

有限要素切削シミュレーションシステムの構築 (第2報)

— 切削工具の熱解析 —

前川克廣*, 大島郁也*

(平成3年8月31日受理)

Finite Element Simulation Systems for Metal Machining (2nd Report) — Thermal Analysis of Cutting Tools —

Katsuhiko MAEKAWA* and Ikuya OHSHIMA*

Abstract — This paper describes the formulation of the finite element method which has been successfully employed to analyze thermal problems relating to cutting tools in metal machining. The analysis is three-fold: the effects of coolant on tool temperature have been examined both theoretically and experimentally, showing that values of the coefficient of heat transfer from the tool to the coolant range from 10^3 to $5 \times 10^3 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Secondly, supposing that a micro heat pipe is embedded within the tool to reduce tool temperature, the optimum shape and position of the coolant path have been analyzed by the finite element method. Finally, using realistic material properties and friction characteristics at the tool-chip interface as input data, a complete simulation of oblique cutting by the elastic-plastic finite element method in conjunction with the thermal analysis has been carried out. The calculated temperature and stresses on the tool face could serve to predict tool wear.

1. ま え が き

切削加工において切りくずは不用部分であるが、その生成機構は仕上げ面の性状や工具の損耗に影響する。前報⁽¹⁾では、エンジニアリングワークステーション上で二次元切りくず生成過程を効率よく解析する手法について述べた。さらに、高マンガン鋼の切削を例に、広範囲の切削条件(境界条件)に対して、対話的に切削力、切削温度、工具摩耗などの物理量も予測できることを示し

た。とくに、切削温度は工具損耗や仕上げ面精度の支配因子であり、最終的には切削コストに影響するので、その予測と制御は重要であることを指摘した。

本報告では、前報⁽¹⁾の熱解析手法をさらに発展させ、主に切削工具の温度解析に主眼をおいて、切削シミュレーションプログラムを拡張する。次章では基礎方程式と有限要素法の定式化について概説し、3章以降にその適用例として、切削油剤の熱伝達係数の推定、内部冷却工具の有効性および傾斜切削時の工具温度を検討する。

*茨城大学工学部機械工学科 (日立市中成沢町)

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ibaraki University, Hitachi 316, Japan

2. 熱解析の有限要素法定式化

2.1 基礎方程式と境界条件

本研究で対象とする問題は、主に二次元定常切削における工具と工具ホルダー、切りくず、被削材の温度分布の計算である。熱は切りくず内の塑性流動と工具-切りくず界面の摩擦によって発生し、工具と工具ホルダー内では熱伝導のみによって、切りくずと被削材内では熱伝導と熱伝達によって伝わる。

熱の発生は、図1のせん断面 S_{q1} において単位体積当たりの内部熱源強さ $q_1 = kU_1$ 、摩擦境界面 S_{q2} において熱流束 $q_2 = \tau U_c$ で与えられる。ここで、 k は切りくずのせん断流動応力、 U_1 はせん断速度、 τ は摩擦応力、 U_c は切りくずの擦過速度である。このような近似のもとで、図1のI、II、IIIの三つの領域における定常熱伝導問題の支配方程式は、次式で与えられる。

$$K \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) - \rho C \left(v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q_1 = 0 \tag{1}$$

ただし、 K は熱伝導率、 T は温度、 ρ は密度、 C は比熱、 v_x と v_y は x と y 方向の速度成分である。式(1)は以下のような境界条件が課せられる。

$$\left. \begin{array}{l} \text{(i) } T = T_s \text{ (境界 } S_T \text{ 上)} \\ \text{(ii) } -K \partial T / \partial n = 0 \text{ (境界 } S_{q0} \text{ 上)} \\ \text{(iii) } - (K \partial T / \partial n)_{II} - (K \partial T / \partial n)_{III} = q_2 \text{ (境界 } S_{q2} \text{ 上)} \\ \text{(iv) } -K \partial T / \partial n = h^* (T - T_0) \text{ (境界 } S_{h^*} \text{ 上)} \\ \text{(v) } -K \partial T / \partial n = h (T - T_0) \text{ (境界 } S_h \text{ 上)} \end{array} \right\} \tag{2}$$

ここで、 T_0 は規定温度、 n は境界上での外向法線、 h と h^* はそれぞれ境界 S_h と境界 S_{h^*} 上の熱伝達係数、 T_0 は周囲温度である。

境界条件(2iv)と(2v)の設定は本研究の特色であり、工具と工具ホルダーの内部あるいは外部への冷却液による熱伝達を表している。実際には、切りくずと被削材の表面から周囲への熱伝達も生じる。しかし、切りくずと被削材は移動するために、それらの冷却が工具温度に及ぼす影響は無視できるものと考え、断熱(境界条件(2ii))として取り扱った。また、 T_s と T_0 はともに大気温度 20°C とし、 K 、 ρ 、 C 、 h^* および h は温度に依存しないものと仮定した。

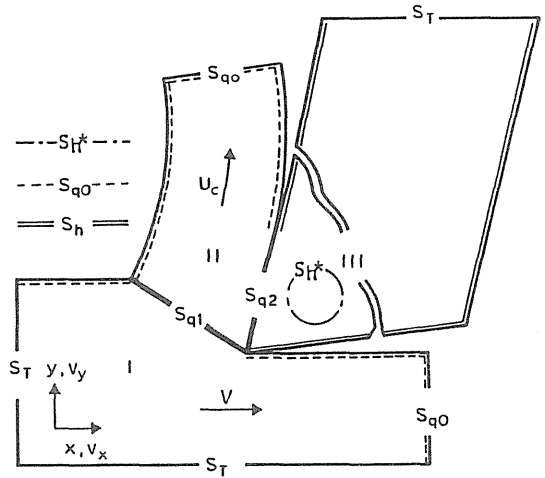


Fig.1 Regions and boundaries of thermal finite element method

2.2 有限要素法による定式化

Hiraoka & Tanaka⁽²⁾は、境界条件式(2)のもとで式(1)を解くことが、次式の汎関数 $I(T)$ を T に関して最小化することと等価であることを示した。

$$I(T) = \int_A \left[\frac{K}{2} \left\{ \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right\} - \rho C \left(v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) T + q_1 T \right] dA + \int_{S_{q2}} q_2 T dS + \int_{S_h} \frac{h}{2} (T - T_0)^2 dS + \int_{S_{h^*}} \frac{h^*}{2} (T - T_0)^2 dS \tag{3}$$

ここに、 A と S はそれぞれ面積積分と表面積分、温度勾配 $\partial T / \partial x$ と $\partial T / \partial y$ は変分不変量である。式(3)に基づく有限要素法の定式化⁽³⁾⁻⁽⁵⁾を行うと、最終的に節点温度 $\{T\}$ に関する次式の連立一次方程式を解くことに帰着する。

$$[H] \{T\} + \{F\} = 0 \tag{4}$$

ただし、 $[H]$ は熱剛性マトリックス、 $\{F\}$ は熱荷重ベクトルである。式(4)は、 K 、 ρ および C の固定値と、 0 から $10^5 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$ まで変化する h と h^* の値に対して、LU分解法(Crout法)によって解いた。

3. 解析結果

3.1 切削油剤による熱伝達を考慮した工具温度

図2は三角形一次要素によって構成された有限要素メッシュである。切りくずの形状は、実験で求めた。表1は0.43%炭素鋼を高速度鋼工具で旋削した場合の切削速度61m/minにおける切削データであり、切りくず形状や熱源強さ q_1 , q_2 を与えるために用いた。また、図3は切削距離57mにおける切りくずの急停止断面写真である。同図には、切りくずを生成した工具すくい面のSEM写真が同一スケールで挿入されている。切りくず接触長さはSEM写真から決定した。さらに同図には、

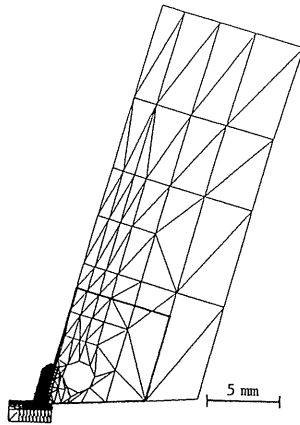


Fig. 2 Finite element mesh in 2-D machining

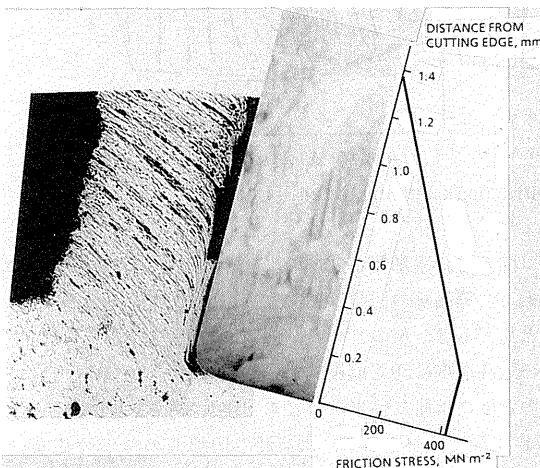


Fig. 3 Chip shape, and friction stress vs. distance from cutting edge when turning plain carbon steel

Table 1 Measured and calculated data from machining test

Cutting speed	61 m/min
Feed rate	0.254 mm/rev
Width of cut	2.54 mm
Rake angle	15°
Clearance angle	6°
Cutting fluid	wet
Cutting force	1200 N
Thrust force	550 N
Shear plane angle	27°
Shear stress	500 MPa
Shear velocity	60 m/min
Chip velocity	28 m/min
Chip contact length	1.4 mm

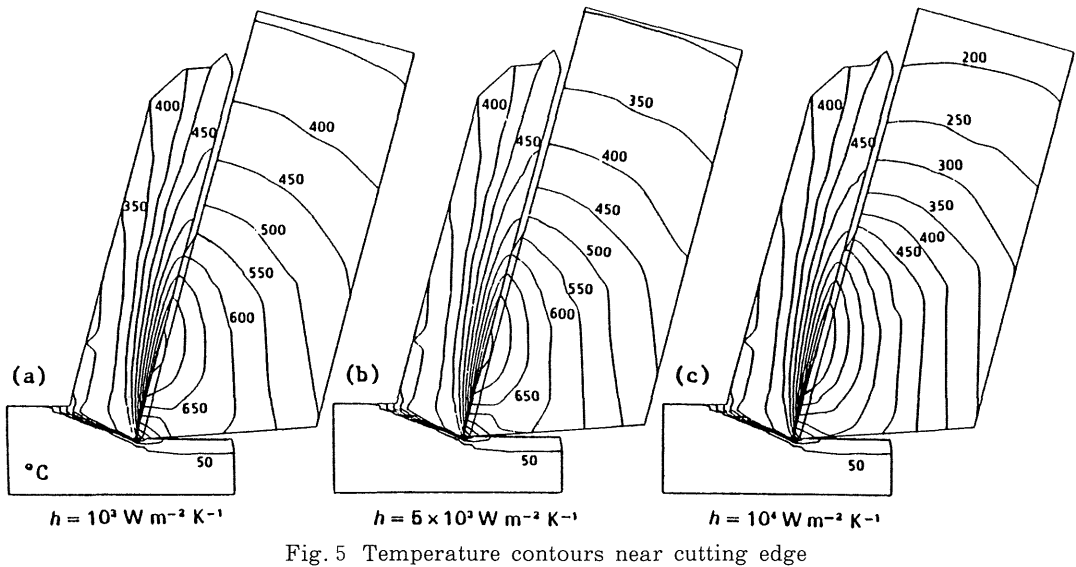
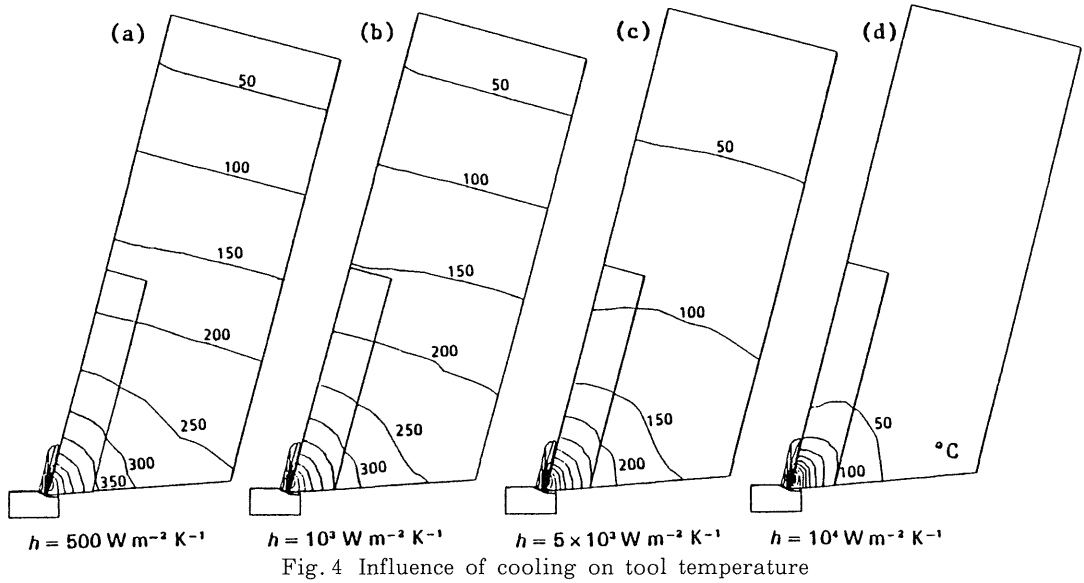
Table 2 Constants used in cooling analysis

	Work (0.43%C)	Tool (HSS)
Thermal conductivity $K \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$	43.6	22
Heat capacity $\rho C \text{ MJm}^{-3}$	4.3	—
Heat transfer coefficient $h \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$	—	10^3
Thermal expansion coefficient $\alpha \text{ K}^{-1}$	—	10^{-5}
Young's modulus $E \text{ GPa}$	—	206
Poisson's ratio ν	—	0.3
Yield stress $\sigma_y \text{ GPa}$	—	1
Work hardening rate $H' \text{ GPa}$	—	2.06

仮定した切りくず-工具界面の摩擦応力 τ の分布も併記している。表2は計算に用いた熱定数と工具の機械的性質を示す。切削油剤への熱伝達は、工具のすべての表面から等しく生じるものと仮定した。

代表的な計算結果を図4と図5に示す。図4は、熱伝達係数 h を500から $10^4 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ まで増加させた場合の系全体の温度分布、図5は、 h が 10^3 から $10^4 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ の範囲での切削点近傍の温度分布である。等温線の間隔は 50°C である。工具と工具ホルダーの温度は、 $10^3 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ 以下の小さな h に対しては、さほど変化していないが、 $5000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ 前後で冷却効果が顕著に現れている。なお、工具内の刃先点を含む矩形領域は高速度鋼チップを表し、残りの部分は炭素鋼のホルダーである。

切削速度が33と46m/minの場合の解析も行ったが、詳細は文献(5)を参照されたい。



3.2 内部冷却時の工具温度

同一の有限要素モデルを、刃先点近傍の工具内に冷却孔を設けた場合の解析にも採用し、内部冷却によって工具温度にどのような効果が現れるかを検討した。通常の切削油剤による冷却は、工具のすべての表面から $h=10^3 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ で生じるものと仮定し、冷却孔の熱伝達係数 h^* を 10^3 から $10^5 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ の範囲で変化させた。さらに冷却孔の位置と形状も種々変更したが、その他の条件は 3.1 節で使用したものと同じである。

図 6 は、冷却孔が丸形の場合の刃先近傍の温度分布である。等温線の間隔は 100°C である。通常工具 (図 6 a) と比べると、 $h^* > 10^4 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ のとき工具すくい面上の最高温度は 50°C 前後低下するが、 $h^* = 10^3 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ のときには冷却効果はほとんど現れないことがわかる。4.1 節で考察するが、水溶性の切削液の熱伝達係数は $10^3 \sim 5000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ であるから、内部冷却用の冷媒としては適切ではなく、潜在的に $10^4 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ 以上の熱伝達係数を有するヒートパイプの使用が望ましい。

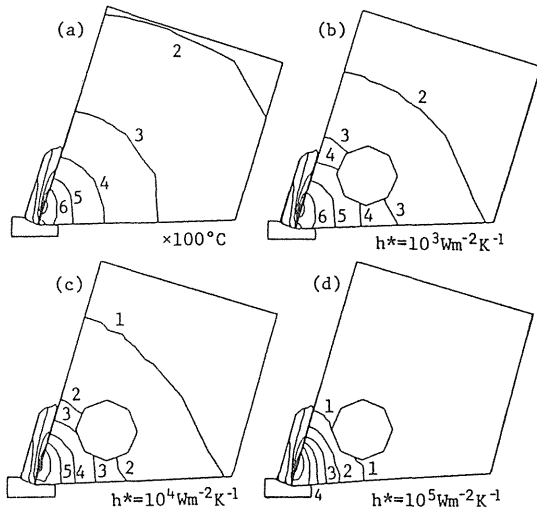


Fig. 6 Isotherms near cutting edge as function of heat transfer coefficient of coolant path

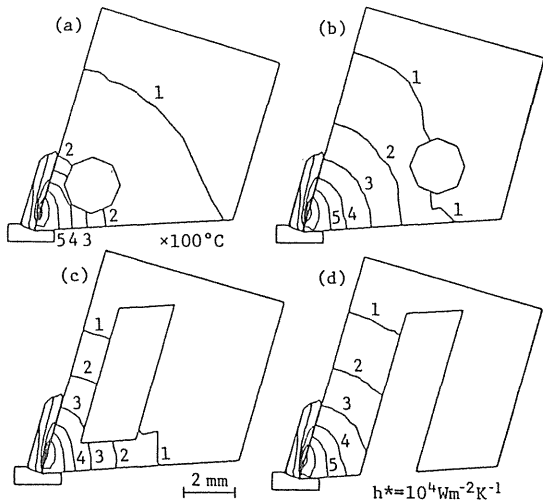


Fig. 7 Isotherms at various shapes and sites of coolant path

図7は、冷却孔の位置と形状を種々変更した場合の温度分布の比較である。 h^* は $10^4 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$ を仮定した。冷却孔とすくい面との距離が短くなるほど、かつ冷却孔の放熱面積が大きいほど、すくい面の温度は低下することがわかる。しかし、すくい面上の最高温度の位置は、冷却孔の位置と形状の影響を受けていない。また同図(c)と(d)を比較すると、冷却孔が逃げ面に貫通していない(c)の方が、刃先部の温度は低下している。

3.3 傾斜切削時の工具温度

傾斜切削は三次元切削の最も単純な場合である。工具切れ刃が切削方向と直交していないために、切りくずは切れ刃に直交する面内に生じない。したがって、二次元近似はもはや成立しないが、この場合にもせん断面模型に基づいて2.1節に述べた方法を拡張⁽⁶⁾することができる。しかし、有限要素モデルの構築が厄介なために、これに代わる方法として熱解析を組み込んだ完全な三次元切りくず生成過程のシミュレーション手法⁽⁷⁾がある。被削材の流動応力特性と切りくず-工具界面の摩擦特性を入力情報とした弾塑性解析と熱解析、および反復収束法⁽⁸⁾と呼ばれる近似解法によって効率よく定常解を得ることができる。詳細は文献⁽⁷⁾を参照されたい。

図8は傾斜切削モデルと境界条件を示す。解析領域は四面体一次要素を用いて有限要素分割し、熱解析に関しては式(1)を三次元に拡張したものを用いた。表3は解析に用いた特性方程式と諸定数を示す。ただし、被削材には高マンガン鋼を想定した。 σ_n は工具すくい面上の垂直応力である。

図9は、表面の等温線を(a)切りくずと被削材、(b)切削点近傍の工具、について示す。工具切れ刃が切削方向に対して、傾斜角 5° だけ傾いているので、切りくずは図9(b)の工具すくい面上を右方向に傾いて流れる。したがって、工具温度は幅方向に対称とはならず、かつ $h = 10^3 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$ の切削液への熱伝達のために、工具側面の温度は中心部より低い。切りくずの温度も、中央部と側面では 100° C 程度の温度差が生じている。

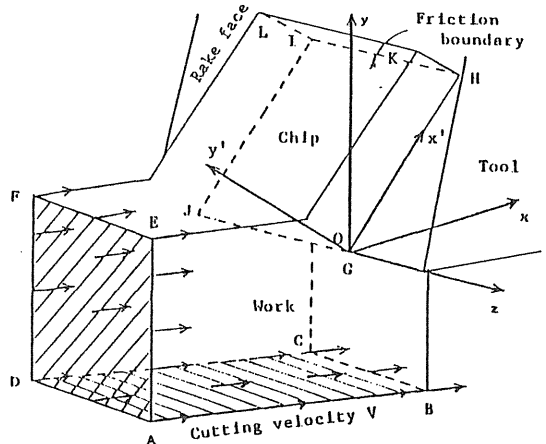


Fig. 8 Oblique cutting model and boundary conditions

Table.3 Characteristic equations and constants used in 3-D machining

Flow stress characteristics: $\bar{\sigma} = 3.02 \bar{\epsilon}^{0.00714} (45400/T + 58.4 + a(1130 - T) \bar{\epsilon}^{-b})$ [MPa] where for $\bar{\epsilon} < 0.5$, $a = 0.871$ and $b = 0.8$; and for $\bar{\epsilon} > 0.5$, $a = 0.574$ and $b = 0.2$

Friction characteristics: $\tau/k = 1 - \exp(-\mu \sigma_n/k)$

Young's modulus $E = 206$ GPa, Poisson's ratio $\nu = 0.3$, Friction constant $\mu = 1.6$, Wear constants $C_1 = 22.45$ MPa⁻¹, $C_2 = 21770$ K

	Thermal conductivity K Wm ⁻¹ K ⁻¹	Density ρ kg m ⁻³	Specific heat C J kg ⁻¹ K ⁻¹
Material cut (18%Mn)	13.8	7950	545
Carbide tip (P20)	66.9	11200	356
Tool shank (0.55%C)	36.0	7750	461

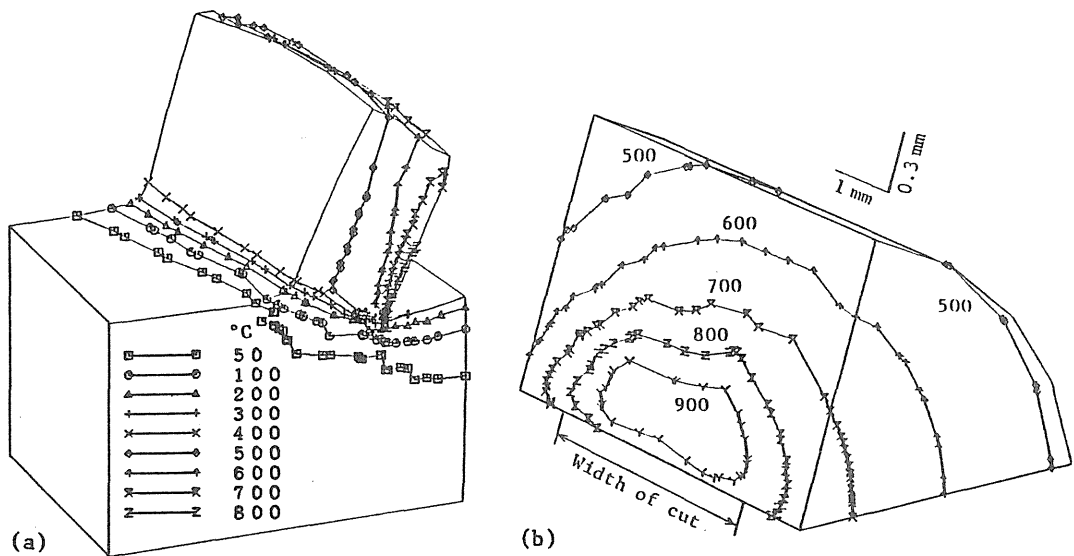


Fig.9 Isotherms on (a) workpiece and chip and (b) cutting tool: cutting speed $V = 80$ m/min, normal rake angle $\alpha_n = 15^\circ$, inclination angle $i = 5^\circ$, undeformed chip thickness $t = 0.13$ mm and width of cut $w = 3.7$ mm

4. 考 察

4.1 切削油剤の熱伝達係数の推定

図4と図5の計算結果は、工具刃先の温度分布が切削油剤による 10^3 から 10^5 Wm⁻² K⁻¹の熱伝達に依存して、大幅に変化することを示している。ここで、実際の切削

作業における工具温度が測定できれば、切削油剤の熱伝達係数を推定することができる。工具温度は高速鋼工具の組織変化と、クレータ摩耗の最深部直下の深さ方向の微小硬度測定から同定した。

図10は、工具の断面写真(2%ナイトル液で30s間腐食)であり、(a)は切削速度61m/minの急停止試

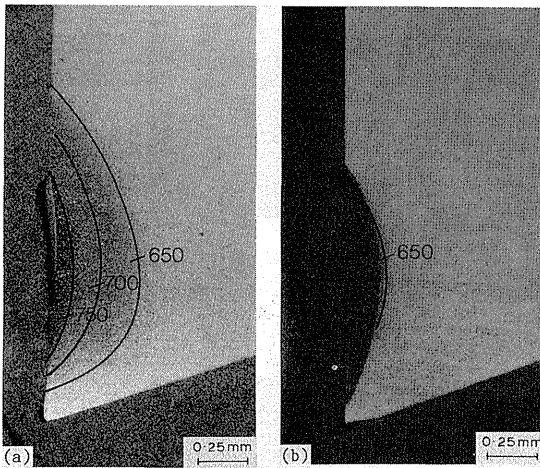


Fig.10 Etched specimens of (a) quick stop test and (b) after cut distance of 600 m

を用いて推定した温度が、解析温度とともに併記されている。同図(b)は、摩耗試験で用いた工具の硬度変化と推定温度である。切削速度61m / minで、切削距離が200mと600mの場合について示している。

図10と図5 (a)~(d)との比較、さらに図11から、急停止試験で用いた工具の熱伝達係数が $10^3 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ 、油剤を多量に供給した摩耗試験でのそれが $5000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ のときに、解析と実験との良い一致が得られる。ただし、温度分布に関しては、計算の方が、最高温度の位置も含めて等温線が刃先点にやや近づいているようである。これは、有限要素モデルで仮定した切りくずと工具の接触長さが短すぎたためであり、23%程度接触長さを増大させれば、この不一致は改善される。

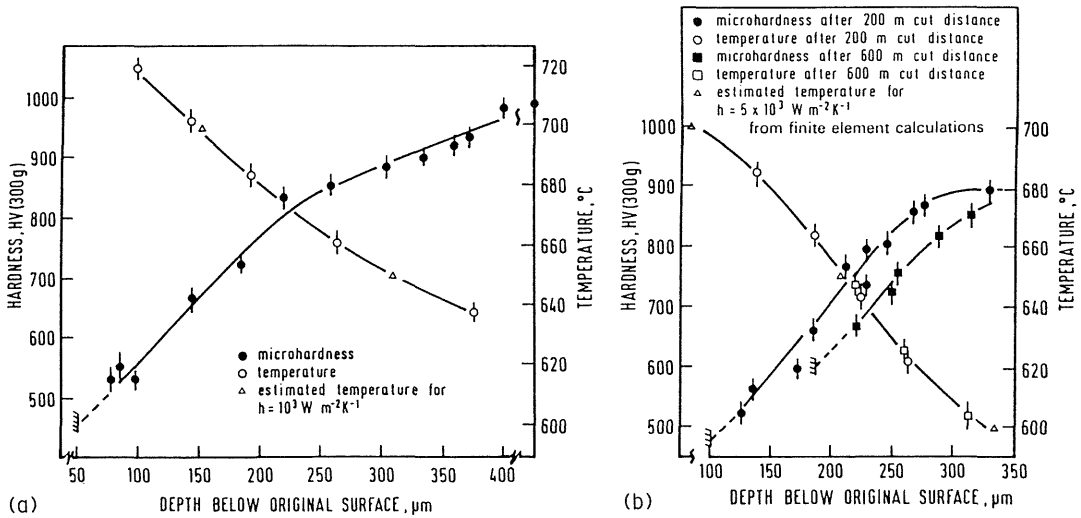


Fig.11 Hardness and temperature vs. depth beneath rake face for (a) quick stop tool and (b) coolant flooded tool

験で使用した工具、(b)は同一速度での工具摩耗試験で切削距離が600mのときの工具である。同図には推定された等温線を併記してある。なお、急停止試験での切削油剤の流量は約 0.25 l / minと比較的少なく、工具前方の被削材上に供給した。一方、工具摩耗試験では流量 2.5 l / minの油剤をφ10mmのパイプから工具の切削点に直接に供給した。

図11(a)は、急停止工具のクレータ最深部直下の深さ方向の微小硬度の変化を示す。使用工具の焼鈍特性⁽⁹⁾

4.2 内部冷却工具の刃先強度

図6と図7に見るように、内部冷却は摩耗の支配因子である切りくず-工具摩擦面の温度を低下させるのにある程度有効である。これは、工具内に冷却孔を設けることが等価的に工具の熱伝導率を上げることになり、その結果熱伝達が促進されるためである。しかしながら、冷却孔を設けることは工具の刃先強度を低下させる可能性がある。この点を検討するために応力解析を行った。

工具は、すくい面に作用する切削力と温度上昇によっ

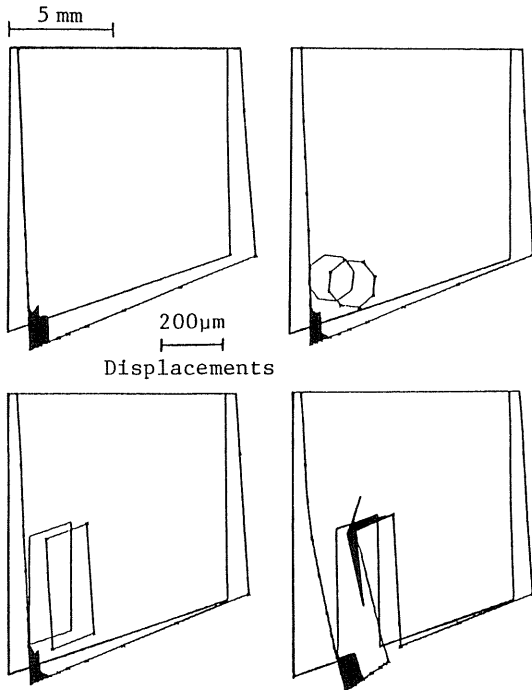


Fig.12 Deformation of cutting edge and yielded zone: Poisson's ratio $\nu=0.3$, Young's modulus $E=206$ GPa, yield stress $\sigma_y=1$ GPa, work hardening rate $H'=2.06$ GPa, coefficient of thermal expansion $\alpha=10^{-5}K^{-1}$

て内部に応力を発生し、また塑性変形する場合もある。したがって、次式の仮想仕事の原理に基づいた弾塑性解析⁽¹⁰⁾が必要となる。

$$\int_A \delta \{\Delta \epsilon\}^T \left[\{\sigma\} + [D] (\{\Delta \epsilon\} - \{\Delta \epsilon^t\}) \right] dA - \int_{S_e} \delta \{\Delta u\}^T (\{P\} + \{\Delta P\}) dS = 0 \quad (5)$$

ただし、

$$\{\Delta \epsilon^t\} = (1 + \nu) \alpha \Delta T \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

また、 $\{\Delta P\}$ は表面力増分、 $\{\Delta \epsilon^t\}$ は熱ひずみ増分、 δ は仮想量、 Δ は増分量、 S_e は応力境界、 $\{\sigma\}$ は応力、 $\{\epsilon\}$ は全ひずみ、 $\{u\}$ は節点変位、 $[D]$ は弾塑性応力-ひずみマトリックス、 ν はポアソン比、 α は線膨張係数である。式(5)、(6)は平面ひずみを仮定して、有限要素近似⁽¹⁰⁾によって解いた。

図12は、図7と同様な熱条件および荷重条件のもとで

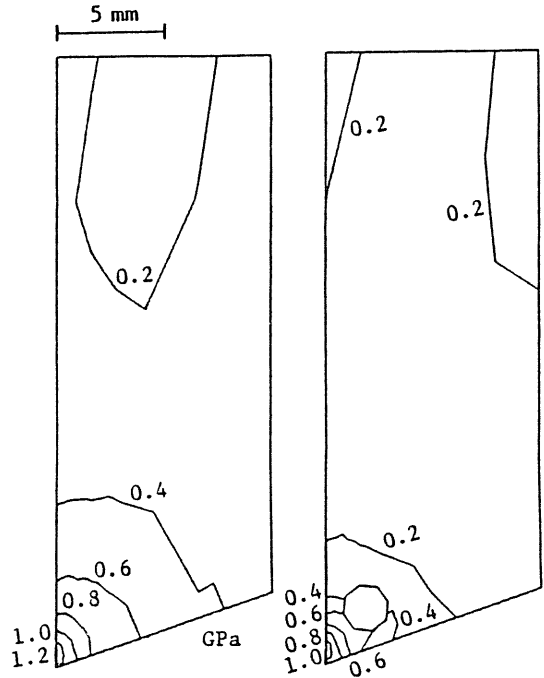


Fig.13 Contours of equivalent stress within tool

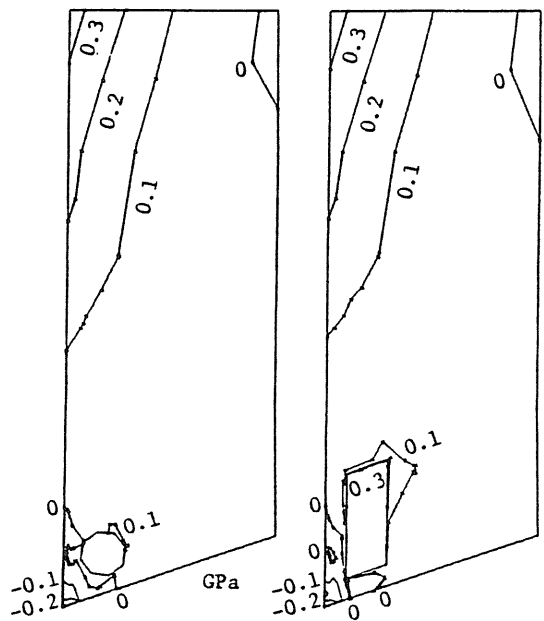


Fig.14 Contours of maximum principal stress

の工具刃先の変形である。同図(a)の通常工具と比べると、内部冷却によって刃先温度が低下し、このために刃

先の変位, とくに仕上げ面方向の変位が約 $1/2$ に減少している。図7(c)の逃げ面に貫通した冷却孔の形状は, 図12(c)に見るように大きな塑性変形が生じてしまい, 不適切である。

図13と図14に応力解析結果の代表例を示す。冷却効果のために, 刃先近傍の相当応力も減少する。矩形の冷却孔は角部に比較的大きな引張の主応力が生じてしまい, 工具のぜい性破壊の誘因となるので好ましくない。冷却孔を丸形にすれば, 製作可能な限り刃先点に近づけても支障はないようである。

4.3 傾斜切削におけるクレータ摩耗の予測

適当な摩耗方程式があれば, 計算で得られた温度, 接

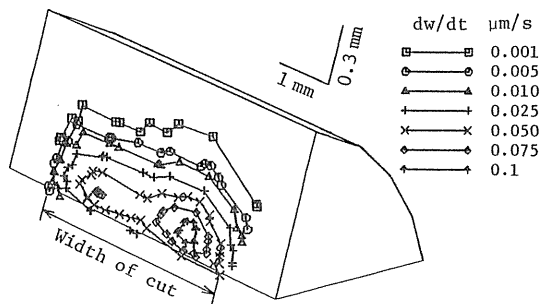


Fig.15 Contour lines of crater wear rate

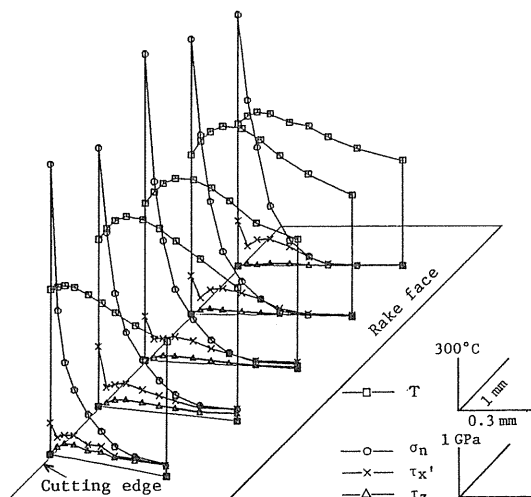


Fig.16 Distribution of stresses and temperature along flow lines on rake face

触応力, 擦過速度等の諸量を用いて, 工具摩耗を予測することができる。例えば, 次式の摩耗特性式⁽⁴⁾を用いる。

$$dw/dt = C_1 \sigma_n U_c \exp(-C_2/T) \quad (7)$$

ここで, dw/dt は単位時間当たりの摩耗深さ, σ_n は垂直応力, U_c は擦過速度, C_1 と C_2 は実験によって決定される特性定数であり, 表3にそれらの値が併記されている。

図15は, 図9と同一の切削条件のもとで計算された摩耗速度を示す。切削が進行しても, 式(7)の諸量に変化しない場合には, 図15はクレータ形状とみなせる。図16のすくい面応力分布に見るように, 切れ刃先端での過大な垂直応力のために, 摩耗の最深部は図9の最高温度位置に一致せず, 切れ刃に接近している。また, 切れ刃の摩耗もかなり進行している。このような摩耗形態は, 高マンガン鋼⁽¹²⁾のような高硬度難削材の切削においてよく観察される。

5. 結 論

前報⁽¹⁾で提案した有限要素切削シミュレーションシステムに切削工具の熱解析手法を組み込むことによって, 工具摩耗や仕上げ面精度の支配因子である切削温度を予測することが可能となった。拡張したシミュレーションプログラムを二, 三の金属切削問題に適用した結果をまとめると, 以下のようになる。

- (1) 熱問題の逆解法によって, 切削油剤の熱伝達係数が $10^3 \sim 5000 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$ であることを明らかにした。
- (2) 内部冷却切削工具の熱解析を行い, 冷媒の熱伝達係数が $10^4 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$ 以上でなければ, 工具刃先の温度低下が顕著に起こらないことがわかった。
- (3) 三次元熱解析の具体例として, 傾斜切削時の温度解析を行い, 適切な摩耗方程式があれば, 工具のクレータ摩耗が予測できることを示した。

参 考 文 献

- (1) 前川克廣, 永山隆司, 大島郁也, 村田良司: 有限要素切削シミュレーションシステムの構築 (第1報), 茨城大学工学部研究集報, 37 (1989) 65.
- (2) M.Hiraoka and K.Tanaka: A Variational

- Principle for Transport Phenomena, Memoir of Faculty of Eng., Kyoto Univ., 30, (1968) 235.
- (3) A.O.Tay, M.G.Stevenson and G.de Vohl Davis : Using the Finite Element Method to Determine Temperature Distributions in Orthogonal Machining, Proc. Inst. Mech. Eng., 188, (1974) 627.
- (4) M.G.Stevenson, P.K.Wright and J.G.Chow : Further Developments in Applying the Finite Element Method to the Calculation of Temperature Distributions in Machining and Comparisons with Experiments, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 105, (1983) 149.
- (5) T.H.C.Childs, K.Maekawa and P.Maulik : Effects of Coolant on Temperature Distribution in Metal Machining, Mater. Sci. Technol., 4, 11 (1988) 1006.
- (6) V.A.Ostafiev and A.N.Noshchenko : Numerical Analysis of Three-Dimensional Heat Exchange in Oblique Cutting, Annals of the CIRP, 34, (1985) 137.
- (7) 前川克廣 : 流れ形傾斜切削過程の有限要素シミュレーション, 日本機械学会関西支部第249回講演会講演論文集, No.904-3 (1990) 233.
- (8) E.Usui, K.Maekawa and T.Shirakashi : Simulation Analysis of Built-up Edge Formation in Machining of Low Carbon Steel, Bull. Japan Soc. Prec. Eng., 15, 3 (1981) 237.
- (9) C.S.Wright and R.S.Irani : Towards Equilibrium during Tempering a High-Speed Steel, J. Mater. Sci., 19, (1984) 3389.
- (10) 矢川元基, 宮崎則幸 : 有限要素法による熱応力・クリープ・熱伝導解析, サイエンス社, (1985) 163.
- (11) E.Usui, T.Shirakashi and T.Kitagawa : Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process (Part 3), Trans. ASME, J. Eng. Ind., 100, (1978) 236.
- (12) K.Maekawa, A.Kubo and T.Kitagawa : Simulation Analysis of Cutting Mechanism in Plasma Hot Machining of High Manganese Steels, Bull. Japan Soc. Prec. Eng., 22, 3 (1988) 183.