

切削工具逃げ面摩耗のバラツキの原因究明 に関する基礎的研究 (第2報)*

— 摩耗面の熱疲労劣化 —

前川克廣**

久保明彦**

北川武揚**

(昭和59年4月23日受理)

Study on Scattering in Flank Wear of Cutting Tools (2nd Report)

—Thermal Fatigue Deterioration of Wear Surface—

by Katsuhiro MAEKAWA, Akihiko KUBO

and Takeaki KITAGAWA

In this paper, a thermal fatigue experiment and a numerical analysis of thermal stress have been performed to investigate the cause of scattering in flank wear of carbide cutting tools. The results obtained are as follows:

- (1) Repeated temperature changes on the flank wear land, induced by tool vibration, make carbide tips uniformly deteriorate.
- (2) Worn tools increase not only the initial wear but also the rate of flank wear.
- (3) It is possible to identify the thermal fatigue effect on the scattering in the wear rate as the change of the parameter in the tool wear characteristic equation as proposed in the previous paper¹⁾.
- (4) Repeated temperature changes give rise to a change of principal stress of $\pm 100 \text{ MPa}$ in the vicinity of the flank wear land. The thermal stress thus produced, which is around one-fifteenth of the tensile fracture strength of carbides, does not by itself cause the flank wear to be scattered.

1. まえがき

前報¹⁾では、超硬合金切削工具の逃げ面摩耗のバラツキの原因を、工具振動の観点から、数値解析、機械的衝撃疲労実験および切削試験により検討した。得られた結果を要約すれば、次のようになる。炭素鋼の中・高速旋削では、逃げ面摩耗痕と仕上面とが完全に離れる場合も

* 昭和58年度精機学会春季大会学術講演会にて一部発表 (昭和58年3月)

** 北見工業大学機械工学科

含むような工具振動に起因して、摩耗痕上の温度と応力が周期的に変動する。応力変動の持続は摩耗面を疲労劣化させ、その結果、摩耗速度のバラツキが生ずる。

本報ではさらに、工具振動に起因する摩耗痕の温度変動の繰返しが摩耗速度に及ぼす影響を、超硬工具の熱疲労シミュレーション実験と切削試験により検討した。次に、有限要素法による2次元非定常温度解析および熱応力解析プログラムを作成し、工具内応力変動の定量的な評価を行った。

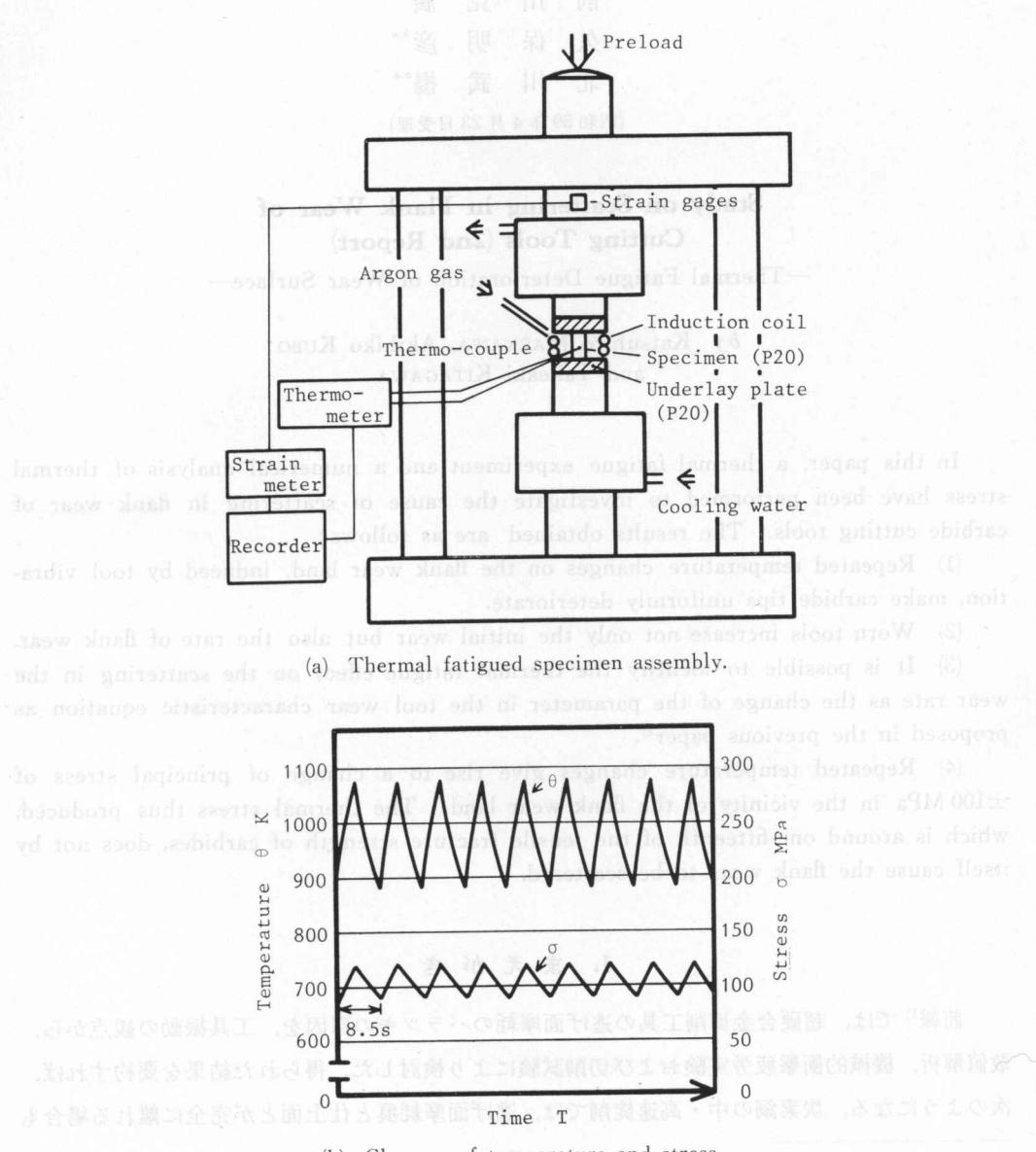


Fig. 1. Thermal fatigue experiment.

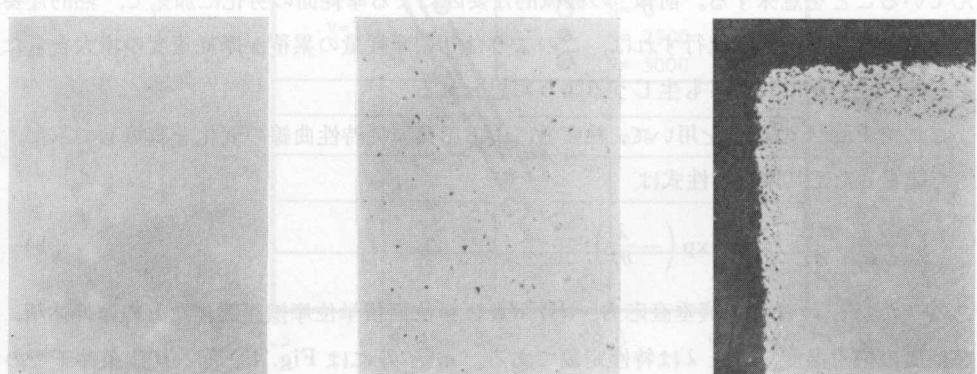
2. 摩耗面の熱疲労シミュレーション実験

2.1 実験装置

連続旋削においても、逃げ面摩耗痕が仕上面から完全に離れる場合も含むような工具振動²⁾が生ずれば、摩耗痕摩擦応力 τ_f は変動する。 τ_f の変動は摩耗面における摩擦熱源の増減、すなわち摩耗痕近傍の温度変動となる。この温度変動により熱衝撃あるいは熱応力が同位置に繰返し作用すれば、疲労による材質の劣化が進行し、このために耐摩耗性が低下することが予想される。このような温度変動の持続が摩耗速度に及ぼす影響を調べるために、次のような熱疲労のシミュレーション実験を行った。Fig. 1(a) は製作した熱疲労試験機である。敷板にはさまれた予負荷状態の超硬チップは図示の高周波誘導コイルによって 1073 K まで急速加熱され、その後、自然対流および熱伝導によって 873 K まで冷却される。この上限温度と下限温度は摩耗痕の実測温度変動²⁾にほぼ等しい。Fig. 1(b) はこのときの試験片温度と荷重方向応力の履歴線図である。同図より、前報¹⁾の Fig. 6 と同一の 110 MPa の平均応力が作用していること、また三角形状の応力変動となっていることがわかる。

2.2 実験結果とその検討

Fig. 2 は無腐食状態での超硬チップの顕微鏡写真である。Fig. 2(a) は未疲労の場合を、Fig. 2(b) は熱疲労（繰返し回数 $N=8800$ ）させたチップの中央断面の中心位置を、また Fig. 2(c) は実切削工具（切削速度 3.33 m/s, 切削時間 11 min）の逃げ面摩耗痕付近の断面を示す。Fig. 2(c) の有孔度 (Porosity) を他の二者と比較すれば、Fig. 2(b) の熱疲労させた超硬チップの有孔度に近いことがわかる。Fig. 3 は圧縮破壊強さ σ_F におよぶ繰返し回数 N の影響を示す。圧縮試験は万能試験機を用いて準静的に行った。試験片の形状は同図に示すように直方体 ($3 \times 3 \times 4$ mm) とし、アンビルとの片当たりを防止するために合金工具鋼 SKD 11 種の敷板（厚



(a) Not fatigued.

(b) Fatigued ($N=8800$).(c) Cutting edge
(Cutting time; 11 min).

Fig. 2. Section through carbide tools showing difference of porosity.

さ 5 mm) を用いた。超硬はせい的に破壊するために σ_F にかなりのバラツキがあるが、同図より N が大きくなれば σ_F が減少することがわかる。 σ_F の減少は熱疲労の進行を意味し、Fig. 2 (b) に示すような有孔度の増大等の材質の劣化に原因しているものと考えられる。

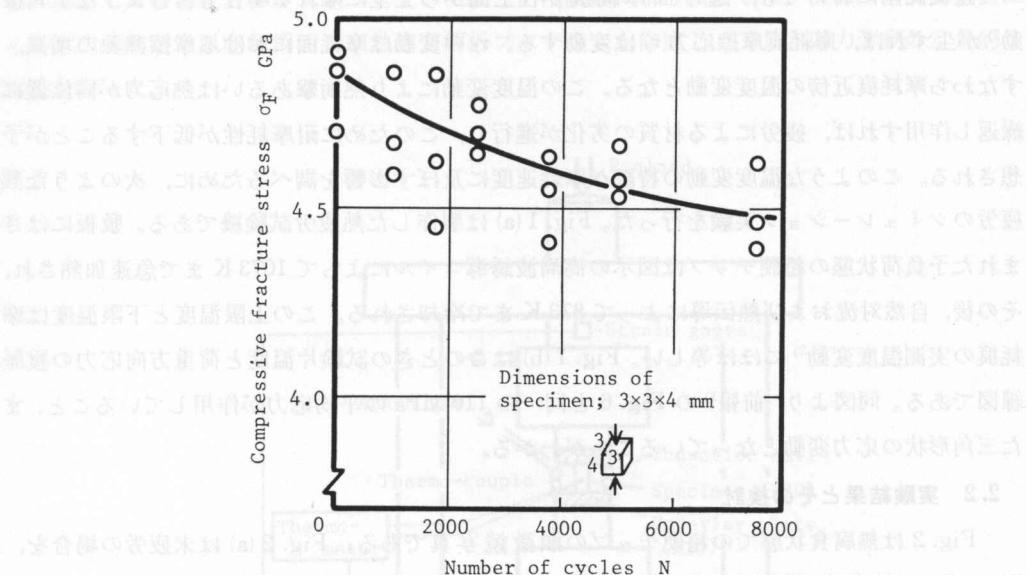


Fig. 3. Influence of number of cycles on compressive fracture stress.

Fig. 4 は熱疲労させた工具による S45C 材旋削時の逃げ面摩耗経過曲線 (V_B-T 線図) を、無疲労工具のそれと比較したものである。実験に用いた切削条件を Fig. 4 に示す。同図より N が大きくなれば初期摩耗量が増加することに加えて、摩耗速度 dV_B/dT が N の増大とともにわずかに上昇することがわかる。このことは熱疲労による劣化が超硬チップの内部にまでおよんでいることを意味する。前報¹⁾の機械的な要因による摩耗面の劣化に加えて、熱的な要因による劣化と摩耗が同時進行すれば、このような初期摩耗量の累積が摩耗速度の増大をもたらすことは、実切削においても生じうるようと思われる。

ここで Fig. 4 の結果を用いて、熱疲労による工具摩耗特性曲線の変化を試算してみた。前報¹⁾で提案した工具摩耗特性式は

$$\frac{1}{\sigma_f} \frac{dW}{dL} = C \exp \left(-\frac{\lambda}{\theta_f} \right) \quad (1)$$

である。ただし σ_f は摩耗痕垂直応力、 dW/dL は単位面積単位摩擦距離当たりの摩耗体積、 θ_f は摩耗痕の絶対温度、 C と λ は特性定数である。 σ_f と θ_f には Fig. 4 と同一切削条件下での実測値を用い、これらと Fig. 4 より次式

$$dW/dL = (\tan \gamma/V) \cdot (dV_B/dT) \quad (2)$$

から求まる dW/dL を式 (1) に代入すれば、Fig. 5 に示す特性曲線の変化が得られる。ただし

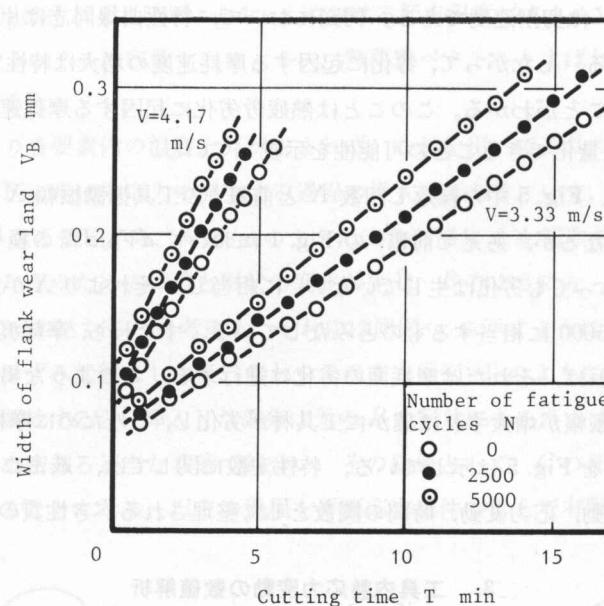


Fig. 4. Flank wear progress curves showing thermal fatigue effect.

Cutting conditions: Material cut; 0.46%C carbon steel, Tool; carbide P20 (0, 0, 6, 6, 15, 15, 0.5), Feed; 0.2 mm/rev, Depth of cut; 2 mm, Cutting fluid; dry.

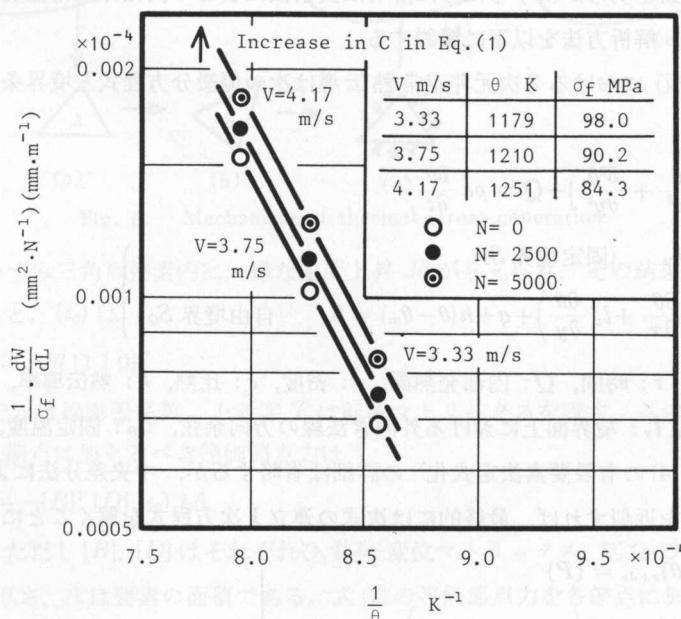


Fig. 5. Changes of wear characteristics owing to thermal fatigue effect.

γ は工具横逃げ角, V は切削速度である。同図において、特性曲線同志は片対数グラフでほぼ平行移動となっている。したがって、劣化に起因する摩耗速度の増大は特性定数 C のみの増大としてとらえられることがわかる。このことは熱疲労劣化に起因する摩耗速度の変動を特性定数 C の変動として定量化できることの可能性を示唆している。

以上の議論では、Fig. 5 中の繰返し回数 N と前報¹⁾ の工具振動振幅 X とはその意味するところが明らかに異なるが、あえて前報¹⁾ の Fig. 1 において dV_B/dT の極小値を与える X が $N=0$ (振動が多少あっても劣化は生じていない) に相当し、それより X が大きい場合が $N=2500$ 、あるいは $N=5000$ に相当するものとみなしている。すなわち、摩耗痕と仕上面との着脱振動²⁾ が激しく生ずれば、それだけ摩耗面の劣化は進行する。このような場合と $N=0$ ($X \approx 0$) の場合を比較して、振幅が増大すれば確かに工具材が劣化し、このために摩耗速度 ($1/\sigma_f$) (dW/dL) が増大することを Fig. 5 は示している。特性定数に関しては、厳密には C または λ は振幅、振動数、温度変動、応力変動、時間の関数として整理されるべき性質のものである。

3. 工具内熱応力変動の数値解析

3.1 解析方法

前章では、熱疲労により工具材が劣化し、このために工具逃げ面の摩耗速度が上昇することを実験的に示した。本章では、逃げ面摩耗痕の着脱振動を想定した場合の温度変動による工具内熱応力の変動を明らかにするために、有限要素法による 2 次元非定常温度解析および熱応力解析を行った。解析方法を以下に概説する。

工具内(平板)における 2 次元非定常熱伝導は次の偏微分方程式と境界条件とによって記述される。

$$k \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) + Q = \rho c \frac{\partial \theta}{\partial \tau} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \theta &= \theta_B && (\text{固定境界 } S_T) \\ k \left(l_x \frac{\partial \theta}{\partial x} + l_y \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + q + h(\theta - \theta_\infty) &= 0 && (\text{自由境界 } S_Q) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし θ : 温度, τ : 時間, Q : 内部発熱源, ρ : 密度, c : 比熱, k : 热伝導率, q : 表面熱流束, h : 热伝達率, l_x, l_y : 境界面上における外向き法線の方向余弦, θ_B : 固定温度, θ_∞ : 周囲温度である。式(3), (4)の有限要素法定式化³⁾の詳細は省略するが、中央差分法によって式(3)右辺の時間の導関数を近似すれば、最終的には次式の連立 1 次方程式を解くことに帰着する。

$$\left. \begin{aligned} [K] \{\theta\}_{\tau+\Delta\tau} &= \{P\} \\ [K] &= \sum \left([H] + 2/\Delta\tau [C] \right) \\ \{P\} &= \sum \left((2/\Delta\tau [C] - [H]) \{\theta\}_\tau - 2\{F\} \right) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ただし $\{\theta\}_{\tau+\Delta\tau}$, $\{\theta\}_\tau$ はそれぞれ時刻 $\tau + \Delta\tau$, τ における節点温度ベクトル, $[H]$, $[C]$, $\{F\}$ はそれぞれ温度剛性マトリックス, 容量マトリックス, 熱荷重ベクトルとよばれ, 热定数, 分割要素の形状等に依存する⁴⁾。

温度解析により各要素内の温度上昇が求まれば, これを用いて工具の熱変形および熱応力の解析が行える。Fig. 6 は熱応力の発生する過程の模式図である。いま, 応力がまったく存在しない物体内の R なる領域から, 同図 (a) のように三角形部分 A を切取る。ついで, A の部分が温度上昇を受け, そのために体積と形状の変化が生じ, B のようになったとする。そこで再びこれを領域 R にはめ込むことを考える。それには同図 (c) に示すように B に側面より外力を加えて弾性的に無ひずみ状態にした後, それをそのまま同図 (d) のようにはめ込む。そこで B に加えていた力を解放すると, 挿入した部分は元の B の形状になろうとするし, その周辺部はそれを拘束するためにある適当な状態で釣合い, その結果として, C の部分およびその周辺部に応力揚が発生することになる。以上の過程を平面応力条件のもとで有限要素の定式化を行えば次のようになる。

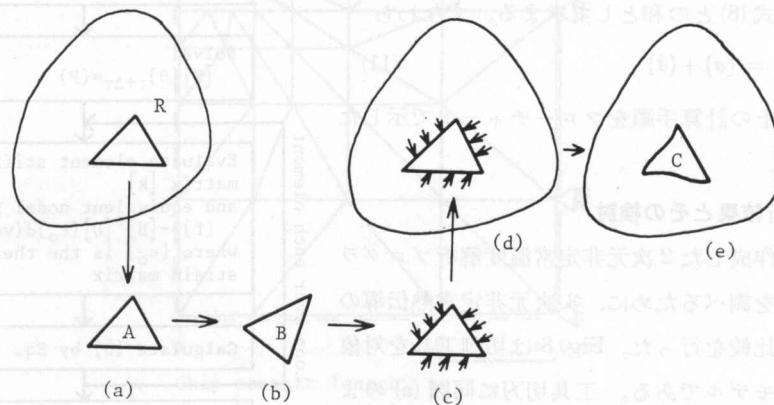


Fig. 6. Mechanism of thermal stress generation.

いま, 定ひずみ三角形要素内に一様な温度上昇 $\Delta\theta$ が与えられ, その結果 $\{\varepsilon_0\}$ の熱ひずみが生じたとすると, $\{\varepsilon_0\}$ は

$$\{\varepsilon_0\} = \alpha \Delta\theta [1 \ 1 \ 0]^T \quad (6)$$

となる。ここで α は線膨張係数, 上添字 T は転置マトリックスを表す。このひずみ状態をゼロにするために節点に加えるべき等価節点力は

$$\{f\} = -[B]^T [D] \{\varepsilon_0\} tA \quad (7)$$

で与えられる。ただし $[B]$, $[D]$ はそれぞれひずみ-変位マトリックス, 応力-ひずみマトリックス, t は要素の厚さ, A は要素の面積である。式(7)の等価節点力を各節点に加えて要素のひずみをゼロにしたとすると, 要素内には Hooke の法則にしたがって次の応力揚が発生する。

$$\{\sigma\} = -\frac{\alpha E \Delta\theta}{1-\nu} [1 \ 1 \ 0]^T \quad (8)$$

ただし E はヤング率, ν はポアソン比である。一方, Fig. 6 の (d)→(e) の過程では強制的にひずみをゼロにしていた状態を解放するのであるから、式 (7) の等価節点力に逆の符号をつけて、次式で与えられる系全体の剛性方程式を解けばよい。

$$\Sigma \{k\} \{U\} = \Sigma \{f\} \quad (9)$$

ただし、 $\Sigma \{k\}$ は全体の剛性マトリックス、 $\{U\}$ は節点変位ベクトル、 $\Sigma \{f\}$ は節点力ベクトルである。 $\{U\}$ が求まれば、要素内の応力は次式で与えられる。

$$\{\sigma\} = [D][B]\{U\} \quad (10)$$

したがって、要素に生じる熱応力 $\{\sigma\}_{th}$ は式 (10) と先に求めた式 (8) との和として求まる。すなわち

$$\{\sigma\}_{th} = \{\sigma\} + \{\hat{\sigma}\} \quad (11)$$

Fig. 7 は以上の計算手順をフローチャートで示したものである。

3.2 解析結果とその検討

まず、作成した 2 次元非定常温度解析プログラムの妥当性を調べるために、1 次元非定常熱伝導の解析解との比較を行った。Fig. 8 は切削工具を対象とした解析モデルである。工具切刃に同図 (a) のように座標軸を定め、同図 (b) のように切りくず接触域の温度変動を次式で仮定する。

$$\theta_{0,\tau} = \theta_{t \max} \cos(\omega\tau) \quad (12)$$

1 次元解析では x 方向の伝導のみを考える。この場合の温度分布の解析解は次式で与えられる⁵⁾。

$$\theta_{x,\tau} = \theta_{t \max} \exp\left(-\sqrt{\frac{\omega}{2a}}x\right) \times \cos\left(\omega\tau - \sqrt{\frac{\omega}{2a}}x\right) \quad (13)$$

ただし $\omega = 2\pi f$, f は温度変動の周波数、 a は熱拡散率 ($a = k/\rho c$) である。2 次元解析では $O-xy$ 面内の伝導を考え、Fig. 8(c) に示すような三角形要素によ

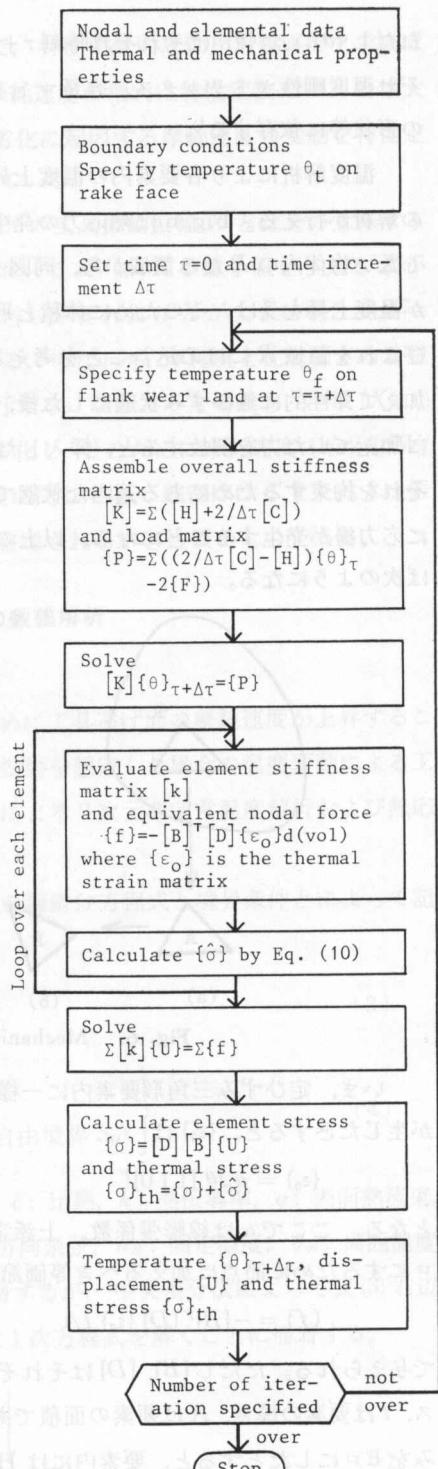


Fig. 7. Flow chart for thermal stress analysis.

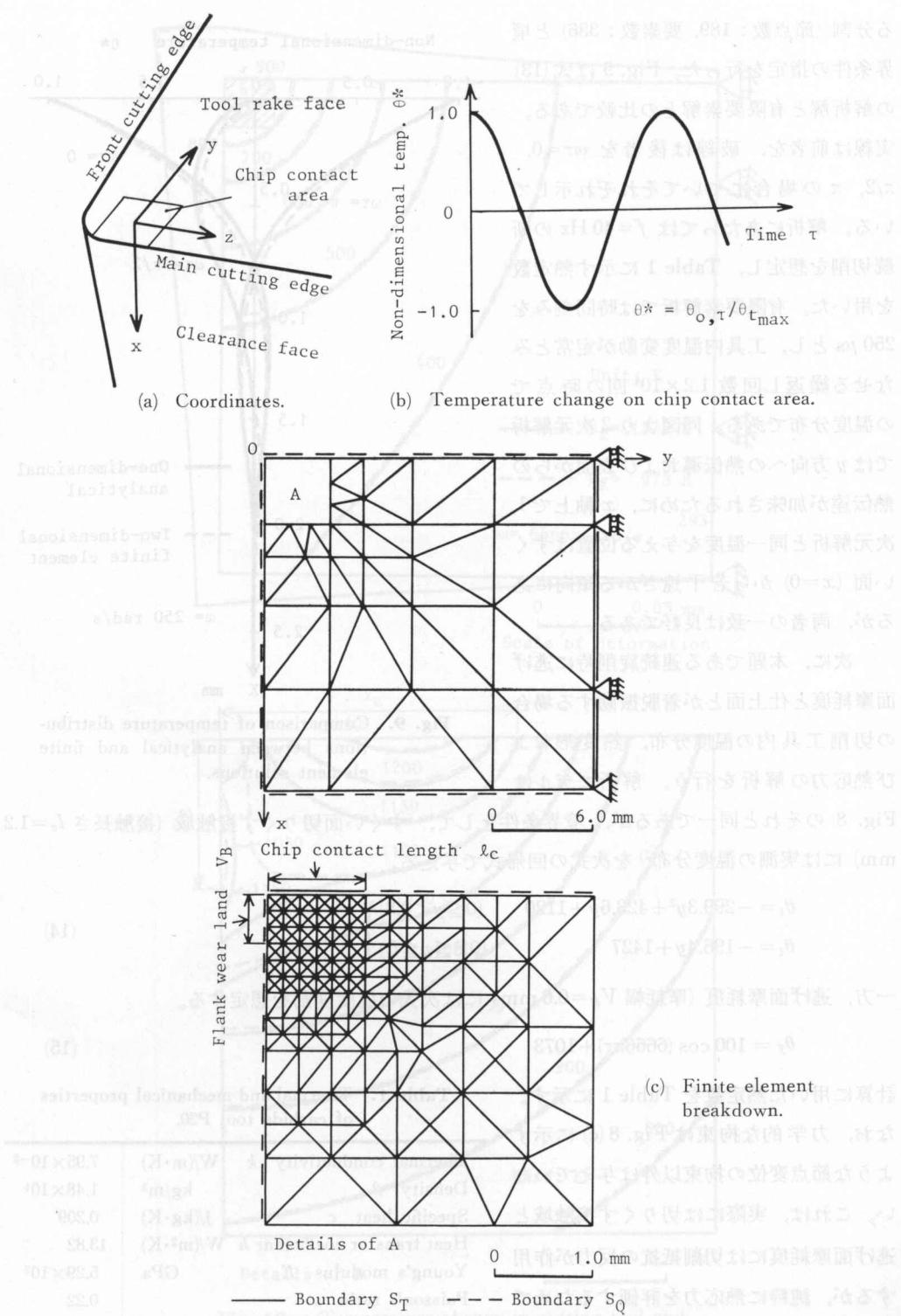


Fig. 8. Modeling of a cutting tool.

る分割(節点数: 189, 要素数: 336)と境界条件の指定を行った。Fig. 9 は式(13)の解析解と有限要素解との比較である。実線は前者を、破線は後者を $\omega\tau=0, \pi/2, \pi$ の場合についてそれぞれ示している。解析にあたっては $f=40\text{ Hz}$ の断続切削を想定し、Table 1 に示す熱定数を用いた。有限要素解析では時間刻みを $250\text{ }\mu\text{s}$ とし、工具内温度変動が定常とみなせる繰返し回数 1.2×10^4 回の時点で温度分布である。同図より 2 次元解析では y 方向への熱伝導および表面からの熱伝達が加味されたために、 x 軸上で 1 次元解析と同一温度を与える位置はすくい面 ($x=0$) から若干遠ざかる傾向にあるが、両者の一致は良好である。

次に、本題である連続旋削時に逃げ面摩耗痕と仕上面との着脱振動する場合の切削工具内の温度分布、熱変形および熱応力の解析を行う。解析モデルは

Fig. 8 のそれと同一であるが、境界条件として、すくい面切りくず接触域(接触長さ $l_c=1.2\text{ mm}$)には実測の温度分布²⁾を次式の回帰式で与える。

$$\left. \begin{aligned} \theta_t &= -299.3y^2 + 423.6y + 1120 & (0 \leq y < 0.8) \\ \theta_t &= -196.4y + 1427 & (0.8 \leq y \leq l_c) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

一方、逃げ面摩耗痕(摩耗幅 $V_B=0.6\text{ mm}$)には次式の温度変動を想定する。

$$\theta_f = 100 \cos(6666\pi\tau) + 1073 \quad (15)$$

計算に用いた熱定数を Table 1 に示す。なお、力学的な拘束は Fig. 8(c) に示すような節点変位の拘束以外は与えていない。これは、実際には切りくず接触域と逃げ面摩耗痕には切削抵抗の反力が作用するが、純粹に熱応力を評価するためである。

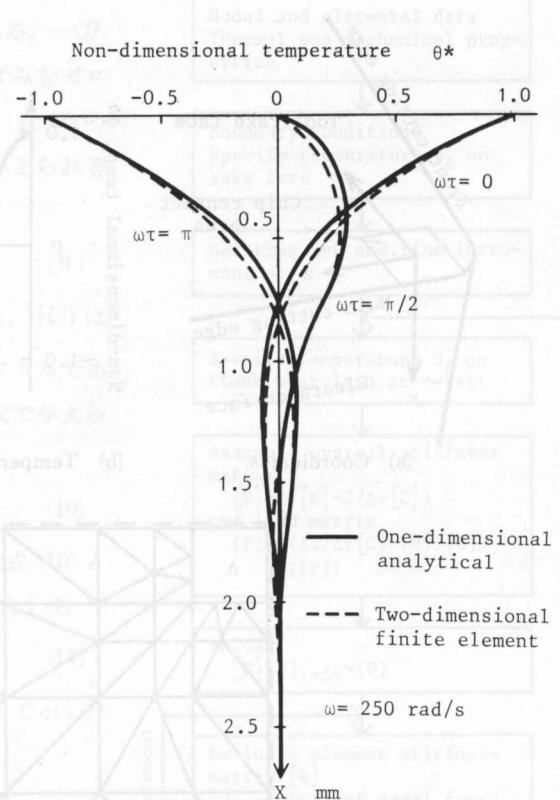


Fig. 9. Comparison of temperature distributions between analytical and finite element solutions.

Table 1. Thermal and mechanical properties of carbide tool P20.

Thermal conductivity k	$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	7.95×10^{-2}
Density ρ	kg/m^3	1.48×10^4
Specific heat c	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	0.209
Heat transfer coefficient h	$\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$	13.82
Young's modulus E	GPa	5.29×10^2
Poisson's ratio ν		0.22
Thermal expansion α	$1/\text{K}$	6.0×10^{-6}

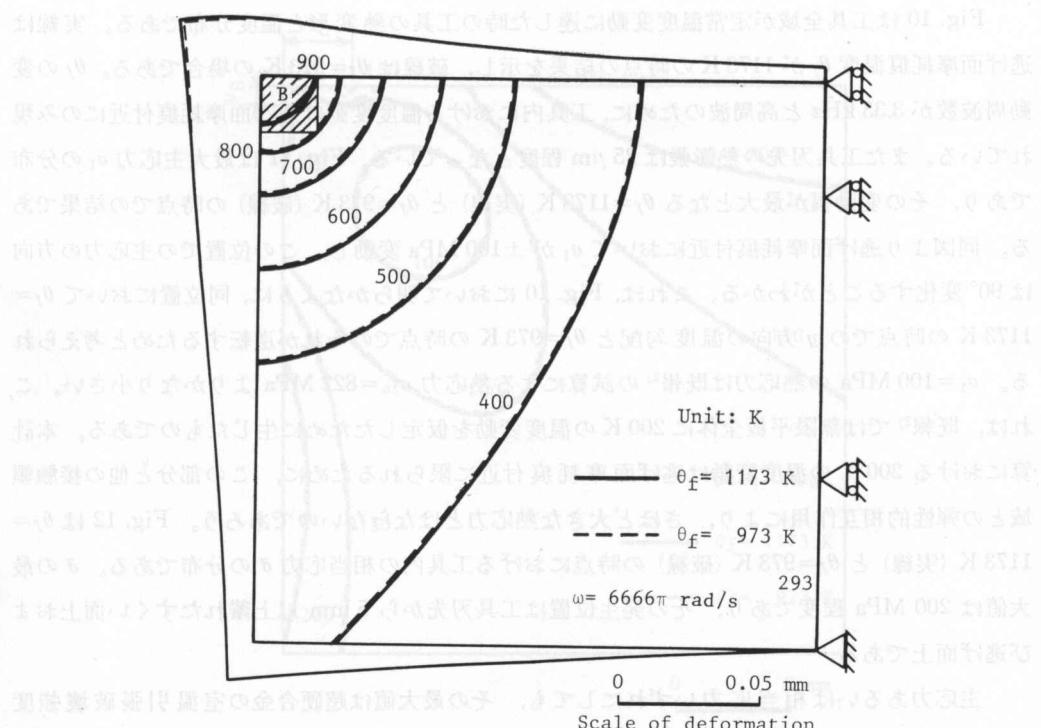


Fig. 12. Distribution of expansion stress.

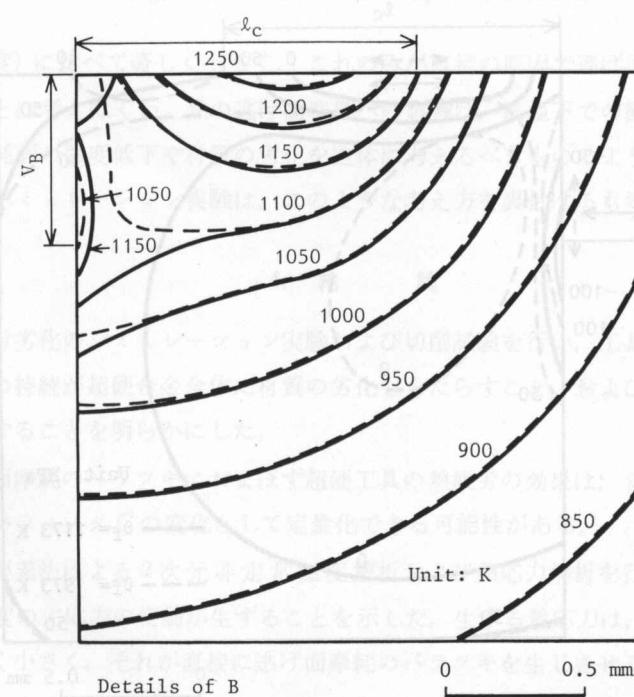


Fig. 10. Temperature change in cutting tool and thermal displacement.

Fig. 10 は工具全域が定常温度変動に達した時の工具の熱変形と温度分布である。実線は逃げ面摩耗痕温度 θ_f が 1173 K の時点の結果を示し、破線は $\theta_f=973$ K の場合である。 θ_f の変動周波数が 3.33 kHz と高周波のために、工具内における温度変動は逃げ面摩耗痕付近にのみ現れている。また工具刃先の熱膨張は 25 μm 程度となっている。Fig. 11 は最大主応力 σ_1 の分布であり、その変動幅が最大となる $\theta_f=1173$ K (実線) と $\theta_f=973$ K (破線) の時点での結果である。同図より逃げ面摩耗痕付近において σ_1 が ± 100 MPa 変動し、この位置での主応力の方向は 90° 变化することがわかる。これは、Fig. 10 において明らかなように、同位置において $\theta_f=1173$ K の時点での y 方向の温度勾配と $\theta_f=973$ K の時点でのそれが逆転するためと考えられる。 $\sigma_1=100$ MPa の熱応力は既報²⁾の試算による熱応力 $\sigma_{th}=822$ MPa よりかなり小さい。これは、既報²⁾では無限平板全体に 200 K の温度変動を仮定したために生じたものである。本計算における 200 K の温度変動は逃げ面摩耗痕付近に限られるために、この部分と他の接触領域との弾性的な相互作用により、さほど大きな熱応力とはならないであろう。Fig. 12 は $\theta_f=1173$ K (実線) と $\theta_f=973$ K (破線) の時点における工具内の相当応力 σ の分布である。 σ の最大値は 200 MPa 程度であり、その発生位置は工具刃先から 5 mm 以上離れたすくい面上および逃げ面上である。

最大主応力あるいは相当応力いずれにしても、その最大値は超硬合金の室温引張破壊強度

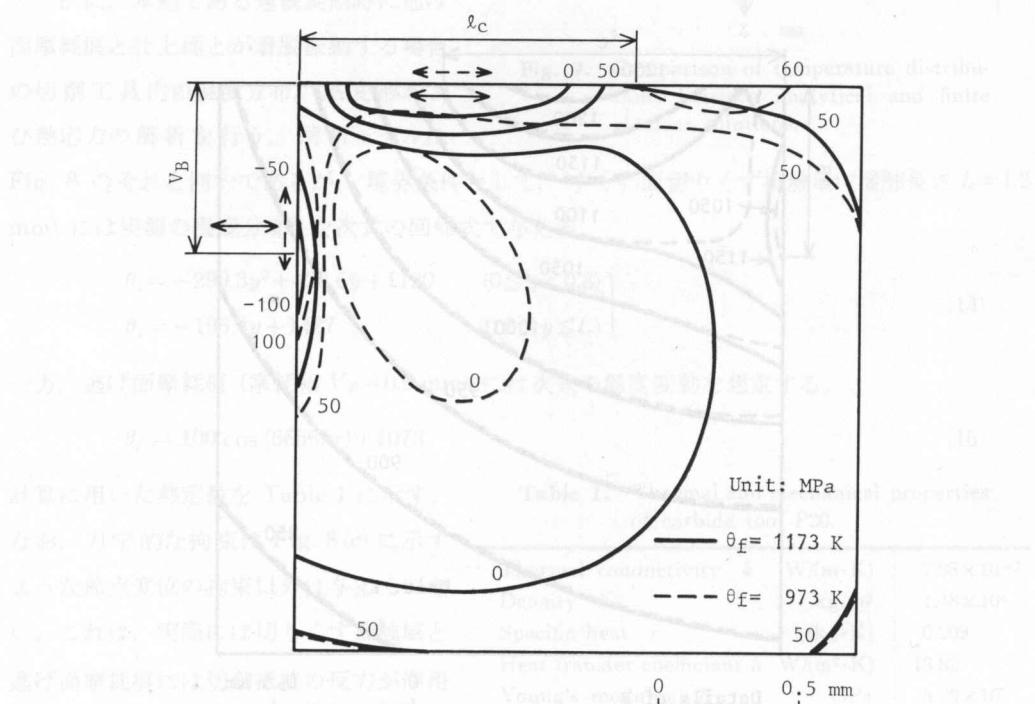


Fig. 11. Distribution of maximum principal stress and its direction.

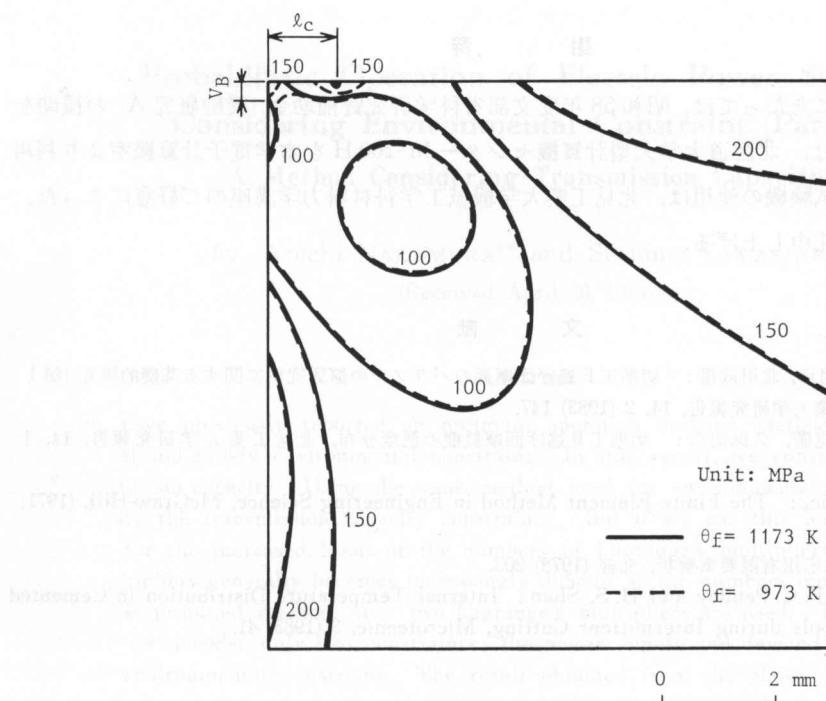


Fig. 12. Distribution of equivalent stress.

(1500 MPa程度)に比べて著しく小さく、これのみが直接の原因で逃げ面摩耗のバラツキを生じさせているとは考えにくい。熱の逃げ面摩耗への影響は、高温下での衝撃応力や熱応力の繰返しによる摩耗面の強度低下や材質の劣化を主体に考えるべきもののように思われる。前章の熱疲労劣化のシミュレーション実験は、このような考え方を裏付けるものとなっている。

4. 結 論

(1) 熱疲労劣化のシミュレーション実験および切削試験を行い、工具振動に起因する摩耗痕の温度変動の持続が超硬合金全体に材質の劣化をもたらすこと、および劣化工具の逃げ面摩耗速度が増大することを明らかにした。

(2) 逃げ面摩耗のバラツキにおよぼす超硬工具の熱疲労の効果は、前報¹⁾で示した工具摩耗特性式中のパラメータ C の変化として定量化できる可能性がある。

(3) 有限要素法による2次元非定常温度解析および熱応力解析を行い、摩耗痕付近に±100 MPa程度の主応力の変動が生ずることを示した。生ずる熱応力は、超硬合金の破壊強さに比べて著しく小さく、それが直接に逃げ面摩耗のバラツキを生じさせることはないと考えられる。

謝 辞

本研究の遂行にあたっては、昭和58年度文部省科学研究費補助金(奨励研究A)の援助を受け、また計算には、北海道大学大型計算機センターM-200Hを本学電子計算機室より利用した。さらに万能試験機の使用は、北見工業大学機械工学科材料力学講座のご好意によった。関係各位に厚くお礼申し上げる。

文 献

- 1) 前川克廣, 久保明彦, 北川武揚: 切削工具逃げ面摩耗のバラツキの原因究明に関する基礎的研究 (第1報), 北見工業大学研究報告, 14, 2 (1983) 147.
 - 2) 北川武揚, 前川克廣, 久保明彦: 切削工具逃げ面摩耗痕の温度分布, 北見工業大学研究報告, 14, 1 (1982) 17.
 - 3) O. C. Zienkiewicz: The Finite Element Method in Engineering Science, McGraw-Hill, (1971) 322.
 - 4) 川井忠彦監訳: 応用有限要素解析, 丸善 (1978) 203.
 - 5) S. M. Bhathia, P. C. Pandey and H. S. Shan: Internal Temperature Distribution in Cemented Carbide Tools during Intermittent Cutting, Microtecnica, 3 (1983) 41.