

冲击凿入系统入射波形与凿入效率的研究

单仁亮 杨永琦 赵统武^{a)}

(中国矿业大学北京研究生部 北京 100083)

(^{b)}长沙矿冶研究院 长沙 410012)

摘要 根据凿岩机冲击活塞的特点提出了弹簧双质量理论模型,并对该模型的入射应力与凿入效率进行了电算。电算结果与实验结果有较好的一致性。

关键词 入射波形 凿入效率 模型 电算

中图分类号 TD421.2

1 引言

刚体活塞的入射应力波形很早就为 Saint-Venant 和 Timoshenko 所获得。五十年代 Arndt、Fischer、Fairhurst^[1]分别用计算图解法得出了弹性活塞的入射应力波形,六十年代 Simon 和 Dutta 又用电子计算机计算了更为复杂的活塞入射应力波形。与实测波形相比,这些理论结果在一定程度上给出了较好的近似表达。但均不能反映波形的初始上升时间,给出的多为不连续解,给分析和计算带来了一定的困难。徐小荷教授70年代提出了撞出面有局部变形的理论,其入射波形有了明显的前沿,结果更切实际,只是局部变形的物理意义不甚明确。

在凿入效率的研究方面,Simon^[2]首先用波动理论计算了入射应力波为指数波和矩形波的凿入效率,文献[3~5]分别给出了任一确定的入射应力波形凿入效率的一般计算方法和单圆柱活塞的凿入效率的计算结果,赵统武^[6]提出了任意给定的单圆柱和双圆柱活塞凿入效率的确定方法,并给出了电算结果。

作者在自己提出的凿岩机活塞弹簧双质量模型^[7]基础上,对凿入效率进行了电算。电算结果与实测结果较为吻合。

2 冲击活塞的弹簧双质量模型及入射波形

在实际工程中风动凿岩机多采用双圆柱活塞,其头部比柄部的直径大得多,具有较大的刚性,而细长的柄部具有更多的弹性。因而把头部与柄部看成一体的纯刚体模型和把头部当作“一维杆”的弹性波传播理论,都与实际情况存在一定差异。为综合反映双圆柱活塞柄部的弹性和头部的刚性,将双圆柱活塞简化为弹簧双质量块系统,头部为一刚体,柄部为一刚度系数 K 的弹簧,根据振动理论,弹簧两端还要联结三分之一到六分之一的柄部

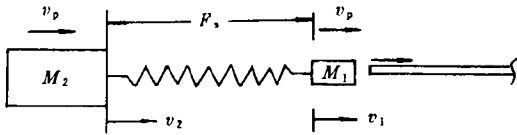


图1 弹簧双质量模型撞击系统
Fig. 1 The percussive system with spring-two-mass-lump model

质量。系统以同一速度 v_p 撞击钎杆。该模型受力状态如图1所示。

分别对 M_1 、 M_2 、弹簧和钎杆进行受力分析得到下列方程组：

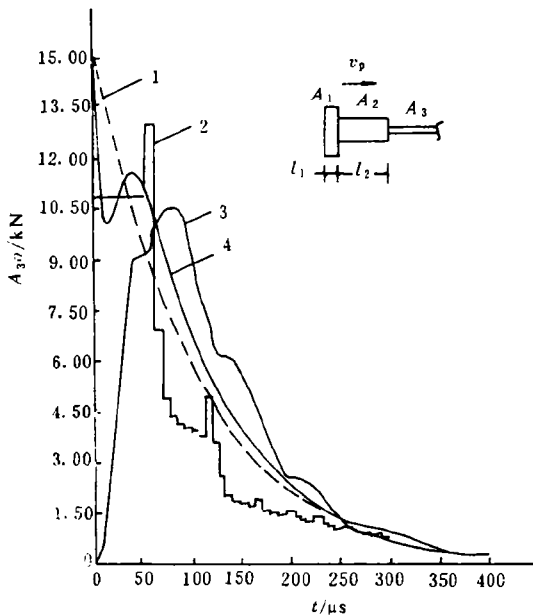
$$\begin{aligned} M_1 dv_1/dt &= -A\sigma + F_s \\ M_2 dv_2/dt &= -F_s \\ dF_s/dt &= K_s(v_2 - v_1) \\ \sigma &= M_r v_1/A \end{aligned}$$

其中： F_s 为弹簧作用力； v_1 、 v_2 为撞击过程中 M_1 、 M_2 的瞬时速度； A 为钎杆横截面积； σ 为钎杆中的入射应力； K_s 为弹簧刚度系数；波动惯量 $M_r = AE/c$ ， E 为钎杆弹性模量， c 为钎杆中弹性纵波传播速度。

由该方程组可导出

$$\frac{1}{K_s} \cdot \frac{M_1}{M_r} \cdot \frac{d^3\sigma}{dt^3} + \frac{1}{K_s} \frac{d^2\sigma}{dt^2} + \frac{M_1 + M_2}{M_r M_2} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{1}{M_2} \sigma = 0$$

该方程的数学解见文献[7]，图2为弹簧双质量模型理论及其它理论入射应力波形与Hawkes实测应力波形的比较。从该图可以看出，尽管双质量弹簧模型尚不能完全反映实际情况，但其曲线已比纯刚性模型及一维弹性波传播理论所得曲线更接近实测波形。文献[7]已经证明，刚体模型及撞击面局部变形的线性模型只是双质量弹簧模型的特殊情况。



- $v_p = 0.92 \text{ m/s}$;
 $M_1 = 0.1 \text{ kg}, M_2 = 1.5 \text{ kg}$;
 $l_1 = 41.7 \text{ mm}, l_2 = 163 \text{ mm}$;
 $A_1 = 1588 \text{ mm}^2, A_2 = 894 \text{ mm}^2$;
 $A_3 = 387 \text{ mm}^2$;
 $K_s = 11.5 \times 10^8 \text{ N/m}$
- 1 —— 纯刚性理论曲线；
 - 2 —— 一维弹性波理论曲线；
 - 3 —— 实测波形；
 - 4 —— 弹簧双质量模型理论曲线；
 - 1 —— Calculated curve by rigid theory;
 - 2 —— Calculated curve by elastic theory;
 - 3 —— Tested curve;
 - 4 —— Calculated curve by spring-two-mass-lump model theory

图2 Hawkes 实测波形与各理论波形
Fig. 2 Tested wave by Hawkes and theoretical waves

3 凿入效率的波动理论分析

凿入过程实际上就是一维应力波的传递过程。在钎头端必然满足

$$F = -A(\sigma_i + \sigma_r) \tag{1}$$

$$v = du/dt = (\sigma_r - \sigma_i)c/E \tag{2}$$

在两式中消去 σ_r 得到凿入微分方程

$$(du/dt) + F(u)/M_r = -2c\sigma_i/E \tag{3}$$

代入线性的凿入边界条件： $F=Ku$ 可得：

$$(du/dt) + \beta u = -2c\sigma_i/E$$

其中： $\beta=K/M_r$ 。

解该一阶微分方程即得凿入位移方程

$$u(t) = -\frac{2c}{E}e^{-\beta t} \int_0^t e^{\beta\tau} \sigma_i(\tau) d\tau \tag{4}$$

以上各式中： σ_i, σ_r 为入射应力和反射应力； u 为凿入位移。

从(4)式可知：凿入位移函数可由入射应力波形函数确定。对凿入位移函数进行微分求极值可以获得最大的凿入位移 u_{max} 。

入射应力波能量为

$$E_i = \frac{Ac}{E} \int \sigma_i^2 dt \tag{5}$$

反射应力波能量为

$$E_r = \frac{Ac}{E} \int \sigma_r^2 dt \tag{6}$$

作为一般性的表达，用于破碎岩石的能量

$$E_R = E_i - E_r \tag{7}$$

凿入效率

$$\eta = E_R/E_i = 1 - (E_r/E_i) \tag{8}$$

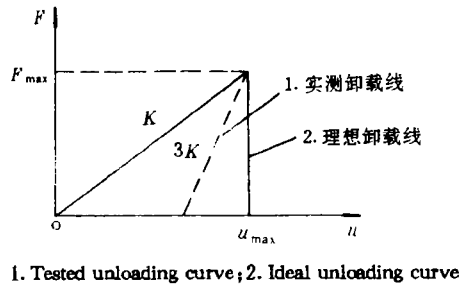
为便于理论计算和分析，目前的理论大都假定在凿入过程中达到最大凿深时岩石就完全丧失弹性和承载能力($F-u$ 曲线垂直卸载，见图3)，此时可得到

$$E_R = Ku_{max}^2/2 \tag{9}$$

$$\eta = E_R/E_i = \frac{K}{M} \cdot \frac{u_{max}^2}{v_p^2} = \alpha\beta \frac{u_{max}^2}{v_p^2} \tag{10}$$

其中： K 为凿入单位深度岩石所需要的力； M 为活塞质量； $\alpha=M_r/M$ 。

但是我们在花岗岩($f=14\sim 16$)上的实验表明，在低速($v<5$ m/s)冲击的情况下，岩石的回弹性较大，不可能垂直卸载，卸载斜率为加载斜率的三倍左右。因此 E 和 η 尚要降低三分之一。即



1. Tested unloading curve; 2. Ideal unloading curve

图3 岩石力-凿深曲线

Fig. 3 Rock force vs penetration curve

$$E'_R = \frac{1}{3}Ku_{\max}^2 \quad \eta' = \frac{2\alpha\beta u_{\max}^2}{3v_p^2}$$

E'_R 、 η' 为考虑岩石回弹时岩石破碎能量及凿入效率的理论修正值。

4 电算结果

表 1、表 2、图 4、图 5 是双质量弹簧模型撞击 B25 钎杆及 $K=100 \text{ N/mm}$ 岩石的凿入系统效率的电算结果。

表 1 $M_2=2 \text{ kg}$ 时效率随第一质量 M_1 (kg) 及柄部刚度 K_s (N/m) 的变化

Table 1 The influence of M_1 (kg) and K_s (N/m) on η with $M_2=2 \text{ kg}$

| M_1 $K_s \setminus \eta$ | 0.2 | 0.4 | 0.6 | 0.8 | 1.0 | 1.2 | 1.4 |
|-------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 0.5×10^9 | 0.91 | 0.93 | 0.94 | 0.94 | 0.93 | 0.92 | 0.91 |
| 1.0×10^9 | 0.78 | 0.79 | 0.81 | 0.83 | 0.83 | 0.83 | 0.82 |
| 1.5×10^9 | 0.72 | 0.73 | 0.72 | 0.74 | 0.74 | 0.75 | 0.75 |
| 2.0×10^9 | 0.70 | 0.72 | 0.72 | 0.72 | 0.71 | 0.71 | 0.71 |
| 2.5×10^9 | 0.69 | 0.70 | 0.72 | 0.73 | 0.73 | 0.73 | 0.73 |
| 3.0×10^9 | 0.68 | 0.69 | 0.71 | 0.73 | 0.73 | 0.74 | 0.74 |

表 2 $M_1=0.4 \text{ kg}$ 时凿入效率随第二质量 M_2 及柄部刚度 K_s (N/m) 的变化

Table 2 The influence of M_2 (kg) and K_s (N/m) on η with $M_1=0.4 \text{ kg}$

| M_2 $K_s \setminus \eta$ | 0.5 | 1.0 | 1.5 | 2.0 | 2.5 | 3.0 | 3.5 |
|-------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 0.5×10^9 | 0.66 | 0.84 | 0.91 | 0.93 | 0.93 | 0.92 | 0.91 |
| 1.0×10^9 | 0.58 | 0.72 | 0.77 | 0.79 | 0.79 | 0.80 | 0.80 |
| 1.5×10^9 | 0.52 | 0.63 | 0.68 | 0.73 | 0.76 | 0.77 | 0.78 |
| 2.0×10^9 | 0.47 | 0.57 | 0.67 | 0.72 | 0.75 | 0.76 | 0.76 |
| 2.5×10^9 | 0.44 | 0.58 | 0.66 | 0.70 | 0.73 | 0.74 | 0.75 |
| 3.0×10^9 | 0.45 | 0.58 | 0.65 | 0.69 | 0.72 | 0.74 | 0.75 |

可以看出,凿入效率与第一质量 M_1 几乎无关,而只与第二质量 M_2 及 K_s 有关。即:双圆柱活塞对凿入效率影响的关键因素是柄部的刚度及头部的质量。柄部刚性越大,效率越低,当刚性达到 $1.5 \times 10^9 \sim 2.0 \times 10^9 \text{ N/m}$ 之后,达到稳定的最低效率,据此我们应当尽量降低柄部刚性,即柄部越长越好。而头部质量越大,效率越高,当 M_2 达到 2 kg 之后,效率基本达到稳定的最大值。

我们还看到较大的 M_2 是较小的刚性柄部可以获得高效率的保证,比如当 $M_2=0.5 \text{ kg}$ 时,即使 $K_s=0.5 \times 10^9 \text{ N/m}$,效率也只有 66% ,因而增加活塞头部质量对获得较高的效率更为重要。但是,单独增加活塞头部质量将导致冲击速度及频率降低,影响输出功率,尽管凿入效率高,综合凿岩效率不一定好。

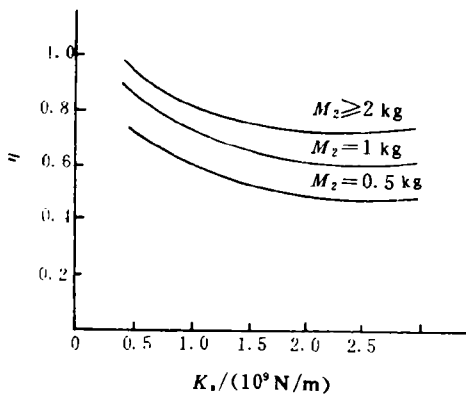


图 4 不同 M_2 时 K_s 对效率的影响
Fig. 4 The influence of K_s on η at different M_2

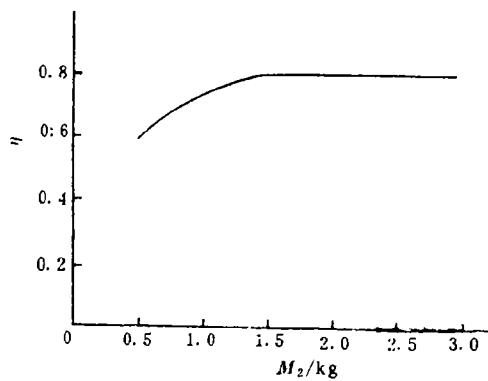
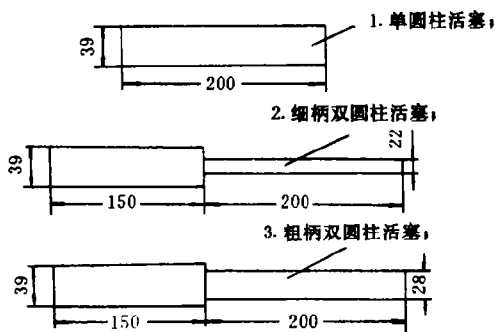


图 5 $K_s = 1.0 \times 10^9$ N/m 时 M_2 对 η 的影响
Fig. 5 The influence of M_2 on η with $K_s = 1.0 \times 10^9$ N/m



1. The one-cylinder piston; 2. The two-cylinder piston with a thin shaft; 3. The two-cylinder piston with a thick shaft

图 6 三种不同形状活塞

Fig. 6 Three kinds of pistons with different shapes

5 实验的证明

实验采用了图 6 所示的三种活塞。钎杆应力波经传感器、电桥盒、超动态应变仪、波形存储器送给计算机进行处理,由打印机打印计算结果并绘制有关曲线。

图 7 给出了细柄双圆柱活塞撞击 B25 钎杆的实测入射波及弹簧双质量模型所计算的理论入射波。可以看出,理论入射波与实测入射波较为近似。

表 3 给出了三种活塞撞击 B25 钎杆时效率的实测值及弹簧双质量

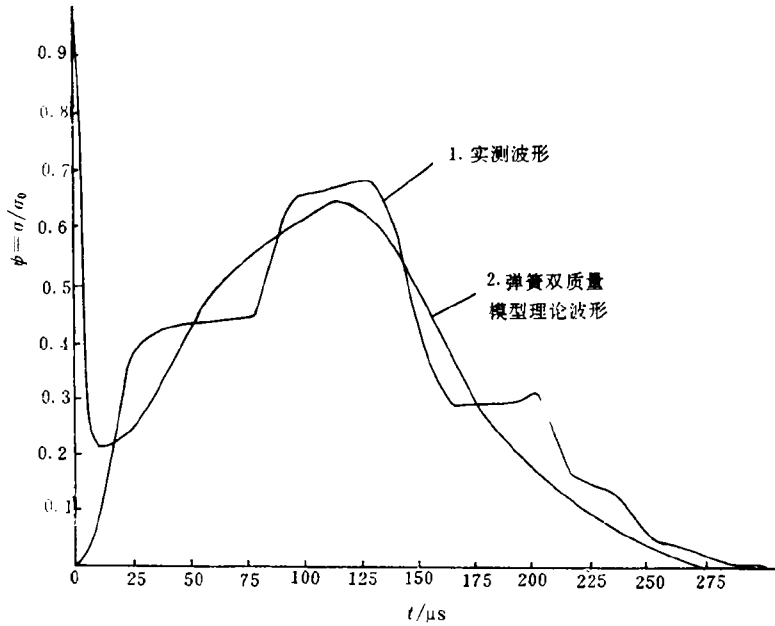
模型的效率。显然,弹簧双质量模型的理论效率与实测效率有良好的一致性。

表 3 理论效率与实测效率对比

Table 3 The comparison of theoretical η with tested η

| | 单圆柱 | 细柄双圆柱 | 粗柄双圆柱 |
|--------|------|-------|-------|
| 实测值(%) | 35.8 | 48.5 | 52.2 |
| 理论值(%) | 32.9 | 52.3 | 56.3 |

注:本表实测值是在 $v_p = 5$ m/s 时所得,理论值已经考虑了岩石回弹



1. Tested wave; 2. Theoretical wave by spring-two-mass-lump model

图7 细柄双圆柱活塞撞击 B25 钎杆的理论及实测入射波 ($v_p=9$ m/s)

Fig. 7 Theoretical and tested waves produced by the impact of a two-cylinder piston with a thin shaft on the B25 drill rod ($v_p=9$ m/s)

参 考 文 献

- 1 Fairhurst C. Wave Mechanics of Percussive Drilling Mine & Quarry Engineering, 1961, 27(4): 169~178, 327~328
- 2 Simon R. Transfer of the Stress Wave Energy in the Drill Steel of a Percussive Drill to the Rock. Int J Rock Mech Min Sci, 1964, 1: 397~411
- 3 Hustrulid W A, Fairhurst C. A Theoretical and Experimental Study of the Percussive Drilling of Rock. Int J Rock Mech Min Sci, 1971, 8: 311~333
- 4 Hustrulid W A, Fairhurst C. A Theoretical and Experimental Study of the Percussive Drilling of Rock. Int J Rock Mech Min Sci, 1972, 9: 417~429
- 5 Lundberg B. Energy Transfer in Percussive Rock Destruction- I. Int J Rock Mech Sci, 1973, 10: 401~419
- 6 赵统武. 冲击凿入系统的波动理论研究. 金属学报, 1980, 16(3): 263~275
- 7 单仁亮. 凿岩机入射应力波形特性的研究. 东北工学院学报, 1989, 10(S1): 1~5

STUDY ON INCIDENT WAVE SHAPE AND PENETRATIVE EFFICIENCY OF A PERCUSSIVE PENETRATIVE SYSTEM

Shan Renliang, Yang Yongqi, Zhao Tongwu^{a)}

(*Beijing Graduate School of CUMT, Beijing, 100083*)

(^{a)}*Changsha Institute of Mining and Metallurgy, Changsha, 410012*)

ABSTRACT Penetrative efficiency (the ratio of rock breakage energy to impact energy) has much influence on drilling rate and work efficiency; However, penetrative efficiency is determined by incident wave shape.

According to the characteristics of impact pistons of rock drills, a spring-two-mass-lump model is raised. Furthermore, its incident wave and penetrative efficiency are calculated, the results are in accord with the experimental.

KEY WORDS incident wave, penetrative efficiency, spring-two-mass-lump model, calculation.