

Inconel 718 微铣削加工表面残余应力有限元仿真

卢晓红¹, 王福瑞¹, 路彦君¹, 高路丝²

(1. 大连理工大学 机械工程学院, 辽宁 大连 116024; 2. 大连理工大学 材料科学与工程学院, 辽宁 大连 116024)

摘 要: 刃口圆弧半径和每齿进给量显著影响微铣削镍基高温合金残余应力, 因此进行了基于 ABAQUS 的 Inconel 718 微铣削三维仿真研究. 基于 J-C 本构方程模拟材料应力应变关系, 得到相同单元在 S11 和 S22 两个方向的残余应力值, 进而研究每齿进给量对表面残余应力的影响规律. 进行 Inconel 718 微铣削实验, 通过 X 射线衍射法测量不同每齿进给量切削过程中工件进给和垂直进给两个方向上的残余应力. 进给方向的表面残余应力实测值与仿真结果最大误差为 21.1%, 平均误差为 8.9%; 垂直进给方向的表面残余应力实测值与仿真结果最大误差为 31.0%, 平均误差为 12.3%, 验证了 Inconel 718 微铣削加工三维有限元仿真模型的准确性.

关 键 词: 微铣削; 镍基高温合金; 残余应力; 有限元分析; ABAQUS

中图分类号: TH 161 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-3026(2017)02-0254-06

Finite Element Simulation of Surface Residual Stress in Micro-milling Inconel 718

LU Xiao-hong¹, WANG Fu-rui¹, LU Yan-jun¹, GAO Lu-si²

(1. School of Mechanical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. School of Materials Science and Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China. Corresponding author: WANG Fu-rui, E-mail: wfrfreedom@163.com)

Abstract: Rounded cutting edge radius and feed per tooth have significant influence on the residual stress in micro-milling nickel-based superalloy Inconel 718. A 3D finite element model of micro-milling Inconel 718 based on ABAQUS was built. The Johnson-Cook model was adopted to simulate the plastic behavior of workpiece material. Residual stress of the same element in the direction of S11 and S22 was obtained to study the effects of feed per tooth on surface residual stress. Micro-milling experiments of Inconel 718 by changing feed per tooth were conducted, and residual stress was measured by X-ray diffraction in both the feed direction and the vertical direction of feed. In the direction of feed, the maximum relative error between the experimental and simulation results is 21.1% and the average relative error is 8.9%. While in the vertical direction of feed, the maximum relative error between the experimental and simulation results is 31.0% and the average relative error is 12.3%. The results show the validity of the as-built 3D FEM model.

Key words: micro-milling; nickel-based superalloy; residual stress; finite element analysis; ABAQUS

随着科学技术的迅猛发展,微小零部件的设计与制造在航空航天、国防科技等领域有着广泛的应用前景. 镍基高温合金因其具有良好的蠕变持久强度、高抗拉强度、耐燃气高温及腐蚀等性能,是制造模具、涡轮叶片、发动机热端部件等合

乎要求的功能性材料. 对于镍基高温合金材料来说,微细铣削由于其技术优势成为微小零件主要加工手段之一. 微铣削镍基高温合金过程中,不同的切削条件会导致不同的残余应力,对工件的可靠性以及使用寿命有很大影响,因此,十分有必要

探索微细铣削过程中镍基高温材料工件的残余应力现象及规律.

对于微铣削加工表面残余应力的研究,国内外学者做了一定工作. Bodziak 等^[1]用电火花加工和微铣削技术对 AISI P20 钢和 AISI H13 钢进行微小区域加工,认为材料和加工过程都对残余应力的结果有影响. Schulze 等^[2]将有限元技术应用到微切削中,通过 ABAQUS 软件建立二维有限元切削模型来研究切削刃钝圆半径对 AISI 1045 钢微切削后残余应力的影响. Wang 等^[3]对振动辅助微铣削过程中残余应力进行了二维有限元仿真,研究了残余应力的分布及其对部件寿命的影响. Fergani 等^[4]研究了微铣削 Al 7050 薄板时的残余应力,并根据切削力解析模型和弹塑性松弛研究了残余应力导致的变形. 朱黛茹^[5]基于 Deform-3D 商业化仿真软件构建三维仿真分析模型,研究了薄膜结构微铣削工艺. 胡海军^[6]基于 ABAQUS 软件建立了超声振动微铣削 4340 钢的二维和三维模型,研究了进给量、主轴转速、振动幅值和频率刀具结构等参数对加工表面残余应力的影响规律. 但目前,尚未见到已发表的研究微铣削镍基高温合金材料过程中残余应力现象及规律的相关文献.

关于残余应力的研究主要有实验法和仿真法. 有限元仿真方法不但成本低,而且可以直接得出残余应力分布情况,减少测量时间,提高效率. 基于仿真分析,文献[7-10]研究了二维切削情况下的表面应力及变形情况,同时得到了车削表面残余应力与应变分布情况,但模型中并未考虑应变率及温度等因素. 基于有限元弹塑性体的热力耦合分析,文献[11-13]仿真得到了 Ni-P 超精车合金过程中刀具钝圆半径对表面残余应力的影响规律.

许多学者的研究成果表明:通过实验难以确定的应力和应变等因素往往可以通过有限元分析得到且效果良好. 微铣削过程中,每齿进给量常与切削刃钝圆半径处在同一量级,一般为 0.1~2 μm ,耕犁作用起主要作用,因而对加工表面残余应力影响较大. 本文以镍基高温合金微铣削加工表面残余应力为研究对象,通过 ABAQUS/Explicit 有限元仿真,研究以每齿进给量为输入、表面残余应力为输出的表面残余应力预测方法,并分析获得了加工表面残余应力与每齿进给量之间的关系. 最后,通过比较仿真模拟值与实验测量值,论证了所构建有限元模型的可行性和有效性.

1 镍基高温合金微铣削过程 ABAQUS 仿真

1.1 材料本构模型与分离准则定义

Johnson-Cook 模型可以很好地模拟微铣削镍基高温合金过程中应变硬化、应变率强化和热软化三种效应. 本文 ABAQUS 建模过程中,定义材料 Inconel 718 参数时,其塑性行为采用 J-C 本构模型模拟,如式(1)所示,其中, $A=450\text{ MPa}$, $B=1\,700\text{ MPa}$, $n=0.6$, $C=0.017$, $m=1.3$ ^[14].

$$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}} \right)^m \right]. \tag{1}$$

式中: σ 为等效应力; ε 为等效塑性应变; $\dot{\varepsilon}$ 为等效塑性应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变速率; T 为工件温度值.

切屑形成过程采用 J-C 断裂失效模型,失效参数定义如式(2)所示,当其大于 1 时即认为失效并删除网格,形成切屑.

$$\omega = \sum \left(\frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_f^p} \right). \tag{2}$$

式中 $\Delta \bar{\varepsilon}^p$ 为等效塑性应变增量, $\bar{\varepsilon}_f^p$ 为发生断裂时的应变值:

$$\bar{\varepsilon}_f^p = \left[d_1 + d_2 \exp\left(d_3 \frac{p}{q}\right) \right] \left[1 + d_4 \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p}\right) \right] (1 + d_5 \hat{T}). \tag{3}$$

式中: $d_1 \sim d_5$ 为低于参考温度下测得的失效常数, $d_1 = -0.239$, $d_2 = 0.456$, $d_3 = 0.3$, $d_4 = 0.07$, $d_5 = 2.5$ ^[14]; p/q 为压偏应力比, p 为压应力, q 为 Von-Mises 应力. 利用配微距镜头的热像仪,跟踪镍基高温合金微铣削过程中的切削温度,发现最高切削温度没有超过 50 $^{\circ}\text{C}$,因此为简化模型节省计算时间,忽略与切削热有关的系数.

1.2 微铣削镍基高温合金有限元建模

基于有限元分析,文中确定了微铣削镍基高温合金表面残余应力情况,并以此构建镍基高温合金微铣削加工表面残余应力与每齿进给量之间的关系预测模型. 验证实验中使用的微铣刀具为日本 NS 公司 MX230 铣刀,材料为硬质合金,尺寸如表 1 所示. 刀具的几何模型及网格划分采用三角形、自由网格,如图 1 所示.

模型中工件是实际尺寸为 1.5 mm \times 1 mm \times 1 mm 的长方体,并设置为变形体. 划分网格时,仅将表层及中间切削区域网格加密,其余区域网格变疏,这样可以减少单元总数,提高效率,缩短计

算时间. 网格单元类型选择八节点六面体线性减缩积分单元 C3D8R,共创建了 52 800 个网格单元,如图 2 所示. 工件材料 Inconel 718 的弹性模量为 210 GPa,密度为 8 190 kg/m³,泊松比为 0. 3.

表 1 铣刀几何参数

Table 1 Geometric parameters for micro-milling cutter			
直径	切削刃圆弧半径	刃长	刃数
1 mm	0. 002 mm	2 mm	2
螺旋角	颈锥角	刀柄直径	全长
30°	12°	4 mm	45 mm

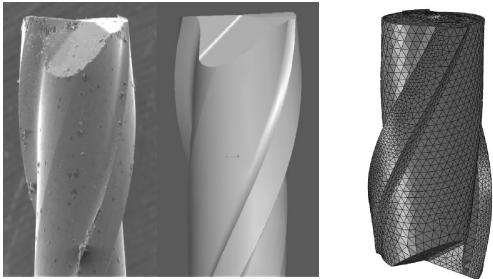


图 1 刀具的几何模型以及网格划分
Fig. 1 Geometry model and mesh generation of the cutter

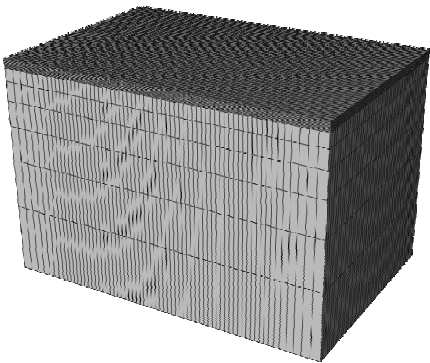


图 2 工件网格化模型
Fig. 2 Mesh generation of the workpiece

在工件约束分析步后,依次插入铣削加工分析步、退刀分析步、约束转换分析步,过程类型选 Dynamics, Explicit, 表明使用 ABAQUS/Explicit 进行显式动态分析. 场变量输出中勾选应力,以便最终对残余应力的读取.

分别定义工件切削面和刀具表面,设置接触的摩擦系数为 0. 4^[15],并仅在铣削加工分析步中定义此接触对. 然后定义刀具集合(tool)和参考点集合(ref),并创建二者刚体约束,使刀具随指定的参考点发生刚体位移,这样边界条件可以作用在参考点上. 对于边界条件的定义:首先定义刀具速度变化的幅度曲线,然后在参考点集合(ref)上设置刀具进给速度和主轴转速;定义工件底面

和侧面节点集合(piece-limit),严格约束工件自由度;定义工件底面 3 个节点集合(u_1,u_2,u_3),在满足工件自由变形下约束其自由度.

微铣削仿真过程分为四个阶段:①工件约束阶段. 在仿真分析步 1 中设置,约束工件底面及两个侧面的自由度,并一直延续到退刀结束,如图 3a 所示. ②铣削加工阶段. 在仿真分析步 2 中设置,微铣刀按给定的转速 n 和进给速度,沿进给方向铣削通槽,这一阶段工件发生大的弹塑性变形,开始形成切屑,如图 3b 所示. ③退刀阶段. 在仿真分析步 3 中设置,铣削加工后,微铣刀停止旋转,按给定速度快速退刀,工件夹紧不动. 这一阶段微铣刀不再对工件的残余应力产生影响,但工件的边界条件没变,弹性变形没有恢复,如图 3c 所示. ④约束转换阶段. 在仿真分析步 4 中设置,去除工件上的边界条件,并通过工件底面三点约束来限制工件的移动和旋转,这样工件可实现自由变形,符合实际的拆卸夹具过程,如图 3d 所示.

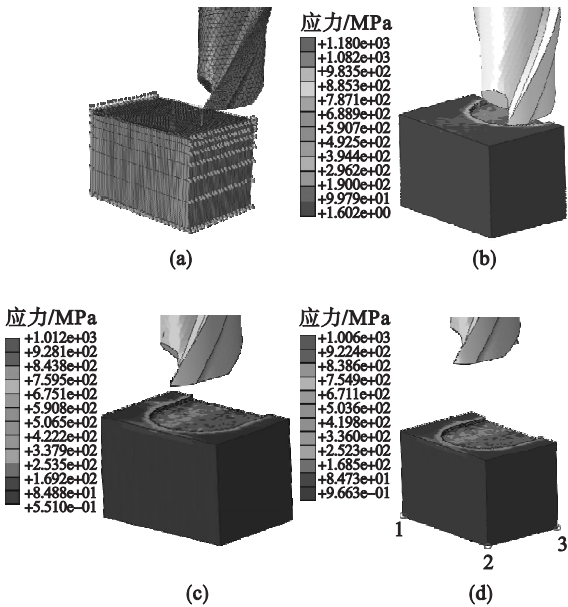


图 3 微铣削仿真过程
Fig. 3 Micro-milling simulation process

(a) —工件约束阶段; (b) —铣削加工阶段;
(c) —退刀阶段; (d) —约束转换阶段.

参数设置为主轴转速 60 000 r/min,切削深度 30 μm ,每齿进给量取值如表 2 所示. 由图 3 仿真结果可以看出,微槽侧面残余应力略大于底面的残余应力. 出于实验验证技术的限制,本文关注底面的残余应力. 为尽量降低误差、提高准确度,随机选取 25 个不同位置点,取其残余应力平均值来研究每齿进给量对表面残余应力的影响.

图 4 所示为镍基高温合金微铣削加工表面进给方向残余应力在主轴转速为 60 000 r/min,切削

深度为 30 μm 条件下,随着每齿进给量变化而变化的情况.从图中可以看出,仿真得出的残余应力大部分为压应力.

表 2 仿真结果
Table 2 Simulation results

试验	每齿进给量 $f_z/(\mu\text{m}\cdot\text{z}^{-1})$	σ_y/MPa	σ_x/MPa
1	0.5	-156.1	-64.5
2	0.7	-240.9	108.8
3	0.9	-161.1	-67.7
4	1.1	-122.8	-158.8
5	1.3	-237.7	207.5

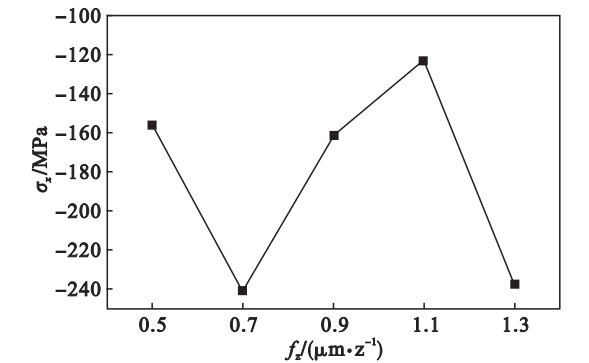


图 4 每齿进给量对进给方向残余应力 σ_x 的影响
Fig. 4 Influence of feed per tooth on residual stress σ_x along direction of feed

从图 4 可以看出,在进给方向,当每齿进给量由 0.7 $\mu\text{m}/\text{z}$ 增至 1.1 $\mu\text{m}/\text{z}$ 时,体积去除率增加,铣削力增加,切削刃钝圆半径所引起的尺寸效应减少,所以切削过程逐渐由挤压变形转为剪切断裂,材料的残余压应力绝对值减小;当每齿进给量减小到 0.5 $\mu\text{m}/\text{z}$ 时,体积去除率减小,工件的塑性变形减小,影响超过了切削刃钝圆半径的尺寸效应,故残余压应力的绝对值减小;当每齿进给量进一步增加到 1.3 $\mu\text{m}/\text{z}$ 时,残余压应力的绝对值反而增大.

图 5 所示为镍基高温合金微铣削加工表面垂直进给方向残余应力在主轴转速为 60 000 r/min,切削深度为 30 μm 条件下,随着每齿进给量变化而变化的情况.从图 5 可以看出,在垂直进给方向,残余应力的变化趋势和进给方向的残余应力不一致,但可以看出此方向的压应力普遍低于进给方向的压应力,而且出现拉应力可能是因为刀具沿着进给方向对工件表面产生挤压;而垂直于进给方向,由于无速度,故挤压程度相对弱.

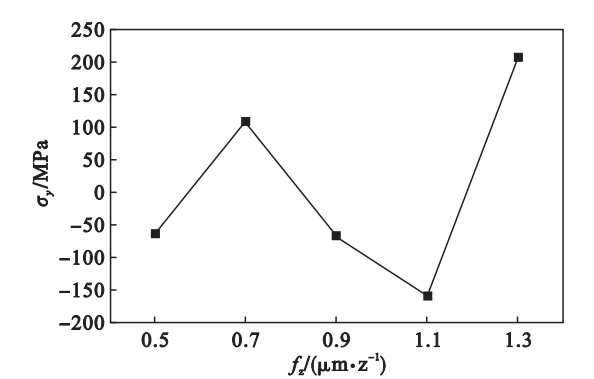


图 5 每齿进给量对垂直进给方向残余应力 σ_y 的影响
Fig. 5 Influence of feed per tooth on residual stress σ_y along vertical direction of feed

2 微铣削镍基高温合金残余应力实验

基于课题组前期搭建的微铣削数控机床,进行了镍基高温合金表面残余应力验证实验(如图 6 所示),使用的硬质合金微铣刀具(直径 1 mm)与有限元模型中相同.

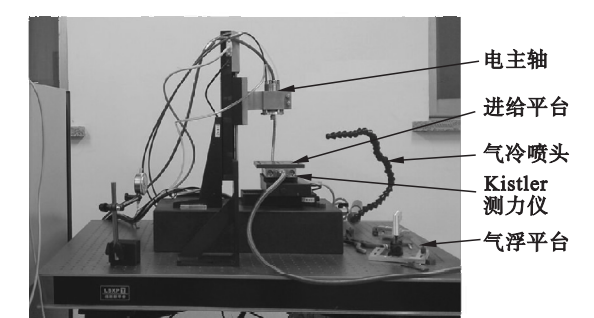


图 6 数控微铣床
Fig. 6 Numerical control micro-milling machine tool

本实验是验证实验,实验中选择切削参数与仿真参数相同,通过加拿大 Proto-LXRD 残余应力分析仪,利用 X 射线法将五组实验的样品在进给和垂直于进给两个方向测量残余应力.光斑直径为 0.5 mm,通过 $\sin^2\Psi$ 法计算加工表面残余应力值,相关参数设置如表 3 所示^[16].每个样品每个方向均测量三个点,垂直进给方向残余应力测量值如表 4 所示,进给方向残余应力测量值如表 5 所示.

表 3 Inconel 718 衍射条件
Table 3 Diffraction conditions for Inconel 718

靶材	晶面 hkl	衍射角 2θ	弹性模量	泊松比
Mn-K α	311	151°	210 GPa	0.3

表 4 X 射线法测量垂直进给方向残余应力值 σ_y
Table 4 Measured residual stress σ_y in the vertical direction of feed with XRD MPa

实验序号	1 点	2 点	3 点
1	-138.45	-96.01	-152.31
2	-215.17	-225.30	-295.84
3	-198.69	-170.58	-189.33
4	-113.27	-107.54	-165.83
5	-257.38	-218.42	-214.23

表 5 X 射线法测量进给方向残余应力值 σ_x
Table 5 Measured residual stress σ_x in the direction of feed with XRD MPa

实验序号	1 点	2 点	3 点
1	-66.61	-59.97	-99.54
2	117.15	150.10	107.65
3	-46.42	-62.71	-46.05
4	-147.14	-148.55	-179.59
5	205.86	208.75	224.52

将垂直进给方向上表面残余应力实验测量数据与模型仿真输出数据比较如表 6 所示. 其中最大误差为 21.1% ,平均误差为 8.9% .

表 6 垂直进给方向残余应力实验与仿真比较
Table 6 Comparison of residual stress in the vertical direction of feed between experiment and simulation

实验	σ_y 测量值/MPa	σ_y 仿真值/MPa	误差/%
1	-128.9	-156.1	21.1
2	-245.4	-240.9	1.8
3	-186.2	-161.1	13.5
4	-128.9	-122.8	4.7
5	-230.0	-237.7	3.3

进给方向上表面残余应力实验测量数据与模型仿真输出数据比较如表 7 所示. 最大误差为 31.0% ,平均误差为 12.3% .

表 7 进给方向残余应力实验与仿真比较
Table 7 Comparison of residual stress in the direction of feed between experiment and simulation

实验	σ_x 测量值/MPa	σ_x 仿真值/MPa	误差/%
1	-75.4	-64.5	14.5
2	125.0	108.8	13.0
3	-51.7	-67.7	31.0
4	-158.4	-158.8	0.3
5	213.0	207.5	2.6

为了直观对比镍基高温合金微铣削加工表面

残余应力实验测量数据与模型仿真输出数据,绘制了对比图,如图 7 所示. 从图中可以看出,仿真曲线与实验曲线趋势一致,拟合良好. 分析认为,产生误差的原因可能是因为实验样件未进行去应力退火,因而残余应力实验值与仿真值之间存在误差.

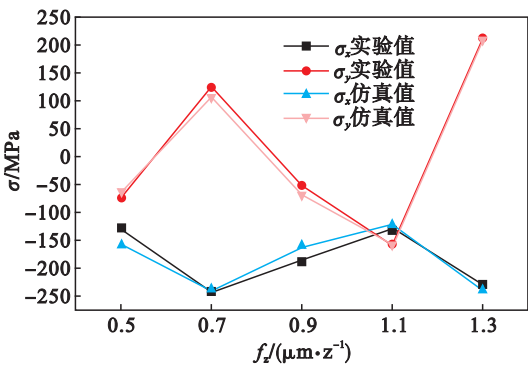


图 7 实验与仿真残余应力比较
Fig. 7 Comparison of experimental and simulated residual stress curves

3 结 论

- 1) 通过有限元分析镍基高温合金微铣削槽过程,确定了每齿进给量与表面残余应力之间的关系模型. 通过分析仿真结果发现,加工表面垂直进给方向残余应力的变化趋势和进给方向残余应力的变化趋势不一致,但可以看出此方向的压应力普遍低于进给方向的压应力,而且出现拉应力.
- 2) 构建了以每齿进给量为输入,表面残余应力为输出的预测方法,并通过微铣削镍基高温合金 Inconel 718 实验,验证了所构建模型的准确性.

本文提出的方法为微铣削镍基高温合金加工参数优选提供了指导意见,并为微铣削加工残余应力仿真预测提供了借鉴.

参考文献:

[1] Bodziak S,Souza A F,Rodrigues A R,et al. Surface integrity of moulds for microcomponents manufactured by micromilling and electro-discharge machining[J]. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*,2014,36(3):623 - 635.

[2] Schulze V,Autenrieth H,Deuchert M,et al. Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation [J]. *CIRP Annals—Manufacturing Technology*,2010,59(1):117 - 120.

[3] Wang C,He N,Chen M,et al. Simulation of residual stress in ultrasonic vibration assisted micro-milling [J]. *Advanced Materials Research*,2011,188:381 - 384.

[4] Fergani O, Mamedov A, Lazoglu I, et al. Prediction of residual stress induced distortions in micro-milling of Al7050 thin plate[J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2014, 472: 677 – 681.

[5] 朱黛茹. 微细铣削表面粗糙度和残余应力的研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2007.
(Zhu Dai-ru. Study on the roughness and residual stress of micro-milled surface [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2007.)

[6] 胡海军. 超声振动微铣削系统的建立及铣削力和残余应力的研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2012.
(Hu Hai-jun. Ultrasonic vibration micro milling system establishment and research of milling force and residual stress [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.)

[7] Strenkowski J S, Carroll J T. A finite element model of orthogonal metal cutting [J]. *Transactions of the ASME: Journal of Engineering for Industry*, 1985, 107 (4): 349 – 354.

[8] Strenkowski J S, Moon K J. Finite element prediction of chip geometry and tool-workpiece temperature distribution in orthogonal metal cutting[J]. *Transactions of ASME: Journal of Engineering for Industry*, 1990, 112(4) : 313 – 318.

[9] Usui E, Shirakashi T. Mechanics of machining—from descriptive to predictive theory [C]// Proceedings of the Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers. New York: Pressure Equipment Directive (PED), 1982: 13 – 35.

[10] Iwata K, Osakada K, Terasaka Y. Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method [J]. *Transactions of the ASME: Journal of Engineering Materials and Technology*, 1984, 106(2): 132 – 138.

[11] Lin Z C, Lin S Y. A coupled finite element modeling of thermal-elastic-plastic large deformation for orthogonal cutting [J]. *Transactions of the ASME: Journal of Engineering Materials and Technology*, 1992, 114 (2): 218 – 226.

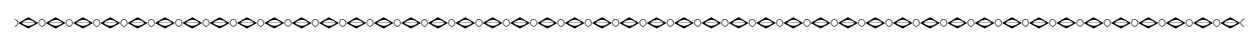
[12] Lin Z C, Lai W L, Lin H Y, et al. Residual stresses with different tool flank wear lengths in the ultra-precision machining of Ni-P alloys [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 65(1/2/3): 116 – 126.

[13] Lin Z C, Lin Y Y. Fundamental modeling for oblique cutting by thermo-elastic-plastic FEM [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1999, 41(8): 941 – 965.

[14] Long Y, Guo C, Ranganath S, et al. Multi-phase FE model for machining Inconel 718 [C]// Proceedings of the ASME 2010 International Manufacturing Science and Engineering Conference. Eire, Pennsylvania: American Society of Mechanical Engineers, 2010: 263 – 269.

[15] Sharman A, Dewes R C, Aspinwall D K. Tool life when high speed ball nose end milling Inconel 718TM [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 118(1): 29 – 35.

[16] 施新华, 武立宏, 栗春. 欧美最新 X 射线衍射残余应力测定标准介绍 [J]. 理化检验 (物理分册), 2011, 47 (10): 623 – 628.
(Shi Xin-hua, Wu Li-hong, Li Chun. Introduction to the latest European and American standard test methods for residual stress measurement by X-ray diffraction [J]. *Physical Testing and Chemical Analysis (Part A: Physical Testing)*, 2011, 47 (10): 623 – 628.)



(上接第 238 页)

[7] Liu Y, Wu X. A microstructure study on an AZ31 magnesium alloy tube after hot metal gas forming process[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2007, 16 (3): 354 – 359.

[8] Lang L H, Wang Z R, Kang D C, et al. Hydroforming highlights: sheet hydroforming and tube hydroforming [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, 151(1): 165 – 177.

[9] Koc M, Altan T. An overall review of the tube hydroforming (THF) technology [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, 108(3): 384 – 393.

[10] 吴明辉. 薄壁管高气压热成形数值模拟与实验研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2015.
(Wu Ming-hui. Simulation and experiments of hot gas forming technology for thin-wall tube [D]. Shenyang: Northeastern University, 2015.)