

切削工具逃げ面摩耗痕の温度分布*

北川 武揚**

前川 克廣**

久保 明彦**

(昭和57年4月27日受理)

Temperature Distribution on the Wear Land of Cutting Tools

by Takeaki KITAGAWA, Katsuhiro MAEKAWA
and Akihiko KUBO

The paper proposes a special model for the chip forming process based on a simple shear plane cutting model, which determines temperature distribution on the wear land of cutting tools. The propriety of the model is verified by comparing the calculated temperature with the measured one, which is obtained by means of a special micro-thermocouple technique. The results obtained are as follows:

(1) Moving the shear plane forward and downward from the cutting edge makes it possible to take into account the distributions of heat sources and velocities in the primary shear zone.

(2) The profile of temperatures on the wear land is the same as that on the rake face, while both the maximum temperature and the difference between max. and min. temperatures are lower than those on the rake face.

(3) The distribution of frictional stress on the wear land is uniform, and the magnitude is nearly half the maximum frictional stress on the rake face.

(4) When cutting 0.46%C carbon steel with a worn carbide cutting tool having a wear land length of 0.6 mm, the temperature on the workpiece surface rises 60 K at a cutting speed of 3.33 m/s.

(5) The temperature on the wear land fluctuates by about 200 K when tool vibration occurs.

1. ま え が き

切削工具面温度を知ることが工具寿命あるいは加工製品の性状を予測するうえで重要である。従来より切りくずと接触する工具すくい面の温度については種々の解析^{1),2)}あるいは実測³⁾

* 日本機械学会北海道支部第23回講演会にて発表(昭和56年9月)

** 北見工業大学機械工学科

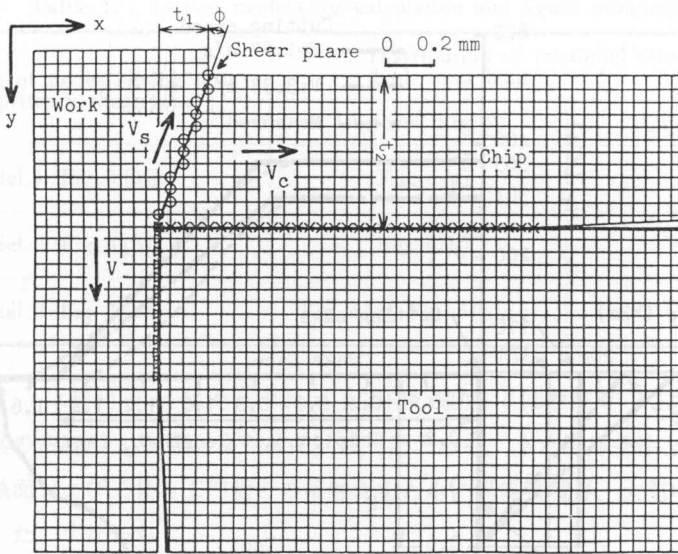
がおこなわれ、その分布はほぼ完全に明らかにされている。しかしながら被削材を擦過する工具逃げ面の温度については種々の試み^{4),5)}はなされているが、解析的にも実験的にも温度分布の詳細は明らかにされているとはいいがたい。その理由は解析的には逃げ面摩耗痕の摩擦応力分布が未知であること、および摩耗痕温度がせん断域とくに刃先近傍の熱源分布と速度分布に大きく影響されるにもかかわらず単純せん断面切削模型が解析に用いられていることであり⁴⁾、実験的には逃げ面摩耗幅はせいぜい0.6 mm以下の微量であるから摩耗痕温度分布の正確な測定が困難なことである。

本報告ではこれらの問題点を解決するために一つの切削モデルを提案し、超硬工具による炭素鋼の比較的高速切削の場合の逃げ面摩耗痕の温度分布を差分計算により求めた。一方、実験的にも熱電対を工具すくい面と切りくずの界面に露出させる方法⁶⁾を応用して、摩耗痕と工作物との界面の温度分布を測定した。その両者を比較することにより逃げ面摩耗痕温度分布計算のための比較的簡単な切削模型を同定し、さらにこれを用いて被削材の前仕上面温度の影響およびびり振動に起因する摩耗痕温度の変動についての知見を得ることができたので報告したい。

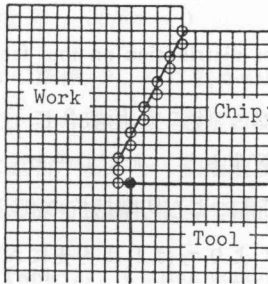
2. 解析モデルと解析手法

流れ形切削の場合、通常仮定される切削模型は単純せん断面モデルである。これ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り、せん断面が速度不連続面となる。しかしながら実際のせん断域は多かれ少なかれ厚みをもち、とくに工具逃げ面が摩耗した摩耗工具による切削では刃先前方および下方に塑性域が拡がり、また刃先付近には材料要素が遅滞しているのが観察される⁷⁾。したがってこのような状況を考慮しない Fig. 1 (a) に示すような単純せん断面モデル (以下〈モデル1〉という) で計算される温度、とくに逃げ面摩耗痕温度は実測値よりかなり低い値をとることが予想される。そこで解析モデルとして、せん断面を刃先の前方および下方に移動し、その面を含む格子点に熱源を分配した Fig. 1 (b) および (c) のモデル (以下〈モデル2〉および〈モデル3〉という) を仮定してみた。すなわち基本的にはせん断面モデルであるが、上述の操作により実際に近い塑性域の拡がり (すなわち熱源分布) および刃先付近の材料の遅滞 (すなわち速度分布) をある程度見込める。したがってとくに工具すくい面および逃げ面摩耗痕温度が実測値にかなり接近すると考えたわけであり、明確な物理的根拠があるわけではない。せん断面の移動量の経験的な目安については次章で検討するが、せん断面が〈モデル2〉あるいは〈モデル3〉に近い曲線状になれば、切りくずのわん曲を説明できることは報告されている⁸⁾。なお〈モデル3〉は〈モデル2〉において刃先点を通過する材料要素の速度を1/2倍にしたものである。

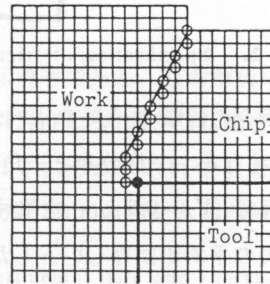
つぎに熱源分布の指定は次のようにおこなった。基本的にはせん断面切削模型であるから、せん断面の熱流束 (単位面積、単位時間当りの熱源強さ) q_0 は与えられた切削条件下で測



(a) Model 1. O, X and Δ indicate the nodes having heat sources in the primary zone, on the rake face and on the flank wear land respectively.



(b) Model 2. Nodal velocity at cutting edge is cutting speed V .



(c) Model 3. Nodal velocity at cutting edge is $V/2$.

Fig. 1. Finite difference mesh used for calculation and specification of nodes having heat sources in the primary zone.

定される切削抵抗，せん断角の情報をもとに一様せん断せん断応力 τ_s を仮定して次式で与える。

$$q_s = \tau_s V_s / J \tag{1}$$

ここで J は熱の仕事当量， V_s はせん断速度である。工具すくい面での摩擦仕事による熱流束 q_c は分割工具法⁶⁾で測定した摩擦応力 τ_t の分布をFig. 2に示すように台形分布近似して次式で与える。

$$q_c = \tau_t V_c / J \tag{2}$$

ここで V_c は切りくず速度である。一方，逃げ面摩耗痕上の摩擦応力 τ_f の分布に関しては，炭

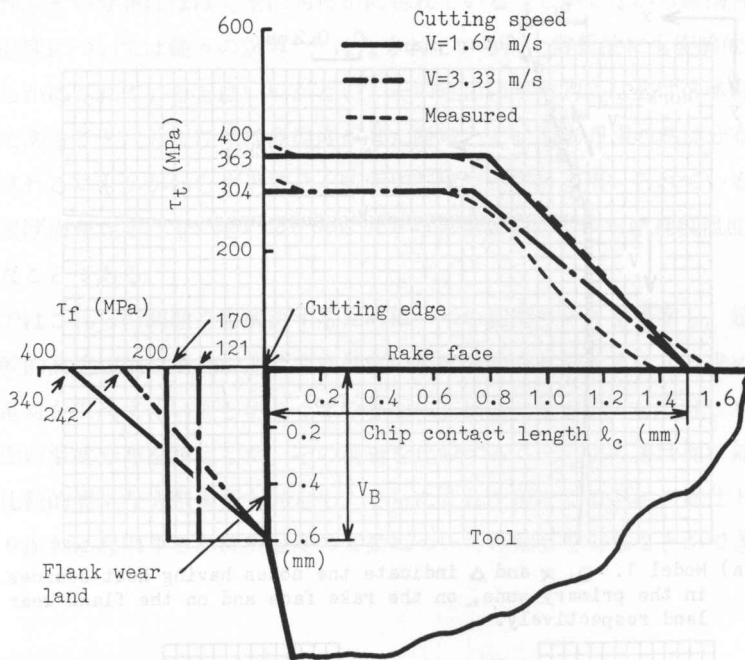


Fig. 2. Specification of frictional stress distribution on tool face.

素鋼の高速切削の場合の信頼すべきデータは見当たらない。そこで Fig. 2 に示すような二種類の τ_f の分布形状、すなわち一様分布と三角形分布を仮定した。ただしそれらの平均値 $\bar{\tau}_f$ は、Fig. 2 と同一の摩耗幅 ($V_B=0.6$ mm) を有する摩耗工具による切削抵抗の測定結果から算出される摩耗痕摩擦応力の平均値に等しいとした。Fig. 2 より $\bar{\tau}_f$ は工具刃先におけるすくい面摩擦応力 τ_t (最大値) の 1/2 倍弱になっている。したがって逃げ面摩耗痕での摩擦仕事による熱流束 q_f は

$$q_f = \bar{\tau}_f V/J \quad (3)$$

となる。ここで V は切削速度である。なお上述の τ_t は鋭利工具による切削時の実測結果であるが、この τ_t 分布は逃げ面摩耗が進行しても変化しないものとする^{注)}。以上をまとめて、解析モデルと仮定した摩擦応力分布の組合せを表にして示せば Table 1 のようになる。表中の図番にはその計算結果が示されることになる。

切りくずと工作物内で解くべき基礎方程式は熱伝導項、熱伝達項および発熱項を含む次式²⁾であり、工具内では熱伝導項のみを含むものを解けばよい。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) - \left(\dot{u} \frac{\partial \theta}{\partial x} + \dot{v} \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{q}{\rho c} \quad (4)$$

注) 工具のびびり振動が生じない安定な切削状態のもとでは、逃げ面摩耗が進行しても切りくず生成状態に大幅な変化は生じない⁹⁾。

Table 1. List of models for calculation and figure numbers

Distribution of nodes having heat sources in primary shear zone	Distribution of frictional stress τ_f on flank wear land	
	Uniform (Fig. 2)	Linear (Fig. 2)
Model 1 (Fig. 1(a))	Fig. 4(a)	
Model 2 (Fig. 1(b))	Fig. 4(b)	Fig. 4(b)
Model 3 (Fig. 1(c))	Fig. 4(c), Fig. 5(b),(c)	Fig. 4(c)

ここで θ は温度, t は時間, u, v はそれぞれ x, y 方向の速度, q は熱流束, a は熱拡散率, ρ は被削材または工具の密度, c は被削材または工具の比熱である。また境界条件としては工具と切りくずとの接触面および工具と工作物との接触面をとともに異媒質境界, 大気中に露出する部分を断熱境界とした。すなわち

$$\left. \begin{aligned} \text{異媒質境界: } k_1 \frac{\partial \theta}{\partial n} &= k_2 \frac{\partial \theta}{\partial n} \\ \text{断熱境界: } \partial \theta / \partial n &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ここで n は境界面の法線, k_1, k_2 は境界の両側の熱伝導率である。なお解析は, 式(4)が示すように二次元とした。この理由は, 通常の切削条件下の旋削を対象とした場合に, 逃げ面摩耗は横切れ刃に平行に進行するから, 切削速度 V と切りくず流出速度 V_c を含む面内を考えれば摩耗工具による切りくず生成過程も二次元的な取扱いができると考えたからである。また式(1)~

Table 2. Cutting conditions, experimental data and thermal properties used for calculation

Experimental data				Thermal properties		
Cutting speed	V (m/s)	1.67	3.33		Material cut	Tool
Cutting force	F_c (N)	1079	961	Thermal conductivity k (W/(mK))	5.02×10^{-2}	6.70×10^{-2}
Feed force	F_t (N)	785	608			
Shear angle	ϕ (deg)	18.4	20.5			
Chip contact length	l_c (mm)	1.60	1.40	Specific heat c (J/(kg K))	0.460	0.398
Shear velocity	V_s (m/s)	1.76	3.57			
Chip velocity	V_c (m/s)	0.53	1.20	Density ρ (kg/m ³)	7.84×10^3	11.2×10^3
Shear stress on shear plane	τ_s (MPa)	588	588			

Cutting conditions: material cut, 0.46% C carbon steel; tool, carbide P 20 (0,0,6,6,15,15,0,5); depth of cut, 2 mm; feed, 0.2 mm/rev; cutting speed, 1.67 m/s, 3.33 m/s; cutting fluid, dry.

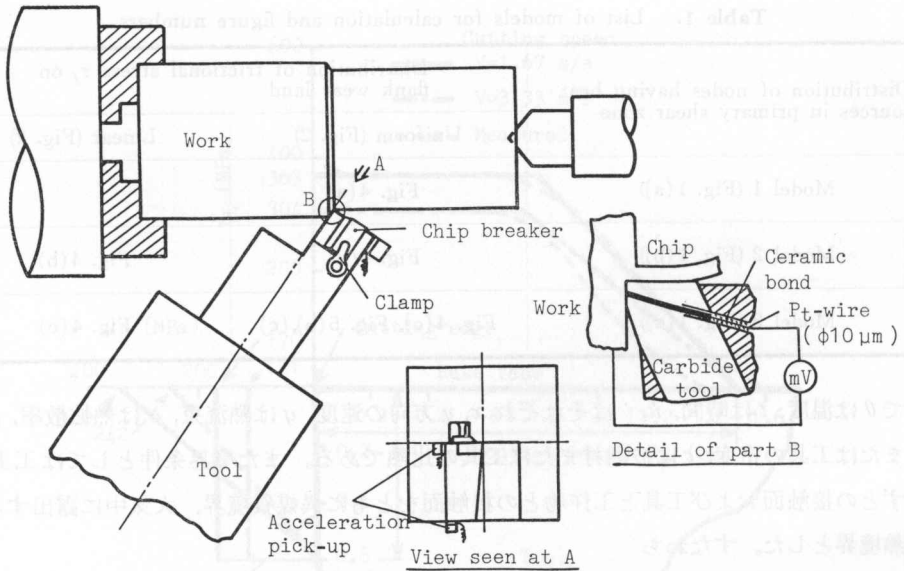
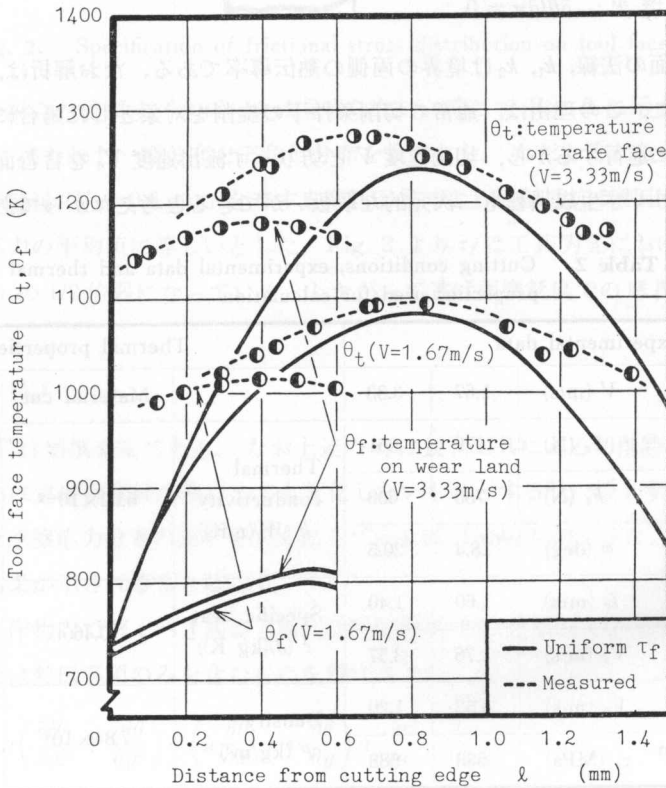


Fig. 3. Schematic diagram of temperature measurement by using special non-vibrating tool.



(a) Model 1.

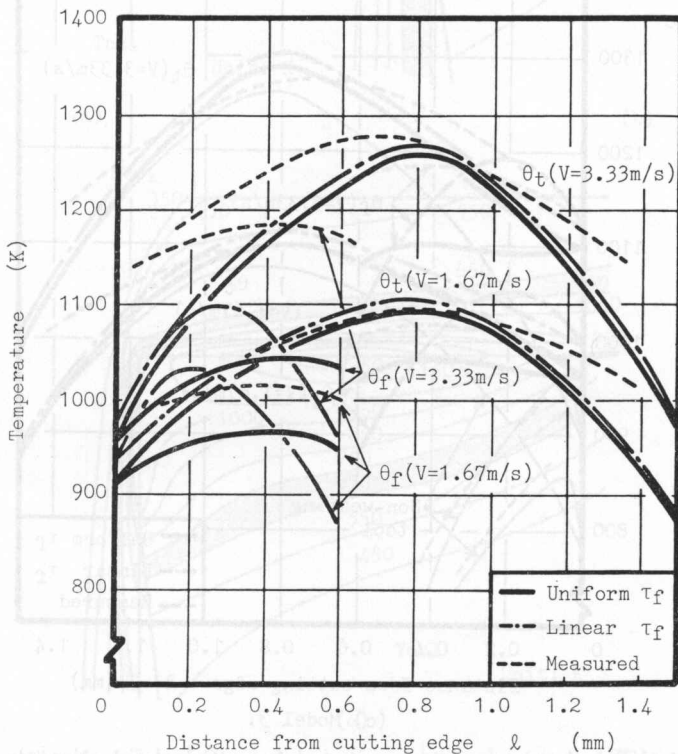
Fig. 4.

(3) が示すようにせん断仕事および摩擦仕事は全量が熱に変換されること、工具と切りくずおよび工具と工作物とは熱的に完全な接触であること、熱に関する諸定数、密度などは温度により変化しないこと (773 K における値を使用)、被削材と切りくずは熱的に等方的であることを仮定した。

数値解析の手法としては Bishop¹⁰⁾ による前進差分を用いた。その定式化および具体的な計算手続きはすでに報告²⁾ したのでここでは省略する。Table 2 に解析に用いた切削条件、切削試験データおよび諸定数をまとめて示した。

3. 摩耗痕温度と解析モデルの妥当性

仮定した切削モデルのどれが適合するかを検証するためには、あらかじめ逃げ面摩耗痕の温度分布を正確に実測しておく必要がある。測定は先に報告⁶⁾ した微小露出熱電対法 (直径 10 μm の白金線を使用) によった。Fig. 3 に示すように長手方向の外周旋削をおこない、とくに工具の振動を抑制するために切れ刃を工具シャンクの曲げの中立軸上に取付けた特殊な工具¹¹⁾ を用いた。摩耗幅 $V_B=0.6\text{ mm}$ の人工摩耗痕をもつ摩耗工具で十分ななじみ切削をおこなった後、測定位置が摩耗幅の中央および切込みの中央にくるように工具を設定して測定をおこなっ

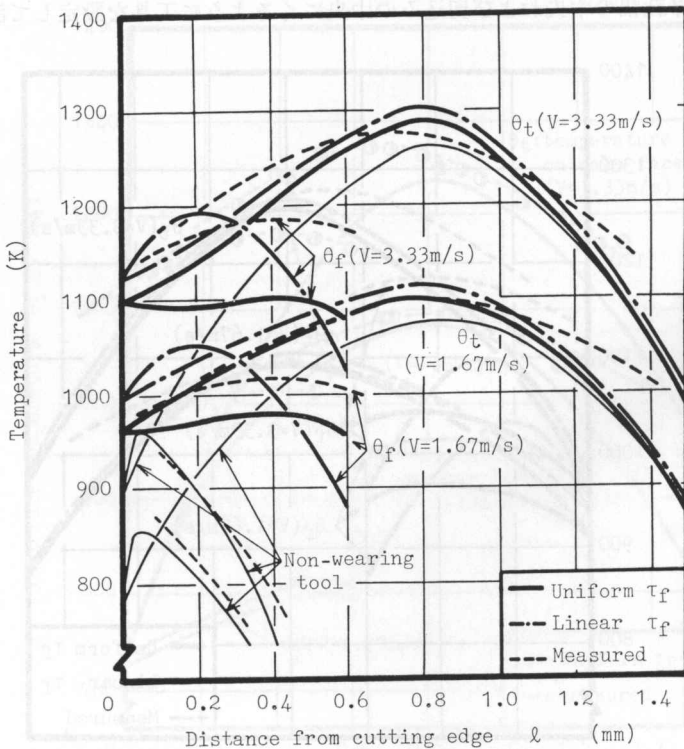


(b) Model 2.

Fig. 4.

た。切削条件は Table 2 のそれと同一である。なお通常の工具（たとえば JIS 31 型バイト）を用いた場合には V_B が 0.6 mm まで進行するとしばしばびびり振動が発生するが、このような工具振動に起因する摩耗痕の温度変動については 4.2 節で扱う。

Fig. 4 に各モデルにより得られた工具すくい面および逃げ面摩耗痕の温度を実測値とともに示した。計算の差分格子間隔は 0.05 mm、時間刻みは $V=1.67$ m/s の場合には $30 \mu\text{s}$ 、 $V=3.33$ m/s の場合には $15 \mu\text{s}$ 、繰返し回数はそれぞれ 500 回、1,000 回程度で収束し、定常温度に達した。なお工具すくい面の実測温度は摩耗のない鋭利工具による切削時の測定値である。 $V_B=0.6$ mm の摩耗工具の場合には 5% 程度の温度上昇が見込まれる⁵⁾。Fig. 4(a) は Fig. 1 の〈モデル 1〉による結果である。工具すくい面温度 θ_t は実測値と比較的よく一致するものの、逃げ面摩耗痕温度 θ_f は実測値よりかなり低い。この場合は摩擦応力 τ_f の一様分布を仮定しているが、三角形分布を仮定しても θ_f が実測値に近づく様子はみられないので結果は省略した。 θ_f を上昇させるためには単純に考えれば、熱源強さを大きくするか、あるいは摩耗痕に接触する材料要素の速度を遅くして熱移動を少なくすればよい。しかしながらこのような操作にはその裏付けに欠けるし、また程度の大小に任意性が大きい。そこでせん断面の熱源の位置と刃先



(c) Model 3.

Fig. 4. Calculated temperatures on tool face. Calculated values do not consider temperature rise on work surface mentioned in Sec. 4. 1. Measurement of θ_t is done with non-wearing tool.

格子点の材料要素の移動速度を変更したのが〈モデル2〉と〈モデル3〉であった。Fig. 4 (b) および (c) はそれらの結果であるが、〈モデル3〉の τ_f が一様分布の場合が θ_i, θ_f も実測値との一致は良好である。〈モデル3〉では刃先点の速度を他の格子点のその1/2倍にしているが、それを他の格子点のそれに等しくした〈モデル2〉では摩擦応力 τ_f の分布のいかににかかわらず刃先付近の θ_i, θ_f がかなり低下するのが認められる。なお最も実測温度に近い、 τ_f が一様分

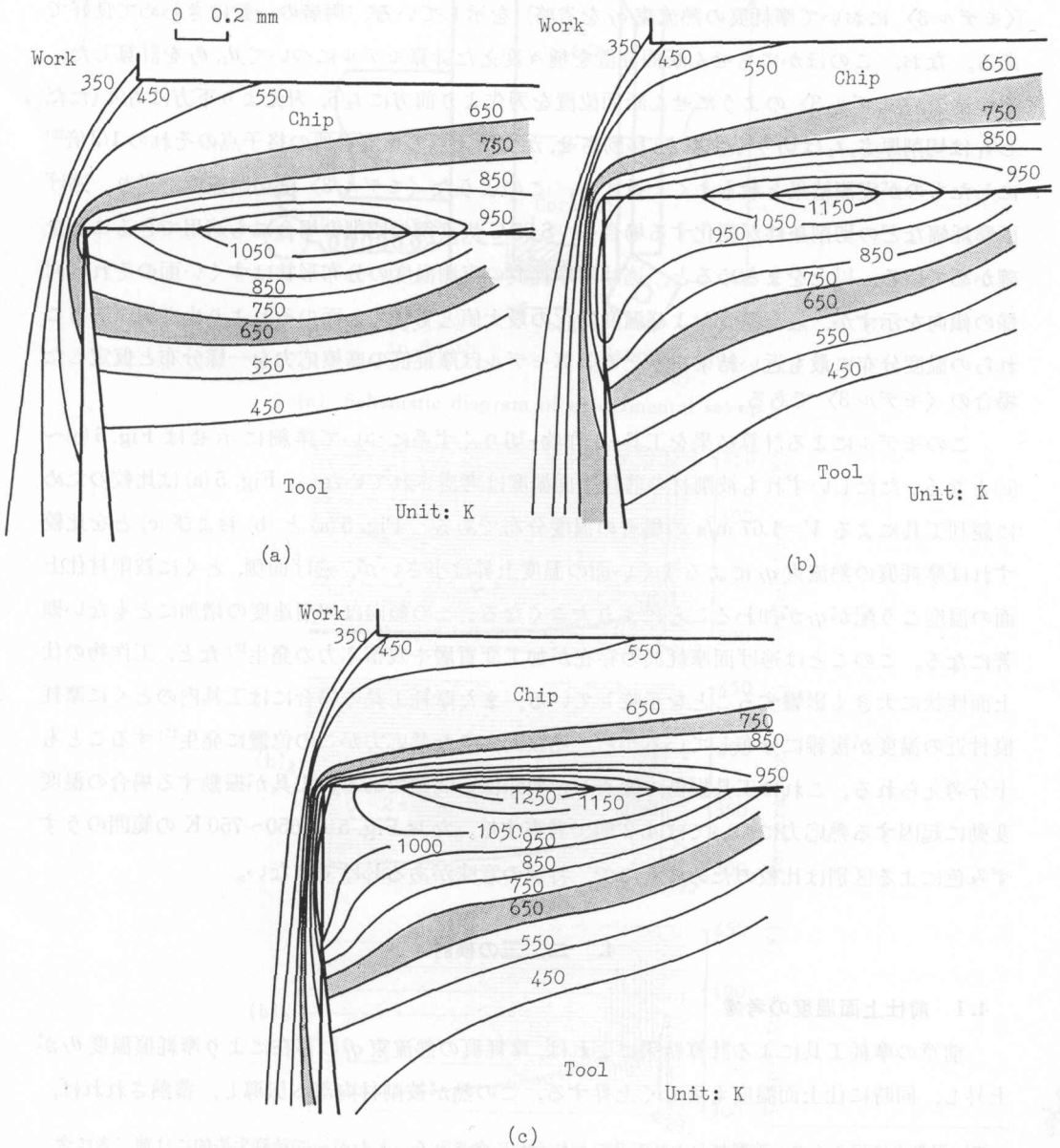


Fig. 5. Temperature distributions obtained from the FDM. (a) $V=1.67$ m/s, $V_B=0$ mm, (b) $V=1.67$ m/s, $V_B=0.6$ mm, (c) $V=3.33$ m/s, $V_B=0.6$ mm.

布の場合の〈モデル3〉による θ_f 分布の計算値は切削速度 $V=1.67$ m/sの場合には40 K, $V=3.33$ m/sの場合には80 K程度, 実測温度より低くなっているが, 4.1節で述べるように被削材の前仕上面温度を考慮すれば, この温度差はおおむね補正される傾向にある。Fig. 4(c)には〈モデル3〉による計算の妥当性をさらに検証する意味で, 鋭利工具による切削時の逃げ面温度の実測値(工具逃げ面に直径 $20\ \mu\text{m}$ の白金-白金ロジウム熱電対を露出させて測定)と計算値(〈モデル3〉において摩耗痕の熱流束 q_f を省略)を示している。両者の一致はきわめて良好である。なお, このほかにもせん断面位置を種々変えた計算モデルについて θ_i, θ_f を計算した。その結果, 〈モデル3〉のようにせん断面位置を刃先より前方に $t_2/6$, 刃先より下方に $t_1/4$ (ただし t_1 は切削厚さ, t_2 は切りくず厚さ)移動させ, かつ刃先点の速度を他の格子点のその1/2倍^(注)にしたものが実測結果と最もよく一致する。このような〈モデル3〉は切削速度, 送り, 逃げ面摩耗幅などの切削条件が変化する場合や, S25C炭素鋼の切削の場合にも適用できることを確かめている。以上をまとめると, 逃げ面摩耗痕の実測温度の分布形状はすくい面のそれと同様の傾向を示すが, 最高温度および温度変化の最大値ともすくい面のそれより小さい。一方これらの温度分布に最も近い結果を与える計算モデルは摩耗痕の摩擦応力を一様分布と仮定した場合の〈モデル3〉である。

このモデルによる計算結果を工具-工作物-切りくず系について詳細に示せばFig. 5(a)~(c)となる。ただしいずれも被削材の前仕上面温度は考慮されていない。Fig. 5(a)は比較のために鋭利工具による $V=1.67$ m/sの場合の温度分布である。Fig. 5(a)と(b)および(c)とを比較すれば摩耗痕の熱流束 q_f によるすくい面の温度上昇は小さいが, 逃げ面側, とくに被削材仕上面の温度こう配が q_f が加わることにより大きくなる。この傾向は切削速度の増加にともない顕著になる。このことは逃げ面摩耗痕の存在が加工変質層や残留応力の発生⁽²⁾など, 工作物の仕上面性状に大きく影響することを示唆している。また摩耗工具の場合には工具内のとくに摩耗痕付近の温度が複雑に分布しているから, 比較的大きな熱応力がこの位置に発生⁽³⁾することも十分考えられる。これは工具損傷の観点から興味深い問題である。工具が振動する場合の温度変動に起因する熱応力については4.2節で考察する。なおFig. 5の650~750 Kの範囲のうすずみ色による区別は比較のためのもので, 特別の意味があるわけではない。

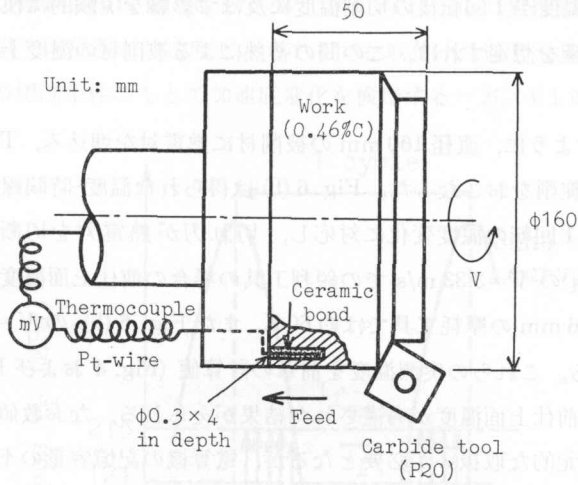
4. 二, 三の検討

4.1 前仕上面温度の考慮

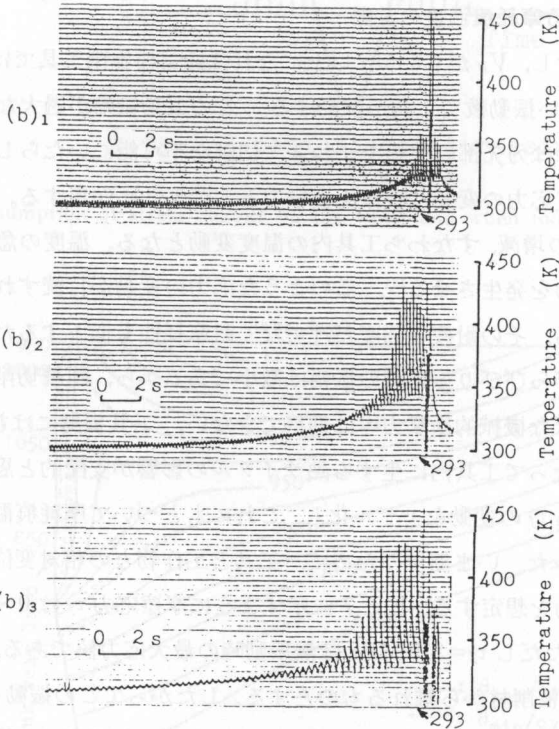
前章の摩耗工具による計算結果によれば, 摩耗痕の熱流束 q_f の存在により摩耗痕温度 θ_f が上昇し, 同時に仕上面温度も著しく上昇する。この熱が被削材内部へ伝導し, 蓄熱されれば,

(注) 刃先点は切りくずと被削材および工具のそれぞれに含まれる。したがって計算手法的には前二者に含まれる場合の移動速度はそれぞれ $V_c/2, V/2$ とし, 後者の場合は移動速度を0として工具に含めてそれぞれ計算する。この三つの場合の刃先点温度の算術平均をとって, 各時間刻みごとの刃先点温度とした。

通常の連続旋削作業では被削材温度がかなり上昇することが予想される。さらに旋削の1回転当りの所要時間は非常に短い(100 ms のオーダー) から切削面からの熱の散逸の程度は少なく、したがって被削材の前仕上面の温度も比較的高温に保たれる。1回転後にはこの面を旋削する



(a) Schematic diagram of experimental set-up.



(b) Temperature-time diagram for (b)₁ $V=3.33$ m/s, $V_B=0$ mm, (b)₂ $V=3.33$ m/s, $V_B=0.6$ mm, (b)₃ $V=1.67$ m/s, $V_B=0.6$ mm. The other cutting conditions are same as in Table 2.

Fig. 6. Measurement of temperature rise on machined surface.

ことになるから、連続切削時の切削温度はつねに前仕上面温度が加算されたものとなる。前章の θ_i および θ_f の実測値はこのような前仕上面温度を含む温度であった。一方、計算温度はこれらの影響を考慮していないので若干低目の値となっていた。その補正を目的として、ここでは1回転前の仕上面温度が1回転後の切削温度に及ぼす影響を実験的に検討した。なお旋削の数千回転程度の切削量を想定すれば、この間の蓄熱による被削材の温度上昇は無視できるものと考えた。

Fig. 6 (a) に示すように、直径 160 mm の被削材に熱電対を埋込み、Table 2 と同一の切削条件で外周長手方向旋削をおこなった。Fig. 6 (b) は得られた温度-時間線図である。熱起電力の1周期は被削材の1回転の温度変化に対応し、切れ刃が熱電対を切断することによって測定は終る。Fig. 6 (b)₁ の $V=3.33$ m/s での鋭利工具の場合の前仕上面温度の上昇値は約 25 K、Fig. 6 (b)₂ の $V_B=0.6$ mm の摩耗工具では約 60 K、また Fig. 6 (b)₃ の $V=1.67$ m/s の摩耗工具では 40 K 前後である。これらの実測温度を前章の計算値 (Fig. 4 および Fig. 5) に加算することにより、被削材の前仕上面温度が考慮された結果がえられる。なお数値計算的には被削材内部への熱伝導は三次元的な取扱いが必要となるが、電算機の記憶容量の不足、膨大な計算時間などの制約のために計算は省略せざるをえなかった。

4.2 工具振動による摩耗痕温度の変動

逃げ面摩耗が進行し、 V_B が 0.3 mm 以上になれば通常の旋削工具ではしばしば $0.5 \sim 5 \mu\text{m}$ の振幅、数 KHz の高い振動数で工具が振動する。この振動振幅が過大な場合には逃げ面摩耗は著しく促進し、時には刃先部の欠損をまねき、切削を不可能にいたらしめる。振動が生ずれば、摩耗痕の主に垂直応力の変動は機械的衝撃力として工具に作用する。一方摩擦応力の変動は摩耗痕の熱流束 q_f の増減、すなわち工具内の温度変動となる。温度の急激な変化は同位置に熱衝撃あるいは熱応力を発生させる¹³⁾。このような応力の変動が持続すれば、工具材は疲労劣化することになるから、その耐疲労強度だけでなく耐摩耗性も低下するだろうことは容易に想像される。しかしながらびびり振動時の振幅は微小であるから、断続切削の工具エンゲイジ時に発生するような大きな機械的衝撃力¹⁴⁾は期待できない。工具損傷にはむしろ摩擦応力 τ_f のわずかな変動にともなって工具内に生ずる熱サイクルの影響が支配的と思われる。このような観点から、振動による τ_f の変動をモデル化し、これにもとづいて摩耗痕温度の変動がどの程度になるかを検討してみた。いま簡単のために、工具と工作物との相対変位が逃げ面摩耗痕に垂直な、しかも正弦振動を想定する。Fig. 7 に示すように摩擦応力 τ_f は $0 \sim 215$ MPa の範囲で変動するものとする。ただし $\tau_f=215$ MPa は無振動時の最大応力値である。また Fig. 7 の時刻 $t_1 t_2$ では摩耗痕全面が被削材から離れるものとする。したがってこの振動モデルによれば、 τ_f の平均値は振幅の増大にともなって減少してゆくことになる。振動数は 3 KHz とした。計算は、摩耗痕が被削材から離ればその両面は断熱境界の扱いとした他は、振動のない場合と同様におこなった。Fig. 8 は定常温度に達した1周期中の工具内温度の最大値 (実線) と最小値 (破線)

である。大きな温度変動は摩耗痕より内部へ0.15 mm程度に限られ、温度差の最大値は200 Kに達することがわかる。

仮定した振動モデルが大略正しいかどうかを調べるために、びびり振動を生じている場合の工具の振動振幅と摩耗痕温度を測定してみた。Fig. 3 に示した無振動工具のかわりに、同工具と同じように工具先端位置に加速度ピックアップを取付けた通常工具 (JIS 31 型バイト相当) を用い、Table 2 の切削条件のもとで加速度変化を検出する一方、4.1 節で述べた微小露出熱

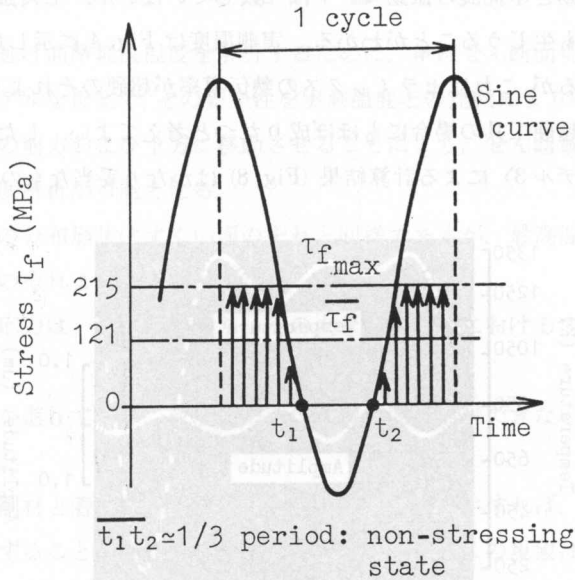


Fig. 7. Assumption of stress change on the wear land when tool vibration exists.

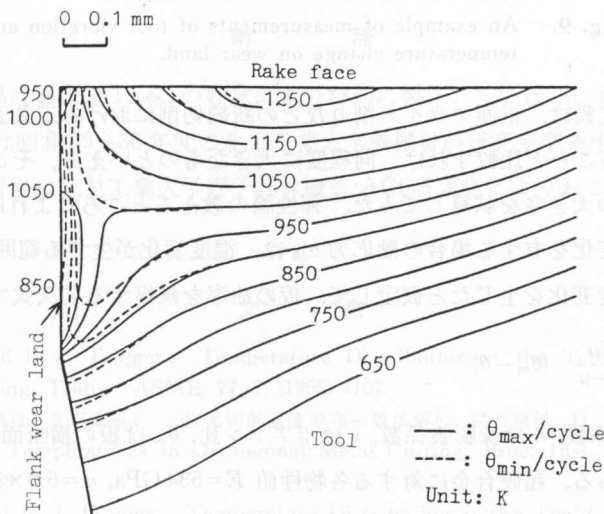


Fig. 8. Calculated temperatures with changing stress of τ_f seen in Fig. 7 by using Model 3 under conditions of $V=3.33$ m/s, $V_B=0.6$ mm.

電対法⁶⁾により摩耗痕中央位置の熱起電力の変動を測定した。ただしこの場合には超硬工具のかわりに、白金細線を埋込んで焼成したセラミック工具を用いた。この理由は、セラミックスは電氣的に絶縁体であるし、白金線をともに焼結して工具としてしまえば、白金線を石英管とともに無機質ボンドで固着した超硬工具にくらべて、強度的にかなり激しいびり振動にも耐えることができるからである。Fig. 9 は実測された振幅と温度変動の一例である。Fig. 9 より工具切れ刃の裏側の測定位置では振動数 1.6 KHz, 振幅 $0.7 \mu\text{m}$ 程度の振動が生じていること、検出位置での工具振動と摩耗痕の振動モードは一致していないが、工具振動により摩耗痕が工作物から離れる場合も生じることがわかる。実測温度は Fig. 4 に示した超硬工具の場合よりいくぶん高目であるが、これはセラミックスの熱伝導率が超硬のそれより小さいためであり、その変動値 200 K は超硬工具の場合にもほぼ成りたつと考えてよい。したがって単純な振動モデルを想定した〈モデル 3〉による計算結果 (Fig. 8) はかなり妥当なものであるといえよう。

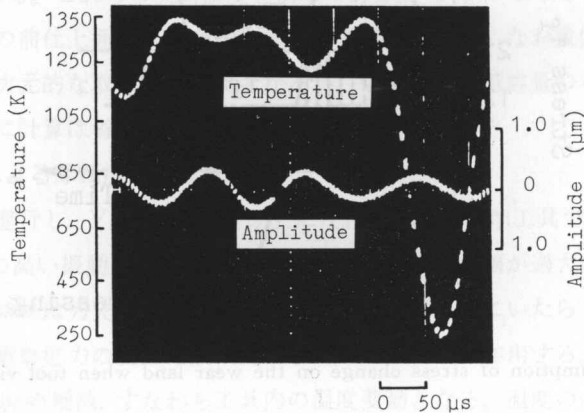


Fig. 9. An example of measurements of tool vibration and temperature change on wear land.

200 K の温度変動は、正面フライス削りなどの断続切削における工具表面温度の変動値が 300 K 前後¹³⁾ であることと比較すれば、同程度に大きなものといえる。そこでこの温度変動により生ずる熱応力の大きさを試算してみた。弾性論の教えるところによれば¹⁵⁾、無限平板の板厚方向のみ温度変化を有する場合の熱応力 σ_{th} は、温度変化が生ずる範囲が表層部に限定され、かつ急激に温度変化を生じたと仮定して、板の曲率を無視すると次式で与えられる。

$$\sigma_{th} = \frac{E\alpha}{1-\nu} (\theta_m - \theta) \quad (6)$$

ここで E は縦弾性係数、 α は線膨張係数、 ν はポアソン比、 θ_m は板の横断面の平均温度、 θ は板の任意点の温度である。超硬合金に対する各物性値 $E=534 \text{ GPa}$, $\alpha=6.0 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, $\nu=0.22$ と $|\theta_m - \theta|=200 \text{ K}$ を式 (6) に代入すれば $\sigma_{th} = \pm 822 \text{ MPa}$ が得られる。常温での超硬合金の破壊強度は引張強さが 1500 MPa, 圧縮強さが 5000 MPa 程度であるから、これらの値が温度によっ

て大きく変わらないものとするれば、摩耗痕付近に発生する ± 800 MPa 程度の熱応力が直接の原因で同位置に熱き裂や切れ刃欠損が生ずるとは考えられない。むしろ工具振動に起因する摩耗痕の温度変動は熱応力の繰返しを生じさせ、この繰返しが摩耗痕を熱疲労させる。そしてこのような熱疲労すなわち摩耗痕付近の材質劣化が逃げ面摩耗を促進させたり、あるいは摩耗速度に大きなバラツキをもたらす¹⁶⁾と考えるべきものように思われる。

5. 結 論

(1) 切削工具の逃げ面摩耗痕温度を解析するために、単純せん断面切削模型を基本とした比較的簡単な切削モデルを提案し、その妥当性を実測温度との比較により吟味した。すなわち、せん断面を工具刃先の前方および下方に移動させることにより、せん断域の熱源分布および速度分布を考慮した温度解析が可能となる。

(2) 摩耗痕温度の分布形状はすくい面のそれと同様であるが、最高温度および温度変化の最大値ともすくい面のそれより小さい。

(3) 摩耗痕摩擦応力は一様分布であり、その大きさは刃先におけるすくい面摩擦応力のほぼ $1/2$ である。

(4) 逃げ面摩耗が進行すれば、被削材の前仕上面温度が無視できないほどに上昇することを実験的に確認した。

(5) 摩耗痕が被削材と着脱を繰返すようなびり振動が発生すれば、摩耗痕温度に 200 K 程度の温度変動が生ずることを実測により明らかにした。またこの現象は提案した切削モデルにより簡単な振動モデルを想定してシミュレートすることができる。

謝 辞

セラミック工具は住友電工(株)の好意により特別に製作していただいた。記してお礼申し上げる。計算結果は昭和53~56年度の北見工業大学機械材料研究室卒業生の努力によるところが大きい。また計算は北見工業大学電子計算機室 ACOS 300 によりおこなった。関係各位にお礼申し上げます。

文 献

- 1) B. T. Chao and K. J. Trigger: Temperature Distribution at the Tool-Chip Interface in Metal Cutting, Trans. ASME, **77**, 7, (1955) 1107.
- 2) 白井英治, 白樫高洋, 北川武揚: 三次元切削温度分布の数値解析, 精密機械, **41**, 12 (1975) 1141.
- 3) G. Bothroyd: Temperatures in Orthogonal Metal Cutting, Proc. Inst. Mech. Engrs., **177**, 29, (1963) 789.
- 4) B. T. Chao and K. J. Trigger: Temperature Distribution at the Tool-Chip and Tool-Work Interface in Metal Cutting, Trans. ASME, **80**, 2, (1958) 311.
- 5) 藤村善雄, 河端 裕, 新谷一博: 工具逃げ面の摩耗面における温度分布, 精密機械, **42**, 4 (1976) 268.

- 6) T. Kitagawa, T. Shirakashi and E. Usui: Experimental Measurement of Temperature Distribution in Tool-Chip Interface, *Bull. Japan Soc. Prec. Engg.*, **9**, 3, (1975) 83.
- 7) 益田和昭: 純鉄の切削における超硬工具の摩耗特性, *日本機械学会論文集*, **35**, 280 (1969) 2427.
- 8) 中山一雄, 上野山 勝, 田村 清: 切りくずの彎曲について, *精密機械*, **27**, 10 (1961) 681,
- 9) 大越 諄, 佐田登志夫: 切削工具逃げ面における摩耗現象, *精密機械*, **23**, 8 (1957) 404.
- 10) J. F. W. Bishop: An Approximate Method for Determining the Temperatures Reached in Steady Motion Problems of Plane Plastic Strain, *Quart. J. Mech. and Appl. Math.*, **IX**, pt. 2, (1956) 236.
- 11) 松原十三生, 中村義雄: 工具摩耗によるバイト振動の研究 (第3報), *精密機械*, **44**, 3 (1978) 359.
- 12) 垣野義昭, 奥島啓式: 切削中の被削材内部の温度分布について (第2報), *精密機械*, **35**, 12 (1969) 775.
- 13) H. Wu and J. E. Mayer Jr: An Analysis of Thermal Cracking of Carbide Tools in Intermittent Cutting, *Trans. ASME, B*, **101**, 5, (1979) 159.
- 14) 白井英治, 井原 透, 白樫高洋: 断続切削における切れ刃欠損の解析的予測に関する研究 (第3報), *精密機械*, **46**, 8 (1980) 983.
- 15) 鶴戸口英善: 熱応力問題の考え方, *日本機械学会誌*, **65**, 525 (1962) 1454.
- 16) 北川武揚, 白樫高洋, 前川克廣, 白井英治: 旋削工具の振動が逃げ面摩耗に及ぼす影響, 昭和55年度精機学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1980) 577.