

基于不同前角的航空铝合金切削过程分析^{*}

秦宇,沙智华,刘宇

(大连交通大学机械工程学院,大连 116028)

[摘要] 为合理选用刀具前角,研究前角变化对航空铝合金 7050-T7451 切削过程的影响。对前角影响进行理论分析,并借助有限元软件 ABAQUS/Explicit 建立热力耦合的平面应变正交切削模型,采用 Johnson-Cook 材料本构关系及失效准则模拟不同刀具前角时切屑的形成过程,对比分析了前角变化对切屑形态、切削力和切削温度的影响。仿真结果表明,大前角的刀具有利于改善切削过程,但为避免产生带状切屑,合理的前角范围应为 8°~16°。通过对两种方法的分析结果对比,验证了有限元模型的准确性,对实际加工具有一定的指导意义。

关键词: 前角;切屑;有限元模拟

Analysis of Cutting Process of Aviation Aluminum Alloy Based on Different Tool Rake Angles

QIN Yu, SHA Zhihua, LIU Yu

(Department of Mechanical Engineering, Dalian Jiaotong University, Dalian 116028, China)

[ABSTRACT] In order to select tool rake angle reasonably, the influence of changing tool rake angle on the cutting process of aviation aluminum alloy 7050-T7451 is studied. After theoretical analysis of the influence of rake angle on cutting process, a thermal coupling plane strain orthogonal cutting model is established by the finite element software ABAQUS/Explicit. The Johnson-Cook material constitutive relations and failure criteria are used to simulate the chip formation process of different tool rake angles. The influence of changes in the anterior horn of chip morphology, cutting force and cutting temperature are contrasted and analyzed. The results show that large rake angle can help improve the cutting process, but to avoid continuous chip, the reasonable rake angle range should be 8°~16°. The accuracy of the finite element model is proved through comparing the results of two analysis methods and has a certain guiding significance for actual processing.

Keywords: Rake angle; Chip; Finite element simulation

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2016.14.097

铝合金 7050-T7451 (以下简称 7050) 为 Al-Zn-Mg-Cu 系合金,属于 7 系列铝合金的一种,具有高强度、高韧性以及高的抗应力腐蚀性能,是航空航天器轻量化广泛采用的一种结构材料^[1]。7050 的塑性相对较低,多采用高速切削加工,刀具前角是影响其切削过程的重要参数。前角过大可能导致切削刃处产生弯曲应力造成崩刀,前角过小会增大前刀面与切屑间的摩擦力,加快刀具磨损。由此可知,深入了解前角变化对切削过程的影响,对提高生产率、降低生产成本、保证加工质量等方面具有指导意义。许多学者在这方面的研究主要考虑前角对切削力和切削温度的影响^[2-4],却很少重视前角对切屑形态的影响。切屑形态的好坏不仅影响已加工表面的质量,严重时还会危害操作者的人身安全和机

床设备的正常运行。因此,本文以航空铝合金 7050 的切屑为研究对象,借助有限元软件 ABAQUS/Explicit,在研究切削力和切削温度的同时,着重于探究不同刀具前角条件下切屑形态的变化规律,为提高加工质量和生产率,降低生产成本,提供科学的依据和技术支撑。

1 前角对切削过程影响的理论分析

1.1 切削变形

切削变形程度可以用变形系数 ξ 和剪切角 ϕ 的大小来衡量,文献 [5] 给出了其理论计算公式

$$\xi = \frac{h_{ch}}{h_c} = \frac{OM \sin(90^\circ - \phi + \gamma_0)}{OM \sin \phi} = \frac{\cos(\phi - \gamma_0)}{\sin \phi}, \quad (1)$$

式中, ξ 为变形系数, h_{ch} 为切屑厚度, h_c 为切削层的厚度, OM 为终滑移线, ϕ 为剪切角, γ_0 为刀具前角。

从式 1 可以看出,前角 γ_0 和剪切角 ϕ 是影响切削变形的两个主要因素, γ_0 和 ϕ 增大时,变形系数 ξ 减小,

^{*} 基金项目:辽宁省高等学校优秀人才支持计划(LJQ2012039)、辽宁省自认自然科学基金(2014028019)和大连市科学技术基金(2013J21DW011)资助项目。

切削变形程度减小。

1.2 切削温度

切削温度一般指刀具前刀面与切屑接触面上的平均温度。车削加工时,切屑带走的切削热为 50%~86%,刀具传出 10%~40%,工件传出 3%~9%,因此可从切屑方面考虑刀-屑接触面的平均温度,其表达式为^[6]

$$\bar{\theta}_t = 0.752 \frac{q_f \cdot R_2 \cdot}{\lambda_2} \cdot \sqrt{\frac{a_2 l_f}{v_{ch}} + \frac{a_2 \pi r_n \left[\arcsin \left(1 - \frac{a_{cmin}}{r_n} + \gamma_0 \right) \right]}{180 v_{ch}}} + \bar{\theta}_s}, \quad (2)$$

式中, q_f 为前刀面摩擦热源单位时间、单位面积产生的热量, R_2 为前刀面热量传入切屑的比例, λ_2 为导热系数, a_2 为导温系数, l_f 为前刀面和切屑的接触长度, v_{ch} 为切屑速度, r_n 为刃口钝圆半径, a_{cmin} 为极限切削厚度, $\bar{\theta}_s$ 为剪切面的平均温度。

根据文献 [6], 前角 γ_0 增大时, 切削宽度 a_w 也随增加, 切削面积增大, 切削温度降低。

1.3 切削力

在直角自由切削的条件下, 作用在刀具上的力和作用在切屑上的力是一对作用力与反作用力。因此, 可以将切屑上的力分解成沿着切削运动方向的主切削力 F_c 和垂直切削运动方向的切深抗力 F_p , 记作^[5]

$$F_c = \frac{\tau A_c \cos(\beta - \gamma_0)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \gamma_0)}, \quad (3)$$

$$F_p = \frac{\tau A_c \sin(\beta - \gamma_0)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \gamma_0)}, \quad (4)$$

式中, τ 是材料的剪切强度, A_c 是切削层的截面积, β 是摩擦角。

由式 (3)、式 (4) 以及最大剪切应力理论可知, 前角 γ_0 增大, 剪切角 ϕ 也随之增大, 摩擦角 β 减小, 主切削力 F_c 和切深抗力 F_p 均减小。

2 切削过程有限元模型的建立

2.1 几何模型和边界条件

在切削加工中, 大多数切削属于三维切削, 考虑到切削过程中切屑层的厚度远小于宽度, 切屑在垂直切削刃各个截面上的应变状态、流经方向大致相同, 可假设处于平面应变状态, 因此可将复杂的三维切削简化为二维直角切削。所建立的正交切削有限元模型如图 1 所示, 工件网格采用四节点平面应变热力耦合减缩积分单元 (CPE4RT), 在不降低仿真精度的同时, 网格局部密划能缩短仿真时间。工件的底部和侧面施加全约束, 刀具假定为刚体, 限制 y 方向的自由度, 以一定的切削速度从右向左运动。考虑到温度对整个切削过程的影响, 工件和刀具的初始温度设为 20℃。

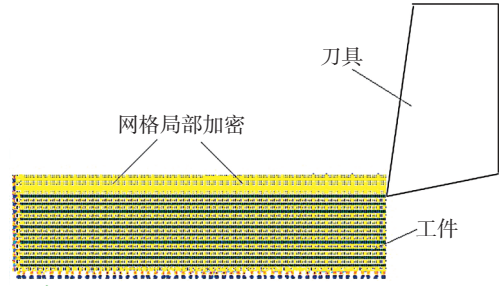


图1 正交切削有限元模型
Fig.1 Finite element model of orthogonal cutting

2.2 材料本构模型

金属切削过程是一个高度非线性的热-力耦合过程, 材料在高温、大应变及高应变率的条件下发生弹塑性变形。材料本构关系反映了材料物质本性的变化, 会对切削加工仿真结果的准确性产生根本影响。本文使用应用比较广泛、效果比较好的 Johnson-Cook 本构模型模拟工件的材料特性, 该模型认为材料在大应变、高应变速率下表现为应变硬化、应变率硬化以及热软化效应^[7], 能很好地描述材料的热粘塑性变形行为, 其表达式为

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

式中, A 、 B 、 n 、 C 和 m 为材料参数, σ 为等效应力, ε 为等效塑性应变, $\dot{\varepsilon}$ 为等效塑性应变率, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率, T_r 为参考温度, T_m 为材料熔点。等号右边的 3 项分别反映了材料的应变强化效应、应变率敏感效应和温度敏感效应。通过分离式霍普金森压杆实验 (SHPB) 可以在实验数据相对较少的条件下获得 Johnson-Cook 模型的相关参数, 文献 [8] 采用有限元迭代法优化本构方程参数, 获得较高精度的 7050 材料参数如表 1 所示。

表1 7050 的 Johnson-Cook 本构方程参数

A/MPa	B/MPa	n	C	m
441	383.4	0.183	0.001	0.859

2.3 材料失效准则

ABAQUS/Explicit 中的 Johnson-Cook 模型提供了一个动态断裂失效模型来实现切屑与工件的分离^[9], 该模型是基于单元积分点的等效塑性应变, 适用于模拟高应变、高应变率的切削过程。Johnson-Cook 模型定义的失效参数如下

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}^{pf}}, \quad (6)$$

式中, $\Delta \bar{\varepsilon}^p$ 为等效塑性应变增量, $\bar{\varepsilon}^{pf}$ 为失效应变。当失效参数大于 1 时, 则假定材料开始失效, 若材料在所有积分点都失效, 则网格中对应的单元会被删除。Johnson-Cook 模型定义的失效应变为

$$\varepsilon^f = (d_1 + d_2 \exp(d_3 \sigma^*)) \left[1 + d_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \cdot \left[1 + d_5 \left(\frac{T - T_0}{T_{\text{melt}} - T_0} \right)^m \right], \quad (7)$$

式中, $d_1 \sim d_5$ 为失效参数, σ^* 为静水压应力与等效应力的比值, 为塑性应变率, 为参考应变率, T 为当前温度, T_0 为参考温度, T_{melt} 为材料熔点。等号右边第一项表示断裂应变随着静水应力张量的增加而减小, 第二项表示增加的应变率对失效应变的影响效应, 第三项表示材料延性的热软化效应。 $d_1 \sim d_5$ 是在转变温度或低于转变温度的条件下, 通过试件的高温拉压扭转实验获得的参数, 文献 [8] 采用有限元迭代法对其进行修正, 获得较高精度的 7050 失效参数如表 2 所示。

表2 7050的失效参数

d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
0.071	1.248	-1.142	0.147	0

3 前角对切削过程影响的有限元分析

在刀具后角为 10° , 切削速度为 $960\text{m}/\text{min}$, 切削深度为 0.2mm 的条件下, 分别比较 $-8^\circ, 0^\circ, 8^\circ, 16^\circ$ 前角对切屑形态、切削温度和切削力的影响。

3.1 刀具前角对切屑形态的影响

图 2 为不同前角条件下得到的切屑。 γ_0 为 $-8^\circ \sim 8^\circ$

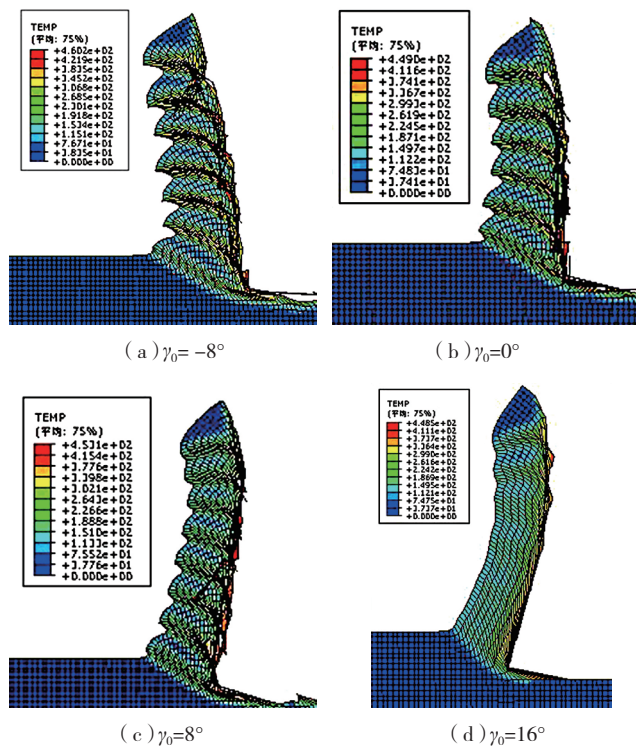


图2 不同前角时的切屑形态

Fig.2 Chip morphology of different rake angle

时, 形成锯齿状切屑, 如图 2 (a)~(c) 所示。因为随着刀具的切入, 工件受到挤压和剪切, 切削刃前方的金属发生极大的塑性变形, 切屑逐渐成形并处于热传导、热对流和热产生速率三者的动态平衡状态。当切削速度增加到某一临界值时就会打破这种平衡状态^[10], 导致突变性的局部剪切, 进而使切削层网格拉伸严重, 形成一个锯齿。随后, 刀具继续前进, 切屑沿前刀面向上滑移, 刚形成的锯齿形切屑单元在向外滑移的过程中, 伴随着能量的释放又使刀具与切削层之间重新处于动平衡状态。由于塑性变形使应力和应变急剧增大, 平衡状态再次遭到破坏, 如此循环往复形成锯齿状切屑^[11]。前角为 16° 时, 开始形成连续的带状切屑, 已加工表面的粗糙度变小, 如图 2 (d) 所示。这是因为 7050 属于塑性材料, 切屑流出时同前刀面接触区的长度较长且摩擦较大, 增大刀具前角可以减小摩擦, 使切屑前切滑移过程中的滑移量较小, 没有达到材料的破坏程度, 从而形成带状切屑。带状切屑内表面光滑, 使已加工表面质量较好, 但容易缠绕工件和刀具, 所以选择刀具前角时应考虑切屑形态的影响。

在图 2 (a)~(d) 中沿剪切面方向和水平方向做剪切角 ϕ , 则可以看出: 随着刀具前角 γ_0 增大, 剪切角 ϕ 也随之增大, 主剪切区内的剪切应变减小, 导致切削变形程度减小, 即 ζ 减小, 变化规律同式 (1)。

3.2 刀具前角对切削温度的影响

从图 2 还可以看出, 切削温度只有一小部分分布在工件内, 其余大部分分布在切屑上, 说明切削过程中产生的切削热大部分被切屑带走。垂直剪切面方向上的温度梯度很大, 离切屑底层越近, 温度越高, 这是由于底层材料的变形最大, 且与前刀面之间有摩擦的缘故。最高温度并没有出现在切屑与刀尖接触的部位, 而是在切屑底层离刀尖有一定距离的地方。这是因为切屑沿前刀面流出时, 摩擦热不断增加, 使得切屑底层的温度来不及冷却便再次达到最大值。

将图 2 (a)~(d) 中切削温度的平均值进行采集, 得到的变化规律同文献 [6] 中切削温度的变化规律具有较好的一致性, 如图 3 所示。前角为 -8° 时形成的锯齿

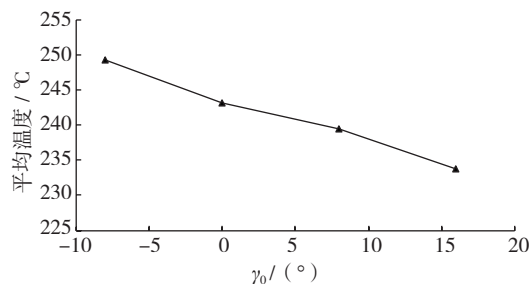


图3 7050不同前角对应的切削温度

Fig.3 Cutting temperature under different rake angles of 7050

状切屑温度最高,为 249.3℃,前角增至 16°时,形成带状切屑,温度降至 233.7℃。这是因为前角增大,切屑受前刀面的挤压和摩擦作用减小,导致单位切削力下降,因而产生的切削热减少,切削温度降低。所以,使用大前角刀具可以降低前刀面的温度。

3.3 刀具前角对切削力的影响

表 3、表 4、表 5、表 6 分别为刀具前角为 -8°、0°、8°、16°时的主切削力 F_c 和切深抗力 F_p 。前角为 -8°~8°时,切削力随时间的变化是一个“减小-增大-减小-增大”的波动过程。这是因为在锯齿状切屑形成的过程中,刀具的切入使得工件单元受到挤压和剪切而发生塑性变形,随着变形程度加剧,变形抗力增大,切削力增大;当切屑被排出到前刀面时,单元变形达到材料的变形极限,产生失效单元,变形抗力随之下降导致切削力减小。刀具前刀面和切屑的接触节点随着切削的进行一直在变,使得失效单元的数目和位置都不确定,由此便产生了切削力的上下波动。前角为 16°时,切削力波动变化小,且稳定在一个数值附近。这是因为形成带状切屑时,工作单元的失效是有规律进行的,即各个时刻失效单元的数目和位置固定,切削过程平稳。

将表 3、表 4、表 5、表 6 中主切削力 F_c 和切深抗力 F_p 的平均值进行采集,如图 4 所示,得到的变化规律同式(3)、式(4)一致。这是因为前角增大,刀具与工件接触的区域变大,切削面积和切削层金属的塑性变形量减

小,切屑容易流出,所以切削力降低。随着刀具由负前角向正前角变化,主切削力和切深抗力仍呈下降趋势,但主切削力从 0°到 16°只下降了 68N,而切深抗力的下

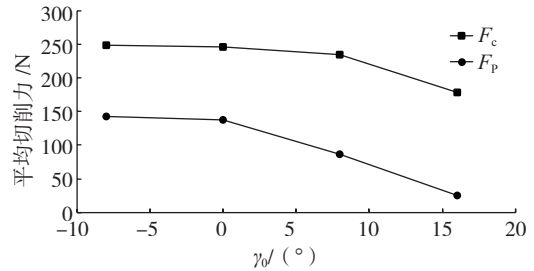
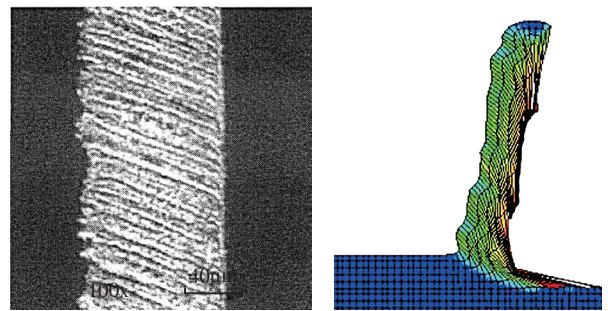


图4 刀具前角对切削力的影响

Fig.4 Influence of rake angle on cutting force



(a) 切削试验的切屑形态 (b) 模拟的切屑形态

图5 试验和模拟切屑形态对比

Fig.5 Comparison between experimental and simulated chip morphologies

表3 $\gamma_0 = -8^\circ$ 时的切削力

时间 / 10^{-3} s	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20
主切削力 / N	259.4	237.1	192.0	205.2	254.8	270.5	259.1	248.5	267.4	286.1
切深抗力 / N	149.2	128.6	112.4	131.1	147.8	163.0	150.2	133.2	146.3	159.2

表4 $\gamma_0 = 0^\circ$ 时的切削力

时间 / 10^{-3} s	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20
主切削力 / N	253.3	239.1	197.7	218.2	244.6	282.1	263.2	238.0	256.4	267.5
切深抗力 / N	142.6	129.8	125.1	136.8	148.3	153.7	138.9	121.6	137.7	146.3

表5 $\gamma_0 = 8^\circ$ 时的切削力

时间 / 10^{-3} s	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20
主切削力 / N	239.8	228.3	192.6	223.8	231.7	264.9	250.1	228.2	234.8	255.3
切深抗力 / N	113.2	87.1	68.7	85.6	90.3	104.2	83.7	69.9	78.9	88.5

表6 $\gamma_0 = 16^\circ$ 时的切削力

时间 / 10^{-3} s	0.02	0.04	0.06	0.08	0.10	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20
主切削力 / N	183.4	176.4	173.5	174.8	177.4	182.7	179.4	176.9	174.1	181.6
切深抗力 / N	28.1	25.3	22.1	24.4	26.7	27.5	26	23.8	22.1	24.4

降梯度很大。故前角对切深抗力的影响比主切削力明显,实际加工中在保证刀具强度的前提下,应尽可能选择大前角刀具。

4 切削试验与仿真结果比较

周军^[12]在 DAEWOO ACE-V500 加工中心上进行了直角切削试验,试件材料为 7050,刀具材料为硬质合金,刀具前角为 0° ,后角为 7° ,切削速度为 500m/min,切削深度为 22 μ m。对加工后产生的切屑进行镶样、打磨、抛光和腐蚀,在光学显微镜下观测到的切屑微观形貌如图 5(a)所示。利用本文建立的有限元模型,在与切削试验相同的条件下模拟预测的切屑形态如图 5(b)所示。通过比较可以看出,切削试验和有限元模拟的切屑形态非常接近,证明了所建模型可以较为准确地预测切削过程中的切屑形态。

5 结论

(1)在一定范围内,切削力和切削温度均随刀具前角的增大而减小。因此,加工 7050 时,应主要以前角的变化来控制切削力和切削温度,刀具选用大的前角对改善切削过程有利。

(2)刀具前角直接影响切削过程中的切屑形态。前角小于 0° 时,最容易形成锯齿状切屑,随着前角增大,切屑变形减小,逐渐形成带状切屑。所以,加工 7050 时,考虑到切屑形态的影响,合理的前角范围为 $8^\circ\sim 16^\circ$ 。

(3)由于考虑了大应变、高应变率以及温度等因素的影响,切削试验与仿真结果具有较好的一致性,由此可知,本文使用的有限元模型能准确模拟 7050 的切削过程。

参考文献

- [1] 付秀丽,艾兴,万熠,等. 铝合金 7050 高温流变应力特征及本构方程[J]. 武汉理工大学学报, 2006(12):113-116.
- [2] FU Xiuli, AI Xing, WAN Yi, et al. Flow stress characteristics and constitutive equation at high temperature for 7050 aluminum alloy[J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2006(12):113-116.
- [3] 咸成吉,朴成道,尹凤哲. 刀具前后角对切削力和切削温度的影响[J]. 延边大学学报:自然科学版, 2013, 39(4):289-293.
- [4] XIAN Chengji, PIAO Chengdao, YIN Fengzhe. The effect of cutting tool angles on cutting forces and temperatures[J]. Journal of Yanbian University(Natural Science),2013,39(4):289-293.
- [5] MUSTAFA G, İHSAN K, ERSAN A, et al. Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 166(1):44-49.
- [6] HACI S, FARUK U, SULEYMAN Y. Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 46(2):132-141.
- [7] 武文革,辛志杰. 金属切削原理及刀具[M]. 北京:国防工业出版社, 2009:45-46,71-72.

WU Wenge, XIN Zhijie. Principles and tools of metal cutting[M]. Beijing:National Defense Industry Press, 2009:45-46,71-72.

[6] 杨树财. 精密切削钛合金 Ti6Al4V 刀具刃口作用机理及应用研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学, 2011.

YANG Shucui. Action mechanism of cutting tool edge and application in precision machining Ti6Al4V[D]. Harbin:Harbin University of Science and Technology,2011.

[7] 孔虎星,郭拉凤,尹晓霞. 基于 ABAQUS 的钛合金切削有限元分析[J]. 机电技术, 2011, 09:22-23.

KONG Huxing, GUO Lafeng, YIN Xiaoxia. Finite element analysis of titanium cutting based on ABAQUS[J]. Electrical Technology, 2011, 09:22-23.

[8] 徐志平. 基于有限元方法的切削加工过程动态物理仿真关键技术研究[D]. 济南:山东大学, 2008.

XU Zhiping. Study on the key technologies of dynamic physical simulation for machining process based on finite element method[D]. Jinan:Shandong University, 2008.

[9] 冯志喜. 基于有限元法的淬硬 45 钢切削刀具参数研究[D]. 昆明:昆明理工大学, 2011.

FENG Zhixi. The Research of hardened 45 steel cutting parameters based on finite element method[D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology,2011.

[10] 王亮德,赵军,郭胜光. 锯齿形切屑的计算机仿真[J]. 机械工程师, 2005, 02:30-32.

WANG Liangde, ZHAO Jun, GUO Shengguan, et al. Computer simulation for serrated chip formation[J]. Mechanical Engineers, 2005,02:30-32.

[11] 孟辉. 高速切削温度动态有限元建模与数值模拟[D]. 济南:山东大学, 2005.

MENG Hui. Dynamic finite element modeling and numerical simulation of cutting temperature field in high speed machining[D]. Jinan:Shandong University,2005.

[12] 周军. 铝合金 7050-T7451 微切加工机理及表面完整性研究[D]. 济南:山东大学, 2010.

ZHOU Jun. Research on mechanism and surface integrity for micro cutting Al7050-T7451 alloy[D]. Jinan:Shandong University, 2010.

(责编 冬月)

(上接第96页)

[D]. 吉林:吉林大学, 2008.

FAN Chunli. Experimental analysis and research development and magnetic abrasive machining performance[D]. Jilin: Jilin University, 2008.

[11] ZOU Y H, SHINURA T. Development of a new ultra-precision magnetic abrasive finishing process[J]. Key Engineering Materials, 2012,523-524:256-261.

[12] HAN B, DENG C, CHEN Y. The spherical magnet processing of inner surface of bending pipe by magnetic abrasive finishing[J]. Tribology, 2013,33(6):565-570.

[13] CHEN Y, ZHANG M M, LIU Z Q. Study on sintering process of magnetic abrasive particles[J]. Advanced Materials Research, 2011,337:163-167.

[14] YAMAGUCHI H, SHINMURA T. Internal finishing process for alumina ceramic components by a magnetic field assisted finishing process[J]. Precision Engineering, 2004,28(2):135-142.

(责编 李丹)