C60微量润滑铣削GH4169切削力预测及工艺参数优化

潘志榕[1] 孙 浩[2*] 姚 斌[1] 蔡志钦[1] 蓝启鑫[1] 张金辉[1]
1.厦门大学航空航天学院,厦门,361005
2.中国航发哈尔滨东安发动机有限公司,哈尔滨,150060

摘要:镍基高温合金在航空航天等领域应用广泛,但加工时刀具磨损严重、切削力大且效率低,传统润滑技术难以改善切削性能。针对上述问题,引入C60纳米流体切削液改善切削区润滑条件,降低刀-工界面摩擦并抑制热积累。构建考虑纳米流体摩擦特性和冷却效果的切削力建模方法,结合斜角切削理论、镜像热源法与Johnson-Cook本构方程计算切削力。铣削实验结果显示,该模型能量化纳米流体润滑下摩擦与冷却的协同作用,预测切削力平均误差为6.73%,纳米流体润滑下切削合力峰值较常规切削液降低19.6%。进一步提出基于Pareto最优解的粒子群优化算法多目标优化策略,构建加工效率与切削力的多目标评价体系,优化工艺参数后,切削合力减小了5.7%,加工效率提高了36.33%。

关键词:C60;纳米流体;切削力预测;粒子群优化
中图分类号:TG54
DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2026.07.004 **开放科学(资源服务)标识码(OSID)**:

Prediction of Cutting Forces and Processing Parameter Optimization in C60 Minimum Quantity Lubrication Milling of GH4169

PAN Zhirong[1] SUN Hao[2*] YAO Bin[1] CAI Zhiqin[1] LAN Qixin[1] ZHANG Jinhui[1]
1.School of Aerospace Engineering, Xiamen University, Xiamen, Fujian, 361005
2.AECC Harbin Dong'an Engine Co., Ltd., Harbin, 150060

Abstract: Nickel-based superalloys were widely used in aerospace and other fields. However, significant challenges were in machining, including severe tool wear, poor surface integrity, and low processing efficiency, which could not be effectively mitigated by conventional lubrication techniques. To address these issues, C60 nanofluid cutting fluid was introduced to enhance lubrication at the tool-workpiece interfaces, thereby reducing friction and suppressing heat accumulation. A novel cutting force modeling approach was developed, incorporating the tribological properties and cooling effects of nanofluids. The model integrated oblique cutting theory, mirror heat source method, and Johnson-Cook constitutive equation to calculate cutting forces. Experimental results demonstrate that the proposed model accurately quantifies the synergistic effects of friction reduction and cooling enhancement under nanofluid lubrication, achieving an average prediction error of 6.73% for cutting forces. Notably, the cutting force peak is reduced by 19.6% under nanofluid lubrication compared to conventional cutting fluids. Furthermore, a multi-objective optimization strategy was proposed based on Pareto optimality and PSO. A comprehensive evaluation system was established considering machining efficiency and cutting forces. Optimization results show that the cutting force decreases by 5.7%, while machining efficiency increases by 36.33% after parameter optimization.

Key words: C60; nanofluid; cutting force prediction; particle swarm optimization(PSO)

0 引言

随着航空航天工业对先进材料需求的大幅增加,镍基高温合金由于其耐高温、优异的耐腐蚀性和高强度、抗疲劳度等物理力学性能,逐渐取代了传统金属材料,在航空航天领域得到了广泛应用[1-2]。就可加工性而言,镍基高温合金具有高比强度、低的热导率和热扩散系数,导致切削过程中切削力和切削温度较高,严重影响加工表面质量、切削效率和刀具寿命[3-4]。近年来,国内外研究人员针对镍基高温合金铣削加工的润滑特性进行了诸多研究。纳米流体微量润滑作为一种新兴的润滑加工技术,可显著提高切削加工的润滑性能与

收稿日期:2025-03-21
基金项目:国家自然科学基金(52475070);中国航空发动机集团产学研合作项目(TC240Y010)

冷却性能，从而有效改善加工质量[5-6]。

纳米流体是通过将不同浓度的纳米颗粒（尺寸在1～100 nm之间）分散在基础流体中制备而成[7]。刘明政等[8]通过引入低温介质与微量润滑结合的低温微量润滑技术，显著提高了切削区的冷却和润滑效果。BAREWAR等[9]研究了使用Ag/ZnO纳米粒子混合切削液的可行性，并观察到剪切区的切削温度降低了15.38%。关集俱等[10]发现多壁碳纳米管/油酸复合物纳米流体车削GCr15钢具有优异的高导热性和高润滑能力，与普通切削液相比，复合纳米流体车削时的切削力减小约15%，切削温度降低约25%。柏秀芳等[11]研究Al_2O_3/SiO_2混合纳米流体在微量润滑铣削45钢中的润滑性能，通过实验发现混合纳米流体可显著减小切削力和接触角，改善工件表面质量，验证了Al_2O_3含量对润滑性能的关键影响及其在混合纳米流体中的协同作用机制。富勒烯C60分子直径为0.7 nm，凭借独特的球形结构被广泛应用于微观和宏观系统中的摩擦学和机电领域，且对人体及环境无害[12]。ZHELEZNY等[13]发现富勒烯C60作为润滑添加剂可以提高冰箱压缩机的润滑冷却特性。黄景山等[14]研究C60纳米粒子在插削加工中的摩擦机理，C60纳米粒子表现出优异的耐磨性和极低的摩擦因数特性。尽管近年来纳米流体被应用于切削加工中，但纳米流体在铣削过程中剪切区的力学演化和运动状态仍有待进一步研究。

尽管实验方法能够有效指导实际加工，但其过程耗时且成本较高；相比之下，数值分析方法无需先验知识即可模拟切削力与切削温度等物理现象。MAO等[15]建立考虑工件变形的动力学模型来预测铣削切削力，计算干切削条件下的切削力和切削温度。岳彩旭等[16]提出了基于移动热源法的铣刀前刀面瞬态温度场建模方法，较准确地预测了铣刀的瞬时切削温度。王海艳等[17]建立了基于斜角切削的螺旋铣孔切削力模型，实验结果表明，预测的三向切削力与实际测量结果吻合较好。

对于切削加工的工艺参数多目标优化问题，娄维达等[18]提出了一种计算铣削稳定性的更为精确的方法，结合了复化Cotes积分和神经网络，与传统的优化方法相比，该方法能够更准确地预测切削力，并在保证加工质量的同时实现工艺参数的稳定优化。FENG等[19]采用响应面法和遗传算法进行了多目标优化，以获得具有良好综合切削性能的刀具微结构参数。

尽管已有若干模型针对不同切削润滑工况下的镍基合金加工进行切削力模拟，但纳米流体切削液在金属加工中的摩擦润滑机理尚未充分阐明，尤其是C60纳米流体对铣刀瞬时切削力的影响研究仍属空白。本文研究分析了纳米流体的使用对镍基高温合金铣削过程中切削特性和润滑效果的影响。

1　分析及构建铣削模型

1.1　铣刀切削刃几何模型

预测切削力的关键是计算剪切流动应力、法向剪切角和剪切温度等关键信息，并通过数值迭代计算切削力。

如图1所示，整体立铣刀切削刃包络线为螺旋圆柱形，基于微分思想，将整体立铣刀的切削刃沿轴向划分多个独立斜角切削微元。斜角切削中，ϕ_n为法向剪切角、λ_s为刃倾角、η_c为切屑流动方向和切削刃法线之间的夹角、γ_n为刀具的刀前角、h_j为微元切削深度、dz为微元轴向切深。

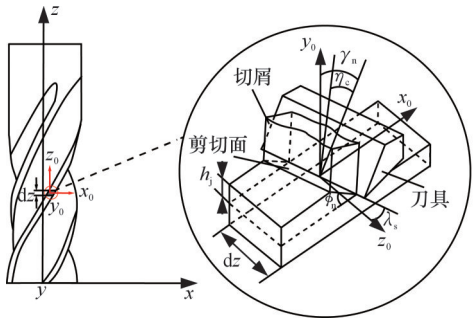


图1　整体立铣刀示意图

Fig.1　Schematic diagram of overall end milling cutter

图2为未变形切屑厚度示意图。立铣刀的铣削过程由铣刀的旋转运动和刀具进给运动组成，使得切削刃轨迹呈现次摆线状，h_{max}为最大切削厚度，a_e为径向切深，v_f为进给速度。铣刀的螺旋切削刃旋转时，瞬时切屑厚度呈周期性变化，切屑厚度h_j与旋转角ϕ_{js}之间的关系如下：

$$h_j = R - \sqrt{R^2 - \cos^2\phi_{js} f_z^2} + \cos\phi_{js} f_z \tag{1}$$

式中：R为立铣刀半径；f_z为每齿进给量。

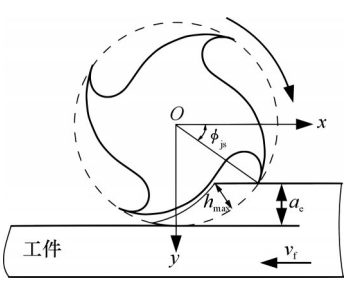


图2　未变形切屑厚度示意图

Fig.2　Schematic diagram of undeformed chip thickness

1.2 斜角切削模型

由于铣刀螺旋角的存在，将每个微小切削单元视为斜角切削刃，如图3所示。利用斜角切削理论求得微元单元应力，再将这些单元的切削力相加来计算铣刀的瞬时总切削力。对斜角切削力学理论进行了以下分析。

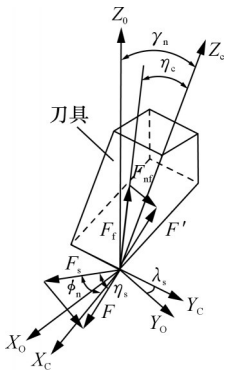


图3 斜角切削示意图

Fig.3 Schematic diagram of oblique cutting

根据MERCHANT[20]提出的公式，法向剪切角ϕ_n计算如下：

$$\phi_n=\frac{\pi}{4}-\frac{\beta}{2}+\frac{\gamma_n}{2} \tag{2}$$

式中：β为平均摩擦角。

在斜角切削过程中，根据MOUFKI等[21]提出的隐式公式，切屑流角η_c可以表示为

$$\begin{aligned}&[\cos\gamma_n-\sin(\phi_n-\gamma_n)\sin\phi_n]\tan\beta\sin\eta_c\cos\eta_c+\\&\tan\beta\tan\lambda_s\sin(\phi_n-\gamma_n)\cos(\phi_n-\gamma_n)\cos^2\eta_c+\\&\sin\eta_c\cos(\phi_n-\gamma_n)\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos^2(\phi_n-\gamma_n)\cos\eta_c=0\end{aligned} \tag{3}$$

图3为斜角切削示意图。以主剪切面为研究对象，得到作用在工件上的合力F和刀具上反作用力F'，它们是一对方向相反、大小一致的平衡力。合力F可分解为剪切力F_s和剪切法向力F_{ns}；刀具上反作用力F'可分解为刀具-切屑接触面上摩擦力F_f和摩擦正压力F_{nf}。

剪切流角η_s表示合力F方向与剪切力方向之间的夹角。假设斜角切削等效平面穿过X轴，初始坐标系Y轴方向上垂直于等效平面的投影视图被视为零，因此可得剪切流角η_s为

$$\tan\eta_s=\frac{\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\gamma_n)-\tan\eta_c\sin\phi_n}{\cos\gamma_n} \tag{4}$$

假设剪切应力τ_s均匀分布在斜角切削主剪切平面上，并与剪切力成正比。剪切力F_s表示为

$$F_s=\frac{\tau_s a_e h_j}{\sin\phi_n\cos\lambda_s} \tag{5}$$

在切削加工过程中伴随着高温、高压、高应变率的塑性大变形过程，采用Johnson-Cook材料本构模型来计算流动应力，并综合考虑影响材料剪切变形的应力硬化与热软化这两个关键因素，将剪切应力建立为随应变、应变率和温度变化的函数：

$$\tau_s=\frac{1}{\sqrt{3}}(A+B\varepsilon^n)\left[1+C\ln\left(\frac{\dot\varepsilon}{\dot\varepsilon_0}\right)\right]\left[1-\left(\frac{T_s-T_w}{T_m-T_w}\right)^m\right] \tag{6}$$

式中：A为剪切应变率；B为硬化模量；C为应变率敏感性系数；n为应变硬化指数；m为热软化指数；ε为剪切应变；$\dot\varepsilon$为剪切应变率；$\dot\varepsilon_0$为参考剪切应变率；T_s为剪切面的瞬时温度；T_w为工件材料的初始温度；T_m为材料熔化温度。

OXLEY[22]提出了计算斜角切削中的剪切应变和剪切应变率的模型。斜角切削的剪切应变ε计算如下：

$$\varepsilon=\frac{1}{2\sqrt{3}}\frac{\cos\gamma_n}{\sin\phi_n\cos(\phi_n+\gamma_n)} \tag{7}$$

剪切应变率$\dot\varepsilon$为

$$\dot\varepsilon=\frac{v_c\cos\lambda_s\cos\gamma_n}{h\cos\eta_s\cos(\phi_n-\gamma_n)} \tag{8}$$

式中：v_c为切削速度；h为剪切区的厚度。

ASTAKHOV等[23]使用测量显微镜拍摄剪切区的厚度为0.025 mm。

结合图1和图3，通过坐标系旋转变换，切削合力F同剪切力F_s与剪切法向力F_{ns}坐标变换关系为

$$F=\begin{bmatrix}\cos\eta_s&\sin\eta_s&0\\-\sin\eta_s&\cos\eta_s&0\\0&0&1\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\cos\phi_n&0&-\sin\phi_n\\0&1&0\\\sin\phi_n&0&\cos\phi_n\end{bmatrix}\cdot\begin{bmatrix}\cos\lambda_s&-\sin\lambda_s&0\\\sin\lambda_s&\cos\lambda_s&0\\0&0&1\end{bmatrix}\begin{bmatrix}F_s\\0\\F_{ns}\end{bmatrix} \tag{9}$$

可得

$$\begin{aligned}F=&-[F_s(\cos\eta_s\cos\phi_n\cos\lambda_s+\sin\eta_s\sin\lambda_s)+\\&F_{ns}\sin\phi_n\cos\lambda_s]x_o-[F_s(\sin\eta_s\cos\phi_n\cos\lambda_s-\sin\eta_s\sin\lambda_s)+\\&F_{ns}\sin\phi_n\cos\lambda_s]y_o-(F_s\cos\eta_s\cos\phi_n-F_{ns}\cos\phi_n)z_o\end{aligned} \tag{10}$$

摩擦力F_f和摩擦正压力F_{nf}之间的关系为

$$f=\tan\beta=\frac{F_f}{F_{nf}} \tag{11}$$

式中：β为平均摩擦角；f为平均摩擦因数，可通过摩擦磨损实验获得。

C60纳米流体的润滑效果通过降低摩擦因数得到具体体现。

刀具上反作用力F'可以表示为

$$F'=F_{nf}x_c-F_f z_c=F_{nf}x_c-F_{nf}\tan\beta z_c \tag{12}$$

进一步地，根据式(9)和式(11)可推导出

$$F_{nf}=\frac{\cos\eta_s}{\cos(\phi_n-\gamma_n)-\tan\beta\sin(\phi_n-\gamma_n)\cos\eta_c}F_s \tag{13}$$

$$F_{ns}=[\sin(\phi_n-\gamma_n)+\tan\beta\cos\eta_c\cos(\phi_n-\gamma_n)]F_{nf} \tag{14}$$

根据式(10)求得微元上切向力F_t、径向力F_r、轴向力F_a分量同剪切力F_s和剪切法向力F_{ns}

的关系如下：

$$\left.\begin{aligned}F_t&=F_s(\cos\eta_s\cos\phi_n\cos\lambda_s+\sin\eta_s\sin\lambda_s)+F_{ns}\sin\phi_n\cos\lambda_s\\F_r&=F_s(\sin\eta_s\cos\phi_n\cos\lambda_s-\sin\eta_s\sin\lambda_s)+F_{ns}\sin\phi_n\cos\lambda_s\\F_a&=F_s\sin\eta_s\cos\phi_n+F_{ns}\cos\phi_n\end{aligned}\right\}\tag{15}$$

在铣削过程中，刀具上参与切削的微元随着铣刀的旋转而变化，因此切削刃上单元的坐标系不断变化。斜角切削刃上微元坐标系3个方向的切削力通过以下坐标变换公式转换为工件坐标系：

$$\begin{pmatrix}\mathrm{d}F_x\\\mathrm{d}F_y\\\mathrm{d}F_z\end{pmatrix}=\begin{bmatrix}-\cos\phi_{js}&-\sin\phi_{js}&0\\\sin\phi_{js}&-\cos\phi_{js}&0\\0&0&1\end{bmatrix}\begin{pmatrix}F_t\\F_r\\F_a\end{pmatrix}\tag{16}$$

式中：ϕ_{js}表示铣刀旋转角。

为了获得切削刃的总铣削力，计算铣削涉及的所有切削力，N为刀齿数，K为轴向离散个数，第j个切削刃上的第s个微元的切削力为($\mathrm{d}F_x$，$\mathrm{d}F_y$，$\mathrm{d}F_z$)，对每个切削刃的切削作用力进行数值积分，并沿螺旋形切削刃从底部到轴向切深进行求和，获得切削刃的总切削力：

$$\begin{pmatrix}F_x\\F_y\\F_z\end{pmatrix}=\sum_{j=1}^{N}\sum_{s=1}^{K}\begin{pmatrix}\mathrm{d}F_x\\\mathrm{d}F_y\\\mathrm{d}F_z\end{pmatrix}\tag{17}$$

1.3　切削温度模型

在金属切削加工过程中热量主要产生于3个变形区。第一变形区热量来自剪切变形引起的剪切热源，第二变形区热量来自刀具-切屑界面摩擦引起的摩擦热源和纳米流体产生的散热源，第三变形区热量由已加工表面和后刀面之间的滑动摩擦热源产生。根据JAEGER[24]提出的固定和移动热源法计算切削区域的温度分布，结合工件、切屑和工具之间的热平衡方程，建立纳米流体冷却条件下的斜角切削温度预测模型。

工件温度的变化主要由刀具-切屑界面的摩擦热源和工件剪切塑性变形的热源决定。构建切削温度预测模型，计算斜角切削微元上的剪切热源上的热源点到工件中任意点产生的温度变化：

$$\Delta T=\frac{q}{2\pi\lambda}\exp\left(-\frac{Xv}{2\alpha_w}\right)K_0\left(\frac{rv}{2\alpha_w}\right)\tag{18}$$

$$K_0(u)=\sqrt{\frac{\pi}{2|u|}}\exp(-|u|)\tag{19}$$

式中：q为线热源强度；λ为材料热导率；X为移动热源坐标系上的坐标；v为移动热源的速度；r表示热源到空间中温度预测位置的距离；α_w为工件的热扩散率；$K_0(u)$为第二类零阶修正贝塞尔函数；u为第二类零阶修正贝塞尔函数的自变量。

图4所示为剪切塑性变形热源及其两个镜像热源对工件温度变化的影响。工件上任意点M处由剪切变形导致的温度变化公式为

$$\begin{aligned}\Delta T_{ws}=\frac{q_s}{2\pi\lambda}\Bigg[&\int_0^{l_s}\exp\left(-\frac{(x-x_i)v_c}{2\alpha_w}\right)K_0\left(\frac{r_1v_c}{2\alpha_w}\right)+\\&\int_0^{l_s}\exp\left(-\frac{(x-x_i)v_c}{2\alpha_w}\right)K_0\left(\frac{r_1''v_c}{2\alpha_w}\right)+\\&\int_0^{l_s}\exp\left(-\frac{(x-x_i)v_c}{2\alpha_w}\right)K_0\left(\frac{r_1'v_c}{2\alpha_w}\right)\Bigg]\mathrm{d}l_i\end{aligned}\tag{20}$$

$$q_s=\frac{F_sv_c}{A_s}=\tau_sv_c\tag{21}$$

$$l_s=h_j\sin\phi_n$$

式中：l_s为剪切区域的长度；x为任意点M的坐标位置；x_i为热源点的坐标位置；q_s为剪切塑性变形热源强度，由剪切应力和剪切速度计算得到；A_s为热源接触面积；τ_s为剪切应力。

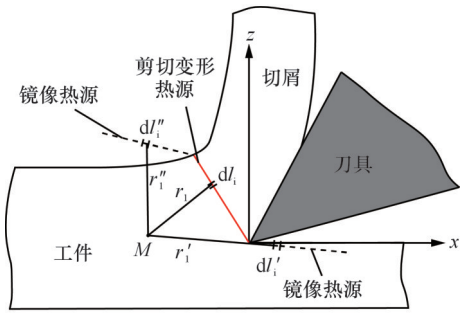


图4　剪切热源示意图

Fig.4　Schematic diagram of shear heat source

第二变形区刀具-切屑摩擦热源及其镜像热源如图5所示，工件上任意点M处受摩擦热源影响下的温度变化公式如下：

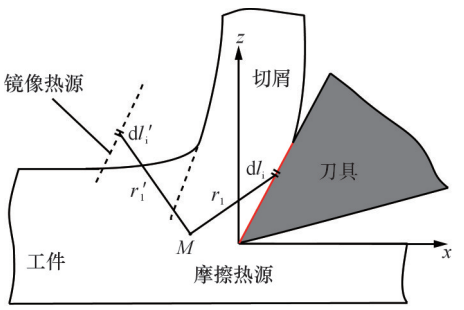


图5　第二变形区摩擦热源示意图

Fig.5　Schematic diagram of friction heat source in the second deformation zone

$$\begin{aligned}\Delta T_{wf}=\frac{q_f}{2\pi\lambda}\int_0^{l_c}B_w(x)\exp\left(-\frac{x-x_i}{2\alpha_w}\right)\cdot\\\left[K_0\left(\frac{r_1v_{ch}}{2\alpha_w}\right)\mathrm{d}l_i+K_0\left(\frac{r_1'v_{ch}}{2\alpha_w}\right)\mathrm{d}l_i'\right]\end{aligned}\tag{22}$$

$$v_{ch}=\frac{\sin\phi_n}{\cos(\phi_n-\lambda_n)}v_c\tag{23}$$

$$q_f=\frac{F_fv_c}{a_eh_1}\tag{24}$$

$$l_c=a_j\frac{2\sin(\phi_n+\beta-\gamma_n)}{\sin\phi_n\cos\beta}\tag{25}$$

$$B_w=\frac{\sqrt{\rho_{wk}c_{wk}\lambda_{wk}}}{\sqrt{\rho_{wk}c_{wk}\lambda_{wk}}+\sqrt{\rho_tc_t\lambda_t}}\tag{26}$$

式中：v_{ch}为切削速度；q_f为二次变形区的摩擦热源密度；l_c为前刀面和切屑之间的接触长度；B_w为刀具-切屑摩擦热源传递到切屑的热分布系数；ρ_{wk}为工件密度；c_{wk}为工件比热容；λ_{wk}为工件热导率；ρ_t为刀具密度；c_t为刀具比热容；λ_t为刀具热导率。

切削液及纳米流体作用在前刀面和切屑之间，喷射区域充当散热源，如图6所示。工件任意点M处温度变化的公式如下：

$$\Delta T_{loss}=\frac{q_{loss}}{\pi K_{wk}}\int_0^{l_t}\exp\left(\frac{(x-x_i)v_c}{2\alpha_{wk}}\right)K_0\left(\frac{rv_c}{2\alpha_{wk}}\right)\mathrm{d}l_i \tag{27}$$

$$q_{loss}=\bar{h}(T_{chip}-T_w) \tag{28}$$

$$\bar{h}=0.664Pr^{\frac{1}{3}}Re^{\frac{1}{2}}\lambda_f/l_t \tag{29}$$

式中：K_{wk}为工件传热系数；a_{wk}为工件热扩散系数；l_t为有效散热长度；q_{loss}为纳米流体冷却作用的散热源密度；T_{chip}为切屑平均温度；T_w为环境温度；$\bar{h}$为平均对流传热系数[25]；Pr为普朗特数；Re为雷诺数；λ_f为切削液的热导率。

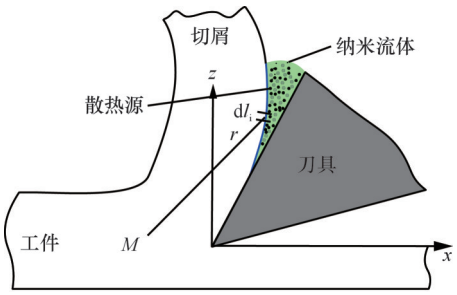


图6 散热源示意图

Fig.6 Schematic diagram of heat dissipation source

最终剪切面平均温度为

$$T_s=\int_0^{l_c\cos\phi_n}[\Delta T_{ws}(x,z)+\Delta T_{wf}(x,z)-\Delta T_{loss}(x,z)]\mathrm{d}x+T_w \tag{30}$$

2 铣削实验设计

在立式加工中心(VDLS600)上进行铣削实验，如图7所示。刀具为硬质合金4刃立铣刀，直径为8 mm，螺旋角为35°，前刀角为5°。实验工件为150 mm×150 mm×20 mm的镍基高温合金GH4169材料。使用Kistler 9257B测力仪测量切削力，数据采集由多通道电荷放大器Kistler 5070A、5697A1便携式数据采集卡和DynaWare软件执行。采用高德C64红外测温仪获取铣削区域的温度云图，测温仪测量精度为±1 ℃，测量范围为－40 ℃～800 ℃，保证测量温度的准确性。基础切削液为Vasco 7000水溶性金属加工切削液，C60在纳米尺度下具有良好的抗磨减摩性能，将其添加到切削液中，可以在刀具与工件之间形成保护膜，减少摩擦和磨损，所用C60纳米颗粒的纯度为99.95%，制备浓度为0.02%(200 ppm)的新型C60纳米流体切削液。

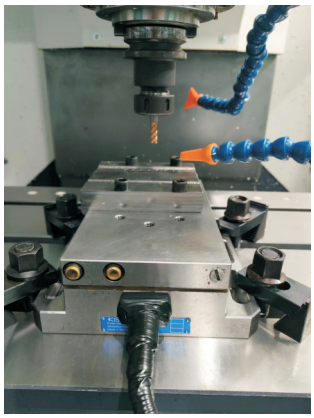


图7 铣削实验平台

Fig.7 Milling test platform

切削力预测模型的输入参数包括材料本构模型参数、铣削参数和润滑条件。设计不同切削速度、轴向切深、径向切深和进给量作为因素，设计四要素四水平正交实验，验证16组不同切削参数下的切削力表现。表1列出了具有代表性的设计实验铣削参数。镍基高温合金GH4169物理参数见表2[26]。

表1 铣削镍基高温合金实验参数

Tab.1 Experimental parameters for milling nickel based high-temperature alloys

铣削加工参数	数值
切削速度v_c/(m·min^{-1})	40,60,80,100
每齿进给量f_z/mm	0.02,0.04,0.06,0.08
轴向切深a_p/mm	0.1,0.2,0.3,0.4
径向切深a_e/mm	1,2,3,4

表2 镍基高温合金GH4169物理参数[26]

Tab.2 Physical parameters of nickel based high-temperature alloy GH4169[26]

参数	数值
A/MPa	1290
B/MPa	895
C	0.016
m	1.55
n	0.526
密度/(g·cm^{-3})	8.24
热导率/(W·m^{-1}·K^{-1})	11.4

3 结果与分析

3.1 摩擦磨损结果

在进行镍基合金GH4169铣削实验之前，进行球-盘摩擦磨损实验。磨球为刀具材质YG8硬质合金材料，磨盘为GH4169镍基合金，实验载荷为50 N，转速为200 r/min。测量干摩擦、基础切削液和C60纳米流体切削液作用下球-盘之间的

摩擦因数，并将其作为切削力预测模型的输入参数。通过摩擦磨损实验获得了实验组在干摩擦、基础切削液与C60纳米流体的摩擦因数，如图8所示。干摩擦的平均摩擦因数为0.166，基础切削液摩擦因数为0.105，C60纳米颗粒切削液的平均摩擦因数为0.074，比干摩擦低55%，比基础切削液低29.5%。这表明C60纳米流体在球-盘摩擦过程中具有显著的润滑减摩效果。通过在切削液中添加C60纳米颗粒来提高切削液的黏度，形成一层润滑膜，减少了球和盘之间的直接接触，从而降低摩擦因数。此外，C60的加入使摩擦因数具有更好的稳定性，显著减小了摩擦力及其波动。在摩擦磨损实验中，干摩擦的标准偏差为0.0244，基础切削液的标准偏差为0.0074，而纳米流体表现出更低的标准偏差为0.0057。

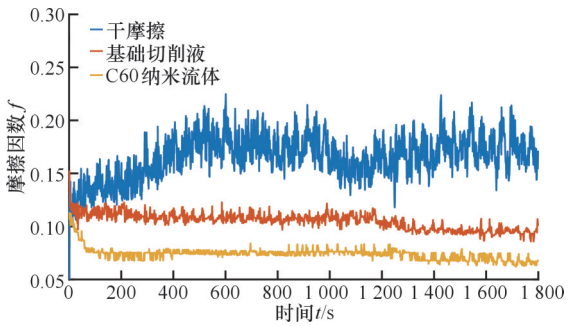


图8　摩擦因数曲线

Fig.8　Friction coefficient curve

3.2　切削参数对切削力的影响

图9根据铣削实验数据绘制，展示了干切削、基础切削液和纳米流体微量润滑条件下切削参数对切削力的影响。实验结果表明，轴向切深、径向切深、切削速度、进给量对切削力的影响依次减小。在其他切削参数相同的条件下，当切削速度增大时，干切削及基础切削液润滑下的切削合力呈先增长后稳定的趋势，而纳米流体切削液的切削合力则保持增长的趋势。因为在干切削和基础切削液工况下，变形区的切削温度也随切削速度上升，达到镍基合金软化温度后，切削力保持相对稳定的状态，而采用纳米流体切削液的切削温度较低，切削温度无法达到材料软化的程度，所以切削力仍保持增长的趋势。增大轴向切深和径向切深后，切削合力呈线性增长。这是由于增大轴向切深和径向切深后，去除材料体积增大，需克服更大能量，刀具所受阻力增大，使得切削合力增大。切削力合力随每转进给量的增大而增大，去除单位材料增加，而材料变形未明显增大，因此切削合力与进给量不成比例增大。

此外，与其他润滑条件相比，在干切削条件下

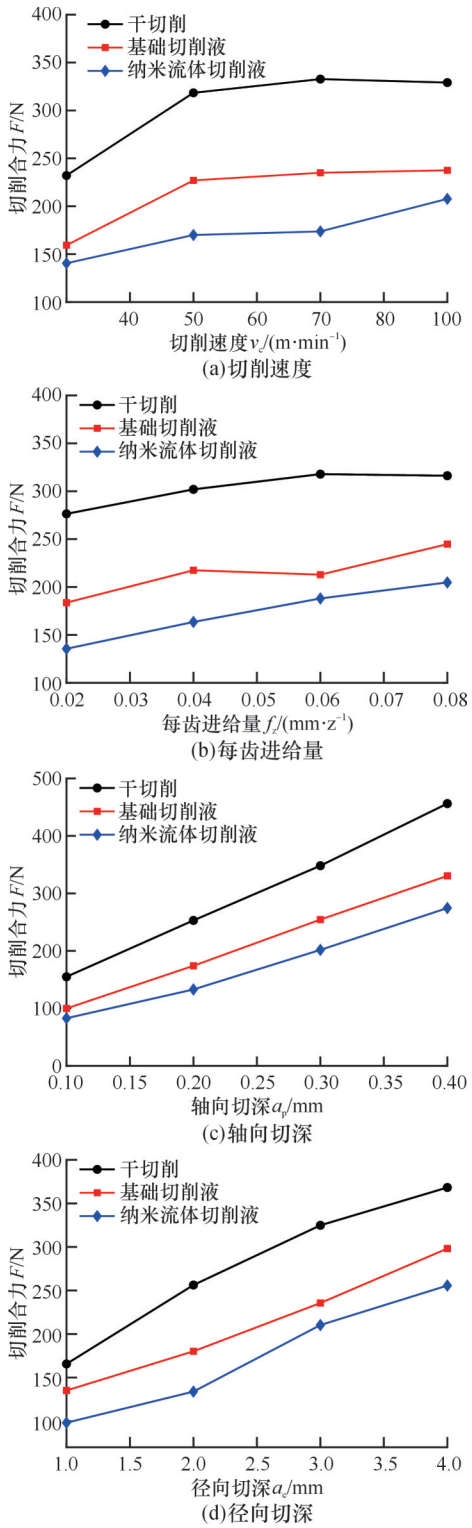


图9　不同切削参数下的切削力

Fig.9　Cutting forces under different cutting parameters

的切削合力都是最大的。因为在干切削条件下的切削加工过程中，刀具和工件之间直接接触，两者的摩擦因数极高，导致铣削过程中摩擦力增大，且没有切削液进行冷却散热，所以切削力最大。基础切削液相比干切削的切削力明显减小，但由于供液压力低初始动能小，难以突破铣刀高速旋转产生的气障层，使得进入切削区域的有效润滑切

削液较少，仅能对低速切削时的切削区域进行一定程度的润滑，因此切削力不是最小的。纳米流体切削液同干切削和基础切削液对比，切削力分别减小了37.4%和19.6%。这是因为纳米流体具有较高的热导率，可增强切削区的换热效果，此外C60纳米颗粒具有高强度、极端抗摩擦的特性，在高温高压的大载荷下仍保持球形，发挥“纳米滚动轴承”作用，减少前刀面和切屑的接触，从而提高润滑性能，实现较小的切削力。

3.3 预测切削温度

图10为不同润滑条件、相同切削参数（切削速度60 m/min，轴向切深0.3 mm，径向切深2 mm，每齿进给量0.08 mm）下预测的瞬时切削温度云图。温度场呈现出明显沿着切削刃方向变化的特征，且与瞬时轴向切深相关，热量积累导致切削最高温度位于后端位置。在干切削条件下，预测最大切削温度为286.8 ℃，基础切削液润滑下的预测最大切削温度为183.3 ℃，纳米流体润滑下的预测最大切削温度为152.5 ℃，这表明切削液及纳米流体确实起到了冷却和润滑的作用。

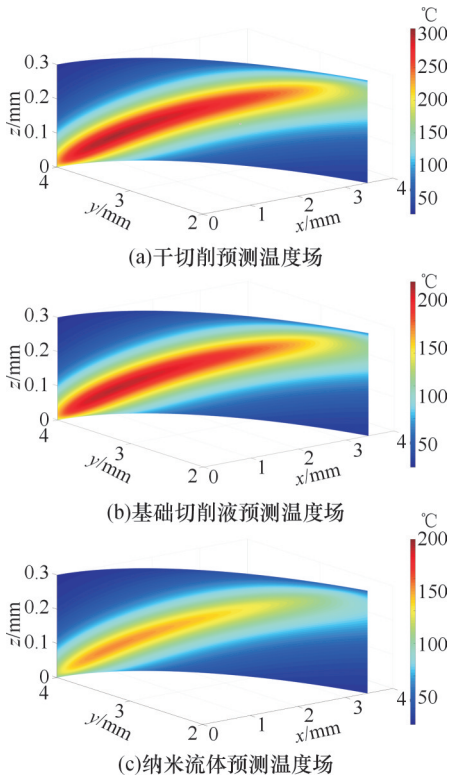


图10 不同润滑条件下的切削温度场

Fig.10 Cutting temperature fields under different lubrication conditions

将实验数据与预测切削温度进行比较，如表3所示，所取切削温度均为热像仪所测切削区域温度场最高温度。与干切削及基础切削液相比，纳米流体切削液可以显著降低切削温度，切削温度比干切削和基础切削液分别降低了45.2%和21.2%。原因是C60纳米流体可以减小摩擦力，并且C60纳米流体具有较高的热导率，所以切削温度最低。温度预测模型的平均误差为7.2%，不同润滑条件下的预测结果较好，验证了镜像热源法模拟切削温度的准确性和有效性。

表3 切削温度实测值与预测值的误差

Tab.3 Errors between measured and predicted cutting temperatures

切削工况	实测切削温度/℃	预测切削温度/℃	误差/%
干切削	301.6	286.8	4.9
基础切削液	210.4	192.3	8.6
纳米流体切削液	165.8	152.5	8.0
平均值			7.2

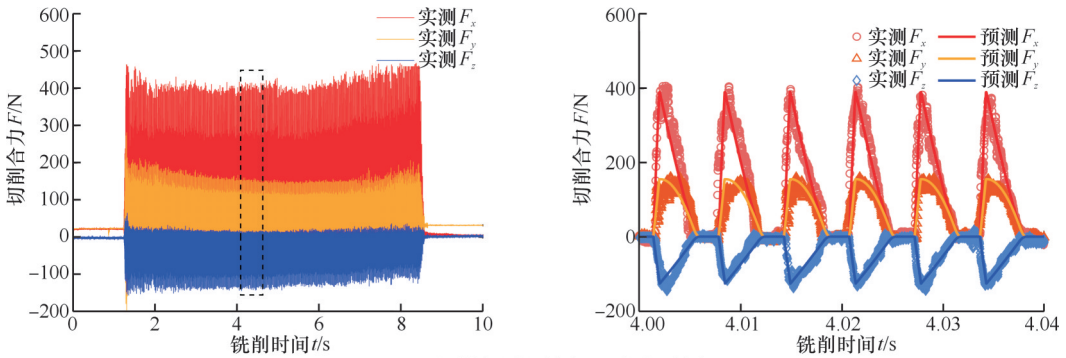
3.4 预测切削力

图11为不同润滑条件下的实测切削力和预测切削力曲线，切削参数为切削速度60 m/min，轴向切深0.3 mm，径向切深2 mm，每齿进给量0.08 mm。结果表明，在不同润滑条件下，切削力预测模型得到的铣削力模拟值与铣削实测切削力值基本吻合。3个方向的切削力呈周期性变化，实验结果的变化趋势与预测切削曲线吻合，表明预测模型具有较高精度。此外，切削力预测模型的性能可以通过切削力在3个方向上的峰值误差来评估，表4显示了铣削过程中x、y和z方向上的预测切削力与实测切削力的误差值，误差在4.04%～12.89%之间，平均误差为6.73%。切削力预测出现偏差的主要原因是，预测模型的立铣刀为一个理想的刚体，在铣削镍基合金的实际加工过程中，刀具容易发生黏着和磨损，导致预测的切削力和切削温度小于实测值。总体来看，预测的切削力模型基本准确拟合了切削力的变化。

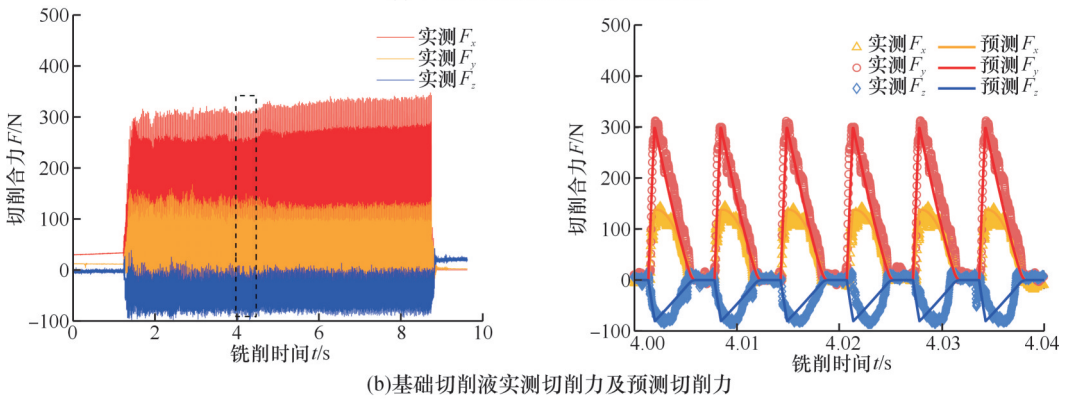
4 铣削参数优化

基于切削参数和切削力之间的映射关系，提出一种粒子群优化（PSO）多目标切削参数优化方法。传统梯度优化算法在搜索过程中容易陷入局部最优解，尤其是在复杂的多峰函数优化问题中，而粒子群算法的随机搜索本质使其更不容易陷入局部最优，能够在全局范围内寻找最优解，以提高切削效率并减小切削力。根据刀具推荐参数及实践经验，设定切削速度、进给量、轴向切深和径向切深的范围，以切削合力最小和切削效率最大为优化目标，选取材料去除率（MRR）表示切削效率：

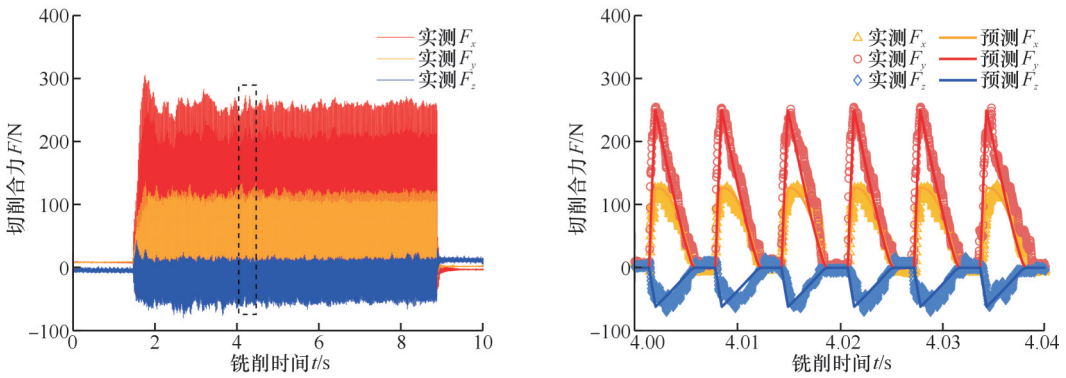
$$R_{\mathrm{MRR}}=\frac{2000a_{\mathrm{p}}a_{\mathrm{e}}f_z v_{\mathrm{c}}}{\pi R} \tag{31}$$



(a)干切削实测切削力及预测切削力



(b)基础切削液实测切削力及预测切削力



(c)纳米流体实测切削力及预测切削力

图11　不同润滑条件下的切削力

Fig. 11　Cutting forces under different lubrication conditions

表4　切削力实测值与预测值的误差

Tab.4　Errors between measured and predicted cutting force values

	切削力	实测值/N	预测值/N	误差/%
干切削	F_x	407.56	390.59	4.17
	F_y	161.73	155.20	4.04
	F_z	−145.71	−126.91	12.89
基础切削液	F_x	313.90	299.30	4.65
	F_y	146.82	138.23	5.39
	F_z	−87.62	−80.85	7.72
纳米流体切削液	F_x	255.26	241.42	5.42
	F_y	131.01	122.71	6.34
	F_z	−68.67	−61.83	9.96
平均值				6.73

利用粒子群算法对纳米流体微量润滑切削参数进行优化。进行加工参数优化的模型如下：

$$\left.\begin{aligned}&\min -R_{\mathrm{MRR}}(v_c, a_p, a_e, f_z)\\&\min F(v_c, a_p, a_e, f_z)\\&\text{s.t.}\quad 40\ \mathrm{m/min} < v_c < 100\ \mathrm{m/min}\\&\qquad 0.1\ \mathrm{mm} < a_p < 0.4\ \mathrm{mm}\\&\qquad 1\ \mathrm{mm} < a_e < 4\ \mathrm{mm}\\&\qquad 0.02\ \mathrm{mm} < f_z < 0.08\ \mathrm{mm}\end{aligned}\right\} \tag{32}$$

根据多目标粒子群优化算法进行铣削参数优化，其算法参数设置如下：种群数量200，迭代次数100，自我学习因子c_1为1.5，群体学习因子c_2为1.5。当优化结束之后，利用数学优化算法搜索目标函数的Pareto前沿。Pareto解集如图12所示，选取的最优解切削参数如表5所示。图12中呈现了切削合力与材料去除率关系的Pareto前沿，虚线框中是选取的最优解区域。综合考虑工程实际中对切削合力和材料去除率的要求，进行了合理权衡，选取的最优解倾向于在相对较低的切削

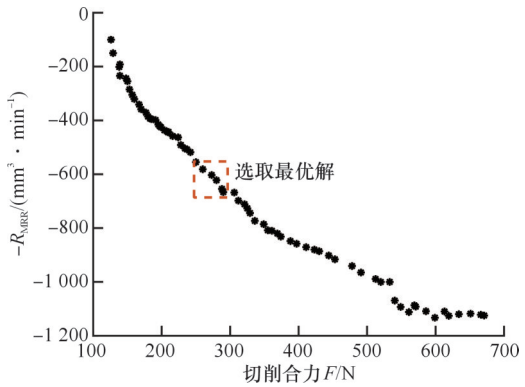


图12 PSO算法的Pareto前沿

Fig.12 The Pareto frontier of PSO algorithm

合力下获得较高的材料去除率。

通过观察表5可知，选取的最优解铣削参数之间相差较小，材料去除率较大，其对应的切削力较小，兼顾两者的影响。并且铣削速度几乎都达到100 m/min的优化上限，说明铣削速度的增大有利于提高材料去除率同时达到切削力最优效果。这是因为切削速度对切削力的影响最小，而径向切深和轴向切深对切削力的影响较大，所选取的轴向切深和径向切深值较小。

表5 选取的Pareto最优解

Tab.5 The selected Pareto optimal solution

序号	切削速度/(m·min⁻¹)	每齿进给量/mm	轴向切深/mm	径向切深/mm	切削合力/N	R_{MRR}/(mm³·min⁻¹)
1	100	0.071	0.15	3.43	260.65	581.4
2	100	0.058	0.23	2.84	273.65	602.98
3	100	0.065	0.19	3.15	280.64	622.03
4	96.06	0.070	0.22	2.78	288.52	654.55
5	96.63	0.071	0.28	2.18	290.63	666.5

为进一步确定优化前后切削力及材料去除率的效果，选取正交实验中的一组参数(切削速度60 m/min，轴向切深0.3 mm，径向切深2 mm，每齿进给量0.08 mm)与最优解的平均值进行对比分析，如表6所示。在优化后的切削参数下，切削力和材料去除率都有明显优势，切削合力减小了5.7%，材料去除率提高了36.33%。由此说明，经过算法优化后的切削参数对提高切削效率具有明显作用。

表6 切削参数优化结果

Tab.6 Optimization results of cutting parameters

	切削合力/N	R_{MRR}/(mm³·min⁻¹)
优化前	295.02	458.38
优化后	278.2	624.92

5 结论

1)与干切削和采用基础切削液相比，采用纳米流体切削液铣削可以显著降低切削力和切削温度。切削力比干切削和基础切削液条件下的切削力分别减小了37.4%和19.6%，切削温度也降低了45.2%和21.2%，C60纳米流体在切削过程中可以提高润滑特性。

2)构建的切削力预测模型在不同润滑条件下具有良好的精度，模型切削力预测值与实测值之间的平均误差为6.73%，验证了预测模型的有效性。

3)提出了一种基于Pareto前沿的多目标粒子群优化模型，并将其应用于求解复杂切削优化问题。实验结果证明优化后的切削参数可提高加工效率并减小切削力，证明了优化算法的有效性。

参考文献：

[1] 钱春华，崔海涛，温卫东. 镍基高温合金GH4169的热机械疲劳行为[J]. 材料研究学报，2023，37(2)：145-151.
QIAN Chunhua，CUI Haitao，WEN Weidong. Investigation on Thermo-mechanical Fatigue Behavior of GH4169 Alloy[J]. Chinese Journal of Materials Research，2023，37(2)：145-151.

[2] 段练，黄云，邹莱. 机器人砂带磨削GH4169镍基高温合金表面完整性研究[J]. 中国机械工程，2019，30(17)：2044-2050.
DUAN Lian，HUANG Yun，ZOU Lai. Research on Surface Integrity of GH4169 Nickel-based Superalloys by Robotic Belt Grinding[J]. China Mechanical Engineering，2019，30(17)：2044-2050.

[3] DARGUSCH M S，SIVARUPAN T，BERMINGHAM M，et al. Challenges in Laser-assisted Milling of Titanium Alloys[J]. International Journal of Extreme Manufacturing，2021，3(1)：015001.

[4] 丁文锋，苗情，李本凯，等. 面向航空发动机的镍基合金磨削技术研究进展[J]. 机械工程学报，2019，55(1)：189-215.
DING Wenfeng，MIAO Qing，LI Benkai，et al. Review on Grinding Technology of Nickel-based Superalloys Used for Aero-engine[J]. Journal of Mechanical Engineering，2019，55(1)：189-215.

[5] 彭锐涛，彭兴，童佳威，等. 水基混合纳米流体对内冷却磨削性能的影响[J]. 中国机械工程，2021，32(13)：1591-1599.
PENG Ruitao，PENG Xing，TONG Jiawei，et al. Effects of Water-based Hybrid Nanofluids on Internal Cooling Grinding Performance[J]. China Mechanical Engineering，2021，32(13)：1591-1599.

[6] WANG Xiaoming，LI Changhe，ZHANG Yanbin，et al. Tribology of Enhanced Turning Using Biolubricants：a Comparative Assessment [J]. Tribology International，2022，174：107766.

[7] 许文昊，李长河，张彦彬，等. 静电雾化微量润滑研究进展与应用[J]. 机械工程学报，2023，59(7)：110-138.
XU Wenhao，LI Changhe，ZHANG Yanbin，et al. Research Progress and Application of Electrostatic Atomization Minimum Quantity Lubrication[J]. Journal of Mechanical Engineering，2023，59(7)：110-138.

[8] 刘明政，李长河，曹华军，等. 低温微量润滑加工技术研究进展与应用[J]. 中国机械工程，2022，33(5)：

529-550.
LIU Mingzheng, LI Changhe, CAO Huajun, et al. Research Progresses and Applications of CMQL Machining Technology[J]. China Mechanical Engineering, 2022, 33(5): 529-550.

[9] BAREWAR S D, KOTWANI A, CHOUGULE S S, et al. Investigating a Novel Ag/ZnO Based Hybrid Nanofluid for Sustainable Machining of Inconel 718 under Nanofluid Based Minimum Quantity Lubrication[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2021, 66: 313-324.

[10] 关集俱，高超，徐正亚，等. 多壁碳纳米管/油酸复合物纳米流体车削GCr15钢的性能研究[J]. 中国机械工程，2022, 33(18): 2205-2214.
GUAN Jiju, GAO Chao, XU Zhengya, et al. Study on Turning Performance of GCr15 Steels with Nanofluids Prepared by Composites of MWCNTS and Oleic Acid[J]. China Mechanical Engineering, 2022, 33(18): 2205-2214.

[11] 柏秀芳，董兰，宋宇翔，等. Al_2O_3/SiO_2混合纳米流体微量润滑铣削润滑性能评价[J]. 制造技术与机床，2024(10): 29-34.
BAI Xiufang, DONG Lan, SONG Yuxiang, et al. Lubrication Performance Evaluation of Al_2O_3/SiO_2 Mixed Nanofluid for Minimum Quantity Lubrication in Milling[J]. Manufacturing Technology & Machine Tool, 2024(10): 29-34.

[12] XU T, SHEN W, HUANG W, et al. Fullerene Micro/Nanostructures: Controlled Synthesis and Energy Applications[J]. Materials Today Nano, 2020, 11: 100081.

[13] ZHELEZNY V, KHLIYEVA O, LUKIANOV M, et al. Thermodynamic Properties of Isobutane/Mineral Compressor Oil and Isobutane/Mineral Compressor Oil/Fullerenes C60 Solutions[J]. International Journal of Refrigeration, 2019, 106: 153-162.

[14] 黄景山，刘国亮，孙浩，等. C60纳米粒子切削液对15Cr14Co12Mo5Ni2WA齿轮钢切削特性的影响研究[J]. 机械工程学报，2023, 59(23): 358-371.
HUANG Jingshan, LIU Guoliang, SUN Hao, et al. Effect of C60 Nanoparticle Cutting Fluid on Cutting Characteristics of 15Cr14Co12Mo5Ni2WA Gear Steel[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(23): 358-371.

[15] MAO Jian, ZHAO Man, WEI Xingchi, et al. A Material Constitutive Model-based Prediction Method for Flank Milling Force Considering the Deformation of Workpiece[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2022, 84: 403-413.

[16] 岳彩旭，都建标，刘献礼，等. 考虑时变性热强度和时变性热量分配比的铣刀前刀面瞬态温度场建模研究[J]. 机械工程学报，2019, 55(9): 206-216.
YUE Caixu, DU Jianbiao, LIU Xianli, et al. Modeling Research on Transient Temperature Field of Rake Face on End Mills Considering Time-varying Heat Intensity and Time-varying Distribution Ratio[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(9): 206-216.

[17] 王海艳，周秩同，武晔，等. 基于斜角切削理论的钛合金螺旋铣孔切削力建模[J]. 中国机械工程，2023, 34(2): 142-147.
WANG Haiyan, ZHOU Zhitong, WU Ye, et al. Modeling of Cutting Force in Helical Milling of Titanium Alloys Based on Oblique Cutting Theory[J]. China Mechanical Engineering, 2023, 34(2): 142-147.

[18] 娄维达，秦国华，王华敏，等. 基于复化Cotes积分和神经网络的稳定铣削工艺参数多目标优化方法[J]. 机械工程学报，2023, 59(17): 279-290.
LOU Weida, QIN Guohua, WANG Huamin, et al. Multi-objective Optimization Method of Stable Milling Process Parameters Based on BP Neural Network and Composite Cotes Integration[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(17): 279-290.

[19] FENG Xinmin, FAN Xiwen, HU Jingshu, et al. Multi-objective Optimization Design of Micro-texture Parameters of Tool for Cutting GH4169 during Spray Cooling[J]. Lubricants, 2023, 11(6): 249.

[20] MERCHANT M E. Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting[J]. Journal of Applied Physics, 1945, 16(6): 318-324.

[21] MOUFKI A, DUDZINSKI D, MOLINARI A, et al. Thermoviscoplastic Modelling of Oblique Cutting: Forces and Chip Flow Predictions[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2000, 42(6): 1205-1232.

[22] OXLEY P L B. The Mechanics of Machining: an Analytical Approach to Assessing Machinability[M]. Chichester: Ellis Horwood Ltd, 1989.

[23] ASTAKHOV V P, OSMAN M O M, HAYAJNEH M T. Re-evaluation of the Basic Mechanics of Orthogonal Metal Cutting: Velocity Diagram, Virtual Work Equation and Upper-bound Theorem[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001, 41(3): 393-418.

[24] JAEGER J C. Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts[J]. Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales, 1943, 76(3): 203-224.

[25] FRANK KREITH M S B. Principles of Heat Transfer[M]. 4th ed. New York: Harper & Row, 1986.

[26] 金滩，马鑫，胡浩，等. 镍基高温合金深切磨削接触区内流体对流换热系数分布反推方法研究[J]. 机械工程学报，2022, 58(15): 55-62.
JIN Tan, MA Xin, HU Hao, et al. Inverse Approach to Derive the Distribution of Convection Heat Transfer Coefficient of Grinding Fluid within Grinding Zone for Deep Grinding of Nickel Based Super Alloy[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(15): 55-62.

（编辑　王旻玥）

作者简介：潘志榕，男，1991年生，博士研究生。研究方向为难加工材料先进切削技术。E-mail: mypanzhirong@foxmail.com。
孙　浩*（通信作者），男，1985年生，研究员级高级工程师。研究方向为航空零件与精密齿轮制造。E-mail: 18145144698@163.com。

本文引用格式：
潘志榕，孙浩，姚斌，等. C60微量润滑铣削GH4169切削力预测及工艺参数优化[J]. 中国机械工程，2026, 37(7): 1562-1571.
PAN Zhirong, SUN Hao, YAO Bin, et al. Prediction of Cutting Forces and Processing Parameter Optimization in C60 Minimum Quantity Lubrication Milling of GH4169[J]. China Mechanical Engineering, 2026, 37(7): 1562-1571.