

航空铝合金 7075-T651 高速铣削锯齿形切屑的形成机理研究

殷继花, 林有希, 孟鑫鑫, 左俊彦

(福州大学 机械工程及自动化学院, 福州 350108)

摘要: **目的** 分析航空铝合金高速铣削锯齿形切屑的形成过程及机理, 为提高工件表面质量、延长刀具使用寿命提供理论依据。**方法** 考虑航空铝合金在高速铣削过程中铣削厚度变化的特点, 选用合理的本构模型及材料断裂准则, 将三维铣削简化为二维变厚度的正交切削热耦合有限元模型, 对锯齿形切屑的形成过程进行有限元模拟, 并经铣削试验验证有限元模型的准确性。**结果** 在 2~16 m/s 的切削速度范围内, 铣削力、切削温度、锯齿形切屑形貌均得到了准确的仿真。随着切削速度的增加, 切屑厚度、切屑连续部分高度和剪切带间距都有减小的趋势, 相反, 剪切角随切削速度的增加而增大。切削速度为 16 m/s 时, 锯齿形切屑在切屑厚度较大的一侧出现, 并随着切屑厚度减小而逐渐消失, 变为均匀带状切屑, 准确仿真了切削厚度变化下锯齿形切屑形貌。**结论** 提出考虑剪切带宽度变化的三阶段锯齿形切屑形成模型, 通过剪切带内外的应变、应变率和温度的变化分析了绝热剪切过程, 并使用分割强度比参数量化锯齿形切屑应变程度, 控制锯齿形切屑形态。

关键词: 航空铝合金 7075-T651; 高速铣削; 锯齿形切屑; 绝热剪切; 有限元模拟

中图分类号: TG506.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2019)05-0275-11

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2019.05.039

Formation Mechanism of Sawtooth Chip in High Speed Milling of Aeronautical Aluminum Alloy 7075-T651

YIN Ji-hua, LIN You-xi, MENG Xin-xin, ZUO Jun-yan

(School of Mechanical Engineering and Automation, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China)

ABSTRACT: The work aims to analyze the formation process and mechanism of high-speed milling sawtooth chip in aerospace aluminum alloy so as to provide a theoretical basis for improving the surface quality of the workpiece and prolonging the service life of the tool. By considering the characteristics of milling thickness variation during high-speed milling of aerospace aluminum alloys, reasonable constitutive model and material fracture criterion were selected to simplify the 3D milling as 2D variable thickness orthogonal cutting thermal coupled finite element model and the formation process of sawtooth chips was simulated to verify the accuracy of finite element model through milling experiments. The milling force, milling temperature and morphology

收稿日期: 2018-09-06; 修订日期: 2018-10-21

Received: 2018-09-06; Revised: 2018-10-21

基金项目: 国家自然科学基金 (51375094)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51375094)

作者简介: 殷继花 (1994—), 女, 在读硕士研究生, 主要研究方向为制造摩擦学。

Biography: YIN Ji-hua (1994—), Female, Graduate student, Research focus: the manufacture of tribology.

通讯作者: 林有希 (1967—), 男, 博士, 教授, 博导, 主要研究方向为制造摩擦学。邮箱: lyx@fzu.edu.cn

Corresponding author: LIN You-xi (1967—), Male, Doctor, Professor, Doctoral tutor, Research focus: the manufacture of tribology. E-mail: lyx@fzu.edu.cn

of sawtooth chip were accurately predicted within the cutting speed range of 2~16 m/s. As the cutting speed increased, the thickness of the chip, the height of the continuous portion and the shear band spacing all decreased. On the contrary, the shear angle increased as the cutting speed increased. When the cutting speed was 16 m/s, the saw-toothed chips appeared on the side with the larger chip thickness, and gradually disappeared with the reduction of the chip thickness and then became uniform strip-shaped chips. The sawtooth chip was accurately simulated under the change of cutting thickness. A three-stage sawtooth chip formation model considering the variation of the shear band width is proposed. The adiabatic shear process is analyzed by the changes of stress, strain, strain rate temperature inside and outside of the shear band, and the segmentation intensity ratio parameter is used to quantify the degree of sawtooth chip strain and control the shape of the sawtooth chip.

KEY WORDS: AA7075-T651 alloy; high-speed milling; sawtooth chip; adiabatic shear; FEM

航空铝合金 7075-T651 强度高、质量轻, 常用于制作飞机重要受力结构件。这类零件尺寸大、形状复杂、刚性差、厚度薄并且厚度不均匀, 对其进行高效、高精度、高质量的加工离不开高速铣削加工技术^[1]。但高强度铝合金高速铣削时, 极易形成锯齿状切屑, 导致切削力高频率波动, 加剧工件残余应力变形, 导致工件已加工表面质量变差^[2]。因此, 针对航空铝合金材料研究其高速铣削过程中锯齿形切屑的形成机理, 可促进高速切削技术更好的应用。

目前对锯齿形切屑形成机理的研究倾向于绝热剪切理论, 工件材料由于局部温升导致热软化效应超过变形强化效应, 从而发生绝热剪切^[3]。Guohe Li^[4]在平行边界剪切带模型的基础上, 分析了切削参数对绝热剪切的影响。Wang C^[5]改进了 JohnsonCook 本构方程, 建立淬硬钢高速铣削的热机械耦合有限元模型, 定量计算了高速切削过程中剪切带的应力、应变。以上研究从理论或仿真的角度, 分析了难加工材料在不同切削速度下的切屑形态以及绝热剪切带的应力应变, 但针对航空铝合金高速铣削锯齿形切屑的研究较少, 并且常忽略铣削厚度变化特点, 未深入研究绝热剪切带内的应变、应变率的变化。

本文采用有限元建模方法分析航空铝合金 7075-T651 高速铣削锯齿形切屑形成过程, 建立热力耦合二维变厚度切削有限元模型, 并经高速铣削试验验证模型的准确性, 改进锯齿形切屑形成的三阶段模型, 分析锯齿形切屑形成过程及剪切带处应力、应变、应变率和温度的变化, 表征锯齿形切屑的应变规律。

1 高速铣削有限元模型建立

1.1 高速铣削几何模型

高速铣削三维有限元模拟时, 由于铣刀模型复杂, 网格数量巨大, 严重影响仿真精度与效率, 故常对铣削仿真进行合理简化。J. L. Li^[6]考虑铣削过程中变切削厚度的特点, 仿真淬硬钢高速铣削残余应力场, 但鲜有学者针对铣削变厚度特点仿真分析锯齿形切屑形成过程。

高速顺铣加工过程中, 忽略铣刀螺旋角的影响, 截取刀具微元, 可将斜角切削简化为正交切削(图1)。由截面图可以看出, 铣刀齿从较厚切削层切入, 而从较薄切削层切出, 即切削层厚度发生变化。采用以直代曲的方法可将切削层近似为一个直角三角形, 切削弧长 l_p 即为三角形的底, 而未切削层切屑厚度的最大值 h_{max} 即为三角形的高, 建立变厚度正交切削几何模型, 模拟铣刀每齿的切削过程。未切削层切屑厚度最大值 h_{max} 和切削长度 l_p 表示为^[7]:

$$h_{max} = \left(2f_z \sqrt{\frac{a_w}{D}} \right) \cos i \quad (1)$$

$$l_p = \sqrt{Da_w} - \frac{v}{2nN} \quad (2)$$

其中, f_z 为每齿进给量, D 为铣刀直径, a_w 为切削宽度, i 为刀具螺旋角, n 为铣刀齿数, N 为主轴转速。在假定平面应变条件下, 建立变厚度正交切削几何模型(图2), 从而分析不同切削速度下切屑的几何形状及形成机理。

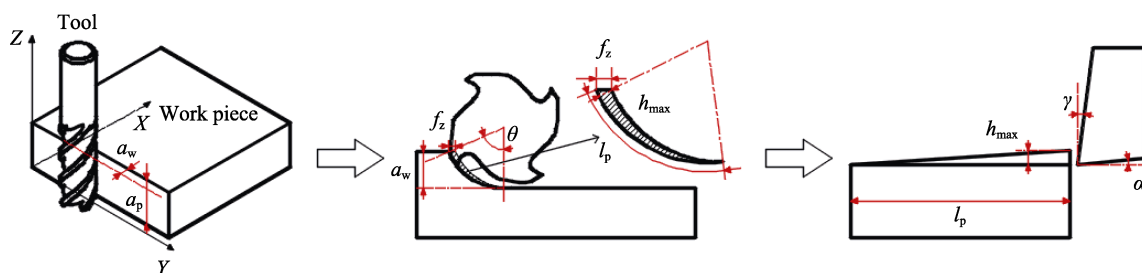


图1 三维铣削到二维变厚度正交切削的转换过程

Fig.1 Conversion process from 3D milling to 2D orthogonal cutting with variable thickness

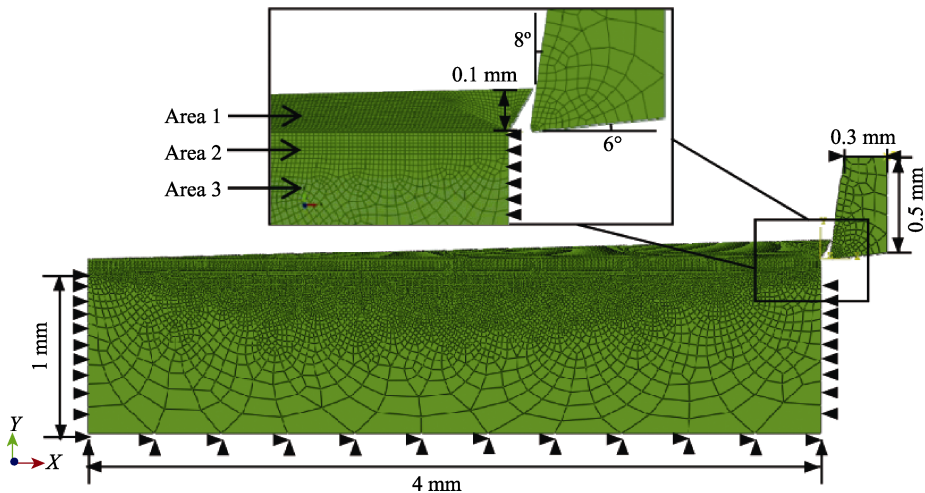


图 2 变厚度正交切削几何模型和边界条件
Fig.2 Geometric model and boundary condition of orthogonal cutting with variable thickness

1.2 工件及刀具材料模型

采用充分考虑应力随应变、应变速率和温度变化规律的 J-C 本构方程^[8]描述工件材料特性，模拟 AA7075-T651 合金的热-力学行为，关系式如下：

$$\bar{\sigma} = \left[A + B(\bar{\epsilon}^p)^n \right] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (3)$$

其中， A 、 B 、 C 、 n 、 m 为材料参数（取值如表 1 所示）， $\bar{\epsilon}^p$ 为等效塑性应变， $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ 为等效塑性应变速率， $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ 为参考等效塑性应变率， T_m 和 T_0 分别为材料熔化温度和参考环境温度。

表 1 AA7075-T651 的 J-C 材料本构及损伤参数^[9-10]
Tab.1 J-C material constants for the AA7075-T651 alloy^[9-10]

Parameters	Plasticity	Parameters	Failure
A/MPa	527	D_1	0.11
B/MPa	575	D_2	0.572
C	0.017	D_3	-3.446
n	0.72	D_4	0.016
m	1.61	D_5	1.099
$\dot{\bar{\epsilon}}_0/\text{s}^{-1}$	1		
T_0/K	298		
T_m/K	908		

材料断裂准则由损伤起始准则和损伤演化准则组成。损伤起始准则采用 Johnson Cook 所建立的基于等效塑性应变来考虑应变、应变速率、温度和压力的剪切失效损伤规律^[11]。将单元损伤失效计算定义为：

$$\omega_d = \int \frac{d\bar{\epsilon}^p}{\bar{\epsilon}_d^p} \quad (0 \leq \omega_d \leq 1) \quad (4)$$
$$\bar{\epsilon}_d^p = \left(D_1 + D_2 \exp D_3 \frac{p}{\bar{\sigma}} \right) (1 + D_4 \ln \dot{\bar{\epsilon}}^*) \left[1 - D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (5)$$

其中， $\bar{\epsilon}_d^p$ 为损伤开始时的等效塑性应变， D_1 — D_5 为材料损伤参数，取值如表 1 所示。当 $\omega_d=1$ 时，达到了损伤起始的标准，材料发生破碎，相关网格元素被删除。损伤演化采用指数演化关系：

$$d = 1 - \exp \left(- \int_0^{\bar{u}^p} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} d\bar{u}^p \right) \quad (6)$$

其中， \bar{u}^p 为等效塑性位移， G_f 为断裂应变能。 G_f 与应力强度因子关系为：

$$G_f = \frac{(1 - \nu)^2}{E} K_c^2 \quad (7)$$

其中， K_c 为断裂韧性。由于力学行为受温度（软化效应）的影响，机械塑性功会产生热流，导致温度升高，由此产生的热量描述为：

$$\dot{q}_p = \eta_p \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (8)$$

其中， η_p 为塑性功换算系数，金属一般取为 0.9。

1.3 刀-屑接触摩擦模型、有限元网格和边界条件

刀-屑、刀-工接触面存在剧烈的摩擦，采用法向摩擦应力 σ_n 与剪切摩擦应力 τ_f 之间的关系来定义刀具与工件界面的接触行为^[12]，关系式为：

$$\tau_f = \begin{cases} \tau_{\max}, & \mu \sigma_n \geq \tau_{\max} \\ \mu \sigma_n, & \mu \sigma_n < \tau_{\max} \end{cases} \quad (9)$$

其中， μ 为摩擦系数，取值为 0.3； τ_{\max} 为极限剪切应力，等于初始塑性流动剪应力。

刀具与工件接触界面处的摩擦产生热量，其计算方法如下：

$$\dot{q}_f = \eta_f \tau_f V_s \quad (10)$$

其中， V_s 为相对滑动速度； τ_f 为方程(9)给出的摩擦应力； η_f 为摩擦功转换因子，假定所有摩擦功转化为热，即 $\eta_f=1$ 。

工件和刀具均采用热力耦合平面应变四节点四边形单元 (CPE4RT) 划分网格, 在刀尖和未切削工件层处定义高密度网格。将工件的网格划分为三个区域: 未切削工件层 (1 区)、切削加工影响区 (2 区) 和远离切削区的工件基体部分 (3 区)。1 区网格划分为 25° 倾斜角的结构化网格 (通过有限元模型验证误差较小), 网格单元长度为 $10\ \mu\text{m}$, 以捕捉剪切局局部化现象, 促进切屑流动。其右端突出三角形区域是为防止刀具初始切削时的冲击所设置, 以免其影响工件应力场。2 区网格主要与刀具后刀面接触, 受刀具切削挤压变形后形成已加工表面, 故划分为 $8\ \mu\text{m}$ 的结构化网格。3 区网格以线性偏离方式划分自由网格, 工件底部网格尺寸最大。刀具前刀面与后刀面也采用线性偏离方式划分网格, 刀尖处网格的高度最小为 $10\ \mu\text{m}$, 而后尺寸逐渐增大。

边界条件如图 3 所示。采用工件固定、刀具进给

的加工方式, 将工件底部边节点 X 、 Y 方向均约束为零位移, 其左侧和右侧边的节点在 Y 方向的位移被约束为零位移, 而 X 方向则可自由移动。将刀具定义为刚体, 不考虑其变形影响, 并取刀具右上角节点为参考点, 定义切削速度。

2 高速铣削有限元模型验证与分析

2.1 铣削实验设计

航空铝合金 7075-T651 具有良好的抗疲劳性能, 其化学成分见表 2, 广泛应用于汽车和航空部件的制造。硬质合金刀具具有硬度高、热硬性好、耐磨性好的优点, 被广泛应用在高速加工中, 故选用无涂层硬质合金刀具 (P20)。刀具直径为 $10\ \text{mm}$, 螺旋角为 30° 。工件及刀具的材料特性参数记录在表 3 内。

表 2 AA7075-T651 合金化学成分^[13-14]
Tab.2 Chemical composition of AA7075-T651 alloy^[13-14]

								wt%
Al	Zn	Mg	Cu	Fe	Si	Mn	Ti	Cr
87.1~91.4	5.1~6.1	2.1~2.9	1.2~2	0.5	0.4	0.3	0.2	0.18~0.28

表 3 工件 AA7075-T651-T651 及刀具 P20 材料特性^[15]
Tab.3 Properties of workpiece AA7075-T651 and tool P20^[15]

Property	Work material AA7075-T651	Cutting insert P20
Density/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2810	15 700
Elastic modulus/GPa	71.7	705
Poisson's coefficient	0.33	0.23
Specific heat/($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	1075	178
Thermal conductivity/ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}$)	151.6	24
Thermal expansion/K	2.52×10^{-5}	5
Melting temperature/K	908	

为分析锯齿形切屑形成过程, 选取两组参数进行实验研究。在数控雕铣机 SXDK6050D 上进行了低切削速度的铣削验证试验, 使用动态测力仪 Kistler9257B 采集切削力信号, 并用 LeicaM205FA 体式显微镜观察所形成的切屑形貌。切削速度选用 $2\ \text{m/s}$ 和 $4\ \text{m/s}$ 两组, 其他切削参数如表 4 所示, 每组均设计两次试验, 并收集切削过程中的切屑。另外, 建立均匀厚度

切削有限元模型, 选用与上述一致的切削参数, 与所做模型进行比较, 验证变厚度切削模型的准确性。

2.2 铣削力

铣削力对切削机理的研究, 对刀具、夹具的设计, 对切削用量的合理选定, 对切削过程稳定性的衡量都有重要的意义, 因此, 需要验证有限元所得切削力的准确性。图 3 为实验 (exp)、均匀厚度切削模型 (U-pred) 和变厚度切削模型 (C-pred) 在不同切削速度下切削航空铝合金 7075-T651 所得切削力对比图, 由于切削力峰值常常是造成刀具磨损、表面质量差的重要因素, 因此, 取结果数据中 5 个切削力峰值的平均值作为参考切削力来进行比较。其中, 切削速度 $8\ \text{m/s}$ 和 $16\ \text{m/s}$ 是切削力数据为 Jomaa W^[14] 的实验结果。

从图 3 可以看出, 径向切削力 F_c 远远大于切向切削力 F_t , 即 X 方向切削力占主导地位。实验所得径向切削力 F_c 随切削速度的增加而减小 (图 3a), 这与高速切削的萨洛蒙理论一致。均匀厚度切削模型与变厚度切削模型所得切削力与实验结果有一致的变化趋势, 但均匀厚度切削模型所得切削力与实验结果存在 26% 的误差, 而变厚度切削模型与实验结果误差仅为 7.7%, 可以更准确仿真切削过程中的切削力, 并且切向切削力 F_t (图 3b) 有类似的结果, 这表明采用变厚度切削有限元模型能够较准确仿真不同切削速度下的切削力。

表 4 正交切削过程的切削参数

Tab.4 Cutting parameters of orthogonal cutting process

Work material	Cutting insert	Cutting distance/mm	Cutting depth/mm	Feed rate/($\text{mm}\cdot\text{z}^{-1}$)	Cutting speed/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
AA7075-T651	P20	100	2	0.1	2, 4, 8, 16

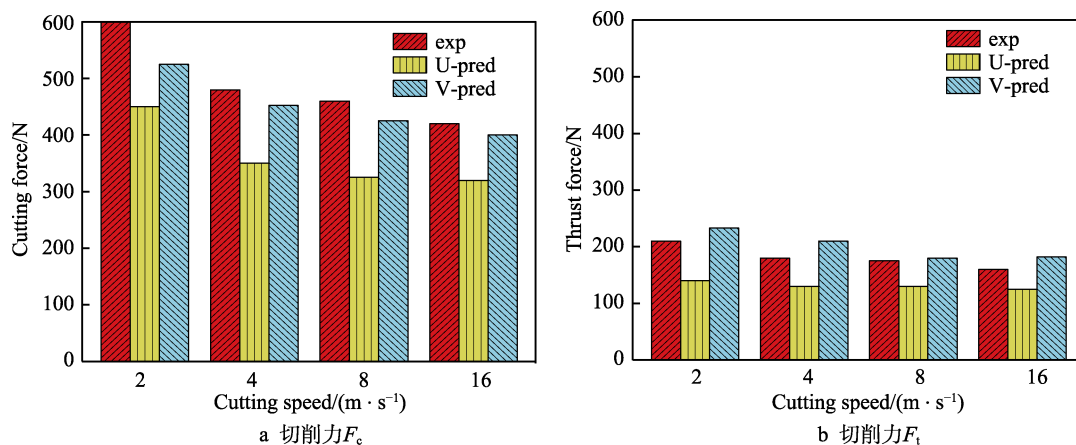


图 3 实验、有限元模型在不同切削速度下的切削力比较

Fig.3 Comparison of cutting force of experiment and simulation model at different cutting speeds: (a) cutting force; (b) thrust force

2.3 铣屑形态

为了确定有限元仿真切屑形貌的准确性, 取较低切削速度与较高切削速度下实验、变厚度切削有限元

模型及均匀厚度切削有限元模型所得切屑形貌进行比较 (图 4)。

由切削速度为 2 m/s 时实验所得锯齿形切屑的形

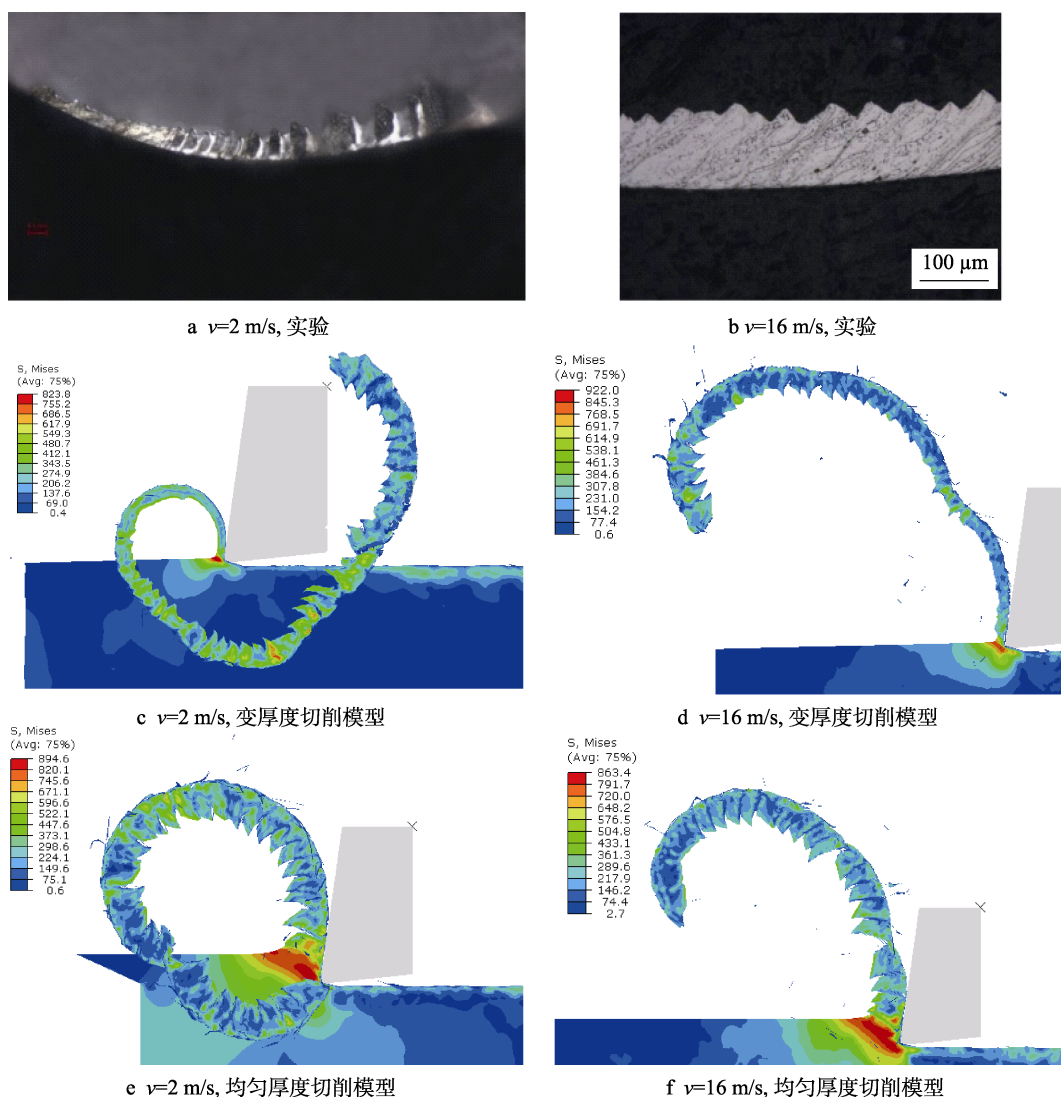
图 4 不同切削速度模型的切屑形貌^[17]

Fig.4 Chip morphology of experiments and FEM at different cutting speeds: (a, b) experiments, (c, d) variable thickness cutting model, (e, f) uniform thickness cutting model

貌(图4a)可见,切屑厚度是变化的,锯齿形切屑在切屑厚度较大的一侧出现,并随着切屑厚度的减小而逐渐消失,变为均匀带状切屑,这与陈明等^[16]实验结果有同样的变化趋势,但Wang B^[17]实验所得切屑形貌(图4b)并未考虑切削过程切屑厚度的变化。两种切削速度下,变厚度切削模型的切屑形貌(图4c、d)能够观察到锯齿形貌随切屑厚度变化的变化过程,而均匀厚度切削模型所得切屑为均匀的锯齿形(图4e、f),切屑表征与实验所得切屑形态有较大差别。因此,变厚度切削有限元模型在较大的切削速度范围内,能够准确地仿真锯齿形切屑的形貌变化。

锯齿形切屑表征主要包括材料力学表征、几何表征、机械性能表征和金属学表征等^[18]。几何表征主要包括切屑厚度 H 、切屑连续部分的高度 h 、锯齿高度 M 、剪切带间距 S 和剪切角 ϕ (图5)。通过对锯齿形切屑的表征,能够量化锯齿形切屑几何形状,利于分析切屑的形成机理。考虑到切削层厚度影响切屑变形程度,故均取切削初期的切屑进行比较。

图6比较了不同切削速度下的实验与变厚度切削模型的切屑形态参数。结果显示,随着切削速度的

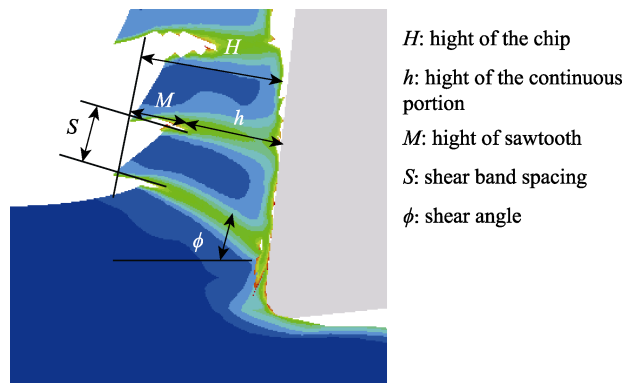


图5 锯齿形切屑的几何特性

Fig.5 Geometric characteristics of sawtooth chip

增加,切屑厚度、切屑连续部分高度和剪切带间距都有减小的趋势(图6a、b、c),相反,剪切角随切削速度的增加而增大(图6d),变厚度切削模型具有同样的变化趋势,并且与实验数值最小误差为9%,最大误差为17%,可以准确仿真锯齿形切屑的形态,故可用于后续分析锯齿形切屑的形成机理,表征锯齿形切屑。

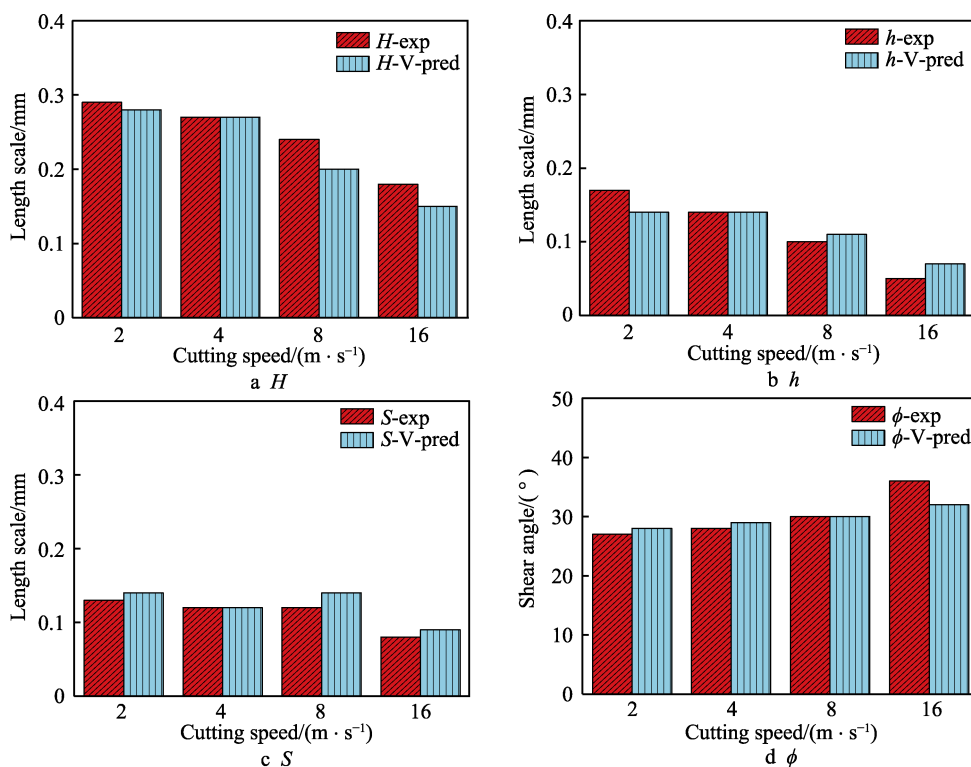


图6 实验与有限元模型数据的对比

Fig.6 Comparison between experiment and FEM of data: a) hight of the chip, b) hight of the continuous portion, c) shear band spacing, d) average shear angle

3 锯齿形切屑形成机理及表征

3.1 锯齿形切屑形成模型

锯齿形切屑形成过程常划分为四阶段模型^[19]、三

阶段模型^[20]。Komanduri R^[21]建立钛合金(Ti-6Al-4V)加工过程中热塑性剪切失稳的三阶段模型,该模型基于热源理论分析剪切带温度的变化,研究局部绝热剪切形成锯齿形切屑过程,但鲜有学者考虑锯齿形切屑形成过程中剪切带宽度的变化,均认为剪切带是瞬间

形成的,故基于 Oxley 厚剪切区模型^[22]和绝热剪切理论^[23],考虑剪切带形成时宽度变化,改进锯齿形切屑形成模型。

图 7 为改进的锯齿形切屑形成的三阶段模型。由于刀具切削运动,刀尖区域工件材料发生热软化,发生较小变形,未切削工件层受挤压而变形,应力大量集中在区域 A_1A_2BC (图 7a)。刀具进一步切削,工

件材料热软化效应大于加工硬化效应时,锯齿段①沿最薄弱平面开始发生绝热剪切,开始形成剪切面 S 和锯齿 (图 7b)。随着刀具移动,锯齿段①继续发生绝热剪切,剪切带宽度增大完全形成绝热剪切带 S,锯齿剧烈突出,锯齿段①完全形成 (图 7c)。随后刀具运动导致刀尖处材料软化,未切削层挤压变形,开始形成下一锯齿形切屑。

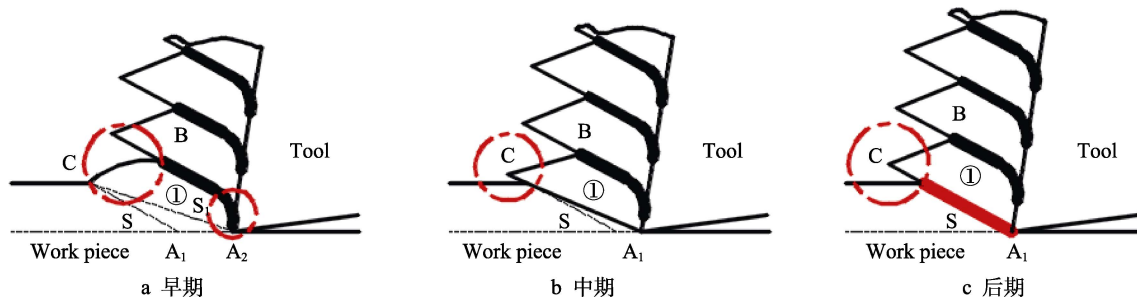


图 7 锯齿形切屑形成模型

Fig.7 Sawtooth chip formation model: a) early stage, b) medium term, c) final stage

3.2 锯齿形切屑形成机理

以切削速度为 16 m/s 时切削初期的锯齿形切屑形成过程为例,分析切屑形成过程中的等效塑性应变、温度和剪切损伤分布变化,表明锯齿形切屑是由形成初期、中期和末期三个阶段形成的 (图 8)。最初,未切削层受刀具切削运动挤压变形,刀尖处工件材料出现塑性应变 (图 8a)。随着切削过程的进行,等效塑性应变场不断强化,向切屑自由表面剪切扩展开始形成剪切带,锯齿开始形成 (图 8b)。最后,切屑继续沿剪切带剪切滑移,剪切带明显变宽,完全形成一个新的锯齿切屑段 (图 8c)。

锯齿形成初期,热量主要聚集在上一个锯齿剪切带处,随着刀具的移动,刀尖处材料发生塑性变形引起热量迅速增加,导致其温度升高 (图 8d),使工件材料发生热软化。当热软化效应大于应力强化效应时,发生剪切变形,形成初始剪切带 (图 8e)。这一过程发生的时间很短,常被认为是绝热过程。随后,剪切带进一步扩展变宽,热量聚集在新剪切带区域,切屑沿剪切带滑移,最终形成锯齿形切屑 (图 8f)。

切屑形成过程中的剪切损伤如图 8g—i 所示,证实锯齿形切屑是在材料流动应力局部下降的情况下形成的,这种剪切突变是在热软化补偿局部高应变和高应变率引起的加工硬化时发生的。Jomaa W^[24]研究指出,锯齿形切屑形成过程中,剪切区的主要不稳定性是在刀尖开始绝热剪切,并向工作材料的自由表面传播,与有限元模型结果相一致。

正交切削仿真初期,锯齿形切屑沿切屑预定路径上应变率、温度、应力等参数的变化 (图 9),可分析绝热剪切的形成过程。图 9a 为一个锯齿切屑的中间层路径 AB、AC,而图 9b、c、d 则为路径 AB 上

应变率、温度和应力的变化。应变率在切屑绝热剪切带处显著地增加 (图 9b),并且切削速度越大应变率越大,即变形越剧烈,锯齿状越明显。而这一现象的产生是由于高温集中在该剪切区 (图 9c),导致材料发生热软化,而应力突然下降 (图 9d),导致工件材料热软化效应大于加工硬化效应而出现绝热剪切,形成锯齿形切屑。

3.3 锯齿形切屑量化表征

切屑厚度、切屑连续部分的高度、剪切带间距和剪切角是对锯齿形切屑进行了几何形态表征,分析了切屑形态随切削速度变化的规律,但未考虑每节切屑的剪切应变效应。而分割强度比 (SIR) 能够考虑切屑内部的局部应变,量化切屑内应变的相对变化^[25]。其定义为剪切带内的等效塑性应变与剪切带外的等效塑性应变的比值:

$$SIR = \frac{\bar{\varepsilon}_{in}^p}{\bar{\varepsilon}_{out}^p} = \frac{\bar{\varepsilon}_{max}^p}{\bar{\varepsilon}_{min}^p} \quad (11)$$

通过有限元模型结果,不同切削速度下锯齿形切屑中间层路径 (图 9a 中 AC) 上等效塑性应变的变化显示在图 10 中,考虑到切削层厚度影响切屑变形程度,故均取切削初期的切屑,即切削层厚度较大处锯齿形切屑的等效塑性应变。可以看出等效塑性应变随锯齿的存在而上下波动,其峰值位于剪切带内,而谷值则位于两连续剪切带的中间位置,表明剪切带内与外的塑性应变差距较大。

随着切削速度的增大,剪切带内等效塑性应变越大,剪切带外应变则变化较平缓。将等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}_{in}^p$ 和 $\bar{\varepsilon}_{out}^p$ 分别取塑性应变曲线的峰值平均值和谷值平均值。当切屑发生局部高应变剪切变形形成绝热剪切

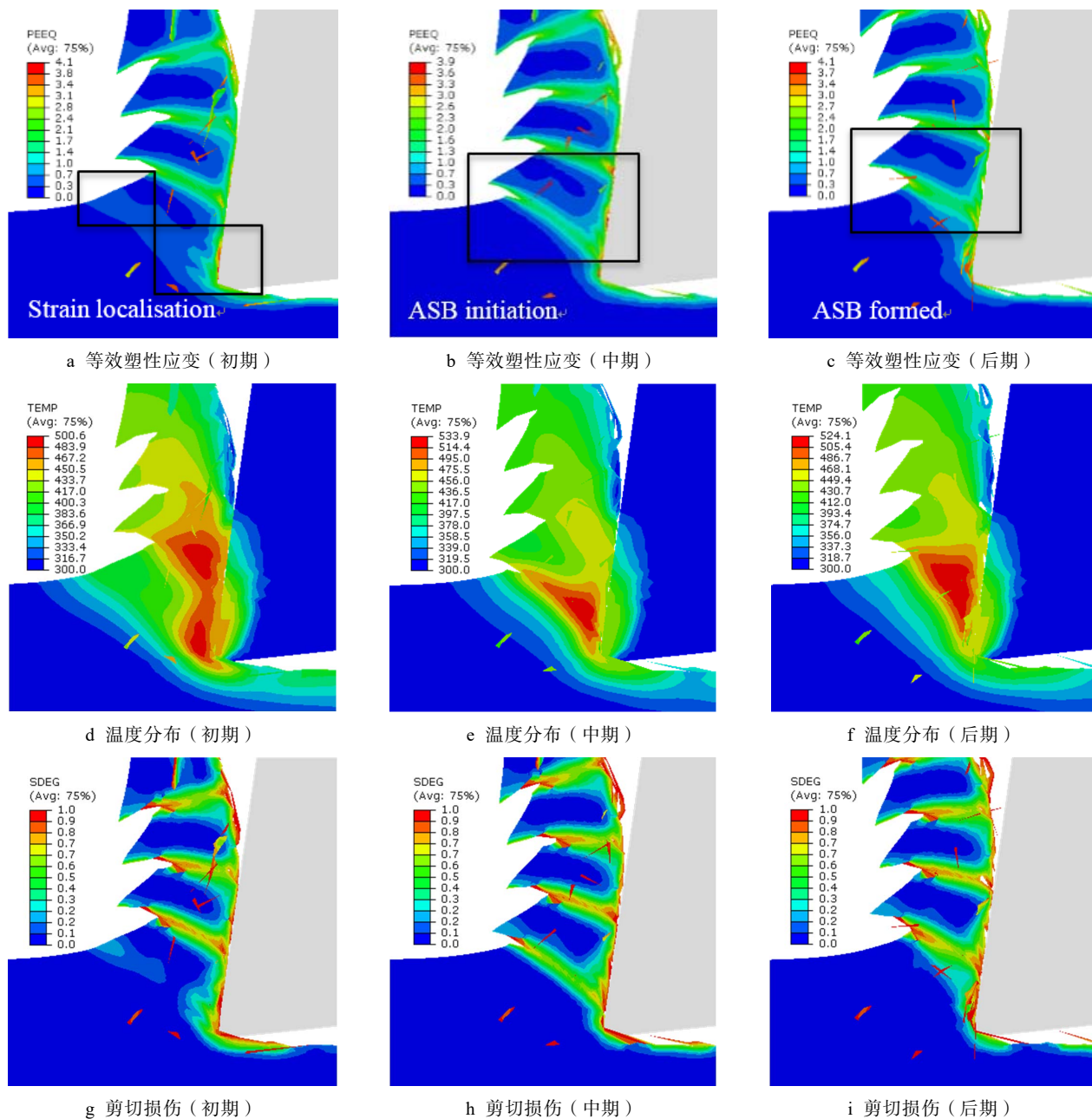


图8 切削速度为 16 m/s 时锯齿形切屑形成过程中等效塑性应变、温度分布、剪切损伤

Fig.8 Sequences of a chip serration: (a—c) equivalent plastic strain (d—f) temperature distribution (g—i) shear damage for $V=16$ m/s

带时, $\bar{\varepsilon}_{in}^p$ 明显增加, $\bar{\varepsilon}_{out}^p$ 变化较小, 从而产生较高的 SIR 参数值。因此, 切屑分割强度可以准确量化切屑锯齿化程度。四种切削速度下的 SIR 参数评估表明 (图 11), 分割强度比与切削速度基本呈线性关系, 因此, 随着切削速度的提高, 剪切带局部高应变程度越大。

所建立的变厚度切削有限元模型观察到的切屑形貌显示, 锯齿形随切削层厚度减小而逐渐消失。切削速度为 16 m/s 时, 从三角形切削层中线处将切削层划分为两部分, 较薄处切削产生均匀带状切屑, 而厚度较大部分切削产生锯齿形切屑, 再将此切削层均分为三部分, 计算其平均切削层厚度为 92、76、

59 μm 。对比三种切削层厚度的有限元模型结果表明, 切屑中间层剪切带内等效塑性应变会随着切削层厚度的增大而增大 (图 12), 分割强度比也随切削厚度的增大而增大 (图 13), 即剪切带局部高应变程度越大。

从图 11 和 13 中发现, 切削速度为 4 m/s、切削层厚度为 92 μm 时所得切削分割强度比与切削速度为 16 m/s、切削层厚度 59 μm 时锯齿形切屑分割强度比均为 4.5, 即可通过调整切削速度、切削层厚度获得同样的切屑分割强度比, 控制高速铣削锯齿形切屑形态, 从而控制切削力波动, 保障已加工表面质量, 缓解刀具磨损。

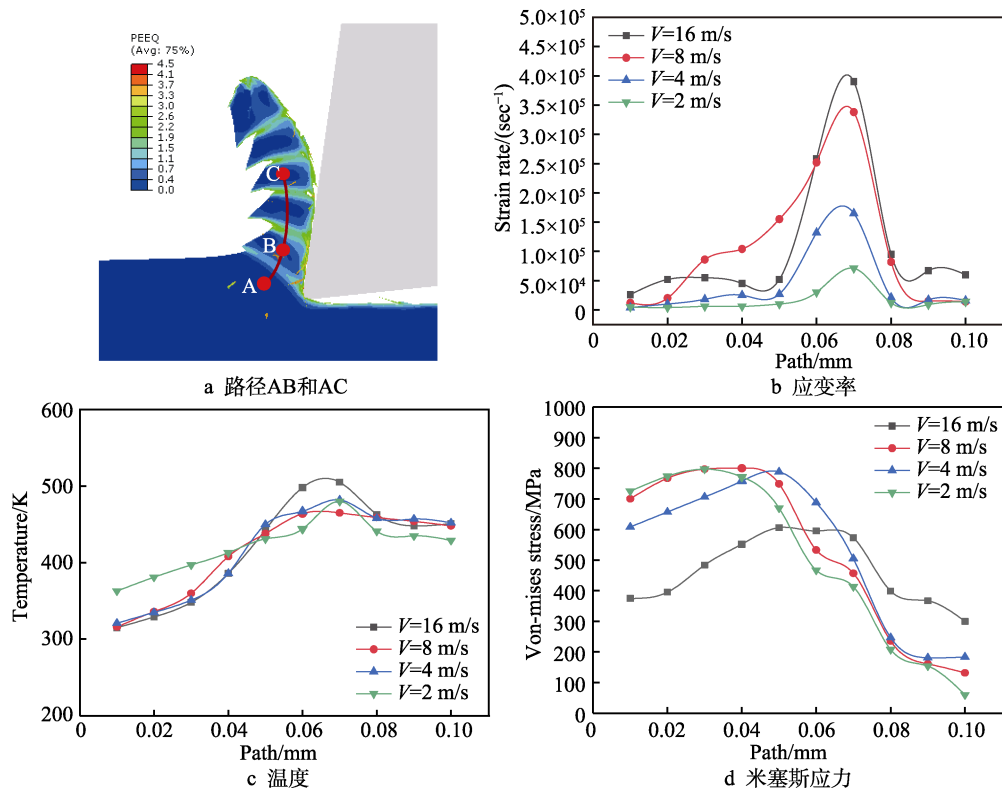


图 9 沿切屑预定路径上各参数变化

Fig.9 Variation of parameters along chip predetermined path: a) path of AB and AC, b) strain rate, c) temperature, d) von-mises stress

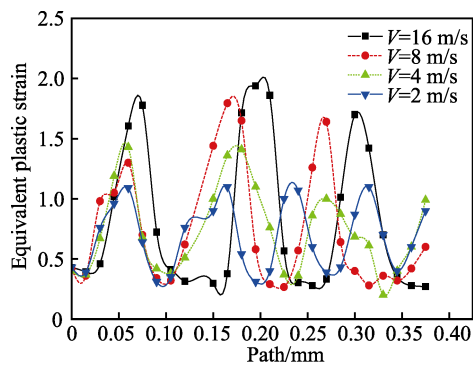


图 10 不同切削速度下切屑中间层等效塑性应变

Fig.10 Equivalent plastic strain of chip interlayer at different cutting speeds

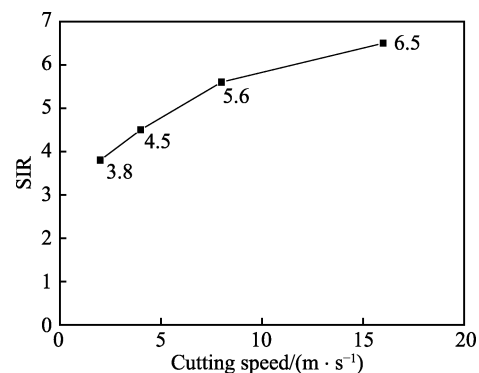


图 11 不同切削速度下分割强度比 (SIR)

Fig.11 Segmentation strength ratio (SIR) at different cutting speeds

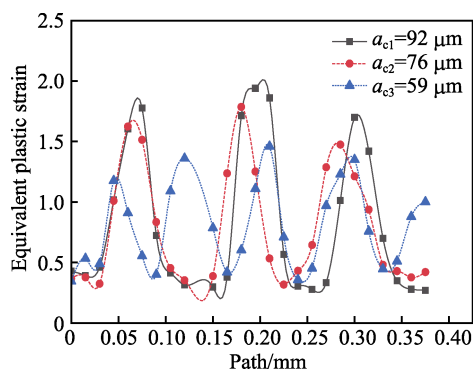


图 12 切削速度 16 m/s 时不同切削厚度下切屑中间层等效塑性应变

Fig.12 Equivalent plastic strain of chip interlayer at different cutting thickness for V=16 m/s

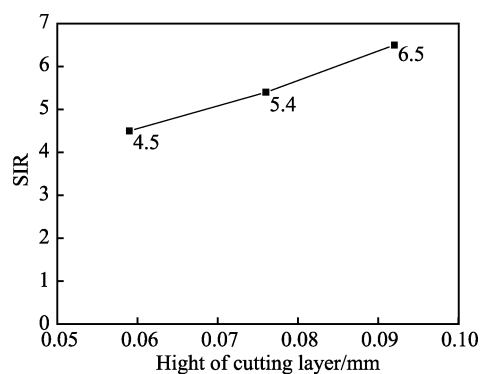


图 13 切削速度 16 m/s 时不同切削厚度分割强度比 (SIR)

Fig.13 Segmentation strength ratio (SIR) of different cutting thickness for V=16 m/s

4 结论

1) 变厚度切削模型能够准确仿真切削厚度变化导致切屑锯齿形貌所发生的变化。切削速度为 16 m/s 时, 锯齿形切屑在切屑厚度较大的一侧出现, 并随着切屑厚度的减小而逐渐消失, 变为均匀带状切屑, 这与试验结果有一致性。

2) 提出考虑剪切带宽度变化的三阶段锯齿形切屑形成模型, 并与变厚度切削有限元模型仿真过程相一致, 验证形成模型的准确性。通过剪切带内外的应变、应变率和温度的变化分析了绝热剪切过程。

3) 使用分割强度比 (SIR) 参数量化锯齿形切屑的应变程度, 结果显示分割强度比与切削速度、切削层厚度呈线性增长关系, 并可通过调整切削速度、切削层厚度获得同样的切屑分割强度比, 控制锯齿形切屑形态。

参考文献:

- [1] 鲍岩, 董志刚, 朱祥龙, 等. 蒙皮镜像铣削支撑技术的研究现状和发展趋势[J]. 航空学报, 2018, 39(4): 42-53.
BAO Yan, DONG Zhi-gang, ZHU Xiang-long, et al. Review on support technology for mirror milling of aircraft skin[J]. Acta aeronautica et astronautica sinica, 2018, 39(4): 42-53.
- [2] 高生祥. 高速铣削切削用量对铝合金材料表面粗糙度的影响研究[J]. 中国科技投资, 2016(14): 217.
GAO Sheng-xiang. Effect of cutting parameters on surface roughness of aluminium alloy materials in high speed milling[J]. China venture capital, 2016(14): 217.
- [3] 谷丽瑶, 王敏杰. 高速切削过程绝热剪切局部化断裂预测[J]. 机械工程学报, 2016, 52(5): 186-192.
GU Li-yao, WANG Min-jie. Prediction of adiabatic shear localization fracture in high speed machining[J]. Journal of mechanical engineering, 2016, 52(5): 186-192.
- [4] LI G H, CAI Y J, QI H J, et al. Modelling of the relationship of adiabatic shear and cutting conditions for higher cutting speed ranges[J]. Journal of mechanical engineering, 2017(11): 673-682.
- [5] WANG C Y, DING F, TANG D W, et al. Modeling and simulation of the high-speed milling of hardened steel SKD11(62 HRC) based on SHPB technology[J]. International journal of machine tools & manufacture, 2016, 108: 13-26.
- [6] LI J L, JING L L, CHEN M. An FEM study on residual stresses induced by high-speed end-milling of hardened steel SKD11[J]. Journal of materials processing technology, 2009, 209(9): 4515-4520.
- [7] 孙玉晶. 钛合金铣削加工过程参量建模及刀具磨损状态预测[D]. 山东: 山东大学, 2014: 106-107.
- [8] SUN Yu-jing. Parametric modeling of milling titanium alloy and prediction of tool wear state[D]. Shandong: Shandong University, 2014: 106-107.
- [9] JOHNSON G R. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]// International symposium on ballistics. California: Engineering fracture mechanics, 1983: 541-548.
- [10] JOMAA W, MECHRI O, LÉVESQUE J, et al. Finite element simulation and analysis of serrated chip formation during high-speed machining of AA7075-T651 alloy[J]. Journal of manufacturing processes, 2017, 26: 446-458.
- [11] YE G G, CHEN Y, XUE S F, et al. Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining[J]. International journal of machine tools & manufacture, 2014, 86(6): 18-33.
- [12] ATLATI S, HADDAG B, NOUARI M, et al. Analysis of a new segmentation intensity ratio "SIR" to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals[J]. International journal of machine tools & manufacture, 2011, 51(9): 687-700.
- [13] TAREK M, CÉDRIC C, ZHANG Y C, et al. Some insights on the modelling of chip formation and its morphology during metal cutting operations[J]. Comptes-rendus -mécanique, 2016, 344(4-5): 335-354.
- [14] YE G G, JIANG M Q, XUE S F, et al. On the instability of chip flow in high-speed machining[J]. Mechanics of materials, 2017, 116: 104-119.
- [15] JOMAA W, SONGMENE V, BOCHER P. An hybrid approach based on machining and dynamic tests data for the identification of material constitutive equations[J]. Journal of materials engineering & performance, 2016, 25(3): 1010-1027.
- [16] 王凌云, 黄红辉, 谢志江. 航空铝合金薄壁零件高速加工铣削力[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2017(7): 1756-1761.
WANG Ling-yun, HUANG Hong-hui, XIAN Zhi-jiang. Milling force of aerospace aluminum alloy thin-wall parts in high-speed machining[J]. Journal of Central and South University (natural science edition), 2017(7): 1756-1761.
- [17] 陈明, 安庆龙, 刘志强. 高速切削技术基础与应用[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 2012: 30-31.
CHEN Ming, AN Qing-long, LIU Zhi-qiang. Fundamentals and applications of high speed cutting[M]. Shanghai: Shanghai scientific & technical publishers, 2012: 30-31.
- [18] WANG B, LIU Z. Investigations on deformation and fracture behavior of workpiece material during high speed machining of 7050-T7451 aluminum alloy[J]. Cirp journal of manufacturing science & technology, 2016, 14:

- 43-54.
- [18] 苏国胜. 高速切削锯齿形切屑形成过程与形成机理研究[D]. 山东: 山东大学, 2011: 11-19.
SU Guo-sheng. Formation mechanism and characterization of sawtooth chip in high speed cutting[D]. Shandong: Shandong University, 2011: 11-19.
- [19] TURLEY D M, DOYLE E D, RAMALINGAM S. Calculation of shear strains in chip formation in titanium[J]. Materials science & engineering, 1982, 55(1): 45-48.
- [20] DUAN C Z, WANG M J, PANG J Z, et al. A calculational model of shear strain and strain rate within shear band in a serrated chip formed during high speed machining[J]. Journal of materials processing technology, 2006, 178 (1-3): 274-277.
- [21] KOMANDURI R, HOU Z B. On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (Ti-6Al-4V)[J]. Metallurgical & materials transactions A, 2002, 33(9): 2995.
- [22] 杨奇彪. 高速切削锯齿形切屑的形成机理及表征[D]. 山东: 山东大学, 2012: 24-25.
YANG Qi-biao. Formation mechanism and characterization of sawtooth chip in high speed cutting[D]. Shandong: Shandong University, 2012: 24-25.
- [23] GURRUTXAGA-LERMA B. Adiabatic shear banding and the micromechanics of plastic flow in metals[J]. International journal of solids & structures, 2017, 132- 133: 153-170.
- [24] JOMAA W. Non-conventional turning of hardened AISI D2 tool steel[J]. Science and technology of welding and joining, 2017(11): 379-383.
- [25] KOUADRI S, NECIB K, SAMIR A, et al. Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application; to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented; carbide tools WC-Co[J]. International journal of machine tools & manufacture, 2013, 64(64): 102-113.
-
- (上接第 252 页)
- [9] 马跃进, 郝建军, 马爱军, 等. 铸铁零件电弧喷涂前的喷砂预处理工艺研究[J]. 农业工程学报, 2002, 18(4): 78-81.
MA Yue-jin, HAO Jian-jun, MA Ai-jun, et al. Study on sand blasting pretreatment process for cast iron parts before arc spraying[J]. Transactions of the chinese society of agricultural engineering, 2002, 18(4): 78-81.
- [10] 宋斌, 陈铭, 陈利修. 喷砂预处理工艺对涂层结合强度的影响[J]. 机械设计与研究, 2013, 29(3): 70-72.
SONG Bin, CHEN Ming, CHEN Li-xiu. The impact of sandblasting preprocessing on bonding strength of high velocity arc spraying coating[J]. Machine design and research, 2013, 29(3): 70-72.
- [11] TANGO R N, PEREIRA P C, MACEDO V C, et al. Effect of sandblasting on Y-TZP roughness and biofilm formation: Preliminary study[J]. Dental materials, 2011, 27(1): 170-174.
- [12] 朱鹏超, 张利军, 邵博. 等离子喷涂镍基涂层表面形貌的研究[J]. 热加工工艺, 2016, 45(10): 166-168.
ZHU Peng-chao, ZHANG Li-jun, SHAO Bo. Study on surface morphology of nickel-based coating prepared by supersonic plasma[J]. Hot working technology, 2016, 45(10): 166-168.
- [13] ZAHOUANI H, ASSOUL M, VARGIOLU R, et al. The morphological tree transform of surface motifs-incidence in tribology[J]. International journal of machine tools & manufacture, 2001, 41(13/14): 1961-1979.
- [14] SCHWANKL M, KELLNER R, SINGER R F, et al. The Influence of sandblasting on the morphology of electroless deposited zinlayers on aluminum sheets[J]. Applied surface science, 2013, 283(15): 202-208.
- [15] 张来启, 张少杰, 曾红杰, 等. 喷砂预处理对 HVOF 喷涂 TiAl-Nb/NiCrAl 涂层结合强度的影响[J]. 材料热处理学报, 2011, 32(12): 105-109.
ZHANG Lai-qi, ZHANG Shao-jie, ZENG Hong-jie, et al. Effect of grit blasting pre-treatment on bond strength of TiAl-Nb/NiCrAl coatings sprayed by high velocity oxy-fuel[J]. Transactions of materials and heat treatment, 2011, 32(12): 105-109.
- [16] 王春水, 何胜馨, 张二亮, 等. 喷砂表面的多尺度分析与表征[J]. 表面技术, 2015, 44(6): 127-131.
WANG Chun-shui, HE Sheng-xin, ZHANG Er-liang, et al. Analysis and characterization of sandblasted surfaces using multi-scale analysis[J]. Surface technology, 2015, 44(6): 127-131.