

# 集成对称模糊数及有限元法的切削力预测\*

胡艳娟<sup>1</sup>, 王占礼<sup>1</sup>, 董超<sup>1</sup>, 王尧<sup>2</sup>, 李静<sup>1</sup>

(1. 长春工业大学机电工程学院 长春, 130012) (2. 北华大学机械工程学院 吉林, 132021)

**摘要** 利用对称模糊数及有限元法, 对切削力不确定范围进行了定量的预测。在对切削力影响因素分析的基础上, 选取切削速度、背吃刀量和进给量等 3 个影响因素。结合切削力实测数据, 确定了切削力与这 3 个影响因素之间的模糊函数关系, 并依据此函数关系给出了切削力不确定区间。同时, 利用热力耦合有限元法仿真出切削力随时间的变化曲线以及因热力耦合作用下工件、刀具和切屑中的非均匀应力场、温度场的分布情况。预测结果表明, 该方法在考虑影响切削力因素的基础上能较好地预测切削力不确定范围, 使得预测结果更符合实际情况。

**关键词** 物理仿真; 切削力预测; 对称模糊数; 热力耦合有限元

**中图分类号** TG501.3; TH164

## 引言

切削力作为切削加工中的一个重要物理参数, 其预测仿真研究已经成为数控加工物理仿真系统的基础性研究之一<sup>[1]</sup>。由于在实际加工过程中影响切削力的因素众多, 它们之间的关系是变化、不确定的, 因此建立比较完善的预测模型难度较大。目前, 大多数预测模型处于粗略的、定性分析的水平, 很少对切削力的不确定性进行估计; 而实际测量得到的切削力是在一定范围内波动的不确定数值, 因此对切削力不确定性研究已成为一个极需解决的问题。

当前对系统不确定性的估计常见的方法有概率分布法、模糊估计法和最小二乘法等。Axinte 等根据最小二乘回归法和误差补偿理论, 提出了最小二乘回归法 (least-squares regression method, 简称 LSRM) 模型。此模型给出的不确定性预测结果是一个确定值<sup>[2]</sup>, 而切削力的实际测量值往往在一个确定的区间内波动。为了准确评价切削力的不确定性和建立预测精度高的切削力预测模型, 采用对称模糊数进行切削力预测。该方法是建立一个模糊预测模型 (generalized triangular fuzzy predict model, 简称 GTFPM), 此模型产生的切削力不确定性预测结果是一个范围, 而不是一个确定值。从工程实践的角度出发, 以区间形式来预测切削力比以确定值

形式预测更有现实意义。同时, 结合了热力耦合有限元法对切削力进行预测, 不仅获得实际加工过程中测量得到的切削力, 还得到实验无法或很难直接测量的状态变量, 例如在加工过程中的应力及温度场分布情况等。通过有限元法与实测值的对比分析可知, 有限元法可以快速得到精确的仿真结果。实验证明, 集成对称模糊数及热力耦合有限元法既可以对切削力的不确定性进行估计, 给出一个切削力预测区间, 还能定量地对切削力进行预测。

## 1 对称模糊数的切削力模糊预测

在实际问题中已经确定, 对因变量  $y$  起主要影响的因素集为  $X_p = \{x_{p1}, x_{p2}, \dots, x_{pm}\}$ , 则  $Y(X_p)$  为  $X_p$  的模糊函数<sup>[3]</sup>, 即

$$Y(X_p) = A_0 + A_1 x_{p1} + A_2 x_{p2} \dots A_n x_{pm} \quad (P=1, 2, \dots, m) \quad (1)$$

其中:  $Y(X_p)$  为对称模糊数, 表示模糊线性模型的输出量;  $m$  为实验组数。

$A_i (i=0, 1, \dots, n)$  为对称三角模糊数, 记为  $A_i(a_i, c_i)$ , 其隶属函数为

$$\mu_{A_i}(x) = \begin{cases} 1 - \frac{|x - a_i|}{c_i} & |x - a_i| \leq c_i \\ 0 & \text{其他} \end{cases} \quad (2)$$

其中:  $a_i$  为  $A_i$  的隶属函数中心;  $c_i$  为  $A_i$  的模糊幅

\* 国家自然科学基金资助项目(51105044); 吉林省自然科学基金资助项目(201215129)

收稿日期: 2013-06-08; 修回日期: 2013-09-25

度; $x$ 为随机变量。

## 2 热力耦合有限元法切削力仿真

### 2.1 几何建模

在实际车削过程中,刀具的主、副切削刃都参与切削。在有限元仿真过程中,如果综合考虑刀具的主、副切削刃均参与切削,则金属层会在主、副切削刃交汇处产生干涉,从而不能使仿真顺利进行。为了解决这个问题,采用二维正交切削模型(如图1所示)。该模型假设整个切削过程中切削刃垂直于切削速度,且只有直线形主切削刃参与切削,副切削刃不参与切削,金属切削变形可以近似看作为二维变形,其变形区内的应力、应变及位移分量不沿 $z$ 轴发生变化。

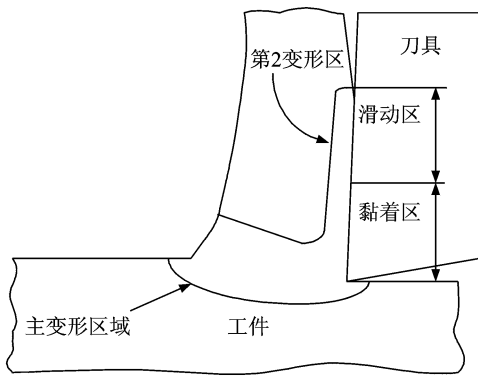


图1 二维正交切削模型

Fig. 1 Two-dimensional orthogonal cutting model

### 2.2 材料本构模型

在切削过程中,金属材料受高温、高压和大应力等因素混合作用下发生弹塑性变形,因此有限元仿真时需要综合考虑各个因素对加工材料的应力和应变特性影响情况。为了准确描述实际加工过程中材料的物理特性,采用Johnson-Cook本构模型。它是一种用于描述金属在大变形、高应变率效应和高温条件下具有良好特性的本构模型,该方程构造简单,应用范围广泛,一般适用于应变率在一个较大范围( $10^2 \sim 10^6$  MPa/s)内应力、应变变化的情况<sup>[4]</sup>。

Johnson-Cook本构模型的表达式为

$$\bar{\sigma} = [A + B(\bar{\epsilon})^n][1 + C \ln(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} (s^{-1}))] \cdot [1 - (\frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0})^m] \quad (3)$$

其中: $\bar{\sigma}$ 为等效应力; $\bar{\epsilon}$ 为等效塑性应变; $\dot{\bar{\epsilon}}$ 为塑性应

变率; $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ 为参考应变率(1.0 MPa/s); $T_0$ 为室温; $T_{melt}$ 为熔化温度; $A$ 为材料的屈服强度(MPa); $B$ 为材料的硬化模量(MPa); $n$ 为应变强化系数; $C$ 为应变率强度系数; $m$ 为热软化系数; $C, n, m$ 为材料的特性系数,可以通过材料实验或切削实验的方法获得。

针对AISI-1045钢在切削加工过程中的有限元仿真,建立了AISI1045钢的Johnson-Cook模型,特性参数<sup>[5]</sup>如表1所示。

表1 AISI-1045钢的Johnson-Cook模型特性参数

Tab. 1 The Johnson-Cook model characteristic parameters of AISI-1045 steel

A/ MPa	B/ MPa	n	m	$T_{melt}/$ °C	$T_{Transition}/$ °C	C	$\frac{\tau}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}$ /s
553	601	0.234	1.0	1460	20	0.013 4	0.001

### 2.3 网格划分技术

金属切削过程有限元仿真是一个典型的局部变形过程,工件的几何形状与尺寸时刻发生变化,且随着变形的加剧会导致网格发生扭曲变形。当扭曲变形达到一定极限时,可能导致分析精度下降、稳定步长缩短,严重时甚至使得仿真无法进行<sup>[15]</sup>。为了避免该问题的发生,采用任意拉格朗日-欧拉自适应网格划分技术。此方法综合了Lagrange方法和Euler方法的优点,使网格的形状可以随工件的变形而自适应的发生改变,这样可以避免在仿真过程中网格发生畸变。

### 2.4 切屑分离准则

在实际加工过程中,工件材料不断地从毛坯上分离下来形成切屑。建立能够真实再现实际切削过程的有限元仿真需要考虑切屑分离情况。Johnson-Cook断裂方程使用一个动态的失效模型来模拟切削过程中切屑同工件的分离(即当破坏参数 $\omega = 1$ 时,单元材料发生失效)。该方法把应变、应变率、温度和压力同时考虑进去的破坏准则适应于分析高应变率金属变形,其优点是实验相结合,因此可靠度较高<sup>[6]</sup>。其破坏参数定义为

$$\omega = \sum \left( \frac{\Delta \bar{\epsilon}^{pl}}{\bar{\epsilon}_f^{pl}} \right) \quad (4)$$

$$\bar{\epsilon}_f^{pl} = [d_1 + d_2 \exp(d_3 \frac{\sigma_p}{\sigma_q})][1 + d_4 \ln(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0})](1 + d_5 \hat{\theta}) \quad (5)$$

其中:  $\bar{\epsilon}_f^p$  为失效应变;  $\dot{\bar{\epsilon}}^p / \dot{\epsilon}_0$  为塑性应变率;  $p/q$  为压应力、偏应力比率;  $\sigma_p / \sigma_q$  为无量纲偏压应力比;  $\hat{\theta}$  为无量纲温度;  $d_1 \sim d_5$  为在转变温度下的失效参数, 可通过拉伸扭转试验测得;  $\dot{\epsilon}_0$  为参考应变率。

表 2 为 AISI-1045 钢的 Johnson-Cook 指定失效参数<sup>[6]</sup>  $d_1 \sim d_5$ 。

表 2 AISI-1045 钢的 Johnson-Cook 失效参数

Tab. 2 The Johnson-Cook specified failure parameters of AISI-1045 steel

$d_1$	$d_2$	$d_3$	$d_4$	$d_5$
0.05	3.44	2.12	0.002	0.61

### 2.5 接触摩擦特性

由于刀具的前刀面与切屑以及刀具的后刀面与已加工表面之间的摩擦挤压对刀具的磨损和工件的加工精度有很大影响, 所以建立的有限元模型应能准确反映前刀面与工件之间的高度非线性接触情况。根据 Zorev<sup>[7]</sup> 提出的摩擦模型表明: 切屑与刀具前刀面接触区域内存在两种不同的接触状态, 即滑动区和黏结区。在黏结区内各点的切应力基本相同; 滑动区内的摩擦应力沿刀具前角而减小, 满足库伦摩擦定律。即

$$\tau_f = \begin{cases} \mu\sigma_n & (\mu\sigma_n < \text{滑动摩擦区域}) \\ \tau_s & (\mu\sigma_n \geq \text{黏结摩擦区域}) \end{cases} \quad (6)$$

其中:  $\tau_f$  为刀屑接触面的摩擦应力;  $\mu$  为摩擦因数;  $\sigma_n$  为刀屑接触面的正应力;  $\tau_s$  为切削材料剪切流动应力。

### 2.6 热传导方程

由于金属变形区内的温度场及众多影响因素, 且边界条件较为复杂, 故传统的解析法或数值法难以精确求解。热源法有其独到之处, 特别是对导热范围无限大、热源又集中于极小的微元容积内, 热源法可得出最简单形式的解答, 且计算结果和实际结果很接近<sup>[8-10]</sup>, 因此可以采用热源法对变形区内的温度场进行分析。

热传导偏微分方程为

$$\lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} - \rho C_p (\mu_x \frac{\partial \theta}{\partial x} + \mu_y \frac{\partial \theta}{\partial y}) + \dot{Q} = 0 \quad (7)$$

$$\dot{Q} = \frac{W_h \dot{\bar{\epsilon}} \bar{\sigma}}{J} \quad (8)$$

其中:  $\lambda$  为热传导率;  $C$  为比热;  $\rho$  为材料密度;  $\dot{Q}$  为单位体积的热产生率;  $W_h$  为塑性变形转化为热的比率, 这里取 0.9;  $\bar{\sigma}$  为等效应力;  $\dot{\bar{\epsilon}}$  为等效应变速率。

## 3 模型验证

在 CAK 5085dj 车床上进行切削实验, 所用测力仪为 KISTLER Type 9257B(测力仪的量程设定为 0~5 kN)。刀具参数如下: 刀具材料为 YT15; 前角为 15°; 后角为 8°; 刃倾角为 0°。工件材料为 45# 钢, 工件直径为 45 mm。实验所用设备如图 2 所示。



图 2 实验所用设备

Fig. 2 Experimental equipment

表 3 为 KISTLER Type 9257B 测力仪测定的切削 45# 钢所采集的实际主切削力值。

表 3 实际车削 45# 钢所采集的主切削力

Tab. 3 The main cutting force measurement of AISI-1045 steel

序号	切削速度 $v / (\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	背吃刀量 $a_p / \text{mm}$	进给量 $f / \text{mm}$	切削力 $F / \text{N}$
1	255	0.75	0.1	390.08
2	255	0.75	0.2	464.01
3	255	0.75	0.3	530.78
4	255	0.75	0.4	612.19
5	255	0.75	0.5	741.11
6	170	0.50	0.1	185.14
7	170	0.50	0.2	225.85
8	170	0.50	0.3	278.39
9	170	0.50	0.4	340.47
10	170	0.50	0.5	368.33
11	127	0.25	0.1	131.11
12	127	0.25	0.2	158.22
13	127	0.25	0.3	171.56
14	127	0.25	0.4	181.39

### 3.1 对称模糊数的切削力预测

影响切削力的因素较多, 其中切削速度  $v$ , 背吃刀量  $a_p$  及进给量  $f$  对其影响较大<sup>[11-14]</sup>, 根据式(1)建立切削力  $F$  与三要素之间的模糊函数, 过程

如下。

根据切削力经验公式

$$F_Z = C_{F_Z} (a_p)^\alpha (f)^\beta (v)^\gamma K_{F_Z} \quad (9)$$

对式(9)两边取对数,得到

$$\ln F_Z = \ln C_{F_Z} + \ln K_{F_Z} + \alpha \ln a_p + \beta \ln f + \gamma \ln v \quad (10)$$

令:  $Y = \ln F_Z$ ;  $b_0 = \ln C_{F_Z} + \ln K_{F_Z}$ ;  $X_1 = \ln a_p$ ;  $X_2 = \ln f$ ;  $X_3 = \ln v$ ;  $b_1 = \alpha$ ;  $b_2 = \beta$ ;  $b_3 = \gamma$ 。代入式(9),得到线性模型为

$$Y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 \quad (11)$$

定义式(11)对应的模糊函数为

$$\begin{cases} Y(X_p) = A_0 + A_1 X_{p1} + A_2 X_{p2} + A_3 X_{p3} \\ (P = 1, 2, \dots, m) \\ Y(X_p) = [\ln(F_Z)]_p = [C(X_p), W(X_p)] \\ A_i = [C_i, W_i] \quad (i = 0, 1, 2, 3) \\ C(X_p) = C_0 + C_1 X_{p1} + C_2 X_{p2} + C_3 X_{p3} \\ W(X_p) = W_0 + W_1 X_{p1} + W_2 X_{p2} + W_3 X_{p3} \end{cases} \quad (12)$$

其中:  $Y(X_p)$  为模糊预测值;  $X_{p1} = [\ln(a_p)]_p$ ,  $X_{p2} = [\ln(f)]_p$  ( $p$  为实验代码,  $p = 1, 2, \dots, 10$ );  $A_i$  为模糊系数;  $C_i$  为对称模糊数的中心;  $W_i$  为对称模糊数

的幅宽。

为了使模糊预测力在式(12)范围内,并且使对称模糊数的宽度  $W_i$  之和最小,则应当满足以下线性规划关系。

规划目标为

$$\begin{aligned} \text{obj. min } & \sum W(X_p) \\ \text{s. t. } & Y_p \leq C(X_p) + L(h)W(X_p) \\ & Y_p \geq C(X_p) - L(h)W(X_p) \\ & L(h) = 1 - h \\ & (0 \leq h \leq 1, W \geq 0, C \geq 0) \end{aligned} \quad (13)$$

根据式(13)和表1,选择隶属度  $h = 0.5$ , 利用 Matlab 软件得到表1条件下式(12)的具体模型为

$$Y(X_p) = [\ln F_Z]_p = A_0 + A_1 [\ln a_p]_p + A_2 [\ln f]_p + A_3 [\ln v]_p \quad (14)$$

其中:  $A_0 = [0.000\ 000, 0.000\ 000]$ ;  $A_1 = [0.273\ 829\ 4, 0.000\ 000]$ ;  $A_2 = [0.770\ 531\ 9, 0.972\ 230\ 3 \times 10^{-1}]$ ;  $A_3 = [0.397\ 515\ 5, 0.00\ 000\ 0]$ 。

表4为给定切削条件下的切削力模糊预测结果。从表2数据可以看出,实测切削力均落在模糊预测范围内。实验发现,式(13)中的隶属度  $h$  在  $[0.2, 0.7]$  范围内取值都可以得到满意的结果。

表4 基于对称模糊数的主切削力预测值 ( $h=0.5$ )

Tab. 4 The prediction of main cutting force by sculptured surface model ( $h=0.5$ )

序号	切削速度 $v/(m \cdot \min^{-1})$	背吃刀量 $a_p/\text{mm}$	进给量 $f/\text{mm}$	实测值/N	模糊预测值/N
1	255	0.75	0.1	390.08	[299.69, 468.72]
2	255	0.75	0.2	464.01	[366.04, 572.49]
3	255	0.75	0.3	530.78	[410.35, 641.80]
4	255	0.75	0.4	612.19	[445.80, 697.25]
5	255	0.75	0.5	741.11	[474.72, 742.48]
6	170	0.50	0.1	185.14	[174.58, 268.09]
7	170	0.50	0.2	225.85	[213.24, 327.44]
8	170	0.50	0.3	278.39	[239.04, 367.09]
9	170	0.50	0.4	340.47	[259.71, 398.80]
10	170	0.50	0.5	368.33	[276.55, 424.67]
11	127	0.25	0.1	131.11	[121.51, 131.63]
12	127	0.25	0.2	158.22	[148.41, 160.77]
13	127	0.25	0.3	171.56	[166.38, 180.24]
14	127	0.25	0.4	181.39	[179.72, 195.81]

### 3.2 热力耦合有限元法仿真分析

建立二维正交切削模型,工件的尺寸为  $20\text{ mm} \times 8.5\text{ mm}$ , 工件和刀具的初始温度为室温  $20\text{ }^\circ\text{C}$ 。切削速度为  $255\text{ m/min}$  且速度方向沿着  $x$  轴的负方向,切削深度  $a_p = 0.75\text{ mm}$ , 固定工件底边和左边  $x, y, z$  方向上的平移和转动自由度如图3所示。

#### 3.2.1 应力分析

一般情况下,可以把带状切屑形成过程分为切入、成形和稳态成形3个阶段<sup>[15-17]</sup>。图4为工件和刀具在3个阶段的等效力分布情况。从工件的应力云图可以看出:刀具剪切工件时,等效力由刀尖点迅速向工件内部扩展;随着刀具的切入,工件在第1变形区处逐渐形成了最大的等效力带。该应力

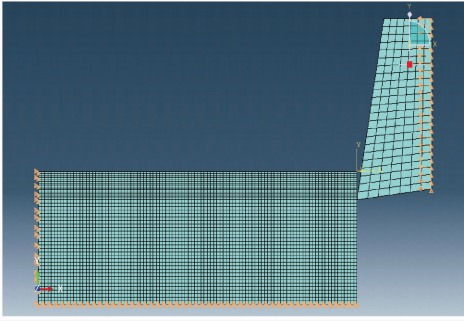


图 3 基于 ABAQUS 的有限元仿真模型

Fig. 3 The Finite element simulation model by ABAQUS

带随着切削过程的进行在切屑层内流动并一直处于第 1 变形区。此后,由于材料热软化性,变形虽然在不断加剧,但是等效应力有所下降,表现了材料在切削过程中的不稳定性。同时,最大等效应力带中的应力值变化不大(如图 4(b),(c)所示),仿真效果与

Von Mises 屈服准则相符,即当材料进入塑性状态时,等效应力基本保持不变。从刀具的等效应力云图可以看出,后刀面处的等效应力均大于前刀面,且最大等效应力发生在刀尖及后刀面靠近刀尖处,后刀面受到的挤压和摩擦较严重。这说明在实际切削过程中,后刀面比较容易磨损。

### 3.2.2 温度场分析

从图 5 可以看出:切削过程中产生的切削热大部分被切屑带走,少部分传入刀具,且从切削开始到趋于稳定切削时,温度场的分布状况经历了 4 个阶段。初始阶段:切削热主要产生在第 1 变形区内,且靠近前刀面处的切屑上出现了温度密集区。这是因为在该阶段时,刀具主要克服第 1 变形区内的金属塑性变形做功产生较高的切削热,如图 5(a)所示。切屑的形成阶段:切削热集中区域开始转移到第 2 变形区,此时温度最高点并不在刀尖处,而是在远离

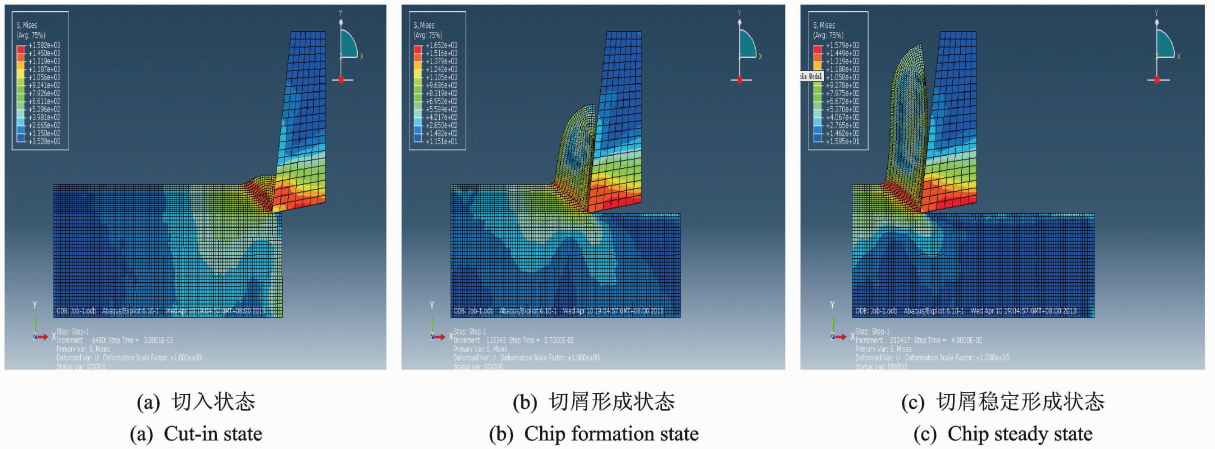


图 4 切削速度为 255 m/min 时的应力分布

Fig. 4 The stress distribution of cutting speed of 255 m/min

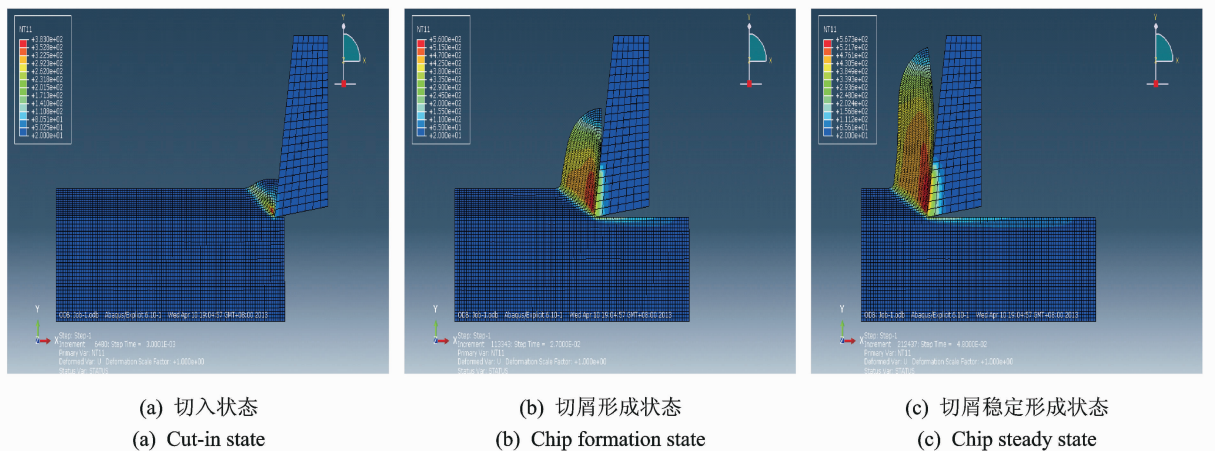


图 5 切削速度为 255 m/min 时的温度场分布

Fig. 5 The temperature distribution of cutting speed of 255 m/min

刀尖 2~3 mm 处。这是由于前刀面和切屑之间存在着强烈的摩擦,摩擦生热使刀具与切屑接触面上产生较高的切削热,如图 5(b)所示。随着切削过程的进行,切屑进一步形成。由于已加工表面与后刀面摩擦生热使得切削热的集中区域向第 3 变形区扩展。最后切屑成形进入稳定状态,如图 5(c)所示,第 2 和第 3 变形区的切削热逐渐沿前刀面向上和沿后刀面向右扩散。这是因为切削速度太快,致使切屑与前刀面或已加工表面和后刀面形成的切削热来不及扩散,从而残留在切屑和已加工表面上。

### 3.2.3 切削力仿真

切削力仿真曲线如图 6 所示。可以看出:在刀具刚切入工件的一段时间内,切削力急剧上升,随着时间的不断推进,主切削力逐渐趋于平稳,切削时间大约在 0.081 1 s 时主切削力趋于平稳。主切削力的大小在 400~480 N 的范围内波动,其波动是由切屑与前刀面之间的接触、卷曲、分离或者断裂等因素造成的。

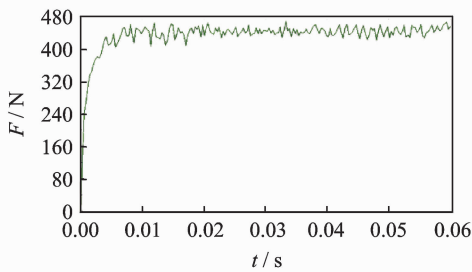


图 6 切削速度为 255 m/min 时切削力变化曲线  
Fig. 6 The changing curve of main cutting force when cutting speed is 255 m/min

### 3.2.4 实验验证

为验证所建立的热力耦合有限元仿真结果的有效性,在 CAK 5085dj 车床上进行切削实验进行验证。车削条件为:切削速度  $v=255$  m/min,切削深度  $a_p=0.75$  mm,工件直径为 45 mm,工件材料为 AISI-1045 钢,实验条件与仿真设定的相关参数保持一致,其实际测量的主切削力曲线如图 7 所示。

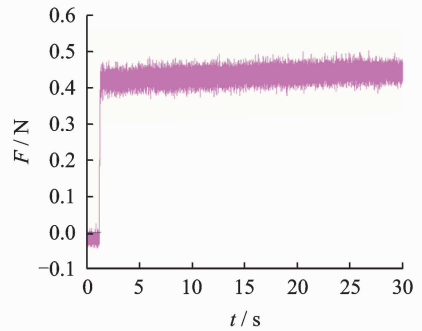


图 7 测力仪测量的主切削力变化曲线  
Fig. 7 The main cutting force curve of dynamometer measurement

从图 6 和图 7 可以看出:主切削力变化曲线与仿真曲线走势大致相近,实际切削力大小在 400~500 N 之间。由于在实际加工过程中存在着很大的振动,使得实测切削力曲线波动比仿真曲线大。表 5 为实测切削力趋于平稳状态下的平均值与仿真平均值的比较。由表 5 可知,通过有限元仿真得到的切削力平均值与实测切削力的平均值间的绝对误差小,其预测值与实验结果吻合较好,满足预测要求。

表 5 主切削力仿真平均值和实测平均值

Tab. 5 The simulation average values of main cutting force and the measured average values

序号	切削速度 $v/(m \cdot \min^{-1})$	背吃刀量 $a_p/\text{mm}$	进给量 $f/\text{mm}$	切削力 平均值/N	仿真力 平均值/N	仿真 绝对误差/%
1	255	0.75	0.1	390.08	369.44	5.29
2	255	0.75	0.2	464.01	448.12	3.42
3	255	0.75	0.3	530.78	508.75	4.15
4	255	0.75	0.4	612.19	573.38	6.34
5	255	0.75	0.5	741.11	698.27	5.78
6	170	0.50	0.1	185.14	191.92	-3.66
7	170	0.50	0.2	225.85	209.48	7.25
8	170	0.50	0.3	278.39	290.86	-4.48
9	170	0.50	0.4	340.47	359.3	-5.53
10	170	0.50	0.5	368.33	336.91	8.53
11	127	0.25	0.1	131.11	121.76	7.13
12	127	0.25	0.2	158.22	169.11	-6.88
13	127	0.25	0.3	171.56	183.59	-7.01
14	127	0.25	0.4	181.39	166.81	8.04

## 4 结 论

1) 利用热力耦合有限元法仿真得到的预测值和实测值的对比表明:在实验数据范围内,该方法具有很高的预测精度,且可以有效地得到金属车削过程中无法直接测量或根本测量不到的应变场和温度场,从而更加直观地模拟整个切削加工过程。

2) 采用集成对称模糊数及有限元法对切削力不确定性的研究表明:对于给定的切削条件,预测的切削力是在一个可变范围内波动的不确定值,而非传统方法计算得到的确定数值。这对研究金属切削原理、预测切削力及优化切削参数等具有重要的现实意义。

3) 切削力直接影响工件的成形精度,笔者提出的切削力对称模糊数预测法和有限元预测法为有效预测工件的加工精度奠定了基础,有助于切削数据库的研制,同时也为加工参数的选取、优化以及机床设计等提供理论依据。

## 参 考 文 献

- [1] 潘永智,艾兴,唐志涛,等.基于切削力预测模型的刀具几何参数和切削参数优化[J].中国机械工程,2008,19(4):428-431.  
Pan Yongzhi, Ai Xing, Tang Zhitao, et al. Optimization of tool geometry and cutting parameters based on a predictive model of cutting force[J]. China Mechanical Engineering, 2008,19(4):428-431. (in Chinese)
- [2] Axinte D A, Belluco W, Chiffre L D. Evaluation of cutting force uncertainty components in turning[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001,41:719-730.
- [3] Ban A. Approximation of fuzzy numbers by trapezoidal fuzzy numbers preserving the expected interval[J]. Fuzzy Sets and Systems, 2008(159):1327-1344.
- [4] 李圆圆.高速切削淬硬钢切屑形成过程及温度场有限模拟研究[D].大连:大连理工大学,2008.
- [5] Tugrul O, Erol Z. Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting tests[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004,153-154:1019-1025.
- [6] Shrot A, Baker M. Determination of Johnson-Cook parameters from machining simulations[J]. Computational Materials Science, 2012,52(1):298-304.
- [7] Zorev N N. Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting[C]//International Research in Production Engineering. New York: ASME, 1963:42-49.
- [8] Majumdar P, Jayaramachandran R, Ganesan S. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes[J]. Applied Thermal Engineering, 2005,25

(14-15):2152-2168.

- [9] 胡丽芳,关欣,邓勇,等.一种三角模糊数型多属性决策方法[J].控制与决策,2011,26(12):1877-1880.  
Hu Lifang, Guan Xin, Deng Yong, et al. Approach for fuzzy multi-attribute decision making[J]. Control and Decision, 2011,26(12):1877-1880. (in Chinese)
- [10] Wei Guiwu, Zhao Xiaofei, Lin Rui, et al. Generalized triangular fuzzy correlated averaging operator and their application to multiple attributed decision making[J]. Applied Mathematical Modelling, 2012,36(7):2975-2982.
- [11] Jitender K R, Xirouchakis P. FEM-based prediction of workpiece transient temperature distribution and deformations during milling[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2009,42:429-449.
- [12] Mahnama M, Movahhedy M R. Prediction of machining chatter based on FEM simulation of chip formation under dynamic conditions[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010,50(7):611-620.
- [13] Deng W J, Xia W, Tang Y. Finite element simulation for burr formation near the exit of orthogonal cutting[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2009,43(9-10):1035-1045.
- [14] Duan Chunzheng, Cai Yujun, Li Yuanyuan, et al. Finite element simulation of cutting temperature field during high speed machining hardened steel based on ABAQUS[J]. Intelligent Computation Technology and Automation, 2009,3:341-344.
- [15] Xie L J, Schmidt J, Schmidt C, et al. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation[J]. Wear, 2005,258(10):1479-1490.
- [16] Chen Guang, Ren Chengzu, Yang Xiaoyong, et al. Finite element simulation of high-speed machining of titanium alloy (Ti-6Al-4V) based on ductile failure model[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2011,225(6):1027-1038.
- [17] Shet C, Deng Xiaomin. Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2000,105(1-2):95-109.



**第一作者简介:**胡艳娟,女,1980年4月生,博士、讲师。主要研究方向为数字化制造。曾发表《Feature-based modeling of automobile gears and manufacturing resources for virtual manufacturing》(《The International Journal of Advanced Manufacturing Technology》2011, Vol. 55, No. 1-4)等论文。  
E-mail: yanjuan\_hu@126.com

**通信作者简介:**王占礼,男,1962年11月生,教授、博士生导师。主要研究方向为数字化设计与制造。  
E-mail: wangzli@mail. ccut. edu. cn