内部冷却切削工具の熱解析*

前 川 克 廣** 大 島 郁 也** 村 田 良 司***

Thermal Analysis of Internally Cooled Cutting Tools

Katsuhiko MAEKAWA, Ikuya OHSHIMA and Ryoji MURATA

Effects of internal cooling for a cutting tool have been analyzed using the finite element method. Contact pressure at the tool-chip interface is so high that cutting fluid, which is normally supplied, does not work sufficiently for reducing crater wear. Internal cooling is aimed at enforcing heat transfer into the coolant which is introduced within a cutting tool, resulting in the decrease of tool temperature. Supposing the use of a heat pipe as a cooling device, which potentially has a coefficient of heat transfer more than $10^4 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, optimum shape and position of a coolant path as well as the cooling characteristics were analyzed. It shows that tool temperature is decreased by 30 to 200 °C by means of the internal cooling and there is no influence upon the strength of the tool. Besides, thermal displacement of the internally cooled cutting edge is found to decrease by a factor of 2 compared to that of a normal tool. This suggests that an internally cooled cutting tool is effective for precision machining.

Key words: thermal analysis, cutting tool, internal cooling, tool temperature, tool wear, heat transfer, optimum design, finite element method

1. ま え が き

切削工具の摩耗は主に温度と工具面応力に支配される。一般に、切削温度が下がれば摩耗は減少するので、このために切削液が用いられる。しかし、工具一切りくず界面の接触圧力は非常に大きいので、切削液による工具の潤滑あるいは冷却は、クレータ摩耗に対してはさほど有効ではない。¹⁾²⁾

工具内部冷却法は、工具内に導かれた冷媒がすくい面の熱伝達を促進するので、すくい面温度を低下させ、その結果、クレータ摩耗を減少させることは二、三報告²⁾³⁾されている。しかし、冷却時の工具内温度分布、有効な冷却効果を得るための冷却部の位置と形状、冷媒の熱伝達係数の影響、さらに刃先強度への影響等の検討は行われていない。

切削温度を低下させるためには、切削速度や送りを減少させれば発生熱源強さが小さくなるので、より効

果的である⁴⁾ 本研究では切削条件を一定、すなわち発生熱が変化しない場合の内部冷却切削工具の諸特性を、有限要素法を用いて検討する。

2. 解 析 方 法

解析の対象は、鋭利工具による二次元流れ形切削の場合に限定する。図1は計算モデルである。切削工具 Ω は形状固定境界 S_f (周囲)と冷却部 S_{h*} (内部)から成り、外荷重として切削力による機械的荷重と温度上昇による熱荷重を受ける。内部冷却工具の設計の観点からは、領域 Ω 内の応力および変位の制約条件を満たしつつ、温度 T に関する目的関数を最小とするような形状 S_{h*} と冷媒を決定する問題⁵⁾とみなせる。いま、 S_{h*} の形状変数を $\{x\}$ 、冷媒の熱伝達係数を h^* とすると、目的関数

$$W = [M_{\alpha} T(\{x\}, h^*)] \rightarrow \text{Min.} \quad (1)$$

制約条件

$$\left. \begin{aligned} \{x_i\} &< \{x\} < \{x_u\} \\ h^* &< h_{\max} \\ \bar{\sigma} &< \sigma_c \quad \text{or} \quad \sigma_1 < \sigma_c \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

* 原稿受付 平成 3 年 4 月 15 日。1989 年度精密工学会春季大会学術講演会(平成元年 3 月 23 日)および 1990 年度精密工学会春季大会学術講演会(平成 2 年 3 月 28 日)にて発表

** 正会員 茨城大学工学部(日立市中成沢町 4-12-1)

*** 正会員 東京理科大学理工学部(野田市山崎 2641)

Fig.1 Regions and boundaries of thermal analysis

のように記述できる。ただし、 $\{x_i\}$ は形状変数の下限値、 $\{x_u\}$ は上限値、 h_{max} は熱伝達係数の最大値、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 σ_1 は最大主応力、 σ_c は許容限界応力である。

しかし、式(1)、(2)を最適化問題として解くことは、内部冷却時の h_{max} が未知であること、さらに形状変数と温度の関係が陽な形で与えられないことから、困難である。そこで、冷却部の形状変数と熱伝達係数を種々変更して、以下の温度解析と弾塑性解析を繰返すことによって、形状と冷媒が目的関数および制約条件に及ぼす影響を検討することにする。

温度解析は、切削開始時および終了時の非定常過程も考慮した場合に、熱拡散方程式

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = K \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) - \rho c \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q_1 \quad (3)$$

を図1に示す境界条件

$$\left. \begin{aligned} 1) & T = T_s \quad (\text{境界 } S_T) \\ 2) & -K \frac{\partial T}{\partial n} = 0 \quad (\text{境界 } S_{q0}) \\ 3) & -\left(K \frac{\partial T}{\partial n}\right)_{II} - \left(K \frac{\partial T}{\partial n}\right)_{III} = q_2 \quad (\text{境界 } S_{q2}) \\ 4) & -K \frac{\partial T}{\partial n} = h^* (T - T_0) \quad (\text{境界 } S_{n^*}) \\ 5) & -K \frac{\partial T}{\partial n} = h (T - T_0) \quad (\text{残りの境界 } S_n) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

のもとで解けばよい。ただし、式(3)の右辺第2項は切削工具内では省略される。上式において、 ρ は密度、 c は比熱、 t は時間、 K は熱伝導率、 u_x と u_y は速度の x 成分と y 成分、 q_1 はせん断面での熱源強さ、 q_2 はすくい面での熱流束、 n は境界の外向き法線、 T_0 は周囲温度

である。有限要素法による温度解析は、式(3)、(4)と等価な汎関数

$$I(T) = \int_{\Omega} \left[\frac{K}{2} \left\{ \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right\} - \rho c \left(u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) T \right. \\ \left. + \left(q_1 - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right) T \right] dV + \int_{S_{q2}} q_2 T dS + \int_{S_n} \frac{h}{2} (T - T_0)^2 dS \quad (5)$$

を離散化し、その値を最小にする温度を近似解として求めることに帰着する⁶⁾。ただし、 $\partial T / \partial x$ 、 $\partial T / \partial y$ は変分不変量である。三角形一次要素を用いた定式化⁶⁾によれば、最終的に節点温度 $\{T\}$ に関する連立常微分方程式

$$[K]\{T\} + [C] \frac{\partial \{T\}}{\partial t} + \{F\} = 0 \quad (6)$$

が導かれる。ただし、 $[K]$ は熱剛性マトリックス、 $[C]$ は熱容量マトリックス、 $\{F\}$ は熱荷重ベクトルである⁷⁾。中央差分法⁷⁾を用いて時間の導関数を近似すれば、

$$\left([K] + \frac{2}{\Delta t} [C] \right) \{T\}_{i+\Delta t} = \left(\frac{2}{\Delta t} [C] - [K] \right) \{T\}_i - 2\{F\} \quad (7)$$

のような連立代数方程式が得られる。時刻 t の節点温度 $\{T\}_i$ が既知のとき、右辺の定数項は既知量となるので、時間増分 Δt 後の節点温度 $\{T\}_{i+\Delta t}$ が求まる。

一方、切削工具の応力解析は、工具が塑性変形する場合も考慮して、増分解析における仮想仕事の原理⁸⁾

$$\int_{\Omega} \delta \{ \Delta \epsilon \}^T \left[\{ \sigma \} + [D] \{ (\Delta \epsilon) - (\Delta \epsilon^i) \} \right] dV \\ - \int_{S_p} \delta \{ \Delta u \}^T \{ (P) + \{ \Delta P \} \} dS = 0 \quad (8)$$

$$\{ \Delta \epsilon^i \} = (1 + \nu) \alpha \Delta T \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (9)$$

を表面力増分 $\{ \Delta P \}$ と温度増分 ΔT に対して解けばよい。ただし、 δ は仮想量、 Δ は増分量、 S_p は応力境界、 $\{ \epsilon \}$ はひずみベクトル、 $\{ \epsilon^i \}$ は熱ひずみベクトル、 $\{ u \}$ は節点変位ベクトル、 $[D]$ 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。

図2は解析手順の概略を示す。安定な二次元流れ形切削を想定して、切削開始時と切削終了時の切削力の時間変化は無視し、過渡的な温度変化のみを考慮する。まず切削開始時には、実測して得られた定常状態の切削抵抗を工具すくい面垂直力と摩擦力に変換（垂直力は三角形分布、摩擦力は台形分布）し、これを弾塑性解析の荷重条件として、工具内の機械的応力を求める。次に実測のせん断面熱源 q_1 と摩擦熱源 q_2 を与え、時間

Fig.2 Flow chart for the present calculation

Table 1 Orthogonal cutting data when turning low carbon steel with HSS tool

Cutting speed	27 m/min
Feed rate	0.25 mm/rev
Width of cut	2.98 mm
Rake angle	15°
Clearance angle	4°
Cutting fluid	wet
Cutting force	1648 N
Thrust force	856 N
Shear plane angle	21.1°
Shear stress	594 MPa
Shear velocity	25.9 m/min
Chip velocity	9.67 m/min
Chip contact length	1.25 mm

Table 2 Constants used in the analysis

	Work (0.09%C)	Tool (HSS)
Thermal conductivity K Wm ⁻¹ K ⁻¹	43.6	22
Heat capacity pc MJm ⁻³	3.94	4.46
Heat transfer coefficient h Wm ⁻² K ⁻¹	—	10 ³
Thermal expansion coefficient α K ⁻¹	—	10 ⁻⁵
Young's modulus E GPa	—	206
Poisson's ratio ν	—	0.3
Yield stress σ _y GPa	—	1
Work hardening rate H' GPa	—	2.06

増分を定めて非定常温度解析を行う。得られた温度増分は式(9)によって熱ひずみに変換された後、式(8)に基づく弾塑性有限要素解析⁸⁾によって、熱応力が求まる。このような温度解析と応力解析を工具温度が定常状態に達するまで行う。切削終了時には、機械的荷重を除荷した後、すくい面の境界条件を対流熱伝達(式(4)の5))に変更して、工具のみの系に対して非定常温度解析と熱応力解析を定常状態、すなわち工具温度が室温に戻るまで行う。以上の計算手順を、境界 S_{h*} の形状と位置、および冷媒の熱伝達係数 $h*$ を種々変更して繰返す。

表1は、高速度鋼工具による鋼管の端面切削時の二次元切削データを示す。切削速度が27m/minと比較的遅いために構成刃先が発生した。表2は計算に用いた諸定数である。熱定数の温度依存性は無視し、工具表面には水溶性の切削液の使用を想定して、熱伝達係数 $1\text{ kWm}^{-2}\text{ K}^{-1}$ ⁶⁾を与えた。有限要素メッシュは既報⁶⁾と同様に、総節点数390、総要素数660の三角形一次要素を用いたが、刃先付近の要素分割は、発生した構成刃先を考慮して多少変更した。

3. 解析結果

3.1 切削開始・終了時の温度と応力

まず切削開始時および終了時の過渡的な温度と応力の変化を解析した。冷却部の形状として、刃先点から(3.5mm, 2.5mm)の位置に中心をもつφ2mmの丸穴を設定した。また熱伝達係数は、周囲は $h=1\text{ kWm}^{-2}\text{ K}^{-1}$ 、内部は $h*=10\text{ kWm}^{-2}\text{ K}^{-1}$ に固定した。図3～5は冷却部周辺の温度 T 、相当応力 $\bar{\sigma}$ 、最大主応力 σ_1 の分布を示す。同図(a), (b), (c)は切削開始からの時刻がそれぞれ $t=0.1, 1, 10\text{ s}$ の場合である。温度の上昇にともなって、 $\bar{\sigma}$ と σ_1 はともに増加していくが、途中で応力が過大になることはない。ほぼ定常状態に達する $t=10\text{ s}$ の時に、冷却部周辺の引張主応力が最大となるが、せいぜい100 MPaと小さい。また、刃先点付近は切削力が作用しているために圧縮場となっている。

図6は切削終了時からの時刻が $t=0.1, 1, 10\text{ s}$ の場合の温度(実線)と相当応力(破線)の分布である。 $t=10\text{ s}$ で工具全体が室温に戻る。しかし、工具刃先が切削時に塑性変形したために(図4(c))、刃先には残留応力が発生している。最大主応力については、切削終了後の冷却時には50 MPa以上の引張状態になることはなかった。以上の結果から、強度的に最も危険となるのは、定常切削時であることがわかる。

3.2 冷却部熱伝達係数の影響

次に、内部に導く冷媒の熱伝達係数 h^* の影響を調べた。図7は、定常状態とみなせる切削開始時から30 s後の温度分布を示す。図8は h^* と図示のモニタ位置における温度との関係を示す。両図より、 $h^* < 500 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ のときには内部冷却によっても工具内温度は低下せず、冷却効果のないことがわかる。 $h^* > 10 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ では温度低下が顕著になるが、すくい面最高温度の減少は30℃程度である。また、最高温度の位置は内部冷却によってほとんど変化していない。

3.3 冷却部形状と位置の影響

図9は $t = 30 \text{ s}$ 、 $h^* = 10 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ のときの、冷却部の位置と形状の影響を示す。冷却部をすくい面の発熱源に近づけ、かつ冷却部の形状を矩形にして放熱面積を大きくするほど、すくい面最高温度および工具内温度も低下するが、最高温度の位置はほとんど変化しない。

次に、工具の変形と応力に及ぼす影響を調べてみた。図10は刃先部の変形であり、塑性変形が生じた要素も示す。内部冷却によって工具温度が低下し、このために仕上げ面方向の刃先の熱膨張が、非冷却時の1/2に減少している。図11は(a)非内部冷却時の相当応力 $\bar{\sigma}$ と(b)矩形冷却部周辺の最大主応力 σ_1 を示す。図11(a)と図4(c)を比較すると、内部冷却によって刃先部の相当応力も減少することがわかる。また、図11(b)と図5

Fig.3 Change of temperature near cutting tip from the start of cut; temperature contours are at intervals of 50 °C

Fig.4 Change of equivalent stress near cutting edge from the start of cut

Fig.5 Change of maximum principal stress within tool from the start of cut

Fig.6 Change of temperature (—) and equivalent stress (---) after the cut

Fig. 7 Isotherms near cutting tip at various heat transfer coefficient of coolant path; temperature contours are at intervals of 100 °C

Fig. 8 Tool temperature as function of monitoring sites and heat transfer coefficient of coolant path

(c)を比較すると、冷却部周囲の引張主応力の最大値は、丸形の場合には100MPaであるが、矩形では300MPaと比較的大きい。したがって強度的には、角部のない冷却穴の構造が望ましい。

Fig. 9 Isotherms at various shapes and sites of coolant path; temperature contours are at intervals of 100 °C

Fig. 10 Deformation of cutting edge and yielded elements

Fig. 11 Stress contours within tool
(a) equivalent stress in normal tool; (b) maximum principal stress with rectangular hole

4. 考 察

熱解析の妥当性を検証するために、 $\phi 50 \mu\text{m}$ のクロメル-アルメル熱電対を刃先点から(1.3mm, 1.2mm)の位置(図8のD点)に埋込んだ内部冷却工具を製作し、表1と同一の切削条件下で温度測定を行った。冷却部の形状および位置は図7、8と同じである。内部には0.35 ℓ/min の水道水を通した。図12は温度の時間変化であり、内部冷却工具と通常工具の場合を示す。内部冷却によって、刃先部の温度は切削開始後10 sで定常状態となり、終了後も10 sで室温に戻る。計算の温度が高目なのは、二次元近似による熱解析のために、工具側面への三次元的な熱伝導および熱伝達を考慮していないことが原因と考えられる。なお、計算では水道水の熱伝達係数を $h^*=5 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ と仮定した。

冷媒として水を使用するのは簡便ではあるが、図7と図8の解析結果から明かなように、クレータ摩耗の支配因子であるすくい面温度を低下させるのには十分とは言えない。一方、電子機器の冷却等に使用されているヒートパイプ¹⁰⁾は、熱伝達係数が $10 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ を越え、かつ10kW程度の熱輸送量が可能である。したがって、冷却部に小型のヒートパイプを装着できれば、より冷却効果が上がるものと考えられる。ただし、図8から明かなように、 h^* を $1 \text{ MWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ 以上に大きくしてもすくい面最高温度および工具内部の温度は低下しないことに留意すべきである。

本研究では、解析の対象を鋭利工具による安定な二次元流れ形切削に限定した。実際の内部冷却工具の設計では、切削開始および終了時の機械的な衝撃力、使用中の工具刃先の劣化¹¹⁾や逃げ面摩耗の進行等の影

響を考慮した三次元熱解析を行う必要がある。しかし、これらの問題は、基本的には本解析手法を拡張することによって解決できるものと考えられる。

5. 結 論

有限要素法を用いた内部冷却切削工具の熱解析手法を示し、鋭利工具による安定な二次元流れ形切削の場合の冷却効果を解析した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 冷媒の熱伝達係数が $10 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ 以上でなければ、内部冷却による刃先部の温度低下は顕著に起こらない。このとき、冷却部周囲の温度は数百℃低下するが、すくい面最高温度の減少はその1/10程度である。
- (2) 切削開始時および終了時より定常切削時の方が強度的には危険となる。しかし、冷却部の形状を応力集中が生じにくい丸形にすれば、製作可能な限り冷却部の放熱面積を大きく、かつ冷却部を刃先に近づけても支障はない。
- (3) 内部冷却の副次的効果として、刃先の仕上げ面方向の熱変位が非冷却時の1/2におさえられる。したがって、内部冷却工具の精密切削用としての用途に可能性がある。

参 考 文 献

- 1) 水原和行, 臼井英治: 切りくず接触面への切削油剤の侵入性, 潤滑性の実験的評価, 精密機械, 47, 3 (1981)350.
- 2) 岡本定次, 土井雅博: 工具内部冷却法による切削(第1報), 精密機械, 38, 5(1972)443.
- 3) 奥島啓式, 川嶋裕司: 工具冷却切削の研究, 精密機械, 34, 2(1968)97.
- 4) M. C. Shaw: Metal Cutting Principles, Clarendon Press, Oxford, (1984)408.
- 5) 尾田十八: 機械構造設計の最適化手法とその応用(5), 機械の研究, 40, 9(1988)1052.
- 6) T. H. C. Childs, K. Maekawa and P. Maulik: Effects of Coolant on Temperature Distribution in Metal Machining, Materi. Sci. Technol., 4, 11(1988)1006.
- 7) 川井忠彦監訳: 応用有限要素解析, 丸善, (1978)203.
- 8) 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)162.
- 9) 甲藤好朗: 伝熱概論, 養賢堂, (1956)3.
- 10) 日本ヒートパイプ協会編: 実用ヒートパイプ, 日刊工業新聞社, (1985)21.
- 11) 井原 透, 白樫高洋, 臼井英治: 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4報), 精密機械, 48, 6(1982)757.

Fig.12 Measured and calculated values of tool temperature at site D in Fig.8 as function of time