

切削加工面の生成機構
に関する研究

1 9 7 1

垣 野 義 昭

切削加工面の生成機構 に関する研究

1 9 7 1

垣 野 義 昭

目 次

緒 論	1
第 1 章 光弾塑性法による二次元切削機構の解析	3
第 1 節 緒 論	3
第 2 節 光弾塑性解析法	3
第 3 節 実験装置および方法	5
第 4 節 較正試験	6
第 5 節 実験結果ならびに考察	8
5.1 クラック先行型切削	8
5.2 鋭い工具で切削した場合（すくい面摩擦の影響）	8
5.3 刃先丸味と逃げ面摩耗の影響	14
第 6 節 金属の切削機構との比較	19
第 7 節 結 論	23
第 2 章 有限要素法による二次元切削機構の解析	25
第 1 節 緒 論	25
第 2 節 解析に用いた仮定	25
第 3 節 有限要素法の基礎	26
第 4 節 解析結果ならびに考察	30
4.1 切削開始時	30
4.2 定常切削	33
4.3 切削速度の影響	36
4.4 すくい面摩擦の影響	37
第 5 節 結 論	39
第 3 章 切削時の温度分布	41
第 1 節 緒 論	41
第 2 節 温度分布の測定	42
2.1 概 説	42
2.2 実験装置および方法	42
2.3 実験結果ならびに考察	44

第 3 節 温度分布を求める数値計算法	49
3.1 計算の基礎および使用した切削モデル	49
3.2 基礎式および差分方程式	50
3.3 計算手順	52
3.4 計算結果ならびに考察	55
第 4 節 結 論	62
第 4 章 切削加工面の生成と刃先力	63
第 1 節 緒 論	63
第 2 節 加工面の生成モデル	64
2.1 実験装置および方法	64
2.2 加工面の生成機構に対する考察	66
2.3 切削に要する仕事の解析	72
第 3 節 刃 先 力	74
3.1 概 説	74
3.2 実験装置および方法	75
3.3 実験結果ならびに考察	76
第 4 節 結 論	83
第 5 章 加工層と残留応力	85
第 1 節 緒 論	85
第 2 節 加 工 層	86
2.1 実験装置および方法	86
2.2 実験結果ならびに考察	86
第 3 節 有限要素法による残留応力の解析	92
3.1 解析に用いた仮定	92
3.2 熱応力および残留応力の計算法	92
3.3 解析結果ならびに考察	95
3.3.1 機械的効果によって生じる残留応力	95
3.3.2 熱応力によって生じる残留応力	100
3.3.3 熱応力と荷重が同時に作用した場合に生じる残留応力	104
第 4 節 加工面残留応力の X 線による測定	106

4.1	実験装置および方法	106
4.2	実験結果ならびに考察	106
第 5 節	結 論	112
第 6 章	仕上面あらさ	113
第 1 節	切削仕上面あらさの生成機構に対する一般的考察	113
第 2 節	鉄鋼材料	116
2.1	概 説	116
2.2	旋削仕上面あらさの生成原因	117
2.2.1	実験装置および方法	117
2.2.2	実験結果ならびに考察	119
2.3	微小構成刃先が仕上面あらさに及ぼす影響	122
2.3.1	実験装置および方法	122
2.3.2	実験結果ならびに考察	123
2.4	工具摩耗, 工具損傷が仕上面あらさに及ぼす影響	128
2.4.1	工具の逃げ面境界摩耗の観察	128
2.4.2	送りと切削速度が逃げ面境界摩耗に及ぼす影響	129
2.4.3	工具の硬さが逃げ面境界摩耗に及ぼす影響	132
2.5	仕上面あらさから見た工具の切削性と材料の被削性の被削性の評価	133
2.5.1	仕上面あらさから見た工具の切削性	133
2.5.2	仕上面あらさから見た材料の被削性	137
第 3 節	非鉄金属材料	140
3.1	概 説	140
3.2	仕上面あらさの生成原因	140
3.3	ダイヤモンド工具と超硬工具との比較実験	143
3.3.1	実験装置および方法	143
3.3.2	実験結果ならびに考察	147
第 4 節	結 論	152
結 論		154
謝 辞		157
参考文献		158

機械加工は大別すると(1)除去加工, (2)変形加工, (3)付着加工となる。近年, 放電成形, 電磁成形, 超音波加工, レーザ加工およびその他の特殊加工法など(2), (3)の分野において新しい加工技術が開発され, それぞれ多大の成果を上げている。しかしながら, なお今日においても機械加工中に占める(1)除去加工の割合は依然として非常に大きい。また除去加工には種々の方法があるが, その主なものを上げると

- (i) 切削加工 (狭義)
- (ii) 研削加工
- (iii) ホーニング・超仕上げ
- (iv) ラッピング
- (v) 電解加工 (化学加工)
- (vi) その他

となる。近年(ii), (iv)などにおいて非常に進歩が見られるが, 金属の除去能率という点では, なお(i)切削加工 (狭義) に一日の長があるといえよう。

また材料の不要部分を工具によって機械的に除去するという現象は広義の切削加工法(i)~(vi)に共通であるので, 狭義の切削加工を特に加工面の生成という観点から研究することは, 広義の切削加工を研究する一助ともなるであろう。

切削加工に対する体系的な検討は, 19世紀末にF. W. Taylor が科学的生産管理を目的として実験的な検討を行なった頃から始まったものようであるが, そのうち塑性学の進歩に伴って切削機構の解明に塑性理論を導入する試みが盛んになり, 最近までに多くの貴重な成果が得られている。しかしながら従来の切削理論では主として切りくずの変形に着目する傾向が強かったため, 切削現象との関連性を考慮して加工面性状を検討するという点では, やや等閑に付されてきた感がある。切削抵抗を論じる場合にはたしかに切りくずの変形が主として考慮すべき問題となると思われるが, 切削現象の最も本質的なものの一つは加工面の生成という現象である。また加工面の生成という観点から切削現象に対する検討を行なうことにより, 加工面の種々の性状に対する究明も可能になるものと考えられる。

従来, 加工面性状に対する検討は単に切削諸条件との関係を実験的に調べるか, あるいは実用面への影響を断片的に調べるというように一貫性を欠いたものが多く, 加工面の生成機構と関連させて検討した例はほとんど見当たらない。

切削加工を行なう際の切削系を支配する諸因子の因果関係を整理すると図1のようになる。すなわち切削現象を支配する第一次因子としては被削材および工具の諸性質, 工具形状, 切削条件, 切削の雰囲気, 工作機械ならびに工具と被削材の位置と運動の関係などを挙げることができる。これらの諸因子の組合せが工具と被削材の相互作用を支配し, 切削点近傍の応力状態と熱的状态を定める。その結果材料内部に変

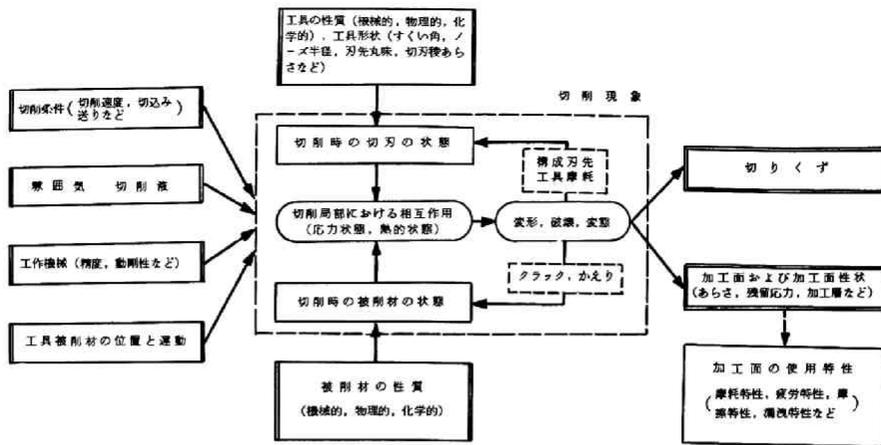


図1 切削系を支配する諸因子

形が生じ、この変形によって生じる形状の変化と発熱が工具と被削材の状態に影響を与え、工具と被削材の相互作用に影響を与える。この因果関係によって材料に変形、破壊、熱的変態が生じ、構成刃先、工具摩耗、クラック・かえりの発生といった現象を伴って最終的に切りくずと加工面が生じる。この加工面が持っている表面特性たとえば加工変質層、残留応力、あらさなどが材料の使用特性たとえば摩耗特性、疲労特性、摩擦特性などに種々の影響を与えることになる。

本研究では、切削時の応力状態と熱的状态を検討し、切削加工面の生成機構を検討した後、切削加工面の性状のうち加工層と残留応力、仕上面あらさの生成機構について主として検討した。

第1章においてはセルロイドの二次元切削を行ない、モデル光弾塑性法により切削点近傍における被削材内部の応力分布を求めた。

第2章においては有限要素法を用いて純理論的に二次元切削機構を解明する試みを行なった。

第3章においては切削時に生じる温度分布を実測し、実験によって求めた切削データから理論計算を行なって求めた温度分布と比較して、この計算法の信頼性を確かめた後、切削時の熱的状态を解析した。

第4章においては金属の二次元切削を行ない切削点近傍における被削材の挙動を調べ、加工面の生成機構に対する一つのモデルを提唱し、このモデルに基づいて切削時に費やされる仕事を解析した。さらに加工面性状に重要な影響を与える刃先力についても考察した。

第5章においては加工面内部の性状について検討した。まず加工層と刃先力の関係を考察し、機械的效果によって生じる残留応力と熱応力によって生じる残留応力を有限要素法を用いて解析した後、X線を用いて切削加工面の残留応力を測定し、理論解析の結果と比較した。

第6章においては加工面の表面形状について検討した。まず仕上面あらさの生成原因を考察した後、代表的な鉄鋼材料と非鉄金属の切削実験を行ない、加工面形状に及ぼす切削条件、工具材質、被削材質の影響を検討した。

第1章 光弾塑性法による二次元切削機構の解析

第1節 緒 論

切削機構の解析に光弾性的手法を用いたものは数多くある。Coker¹⁻¹⁾は1931年にセルロイドを被削材として二次元切削を行ない切削機構を研究した。大越、福井¹⁻²⁾は段付き工具をベークライト製試験片に接触させて、破壊直前の弾性域の応力状態を求めている。津枝¹⁻³⁾、白井¹⁻⁴⁾らは工具にエポキシ樹脂を使用し、鉛などの軟金属を切削して工具面上に作用する応力分布を求めている。

しかしながら、切削機構は応力が弾性限を越えて塑性変形する現象であるから、これらの光弾性法では塑性域の応力状態を知ることはできない。

そこで本章では光弾性法を塑性域まで拡張した光弾塑性法¹⁻⁵⁾を応用して二次元切削における刃先付近の被削材の応力状態を解析することにより切削機構を解明しようとするものである。セルロイドを高温の下で極低速で二次元切削し、等色線および等傾線を写真撮影した。一方単軸圧縮試験を行なって繰回数と主応力($\sigma_1 - \sigma_2$)の関係を求めた。この関係を使って被削材内部の応力状態、弾塑性境界、すくい面上の摩擦係数などを求めた。工具に高速度鋼、エポキシ樹脂、セルロイドの3種を用いてすくい面摩擦を変化させ、すくい面摩擦の切削機構に及ぼす影響を調べた。さらに逃げ面摩擦と刃先丸味の切削機構に及ぼす影響を調べた。

また補足実験として黄銅などを二次元切削して、金属の切削機構を本モデル実験とを比較することによってモデル光弾塑性実験法の妥当性を確認した。

第2節 光弾塑性解析法

光弾塑性法によって応力を解析するには種々の方法があるが、^{1-5, 1-6)}一般に塑性状態では繰回数 n は応力 σ とひずみ ϵ の関数と考えられる。すなわち

$$n = f(\sigma, \epsilon) \quad (1-1)$$

となる。平衡状態では応力 σ とひずみ ϵ の間に時間に無関係な一義的な関係が存在し、光弾性法ではそれが線型になり、光塑性法では非線型になる。本実験では切削状態が極低速であり、準静的であると考えられるので、切削速度と同じ圧縮速度で行なった較正試験の結果を被削材全域に適用しても十分な精度が得られると考え、その結果に基づいて繰回数から主応力差($\sigma_1 - \sigma_2$)を求めた。この際これらの関係に対するひずみ速度の影響を無視した。

主応力の方向は等傾線から求める。ここで等傾線パラメータが塑性域でも主応力方向を与えるか否かが問題になるが、この点に関してFrocht¹⁻⁷⁾は「セルロイドの塑性変形に対し主応力の方向が回転した

直後の短い時間を除いて等傾線パラメータは主応力の方向を与える。」との結論を得ている。従って、切削状態が準静的である本実験では等傾線パラメータが主応力方向を与えると考えられる。

応力解析 ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ の計算) にはせん断応力差積分法およびしかん法¹⁻⁸⁾を適用した。応力の解析において、塑性域の等傾線の測定誤差が大きいため、せん断応力差積分法のみを全面的に使用すると誤差が積分されて好ましくない。そこで主応力之和が調和関数であることから応力場の境界値を定めて内部の主応力之和をしかん法によって計算した。なおこの計算にはデジタル計算機を使用し残差を 0.6 kg/mm^2 以下に押えた。

図1-1は被削材の応力場の境界を示したものであり、次にその境界値の定め方を示す。

(1)境界 a, d は自由表面であり、主応力 σ_1, σ_2 の一方が零であることから繰回数から換算される主応力差 ($\sigma_1 - \sigma_2$) から符号を考慮して ($\sigma_1 + \sigma_2$) を求めた。

(2)境界 b は切りくずが工具から離れているので、完全に除荷されているとみなし $\sigma_1 = \sigma_2 = 0$ とおいた。

(3)境界 g に沿っては自由表面側からせん断応力差積分法で求めた。境界 c のすくい面の分布は破線部の矢印に沿

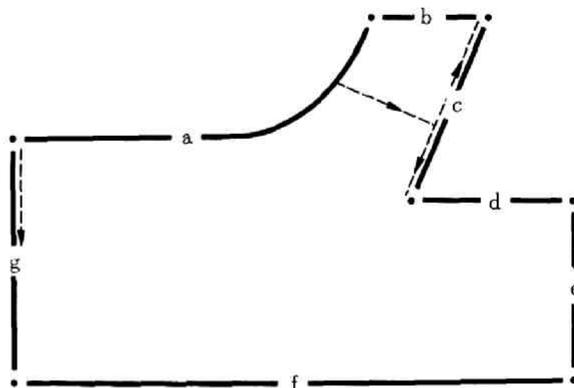


図1-1 被削材応力場の境界

ってせん断応力差積分法で求めた。この境界 g および c に沿った部分だけせん断応力差積分法と使用したのは、他に適当な定め方がなかったためであるが、また等傾線が比較的安定している部分であるので、この方法でかなり正確なものと思われる。

(4)境界 f および e に沿っては刃先から離れているため応力の変化が少ないとみなし、境界の両隣 ($\sigma_1 + \sigma_2$) の値が等しいとした。

このようにして求めた主応力之和と繰回数から求めた主応力差から σ_1 と σ_2 を分離し、 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ は次式から求めた。

$$\sigma_x = \frac{1}{2} \{ (\sigma_1 + \sigma_2) + (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta \}$$

$$\sigma_y = \frac{1}{2} \{ (\sigma_1 + \sigma_2) - (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta \}$$

$$\tau_{xy} = \frac{1}{2} \{ (\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\theta \}$$

ここに切削方向が x 軸でありそれに垂直方向が y 軸である。θ は等傾線パラメータであり、x 軸と代数的に大きな主応力 σ_1 の方向とのなす角である。

第3節 実験装置および方法

実験に使用した装置は図1-2に示す通りで、光学系は一般の光弾性装置と同一のものである。塑性域ではサイドフロが生じるので、これを防止するためにセルロイドの試験片を両側面からガラス窓のついた

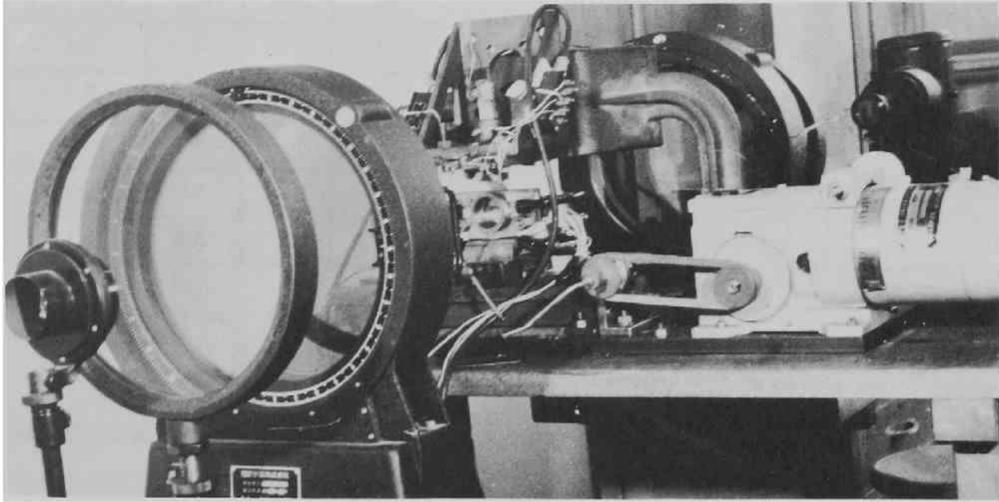


図1-2 実験装置

金属板で押えて二次元切削を行なった。セルロイドの延性を大きくして連続型切りくずをえるため、またすくい面摩擦を大きくするために、金属板の周囲に小型のヒータを多数取付け、ヒータの入力電圧を調整することによりセルロイドの温度を一定に保った。等色線および等傾線に写真撮影したが、この撮影法はαモノブromナフタリンと流動パラフィンを混合した浸漬液を使用して像を鮮明にしたこと以外は光弾性実験によるものと全く同様である。写真撮影と同時に工具動力計によって切削力(主応力と背分力)を測定して、被削材内部の応力分布から求めた切削抵抗と比較することにした。

被削材には乾燥セルロイドと未乾燥セルロイドの2種類のセルロイドを使用した。いずれも厚さ4mmの透明なものであり、乾燥セルロイドの場合は各要素の変形を確かめるために、表面に0.5mm間隔の格子を写真印刷した。

なおセルロイドを試験材料に用いたのは、高温におけるセルロイドの応力ひずみ曲線が黄銅やアルミニウムのそれに比較的近く、また光弾性感度が低いので塑性域の等色線の観察および等傾線の観察に適しているためである。

表1-1に実験に用いた工具と被削材の組合せおよび切削条件を示す。切削速度は切削における塑性変形を準静的平衡状態とみなせる様に0.1mm/minという極低速を選んだ。表1-1においてエポキシ樹脂工具および乾燥セルロイド工具とあるのは、S45C鋼の工具のすくい面にエポキシ樹脂および乾燥セ

ルロイドを貼付けた工具である。

表1-1 実験に用いた工具と被削材の組合せおよび切削条件

被削材	工具材	すくい角 degree	逃げ角 degree	刃先丸味 逃げ面摩耗 mm	切込み mm	切削幅 mm	切削速度 mm/min
乾燥セルロイド20℃	高速度鋼	30	5	0	2	4	0.1
乾燥セルロイド58℃	高速度鋼	30	5	0	2	4	0.1
未乾燥セルロイド 52℃	乾燥セルロイド	20	5	0	2	3.5	0.1
	エポキシ樹脂	30	5	丸味 0.3	2	3.5	0.1
	エポキシ樹脂	20	5	摩耗 2	1.8	3.5	0.1

第4節 校正試験

主応力差 ($\sigma_1 - \sigma_2$) と縞次数 n の関係を知るために圧縮試験を行なった。圧縮試験は切削試験の時と同一の装置を用いて同一の温度および変形速度で行なった。表1-2に試験片形状と試験条件を示す。

表1-2 校正試験片の形状と試験条件

材 料	形 状 (mm)			試験温度	圧縮速度
	長 さ	幅	厚 さ	℃	mm/min
乾燥セルロイド	7.0	5.5	4.0	20	0.1
乾燥セルロイド	7.0	5.5	4.0	58	0.1
未乾燥セルロイド	7.0	6.0	3.5	52	0.1

縞次数を光弾性装置で測定し荷重をストレンゲージで測定した。このようにして得られた荷重と変位および見かけの縞次数からの圧縮速度を一定にした時の真応力と真縞次数 n の関係を求めた。

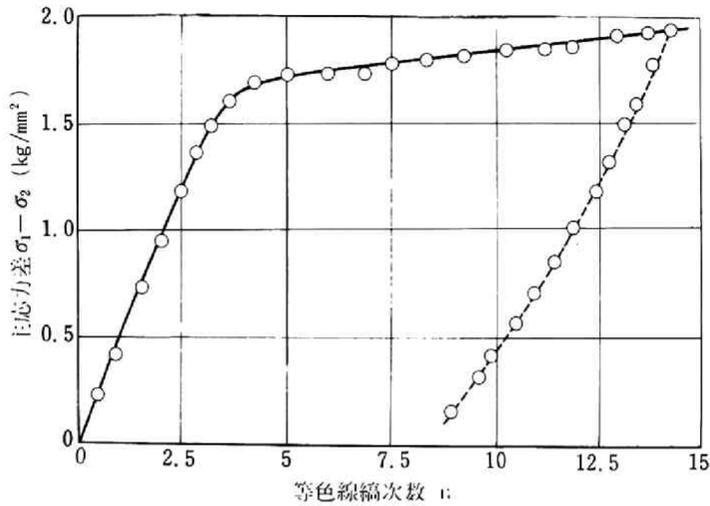
セルロイドの降伏条件は金属と同じく von mises の条件に従うことが Mönch¹⁻⁹⁾ により明らかにされている。すなわち平面ひずみ状態では

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 = 4K^2 = \frac{4}{3}\sigma_s^2 \quad (1-2)$$

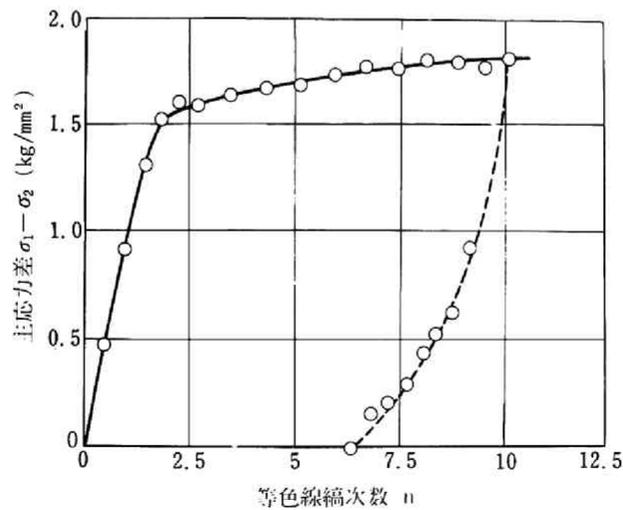
となる。ただし σ_s は単軸圧縮試験における降伏応力である。

この校正試験として行なった単軸応力状態と切削試験の平面ひずみ状態の間に塑性域においても式(1-2)と相似な関係が成立するものと仮定して得られたのが図1-3(a)および(b)の主応力差($\sigma_1 - \sigma_2$)と縞次数 n の関係を示す校正曲線である。

図1-3(c)においては除荷試験を行なった結果も示してある。除荷過程における勾配は負荷過程の弾性域



(a) 乾燥セルロイド(温度58°C, 圧縮速度0.1 mm/min)



(b) 未乾燥セルロイド(温度52°C, 圧縮速度0.1 mm/min)

図1-3 セルロイドの校正曲線

の勾配とほぼ等しくなっている。ただし主応力差零の付近で弾性余効果に似た現象が生じている、この校正試験では特定の次数からの除荷しか行っていないが、他の次数からの除荷も同様の履歴をたどるものと仮定した。

第5節 実験結果ならびに考察

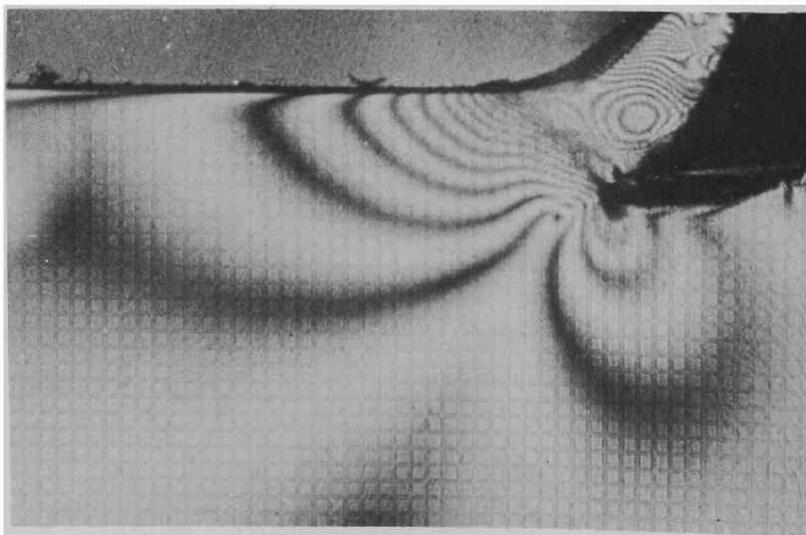
5.1 クラック先行型切削

乾燥セルロイドを20℃で切削すると図1-4に示すようにクラックが刃先より先行する型となり、完全な定常状態は得られなかった。図1-4には弾塑性境界($n=4$ 次)と塑性変形終了線のみを示すが、刃先のかなり前方で引張り破断を生じ、刃先の部分では材料と工具とは離れている。

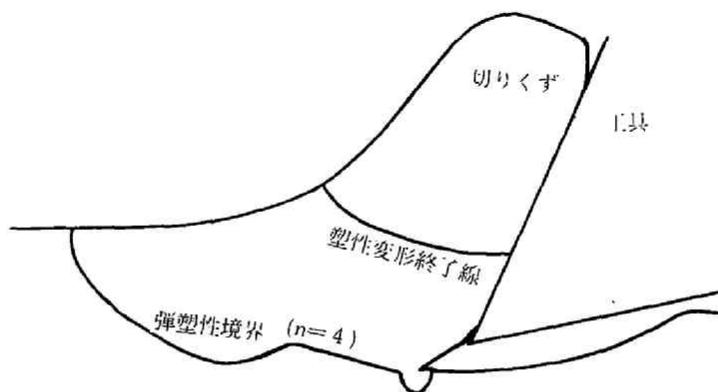
解析を行なうのに都合のよい定常状態を仮定できる連続型切りくずを得るためには、温度を上げてセルロイドの延性を大きくした状態で切削を行なうこととした。

5.2 鋭い工具で切削した場合(すくい面摩擦の影響)

図1-5はすくい面摩擦の影響を調べるために表1-1に示した組合せて切削実験を行なった時に撮影された等色線写真である。図1-6は除荷過程を考慮した校正試験の結果を用いて図1-5の縞次数 n を主応力差($\sigma_1 - \sigma_2$)に換算した等主応力差線と等傾線を示したものである。図1-5(a)において低次の等色線が切くず中央部へ向けて入り込んでいるのが認められるが、(b)においては逆に下に凸形になっている。これは後述するが(b)の方が(a)よりすくい面摩擦が大きく、すくい面方向の圧縮力が大になってゐるためと思われる。図1-6に破線で示した弾塑性境界についても同様のことがいえる。



(a) 等色線写真



(b) 塑性域

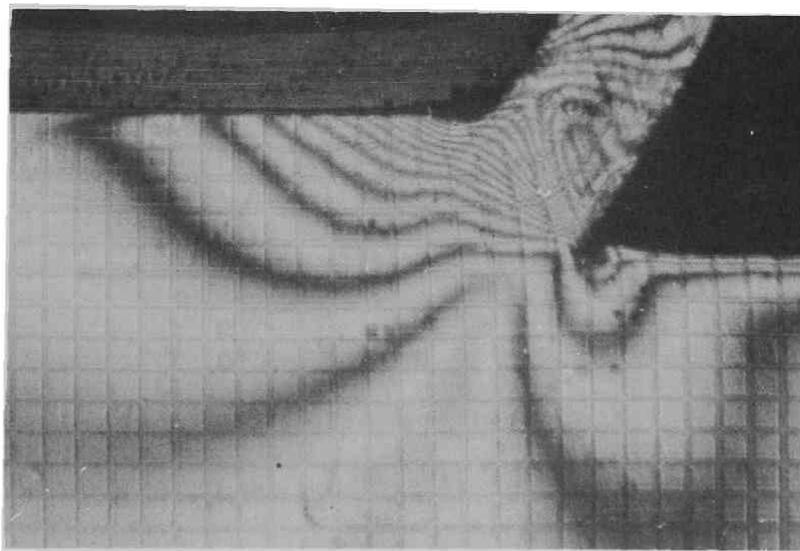
被削材：乾燥セルロイド，温度：20℃

工具：高速度鋼 すくい角：30°

逃げ角：5° 切削速度：0.1 mm/min

切込み：2 mm

図1-4 クラック先行型



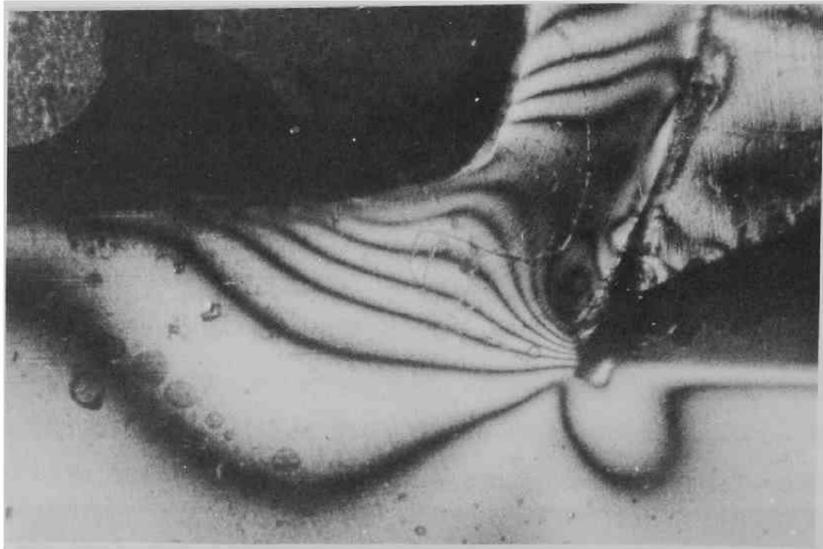
(a) 等色線写真

被削材：乾燥セルロイド，温度：58℃

工具：高速度鋼 すくい角：30°

逃げ角：5° 切削速度：0.1 mm/min

切込み：2 mm



(b) 等色線写真

被削材：未乾燥セルロイド ， 温 度：52℃

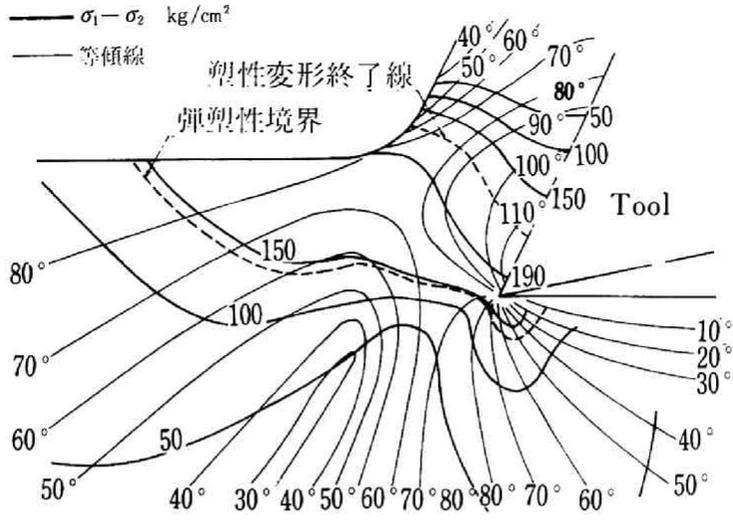
工 具：乾燥セルロイド ， すくい角：20°

逃げ角：5°

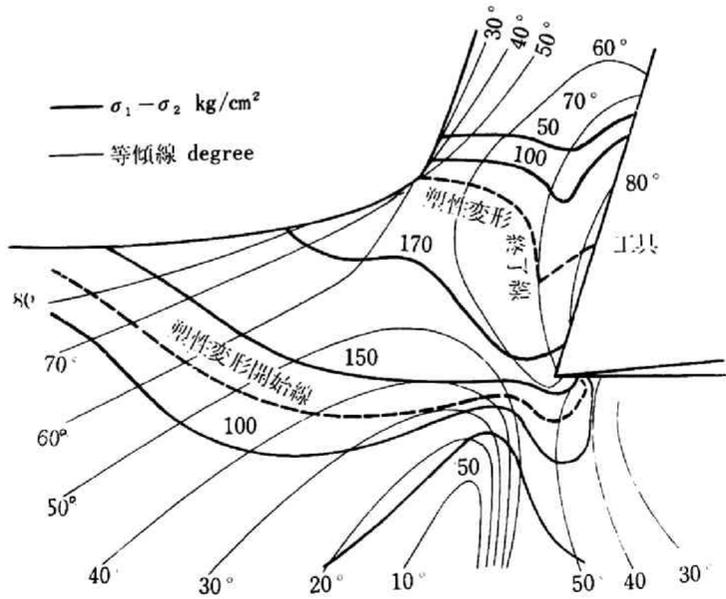
切削速度：0.1 mm/min

切込み：2 mm

図1-5 鋭い工具で切削したときの等色線



(a) 切削条件図1-5(a)と同じ



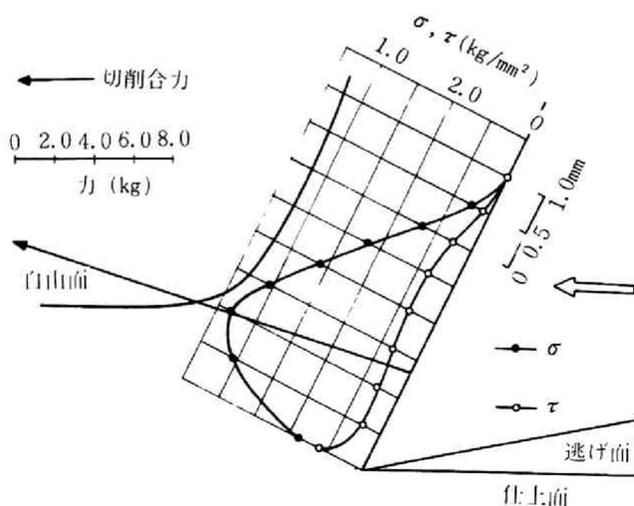
(b) 切削条件図1-5(b)と同じ

図1-6 鋭い工具で切削したときの等主応力差線および等傾線

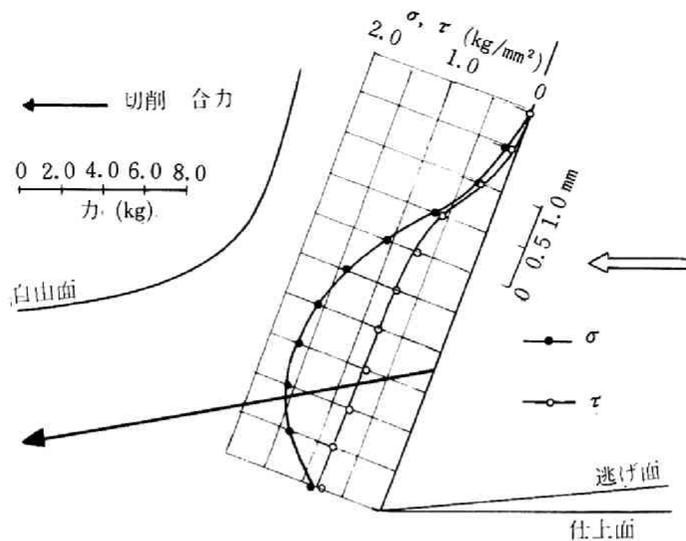
このようにすくい面摩擦が大きい未乾燥セルロイドを乾燥セルロイド工具で切削した場合には金属を切削した時の塑性変形開始線と非常によく似たものが得られた。図1-6の上方に示された破線は切りくずの流れていく方向における繰回数 n の最大である点を連ねた線である。この線上においては、主応力差 ($\sigma_1 - \sigma_2$) が最大であり、これ以後は除荷過程であるからこの線が塑性変形終了線である。この二つの破線の間が塑性変形領域である。塑性終了線については図1-6に示すように折れ点をもっているが、(a) のようにすくい面摩擦が小さい場合は折れ点の位置がすくい面に接近しているのに対し、(b) のように摩擦が大きいとすくい面から離れたところにくる。すくい面上の終了線の位置も(a)よりも(b)の方が刃先より遠くなり、変形がかなり後方まで生じていることを示している。

この塑性変形終了線の型は、白井の visio-plasticity を適用して切削機構を解析した結果¹⁻¹⁰⁾ や、工藤のすべり線理論の結果¹⁻¹¹⁾ と非常によく似たものとなっている。

図1-7はすくい面上に作用する垂直応力 σ_n とせん断応力 τ の分布とそれらを積分して得た切削合力をベクトルで示したものである。垂直応力 σ_n の分布は刃先付近で減少しているが、特に高速度鋼工具で切削した場合(a)は急激に小さくなっている。それに対し摩擦の大きい(b)の場合は中央部で少しフラットな部分を持ち、刃先付近の減少の割合も小さい。せん断応力 τ の分布は(b)の場合は刃先から切りくず接触長さの約 2/3 のところまでほぼ一定の値を示し、(a)の場合も刃先付近を除けば、ほぼ一定である。しかしその大きさは非常に異なり、(b)の場合は材料のせん断抵抗にほぼ等しいが、(a)の場合はかなり小さい。



(a) 切削条件図1-5(a)と同じ



(b) 切削条件図1-5(b)に同じ

図1-7 工具面上の応力分布と切削合力

これらの応力分布から平均的な摩擦係数を求めると(a)の場合は $\mu=0.2$ 、(b)の場合は $\mu=0.6$ となった。

このすくい面摩擦の違いが切削機構に大きな影響を与えている。

表1-3は図1-7の応力分布から求めた主分力と背分力と、工具動力計で測定した値とを比較したも

表1-3 工具に作用する切削力とすくい面摩擦係数(切削条件 図1-5に同じ)

被削材	工具	工具に作用する応力分布から求め値				工具動力計によって測定した値		
		主分力 kg	背分力 kg	切削合力 kg	すくい面 摩擦係数	主分力 kg	背分力 kg	切削合力 kg
乾燥セルロイド 58°C	高速度鋼	17.0	-5.3	20.6	0.22	21.5	-4.5	21.9
未乾燥セルロイド 52°C	乾燥セルロイド	19.8	3.4	23.0	0.60	29.0	5.6	29.5

のである。背分力は両者共にほぼ等しいが、主分力は動力計で測定した値の方が20~40%程度大きい。

これは工具とセルロイドを押えているガラス板との間の摩擦抵抗が、主に工具の移動方向すなわち主分力方向に作用したためと思われる。図1-7および表1-3からわかるように高速度鋼工具で切削した場合(a)

は背分力がかなり大きな負の値を示し、一般の金属切削の場合とかなり異っているのに対し、被削材と同じセルロイド工具で切削した場合、(b)は正の背分力を示し金属切削の場合と一致している。

図1-8は被削材内部の応力分布を示したものである。切削方向の応力 σ_x は(a)、(b)共に工具の前方で大きな圧縮を示し、被削材内部に入るに従って減少している。工具の後方では σ_x は引張りを示すが、その値は(a)の場合の方がはるかに大きい。垂直方向の応力 σ_y の分布は(a)、(b)で非常に異っているが、これは背分力の符号が異なるから当然である。すなわち背分力が負である(a)の場合は刃先付近に引張り応力が生じているが、背分力が正である(b)の場合は小さな圧縮応力を示している。すくい面上に σ_y の圧縮のピークが生じているのは(a)、(b)共同である。せん断応力 τ_{xy} の分布は(a)の場合は刃先の下方と切削予定面上と自由面上に負のピークを生じ、すくい面上に正のピークを生じている。(b)の場合は(a)に示した3つのピークが一つに合体した形となり、すくい面上においても負の値を示している。

主応力 σ_1 は(a)の場合刃先付近でかなり大きい引張りを示し、図1-7(a)で σ_n が急激に減少していることを考慮するとこの場合にも刃先付近で微小なクラックが先行している可能性がある。この(a)のケースがもっと極端になった場合は、大きなクラックが刃先より先行し、8頁に示した図1-4のようになる。それに対し(b)の場合は刃先付近に於ても σ_1 の大きさは小さい。

切削比は* (a)の場合 $r=1.1$ 、(b)の場合 $r=1.35$ となり、すくい面摩擦が大になると切りくず厚さが大なることを示している。

5.3 刃先丸味と逃げ面摩擦の切削機構に及ぼす影響

図1-9(a)は刃先丸味のある工具、(b)は逃げ面摩擦のある工具で切削した時の等色線写真である。刃先の鋭い工具の場合(図1-5)では刃先のすくい面側の縞次数 n が大きくても逃げ面側に急激に低下していた。それに対し刃先が摩耗した工具では刃先付近の高次の縞次数が逃げ面側にまで入り込んでいる。特に図1-9(b)では逃げ面摩擦のために仕上面と工具とが約2 mmにわたって接触している場合であり、逃げ面接触部の中央では n が一度減少し、後半で再び増加している。これはこの未乾燥セルロイドの弾性限がひずみで約4%とかなり大きいため弾性域が大きく、このような現象が生じるものと考えられ、金属切削では材料の弾性限がはるかに小さいためこのような現象は生じないかもしれない。

図1-10はこれらの塑性変形領域を刃先が鋭い場合と比較したものである。刃先丸味のある工具で切削した時の塑性変形開始線についてはOxleyらが高速度写真を使って調べた結果¹⁻¹²⁾があるが、刃先のところで大きくふくらんでいるため中央部で少し上に凸に見える形は非常によく似ている。鋭い工具の時は刃先付近の仕上面側では塑性域があまり大きくないのに対し、摩耗した工具の時はこの部分の塑性域

* 慣用の切削比は(切込み)/(切りくず厚さ)であり1以下の値であるが本研究では切削比変化を明瞭に示すため、その逆数、通常変形係数と呼ばれる値を切削比と呼ぶ。以下同じ

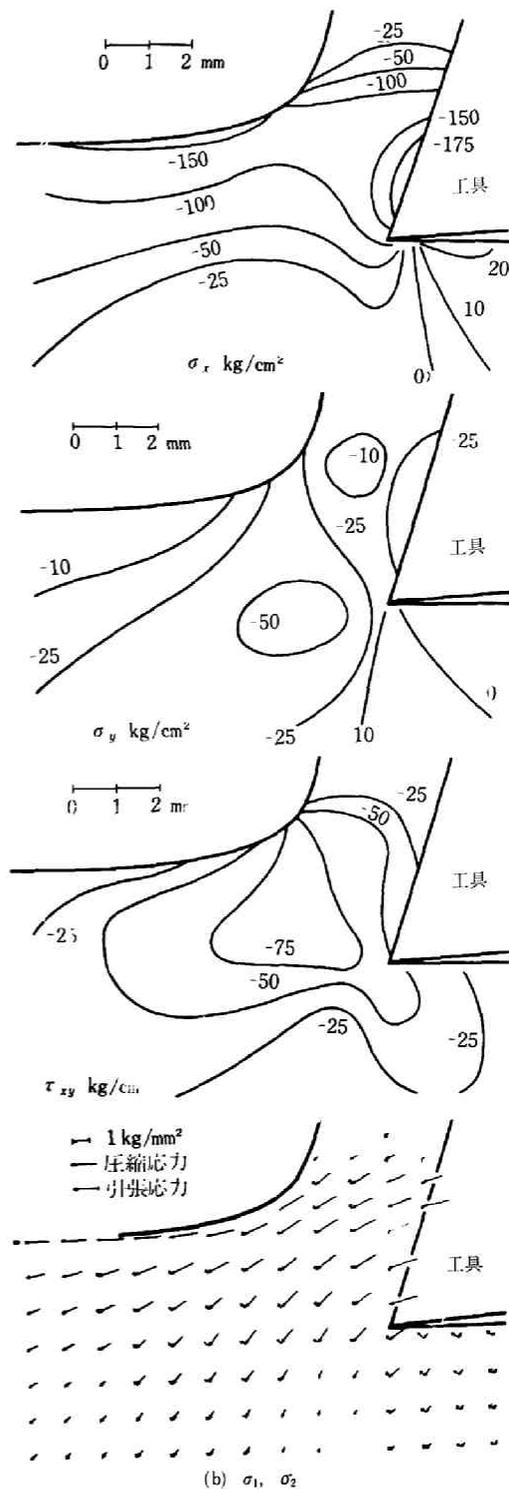
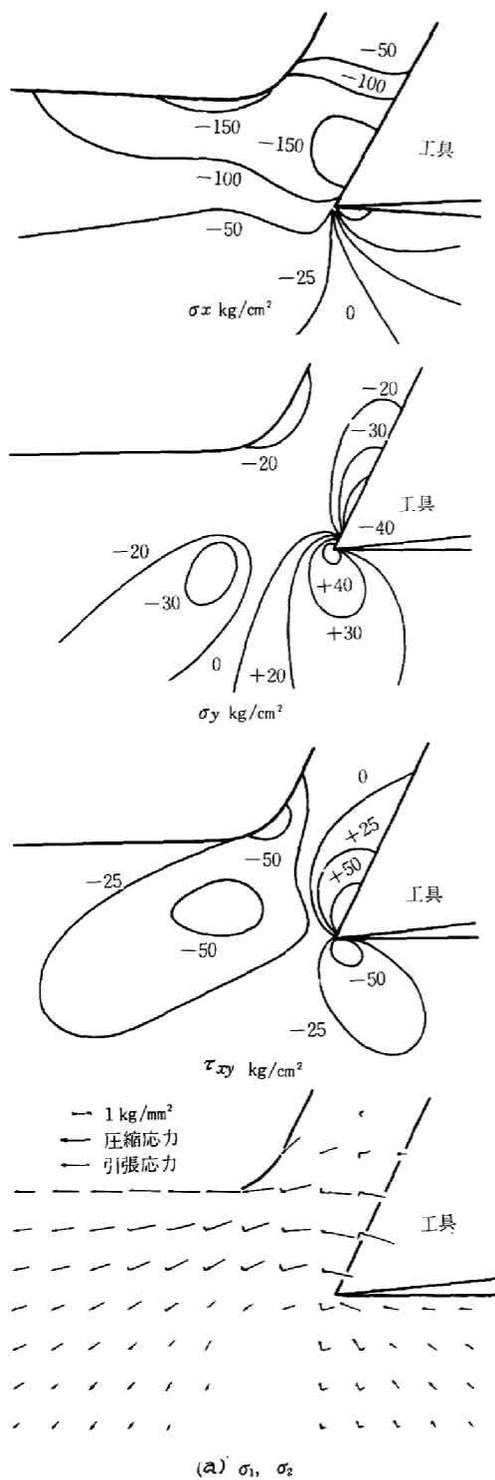
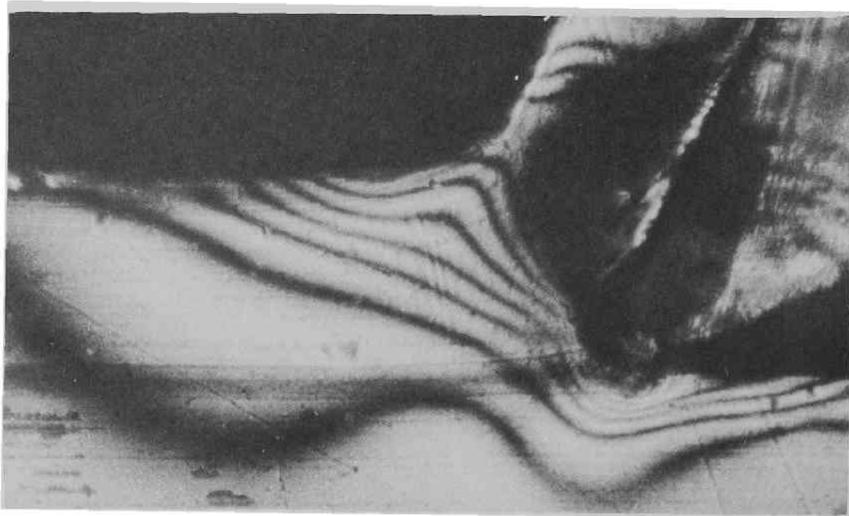


図1-8 被削材内部の応力分布切削条件 図1-5に同じ



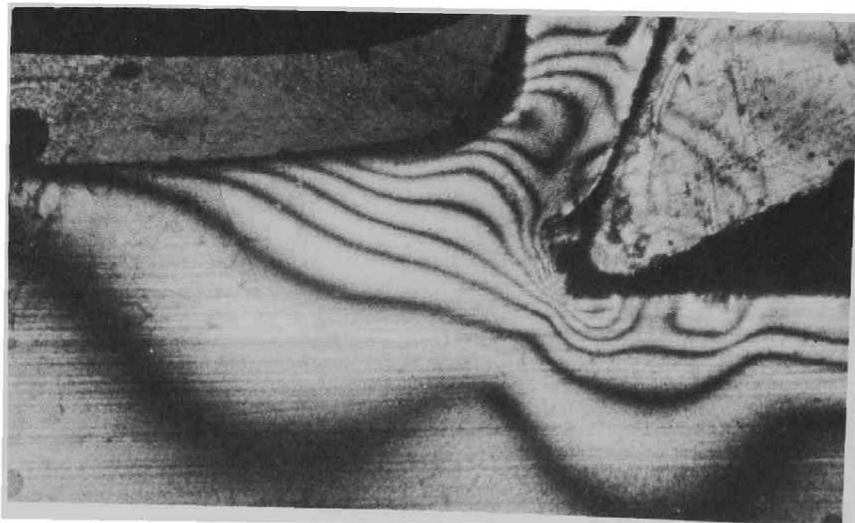
(a) 刃先丸味のある工具で切削したとき

被削材：未乾燥セルロイド ， 温度：52℃

工具：エポキシ樹脂 ， すくい角：30°

逃げ角：5° ， 切削速度：0.1 mm/min

切込み：1.8 mm ， 刃先丸味：0.3 mm



(b) 逃げ面摩耗のある工具で切削したとき

被削材：未乾燥セルロイド， 温度：52℃

工具：エポキシ樹脂 ， すくい角：20°

逃げ角：5° ， 切削速度：0.1 mm/min

切込み：2 mm ， 逃げ面摩耗：2 mm

図1-9 等色線写真

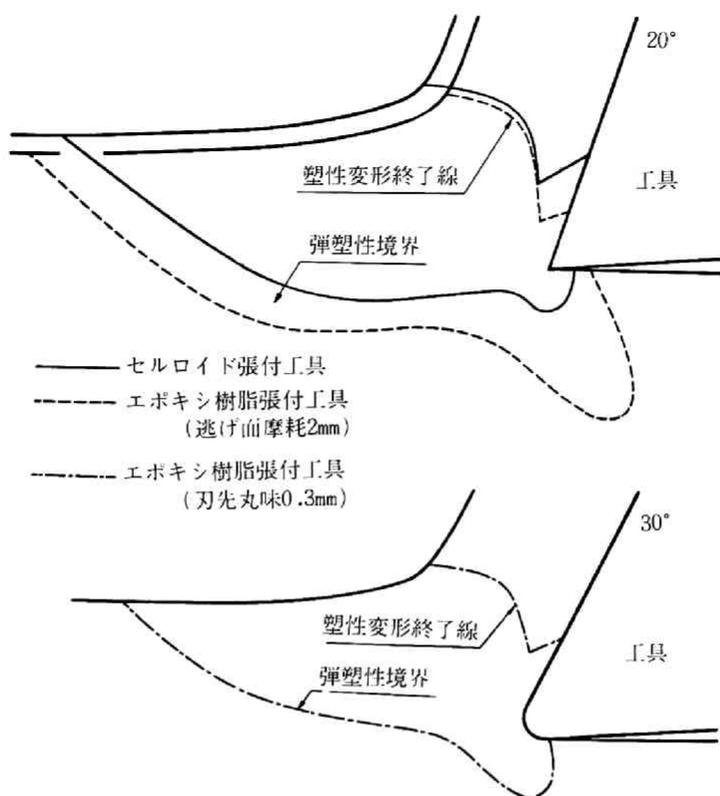


図1-10 塑性変形領域

が大きく拡がり，刃先丸味や逃げ面摩耗の仕上面に対する影響が顕著にでている。塑性変形終了線は鋭い工具で切削した場合と同様な傾向を示し，中央で折れ点をもっている。

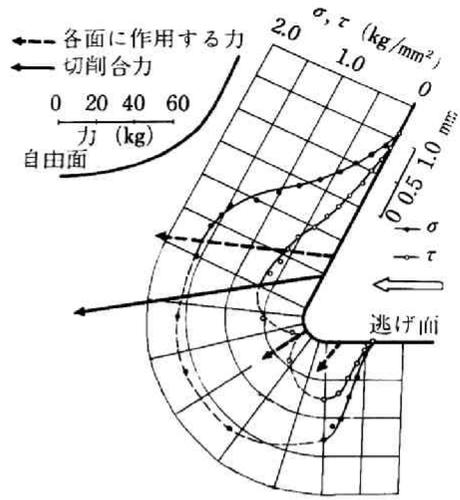
図1-11(a)は刃先丸味のある工具，(b)は逃げ面摩耗のある工具で切削した時の工具に作用する応力分布とこの応力分布から計算された合力をベクトルで表わしている。破線の矢印はすくい面，逃げ面および刃先丸味の部分に作用する力で実線がそれらの合力すなわち切削合力である。金属を切削した場合に極めて短時間のうちにかなりの大きさの刃先丸味が形成され，フランク摩耗も時間とともに増大するので，金属を切削する場合は必ずこのように刃先付近に特異な力が存在し，仕上面性状に大きな影響を与えている。

図1-11(a)の場合，垂直応力 σ_n は刃先丸味の近傍でかなり広い範囲で一定値を示し，接触終了点に向けて減少している。 τ の分布は刃先丸味のほぼ中央付近で符号が逆になっており， τ ＝一定の範囲は図1-7や図1-11(b)に比べると非常に小さい。逃げ面摩耗を付けた場合を示す図1-11(b)においてすくい面上の σ と τ の分布は摩擦係数が小さいのを除けば図1-7(b)とよく似ている。逃げ面上の σ ， τ は

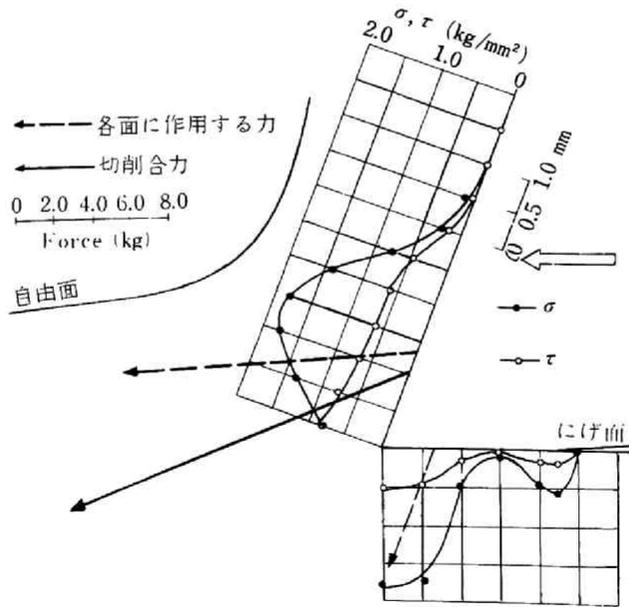
接触域の後半で非常に小さくなっている。これは15頁で述べたようにこの部分で除荷が生じ弾性接触となっているためである。

切削力の合力がすくい面上をよきる点をほぼ着力点とすると、これは鋭い工具の場合(図1-7)が一番刃先から遠い点にある。刃先丸味や逃げ面摩擦のある工具の場合は、工具がエポキシ樹脂のために摩擦が小さく脆性域が小さいので、着力点が刃先近くに上り逃げ面摩擦や刃先丸味のため、さらに刃先近くなっている。

工具に作用する応力分布を積分して求めた主成分と工具動力計によって測定した値とを表1-4に示す。前節表1-3と同様に背分力はかなり良好な一致を示しているが、主成分は工具動力計による値の方がかなり大きい値を示して



(a)



(b)

図1-11 工具面上の応力分布と切削合力
(切削条件 図1-9に同じ)

表1-4 工具に作用する切削力とすくい面摩擦係数（切削条件 図1-9に同じ）

被削材	工具	工具に作用する応力分布から求めた値				工具動力計によって測定した値		
		主分力 kg	背分力 kg	切削合力 kg	すくい面 摩擦係数	主分力 kg	背分力 kg	切削合力 kg
未乾燥セルロ	刃先丸味のある工具	12.6	2.6	12.9	0.45	23.4	2.1	23.5
イド 52℃	逃げ面摩耗工具	17.4	7.7	19.0	0.45	37.5	7.8	38.3

いる。これは良好な仕上面を得るために前回よりもさらにかたくガラス板を締めためたため工具とガラス板の摩擦がさらに大きく切削方向に使用したためと思われる。

図1-12は被削材内部の応力分布を示したものである。切削方向の応力 σ_x の分布は逃げ面摩耗工具の場合（同図(b)）は逃げ面接触部に圧縮応力が作用している以外は鋭い工具の場合（図1-8(b)）とほとんど同じである。それに対して刃先丸味のある工具の場合（図1-12(a)）は刃先丸味付近にかなり大きな圧縮応力が作用して仕上面側にまで及び、その絶対値も -220 kg/cm^2 とかなり大きくなっている。

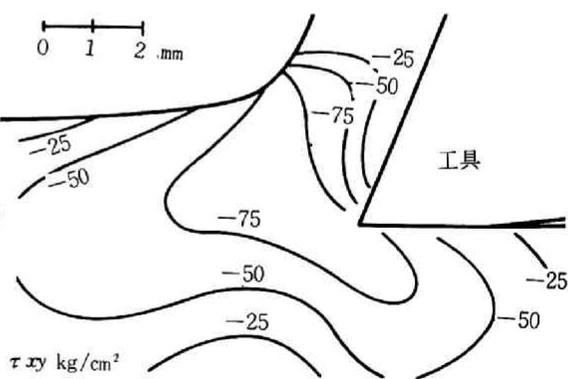
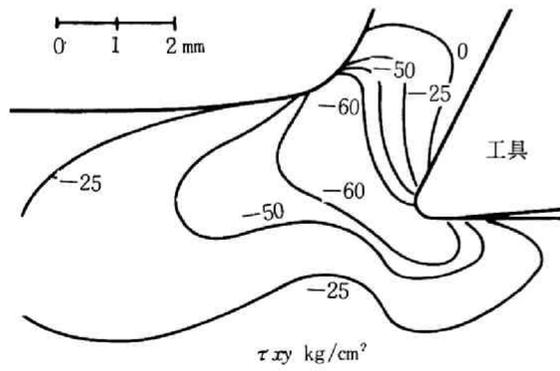
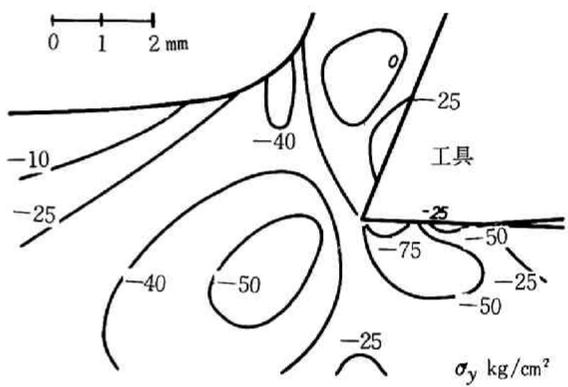
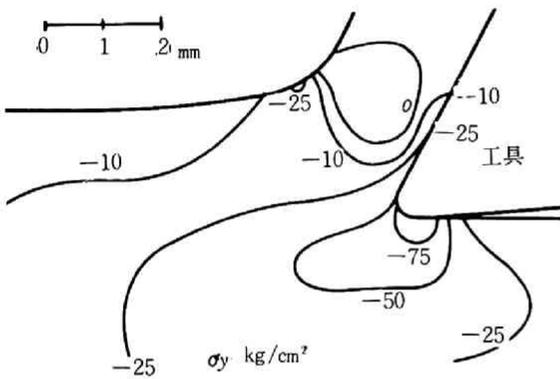
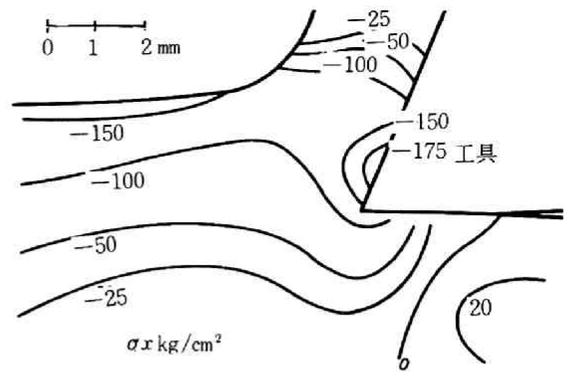
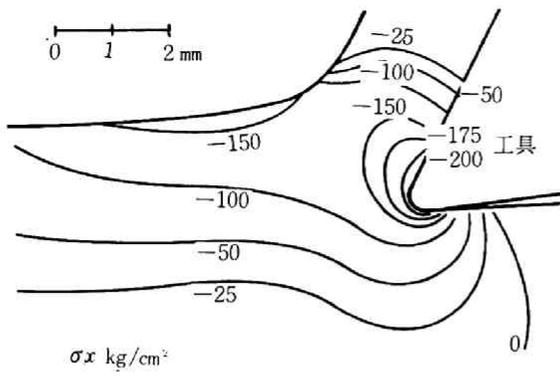
σ_y の分布は、図1-8(b)に示した鋭い工具の場合と異なりかなり複雑な分布をしている。逃げ面摩耗工具の場合（図1-12(b)）は刃先のすぐ後方に大きな圧縮が生じ、それ以後漸減し、接触部後端で再び大きな圧縮を示している。そしてこの接触部の加工面から1mm位の深さの位置で 50 kg/cm^2 以上のピークを作り、刃先前方のそれと二つのピークを作っている。刃先丸味のある工具の場合（図1-12(a)）は刃先丸味の影響で刃先丸味の下方に -120 kg/cm^2 と大きな圧縮応力が生じ、図1-12(b)では刃先前方にもあった圧縮応力のピークと重なって圧縮応力のピークが1ヶ所になっている。また刃先の前では σ_y はかなり減少していることが全てに共通している。

τ_{xy} の分布に関しては全ての場合についてあまり変らない分布をしている。

第6節 金属の切削機構との比較

モデル光弾塑性実験と実際の金属切削との類似性を調べるために種々の金属の二次元切削を行ない、さらに他の研究者によって得られた結果と本研究によって得られた結果との比較を行なった。

表1-5に代表的な構造用材料であるS45C鋼と四六黄銅を二次元切削した時の切削条件と測定された結果を示し、モデル光弾塑性実験の結果とを対比させている。すべてすくい角 20° 、逃げ角 5° の工具で切削を行なっている。特にすくい面摩擦と切削比に注目して比べると、四六黄銅の切削では摩擦係数 $\mu=0.5$ 、切削比 $r=1.5$ と未乾燥セルロイドの切削とかなり良好な類似度を示している。S45C鋼では乾切削の時、摩擦係数 $\mu=0.74$ 、切削比 $r=2.1$ とかなり大きく、未乾燥セルロイドとの類似性



(a) 丸先丸味工具

(b) 逃げ面摩耗工具

図1-12 被削材内部の応力分布

切削条件 図1-9に同じ

表 1-5 種々の材料の切削条件と切削諸量

被削材	工具材	切削条件						切削諸量				
		すくい角 deg.	逃げ角 deg.	切削速度 m/min	切込み mm	切削幅 mm	潤滑剤	主分力 kg	背分力 kg	合力 kg	摩擦係数	切削比
未乾燥セルロイド	乾燥セルロイド	20	5	0.001	2	3.5	有*	19.8	3.4	20.0	0.6	1.35
四六黄銅	高速度鋼	20	5	1.8	0.2	3	無	60.0	5.6	60.3	0.5	1.5
S45C鋼	高速度鋼	20	5	5	0.2	3	無	140	41	146	0.74	2.1
S45C鋼	高速度鋼	20	5	1.8	0.2	3	煤油	12.4	3.0	12.8	0.66	1.8

* 浸漬液(αモノブromナフタリンと流動パラフィンの混合液)

はあまり良くないが、よく潤滑された状態では摩擦係数 $\mu=0.66$ 、切削比 $r=1.8$ とかなり減少しており類似度が良くなっている。

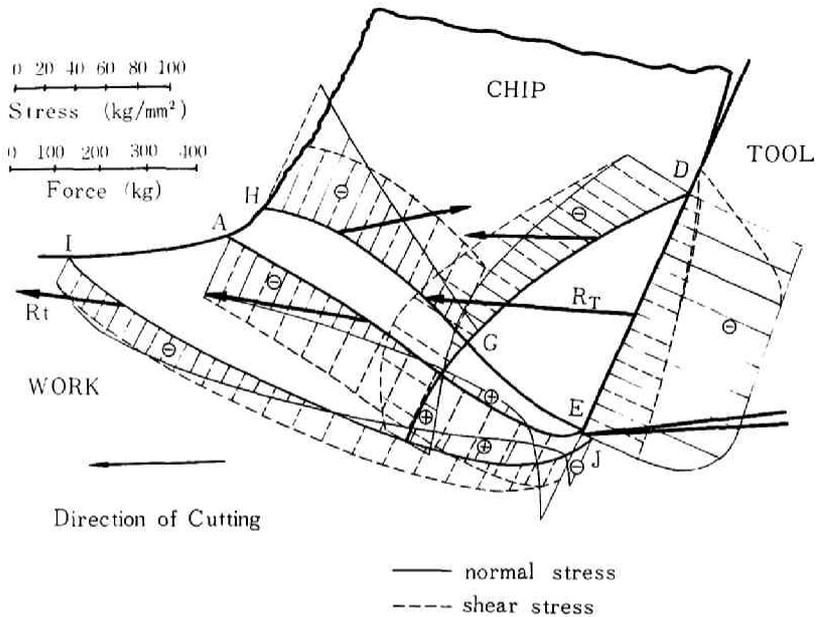
以上の結果より 四六黄銅の切削が本モデル実験と良好な類似度を持っていることが確かめられた。

四六黄銅を切削した時については白井らがすべり線理論を使って解析した結果があるのでそれと比較することにする。

Oxley¹⁻¹²⁾ や白井¹⁻¹⁰⁾ は 四六黄銅を高速度鋼工具で二次元切削し、visioplasticity の手法によってすべり線場を定め、すべり線理論を適用して切削機構を解析している。この方法では材料が完全剛塑性であると仮定しているため弾性変形が考慮されていない。さらにvisioplasticity の方法において、すべり線場を決定する際の格子点位置の読みとり精度に問題があるなど光弾塑性法と異なる点は多々あるが、その解析結果においては被削材の塑性域内部および工具すくい面の応力分布、切削合比の方向、摩擦係数、切りくず接触長さおよび塑性変形領域など光弾塑性法による本研究と共通なものが多くみられる。

図1-13は白井らの解析結果¹⁻¹⁰⁾ を引用したもので、曲線IJが塑性変形開始線であり、HGDが終了線である。開始線の形は光弾塑性法による本研究の結果と刃先近傍を除いては良く似ている。本研究の結果では開始線はかなり前方にまで拡がっているが、これはvisioplasticity の方法では検出することが困難な微小なひずみを光弾塑性法では観測できることによるのではないと思われる。終了線については中央部で折れ点を持つ傾向はよく似ているが、GDの部分は図1-13の方がかなり大きくなっている。これは図1-13では被削材の黄銅の弾性ひずみがセルロイドに比べてはるかに小さいために生じた現象と思われる。

すくい面上の応力分布をみると、せん断応力の分布は本実験では接触部の2/3にわたって一定値をとっているのに対して、図1-13では切りくず離脱点から刃先にかけて漸増している。本研究の結果はむしろ加藤らが分断工具を使って実験的に測定した結果¹⁻¹³⁾ や白井らが軟金属(鉛)をエポキシ樹脂で切削した結果¹⁻¹⁴⁾ においてすくい面上かなりの範囲でせん断応力が一定になっているのに一致している。刃先付近



被削材：四六黄銅， 工具：高速度鋼
 すくい角： 25° ， 切削速度： $13\text{ mm}/\text{min}$
 切込み： 0.8 mm ， 切削幅： 4.88 mm

図1-13 すべり線理論による解析結果(白井ら)

のせん断応力が被削材のせん断抵抗に達しているのは本研究も図1-13も合致している。垂直応力の分布も傾向はよく似ており、共に刃先付近で減少している。ただし図1-13では剛塑性を仮定しているため弾性域を考慮できず、切りくず離脱点付近の応力分布は極端な不連続となっているが、本研究では弾塑性を考慮しているためそのようなことはない。また接触部中央の σ がほぼ一定値をとる部分の長さは図1-13の方がかなり大きい。頁に述べたように弾性域を考慮すればもっと短くなるものと思われる。

すくい面上刃先付近の垂直応力 σ_n の分布に関しては、刃先付近で σ_n が減少するという本研究の結果や白井らの結果とは逆に、刃先付近で σ_n が増加するという報告もかなりなされている。刃先付近における応力分布を直接調べる方法としては、i) 分断工具を用いる方法、ii) 工具に光弾性材料を用いて軟金属を切削する方法、iii) 被削材に光弾塑性材料を用いる方法があるが、いずれも測定技術上かなり大きな刃先丸味が存在する場合でないと測定できない。このように大きな刃先丸味が存在する場合の測定では全て σ_n は刃先において増加している。これは材料の違いもあるであろうが、大きな刃先丸味が存在すると実質的にすくい角は非常に大きな負となり、静水圧が大になるので変形に必要な力も増加するが、刃先が

非常に鋭い場合は静水圧が小さいので、変形させるのに必要な力も低下するのかもしれない。また本研究の図1-7(b)および図1-11(b)においても刃先から少し離れたところでは σ_n は減少の傾向にあるが、刃先のごく近傍では局部的に増加しているのかもしれない。刃先が鋭い場合この付近の応力分布を実験的に測定することは非常に困難であり、現段階ではいずれが正しいとも判断できない。

すくい面上の摩擦係数は図1-3の応力分布から求めると $\mu=0.33$ と乾切削にもかかわらずかなり小さい値を示し、本研究の方が $\mu=0.6$ とかなり大きい。

合成合力は図1-13では水平より若干上向きで背分力がわずかに負になっている。これはすくい角が 25° とかなり大きいこと、およびすくい面摩擦が小さいためである。

以上本節で述べてきたように、未乾燥セルロイドを乾燥セルロイド工具で切削した場合と、四六黄銅を高速度鋼工具で切削した場合と比較すると、すくい面上の応力分布、摩擦係数、切削比などの点からかなり良好な類似性を示しており、本モデル光弾塑性実験は金属切削のモデル実験として十分適切であると思われる。

第7節 結 論

以上の結果より次の結論を得た。

- (1) モデル光弾塑性法を用いて切削中の被削材内部に生じる応力分布を測定する方法を開発し検討した。
- (2) すくい面摩擦、すくい角、材料の延性によって切りくずの型は非常に大きな影響を受ける。これらの三つの値が大になると連続型切りくずが生成され、小になると刃先付近の材料にクラックが生じ刃先よりもクラックが先行する。
- (3) 切削方向の応力 σ_x 、垂直方向の応力 σ_y はすくい面摩擦によって大きな影響を受け、摩擦が大になると刃先前方の圧縮が大になり、後方の引張りが小になる。せん断応力 τ_{xy} はすくい面摩擦の影響をあまり受けない。またすくい面摩擦が大になると、塑性変形開始線が下に凹の形になる。
- (4) 工具すくい面の摩擦応力の分布は、刃先から塑性変形終了点のやや後方までほぼ一定値で材料のせん断抵抗に近い値をとり、その後方で減少して切りくず離脱点で零になる。垂直応力 σ_n の分布は中央部においてほぼ一定の値をとり、切りくず離脱点に向けて漸減する。垂直応力 σ_n の分布は、刃先が鋭い時は刃先付近において減少し、刃先丸味が大きくなると逆に増加する傾向にあると思われるが、現在研究されている種々な測定方法をもってしても刃先付近の分布状況は厳密には不明である。
- (5) 刃先が非常に鋭い工具で切削した場合は、本モデル光弾塑性法で測定できる程度の大きさの刃先力^{*}は存在せず、加工層も非常に薄い。刃先が摩耗した工具で切削した場合は、かなりの大きさの刃先力が生じ、塑性域が刃先付近の材料に大きく拡がり(加工面に大きなひずみを残し)加工面性状に大きな影響を

* 刃先力に関しては第4章で詳説する。

与える。

(6) 未乾燥セルロイドを乾燥セルロイド工具で切削した本モデル切削した場合を 四六 黄銅を高速度鋼工具で切削した場合を比較すると、塑性変形領域、すくい面上の応力分布、切削比および摩擦係数など多くの点で非常に良好な一致が得られ、黄銅などの金属の切削のモデル実験として類似度の高いことがわかった。

ただし本モデル光弾塑性実験は、解析の都合上非常に緩やかな切削についてのみ行なったものであり、ひずみ速度、切削による発熱および熱伝導が問題となる場合には本章で得られた結果を用いるに当っては十分注意する必要があると思われる。

第2章 有限要素法による二次元切削機構の解析

第1節 緒 論

切削機構を理論的に解析する試みは古くから行われてきた。それらは大別すると解析的手法によって仮想的なせん断面あるいはせん断領域を決定しようとするもの²⁻¹⁾とすべり線理論によって変形領域を定めようとするもの²⁻²⁾に分けられる。前者についてはM. E. Merchantの単一せん断面理論以来さまざまな変形領域モデルが提唱されてきたが、その解析の手法上現実の複雑な条件を極度に単純化して解析せざるを得ない。後者の方法ではかなり実際に近い条件を設定できるので、近似度という点では前者より優れていると思われるが、解析の手法が非常に複雑である。例えば速度場を定めるには切削実験を行ない、高速度カメラによって材料の変形状態を撮影するか、viscoplasticityの手法を用いる必要がある。

それに対し、本研究は第三の方法として実験的手法を必要としない有限要素法を用いて純理論的に切削機構を解析しようとするものである。有限要素法を用いると複雑な形状を考察しやすく、極めて実際に近いわずかの仮定の下で解析することが可能になる。計算は電気計算機で行なうので、プログラム作成にかなりの時間を要するが、一度プログラムを作れば種々条件の異なった場合を簡単に計算できる利点がある。

第2節 解析に用いた仮定

有限要素法を用いて切削機構の解析を行うにあたり次の仮定を設ける。

- 1) 材料は平面ひずみ状態にある。
- 2) 材料は降伏点を過ぎた後は直線的 $\sigma-\epsilon$ 関係によって加工硬化する。
- 3) 工具面上において摩擦係数は一定である。
- 4) 一つの解析モデルにおいても、場所によって温度およびひずみ速度は異なるが、この局所的に異なる温度およびひずみ速度は材料の $\sigma-\epsilon$ 関係に影響を及ぼさない。

この仮定のうち、1)、2)、3)は比較的問題がないと思われるが、仮定4)には問題があると思われる。材料内部の温度分布、ひずみ速度分布がわかれば、それらの $\sigma-\epsilon$ 関係に及ぼす影響を近似するサブプログラムを用いて比較的簡単に計算に取入れることは可能である。しかし温度分布を計算するには、同じく有限要素法で行なうとしてもかなり大がかりなプログラムと計算時間を必要とするし、温度上昇による材料の機械的強度の低下と高ひずみ速度による強度の上昇とかなりの程度キャンセルすると考えられ、またこの解析に用いた要素の形状はかなり大きく、小さな分布を考慮してもあまり意味がないと思わ

れるので、前に切削速度の影響を解析したとき以外は今回は考慮しなかった。

第3節 有限要素法の基礎

有限要素法は構造を3個の節点からなる三角形要素に分割して切削を行なう。その際、個々の要素内では変位 $\{v\}$ が節点座標 (x, y) の一次形で与えられると仮定する。すなわち

$$\begin{Bmatrix} v_1 x \\ v_1 y \\ v_2 x \\ v_2 y \\ v_3 x \\ v_3 y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \end{Bmatrix} \quad (2-1)$$

$$\text{略して } \{v\} = [A] \{\alpha\} \quad (2-1')$$

ここに $\{v\}$ は3個の節点の変位を表わすコラムマトリクス, $\{\alpha\}$ は変位が一次形であることを規定するコラムマトリクス, $[A]$ は座標を示す 6×6 の正方マトリクスである。

この節点変位 $\{v\}$ と節点に作用する外力

$$\{f\}^T = (f_1 x, f_1 y, f_2 x, f_2 y, f_3 x, f_3 y)$$

は剛性マトリクス $[k]$ により次のように結ばれている。

$$\{f\} = [k] \{v\} \quad (2-2)$$

式(2-2)において $[k]$ は次式で与えられるマトリクスである。

$$[k] = \int_{V_0} [A^{-1}]^T [B]^T [D] [B] [A^{-1}] dV_0 \quad (2-3)$$

式(2-3)において $[B]$ は要素のひずみ $\{\epsilon\}$ と節点の変位を結びつけるマトリクスであり、次式で与えられる。

$$\{\epsilon\} = [B] \{v\} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_1 x \\ v_1 y \\ v_2 x \\ v_2 y \\ v_3 x \\ v_3 y \end{Bmatrix} \quad (2-4)$$

式(2-4)に式(2-1')を代入すると

$$\{\epsilon\} = [B] [A^{-1}] \{v\} \quad (2-4')$$

となる。また式(2-3)において $[D]$ は要素の応力 $\{\sigma\}$ とひずみ $\{\epsilon\}$ を結びつけるマトリクスで

ある。

$$\{\sigma\} = [D] (\{\varepsilon\} - \{\varepsilon_0\}) \quad (2-5)$$

ここで $\{\varepsilon_0\}$ は初期ひずみである。 $[D]$ は要素が平面ひずみの下で弾性状態にあるときは

$$[D^e] = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{pmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{pmatrix} \quad (2-6)$$

で与えられ、平面ひずみの下で塑性状態にあるときは

$$[D^P] = 2G \begin{pmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} - \frac{\sigma_x'^2}{S} & & Sym \\ \frac{\nu}{1-2\nu} - \frac{\sigma_x'\sigma_y'}{S} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} - \frac{\sigma_y'^2}{S} & \\ -\frac{\sigma_x'}{S} \tau_{xy} & -\frac{\sigma_y'}{S} \tau_{xy} & \frac{1}{2} - \frac{\tau_{xy}^2}{S} \end{pmatrix} \quad (2-6')$$

で与えられる。ここで E : 弾性係数, G : せん断弾性係数, ν : ポアソン比, σ_i' : 偏差応力,

$$S = \frac{2}{3} \bar{\sigma}^2 \left(1 + \frac{H'}{3\bar{\sigma}}\right), \quad H' = d\bar{\sigma}/d\bar{\varepsilon}_p$$

式(2-2)を構造全体について加算すると

$$\{F\} = [K] \{V\} \quad (2-7)$$

となる。式(2-7)を解き、節点変位 $\{V\}$ を求めこれを式(2-4')および(2-5)に代入して各要素のひずみ $\{\varepsilon\}$ と応力 $\{\sigma\}$ を求めるのが有限要素法による変形機構の解析である。

さてある要素が弾性状態にあるか塑性状態にあるかの判定は相当応力 $\bar{\sigma}$ が降伏応力に達しているかどうかで行なう。

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}'} \leq \sigma_0 \quad (\text{弾性}) \\ \bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_{ij}' \sigma_{ij}'} \geq \sigma_0 \quad (\text{塑性}) \quad (2-8)$$

一般には先述したように式(2-7)において節点に作用する外力 $\{F\}$ が既知であり、変位 $\{V\}$ を未知数として求める。しかし切削のように工具を押込む場合には変化のうちあるもの $\{V_a\}$ (工具面上の点の変位) が既知あるいは工具形状によって規定される一定の関係になり、そこに作用する外力 $\{F_a\}$ は未知となる。いま簡単のため、すくい角 0° の工具で切削する場合を考え、切削方向に x 軸をとり、それと直角方向 (=すくい面方向) に y 軸をとると式(2-7)は

$$\begin{Bmatrix} F_{ax} \\ F_{ay} \\ F \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} K_{xx} & K_{xo} & K_{xo} \\ K_{yx} & K_{yy} & K_{yo} \\ K_{ox} & K_{oy} & K_{oo} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} V_{ax} \\ V_{ay} \\ V_o \end{Bmatrix} \quad (2-9)$$

と書ける。ここで $\{F_{ax}\}$, $\{F_{ay}\}$ は工具面に作用する x , y 方向の外力, $\{V_{ax}\}$, $\{V_{ay}\}$ は工具面上の x , y 方向変位, $\{F_o\}$, $\{V_o\}$ はそれ以外の点に作用する外力とその変位である。

工具面上に摩擦 μ が存在する場合は工具面上の x 方向の外力 $\{F_{ax}\}$ と y 方向の外力 $\{F_{ay}\}$ の間に

$$\{F_{ay}\} = \mu \{F_{ax}\} \quad (2-10)$$

の関係が成立する。従って式 (2-9) は

$$\begin{Bmatrix} F_{ax} \\ \mu F_{ax} \\ F_o \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} K_{xx} & K_{xy} & K_{xo} \\ K_{yx} & K_{yy} & K_{yo} \\ K_{ox} & K_{oy} & K_{oo} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} V_{ax} \\ V_{ay} \\ V_o \end{Bmatrix} \quad (2-11)$$

となるが、この式を変形すると

$$\begin{Bmatrix} K_{xx} V_{ax} \\ K_{yx} V_{ax} \\ F_o - K_{ox} V_{ax} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -1 & K_{xy} & K_{xo} \\ -\mu & K_{yy} & K_{yo} \\ 0 & K_{oy} & K_{oo} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} F_{ax} \\ V_{ay} \\ V_o \end{Bmatrix} \quad (2-12)$$

となる。式 (2-12) において未知数はすべて右辺に集まるので、一般の連立一次方程式と同一の手法で未知数 $\{F_{ax}\}$, $\{V_{ay}\}$ および $\{V_o\}$ を求めることができ、その結果を式 (2-10) に代入することによって摩擦係数 $\{F_{ay}\}$ を求めることができる。(式 (2-12) において $\{V_o\}$ を未知, $\{F_o\}$ を既知としているが、境界上では変位が既知となり節点反力が未知となる。その取扱いは参考文献 2-3) による。式 (2-7) においても同様である。)

塑性状態に達した要素がある場合の応力解析は山田の手法²⁻⁴⁾と同様の手法によった。すなわち要素を一つずつ降伏させるだけの工具の前進増分を加えた。ただし計算時間を短縮させるため、降伏応力の 99.5% 以上の応力に達した要素も塑性状態になったものとみなした。

切削では変位が大きいので、工具の前進増分ごとに前回の座標に変位を加えて新しい節点の座標とした。すなわち

$$\{x\}_{i+1} = \{x\}_i + \{v\}_i$$

とした。ここで

$\{x\}_i$: i 段階目における節点の座標

$\{v\}_i$: i 段階目における節点の変位

$\{x\}_{i+1}$: $(i+1)$ 段階目における節点の座標

図 2-1 にこの計算に用いたプログラムの概略を示す。計算は次の順序で行なった。

- i) 分割様式, 節点の座標, 境界条件, 材料の機械的性質, 工具面上の摩擦係数を読み込む。
- ii) 各要素について弾性状態にあるか弾塑性状態にあるかを考慮して, 各要素の剛性マトリクスを作り,

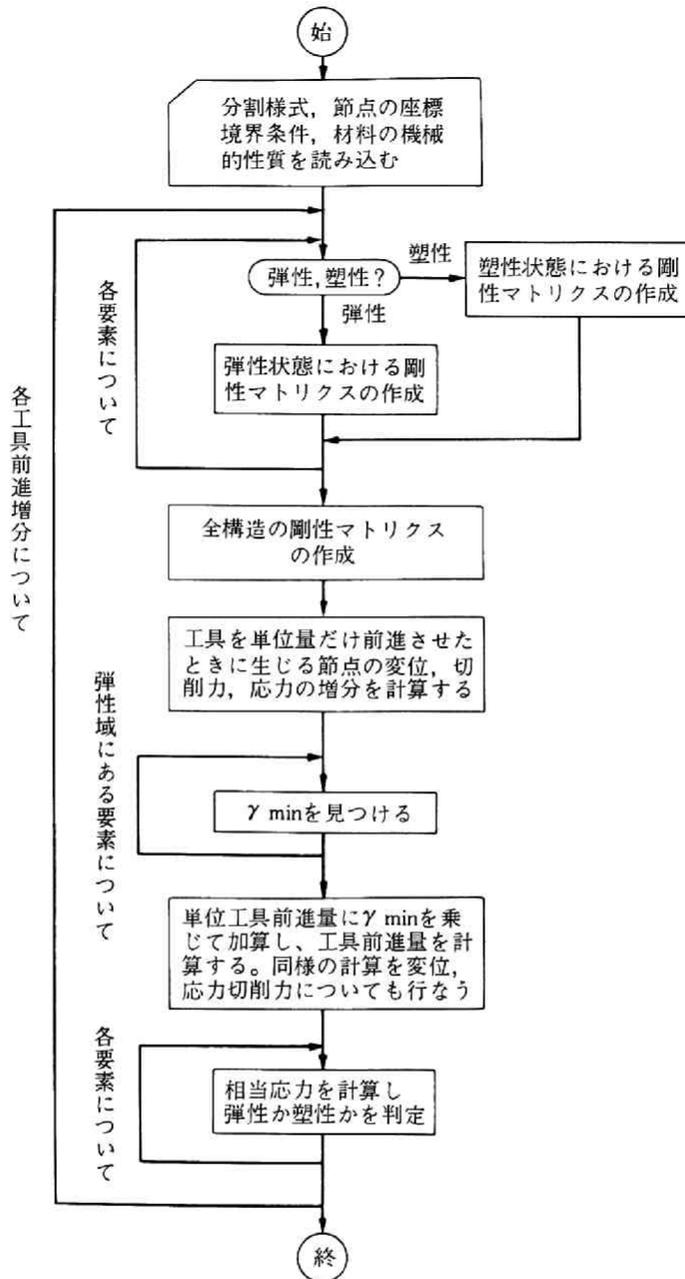


図2-1 計算に用いたプログラムの概要

これを積分して全体の剛性マトリクスを作る。

- iii) 式(2-12)によって微小な単位量だけ工具を前進させた時に生じる節点の変位と工具面の力を計算し、次に各要素に生じる応力増分(以下これを単位量の工具前進によって生じる応力増分という意味で単位応力増分と呼ぶ。この大きさは各要素によって異なる。)を計算する。

- IV) まだ降状していない要素について、単位応力増分の何倍の応力を加えれば降状するかを計算し、その最小値 r_{min} を見つける。
- V) 単位工具前進量に r_{min} を乗じ、前回の工具前進量を加えて新しい工具前進とする。これに伴う新しい節点座標および工具面上の節点に作用する外力の計算を同様な加算により行なう。さらに各要素について単位応力増分に r_{min} を乗じて応力増分を計算し、前回の応力にこの応力増分を加えて応力状態を定める。
- vi) 各要素について相当応力を計算し、降状応力の99.5%以上に達した要素を弾塑性状態になったとする。
- vii) 再び ii) へ戻り、ii) から vi) を繰り返す。

第4節 解析結果ならびに考察

4.1 切削開始時

高さ 0.7 mm 、長さ 1.0 mm の構造用炭素鋼 S45C の平板をすくい角 0° 、逃げ角 0° 、摩擦係数 0.5 の工具を用いて切込み 0.2 mm で切削を開始する場合を解析する。この場合は平板を図2-2のように節点数 96 、要素数 154 に分割した。要素として一辺の長さ 0.1 mm の直角二等辺三角形を用い、応力の変化の激しい刃先付近では分割の要素を小さくした。この解析において、図2-2の材料の左端と下端は完全に固定されているものとした。使用した材料 S45C の機械的性質は次の通りである。

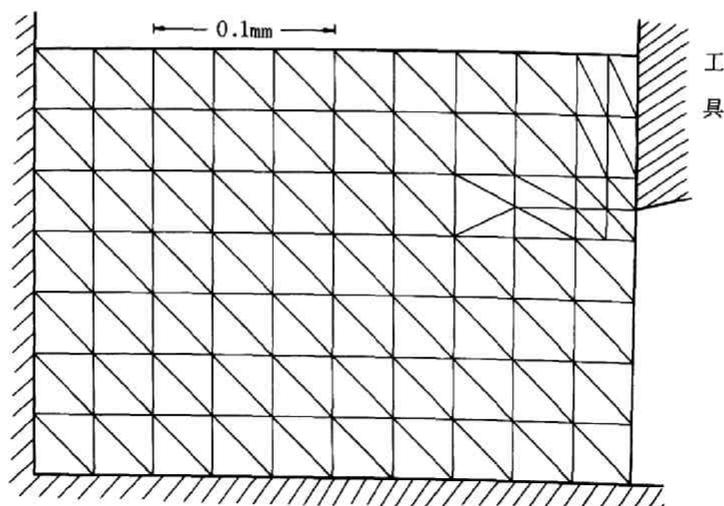


図2-2 切削開始時の解析に用いた分割様式
(切点数 96 、要素数 154)

弾性係数 E : $21,000 \text{ kg/mm}^2$, 加工硬化係数 H' : 210 kg/mm^2 , 降伏応力 σ_0 : 50 kg/mm^2 , ポアソン比 ν : 0.3

計算は京都大学計算センター ACOM230-60で行ない, 所要計算時間は約9分であった。

図2-3は工具の前進とともに弾塑性境界前進する様子を示したものである。図中の数字は工具が切削

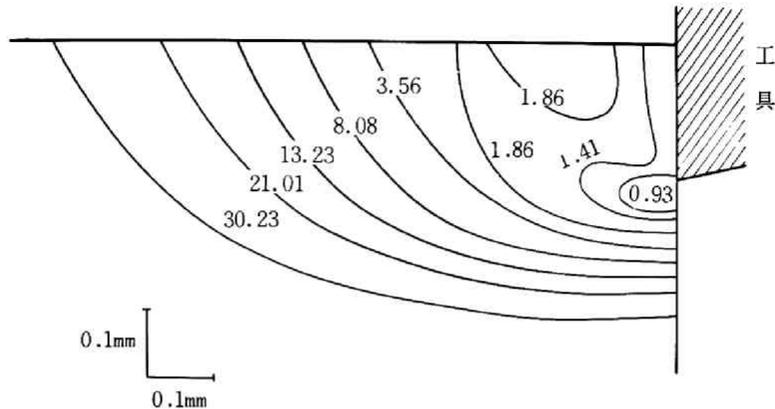


図2-3 工具の前進とともに塑性域が広がる様子

(数字は工具前進量 μ , すくい面および自由面の変形は略)

を開始してからの前進量を示している。塑性領域は刃先付近から徐々に拡がり, 自由面に達しさらに前方へと工具よりもはるか前方まで広がっている。塑性領域の拡がり方は最初は工具が数 μ 前進しても急激に広がるが, 変形が進むに従って急激に拡がり方が減少しているのがわかる。完全に定常状態になれば, 工具の前進量と塑性領域の前進量とは一致しなければならない。

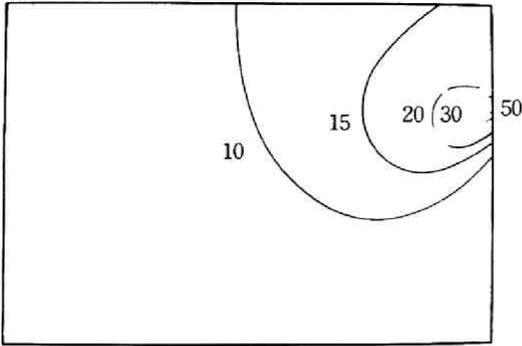
図2-4(a), (b), (c), (d)は工具の前進とともに相当応力 $\bar{\sigma}$ の分布が変化する様子を示している。

(a)は刃先直下の要素が降伏したときである。

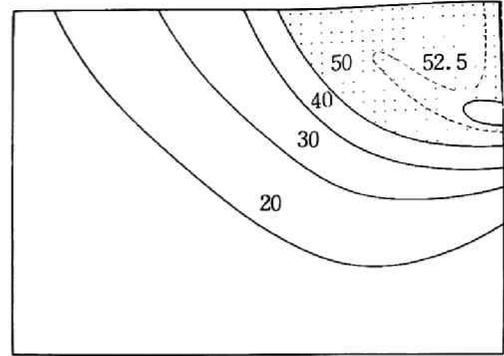
(b)は工具が 3.56μ 前進したときである。このとき刃先直下の要素は相当応力が $\bar{\sigma} = 57.5 \text{ kg/mm}^2$ に達した。これ以後, この要素と上の要素の間ですべりが生じ得ると仮定して計算を進めた。

$\bar{\sigma} = 57.5 \text{ kg/mm}^2$ ($\bar{\epsilon}_p \dot{=} 4\%$) という値に特に意味があるわけではないが, この要素の相当応力が 57.5 kg/mm^2 程度に達すれば, 刃先の近傍では要素をもっと小さくすればはるかに大きな応力になり, 微小な破断が生じるものと考えられる。要素を非常に小さくすれば, このような仮定は不要で, 要素全体が破断するとすればよいが, 計算機の記憶容量と計算時間が制約となる。例えば補助記憶装置を使用しても, 要素を非常に小さくすると, 塑性変形を進めるには計算回数および計算時間が膨大なものとなり, 現段階では不可能である。以上のような理由で先の仮定を設けた。

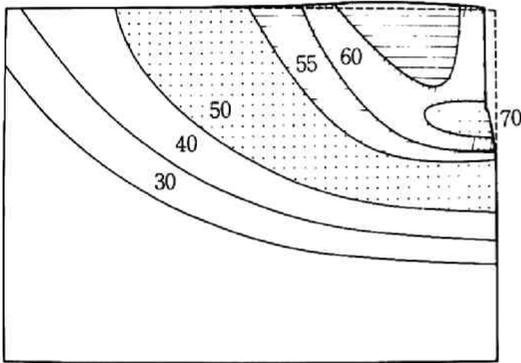
(c)は工具が 8.08μ 前進したときである。自由面側がわずかにふくらんでいる。相当応力が 55 kg/mm^2 以上の領域がすくい面に接したところとそれよりかなり離れた前方に存在する。



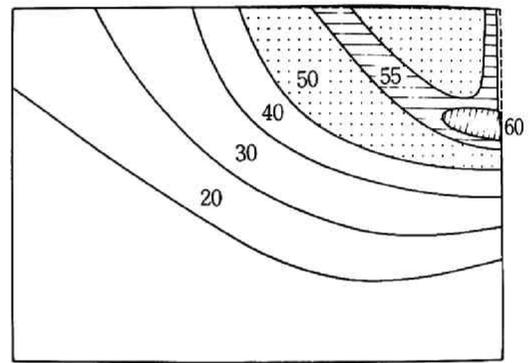
(a) 工具前進量 0.55 μ



(b) 工具前進量 3.56 μ



(d) 工具前進量 21.01 μ



(c) 工具前進量 8.08 μ

図2-4 相当応力の分布 ($\bar{\sigma}$, kg/mm^2)

(d)は工具が21.01 μ 前進したときである。変形がかなり進み、自由面が11.6 μ 盛り上り、仕上面も6 μ 生じている。相当応力の大きさは増加しているが、その分布の概形は(c)と比べてあまり変わっていない。自由面の変形は相当応力が大きいところで急激に進んでおり、相当応力が比較的小さいところでは平行移動に近い変形をしている。すなわちせん断領域はすくい面から徐々に前方に進むのではなく、初めからかなり前方に急激に変形が生じる領域が存在する。

図2-5は工具の前進量と工具に作用する切削抵抗の関係を示したものであり、図中の(a), (b), (c), (d)はそれぞれ図2-4の(a), (b), (c), (d)に対応している。切削抵抗は最初急激に増加するが、変形が進むと増加の割合が徐々に減じ、工具が10 μ 以上前進すると増加の割合が小さくなっている。

以上の計算をさらに続行すれば、切削開始より定常状態に達するまで解析することができるが、(d)に至るまでにすでに9分の計算時間を要しており、このまま定常状態に達するまで計算を続けるにはあまりにも多くの計算時間を必要とする。故に次に定常状態を仮定した解析を行なう。

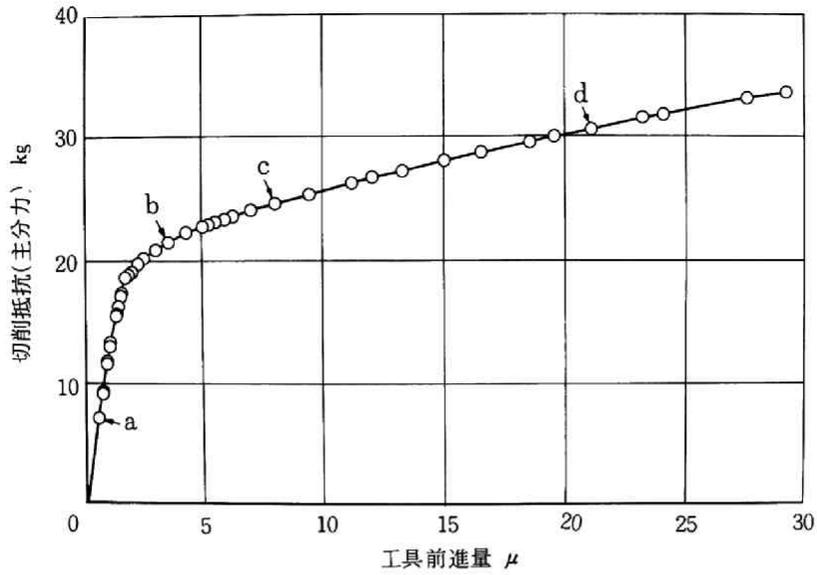


図2-5 工具前進量と切削抵抗の関係
(背分力は主分力の $1/2$)

4.2 定常切削

図2-6は 四六黄銅を極低速で二次元切削したときに観測された平均的切削模型である。(すくい角

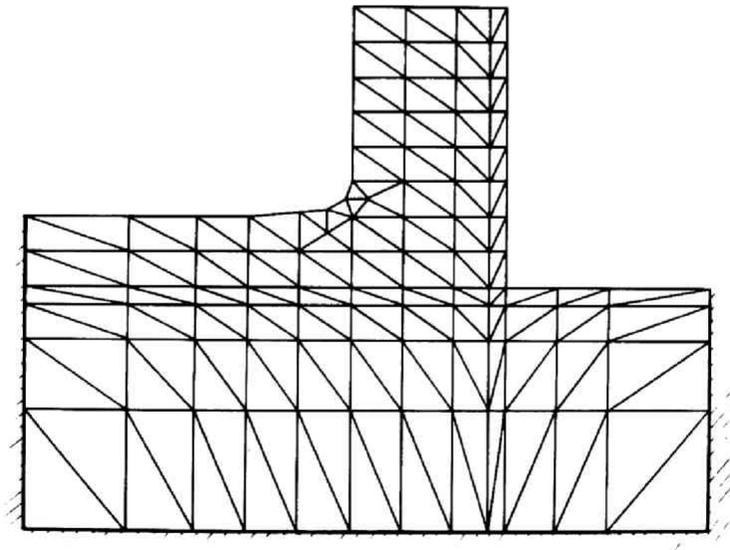


図2-6 定常切削の解析に用いた分割様式
(節点数117, 要素数187)

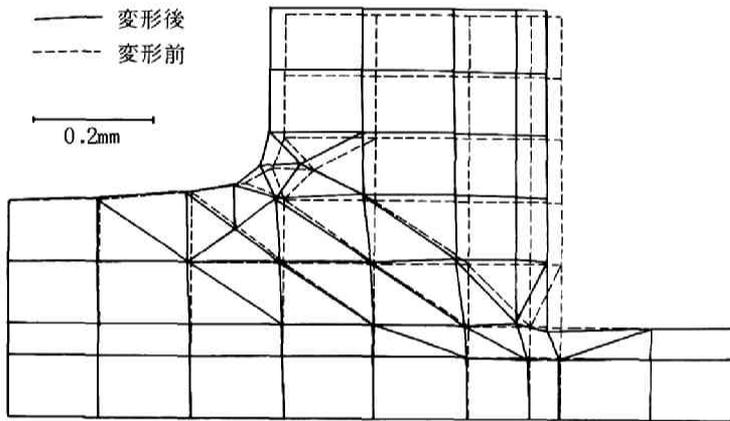
0°, 切込み0.2 mm, 切削比0.44, すくい面摩擦係数0.4)

これを図2-6のように節点数117と要素数187に分割した。特に切りくずの盛上る自由面の形状を注意した。そして材料の左端, 下端および右端は完全に固定されているとみなした。

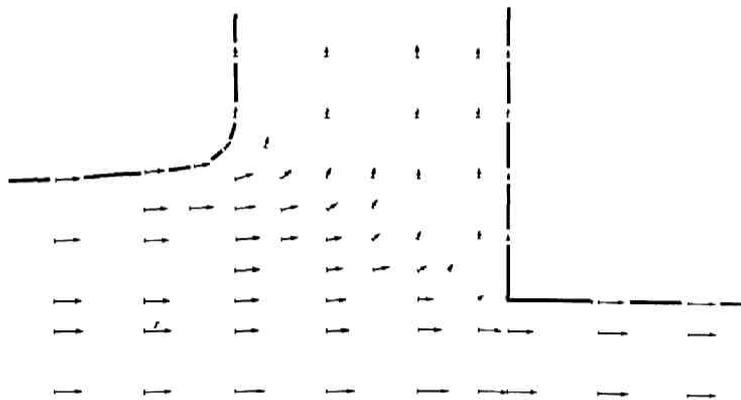
この計算に使用した四六黄銅の機械的性質は次の通りである。

弾性係数E: 10,300 kg/mm², 加工硬化係数H': 103 kg/mm², 降伏応力σ₀: 50 kg/mm²,
ポアソン比ν: 0.33

図2-7(a)は工具が24.0μ(切込みの約1/8)前進した時の変形を示したもので, 破線が変形前, 実線が変形後を示している。この場合は刃先直前ですべりが生じるとは仮定せずに, 工具を材料に押込む場合を考えている。図2-7(a)において切りくずの部分および被削材の下部はほとんど変形を受けていないのに対し, 中央部ではせん断変形を受けて大きな変形が生じていることがわかる。



(a)



(b) (移動量は2倍の大きさを示す)

図2-7 工具が24μ前進したときの変形

図2-7(a)を書き改め変位を変形前の位置からベクトルで表わしたものが同図(b)である。被削材の下部では変位がほぼ切削距離に等しく、水平を向いているのに対し、中央部では初め水平方向だったベクトルが徐々に上向きに転じ、最後に完全に垂直方向になる様子がよくわかる。切りくず内部ではすくい面に近いところで摩擦のため移動を止められ、変位が小さくなっている。また自由面側ではベクトルが面の接線方向とかなり良く一致しており、最初の自由面の形状の設定が妥当であったことを示している。

図2-8はこの場合に計算された相当応力 $\bar{\sigma}$ と工具面上の切削抵抗の分布を示す。この図から相当応力 $\bar{\sigma}$ が 60 kg/mm^2 以上(相当ひずみ $\bar{\epsilon}_p \approx 10\%$ 以上)の領域が帯状に分布し、この領域で変形が集中的に生じていることを示しており、いわゆる“せん断領域”が存在することが理論的に確かめられる。そしてこのせん断領域の前方にかなりの範囲にわたっていわゆる“preflow zone”が存在することも確かめられた。ただしせん断領域より後方の切りくず側の分布に関してはまた変形が十分進んでおらず、せん断領域で変形を受けた材料がこの位置に達していないので、実際の定常切削とは若干異なるものと思われる。

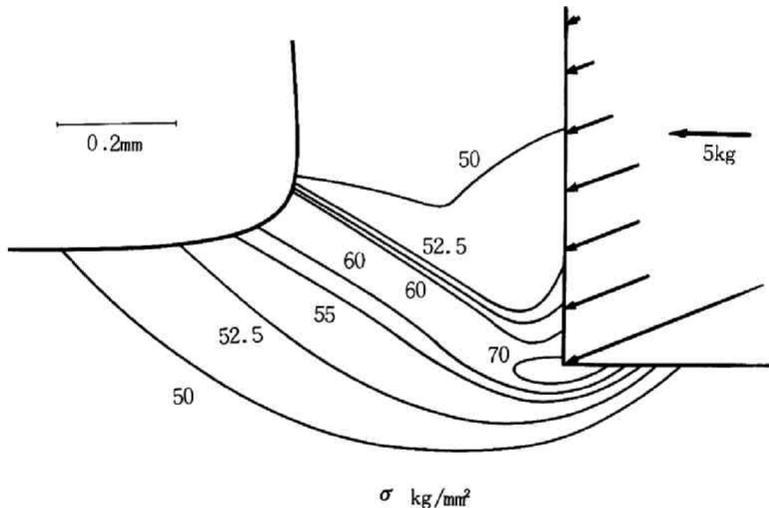


図2-8 工具が 24μ 前進したときの相当応力の分布と
すくい面上に作用する切削力

すくい面上の矢印は同時に計算された切削力の分布を示している。工具面上の力は接触部の約 $1/2$ のところまでほぼ一定であり、後半で漸減している。また刃先には非常に大きな力が作用することがわかるが、これがいわゆる刃先力であり、加工層を生成する原因となるものと思われる。この場合刃先力の大きさは全切削抵抗のほぼ20%程度を占めている。

4.3 切削速度の影響

次に切削速度が切削機構に及ぼす影響の解析を試みた。そのためにはまず切削速度が材料の $\sigma - \epsilon$ 関係に及ぼす影響を及ぼすかを知る必要がある。切削速度が大になると、ひずみ速度が大になり、切削温度も上昇する。温度が一定のときひずみ速度が大になると、流動応力は大きくなる。(図2-9(a)) 実験的に $\sigma - \epsilon$ 関係を求める場合ひずみが大きい範囲で実験を行なうので、 $\dot{\epsilon}$ が降伏応力 σ_0 に及ぼす影響は厳密には求まらない場合が多いが、Lapsley⁵⁾らが言っているように σ_0 は大になると見なしてもよいであろう。次に温度が高くなれば流動応力は低下する。一般にひずみ速度が大になれば断熱変化に近くなるので、図2-9(b)に示すように ϵ が小さい場合は低ひずみ速度の場合より流動応力は大きくなるが、高

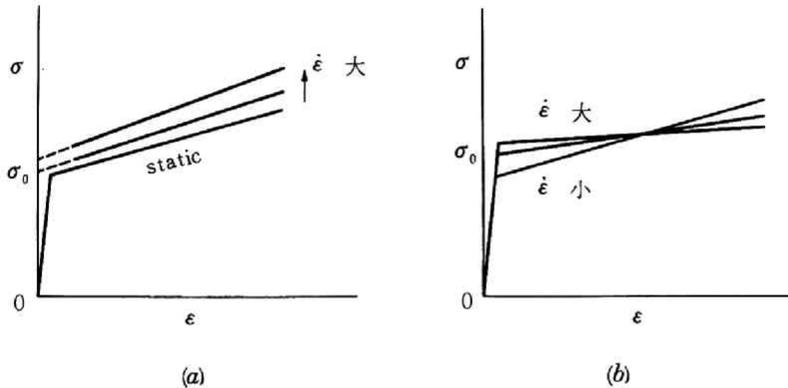


図2-9 ひずみ速度が $\sigma - \epsilon$ 関係に及ぼす影響

ひずみのところでは逆に低ひずみ速度の場合より流動応力が小になると思われる。両者が交わる点はひずみがいかなる大きさのときかは非常に重大であるが、現在は模式的に考えることにする。今4.2で解析した場合を基準とし、より高速時のモデルとして降伏応力を $\sigma_0 = 55 \text{ kg/mm}^2$ 、加工硬化係数を $H' = 5.15 \text{ kg/mm}^2$ (その他の定数は一定)とした場合について計算を行なった。

図2-10は両者について相当塑性ひずみを比較したものである。高速切削になると塑性変形域が狭まり、変形がせん断域に集中して生じていることを示している。工具面上の切削力の分布は両者の間に大きな変化はない。

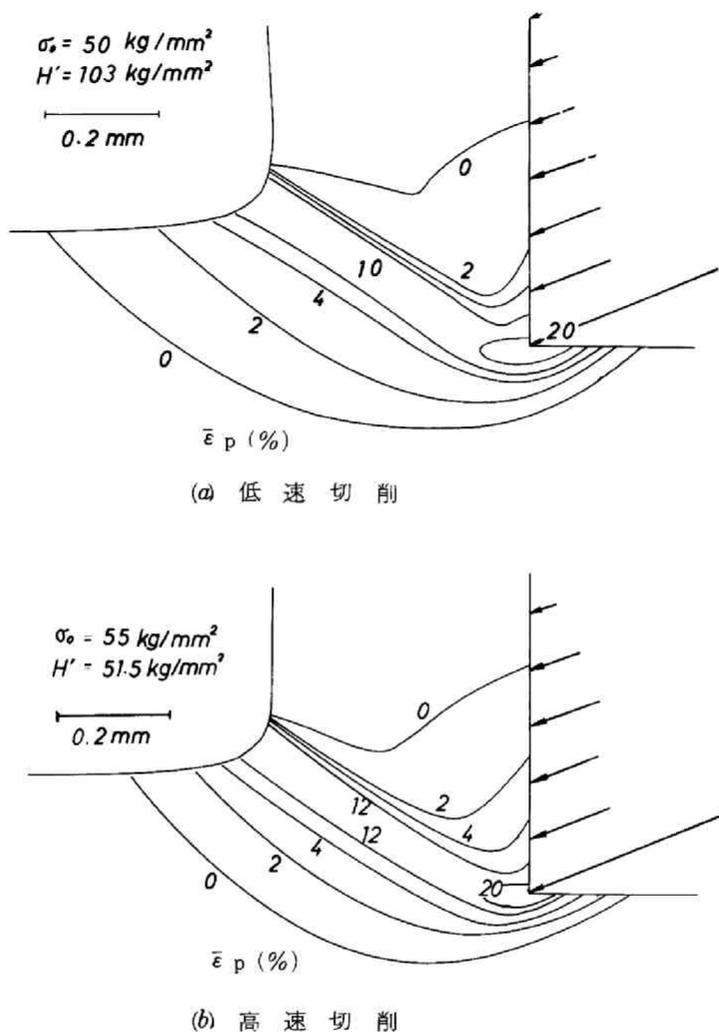


図2-10 工具が24 μ 前進したときの相当塑性ひずみの分布

4.4 すくい面摩擦の影響

すくい面摩擦が切削機構に与える影響を調べるために、すくい面摩擦を0.6から0.9まで変化させて解析を行なった。図2-11は構造用炭素鋼S45Cを高速で二次元切削したときに観測された平均的な切削模型である。これを図のように節点数117，要素数187に分割した。黄銅切削の場合と同様に材料の左端，下端および右端は完全に固定されているとみなした。この計算に使用したS45C鋼の機械的性

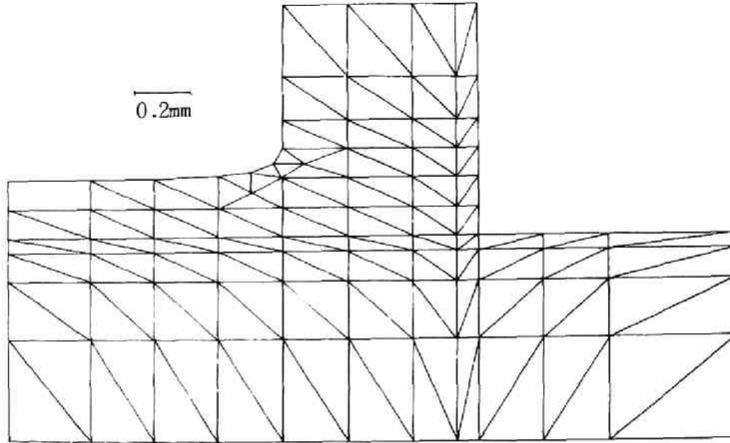
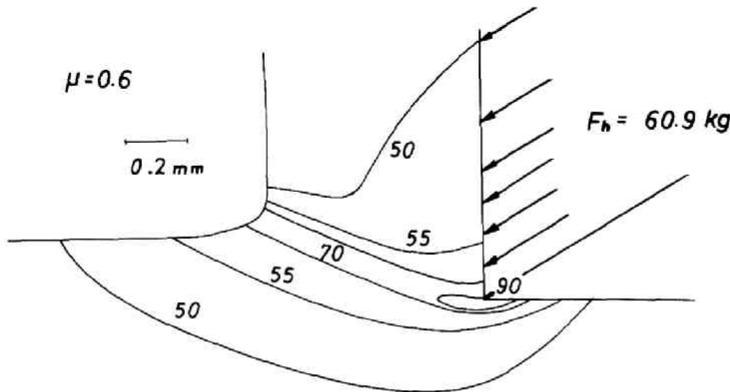


図2-11 S45C鋼の定常切削の解析に用いた分割様式
(節点数117. 要素数187)

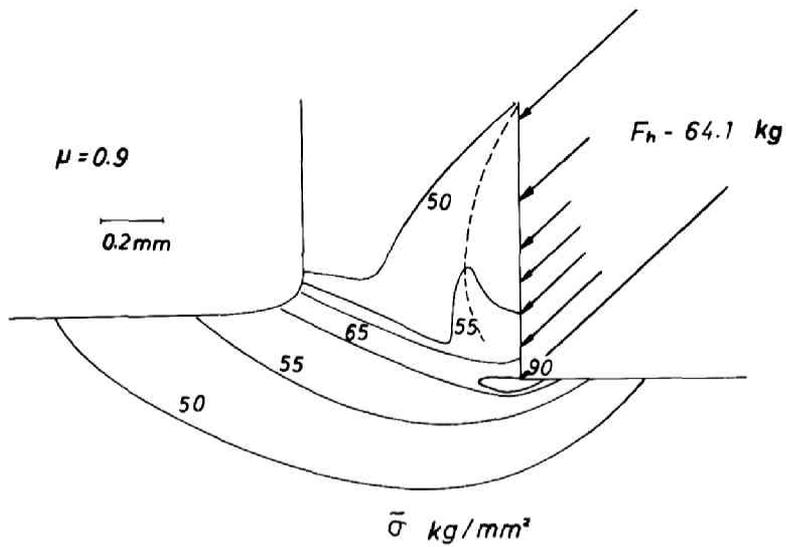
質は切削開始時の解析に用いたのと同じである。

図2-12は工具がほぼ28 μ 前進した時の $\bar{\sigma}$ の分布を示したものであり、図2-13はそのときの変形を示したものである。 $\mu=0.6$ の場合(a)と、 $\mu=0.9$ の場合(b)とを比較すると $\mu=0.9$ のときの方が塑性域が中央部で下に凸となって大きく拡がり、切りくず内部の塑性域も少し大きい。一番顕著な差は $\mu=0.9$ の場合、切りくず内部においてすくい面より少し内部に入ったところで $\bar{\sigma}$ が最大となり、 $\bar{\sigma} \geq 55 \text{ kg/mm}^2$ の領域が図2-12(b)のように中央部に生じている。破線は切りくずの横断面において $\bar{\sigma}$ の最大の点を連ねた線である。また図2-13からもわかるように、摩擦が大きい場合はすくい面近傍の材料は切りくずの流出方向にはほとんど移動せずに停滞しており、切りくず内部で大きな変形が生じている。



(a) 摩擦係数

$\mu=0.6$



(b) 摩擦係数

$\mu = 0.9$

図 2 - 1 2 工具が 28μ 前進したときの相当応力の分布

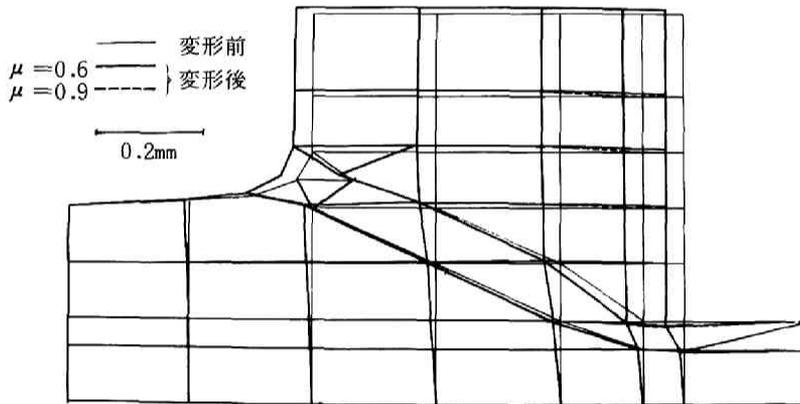


図 2 - 1 3 工具が 28μ 前進したときの変形

これがさらに生長すると構成刃先になる可能性がある。

第 5 節 結 論

大変形を考慮した有限要素法を用いて切削機構を理論的に解析することを試み、材料の応力ひずみ関係、

降伏応力，すくい面摩擦および自由面の形状がわかれば，切削による材料の変形，応力分布および工具面上の切削力の分布を計算によって求めることができるプログラムを完成した。分割した要素が十分小さくないこと，変形が十分進んでいないことのために厳密に定量的な結論は出せないが，定性的な結論として次の事が言える。

- 1) 切削開始時にはせん断面がすくい面から徐々に前方に進むのではなく，初めから工具のかなり前方で急激に変形が生じる領域が存在する。
- 2) 工具の前進とともに塑性領域が広がる様子を計算することができた。
- 3) 定常切削においても特に急激にせん断変形が生じる帯状のせん断域が存在する。
- 4) 工具面上に作用する切削力は接触域のかなりの範囲で一定値をとり，刃先付近にはかなり大きな刃先力が存在する。
- 5) 切削速度が大になると塑性変形領域が低速切削のときより狭る現象は，材料の $\sigma - \epsilon$ 関係からかなりの程度定性的に説明できる。
- 6) すくい面摩擦が $\mu = 0.9$ 程度になると，すくい面に接した部分の材料は切りくずの流出方向にほとんど移動せず，すくい面より入ったところで少し切りくず内部に最大の変形が生じ，構成刃先に生長する一つの形態と考えられる。

ただし計算では刃先付近の材料に生じる微小な破壊現象，あるいはすべり変形によって表面が生成される現象を考慮していないため，変形がさらに進むと刃先付近に生じる現象を十分にシミュレートできないので，定常な切削現象特に仕上面の生成という現象は現在の段階では純理論的に解析することは困難である。

第 3 章 切削時の温度分布

第 1 節 緒 論

本章では切削時に被削材内部に生じる温度分布を解析している。

金属を切削する場合に要するエネルギーは主として

- (I) 材料を変形して切りくずにするせん断仕事 (q_s)
- (II) 切りくずと工具すくい面間の摩擦仕事 (q_r)
- (III) 刃先で材料と切りくずを分離させ、加工層を生成する仕事 (q_f)

に消費される。^{*} この内(III)項の仕事は他の二つの仕事に比べるとやや小さいと考えられる。これらの仕事はごく一部が材料の内部エネルギーの増加として貯えられるのを除けば、大部分は熱に変わる。すなわち図3-1に見るようにこれらの熱が伝導によって切りくず被削材および工具に伝わる。切りくずと被削材は工具に対して相対運動を行っているので、刃先付近では複雑な温度分布になる。

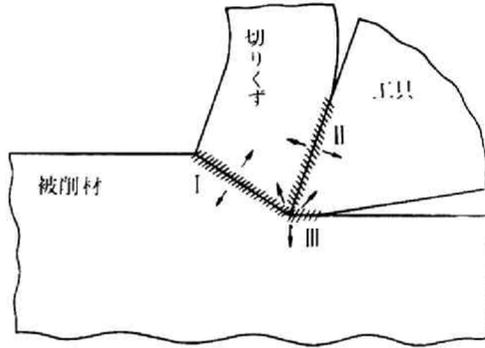


図3-1 切削加工における熱源

切削において平均温度あるいは温度分布に影響を与える因子としては、被削材、工具の熱伝導率、温度伝導率などの熱的性質、引張強さ硬さなどの機

械的性質、切削速度、切込み、送り、すくい角などの切削条件がある。その内、引張強さ、送りなどは発熱量の大きさに関係し、それぞれの値が大きいほど発熱量が多くなる。熱伝導率、温度伝導率は熱伝導に関係し、値が小さいほど発熱部の温度が高くなる。切削温度は熱源の移動速度とともに時間当りの発熱量に関係するので、温度分布に非常に大きな影響を与える。すくい角、逃げ角などは切削機構に影響を与え、I、II、IIIの仕事の配分を通して間接的に温度分布に関係する。切込み（二次元切削のときは切削幅）が大きくなると発熱量も大きくなるが、切りくず生成量もほぼ比例して大なるので温度分布には大きな影響を与えない。これらの因子の組合せによって決まった温度が材料の強度、材料と工具との凝着、belag

* 第4章で詳しく述べる。

の生成などに影響を与え、切削機構 (= 発熱量の分布) にフィードバックされるので、切削機構を解析するためにも温度分布を知る必要がある。

本章においては第2節で切削実験を行なって切削中に被削材内部に生じる温度分布を測定し、第3節において差分法を用いて理論的に二次元切削する時の温度分布を数値計算するプログラムを開発して温度分布を計算した。この二つの方法で求められた温度分布を比較し、数値計算によって得られ温度分布が実際の温度分布とどの程度一致しているかを確かめた。なお不連続型切りくずが生成される場合は過程が非定常状態にあって解析が非常に難かしいので、温度分布の解析は連続型切りくずが生成される場合についてのみ行なった。

第2節 温度分布の測定

2.1 概 説

切削中の被削材内部の温度分布を測定するには、従来切削温度の測定によく用いられてきた工具切りくず接触面温度測定法³⁻¹⁾、ふく射エネルギー測定法は^{3-2), 3-3), 3-4)}使用できないので、研削中の被削材の温度分布を測定した Littman³⁻⁵⁾ および高沢³⁻⁶⁾の方法、すなわち熱電対素線を被削材に埋め込んでその点の温度を測定する方法を改良して用いた。すなわち高温接点の温度と素線が埋め込まれていない時の温度に近づけるために、伝熱状態を変化させないよう素線を埋め込む穴を小さくし、試験片を埋め込んだ素線の接触面をできるだけ小さくした。

2.2 実験装置および実験方法

実験に使用した装置の概略は図3-2に示す通りで、大隈鉄工所製形削盤SS600型(最大ストローク600mm, 動力3.7Kw)を用いて二次元切削を行ない、被削材とその内部に埋め込まれたコンスタンタン線によって熱電対回路を形成せしめ、切削時の熱起電力をシンクロスコープに入れて記録した。代表的な構造用材料であり、かつ細穴をあけるのに適しているものとして構造用炭素鋼S15Cおよび四六黄銅を被削材に選んだ。それらの化学成分と硬さを表3-1に示す。S45C鋼についても実験を試みたが、細穴をあけることが困難であった

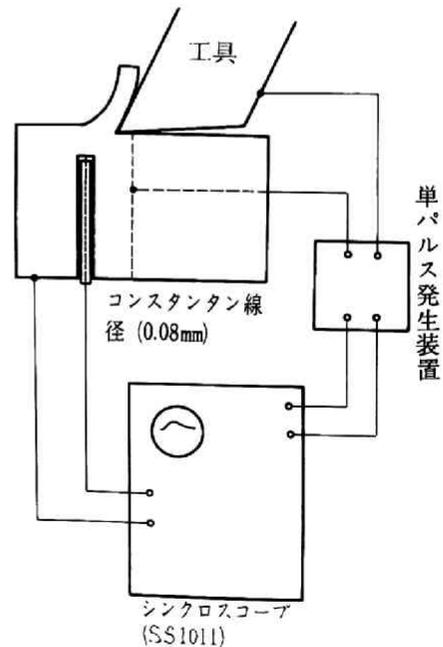


図3-2 温度分布測定装置の概略

表 3-1 実験に用いた材料の組成および硬さ

成分 % 材 料	C _u	P _b	S _n	F _e	Z _n	硬さ H _v
四六黄銅	58.25	0.174	0.69	0.08	残	112

成分 % 材 料	C	S _i	M _n	S	P	C _u	N _i	C _r	硬さ H _v
S15C鋼	0.17	0.23	0.36	0.016	0.008	0.15	0.09	0.07	145

ので行なえなかった。

熱電対素線を埋め込むために被削材にS15C鋼の場合は直径0.3mm（黄銅の場合は0.2mm，以下同じ）の細穴をあげ，そこに外径約0.26mm（同0.18mm），内径0.11mm（同0.10mm）のガラス管に直径0.08mmのコンスタンタン線を通してアラルタイドで接着した。このようにしてできた高温接点を図3-3に示す。

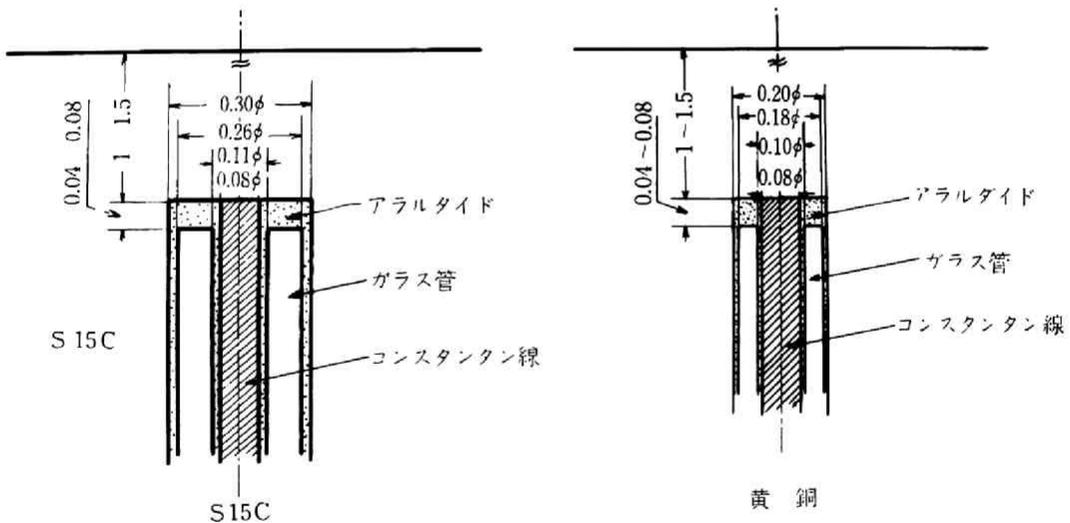


図3-3 高温接点

被削材中に埋め込んだ熱電対の高温接点の加工表面からの深さが1回切削するごとに減少する間隔をできるだけ小さくし，温度測定を精密なものにするために切込みは1回につき0.05mmと小さくした。

工具は二次元切削のため高速度鋼SKH-4の平刃バイドを用い，逃げ角を8°とした。黄銅の場合はすくい角を0°とし，S15C鋼の場合はできるだけ連続型の切りくずを得るためにすくい角を20°とした。切削速度は5，10，20，30，40，50m/minの6段階に変化させた。

被削材内部の温度分布を知るためには、二次元切削であるから高温接点と工具刃先の相対的な垂直位置および水平位置を決定することが必要である。垂直位置は最終回の切込み位置がわかれば切込み回数から逆算できる。最終回の切込みで高温接点を切削してしまうが、実験終了後残された穴の深さを測定し、最初の穴の深さを比較して最終回の切込み位置を決定した。水平位置はシンクロスコープの掃引速度と切削速度から計算された距離をトリガ位置に加えて決定した。そのためシンクロスコープにトリガが入る時の刃先位置を一定にしなければならないので、鉛板を共削りして確実に外部トリガが入るように単パルス発生装置を回路に組込んだ。

標準熱電対を用いてこの回路の熱起電力を温度差に換算し、較正曲線図3-4をえた。

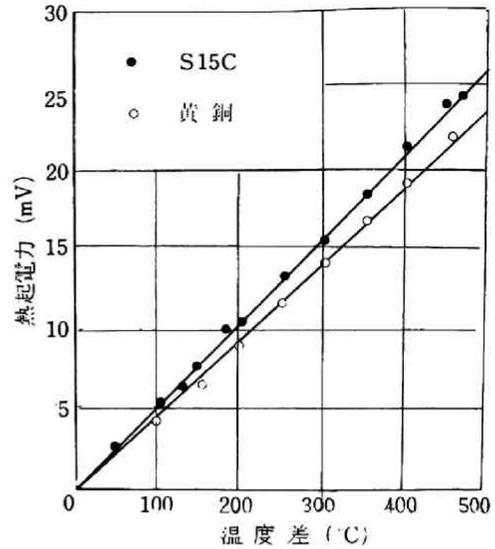
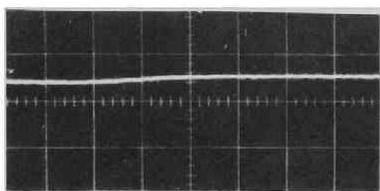


図3-4 熱電対較正曲線

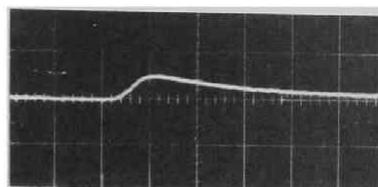
2.3 実験結果ならびに考察

図3-5は30m/minでS15C鋼を二次元切

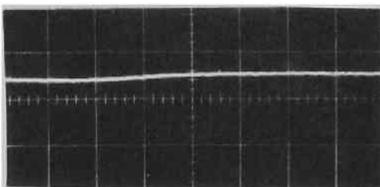
削したときに測定された熱起電力である。(1)は接点から表面までの垂直距離0.3mmの位置で測定されたものである。まだ温度上昇はほとんど見られない。(2)は同様に0.2mmの位置で測定されたものである。後半でわずかに上昇しているのが見られる。(3),(4),(5),(6)と順次0.5mmずつ表面に近づいている。(6)においては接点が仕上面に現われた。熱起電力の上昇カーブがその瞬間くずれているのがわかる。同図(7)は(1)から(6)を重ね合せたものである。切込みが進み、接点が表面に近くなるとともに熱起電力の頂点の位置が前方へ移動していることがわかる。これは移動電源からの熱伝導による時間が小さくなるためである。



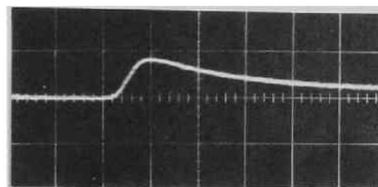
(1) 深さ 0.3 mm



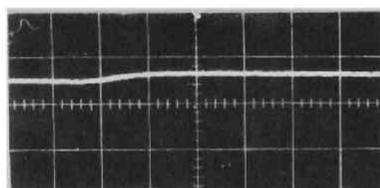
(4) 深さ 0.1 mm



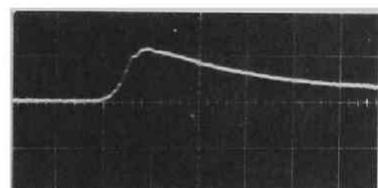
(2) 深さ 0.2 mm



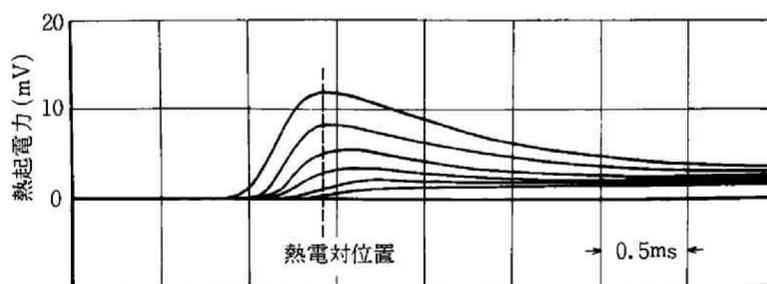
(5) 深さ 0.05 mm



(3) 深さ 0.15 mm



(6) 表面



(7) 熱起電力波形の重ね合せ

図3-5 切削時の熱起電力

被削材：S15C鋼，切削速度：30m/min

切削幅：5mm，切込み：0.05mm

すくい角：20°，逃げ角：8°

先に述べた接点と刃先の相対位置の決定法を用いて図3-5(7)の各点の位置を決定し、較正曲線図3-4を用いて熱起電力を温度に換算し、温度上昇 20° 、 40° 、 60° ……の各位置を決定し等温点を滑らかな曲線で結ぶと図3-6の等温線が得られる。同様にして得られたS15C鋼および黄銅について

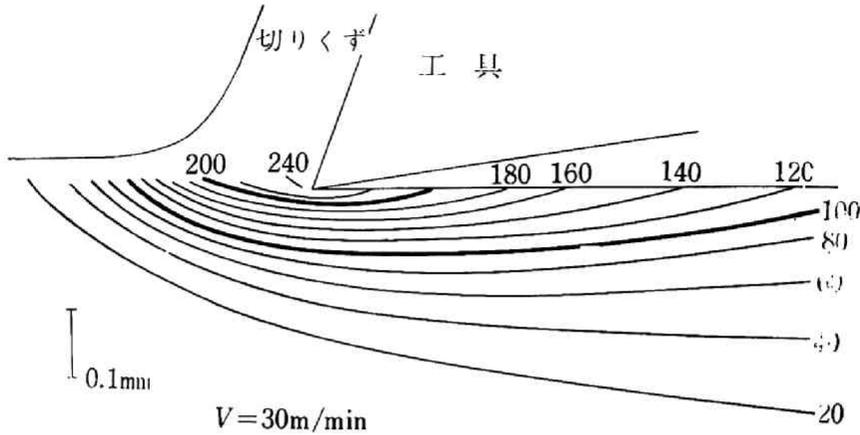


図3-6 被削材内部の温度分布（切削条件は図3-5に同じ）

切削速度を変化させた場合の温度分布を図3-7および3-8に示す。

同一の切削条件（ただしすくい角のみ異なる）で得られた温度分布をS15C鋼と黄銅とを比較すると次のことがわかる。すなわち黄銅はS15C鋼に比べて熱伝導性が良いので、内部への熱伝導が大きく、その等温線は刃先下方でふくらんだ型となり等温線の間隔も大きい。また図3-7および3-8のいずれの場合においても被削材中の最高温度は刃先付近に生じていることがわかる。

次に図3-7および3-8の各速度に対する温度分布から刃先より垂直下方向に測った温度分布を求めると、図3-9のようなになる。これを見ると表面近くでは切削速度が大になるほど温度が高くなっているが、温度勾配も大になるので表面からほぼ 0.1mm より内部では低速の場合よりかえって温度が低くなっている。切削速度が大になると発熱部の温度は高くなり、その移動速度も大になるが、深さ方向への熱伝導にはある時間を必要とするので、刃先が通過する時刻においてはある深さより内部では高速切削になるほど温度が低くなることをわかる。

以上に述べた方法により切削中の被削材内部の温度分布を測定することができるが、その手法上

- i) 実験が非常に繁雑である。
- ii) この方法では一回の切込みごとに切削を中断せねばならないので、高速切削の時は適当な工作機械が存在しない。また高速切削時には温度勾配が大きいので高温接点の寸法が更に小さいことが望まれる。
- iii) 切込みが大になると精度がわるくなる。

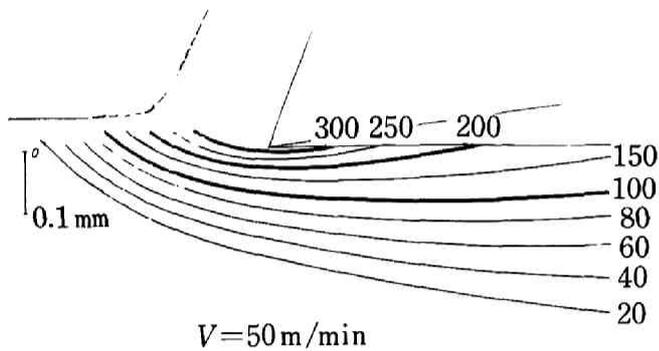
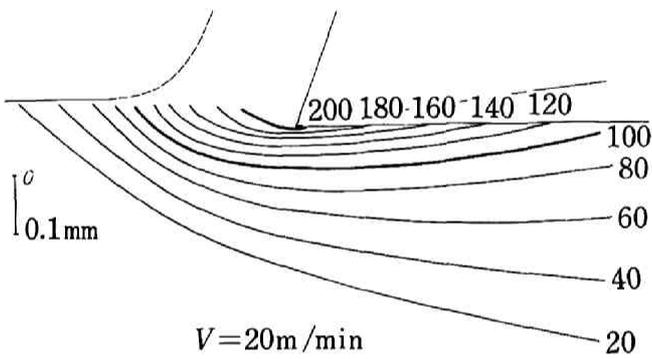
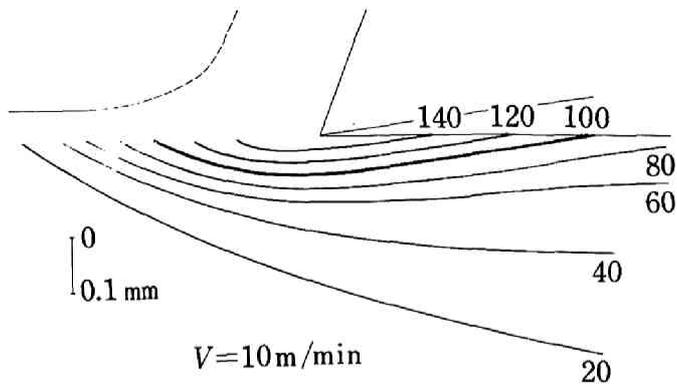


図3-7 被削材内部の温度分布

被削材：S15C鋼，工具：高速度鋼SKH4

すくい角： 20° ，逃げ角： 8°

切削幅： 5mm ，切込み： 0.05mm

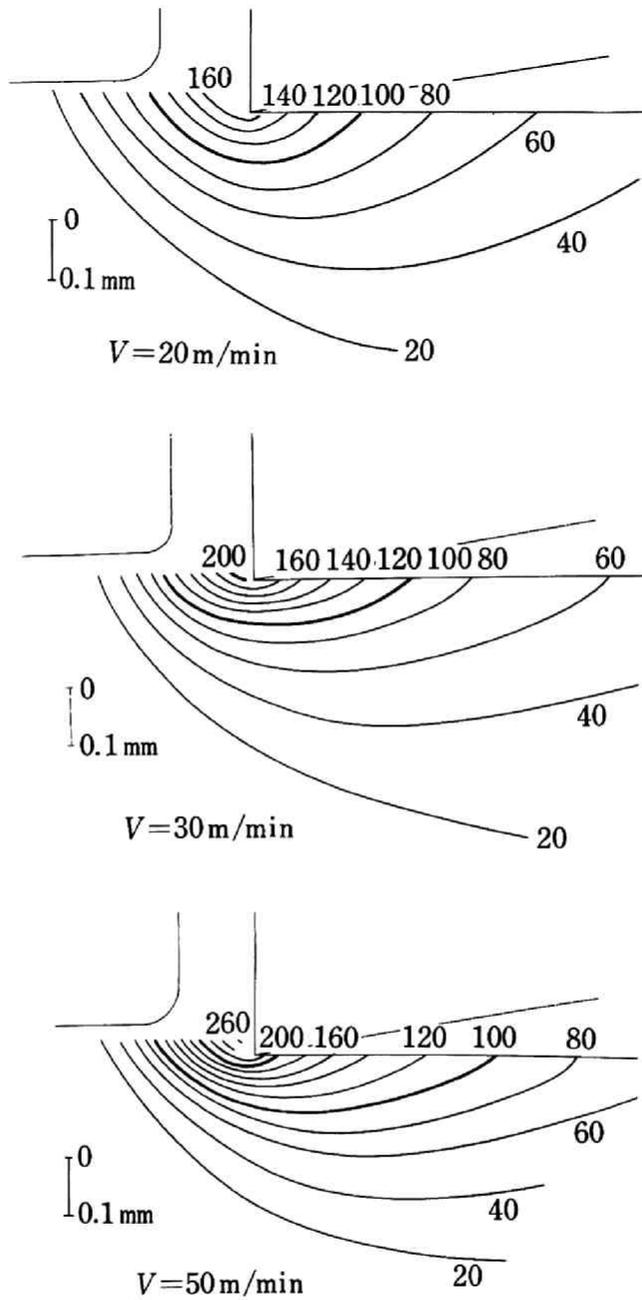
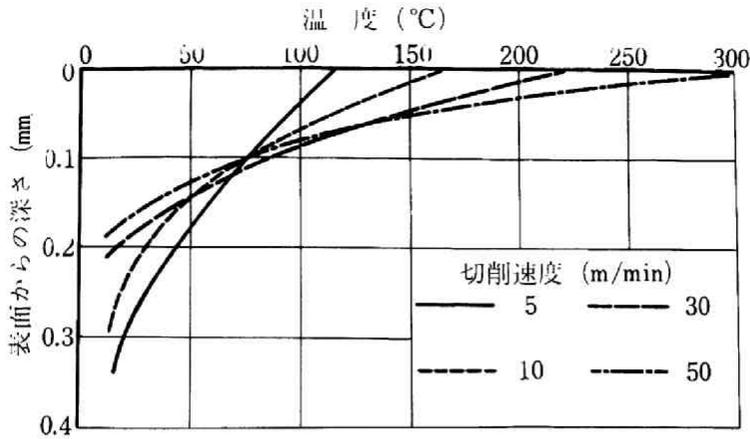


図 3-8 被削材内部の温度分布

被削材：四六黄銅， 工具：高速度鋼SKH4

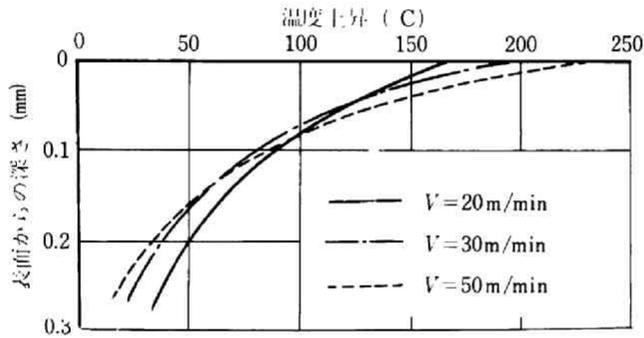
すくい角： 0° ， 逃げ角： 8°

切削幅： 3 mm ， 切込み： 0.05 mm



(a) S15C鋼

切削条件 図3-7に同じ



(b) 四六黄銅

切削条件 図3-8に同じ

図3-9 刃先が通過する時刻の被削材内部の深さ方向への温度分布

のような欠点があるので、第4章以後の各章の解析の際必要とする温度分布は、次節で述べる数値計算によって求めたものを主として使用することとし、本節の結果は次節の数値計算によって求まる温度分布の信頼性を確かめるため役立つこととした。

第3節 温度分布を求める数値計算法

3.1 計算の基礎および使用した切削モデル

二次元切削中の温度分布を理論的に解析する研究は以前から多数行なわれてきたが、その多くは計算を

簡単にするため、被削材や熱源の形状を変更して簡単にしたり^{3-7), 3-8)} 実験的な係数を導入したりしている³⁻⁹⁾ ため精度が良くない。しかしDutt-Brewer³⁻¹⁰⁾ は初めて実験的な係数を導入せず、境界条件をできるだけ実際に近づけて温度分布を解析した。本研究ではこのDutt-Brewerの方法を改良して工具内部の温度分布も含めて全体の温度分布を計算している。最も現実に近い温度分布は、移動熱源の微分方程式(1)を境界条件を満足するように解くことによって得られる。³⁻¹¹⁾

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} - \frac{V}{\kappa} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad (3-1)$$

ここに θ : 温度, x, y : 座標, V : 切削速度, κ : 温度伝導率

式(3-1)を解析的に解くことは非常に困難なので、差分を用いて(1)式を表わし、数値計算を行なって温度分布を求める。

温度分布を求める際、解析の都合上次の仮定を設けた。

- (i) 二次元切削モデルとして単一せん断面理論を用いる。故に逃げ面摩耗のない場合はせん断面とすくい面の面熱源のみを考慮する。この場合は刃先力による発熱は考慮しない。逃げ面摩耗のある場合は、さらに逃げ面にも面熱源を考慮する。この場合には刃先力*による発熱と逃げ面摩耗部に作用する力による発熱も逃げ面で生ずるとする。これらはすべて均一に発生する。
- (ii) 被削材および切りくずの表面は熱的に絶縁されており、工具の表面は一定の熱伝達率をもっている。
- (iii) 被削材、切りくずおよび工具の熱的性質は温度によって変化しない。
- (iv) 切削に費されるエネルギーはすべて熱に換る。

3. 2 基礎式および差分方程式

仮定(i), (ii)および(iii)より切削方向に反対の向きに x 軸, 垂直方向に y 軸をとった座標系 (x, y) において定常な切削状態について次の各式が成立する。() 内に各式の差分表示を記す。(図3-10参照)

被削材, 切りくずおよび工具の内部領域内では,

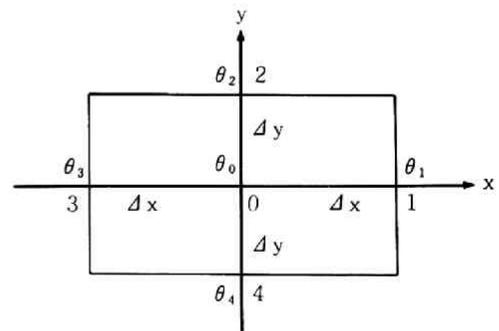


図3-10 各点の位置と温度 (θ)

* 第4章第3節で詳説する。

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} - \frac{V}{\kappa} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0 \quad (3-2)$$

$$\left(\frac{\theta_1 + \theta_3 - 2\theta_0}{(\delta_x)^2} + \frac{\theta_2 + \theta_4 - 2\theta_0}{(\delta_y)^2} - \frac{V}{\kappa} \cdot \frac{\theta_1 - \theta_3}{2\delta_x} = 0 \right)$$

被削材および切りくずの表面では

$$\frac{\partial \theta}{\partial P} = 0 \quad (3-3)$$

$$\left(\frac{\theta_2 - \theta_4}{2\delta_y} = 0 \right)$$

工具の材料と接触していない表面では

$$K \frac{\partial \theta}{\partial P} = \alpha (\theta_0 - \theta') \quad (3-4)$$

$$\left(K \cdot \frac{\theta_3 - \theta_0}{\delta_P} = \alpha (\theta_0 - \theta') \right)$$

発熱面では

$$\frac{\partial \theta}{\partial P} = \frac{\partial Q}{\partial t} \cdot \frac{1}{KA} \quad (3-5)$$

$$\left(\frac{\theta_2 - \theta_4}{2\delta_P} = - \frac{\partial Q}{\partial t} \cdot \frac{1}{KA} \right)$$

被削材、切りくずおよび工具が半無限連続体であると仮定すれば、熱源より無限遠方における温度を一定としなければならないが、実際の計算ではこれに準ずる条件として熱源よりかなり離れたところで(図3-11参照)温度勾配が一定であるとした。すなわち

$$\frac{\partial \theta}{\partial P} = \text{const} \quad (3-6)$$

$$\left(\frac{\theta_2 - \theta_4}{2\delta_P} = \text{const} \right)$$

ここで θ : 温度, $\theta_0, \theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4$: 0, 1, 2, 3, 4各点(図3-10参照)の温度, θ' : 外気の温度, α : 熱伝達率, δ_x, δ_y : x 方向および y 方向の格子間隔, V : 速度, κ : 温度伝導率, K : 熱伝導率, Q : 発熱量, A : 発熱面積, P : 境界, 発熱面などに対する法線方向の距離

3.3 計算手順

一例として黄銅を二次元切削したときの温度分布を求める手順を示す。計算は次の5段階に分けて行なう。

(i) 切削実験その他より次のデータを準備する。

被削材：四六黄銅，切削幅(3 mm)

工具：高速度鋼SKH-4，すくい角(0°) 逃げ角(8°)

切削条件：切込み(0.05 mm)，切削速度(30 m/min)

測定量：切りくず厚さ(0.124 mm) 切りくず接触長さ(0.092 mm)

主分力(22.5 kg)，背分力(9.5 kg)

これより計算される各部の発熱量は

せん断面において $q_s = 1330 \text{ cal/min}$

すくい面において $q_r = 270 \text{ cal/min}$

逃げ面において $q_f = 0$

となる。

被削材の熱的性質：熱伝導率 K_c (1.56 cal/mm·min·°C)

温度伝導率 κ (22.6 cm²/min)

工具の熱的性質：熱伝導率 α (2 cal/mm²·min·°C)

熱伝導率 K_T (0.96 cal/mm·min·°C)

(ii) 領域の境界と境界条件を仮定(i)および(ii)より図3-11のように設定する。

(iii) 領域を適当な数の格子点に分割する。この計算においてはせん断面を3等分した長さの x 方向成分を x 方向の格子間隔 δ_x とし(速度がさらに大になると δ_x をもつと小さくする必要がある。)， y 方向成分を δ_y とした。領域の大きさは図3-11において $AB=44\delta_y$ ， $BC=49\delta_x$ ， $OE=10\delta_y$ である。

(iv) 各々の格子点について差分方程式を作る。例えば切りくず内部では式(3-2)より

$$0.9548\theta_2 + 1.0452\theta_4 + 0.16(\theta_1 + \theta_3) - 2.32\theta_0 = 0 \quad (3-7)$$

すくい面発熱部では切りくず側について式(3-7)と式(3-5)を組合わせて

$$0.9548\theta_2 + 1.0452\theta_4 + 0.32\theta_3 - 2.32\theta_0 + 0.16q'_r \cdot \frac{2\delta_x}{AcAr} = 0 \quad (3-8)$$

同様に工具側については(工具は移動していないから $V=0$)

$$\theta_2 + \theta_4 + 0.32\theta_1 - 2.32\theta_0 + 0.16q''_r \cdot \frac{2\delta_x}{K_T Ar} = 0 \quad (3-9)$$

ここで K_c ， K_T ：切りくず，工具の熱伝導率， A_r ：工具，切りくず接触面積

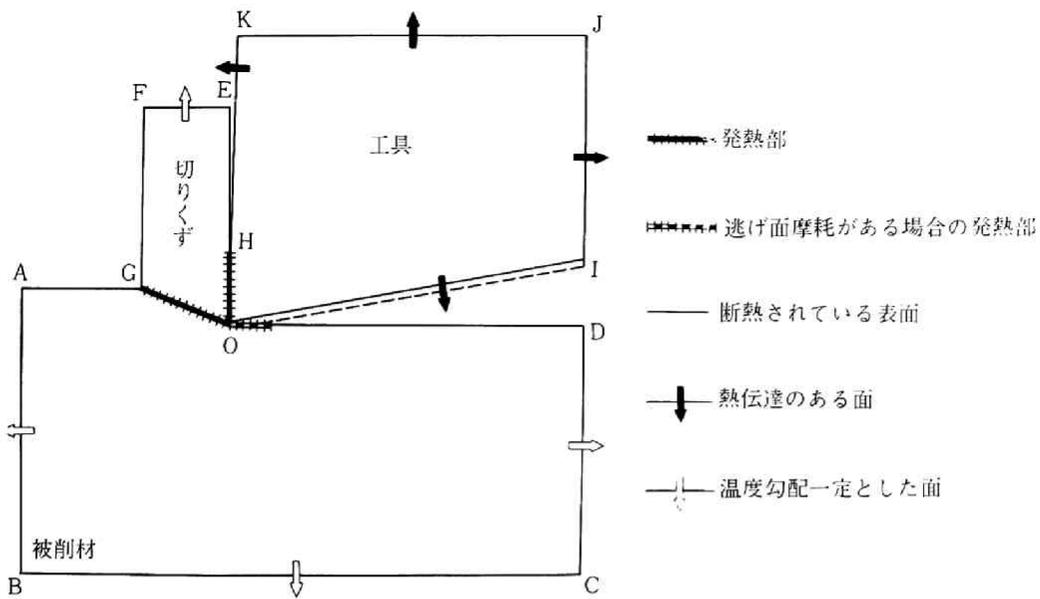


図3-11 温度分布を計算する際に使用した発熱モデルと境界条件

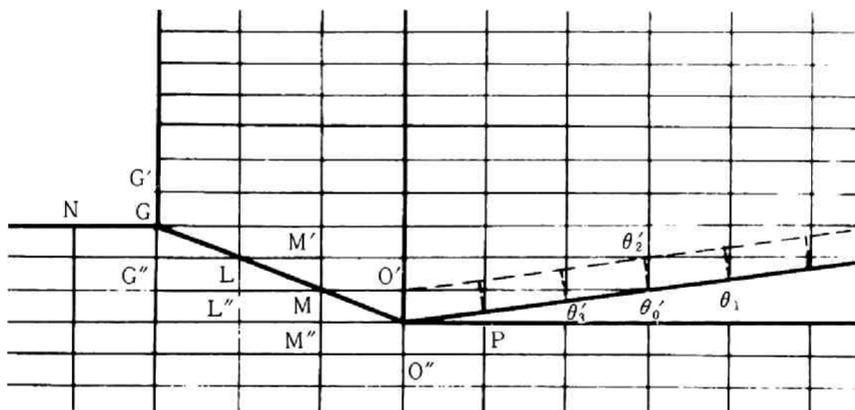


図3-12 格子点

q_r', q_r'' : それぞれ切りくず, 工具へ単位時間に伝わる熱量

$$q_r = q_r' + q_r'' = 270 \text{ cal/min} \quad (3-10)$$

式(3-8)と(3-9)を組合わせて整理し, 式(3-10)を代入すると

$$0.4189\theta_2 + 0.4431\theta_4 + 0.0526\theta_1 + 0.0854\theta_3 - \theta_0 + 2.2947 = 0 \quad (3-11)$$

各点における差分方程式を表3-2に示す。

表3-2 各点の差分方程式 (図3-10, 11および12参照)

切りくず

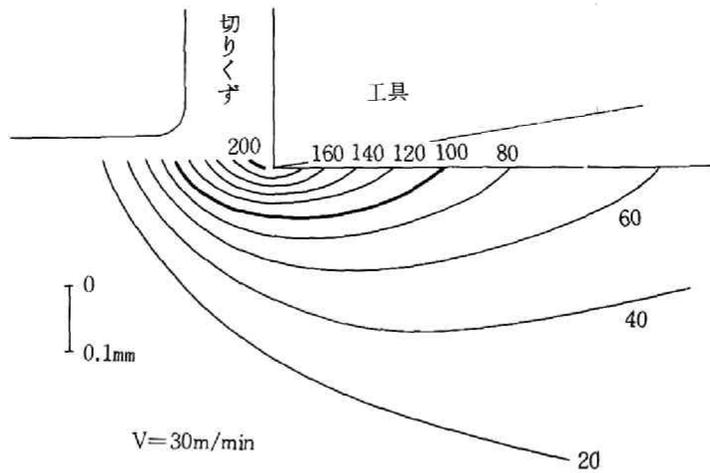
- GDEF内部 $0.9548\theta_2 + 1.0452\theta_4 + 0.16(\theta_1 + \theta_3) - 2.32\theta_0 = 0$
- GF $0.9548\theta_2 + 1.0452\theta_4 + 0.32\theta_1 - 2.32\theta_0 = 0$
- EF $2\theta_4 + 0.16(\theta_1 + \theta_3) - 2.32\theta_0 = 0$
- F $2\theta_4 + 0.32\theta_1 - 2.32\theta_0 = 0$
- E $2\theta_4 + 0.32\theta_3 - 2.32\theta_0 = 0$
- EH $0.9548\theta_2 + 1.0452\theta_4 + 0.32\theta_3 - 2.32\theta_0 = 0$
- *○ OH $0.4212\theta_2 + 0.4408\theta_4 + 0.069(\theta_1 + \theta_3) - \theta_0 + 1.821 = 0$

被削材

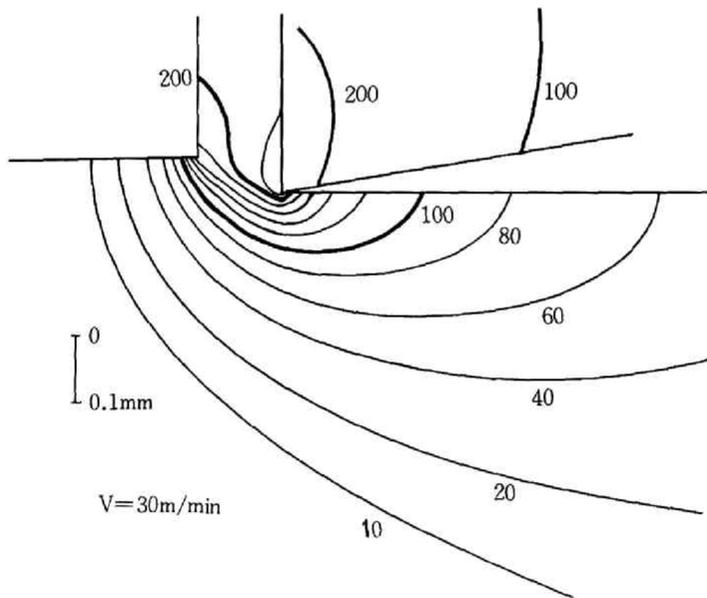
- ABCDOG内部 $0.737\theta_1 + 1.263\theta_3 + 6.25(\theta_2 + \theta_4) - 14.5\theta_0 = 0$
- AG
およびOD $0.737\theta_1 + 1.263\theta_3 + 12.5\theta_4 - 14.5\theta_0 = 0$
- AB $\theta_0 = 0$ (指定)
- BC $0.737\theta_1 + 1.263\theta_3 + 12.5\theta_2 - 6.25\theta_2' - 8.25\theta_0 = 0$
- C $2\theta_3 + 12.5\theta_2 - 6.25\theta_2' - 0.737\theta_3' - 7.513\theta_0 = 0$
- CD $2\theta_3 + 6.25(\theta_2 + \theta_4) - 0.737\theta_3' - 13.763\theta_0 = 0$
- D $2\theta_3 + 12.5\theta_4 - 0.737\theta_3' - 13.763\theta_0 = 0$

工 具

- OIJK内部 $\theta_2 + \theta_4 + 0.16(\theta_1 + \theta_3) - 2.32\theta_0 = 0$
- HK $\theta_2 + \theta_4 + 0.32\theta_1 - 2.374\theta_0 = 0$
- K $2\theta_4 + 0.32\theta_1 - 2.443\theta_0 = 0$
- KJ $2\theta_2 + 0.16(\theta_1 + \theta_3) - 2.389\theta_0 = 0$
- J $2\theta_4 + 0.32\theta_3 - 2.443\theta_0 = 0$
- JJ $\theta_2 + \theta_4 + 0.32\theta_3 - 2.374\theta_0 = 0$
- I* $2\theta_2 + 0.32\theta_3 - 2.443\theta_0 = 0$
- IO $2\theta_2' + 0.154(\theta_1' + \theta_3') - 2.393\theta_0' = 0$
- G $0.0819\theta_N - 0.00926\theta_L'' + 0.00152\theta_M'' - 0.00022\theta_O'' + 0.45069\theta_G''$
 $+ 0.40989\theta_G' + 0.06555\theta_L' - \theta_G + 16.54 = 0$
- L $0.08159\theta_G'' - 0.00944\theta_M'' + 0.44894\theta_L'' + 0.00039\theta_O'' - 0.0001\theta_P$
 $+ 0.41159\theta_L' + 0.06729\theta_M' - 0.00148\theta_G' - \theta_L + 16.49 = 0$
- M $0.08179\theta_L'' - 0.00954\theta_O'' + 0.00152\theta_P + 0.45004\theta_M'' + 0.41074\theta_M'$
 $+ 0.06719\theta_O' - 0.00148\theta_L' - 0.0002\theta_G' - \theta_M + 16.516 = 0$
- O $0.07183\theta_M'' - 0.00838\theta_P + 0.39658\theta_O'' + 0.48312\theta_O' + 0.06598\theta_M'$
 $- 0.01086\theta_L' + 0.00173\theta_G' - \theta_O + 17.21 = 0$



(a) 測定された温度分布



(b) 計算された温度分布

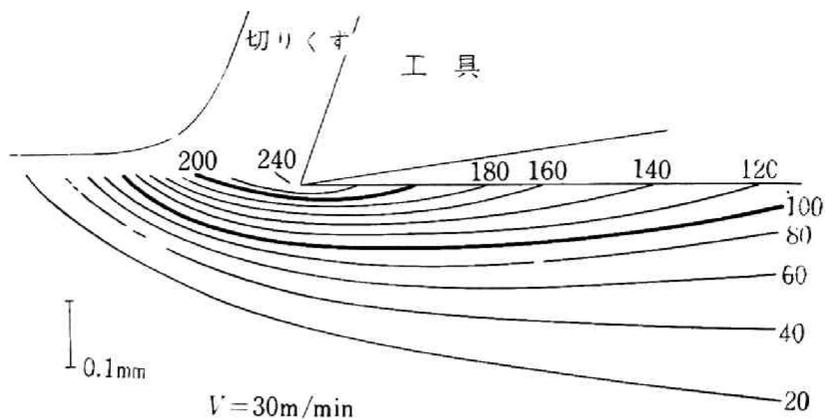
図3-13 温度分布の比較

被削材：黄銅 ， 工具：高速度鋼SKH4

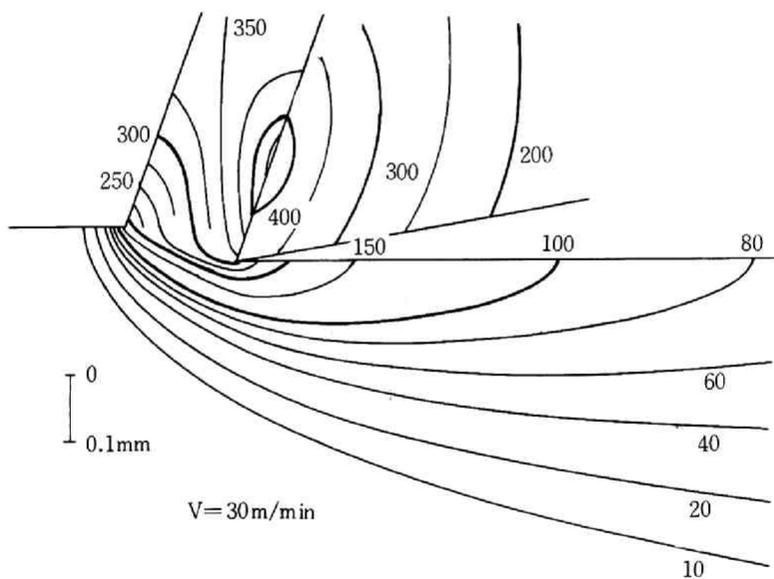
すくい角： 0° ， 逃げ角： 8°

切削幅： 3mm ， 切込み： 0.05mm

切削速度： 30m/min



(a) 測定された温度分布



(b) 計算された温度分布

図3-14 温度分布の比較

被削材：S15C鋼，工具：高速度鋼SKH4

すくい角：0°，逃げ角：8°

切削幅：5mm，切込み：0.05mm

切削速度：30m/min

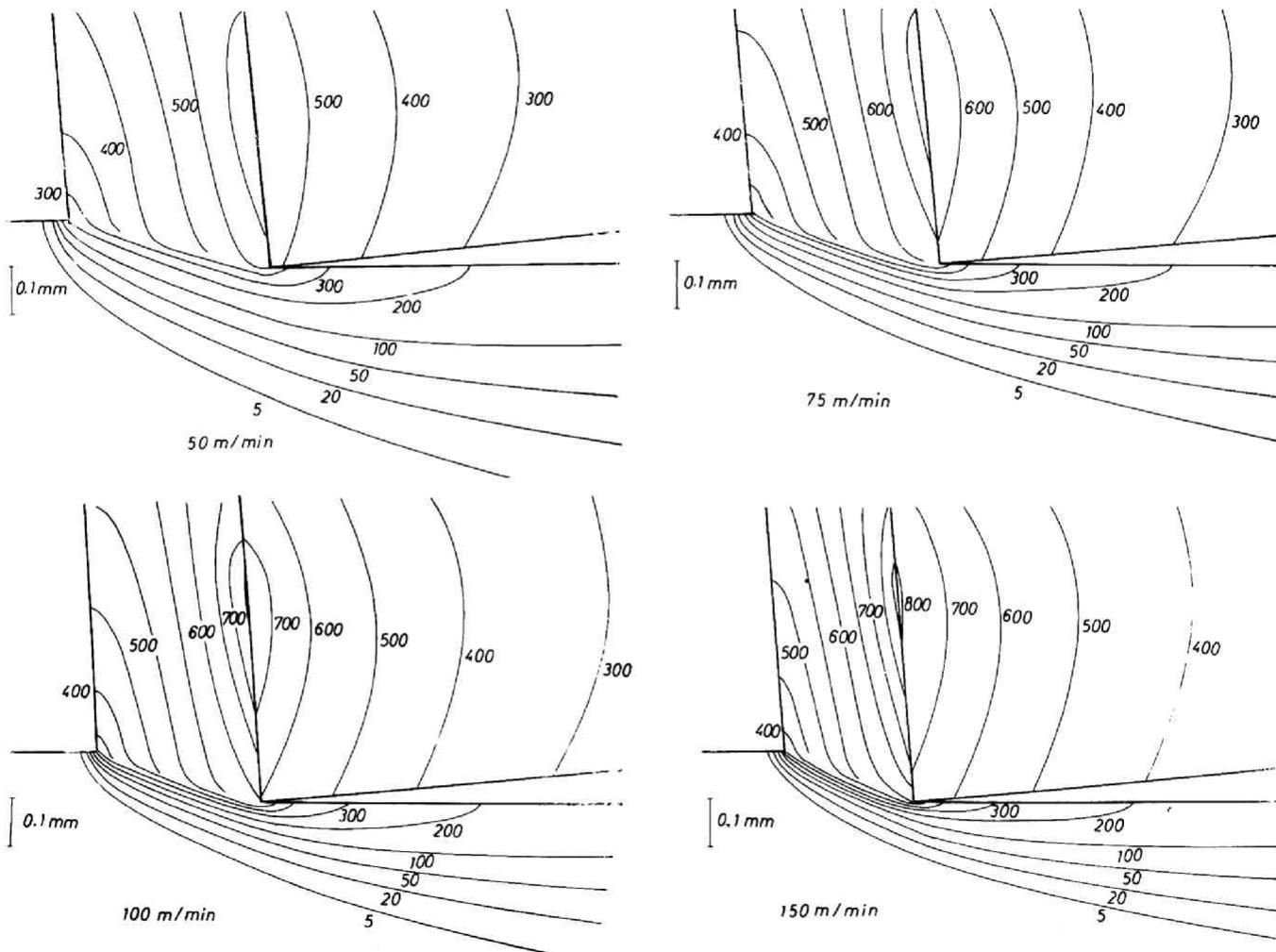


図3-15 計算された切削時の温度分布

被削材：S45C鋼，工具：超硬P10，すくい角： -5° 逃げ角： 5° ，切削幅： 2 mm ，切込み： 0.1 mm

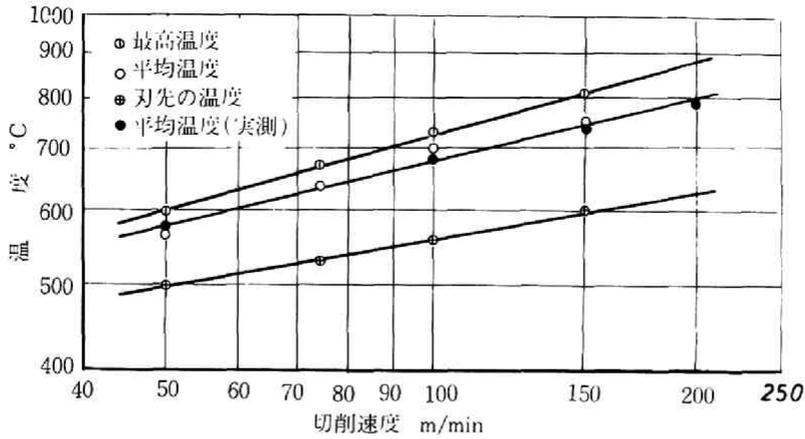


図3-16 切削速度が変化したときの各部の温度の変化
 切削条件図3-15に同じ

図3-15からわかるようにすくい面の温度は仕上面に比べてはるかに高温であり、その最高温度は切りくず接触部の後半に生じている。また被削材の表層部においても300°C以上の高温に保持されるのは、切削距離にしてたかだか0.2mm程度であり、時間に換算すると $V=150\text{m/min}$ の場合は0.1msec程度にすぎない。

図3-15の各速度に対する温度分布から刃先より切削方向に垂直な線上での温度分布を取り出すと、図3-17のようになる。実験的に求めた図3-9と同様に図3-17においても表層部では高速になるほど温度が高くなっているが、温度勾配も大になるので、深部では低速の場合より温度が低くなっている。

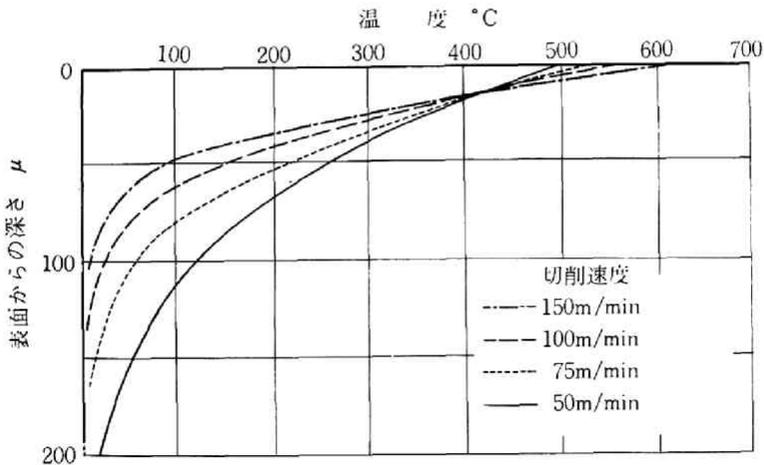
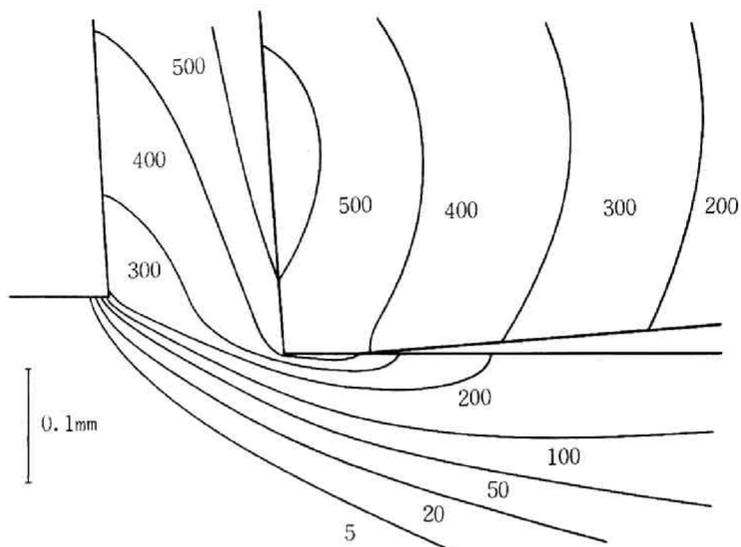


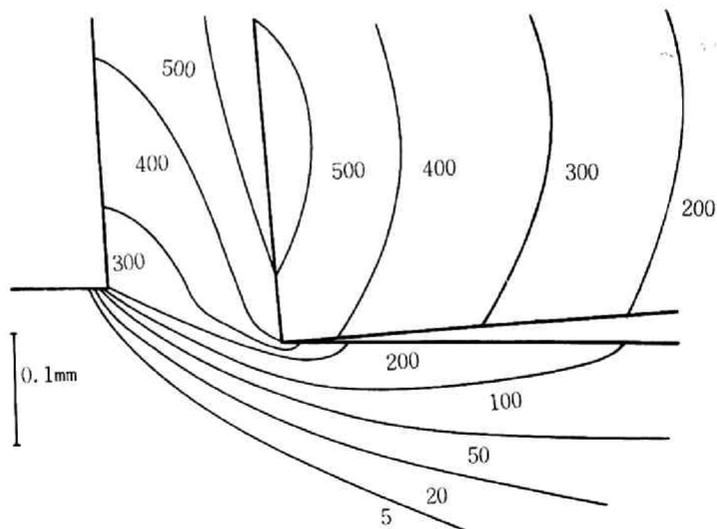
図3-17 刃先通過時の被削材内部の深さ方向への温度分布
 切削条件図3-15に同じ

以上は工具摩耗が小さい切削初期の温度分布の解析であるが、次に初期摩耗が過ぎ定常摩耗段階にある工具を用いて切削する場合の温度分布を検討する。

図3-18(a)は逃げ面摩耗が0.1 mm 生じたすくい角 -5° の工具を用いて、切込み0.05 mm, 切削



(a) 逃げ面摩耗のある工具 ($V_B = 0.1 \text{ mm}$)



(b) 逃げ面摩耗のない工具

図3-18 逃げ面摩耗の発達による温度分布の変化

被削材：S45C鋼，工具：超硬p10
 切削速度：150m/min, 切込み：0.05 mm
 すくい角： -5° ，逃げ角： 5°

速度 100 m/min で S45C 鋼を二次元切削した場合について計算された温度分布である。この場合切削力から第4章 82 頁で述べる方法によって計算された各部の発熱量は次の通りである。

せん断面 $q_s\ 2614\text{ cal/min}$

すくい面 $q_r\ 1522\text{ cal/min}$

逃げ面 $q_f\ 1170\text{ cal/min}$

比較のために逃げ面摩擦部に熱源が存在しない場合 ($q_f = 0$) について計算された温度分布を図 18 (b) に示す。逃げ面摩擦が生じると逃げ面摩擦部の温度が上昇し、それが被削材に伝わって表層部の温度は逃げ面摩擦がない場合に比べて 100°C 以上も高温になっている。また工具の刃先温度も 50°C 程度高温になっているが、切りくず接触部の平均温度は 5°C しか高温になっていない。これは逃げ面摩擦部で発生する熱量の大部分が被削材に伝わっていることを意味しており、逃げ面摩擦が被削材の温度分布に非常に大きい影響を及ぼすことを示している。さらに工具・被削材接触部全体の平均温度を求めると、各部の温度は逃げ面摩擦がない場合より高温になっているにもかかわらず、すくい面接触部よりは低温の逃げ面接触部が生じたため平均温度は約 40°C 低くなっている。

図 3-19 は同様に 0.1 mm の逃げ面摩擦が存在する工具で S45C 鋼を切削した場合について温度分

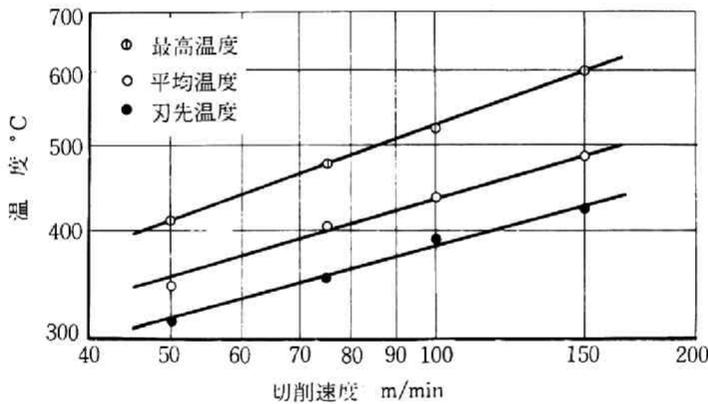


図 3-19 切削速度が変化したときの各部の温度変化 ($V_B = 0.1\text{ mm}$)

切削条件 図 3-18 に同じ

布を計算し、各部の温度が切削速度によってどのように変化するかを調べたものである。逃げ面摩擦が存在する場合は、切削速度が大になると刃先温度はすくい面の平均温度よりは 2 割程度低いが、平均温度とほぼ同じ割合で増加している。

以上の結果より温度分布を検討する際は、工具摩擦の進行状況に大きな注意を払わねばならないことがわかる。

第4節 結 論

切削によって生じる温度分布を解析するために、差分法を用いて理論的に温度分布を数値計算するプログラムを開発した。このプログラムによって求めた温度分布と切削実験により測定した温度分布を比較し、この数値計算法の妥当性を確認した。切削速度および逃げ面摩耗が温度分布に及ぼす影響を解析した結果、次のことがわかった。

- 1) 切削時の変形が単一せん断面モデルに近い場合、この方法によりかなり実際に近い温度分布が計算できる。
- 2) 逃げ面摩耗が存在しない場合には、切削速度が大になると工具の刃先温度も大になる。しかしすくい面温度の上昇割合に比べて、刃先温度の上昇割合は小さい。
- 3) 逃げ面摩耗のない工具でS45C鋼を切削する場合は、仕上面表層部の温度が高温に保たれるのは極めて短時間であり、仕上面表層部では相変態はほとんど生じない。
- 4) すくい面の温度は切りくず接触部後半で最高になる。
- 5) 高速切削になるほど仕上面表層部の温度は高温になるが、熱伝導の時間遅れのため刃先が通過する時刻においては、内部では低速切削の場合よりも低温になる。
- 6) 逃げ面摩耗が生じると仕上面表層部の温度は著しく上昇し、刃先温度も平均温度とほぼ同じ割合で増す。ただし工具と被削材の接触面の平均温度は、すくい面よりも低温である逃げ面接触部が増加するため、逃げ面摩耗がない場合よりも低くなる。

第 4 章 切削加工面の生成と刃先力

第 1 節 緒 論

切削加工面の生成機構を解析するには、切りくずの変形も含めた全体の切削機構と切り難して論ずることはできない。

切削モデルとしては Pii spanen がいわゆるカードモデルを提唱し、⁴⁻¹⁾ また Merchant が単一せん断面モデルについてせん断角の解析を行なって⁴⁻²⁾ 以来、塑性理論を導入して種々の変形モデルが提案されてきた。⁴⁻³⁾ しかしながらこれらの変形モデルの大部分は切りくずの変形のみに着目しており、加工面の生成という点に関してはほとんど触れられていない。このことは換言すれば材料は初めから切削予定面(図 4-5 参照)で上下に分断されており、この上の部分を変形させ切りくずとすることが切削であると考えられていたと言えよう。

刃先に生じる特異現象すなわち加工面の生成と関連させて切削機構を論じたのは益子、⁴⁻⁴⁾ Albrecht⁴⁻⁵⁾ らが初めである。次いで Thomsen らが加工層の生成機構について若干の考察を加え、⁴⁻⁶⁾ 最近は津和、⁴⁻⁷⁾ 井川⁴⁻⁸⁾ らが超精密加工と関連させて切削加工面の生成機構を検討している。また岡村、中島は単一の砥粒による過渡的切削を詳細に検討して、砥粒が材料にくい込むに従って弾性域、切削域と経過して切りくずが排除されることを明らかにしている。⁴⁻⁹⁾

本章ではこれらの研究を参考にし、第 1 章、第 2 章で行なった切削時の応力状態との解析と第 3 章で行なった熱的状态の解析を基にして切削加工面の生成機構を検討する。

切削加工において加工の経過に対して影響を与える因子を整理し、相互の因果関係を示すと図 4-1 のようになる。すなわち切削現象を支配する第一次因子としては被削材および工具の機械的、物理的、化学的諸性質、工具形状(すくい角、ノーズ半径、刃先丸味、切刃稜あらしなど)、切削条件(切削速度、送り、切込みなど)、切削の雰囲気、工作機械の精度、動剛性および工具と被削材の位置および相対関係などをあげることができる。これら諸因子の組合せによって切削中の切削点近傍における工具と被削材の相互作用が生じ、応力状態と熱的状态が作られる。その結果材料内部に変形が生じ、この変形によって生じる材料の形状的变化と発熱が再び応力状態と熱的状态に影響を与える。この因果関係によって定まる変形により新しい面が生成される。

この面の生成という現象は多くの場合極めてミクロな現象であり、有限要素法をもってしてもその応力状態と熱的状态の下における材料の挙動がわからなければ解析できない。さらにその挙動が既知であったとしても、面が生成されつつある状態では境界条件が刻々変化するので、切削という複雑な現象を第 2 章で行なった有限要素法をもってしても逐次シミュレートすることは現在のコンピュータ技術ではまだ困難な点が多い。

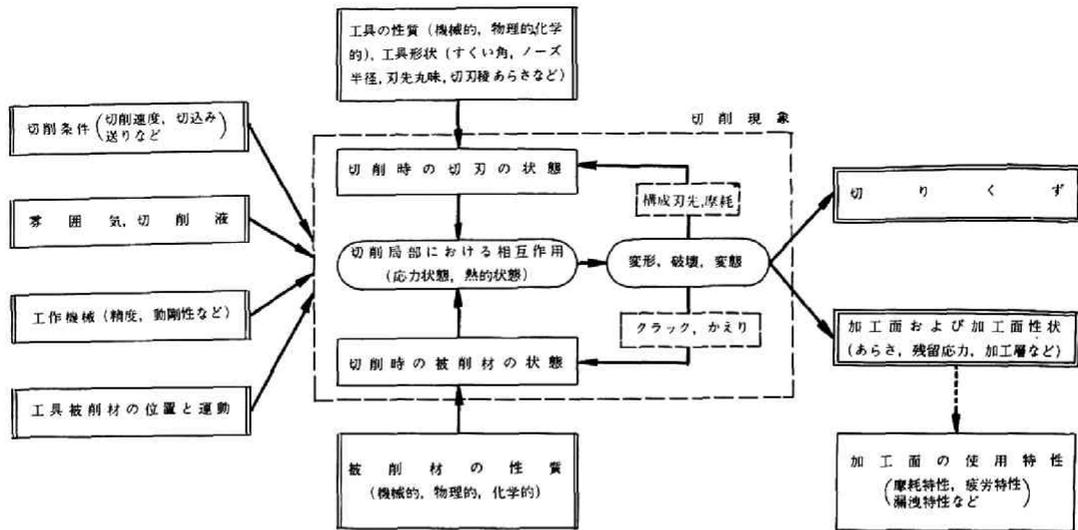


図4-1 切削系を支配する諸因子

故に本章においてはまず切削加工面の生成過程について定性的な考察を行ない、一つの切削モデルを提唱した。この考察を確かめるため四六黄銅を極めて鋭いダイヤモンド工具で切削して加工面の状態を観察するとともに、切削を中断して切削部の断面を観察した。また種々の材料について切削の急停止実験あるいは切削部側面の写真撮影を行なって、種々の加工面の生成機構について観察した。提唱した切削モデルに基づいて、次に切削時に費される仕事量を分析し、全切削仕事の中に占める加工面を生成するために必要な仕事の割合の計算を試みた。さらに刃先丸味の特異部分に作用して加工面性状に大きな影響を与える刃先力について解析し、切削条件によって刃先力がどのように変化するかを調べた。

第2節 加工面の生成モデル

2.1 観察装置ならびに方法

切削点近傍の材料の変形を観察するため、切削の急停止装置および切削部の写真撮影装置を試作した。以下にこれらの装置の概要を示す。

図4-2は試作した形削盤用の切削急停止装置である。試験片 a をホルダー b に取り付け、その切削方向への動きはストッパー c とくさび d で止めておく。また横方向への動きはガイド e で止めている。切削を急停止させるには切削中にレバー f を急速に押し下げて、ストッパー c をはずし、あらかじめ引張っておいたバネでホルダー b を急速に前進させ、切削速度以上の速度でホルダーを逃がす。この装置において急停止に要した時間は、切削速度 30 m/min のとき 0.4 m sec であった。これは切削距離に換算すると約 0.1 mm である。この装置は形削盤(最大ストローク 655 mm 、動力 3.7 kW)に取付けられて

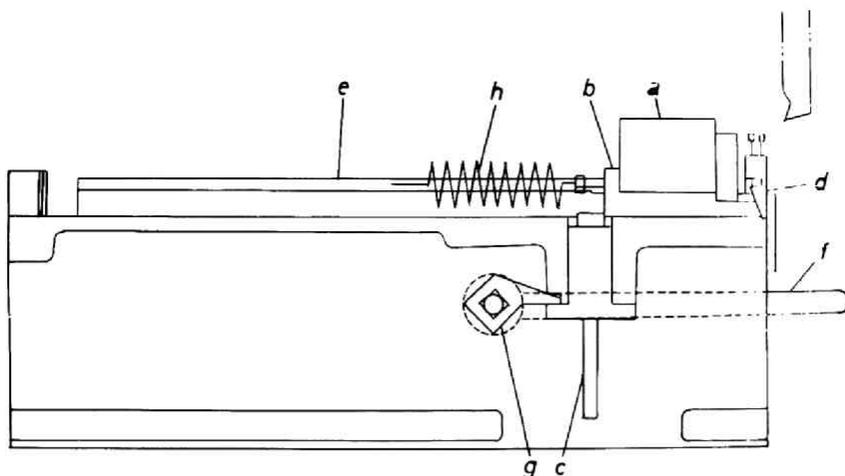


図4-2 形削盤用切削急停止装置

いるので、その使用可能な最大速度は 50 m/min であり、これ以下の速度域で使用した。

図4-3は試作した旋盤用の切削急停止装置である。この装置は工具を保持しているピン a を衝撃的な力で脆性破壊させて、工具 b に大きな加速度を加えて工具、被削材間の相対速度を速やかに零とするものである。この装置によって得られる工具先端の加速度は、コンデンサー容量変化による測定により最初の 0.07 m 間は約 $1.6 \times 10^7\text{ cm/sec}^2$ の一定な値であることが確かめられた。従ってこの装置を用いると切削速度 450 m/min のとき、切

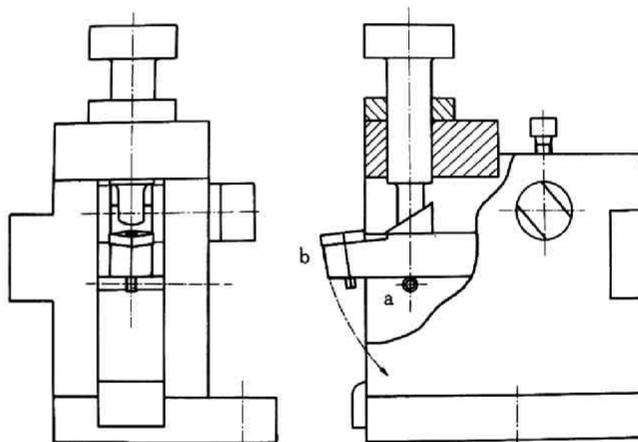


図4-3 旋盤用切削急停止装置

削停止まで約 0.09 mm の切削を行なうことになる。ただしこの装置ではピンの強度と衝撃力の大きさから重切削の場合は速やかな急停止が困難である。

切削の急停止装置を用いることによって、連続型切りくずの生成過程を観察することができるが、破断型の切りくずが生成する場合は急停止すれば切りくずが変形してしまい観察は不可能である。故に図4-4に示す装置を用いて切削中の側面の写真撮影を行なった。照明装置として2個のマイクロフラッシュ(閃光時間 $3\mu\text{ sec}$) を用い、一方は顕微鏡内のプリズムを通して被削材に直角に、他方に入射角を変えて下方から直接に照射した。ただしこの装置では顕微鏡の焦点深度の関係上 100 倍以上の倍率および

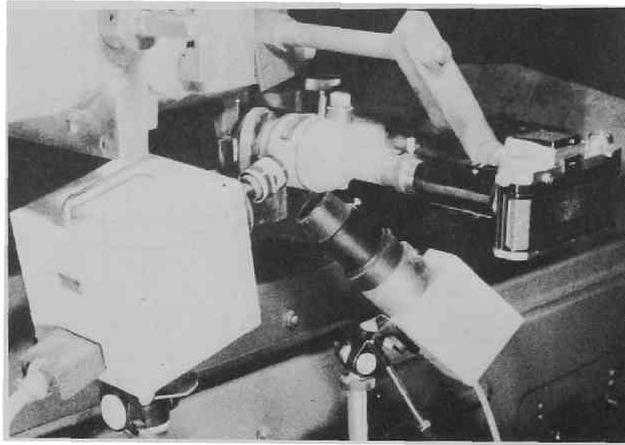


図 4-4 切削部写真撮影装置

50m/min 以上の切削速度では鮮明な映像を得ることはできない。

2.2 加工面の生成機構に対する考察

切削の際に生じる被削材内部の応力分布は、第1章で解析したように種々の因子の影響を受け非常に複雑であるが、これまでに述べた切削機構の考察と、切削急停止によって得られる断面写真を基にして一般的な定常切削模型を描いたのが図4-5である。すなわち工具が被削材に対して設定切込み t で切削作用

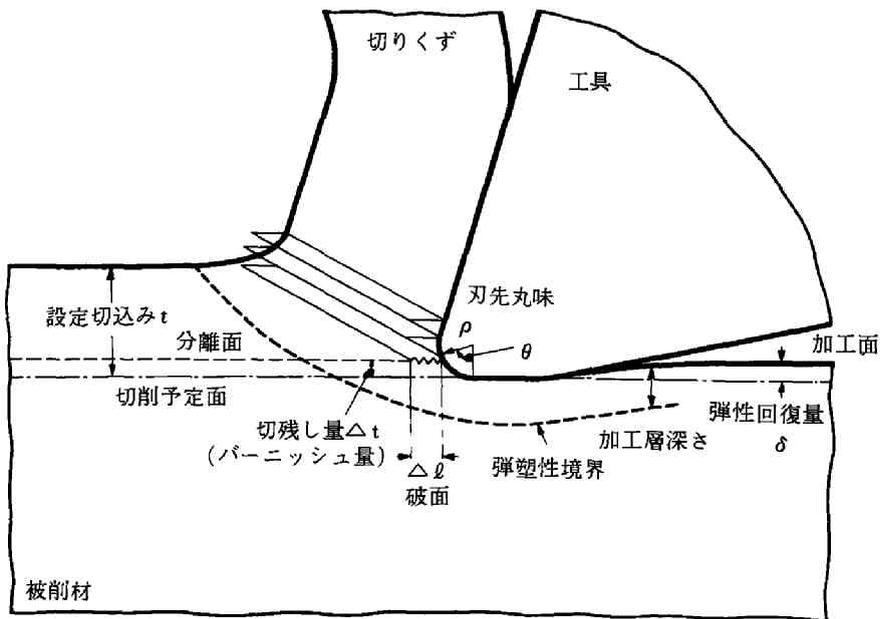


図 4-5 定常切削模型

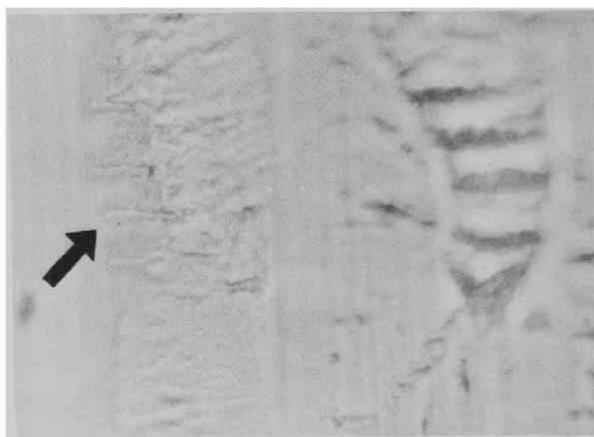
を行なうとき、被削材内部で材料の破断応力（これはひずみ速度，温度などの影響を受ける）に達した部分に破断が生じ、破面が切削方向へ伝播していくが、破面はある距離 Δl だけ進行すると応力が低減して一旦前進しなくなる。さらに工具が前進すると再び破断が生じる。このように工具の進行に伴って平均長さ Δl の破面が逐次切削方向へ伝播していく。破面の生じる位置と進行方向は必ずしも切削予定面上ではなく、ほぼ図4-5に切りくず分離面として示した線に沿って生じるものと考えられる。切りくず分離面と切削予定面との間にはさまれる領域にある材料(Δl)は切り残し量として加工面に残り、工具刃先の前面および下面によりパーニッシュ作用を受ける。その結果この部分は加工面に押し込まれて加工層厚さを増大せしめる原因ともなり、また切削点の側方あるいは前方にかえり（また盛り）現象を生じることになる。逃げ面接触部の後方では弾性回復が生じ、加工面が弾性回復量 δ だけ上昇し、実際に切りくずとして排除された厚さは見かけ上 $l' = l - \delta$ となる。このように切削加工面形成の基本過程は、刃先による材料の分離作用と刃先丸味および工具逃げ面のパーニッシュ作用とみなすことができる。

以上のような考察を確かめるため、附着物の極めて付きにくい四六黄銅を刃先の極めて鋭いダイヤモンド工具で切削し、加工面の状態と切りくずと加工面の分離する状態を観察した。

図4-6(a)は四六黄銅をすくい角 2° のダイヤモンド工具を用いて低速($2m/min$ 前後)で二次元切削したときに得られた加工面の写真であるが、ほとんど鏡面といっような光沢の良い加工面の間に矢印の部分のように光沢の悪い部分が存在している。この部分をもっと倍率を上げて観察すると、



(a) $\times 200$



(b) $\times 2800$

図4-6 ダイヤモンド工具を用いて黄銅と切削したときの加工面

被削材：四六黄銅，工具：ダイヤモンド
 切削速度： $2m/min$ ，切削幅： 0.8 mm
 すくい角： 2° ，切込み： 0.025 mm

図4-6(b)に示すようにこの光沢の悪い部分は2μ前後の間隔をもった破断面からできていることがわかる。また図4-6(b)の矢印で示した箇所に破断面がさらにバーニッシュ作用を受け、深い谷の部分のみが残存し、浅い部分は平坦化されて生じたと思われる平行な溝の列部分も存在している。光沢のよい面は工具によってバーニッシュ作用を受けて平坦になったものと思われる。

図4-6と同じ条件で切削を行なっているときに切削の急停止を行ない、表面を保護するためニッケルメッキを施した後、切削部の断面を観察した。その一例を図4-7に示すが、刃先の部分に非常に微小なクラックが存在し、刃先からはほぼ切削方向に向かって生じている。さらに断面を切削巾方向へ研磨して行くとクラックの方向は徐々に下向きになり、再び切削方向に近づき図4-7(b)に示したβ相の部分で見られたのを最後に次の研磨時にはクラックは見られなくなった。ダイヤモンド工具を用いる急停止実験は8例行なったが、刃先の直前の材料に一部分にでもこのようなクラックが見られたのは2例のみであった。このようなクラックが切りくず分離面より下方に伝播すると仕上面に破断面が残るが、切りくず分離面より

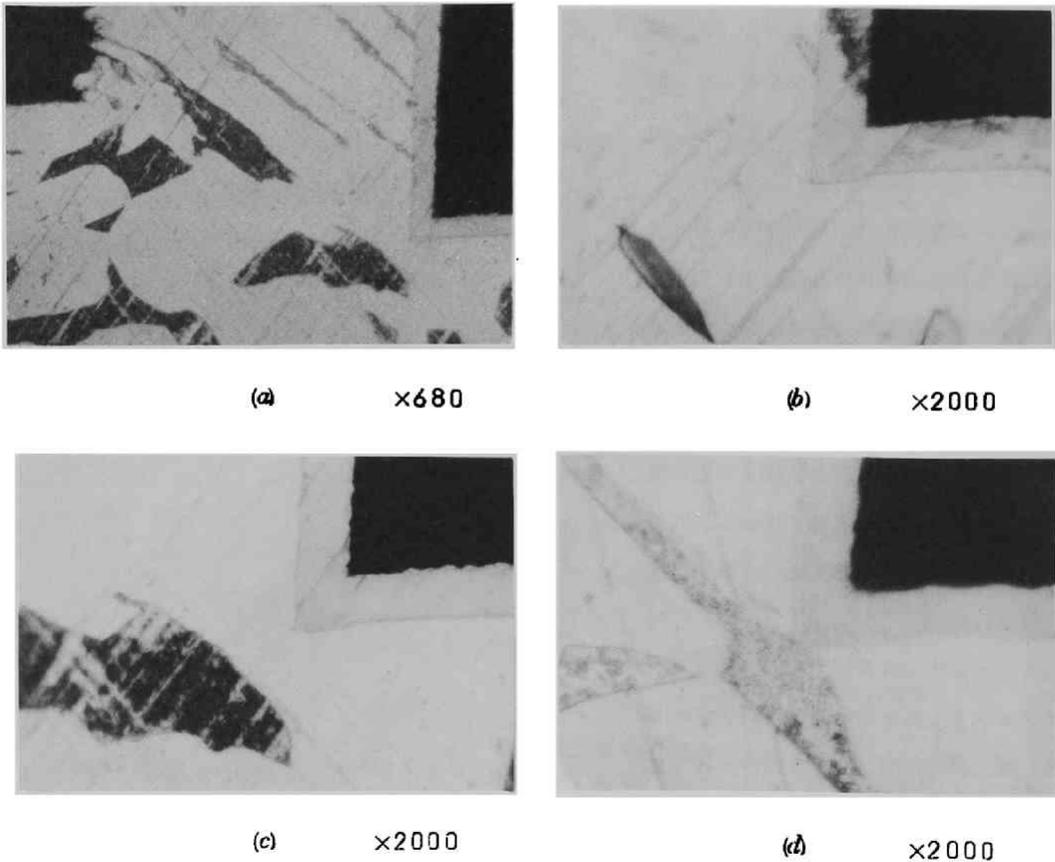


図4-7 刃先直前の微小なクラック
 切削条件：図4-6と同じ

上方に伝播した場合は仕上面には破断面は残らないはずである。以上のことより刃先の非常に鋭いダイヤモンド工具で切削した場合にも、仕上面は顕微鏡的にも観察しえない程度の微小な破面により生成され、刃先付近に生じた微小な破面が図4-7(a)~(b)に示した1~2μ前後の長さをもつクラックに生長するのはむしろ稀であると思われる。しかしこのような大きさに生長するものがしばしば見られるということは、非常に小さい破断が次々に生じその破断面を工具がバーニッシュして切削仕上面が生成されるという仕上面生成モデルの一つの例証といえよう。超硬工具で四六黄銅を切削した場合には図6-29(d) (141頁)に示すように仕上面には破断面が残らないので、上述の現象が観察されにくい。これは超硬工具の刃先丸末が大きく、バーニッシュ量が大きいこと、および応力集中度が小さいのでクラックが生じにくいためと思われる。(4例の切削急停止例のうち一例も大きなクラックは見られなかった。)

切削現象は基本的には

- i) 刃先直前の材料に破断を生ぜしめるために必要な塑性変形
- ii) せん断変形とそれに続く工具すくい面での材料を切りくずとして排出するための摩擦現象
- iii) 切り浅し部のバーニッシュ作業

からなると思われるが、基本的なこれらの作用にさらに材料と工具の組合せによって大きなクラックが生成されたり、構成刃先が生成される場合がある。

故にこれらも含めて切りくずと加工面の分離の形態をごく概括的に分類すると次のようにできよう。

- 1) 延性破断による分離 (基本タイプ)
- 2) 大きなクラックによる分離
- 3) 構成刃先による分離

1)は先に述べたので略し、2)と3)を簡単に解説する。

- 2) 大きなクラックによる分離

鋼を低速で小さなすくい角をもった工具で切削したときに図4-8に見られるようなクラックが生じる。高速になる程クラックは小さくなるが、切削速度が50 m/minにおいても刃先付近に図4-9に示すような微小なクラックが見られる。ただしこれらの場合にも常にこのようなクラックが生じているのではなく、ある距離の間は延性破断による分離によって表面が生成された後このようなクラックが生じる。従来のいわゆるせん断型切りくずが生成する場合のクラックは、切りくずとなるべき被削材中に生じるので仕上面の生成とは直接的な関係はない。また鑄鉄のように材料内部に素地よりはるかに弱い組織がある場合には、この弱い組織に次々にクラックが入り、1)~2)を繰返して表面が生成される。(図4-10)

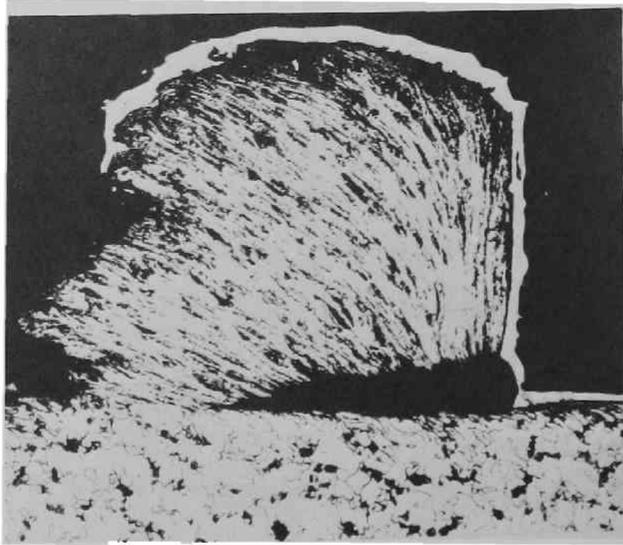


図4-8 S15C鋼を切削したときに生じる大きなクラック

被削材：S15C鋼，工具：高速度鋼
 切削速度：5 *m/min*，切込み：0.2 *mm*
 切削幅：3 *mm*，すくい角：10°
 逃げ角：8°

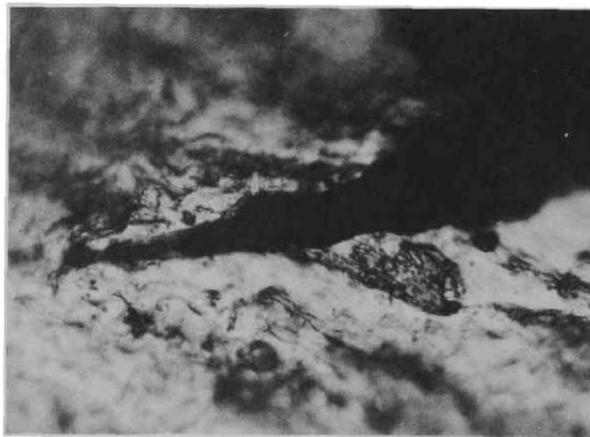
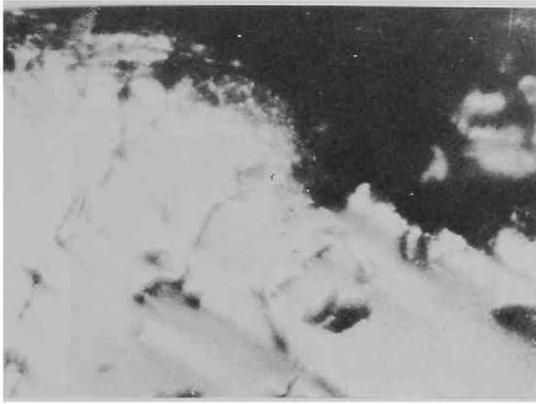
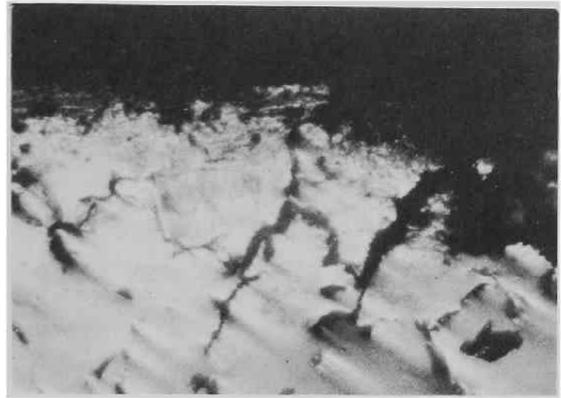


図4-9 刃先付近に生じたクラック（×960）

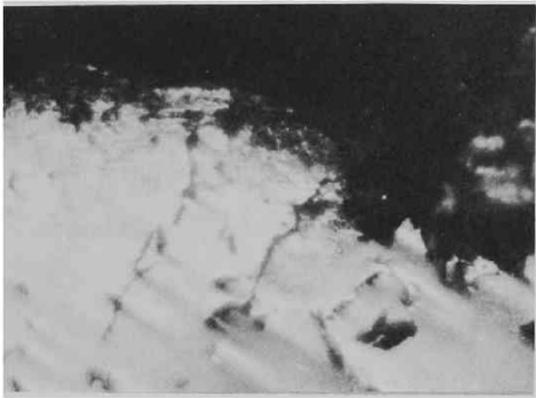
被削材：S45C鋼，工具：高速度鋼SKH4
 切削速度：50 *m/min*，切込み：0.2 *mm*
 すくい角：10°，逃げ角：8°



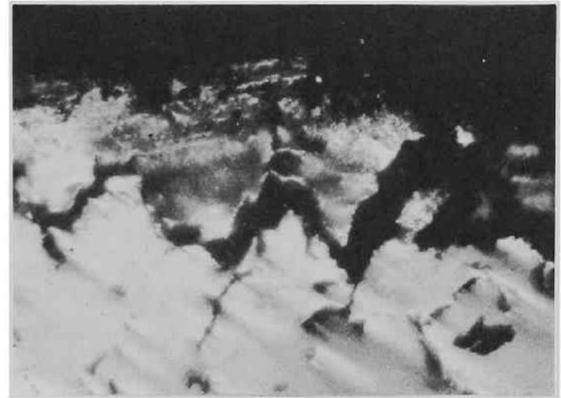
1



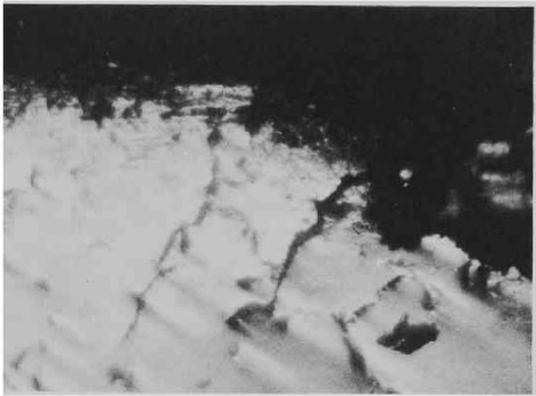
4



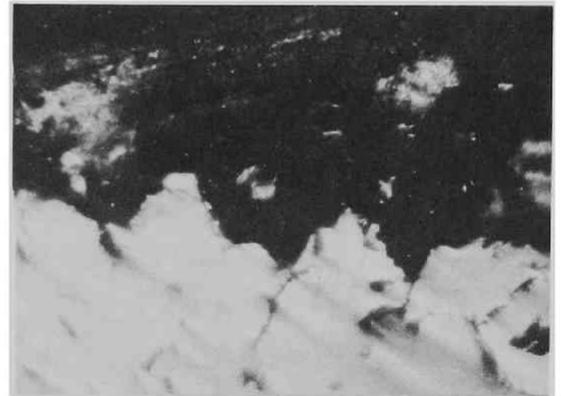
2



5



3



6

図4-10 普通鑄鉄を切削した時に生ずるクラック(連続写真, $\times 100$)

被削材: 普通鑄鉄FC20, 工具: 高速度鋼SKH4

切削幅: 3 mm, 切込み: 0.2 mm, すくい角: 30°

逃げ角: 8° , 切削速度: 5 m/min, コマ数: 1コマ/sec

3) 構成刃先による分離

図4-11のように鋼を中速(20~50m/min)で切削したとき、典型的に見られる表面生成の一つの型であり、三次元切削の場合は送り
が小さいとかなりの高速域まで構成刃
先が存在し加工面生成に関与している*。
この様式はアルミニウムなどの非鉄金
属の場合にも見られる。刃先から破断
が生じるのではなく、構成刃先の下部
境界で材料内部に破断が生じ、破断が
生じる水平位値が刻々変化するので加
工面あらさが非常にわるくなる。構成
刃先の生成機構に関しては非常に多く
の研究がなされているので、⁴⁻¹⁰⁾これ
以上の詳細は省略する。

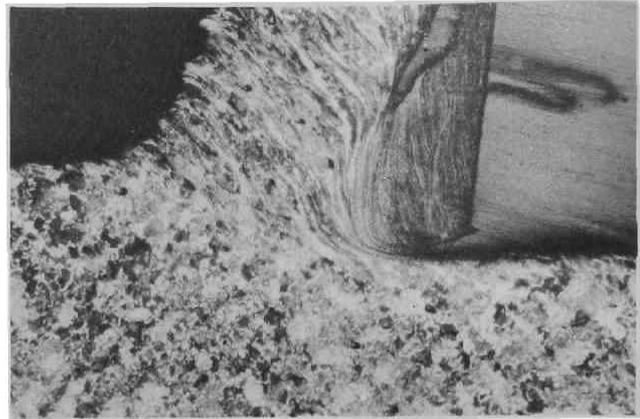


図4-11 構成刃先

×60

被削材：S45C鋼，工具：高速度鋼SKH4

切削速度：20m/min，切込み：0.2mm

すくい角：10°，逃げ角：8°

2.3 切削に要する仕事の解析

いま切削現象が図4-5のような切削モデルで表わされるとしたとき、切削仕事は次のように分類できる。

- (1) せん断域におけるせん断仕事
- (2) すくい面における摩擦仕事
- (3) 刃先と逃げ面における刃先仕事 (W_E)

これらのうち(1)、(2)については従来から多くの検討がなされており、⁴⁻³⁾また加工面性状に対する影響という点では二次的であるからここでは言及できない。(3)はさらに次の各項に分けて考えることができる。

- i) 表面張力に抗して新しい表面を生成する仕事 (W_T)
- ii) 切りくず分離点近傍における塑性表面生成仕事 (W_F)
- iii) 切り残し部の排除仕事 (W_P)
- iv) 凝着部のせん断仕事 (W_S)

i) W_T は被削材の表面エネルギーを T とする単位面積であり、

$$W_T \doteq 2T$$

となる。この仕事は(ii)(iii)(iv)に比べはるかに小さい。

* 第6章で詳述する。

ii) W_F は分離点近傍において破断までに材料を塑性変形させる仕事であり、材料の臨界せん断応力を τ_s 、分離面に位置する材料が移動した距離を ℓ_F とすると、すくい面側にも同様の変形が生じるとして単位面積当り

$$W_F \doteq 2 \tau_s \cdot \ell_F$$

となる。これは Thomsen のいう deformation work of workpiece に相当する。⁴⁻⁶⁾

W_F はまた刃先の鋭さ (応力集中度) の関数である。

iii) 切り残し部の排除仕事は刃先丸味半径を ρ 、分離面と切削予定面との間にはさまれる領域の厚さを Δt 、刃先丸味の中心から切りくず分離面と刃先丸味部の交点に向って引いた直線が垂直方向となす角を θ とすると、単位面積当り

$$W_P = P'_m \Delta t = P'_m \rho (1 - \sin \theta)$$

である。ここで P'_m は切り残し部が流動する平均の流動応力であり、' をつけたのは切り残し部の材料は既に加工を受けているため、初期状態の流動応力 P_m とは異っていることを意味している。

iv) 凝着部のせん断仕事 W_S は、単位面積当り

$$W_S = \tau_s'' \cdot \ell_s = \tau_s'' \cdot (\rho \cdot \theta + V_B)$$

で表わされる。ここで τ_s'' は臨界せん断応力 (κ) と材料と工具の凝着力 (τ_{ad}) のいずれか小さい方であり、温度によって異なる。 ℓ_s は被削材と工具が接触している長さであり、 V_B は逃げ面摩耗巾である。

以上の結果により刃先仕事 W_E は次のようになる。

$$\begin{aligned} W_E &= W_T + W_F + W_P + W_S \\ &= 2T + 2\tau_s \cdot \ell_s + \{P'_m (1 - \sin \theta) + \tau_s'' \theta\} \rho + \tau_s'' \cdot V_B \end{aligned}$$

このような考えに基づいて全切削仕事 (W) に占める刃先仕事 (W_E) の割合を計算してみよう。表 4-1 は実験的に測定された臨界せん断応力 τ_s 、刃先丸味 ρ 、主分力 F_n 、刃先力の水平成分 F_n' と流動

表 4-1 切削に要する刃先仕事
 切削速度: 30m/min (黄銅), 150m/min (S45C鋼)
 切削幅: 3mm, 切込み: 0.2mm, すくい角: 10°, 逃げ角: 8°

材 料	τ_s (kg/mm ²)	刃先丸味 ρ (μ)	測 定 量					切 削 に 要 す る 仕 事					
			塑性流動 長さ ℓ_F (μ)	主分力 F_h (kg)	刃先力の 水平成分 F_h' (kg)	$\frac{F_h'}{F_h} \times 100$ (%)	ii) W_F (kg/mm)	iii) W_P (kg/mm)	iv) W_S (kg/mm)	v) W_E (kg/mm)	総仕事 W (kg/mm)	$\frac{W_E}{W} \times 100$ (%)	
四六黄銅	20.5	5	27	72	10.5	14.6	1.7	0.2	0.1	2.0	2.4	8.3	
		20	33	76	16	21.1	2.1	0.7	0.4	3.2	2.5	12.6	
		30	38	79	20	25.3	2.4	1.1	0.6	4.1	2.6	15.8	
		50	55	83	23	27.7	3.4	1.9	1.0	6.3	2.8	22.5	
		80	77	93	32	34.4	4.8	3.0	1.6	9.4	3.1	30.3	
		130	103	103	42	40.8	6.4	4.9	2.6	13.9	3.4	40.9	
S45C鋼	36.5	5	41	86	12	14.0	4.5	0.3	0.1	4.9	2.9	16.9	

層の長さ ℓ_F を用い、

$$P_m' = 6\tau_s, \quad \tau_s'/\tau_s = 1.5, \quad \tau_s''/\tau_s = 1, \quad V_B = 0, \quad \theta = \frac{\pi^*}{4}$$

と仮定して求めたものである。表4-11においては刃先を第3節に述べる方法で実験的に求め、主分力中に占める刃先力の割合 (F_n'/F_n) も示してあるが、これは全切削仕事 (W) に占める刃先仕事 (W_E) の割合 (W_E/W) に近い値になっている。このように刃先仕事は特に大きな刃先丸味や逃げ面摩耗の存在しない場合は、全切削仕事のうち10%程度の値しか占めていない。

第3節 刃先力

3.1 概 説

一般に金属切削に用いられる工具の刃先は必ずある大きさの丸味をもっている。この刃先丸味は一般の高速度鋼工具、超硬合金工具では切削前において数 μ 以下に加工することは困難であり、⁴⁻¹²⁾ また切削を開始するとこれらの刃先は鋭さを失い、一般工場において使用されている工具は平均26 μ の刃先丸味を持っていると言われている。⁴⁻¹³⁾ それに対し、単結晶からなるダイヤモンド工具では刃先丸味を0.1 μ 以下にすることは比較的容易であり、特殊な用途には0.015 μ 程度の鋭さを持つものさえ作られている。⁴⁻⁸⁾

従って一般のかなり大きな刃先丸味をもっている高速度鋼工具、超硬合金工具で金属を切削する場合には、工具に作用する切削力 F はすくい面上の力 R と刃先丸味付近に作用する力 F' に分けることができる。詳しく言えば F' は図4-12に示すような刃先円弧部および逃げ面摩耗部に作用する微小分力の合力である。この力 F' を益子は圧壊力と呼び、⁴⁻⁴⁾ Albrecht は Ploughing force と称している。⁴⁻⁵⁾ ここではこの力 P を刃先の特異部分に作用するという意味で刃先力と呼ぶことにする。

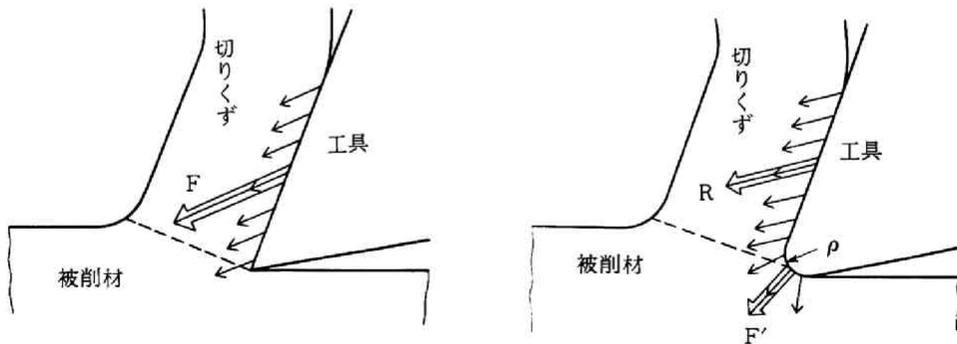


図4-12 鋭い刃先と丸味のある刃先に作用する切削力

* 津枝ら⁴⁻¹¹⁾の測定結果による。

この刃先力の大きさは本節で示すように、通常の切削においては全切削力のたかだか10%以下であるが、切削加工面の生成という観点からは非常に重大である。すなわち前節で述べたように加工面は主に刃先付近に生じる材料の破断と刃先丸味と逃げ面のバーニッシュ作用によって生成されるので、加工面性状は材料が刃先付近を通過する際に決定される。従ってこの刃先力を知ることは加工層と加工面の残留応力を解析するためには不可欠であるといえよう。

3.2 実験装置ならびに方法

1) 切削実験Ⅰ（刃先丸味、切込みの刃先力に及ぼす影響）

S45C鋼を刃先丸味の大きい工具で切削すると構成刃先が刃先に生成され、工具自体のもっている刃先丸味ではなく、生成する構成刃先のもつ丸味が切削力に影響を及ぼすので刃先丸味と切削力の関係を正確に求めることは困難である。故に刃先丸味の大きい工具で切削しても構成刃先の生じにくい四六黄銅を被削材として主に用いた。この黄銅は第3章温度分布の測定の際用いたものと同一の材料である。四六黄銅と比較して実験に用いたS45C鋼の化学成分および硬さを表4-2に示す。このS45C鋼は860℃で1時間ひずみとり焼鈍している。

表4-2 実験に使用した材料の組成および硬さ

成分% 材料	C	Si	Mn	S	P	Cu	Ni	Cr	硬さ Hv
S45C鋼	0.47	0.27	0.68	0.021	0.019	0.09	0.06	0.12	184

使用した工作機械は前記の大隈鉄工所製形削盤SS600型であり、工具は二次元切削のためすくい角10°、逃げ角8°の高速度鋼SKH-4の平刃バイトを用いた。工具の刃先丸味は#400ハンドラップおよび#2000ダイヤモンドペーストを用いて仕上げた。この刃先部を硬化性樹脂に埋込み、レプリカを作り、このレプリカの断面の顕微鏡写真から刃先丸味を測定した。

切削巾3mmと切削速度30m/minを一定とし、切込みを0.03から0.35mmまで種々変化させて切削を行ない、切削力を測定した。切削力は抵抗線歪計を用いた三分力測定用工具動力計を用いて測定した。

2) 切削実験Ⅱ（切削速度の刃先力に及ぼす影響）

切削速度が刃先力に及ぼす影響を調べるために切削速度を1.8, 10, 30, 50, 75, 100m/minに変化させてS45C鋼の二次元切削を行ない切削力を測定した。50m/min以下の場合には切削実験Ⅰと全く同様に行ない、75, 100m/minの場合は大隈LS型高速旋盤を用い、厚さ3mmの円板をクロスライドの前後送りにより二次元切削を行なった。

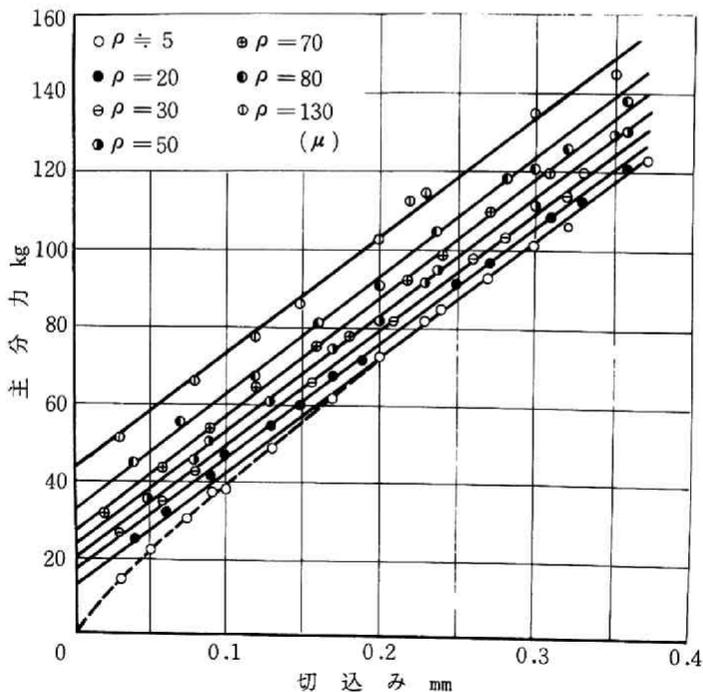
3) 切削実験Ⅲ (逃げ面摩耗の影響)

逃げ面摩耗が切削力に及ぼす影響を調べるためにS45C鋼を超硬工具P10種を用いて $150m/min$ で二次元切削した。この場合逃げ面摩耗は人工的に付けたものではなく、 $300m/min$ 前後の高速域で実際に切削を行なって短時間に発達させたものを用いたので、刃先丸味も逃げ面摩耗と同時に生じている。工具形状および切削条件は切削実験Ⅱと同様である。

3.3 実験結果ならびに考察

図4-13は刃先丸味 ρ をパラメータとして黄銅を $30m/min$ で切削した場合の切込みと切削力の関係を測定した結果を示したものである。(図4-13において $\rho \doteq 0$ は刃先を鋭く加工し、 $\rho = 5\mu$ 程度に仕上げた場合を示す。以下特に刃先丸味を問題にする時以外はすべてこのように記す。)図4-13において刃先丸味が増加すると背分力は著しく増加するが、主分力の増加の割合は比較的少ない。 $\rho \doteq 5\mu$ の場合、切込みが $0.15mm$ 以上の範囲では主分力、背分力ともに切込みの増加とともにほぼ直線的に増加している。しかし切込みが $0.15mm$ より小さい範囲では、切削力は切込みに対して直線的には増加せず、常に切込み $0.15mm$ 以上の範囲で決定される直線より低く測定され、原点を通る曲線となる。

そこでそれぞれの切込みにおいて、切削力の関係を示す曲線に接線が切込み零のところを通る切削力の



(a) 主分力

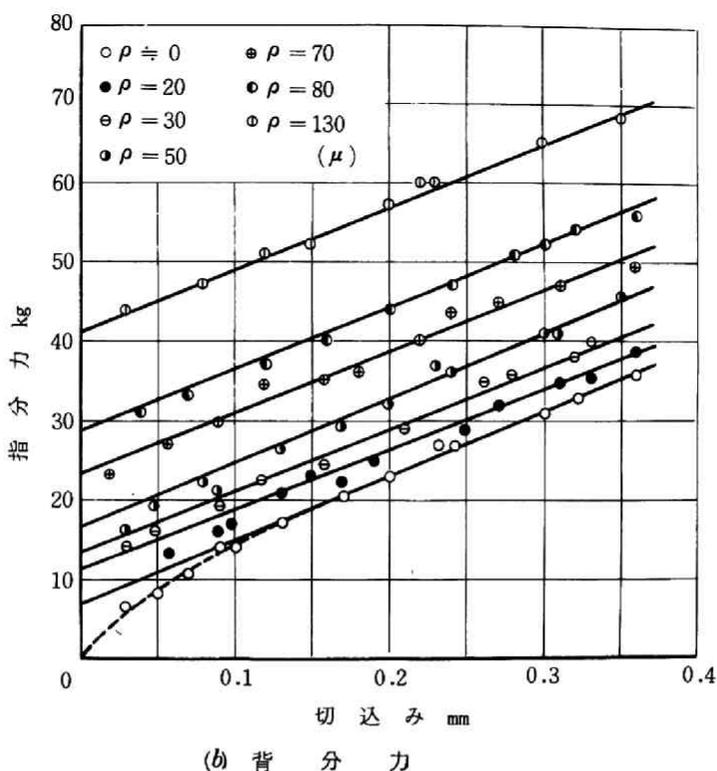


図4-13 刃先丸味(ρ)を変化させたときの切込みと切削力の関係

被削材：四六黄銅， 工具：高速度鋼SKH4

切削速度：30m/min， 切削幅：3mm

すくい角：10°， 逃げ角：8°

値をもってその切込みにおける刃先力の実験値とした*。これは刃先丸味の部分に作用する力，すなわち刃先力は切込みをわずか変化させても変化しないと考えられるからである。（以下の各章においても刃先力はこのように決定したものをを用いている。）

* 切込みが小さい範囲で測定された切削力が図4-13に見られるように曲線になる原因としては刃先力の他に，表面近傍では格子欠陥が移動しにくいので切込みが大きい場合に比べ比切削抵抗が大になるためであるとする説⁴⁻¹⁴⁾がある。たしかにこの様な原因のために生じる効果も多少はあるであろうが，図4-15から判るように刃先の極めて鋭いダイヤモンド工具では刃先力も非常に小さくこの効果はあまり認められない。故に本研究ではこの効果は無視している。

図4-14は図4-13から求めた切込みと刃先力の関係を示したものである。刃先が鋭い場合は、切込みが0.15 mm 以上では刃先力は一定となるが、切込みが0.15 mm 以下では切込みとともに増加している。参考のため田中らが刃先が非常に鋭いダイヤモンド工具で切削した場合の切込みと切削力の関係を調べた結果⁴⁻¹⁵⁾を図4-15に示す。ダイヤモンド工具の場合は、刃先力は極めて小さくほぼ零に近いが、高速度工具の場合はかなりの刃先力が存在する。

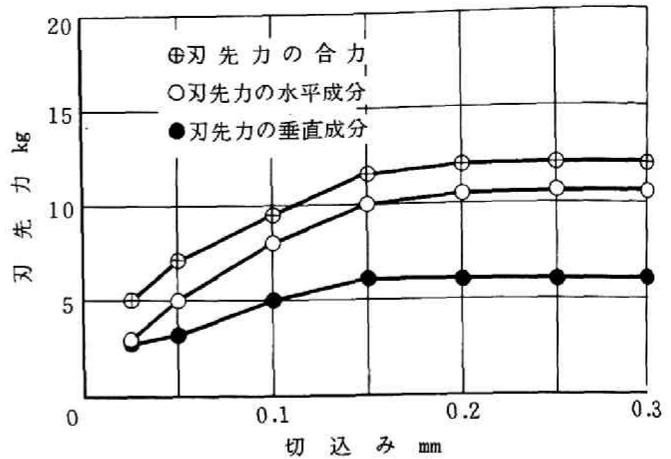


図4-14 切込みと刃先力の関係

被削材：四六黄銅， 工具：高速度鋼SKH4
 切削速度：30m/min, 切削幅：3 mm
 すくい角：10°, 逃げ角：8°, 刃先丸味：5 μ

図4-16は図4-13から求めた切込み0.2 mmのときの刃先丸味と刃先力の関係を示したものである。刃先丸味が70 μ以上になると刃先力は急激に大になっている。これは刃先丸味が50 μ以下の場合は側方へのかえりが比較的小さかったのに対し、70 μ以上では非常に大きなかえりが生成されたのが原因ではないかと思われる。刃先丸味が50 μ以下の工具で、切込み0.2 mm 以上で切削した場合に生じる刃先力は、切込みに関係なく一定とみなすことができるが、これを刃先丸味 ρ (μ) に関する実験式で表わすと、切削巾1 mm 当り

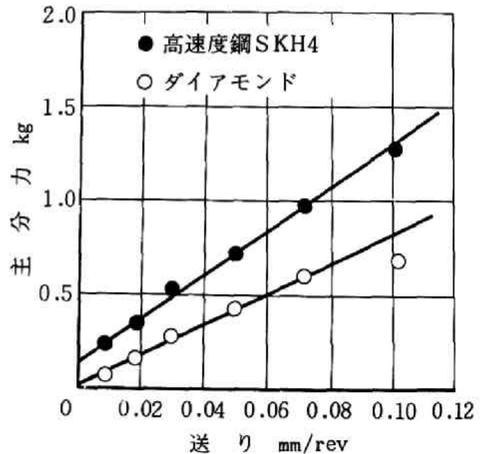


図4-15 各種工具による切削力の比較 (田中ほか)

被削材：快速黄銅， 切削速度：150m/min
 工具形状：(0, 0, 7, 7, 45, 45, 0.4)
 切込み：0.1 mm

$$\text{水平成分 } F_h = 2.1\rho^{0.34} \text{ (kg)}$$

$$\text{垂直成分 } P_v = 0.9\rho^{0.49} \text{ (kg)}$$

となる。垂直成分の方が増加の割合が大きいため、刃先丸味が大きくなると刃先力の作用する方向（以下垂直方向と刃先力のなす角を刃先力の作用角と呼ぶ）は加工面に対し垂直な方向へ変化する。

刃先丸味や切込みによって刃先力が変化するのは次のような原因によるものと考えられる。すなわち切りくずと加工面との分離が一種の破壊現象である以上、分離点の応力は常に破断応力に達しているわけであり、それと同時に分離点近傍の被削材は、かなりの領域にわたって降上点以上の応力に達していることになる。このような降上点以上の応力つまり塑性流動応力に達する領域は、分離点近傍の応力集中度によって変化する。すなわち分離点における破断応力は材料に応じて一定であるとすれば、応力集中度が大なるほど塑性変形域は小さくなり、刃先力も小さくなるということが出来る。これにともない塑性変形領域が仕上面下にもわたる領域、つまり加工層も小さくなることが予測できる。

また一般に材料の延性は材料の種類、変形、速度あるいは温度によって変化するが、等方応力も材料の延性に対して影響を与えることが知られている。⁴⁻¹⁶⁾すなわち材料の延性は三主応力の平均値 $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3$ が負側に大きくなるほど大となり、正側に大になるほど低下すると言われている。切込みが大になると切りくずの流出が困難になって、切削点近傍の等方応力が負側に大になり、材料の延性が増加し、破断に至らしめるためにはより大きな力が必要になる。故に切込みが大になると刃先力が増加すると考えられる。

図4-17は切削速度をパラメータとしたときの切込みと切削力の関係を示したものである。同一の切込みにおいて、主分力は切削速度が大になると減少するが、刃先力の水平成分はほとんど変化しない。一方同一の切込みにおいて背分力は切削速度が大になると減少するが、刃先力の垂直成分も低速域では減少している。ただしここでは切込み0.2 mm (あるいはそれ以上) のときの刃先力を論じている。

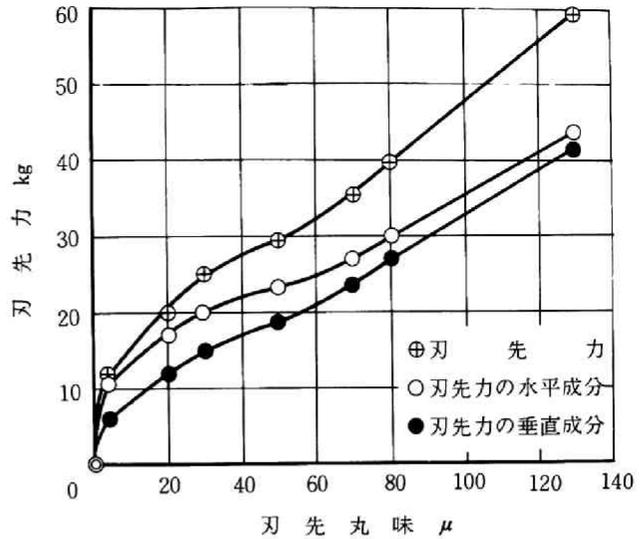
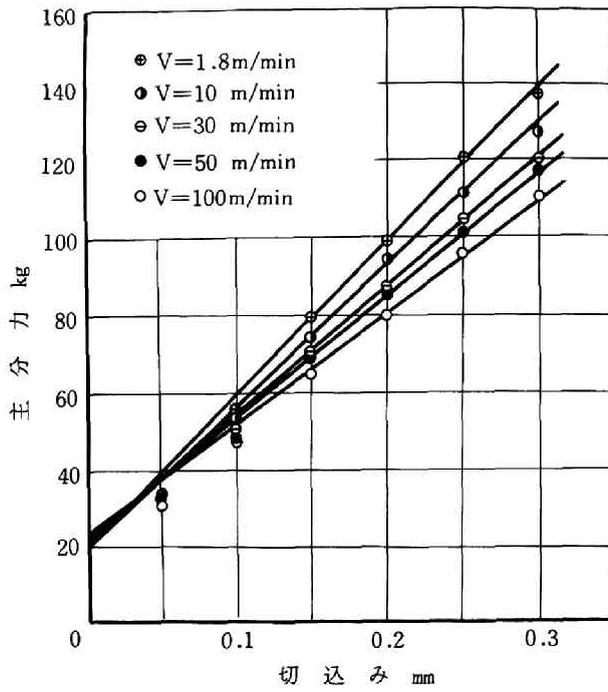
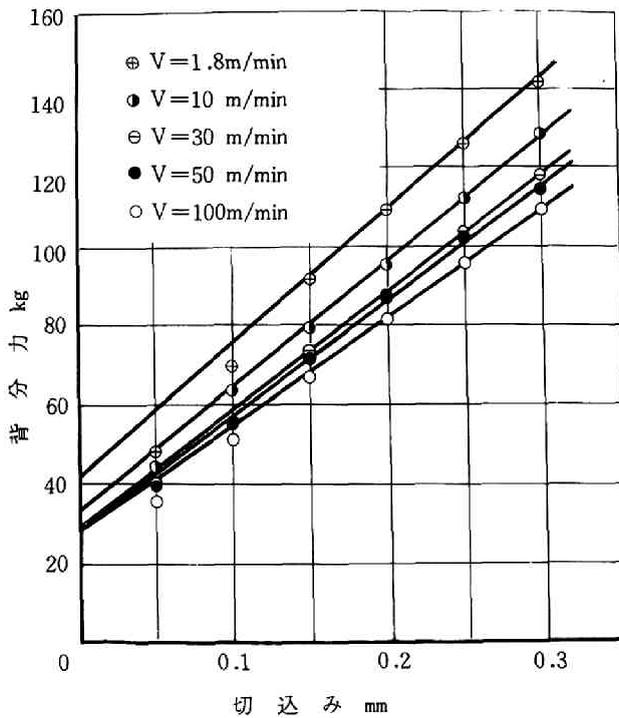


図4-16 刃先丸味と刃先力の関係

切削条件は図4-13と同じ
ただし、切込み：0.2 mm



(a) 主分力



(b) 背分力

被削材: S45C鋼

工具: SKH4種, P10種

切削幅: 3mm

すくい角: 30°

逃げ角: 8°

図4-17 切削速度(V)を変化させたときの切込みと切削力の関係

図4-17を書き換え、各切削速度における切込み0.2 mmのときの刃先力の大きさを示したものが図4-18である。図4-18において刃先力の大きさは速度によって大きな変化はないが、その方向は高速になるほど水平に近くなることわかる。ただしこのような変化は低速域ではかなり顕著に現われるが、高速域ではあまり変化していない。

工具被削材熱電対法による切削温度の測定を図4-18と同じ切削比の測定と切削条件の下で行な

ったが、その結果を刃先力の作用角とともに図4-19に示す。第2章の有限要素法による解析において示したと同様に図4-19においても高速になると仮想的なせん断角が大になり、(=切削比が小になる)同時にせん断領域が狭くなっているはずであるから、このため切りくずと加工面とを分離させる変形が表層部に集中して、刃先力の作用する方向が変化するものと解釈される。

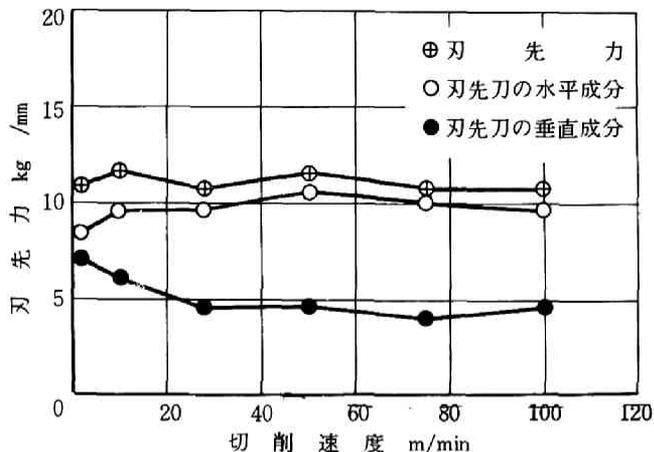


図4-18 切削速度と刃先力の関係

切削条件は図4-17と同じ
ただし、切込み：0.2 mm

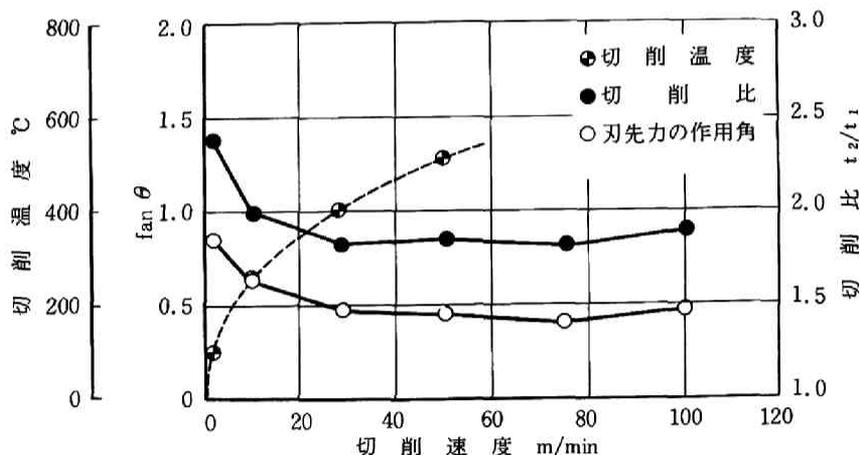


図4-19 切削速度が変化したときの切削温度、切削比および刃先力の作用角

切削条件 図4-17に同じ。ただし、切削温度の測定の際には工具として超硬P10種を使用

工具摩耗が大になると、刃先丸味の他に逃げ面摩耗部に作用する力が無視できない大きさになるはずである。図4-20はS45C鋼を 150 m/min で二次元切削したときの逃げ面摩耗巾をパラメータとした切込みと切削力の関係を示したものである。この場合先に述べたように、逃げ面摩耗は人工的に付けたものでないので、刃先丸味も逃げ面摩耗と同時に増加している。先に刃先力を求めた方法と同様の方法で図4-20から(逃げ面に作用する力+刃先力)を定め、逃げ面摩耗幅との関係を示したのが図4-21である。逃げ面に作用する垂直方向の分力は摩耗の進行とともに著しく大になっていることがわかる。刃先および逃げ面に作用する力を除いた切削力から単一せん断面理論に基づいて、せん断面とすくい面に作用する力を求め、これに移動速度を乗ずることによって各面で消費される仕事を求めると、例えば逃げ面摩耗 V_B が 0.1 mm 生じた工具を用いて、切込み 0.2 mm でS45C鋼を二次元切削した場合には単位時間あたり

せん断面において 94 kg m/sec

すくい面において 48 kg m/sec

刃先および逃げ面において 38 kg m/sec

となり、刃先および逃げ面において消費される仕事は全体の21%程度となることがわかる。

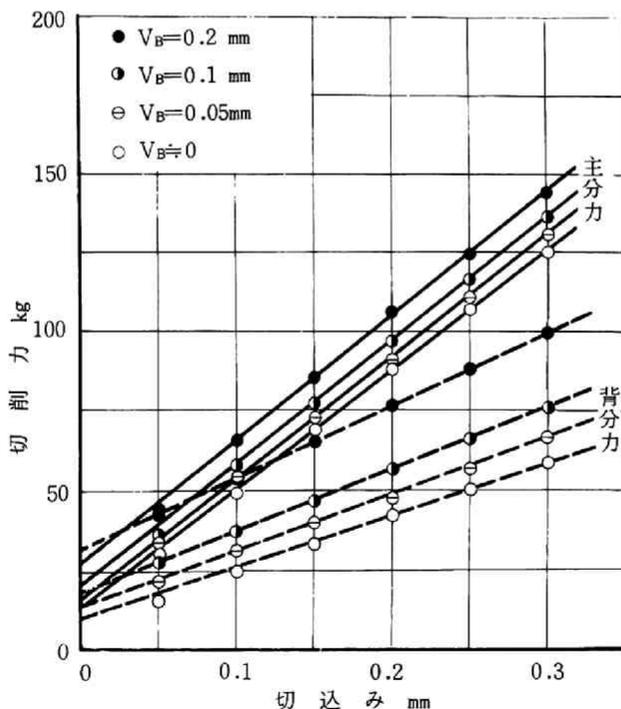


図4-20 逃げ面摩耗幅(V_B)をパラメータとしたときの切込みと切削力の関係

被削材: S45C鋼, 工具: 超硬P10

切削速度: 150 m/min , 切削幅: 3 mm

すくい角: -5° , 逃げ角: 5°

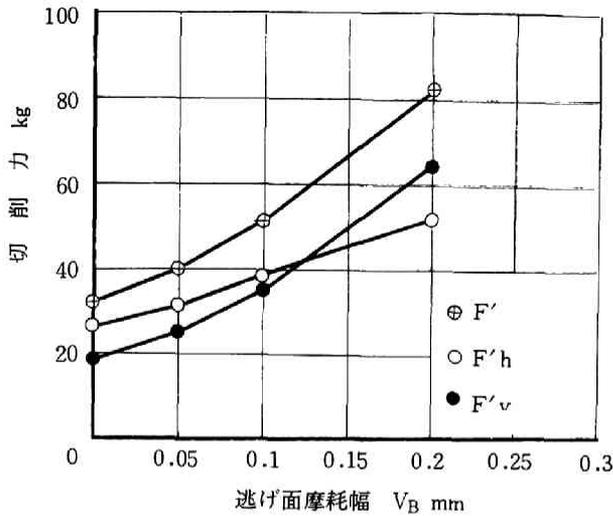


図4-21 逃げ面摩耗と逃げ面に作用する力 (F') の関係
 切削条件 図4-20に同じ ただし、切込み：0.2mm

第4節 結 論

切削実験を行なって、切削時の材料の変形と切削力を測定し、切削加工面の生成機構と刃先力について考察した。その結果次の結論が得られた。

- (1) 切削現象は刃先における材料の破断を伴うせん断過程であり、切削加工面は基本的には刃先における材料の破断とそれに続く刃先丸味と逃げ面のバーニッシュ作用によって形成される。
- (2) 切りくずと加工面との分離の形態には、i) 延性破断、ii) 大きなクラックによる分離、iii) 構成刃先による分離の三つの型が存在する。
- (3) 提唱した切削モデルに従って切削仕事の分析を行ない、全切削工作中に占める加工面の生成に費される刃先仕事の割合を試算したところ、工具摩耗が小さい切削状態ではこの割合は10%以下となった。
- (4) 通常の切削工具の刃先には5~30 μ 程度の刃先丸味が存在し、この刃先の特異部分に作用する刃先力が加工面の生成過程に大きな影響を与えている。
- (5) 刃先丸味が増加すると刃先力は大きくなり刃先力の作用角が小くなる。これは刃先における応力集中が低下することと、分離点に実質的なすくい角が負になり等方応力が大になるためと考えられる。

(6) 切削速度が大になると刃先力の大きさは変わらないが、刃先力の作用角は大になる。

(7) 逃げ面摩耗が発達すると、摩耗部に作用する力が大きくなり、作用する力の方向は垂直方向に近づく。逃げ面摩耗部で消費される仕事を含む刃先力のなす仕事は、かなりの割合を占めるようになり、 $V_B = 0.1 \text{ mm}$ のときには21%と試算された。

第 5 章 加工層と残留応力

第 1 節 緒 論

金属材料を機械加工すると加工表層部に一般の内部の素地とは種々の性質を異にする加工層が生成される。加工層内における材料の変形は塑性的であるために表層部は加工硬化を受ける。また加工後、材料内部に残留応力と呼ばれる内力が生じる。この加工硬化層や残留応力の存在が材料の使用特性例えば疲労強度、耐摩耗性などに対して種々の影響を与えたり、製品の寸法精度を害することが知られている。⁵⁻¹⁾ また加工によって発生する残留応力は表面から内部へ急激に変化する場合が多く、一方各種の機械構造物や機械要素などに負荷が加わる時の最大応力は表面に生じることが多いので、加工によって生じた表層部の残留応力を知ることは特に重要である。

従って残留応力に関する研究もかなり行なわれているが、残留応力の発生機構、予知などに関する理論的研究は非常に少なく、⁵⁻²⁾ 大部分は種々の加工法、加工条件によって発生した残留応力を測定するにとどまっている。⁵⁻³⁾ 後述するように加工層と残留応力は刃先の微小部分によって作られる現象であるから、刃先の形状たとえば刃先丸味、逃げ面摩耗、刃先の損傷などを正確にチェックしないと、ある作業条件を変化させたときに生じた残留応力の変化が、その作業条件によって変化したのか、刃先の形状が変化したため生じたのか確言することができない。故に本章では解析に便利な二次元切削について実験を行ない、比較のためにもみ三次元切削を行なった。

切削加工によって生じる残留応力は大別すると

- 1) 機械的效果によるもの
- 2) 熱的效果によるもの
 - i) 熱応力によるもの
 - ii) 組織の相変態に基づく体積変化によるもの

に分けられる。このうち 2 - ii) は特殊な場合を除いて切削加工の際にはほとんど生じないものと思われる。すなわち、第 3 章図 3 - 16 の温度分布で示した様に刃先付近の材料の温度上昇はすくい面の温度上昇よりもはるかに少なく、 200 m/min の切削速度で S45C 鋼を二次元切削した場合は刃先温度は 630°C 程度である。この温度は通常組織のオーステナイト変態温度(例えば 0.45%炭素鋼では 820°C 前後)より低い。また逃げ面摩耗が非常に大きい工具で切削したときは極めて短時間変態温度よりも高温になる可能性が考えられるが、高温度の保持時間が短いのでほとんど組織変化はないものと考えられる。

故に 1) および 2 - i) について検討を加えることとし、1) 機械的效果によって生じる残留応力については第 4 章で求めた刃先力を負荷として用いて、2 - i) 熱応力によって生じる残留応力については第

2章で求めた温度分布を負荷として用いて有限要素法によって解析した。また以上の理論計算を確める目的で鋸の二次元切削を行ない。加工面の残留応力をX線によって測定した。

第2節 加工層

2.1 実験装置および方法

本節では加工層に及ぼす切削条件の影響を検討しているが、使用工作機械、被削材、切削条件などは第4章第3節刃先力の測定の場合と全く同一である。

加工層の評価を行なう場合、問題とする性質によって加工層の評価値に多少の差異を生じる。⁵⁻⁴⁾ しかしながらいかなる性質を対象とするにしてもそれらの間には密接な関係があると見てさしつかえない。そこで本研究では加工層に対する検討を塑性変形という観点から行なうことにし、次の様な二通りの評価法を用いた。

(a) 流動層

切削加工面では加工面に垂直で切削方向に平行な断面をとり、この部分の組織を腐蝕すると流動模様が観察される。この流動層の深さを測定することによって、加工層の規模を比較することができる。切削部断面を研磨するときには端部のダレを防ぐため加工表面をあらかじめニッケルメッキした後、硬化性樹脂で被覆しておいた。この流動模様が観察される部分を流動層と呼ぶことにする。

(b) 硬化層

加工面表層部は加工を受けて硬化しており、その硬化の程度は一般に表面で最も大で内部へ入るに従って小さくなり、ある深さ以上になると素地の硬さに一致する。従って加工面に垂直な断面をとり、その断面上における微小硬さを測定することによって加工硬化している層の深さを知ることができる。この硬化している層の部分を硬化層と呼ぶことにする。

2.2 実験結果ならびに考察

黄銅を 30 m/min で二次元切削した場合の流動層厚さに対する刃先丸味の影響を図5-1に示す。流動層深さは刃先丸味の増加とともにほぼ直線的に増加している。図5-2は黄銅とS45C鋼を二次元切削した場合の加工層深さに対する切込みの影響を示したものである。切込みが大になるほど加工層深さは漸増するが、切込みが 0.2 mm 以上ではあまり増加しない。

刃先丸味によって決定される刃先力(図4-13)に対して流動層深さをプロットすると図5-3のようになる。図5-3において黒丸で示した点は刃先の鋭い同一の工具で切削した場合について切込みを変化した時の刃先力と流動層深さの関係をプロットしたものである。図5-3から刃先力と流動層深さとが極めて密接な関係を持っていることがわかる。

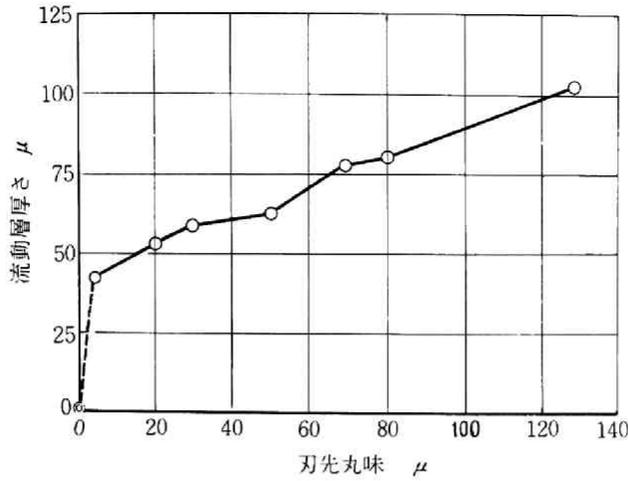


図5-1 刃先丸味と流動層厚さの関係

被削材：四六黄銅， 工具：高速度鋼SKH4
 切削速度：30m/min， 切削幅：3mm
 切込み：0.2mm， すくい角：10°
 逃げ角：8°，
 (◎ダイヤモンド工具)

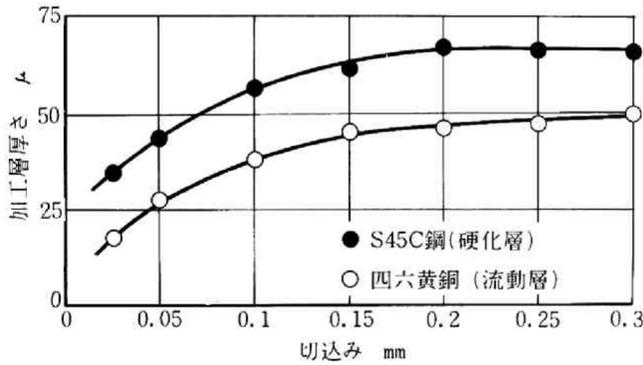


図5-2 切込みと加工層厚さの関係

切削条件

四六黄銅：図5-1と同じ ただし $\rho \doteq 0$

S45C鋼 切削速度：30m/min， 切削幅：3mm

すくい角：30°， 逃げ角：8°

工具：高速度鋼SKH4，

刃先丸味： $\rho \doteq 0$

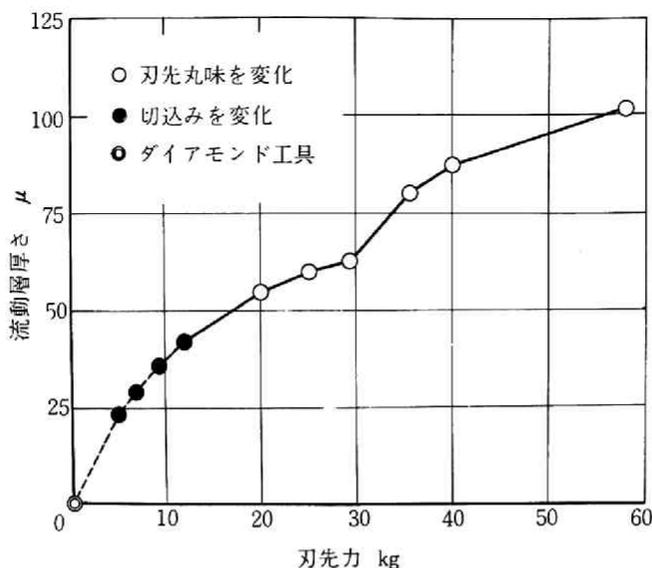


図 5-3 刃先力と流動層厚さの関係

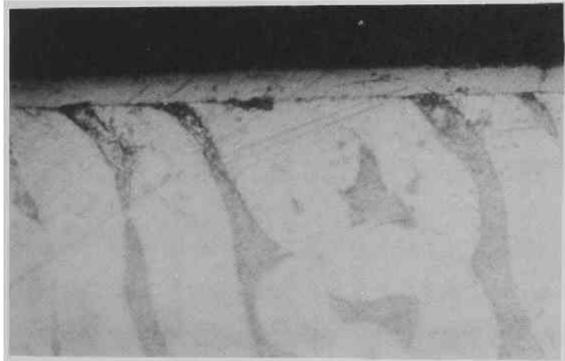
切削条件 図 5-1 と 図 5-2 (黄銅)
に同じ

ダイヤモンド工具で黄銅を切削した場合、刃先力が非常に小さいことを図 4-15 に示したが、加工層深さも図 5-4 (a) に示すように非常に小さく 1μ 以下の流動層しか存在しない。しかし図 4-6 に見るように表面はバーニッシュ作用を受けており、わずかではあるが加工層が存在している。一方刃先の鋭い超硬工具を用いて同一の切削条件の下で切削した場合には図 5-4 (b) に示すような 20μ 程度の流動層が存在している。図 5-1 および図 5-3 に示した◎印はダイヤモンド工具で切削したときの流動層深さを参考のためにプロットしたものである。

切削速度が大になると図 5-5 に見るように硬化層深さは減少する。加工層の硬さ分布も切削速度によって非常に異っている。すなわち低速切削の場合は図 5-6 (a) に見るように硬さは表面から緩やかに減少しているが、高速切削の場合は同図 (b) に見るように硬さは表層で著しく変化している。これらは第 4 章で述べたように高速になると切削機構が変化し、刃先丸味部分に作用する刃先力が変化し、その作用角が大になるためと考えられる。



(a) ダイヤモンド工具



(b) 超硬工具

図 5 - 4 四六黄銅を切削したときの加工層

切削速度： 20 m/min ，切込み： 0.05 mm

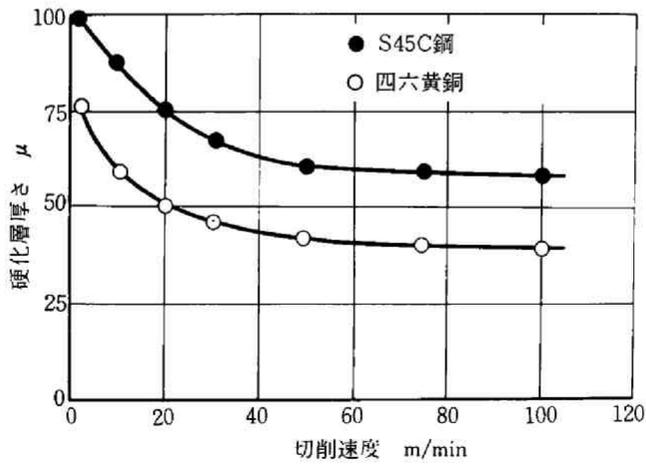
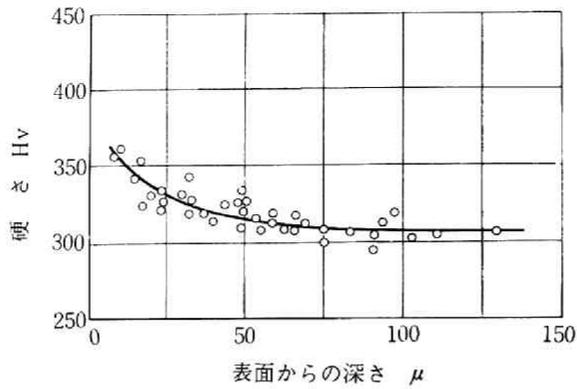


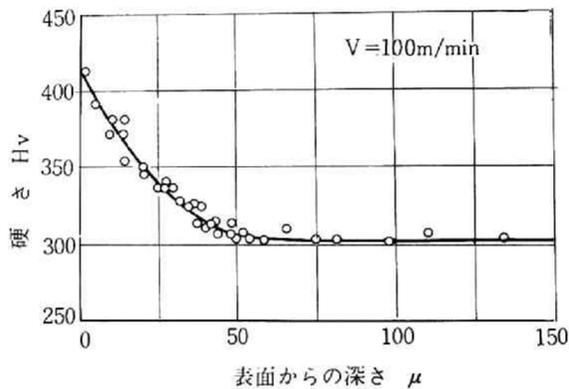
図 5 - 5 切削速度と硬化層深さの関係

切削条件：図 5 - 2 に同じ

ただし，切込み： 0.2 mm



(a) 切削速度 1.8 m/min



(b) 切削速度 100 m/min

図5-6 切削速度が変化したときの表面層の硬さ分布の変化

被削材: S45C, 工具: SKH4

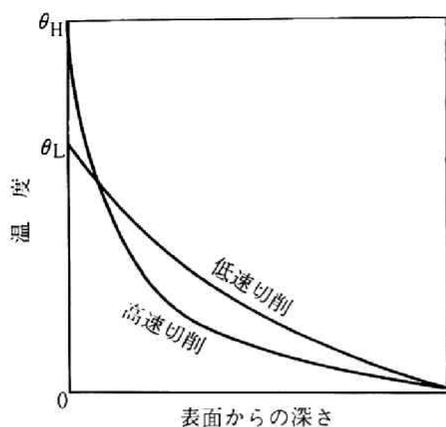
すくい角: 30° , 逃げ角: 8°

切削幅: 3 mm, 切込み: 0.2 mm

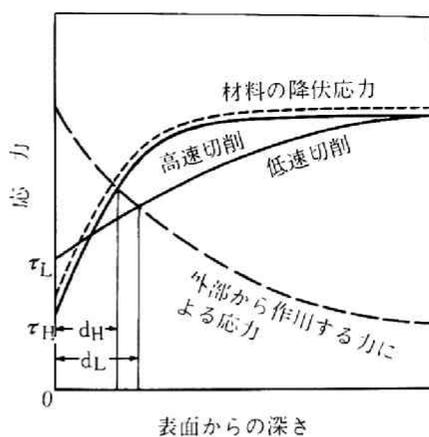
硬さ試験: マイクロヴィカース 25g

熱的状态が加工層に与える影響を考察すると次の様になる。すなわち第3章で示したように工具摩耗が小さい場合は、高速切削のときは低速切削のときよりも表層部では高温であるが、内部では低温になる。

(図5-7(a)) ひずみ速度の影響を無視すれば、この温度分布に対応して被削材の降伏応力は同図(b)のように変化する。一方外力の作用に伴う被削材内の応力分布は切削速度により変化しないとすれば図5-7(b)に破線で示した形をとる。塑性変形を生じるのは外力の作用に伴う応力が被削材の降伏応力以上となった部分であるから、加工層厚さは図5-7(b)の d_H および d_L で表わされる。このように高速にな



(a) 刃先通過時の被削材内部の温度分布



(b) 刃先通過時の被削材内部の強度分布、応力分布

図5-7 熱的状态が加工層深さに与える影響

れば、熱的效果によっても加工層深さは小さくなる。さらにひずみ速度の影響を考えると同図において短い破線で示したように降伏応力が大になると考えられるからさらに加工層深さは小さくなる。

このように高速になると加工層深さが小になることが定性的には説明できるが、定量的には図5-5に示したように温度上昇の比較的小さい（=温度上昇による降伏応力の減少の差の小さい） 10 m/min 以下で加工層深さが急激に変化し、温度上昇の大きい切削速度域で加工層深さの変化が小さいことから見て、温度分布が直接に加工層深さに与える影響はあまり大きくないといえよう。量的にはるかに大きな影響を与えているのは先に述べた切削機構の変化であろう。

図5-8はS45C鋼を 1.8 m/min で二次元切削したときの逃げ面摩耗が硬化層深さに及ぼす影響を調べたものである。逃げ面摩耗幅が大になると硬化層厚さは大になっている。

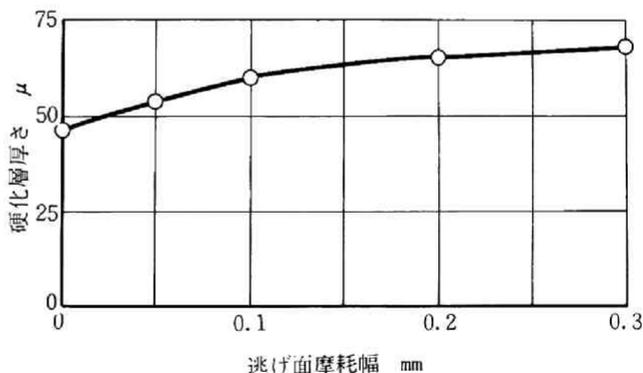


図5-8 逃げ面摩耗幅と硬化層厚さの関係

被削材: S45C鋼, 工具: 超硬P10種
 切削幅: 3 mm , 切込み: 0.2 mm
 すくい角: -5° , 逃げ角: 5°
 切削速度: 150 m/min

第3節 有限要素法による残留応力の解析

3.1 解析に用いた仮定

残留応力の解析は有限要素法によって行なったが、計算にあたり次の仮定を行なった。

1) 被削材内部すなわち一次塑性変形の進行する部分および切りくずの部分に生じる応力分布あるいは熱応力は、いずれも仕上面の残留応力に直接には大きな影響を与えないと思われるので、それらの部分を除外して平板状の試験片と考える。(図5-9参照)

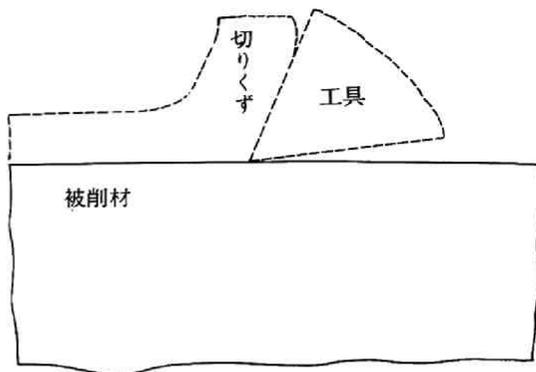


図5-9 残留応力の解析の際考慮した領域(実線内)と無視した領域(破線内)

2) 材料は平面ひずみ状態にある。

3) 材料は降伏点を過ぎた後は直線的 $\sigma - \epsilon$ 関係に従って加工硬化する。

4) 温度による材料の機械的性質や物理的性質の変化はないものとする。

5) 荷重分布あるいは温度分布はいずれも一定の分布状態を保ったまま絶対値のみが比例して増加する。

3.2 熱応力および残留応力の計算法

有限要素法を用いて応力解析を行なう方法は、第2章で述べたのでここでは省略し、熱応力および残留応力を求める基礎的な考え方と手法を示すことにする。

材料が平面ひずみ状態にあるとき、熱膨脹によって生じるひずみ $\{\epsilon_0\}$ は

$$\{\epsilon_0\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = (1 + \nu) \begin{Bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5-1)$$

で表わされる。ここで α : 線膨脹係数, T : 材料の温度

式(5-1)を式(2-2)へ代入すると、

$$\{f_0\} = \int_{V_0} [A^{-1}]^t [B]^t [D] \{\epsilon_0\} dV_0 \quad (5-2)$$

となる。

降伏状態に達した要素がある場合の応力解析は第2章(28頁)で述べた手法によって行なった。

このようにして最終の荷重分布(温度分布)状態に達したときの応力状態

$$\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \tau_{xyp} \quad (5-3)$$

を計算することができる。

次に荷重分布（温度分布）を取り除くと、弾性的な除荷が生じるが、この弾性除荷応力

$$\sigma_{xe}, \sigma_{ye}, \tau_{xye} \quad (5-4)$$

は第一回目の弾性的な負荷と同様の手法で計算する。式(5-3)から式(5-4)を減じたものが要素の残留応力 σ_x'' , σ_y'' , τ_{xy}'' となる。すなわち

$$\sigma_x'' = \sigma_{xp} - \sigma_{xe}, \quad \sigma_y'' = \sigma_{yp} - \sigma_{ye}, \quad \tau_{xy}'' = \tau_{xyp} - \tau_{xye} \quad (5-5)$$

式(5-5)で求まる残留応力は静止している材料に負荷を加えたときに生じる残留応力である。次に材料と工具とが相対移動を行なう場合を考える。ただし解析の都合上、移動は断続的に行なわれると仮定している。たとえば荷重分布が移動する場合には次の様な方法で計算した。

1) まず荷重分布が図5-10のAの位置に存在する場合を考え、この荷重分布が除荷されたとき材料内部に生じる残留応力を前述の手法で計算する。

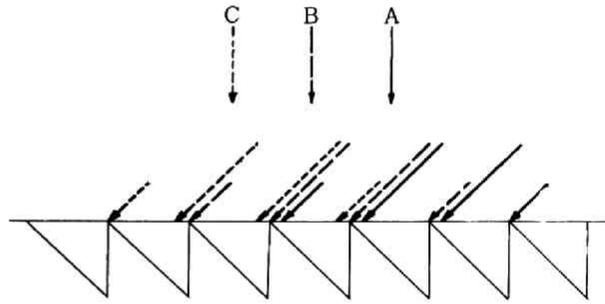


図5-10 負荷の移動

2) 次にこの荷重分布が一要素の距離だけ断続的に前進し、Bの位置に存在する場合を考え、この荷重分布による変形を計算し、荷重が除

荷されたときに生じる残留応力を同様の方法で計算する。この時1)の結果残った応力を予応力として考慮する。

3) さらに荷重分布がCの位置へ移動した場合について2)を繰り返す。この移動を数回繰り返して残った残留応力の値がほぼ一定になるまで、A・B・C…と荷重分布の位置を進めて計算を続ける。

残留応力の計算に用いたプログラムの概要を図5-11に示す。

切削実験あるいは理論計算によって被削材内部の応力分布と温度分布を知れば上述した手法により加工表面層部に残る残留応力を近似的に解析することが可能である。ただし切削加工の際には熱応力のみによって生じる残留応力というものも存在せず、必ず機械的效果によって生じる残留応力と同時に生成されるので、厳密には両方を同時に考慮して解析する必要がある。故に3.3.1では機械的效果のみによって生じる残留応力を3.3.2では熱応力のみによって生じる残留応力を3.3.3では機械的效果と熱応力とが同時に作用する場合の残留応力について検討している。

本研究では残留応力を σ_x'' のように''を付けて表わすことにする。

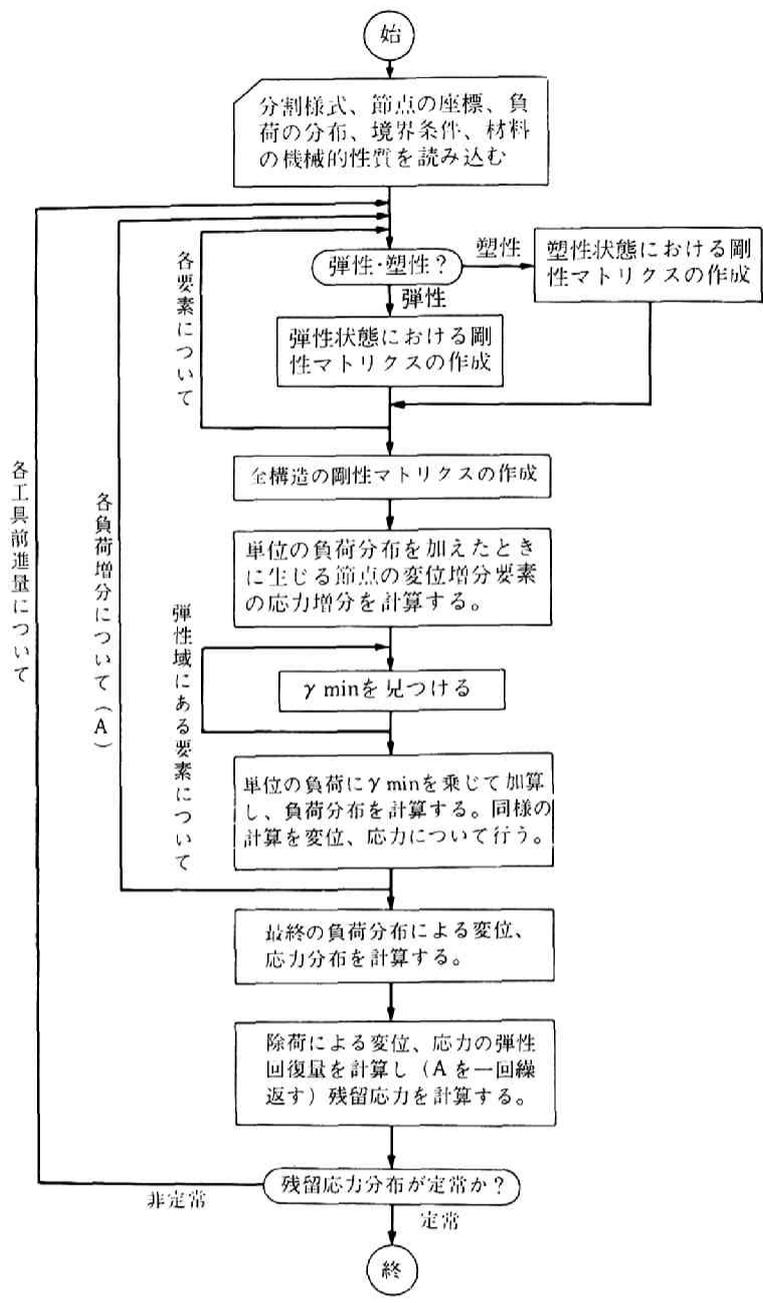


図5-11 残留応力計算のフローチャートの概要

3.3 解析結果ならびに考察

3.3.1 機械的效果によって生じる残留応力

第1章および第2章で検討したように切削点近傍における応力分布は極めて複雑であるが、加工層や残留応力を解析する場合は近似的に刃先付近に作用する刃先力が及ぼす影響のみを考察することにする。すなわち切削中に見られる塑性域が図5-12(a)のように刃先のはるか前方で最深部を持ち、この付近で切削予定面にある材料に生じる変形が最も大きい場合は刃先力だけでなく全切削力を考慮すべきであるが、図5-12(b)のように刃先付近で最深部を持ち、切削予定面にある材料の変形するとき、あるいはたとえ図5-12(a)のような塑性域が生じても刃先付近での変形が最大であればこの仮定は許されるであろう。切削の急停止を行なって得られた断面写真ではすくい角が非常に小さいときとか、軟金属を切削した場合を除き図5-12(a)のようなケースはまれであった。

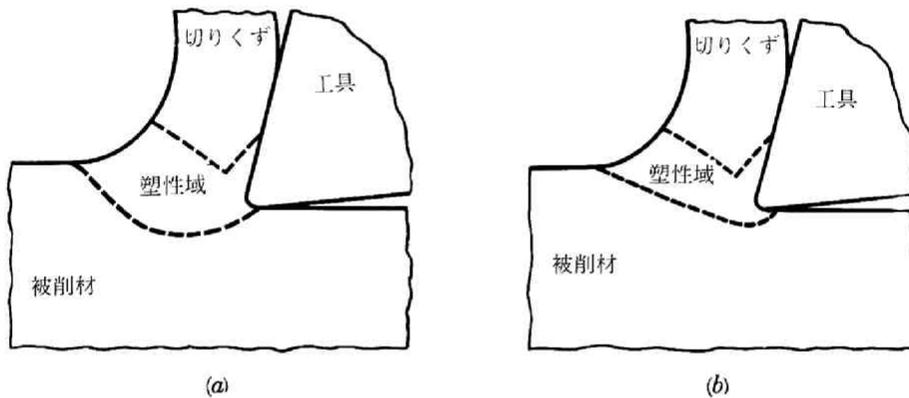


図5-12 切削時に生じる塑性域の型

解析にあたっては図5-13に示すように単位厚さの構造用炭素鋼S45C（長さ0.462mm、高さ0.2mm）の二次元領域を想定し、これを一辺が0.033mmの直角二等辺三角形の要素168個（節点数105）に分割した。この領域の下端は固定されているものとした。

一例としてこの領域に9kgの荷重（これは第4章で切削実験により測定した切刃1mm当りの刃先力である。）が切削方向と45°の角度を持って作用しながら移動した場合に生じる残留応力を解析する。荷重（刃先力）の分布状態は実験によって正確に測定することができなかったため、図5-13に示すような分布を仮定して解析を行なった。

計算に使用したS45C鋼の機械的性質は次の通りである。

弾性係数 E : 21000 kg/mm², 加工硬化係数 H' : 210 kg/mm², 降伏応力 σ_0 : 50 kg/mm²
ポアソン比 ν : 0.3

これらの値を用い図5-11のプログラムに従って計算結果を次に示す。工具と材料が相対移動しない場合の材料内部の応力分布は図5-14(a)のようになるのに対し、相対移動する場合は図5-14(b)のよう

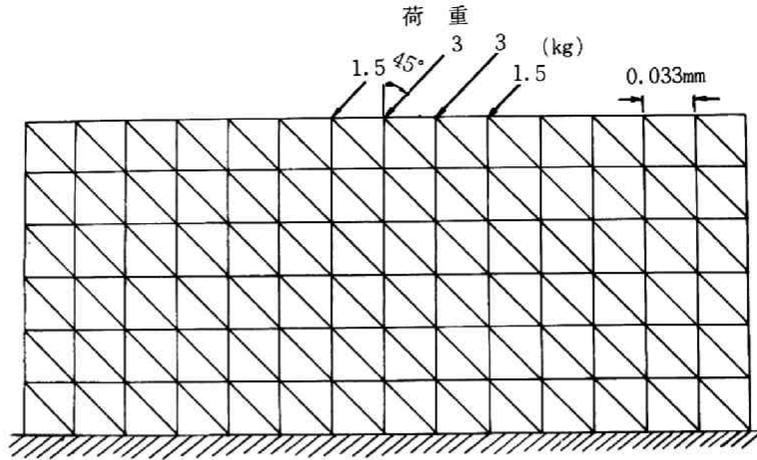


図5-13 機械的効果によって生じる残留応力を解析する際に用いた領域の分割様式

節点：105， 要素：168

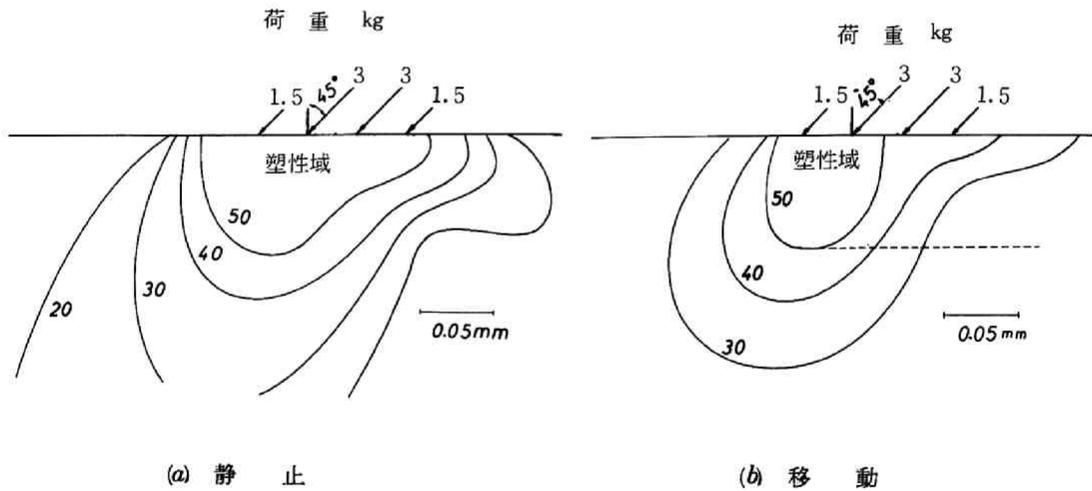


図5-14 半無限平面に 9 kg/mm の荷重が表面に作用したときの相当応力の分布 ($\bar{\sigma}$, kg/mm^2)

になる。図5-14(b)の破線で示した深さまで塑性変形が生じているので、これが加工層深さである。また荷重が移動する場合は静止している場合に比べて塑性域が狭まるが、これは塑性域の後半で著しい。

この時生じた加工面の残留応力の表面から深さ方向への分布を図5-15に示す。切削方向の残留応力 σ_x'' は表層部で 5 kg/mm^2 の引張応力を示すが、内部では小さな圧縮応力を示している。送り方向の残留応力 σ_z'' は表層部では 8 kg/mm^2 の圧縮を示し、深くなるに従い漸減している。垂直方向の残留応力 σ_y'' は非常に小さく、ほぼ零に等しかった。せん断残留応力 τ_{xy}'' は表層部で 10 kg/mm^2 の

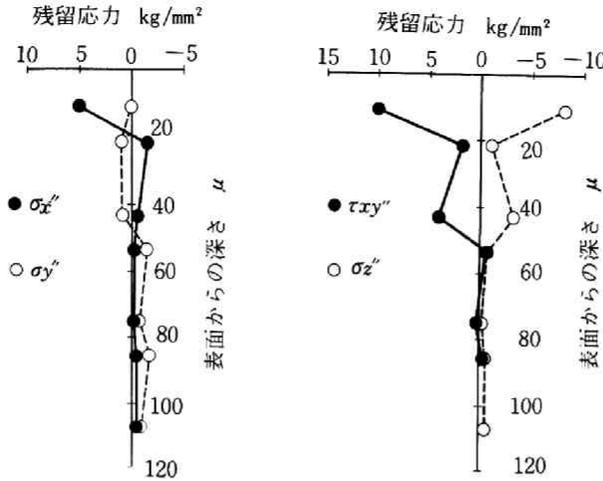


図5-15 加工面に生じた残留応力の分布

条件：図5-14に同じ

正の値を示し、内部へ入るに従って減少している。

図5-16は大きさ9 kgの荷重が作用した場合に生じる残留応力を作用角 θ が 0° から 75° まで変化した場合について計算した結果を示したものである。図5-16(a)は作用角 θ が変化したときの切削方向残留応力 σ_x'' の深さ方向の分布を示している。作用角 θ が大きいときは σ_x'' は表層部にかなり大きい引張応力が生じており、内部には小さな圧縮応力が生じている。しかし作用角 θ が小になると表層部の引張残留応力は小さくなり、 $\theta = 15^\circ, 0^\circ$ のときは表層部にも圧縮の残留応力が生じている。

図5-16(b)は最表層にある要素の残留応力と作用角 θ の関係を示したものである。送り方向の残留応力 σ_z'' は常に圧縮応力であり、 $\theta = 45^\circ$ 付近で最大になっているが、 θ が変化しても σ_z'' の変化は少

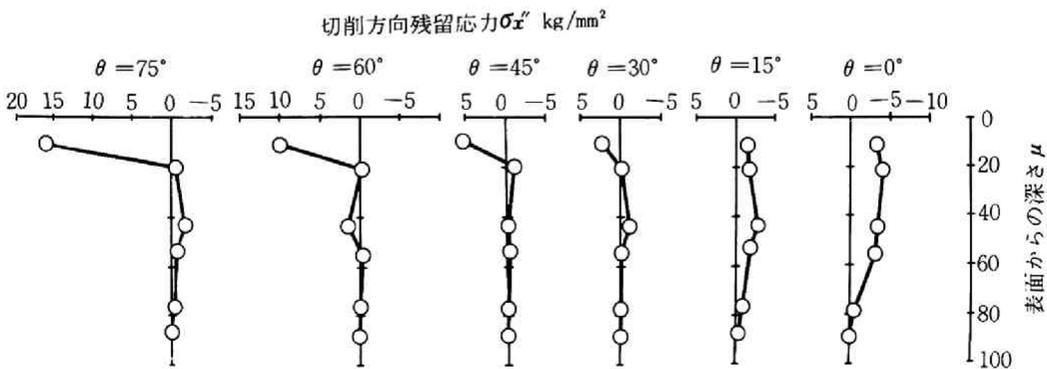


図5-16(a) 荷重の作用角が変化したときの切削方向残留応力 σ_x'' の変化

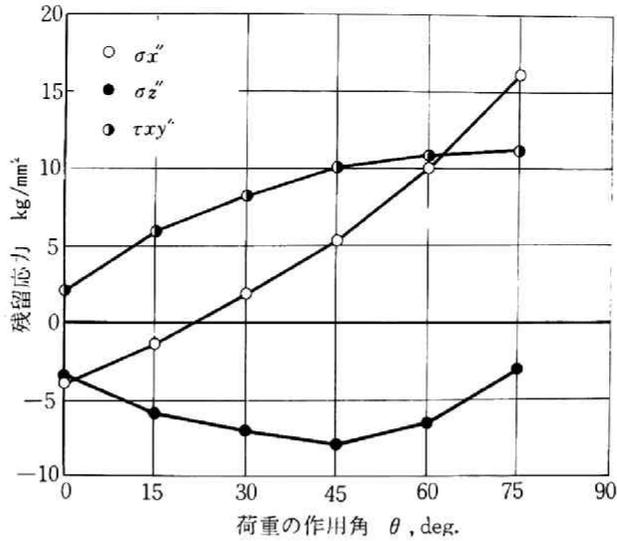
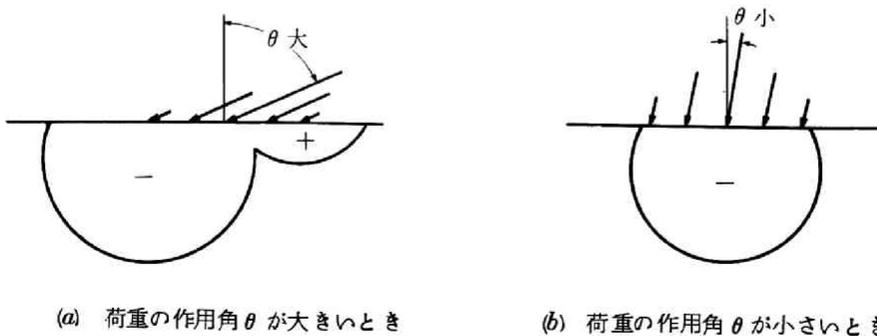


図5-16(b) 荷重の作用角と残留応力の関係

ない。せん断応力 τ_{xy}'' は正で $\theta=0^\circ$ のとき最も小さく、 θ が大になるに従って単調に増加している。

これを単純化したモデルで考察すると図5-17(a)のように荷重の作用角 θ が大きい場合は前方の圧縮の σ_x が後方の引張りの σ_x よりかなり大きくなる。これが除荷されたときには逆符号の応力が残るから、切削方向の残留応力 σ_x'' としては引張応力が残ることになる。図5-17(b)のように作用角 θ が小さい場合には力の作用点の下にある材料の上下方向への圧縮作用が大きくなり、切削方向の応力 σ_x は比較的小さい。その結果この領域にある材料は水平方向に膨張しようとするが、周囲からの拘束があるため自由に膨張できず、周囲に対して圧縮作用を及ぼすと同時に自らも圧縮作用を受ける。この圧縮作用によって塑性変形を生じると、外力が除去された後も変形は完全に回復できず、水平方向の圧縮応力を残すことになる。この作用は切削方向にも(σ_x'')、直角な方向にも(σ_z'')同様の効果を与える。(a)の現象が支配的になる場合と(b)の現象が支配的になる場合によって生じる残留応力の符号が異なる。その境界が図5-



(a) 荷重の作用角 θ が大きいとき

(b) 荷重の作用角 θ が小さいとき

図5-17 荷重の作用角によって生じる応力分布の変化を簡単に示すモデル

16の解析においては $\theta = 30^\circ$ 前後となった。

図5-18は荷重の大きさと生じる残留応力の大きさを調べたものである。荷重が大になるに従い、残留応力の絶対値も大となり、またこの範囲内では符号は変化しないことがわかる。

要素の大きさが計算される残留応力の大きさにいかなる影響を及ぼすかを調べるために図5-13の要素の $\frac{1}{2}$ の大きさの要素を用いた場合についても同様の計算を行なった。

図5-19において斜線部は塑性状態にある領域を示すが、塑性域の拡がり

は要素が大きい場合とほとんど変りがない。しかし計算される残留応力の大きさはかなり異り、要素を小さくした場合の方がかなり大きい値となる。従って図5-16で

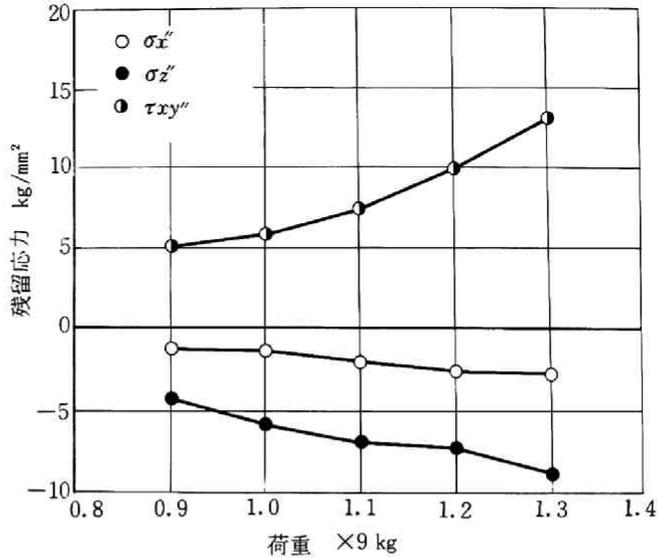


図5-18 荷重の大きさと残留応力の関係

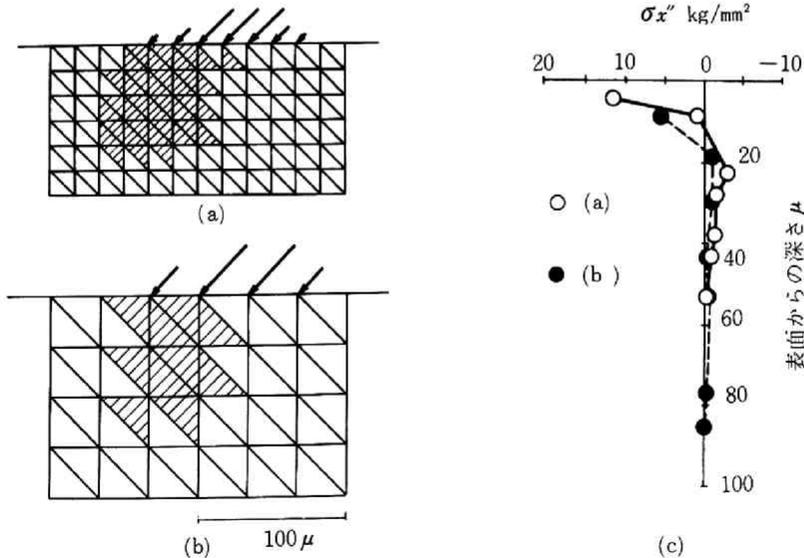


図5-19 機械的効果によって生じる残留応力の解析の際に用いた要素の大きさが、計算される残留応力の大きさに与える影響を検討した一例 (a)の要素の大きさは(b)の要素の $\frac{1}{2}$)

計算された残留応力は定量的には評価できない。

本節では荷重の分布のパターンは図5-13に示したように一定とし、変化させなかったが、これは第1章および第4章で述べたように刃先力の分布状態を正確に知ることができず、仮定によるためである。

3.3.2 熱応力によって生じる残留応力

次に熱応力が単独で作用した場合に生じる残留応力を検討する。

図5-20(a)は被削材の分割様式を示したものであり、長さ2.4 mm、高さ1.2 mmの領域を節点数100、要素数160に分割した。図5-20(a)の領域に同図(b)の温度分布が与えられたときの熱応力を3.2.で述べた手順に従って計算した。この温度分布はS45C鋼を75 m/minで二次元切削したときに生じる温度分布を計算によって求めたものであり、図3-15に示したものと同一のものである。使用したS45C鋼の機械的性質は3.3.1で用いたものと同じである。

弾性係数 E : 21000 kg/mm², 加工硬化係数 H' : 210 kg/mm²

降伏応力 σ_0 : 50 kg/mm², ポアソン比 ν : 0.3

線膨張係数 α : 0.0000105 1/°C

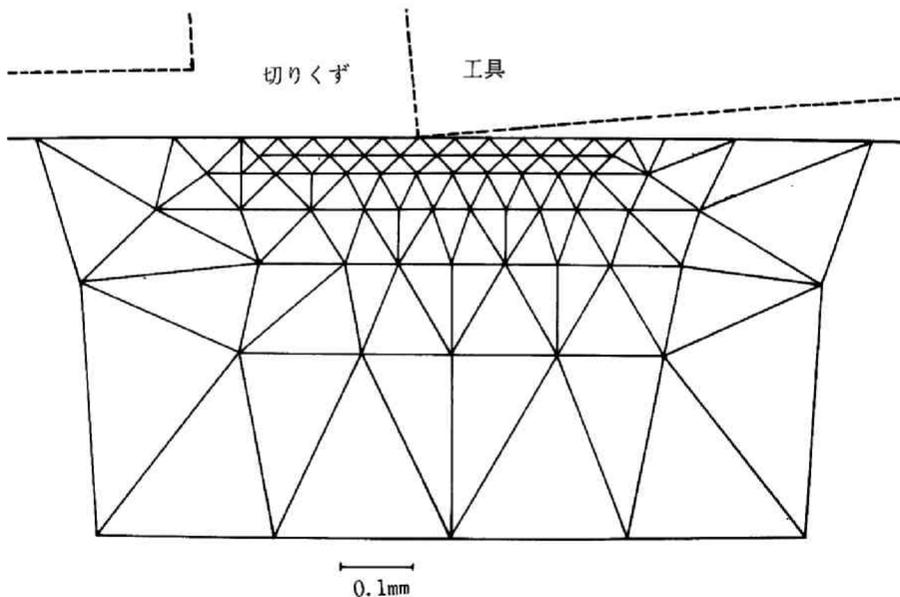


図5-20(a) 熱的效果によって生じる残留応力の解析に用いた分割様式
(刃先付近のみを示す)

節点 : 100, 要素 : 160

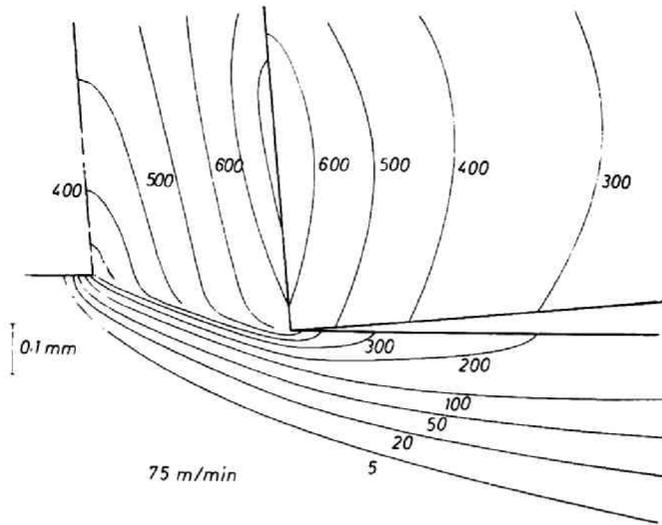


図5-20(b) 熱的效果によって生じる残留応力の解析に用いた温度分布

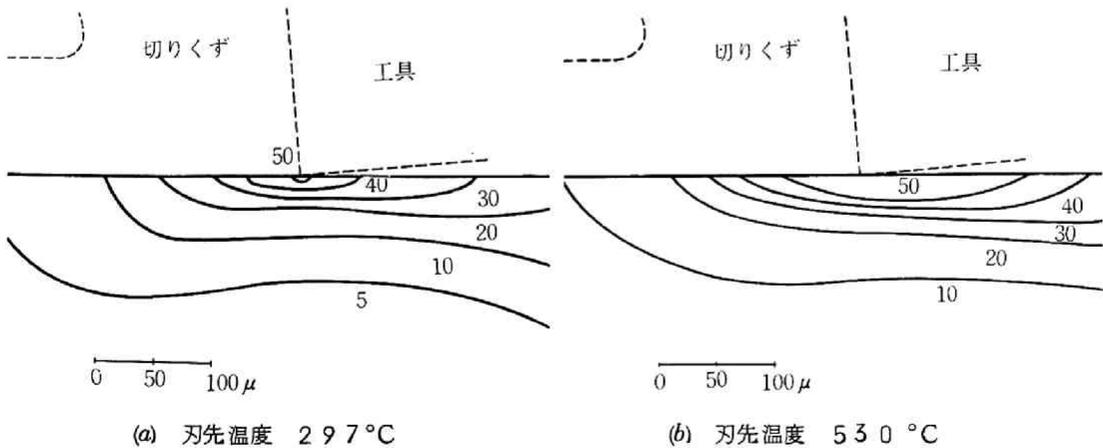
被削材：S45C鋼，工具：超硬P10

すくい角： -5° ，逃げ角： 5°

切削速度： 75 m/min ，切削幅： 2 mm

切込み： 0.1 mm

計算によれば刃先直下の要素は刃先温度が 297°C に達したとき、最初に塑性状態に入ることになり、図5-21(a)はその時点での熱応力の分布を示したものである。刃先温度が 297°C からさらに上昇すると塑性域は拡がり、刃先温度が最終の温度 530°C に達したときには同図(b)のようになる。



(a) 刃先温度 297°C

(b) 刃先温度 530°C

図5-21 相当応力 $\bar{\sigma}$ (kg/mm^2) で表わした熱応力

この状態から温度分布を取除き残留応力を求めると図5-22(a)のようになる。切削方向の残留応力 σ_x'' は表面に大きな引張応力が生じ、内部にわずかな圧縮の残留応力が生じている。温度分布が切削に伴って移動した場合の残留応力を同図(b)に示す。移動する場合と移動しない場合の残留応力の分布は大きくは変わっていない。図5-22(b)において切削方向の残留応力 σ_x'' は表層部に 36 kg/mm^2 の大きな引張応力が生じ、内部へ入ると急激に減少して表面から約 60μ のところに 8 kg/mm^2 の圧縮応力が生じ、さらに内部へ入ると圧縮応力も減少して零に近づく。垂直方向の残留応力 σ_y'' 、せん断残留応力 τ_{xy}'' は表層部ではほぼ零となっている。直角方向の残留応力 σ_z'' は表層部では引張り、内部では圧縮となり、 σ_x'' の分布とよく似ているが、その絶対値は小さく σ_x'' の $1/4$ 程度である。

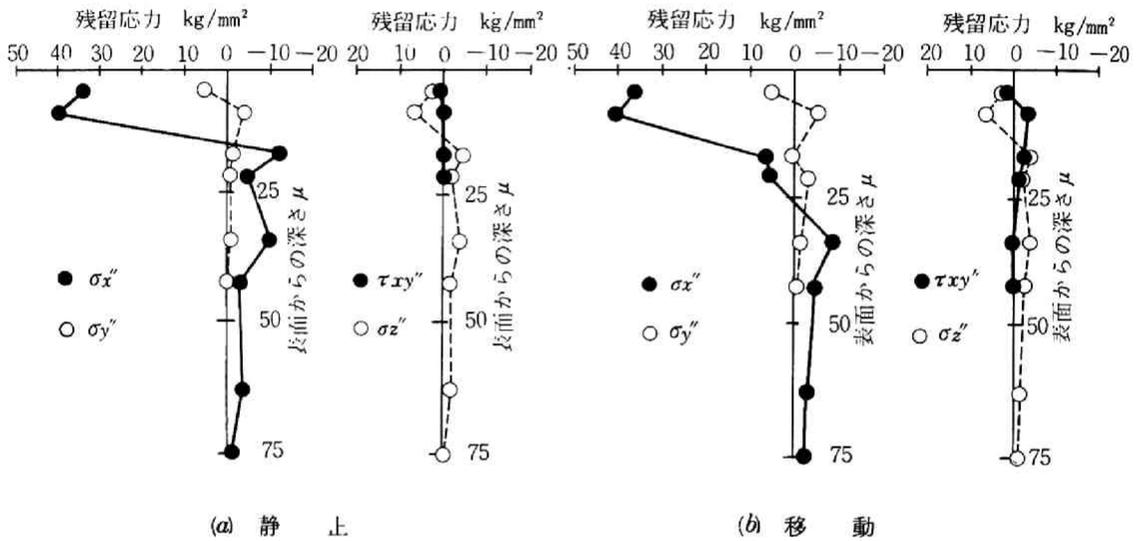


図5-22 熱応力によって生じた残留応力
条件 図5-20と同じ

図5-23は同様の計算によって切削速度が熱的残留応力に及ぼす影響を調べたものである。この計算の際使用した温度分布は図3-15と同じものであり、分割様式と定数は図5-20と同一である。表層部の σ_x'' は切削速度とともに増大しているが、増加の割合は次第に小さくなっている。 150 m/min のときは $\sigma_x'' = 3.2 \text{ kg/mm}^2$ と 100 m/min のときより減少しているが、これは要素の大きさを一定として計算したためであり、分割した要素をもっと小さくすれば σ_x'' も増加すると思われる。また引張残留応力が存在する層の深さは高速になるほど減少している。これは被削材内部の温度が先の図3-15(58頁)に示したように 100 m/min より高速になっても仕上面の温度はあまり増加せず、かつ低速切削時より高温になるのがますます表層部に限られるためである。

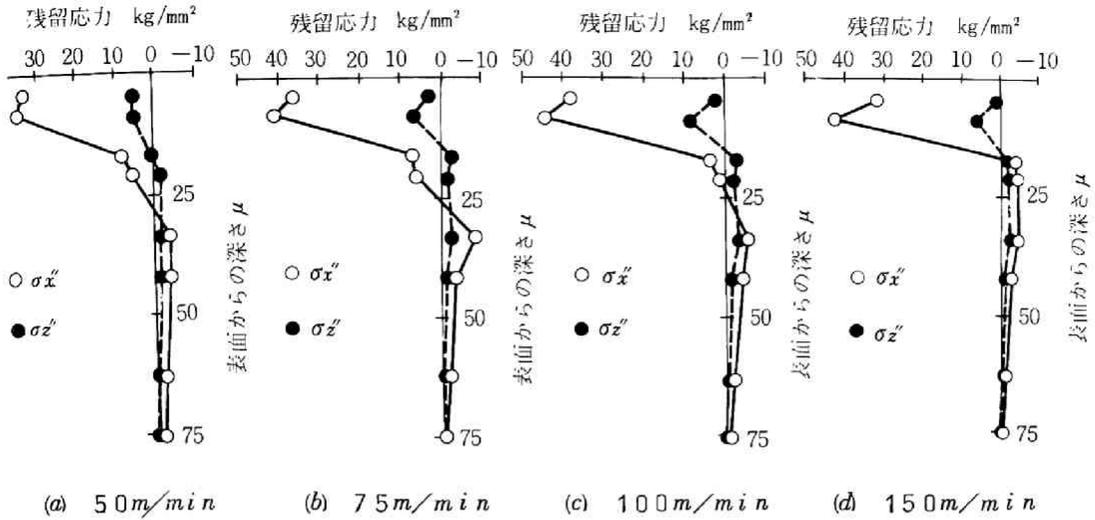


図5-23 切削速度が熱的残留応力に及ぼす影響
(温度分布は図3-15と同じ)

被削材：S45C鋼，工具：超硬P10，すくい角： -5°
逃げ角： 5° ，切削幅： 2 mm ，切込み： 0.1 mm

以上の解析は逃げ面摩耗が小さい場合についてであるが、例えば図3-18のように逃げ面摩耗が 0.1 mm 存在した場合に生じる熱的残留応力は図5-24のようになり、逃げ面摩耗の小さいときよりもかなり大きい引張残留応力が生じる。

図5-25は分割した要素の大きさが、計算される熱的残留応力にどのような影響を及ぼすかを調べたものである。図5-25(a)の要素は同図(b)の要素の $1/2$ の大きさである。このように分割した構造に図5-21(b)の温度分布が与えられたときに生じる残留応力 σ_x'' を計算すると同図(c)のようになる。同図(a)、(b)の斜線部は塑性域を示している。分割を小さくした方がより正確な値を与え

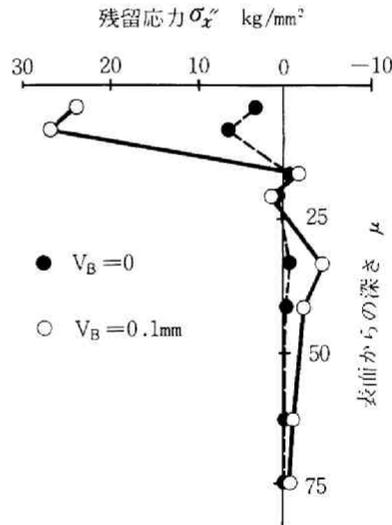


図5-24 逃げ面摩耗が熱的残留応力に及ぼす影響
被削材：S45C鋼，工具：超硬P10
すくい角： -5° ，逃げ角： 5°
切削速度： 100 m/min ，切込み： 0.05 mm

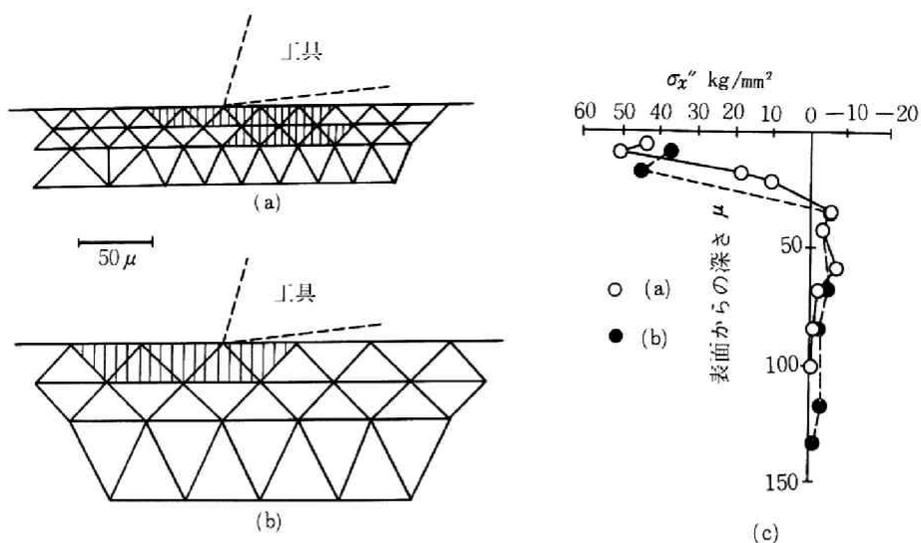


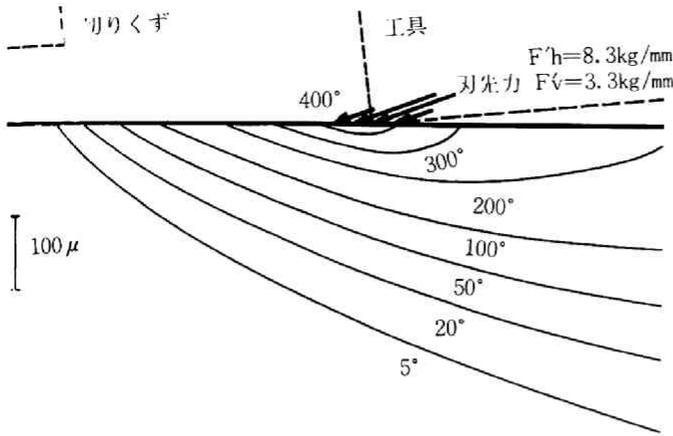
図5-25 熱的残留応力の解析の際に用いた要素の大きさが、計算される残留応力の大きさに与える影響を検討した一例 (a)の要素の大きさは(b)の要素の $\frac{1}{2}$)

と思われるが、図5-21程度の温度勾配であれば図5-25(b)の程度の要素の大きさでも計算される残留応力の大きさは同図(a)の場合とほとんど変わらない。

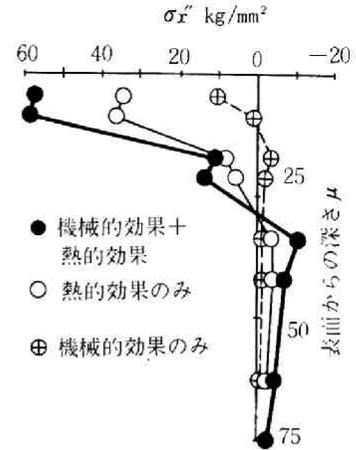
3.3.3 熱応力と荷重が同時に作用した場合に生じる残留応力

切削によって生じる残留応力は、軽切削の場合は機械的效果によって生じるもののみであるが、重切削の場合は機械的效果と熱的效果が同時に生じるので、両方を同時に考慮する必要がある。二つの効果を同時に考慮する場合には、温度分布と荷重分布がどのような順序および組合せで作用するか、例えば機械的作用を受けた後熱的作用を受けるか、などを知る必要があるが、ここでは第一次近似として同時に作用しかつ負荷の分布のパターンは変化せず、絶対値のみが同じ割合で増加すると仮定して解析を行なった。

まず温度分布に加えて単独では引張残留応力が生じるような荷重分布が同時に作用する場合を検討する。一例として 50 m/min で切削したときに測定された刃先力（水平分力 8.3 kg ，垂直分力 3.3 kg ）と計算された温度分布（図3-15）を用いる。図5-26は上の方式に従って計算された切削方向の残留応力 σ_x'' の深さ方向の分布である。参考のために刃先力と温度分布がそれぞれ単独に作用したときに生じる残留応力も同時に示す。両者が同時に作用した場合は、それぞれが単独に作用した場合の和よりもさらに大きい引張残留応力が表層部に生じている。（これは生じた残留応力によって要素が塑性状態に入らないとした場合であり、要素が塑性状態に入れば両者の和より小さくなる。この一連の解析においては残留応力のみによって要素が塑性状態に入るとは考慮していない。）



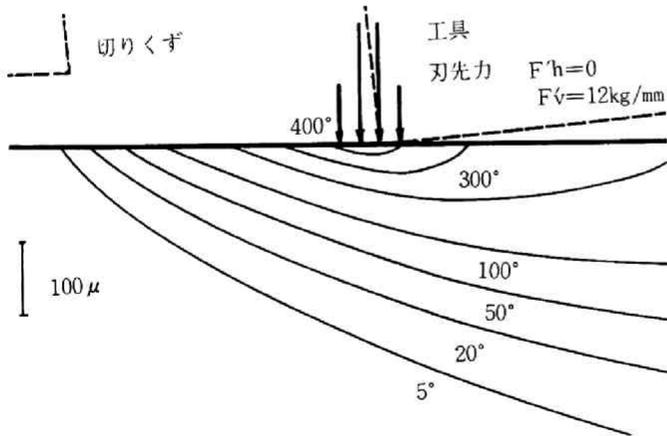
(a) 負荷分布
(数字は温度 °C)



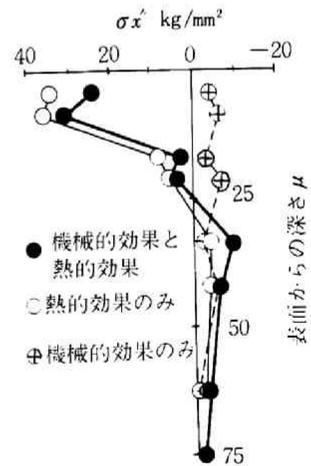
(b) 残留応力

図5-26 単独では引張残留応力が生じる荷重分布と温度分布が同時に作用したときの残留応力

次に温度分布に加えて、単独では圧縮残留応力が生じるような荷重分布が同時に作用する場合を検討する。一例として50m/minで切削した場合の温度分布(図3-15)と垂直分力12kgが作用した場合について計算したものを図5-27に示す。表層部の引張残留応力の大きさはかなり顕著に減少している。この場合表層部の引張残留応力が生じるか、圧縮応力が生じるかは加わるそれぞれの負荷の大



(a) 負荷分布
(数字は温度 °C)



(b) 残留応力

図5-27 単独では圧縮残留応力が生じる荷重分布と温度分布が同時に作用したときの残留応力

きさによって異なると思われるが、先に述べたように計算される機械的效果によって生じる残留応力の大きさは、分割した要素の大きさによりかなり影響を受けるので、ここでは厳密な検討はせず定性的な検討にとどめた。

第4節 切削加工面残留応力のX線による測定

前節においては有限要素法を用いて切削加工によって生じる残留応力の生成機構を検討したが、本節では実際に切削加工を行ない、加工面の残留応力をX線によって測定し、理論的解析の結果を検討した。

4.1 実験装置および方法

被削材として860°Cで1時間ひずみとり焼鈍した構造用炭素鋼S45C（組成は表4-2と同じ）を用い、低速切削（50m/min以下）のとき形削盤を用い、高速切削（50m/min）のときは旋盤を用いて、対照のため三次元切削も行なった。機械的效果による残留応力を調べるため、温度上昇の少ない低速域で主に実験を行なった。また構成刃先の影響を避けるためにすくい角25°の工具を用い、摩耗による刃先の形状の変化が生じないうちにすみやかに工具を交換することとした。使用工作機械、被削材、切削条件などはすべて第4章第3節刃先力の実験の場合と全く同じである。

残留応力の測定は自動記録式平行ビーム型X線応力測定装置を使用して行なった。使用した特性X線およびそれに対する応力測定定数などを表5-1に示す。X線の照射面積は $2 \times 10 \text{ mm}^2$ とし、試料揺動装置を用いて40mm揺動させた。

表5-1 応力測定に使用した特性X線

被測定材料	格子定数 [Å]	弾性定数 kg/mm ²	特性X線 対陰極・波長 [Å]	被測定材料 (h, k, l) Bragg角	応力測定 定数 K4
Fe	2.8664	21,000	Cr 2.28962	(2, 1, 1) 78° 2' 30"	-3.032

4.2 実験結果ならびに考察

1) 切削速度の影響

図5-2は切削速度(V)を変化させてS45C鋼を二次元切削したときに測定された仕上面の残留応力と刃先力の作用角を示したものである。

切削方向の残留応力 σ_x'' 、直角方向 σ_z'' ともに $V = 1.8 \text{ m/min}$ ですでに小さな引張応力を示し、

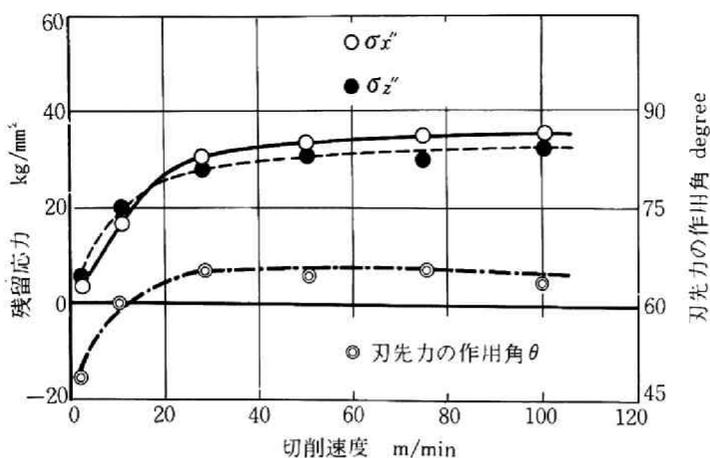


図5-28 切削速度と残留応力の関係(二次元切削)

被削材: S45C鋼, 工具: SKH4, P10

すくい角: 25° 逃げ角: 5°

切削幅: 3 mm 切込み: 0.2 mm

$V = 30 \text{ m/min}$ までは急激に増加しているが, $V = 30 \text{ m/min}$ 以上ではあまり増加していない。

前節で解析したように切削方向の残留応力 σ_x'' が引張りを示す原因としては, i) 機械的效果, ii) 熱的效果の二つがあるが, 温度上昇のほとんどみられない $V = 1.8 \text{ m/min}$ において σ_x'' が引張り応力を示す原因としては, i) の機械的效果しか考えられない。そこで残留応力に影響を与えている刃先力の測定を行ない, 刃先力の作用角をプロットすると同図◎印のようになった。

$V = 1.8 \text{ m/min}$ のとき刃先力の作用角は $\theta = 48^\circ$ となり, 先の理論解析の結果では引張り残留応力が生じる範囲の角度 (30° 以上) であり, 測定された σ_x'' が引張りを示しているのに対応している。また高速になると測定された σ_x'' が大になるのは, 刃先力の作用角 θ が大になるためと思われる。さらに切削速度が大になると熱的效果も加わり, さらに引張り残留応力が大になっていると思われる。

図5-28あるいは後に示す図5-31において, 直角方向の残留応力 σ_z'' は σ_x'' とほぼ同じ大きさの引張りを示している。また石井の報告⁵⁻⁵⁾ においても σ_z'' は引張りを示している。前節の解析においては σ_z'' として圧縮応力が計算され, この実験結果と著しく異なっている。これは理論解析の際, 平面ひずみを仮定しているが, 実際には切削中に直角方向にも材料の変形が生じており, これを無視したためではないかと思われる。

図5-28は二次元切削であったが, これと比較するため三次元切削(ノーズ半径 0.5 mm , 送り 0.125 mm/rev , 切込み 2 mm) を行なった。その結果を図5-29に示す。 $V = 1.8 \text{ m/min}$ では σ_x'' , σ_z'' ともに圧縮を示し, $V = 10 \text{ m/min}$ ではほぼ零となり, それより高速になると引張りとなっている。

σ_x'' の大きさは二次元切削の場合(図5-28)の σ_x'' を10~20 kg/mm²圧縮側へ移動させた型となっている。ただし三次元切削の場合は $V=75\text{ m/min}$ 以上でも σ_x'' はまだかなり増加している。

このように高速切削になると引張り応力が大になる傾向は二次元切削の場合とはほぼ同じであるが、値が非常に異なるのは、二次元切削の場合は仕上面が主切刃によって生成されるのに対し、三次元切削の場合は仕上面は工具のノーズ部で生成されるためである。すなわち三次元切削の場合は図5-30に示すように、ノーズ部では実質的な切込みが極めて薄く、Aの部分では切削作用をしないで表面をバーニッシュしているにすぎないためである。切込みが極めて小さい場合は、次に示す図5-31で推察されるように引張り応力が小さくなる。さらにバーニッシュ作用を受けると材料が下方へ押込まれるので、刃先力の作用力 θ が垂直に近くなり圧縮残留応力が生ずる。

一方第6章で詳説するように、ノーズ部では実質的な切込みが小さいので、発熱量が小さいこと、側方への熱伝導が大きいことなどのため、二次元切削のときほど仕上面の温度は上昇しない。このように熱効果としても引張り残留応力が小さくなる方向へ変化している。

2) 切込みの影響

$V=30\text{ m/min}$ のとき切込み(t)を変化させて、S45C鋼を二次元切削したときに測定された仕上面表層部の残留応力を図5-31に示す。切削方向の残留応力 σ_x'' は $t=0.025\text{ mm}$ のとき、すでに引張り応力を示し、 $t=0.2\text{ mm}$ まで顕著に増加しているが、それ以後はあまり増加していない。これは

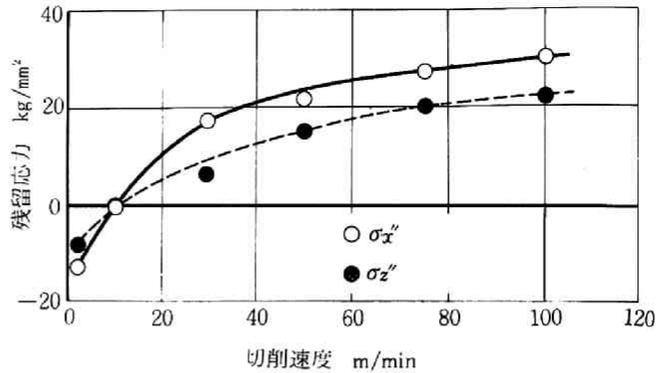


図5-29 切削速度と残留応力の関係(三次元切削)

被削材: S45C鋼, 工具: SKH4, P10
 工具形状 (30°, -5°, 5°, 5°, 60°, 60°, 0.5mm)
 切込み: 2mm, 送り: 0.125mm/rev

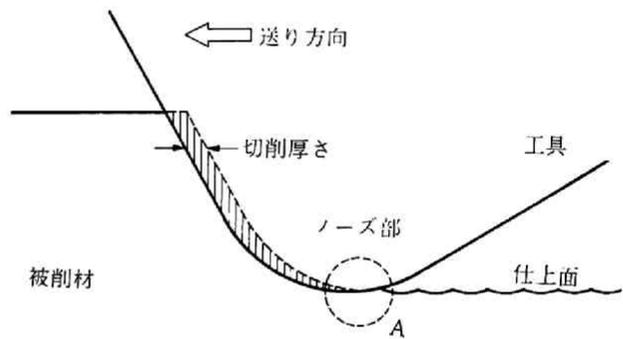


図5-30 三次元切削における切削厚さ

切込みが小さいときは先に図4-14で示したように刃先に生じる刃先力も小さくなり、残留応力も小さいが、切込みが大になると刃先力も大になり、従って残留応力も大になるためである。 $t=0.2\text{ mm}$ 以上では残留応力があまり増加しないのは刃先力がほとんど増加しないためであると思われる。

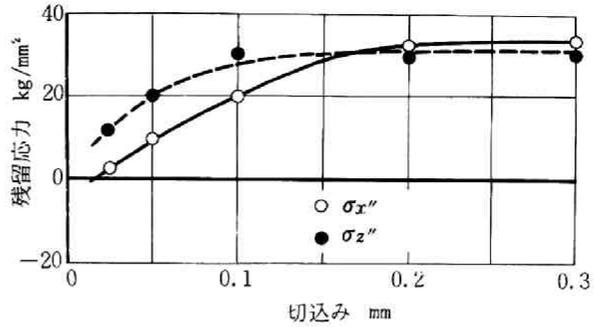


図5-31 切込みと残留応力の関係
(切削速度: 30 m/min)

三次元切削の場合の送りと切込みの残留応力に対する影響は中富⁵⁻⁶⁾によると図5-32および図5-33のよ

うになる。すなわち切込み(二次元切削のときの切削幅に相当)は残留応力に無関係であり、送り(二次元切削の切込み)が大になると図5-32に見るように残留応力は大になっており、図5-31とほぼ同様の傾向を示している。これは三次元切削の切込みは単位長さあたりの刃先力の大きさに無関係であり、送りが大になるとノーズ部の切削厚さが大となり、刃先力の大きさが大になりかつこの付近の温度が高くなるためであると思われる。

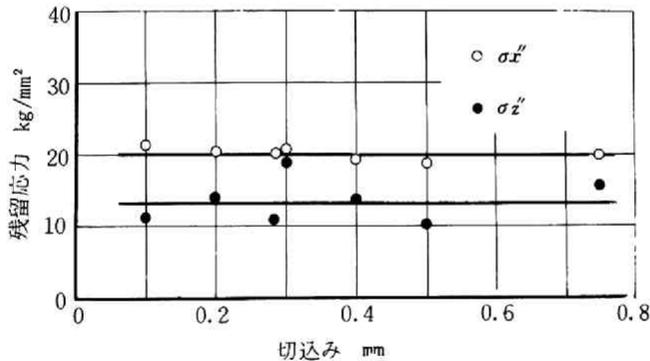


図5-32 三次元切削における切込みと残留応力(中富)

被削材: S15C鋼, 工具: 超硬P10

工具形状: $(0^\circ, 5^\circ, 5^\circ, 5^\circ, 15^\circ, 15^\circ, 1.0^\circ)$

切削速度: 86 m/min , 送り: 0.2 mm/rev

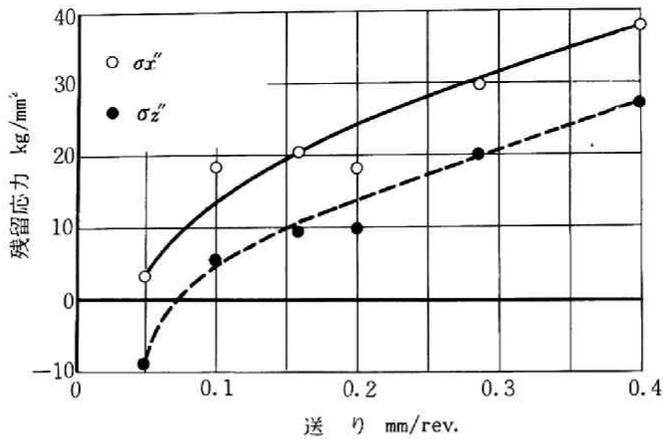


図5-33 三次元切削における送りと残留応力 (中富)

(切削条件: 図5-32に同じ
ただし, 切込み: 0.5 mm)

3) 刃先丸味の影響

刃先丸味が残留応力に及ぼす影響を調べるために, 刃先丸味を $\rho=0\sim 0.1\text{mm}$ まで変化させて 1.8m/min で S45C 鋼の二次元切削を行なったが, $\rho=0.05\text{mm}$ 以上では刃先丸味に生じる付着物によって仕上面が非常に悪くなり, かつ X 線による測定もブロードニングのため著しく困難になるので, $\rho=0.04\text{mm}$ 以下のものについてのみ測定を行なった。その結果を図5-34に示す。刃先丸味が大になると σ_x'' , σ_z'' ともに圧縮側へ移動しており, $\rho=0.04\text{mm}$ のときは $\sigma_x'' = -5\text{kg/mm}^2$ の圧縮応力が生じている。このようにバーニッシング作用 (θ が零に近い力) を受けると圧縮の残留応力が生じることが実験的にも確かめられた。

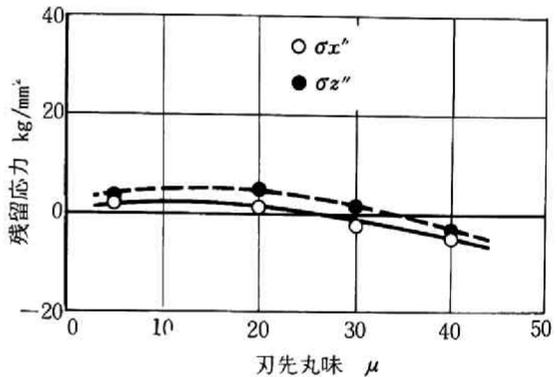


図5-34 刃先丸味と残留応力の関係

被削材: S45C 鋼, 工具: 高速度鋼
すくい角: 25° , 逃げ角: 5°
切削速度: 1.8m/min , 切削幅: 3mm
切込み: 0.2mm

4) 逃げ面摩耗の影響

逃げ面摩耗のある工具 (V_B) で切削したときに測定された仕上面の残留応力 σ_x'' を図3-35に示す。熱的効果の影響を防

ぐために主に温度上昇の見られない 1.8m/min で実験を行ない, 比較のために温度上昇の見られる

30m/minと50m/minでも実験を行なった。

$V=1.8\text{m/min}$ の場合 σ_x'' は V_B のときは 5kg/mm^2 の引張りを示しているが、 V_B が大になると圧縮側へ移動し、 $V_B \geq 0.5\text{mm}$ では圧縮の残留応力を示している。これは逃げ面摩擦部に作用する垂直力のため作用角 θ が小さくなることによると思われる。

$V=30\text{m/min}$ の場合は引張り応力が生じている。 $V=30\text{m/min}$ のときは、 $V=1.8\text{m/min}$ のときと同様 V_B が大になるとともに切削方向の残留応力 σ_x'' は減少の傾向

にあるが、 $V=50\text{m/min}$ のときは V_B の増加とともに σ_x'' もやや増加の傾向にある。逃げ面摩擦の残留応力に及ぼす影響が切削速度によってこのように異なるのは、主に温度分布が異なるためと思われるが、図5-24の理論解析に示したほど大きくは σ_x'' に影響を与えていない。これは逃げ面摩擦部に作用する垂直力の効果のために図5-27に示したような現象が生じるためと思われる。

切削加工面の残留応力に対する切削条件の影響について検討した結果は上述の通りであるが、これから明らかな様に通常の切削条件のもとでは引張り残留応力を生じる傾向がある。すでに述べたように残留応力の実用上への影響は微妙であり、簡単に結論を出すことはできないが、少なくとも大きな引張り応力が残留しているということは望ましくない。本実験の結果ならびに有限要素法による解析結果によれば、引張り残留応力を減少させるには切削速度を低速にして被削材の温度上昇を防ぎ、垂直方向の力を加え摩擦力を小さくする様な加工を施せばよいということになる。

これらの条件は実用上、極低速でのヘールバイトを用いる仕上げ切削、仕上面にローラをかけるなどといったパーニッシュ作業で現用されている。

また切削加工の後に別の方法で仕上げ加工がなされる場合には、最表層部の引張り残留応力の大きさはあまり問題にならず、引張り応力の残留する層の厚さが問題となる。この場合はなるべく摩擦しにくい工具（例えばサーメット、セラミック工具）を用いてできるだけ高速度、低送りで切削加工することが望ましいといえる。

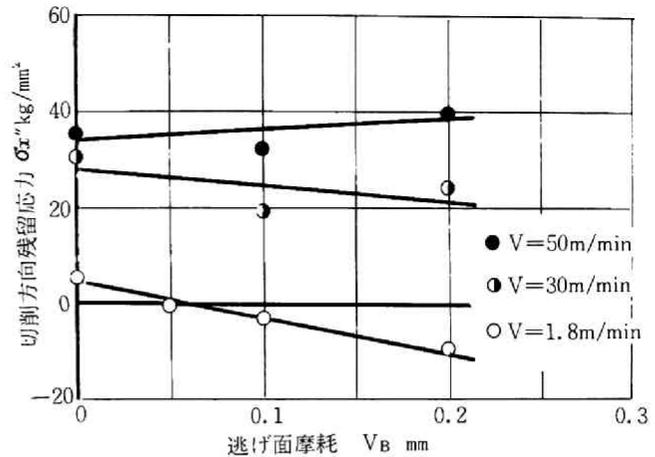


図5-35 切削速度をパラメータとした逃げ面摩耗と残留応力の関係

被削材：S45C鋼，工具：高速度鋼
すくい角：25°，逃げ角：5°
切削幅：3mm，切込み：0.2mm

第5節 結 論

切削加工面の性状のうち、材料内部に生じる加工層と残留応力に注目し、切削実験と有限要素法を用いて解析を行ない、これらの表面特性値と刃先力が密接な関係をもっていることを明らかにした。その結果次の結論を得た。

- (1) 刃先丸味が大になると作用する刃先力が大となり、加工層厚さと残留応力が大になる。刃先が非常に鋭いダイヤモンド工具で黄銅を切削すると、刃先力は非常に小さく 1μ 以下の非常に薄い加工層しか生成されない。
- (2) 二次元切削において切込みが大になると刃先力が大となり、加工層と残留応力を増大させる。
- (3) 切削速度が大になると刃先力の作用角が大になり、加工層厚さは小さくなるが、表面の加工硬化度は大になる。また切削速度が大になると引張り残留応力 σ_x'' が大になる。
- (4) 切削加工の際に生じる残留応力は、i) 機械的效果のみによって生じる場合と、ii) 機械的效果と熱応力によって生じる場合とがある。切削加工の際、相変態によって残留応力が生じることはほとんどない。
- (5) 機械的效果(刃先力)によって生じる加工面の残留応力 σ_x'' は、作用する力が垂直に近いときは圧縮応力となり、作用する力が切削方向に近いときは引張り応力となる。切削方向の残留応力 σ_x'' の値は作用する力の方向が切削方向に近いほど大となるが、大きな残留応力の存在する層の厚さは小になる。作用する力(刃先力)が大になると生じる残留応力の値も大になる。
- (6) 熱応力によって生じる表層部の残留応力は強制的に冷却しない限り引張り応力である。熱応力のみによって残留応力が生じるためには、S45C鋼($\bar{\sigma}=50\text{kg/mm}^2$)の場合表層部がおおよそ 300°C 以上の温度に達する必要がある。
- (7) 温度分布に加えて、単独では圧縮の残留応力 σ_x'' が生じるような作用角の小さい力が同時に作用すると、表層部の引張り残留応力 σ_x'' は減少する。温度分布に加えて、単独では引張りの残留応力 σ_x'' が生じるような作用角の大きい力が同時に作用すると、表層部の引張り残留応力は増大する。その減少あるいは増大の程度はそれぞれ単独に作用した場合よりも大きい。ただしこれは残留応力のみによって塑性状態に入らない場合についての解析である。
- (8) 刃先丸味、逃げ面摩耗の存在する工具で切削した場合に生じる残留応力は、それらによって生じる温度分布、応力分布によって変化する。加工面の温度があまり高温にならない場合は圧縮の残留応力 σ_x'' が生じ、高温になる場合は引張りの残留応力 σ_x'' が生じる。
- (9) 切削によって生じる残留応力は刃先付近の微小な部分に生じる変化、例えば刃先丸味、逃げ面摩耗、切刃のかけによって極めて大きな影響を受けるので、切削実験は十分の注意を払う必要がある。

第 6 章 仕上面あらさ

第 1 節 切削仕上面あらさの生成機構に関する一般的考察

一般に表面形状の評価値としては基準長さの大なる順に

- i) 寸法精度
- ii) うねり
- iii) あらさ
- iv) 凹凸 (asperity)

があげられる。

本研究は切削加工面の生成機構に注目しているので、これらの評価値のうち主に iii) あらさ、iv) 凹凸について検討を加えることとする。i) 寸法精度、ii) うねりについては工作機械の精度、静剛性、動剛性によって定まるものが多いので、これらについては工具摩耗による刃先の後退と、それに付随して生じる自動振動に基づくもののみを検討する。

第 4 章で考察したように切削加工面は基本的には刃先直前に生じる材料の破断と、それに続く刃先丸床部と逃げ面摩耗部のバーニッシュ作用によって作られるとみなすことができる。このような観点から切削仕上面あらさ* (R_{max}) を構成するあらさをさらに生成原因別に分類すると表 6-1 となる。

表 6-1 仕上面あらさの生成原因

- (1) 工具形状と送りによって幾何学的に決まるあらさ
 - a) 工具の刃先形状と送りによるあらさ (理論あらさ) R_{theo}
 - b) 工具切刃稜の転写によるあらさ
 - i) 工具製作時の切刃稜のあらさ R_{V0}
 - ロ) 切刃損傷, 工具摩耗面のあらさ R_{VB}
- (2) 切削系の振動によるあらさ
 - a) 工作機械および外部からの強制振動によるもの R_{fV}
 - b) 切削過程による強制振動によるもの R_{fV}'

*本章のように表面あらさを扱う場合には二次元切削ではなく、三次元切削の際に前切刃によって作られる仕上面のあらさが基本的に重要であるので「加工面あらさ」という術語を用いず、「仕上面あらさ」という術語を用いる。

(c) 切削機構にもなう自励振動によるもの R_{SV}

(3) 切削機構に基づくあらさ

a) 構成刃先その他の工具面付着物によるあらさ R_{BUE}

b) 加工面以下に入り込むクラックによるあらさ R_{Crack}

c) かえり、盛りなど材料の塑性流動によって生じるあらさ R_{Flow}

d) 切削の際生じる微小な金属粉が仕上面に付着して生じるあらさ R_{part}

以下にこれらを簡単に解説する。

(1-a) R_{theo} は一般に理論あらさと呼ばれているものであり、次式で与えられる。ノーズ部のみがあらさに関する場合は ($f \leq 2r \sin \tau$)

$$R_{theo} = r \left\{ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{f}{2r} \right)^2} \right\} \div \frac{f^2}{8r} \quad (6-1)$$

前切刃部があらさに関与する場合は ($f \geq 2r \sin \tau$)

$$R_{theo} = r \left\{ 1 - \cos \tau + f \cos \tau - \sin \tau \sqrt{2\zeta - \zeta^2} \right\} \quad (6-2)$$
$$\zeta \equiv f \cdot \frac{\sin \tau}{r}$$

ノーズ半径が零の場合は ($r = 0$)

$$R_{theo} = f \cdot \frac{\tan \tau \cdot \cot \beta}{\tan \tau + \cot \beta} \quad (6-3)$$

となる。ただし r : ノーズ半径, f : 送り, β : 横切刃角, τ : 前切刃角

故に R_{theo} は工具のノーズ半径を大きくし、送りを小さくするか、前切刃角を零に近くして仕上面と前切刃をほぼ一致させれば、 0.1μ 以下の小さな値にすることができる。

(1-b) イ) R_{VO} は摩耗の生じていない工具の切刃が持っている稜の凹凸が仕上面に転写されてできるあらさである。切刃稜の凹凸の大きさは工具材種と切刃稜の製法によって非常に大きな差がある。

ロ) 切刃稜が非常に鋭い場合は切削初期においても刃先に微少な欠けが生じることがあり、この欠けによって生じた凹凸が仕上面に転写される。またこの欠けた部分に被削材がたまり、これが一種の構成刃先と同じ作用をし、仕上面を掘り起したり、脱落したりして仕上面あらさを悪化させる。(3-a) とも関係がある。また硬い材料を切削すると前切刃逃げ面に境界摩耗溝が生じ、これが仕上面に転写されて仕上面あらさを悪化させる。 R_{VB} はこれらの作用によって生じる仕上面あらさである。

(2-a) R_{fv} は工作機械内部 (例えばモータ、歯車列、軸受など) で発生する強制振動と外部からの強制振動によって生じるあらさである。強制振動の周波数や振幅が大きいたまは直接不規則な送りマークとなって現われるが、周波数が低いときはうねりとなって現われる。

(2-b) 不連続型切りくずが生じたり、断続切削を行なうにあたって生じる切削力の変動が工具または被削材に振動を与え、刃先の位置が変動する。 R_{fv}' はこれによって生じる仕上面あらさである。

(2-c) R_{SV} は自励振動によって工具が振動することによって生じる仕上面あらさである。自励振動に基づくあらさは通常切込みを小さくし、重切削を避ければかなり軽減できる。

これらの振動に基づくあらさを減少させるためには工作機械の動的特性を高める必要がある。

(3-a) R_{BUE} は構成刃先その他の工具面付着物が生じた場合、これが仕上面以下の材料を掘り起こしたり、脱落したりして生じる仕上面あらさである。これは切りくずの流出を滑らかにし、工具と材料との凝着が生じにくい条件の下で切削すれば減少させることができる。例えば切削温度を適当に選び、適当な被削材と工具材種の組合せを選ぶ必要がある。

(3-b) R_{crack} は仕上面に残ったクラックの破面の深さによるものであり、クラックの入りやすい材料、例えば鋳鉄のような材料の場合は送りを小さくしてクラックが入りにくくするか、切削速度を大にしてクラックの生長を防ぐ必要がある。

(3-c) R_{flow} は切削時に材料が側方へ塑性流動し、かえり、盛り上りとなるために生じるあらさである。刃先を鋭くし、切りくずの流出を滑めらかにすればかなり改善できる。

(3-d) R_{part} は切削時に生じる切削粉あるいは熔融粉などが仕上面に強固に付着して生じるあらさである。

以上の各種あらさの中には切削条件を適当に選べば改善できるあらさ (R_{theo} , R_{V0} , R_{fv} , R_{fv}') もあるが、 R_{VB} , R_{SV} , R_{BUE} , R_{crack} , R_{flow} などは切削現象に本質的に附随する現象であるため、これを根本的に取り除くことは非常に困難である。

また表面あらさ、面の凹凸などの別な表現法として鏡面度あるいは光沢、虹面度などの光学的な評価法がある。⁶⁻¹⁾

仕上面あらさあるいはさらに広義の仕上面の品位を問題とする場合、鉄鋼材料と非鉄金属材料の場合の意味するところが異なる。すなわち鉄鋼材料で代表される比較的硬度の高い金属材料は、研削加工あるいは特殊加工法（例えばホーニング、ラッピング、超仕上げなど）を用いると能率という面を除けば非常に精密な面を得ることが可能である。それに対し非鉄金属材料の大部分を占める比較的硬度の低い材料は、研削加工が困難な場合が多い。また非鉄金属材料の場合は仕上面のあらさも重要であるが、商品価値という点からは鏡面度、虹面度が要求される場合もかなり存在する。

さらに切削による仕上面あらさを問題とする場合は加工能率という側面も無視することはできない。

以上のような観点にたつて、鉄鋼材料については代表的な機械構造用炭素鋼のうち主にS45C鋼の切削実験を行なって、何が仕上面あらさを害する主因であるかを検討した後、最良の仕上面あらさを切削加工によって得る方法を検討した。非鉄金属材料についてはアルミニウム、四六黄銅およびハイシリコンア

ルミ合金を切削加工し、仕上面あらさの生成機構を検討した。またダイヤモンド工具と超硬工具を用いて切削したときに得られる最良の仕上面品位について二つの工具の切削性を比較した。

第2節 鉄鋼材料の仕上面あらさ

2.1 概 説

鋼を切削加工した場合に生じる仕上面あらさに関しては非常に多くの研究がなされているが、⁶⁻²⁾ それらの多くは $R_{max} = 6 \sim 40 \mu$ という比較的大きい仕上面あらさを問題にしてきた。粗加工の場合は工具寿命や単位時間当りの切りくず除去量の方がより重要であり、仕上面あらさは次の加工に影響を与えない限りさほど重要でなく、むしろ美観とか許容寸法公差の内に入っているかどうかといった面で意味があると言えよう。故に本研究では真に仕上面あらさが重要な意味をもつ仕上げ切削の際に生じる仕上面あらさを中心として検討することにした。

現在 S 4 5 C 鋼の仕上げ切削は通常切削速度 200 m/min 、送り 0.05 mm/rev 、ノーズ半径 0.8 mm 程度で行なわれることが多いが、これは理論あらさ R_{theo} を 0.39μ と小さくし、切りくず除去面積を小さくして振動を防ぎ、構成刃先の影響を少なくし、かつある程度の作業能率を確保するためである。しかしこのような条件の下で切削を行なっても $R_{max} = 4 \sim 6 \mu$ 程度の理論あらさの十数倍の値をもつ仕上面しか得ることができなと言われてきた。⁶⁻³⁾ これはこのような条件の下でも工具面付着物 (R_{BUE})、かえり (R_{flow}) などの擾乱と工具摩耗 (R_{PB}) が存在するためであると一般には言われている。⁶⁻⁴⁾ そこで切削加工のみによってもっと良好な仕上面あらさを得るためには、工具摩耗と工具面付着物の有無とそれらの仕上面あらさへ及ぼす影響を解明することが必要となる。

工具摩耗が仕上面あらさに及ぼす影響は、竹山、⁶⁻⁵⁾ 佐田、⁶⁻⁶⁾ M. C. Shaw、⁶⁻⁷⁾ V. Solaya ⁶⁻⁸⁾ らが非常に大きい境界摩耗がある場合について研究しているのみであり、境界摩耗が小さい場合に関してはほとんど研究されていない。それに対して構成刃先あるいは工具面付着物が仕上面あらさに及ぼす影響についてはかなり多数の研究が行なわれている。たとえば中山⁶⁻⁹⁾あるいは佐田⁶⁻⁴⁾によれば、二次元切削において構成刃先の生成状況は切削速度の増大とともに次のように変化することが報告されている。

- i) 構成刃先の存在しない場合
- ii) 中央部に一部だけ構成刃先が発生している場合
- iii) 全面に構成刃先が発生している場合
- iv) 中央部では構成刃先が消失し、両端部では iii) と同じ場合
- v) 全面にわたって構成刃先が消失する場合

構成刃先がその発生消失に関して温度と密接な関係をもっているのは周知のことであり、両端部が中央部に比べて構成刃先の発生・消失が遅れるのは、工具内の熱伝導その他によって両端部が中央部より低い

温度になっていることを意味する。一例として Lenz が切りくず裏面の温度を測定した結果⁶⁻¹⁰⁾を図6-1に示す。

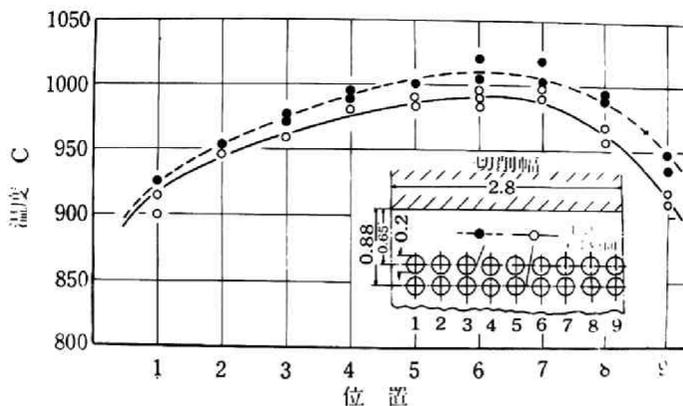


図6-1 二次元切削時の切りくず裏面の温度分布(幅方向)
(Lenz)

被削材: CK45, 工具: 超硬 P10
 切削幅: 2.8 mm, 送り: 0.4 mm
 すくい角: -10° , 逃げ角: 10°
 切削速度: 95 m/min

三次元切削においても切削速度と構成刃先の生成状況は二次元切削の場合とはほぼ同様の経過をたどるものと思われる。ただし三次元切削では工具のノーズ部に曲率があるため、前切刃付近に切削厚さの非常に薄い部分が存在する。(図6-2)この部分では切刃の単位長さ当りの発熱量が小さいので、かなりの高速切削においても比較的低い温度を保つことになり、構成刃先が存在する可能性がある。

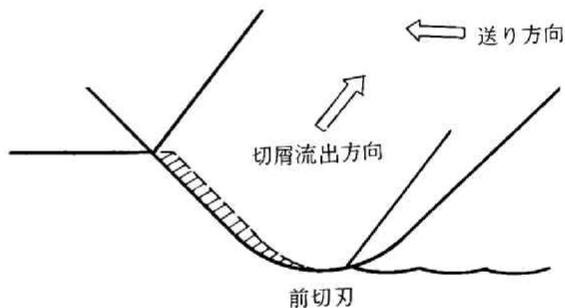


図6-2 三次元切削における切削厚さ(斜線部)

しかも前切刃部は仕上面あらさに直接関与する部分であるからこの部分における付着物の存在は、たとえ非常に小さいものであっても仕上面あらさを害する支配的な擾乱因子となるから極めて重要である。

2.2 旋削仕上面あらさの生成原因

2.2.1 実験装置および方法

旋削仕上面あらさの生成原因を定量的に検討するために、以下の条件で切削実験を行なった。

使用工作機械: 大隈 L S型高速旋盤

被削材：S45C鋼およびS15C鋼（化学成分は表6-4と同じ）

工具：超硬P20種スロアウェイタイプ

工具形状：（ -5° ， -6° ， 5° ， 6° ， 45° ， 45° ， 0.8^{mm} ）

切削速度： 200 m/min

切込み： 0.5 mm

送り： 0.05 mm/rev

切削距離が10，20，40，80，160，320，640，960，1280，2560，3840mに達した時，切削を中断して以下の測定を行なった。

- i) 工具前切刃逃げ面境界摩耗の測定
- ii) 工具前切刃逃げ面のプロファイルの測定
- iii) 仕上面プロファイルの測定

i) は工具顕微鏡を用いて写真撮影した。

ii) はLeitz社製光波干渉顕微鏡を用いて逃げ面切刃境界摩耗部の凹凸の縞模様を撮影し，その縞模様（一縞間隔が 0.27μ に相当する）から工具面プロファイルを測定した。 R_{VB} はこのようにして測定された逃げ面前切刃境界摩耗の最終の溝の深さに一致するはずである。以下これを単に「摩耗溝の深さ」と略す。一例として前切刃摩耗部の縞模様写真を図6-3(a)に，この工具を用いて切削したときの仕上面プロファイルをタリサーフ表面検査機により測定した結果を図6-3(b)に示す。この場合図6-3(a)においては $R_{VB} = 1.3\mu$ と測定され，同図(b)においては $R_{tm} = 1.4\mu$ と測定され両者はかなり良く一致している。

iii) はタリサーフⅢ型表面検査機により測定した。あらさを定量的に表わすものとして R_{max} と R_{tm} の二つを用いることとした。ここに R_{max} はJIS規格に基づいて測定した仕上面の最大あらさである。 R_{tm} は10個の連続した山の高さ R_t の平均値で示した平均あらさである。 R_{tm} を採用した理由は本実験においては切削系の振動によるあらさを R_{max} から除外し，切刃の凹凸の仕上面への転写性を見るためであり，うねりなどによるあらさも除かれることになる。

本実験においては振動の影響を極力少なくするため工具の突出し量を 30 mm と小さくし，被削材は直径 80 mm 前後，長さ 200 mm 以下のものを用いた。また被削材の回転中心と心押しとが無理なく一致することに十分の注意を払っている。

(a)
 (光波干渉
 顕微鏡)
 ×480

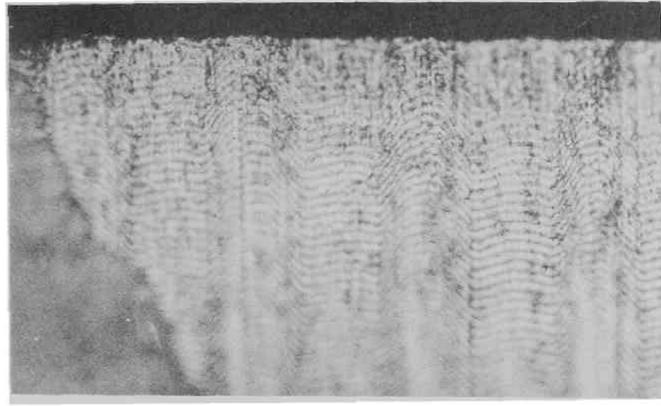


図6-3 工具前逃げ面摩耗部の凹凸(a)とその仕上面へ転写(b)

被削材: S45C鋼, 工具: 超硬 P20
 切削速度: 200m/min, 切削距離: 1280m
 切込み: 0.5mm, 送り: 0.05mm/rev

2.2.2 実験結果ならびに考察

図6-4は切込み0.5mm, 送り0.05mm/rev, 切削速度200m/minでS45C鋼を超硬工具P20を用いて切削したときの切削距離Lと仕上面の最大あらさ R_{max} , 平均あらさ R_{tm} , 摩耗溝の深さ R_{VB} の関係を示したものである。図6-4においては切削距離が長くなるに従い最大あらさ R_{max} を支配している因子が変化しており, 次の4段階に分けることができる。

(i) 切削距離が100m以下の場合は2.3で明らかにする微小構成刃先が常時存在して図6-5(a)に見る

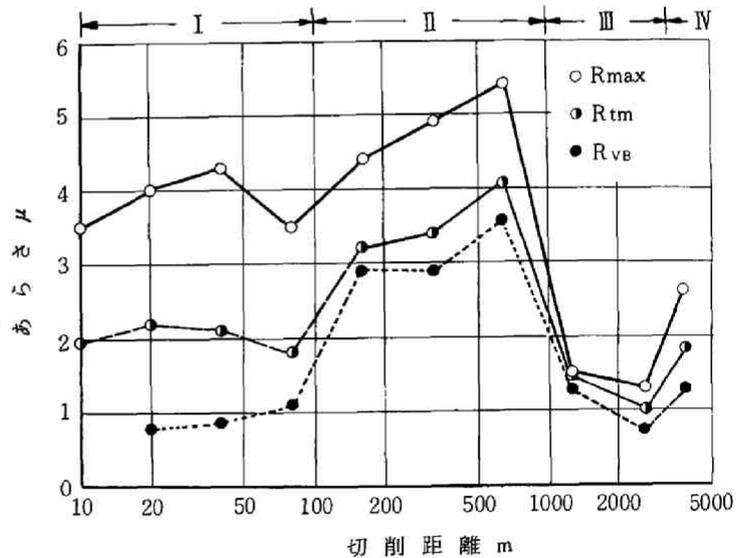


図6-4 切削距離と仕上面あらさ

被削材: S45C鋼, 工具: 超硬 P20
 切削速度: 200m/min, 切込み: 0.5mm
 送り: 0.05mm/rev

如く、 $R_{max} = 4\mu$ 前後の最大あらしが生じている。このとき摩耗溝の深さ R_{VB} は 1μ 程度であり、あまり大きくならない。

(Ⅱ) 切削距離が $1000 \sim 10000m$ の範囲では逃げ面摩耗が発達し、刃先の温度が上昇し、* 微小構成刃先は図6-5(b)に示すように稀にしか生じていないが、摩耗溝の深さは 3μ に達している。仕上面あらしは R_{VB} とこの稀に生じる微小構成刃先 R_{BUE} のためやはり $R_{max} = 4 \sim 6\mu$ となっている。

(Ⅲ) 切削距離が $1000 \sim 2000m$ の範囲ではさらに切削温度が高くなるので、図6-5(c)に見る様に構成刃先は全く生成されず、摩耗溝の深さ R_{VB} も小さいので仕上面あらしは R_{max} 、 R_{tm} ともに非常に小さくなり、ほぼ 1.5μ 前後となり、金属光沢のある仕上面が得られる。

(Ⅳ) さらに切削が進み $2000m$ 以上になり、平行部摩耗幅 V_B が大になると高周波の自励振動のびびり音があらわれ、 R_{tm} 、 R_{VB} は小さいにもかかわらず図6-5(d)に示すように仕上面あらしは $R_{max} = 2.6\mu$ 前後と増大している。

図6-4から従来鋼の切削加工によって恒常的に得られる最良の仕上面あらしは $R_{max} = 4 \sim 6\mu$ 程度であると言われていたのは工具が新しい場合は(Ⅰ)微小構成刃先が生じるため(R_{BUE})であり、かなりの距離切削した場合は(Ⅱ)摩耗溝の深さ R_{VB} が大になり、これに稀に生じる微小構成刃先(R_{BUE})が加わるためであり、非常に長距離切削した場合は(Ⅳ)高周波の自励振動が生じるため(R_{SV})であることが判る。

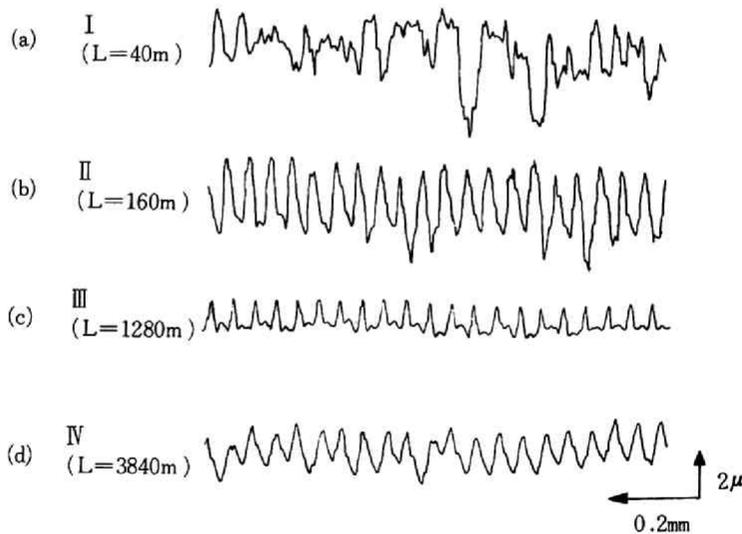


図6-5 切削距離と仕上面プロフィール
切削条件 図4に同じ

* 切りくずの色から判断した。

(II)と(IV)の間に R_{max} が 1.5μ 前後となる(III)の領域が存在するが、この領域は切削系の動剛性が低いと範囲が狭くなったり、存在しなくなる場合が生じる。これから切削の進行に伴って生じる仕上面あらさの生成原因を模式的に表わすと図6-6のようになる。工具が終期摩耗に近づくると切削温度が非常に高くなり、切削粒が仕上面に溶着しだし、仕上面あらさが急激に悪くなる。

図6-7は図6-4と同様の実験をS15C鋼について行なった結果を示したものである。

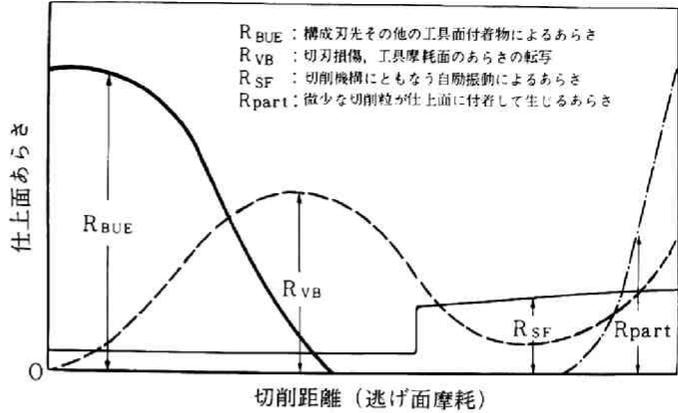


図6-6 仕上面あらさの主な原因

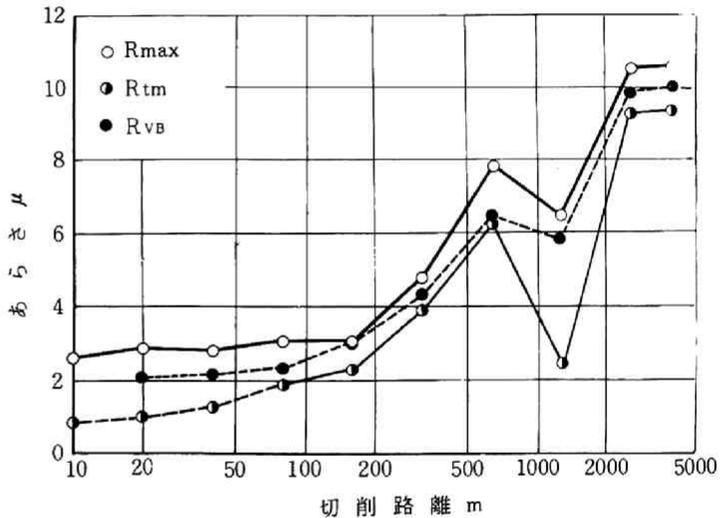


図6-7 切削距離と仕上面あらさ

被削材：S15C鋼，工具：超硬P20
 切削速度： $200m/min$ ，切込み： $0.5mm$
 送り： $0.05mm/rev$

S15C鋼の場合は(I)切削距離が80mまでは常に構成刃先が存在する。(II)切削距離が80m以上では境界摩耗が極めて急速に発達し、 R_{VB} が非常に大になり、さらに稀に生じる微小構成刃先がこれに加わって仕上面あらさは極めて大きくなっている。S15C鋼を切削した場合には(III)の領域が存在しないで、工具の前切刃境界摩耗のため振動音が極めて大きくなり、(IV)の領域になる。また(III)の領域が存在しないので光沢のある仕上面は得られなかった。

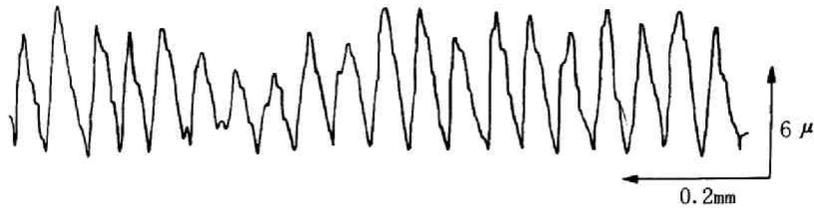


図6-8 仕上面プロフィール

(切削条件：図6-7に同じ，ただし切削距離 640m)

またS15C鋼の場合は図6-7からわかる様に平均あらし R_{tm} は摩耗溝の深さ R_{VB} より常に小さくなっている。これは図6-8に示すように摩耗溝の奥に付着物が生じ，ある場合には強固に付着して見かけの溝の深さを小さくし，ある場合には脱落したり，さらには仕上面の山を引きちぎったりして山の高さ R_t を不揃にさせる。このような場合には山の高さの分散 σ が非常に大きくなる。すなわち切削距離が640mのときの山の高さ R_t の分散 σ はS45C鋼の場合は 0.29μ であるのに対しS15C鋼の場合は 1.09μ となっている。

2.3 微小構成刃先が仕上面あらしに及ぼす影響

2.2において切削初期には微小構成刃先が仕上面あらしを害していることがわかった。

切削速度 200 m/min ，送り 0.05 mm ，切込み 0.5 mm のこのような切削条件においては一般には構成刃先が存在しないといわれて来た。2.3ではこのような切削条件の下でも構成刃先が存在することを確かめた後，この微小構成刃先に及ぼす切削条件の影響を検討する。

2.3.1 実験装置および方法

工作機械として大隈L S型高速旋盤を用い，工具は超硬P20のスローアウェイ型インサート工具を用いた。工具の形状は次の通りである。

(-5° ， -6° ， 5° ， 6° ， 45° ， 45° ， 0.8 mm)

被削材としてS15C鋼およびS45C鋼を用いた。それらの化学成分および硬さは表6-4に示すものと同じである。

切削条件は切込み 0.5 mm ，送り 0.05 mm/rev ，切削速度 200 m/min ，ノーズ半径 0.8 mm を標準とし，各々の切削条件の影響を見るため次のパラメータのみをそれぞれ単独で変化させた。

切込み：0.1，0.25，0.5，1.0 mm

送り：0.025，0.05，0.075，0.1，0.15，0.2，0.3 mm/rev

切削速度：50，100，150，200，300，450，600 m/min

ノーズ半径：0.2，0.4，0.6，0.8，1.0，1.2 mm

切削開始後2秒ほどした後，一応定常状態に達したと見られるとき図4-3に示した旋盤用急停止装置を用

いて切削を急停止させた。切削の急停止を行なった後の切削部の状態を図6-9に示す。以下の手順により観察および測定を行なった。

- i) 切りくずおよび被削材への付着物の有無と工具面付着物の観察および工具損傷の有無を顕微鏡により点検する。
- ii) 切りくず裏面の状態から付着物の生成脱落を調べる。
- iii) 仕上面と切りくず裏面のプロフィールをタリサーフ表面検査機により測定する。

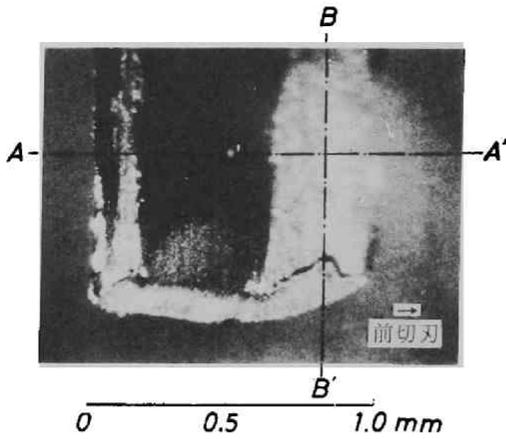


図6-9 切削の急停止を行なった後の切削部の状態

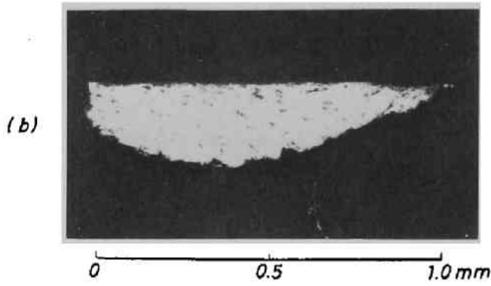
2.3.2 実験結果ならびに考察

図6-10(a)は切削の急停止を行ない、工具に付着した切りくず裏面を観察したものであり、(b)がその横断面 BB' と表面のプロフィールであり、(c)がその縦断面 BB' の断面写真である。前切刃および横切刃境界部付近に微小な工具面付着物が生成しており、切りくずの両端部がむしられて5~20 μ 程度凹んでいるのがわかる。(c)において工具面付着物の先端に工具の刃先の跡が見え、材料がこの付着物によってオーバカットされていることがわかる。故に今後この付着物を微小構成刃先と呼ぶことにする。

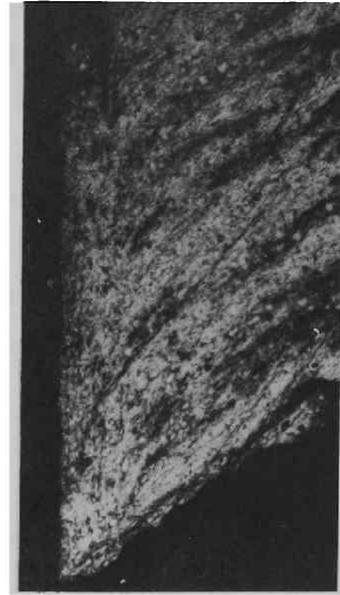
図6-11はS45C鋼について同様の実験を行なって得た結果を図6-10(c)と同じ BB' 断面の断面写真である。S45C鋼に生じる微小構成刃先はS15C鋼に比べて全体に見ると長さが短く、切りくずの凹みも小さいが、刃先付近では厚さが厚くなり、オーバカット量が大きいことがわかる。このため図6-14に示すようにS45C鋼の方がS15C鋼より仕上面あらさが大になっている。



(a) 切りくず裏面



(b) AA'断面



(c) BB'断面 ×500

図6-10 微小構成刃先

被削材：S15C鋼
 工具：超硬 P20
 切削速度：20m/min
 切込み：0.5mm
 送り：0.05mm/rev



BB'断面

図6-11 S45C鋼を切削したときの微小構成刃先

被削材：S45C鋼，その
 他の条件は図6-9に同じ

図6-12および6-13はそれぞれS15C鋼およびS45C鋼を切削した場合の切削速度と切りくず裏面プロフィールおよび仕上面プロフィールの関係を示したものである。図6-12(a)および図6-13(a)において高速になるほど凹みは小さくなり、まず横切刃境界部の凹みがなくなり、次いで前切刃境界部の凹みがなくなっている。これよりS15C鋼の場合は600m/minまで、S45C鋼の場合は450m/minまで微小構成刃先が存在し、仕上面あらさを害していることがわかる。切削速度が600m/minのとき仕上面あらさが大になっているのは主として工具摩耗が非常に急速に成長するためである。

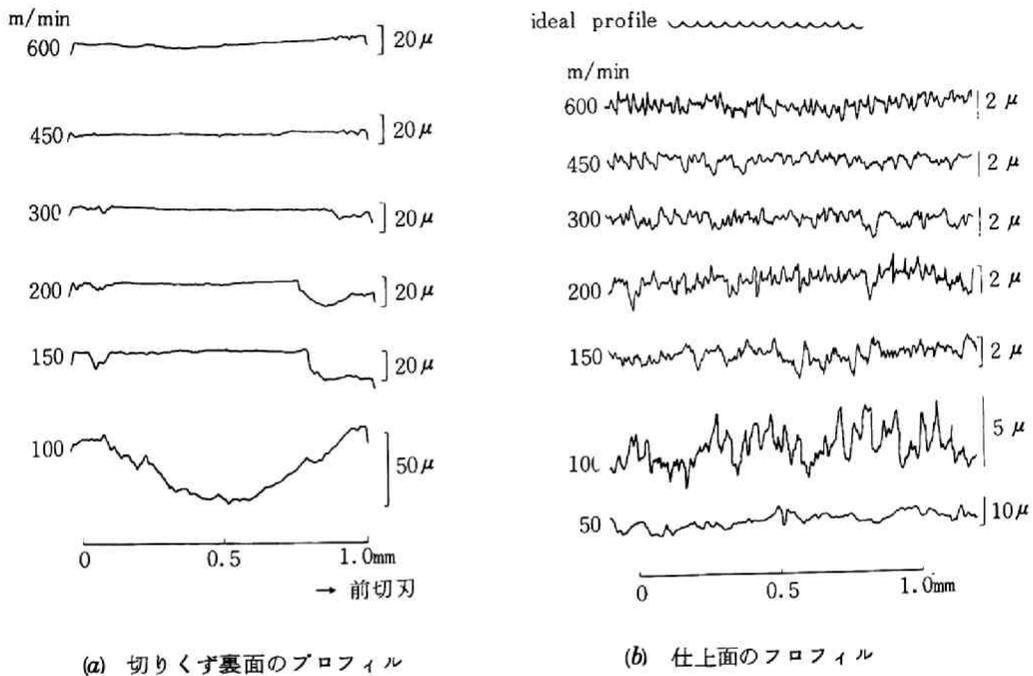
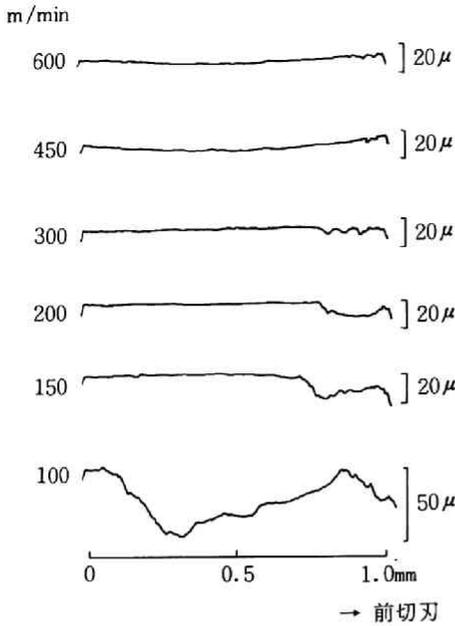
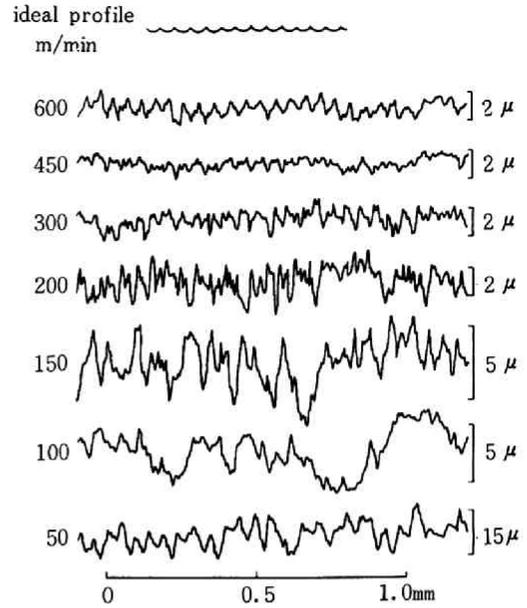


図6-12 切削速度と微小構成刃先の関係

被削材：S15C鋼， 工具：超硬 P10
 切込み：0.5 mm， 送り：0.05mm/rev



(a) 切りくず裏面のプロフィール



(b) 仕上面のプロフィール

図6-13 切削速度と微小構成刃先

被削材：S45C鋼，工具：超硬 P20

切込み：0.5 mm，送り：0.05 mm/rev

図6-14は図6-12および図6-13を書き改めたものであり、切削速度が450m/minになるまでは高速になるほど仕上面あらさがよくなっている。これは先に述べたように高速になるほど微小構成刃先が小さくなるためである。またS45C鋼の方がS15C鋼より仕上面あらさが大になっているのは前述したように微小構成刃先のオーバカット量が大いためである。

図6-15, 16および17はそれぞれ送り、切込みおよびノーズ半径のみを変化させたときの仕上面あらさの変化を示したものである。図6-15において送りを0.1mm/revより小さくしても、切削初期の仕上面あらさ R_{max} は小さくならない。図6-16において切込みが0.25mm以上では仕上面あらさ R_{max} はほぼ一定であるが、切込みが0.1mmのときは仕上面あらさ R_{max} はかなり大になっている。理論あらさ R_{theo} はノーズ半径が大になると小になるが、図6-17においてはノーズ半径が大になると仕上面あらさ R_{max} は大になっている。送りを小さくすること、切込みを小さくすること、ノーズ半径を大きくすること、これらは全てノーズ部における実質的な切削厚さを小さくすることである。このように実質的な切削厚さを小さくするとノーズ部の工具面温度が低くなり、微小構成刃先が生じやすくなり、仕上面あらさ R_{max} を増大させる。

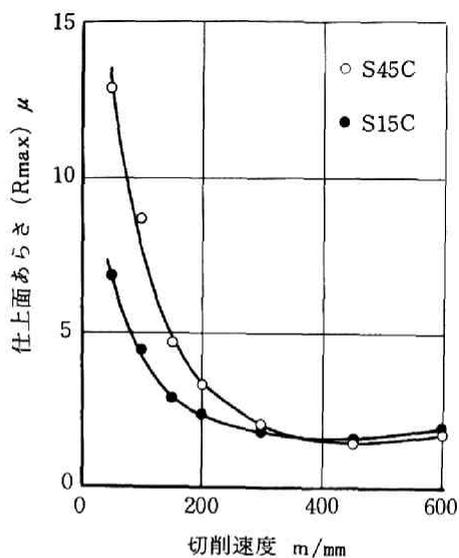


図6-14 切削速度と仕上面あらさ

工 具：超硬 P20
 切込み：0.5 mm
 送り：0.05 mm

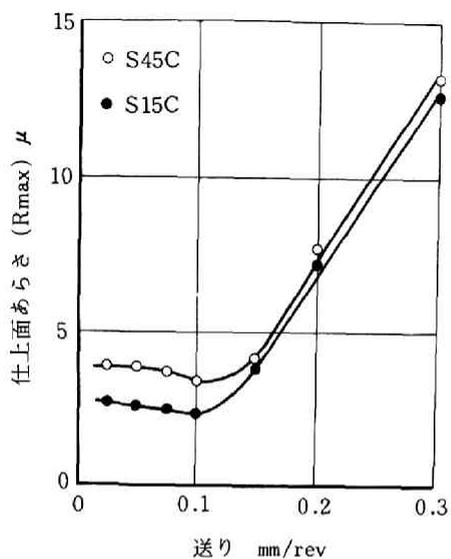


図6-15 送りと仕上面あらさ

工 具：超硬 P20
 切削速度：200 m/min
 送り：0.05 mm/rev
 切込み：0.5 mm

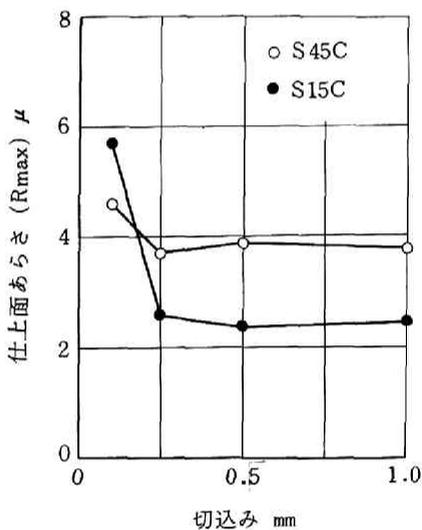


図6-16 切込みと仕上面あらさ

工 具：超硬 P20
 切削速度：200 m/min
 送り：0.5 mm

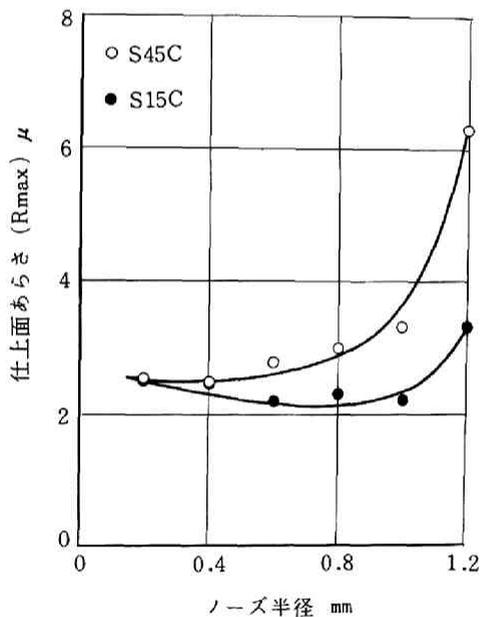


図6-17 ノーズ半径と仕上面あらさ

工 具：超硬 P20
 切削速度：200 m/min
 切込み：0.5 mm
 送り：0.05 mm/rev

2.4 工具摩耗, 工具損傷が仕上面あらさに及ぼす影響

2.2において, ある程度の距離切削した後においては, 工具逃げ面の摩耗溝が仕上面あらさを害する主な原因であることがわかった。故に2.4では摩耗溝と仕上面あらさの関係を詳しく検討し, 摩耗溝の成長に影響を与える因子について検討した。

2.4.1 工具の逃げ面境界摩耗の観察

図6-18は工具の前逃げ面に生じた摩耗溝の深さ R_{VB} を光波干渉顕微鏡を用いて測定した結果を示したものである。図6-18において破線は峰を結んだ線である。摩耗溝は最初の溝が非常に深く(2.5 μ)、2条目からは浅くなり、後の条ほど溝が浅くなっている。また同一の溝においては後方へ行くほど浅くなっている。一度切削された仕上面は被削材が一回転した後、第2の溝の切刃で僅かに切削され、さらに条数だけ切削あるいはバーニッシュされ、最終の溝の形に似た仕上面プロフィールが作られる。(図6-3参照) 図6-19はこの工具で切削したときに摩耗溝のある前切刃で切削された切りくずの一例である。

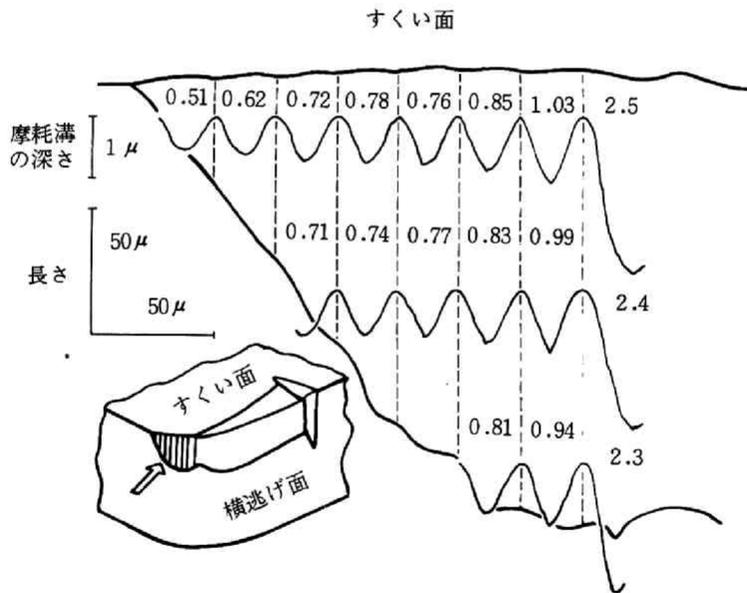


図6-18 工具の前逃げ面に生じた摩耗溝
(数字は溝の深さ, μ)

被削材: S45C鋼, 工具: 超硬 P20
 切削速度: 200 m/min , 切込み: 0.5 mm
 送り: 0.025 mm/rev , 切削距離: 1280 m

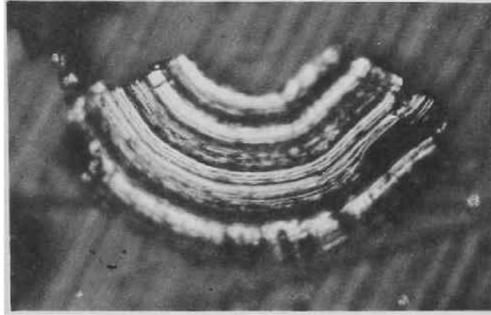


図6-19 摩耗した前切刃によって作られた切りくず(×240)
 切削条件: 図6-18に同じ

2.4.2 送りと切削速度が逃げ面境界摩耗に及ぼす影響

この実験に使用した工作機械, 工具形状, 被削材, 切削条件などは送りと切削速度を除き2.2と同一である。この実験においては仕上面あらさ R_{max} , R_{tm} , 摩耗溝の深さ R_{VB} とともに刃先後退量 V_T と刃先後退速度 \dot{V}_T を測定した。刃先後退量 V_T は前切刃境界摩耗の長さ V_B' を測定し, これと工具の逃げ角 γ から次式を用いて計算した。

$$V_T = V_B' \tan \gamma$$

刃先後退速度 \dot{V}_T はこの刃先後退量 V_T を切削距離 L で除したものであり, 単位は μ/m で表わす。

図6-20は送りを小さくしたときの切削距離 L と仕上面の最大あらさ R_{max} , 平均あらさ R_{tm} 摩耗溝の深さの関係を示したものである。送りを小さくすると切削距離が短いときから, 図6-18に示したような摩耗溝が何本も形成され, 切削温度が早くから上昇するため構成刃先が消滅し, 仕上面あらさは早くから R_{max} が 2μ 以下になっている。

送り f と摩擦溝の深さ R_{VB} の最大値の関係を図6-4と図6-20からプロットしたものが図6-21であるが, 送りを小さくすると R_{VB} が小くなるので切削距離が小さくてよい場合は有効である。しかし送りが小さいと同一の面積(送り×切削距離)を切削する場合には, 長距離切削しなければならず刃先の後退量が大になり, 製品の形状誤差が大になる。

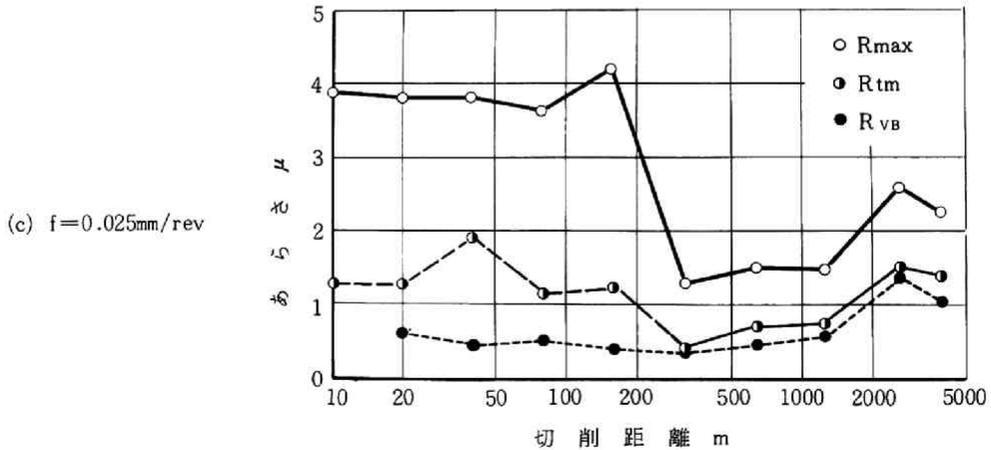
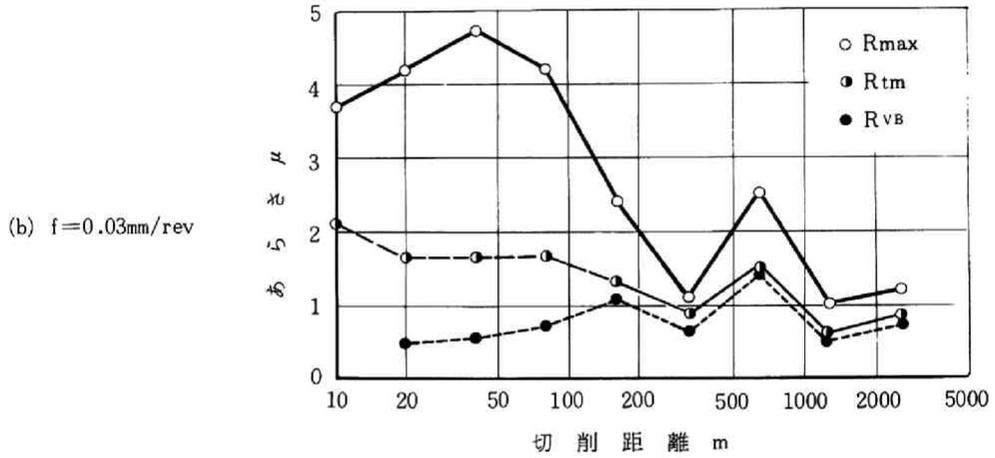
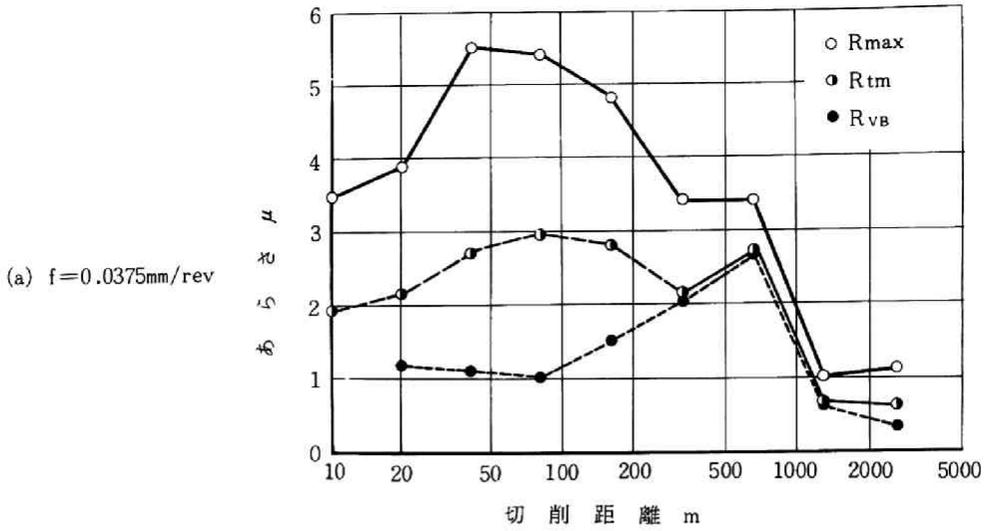


図6-20 送りを変化させたときの切削距離と仕上面あらしの関係
 被削材：S45C鋼， 工具：超硬 P20
 切削速度：200m/min， 切込み：0.5mm

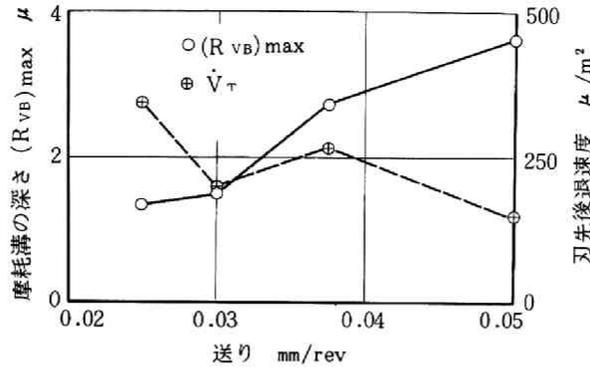


図6-21 送りと工具摩耗の関係

切削条件：図6-20に同じ

S45C鋼を超硬工具P20で切削したときの摩耗溝の深さ R_{VB} と仕上面の平均あらさ R_{tm} の関係を図6-4および図6-20から求めると図6-22となる。図6-22では常時構成刃先が存在する領域(I)のデータは用いていない。摩耗溝の深さ R_{VB} と平均あらさ R_{tm} はほぼ直線関係にあるが、平均あらさ R_{tm} は摩耗溝の深さ R_{VB} より 0.2μ 程度大きい。後に図6-33に示すように光波干渉顕微鏡を用いて測定したあらさとタリサーフ表面検査機を用いて測定したあらさの差は非常に小さいので、この R_{tm} と R_{VB} の差約 0.2μ は主に材料の側方への塑性流動によって生じたあらさ(Rflow)ではないかと推測される。

図6-22 摩耗溝の深さと平均あらさの関係

被削材：S45C鋼，
 切削速度：200m/min，
 工具：超硬P20
 切込み：0.5mm

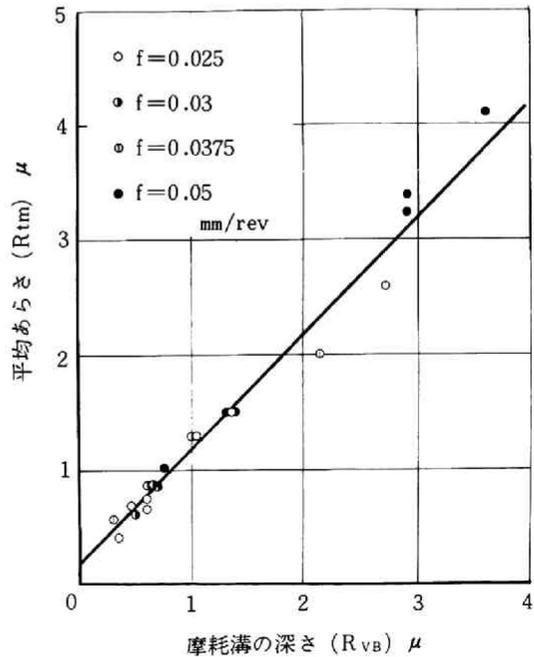
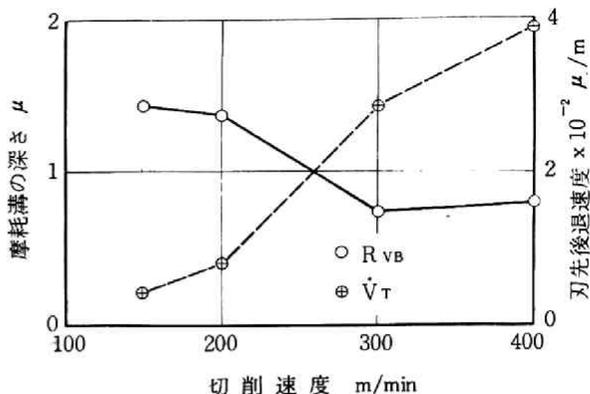


図6-23は切削速度と摩耗溝の最大値および刃先後退速度 \dot{V}_T の関係を示したものである。切削速度が大になると切削温度が上昇し、摩耗溝の深さ R_{VB} は小さくなるが、刃先後退速度 \dot{V}_T は非常に大になる。

図6-23 切削速度と工具摩耗
被削材：S45C鋼，
切込み：0.5 mm
工具：超硬 P20
送り：0.025 mm/rev



2.4.3 工具の硬さが逃げ面境界摩耗に及ぼす影響

超硬工具の硬さが摩耗溝の深さ R_{VB} および刃先後退速度 \dot{V}_T といかなる関係にあるかを検討するため、P10、P20、P25およびP30の4種の工具を用いてS45C鋼の切削実験を行なった。これらの工具の諸性質は次の表6-3に示すものと同一である。実験の方法は2.4.2と全く同様である。

工具摩耗の影響のみを取出すため構成刃先が消滅した切削域($L=600\sim 2600m$)において測定した摩耗溝の深さ V_B の最大値を工具の硬さ H_V に対してプロットすると図6-24となる。工具の硬さ H_V が大になるほど摩耗溝の深さ R_{VB} は大になっているが、これは硬い工具の場合は摩耗面に生じた山が振動などに等して安定に存在しうるためと思われる。しかし軟い工具は摩耗が大きく刃先後退速度 \dot{V}_T が大になるので製品の形状誤差が大になる。

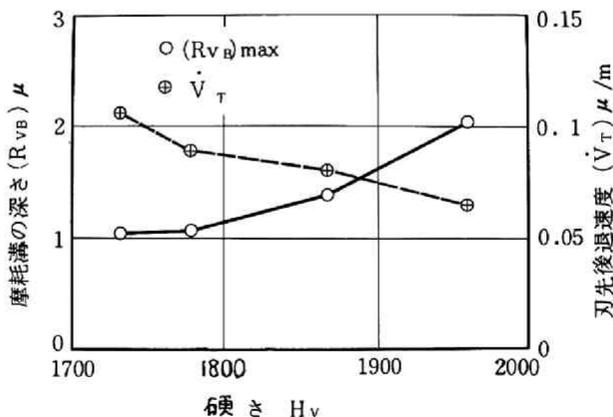


図6-24 超硬工具の硬さと工具摩耗
(H_V は常温 1kgで測定した値)
被削材：S45C鋼， 切削速度：200m/min
切込み：0.5 mm， 送り：0.025mm/rev

2.5 仕上面あらさから見た工具の切削性と材料の被削性の評価

2.4までは切削仕上面あらさの生成機構について検討してきたが、2.5では実用的な観点から仕上面あらさから見た工具の切削性、材料の被削性を検討する。

2.5.1 仕上面あらさから見た工具の切削性

仕上面あらさから見た工具の切削性を検討するため表6-2に示す各種の工具と切削速度を選んでS45C鋼の切削実験を行なった。実験方法は2.2と同様である。実験に用いた各種の工具の機械的性質を表6-3に示す。使用したS45C鋼は表6-4に示す材料と同一のものである。

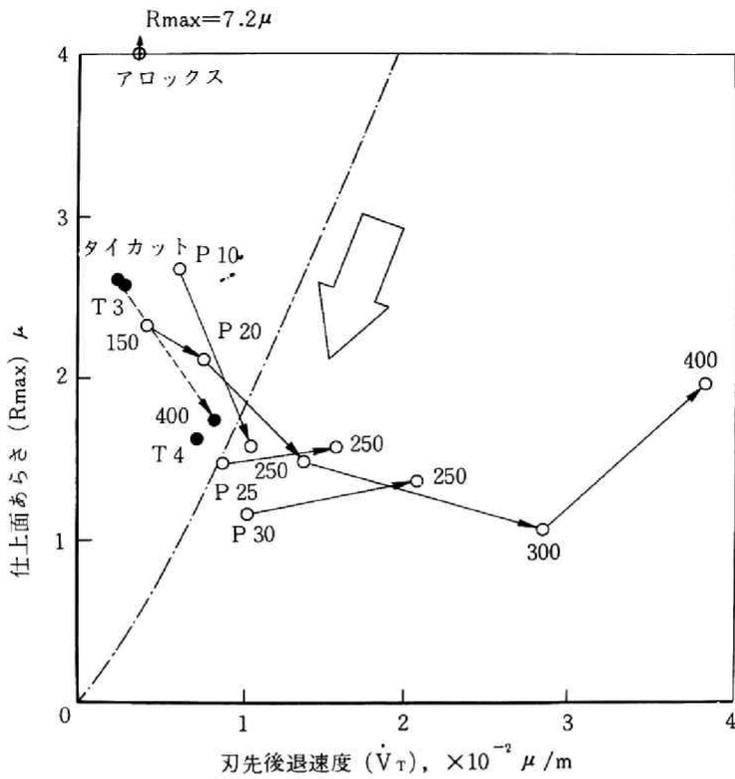
表6-2 実験に用いた工具材種と切削速度

		m/min	
{	超硬工具	住友電工製 P10 …… 200, 250	
		" P20 …… 150, 200, 250, 300, 400	
		" P25 …… 200, 250	
		" P30 …… 200, 250	
{	サーメット工具	住友電工製 タイカット …… 200, 400	
		日本特殊陶業製 T3 …… 200	
		" T4 …… 200	
セラミック工具		住友電工製 アロックス …… 200	

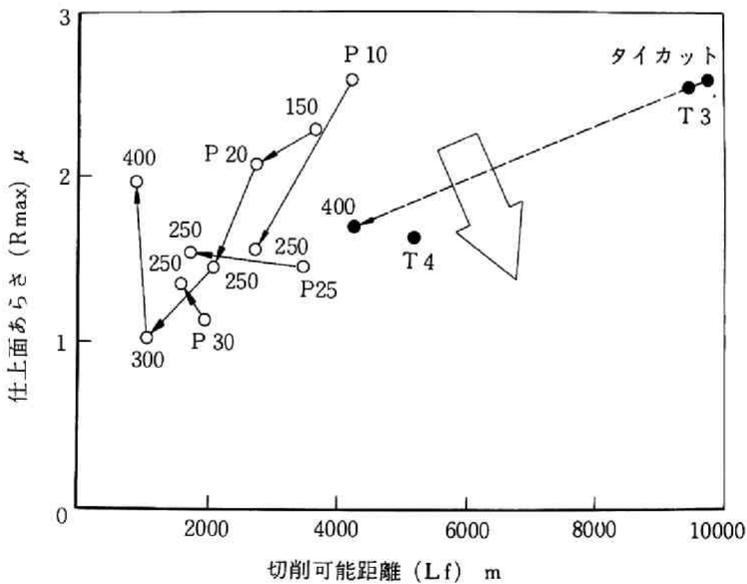
表6-3 実験に用いた工具の機械的性質

材 種	超 硬				サ ー メ ッ ト			セラミック
	P10	P20	(P25)	P30	タイカット	T3	T4	アロックス
常温硬度 H_V	1959	1868	1780	1732	2163	1977	1815	2288
抗折力 kg/mm^2	135	155	160	170	120	120	130	50
比 重	10.9	12.4	12.7	13.0	6.0	5.6	6.3	4.1

各種の工具を用いて行なった切削実験によって得られたデータを整理し、縦軸に仕上面の最大あらさ R_{max} を、横軸に刃先後退速度 \dot{V}_T をプロットし、仕上面あらさから見た工具の切削性を比較したものが図6-25(a)である。図6-25で用いた仕上面の最大あらさ R_{max} および刃先後退速度 \dot{V}_T は構成刃先が生成されず、終期摩耗に至るまで ($\dot{V}_B=0.3mm$ に達するまで) の切削距離において測定された値の距離に対する平均値である。図6-25において矢印は同一の工具を用いて切削速度のみを変化させたときの変化を示すものである。仕上面あらさから見た工具の切削性としては仕上面あらさ R_{max} が小さく、切刃後退速度 \dot{V}_T の小さいこと、すなわち原点に近いことが望ましい。しかし図6-24に示したごとく、硬い工具は耐摩耗性が良いので刃先後退速度 \dot{V}_T は小さいが、摩耗溝の深さ R_{VB} が大になる性質を持っており、軟い工具は摩耗溝の深さ R_{VB} は小さいが、刃先後退速度 \dot{V}_T が大になる性質を持っている。故て各種の工具はほぼ双曲線状に分布している。しかし仕上面あらさとして R_{max} を用いているので切削



(a) 刃先後退速度と仕上面あらさ



(b) 切削可能距離と仕上面あらさ

図6--25 S45C鋼を仕上切削したときの工具の切削性
 (数字は切削速度)
 切削速度: $200m/min$ (基準), 切込み: $0.5mm$
 送り: $0.025mm/rev$

系の振動によるあらさが存在し、 $R_{max} = 1\mu$ 以下の仕上面あらさを得ることができなかった。

セラミック工具は耐摩耗性は非常に良いが仕上面あらさ R_{max} が非常に大きい。また切刃に微小なかけを生じやすく、このかけた部分に材料がたまり、たまった材料が仕上面を堀起したり、脱落したりして仕上面あらさを非常に害している。(図6-26(a))

サーメット工具は耐摩耗性はセラミック工具とほぼ同程度であり、超硬工具より優れており、仕上面あらさは $R_{max} = 1.6 \sim 2.6\mu$ と超硬工具P20より若干劣るが、セラミック工具よりはるかに優れている。特にT4種のサーメット工具は R_{max} 、 \dot{V}_T ともに小さく、今回実験に用いた工具材種の中では最も切削性が良いといえよう。またサーメット工具の場合は図6-26(b)に示すように、S45C鋼との親和性が小さいので切削のごく初期(切削距離10m)を除き構成刃先が生成されない。この点は超硬工具と異なる非常に大きな利点である。

超硬工具は種類によりかなり広い範囲に分布している。図6-25(a)においてはP25およびP30のような比較的軟い工具の場合は R_{max} は非常に小さく、 \dot{V}_T もあまり大きくないが、初期摩耗が他の工具に比べて非常に大きいので、図6-25(b)に示すように切削可能距離が短く、実用上は非常に小さな品物の加工にしか用いることができない。比較的硬い超硬工具P10の場合は硬さがほぼ等しいサーメット工具タイカット、T3とほぼ等しい R_{max} となっているが、 \dot{V}_T は2倍以上大きい。超硬工具の場合は切削速度を 200m/min より高速にすると工具摩耗が非常に大きくなり、サーメット工具に比べて耐熱性が劣っていることを示している。

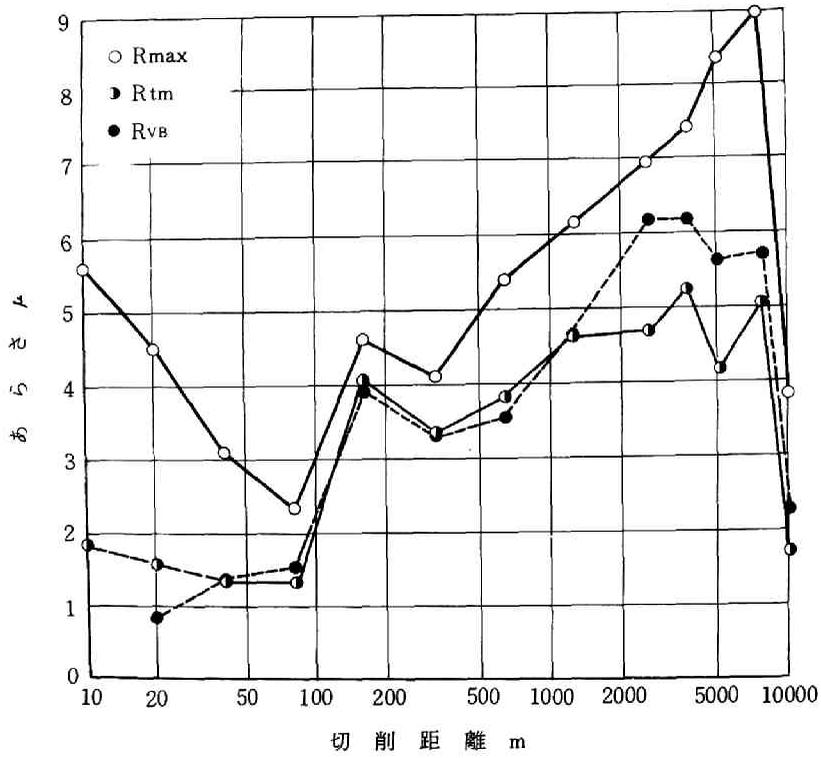
図6-25(a)中に鎖線で示した曲線は岡村の調査⁶⁻¹²⁾による一般の製品について最も多く用いられている表面あらさ R_{max} と製品の精度 A の関係

$$A = 4R^{0.8}$$

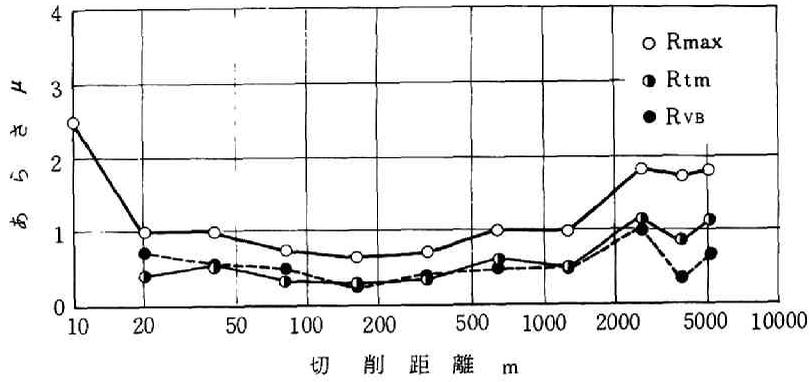
を直径50mm、長さ50mmの丸棒の外周を加工する場合を例にとって示したものであり、この品物を加工する場合にはこの破線に近い状態で工具を使用することが望ましいといえよう。(この曲線は品物の形状と要求される表面あらさおよび精度により変動する。)

一般に刃先後退速度 \dot{V}_T が大きい工具ほど切削可能距離 L_f (構成刃先が生成されず、終期摩耗に達せず、 $V'_B = 0.3\text{mm}$ に成長するまでに切削した距離) は小さいが、工具材種により初期摩耗域あるいは構成刃先の存在する領域が異っている。図6-25(b)は切削可能距離 L_f と仕上面あらさ R_{max} の関係をプロットしたものである。図6-25(b)においては R_{max} が小さく、 L_f が大きいこと、すなわち右下にあるほど工具の切削性が優れている。矢印は同図(a)の場合と同様に切削速度のみを変化させたときの切削性の変化を示している。

切削可能距離 L_f はタイカットやT3のサーメット工具が特に優れている。 $R_{max} = 2.5\mu$ 程度で長時間同一の工具を使用した場合はこのようなサーメット工具を用いれば良いことがわかる。同一の工具例えは超硬P20を用いる場合には加工する品物に対して要求されている R_{max} と \dot{V}_T に応じて切削速度



(a) 工具：セラミック（アロックス）



(b) 工具：サーメット（T4）

図6-26 切削距離と仕上面あらさ

被削材：S45C鋼， 切削速度：200m/min

切込み：0.5mm， 送り：0.025mm/rev

を図6-25を参考にして適当に選ぶべきであるが、 $V=400\text{ m/min}$ のように図6-25(a)において右上、同図(b)において左上に大きくずれる切削速度を用いることは適当でないといえよう。このように図6-25(a)および(b)を用いることにより品物に対して要求されている仕上面あらさと形状誤差に基づいて最適な工具材種および切削速度を選ぶことが可能となる。

2.5.2 仕上面あらさから見た材料の被削性

仕上面あらさから見た材料の被削性を調べるため、同一の工具超硬P20を用いて種々の炭素鋼S15C、S25C、S35C、S45Cおよび工具鋼SK4を仕上げ加工する切削実験を行なった。それらの化学成分と硬さを表6-4に示す。

表6-4 実験に用いた被削材の組成と硬さ

材種 \ 成分%	C	S_i	M_n	P	S	C_u	N_i	C_r	硬さ H_V
S15C	0.17	0.23	0.36	0.008	0.016	0.15	0.09	0.07	145
S25C	0.24	0.25	0.57	0.017	0.014	0.03	0.02	0.01	168
S35C	0.34	0.24	0.66	0.020	0.019	0.12	—	0.06	203
S45C	0.43	0.22	0.70	0.025	0.010	0.26	0.11	0.20	245
SK4	0.99	0.19	0.37	0.018	0.011	0.19	0.08	0.10	322

図6-27(a)は定常摩耗域における仕上面あらさ R_{max} と刃先後退速度の関係をプロットしたものである。

S15C鋼を除く4種の刃先後退速度 \dot{V}_T にはあまり大きな差がないが、仕上面あらさ R_{max} はS45C鋼が最も小さい。S15C鋼の場合は図6-28に示すように工具摩耗が進行しても構成刃先が存在し、この構成刃先が仕上面あらさを害し、前切刃境界摩耗を一層促進させている。またこの微小構成刃先のため金属光沢のある仕上面は得られない。故に仕上面あらさから見た被削性は最も悪いといえる。ただし、S15C鋼を切削した際に生じる微小構成刃先は先の図6-9に示した如く、オーバカット量が小さいので R_{max} は約 3μ 程度となっている。

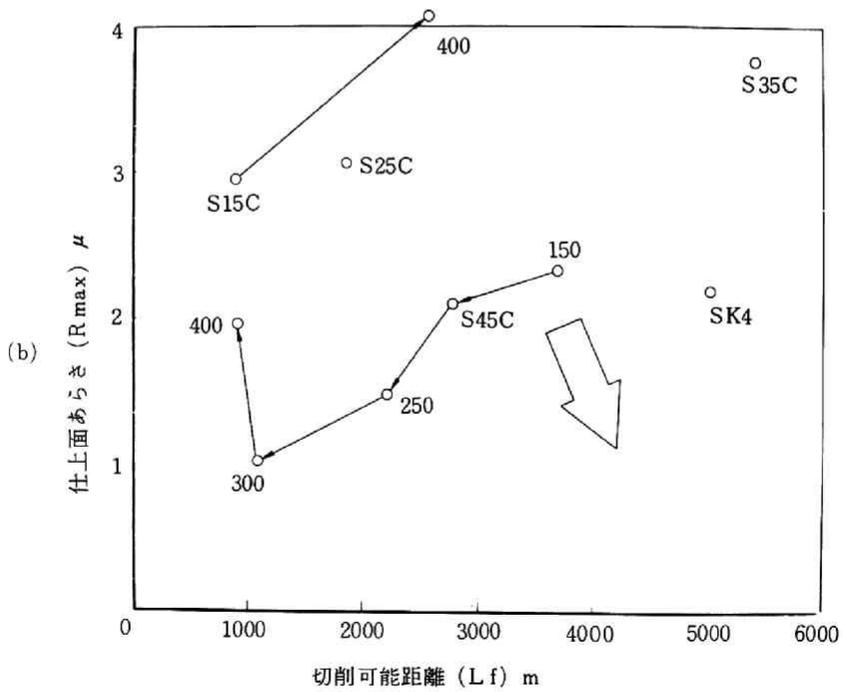
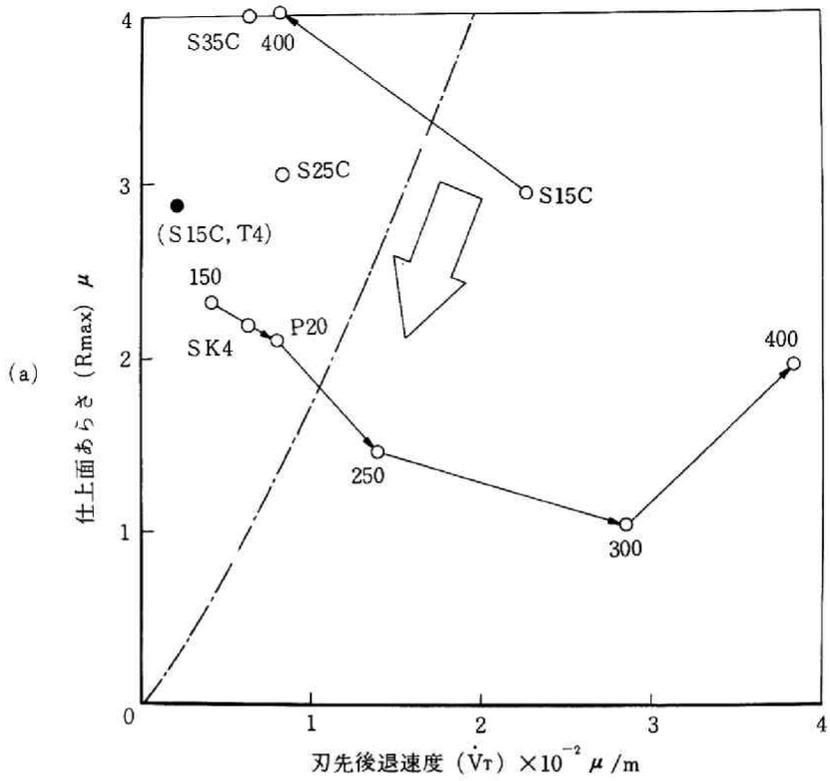


図6-27 超硬工具P20で切削したときの材料の被削性 (数字は切削速度)
 切削速度: $200m/min$ (基準), 切込み: $0.5mm$, 送り: $0.025mm/rev$

S15C鋼を切削する場合にはサーメット工具T4を用いるとごく切削初期を除き構成刃先が生じにくいので仕上面あらさも $R_{max} = 3\mu$ と小さく、刃先後退速度が非常に小さく切削性が良いといえよう。図6-27(b)は仕上面あらさ R_{max} と切削可能距離 L_f の関係をプロットしたものである。 L_f はSK4およびS35C鋼の方がS45C鋼よりかなり大きい。

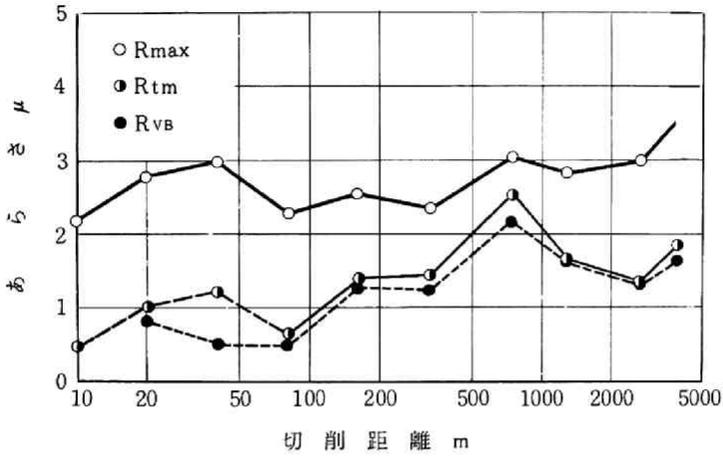


図6-28 切削距離と仕上面あらさ

被削材：S15C鋼，工具：超硬P20
 切削速度：200m/min，切込み：0.5mm
 送り：0.025mm/rev

第3節 非鉄金属材料

3.1 概 説

本章第1節においても述べてきたように、非鉄金属材料、とくに黄銅アルミニウムで代表されるさびにくい、比較的硬度の低い材料の場合は仕上面の品位としては仕上面あらさとともに仕上面の鏡面度、虹面度が問題となる場合があるので、これらを含めた仕上面品位を検討する必要がある。

軟金属を切削する場合には切刃の損傷は進行が遅い。故に工具のすくい角を大きくとり、切りくずの流出が滑めらかになるように高速度で仕上げ加工が行なわれることが望ましい。この場合に高精度、大量生産が要求されないときは、すくい角の大きな工具が容易に製作できる高速度鋼工具が用いられている。しかし高速度鋼工具では工具摩耗が生じるので、大量生産する場合には一般に超硬工具が用いられることが多い。さらに一層の高精度や鏡面度、虹面度が要求される場合にはダイヤモンド工具が用いられることが多い。

非鉄金属材料は非常に種類が多いので、本節では一般に“非常に被削性が良いと言われている四六黄銅”と“良い仕上面品位が得にくい材料と言われている純アルミニウム”と“最近機械構造用材料として多用されつつあるハイシリコンアルミ合金”の三種を特に選んだ。工具としてはいねいに製作された超硬工具とダイヤモンド工具を使用し、それぞれの工具で得られる最良の仕上面品位について検討を加えた。

また軟金属を切削する場合には工作機械の強制振動がかなり忠実に仕上面に転写されると思われるので、非常に振動の少ない Boley 精密旋盤で主に実験を行ない、対照のために大隈 LS 高速旋盤でも実験を行ない、振動の仕上面品位に及ぼす影響を検討した。

3.2 仕上面あらさの生成原因

黄銅のアルミニウムおよびハイシリコンアルミ合金を仕上げ切削する際に生じる仕上面あらさを表6-1の分類に従って検討してみる。

(1-a) 理論あらさ R_{theo} は材料の如何にかかわらず式(6-1, 2, および3)によって定まる。

(1-b) 1) 軟金属の場合は切刃稜の微細なプロフィールが仕上面にかなりの程度転写され、特に黄銅アルミニウムの切削においては工具に損傷や摩耗がほとんど生じないので、 R_{V0} は非常に重要である。ダイヤモンド工具の場合には切刃稜が単一の結晶のへき開面できているので、その凹凸は通常 0.01μ 以下と非常に小さい。⁶⁻¹³⁾ 従って単一の切刃で切削された仕上面は図6-29(a)および(c)に見るように非常に滑らかである。それに対して一般の超硬工具の切刃稜はダイヤモンド工具ほどいねいに製作されていないので、その凹凸は $1 \sim 数 \mu$ 程度の大きさをもっている。超硬工具もいねいに製作すればもっと鋭くすることはできるが、超硬工具は 1μ 程度の大きさの WC の結晶粒子の焼結体であるから、刃先形成時に粒子が脱落するので $0.2 \sim 0.4 \mu$ 程度の凹凸をもった切刃稜しか作ることで

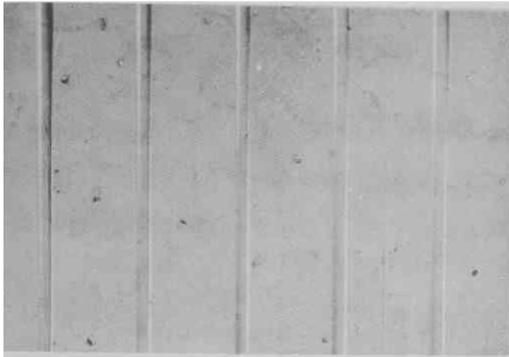


(a) ダイヤモンド工具



(b) 超硬工具

アルミニウム



(c) ダイヤモンド工具



(d) 超硬工具

快削黄銅

図6-29 仕上面の表面写真 (×480)

工作機械：Boley精密旋盤

切削速度：100 m/min, 送り：0.035 mm/rev

切込み：0.1 mm

きない。従ってこのような超硬工具で切削した場合には、仕上面は図6-29(b)および(d)に見るように非常に多数の条痕から成り立っていることがわかる。

ロ) 工具摩耗は被削材が黄銅やアルミニウムの場合には数時間の切削ではほとんど生じない。ダイヤモンド工具では千数百時間の切削が可能であると言われている。⁶⁻¹⁴⁾超硬工具でも黄銅やアルミニウムを切削した場合数十時間の切削が可能と言われている。しかしハイシリコンアルミ合金の様な硬い材料では超硬工具の場合には工具摩耗が生じるので R_{VB} が問題となる。

(2-a) アルミニウムの様な軟かい金属を切削する場合、切削面積(送り×切込み)が小さいときは強制振動が送りマークに上載せしめを增大させる。図6-30は純アルミニウムを切削している際に、5.9 μ の振幅をもつ343.5 Hzの強制振動を工具に半径方向に加えたときの仕上面プロフィールを示したものである。この場合加振していないときの平均あらさ R_{tm} は1.8 μ であり、これに加振

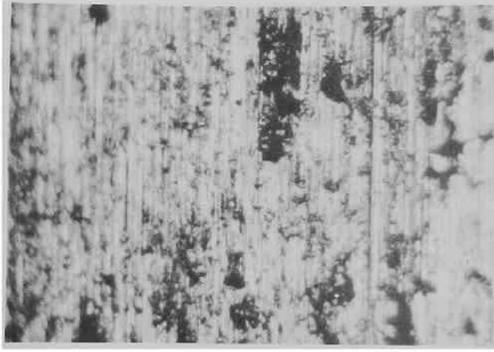
振幅 5.9μ を上載した値が加振したときの最大あらし $R_{max} = 7.7 \mu$ によく一致している。従ってこの場合は加振振幅 5.9μ が R_{fv} となる。



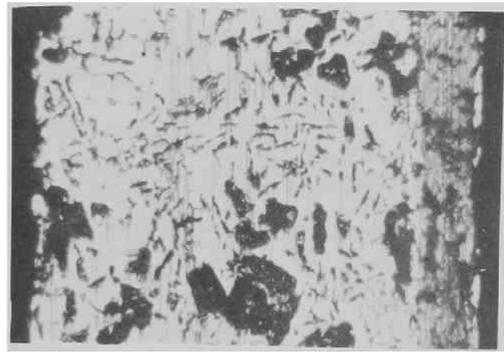
図 6-30 工具に強制振動を加えたときの仕上面プロフィール

被削材：アルミニウム， 工具：超硬 P20
 切削速度： $10 m/min$ ， ノーズ半径： $0.8 mm$
 切込み： $0.1 mm$ ， 送り： $0.05 mm$
 工具先端の半径方向の振幅： 5.9μ ， 周波数： $343.5 Hz$

- (2-b) R_{fv}' : アルミニウムを切削する場合はほとんどこのあらしは問題にならないが、黄銅を切削する場合はせん断型切りくずを生じることがあるので、これが切削力の変動をひき起し、工具に振動を与え、これが仕上面に転写されて R_{fv}' を生じさせるので工具と被削材の保持に注意を払う必要がある。
- (2-c) R_{sv} は黄銅、純アルミニウムを切削した場合にはほとんど生じない。しかし、ハイシリコンアルミ合金のように硬い材料を切削する場合は、切削系の動剛性が小さいときには自励振動が生じるので注意する必要がある。
- (3-a) R_{BUE} : 四六黄銅を切削する場合は先の図 6-30 からわかる様に構成刃先などの付着物はほとんど生じない。アルミニウムを切削する場合には切りくずの流出を滑めらかにしないと非常に大きな付着物が生成され、これが材料を掘り起し、仕上面あらしをはなはだしく害し数十 μ の R_{max} を生じることがある。これは適当な切削液を用いるか、切削速度を上げることによってある程度防ぐことができる。しかしダイヤモンド工具で切削した場合にも図 6-30(d) に見るように極めて小さい (1μ 以下) 付着物が生じている。この微小な付着物がアルミニウムの仕上面の鏡面度を害し、黄銅の仕上面の鏡面度より劣る原因となっている。ハイシリコンアルミ合金を切削した場合には鋼を切削した場合とよく似た構成刃先が生じる。
- (3-b) R_{crack} : アルミニウムを切削した場合には加工面以下に入り込むクラックは残留していない。四六黄銅を超硬工具で切削した場合には、図 6-30(d) に見るように仕上面にクラックは残存していない。四六黄銅をダイヤモンド工具で切削した場合は 67 頁図 4-6 に示したように極めて微小なクラックが存在している。ハイシリコンアルミニウム合金を超硬工具で切削した場合には、図 6-31(a) に見るように遊離したシリコン (硬さ $H_V = 700 \sim 900$) が刃先で圧壊され、バーニッシュ作用を受け、最表面には遊離シリコンの結晶は存在しない。それに対しダイヤモンド工具で切削



(a) 超硬工具



(b) ダイヤモンド工具

図6-31 ハイシリコンアルミ合金の仕上面写真（二次元切削）

切削速度：100m/min，切込み：0.05mm

した場合には，同図(b)に示すように遊離シリコンの硬い結晶も鋭い刃先で鋭利に切断され，仕上面にそのまま残在している。

(3-c) *R_{flow}*：アルミニウムなどの軟金属の場合は材料の側方への塑性流動がかなりあるので，*R_{flow}*が仕上面あらさ*R_{max}*の主因となることがある。特に刃先丸味が大きい場合や切りくずの流出が滑らかでないとき，また流出方向が仕上面の方向に近いときには非常に大きなかえりを生じる。これに対しては，切削液の使用や適当な工具形状を選ぶことによってある程度改善できる。

(3-d) *R_{part}*：ハイシリコンアルミ合金，黄銅やアルミニウムを切削する場合は切削粉が付着しないので，これによるあらさは生じない。

3.3 ダイヤモンド工具と超硬工具との比較実験

本節3.2で検討したように超硬工具を用いても適当な工具形状を選び，ていねいに切刃稜を製作すれば仕上面あらさをかなり小さくできると思われる。故に以下に述べるような順序でダイヤモンド工具をていねいに整形した超硬工具を用いてアルミニウム，黄銅およびハイシリコンアルミ合金の切削実験を行ない，それぞれの工具によって得られる仕上面品位を検討した。

3.3.1 実験装置および方法

工作機械として大隈LS型高速旋盤とBoley精密旋盤DW4型を用いた。Boley精密旋盤DW4型の仕様は次の通りである。

主軸回転数：1800，2400，3600rpmの3段階

振 り：47.6cm

最大心間距離：48cm

馬 力：1.5馬力

この精密旋盤は振動の発生を局限するために最大の注意を払っており、振動源となる歯車装置は用いず、動力の伝達および工具の送りにはすべてベルトを用いている。被削材はコレットチャックを用いてとりつけ、心押し台は用いず、片持ちの状態にて切削実験を行なった。被削材の突出量は60mmとしている。Boley精密旋盤には(1°, 1°, 6°, 6°, 45°, 45°, 0.3mm)の形状のダイヤモンド工具と(6°, 6°, 6°, 6°, 50°, 40°, 0.3mm)の形状の超硬工具P20種を用いた。ただしダイヤモンド工具のノーズ半径は図6-32に示すように6角で近似した0.3mm Rである。超硬工具の刃先は逃げ面と#600のハンドラップで研磨した後、最も粒度の小さい軟質金属仕上用のダイヤモンドペーストを用いて仕上げた。次にすくい面をハンドラップで研磨した後、ダイヤモンドペーストで軽く仕上げた。



図6-32 ダイヤモンド工具の刃先形状
(すくい面) ×100

大隈LS高速旋盤の場合は(6°, 6°, 6°, 6°, 60°, 30°, 0.8mm)の形状の超硬P20の三角チップを用いた。ノーズ部の大きさを所定の大きさにするため逃げ面を#600のハンドラップで研磨した。次にすくい面を#220のダイヤモンドホイールで荒研磨した後、#600のハンドラップで仕上げた。

被削材としてアルミニウム、四六黄銅、快削黄銅およびハイシリコンアルミ合金を用いた。それらの材料の化学成分と硬さを表6-5に示す。

表6-5 実験に用いた被削材の組成と硬さ

成分% 材料	Cu	Pb	Sn	Fe	Zn	Si	Mg	Al	硬さ Hv
四六黄銅	60.23	0.004	0.003	0.004	残	-	-	-	113
快削黄銅	58.4	2.92	0.32	0.25	残	-	-	-	128
ハイシリコン アルミ合金	4.20	-	-	0.46	0.04	15.9	0.53	残	141
アルミニウム	0.01	-	-	0.19	-	0.07	-	残	30

アルミニウムを超硬工具で切削する場合は、乾切削のときは切りくずの流出が滑らかでなく仕上面あらさは非常に悪いが、切削液を用いると切りくずの停滞はほとんど生じず、かなり良好な仕上面あらさを得ることができる。故に本研究では超硬工具で純アルミニウムを切削する場合には、切削液として常にスピンドル油を用いている。

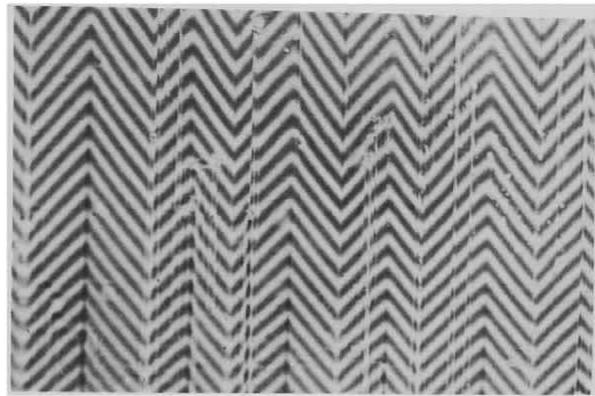
仕上面プロフィールはタリサーフⅢ型表面検査機により測定した。タリサーフ表面検査機のような触針式の検査機でアルミニウムのような軟かい金属の表面あらさを測定すると、接触圧(0.17N)のため凸部が変形して仕上面あらさが過小に評価される恐れがある。この影響の程度を調べるために光波干渉顕微鏡を用いて同一の試料の表面あらさを測定したところ図6-33(a)に示すように $R_t = 0.61\mu$ となり、タリサーフ表面検査機で測定した場合(同図(b))の $R_t = 0.59$ より僅かに 0.02μ 大きい値にしかならなかった。故にタリサーフ表面検査機を用いても特に大きな表面あらさの測定誤差はないと思われる。

大隈LS高速旋盤を用いて切削した場合、振動が存在するので仕上面あら

さを測定する際に基準長さを大きくとれば最大あらさは大になり、小さくとれば最大あらさは小さく測定される。 R_{max} は送りの20倍を基準長さにとって測定したときの仕上面の最大あらさであり、基準長さが長いので振動によるあらさが測定の際に考慮される。基準長さを送りの40倍に選んでも20倍の場合とほとんど差はない。 R'_{max} は送りの5倍を基準長さにとって測定したときの最大あらさである。 R'_{max} は R_{max} に比べ振動の影響が小さい。あらさが小さいので個々の山の形状が不明瞭であり、山高さ R_t を測定することができなかつたので平均あらさ R_{tm} は測定できなかつた。Boley精密旋盤で切削した場合にはこの様な現象は見られなかつた。

実験に用いた旋盤、被削材、工具および切削条件の組合せを表6-6に示す。この他最良の仕上面あらさを得るため、ダイヤモンド工具と超硬工具の前切刃角をほぼ 0° として以下の条件で快削黄銅と純アルミニウムを切削した。

使用工作機械 : Boley精密旋盤
 切削速度 : 100 m/min
 切込み : 0.05 mm
 送り : 0.023 mm/rev



(a) 光波干渉顕微鏡による仕上面写真
(一縞間隔が 0.27μ)



(b) タリサーフ表面検査機による仕上面プロフィール

図6-33 表面の凹凸の高さの測定法

被削材: アルミニウム, 工具: ダイヤモンド
 切削速度: 103 m/min , 切込み: 0.1 mm
 送り: 0.023 mm/rev

表 6-6 実 験 条 件

旋 盤	被 削 材	工 具	切 削 条 件		
			切削速度 <i>m/min</i>	切 込 み <i>mm</i>	送 り <i>mm/rev</i>
Boley 精密旋盤	快削黄銅 および 純アルミ ニウム	超硬工具 および ダイヤモンド 工 具	76	0.1	0.035
			103	〃	および
			130	〃	0.05
			103	0.01	0.023
			〃	0.05	〃
			〃	0.1	〃
			〃	0.2	〃
			103	0.1	0.015
			〃	〃	0.023
			〃	〃	0.035
			〃	〃	0.05
			〃	〃	0.08
大隈LS 高速旋盤	四六黄銅 および 純アルミ ニウム	超硬工具	25	0.2	0.025
			50	〃	0.035
			100	〃	0.05
			200	〃	および
			50	0.05	0.1
			〃	0.1	〃
			〃	0.2	〃
			〃	0.5	〃
	ハイシリコン アルミ ニウム 合 金	超硬工具 および ダイヤモンド 工 具	25	超硬のとき 0.5 ダイヤモンド 工具のとき 0.1	0.05
			50		〃
			100		〃
			150		〃
			200		〃
			300		〃
			200	超硬のとき 0.5 ダイヤモンド 工具のとき 0.1	0.025
			〃		0.05
			〃		0.1
			〃		0.15
			〃		0.2
			〃		〃
超硬工具	200	0.05	0.05		
	〃	0.1	〃		
	〃	0.3	〃		
	〃	0.5	〃		
	〃	0.7	〃		

3.3.2 実験結果ならびに考察

(1) アルミニウム

図6-34はアルミニウムを切削したときの切削速度と仕上面あらさの関係を示したものである。振動が極めて小さい場合 (*Boley* 精密旋盤, 大隈高速旋盤の R'_{max}) は切削速度の如何にかかわらず, 仕上面あらさはほぼ一定となっている。それに対し振動がある場合 (大隈 R_{max}) は高速になるほど仕上面あらさ R_{max} が若干悪くなっている。一般にアルミニウムの仕上面あらさは高速になるほど良くなると言われているが, 図6-34において速度によって仕上面あらさがあまり変わらなかったのは, 適当な

形状の工具と切削液 (超硬の場合のみ) を用いるので, 切りくずの停滞が低速のときから生じなかったためである。しかし仕上面を詳細に観察すると図6-35に示すように低速になるほど小さな線条痕と脱落粒が多く見られ, 仕上面の光沢が悪くなるので, 良い鏡面を得るためにはダイヤモンド工具でも $100m/min$ 以上の高速で切削する必要がある。

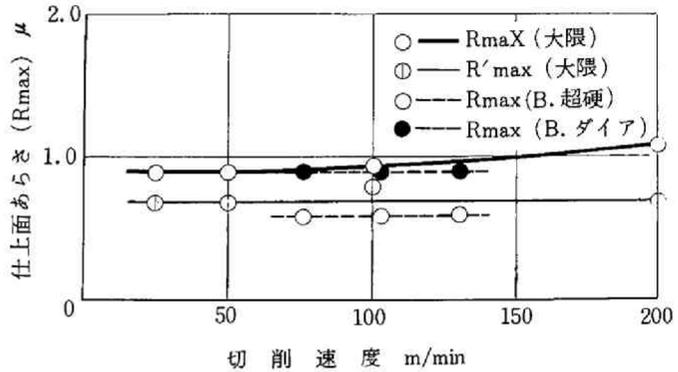
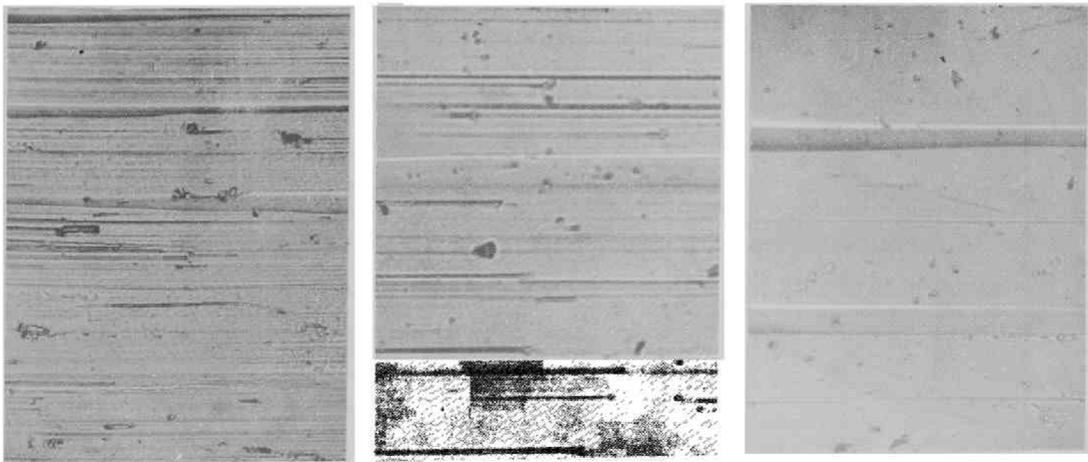


図6-34 切削速度と仕上面あらさの関係

被削材: アルミニウム, 送り: $0.035mm/rev$
切込み: $0.2mm$ (大隈), $0.1mm$ (*Boley*)



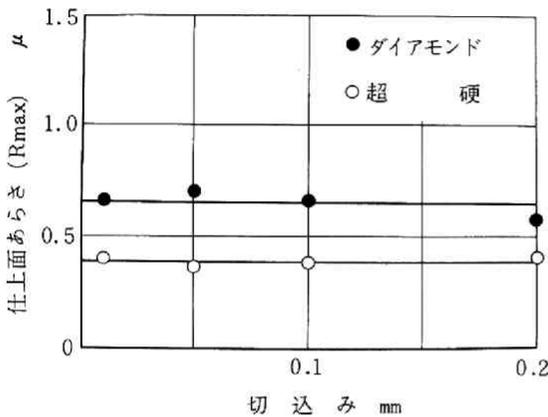
(a) $3m/min$

(b) $25m/min$

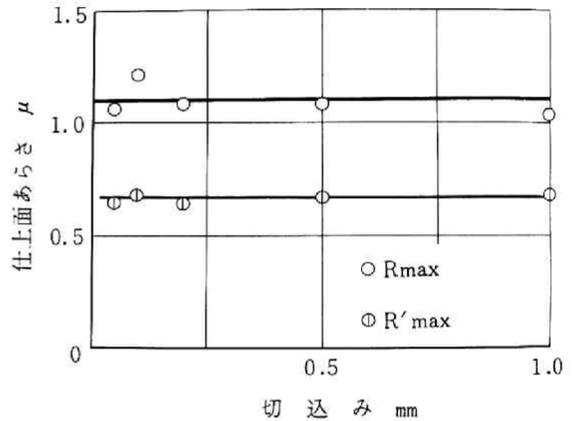
(c) $200m/min$

図6-35 アルミニウムの仕上面写真 ($\times 480$)
工具: ダイヤモンド, 切込み: $0.025mm/rev$

図6-36に示すように切込みはアルミニウムの仕上面あらさに影響を及ぼさない。送りは理論あらさ R_{theo} に影響を与えるので、図6-37に示すように送りが大になると仕上面あらさも大になっている。超硬工具で切削した場合は仕上面あらさ R_{max} および R'_{max} ともに送りが 0.1 mm/rev のときは理論あらさ R_{theo} との差が小さくなっているが、これは送りマークの山頂の部分が僅かに切りくずに持たれるためである。大隈高速旋盤で切削した場合 R_{max} と R'_{max} の差は 200 m/min で切削した場合は常にほぼ $0.4\ \mu$ である。この実験において外部からの強制振動および内部の自励振動は極めて小さく、また自励振動は発生していなかったため、この差約 $0.4\ \mu$ は工作機械内部から生じた強制振動によるあらさ R_{fv} であると考えられる。



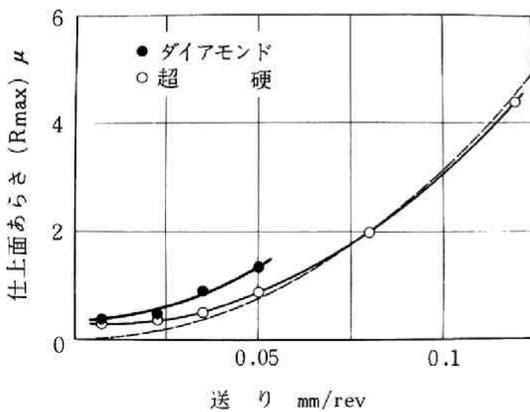
(a) Boley精密旋盤



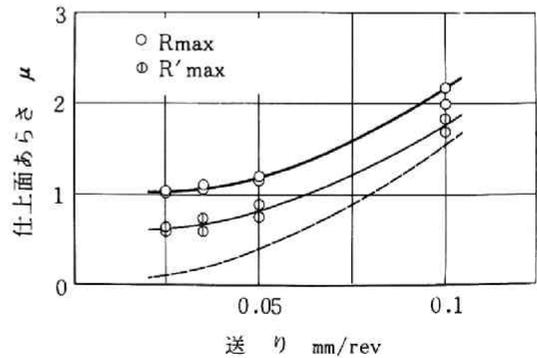
(b) 大隈高速旋盤 (超硬工具のみ)

図6-36 切込みと仕上面あらさの関係

被削材：アルミニウム，切削速度： 50 m/min (大隈)
送り： 0.035 mm/rev



(a) Boley精密旋盤 (切削速度： 103 m/min ，
切込み： 0.1 mm)

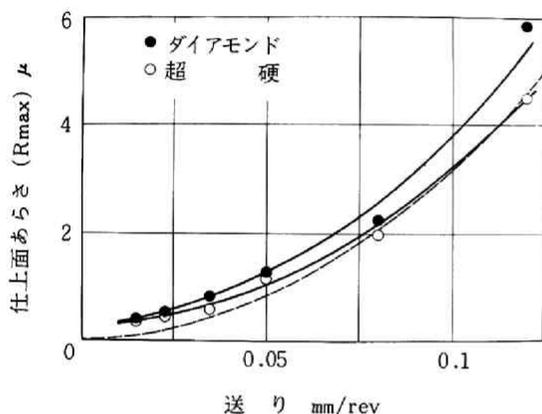


(b) 大隈高速旋盤 (切削速度： 50 m/min ，
切込み： 0.5 mm)

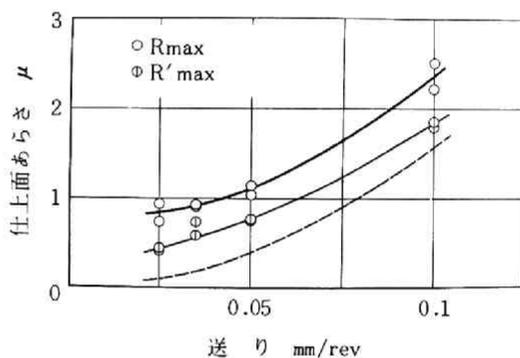
図6-37 アルミニウムを切削したときの送りと仕上面あらさ

快削黄銅を切削した場合はその名の通り被削性が極めて優れており、仕上面あらさは送り以外（ノーズ半径一定のとき）は他の切削条件の影響がほとんどなかった。ただし高速切削になると振動が入り仕上面の最大あらさが若干大きくなるが、これは先の図6-37アルミニウムの切削の場合に示した結果とほぼ同様である。

図6-38は黄銅を切削したときの送りと仕上面あらさの関係を示しているが、大隈高速旋盤で切削した場合（同図(a)）には図6-37(a)と同様 R_{max} は R'_{max} より常に約 0.4μ 大きい。黄銅を切削した場合には送りが大きくなっても送りマークの山の部分が持去られることはないので R_{max} と R'_{max} と R_{theo} の差は送りにかかわらずほぼ一定である。



(a) Boley精密旋盤 (切削速度: $103m/min$, 切込み: $0.1mm$)



(b) 大隈高速旋盤 (切削速度: $50m/min$, 切込み: $0.5mm$)

図6-38 黄銅を切削したときの送りと仕上面あらさ

工具の前切刃角をほぼ 0° にすると理論あらさは非常に小さくなるが、仕上面あらさは図6-39に示すように平刃の超硬工具の場合は、 $R_{max} = 0.4 \mu$ 、ダイヤモンド工具の場合は $R_{max} = 0.2 \mu$ となった。このように前切刃角を非常に小さくすると、送りを大きくしても仕上面あらさを小さくできるので実用上非常に好都合である。超硬工具で切削した場合に $R_{max} = 0.4 \mu$ 存在するのは工具切刃稜のあらさの転写によって生じる仕上面あらさ R_{V0} のためである。ダイヤモンド工具で切削した場合には前切刃と仕上面と一致させるのが困難なために $R_{max} = 0.2 \mu$ が生じたものと思われる。

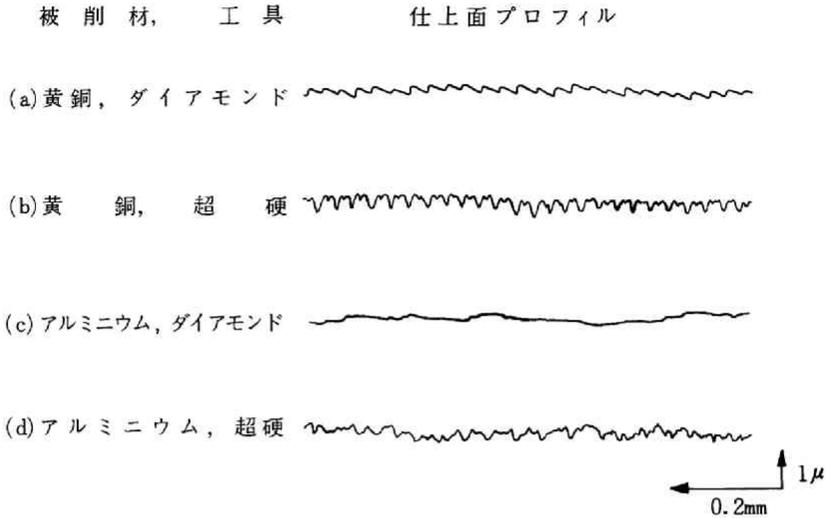


図6-39 前切刃角をほぼ 0° として切削したときの仕上面プロフィール
 工作機械: *Boley*精密旋盤, 切削速度: $103m/min$

ハイシリコンアルミ合金を超硬工具で低速切削または軽切削すると構成刃先が生じるので、仕上面あらさは図6-40に示すように悪くなる。構成刃先が生じなくなった範囲では仕上面あらさ R_{max} はほとんど変化していない。

ダイヤモンド工具で切削した場合には常に構成刃先が生じないので、送り以外の切削条件は仕上面あらさに影響を及ぼさない。仕上面あらさ R_{max} はダイヤモンド工具で切削した場合にも 1.7μ 程度存在するが、これは遊離シリコンを切削する際に生じたクラックが残存して仕上面あらさを生じさせる R_{crack} によるためである。

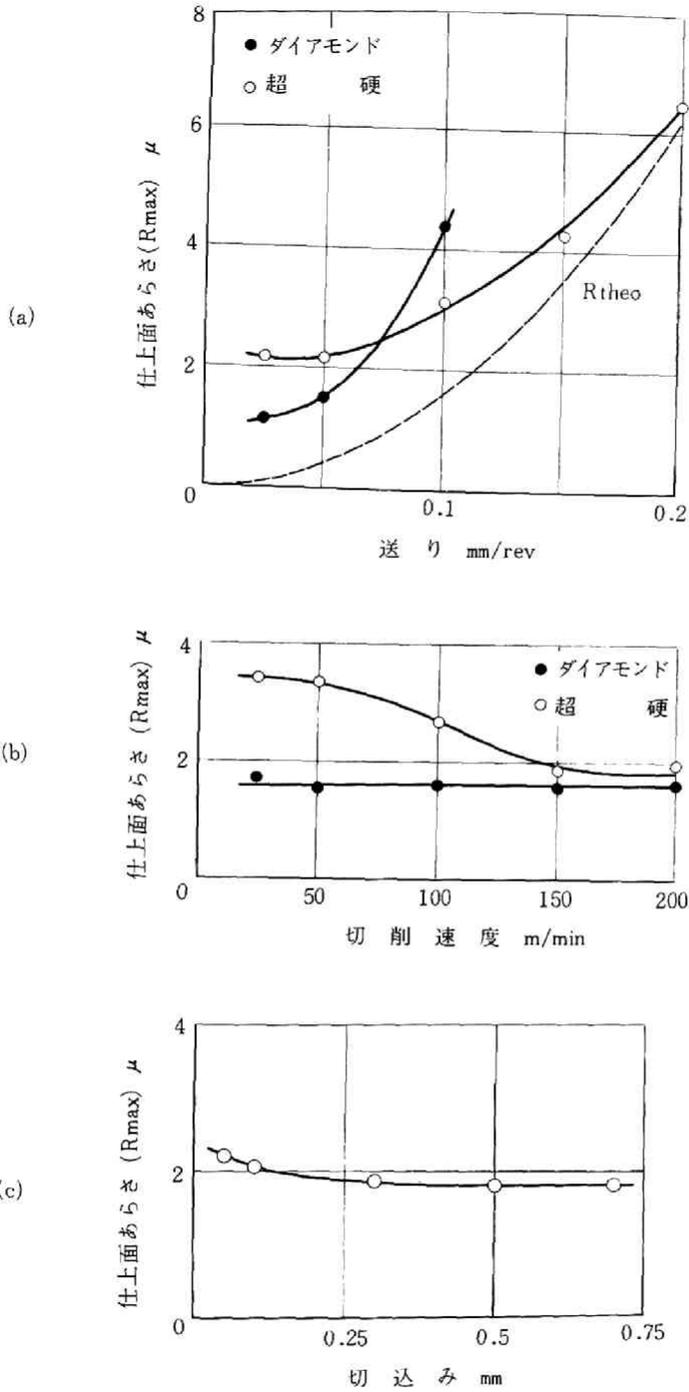


図6-40 ハイシリコンアルミ合金を切削したときの
 切削条件による仕上面あらしの変化
 切削条件 表6-6に同じ

以上の実験結果をまとめると次のことが言える。

これらの実験では多くの場合仕上面あらさは超硬工具を用いた時の方がダイヤモンド工具を用いた時より良い結果が得られたが、これは工具のノーズ部の幾何学的形状が異なるためであり、両者の間に大きな仕上面あらさ R_{max} の差はないと見るべきである。ただし前切刃と仕上面とを一致させて切削を行なった場合、ダイヤモンド工具を用いた場合は $R_{max} = 0.2 \mu$ 程度に仕上げることは容易であるのに対し、超硬工具の場合は R_{V_0} が大きいので 0.4μ 以下にすることは困難である。また仕上面の生成のされ方はかなり異なる。すなわちダイヤモンド工具で切削した場合は 89 頁の図 5-4 に示したように加工層は非常に薄く、表面の流動はほとんど見られない。それに対し超硬工具で切削した場合は表面にかなりの塑性流動がみられる。ただしこの塑性流動は必ずしも仕上面あらさを増大させるとは限らず、谷の部分をやむ、仕上面あらさを減少させる場合もある。

鏡面度という面ではダイヤモンド工具の方が超硬工具よりはるかに優れている。この原因はダイヤモンド工具の場合は切刃稜のあらさが小さいこと、刃先丸味が小さいので側方への塑性流動が小さいこと、被削材と工具との凝着が生じにくいことにあると考えられる。またこのように鏡面が得られた場合は、仕上面のプロファイルは例えば図 6-30 (a) および (c) に示すように R_{max} が大きくとも個々の山や谷の直線性が良く保たれているのに対し、同図 (b) および (d) に示すように例え R_{max} が小さくとも個々の山や谷に微小な凹凸がある場合には鏡面とはならない。

またアルミニウムを切削した場合には切りくずが仕上面に当たると鏡面度は著しく害されるので注意を要する。ダイヤモンド工具の場合は刃先のかげを防止するため通常切削液を用いないので切りくずの除去に特に注意しなければならない。その点超硬工具の場合は自由に切削液を用いることができるので、切削液と共に切りくずを除去でき便利である。

ダイヤモンド工具で切削した場合は先に述べたように鏡面度が非常に良いので虹面は見えにくかった。超硬工具で切削した場合には鏡面度はダイヤモンド工具で切削した場合より悪かったが、ほとんど全ての場合に鮮明な虹面が見られた。

第 4 節 結 論

本章においては切削仕上面あらさの生成原因に対する考察を行なった後、鉄鋼材料については主に S45 C 鋼の、非鉄金属材料については四六黄銅、アルミニウムおよびハイシリコンアルミ合金の仕上げ切削を行ない、最良の仕上面あらさを得る方法を検討した。また炭素鋼を切削したときの仕上面あらさから見た工具の切削性、材料の被削性について検討した。その結果次のような結論を得た。

- 1) 仕上面あらさの生成原因について考察した。(表 6-1)
- 2) 構造用炭素鋼 S 15 C および S 45 C を超硬工具で仕上げ切削したときの仕上面あらさの生成原因は、

切削距離が長くなるに従い i) 微小構成刃先, ii) 摩耗溝の転写と稀に生じる微小構成刃先, iii) 切削系の自励振動である。S45C鋼を動剛性の高い工作機械で切削する場合はii)とiii)の間に仕上面の最大あらさが $R_{max} = 1.5 \mu$ 前後と非常に小さい領域が存在する。

- 3) 超硬工具で炭素鋼を仕上げ切削した場合には、切削初期に微小構成刃先が存在し仕上面あらさを増大させている。この微小構成刃先は 400 m/min の高速域まで存在する。またノーズ部の実質的な切削厚さを小さくすると（送り：小，切込み：小，ノーズ半径：大）切削初期に微小構成刃先が生じやすくなる。
- 4) 定常摩耗段階にある工具でS45C鋼を切削した場合送りを小さくすると仕上面あらさは小さくなる。これは送りを小さくすると摩耗溝の深さが浅くなるためである。しかし送りを小さくすると切削系の振動が生じやすいので送り小さくすることはできない。
- 5) 定常摩擦段階にある工具で切削した場合に得られる仕上面あらさと刃先後退量の関係（図6-25(a)）および仕上面あらさと切削可能距離の関係（同図(b)）をプロットした図を用いることにより、仕上面あらさからみた工具の切削性および材料の被削性を評価することができる。今回切削実験に用いた工具材種および被削材種の中ではサーメット系の工具T4が最も切削性がよくS45C鋼の被削性が最も良いことがわかった。また図6-25を用いることにより品物に対して要求されている寸法精度および表面あらさに適した切削条件工具材種を選ぶことができる。
- 6) 黄銅とアルミニウムを切削した場合に、切りくずの停滞を防ぎ、切削系の振動が小さいときには送りとノーズ半径以外の切削条件は仕上面あらさに影響を及ぼさない。しかし良い鏡面を得るために 200 m/min 以上の高速で切削する必要がある。
- 7) 超硬工具で黄銅とアルミニウムを切削しても $R_{max} = 0.4 \mu$ とダイヤモンド工具で切削した場合とほぼ同じ程度の仕上面あらさを得ることができる。ただし超硬工具には 0.4μ 程度の切刃稜のあらさがあるので、ダイヤモンド工具で切削したときほど完全な鏡面は得られない。しかし超硬工具でも虹面を作ることは可能である。
- 8) ダイヤモンド工具で黄銅を切削した場合は 0.5μ 以下と非常に薄い加工層しかできず、微小な切込みでも切削可能なので高い寸法精度が要求される場合にはダイヤモンド工具が適している。
- 9) 超硬工具でハイシリコンアルミ合金を切削した場合切りくず除去面積が小さいと構成刃先が生じて仕上面あらさが悪くなる。ダイヤモンド工具を用いると構成刃先を生じない。
- 10) 超硬工具でハイシリコンアルミ合金を切削した場合には刃先丸味が大きいので、硬い遊離シリコンの結晶が仕上面上の最表面では粉砕されるのに対し、ダイヤモンド工具で切削した場合には鋭利に切斷されるので仕上面の耐摩耗性が優れている。

結 論

本論文においては切削加工面の生成機構に対する考察を基にして、切削加工面性状のうち加工層、残留応力および加工面のあらさの生成原因について、有限要素法による解析と切削実験を主体として研究した。

第1章ではセルロイドの二次元切削を行ない、モデル光弾塑性法により切削点近傍における被削材内部の応力分布を解析した。刃先が鋭い工具で切削した場合はすくい面摩擦の応力分布に及ぼす影響を、摩耗した工具で切削した場合には刃先丸味と逃げ面摩擦の応力分布に及ぼす影響を検討した。その結果被削材の延性やすくい面摩擦が小さい場合は、刃先直前にクラックが生成しやすいこと、刃先丸味と逃げ面摩擦は切りくず側にはほとんど影響を与えないが、加工面に非常に大きな影響を与えることが明らかとなった。

第2章では有限要素法を用いて純理論的に二次元切削機構を解析することを試みた。その結果すくい面摩擦が0.9程度になると、すくい面よりやや切りくず側に入ったところで最大の変形が生じて、すくい面に近い材料は停滞し構成刃先の萌芽となる可能性があることがわかった。

第3章では黄銅とS15C鋼の切削時に生じる被削材内部の温度分布を被削材に熱電対を挿入して測定し、実験によって求めた切削力、せん断角などの切削データから計算によって求めた温度分布と比較し、この温度分布の計算法によってpreflowの小さい単一せん断面モデルに近い変形が生じる場合は、かなり正確な温度分布が求まることを確かめた。この温度分布の計算法に基づいてS45C鋼を切削した場合の切削速度と逃げ面摩擦が温度分布に及ぼす影響を検討した。その結果逃げ面摩擦がない場合は、刃先温度は工具・被削材熱電対法で測定した平均の切削温度よりもはるかに低温であり、重切削でない場合はオーステナイト変態温度より高温になることはほとんどないことを確認した。S45C鋼を0.1mmの逃げ面摩擦のある工具で切削した場合には、高速になるに従い刃先温度は平均の切削温度より15%程度低いが、平均温度とはほぼ同じ割合で上昇する。また高速切削のときは表面の温度は低速切削のときより低温になるが、ある深さより内部では低速切削のときより低温になることが実験と計算の両方から確かめられた。

これらの研究によって切削時の応力状態、熱的状态はかなり明瞭になり、ある程度シミュレートすることができるようになったが、このような状態の下における材料の機械的性質に不明な点が多いこと、電子計算機の性能の不足などのため有限要素法をもってしても切削系全体を統一的に検討することは非常に困難であるので、第4章以下の解析の際には適当な仮定をいくつか設けて研究を進めることとした。

第4章においては金属の二次元切削実験と切削の急停止実験を行なって、切削点近傍における被削材の挙動を調べ、第3章までの研究結果を参考にして加工面の生成機構に対して一つのモデルを提唱した。すなわち被削材は工具が前進するに従ってまず塑性流動をおこし、刃先直前で破断応力に達した材料が延性破断を生じ、材料は切りくず側と加工面側とに分離する。通常この分離面は切削予定面（工具先端の通過面）より若干上方にあり、この間の材料は切り残し量として残る。分離して切りくず側に入った材料は、せん断変形とすくい面の摩擦作用を受けて切りくずとなって流出していく。加工面側に入った材料は刃先

丸味下部および逃げ面摩耗部によってバーニッシュ作用を受けて切削加工面となる。このように刃先丸味部および逃げ面摩耗部は加工面の生成の最終段階において重要な役割をはたすので、これらの部分に作用する刃先力を知ることは加工面の性状を検討する上で不可欠である。四六黄銅を切削した場合の刃先力の大きさは主に工具の刃先丸味によって決まり、刃先の非常に鋭いダイヤモンド工具の場合は刃先力は非常に小さかった。また刃先丸味が一定の場合刃先力は切込みが0.2 mm程度に達するまでは顕著に増加するが、0.2 mm以上の切込みではあまり増加せず、切削速度が大になると刃先力の方向が水平に近くなることがわかった。

第5章においては加工面内部の性状すなわち加工層と残留応力について検討した。刃先力と加工層および残留応力の関係を考察し、刃先力が大になると加工層深さと残留応力が大になり、刃先が非常に鋭く、従って刃先力が非常に小さいダイヤモンド工具で四六黄銅を切削すると1 μ以下の非常に薄い加工層しか生成されないこと、および切削速度が大になると刃先力の作用角が大になり加工層深さが小さくなることから切削実験により確認された。

切削加工によって生じる残留応力は機械的效果によるものと熱応力によるものがあり、相変態によって生じることはほとんどない。有限要素法を用いた解析により次のことが明らかとなった。すなわち機械的效果によって生じる加工面の切削方向の残留応力 σ_x は垂直に近い力が作用するときは圧縮応力となり、切削方向に近い力が作用するときは引張応力となる。熱応力によって生じる残留応力は強制的に冷却しない限り、温度が高くなると生じる引張残留応力が大きくなる。温度分布に加えて単独では圧縮残留応力が生じるような力が同時に作用すると、表層部の引張残留応力 σ_x は減少する。温度分布に加えて単独では引張残留応力が生じるような力が同時に作用すると表層部の引張残留応力 σ_x が大になる。

S 4 5 C鋼の切削加工面の残留応力をX線により測定した結果は有限要素法による解析結果とほぼ同じ傾向を示していた。ただしX線によって測定された切削方向に直角な方向の残留応力 σ_z は解析結果と逆符号の引張応力を示していた。これは有限要素法による解析の際平面ひずみを仮定して行なったため生じたものと推測される。

第6章においては加工面の表面形状すなわち仕上面あらさと鏡面度について検討した。切削加工によって生じる仕上面あらさを生成原因別に i) 工具形状と送りによって幾何学的に決まるあらさ、ii) 切削系の振動によるあらさおよび iii) 切削機構に基づくあらさと大別し、さらにこれらのあらさを詳しく検討し、良好な仕上面あらさを得る方法を検討した。また鉄鋼材料については主としてS 4 5 C鋼を切削し、通常の仕上切削で得られる最良の仕上面あらさを4~6 μ以下にはできなくしている主な原因は i) 切削初期においては微小構成のためであり、工具摩耗が進むと ii) 逃げ面境界摩耗溝と稀に生じる微小構成刃先、iii) 工具の自励振動であり、切削系の動剛性の高い場合には ii) と iii) の間に $R_{max} = 1.5 \mu$ 前後となる範囲が存在することを確かめた。またS 4 5 C鋼を切削した場合は硬い工具ほど摩耗量は少ないが、摩耗溝の深さ R_{VB} は大になり、仕上面あらさが悪くなることがわかった。種々の工具でS 4 5 C鋼を切削した

場合について仕上面の最大あらさ R_{max} と刃先後退速度の関係および仕上面の最大あらさ R_{max} と切削可能距離の関係を求めることにより、仕上面あらさからみた工具の切削性を比較した。その結果サーメット工具の方が超硬工具よりもはるかに仕上げ切削性能が良いことがわかった。

非鉄金属材料については黄銅、アルミニウム、ハイシリコンアルミ合金を超硬工具とダイヤモンド工具で切削して仕上面形状を比較した。その結果ていねいに仕上げた切刃稜あらさの小さい超硬工具を用いると $R_{max} = 0.4 \mu$ 程度の仕上面あらさを得ることができ、仕上面あらさという点ではダイヤモンド工具で切削した場合と大差のない面が得られたが、鏡面度という点では切刃稜あらさの小さいダイヤモンド工具の方がはるかに優れていることがわかった。またダイヤモンド工具でハイシリコンアルミ合金を切削した場合には、遊離シリコンが鋭利に切断されて表面に存在するので、耐摩耗性の面で超硬工具で切削した場合よりも優れた面の得られることを確認した。

最後に本研究で述べた切削加工面の生成機構に関する問題点として種々な点が挙げられようが、その主なものとしては次のような点がある。まず高温・高ひずみ速度の下における材料の挙動と機械的性質の研究である。次に刃先の微小な部分に作用する刃先力の分布状態と、刃先部と逃げ面摩耗部の温度分布を正確に測定する方法を開発することである。このような現象が究明されれば切削加工面の生成機構の解析もより明晰なものとなるであろう。

謝 辞

本研究を進めるにあたって、終始懇切な御指導を賜った京都大学教授奥島啓式博士に深甚の謝意を表します。また有益な御助言をいただいた京都大学助教授星鉄太郎博士および防衛庁勤務中富逸郎博士に厚く御礼申し上げます。

また本研究の遂行に対して御協力下さった京都大学製造工学研究室に在籍された皆様と実験設備などの御便宜をはかっていただきました各研究室の方々に感謝いたします。

参 考 文 献

第 1 章

- 1-1) E.G.Coker and L.N.G.Filon : A Treatise of Photo-elasticity, Cambridge University Press, (1931) .
- 1-2) 大越 諄, 福井伸二 : Sci Papers of the Inst of Phys, Chem. Reserch 22, 455
- 1-3) 津枝正介他 : 機械学会論文集, 26, 166 (1960), 809.
- 1-4) E.Usui & H.Takeyama : Trans ASME 82, 4, ser.B (1960), 303
- 1-5) J. Javornicky : Materialprüf, 12, 5 (1963), 458
- 1-6) 大橋義夫, 西谷 正 : 機械学会論文集, 31, 229 (1965), 1283および32, 241 (1966), 1321他
- 1-7) M.M.Frocht & R.A.Thomson : Exp. Mech. Feb (1961), 43
- 1-8) A.L.Carter : Exp. Mech., 8, 3 (1968), 122.
- 1-9) E.Mönch : Forschung, 21, 1 (1955), 20
- 1-10) 白井英治, 牧野亮哉 : 精密機械, 33, 4 (1967), 245.
- 1-11) H.Kudo : Int. J Mech. Sci., 7 (1965), 43
- 1-12) P.L.B.Oxley : Proc. Instr Mech. Engrs. 173, 24 (1959), 623
- 1-13) 加藤 仁, 山口勝美, 吉村征郎 : 機械学会昭和43年秋季講演会前刷集, 73
- 1-14) E.Usui & H.Takeyama : Trans. ASME, 82, 4 ser B (1960), 303.

第 2 章

- 2-1) 例えば M.E.Merchant : J Appl. Phys., 16, 5 (1945) 267.
奥島啓式, 人見勝人 : 機械学会論文集, 25, 150 (1959), 54
- 2-2) 例えば W.B.Palmar & P.L.B.Oxley : Proc. Mech. Engrs., 173, 24 (1959), 623
白井英治, 牧野亮哉 : 精密機械, 33.4 (1967), 245
- 2-3) O.C.Zienkewicz & Y.K.Cheung : The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics, Mc.Grow Hill 1967

2-4) 山田嘉昭 : 生産研究, 19. 3 (1967), 75

2-5) J.T.Lapsley, R.C.Grassi & E.C.Thomsen : Trans. ASME, 72
(150-10)

第 3 章

3-1) K.Gottwein : Maschinenbau, 4 (1925)

3-2) F.Schwerd : 日本機械学会誌, 36, 198 (1933), 724

3-3) M.B.Hollander : ASTE, Research Report 21 (1959)

3-4) E.Lenz : Werkstattstechnik, 54, 9 (1964), 422

3-5) W.E.Littmann et al. : Trans. ASME, 47 (1955), 692

3-6) 高沢考哉 : 精密機械, 30, 11 (1964), 85

3-7) R.S.Hahn : Proc. of the first Nat. Con. of App. Mech.
(1951).

3-8) B.T.Chao & K.J.Trigger, L.B.Zylstra : Trans ASME,
(1958-2), 311

3-9) E.G.Lowen & M.C.Shaw : Trans. ASME, (1954-2).

3-10) R.P.Dutt & R.C.Brewer : Int. J. of Prod. Res., 4, 2 (1964),
91

3-11) H.S.Carslow & J.C.Jaeger : Conduction of Heat in Solids,
Clarendon Press, Oxford (1947)

第 4 章

4-1) V.Piispanen : Teknillinen Aikakauslehti, 9 (1937).

4-2) M.E.Merchant : 2-1) に同じ

4-3) たとえば, 奥島啓式, 人見勝人 : 2-1) に同じ

E.H.Lee & B.W.Shaffer : J App. Mech., 18, 4 (1951-12).

4-4) 益子正己 : 機械学会論文集, 19. 78 (1953), 32 および機械学会論文集, 22,
118 (1956), 371

4-5) P.Albrecht : Trans. ASME, 82 (1960), 348

4-6) E.G.Thomsen, J T.Lapsley & R.C.Grassi : Trans. ASME, 75,
4 (1953), 591

4-7) 津和秀夫, 山田秀次郎 : 超精度, 2, 1 (1970), 30

- 4-9) 岡村健二郎, 中島利男, 山本紀一郎 : 精密機械, 33, 4 (1967), 30
- 4-10) たとえば, 中山一雄 他 : 精密機械, 22, 3 (1956)
- 4-11) 津枝正介 他 : 機械学会論文集, 26, 166 (1960), 803
- 4-12) Cornely, Kerbusch, Schekulim : Werkstatt u. Betrieb, 97, 11 (1964), 799
- 4-13) J.Kaczmarek : CIRP anallen, 11, 3 (1964).
- 4-14) W.R.Backer, E.R.Marshall & M.C.Shaw : Trans. ASME, 74, 1 (1952-1)
- 4-15) 田中義信, 大森義市ほか : 詳細は未発表
- 4-16) 橋口隆吉 (編) : 金属学ハンドブック (1959), 朝倉書店.

第 5 章

- 5-1) 例えは, 日本熱処理技術ひずみ研究部会 (編) : 残留応力, (1963), 共立出版
- 5-2) 例えは, E.K.Henriksen : Trans. ASME, 73 (1951), 69
- 5-3) 例えは, H.Bühler u. H.K.Tönshoff : Werkstatt u. Betrieb, 100, 3 (1967), 211
- 5-4) 例えは, 浅枝敏夫, 小野浩二 : 精密機械, 20, 6 (1954), 199
- 5-5) 石井勇五郎 : 機械学会論文集, 16, 53 (1950), 15
- 5-6) 中富逸郎 : 金属加工面の性状に関する研究, 京都大学学位論文 (1965)

第 6 章

- 6-1) 例えは, 計量管理協会編, 山本健太郎 著, 表面アラサ, コロナ社 (1966)
あるいは, 清水嘉重郎, 藤本定正 : 精密機械, 36, 5 (1970), 347
- 6-2) 例えは, K.L.Chandiramani & N.H.Cook : Trans. ASME, 86 (1964), 134
- 6-3) 例えは, 竹山秀彦 : 精密機械, 31, 3 (1965), 250
- 6-4) 例えは, 佐田登志夫 : 機械と工具, 12, 9 (1968-9)
- 6-5) 竹山秀彦, 宮坂金佳 : 精密機械, 35, 10 (1969), 629
- 6-6) 佐田登志夫, 天野和義 : 精密機械, 26, 11 (1960), 686
- 6-7) M.C.Shaw & J.A.Crowell : CIRP anallen, 13 (1965), 5
- 6-8) V.Solaja : Wear, 2 (1958-1959), 40
- 6-9) 中山一雄 他 : 精密機械, 22, 3 (1956) および 23, 3 (1957) .

- 6-10) E.Lenz : Werkstattstechnik, 54, 2 (1964), 40
- 6-11) S.A.Tobias (米津 栄, 下柳太郎 共訳) : 工作機械の振動, コロナ社 (1968),
145
- 6-12) 岡村健二郎 : 講習会“高精度, 高性能部品を作るための方法論”テキスト (1967年12月
8日), 27
- 6-13) 井川直哉 : 4-8) に同じ
- 6-14) P.Grodzinski : Diamond Tools, Anton Smit & Co. (New York)
(1944)

