

有限要素切削シミュレーションシステムの構築(第1報)

— エンジニアリングワークステーションによる シミュレーション手法と高マンガン鋼切削への適用 —

前川克廣*, 永山隆司**, 大島郁也*, 村田良司*

(平成元年8月31日受理)

Finite Element Simulation Systems for Metal Machining (1st Report)

— Simulation Method Using an Engineering Workstation and

Its Application to the Machining of High Manganese Steel—

Katsuhiko MAEKAWA*, Takashi NAGAYAMA**, Ikuya OHSHIMA* and Ryoji MURATA*

Abstract—A computer software technique has been newly developed to simulate chip formation in orthogonal machining. It uses elastic-plastic and thermal finite element methods combined with realistic flow properties of the machined metal and friction and wear characteristics of the cutting tools to estimate chip flow, cutting forces, tool contact stresses and temperatures and tool wear. The program runs interactively on an engineering workstation (EWS) under a wide range of conditions of feed, speed and tool geometry. In this paper comparisons are presented between the EWS simulation and on a mainframe and also experiments, taking the machining of an austenitic 18% manganese steel as an example. Agreement between the simulations and experiments is good.

1. まえがき

金属切削加工においては、近年、工作物材種の多様化や工具材種と工具設計の急速な進歩に伴い、適切な切削条件の選定に苦慮するケースが多い。熟練した工作機械技能者のみが、適応的によりよい作業条件を決定してきたが、熟練者は年々減少の一途にある。さらに、マシニングセンタ、FA、CIMのような競争性の高い生産システムの要請の下に、切削作業条件の選定が熟練機械工からよりシステム指向の工程設計者の手に移りつつある。

このような背景から、非熟練者が切削条件を合理的

に決定できるようなエキスパートシステムの導入が試みられている¹⁾²⁾。しかし切削加工においては効率だけが問題ではなく、工作物各部によって要求される加工精度が異なったり、また精度や加工表面が工具損耗やびびり振動などの影響を受ける。さらに工具と工作物との干渉のチェックや突発的なトラブルが発生した場合の処置など、切削条件の選定に伴って考慮すべき点は多い。AI応用手法が必ずしも実用レベルの意思決定支援システムとして機能するまでに至っていないのは、このように過去の作業経験に基づく状況の総合判断としてアルゴリズム化する知識工学的方法²⁾のみでは対処しきれない部分が多く介在しているためであ

* 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

** 茨城大学大学院工学研究科機械工学専攻(日立市中成沢町)

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

る。

一方、最近のコンピュータのハードウェアと周辺機器の発達に伴って、生産準備段階と実加工段階の間で、実際の生産環境を想定した加工シミュレーションの必要性が認識されてきている。加工情報をデバッグし、加工条件の最適化を図った上で、実加工段階へ情報を渡したり、さらに工程設計や生産準備段階へフィードバックする機能をもたせれば、素材と時間の無駄を伴う試し加工が省略できるだけでなく、上述の知識工学的的方法との有機的な結合が可能になる。このためには、加工中の切削力、切削温度、工具摩耗や加工誤差などの物理量についてのシミュレーションを経て、加工条件のチェックと最適化を行う必要がある。しかし現状では、工具経路の創成や工具と工作物との干渉のチェックといった幾何学的なシミュレーションの試み^{3)~5)}が報告されているにすぎない。

本研究は、切削加工プロセスに係わる種々の物理量についてのシミュレーション手法⁶⁾と知識工学的的手法を有機的に結合した、加工条件決定のための支援システムを構築することを目的としている。本報告ではその骨格となる、エンジニアリングワークステーションを対象とした有限要素シミュレーションシステムについて述べる。すなわち、2章でシミュレーション手法について説明し、3章ではエンジニアリングワークステーションを用いたモデルの作成と具体的な実行方法について述べる。続く4章で高マンガン鋼切削への適用例を示し、大型計算機による計算結果および実測値と比較し、5章でその検討を行う。最後の6章は結言である。

2. 有限要素切削シミュレーション手法

金属切削加工は、力学的には塑性変形と破壊、さらに温度上昇とが連成した不可逆過程である。しかし、巨視的な破壊が無視できるような連続的な切りくず排出過程を対象にすれば、連続体力学の範囲で扱うことができる。本シミュレーションプログラムによる解析は、このような流れ形切りくずが生成する場合に限定される。

2.1 基礎方程式と境界条件

被削材はプラントル-ロイスの流動法則とミーゼスの降伏条件に従う等硬化弾塑性体とすると、構成式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}_{ij} &= D_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl} \\ \text{ただし弾性変形に対しては} \\ D_{ijkl}^e &= \frac{E}{1+\nu} \left\{ \delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{\nu}{1-2\nu} \delta_{ij} \delta_{kl} \right\} \\ \text{また塑性状態では} \\ D_{ijkl}^p &= D_{ijkl}^e - \frac{9G^2}{\bar{\sigma}^2(3G+H)} \sigma'_{ij} \sigma'_{kl} \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、 $\dot{\sigma}_{ij}$ は真応力のJaumann変化率、 $\dot{\epsilon}_{kl}$ は変形速度テンソル、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 E 、 ν 、 G 、 H 、はそれぞれヤング率、ポアソン比、剛性率、加工硬化率である。また δ はクロネッカーのデルタである。相当応力と加工硬化率はひずみ、ひずみ速度、温度の関数となる。

大ひずみ弾塑性問題に対する要素剛性方程式は、更新ラグランジュ法による定式化により、節点力速度 $\{\dot{F}\}$ と節点速度 $\{\dot{u}\}$ の関係として次式のように与えられる。

$$\{\dot{F}\} = ([k] + [k_c]) \{\dot{u}\} \quad (2)$$

ただし、 $[k]$ は微小ひずみ理論から得られる剛性マトリックス、 $[k_c]$ は要素の形状変化と剛体回転の補正項⁷⁾である。式(2)を全要素について重ね合わせて得られる全体剛性方程式は、後述する摩擦境界条件を付加した後、SOR法によって解かれる。

次に、被削材、切りくずおよび工具内の定常温度分布は切りくずの流動応力の推定と工具摩耗の計算に必要であるが、流れ形の切りくず生成を対象にしているので、次式の定常熱拡散方程式を解けばよい。

$$\rho c \left[\dot{u} \frac{\partial \theta}{\partial x} + \dot{v} \frac{\partial \theta}{\partial y} \right] - K \left[\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right] = Q \quad (3)$$

ただし、 θ は温度、 \dot{u} 、 \dot{v} は x 、 y 方向の速度、 Q は内部熱源強さ、 ρ 、 c 、 K 、はそれぞれ密度、比熱、熱伝導率である。式(3)はHiraoka&Tanaka⁸⁾の汎関数を用いた定式化により、節点熱流束ベクトル $\{F\}$ と節点温度 $\{\theta\}$ の関係として次式のように与えられる。

$$\{F\} = [H] \{\theta\} \quad (4)$$

ここで、温度剛性マトリックス $[H]$ は熱伝導、内部熱伝達および表面熱損失の項を含む。式(4)を全要素について重ね合わせて得られる全体熱剛性方程式は、クラ

ウト法によるLU分解によって解かれる。

計算に用いた境界条件は, Fig.1に示すように, ABC上では切削速度に等しい節点速度を指定し, 温度は室温とする。表面CDとHGには力学的拘束条件は与えず, 温度勾配をゼロとする。EF上では後述のすべり摩擦を与える。その他の表面は力学的には無拘束であり, 熱的には断熱として扱う。

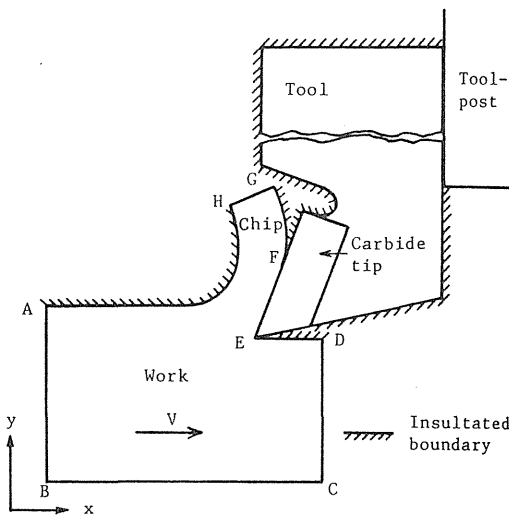


Fig. 1 Force and temperature boundary conditions

2.2 流動応力, 摩擦, 摩耗方程式

現実的な材料特性を入力することが解析において重要である。被削材が切削の変形域で受ける塑性変形と温度上昇は非常に大きいので, これに相当する条件下での材料試験が必要である。計算例として用いた高マンガン鋼について, ひずみ $\bar{\epsilon} = 0 \sim 1$, ひずみ速度 $\dot{\bar{\epsilon}} = 200 \sim 2000 \text{ s}^{-1}$, 温度 $\theta = 20 \sim 800^\circ\text{C}$ の範囲でホプキンソン棒法圧縮試験⁹⁾を行い, 次式のような流動応力 $\bar{\sigma}$ の実験式を得た。

$$\bar{\sigma} = 3.02 \bar{\epsilon}^{0.00714} \{45400/\theta + 58.4 + a(1130 - \theta) \bar{\epsilon}^b\} \text{ [MPa]} \quad (5)$$

ここで $\bar{\epsilon} < 0.5$ のとき $a = 0.871$, $b = 0.8$; $\bar{\epsilon} > 0.5$ のとき $a = 0.574$, $b = 0.2$ である。また温度は絶対温度である。

一方, 工具すくい面と切りくず界面ではクーロン摩擦が成立しないことが知られているので, 分割工具法¹⁰⁾による応力測定を行い, 摩擦応力 τ と垂直応力 σ_n に関する次のような実験式を得た。

$$\tau/k = 1 - \exp(-\mu\sigma_n/k) \quad (6)$$

ただし, k は摩擦面でのせん断降伏応力, μ は摩擦特性値であり, 高マンガン鋼と超硬工具の組合せでは1.6である。

最後に, 工具の摩耗方程式は熱活性化拡散型の摩耗機構¹¹⁾に従うとして, 上記の材料の組合せに対して次式の実験式を得た。

$$dw/d\ell = C_1 \sigma_n \exp(-C_2/\theta) \quad (7)$$

ただし, $dw/d\ell$ は単位摩耗距離当りの摩耗深さ, C_1 と C_2 は特性定数である。Table 1 に摩耗特性定数の値を示す。工具摩耗耗量の計算は有限要素計算の各増分段階ではなく, 速度, 温度, 応力の収束解に対して行われる。

Table 1 Wear constants for 18% Mn steel by P20 cemented carbide tools

C_1 MPa ⁻¹		C_2 K	
$\theta > 1150 \text{ K}$	$\theta < 1150 \text{ K}$	$\theta > 1150 \text{ K}$	$\theta < 1150 \text{ K}$
1.2×10^{-2}	7.8×10^{-9}	2.2×10^4	5.3×10^3

2.3 反復収束法

流れ形切削の定常状態を得るのであれば, 切削開始時からの変形を逐次シミュレートするのは得策ではない。最終的に得られる変形状態を予め仮定してしまい, これを次々と修正して行って収束解を得る方法⁹⁾について概説する。Fig.2に反復収束法の計算フローチャートを示す。任意に設定された焼鈍状態の切りくずを含むFig.1に示すような解析モデルに対して, Fig.2のLoop Iが実行される。すなわち, 要素剛性マトリックスが計算され, 切りくず-工具界面で摩擦を受ける場合には修正される。次に全体剛性マトリックスが組み立てられ, これをFig.1の境界条件のもとで解けば, 節点力増分が求められる。その結果得られる切削力の上昇と, 弾性から塑性状態へ遷移する要素数がチェックさ

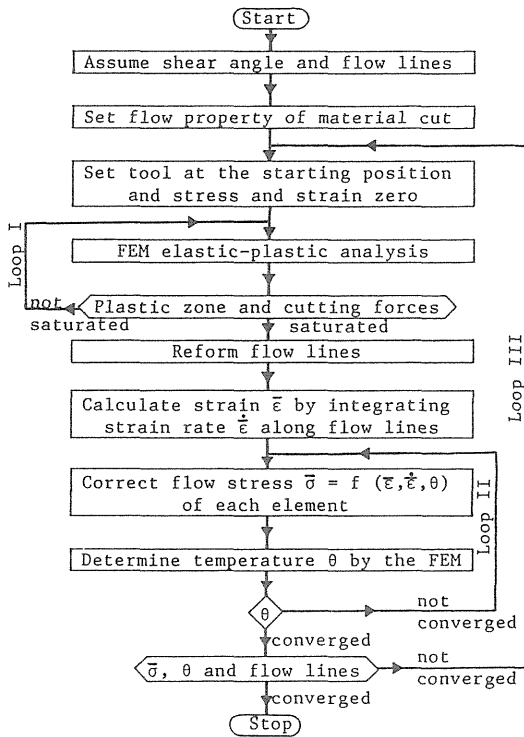


Fig. 2 Flow chart for the iterative convergence method

れ、それらが飽和していなければ、Loop I が繰り返される。この間、切りくずと工具との接触長さが増加(切りくずと工具がオーバーラップした場合)あるいは減少(接触圧力が引張となって分離した場合)し、これに伴って切りくず-工具界面の境界条件の変更が必要となる。

塑性域が切りくず内で飽和したら、最終速度ベクトルが初期設定切りくずの流線に一致しているかどうかチェックされる。最初は一致しないので、計算で得られた速度ベクトルと仮定された流線との相違を減少させるように切りくず内の節点座標を修正する。修正された形状に対して、弾塑性解析での速度場を用いてひずみとひずみ速度を計算する。次にLoop II の温度有限要素解析が実行される。これは、引き続き行われる弾塑性解析(Loop III)において用いる、 $\bar{\sigma}$ と H' を更新するためである。Loop II において、計算される温度 θ は、すでに得られたひずみ速度と積の形で内部熱流束を与える $\bar{\sigma}$ に依存し、 $\bar{\sigma}$ それ自身も温度の関数である。したがって、Loop II では θ と $\bar{\sigma}$ が共に収束するまで行われ

る。更新された $\bar{\sigma}$ と H' は再び弾塑性解析に用いられるが、この時工具を最初の位置に引き戻し、修正された流線をもつ処女状態の被削材に対して再びLoop I からLoop II までが繰り返される。このような反復計算によって、速度場、温度場および応力場の収束解が得られる。

3. エンジニアリングワークステーション (EWS) 上での実行

Fig. 3(a) はメインフレーム HITAC-M682H で用いた節点数390、要素数660の有限要素メッシュである。これに対してアポロDOMAIN DN3000ワークステーションでは演算速度が遅く、記憶容量も小さいために、節点数200、要素数309のより粗いメッシュを用いた。

メッシュの自動生成サブルーチンは、多くのパッケージが市販されているが、本研究のために新たに作成した。市販のパッケージはそのままでは上述の反復収束法との整合性が悪く、さらに次の理由で本切削シミュレーションには非効率的だからである。最適な切削条件を求めるために、送り、速度、すくい角を変更して、数多くのシミュレーション計算が繰り返される。その都度、市販のパッケージを用いて被削材-切りくず-工具の形状の変更を行うのではなく、簡単なアルゴリズムを作成してソフトウェア的に処理するほうが得策である。Fig. 3(b) はこのために用意された被削材と切りくずの原始モデルである。指定された送り t_1 、せん断角 ϕ とすくい角 α に対応して、まずABDEの高さが t_1 に調節される。次にABDE全体は面CFがせん断面に一致するようにせん断され、さらにCDEFは反時計回りに $(90-\alpha)^\circ$ 回転して切りくずの部分となる。一方工具メッシュは、すくい角 α と逃げ角 δ が指定されれば、頂角 $(90-\alpha-\delta)^\circ$ を4等分し、さらに工具すくい面上の節点が先に作成された切りくず上の節点と一致するように同心円状に分割される。Fig. 3(c) は、被削材の左側を若干修正して、最終的に得られた有限要素メッシュである。

Fig. 3(c) には、工具刃先前方の被削材メッシュ内に小ギャップが設けられている。その大きさは $t_1/30$ 程度で、被削材を工具刃先において切りくず側と仕上げ面側へ分岐させるためである。反復収束法では、切りくず内に塑性域が飽和するのに要する工具の移動量は $t_1/10$ にすぎない。したがって、切削の開始時から連続的にシミュレーションする場合¹²⁾のように、工具刃先

点において次々と節点を分離するといった複雑な処理は不用となる。

エンジニアリングワークステーション上での切削シミュレーションは, まずFig.3(c)の初期モデルを作成

するためのパラメータを入力することから始まる。生成された有限要素メッシュは一時的に“形状ファイル”に記憶され, Fig.2の反復収束法計算プログラムへ送られる。その他の入力ファイルは, 流動応力, 摩擦, 摩耗方程式中の定数を記憶する“材料特性ファイル”と, 切削速度, 送り, 工具形状に関する“切削条件ファイル”である。反復収束法におけるLoopIIの初回のサイクルの最後に, この段階までの計算結果を保存するための中間ファイルが作成され, 計算は一時中断される。次に, 必要であればグラフィックサブルーチンが呼ばれ, 上述の収束条件が満たされているかどうかチェックされる。このようにLoopIIIが繰り返されるごとに, 結果が中間ファイルに書き込まれ, 計算の終了を判定するために使用される。また計算終了後, このファイルはもう一つのグラフィックサブルーチンの入力としても利用され, 結果の図形処理が行われる。このような計算処理手順が, 切削条件を変更しながら, 繰り返される。

アポロDOMAIN DN3000ワークステーションを用いた場合, Fig.3(c)の有限要素メッシュを作成するのに要する時間は約1分, LoopIIIの1サイクルに要するCPU時間は8分程度, さらに反復収束解を得るのに必要なサイクル数は4~6であった。以上のように, 開発された有限要素シミュレーションプログラムは, エンジニアリングワークステーション上で対話的に使用することができる。なお, 先に開発された大型計算機用のプログラム⁶⁾での1条件当りの全CPU時間は10分前後であるが, 対話的な使用法はできない。

4. 高マンガン鋼切削への適用

ここでは高マンガン鋼を二次元切削する場合の, エンジニアリングワークステーションおよび大型計算機によるシミュレーション, 実験の三種類の結果について言及される。実験では, まず切削工具動力計を用いて, 円板状の被削材の突切り切削時の切削力を測定した。次に, 絶縁したプラチナ細線を工具内に埋め込み, これを工具すくい面に露出させて切りくずとの間で熱電対を構成し, その露出位置を変えながら, 上述の切削形式で切りくず-工具界面の温度を測定した。さらに, 粗さ計によって, 一定時間旋削後に工具すくい面に生じる, クレータ摩耗の深さを測定した。

Table 2 は計算が行われた条件の範囲と, 用いた物理定数を示す。

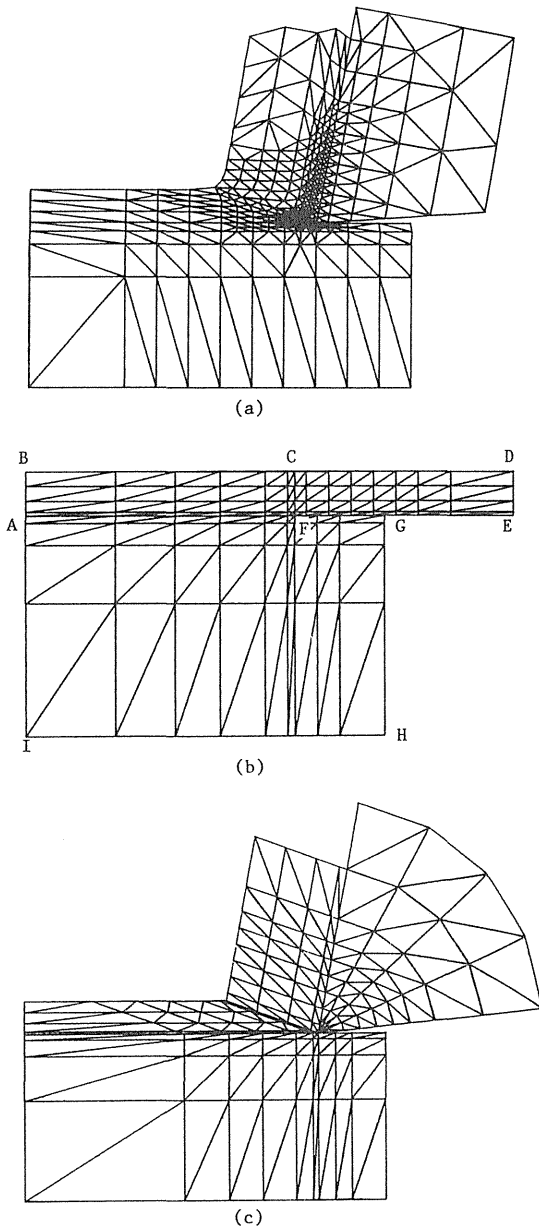


Fig. 3 Finite element meshes
(a) fine mesh, (b) primitive for EWS coarse mesh, (c) EWS mesh

Table 2 Cutting conditions and constants used for the analysis of 18% Mn steel cutting

Cutting conditions	Material cut: 18% Mn steel, Tool: carbide P20, Rake angle $\alpha = -10$ to $+20^\circ$, Depth of cut $t_1 = 0.05$ to 0.3 mm, Cutting speed V up to 300 m/min			
Constants	Young's modulus $E = 206$ GPa, Poisson's ratio $\nu = 0.3$ Friction characteristic constant $\mu = 1.6$			
	Thermal conductivity K W/(m·K)	Density ρ kg/m ³	Specific heat c J/(kg·K)	Heat transfer coefficient h W/(m ² ·K)
Material cut (18% Mn)	13.8	7.95×10^3	545	-
Carbide tip (P20)	66.9	1.12×10^4	356	-
Tool shank (0.55% C)	36.0	7.75×10^3	461	1.05×10^4

Fig.4はEWSシミュレーションの収束状況の一例である。すなわち、 $t_1=0.2$ mm, $\alpha=\delta=10^\circ$, 切削速度 $V=60$ m/minの場合の、(a)は工具の変位に対する切削力と塑性要素数の変化(Fig.2のLoop I), (b)は工具すくい面上の垂直応力と摩擦応力の変化である。図中のNTSTはFig.2のLoopIIIの繰り返し回数を示し、6回の反復で収束しているのがわかる。

Fig.5~Fig.7は収束解と実測結果との比較である。Fig.5は $\alpha=10^\circ$ の場合の、切削速度と単位除去体積当りの垂直力および摩擦力の関係を示す。ただし、EWSシミュレーションの送りは 0.2 mm/revであるのに対して、大型計算機による結果は送り 0.3 mm/revの場合である。式(6)の摩擦特性値は、いずれも $\mu=1.6$ を用いた。

Fig.6はすくい面に沿う温度変化を示し、(a)は送り 0.3 mm/revにおけるエンジニアリングワークステーションと大型計算機との比較、(b)は送り 0.2 mm/revにおけるEWSシミュレーションと実測結果との比較である。

Fig.7は $t_1=0.2$ mm/rev, $\alpha=0^\circ$, $\delta=6^\circ$, $V=30$ m/minの場合の、クレータ摩耗の計算と実験の比較である。摩耗特性定数はTable 1に示す値を用いた。いずれの計算結果も実測結果より大き目に予測されている。

Fig.8は $t_1=0.3$ mm, $\alpha=0^\circ$, $\delta=6^\circ$, $V=30$ m/minのときの、(a)大型計算機と(b)エンジニアリングワークステーションによる切りくずの形状と温度分布である。EWSで用いたメッシュでは切りくずのカールが失われている。

5. 検 討

まず、計算精度の観点から検討する。切削力、工具すくい面温度、クレータ摩耗の計算結果は、Fig.5~Fig.7に見るように、要素分割を粗くしてもさほど変化しない。しかし、粗いメッシュでのEWSシミュレーションでは、切りくずのカールがほとんど生じず、また切りくず接触長さが長くなっているのが、Fig.8からわかる。これは、Fig.6において、切りくず離脱点付近のすくい面温度が、EWSモデルのほうが高くなっていることと符合する。演算速度的には、節点数が約60%少ないエンジニアリングワークステーションのほうが大型計算機より計算時間がかかっている。実測結果との比較においては、切削力に関していずれの計算結果も垂直力は実測より幾分高めに、摩擦力は幾分低めである(Fig.5)。一方、計算された温度はいずれも、実測より幾分高めである(Fig.6)。

以上の諸量の計算と実験との一致はおおむね良好である。しかし、クレータ形状の計算結果は、いずれも実測よりかなり大きめに予測されている。式(7)の摩耗方程式は熱活性化モデルに基づいて導出されているが、その中に含まれる定数 C_1 , C_2 を決定する際に、温度と応力の測定を摩耗痕のない切削工具を用いて行ったことが原因として考えられる。摩耗が進行した状態ではそれらの測定が著しく困難になるためである。したがって、摩耗特性定数の補正方法を検討する必要がある。

次に, 切削機構の観点から考察する。本シミュレーション法の主な入力データは式(5)に代表される材料特性である。高マンガン鋼の場合は, シミュレーション

手法だけでなく, 用いた材料特性の評価方法も適当であることが, これまでの検討から明らかである。しかし, 例えば快削鋼のように流れ形の切りくずを排出するが, 快削粒子回りのミクロ的なボイドの成長や合体を考慮しなければならないような問題¹³⁾に対して, 同一手法が適用できるかどうかの検証も, 適用限界を知るうえで必要と考えられる。

式(6)の摩擦モデルでは, 摩擦応力が大きな接触圧力下では金属のせん断降伏応力に等しく, 接触圧力が小さい場合には接触圧力に比例するクーロン摩擦を仮定している。このような傾向は, Fig.4(b)において確かに成立している。しかし, 刃先点付近で垂直応力が大きくなるにもかかわらず, 摩擦応力は減少している。これは白樫¹⁰⁾の実測結果と相違するが, Bagchi&Wright¹⁴⁾による光弾性実験ではシミュレーション結果と同様な傾向が得られている。刃先付近での切りくずのせん断降伏応力が低下すれば, このような現象が起こりうる。計算に用いた摩擦特性値 $\mu=1.6$ は, 炭素鋼と超硬工具の組合せにおいても同じ値⁶⁾であるが, 通常のすべり摩擦では考えられない程大きな値である。これは, 工具面を擦過する切りくずが, 物理的に清浄な新生面であることと矛盾しない。

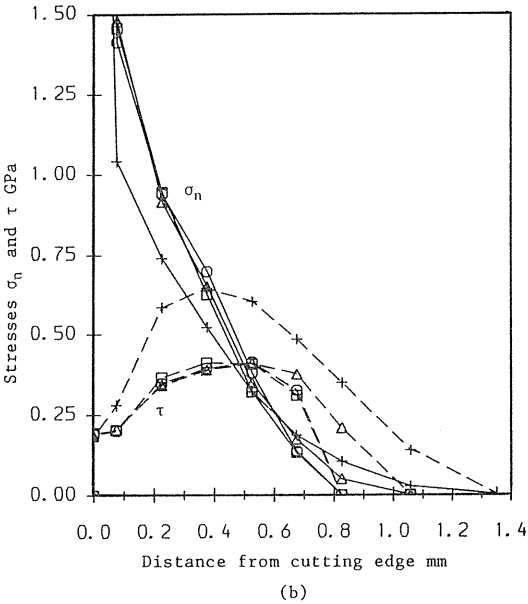
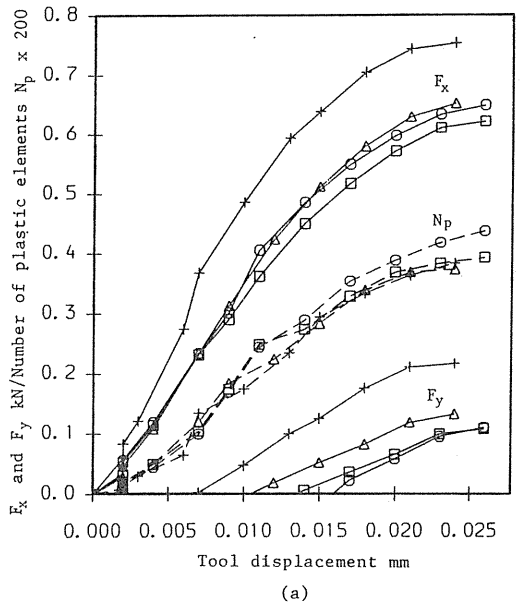


Fig. 4 Convergence of the EWS calculation $t_1=0.2\text{mm}$, $\alpha=\delta=10^\circ$, $V=60\text{m/min}$
 (a) tool forces and number of plastic elements vs. tool displacement, (b) variation of σ_n and τ with distance from the cutting edge, for NTST=(2)(+), 3(Δ), 5(\square), 6(\circ)

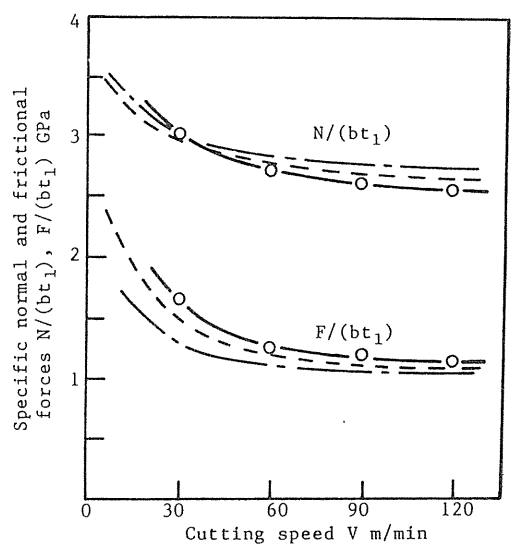


Fig. 5 The dependence of specific normal and frictional forces on cutting speed 18% Mn steel, $\alpha=10^\circ$, experimental (—○—), EWS (----) and mainframe (---) results

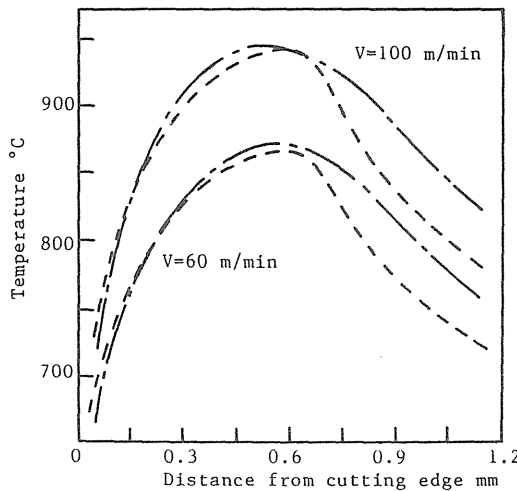
高マンガン鋼は、切削条件にもよるが、炭素鋼などに比べて切りくずが強くカールする材料である。しかし、Fig.8(b)のEWSシミュレーション結果では、切りくずにカールが生じていない。Fig.3(c)のEWSメッシュでは、特に変形が集中する工具刃先前方の切りくず内の要素分割が粗いので、Fig. 3(a)の細分割メ

ッシュに比べて変形の自由度が低下している。切りくずのカール機構については、いまだ定説はないが、せん断変形域での変形集中の度合との関連が指摘¹⁵⁾されている。要素分割と切りくずのカールとの関係については、さらに検討が必要である。

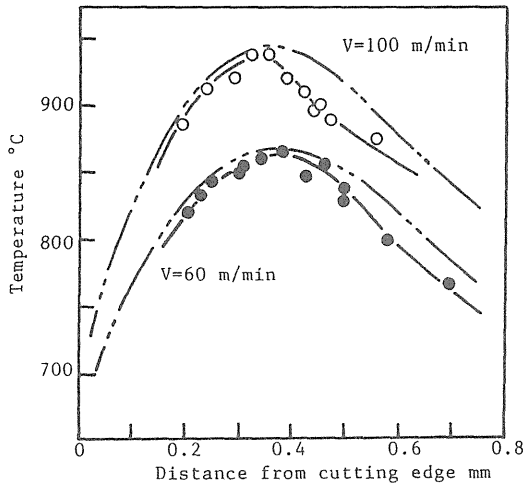
6. 結 言

エンジニアリングワークステーション上で対話的に、かつ高速に二次元切りくず生成過程をシミュレーション解析するためのソフトウェアを開発した。これを用いて、送り、切削速度、工具すくい角などの切削条件、さらに流動応力、摩擦、摩耗などの材料特性が、切りくずの排出状態、切削力、切削温度だけでなく、工具面の温度や応力の分布、さらに工具摩耗にどのように影響するかについての情報を得ることができる。したがって、本シミュレーションシステムは、機械加工の非熟練者が切削現象に関する理解を深め、切削作業条件を合理的に選定できるようになるための支援システムとして、拡張されうる。

本シミュレーションシステムは、有限要素による弾塑性および温度解析を軸とし、さらにメッシュの自动生成および図形処理サブルーチンから構成されている。エンジニアリングワークステーションによる計算例では、計算効率の観点から比較的粗い分割の有限要



(a)



(b)

Fig. 6 Comparisons of rake face temperature profiles

- (a) EWS (— — —) and mainframe (— · — · —) simulations, $\alpha=10^\circ$ and $t_1=0.3\text{mm/rev}$
- (b) EWS (— · — · —), $\alpha=10^\circ$ and $t_1=0.2\text{mm/rev}$ and experimental (—●—), tool angles (0, 0, 6, 6, 15, 15, 0.5) and $t_1=0.2\text{mm/rev}$

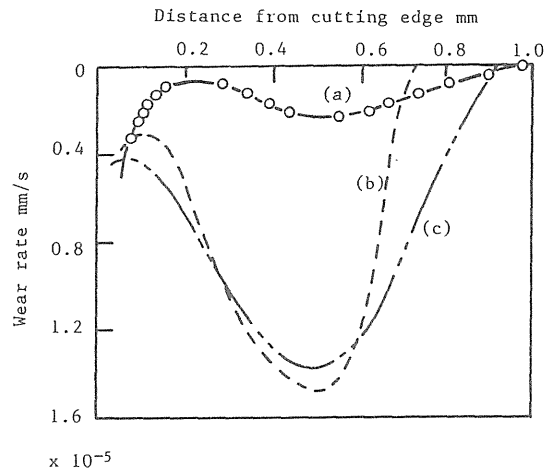


Fig. 7 Comparisons of crater wear rate
 $\alpha=0^\circ$, $t_1=0.2\text{mm/rev}$, $V=30\text{m/min}$
 (a) experiment (—○—), (b) mainframe (— · — · —),
 (c) EWS (— · — · —)

謝 辞

本研究の主要部分は、1985年10月から1987年9月にかけて著者の一人が英国ブラッドフォード大学に滞在中に実施した、同大学機械工学科(現、英国リーズ大学) T.H.C.Childs教授との共同研究成果に基づいていることを付記し、ご指導いただいた同教授に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 井原 透: 切削作業条件の選定における知識工学の利用, 精密工学会誌, **54**, 8(1988)1435.
- 2) 樋口誠宏, 矢野章成, 宅間正則: しきい値論理とファジイ推論に基づく旋削条件の意思決定支援システム, 日本機械学会論文集, **C**, **53**, 490(1987)1269.
- 3) W.R.DeVries and M.S.Evans: Computer Graphics Simulation of Metal Cutting, *Annals of the CIRP*, **33**, 1, (1984) 15.
- 4) W.P.Wang and K.K.Wang: Geometric Modeling for Swept Volume of Moving Solids, *IEEE CG&A*, **6**, (1986) 8.
- 5) 蔡 明達, 乾 正知, 木村文彦, 高田祥三: 加工性評価のための切削加工シミュレーションシステム(第1報), 昭和63年度精密工学会秋期大会学術講演会講演論文集, (1988, 10)775.
- 6) 白井英治, 前川克廣, 白樫高洋: 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. 前川克廣, 久保明彦, 北川武揚: 難削材のプラズマ加熱切削(第2報), 精密工学会誌, **54**, 3(1988)567.
- 7) R.M.McMeeking and J.R.Rice: Finite Element Formulations for Problems of Large Elastic-Plastic Deformation, *Int. J. Solids Struct.*, **11**, (1975)601.
- 8) M. Hiraoka and K. Tanaka: A Variational Principle for Transport Phenomena (Part 3), *Memoirs of Faculty of Engng.*, Kyoto Univ., **30**, (1968)235.
- 9) 前川克廣, 白樫高洋, 白井英治: 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.
- 10) 白樫高洋, 白井英治: 工具すくい面の摩擦特性,

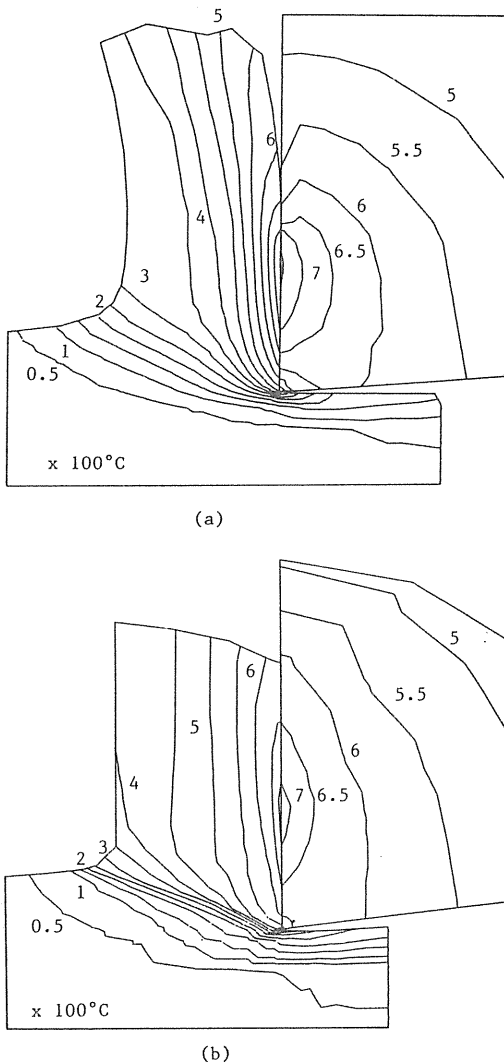


Fig. 8 Comparisons of chip shape and isothermal contours
 $\alpha=0^\circ$, $t_1=0.3\text{mm/rev}$, $V=30\text{m/min}$
 (a) mainframe, (b) EWS simulation

素メッシュを用いた。計算結果は、より細かい分割メッシュを用いた大型計算機による結果、さらに高マンガン鋼の切削実験結果と比較された。切削力, 切削温度, 工具面の温度や応力に関しては、計算と実験との一致は良好であるが、粗い要素分割の場合には、切りくずのカーブが生じなかった。

- 精密機械, **39**, 9(1973)966.
- 11) 北川武揚, 白樫高洋, 白井英治: 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.
- 12) J. S. Strenkowski and J.T.Carroll: A Finite Element Model of Orthogonal Metal Cutting, *ASME, J. Eng. Indust.*, **107**, (1986)349.
- 13) 白井英治, 帯川利之, 白樫高洋: 快削添加物粒子のぜい性効果(その1), 精密機械, **46**, 7(1980)849.
- 14) A. Bagchi and P. K. Wright: Stress Analysis in Machining with the Use of Sapphire Tools. *Proc. R. Soc. Lond., A*, **409**, (1987)99.
- 15) P. Dewhurst: Is the Machining Process Uniquely Defined? *Annals of the CIRP*, **27**, 1, (1978) 1.
- 13) 白井英治, 帯川利之, 白樫高洋: 快削添加物粒子