

# 金属正交切削模型研究进展\*

## ADVANCES IN ORTHOGONAL CUTTING MODELS

叶贵根<sup>\*\*1,2</sup> 薛世峰<sup>1</sup> 仝兴华<sup>1</sup> 戴兰宏<sup>\*\*\*2</sup>

(1. 中国石油大学(华东)工程力学系, 山东东营 257061)

(2. 中国科学院力学研究所 非线性力学国家重点实验室, 北京 100190)

YE GuiGen<sup>1,2</sup> XUE ShiFeng<sup>1</sup> TONG XingHua<sup>1</sup> DAI LanHong<sup>2</sup>

(1. Department of Engineering Mechanics, Petroleum University of China, Dongying Shandong 257061, China)

(2. State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

**摘要** 鉴于切削加工巨大的经济和工艺价值,建立切削过程的理论模型,用以预测切削状态,对于优化切削条件、提高加工效率具有重要意义。国内外学者致力于该领域的研究,并在过去的几十年里建立了许多经典的正交切削模型。然而由于切削过程异常复杂,现有的切削模型并不能满足人们对切削过程精确预测的要求。因此,总结并了解已有的切削模型,对于建立更为有效的切削过程预测模型具有重要的指导和启示作用。系统回顾近几十年来在正交切削领域具有代表性的力学模型,重点介绍 Merchant、Piispanen、Shaw、Lee 和 Shaffer、Hill、Fang、Oxley 及 Atkins 等人的工作,阐述各自模型的主要理论、成果及其联系。最后,对正交切削模型的发展方向进行简要探讨。

**关键词** 正交切削 理论模型 剪切角 切削力 滑移线场模型

中图分类号 TG501

**Abstract** For the obvious economic and technical importance of machining, the development of theoretical models to predict physical behavior during metal cutting could be of significant importance, which would lead to optimizations to machining parameters and improvements to productivity. This has been a major preoccupation within the machining research community, and numerous classical orthogonal cutting models have been proposed during the past decades. However, the cutting process is extremely complex, and the existing models can't satisfy the requirements to predict the cutting process accurately. Thus, summarizing and understanding the existing cutting models has enlightening and guiding effects to create more reliable and accurate models. Following a systematic review of the representative orthogonal cutting models that developed in the recent decades, the works of Merchant, Piispanen, Shaw, Lee & Shaffer, Hill, Fang, Oxley and Atkins are concentratedly introduced. The main theories and achievements of each model and the relationships between them are commented. At last, the development direction of orthogonal cutting models is further discussed.

**Key words** Orthogonal cutting; Theoretical model; Shear angle; Cutting force; Slip-line field model

Corresponding author: DAI LanHong, E-mail: lhdai@lm.imech.ac.cn, Tel: +86-10-82543958, Fax: 86-10-82543977

This project supported by the National Basic Research Program of China (No. 2009CB724401, 2012CB937500), and the National Natural Science Foundation of China (No. 1132011, 11021262, 11002144), and the 'NSAF' Joint Funds of the National Natural Science Foundation of China (No. 10976100).

Manuscript received 20101230, in revised form 20110329.

\* 20101230 收到初稿, 20110329 收到修改稿。国家重点基础研究项目 (2009CB724401, 2012CB937500)、国家自然科学基金 (11132011, 11021262, 11002144)、"NSAF" 联合基金 (10976100) 资助。

\*\*叶贵根, 男, 1983 年 4 月生, 四川省成都市人, 汉族。在读博士研究生, 目前主要从事金属合金材料高速切削机理及相关基础力学研究。E-mail: yegg@lm.imech.ac.cn

\*\*\*戴兰宏, 男, 1965 年 7 月生, 安徽省灵璧县人, 汉族。中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室研究员、博士生导师、副主任, 国家杰出青年基金获得者, "新世纪百千万人才工程" 国家级人选, 入选中国科学院 "百人计划"。现任中国科学院力学研究所副所长、学位委员会副主任, 中国科学院研究生院教授, 中国力学学会固体力学专业委员会委员、《固体力学学报》编委, 中国力学学会爆炸力学专业委员会副主任委员, 中国复合材料学会常务理事、《复合材料学报》编委、国际材料动态行为学会 (DYMAT) 会员。1996 年 8 月在中国科学院力学研究所获固体力学专业博士学位, 目前主要从事冲击动力学与新型材料力学性能等研究工作。

### 引言

切削工艺主要是通过刀具在材料表面切除多余材料来获得理想的工件形状、尺寸以及表面光洁度的机械加工方法,它所创造的价值在工业发达国家占整个制造业的 15% 以上。尽管切削加工具有重要的经济和科技意义,但是人们对切削过程中的相关力学机理仍然不甚清楚,也缺乏有效预测切削过程及其相关参数的力学模型<sup>[1-2]</sup>。切削过程是一个及其复杂的工艺过程,它不但涉及到弹性力学、塑性力学、断裂力学,还有热力学、摩擦学等。切削质量受刀具形状、切屑流动、温度分布、热流和刀具磨损等影响。切削操作人员和刀具制造商往往都是利用试错法<sup>[3]</sup>来获取一些经验值;但是使用试验方法获得切削力等切削参数本身是一个复杂的过程,既费时费力,又增加了生产成本,并且很难能得到合理的精度,严重阻碍切削技术的发展<sup>[4]</sup>。因此深入研究切削机理和切屑形成理论,建立和发展有效的正交切削模型,定量地预测切削加工过程中的相关工艺参数,包括切削力、剪切角、应力及能量等,对于优化切削条件、提高加工效率具有重要意义<sup>[5-6]</sup>。

正交切削是最典型、最简单的一种切削方式,对它的研究有助于揭示切削过程的基本原理及其物理本质。因此,在过去一个多世纪里,国内外大量学者围绕正交切削相关理论开展深入的研究,而这些研究始于对塑性剪切理论和切屑形成机理的探索。1870 年 Time I<sup>[7]</sup><sup>14-36</sup>给出正交切削过程的简单观察结果,其理想化的切削示意图如图 1 所示。Time I 认为工件材料受刀具作用后会在一个狭窄的区域内发生剪切变形而脱离工件,最终形成切屑,并沿前刀面向上滑动。由于剪切变形区极其狭窄,因此可以用剪切面  $\overline{ab}$  (图 1) 代替,其位置由剪切角  $\varphi$  表示。与 Time I 的剪切变形理论不同的是, Tresca H<sup>[8-10]</sup>认为切削过程是刀具前端的工件材料发生压缩变形的过程,因此沿着刀具的移动方向应该伴随着材料的断裂。Mallock A<sup>[11]</sup><sup>134-135</sup>则进

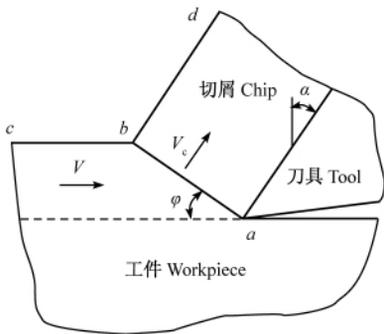


图 1 Time 的切屑形成示意图

一步将切削过程描述为剪切面材料在断裂破坏后继续发生剪切变形的过程。1896 年 Zvorykin K A<sup>[12]</sup>给出剪切模型的物理解释,并指出切削过程中的剪切平面即是最大剪应力平面。这一时期也开始对切屑形态及切削模型的研究,1881 年, Mallock A<sup>[11]</sup><sup>128-132</sup>调查一系列材料的切屑形成过程,对各种材料的切屑形态作相应的描述,并通过光学显微镜描绘切削过程的素描,进一步引入金属板块的概念来描述刀具前端的集中剪切现象。继 Mallock A 之后, Rosenhain W 和 Sturney A C<sup>[13]</sup>、Herber E G<sup>[14]</sup>、Schwerd F<sup>[15]</sup>以及 Boston O W<sup>[16]</sup>相继发表文章对不同材料在各种切削条件下形成的不同切屑类型进行描述。直到 20 世纪 30 年代, Ernst H<sup>[17]</sup>将切屑形态统一归纳为三大类, I. 不连续型切屑; II. 连续型切屑; III. 具有积屑瘤的连续型切屑,如图 2 所示。Ernst H 进一步针对连续型切屑提出相应的切屑形成机理,认为切削过程是某一集中剪切沿着刀具尖端向自由表面扩展的过程。Ernst H 的研究使得推导出控制切削过程力学行为的解析关系成为可能,于是各大学者开始着力发展切削过程的数学分析模型,用以预测切削过程中的切削力、剪切角、应力及能量等参数,由此发展工程加工的科学基础,用以弥补先前纯经验基础的不足。

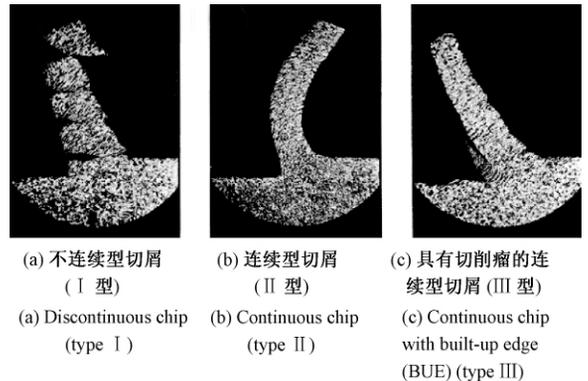


图 2 三种切屑形成类型

Fig. 2 Three types of chip formation processes

本文对近几十年发展起来的重要切削模型进行系统回顾,对 Merchant A、Piispanen V、Shaw M C、Lee E H 和 Shaffer B W、Hill R、Fang N、Oxley P L B 及 Atkins A G 等人的工作做重点阐述,总结其主要理论及成果,对建立更为有效的切削过程预测模型起到一定的指导和启示作用。

### 1 正交切削模型

正交切削是指切削刃笔直且垂直于切削方向及进给方向的一种特殊切削方式。正交切削虽然只是切削过程的一种特殊情况,但对它的研究对于揭示切削过

程的基本原理及其物理本质具有重要意义。在连续型切屑的正交切削模型研究方面, Merchant A、Piispanen V、Lee E H 和 Shaffer B W、Shaw M C、Hill R、Fang N、Oxley P L B 以及 Atkins A G 等人都作出重要的开创性工作。

### 1.1 简单剪切模型

简单剪切模型的提出始于 19 世纪末对切削过程的简单观察。1870 年 Time I<sup>[7]14-36</sup> 最早提出切削过程的简单剪切示意过程, 但没有对其做进一步系统的研究。直到 20 世纪 40 年代, Merchant M E<sup>[18]267-275 [19]65-71 [20]318-324</sup> 提出被人们广泛接受并沿用至今的简单剪切模型——Merchant 模型(或 Ernst & Merchant 模型)。Merchant M E 对连续型切屑的二维正交模型做了大量研究, 提出一个描述切削过程的重要模型, 用以解释切削过程的力学机理, 并预测切削过程中的力、应力、应变和能量。通过分析, Merchant M E 认为针对正交切屑过程可作如下假设:

- i 切屑连续而没有积屑瘤(Ⅱ型切屑)。
  - ii 剪切区近似为一个平面, 并且材料的变形集中发生于该平面(图 3 中  $\overline{ab}$  平面)。
  - iii 切削宽度远远大于切削厚度, 切削过程可视为平面应变过程。
  - iv 刀具无磨损, 刀具切削面平直且具有正向倾角  $\alpha$ 。
  - v 切削厚度与切削速度恒定不变。
  - vi 剪切平面上的正应力与切应力均匀分布。
  - vii 切屑与刀具接触面的摩擦近似为库伦摩擦。
- 在上述假设的基础上, Merchant M E 提出著名的

Merchant 模型<sup>[18]271-273</sup> 通过把切屑看作是一个受力平衡的独立单元, 建立 Merchant 圆, 如图 3 所示。通过 Merchant 圆可以得到各个作用力分量、速度分量及角度间的关系, 并可以进一步得到速度、应力、应变、应变率以及能量间的相互关系。利用类似于分析正交切削的方法, Merchant M E 进一步把他的模型推广到斜交切削<sup>[19]66-71</sup>, 引入斜交倾角、切屑流动角、切削刃倾斜角等参数。

剪切角  $\varphi$  (剪切面与切削方向的夹角) 是切削过程中极其重要的物理参数, 它的大小影响整个切削模型的确定。Merchant M E<sup>[20]319-320</sup> 根据作功最小原理, 认为剪切角总是处于适当的大小, 使得切削过程中所消耗的能量最小, 并且假定剪切面上的剪切应力等于材料剪切屈服强度, 从而得到剪切角  $\varphi$  关于刀具倾角  $\alpha$  和摩擦角  $\beta$  间的关系

$$\varphi = (\pi/4) - (\beta/2) + (\alpha/2) \quad (1)$$

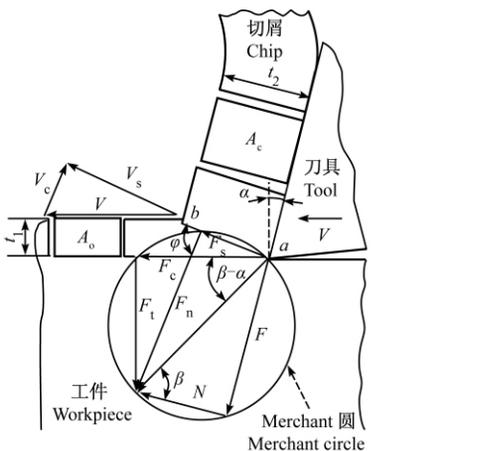
后来 Merchant M E 发现对于多晶体材料, 通过式 (1) 求得的剪切角与实际情况相差甚远, 考虑到剪切面上正应力对材料剪切屈服强度的影响, Merchant M E 采用 Bridgman P W<sup>[21-22]</sup> 的思想, 认为材料剪切屈服强度  $\tau_y$  与剪切面上的正应力  $\sigma_s$  呈线性关系, 即

$$\tau_y = \tau_0 + k\sigma_s \quad (2)$$

其中,  $\tau_0$  为材料初始剪切屈服强度,  $k$  为正应力影响系数。从而对剪切角表达式作如下修正

$$\varphi = (\alpha/2) - (\beta/2) + [\operatorname{arccot}(k/2)] \quad (3)$$

关于切削过程中各个作用力的相互关系, 其实在 1937 年芬兰的 Piispanen V 发表了类似于 Merchant 圆的作用力关系图<sup>[23]</sup>, 只是直到 1948 年 Piispanen V 的文章才在英国发表<sup>[24]876-881</sup>, 提出著名的卡片模型。卡片模型将切削过程形象地描述成一系列具有一定厚度的薄片发生连续滑动的过程, 整个过程中的剪切变形集中发生于某一平面, 并沿最大剪应力方向进行。为更直观地理解切削过程, 图 4 中给出卡片模型的时间轴模型。 $\overline{ab}$  为剪切平面,  $a$  点为刀具尖端初始位置(图 4a)。切削开始后, 第一个卡片  $\overline{abcd}$  在刀具作用下开始形成而未脱离工件(图 4b); 随着刀具的切入, 切屑上的点  $a$ 、 $d$  与工件上相应的  $a'$ 、 $d'$  相互分离, 从而  $\overline{ad}$  脱离工件(图 4c); 之后卡片  $\overline{abcd}$  沿着剪切面向上滑动, 直到刀具尖端移动到  $d'$  为止(图 4d), 接着新的卡片  $\overline{d'gfed'}$  开始形成(图 4e),  $\overline{d'e}$  也随着刀具的进一步切入而与工件相互分离。整个过程不断重复, 新的卡片随之不断产生。值得注意的是, 只有当沿着  $\overline{ad}$ 、 $\overline{d'e}$  等平面上的应力或应变超过工件材料的断裂强度或断裂应变时, 卡片才能与工件相互分离, 而卡片与工件沿着切削方向的分离必然伴随着裂纹的产生。这点与



$F_c$ ——切削力 Cutting force,  $F_t$ ——推挤力 Thrust force  
 $F_s$ ——剪切面剪力 Shear force on the shearplane  
 $F_n$ ——剪切面正压力 Normal force on the shear plane  
 $F$ ——摩擦力 Friction force,  $N$ ——正压力 Normal force  
 $t_1$ ——切削厚度 Cutting depth,  $t_2$ ——切屑厚度 Chip depth  
 $V$ ——切屑速度 Cutting velocity,  $V_s$ ——剪切速度 Shear velocity  
 $V_c$ ——切屑流速 Chip velocity,  $\alpha$ ——刀具倾角 Incline angle

图 3 理想正交切削模型及 Merchant 圆

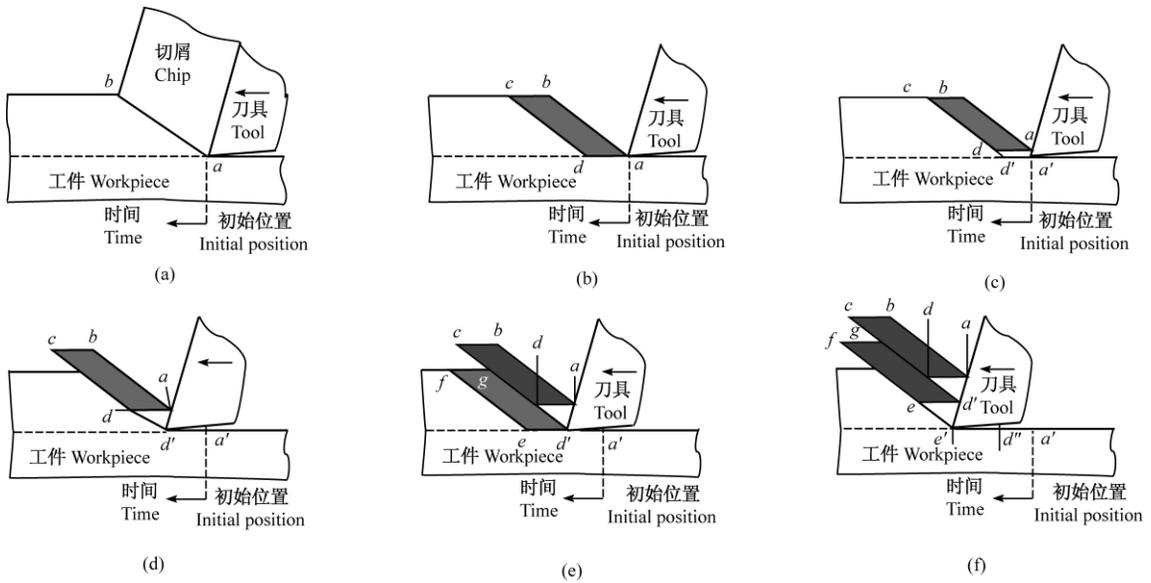


图4 卡片模型(时间轴模型): 刚被切除的薄片由深色表示

Fig.4 The card model with the time axis: a lamella just removed is marked blue

出切削过程中沿刀具前端有裂纹的存在,并假设切削过程近似于木材的劈裂过程(该观点曾遭到学术界严厉的反驳)。而近来 Atinks A G 等<sup>[26]</sup>的研究也认为切削过程中沿切削方向存在断裂现象,并且切屑与工件断裂分离所消耗的能量不容忽视。

与 Merchant M E 一样, Piispanen V 将切屑看成是一个自由体,通过其在刀具接触面和剪切面上的受力平衡,给出类似于 Merchant 圆的受力关系,如图 5a 所示。Piispanen V 认为切削过程中的能量主要消耗于剪切面的塑性变形和切屑与刀具间的滑动摩擦,而刀具每切进单位长度,薄片则沿着剪切面滑动  $\overline{ac}/\overline{cd}$ ,沿着刀具表面移动  $\overline{ad}/\overline{cd}$ ,于是切削单位长度材料所消耗的能量  $W$  可表示为

$$W = (F_s \overline{ac} + F \overline{ad}) / \overline{cd} \quad (4)$$

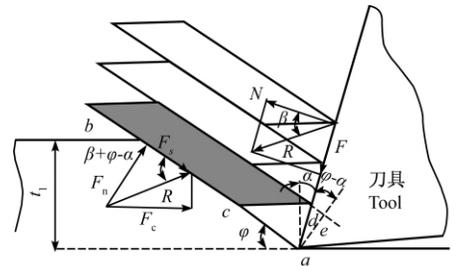
其中  $F_s$  和  $F$  分别为切削力沿剪切面的分力及刀-屑摩擦力,如图 5a 所示。

同样根据做功最小原理,结合图 5a 中的受力关系, Piispanen V 得到与 Merchant M E 相同的剪切角表达式,如式 (1) 所示。

Piispanen V 也同样意识到剪切面上正应力对剪切角的影响。与 Merchant M E 将剪切面正应力的作用归结到对材料的强化(式(2))上所不同的是, Piispanen V 在考虑剪切面正应力的作用时,认为卡片间存在相互摩擦(图 5b),且摩擦力  $F_m$  的大小与压力  $F_n$  成线性关系,即  $F_m = F_n \tan \theta$  ( $\theta$  为薄片间的摩擦角,见图 5b),由此得到关于剪切角的表达式

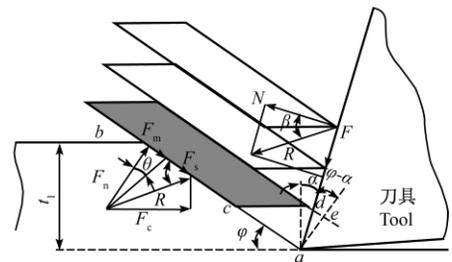
$$\varphi = (\pi/4) + (\alpha/2) - (\beta/2) - (\theta/2) \quad (5)$$

值得注意的是, Piispanen V 和 Merchant M E 在处理正应力的作用时所采用的方法是等效的,即当



(a) 不考虑卡片间的相互摩擦

(a) Without increase of the internal friction



(b) 考虑卡片间的相互摩擦

(b) With increase of the internal friction

图5 切削力相互关系

Fig.5 Cutting forces relationship

$\tan \theta = k$  时,表达式(3)和式(5)是一致的。

另外, Piispanen V 还考虑了应变强化对剪切角的影响,指出材料的切削单元可以用薄片的剪切长度与薄片厚度的比值  $\overline{ac}/\overline{ae}$  表示,材料强化后其屈服强度与  $\overline{ac}/\overline{ae}$  都将随之改变,也就是说材料的屈服强度与  $\overline{ac}/\overline{ae}$  呈某种函数关系,即

$$\tau_y = f(\overline{ac}/\overline{ae}) = f\{\cos \alpha / [ \sin \varphi \cos(\varphi - \alpha) ]\} \quad (6)$$

由于  $\alpha$  一般很小,  $\cos \alpha / \cos(\varphi - \alpha)$  基本

保持恒定,那么屈服强度只与  $(1/\sin \varphi)$  相关,为了定性分析应变强化对剪切角的影响,令  $\tau_y = C/\sin \varphi$ ,  $C$  为常数。于是剪切发生时切削力  $F_c$  为

$$F_c = C \frac{\cos \theta \cos(\beta - \alpha)}{\sin^2 \varphi \cos(\varphi + \beta - \alpha + \theta)} \quad (7)$$

由  $\frac{\partial F_c}{\partial \varphi} = 0$  可得

$$\varphi = (\pi/4) + (\alpha/2) - (\beta/2) - (\theta/2) + (\Delta/2) \quad (8)$$

其中,  $\Delta$  为应变率强化相关因子,  $\Delta = \arccos[-\cos(\beta - \alpha + \theta)/3] - (\pi/2)$ 。

关于简单剪切模型,早在 1896 年 Briks A A<sup>[27]</sup> 便指出它的不足,他认为剪切面上  $b$  点的非圆滑过渡使得材料质点不可能由  $c$  点移动到  $d$  点(图 1)。简单剪切模型建立在诸多理想化的假设基础之上,它所存在的最大问题在于工件材料在剪切平面上将承受无限大的加速度及应力梯度,并且通过该模型得到的剪切面上的剪切应变也远大于通过材料测试实验所得到的材料断裂应变<sup>[28]</sup>。尽管简单剪切模型仅仅能代表一种理想化的切削过程<sup>[29]</sup>,通过它所建立的力学关系也并不精确<sup>[30-33]</sup>,但是由于它包含切削过程的核心理论,并且简单易懂<sup>[34]</sup>,因此成为众多切削模型发展的基础<sup>[35]</sup>,也是众多有限元分析程序的核心内容<sup>[36]</sup>。简单剪切模型可以被誉是一种教科书式的切削模型<sup>[37-38]</sup>。

### 1.2 非均匀介质模型

根据 Piispanen V<sup>[24]876-877</sup> 对卡片模型描述,即薄片具有一定的厚度,那么切削过程中并不是所有的原子平面都是潜在的剪切面,只有那些存在结构缺陷的原子平面才能成为剪切滑动面。而薄片的厚度,即相邻剪切面的间距则取决于缺陷间的相互距离,这些涉及到材料的非均匀性。1950 年 Shaw M C<sup>[39]</sup> 意识到剪切变形过程中材料非均匀性对切削过程的影响,建立具有材料缺陷的切削模型(缺陷点均匀分布),并考虑材料应变强化作用,给出剪切角关于材料缺陷和材料强化作用的相互关系。

该模型中,Shaw M C 假设材料具有呈点状均匀分布的缺陷,而位错滑移面(潜在剪切面,见图 6 中  $L_1$ 、 $L_2$ ) 都经过这些缺陷点,且各滑移面走向一致,与剪切面相互平行,如图 6 所示。当主剪切区平均剪切应变为  $\gamma$  时,相邻剪切平面的相对滑移距离  $x$  可表示为

$$x = \frac{l^2 \sin \varphi}{t_1} \gamma \quad (9)$$

其中  $l$  为相邻缺陷点间距,  $t_1$  为切削厚度,  $\gamma$  为主剪切区平均剪切应变。

强化过程(图 7),即  $\tau = \tau_y + (Sx/2)$  ( $S$  为剪应力强化率,见图 7),再考虑到剪切面上正应力对材料屈服强度的影响,引入与 Merchant M E<sup>[20]320-322</sup> 相同的思想,即  $\tau_y = \tau_0 + k\sigma_s$  (见式 2),于是得到材料剪切屈服强度关于应变强化系数  $H$  ( $H = Sl^2$ ) 与正应力影响系数  $k$  的关系

$$\tau - k\sigma_s = \frac{H\gamma \sin \varphi}{2t_1} + \tau_0 \quad (10)$$

通过该式,结合实验数据(包括一定切削速度、切削厚度、刀具倾角和刀具与切屑间的摩擦角情况下的剪切角、正应力、剪切应力、应变)便可以通过数值拟合的方法,得到相应的剪切面正应力影响系数  $k$  值的大小。通过计算,Shaw M C 发现按式(10)计算出的  $k$  值远远小于按式(2)求解所得到的  $k$  值。很明显,正应力对剪切屈服强度的影响并没有 Merchant M E 和 Piispanen V 所指出的那么严重,剪切屈服强度的动态增长大部分归因于应变强化和材料的不均匀性,即式(10)中的  $H\gamma \sin \varphi / (2t_1)$ 。

同样根据作功最小原理,Shaw M C 给出剪切角关于刀具倾角、摩擦角、材料强化系数和非均匀系数的表达式

$$k - \cot[\varphi - \beta + \alpha] = \cot \varphi - \frac{\tan(\varphi - \alpha) \tan \varphi \sin(2\varphi - \alpha)}{\cos \alpha [1 + (2t_1 \tau_0 / H)]} \quad (11)$$

当忽略材料的应变强化作用时,即  $H = 0$ ,式(10)即可简化为式(3)或式(5)。

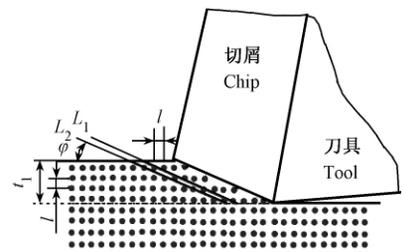


图 6 材料缺陷分布及滑移面示意图

Fig. 6 Specimen with uniform array of weak spots

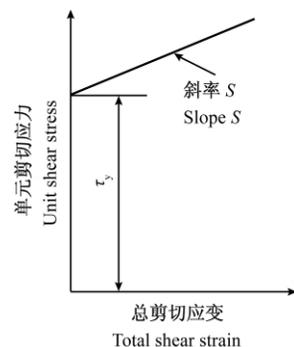


图 7 单元应力—总剪切应变关系

Turkovich B F<sup>[40]</sup> 则对 Shaw M C 的模型进行扩展, 并基于位错理论研究切削过程中的塑性变形。Turkovich B F 在剪切区材料应变强化基础上建立一套新模型, 并将其运用于切削的稳态过程。该模型包括两个高频周期衔接的过程, 其第一个过程如图 8a 所示, 该过程中的变形完全发生于白色切屑层  $\overline{abcd}$ 。白色切屑层  $\overline{abcd}$  比黑色切屑层要厚得多, 并且在压应力作用下均匀变形, 其应变比利用 Merchant 模型所得的剪切应变小。图 8b 则描述黑色切屑层的形成过程, 白色切屑层  $\overline{abcd}$  上的应变强化使得沿  $\overline{ab}$  平面的剪应力增加, 于是导致  $a$  点和  $b$  点集中力上升, 继而在  $a$  点和  $b$  点形成大量的位错。这些位错开始沿  $\overline{ab}$  方向扩展, 并与黑色层内适当方位上的晶面位错相互作用, 从而在黑色切屑层内发生大量滑移, 使其剪切应变迅速增大。von Turkovich B F 指出将位错理论用于材料塑性流动, 不仅能计算出剪切应力, 还能较好地估算出剪切应变和应变率。然而通过这种方法所计算出的应变率远远大于利用 Merchant 模型所得结果。

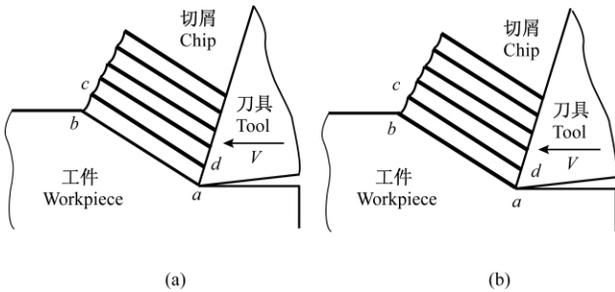


图 8 切屑形成过程

Fig. 8 The chip formation process

### 1.3 滑移线场模型

切削过程不仅涉及力学问题, 更重要的是它还包含运动学问题。滑移线场理论可以同时满足应力平衡和切屑流动的速度要求。另外, 与其他方法相比, 滑移线场理论可以更好地描述整个剪切变形区切屑材料的流动形态, 而切屑材料在剪切变形区极其复杂的塑性流动是描述切削过程最为重要的特征之一。因此, 基于滑移线场理论的建模方法被广泛地运用于切削研究, 并在过去几十年里发展起众多具有重要影响的滑移线场切削模型。

1951 年, Lee E H 和 Shaffer B W<sup>[41]</sup> 将滑移线场理论引入到切削研究中, 建立理想刚性材料切削的滑移线场模型, 从而求解切削过程中的切削力、切屑厚度及切屑变形等参数。其 II 型切屑的正交滑移线场模型如图 9a 所示, 模型忽略切屑的卷曲作用, 因此滑移线场内各滑移线均为直线, 分别平行于  $\overline{ab}$  和  $\overline{cd}$ , 两族滑移线相互正交。  $\overline{bc}$  为零应力边界, 滑移线  $\overline{ab}$  和  $\overline{cd}$  与其

相交均为  $45^\circ$ 。模型假定切削过程中的塑性变形完全发生于剪切面  $\overline{ab}$  上, 整个滑移线场为均匀应力区, 处于极限应力状态并且没有塑性流动, 是一个临界于刚体的初始塑性区, 用以考察切削力在刀具表面和剪切面之间的传递。该模型中的整个滑移线场处于均匀应力状态, 因此可以通过摩尔应力圆对其进行研究(图 9b), 从而得到各角度间的相互关系, 进一步给出剪切角表达式

$$\varphi = (\pi/4) - \beta + \alpha \quad (12)$$

Lee E H 和 Shaffer B W 进一步给出具有积屑瘤切屑的滑移线场模型, 如图 10 所示。滑移线场  $\overline{bca'eb}$  由  $\overline{bca'b}$  和  $\overline{ba'eb}$  两部分构成,  $\overline{bca'b}$  区仍然是均匀应力区,  $\overline{bc}$  边不受外力, 与滑移线  $\overline{a'b}$ 、 $\overline{cd}$  夹角为  $45^\circ$ ;  $\overline{bca'b}$  区环向为圆弧段(以  $b$  为圆心), 径向为直线,  $\angle eba' = \Theta$ ; 刚性区  $\overline{aea'a}$  代表切屑瘤,  $\angle eaa' = \psi$ 。Lee E H 和 Shaffer B W 给出该情况下的剪切角表达式, 如式(10)所示, 并进一步给出根据  $\overline{be}$  平面及  $\overline{bca'b}$  区域的摩尔应力圆求解  $\Theta$  值大小的方法。

$$\varphi = (\pi/2) - \psi = (\pi/4) - \beta + \alpha + \Theta \quad (13)$$

两年后, Shaw M C, Cookie N H 和 Finnie I<sup>[42]</sup> 指出剪切面可能并非最大剪应力平面。这样的话, 当运用滑移线场模型求解切削问题时, 剪切面本身将不再是滑移线, 而应该与真正的滑移线存在一定的夹角, 但在他们的分析中却没有确定出这个夹角的大小。

应注意在 Lee E H 和 Shaffer B W 的模型中, 刀具前面上的正应力是均匀分布的, 但是在实际切削过

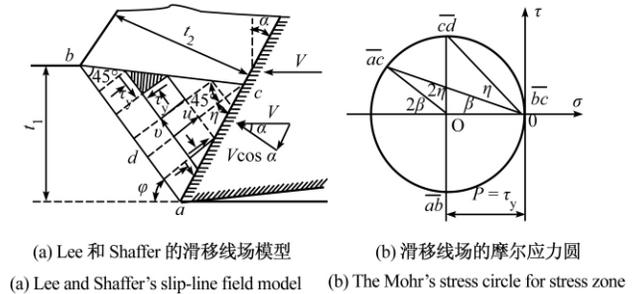


图 9

Fig. 9

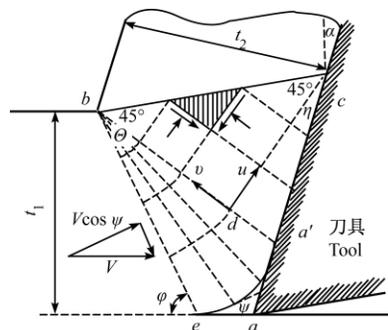


图 10 III 型切屑滑移线场模型

Fig. 10 The slip-line configuration with a built-up edge

程中,刀具前刀面上的正应力的分布是非常复杂的。另外,在 Lee E H 和 Shaffer B W 的模型中切屑的形状为直的,而不是弯曲的,对于直切屑而言,从理论上讲,刀具和切屑间的接触长度是一个无限值。所以 Lee E H 和 Shaffer B W 所建立的理论分析切削模型与切削的实际情况不完全符合,所得到的刀具与切屑的总接触长度也与理论分析结果不一致。为了获得更接近实际切削情况的切削参数,各国学者不断深入研究,以完善切削过程的滑移线场模型。

继 Lee E A 和 Shaffer B W 之后,Johnson W<sup>[43]</sup>、Usui E 和 Hoshi K<sup>[44]</sup> 提出限制接触型刀具切削过程的简单滑移线场模型(图 11a),模型给出限制接触型刀具切削时特有的切屑逆流效果,但是仍然没有涉及切屑卷曲效果。Jawahir I S<sup>[45]</sup> 则利用该模型推导一个扩展理论,并给出切削过程的唯一解,但后来分析表明只有在直线型切屑的条件下才能获得唯一解。

日本学者 Kudo H<sup>[46]</sup> 利用视塑性方法构造滑移线场,进而建立切削方程式。他针对限制接触型刀具和平整刀具的正交切削,提出一系列可能正确的滑移线场模型(图 11b)。利用这些模型 Kudo H 确定了相应的切削力、切屑卷曲、切屑厚度比及切屑与刀具的接触长度和摩擦应力。Kudo H 的一些模型给出切屑的卷曲效果,一些则考虑了积屑瘤的作用,并且都满足动力平衡条件。然而这些模型却不能满足静力平衡条件,利用其理论模型计算出的前刀面正应力分布与试验结果不相吻合。

在滑移线场模型发展期间,Hill R<sup>[47-48]</sup> 提出另外一个研究切削机理的重要理念,即刀具尖端可能存在

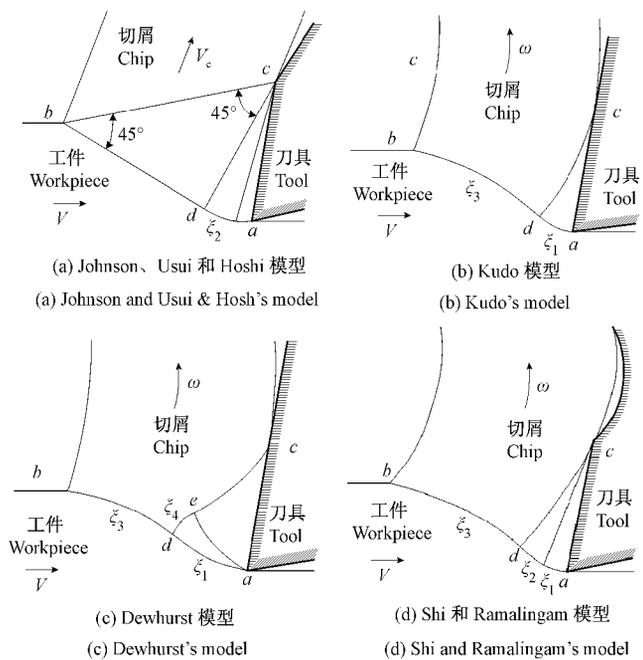


图 11 正交切削滑移线场模型

Fig. 11 The slip-line field model of orthogonal cutting

应力奇异点,从而使得剪切角的解可能并不唯一。切削是一个及其复杂的过程,它对材料塑性流动的限制非常少,因而 Hill R 认为切削过程也具有多样性,对于不同的初始切削条件切削过程存在着无限个静态解。Hill R 理论的分析目的最终不是为了寻求一个确定解,而是寻求整个静态解的范围,其中每一个解都能完整地代表一个加工意义,每一个解都与一系列初始切削条件相关。

Hill R 提出的方法包括三个阶段:① 建立剪切角不可能存在的范围;② 在此基础上建立剪切角可能存在的解;③ 针对每一个可行性解确定其相应的初始条件。

Hill R 将简单剪切模型中的三个角度视作楔形体进行研究(图 12a),各个楔形体在切削过程中的受力情况如图 12b 所示。Hill R 分别考察各个楔形体在相应受力情况下的过应力极限条件,从而给出相应的剪切角求解范围,如图 13 所示。

根据 Hill R 提出的剪切角求解范围,对于 Ernst H 和 Merchant M E 的解,只有当  $\beta = \alpha$  时才有效;同样对于 Lee E H 和 Shaffer B W 的解,只有当  $\beta \geq \alpha$  时才落在可行性解的边界上,而当  $\beta < \alpha$  时剪切角的解则超出其允许范围。之后 Roth R N<sup>[49-50]</sup> 在考虑剪切面正应力和刀具表面摩擦力不均匀分布的基础上,对 Hill R 的工作做了改进,扩大解的范围,使其涵盖更多的实验结果,并在 Hill R 提出的应力分歧理论基础上创建新

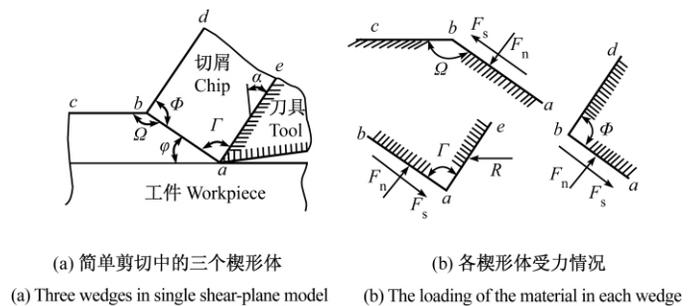


图 12  
Fig. 12

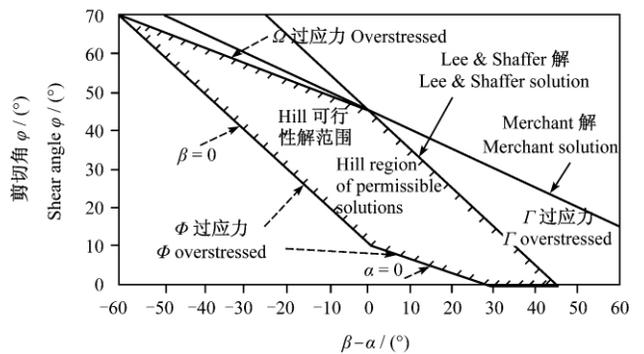


图 13 Hill 的剪切角允许范围

Fig. 13 Hill's region of permissible solutions of shear angle

的切削模型。

受 Hill 理论的启发, Dewhurst P<sup>[51]</sup> 建立平整刀具切削形成切屑卷曲效果的滑移线场模型(图 11c)。Dewhurst P 的模型中存在 4 个未知量——滑移线角度  $\xi_1$ 、 $\xi_3$ 、 $\xi_4$  和滑移线场内任意一点的静水压力  $P_A$ , 然而力平衡方程只有三个, 这意味着该模型中的切削过程没有唯一解, 切屑过程不能用唯一的静态切削条件来定义, 这与 Hill R 关于切削过程并不唯一的推测一致。Dewhurst P 还引用 Kobayashi S 和 Thomsen F G<sup>[52]</sup> 以及 Eggleston D M 等<sup>[53]</sup> 人的试验结果来证实这种推测, 并按照 Hill 的思想根据滑移线场区域的应力极限确定该模型可行性解的范围。

Shi T 和 Ramalingam S<sup>[54]</sup> 则给出限制接触型开槽刀具切削的滑移线场模型(图 11d), 该模型实际上是将 Dewhurst 模型中的  $\xi_4$  设置为零, 并引入一个附加角度  $\xi_2$ 。这样模型中的未知数依然是 4 个——滑移线角度  $\xi_1$ 、 $\xi_2$ 、 $\xi_3$  和滑移线场内任意一点的静水压力  $P_A$ 。这种情况下除了 3 个力平衡方程外, 还可以通过刀具的几何形状确定一个附加方程, 从而可以获得唯一解。Shi T 和 Ramalingam S 没有给出将  $\xi_4$  设置为零的原因, 但  $\xi_4 = 0$  物理上表征在刀具尖端不存在应力分歧, 这使得该模型不能应用于平整刀具的切削过程, 也使得具有断屑装置的切削过程具有唯一解, 这与 Dewhurst P<sup>[55]</sup> 在 1979 年指明的阻断式装置切削情况下不能获得唯一解的结论相矛盾。

Fang N 等<sup>[56]</sup> 总结之前的众多滑移线场模型, 提出限制接触型刀具切削过程的通用滑移线场模型, 如图 14 所示。图中  $agca$  区域是由于变形后的切屑下侧与刀具前刀面之间的特殊摩擦环境引起, 当二者间的摩擦力等于材料剪切屈服强度时这个区域不复存在;  $cgec$  区域体现切屑的逆流效果, 当使用平整刀具切削时该区域连同  $degfd$  区域一起消失; 曲边三角形区域  $afga$  是由于  $a$  点的应力奇异性造成, 该区域使得滞后的切屑流与刀具前刀面相连接, 当切屑为直线型时该区域消失; 凸形剪切面  $bd$  直接体现切屑的卷曲效果。求解该模型的应力场分布需要知道 5 个未知参数  $\xi_1$ 、

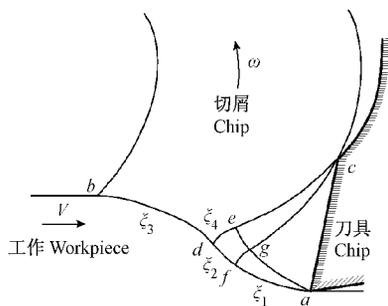


图 14 Fang 的通用滑移线场模型

$\xi_2$ 、 $\xi_3$ 、 $\xi_4$  和  $P_A$ , 而在该模型基础上可以建立 3 个力和力矩平衡方程以及一个关于刀具几何形状的附加方程, 该模型中的切削过程仍然没有唯一解。

通过 Fang N 的统一滑移线场模型, 在特定的条件下可以回归到已有的其他滑移线场模型:

当  $\xi_1, \xi_2, \xi_3 \neq 0, \xi_4 = 0$  时, 该通用模型可退化为 Shi T 和 Ramalingam S 模型。

当  $\xi_1, \xi_3, \xi_4 \neq 0, \xi_2 = 0$  时, 该通用模型可退化为 Dewhurst P 模型。

当  $\xi_1, \xi_3 \neq 0, \xi_2, \xi_4 = 0$  时, 该通用模型可退化为 Kudo H 模型。

当  $\xi_2 \neq 0, \xi_1, \xi_3, \xi_4 = 0, P_A = \tau_y$  时, 该通用模型可退化为 Johnson W 及 Usui E 和 Hoshi K 模型。

当  $\xi_1, \xi_2, \xi_3, \xi_4 = 0, P_A = \tau_y$  时, 该通用模型可退化为 Lee E H 和 Shaffer B W 模型。

当  $\xi_1, \xi_2, \xi_3, \xi_4 = 0$  时, 该通用模型可退化为 Merchant M E 模型。

上述研究均是在传统切削范畴下建立切削模型的。通常为了简化模型, 所采用的刀具均定义为尖锐刀具。而实际上刀具的刃口具有一定弧度, 随着切削厚度的减小, 刀具的圆弧刃口对切削过程的影响作用越来越大。因此 Fang N 等又在此前研究的基础上, 采用滑移线理论建立一个考虑刀具第二前刀面上刀—屑接触的双倾角刀具切削模型<sup>[57-58]</sup>。此模型在一定程度上反映切削的实际情况, 刀尖处采用具有两个前角的刀具近似逼近实际情况。通过该模型的研究表明, 在一定范围内刀—屑总接触长度与切削力、切屑厚度呈线性关系。之后 Fang N 又进一步建立具有圆弧磨损的双倾角刀具切削滑移线场模型<sup>[59-60]</sup>。2007 年 Jawahir I S 和 Wang X<sup>[61-62]</sup> 也给出一个利用磨损的限制接触型开槽刀具切削的滑移线场模型。Karpal Y 和 Özel T<sup>[63-64]</sup> 则提出新的滑移线场模型, 以研究高速切削过程中的热—力耦合关系及摩擦行为。另外, Liu X D 等<sup>[65]</sup> 以及 Zhang H T 等<sup>[66]</sup> 在滑移线场模型方面的研究工作也值得注意。

由于切削过程具有大变形、高应变率及高温的特点, 很多材料在切削条件下都会发生应变、应变率强化及热软化现象, 而以上建立的滑移线场模型均没有考虑工件材料的加工硬化问题。澳大利亚学者 Oxley P L B 和 Welsh M J M<sup>[67-68]</sup> 发现材料应变强化及热软化对切削过程有很大的影响, 并且通过实验观测发现切削过程中的剪切变形发生于有限宽度的塑性变形区, 而不是一个简单的剪切平面, 于是将单一剪切平面的切削模型改为一个单一剪切薄层的模型, 提出切削过程的平行直边剪切带模型<sup>[69]</sup>, 使理论分析结果和实验

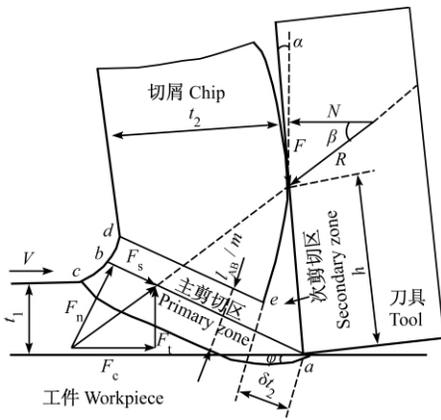


图 15 Oxley 的平行直边剪切带模型

Fig. 15 The parallel-sided shear zone model of Oxley

在 Oxley P L B 的模型中, 材料的变形主要集中在两个区域, 以名义剪切面  $\overline{ab}$  为中心的主剪切区  $\overline{acdea}$  和沿着刀具与切屑接触面分布的次剪切区。主剪切区为平行边界, 剪切带宽度为  $l_{AB}/m$ , 而次剪切带宽度为定值  $\delta t_2$ , 其长度与切屑与刀具的接触长度  $h$  相等 ( $l_{AB}$  为主剪切区长度  $m$  代表主剪切区长度与厚度的比值  $\delta$  代表次剪切区厚度与切屑厚度的比值  $t_2$  为切屑宽度)。

主剪切区内沿  $\overline{ab}$  方向以及次剪切区内沿刀具表面方向分别为两族滑移线方向, 代表最大剪应力及最大剪切应变率的方向。令主剪切区内剪切应变及温度沿  $\overline{ab}$  均匀分布, 且剪切应变为主剪切区的一半, 由此可以确定剪切面  $\overline{ab}$  上的剪切应变及平均温度。进一步假设  $\overline{ab}$  方向与最大剪切应变率方向一致, 对于一个给定的  $m$  值, 结合材料物理性质可以得到剪切面  $\overline{ab}$  上的剪切应力<sup>[70]</sup>。另外根据滑移线场定律, 在忽略温度的影响下, 可求得沿  $\overline{ab}$  方向的静水压力梯度, 从而确定总切削力  $R$  的大小、作用位置及各个分力的大小。模型假定前刀面上正应力和切应力均匀分布, 通过分析  $\overline{ab}$  平面上正应力对  $a$  点弯矩的大小, 可以确定切屑与刀具的接触长度  $h$ , 从而获得接触面上的正应力  $\sigma_{int}$  和切应力  $\tau_{int}$ 。另外, 前刀面在  $a$  点的正应力  $\sigma'_{int}$  可以通过其应力边界条件获得, 即剪切面  $\overline{ab}$  转过  $(\varphi - \alpha)$  角度后与前刀面的法线方向重合。通过  $\sigma_{int} = \sigma'_{int}$  便可确定  $m$  的大小<sup>[71]</sup>。模型中假定切屑与刀具的摩擦属于黏性摩擦, 接触面切应力的大小等于材料剪切强度  $\tau_{chip}$ , 而剪切强度  $\tau_{chip}$  可以通过材料关于应变、应变率和温度的本构方程确定。对于每一个假定的剪切角  $\varphi$  可以求得其相应的接触面剪应力  $\tau_{int}$  和材料剪切强度  $\tau_{chip}$ , 而满足  $\tau_{int} = \tau_{chip}$  的最大剪切角  $\varphi$  便是真实的剪切角<sup>[72]</sup>。对于不同的次剪切区厚度与切屑厚度的比值  $\delta$  值而言, 不断重复以上的计算, 直到找到真实的次剪切区相关参数  $\delta$ , 使得切削力最小为止<sup>[73]</sup>。

动应力的影响时, 采用 MacGregor C W 和 Fisher J C<sup>[74]</sup> 提出的速度修正型温度概念来描述材料性质, 而温度与能量的转化则采用 Boothroyd G<sup>[75]</sup> 的经验公式。到后来, Tugrul Ozel 等<sup>[76-77]</sup> 将 Oxley P L B 的研究方法运用到 Johnson-Cook 材料模型之中, 剪切带的温度也不再采用 Boothroyd G 的经验公式求解, 而是沿用 Hahn R S<sup>[78]</sup> 在 Jaeger S P F C 等<sup>[79]</sup> 的移动热源理论基础上发展的准静态温度分析模型求解, 并且认为切屑与刀具的接触长度大于次剪切带长度, 二者间的摩擦在次剪切区属于黏性摩擦, 而在次剪切区之外属于滑动摩擦。

### 1.4 材料断裂理论模型

在对切削过程中能量消耗的研究中, Merchant M E<sup>[18]273-274</sup> 和 Shaw M C<sup>[80]</sup> 通过分析材料的表面自由能, 发现切削过程中形成新表面所需要的能量量级大概为  $1 \text{ J/m}^2$ , 远远小于切削所需要的总能量, 因此忽略这部分能量。到上世纪 80 年代后, 有限单元法广泛运用于切削模拟, 而有限元模拟中普遍采用各种分离准则, 以使切屑与工件得以分离, 从而保证刀具顺利切进。这个过程中产生新表面所需的能量大概在  $1 \text{ kJ/m}^2 \sim 100 \text{ kJ/m}^2$ , 这部分能量不容忽视, 于是 Atkins A G 等<sup>[81-83]</sup> 认为切削的数学模型中也应该包含这部分能量。

Atkins A G 将材料单位表面能引入切削模型中, 并由此发展了一套求解材料断裂韧度和屈服强度的方法。Atkins A G 认为切削过程中的新表面不是由于集中剪切所形成, 而是由于材料沿切削方向不断破裂所造成的。当材料形成新表面所需能量较大的时候, 切削过程中的能量不止包括剪切面塑性变形、切屑与刀具前刀面接触摩擦所消耗的能量, 还应该包括形成新的切削表面所消耗的能量, 即

$$F_c V = (\tau_y \gamma) (t_1 w V) + [F_c \sec(\beta - \alpha) \sin \beta] \times \frac{V \sin \varphi}{\cos(\varphi - \alpha)} + G w V \quad (14)$$

等式左边代表切削所需要的总功率, 等式右端第一项代表剪切面塑性变形消耗的功率, 第二项代表刀具表面摩擦消耗的功率, 第三项则表示形成新表面所消耗的功率。其中,  $F_c$  为水平切削力;  $V$  为切削速度;  $\tau_y$  为材料剪切屈服强度;  $t_1$  为切削厚度;  $w$  为切削宽度;  $\gamma$  为主剪切区平均剪切应变;  $G$  表示形成新表面单位面积所需要的能量, Atkins A G 称之为材料的断裂韧度。

通过作功最小原理可知剪切角  $\varphi$  满足以下表达式

$$\left[ 1 - \frac{\sin \beta \sin \varphi}{\cos(\beta - \alpha) \cos(\varphi - \alpha)} \right] \left[ \frac{1}{\cos^2(\varphi - \alpha)} - \frac{1}{\sin^2 \varphi} \right] = - [\cot \varphi + \tan(\varphi - \alpha) + Z] \times$$

$$\left\{ \frac{\sin \beta}{\cos(\beta - \alpha)} \left[ \frac{\cos \varphi}{\cos(\varphi - \alpha)} + \frac{\sin \varphi \sin(\varphi - \alpha)}{\cos^2(\varphi - \alpha)} \right] \right\} \quad (15)$$

其中,无量纲数  $Z = G/(\tau_y t_1)$ ,它使得剪切角  $\varphi$  依赖于材料本身的物理性质。Atkins A G 发现当  $Z > 0.1$  时,剪切角随着  $Z$  的增大而减小;而当  $Z$  足够小的时候( $0.1 \sim 0.01$ ),剪切角  $\varphi$  基本保持不变,也就是说,对于给定的材料( $G/\tau_y$  为常数),当切削厚度  $t_1 > 10G/\tau_y$  后剪切角  $\varphi$  为定值;同样当切削厚度足够大的时候,剪切应变  $\gamma$  也减小到一定值而保持不变。Atkins 发现在这种情况下切削力与切削厚度呈线性关系,即

$$F_c = \left( \frac{\tau_y w \gamma}{Q} \right) t_1 + \frac{Gw}{Q} \quad (16)$$

其中

$$Q = 1 - \{ \sin \beta \sin \varphi / [\cos(\beta - \alpha) \cos(\varphi - \alpha)] \}$$

其斜率与材料剪切屈服强度相关( $\tau_y w \gamma / Q$ ),而截距与断裂韧度相关( $Gw / Q$ ),由此通过试验数据得到  $F_c-t_1$  曲线,进而可求得材料的断裂韧度  $G$  和屈服强度  $\tau_y$ 。另外当  $t_1$  较小时,曲线呈下凹形状,当切削厚度  $t_1 = 0$  时  $Q = 1$ ,截距即为  $Gw$ ,由此也可确定材料断裂韧度  $G$ 。

当切削厚度较小时,随着切削厚度的减小,刀具单位切削力或刀具切削单位体积材料所作的功反而越大,这个现象被称为尺寸效应。Drucker D<sup>[84]</sup> 引入材料非均匀性来解释尺寸效应,认为切削厚度越小其弱平面或缺陷存在的概率越小,材料表现得越难切削,由此使得其单位切削力越大; Nakayama K 和 Tamura K<sup>[85]</sup> 通过考虑切削过程中能量耗散的各种途径来研究尺寸效应,认为切削厚度的减小增加了加工表面表层变形所消耗的能量,从而导致切削能整体的上升; Kopalinsky E M 和 Oxley P L B<sup>[86]</sup> 则通过剪切角随切削厚度增长而增大这一现象解释尺寸效应,但其相关参数所计算出的单位切削压力太大,与试验情况不符合; Atkins A G 结合材料断裂韧度给出刀具单位切削力的表达式

$$\frac{F_c}{wt_1} = \frac{\tau_y \gamma}{Q} + \frac{G}{Q t_1} \quad (17)$$

对于给定的材料,通过式(17)可以绘制出刀具单位切削力随切削厚度变化的曲线。Atkins A G 认为,当切削厚度较小时,随着切削厚度的减小,  $G/(Q t_1)$  这一项使得单位切削力不可避免地增加,从而定量解释了产生尺寸效应的原因<sup>[87]</sup>。另外,以往在不考虑材料断裂韧度的时候,通过传统切削模型计算出的剪切区屈服强度远远大于常规试验所测得的材料屈服强

度,Atkins A G 认为这是由于以往在计算剪切面切应力的时,认为  $F_c-t_1$  曲线是经过坐标原点的,于是直接用单独的( $F_c, t_1$ )点与坐标原点间的直线斜率来计算剪切面的切应力,而这个斜率远远大于  $F_c-t_1$  直线的真实斜率  $\tau_y w \gamma / Q$ ,由此使得计算出的材料屈服强度往往是常规试验所测得屈服强度的 3~4 倍。

最近,Williams J G 等人<sup>[88]</sup> 结合断裂理论建立新的切削模型。他们认为随着切削力的增加及刀具倾角的减小,切屑会经历连续的变形过程,即弹性弯曲—塑性弯曲—剪切屈服,如图 16 所示。其中各个变形阶段中裂纹尖端的旋转分析引入断裂韧度的概念。

另外,对于一个无磨损锋利的刀具而言,切削的能量都用于材料塑性变形和克服切屑与刀具的摩擦及形成新的加工表面。而磨损的刀具通常会在刀具尖端形成一个很小的半径,刀具与加工表面的余隙角降为零(磨损带),并在刀具与切屑的接触区域形成凹陷磨损。磨损带及刃口半径将会导致消耗于加工表面的附加能的产生,使得刀具在磨损过程中其切削能密度不断增加。Astakhov V P<sup>[89]</sup> 建立磨损刀具车削过程的能量模型,该模型中除了 Atkins A G 提到的材料塑性变形能、刀具与切屑的摩擦能及形成新表面消耗的能量,还包含由于刀具磨损而引起的刀具与工件表面之间的摩擦所消耗的能量。Astakhov V P 结合相关理论和经

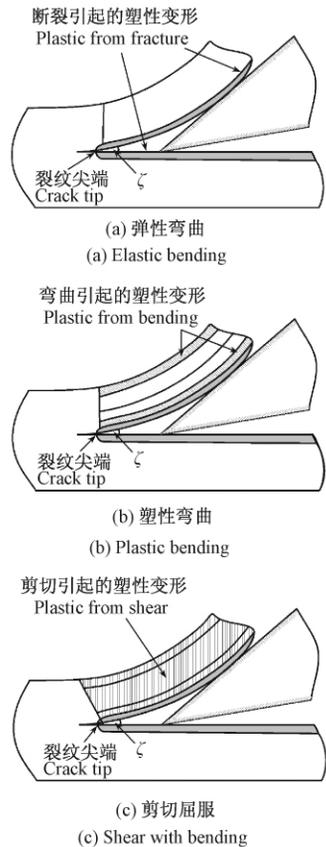


图 16 切屑变形的 3 个阶段

Fig. 16 Three stages of deformation

验公式给出切削过程中所消耗的每一种能量的解析表达式,其中涉及材料的物理性质(剪切强度、抗拉强度、应变强化指数)、切削条件(切削深度、进给速度、切削速度)、刀具形貌(主偏角、副偏角、前角、后角等)及切屑变形状况(切屑压缩比)等。

## 2 结束语

以上简要回顾具有代表性的若干切削模型,对于建立更为有效的切削过程预测模型具有一定的指导和启示作用。切削模型的研究始终与社会生产实际结合在一起,它既是生产实践活动的客观总结,又对生产实践起着重要的指导作用。这也正是切削模型研究之所以能得到长期不断发展的根本原因。切削过程是一个复杂的动态过程,它具有比常规力学试验大得多的变形与高得多的应变率和温度。金属切削过程中既有弹性变形,又有塑性变形,还有很高的切削温度和复杂的摩擦条件,所以切削过程的力学实质到目前为止还有许多未能彻底搞清楚的地方,这也给切削过程力学模型的建立带来了诸多困难。当前关于切屑的形成机理主要存在两种具有争议的学说,一种是塑性变形学说,一种是材料断裂学说。侧重于不同的切屑形成机理,相应的切削模型也会有相当的差异。目前有学者正在尝试将断裂力学理论与塑性力学的滑移线场理论相结合来建立切削过程的力学模型。对于一些特殊材料,比如压力敏感材料等,已有的切削模型对其已经不再适用,需要进一步发展起新的力学模型对其切削过程进行预测。另外,高速切削技术以其高效率、高精度的特点已在国内外飞速发展,而高速切削过程中极高的应变率和温度对切屑的形成过程有很大的影响。目前已有的切削模型大多属于小变形、准静态模型,因此急需发展表征高速切削条件下极高的应变、应变率及温度相互耦合的力学模型。随着微纳切削的广泛运用,小尺度范围内的切削模型也亟待发展。总之,对于切削模型的研究并不是已经没有值得研究的内容,相反,在这一领域里还有许多值得研究探讨和加以完善的地方。

## 参考文献(References)

- [1] Usui E, Shirakashi T. Mechanics of metal cutting—from “description” to “predictive” theory [M]// On the Art of Cutting Metals—75 Years Later. Phoenix, USA: Production Engineering Division, Transactions of the ASME, 1982: 1-245.
- [2] 蔡玉俊,段春争,王敏杰,等. 高速切削 30CrNi3MoV 淬硬钢切屑形成机理的试验研究[J]. 机械强度, 2009, 31(3): 387-390.

- CAI YuJun, DUAN ChunZheng, WANG MinJie, et al. Experimental research of chip formation mechanism during high speed machining hardened steel [J]. Journal of Mechanical Strength, 2009, 31(3): 387-390( In Chinese ).
- [3] Armarego E J A. Predictive modeling of machining operations—a means of bridging the gap between the theory and practice—a keynote paper [C]//The 13th Symposium on Engineering Applications of Mechanics. Hamilton, ON. Canada: Center for Materials Science and Engineering, 1996: 125-128.
- [4] 黄丹,刘成文,郭乙木. 金属正交切削加工过程的有限元分析[J]. 机械强度, 2003, 25(2): 294-297.
- HUANG Dan, LIU ChengWen, GUO YiMu. Finite element analysis of the orthogonal metal cutting under different rake angles [J]. Journal of Mechanical Strength, 2003, 25(2): 294-297( In Chinese ).
- [5] 吴玉华. 金属切削加工技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 1998: 3-6.
- WU YuHua. Metal machining technology [M]. Beijing: Mechanical Industry Press, 1998: 3-6( In Chinese ).
- [6] 吴琼,张以都,张洪伟,等. 不同条件下的正交切削温度场的数值分析[J]. 机械强度, 2009, 31(6): 947-951.
- WU Qiong, ZHANG YiDu, ZHANG HongWei, et al. Numerical analysis for temperature field of orthogonal cutting under different condition [J]. Journal of Mechanical Strength, 2009, 31(6): 947-951( In Chinese ).
- [7] Time I. Soprotivlenie metallovi dereva rezaniju [M]. St. Petersburg, Russia: Dermacow Press House, 1870: 14-36.
- Time I. Resistance of metals and wood to cutting [M]. St. Petersburg, Russia: Dermacow Press House, 1870: 14-36 ( In Russian ).
- [8] Tresca H. Further applications of the flow of solids [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1978, 30: 301-345.
- [9] Tresca H. Mémoires sur le rabotage des métaux [J]. Bulletin de la Société d'Encouragement pour l'Industrie Nationale, 1873, 15: 585-685.
- Tresca H. Memoirs of the planing of metals [J]. Bulletin of the Society for the Encouragement of National Industry, 1873, 15: 585-685( In French ).
- [10] Tresca H. Memoirs on the planing of metals [J]. US Board for Testing Iron, Steel, and Other Metals, 1881, 1: 617-685.
- [11] Mallock A. The action of cutting tools [J]. Proceedings of the Royal Society of London, 1881, 33: 127-139.
- [12] Zvorykin K A. Rabota i usiliye. neobkhodimyye diya otdeleniya metallicheskoj struzhki [J]. Tekhnicheskii Sbornik i Vesnik Promyshlennosti, 1896, 123: 57-96.
- Zvorykin K A. Work and force necessary for separating a metal chip [J]. Journal of Technology and Collection of Industry, 1896, 123: 57-96 ( In Russian ).
- [13] Rosenhain W, Sturney A C. Flow and rupture of metals during cutting [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers ( Lon ): Part 1, 1925, 172: 141-174.
- [14] Herber E G. Cutting tool research committee on machinability [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers ( Lon ),

- [15] Schwerd F. Über die bestimmung des temperature felde beim spanablauf [J]. Zeitschrift. VDI, 1937, 77: 211-216.  
Schwerd F. On the determination of the temperature field in the chip flow [J]. Magazine VDI, 1933, 77: 211-216( In German ).
- [16] Boston O W. The elements of metal cutting [J]. Transactions of the ASME, 1926, 48: 749-848.
- [17] Ernst H. Physics of metal cutting [J]. Machining of Metals, Transactions of the ASME, 1938: 1-34.
- [18] Merchant M E. Mechanics of the metal cutting process I: orthogonal cutting and a type-2 chip [J]. Journal of Applied Physics, 1945, 16: 267-275.
- [19] Merchant M E. Basic mechanics of the metal cutting process [J]. Transactions of the ASME, 1944, 66: A65-A71.
- [20] Merchant M E. Mechanics of the metal cutting process II: plasticity conditions in orthogonal cutting [J]. Journal of Applied Physics, 1945, 16: 318-324.
- [21] Bridgman P W. Effects of high shearing stress combined with high hydrostatic pressure [J]. Physics Review, 1935, 48: 825-847.
- [22] Bridgman P W. Flow phenomena in heavily stressed metals [J]. Journal of Applied Physics, 1937, 8: 328-336.
- [23] Piispanen V. Lastunmuodostumisen teoriaa [J]. Teknillinen Aekka Kauslehti, 1937, 27: 315-322.  
Piispanen V. Theory of chip formation [J]. Technology Magazine, 1937, 27: 315-322( In French ).
- [24] Piispanen V. Theory of formation of metal chips [J]. Journal of Applied Physics, 1948, 19: 876-881.
- [25] Reuleaux F. Über den Taylor whiteschen werkzeugstahl [J]. Verein Sur Berförderung des Gewerbefleissen in Preussen, Sitzungsberichte, 1900, 79: 179.  
Reuleaux F. About the white Taylor's tool steel [J]. Association for the Promotion of Commercial Diligence in Prussia, Proceedings, 1900, 79: 179( In German ).
- [26] Atkins A G. The science and engineering of cutting: the mechanics and processes of separating, scratching and puncturing biomaterials, metals and non-metals [M]. London: Butterworth-Heinemann, 2009: 1-375.
- [27] Briks A A. Metal cutting [M]. Russian: Publication House, 1896: 1-37.
- [28] Astakhov V P, Shvets S. The assessment of plastic deformation in metal cutting [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 146: 193-202.
- [29] Shaw M C. Metal cutting principles [M]. Oxford: Oxford Science Publications, 1984: 4-5.
- [30] Armarego E J, Brown R H. The machining of metals [M]. New Jersey, USA: Prentice Hall, 1969: 25-87.
- [31] Zorev N N. Metal cutting mechanics [M]. Oxford: Pergamon Press, 1966: 75-76.
- [32] Astakhov V P. Mechanical tribology, material characterization and application [M]. New York: Marcel Dekker, 2004: 307-346.
- [33] Astakhov V P. On the inadequacy of the single-shear plane model of chip formation [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2005, 47: 1649-1672.
- [34] Gorczyca F Y. Application of metal cutting theory [M]. New York: Industrial Press, 1987: 45-52.
- [35] Shaw M C. Metal cutting principles [M]. 2nd ed. Oxford: Oxford University Press, 2005: 1-18.
- [36] Ceretti E, Fallböhmer P, Wu W T, et al. Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1996, 59: 169-180.
- [37] DeGarmo E P, Black J T, Kohser R A. Materials and processes in manufacturing [M]. 9th ed. New York: Wiley, 2003: 1-275.
- [38] Kalpakjian S, Schmid S R. Manufacturing engineering and technology [M]. New Jersey: Prentice-Hall, 2001: 2-175.
- [39] Shaw M C. A quantized theory of strain hardening as applied to the cutting of metals [J]. Journal of Applied Physics, 1950, 21: 599-606.
- [40] Turkovich B F. Shear stress in metal cutting [J]. Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, 1970, 94: 151-157.
- [41] Lee E H, Shaffer B W. The theory of plasticity applied to a problem of machining [J]. Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME, 1951, 18: 405-413.
- [42] Shaw M C, Cook N H, Finnie I. The shear angle relationship in metal cutting [J]. Transactions of the ASME, 1953, 75: 273-283.
- [43] Johnson W. Some slip-line fields for swaging or expanding indenting, extruding and machining for tools with curved dies [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1962, 4: 323-347.
- [44] Usui E, Hoshi K. Slip-line fields in metal machining which involve centered fans [C]//Proceedings of International Production Engineering Research Conference. Pittsburgh: Transactions of the ASME, 1963: 61-71.
- [45] Jawahir I S. An experimental and theoretical study of the effects of tool restricted contact on chip breaking [D]. Australia: The University of New South Wales, 1986: 27-48.
- [46] Kudo H. Some new slip-line solutions for two-dimensional steady-state machining [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1965, 7: 43-55.
- [47] Hill R. The mechanics of machining: a new approach [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1954, 3: 47-53.
- [48] Hill R. On the limits set by plastic yielding to the intensity of singularities of stress [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1954, 2: 273-283.
- [49] Roth R N. The range of permissible shear angles in orthogonal machining allowing for variable hydrostatic stress on the shear plane and variable friction angle along the rake face [J]. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1975, 15: 161-177.
- [50] Roth R N. A model for orthogonal machine based on the theory of stress singularities [J]. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1977, 17: 117-125.
- [51] Dewhurst P. On the non-uniqueness of the machining process [J]. Proceedings of Royal Society of London: Series A, 1978, 360: 587-610.
- [52] Kobayashi S, Thomsen E G. Some observations of the shearing process in metal cutting [J]. Transactions of the ASME: Part B, 1959, 81: 251-262.
- [53] Eggleston D M, Herzog R, Thomsen E G. Observations on the angle relationship in metal cutting [J]. Trans of ASME: Part B, 1959, 81: 263-279.

- [54] Shi T, Ramalingam S. Modeling chip formation with grooved tools [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1993, 35: 741-756.
- [55] Dewhurst P. The effect of chip breaker constraints on the mechanics of the machining process [J]. *Annals of CIRP*, 1979, 28: 1-5.
- [56] Fang N, Jawahir I S. A new methodology for determining the stress state of the plastic region in machining with restricted contact tools [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43: 1747-1770.
- [57] Fang N, Jawahir I S. An analytical predictive model and experimental validation for machining with grooved tools incorporating the effects of strains, strain-rates, and temperatures [J]. *Annals of CIRP*, 2002, 51: 83-86.
- [58] Fang N, Jawahir I S. Analytical predictions and experimental validation of cutting forces, chip thickness, and chip back-flow angle in restricted contact machining using the universal slip-line model [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2002, 42: 681-694.
- [59] Fang N. Slip-line modeling of machining with a round-edge tool—Part I: new model and theory [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2003, 51: 715-742.
- [60] Fang N. Slip-line modeling of machining with a round-edge tool—Part I: Analysis of the size effect and the shear strain-rate [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2003, 51: 743-762.
- [61] Jawahir I S, Wang X. Development of hybrid predictive models and optimization techniques for machining operations [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007, 185: 46-59.
- [62] Wang X, Jawahir I S. Recent advances in plasticity applications in metal machining: slip-line models for machining with rounded cutting edge restricted contact grooved tools [J]. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 2007, 2: 347-360.
- [63] Karpal Y, Özel T. Analytical and thermal modeling of high-speed machining with chamfered tools [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 2008, 130(1): 011001.
- [64] Karpal Y, Özel T. Mechanics of high speed cutting with curvilinear edge tools [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, 48: 195-208.
- [65] Liu X D, Lee L C, Lam K Y. A slip-line field model for the determination of chip curl radius [J]. *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, 1995, 117: 266-271.
- [66] Zhang H T, Liu P D, Hu R S. The theoretical calculation of naturally curling radius of chip [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, 1989, 29(3): 323-332.
- [67] Palmer W B, Oxley P L B. Mechanics of orthogonal machining [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1959, 173: 623-654.
- [68] Oxley P L B, Welsh M J M. Calculating the shear angle in orthogonal metal cutting from fundamental stress, strain-rate properties of the work material [C]//*Proceedings of the Fourth International Journal of Machine Tool Design and Research Conference*. Oxford: Pergamon Press, 1963: 73-86.
- [69] Oxley P L B. *Mechanics of machining, an analytical approach to assessing machinability* [M]. Chichester, England: Ellis Horwood Limited, 1989: 4-276.
- [70] Stevenson M G, Oxley P L B. An experimental investigation of the influence of speed and scale on the strain-rate in a zone of intense plastic deformation [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1969/1970, 184(31): 561-576.
- [71] Oxley P L B, Hastings W F. Predicting the strain-rate in the zone of intense shear in which the chip is formed in machining from the dynamic flow stress properties of the work material and the cutting conditions [J]. *Proceedings of the Royal Society of London: Series A*, 1977, 356: 395-410.
- [72] Fenton R G, Oxley P L B. Mechanics of orthogonal machining: allowing for the effects of strain-rate and temperature on tool-chip friction [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1968/1969, 183: 417-438.
- [73] Hastings W F, Oxley P L B. Minimum work as a possible criterion for determining the frictional conditions at the tool-chip interface in machining [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 1976, 282: 565-584.
- [74] MacGregor C W, Fisher J C. A velocity-modified temperature for the plastic flow of metals [J]. *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME*, 1946, 13: A11-A16.
- [75] Boothroyd G. Temperatures in orthogonal metal cutting [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1963, 177: 789-802.
- [76] Tugrul Ozel. A methodology to determine work material flow stress and tool-chip interfacial friction properties by using analysis of machining [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2006, 128: 119-129.
- [77] Yigit Karpat, Tugrul Ozel. Predictive analytical and thermal modeling of orthogonal cutting process—part I: Predictions of tool forces, stresses, and temperature distributions [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2006, 128: 435-444.
- [78] Hahn R S. On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process [C]//*Proceedings of First US National Congress of Applied Mechanics*, New York: American Society of Mechanical Engineers, 1951: 661-666.
- [79] Jaeger S P F C, Dautzenberg J H. Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, 122: 322-330.
- [80] Shaw M C. *Metal cutting principles* [M]. 2nd ed. Oxford: Oxford University Press, 2005: 14-20.
- [81] Atkins A G, Mai Y W. *Elastic and plastic fracture: metals, polymers, ceramics, composites, biological materials* [M]. New York: Wiley, 1985: 2-489.
- [82] Atkins A G. Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics quantitative explanations for some long standing problems [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2003, 45: 373-396.
- [83] Atkins A G. Toughness and cutting: a new way of simultaneously determining ductile fracture toughness and strength [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2005, 72: 849-860.
- [84] Ducker D. An analysis of the mechanics of metal cutting [J]. *Applied physics*, 1949, 20(11): 1013-1021.

- [85] Nakayama K , Tamura K. Size effect in metal cutting force [J]. Transactions of the ASME ,1968 ,1: 119-120.
- [86] Kopalinsky E M , Oxley P L B. Size effects in metal removal progresses [J]. Institute of Physics Conference Series ,1984 ,70: 389-396.
- [87] Subbiah S , Melkote S N. Evaluation of Atkins' model of ductile machining including the material separation component [J]. Journal of Materials Processing Technology ,2007 ,182: 398-404.
- [88] Williams J G , Patel Y , Blackman B R K. A fracture mechanics analysis of cutting and machining [J]. Engineering Fracture Mechanics ,2010 ,77( 2) : 293-308.
- [89] Astakhov V P. Tribology of metal cutting [M]. London: Elsevier , 2006: 2-48.