斜角切削的力学、温度、刀具耐用度及工件硬化的新研究

Venuvinod K. Patri 与 刘 伟 成

华 南 工 学 院

一 九 八 〇 年 五 月

斜角切削的力学温度刀具耐用度及工件硬化的新研究

Venuvinod K. Patri* 与 刘伟成**

提　要

大部分金属切削刀具均属斜角切削，故此斜角切削的研究对金属切削加工实在非常重要。

有关直角切削的理论已有充分的发展，而直角切削其实是斜角切削的一个特例，故此斜角切削的研究结果，应当可以应用于直角切削。

从文献看到的斜角切削研究报告大多数限于切屑的形式及基于单剪切面概念的力学研究，似乎斜角切削的研究远远不如直角切削深入。尤其是在斜角切削的温度，刀具耐用度或工件加工硬化方面更缺乏分析及研究。这篇论文为作者及其他合作研究者近十年来对这方面的报导，希望能籍此引起金属切削专家对斜角切削的兴趣。

本文包括介绍一个简单而有效的流屑角的量度方法。其后利用滑移线原理构成剪切区的假想界限，作出力学的理解。实验证实这个新理解方法不但可代替单剪切面的理论，同时可计算切削刃前的平均压力。更可用"有效倾角"概念利用直角切削资料来预测斜角切削的切削刃前的平均压力。

斜角切削的温度分析首次在这篇论文上介绍。剪切面与前刀面的热源可分为垂直与纵向两个分热源，其温度可分别从一个移动热源温度表内找出，随后利用叠加原理，建立一斜移热源方程式来计算斜刃切削的正确温度。

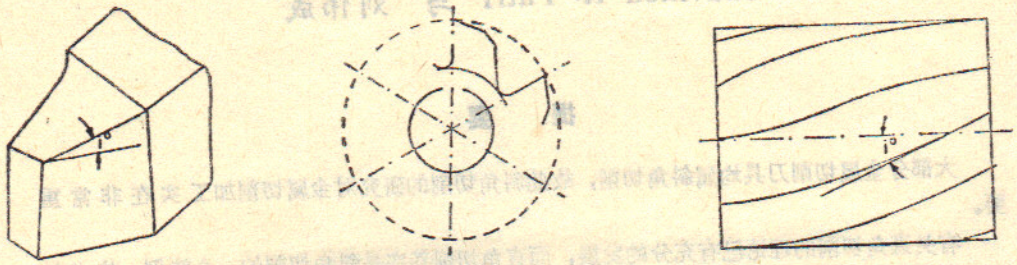
至于刀具耐用度方面，实验结果显示，刀具刃倾角越大，刀具耐用度越高。用粘合磨损理论论证了后刀面磨损减少的原因为刃倾角增大而导致后刀面温度下降。这个现象可用后刀面斜移热源方法加以论证。

在工件方面，工件因加工而导致表面硬化，往往影响到精加工的刀具耐用度。实验证实当切削刃刃倾角加大，工件加工硬化增高。这是由于剪切区因切削刃倾斜而产生一纵向剪切力，形成附加的材料硬化。作者介绍工件在斜角加工后加工硬化的简易估计方法。

注 * 香港理工学院高级讲师
** 香港理工学院首席讲师

一、引　言

斜角切削在金属切削加工中的重要性已是无需赘述的了。多数刀具都有或大或小的刃倾角（i）。图1.1a的单尖刀具的刃倾角可由6°至25°，而圆柱铣刀（图1.1b）的刃倾角则可达60°，由此可知，刃倾角i① 对诸如：切屑流出方向、切屑几何形状、切削力、切削温度、刀具磨损，刀具耐用度、切削面的光洁度及残留应力的影响是很重大的。



(a)　　(b)

图 1.1　常用斜角切削刀具

在过去，刃倾角的研究也受到很多切削学家的注意。Merchant〔1〕曾分析过在斜角切削情况下切屑在切削力影响下的平衡状况，Shaw 及其他人〔2〕在实验上做过同一问题的研究，Stabler〔3〕提出了流屑角等于刃倾角i的关系，他尝试利用最小能量理论来证明此关系〔4〕，Oxley〔5〕和Bobrov〔6〕等也做过类似的研究，至于Shaw所提出的有效前角的构想，却引起了Armarego和Brown〔7〕很多的争论。

上面开列的名单只是一个梗概，而且，除了这些基本研究之外，还有一些把切削理论的结果应用到其他刀具的研究，例如钻头〔8〕，V型刀具〔9〕等。此外，还有把斜角切削的基本理论应用于滚动切削的研究〔10、11、12〕。滚动切削的旋转速度具有和刃倾角i相同的作用。

上述研究工作主要着重于切屑几何形状及切削力。其他项目如温度、刀具耐用度和表面完整性就比较少人注意。另一方面，这些理论通常只是“单剪切面”理论的推广。斜角切削的力学结构只比35年前的古典剪切面理论稍有进步。同时，金属切削理论则有了很大程度的发展。创新的理论如滑移线模型〔13、14〕和剪切区域模型〔15、16〕等也得到应用及发展。一般来说，各种直角切削理论仍有待推广应用于斜角切削。

本文作者在这方面的研究已有十年，这篇文章综合了他们在这方面的研究成果，同时尝试对斜角切削研究的各方面作一个综合性的报导。有些研究成果曾在其他刊物发表〔17、18〕。

注① 这里的角i即IOS的λ

二、切屑流角的量度

2.1. 介绍

流屑角是否存在就是斜角切削和直角切削最大区别。因此切屑流角对斜角切削的重要性自不待言。所有斜角切削的切屑形成理论都包含流屑角作为一个主要变数。实验上的估计〔19,20〕或理论上的计算〔21,22〕都曾被采用。但是从文献看到的这些方法都有局限性。即精确度不高或实验用工具昂贵和工序繁多。

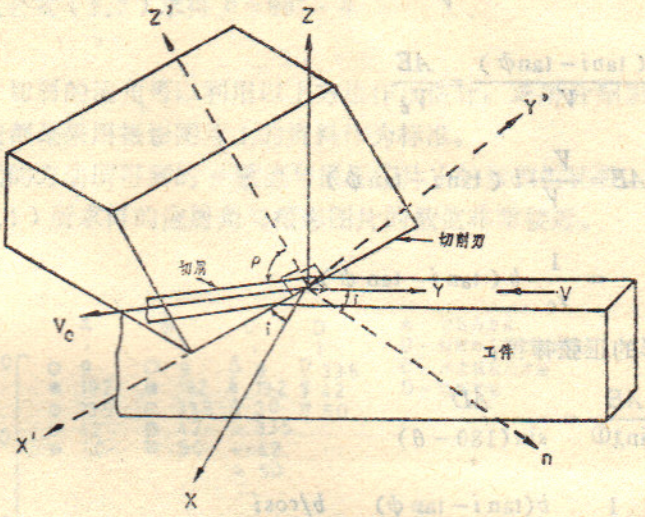


图 2.1　斜角切削的切屑形成示意图

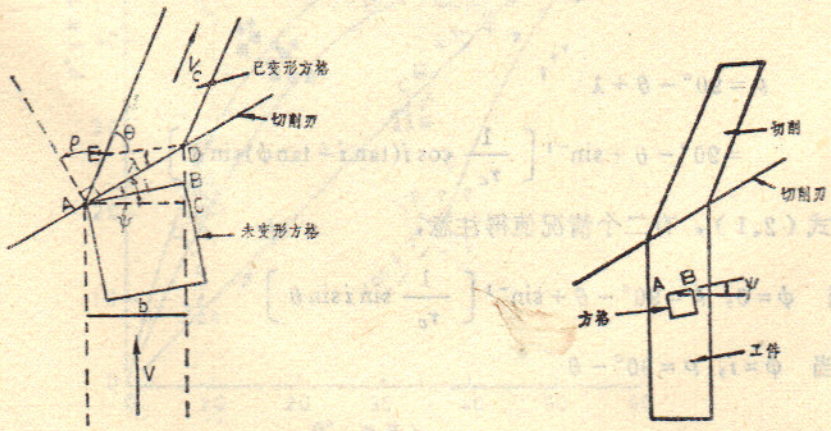


图 2.2　斜角切削时方格的动向

2.2 方法

图2.1 是斜角切削时切屑形成的示意图，在工件上未加工表面上作一任意方格，它的倾斜角是4—4（图2.2 a），图2.2 b 是方格的一边 AB 走向切削刃时的放大图。从图得：

$$CB = b\tan\phi$$

$$CD = b\tan i$$

$$BD = CD - CB = b(\tan i - \tan\phi)$$

由 B 点移至 D 点的时间 $= \dfrac{BD}{V}$，同时 A 点会移至 E 点的位置，所需时间 $= \dfrac{AE}{V_c}$

$$\frac{b(\tan i - \tan\phi)}{V} = \frac{AE}{V_c}$$

$$AE = \frac{V_c}{V} b(\tan i - \tan\phi)$$

$$= \frac{1}{r_c} b(\tan i - \tan\phi)$$

根据三角形的正弦律得：

$$\frac{AE}{\sin\lambda^{①}} = \frac{AD}{\sin(180-\theta)}$$

$$\therefore \quad \frac{1}{r_c} \cdot \frac{b(\tan i - \tan\phi)}{\sin\lambda} = \frac{b/\cos i}{\sin\theta}$$

$$\therefore \quad \lambda = \sin^{-1}\left[\frac{1}{r_c}\cos i(\tan i - \tan\phi)\sin\theta\right]$$

同时

$$\rho = 90^\circ - \theta + \lambda$$

$$= 90^\circ - \theta + \sin^{-1}\left[\frac{1}{r_c}\cos i(\tan i - \tan\phi)\sin\theta\right] \tag{2.1}$$

方程式（2.1），有二个情况值得注意，

i）当 $\phi = 0$，$\rho = 90^\circ - \theta + \sin^{-1}\left[\dfrac{1}{r_c}\sin i\sin\theta\right]$ （2.2）

ii）当 $\phi = i$，$\rho = 90^\circ - \theta$ （2.3）

注① 这里 λ 不是 ISO 的刃倾角——编者

如要利用（i）式时，则必须先在未加工表面画上一条与切削运动方向垂直的直线，同时需要量度两项数据，即 r_c 和 θ。

如要利用（ii）式时，则必须先在未加工表面画上一条与切削刃平行的直线，同时只需要量度 θ。

2.3　θ 的量度

在未加工的工件表面画上一条与切削刃平行的直线。在切削完毕后把那些切屑都收集起来并且量度它们的长度。角 θ 就是加工变形后切屑流动方向与画线之间的夹角。

切屑流动方向可以从前次切削的刮痕与切屑表面的画线量度出来。刮痕与画线间的角度就是 θ，然后从公式（2.3）求得 $\rho = 90° - \theta$

2.4　观察

从所得的数据，切屑的流角可以利用以上方法作出估计，或用介绍里所提到的其他方法找出，所有比较都是采用摄影图片上的资料作为标准。

图 2.3 是用不同的方法所得到的 ρ 数值与摄影图片上的数值的比较。从这比较图表可以看到从公式（2.1）所求得的流屑角与摄影图片的数值非常接近。

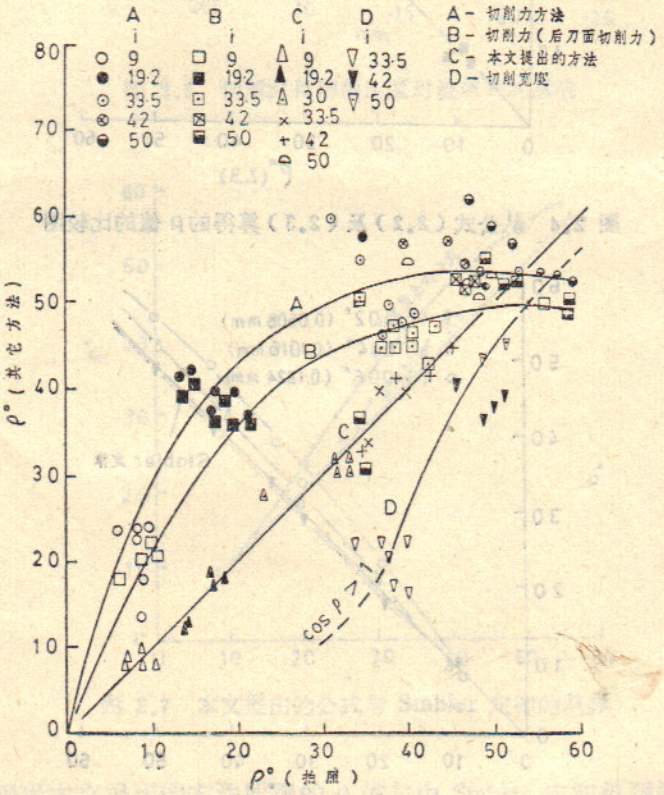


图 2.3　用不同方法得到的ρ值的比较图

利用两种切削力方法计算出来的流屑角的准确性较低，用切屑宽度方法所得的结果最差，同时在小刃倾角时由于切屑向两侧膨胀而得到不可取的数值。

图 2.4 是从公式（2.2）及（2.3）所计算得到的 ρ 数值的比较。差不多是 1 比 1 的对应，这说明两种方法同样准确。

图 2.5 至 2.7 是利用公式（2.2）所得到的一些观察。

图 2.5 及 2.6 表示出切削深度对流屑角的影响，可以见到在小的切削深度时，Stabler 的定律是对的，但在切削深度增加时，Stabler 定律给出的 ρ 值偏小。

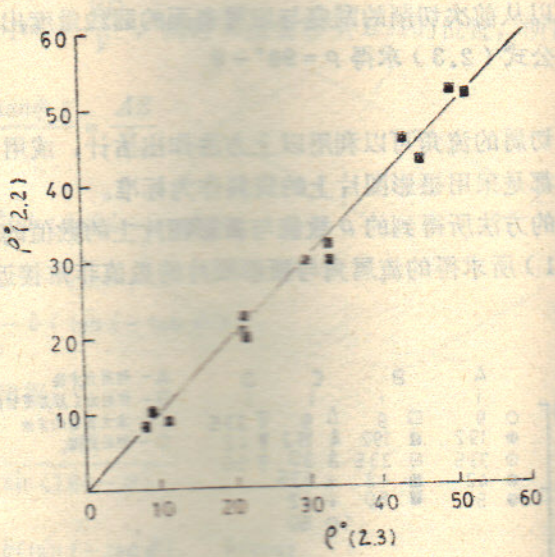


图 2.4 从公式（2.2）及（2.3）算得的 ρ 值的比较图

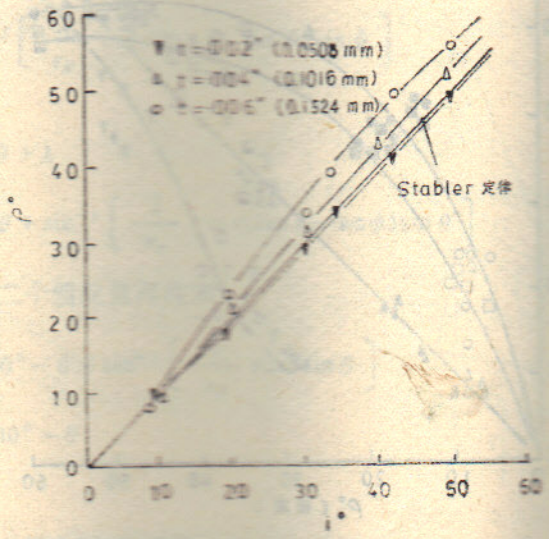


图 2.5 切削深度对流屑角的影响

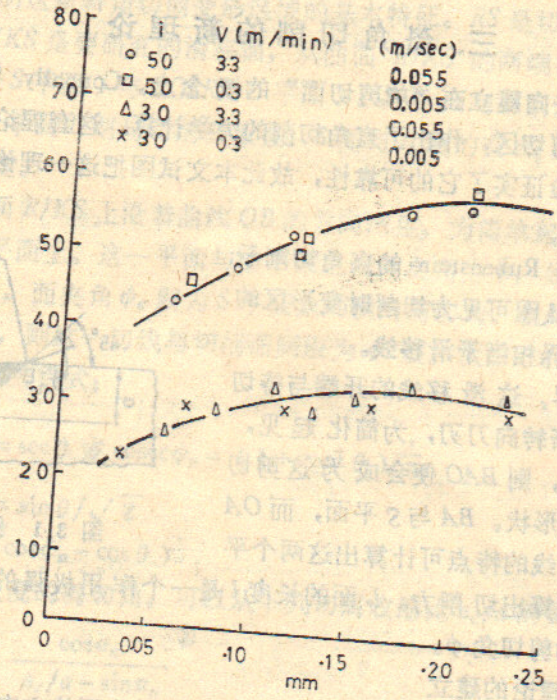


图 2.6　切削深和切削速度对流屑角的影响

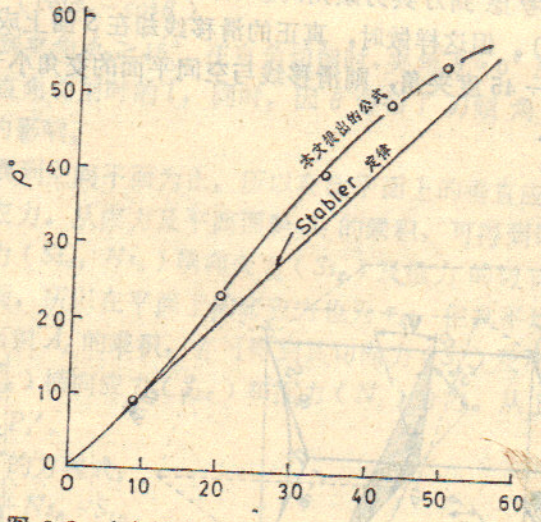


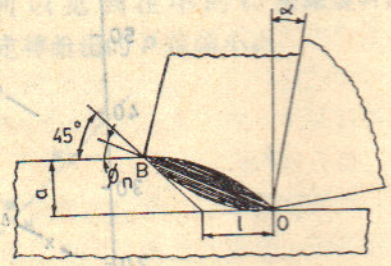
图 2.7　本文提出的公式与 Stabler 定律的差异

图 2.7 是采用本文提出的方法所得的 ρ 值与由 Stabler 定律得到的 ρ 值的比较。从实验证明 Stabler 定律只适用于很小的刃倾角及小的切削深度。

三、斜角切削的新理论

斜刃切削的研究一向建立在"单剪切面"的概念上。Connally 与 Rubenstein〔23〕利用滑移线构成一个剪切区，作出了直角切削的力学计算。这套理论简化了剪切区的复杂几何形状，同时实验证实了它的可靠性，故此本文试图把这一理论扩展到斜角切削上来。

3.1 Connally 与 Rubenstein 的直角切削示意图如图（3.1*a*），从图可见为切削时变形区的形状。这变形区的边界相当于滑移线。*OB* 是变形区的下边界。这滑移线的开端与待切削面成 45 度角而逐渐转向刀刃，为简化起见，假设这滑移线为直线，则 *BAO* 便会成为这剪切区的下半边界的简化形状。*BA* 与 *S* 平面，而 *OA* 为 *L* 平面。利用滑移线的特点可计算出这两个平面的应力分布，进而算出切削力。*L* 面的长度 *l* 是一个作用极强的参数，其作用相当于 Merchant〔24〕的剪切角 ϕ。

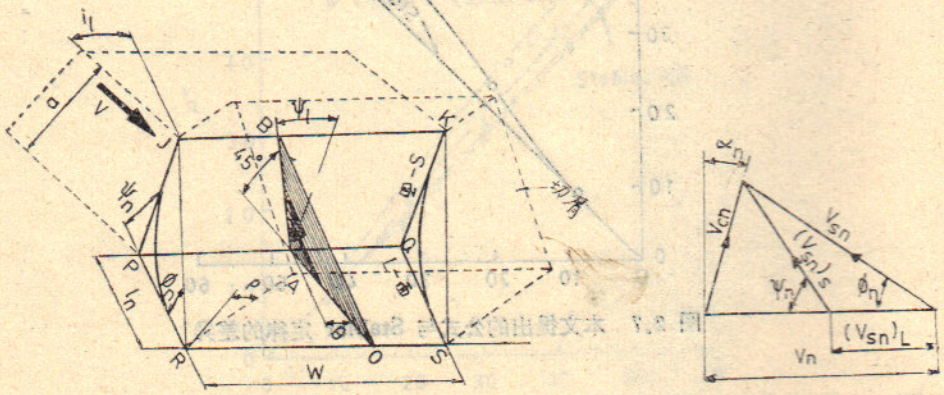


(a)

图 3.1 斜角切削的变形区

3.2 斜角切削理论的建立

刀具刃倾角产生的基本影响是改变基本变形区里滑移面的方向。在扩展 Connally and Rubenstein 的切削理论至斜角切削时，可在 *S* 及 *L* 面的原来平面上，再加上一横向滑移力。这与 Merchant 考虑到刀具刃倾角的影响而在以往剪切面上加进一横向滑移面的分析方法是一样的〔1〕。但这样做时，真正的滑移线却在 *S* 面上成一偏斜角度，如保持平面 *S* 与切削面间成一 45 度夹角，则滑移线与空间平面的交角小于 45 度；所以平面 *S* 的方向亦须随着改变。



(b)

(c)

续 图 3.1 斜角切削的变形区

图（3.1b）说明这新斜角切削变形区域的基本特征。RS 是切削刃。平面 $RJKS$ 是假设剪切面。曲面 $RJKS$ 是要研究的滑移面，从曲面 $RJKS$ 的两端各作一与 $RJKS$ 曲面相切的平面即 $PJKQ$（S 平面）与 $PQSR$（L 平面）。S 平面与切削面之间成的夹角在法平面①中量度为 ϕ_n。平面 L 则与切削面重叠。S 面与 L 面的交线为 PQ，l_n 是 L 平面在法平面内量度的长度。

假设剪切在曲面 $RJKS$ 上沿着曲线 OB 的方向产生，为简单起见，假设曲线 OB 在一垂直于切削面的平面上。这一平面与法平面之间的夹角为 θ，如从 L 平面观察，则此夹角 θ 为横向剪切角，而夹角 ϕ_e 则为 S 平面上的横向剪切角。在 S 平面上观察，如在剪切方向画一切线 AB，则这一切线与切削面间应为 45 度。从图（3.1 b）所示的几何关系。可以得到以下的方程式：

$$\tan\phi_n = \sec\theta \text{ 或 } \operatorname{cosec}\phi_n = (1+\cos^2\theta)^{\frac{1}{2}} \tag{3.1}$$

$$\sin\phi_1 = \sin\theta/\sqrt{2} \tag{3.2}$$

及

$$l_n = a(\cos\phi_n - \cos\theta) \tag{3.3}$$

ϕ_n 在法平面上量度的剪切角。可以从下列切屑收缩比 a_c/a 的关系中求得。

$$\tan\phi_n = \frac{\cos\alpha_n}{a_c/a - \sin\alpha_n}\text{②} \tag{3.4}$$

S 平面及 L 平面的面积为：

$$A_s = aW(1+\cos^2\theta)^{1/2} \tag{3.5}$$

$$A_r = aW(\operatorname{coi}\phi_n - \cos\theta) \tag{3.6}$$

从上式中可注意到夹角 $\phi_n \geq 45°$。在直角切削时，夹角 $\theta = 0°$ 及 $\phi_n = 45°$，l_n 是极重要的参数，它相当于直角切削时的 l，同时，因 θ 包括了刃倾角 i 的作用，故此 l_n 亦间接包含了刃倾角 i 的影响。

由于平面 S 只伸展到空间平面为止，所以在此平面上的垂直应力与剪切应力都应该等于工件材料的屈服应力。从应力及平面面积 A_s 的乘积，可得到切力 S_s 及法向力 N_s。这些力可分为法向应力（Ss_n，Ns_n）横向应力（Ss_e）及推力的切向分力（Ss_y，Ns_y）。由于 L 平面为一滑移面，所以在平面上的切应力也为 τ_s，但其平均法向应力 P' 为未知数。从切应力及平面面积 A_L 的乘积，亦可得到其切向力（S_L）及法向力（N_L）。这些力可再分为垂着应力（S_{Ln}）横向应力（S_{Le}）和推力（N_L）分力。从上述适当分应力之和，可得切削力 P_n'，P_e'，P_y'。

简化后，可得以下的方程式：

$$P_n' = Ss_n + Ns_n + S_{Ln}$$

$$= \tau_s A_s \cos 45° \cos\theta + \tau_s A_s \sin\phi_n + \tau_n A_L \cos\theta$$

注①法平面是垂直于切削刃的平面

②这里的 α_n 是 ISO 的法向前角 γ_n——编者

$$= \tau_s aW\left[\sin^2\theta + \cos\theta\left(\frac{1+\cos^2\theta}{2}\right)^{\frac{1}{2}}\cot\phi_n\cos\theta\right] \tag{3.7}$$

$$P_l' = S_{S_l} + S_{L_l}$$

$$= \tau_s A_s \cos 45^\circ \sin\theta + \tau_s A_L \sin\theta$$

$$= \tau_s aW \sin\theta\left[\left(\frac{1+\cos^2\theta}{2}\right)^{\frac{1}{2}} - \cos\theta + \cot\phi_n\right] \tag{3.8}$$

$$P_y' = S_{S_y} + N_{S_y} + N_L$$

$$= \tau_s A_s \sin 45^\circ + \tau_s A_s \cos\phi_n + P A_L$$

$$= aW\left[P(\cot\phi_n - \cos\theta) - \tau_s\cos\theta - \tau_s\left(\frac{1+\cos^2\theta}{2}\right)^{\frac{1}{2}}\right] \tag{3.9}$$

参数 θ 可从式（3.8）除式（3.7）中得到：

$$\frac{P_n'}{P_l'} = \frac{\sin^2\theta + \cos\theta\left(\frac{1+\cos^2\theta}{2}\right)^{\frac{1}{2}}\cot\phi_n\cos\theta}{\sin\theta\left(\frac{1+\cos^2\theta}{2}\right)^{\frac{1}{2}} - \cos\theta + \cot\phi_n} \tag{3.10}$$

稍后可从实验中证得 $\theta = i$ 将此参数代入式（3.7）中可得以下方程式

$$P_n' = \tau_s aW\left[\sin^2 i + \cos i\left(\frac{1+\cos^2 i}{2}\right)^{\frac{1}{2}} + \cot\phi_n\cos i\right] \tag{3.11}$$

在实际情形中，利用式（3.11）估计法向应力 P_n' 会象用式（3.7）一样可靠。如果式（3.8）中的夹角 θ 用 i 代入，则计算出来的实验数据的差异便会很大。

3.3 切削理论在实验数据方面的应用及讨论

前面提及的斜角切削理论曾经用过多种不同的已发表的实验数据加以检验，以验证上述分析中所作假设的正确性及所得方程式的准确性，但以下只讨论几个标准的结果。

理论计算出来的 S 值应等于材料的屈服应力。在等式 3.7 及 3.11 中，如以‘S’的系数与分力 F_n 作一图，如果‘S’的大小为恒定，及切削刃与后刀面磨损量设有很大的变化，则可预料所有数据点成一直线排列，而且此直线的斜率应显示出‘S’的大小。而 F_n 轴上的交点，则表示切削刃钝圆半径及后刀面的影响。

图 3.2 至 3.5 所示的直线是分别根据〔25、26、27〕的数据绘制的的。在这三种情况下，所有数据点都位于所画直线的附近，而其‘S’的大小都能合理地显示出工件材料受到的加工硬化。

在这些图中，图 3.2 至 3.4 的实验是在大范围的切削速度下完成的（2.5—746呎/分钟）前角为 -10° 至 36°，倾角为 $0-60^\circ$ 及切削厚度 0.002″—0.012″。这证明了斜角切削模式在一较大范围的切削条件及刀具角度下的正确性。

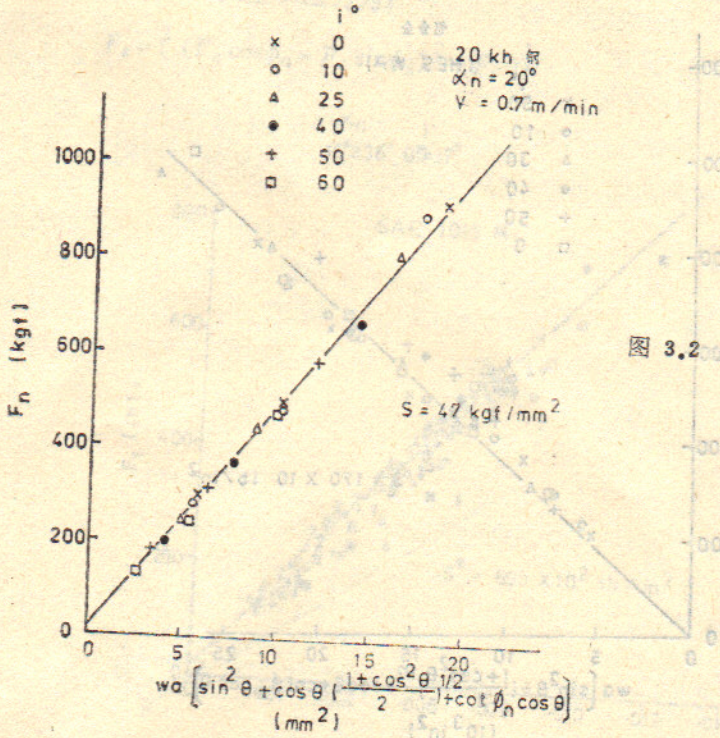


图 3.2　公式3.7的 S 值（数据取自〔25〕）

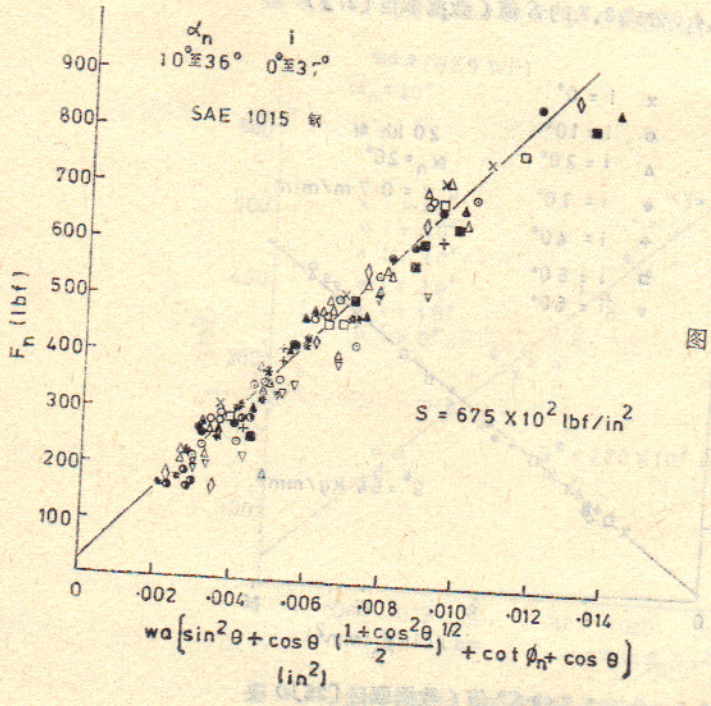


图 3.3　公式 3.7 的 S 值（数据取自〔26〕）

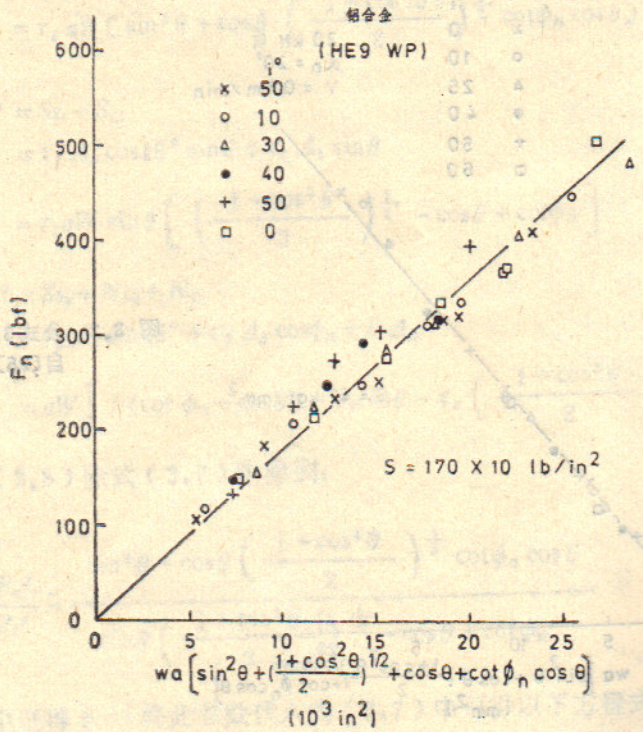


图 3.4 公式3.7的S值（数据取自[27]）

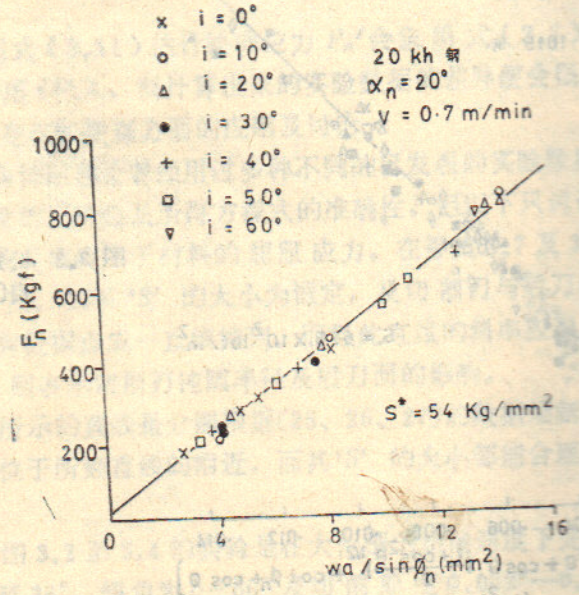


图 3.5 公式3.7的S^*值（数据取自[25]）

在 Merchant 剪切面上的应力为：

$$F_s=[(F_n\cos\phi_n-F_z\sin\phi_n)^2+F_t]^{\frac{1}{2}} \tag{3.12}$$

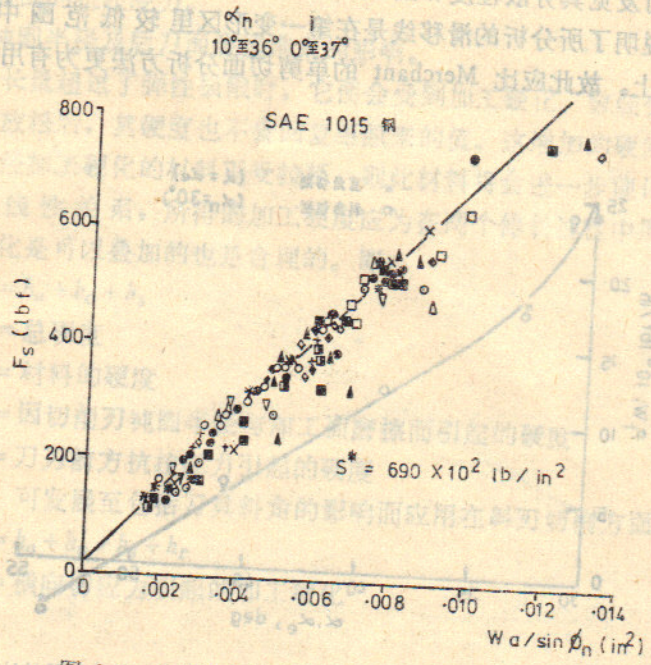


图 3.6　公式（3.12）的 S^* 值（数据取自〔26〕）

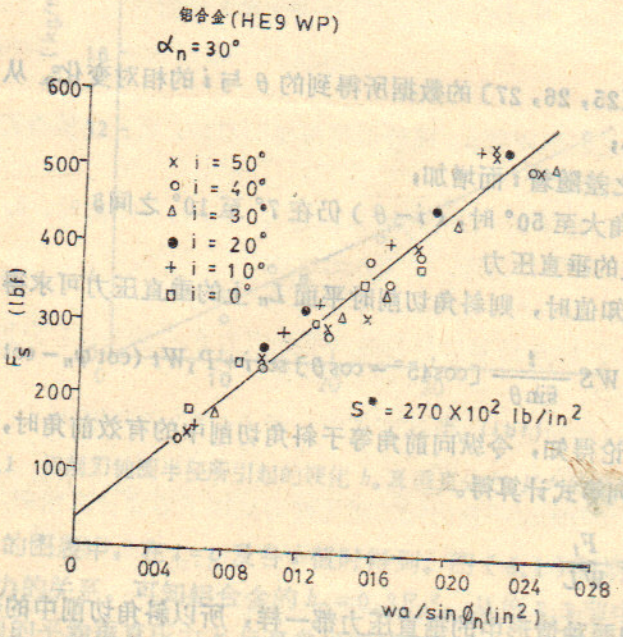


图 3.7　公式（3.12）的 S^* 值（数据取自〔27〕）

从 Merchant 剪切面上的切应力 S^* 的大小（利用 $wt_1/\sin\phi_n$ 计算）所得直线的倾斜度便可计算出来。图 3.5至 3.7是根据〔25、26、27〕的数据绘制而成。将这些图和图 3.2 至 3.4 作一比较，可发觉其分散程度和图 3.5 至 3.7 的一样，而且还发现 S 之值，通常都比 S^* 小，这说明了所分析的滑移线是在第一变形区里较低范围中，而不是在 Merchant 的剪切面上。故此应比 Merchant 的单剪切面分析方法更为有用。

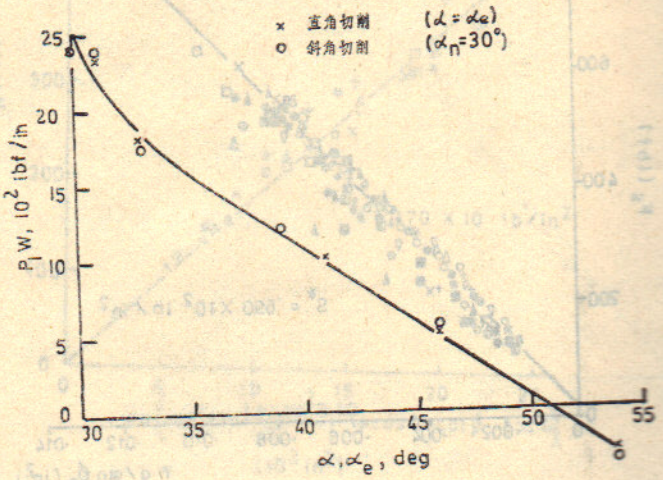


图 3.8 斜角切削与直角切削（当 $\alpha=\alpha_e$ 时）垂直压力 P_1W 的比较

图 3.8 表示从〔25，26，27〕的数据所得到的 θ 与 i 的相对变化。从图看出：

1） θ 总比 i 小；

2） $(i-\theta)$ 之差随着 i 而增加；

3） 甚至刃倾角大至 50° 时，$(i-\theta)$ 仍在 7° 至 10° 之间。

3.4 平面 L_n 上的垂直压力

当 θ 及 S 为已知值时，则斜角切削时平面 L_n 上的垂直压力可求得如下：

$$F_2 = WS\frac{t}{\sin\theta}[\cos 45° - \cos\theta]\sec i + P_1Wt(\cot\phi_n - \cot\phi_n)\sec i$$

从直角切削理论得知，令纵向前角等于斜角切削中的有效前角时，平面 L 上的垂直压力 P_1 可用从下列等式计算得。

$$P_1 = \frac{F_t}{WL}$$

图 3.8 表示出两种情形中的垂直压力都一样，所以斜角切削中的垂直压力，可从直角切削的数据估计得出，这就是有效前角的一种应用。下文将说明垂直压力的应用。

四、斜角切削的加工硬化

在早期的发表〔28，29〕，说明了斜角切削中加工硬化的成因为：

1）切削刃前面的抗拉应力。

2）切削刃钝圆半径及后刀面磨损带来的影响。

当金属的伸长量超过了弹性极限时，它便会受到加工硬化。曾经受加工硬化的金属，即使在完全放松后，其硬度也不会回复至原来的值。这增加的硬度只能在再结晶过程中消失。如一经加工硬化的材料再受拉延，则此材料将会进一步硬化。假设加工硬化硬度与伸长量为线性关系，所得的加工硬度应为在两个伸长过程中所得的硬度总和。所以假设加工硬化是可以叠加的也是合理的。即：

$$h_m = h_a + h_o + h_s$$

式中　h_m = 总硬度

h_a = 材料的硬度

h_o = 因切削刃钝圆半径与加工面磨擦而引起的硬度

h_s = 刀刃前方抗拉应力引起的硬度

以上的关系，可发展至包括刀具斜角的影响而应用在斜刃切削方面；

因此　$h_m = h_a + h_o + h_s + h_r$　　（4.1）

式中　h_r = 横向切应力引起的加工硬化

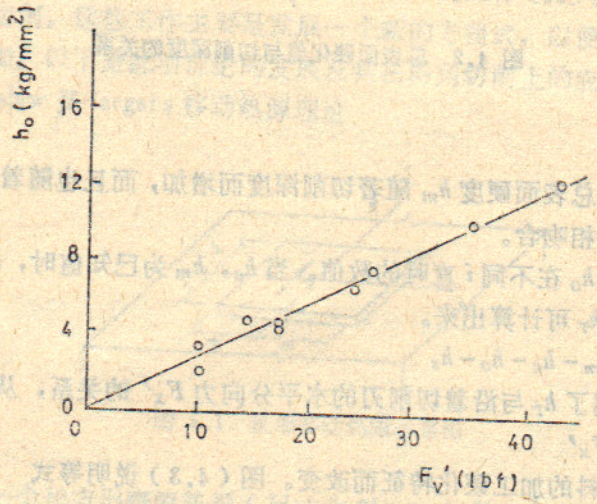


图 4.1　切削刃钝圆半径所引起的硬化 h_o 及垂直分力 F_v' 的关系

h_o 可从 h_m v_s t 的图表中，在 $t=o$ 及各 i 值时得到。图（4.1）说明从实验得到的 h_o 与切削刃的垂直分力的关系。可知铝合金的 $h_o = 0.3F_v'$。从第 3.3 节中，可用实验证实当 $\alpha = \alpha_e$，斜角切削的平均垂直压力 P 与直角切削的相同。所以，假设当 $\alpha = \alpha_e$ 时，斜

刃切削的 h_s 与直角切削的影响相同也是很合理的。

由于在直角切削中，$h_s \infty t_2 \sec\alpha$ 〔28〕

而铝合金的 h_s 为 $|5.2\times10^3\, t_2 \sec\alpha|_{\alpha=\alpha_e}$ 〔29〕

所以 $h_m = h_a + 0.3F_v' + |5.2\times10^3\, t_2 \sec\alpha|_{\alpha=\alpha e} + h_T$

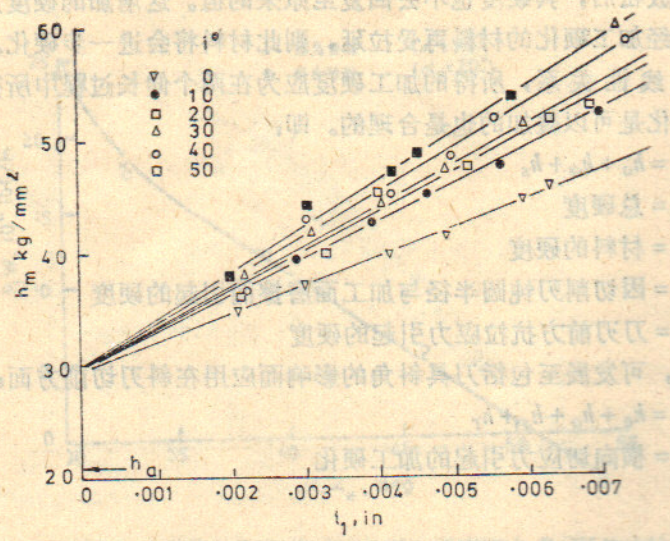


图 4.2 总表面硬化值与切削深度的关系

图（4.2）显示总表面硬度 h_m 随著切削深度而增加，而且也随着刃倾角度而增加，这与方程式（4.1）相吻合。

h_m 轴的交点是 h_o 在不同 i 直时的数值。当 h_a，h_m 为已知值时，h_s 可从平面切削的资料中求得，所以 h_T 可计算出来。

即 $h_T = h_m - h_a - h_o - h_s$

图（4.3）说明了 h_T 与沿着切削刃的水平分向力 F_x' 的关系，从图可知：

$h_t \infty F_x'$

比例常数视材料的加工硬化特征而改变。图（4.3）说明等式

$h_T = 0.08F_x'$

所以铝合金的斜刃切削引起的加工硬化度可从以下等式计算出来：

$$h_m = h_a + 0.3F_v' + |5.2\times10^3\, t_2 \sec\alpha|_{\alpha=\alpha_e} + 0.08F_x'$$

其他的材料，也可同样地建立相似的等式：有了等式后，只要通过简单的切削实验测量到切削力，便可估计加工硬化后的硬度。

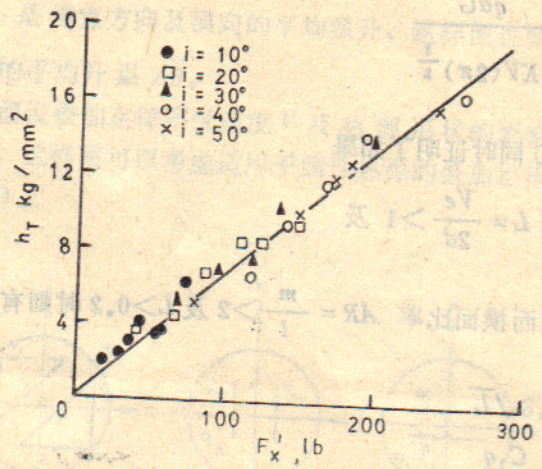


图 4.3　切削刃钝圆半径所引起的硬化 h_T 与切向分力 F_x' 的关系

五、斜角切削的热力学分析

由 Carslaw 与 Jaegar 所发展的移动热源理论〔30，31〕已被广泛应用在直角切削的热力学分析上〔32,33,34〕，虽然此种直角切削的理论已有 25 年的历史，但至今仍然未有理论适用于斜刃切削。最近，在作者指导下的一些研究工作〔35〕已成功地将直角切削理论扩展至斜角切削。这些工作主要是发展一个新的方程式，以便将两个垂直移动的热源的效果进行叠加。以下是此项理论的发展及其在斜角切削上的应用的摘要。

5.1　Carslaw 及 Jaegar s 移动热源理论

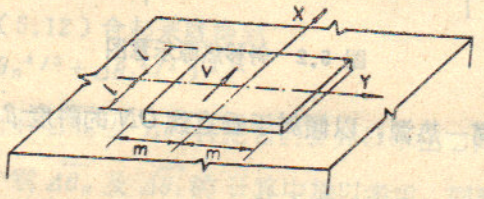


图 5.1　长形移动热源示意图

图（5.1）是一个长方形摩擦热源（尺寸为 $2l\times 2m$）在一个半无限大的导热固体上以速度 V 及对热源底线（$2m$）垂直的方向移动，摩擦力是 F 因而热源强度 q 是等于

$$q=\frac{FV}{4l_mJ} \tag{5.1}$$

从 Carslaw 及 Jaegar 的理论〔30〕平均升温 $\Delta\overline{\theta}$ 可以利用下式表示

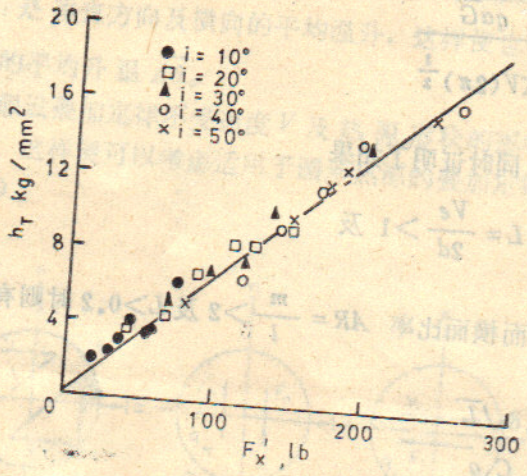


图 4.3　切削刃钝圆半径所引起的硬化 h_T 与切向分力 F_x' 的关系

五、斜角切削的热力学分析

由 Carslaw 与 Jaegar 所发展的移动热源理论〔30，31〕已被广泛应用在直角切削的热力学分析上〔32,33,34〕，虽然此种直角切削的理论已有 25 年的历史，但至今仍然未有理论适用于斜刃切削。最近，在作者指导下的一些研究工作〔35〕已成功地将直角切削理论扩展至斜角切削。这些工作主要是发展一个新的方程式，以便将两个垂直移动的热源的效果进行叠加。以下是此项理论的发展及其在斜角切削上的应用的摘要。

5.1　Carslaw 及 Jaegar s 移动热源理论

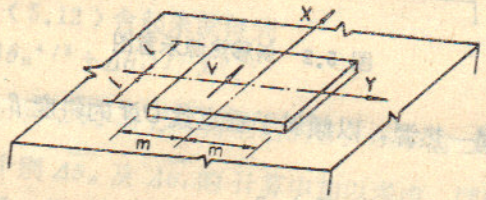


图 5.1　长形移动热源示意图

图（5.1）是一个长方形摩擦热源（尺寸为 $2l\times 2m$）在一个半无限大的导热固体上以速度 V 及对热源底线（$2m$）垂直的方向移动，摩擦力是 F 因而热源强度 q 是等于

$$q=\frac{FV}{4l_mJ} \tag{5.1}$$

从 Carslaw 及 Jaegar 的理论〔30〕平均升温 $\Delta\overline{\theta}$ 可以利用下式表示

$$\Delta\overline{\theta}=\frac{q\alpha\overline{G}}{KV(2\pi)^{\frac{1}{2}}} \tag{5.2}$$

Carslaw 与 Jaegar〔30〕同时证明了如果

i） 圆形热源而 $L=\frac{Ve}{2d}>1$ 及

ii） 长方形热源而横面比率 $AR=\frac{m}{l}>2$ 及 $L>0.2$ 时则有以下情形

$$\overline{G}=3.8\sqrt{L} \tag{5.3}$$

及 $$\Delta\overline{\theta}=\frac{C_1q}{\sqrt{v}} \tag{5.4}$$

在上式 $$C_1=\frac{1.9}{K}\sqrt{\frac{l\alpha}{\pi}} \tag{5.5}$$

如果 l、α 及 K 是已知数则 C_1 是一常数。

5.2 斜向移动热源的叠加定律

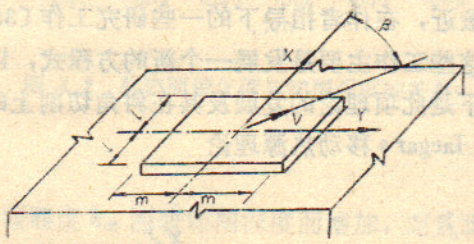


图 5.2 斜移热源示意图

图（5.2）指示出同一热源，以倾斜于垂直线 ON 的斜度 β 移动，其速度 V 可以有二个分速度。

$$V_n=V\cos\beta \quad 及 \quad Ve=V\sin\beta \tag{5.6}$$

摩擦力也可以同样分解成二个分力

$$F_n=F\cos\beta \quad 及 \quad F_l=F\sin\beta \tag{5.7}$$

这样一来，便可以把这个热源看作二个垂直热源的叠加的结果。这两个热源的强度是

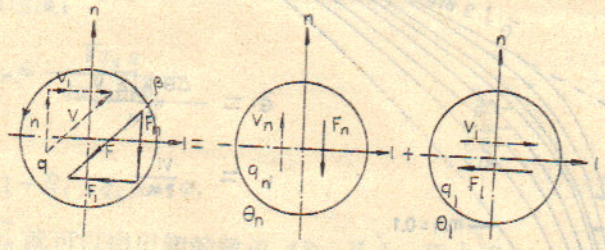
$$q_n=F_nV_n=FV\cos^2\beta=q\cos^2\beta \tag{5.8}$$

$$q_l=F_lV_l=FV\sin^2\beta=q\sin^2\beta \tag{5.9}$$

由上面可以见到 $q=q_n+q_l$。

假如 $\Delta\overline{\theta_n}$ 及 $\Delta\overline{\theta_l}$ 是垂直方向及横向的平均温升，这样便也要以适当方式叠加以求到受到原有热源影响的平均升温 $\Delta\overline{\theta}$。

为了简化问题，假设叠加定律不受速度 V 及热源形状的影响（以后会再试图用实验方式求证此假设）。这样便可以考虑适用于圆形热源的叠加定律，即是可以采用方程式（5.4）见图（5.3）。



$\theta = (\theta_n^{4/3} + \theta_l^{4/3})^{3/4}$

图 5.3　斜移热源的叠加原理

对这样一个热源来说，横面比率不会跟随角度 β 改变，即 C_1 就是一个常数，因此以下方程式就可以成立

$$\Delta\overline{\theta_n} = \frac{C_1 q_n}{\sqrt{V_n}} = \Delta\overline{\theta}\,(\cos\beta)^{3/2} \tag{5.11}$$

$$\Delta\overline{\theta_e} = \frac{C_1 q_e}{\sqrt{V_e}} = \Delta\overline{\theta}\,(\sin\beta)^{3/2} \tag{5.12}$$

把公式（5.11）及（5.12）合起来就得到

$$\Delta\overline{\theta} = (\Delta\theta_n^{4/3} + \Delta\theta_l^{4/3})^{3/4} \tag{5.13}$$

这样一来就可以先计算 $\Delta\overline{\theta_n}$ 及 $\Delta\overline{\theta_l}$ 再把它们合并以求出 $\Delta\overline{\theta}$，而且热源的形状及速度的影响仍然可以在个别 $\Delta\overline{\theta_n}$ 及 $\Delta\overline{\theta_l}$ 的计算中加以考虑。同时可以指出的是假如垂直方向热源是宽的，即是 $m/l > 1$，这样横向热源便是窄的，即是 $m/l < 1$，但是公式（5.4）只适用于 $m/l > 1$ 及 $L < 0.2$，所以就必须知道当 m/l 及 L 有其他数值时 G 的数值是多少，最近这工作已经做好〔35〕，就是利用一套电子计算机程序解算基本的微分方程式〔30、31〕。图（5.4）是电子计算机绘出来的图解。

由于在斜角切削时热源速度（V_s 及 V_c）并不对热源底线（也就是切削刃）垂直，因此在分析斜角切削时就需要这套斜向移动热源理论。

5.3　斜角切削时剪切面温度的估计

剪切面的面积是

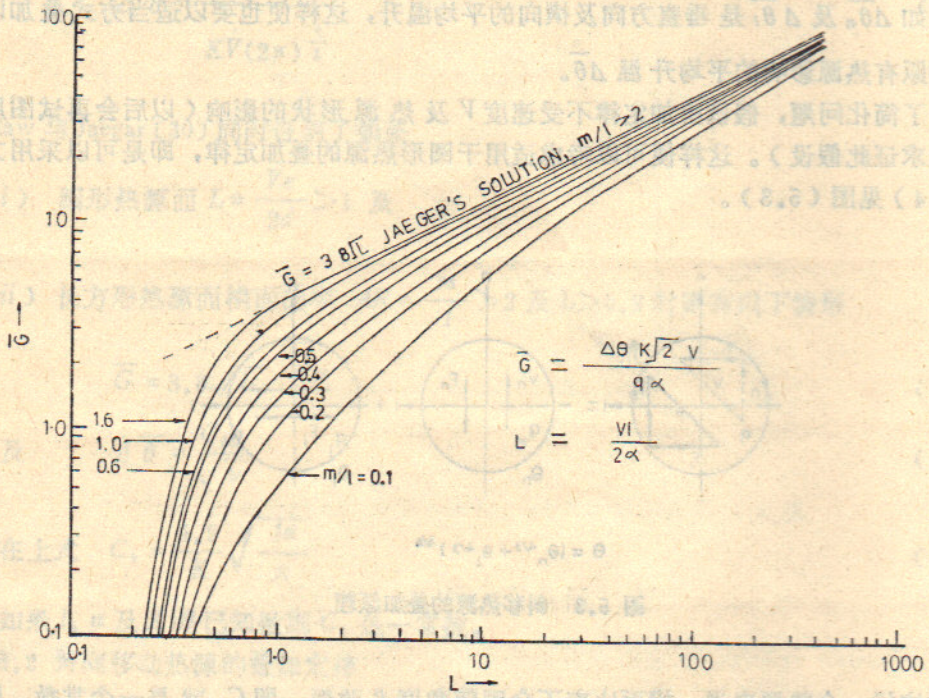


图 5.4 参数G的总表

$$As = \frac{ab}{\cos i \sin\phi_n} \tag{5.14}$$

在此平面上剪切速度可以分解成垂直及横向分速度 Vs_n 及 Vs_l，即是

$$Vs_n = \frac{V\cos i \cos\alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \tag{5.15}$$

及

$$Vs_l = Vs_n \tan\varphi_l \tag{5.16}$$

在上式

$$\tan\varphi_l = \frac{[\tan i \cos(\varphi_n - \alpha_n) - \sin\phi_n \tan p]}{\cos\alpha_n} \tag{5.17}$$

这样剪切面上每一单位面积所产生热力为：

$$q_s = \frac{F_s V_s}{A_s J} \tag{5.18}$$

此热力的一部分 R_1，可以假设会流入切屑，因此进入工件的热力就是 $(1-R_1)q_s$。这样该剪切面便可以考虑为一个长方形热源在半无限大的工件上移动，热源斜度 β 当然就是 θ_l，此热源可以被分成垂直及横向分热源。

垂直的分热源有以下性质：

热源尺寸：

$$ls_n = \frac{a}{2\sin\varphi_n} \quad 及 \quad ms_n = \frac{b}{2\cos i} \tag{5.19)(5.20}$$

横面比率：

$$ARs_n = \left(\frac{ms_n}{ls_n}\right) = \frac{b\sin\varphi_n}{a\cos i} \tag{5.21}$$

热源无量纲速度：

$$Ls_n = \frac{Vs_n\, a}{4\alpha_1 \sin\varphi_n} \tag{5.22}$$

热源强度：

$$(1-R_1)\, q_s \cos^2\varphi_l$$

相对应的参数 $\overline{Gs_n}$ 就可以由已知的数值 ARs_n 及 Ls_n 再由图5.4求出。这样垂直热源所引起的温升就是

$$\Delta\overline{\theta s_n} = \frac{(1-R_1)q_s\cos^2\varphi_l\,\overline{Gs_n}}{K_1(2\pi)^{1/2}Vs_n} \tag{5.23}$$

横向热源的横面比率是

$$AR_{sl} = \frac{1}{AR_{sn}} \tag{5.24}$$

热源的无量纲速度就是

$$L_{sl} = \frac{V_{sl}\, a}{2\alpha_l \sin\varphi_n} \tag{5.25}$$

参数 $\overline{G}_{sl}$ 可以由 L_{sl} 及 AR_{sl} 的数值从图（5.4）求出。然后由横向热源引起的温升就是

$$\overline{\Delta\theta}_{sl} = \frac{(1-R_1)q_s\sin^2\varphi_e\,\overline{G}_{sl}}{K_1(2\pi)^{1/2}V_{sl}} \tag{5.26}$$

总和起来的剪切面温升 $\Delta\overline{\theta}_s$ 就是

$$\overline{\Delta\theta}s = (\overline{\Delta\theta}_{sn}{}^{4/3} + \overline{\Delta\theta}_{sl}{}^{4/3})^{3/4} \tag{5.27}$$

现在来考虑一下热力流入切屑，进入切屑的热力是 $R_1\, q_s A_s$，这会导致平均温升

$$\overline{\Delta\theta}_{sc} = \frac{R_1 q_s}{P_1 C_1 V \cos i \sin\varphi_n} \tag{5.28}$$

将 $\overline{\Delta\theta}_s$ 及 $\overline{\Delta\theta}_{sc}$ 相等，就可以求得 R_1 的数值。再将求得的 R_1，代入公式(5.26)或是公式（5.28）中就可以求得 $\overline{\Delta\theta}_s$ 的真值。剪切面的平均温升就是

$$\overline{\theta}_s = \overline{\Delta\theta}_s + \theta_0 \tag{2.29}$$

上式中 θ_0 是周围的温度

5.4 斜角切削的前刀面温度估计

切屑与刀具的接触面积是

$$A_r = \frac{C_n b}{\cos i} \tag{5.30}$$

在前刀面的滑动速度 V_c 可以分解成垂直与横向分速度 V_{cn} 及 V_{cl}

$$V_{cn} = \frac{V\cos i \sin\theta_n}{\cos(\theta_n - \gamma_n)} \tag{5.31}$$

$$V_{cl} = V_{cn}\tan\rho \tag{5.32}$$

每一单位面积所产生的热力就是

$$q_r = \frac{FV_c}{A_r J} = \frac{F\sqrt{V_{cn}^2 + V_{ce}^2}}{A_r J} \tag{5.33}$$

这热力的一部份 R_2，可以假设为流进入切屑的部份。切屑及刀具的接触面 $\left(\text{尺寸}(2C_n)\times\left(\frac{b}{\cos i}\right)\right)$ 可以考虑为一个移动热源，而那切屑就可以认为是一个半无限大固体，这个热源可以分解成下列二个分热源。

垂直分热源：

$$AR_{rn} = \frac{b}{2\cos i C_n} \tag{5.34}$$

$$L_{rn} = \frac{V_{cn}C_n}{2\alpha_1} \tag{5.35}$$

$$q_{rn} = R_2 q_r \cos^2\rho \tag{5.36}$$

已知 L_{rn} 及 AR_{rn} 的数值后就可以从图(5.4)求得 $\overline{G}_{rn}$。

横向分热源：

$$AR_{rl} = \frac{2C_n\cos i}{b} \tag{5.37}$$

$$L_{rl} = \frac{V_{cl}C_n}{2\alpha_1} \tag{5.38}$$

$$q_{rl} = R_2 q_2 \sin^2\rho \tag{5.39}$$

已知 L_{rl} 及 A_{Rrl} 的数值后就可以从图(5.4)中查得 $\overline{G}_{rl}$

这样

$$\overline{\Delta\theta}_{rn} = \frac{R_2 q_2 \cos^2\rho\,\alpha_1\,\overline{G}_{cn}}{K_1(2\pi)^{1/2}V_{cn}} \tag{5.40}$$

$$\overline{\Delta\theta}_{rt}=\frac{R_2 q_2 \sin^2\rho\alpha_1\,\overline{G}_{c2}}{K_1(2\pi)^{1/2}V_{ci}} \tag{5.41}$$

及

$$\overline{\Delta\theta}_r=(\overline{\Delta\theta}_{rn}{}^{4/3}+\overline{\Delta\theta}_{rt}{}^{4/3})^{3/4} \tag{5.42}$$

切屑与刀具的接触面可以考虑为一热源固定在四分之一无限大的工具材料，而平均温升就是

$$\overline{\Delta\theta}_{rt}=\frac{(1-R_2)q_{rt}}{K}\overline{A} \tag{5.43}$$

在上式 $l=C_n$ 而 $\overline{A}$ 的数值可以由下式求得

$$\overline{A}=\frac{2}{\pi}\left[\sinh^{-1}AR+AR\sinh^{-1}\frac{1}{AR}+\frac{1}{3}(AR)^2+\frac{1}{3}\left(\frac{1}{AR}\right)-\frac{1}{3}\left(AR+\frac{1}{AR}\right)\sqrt{1+AR^2}\right] \tag{5.44}$$

式中 AR 是横面比率 $=\dfrac{b}{2\cos i\,C_n}$

R_2 的数值可以由下式估计出来

$$\overline{\Delta\theta}_r+\overline{\theta}_s=\overline{\Delta\theta}_{rt}+\theta_0 \tag{5.45}$$

图 5.5　用叠加原理求出的温度与斜角的关系

所得出的 R_2 再代入公式（5.42）而求出前刀面的平均温度 $\overline{\theta_r}$

$$\overline{\theta_r} = \overline{\Delta\theta_n} + \theta_s \tag{5.46}$$

图（5.5）就是上列分析应用至软钢管的车削实验的结果。

可以见到除了 $i=30°$ 外，一般来说 i 对温度没有影响，当 i 增至60°时温度降低达20%。

六、斜角切削的刀具磨损

刀具磨损可分为（1)摩擦磨损（2)粘合磨损（3)扩散磨损与(4)氧化磨损四种。摩擦磨损在极低切削速度产生而（3）与（4）则在高切削速度比较常见。当温度增高时工件与刀具材料接触点的元素互相扩散，中和了两者的强度，接触点因而互相粘合，随后被撕裂，故第（3）类与第(2)类是同时发生的。而第（2）类是由于接触点受压力而互相粘合，再被撕裂而产生刀具磨损，故第（2）类是最普遍的刀具磨损。Rubenstein〔36〕用粘合磨损的基本原理建立了直角切削的后刀面磨损率 $\frac{dl_f}{dt}$ 如下：

$$\frac{dl_f}{dt} = P_m \frac{K_1}{\pi} P R_0^{\,a} \sigma_0^{\,b} \theta_f^{\,q} (\cot\beta - \tan\alpha) \tag{6.1}$$

l_f — 后刀面磨损高度

t — 切削时间

β — 后角

α — 刀之前角

θ_f — 后刀面切削温度

q — 刀具耐用度与温度的指数（$T\theta^q$ = 常数）

P_m — 后刀面磨损面的压力

P、R_0、σ_0、a、b 等为常数

在斜角切削时，切削宽度变成 $B\sec i$、利用几何关系，证实公式（6.1）可通用于斜角切削，即 $\frac{dl_f}{dt} \infty \theta_f^{\,q}$

实验证明后刀面温度 θ_f 与前刀面温度 θ_r 有直接关系，即 $\theta_f \infty \theta_r$，而 θ_r 与切削速度有以下关系：$\theta_r \infty V^{\varepsilon}$（$\varepsilon$ 是指数）

Rubenstein 的理论与 $VT^n = C$ 比较下，可证实：

$$n\varepsilon q = 1$$

及

$$C \infty (\cot\beta - \tan\alpha)^{-n} \tag{6.2}$$

加入前角对前刀面温度的影响，作者证实〔37〕：

$$C \infty [(\cot\beta - \tan\alpha)^{-n} (1 - m^*\alpha)^{-1/\varepsilon}] \tag{6.3}$$

如再加入斜角对前刀面及后刀面温度的影响，可预测

$$C \propto [(\cot\beta - \tan\alpha)^{-n}(1 - m^*\alpha)^{-\frac{1}{\varepsilon}}] K^{-\frac{1}{\varepsilon}} \tag{6.4}$$

K 是下列公式的可变常数：

$\theta_f = K(H_m)^p V^\varepsilon f^\eta l_f^\delta W^\gamma$

V = 切削速度

f = 进给量

$W = B\sec i$ = 切削宽度

因 r 数值很小，故 $(B\sec i)^\gamma$ 对 θ_f 没有很大的影响。K 是与斜角有关系的可变常数，所以

$$K = F(i)$$

故此，在斜刃切削时

$$C \propto [(\cot\beta - \tan\alpha)^{-n}(1 - m^*\alpha)^{-\frac{1}{\varepsilon}}] F_{(i)}^{-\frac{1}{\varepsilon}} \tag{6.6}$$

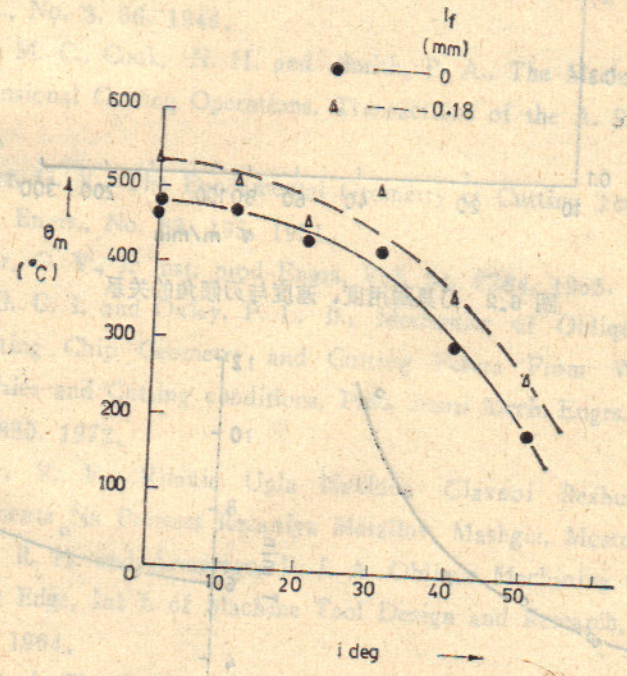


图 6.1　切削温度与刃倾角之间的关系

图（6.1）是用 刀具～工件 热电偶测量的刀具温度与刃倾角之间的关系。从图中可看到刃倾角 i 越大，剪切角温度越低。这是由于 i 越大，剪切角越大而切削力越小，这现象与上篇的斜移热源方法计算切削温度的结果一样。

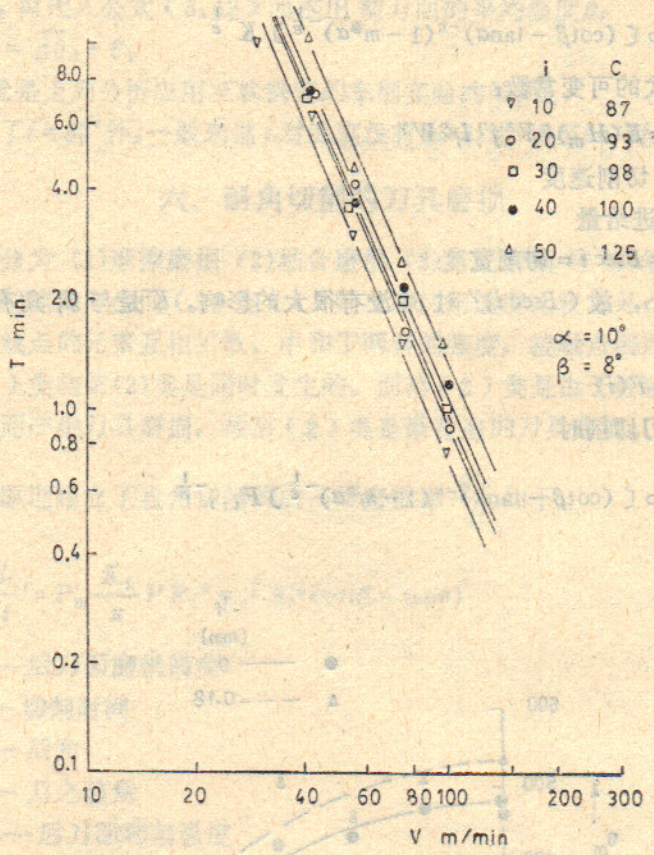


图 6.2 刀具耐用度、速度与刃倾角的关系

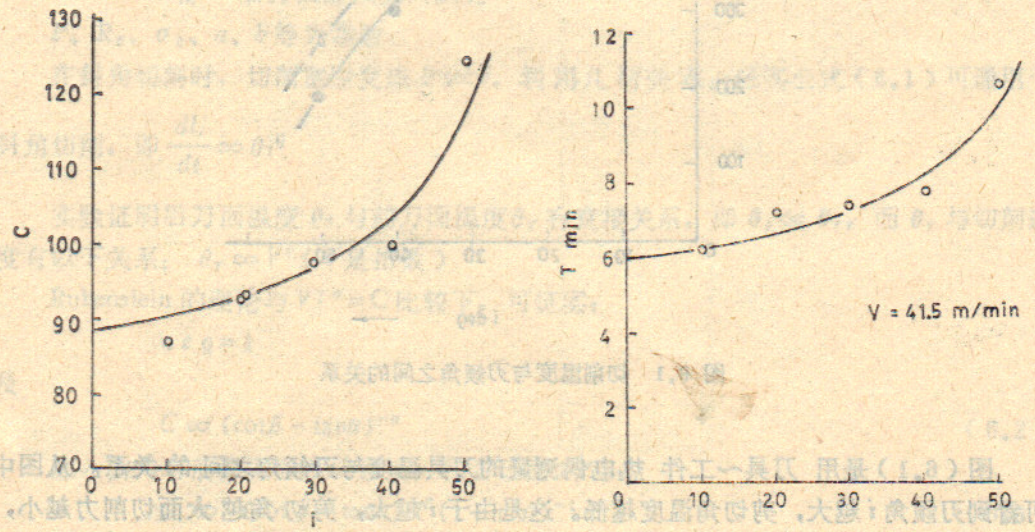


图 6.3 刀具刃倾角与刀具耐用度及 C 的关系

图（6.2）为刀具耐用度与切削速度的关系。实验证明刃倾角的改变并没有影响 n 的数值，但刀具却因刃倾角的增大而寿命提高。因刀具的法后角与前角并没有改变，故此可假定 θ_r 与 θ_f 之间的常数对刃倾角不敏感，因有 $T\theta^q$ = 常数而 q 可由实验找出，大约为15.6，故此当 θ_f（即 θ_r）下降30%，刀具寿命会增高70%。

图（6.3）指出刃倾斜角对 C 的影响，图中可见刃倾角在0°至30°间，C 只增高10%左右，但在斜角超过30°时，C 增加率很大，而 C 与 i 在公式（6.6）的正确关系还待证实。

后刀面磨损面的温度也可以用斜移热源方法计算。在刃倾角大时，热源可分成为两枝一宽一窄的分热源，窄的分热源可能提高后刀面的温度，故此可能缩短刀具耐用度，从而会削弱斜角切削时所预期的优良效果。事实上 Bobrov〔38〕的实验证明虽然刃倾角增大而导致温度降低，但刀具寿命却不断下降，这现象与作者实验所得刚刚相反，而Bobrov亦未能作出合理解释，故此斜角切削后刀面温度之变化仍有研究的必要。

参 考 文 献

〔1〕 Merchant, M., E. Basic Mechanics of the Metal Cutting Process, J. Appl. Mech., No. 3, 66, 1944.

〔2〕 Shaw M. C., Cook, N. H. and Smith, P. A., The Mechanics of Three Dimensional Cutting Operations, Transactions of the A. S. M. E, No. 6, 1952.

〔3〕 Stabler, G. V., The Fundamental Geometry cf Cutting Tools, Proc. Inst. Mech. Engrs., No. 63, 165, 1951.

〔4〕 Stabler, G. V., J. Inst. prod Engrs, Vol. 34, P284, 1955.

〔5〕 Lin, G. C. I. and Oxley, P. L. B., Mechanics of Oblique Machining: Predicting Chip Geometry and Cutting Forces From Work Material Properties and Cutting conditions, Proc. Instn Mech. Engrs., Vol. 156, pp 813—820, 1972.

〔6〕 Bobrov, V. F., Vlianie Ugla Naklona Glavnoi Rezhushei Kromki Instrumenta Na Protsess Rezaniya Metallov, Mashgiz, Moscow, 1962.

〔7〕 Brown, R. H. and Armarego, E. J. A. Oblique Machining with a Single Cutting Edge, Int J. of Machine Tool Design and Research, Vol. 4, pp 9—25, 1964.

〔8〕 Fujii et al, The Analysis of Drill Geonetry for Optimum Drill Design by Computer Aided Design, J Eng. Ind., A. S. M. E., pp 647—667, 1970.

〔9〕 Armarego, E. J. A., Machining with Double Cutting Edge Tools—1, Symmetrical Triangular Cuts, Int. J. Machine Tool Design and Research,

Vol. 7. pp 23—37, 1967.

〔10〕 Venuvinod, P. K., Analysis of Rotary Cutting Tools, PhD Thesis, University of Manchester Institute of Science and Technology, May 1971.

〔11〕 Narasimha Reddy, P. and Venuvinod, P. K., New Discoveries Widen the Scope of Rotary Cutting, Proc. Int. Conf. on Production Engineering, New Delhi, Vol. I, pp 243—252, August 1977.

〔12〕 Venuvinod, P. K. and Barrow, G., Recent Progress in Machining with Rotary Tools, Fifth All India Machine Tool Design and Research Conference, Roorkee, pp 173—181, 1971.

〔13〕 Lee, E. H., and Shaffer, B. W., The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining, J. Appl. Mech., Tras. of A. S. M. E., Vol. 73, pp 405—413, 1951.

〔14〕 Oxley, P. L. B. Introducing Strain-rate Dependent Work Material Properties into the Analysis of Orthogonal Cutting. Annals of the C. I. R, P., Vol. XIII. pp 127—138, 1966.

〔15〕 Oxley P. L. B. and Hatton, A. P., Shear Angle Solution Based on Experimental Shear Zone and Tool-Chip Interface Stress Distributions, Int. Sci. Mech. Science, Vol. 5, p 41, 1963.

〔16〕 Roth, R. N, and Oxley P. L. B. Slip-line Field Analysis for Orthogonal Machining Based upon Experimental Flow Fields, J. Mech. Engg Sci., Vol. 14, No. 2, p 85, 1972.

〔17〕 Venuvinod, P. K. and LAU W. S., on the Estimation of Chip Flow Angle in Oblique Cutting, Microtechnic, No. 2, Switzerland, Feb 1977.

〔18〕 Venuvinod, P. K. and LAU W. S., A New Model of Oblique Cutting, J. Eng. for Industry, Trans. of A. S. M. E., Vol. 100, pp 287—292, 1978.

〔19〕 Pal, A. K. and Koenigsberger, F., Some Aspects of the Oblique Cutting Process, Int. J. Machine Tool Design and Research. Vol. 8, pp 45—58, 1968.

〔20〕 Spaans, C., Extra Forces Near Cutting Edge and Their Implication, Int. Conf. Manf. Technology A. S. T. M. E., Dearbom, Michigan, 1967.

〔21〕 LUK, W. K., The Direction of Chip Flow in Oblique Cutting, Int. J. Prod. Res., Vol. 67, No. 10, 1972.

〔22〕 Stabler G. V., The Chip Flow Law and Its Consequences, Proc. 7th Int, M. T. D. R. Conf., p 243, 1966.

〔23〕 Connally, R. and Rubenstein C., The Mechanics of Continuous Chip Formation in Orthogonal Cutting, Int. J. Machine Tool Design and

Research, Vol. 8, pp 159—187, 1968.

〔24〕 Ernst, H. and Merchant, M. E., Trans Am. Soc. Metals, p 299, 1941.

〔25〕 Zorev, N. N., The Mechanics of Metal Cutting, Pergamon Press, 1966.

〔26〕 Kocecioglu, D., Force Components, Chip Geometry, and Specific Cutting Energy in Orthogonal and Oblique Machining of SAE 1015 steel, Trans. of the A. S. M. E., pp 149—157, January 1958.

〔27〕 LAU W. S., An Investigation into the Factors Affecting the Work Hardening of the Workpiece Produced by Metal Cutting, PhD Thesis, University of Manchester Institute of Science and Technology, 1971.

〔28〕 Rubenstein, C. and Haslam, D., Surface and Sub-surface Work-hardening Produced by the Planning Operation, Annals of the C. I. R. P., Vol XVIII, pp 369—381, 1970.

〔29〕 LAU, W. S. and Rubenstein, C. The Influence of Tool Geometry on the Taylor Constant, Int. J. Mach. Tool Des. Res. Vol. 18, p 59, 1978.

〔30〕 Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C., Introduction to the Mathematical Theory of the Conduction of Heat in Solids, The Macmillan and Co. Ltd., London, 1921.

〔31〕 Jaeger J. C., Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Coutacts, Proc. Royal Society ot New South Wales, Vol. 76, P 203. 1942.

〔32〕 Loewen, E. G. and Shaw, M. C., On the Analysis of Cutting Tool Temperatures, Trans. of the A. S. M. E., PP 217—231, February 1954.

〔33〕 Trigger, K. J. and Chao, B. T., An Analytical Evaluation of Metal Cutting Temperatures, Trans. of the A. S. M. E., Vol. 73, p 57, 1951.

〔34〕 Hahn, R. S., On the Temperatures Developed at the Shear Plane in the Metal Cutting Process, Proc. First U. S. National Congress of Applied Mechanics, pp 661—666, 1951.

〔35〕 Narasimha Reddy, P., Performance of Rotary Tools, Regonal Engineering College, Kakatiya University, Warangal, India, 1977.

〔36〕 Rubenstein, C., An Analysis of Tool Life Based on Flank-Face Wear, J. Eng. Ind., Trans. of A. S. M. E., Vol. 8, p 221, 1976.

〔37〕 LAU, W. S., Venuvinod, P. K. and Rubenstein, C. The Relation Between Tool Geometry and the Taylor Tool Life Constant, accepted for Publication in the Int. J. Machine Tool Design and Researeh, U. K.

New Analysis on the Mechanics, Temperature, Tool Life and Work Hardening in Oblique Machining

by VENUVINOD K PATRI and LAU WAI SHING

(Hong Kong Polytechnic)

Abstract

The majority of cutting tools in machining have some oblique angles. Its study is therefore very important. Orthogonal cutting theory, which is in a well developed stage now, is a special case of oblique cutting and the understanding of the latter therefore would strengthen our understanding of orthogonal cutting itself.

A study of the literature in oblique cutting shows that only chip formation and mechanics have been studied to some extent. Even these are based on single slip line concept. While many other advanced techniques are available for orthogonal cutting analysis, further analysis of other important aspects like temperature, tool life, workhardening etc. have not been attempted so far. This paper gives a brief summary of the work of the authors and their associates over the last decade to fill in the above gap.

A simple and effective method have been proposed for measuring chip flow angle. A new analysis on the mechanics of oblique cutting based on the lower boundary of the shear zone using well known slip line principles has been developed. It is shown that this analysis is as effective as the single shear plane approach. Furthermore, it gives the normal pressure ahead of the cutting zone which can be predicted from orthogonal cutting using the concept of effective rake angle.

The problem of thermal analysis is attempted for the first time in the paper using oblique moving heat source. The heat sources of the shear and rake plane are resolved into lateral and normal component sources. The temperatures due to these sources are estimated using a new master chart. These are then superimposed

using a specially developed superimposed formula.

Exprimental data has been presented showing that the tool life and Taylor constant increase with increase in obliquity. An analysis based on adhesion wear theory has shown that the principal reason for this is the decrease in the mean temperature on the tool flank with increase in obliquity.

Experimental data is presented showing that workhardening increases with obliquity. This is attributed to additional shear along the shear zone. A method of predicting workhardening in oblique cutting based on cutting forces is presented.