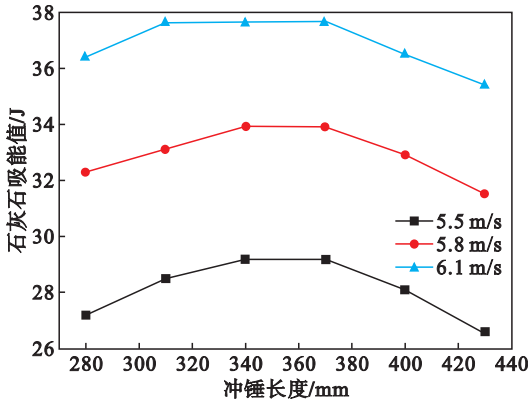


图 6 石灰石吸能值随冲锤长度的变化关系

Fig. 6 Energy absorbed by limestone versus hammer length

2.4 应力强度分析

图7为直径45 55和65 mm的冲锤分别与钻头

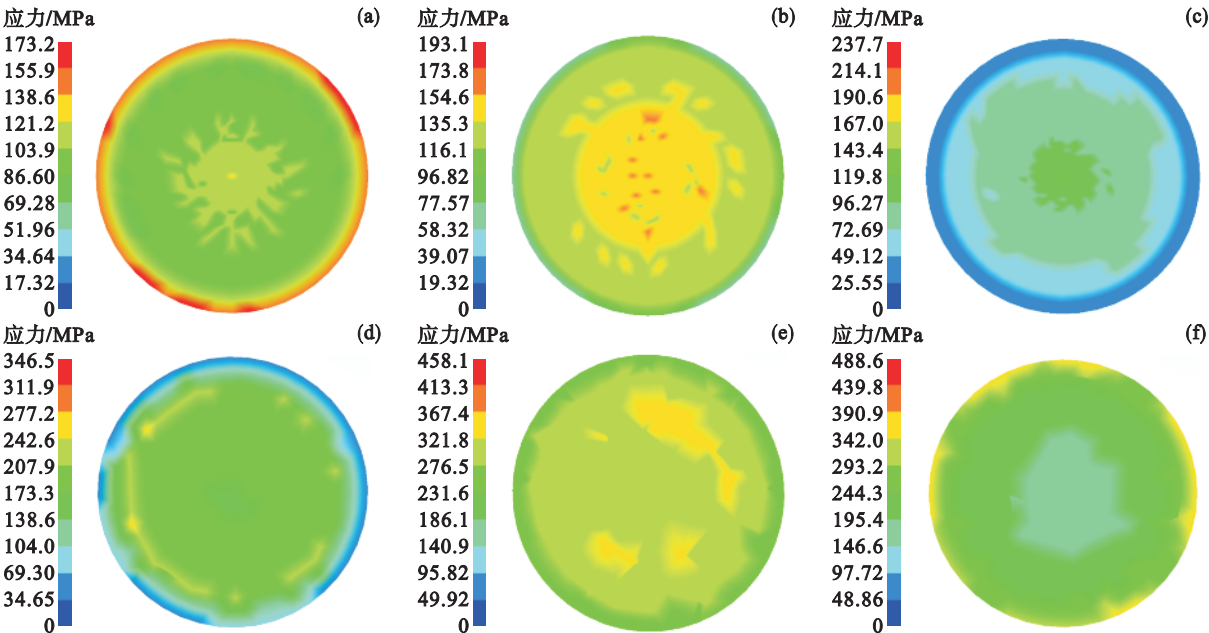


图 7 冲锤-钻头应力分布云图

Fig. 7 Stress nephogram of hammer-bit

冲锤撞击面:(a)—45 mm;(b)—55 mm;(c)—65 mm.
钻头撞击面:(d)—45 mm;(e)—55 mm;(f)—65 mm.

撞击后的应力分布云图,当冲锤面积小于钻头时(图 7a、图 7d)冲锤边沿出现应力集中,钻头边沿应力下降;当冲锤面积大于钻头时(图 7c、图 7f),冲锤边沿应力下降,而钻头边沿应力集中;当二者相等时(图 7b、图 7e),均出现应力下降情况。可见撞击时面积相对较小的边沿会出现应力集中,而面积较大的边沿应力会下降。三组冲锤撞击面的最大应力均小于钻头撞击面最大应力,且随着冲锤相对面积增加,冲锤撞击面出现的最大米塞斯应力减小。可见撞击后危险截面始终位于钻头尾部,尤其是对于有内部流道的钻头,设计时应着重考虑钻头强度。

3 结 论

- 1) 冲锤直径与岩石吸能值呈现负相关,冲锤长度对岩石吸能影响存在最优值,当长度为最优值时岩石吸能值最大,长度小于或大于最优值时岩石吸能值均下降。
- 2) 冲锤结构对碎岩效果影响与钻进地层的岩石可钻性等级有关,对于Ⅶ~Ⅸ级地层,冲锤几何参数变化引起的能量变化率最高可达 9.2%,而对于Ⅳ级硬岩地层,能量变化率仅为 3.6%左右。此外,在相同冲锤及初始动能条件下,硬岩的吸能值也远小于较软岩及中硬岩。
- 3) 冲锤结构对碎岩影响与冲锤运动速度负相关,冲锤的冲击末速度越小,冲锤结构对于碎岩效果影响越显著;反之,末速度增大,冲锤结构变化引起的岩石吸能值变化率减小,即冲锤几何参数对碎岩的影响减小。
- 4) 撞击后相对面积小的撞击面边缘出现应力集中,出现的最大应力始终位于钻头处。无论能量传递分析还是应力强度设计,都应在合理范围内尽量减小冲锤直径。射流式冲击器冲程全程加速,高温高压下流体压差阻力及黏性阻力对冲击器输出能量影响有待进一步研究。

参考文献：

[1] 许天福,张延军,曾昭发,等.增强型地热系统(干热岩)开发技术进展[J].科学导报,2012,30(32):42-45.
(Xu Tian-fu, Zhang Yan-jun, Zeng Zhao-fa, et al. Technology progress in an enhanced geothermal system(hot dry rock)[J]. Science & Technology Review, 2012, 30(32): 42 - 45.)

[2] 王达,张伟,张晓西,等.中国大陆科学钻探工程科钻一井钻探工程技术[M].北京:科学出版社,2007.
(Wang Da, Zhang Wei, Zhang Xiao-xi, et al. Drilling techniques for China continental scientific drilling engineering No. 1 well[M]. Beijing: Science Press, 2007.)

[3] 朴成哲,殷琨,蒋荣庆,等.KSC-127型射流式冲击器应用于大陆科学深钻的试验研究[J].世界地质,2000,19(3):295-298.
(Piao Cheng-zhe, Yin-Kun, Jiang Rong-qing, et al. Experimental research on application of KSC-127 fluid efflux hammer in CSDP[J]. World Geology, 2000, 19(3): 295 - 298.)

[4] Fischer H C. On longitudinal impact I -III [J]. Applied Scientific Research, 1958, A8: 105 - 139; A8: 278 - 308; A9: 9 - 42.

[5] Fairhurst C. Wave mechanics of percussive drilling[J]. Mine Quarry Engineering, 1961, 27(170): 126 - 127.

[6] Dutta P K. The determination of stress waveforms produced by percussive drill pistons of various geometrical designs[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstract, 1968, 5(6): 501 - 510.

[7] Liu D S, Peng Y D, Li X J, et al. Inverse design and experimental study of impact piston[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 1998, 34(4): 78 - 84.

[8] Zhu P Y, Liu D H, Peng Y D, et al. Inverse approach to determine piston profile from impact stress waveform on given non-uniform rod[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2001, 2: 297 - 300.

[9] Karlsson L G, Lundberg B, Sundin K G, et al. Experimental study of a percussive process for rock fragmentation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Minerals Science, 1989, 26: 45 - 50.

[10] Carlsson J, Sundin K G, Lundberg B, et al. A method for determination of in-hole dynamic force penetration data from two-point strain measurement on a percussive drill rod[J]. International Journal of Rock Mechanics and Minerals Science, 1990, 27: 553 - 558.

[11] Lundberg B. Computer modeling and simulation of percussive drilling of rock[J]. Comprehensive Rock Engineering, 1993, 10: 137 - 154.

[12] Karlsson L G, Lundberg B, Sundin K G, et al. Experimental study of a percussive process for rock fragmentation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science, 1989, 26: 45 - 50.

[13] Chiang L, Elh'as D. A study on the thrust effect in the stress wave propagation in down-the-hole rock drilling[C]// Proceedings of the fourth World Congress in Computational Mechanics. New York, 1998: 1063 - 1074.

[14] Bu C G, Qu Y G, Cheng Z Q, et al. Numerical simulation of impact on pneumatic DTH hammer percussive drilling[J]. Journal of Earth Science, 2009, 5: 868 - 878.

[15] Lunderberg B, Collet C. Optimal wave with respect to efficiency in percussive drilling with integral drill steel[J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37: 901 - 906.

[16] Lunberg B, Okrouhlik M. Influence of 3D effects on the efficiency of percussive rock drilling[J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25: 345 - 360.

[17] Chiang L, Elh'as D. A 3D FEM methodology for simulating the impact in rock-drilling hammers[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2008, 45: 701 - 711.

[18] 李夕兵,赖海辉,古德生.不同加载波形下矿岩破碎的耗能理论[J].中国有色金属学报,1992,2(4):10-14.
(Li Xi-bing, Lai Hai-hui, Gu De-sheng. The dissipation theory of rock breakage under different loading waveforms [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 1992, 2(4): 10 - 14.)