

DOI: 10.13715/j.issn.2096-644X.20250825.0001

引用格式:张克昌,岳众祥,龙晓伟,等.基于模糊田口法的液压缸深孔加工用硬质合金刀具刃口设计[J].湘潭大学学报(自然科学版),2026,48(2):159-173.

Citation: ZHANG Kechang, YUE Zhongxiang, LONG Xiaowei, et al. Design of cutting edge for cemented carbide insert used in deep hole machining of hydraulic cylinder based on fuzzy inference and Taguchi method [J]. Journal of Xiangtan University (Natural Science Edition), 2026,48(2): 159-173.

基于模糊田口法的液压缸深孔 加工用硬质合金刀具刃口设计*

张克昌¹, 岳众祥², 龙晓伟², 秦长江³, 解存凡¹

(1. 湖南铁道职业技术学院 智能制造学院, 湖南 株洲 412001;
2. 株洲九方装备股份有限公司, 湖南 株洲 412000; 3. 湘潭大学 机械工程与力学学院, 湖南 湘潭 411105)

摘要:【目的】为提高液压缸深孔加工用硬质合金刀具的切削性能。【方法】该文基于 K 因子法, 引入 5 个相互独立的参数表征刀具刃口微观几何形状, 基于 Deform 软件对其切削力和切削温度进行仿真, 利用方差分析法分析刀具刃口几何参数对切削力和切削温度的影响, 然后基于模糊田口法对刀具刃口几何形状参数进行优化。【结果】以最小主切削力和最低切削温度为目标, 得到最佳的刀具刃口几何参数组合为 A1B3C4D1E1, 即刃口钝圆半径 R 为 $30\ \mu\text{m}$, S_r 为 $100\ \mu\text{m}$, γ' 为 12° , S_a 为 $80\ \mu\text{m}$, α' 为 3° ; 基于 Deform 3D 软件对刀片刃口的最佳几何参数组合 A1B3C4D1E1 进行切削力和切削温度仿真, 得到主切削力 $262.5\ \text{N}$, 切削温度 $749\ ^\circ\text{C}$, 与 A5B2C1D5E4 相比, 降幅最大, 其中主切削力降低了 49.03% , 切削温度降低了 40.22% 。【结论】该文的研究为液压缸深孔加工用硬质合金刀具刃口的设计提供指导。

关键词: 液压缸; 硬质合金刀具; 刃口几何参数; 切削性能; 模糊田口法

中图分类号: TH122

文献标志码: A

文章编号: 2096-644X (2026) 02-0159-15

Design of cutting edge for cemented carbide insert used in deep hole machining of hydraulic cylinder based on fuzzy inference and Taguchi method

ZHANG Kechang^{1*}, YUE Zhongxiang², LONG Xiaowei², QIN Changjiang³, XIE Cunfan¹

(1. School of Intelligent Manufacturing, Hunan Railway Professional Technology College, Zhuzhou 412001, China;

2. Zhuzhou Jiufang Equipment Co., Ltd., Zhuzhou 412000, China;

3. School of Mechanical Engineering and Mechanics, Xiangtan University, Xiangtan 411105, China)

Abstract: 【Objective】The purpose of this study is to improve the cutting performance of cemented carbide tool used in deep hole machining of hydraulic cylinder. 【Method】Five independent parameters are introduced to characterize the micro geometric shape of the cutting edge based on the K-factor method. Based on Deform software, the cutting force and cutting temperature are simulated. The influence of tool edge geometric parameters on cutting force and cutting temperature is analyzed using the analysis of variance (ANOVA) method. Then the geometric parameters of the tool cutting edge is optimized based on the Taguchi method combined with grey relational analysis and fuzzy inference system. 【Result】The results show that with the goal of the minimum main cutting force and cutting temperature, the optimal geometric

* 收稿日期: 2025-08-25

基金项目: 湖南省自然科学基金项目 (2024JJ7294); 湖南铁道职业技术学院科研创新团队 (KYTD202407)

通信作者: 张克昌 (1981-), 男, 湖南湘潭人, 副教授. E-mail: zhangkechang@163.com

parameter combination of the tool cutting edge is obtained as A1B3C4D1E1. Namely, the cutting edge radius is $30\ \mu\text{m}$, the distance between the front cutting edge separation point and the virtual tool tip is $100\ \mu\text{m}$, the front cutting edge passivation angle is 12° , the distance between the rear cutting edge separation point and the virtual tool tip is $80\ \mu\text{m}$, and the rear cutting edge passivation angle is 3° . Based on the Deform 3D software, cutting simulation is conducted for the optimal parameter combination A1B3C4D1E1. It is obtained that the main cutting force of the optimal parameter combination A1B3C4D1E1 is $262.5\ \text{N}$ and cutting temperature of the optimal parameter combination A1B3C4D1E1 is $749\ ^\circ\text{C}$. Compared to A5B2C1D5E4, this combination achieves the greatest reduction, with the main cutting force decreasing by 49.03% and the cutting temperature decreasing by 40.22% . **【Conclusion】** This study provides guidance for the design of cemented carbide tool cutting edge for deep hole machining of hydraulic cylinders.

Key words: hydraulic cylinder; cemented carbide tool; cutting edge geometric parameters; cutting performance; fuzzy inference and Taguchi method

0 引言

液压缸广泛应用于工程机械、航空航天、武器装备和船舶等领域^[1]. 液压缸内孔目前主要采用刮滚组合刀具进行刮削滚压加工, 而刮削刀具常采用硬质合金刀具. 随着工业领域的发展, 对液压缸内表面加工精度和表面质量的要求更为苛刻, 同时对刀具的切削性能要求越来越高. 硬质合金刀片常采用磨削加工, 刃口中存在微型锯齿状缺口、微细裂纹、毛刺及表面质量差等缺陷^[2]. 为提高刀具的切削性能, 目前常对刃口进行钝化处理. 刀具钝化常见的刃口形状主要为圆弧形刃口、瀑布形刃口和倒瀑布形刃口^[3]. 切削刃的刃口几何形状对切削刃前部的力分量和材料流动方式有显著影响, 对切削刃后刀面与工件接触也有一定影响, 进而影响刀具的切削性能^[4]. 许多学者围绕切削刃的刃口几何形状对切削性能的影响开展了较为深入的研究. Ozel 等^[5]研究了车削 AISI H13 时刀具刃口几何形状对工件表面粗糙度和切削力的影响, 发现合理地选择刃口几何形状, 可以有效降低工件加工表面粗糙度、径向力以及切向力. Hua 等^[6]研究了车削轴承钢时刀具刃口几何形状对切削力、切削温度和残余应力的影响, 发现刃口钝圆半径为 $0.02\sim 0.05\ \text{mm}$ 时刀具切削性能较好. Denkena 等^[7]研究了硬质合金刀具车削 AISI 1045 时刀具刃口几何形状对刀具磨损的影响, 发现刀具刃口为非对称刃口且刃口形状参数 $S_\gamma = 50\ \mu\text{m}$, $S_a = 30\ \mu\text{m}$ 时刀具使用寿命最长, 当 S_γ 为定值时, S_a 越大, 后刀面磨损越严重, S_γ 主要影响刀具前刀面月牙洼磨损的形成. Bassett 等^[8]研究了硬质合金刀具刃口形状因子对切削加工 AISI 1045 性能的影响, 发现刃口的平均形状参数 $S_\gamma = S_a$ 为 $30\sim 50\ \mu\text{m}$, 可有效改善刀具的磨损和提高刀具使用寿命, 过大的刃口形状参数会导致切削寿命降低, 且刀具刃口为非对称刃口, 形状参数 $S_\gamma = 50\ \text{mm}$, $S_a = 30\ \text{mm}$ 时刀具寿命最长. Ventura 等^[9]研究了硬质合金刀具车削 AISI 4140 时刀具刃口形状对切削力的影响, 发现切削刃形状参数 S_γ 和 S_a 主要影响切深抗力和进给力, 随着 S_γ 和 S_a 增大, 切深抗力和进给力均增大. 雷普军等^[10]通过切削实验研究了刃口形状因子对涂层刀具加工 45 钢切削性能的影响, 发现刃口形状因子 $1 < K < 2$ 时工件表面粗糙度最小, 刀具寿命最长. 可见, 合理选择刀具刃口几何参数, 可有效提高刀具寿命和工件表面质量. 但是如何确定最优的刀具刃口几何参数, 需要综合考虑影响刀具切削性能的重要因素和选择合适的优化方法对刀具刃口几何参数进行优化. 田口法能在最短时间、最低成本与最少实验次数下, 对产品设计与品质提供稳健性^[11]. 但是田口法大部分都还只适用于单一的产品品质特性的参数优化. 针对多目标优化问题, 一些学者提出了基于田口法的多目

标优化方法. Işık 等^[12]采用田口法和灰关联分析对电火花加工硬质合金的工艺参数进行了多目标优化, 获得了最佳的工艺参数. Qin 等^[13]采用田口法结合灰关联分析和模糊推理系统对硬质合金刀片刃口钝化工艺参数进行了多目标优化, 获得了最佳的刀片刃口钝化工艺参数. 袁果等^[14]采用模糊田口法对液压油缸密封油槽的加工工艺参数进行了多目标优化, 获得了最佳加工工艺参数组合. 目前利用模糊田口法对液压缸深孔加工用硬质合金刀具刃口几何参数的优化还未见报道. 因此, 为进一步提高液压缸深孔加工用硬质合金刀具的切削性能, 本文基于 K 因子法, 引入 5 个相互独立的参数表征刀具刃口微观几何形状, 基于 Deform 软件对其切削力和切削温度进行仿真, 利用方差分析法分析刀具刃口几何参数对切削力和切削温度的影响, 然后基于模糊田口法对刀具刃口几何形状参数进行优化, 优选出合适的刀具刃口几何参数.

1 实验

1.1 实验方案

为避免液压缸深孔加工过程中硬质合金刀具产生过高的切削力与切削温度, 从而影响加工质量和刀具寿命, 需对刀具的刃口形状进行优化. 由于实验设备和钝化工艺的限制, 刃口钝化形状不易控制, 工艺的可重复性程度不高, 想要获得特定形状参数的刀片比较困难. 在干式切削中前刀面积屑瘤现象严重, 也不利于前刀面磨损情况分析. 刀具寿命试验需要使用大量的刀具, 本文基于 Deform 软件对硬质合金刀片切削液压缸的切削力和切削温度进行仿真, 利用模糊田口法对刀具刃口几何形状参数进行优化, 优选出合适的刀具刃口几何形状参数. 其中液压缸的材料为 45 钢, 硬质合金刀片的型号为 TPMT1707ZT. 本文基于 K 因子法^[3], 引入 5 个相互独立的参数对刀具刃口微观几何形状进行表征^[15], 如图 1 所示.

在图 1 中, 刃口形状曲线分成了 3 段, 其中 P 点为虚拟刀尖点, A、B 分别为前刀面和后刀面的轮廓分离点, $S_a(\mu\text{m})$ 和 $S_\gamma(\mu\text{m})$ 的定义相比 K 因子法并未改变, $S_a(\mu\text{m})$ 为后刀面轮廓分离点到虚拟圆弧刃的距离, 即 BP, $S_\gamma(\mu\text{m})$ 为前刀面轮廓分离点距虚拟圆弧刃的距离即 AP, 在此基础上增加了前刀面钝化角度 $\gamma'(^{\circ})$, 后刀面钝化角度 $\alpha'(^{\circ})$ 和刃口钝圆半径 $R(\mu\text{m})$.

为优选出合适的刃口几何参数和分析刀具刃口几何参数对切削力和切削温度的影响, 选择硬质合金刀具刃口的 5 个几何参数为研究对象, 通过前期多次仿真实验, 选择五因素五水平 L25 (5^5) 的正交表, 选取的正交试验水平与因素, 如表 1 所示. 然后设计正交试验方案, 如表 2 所示.

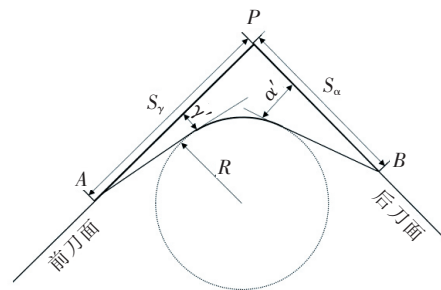


图 1 刀具刃口的几何参数

Fig. 1 Geometric Parameters of Tool Cutting Edge

表 1 正交试验水平与因素

Tab. 1 The orthogonal experiment levels and factors

水平	A: $R/\mu\text{m}$	B: $S_\gamma/\mu\text{m}$	C: $\gamma'(^{\circ})$	D: $S_a/\mu\text{m}$	E: $\alpha'(^{\circ})$
1	30	80	3	80	3
2	40	90	6	90	6
3	50	100	9	100	9
4	60	110	12	110	12
5	70	120	15	120	15

表 2 正交试验方案
Tab. 2 The orthogonal experiment scheme

实验号	A: $R/\mu\text{m}$	B: $S_{\gamma}/\mu\text{m}$	C: $\gamma'/(^{\circ})$	D: $S_{\alpha}/\mu\text{m}$	E: $\alpha'/(^{\circ})$
1	30	80	3	80	3
2	30	90	6	90	6
3	30	100	9	100	9
4	30	110	12	110	12
5	30	120	15	120	15
6	40	80	6	100	12
7	40	90	9	110	15
8	40	100	12	120	3
9	40	110	15	80	6
10	40	120	3	90	9
11	50	80	9	120	6
12	50	90	12	80	9
13	50	100	15	90	12
14	50	110	3	100	15
15	50	120	6	110	3
16	60	80	12	90	15
17	60	90	15	100	3
18	60	100	3	110	6
19	60	110	6	120	9
20	60	120	9	80	12
21	70	80	15	110	9
22	70	90	3	120	12
23	70	100	6	80	15
24	70	110	9	90	3
25	70	120	12	100	6

1.2 基于 Deform 3D 有限元模型的建立

由于实验设备和钝化工艺的限制, 刃口钝化形状不易控制, 工艺的可重复性程度不高, 获得特定形状参数的刀片比较困难. 刀具寿命试验、切削力和切削温度也需要使用大量的刀具, 并耗费很多时间和材料, 想要通过实际切削试验研究刃口钝化形状有许多困难. 但有限元仿真可以有效地解决这些问题. Deform 是一款基于工艺的有限元模拟软件, 具有网格重划分功能, 常用于分析切削过程中的金属流动情况.

1) 刀具三维模型的建立. 根据表 2 中刀具刃口几何参数, 利用 UG 建立刀具的三维模型, 如图 3 所示.

2) 工件三维模型的建立. 基于 Deform 建立工件模型, 将长度和宽度参数确定即可得到工件模型, 如图 4 所示.

3) 然后将刀具模型以 .stp 格式导入 Deform 软件中, 将刀具与工件进行装配, 如图 5 所示.

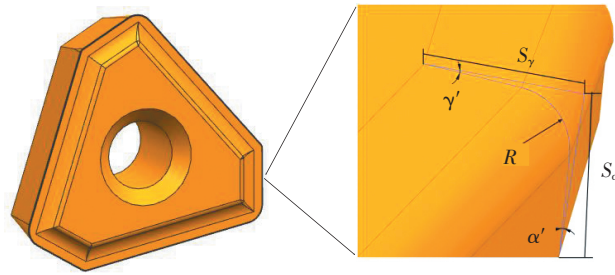


图 3 刀具的三维模型

Fig. 3 3D model of the tool

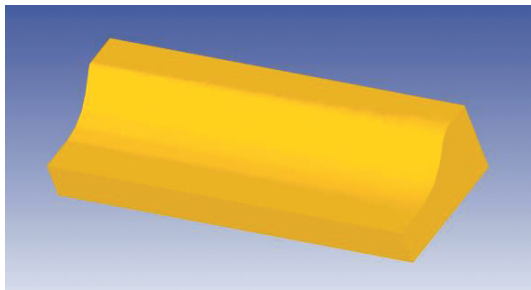


图 4 工件模型

Fig. 4 Workpiece model

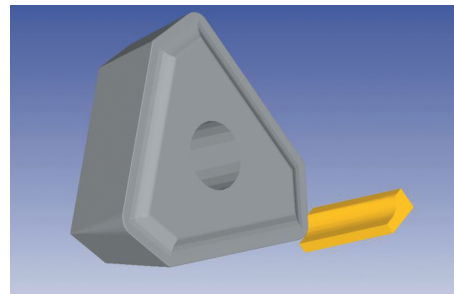


图 5 刀具与工件的装配模型

Fig. 5 Assembly model of the tool and workpiece

4) 本构模型的选择. 在切削过程中, 工件通常会在大应变、应变率、高温作用下发生弹性塑性变形. 本构方程是描述材料在不同温度和应变率下的应力和应变关系的方程, 可以描述材料在加工过程中的物理性能的变化. 因此选择合适的本构模型对切削仿真的正确性有很大的影响. Johnson-Cook 本构方程^[16]因其反映了材料的应变强化效应、流动应力和应变速率的关系且表达形式简单而被广泛使用, 其表达形式为:

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

式中: A 为材料屈服强度; B 为材料硬化模量; C 为应变灵敏度; m 为热敏感性系数; n 为应变硬化指数; T_m 为材料的熔点; T 为材料基体温度; T_0 为室温; $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ 为等效塑性应变速率; $\bar{\epsilon}$ 为等效应力; $\bar{\sigma}$ 为流动应力.

本研究选用的刀具材料为普通硬质合金, 牌号 YG8, 工件的材料为 45 钢, 45 钢的 Johnson-Cook 本构模型参数与机械和热学性能参数如表 3 和表 4 所示.

表 3 Johnson-Cook 模型参数

Tab. 3 Johnson-Cook Model Parameters

A/MPa	B/MPa	n	C	m
507	320	0.28	0.064	1.06

表 4 45 钢的机械性能和热学性能参数

Tab. 4 Mechanical and thermal properties parameters of 45 steel

密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量/ GPa	泊松比	比热容/ ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	熔点/K	热传导率/ ($\text{N} \cdot \text{sec}^{-1} \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{C}^{-1}$)	热传导系数/ ($\text{N} \cdot \text{sec}^{-1} \cdot \text{mm}^{-1} \cdot \text{C}^{-1}$)
7 800	200	0.3	469	1 795	0.02	45

5) 切削仿真参数的设置. 根据刀具厂家推荐切削参数及多次试切, 选择的切削参数为: 切削速度为 $180 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$, 进给量为 $0.15 \text{ mm} \cdot \text{r}^{-1}$, 切削深度为 1 mm .

6) 接触摩擦模型的设置. 切削过程中刀具前刀面和切屑, 后刀面和工件表面会产生强烈的摩擦作用. 由于刀尖区域温度高, 材料流动性强, 该区域的摩擦性质较为复杂分为滑动区和粘接区. 在滑动区正应力小, 处于滑动摩擦状态被称为外摩擦, 在粘接区正应力很大, 材料流动明显, 被称为内摩擦. 在 Deform 3D 中内置了混合摩擦模型, 即符合剪切摩擦和库伦摩擦两种特性. 其公式为:

$$\tau_f = \begin{cases} \mu\sigma_n, & \mu\sigma_n < \bar{\tau}, \\ \bar{\tau}, & \mu\sigma_n \geq \bar{\tau}. \end{cases} \quad (2)$$

式中: τ_f 为剪切应力, 单位 MPa; μ 为摩擦系数 (本文中取摩擦系数 $\mu = 0.6$); σ_n 为正应力, 单位 MPa; $\bar{\tau}$ 为极限剪切流动应力, 单位 MPa.

6) 边界条件的设置. 刀具和工件与外部环境的热交换温度均设为 $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

7) 刀具与工件的网格划分. 为提高仿真精度, 刀具刃口的网格划分选择相对网格尺寸, 其网格数为 105 000; 工件采用相对网格, 最小网格尺寸为 0.01 mm .

8) 仿真模拟控制参数的设置. 选择模拟总步数为 10 000, 步数储存量设为 10 步, 切削长度为 18 mm .

2 仿真结果与分析

2.1 刀具几何参数对切削力和切削温度的影响分析

根据表 2 的正交试验方案, 建立相应的刀具和工件的有限元模型, 然后进行仿真参数设置, 并进行求解, 打开 Deform Post 对计算结果进行后处理, 可得到主切削力 F_x , 进给力为 F_y , 径向力为 F_z ; 以及切削过程中刀具的最高温度 T . 刀具与工件温度云图如图 6 所示. 将 25 组仿真得到的实验结果进行汇总, 如表 5 所示.

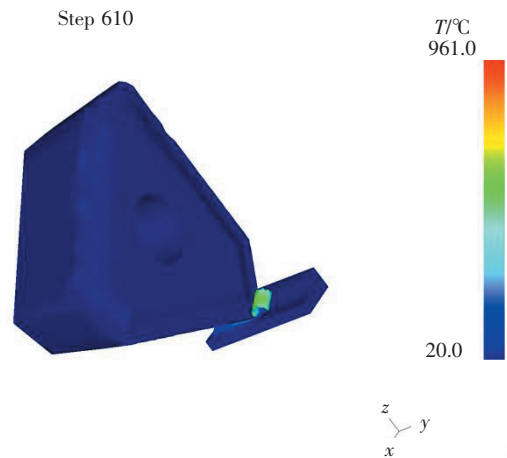


图 6 刀具与工件温度云图

Fig. 6 Cloud map of tool and workpiece temperature

表 5 切削仿真实验结果

Tab. 5 Results of cutting simulation experiment

序号	F_x/N	F_y/N	F_z/N	$T/^\circ\text{C}$
1	264	220	133	830
2	292	266	154	798
3	325	303	169	785
4	363	388	213	850
5	422	460	268	900
6	402	362	204	988
7	438	477	274	1 009
8	341	305	180	874
9	310	266	156	867
10	370	299	176	910
11	387	345	195	1 015
12	365	289	174	905
13	387	302	185	960
14	462	420	244	1 097
15	400	318	192	1 008
16	427	357	217	1 120
17	392	347	212	1 006
18	456	349	220	1 088
19	477	382	230	1 102
20	422	313	197	1 021
21	450	368	227	1 126
22	515	392	241	1 253
23	481	332	209	1 171
24	420	377	232	1 103
25	483	381	245	1 145

由于主切削力和切削温度是影响刀具切削性能的重要因素^[17], 因此, 本研究根据正交试验结果, 基于 Matlab 对主切削力和切削温度进行方差分析计算, 其结果如表 6 和表 7 所示。

表 6 主切削力实验结果的方差分析

Tab. 6 ANOVA of experimental results for main cutting force

因素	平方和	自由度	均方	F 值	P 值
R	56 487.0	4	14 121.7	36.34	0.002 1
S_γ	2 983.4	4	745.8	1.92	0.272 0
γ'	1 739.8	4	434.9	1.12	0.458 0
S_α	14 193.8	4	3 548.4	9.13	0.027 0
α'	19 828.6	4	4 957.1	12.76	0.015 0
误差	1 554.6	4	388.6		
总和	96 787.0	24			

表 7 切削温度实验结果的方差分析
Tab. 7 ANOVA of experimental results for cutting temperature

因素	平方和	自由度	均方	F 值	P 值
R	314 823.8	4	78 705.9	132.63	0.000 2
S_r	4 326.2	4	1 081.5	1.82	0.288 0
γ'	14 165.4	4	3 541.3	5.97	0.056 0
S_a	16 220.6	4	4 055.1	6.83	0.045 0
α'	32 327	4	8 081.7	13.62	0.013 0
误差	2 373.8	4	593.4		
总和	384 236.6	24			

由表 6 和表 7 可知, 在刀片刃口几何参数中钝圆半径 R 、后刀面钝化宽度 S_a 以及后刀面钝化角度 α' 对主切削力和切削温度影响显著. 通过均值分析可以获得钝圆半径 R 、后刀面钝化宽度 S_a 和后刀面钝化角度 α' 对主切削力和切削温度的影响规律, 其直观分析结果如图 7 和图 8 所示.

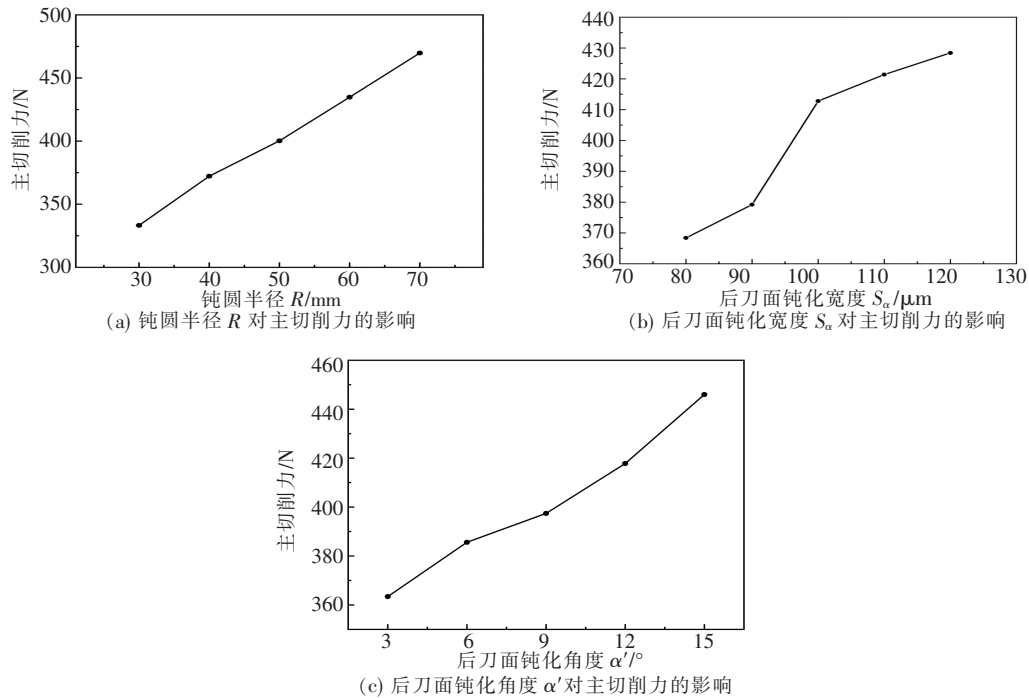


图 7 形状参数对主切削力的影响规律

Fig. 7 The effect of shape parameters on the main cutting force

由图 7 可知, 主切削力随着钝圆半径 R 、后刀面钝化宽度 S_a 、后刀面钝化角度 α' 的增大而增大. 根据金属切削原理, 切削力的来源有 3 个: 克服工件材料抵抗弹性变形的力; 克服工件抵抗材料塑性变形的力; 克服前刀面及切屑与后刀面及已加工表面的摩擦力. 当钝圆半径 R 增大时, 会使刃口前面工件材料堆积得更多, 形成更大的凝滞区, 带动更多的工件弹塑性变形, 需要抵抗材料变形的力更多, 从而使主切削力更大. 并且随着半径的增大, 刃口表面与切

屑和已加工表面的接触面积更大, 也会导致摩擦力增加, 进而使主切削力增大. 当过渡半径增加时, 凝滞区下方的材料更多, 使得更多的材料挤入已加工表面, 造成的进给力更大. R 越大, “尺寸效应”也会越明显, 进而使得增大趋势更加明显. 后刀面钝化宽度 S_a 增加, 会增加刀具与已加工表面的摩擦, 从而使得主切削力增大. 由于刀片的后角为 11° , 由于刚开始后刀面钝化角度并没有超过刀具的后角, 所以刀具后刀面与工件接触的形态没有较大的改变, 切削力增长较为缓慢. 当钝化角度超过 11° 时, 会在刃口和后刀面之间形成一段负后角, 使得刃口下方的工件材料变形增多, 刀具和已加工表面的接触面积也会陡增, 因此, 主切削力也随之明显增大.

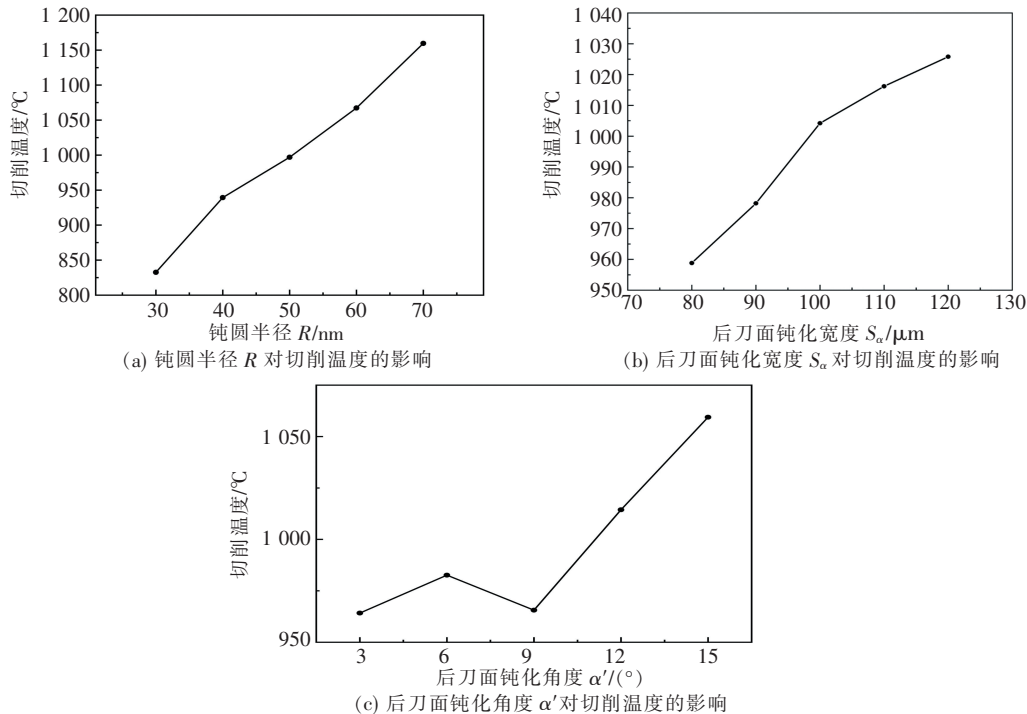


图 8 形状参数对切削温度的影响规律

Fig. 8 The effect of shape parameters on the cutting temperature

由图 8 可知, 切削温度随钝圆半径 R 、后刀面钝化宽度 S_a 、后刀面钝化角度 α' 的增大而增大. 切削热的来源主要有 2 个: 一个是工件材料发生弹塑性形变产生的变形热, 另一个是刀具与切屑及已加工表面的摩擦产生的摩擦热. 当钝圆半径 R 增大时, 刃口处工件材料的变形程度也会增大, 产生的变形热也会更多, 同时也会增加刀具与切屑及已加工表面的接触面积产生更多的摩擦热. 后刀面钝化宽度 S_a 增大, 会增加刀具与已加工表面的摩擦, 从而使得主切削力增大. 当钝化后角 α' 增加时, 刀具后刀面与已加工表面的接触增加, 反而增加了刀具上的摩擦热, 还减小了后刀面的散热面积, 导致刀具本身温度上升.

2.2 刀具刃口几何参数的优化

2.2.1 材料去除率和表面粗糙度信噪比的计算

为优选出合适的刀具刃口几何参数, 本文采用模糊田口法对刀具刃口几何参数进行优化. 根据产品特性, 田口法通常将信噪比 (R_{SN}) 定义为 3 种特性, 即望大特性、望目特性、望小特性, 分别如式 (3) ~ 式 (5) 所示.

望大特性:

$$R_{SN} = -10 \cdot \lg \left[\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \frac{1}{z_i^2} \right]. \quad (3)$$

望目特性:

$$R_{SN} = -10 \cdot \lg \left[\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n (z_i - m)^2 \right]. \quad (4)$$

望小特性:

$$R_{SN} = -10 \cdot \lg \left[\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n z_i^2 \right]. \quad (5)$$

式中: z_i 为实验所收集的数据; n 为实验次数; m 为望目特性中的目标值.

由于主切削力和切削温度是影响刀具切削性能的重要因素, 且刀具在切削过程中主切削力和切削温度越小越好. 因此, 选用田口法中的望小特性来计算主切削力和切削温度的信噪比, 其计算结果如表 8 所示.

表 8 主切削力和切削温度的信噪比

Tab. 8 Signal to noise ratio of main cutting force and cutting temperature

序号	主切削力的信噪比/dB	切削温度的信噪比/dB
1	-48.432 1	-58.381 6
2	-49.307 7	-58.040 1
3	-50.237 7	-57.897 4
4	-51.198 1	-58.588 4
5	-52.506 2	-59.084 9
6	-52.084 5	-59.895 1
7	-52.829 5	-60.077 8
8	-50.655 1	-58.830 2
9	-49.827 2	-58.760 4
10	-51.364 0	-59.180 8
11	-51.754 2	-60.129 3
12	-51.245 9	-59.133 0
13	-51.754 2	-59.645 4
14	-53.292 8	-60.804 1
15	-52.041 2	-60.069 2
16	-52.608 6	-60.984 4
17	-51.865 7	-60.052 0
18	-53.179 3	-60.732 6
19	-53.570 4	-60.843 6
20	-52.506 2	-60.180 5
21	-53.064 3	-61.030 8
22	-54.236 1	-61.959 0
23	-53.642 9	-61.371 1
24	-52.465 0	-60.851 5
25	-53.678 9	-61.176 1

2.2.2 灰关联系数的计算

为了将主切削力的信噪比和切削温度的信噪比处理到相同的品质, 需对主切削力的信噪比和切削温度的信噪比进行归一化处理, 将每组主切削力的信噪比和切削温度的信噪比转换到介于 0 到 1 之间, 并将所有因子的目标调整成望大特性, 其计算式如式 (5) 所示.

$$x_i(k) = \frac{m_i(k) - \min m_i(k)}{\max m_i(k) - \min m_i(k)}, \quad (5)$$

式中: $x_i(k)$ 为灰关联生成后的数值; $\min m_i(k)$ 和 $\max m_i(k)$ 分别为 R_{SN} 数列中的最小值和最大值; $m_i(k)$ 为 R_{SN} 数列中的目标值, 其计算结果如表 9 所示.

表 9 主切削力和切削温度的信噪比归一化

Tab. 9 Normalization of signal to noise ratio for main cutting force and cutting temperature

序号	主切削力的信噪比归一化	切削温度的信噪比归一化
1	1.000 0	0.880 8
2	0.849 1	0.964 9
3	0.688 9	1.000 0
4	0.523 4	0.829 9
5	0.298 0	0.707 6
6	0.370 7	0.508 1
7	0.242 4	0.463 2
8	0.617 0	0.770 3
9	0.759 6	0.787 5
10	0.494 8	0.684 0
11	0.427 6	0.450 5
12	0.515 2	0.695 8
13	0.427 6	0.569 6
14	0.162 5	0.284 3
15	0.378 2	0.465 3
16	0.280 4	0.240 0
17	0.408 4	0.469 5
18	0.182 1	0.302 0
19	0.114 7	0.274 6
20	0.298 0	0.437 9
21	0.201 9	0.228 5
22	0	0
23	0.102 2	0.144 7
24	0.305 2	0.272 7
25	0.096 0	0.192 8

然后, 从归一化的信噪比计算出灰关联系数, 以表达期望值与实际值之间的关系, 计算式如式 (6) 所示.

$$n_{ij}(k) = \frac{\Delta_{\min} + \xi \Delta_{\max}}{\Delta_{ij}(k) + \xi \Delta_{\max}}, \quad (6)$$

式中: $x_i(k)$ 为参考序列; $x_j(k) = 1 (j = 1, 2, \dots, 16)$ 为一特定的比较序列; $\Delta_{ij}(k) = \|x_i(k) - x_j(k)\|$ 是 $x_i(k)$ 和 $x_j(k)$ 的差的绝对值; ξ 为辨识系数; $\Delta_{\min} = \min_{j \in i} \min_k$

$\|x_i(k) - x_j(k)\|$ 和 $\Delta_{\max} = \max_{j \in i} \max_k \|x_i(k) - x_j(k)\|$ 分别是 $\Delta_{ij}(k)$ 中的最小值和最大值. 计算出的主切削力和切削温度的灰关联系数, 如表 10 所示.

表 10 主切削力和切削温度的灰关联系数

Tab. 10 The grey correlation coefficient between main cutting force and cutting temperature

序号	主切削力的灰关联系数	切削温度的灰关联系数
1	1.000 0	0.807 5
2	0.768 2	0.934 4
3	0.616 5	1.000 0
4	0.512 0	0.746 1
5	0.416 0	0.631 0
6	0.442 8	0.504 1
7	0.397 6	0.482 2
8	0.566 2	0.685 2
9	0.675 3	0.701 8
10	0.497 4	0.612 8
11	0.466 3	0.476 4
12	0.507 7	0.621 7
13	0.466 3	0.537 4
14	0.373 8	0.411 3
15	0.445 7	0.483 2
16	0.410 0	0.396 8
17	0.458 0	0.485 2
18	0.379 4	0.417 3
19	0.360 9	0.408 0
20	0.416 0	0.470 8
21	0.385 2	0.393 2
22	0.333 3	0.333 3
23	0.357 7	0.368 9
24	0.418 5	0.407 4
25	0.356 1	0.382 5

2.2.3 模糊推理系统

将主切削力和切削温度的灰关联系数作为模糊推理系统 (FIS) 的输入变量, 将多重品质特性衡量指标 (MPCI) 值作为输出变量. 基于 Matlab 建立 FIS 体系结构, 如图 9 所示. 对于两个输入变量选择三角形隶属函数, 隶属函数的数目为 3 个, 分别命名为大 (L)、中 (M) 和小 (S).

对于输出变量 MPCI 也选择三角形隶属函数, 隶属函数的个

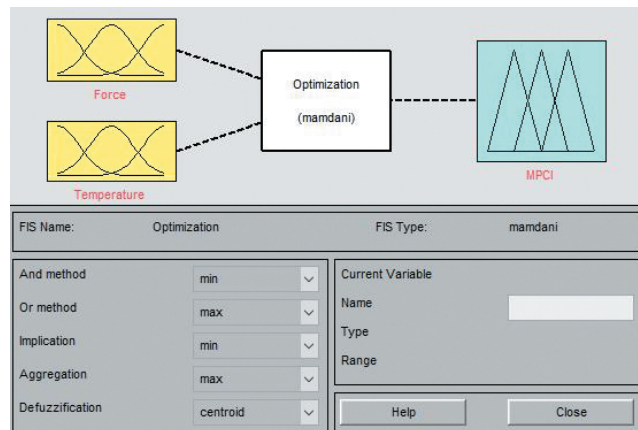


图 9 FIS 框架图

Fig. 9 FIS framework diagram

数为 5, 分别命名为非常大 (VL)、大 (L)、中 (M)、小 (S) 和非常小 (VS)。因此, 基于 Matlab 的规则编辑器可制定出 9 条模糊推理规则, 如图 10 所示。其模糊推理结果为多重品质特性衡量指标值, 如表 11 所示。

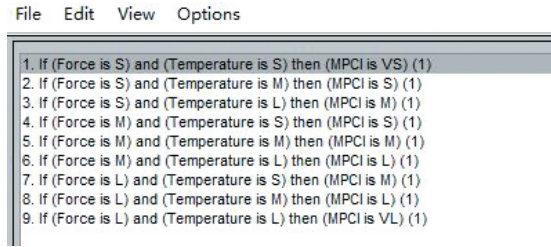


图 10 模糊推理规则
Fig. 10 Fuzzy inference rules

表 11 多重品质特性衡量指标 (MPCI) 值

Tab. 11 Multiple performance quality characteristics index (MPCI) values

序号	多重品质特性衡量指标 (MPCI) 值
1	0.799
2	0.735
3	0.758
4	0.624
5	0.522
6	0.466
7	0.438
8	0.602
9	0.625
10	0.565
11	0.476
12	0.571
13	0.502
14	0.420
15	0.464
16	0.431
17	0.471
18	0.424
19	0.414
20	0.447
21	0.423
22	0.390
23	0.407
24	0.437
25	0.408

2.2.4 刀片刃口最佳几何参数的确定

为求得刀片刃口最佳切削参数组合, 应对各因素水平的 MPCI 取平均值, 获得 MPCI 的响应值如表 12 所示。

MPCI 的响应值越大, 代表性能越好。因此, 根据表 12 中响应值, 选取每个因素最大的响应值所对应的水平, 故可得出最佳刀片刃口的几何参数组合为: A1B3C4D1E1, 即刃口钝圆半径 R 为 $30 \mu\text{m}$, S_γ 为 $100 \mu\text{m}$, γ' 为 12° , S_α 为 $80 \mu\text{m}$, α' 为 3° 。

表 12 多重品质特性衡量指标 (MPCI) 的响应值

Tab. 12 Response values of MPCI					
水平	A	B	C	D	E
1	0.729 0	0.519 0	0.519 6	0.569 8	0.554 6
2	0.539 2	0.521 0	0.497 2	0.534 0	0.533 6
3	0.486 6	0.538 6	0.511 2	0.504 6	0.546 2
4	0.437 4	0.504 0	0.527 2	0.474 6	0.485 8
5	0.413 0	0.481 2	0.508 6	0.480 8	0.443 6
极差	0.316 0	0.034 6	0.007 6	0.095 2	0.111 0
排名	1	4	5	3	2

基于 Deform 3D 软件对刀片刃口的几何参数最佳组合 A1B3C4D1E1 进行切削仿真, 得到主切削力 262.5 N, 切削温度 749 °C. 然后将参数最佳组合与 25 组正交试验参数组合的切削力和切削温度进行对比, 如图 11 所示.

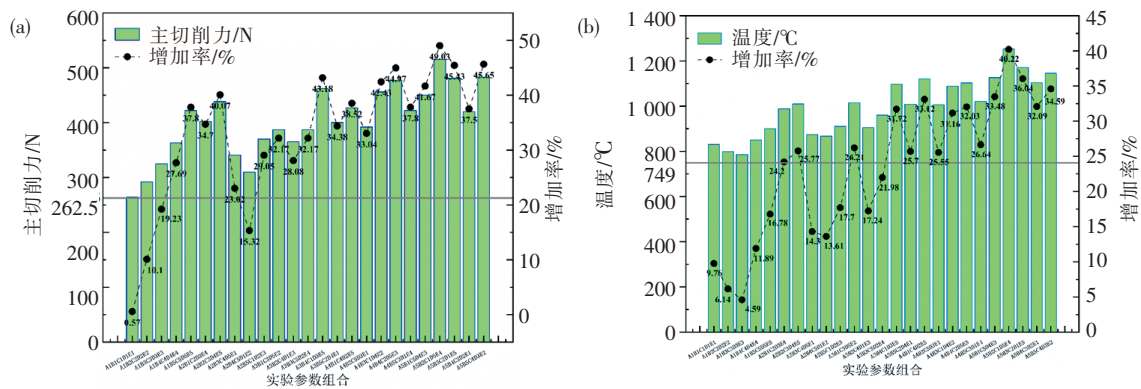


图 11 刀片刃口几何参数最佳组合与 25 组正交试验参数组合的仿真结果对比: (a) 主切削力; (b) 切削温度
Fig. 11 Comparison of simulation results between the optimal parameters combination of the insert cutting edge and 25 sets of experimental parameter combinations: (a) Main cutting force; (b) Cutting temperature

由图 11 可知, 最佳组合 A1B3C4D1E1 的主切削力和切削温度均为最小; 与 A5B2C1D5E4 相比, 降幅最大, 其中主切削力降低了 49.03%, 切削温度降低了 40.22%. 可见, 优化后刃口几何参数可有效降低主切削力和切削温度.

3 结论

为提高液压缸深孔加工用硬质合金刀具的切削性能, 本文基于 K 因子法, 引入 5 个相互独立的参数表征刀具刃口微观几何形状, 基于 Deform 软件对其进行切削力和切削温度仿真, 利用方差分析法分析刀具刃口几何参数对切削力和切削温度的影响, 然后基于模糊田口法对刀具刃口几何形状参数进行优化, 得出结论如下:

1) 通过方差分析, 刀片刃口几何参数中钝圆半径 R 、后刀面钝化宽度 S_a 以及后刀面钝化角度 α' 对主切削力和切削温度影响显著, 切削力和切削温度均随钝圆半径 R 、后刀面钝化宽度 S_a 以及后刀面钝化角度 α' 的增大而增大.

2) 以最小主切削力和最低切削温度为目标, 得到最佳的刀具刃口几何参数组合为

A1B3C4D1E1, 即刃口钝圆半径 R 为 $30\ \mu\text{m}$, S_γ 为 $100\ \mu\text{m}$, γ' 为 12° , S_a 为 $80\ \mu\text{m}$, α' 为 3° .

3) 基于 Deform 3D 软件对刀片刃口的几何参数最佳组合 A1B3C4D1E1 进行切削力和切削温度仿真, 得到主切削力为 $262.5\ \text{N}$, 切削温度为 $749\ ^\circ\text{C}$, 与 A5B2C1D5E4 相比, 降幅最大, 其中主切削力降低了 49.03% , 切削温度降低了 40.22% .

参 考 文 献

- [1] SHANBHAG V V, MEYER T J J, CASPERS L W, et al. Failure monitoring and predictive maintenance of hydraulic cylinder-state-of-the-art review[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2021, 26(6): 3087-3103.
- [2] WANG W T, MD K S, ROBERT A, et al. Effect of edge preparation technologies on cutting edge properties and tool performance[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 106(5/6/7/8): 1823-1838.
- [3] DENKENA B, BIERMANN D. Cutting edge geometries[J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2014, 63(2): 631-653.
- [4] FANG F Z, XU F. Recent advances in micro/nano-cutting: Effect of tool edge and material properties[J]. Nanomanufacturing and Metrology, 2018, 1(1): 4-31.
- [5] TUGRVL O, TSV-KONG H, EROL Z. Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2005, 25(3/4): 262-269.
- [6] JIANG H, RAJIV S, CHENG X M, et al. Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer + hone cutting edge geometry[J]. Materials Science & Engineering A, 2004, 394(1): 238-248.
- [7] DENKENA B, LUCAS A, BASSETT E, et al. Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermo-mechanical load [J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2011, 60(1): 73-76.
- [8] BASSETT E J K B D. On the honed cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts[J]. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2012, 5(2): 108-126.
- [9] VENTURA C E H, CHAVES H S, RUBIO J C C, et al. The influence of the cutting tool microgeometry on the machinability of hardened AISI 4140 steel[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 90(9/10/11/12): 2557-2565.
- [10] 雷普军, 陈康华, 何莹, 等. 刃口钝化形状因子 K 对车削刀片性能的影响[J]. 硬质合金, 2019, 36(1): 61-67.
- [11] TAGUCHI G, ELSAYED E A, HSIANG T C. Quality Engineering in Production Systems[M]. New York: McGraw Hill Book Co., 1989.
- [12] ISIK A T, CAKIROGLU R, GUNAY M. Multiresponse optimization of performance indicators through Taguchi-grey relational analysis in EDM of cemented carbide[J]. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2023, 41: 490-500.
- [13] QIN C J, PAN J, GUO L, et al. Experimental study on chemical-mechanical synergistic preparation for cemented carbide insert cutting edge[J]. Micromachines, 2023, 15(1): 17.
- [14] 袁果, 张克昌, 秦长江. 基于模糊田口法的液压油缸密封油槽加工工艺优化[J]. 湘潭大学学报(自然科学版), 2025, 47(4): 153-161.
- [15] 杜明聪. 刃口钝化形状对硬质合金刀具切削性能的影响[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2022.
- [16] 王晓强, 阮孝林, 崔凤奎. 淬火态 42CrMo 钢本构方程的建立及验证[J]. 塑性工程学报, 2019, 26(5): 118-124.
- [17] 陆剑中, 孙家宁. 金属切削原理与刀具[M]. 5版. 北京: 机械工业出版社, 2020.

(责任编辑: 夏金玉)