

1986年9月  
第3期

北京钢铁学院学报  
Journal of Beijing University  
of Iron and Steel Technology

No.3  
Sept.1986

## 立方氮化硼刀具破损问题的探讨 ( I )

顾佩华 赵景华 周其焜  
徐淑彬 曲开宏  
(机制教研室)

### 摘 要

立方氮化硼(CBN)刀具在加工合金铸铁的实际切削中破损问题十分严重。生产中要求找出有效措施以改变这种现象。本文根据弹性力学的原理,推导出了刀口区的应力分布,并在此基础上进行了光弹性模拟试验和实际切削试验。理论推导与试验结果基本吻合。当其它切削条件一定时,刀具前角由正值变为负值时,极限应力点由拉应力区移向压应力区,并根据实测数据计算出径向应力由正值变为负值。用两种不同前角的CBN刀具加工同一根合金铸铁,无论从刀具寿命或破损率及形貌上均可表明,采用本文给出的几何参数的合理性,从而找出了合理的前角数值。此外,论述了选取负倒棱的必要性。为进一步研究CBN刀具的切削性能和破损机理奠定了基础。

**关键词:** 氮化硼, 刀具, 刀具破损

## On the Fracture Problems of CBN Cutting Tools ( I )

Gu Peihua Zhao Jinghua Zhou Qikun  
Xiu Shubin Qiu Kaihong

### Abstract

Cubic Boron Nitride (CBN) cutting tools have been found to exhibit brittle fracture serious during machining alloy cast iron(HRc 58). This paper introduces the results of metal cutting and photoelastic tests performed to determine optimum rake angle, in accordance with the stress distribution analyzed by using the theory of elasticity. The theoretical analysis is basi-

cal agreement with the experimental results. The maximum stress point moves to compressive stress, depended on the experimental data, when negative rake angle substituted for positive one and other cutting conditions kept fixed. Besides, tool life is longer and fracture of tools is improved as well. On stress analysis and experiments, the optimum rake angle is defined and necessity of negative first face land has been discussed briefly for brittle tools.

Key word: Cutting tool, Cubic Boron nitride, Fracture.

## 前 言

超硬刀具立方氮化硼 (CBN) 的脆性破坏问题十分严重, 在大量连续切削中由于破损使刀具寿命过早完结。

通过观察认为, 刀具破损受机床振动及某些随机因素影响外, 与切削时刃口区的应力分布和性质有关。本文基于弹性力学原理, 推导出刃口区的应力分布, 并依此进行切削试验和光弹性模拟试验, 试图找出刀具的合理几何参数, 为今后研究 CBN 刀具的切削性能及破损机制提供基础。

## 1 切削模型的简化及边界条件的处理

为简化理论分析, 可假设: 直角自由切削, 刀具足够锋利, 忽略后刀面与工件接触面的作用, 其力学模型见图, 由于作用在前刀面上的正压力和摩擦力的分布情况及比值难以确定, 用一组合力即:

$$P = \int_0^{x_1} q(x') dx'$$

$$F = \int_0^{x_0} f(x') dx'$$

取代分布力如图 2 所示, 既简化了数学处理, 又便于测量切削力, 对刃口区进行应力分析。由图 3 得出边界条件为:

$$\sigma_{\theta} \Big|_{\theta = \pm \frac{\pi}{2}} = 0 \quad \tau_{\gamma_0} \Big|_{\theta = \pm \frac{\pi}{2}} = 0$$

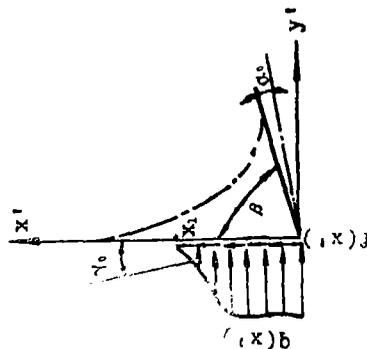


图1 正交自由切削力学模型

Fig.1 Mechanical model of orthogonal cutting

## 2 刃口区的应力分析

用弹性力学的应力函数法〔6〕, 求解切削部分的诸应力分量。据量纲分析, 对图 3 所示的模型, 假设应力函数  $\phi$  是  $\theta$  的某一函数乘以  $\gamma$  的一次幂, 即

$$\phi = \gamma f(\theta) \quad (1)$$

将(1)式代入相容方程(2)

$$\left( \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \phi = 0 \quad (2)$$

得到

$$\frac{1}{r^3} \left[ \frac{d^4 f(\theta)}{d\theta^4} + 2 \frac{d^2 f(\theta)}{d\theta^2} + f(\theta) \right] = 0 \quad (3)$$

求此常微分方程后, 得

$$f(\theta) = A \cos \theta + B \sin \theta + \theta (C \cos \theta + D \sin \theta) \quad (4)$$

代入(1)式

$$\phi = A \gamma \cos \theta + B \gamma \sin \theta + \gamma \theta (C \cos \theta + D \sin \theta) \quad (5)$$

删去(5)式前两项不影响应力, 因此, 只须取,

$$\phi = \gamma \theta (C \cos \theta + D \sin \theta)$$

其中, C、D为待定常数。

由应力函数与应力分量关系式(6), 并代入

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{1}{\gamma} \frac{\partial \phi}{\partial \gamma} + \frac{1}{\gamma^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \theta^2} \\ \sigma_\theta &= \frac{\partial^2 \phi}{\partial \gamma^2} \\ \tau_{r\theta} &= \tau_{\theta r} = -\frac{\partial}{\partial \gamma} \left( \frac{1}{\gamma} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \right) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

边界条件, 得到

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{2P}{\gamma} \left[ \frac{\sin \frac{\beta}{2} \cdot \cos \theta}{\beta + \sin \beta} + \frac{\cos \frac{\beta}{2} \cdot \sin \theta}{\beta - \sin \beta} \right] \\ &\quad - \frac{2F}{\gamma} \left[ \frac{\cos \frac{\beta}{2} \cdot \cos \theta}{\beta + \sin \beta} - \frac{\sin \frac{\beta}{2} \cdot \sin \theta}{\beta - \sin \beta} \right] \quad (7) \\ \sigma_\theta &= 0 \\ \tau_{r\theta} &= \tau_{\theta r} = 0 \end{aligned} \right\}$$

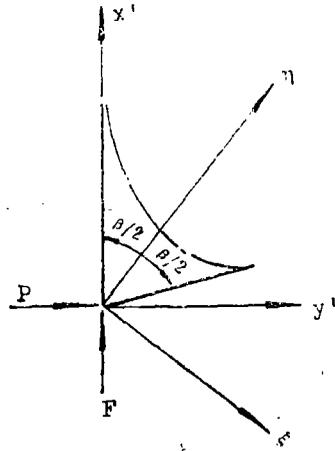


图2 简化后的力学模型

Fig.2 Simplified mechanical model

在前刀面处, 即  $\theta = -\frac{\beta}{2}$  处,

$$\sigma_r = -\frac{2P}{\gamma} \left[ \frac{\sin \frac{\beta}{2} \cdot \cos \frac{\beta}{2}}{\beta + \sin \beta} - \frac{\cos \frac{\beta}{2} \cdot \sin \frac{\beta}{2}}{\beta - \sin \beta} \right] - \frac{2F}{\gamma} \left[ \frac{\cos^2 \frac{\beta}{2}}{\beta + \sin \beta} + \frac{\sin^2 \frac{\beta}{2}}{\beta - \sin \beta} \right] \quad (8)$$

实际上在刀一屑接触区  $\sigma_\theta$  与  $\tau_{r\theta}$  均不为零而应为  $\sigma_\theta = -q(x')$  和  $\tau_{r\theta} = -f(x')$ , 只是离开接触后才为零。一般超硬刀具的抗压强度远高于抗拉强度。因此, 使  $\sigma_r$  在前刀面处取

负值比较合理。若要确定 $\sigma_y$ , 必须知道P和F值。由图3可知, 在正交自由切削条件下, P和F与 $F_z$ 和 $F_y$ 有如下关系

$$\begin{aligned} P &= F_z \cdot \cos \gamma_0 - F_y \sin \gamma_0 \\ F &= F_z \cdot \sin \gamma_0 + F_y \cos \gamma_0 \end{aligned} \quad (9)$$

其中,  $F_z$ 为主切削力,  $F_y$ 为径向分力。当切削条件一定, 由测力仪测出 $F_y$ 和 $F_z$ 分量, 再由(8)式求出 $\sigma_y$ 。

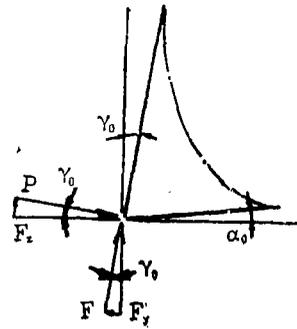


图3 简化后的各力之间关系

Fig.3 Relation of simplified forces

### 3. 试验设备及条件

#### 3.1 切削力试验

以上虽然导出了应力分量的表达式, 但P和F均为未知, 因此需进行切削试验, 测出切削力, 以确定刃口区的应力状态。

试验机床: 650MM牛头刨床;

试件材料: 45\*中碳钢;

刀具材料: W18Cr4V;

刀具角度:  $\alpha_0 = 10^\circ$ ,  $\gamma_0 = 20^\circ$ ,  $\gamma_0 = 0^\circ$ ,  
 $\gamma_0 = -0^\circ$ ,  $\gamma_0 = -30^\circ$ ;

切削条件:  $a_p = 5.8\text{mm}$ ,  $f = 0.1\text{mm/str}$ ,  
 $f = 0.2\text{mm/str}$ ;

测试仪器: 八角环式铣削双向测力仪,  
Y6D-3A型动态电阻应变仪, 配用SC-16光  
线记录示波器;

由测得标定曲线(图4), 采用回归分析  
方法, 求出光高与切削力关系式。

$$F_z = (1.89 + 16.07h) \times 9.81 \text{ (N)}$$

相关系数:  $\gamma = 0.9999$

$$F_y = (-4.42 + 25.82h) \times 9.81 \text{ (N)}$$

相关系数:  $\gamma = 0.9994$

#### 3.2 刀具寿命试验

根据理论分析和光弹性模拟试验的结果, 进行实际切削试验, 测定刀具寿命和破坏率, 验证其结果的可靠性。

试验机床: C620-1型无级变速车床

测试仪器: XJP-10型数字显示仪和SLGP-11型转速表测量主轴转速, 用JLC型  
小型测量显微镜测刀具磨损;

刀具材料: 立方氮化硼/硬质合金复合刀片性能见表1;

刀具角度:  $\gamma_0 = -5^\circ$ ,  $\alpha_0 = 6^\circ$ ,  $\alpha'_0 = 6.5^\circ$ ,  $\lambda_0 = -5^\circ$ ,  $K_r = 75^\circ$ ,  $K'_r = 15^\circ$ ,  $\gamma_c = 0.13 \sim$

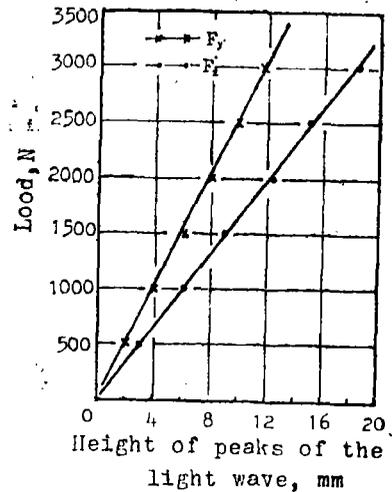


图4 八角环测力仪的标定曲线

Fig.4 Calibrated curves of octagonal ring dynamometer

0.2mm,  $\gamma_0 = 7^\circ$ ;

表 1 立方氮化硼刀片机械物理性能  
Table 1 Mechanical physical properties  
of CBM tool

vickers- hardness Hv, $\times 10^8$ Pa	Young's modulus $\times 10^4$ Pa	Thermal conductivity coefficients W/m $^\circ$ C	Linear expansion coefficient $\times 10^{-6}/^\circ$ C	Thermal stability $\psi$	Pecific gravity g/cm $^3$	Chemical inertia to ferro-group elements
4500	71	$2.1 \times 10^2$	4.7	$\sim 1400$	3.48	good

工件材料: 硬镍合金铸铁, 性能见表 2。

表 2 硬镍合金铸铁的化学成分与机械性能  
Table 2 Chemical composition & mechanical properties  
of alloy cast iron

Chemical composition, %						Mechanical properties		
C	Si	Me	Ni	Cr	M	Tensile strength, $\times 10^6$ pa	Bending strength $\times 10^6$ pa	Rock well hardness, HRc
3.2~3.6	0.3~0.6	0.3~0.6	3.82~4.1	2.2~3.0	70.5	400~500	270~340	$\pm 58$

\* 化学成份及机械性能数据均由石家庄水泵厂提供

### 3.3 光弹性试验

为了直观定性地了解刀口处的应力状态和验证理论推导的可靠性, 进行光弹性试验。

试验装置: 4091—2型大型光弹仪。

试件材料: 刀具由环氧树脂6101制成, 工件材料是铅,

刀具角度:  $\alpha_0 = 10^\circ$ ,  $\gamma_0 = 20^\circ$ ,  $\gamma_0 = 0^\circ$ ,  $\gamma_0 = -10^\circ$ ,  $\gamma_0 = -30^\circ$ ;

切削条件:  $a_c = 1.5\text{mm}$   $a_w = 4\text{mm}$

## 4 试验及结果的分析

### 4.1 切削力试验

试验结果见表 3

表 3 切削力数据  
Table 3 Date of Cutting force (N)

Feed mm/rev.	Rake angle							
	$\gamma_0 = 20^\circ$		$\gamma_0 = 0^\circ$		$\gamma_0 = -1^\circ$		$\gamma_0 = -3^\circ$	
	Fz	Fy	Fz	Fy	Fz	Fy	Fz	Fy
0.1	1063.5	368.9	1417.0	730.4	1754.5	988.6	1786.6	1401.7
0.2	2349.1	730.4	2702.6	1246.8	2750.8	1505.0	2509.8	1763.2

\* Workpiece: 45\*

Tool material: W18Cr4V

当切削条件一定， $\beta$ 值随之而定。表3中给出了不同 $\gamma_0$ 下的切削力值。根据(9)式可计算出P和F，而后代入(8)式，确定出前刀面上的应力状态。

当 $\gamma_0 = 20^\circ$ ， $d_0 = 10^\circ$ 时，可算出：

$$\sigma_r = \frac{1}{\gamma} [4.32P - 3.56F]$$

当 $\gamma_0 = 10^\circ$ ， $\alpha_0 = 10^\circ$ 时，可算出

$$\sigma_r = \frac{1}{\gamma} [1.37P - 2.15F]$$

当 $\gamma_0$ 和 $\alpha_0$ 为任何给定值时，均可求出 $\sigma_r$ 表达式，见图5。

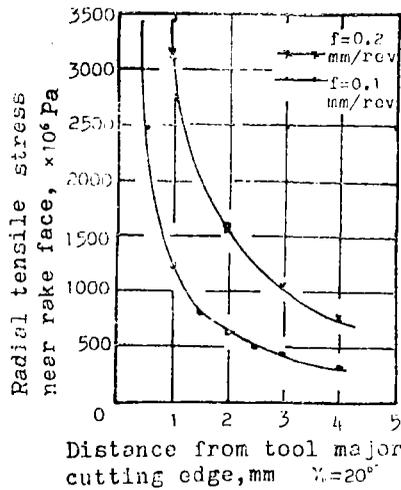


图5(a)靠近前刀面处的应力分布 $\gamma_0 = 20^\circ$   
Fig.5(a) Distribution of stress near rake face  $\gamma_0 = 20^\circ$

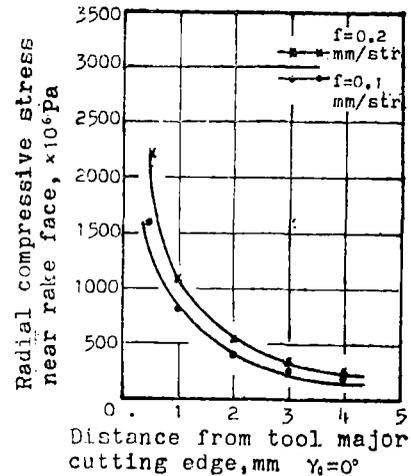


图5(b)靠近前刀面处的应力分布 $\gamma_0 = 0^\circ$   
Fig.5(b) Distribution of Stress near rake face  $\gamma_0 = 0^\circ$

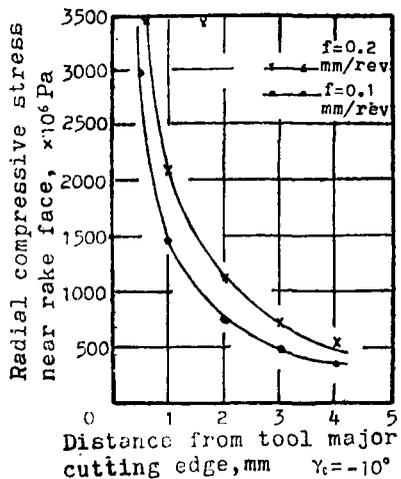


图5(c)靠近前刀面处的应力分布 $\gamma_0 = -10^\circ$   
Fig.5(c) Distribution of Stress near rake face  $\gamma_0 = -10^\circ$

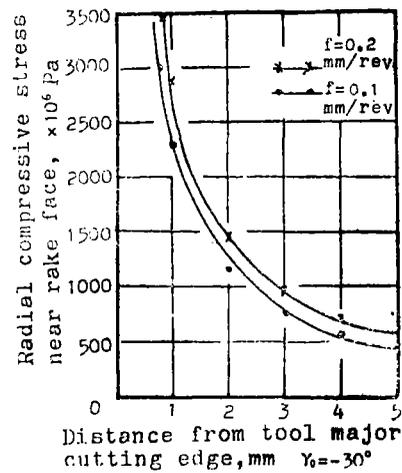


图5(d)靠近前刀面处的应力分布 $\gamma_0 = -30^\circ$   
Fig.5(d) Distribution of stress near rake face  $\gamma_0 = -30^\circ$

当 $\gamma_0 = 20^\circ$ 时，由(8)式可计算出主剖面切削部分的应力状态。计算结果表明，靠近前刀面为拉应力区，靠近后刀面为压应力区，过渡处为中间层，见图6。

由 $\sigma_r$ 表达式还可以看出， $\sigma_r$ 值距刀尖距离越小处，应力值越大，如图5所示。因此，加磨一定的负倒棱，除可增强刀口强度，也可使刀口处应力值减小。

当 $\gamma_0 \leq 0^\circ$ 时，靠近前刀面处，也呈压应力。因为随 $\gamma_0$ 减小， $F_y$ 和 $F_x$ 的比值增大， $P$ 和 $F$ 值相应发生变化。在试验所用切削用量范围内，当 $\gamma_0 > 0$ ，即 $\gamma_0 = 20^\circ$ 时， $P > F$ ，而当 $\gamma_0 \leq 0^\circ$ 时， $F > P$ 且随 $\gamma_0$ 减小，两者差值增加，可见用零或负前角可使刀具前刀面呈压应力状态。见图7。

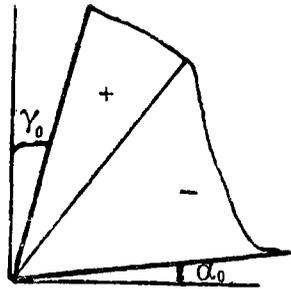


图6 拉压应力分布示意图

Fig.6 Distribution of Compression-tensile Stress

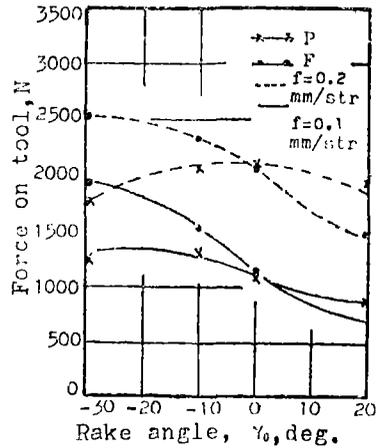


图7 作用在刀具上的力P和F与前角的关系

Fig.7 Relation between forces P, F on tool and rake angle

#### 4.2 光弹性试验

一组典型试验结果如图8所示。



图8 a,  $\gamma_0 = 20^\circ$



图8 b,  $\gamma_0 = 0^\circ$

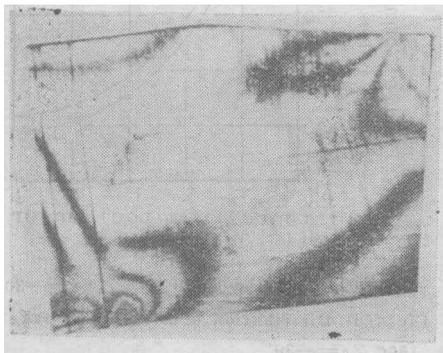


图8 c,  $\gamma_0 = -10^\circ$

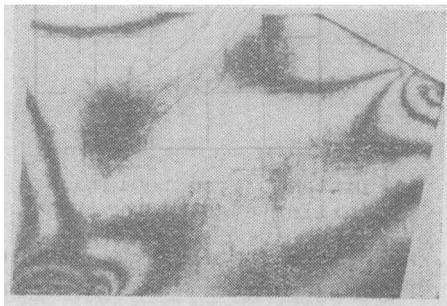


图8 d,  $\gamma_0 = -30^\circ$

$\gamma_0 = 20^\circ$  刀具的等差线图表明, 刃口处干涉条纹十分密集, 根据光弹性实验原理〔8〕可知, 此处应力值较大。配合钉压法, 证明靠近前刀面为拉应力区, 接近后刀面的压应力区, 整个刀具切削部分为拉、压两个区域, 分界处为中性层, 这与理论推导和切削试验得出的结果吻合的很好。

由  $\gamma_0 = 0^\circ$  刀具的等差线图可以看出, 当减小前角即增大楔角  $\beta$  时, 在相同的切削条件下, 刀具刃口处干涉条纹密集程度下降, 拉和压应力值均呈递减趋势, 由于试验条件所限虽不能证明前刀面为压应力区, 但可以看出压应力区有向前刀面扩展的趋势。继续减小前角  $\gamma_0$  值, 等差线变化并非十分明显, 但从图形可以看出, 压应力区增大。尤为重要的是, 极限应力点由拉应力区移向压应力区, 这样可回避超硬刀具材料抗拉强度低的弱点, 并可发挥其抗压强度高的特点。由此可见, 在用 CBN 等超硬刀具时, 采用零前角或负前角, 有助于减缓刀具的破损

## 5 试验结果的验证

为了验证以上所得出的合理前角, 固定其它角度和试验条件, 用两种不同前角的 CBN 刀具加工同一根合金铸铁, 比较其刀具寿命及破损情况。

图 9 为刀具寿命与切削速度关系。显见, 正前角的刀具寿命低于负前角, 且破损情况严重。主要是破损率高, 区域大和出现的比较早。

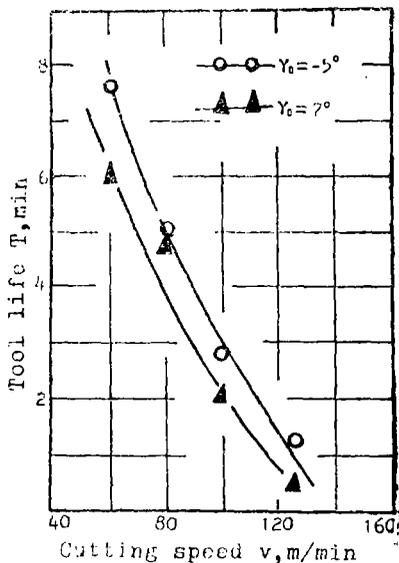


图 9 切削速度——刀具寿命曲线  $VC=0.5\text{mm}$

Fig.9 Curves of relation between cutting speed and tool life  $VC=0.5\text{mm}$

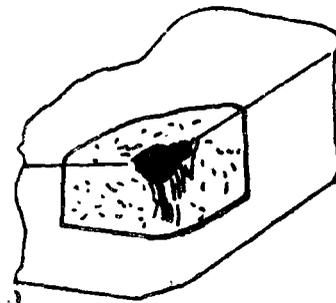


图10 a,  $\gamma_0=7^\circ$ 的破损形貌

Fig.10(a)  $\gamma_0=7^\circ$ , Profile of fracture

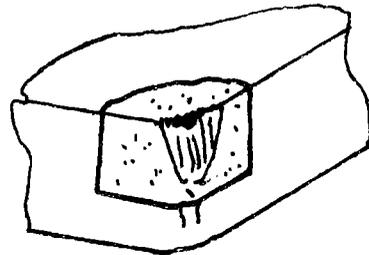


图10b  $\gamma_0=-5^\circ$ 的破损形貌

Fig.10(b)  $\gamma_0=-5^\circ$ , Profile of fracture

用CBN刀具加工合金铸铁,在实验范围内形成崩碎切屑,对刀刃冲击作用大,加之其硬度高,对刃口产生擦伤作用。因此,在初期磨损时,常将主切削刃磨出一个小斜面或在前刀面出现小剥落或小破损。随切削时间的增长,主后面磨损形貌如图10所示。主要是VC值的明显增大,同时常伴有剥落和破损,其程度与初期的小破损和微剥落有关。然而,当 $VC > 0.5\text{mm}$ 时,常出现始于前刀面并延伸到后刀面的破损。所以防止刀具的早期破损,就能有效地延长刀具使用寿命。若达到磨钝标准而未出现破损,其刃磨量,时间和成本可大大降低,特别是在CBN刀具的价格尚远高于其它普通刀具的情况下,防止刀具破损有着重要的经济价值。

表 4 两种前角下的刀具破损对比

Table 4 Contrast of tool fracture under two rake angles

Rake angle, $\gamma_0$	Test number	Fracture number	Fracture rate
$7^\circ$	5	5	100%
$-5^\circ$	8	4	50%

## 6. 结 论

1. 理论分析和试验结果均表明:径向应力 $\sigma_r$ 值随离刀刃的距离 $\gamma$ 值增大而迅速衰减。在切削刃附近为极限应力区,对刀具的破损影响很大。因此,在使用CBN及陶瓷等高硬度且脆性大的刀具材料时,应磨一定的负倒棱。

2. 理论计算和试验结果均证明,当其它切削条件一定,前角取为正值时,刀具切削部分即楔形区被中性层分成拉和压两个区域。靠近前刀面为拉应力区,靠近后刀面为压应力区。随着前角值的减小,楔形区中的拉应力区减小,压应力区增大。当前角由正值变为负值时, ( $\gamma_0 = -10^\circ$ ,  $\gamma_0 = -30^\circ$ ), 光弹试验结果表明,极限应力点由拉应力区移向压应力区。用切削试验数据计算出在靠近前刀面处的径向应力 $\sigma_r$ 由拉应力变为压应力,与光弹试验给出的趋势相合。

3. 根据不同前角 $\gamma_0$ 下的径向应力 $\sigma_r$ 的计算结果可知,  $\gamma_0$ 由 $20^\circ$ 减小于 $0^\circ$ 时,  $\sigma_r$ 不但有正值变为负值的趋势,且绝对值减小1~2倍。无论如何对刀具是有利的。继续减小前角至 $-10^\circ$ 或 $-30^\circ$ ,  $\sigma_r$ 绝对值依次递增。而光弹实验结果表明,当 $\gamma_0$ 值由 $20^\circ$ 减小到 $0^\circ$ 时,干涉条纹密集程度降低,应力值减小,若继续减小前角至 $-10^\circ$ 或 $-30^\circ$ ,变化就不明显了。CBN刀具加工合金铸铁的刀具寿命试验表明,正前角刀具的寿命低且破损严重。综上所述,在一般情况下,用CBN刀具切削合金铸铁时,应采用 $0 \sim -5^\circ$ 前角为宜。

本研究得到北京钢院粉末冶金教研室的支持,桂林冶金地质研究所和钢院粉末冶金教研室为试验提供了CBN刀片,谨此一并表示感谢。

## 参 考 文 献

- [ 1 ] Shaw, M. C.; Annals of the CIRP, 28 (1979), 1

- [ 2 ] Pikelharing, A.I.: Annals of the CIRP 27 (1978), 5
- [ 3 ] Wu, H., Mayer, J.E., ASME Preprint 79-WA/Prod.22, presented in San, Francisco, Dec.1978, to be published in Trans ASME (1979),
- [ 4 ] Ber, A., Kaldsr, S.: Annals of the CIRP, 31 (1982), 1
- [ 5 ] 顾佩华, 张景仕, 傅佑同: The First International Metal cutting conference, 3 (1983), 14
- [ 6 ] 徐芝纶编: 弹性力学, 人民教育出版社1979.7
- [ 7 ] 顾佩华等: 中国高校金属切削研究会, 第二届年会, 1984.5
- [ 8 ] 天津大学材力教研室编: 光弹性原理及测试技术, 科学出版社1980