切削温度分布の数値解析*

——切削における温度-ひずみ速度効果の基礎的研究(第3報)——

臼井英治** 白樫高洋**

Numerical Analysis of Distribution of Cutting Temperature

——Fundamental Study on Effects of Temperature and Strain-rate in Metal Machining (Part 3)——

Eiji USUI, Takahiro SHIRAKASHI

A numerical method for analyzing the temperature distribution in two dimensional metal machining is proposed. Although the computation processes are essentially the same as the one proposed by J. F. W. Bishop, the method takes into consideration the effects of temperature and strain rate upon the flow stress of material cut, which are derived from the independent material test reported in the previous paper.

The temperature distributions obtained analytically are found to be in good agreement with the distributions measured by an infrared radiometric microscope.

The shear stress on the shear plane and the friction force on the tool-face, which are determined through the process of temperature computation, are verified to be in good agreement with the values calculated from the cutting force.

1. ま え が き

切削過程は工具すくい面側の現象とせん断域側の現象の平衡状態として実現するものであり、一方の現象を他と独立に考えることはできない。このことはせん断域で変形を受けて加工硬化と温度上昇を得た切りくずが工具すくい面を摩擦するという事実を考えただけで明らかである。すなわち、せん断域での変形状態がすくい面摩擦に影響し、その摩擦は再びせん断域の変形に影響する。したがってこのような問題を解くには、せん断域とすくい面の両方の状態を同時に決定するような手法が必要であり、最近、一、二の試み^{1),2)}がみられるシュミレーション法の意義はこの点にある。

完全なシュミレーション法を実施するには、切削実験から得られる諸量を使用するといった自己撞着を避けるのはもちろん、あらゆる仮定を可能な限り排除し、独立な試験から得られる諸関係、たとえば材料の変形応力におよぼす温度-ひずみ速度の影響、すくい面摩擦の応力特性などを正しく導入しなければならない。本報告では、このような切削過程の完全なシュミレーションをおこなうための予備的段階として、塑性変形のみを実測し、切削とは無縁な前二報の材料試験からの変形応力特

性によって切削温度分布を数値解析してみた。そして実測される温度分布とよい一致を得たので報告する。

2. 問題の設定

切削過程のシュミレーションを考えると、室温で切削が開始された場合、まず塑性学的諸法則と工具すくい面の摩擦特性をみたす塑性変形が切削速度に応じたひずみ速度で生ずる。そしてそのひずみ速度とひずみ増分に応じた加工硬化を基礎として変形域各部の塑性仕事およびすくい面の摩擦仕事が決まってくる。これらの仕事から変形域の熱源分布そして温度分布が定まり、その温度が変形域内の強度分布に影響して最初の塑性変形の状態を変えることになる。切削の進行とともにこのようなサイクルを繰返し、定常状態を実現さすわけである。

現在の段階では、上述のシュミレーションを実施するには資料が不足なので、塑性変形の状態を固定して考えることにした。すなわち塑性変形の状態は実測されるものを用い、これから変形域内のひずみ速度分布、工具すくい面の切りくず速度および摩擦状態を計算する。計算されたものは要するに実測値であるから、あらゆる要因の影響を既に含んでおり、必ず実現するものである。したがってこれらを一定として用いれば上述のサイクルの一部を固定できることになる。本報告の問題は塑性変形のみを切削実験から求め、前報³⁾の独立な材料試験から求めた変形応力特性をつかって切削温度を計算し、実測

*原稿受付 昭和47年1月13日。昭和46年度精機学会春季大会学術講演会(昭和46年4月5日)にて発表。

**正会員 東京工業大学工学部(東京都目黒区大岡山 2-12-1)

図 1 2次元切削の変形過程

される温度と比較してみることである。この結果良好な一致が得られれば、シュミレーション法の成功の可能性を部分的に確かめたことになると思われる。

3. 基礎方程式とその数値解法

3.1 仮定と基礎方程式

対象とする問題は2次元流れ型切削である。この場合切削工具を静止させて考えると、被削材要素は流線に沿って運動しつつ、図1の変形域I、IIで連続的に塑性変形をうけ、切りくずとして排出する。もちろんすくい面に沿う流線上の要素にはさらに摩擦仕事が増えられる。したがって熱の問題としてこの過程を考えると、材料要素は時間とともにその位置と大きさを変える熱源であり、これによる熱伝達と熱伝導の問題が同時に含まれることになる。切削工具内ではもちろん熱伝導のみである。解析においてはつぎの仮定をもちいた。すなわち、

- (1) 塑性変形は平面ひずみ状態とし、温度分布も2次元とする。
- (2) 塑性変形にともなう生ずる材料の異方性も無視する。したがって塑性仕事の等価性の概念をもちいて変形応力の換算をおこなう。
- (3) 変形に際しての塑性仕事および摩擦仕事は全量が熱に変換される。
- (4) 工具すくい面における切りくずと工具の接触は熱的に完全な接触である。
- (5) 熱に関する諸定数、密度などは温度により変化せず諸定数の異方性は生じないとする。

塑性流れの平面を x, y 面とすると、変形域および切りくず内で解くべき微分方程式は次式で与えられる。工具内では右辺は熱伝導項のみとなる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a^2 \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) - u \frac{\partial \theta}{\partial x} - v \frac{\partial \theta}{\partial y} + \frac{q}{\rho c} \quad (1)$$

ただし、 θ : 温度、 t : 時間、 u, v : x および y 方向の速度、 q : 単位体積あたりの熱源強さ、 a : 熱拡散率、 ρ :

被削材または工具の密度、 c : 被削材または工具の比熱である。また、境界条件としては図1に示す断熱境界、異媒質境界があり、各境界でそれぞれ次式を満たすように解けばよい。

$$\left. \begin{aligned} \text{断熱境界: } \frac{\partial \theta}{\partial n} &= 0 \\ \text{異媒質境界: } k_1 \frac{\partial \theta}{\partial n} &= k_2 \frac{\partial \theta}{\partial n} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ただし、 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。

3.2 数値解法的方式

原理的には式(1)の左辺を0とおいて、境界条件のもとに定常温度分布を求めればよいが、右辺の発熱項が x, y および温度の関数として数式的に書けないから、数値解析となる。解析の手法は J.F.W. Bishop⁴⁾ により提案された方式を用いた。式(1)を偶数次の微分方程式に変換しておこなう緩和法と異なり、Bishopの方法は前進的な性格をもつため、シュミレーションに相当と考えたからである。Bishopの方法の要点を図2に示す。同図(a)に示すように変形過程を微小な時間間隔 Δt に区分し、その1区間 $t \sim t + \Delta t$ に着目する。この区間で発熱、熱伝達、熱伝導は同時かつ連続的に生じているが、このうち発熱、熱伝達による同区間での温度上昇は時刻 t で瞬間的に与えられ、 Δt 時間中は熱伝導のみがおこなわれると仮定する。具体的には同図(b)において時刻 t における要素位置を $1', 2', 3', 4', 5'$ とし、これらが時刻 $t + \Delta t$ において $1, 2, 3, 4, 5$ に移動するとした場合、この間の発熱による要素の温度上昇を $\Delta \theta_1, \Delta \theta_2, \Delta \theta_3, \Delta \theta_4, \Delta \theta_5$ とすれば(1)式は

$$\theta_5(t + \Delta t) = (\theta'_5 + \Delta \theta_5) + \frac{a \Delta t}{h^2} \left[\sum_{i=1}^4 (\theta'_i + \Delta \theta_i) - 4(\theta'_5 + \Delta \theta_5) \right] \quad (3)$$

なる差分方程式に変換される。ただし θ'_i, θ'_5 は時刻 t における $i', 5'$ 点の温度、 $\theta_5(t + \Delta t)$ は時刻 $t + \Delta t$ における5点の温度である。断熱境界においては式(2)の第1

(a) 変形過程の細分化 (b) 質点の移動と格子点の移動
図 2 数値解法の方法

式の条件を式(3)に考慮し

$$\theta_5(t+\Delta t) = (\theta'_5 + \Delta\theta_5) + \frac{\alpha \Delta t}{h^2} \left[2(\theta'_3 + \Delta\theta_3) + (\theta'_2 + \Delta\theta_2) + (\theta'_4 + \Delta\theta_4) - 4(\theta'_5 + \Delta\theta_5) \right] \quad (4)$$

とすればよい. また異媒質境界の工具すくい面では式(2)の第2式および式(3)を用いて

$$\theta_5(t+\Delta t) = (\theta'_5 + \Delta\theta_5) + \frac{\Delta t}{h^2} \cdot \frac{k_1 + k_2}{\rho_1 c_1 + \rho_2 c_2} \left[\frac{2}{k_1 + k_2} \{ k_1(\theta'_1 + \Delta\theta_1) + k_2 \theta'_8 \} + (\theta'_2 + \Delta\theta_2) + (\theta'_4 + \Delta\theta_4) - 4(\theta'_5 + \Delta\theta_5) \right] \quad (5)$$

がえられる. ただし式(4), (5)とも図2(b)の差分格子で点4, 5, 2が境界上にある場合である. また k_1, ρ_1, c_1 は被削材の熱伝導率, 密度, 比熱であり, k_2, ρ_2, c_2 は工具材料に対するものである. なお式(5)における $\Delta\theta_4, \Delta\theta_5, \Delta\theta_2$ には塑性変形による温度上昇だけでなく, 摩擦による温度上昇も考慮しなければならない. 工具内に式(3), (4)を適用する場合には熱伝導のみであるから, $\theta'_i + \Delta\theta_i (i=1, 2, \dots, 5)$ を θ_i すなわち時刻 t における 1, 2, $\dots$ 5 点の温度にとればよい.

さて式(3), (4), (5)より時刻 t における 1', 2' $\dots$ 5' 点の温度および単位時間発熱量が与えられると時刻 $t + \Delta t$ の点5の温度が計算できる. したがって対象とする領域に差分格子群を設け, $t=0$ で全域が室温として上述の計算を出発させる. そして数値解が収束し, 定常状態に達するまで電子計算機で計算を続行すればよい. なお厳密な解を得るには被削材, 切りくず, 工具内に常に室温に保たれる位置を設定しておかねばならないが, 本報告ではこれを設けなかった. 後述するように単純な前進型の計算でも必要な領域の温度分布は容易に定常的になり, 実際上必要がないからである.

3.3 熱源強さの計算

式(3), (4), (5)による計算を実行するには発熱による温度上昇 $\Delta\theta_i$ を定めねばならない. これらは 1', 2', $\dots$ 5' 点において次式で計算される. まず塑性仕事による部分は, 等方性平面ひずみを仮定しているから

$$(\Delta\theta_i)_p = \{ \tau_m \dot{\gamma}_m / (J \rho_1 c_1) \} \Delta t \quad (6)$$

ただし, τ_m : 最大せん断応力, $\dot{\gamma}_m$: 最大せん断ひずみ速度, J : 熱の仕事当量である. また摩擦仕事による部分は図2(b)の差分格子間隔を h として,

$$(\Delta\theta_i)_f = \{ \tau_f V_c / (h J \bar{\rho} \bar{c}) \} \Delta t \quad (7)$$

で与えられる. ただし τ_f : すくい面摩擦応力, V_c : 摩擦速度, $\bar{\rho}$: 被削材と工具の平均密度, $\bar{c}$: 被削材と工具の

(a) 格子線変形

(b) 流線に沿う $\dot{\gamma}_m$ 分布

(c) $\dot{\gamma}_m$ の等高線図

切削条件 被削材: 7-3 黄銅, 工具: SK3 (30, 0, 5, 0, 0, 0, 0), 切削厚さ: 1 mm, 切削幅: 6 mm, 切削速度: 48 m/min, 切削剤: 乾燥

図3 格子線変形と最大せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}_m$ の分布

平均比熱である. 工具すくい面上の点に対しては式(7)と式(6)の $\rho_1 c_1$ を $\bar{\rho} \bar{c}$ でおきかえたものを加算して使用した.

式(6), (7)の $\dot{\gamma}_m, V_c$ は本来, ショミレーションの過程で決定されるべきものであるが, 本報告では2.に述べたようにこれを実測される塑性変形から求めることにした. 図3(a)は切削を急停止して得た格子線変形であり,

これより Visio-plasticity 法⁵⁾によって流線に沿う $\dot{\gamma}_m$ の分布を同図 (b) のようにうることができる。同図 (c) はこれに基づいて求めた変形域内の $\dot{\gamma}_m$ 分布である。流線に沿う $\dot{\gamma}_m$ の最大値はせん断域の中央付近にあり、いわゆるせん断面の位置と一致するが、これに沿って $\dot{\gamma}_m$ は一様でなく、刃先に近いほど大となることがわかる。 V_c は同図 (a) の格子の 1 縦線間隔の移動時間が変形の有無によらず一定なことから容易に計算される。式(7)中の τ_t はすくい面に沿う τ_m が既知のとき次式によって計算すればよい。

$$\tau_t = \tau_m \cos 2\phi \quad (8)$$

ただし、 ϕ はすくい面近傍の第 1 すべり線がすくい面となす角である。等方性を仮定しているから最大せん断応力方向と最大せん断ひずみ速度方向は一致する。したがってすくい面に沿う第 1 $\dot{\gamma}_m$ 方向から ϕ を求めればよく、図 4 は結果の一例である。なおこの計算法では切りくずの弾性接触域の摩擦発熱は無視することになる。

最後に式(6)、(8)中の τ_m であるが、これは前報³⁾の材料試験の結果から計算した。本報告に使用する 7-3 黄銅の有効応力 σ は有効ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ が $\dot{\epsilon} > 5$ の場合、温度、ひずみ、ひずみ速度、ひずみ速度履歴の影響を総合して次式で与えられる。

$$\sigma = 73.3 \left\{ 0.005 + \int_{\dot{\epsilon}=g(\dot{\epsilon})} (\dot{\epsilon}/1000)^{0.06} d\dot{\epsilon} \right\}^{0.5} \cdot (\dot{\epsilon}/1000)^{0.024} \exp(56.7/\theta) \quad (9)$$

ただし、 θ は絶対温度である。上式に塑性仕事の等価性による換算 $\sigma = \sqrt{3} \tau_m$, $\dot{\epsilon} = \frac{1}{\sqrt{3}} \dot{\gamma}_m$ をほどこすと、 $\dot{\gamma}_m \geq 5$ の範囲で次式が得られる。ただし実際の計算では $\dot{\gamma}_m \leq 5$ の場合、 $\dot{\gamma}_m = 5$ として処理した。

$$\tau_m = 31.3 \left\{ 0.01 + \int_{\dot{\gamma}_m=f(\dot{\gamma}_m)} (\dot{\gamma}_m/1000)^{0.06} d\dot{\gamma}_m \right\}^{0.5} \cdot (\dot{\gamma}_m/1000)^{0.024} \exp(56.7/\theta) \quad (10)$$

図 4 すくい面に沿った最大せん断ひずみ速度方向

上式中の積分項はひずみ速度履歴の影響を示すものであるが、流線に沿っての $\dot{\gamma}_m$ したがって最大せん断ひずみ増分 $d\dot{\gamma}_m$ が既知であるから、流線に沿う積分をおこなえばよい。また式(10)は温度 θ の影響を含むが、これはつぎのように処理する。まず θ が室温の状態から式(3)、(4)、(5)の計算をスタートさせ、 Δt 時間後の温度分布から式(10)の θ を変更して τ_m を修正する。修正した τ_m でつぎの Δt 時間後の温度分布を計算し、再び τ_m を補正する。この繰返しにより常に適正な τ_m の値が得られるわけである。もちろん $\dot{\gamma}_m$, ϕ , V_c は同一値が定常温度状態まで持続するものとする。

なお J.F.W. Bishop⁴⁾ の解析は完全剛塑性体としてのすべり線場解(押出し加工)から $\dot{\gamma}_m$ を求め、さらに τ_m を一定とする点で本報告と異なる。また Bishop の方法を利用した小林の解析^{6),7)} は実測される変形から $\dot{\gamma}_m$ を求める点で本報告と類似であるが Bishop と同じく τ_m を一定不変としている。

4. 数値計算と結果の検討

数値計算は 7-3 黄銅を被削材とする中速 2 次元重切削に対しておこなった。切削条件および使用した諸定数の値を表 1 に示す。計算に用いた差分格子は正方格子であり時間間隔 Δt は 2.222×10^{-4} s である。H.S. Carslaw-

表 1 切削条件および熱定数

	密度 ρ kg/m ³	比熱 c kcal/kg ^o C	熱伝導率 k kcal/mh ^o C	熱拡散率 a m ² /h
工作物 7-3 黄銅	8560	0.092	85	0.108
工具 SK 3	7750	0.110	31	0.036

切削条件、被削材: 7-3 黄銅, 工具: SK 3 (0,30,0,5,0,0,0)
 切削厚さ: 1.0 mm, 切削幅: 6.0 mm
 切削速度: 48 m/min, 24 m/min, 5.6 m/min
 切削剤: 乾切削

図 5 数値解析のための差分格子網

J.C. Jaeger⁸⁾によれば式(3), (4), (5)の収束条件は $a\Delta t/h^2 \leq \frac{1}{2}$ であり, $a\Delta t/h^2 = \frac{1}{6}$ のときもっとも収束がよい⁹⁾. これより $h=0.2\text{ mm}$ とした. 図5は計算に使用した差分格子である. 同図中の切りくず裏面 A, B, C は実際の形状に一致させるべきであるが, 計算の簡便さのため図示の形状で近似させている. また同図中に図2(b)の状況を再掲してあるが, 1', 2', ..., 5' 点に相当する点の温度は周囲の格子点の温度から内挿される. なお前項式(10)に関して述べた τ_m の修正は $50\Delta t$ ごとにおこなった.

図6は計算結果の定常状態への収束状況を示す一例であり, 添図①...⑥に示す位置の温度が $N\Delta t$ 後にいかに変化するかを示している. 同図の場合計算繰返し数 $N=150$ 回, 切削距離にして約 24 mm で定常温度となるのがわかる. 切削速度が遅くなるにしたがって, 収束に要する計算回数は増加するがいずれの場合も切削距離になおすと約 25 mm で定常温度となった. なお既述のように室温に保持される位置を指定しなかったため被削材,

切削条件は図3に同じ
図6 計算の収束状態

切削条件は図3に同じ
図8 変形域内の最大せん断 τ_m の分布

切りくず, 工具内の被加熱領域は計算繰返し数に応じて拡大している. 図7は切削距離約 30 mm に相当する $N\Delta t$ に対して得られる切削温度分布であり, 同図(a), (b), (c)はそれぞれ切削速度 $48, 24, 5.6\text{ m/min}$ の場合である. 低切削速度では最高温度位置が刃先近傍の切りくず内にあり, 切削速度の増大とともに刃先から離れたすくい面上に移動してゆくのがわかる. なお当然であるが, 同図(a)の温度分布はせん断面切削模型に基づいて解析的に解かれたものと^{10), 11)} 傾向によく一致している.

図8に温度分布と同時に得られる変形域内の最大せん断応力 τ_m の分布の一例を示した. τ_m はせん断面に沿ってほぼ 40 kg/mm^2 で均一分布であり, τ_m の等高線がせん断面に平行になっていることが特筆される. 同じ切削条件の図4の $\dot{\gamma}_m$ 分布, 図7の温度分布を参照すれば, 図8の結果は単純な温度効果とひずみ速度効果の相殺性^{12), 13)} によるものでなく, ひずみ速度履歴をとまう加工硬化も $\dot{\gamma}_m, \theta$ 効果と同等に寄与していることが理解される. なお単一せん断面を仮定し, 実測される切削力からせん断面せん断応力を計算すると 40 kg/mm^2 となり, 図8の結果と一致した. また数値解の τ_m から式(8)によって, すくい面摩擦応力 τ_f の分布が得られるが, この積分による摩擦力は図8の場合 300 kg であった.

(a) 切削速度 48 m/min

(b) 切削速度 24 m/min
切削条件, 切削速度を除いて図3に同じ

(c) 切削速度 5.6 m/min

図7

図 9 変形域内および工具、すくい面の熱源強さ分布
切削条件は図 3 に同じ

これに対し切削力の実測値から計算される摩擦力は 285 kg であり、数値解が弾性接触部の摩擦力を省略していることを考えると誤差はやや大きい。しかし弾性的な摩擦応力はわずかであろうからこの程度の一致はむしろ良好というべきであり、せん断面の τ_m の一致とともに式(10)を使用する妥当性を裏づけるものと考えられる。

図 9 に式(6)から計算される熱源強さの等高線の一例を示した。また工具内の○印中の数字は式(7)から計算される摩擦熱源の強さである。変形域内の熱源分布は図 3 (b) の $\dot{\gamma}_m$ の分布と類似しているが、この結果は図 8 の τ_m の変化が $\dot{\gamma}_m$ のそれに較べ少ないためである。なお常識的な結果であるが、変形域、すくい面の熱源は刃先近傍でもっとも強いことが図よりわかる。

5. 実測される切削温度との比較

数値計算された切削温度を確かめるため、赤外線ふく射温度計による切削温度分布の測定をおこなった。数値計算された温度は切削幅の中央付近の温度に相当するが、現在のところこれを直接に測定する適切な方法はみあたらない。本報告の場合、切りくずはほぼ完全な流れ型であり、工具すくい角が大なるため切りくず厚さは切削幅の中央と端部で最大 10% 程度の相違しか示さなかった。そこで 2 次元切削中に側面から放出される赤外線

図 10 赤外線温度測定法の概略

(a) 切削速度 48 m/min

(b) 切削速度 24 m/min
切削条件、切削速度を除いて図 3 に同じ

図 11 切削温度分布の測定結果

を検出して温度分布を測定することを試みた。側面は立体ひずみ状態で変形量が大なること¹⁴⁾、赤外線の縁効果があること¹⁵⁾などが指摘されており、満足できる測定法ではないが、他に適切な方法がなくしかたなかった。しかし上述の指摘にもかかわらず、本報告の場合、赤外線測定によるすくい面温度とコンスタンタン細線をすくい面に露出させる別報¹⁶⁾の測定法による温度は後述のように妥当な一致を示しており、赤外線測定の結果は信頼するものと考えている。図 10 に赤外線温度測定の概略を示す。切削は北村鉄工製の高速平削り盤でおこなった。また測定器は Burns Engineering 社製の赤外線顕微温度計 RM-2 B であり、測定域直径は 0.15 mmφ である。測定に先立ち、同じ切削条件で得た半生成切りくずを加熱し側面からの赤外線を測定して校正曲線を得た。工具側面についても同様であり、表面酸化の影響はいずれの場合も無視できる。切削温度測定は切削距離 200~600

図 12 数値解析結果と実測値の比較
 切削条件, 切削速度を除いて図 3 に同じ

mm 間でおこない, 平均温度をとった. すくい面から離れた切削工具内を除けば, この区間で切削温度はほとんど一定となる.

図 11 は切削温度の測定結果であり, 同図 (a), (b) はそれぞれ切削速度 48, 24 m/min の場合である. また図中の数字と $\circ$, Δ 印は温度および測定位置を示す. $\circ$ 印は赤外線法, Δ 印は露出コンスタンタン線法による結果である. 切削は高速平削り盤を使用しておこなったため, 1 回の切削で一地点の温度しか測定できず, また各回の切削ごとに切りくず生成状態が若干相違するため結果のばらつきは避けられなかった. 同図中の実線はばらつきを考慮して妥当とおもわれる等温線を描いてみたものである. 図 12 は実験によるこの等温線 (実線) と図 7 の数値解析による等温線 (点線) を比較してみたものである. 変形域内および工具内のすくい面近傍で両者はよく一致するものとなっている. しかし工具内部では実測値は計算値より高い値を示している. 他に理由もあろうが, この原因は主として切削距離の相違にあると考えられる. すなわち数値解析では既述のように切削距離 30 mm に相当する時間後の温度をとっているのに対し, 温度測定では切削距離 200~600 mm 後の温度をとっているからである. 工具内は熱伝導のみであるから時間にして 10~20 倍の相違は上述の温度差を生ずるに十分である. なお切削速度 24 m/min の場合のほうが実測温度と計算温度の差異が顕著であるが, 仮定した断熱面での空冷効果が低速切削のためきいているように思われる.

6. 結 論

1. 塑性変形に関する諸量のみを切削実験から求め, 切

削とは無縁の材料試験から得られた変形応力特性によって切削温度分布を数値解析的にうることができた.

2. 数値計算された切削温度分布は赤外線法によって実測される切削温度とよく一致する.
3. 切削温度の最高値は低速切削の場合, 刃先近傍の切りくず内にあり, 切削速度の増大とともに刃先から離れたすくい面上に移行する.
4. 温度解析に付随して得られるせん断面せん断応力, すくい面摩擦力は切削抵抗の実測値から計算されるものとよく一致する.
5. 本報告の解析は切削過程の電算機によるシュミレーションを部分的におこなったものとみなすことができ, 2, 4 項の結論は切削とは無縁の各種試験の結果を用いる完全なシュミレーションの成功の可能性を示すものと考えられる.

最後に本研究に用いた計算機プログラムは当時東京工業大学大学院生, 横田裕允 (日産自動車), 千嶋保明 (小松製作所) の両氏に負うところが大きくここに記して深謝する次第である.

文 献

- 1) 垣野義昭: 有限要素法による二次元切削機構の解析, 精密機械, 37 (1971) 503.
- 2) 竹中規雄, 岡部政之: 有限要素法による切削機構の解析 (第 2 報), 日本機械学会講演論文集 No. 710-10 (1971. 10).
- 3) 白樫高洋, 臼井英治: 切削における温度-ひずみ速度効果の基礎的研究 (第 2 報), 精密機械, 37 (1971) 338.
- 4) J.F.W. Bishop: An Approximate Method for Determining the Temperatures Reached in Steady Mo-

- tion Problems of Plane Plastic Strain. Quart. J. Mech. and Applied Math. Vol. IX. pt. 2 (1956) 236.
- 5) 臼井英治, 牧野亮哉: 低速流れ形切削における応力, ひずみ分布, 精密機械, **33**, 4 (1967) 245.
 - 6) T. Altan, S. Kobayashi, V. Ostafiev: Numerical Calculation of the Temperature Distribution in Orthogonal Metal Cutting. For Presentation at the Production Engineering Conference Ohio, May 2-4, (1967) of ASME Manuscript.
 - 7) T. Altan, S. Kobayashi: A Numerical Method for Estimating Temperature Distributions in Extrusion Through Conical Dies. ASME paper No. 67-prod-8.
 - 8) H.S. Carslaw, J.C. Jaeger: "Conduction of Heat in Solids." Clarendon Press, Oxford (1948).
 - 9) たとえば一松 信 "数値計算" 至文堂.
 - 10) A.C. Rapier: A Theoretical Investigation of the Temperature Distribution in Metal Cutting Process," Brit. J. App. phys. **5** (1954) 400.
 - 11) G. Vieregge: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspannung. Werkstatt und Betrieb, 86 Jahrg (1953), Heft 11, 691.
 - 12) M.C. Shaw, I. Finnie: "The Shear Stress in Metal Cutting," Trans. ASME Feb. (1955) 115.
 - 13) 佐田登志夫: "切削時の変形応力" 機械学会 論文集, **25**, 154 (1959) 464.
 - 14) M.C. Shaw, A.L. Thurman & H.J. Ahlgren: A Plasticity Problem Involving Plane Strain and Plane Stress Simultaneously" Trans. ASME J. of Eng. Ind. May (1966) 144.
 - 15) 竹山秀彦, 宮坂金佳, 古賀光幸: 赤外線放射温度計による切屑温度分布の測定, 昭和43年度精機学会春季大会学術講演前刷集. p. 27.
 - 16) 白樫高洋, 臼井英治: 切削工具すくい面の摩擦特性, 投稿予定.

情 報

新技術開発“停滞の壁”突破へ

「新技術開発は世界的に停滞期にはいつている」といわれるが、この壁を突き破るための体制づくりに工業技術院（院長太田暢人）が乗出すことになった。構想では、こんご技術革新の焦点と予想されるバイオニクス（生体工学）極低温、レーザ、未利用資源の活用など4分野についての内外の調査や研究を進めるための委員会を47年度に発足させ、この4委員会の調査結果を軸に、国立研究機関をはじめ産業界の技術開発の“企画化”“誘導化”をはかるというものである。

電子工業分野では真空管からトランジスタ、IC（集積回路）、LSI（高密度集積回路）へと新技術開発は着々と進められてきたが“つぎにくる画期的な技術は何か”というと、いまのところ明確な答が出されていない。これはなにも電子工業だけでなく、他の産業分野でも技術開発の行詰まりが次第に表面化してきているという。

この技術革新への“模索”は世界的な傾向ともいわれるだけに、わが国がいま新技術開発の方向なり、目標を見出し、これにそって研究体制を固めていけば、一挙に世界の技術開発国にのし上がることができるといった意見が強い。

工業技術院も、この未知の研究分野に研究陣を誘導

し、これを組織化していくことを当面の課題と考え、かねてから、その体制づくりを検討してきた。

そのひとつとして、工業技術院長の諮問機関である工業技術協議会を改組、産業技術会議として再発足させる計画を固めているが、さらに同会議の下に委員会の設置を考えている。この委員会は、こんご研究テーマ、研究開発の方向を見出すのがねらいで、これまで取上げるべき研究テーマの選択を進めてきた。その結果、将来技術としてバイオニクス、極低温、レーザ、未利用資源の利用技術など4分野について積極的に研究開発を促進していくべきという結論に達した。

このため、それぞれのテーマについてバイオニクス研究委員会、極低温技術委員会、レーザ応用技術委員会、未利用資源の利用技術委員会を来年度に発足させることにしたものの。

同委員会の構成にあたっては国立研究機関の研究者をはじめ、産業界からも研究者を派遣してもらい、内外の研究動向の調査、開発の問題点の洗い出しといった調査活動のほか、場合によって専門家を海外に派遣、わが国の研究開発の方向を正しく誘導していこうというねらいをもっている。

（服部 敏夫）