

引文格式: 刘浩, 王兵, 刘战强, 等.  $Ti_2AlNb$  切削切屑形成过程近场动力学仿真及试验研究[J]. 航空制造技术, 2023, 66(5): 68–75.  
 LIU Hao, WANG Bing, LIU Zhanqiang, et al. Peridynamics simulation and experimental investigation of chip formation process during machining of  $Ti_2AlNb$ [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2023, 66(5): 68–75.

# $Ti_2AlNb$ 切削切屑形成过程近场动力学仿真及试验研究\*

刘浩<sup>1,2</sup>, 王兵<sup>1,2</sup>, 刘战强<sup>1,2</sup>, 李亮亮<sup>3</sup>, 蔡玉奎<sup>1,2</sup>, 宋清华<sup>1,2</sup>

1. 山东大学机械工程学院高效洁净机械制造教育部重点实验室, 济南 250061;
2. 山东大学机械工程专业国家级实验教学示范中心, 济南 250061;
3. 航空工业沈阳飞机工业(集团)有限公司, 沈阳 110850

[摘要] 利用非局部作用思想的近场动力学理论, 可以通过求解空间积分方程描述物质点运动规律, 准确描述切削过程材料剧烈塑性变形导致的裂纹扩展和断裂破坏行为。本文基于常规态基近场动力学方法构建  $Ti_2AlNb$  弹塑性本构模型, 融合材料失效和接触准则, 求解离散处理的近场动力学基本运动方程, 建立了适用于  $Ti_2AlNb$  切削仿真研究的态型近场动力学数值模型, 模拟分析了  $Ti_2AlNb$  直角切削切屑形成过程。通过试验验证, 表明近场动力学仿真可以准确模拟  $Ti_2AlNb$  切削切屑形成过程中材料变形和损伤演化规律。本方法预测的切屑形成剪切角  $40.23^\circ$  与试验结果  $38.89^\circ$  相比, 误差为 3.45%; 定义损伤空间分布的半峰宽度(FWHM)为切削第 1 变形区宽度, 其预测值为 0.06 mm, 预测误差小于 7%。

关键词: 切削加工; 切屑形成; 近场动力学;  $Ti_2AlNb$ ; 损伤演化

## Peridynamics Simulation and Experimental Investigation of Chip Formation Process During Machining of $Ti_2AlNb$

LIU Hao<sup>1,2</sup>, WANG Bing<sup>1,2</sup>, LIU Zhanqiang<sup>1,2</sup>, LI Liangliang<sup>3</sup>, CAI Yukui<sup>1,2</sup>, SONG Qinghua<sup>1,2</sup>

1. Key Laboratory of High Efficiency and Clean Mechanical Manufacture of MOE, School of Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061;
2. National Demonstration Center for Experimental Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061;
3. AVIC Shenyang Aircraft Industry (Group) Co., Ltd., Shenyang 110850

[ABSTRACT] Based on the idea of nonlocal theory, peridynamics describes the movement of material particles by solving spatial integral equations. It is suitable for describing the crack growth and fracture behavior of workpiece materials during severe plastic deformation in cutting process. In this paper, the elastoplastic constitutive model of  $Ti_2AlNb$  is constructed based on ordinary state-based peridynamics, and material failure and contact criteria are developed. By solving discrete basic motion equations, a state-based peridynamics numerical model is established to study the cutting process of  $Ti_2AlNb$  alloy. Then the chip formation process for orthogonal cutting of  $Ti_2AlNb$  is simulated and analyzed. The results demonstrate that the peridynamics method can accurately simulate the material deformation and damage evolution during machining of  $Ti_2AlNb$ . The error between the predicted chip shear angle of  $40.23^\circ$  and the experimental result of  $38.89^\circ$  is 3.45%. The full width at half maximum of the damage spatial distribution is defined as the width of the primary shear zone, and the predicted value is 0.06 mm with an error of less than 7%.

Keywords: Machining; Chip formation; Peridynamics;  $Ti_2AlNb$ ; Damage evolution

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2023.05.068

\* 基金项目: 国家自然科学基金项目(52175420); 中国科协青年人才托举工程(YESS20210009); 山东省优秀青年科学基金(2022HWYQ-059); 高校基本科研业务费资助项目(2021JCG009)。

金属间化合物  $Ti_2AlNb$  具有高比强度、较高的断裂韧性和突出的耐高温性能,有望部分替代镍基高温合金,成为制造航空发动机热端部件的理想材料<sup>[1-3]</sup>。然而,  $Ti_2AlNb$  优异的高温力学性能使其成为典型的难加工材料,切削加工时变形剧烈且易产生表面缺陷<sup>[4-5]</sup>。研究  $Ti_2AlNb$  切削切屑形成过程中的材料变形和损伤演化规律对于优化加工工艺并实现  $Ti_2AlNb$  高效率高质量加工具有重要意义<sup>[6]</sup>。

近年来,已有针对  $Ti_2AlNb$  切削切屑形成过程的相关研究。如周恺等<sup>[7]</sup>开展正交试验,研究了  $Ti_2AlNb$  在不同切削条件下的切屑形貌和刀具磨损,结果表明  $Ti_2AlNb$  车削时切屑主要呈带状,刀具前刀面发生粘结磨损和出现月牙洼;铣削时切屑呈扭曲节状,刀具磨损集中在切削刃口附近区域。He 等<sup>[6]</sup>应用改进 Zerilli-Armstrong 模型计算了不同切削参数下  $Ti_2AlNb$  应变率硬化效应和热软化效应及其对流动应力的影响,证明流动应力对切屑形成过程的决定作用。Yuan 等<sup>[8]</sup>将超声振动辅助铣削应用于  $Ti_2AlNb$  加工,研究发现超声振幅增大或振动维度增加有助于提高材料去除效率。苏云玲等<sup>[9]</sup>通过开展  $Ti_2AlNb$  深细孔加工试验,研究了工艺参数对切屑形态的影响规律,发现随主轴转速或进给速度增大,切屑形态分别呈单元切屑、崩碎切屑和连续切屑。然而,上述研究主要关注切削参数对  $Ti_2AlNb$  切屑形态的影响规律,鲜有针对  $Ti_2AlNb$  切削切屑形成过程中材料变形和损伤演化机理的相关报道。

切削加工数值仿真是研究切屑形成过程的重要手段<sup>[10]</sup>。基于连续介质力学理论的切削加工数值仿真方法,如有限元法<sup>[11-12]</sup>、有限差分法<sup>[13]</sup>等在求解切削变形区域裂纹扩展与断裂破坏等问题时,裂纹尖端位移场的不连续易造成结果奇异性,计算时需要根据裂纹扩展路径重新划分网格,导致计算结果对网格依赖性强,且需要引入额外裂纹扩展准则指导裂纹的萌生和扩展,计算精度和计算效率低<sup>[14]</sup>。Belytschko 等<sup>[15]</sup>提出的扩展有限元法克服了有限元法的网格依赖性,已成功应用于断裂问题,但其仍需引入额外的裂纹扩展准则,在切削变形区等复杂区域或多裂纹扩展区域的计算不够精确。基于非局部理论的分子动力学方法也已应用于切削过程模拟,但因计算量大而局限于微纳米尺度切削仿真,与实际加工过程的裂纹成核及扩展行为存在差别。

区别于连续性假设和空间微分求解方法的连续介质理论,近场动力学理论将连续体离散为空间域内一系列包含物性信息的物质点,通过求解空间积分方程描述物质点运动,其结果同时包含连续解和不连续解,裂纹能够自然萌生、扩展和分支<sup>[16-18]</sup>。根据物质点对点的作用力形式差异,近场动力学理论分为键基<sup>[16]</sup>、常规态基<sup>[19]</sup>

和非常规态基<sup>[20]</sup>近场动力学理论。Shang 等<sup>[21]</sup>利用键基近场动力学模型模拟了单向碳纤维增强高分子材料的直角切削加工,预测了切削过程切屑形态和表面损伤形成。Zhan 等<sup>[22]</sup>将基于分子动力学的 Al-SiC 界面本构模型应用于键基近场动力学模拟,预测了金属基复合材料准静态单轴拉伸和冲击加载下的失效模式。然而,键基近场动力学模型简化了物质点对点力之间的相互作用,且受泊松比限制,难以描述金属材料在高应变率加载下的复杂力学行为<sup>[23]</sup>。Wu 等<sup>[24]</sup>提出一种基于非常规态基的近场动力学改进模型并应用于纯铝切削仿真,通过使用混合局部/非局部梯度近似技术定义切削建模中的接触和边界条件,研究了物质点离散精细度和近场半径对计算结果的影响。然而,非常规态基材料模型易受零能振荡模式影响<sup>[25-26]</sup>,导致位移场计算不稳定。谷新保等<sup>[27]</sup>将常规态基线弹性本构模型应用于平面裂纹的扩展和连接过程,结果表明常规态基近场动力学方法无需借助额外裂纹扩展准则即可准确模拟裂纹扩展和分叉现象,且突破了传统键基模型泊松比的限制。

本文基于常规态基近场动力学理论构建  $Ti_2AlNb$  合金的弹塑性本构模型,引入材料损伤准则和接触准则,通过 Verlet-Velocity 差分方法对  $Ti_2AlNb$  直角切削进行仿真模拟,分析  $Ti_2AlNb$  切削加工被切除层材料的力学响应特性,探讨  $Ti_2AlNb$  切屑形成过程中的材料变形和损伤演化规律。

## 1 常规态基弹塑性近场动力学模型

### 1.1 近场动力学基本运动方程

近场动力学是在连续介质理论基础上,基于不连续性和长程力作用假设对受力体进行重构<sup>[16]</sup>,如图 1 所示。通过将宏观连续体  $R$  (即工件)离散成一定体积和质量的物质点,在某一时刻  $t$  时物质点  $x$  与其近场半径  $\delta$  区域内的其他物质点  $x'$  通过键  $\xi$  产生相互作用力,根据牛顿第二定律,其运动方程为

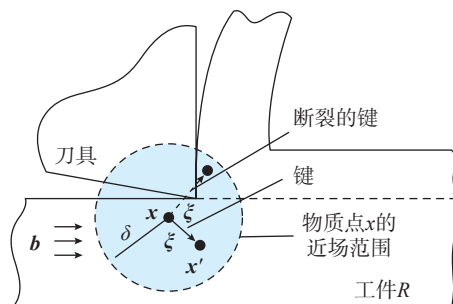


图 1 切削过程中工件物质点间的非局部作用示意图  
Fig.1 Nonlocal interactions between workpiece material particles in cutting process

$$\rho(\mathbf{x})\ddot{\mathbf{u}}(\mathbf{x},t) = \int_{H_x} \mathbf{f}(\mathbf{u}(\mathbf{x}',t) - \mathbf{u}(\mathbf{x},t), \mathbf{x}' - \mathbf{x}) dV_{x'} + \mathbf{b}(\mathbf{x},t) \quad (1)$$

式中,  $\rho$  为物质点密度;  $\mathbf{u}$  为物质点位移;  $\ddot{\mathbf{u}}$  为  $\mathbf{u}$  的二次导数, 表示物质点的加速度;  $t$  为时刻;  $H_x$  为物质点  $\mathbf{x}$  的近场范围, 其定义为  $H_x = \{0 < |\mathbf{x}' - \mathbf{x}| < \delta\}$ ;  $\mathbf{x}'$  为近场范围内其余物质点;  $\mathbf{f}$  为物质点  $\mathbf{x}$  与  $\mathbf{x}'$  之间的相互作用力函数;  $\mathbf{b}$  为外载荷密度, 表示单位体积物质所受的外载荷。参考构型中两粒子的相对位置态  $\underline{\mathbf{X}} \langle \xi \rangle = \xi = \mathbf{x}' - \mathbf{x}$ , 相对位移  $\boldsymbol{\eta} = \mathbf{u}(\mathbf{x}', t) - \mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ 。

如图 2 所示, 在态基近场动力学理论中, 键的变形由键端点近场范围内所有键的变形决定<sup>[19]</sup>, 由变形矢量态  $\underline{\mathbf{Y}}$  表示, 即

$$\underline{\mathbf{Y}} \langle \xi \rangle = \mathbf{y}' - \mathbf{y} = \xi + \boldsymbol{\eta} \quad (2)$$

因此, 式(1)可表达为

$$\rho(\mathbf{x})\ddot{\mathbf{u}}(\mathbf{x},t) = \int_{H_x} \{ \underline{\mathbf{T}}[\mathbf{x}, t] \langle \mathbf{x}' - \mathbf{x} \rangle - \underline{\mathbf{T}}[\mathbf{x}', t] \langle \mathbf{x} - \mathbf{x}' \rangle \} dV_{x'} + \mathbf{b}(\mathbf{x},t) \quad (3)$$

式中,  $\underline{\mathbf{T}}[\mathbf{x}, t]$  为力矢量态, 表示时刻  $t$  时物质点之间的相互作用。

由式(3)可知, 构建材料本构模型的关键是确定力矢量态  $\underline{\mathbf{T}}$ 。对于常规金属材料, 其力矢量状态<sup>[19,28]</sup> 为

$$\underline{\mathbf{T}} = t \underline{\mathbf{M}} \quad (4)$$

式中,  $t$  为标量力态;  $\underline{\mathbf{M}} = \text{dir} \underline{\mathbf{Y}} = \underline{\mathbf{Y}}/|\underline{\mathbf{Y}}|$  表示单位状态值函数, 即沿变形键方向的单位矢量。式(4)表明力矢量与键方向始终共线。

体积膨胀  $\theta$  的标量值函数定义为

$$\theta(\underline{e}) = \frac{3}{m} (\underline{\omega} \underline{\mathbf{x}}) \cdot \underline{e} \quad (5)$$

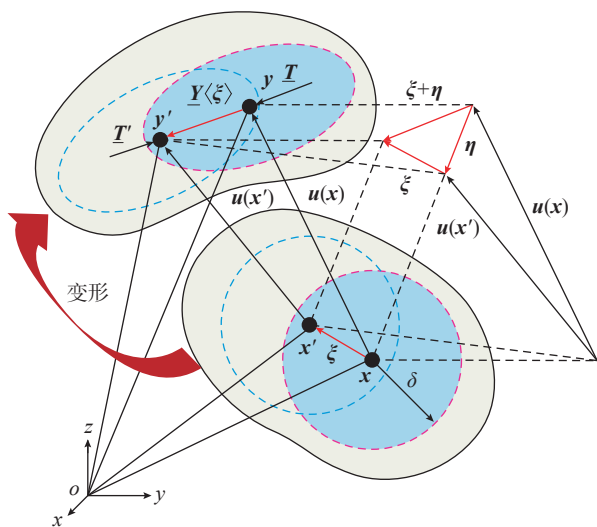


图 2 常规态基近场动力学模型材料质点  $x$  和  $x'$  之间的非局部相互作用

Fig.2 Nonlocal interactions between material particles  $x$  and  $x'$  in ordinary state-based peridynamics model

式中,  $\underline{e} = |\underline{\mathbf{Y}}| - |\underline{\mathbf{X}}|$  为扩展标量态, 表示变形前后键长变化量,  $\underline{\mathbf{x}} = |\underline{\mathbf{X}}| |\xi|$  表示初始构型中键的长度, 加权体积标量  $m = (\underline{\omega} \underline{\mathbf{x}}) \cdot \underline{\mathbf{x}}$ , 其中  $\underline{\omega}$  为影响函数。

扩展标量态  $\underline{e}$  的体积膨胀部分和偏斜部分分别定义为

$$\underline{e}^i = \frac{\theta \underline{\mathbf{x}}}{3}, \quad \underline{e}^d = \underline{e} - \underline{e}^i \quad (6)$$

### 1.2 非局部近场动力学弹塑性模型

对于线弹性各向同性材料的非局部模拟, Silling 等<sup>[19]</sup> 提出近场动力学线性固体材料模型, 该模型中材料弹性性质由体积模量、剪切模量以及近场半径表示, 其标量力态表示为

$$\underline{t} = \frac{3K\theta}{m} \underline{\omega} \underline{\mathbf{x}} + \alpha \underline{\omega} \underline{e}^d \quad (7)$$

式中,  $K$  为体积模量; 系数  $\alpha$  与剪切模量  $G$  存在联系,  $\alpha = 15G/m$ 。

常规态基近场动力学在处理塑性问题时的关键思想是将键的伸长标量态  $\underline{e}$  分解为体积膨胀部分  $\underline{e}^i$  和偏斜部分  $\underline{e}^d$ , 并将键的偏斜部分  $\underline{e}^d$  加性分解为弹性部分  $\underline{e}^{de}$  和塑性部分  $\underline{e}^{dp}$ <sup>[29]</sup>:

$$\underline{e}^d = \underline{e}^{de} + \underline{e}^{dp} \quad (8)$$

假设各项同性延性金属材料的塑性变形与压力无关, 则式(7)可以表达为

$$\underline{t} = -\frac{3K\theta}{m} \underline{\omega} \underline{\mathbf{x}} + \alpha \underline{\omega} (\underline{e}^d - \underline{e}^{dp}) = t^i + t^d \quad (9)$$

式中,  $t^i$  和  $t^d$  分别为体积力态和偏量力态。为方便利用弹性本构关系进行塑性计算, 定义一标量函数  $f$ , 称之为屈服函数; 基于屈服函数定义允许的标量偏斜力态集合为

$$E_{t^d} = \{t^d \in S^d \mid f(t^d) = \psi(t^d) - \psi_0 \leq 0\} \quad (10)$$

式中,  $\psi_0$  为随材料变形变化的正变量, 其与等效塑性应变相关并代表材料的屈服点;  $\psi$  为标量状态空间  $S^d$  的函数,  $S^d$  由式(11)定义的集合为

$$S^d = \{t^d \in S \mid t^d \cdot \underline{\mathbf{x}} = 0\} \quad (11)$$

参考连续介质力学理论, 基于屈服函数的弗雷歇导数<sup>[19]</sup> 得出塑性流动准则, 即

$$\dot{\underline{e}}^{dp} = \lambda \nabla^d \psi \quad (12)$$

式中,  $\nabla^d \psi$  为函数  $\psi$  的弗雷歇导数;  $\lambda$  为一一致性参数。

### 1.3 失效准则

在弹塑性材料模型中融合失效准则, 以模拟变形体中键的自发断裂行为和损伤演化。引入键伸长率  $s_c$ , 可表达为

$$s_c = \frac{|\boldsymbol{\eta} + \xi| - |\xi|}{|\xi|} \quad (13)$$

式中,  $s_0$  为给定材料中键的临界伸长率, 当键伸长率  $s_c$  超过临界伸长率  $s_0$  时发生破坏, 此时该键连接的物质点不再存在相互作用, 且破坏不可逆。通过式(14)定

义的历史相关函数  $\mu(t, \xi)$  描述所有键的断裂情况为

$$\mu(t, \xi) = \begin{cases} 1 & s_c < s_0 \\ 0 & \text{else} \end{cases} \quad (14)$$

定义物质点  $x$  的局部损伤为与该点有关的断裂键数和键总数之比,即

$$\varphi(x, t) = 1 - \frac{\int_{H_x} \mu(x, x', t) dV_{x'}}{\int_{H_x} dV_{x'}} \quad (15)$$

式中,  $\varphi$  的大小反映了局部损伤程度。当  $\varphi=0$  时,表明物质点没有损伤;而  $\varphi=1$  时,表明物质点近场范围内的键全部断裂。

材料变形时的破坏行为取决于临界伸长率  $s_0$ , 根据断裂能等效准则<sup>[30]</sup>,  $s_0$  可由式(16)获得。

$$s_0 = \sqrt{\frac{5G_0}{9K\delta}} \quad (16)$$

式中,  $G_0$  为临界能量释放率。利用上述断裂失效准则,可以准确描述工件材料在切削变形时的损伤演化过程。

### 1.4 接触模型

在近场动力学理论中,物质点之间仅通过键产生相互作用。切削过程中刀具与工件的初始距离远大于近场半径,两者物质点之间不存在键连接<sup>[16]</sup>。如图3(a)所示,在刀具接触工件之前,工件处于静止状态且各物质点合力为0;当刀具切入工件时,由于刀具与工件材料

之间不存在键及相互作用力,从而产生如图3(b)所示的物质点渗透现象。本研究采用 Macek 等<sup>[17]</sup>提出的短程力模型,以描述非键合物质点之间的相互作用关系,防止多体接触时物质点之间出现渗透现象。

在短程力模型中,接触力不依赖于变形前各物质点间距离,而仅取决于当前位置中物质点  $P$  和  $i$  的相对位置,对物质点  $i$ ,短程力  $f_s$  可由式(17)获得。

$$f_s(y_p, y_i) = \frac{y_p - y_i}{\|y_p - y_i\|} \min \left\{ 0, 15 \frac{c}{\delta} (\|y_p - y_i\| - d_{pi}) \right\} \quad (17)$$

式中,  $y_p$  和  $y_i$  分别为物质点  $p$  和  $i$  的位置,正系数  $c=18K/\pi\delta^4$ ,  $d_{pi}$  为物质点  $p$  和  $i$  之间开始产生短程力作用的临界距离,其值由式(18)确定。短程力为排斥力,仅在工件受压时产生作用,如图3(c)所示。

$$d_{pi} = \min \{ 0.9 \|x' - x\|, 1.35 |\Delta x| \} \quad (18)$$

## 2 切削过程近场动力学数值计算方法

将工件和刀具材料均匀离散为具有体积和密度信息的物质点,离散间距为  $\Delta x$ ,对基本运动方程(即式(3))在时间和空间上离散化处理,形式如式(19)所示。

$$\rho(x) \ddot{u}_i(x, t) = \sum_p \{ T[x_i^n, t^n] \langle x_p^n - x_i^n \rangle - T[x_p^n, t^n] \langle x_i^n - x_p^n \rangle \} V_p + b(x_i^n, t^n) \quad (19)$$

式中,  $n$  为时间步长;  $V_p = |\Delta x|^3$  为物质点  $x_p$  的体积。

利用式(20)中的 Verlet-Velocity 显式差分方法<sup>[18]</sup>对式(19)进行求解获得物质点  $x_i$  在  $t^{n+1}$  时刻的位移。

$$\begin{aligned} \dot{u}_i^{n+0.5} &= \dot{u}_i^n + \frac{\Delta t}{2} \ddot{u}_i^n \\ \dot{u}_i^{n+1} &= \dot{u}_i^{n+0.5} + \frac{\Delta t}{2} \ddot{u}_i^{n+1} \\ \dot{u}_i^{n+1} &= \dot{u}_i^n + \Delta t \ddot{u}_i^{n+0.5} \end{aligned} \quad (20)$$

式中,  $\dot{u}$  和  $\ddot{u}$  分别为物质点  $x_i$  的速度和加速度;  $\Delta t$  为时间步长。

所建立近场动力学模型的数值实现过程如图4所

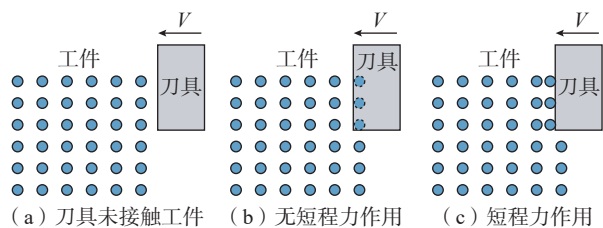


图3 刀具与工件接触时物质点位置变化示意图

Fig.3 Movement of material particles induced by tool-workpiece interaction

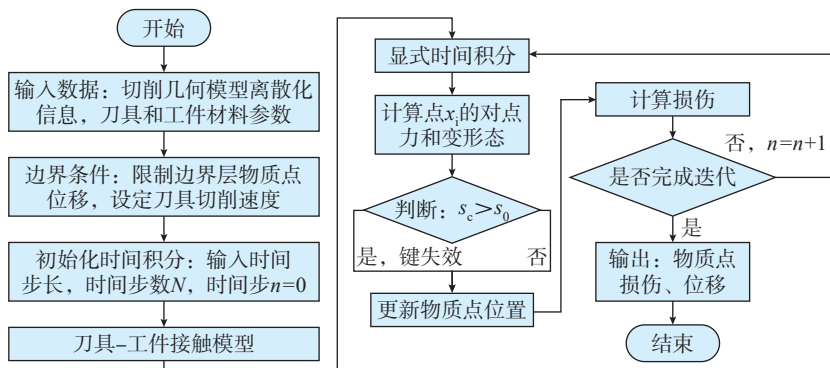


图4 切削加工近场动力学模型数值计算流程

Fig.4 Flowchart of numerical implementation for peridynamics model of cutting process

示。首先输入离散几何模型信息和刀具工件材料参数,其次初始化边界条件,固定工件边界层部分,并设定切削速度;然后根据输入参数确定时间步长以及时间步数;利用 Verlet-Velocity 差分方法计算物质点  $x_i$  的位置及速度信息,进而计算该物质点的对点力和变形态,判断物质点键的断裂情况,并更新物质点位置和损伤情况;当达到规定时间步时,输出物质点损伤及位移结果,计算结束。

### 3 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削数值仿真算例

图 5 为 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削几何模型及其物质点离散分布情况,定义蓝色标记的物质点区域为边界层,并限制边界层物质点的  $x$ 、 $y$  方向位移为 0;定义黄色标记的物质点所在区域为工件切削区域;矩形工件试样尺寸为 1.5 mm×0.5 mm;材料密度  $\rho = 5310 \text{ kg/m}^3$ ,体积模量  $K=128.123 \text{ GPa}$ ,剪切模量  $G=45.9 \text{ GPa}$ ,屈服应力  $\sigma_s=1130 \text{ MPa}$ 。将刀具设置为刚体,切削速度  $V=60 \text{ m/min}$ ,切削深度  $a_p=0.2 \text{ mm}$ 。工件被均匀离散为  $500 \times 2000$  个物质点,物质点间距  $\Delta x=0.01 \text{ mm}$ ,近场半径  $\delta$  取 3 倍物质点间距为  $0.03 \text{ mm}$ ,每个物质点的体积分数为  $V_i=2.7 \times 10^{-5} \text{ mm}^3$ 。假定工件材料 Ti<sub>2</sub>AlNb 为各向同性的弹塑性材料,键临界伸长率为 0.108,迭代时间步长取  $\Delta t=1.138 \times 10^{-9} \text{ s}$ ,本算例模拟的切削长度为  $1 \text{ mm}$ ,计算时间步数为 878758 步。

图 6 为 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削试验原位成像测试装置,搭建的在位测试系统包括刀具、工件、单色强光源和高速相机等主要部件,利用专用夹具将 Ti<sub>2</sub>AlNb 工件试样固定于直线滑轨上。试验采用肯纳 NG3189R 无涂层硬质合金刀具,其前角为  $0^\circ$ ,后角为  $6^\circ$ ,高速相机型号为 Phantom v2012 (配备 5 倍光学镜头),在  $768 \text{ pixel} \times 576 \text{ pixel}$  分辨率下以  $25000 \text{ 帧/s}$  进行拍摄。试验采用同轴光源,最大功率为  $60 \text{ W}$ 。

图 7 为 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削切屑形成数值仿真与试验结果对比,可见在试验切削条件下切屑形态呈现锯齿状,利用近场动力学模型仿真预测的剪切角为  $40.23^\circ$ ,与直角切削试验测得的切角  $38.89^\circ$  相比,误差仅为 3.45%。表 1 为 Ti<sub>2</sub>AlNb 锯齿状切屑的形成过程,可见一个完整锯齿分节切屑的形成包括 4 个阶段,即挤压变形、剪切带启动、剪切带扩展、锯齿分节形成。表 1 数值仿真结果中锯齿分节形成的时间间隔共为 16800 时间步长;试验结果为高速相机拍摄的 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削切屑形成过程在位测试图像,在切屑锯齿分节形成的 4 个阶段中分别选取典型图像与切屑形成数值仿真结果进行对比;切屑形成图示为 Ti<sub>2</sub>AlNb 锯齿状切屑形成过程示意图。

如表 1 所示,锯齿状切屑形成的阶段 1 中刀具与待形成锯齿分节开始接触并产生挤压变形,此时被切除层表面受刀具挤压作用而轻微隆起;阶段 2 为剪切带启动阶段,在刀具持续运动和挤压作用下,切屑第 1 变形区发生累积塑性变形,在刀尖部位形成局部化剪切带;阶段 3 为剪切带扩展阶段,在切屑第 1 变形区塑性变形累积作用下,切屑自由表面形成微裂纹并向刀尖部位扩展,同时刀尖部位形成的剪切带向切屑自由表面扩展;阶段 4 为切屑锯齿分节的形成阶段,此时由刀尖部位形成的局部化剪切带与切屑自由表面向刀尖部位扩展的微裂纹相遇,形成完整的锯齿切屑分节,并在刀具运动作用下开始形成新的锯齿分节。

为进一步揭示 Ti<sub>2</sub>AlNb 材料切除时的损伤演化行为,在切削厚度方向均匀设置 6 个损伤测量点,如图 8

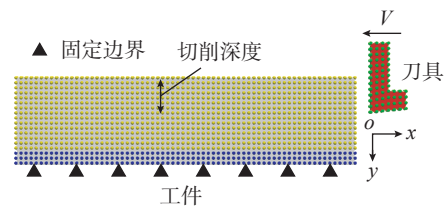


图 5 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削几何模型及其物质点离散分布  
Fig.5 Geometric model for orthogonal cutting of Ti<sub>2</sub>AlNb and associated mass particles discretization

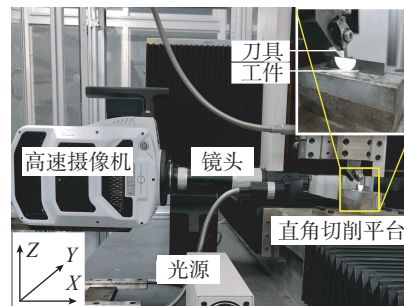


图 6 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削原位成像测试装置  
Fig.6 In-situ imaging device for orthogonal cutting of Ti<sub>2</sub>AlNb

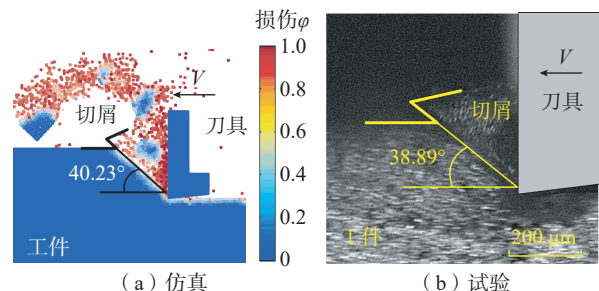


图 7 Ti<sub>2</sub>AlNb 切屑形成数值仿真结果与试验结果对比  
Fig.7 Comparison between simulation and experimental results for chip formation of Ti<sub>2</sub>AlNb

表 1 Ti<sub>2</sub>AlNb 锯齿状切屑形成过程  
Table 1 Sawtooth chip formation process of Ti<sub>2</sub>AlNb

切屑形成阶段	数值仿真结果	试验结果	切屑形成过程示意图
阶段 1: 挤压变形	时间步: 661500 	199 	
阶段 2: 剪切带启动	时间步: 665350 	200 	
阶段 3: 剪切带扩展	时间步: 673400 	204 	
阶段 4: 锯齿分节形成	时间步: 678300 	207 	

所示,自下而上依次编号为 No.1、No.2、No.3、No.4、No.5、No.6,各测试点之间间隔两个离散点,分析其损伤行为在锯齿状切屑形成过程中的时间演化以及空间分布规律。上述测量点损伤的时间演化结果如图 9 所示,在切屑锯齿分节单元形成的 4 个阶段中,阶段 1 为刀具和切屑新锯齿分节开始接触时刻,此时锯齿分节发生轻微变形,工件自由表面附近的 No.6 测试点受刀具挤压作用而产生轻微损伤;阶段 2 中刀尖部位切屑材料形成局部化剪切带,因 No.1 测试点位于剪切带处物质点的近场范围外,在该锯齿分节形成过程中未发生损伤,其余测试点损伤值均因剪切带扩展而增大;阶段 3 和阶段

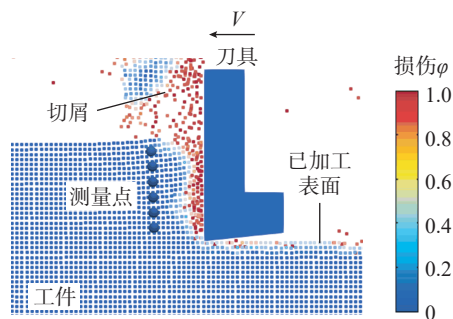


图 8 材料切除过程损伤测量点分布图示  
Fig.8 Diagram of damage measurement points

4是切屑剪切带的扩展阶段,由于应力局部化导致测量点处损伤剧烈增加, No.4 测试点处于剪切带中心而损伤值最大,达到 0.807。

各测量点构成的空间损伤分布结果如图 10 (a) 所示。在锯齿分节形成的 4 个阶段内,测量点损伤值在沿切削厚度方向整体呈现中间高两端低的分布趋势。结合 No.6 测试点位置,可以发现切屑损伤主要发生在局

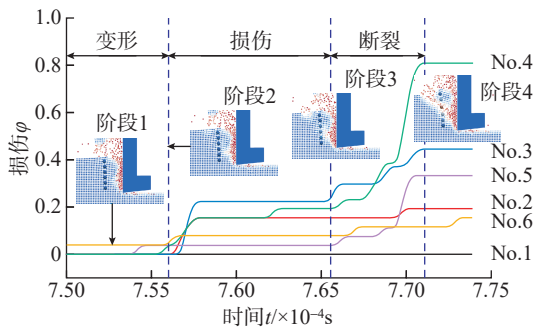
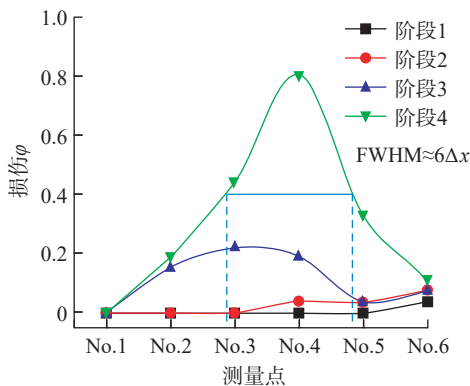
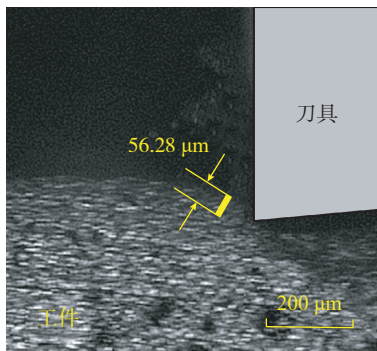


图9 材料切除过程物质点的损伤演化规律

Fig.9 Damage evolution of material points during material removal process



(a) 4阶段内损伤空间分布



(b) 第1变形区宽度测量结果

图10 Ti<sub>2</sub>AlNb 切削切屑锯齿分节形成的 4 阶段内损伤空间分布及第 1 变形区宽度测量结果

Fig.10 Spatial distribution of damage evolutoin within the four stages of serrated chip formation and experimental measurement of primary shear zone width for Ti<sub>2</sub>AlNb

部化剪切变形区,锯齿分节内部损伤较小。本研究采用锯齿分节完全形成时(阶段 4)空间损伤分布曲线的半峰宽值(FWHM)表征第 1 变形区宽度,并忽略宏观变形导致的离散点间距微小变化。使用该方法预测的第 1 变形区宽度约为 60 μm,与试验测得的第 1 变形区宽度 56.28 μm 相比(图 10 (b)),预测误差值为 6.6%。

## 4 结论

本文基于近场动力学方法建立了常规态基近场动力学切削加工仿真模型,实现了 Ti<sub>2</sub>AlNb 切削切屑形成过程的态型近场动力学数值模拟。分析了 Ti<sub>2</sub>AlNb 被切除层材料力学响应特性,揭示了 Ti<sub>2</sub>AlNb 切屑形成过程中材料变形和损伤演化规律。本文主要结论如下。

(1) 研究提出的近场动力学数值仿真方法能够准确模拟 Ti<sub>2</sub>AlNb 锯齿状切屑形成过程,通过 Ti<sub>2</sub>AlNb 直角切削仿真模拟和试验研究对比,证明本研究数值仿真获得的剪切角 40.23° 与试验结果 38.89° 吻合度高,误差值为 3.45%。

(2) Ti<sub>2</sub>AlNb 锯齿状切屑的形成过程可划分为 4 个阶段,即挤压变形、剪切带启动、剪切带扩展、锯齿分节形成。定量分析了单个锯齿节切屑形成过程中工件材料损伤时间演化和空间分布规律,结果表明,阶段 4 锯齿分节形成时,剪切带位置损伤演化最为剧烈,损伤值达到 0.807。

(3) 定义了损伤空间分布的半峰宽值(FWHM)为切削第 1 变形区宽度,忽略变形引起的离散点间距变化,在阶段 4 中切削第 1 变形区宽度约为 0.06 mm,预测误差值小于 7%。

本文验证了将近场动力学理论用于模拟研究金属切削加工的可行性,为分析切屑形成过程中的材料变形和损伤演化机理提供了一种新方法。

## 参考文献

[1] 师昌绪, 仲增埔. 我国高温合金的发展与创新[J]. 金属学报, 2010, 46(11): 1281-1288.  
 SHI Changxu, ZHONG Zengyong. Development and innovation of superalloy in China[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2010, 46(11): 1281-1288.  
 [2] POLOZOV I, GRACHEVA A, POPOVICH A. Processing, microstructure, and mechanical properties of laser additive manufactured Ti<sub>2</sub>AlNb-based alloy with carbon, boron, and yttrium microalloying[J]. Metals, 2022, 12(8): 1304.  
 [3] 徐磊, 姚利盼, 卢正冠, 等. 粉末冶金 Ti<sub>2</sub>AlNb 合金研究进展[J]. 航空制造技术, 2019, 62(22): 14-20.  
 XU Lei, YAO Lipan, LU Zhengguan, et al. Development of powder metallurgy Ti<sub>2</sub>AlNb alloys[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2019, 62(22): 14-20.

- [4] HE Linjiang, SU Honghua, XU Jiuhua, et al. Experiment on machinability of  $Ti_2AlNb$  intermetallic alloy[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2017(5): 487–495.
- [5] ATTAR H, EHTEMAM-HAGHIGHI S, KENT D, et al. Recent developments and opportunities in additive manufacturing of titanium-based matrix composites: A review[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2018, 133: 85–102.
- [6] HE L J, SU H H, XU J H, et al. Study on dynamic chip formation mechanisms of  $Ti_2AlNb$  intermetallic alloy[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 92(9–12): 4415–4428.
- [7] 周恺, 刘月萍, 刘志兵. 叶轮轻量化用  $Ti_2AlNb$  基合金的切削加工性研究[J]. 战术导弹技术, 2013(6): 74–78.
- ZHOU Kai, LIU Yueping, LIU Zhibing. Research on machinability of  $Ti_2AlNb$  based alloy for lightweight of impeller[J]. Tactical Missile Technology, 2013(6): 74–78.
- [8] YUAN Z J, GAO G F, WANG Y, et al. Correction to: Experimental study on a two-dimensional ultrasonic vibration platform and milling of  $Ti_2AlNb$  intermetallic alloy[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022, 122(5–6): 4187–4208.
- [9] 苏云玲, 周贺, 刘月萍, 等.  $Ti_2AlNb$  合金深细孔的高效切削加工工艺技术研究[J]. 航天制造技术, 2017(1): 30–33.
- SU Yunling, ZHOU He, LIU Yueping, et al. Efficient machining technology research of deep pores in  $Ti_2AlNb$  alloys[J]. Aerospace Manufacturing Technology, 2017(1): 30–33.
- [10] 徐锦洪, 黄祥辉, 陈明, 等. 刀具磨损形态对  $Ti6Al4V$  切削过程影响的有限元仿真研究[J]. 航空制造技术, 2020, 63(3): 14–21.
- XU Jinyang, HUANG Xianghui, CHEN Ming, et al. Finite element study on effects of tool wear patterns on the machining process of  $Ti6Al4V$ [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2020, 63(3): 14–21.
- [11] CALAMAZ M, COUPARD D, GIROT F. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy  $Ti-6Al-4V$ [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2008, 48(3–4): 275–288.
- [12] UMBRELLO D. Finite element simulation of conventional and high speed machining of  $Ti6Al4V$  alloy[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 196(1–3): 79–87.
- [13] LAZOGLU I, ALTINTAS Y. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2002, 42(9): 1011–1022.
- [14] 黄丹, 章青, 乔丕忠, 等. 近场动力学方法及其应用[J]. 力学进展, 2010, 40(4): 448–459.
- HUANG Dan, ZHANG Qing, QIAO Pizhong, et al. A review on peridynamics(PD) method and its applications[J]. Advances in Mechanics, 2010, 40(4): 448–459.
- [15] BELYTSCHKO T, BLACK T. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999, 45(5): 601–620.
- [16] SILLING S A. Reformulation of elasticity theory for discontinuities and long-range forces[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2000, 48(1): 175–209.
- [17] MACEK R W, SILLING S A. Peridynamics via finite element analysis[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2007, 43(15): 1169–1178.
- [18] SILLING S A, ASKARI E. A meshfree method based on the peridynamic model of solid mechanics[J]. Computers & Structures, 2005, 83(17–18): 1526–1535.
- [19] SILLING S A, EPTON M, WECKNER O, et al. Peridynamic states and constitutive modeling[J]. Journal of Elasticity, 2007, 88(2): 151–184.
- [20] BREITENFELD M S, GEUBELLE P H, WECKNER O, et al. Non-ordinary state-based peridynamic analysis of stationary crack problems[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2014, 272: 233–250.
- [21] SHANG S, QIN X D, LI S P, et al. A bond-based peridynamic modeling of machining of unidirectional carbon fiber reinforced polymer material[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 102(9–12): 4199–4211.
- [22] ZHAN J M, YAO X H, HAN F. An approach of peridynamic modeling associated with molecular dynamics for fracture simulation of particle reinforced metal matrix composites[J]. Composite Structures, 2020, 250: 112613.
- [23] WANG H, XU Y P, HUANG D. A non-ordinary state-based peridynamic formulation for thermo-visco-plastic deformation and impact fracture[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2019, 159: 336–344.
- [24] WU C T, REN B. A stabilized non-ordinary state-based peridynamics for the nonlocal ductile material failure analysis in metal machining process[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2015, 291: 197–215.
- [25] LI P, HAO Z M, ZHEN W Q. A stabilized non-ordinary state-based peridynamic model[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2018, 339: 262–280.
- [26] 李潘, 郝志明, 甄文强. 一种近场动力学非普通状态理论零能模式控制方法[J]. 力学学报, 2018, 50(2): 329–338.
- LI Pan, HAO Zhiming, ZHEN Wenqiang. A zero-energy mode control method of non-ordinary state-based peridynamics[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2018, 50(2): 329–338.
- [27] 谷新保, 周小平. 裂纹扩展和连接过程的近场动力学数值模拟[J]. 岩土力学, 2017, 38(2): 610–616.
- GU Xinbao, ZHOU Xiaoping. Numerical simulation of propagation and coalescence of cracks using peridynamic theory[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, 38(2): 610–616.
- [28] SILLING S A. Linearized theory of peridynamic states[J]. Journal of Elasticity, 2010, 99(1): 85–111.
- [29] MITCHELL J. A nonlocal, ordinary, state-based plasticity model for peridynamics[R]. Sandia National Laboratories (SNL), Albuquerque, NM, and Livermore, CA (United States), 2011.
- [30] FOSTER J, SILLING S A, CHEN W N. An energy based failure criterion for use with peridynamic states[J]. International Journal for Multiscale Computational Engineering, 2011, 9(6): 675–688.

通讯作者: 王兵, 教授, 博士生导师, 主要从事难加工材料高质高效切削加工和先进刀具技术等研究。

(责编 古京)