

引文格式: 岳雪瑛, 周兰, 王林军, 等. Ti-6Al-4V 螺旋铣孔切屑力模型综述[J]. 航空制造技术, 2022, 65(22): 108-118.

YUE Xueying, ZHOU Lan, WANG Linjun, et al. A review of cutting force models for Ti-6Al-4V helical milling[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2022, 65(22): 108-118.

Ti-6Al-4V 螺旋铣孔切屑力模型综述*

岳雪瑛¹, 周 兰¹, 王林军¹, 安国升¹, 李 伟¹, 史宝周², 刘飞翔¹

(1. 兰州理工大学, 兰州 730050;

2. 机械科学研究总院青岛分院有限公司, 青岛 266300)

[摘要] 钛合金螺旋铣孔在飞机制造中已经得到越来越广泛的应用,然而切屑力作为体现刀具与工件相互作用本质的重要物理量之一,却因螺旋铣偏心加工的特殊方式难以准确预测。以试验为基础的传统经验模型效率低、适用性差,已经不能满足实际工况切屑力预测的需求。随着数值计算方法及有限元技术不断发展,基于金属切削理论构建切屑力模型体现出优势,成为螺旋铣孔切屑力研究的焦点之一。在阐述二维切削理论的基础上,分析了解析模型的独特优势;重点围绕有限元模型与热力耦合模型两个方面,概述钛合金螺旋铣孔切屑力模型的发展现状及趋势。

关键词: Ti-6Al-4V; 螺旋铣; 解析模型; 有限元模型; 热力耦合模型

A Review of Cutting Force Models for Ti-6Al-4V Helical Milling

YUE Xueying¹, ZHOU Lan¹, WANG Linjun¹, AN Guosheng¹, LI Wei¹, SHI Baozhou², LIU Feixiang¹

(1. Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China;

2. Qingdao Branch Co., Ltd., China Academy of Machinery Science & Technology, Qingdao 266300, China)

[ABSTRACT] Widespread applications of titanium alloy material in helical milling have been significantly increasing in the aircraft manufacturing process. As one of the most important physical quantity, the cutting force can reflect the essence of interaction between tool and workpiece. However, it is difficult to predict the cutting force accurately due to the special eccentric machining method of helical drilling. The traditional experience model based on experiment has low efficiency and poor applicability, which can't meet the demand of cutting force prediction in actual working condition. With the development of numerical calculation method and finite element technique, the modeling of cutting force based on metal cutting theory has reflected many advantages and became one of the focuses of the research on the cutting force of hole-making by helical milling. In this paper, the unique advantages of analytical model are analyzed based on the illustration of two-dimensional cutting theory, and the development status and trend of cutting force model for helical milling of titanium alloy are summarized, focusing both on the finite element model and the thermo-mechanical coupling model.

Keywords: Ti-6Al-4V; Helical milling; Analytical model; Finite element model; Coupled thermo-mechanical model

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2022.22.108

钛合金作为典型难加工材料,在航空制造业中应用广泛。如钛合金的使用率在国产三代机中可达到15%~20%,在F22飞机中达到38.8%,其中Ti-6Al-4V占比最高,约为80%~90%^[1-2]。飞机数字化装配中涉及

大量制孔加工,其数量往往以百万计。在面向钛合金Ti-6Al-4V的制孔过程时,采用先进的螺旋铣孔工艺较传统钻削不仅表面质量好、出口毛刺少,在降低切屑力与切削温度方面也凸显出一定优势,应用逐渐广泛^[3]。

* 基金项目: 国家自然科学基金(2016YFE0111400); 甘肃省自然科学基金(18JR3RA147)。

然而 Ti-6Al-4V 螺旋铣孔中切屑力的研究极具挑战性,一直以来都是飞机制孔技术中的研究热点之一。近年来, Ti-6Al-4V 螺旋铣孔切屑力在建模工作中的难点主要有以下 4 点。

(1) 螺旋铣孔运动学特征复杂,难以保证切屑力建模的准确性。该制孔工艺采用偏心加工方式,结合螺旋状进给路径,使其运动学矢量瞬时变化,大量简化条件被引入切屑力建模过程,大幅降低模型的准确度。

(2) 钛合金 Ti-6Al-4V 独特的物化属性,会产生切屑力波动。由于 Ti-6Al-4V 的弹性模量小、化学活性大,并且热导率低,在螺旋铣孔中产生的锯齿形切屑使切屑力波动较大,导致对该类型切屑成型过程中的切屑力建模和预测存在困难。

(3) 螺旋铣孔工艺与专用刀具相结合,大幅增加切屑力建模的难度。面向 Ti-6Al-4V 螺旋铣孔的专用刀具除了必须具备刚度和硬度外,在刃型结构、切削角度、涂层材料等多方面综合影响切屑力模型的构建难度。

(4) 实际制孔过程中工况复杂,切屑力模型的近似程度有待提高。基于加工系统、切削环境温度及其他不确定因素的共同作用,切屑力精准建模越发困难。

目前,螺旋铣孔加工主要是利用立铣刀或专用刀具在机床和机器人平台下完成,其加工机理与切屑力建模方法皆不断发展。其中,以二维正交和三维斜角切削为代表的基本切削理论,在建立精准的切屑力预测模型方面已经不具优势。尤其针对航空用钛合金,制孔精度与加工效率的要求越来越高,进一步增大了螺旋铣孔过程切屑力建模的难度。近年来,螺旋铣孔工艺与有限元技术紧密结合,给制孔过程切屑力模型的构建带来了新的发展机遇,并成为当前螺旋铣孔技术研究的一大热点。

本文根据螺旋铣孔运动学特征,结合钛合金 Ti-6Al-4V 材料属性,首先阐述了在螺旋铣孔过程中切屑力建模的基础理论,进而阐明切屑力解析模型的优势;从本构模型、切屑分离准则、摩擦模型、网格划分等方面重点分析有限元技术在螺旋铣孔切屑力建模中的应用;最后,引申概述热力耦合模型的研究近况及发展趋势。

1 切屑力建模理论

螺旋铣孔的运动机理包括 3 部分:刀具绕自身轴线的自转、刀具绕孔轴线的公转以及垂直向下的轴向进给^[4],如图 1 所示。由于刀具的公转速度远小于自转速度,因此在一个微小的切削过程中,刀具中心的进给轨迹可近似认为是稳定的直线运动^[5],即螺旋铣孔时刀具切削刃去除材料仍然是一种切削机制,而不是似钻

孔式的挤压^[6]。但是刀具端刃与刃角部分的切削机制却不能看作是正交切削或斜角切削^[7]。螺旋铣孔时刀具中心的运动轨迹是一条螺旋线,进给方向随时发生变化,未变形的切屑厚度也随之改变,导致切屑力也随时间发生周期性变化^[8]。

为实现螺旋铣过程切屑力建模,考虑刀具刃型结构对材料去除的影响可知,以主切削刃(周刃)对孔壁材料去除和副切削刃(端刃)对孔底材料去除两种形式为主^[9]。以立铣刀为例,周刃和端刃产生的材料切除量比例 R 为

$$R = \frac{D_H^2 - D_T^2}{D_H^2} \quad (1)$$

式中, D_H 为孔径; D_T 为刀具直径。

在工件坐标系下,螺旋铣孔过程中的切屑力包括轴向力 F_a 、切向力 F_t (也称进给力 F_f) 和径向力 F_r (也称法向进给力 F_{fN}),与刀具坐标系下的切屑力分量 F_x 、 F_y 和 F_z 之间的关系可由式(2)表示:

$$\begin{cases} F_a = F_z \\ F_t = F_f \\ F_r = F_{fN} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \end{cases} \quad (2)$$

螺旋铣孔过程切屑力变化规律与其切屑成型机理紧密相关。面向钛合金的切屑成型过程中,在一次剪切后往往会发生二次剪切,并形成锯齿状的规则切屑段^[10]。目前锯齿型切屑的形成理论主要有 3 种^[11-12]: 周期性裂纹扩展理论、绝热剪切理论以及二者的组合。文献 [12-14] 认为切屑呈锯齿状的根本原因通常与绝热剪切(温度的大幅升高导致的局部化变形)有关。研究中发现当切削速度低于 140 m/min 时,切屑力是绝热剪切形成的主导因素,当切削速度高于 140 m/min 时,温度是绝热剪切带形成的主导因素^[15]。

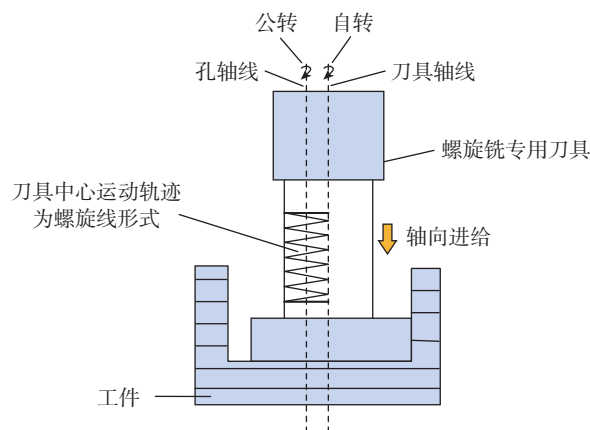


图 1 螺旋铣运动机理

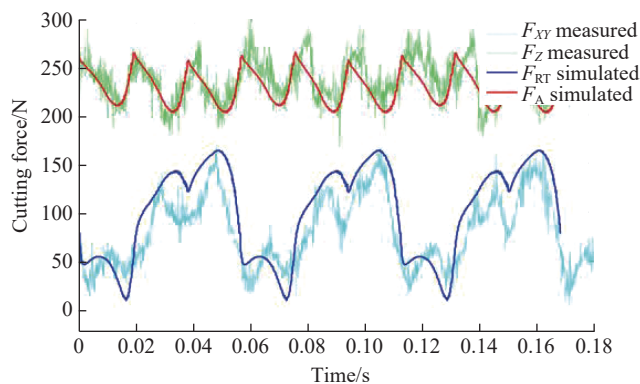
Fig.1 Mechanism of helical milling motion

2 切屑力解析模型

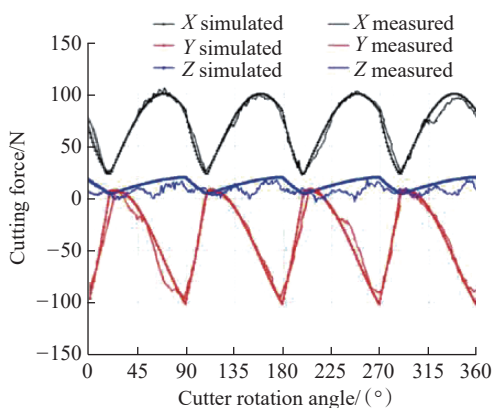
区别于传统经验模型,解析模型建立了切屑力与材料几何特征、摩擦及力学性能等方面的数学关系,可在不方便试验时对切屑力进行预测,以避免刀具的快速磨损与损坏而导致的已加工表面质量恶化,从而实现切削机理的准确描述。近年来,许多学者针对螺旋铣孔过程的切屑力解析模型开展了大量研究工作。

Rey 等^[6]采用局部化处理建立了切屑力分析模型,将所得轴向、法向、切向微分力求积以模拟全局切屑力。结果表明此分析模型所得切屑力与同条件下试验所得切屑力相比,二者具有高度相关性,且轴向切屑力误差仅为 5.3%,如图 2 (a) 所示。计算轴向部分和径向部分的各切向力时只需将式(3)中 Δ 具体化为 tip (轴向部分,当 $r_{Ai}=0$ 时,积分区间为 $r_{Ai} \sim (R_t - R_b)$) 和 chf (径向部分,当 $r_{Ai} = (R_t - R_b)$ 时,积分区间为 $r_{Ai} \sim R_t$) 即可。

如图 2 (b) 所示, Lin 等^[16]将螺旋刃沿着轴向划分为一系列无穷小的斜刃微元,建立了面向立铣刀的螺旋铣孔切屑力解析模型,与 Rey 等^[6]模型相比不仅优



(a) Rey等^[6]模型模拟



(b) Lin等^[16]模型模拟

图 2 两组分析模型模拟切屑力和实测切屑力的比较

Fig.2 Comparison of simulated cutting force and measured cutting force between two groups of analytical models

化了切削模拟过程,还减少了对切屑力系数烦冗的试验校准。最终得到的合力与各微元分力的关系式如式(4)所示,此模型所得切屑力与同条件下试验所得切屑力相比,二者亦具有高吻合度。其中, F_c 为轴向力; F_n 为法向力; F_t 为切向力; $F(t)$ 为随时间的不同力的积分; a_p 为轴向切深; $g(\phi_j(t, z))$ 为侧刃铣削作用系数(工作时为 1, 否则为 0), $\phi_j(t, z)$ 是点 P 高度为 z 时第 j 个切削刃的径向切入角变化。

$$\begin{cases} F_{c_ \Delta z}(\phi_i) = \sum dF_{c_ \Delta z}(r_{Ai}, \phi_i) \\ \quad = K_{c_ \Delta} \cdot \sum h_i(r_{Ai}, \phi_i)^{1-q_{c_ \Delta}} \cdot b_i(r_{Ai}, \phi_i) \\ F_{n_ \Delta z}(\phi_i) = \sum dF_{n_ \Delta z}(r_{Ai}, \phi_i) \\ \quad = K_{n_ \Delta} \cdot \sum h_i(r_{Ai}, \phi_i)^{1-q_{n_ \Delta}} \cdot b_i(r_{Ai}, \phi_i) \\ F_{t_ \Delta z}(\phi_i) = \sum dF_{t_ \Delta z}(r_{Ai}, \phi_i) \\ \quad = K_{t_ \Delta} \cdot \sum h_i(r_{Ai}, \phi_i)^{1-q_{t_ \Delta}} \cdot b_i(r_{Ai}, \phi_i) \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} \left[\begin{matrix} F_x(t) \\ F_y(t) \\ F_z(t) \end{matrix} \right] = \left[\begin{matrix} \sum_{j=1}^N \int_0^{a_p} dF_x(t, z) \\ \sum_{j=1}^N \int_0^{a_p} dF_y(t, z) \\ \sum_{j=1}^N \int_0^{a_p} dF_z(t, z) \end{matrix} \right] \\ \left[\begin{matrix} dF_x(t, z) \\ dF_y(t, z) \\ dF_z(t, z) \end{matrix} \right] = g(\phi_j(t, z)) \begin{bmatrix} -\cos \phi_j(t, z) & -\sin \phi_j(t, z) & 0 \\ \sin \phi_j(t, z) & -\cos \phi_j(t, z) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_r \\ dF_t \\ dF_a \end{bmatrix} \end{cases} \quad (4)$$

此外, Wang^[17]与 Fu^[18]等也采用先局部后整体的思路建立了不同的切屑力解析模型; Wang 等^[17]得出螺旋铣削的切屑力随切削深度或公转速度的增加而增大,而随主轴转速的增加而减小的结论; Fu 等^[18]分析了工件材料特性、刀具几何形状、切削条件和铣削类型对切屑力的影响规律,并分别通过试验与有限元建模的方法,对切屑力系数进行了识别和讨论。Zhou 等^[19]采用平均切屑力法标定特殊切屑力系数,建立的解析模型可用于预测螺旋铣孔稳定切削阶段半旋转周期产生的切屑力与进给量等的关系。而 Shang 等^[20]针对螺旋铣孔过程中切屑力解析模型的系数提出了不同的标定方法,并进行了试验验证。Chen 等^[21]基于立铣刀的变螺距加工过程建立了切屑力解析模型,并面向 4 种立铣刀结构实施螺旋铣孔试验研究,从而验证了所提模型的有效性与一致性。Bai 等^[22]基于正交切削采用非等距剪切带模型对主剪切区的剪切应变场、剪切应变率场和温度场进行计算,并通过简化的传热方程实现了对温度的预

测,为接近更真实的工况奠定了基础。

3 有限元仿真模型

有限元仿真模型作为最常用的数值模型,与传统经验模型相比,具有方便快捷、灵活高效等优势,被许多学者用于螺旋铣孔切屑力建模的研究中。为了保证在平面应变条件下建立模型,有学者提出应考虑几个重要假设^[23]:切削速度方向与切削刃垂直、刀刃比工件的宽度宽、刀尖不参与切削过程、切屑厚度(进给量)最大为切削宽度的1/5。可采用分离层方式与未采用分离层形式构建切削过程的几何模型^[24-25]。

在螺旋铣孔切屑力有限元仿真模型的研究中,主要涉及本构模型、切屑分离准则、摩擦模型以及网格划分技术4个方面,近年来国内外学者对此展开了大量研究。

3.1 本构模型

要描述不同材料在不同程度下的变形,就需要建立本构方程^[8],在构建螺旋铣孔切屑力有限元模型过程中,被广泛采用的本构模型包括Johnson-Cook本构模型^[26]、Calamaz改进的Johnson-Cook本构模型(TANH 1)^[27-28]、Sima-Özel改进的Johnson-Cook本构模型(TANH 2)^[29]和Hou改进的Johnson-Cook本构模型(TANH 3)^[30]4种。

(1) Johnson-Cook本构模型^[26]。将材料流动应力与应变、应变速率和温度用一个式子联系起来,通过霍普金斯试验中的应力-应变曲线获得系数,即

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right) \quad (5)$$

式中, A 为屈服强度; B 为硬化模量; n 为应变硬化指数; C 为应变率灵敏度; m 为热灵敏度; $\dot{\varepsilon}$ 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; T_m 和 T_r 分别为熔化温度和室温; $(A+B\varepsilon^n)$ 表示材料的应变强化作用; $\left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)$ 表示材料瞬时应变率的强化效应; $\left(1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right)$ 则表

示材料的热软化效应。而当 $T=T_m$ 时,与温度有关的项(即 $\left(1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right)$)为0,意味着高于熔化温度时使用

Johnson-Cook本构模型是没有意义的^[30]。其中在7050铝合金中各参数对切屑力的影响程度为:热灵敏度 $m >$ 硬化模量 $B >$ 应变率灵敏度 $C >$ 应变硬化指数 n ^[31],在应用于Ti-6Al-4V时可做一定参考。

研究发现,由于试验条件、材料的化学成分和热处理不同,同一种材料的几组参数也不同。Ti-6Al-4V常用的4组Johnson-Cook本构方程参数见表1^[26-27, 29-30, 32-33]。

(2) Calamaz改进的Johnson-Cook模型(TANH 1)^[27]。为了应变软化效应引入双曲正切项,考虑了应变、应变率、温度对流动应力的影响以及动态恢复和再结晶机制的假设,新的材料流动应力为

$$\sigma = \left[A + B\varepsilon^n \left(\frac{1}{\exp(\varepsilon^a)} \right) \right] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \left[D + (1 - D) \tanh \left(\frac{1}{(\varepsilon + S)^c} \right) \right] \quad (6)$$

$$D = 1 - \left(\frac{T}{T_m} \right)^d$$

$$S = \left(\frac{T}{T_m} \right)^b$$

式中, D 和 S 是引入的中间变量; a 、 b 、 c 、 d 是材料常数,可分别取1.6、0.4、6、1,而其余参数与J-C模型含义相同。参数 a 与 c 修正了 a 在高应变时应力应变下降的斜率以及 c 在相对低应变时(选取应力后)应力应变下降的斜率;参数 b 给出了所取应力的应变值;参数 d 越低,应变软化现象越严重。而刀具-切屑界面的应变软化量和摩擦条件对切屑力的影响较小。

(3) Sima-Özel改进的Johnson-Cook模型(TANH 2)^[29]。

表1 Ti-6Al-4V Johnson-Cook本构方程的5个参数

Table 1 Five parameters of Ti-6Al-4V Johnson-Cook constitutive equation

本构模型	适用条件	A /MPa	B /MPa	n	C	m
Johnson-Cook ^[26, 32]	$T \leq 600$ °C, $\dot{\varepsilon} \geq 10^3$ s ⁻¹ , $\varepsilon = 0.3$	880	331	0.8	0.012	0.34
Calamaz ^[27] 改进	$T \leq 1000$ °C, $\dot{\varepsilon} = 1.4 \times 10^3$ s ⁻¹ , $\varepsilon \leq 0.25$	968	380	0.421	0.0197	0.577
Sima ^[29, 33] 改进	$T \leq 1000$ °C, $\dot{\varepsilon} = 1.4 \times 10^3$ s ⁻¹ , $\varepsilon \leq 0.25$	997.9	653.1	0.45	0.0198	0.7
Hou ^[30] 改进	T : 25~600 °C, $\dot{\varepsilon} = 4 \times 10^3 \sim 12 \times 10^3$ s ⁻¹	920	400	0.578	0.042	$m_1 = 0.158, m_2 = 0.633$

是在 THAN 1 的基础上又引入指数 S 来进一步控制热软化的 \tanh 函数,并在应变硬化部分增加了一个乘法项,可用于更高应变值下的流动软化,使得流动软化现象不仅与温度有关,而且与应变有关。模型为

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma &= \left[A + B \varepsilon^n \left(\frac{1}{\exp(\varepsilon^a)} \right) \right] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \\ &\quad \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \\ &\quad \left[D + (1 - D) \tanh \left(\frac{1}{(\varepsilon + S)^r} \right)^s \right] \\ D &= 1 - \left(\frac{T}{T_m} \right)^d \\ p &= \left(\frac{T}{T_m} \right)^b \end{aligned} \right. \quad (7)$$

式中,控制高温下热软化的 \tanh 函数的参数 S 和参数 b 、 d 、 r 一起控制软化趋势,参数 S 的值越大,就越快进入软化区。

(4) Hou 等^[30]改进的 Johnson-Cook 模型(TANH 3)。其在加工硬化项中引入了温度函数,以描述温度依赖硬化效应的现象,从而更好地预测 Ti-6Al-4V 在高应变率和高温度条件下的流动应力行为,即

$$\sigma = \left[A + B \left(1 + m_1 \ln \frac{T}{T_r} \right) \varepsilon^n \right] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^{m_2} \right] \quad (8)$$

式中, m_1 为随应变增大的热敏系数,可取 0.158,而其余参数与 J-C 模型含义相同。

Ducobu 等^[34]对 Johnson-Cook 本构模型、TANH 1 和 TANH 2 本构模型进行了钛合金 Ti-6Al-4V 螺旋铣孔有限元模拟与试验验证,认为 Sima-Özel 改进的 Johnson-Cook 模型(TANH 2)能够预测不同类型的切屑形貌(锯齿、连续),并较精准预测不同切削条件下的切屑力等定量信息。Kugalur 等^[35]对 Johnson-Cook 本构模型、TANH 1 和 TANH 3 本构模型进行了 9 组模拟与试验对比,最终认为 Hou 等^[30]改进的 Johnson-Cook 模型(TANH 3)能够更准确地预测切屑力、进给力以及切屑厚度。得出切屑力均方根值与二次剪切区温度呈正相关,切屑厚度与进给力均方根值成反比的结论。而 TANH 2 与 TANH 3 两种本构模型的适用范围却不同,因此,可根据所需场合选用合适的本构模型,从而取得更精确的模拟结果。

3.2 切屑分离准则

在钛合金螺旋铣孔过程的有限元模型中,切屑分离常基于几何准则和物理准则实现。而物理准则较几何准则更加贴合实际,其中物理准则中两阶段渐进损伤模型可以对 Ti-6Al-4V 高速切削过程中的切屑形成过程(包括损伤萌生和损伤演化过程)进行更精准描述。

(1) Johnson-Cook 剪切失效模型可作为初始损伤准则^[36],由式(9)表示,包含 5 个破坏参数 d_i ($i=1,2,3,4,5$),分别表示初始破坏应变、指数因子、三轴因子、应变率因子和温度。而当标量损伤参数 $\omega=1$ 时,代表单元中的损伤开始,此参数由式(10)所示的累积损伤定律决定。

$$\bar{\varepsilon}_{0i} = \left[d_1 + d_2 \exp \left(d_3 \frac{P}{\bar{\sigma}_{JC}} \right) \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right) \right] \left[1 + d_5 \left(\frac{T_w - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \quad (9)$$

$$\omega = \sum \left(\frac{\Delta \varepsilon^p}{\bar{\varepsilon}_{0i}} \right) \quad (10)$$

式中, $\Delta \varepsilon^p$ 为等效塑性应变的增加; ε_{0i} 为当前等效应力条件下的等效断裂应变。表 2^[36-38]给出 3 组不同分离式霍普金森压杆试验(SHPB)试验条件下测得的 Johnson-Cook 失效模型参数。

(2) 采用基于位移的线性软化延性破坏准则来减轻网格依赖性,式(11)给出了随塑性位移的线性损伤演化^[7]。

$$\bar{u}^p = L \bar{\varepsilon}^p \quad (11)$$

式中, L 是单位特征长度,定义为单位面积的平方根,用于减小网格尺寸的影响。可见,剪切带的塑性应变与网格尺寸成反比,因此,等效塑性位移 \bar{u}^p 受网格尺寸的影响较小。

损伤参数 D 可用式(12)进行定义:

$$D = \frac{L \bar{\varepsilon}^p}{\bar{u}_f^p} = \frac{\bar{u}^p}{\bar{u}_f^p} \quad (12)$$

式中,当等效塑性位移 \bar{u}^p 传至失效塑性位移 \bar{u}_f^p 时,切屑单元节点中的参数 $D=1$ 。当 $D=1$ 时,完全损坏的切屑单元从网格中移除,未完全损坏的单元也会出现切屑。同时,去除分离层的元素,将切屑与工件分离。

3.3 摩擦模型

在有限元分析过程中,除了注意工件材料的流动应力特性与破坏准则之外,还需要特别关注刀具-切屑界面的摩擦特性,对于钛合金螺旋铣孔过程的有限元仿真分析也不例外^[39]。学者们普遍认为,刀具-工件界面的摩擦可以用刀具刃口上的法向应力和摩擦应力之间

的关系来表示。而螺旋铣孔不仅涉及端部切削,而且还涉及周边切削,因此,摩擦可以发生在以下4个界面:端部切削侧面边缘-工件界面、周边切削侧面边缘-工件界面、端部切削前刀面-切屑界面和外围切削前刀面-切屑界面^[40]。

在有限元建模过程中,大都采用库仑摩擦模型^[26],或者根据刀具-切屑界面的摩擦特性,假设摩擦系数为常数^[41]。另外,某些情况下刀具-切屑界面的摩擦可忽略^[23]。白冰^[42]比较了库仑摩擦模型、剪切-滑移摩擦模型、变摩擦系数模型模拟加工Ti-6Al-4V产生的切屑力,结果表明,变摩擦系数模型更合理,变摩擦系数模型表达式如式(13)所示^[43]。此外,考虑变摩擦系数模型仿真时切屑绝热剪切现象最严重,且切屑锯齿化系数最高,而库仑摩擦模型的绝热剪切现象最弱,锯齿化系数最低。

$$\begin{cases} \mu(\theta) = 0.41 - 0.103(\theta - 25) / 1000 \\ \tau_{\max} = [0.497 + 0.507(\mu - 0.3) \times (955.3 - 0.943 * \theta)] \\ \tau = \min(\mu\sigma_n, \tau_{\max}) \end{cases} \quad (13)$$

式中, μ 为摩擦系数; θ 为摩擦区域温度; τ_{\max} 为极限剪切应力; τ 为摩擦应力。

3.4 网格划分

在网格生成过程中需要控制单元的畸变程度,因此螺旋铣孔有限元模型进行合理有效的网格划分就显得极为重要。有学者建议在Ti-6Al-4V螺旋铣孔时使用长度至少比刀具刃口半径小200%的网格单元,并避免网格单元大小方向影响结果,建议使用方形网格单元效果最佳^[44]。划分网格的方法目前有4种,即拉格朗日法、欧拉法、任意拉格朗日欧拉法(ALE)、耦合拉格朗日欧拉法(CLE),其主要特点总结如表3所示^[7,22,25,41]。

基于欧拉法、任意拉格朗日欧拉法(ALE)、耦合拉格朗日欧拉法(CLE)进行网格划分,通过主要用于切削机理研究的二维切削模拟,得到的切屑力模拟值与实测值的对比结果如表4所示^[41,45-46]。可以看出,在不同的加工条件下,通过不同的参数组合及理论方法的对比,有限元模拟可应用于刀具的优化设计与减少磨损、工件表面质量提高与出口毛刺减少、并可建立较高精度的切削数据库,进而用于指导实际应用。

表2 Johnson-Cook失效模型的参数选择^[36-38]

Table 2 Parameter selection of Johnson-Cook failure model^[36-38]

模型	适用条件	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
Johnson-Cook ^[36]	$T=25\text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=10^{-2}\sim 10^4\text{ s}^{-1}$, $\epsilon<0.6$	-0.09	0.27	0.48	0.014	3.87
Kay ^[37]	$T=25\text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=10^{-2}\sim 10^4\text{ s}^{-1}$, $\epsilon<0.6$	-0.09	0.27	0.48	0.014	3.87
Hammer ^[38]	$T=25\text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=5\times 10^2\sim 8\times 10^3\text{ s}^{-1}$, $\epsilon<0.5$ $T=-50\sim 600\text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=10^{-4}\sim 1\text{ s}^{-1}$, $\epsilon<0.7$	-0.8	1.18	-0.15	-0.012	2.10

表3 网格划分方法特点总结

Table 3 Characteristic summary of mesh generation method

特点	方法			
	拉格朗日法 ^[22]	欧拉法 ^[7]	ALE ^[7]	CLE ^[25,41]
采用切屑分离层	不采用 (不需事先指定切屑尺寸)	采用(需事先指定切屑尺寸)	—	—
切屑分离准则	几何法/物理法 (需重划网格)	不使用	不需重划网格	不使用
本构方程复杂程度	一般	复杂	一般	一般
网格随材料移动	移动	不移动	自由边界移动/ 显著变形位置不移动	拉格朗日网格移动/ 欧拉网格不移动
应用场合	非稳态	稳态(几何尺寸已知)	瞬态	稳态/非稳态、瞬态/ 大变形
计算精度	中	低	较高	高

表 4 基于不同网格划分方法切屑力模拟值与实测值的对比

Table 4 Comparison of simulated and measured cutting forces based on different meshing methods

内容	欧拉法 ^[45]	ALE ^[46]	CLE ^[41]
典型仿真结果			
主要结论	<p>(1) 若进给速度比切削刃半径大, 则测量力和预测力等之间的一致性很好;</p> <p>(2) 进给速率与刀刃半径之比足够大, 则该模型方法可用于具有刀刃半径的刀具</p>	<p>(1) 为了估计精确的切屑力, 采用欧拉-拉格朗日边界的 ALE 法优于采用拉格朗日边界的 ALE 法;</p> <p>(2) 应用欧拉-拉格朗日边界的 ALE 法, 可建立较高精度的切削数据库</p>	<p>(1) 基于 TANH 模型 (THAN 1) 和绝热 J-C 模型的 CEL 法模拟切屑力具有相同的振荡频率, TANH 模型更好地描述了剪切带的演化;</p> <p>(2) 在金属切削模拟中, CEL 模型对网格几何形状的依赖性较弱</p>

另外,基于拉格朗日法划分网格,传统钻孔与螺旋铣孔切屑力模拟值与实测值的对比结果如表 5 所示^[40,47],由于传统钻孔只有刀具的自转与轴向进给,故径向力为 0,只研究轴向力。而螺旋铣孔不仅有刀具的自转与轴向进给,还有绕加工孔中心的公转,因此径向力和轴向力均需考虑。由于径向力主要影响孔壁质量,而轴向力主要影响出口毛刺等,因此螺旋铣孔较传统钻孔孔壁质量好、出口毛刺少。

3.5 钛合金 Ti-6Al-4V 螺旋铣孔过程的热力耦合研究

在研究钛合金 Ti-6Al-4V 螺旋铣孔切屑力中,发现切削温度与切屑力产生耦合作用,从而引起学者们的重视。切削温度的研究方法主要包括移动热源法、偏微分方程法和经验公式法^[48]。其中,采用移动热源^[49]和 Huang^[50]等切削温度模型得到许多研究者的认可,并随着理论模型的发展而逐渐被改进。如 Shan 等^[51]基于以上两种切削温度模型,采用移动热源法计算了刀具、切屑和工件中各点的温度,提出了一种改进的钛合金正交切削温度分析模型,在一定切削参数范围内,其计算精度略高于 Huang 切削温度模型。其中,对钛合金 Ti-6Al-4V 传统钻孔与螺旋铣孔过程的切屑形貌及切削温度做出了对比,结果如表 6 所示^[3,8]。

钛合金 Ti-6Al-4V 的热物理性能对螺旋铣孔过程的切屑力变化规律具有重要影响。其相关参数主要包括杨氏模量、电导率、热膨胀系数和比热,可被认为是温度的函数^[52],如表 7 所示^[52-53]。其中,钛合金 Ti-6Al-

4V 的热膨胀系数和比热皆随着温度的升高而增加,具体参数:工件材料的比热在室温下为 565 J/(kg·K),980 °C 下为 1060 J/(kg·K);室温下的电导率约为 6.6 W/(m·K),1050 °C 下约为 21.5 W/(m·K);而热膨胀系数在室温下为 $9.4 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$,1000 °C 时为 $1.07 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$ ^[53]。刘具龙等^[54]从切削机理出发,建立了刀具/工件接触区域温度预测模型,通过半人工热电偶测温试验对模型的可行性与准确性进行了验证。

以上针对切削过程构建的温度场模型存在一定差异性,主要表现在分析时的前提假设不同,包括热源的性质、热分配比的估计、热源的运动方向和边界条件等。基于螺旋铣孔工艺,钛合金 Ti-6Al-4V 的切屑成型过程具有极其复杂的热机械特性,随着刀具与工件材料之间相互作用的瞬时变化,切削温度与切屑力产生循环反复效应,由此推动了螺旋铣孔热力耦合场建模的发展。目前 Wimmer 等^[55]结合已建立切屑力解析模型,将所提出的工艺热模型与数值模型耦合,以预测加工引起的变形。构建切屑力综合模型的方法将有利于提高切屑力预测模型的准确性,进而指导螺旋铣孔工艺参数优化,实现最终制孔质量的提高。

4 结论

学者们在螺旋铣孔切屑力分析模型与有限元模型等方面做出了许多成果,但仍然有许多待解决的问题。接下来的工作可围绕以下 4 个方面进行。

表 5 基于拉格朗日网格法传统钻孔与螺旋铣孔切屑力模拟值与实测值的对比^[40,47]

Table 5 Comparison of simulated and measured cutting forces between traditional drilling and helical milling based on the Lagrange method^[40,47]

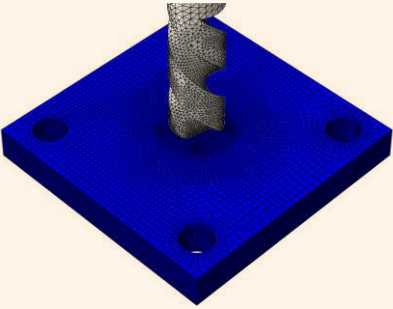
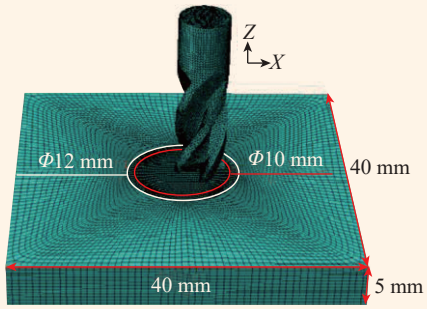
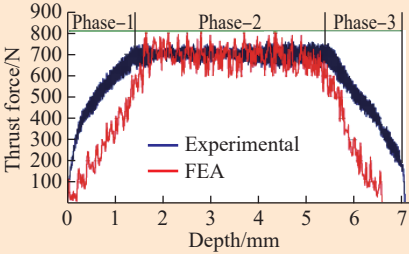
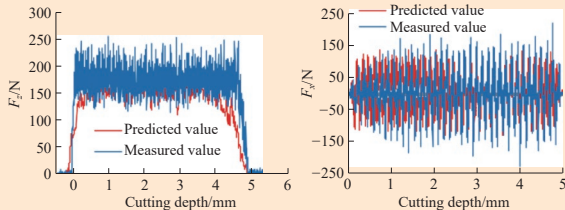
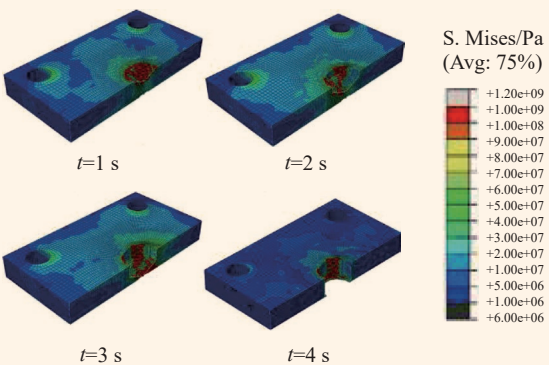
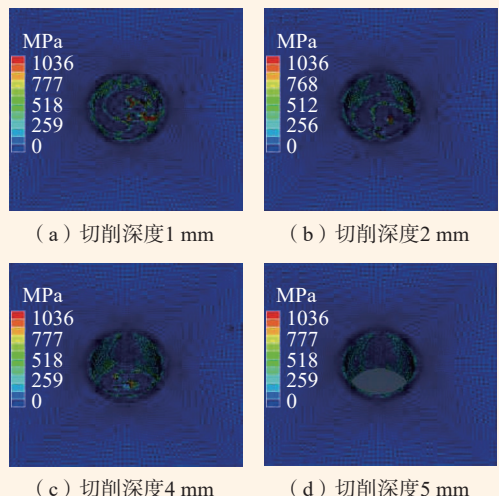
内容	传统钻孔过程 ^[47]	螺旋铣孔过程 ^[40]
拉格朗日网格		
边界条件	工件: 约束工件的底面与顶面上的 6 个自由度 ($u_x=u_y=u_z=0$) 刀具: 约束刀具沿轴向方向自由度 ($u_x=u_y=u_z=0$) 运动: 刀具沿 Z 轴方向移动及旋转	工件: 约束工件的底面与顶面上的 6 个自由度 ($u_x=u_y=u_z=0$) 刀具: 约束刀具沿轴向方向自由度 ($R_x=R_y=0$) 运动: 刀具沿 Z 轴方向移动及旋转, 并在 XY 平面上移动
切屑力	$F_x=F_y=0$, F_z 不断变化 研究对象: F_z	F_x 与 F_y 呈对称变化关系, F_z 不断变化 研究对象: F_x 或 F_y , F_z
结果	进给速度: 95 mm/min 主轴转速: 1400 r/min 	进给速度: 0.15 mm/r 主轴转速: 2000 r/min 公转速度: 320 mm/min 
应力分布		
主要结论	(1) 认为当切削速度在 25~45 mm/min 范围内钻孔时连续产生切屑, J-C 模型对于钻孔模拟是足够准确的; (2) 轴向力、扭矩和表面粗糙度随着轴向进给速度的增加而增加, 随着主轴转速的增加而减小	(1) 此有限元模型根据不同加工参数估算轴向力, 误差在 3%~25% 之间; (2) 轴向力随轴向进给速度的增加而增加, 随主轴转速的增加而减小, 且主轴转速和轴向进给对轴向力和进给力的影响大于公转速度

表 6 传统钻孔与螺旋铣孔的切屑形貌及切削温度的对比^[3,8]

Table 6 Comparison of chip morphology and cutting temperature between traditional drilling and helical milling^[3,8]



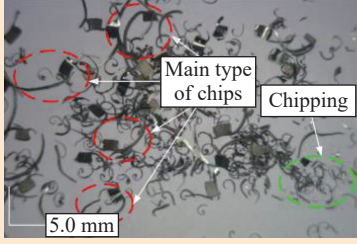
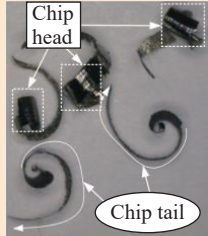
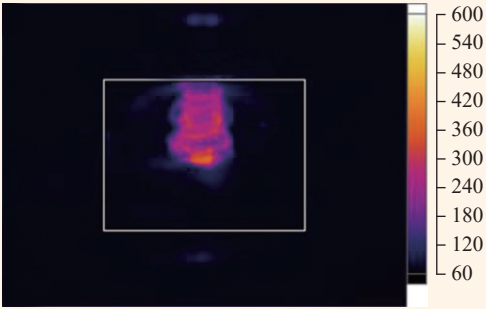
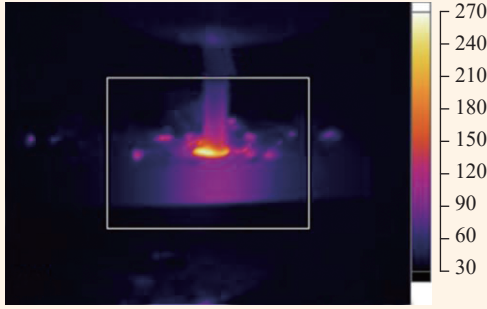
内容	传统钻孔过程 ^[3]	螺旋铣孔过程 ^[3,8]
切屑形貌	 <p>长锥形螺旋切屑</p>  <p>切屑缠绕钻头</p>	 <p>切屑及碎屑的主要形式</p>  <p>蝌蚪形切屑</p>
温度分布	 <p>Max=377.1 °C</p>	 <p>Max=226.9 °C^[3]</p>

表 7 Ti-6Al-4V 的热物力学性能

Table 7 Physical and mechanical properties of Ti-6Al-4V

材料特性	Ti-6Al-4V
杨氏模量 /MPa	$E(T) = -0.714T + 113375$
电导率 / ($W \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	$\lambda(T) = 7.039e^{0.0011T}$
热膨胀系数 / ($\mu m \cdot m^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	$\lambda(T) = 3 \times 10^{-9} \cdot T + 7 \times 10^{-6}$
热容 / ($J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	$C_v(T) = 505.64e^{0.007T}$

(1) 解析模型对切屑力的预测与试验测量结果吻合度较高,但因其机理复杂从而限制了使用。为了准确预测切屑力以减少加工缺陷,目前仍然有许多学者在进行螺旋铣孔的机理研究,以后可通过切屑力的分析模型与有限元模型结合研究,更高效地完成对螺旋铣孔切屑力的研究。

(2) 有限元模型中由于本构模型的差别、切屑分离准则的不同、因不同工况所采用的摩擦方式的差别以及网格划分方式的是否合理与各材料性能的差异均会导致切屑力模拟不准确,同时,在模拟之前进行了各种与实际切削相出入的简化假设,在一定程度造成了与试验结果之间的误差。未来的工作可以寻求与实际更相符的模型参数及条件以进行更满足要求的有限元模拟。

(3) 热力耦合模型虽更接近实际,但它受到切屑力模拟中假设条件、近似简化等条件的限制,且温度在试验中不易测量,因此,热力耦合研究的发展与验证依旧存在挑战。未来可通过优化模拟条件、温度测量方法与检测仪器等,逐步提升切屑力与温度的理论分析与实际测量精度。

(4) 螺旋铣孔的运动方式较钻孔、铣削等更复杂,通过对其运动机理的深入了解,可结合刀具设计、材料

性能等方面的综合优化,提高对螺旋铣孔切屑力分析的准确性与高效性。

参考文献

- [1] 杨国林,董志刚,康仁科,等.螺旋铣孔技术研究进展[J].航空学报,2020,41(7):12-26.
- YANG Guolin, DONG Zhigang, KANG Renke, et al. Research progress of helical milling technology[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2020, 41(7): 12-26.
- [2] 张成丽,曹宏翼,朱玉波,等.航空维修中钛合金零件制造工艺探讨[J].世界制造技术与装备市场,2019,165(6):65-66.
- ZHANG Chengli, CAO Hongyi, ZHU Yubo, et al. Discussion on manufacturing technology of titanium alloy parts in aviation maintenance[J]. World Manufacturing Engineering & Market, 2019, 165(6): 65-66.
- [3] BARMAN A, ADHIKARI R, BOLAR G. Evaluation of conventional drilling and helical milling for processing of holes in titanium alloy Ti6Al4V[J]. Materials Today: Proceedings, 2020, 28(4): 2295-2300.
- [4] BRINKSMIEIER E, FANGMANN S, MEYER I. Orbital drilling kinematics[J]. Production Engineering, 2008, 2(3): 277-283.
- [5] IYER R, KOSHY P, NG E. Helical milling: An enabling technology for hard machining precision holes in AISI D2 tool steel[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007, 47(2): 205-210.
- [6] REY P A, LEDREF J, SENATORE J. Modelling of cutting forces in orbital drilling of titanium alloy Ti-6Al-4V[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application, 2016, 106: 75-88.
- [7] PRIYADARSHINI A, PAL S K, SAMANTARAY A K. Finite Element modeling of chip formation in orthogonal machining[M]. Berlin: Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [8] ZHOU L, AN G S, LI W S, et al. Study of undeformed chip and cap geometries at three machining stages in the orbital drilling process[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 104(5-8): 2429-2445.
- [9] PEREIRA D, BRUNO R, BRANDÃO, et al. A review of helical milling process[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture: Design, Research and Application, 2017, 120: 27-48.
- [10] SHIVPURI R, HUA J, MITTAL P, et al. Microstructure-mechanics interactions in modeling chip segmentation during titanium machining[J]. CIRP Annals, 2002, 51(1): 71-74.
- [11] FOURMENT L, DELALONDRE F. A 3D study of the influence of friction on the adiabatic shear band formation during high speed machining[J]. International Journal of Material Forming, 2008, 1(1): 1415-1418.
- [12] LIU H, ZHANG J, XU X, et al. Experimental study on fracture mechanism transformation in chip segmentation of Ti-6Al-4V alloys during high-speed machining[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2018, 257: 132-140.
- [13] QIAN X, DUAN X. Constitutive model and cutting simulation of titanium alloy Ti6Al4V after heat treatment[J]. Materials, 2019, 12(24): 4145-4458.
- [14] LI A H, ZANG J, ZHAO J. Effect of cutting parameters and tool rake angle on the chip formation and adiabatic shear characteristics in machining Ti-6Al-4V titanium alloy[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 107(7/8): 3077-3091.
- [15] LI P N, QIU X Y, TANG S W, et al. Study on dynamic characteristics of serrated chip formation for orthogonal turning Ti6Al4V[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 86(9-12): 3289-3296.
- [16] LIN B, WANG L, GUO Y, et al. Modeling of cutting forces in end milling based on oblique cutting analysis[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 84(1-4): 727-736.
- [17] WANG H Y, QIN X D, REN C Z, et al. Prediction of cutting forces in helical milling process[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 58(9-12): 849-859.
- [18] FU Z T, YANG W Y, WANG X L, et al. Analytical modelling of milling forces for helical end milling based on a predictive machining theory[J]. Procedia Cirp, 2015, 31: 258-263.
- [19] ZHOU L, DONG H Y, KE Y L, et al. Modeling of non-linear cutting forces for dry orbital drilling process based on undeformed chip geometry[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 94: 203-216.
- [20] SHANG S, QIN X D, LI J H, et al. Modelling of cutting forces and researching calibration method in helical milling[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 94: 2949-2960.
- [21] CHEN D, ZHANG X J, XIE Y K, et al. A unified analytical cutting force model for variable helix end mills[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 92: 3167-3185.
- [22] BAI W, SUN R, ROY A, et al. Improved analytical prediction of chip formation in orthogonal cutting of titanium alloy Ti6Al4V[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2017, 133: 357-367.
- [23] SADEGHIFAR M, SEDAGHATI R, JOMAA W, et al. A comprehensive review of finite element modeling of orthogonal machining process: Chip formation and surface integrity predictions[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 96: 3747-3791.
- [24] AYDIN M, KÖKLÜ U. Analysis of flat-end milling forces considering chip formation process in high-speed cutting of Ti6Al4V titanium alloy[J]. Simulation Modelling Practice and Theory, 2020, 100: 102039.
- [25] DUCOBU F, RIVIÈRE-LORPHEVRE E, FILIPPI E. Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the coupled eulerian-lagrangian (CEL) formulation[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2017, 134: 27-40.
- [26] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1983, 21: 541-548.
- [27] 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 & Manufacture, 2008, 48(3/4): 275-288.
- [28] DUCOBU F, RIVIÈRE-LORPHEVRE E, FILIPPI E. On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their influence on the results of a Ti6Al4V orthogonal cutting model[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2017, 122: 143-155.

- [29] SIMA M, ÖZEL T. Modified material constitutive models for serrated chip formation simulation and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2010, 50(11): 943-960.
- [30] HOU X, LIU Z Q, WANG B, et al. Stress-Strain curves and modified material constitutive model for Ti-6Al-4V over the wide ranges of strain rate and temperature[J]. *Materials*, 2018, 11(6): 938-951.
- [31] 彭臣西, 吴运新, 易守华, 等. JC 本构模型对 7050 铝合金二维切削仿真影响的研究[J]. *工具技术*, 2018, 52(11): 59-62.
- PENG Chenxi, WU Yunxin, YI Shouhua, et al. Effect of JC constitutive model on two-dimensional cutting simulation of 7050 aluminum alloy[J]. *Tool Engineering*, 2018, 52(11): 59-62.
- [32] CHEN G, LU L P, KE Z H, et al. Influence of constitutive models on finite element simulation of chip formation in orthogonal cutting of Ti-6Al-4V alloy[J]. *Procedia Manufacturing*, 2019, 33: 530-537.
- [33] MEYER H W, KLEPONIS D S. Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 26(1-10): 509-521.
- [34] DUCOBU F, ARRAZOLA P J, RIVIÈRE-LORPHEVRE E, et al. On the selection of an empirical material constitutive model for the finite element modeling of Ti6Al4V orthogonal cutting, including the segmented chip formation[J]. *International Journal of Material Forming*, 2021, 14: 361-374.
- [35] KUGALUR-PALANISAMY N, RIVIÈRE-LORPHEVRE E, DUCOBU F, et al. Influence of the choice of the parameters on constitutive models and their effects on the results of Ti6Al4V orthogonal cutting simulation[J]. *Procedia Manufacturing*, 2020, 47: 458-465.
- [36] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31-48.
- [37] KAY G. Failure modeling of titanium-6Al-4V and 2024-T3 aluminum with the Johnson-Cook material model[R]. California: Lawrence Livermore National Lab, 2002.
- [38] HAMMER J T. Plastic deformation and ductile fracture of Ti-6Al-4V under various loading conditions[D]. Columbus: The Ohio State University, 2012.
- [39] ÖZEL T. The influence of friction models on finite element simulations of machining[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2006, 46(5): 518-530.
- [40] JI C H, LI Y H, QIN X D, et al. 3D FEM simulation of helical milling hole process for titanium alloy Ti-6Al-4V[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 81: 1733-1742.
- [41] SHUANG F, CHEN X, MA W. Numerical analysis of chip formation mechanisms in orthogonal cutting of Ti6Al4V alloy based on a CEL model[J]. *International Journal of Material Forming*, 2018, 11(2): 185-198.
- [42] 白冰. 基于 ABAQUS 的二维切削仿真摩擦模型研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2016.
- BAI Bing. Friction model study of two-dimensional cutting simulation based on ABAQUS[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2016.
- [43] 付杰. 难加工金属材料切削加工过程物理仿真与试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2013.
- FU Jie. Physical simulation and experimental research on the cutting process of difficult to cut metallic material[D]. Changsha: Hunan University, 2013.
- [44] DUCOBU F, RIVIÈRE-LORPHEVRE E, FILIPPI E. Mesh influence in orthogonal cutting modelling with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method[J]. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 2017, 65: 324-335.
- [45] STRENKOWSKI J S, SHIH A J, Lin J C. An analytical finite element model for predicting three-dimensional tool forces and chip flow[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2002, 42(6): 723-731.
- [46] AYDIN M, KÖKLÜ U. Identification and modeling of cutting forces in ball-end milling based on two different finite element models with arbitrary lagrangian eulerian technique[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 92: 1465-1480.
- [47] ISBILIR O, GHASSEMIEH E. Evaluation of drilling process in Ti6Al4V using 3D FE simulation[J]. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2013, 13(2/3): 174-190.
- [48] ABUKHSHIM N A, MATIVENGA P T, SHEIKH M A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, 46(7/8): 782-800.
- [49] KOMANDURI R, ZHEN B H. 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.
- [50] HUANG Y, LIANG S Y. Cutting temperature modeling based on non-uniform heat intensity and partition ratio[J]. *Machining Science and Technology*, 2005, 9(3): 301-323.
- [51] SHAN C W, ZHANG X, SHEN B, et al. An improved analytical model of cutting temperature in orthogonal cutting of Ti6Al4V[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2019, 32(3): 759-769.
- [52] ZHANG X P, SHIVPURI R, SRIVASTAVA A K. Chip fracture behavior in the high speed machining of titanium alloys[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2016, 138(8): 83-96.
- [53] CALAMAZ M, COUPARD D, NOUARI M, et al. Numerical analysis of chip formation and shear localisation processes in machining the Ti-6Al-4V titanium alloy[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2011, 52(9-12): 887-895.
- [54] 刘具龙, 张璧, 白倩, 等. 钛合金铣削刀具 / 工件接触区域温度预测[J]. *航空学报*, 2018, 39(12): 22128.
- LIU Julong, ZHANG Bi, BAI Qian, et al. Temperature prediction of tool/workpiece contact zone in titanium milling[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2018, 39(12): 22128.
- [55] WIMMER S, LOEHE J, ZAEH M F. Coupling analytical and numerical models to simulate thermomechanical interaction during the milling process of thin-walled workpieces[M]//*Thermal Effects in Complex Machining Processes. Lecture Notes in Production Engineering*. Biermann: Springer, Cham, 2017: 321-346.

通讯作者: 周兰, 副教授, 研究方向为航空难加工材料的先进制孔技术。

(责编 七七)