

引文格式:胡腾,武文斌,王小虎,等.考虑力位耦合效应的薄壁件动态铣削力建模方法[J].航空制造技术,2026,69(8):25010018.

HU Teng, WU Wenbin, WANG Xiaohu, et al. Methodology of dynamic milling force modeling of thin-walled part considering force-displacement coupling effects[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2026, 69(8): 25010018.

考虑力位耦合效应的薄壁件动态铣削力建模方法

胡腾¹,武文斌¹,王小虎¹,胡晓兵²,李贵林³

(1. 西南石油大学机电工程学院,成都 610500;

2. 四川大学机械工程学院,成都 610065;

3. 太行实验室,成都 610213)

[摘要] 动态铣削力直接影响着薄壁件加工精度及表面完整性,故对其进行建模与计算具有较重要的科学意义与工程价值。为此,以机械Ⅱ型力学模型为基础,以刀具变形、工件动态变形为切入点,以算测融合为手段,提出一种综合考虑力位耦合效应的薄壁件动态铣削力建模方法。该方法将动态啮合角迭代结果作为力位耦合效应输出,进而基于此修正瞬时切削厚度,实现薄壁件动态铣削力高精度计算。试验对比显示,所提方法相较于已有报道可使薄壁件铣削力计算误差降低约4.40%,有利于未来进一步开展铣削稳定性精准预报。

关键词: 力位耦合效应; 薄壁件; 动态铣削力; 建模; 工件变形; 瞬时切削厚度

中图分类号: V262.4 文献标志码: A DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.25010018



胡腾

副教授,博士,研究方向为机器人化智能制造,高性能精密制造。

薄壁件由于其轻量化、高强度等优点,广泛应用于航空航天、汽车制造、精密仪器等领域。然而,薄壁件在加工过程中由于其弱刚性特性,容易发生加工变形,尤其是在铣削过程中,动态铣削力的波动会进一步加剧工件的变形,影响加工精度和表面质量。因此,精确预测薄壁件在铣削过程中的动态铣削力,对于提高加工稳定性、优化工艺参数以及保证加工质量具有重要的理论意义和工程应用价值。

针对弱刚性构件动态铣削力数字化表征方法与预测技术,国内外学者进行了较深入研究,取得了丰硕成果。目前根据建模方式不同,铣削力

模型可分4大类:经验公式模型^[1]、物理模型^[2]、神经网络模型^[3]和机械力学模型^[4],其中机械力学模型可以简明高效地根据切削微元负载面积和切削力系数确定铣削过程中任意瞬时铣削力,因此得到了广泛和深入的研究与应用。Liu等^[5]以微元铣削力模型为基础,通过侧重微元积分上下限的确定来计算某一时刻参与切削的切削刃长度来构建瞬时铣削力模型。Yue等^[6]根据薄壁件变形机理,在薄壁件铣削力预测模型中引入薄壁件加工变形量计算变形后的切削厚度,通过铣削过程中铣削力与薄壁件挠度变形的耦合关系,改进了薄壁件侧铣削力预测模型。Shi等^[7]

收稿日期: 2025-02-24; 退修日期: 2025-03-12; 录用日期: 2025-03-28

基金项目: 太行实验室课题(A2063)

通信作者: 王小虎,高级工程师,研究方向为航空发动机转子动力学。

采用经典板理论,提出了考虑材料去除效应的薄壁件铣削系统的能量方程,能够有效计算出薄壁件的全局刚度矩阵。Wang^[8]在 Shi^[7]的研究基础上,进一步考虑薄壁件在铣削过程中由于材料去除效应引起的刚度变化,使得对铣削力的预测更加准确。王立平^[9]和 Wang^[10]等在切削力计算中分析了侧铣加工中铣削刃随刀具旋转、摆动与平移的复合运动规律,考虑刀具径向跳动因素,提出了一种瞬时未变形切屑厚度的快速计算方法。Zhu等^[11]针对刀具方向的变化和刀具与主轴之间不可避免的偏心问题,推导了瞬时未变形切屑厚度公式,并提出切削刃元素移动法,可高效计算瞬时未变形切屑厚度和刀具与工件啮合区域。卫星驰等^[12]将薄壁件的铣削过程沿着进给方向离散,等效为变截面阶梯悬臂梁模型,采用欧拉-伯努利梁理论迭代计算工件变形量,并基于机械II型力学模型搭建了考虑工件变形的侧铣薄壁件铣削力预测模型。戚厚军等^[13]针对低刚度工艺系统,基于弯扭剪耦合弹性力学理论,推导出了工件弹性铣削变形的解耦式,建立了低刚度铣削工艺系统的弹性铣削力模型,并考虑到工件和铣刀的弹性形变共同引起铣削啮合角的变化,推导出了啮合角的表达式。Budak等^[14]基于有限元仿真软件建立了工件变刚度有限元模型,并在考虑了静态位移引起的刀具与工件接触关系的基础上建立了铣削力和表面形貌误差模型。但是在切削变形的有限元计算中,模型的精度和边界条件、载荷条件等因素对计算精度有很大影响。Kang等^[15]详细分析了切削力、工件变形和切入角/切出角之间的耦合关系,提出了一种适用于低刚性薄壁工件圆周铣削的柔性迭代算法。Liu等^[16]基于微元法建立铣削力预测模型,通过迭代计算切削力求解材料去除形性耦合作用下的加工变形,获得了材料去

除效应对工件几何形貌与刚度性能变化的耦合影响规律,提高了加工变形的预测。

不难看出,现有研究为弱刚性构建瞬时铣削力精细化建模与精准预报提供了较坚实的理论基础。然而,大多数学者并未同时考虑刀具和工件的弱刚性及其时变特性,或使用欧拉-伯努利梁理论来计算工件的弹性变形量而忽略了动态加工中薄壁件受力变形的连续特性,对弱刚性构件铣削过程中力位耦合效应的认识还有进一步提升空间。为此,以切削刃微元动态铣削力建模为切入点,充分考虑加工过程中铣刀变形连续性,以铣刀挠曲与弱刚性构件让刀的位移协调性为边界条件,以工件-刀具动态啮合角为媒介,系统全面地研究弱刚性构件铣削过程中的力位耦合效应,并在此基础上形成较完备的弱刚性构件动态铣削力建模方法与预测技术体系。

1 理论基础

1.1 瞬时铣削力建模

为准确描述薄壁件侧铣加工过程中刀具与薄壁件间的相互作用关系,取刀具第 N 切削刃上第 z 个微元为研究对象,记作微元 $\{z, N\}$,如图1所示。根据 Altintas 等^[17]提出的机械II型力学模型,微元 $\{z, N\}$ 的三向作用力分别为

$$\begin{bmatrix} dF_t(x, z) \\ dF_r(x, z) \\ dF_a(x, z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{te} \\ K_{re} \\ K_{ae} \end{bmatrix} h(x, z, N) dz + \begin{bmatrix} K_{te} \\ K_{re} \\ K_{ae} \end{bmatrix} ds \quad (1)$$

式中, $dz=a_p/q$ 为微元的厚度; a_p 为轴向切削深度; q 为离散切削微元个数;

ds 为微元切削刃长度; β 为刀具螺旋角; D 为刀具直径; K_{te} 、 K_{re} 、 K_{ae} 分别为切向、径向和轴向的剪切力系数; K_{te} 、 K_{re} 、 K_{ae} 分别为切向、径向和轴向的犁切力系。 $g(\phi(x, z, N))$ 为铣削判断函数,用于判断进给位置 x 处的对应切削刃微元是否处于加工状态。据此亦可看出,动态切削厚度 $h(x, z, N)$ 的求解是铣削力预测的关键。

一般地,瞬时切厚 $h(\phi)$ 可表达为

$$h(\phi) = f_z \sin(\phi) \quad (2)$$

式中, ϕ 为径向切削角; f_z 为每齿进给量。在薄壁件侧铣加工过程中,刀具和工件的受力变形对瞬时切削厚度的影响不可忽略。由于薄壁件刚度较低,在铣削力的作用下易产生弹性变形;同时,刀具在铣削力的作用下也会发生变形。这些变形会直接改变刀具与工件之间的相对位置,从而影响实际切削厚度。考虑刀具变形量和工件变形量后,瞬时切削厚度的表达式需修正为

$$h(x, z, N) = f_z \sin(\phi(x, z, N)) - \frac{\delta_r(x, z) + \delta_w(x, z)}{\cos(\phi(x, z, N))} \quad (3)$$

式中, $\delta_r(x, z)$ 和 $\delta_w(x, z)$ 分别为

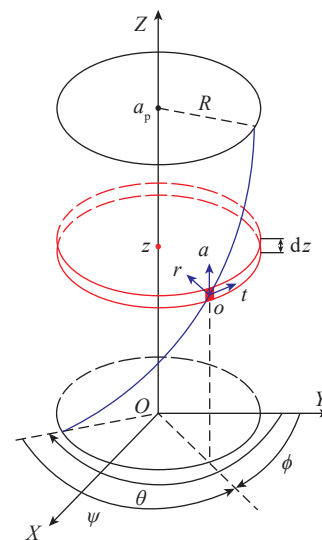


图1 切削刃微元模型

Fig.1 Cutting edge microelement model

刀具变形量和工件变形量。将切削刃微元的三向铣削力转化为刀具坐标系下的三向切削力可表示为

$$\begin{bmatrix} dF_x(x, z) \\ dF_y(x, z) \\ dF_z(x, z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos\phi(x, z, N_i) & -\sin\phi(x, z, N) & 0 \\ \sin\phi(x, z, N_i) & -\cos\phi(x, z, N) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_t(x, z) \\ dF_r(x, z) \\ dF_a(x, z) \end{bmatrix} \quad (4)$$

将所有的切削刃微元沿轴向积分求和,得到该进给位置刀具总的铣削力。

$$\begin{cases} F_x(x, z) = \sum_{N=1}^{N_f} \int_0^z dF_x(x, z) dz \\ F_y(x, z) = \sum_{N=1}^{N_f} \int_0^z dF_y(x, z) dz \\ F_z(x, z) = \sum_{N=1}^{N_f} \int_0^z dF_z(x, z) dz \end{cases} \quad (5)$$

1.2 铣刀横向挠曲计算

刀具挠曲 $\delta_T(x, z)$ 的计算方可以采用变截面阶梯悬臂梁受横向力弯曲简化模型的方法,由于刀具的轴向刚度较大,通常刀具的轴向变形可忽略不计。刀具受到切向铣削力作用下的刀具扭转变形量会随刀具的转动抵消掉,因此忽略此因素的影响。

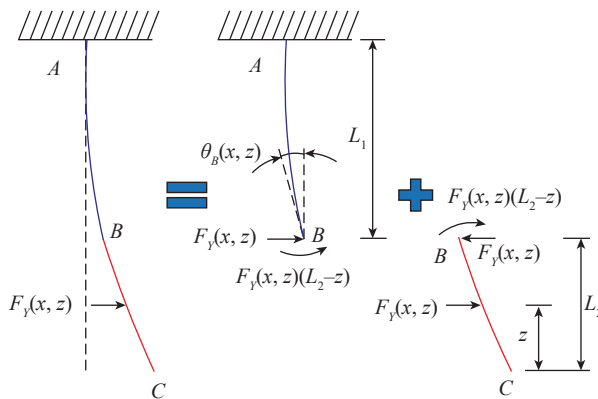


图2 阶梯悬臂梁受力模型
Fig.2 Stepped cantilever beam under force model

图2所示为刀具变截面阶梯悬臂梁的简化模型^[18],在截面变化处B进行截断,则有截面B处的力矩M为

$$M = \sum_{z=0}^z F_y(x, z)(L_2 - z) \quad (6)$$

在力矩M和径向切削深度方向上的铣削力Fy的作用下,只分析AB段,则截面B处的转角 $\theta_B(x, z)$ 和挠度 $\delta_B(x, z)$ 为

$$\theta_B(x, z) = \frac{F_y(x, z)L_1}{2EI_1} \times [2(L_2 - z) + L_1] \quad (7)$$

$$\delta_B(x, z) = \frac{F_y(x, z)L_1^2}{6EI_1} \times [2L_1 + 3(L_2 - z)] \quad (8)$$

式中, E为铣刀的弹性模量; I1为刀杆部分的截面惯性矩。若只分析BC段的受力变形,则距刀尖任意距离zi处的挠度 $\delta_2(x, z)$ 为

$$\delta_2(x, z) = \begin{cases} \frac{F_y(x, z)(L_2 - z)^2}{6EI_2} \times [3(L_2 - z_i) - (L_2 - z)] & (0 \leq z_i \leq z) \\ \frac{F_y(x, z)(L_2 - z_i)^2}{6EI_2} \times [3(L_2 - z) - (L_2 - z_i)] & (z \leq z_i \leq L_2) \end{cases} \quad (9)$$

式中, I2为切削刃部分的截面惯性矩。根据叠加原理可得刀具上微元{z, N}在力Fy(x, z)作用下的挠度为

$$\delta(x, z) = \delta_B(x, z) + \delta_2(x, z) + \theta_B(x, z)(L_1 + L_2 - z_i) \quad (10)$$

则刀具在不同进给位置处受到的径向铣削力作用下的挠度为

$$\delta_T(x, z) = \sum_{z=0}^z \delta(x, z) \quad (11)$$

1.3 考虑工件刚度时变特征的动态变形计算

根据参考文献[7],用Rayleigh-Ritz法(RRM)近似表示横向位移 $\delta_w(x, z)$,其N×N项Rayleigh-Ritz解的形式如下。

$$\delta_w(x, z) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N q_{ij}(t) \phi_i(x) \varphi_j(z) \quad (12)$$

式中, qij为Ritz系数; $\phi_i(x)$ 和 $\varphi_j(z)$ 为容许函数,为了提高竖直稳定性和收敛速度,容许函数的选取参考文献[7]。由拉格朗日方程可得到系统的控制方程^[7]表示为

$$M_w(x, z, t)\ddot{q}(t) + C_w(x, z, t)\dot{q}(t) + K_w(x, z, t)q(t) = F(x) \quad (13)$$

式中, Mw、Cw和Kw分别为薄壁件的质量、阻尼和刚度矩阵。随着铣削过程的进行,刀具处于不用进给位置且薄壁件切削层材料不断去除,刀具-工件的接触单元位置(x, y)处的薄壁件的动态特性也发生变化,因此M、C和K也是空间(x, y)的函数。由于弱刚性薄壁工件和大悬伸刀具在实际薄壁件侧铣时刀具和工件发生弯曲变形,出现让刀现象。在刀具进给方向和刀具-工件接触区域使得每个切削单元的实际径向切宽偏离其名义标定值。薄壁件在侧铣过程中随着材料不断被去除,同时切削厚度在轴向、铣削路径上的不断发生变化,工件的动态特性也随之发生改变。由于工件阻尼对薄壁件受力下最大变形的影响较小,因此忽略系统阻尼的影响^[7]。则薄壁件侧铣系统的控制方程可简化为

$$M \{\ddot{q}(t)\} + K \{q(t)\} = \{f(t)\} \quad (14)$$

考虑材料去除效应,依据文献[7]所提方法,可得出力矩阵、质量矩阵和刚度矩阵分别为

$$f_m = F(t) \phi_m \left(\frac{ct}{L} \right) \varphi_i(y) \quad (15)$$

$$M_{uv} = \frac{\rho}{2} \iint_A b \phi_m \phi_n \varphi_i \varphi_j dA - \frac{\rho a_e}{2} \iint_{A_1} \phi_m \phi_n \varphi_i \varphi_j dA \quad (16)$$

$$K_{uv} = G \iint_A B^3 \left[\begin{array}{c} \phi_{m,xx} \phi_{n,xx} \varphi_i \varphi_j + \phi_{m,xy} \phi_{n,xy} \varphi_i \varphi_j + \\ \mu(\phi_{m,xx} \phi_{n,xy} \varphi_i \varphi_j + \phi_{m,xy} \phi_{n,xx} \varphi_i \varphi_j) + \\ 2(1-\mu)\phi_{m,x} \phi_{n,x} \varphi_i \varphi_j \end{array} \right] dA - G_1 \iint_{A_1(t)} \left[\begin{array}{c} \phi_{i,xx} \phi_{j,xx} \varphi_m \varphi_n + \phi_{i,xy} \phi_{j,xy} \varphi_m \varphi_n + \\ \mu(\phi_{i,xx} \phi_{j,xy} \varphi_m \varphi_n + \phi_{i,xy} \phi_{j,xx} \varphi_m \varphi_n) + \\ 2(1-\mu)\phi_{i,x} \phi_{j,x} \varphi_m \varphi_n \end{array} \right] dA \quad (17)$$

式中, $u = (m-1) \times N + i; v = (m-1) \times N + j; G = E / (12(1-\mu^2)); G_1 = (E \times h_1) / (12(1-\mu^2)); c$ 为刀具进给速度; A 为加工薄壁工件的表面积; A_1 为切除部分的表面积; B 为薄壁工件的厚度; a_e 为径向切宽; L 为薄壁工件沿进给方向的总长; ρ 为密度; μ 为泊松比。当忽略切削力时,式(14)为自由振动,质量矩阵和刚度矩阵的广义特征值是工件固有频率的平方。用微分求积法(DQM)^[19]求解式(14),并采用拉格朗日插值多项式作为试验函数^[20]。

1.4 考虑力位耦合效应的动态啮合角界计算

显然,1.2、1.3节分别所得到的 $\delta_T(x, z)$ 和 $\delta_W(x, z)$ 在其物理本质上隐含关键交互关系。如图3所示,刀具和工件变形后的啮合区域相较于未变形时的啮合区域会发生改

变。啮合区域改变导致瞬时切屑厚度改变,从而导致铣削力的大小发生改变,铣削力的改变又会影响到刀具和工件变形量大小的改变,变形量的改变影响动态啮合区域的改变,循环往复。如图4所示,不难发现,二者交互关系的“通信机制”即动态啮合角, $\delta_T(x, z), \delta_W(x, z), \phi, F$ 共同构成了所谓弱刚性构件侧铣力位耦合效应。

在薄壁件侧铣加工过程中,变形、切削力和切削参数之间是相互耦合的关系,切削中的变形过程与切削参数的迭代过程是同时发生的,由图3可知,实际径向切宽为

$$a_e(x, z, l) = a_{e0} - (\delta_T(x, z, l) + \delta_W(x, z, l)) \quad (18)$$

式中, l 为迭代次数。达到平衡时,收敛条件为

$$|a_e(x, z, l) - a_e(x, z, l-1)| \leq \varepsilon \quad (19)$$

式中, ε 为停止迭代的规定误差,表明变形已收敛,可根据加工精度要求确定。考虑到薄壁件变形之间的连续性,第 $x+1$ 个刀具进给位置处的初始径向切深等于第 x 个刀具进给位置的微元处迭代平衡的实际径向切深,可避免不必要的迭代,提高计算的效率。

迭代计算出实际径向切宽便可求出实际的啮合角边界,其中顺铣的

切入角和切出角可表示为

$$\begin{cases} \phi_{en}(x, z, l) = \pi - \arccos\left(1 - \frac{a_e(x, z, l)}{R}\right) \\ \phi_{ex} = \pi \end{cases} \quad (20)$$

逆铣的切入角和切出角可表示为

$$\begin{cases} \phi_{en} = 0 \\ \phi_{ex}(x, z, l) = \arccos\left(1 - \frac{a_e(x, z, l)}{R}\right) \end{cases} \quad (21)$$

2 动态铣削力计算流程

动态铣削力的建模与预测流程如图4所示,主要包括动态啮合角度计算、动态切屑厚度计算和动态切削力计算3个核心模块。首先,通过动态啮合角度计算,确定刀具与工件在加工过程中的接触区域;然后,根据动态啮合角度和刀具变形,计算切削过程中材料去除的动态切屑厚度;最后,以动态切屑厚度为基础,结合其他工艺参数,计算实际的动态切削力。该流程中存在两个重要的反馈回路:(1)动态切削力计算结果会引起刀具变形,进而影响动态啮合角度和切屑厚度的计算;(2)工件让刀效应会改变啮合角度和切屑厚度,从而影响到切削力的计算。通过这一循环迭代过程,全面反映了弱刚性构件铣削加工中力与变形之间的耦合关系,为动态铣削力的精准预测提供了理论支撑。详细地考虑力位耦合效应的动态铣削力迭代计算技术路线如图5所示。

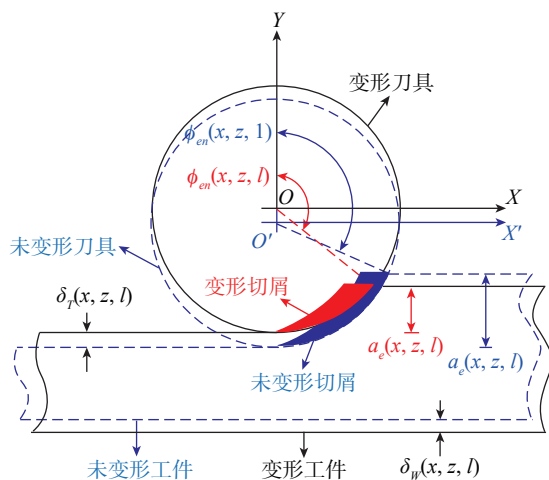


图3 工件加工变形前后的图示

Fig.3 Illustration of workpiece deformation before and after machining

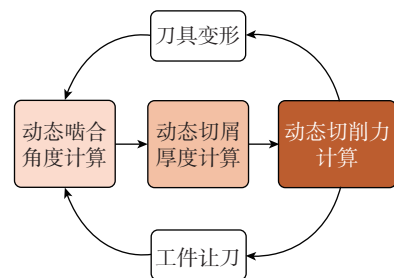


图4 力位耦合原理拓扑

Fig.4 Topology of force-position coupling principle

3 试验验证与分析

3.1 试验验证

为验证所提出模型的有效性,设计了薄壁件铣削力试验,主要试验装置如图6(a)所示,机床用Bridgeport机床公司生产的GX 710 Plus,用Kistler 9525B测力仪测量切削力,传输到电荷放大器KISTLER 5070中,由数据采集卡KISTLER 5697收集,采样频率为40 kHz,用装有Dynaware软件的计算机记录X、Y和Z3个方向的切削力。工件采用长100 mm、高70 mm、厚度5 mm的铝合金Al7075-T6薄壁件,通过虎钳夹具固定在机床工作台上,如图6(d)所示,铝合金Al7075-T6薄壁件的密度为 $2.7 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$,杨氏模量为70 GPa,泊松比为0.33。试验使用直径为10 mm,螺旋角为 35° ,悬伸长度80 mm,涂层为TiAlN的4齿硬质合金立铣刀,如图6(b)所示。采用顺铣的铣削方式,具体的切削参数为 $a_e=0.5 \text{ mm}$ 、 $a_p=15 \text{ mm}$ 、 $n=4000 \text{ r/min}$,进给速度 200 mm/min 。对于铣削力系数标定,以转速 $n=8000 \text{ r/min}$,切深5 mm,每齿进给量 f_z 分别为0.02 mm、0.04 mm、0.06 mm、0.08 mm、0.10 mm和0.12 mm的参数进行槽铣试验,具体如图6(c)所示。并采用平均铣削力法^[4]对所测的平均力数据进行一元线性回归拟合,所得切向力、径向和轴向剪切力系数分别为 1220.1 N/mm^2 、 559.4 N/mm^2 和 80.8 N/mm^2 ,切向力、径向和轴向犁切力系数分别为 48.3 N/mm 、 27.2 N/mm 和 6.1 N/mm 。

按图5所示流程对铣削力进行计算,使用与试验所一致的切削参数计算出3个方向上铣削力的值,其中1个周期内的铣削力预测对比如图7所示。可以看出,因在切削力的作用下刀具和薄壁件都有所变形,导致实际的铣削加工中瞬时切屑厚度减小,最终体现为铣削力的减小。且预测值在波峰、波谷出现的位置及波形趋

势上与实测值大致保持一致。在Y方向,考虑力位耦合效应的预测平均值为44.9 N;未考虑力位耦合效应的预测平均值为46.3 N,考虑力位耦合效应使得预测值与实测值的误差减小了4.4%。因此提出模型的预测值与试验值具有较高的吻合性。

3.2 算例与分析

按照图5中铣削力的迭代计算

流程,通过一个实例验证方法的有效性。采用与试验一致的切削参数,求得平均径向铣削力 F_y 为45.38 N。如图8所示,铣削加工时由于在不同刀具进给位置处的薄壁件刚度存在差异,由薄板理论可知,薄壁件的加工变形靠近自由端的方向逐渐增大,自由端处薄壁件的刚性比中间位置处的刚性要小很多。由于考虑了材料的切除

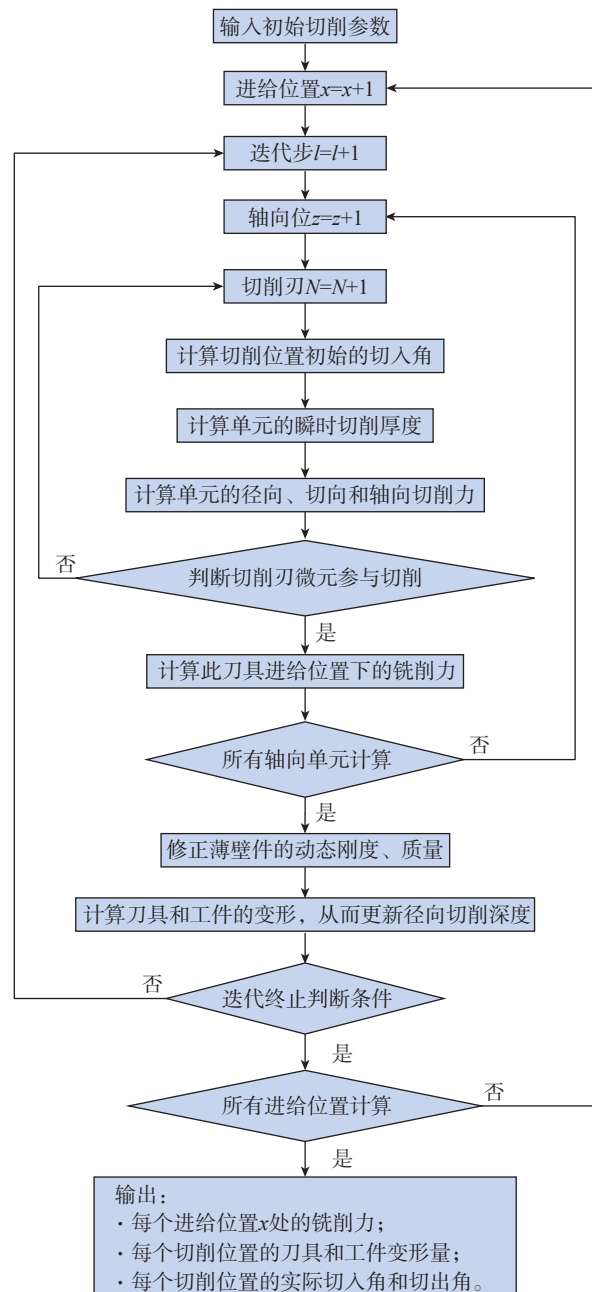


图5 考虑力位耦合效应的动态铣削力计算技术路线

Fig.5 Dynamic milling force calculation technical route considering force-position coupling effect

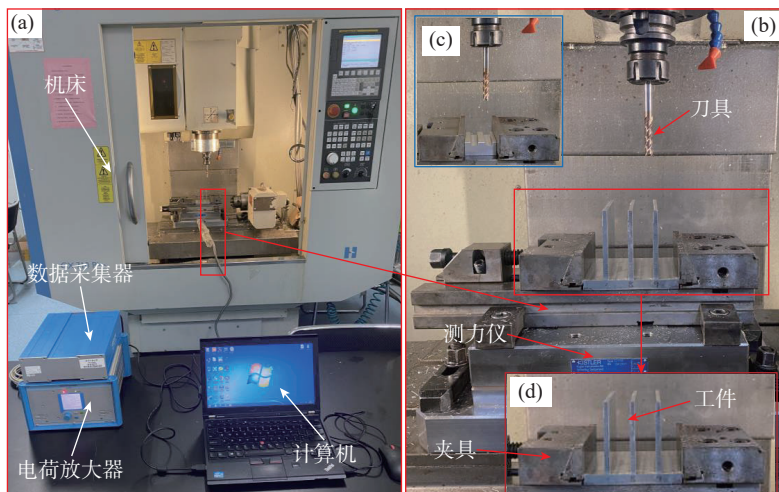


图6 试验装置
Fig.6 Experimental setup

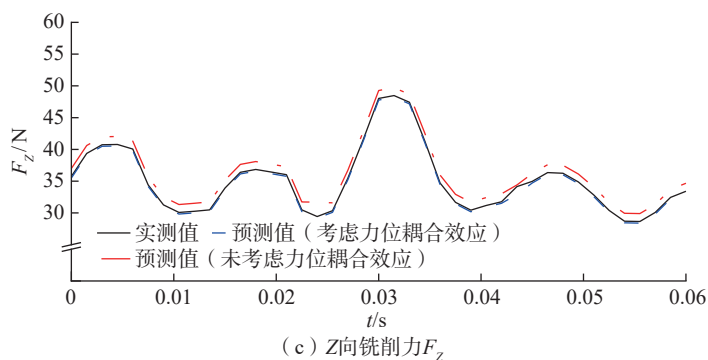
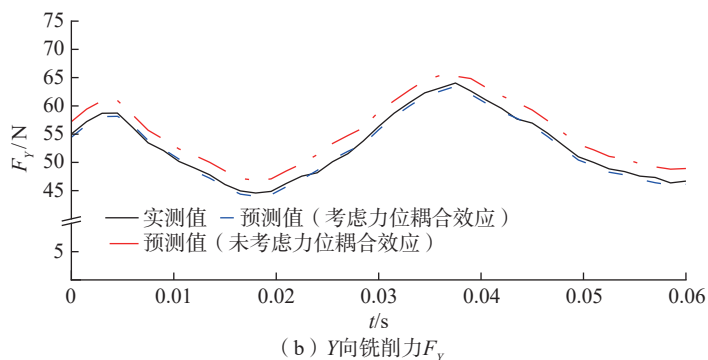
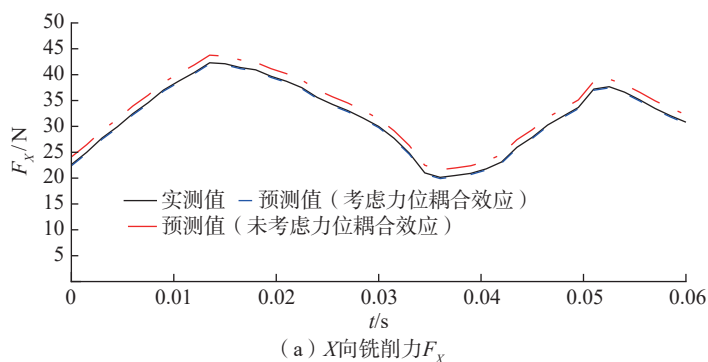


图7 切削力预测对比图
Fig.7 Comparison of cutting force predictions

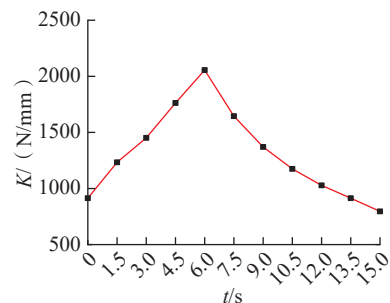


图8 工件径向刚度时变特征
Fig.8 Time-varying characteristics of the workpiece radial stiffness

效应,因此在薄壁件自由端处刀具切出端的刚度要比刀具切入端的刚度小一些。其次,由于不同刀具进给位置处的薄壁件刚度存在差异,导致实际径向切深也各有不同,因此不同刀位处的实际切入角也不同,具体如图9所示。由于薄壁件自由端处左右两端的刚度低于中间部分的刚度,因此薄壁件在中间位置处的变形相较自由两端处的变形小,且由于材料切除效应的影响,薄壁件在刀具切出端的变形量比刀具切入端的变形大,如图10所示。由此可见,通过所提模型获得预测结果与客观事实一致。

为进一步分析力位耦合对薄壁件铣削力预测的影响,设计了4因素3水平正交试验组,如表1所示,用所建模型进行计算,计算结果如表2所示。不难看出,考虑力位耦合效应会降低铣削力的预测值,因为刀具的刚度比薄壁件的刚度大,考虑工件单柔性比考虑刀具单柔性更接力位耦合效应预测值;在薄壁件壁厚相同条件下,径向切宽 a_c 越大,材料去除效应越显著,工件受力变形量越大,考虑力位耦合效应的铣削力误差越小;在相同的切削参数下,壁厚越小,工件刚度越低,工件受力变形量越大,未考虑力位耦合效应的预测值误差也越大。因此在薄壁件铣削加工中,力位耦合效应对铣削力预测具有显著影响。当径向切宽 $a_c > 1$ 或薄壁件厚度 < 5 mm时,必须考虑力位耦合效应的影响,以提高铣削力预测

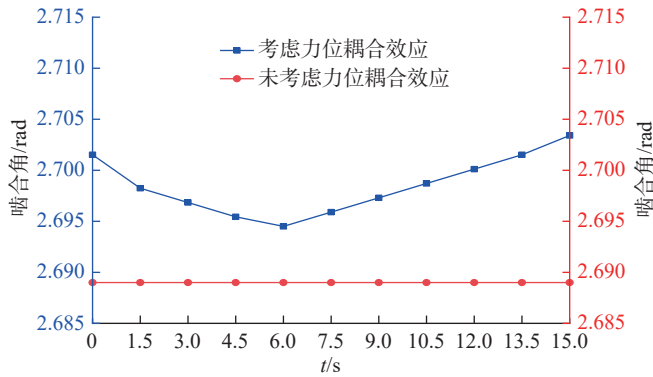


图9 力位耦合效应对动态啮合角的影响

Fig.9 Effect of force-position coupling on dynamic engagement angle

表1 正交试验

Table 1 Orthogonal experiment

序号	薄壁厚度 / mm	径向切宽 a_e /mm	轴向切深 a_p /mm	主轴转速 n / (r/min)	进给速度 / (mm/min)
1	3	0.5	10	2000	200
2	3	1	12	4000	200
3	3	1.5	15	6000	200
4	4	0.5	12	6000	200
5	4	1	15	2000	200
6	4	1.5	10	4000	200
7	5	0.5	15	4000	200
8	5	1	10	6000	200
9	5	1.5	12	2000	200

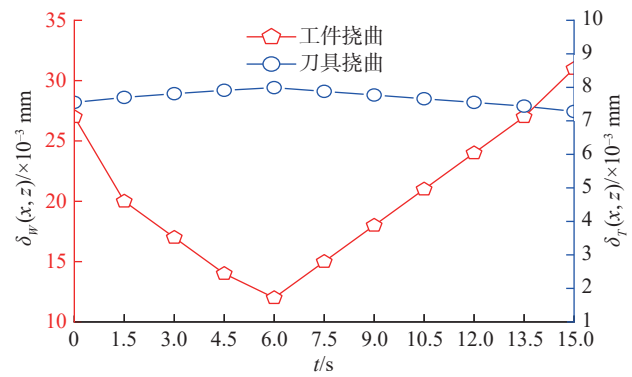
图10 力位耦合效应下 $\delta_r(x, z)$ 和 $\delta_w(x, z)$ 演变特性Fig.10 Evolution characteristics of $\delta_r(x, z)$ and $\delta_w(x, z)$ under force-position coupling effect

表2 Y向铣削力计算结果

Table 2 Y-direction milling force calculation results

序号	F_y /N (考虑力位耦合效应)	F_y /N (考虑工件单柔性)	F_y /N (考虑刀具单柔性)	F_y /N (未考虑双刚性)
1	48.2	48.8	53.1	53.5
2	49.3	49.9	54.9	55.3
3	92.3	93.5	105	106.1
4	39.5	39.9	42.1	42.4
5	84.9	87	90.8	91.7
6	81.2	82.2	88.5	89.3
7	44.9	45.5	45.8	46.3
8	50.8	51.4	53.3	53.8
9	139.9	141.4	147	148.3

精度和加工质量。

4 结论

(1) 提出了一种综合考虑力位耦合效应的薄壁件动态铣削力建模方法。通过引入刀具变形、工件让刀,以及动态啮合角迭代计算方法,修正了瞬时切削厚度计算公式,进而构建了薄壁件动态铣削力模型,并利用试验验证了所提方法的有效性与精度优势。

(2) 刀具与工件间的动态啮合角其本质上是薄壁件铣削过程中力位耦合效应的工程结果,在铣削载荷与受力变形之间的非线性交互中扮演着“通信桥梁”的角色。所提动态啮合角迭代算法适用于不同类铣削工艺,故动态铣削力建模方法已具有

较好的可拓展性。

(3) 利用所建模型,开展了正交试验。结果表明,薄壁件铣削时,若径向切宽 a_e 越大或工件壁厚越小时,力位耦合效应更显著,此时若忽略这一效应,将导致铣削力计算误差增大。

参考文献

- [1] WANG L T, KE Y T, HUANG Z G. Experimental study of milling force model for aviation aluminum alloy 7050-T7451[J]. China Mechanical Engineering, 2003, 14(19): 70-72.
- [2] TSAI C L, LIAO Y S. Prediction of cutting forces in ball-end milling by means of geometric analysis[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 205(1-3): 24-33.
- [3] ZUPERL U, CUS F, REIBENSCHUH M. Neural control strategy of constant cutting

force system in end milling[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2011, 27(3): 485-493.

[4] ALTINTAS Y. Manufacturing automation: Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design [M]//. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 2012.

[5] 刘均, 曾桂林, 邹益胜, 等. 瞬时铣削力数学模型及验证[J]. 机械设计与制造, 2016(11): 1-4.

LIU Jun, ZENG Guilin, ZOU Yisheng, et al. Instantaneous milling force mathematical model and experimental verification[J]. Machinery Design & Manufacture, 2016(11): 1-4.

[6] YUE C X, CHEN Z T, LIANG S Y, et al. Modeling machining errors for thin-walled parts according to chip thickness[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing

Technology, 2019, 103(1): 91–100.

[7] SHI J H, GAO J, SONG Q H, et al. Dynamic deformation of thin-walled plate with variable thickness under moving milling force[J]. Procedia CIRP, 2017, 58: 311–316.

[8] WANG X J, SONG Q H, LIU Z Q. Dynamic model and stability prediction of thin-walled component milling with multi-modes coupling effect[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2021, 288: 116869.

[9] 王立平, 段飞宇, 倡昊, 等. 五轴侧铣加工瞬时未变形切屑厚度计算模型[J]. 工程科学与技术, 2020, 52(2): 148–152, 191.

WANG Liping, DUAN Feiyu, SI Hao, et al. Calculation model of instantaneous undeformed chip thickness in 5-axis flank milling process[J]. Advanced Engineering Sciences, 2020, 52(2): 148–152, 191.

[10] WANG L P, YUAN X, SI H, et al. A cutting force model based on compensated chip thickness in five-axis flank milling[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 104(1): 1413–1423.

[11] ZHU Z R, YAN R, PENG F Y, et al. Parametric chip thickness model based cutting forces estimation considering cutter runout of five-axis general end milling[J]. International

Journal of Machine Tools and Manufacture, 2016, 101: 35–51.

[12] 卫星驰, 赵嫚, 杨青平, 等. 考虑工件变形的五轴侧铣薄壁件铣削力建模[J]. 机械工程学报, 2022, 58(7): 317–324.

WEI Xingchi, ZHAO Man, YANG Qingping, et al. Milling force modeling of thin-walled parts with 5-axis flank milling considering workpiece deformation[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(7): 317–324.

[13] 戚厚军, 张大卫, 蔡玉俊, 等. 低刚度铣削工艺系统的弹性铣削力建模方法[J]. 天津大学学报, 2010, 43(2): 143–148.

QI Houjun, ZHANG Dawei, CAI Yujun, et al. Modeling methodology of flexible milling force for low-rigidity processing system during high speed milling[J]. Journal of Tianjin University, 2010, 43(2): 143–148.

[14] BUDAK E, TUNÇ L T, ALAN S, et al. Prediction of workpiece dynamics and its effects on chatter stability in milling[J]. CIRP Annals, 2012, 61(1): 339–342.

[15] KANG Y G, WANG Z Q. Two efficient iterative algorithms for error prediction in peripheral milling of thin-walled workpieces considering the in-cutting chip[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture,

2013, 73: 55–61.

[16] 刘宗昊, 王海同, 杨宇伟, 等. 考虑材料去除效应的五轴铣削变形分析[J]. 航空学报, 2023, 44(13): 427977.

LIU Zonghao, WANG Haitong, YANG Yuwei, et al. Deformation analysis of five-axis milling considering material removal effect[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2023, 44(13): 427977.

[17] BUDAK E, ALTINTAŞ Y, ARMAREGO E J A. Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1996, 118(2): 216–224.

[18] BUDAK E, ALTINTAS Y. Modeling and avoidance of static form errors in peripheral milling of plates[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1995, 35(3): 459–476.

[19] BERT C W, MALIK M. Differential quadrature method in computational mechanics: A review[J]. Applied Mechanics Reviews, 1996, 49(1): 1–28.

[20] QUAN J R, CHANG C T. New insights in solving distributed system equations by the quadrature method—I. Analysis[J]. Computers & Chemical Engineering, 1989, 13(7): 779–788.

Methodology of Dynamic Milling Force Modeling of Thin-Walled Part Considering Force-Displacement Coupling Effects

HU Teng¹, WU Wenbin¹, WANG Xiaohu¹, HU Xiaobing², LI Guilin³

(1. School of Mechatronic Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China;

2. School of Mechanical Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

3. Taihang National Laboratory, Chengdu 610213, China)

[ABSTRACT] Dynamic milling forces directly influence the machining accuracy and surface integrity of thin-walled parts, thus modeling and calculating these forces holds significant scientific and engineering value. To address this, this study proposes a dynamic milling force modeling method for thin-walled components that comprehensively considers force-position coupling effects. Based on a Type II mechanical model, the approach takes tool deformation and workpiece dynamic deformation as starting points, employing an integration of simulation and measurement methodologies. The method utilizes iterative results of dynamic engagement angles as outputs of force-position coupling effects, thereby modifying instantaneous cutting thickness to achieve high-precision calculation of dynamic milling forces for thin-walled parts. Experimental comparisons demonstrate that the proposed method reduces computational errors in thin-walled part milling forces by approximately 4.40% compared to existing methods, which facilitates accurate prediction of milling stability in future research.

Keywords: Force-displacement coupling effects; Thin-walled part; Dynamic milling force; Modeling;

Workpiece deformation; Instantaneous chip thickness

(责编 晓月)