切削工具の熱き裂の生成機構に関する研究*

垣野義昭** 正田明平*** 橋谷道明† 藤原彰彦†

A Study on the Generation of Thermal Crack of Cutting Tool

Yoshiaki KAKINO, Minpei SHODA, Michiaki HASHITANI and Akihiko FUJIWARA

The generation mechanism of thermal cracks has been studied. High speed orthogonal intermittent cutting test was conducted. Acoustic emission signal detected during dry and wet cutting were compared with an aim to confirm the instant of thermal crack generation. Finite element method analysis was then employed to calculate the stress distribution inside the cutting tool in the cutting cycle. From the result of calculation a large peak of $\tau_{\max}$ which acts repeatedly on the latter part of tool-chip contact area during the cutting period is the cause of thermal cracks. In addition the use of soluble cutting fluid leads to the formation of tensile stress on the rake surface after the disengagement of tool, and thus accelerates the growth of thermal cracks.

Key words: thermal crack, cutting tool, intermittent cutting, acoustic emission, thermal stress, finite element method

1. 緒 言

歯切りのような断続切削を高速で行うと工具に熱き裂と呼ばれるクラックが生じることはよく知られている。この熱き裂は通常すみやかに進行して、切れ刃の欠落をもたらすため、高価な総形工具はもちろんのこと、高速切削の傾向にある一般の工具においても重大な問題となる。従来から、熱き裂に関する研究は数多く行われてきたが^{1)~4)}、その生成原因については断続切削による繰返し応力を受けることによる疲労破壊であるという点では一致しているものの、その進展時期や、詳細な発生機構については解明されていない。

そこで本研究では、まず、乾切削と水溶性切削液を用いた場合について断続二次元切削を行い、それぞれの場合において熱き裂の進展する時期をアコースティックエミッション（以下 AE と略す）を用いて確かめた。次に切削実験により得られた AE、熱き裂、切削抵抗、切削温度を用いて有限要素法による解析を行い、熱き裂の進展時期に工具がどのような熱的状態、応力状態にあるかについて研究し、熱き裂の生成機構を解明する一助とした。

2. 実験装置と方法

断続切削時の工具内温度分布および応力分布を解析するにあたり、基礎的なデータを得るために旋盤を用いて鋼の二次元断続切削を行った。図 1 に本実験で用いた装置と AE の測定方法の概略を示す。被削材は幅 3 mm、長さ 15 mm の板材で、これを同図に示すように旋盤に取り付けたホルダにボルトで固定し、二次元切削を行った。

Fig. 1 Outline of experimental set-up and signal processing

* 原稿受付 昭和 59 年 9 月 3 日, 昭和 58 年度精機学会春季大会学術講演会 (昭和 58 年 3 月 29 日) にて発表

** 正 会 員 京都大学工学部 (京都市左京区吉田本町)

*** 京都大学工学部

† 正 会 員 三菱重工業 (株) (京都市右京区太秦巽町 1)

熱き裂の進展に伴う AE 信号を検出するため、工具ホルダ後端に AE 検出器を取り付け、まずプリアンプで 20 dB 増幅し、さらにディスクリミネータで 6~40 dB 増幅し、適当なバンドパスフィルタ (300 kHz~1 MHz) を通過させた後、ウェーブメモリーに記録した。ウェーブメモリーの外部トリが信号として工具ホルダに貼り付けた抵抗線ひずみゲージの出力を用い、AE データの記録が終了した後、被削材がまだ空転している間に、ウェーブメモリー内のデータをマイコンのメモリーに転送した。このようにして連続する 12 回分の切削中のデータを記録した。切削終了後、12 回分の AE のデータを再びウェーブメモリーに転送し、シンクロスコープで観察した。切削抵抗は抵抗線ひずみゲージを用いて測定した。工具・被削材熱電対法を用いてすくい面の工具・切りくず接触部の平均温度を測定した。また微小熱電対をすくい面上切れ刃から 2.5 mm 離れたところに埋め込んで、局所的な温度を測定した。

実験に用いた工作機械、工具および被削材は以下の通りである。

工作機械：大隈鉄工所製 LS 旋盤 (無段変速器付き)

工 具：超硬 M 20 種および TiN 系サーメット

すくい角 5°, 逃げ角 5°, 正三角形スローアウェイチップ

被 削 材：構造用炭素鋼 S 45 C (焼入れ、焼戻し、硬さ HB 201~269, 側面研削仕上)

切削速度：100, 120, 140, 160, 180, 200 m/min

切 削 幅：3 mm

切 込 み：0.4 mm

切削長さ：15 mm

切 削 液：乾切削および水溶性切削液使用 (JIS W 1 種 2 号, 15 倍希釈, 流量 2 l/min, 流速 170 m/min)

3. 実験結果と考察

構造用炭素鋼 S 45 C を超硬工具 M 20 種により、切削速度 180 m/min, 切込み 0.4 mm, 切削幅 3 mm の条件で二次元断続切削したところ、乾切削では約 31 回の切削回数で図 2 に示すようなき裂が工具のすくい面上に見られた。同一の切削条件で水溶性切削液を用いた湿切削を行ったところ、約 12 回の切削回数の後ですでに熱き裂が発生していた。図 3 は湿切削時に熱き裂が発生した条件で検出された AE を模式的に示したものである。その特徴は切削中に発生する大きなピーク (A)、ディスエンゲージ直後の比較的継続時間の長い小さな AE (B)、およびまれにディスエンゲージ後しばらくして発生する継続時間の短い小さなピーク (C)

Fig. 2 Cracks on the tool rake surface
Tool ; carbide M 20, Cutting speed ; 180 m/min. Feed ; 0.4 mm/rev. Dry cutting

Fig. 3 Schematic of characteristic AE

が存在するということである。これに対して乾切削では、(A) のピークの振幅は湿切削に比べて大きい、(B) と (C) のピークは存在しない。図 4 は、ディスエンゲージ直後の空転中に検出された AE を、湿切削と乾切削について比較したものである。いずれの場合もディスエンゲージの際の衝撃によって発生した AE が減衰している。湿切削の場合図 4 (c) にはこの減衰しつつある信号のほかに振幅は小さいが継続時間が長い AE が発生していることが分かる。図 4 (b) の乾切削の場合にはこのような AE は見られない。図 3, 図 4 に示した特徴的な AE が検出された場合には切削を続けると必ず熱き裂が現れたので、既報⁵⁾ で述べた理由により、これは熱き裂の進展に伴って発生した AE であるといえる。

図 5 は、種々の切削速度の下での熱き裂が視認されるまでの切削回数を示している。切削速度が低くなるに従い、熱き裂が視認されるまでの切削回数は多くなる。また水溶性切削液を用いた湿切削においては乾切削よりはるかに少ない切削回数で熱き裂が視認された。

図 6 は各切削速度で乾切削、湿切削を行った時の工具のディスエンゲージ時の工具・切りくず接触部の平均切削温度を示している。図中の曲線は切削温度と切削速度の実験式

$$\theta = cV^n \quad (1)$$

Fig. 4 Detected AE signals
Cutting conditions are same as those in Fig. 2.
High pass filter ; 100 kHz, Gain ; 26 dB (a), 66 dB (b) and (c)

Fig. 5 Relation between cutting speed and number of iteration when thermal cracks are observed
○, ● ; observed, △, ▲ ; not observed

Fig. 6 Relation between cutting speed and detected average cutting temperature

が切削長さが一定の断続切削時にも適用できるものとして、最小二乗法により求めたものである。ここで θ は平均切削温度、 V は切削速度、 c, n は被削材、工具、切削条件で決まる定数である。湿切削では乾切削に比べて超硬 M20 種、サーメットとも 10~50°C の温度低下が生じ、この傾向は低い切削速度においてより大きくなった。これは切削速度が低いほど工具が空転する時間が長くなる結果、切削液に奪われる熱量が多くな

Fig. 7 Schematic of tool model and heat convective boundaries

るためと思われる。また超硬 M20 種に比べてサーメットの切削温度が 100~150°C 高くなっているが、これは一般に言われているようにサーメットの方が熱伝導性が悪いためである。

4. 工具内温度分布および応力分布の解析

4.1 解析方法ならびに仮定

本研究における二次元切削では図 1 における Z 方向の熱伝導は同図 $X-Y$ 平面对称に生じるため、 Z 方向の熱伝導を熱伝達におきかえて、 $X-Y$ 平面における平板の非定常熱伝導問題として有限要素法により計算した。図 7 に $X-Y$ 平面について計算に用いた切削工具モデルとその境界条件を示す。境界条件は次の通りである。

切削中は切りくずより流入する熱量およびすくい面での摩擦熱を、各時刻の工具切りくず接触域（境界 (a)）へ流入する熱流束として与えた。熱流束は工具すくい面上の応力分布などから推定することもできるが、ここでは切りくず接触域が過渡的に変化するため、その分布形状を正しく決定することは困難である。このため、熱流束分布は切りくず接触域内で一様とした。

また、工具すくい面および逃げ面 (b) は熱伝達率一

Fig. 8 FEM model and applied mechanical load

様の熱伝達境界とした。空転中は、工具すくい面および逃げ面全域(境界(a),(b))を切削中と同じ熱伝達率をもつ境界とした。なお、湿切削時には(a)および(b)の境界は高速(170 m/min程度)の切削液による強制熱伝達が生じるために、20 000 kcal/m²hKという大きい熱伝達率を与えた。特に工具ディスエンゲージ直後の工具すくい面では切削液の蒸発により急激に熱が奪われる。ここではディスエンゲージ後約4 msの間切りくず接触域は、100 000 kcal/m²hKという非常に大きな熱伝達率を与えた。その後は周囲と同じ熱伝達率を仮定した。また計算を行う断面に垂直なZ方向への熱伝導は過渡的な温度計算では無視できないため、前述したように熱伝達に置き換えて計算した。すなわち、工具幅が切削幅に等しいと仮定して、すべての要素に切削中、空転中を問わず様な表面熱伝達率を与えた(境界(c))。また境界(d)は十分離れたところで断熱とした*。

有限要素法による温度計算に用いた要素分割を図8に示す。節点数458、要素数811である。熱き裂は工具-切りくず接触域の極く浅い所に生じていると考えられるため、要素分割は工具すくい面上を特に細かくした。表1に温度計算に用いた超硬M20とサーメットの物理定数と熱伝達率を示す。

本解析で行った二次元断続切削では、切削幅が比較的に長く、切れ刃に垂直な面に対して対称であることから、その中央部の切れ刃に垂直な断面について考えれば、平面ひずみは十分よい近似になると考えられる。そこで、切削幅の中央部の切れ刃に垂直な断面について平面ひずみを仮定し、応力解析を行った。

Table 1 Tool material properties and heat transfer coefficient

Material	Carbide M 20	TiN cermet
Thermal conductivity kcal/m ² ·s·K	0.85×10 ⁻²	0.6×10 ⁻²
Specific heat density kcal/m ³ ·K	6.7×10 ²	7.1×10 ²
Heat transfer coefficient kcal/m ² ·h·K	100	100

Table 2 Tool material properties used in stress analysis

Material	Carbide M 20	TiN cermet
Modulus of elasticity kgf/mm ²	5.45×10 ⁴	4.06×10 ⁴
Poisson's ratio	0.22	0.22
Coef. of linear expansion 1/K	6.0×10 ⁻⁶	9.0×10 ⁻⁶

応力計算にあたっては、次の境界条件を用いた。工具-切りくず接触域の応力分布は、一般によく用いられる形式を用いた。すなわち、垂直応力 σ_n は刃先から切込みまで一定で、そこから工具-切りくず接触域の終端まで直線的に減少し、せん断応力 τ_n は接触長さの3/4まで一定で、以後直線的に減少するというものである。表2に、応力計算に用いた工具材料の物理定数を示す。

4.2 計算結果と考察

図9に工具すくい面表層温度について計算した温度の過渡変化(超硬M20種、切削速度180 m/min)を示す。ただしこれは刃先から0.5 mm離れた断面内のすくい面から種々の深さでの温度変化を示している。同図(b)の湿切削においては工具ディスエンゲージ直後に工具表面近傍の温度が低下し、工具内部の温度の方が高くなっている(以後、これを温度の逆転現象と呼ぶ)。この温度の逆転の程度は工具ディスエンゲージ直後において大きく、以後徐々に小さくなっている。参考のため、特有なAEが検出された時期(A,B)を図中に加えて示した。乾切削時には空転時の工具表面の熱放散が小さいため、工具表面近傍の温度は工具内部より低くならない。

湿切削時において各切削条件で工具表面近傍における深さ方向の温度勾配がどのように異なるかを調べた結果、超硬M20種では切削速度180 m/minにおいて表面温度は、20 μm内部より35°C、140 m/minにおいて32°Cの逆転となり、サーメットでは180 m/minにおいて55°C、140 m/minにおいて49°Cの温度逆転となった。この結果より、温度逆転の値は180 m/minにおいて140 m/minよりも大きくなり、また熱伝導性の悪いサーメットの方がM20種の場合よりも大きな

* これらの仮定は工具・被削材熱電対法で測定した切削温度が切りくず接触域内の平均温度と一致し、かつ切れ刃より2.5 mm離れた点に微小熱電対を埋め込んで測定した局部温度が計算された局部温度とほぼ等しくなるよう選んでいる。

Fig. 9 Calculated transient temperature at various depth from rake surface
Cutting speed; 180 m/min

ることが分かる。

次に応力分布の計算結果について述べる。切削中に熱的負荷（熱応力）と機械的負荷が同時に作用した場合（図 10）の応力分布を図 11 に示す。これは切削速度 180 m/min の超硬 M 20 種の乾切削において特有な AE のピーク（A）が観測された工具エンゲージより 3.5 ms 後の応力分布である。同図より切りくず接触域付近では、 σ_1 および σ_2 はともに圧縮になっており、引張応力は生じていないことが分かる。特に σ_2 の最大値は接触域の後半部で約 216 kgf/mm² に達していた。工具内部では σ_1 については 20 kgf/mm² 程度の引張応力が存在している。しかし、この工具内部の引張りの σ_1 によって熱き裂が発生したとするには、その位置が一致しないし、またその大きさも小さすぎる。また τ_{max} の最大値は接触域の後半に存在した。

以上のように、熱き裂が最初に発生する接触域の後半に σ_2 および τ_{max} のピークが存在することが明らかとなった*。引張応力でなく、せん断応力または圧縮応力によってき裂が進展することになり、一見奇妙に思われるが、超硬合金はミクロに見れば不均質な複合組織であり、竹山らも言っているように⁶⁾、マクロな応力状態で見た最大せん断応力の方向に一致する WC/Co 界面あるいはその近傍の Co 相において塑性流動によ

Fig. 10 Thermal and mechanical load applied to the cutting tool
Cutting conditions are same as those in Fig. 2

Fig. 11 Stress distribution of the tool calculated from the load of Fig. 10

り破壊の起源となるミクロな欠陥あるいはミクロなき裂が発生し、これがつながってき裂になるものと思われる。

次に湿切削における工具ディスエンゲージ後の応力解析について考察する。図 12 (a) は湿切削（超硬 M 20 種、切削速度 180 m/min）における工具ディスエン

* き裂の進行方向については 3 次元有限要素法解析によって考察しないとわからない。工具・切りくず接触部の中央を通る Y-Z 平面についても 2 次元の応力解析を行ったが、温度分布が X 方向（深さ方向）にのみ顕著な分布をもっているため、これから決まる熱応力の大きさは Y 方向も Z 方向もほぼ同じ大きさになり、機械的負荷による応力を加算して得られた σ_1 , σ_2 , τ_{max} も図 11 に示した値とはほぼ同じ値になった。

Fig. 12 Principal stress and temperature distribution in the cooling period of cutting
1 ms after disengage of tool, Tool ; M 20, Cutting speed ; 180 m/min

Table 3 The values of maximum tensile stress after the disengage of the tool in wet cutting

Cutting speed m/min		140	180
Tensile stress kgf/mm²	Carbide M 20	48	52
	TiN cermet	73	81

ゲージ後 1.0 ms の熱応力 σ_1 の分布を示している。同図 (b) に示すようにこの時期には工具表面の温度は工具内部よりも低くなっており、工具表面から内部へ 0.1 mm 程度入った所で、温度が最も高くなっている。そのため同図 (a) に示すように最大主応力 σ_1 は工具すくい面の切れ刃から約 0.2 mm のところに 52 kgf/mm² 程度の引張応力のピークが存在する。湿切削においては切削中の σ_2 または $\tau_{\max}$ によるき裂の進展に加えてこのディスエンゲージ後の引張応力 σ_1 によって、き裂の進展が加速されているものと思われる。

この工具ディスエンゲージ直後に生じる σ_1 の最大値を、各種切削条件で調べた結果を表 3 に示す。超硬 M 20 種に比較してサーメットでは同じ切削速度で大きな σ_1 のピークをとることが分かる。超硬 M 20 種では、引張応力の最大値は 52 kgf/mm² になったのに対し、サーメットでは引張応力は 81 kgf/mm² と、その抗折力 (165 kgf/mm²) のほぼ 1/2 の値に達している。

AE 波形のピーク (A) は、せん断、あるいは圧縮応力下で生じるが、ピーク (B) は引張応力下で生じている。この応力状態の違いが、(B) の方が (A) よりも小さなピークとなる理由である。すなわち、引張応力下ではせん断、あるいは圧縮応力下に比較して、き裂周辺で生じる変形層は非常に小さいので、既報⁵⁾でも述べたように同じ面積だけき裂が進展しても、発生する AE はずっと小さくなったものと思われる。

5. 結 論

2 次元断続切削において、乾切削時と水溶性切削液

を用いた湿切削時に発生する AE の観測を行うとともに、工具内の二次元温度分布および応力分布を有限要素法を用いて計算した結果、次のことが分かった。

- (1) 乾切削における空転中では、工具すくい面が内部より温度が低くなることはなく、工具表層面に引張応力が生じることもない。又、乾切削時には、空転中に特有な AE のピークは測定されなかった。
- (2) 乾切削および湿切削において、熱き裂が最初に発生する接触域の後半には σ_2 および $\tau_{\max}$ のピークが存在した。
- (3) 湿切削時にのみ、工具ディスエンゲージ後の特有な AE が観測される時期に、工具すくい面上にかなり大きい引張応力のピークが存在した。
- (4) これらの結果より、熱き裂が最初に発生する位置にピークを持つ大きな σ_2 または $\tau_{\max}$ が繰り返して生じることにより、熱き裂のもととなるミクロな欠陥やミクロなき裂が発生するものと考えられる。更に、湿切削時のみ、工具ディスエンゲージ直後に急冷による表層温度の逆転によって生じる引張応力により熱き裂の成長が加速されるものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 奥島啓式, 星 鉄太郎: 超硬正面フライスにおける熱き裂, 日本機械学会論文集 (第 3 部), 27, 178 (1961) 843.
- 2) 篠崎 襄: 超硬正面フライスの熱損傷, 日本機械学会論文集 (第 3 部), 28, 187 (1962) 339.
- 3) P. C. Pandey et al.: Thermo-mechanical Failure of Cemented Carbide Tools in Intermittent Cutting, Ann. CIRP, 28/1, (1979) 13.
- 4) K. Uehara et al.: Fundamental Approach to Thermal Crack of Cermet Cutting Tool, Ann. CIRP, 30/1, (1981) 47.
- 5) 垣野義昭ほか: アコースティックエミッションを用いた切削工具の熱き裂の検出, 精密機械, 47, 6 (1981) 718.
- 6) 竹山秀彦ほか: 複合組織工具材のぜい性損傷に関する研究, 精密機械, 47, 5 (1981) 554.