

文章编号:1671-1637(2015)03-0062-09

切削式吸能的惯性效应

刘国伟¹, 夏 茜², 王千叶¹, 董茹玲³

(1. 中南大学 轨道交通安全教育部重点实验室, 湖南 长沙 410075; 2. 中国铁建重工集团有限公司 研究设计总院, 湖南 长沙 410100; 3. 中交第二公路勘察设计研究院有限公司, 湖北 武汉 430056)

摘要:在考虑切削热影响的基础上,采用数值模拟研究了切削式吸能过程的惯性效应,计算了不同初始撞击条件下的稳定切削力、切削位移、最高温度、热耗散能量和热耗散能量比例。计算结果表明:初始撞击能量为20 kJ时,切屑生成时切削力未出现明显的初始峰值,稳定切削力变化范围为63.0~63.8 kN,变化规律相同,变化趋势一致;撞击质量为200 kg,撞击速度变化范围为3~10 m·s⁻¹时,稳定切削力变化范围为63.0~64.4 kN;撞击速度为10 m·s⁻¹,撞击质量由0.4 t增加至3.2 t时,热耗散能量由4.12 kJ增加到36.64 kJ,热耗散能量随撞击质量的增大而增大,最高温度变化范围为586 ℃~602 ℃,热耗散能量比例变化范围为20.6%~23.2%,稳定切削力的变化范围为63.0~64.1 kN。可见,在切削深度和刀具几何参数不变的条件下,初始撞击能量、撞击质量和撞击速度对切削力影响很小,切削式吸能过程的惯性敏感性弱,切削式吸能结构属于第I类,而且,切削热占能量耗散比例大,撞击速度对其影响程度大。

关键词:车辆工程;吸能结构;切削式吸能过程;惯性效应;有限元法;热力学

中图分类号:U270.1 **文献标志码:**A

Inertia effects of cutting energy absorption

LIU Guo-wei¹, XIA Xi², WANG Qian-ye¹, DONG Ru-ling³

(1. Key Laboratory of Traffic Safety on Track of Ministry of Education, Central South University, Changsha 410075, Hunan, China; 2. Research and Design Institute, China Railway Construction Heavy Industry Co., Ltd., Changsha 410100, Hunan, China; 3. CCCC Second Highway Consultants Co., Ltd., Wuhan 430056, Hubei, China)

Abstract: Based on considering the influence of cutting heat, the inertia effects of cutting energy absorption were studied by numerical simulation, and stable cutting force, cutting displacement, maximum temperature, heat dissipative energy and the dissipative proportion of thermal energy were computed under different initial impact conditions. Computation result shows when the initial impact energy is 20 kJ and there are no distinct initial cutting force peaks in chip formation, the stable cutting force ranges from 63.0 kN to 63.8 kN, and the changing rules and trends of cutting force curves are approximately same. When the impact mass is 200 kg and the impact velocity changes from 3 m·s⁻¹ to 10 m·s⁻¹, the stable cutting force ranges from 63.0 kN to 64.4 kN. When the impact velocity is 10 m·s⁻¹ and the impact mass changes from 0.4 t to 3.2 t, the heat dissipative energy increases from 4.12 kJ to 36.64 kJ, the maximum temperature changes between 586 ℃ and 602 ℃, the dissipative proportion of thermal energy ranges from 20.6% to

收稿日期:2014-12-23

基金项目:国家自然科学基金项目(51275532,U1334208)

作者简介:刘国伟(1955-),男,湖南长沙人,中南大学教授,从事轨道车辆结构研究。

23.2%, and the stable force ranges from 63.0 kN to 64.1 kN. Obviously, when the cutting depth and the geometrical parameters of cutting tool are defined, the initial impact energy, impact mass and impact velocity have little effect on the cutting force, the inertia effects of cutting energy-absorbing process are insensitive, and the cutting energy-absorbing structure belongs to type I. The cutting heat accounts for a large proportion of energy dissipation and is greatly influenced by the initial impact velocity. 4 tabs, 21 figs, 27 refs.

Key words: vehicle engineering; energy-absorbing structure; cutting energy-absorbing process; inertia effects; finite element method; thermodynamics

Author resume: LIU Guo-wei(1955-), male, professor, +86-731-82656673, liuguoweimail@163.com.

0 引言

目前,用于车辆被动安全的专用吸能元件主要有压溃型和破裂型2种基本类型。压溃型为薄壁筒状、蜂窝状与网状金属结构,在承受轴向撞击时利用金属材料的塑性大变形吸能^[1-3];破裂型为套筒式结构,在承受轴向撞击时锥管(内管)插入直管(外管),通过两管间摩擦、直管被挤压后破裂和破裂部分卷曲变形来吸能^[4]。

Calladine等将吸能结构分为I类与II类,对其在准静态和动态工况下的力学行为进行了研究^[5]。根据反力-变形曲线的整体形状,将反力从变形开始迅速增加,之后保持相对平坦的吸能结构称为第I类吸能结构,将反力从变形开始时急剧增大,并存在较大的初始峰值,之后急剧下降的吸能结构称为第II类吸能结构。

吸能结构的类型对能量吸收的过程(力-位移曲线或力-时间曲线)有直接的影响。保持撞击过程的总输入动能不变,将撞击质量和撞击速度进行不同的组合,第II类吸能结构的变形对撞击速度变化的敏感程度明显大于第I类吸能结构^[5]。将撞击速度和撞击质量进行不同组合但撞击能量一定时,吸能结构将产生不同特征的吸能过程,这种现象为吸能过程的惯性效应。

卢文浩等采用有限元方法模拟了与文献^[5]中相似的圆环板和预弯板吸能结构在落锤冲击下的力学行为^[6],在模拟试验中,分别保持圆环板和预弯板的撞击能量不变,改变撞击质量和撞击速度,得到了圆环板和预弯板的反力-变形曲线,所得结论与Calladine等所得结论^[5]一致。在输入总动能保持不变的条件下,第I、II类吸能结构在塑性变形阶段呈现出不同的力学行为,具有明显的惯性敏感性差异,第II类吸能结构对速度的敏感性更显著,属于惯性敏感结构。

切削式吸能的研究基础是金属切削过程,Eji等采用有限元法模拟了金属切削加工过程,研究了切削角度、切屑几何形状和材料参数对金属切削加工的影响^[7];Strenkowaski等发现次要加工表面的残余应力与切削参数的临界值有关^[8],并提出适用于稳态切削过程的Eulerian有限元解法^[9];Shih引入不平衡力递减法,通过改善切屑形成时材料分离稳定性建立了粘滞-滑动摩擦模式来研究切屑和刀具接触面的摩擦问题^[10];Huang等发现稳态切削时切屑分离准则不会影响切屑的几何形状以及应力与应变的分布,但分离准则的取值对切屑形成、加工表面应力分布、切屑和加工表面等效塑性应变分布等会产生影响^[11];Smith等利用有限差分法分析了切削温度问题^[12];Childs研究了韧性剪切破坏建模、钢材切削加工积屑瘤预测及其形成过程的数值模拟^[13-15];Hajmohammadi等采用有限元法模拟切屑生成过程中机床的切削颤振问题^[16]。在切削加工研究领域,有关切削过程中切削能量动态消耗过程的研究尚未见报道。

切削式吸能是近年来提出的一种新型吸能方式,已有研究表明这种吸能方式优于压溃型和破裂型吸能方式。常宁对切削式吸能过程进行了三维仿真,得到了切削式吸能过程中能量和切削力的时程曲线,回归分析了各切削参数对吸能过程的影响程度^[17];汤礼鹏采用数值模拟方法,对城轨车辆切削式专用吸能装置进行了研究,详细分析了刀具数量与切削深度对吸能效果的影响,提出了变切削深度和利用减荷槽对切削力峰值进行控制的方法^[18];雷成等利用显式有限元仿真研究了轴向切削薄壁结构时刀具前角、切削厚度和宽度等因素对吸能特性的影响,提出了轴向切削薄壁和轴向压缩的组合吸能结构^[19],并设计了一种新型车辆端部专用吸能装置^[20-21];岳伟玲等设计了一种用于轨道车辆的圆孔拉刀式吸能装置,得到了切削力的时程曲线,评估了

该装置的吸能效率^[22]。

上述研究均未对切削式吸能的惯性效应进行研究,也未考虑切削热的影响。基于此,本文在考虑切削热影响的基础上,采用数值模拟方法对切削式吸能过程的惯性效应进行了研究,分析了初始撞击条件对吸能过程中切削力和切削位移的影响,及切削力曲线特征和切削热对切削式吸能过程的影响,据此综合判断切削式吸能结构的类型,以期对切削式吸能装置的设计提供参考依据。

1 切削式吸能数值模拟方法

切削式吸能过程见图 1,撞击块以一定的初始能量撞击装有刀具的刀杆,刀具切削固定的工件,使工件材料发生塑性变形后被撕裂而生成切屑。切削式吸能通过刀具与切屑和工件的摩擦、工件材料的塑性变形和撕裂等综合作用消耗能量。

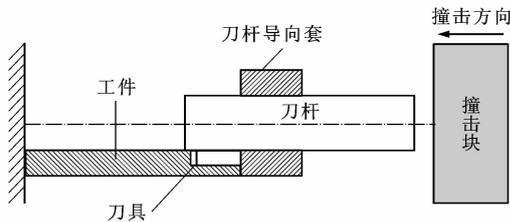


图 1 切削式吸能过程

Fig. 1 Cutting energy-absorbing process

切削式吸能过程是一种极为复杂的非线性动态响应过程,由运动、变形、接触与摩擦等物理过程构成,质量守恒方程、能量守恒方程、动量守恒方程、对应的位移与面力边界条件分别为^[23-25]

$$\rho_0 = F\rho_t \quad (1)$$

$$\rho_t \omega_{int} = D_{ij} \sigma_{ij} - \frac{\partial q_i}{\partial x_i} + \rho_t s \quad (2)$$

$$\sigma_{ij} + \rho_t f_i = \rho_m \ddot{x}_i \quad (3)$$

$$x_i = K_i(t) \quad (4)$$

$$\sigma_{ij} n_j = T_i(t) \quad (5)$$

式中: i, j 为局部坐标方向; ρ_0, ρ_t 分别为初始时刻和时刻 t 时的材料密度; F 为形变梯度; ω_{int} 为单位质量的内能; D_{ij} 为结构变形率; q_i 为热流量; s 为热源; σ_{ij} 为柯西应力; f_i 为体积力密度; ρ_m 为瞬时质量密度; x_i 为边界位移; $K_i(t)$ 为结构撞击过程中的边界位移函数; n_j 为结构面力边界的外法线方向的余弦; $T_i(t)$ 为结构面力。

切削式吸能过程的切削热主要来源于被切削区域材料的塑性变形和刀屑间的摩擦。假设材料的塑性功转换为内热源,且材料导热各向同性,切削式吸

能过程在某 Ω 域内的三维导热微分方程为^[26]

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) - \rho_t c \left(u \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{v \partial T}{\partial y} + \frac{w \partial T}{\partial z} \right) + Q = 0 \quad (6)$$

式中: T 为切削式吸能结构温度场中某点的温度; λ 为传热系数; c 为比热容; Q 为塑性变形内热源; u, v, w 分别为热源在切削式吸能结构有限元模型坐标 x, y, z 方向上的速度分量。

本文对切削式吸能过程的热效应假设为:初始撞击动能通过切削力做功而耗散,一部分由切屑的形成和飞溅实现,另一部分由热效应实现;忽略热对流和热辐射的影响,只考虑刀具与工件之间的热传导;工件材料的力学特性和导热均为各向同性;忽略温升造成的化学变化。

2 切削式吸能求解模型

切削式吸能过程具有初始撞击速度大与切削速度不断减小的特点,刀具材料必须具备一定的韧性,且耐高温和耐冲击。本文刀具材料选用硬质合金材料 YG8,刀具前角为 15° ,后角为 8° ,切削深度为 3 mm,切削宽度为 30 mm。综合考虑易切削性、硬度和强度,工件材料选用低碳钢 Q235,工件长度为 450 mm(长度以耗尽动能为准),宽度大于 30 mm,见图 2。刀具与工件相关材料参数见表 1。

表 1 材料参数

Tab. 1 Material parameters

材料	Q235	YG8
密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	7 850	14 800
弹性模量/GPa	210	608
泊松比	0.300	0.212
熔点/ $^\circ\text{C}$	1 520	—
室温/ $^\circ\text{C}$	20	20
比热容/[$\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$]	745	220
热导率/[$\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$]	61.1	75.4

本文采用 LSTC 公司的通用动力学分析软件 LS-DYNA,建立切削式吸能结构的有限元模型,定义相关的热固耦合控制参数,并进行显式非线性分析。刀具与工件采用适合于三维结构实体的 3D Solid164 单元模拟,该单元支持 Johnson-Cook 塑性材料,且支持所有非线性特征的动态分析。

在切削式吸能的数值模拟过程中,局部区域内材料产生的高温和大变形可能会形成网格的畸变或退化,从而影响计算的收敛性和准确度,因

此,综合考虑计算效率和计算精度,将切削区域及其附近的网格进行细分,粗化处理远离切削区域

的网格。同时,考虑网格单元有序性,全部采用映射网格划分,见图 2。

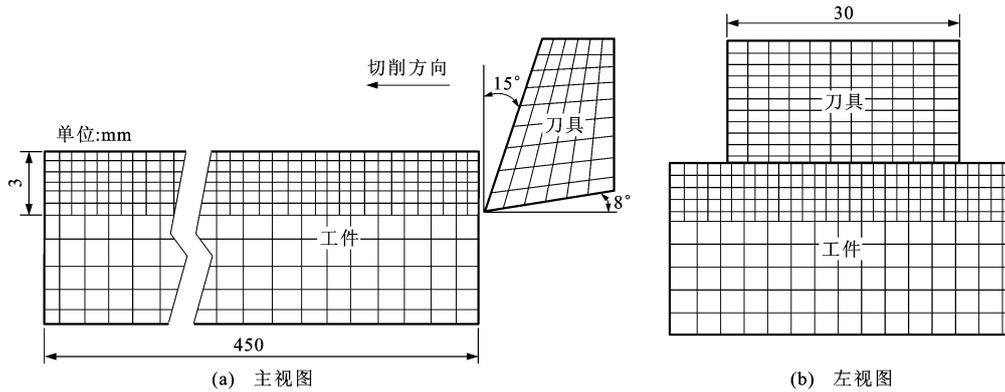


图 2 网格模型

Fig. 2 Mesh model

切削式吸能过程存在工件的塑性变形、刀屑摩擦、刀具和工件间的摩擦、刀具和工件的温升、材料的软化及刀具和工件之间的热传递等,因此,需要选择一种既能反映材料的力学特性,又能反映材料温升软化效应的模型。本文选用 Johnson-Cook 材料模型,采用 Mises 屈服面与不同的强化准则,并且考虑应变率与温度的影响,可以较准确地模拟金属材料的大变形,具体本构方程为

$$\sigma = (A + B\epsilon_1^n) [1 + C \ln(\dot{\epsilon}_2)] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}} \right)^m \right] \quad (7)$$

$$\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_3 / \dot{\epsilon}_0$$

式中: σ 为屈服应力; A 为静态屈服强度; B 为应变硬化常数; ϵ_1 为等效塑性应变; n 为应变硬化指数; m 为热软化系数; C 为应变率硬化常数; $\dot{\epsilon}_2$ 为量纲为 1 的塑性应变率; $\dot{\epsilon}_3$ 为塑性应变率; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率; T_{melt} 为熔化温度; T_{room} 为室温。 A 、 B 、 C 、 n 、 m 为材料参数,其具体数值一般通过相关试验得到,本文取值^[27]分别为: $A=235$ MPa, $B=250$ MPa, $C=0.022$, $n=0.036$, $m=1$ 。

在 Johnson-Cook 本构方程中,为了模拟切屑与工件分离的情况,材料达到破坏时所需的应变为

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] [1 + D_4 \ln(\dot{\epsilon}_2)] \cdot \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}} \right) \right] \quad (8)$$

$$\sigma^* = \sigma_p / \sigma_e$$

式中: ϵ_f 为允许破坏应变; σ_p 为平均主应力; σ_e 为 Mises 应力; $D_1 \sim D_5$ 为失效参数,可以通过切削试验测得,本文取值分别为^[6]: $D_1 = -0.8$, $D_2 = 2.1$, $D_3 = 0.5$, $D_4 = 0.002$, $D_5 = 0.61$ 。

根据断裂参数 $D = \epsilon_p / \epsilon_f$ (ϵ_p 为材料的累积破坏应变)评估材料的累积破坏情况, $D \geq 1$ 时单元发生失效。

在进行计算之前,还需要为刀具和工件分别赋予各向同性热材料模型,在其中定义材料的热密度、比热容与热导率等参数,具体取值见表 1。

刀具与工件间采用面面侵蚀接触,可以设定动、静摩擦因数与侵蚀内部节点。刀屑、切屑与切屑之间采用自动单面接触,动、静摩擦因数分别设为 0.15 和 0.10。同时,在刀具与工件间设定面面热接触以模拟热传导过程。

根据切削式吸能过程的实际情况,对模型设置边界条件,刀具只能沿切削方向平移,工件底面全约束。

本文采用物理分离准则,当节点的应力达到失效力时,节点对应的单元发生失效,切屑与工件分离。

3 切削式吸能的惯性效应

本文采用 ANSYS/LS-DYNA 软件对切削式吸能过程进行非线性动力学分析,根据得到的数值模拟结果对切削式吸能的惯性效应进行研究。

3.1 初始动能恒定时切削式吸能过程的惯性效应

初始撞击能量保持恒定(20 kJ),设定 8 种撞击质量 M 与撞击初速度 V 的不同组合工况(表 2)进行数值模拟。各工况的稳定切削力(切削力曲线进入稳定期后至切削力大幅下降前的均值)、切削位移、最高温度、热耗散能量和热耗散能量比例(热耗散能量与切削总消耗能量之比)的模拟结果分别见图 3~7,部分切削力曲线见图 8。

刀具与工件刚发生接触时,刀尖处工件材料产

表 2 初始动能不变时的组合工况
Tab. 2 Combined conditions based on constant initial kinetic energy

撞击质量/t	4.444	2.500	1.600	1.111	0.816	0.625	0.494	0.400
撞击速度/(m·s ⁻¹)	3	4	5	6	7	8	9	10

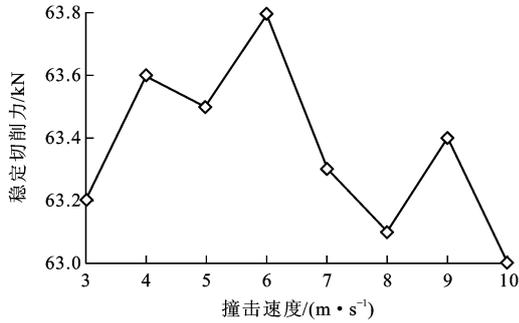


图 3 初始动能恒定时的稳定切削力

Fig. 3 Stable cutting force based on constant initial kinetic energy

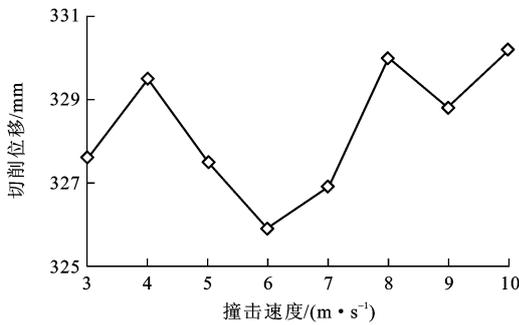


图 4 初始动能恒定时的切削位移

Fig. 4 Cutting displacement based on constant initial kinetic energy

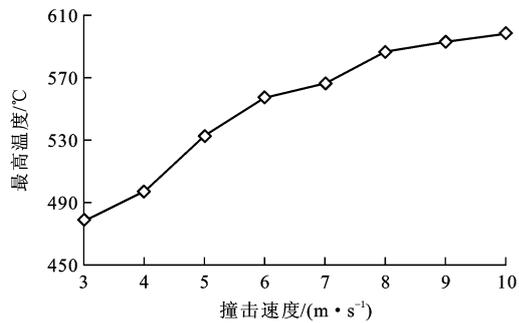


图 5 初始动能恒定时的最高温度

Fig. 5 Maximum temperature based on constant initial kinetic energy

生塑性变形,此时切削力急剧增大并形成一个小的高峰;工件被切开后因裂纹扩展使得产生裂纹处的工件材料撕裂,此时切削力下降;切屑生成后随着切屑的卷曲变形使切削阻尼增大,切削力继续增加;随后切屑持续生成,切削力达到稳定值,形成相对平衡的状态;撞击动能全部被吸收后,切削力迅速下降直至为 0,整个切削过程结束。随着撞击速度的增大,热耗散能量的比例从 11.52% 增至 20.61%,但增幅

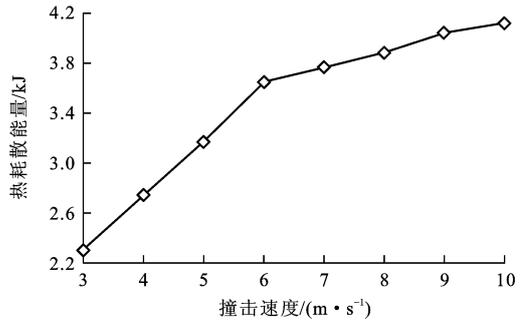


图 6 初始动能恒定时的热耗散能量

Fig. 6 Thermal dissipation energy based on constant initial kinetic energy

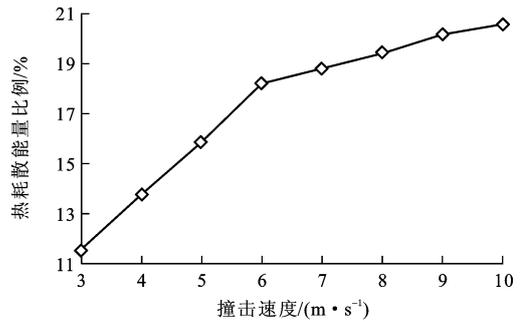


图 7 初始动能恒定时的热耗散能量比例

Fig. 7 Percentage of thermal dissipation energy based on constant initial kinetic energy

逐渐减小;最高温度在 480 °C ~ 600 °C 的范围内增大,增幅同样呈减小趋势。

考虑切削热影响且初始撞击能量恒定时,切屑生成时切削力没有出现较大的初始峰值,切屑生成后切削力稳定,稳定区段切削力均值的变化趋势基本一致,切削力变化曲线近似相同。由此可知,撞击速度与撞击质量的不同组合对切削力曲线影响很小,惯性效应不明显。

3.2 初始动能变化时切削式吸能过程的惯性效应

保持撞击质量 200 kg 不变,在 3~10 m·s⁻¹ 范围内设定 8 个撞击速度,对应 8 个不同的初始撞击能量,对此 8 种工况(表 3)进行数值模拟。各工况的切削力-位移曲线变化规律和基本形态与图 8 相似,稳定切削力、切削位移、最高温度、热耗散能量和热耗散能量比例的模拟结果分别见图 9~13。

表 3 初始动能变化时的组合工况

Tab. 3 Combined conditions based on changing initial kinetic energy

撞击速度/(m·s ⁻¹)	3	4	5	6	7	8	9	10
初始动能/kJ	1.8	3.2	5.0	7.2	9.8	12.8	16.2	20.0

根据图 9~13 可知:考虑切削热影响且撞击质量一定时,热耗散能量及其所占比例随着撞击速度

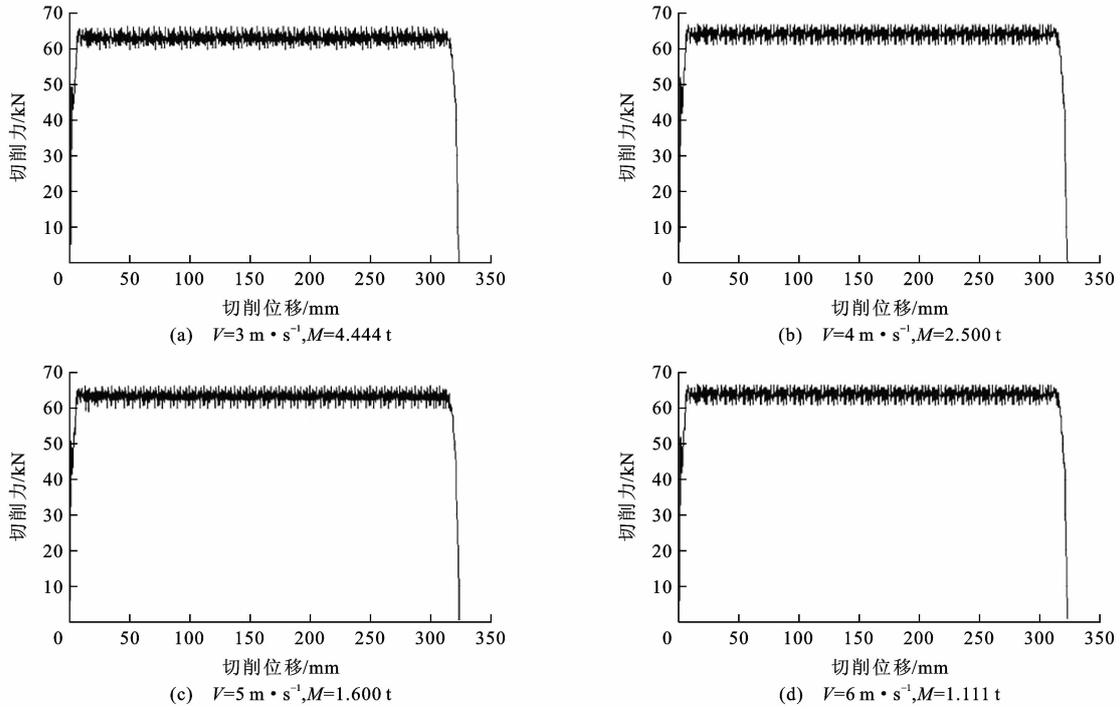


图 8 定初始动能时的切削力曲线

Fig. 8 Cutting force curves based on constant initial kinetic energy

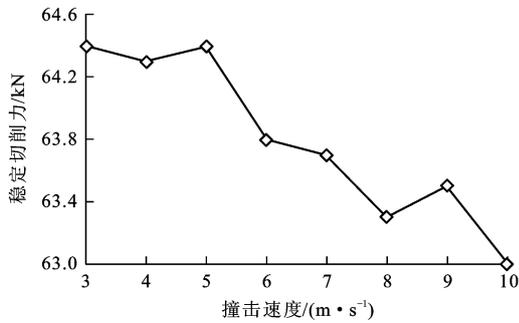


图 9 初始动能变化时的稳定切削力

Fig. 9 Stable cutting force based on changing initial kinetic energy

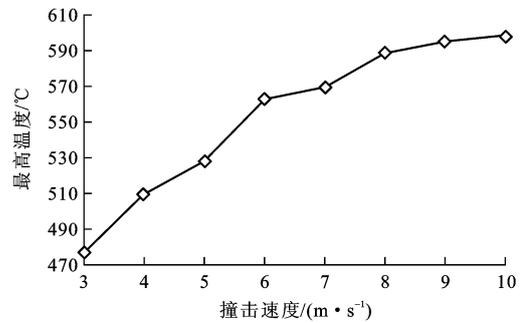


图 11 初始动能变化时的最高温度

Fig. 11 Maximum temperature based on changing initial kinetic energy

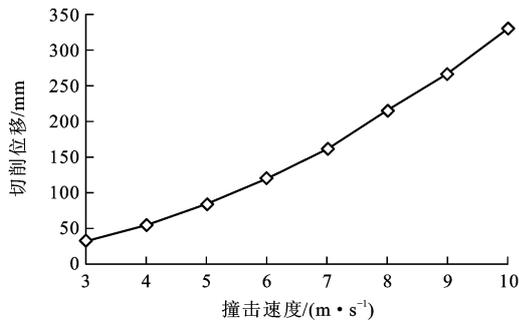


图 10 初始动能变化时的切削位移

Fig. 10 Cutting displacement based on changing initial kinetic energy

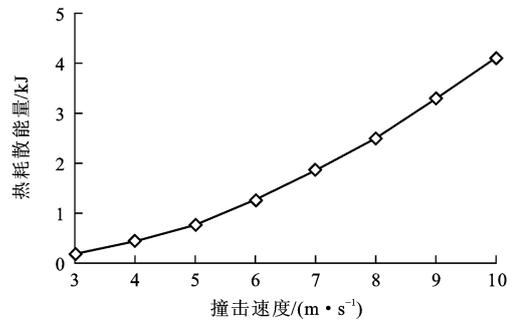


图 12 初始动能变化时的热耗散能量

Fig. 12 Thermal dissipation energy based on changing initial kinetic energy

的提高而增大;随着撞击速度的增大,切削速度增大使得材料间摩擦因数减小,单位面积所需切削力减

小,同时因最高温度不断增大使材料变软,更易切削,因此,稳定切削力略有减小;撞击速度对稳定切

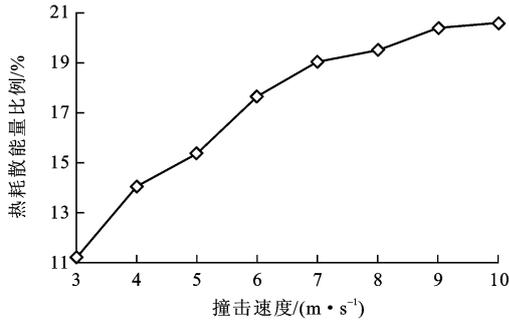


图 13 初始动能变化时的热耗散能量比例

Fig. 13 Percentage of thermal dissipation energy based on changing initial kinetic energy

削力影响极小,惯性效应不明显。

保持撞击速度 10 m·s⁻¹ 不变,在 0.4~3.2 t 范围内设定 8 个撞击质量,对应 8 个不同的初始撞击能量,对此 8 种工况(表 4)进行数值模拟。各工况的切削力-位移曲线变化规律和基本形态与图 8 相似,稳定切削力、切削位移、最高温度、热耗散能量和热耗散能量比例模拟结果分别见图 14~18。

表 4 撞击质量不同时的组合工况

Tab. 4 Combined conditions based on changing impact mass

撞击质量/t	0.4	0.8	1.2	1.6	2.0	2.4	2.8	3.2
初始动能/kJ	20	40	60	80	100	120	140	160

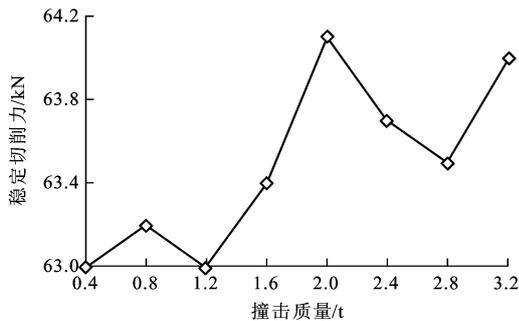


图 14 撞击速度不变时的稳定切削力

Fig. 14 Stable cutting force based on constant impact speed

根据图 14~18 可知:考虑切削热影响且撞击速度保持不变时,随着撞击质量的增大,热耗散能量增大;最高温度与热耗散能量比例变化范围很小,说明撞击质量对温度和切削热的影响非常小,可以忽略;撞击质量对稳定切削力影响极小,惯性效应不明显。

4 切削式吸能方式应用的可行性

B 型地铁列车在 25 km·h⁻¹ 运行速度下发生碰撞时,单个车端吸能结构耗散的碰撞能量约为 400 kJ^[4]。本文据此撞击条件,采用的车端吸能结

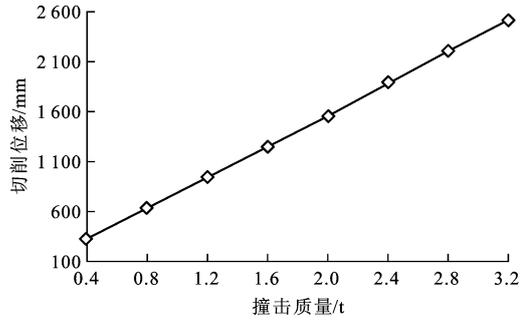


图 15 撞击速度不变时的切削位移

Fig. 15 Cutting displacement based on constant impact speed

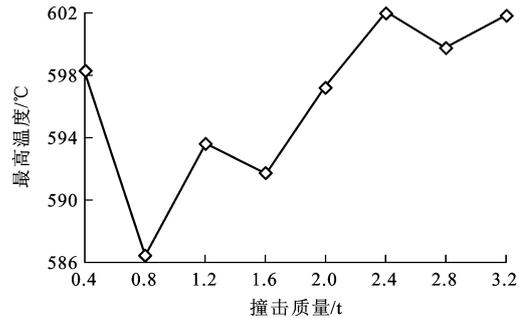


图 16 撞击速度不变时的最高温度

Fig. 16 Maximum temperature based on constant impact speed

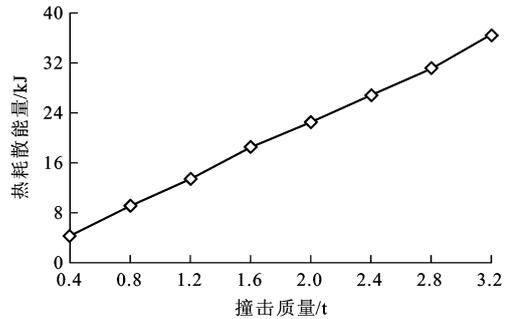


图 17 撞击速度不变时的热耗散能量

Fig. 17 Thermal dissipation energy based on constant impact speed

构见图 19,同一平面内 4 把刀具围绕工件呈中心对称布置,刀具结构为方形截面的空心桶状,工件结构通过安装板固定在底架端梁外立面上。在车辆发生碰撞时,刀具结构向安装板方向移动,刀具切削工件消耗能量。刀具前角为 4°,后角为 5°,切削深度为 5 mm,切削宽度为 70 mm,最大切削行程为 440 mm,刀具材料为 YG8,工件材料为 Q235。

采用上述数值模拟方法对此装置的切削式吸能过程进行数值模拟,得到撞击初始动能为 360 kJ 时的切削力(图 20)和动能随切削行程的变化曲线(图 21)。

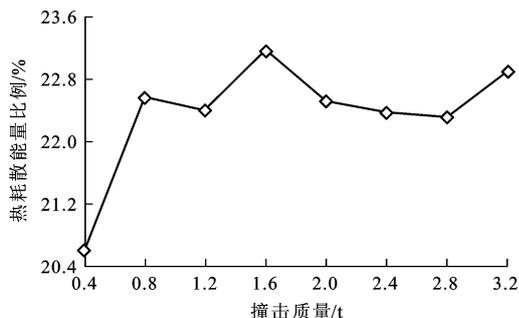


图 18 撞击速度不变时的热耗散能量比例
Fig. 18 Percentage of thermal dissipation energy based on constant impact speed

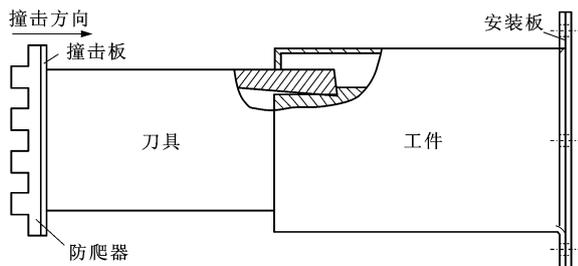


图 19 切削式吸能装置
Fig. 19 Cutting energy-absorbing device

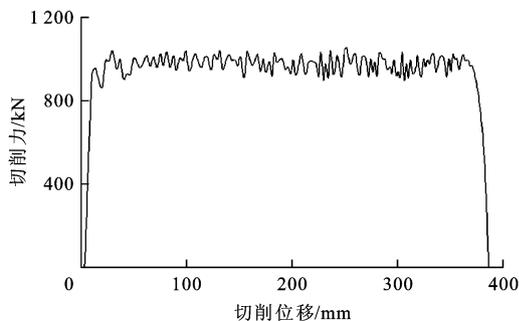


图 20 切削力曲线
Fig. 20 Cutting force curve

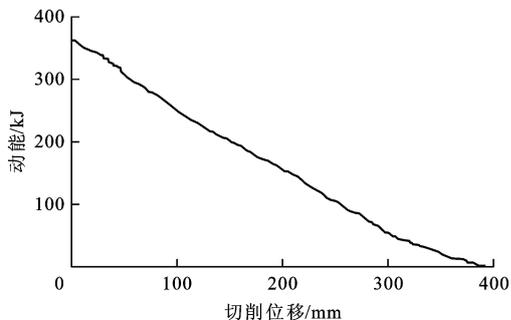


图 21 动能曲线
Fig. 21 Kinetic energy curve

由图 20 可知,切削行程约为 380 mm 时,吸能过程结束。稳定切削力均值约为 980 kN,没有较大的初始撞击力峰值,撞击发生后很快进入稳定的平台期,切削力未出现剧烈波动。

由图 21 可知,切削行程约为 380 mm 时,撞击动能被完全耗散,动能耗散过程近似于一条直线,说明切削式吸能过程稳定。

若实际切削行程达到该装置的最大切削行程 440 mm 时,将耗散约 420 kJ 的动能,可满足 B 型地铁列车对车端吸能装置吸收能量的要求,因此,轨道车辆的车端吸能结构可考虑切削式吸能方式。

5 结 语

(1) 切削热在整个切削过程中所占能量比重较大,在切削式吸能计算中不可忽略。在切削参数不变时最高温度、热耗散能量及其所占比例随着切削速度的增大而增大,增幅逐渐减小。

(2) 在刀具和工件材料、切削深度和刀具几何参数不变的条件下,初始撞击能量、撞击质量和撞击速度分别单独变化或组合变化基本不会对切削力产生影响,即切削式吸能过程的惯性敏感性弱,切削式吸能结构属于第 I 类。

(3) 切削式吸能方式可满足 B 型地铁列车车端吸能结构的要求,其他类型轨道车辆的车端吸能结构也可考虑采用切削式吸能方式,此部分内容有待继续研究。

(4) 与常用的压溃式吸能结构相比,切削式吸能过程中撞击力更平稳,不会产生较大的初始峰值,结构的冲击和振动较小,吸能过程比较平稳;撞击力基本不受初始撞击能量和撞击速度的影响,具有良好的可控性和预估性;切削参数确定后,可根据初始撞击能量、撞击速度、撞击质量相对准确地估算出撞击力与吸收能量,可为切削式吸能装置的设计提供参考依据。

参 考 文 献 :

References :

[1] 王庆艳. 铝型材地铁车车体耐撞性分析及吸能结构最优设计[D]. 大连:大连交通大学,2007.
WANG Qing-yan. The crashworthiness and optimization of the aluminum subway vehicles[D]. Dalian: Dalian Jiaotong University, 2007. (in Chinese)

[2] WIERZBICKI T. Crushing analysis of metal honeycombs[J]. International Journal of Impact Engineering, 1983, 1(2): 157-174.

[3] 伞军民. 列车吸能结构碰撞仿真与分析[D]. 大连:大连交通大学,2009.
SAN Jun-min. The crash simulation and analysis of the train's energy-absorbing structure[D]. Dalian: Dalian Jiaotong University, 2009. (in Chinese)

- [4] 罗珂琪. B型地铁车辆间鼓胀与诱导组合式吸能结构碰撞性能研究[D]. 长沙:中南大学, 2011.
LUO Yu-qi. Research on crashworthiness of both bulgy type and guide combined type energy-absorbing structures between B-type subway vehicles[D]. Changsha: Central South University, 2011. (in Chinese)
- [5] CALLADINE C R, ENGLISH R W. Strain-rate and inertia effects in the collapse of two types of energy-absorbing structure[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1984, 26(11/12): 689-701.
- [6] 卢文浩, 鲍荣浩. 动态冲击下能量吸收结构的惯性敏感性的数值模拟分析[J]. *振动与冲击*, 2004, 23(3): 67-69.
LU Wen-hao, BAO Rong-hao. Numerical simulation study on the inertia-sensitiveness of energy-absorbing structures under impact loading[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2004, 23(3): 67-69. (in Chinese)
- [7] EJI U, KATSUHIRO M, TAKAHIRO S. Simulation analysis of built-up edge formation in machining of low carbon steel[J]. *Bulletin of the Japan Society Precision Engineering*, 1981, 15(4): 237-242.
- [8] STRENKOWASKI J S, CARROLL J T. A finite element model of orthogonal metal cutting[J]. *Journal of Engineering for Industry*, 1985, 107(4): 349-354.
- [9] STRENKOWASKI J S, MOON K J. Finite element prediction of chip geometry and tool/workpiece temperature distribution in orthogonal metal cutting[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1990, 112(3): 313-318.
- [10] SHIH A J. Finite element simulation of orthogonal metal cutting[J]. *Journal of Engineering for Industry*, 1995, 117(2): 84-93.
- [11] HUANG J M, BLACK J T. An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1996, 118(4): 545-554.
- [12] SMITH A J R, ARMAREGO E J A. Temperature prediction in orthogonal cutting with a finite difference approach[J]. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 1981, 30(1): 9-13.
- [13] CHILDS T H C. Ductile shear failure damage modelling and predicting built-up edge in steel machining[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, 213(11): 1954-1969.
- [14] CHILDS T H C. Developments in simulating built up edge formation in steel machining[C]//WRHRNER K. Fifth CIRP Conference on High Performance Cutting. Amsterdam: Elsevier, 2012: 78-83.
- [15] CHILDS T H C. Towards simulating built-up-edge formation in the machining of steel[J]. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2011, 4(1): 57-70.
- [16] HAJMOHAMMADI M S, MOVAHHEDI M R, MORADI H. Investigation of thermal effects on machining chatter based on FEM simulation of chip formation[J]. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2014, 7(1): 1-10.
- [17] 常宁. 切削式吸能过程仿真研究[D]. 长沙:中南大学, 2009.
CHANG Ning. Simulation for energy-absorbing process in metal-cutting way[D]. Changsha: Central South University, 2009. (in Chinese)
- [18] 汤礼鹏. 城轨车辆切削式专用吸能装置研究[D]. 长沙:中南大学, 2010.
TANG Li-peng. Research on the special energy-absorbing structure of mass transit vehicle[D]. Changsha: Central South University, 2010. (in Chinese)
- [19] 雷成, 肖守讷, 罗世辉. 轨道车辆切削式吸能装置吸能特性研究[J]. *中国机械工程*, 2013, 24(2): 263-267.
LEI Cheng, XIAO Shou-ne, LUO Shi-hui. Research on energy absorption characteristics of rail vehicle energy-absorbing component in cutting way[J]. *China Mechanical Engineering*, 2013, 24(2): 263-267. (in Chinese)
- [20] 雷成, 肖守讷, 罗世辉. 基于显式有限元的高速列车吸能装置吸能原理研究[J]. *铁道机车车辆*, 2012, 32(2): 1-5.
LEI Cheng, XIAO Shou-ne, LUO Shi-hui. Research on the energy-absorbing theory of high speed train energy-absorbing component based on the explicit finite element[J]. *Railway Locomotive and Car*, 2012, 32(2): 1-5. (in Chinese)
- [21] 雷成, 肖守讷, 罗世辉. 轨道车辆新型车端专用吸能装置[J]. *西南交通大学学报*, 2013, 48(4): 738-744.
LEI Cheng, XIAO Shou-ne, LUO Shi-hui. New special energy-absorbing component at vehicle end of rail vehicles[J]. *Journal of Southwest Jiaotong University*, 2013, 48(4): 738-744. (in Chinese)
- [22] 岳伟玲, 王喜顺, 罗昌杰, 等. 圆孔拉刀式吸能器吸能特性的研究[J]. *机械设计与制造*, 2014(7): 27-30.
YUE Wei-ling, WANG Xi-shun, LUO Chang-jie, et al. Round broaching energy absorption characteristics of energy-absorbing device[J]. *Machinery Design and Manufacture*, 2014(7): 27-30. (in Chinese)
- [23] SINGACE A A, ELSOBKY H, REDDY T Y. On the eccentricity factor in the progressive crushing of tubes [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1995, 32(24): 3589-3602.
- [24] SCHOKKER A, SRIDHARAN S, KASAGI A. Dynamic buckling of composite shells[J]. *Computers and Structures*, 1996, 59(1): 43-53.
- [25] SCHAUER D A, HOOVER C G, KAY G J, et al. Crashworthiness simulations with DYNA3D[J]. *Transportation Research Record*, 1996(1528): 124-129.
- [26] RAMESH M V, SEETHARAMU K N, GANESAN N, et al. Finite element modelling of heat transfer analysis in machining of isotropic materials[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1999, 42(9): 1569-1583.
- [27] 牟金磊, 朱锡, 黄晓明, 等. 水下爆炸气泡载荷在加筋板塑性变形中的作用[J]. *振动与冲击*, 2010, 29(5): 74-77, 241.
MOU Jin-lei, ZHU Xi, HUANG Xiao-ming, et al. Effect of underwater explosion bubble on plastic displacement of stiffened plates[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2010, 29(5): 74-77, 241. (in Chinese)