

## 切削工具逃げ面摩耗痕の応力分布

前川 克 廣\*\*

久保 明 彦\*\*

北川 武 揚\*\*

(昭和56年8月26日受理)

### Stress Distributions on the Wear Land of Cutting Tool

by Katsuhiko MAEKAWA, Akihiko KUBO  
and Takeaki KITAGAWA

As the first step towards deriving a wear equation for the wear land of cutting tool, stress distributions, which are one of the most important factors determining wear rates, are analysed. The proposed method, in which uniform equivalent stresses in the workpiece along the wear land are postulated, gives the normal stress and the frictional stress on the wear land independently, using only elastic analysis incorporating the FEM when the orthogonal cutting data are in hand. The numerical solutions obtained show the same profiles of stresses as those of the stresses on the rake face of cutting tool. The overall average stresses gradually increase with wear development and are approximately equal to those of experimental values when neither tool vibration nor regenerative chatter exists.

#### 1. ま え が き

金属材料の被削性、いわゆる削りやすさの目安として、とくに工具寿命が重要である。工具寿命は通常、工具の逃げ面摩耗幅  $V_B$  が規準値に達するまでの総切削時間として定義されており、従来より切削速度、送り、切込みなどの種々の切削条件のもとで膨大な切削実験をおこなって決定されてきた。しかしながら、このような工具寿命試験は資源・エネルギーの節減の観点から好ましくなく、また決定された工具寿命方程式も汎用性に欠ける。この問題を解決するためには、たとえば摩耗速度  $dV_B/dt$  がその直接の影響因子である温度、応力、活性化エネルギーなどの関数として導きだされればよい。いったん摩耗方程式が求まれば、物性値と少量の二次元切削データを用いた簡単な数値計算により工具寿命が予測できることになる<sup>1)</sup>。

本研究はそのような切削工具逃げ面の摩耗方程式を導出するための第1段階として、摩耗

\* 昭和55年度精機学会春季大会学術講演会で一部発表 (昭和55年3月)

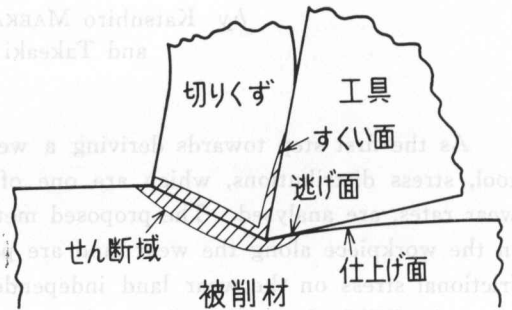
\*\* 北見工業大学機械工学科

速度におよぼす影響がもっとも大きいと予想される逃げ面摩耗痕の応力分布を解析的に予測することを試みた。提案する応力解析手法は、応力の発生機構や摩耗痕形状<sup>2)</sup>にはいっさいふれず、直接に弾性解析のみで摩耗痕の応力分布を求めるものである。得られた数値解は工具すくい面上の応力分布形状と同一であり、またその平均値は工具のびびり振動がない場合の実測の平均摩耗痕応力に比較的良好に一致するので報告したい。

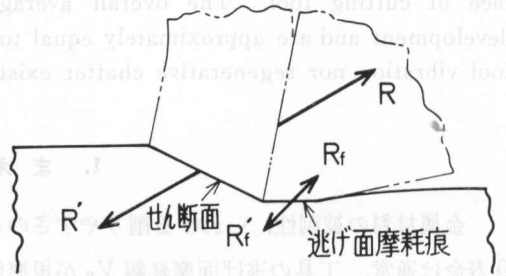
## 2. 計算モデルと応力解析手法

### 2.1 鋭利工具の場合

切削の変形域の応力場はせん断面の現象と工具すくい面および工具逃げ面のそれとの平衡のうえに成りたっているから(図1)、個々の現象を独立に議論することはできない。また個々の現象自体も簡単ではないから、純解析的に逃げ面摩耗痕に作用する応力を求めることは不可能にちかい。このような理由から以下に述べるように半解析的に摩耗痕の応力分布を得る解法を提案する。そのためにはまず、摩耗痕のない鋭利工具の場合の被削材内の応力場を求めておく必要がある。いま、ある工具材と被削材の組合せのもとで鋭利工具による二次元切削試験がおこなわれ、その結果、表1に示すような切削抵抗  $F_H$ ,  $F_V$ , せん断角  $\phi$ , 切りくず接触長さ  $l_c$  などの情報がすでに手もとにあるものとする。切削模型としては二次元単純せん断面モデルを想定し<sup>注1)</sup>、図2のように有限要素分割する。切削力  $R$  は



(a) 鋭利工具による切削



(b) 逃げ面摩耗工具による切削

図1 切りくず生成過程とそのモデル化

表1 切削条件と二次元切削データ

切削条件	被削材: S45C 炭素鋼, 工具: 超硬 P20 (0, 0, 6, 6, 15, 15, 0.5), 切削速度 $V=200$ m/min, 切込み $b=2$ mm, 送り $t=0.2$ mm/rev, 切削剤: 乾燥
二次元切削データ	水平分力 $F_H=95$ kgf, 垂直分力 $F_V=57$ kgf, 切りくず接触長さ $l_c=1.07$ mm, せん断角 $\phi=21.3$ deg

注1) 通常の切りくず生成過程は三次元的であるが、切削速度  $V$  と切りくず速度  $V_c$  を含む面内の状況は二次元的とみなすことができる。また旋削の場合に逃げ面摩耗は横切れ刃に平行に進展する。

工具・切りくず間に働いているが、図1(b)に示すようにこの力はせん断面上に働く等価な力  $R'$  に置きかえることができるので、切りくずに関する変位、ひずみ、応力の情報は必要なく、したがって当モデルでは切りくず部分を省略する。また単純せん断面モデルはせん断域におけるすべての塑性変形が無限小厚さのせん断面でのみ生ずるとする模型であるから、図2のモデル内では塑性変形は生ぜず、したがってすべての要素は弾性変形の状態にある。よって解析にあたっては、被削材の材料定数は炭素鋼 S 45 C に相当する縦弾性係数  $E=21000 \text{ kgf/mm}^2$ 、ポアソン比  $\nu=0.3$  のみを指定して有限要素計算をおこなえばよい。

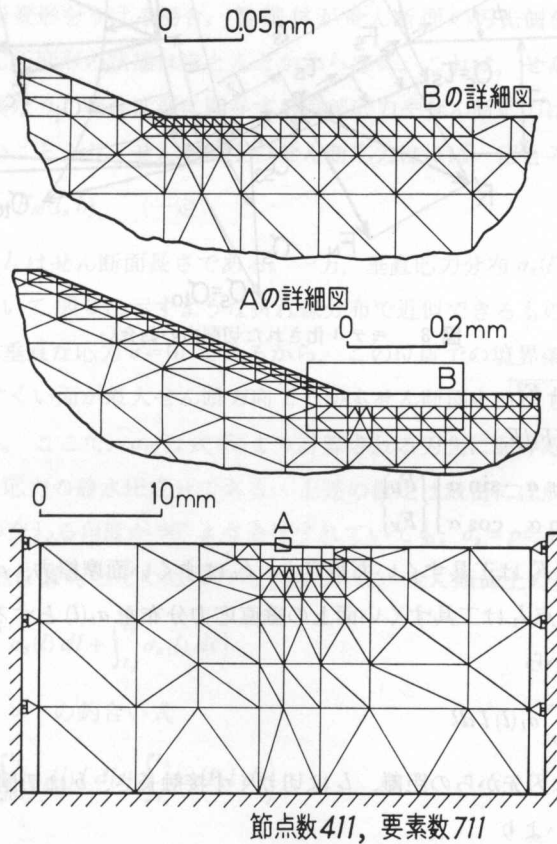


図2 単純せん断面モデルの有限要素分割

図2のモデルが切削状態を実現していれば、せん断面に切削力  $R'$  を負荷しさえすれば鋭利工具の場合の被削材内の応力場がえられる。したがってつぎに、せん断面上の応力の境界条件を以下のようにして決定する。図3に示すように切削系は工具すくい面に働く切削力  $R$  とせん断面上に働く力  $R'$  との平衡の上になりたっているから、 $R$  の着力点と方向がわかれば  $R'$  の着力点と方向が決まり、したがってせん断面上の応力分布を指定することができる。そこでまず  $R$  を求める。二次元切削データとして切削力の水平分力  $F_H$  と垂直分力  $F_V$  がえられているから、図3より

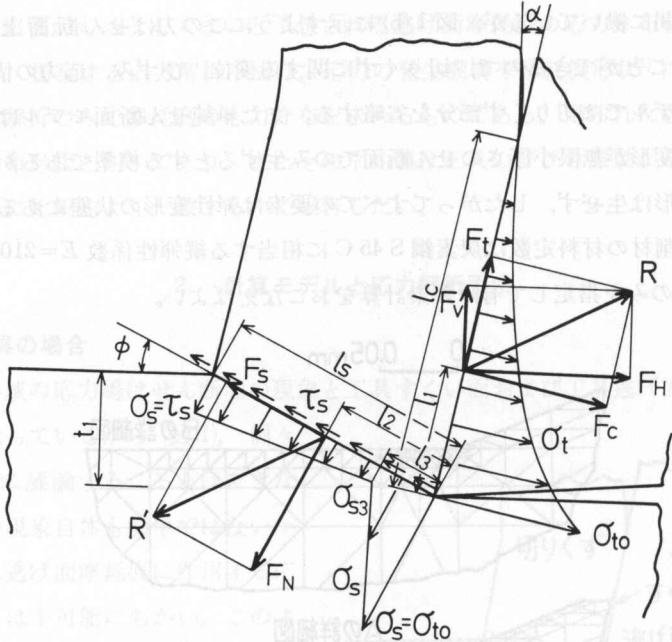


図3 モデル化された切削力の釣合い

$$R = \sqrt{F_H^2 + F_V^2} \tag{1}$$

$$\beta = \tan^{-1}(F_t/F_c) \tag{2}$$

$$\begin{Bmatrix} F_c \\ F_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha \\ \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_H \\ F_V \end{Bmatrix} \tag{3}$$

ここで、 $\beta$ は摩擦角、 $F_c$ は工具すくい面垂直力、 $F_t$ はすくい面摩擦力、 $\alpha$ は工具すくい角である。つぎに  $R$  の着点  $l_1$  は工具すくい面上の垂直応力分布を  $\sigma_t(l)$  とするとき、刃先まわりのモーメントの釣合いから

$$l_1 = \frac{b}{F_c} \int_0^{l_c} \sigma_t(l) l dl \tag{4}$$

となる。ただし、 $l$  は刃先からの距離、 $l_c$  は切りくず接触長さ、 $b$  は切削幅である。 $F_c$  はすくい面上での力の釣合いより

$$F_c = b \int_0^{l_c} \sigma_t(l) dl \tag{5}$$

の関係をみताす。いま炭素鋼を超硬工具で切削する場合の  $\sigma_t(l)$  が

$$\sigma_t(l) = \exp \left\{ B(1-l/l_c) \right\} \tag{6}$$

で近似できる<sup>3)</sup>ものとする。ただし、 $B$  は個々の切削条件に対して式(3)、(5)および(6)より決まる定数である。このとき式(5)、(6)を式(4)に代入して  $l_1$  を求めれば

$$l_1 = l_c \left( \frac{1}{B} - \frac{1}{e^B - 1} \right) \tag{7}$$

となる。

$R$  とその着力点が求まれば、図式的にせん断断面上に働く切削力  $R'$  とその着力点  $l_2$  が決まる。また、せん断断面上に働く垂直力  $F_N$ 、せん断力  $F_S$  は  $F_H$ 、 $F_V$  およびせん断角  $\phi$  を用いて

$$\begin{Bmatrix} F_N \\ F_S \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \phi & \sin \phi \\ -\sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_H \\ F_V \end{Bmatrix} \quad (8)$$

となるので、応力の境界条件としてのせん断断面上のせん断応力分布  $\tau_s(l)$  および垂直応力分布  $\sigma_s(l)$  をつぎのような仮定のもとに決定することができる。すなわち切削過程においては被削材がせん断面でせん断変形をうける場合、被削材がせん断面の刃先側を通っても自由面側を通っても、うけるせん断変形の状態はほとんどかわらない。これは、せん断断面上の各点は応力の静水圧成分のみが異なり、塑性変形に関与する偏差応力やせん断応力はほとんどかわらないことを意味する。このことより、せん断断面上のせん断応力はほぼ一定とみなせるので

$$\tau_s(l) = \tau_s = F_S / (l_s b) \quad (\text{一定}) \quad (9)$$

と仮定する。ただし、 $l_s$  はせん断面長さである。一方、垂直応力分布  $\sigma_s(l)$  には種々の説があるが、臼井らの解<sup>4)</sup>を用いて図3に示すような折れ線分布で近似できるものと仮定する。自由面は平面応力状態(面に垂直な応力  $\sigma=0$ )であるから、この位置での境界条件は  $\sigma_s = \tau_s$  とする。刃先では、もし工具すくい面が最大せん断方向でしかもせん断面と直交していると仮定すると、 $\sigma_s = \sigma_{t0} = p$  となる。ここで、 $\sigma_{t0}$  は式(6)より計算される刃先における工具すくい面垂直応力、 $p$  は刃先における応力の静水圧成分である。上述の仮定は厳密には成り立たないが、工具すくい面とせん断面の交わる角度が  $90^\circ$  より多少ずれていても、 $\sigma_s = p \doteq \sigma_{t0}$  として問題はない。このとき  $\sigma_s(l)$  の折れ点位置  $l_3$  とその点での  $\sigma_s$  の値  $\sigma_{s3}$  は、せん断断面上の垂直力の釣合ひ式

$$F_N = b \left( \int_0^{l_3} \sigma_s(l) dl + \int_{l_3}^{l_s} \sigma_s(l) dl \right) \quad (10)$$

と刃先まわりのモーメントの釣合ひ式

$$F_N l_2 = b \left( \int_0^{l_3} \sigma_s(l) l dl + \int_{l_3}^{l_s} \sigma_s(l) l dl \right) \quad (11)$$

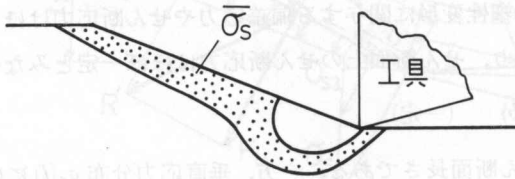
表 2 諸 定 数

すくい面に関する諸量	切削力 $R=111$ kgf, 摩擦角 $\beta=31$ deg, すくい面垂直力 $F_c=95$ kgf, すくい面摩擦力 $F_t=57$ kgf, $B=5.503$ , $l_1=0.190$ mm
せん断面に関する諸量	せん断面垂直力 $F_N=88$ kgf, せん断面せん断力 $F_S=68$ kgf, $\left\{ \begin{array}{l} \tau_{t0} = -245.4 \text{ kgf/mm}^2: \text{刃先} \\ \tau_{s3} = -45.4 \text{ kgf/mm}^2: \text{折れ点} \\ \tau_s = -61.7 \text{ kgf/mm}^2: \text{自由面} \end{array} \right.$ せん断面せん断応力 $\tau_s=01.7$ kgf/mm <sup>2</sup> , せん断面長さ $l_s=0.55$ mm, $l_2=0.206$ mm, $l_3=0.156$ mm

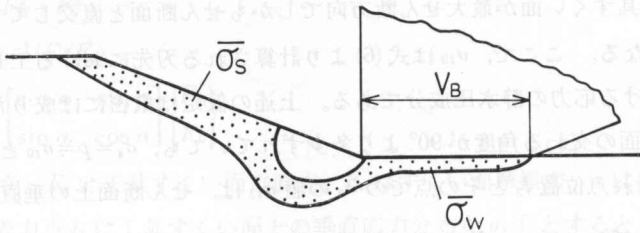
から計算することができる。詳細は付録に記す。表2に、表1の二次元切削データから計算された諸量を示す。

## 2.2 逃げ面摩耗痕のある場合

以上の計算により、実測された二次元切削データから単純せん断面モデルのせん断面上の境界条件が求まった。得られた境界条件は応力の形であるから、これを相当する節点荷重に置きかえる。この境界条件で弾性解析をおこなえば切削過程を代表する応力状態が得られることになる。いまその代表する量として図4(a)に示すせん断面位置にある材料要素の相当応力 $\bar{\sigma}_s$ に着目する。相当応力(以下、単に強度とよぶ場合もある)は応力の成分を用いて



(a) 鋭利工具の場合



(b) 摩耗工具の場合

図4 材料強度の一様性の仮定

$$\bar{\sigma} \equiv \sqrt{\frac{1}{2} \left\{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6\tau_{xy}^2 \right\}} = Y \quad (12)$$

によって定義されるミーゼスの降伏条件である<sup>注2)</sup>。ただし、 $Y$ は単軸(引張または圧縮)変形ときの降伏応力であり、一般にひずみ $\varepsilon$ 、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ 、温度 $\theta$ の関数である。すなわち

$$Y = F(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \theta) \quad (13)$$

さて、つぎに逃げ面摩耗痕をもつ、いわゆる摩耗工具によって切削をおこなった場合の応力状態を考えてみる。この場合には刃先位置の材料要素は摩耗した工具逃げ面と擦過することによりさらに塑性変形をうける。また摩擦仕事も加わるから温度も上昇する。したがってその強度は、式(13)にしたがい接触位置とともに刻々と大きさをかえることになる。しかしなが

注2) 一般に二次元切削では平面ひずみ状態が仮定される。



ら、刃先位置を通過する時点でのひずみは  $\epsilon=2\sim3$  と大きく、すでにひずみ硬化は飽和状態にあるから、多少の塑性変形が加わっても強度は増大しない。また工具すくい面上の切りくずのひずみ速度は  $\dot{\epsilon}=10^2\sim10^3\text{ s}^{-1}$  であるから逃げ面摩耗痕位置の  $\epsilon$  もこの程度の変化であれば、それが強度におよぼす影響はわずかである<sup>5)</sup>。一方、発生した摩擦熱は工具側へあるいは被削材内部へ伝導するために大幅な温度の上昇は見込めない。著者の一人<sup>6)</sup>による温度測定によれば、摩耗痕での温度変動はせいぜい  $50^\circ\text{C}$  前後である。したがって物理的にはつぎのような仮定を設けてもよさそうである。すなわち摩耗工具の場合には、摩耗痕位置での材料要素の相当応力  $\bar{\sigma}_w$  が刃先部の応力の特異点を除いたせん断面位置の材料の強度  $\bar{\sigma}_s$  に等しく、かつそれが摩耗痕との擦過によって大きくかわることはないものとする。すなわち

$$\bar{\sigma}_w = \bar{\sigma}_s \tag{14}$$

が成立するものと仮定する。なお実際のせん断域は面ではなくある幅をもっているから<sup>4)</sup>、 $\bar{\sigma}_s$  はせん断面を含む有意な幅の平均値をとるものとする。実際的にも摩耗痕のある位置で過渡的に材料要素の強度が異常に増大するようなことがあれば、この部分の接触圧力が増大し、かつ温度が急激に上昇するものと思われる。その結果、同位置で局所的に摩耗が進行することになる。これは摩耗痕形状によって  $\bar{\sigma}_w$  が影響されることを意味するが、仕上面にほぼ平行に定常的に逃げ面摩耗が進行する通常の場合には、摩耗痕形状との適合により式(14)が満足されていると考えてもよいであろう。

一方、力の釣合いの関係からは式(14)の応力状態と釣合うべき応力が逃げ面摩耗痕に働いているはずである。したがって起こっている塑性変形を接触面近傍に限定すれば、弾性解析により摩耗痕の垂直応力  $\sigma_f$  および摩耗応力  $\tau_f$  を求めることができる。これは2.1節の鋭利工具の場合とは逆に、最初に領域内部の相当応力が与えられており、これを満たす応力の境界条件を探索する問題に帰着する。しかしながら式(14)で与えられる応力は式(12)により定義される相当応力であり、応力の各成分が指定されているわけではない。このために計算手法的には、せん断面荷重を負荷しおえた状態からさらに逃げ面摩耗痕に相当する位置に任意の  $\sigma_f$  と  $\tau_f$  の分布を仮定して弾性解析をおこなう。その結果得られた応力状態から式(12)により  $\bar{\sigma}_w$  を計算

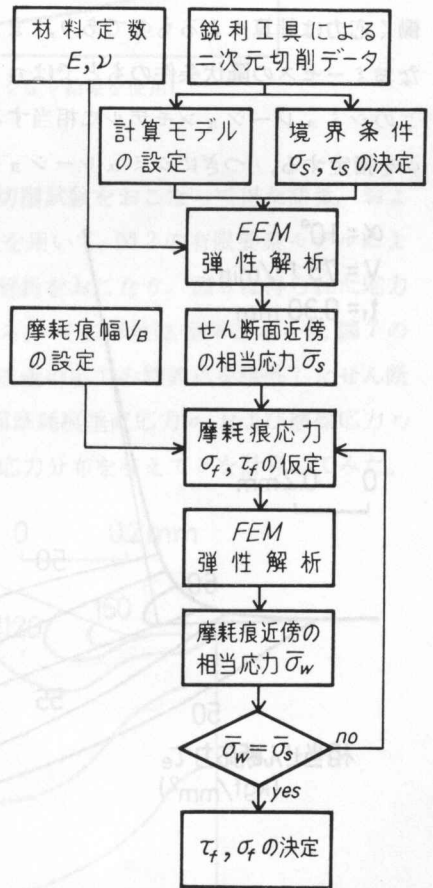


図5 逃げ面摩耗痕の応力分布計算法の概略

し、この  $\bar{\sigma}_w$  が式(14)を満足していれば、このときに仮定した  $\sigma_f$  と  $\tau_f$  が解となり、満足しないならばあらたに  $\sigma_f$  と  $\tau_f$  を設定しなおして上述の計算を繰り返すことになる。なお逃げ面摩擦幅  $V_B$  の大小によってせん断角や切りくず接触長さ等がほとんど変化しないことが実験的に知られている<sup>7)</sup> から、任意の  $V_B$  に対してせん断面上の境界条件をかえることなく、このような試行錯誤的な数値実験をおこなうことができる。以上に述べた逃げ面摩擦痕の応力分布計算法の概略を図5に示した。

### 3. 解析結果とその検討

#### 3.1 モデル化の妥当性

本モデルにより求まる鋭利工具の場合の相当応力が妥当であるかどうかを検証するために、著者の一人ら<sup>8)</sup> の切削模型シミュレーションの結果を用いて以下のような解析をおこなった。図6は切削模型シミュレーションの解である。この解は被削材の温度、ひずみ速度、ひずみ履歴などをすべて考慮し、弾塑性解析をおこなって得たものである。図中の工具すくい面に働く応力は計算によるものであり、またせん断域中の等応力線は相当せん断応力  $\tau_e$  である。なおミーゼスの降伏条件のもとでは  $\tau_e$  は式(12)の  $\bar{\sigma}$  と  $\tau_e = \bar{\sigma} / \sqrt{3}$  の関係にある。そこでまず、このシミュレーションモデルに相当するように、単純せん断面モデルの切削厚さ  $t_1$  とせん断角  $\phi$  を指定する。つぎにシミュレーション解のすくい面上の応力分布  $\sigma_t(l)$  と  $\tau_t(l)$  から2.1節で

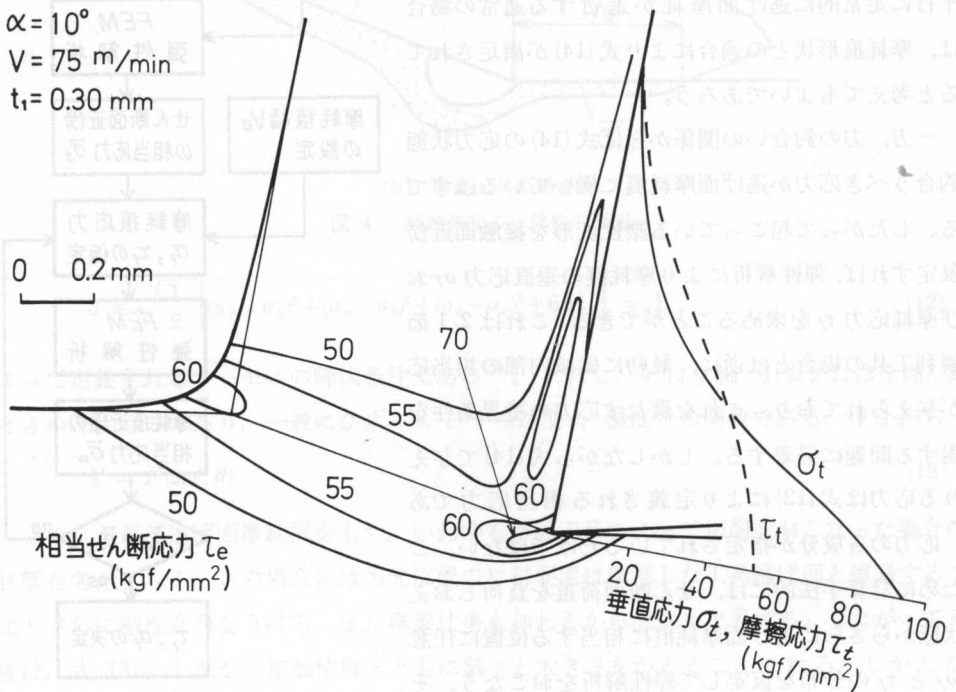


図6 シミュレーション解析による相当せん断応力の分布



述べた手法によりせん断面上の応力の境界条件を求め、弾性解析をおこなった。図7は得られた被削材中の $\tau_e$ の分布である。図6のそれと比べると両者はかなりよく一致していることが確かめられる。よって二次元切削データを用いた場合にも本モデルにより求まる相当応力、とくに $\bar{\sigma}_s$ はかなり実際の切削過程を代表する値になっていることが推察される。

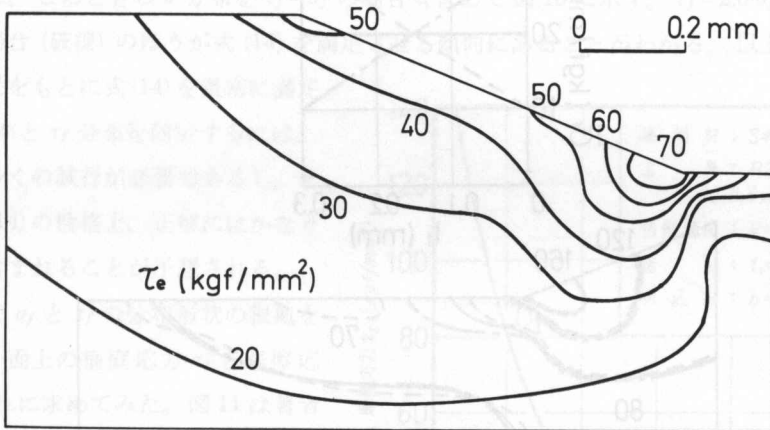


図7 相当せん断応力分布 (シミュレーション結果を使用)

### 3.2 逃げ面摩擦痕の応力分布形状

逃げ面摩擦痕がある場合には、表1の実際に二次元切削試験をおこなって得た諸量、およびこれらの値と前章の仮定により計算された表2の諸量を用いて、図2の有限要素モデルにより、図5の計算フローチャートの後半部分にしたがって解析をおこなう。図8は得られた応力状態から式(12)により求めた相当応力 $\bar{\sigma}$ の等応力線である。その形状は図6あるいは図7のそれと一致していることがふたたび確かめられる。刃先位置の応力の特異点を除外したせん断面位置の $\bar{\sigma}_s$ は $\bar{\sigma}_s=80\sim 100$  kgf/mm<sup>2</sup>である。まず逃げ面摩擦痕垂直応力 $\sigma_f$ および摩擦応力 $\tau_f$ のおおよその分布形状を知るために、3種類の典型的な応力分布を与えて $\bar{\sigma}$ を計算してみた。

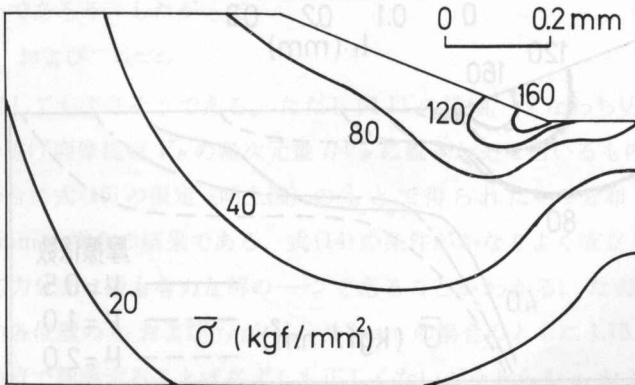


図8 相当応力 $\bar{\sigma}$ 分布 (二次元切削データを使用)

設定した摩耗幅は  $V_B = 0.3$  mm,  $\sigma_f$  と  $\tau_f$  は図9上図に示すようにいずれも平均応力  $20 \text{ kgf/mm}^2$  とした。同図下図は得られた  $\bar{\sigma}$  の結果である。摩耗痕に接触する材料要素の  $\bar{\sigma}_w$  に着目すれば、同位置で式(14)を満足させる傾向にあるのは一点鎖線の  $\sigma_f (= \tau_f)$  分布, すなわち刃先が

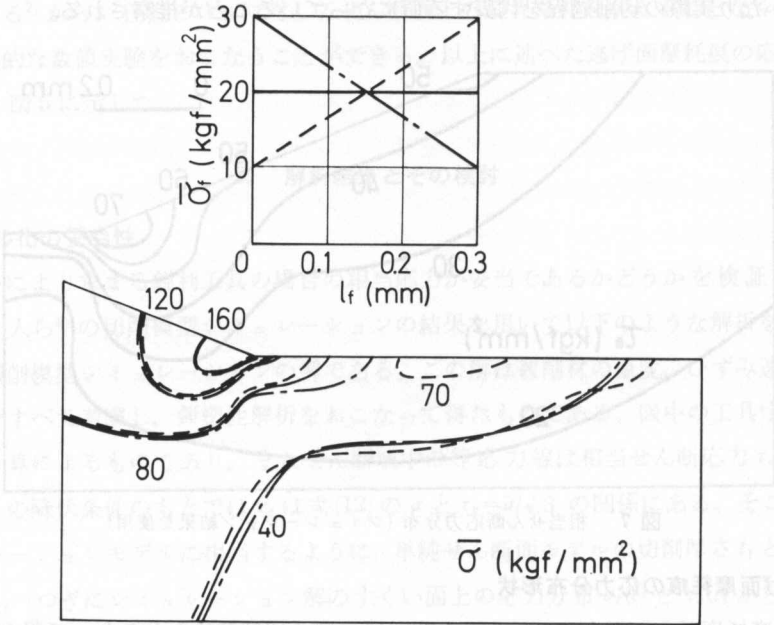


図9 摩耗痕応力分布と  $\bar{\sigma}$  分布 ( $\sigma_f$  の分布形状を変えた場合)

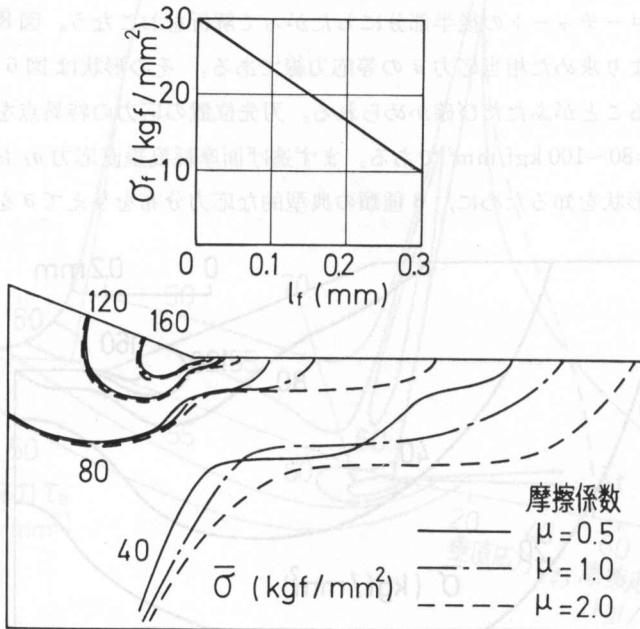


図10 摩耗痕応力分布と  $\bar{\sigma}$  分布 (摩耗痕の摩擦係数を変えた場合)

高く、被削材が摩耗痕から離れる点（以下、離脱点という）にむかって減少するような分布である。刃先より離脱点側が大きくなるような分布（破線）であれば  $\bar{\sigma}_w$  は均一にならず、また  $\sigma_f (= \tau_f)$  が均一分布（実線）であれば  $\bar{\sigma}_w$  が離脱点にむかってひろがらない。つぎに同様な計算を図9の一点鎖線の  $\sigma_f$  分布を使って、摩擦応力  $\tau_f$  の分布のみを  $0.5 \sigma_f$  と  $2.0 \sigma_f$  にかえておこなってみた。このときの  $\bar{\sigma}$  分布を  $\tau_f = \sigma_f$  の場合も含めて図10に示す。  $\tau_f = 2.0 \sigma_f$  の高摩擦を想定した場合（破線）のほうが式(14)を満足させる傾向にあることがわかる。以上のような定性的な結果をもとに式(14)を厳密に満足

する  $\sigma_f$  分布と  $\tau_f$  分布を同定するには、さらに数多くの試行が必要であるし、また条件式(14)の性格上、正解にはかなりの誤差が含まれることが予想される。

そこで  $\sigma_f$  と  $\tau_f$  の分布形状の根拠を工具すくい面上の垂直応力  $\sigma_t$  と摩擦応力  $\tau_t$  のそれに求めてみた。図11は著者の一人<sup>3)</sup>が実測した  $\sigma_t$  と  $\tau_t$  の一例である。刃先での垂直応力  $\sigma_{t0}$  は測定できないが、外挿によれば  $\sigma_{t0} = 245.5 \text{ kgf/mm}^2$  である。注目すべきことは、工具のすくい面と逃げ面の相違はあるが、刃先より離脱点に向って応力が減少する傾向およびかなりの高摩擦状態にあることが、それぞれ図9、10の結果に類似していることである。

また刃先で分断された材料要素が工具すくい面と逃げ面摩耗痕の両方を擦過するのであるから、温度、強度、活性化エネルギーなどの摩擦の物理的状況も両者では大きくちがわないと考えてよいであろう。したがって

$$\sigma_f \approx \sigma_t \quad \text{および} \quad \tau_f \approx \tau_t \tag{15}$$

が成りたつと仮定してもよさそうである。ただし図11の横軸、すなわち切りくず接触長さ  $l_c$  の無次元量  $l/l_c$  を逃げ面摩耗幅  $V_B$  の無次元量  $l/V_B$  に置きかえて用いるものとする。図12は  $V_B = 0.3 \text{ mm}$  の場合に式(15)の仮定（同上図）のもとで得られた  $\bar{\sigma}$  の分布（同下図）であり、図13は  $V_B = 0.5 \text{ mm}$  の場合の結果である。式(14)の条件がかなりよく成立していることから、式(15)の摩耗痕応力分布は最も有力な解の一つであることがわかる。ただし  $V_B = 0.5 \text{ mm}$  の場合は、摩耗痕の各位置の  $\sigma_f$  および  $\tau_f$  が  $V_B = 0.3 \text{ mm}$  の場合のともにも1.15倍である。このことは、応力の平均値で議論することは必ずしも正しくないがそれらを  $\bar{\sigma}_f$  および  $\bar{\tau}_f$  で表わせば、同一切削条件のもとで摩耗の進行とともに  $\bar{\sigma}_f$ 、 $\bar{\tau}_f$  は増大する傾向にあることを意味する。この

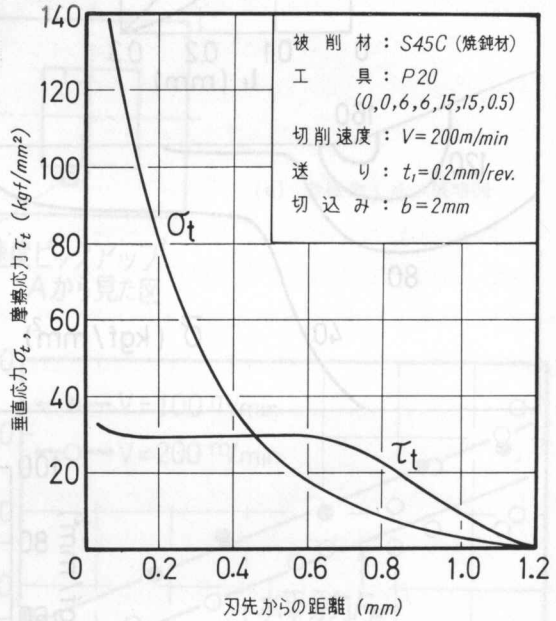


図11 工具すくい面応力分布 (実測値)

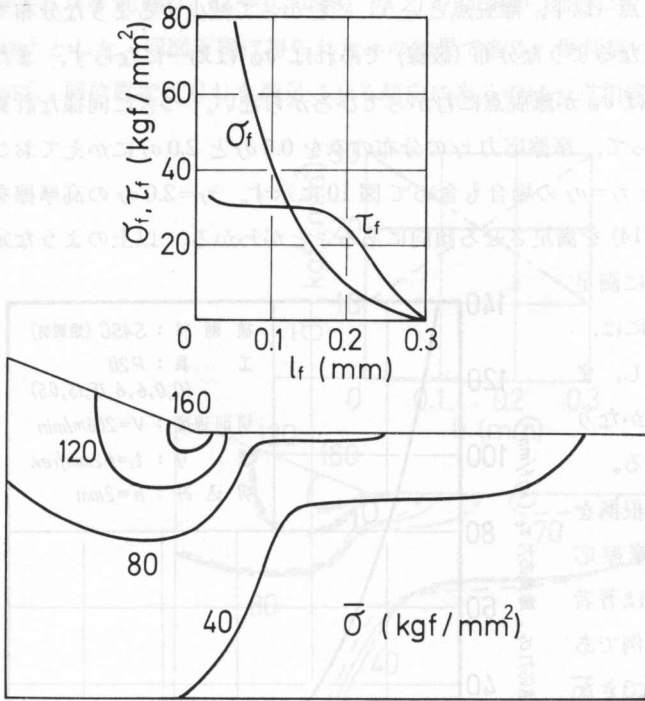


図 12 摩耗痕応力分布と  $\bar{\sigma}$  分布 ( $V_B=0.3$  mm の場合)

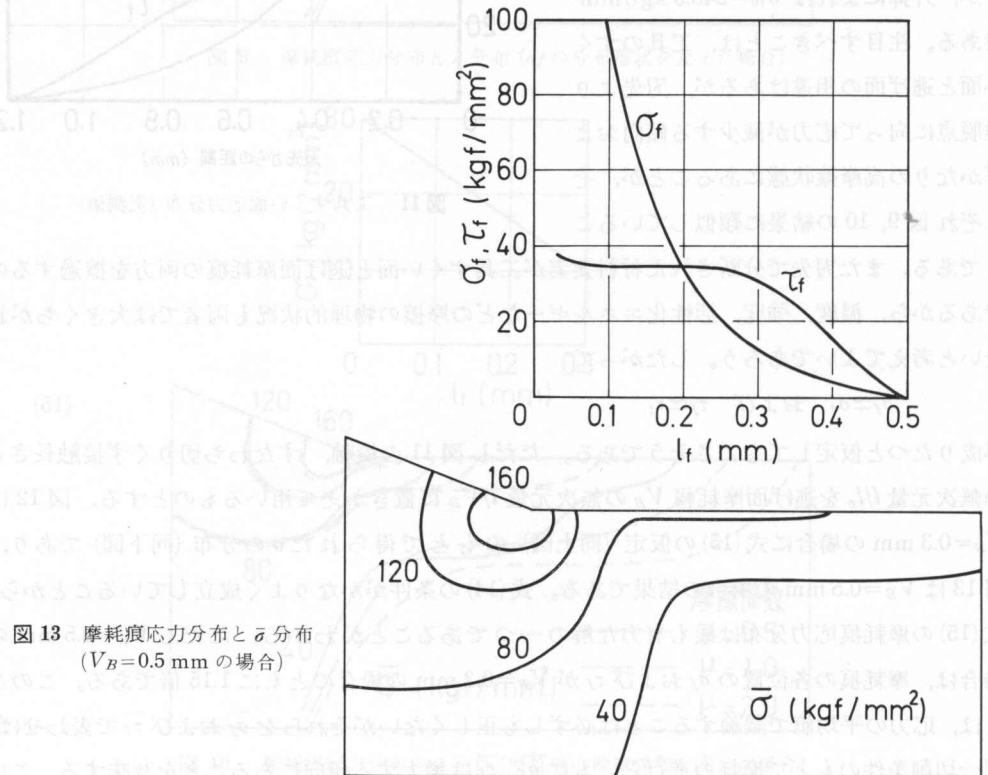
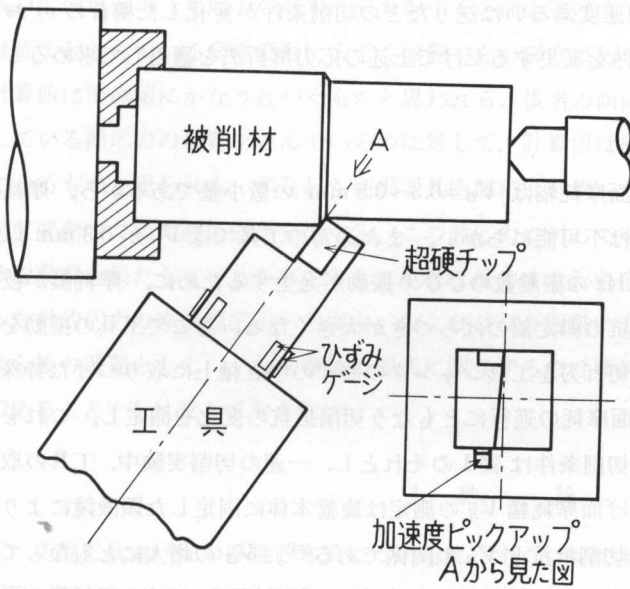
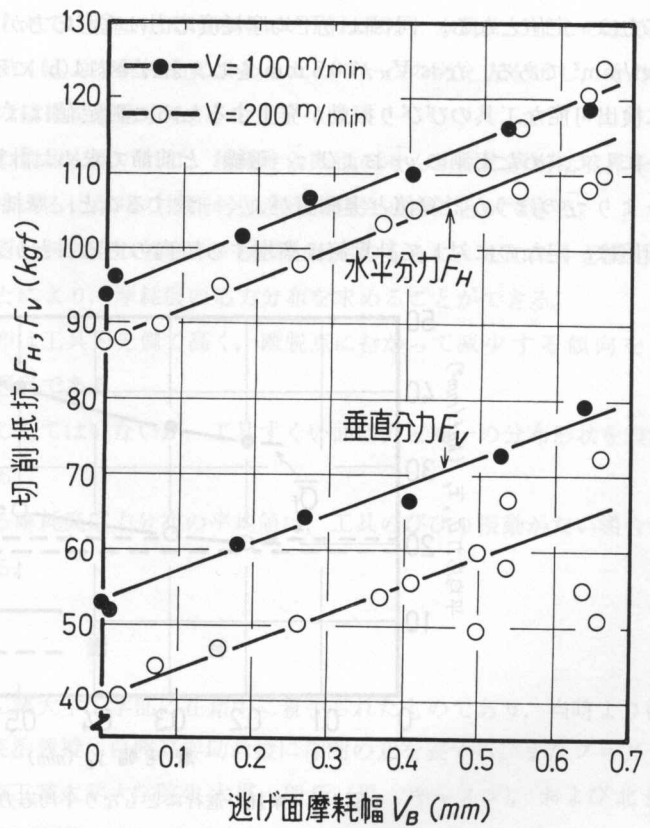


図 13 摩耗痕応力分布と  $\bar{\sigma}$  分布 ( $V_B=0.5$  mm の場合)



(a) 無振動工具の概略図



(b) 切削抵抗と  $V_B$  との関係

図 14 平均摩耗痕応力の測定

詳細は次節で検討する。なお切削速度あるいは送りなどの切削条件が変化した場合の  $\sigma_f$  および  $\tau_f$  は、せん断面の応力の境界条件を変更するだけで上述の応力解析法を適用して求めることが可能である。

### 3.3 実測結果との比較

工具寿命規準値としての逃げ面摩耗幅は  $V_B=0.3\sim 0.5$  mm の微量であるから、摩耗痕の応力分布を直接に測定することは不可能にちかい。また通常の工具では  $V_B$  が 0.3 mm 以上になれば  $0.5\sim 5$   $\mu\text{m}$  の振幅、数 kHz の振動数のひびり振動が発生するために、摩耗痕が被削材との着脱を繰り返す、切削抵抗の測定値のばらつきが大きくなる。そこで工具の振動をなくすため、図 14(a) に示すように切れ刃を工具シャンクの曲げの中立軸上に取りつけた特殊工具<sup>9)</sup> で長手方向外周旋削時の逃げ面摩耗の進行にともなう切削抵抗の変化を測定し、これをもとに平均摩耗痕応力を算出した。切削条件は表 1 のそれとし、一連の切削実験中、工具の取りはずしをいっさいおこなわず、逃げ面摩耗幅  $V_B$  の測定は旋盤本体に固定した顕微鏡によりおこなった。図 14(b) は測定された切削抵抗と  $V_B$  の関係である<sup>註3)</sup>。  $V_B$  の増大にともなって水平分力  $F_H$ 、垂直分力  $F_V$  はともに単調増加しており、したがって各摩耗幅における摩耗痕の平均応力は一定値となる。同図より平均摩耗痕応力は垂直応力が  $20.8$   $\text{kgf}/\text{mm}^2$ 、摩擦応力が  $19.2$   $\text{kgf}/\text{mm}^2$  である。なお  $V_B$  が 0.5 mm をこえれば図 14(b) に示す加速度ピックアップで明らかに検出可能な工具のひびり振動が発生するために測定値はばらついている。図 15 にはこのようにして求めた実測の  $\bar{\sigma}_f$  および  $\bar{\tau}_f$  (破線) と前節で求めた計算値 (実線) を示した。同図より  $\bar{\sigma}_f$  より  $\bar{\tau}_f$  のほうが計算値と実測値がよく一致すること、摩耗の進行に対して  $\bar{\sigma}_f$  および  $\bar{\tau}_f$  の実測値は一定なのに対して計算値は漸増する傾向のあることがわかる。前者の  $\bar{\sigma}_f$  の不一致は、

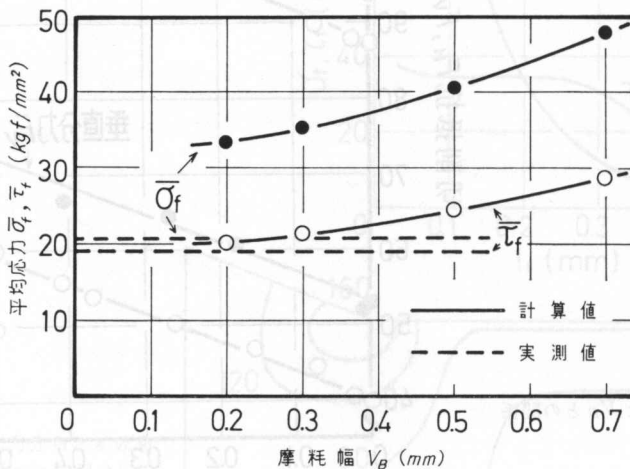


図 15 摩耗の進行にともなう平均応力の変化

注 3)  $V_B=0$  のときの切削抵抗が表 1 のそれと若干異なるのは被削材が同一ロット材ではないことによると思われる。



式(15)の仮定のうち応力の静水圧成分がすくい面と逃げ面で異なるためである。したがって接触面で起こっている塑性変形に大きく影響しない程度に刃先付近の静水圧を減少すれば、 $\bar{\sigma}_T$ の計算値は実測値にかなり近づくものと思われる。後者の傾向に関しては、実測値が工具に発生している熱応力の影響を含んでいるのに対して、計算値は機械的応力のみを評価していることによるものと思われる。すなわち切削工具内部には不均一な温度分布あるいはびり発生時の温度変動のために熱応力が発生する。この熱応力に対して摩耗痕は多かれ少なかれ変形を拘束する役割を果たしているから、これに見合う反力すなわち応力を受けもつはずである。このような熱的応力の摩耗痕応力への寄与、およびびり振動にともなう摩耗痕応力の変動については今後の課題としたい。なお摩耗方程式に關与するのは摩耗痕の平均応力ではなく、応力分布であること<sup>1)</sup>を付記しておきたい。

#### 4. 結 論

切削工具逃げ面の摩耗の本質については、すくい面に生じるクレータ摩耗ほどには解明されていない。すくい面摩耗過程の解析例<sup>1)</sup>と比較すれば、この主たる原因が切削時の逃げ面摩耗痕の応力分布を定量的に予測していない点にあるものと思われる。本研究ではこのような背景のもとに、逃げ面摩耗痕に働く応力を解析的に求めるための一つの考え方を示し、その数値解析をおこなった。以下にその結果を要約する。

(1) 少量の二次元切削試験の情報を用いれば、単純せん断面のせん断面に適当な境界条件を与えることにより、鋭利工具による切削時の被削材強度を実現させることができる。

(2) 逃げ面摩耗痕に接触する材料要素の強度の一様性の仮定のもとに、この条件を満足する応力の境界条件を探索することにより、摩耗痕の応力分布を求めることができる。

(3) これを満足する応力分布は工具刃先側で高く、離脱点にむかって減少する傾向をもち、また高摩擦状態のものほど適当である。

(4) すべての可能性を検証してはいないが、工具すくい面応力と同一の分布形状を設定した場合が最もよい解をあたえる。

(5) この場合に、計算による摩耗痕応力分布の平均値は、工具のびり振動がない場合の実測のそれと比較的よく一致する。

#### 謝 辞

本研究は著者の一人が東京工業大学工学部に在籍中に着手されたものであり、当時より御指導いただいている同大学臼井英治教授、白樫高洋助教授に深謝の意を表す。またプログラムの作成等に協力された当時東京工業大学大学院生大貫一郎氏(現、キャノン)、および北見工業大学学生津川昭夫(現、石川島建機)、川田秀昭(現、キャノン電子)両君に感謝申し上げます。なお本研究は昭和55年度文部省科学研究費補助金(奨励研究(A))の援助をえておこなわ

れた。また計算は主に北海道大学大型計算機センター M-200 H を本学のデータステーションより利用しておこなった。関係各位にお礼申し上げる。

文 献

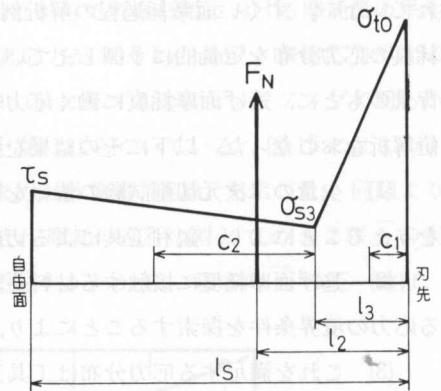
- 1) E. Usui, T. Shirakashi and T. Kitagawa: Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process (Part 3), Trans. ASME, B, **100**, 5 (1978) 236.
- 2) 大貫: 切削工具の逃げ面摩擦痕形状と応力分布, 昭和 55 年度東京工業大学修士論文.
- 3) 北川, 白樫, 白井: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究 (第 1 報), 精密機械, **42**, 12 (1976) 1178.
- 4) 白井: 切削・研削加工学 (上), 共立出版, (1971) 76.
- 5) 前川, 白樫, 白井: 高温・高速変形における低炭素鋼の流動応力特性 (第 2 報), 精密機械, **44**, 12 (1978) 1495.
- 6) 北川: 切削工具摩擦の解析的予測に関する研究, 東京工業大学学位論文 (1977).
- 7) 大越, 佐田: 切削工具逃げ面における摩擦現象, 精密機械, **23**, 8 (1957) 404.
- 8) 白井, 前川, 白樫: 炭素鋼切削における構成刃先生成過程のシミュレーション解析, 精密機械, **47**, 2 (1981) 197.
- 9) 松原, 中村: 工具摩擦によるバイト振動の研究 (第 3 報), 精密機械, **44**, 3 (1978) 359.

付 録

せん断面垂直応力の計算式

付図 1 の応力分布の折れ点  $l_3$  とその点の応力  $\sigma_{s3}$  を求める。折れ点より右側の応力分布の図心を  $c_1$ , 左側のそれを  $c_2$  とする。力の釣合いより

$$F_N = \frac{\sigma_{t0} + \sigma_{s3}}{2} l_3 + \frac{\sigma_{s3} + \tau_s}{2} (l_s - l_3) \tag{16}$$



付図 1 せん断面垂直応力分布

刃先まわりのモーメントの釣合いより

$$F_N l_2 = \frac{\sigma_{t0} + \sigma_{s3}}{2} l_3 c_1 + \frac{\sigma_{s3} + \tau_s}{2} (l_s - l_3) (c_2 + l_3) \tag{17}$$

一方,

$$c_1 = \frac{l_3}{3} \frac{\sigma_{t0} + 2\sigma_{s3}}{\sigma_{t0} + \sigma_{s3}}, \quad c_2 = \frac{l_s - l_3}{3} \frac{\sigma_{s3} + 2\tau_s}{\sigma_{s3} + \tau_s} \tag{18}$$

式(16), (17), (18)より

$$\sigma_{s3} = \frac{2F_N - (\sigma_{t0} - \tau_s) l_3 - \tau_s l_s}{l_s} \tag{19}$$

$$l_3 = \frac{6F_N l_2 - 2F_N l_s - l_3^2 \tau_s}{2F_N - \tau_s l_s - \sigma_{t0} l_s} \tag{20}$$

ただし, この場合の  $F_N$  は単位の切削幅に換算したせん断面垂直力である。