

考虑刀-屑变摩擦因数的铣削力预测*

李晓晨¹, 岳彩旭¹, 刘献礼¹, 谢娜¹, 陈志涛¹, 李恒帅¹,
郝小乐¹, 梁越昇²

(1. 哈尔滨理工大学先进制造智能化技术教育部重点实验室 哈尔滨, 150080)

(2. 佐治亚理工学院乔治·W·伍德拉夫机械工程学院 亚特兰大, 30332)

摘要 针对铣削过程中刀具磨损或破损导致切削力波动剧烈,进而使得铣削过程控制难的问题,需要建立考虑刀-屑间的摩擦特性进行切削力精确微元建模。由于常数表示摩擦因数无法全面地描述铣削过程中的摩擦特性,因此以硬质合金立铣刀铣削 Cr₁₂MoV 淬硬钢过程为研究对象,根据前刀面温度分布和刀-屑间相对滑移速度建立摩擦因数的经验模型。在考虑材料硬度和刀具后刀面磨损的基础上建立第 1 剪切区、第 2 剪切区和第 3 剪切区受力预测模型,并通过离散微元法建立整体铣削力预测模型。仿真结果与铣削实验测得的结果有很好的的一致性,验证了所建立模型具有较高的预测精度,进一步证明了随着后刀面磨损宽度的增加,铣削力随之增大。该结果为 Cr₁₂MoV 淬硬钢铣削加工加工参数优化提供了理论支持。

关键词 变摩擦因数;斜角切削;刀具磨损;铣削力;预测建模

中图分类号 TG501; TH113

引言

切削力作为切削过程中的重要参量,不仅可以描述切削过程的本质,还会影响切削热、刀具磨损等。因此,通过研究切削过程中切削力的作用机理,可以为有效预测不同切削条件下的切削力和表面形貌、降低能耗、控制刀具磨损奠定基础。近年来,国内外学者对金属切削的基本理论进行了深入研究,提出了简单有效的方法用以描述材料去除机理,但多从切屑的几何形状角度进行分析,忽略了切削过程中接触面之间的摩擦特性。

切屑与前刀面接触区、工件与后刀面接触区的摩擦特性对切削过程中的工件表面形貌、刀具受力以及前后刀面磨损产生影响。切屑-刀具-工件接触区的摩擦特性一般由摩擦因数进行描述,但由于切削是一个复杂的热力耦合过程,因此摩擦因数受到包括材料特性在内的表面粗糙度、法向应力、温度和刀-屑相对滑动速度等因素的影响。随着切削速度的变化,接触区域的温度、正应力及滑移速度都随之变化,因此变摩擦因数能更准确地描述刀屑间摩擦特性。Ulutan 等^[1]等将刀-屑摩擦因数进行预设,证明了在加工钛合金和镍基合金时,摩擦因数与切削

参数和切削刃几何形状关联性小,其随工件材料的变化而变化。Iwata 等^[2]根据参与切削的刀具和工件的材料,在主要考虑材料硬度的基础上提出了相关的模型,对刀-屑接触区的摩擦特性进行描述。姜峰等^[3]在刀-屑接触区域上总结了变摩擦因数的经验模型,通过改变球盘摩擦实验中的相对运动速度和接触应力对经验模型进行拟合,分析了不同切削条件下刀具-切屑的接触状态。张程焱等^[4]建立了速度相关的摩擦因数的经验模型,设计摩擦实验对经验模型进行拟合,根据拟合结果对切削过程中刀-屑接触面区域的局部摩擦现象进行了解释。孙玉晶^[5]在建立考虑刀具后刀面正常磨损影响的基础上,对立铣刀参与切削时的受力进行预测,通过实验验证了理论预测模型。Moufki 等^[6]在考虑温度效应的摩擦定律基础上,在前刀面的温度分布上划分了温度梯度,使摩擦因数的分布更加接近实际情况。

在铣削过程中,受到诸多因素影响的摩擦特性会影响铣削力,且后刀面磨损也会影响铣削颤振稳定域与铣削力^[7]。为了尽可能使预测模型接近实际的加工情况,笔者综合考虑了切削过程中的摩擦特性、工件材料 Cr₁₂MoV 淬硬钢的硬度、刀屑接触区的温度和后刀面磨损等因素,从铣削过程中立铣刀受

* 国家自然科学基金资助项目(52175393)

收稿日期:2020-03-18;修回日期:2020-04-21

力的角度进行分析,求解前刀面受到的摩擦力、后刀面受到的摩擦力以及主剪切区形成切屑的力,并建立3个接触区的受力预测模型,利用斜角切削模型构建了立铣刀三维切削力预测模型。

1 变摩擦因数模型的建立

1.1 摩擦因数模型的建立

由实验数据分析归纳的摩擦因数与滑移速度的表达式^[4]为

$$\mu = \mu_0 e^{-cv} \quad (1)$$

其中: μ_0 为静摩擦因数; c 为待定常数; v 为相对滑移速度。

Moufki等^[6]将前刀面的摩擦因数视为前刀面平均温度的函数值,建立摩擦因数经验模型的表达式为

$$\mu = \mu_0 \left(1 - \left(\frac{T}{T_m}\right)^q\right) \quad (2)$$

其中: T 为前刀面上的平均温度; T_m 为材料的熔点温度; μ_0 为静摩擦因数; q 为待定常数。

可见,摩擦因数随着相对滑移速度呈指数下降趋势,摩擦因数与前刀面滑移区的温度成正比

$$\mu \propto e^{-cv} \quad (3)$$

$$\mu \propto \left(\frac{T}{T_m}\right)^q \quad (4)$$

根据式(3),(4)得到的影响变摩擦因数的温度与速度,笔者基于刀-屑相对滑移速度 v 以及前刀面上的平均温度 T 建立的摩擦因数 μ 的表达式为

$$\mu = ae^{xv} \left(1 - \left(\frac{T}{T_m}\right)^y\right) \quad (5)$$

其中: a, x, y 为待定常数。

1.2 球-盘摩擦实验原理及摩擦因数拟合

笔者通过高温摩擦磨损实验研究摩擦因数与相对滑移速度、接触温度的关系^[8]。实验设备使用HT-1000多功能摩擦磨损试验机,实验中YG8硬质合金球用来模拟刀具,硬度为60HRC的 Cr_{12}MoV 盘用来模拟工件。通过夹具夹持直径 $D=6\text{ mm}$ 的硬质合金球,合金球受到的直载荷由不同质量的砝码盘控制。由夹具带动硬质合金球围绕 Cr_{12}MoV 盘做圆周运动模拟切削过程中的摩擦现象。每一组实验设定球盘之间的相对摩擦时间为10 min。摩擦磨损实验装置如图1所示。

图2为淬硬钢盘试样准备形貌图。实验前,将

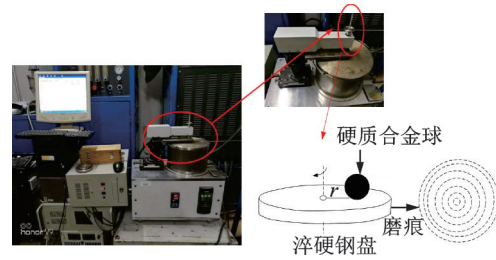
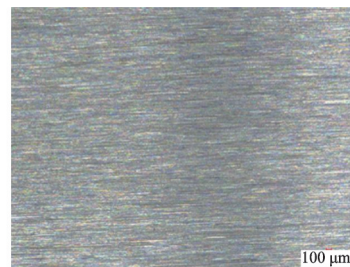


图1 摩擦磨损实验装置

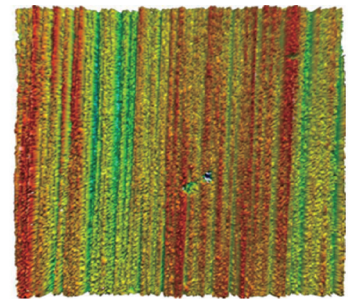
Fig.1 The friction and wear experimental equipment

经过不同淬火工艺处理的淬硬钢棒料处理成直径为25 mm,高度为6 mm盘试件,如图2(a)为 Cr_{12}MoV 淬硬钢盘试件在超景深下的表面形貌。图2(b)为 Cr_{12}MoV 淬硬钢盘试件在白光干涉仪下观察到的表面形貌^[9],此时表面粗糙度为 $0.1\text{ }\mu\text{m}$,算术平均高度为 $0.6\text{ }\mu\text{m}$ 。



(a) 超景深下的表面形貌

(a) The morphology under super depth of field



(b) 白光干涉仪下的表面形貌

(b) The morphology under white light interferomete

图2 淬硬钢盘试样准备形貌图

Fig.2 The morphology of die steel steel plate sample

参照HT-1000高温摩擦磨损试验机设备参数及金属切削工况,设定摩擦磨损单因素实验参数如表1所示。通过改变硬质合金球的转速及盘试件的温度,分析球盘间的相对滑移速度和温度对摩擦因数的影响规律。

根据式(5)建立摩擦因数与相对滑移速度及切削温度之间的模型,采用非线性最小二乘法拟合表1中的实验数据,得到摩擦因数的表达式为

表 1 摩擦磨损单因素实验参数

Tab.1 Single factor parameter of friction and wear test

序号	温度/°C	转速/(r·min ⁻¹)	摩擦因数
1	300	1 000	0.45
2	300	1 500	0.42
3	350	800	0.46
4	350	1 000	0.39
5	400	800	0.45
6	400	1 000	0.43

$$\mu = 1.061e^{-0.014v} (1 - (\frac{T}{T_m})^{3.6}) \quad (6)$$

笔者建立的变摩擦因数经验模型与前刀面切削温度和刀屑间相对滑移速度之间的关系由实验数据拟合得到,经验验证与实际情况基本一致,非线性最小二乘拟合曲面如图 3 所示。因此,该模型可进一步用于根据变摩擦因数确定铣削力求解中。

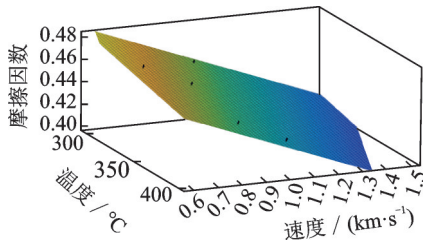


图 3 非线性最小二乘拟合曲面
Fig.3 The nonlinear least square fitting surface

2 考虑后刀面磨损的整体铣削力建模

2.1 第 1 变形区受力预测模型的建立

切削过程本质是一个将多余材料去除的过程,材料的剪切变形是刀具与工件之间复杂的热力耦合作用的结果。对于刀具而言,必须克服来自切屑、工件的摩擦阻力,同时还要克服剪切变形力,以维持切削过程不断进行^[10]。在刀具刃口半径为 0 的状态下,第 1 剪切区作用在切屑上的力分别为法向压力 F_{ns} 和剪切力 F_s 。第 1 剪切区的受力情况如图 4 所示。

切屑形成是一个应变速率、剪切应变和温度都很大的热机械过程。假设工件为各向同性材料,用描述剪应力-剪应变关系的 Johnson-Cook 本构模型对加工条件下的第 1 变形区进行描述^[6]。

$$\begin{cases} \dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \exp\left(\frac{\tau_0 \sqrt{3}}{mg_1(\gamma)g_2(T)} - \frac{1}{m}\right) \\ g_1(\gamma) = \left(A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^N\right) \\ g_2(T) = \left(1 - \left(\frac{T_{jian} - T_r}{T_m - T_r}\right)^M\right) \end{cases} \quad (7)$$

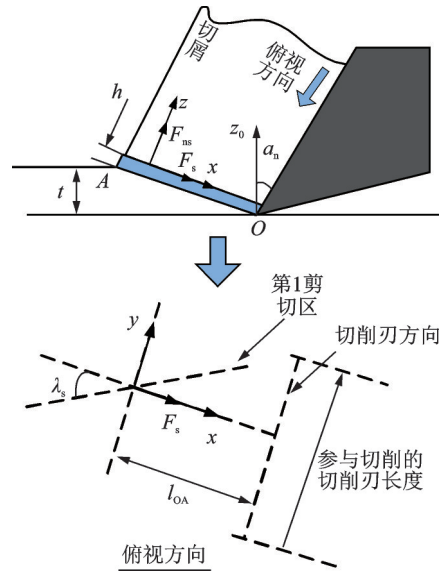


图 4 第 1 剪切区受力情况

Fig.4 The diagram of forces in the first shear zone

$$\int_0^{\gamma_h} \frac{(V \cos \lambda_s \sin \phi_n)}{\dot{\gamma}} d\gamma - h = 0 \quad (8)$$

$$\gamma_h = \frac{\cos \alpha_n}{\sin \phi_n \cos \eta_{sh} \cos(\phi_n - \alpha_n)} \quad (9)$$

$$T_{jian} = T_r + \frac{\beta}{c\rho} (\rho(V \cos \lambda_s \sin \phi_n)^2 \frac{\gamma_h^2}{2} + \tau\gamma_h) \quad (10)$$

其中: γ_h 为剪切带出口处的剪切应变; α_n 为刀具法向前角; η_{sh} 为剪切方向角; A 为初始屈服应力; B 为材料应变强化参数; N 为硬化指数; C 为材料应变率强化参数; M 为材料热软化指数; T_{jian} 为刀尖处的温度; T_m 为 Cr₁₂MoV 淬硬钢的熔点温度。

在高速切削时,剪切带变形可以视为绝热剪切,则材料的剪切应力为

$$\tau_0 = \rho(V \cos \lambda_s \sin \phi_n)^2 \gamma + \tau \quad (11)$$

其中: τ_0 为剪切出口处的剪切应力; τ 为剪切入口处的剪切应力; V 为切削速度; ρ 为 Cr₁₂MoV 淬硬钢的密度; λ_s 为刃倾角; ϕ_n 为法向剪切角。

Cr₁₂MoV 淬硬钢在 Johnson-Cook 模型中 A, B, N, c, M 的设定参数如表 2 所示^[11]。

表 2 Johnson-Cook 本构模型中设定参数的拟合结果^[11]
Tab.2 Fitting results of set parameters in Johnson-Cook model

硬度	A/MPa	B/MPa	N	c	M
60HRC	1 516.36	659.37	0.303	0.12	3.32

结合已经求的剪切应力,可以获得剪切面的剪切力 F_s 和法向压力 F_{ns} ^[10] 分别为

$$F_s = \tau_0 A_s = \frac{\tau_0 h A_e}{\sin(\phi_n) \cos \lambda_s} \quad (12)$$

$$F_{ns} = F_s \tan(\phi_n + \beta_n - \alpha_n) \cos \lambda_s \quad (13)$$

其中: h 为未变形切屑厚度; A_c 为切宽; β_n 为法向摩擦角。

2.2 第2变形区受力预测模型的建立

图5为前刀面接触应力分布图^[12]。在刀具刃口半径为0的状态下,前刀面摩擦区依据剪切滑移形式分为黏结区和滑移区,其中: O 代表刀尖; AB 为滑移区域范围; OA 为黏结区域范围。横轴表示距离刀尖位置,纵轴表示受到的应力。

在前刀面摩擦区,切屑与前刀面是全接触形式。在黏结区域内,摩擦应力 τ_0 可以直接用一个常数描述。在滑动区域内,摩擦应力可用一个随正应力变化的函数进行描述。前刀面切应力表示为

$$\tau = \begin{cases} \tau_0 & (0 < x < L_1) \quad (\text{黏结区}) \\ \left(\frac{Hv}{0.07}\right) \tanh(0.07 \frac{\mu \sigma_n}{Hv}) & (L_1 < x < L) \quad (\text{滑移区}) \end{cases} \quad (14)$$

$$\sigma_0 = \frac{4\tau \cos \eta_{sh}}{(1 - (\tan \lambda_s \cos \eta_c)^2) \sin(2(\phi_n - \alpha_n)) + 2 \tan \lambda_s \cos \eta_c \cos(2(\phi_n - \alpha_n))} \frac{b+1}{b+2} \quad (16)$$

考虑刀-屑接触长度的时变特性,得到立铣刀前刀面上具有时变特性正应力分布与刀屑接触关系,其表达式^[3]为

$$L = \frac{h(b+2)}{2} \frac{\sin(\phi_n + \beta_n - \alpha_n)}{\sin \phi_n \cos \beta_n \cos \eta_c} \quad (17)$$

$$L_1 = L - L \left(\frac{\tau_0}{\sigma_0 \mu}\right)^{1/b} \quad (18)$$

其中: η_c 为流屑角; h 为未变形切屑厚度; b 为相关幂指数^[3]。

刀具前刀面的温度场可以用刀屑接触区的平均温度进行表示^[6],前刀面上的平均温度简化为一个与刀屑接触长度相关的函数,即

$$T_{qian}(x) = \frac{2}{15L^2} \frac{\mu \sqrt{Vx}}{\sqrt{\pi \rho c k}} (8x^2 + 15L^2 - 20Lx) + T_0 \quad (x \in (0, L)) \quad (19)$$

其中: ρ 为Cr₁₂MoV淬硬钢的密度; k 为热导率; c 为比热容。

根据黏结滑移模型,可以对前刀面的摩擦力与正应力进行求解,刀屑接触区的摩擦力 F_f 和正压力 F_n 分别为

$$F_f = \int_0^{L_1} \tau_0 dx + \int_{L_1}^L \left(\frac{Hv}{0.07}\right) \tanh(0.07 \frac{\mu \sigma_n}{Hv}) dx \quad (20)$$

$$F_n = \int_0^L \sigma(x) dx \quad (21)$$

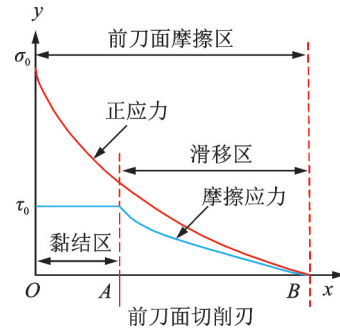


图5 前刀面接触应力分布图^[12]

Fig.5 The contact stress profile of the rake face

其中: Hv 为材料的洛氏硬度; L_1 为前刀面黏结区长度; L 为前刀面刀具-切屑接触总长度。

基于前刀面正应力的分布,在前刀面黏结区 OA 内, σ_0 为刀尖处最大正应力。在滑动区域 AB 内,正应力符合幂指数的形式^[3],表达式为

$$\sigma(x) = \sigma_0 \left(\frac{L-x}{L}\right)^{1/b} \quad (15)$$

2.3 第3变形区受力预测模型的建立

由于刀具后刀面磨损量对轴向铣削力的大小没有影响^[13],故铣刀后刀面正常磨损引起的磨损效应力可以忽略轴向力。因此,磨损效应力只需要在 xy 平面内进行建立。在 xy 平面内, $F_{tw}(VB)$ 和 $F_{rw}(VB)$ 分别为切削刃上任意微元点受到的摩擦力和挤压力

$$\begin{cases} F_{tw} = \int_0^{VB} \tau_w(x) dx \\ F_{rw} = \int_0^{VB} \sigma_w(x) dx \end{cases} \quad (22)$$

其中: VB 为刀具后刀面的磨损量; $\tau_w(x)$ 为刀具后刀面上的切应力; $\sigma_w(x)$ 为后刀面上的正应力。

工件材料与后刀面已磨损的接触区域可以根据接触应力的性质不同进行划分,其中:塑性流动区内接触应力可以用材料失效力进行表示;弹性接触区的应力用一个与磨损量相关的函数进行表示。图6为塑性流动区和弹性接触区。

横轴表示距离刀尖的磨损量,纵轴为受到的应力。在塑性流动区,切应力和正应力可以分别用定值 τ_1 和 σ_1 表示。在弹性接触区内切应力和正应力均呈随刀尖距离变化的函数分布。图7为后刀面不同区域的应力分布^[13]。

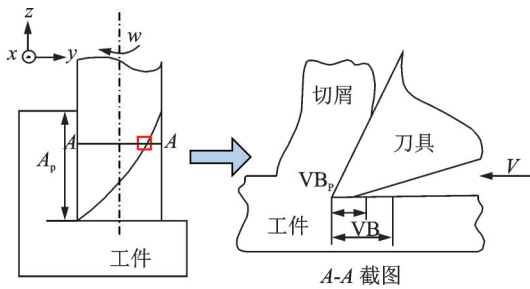


图6 塑性流动区和弹性接触区

Fig.6 The plastic and elastic flow zone of flank face

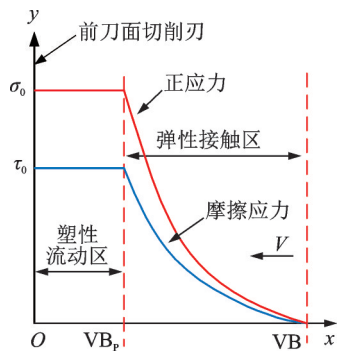


图7 后刀面不同区域的应力分布^[13]

Fig.7 The contact stress profile of the flank face

当 $0 < x < VB_p$ 时, 塑性流动区域内切应力与正应力的表达式为

$$\begin{cases} \tau_w = \tau_1 \\ \sigma_w = \sigma_1 \end{cases} \quad (23)$$

其中: VB_p 为刀具后刀面塑性流动区和弹性接触区的分界点。

当 $VB_p < x < VB$ 时, 弹性接触区域切应力与正应力的表达式为

$$\begin{cases} \tau_w(x) = \tau_1 \left(\frac{VB-x}{VB-VB_p} \right)^2 \\ \sigma_w(x) = \sigma_1 \left(\frac{VB-x}{VB-VB_p} \right)^2 \end{cases} \quad (24)$$

当刀具后刀面磨损量达到一定的值时, 弹性接触区的宽度保持不变, 而塑性流动区的宽度随刀具后刀面磨损量的增加而增加。

$$VB_p = 0 \quad (VB < VB^*) \quad (25)$$

$$VB_p = VB - VB^* \quad (VB \geq VB^*) \quad (26)$$

其中: VB^* 为弹性接触区的恒定宽度。

$$\begin{cases} dF_r = (F_f \cos \eta_c \cos \alpha + F_n \cos \eta_c \cos(90 - \alpha) + F_{rw} - F_s \cos \eta_c \cos(90 - \phi_n) - F_{ns} \cos \eta_c \cos \phi_n) dz \\ dF_t = (F_f \cos \eta_c \cos(90 - \alpha) - F_n \cos \eta_c \cos \alpha + F_{tw} - F_s \cos \eta_c \sin(90 - \phi_n) - F_{ns} \cos \eta_c \sin \phi_n) dz \\ dF_a = (-F_f \cos(90 - \eta_c) + F_n \cos(90 - \eta_c) - F_s \cos(90 - \eta_c) - F_{ns} \cos(90 - \eta_c)) dz \end{cases} \quad (29)$$

图9为未变形切屑厚度示意图。根据几何关系

立铣刀切削刃上单位长度的摩擦力和挤压力分别为

$$\begin{cases} F_{rw}(VB) = \frac{\sigma_1}{3} VB \\ F_{tw}(VB) = \frac{\tau_1}{3} VB \end{cases} \quad (VB < VB^*) \quad (27)$$

$$\begin{cases} F_{rw}(VB) = \tau_1 \left(VB - \frac{2}{3} VB^* \right) \\ F_{tw}(VB) = \sigma_1 \left(VB - \frac{2}{3} VB^* \right) \end{cases} \quad (VB \geq VB^*) \quad (28)$$

根据式(27), (28)可知, 刀具后刀面上的摩擦力在塑性流动区与弹性接触区均成线性关系。采用最小二乘法拟合两条曲线, 求出总的残余误差, 根据最小二乘原理, 两条拟合直线使得总的剩余误差达到最小值。刀具磨损模型表明, 当所有的偏导数为0时, 获得最大切应力与正应力^[14]: $\tau_1 = 5\,054.3 \text{ MPa}$, $\sigma_1 = 8\,956.3 \text{ MPa}$, $VB^* = 0.0165 \text{ mm}$ 。

2.4 整体立铣刀三维铣削力预测模型的构建

图8为斜角切削区域分力示意图。其中: α_n 为刀具法向前角; η_c 为流屑角; λ_s 为刃倾角; F_f 为前刀面上的摩擦力; F_n 为前刀面上的压力; F_{tw} 为后刀面上的切向力; F_{rw} 为后刀面上的径向力; F_A, F_R, F_T 分别为轴向力、径向力和切向力。

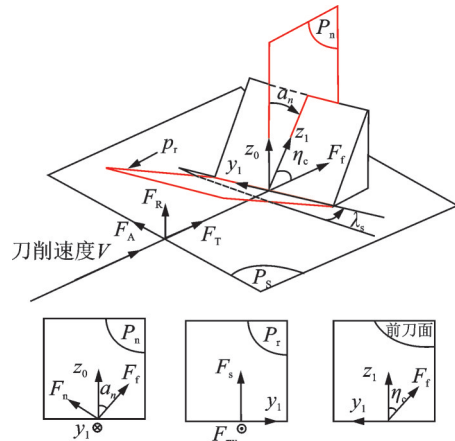


图8 斜角切削区域分力示意图

Fig.8 The forces in oblique cutting area

在刀具坐标系中, 有限厚度的微元受到切向力 dF_t , 径向力 dF_r 以及轴向力 dF_a , 得到其数值模型为

可以得到未变形切屑厚度 h , 瞬时接触角 θ , 每齿进

给量 f_z 和铣削宽度 A_e 之间的关联性关系^[15],即

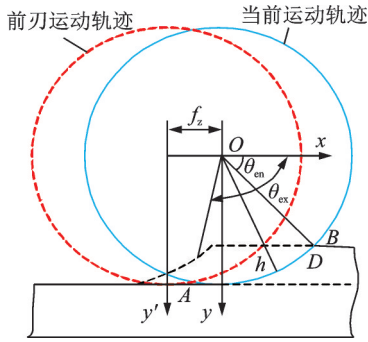


图 9 未变形切屑厚度示意图
Fig.9 The undeformed chip thickness

$$h(\theta, A_e, f_z) = \begin{cases} R - \frac{R - A_e}{\sin \theta_1} & \theta_1 \in (\theta_{ex}, \angle XOD) \\ R - \cos \theta_2 (\sqrt{(f_z)^2 - \sec^2 \theta_2 [(f_z)^2 - R^2]} - f_z) & \theta_2 \in (\angle XOD, \theta_{ex}) \end{cases} \quad (30)$$

$$\begin{cases} \theta_{ex} = \arcsin\left(\frac{f_z/2}{R}\right) + 90 \\ \theta_{en} = \arcsin\left(\frac{R - A_e}{R}\right) \\ \angle XOD = \frac{\arctan(R - A_e)}{R \cos\left\{\arcsin\left(\frac{R - A_e}{R}\right)\right\}} - f_z \end{cases} \quad (31)$$

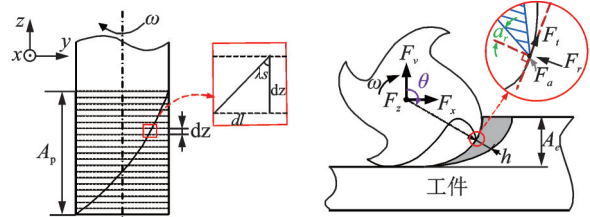
刀具沿轴向离散化如图 10 所示。将铣刀沿着轴向切深方向离散为 m 个微元,每个微元的轴向高

$$\begin{cases} F_x = \int_{\theta_{en}}^{\theta_{ex}} \left\{ \begin{aligned} &[-F_f \cos \eta_c \cos(90 - \alpha_n) + F_n \cos \eta_c \cos \alpha_n - F_{tw} + F_s \cos \eta_c \sin(90 - \phi_n) + \\ &F_{ns} \cos \eta_c \sin \phi_n] \cos \theta - [F_f \cos \eta_c \cos \alpha_n + F_n \cos \eta_c \cos(90 - \alpha_n) + F_{rw} - \\ &F_s \cos \eta_c \cos(90 - \phi_n) - F_{ns} \cos \eta_c \cos \phi_n] \sin \theta \end{aligned} \right\} \frac{R}{\tan \lambda_s} d\theta \\ F_y = \int_{\theta_{en}}^{\theta_{ex}} \left\{ \begin{aligned} &[F_f \cos \eta_c \cos(90 - \alpha_n) - F_n \cos \eta_c \cos \alpha_n + F_{tw} - F_s \cos \eta_c \sin(90 - \phi_n) - \\ &F_{ns} \cos \eta_c \sin \phi_n] \sin \theta - [F_f \cos \eta_c \cos \alpha_n + F_n \cos \eta_c \cos(90 - \alpha_n) + F_{rw} - \\ &F_s \cos \eta_c \cos(90 - \phi_n) - F_{ns} \cos \eta_c \cos \phi_n] \cos \theta \end{aligned} \right\} \frac{R}{\tan \lambda_s} d\theta \\ F_z = \int_{\theta_{en}}^{\theta_{ex}} [-F_f \cos(90 - \eta_c) + F_n \cos(90 - \eta_c) - F_s \cos(90 - \eta_c) - F_{ns} \cos(90 - \eta_c)] \frac{R}{\tan \lambda_s} d\theta \end{cases} \quad (34)$$

式(34)是在考虑变摩擦因数的摩擦力模型的基础上得到的立铣刀三维切削力预测模型。对模型中涉及到的各项变量进行分析,根据切削用量、刀具几何参数及工件材料的硬度,描述了硬质合金立铣刀铣削 Cr₁₂MoV 淬硬钢时,刀具与切屑,工件之间的摩擦特性。进一步在考虑主剪切区的材料特性以及后刀面磨损的基础上,根据已经建立的模型获得预测的铣削力。

度 d_z 用 $dl = \tan \lambda_s d_z$ 表示。根据几何关系可知,刀具圆周的弧线段可用对应中心角 $d\theta$ 与刀具半径 R 的乘积表示。因此,每一个参与计算的微元厚度 d_z 为

$$d_z = \frac{R}{\tan \lambda_s} d\theta \quad (32)$$



(a) 刀具划分示意图 (b) 单个微元放大示意
(a) Tool equidistance division (b) Magnification of single disk

图 10 刀具沿轴向离散化

Fig.10 Discretized tool along the axis

有限厚度 dz 的微元所受的切削力是在刀具坐标系中计算得到,通过坐标系转化得到工件坐标系中微元受力情况^[9],转化方程为

$$\begin{bmatrix} dF_x \\ dF_y \\ dF_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_t \\ dF_r \\ dF_a \end{bmatrix} \quad (33)$$

在立铣刀铣削加工 Cr₁₂MoV 淬硬钢过程中,刀具所受 x, y, z 3 个方向的切削力为

3 铣削力模型的验证

实验选用大连机床 VDL-1000E 立式三轴加工中心的 Kistler 5236B 旋转式测力仪;铣刀齿数 $N=4$,直径 $D=10$ mm,螺旋角 $\lambda_s=38^\circ$;工件选硬度为 60HRC 的 Cr₁₂MoV 淬硬钢。使用后刀面不同程度磨损量 (VB 分别为 0, 0.04, 0.08 和 0.1 mm) 的立铣刀进行铣削加工实验。铣削加工实验现场如图 11 所示。

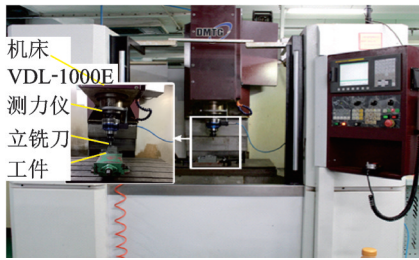
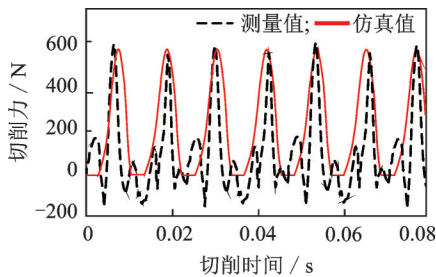


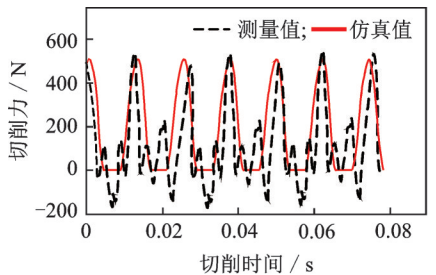
图 11 铣削加工实验现场

Fig.11 The milling experiment site

选用的具体切削用量为:轴向切深 $A_p=6$ mm; 每齿进给量 $f_z=0.2$ mm/z; 切宽 $A_c=1$ mm; 主轴转速为 1 500 r/min。实验中规定 x 方向为垂直于工件侧表面的方向, y 方向为刀具的进给力向, z 方向为刀具轴向, 铣削方式为顺铣, 切削过程中切削厚度呈由大到小的周期性变化, 因此整体铣削力也呈周期性的波动。预测力与实验力对比如图 12 所示。



(a) F_x 预测力与实验力对比
 (a) The comparison between predictive force and the experimental force of F_x



(b) F_y 预测力与实验力对比
 (b) The comparison between predictive force and the experimental force of F_y

图 12 预测力与实验力对比

Fig.12 The comparison between predictive force and the experimental force

从图 12 可知, 在波峰处, 预测值与实验测量值的相位和波峰大小能较好吻合。对于铣削力 F_x , 根据已经建立的模型进行仿真, 得到的预测曲线的波峰值为 592 N, 通过铣削实验获得的真实测量曲线中, 由于受到振动、装夹误差和加工误差等影响, 不同时刻的波峰值存在较为显著波动, 在与模型预测值相对应的切削时间范围内, 实验测量得到的曲线最大波峰值为 646 N, 最小波峰值为 564 N, 因此波峰值对比误差范围为 4.72%~9.12%。对于铣削力

F_y , 仿真预测的波峰值为 498 N, 实验测量曲线中, 在同样的切削时间范围内, 实验测量的最大波峰值为 526 N, 最小波峰值为 436 N, 波峰值对比误差范围为 5.62%~12.04%。

取 x, y 方向的 4 组平均峰值进行对比, 理论预测的平均铣削力与实验平均铣削力如图 13 所示。

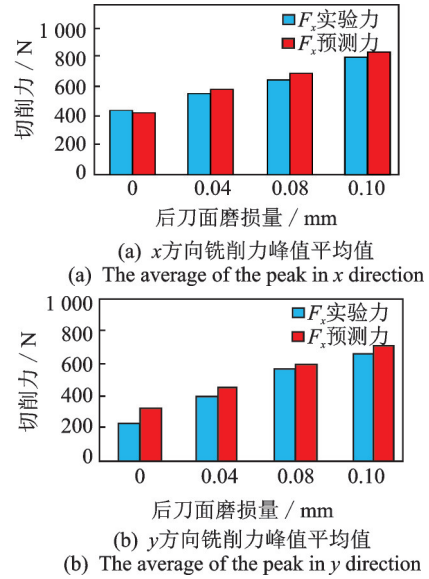


图 13 预测平均铣削力与实验平均铣削力对比

Fig.13 The comparison between the predicted average milling force and the experimental average milling force

从图 13 可以看出, x 方向铣削力理论预测值与实验测量值的平均偏差在 6.45%~10.86% 之间, 对于 y 方向的力, 对比平均偏差在 7.03%~12.84% 之间。随着切削过程的进行, 刀具后刀面磨损区域增大, 切削参数不变, 则 x, y 方向的铣削力都增大。产生这种现象的原因是刀具与工件间的接触方式发生改变, 后刀面未磨损时, 刀具与工件间为线接触, 随着磨损宽度增加, 线接触逐渐变为面接触, 面接触产生的挤压效果使得后刀面受到的磨损效应力增大, 进而整体铣削力增大。

可见, 笔者建立的铣削力预测模型具有较高的预测精度。由于仿真模型的部分条件进行了简化, 建立在理想假设条件下, 铣削加工过程实验不可避免地存在一些装夹误差及加工误差, 因此仿真值与实验值会有所偏差。两者出现偏差的具体原因是: ①在铣削过程中, 整个加工系统随着切削加工产生振动, 导致切削力变大; ②在铣削力预测建模过程中, 假设刀具刀尖处绝对锋利, 而实际切削时, 刀尖处一定有刃口半径, 且随着切削的进行会发生磨损, 进而影响铣削力; ③在铣削力预测过程中, 刀具磨损是作为一个定值在较短的切削时间内参与计算, 但在实际切削过程中, 随着切削的不断进行, 刀具磨损不断变化。

4 结 论

1) 在考虑刀-屑相对滑移速度与前刀面温度基础上建立变摩擦因数经验模型,利用非线性最小二乘法对模型进行拟合。结果表明:随着切屑-刀具相对滑移速度的增加,前刀面摩擦因数减小;随着前刀面刀-屑接触区温度的增加,前刀面摩擦因数减小。

2) 根据Cr₁₂MoV淬硬钢高硬度的材料特性,笔者在考虑材料硬度的基础上构建了铣刀后刀面磨损时的铣削力预测模型。仿真值与实验值对比,验证模型有较高的预测精度,x方向上实验与仿真结果的最大误差为10.86%,y方向上实验与仿真结果最大误差为12.84%。

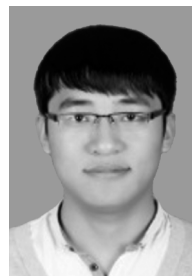
3) 当切削参数不变时,随着后刀面磨损宽度的增加,后刀面受到的磨损效应力增大,整体铣削力随之增大。

参 考 文 献

- [1] ULUTAN D, ÖZEL T. Determination of tool friction in presence of flank wear and stress distribution based validation using finite element simulations in machining of titanium and nickel based alloys[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(12):2217-2237.
- [2] IWATA K, OSAKADA K, TERASAKA Y. Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method[J]. Journal of Engineering Materials & Technology, 1984, 106(2):132.
- [3] 姜峰, 言兰, 徐西鹏, 等. 刀具-切屑接触区的应力分布建模方法研究[J]. 机械工程学报, 2014, 50(5): 188-193.
JIANG Feng, YAN Lan, XU Xipeng, et al. Model of contact stress distribution between cutting tool and chip [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2014, 50(5): 188-193. (in Chinese)
- [4] 张程焱, 卢继平. 刀-屑局部摩擦因数建模及实验研究[J]. 北京理工大学学报, 2017, 37(9):899-904.
ZHANG Chengyan, LU Jiping. Modeling and experimental investigation on local friction coefficient of tool-chip contact interface [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2017, 37(9):899-904. (in Chinese)
- [5] 孙玉晶. 钛合金铣削加工过程参量建模及刀具磨损状态预测[D]. 济南:山东大学, 2014.
- [6] MOUFKI A, DEVILLEZ A, DUDZINSKI D, et al. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004, 44(9):971-989.
- [7] 吴石, 刘献礼, 宋盛罡, 等. 铣刀磨损对铣削稳定性及表面位置误差的影响[J]. 振动、测试与诊断, 2015, 35(4): 763-769.
WU Shi, LIU Xianli, SONG Shenggang, et al. Effect

of milling cutter wear on milling stability and surface position error [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2015, 35(4): 763-769. (in Chinese)

- [8] ARRAZOLA P J, UGARTE D, DOMÍNGUEZ X. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2008, 48(2):173-183.
- [9] 刘俊. 拼接模具硬态铣削过程刀具磨损及表面形貌研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学, 2018.
- [10] 王晓琴. 钛合金Ti₆Al₄V高效切削刀具摩擦磨损特性及刀具寿命研究[D]. 济南:山东大学, 2009.
- [11] 郝胜宇. 凸曲面拼接模具铣削过程有限元仿真研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学, 2018.
- [12] 刘小莹, 郭佳, 陈宏, 等. 硬质合金刀具铣削高硅铝合金CE11的摩擦特性研究[J]. 机床与液压, 2018, 46(7): 78-81.
LIU Xiaoying, GUO Jia, CHEN Hong, et al. Study on friction characteristics of carbide milling tool for machining high silicon aluminum alloy CE11 [J]. Machin Tool & Hydraulics, 2018, 46(7):78-81. (in Chinese)
- [13] 高海宁. 不同硬度拼接模具铣削过程及切削参数反演研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学, 2019.
- [14] 刘献礼, 高海宁, 岳彩旭, 等. 拼接模具过缝区域切削力建模与表面质量[J]. 振动、测试与诊断, 2018, 38(3): 429-437.
LIU Xianli, GAO Haining, YUE Caixu, et al. Modeling of milling force and surface quality in the seam area of splicing die [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2018, 38(3):429-437. (in Chinese)
- [15] 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. (in Chinese)



第一作者简介:李晓晨,男,1994年6月生,硕士生。主要研究方向为切削过程建模及硬态加工工艺优化。

E-mail:2939638270@qq.com

通信作者简介:岳彩旭,男,1982年7月生,博士、教授。主要研究方向为切削过程智能化和先进刀具设计。

E-mail:yuecaixu@163.com