

解説

Review

切削加工のシミュレーション技術

篠塚 淳*

FEM Simulation Technique on Metal Cutting Processes

Jun Shinozuka

Synopsis

Recent remarkable advancement of computer performances made possible a metal cutting simulation with finite element analysis. Nowadays, commercial 3D-FEA software specialized in machining processes, such as turning, milling and drilling, is available. This review focuses on a predictability of FEM cutting simulations. Detailed material properties, such as flow stress under high strain rates and high temperatures conditions, friction at tool-chip contact region, thermal conductivity and heat capacity, are indispensable to simulate a metal cutting process in detail. Flow stress characteristics proposed so far, a nonlinear friction property at the tool-chip contact region and equations to estimate tool wear and tool breakage are presented. A prediction of chip controllability with a FEA is shown. Next, a dynamic thermo elasto-plastic FEM cutting simulation is shown. Deformations and temperatures were solved explicitly in the FEA. A penalty force and a correction heat flux that can be adapted to a wide range of cutting condition were considered at the tool-chip contact region in the FEA. Finally, some results of the FEA under ultra high-speed cutting conditions that cutting speed exceeds the plastic wave speeds of a workpiece material are shown as one of examples indicating high predictability of the FEA.

1. はじめに

切削過程では、被削材は高温高ひずみ速度でせん断塑性変形され、工具刃先には1 GPaを超える応力が負荷し、温度は1300 Kを超える場合が少なくない^{1),2)}。工具刃先も被削材も極限環境にあるといえる。工具寿命や仕上げ面品位を向上させるには、温度、応力、ひずみを把握する必要があるが、これら物理量分布を実測することは非常に困難である。そこで、FEM切削シミュレーションが有効になる。

FEM切削シミュレーションの研究は、Strenkowski³⁾の非定常切削過程の弾塑性FEM解析以来大きく発展し、変形解析と温度解析を連成させ二次元切削から三次元切削^{4)~8)}へと展開している。現在では、DEFROM、ANSYS、LS-DYNA、ABAQUSなどの汎用FEMコードは切削加工に適応でき、また切削加工に特化したAdvantEdgeなどのFEMコードも市販され、旋削加工、エンドミル加工、ドリル加

工、タップ加工、ホブ加工などの切削過程をコンピュータ内に再現するバーチャルマシーニングが実現できる。切削加工の分野においてもCAE化が普及しつつあるといえる。

FEM切削シミュレーションを行う目的は、現状の切削機構を詳細に把握し能率的に切削加工を最適化すること、また未知の切削現象を予測し新しい材料の設計や新しい加工法を創造することであろう。どちらの場合も高い解析精度と予測性能が必要となる。

本解説では、まずFEM切削シミュレーションの高い解析精度と予測性能に不可欠な材料特性について記述する。高い予測性能があればFEM切削シミュレーション用いて、工具損傷特性と切りくず処理性能が予測できることを示す。最後に未知の切削現象を解明する研究の例として、超高速切削過程の切削機構について紹介する。

2007年4月16日受付

*茨城大学工学部機械工学科, Ph.D. (Ph.D., Department Mechanical Engineering, Ibaraki University)

2. FEM 切削シミュレーション

切りくずの大部分は自由面であるため、どのような切りくずが生成されるかは、切削条件や工具と被削材の材料特性に大きく依存する。せん断域の変形状態や切りくず生成状態は、切削力や切削温度に大きな影響を及ぼすため、切削機構を精度良くシミュレートするためには、詳細な材料特性、特に被削材の応力-ひずみ関係（流動応力特性）と工具-切りくず摩擦特性、が不可欠である。

2. 1 流動応力特性式

せん断面せん断ひずみ γ_s は、せん断モデルより工具すくい角 γ とせん断角 ϕ を用いて、

$$\gamma_s = \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma)} \quad \dots\dots\dots(1)$$

で概算できる。通常 γ は $-5 \sim 10^\circ$ で ϕ は $15 \sim 25^\circ$ であるから、せん断ひずみは 3 を超え、相当ひずみは 1.7 を超える ($\epsilon = \gamma_s / \sqrt{3}$)。せん断ひずみ速度は、切削速度 V 、切取り厚さ t_1 、せん断域の長さとの比を a (a は 10 程度であるとされる) として、

$$\dot{\gamma}_s = a \frac{\sin \phi \cos \gamma}{t_1 \cos(\phi - \gamma)} V \quad \dots\dots\dots(2)$$

で概算できる。例えば切取り厚さ 0.1 mm、切削速度 5 m/s、せん断角 20° では、せん断ひずみ速度は 10^5 1/s 台となる。ひずみ速度は、切削速度が速くまた切取り厚さが小さくなればさらに高まる。上記切削速度では、せん断面の温度は $600 \sim 800$ K であり、すくい面温度は 1300 K を超える。以上より、切削過程を解析する場合には、ひずみが 1 以上、ひずみ速度は 10^4 1/s 以上、温度 1300 K を超える動的変形に対応する流動応力特性式が必須である。

これまでにさまざまな流動応力モデルが提案されている。切削の弾塑性 FEM 解析で使用される流動応力モデルに Johnson-Cook モデル⁹⁾がある。

$$\bar{\sigma} = (C_0 + C_1 \bar{\epsilon}^n) \left(1 + C_2 \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \left\{ C_3 - C_4 \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right\} \quad \dots\dots\dots(3)$$

$\bar{\epsilon}$, $\dot{\bar{\epsilon}}$, T は、ひずみ、ひずみ速度、温度であり、 C_0 , C_1 , C_2 , C_3 , C_4 , n , m は材料定数、 $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ は参照ひずみ速度、 T_r と T_m はそれぞれ参照温度と融点である。Johnson-Cook モデルは幅広く使用されており、種々の材料で式 (3) の材料定数が報告されている^{10)~13)}。材料定数は主に高速衝撃圧縮試験である Hopkinson 試験で求められるが、Hopkinson 試験ではひずみ速度は 10^4 1/s 程度が限界であり、これ以上

の高ひずみ速度変形下での変形特性を獲得することは非常に難しい。したがって現状では測定データを外挿して使用せざるを得ない。

Johnson-Cook モデルは、ひずみ、ひずみ速度、温度の影響を考慮しているが、これらの履歴効果を考慮することができない難点がある。そこで変形履歴効果を考慮した次式¹⁴⁾が提案されている。式 (4) の積分項が変形履歴効果の項である。

$$\bar{\sigma} = \sigma_0(T, \dot{\bar{\epsilon}}) \left\{ \int_{T, \dot{\bar{\epsilon}}=h(\bar{\epsilon})} \exp \left(\frac{K}{n} T \right) \dot{\bar{\epsilon}}^{-\frac{m}{n}} d\bar{\epsilon} \right\}^n \quad \dots\dots\dots(4)$$

例えば、青熱脆性を考慮した低炭素鋼 S15C¹⁵⁾ では、

$$\sigma = \left[1490 \exp(-0.00142 T) + 362 \exp \left\{ -0.000239 T - 0.0000184 \left\{ T - \left(670 + 23.5 \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{1000} \right) \right\}^2 \right\} \right] \times \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{1000} \right)^{0.0228} \left\{ 0.0079 + 0.732 \int_{T, \dot{\bar{\epsilon}}=h(\bar{\epsilon})} \exp(0.00114 T) \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{1000} \right)^{-0.0157} d\bar{\epsilon} \right\}^{0.21} \quad \dots\dots\dots(4-1)$$

(σ in MPa, T in $^\circ\text{C}$) である (Fig.1, Fig.10 参照)。

また、チタニウム合金 Ti-6Al-4V¹⁶⁾ (σ in GPa, T in $^\circ\text{C}$) :

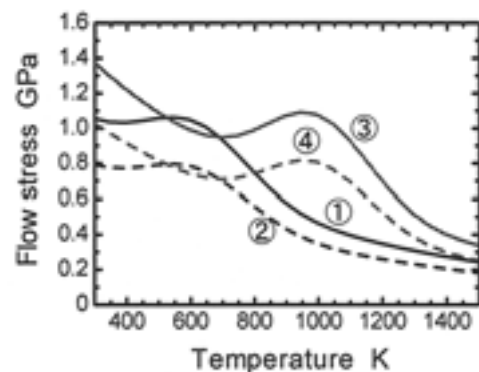


Fig.1. Flow stress characteristics of a low carbon steel S15C. Deformation conditions; strain rate 10^{-3} 1/s and plastic strain 4.0 ①, strain rate 10^{-3} 1/s and plastic strain 1.0 ②, strain rate 10^4 1/s and plastic strain 4.0 ③, strain rate 10^4 1/s and plastic strain 1.0 ④.

$$\sigma = 2.28 \exp(-0.00155 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right)^{0.028} \times \left[\left\{ \exp(0.00175 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right)^{-0.029} \int_{T, \dot{\varepsilon}=h(\bar{\varepsilon})} \exp(-0.00175 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right)^{0.029} d\bar{\varepsilon} + 0.12 \right\}^{0.5} + 0.239 \right] \dots\dots\dots (4-2)$$

SUS304¹⁶⁾ (σ in GPa, T in $^{\circ}\text{C}$) :

$$\sigma = 1.60 \{ \exp(-0.02(T + 35)) + \exp(-0.0012 T) \} \left(\frac{\dot{\varepsilon} + 0.5}{1000} \right)^{0.036} \times \left\{ \exp(0.00218 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon} + 0.5}{1000} \right)^{-0.018} \int_{T, \dot{\varepsilon}=h(\bar{\varepsilon})} \exp(-0.00218 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon} + 0.5}{1000} \right)^{0.018} d\bar{\varepsilon} + 0.021 \right\}^{0.37} \dots\dots\dots (4-3)$$

Inconel X-750¹⁶⁾ (σ in GPa, T in $^{\circ}\text{C}$) :

$$\sigma = 2.05 \exp(-0.0007 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon} + 20}{1000} \right)^{0.042} \times \left\{ \exp(0.00072 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon} + 20}{1000} \right)^{0.132} \int_{T, \dot{\varepsilon}=h(\bar{\varepsilon})} \exp(-0.00072 T) \left(\frac{\dot{\varepsilon} + 20}{1000} \right)^{0.132} d\bar{\varepsilon} + 0.0008 \right\}^{0.15} \dots\dots\dots (4-4)$$

であり、他にも数種の材料が報告されている¹⁷⁾。

前述のように、特に高速切削過程における塑性せん断域の変形条件は、流動応力特性式を得るための材料試験の変形条件とは異なる。また圧縮試験なので、破壊や断熱せん断機構は考慮できない。このため上式を導入しても不連続型切りくずは生じ難い。不連続型切りくずを再現するためには、流動応力特性式あるいは構成方程式に局所すべりや延性破壊の条件を導入する必要がある。断熱せん断変形による鋸刃型切りくず生成に関する研究には、ある条件で大きな熱軟化を示す Johnson-Cook-Avrami モデルを採用する例⁷⁾がある。

$$\bar{\sigma} = \sigma_h \{ 1 - \exp(-k_1 \bar{\varepsilon}) \}^{n_1} - \sigma_s \left[1 - \exp \left\{ -k_2 \left(\frac{\bar{\varepsilon} - \varepsilon_c}{\varepsilon_p} u(\bar{\varepsilon}) \right)^{n_2} \right\} \right] \quad (5)$$

($\because u(\bar{\varepsilon}) = 0$ in $\varepsilon < \varepsilon_c$, $u(\bar{\varepsilon}) = 1$ in $\varepsilon \geq \varepsilon_c$)

ε_c は動的再結晶が起こるひずみ、 ε_p は熱軟化が起こるひずみ、 σ_h は ε_p での流動応力であり、 σ_s は熱軟化の度合いを示す係数であり、 n_1 , n_2 , k_1 , k_2 は材料定数である。一方、延性破壊モデルである Gurson モデルを構成方程式に導入する試み¹⁸⁾もあるが、切削過程のせん断域は静水圧環境下のせん断変形であるため、そのまま適用してもボイドは成長せず延性破壊による局所的なすべり変形は生じ難い。

局所すべりが生成する条件の実験的検討の例として、相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}_p$ と静水圧 p を用いて、式 (4-4) の流動応力特性を式 (6) の条件で低下させた場合の例を Fig.2 に示す。

$$r = \frac{R_1 [1 + \exp\{(\bar{\varepsilon}_p - \bar{\varepsilon}_0)/a\}] + 1 - R_1}{R_2 / [1 + \exp\{(p - p_0)/b\}] + 1} \dots\dots\dots (6)$$

($\because r \geq 1 \rightarrow r = 1$, $0 < r \leq 1$)

同図より、負のすくい角では局所すべりが発生し不連続型切りくずが生成することが分かる。すくい角を正にすると連続型切りくずに遷移するため、切削条件に応じた切りくず生成は再現できるのであるが、物理的根拠を示すためにはさらなる研究が必要である。

2. 2 工具一切りくず摩擦特性

工具面を擦過する切りくず表面は活性が高い新生面であるから、工具一切りくずの摩擦特性に線形の coulomb 摩擦則は成立しない。そこで、次式 of 非線形摩擦特性式が提案されている^{14), 19)}。

$$\frac{\tau_t}{\tau_e} = 1 - \exp \left(-\lambda \frac{\sigma_t}{\tau_e} \right) \dots\dots\dots (7)$$

σ_t , τ_t , τ_e は、工具すくい面上の垂直応力、摩擦応力、着目点での最大せん断降伏応力であり、 λ は切削条件に

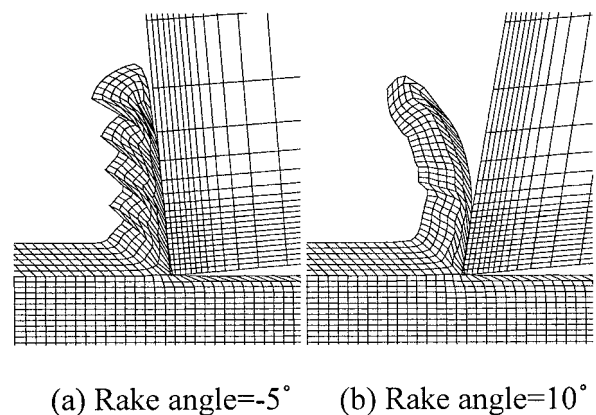


Fig.2. Empirical investigations to generate discontinuous chip. Cutting speed is 2 m/s.

依存せず工具と被削材の組合せで決まる材料定数である。 λ の値は、単一すくい面工具ですくい角を広範囲に変えた二次元切削実験を行い、Fig.3に示すような二次元切削データを獲得し、これらから各すくい角における、工具すくい面上の平均垂直応力 $\bar{\sigma}_t$ 、平均摩擦応力 $\bar{\tau}_t$ 、せん断面せん断応力 τ_s を算出し、 $\tau_e = \tau_s$ と見なせば見積れる。

$$\lambda = -\frac{\tau_s}{\bar{\sigma}_t} \ln \left(1 - \frac{\bar{\tau}_t}{\tau_s} \right) \quad \dots\dots\dots (8)$$

例えば超硬 P20 ノンコーテッド工具による乾式切削の場合、低炭素鋼 S15C では 2.7²⁰⁾、S45C では 1.6、インコネル X-750 では 1.0²¹⁾である。FEM 切削シミュレーションを行う時には、まず二次元切削データを獲得し、材料の組合せで決まる各種材料定数を設定することが不可欠である。また二次元切削データは解析の妥当性を検証する上でも非常に重要である。

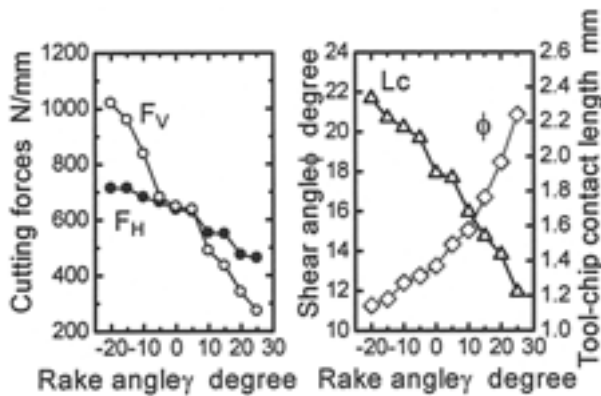


Fig.3. Two dimensional cutting data.
Cutting conditions; workpiece is a low carbon steel S15C, tool is a cemented carbide P20, cutting speed is 1.67 m/s, undeformed chip thickness is 0.25 mm, dry.

3. FEM 切削シミュレーションを用いた加工の最適化

FEM 切削シミュレーションでは Fig.4 や Fig.5 のように温度や応力などの物理量分布が得られる。工具損傷はこれら物理量を用いて解析的に予測することができるので、実験計画法や Neural Network などの最適化手法を用いれば、能率的に切削加工の最適化がバーチャルマシーニングで可能となる²²⁾。

3. 1 工具摩耗の予測

工具摩耗特性は、次式の摩耗特性式^{14), 23)}で予測することができる。

$$\frac{dW}{\sigma_t V_c dt} = C_1 \exp \left(-C_2 \frac{1}{\theta} \right) \quad \dots\dots\dots (9)$$

W は比摩耗量、 V_c 、 σ_t 、 θ は工具面上の着目点での切りくず速度、垂直応力、温度である。 C_1 と C_2 は、工具と被削材の材料の組合せで決まる材料定数である。

3. 2 工具欠損の予測

工具刃先のチップングや大規模欠損特性は、工具の主応力分布 (σ_1 , σ_2 , σ_3) を用いて予測できる。超硬工具の欠損特性として、B.Paul の確定論的破壊条件に、Weibull 分布を重畳させた、確率的破壊条件式²⁴⁾が提案されている (Fig.6 参照)。工具全体の破壊確率は、各微小領域の破壊確率 G_i を基に最弱リンク理論で解析できる。

$$G = 1 - \prod_{i=1}^N \{1 - G_i(\sigma', \theta, v)\} \quad \dots\dots\dots (10)$$

3. 3 切りくず処理性の予測

切りくず処理性能は、切りくずに破壊条件を導入するこ

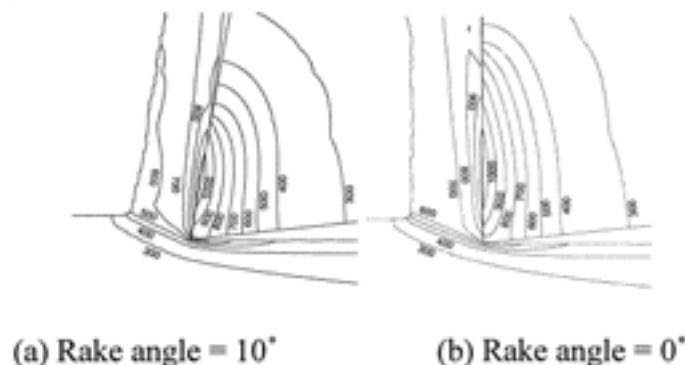
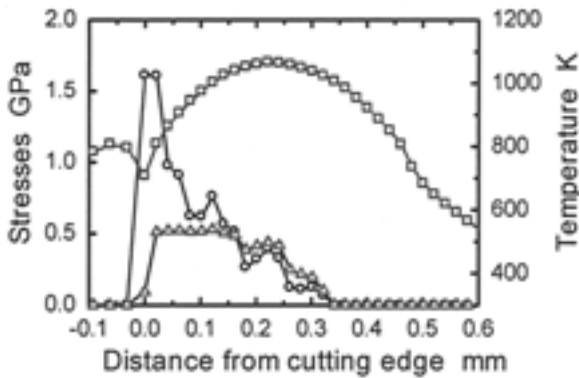
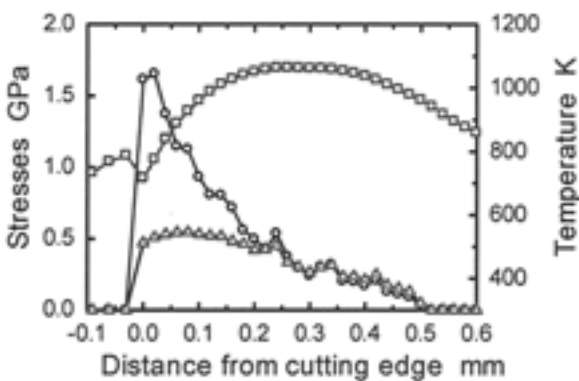


Fig.4. Isotherms.
Temperatures show in Kelvin. Cutting length is 10 mm. Cutting conditions; workpiece is a low carbon steel S15C, tool is a cemented carbide P20, cutting speed is 5 m/s, depth of cut is 0.1 mm, dry. Mass scaling rate is 100.



(a) Rake angle 10°



(b) Rake angle 0°

Fig.5. Stresses and temperature distributions on the tool face. Cutting conditions are the same as those in Fig.3.

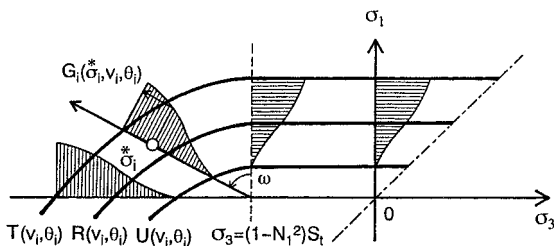


Fig.6. Locus of the probabilistic fracture criterion.

とで予測できる²⁵⁾。その例を Fig.7 に示す。本例では応力基準の破壊条件を採用した。注目すべきは、切りくずの自

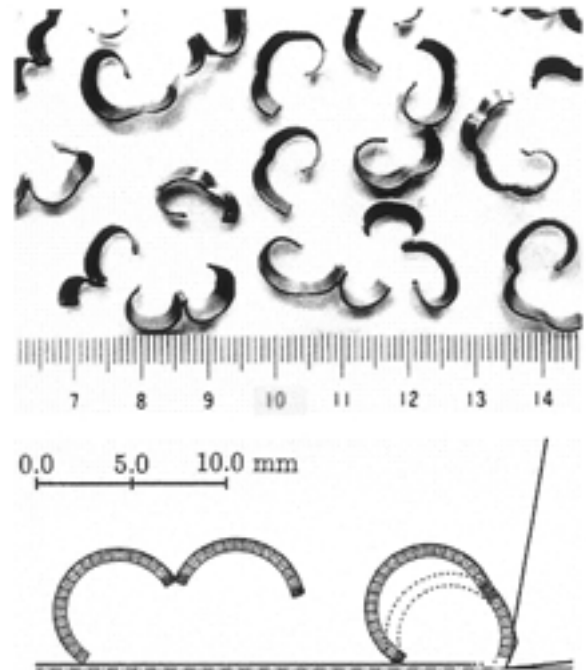


Fig.7. One of simulated results with FEA.

由面側から発生した亀裂が進展するが、条件によっては全破断に至らないことが予測できていることである。

4. 超高速切削現象の予測

未知の切削現象の予測の例として、現状では実現困難な超高速切削過程の切削現象を動的熱弾塑性 FEM で予測した例²⁶⁾を紹介する。本解析は、大規模連立一次方程式を解く必要が無い陽解法を用いた。離散化には時刻 n の運動方程式を用いる。

$$\mathbf{M}_n \mathbf{a}_n + \mathbf{C}_n (\mathbf{v}_n - \mathbf{v}_0) + \mathbf{f}_n = \mathbf{p}_n \quad \dots\dots\dots (11)$$

\mathbf{M} と \mathbf{C} は質量マトリクスと減衰マトリクスであり、 \mathbf{a} 、 \mathbf{v} 、 \mathbf{v}_0 は加速度、速度、初期速度ベクトルである。 \mathbf{f} と \mathbf{p} は、内力、接触力ベクトルである。また Rayleigh 減衰 ($\mathbf{C} = \mathbf{c}_a \mathbf{M} + \mathbf{c}_\beta \mathbf{K}$, $\mathbf{c}_\beta = \mathbf{0}$) を採用した。位置ベクトル \mathbf{x} を時刻 n 周りで Taylor 展開し式 (11) に代入し、 \mathbf{M} と \mathbf{C} を集中化して対角マトリクスにすれば、時刻 n の加速度と速度を陽に得ることができ、応力とひずみ増分が得られる。時刻 $n+1$ の応力、ひずみは updated Lagrange 法に従い計算した。

工具と被削材の接触力は、工具と被削材のめり込み量に比例するとした。すなわち、接触域の垂直応力は、

$$\sigma_t = \left(\frac{\rho_T c_T^e \rho_W c_W^e}{\rho_T c_T^e + \rho_W c_W^e} \right) \frac{\Delta \xi}{\Delta \xi_c} V \quad \dots\dots\dots (12)$$

とした。 $\Delta \xi$ 、 $\Delta \xi_c$ はめり込み量、めり込み量の限界値である。 ρ は密度、 c^e は弾性波の伝播速度 (音速)、 V は切削速度である。摩擦応力は式 (7) で求まる。式 (12) は、

工具と被削材の材料特性、切削条件を考慮しているため、広範囲な切削条件に適用できる。

温度は、非定常熱伝導方程式を時間に関して前進差分近似を用いて離散化した式 (13) を陽解法で求めた。

$$C_p \theta_{n+1} = (Q_{vn} + Q_{sn} + \Delta q_n) dt' + (C_p - K_T dt') \theta_n \quad \dots\dots\dots (13)$$

C_p , K_T は熱容量、熱伝導マトリクスであり、 Q_v と Q_s は、塑性仕事と工具－切りくず接触域での摩擦仕事による熱流束ベクトルである。 C_p を集中化し対角マトリクスとすれば、節点温度 θ は陽に求まる。ここで、工具と被削材の接触域では、両者の温度は一致していなければならない。 Δq は工具－切りくず接触域の温度差 $\Delta \theta$ を解消するための補正熱流束ベクトルである。

$$\Delta q = \pm A \left(\frac{\bar{c}_p dl}{dt_{\max}} + \frac{\bar{k}_T}{dl} \right) \frac{\Delta \theta}{2} \quad \dots\dots\dots (14)$$

Δq は、工具と被削材の熱物性を考慮しているので、さまざまな材料に適用できる。

切りくず生成には節点分離法を採用した (Fig.8 参照)。なお本解析は、条件付安定であるため時間増分の長さに限界がある。最大時間増分は、音速と有限要素の大きさで決

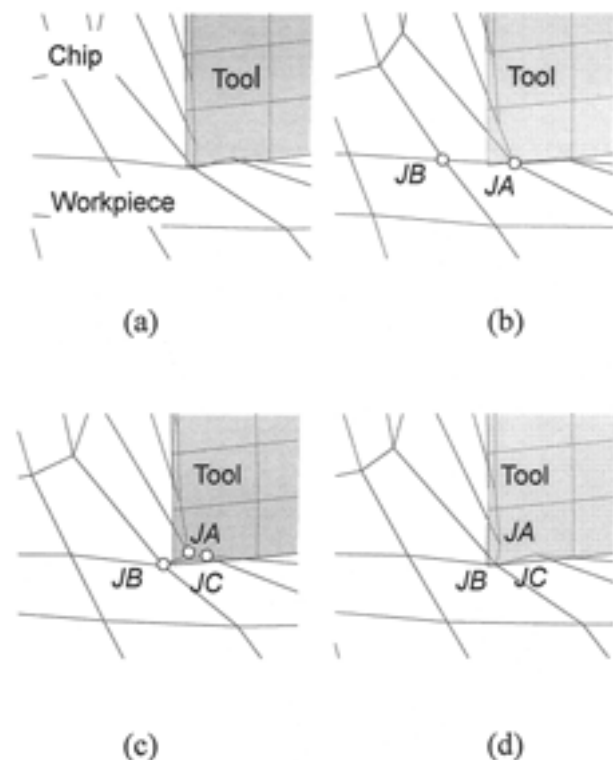


Fig.8. Node separation technique.

A finite element including node JA and JB are compressed with cutting progress (a) and (b). Node JA is separate into two nodes when the strain determined the distance between node JA and JB exceeds a critical strain(c). The chip generates by repeating this cycle (d),(a).

まる。解析に用いた熱物性を Fig.9 に、流動応力特性と式 (15) で求まる塑性波速度を Fig.10 に示す。

Fig.10 よりせん断角 $20 \sim 40^\circ$ のせん断域の塑性波速度は 180 m/s 程度であった。

$$c^p = \sqrt{\frac{d\bar{\sigma}}{\rho d\epsilon_p}} \quad \dots\dots\dots (15)$$

解析結果の例を Fig.11 に示す。同図より切削速度がせん断域の塑性波伝播速度を超えると、せん断域に非常に高い静水圧が発生することが分かる。これはせん断塑性域で塑性衝撃波が発生するためである。塑性衝撃波による非常に高い静水圧により、工具すくい面上には非常に高い垂直応力が負荷し切削力は高くなる。せん断域の塑性衝撃波の発生の有無により、仕上げ面品位は大きく変わることが予測できる。

ここで、陽解法では時間増分が極めて短いため、切削速度が音速（構造用金属の場合 5000 m/s 程度）に比べて著しく低速である場合は非現実的な計算時間が必要となる。

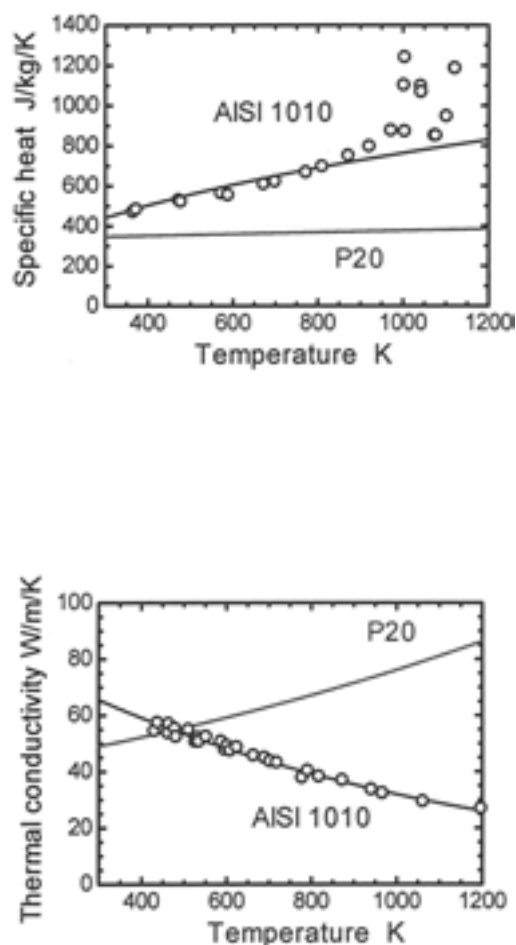
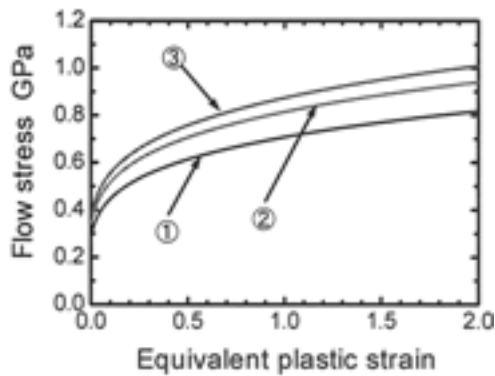
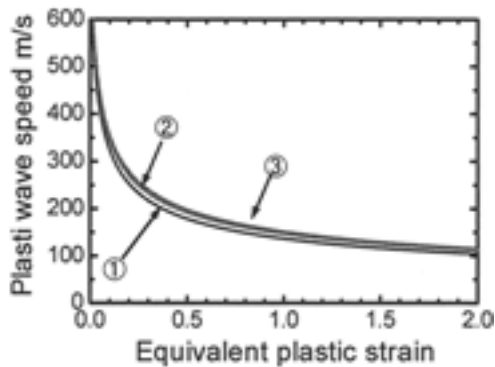


Fig.9. Thermal properties used in the FEA.



(a) flow stress characteristic



(b) plastic wave speed

Fig.10. Characteristics of flow stress and plastic wave speed of the low carbon steel S15C.

Deformation conditions; strain rate is 10^5 1/s and temperature is 700 K ①, strain rate is 10^4 1/s and temperature is 500 K ②, strain rate is 10^3 1/s and temperature is 400 K ③.

そこで、材料の密度を仮想的に r_m 倍し、時間増分を $\sqrt{r_m}$ 倍に増加させるマスキング法を適用する。この時、式 (11) は減衰項に注意して、

$$r_m \mathbf{M} \mathbf{a} + \sqrt{r_m} c_a \mathbf{M} (\mathbf{v} - \mathbf{v}_0) + \mathbf{f} = \mathbf{p} \dots \dots \dots (16)$$

となる。加速度と速度はそれぞれ $1/r_m$, $1/\sqrt{r_m}$ 倍になるから、式 (16) は、式 (11) と変わらないことに注目されたい。ただし r_m にも上限があり、塑性波伝播速度と切削速度の関係に注意して設定する必要がある。密度を r_m 倍すると、式 (15) より材料の塑性波速度は $1/\sqrt{r_m}$ になる。例えばせ

ん断域の塑性波速度が 180 m/s である場合、 r_m を 10000 にするとせん断域の塑性波速度は 1.8 m/s になる。切削速度が 5 m/s の場合、 $r_m=10000$ の解析は切削速度が塑性波伝播速度を超える超高速切削過程を解析していることになり、 $r_m=1$ の場合と現象が大きく異なる解を得ることになる。なお Fig.4 は、Fig.1, 9, 10 の材料特性を使用し、 $r_m=100$ で切削速度 5 m/s の解析を行った結果である。

5. まとめ

FEM 切削シミュレーションを用いたバーチャリマシニングでは、能率的な切削加工の最適化が可能となる。また熟練技能者が行う加工を再現し、技に対する切削現象を数値化することで専門技術のデータベースを効率良く構築することもできよう。今後、バーチャリマシニング技術の研究は、被削性や仕上げ面品位の優れた被削材材料の設計や新しい加工法の創造へと展開するであろう。これらを実現するためには高い予測性能を有する FEM 切削シミュレーション技術が必要となり、そのためには詳細な材料物性の導入が不可欠となる。加工の高速化の要求も高いことから、さらに高温、高ひずみ速度領域の動的変形特性の解明が切削加工シミュレーション技術の向上には必須である。

(文 献)

- 1) 臼井英二：切削・研削加工学，共立出版株式会社，1971，8.
- 2) M.C.Show：Metal Cutting Principles, Oxford Science Publications, 1984, 18.
- 3) J.S.Strenkowski and J.T.Caroll, III：Trans. ASME, J. Eng. Ind., 107 (1985), 349.
- 4) T.D.Marusich and M.Orrtiz：Int. J. Num. Meth. Eng., 38 (1995), 3675.
- 5) E.Cretti, P.Fallbohmer, W.T.Wu and T.Altan：J. Mat. Proc. Tech., 59 (1996), 169.
- 6) Y.B.Guo and D.A.Dornfeld：Trans. ASME, J. Manuf. Sci. Eng., 122 (2000), 612.
- 7) J.C.Aurich and H.Bil：Ann. CIRP, 55 (2006), 1,47.
- 8) C.Warrington, S.Kapoor and R.DeVor：Trans. ASME, J. Manuf. Sci. Eng., 128 (2006), 65.
- 9) G.R.Johnson, J.M.Hoegfeldt, U.S.Lindholm and A.Nagy：Trans. ASME, J. Eng. Mats. Tech., 105 (1983), 42.
- 10) T.Ozel and E.Zeren：J. Mat. Proc. Tech., 153-154 (2004), 1019.
- 11) D.Umbrello, R.M'Saoubi, J.C.Outeiro：Int. J. Mach. Tools

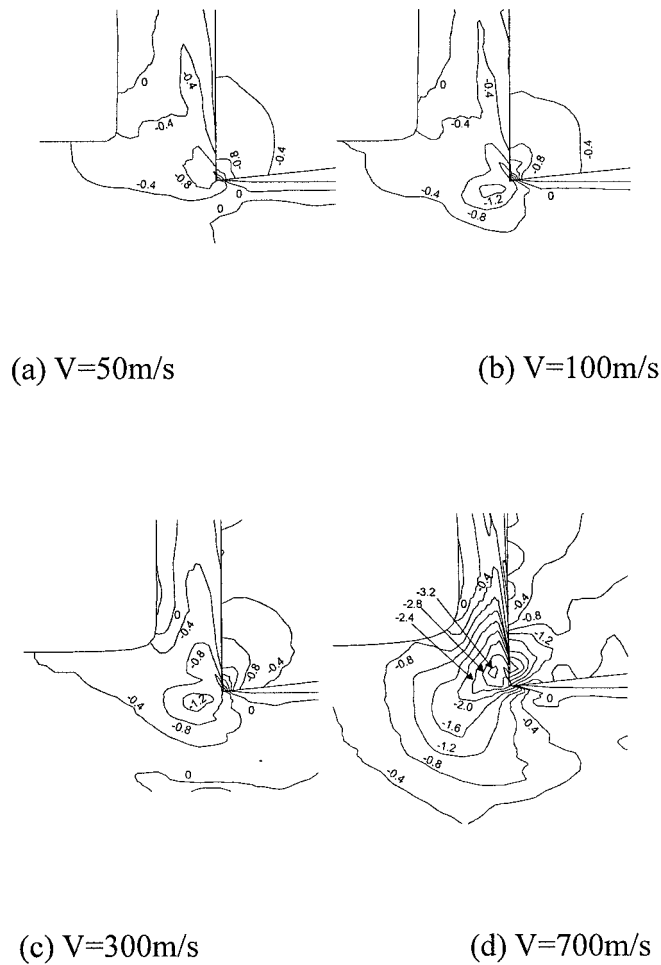


Fig.11. Distribution of mean normal stress.
Mean normal stress indicates in GPa.

- Manuf., 47 (2006), 462.
- 12) K.Liu and S.N.Melkote : Trans. ASME, J. Manuf. Sci. Eng., 128 (2006), 730.
 - 13) Y.B.Guo, Q.Wen and K.A.Woodbury : Trans. ASME, J. Manuf. Sci. Eng., 128 (2006), 749.
 - 14) E.Usui and T.Shirakashi : ASME PED (1982), 7, 13.
 - 15) 前川克廣, 白樫高洋, 白井英二 : 精密機械, 44 (1978), 12, 1495.
 - 16) 帯川利之, 白樫高洋, 白井英二 : 精密工学会誌, 52 (1986), 1, 127.
 - 17) T.H.C.Childs, K.Maekawa, T.Obikawa and Y.Yamane, Metal Machining Theory and application, Arnold, (2000), 379.
 - 18) V.Tvergaard, A.Needleman and K.K.Lo : J. Mech. Phys. Solids, 29 (1981), 2, 115.
 - 19) 白樫高洋, 白井英治 : 精密機械, 39 (1973), 9, 966.
 - 20) 帯川利之, 篠塚淳, 白樫高洋 : 精密工学会誌, 61 (1995), 9, 1295.
 - 21) 帯川利之, 李成發, 篠塚淳 : 精密工学会誌, 69 (2003), 1, 105.
 - 22) 篠塚淳, 学位論文, 東京工業大学 (1998).
 - 23) 北川武揚, 前川克廣, 白樫高洋, 白井英治 : 精密工学会誌, 53 (1987), 9, 1414.
 - 24) 白井英治, 井原透, 白樫高洋 : 精密機械, 46 (1980), 4, 429.
 - 25) 篠塚淳, 帯川利之, 白樫高洋 : 精密工学会誌, 62 (1996), 8, 1161.
 - 26) 篠塚淳, 帯川利之, 李成發 : 日本機械学会論文集 (C編), 69 (2003), 1123.