

GH4169车削过程的热力耦合作用及残余应力场研究*

姚倡锋¹, 陈广超¹, 刘超², 吴宁宁², 黎先才²

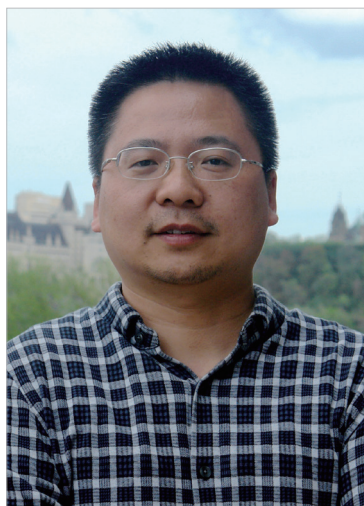
(1. 西北工业大学现代设计与集成制造技术教育部重点实验室, 西安 710072;

2. 中航湖南通用航空发动机有限公司, 株洲 412002)

[摘要] 镍基高温合金 GH4169 是一种拥有优良的机械性能及抗腐蚀能力的耐热合金, 被广泛应用于航空航天工程等领域, 其切削过程因热力耦合作用产生的残余应力对零件的疲劳性能有重要影响。本文采用 GH4169 车削试验及 Deform-3D 仿真模拟相结合的方法, 通过试验的切削力和仿真的温度-应变场对残余应力场的形成机理进行研究。结果表明: 刀具磨损对主切削分力和车削温度的影响非常显著, 在刀片磨钝过程中, 主切削分力由 538N 增大到 756N, 剪切区温度由 552℃ 增高到 654℃, 工件表面的应变由 3.3 升高到 3.5; 刀具磨损导致切削力和温度-应变的增大, 致使表面圆周和进给方向的残余拉应力峰值由 517MPa、242MPa 增大到 860MPa、442MPa; 表层残余压应力峰值 -696MPa、-356MPa 增大到 -756MPa、-456MPa; 残余应力层深度由 72μm 增大到 85μm。

关键词: 外圆车削; Deform-3D; 切削力; 温度场; 应变场; 残余应力

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2017.1/2.042



姚倡锋

博士, 教授。研究方向为航空难加工材料切削机理、航空复杂结构加工工艺技术、高速切削机理与工艺技术、表面完整性及抗疲劳制造。

镍基高温合金 GH4169 具有优异的高温强度、抗氧化、抗蠕变、抗腐蚀能力和良好的疲劳特性。但其加工性很差, 主要表现在切削力大、导热性较差导致的切削温度高、加工硬化程度高, 工件表面质量难以保证^[1]。零件加工表层的残余应力会对零件的疲劳寿命、蠕变及抗腐蚀性能产生巨大影响, 同时残余应力的大小和深度分布情况可以作为加工工艺参数选择的重要标准^[2]。

目前, 关于镍基高温合金切削加工残余应力的研究, 主要集中于试验方法揭示切削条件与残余应力之间的关系。西北工业大学的刘维伟^[3]等使用 PVD—TiAlN 涂层硬质合金刀具进行了 GH4169 的高速车削试验, 发现轴向残余应力表现为压应力, 切向残余应力表现为拉应力, 减小进给量, 降低车削速度可

减小车削加工的残余应力, 轴向残余应力对进给量最敏感, 切向残余应力对切削深度最敏感。燕山大学的刘鲁涛^[4]对 GH4169 进行了高速铣削试验, 发现选取较高的铣削速度, 较小的背吃刀量和每齿进给量, 有助于获得较好的表面残余应力状态。Sharman^[5]等采用不同的刀具材料及其几何参数和刀具磨损量对镍基高温合金 Inconel 718 进行车削试验, 发现刀具磨损对表面的残余应力影响最大。Pusavec^[6]等研究发现, 与微量润滑和干切削相比, 在低温冷却条件下车削镍基高温合金 Inconel 718 时, 表面粗糙度下降, 残余压应力增加, 残余压应力层也随之增厚。Schlauer^[7]等采用陶瓷刀具正交切削镍基高温合金, 切削速度为 10m/min、进给量为 0.06mm/r 时工件表面产生小的残余压应力; 当切削速度

* 基金项目: “高档数控机床与基础制造装备” (2014ZX04012013)。

为 410m/min、810m/min 时,在工件表层存在一个残余拉应力的薄层,已加工表面上的残余拉应力最大。工件次表层为残余压应力区域,该残余压应力层的厚度数倍于拉应力层的厚度。Cai^[8] 等研究表明,当铣削速度从 20m/min 增加到 80m/min 时,工件表面的残余拉应力迅速增大。Arunachalam^[9] 等发现, CBN 刀具产生的残余应力对切削速度的变化很敏感,以 150~225m/min 端面车削镍基高温合金 Inconel 718 后表面形成残余压应力,而 300~375m/min 时表面形成残余拉应力。Devillez^[10] 等采用涂层硬质合金刀具以切削速度 40~80m/min 在干切削和添加冷却液两种不同条件下车削 Inconel 718,结果表明在相同速度下干切削时表面残余拉应力更大。Aspinwall^[11] 等进行了顺铣 Inconel 718 试验,当刀具磨损时,工件表面残余拉应力增大,而且随着刀具磨损量的增加,工件材料残余应力层变深。

综上所述,国内外学者针对 GH4169 在机械加工中产生的残余应力进行了大量研究,从理论和试验角度,获得了不同切削条件对残余应力的影响的成果,但关于 GH4169 切削过程中热力耦合作用及其对残余应力的形成机理的研究还很少。本文针对硬质合金刀具对 GH4169 的外圆车削,采用试验和仿真相结合的方法,从车削力、温度和等效应变 3 个方面综合研究 GH4169 车削热力耦合作用下残余应力产生机理。

试验方法

1 材料和试验

GH4169 是以体心立方 γ' 和面心立方 γ' 相沉淀强化的镍基高温合金。热处理过程:940~990℃,1h;水冷;720℃,8h;620℃,8h;空冷。其主要化学成分见表 1,机械性能见表 2。试件尺寸为 $\phi 50\text{mm} \times 80\text{mm}$ 的棒料,车刀片选用株洲钻石生产的

表1 GH4169化学成分(原子数分数)

元素	Ni	Cr	Mo	Al	C	Nb	Ti	Fe、Si 等
含量	52.82	19.0	3.0	0.8	0.08	5.0	0.6	余量

表2 GH4169DA机械性能(20℃)

抗拉强度 σ_t/MPa	屈服强度 $\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	延伸率 $\delta/\%$	收缩率 $\Psi/\%$
1489	1319	20	46

VBET150408-NGF,试验所用机床是宝鸡机床生产的 HK63/1000 型数控车床,最大功率为 11kW。试验切削过程采用 Blasor 乳化液冷却。试验车削参数为 $a_p=0.6\text{mm}$, $f=0.20\text{mm/r}$, $v_c=30\text{m/s}$,连续车削直至刀具磨损量 $VB=0.30\text{mm}$ 。

试验过程中采用 Kistler9257B 三向动态压电式测力仪对车削过程中的车削力进行测试,如图 1 所示, F_p 为背向力, F_t 为进给力, F_c 为主切削力。车削力信号通过 Kistler5080A 电荷放大器进行放大,最终由 DEWESoft SIRIUS 数据采集卡对切削力进行记录和存储。

在车削加工过程中,每隔 2min 取下刀片,采用 Alicona 全自动刀具测量仪观察硬质合金刀片后刀面磨损形貌,并对后刀面平均磨损带宽度进行测量,以后刀面平均磨损带宽度达到 0.3mm 作为刀具磨钝标准。采用 LXR D-MG2000 残余应力测试系统测量试件表面及表层的残余应力,测量两个方向残余应力:圆周方向和进给方向,利用电化学腐蚀剥层的

方式得到沿深度方向的残余应力梯度分布。

2 车削过程有限元仿真

为分析热力耦合作用下产生的残余应力,采用 Deform-3D 有限元仿真方法获得车削过程的温度场和等效应变场。仿真时采用 Johnson-Cook 模型^[12] 作为 GH4169 本构模型,如式(1)所示:

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

式中, σ 是流动应力, ε 是塑性应变, $\dot{\varepsilon}_0$ 是参考应变率, $\dot{\varepsilon}$ 是应变率, T 是材料实时温度, T_{melt} 是熔融温度(1300℃), T_{room} 是室温。 A 、 B 、 C 、 n 、 m 是 J-C 模型常量, A 是屈服强度,取 1241 MPa; B 是硬化模量,取 622 MPa; n 是硬化系数,取 0.6522; C 是应变率系数,取 0.0134; m 是热软化系数,取 1.3。

除车削弧外的工件表面上施加对流换热边界条件模拟冷却液对工件的冷却,对流换热系数为 32800W/($\text{m}^2\text{℃}$); 刀具-工件的接触换热系数 $h_c=1 \times 10^7\text{W}/(\text{m}^2\text{℃})$; 刀具-工件库伦摩擦系数为 0.6。

图 2(a) 为取棒料的一段圆弧进行车削仿真。仿真过程中,剪切区域发生剧烈塑性变形,网格畸变大,

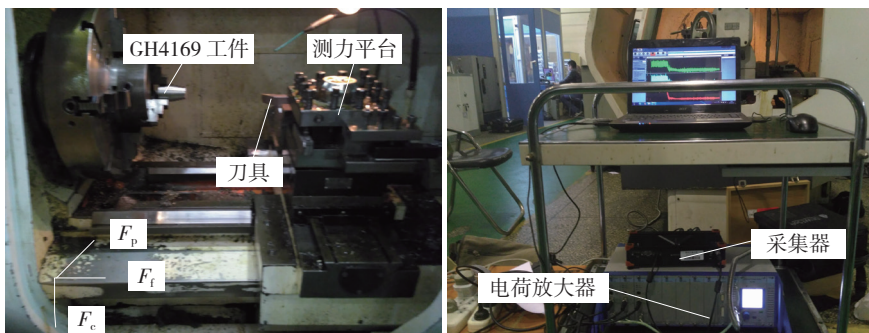
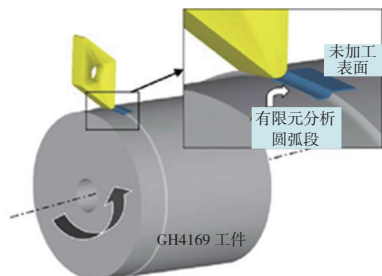
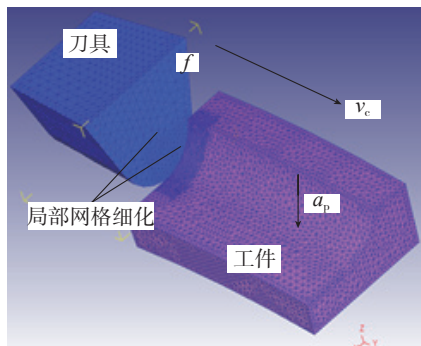


图1 切削力测试装置

Fig.1 Cutting force experimental device



(a) 有限元仿真的整体模型



(b) 刀具-工件模型及网格划分

图2 Deform-3D仿真模拟模型

Fig.2 Deform-3D simulation model

因此对该区域进行网格的局部细化, 工件和刀具网格数分别为 50000 和 15000 个。如图 2 (b) 所示为刀具-工件的仿真模型及网格划分。仿真的切削参数与试验的参数一致。为了获得刀具磨损下的温度场和应变场, 建立后刀面磨损量 $VB=0.3\text{mm}$ 时刀具模型, 在 $a_p=0.6\text{mm}$, $f=0.20\text{mm/r}$, $v_c=30\text{m/s}$ 下进行车削模拟仿真。

结果与讨论

1 刀具磨损与车削力

图 3 所示为在 $a_p=0.6\text{mm}$, $f=0.20\text{mm/r}$, $v_c=30\text{m/s}$ 时, 硬质合金刀具车削 GH4169 的刀具磨损曲线与切削力变化曲线图。

刀具磨损可分为 3 个各阶段: 初始磨损、平稳磨损和剧烈磨损。当车削时长小于 5min 时, 为初始磨损阶段, 后刀面磨损量迅速增加, 其刀具磨损速率为 0.022mm/min , 切削力的变化很小; 随着铣削时长的进一步增长, 即正常磨损阶段, 后刀面磨损量的增加相对平缓, 其磨损速率仅为 0.007mm/min , 主切削力 F_c 和背

向力 F_p 有明显的增大趋势, 而 F_f 的变化不明显; 当铣削时长超过 20min 后, 刀具急剧磨损, 其磨损速率为 0.028mm/min , 相比平稳阶段增加了约 4 倍, 总体而言, 刀具磨钝过程中, 主切削力变化最大, 由 538N 增大到 756N。另外, 在测量过程中发现刀具后刀面的磨损量并不平均, 磨损最严重处一般发生在最大切深 $a_{p\max}$ 处的刀具圆角部分附近, 此处切削量最大, 最易发生磨损刀具的失效, 为刀具的薄弱部位。

图 4 为 $VB=0.11\text{mm}$ 和 $VB=0.32$ 时的刀具磨损形貌。可见经过 5min 的车削后刀具后刀面磨损量 $VB=0.11\text{mm}$, 经 25min 车削后刀具的磨损量达到了 0.32mm , 后刀面形貌发生剧烈变化。

图 5 为在 $VB=0.11\text{mm}$ 和 $VB=0.32\text{mm}$ 时的车削力信号图。由

图 5 (a) 可知在 $VB=0.11\text{mm}$ 下, 车削力分别为 $F_p=-204\text{N}$, $F_f=230\text{N}$, $F_c=538\text{N}$; 由图 5 (b) 可知在刀具后刀面磨损量 $VB=0.32\text{mm}$ 下, 车削力分别为 $F_p=-412\text{N}$, $F_f=401\text{N}$, $F_c=756\text{N}$; 信号在稳定阶段存在波动, 这是因为刀具磨损后造成的车削振动。刀具磨损后钝化, 刀具-工件间的摩擦系数增大, 导致三向车削力均增大。

2 温度场和等效应变场

车削温度场和等效应变场是通过 Deform-3D 仿真获得的, 为验证仿真模型的可信性, 对车削参数 $a_p=0.6\text{mm}$, $f=0.20\text{mm/r}$, $v_c=30\text{m/s}$ 下 $VB=0\text{mm}$ 的试验和仿真的切削力进行对比统计, Deform-3D 有限元仿真模拟的车削力如图 6 所示。可以看出仿真力 ($F_p=240\text{N}$, $F_f=182\text{N}$, $F_c=572\text{N}$) 与刀具锋利

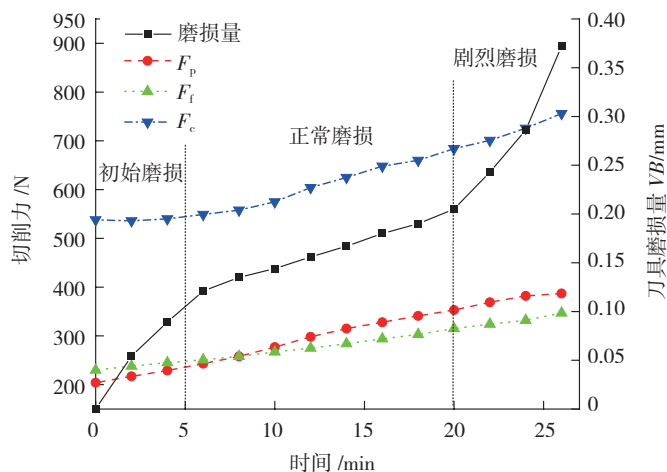
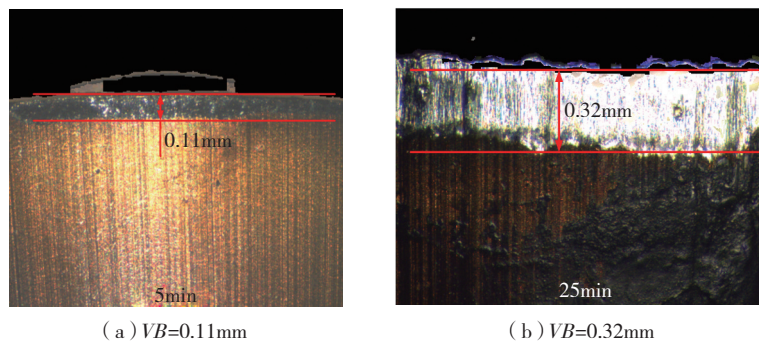


图3 刀具磨损曲线及其对切削力的影响

Fig.3 Flank wear curve and the influence of flank wear in cutting force



(a) $VB=0.11\text{mm}$

(b) $VB=0.32\text{mm}$

图4 刀具后刀面磨损形貌

Fig.4 Flank wear morphology

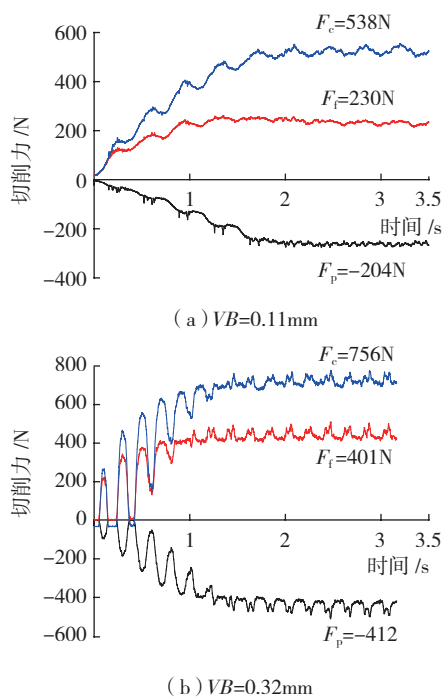


图5 切削力信号图 (VB=0.11mm; VB=0.32mm)
Fig.5 Cutting force signal

时($VB=0.11\text{mm}$)的试验切削力($F_p=204\text{N}$, $F_t=230\text{N}$, $F_c=538\text{N}$)相比结果吻合良好。

图7为 $VB=0\text{mm}$ 和 $VB=0.30\text{mm}$ 时车削过程温度场云图。可见在 $VB=0\text{mm}$ 时,车削过程的最高温度可达 552°C ;当 $VB=0.30\text{mm}$ 时,最高温度可达 682°C ,最高温度均出现在刀具-工件的剪切变形区。

提取温度场沿深度方向的分布情况,将工件沿平行于切削方向的平面剖开,从图7中车削表面的A和B点沿垂直方向 0.2mm 深度内取点,

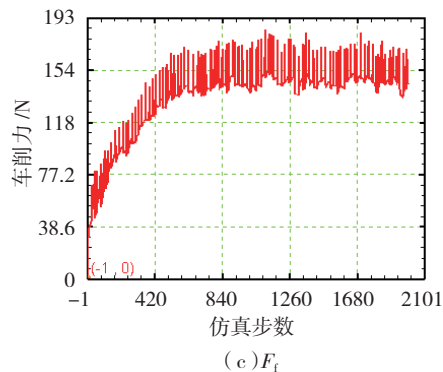
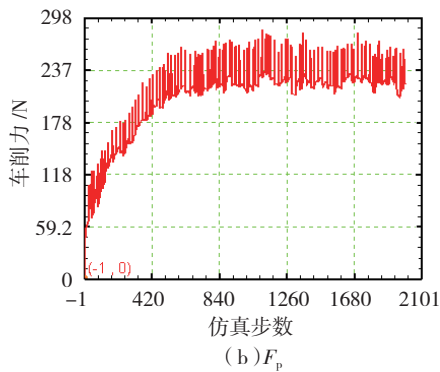
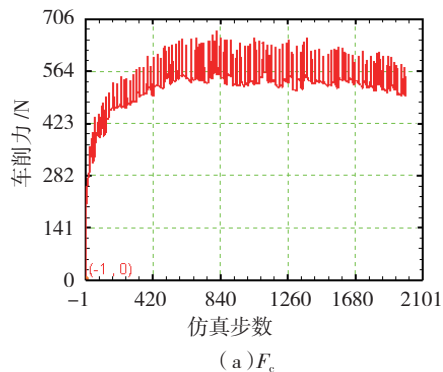


图6 Deform-3D仿真切削力
Fig.6 Cutting force of Deform-3D simulation

如图8(a)所示为A点沿深度方向的取点。图8(b)为追踪深度方向每个点的温度,可见在已加工表面温度最高,沿深度方向逐渐递减,在 0.1mm 左右趋于室温。刀具磨损致使同深度下的温度增大。

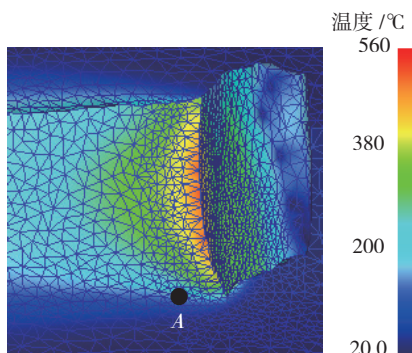
图9为 $VB=0\text{mm}$ 和 $VB=0.30\text{mm}$ 时车削过程的等效应变云图,等效应变在已切削表面分布较为均匀, $VB=0$ 和 $VB=0.30\text{mm}$ 下表面等效应变分别为 3.5 和 3.3 。等效应变在车

削表面分布较为均匀。

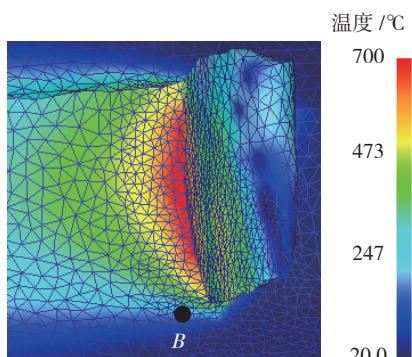
从图9等效应变云图中A和B点沿垂直方向 0.2mm 深度内取点,追踪等效应变沿深度方向的变化。图10为等效应变沿深度方向的分布情况,可见在已加工表面的等效应变值在材料表面处取得最大值,沿深度方向逐渐减小且最后趋于零。刀具磨损致使同深度下的等效应变增大。

3 残余应力形成机理

图11为 $VB=0.11\text{mm}$ 和

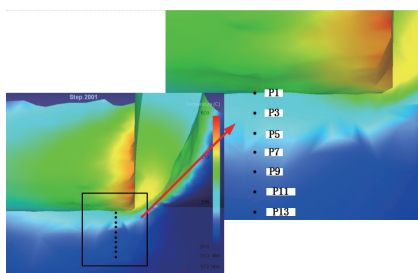


(a) $VB=0\text{mm}$

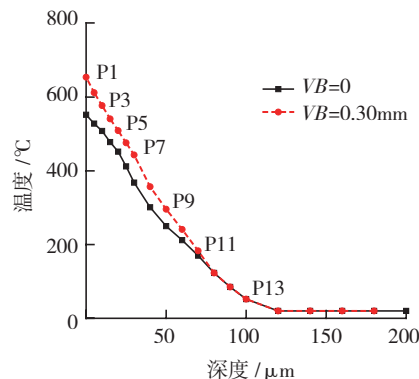


(b) $VB=0.30\text{mm}$

图7 切削过程温度场云图
Fig.7 Temperature field in cutting process

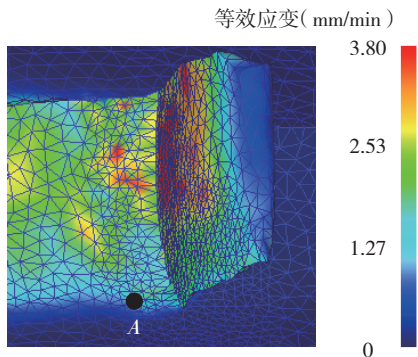


(a) 温度沿深度方向的取点 ($VB=0\text{mm}$)

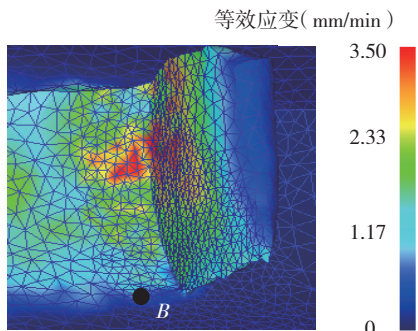


(b) 温度沿深度方向的分布

图8 切削过程温度沿深度方向的分布
Fig.8 Temperature distribution in the depth direction



(a) $VB=0\text{mm}$



(b) $VB=0.30\text{mm}$

图9 切削过程等效应变场云图
Fig.9 Strain field in cutting process

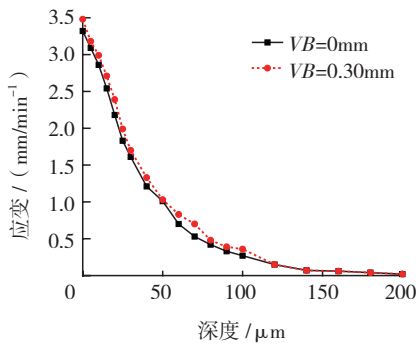
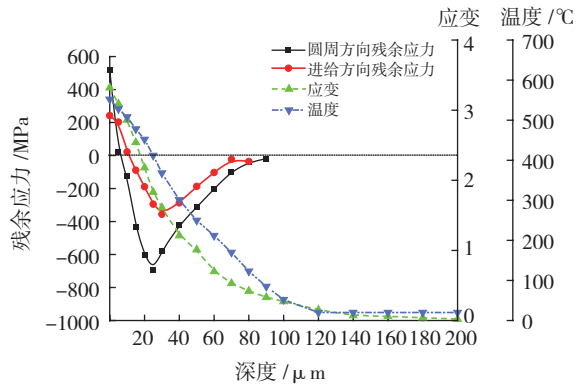
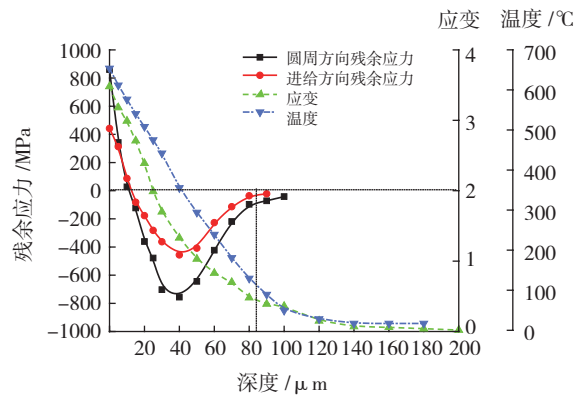


图10 应变沿深度方向的分布
Fig.10 Strain distribution in the depth direction

$VB=0.32\text{mm}$ 的温度 - 应变 - 残余应力沿深度方向的分布图,其中,温度和应变为仿真获得,残余应力结果为试验测量。由图 11 (a)可知 $VB=0.11\text{mm}$ 时圆周和进给方向的残余应力分别为 517MPa 、 242MPa ,由图 11 (b)可知 $VB=0.32\text{mm}$ 时圆周和进给方向的残余应力分别为 860MPa 、 442MPa ,圆周方向的残余应力较大,这是由于车削的主运动为工件的转动,该方向产生的温度和塑性



(a) $VB=0.11\text{mm}$ ($F_p=-204\text{N}$, $F_t=230\text{N}$, $F_c=538\text{N}$)



(b) $VB=0.32\text{mm}$ ($F_p=-412\text{N}$, $F_t=401\text{N}$, $F_c=756\text{N}$)

图11 切削温度、应变、残余应力沿深度分布图
Fig.11 Distribution of temperature, strain, residual stress in the depth direction

变形较大。

由图 11 (a)和(b)可以看出圆周方向和进给方向的残余应力变化趋势相一致。随深度增加,车削温度及等效应变值下降,对应的残余应力值也从表面拉应力峰值迅速下降到压应力峰值。温度在已加工表面处最高,切削区域温度极高,热量难以扩散,所以热量的影响显著,表面几乎呈现较大的拉应力;随着深度下降到 $40\mu\text{m}$ 左右,热效应影响逐渐减小,切削力等带来的机械作用对表层的挤压作用开始变得突出,所以亚表层呈现的是压应力。深度再增大,两者的作用都逐渐减弱,在深度到达 $80\mu\text{m}$ 左右残余应力值趋于基体值。故车削加工表层的残余应力的曲线呈勺形特征。

对比图 11 (a)和(b),发现刀具

磨损后,圆周和进给方向的表面残余拉应力峰值由 517MPa 、 242MPa 增大到 860MPa 、 442MPa ,这主要与工件表面温度由 552°C 增大到 654°C ,同时切削力增大,刀具对切屑的“撕裂”作用增大,导致了表面残余拉应力的增大。表层的残余压应力峰值由 -696MPa 、 -356MPa 增大到 -756MPa 、 -456MPa ,该深度下温度场对残余应力产生的影响较小,而刀具磨损后对工件表面的挤压等机械作用提高;残余应力层深度由 $72\mu\text{m}$ 增大到 $85\mu\text{m}$,这与温度场和等效应变场的深度基本一致。

结论

针对硬质合金刀具车削 GH4169 采用试验和有限元仿真相结合的方法,研究了 GH4169 车削过程的热力

耦合作用及残余应力场,得出:

(1) 刀具磨损对主切削分力和车削温度的影响非常显著,在刀片磨钝过程中,主切削分力由 538N 增大到 756N,剪切区温度由 552℃ 增高到 654℃,工件表面的等效应变由 3.3 升高到 3.5;

(2) 刀具磨损导致切削力、温度场和等效应变增大,致使表面残余拉应力峰值增大,残余应力层深度由 72μm 增大到 85μm。

参 考 文 献

[1] RAHMAN M, SEAH W K H, TEO T T. The machinability of inconel 718[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1997,63(1):199-204.

[2] MUÑOZ-SÁNCHEZ A, CANTELI J A, Cantero J L, et al. Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses[J]. Simulation Modelling Practice & Theory, 2011,19(2):872-886.

[3] 刘维伟, 李晓燕, 万旭生, 等. GH4169 高速车削参数对加工表面完整性影响研究[J]. 机械科学与技术, 2013,32(8):

1093-1097.

LIU Weiwei, LI Xiaoyan, WAN Xusheng. The effects of turning parameters on machining surface integrity in high speed turning GH4169[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2013,32(8):1093-1097.

[4] 刘鲁涛. 高速切削高温合金 GH4169 表面残余应力研究[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2015.

LIU Lutao. Study on surface residual stress of high temperature superalloy GH4169 during high speed cutting [D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2015.

[5] SHARMAN A R C, HUGHES J I, RIDGWAY K. An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718TM when turning[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006,173(3):359-367.

[6] PUSAVEC F, HAMDI H, KOPAC J, et al. Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011,211(4):773-783.

[7] SCHLAUER C, PENG R L, ODÉN M. Residual stresses in a nickel-based superalloy introduced by turning[J]. Materials Science Forum, 2002,404-407:173-178.

[8] CAI X, QIN S, LI J, et al. Experimental

investigation on surface integrity of end milling nickel-based alloy[J]. Machining Science & Technology, 2012,18(1):31-46.

[9] ARUNACHALAM R M, MANNAN M A, SPOWAGE A C. Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004,44(9):879-887.

[10] DEVILLEZ A, COZ G L, DOMINIAK S, et al. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011,211(10):1590-1598.

[11] ASPINWALL D K, DEWES R C, NG E G, et al. The influence of cutter orientation and workpiece angle on machinability when high-speed milling Inconel 718 under finishing conditions[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2007,47(12-13):1839-1846.

[12] OZEL T, LLANOS I, SORIANO J, et al. 3D finite element modelling of chip formation process for machining inconel 718: comparison of fe software predictions[J]. Machining Science & Technology, 2011,15(1):21-46.

通讯作者: 姚倡锋, E-mail: Ghfyao@nwpu.edu.cn.

Research on Thermal-Mechanical Coupling and Residual Stress Field on Turning GH4169

YAO Changfeng¹, CHEN Guangchao¹, LIU Chao², WU Ningning², LI Xiancai²

(1. The Key Laboratory of Contemporary Design and Integrated Manufacturing Technology, Ministry of Education, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;
2. Catic Hunan General Aviation Engine Co., Ltd., Zhuzhou 412002, China)

[ABSTRACT] Nickel-base superalloy GH4169 is a heat-resistant alloy with excellent mechanical properties and corrosion resistance, which widely used in aerospace engineering and other fields. The residual stress caused by thermal - mechanical in cutting process has an important effect on the fatigue performance of the part. In this paper, the GH4169 turning experiments and Deform-3D simulation were carried on. The residual stress field is studied by the experimental cutting force and the simulative temperature-strain field. The results show that the influence of tool wear on the main cutting force and turning temperature is very significant. During the tool wear process, the main cutting force increases from 538N to 756N, and the shear zone temperature increases from 552℃ to 654℃. The surface strain increases from 3.3 to 3.5; The increase in cutting force and temperature-strain caused by tool wear which result in surface residual tensile stress increase from 517MPa, 242MPa increased to 860MPa and 442MPa in circumferential and feed direction, the peak residual compressive stress of the layer increase from -696MPa, -356MPa to -756MPa, -456MPa; the depth of residual stress layer increase from 72μm to 85μm.

Keywords: Cylindrical turning; Deform-3D; Cutting force; Temperature field; Strain field; Residual stress

(责编 大漠)