

晶体锗切削温度场的理论建模及数值模拟

李金乐, 李 珊, 杨晓京, 马一鸣

(昆明理工大学 机电工程学院, 昆明 650500)

摘 要:针对晶体锗切削加工过程,首先采用热源法及温度叠加原理建立了切削温度场的理论数学模型。然后运用 MATLAB 软件分别计算出切削速度分别为 1.5、2.0、2.5 m/s,进给量分别为 0.02、0.025 mm/r 时工件在剪切变形区的温度场,分析了不同切削速度、不同进给量下的温度变化。最后,采用 DEFORM-3D 软件进行三维切削仿真分析,获得了不同切削参数下工件温度场的云图。计算结果与仿真结果表明:切削速度与进给量的增大会导致切削温度的升高,刀具与工件开始接触时,切削温度、进给量与时间呈线性急剧增加,但温度升高到一定值后会保持相对稳定。相同增量下,进给量对切削温度的影响大于切削速度。不同切削速度和进给量下的仿真结果与理论计算结果误差均小于 10%。

关键词:晶体锗;温度场;热源法;有限元;数值模拟

中图分类号: TG501

文献标志码: A

文章编号: 2095-1744(2020)02-0022-07

Theoretical Modeling and Numerical Simulation of Temperature Field of Crystal Germanium Cutting

LI Jinle, LI Shan, YANG Xiaojing, MA Yiming

(Faculty of Mechanical and Electrical Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China)

Abstract: Aiming at the process of crystal germanium cutting, firstly, the theoretical mathematical model of the cutting temperature field was established by means of the heat source method and temperature superposition principle. Then the MATLAB software was used to calculate the temperature field of the workpiece in the shear deformation zone when the cutting speed is 1.5, 2.0, 2.5 m/s, and the feed rates are 0.02 and 0.025 mm/r, respectively. Different cutting speeds and different feed rates are analyzed. Finally, the three-dimensional cutting simulation analysis is carried out by using DEFORM-3D software, and the cloud maps of the workpiece temperature field under different cutting parameters are obtained. The calculation results and simulation results show that the increase of the cutting speed and feed rate will lead to an increase in cutting temperature. When the tool-workpiece comes into contact, the cutting temperature, feed rate, and time increase linearly sharply, but the temperature will remain relatively stable when it rises to a certain value. Under the same increment, the effect of the feed rate on the cutting temperature is greater than that of the cutting speed. The error between simulation results and theoretical calculation results at different cutting speeds and feed rates is less than 10%.

Key words: crystal germanium; temperature field; heat source method; finite element; numerical simulation

收稿日期: 2019-04-30

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51765027)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51765027)

作者简介: 李金乐(1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事超精密切削加工方面的研究。

通信作者: 杨晓京(1971—), 男, 博士, 教授, 主要从事微纳米加工等方面的研究。

引用格式: 李金乐, 李 珊, 杨晓京, 等. 晶体锗切削温度场的理论建模及数值模拟[J]. 有色金属工程, 2020, 10(2): 22—28.

LI Jinle, LI Shan, YANG Xiaojing, et al. Theoretical Modeling and Numerical Simulation of Temperature Field of Crystal Germanium Cutting[J]. Nonferrous Metals Engineering, 2020, 10(2): 22—28.

单晶锗作为重要的红外光学材料,在航空航天、国防军工等高新技术领域有着广泛的应用^[1-2]。由于单晶锗具有硬脆性及各向异性等不利于机械加工的力学性能,导致切削加工很难得到高质量的表面。而切削过程中产生的热量对切屑的形成、加工误差、刀具的磨损及寿命、表面的光洁度和完整性都有很大的影响,因此,研究切削过程中的温度及分布规律对实际加工有重要的意义。

目前,对于切削温度场的研究主要采用数值分析、有限元仿真和实验测量进行分析。有限元仿真作为研究复杂问题的常用工具,在分析切削^[3]、锻造^[4]等问题上有着广泛的应用。USUI等^[5]采用有限元仿真利用能量法预测了连续切削过程中的稳态温度的分布,推导了硬质合金刀具的磨损、刀面的温度和应力之间的相关性。PULS等^[6]提出了一种耦合欧拉—拉格朗日的有限元模型来模拟芯区的温度,并通过仿真得到正交切削时刀具内的温度和热量分布。虽然近几年计算机技术有了很大的进展,但有限元仿真仍然很耗时,其精度取决于工件材料的本构模型、接触定义和边界条件。因此,它们没有为整体切削过程优化提供有效的解决方案。数值分析作为最古老的方法,是分析切削过程中温度分布的强大而有效的工具。CHAO等^[7]提出了金属切削温度的数值分析模型,综合考虑了切削过程中剪切区进行的塑性变形能及摩擦能,直接计算出了芯区的平均温度。LOEWEN等^[8-9]基于热源理论建立了剪切面热源和摩擦热源共同作用下金属切削过程中温升理论模型,并通过实验证明了模型的准确性。唐东红等^[10]和李林文等^[11]建立了切削过程中瞬态温度模型,采用热力耦合法对切削温度进行了预测。近年来,开发了许多分析模型来预测金属切削变形区的温度^[12-13]。KLOCKE等^[14]提出了一种基于势理论的金属切削温度分布分析模型,他们使用复杂的函数来求解偏微分方程。赫培等^[15]基于能量守恒定理建立了陶瓷材料切削温度模型,通过陶瓷材料断裂所需能量来预测切削温度。尽管在温度场的理论计算方面取得了一些成就,但目前的研究主要基于二维切削模型,对三维切削硬脆性材料的温度场理论预测还少有报道。

用于预测切削温度的有限元法计算量非常大,且需要进行精确的建模,而实验测量耗时且成本较高,相比较而言,理论建模可以避免实验测量中人为因素及仪器所产生的误差,且计算速度相对于有限元仿真有很大提高。因此,本文提出了一种快速、方

便地预测工件切削温度的理论模型,并与有限元仿真结果进行了对比。所提出的理论模型不仅具有实用性和有效性,而且直接将工件温度与切削参数联系起来。

1 理论模型的建立

1.1 热传导控制方程

傅里叶导热定律^[16]是热力学的基础,其描述的是固体导热过程中,温度的变化和热流密度之间的关系,表达式为:

$$Q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (1)$$

式中: Q 为热流密度, $J/(m^2 \cdot s)$; T 为物体温度, $^{\circ}C$; λ 为热导率, $W/(m \cdot K)$ 。

采用热传导理论建立三维固体非稳态切削模型,假设热流密度为 Q ,环境温度为 T_0 ,根据傅里叶导热定律,三维固体非稳态导热微分方程为:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (2)$$

式中: T 为温度, $^{\circ}C$; t 为时间, s ; x, y, z 为位置坐标; λ 为热导率, $W/(m \cdot K)$; c 为比热容, $J/(g \cdot ^{\circ}C)$; ρ 为密度, g/cm^3 。

1.2 切削温度场理论模型

三维切削物理模型如图1所示,根据热源理论,切削过程中的温度变化可以看成是瞬时面热源引起温升的叠加。采用分离变量求解基本导热微分方程时,所求结果是从热源传来的热量而非切削过程中的温度,因此根据温度叠加原理采用热源法求解切削过程中工件的温度场。

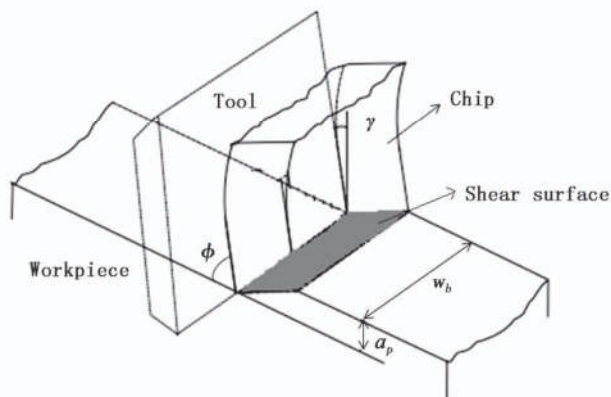


图1 三维切削物理模型

Fig. 1 3D cutting physical model

根据图1所示切削深度与剪切角的几何关系,剪切角可由公式(3)得到。

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\cos \gamma}{1 - \sin \gamma} \quad (3)$$

式中: φ 为剪切角, ($^{\circ}$); γ 刀具前角, ($^{\circ}$).

假设切削过程中应力均匀分布, 工件对切屑作用的合力 F_c 与刀具对切屑作用的合力 F'_c 处于二力平衡, 如图2所示, F_c 与 F'_c 大小相等, 方向相反, 并在一条直线上。

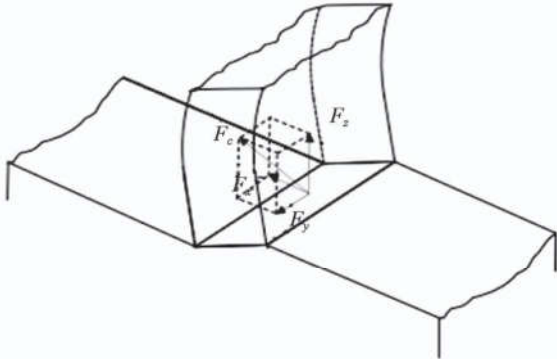


图2 切削合力与分力

Fig. 2 Cutting synergy and split force

根据切削力经验公式, 图2中各分力及合力为:

$$\begin{cases} F_x = C_{F_x} a_p^{x_{F_x}} f^{y_{F_x}} \\ F_y = C_{F_y} a_p^{x_{F_y}} f^{y_{F_y}} \\ F_z = C_{F_z} a_p^{x_{F_z}} f^{y_{F_z}} \end{cases} \quad (4)$$

$$F_c = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (5)$$

式中: F_x 、 F_y 、 F_z 分别为 x 、 y 、 z 向分力, N; C_{F_x} 、 C_{F_y} 、 C_{F_z} 为修正系数; x_{F_x} 、 y_{F_x} 、 x_{F_y} 、 y_{F_y} 、 x_{F_z} 、 y_{F_z} 为指数; a_p 为切削厚度, mm; f 为进给量, mm/r; F_c 为合力, N。

切屑的移动速度及剪切区传入工件的能量比分别为:

$$v_s = \frac{v \cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma)} \quad (6)$$

$$R_w = \left[1 + 0.754 \left(\frac{\alpha_p}{\lambda_s} \right)^{1/2} \right]^{-1} \quad (7)$$

式中: v_s 为移动速度, m/s; v 为切削速度, m/s; R_w 为能量比, $\text{mm}^2 \cdot \text{s} \times 10^2$; $\lambda_s = \cot \varphi + \tan(\varphi - \gamma)$ 为剪切应变; α_p 为切削厚度, mm。

剪切面面积为:

$$A =$$

$$\frac{a_p}{2 \sin \varphi_n} \left[\frac{2 a_p}{\cos \lambda_s \sin k_r} - \frac{a_p \cos \alpha}{\cos \psi \cos(\varphi_e - \gamma_e)} - \frac{a_p \cot g k_r}{\cos \lambda_s} \right] \quad (8)$$

$$\alpha = \arcsin \frac{\cos \psi \cos(\varphi_e - \gamma_e)}{\cos(\varphi_n - \gamma_n)} \quad (9)$$

式中: A 为剪切面面积, mm^2 ; a_p 为切削厚度, mm; k_r 为刀具主偏角, ($^{\circ}$); λ_s 为刃倾角, ($^{\circ}$); φ_n 为

法向剪切角, ($^{\circ}$); ψ 为流屑角, ($^{\circ}$); φ_e 为有效剪切角, ($^{\circ}$); γ_e 为刀具有效前角, ($^{\circ}$).

车削过程中, 热量主要来自两部分, 分别是剪切面热源带来的热量和刀具与切屑接触面的摩擦热源所带来的热量。摩擦热源只影响切屑和刀具的温度, 不影响工件的温度, 所以工件的热量只考虑剪切面热源的影响。根据能量守恒定理, 剪切过程中所有的机械能都转化为热能, 则剪切所产生的热流密度与剪切面热源强度为:

$$Q = F_c v_s \quad (10)$$

$$Q_q = \frac{R_w Q}{A} = \frac{R_w F_c v_s}{A} \quad (11)$$

式中: Q_q 为热源强度, J; F_c 为合力, N; v_s 为移动速度, m/s; Q 为热流密度, $\text{J}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$; A 为剪切面面积, mm^2 ; R_w 为能量比, $\text{mm}^2 \cdot \text{s} \times 10^2$ 。

设工件上任一点 $M(x, y, z)$ 在任意时刻 t 的温度增量为 ΔT , 热源距离原点的距离为 x_i (mm), 将公式(3)作傅里叶变换并求解, 可得剪切面热源对 M 点引起的温度增量为:

$$\begin{aligned} \Delta T &= \frac{Q_q}{4\pi\lambda t} \exp\left(-\frac{c\rho(x^2 + y^2 + z^2)}{4\lambda t}\right) \times \\ &\int_{-\infty}^{+\infty} \exp\left(-\frac{c\rho(x - x_i)^2}{4\lambda t}\right) dx_i \\ &= \frac{Q_q}{(4\pi\lambda t c\rho)^{1/2}} \exp\left(-\frac{c\rho(x^2 + y^2 + z^2)}{4\lambda t}\right) \\ &= \frac{Q_q}{(4\pi\lambda t c\rho)^{1/2}} \exp\left(-\frac{c\rho R^2}{4\lambda t}\right) \end{aligned} \quad (12)$$

则 t 时刻, M 点的温度为:

$$\begin{aligned} T &= \Delta T + T_0 \\ &= \frac{Q_q}{(4\pi\lambda t c\rho)^{1/2}} \exp\left(-\frac{c\rho R^2}{4\lambda t}\right) + T_0 \end{aligned} \quad (13)$$

式(12)、(13)中: Q_q 为热源强度, J; t 为时间, s; λ 为热导率, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; c 为比热容, $\text{J}/(\text{g} \cdot ^{\circ}\text{C})$; ρ 为密度, g/cm^3 ; R 为 M 点到热源点的距离, mm; $T_0 = 20^{\circ}\text{C}$ 为环境温度。

1.3 数值计算

选取切削速度分别为 1.5、2、2.5 m/s, 进给量分别为 0.02、0.025 mm/r 进行研究, 刀具参数为: 前角 5° 、剪切角 10° 、刃倾角 5° , 选取环境温度为 20°C 。所用晶体锆材料参数为: 密度 $5.237 \text{ g}/\text{cm}^3$ 、比热容 $0.3219 \text{ J}/(\text{g} \cdot ^{\circ}\text{C})$ 、弹性模量 160.40 GPa 、热导率 $64 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 、泊松比 0.3。根据上述参数, 利用 MATLAB 软件对理论模型进行计算, 计算结果如图3所示, 其中图3(a)表示切削速度分别为

1.5、2、2.5 m/s,进给量为0.015 mm/r,切削深度为0.003 mm,环境温度为20℃下的温度场,图3(b)

表示切削速度为1.5 m/s,切削深度为0.003 mm,进给量分别为0.02、0.025 mm/r下的温度场。

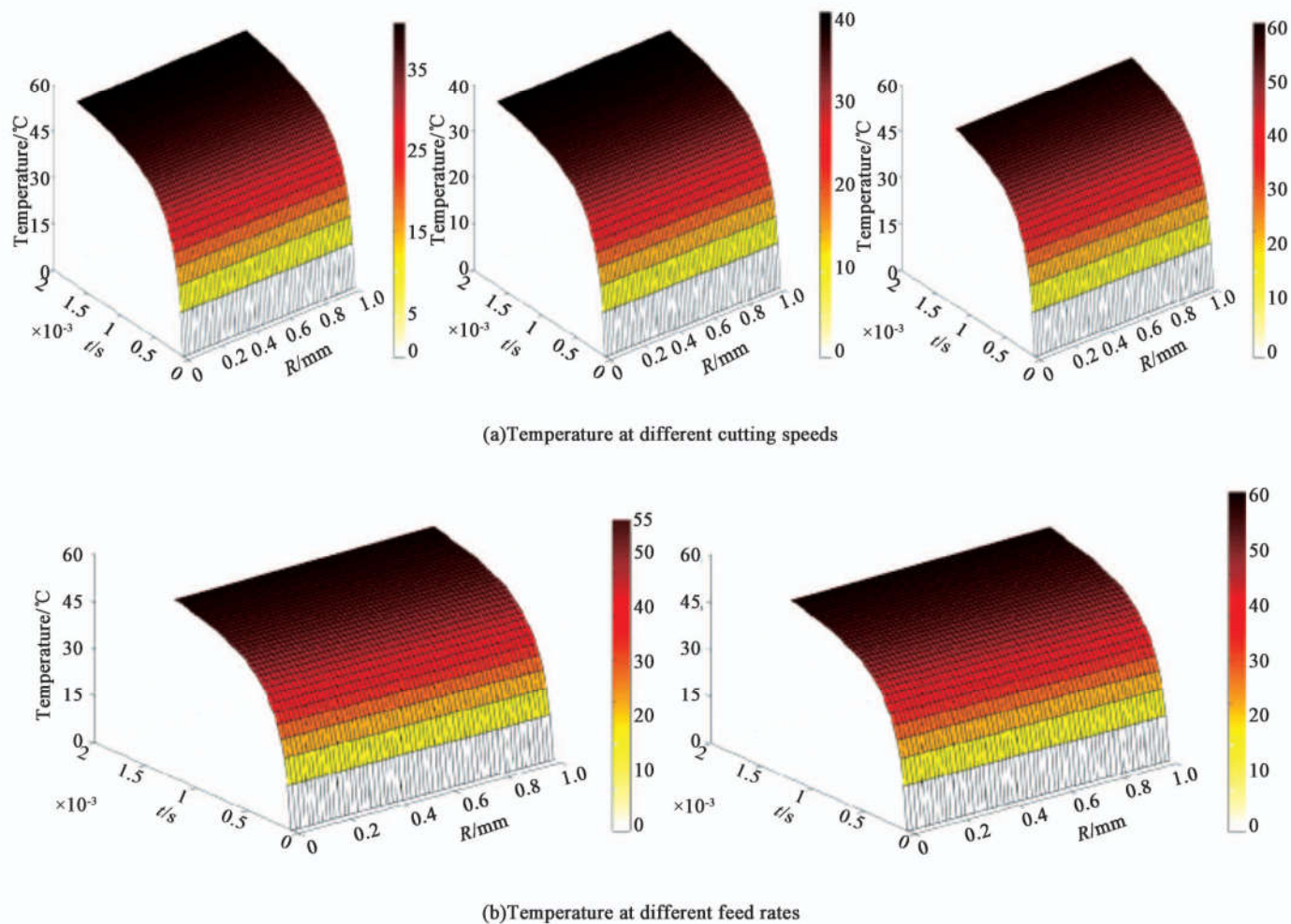


图3 理论模型计算结果

Fig. 3 Theoretical model calculation results

根据图3计算结果,不同的切削速度和进给量下,切削温度的变化与切削速度成正比关系,切削速度与进给量越大温度越高,切削速度为2.5 m/s时温度最高,进给量为0.025 mm/r时温度最高。开始切削时温度呈直线式增长,切削进入稳定阶段后温度也会保持基本稳定。主要原因在于,切削速度增大,切屑会以较快的速度与工件分离,瞬时需要更大的能量促使切屑与工件发生剪切完成分离,因此会导致切削温度瞬时升高,由于大部分的热量短时间无法通过切屑带走,热量的积聚会导致切削温度升高,随着切削过程的进行,会有一部分热量被切屑带走,所以切削温度升高到一定范围后会保持相对稳定,直到完成切削过程。

2 有限元数值模拟与分析

2.1 有限元模型的建立

为了验证所建立的理论模型,运用 DEFORM-3D 软件建立金刚石刀具车削晶体锗的三维有限元模型

进行仿真验证。如图4所示,三维有限元模型包括刀具和工件模型,刀具的材料参数从软件自带材料库中导入,工件材料参数通过数据拟合对材料库进行二次开发后导入。由于仿真所选取的尺度较小,切削深度达到微米级,用整体建模仿真计算量较大且远离切削区域的温度变化较小。因此,为了降低计算量,提高计算效率,仿真建模过程中只选取刀具刀尖部分与切削的部分圆弧进行建模仿真。

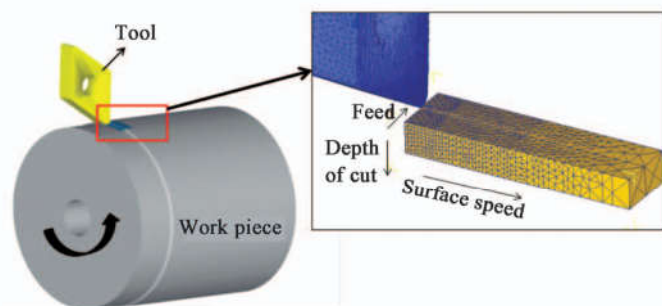


图4 三维有限元仿真模型

Fig. 4 3D finite element simulation model

有限元切削过程模拟是通过三维热力耦合模型进行的,该模型使用了隐式有限元代码 DEFORM-3D 中的拉格朗日公式。SHIMADA 等^[17]认为无论是脆性材料还是塑性材料,当材料切削尺度较小时,均认为其是塑性域内的加工。因此本文将晶体锆简化为弹塑性材料,仿真过程只考虑晶体锆的塑性变形,忽略脆性断裂,变形过程遵从 Von Mises 准则。考虑到晶体锆的弹性模量远小于刀具的弹性模量,为了便于仿真求解,前处理过程中将刀具设定为刚体。晶体锆的流动应力如公式(14)所示,有限元仿真中参数的选取与数值计算参数一致。

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \quad (14)$$

其中: $\bar{\sigma}$ 为流动应力,MPa; $\bar{\epsilon}$ 为等效塑性应变;

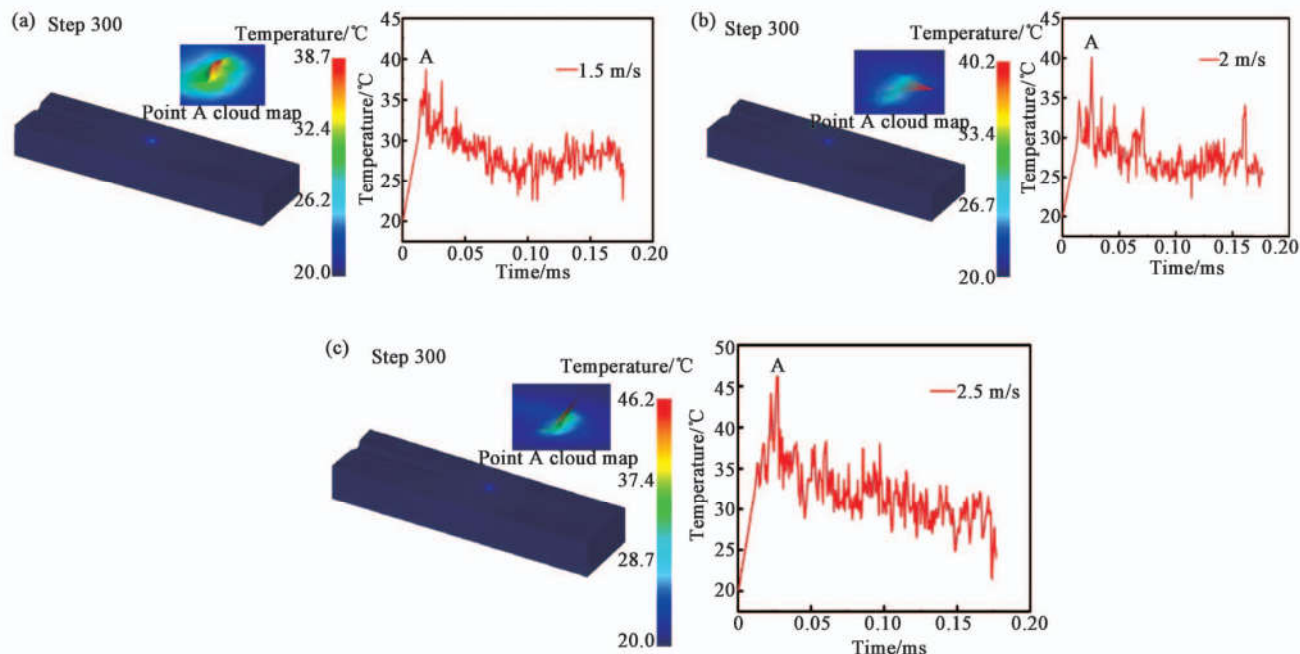


图5 三种切削速度下仿真结果(进给量 0.015 mm/r、切削深度 0.003 mm)

Fig. 5 Simulation results at three cutting speeds (Feed rate 0.015 mm/r, cutting depth 0.003 mm)

(a) cutting speed of 1.5 m/s, (b) cutting speed of 2 m/s, and (c) cutting speed of 2.5 m/s

图6展示了两种进给量下的温度变化情况。结合图5(a),分析三者温度变化曲线及温度云图,可以得出:进给量的增大会导致切削温度的升高,切屑

$\dot{\bar{\epsilon}}$ 为有效应变速率; T 为温度,°C。

2.2 结果与分析

通过对各组切削参数进行仿真,得到了不同切削参数下工件的温度场及对应的温度变化曲线,如图5、图6所示。图5是三种切削速度下,软件运行到300步时工件的温度场及切削过程中温度的变化曲线。从仿真结果上看,切削速度越大,切削温度越高,与 SAWANGSRI 等^[18]对单晶硅这一与单晶锆特性类似材料的研究结果一致。从切削过程的温度变化趋势来看,在开始切削时,即刀具与工件开始接触时,随着切削的进行,切削温度持续增加,当切屑即将分离时温度达到最大,切屑分离后开始进入稳定切削阶段,温度会保持在一定的范围。

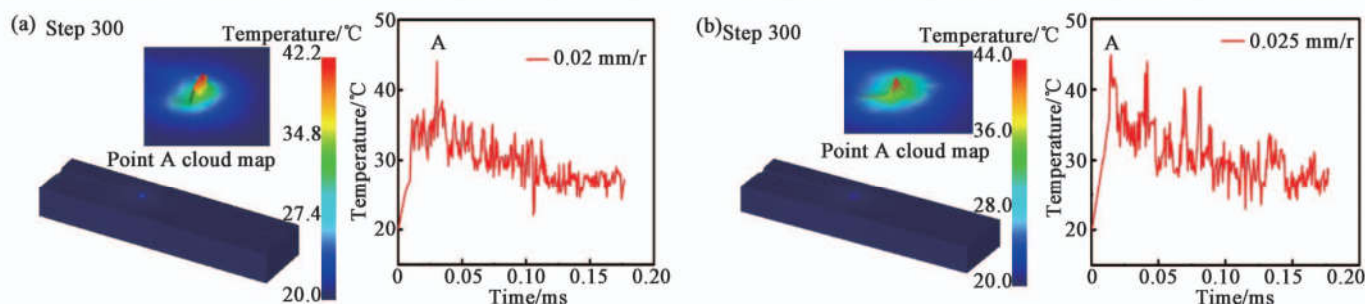


图6 进给量为 0.020 mm/r(a)和进给量为 0.025 mm/r(b)下的仿真结果(切削速度 1.5 m/s、切削深度 0.003 mm)

Fig. 6 Simulation results under feed (a) rate 0.020 mm/r and (b) 0.025 mm/r (Cutting speed 1.5 m/s, cutting depth 0.003 mm)

图7为不同切削速度条件下,理论模型计算的最高温度与有限元仿真结果的最高温度对比。进给量与切削深度保持不变,切削速度为1.5 m/s时,工件最高温度为38.7℃,理论模型计算结果与仿真结果误差为9%。切削速度为2 m/s时,工件最高温度为40.2℃,两者误差为4%。当切削速度为2.5 m/s时,工件最高温度为46.2℃,与理论模型计算结果相比误差为2%。当切削速度与切削深度保持不变,进给量分别为0.02、0.025 mm/r时,工件最高温度分别为42.2和44℃,误差分别为5%和4%。相同增量下,切削速度引起的温升小于进给量引起的温升。

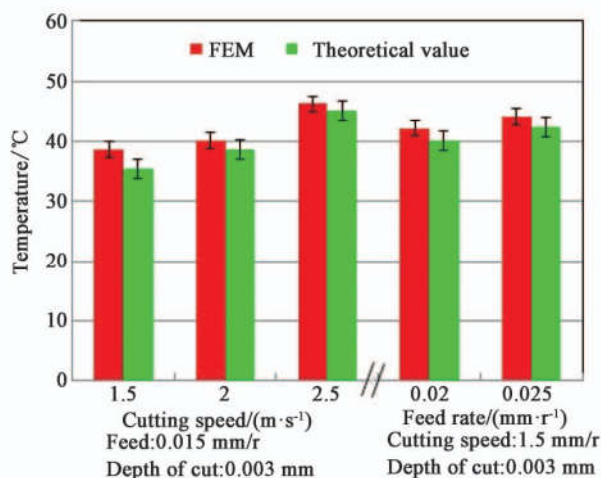


图7 不同切削速度、进给量下两模型最高温度

Fig. 7 Maximum temperatures of two models at different cutting speeds and feed rates

通过以上对比,在不同切削速度、进给量条件下,该理论模型与有限元仿真结果误差不超过10%,且随着切削进入稳定阶段,理论模型计算的温度与有限元仿真的温度误差会逐渐减小,说明建立的理论模型能够较准确的对切削温度进行预测。

3 结论

对车削加工晶体锗的切削温度进行了研究,应用热源法和温度叠加原理建立了车削加工温度场的理论模型,通过MATLAB计算得到了不同切削参数下的温度场。采用DEFORM-3D软件运用有限元法对晶体锗的切削过程进行了仿真验证。综合理论计算及仿真结果可知:

1)在晶体锗的切削加工过程中,切削温度在开始切削阶段与切削时间成正比关系,进入稳定切削后切削温度与切削时间呈指数增长,当切削温度达到一定范围时保持相对稳定。

2)不同切削速度、进给量条件下,切削温度理论

模型计算结果与有限元仿真结果误差均小于10%,说明理论模型可以较准确地预测晶体锗的切削温度。

3)进给量的增大相对于切削速度的增加会导致更高的切削温度,选择合适的进给量更有利于切削温度的降低。理论模型计算速度更快,并且具有更好的操作性,为后期的实验研究及实际加工中预测切削温度提供了一种理论方法。

参考文献:

- [1]张亚萍,席珍强,张瑞丽,等. 锗单晶材料的生长与应用[J]. 材料导报:纳米与新材料专辑, 2009, 23(1): 14-19.
ZHANG Yaping, XI Zhenqiang, ZHANG Ruili, et al. Application and growth of czochralski germanium single crystals[J]. Materials Review: Nano and New Material Album, 2009, 23(1): 14-19.
- [2]杨晓京,李勇,谷汉卿,等. 微纳米尺度单晶锗表面切削加工特性[J]. 有色金属工程, 2015, 5(4): 1-4.
YANG Xiaojing, LI Yong, GU Hanqing, et al. Surface cutting properties of micro-nano scale crystal germanium[J]. Nonferrous Metals Engineering, 2015, 5(4): 1-4.
- [3]尹浩,郑雷. 切削参数对TC4切削结果影响的仿真和试验研究[J]. 有色金属工程, 2018, 8(4): 17-22.
YIN Hao, ZHENG Lei. Simulation and test research of influence of cutting parameters on TC4 cutting results[J]. Nonferrous Metals Engineering, 2018, 8(4): 17-22.
- [4]高婷,周立鹏,朱峰,等. 薄壁、高强度TC4管坯锻造有限元数值模拟[J]. 有色金属工程, 2019, 9(3): 19-23.
GAO Ting, ZHOU Lipeng, ZHU Feng, et al. Finite element numerical simulation of thin-walled and high-strength TC4 tube billet for forging [J]. Nonferrous Metals Engineering, 2019, 9(3): 19-23.
- [5]USUI E, SHIRAKASHI T, KITAGAWA T. Analytical prediction of three dimensional cutting process—Part 3: Cutting temperature and crater wear of carbide tool[J]. Journal of Engineering for Industry, 1978, 100(2): 236-243.
- [6]PULS H, KLOCKE F, VESELOVAC D. FEM-based prediction of heat partition in dry metal cutting of AISI 1045 [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 86(1/2/3/4): 737-45.
- [7]CHAO B, TRIGGER K. An analytical evaluation of metal cutting temperature[J]. Trans ASME, 1951, 73: 57-68.
- [8]LOEWEN E. On the analysis of cutting-tool temperatures[J]. Trans ASME, 1954, 76: 217.

- [9] KOMANDURI R, HOU Z B. Thermal modeling of the metal cutting process—Part III: Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool - chip interface frictional heat source[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43(1): 89-107.
- [10] 唐东红, 孙厚芳, 焦黎, 等. 端铣加工工件变形仿真预测方法研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2008, 28(8): 678-81.
TANG Donghong, SUN Houfang, JIAO Li, et al. A study on prediction approach of the workpiece's face milling deformation [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2008, 28(8): 678-681.
- [11] 李林文, 李斌, KORNEF F E. 面向硬切削的切削区域温度场解析建模及实验研究[J]. *机械工程学报*, 2015, 51(10): 40.
LI Linwen, LI Bin, KORNEF F E. An analytical modeling of temperature-field in cutting zone and its experimental investigation for hard cutting[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2015, 51(10): 40.
- [12] ABOURIDOUANE M, KLOCKE F, DOEBBELER B. Analytical temperature prediction for cutting steel[J]. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 2016, 65(1): 77-80.
- [13] KUSHNER V, STORCHAK M. Modelling the material resistance to cutting[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2017, 126: 44-54.
- [14] KLOCKE F, BROCKMANN M, GIERLINGS S, et al. Analytical model of temperature distribution in metal cutting based on Potential Theory [J]. *Mechanical Sciences*, 2015, 6(2): 89-94.
- [15] 赫培, 马廉洁, 郭亚鹏, 等. 脆性材料切削温度理论模型及实验研究 [J]. *人工晶体学报*, 2017, 46(3): 536-40.
HE Pei, MA Lianjie, GUO Yapeng, et al. Theoretical model and experimental study on cutting temperature of brittle materials [J]. *Journal of Synthetic Crystals*, 2017, 46(3): 536-540.
- [16] 朱明善, 刘颖, 林兆庄, 等. 工程热力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1994: 45-50.
ZHU Mingshan, LIU Ying, LIN Zhaozhuang, et al. *Engineering Thermodynamics* [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1994: 45-50.
- [17] SHIMADA S, IKAWA N, INAMURA T, et al. Brittle-ductile transition phenomena in microindentation and micromachining[J]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1995, 44(1): 523-6.
- [18] SAWANGSRI W, CHENG K. Investigation on partitioned distribution of cutting heat and cutting temperature in micro cutting[J]. *International Journal of Mechatronics and Manufacturing Systems*, 2016, 9(2): 173-95.