参考译文，由 Van Phong 技术与贸易有限公司翻译。以已发表的原文为准；图表请参阅原文。

单次冲击破岩规律

V.I. Bolobov, A.P. Batalov, Le Thanh Binh, G.A. Yusupov

《矿山设备与机电》（Gornoe oborudovanie i elektromekhanika），2017年，第6期，第43–48页 · ISSN 1816-4528 · UDC 620.172.2

摘要

分析了打击–剥落式冲击破碎机械钎杆的工作条件。介绍了作者研制的用于研究钎杆侵入岩石过程及其材料冲击–磨料磨损的试验方法和试验装置。采用由38XM（AISI 4140）和55C2（AISI 9255）钢（二者强度性能和耐磨性不同）制成的自由落体冲击头（D = 6 mm，L = 25 mm，30°锥形尖端），冲击按M.M. Protodyakonov教授坚固性系数标度f = 6.2的花岗岩试块，在考虑冲击头尖端钝化过程的条件下，研究了单次冲击（v_0 = 0.91 m/s，A_0 = 1.16 J）破岩的规律。基于两单元经典冲击系统的原理，提出了试验条件下冲击头侵入岩石过程的数学描述。经试验数据验证的计算结果表明，锥形冲击工具单次侵入花岗岩时，侵入深度随冲击头钝化面直径d_K的增大按对数关系减小。计算得到的达到临界值d_K^* = 2.45 mm（试验值约2.3 mm）、冲击头不再侵入岩石时的冲击次数为：38XM钢124 552次，较硬的55C2钢为其15倍（1 849 580次）。

作者认为，采用耐磨性更高的钢材制造钎杆，或采用提高工具头部硬度的方法（例如冷处理），可显著延长钎杆使用寿命并提高打击–剥落式冲击破碎机械的生产率。

关键词：*冲击工具；岩石；侵入深度；冲击头材料；冲击–磨料磨损；钝化面*

引言

打击–剥落式冲击破碎机械广泛用于矿山巷道和隧道的掘进、扩帮和撬顶找帮，高炉、平炉、转炉、钢水包和铁水罐检修时耐火内衬的拆除，冻土和岩质土的开挖，路面破除，混凝土、钢筋混凝土和砖砌结构的拆除等[1]。这类机械的工作工具通常为圆柱形钎杆，其端部呈锥形或楔形，刃磨角一般为30°～40°（图1）。这样可减小侵入的正面阻力，并借助摩擦自锁使工具在两次冲击之间相对于被破碎材料保持不动，并维持材料中的应力状态[2]。

[图1 — 见原文PDF第1页] DAEMO B180液压破碎锤的工作机构（钎杆）

此类机械的破碎过程始于工具侵入具有相距较近的自由面的岩体，侵入深度应使侵入所产生的拉应力和剪应力能从岩体上剥离出所需尺寸的岩块。机械的工作能力取决于其将冲击工具侵入到给定深度的能力，而生产率指标则为侵入速度[2]。

实际操作中，司机选择待破碎岩块表面的某一点，以所需角度（0°～45°）对其施加一系列冲击。若在机械使用说明书规定的作用时间内岩块未能剥落，为防止冲击工具过热，应将冲击点移至表面的另一点。例如，对于装配DAEMO B180悬挂式液压破碎锤的Hyundai R-170W-7挖掘机，该作用时间不超过30 s。根据液压破碎锤使用说明书，破岩时不允许将冲击工具当作撬杠使用。

此类机械在使用过程中，由于钎杆材料的冲击–磨料磨损，其尖端部分形成钝化面，钝化面尺寸随钎杆使用而不断增大。这导致冲击时工具与岩石的接触面积增大，冲击破碎强度降低。结果，从某一时刻起，钎杆侵入岩石的过程实际上停止，必须更换或重新刃磨钎杆才能恢复。上述DAEMO B180液压破碎锤（冲击能量2.35 kJ；钎杆质量和尺寸M = 93 kg，L = 1165 mm，D = 120 mm；尖端部分长度200 mm）的使用经验表明，对于该机械，当钎杆尖端部分磨损约30%时即到达这一时刻。因此，一根钎杆只能重磨4～5次。考虑到大质量

钎杆的更换和重磨都是十分费工的工作，研究提高液压破碎锤钎杆材料抗冲击–磨料磨损能力、从而延长钎杆重磨前使用时间的方法，是一项迫切的任务。

本文在接近打击–剥落式冲击破碎机械钎杆工作条件的情况下，以按标准[3]测定、按M.M. Protodyakonov教授标度坚固性系数为6.2的花岗岩为例，研究了自由落体冲击头单次冲击破岩过程的规律。冲击头由用于制造液压破碎锤钎杆、硬度和耐磨性差异显著的钢材（38XM和55C2）制成。钢的化学成分、制造冲击头时采用的热处理制度、作者此前通过试验测定的主要物理力学性能及抗磨料磨损性能[4]列于表中。

冲击头材料的化学成分及主要物理力学性能

钢号	主要元素含量，%	热处理方式	参数值				
			$\sigma_{0.2}$，MPa	$\sigma_в$，MPa	KCV，J/cm^2	硬度，HRC	Rw，N·m/mm^3
38XM	0.39C, 0.19Si, 0.79Mn, 0.98Cr, 0.15Mo	870 °C淬火 + 200 °C回火	1478	1933	40.6	51.1	69.0
55C2	0.53C, 1.54Si, 0.73Mn, 0.04Cr		1887*	2468*	5.6	59.6	97.0

* 由于试样在很宽的应力范围内发生脆性断裂，$\sigma_{0.2}$和$\sigma_в$值系根据钢的硬度按文献[5]中的公式计算得出。

试验方法

试验在与文献[6, 7]所述装置相近的试验装置上进行，其外观和原理图见图2。冲击头2（直径D = 6 mm、长度$l_{уд}$ = 30 mm的圆柱体，顶端为锥角β = 30°的锥形尖端）由上述钢号之一制成，在分析天平（称量精度±0.001 g）上称重后，竖直固定在装置的大质量锤体3（圆柱体，D = 50 mm，$L_б$ = 293 mm）中。冲击头与锤体的总质量M为2.8 kg。在冲击头下方固定距离处，用固定夹具安放圆柱形岩石试块1（D = 58 mm，H = 46 mm）。借助电动机7、减速器6、带凸轮5的中间轴和带滚轮4的主轴，将锤体连同冲击头提升到一定高度，然后使其自由落下，以冲击头尖端冲击岩石试块1表面的给定点。冲击头和锤体的下落高度H为42 mm，冲击前速度v_0和动能A_0分别为0.91 m/s和1.16 J。

对冲击头再次称重并测量长度（千分尺，测量精度±0.01 mm），确定其质量损失$\Delta m_{уд}$和磨损部分长度$\Delta l_{уд}$，并据此计算所形成钝化面的直径$d_{уд}$和面积$f_{уд}$。

对于岩石，分析崩落坑的形态，并用千分表（测量精度0.01 mm）测量其深度$h_л$。对部分崩落坑，在清除破碎产物后再次测量$h_л$。

[图2 — 见原文PDF第3页] 岩石冲击破碎与冲击头材料冲击–磨料磨损研究装置（a）及其原理图（b）：1 — 岩石试块；2 — 冲击头；3 — 锤体；4 — 滚轮；5 — 凸轮；6 — 减速器；7 — 电动机

随后的试验（39次冲击）使用同一冲击头进行，每次冲击都改变在试块上的作用位置，测量参数$\Delta l_{уд}$、$\Delta m_{уд}$、$h_л$并确定$d_{уд}$。对每个试验区间计算冲击头的累计质量损失$\Sigma\Delta m_{уд}$。绘制$\Delta l_{уд}$、$\Sigma\Delta m_{уд}$、$d_{уд}$、$h_л$与冲击次数n的关系曲线。

用另一钢号制成的冲击头进行了同样的试验。

在一组专门试验中，用磨料逐次研磨冲击头尖端，使钝化面直径增大到临界值$d_{уд}^*$，从该值起冲击头对岩石的冲击不再形成崩落坑。

试验结果

观察表明，冲击花岗岩时冲击头几乎不发生回弹。两种钢号冲击头冲击后的结果均是在冲击头尖端出现圆形钝化面，其直径$d_{уд}$随冲击次数的增加而增大。

花岗岩的破碎表现为粉尘状碎屑从破碎区飞出，并形成形状接近冲击头侵入部分轮廓、但直径更大的崩落坑。在坑底发现由粉末状破碎产物压实而成的核，其颜色（白色）与岩石其余部分不同。清除这些产物后，坑深约增大1.5倍。未观察到从崩落坑沿岩石表面扩展的任何裂纹（图3）。

[图3 — 见原文PDF第3页] 尖端冲击头冲击后花岗岩试块表面的崩落坑

结果表明，对于所分析的两种钢号，$\Sigma\Delta m_{уд}$、$\Delta l_{уд}$、$h_л = f(n)$关系的形式相似（图4）：冲击头累计质量损失$\Sigma\Delta m_{уд}$以近似恒定的速率增长（曲线2的方程），较硬的55C2钢速率较低（每次冲击0.11 mg，而38XM钢为0.21 mg）；冲击头长度损失$\Delta l_{уд}$（曲线4）和所得坑深$h_л$（曲线3）单调减小。并且，在整个冲击次数n范围内，55C2钢的坑深$h_л$略大。由$\Delta l_{уд}$计算得到的冲击头钝化面直径$d_{уд}$随冲击次数增大，其关系可较好地用对数方程拟合（曲线1的方程）。

[图4 — 见原文PDF第3页] 38XM钢（a）和55C2钢（b）冲击头的钝化面直径$d_{уд}$（曲线1）、累计质量损失$\Sigma\Delta m_{уд}$（曲线2）、长度损失$\Delta l_{уд}$（曲线4）以及坑深$h_л$（曲线3）与冲击次数n的关系。图中拟合方程：（a）$d_{уд} = 0.1499\ \ln(n) + 0.6991$；$\Sigma\Delta m_{уд} = 0.2129n + 3.0535$；（b）$d_{уд} = 0.1273\ \ln(n) + 0.6208$；$\Sigma\Delta m_{уд} = 0.1108n + 4.1169$。坐标轴：冲击次数n；mg（左）；mm（右）

冲击破碎过程与工具磨损的数学模型

在建立该过程的数学模型时，考虑到本文中冲击头连同锤体是长度相对较小的结构。因此认为可以忽略波动过程对冲击参数的影响，冲击头与被破碎材料的相互作用过程可用两单元经典冲击系统的方程描述[2]。计算结果表明，这些方程的适用条件

$$t_m \geq 3T, \quad (1)$$

式中，t_m为冲击持续时间，约0.6～1.4 ms；T为冲击头和锤体的固有振动周期（$T = 2(L_{уд} + L_6)/a$，其中a为钢中冲击波速度（$5.15 \cdot 10^3$ m/s），即T = 0.13 ms，因此条件（1）得到满足）。

根据对冲击过程的观察和所得崩落坑的结构，假定冲击头侵入岩石包括两个主要阶段：

- 岩石弹性变形，直至其与冲击头接触面上的应力达到$\sigma_к$，此时接触面下方岩石发生爆炸式破碎；
- 冲击头穿过岩石破碎核推进，将部分产物挤出坑外，并将其余产物压实，未到达破碎区底部即被残余弹性力弹回。

此时岩石阻力N（N）与变形a（m）的关系（图5）对应于V形载荷特性[2]，由三个力函数组成：接触面下方岩石弹性变形时的加载N_1、冲击头侵入岩石破碎产物时的加载N_2以及卸载N_3，各自具有相应的刚度（g_1、g_2、g_3，N/m）。同时认为，函数N_1、N_2与恒定接触面积物体侵入的情况一样为线性，而由于系统不存在残余刚度，函数N_3等于零。图5中阴影部分面积即为破碎所消耗的功A_p。

对于这种载荷特性，岩石最大阻力N_m、最大侵入量a_m以及冲击持续时间t_m为[2]：

$$N_m = N_p \sqrt{(1 - g_2/g_1 + 2A_p g_2/N_p^2)}; \quad (2)$$

$$a_m = (N_p/g_2) \cdot [\sqrt{(1 - g_2/g_1 + 2A_p g_2/N_p^2)} - 1 + g_2/g_1]; \quad (3)$$

$$t_m = \sqrt{(M/g_2)} \cdot arctg\ \sqrt{(2A_p g_2/N_p^2 - g_2/g_1)}, \quad (4)$$

式中，M为下落物体的质量；N_p为岩石接触破碎力

$$N_p = f_к \sigma_к, \quad (5)$$

式中，$f_к$为接触面积；$\sigma_к$为接触处的应力，在该应力下冲击时岩石中产生的拉应力和剪应力σ_p导致接触面下方岩石发生爆炸式破碎。

[图5 — 见原文PDF第4页] 计算冲击参数时采用的系统载荷特性（$N_1 = g_1 a$；$N_2 = N_p + g_2 a$；$N_3 = 0$）

计算中采用的假设：

- 临界接触应力$\sigma_к$可取为岩石的动态硬度（花岗岩为2100 MPa[8]）；
- 对于直径为$d_к$的圆形接触面，确定系统接触刚度g_1可采用文献[2]中的公式：

$$g_1 = 2E_п d_к / [3(1 - \mu_п)], \quad (6)$$

（花岗岩的弹性模量$E_п$ = 50 GPa，泊松比$\mu_п$ = 0.2[2]）；
- 参照由文献[2]中脆性岩石接触破碎的试验力特性分析可确定的刚度比g_2/g_1，本文中刚度g_2可取为0.16 g_1；
- 冲击头动能A_0中只有约一半用于岩石的弹性变形和破碎（其余能量消耗于冲击头的弹性和塑性变形、其接触表面的磨损以及向周围环境的热损失[8]），因此取$A_p = 0.5A_0 = 0.58$ J。

图6给出了按公式（2）～（5）、根据N_p值对试验中出现的接触面直径$d_к$范围（$f_к = \pi d_к^2/4$）计算得到的岩石最大阻力N_m、冲击头最大侵入量a_m以及冲击持续时间t_m的关系曲线。同一图中还给出了相应$d_к$值下试验测得的坑深$h_л$（图4中曲线3）。冲击头与岩石接触面直径$d_к$取冲击前后冲击头$d_{уд}$的算术平均值。

[图6 — 见原文PDF第5页] 单次冲击计算参数与接触面直径$d_к$的关系：1 — 冲击持续时间t_m；2 — 阻力N_m；3 — 最大侵入深度a_m，并与38XM钢和55C2钢冲击头试验测得的坑深进行对比

由图6可见，在力冲量$Mv_0 = N_m t_m$不变的条件下，随着接触面直径$d_к$（冲击头钝化面直径$d_{уд}$）的增大，岩石最大阻力N_m（曲线2）单调增大，而冲击持续时间t_m和压头最大侵入深度a_m减小。同时，比较试验点与曲线的位置可以得出，关系$a_m = f(d_к)$的回归线对两种钢号均与试验数据吻合良好，可用对数方程描述：

$$a_m = 0.2861 - 0.3090 \ln(d_к). \quad (7)$$

将关系式（7）外推到更大的$d_к$值，得到钝化面直径的临界值$d_к^* = 2.45$ mm，此时最大侵入深度a_m减小至a_1（见图5）。在这种钝化面尺寸下，全部能量A_p仅用于岩石的弹性变形而不使其破碎，根据图5并考虑公式（5）、（6）：

$$A_p = N_p a_1/2 = N_p^2/(2g_1) = 3\sigma_к^2 \pi^2 d_к^{*3}(1 - \mu_п) / (64E_п). \quad (8)$$

试验得到的临界直径与此接近：$d_{уд}^* \approx 2.3$ mm。

计算结果与试验结果之间的良好吻合可作为所提出数学模型及所采用假设合理性的验证。

将所确定的临界直径值（$d_к^* = 2.45$ mm）代入试验得到的不同钢材冲击头钝化面直径随冲击次数变化的方程（图4中曲线1的方程），可计算出冲击头停止侵入岩石前的单次冲击次数：38XM钢为124 552次，较硬的55C2钢为其15倍（1 849 580次）。

结论

计算与试验表明，锥形冲击工具单次侵入花岗岩时，侵入深度取决于冲击头钝化面的大小，并随钝化面直径的增大按对数关系减小。若假定该规律在冲击破碎机械实际工作条件下对同一点多次冲击时仍然成立，则可

以得出结论：采用更硬、更耐磨的钢材制造冲击头，以及采用提高其硬度的方法（例如冷处理[4]），应能减缓钝化面的增长速度。这一方面将增大给定冲击次数下所得崩落坑的总深度，另一方面将增加冲击头在达到最大允许钝化程度之前所能施加的冲击次数，即有助于提高打击–剥落式冲击破碎机械的生产率，并延长其工具在更换或重磨前的使用寿命。

参考文献

1. Ушаков Л. С., Котылев Ю. Е., Кравченко В. А. Гидравлические машины ударного действия. М: Машиностроение, 2000. 416 с.
2. Соколинский В. Б. Машины ударного разрушения (Основы комплексного проектирования). М.: Машиностроение, 1982. 184 с.
3. ГОСТ 21153.1—75. Породы горные. Метод определения коэффициента крепости по М. М. Протодьяконову.
4. Болобов В. И., Ле Тхань Бинь, Юсупов Г. А., Мосеев М. П. Обработка холодом как способ повышения износостойкости материала бурового инструмента // ГИАБ. 2016. № 11. С. 108–114.
5. Pavlina E. J., Van Tyne C. J. Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels // Materials Engineering and Performance. 2008. Vol. 17. N 6. P. 888–893.
6. Виноградов В. Н., Сорокин Г. М., Албагачиев А. Ю. Изнашивание при ударе. М.: Машиностроение, 1982. 192 с.
7. Виноградов В. Н., Сорокин Г. М. Износостойкость сталей и сплавов: учеб. пособие для вузов. М.: Нефть и газ, 1994. 417 с.
8. Шелковников И. Г. Использование энергии удара в процессах бурения. Л.: Недра, 1977. 159 с.