

METAL CUTTING
SCIENTIFIC SELECTED PAPERS OF THE
SECOND ANNUAL MEETING

CSMCU

SHANGHAI JIAOTONG UNIVERSITY PRESS

中国高校金属切削研究会第二届年会论文选

金 属 切 削

中国高校金属切削研究会
论文评审与学报编辑委员会

上海交通大学出版社

中国高校金属切削研究会 论文评审与学报编辑委员会

主任委员 刘培德

副主任委员 袁哲俊 周泽华

委员 (以姓氏笔划为序)

于启勤 艾 兴 乐兑谦 许香谷

刘培德 陈日曜 周泽华 周家宝

张幼桢 袁哲俊 郭玉骅 喻怀仁

曾宪唐 魏庆同

金 属 切 削

上海交通大学出版社出版

(淮海中路1984弄19号)

新华书店上海发行所发行

江苏常熟文化印刷厂排版、印装

开本787×1092毫米 1/16 印张18.25 字数451,000

1986年12月第1版 1987年1月第1次印刷

印数1—3,900

统一书号: 13324·110

科技书目: 140—258

定价: 3.10元

前 言

中国高校金属切削研究会第二届学术年会于一九八四年五月十七日至二十一日在合肥举行。到会代表二百十五人,收到论文一百四十六篇,共评选出八十一篇,论文在会上进行宣读,其中科研论文七十四篇,教学论文七篇。论文的内容包括金属切削机理、刀具设计理论和新结构刀具、切削试验方法和试验装置、加工方法、新刀具材料等。从这次年会收到的论文质量和数量来看,都比一九八一年第一届年会有很大提高,论文中的理论研究都相当深入,有的已经在生产中取得实效,一些现代化的实验方法和试验仪器已被采用。这反映了近三年来我国高等学校教学和科研工作都有了明显的进步和提高。

本论文选共收入论文三十二篇。其中:金属切削理论方面的十五篇;刀具设计理论和新结构刀具方面的五篇;切削试验方法和新试验装置方面的十篇;切削用量优化两篇。

我们希望本论文选的编辑出版,能有助于金属切削原理和刀具方面的学术交流。为使我国金属切削学科领域能有一个经常性的学术交流园地,以促进本学科科研工作更深入全面地开展,我们研究会将编辑出版《金属切削学报》,并开展国际学术交流。

本论文选的编辑工作,是在我会论文评审与学报编辑委员会副主任委员袁哲俊教授主持下进行的。在评审、编辑、整理过程中得到很多会员院校同志的帮助;论文选的出版、校对,得到上海交大出版社同志们的帮助和支持,谨此表示谢意。

中国高校金属切削研究会
论文评审与学报编辑委员会
一九八五年元月

目 录

正交切削时断屑机理的研究·····	大连工学院	吴雪松、刘培德	1
精密切削时的加工表面状态问题·····	华中工学院	陈日曜、刘少明、陈永洁、罗正川等	9
陶瓷刀具端铣淬硬钢时刀具破损原因的探讨·····	山东工业大学	萧虹、艾兴	19
切削表面光洁度和侧向塑流·····	长春光机学院	熊大章、王长兴	26
变速磨削及其抑振的试验研究·····	上海交通大学	薛秉源、沈德和、邱树杰、贝季瑛	32
斜角切削时预报切削力的理论·····	大连工学院	胡荣生	38
磨削时制件表面层温度分布的研究·····	南京航空学院	徐鸿钧、童宪超	45
用单颗磨粒磨削法研究磨料与钛合金的适应性 ·····	华中工学院	欧阳明德、刘镇昌、黄奇葵	56
涂层硬质合金刀具磨损机理的研究·····	北京工业学院	周兰英	64
平面磨削钛合金时合理磨削用量的确定 ·····	西北工业大学	任敬心、华定安、周文亚、韩淑媛	75
切削钙易切钢时刀具表面保护膜的形成和消失 ·····	北京航空学院	陈诚斋、王鲁璠、兰江溢、刘少安	90
硬质合金刀具材料中碳化钛含量对其耐磨性的影响·····	沈阳工业学院	贾春德	96
平面磨削钛合金时砂轮的选择·····	西北工业大学	华定安、任敬心、周文亚、韩淑媛	107
车削淬硬的 Cr12MoVCo 钢时的刀具耐用度、切削力和切削温度 ·····	华中工学院	郭玉骅、梁桂萃、左武圻、黄健、汪乡生	120
熨平切削、磨削、滚压加工表面残余应力的分析比较·····	广西大学	邵杰、叶文欢	127
滚刀铲磨的砂轮廓形解析新方法·····	大连工学院	姚南珣	137
圆锥螺旋面加工原理·····	西安交通大学	吴序堂	143
波形刃铣刀对比试验·····	哈尔滨工业大学	薄化川	154
用新型修正齿丝锥进行钛合金小孔攻丝的试验研究 ·····	哈尔滨工业大学	韩荣弟、杨荣福、李秀英	166
行星摆线齿轮滚刀齿形及其代圆参数的计算·····	广东机械学院	云海	175
应用光导纤维传导红外辐射测量磨削区的温度 ·····	上海交通大学	陈学英、陆大为、贝季瑛	184
金属切削实验中使用计算机辅助实验系统·····	华南工学院	李敬熙、沈锡祥、张发英	192
铣削时切削力和扭矩的测量·····	哈尔滨工业大学	袁哲俊、赵九长、余兴波	200
切削测力仪动态标定中的几个问题·····	天津大学	王殿举、彭泽民	212
硬质合金刀片——工件材料热电特性直接定度法 ·····	沈阳工业大学	赵文珍、陈尚红、李昶瑞、吴洪新	220
刀具磨损自动补偿系统的研究·····	上海工业大学	喻怀仁、颜定宏	228
切削测力仪的动态性能分析·····	天津大学	于思远	235

半导体应变片在铣削测力仪中的应用.....	河北工学院	秦美如	247
一种标定硬质合金刀片-工件热电偶的新方法	华东工程学院	张铁茂	255
新型钻削快速停切装置和钻削变形过程的研究.....	湖南大学	刘壮宇、明爱国	263
铣削用量的优化设计.....	上海交通大学	李云壁	272
车削加工中切削用量的优化.....	华东工程学院	张友良	278

正交切削时断屑机理的研究

大连工学院 吴雪松 刘培德*

提 要

作者提出了一个正交切削新模型和计算刃前区滑移线上正应力的方法,并以此作为判断切削过程中切屑断裂与否的力学标准。高速切削实验结果表明,理论与实验结果相符。

一、前 言

应用力学原理来预测金属切削过程中的断屑情况,迄今还很少有人研究过。我们以前曾在极低速正交切削条件下对这一问题进行了试验研究^{[1][2]};本文是在高速切削条件下,对这一问题进行理论和实验研究的总结。

二、理 论

1. 新切削模型

应力分析用的切屑形成模型如图1所示。图1中, $ABTDC$ 代表切屑形成的第一变形区; DE 代表切屑流经刀具前刀面时其底层产生二次塑性变形的边界; TE 代表刀具/切屑的塑性接触区; EO 代表刀具/切屑的弹性接触区; O 点为刀具和切屑最后脱离接触的点; T 点代表工件材料沿刀具切削刃分离为切屑的分离点。在塑性变形区内,材料的流线是光滑的,没有发生速度间断。假设正交自由切削过程是稳态的平面应变状态,工件材料最初是各向同性、均质连续的,在塑性流动过程中仍保持各向同性,并且是不可压缩的。那么, AB 、 CD 、 DE 这些边界既是最大剪切应变速度方向,又是最大剪应力方向,因此它们是滑移线。几何上,有一条类似于 Merchant 切削模型中剪切平面位置的滑移线 RT 。由于分离点 T 以上的材料成切屑而被排除,以下的部分留在加工表面,那么,研究分离点处沿滑移线 RT 方向的应力状态,就能判定切屑形成时的形态。在这种意义上,把滑移线 RT 称为“特征滑移线”剪切面。

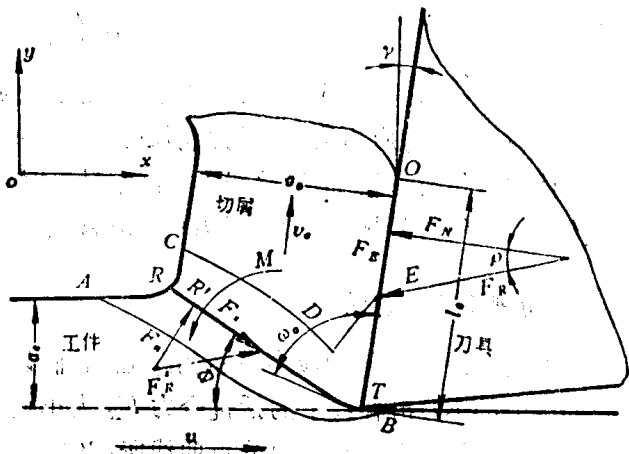


图1 切屑形成模型

* 大连工学院兼职教授

滑移线 RT 不完全是直线,在其下端,由于前刀面的摩擦,以一微小圆弧连接到分离点 T ;在上端,由于加工硬化,以一微小转角与过渡曲线 AC (工件自由表面至切屑上表面)相交于 R 点;其中间部分为直线段。

与滑移线 RT 位置有关的角度定义如下:

(1) ϕ 角:滑移线 RT 的直线段与切削速度方向的夹角,即通常所说的剪切角。 ϕ 的实验值由几何关系计算:

$$\tan \phi = \frac{\frac{a_o}{a_s} \cos \gamma}{1 - \frac{a_o}{a_s} \sin \gamma} \quad (1)$$

式中: a_s 为切削层厚度; a_o 为切屑平均厚度; γ 为刀具前角。

(2) ω_o 角:滑移线 RT 在 T 点的切线与刀具前刀面的夹角 (图 1)。根据 Мартиросян^[3] 的推导,

$$\omega_o = \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \arccos \left(\frac{\tau_{int}}{K_{int}} \right) \quad (2)$$

式中: K_{int} 是刀具/切屑接触区域材料发生塑性流动的剪切流动应力; τ_{int} 是刀具前刀面上的平均切应力, τ_{int} 的数值由下式计算:

$$\tau_{int} = \frac{F_E}{l_o \cdot a_w} \quad (3)$$

其中: F_E 为切削合力 F_R 沿前刀面的切向分量; l_o 为刀具/切屑接触总长度; a_w 为切削宽度。

(3) η 角:滑移线 RT 上端 RR' 段的转角,经过推导, η 角为

$$\eta = \frac{\pi}{4} - \phi - \rho + \gamma \quad (4)$$

式中, ρ 为前刀面上平均摩擦角。

(4) η' 角:滑移线 RT 在 T 点的转角,

$$\eta' = \phi - \left(\frac{\pi}{2} + \gamma - \omega_o \right) \quad (5)$$

符号规定:拉伸时正应力为正,压缩时正应力为负。剪应力作用在单元上会产生一个顺时针方向的力偶时,剪应力为正;当力偶反时针方向时,剪应力为负。作用其上的剪应力为正的那族滑移线当作滑移线 I,滑移线 I 绕固定轴反时针方向旋转时的转角取为正值。

按照上述的符号规定,滑移线 RT 为滑移线 II。

2. 切削弯矩算法

以刃前区滑移线场的应力分布为基础,我们认为,刀具前刀面作用于切屑的合力 F_R 与塑性变形区中的 RT 滑移线上的抵抗合力 F'_R 大小相等,方向相反; F_R 与 F'_R 的作用点各由前刀面上及 RT 滑移线上的正应力分布曲线所决定,所以二者相互平行但不一定共线。这样,在 RT 滑移线上作用有切削弯矩 M 。

如图 2,切削弯矩 M 的大小由 F_R 的大小和 F_R 及 F'_R 的作用点确定。设 F_R 作用在前刀面上距刀具/切屑脱离点 O 的距离为 l_M ,滑移线 RT 上的抵抗合力 F'_R 作用在分离点 T 的距离为 c 处,则切削弯矩 M 为

$$M = F_R [(l_o - l_M) \cos \rho - c \sin \theta] \quad (6)$$

式中: θ 为 F'_R 与 RT 滑移线的交角

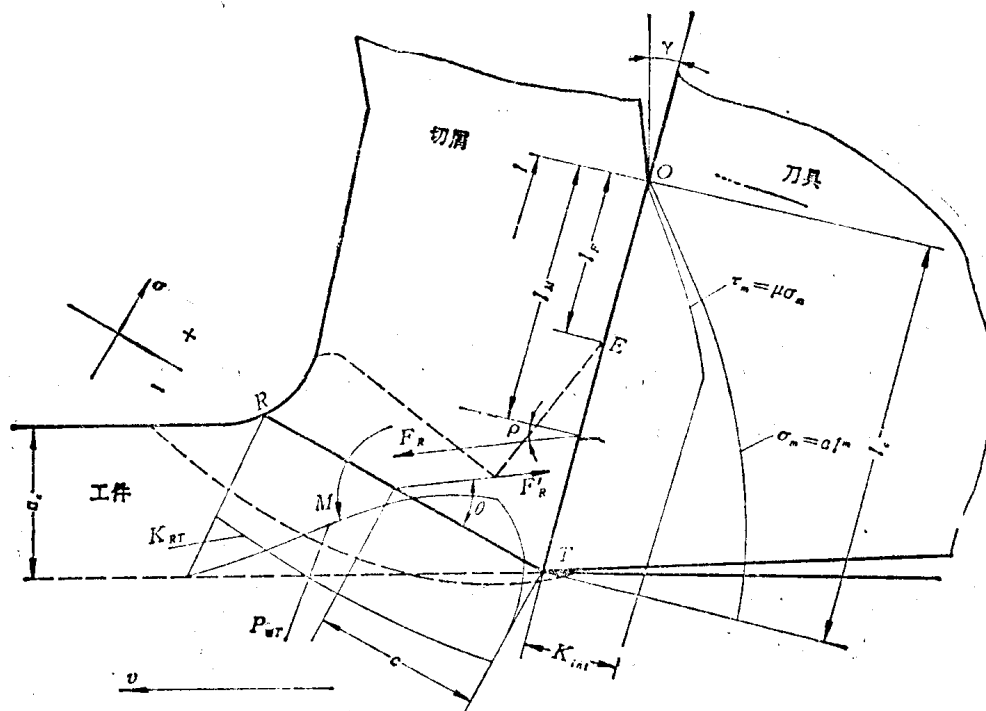


图2 力系图, 弯矩M的求法

$$\theta = \phi + \rho - \gamma \quad (7)$$

(6) 式中的 l_M 值, 由前刀面上的正应力分布 σ_n 对 O 点取矩而求得为

$$l_M = \frac{m+1}{m+2} l_e \quad (8)$$

其中

$$m = \frac{a_w \cdot K_{int} \cdot l_e - F_E}{F_E - a_w \cdot K_{int} (l_e - l_E)} \quad (8a)$$

式中: l_E 为刀具/切屑弹性接触区长度。

滑移线 RT 上的静水应力(滑移线上的正应力)分布 P_{RT} 对 T 点取矩而求得 c 值为

$$c = \frac{5\sigma_2 - 3P_{R'}}{3\sigma_2 - 2P_{R'}} \cdot \frac{L}{3} \quad (9)$$

式中: σ_2 ——变形硬化引起的静水应力;

$P_{R'}$ —— R' 点的静水应力, 计算时取绝对值;

L ——塑性变形区的平均长度, $L = a_s / \sin \phi$ 。

M 的符号规定为: 在图 1 中, 顺切屑卷曲方向为正, 逆切屑卷曲方向为负。

3. 切削过程中切屑形成形态的力学判定标准

我们认为, 切削刃上材料和切屑分离点 T 处, 沿滑移线方向的正应力 σ 的大小和性质(是拉应力还是压应力)决定了切削过程中切屑的形成形态。如果 σ 为拉应力, 达到且超过材料的抗拉极限, 则生成不连续切屑; 否则为连续切屑。

σ 由以下四部分叠加而成:

(1) 在 R' 点的静水应力 $P_{R'}$;

- (2) 由于滑移线 RT 下端的转角变化产生的静水应力 σ_1 ;
- (3) 由于变形硬化产生的静水应力 σ_2 ;
- (4) 由切削弯矩 M 产生的静水应力 σ_3 ;

即

$$\sigma = P_{R'} + \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (10)$$

各部分的应力的计算方法如下:

(1) $P_{R'}$

在自由表面处, 为了保持平衡, 该点的静水应力是压应力, 并且等于该点的剪切流动应力 K_{RT} 。由于在 R 点附近, 以一微小转角 η 与滑移线 RT 的直线段部分在 R' 点相接, 故 R' 点的静水应力较 K_{RT} 又增加了 $2K_{RT}\eta$ 。因此

$$P_{R'} = K_{RT} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi - \rho + \gamma \right) \right] \quad (11)$$

(2) σ_1

因滑移线 RT 的下端 T'/T 的转角变化产生的静水应力 $\sigma_1 = -2K_{RT}\eta'$, 代入(5)式, 得

$$\sigma_1 = 2K_{RT} \left(\frac{\pi}{2} + \gamma - \omega_0 - \phi \right) \quad (12)$$

(3) σ_2

因变形硬化而产生的静水应力 σ_2 为

$$\sigma_2 = \Delta K \cdot \frac{L}{\Delta s_1} \quad (13)$$

式中: $\frac{L}{\Delta s_1}$ 为塑性变形区的平均长度与宽度的比值; ΔK 为垂直滑移线方向上的剪切流动应力增量。根据滑移线场, 可测出 L 值和 Δs_1 值而求得 $\frac{L}{\Delta s_1}$; 求出始滑移线 AB 和终滑移线 CD (图1) 上的剪切流动应力后, 可求得 ΔK 。

(4) σ_3

切削弯矩 M 在分离点处引起的静水应力 σ_3 为

$$\sigma_3 = \frac{M}{D} \quad (14)$$

其中

$$D = \frac{1}{6} \left(\frac{a_0}{\sin \phi} \right)^2 \cdot a_0 \quad (15)$$

4. 工件材料的流动应力特性

工件材料的流动应力特性由下面方程式表示:

$$\sigma_T = \sigma_{T1} \varepsilon^n \quad (16)$$

式中: σ_T 和 ε 分别是单轴应力和应变; σ_{T1} 和 n 是在一定应变速度和温度下工件材料的应力应变曲线的常数。

在切削过程中, 应变速度达 $10^3 \sim 10^6/s$, 温度也可达 $1000^\circ C$, 通常的材料试验方法达不到这么宽的范围。可以根据 Oyana^[4]、Campbell 和 Ferguson^[5] 以及 Manjoine^[6] 等人在较高应变速度及较宽范围的温度下获得的数据, 取得在相应的应变速度及温度下的 σ_{T1} 和 n_1 的资料。高速切削时的应变速度大于单轴试验的应变速度时, 可根据 Macgregor 和 Fisher^[7] 提

出的速度修正温度(T_{mod})方法,以公式(17)的形式把应变速度和温度这两个因素结合起来:

$$T_{\text{mod}} = T_{\text{mean}} \left(1 - \nu \log_{10} \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \quad (17)$$

式中: T_{mean} 是试验的平均温度(K); $\dot{\epsilon}$ 是实际的应变速度; ν 和 $\dot{\epsilon}_0$ 是常数, 分别取为 0.09 和 $1^{[9]}$ 。

这样, 可根据 T_{mod} 来查出 σ_{T1} 和 n 值。 σ_{T1} 和 n 与 T_{mod} 的关系如图 3 所示, 在计算过程中, σ_{T1} 和 n 与 T_{mod} 的关系已被分段地表达为多项式形式而编入计算机源程序中。

平面形变问题中的剪切流动应力、剪应变和剪应变速度($K, \gamma_s, \dot{\gamma}_s$)与 $\sigma_T, \epsilon, \dot{\epsilon}$ 之间的关系为

$$\left. \begin{aligned} K &= \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \\ \gamma_s &= \sqrt{3} \epsilon \\ \dot{\gamma}_s &= \sqrt{3} \dot{\epsilon} \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

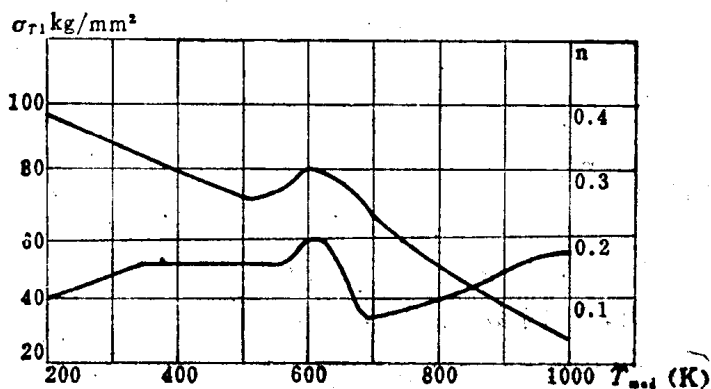


图 3 σ_{T1}, n 与 T_{mod} 的关系, 工件材料为含碳量 0.20% 的低碳钢 A3

经过推导, 滑移线 RT 处的平均(最大)剪切应变速度 $\dot{\gamma}_{rs}$ 为

$$\dot{\gamma}_{rs} = \frac{16.67 v \cos \gamma}{\Delta s_1 \cos(\phi - \gamma)} \quad (19)$$

式中: 切削速度 v 的单位是 m/min, Δs_1 的单位为 mm。

刀具/切屑接触区的剪应变速度 $\dot{\gamma}_{int}$ 为

$$\dot{\gamma}_{int} = \frac{v_s}{\phi a_s} \quad (20)$$

式中: v_s 为切屑流出速度; ϕ 是切屑流经前刀面时发生二次塑性变形时流变层厚度与切屑厚度 a_s 的比值。根据 E. M. Trent^[9], $\phi = 0.05$ 。

塑性区总剪应变为

$$\gamma_{CD} = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \quad (21)$$

滑移线 RT 处的剪应变为

$$\gamma_{RR} = \frac{1}{2} \gamma_{CD} \quad (22)$$

刀具/切屑接触区的平均剪应变 γ_{int} 为

$$\gamma_{int} = \gamma_{CD} + \frac{1}{2} \gamma_M \quad (23)$$

其中

$$\gamma_M = \frac{l_s}{\delta a_s} \quad (24)$$

切削温度的计算, 根据 Boothroyd^[10] 的实验结果和 A. O. Tay^[11] 的有限元法计算结果, 可综合归纳如下:

滑移线 RT 处的温度 T_{RT} 为

$$T_{RT} = T_w + \eta_1 \left[\frac{(1-\beta)}{\rho_1 c_1 a_s a_w} \cdot \frac{F_s \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \right] \quad (25)$$

式中: T_w 是工件的初始温度; F_s 是 F_R 沿 RT 的切向分量; η_1 ($0 < \eta_1 \leq 1$) 是系数, 乘以 η_1 是考虑形成切屑的塑性变形功不是全部在 RT 处转变为热能; ρ_1 和 c_1 分别是工件材料的密度和比热; β 是传入工件的热量比例。 β 的数值可从 Boothroyd 的实验结果得到的经验公式计算:

$$\left. \begin{aligned} \beta &= 0.5 - 0.35 \lg(R_T \tan \phi) & 0.04 \leq R_T \tan \phi \leq 10.0 \\ \beta &= 0.35 - 0.15 \lg(R_T \tan \phi) & R_T \tan \phi > 10.0 \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

其中 R_T 是一个无因次热数,

$$R_T = \frac{\rho_1 c_1 v \cdot a_s}{\lambda} \quad (27)$$

式中 λ 是工件材料的导热系数。

刀具/切屑接触面的温度 T_{int} 为

$$T_{int} = T_w + \left[\frac{(1-\beta)}{\rho_1 c_1 a_s a_w} \cdot \frac{F_s \cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \right] + \Psi_M T_M \quad (28)$$

式中 T_M 是切屑的最大温升, 乘以系数 Ψ_M ($0 < \Psi_M \leq 1$) 使 T_{int} 成为平均值。 T_M 为

$$\lg\left(\frac{T_M}{T_s}\right) = 0.06 - 0.195 \delta \left(\frac{R_T a_s}{l_s}\right)^{\frac{1}{2}} + 0.5 \lg\left(\frac{R_T a_s}{l_s}\right) \quad (29)$$

其中 T_s 为切屑中的平均温升, 其值为

$$T_s = \frac{F_E \sin \phi}{\rho_1 c_1 a_s a_w \cos(\phi - \gamma)} \quad (30)$$

三、实验和结果

高速切削试验的主要切削条件为: 切削速度 $v = 70 \sim 245$ m/min, 刀具前角 $\gamma = -10^\circ \sim +15^\circ$, 切削层厚度 $a_s = 0.05 \sim 0.26$ mm, 切削宽度 $a_w = 3$ mm, 干切削。

用 YT14 硬质合金刀具加工含碳量为 0.20% 的低碳钢 A3; 进行正交自由切削; 用双剪切销爆炸落刀装置取得切屑根部模片; 用双向电阻应变式车测力仪测量稳态切削力。

实验数据及计算结果如表 1 所示。从中可以看出, 在考虑了切削弯矩 M 后, σ 值与切屑形态相符; 当 σ 是压应力时, 切屑是连续切屑; 当 σ 是拉应力但其值很小时, 切屑仍是连续切屑; 当 σ 是拉应力且其值达到和超过工件材料抗拉极限 (A3 钢的 $\sigma_s = 42$ kg/mm²) 时, 切屑成为不连续切屑, 即断屑。如果不考虑切削弯矩 M (即表 1 中 $M = 0$ 时的 σ 值) 时, σ 值不能与切屑形态相符。例如, 试验号 No1, No7, No10, No11, No15, No16, 得到的切屑都是不连续切屑, 而

表1 切削试验数据及计算结果

试验号 No	刀 具 角 γ_0	切 削 厚 度 a_0 mm	切 削 速 度 v m/min	P_R' kg/mm ²	σ_1 kg/mm ²	σ_2 kg/mm ²	σ_3 kg/mm ²	σ kg/mm ²		M kg-mm	切屑形态
								M $\neq 0$	M=0		
1	-10	0.100	135.0	-77.7	-62.2	+6.2	+202.6	+68.9	-133.7	+3.98	不连续切屑
2	-10	0.100	172.6	-72.6	-72.8	+4.5	+94.7	-46.2	-140.9	+1.53	连续切屑
3	-10	0.100	218.6	-78.0	-81.2	+13.9	+36.6	-108.7	-145.3	+0.54	连续切屑
4	-10	0.100	245.2	-85.2	-54.1	+6.6	-36.9	-169.9	-133.0	-0.89	连续切屑
5	+13	0.070	65.0	-68.9	-16.6	+7.0	+30.6	-47.9	-78.5	+0.25	连续切屑
6	+15	0.070	66.2	-72.5	-3.1	+7.9	+6.7	-61.0	-67.7	+0.06	连续切屑
7	+5	0.050	59.6	-70.7	-6.4	+5.9	+177.0	+105.8	-71.2	+0.73	不连续切屑
8	-5	0.070	103.5	-79.6	-20.3	+5.4	+90.6	-3.9	-94.5	+0.95	连续切屑
9	-5	0.150	103.5	-86.8	-34.3	+12.6	-5.7	-114.0	-108.3	-0.40	连续切屑
10	-5	0.100	54.7	-83.5	-39.4	+9.9	+168.8	+55.6	-113.0	+4.89	不连续切屑
11	-5	0.050	157.0	-108.5	+41.0	+58.0	+72.0	+62.5	-9.5	+0.49	不连续切屑
12	-5	0.150	157.0	-86.1	+18.7	+61.1	-53.5	-59.8	-6.3	-1.59	连续切屑
13	-5	0.215	157.0	-79.6	+7.1	+59.0	-37.0	-50.5	-13.5	-1.84	连续切屑
14	-5	0.260	157.0	-77.7	+3.3	+59.0	-22.3	-37.7	-15.4	-1.48	连续切屑
15	-5	0.150	120.6	-106.7	-21.0	+60.1	+122.2	+54.6	-67.6	+7.62	不连续切屑
16	0	0.150	120.6	-96.1	+13.9	+60.1	+80.1	+58.0	-22.1	+3.25	不连续切屑
17	+5	0.150	120.6	-78.7	+1.4	+59.0	-81.1	-99.4	-18.3	-1.96	连续切屑
18	+15	0.150	120.6	-80.3	-22.9	+59.8	-35.2	-83.6	-48.4	-7.40	连续切屑

其它不变切削参数 切削宽度 $a_w=3$ mm 刀具-工件 YT4-A3 干切削

计算出的 σ 却都是压应力。可见,从应力分析观点看,切削弯矩不容忽视。

四、结 论

1. 本文提出的判定切削形态的力学标准,与实验结果相符。
2. 切屑是由剪切和弯曲联合作用下形成的。本文提出的新切削模型是对现在通用的平面剪切模型(Merchant 模型)的一个重大改进。
3. 沿滑移线方向,分离点 T 处的正应力可以是拉应力,也可以是压应力。如果是拉应力,并且达到和超过工件材料的抗拉极限,即断屑。

参 考 文 献

- [1] 刘培德、胡荣生、吴雪松:《关于正交切削时刀前区应力分析若干问题的探讨》,中国高校金属切削研究会第一届年会论文集1981。
- [2] TMU Аппох-н3 marzo P. 13, 1983.
- [3] Р. Б. Мартиросян, *Резание Металлов Как Процесс Пластической Деформации и сдвига*, Армгосиздат, 1963.
- [4] Oyane. 1967, 10th. Japan congress on Testing Materials, P.72.
- [5] Campbell and et al, Phil Mag 1970, No21, P.63.
- [6] Manjone, M. J., J. appl Mech 1944, No11, P.211.
- [7] Macgregor, C. W., and et al, J. appl, Mech Trans., A. S. M. E. B. 1946, A11.

- [8] Hastings, W. F., and et al, Proc., R. Soc land A371, 1980.
- [9] Trent, E. M., <金属切削>, 仇启沅等译, 1980.
- [10] Boothroyd, G, Proc., Instn. Mech Engrs 1963, Vol.177, P.780.
- [11] A. O. Tay and et al, In. J. M. T. D. R. Vol.16, 1976.

The Criterion of chip breaking During Orthogonal machining

Dalian Institute of Technology

Wu Seu-Soong, Liu Pei-de

Abstract

The author proposed a new model for orthogonal machining and a method for calculating the normal stress on the slip-line of the deformation zone in front of the tool edge, which can be taken as a criterion for chip breaking. Experimental results in high-speed cutting condition showed good agreement between theory and practice.

精密切削时的加工表面状态问题

华中工学院 陈日曜 刘少明 陈永洁 罗正川等*

提 要

本文根据用高速钢刀具对钢料及铝合金进行薄切削试验的结果,论述了精密切削时的积屑瘤及其稳定性,鳞刺及其发生频率,以及它们与加工表面光洁度的关系。

在常用切削速度下,用高速钢刀具对钢料或铝合金进行薄切削时,我们的试验^{[1][2][3][4]}表明,积屑瘤与鳞刺是常常存在的。它们对加工表面状态都有明显影响。为了给精密切削加工提供参考,下面将论述切削速度与切削温度对积屑瘤高度及其稳定性的影响,精密切削时的鳞刺高度变化,鳞刺发生频率及密度,以及积屑瘤高度与加工表面光洁度的关系等问题。

一、精密切削时的积屑瘤高度及其稳定性

我们的试验表明:用点接触高速钢刀具切削 45 号钢和用线接触刀具切削 20 号钢时,切削温度 θ 对积屑瘤高度 h 的影响分别如图 1、图 2 所示;用线接触刀具切削铝合金时,切削温度对积屑瘤高度的影响如图 3 所示。

由图 1、图 2 及图 3 可知:

(1) 用高速钢刀具切削 45 号钢、20 号钢和铝合金 ZL3 时,积屑瘤的最大高度分别发生于 $350\sim 380^\circ\text{C}$ 、 $340\sim 370^\circ\text{C}$ 及 $150\sim 250^\circ\text{C}$ 的时候。

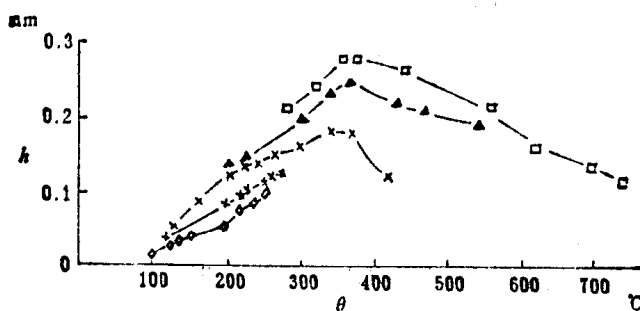


图 1

工件: 45 号钢; 刀具: W18Cr4V 高速钢, $\gamma_0=0^\circ$, $l_f=0$, 点接触

□ $a_0=100\ \mu\text{m}$, $\alpha_0=2^\circ$, 干削, $v=9\sim 95\ \text{m/min}$;

△ $a_0=100\ \mu\text{m}$, $\alpha_0=2^\circ$, 硫化油, $v=6\sim 95\ \text{m/min}$;

× $a_0=25\ \mu\text{m}$, $\alpha_0=2^\circ$, 硫化油 $v=6\sim 120\ \text{m/min}$;

+ $a_0=5.7\ \mu\text{m}$, $\alpha_0=8^\circ$, 干削 $v=6\sim 150\ \text{m/min}$;

◇ $a_0=5.7\ \mu\text{m}$, $\alpha_0=3^\circ$, 硫化油, $v=6\sim 150\ \text{m/min}$.

* 参加试验工作的还有李向明、卢文祥、尹静华等同志。

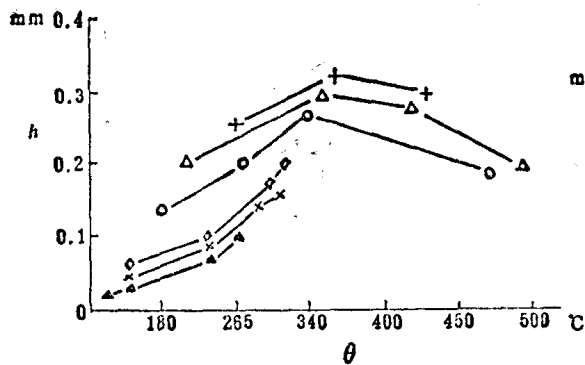


图 2

工件: 20 号钢; 刀具: W18Cr4V 高速钢,
 $\gamma_0=0^\circ$, $\alpha_0=8^\circ$, 线接触; $b=2.5$ mm

- + $a_0=100 \mu\text{m}$, $l_f=0.40$ mm, 干削, $v=2.5, 9, 19$ m/min;
 $\triangle$ $a_0=50 \mu\text{m}$, $l_f=0.46$ mm, 干削, $v=2.5 \sim 60$ m/min;
 $\circ$ $a_0=25 \mu\text{m}$, $l_f=0.15$ mm, 干削, $v=2.5 \sim 60$ m/min;
 $\times$ $a_0=5.3 \mu\text{m}$, $l_f=0$, 干削, $v=2.5 \sim 60$ m/min;
 $\triangle$ $a_0=5.3 \mu\text{m}$, $l_f=0$, 硫化油, $v=2.5 \sim 60$ m/min.

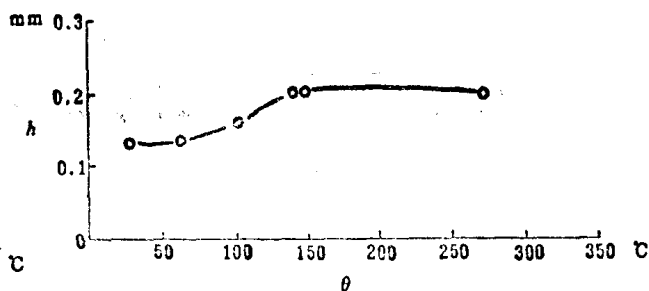


图 3

工件 ZL3 铝合金, HB110 左右

刀具: W18Cr4V, $\gamma_0=0^\circ$, $\alpha_0=8^\circ$, $l_f=0$, 线接触;
 切削用量: $a_0=50 \mu\text{m}$, $b=2.5$ mm, $v=2.5 \sim 100$ m/min.

(2) 以较薄切削厚度 $5 \mu\text{m}$ 左右切削 45 号或 20 号钢, 在常用切削速度 $2.5 \sim 60$ m/min, 甚至 150 m/min, 干削或用切削液时, 刀具一般均在未到达积屑瘤最高点的切削温度之前工作, 此时切削平均温度与前刀面上积屑瘤高度的关系可以近似地看作是线性的, 即通过控制切削温度来控制积屑瘤高度是有可能的。

(3) 后刀面有棱带宽度 l_f 时, 积屑瘤比没有棱带时高些。这说明积屑瘤的形成受到刀刃钝圆附近摩擦情况是否厉害的影响。

前刀面上积屑瘤高度的变化有着一定的随机性。积屑瘤基体部分较高时, 影响加工光洁度较厉害。因此, 我们常采用十次测量值中的四次较大数值的平均值来进行比较和研究。在薄切削铝合金时, 图表中的每一点是二十次测量值中八次较大值的平均值。积屑瘤高度在同一切削条件下的变化, 在一定程度上可以说明积屑瘤的不稳定性。

设 i 为测量次数, h_i 为某一次测量时的积屑瘤高度, 则 20 次测量值的平均值为

$$\bar{x}_{20} = \frac{1}{20} \sum_{i=1}^{20} h_i, \quad i=1 \sim 20.$$

测量值的方差为

$$\sigma^2 = \frac{1}{20} \sum_{i=1}^{20} (h_i - \bar{x}_{20})^2$$

我们暂定积屑瘤高度稳定性标准为 $\sigma/\bar{x}_{20}$, 这一比值小时, 说明积屑瘤高度的稳定性较好。

根据试验, 积屑瘤高度稳定性与切削速度 v 或切削温度 θ 的关系如图 4(a) 图 4(b) 所示。

由图 4(a) 可知: 当切削速度增加时, 积屑瘤高度的稳定性变差。在 $v < 100$ m/min 时, 稳定性较好一些。

由图 4(b) 可知: 切削温度对积屑瘤高度的稳定性, 影响更为敏锐。铝合金在 $\theta > 130^\circ\text{C}$ 左右之后, 其积屑瘤高度的稳定性变差较厉害, 该切削温度可说是个转折点。

比较图 4(b) 与图 3 可知: 在积屑瘤最高点的切削温度未到达之前, 积屑瘤高度稳定性好些; 在该温度已到达之后, 则积屑瘤高度稳定性变差较厉害。

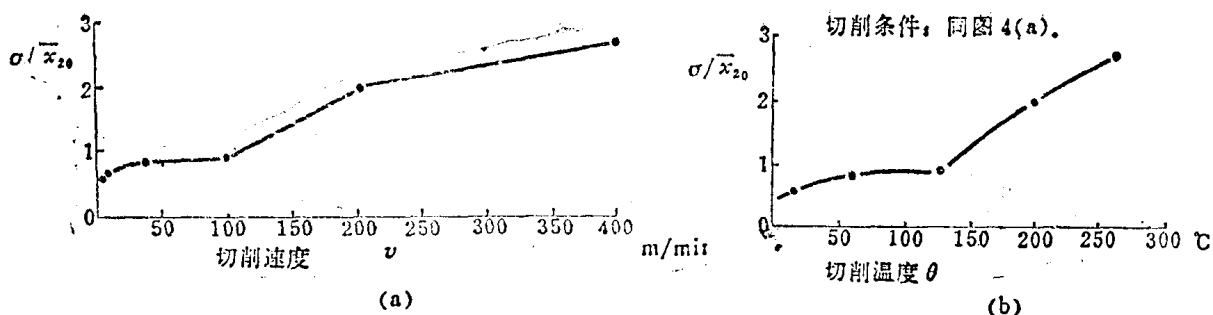


图 4

工件: 铝合金 ZL3, HB110; 刀具 W18Cr4V, $\gamma_0=0^\circ$, $\alpha_0=8^\circ$, 点接触;
切削条件: $b=0.033$ mm, $a_0=0.025$ mm, 干削。

二、精密切削时的鳞刺现象

在精密切削塑性金属时, 鳞刺的出现是影响加工表面状态的。下面讨论一下鳞刺高度变化、鳞刺发生频率和鳞刺分布密度。

用线接触高速钢刀具精切 45 号钢时, 切削速度与平均最大鳞刺高度 h_{SM} (加工管端表面上 8 个区域的)、与鳞刺发生频率及与鳞刺密度的关系分别如图 5、图 6 及图 7 所示。鳞刺频率以每秒钟内在加工表面切削速度方向的长度上出现个数计算; 鳞刺密度以切削速度方向每毫米长度上出现个数计算。

由图 5 可知, 在切削厚度不算很薄($a_c=48\mu\text{m}$)时, 随着 v 的增加, 鳞刺高度出现了峰值。

由图 6 可知, 在 $v=6.5\sim 30$ m/min 范围内, 鳞刺频率与切削速度的增加成正比。在这个阶段, 控制切削速度将可控制鳞刺频率。

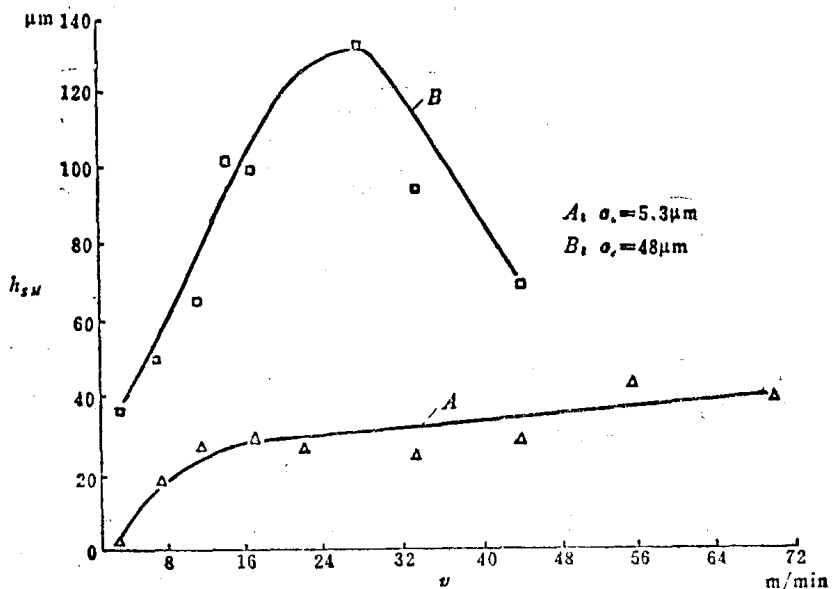


图 5 切削 45 号钢时切削速度与鳞刺高度的关系

工件: 45 号钢; 刀具: W18Cr4V 高速钢, $\gamma_0=0^\circ$, $\alpha_0=8^\circ$, $l_f=0$; 干削
A: $a_c=5.3\mu\text{m}$; B: $a_c=48\mu\text{m}$ 。