



Title	切削における分離作用に関する研究
Author(s)	金枝, 敏明
Citation	大阪大学, 1981, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1383
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

切削における分離作用に関する研究

昭和56年 3 月

金 枝 敏 明

目 次

第1章 序 章	1
第2章 工具刃先の微視的形狀	
2・1 緒 言	5
2・2 工具刃先の微視的形狀	5
2・2・1 測定方法	5
2・2・2 走査電子顕微鏡による刃先の観察	7
2・3 鋭さについて	11
2・4 刃先丸味が分離作用における破壊に及ぼす影響	15
2・4・1 概 説	15
2・4・2 切削実験	15
2・4・3 加工面の観察結果ならびに考察	17
2・5 結 言	20
第3章 分離作用における破壊現象のアコースティック・エミッション(AE)法による検出	
3・1 緒 言	21
3・2 校正試験	22
3・2・1 センサの周波数特性の測定	22
3・2・2 引張試験による測定方法の校正	23
3・3 切削実験	26
3・3・1 実験装置および方法	26
3・3・2 切削実験中に観察された A E	28
3・4 A E 信号の解析	32
3・4・1 概 説	32
3・4・2 解析結果	33
3・5 結 言	35
第4章 光弾性法による刃先近傍における応力分布の解析	

4・1 緒 言	37
4・2 光弾性実験法	38
4・2・1 検定試験	38
4・2・2 切削実験	42
4・2・3 内部の二主応力分析法	44
4・3 実験結果ならびに考察	45
4・3・1 刃先丸味の影響	45
4・3・2 切りくず厚さの影響	49
4・3・3 分岐点の位置	51
4・4 結 言	55

第5章 分離作用における延性破壊機構

5・1 緒 言	58
5・2 実験装置および方法	58
5・3 実験結果ならびに考察	61
5・3・1 クラックの発生源および形態	61
5・3・2 力学的要因と材料学的要因による影響	64
5・4 介在物を核とするクラックの発生, 成長機構とその場合の加工面損傷モデル.....	70
5・5 切りくず中のクラックと加工面上の凹形損傷との対応.....	71
5・6 結 言	73

第6章 分離作用の微視的機構

6・1 緒 言	75
6・2 実験装置および方法	75
6・3 実験結果ならびに考察	80
6・3・1 超微小切削によって得られた切りくずの観察	80
6・3・2 切削試料の薄膜観察	82
6・3・3 切削試料のすべり線観察	84
6・3・4 応力算出結果からの考察	85

6・3・5	材料試験との対応	86
6・4	分離作用の微視的機構	93
6・5	結 言	98
第7章	総 括	100
	謝 辞	102
	参考文献	103

第 1 章 序 章

近年科学技術は急速に発展しつつあるが、その背景には加工技術の進歩があることは言うまでもない。昨今新しい加工法が数多く考案され実用化されつつあるが、加工技術の中で占める機械加工法の割合は依然として大きくその重要性は高い。このようなことから機械加工に関する研究は従来より数多く行われてきており、それらの成果の果たした役割も大きい。機械加工法の中でも代表的な切削加工の研究は、今世紀初頭に始まり現在に至るが、その歴史の中で常に中心となってきたのは切削機構の研究である。高速度鋼の使用に伴った問題を解消するため始まった切削機構の研究は、その後塑性理論の発展などに助長され大いに進歩したが、近年走査電子顕微鏡やアコースティック・エミッション法などに代表される測定技術の向上、有限要素法や visio-plasticity 法など新しい解析法の導入などによってますます進歩しつつある。

従来の切削機構の研究は切りくず生成機構に関するものが多く、その成果は新しい工具、被削材および工作機械の開発や設計などに反映されてきた。しかし加工の本来の目的は切りくずを生成することではなく加工面を生成することであり、この方面から改めて切削機構を解明することが必要であると考えられるが、現在のところこの方面の研究は比較的少ない。¹⁻¹⁾

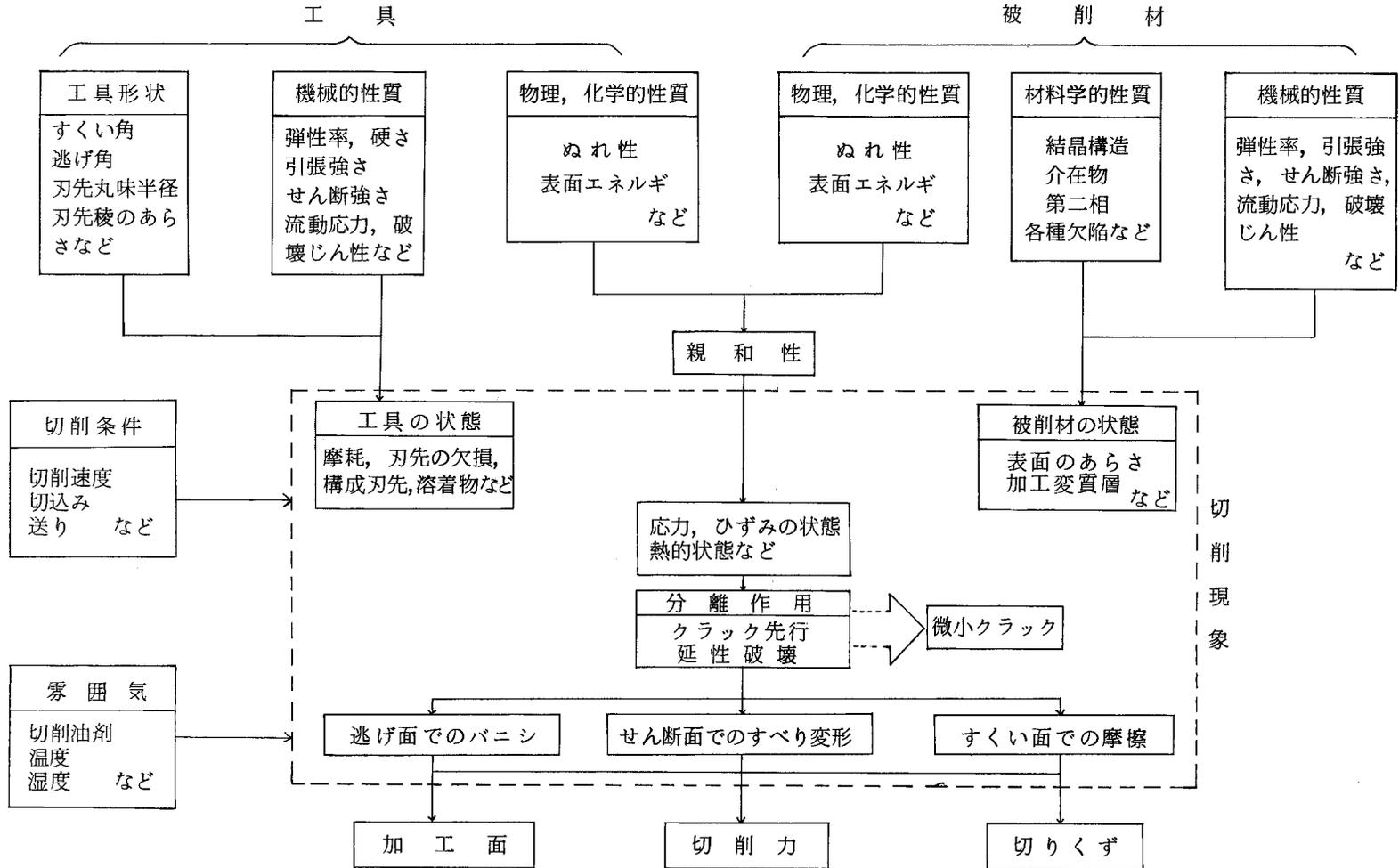
切削加工面の生成は工具刃先での分離作用ならびに工具逃げ面でのバニシ作用という二つの過程によりなされる。このうち切りくずと加工面を工具刃先で分ける分離作用は、切削現象の本質の一つであり、またバニシ作用に先立って行われるものであるから加工精度を直接かつ優先的に支配する。したがって、加工面生成の観点から切削機構を解析するには、分離作用を特に重要視しなければならない。

表 1・1 は、工具、被削材、切削条件および雰囲気が分離作用にどのような影響を及ぼすかを示したものである。この表より分離作用に影響する因子が多岐にわたり、それらが互いに影響しあい複雑な関連を持っていることがわかる。例えば工具を見れば刃先丸味半径や刃先稜のあらかさが重要で、それらが大きければ分離作用に悪影響を及ぼし加工面が乱れることがある。¹⁻²⁾ また被削材を見れば材料学的性質である結晶構造、介在物、第二相の影響が微小切削時には顕著となり、場合によっては加工面に乱れができること¹⁻³⁾などがある。

分離作用を現象面から分類すれば表 1・1 に示したように以下の二つとなる。

- 〔 1) クラック先行による分離
- 〔 2) 延性破壊による分離

表 1・1 分離作用に影響を及ぼす因子



1)は光学顕微鏡下で比較的容易に観察できるクラックが刃先前方で発生している場合で、せん断型、き裂型およびむしれ型の切りくずで切削している場合のことを指す。2)は刃先前方で被削材の十分な塑性変形の後に分離が行われるもので、流れ型切りくず生成時の場合を意味する。分離作用はいずれの場合も一種の破壊現象であるので、2)の場合でも刃先前方には極微小なクラックが発生していることは充分考えられ、微小切削時でもある種の条件が揃えば比較的大きなクラックへと成長する¹⁻⁴⁾可能性がある。加工精度の向上を旨とするには、この比較的大きなクラックは言うに及ばず刃先前方の極微小なクラックの発生も抑える、すなわち延性破壊の規模を極力小さく抑える必要がある。

延性破壊はぜい性破壊とともに古くから知られているが、その機構の普遍的な理論はいまだ十分に確立されていない。その理由は影響する因子が数多く、かつそれらが複雑に関係しているからである。それらの因子を分類すると材料学的要因と力学的要因とに大きく二分される。

材料学的要因については介在物と第二相とがよく着目され、それらと破壊の核生成であるボイドの発生およびそれらの含有量と破断延性の関係が求められている。¹⁻⁵⁾ 一方力学的要因に関しては、ボイドの生成ならびにそれらの合体に至るまでの過程のクライテリア¹⁻⁶⁾やボイドが合体してから最終破断に達するまでの機構¹⁻⁷⁾が明らかにされている。

ところで以上述べた材料試験で明らかとなっている延性破壊の理論が、強い方向性のあるしかも高温高ひずみ速度の大変形過程である切削の分離作用に単純に当てはまるかどうか疑問である。それでは切削の分離作用においてはどのような形態の延性破壊が生じ、それはどのような機構でなされるのか、加工面にはどのような影響を及ぼすのか、また超精密切削のような精度限界と関連があるような切削の場合にはどのようなものであるかなどが問題となってくる。

そこで本研究は流れ型切りくず生成の微小切削時における分離作用での延性破壊について、上述の観点から実験的に明らかにしようとするものである。

本論文の構成を以下に示す。

まず第2章においては、微小切削において切削現象に重要な影響を及ぼす工具刃先の微視的形狀を把握する方法を調べる。次に今まで明らかにされていない工具刃先の微視的形狀を求め、工具の鋭さの限界について考察する。また工具の刃先を丸味と仮定し、分離作用における介在物に起因する破壊現象への刃先丸味の影響について調べる。

第3章においては、分離作用における破壊現象をアコースティック・エミッション法によって切削中に動的かつ正確に検出することを試みる。

第4章においては、分離作用の力学的機構を明らかにするため光弾性法によって刃先近傍での被削材内の応力分布を求める。

第5章においては、分離作用での延性破壊機構を明らかにするため、延性破壊で主要な役割をする介在物を含有する被削材などを切削して延性破壊の力学的要因と材料学的要因について検討し、あわせてその加工面に及ぼす影響を調べる。

第6章においては、分離作用の微視的機構を明らかにするため、被削材の各部分の薄膜を作製し、高圧透過電子顕微鏡でそれらの内部組織を観察し検討する。

第2章 工具刃先の微視的形狀

2・1 緒言

切削加工は機械加工法の中においては比較的精度の高い方法ではなく、従来は超精密化があまり要求されないものであった。ところが近年アルミニウムや銅およびその合金の最終仕上げにおいて高精度加工法である研削やラッピングなどの砥粒加工法では充分その目的を達することができず、一部切削加工が適用されるようになってきた。このような例はコンピュータ用メモリディスク、制御された熱核反応にレーザー光を利用する場合のメタル鏡、レーザー技術における高精度多面鏡などの加工に見られる。このように切削加工の超精密化の必要性が増しつつある。

ところでこれらの切削加工のいずれの場合も工具には刃先の非常に鋭いダイヤモンド工具を用い、所要のサブミクロンのオーダーの精度を得ている。切削過程は工具を被削材にあてて圧縮し、刃先によって局所的破壊現象を発生させ切りくずと加工面を生成するものである。したがって工具が加工精度を決定する大きな要因であるので、精密切削の場合にダイヤモンド工具を用いるのは当然のことと考えられる。しかしながら精密切削における工具の役割は力説されているにもかかわらず十分に認識されておらず、工具の選択に際し刃先の鋭い工具や被削材との親和性が少ない工具を用いればよいという程度にとどまっており、工具刃先の微視的な具体的な形状を把握せずに使用しているのが現状である。またその微視的な形状を詳細に調べる方法も確立されていない。

そこでまず加工精度を大きく支配すると考えられる工具刃先の微視的形狀を的確に測定する方法を調べる。次に現在、一般に多用されている高速度鋼、超硬合金および精密最終仕上げ切削に用いられているダイヤモンド工具の三種類の工具の刃先の微視的形狀を求め、これらの工具の最小切取厚さ²⁻¹⁾を支配する鋭さの限界について考察する。

さらに刃先の形状を円筒状の丸味のあるものと考え、分離作用における破壊に及ぼす刃先丸味の影響を検討する。すなわち介在物に起因する破壊がひん繁に発生する快削鋼²⁻²⁾を極低速二次元切削し、その加工面の観察ならびにあらさ測定を行い、刃先丸味の影響を考察する。

2・2 工具刃先の微視的形狀

2・2・1 測定方法

刃先の形状測定法には従来から下記のような方法がある。

- (1) 断面観察法
- (2) レプリカ法
- (3) Arnoulf 法²⁻³⁾
- (4) 光切断法
- (5) R 拡大法²⁻⁴⁾
- (6) 光てんびん&オートコリメータ法²⁻⁵⁾
- (7) 走査電子顕微鏡観察法

これらの特徴を以下に述べる。(1)は工具の刃先形状の求めたいところを切断して観察するため再使用が不可で、かつ断面研磨の場合にダレが生じ、鋭い刃先の場合には問題が生じる。(2)は特殊な場合、例えばダイヤモンド工具など非常に刃先が鋭い場合に適用されるものであり、レプリカの分解能(数 10Å)まで測定可能なものである。しかしレプリカ膜採取時には高度の技術を要し、あまり一般的な方法とは言い難いものである。(3)は光の反射を利用する間接的な測定法である。したがって工具刃先の詳細は判別しにくい。また鋭利な工具も適していない。(4)は光学顕微鏡を利用するものであるから、その倍率には限界($\times 600\sim 800$)があり刃先の詳細は把握しにくい。(5)はあらさ計の触針先端に小径(例えば $0.1\text{mm}\phi$)の鋼球を取り付けて工具刃先をトレースさせるものであるが、鋼球の径が測定対象となる刃先の大きさよりも相対的に大きすぎること、ならびにその追随性が問題である。(6)はヤジロベー式の光てんびんとオートコリメータを使う方法である。工具刃先が上方になるように工具を割り出し台に取り付け、刃先上にヤジロベー式の平面鏡がついた振子を置く。そして工具を微小角度ずつ静かに工具中心軸周りに回転させ、そのときの振り子の傾角をオートコリメータによって測定するものである。したがってこの方法では刃先丸味の大きいものから比較的鋭いものまで測定可能であるが、特に刃先の鋭いダイヤモンド工具とか刃先稜の長さがあまりない、言いかえれば幅の狭い工具などでは測定が困難であったり、刃先のあらさやうねりが誤差の原因となる。(7)は走査電子顕微で観察するもので、形状を直接把握できるものである。またよほど鋭利(今回測定した場合には刃先丸味 $0.05\mu\text{m}=500\text{Å}$ まで可能)でない限り、刃先丸味の大きいものから鋭利なものまで観察可能で形状が判別できる。理論的には走査電子顕微鏡の分解能($50\sim 100\text{Å}$)近くまで測定可能である。

このようなことから工具刃先の微視的の形状の把握には走査電子顕微鏡観察法が一番適切なものと考えられる。また刃先のあらさをあらさ計(ナイフェッジ型の触針を使用する)で測定す

れば、さらに形状がよく把握できる。

なお工具の刃先は、後述するように一般に多角形状もしくは円弧状となっているが、一応鋭さの目安として刃先丸味という言葉を使い、種々の工具の鋭さを比較ならびに表現する。刃先丸味の測定方法は以下のように行う。まず刃先の観察を二、三の方向から行い、それと同時に写真撮影する。その観察写真より刃先の部分と工具すくい面および逃げ面部分とを判別する。次に写真上の刃先部分と判断される部分に内接する円を描き、その円の半径を刃先丸味半径とし、写真の倍率を考慮して値を算出する。

2・2・2 走査電子顕微鏡による刃先の観察

(j) 高速度鋼工具SKH4

図2・1は高速度鋼SKH4をA砥石(#240)で研削仕上げした場合の刃先の観察写真である。図から明らかなように刃先稜は比較的鋭く仕上げられているのがわかる。しかし後述するようにこの刃先稜は、そのあらしを測定する際にナイフエッジ型触針を数回トレースさせると刃こぼれが生じるほど強度が低いものであった。したがってその刃こぼれした刃先の状態を実際の工具の刃先と考え、それより刃先丸味を求めた。その結果 $5\mu\text{m}$ と測定された。刃先稜のあらしは $1.5\mu\text{m Rmax}$ である。

工具面のあらしはすくい面、逃げ面とも $2.0\mu\text{m Rmax}$ となっている。後述するように工具の鋭さの限界を支配するものは、その工具材料を構成する成分の大きさである。そこで高速度鋼SKH4をエッチングしてその組織を観察した。そのときの観察写真を図2・2に示す。

高速度鋼の定義は明瞭にはされていないが、一般的な概念として重量%にしてCr約4%、W+2Mo約10~30%、V1%以上を含む鋼とされており、このうちWとMoが重要

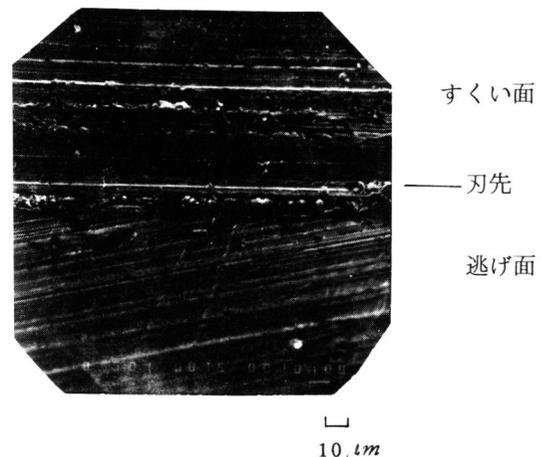


図2・1 高速度鋼SKH4の刃先

な構成成分となっている。このSKH4はW系の高速度鋼であり、組織は図2・2から判断されるように基地のマルテンサイト組織に白色の炭化物が分散したものである。この炭化物は炭素鋼中に現われるセメントナイトよりも大なる硬度を有するもので、 $H_{rc}64$ くらいの硬度をもつ。

(ii) 超合金 K 20

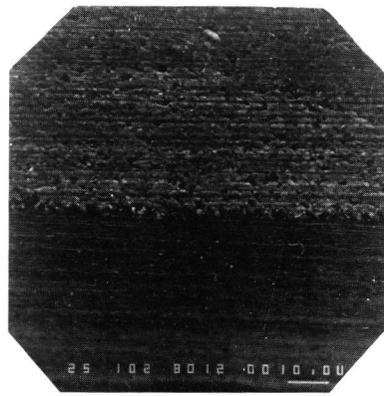
超合金 K 20 は JIS の材種分類によれば G 2 種であり、鋳物、非鉄金属材料用の WC-Co 系の合金である。この工具の研削はダイヤモンド砥石 # 200, および # 800 で研削し、その後酸化クロムでハンドラッピングし仕上げるものである。図2・3に工具刃先の観察写真を示す。図より刃先は鋭く研削されており、粒径が $1\sim 2\mu m$ の WC の粒で構成されている様子がよくわかる。

測定の結果、刃先丸味半径は $1.0\mu m$, 刃先稜のあらしさ $0.7\mu m R_{max}$ であり、工具面のあらしさはすくい面で $0.4\mu m R_{max}$, 逃げ面で $0.6\mu m R_{max}$ となっている。



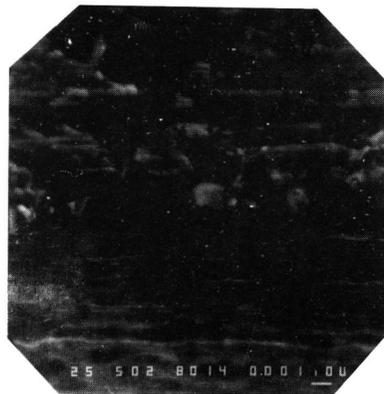
図 2・2 高速度鋼 SKH4 の組織

10 μm



(a) 刃先の観察写真

10 μm



(b) (a) の拡大

1 μm

図 2・3 超合金の刃先 (ダイヤモンド砥石 # 800 で研削)

図2・4にWCの粒径が従来の超硬合金よりも小さい超微粒超硬合金の刃先の観察写真を示す。研削の方法は図2・3の超硬合金と同じである。WCの粒径は約 $0.5\mu m$ である。

図から明らかなように超微粒超硬合金の刃先は通常の超硬合金のそれよりも鋭くなっており、刃先丸味や刃先稜のあらかさは通常のものと同じくWCの粒径や不揃いで決定されることが認められる。したがって図2・3および図2・4の観察結果より、超微粒超硬合金の方が工具刃先が鋭くできるので通常の超硬合金よりも精密切削に適していると言える。

また図2・5に、図2・3と同じ通常の超硬合金K20のダイヤモンド砥石#200研削、酸化クロムハンドラッピング仕上げの刃先の観察写真を示す。図から判断されるようにダイヤモンド砥石の充分細かいものを使用しなかったため、刃先は数個のWCの粒からなることが認められる。

測定の結果、刃先丸味は $3.0\mu m$ 、刃先稜のあらかさは $2.0\mu m$

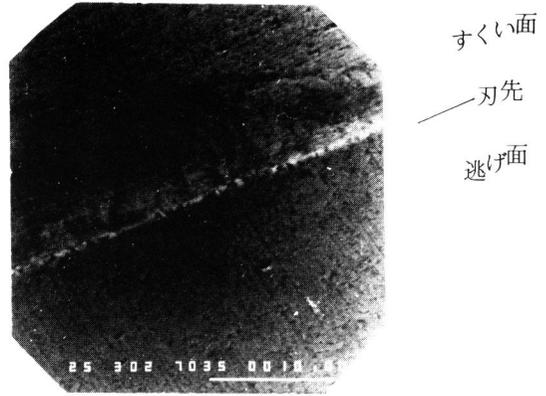


図2・4 超微粒超硬合金の刃先
(ダイヤモンド砥石#800で研削)

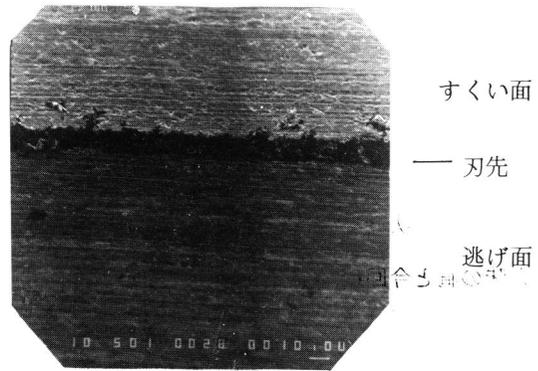


図2・5 超硬合金の刃先
(ダイヤモンド砥石#200で研削)

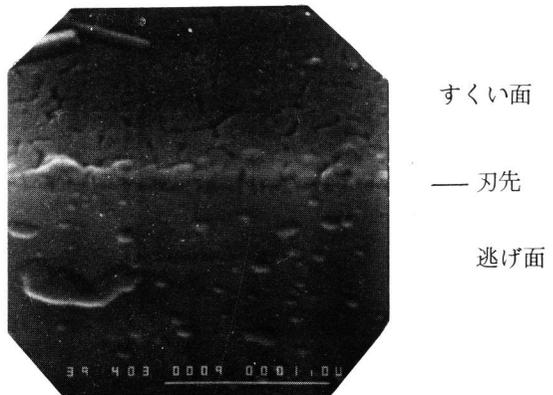


図2・6 ダイヤモンド工具の刃先

Rmax, 工具面のあらさはすくい面, 逃げ面とも 2.0 μm Rmax となっている。

(iii) ダイヤモンド

図 2・6 はダイヤモンド工具の刃先の観察写真を示す。刃先はメーカーの方で十分に鋭利に仕上げられているものである。

図からわかるように、刃先は×40,000の倍率においても丸味とはっきり指摘できるものではなく、上述の高速度鋼ならびに超硬合金よりも鋭いことが認められる。なお図中のダイヤモンド工具には走査電子顕微鏡観察のために金のスパッタリングを施してあるので、実際の刃先はさらにこれよりも鋭いものとなる。したがって図中の工具の刃先丸味は 0.05 μm (= 500 Å) 以下と推察される。

(iv) 測定結果のまとめ

工具の刃先の形状は観察写真から判断されるように、実際には多角形状もしくは円弧状である。また断面の形状も幅方向に一様ではない。しかしそれを一応丸味に置きかえて刃先丸味半径を算出した。表 2・1 に測定結果をまとめて示す。

刃先の形状を把握する方法には 2・2・1 で述べた方法があったが、それらの方法で求めた刃先丸味の値と今回の方法で求めた値とを以下で比較する。

表 2・1 測定結果のまとめ

工具 (仕上方法)	刃先種		工具面 あらさ (Rmax, μm)	
	* 丸味(μm)	あらさ(Rmax, μm)		
高速度鋼 SKH4 (GC砥石)	5.0	1.5	すくい面	2.0
			逃げ面	2.0
超硬合金 K20 (ダイヤモンド 砥石#200)	3.0	2.0	すくい面	2.0
			逃げ面	2.0
(" #800)	1.0	0.7	すくい面	0.4
			逃げ面	0.6
ダイヤモンド	0.05以下	—	—	

* 工具の刃先の形状は実際は丸くなく、多角形状もしくは円弧状であるが、一応それを丸味と考えて表わした。

まず大森がR拡大法²⁻⁶⁾で求めた値は、超硬合金で18 μ m、ダイヤモンドで1 μ mである。Lambert は種々の研削法による刃先丸味の違いを求めているが²⁻³⁾、高速度鋼で最小5 \pm 1 μ m、超硬合金で最小2 μ mとしている。以上の報告については工具の研削方法の違いもあって断定はできないが、これらの報告に使われた方法には2 \cdot 2 \cdot 1で述べたような欠点を持ちあわせており、それらが測定の際に誤差となって表われる可能性があり、いずれの工具の場合も今回求めた値よりも大きな値として測定されたものと考えられる。

2.3 鋭さについて

従来から工具の鋭さの限界については、工具材料を構成する成分の大きさによって左右されると言われており、今回調べた三種類の工具でもそのようなことが当てはまると推察される。そこで2 \cdot 2で得られた結果に基づいて、三種類の工具の鋭さの限界について推測を行った。

なお実際の使用に際しては鋭さの耐久度(耐チップング性)も考慮しなければならない。

(i) 高速度鋼工具

図2 \cdot 2の高速度鋼SKH4は基質がマルテンサイト組織で白色相は炭化物である。Coの大部分は基質に、少量は炭化物に固溶している。この炭化物は複炭化物と言われるもので切れ味を左右するものである。

高速度鋼は特殊鋼の一種であり、当然結晶粒から成り立つものである。したがって高速度鋼の鋭さの限界を左右するのは結晶粒の大きさとなる。この結晶粒の大きさは、製造時の溶解方法、焼鈍方法さらに焼入れ焼戻しによって変化するものである。これらの溶解方法や熱処理条件はじん性、耐磨耗性および硬度との兼ねあいによって決定されるものであり、最高の硬度もしくは耐磨耗度を持たせられるように決定されるものである。

なお、高速度鋼では、ある温度以上の焼入れを行わないと結晶粒界の観察は非常に困難とされており²⁻⁷⁾、今回も図2 \cdot 2のように粒界の観察は不可能であった。

高速度鋼は研削によって刃先はかなり鋭利に仕上げることも可能であるが、刃先の強度が高くないため耐チップング性に劣り、鋭利に仕上げて使用直後に刃先が欠損してしまう可能性がある。事実刃先稜のあらさをナイフエッジ型触針を使って測定した後でさえ微小の刃こぼれが観察された。

(ii) 超硬合金工具

超硬合金はWC、TiC、TaCなどの炭化物をCoで焼結したもので、その主成分はWCで

ある。焼結した工具ではそれを構成する粒子より鋭くすることは困難で、したがって超硬合金ではWCの粒径が鋭さの限界を支配することになる。図2・4(b)のようにダイヤモンド砥石#800でかなりていねいに刃先を仕上げれば、刃先稜の鋭さが粒径で支配され、そのあらかさがWCの粒の不揃いよりなっていることが理解される。したがってWCの粒径が $0.5\ \mu\text{m}$ 内外と従来の工具よりも粒径の小さい超微粒超硬合金は、刃先が鋭くしかもあらかさを小さくすることができるので、精密切削用工具としてより適していると言える。しかしWCの粒度を小さくすることによって硬度の若干の向上やC_o量の増量によるじん性の向上も図られるが、高温での強度が低下するという難点²⁻⁸⁾もあり、あまり使用されていないのが現状である。

超硬合金の耐チップング性はWCとC_oとの結合強さで支配されるものである。

(iii) ダイヤモンド工具

ダイヤモンドはその構成成分であるCの共有結合によって硬さがピッカース硬さでHv9,000 kg/mm²以上と非常に硬く、また刃先も非常に鋭利に仕上げられる。ダイヤモンドは短い原子間距離、強力な結合力といった材質的特性を持ち、そういった材質的特性が鋭さの限界を支配するものと考えられる。井川²⁻⁹⁾は工具の鋭さの限界を支配するのはヤング率と表面エネルギーと考え、ダイヤモンドではその値を $20\ \text{\AA}$ と試算しているが今のところその実証はない。しかしダイヤモンドの材質的特性ならびにウルトラマイクロームによる厚さ $50\ \text{\AA}$ の切片の生成から考えて、鋭さの限界がそのあたりに存在すると考えるのもそう妥当性のないものでもないと思われる。

(iv) 鋭さの限界と硬度

2・3で調べた各工具の鋭さの限界とそれらの工具の硬度との関係

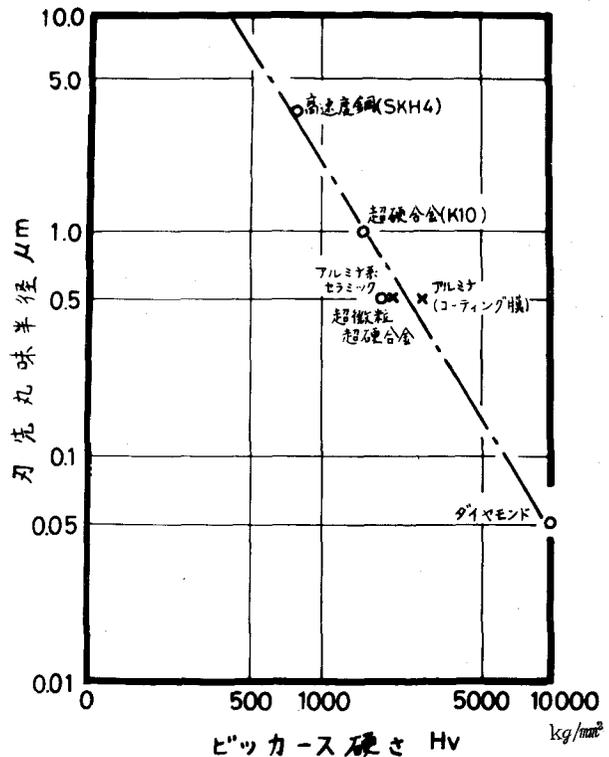


図2・7 各種工具の最小刃先丸味半径と硬度との関係
(○印：実測値 ×印：推定値)

を表わしたのが、図2・7である。グラフは縦軸、横軸とも対数目盛となっている。なお縦軸は鋭さの限界ということで刃先丸味半径で表わした。

図中の○印の工具の場合は、2・3で求めた刃先丸味の値を用いた。×印はアルミナ系セラミック工具とアルミナコーティングした超硬工具で、これらの場合はアルミナの粒径を超硬合金と同様な考え方で刃先丸味とし、その半径の値を使用した。

図から明らかなように、各工具がほぼ一本の直線上にならぶことになる。このことは硬い工具ほど刃先を鋭くすることができることを意味するものであり、さらにその工具を構成する主要な成分が単体で存在できる最小の大きさが小さく、全体が緻密にできることを示唆するものである。

(V) 切削中の刃先

切削中には被削材の一部が凝着によって工具刃先部分に付着し、それがあたかも刃先の一部のような役割をする場合がある。その場合には実質的に刃先の丸味が変化したことになる。この被削材の一部が付着しやすい、しにくいという性質、いわゆる親和性も鋭さに影響を与える因子となる。図2・8に超硬合金の刃先稜が若干摩耗しているところに付着した溶着物を示す。この溶着物は刃先の役割をしていたものである。

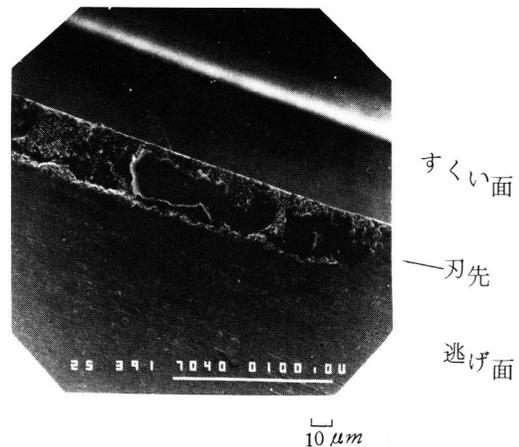


図2・8 刃先丸味部分に付着した溶着物

親和性は二つの金属（場合によっては他の物質もある）間での凝着の起こりやすさを示す目安であり、一般に工具材料と被削材間の凝着について使われる言葉である。Keller²⁻¹⁰⁾によれば、凝着とは何らかの物理的、化学的もしくはミクロメカニカルな機構によって二つの物質が結合することとしており、凝着は複雑な要素を含んだ現象であると言える。

凝着の発生に関しては以下のようなことが明らかにされている。二つの物体の表面エネルギーを r_a 、 r_b とし、それらが接触したときの界面のエネルギーを r_{ab} とすると、自由エネルギーの変化すなわち凝着仕事 W_{ab} は、

$$W_{ab} = r_{ab} - (r_a + r_b) \quad (2-1)$$

と表わされる。一般に右辺の $r_{ab} - (r_a + r_b)$ は負であり、凝着による原子の結合生成に

は負の自由エネルギーが必要であるので、この過程は自発的に進行する²⁻¹¹⁾。またこの過程の進行に障害となるものは表面被膜の存在²⁻¹²⁾と凝着部の弾性回復²⁻¹³⁾であるなどが今までのところ明らかとなっている。

さらに金属の機械的性質や物理学的性質との関連性についても調べられており、硬い金属や表面エネルギーが高い金属(一般に硬い金属や鉍物は表面エネルギーが高い^{2-14), 2-15)})は凝着係数が低い²⁻¹⁶⁾、すなわち凝着が起りにくいことが明らかにされている。また各種金属の周期律表に占める位置に着目し、二物質のそれに占める位置と相互溶解性との関連についても一部明らかにしている研究^{2-17), 2-18)}もある。しかしこれらの研究のいずれも金属の組合せの種類は少なく、定性的な傾向が明らかになっているにすぎない。さらに切削過程に対応するような条件下で以上のようなことを調べた研究は非常に少ない²⁻¹⁹⁾。

切削過程における摩擦は工具と新生面とが高接触面圧力、高温下で行われるため、(2-1)式の過程の進行を妨げる障害は一般の場合よりも少なく、凝着の発生の程度は接触している表面の近傍電子間で原子が互いに結合するかしないか、つまり原子間の相互吸着力の強弱によって影響されることになる。

そこで以上述べた親和性の種々の要素について本章で取り上げた工具に対して考察してみる。まず表面エネルギーはダイヤモンド、アルミナ、鉄(高速度鋼の値は求まっておらず主成分である鉄で代用)ではそれぞれ $5,300 \text{ erg/cm}^2$, 740 erg/cm^2 , $1,534 \text{ erg/cm}^2$ の値をとる。また硬さは、すでに図2・7でも示したようにピッカース硬さでダイヤモンド、アルミナ、超硬合金、高速度鋼はそれぞれ $9,000 \text{ kg/mm}^2$ 以上、 $2,720 \text{ kg/mm}^2$, $1,600 \text{ kg/mm}^2$, 900 kg/mm^2 の値となっている。このようにダイヤモンドは各工具の中でも硬度が非常に高いこと、すなわち表面が塑性変形しにくく被削材と真実接触する割合が少ないこと、また高い表面エネルギーを持つことになる。さらに原子間の結合力が強く他の物質の原子と相互吸着力が弱いことも考慮すると、凝着の発生が起りにくい物質、言い換えれば親和性の低い物質であることが具体的によく理解される。したがって親和性という観点からもダイヤモンド工具は精密切削用工具として秀れ、切削中においても刃先に溶着物が付着することが少なく、刃先が研削した状態に近い鋭さで切削を実施することができる工具であると言える。

また超硬合金も高速度鋼、アルミナに比べ、比較的親和性が低い工具であると以上の要因から考えて言えるものである。

2・4 刃先丸味が分離作用における破壊に及ぼす影響

2・4・1 概 説

工具刃先の微視的形狀は前節で示したように、その断面は多角形状もしくは円弧状で、刃先稜は不規則なあらさを持っている。ところが刃先の形状の加工面に及ぼす影響を調べるには、刃先の形状を複雑なものと考えたと解析しにくいので、一応丸味と考えて解析を行う。すなわち切削現象に対して十分鋭利な工具と人為的に丸味をつけた工具の二種を用いて、分離作用における破壊に及ぼす工具刃先丸味の影響を切削実験によって検討する。

2・4・2 切削実験

切削実験は図2・9に示すような旋盤の刃物台の前後送り機構を利用した装置で行う。工具④および被削材③を切削過程に外乱を与えないような高い剛性を有している刃物台⑤および被削材保持台である四つ爪チャック②に取り付ける。工具は刃物台によって正確で微小な位置決めができるようになっている。刃物台の駆動は旋盤内部のモータからの振動や発熱の影響を避けるため、外部に設置したモータにより行う。

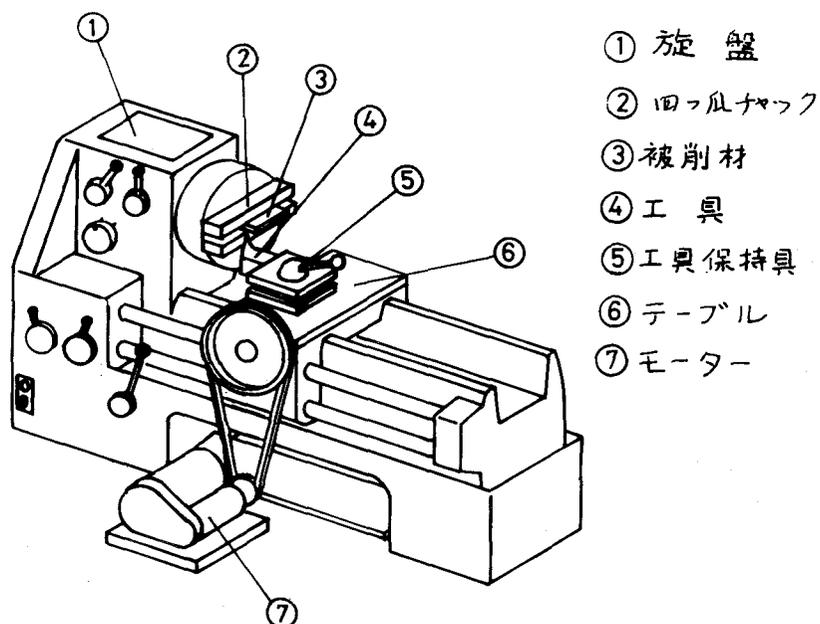


図2・9 切削実験装置

切削過程での変形状態の把握には、モータのスイッチ切換えによる発電制動で切削の急停止を実施する。急停止までの切削距離は、測定の結果 $20\ \mu\text{m}$ であった。

被削材には分離作用での破壊現象が生じやすい球状Mn S 介在物を含有するいわゆる快削鋼を供する。表2・2 にその成分を示す。

表2・2 被削材の成分 (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Fe
いわゆる快削鋼 (球状MnS)	0.17	0.01	1.16	0.053	0.169	bal

工具には、刃先が比較的鋭利に研削できやすい超合金P10 (すくい角 $\alpha = 25^\circ$, 逃げ角 $\delta = 7^\circ$) を用いる。

研削法は、刃先の鋭利な工具の場合にはダイヤモンド砥石#200でまず研削し、その後#800で仕上研削を行いその刃先を充分鋭利にした。また刃先丸味のある工具はダイヤモンド砥石#200で研削した後、その刃先をGC砥石片を用いてハンドラッピングし、所要の丸味を得た。その結果それぞれの工具の刃先丸味半径は $1\ \mu\text{m}$, $80\ \mu\text{m}$ となった。なお図2・10 に刃先丸味のある工具の刃先の観察写真を示す。

切込みは $20\sim 100\ \mu\text{m}$ とする。切削速度は熱のおよびひずみ速度の影響の少ない極低速²⁻²⁰⁾の $6\ \text{mm}/\text{min}$ である。

表2・3 に切削条件を示す。

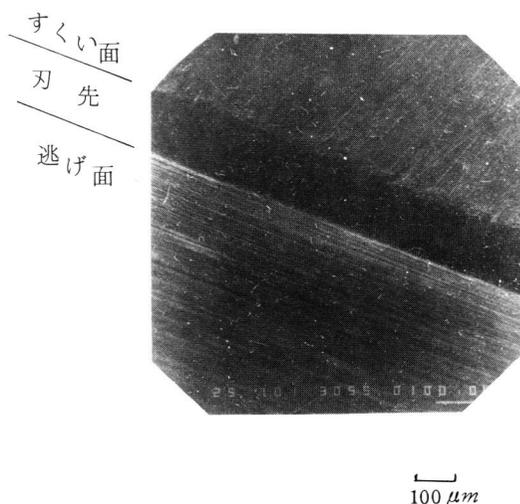


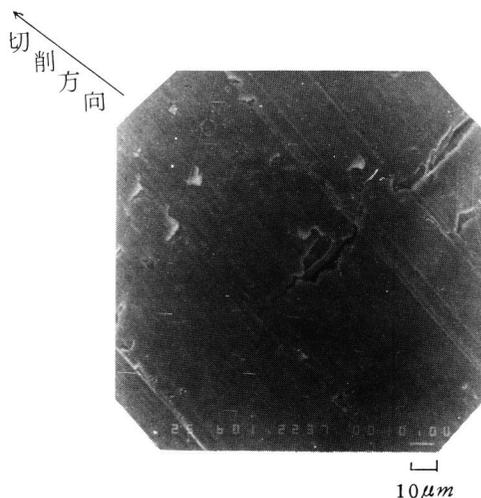
図2・10 刃先丸味のある工具の刃先観察写真
超合金工具P10
(刃先丸味 $r = 80\ \mu\text{m}$)

表 2・3 切削条件

被 削 材	工 具	切 込 み	切 削 速 度
いおう快削鋼 (球状 MnS)	超硬 P10 $\alpha=25^\circ$ $\delta=7^\circ$ $r=1.0, 80\mu\text{m}$	20 ~100 μm	6 mm/min

2・4・3 加工面の観察結果ならびに考察

図 2・11 にいおう快削鋼を鋭利な工具で切削した場合の加工面の観察写真を示す。図からもわかるように加工面は一部を除いて良好な面を呈しているが、図のほぼ中央に孤状の凹部が見られる。このような凹部は MnS 介在物に起因する破壊現象に由来するもので、その機構は第 5 章で詳しく述べる。その機構を以下で簡単に説明する。被削材中に含まれる MnS 介在物が切削の進行とともに刃先近傍に到達すると、介在物と被削材との機械的性質の差異によって介在物と被削材との界面に応力集中が発生しその結果介在物周りにボイドが生成される。そしてボイドもしくは介在物と工具刃先との遭遇により加工面が損傷を受けるものである。また図 2・12 に鋭利な工具で切削した場合の分岐点近傍の観察写真を示す。分岐点には、工具刃先へ付着していたと考えられる若干の溶着物の脱落片が見られる。しかしその脱落片の加工面への影響はほとんど見られない。



被削材：いおう快削鋼
工 具：超硬 P 10
すくい角 $\alpha=25^\circ$ ，逃げ角 $\delta=7^\circ$
切込み $t = 100 \mu\text{m}$
切削速度 $V = 6 \text{ mm/min}$

図 2・11 鋭利な工具で切削した場合の加工面

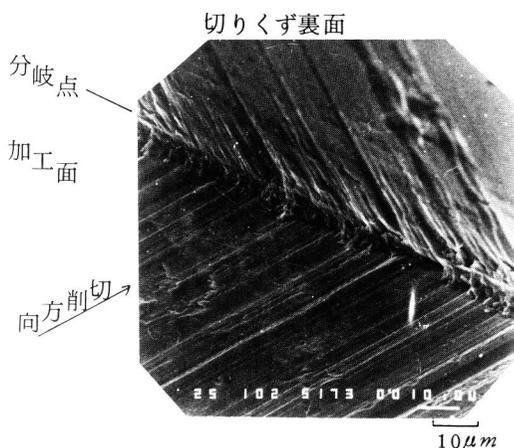


図 2・12 図 2・11 の分岐点の近傍

一方図2・13 に刃先丸味（半径 $r = 80\mu m$ ）のある工具で切削した場合の加工面を示す。加工面には鋭利な工具の場合と異なり、損傷も数多くその規模も大きくなっている。これは刃先丸味のある工具では鋭い工具よりも刃先と定義される部分大きいこと、したがって刃先と介在物との遭遇する確率が高くなること、また第4章で明らかにするよう刃先丸味のある工具では、相当応力分布において高い値が刃先近傍で鋭い工具の場合よりも広く分布し（図4・11、図4・12参照）、その結果介在物に起因する刃先から延びるクラックが発生しやすくなること、さらに発生したクラックが刃先丸味によるバニシ作用のため大きくなることなどにより損傷が大きくなったものである。

図2・14 にその試料の分岐点近傍の観察写真を示す。鋭利な工具の場合と異なり、分岐点には刃先滞留層*と考えられる溶着物の脱落片らしきものが見られる。これは切削時には工具刃先の一部を覆っていたものと考えられ、したがって実際の刃先丸味と異なった丸味を持つ刃先で分離およびバニシ作用が行われていたと思われる。すなわ

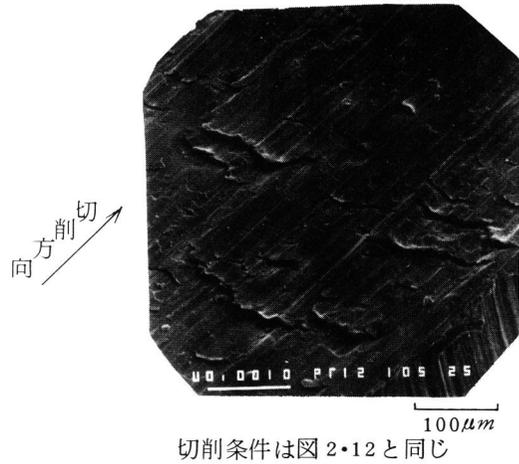


図2・13 刃先丸味のある ($r = 80\mu m$) 工具で切削した場合の加工面

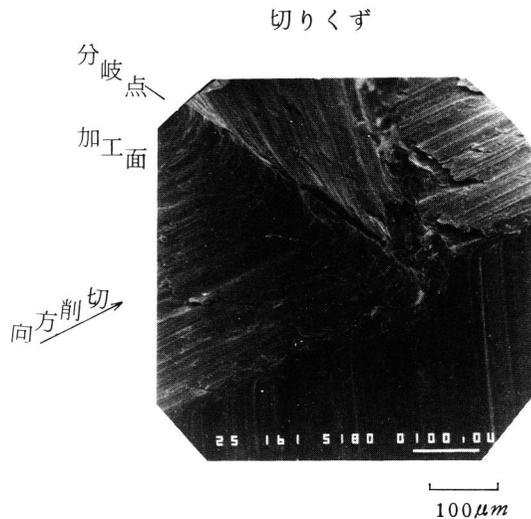


図2・14 図2・13 の分岐点

* 刃先滞留層とは被削材の一部が刃先に付着したもので、その形状は常に不安定なものであるが、構成刃先に比べてその規模が小さく切削過程に根本的な影響を与えるものではない。

ちこの場合には、実際の刃先丸味 $r = 80 \mu m$ よりも小さい丸味に相当する部分で分離作用が行われていたと思われる。

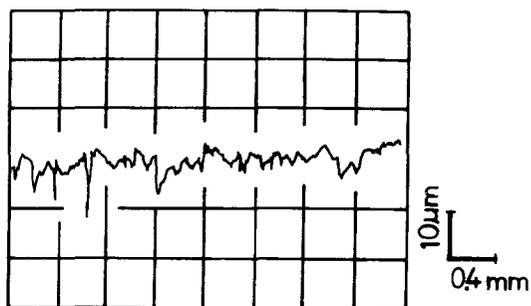
次に図 2・14 に、鋭利な工具および刃先丸味のある工具を用いて切削した場合の加工面のあらさ曲線を示す。あらさの測定方向は切削方向と同じ、測定長さは $30 mm$ である。

図 2・14(a) は鋭利な工具の場合で、比較的小さい変動の中に大きな変動が一ヶ所見られ、その最大高さ R_{max} は $8 \mu m$ となっている。

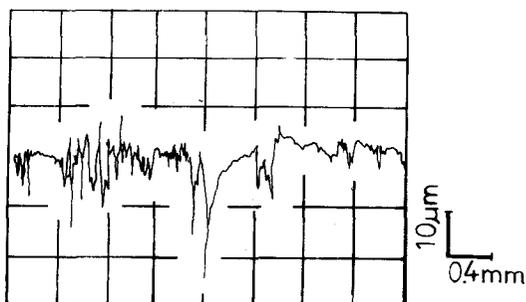
このあらさ曲線と加工面の観察写真とから併せて推察すると、この凹部は介在物が工具刃先と遭遇したためできた図 2・11 のような損傷を表わしているものと考えられる。

一方図 2・14 は刃先丸味のある工具の場合で、実質長さ約 $2 mm$ にわたって大きなあらさの変動が見られ、その最大高さ R_{max} は $12.5 \mu m$ 以上となっている。これをさきほどと同様に加工面の観察結果とから併せて推察すると、鋭利な工具の場合と同様にできた凹部が刃先丸味部分でのバニシ作用のため拡大された図 2・13 で見られるような損傷を測定した結果、このようになったものと考えられる。

以上のようなことから、刃先丸味のある工具では刃先部分の大きさならびに刃先近傍での応力分布のため、介在物に起因する破壊が鋭利な工具よりも発生しやすく、さうにそれによって生成された損傷は刃先丸味によるバニシ作用のため大きくなることが明らかとなった。



(a) 鋭利な工具による切削仕上げ面



(b) 刃先丸味のある工具による切削仕上げ面

図 2・14 工具刃先丸味による切削加工面のあらさ曲線の違い

2・5 結 言

微小切削において重要な役割をする工具刃先の微視的形狀を測定する方法を調べ、その後高速度鋼、超硬合金およびダイヤモンド工具の刃先の微視的形狀を求めた。次に刃先の微視的形狀を円筒状の丸味のあるものと仮定し、分離作用において介在物に起因して発生する破壊に及ぼす刃先丸味の影響を、切削実験によって調べた結果以下の結論を得た。

- 1) 工具刃先の微視的形狀を測定する方法には種々の方法があるが、刃先の丸いものから鋭利なものまで幅広く測定できる走査電子顕微鏡観察法が現在のところ最適である。またこの方法に加えて刃先のあらしをあらし計で測定すれば、さらに形状がよく把握できる。
- 2) 各種工具の鋭さの限界を支配するものは、その工具を構成する成分の最小の大きさである。すなわち高速度鋼では結晶粒径、超硬合金ではWCの粒径で決定される。ダイヤモンドの場合その詳細は不明であるが、物理的・化学的性質から求められるものと考えられる。今回測定した各工具の鋭さの限界を刃先丸味半径で表現すれば、GC砥石で研削した高速度鋼SKH4で $5.0\ \mu\text{m}$ 、ダイヤモンド砥石#800で研削した超硬合金で $1.0\ \mu\text{m}$ 、ダイヤモンドで $0.05\ \mu\text{m}$ 以下である。なお工具を実際に使用するに際しては、さらに鋭さの耐久度である耐チップング性や被削材との親和性も考慮しなければならない。
- 3) 分離作用において介在物に起因して発生する破壊に及ぼす刃先丸味の影響は、刃先部分の大きさならびに刃先近傍での応力分布のため刃先丸味のある工具の方が鋭い工具よりも破壊が発生しやすく、さらにそれによって生成された損傷は刃先丸味によるバニシ作用のため大きくなる。

第3章 分離作用における破壊現象のアコースティック・エミッション(AE)法による検出

3・1 緒言

切削加工における加工面生成機構は、工具刃先での分離作用ならびに工具逃げ面でのバニシ作用からなること、さらに両者のうち直接加工精度を支配するのは後者であること、また後者は本質的には一種の破壊現象であることをすでに序章で述べた。したがって分離作用における破壊現象の規模やその際発生したクラックの形状によっては、加工面が乱れる³⁻¹⁾可能性がある。(このことについては第5章で述べる。)そして加工精度の向上を考える限り、その規模を極力小さく抑える必要がある。そのためにはまず分離作用における破壊現象を詳細に調べなければならない。

分離作用における破壊現象を詳細に調べるには、それを正確に検出する方法が必要であり、しかも動的なものが不可欠と考えられる。ところがその検出法としてはあまり適切なものが無く、わずかに直接観察する方法が見当のみである。しかしそれもせん断型やき裂型切りくずを生成している場合の比較的大きなクラックの発生に対しては有効であるが、外部から直接観察できない部分での現象や微小なものに対しては検出不可能であり、今のところ十分で決定的な方法は無い。

そこで本章では、非破壊検査の分野で近年著しい発展をしつつあるアコースティック・エミッション(Acoustic Emission, 以下AEと略す)法に着目し、AE法を使って切削過程での破壊現象の検出を試みる。

なおAEとは文字どおり“音響放出”であって、固体の変形および破壊に伴って解放されるエネルギーが音響パルスとなって伝ばする現象である。信号の大きさは数 μV ～数 mV と微弱で、その周波数成分は数 KHz から数 MHz まで分布していると言われている。今回ここで対象とするAEは破壊に伴って発生する突発型のものであり、エネルギーレベルは塑性変形によって発生する連続型のものに比べきわめて大きく、減衰波形として観察されるものである。切削における破壊現象の検出にAE法を採用した研究は無く、最近もっぱら盛んに工具損傷の動的検出に使われだしているにすぎない。^{3-2),3-3),3-4)}

3・2 校正試験

3・2・1 センサの周波数特性の測定

本実験に使用したセンサは電圧出力係数が大きく、低インピーダンスで増幅が容易な圧電素子、チタンジルコン酸鉛〔 $\text{Pb}_3(\text{Ti}, \text{Zr})\text{O}_9$ 〕である。形状は図3・1に示すように無指向性の円筒で、寸法は $\phi 3.8 \times 5.2$ である。

AE法によって得られたデータの解析においては、定量的解析はもとより定性的解析の場合でもAEセンサの周波数特性を把握することは重要である。その測定方法を以下に示す。まず図3・2に示すように、二つのセンサのその極性の異なる面どうしを導電性塗料で接着し、さらにそれらのうちの一端を試験片（被削材）に導電性塗料で接着した。そして試験片に接していないセンサに可変周波数発振器の出力を

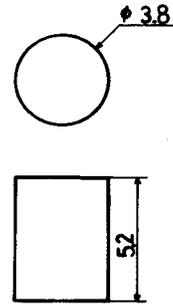


図3・1 センサの形状ならびに寸法

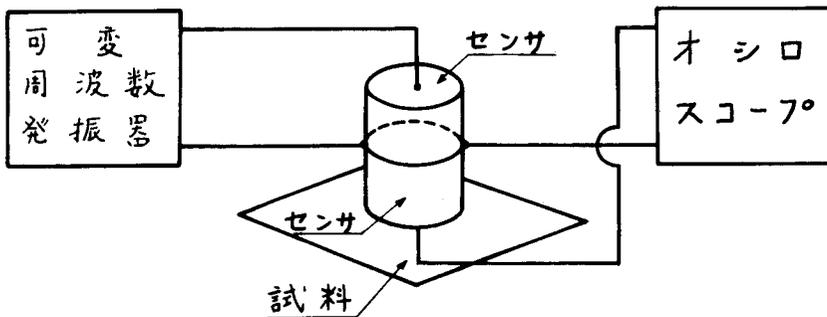


図3・2 センサの周波数特性の測定

入れ、試験片に接しているセンサからの出力を取り出し、それをオシロスコープで観察した。

その結果周波数特性は図3・3のようになり、共振周波数は297KHzであることが明らかとなった。この特性は、一般的に多いとされて

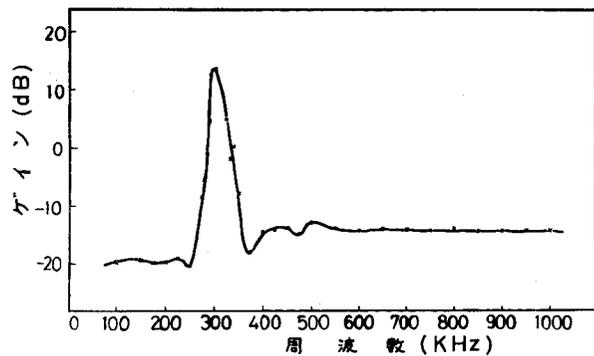


図3・3 センサの周波数特性

いる 300 KHz 以下の AE 信号を充分検出できるものである。

3・2・2 引張試験による測定方法の校正

AE 信号測定時に検出される突発型減衰波形は、クラックの発生によるものとされているが、そのことを応力-ひずみ特性および変形機構が明らかにされている引張試験で確認する。

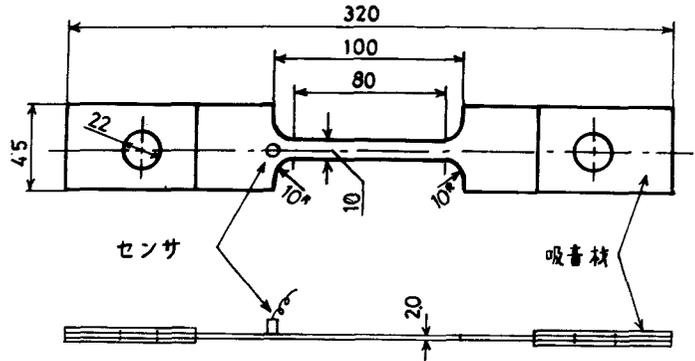
(1) 実験方法

引張試験には油圧式万能材料試験機（最大荷重 30 t）を用いる。AE の検出は、図 3・4 に示すような位置にはられたセンサにより行う。センサからの出力はシールド線を通して直接オシロスコープに入れ、AE 波形の観察を行う。

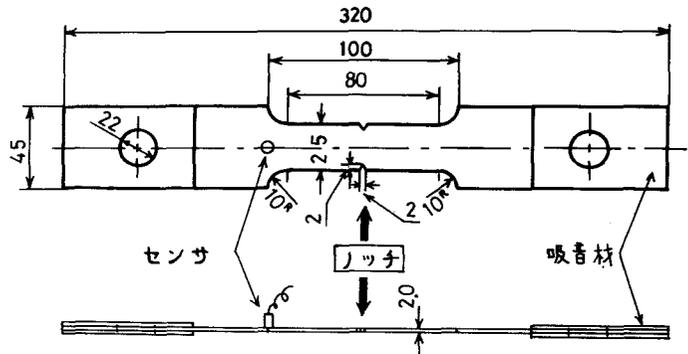
AE 法は微弱な信号を取り扱うので雑音レベルの低下が重要であり、AE 検出

には一般にプリアンプおよびフィルタが用いられるが、本実験では可能な限り実際の AE 信号を観察したいこと、および以下で述べる入念な雑音対策を行った結果、それらの機器は不要であった。

雑音対策は外部電源からの高周波成分のものに対してはローパス・フィルタでカットし、さらに他のものに対してはシールド線やアースを徹底的に行うなどして対処した。その結果雑音レベルの最大振幅が約 0.05 mV となり、十分微弱な AE 信号が観察可能となった。また試験片



(a) 引張試験片



(b) ノッチ付引張試験片

図 3・4 AE 検出用に改良を加えた引張試験片

の保持は、羽田野ら³⁻⁵⁾と同様なアタッチメントを作り、それを介して行った。すなわち試験機付属のかみ込み式のつかみ具を廃し、試験片両端にあけた穴にピンを通し、そのピンをクロスヘッドに固定させたアタッチメントに取り付けた。さらに引張試験に先立ち、ピン周辺部にあらかじめ

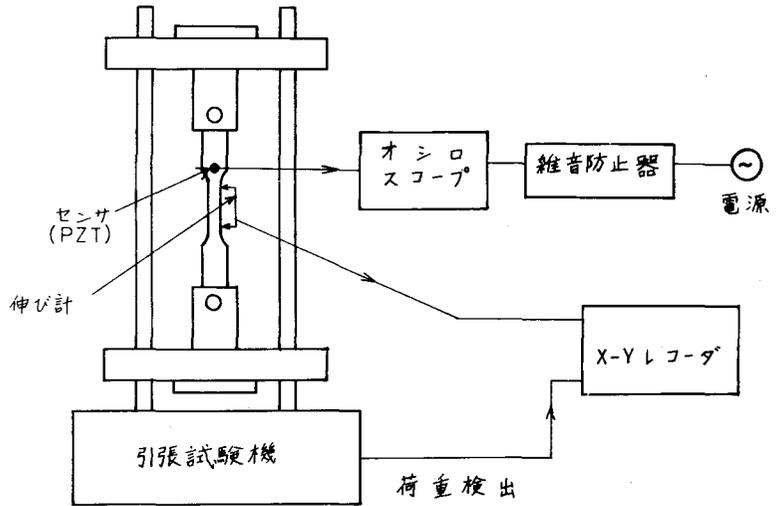


図 3・5 AE 検出用引張試験装置

荷重を加えておき、カイザー効果*を利用し引張試験時にこの部分からの不要のAE発生を防いだ。また試験片の両端にゴム板をはり付け、引張変形に伴うピン周辺部からの摩擦音を減衰させた。

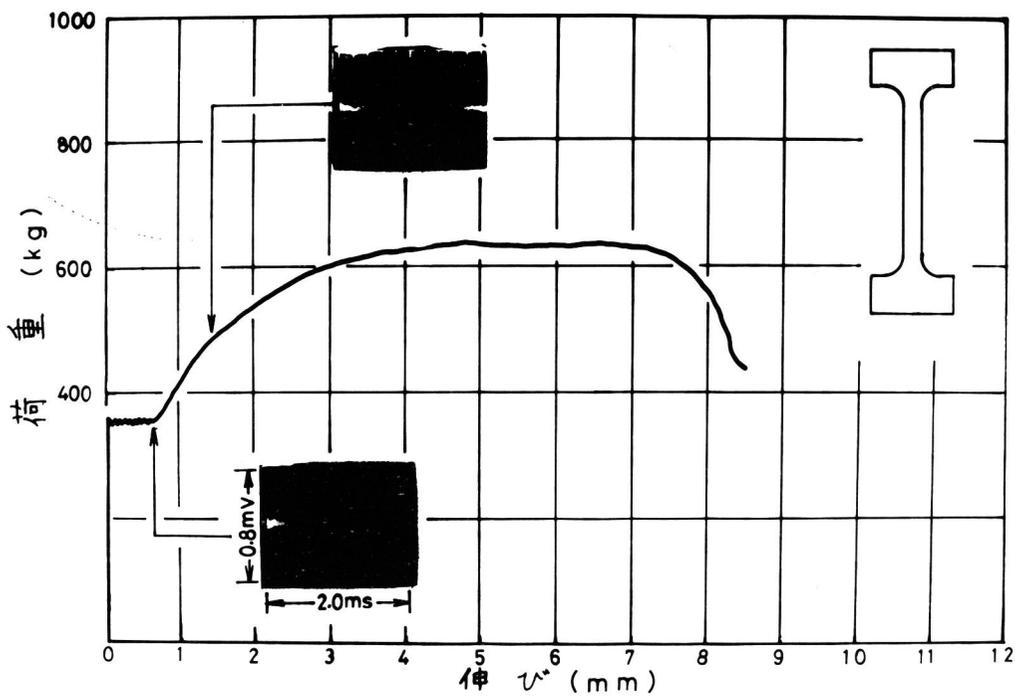
試験片には、降伏現象が応力-ひずみ曲線に明瞭に現れる低炭素鋼 SS41 を用いる。その形状および寸法を図 3・4 に示す。なお試験片の材種ならびに板厚は、切削実験に供する炭素鋼のそれとは同一である。また試験片の変形や破壊が局部的でその様子が観察しやすいノッチ付試験片も試験に供する。試験片には 920℃、1 時間の真空焼鈍を施す。

試験時の荷重-伸びはそれぞれ試験機と伸び計から検出して、X-Yレコーダで記録する。

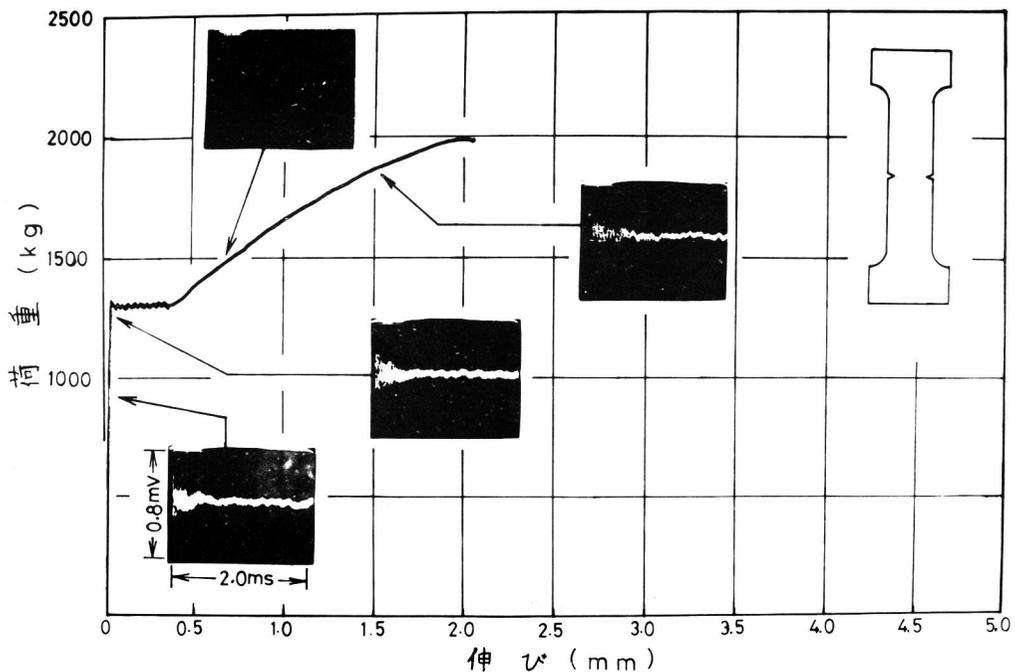
(2) 引張試験時の AE 検出結果

図 3・6 は、ひずみ速度 $6.5 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$ で試験した時に得られた荷重-伸び線図である。図中に、AE 波形の代表的なものとそれらが検出された時点を矢印で示す。AE が最初に検出されたのは、降伏点を越え塑性変形領域に入り、加工硬化開始する点付近である。その後加工硬化領域でひん繁に検出された。それらの波形や振幅は加工硬化し始める時に見られたものに類似したものが観察された。しかしときには大きな振幅のものが検出された。また最終破断時

* 一度荷重を加えて AE を発生させた後、荷重を取り去ると再び荷重を負荷しても前回の応力値を越えるまで AE は発生しない。



(a) 引張試験片



(b) ノッチ付引張試験片

図 3・6 引張試験中に得られた代表的な A E 信号と荷重-伸び曲線
 A E 波形 { 横軸: 0.1 mV/div
 縦軸: 0.2 msec/div }

には、きわめて大きな振幅の波形が3, 4個重畳したものが観察された。

一方ノッチ付試験片の場合、図3・6に示すように荷重-伸び線図上で通常の試験片では弾性変形領域*に相当する部分で数回検出された。

さらに両方の試験片とも、AEが最初に検出された時点で、表面観察を実施したところ試験片表面にリュウダース帯が観察された。

以上のようなことからこのAE法によれば、非常に微小なクラックの発生に対応してAEが検出されるものと考えられる。

3・3 切削実験

3・3・1 実験装置および方法

切削実験装置は、図3・7に示すようなフライス盤のテーブルの横送り機構を利用した装置で行う。工具⑥は剛性の高い保持具②に取り付けられ、被削材③は正確かつ微小な位置決めができるようになっているテーブル⑤上の剛性の高い固定台④に保持される。

切削方式は二次元切削で、切削はフライス盤内部のモータからの振動や発熱を防ぐため、外部に設置したモータ⑦によりテーブルを駆動させて行う。

AE信号検出時の切削現象把握のため、モータのスイッチ切り換えによる発電制動で切削の急停止を行う。AE信号検出時から切削急停止までの切削距離は、測定の結果20 μm 以下であった。

被削材には、切削過程で比較的大きな破壊現象が生じやすいものなどを選んだ。まず第5章

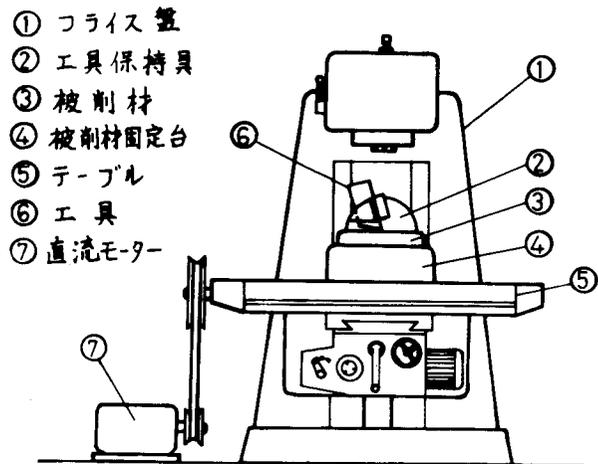


図3・7 切削実験装置

*ノッチ部周辺の応力を応力集中率を考慮して計算した結果、降状応力よりもやや高い応力域であった。

で述べるように介在物によって微小破壊現象が発生する低炭素鋼SS41材ならびに七三黄銅BsP1, せん断型やき裂型切りくずが生じやすい四六黄銅BsP3およびねずみ鋳鉄FC25である。被削材の形状および寸法を図3・8に示す。

工具には高速度鋼工具SKH4, 超硬工具K20 およびダイヤモンド工具を使用する。

切削速度は、極低速の6.4, 12.9mm/minを選んだ。極低速の切削速度を選んだのは、AE信号が検出され切削を急停止させるまでの切削距離を短くするためである。

AEの検出は、図3・9に示すように被削材の側面の変形領域外で切削予定面に一番近い部分にはられたセンサにより行う。センサからの出力は引張試験と同様な方法でオシロスコープに接続し、その波形の観察を行う。

センサのはり付け方法や被削材の保持などは、引張試験とほぼ同様な方法である。

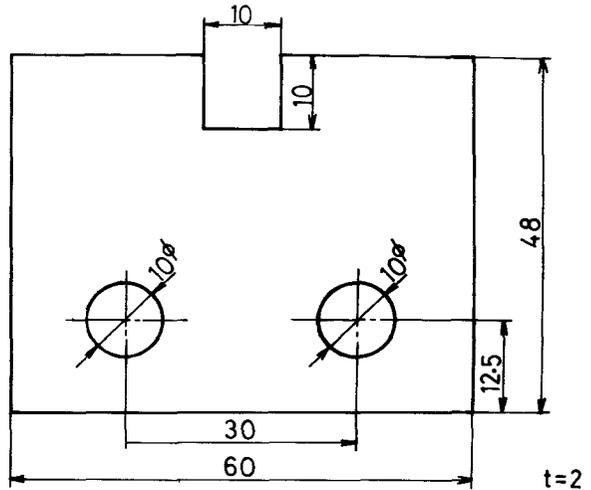


図3・8 被削材の形状および寸法

表3・1 切削条件

被削材	工具	工具形状		切削方式	切込み (μm)	切削速度 (mm/min)
		すくい角($^{\circ}$)	逃げ角($^{\circ}$)			
炭素鋼 SS41	高速度鋼	0	5	2次元 切削方式	0~500	6.4
		25	5			
ねずみ鋳鉄 FC25		15	5			
30		5				
四六黄銅 BsP3		15	5			12.9
七三黄銅 BsP1	ダイヤモンド	20	7			

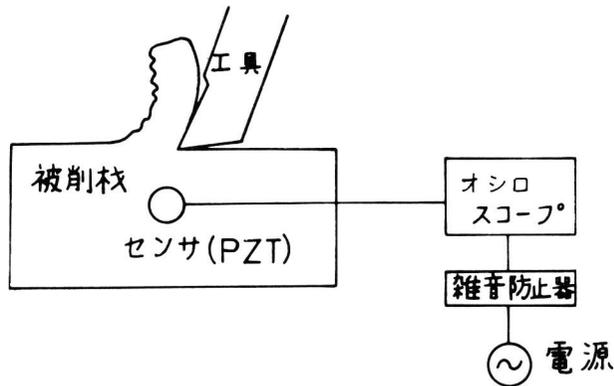
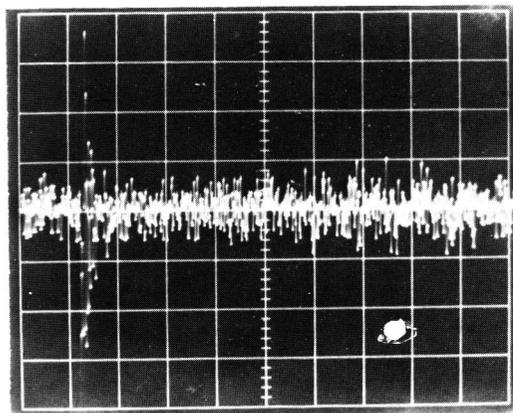


図 3・9 AE測定装置概要

3・3・2 切削実験中に観察されたAE

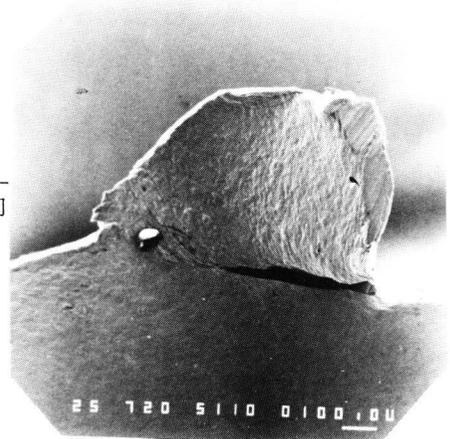
(1) せん断型切りくず生成中のAE

図 3・10 (a)は、四六黄銅BsP3 を切削した場合に検出されたAE信号で、破壊が生じた時に見られる典型的な突発型の減衰波形を呈している。図 3・10 (b)にその時の切削部の状態を示す。切りくず形状はせん断型であり、工具刃先部分から切りくず自由面までクラックが貫通している。



縦軸：0.1 mV/div，横軸：0.2 msec/div

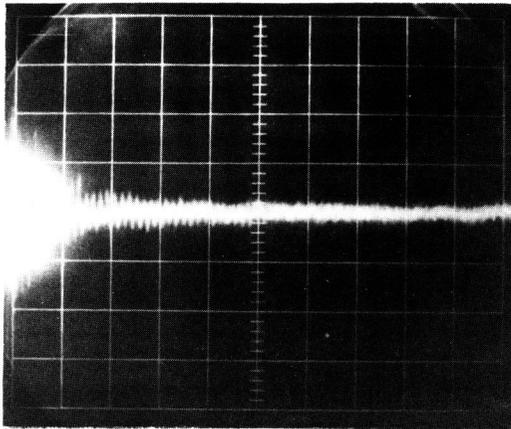
(a) AE信号



(b) 切削部 100 μ m

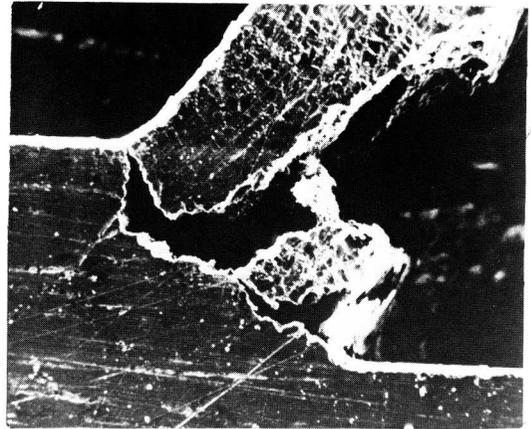
被削材：四六黄銅BsP3
 工具：高速度鋼SKH4（すくい角 $\alpha=25^\circ$ ，逃げ角 $\delta=5^\circ$ ）
 切削速度： $V=6.4$ mm/min，切り込み $t=75$ μ m

図 3・10 せん断型切りくず生成時のAE信号と切削部



縦軸：0.1 mV/div，横軸：0.2 msec/div

(a) AE信号



(b) 切削部

被削材：ねずみ鋳鉄FC25， $t = 300 \mu m$ ，その他の切削条件は図3.10と同じ

図3.11 き裂型切りくず生成時のAE信号と切削部

次に検出されたAE信号と破壊現象の発生との対応をさらに確認するため、せん断型切りくずを生成している切削過程で検出されるAE信号の数と切りくず中のクラックの数とを調べた。その結果、AE信号が4回検出された場合の切りくず中のクラックは4個で、AE発生回数とクラックの発生数とが一致することが明らかとなった。またせん断型切りくずを生成して切削する場合、加工面上にクラックの発生に対応する跡が残るが、その個数と切りくず中のクラックの数およびAE発生回数とも一致することが確認された。

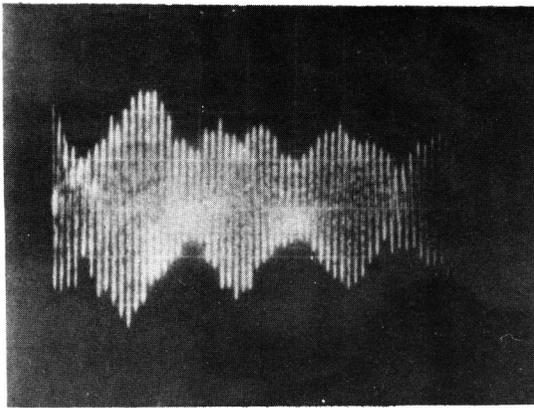
(2) き裂型切りくず生成中のAE

図3.11(a)は、ねずみ鋳鉄FC25を切削した場合に検出されたAE信号である。AE波形は図3.10(a)と同じく破壊に対応する減衰波形となっている。図3.11(b)にその時の切削部の状態を示す。切りくず形状はき裂型であり、切りくずが分離する直前である。したがってAEはこのき裂の発生に対し検出されたものと判断される。

(3) 流れ型切りくず生成中のAE

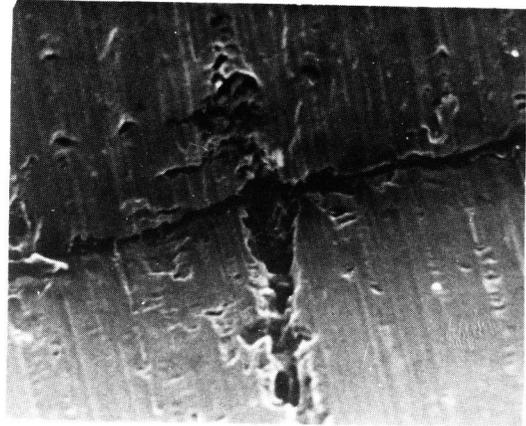
図3.12(a)は炭素鋼SS41の流れ型切りくず生成中に検出されたAE信号で、それは数個の重畳した減衰波形からなる。

図3.12(b)にその時の切削部の状態を示す。分岐点近傍の加工面には複雑な形状のクラックが見られる。またクラックの中央部分より少し手前(切削開始点側)よりに穴がある。これは



縦軸：0.1 mV/div, 横軸：0.5 msec/div

(a) A E 信号

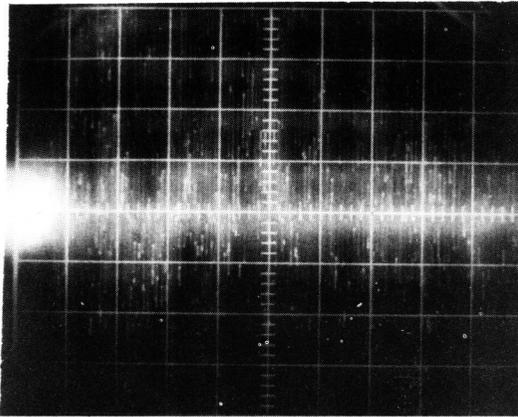


10 μm

(b) 分岐点から加工面にかけて発生したクラック

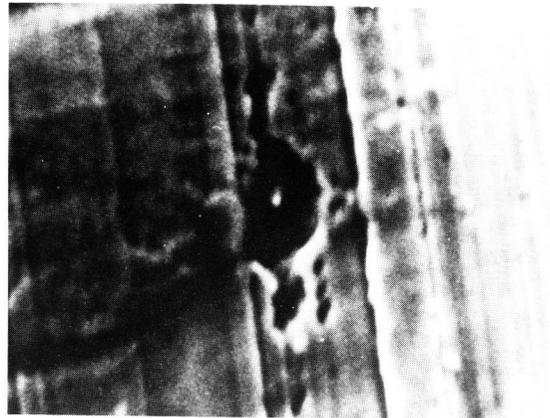
被削材：炭素鋼 SS41, $t = 17 \mu m$, その他の切削条件は図 3.10 と同じ

図 3.12 流れ型切りくず生成時の A E 信号と切削部



縦軸：0.1 mV/div, 横軸：0.5 msec/div

(a) A E 信号



1 μm

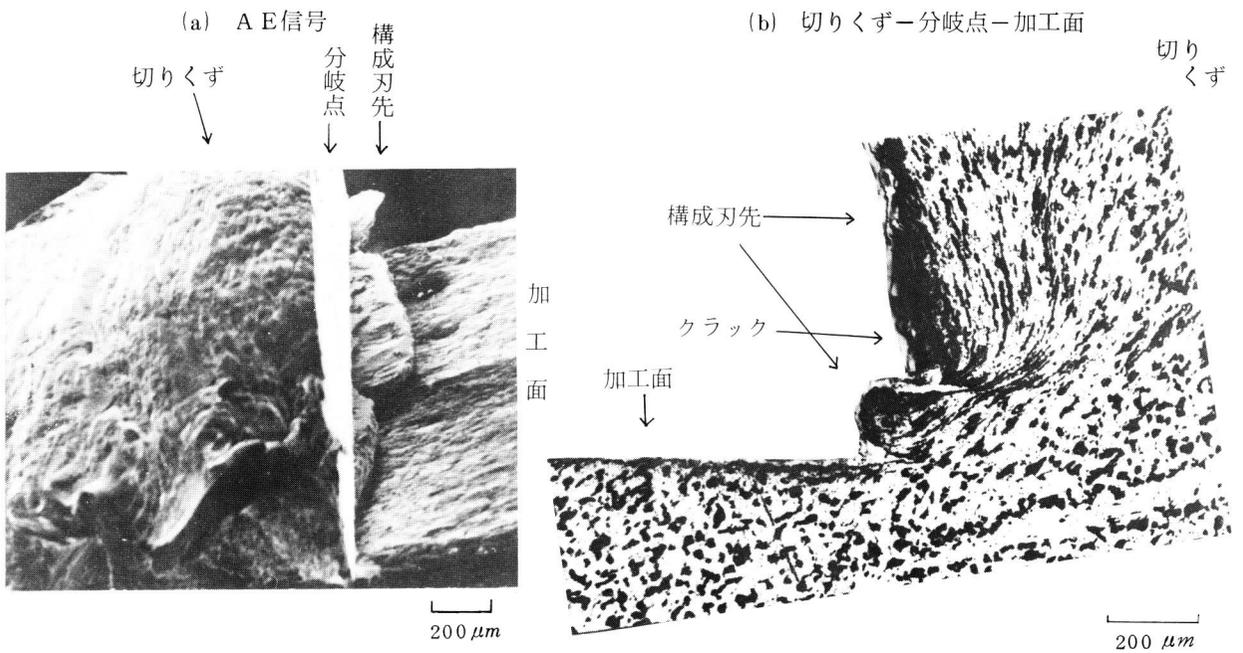
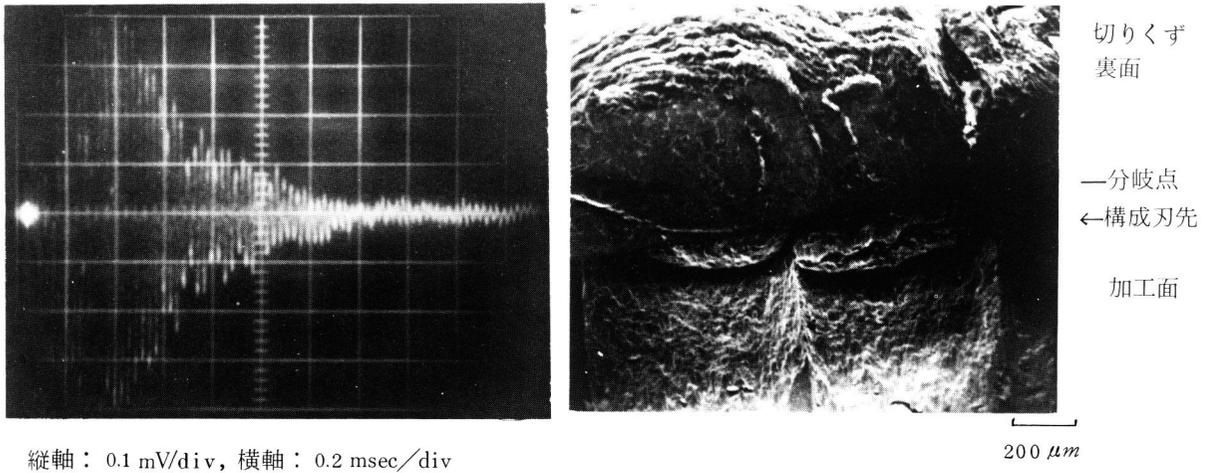
(b) 加工面上の介在物とボイド

被削材：七三黄銅 BsP1 工具：ダイヤモンド ($\alpha = 20^\circ, \delta = 7^\circ$) $t = 10 \mu m$,
その他の切削条件は図 3.10 と同じ

図 3.13 七三黄銅切削時の A E 信号と加工面

第 5 章で明らかにするように、介在物周りの応力集中による微小クラックの発生（これは発生したボイドの発展の結果による）、さらにより大きなクラックへの成長という過程をとる延性破壊の跡が、加工面上に残ったものである。

図3・13は、工具刃先が介在物の応力集中によって発生していたボイドの上部を通過した時に得られたAE波形とその時の加工面の状態である。加工面上のボイドの中には介在物が残存している。これは図5・11(4)に相当する加工面損傷形態である。このようにボイドを含めて約8 μm の微小な規模の破壊現象が検出できることが明らかとなった。



(c) 切削部

(d) 切削部断面

被削材：炭素鋼SS41，工具：高速度鋼SKH4 ($\alpha = 0^\circ$, $\delta = 5^\circ$), $t = 250 \mu m$, $V = 6.4 mm/min$

図3・14 炭素鋼切削時のAE信号と切削部

また図 3・14 に炭素鋼 SS41 を切削した場合に得られた AE 信号 (同図(a)) とその時の切削部、分岐点近傍の状態 (同図(b)(c)) を示す。分岐点から加工面にかけて構成刃先の脱落片らしき物が存在している。そこでこれらの様子を詳細に調べるため、試料にニッケルメッキを施しその断面を研磨したところ、同図(d)のように構成刃先の下部にクラックが発生していることが認められた。これによって図 3・14 (a) は、構成刃先がクラックによって脱落する時に発生した AE 信号であることが明らかとなった。

上述の図 3・12～3・14 で示した現象は、外部から直接観察する方法では検出不可能なもので、AE 法によれば可能となる。

以上の他に切りくずが破断して分離するときや鋸歯状切りくず生成での切りくず中のクラック発生などが検出可能であった。

3・4 AE 信号の解析

3・4・1 概 況

上述したように AE 法によれば、切削での破壊現象がリアルタイムで高感度に検出できることが明らかとなった。さらに破壊機構や破壊現象の加工面に及ぼす影響の究明に AE 法を適用するために、AE 信号の解析を行う。解析は定性的のみならず定量的解析が容易と考えられる AE 信号の最大振幅と破壊現象の規模との関連について行う。

それに先立ちまず AE の発生ならびに伝ば、および測定とそれらの間のエネルギーの関係について基本的な考え方について以下に示す。

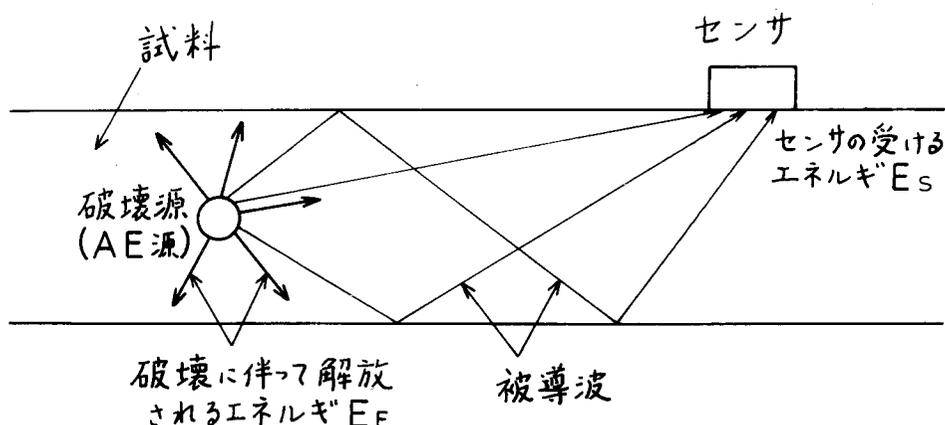


図 3・15 破壊に伴って解放されるエネルギーとその伝ば

図3・15は、有限な厚さを持つ板状の試料内の一点にクラックが生じ、それに伴って解放されるエネルギーが弾性波となってあらゆる方向に伝ばする様子を図示したものである。図に示すように有限な板厚を持つ試料では、センサに到達する波に純粋な表面波は存在せず、AE源から最短距離で直接到達する波と境界面の間で何回も反射を繰り返す波（被導波）とがある。またそれらの波にはいわゆる速度分散があるため、センサに到達する波は非常に複雑なものとなる。

ところでこの場合、破壊に伴って解放されるエネルギー（単位幅についてのひずみエネルギーの解放） E_f は以下のように表わされる。

$$E_f = \frac{1}{2} \frac{\sigma^2}{E} \times A_R \quad (3-1)$$

ここで、 σ ：応力

E ：ヤング率

A_R ：クラック発生によって新しく生成される表面の面積

一方、センサが受けるエネルギー E_s は

$$E_s \propto \frac{A_s}{\ell^2} \quad (3-2)$$

ここで、 A_s ：センサの断面積

ℓ ：AE発生源からセンサまでの距離

のようになる。

すなわち E_s はセンサの断面積に比例し、AE発生源からの距離の二乗に反比例するものである。したがってセンサの受けるエネルギー E_s は、次のように表わされる。

$$E_s = f\left(\frac{1}{2} \frac{\sigma^2}{E} A_R, \frac{A_s}{\ell^2}\right) \quad (3-3)$$

以上のことから、AE法を使用ならびにAE信号の解析をする際には、AEの発生位置、クラックの位置（AE源とセンサ間の距離 ℓ ）、クラックの大きさ（クラック発生によって新しく生成される表面の面積 A_R ）などが重要であることがわかる。

3・4・2 解析結果

図3・16、図3・17に四六黄銅BsP3のせん断型切りくず生成時に観察されたAE信号とその時の切削部の状況を示す。

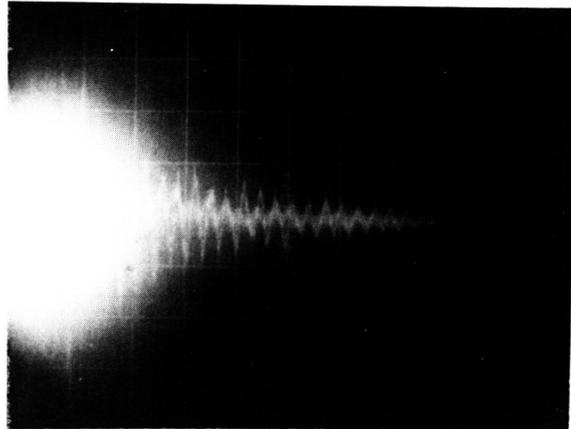
両者の切込みは $50\mu m$ であり
 その他の切削条件やクラック
 発生場所もセンサから直線（
 最短）距離で 6 mm と同一のも
 のである。

図 3・16 の場合、せん断型切
 りくずのクラックが切削幅方
 向に被削材全域に貫通してい
 るが、図 3・17 においては被
 削材全域に及ばず片方にのみ
 見られるだけである。

一方 A E 信号は最大振幅に
 おいて図 3・16 の方が図 3・17
 よりもかなり大きくなってお
 り、その結果前項で述べた
 (3-2) 式の関係が成り立
 つことになり、A E 信号の最
 大振幅と破壊現象の規模とが
 対応することが明らかとなっ
 た。

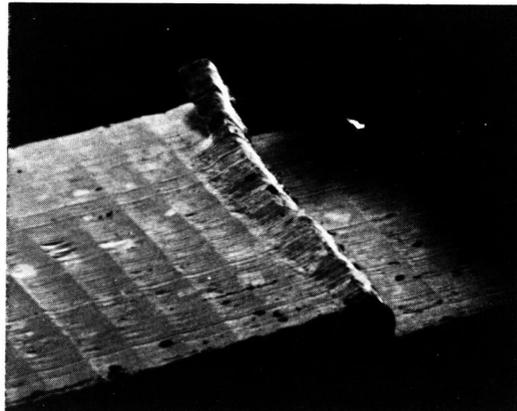
そこでこの関係が炭素鋼や
 鋳鉄など他の材料でさらに成
 り立つかどうか調べてみたが、
 (3-2) 式の関係は認めら
 れず、今後さらに検討が必要
 である。

すなわち A E 波には速度分散
 や減衰といった複雑な伝ば特
 性があること、また測定に関



縦軸： 0.1 mV/div ， 横軸： 0.5 msec/div

(a) A E 信号



(b) 切りくず

$200\mu m$

被削材：四六黄銅 BsP 3

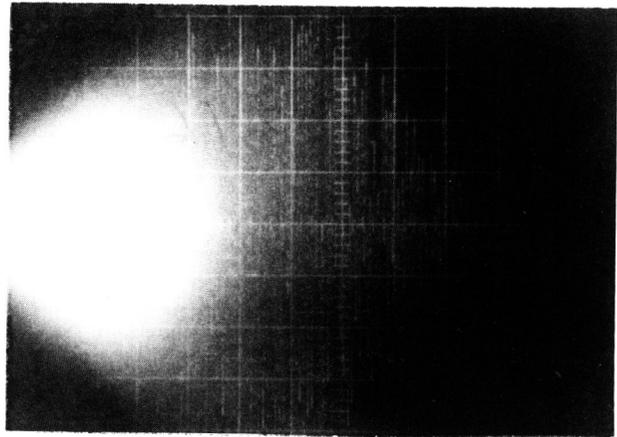
工具：高速度鋼 SKH4 ($\alpha = 25^\circ$, $\delta = 5^\circ$)

$t = 50\mu m$, $V = 6.4\text{ mm/min}$

図 3・16 せん断型切りくず生成時の A E 信号

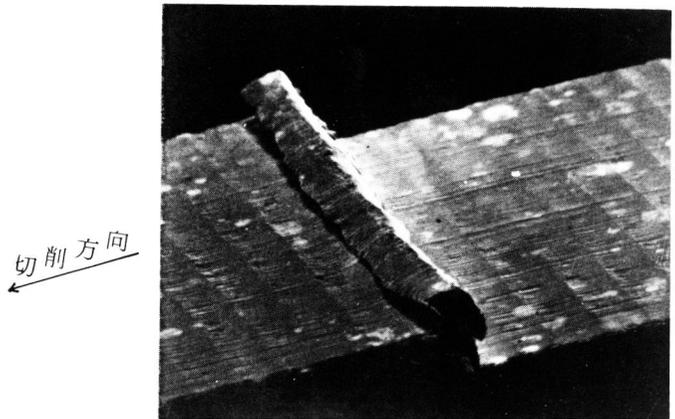
してもセンサには周波数特性
 やはり付け方法および形状が
 AE波形に大きく影響を及ぼ
 すにもかかわらず、それらが
 十分に解明されていないため
 単純な論議ができないものと
 考えられる。

上述したようにAE法では、
 3・3・2 で述べた現象に対応
 してAE波が検出できるがそ
 れらの弁別はできず、いまだ
 十分でない点も多い。しかし
 予想される破壊現象が発生す
 る瞬間をリアルタイムで、か
 つきわめて高感度に検出でき
 る方法は他にない。したがっ
 て今後AE計測の標準化や材
 料自体のAE特性などがさら
 に明らかにされればAE信号
 の定性的解析はもとより定量
 的解析も今まで以上に可能と
 なり、AE法は切削加工の研
 究のみならず加工学の研究に
 とっても有力な情報を得る手
 段になるものと考えられる。



縦軸：0.1 mV/div，横軸：0.5 msec/div

(a) AE信号



(b) 切りくず

200 μm

切削条件は図3・16 と同一

図3・17 せん断型切りくず生成時のAE信号

3・5 結 言

分離作用での破壊現象を動的かつ高感度に検出する手段としてAE法に着目した。AE法を適用するにあたり、まずセンサの周波数特性を把握し、さらに引張試験によって測定系の校正

試験を行った後、切削実験に適用した。その結果、次の結論を得た。

- (1) 測定系の校正試験である引張試験では、試験片が降伏後塑性域に入り、加工硬化し始める領域でA Eは最初に検出され、その後応力、ひずみの増加とともにひん繁に検出される。したがって今回用いたA E測定装置では非常に小さいクラックの発生に対応して放出されるA Eが検出できる。
- (2) 切削実験に適用した結果、以下のような切削時の破壊現象が検出できることが明らかとなった。
 - i) せん断型切りくず生成時のクラック発生
 - ii) き裂型切りくず生成時のクラック発生
 - iii) 流れ型切りくず生成時の分離作用における介在物に起因するクラック発生
 - iv) 構成刃先のクラック発生による脱落
- (3) 今回の切削実験では、非常に微小な破壊現象の検出が可能であり、例えば七三黄銅の切削においては微小な介在物周りの大きさ約 $8 \mu m$ のクラックの発生が検出された。
- (4) 今回のA E法では、七三黄銅のせん断型切りくず生成時のクラック発生においてA E信号の最大振幅の大きさと破壊現象の規模とが対応したが、炭素鋼、ねずみ铸铁ではそのような対応は認められず、A E信号から個々の破壊現象の種類は弁別できなかった。

第4章 光弾性法による刃先近傍における応力分布の解析

4・1 緒言

切削機構の本質の一つでもあり、加工精度を直接支配する分離作用の詳細を調べるには、工具刃先でどのような分離が行われるか、その力学的機構を明らかにしなければならない。そのためには刃先近傍における応力分布を求めるのが適切と考えられる。

応力分布を求める方法には、実際の被削材を切削して求める visio-plasticity 法⁴⁻¹⁾、すべり線場法⁴⁻²⁾、モデルを使う光弾性法⁴⁻³⁾、さらに他に有限要素法⁴⁻⁴⁾などがある。visio-plasticity 法においては着目点の変位を求めるのに何らかの刻線や刻印を必要とすること、微小切削の場合その刻線や刻印が切削現象に悪影響を及ぼすこと、さらに被削材が金属の場合刻線などで分割される格子と結晶粒とが大きさの点で問題があるなど、今回の目的である微小部分の応力解析に対しこの方法を用いることは適切ではない。またすべり線場法や有限要素法には、解析の際に種々の仮定が存在すること、また微視的な応力分布を求めるのに不適であるなどの問題点がある。このようなことからモデル実験ではあるがそのため拡大モデルが使用でき、したがって微小な部分の応力分布が求めることが可能な光弾性実験法が今回の目的に対しては最適な方法であると考えられる。

そこでモデル光弾性法によって刃先近傍での応力分布を求め、分離作用の力学的機構を解明しようとする。また刃先丸味および切りくず厚さが応力分布に及ぼす影響についても明らかにする。

なお今までに光弾性法⁴⁻³⁾ やさらに光塑性法⁴⁻⁵⁾、光弾塑性法⁴⁻⁶⁾ で切削域の応力分布を求めている研究はあるが、いずれも刃先近傍での微視的な応力分布を詳細に求めているものではない。特に後の二者では実際に切削しないと応力分布が求められないため、拡大モデルが使用できないという欠点がある。

光弾性法により求められる応力分布はあくまでも弾性変形領域のものであるが、塑性変形が大きければ弾性変形もそれに対応して増大することから、弾性変形域の応力で塑性変形域の応力の規模も類推できるものと考えられる。

4・2 光弾性実験法

4・2・1 検定試験

供試材料にはエポキシ樹脂を選んだ。エポキシ樹脂は光弾性感度が高く、弾性率も高く、加工性が良く、しかもクリープがほとんど無いといった実験に都合の良い性質を有している。

そこでまず実験に使用するエポキシ樹脂試験片の縞次数と荷重との関係を求めるため、光弾性感度検定試験を行う。検定試験片は切削実験での被削材モデルと同一のエポキシ樹脂板から切り出したものである。

図4・1に試験片の形状ならびに寸法を示す。試験片には加工の際に生じるひずみや時間縁効果を除くため、125℃ 60分の焼鈍を施す。焼鈍後はその効果をポーラリスコープで検査し、実験に供する。

試験に用いる光弾性実験装置は、理研計器製 PA-150 である。また検定試験における荷重の負荷方法は、図4・2に示す装置で行う。すなわち荷重の負荷は八角リング下の上下左右移動台を上昇させることによって行う。荷重

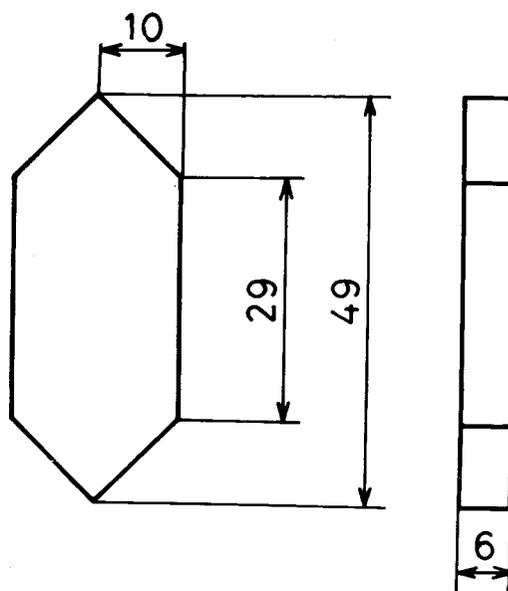


図4・1 光弾性感度検定用試験片の形状ならびに寸法

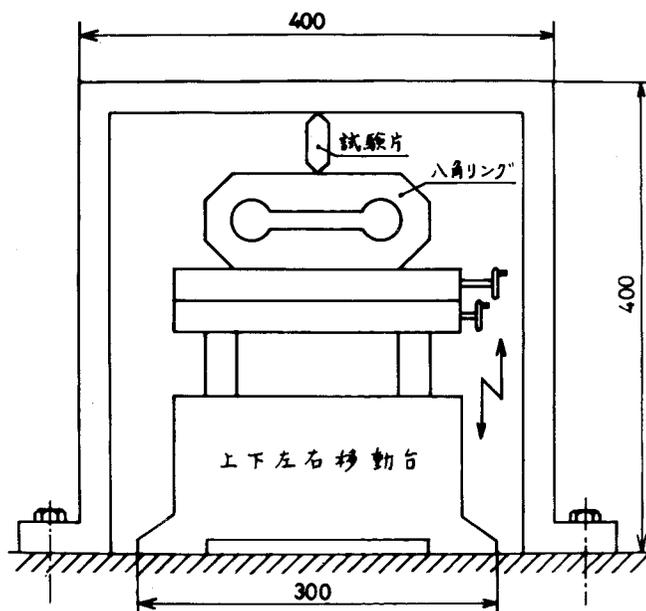


図4・2 光弾性感度検定試験における荷重負荷方法

の検出は八角リングによって実施する。

図4・3 に使用した八角リングの形状ならびに寸法、垂直（背分力）方向および水平（主分力）方向の検定曲線を示す。

図 4・4 に試験の結果得られた検定曲線を示す。

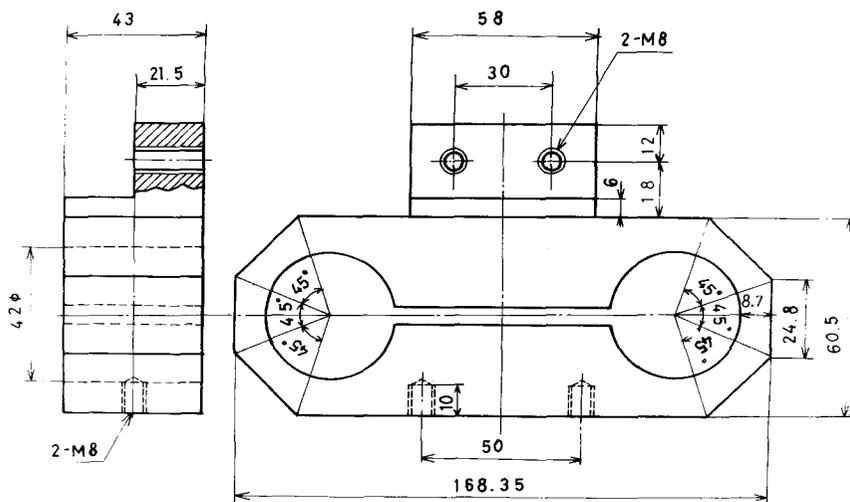
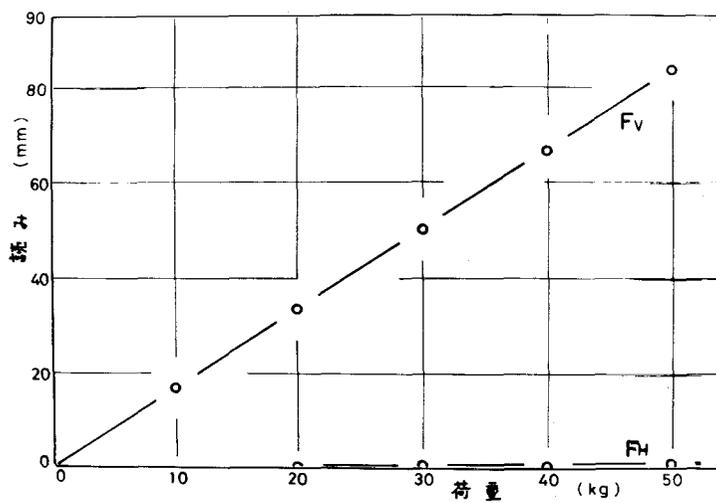


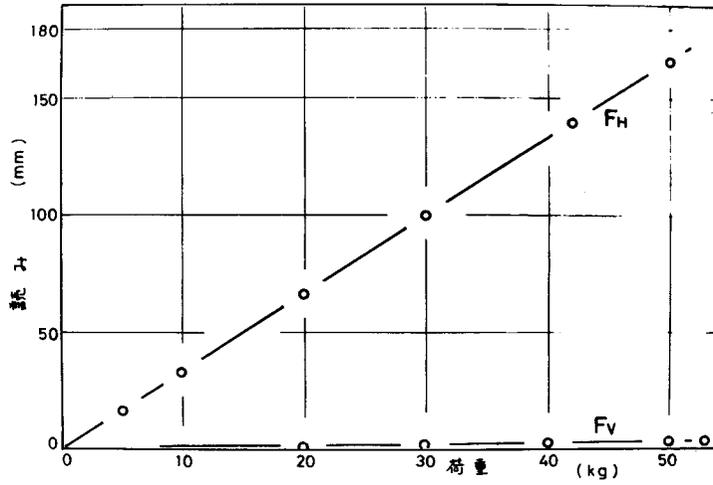
図4・3 (a) 形状ならびに寸法



(b) 垂直（背分力）方向の検定曲線

F_H ：水平分力（主分力）

F_V ：垂直分力（背分力）



(c) 水平（主分力）方向の検定曲線

F_H ：水平分力（主分力）

F_V ：垂直分力（背分力）

図 4・3 使用した八角リングの形状ならびに寸法
および検定曲線

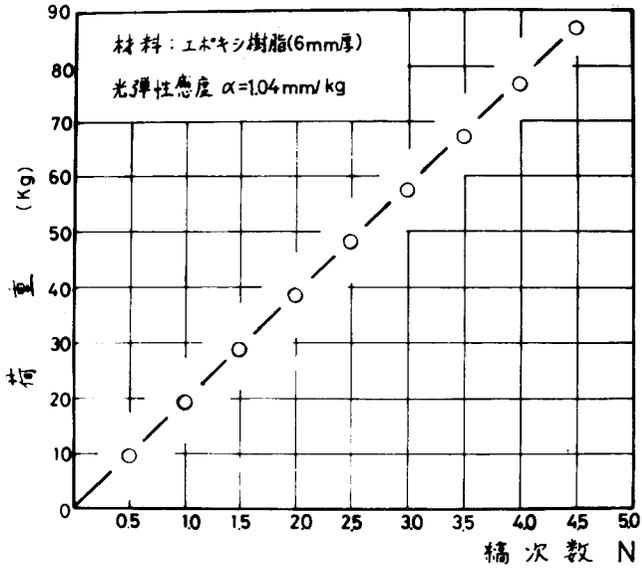


図 4・4 光弾性感度検定試験の試験結果

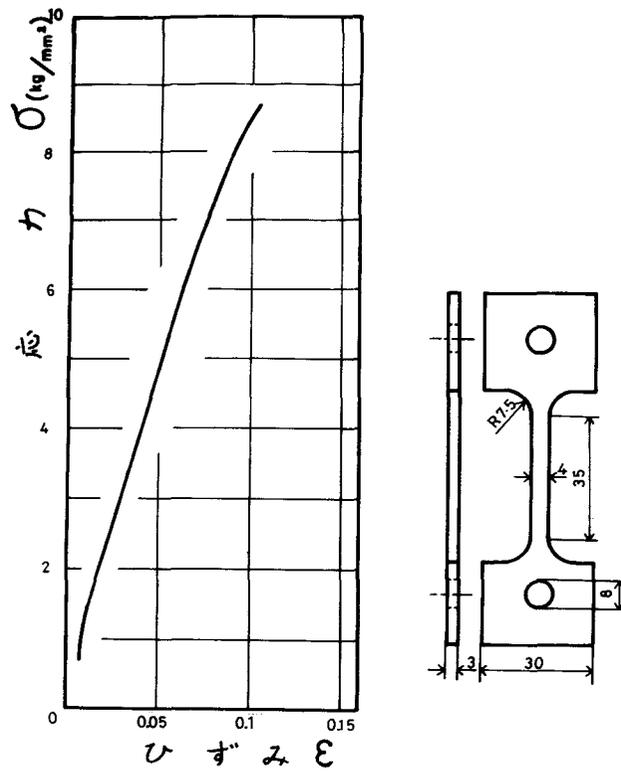


図 4・5 エポキシ樹脂板の応力-ひずみ曲線と試験片の形状と寸法

表 4・1 使用したエポキシ樹脂板の機械的性質

弾性定数	99.13 kg/mm ²
引張強さ	8.7 kg/mm ²
破断時のひずみ	0.104

光弾性感度 α は以下のように表わせられる。

$$\begin{aligned}\alpha &= \frac{N}{(W/b \cdot t)t} \\ &= \frac{N}{\sigma t} \\ &= \frac{Nb}{W}\end{aligned}\quad (4-1)$$

- ここで、
 α : 光弾性感度 (mm/kg)
 N : 縞次数 (等色線次数)
 W : 荷重 (kg)
 b : 試験片の幅 (mm)
 t : 試験片の厚さ (mm)

したがってこれより光弾性感度 $\alpha = 1.04 \text{ mm/kg}$ を得る。

さらに供試試料の機械的性質を明らかにするため、引張試験を行った。図4・5に試験片の形状ならびに寸法、試験の結果得られた応力-ひずみ線図を示す。

表4・1に求められた機械的性質を示す。

4・2・2 切削実験

今回の光弾性実験の目的は切削時の被削材内部の応力分布を求めることであるが、その中でも主として刃先近傍の応力分布を明らかにすることにある。したがって切削実験は拡大モデル実験とする。被削材モデルであるエポキシ樹

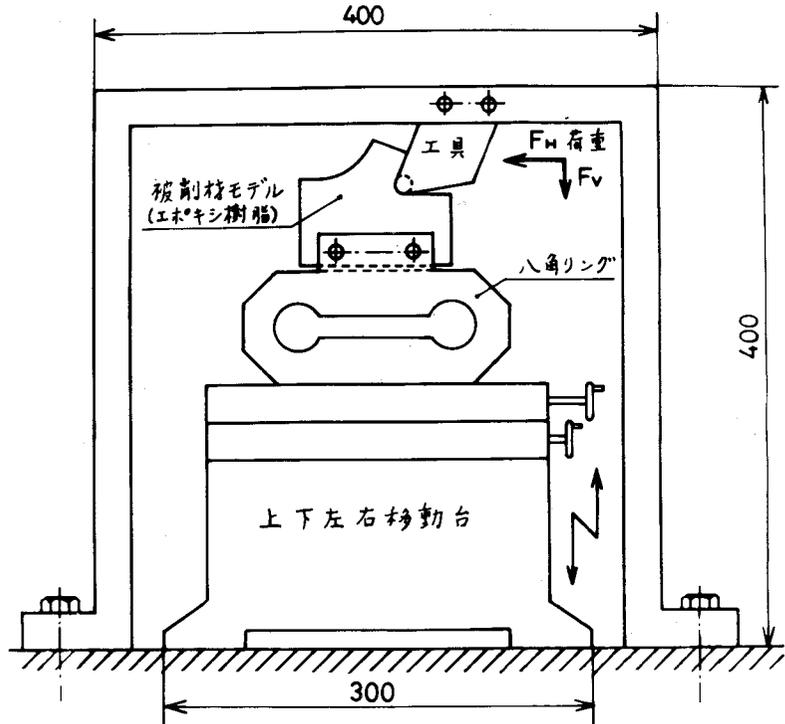


図4・6 被削材ならびに工具モデルおよび荷重負荷装置

脂は光弾性感度は良いが比較的弾性に富むという性質のため、拡大モデルとした場合の切削は困難である。そのため本実験では、被削材モデルに切削力の主分力、背分力方向に荷重を負荷する切削モデル荷重負荷光弾性実験とする。

図4・6に被削材ならびに工具モデルおよび荷重負荷装置を示す。

工具には、被削材モデルよりも硬く、また弾性率も充分大きい炭素鋼板SS41(6mm厚)を用いる。刃先丸味のある工具は、その丸味を正確に作成するため、刃先丸味に相当する円筒を作り、あらかじめ削除しておいた刃先部分に接着し実験に供した。

荷重の負荷方法は、被削材モデルを保持した八角リングによって切削二分力方向の荷重を検出しながら、被削材モデルを工具モデルに接触させて行う。

そして可能な限り実際の切削状態に近づけるため、以下のようなことを実施する。まず主分力および背分力方向に負荷する荷重の比率は、光弾性実験のモデルとした切削実験で測定した主分力と背分力の比とする。また荷重

の大きさは、実際の切削における被削材の変形領域に相当する被削材モデルの部分が、充分大きい応力を発生する表4・2に示す値とする。

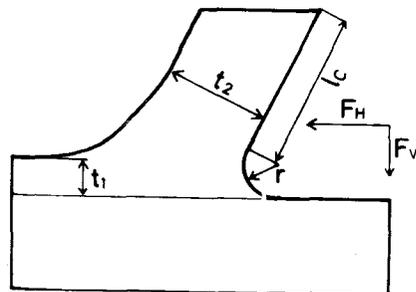
さらにこのままでは工具すくい面での摩擦作用がモデル実験では実現できていないものと考えられるので、工具モデルと被削材モデルの間に半硬質塩化ビニールの薄板を入れ接着剤で接着させ、摩擦の作用を擬似させる。

なお被削材モデルのエポキシ樹脂板には、検定試験などと同様に125℃60分の焼鈍を施してから、実験に供する。

表4・2に被削材モデルの形状ならびに寸法、および実験条件を示す。

表4・2 被削材モデルの形状ならび寸法、および実験条件

	1	2	3	
刃先丸味 r (mm)	0	4.5	4.5	
切込み t_1 (mm)	12	9	9	
切りくす厚さ t_2 (mm)	18	18	22.5	
工具-切りくす 接触長さ l_c (mm)	24	24	24	
切削力	主分力 F_H (Kg)	23.5	47	47
	背分力 F_V (Kg)	5	10	10



4・2・3 内部の二主応力分析法

得られた等色線および等傾線より内部の応力を解析するには種々の方法があるが、ここでは最も一般的なせん断応力差積分法を適用する。その方法を以下に示す。

いま平面応力の平衡を図4・7の矩形要素について考える。矩形の寸法は $\Delta x \times \Delta y$ である。 x 方向の垂直応力を σ_x 、 y 方向のそれを σ_y とし、これに対応するせん断応力を τ_{xy} とする。このとき垂直応力は引張のときを正、圧縮のときを負とし、せん断応力は図4・8のようなときを、正とする。

応力の平衡方程式は以下の

ように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} &= 0 \end{aligned} \right\} (4-2)$$

これを積分すれば

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{x_0} - \int_{x_0}^x \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} dx \\ &= \sigma_{x_0} - \sum_i \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \Delta x \\ \sigma_y &= \sigma_{y_0} - \int_{y_0}^y \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} dy \\ &= \sigma_{y_0} - \sum_i \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} \Delta y \end{aligned} \right\} (4-3)$$

ここで σ_{x_0} 、 σ_{y_0} はそれぞれ $x=x_0$ 、 $y=y_0$ での σ_x 、 σ_y の値で、自由周辺での直接実験より得られる値をとる。

等色線より主応力差($\sigma_1 - \sigma_2$)と最大せん断応力 τ_{max}
 $= \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)$ が求まる。

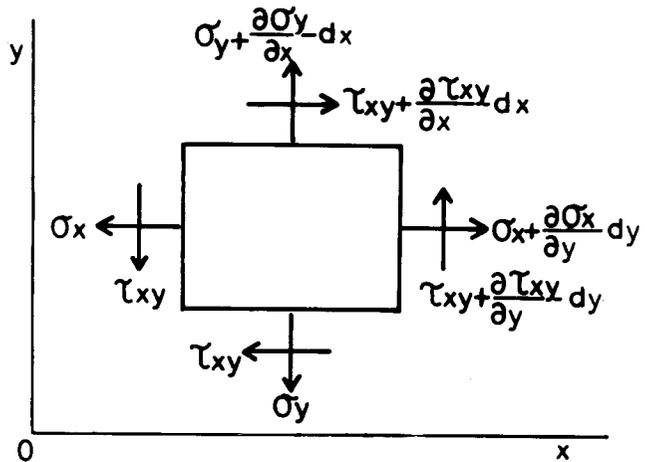


図4・7 平面応力での応力の平衡
 応力は全て正方向を示す。
 矩形の寸法は $\Delta x \times \Delta y$
 である。

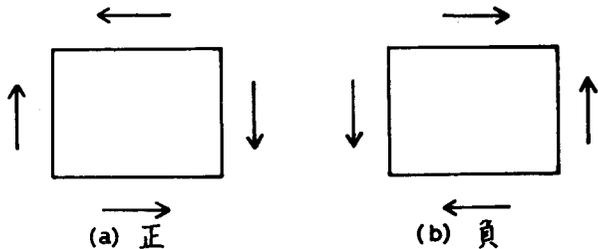


図4・8 図4・7での τ_{xy} の正負

また τ_{xy} と $\sigma_x - \sigma_y$ も等色線と等傾線より

$$\tau_{xy} = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\phi \quad (4-4)$$

$$\sigma_x - \sigma_y = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\phi \quad (4-5)$$

ここで ϕ は試料の水平線と主応力の方向とのなす角である。

さらに以下のように主応力 σ_1, σ_2 も求まる。

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_x - \sigma_y \quad (4-6)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{1}{2} \{ (\sigma_1 + \sigma_2) + (\sigma_1 - \sigma_2) \} \\ \sigma_2 &= \frac{1}{2} \{ (\sigma_1 + \sigma_2) - (\sigma_1 - \sigma_2) \} \end{aligned} \right\} \quad (4-7)$$

本実験では $\Delta x, \Delta y$ をともに 1.7 mm にとり各々を求める。

4・3 実験結果ならびに考察

4・3・1 刃先丸味の影響

鋭い工具の場合、負荷する荷重がある程度以上大きくなると応力集中のため被削材モデルであるエポキシ樹脂が破壊するので、表4・2に示したように刃先丸味のある工具の場合の $\frac{1}{2}$ の荷重とした。

図4・9、図4・10は鋭い工具と刃先丸味のある工具の等色、等傾線図である。なお図4・9(a)には鋭い工具の場合の等色線写真を示す。鋭い工具の場合、等色線に

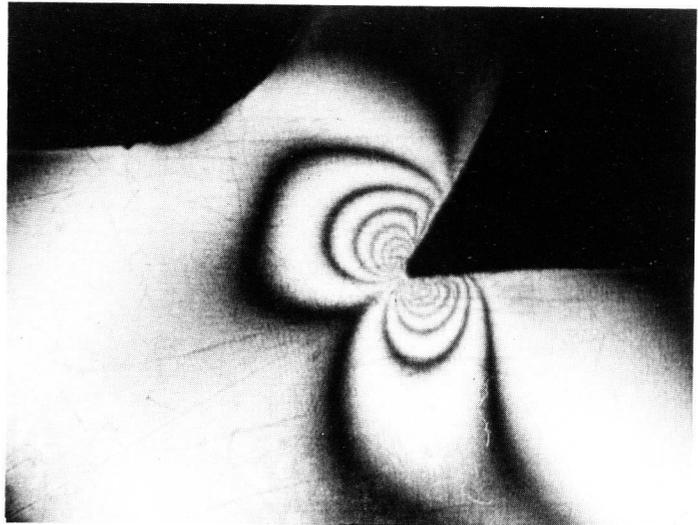


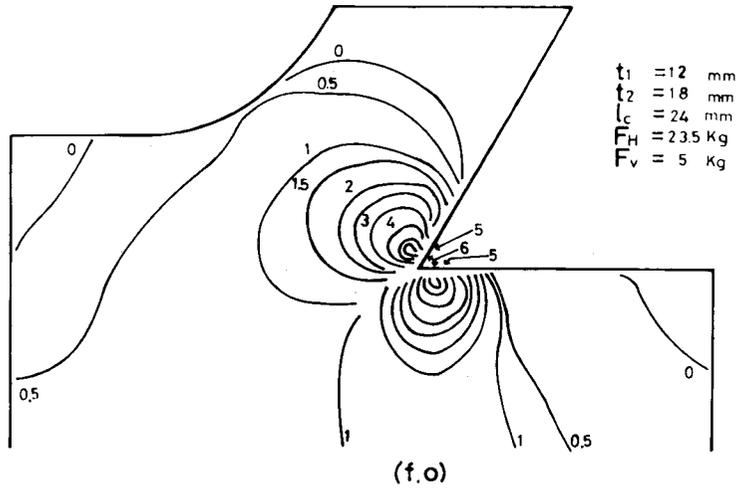
図4・9 (a) 等色線写真

おいては工具刃先先端
を中心として切りくず
側，すくい面側の両側
に図4・9(a)(b)で表わさ
れるような縞模様が見
られる。

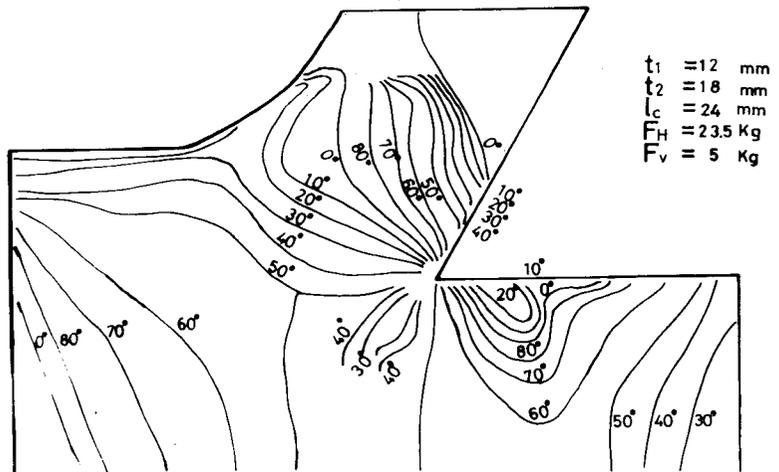
一方刃先丸味のある
工具においては鋭い工
具の場合と異なり，刃
先先端を中心とした図
4・10(a)のような同心
円状の縞模様が見られ
る。さらにせん断面下
方においてもリング状
の縞模様が見られる。

等傾線においても等
色線と同様に刃先丸味
の影響が出ていること
が認められる。鋭い工
具の場合，切りくず内
において各等傾線がほ
ぼ平行になだらかな曲
線状になっており，加
工面側では等色線の分
布と類似した同心円状
の半円に近い形となっ
ている。

一方刃先丸味のある
工具においては，工具



(b) 等色線図



(c) 等傾線図

図4・9 鋭い工具の場合の等色線写真，等色線図
および等傾線図

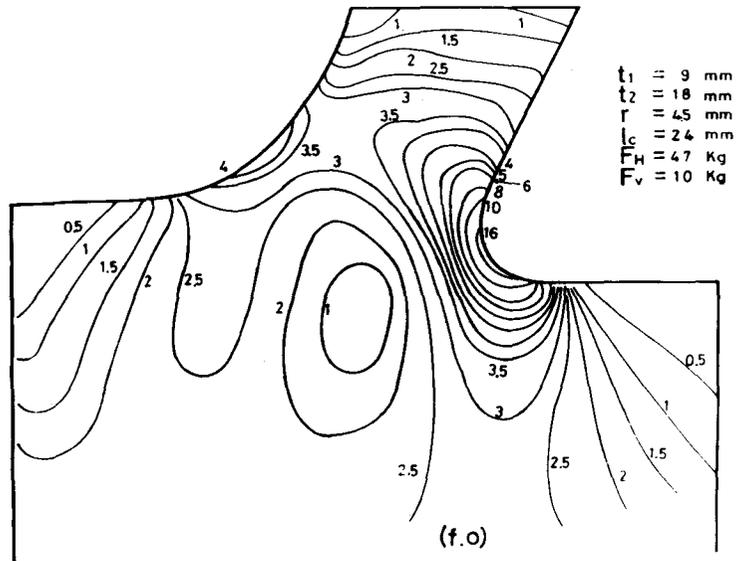
刃先を中心として左右に広がるように各等傾線が分布している。

以上の結果を基にし算出した $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ および σ_{ef} (相当応力)の分布を図4・11, 図4・12に示す。それによれば σ_x は, 鋭い工具の場合切りくず側において圧縮となっており, 切込予定線より下の領域では引張となっている。圧縮の最大値を示す点は工具刃先先端より少しすくい面側に寄ったところで, 引張の場合は工具逃げ面下である。

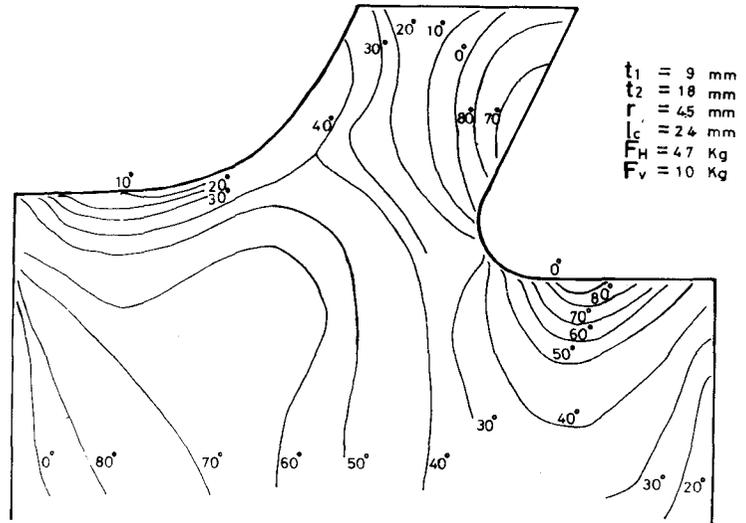
一方刃先丸味のある工具では, 切りくず側においては引張, 刃先丸味の中心部より少し下のところから被削材内部, 加工面側にかけ

て圧縮となっている。圧縮の最大値を示す点は刃先丸味から逃げ面になるところである。

σ_y は, 鋭い工具の場合切りくず内部で圧縮となっているが, 加工面下もしくは切込み予定線より下部では引張となっている。圧縮, 引張の最大値を示す点はそれぞれ工具すくい面上, 逃げ面上とともに刃先から少し離れた位置となっている。



(a) 等色線図



(b) 等傾線図

図4・10 刃先丸味のある工具の場合の等色, 等傾線図

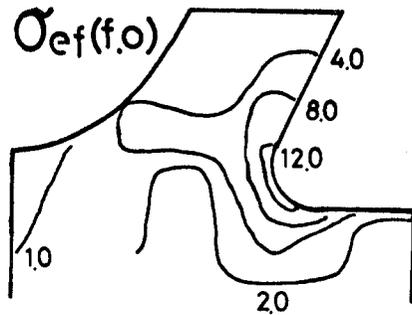
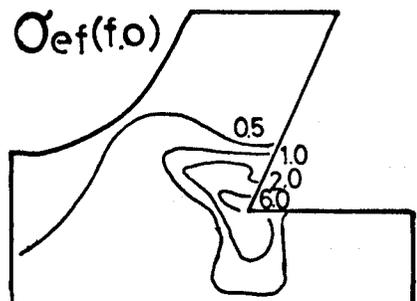
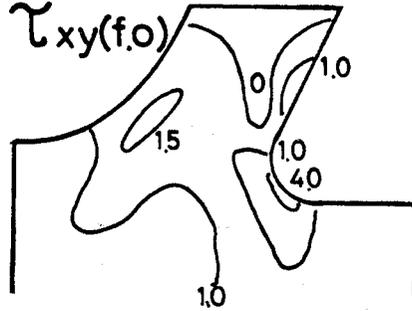
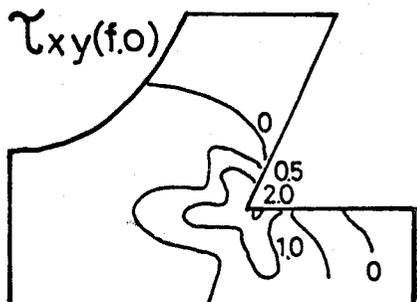
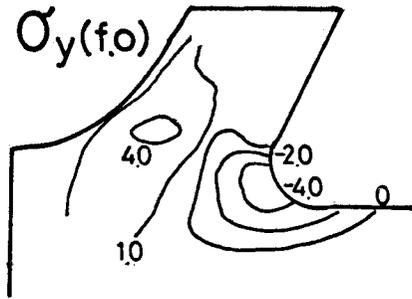
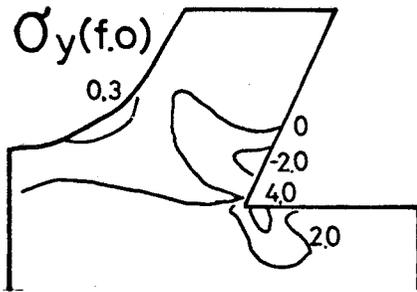
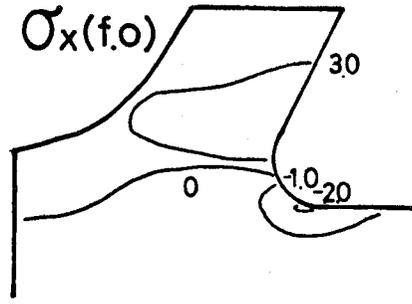
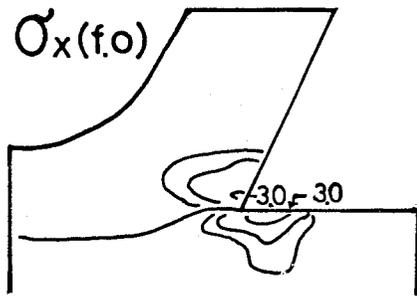


図4・11 鋭い工具の場合の各応力の等分布線図

図4・12 刃先丸味のある工具の場合の各応力の等分布線図

刃先丸味のある工具の場合、切りくずの工具すくい面側寄りの領域は圧縮、自由面側よりの領域では反対に引張となっている。

τ_{xy} は、鋭い工具の場合刃先から切削方向にかけて大きな値が存在している。またその大きな値の分布を対称軸とするように比較的大きな値が切りくず側、加工面側に対称に分布している。最大値は刃先先端より逃げ面側に少し寄ったところで見られる。

一方刃先丸味のある工具の場合、刃先先端の刃先角の二等分線を中心として大きな値がU字状に分布しており、その形はやや加工面側に片寄ったものとなっている。またせん断面の切りくず自由面側寄りにはやや大きな値が存在する。最大値は刃先先端に見られる。

σ_{ef} （相当応力）は、鋭い工具の場合その分布は同心円状のものがややせん断面方向に伸びた形となっており、特徴ある形状を呈している。最大値を示す点は刃先先端より工具すくい面側に少し寄ったところである。また刃先丸味のある工具においては、刃先丸味を中心として同心円状の等分布曲線が広がっている。せん断面に相当する部分に比較的大きな値が存在する。以上のことから刃先丸味の影響は σ_x 、 σ_y の分布において特に顕著であることが認められる。また σ_x の分布からも推察されるように、刃先丸味のある工具による切削の場合、刃先丸味による押し込み作用が大きく働き、その上で分離作用が行われ、切りくずおよび加工面が生成されるものと考えられる。さらに刃先丸味のある工具の場合、刃先近傍での $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ および σ_{ef} の集中、いわゆる応力集中の度合いが少なく破壊の発生が容易でないことがわかる。一方鋭い工具の場合、 σ_x と σ_y においていずれの場合も工具逃げ面直下付近で引張応力が働き、その最大値も加工面表面に存在していることから破壊が発生しやすくなっていると判断される。

4・3・2 切りくず厚さの影響

ここでは切りくずの厚さが4・3・1よりも厚い場合の応力分布を4・3・1と比較しながら論ずる。なお比較は刃先丸味のある工具について行う。

実験の結果、切りくずの厚い場合も等色、等傾線図においては薄い場合とほぼ同様な分布を示した。図4・13にそれらより算出した $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ および σ_{ef} の等分布線図を示す。

σ_x においては切りくずの薄い場合と同様な分布を示す。すなわち圧縮、引張の分布はほぼ同様である。また最大値を示す領域もほぼ同じようなところとなっている。ただ切りくず内の圧縮の値が小さく、工具逃げ面直下の圧縮が大となっているところが異なっている。

σ_y においては切りくずの薄い場合とやや異なり、小さな値の等分布がせん断面方面に伸ば

されたような形をしている。
 最大値を示す位置その他もほぼ同様な分布を示す。全体的に圧縮の応力場の占める割合が大きくなっている。

τ_{xy} においても分布はよく類似した形となっているが、工具逃げ面直下やせん断領域では異なっている。すなわち切りくず厚きの厚い方がそれらの領域で応力値が小さくなっている。またその傾向は切りくず内で著しい。

σ_{ef} においても τ_{xy} と同様に切りくずの厚い方が、応力値が全体に小さくなっている。しかし分布は両者とも類似しており、特に刃先近傍ではその傾向がよく認められる。切りくずの薄い場合は刃先近傍からせん断面にかけて応力値が大きくなっており、応力集中が大きいと言える。

切りくずの薄いことはせん断角が大きいことであり、それを裏付けるかのように τ_{xy} が分布している。また σ_y の分布から切りくずが厚くせん断角が小さいと、加工面下に圧

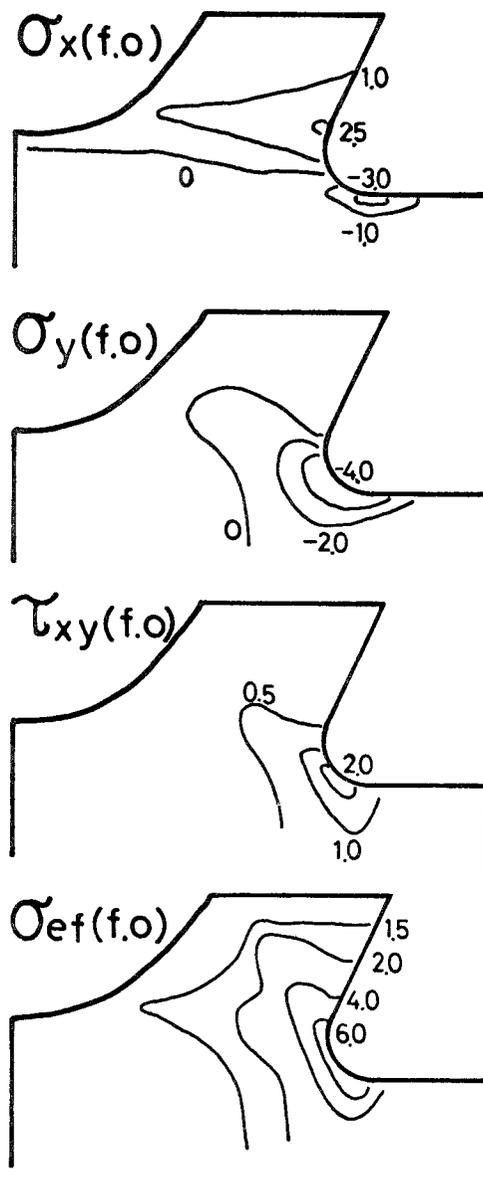


図4・13 切りくず厚きが厚い場合の各応力の等分布線図（刃先丸味のある工具の場合）

縮応力が広く分布し、加工変質層や残留応力が大きくなることが推測される。さらに刃先丸味の強い押しならしによって分離作用がなされることも σ_y の分布から充分判断される。

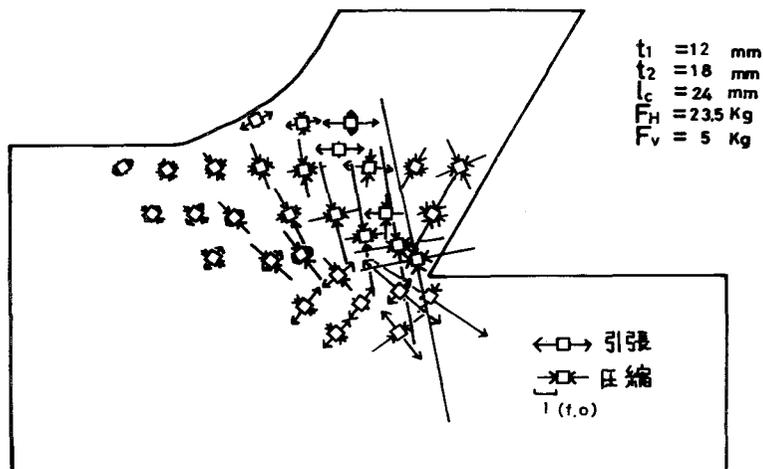


図4・14 鋭い工具の場合の最大および最小主応力の大きさとその方向

4・3・3 分岐点の位置

図4・14、図4・15は鋭い工具および刃先丸味のある工具の場合の刃先近傍およびせん断面近傍での最大ならびに最小主応力の大きさとそれらの方向を図示したものである。矢印の長さは応力の大きさを表わしている。

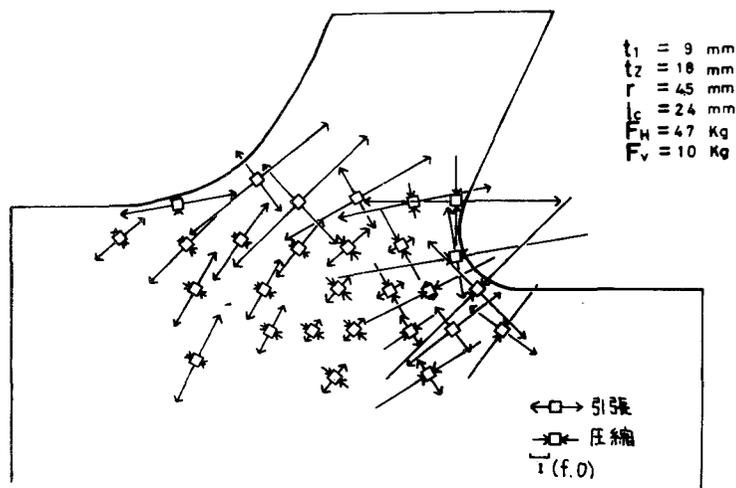


図4・15 刃先丸味のある工具の場合の最大および最小主応力の大きさとその方向

鋭い工具の場合、負荷荷重が主分力、背分力とも刃先丸味

のある工具の $\frac{1}{2}$ にもかかわらず、刃先近傍には刃先丸味のある工具に比べて大きな値が存在しており、応力集中の強い度合がうかがわれる。また刃先近傍の工具すくい面よりには静水圧の圧縮、工具すくい面の延長上で被削材内部のごく刃先近傍には、最大および最小主応力とも引

張応力のところが存在する。

刃先丸味のある工具の場合、刃先丸味のごく近傍では刃先丸味の中心から放射状に比較的大きな圧縮応力が働き、それに対して直角の方向つまり刃先丸味に対して円周方向には引張応力が作用しているのが認められる。この応力状態を円柱座標表示で表わせば $\sigma_r < 0$, $\sigma_\theta > 0$ (ここで σ_r は半径方向の応力, σ_θ は円周方向の応力である。)となる。この応力分布は、井川がすでに予想している⁴⁻⁷⁾ように厚肉円筒に内圧が負荷された場合の内周付近の応力分布と類似しているものである。

ただその場合と違い、 σ_r と σ_θ が同じ円周上、言い換えれば刃先丸味の中心から等距離の線上で一様になっていないことがわかる。

せん断面に相当する領域付近では、せん断面に対して垂直方向に引張応力が働いている。

また鋭い工具の場合に比べて刃先近傍での応力集中の割合が少なく、比較的大きな応力が刃先からせん断面にかけて分布している。

次に図4・16、図4・17に鋭い工具と刃先丸味のある工具の場合の最大主応力の分布を示す。

前者の場合、工具逃げ面下方に大きな引張

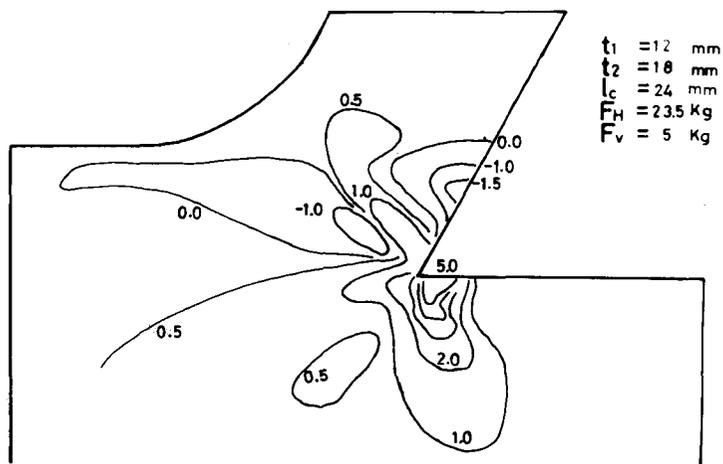


図4・16 鋭い工具の場合の最大主応力の等分布線図

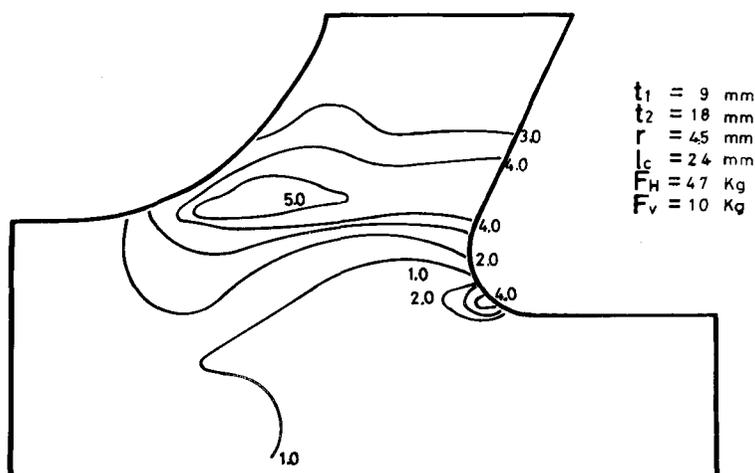


図4・17 刃先丸味のある工具の場合の最大主応力の等分布線図

応力が存在する。刃先から工具すくい面側にかけての切りくずの部分は圧縮となっている。最大主応力の分布と図4・11で示した相当応力 σ_{ef} のそれと比較すると、刃先近傍特に刃先から逃げ面下方にかけて両者が類似していることが認められる。

一方刃先丸味のある工具の場合、1.0 fringe orderの等分布線を境にして、上下の両側にいずれも大きな引張の主応力が存在する。刃先近傍での最大値を示す点は刃先丸味の下寄りの逃げ面に近い部分であり、その付近では同心円状に応力が分布している。せん断面の切りくず自由面寄りの部分には最大値を示す領域が存在する。

また鋭い工具の場合と同様に図4・12で示した σ_{ef} (相当応力)の分布と比較すると一見類似点が少ないように見えるが、最大値を示す点ならびに比較的大きな値が刃先丸味から逃げ面寄りに存在するところ、せん断面の切りくず自由面側寄りが比較的大きな値となっている点など共通点が認められる。

次に以上の相当応力および最大主応力の分布を最大せん断応力の分布と比較する。なお等色線図が最大せん断応力の分布と対応する。

図4・18に鋭い工具の場合の最大せん断応力、相当応力および最大主応力の等分布線図を示す。図から明らかなように、三つの応力の分布が似かよっていることがわかる。特に刃先先端付近では、それらが顕著であることが認められる。

図4・19は刃先丸味のある工具の場合の最大せん断応力、相当応力および最大主応力の分布を示したものである。

図に示すようにせん断面の中央付近に若干異なる点も認められるが、全体的には鋭い工具の場合と同様に三者とも類似しているものと判断される。

また図4・18、図4・19からわかるように最大せん断応力、相当応力および最大主応力の最

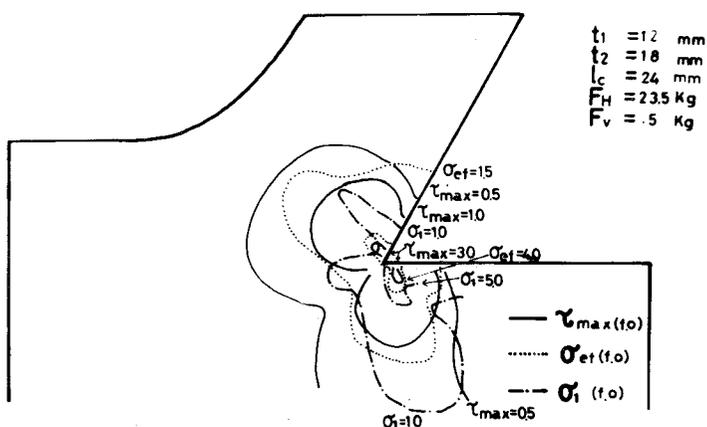


図4・18 鋭い工具の場合の最大せん断応力 τ_{max} 、相当応力 σ_{ef} および最大主応力 σ_1 の分布

大値を示す点は、鋭い工具の場合三者で一致し、刃先丸味のある工具では最大せん断応力と最大主応力とでは部分的に、また最大せん断応力と相当応力も部分的にそれぞれ一致するが、三者とも一致する領域がないことがわかる。

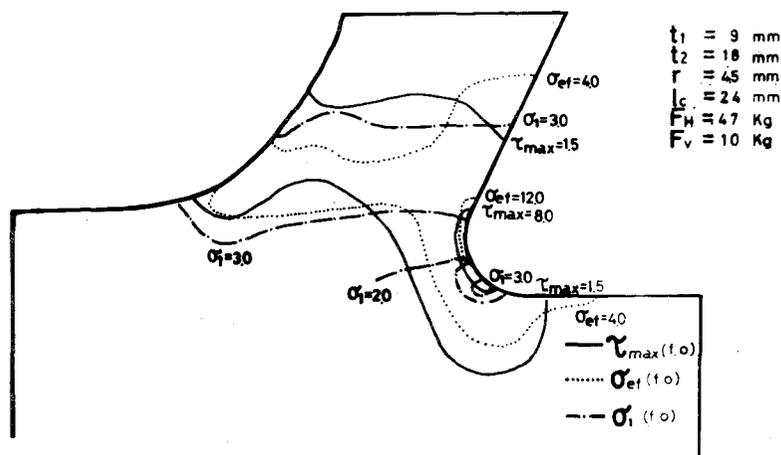


図4・19 刃先丸味のある工具の場合の最大せん断応力 τ_{max} 、相当応力 σ_{ef} および最大主応力 σ_1 の分布

ところで材料の降状

は、以上述べた三つの応力がある臨界値を越える場合と考える説がよく使用されるが、今回求めた刃先の鋭い工具の場合の応力分布では、三つの応力が最大値をとる点は同一の場所となる。4・1 緒言で述べたようにこの応力分布は弾性範囲内のものであるが、塑性変形が大きいとそれに対応して弾性変形も増大するという性質から考えて塑性域の応力分布まで類推できるものである。したがって三つの応力が最大値を示す点においては、応力が塑性域に入ってもやはり三つの応力が最大の値をとるものと推測される。よってこの点を被削材が破壊して切りくずと加工面とに分離する点、すなわち分岐点と考えるのは妥当性のあることと考えられる。

また延性破壊では、介在物周りに引張応力で発生したボイド⁴⁻⁸⁾が最大せん断応力方向に沿って成長しクラックとなり、それらが合体して最終的に破断する⁴⁻⁹⁾とされている。これらの理論に従って刃先丸味のある工具の場合の分岐点の位置を推察してみると、分岐点は引張の最大主応力が最大値を示す点になるものと考えられる。

上田の指摘⁴⁻¹⁰⁾によれば、せん断型切りくずのクラックは引張応力で発生した後、せん断延性破壊で成長するとしている。そこでこれらのことを念頭に今回求めた応力分布から第5章で述べる流れ型切りくずを生成して切削する場合に見られるクラックの形状を推定してみた。その結果図4・20に示すようなものとなった。この推定方法は、応力分布で求まっている破壊の発生点“分岐点”から、せん断応力差積分法で内部応力を求める際に被削材を Δx 、 Δy 間隔で分割した座標の点で切削方向の前方三点(斜め上方、前方、斜め下方)のうち一番大きい最大

せん断応力を示す点を逐次連続的にプロットしていったものである。いわば今回求めた応力分布よりクラックの発生、成長の形状のシュミレーションを行ったものである。これらの点を連らねたものは後述する第5章での刃先からのびるクラックの形状とよく一致する。

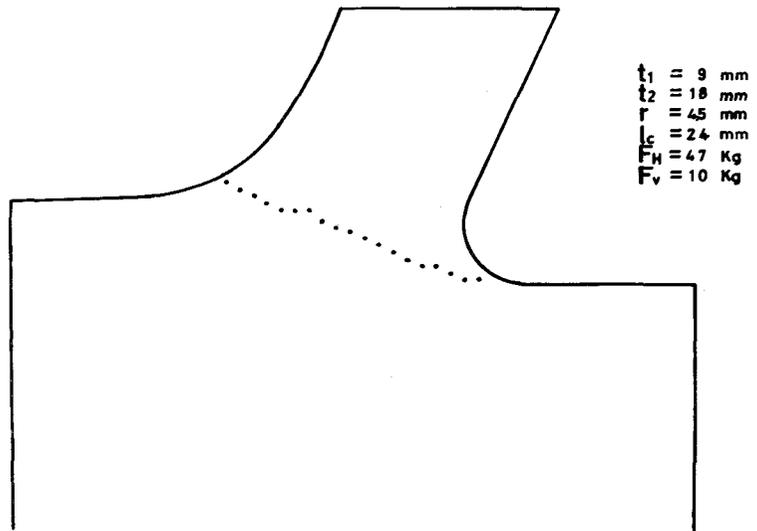


図 4・20 刃先から発生したクラックの予想される成長形状

最後に今回実験を行った切削モデル荷重負荷光弾性実験によって得られた応力分布は, visio-plasticity 法や光弾塑性法などで得られた結果^{4-10), 4-11)}と求めた領域が共通するところではよく一致するものである。したがって本実験法で得られた結果は, 実際の切削時の応力分布と対応しているものと考えられる。

4・4 結 言

分離作用の力学的機構を明らかにするため, 切削モデル荷重負荷光弾性実験によって刃先近傍における応力分布を求めた結果, 次の結論を得た。

- 1) 本法で求められた応力分布は, visio-plasticity 法や光弾塑性法で得られた結果と求めた対象が共通する領域ではよく一致する。したがって本法での結果は実際の切削時の応力分布と対応しているものと考えられる。
- 2) 鋭利な工具と刃先丸味のある工具とによる応力分布の相異は以下のようである。
 - (i) σ_x において前者は切りくず側で圧縮, 被削材内部では引張になり, 後者ではその反対になる。
 - (ii) σ_y において前者は切込み予定線上より上部では圧縮となり, 下部では引張となる。また

後者では切りくず側で引張、刃先から被削材側にかけて圧縮となる。

(iii) τ_{xy} においては両者とも似かよった分布をしている。ただ前者においては刃先から切込み予定線にかけて比較的大きな値が存在する。

(iv) σ_{ef} (相当応力) において前者では τ_{xy} の分布に比較的類似している。

3) 鋭い工具の場合、工具逃げ面直下付近で σ_x および σ_y はいずれも引張応力となっており、その最大値を示す点も加工面上となっている。また刃先丸味のある工具に比べて刃先近傍での応力集中が大きいこともあって、工具逃げ面直下付近で破壊が比較的発生しやすい状態になっている。

4) 刃先丸味のある工具の場合、鋭い工具の場合と異なり刃先近傍への応力集中の割合が弱く、またその付近の最大および最小主応力の分布は厚肉円筒に内圧が負荷されたときの半径方向の応力 σ_r および円周方向の応力 σ_θ の分布と部分的に類似しているなどの特徴がある。このようなことから分離作用は、工具刃先丸味で被削材を充分押し込んでから行われ、その後切りくずと加工面が生成されるものと考えられる。

5) 刃先丸味のある工具の場合の応力分布に及ぼす切りくず厚さの影響は、切りくずの厚い場合は薄い場合と比較して以下のようなようになる。

i) σ_x において圧縮は工具逃げ面直下では大きく、切りくず内では小さくなっている。

ii) σ_y において圧縮の応力場の占める割合が大きく、その分布はせん断応力の分布に類似している。

iii) τ_{xy} の分布は薄い場合とよく似ているが、切りくず内でのその値は特に小さい。

iv) σ_{ef} (相当応力) の分布も τ_{xy} と同様に薄い場合と類似しているが、その値は全体的に小さい。

v) せん断部分のせん断応力の分布ならびに切りくずの厚さより判断すれば、厚い方がせん断角が小さい。厚い場合は σ_y の圧縮応力が工具逃げ面直下から加工面直下により広く分布しており、分離作用はより強い押しならし作用に続いて行われると考えられる。

6) 刃先近傍での最大せん断応力、相当応力および最大主応力が最大値を示す領域は、鋭い工具においては三者で一致し、刃先丸味のある工具においては最大せん断応力と相当応力とで、また最大せん断応力と最大主応力とでそれぞれ部分的に一致する。したがって被削材が降状破壊する分岐点の位置は、鋭い工具の場合には三つの応力が最大値を示す点になる。また刃先丸味のある工具の場合には最大主応力と最大せん断応力が最大値を示す点になるものと考えられる。

えられる。

- 7) 今回求めた応力分布より第5章で明らかにする流れ型切りくずを生成して切削する場合に発生するクラックの形状を推定すると、その形状は実際のそれとよく似たものとなる。

第5章 分離作用における延性破壊機構

5・1 緒 言

切削機構の本質の一つでありまた加工精度を直接支配する分離作用は、序章で述べたように一種の破壊過程と考えられる。したがって流れ型切りくずを生成する微小切削においても分離作用における破壊現象の規模やその際発生したクラックの形状によっては、加工面が大きく乱れる可能性がある。加工精度向上の指針となるべき精密微小切削機構の解明には、分離作用における破壊すなわち延性破壊がどのような場合にどのような機構で発生するのかをまず明らかにしなければならない。

切削過程における破壊を取り扱った研究は少なく^{5-1), 5-2)}、また取り扱った場合もき裂型、むしれ型およびせん断型のいわゆる不連続型切りくずを生成している場合の破壊機構^{5-3), 5-4)}を明らかにしようとしたものである。従来より分離作用を一種の破壊現象であると指摘している研究者は数多くいるが、流れ型切りくずを生成する微小切削域での分離作用における破壊現象を明らかにしようとした研究は少ない⁵⁻⁵⁾。

本章では、流れ型切りくずを生成する微小切削時の分離作用における延性破壊現象の存在を炭素鋼、七三黄銅および純アルミニウムを被削材に用いて調べる。そしてその機構を明らかにするため、延性破壊機構の二大要因である材料学的要因と力学的要因の影響について炭素鋼、アームコ鉄および純鉄を被削材に用いて検討する。ここで材料学的要因としては、延性破壊で主要な役割をする介在物、第二相および結晶粒界を取り上げる。一方力学的要因としては、切削領域での応力場に大きく影響を及ぼす切込みとすくい角に着目する。本章では材料学的要因を主として取り上げ、力学的要因を二次的なものとする。

なおここで対象とする破壊現象は、微小切削時に工具刃先が被削材を切りくずと加工面とに分離する場合に常に生じていると考えられる極微小*のものではなく、規模が $1\mu m$ 以上のものであり、これが生ずることによって加工面に損傷を与えるものである。

5・2 実験装置および方法

切削実験は、図3・7で示した装置で行う。すなわちフライス盤のテーブルの横送り機構を

*第6章の結果から考えて $0.01\mu m = 100\text{ \AA}$ 以下

利用した装置で、
そのテーブルを駆
動することにより
二次元切削を実施
する。テーブルの
駆動や切削の急停
止も第3章と同様
である。なお急停
止までの切削距離

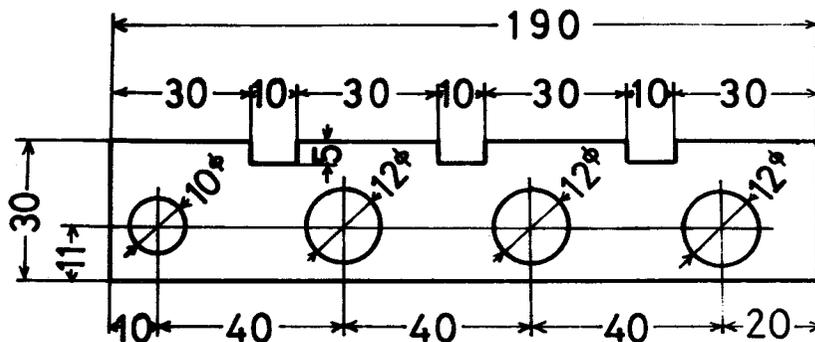


図5・1 被削材の形状ならびに寸法

は、測定の結果 $100\mu m$ であった。

被削材には介在物を多く含有し第二相が存在する炭素鋼SS41，第二相が少なく炭素鋼の主成分である鉄からなるアームコ鉄および純鉄（純度99.9%），さらに展延性の良い面心立方金属純アルミニウムA1070（純度99.7%），七三黄銅BsP1を使用する。

図5・1に被削材の形状ならびに寸法を，表5・1に炭素鋼とアームコ鉄の成分を示す。

板厚は炭素鋼SS41，アームコ鉄および純鉄は1.5mm，純アルミニウムA1070，七三黄銅BsP1は3mmである。

工具には高速度鋼工具SKH4を主として用い，さらに超硬工具P10，ダイヤモンド工具も使用する。高速度鋼工具は大きいすくい角を成形しやすいこと，ダイヤモンド工具は純アルミニウムの精密切削用ということを採用する。微小切削では，刃先の丸味およびあらかさが切削

表5・1 炭素鋼SS41とアームコ鉄の成分(wt%)

被削材	C	Si	Mn	P	S	Cu	Fe
炭素鋼 SS41	0.15 ~0.25	0.15 ~0.40	0.30 ~0.60	0.035 以下	0.04 以下	0.35 以下	bal
アームコ鉄	0.015 ~0.02	—	0.02 ~0.05	0.005 ~0.01	0.005 ~0.01	—	bal

表5・2 被削材と工具の諸元

被削材	工具材種	切削速度 (mm/min)	切込み (μm)	切削油剤
炭素鋼SS41	高速度鋼	30	10 ~ 100	一部に ccl ₄
アームコ鉄	超硬			
純鉄(99.9%)	〃			
七三黄銅B ₃ P1	ダイヤモンド		10 ~ 60	なし 極圧油 JIS 2種
純アルミニウムAl070 (99.7%)	〃			

過程に重要な影響を及ぼすので、刃先の研削は特に入念に行い、しかもその都度一様な仕上げになるように留意する。研削の結果工具の刃先の状態は表5・2のようになり、したがって高速度鋼工具と超硬工具の幾何学的形状の切削現象に及ぼす影響は、今回の実験条件内ではほぼ同様なものと考えられる。

切削速度は熱のおよびひずみ速度の影響の少ない極低速⁵⁻⁶⁾の30mm/minで、切削油剤はすくい角の小さい工具で切削する際に構成刃先の発生を防止するため四塩化炭素を、また純アルミニウム切削における過切削現象を防止するため不水溶性の極圧油JIS 2種を使用する。

表5・3に切削条件を示す。

表5・3 切削条件

被削材	工具材種	刃先丸味 半径(μm)	刃先稜の あかさ(R_{max} , μm)	すくい角 ($^{\circ}$)	逃げ角 ($^{\circ}$)
炭素鋼SS41	高速度鋼	3.5	1.5	15° 25° 35°	5°
アームコ鉄	超硬	2.5	1.0	20°	5°
純鉄(99.9%)	〃	〃	〃	25°	5°
七三黄銅B ₃ P1	ダイヤモンド	0.1以下	0.1以下	20°	7°
純アルミニウムAl070 (99.7%)	〃	〃	〃	〃	〃

5・3 実験結果ならびに考察

5・3・1 クラックの発生源および形態

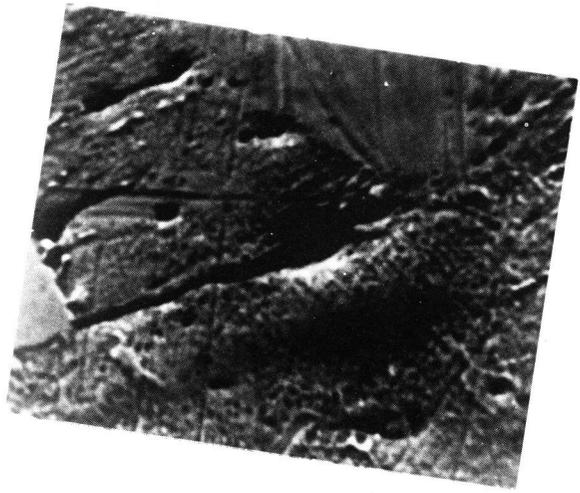
まず炭素鋼SS41の切削実験を行い、試料の切りくず裏面、加工面および分岐点の観察を実施した。その結果分岐点にクラックが存在することが明らかとなった。そこでクラックの発生状態を詳細に調べるため、切削部にニッケルメッキを施してから樹脂に埋込み、断面を研磨し観察した。

その結果、図5・2(a)のように長さ約 $50\mu\text{m}$ のクラックが刃先先端からせん断面方向に発生しているのが認められた。その先端近くには直径約 $5\mu\text{m}$ のほぼ球状の粒子が存在し、粒子の周りにはボイドが形成されているのが観察される。これを拡大して見たのが図5・2(b)で、クラックの形状が直線状ではなく階段状になっているのが認められる。これは、クラック先端付近のボイドと、それと刃先先端との間に存在する小さなボイドとをつなぐようにクラックが発生したため、図に見られるような形状となったものである。また切りくずの工具すくい面側では、刃先で発生したと考えられる長さ約 $10\mu\text{m}$ 以上のクラックが数個見られ、それらはいずれも工具すくい面での二次変形によって弓状になっている。さらに切りくず内部にも上述したのと同様の粒子とボイドが存在し、その周りには強いせん断作用によって微小なクラックが発生している。

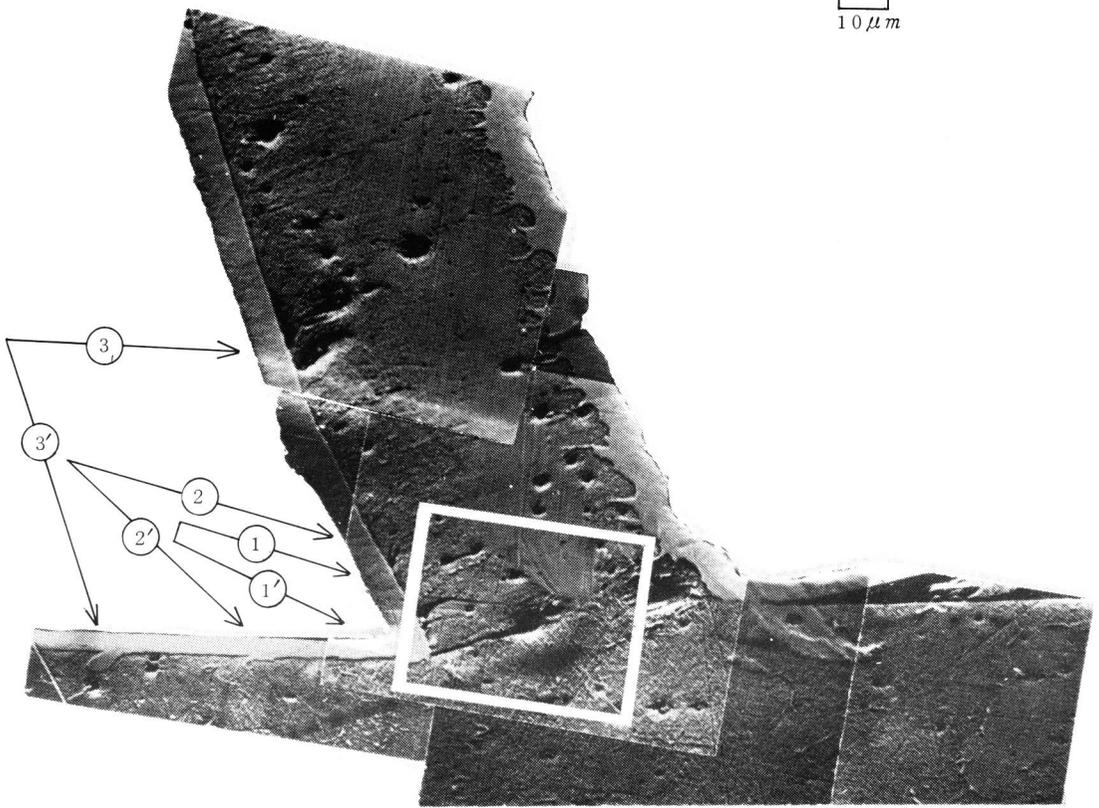
そこでボイド中の粒子を詳細に調べるため、その成分をX線マイクロアナライザによって分析した。その結果粒子は主としてMnとOからなる介在物であることが明らかとなった。またこの粒子は球状を呈していることから学振法の非金属介在物の形状による分類ではC系に属するものと判断される。C系の介在物とは、材料中に不規則に分散していて加工によって粘性変形しないもので、その代表は粒状酸化物である。

また図5・3(a)でも刃先先端から長さ約 $50\mu\text{m}$ のクラックが見られる。この場合も図5・2と同じくクラック先端付近に介在物とその周りにボイドが存在している。クラックの形状は、図5・2の場合と異なり階段状の曲線となっている。これを詳しく述べると、クラックは刃先先端から一度切削方向に対し斜め下方に向き、その後方向を上向きに変えせん断面に平行な向きに延びている。そのクラックの最も下の部分は切削予定面より下方に達している。

図5・2と図5・3のクラックの形状には差異が見られるが、観察の時期すなわち切削急停止の時期が異なるだけで、ほぼ同様の形状で本質的には同一の機構で発生したものと考えられる。つまり図5・2のクラックは、図5・3のような形状で発生した後、さらに切削が進んだ状態で観



10 μm



50 μm

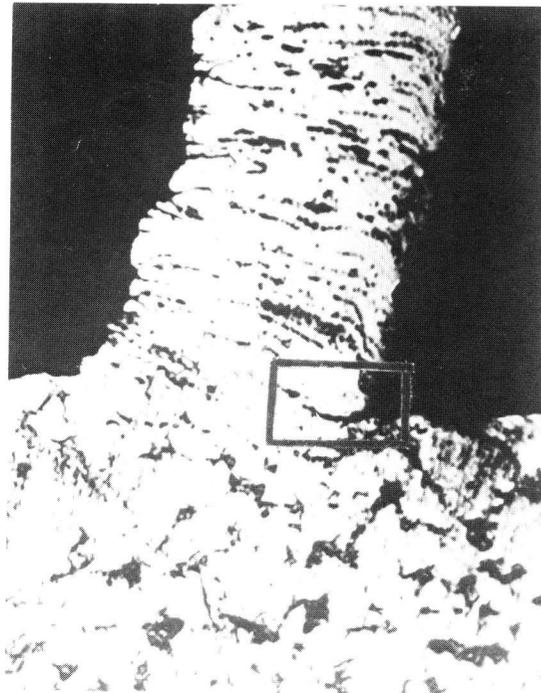
被削材：炭素鋼 SS41 工具：高速鋼 SKH4 (すくい角 $\alpha = 25^\circ$, 逃げ角 $\delta = 5^\circ$),
切込み $t = 24 \mu m$, 切削速度 $V = 30 mm/min$, 切削油：四塩化炭素

図 5・2 炭素鋼切削時に発生したクラック

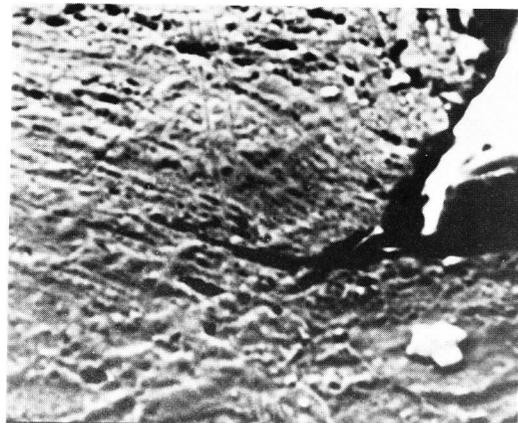
察されたためそのような形状を呈したものである。

さらに図5・3のクラックの形状を白井⁵⁻⁷⁾の求めた流れ型切りくずを生成している場合の切削領域でのすべり線と比較してみた。このすべり線とは平面塑性流れの面内で、各点における最大せん断応力方向を次々と連結していくときに得られる曲線のことであり、第6章で述べる結晶学的なすべり線とは異なるものである。すべり線には第一と第二の二種があり、各々はそれぞれ直交する。

図5・4にそのすべり線場を示す。図から明らかなようにクラックの形状とすべり線場での刃先端近傍からせん断面と考えられる部分を通過する第二すべり線の形状とがほぼ一致することがわかる。このことは、図5・2および図5・3で見られたクラックが刃先から発生した後、最大せん断応力方向に沿って成長したものであることを意味する。なお図5・3のクラックの形状は、第4章で述べた応力分布結果から推定される刃先で生じるクラ



(a) 切削主要部



(b) クラック拡大図

$t=35\mu m$, 他の切削条件は
図5・2と同じ

図5・3 炭素鋼切削時に発生したクラック

ック、つまり図4・20で示したクラックのそれとよく一致する。

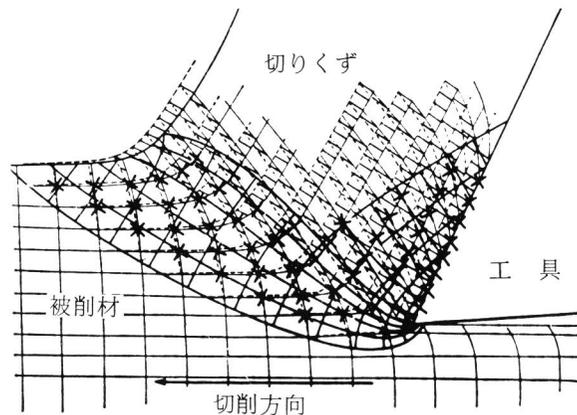
5・3・2 力学的要因と材料学的要因による影響

5・3・1で述べたクラックは、介在物と応力場という材料学的要因と力学的要因とが重なって発生したものである。そこでこれらの二大要因の影響について検討する。

(i) 力学的要因による影響

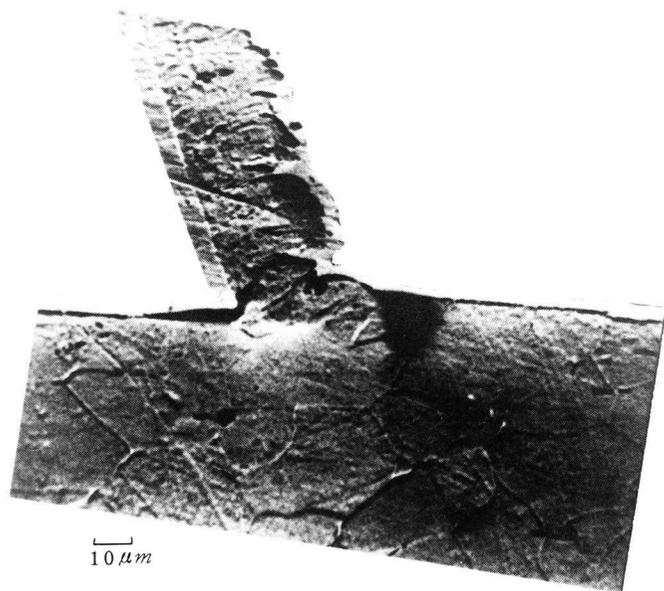
応力場の差異の源となる切込みおよびすくい角の影響について検討する。

まず切込みの影響を13 μm ～60 μm の範囲で調べた。図5・5、図5・6に切込みが13 μm 、56 μm の場合の切削部の断面写真を示す。切込みの小さい図5・5では、クラックは刃先から生じ切りくず自由面側まで達している。ボイドはせん断面付近から切り



太線の網目がすべり線で、水平に近いものが第二すべり線
被削材：四六黄銅 Bs P3
工具：高速度鋼 $\alpha = 25^\circ$, $t = 0.8 \text{ mm}$,
 $V = 13 \text{ mm/min}$

図5・4 低速流れ型切削における格子線変形とすべり線場⁵⁻⁷⁾



$t = 13 \mu m$, その他の切削条件は図5・2と同じ

図5・5 切込みが小さい場合の炭素鋼の切削部

くず内部にかけて見られるが、それらの規模は比較的小さく、微小クラックへ進展しているものは少ない。わずかに切りくず上方部分で介在物周りに発生したボイドが大きくなっているのが見られるにすぎない。

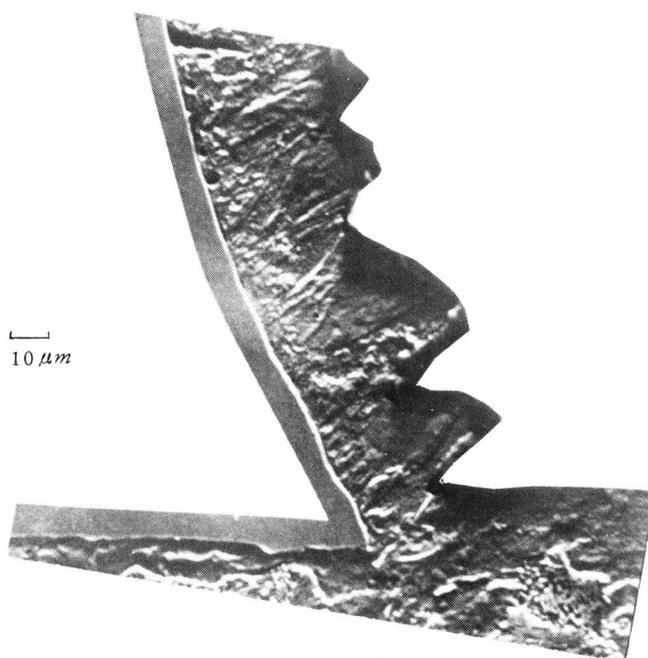
一方図5・6の切込みの大きい場合では、切りくず中のボイドが大きくなっており、それらの中には微小クラックへ発展しているものも認められる。図5・5および図5・6で見られたボイドの形態の差異は、応力の静水圧成分の大小に起因するものである。すなわち切込みが大きいと変形領域での応力の静水圧成分が減少し⁵⁻⁸⁾介在物周りのボイドが増大し、さらに破断延性も減少するので微小クラックへの発展ならびにクラックへの成長が顕著になるのである。

また切込みが大きいとせ



$t = 56 \mu m$ ，その他の切削条件は図5・2と同じ

図5・6 切込みが大きい場合の炭素鋼の切削部



$\alpha = 35^\circ$ ， $t = 35 \mu m$ ，その他の切削条件は図5・2と同じ

図5・7 工具のすくい角が大きい場合の炭素鋼の切削部

ん断面上の垂直応力が引張応力に転化しやすく⁵⁻⁹⁾、刃先から比較的大きなクラックが生じやすくなる。

次にすくい角の大小による影響を 15° 、 25° 、 35° で比較検討した。

図5・7はすくい角 35° の場合である。図から明らかなようにボイドが少なく、したがって微小クラックへ発展しているものもほとんど見られない。これに比べすくい角 15° のものや 25° の図5・2、図5・3などでは発生したボイドが増大していたり、多くのクラックが存在する。これはすくい角が小さくなるとせん断ひずみが増大⁵⁻¹⁰⁾し、発生するボイドが大きくなること、およびせん断面上の垂直応力が刃先近傍で引張応力になること⁵⁻¹¹⁾に起因するものである。このようにすくい角が小さいと刃先においてクラックの発生する可能性が高くなる。

(ii) 材料学的要因による影響

介在物が非常に少なく、炭素鋼の主成分である鉄の高純度(純度99.9%)のものと介在物が純鉄よりも多いアームコ鉄を切削し、介在物の影響について検討した。純鉄の純度は鉄としては比較的高いものであり、よって介在物も炭素鋼やアームコ鉄などに比して少ないものである。しかしその存在は、光学顕微鏡によって比較的容易に観察される。

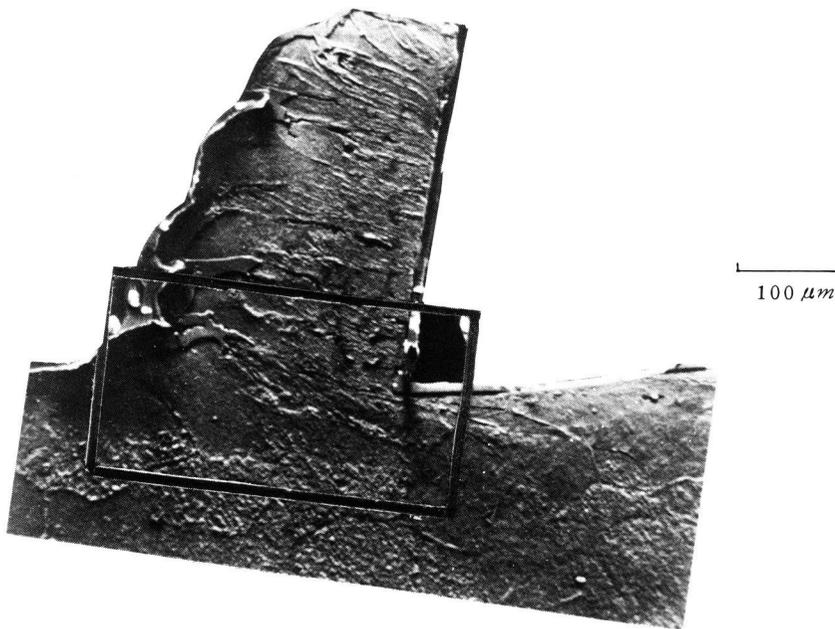
実験の結果、純鉄中には介在物が存在していてもその規模が小さいためクラックの核には成り難く、実験の範囲内で刃先近傍で生じたと推測されるクラックは観察されなかった。

図5・8にアームコ鉄の切削部を示す。切りくず中には、図5・2の炭素鋼のMnO介在物と同様な直径約 $6\mu\text{m}$ の球状の粒子が存在する。その粒子の周りにはボイドが形成されており、一部微小クラックへ発展しているものも見られる。しかし炭素鋼と異なりボイドが大きなクラックへと成長しているものは認められない。

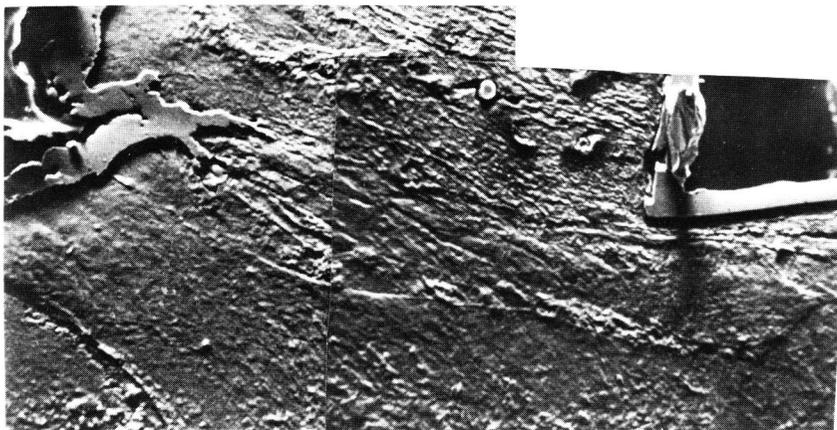
そこで炭素鋼の場合と同様にこの粒子をX線マイクロアナライザによって分析し、その成分を調べた。その結果この粒子はAl, Si およびOからなることが判明し、学振法の分類のB系に属するムライト $3\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2$ であることが明らかとなった。

一般に介在物と母材との境界面付近に生ずる応力集中に及ぼす因子として、以下のものが考えられている⁵⁻¹²⁾。

(1)介在物と母材との境界の密着度、(2)介在物と母材との弾性的性質の相違(弾性率、ポアソン比など)、(3)介在物と母材との塑性的性質の相違(降伏点、引張強さ、硬さなど)、(4)介在物と母材との熱膨脹係数の相違、(5)介在物の形状、(6)介在物の大きさ、(7)介在物間の距離(介在



(a) 切削主要部



(b) 介在物周りに発生したボイド((a)の拡大)

被削材：アームコ鉄

工具：超硬P10 ($\alpha = 25^\circ$, $\delta = 5^\circ$), $t = 25 \mu m$

他の切削条件は図5・2と同じ

図5・8 アームコ鉄の切削部

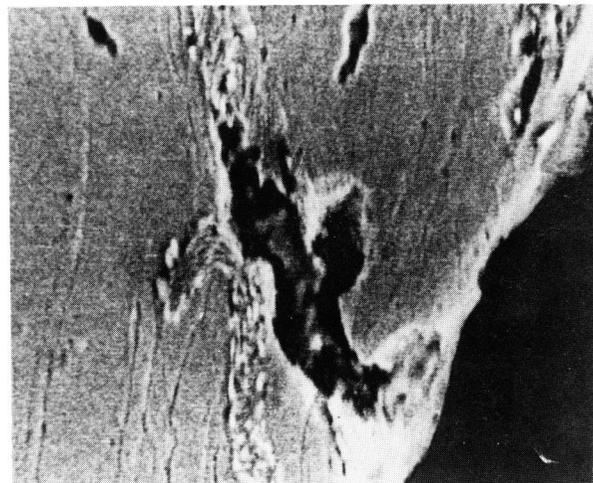
物の相互干渉), (8)介在物の数や本体に対する容積割合, (9)介在物の分布の均一, 不均一性などがあり, これらの因子が互いにかみ合って全体としての効果を生じている⁵⁻¹²⁾。

炭素鋼およびアームコ鉄の場合, (1)介在物と母材との境界の密着度に関しては, 図5・2や図5・8で見られたように断面を研摩した表面においてもボイド中に介在物が残存しているものがあるので, ある程度の強さで密着していると考えてよいと思われる。応力集中を取り扱う場合によく取り上げられる(2)の弾性的性質の相違は, 材料が降伏するまでの領域を主として対象としているので, 切削のような大塑性変形過程では比較的重要なものでなく, むしろ(3)の塑性的性質の差違の方が重要視されるべきものと考えられる。そこで塑性的性質として多くの材料に対して明らかにされている硬さの点から, 炭素鋼中のMnO 介在物ならびにアームコ鉄中のムライト $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ 介在物に応力集中が生じるかどうか検討する。

まず炭素鋼ではMnO 介在物のビッカース硬さは $Hv = 260 \sim 340 \text{ kg/mm}^2$ ⁵⁻¹³⁾ で, 母材である炭素鋼のフェライト相およびパーライト相のそれはそれぞれ $Hv = 130, 200 \text{ kg/mm}^2$ であり, 介在物の方が硬い。またアームコ鉄中の介在物ムライト $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ のビッカース硬さは, $Hv = 1,400 \sim 1,600 \text{ kg/mm}^2$ ⁵⁻¹³⁾ で, 母相のフェライトの硬さは $Hv = 130 \text{ kg/mm}^2$ でありやはり介在物の方が硬い。このようにどちらの場合にも介在物は被削材よりも硬く, 母材の均一な塑性変形に対する障害物となる。

したがって切削時の変形域においては, 母材との界面に転位が堆積し, その結果応力の発生がもたらされ, Ashby の指摘⁵⁻¹⁴⁾ のように介在物周りにボイドが生成されることは比較的容易なことと考えられる。

一般に第二相(低炭素鋼の場合パーライト相)境界および結晶粒界は一種の応力集中源⁵⁻¹⁵⁾とも考えられ, 破壊においてはクラック



10 μm

切削条件は図5・2と同じ

図5・9 炭素鋼の切りくずすくい面側のボイドと微小クラック

クの伝ば経路ともなると言われている。そこで切削における破壊においてもこのことが成り立つかどうか調べた。

まず第二相境界の影響が顕著に出ている炭素鋼の切りくずのクラックを図5・9に示す。図から明らかなように図の右側の切りくずすくい面側に端を発するクラックは、中央にボイドを有しそのボイドから左側の切りくず中央部にかけてパーライト相境界に沿って延びていることが認められる。またその左端には小さなボイドが存在することから、クラックは刃先から中央のボイドと左端の小さなボイドとをつなぐような形で、第二相境界に沿って発生したものと考えられる。

次に結晶粒界の影響を図5・6によって説明すると、図5・6に見られる炭素鋼のクラックは介在物周りに発生したボイドが結晶粒界に沿って微小クラックに進展しているものである。このボイドが微小クラックへと進展する傾向は、切りくずでは明確に判断しにくいがせん断面付近のものでは顕著であり、容易にわかる。

このように結晶粒界も前者の第二相境界と同様に一種の応力集中源となり、クラックの成長経路となりやすいことが切削における破壊においても認められることが明らかとなった。

ところで炭素鋼やアームコ鉄などは、以上述べたMnO介在物やムライト $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ などの硬い介在物の他にFeSなどのように母材と比較的硬度差の小さい介在物も含有している。したがってそのような介在物には応力集中が生じにくく破壊の核に成り難いのではないかという疑問が生じるかもしれないが、一般的に介在物は多かれ少なかれ母材よりも硬く応力集中は程度の差はあるものの生じるものである。さらに切削のような大変形過程では応力集中がより大きくなるとも考えられる。

(6)介在物の大きさも破壊の問題を取り扱う場合に重要な要素である。最近の研究によれば介在物を含めた第二相の大きさが $0.2 \sim 0.5 \mu m$ 以上であれば破壊の核となりうること⁵⁻¹⁶⁾がすでに明らかにされている。今回実験に用いた炭素鋼およびアームコ鉄中に含まれている介在物は比較的大きなものが多く、小さいものでも $0.5 \mu m$ 以上はあるのでいずれの場合も破壊に関与することになる。このことは例えば図5・2、図5・3および図5・9のクラックを見れば判断できる。すなわちそれらのクラックはいずれも大きな介在物周りのボイドと小さな介在物周りのボイドとを連ねる形で発生しており、小さな介在物の破壊への関与がこれより明らかである。

5・4 介在物を核とするクラックの発生，成長機構とその場合の加工面損傷モデル

5・3で調べたクラックの発生，成長過程の観察結果から，それらの機構とその場合の加工面の損傷機構をモデル化したものを図5・10に示す。

まず切削が進行し，被削材中の介在物が塑性変形領域に入ると（同図(1)→(2)），介在物と被削材との硬さの違いにより介在物がすべりの障害物として働き，その界面に転位の堆積が行わ

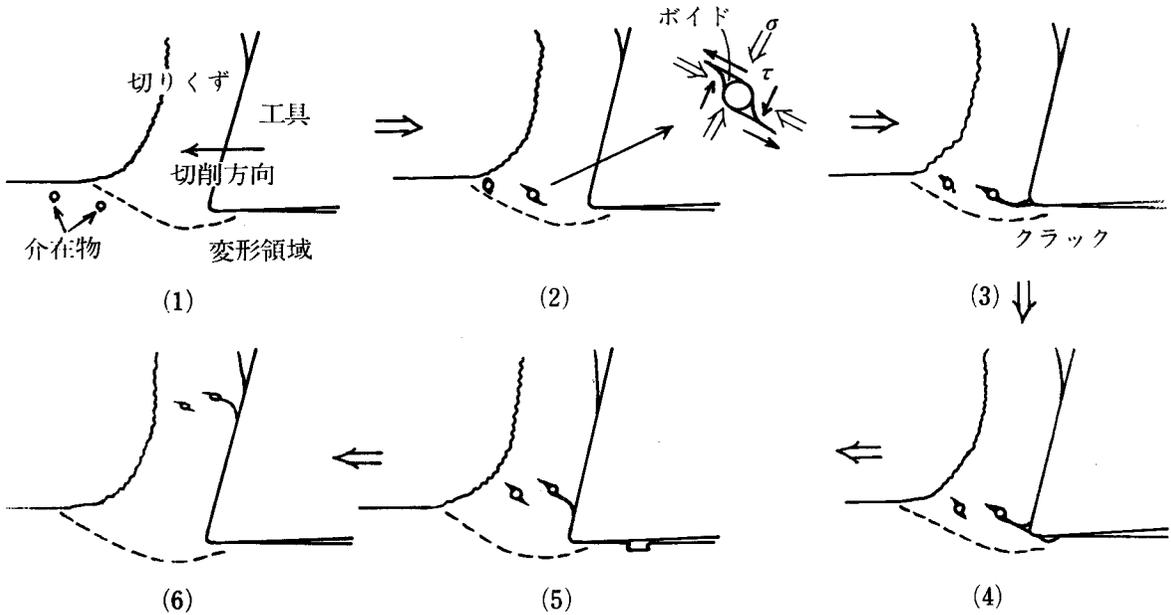


図5・10 クラックの発生，成長過程とそのときの加工面損傷機構

れ応力集中が生じる。介在物周りにはせん断応力が働いているが，せん断応力の働いている方向から45°の方向には圧縮応力と引張応力が発生していることになる。この引張応力の働いている部分では，空孔型のプリズマティック転位ループの発生と移動とが行われ，それによって応力集中の緩和が生じる。そしてこの転位ループが界面に引張応力を及ぼし，この引張応力が介在物と界面との結合強さに達したとき最大引張応力方向に界面のはく離が生じ⁵⁻¹⁴⁾ボイドが形成される。介在物がせん断領域に近づくとつれ，強いせん断作用によってボイドが成長し，ついには微小クラックとなる。そのときの介在物周辺の応力の方向を(2)に示す。介在物がせん断断面上に達したとき，介在物周りの微小なクラックと刃先先端とを結ぶように，クラックが最

大せん断応力方向に(3)のような形状で発生する。もちろんこの場合には、介在物と刃先との間にはより小さな介在物もしくは結晶粒界、第二相境界などが存在し、クラックの発生や成長を助長する。切削が進み刃先が(4)の位置になると、クラックは刃先によって切りくず側と加工面側とに分けられる。(5)になると切りくずのクラックは、再溶着と工具すくい面での二次変形を受け図に示すような形状になる。一方加工面上のクラックも工具逃げ面でのバニシ作用を受け、図に示したような凹形の損傷となる。さらに切削が進むと切りくず側のクラックはいっそう圧縮されて(6)の形となる。

以上述べた加工面損傷機構は、結局介在物周りの応力集中→ボイド発生→せん断による微小クラックの発生→刃先からの大きなクラックの発生→工具逃げ面でのクラックのバニシという過程をとることになる。そして破壊の機構は、せん断応力成分がクラックの表面に対し平行に負荷されていることから面内せん断様式のモードⅡ⁵⁻¹⁷⁾の延性破壊であると言える。

5・5 切りくず中のクラックと加工面上の凹形損傷との対応

前節で述べたようにクラックは刃先近傍で発生した後、最大せん断応力方向へ成長するものであるから、図5・10に示したように当然加工面上に悪影響を及ぼす。そこでこのことを確認するため、図5・2(a)での切りくず中のクラックと加工面上の凹形損傷との対応を調べてみた。

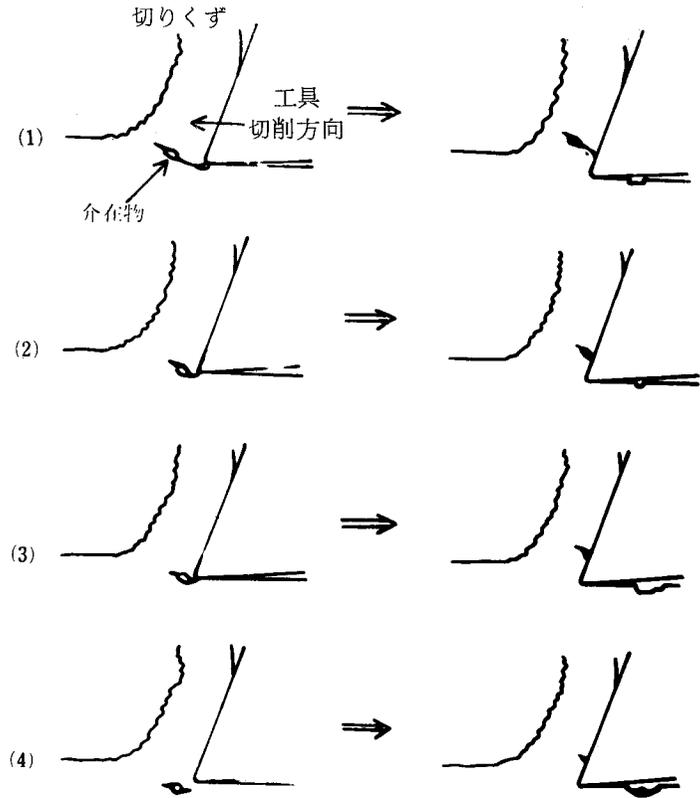
図5・2の長さ約50 μm のクラックは、すでに述べたように図5・4に示すすべり線場の刃先近傍を通過する第二すべり線に沿って発生したものである。そして図5・2は、刃先でクラックが生じた後さらに幾分か切削が進み急停止した状態のものであるから、図5・10で言う(4)に相当する。したがって刃先直下の部分には凹部が存在する。また、その他切りくず中の工具すくい面側に端を発するクラックも加工面上の凹部と図5・2中の①-①、②-②、③-③のように対応がつくことになる。

さらにこの対応を詳細に調べるため切削実験後、切りくず裏面、加工面およびそれらの分岐点を切削開始点方向から立体的に走査電子顕微鏡で観察したところ、切りくず裏面のクラック(ボイドとも考えられる)と加工面上の凹部とが対応つくものとつかないものが存在することが明らかとなった。これは介在物やその周りのボイドと工具刃先との相対的な位置の差異により生じたものである。

そこでその相対的位置の違いにより、加工面上にどのような損傷が生じるかを走査電子顕微鏡写真により分類し、モデル化したものを図5・11に示す。なお図中の(1)は前述の図5・10の場

合である。

介在物が図中の(3)の切削予定面上にある場合、介在物の破砕が行われ加工面が乱れる。また(1)、(2)および(4)のように切削予定面上になく、それよりも上もしくは下に存在していてもボイド発生→クラック発生という過程すなわちディンプル破壊で加工面上に凹部を残す。そして図中の(1)→(4)につれて介在物の位置が切削予定面上から下へとなり、(1)を除き番号が大きくなるほど加工面の損傷が大きくなる。また(1)、(2)、(4)はき裂モードI型の開口型、(3)はき裂モードII型の面内せん断型である。



(1)→(4)につれて介在物の位置が切削予定面上から下へとなり、(1)を除き番号が大きくなるほど加工面の損傷が大きくなる。また(1)、(2)、(4)はき裂モードI型の開口型、(3)はき裂モードII型の面内せん断型である。

図5.11 介在物と工具刃先との相対的位置の違いによる加工面損傷形態の差異

の破壊の機構は、(3)は引張応力成分がき裂面に垂直となっているモードIの開口型⁵⁻¹⁷⁾で、それ以外の(1)、(2)および(4)はクラックの表面に平行にせん断応力成分が作用するモードIIの面内せん断型⁵⁻¹⁷⁾の延性破壊である。

ところで工具刃先と介在物の相対的位置の違いによるクラック発生の可能性は、図4.18ならびに図4.19から推定できるものである。例えば鋭い工具の場合、介在物が図5.11の(1)~(4)に示される位置にあれば最大主応力 σ_1 、最大せん断応力 τ_{max} および相当応力 σ_{ef} の分布はいずれもその付近で大きな値となっており、破壊の発生が容易に起こりうる応力場となっている。

また刃先丸味のある工具の場合も同様にそれらの三つの応力がいずれも刃先近傍で大きな値を示し、鋭い工具の場合と同様なことが推測される。ただ第2章でも述べたように刃先丸味のある工具の場合三つの応力が大きな値をとる領域が鋭い工具の場合よりも広く分布しているため、介在物に起因する破壊は発生しやすいものと考えられる。

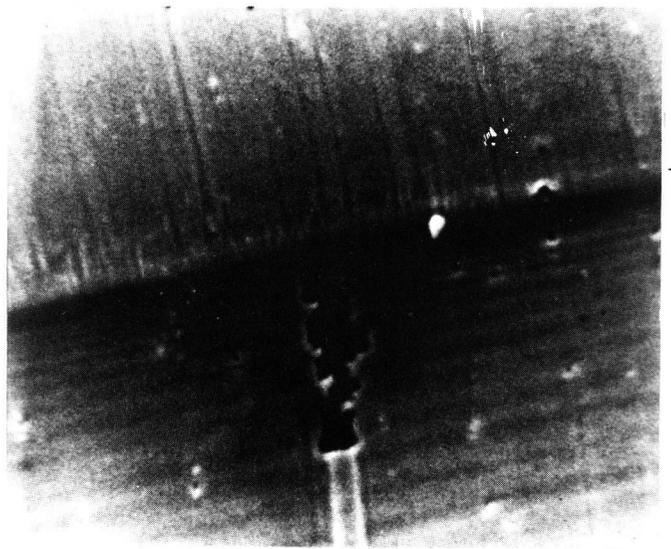
図5・10に示した加工面損傷機構は、すでに述べた炭素鋼はもとよりアームコ鉄、さらには純アルミニウ

ムや七三黄銅の切削時でも生ずることが確認された。例えば図5・12に純アルミニウムをダイヤモンドで切削した場合の分岐点の観察写真を示す。分岐点から加工面にかけて長さ約 $30\mu\text{m}$ のクラックが存在し、その形状は4、5個のだ円が縦に一直線状に連なったようなものとなっている。このように展延性の良い面心立方金属の純アルミニウムにおいてもクラックが発生することが明らかとなった。この図5・12の加工面損傷機構は、加工面にのみクラックが存在することやクラックの中央部に比較的大きいボイドが位置することから図5・11の(4)に相当することになる。さらに図3・13に示したように七三黄銅でも介在物に起因するクラックが発生することが認められ、やはり図5・11の加工面損傷機構が存在することになる。

5・6 結 言

分離作用において発生する延性破壊を明らかにするため極低速二次元切削を行い、主として介在物の役割について検討した結果、次の結論を得た。

- (1) 体心立方金属のアームコ鉄や炭素鋼、面心立方金属の純アルミニウムや七三黄銅の流れ型切りくずを生成する微小切削においても分離作用中にクラックが生じる場合があり、それには介在物が主要な役割をする。



—分岐点

10 μm

被削材：純アルミニウム A1070
 工具：ダイヤモンド ($\alpha=20^\circ$, $\delta=7^\circ$)
 切削油剤：極圧油 JIS 2種
 $t=25\mu\text{m}$, その他の切削条件は図5・2と同じ

図5・12 純アルミニウム切削時の分岐点近傍のクラック

- (2) 介在物周りにボイドならびにクラックが発生する機構は次のようである。炭素鋼中のMnO 介在物やアームコ鉄中の介在物ムライト $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ のような母材よりも硬い介在物は、塑性変形領域に達するとすべりの障害物として働き、その周囲には転位が堆積する。切削が進み変形が大きくなると Ashby の指摘のように介在物の周辺に発生する転位ループなどによりその界面に引張応力が働く。この応力が増大し介在物と界面との結合強さよりも大きくなったときはく離が生じ、その結果ボイドが生成される。ボイドは刃先近傍に近づくとき強いせん断作用のため微小クラックへと進展し、場合によってはさらに大きなクラックとなる。
- (3) 切込みやすくい角の影響は次のようである。切込みが増大すると応力の静水圧成分が減少し、それによってボイドの増大や破断延性の減少がもたらされる。すくい角が小さくなるとせん断ひずみが増大する。そしてこれらのいずれの場合も刃先点近傍で垂直応力が引張に転化しやすいため、刃先から大きなクラックが発生しやすくなる。
- (4) 被削材中の第二相境界や結晶粒界は一種の応力集中源であり、塑性変形能の違いによってできた介在物周りのボイドやその発展した微小クラックが大きなクラックとなる場合の成長経路となる。
- (5) 母材よりも硬い介在物が切削予定面上の付近にあれば、(2)で述べた機構で介在物周りにボイドが発生し、その後切削が進み介在物が刃先近傍に到達すれば、クラックが刃先と介在物周りのボイドとを結ぶように最大せん断応力方向に発生する。したがってクラックが発生することによって加工面上には凹形の損傷ができる。
- なおこの場合に刃先と介在物の間により小さな介在物や第二相境界および結晶粒界が存在すれば、クラックの発生や成長を助長する。
- (6) 介在物と工具刃先との相対的位置による加工面損傷ならびに破壊機構の差異は以下のようである。
- (i) 介在物が切削予定面上にあれば、介在物が刃先に近づくにつれその周りにはボイド形成→微小クラックの発生が起り、最終的には介在物が刃先によって破砕され、その結果加工面が乱れる。これは開口型のモードⅠ型の延性破壊である。
- (ii) 介在物が切削予定面より上もしくは下に存在していてもその周りにはボイド形成→微小クラックの発生が起り、その後刃先から延びるクラックに発展し加工面が乱れる。これは面内せん断型のモードⅡ型の延性破壊である。

第6章 分離作用の微視的機構

6・1 緒言

分離作用は切削現象の本質の一つであり加工精度を直接支配するので、加工精度の向上を問わず場合特に重要となってくる。というのは分離作用が理想的に行われない場合には、仕上面^{*}が乱れるからである。事実流れ型切りくず生成の精密微小切削の場合にも介在物に起因する比較的大きなクラックが刃先から発生し、仕上面に損傷を残すことを第5章で述べた。

さて次に問題となるのはそのような破壊が発生せず、比較的理想的^{**}に分離作用が行われる場合に、加工精度の限界がどの大きさのオーダーに存在するかということである。ところでこの問題を解くには、まず分離作用の微視的な様相を明らかにしなければならない。分離作用の微視的な様相を把握するには、従来から行われている光学顕微鏡による動的観察⁶⁻¹⁾や走査電子顕微鏡内の切削実験での観察⁶⁻²⁾などの方法があるが、比較的理想的に分離作用が行われている場合の現象の把握には、それらの方法よりもさらに微視的な分解能を備えている透過電子顕微鏡で観察する方法がより適切と考えられる。

そこで切削急停止した試料の分岐点、せん断面および仕上面の薄膜を作製し、それらの内部組織を観察し分離作用の微視の様相を考察する。また超微小切削装置によって得られた切りくずの内部組織も観察する。さらにそれらと各種の材料試験片や機械加工面の内部組織と比較し、考察する。

最後にそれらの考察結果とフラクトグラフィの分野で明らかとなっている延性破壊機構より考察した分離作用の微視的機構について述べる。

なお切削における被削材の内部組織を観察したものはほとんどなく、切りくずのそれを観察したものがわずかにあるにすぎない。⁶⁻³⁾⁶⁻⁴⁾⁶⁻⁵⁾

6・2 実験装置および方法

切削実験は、切込みが $0.1\mu m \sim 1.0\mu m$ の超微小切削と通常の極低速二次元切削とからなる。

* 他の章では切削によってできる面を加工面と称してきたが、この章では特に精密仕上切削の場合を対象としているので、あえて仕上面という言葉を使用する。

** 原子オーダーで分離が行われるのではなく、工具の刃先が十分に鋭利で、構成刃先など本来の切削現象に関係しないものが発生しないという意味である。

前者は超微小切削装置⁶⁻⁶⁾によって実施される。その装置によって得られる切りくずはその厚さが $1\mu m$ 以下と薄く、加速電圧が $100kV$ 以上の透過電子顕微鏡であれば内部組織が観察可能なものである。

図6・1に超微小切削装置の概要を示す。その機構はウルトラマイクロトームの原理を利用したもので、被削材を保持するアーム⑤を加熱し、その熱膨張で被削材(試料)③を工具側に寄せ、極微小な切込み($0.1\sim 1.0\mu m$)を与え、モータ⑨でアームを上下に円弧運動させて切削する。切削によって得られた切りくずは、工具すくい面に設けられたボート内の水面に浮かせられ、その後メッシュにすくわれ観察に供せられる。

一方、極低速二次元切削は形削り盤ならびに旋盤を利用するものである。旋盤は第2章で使用した装置である。

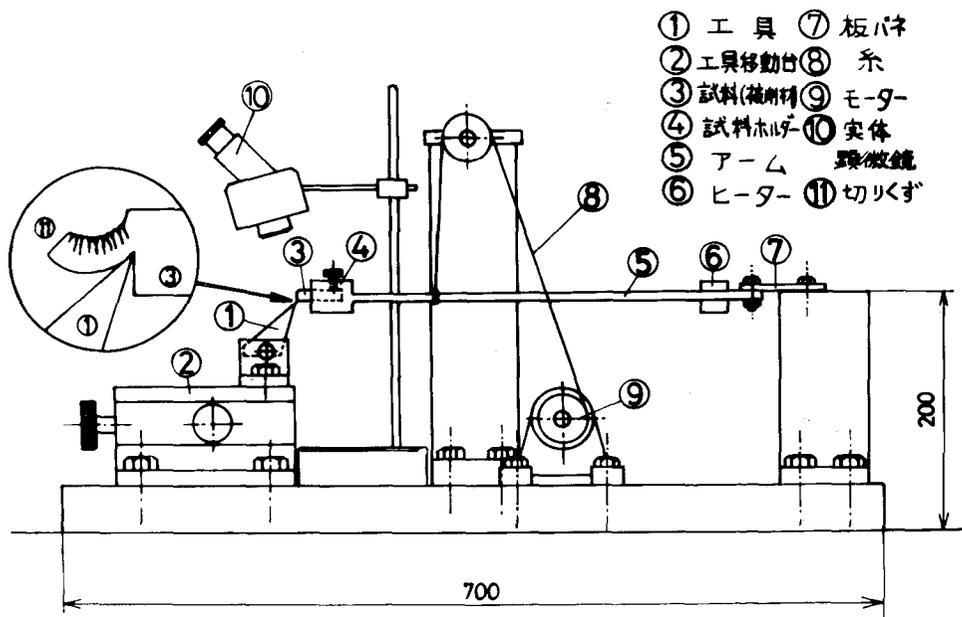


図6・1 超微小切削装置⁶⁻⁶⁾

観察用切削試料は先述したモータの急停止によって得る。その後ワイヤカット放電加工機で薄膜試料作製部分を厚さ $0.5\sim 1mm$ の薄板状に切り出す。

図6・2に分岐点、せん断面および仕上面の試料のワイヤカットによる切断方法と採取位置を示す。切りくずの部分は超微小切削で得られる切片(切りくず)で代用する。分岐点の場合、

仕上面と同様な方法とその薄膜の採取部分の位置決めが容易な二次元切込み漸増切削も行い、
 図6・2(iii)のような方法でも切り出す。

表6・1 純アルミニウムのジェット
 研磨条件

電解液	C ₂ H ₅ OH 9 HClO ₄ 1
電圧	20-22 V
電流	0.2-0.3 A
液温	4 ~ 5 °C
陰極	Al
穴のあくのに 必要な時間	10~30 min

表6・2 純アルミニウムの仕上研磨条件

電解液	C ₂ H ₅ OH 4 HClO ₄ 1
電圧	30 V
研磨面積	16~17.5mm ²
液温	9~11 °C
陰極	Pt
研磨速度	85~110μm _{min}

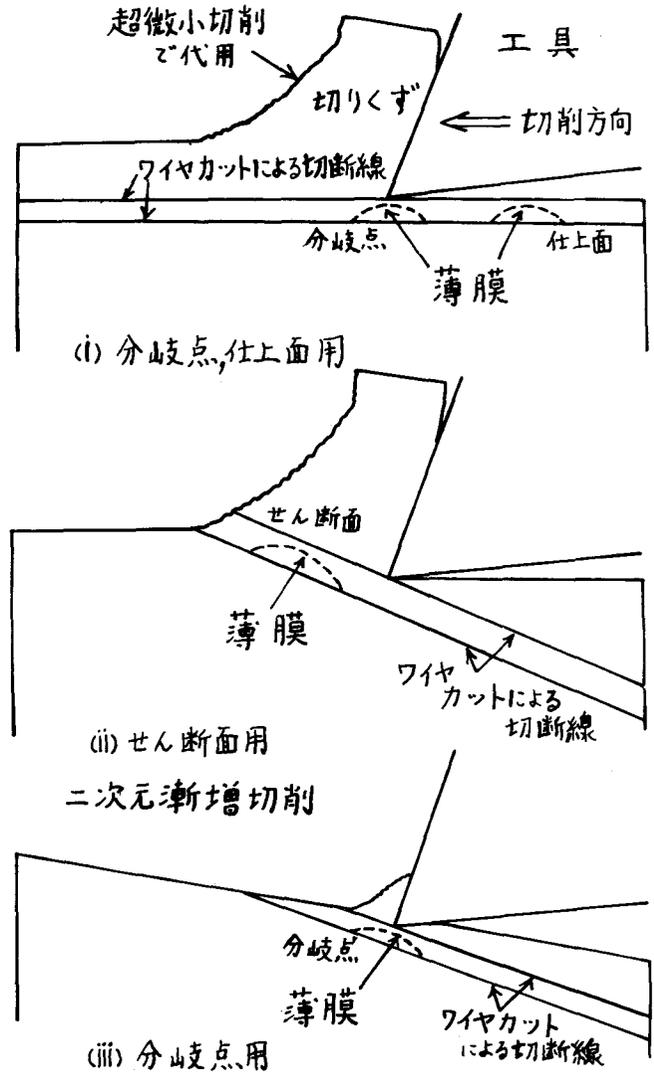


図6・2 薄膜用試料のワイヤカットによる
 切断方法と採取位置

ワイヤカット放電加工機で切り出した薄板から薄膜を作製する方法を以下に示す。まず図6・3に示すジェット研磨装置で試料の観察したい部分の裏側のみを予備研磨し、局部的に50～100 μm 程度の厚さにする。その後図6・4に示す仕上研磨装置により仕上研磨を行い、微小孔のあく瞬間をもって研磨を停止する。

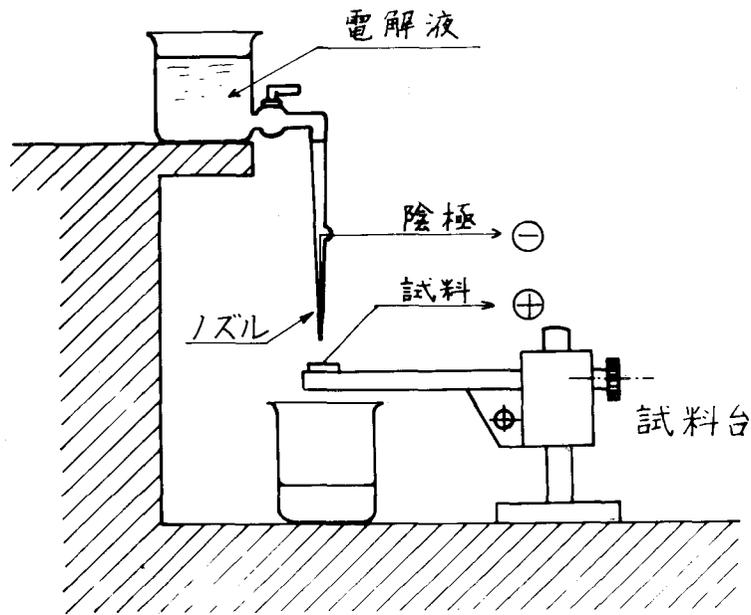


図6・3 ジェット研磨装置

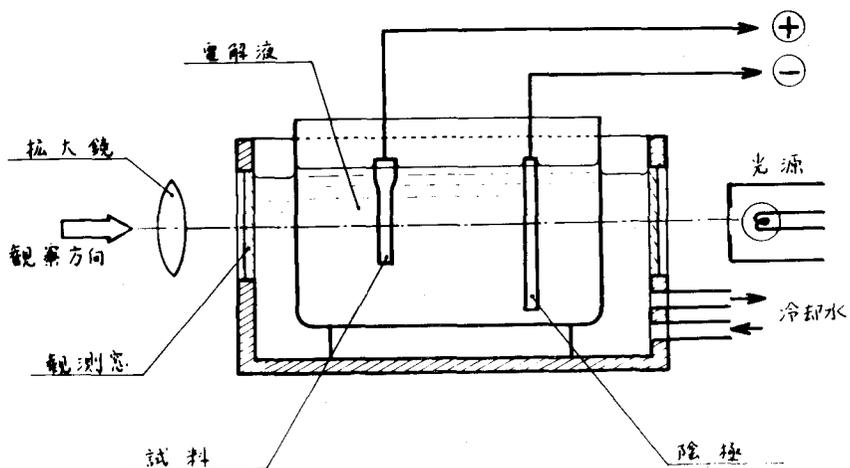


図6・4 仕上研磨装置

さらに電子顕微鏡内の試料ホルダーに支持できる大きさにするため、図 6・5 に示すように試料切り出し部以外をワセリンやメルコートで覆って電解研磨によって無ひずみ的に切り出す。その後覆ったワセリンとメルコートをリグロインおよびアセトンで充分溶解し、エチルアルコールで洗浄する。表 6・1、表 6・2 にジェット研磨条件ならびに仕上研磨条件を示す。

表 6・3 に切削条件を示す。被削材には、その変形挙動が微視的にも巨視的にもよく知られ、電子線の透過能が良く、転位論的な理解も進んでいる純アルミニウム A 1070 (多結晶) を選んだ。被削材は 450℃、2 時間の真空焼鈍後、そのままひずみをいっさい与えず切削実験に供する。

工具はダイヤモンド工具、高速度鋼工具 SKH 4 および超硬工具 K 20 を使用する。後の二者の刃先の研削は特に鋭利になるように留意して行う。

切削速度は、温度やひずみ速度の影響の少ない極低速⁶⁻⁷⁾を選んだ。

切削実験に際しては切削力を測定し、せん断面の応力を算出する。切削力の測定は、図 4・3 にすでに示した八角リングを用いて行う。

なお観察に供した透過電子顕微鏡は、試料の純アルミニウムにおいてバルクとほぼ同様な内部組織を呈す薄膜領域(膜厚 0.8 μm 以上⁶⁻⁸⁾)が透過および観察可能な加速電圧 200 kV の高圧透過電子顕微鏡日本電子(株)製 200 C である。

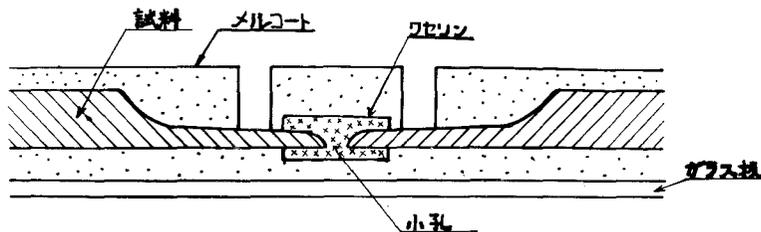


図 6・5 薄膜試料切り出し時の試料の覆い方

表6・3 切削条件

	超微小切削	極低速切削
被削材	純アルミニウム(純度99.7%)	450°C 2時間 真空焼鈍
板厚	1 mm	6 mm
工具 すくい角(逃げ角)	ダイヤモンド 33°(2°)	超硬 高速度鋼 30°(7°) 30°(7°)
切削方式	二次元切削	二次元切削 (一部切込漸増切削)
切削速度	130 mm/min	5~200 mm/min
切込み	0.1~1.0 μm	0~500 μm

6・3 実験結果ならびに考察

6・3・1 超微小切削によって得られた切りくずの観察

図6・6は超微小切削装置によって得られた切りくずの走査電子顕微鏡写真で、切りくずの自由面側を観察したものである。切りくずは通常の二次元切削で得られたものと同様に lamella 模様⁶⁻⁹⁾を呈している。その間隔はところどころ少しバラつきがあるが、約0.8 μmとなっている。

次にこの切りくずの透過電子顕微鏡写真を図6・7に示す。図のように内部組織にはバンド状のコントラストが見られる。このコントラストは切りくずの厚さや転位密度と対応するものと考えられるが、図6・6の切りくずの走査電子顕微鏡写真によればその表面が lamella 模様を呈しているので、結局切りくずの厚さに対応していることになる。すなわち図6・7の黒色の部分は切りくずの厚いところで、白色の部分は薄いところとなる。切りくずの厚いところは Blackの言う shear・front-lamella 機構⁶⁻¹⁰⁾での微細すべりが、薄いところは粗大すべりが発生した部分である。

この黒色の部分には転位がからみ合ってできたセル組織や sub grain が認められるが、試料がその部分では厚くそれらが厚さ方向に重なりあっているため、詳細はわかりにくくなっている。

また白色の部分にも粗大すべりが発生したためセル組織や sub grain が見られる。それらの直径* は後述するせん断面、分岐点および仕上面のそれらよりも小さく $0.3 \sim 0.5 \mu\text{m}$ となっている。

さらに図 6・7 の電子線回折の回折パターンは図から明らかなように多結晶組織で見られるリングパターンに近いもので、これより各セルはその方位がランダムに近く方位差が大きいすなわちディスオリエンテーションが大きいものであることがわかる。したがって切りくずでは過酷な変形が行われていたと認められる。

ところで超微小切削装置による切削機構と通常の切削機構とは異なるのではないかという疑問もあるので、後述する極低速



被削材：純アルミニウム A 1070
 工 具：ダイヤモンド
 すくい角 $\alpha = 33^\circ$ 、逃げ角 $\delta = 2^\circ$
 切削速度 $V = 130 \text{ mm/min}$
 切込み $t = 0.1 \mu\text{m}$

図 6・6 超微小切削装置によって得られた切りくずの lamella の観察

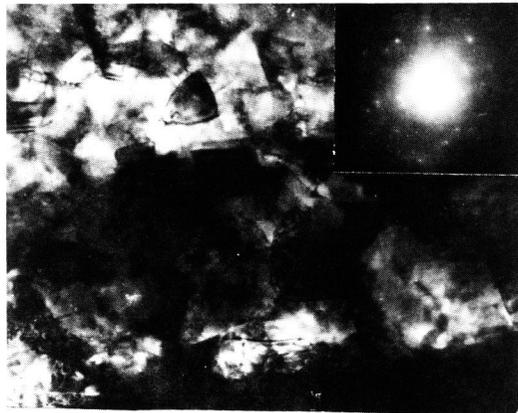


図 6・7 高圧透過電子顕微鏡による図 6・6 の切りくずの内部組織の観察

* 以下セル (grain) 径は Mean Diameter 法で算出する。

二次元切削実験と超微小切削実験での切りくずの lamella 間隔を比較した。ここで lamella 間隔を取り上げたのは、切削過程の本質の一つである間けつせん断過程の周期を表わしていると考えられるからである。比較の結果、極低速二次元切削の場合超微小切削よりもはるかに大きい切込み（約数 1000 倍）にもかかわらず、その間隔は $1.0 \mu m$ 以下で、後者のその約 $0.8 \mu m$ と大差ないことが明らかとなった。

このようなことから超微小切削装置による切削機構と、極低速二次元切削のそれとは相異がほとんどないものと考えられる。

6・3・2 切削試料の薄膜観察

(i) せん断面の観察

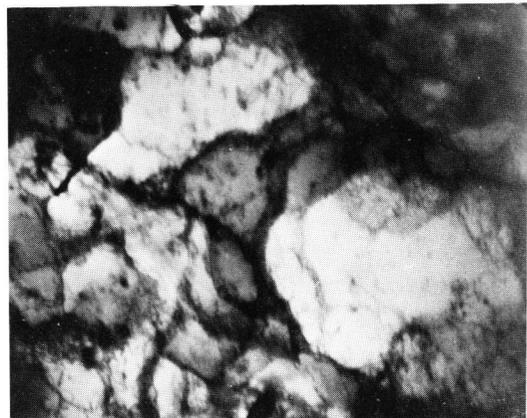
図 6・8 はせん断面の高圧透過電子顕微鏡写真である。転位は過酷なせん断変形のため、セル組織を形成している。このセルは、変形途上で転位が交差すべりをすることによりプリズマティックループを形成し、それらのループに運動転位がからみタンゲル状になりその結果できたもの⁶⁻¹¹⁾である。

図から認められるように転位はセル壁に比較的集中して存在し、セル壁の内部ではその存在があまり観察されない分布を呈している。セル径は $1.5 \sim 3.0 \mu m$ である。

(ii) 分岐点の観察

図 6・9 は分岐点の高圧透過電子顕微鏡写真である。大変形に対応するかのように転位は、せん断面の場合よりもさらに著しいもつれを生じ、その結果セル組織を呈し、一部では sub grain 化しつつある。

アルミニウムやアルミニウム合金など積層欠陥エネルギーが大きい金属では、一般にひずみが大きくなると



—
1 μm

被削材：純アルミニウム A 1070
工 具：超硬 K 20 ($\alpha=30^\circ$, $\delta=7^\circ$)
 $V = 100 \text{ mm/min}$
 $t = 100 \mu m$

図 6・8 せん断面の高圧透過電子顕微鏡写真

内部組織の転位がセル構造をなし、ひずみの増加とともにセル径が小さくなるとされている。⁶⁻¹²⁾ さらにひずみやひずみ速度が大きい引抜き加工でもこの傾向が成り立つことがHansenによって確認されている。⁶⁻¹³⁾ そこで今回の実験でもこの傾向が成り立つかどうか分岐点とせん断面について検討してみた。その結果、分岐点においては被削材が工具刃先によって加工面と切りくずとに破壊分離されるため、分岐点の方がせん断面よりも変形度が大きくそれにしたがってセル径も分岐点の方がせん断面の値 $1.5 \sim 3.0 \mu\text{m}$ よりも小さな $0.9 \sim 1.2 \mu\text{m}$ となっており、この傾向の成り立つことが認められた。

またセルの中には黒く見えるものや白く見えるものが存在するが、これはBraggの条件を満足するかどうかによって違いが生じたもので、先に切りくずのところで述べたディスプレイオリエンテーションがあるためこのようになったものである。

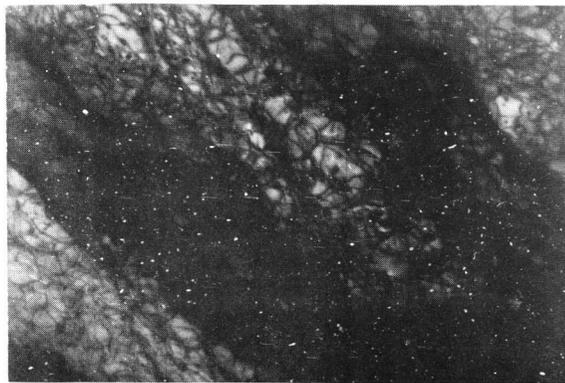
図6・10は、図6・9の場合よりもさらに分岐点から被削材内部に入った部分の高圧透過電子顕微鏡写真である。転位は全面にわたってからみ合ってタンゲル化し、一部セルになりかけている。また転位は層状の配置をとっているが、これは強い方向性のある変形のためこのよ



1 μm

切削条件は図6・8と同じ

図6・9 分岐点の高圧透過電子顕微鏡写真



1 μm

切削条件は図6・8と同じ

図6・10 分岐点近くの部分の高圧透過電子顕微鏡写真

うになったものである。この場合の平均転位密度は、測定の結果 $4 \times 10^9 / \text{cm}^2$ である。

(iii) 仕上面の観察

図 6・11 に仕上面の高圧透過電子顕微鏡写真を示す。過酷な変形のため転位はセル組織を形成するが、動的回復が生じたので sub grain 化している。これらの sub grain は分岐点のところで述べたのと同様に、各 grain のディスオリエンテーションのため白黒のコントラストを呈している。grain size は $1.0 \sim 1.5 \mu\text{m}$ で分岐点のセル径とよく似た値となっている。

仕上面は分岐点よりも工具逃げ面でのバリ作用の分だけ変形が進んでおり、図 6・11 からわかるように内部組織も分岐点と若干異なり動的回復が生じほとんどの部分で sub grain 化している。この動的回復は変形度が大きくなったことに加え工具逃げ面でのバリ作用によって生じる熱にも起因するものと考えられる。

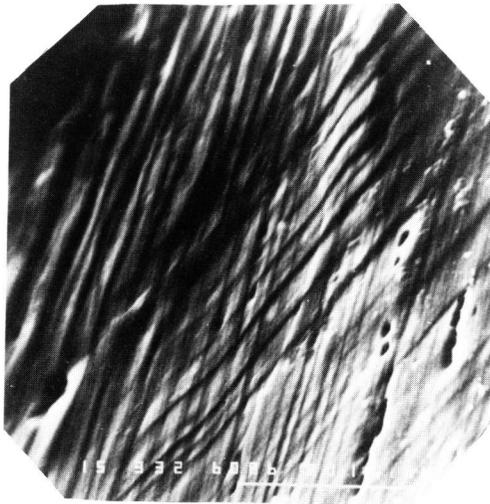
6・3・3 切削試料のすべり線観察

さらに分岐点ならびにせん断面の変形状態を把握するため、切削試料の側表面を走査電子顕微鏡で観察し、それぞれの部分のすべり線について検討した。



切削条件は図 6・8 と同じ

図 6・11 仕上面の高圧透過電子顕微鏡写真



切削条件は図 6・8 と同じ

図 6・12 せん断面でのすべり線観察

図 6・12 にせん断面の観察写真を示す。せん断面は切削速度が極低速のため、単一せん断面とはならずある程度広がりをもつものである。

すべり線は各結晶粒内に見られ、交差する密度の濃い二組の多数の平行線群をなしている。

一方図 6・13 は分岐点近傍のもので、せん断面よりもはるかに高密度にすべり線が存在している。その形状は複雑で緩やかな曲線となっており、やはり二組の多数の曲線が交差している。

これは分岐点の方が変形が過酷でひずみが大きく、そのためすべりの密度やすべりの量が多くなった結果このようになったものである。

これらのいずれのすべり線も引張試験や疲労試験で見られるそれとは異なり、明瞭に表面から浮かびあがっているような形状となっており、特に分岐点のそれは結晶粒全体が側面の方にサイドフローしている関係からそれが顕著である。

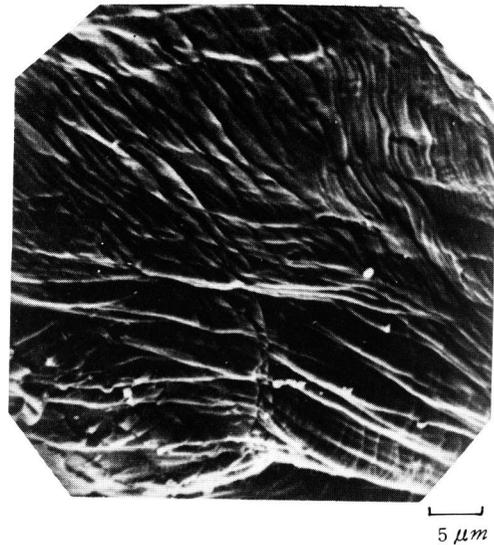
6・3・2 および本項の結果から、せん断面および分岐点においては内部組織ならびに外部形態であるすべり線の様子が、変形度の大小に応じそれ相応の組織ならびに形態を示すことが明らかとなった。

またそれらの内部組織と外部形態との対応も明らかとなった。

6・3・4 応力算出結果からの考察

転位密度と変形応力との関係は、一般に(6-1)式のように表わされ、実験的にもよく成り立つとされている。

$$\tau = \alpha \mu b \sqrt{\rho} \quad (6-1)$$



切削条件は図 6・8 と同じ

図 6・13 分岐点でのすべり線観察

ここで、 τ ：変形応力

α ：定数

μ ：剛性率

b ：バーガース・ベクトル

ρ ：転位密度

純アルミニウムの場合、von Turkovich⁶⁻¹⁴⁾によればこれらの値は、 $\alpha = 0.5$ 、 $\mu = 2.7 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$ 、 $b = 2.86 \times 10^{-7} \text{ mm}$ とされている。そこで ρ に先ほど述べたせん断面付近での測定値から推定した値 $4 \times 10^{10} / \text{cm}$ を代入すると、 $\tau = 7.72 \text{ kg/mm}^2$ となる。

一方、切削時に八角リングで測定した切削力より算出したせん断面せん断応力 $\tau_s = 9.6 \text{ kg/mm}^2$ となり、これは(6-1)式の値にほぼ近くなる。

一般にせん断面での応力状態は複雑で、材料試験における応力状態と以下の点で異なっているとされている。(1)せん断ひずみが数100%という普通の材料試験によるひずみより大きい。ため、加工硬化が大きい。(2)せん断面ではせん断力と同時に圧縮力を受けるのでせん断ひずみが大きい、すなわちせん断応力が大きい。また場合によっては静水圧的な応力が負荷されている場合もあり、やはり同じように大きくなる。(3)せん断ひずみ速度が著しく大きい。今回の実験においては、せん断面でのせん断ひずみ $r = 6.4$ 、せん断ひずみ速度 $\dot{r} = 832 \text{ sec}^{-1}$ 、せん断面の圧縮応力 $\sigma_s = 6.3 \text{ kg/mm}^2$ が求まっている。なお被削材の純アルミニウムA1070の降伏引張応力は $\sigma_y = 4.5 \text{ kg/mm}^2$ となっている。これより降伏せん断応力 τ_y をTrescaの説ならびにMisesの説で求めてみると $\tau_{y \text{ Tresca}} = 2.25 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\tau_{y \text{ Mises}} = 2.59 \text{ kg/mm}^2$ となり、いずれも $\tau_s = 9.6 \text{ kg/mm}^2$ より小さく一般の切削の場合と同様にせん断面せん断応力は降伏せん断応力より大きくなっている。

上述のように特殊応力条件下での変形過程である切削においても転位密度から(6-1)式で求まる応力が、実際に測定した切削力から求まる応力と比較的一致することが確認された。

6・3・5 材料試験との対応

前節までに切削過程における被削材の各部分の変形の微視的な状態を内部組織ならびにすべり線を観察することにより明らかにしてきた。そこで変形の様子や機構が明らかにされている材料試験における試験片の内部組織と6・3・2の被削材のそれとを比較考察する。

まず引張試験の応力-ひずみ曲線に被削材の分岐点、せん断面および仕上面の応力、ひずみ

状態を当てはめてみる。今回被削材に用いたのは多結晶の純アルミニウムである。石井⁶⁻¹⁵⁾によれば多結晶の純アルミニウムを切削すればその加工面は繊維状組織を呈し、その繊維軸は〔110〕方位であり、それはほぼ切削方向に一致することを明らかにしている。このことは、被削材が多結晶でも切削加工面は究極的には繊維軸を〔110〕とする繊維状組織を呈することになり、したがって切削過程の変形を〔110〕の方位をもつ単結晶の変形挙動に近似して取り扱ってよいということになる。すなわち被削材を〔110〕方位の擬単結晶として取り扱っても差し支えないものと考えられる。

図6・14に高純度アルミニウム単結晶の20℃における各方位の応力-ひずみ曲線⁶⁻¹⁶⁾を示す。一般に面心立方金属の単結晶のせん断応力-せん断ひずみ曲線は、引張軸が<100>-<111>帯上から<110>方向へ移っていくと容易すべりが増加し、さらに全体の応力-ひずみ曲線の勾配が小さくなるとされている。図6・14でも明らかなように<110>の方位に近いものはそのような傾向を示している。

図6-15⁶⁻¹⁶⁾にステージⅢの動的回復の開始時のせん断応力の値 τ_2 およびすべりの値 ϕ_2 を示す。図に示すように<110>の方位に近いものは、 τ_2 は小さく ϕ_2 は大きいものとなっている。したがってこの図より切削加工面が〔110〕方向に繊維軸をとることとは、切削が大変形過程であること

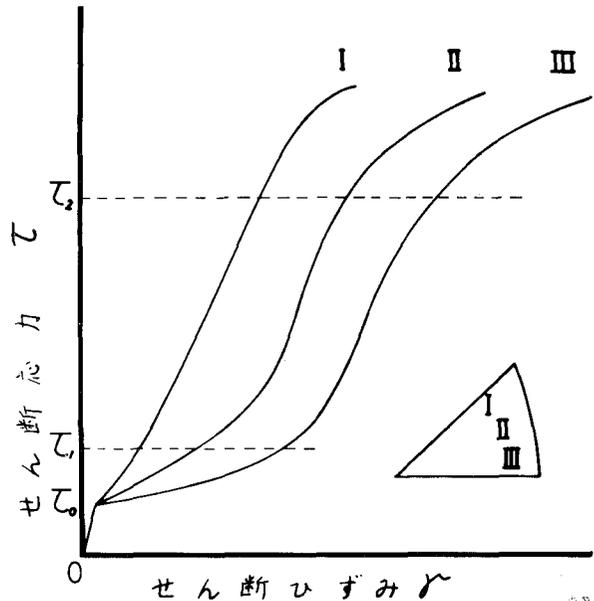
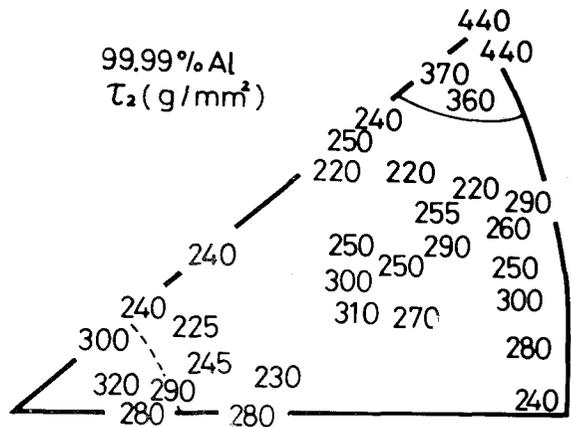


図6・14 応力-ひずみ曲線に及ぼす方位の影響⁶⁻¹⁶⁾(fcc)



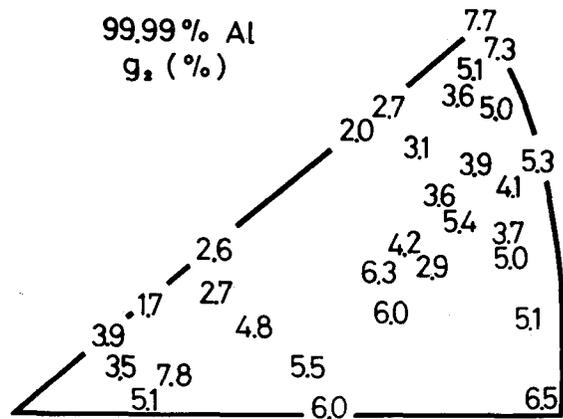
(a) せん断応力の値

とに起因するものであると判断される。

切削における変形過程はひずみ速度が高く、温度も高い状態で行われるから、当然応力-ひずみ曲線も図6・16に示すように変化するものとなる。ところが両者の影響は、図からもわかるように相反するものであり相殺するとも考えられるが、白井によればひずみ速度の影響が優先するとしている。(6-17)

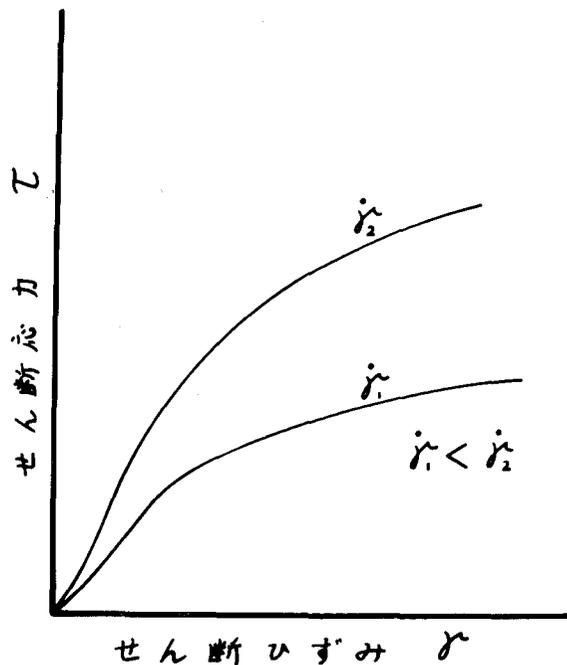
しかし本実験での切削速度は低いため、ひずみ速度の影響や温度上昇は少なく、両者の影響が相殺される可能性は大きい。

そこで以上のことを考慮して、被削材の各部の応力、ひずみの状態を〔110〕方位の単結晶の応力-ひずみ曲線上で表わしてみた。図6・17は、せん断面、分岐点および仕上面の変形状態が応力-ひずみ曲線のどの位置を占めるかを示したものである。せん断面は応力の算出結果、内部組織の観察結果および分岐点の曲線上の位置から考えてステージⅢの破断点の少し手前の①となる。分岐点はすでに述べているように、ここでは被



(b) すべりの値

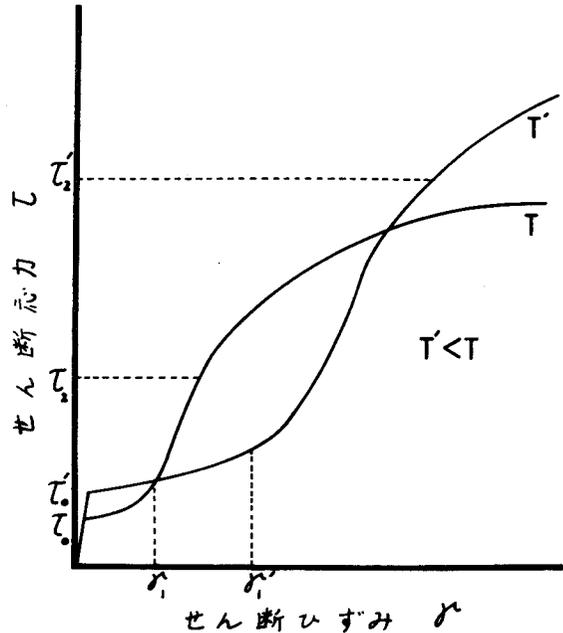
図6・15 純アルミニウムの応力-ひずみ曲線の第Ⅲ段階の出現に対応するせん断応力 τ_2 とすべり ϕ_2 の値⁶⁻¹⁶⁾



(a) ひずみ速度の影響

削材の破壊分離が行われているので破断点②となる。そしてそれよりも変形度の大きい仕上面は、応力-ひずみ曲線の延長上の点③となる。また切りくずは、工具すくい面の部分では仕上面と同様な点⑥、自由面側の部分では破断点のごく近傍でせん断面に近い点④となる。

ここではよく知られている応力-ひずみ特性をもつ引張試験と切削を対応させ、被削材の部分的な変形状態を引張試験の応力-ひずみ曲線上で定性的に表わそうと試みた。



(b) 温度の影響

図 6・16 応力-ひずみ曲線に及ぼすひずみ速度、温度の影響

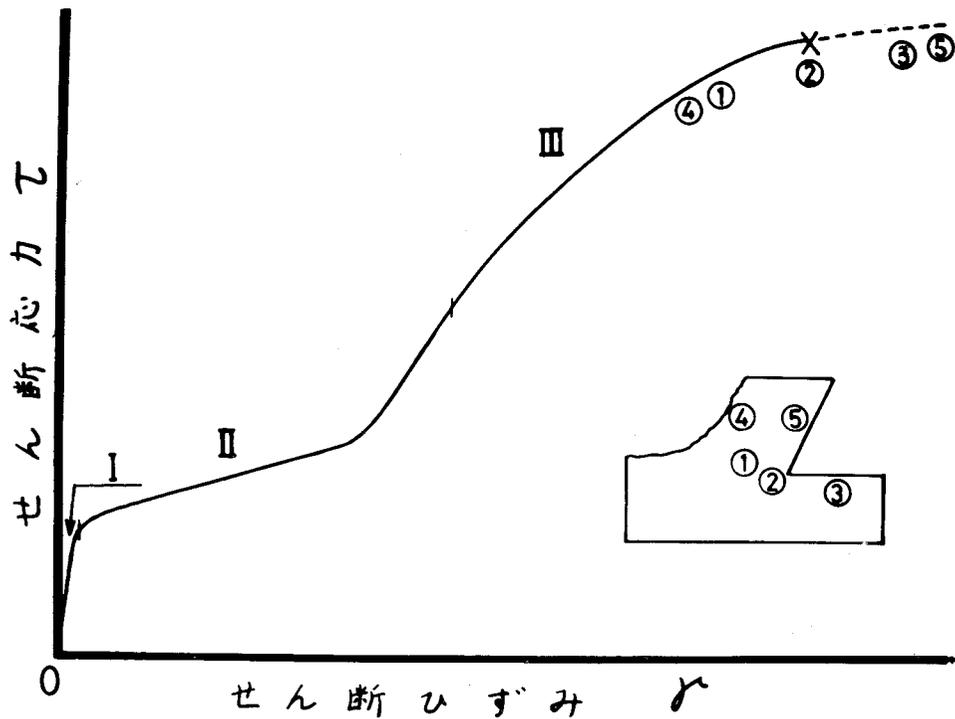


図 6・17 [110] 単結晶のせん断応力-せん断ひずみ曲線における被削材の各部分の変形状態が占める位置

次に引張試験片の内部組織と比較してみる。芳井⁶⁻¹⁸⁾によれば多結晶純アルミニウムの引張試験で得られる試験片の破断後の均一変形部では、転位はセル構造をなし、セル壁は複雑な構造を有し、セル内には転位が少ないとしている。すでに示したせん断面の内部組織はこの引張試験のそれに類似したものであるが、分岐点および仕上面の内部組織では転位は sub grain を形成しており、引張試験のそれとは少々違った様相を示している。セル径は引張試験の最大引張応力時の均一変形部での $3 \sim 5 \mu\text{m}$ 、収縮部での $2 \mu\text{m}$ 以上に対し、被削材の各部分の値は $0.9 \sim 3.0 \mu\text{m}$ となっており、後者の方が大体において小さな値となっている。

疲労試験における試験片の内部組織⁶⁻¹⁹⁾とも比較を試みた。共振型交番曲げ試験では疲労クラック近くに明瞭な sub grain が形成される。sub boundary は比較的狭く、そこでは転位が規則的な配列をしており、boundary 近傍においては多数の転位ループが存在する。また grain 内部は微小な転位ループが見られる他は、転位がほとんど存在しないものとなっている。 $2 \sim 4 \mu\text{m}$ の直径を有する sub grain は X 線による分析の結果ディスオリエンテーションが数度以上と大きく、したがって比較的顕著なコントラストがついた像として観察される。疲労によって形成された下部組織内には多数の転位ループが存在している。これは sub grain 内を移動してきたらせん転位が、sub boundary に吸収されたことを示すものである。クラック先端近傍に観察される多数の空孔は繰り返し変形に伴って形成されたもので、これによって著しい回復現象が生じたものとされている。⁶⁻²⁰⁾

これに対し仕上面では sub boundary が疲労試験の場合よりも明瞭で、かつ各 sub grain の白黒のコントラストの差も顕著に観察されており、ディスオリエンテーションもより大きくなっているものと考えられる。仕上面では疲労試験よりも破壊およびバニシ作用といった複雑な応力が生じたり変形が行われたゆえに、より著しい動的回復が生じこのような内部組織になったものである。しかしせん断面では疲労試験のものとよく似たものとなっている。sub grain の大きさは疲労試験片に比べて、せん断面では部分的に小さく、分岐点や仕上面ではほぼ全般的に小さいと言える。

切削過程は高ひずみ速度の変形過程であるので、材料試験と比較するならばひずみ速度の高いものと比べるべきであると考えられる。小寺沢⁶⁻²¹⁾によれば平均ひずみ速度 $\sim 10^3 \text{sec}^{-1}$ の高速引張試験では、通常の引張試験で得られるセル径よりも幾分小さいセルが見られることならびに転位密度が高いことが明らかにされている。また河田ら⁶⁻²²⁾によればひずみ速度 $\sim 10^3 \text{sec}^{-1}$ で破断点まで変形した試験片のセルは明瞭ではあるが比較的太く、セル壁は転位の

グリッド状構造物からできていること、またセル内には疲労試験と同様に多数の微小転位ループが存在するが転位密度が低いこと、セル間のディスオリエンテーションが大きく、セル径は $0.2 \sim 3.0 \mu\text{m}$ であることを報告している。

これらの内部組織に対し切削過程で一番近い組織を有するものはせん断面および分岐点である。セル径は衝撃試験片では $0.2 \sim 3.0 \mu\text{m}$ と比較的幅の広い範囲の値をとり切削の場合とそう大差はないが、セル (grain) 径の最小値は切削の場合の方が大きくなっている。今回の切削実験ではひずみ速度が通常の切削過程の $10^4 \sim 10^6 \text{ sec}^{-1}$ に対し、 832 sec^{-1} と 10^2 sec^{-1} のオーダーであること、そのため切削過程は純粋な断熱過程ではなく若干の発熱を伴うものであり動的回復が生じること、さらに被削材の各部分の応力状態はすでに述べたように単純な応力状態ではなく複雑なものであることなどにより、ひずみ速度では衝撃引張試験とほぼ同じであるにもかかわらず切削の場合の方がセル径の最小値が大きくなっている。

また試料表面のすべり線の状態は、衝撃引張試験片では静的引張試験片よりもすべり帯のコントラストが弱いこと、⁶⁻²³⁾すべり線の密度が大きい⁶⁻²⁴⁾などとされている。切削の場合は図6・12および図6・13に示したように、分岐点やせん断面ではすべり線の密度が非常に高く、衝撃引張試験のものよりもさらに高密度でかつ複雑な形状のものとなっている。これは変形の大小関係に起因するものである。

さらに材料試験よりも切削過程に近い機械加工面の内部組織と比較してみる。

図6・18は、純アルミニウムにつけた1本の引っかき傷底の内部組織である。⁶⁻²⁵⁾荷重は 2 g である。このようなセル組織は紙やすり、バフ、ラップ加工など砥粒による精密加工仕上面に見られるものである。図から判断されるようにセル組織が一部 sub grain 化していることが認められる。

図6・19は、超仕上げをした純

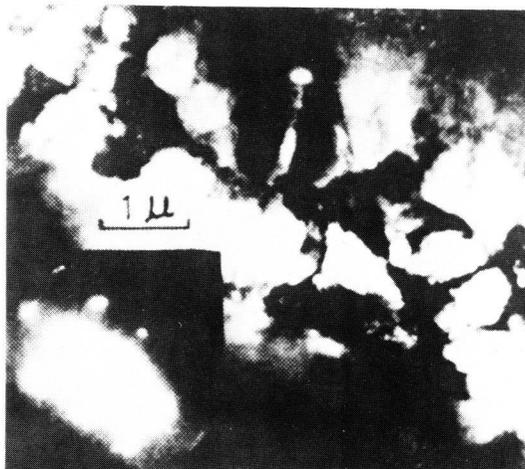


図6・18 純アルミニウムにつけた1本の引っかき傷の底部の内部組織⁶⁻²⁵⁾

アルミニウムの表面層の内部組織⁶⁻²⁶⁾である。変形が激しいゆえに転位はほとんど sub grain化している。sub grainは白黒のコントラストが顕著であり、ディスオリエンテーションも幾分存在することが認められている。

これらを先ほど示した被削材の各部分の内部組織と比較してみると、図6・18の引っかけ傷の底部、図6・19の超仕上げ加工面はそれぞれ図6・9の分岐点、図6・11の仕上面に類似していることになる。

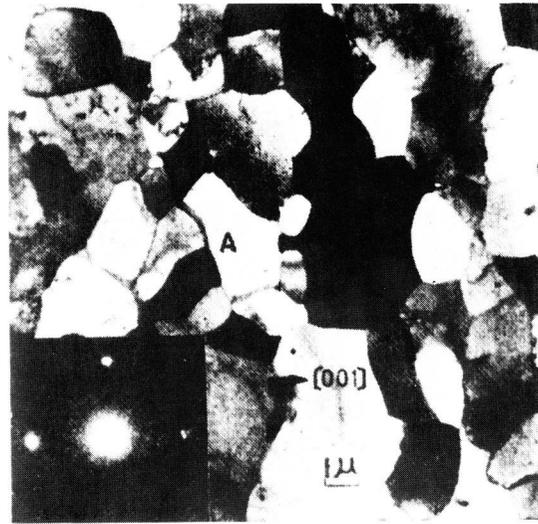


図6・19 純アルミニウムの超仕上げ加工面の内部組織⁶⁻²⁶⁾

したがって図6・18と図6・19の組織の差異は図6・9の分岐点と図6・11の仕上面との差異と同一のものであり、その原因も同じ要因に起因すると考えられる。その要因とは工具面での摩擦作用である。つまり分岐点や引っかけ傷底部では主として塑性変形や破壊が生じるが、切削加工仕上面や超仕上げ面では工作物が塑性変形して切りくずが排出された後、工具面でのバニシ作用を受け、そのため変形が分岐点などよりもさらに進むとともに摩擦熱の発生により回復が起こり、セル組織が sub grain化するの組織に差異が生じたのである。

以上被削材の各部分の変形状態を〔110〕単結晶の応力-ひずみ曲線上で表わし、また被削材の内部組織と各種の材料試験で得られる試験片のそれとを比較考察した。さらに機械加工面のそれとも比較し、類似点を検討した。

表6・4に被削材の各部分の内部組織と類似する組織を示す。

表6・4 被削材の各部分の内部組織と類似する組織

被削材の各部分	類似する試料
せん断面	交番曲げ疲労試験片
分岐点	引っかけ傷の底部
仕上面	超仕上げ面

6・4 分離作用の微視的機構

第5章では微小切削時の分離作用で生じる介在物に起因する破壊、いわゆるディンプル破壊について論じ、加工面が損傷を受ける場合について述べ、6・3では第5章で述べたディンプル破壊が生じない場合の分離作用の微視的様相を透過電子顕微鏡によって観察できるオーダーで明らかにした。ここでは第4～6章6・3で述べた結果とすでに明らかにされている事実とから、6・3で論じた微視的レベルより幾分大きい準微視的レベル(0.1 μm 以上)でディンプル破壊が生じない場合の分離作用の機構について述べる。

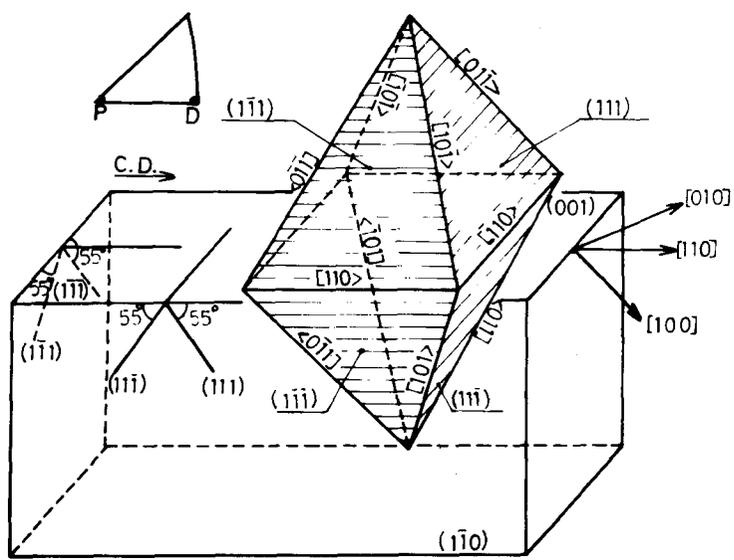
分離作用の微視的機構を論じたものに津和ら⁶⁻²⁷⁾の研究がある。それによれば面心立方金属である純アルミニウムと純銅の粗大または単結晶を切削し、そのときの仕上面を観察して結晶方位による変形の異方性と仕上面の良否との関連性を調べている。そしてその良否は結晶学的なすべり変形の差異に起因するものとしている。

すなわち(001)面〔110〕方向切削においてはすべり系の活動が最も単純であり、しかもそのすべり系の力学的な関係は二次元的に取り扱え、シュミットファクタと試料側面のすべり線観察を行い、幾何学的な関係も考えあわせた結果切りくずおよび仕上面生成の主変形は(111)面と(11 $\bar{1}$)面でのすべりによって生じるとした。

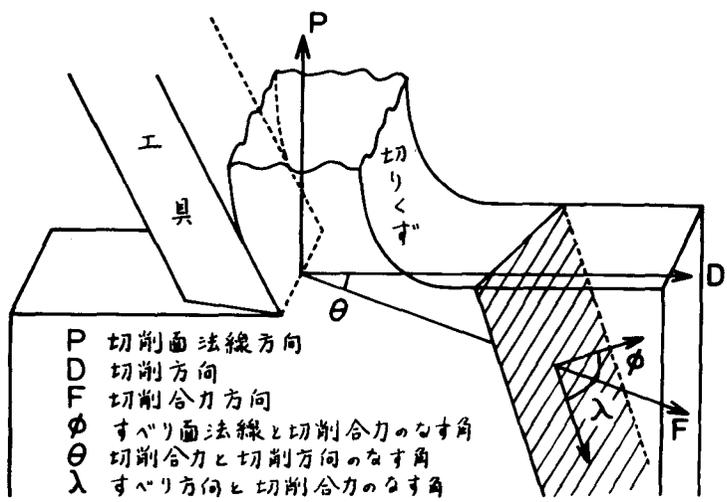
図6・20(a)(b)(c)(d)に、(001)面〔110〕方向切削でのすべり系の立体的模式図とすべり線解析、切削におけるシュミットファクタ($\cos\phi\cos\lambda$)の算出方法、各すべり面すべり方向のシュミットファクタ($\cos\phi\cos\lambda$)の切削力方向による変化曲線、そのときの仕上面の顕微鏡写真を示す。これらの図からわかるようにupの(11 $\bar{1}$)面のすべりとdownの(111)面のすべりが容易に働くことが推測される。そしてそれらが働くことによって延性せん断型の刃先クラックの発生で分離作用が行われ、その結果仕上面に図6・20(d)に示されるような“スリップステップ”が生じるとした。

また他の面、方位すなわち(001)面〔100〕方向および(110)面〔001〕方向の切削における刃先でのクラックによる仕上面の乱れ“スリップステップ”も上と同様な解析方法でやはり延性せん断による分離作用で生じるとした。

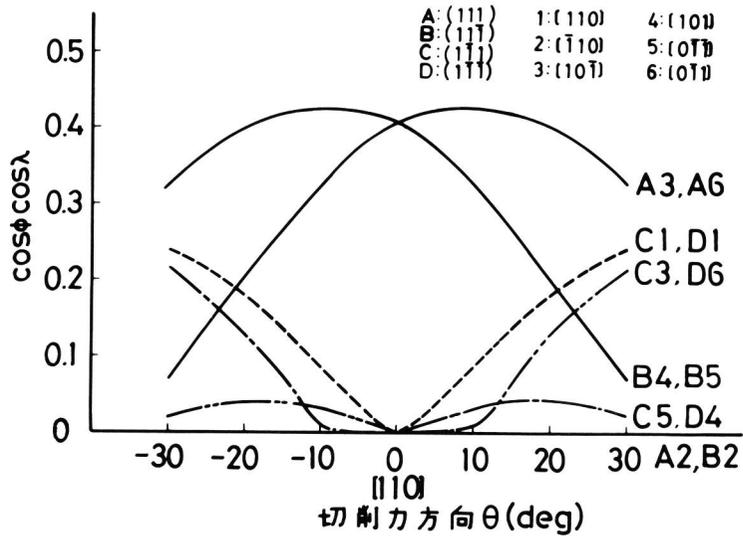
これらのクラックは、二組のすべり系が交互に働いて生成されることからRogers⁶⁻²⁸⁾の提唱している先在すべり面と活動すべり面の交差による延性クラックの伝ばのモデル、いわゆる交互すべりによるすべり分離(slipping off, 延性分断)の機構で生じたものである。



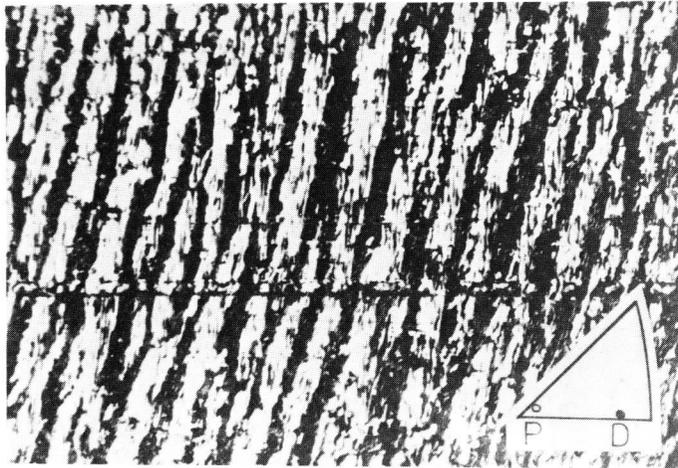
(a) すべり系の立体的模式図とすべり線解析



(b) 単結晶切削におけるシュミットファクタ ($\cos \phi \cos \lambda$) の算出方法



(c) 各すべり面すべり方向のシュミットファクタ ($\cos\phi \cos\lambda$) の切削力方向の変化曲線



(d) 仕上面の顕微鏡写真

図6・20 (001) [110] 切削におけるすべり系とすべり線解析, シュミットファクタの算出方法, シュミットファクタの変化曲線および仕上面の顕微鏡写真⁶⁻²⁷⁾

図6・21にRogersのモデルを示す。

ところで第5章ですでに述べたように分離作用時に発生する延性破壊には、一般的な介在物に起因するボイド生成→ボイドの合体→破断という過程をとるディンプル破壊も存在する。このようなことから考えると、分離作用における延性破壊にはすべり分離とディンプル破壊の二形態が存在することになる。これらの二形態は材料試験でその存在が認められているものであり、材料試験で見られる破壊の二形態が切削の分離作用でも存在することになる。

それではこれらの二形態がどのような場合に生じ、そのときには仕上面にどのような影響を及ぼすのか以下で論ずる。まずディンプル破壊について述べる。通常の多結晶金属（純金属の場合には純度がそれほど良くない*）切削の場合、切削作用そのものが工具刃先での強い方向

性のある変形のため、結晶学的な特定のすべり系が活性化されず（したがって優先的に働かず）、通常一般によく認められるような介在物に起因するディンプル破壊によって分離がなされる。この破壊の機構は本質的には第5章のものと同じである。ただ第5章の場合は、介在物が比較的大きくそれに起因して発生する刃先でのクラックが大ききなものとなるため、仕上面が乱れるものである。それと異なり通常の場合には、介在物が小さくそれに起因して発生する破壊の規模も大きくなりなため、破壊によってできた図5・10に示した凹部は小さくかつ工具逃げ面でのパニシ作用があるので、仕上面は比較的平滑な面となる。

また高純度金属の場合にも、粒界の三重点や転位の集積するところおよび交差するところな

* 例えば純アルミニウムの場合では、99.9%以下を指す。

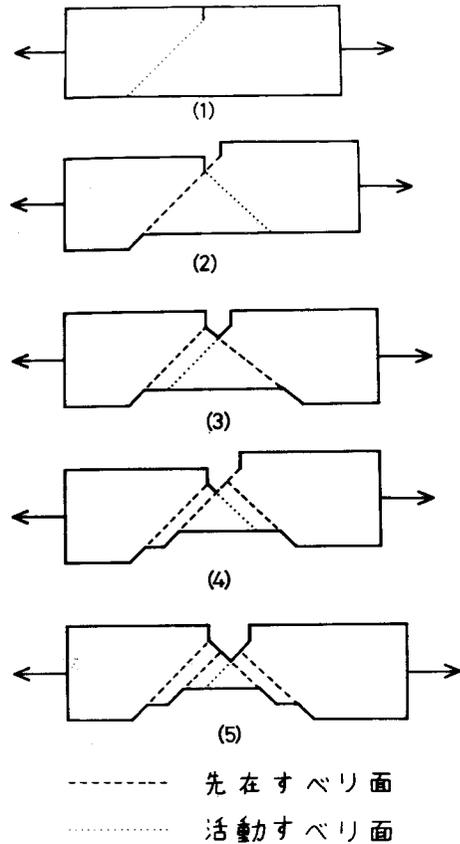


図6・21 交互すべりによる延性クラック伝ばのモデル⁶⁻²⁸⁾
(すべり分離, 延性分断)

ど不均一ひずみの集中部においては、マイクロボイドが生じる⁶⁻²⁹⁾とされており、切削時にもボイドが生じた後は純度の良くない金属の場合と同様な過程でディンプル破壊がなされ分離が行われる。ただこの場合には破壊の規模が小さいため、仕上面は良好なものになる。

ところが単結晶もしくは切込みが結晶粒径に比べて小さい切削では、工具刃先での強い方向性のある切削作用より結晶学的な特定のすべり系が優先的に働くため、分離作用はディンプル破壊ではなくすべり分離でなされる場合がある。すべり分離はもともと交互すべりに起因するため、分離された面はある段差をもっており、場合によっては工具逃げ面でのバニシ作用では平滑にできないときもある。したがってこの場合、仕上面にはスリップステップが残存し、多くの段差のある乱れた仕上面が生成される。これが図6・20の場合である。

以上で切削における分離作用での延性破壊の二形態について述べ、それらの発生する条件、機構および仕上面への影響について論じた。

表6・5に分離作用における延性破壊の二形態とその発生する条件を示す。

表6・5 分離作用における延性破壊の二形態とその発生する条件

	ディンプル破壊	すべり分離
多結晶	<ul style="list-style-type: none"> ・ 介在物を含有する場合 ・ 高純度金属で転位の集積もしくは交差する部分や粒界の三重点でマイクロボイドが生じる場合 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 高純度金属 ・ 切込み < 結晶粒径 } の切削ですべり系が優先的に働く場合
単結晶	<ul style="list-style-type: none"> ・ 介在物を含有する場合 ・ 高純度金属で転位の集積もしくは交差する部分でマイクロボイドが生じる場合 	同上
分離の形態		

切削の高精度化に伴ない実現が期待される超精密切削においては、切込みと被削材の結晶粒径との関係から分離作用は必然的にすべり分離によって行われる割合が多くなり、その結果分離された面は結晶粒によってあらさが異なってくると考えられる。これは分離作用の本質でもあるから回避できないものである。したがって仕上面を平滑にするには工具逃げ面でのパニシ作用に期待しなければならない。最近このような点に着目した研究⁶⁻³⁰⁾が見られ始め、超精密切削実現のためその成果が期待される。

6・5 結 言

加工精度限界推定の際に重要な要因と考えられる分離作用について微視的な観点からその機構を明らかにするため、分岐点、せん断面および仕上面の薄膜を作製し、高圧透過電子顕微鏡で内部組織を観察した。また分岐点およびせん断面の側表面のすべり線観察を行い、内部組織との対応を見た。さらに超微小切削装置によって得られた切りくずの内部組織も観察した。そして得られた結果ならびにすでに明らかにされている事実から分離作用の微視的機構を考察した。その結果以下の結論を得た。

- 1) せん断面、分岐点および仕上面においては転位は増殖し著しいもつれを生じ、その結果せん断面および分岐点ではセル組織を、分岐点の一部や仕上面では動的回復のため sub grain を形成している。またセルおよび sub grain の径はそれぞれ $1.5 \sim 3.0 \mu\text{m}$, $0.9 \sim 1.2 \mu\text{m}$, $1.0 \sim 1.5 \mu\text{m}$ となっており、材料試験や引抜き加工と同様に変形度が増すほどセルおよび sub grain の径が小さくなる傾向が認められる。さらに分岐点や仕上面においては各 sub grain 間のディスオリエンテーションが大きくなっている。
- 2) 切削試料の側表面のすべり線観察の結果、分岐点はせん断面よりもすべり線が高密度に存在し、その形状も複雑となっている。これはすべりの密度およびすべり量の多少に起因するものである。このことはせん断面よりも分岐点の方が変形が過酷であることを意味するものであり、内部組織の観察結果とも対応する。
- 3) 切りくずでは lamella に対応するバンド状の白黒のコントラストが観察される。黒色の部分は微細すべりが発生したところであるが、試料が厚いためセル組織や sub grain が重なっていることもあり、その詳細はわかりにくい。白色の部分は粗大すべりが生じたところで、黒色の部分と同様にセル組織や sub grain が存在する。白色の部分のセルの径は $0.3 \sim 0.5 \mu\text{m}$ であり、これは被削材の他の部分よりも小さい値である。また電子線の回折

パターンなどから判断すると各セル間のディスオリエンテーションは大きい。

- 4) 被削材を〔110〕方位をもつ擬単結晶と考えてせん断面、分岐点および仕上面の変形状態を〔110〕単結晶の応力-ひずみ曲線に当てはめれば、それぞれ変形ステージⅢ、破断点、破断点の延長上の点となる。また切りくずは工具すくい面側と自由面側とでそれぞれ仕上面と同様な破断点の延長上の点、破断点のごく近傍でせん断面に近い点となる。
- 5) せん断面、分岐点および仕上面の内部組織を材料試験で得られる組織や機械加工した表面の組織と比較した結果、せん断面は交番曲げ疲労試験片に、分岐点は引っかき傷の底面に、仕上面は超仕上面に類似していることが明らかとなった。
- 6) 分離作用の微視的機構には、ボイドに起因するディンプル破壊と交互すべりによる延性クラックの伝ばの結果生ずるすべり分離との二形態が存在する。前者は通常の切削で見られるものであるが、そのとき発生するボイドの位置や大きさによっては加工面が乱されることがある。後者は通常の切削では発生する可能性が少ないが、単結晶や切込みが結晶粒径に比べて小さい場合には生ずる可能性が高くなる。その場合には加工面にスリップステップができる。

第 7 章 総 括

本研究は切削機構を加工面生成の立場から解析する際に重要である分離作用について、分離作用が一種の破壊現象であるという観点からその機構を明らかにするものである。

本研究を通観して明らかにされた点の主要な事項について以下に述べる。

まず第 1 章は序章である。

第 2 章では、微小切削において切削現象に大きな影響を及ぼす工具刃先の微視的形狀を明らかにする方法を調べた。そして高速度鋼、超硬合金およびダイヤモンド工具の刃先の微視的形狀を明らかにし、さらにそれらの工具の鋭さの限界について考察した。その結果微視的形狀の把握には、走査電子顕微鏡で観察する方法が秀れ、三種の工具の鋭さの限界はそれらを構成している成分に左右されることが明らかとなった。また刃先の形狀を丸いものと仮定し、分離作用における破壊に及ぼす刃先丸味の影響を快削鋼の切削実験によって調べた。その結果刃先に丸味が存在する場合には、破壊によって生成される加工面の損傷が刃先の鋭い場合よりも大きくなることが明らかとなった。

第 3 章では、分離作用における破壊現象を動的かつ正確に検出するため、非破壊検査の分野で近年著しい発展をしつつあるアコースティック・エミッション (AE) 法を適用した。その結果 AE 法では分離作用における破壊現象のみならず切削過程中の破壊現象も検出可能で、特に微小な、例えば今回では介在物周りに発生した大きさ約 $8 \mu m$ のものが検出できることが明らかとなった。その他発生場所が被削材内部であるため外部から観察できないものや破壊現象の規模が微小なため他の方法では不可能なものまで検出できることが認められた。

第 4 章では、分離作用の力学的機構を明らかにするため、モデル光弾性荷重負荷切削実験を行った。これは拡大モデルを使用し、切削力に対応する荷重をモデルに負荷して刃先近傍での応力分布を求めるものである。求められた応力分布によれば、最大せん断応力、相当応力および最大主応力の分布は、工具刃先が鋭い場合および刃先丸味のある場合とも刃先近傍では三者とも類似した分布を示している。またそれぞれの最大値を示す点は鋭い工具の場合三者で一致するが、丸味のある工具の場合三者で一致せず、最大せん断応力と相当応力とで、また最大せん断応力と最大主応力とでそれぞれ部分的に一致することが明らかとなった。

第 5 章では、分離作用における延性破壊機構を明らかにするため炭素鋼や純アルミニウムなどを極低速二次元切削して、主として介在物の影響を検討した。その結果介在物に起因するクラックが刃先から発生し加工面に損傷を与えること、介在物と工具刃先との相対的位置によっ

て損傷が異なることが明らかとなった。さらに介在物のほか結晶粒界や第二相などの材料学的要因ならびに応力場の差異をもたらす切込みやすくい角の変化などの力学的要因の影響についても明らかにした。

第6章では、分離作用を微視的に明らかにするため分岐点、せん断面および仕上面の薄膜を作製し、高圧透過電子顕微鏡でそれらの内部組織を観察した。また超微小切削装置で得られた切りくずも観察した。その結果分岐点およびせん断面においては、それらの側表面のすべり線の様子と対応するように内部組織が変化していること、転位はせん断面および分岐点ではセル組織を、分岐点の一部や仕上面では sub grain を形成していること、それらのセルもしくは grain の径は変形度に対応してせん断面よりも分岐点および仕上面の方が小さいことなどが明らかとなった。さらに被削材を擬単結晶と考え、被削材の各部分の変形状態を単結晶の応力-ひずみ曲線上で表わした。最後に被削材の各部分の内部組織を各種材料試験片および機械加工面のそれと比較検討した結果、せん断面は交番曲げ疲労試験片、分岐点は引っかけ傷の底部、仕上面は超仕上面に類似していることが明らかとなった。

謝 辞

この研究は著者が大阪大学大学院工学研究科博士課程へ入学すると同時に始まり、その後著者が岡山理科大学に勤務する数年間の間に行われたものである。この研究を遂行するにあたり最初から最後まで終始かわらぬ御指導御鞭達を頂いた恩師大阪大学工学部津和秀夫教授、ならびに井川直哉教授に深甚の謝意を表します。また本研究の遂行にあたり終始かわらぬ御指導と種々の便宜を図って頂いた岡山理科大学長元亀久男教授ならびに船川正哉教授に深甚の謝意を表します。

大阪大学在学中のみならず岡山理科大学に就職してからも種々の御教示を賜った大阪大学工学部精密工学科川辺秀昭教授、山田朝治教授、築添正教授、牧之内三郎教授、中川憲治教授、難波義治助教授、大森義市講師、森勇蔵助教授、打越純市技官ならびに精密工学科諸教官に厚く感謝の意を表します。

この研究を実施するのに種々の御指導と御支援を賜った岡山理科大学機械理学科諸教員に厚く感謝の意を表します。

この論文を作成するにあたり日頃から多くの御助言と御支援を賜った岡山大学工学部宇野義幸講師に厚く感謝の意を表します。

本研究の実施にあたり労をいとわず協力して頂いた清家健夫氏、小川雅央氏（当時大阪大学学生）、大西健一氏、堀川純氏、市川満博氏、福田源政氏、内田恭平氏、原田宏氏、大村賢夫氏（当時岡山理科大学学生）ならびに大阪大学工学部津和研究室の関係各位に心から感謝致します。

最後に透過電子顕微鏡を使用させて頂く場合に協力頂きました姫路工業大学橋本雍彦教授、三木雅道助教授、日本電子株式会社に、また試料の研磨の際に便宜を図って頂いたウィンゴー株式会社に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

第1章

- 1-1) 例えば垣野義昭：切削加工面の生成機構に関する研究，京都大学学位論文（1971）
- 1-2) 例えば井川直哉：切削加工の精度限界，機械の研究，24，12（1972）1550.
- 1-3) 例えば長谷川嘉雄，花崎伸作，安富雅典：亜鉛粗大結晶の切削機構，金属学会誌，41，3（1977）237.
- 1-4) 金枝敏明，津和秀夫：切削における刃先での分離作用に関する研究（第1報）—分離作用での破壊現象における介在物の役割，精密機械，41，12（1978）1470.
- 1-5) 例えば J. Gurland & J. Plateau：The Mechanism of Ductile Rupture of Metals of Containing Inclusions, Trans. A S M, 56（1963）442.
- 1-6) 例えば F. A. McClintock：A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes, J. Appl. Mech., 35（1968）363.
- 1-7) 例えば南雲道彦：軟鋼の延性破壊過程—伝ば過程を中心にして，第16回材料強度と破壊国内総合シンポジウム論文集（1971）104.

第2章

- 2-1) 井川直哉：1-2)と同じ
- 2-2) 岩田一明，上田完次，柴坂敏郎：走査電子顕微鏡内微小切削による切削機構の解析（第1報）—快削介在物硫化マンガンでの切削中の挙動，精密機械，43，3（1977）32.
- 2-3) H. J. Lambert：Relation between Grinding Methods (including Electrolycal Grinding) and Tool Performance, CIRP Annalen, 12（1963）46.
- 2-4) 大森義市：ダイヤモンド切削面の性状について，高精度，3，1（1971）8.
- 2-5) 中山一雄，田村清：切削抵抗における寸法効果—軽切削の研究，精密機械，31（1965）240.
- 2-6) 2-4)のp9
- 2-7) 金属学会編：金属便覧，丸善（1971）792
- 2-8) 原昭夫：工具の靱性について，生産科学研究会コロキウムテキスト，（1978）19.

- 2-9) 井川直哉：これからの生産技術講習会テキスト(1979)44.
- 2-10) D. V. Keller : Adhesion between Solid Metals, *Wear* 6(1963)353.
- 2-11) E. Rabinowicz : Influence of Surface Energy on Friction and Wear Phenomena, *J. of Appl. Phys.* 32, 8(1961)1440.
- 2-12) F. P. Bowden & D. Tabor (曾田範宗訳)：固体の摩擦と潤滑，丸善(1970)284.
- 2-13) 2-12) の p21
- 2-14) A. Bondi : The Spreading of Liquid Metals on Solid Surfaces, *Chem. Rev.* 52(1953)417
- 2-15) J. W. Taylor : Estimation of Some Unknown Surface Tensions for Metals, *Metallurgia*, 50(1954)161.
- 2-16) M. E. Sikorski : Correlation of the Coefficient of Adhesion with Various Physical and Mechanical Properties of Metals, *Trans. ASME, Ser. B* (1963)280.
- 2-17) 竹山秀彦, 大野幸彦：構成刃先に関する基礎研究(第1報)－構成刃先の発生，機械学会論文集，32，242(1966)1568.
- 2-18) E. Rabinowicz : The Determination of the Compatibility of Metals through Static Friction Tests, *Trans. ASLE*, 3(1973)37.
- 2-19) 岩田一明, 愛原惇士郎, 金枝敏明：高圧, 高温下における摩擦, 凝着に関する研究(第3報)－せん断凝着力の測定と解析，機械学会関西支部第48期講演会論文集(1973)37.
- 2-20) 臼井英治, 牧野亮哉：低速流れ型切削における応力, ひずみ分布, 精密機械, 33, 4(1967)245

第3章

- 3-1) 1-4) と同じ
- 3-2) 垣野義昭, リュック・ディ・ジョン, 小林昌彦：アコースティックエミッションによる切削工具破損の検出, 精密機械, 46, 3(1980)344.
- 3-3) 岩田一明, 森脇俊道, 橋本英文, 柴坂敏郎：アコースティックエミッションによる

切削工具損傷の検出, 精密機械, 46, 7 (1980) 874.

3-4) 本間恭二: 研削砥石の微視的破壊機構について(第6報)-AE法による解析, 昭和54年度精機学会春季学術講演会講演論文集(1979) 211.

3-5) 羽田野甫, 堀内良, 丹羽登: Stress Wave Emission による構造物の非破壊検査, 東京大学宇宙航空研究所報告, 10, 2(B) (1974) 330.

第4章

4-1) 例えば藤井義也, 田上潔, 松野勝, 三浦勝英: 鉛-すず合金による二次元切削機構の解析, 機械学会論文集, 35, 275 (1969) 1557.

4-2) 例えばH. Kudo: Some New Slip-Line Solution for Two-Dimensional Steady State Machining, Int. J. Mech. Sci., 7 (1965) 43.

4-3) 鈴木康夫, 財満鎮雄, 佐伯康彦: 光弾性法による切削機構の解析-ポリカーボネイトとアルミニウムの切削, 材料試験技術, 24, 3 (1979) 142.

4-4) 白樫高洋, 白井英治: 二次元流れ型切削のシミュレーション解析, 精密機械, 42, 5 (1976) 4.

4-5) 鈴木康夫, 財満鎮雄, 藤井照彦: 金属切削における被削材内部の応力分布に関する光弾性皮膜法による検討, 材料試験技術, 23, 3 (1978) 25

4-6) 奥島啓式, 垣野義昭, 萩原四郎, 橋本博実: 二次元切削機構の光弾塑性法による解析(第2報)-すくい面摩擦, 逃げ面摩擦, 刃先丸味の応力分布に及ぼす影響, 精密機械, 36, 9 (1970) 629.

4-7) 井川直哉: 機械加工面のあらさ, 潤滑, 19, 2 (1974) 37.

4-8) M. F. Ashby: Work Hardening of Dispersion-Hardened Crystals, Phil. Mag., 14 (1966) 1157.

4-9) 1-7)と同じ

4-10) 岩田一明, 上田完次: 走査電子顕微鏡内微小切削による切削機構の解析(第2報)-せん断型切りくず生成過程におけるき裂の動的挙動, 精密機械, 43, 8 (1977) 932

4-11) 4-6)と同じ

第5章

- 5-1) 1-1)と同じ
- 5-2) E. Usui, A. Gujral & M. C. Shaw : An Experimental Study of the Action of CCl_4 in Cutting and Other Process including Plastic Flow, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 1, 187.
- 5-3) 4-10)と同じ。
- 5-4) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 鈴木康夫: 種々の軟金属における過切削現象, 精密機械, 42, 12 (1976) 1197.
- 5-5) 例えば1-1)
- 5-6) 2-20)と同じ
- 5-7) 5-6)と同じ
- 5-8) 臼井英治: 切削・研削加工学(上), 共立出版(1966)24.
- 5-9) 5-8)のp33
- 5-10) 田中義信, 津和秀夫, 井川直哉: 精密工作法(上), 共立出版(1979)37.
- 5-11) 5-8)のp77.
- 5-12) 金属学会, 鉄鋼協会編: 鉄鋼材料便覧, 丸善(1967)425.
- 5-13) 5-12)のp476.
- 5-14) 4-8)と同じ
- 5-15) 横堀武夫: 材料強度学, 技報堂(1974)78.
- 5-16) 小林芳人, 清水真佐人, 国尾武: 純鉄の延性破壊に關与する非金属介在物の大きさの効果, 機械学会論文集, 42, 355 (1976) 672.
- 5-17) C. D. Beachem : Fracture I (Ed. by H. Liebowicz), Academic Press (1968) 243.

第6章

- 6-1) 例えば津枝正介, 長谷川嘉雄, 中野哲央: 刃先の微小丸味が切削現象に及ぼす影響 (第1報) - 刃先の押しならし作用, 機械学会論文集, 26, 166 (1960) 803.
- 6-2) K. Iwata & K. Ueda : Mechanism of Fracturing in Micro-Machining, Proceeding of the 3rd International Conference on Production

- Engineering (1977) 266.
- 6-3) M. Ahlers & L. F. Vassamillet : Determination of Some fcc Metals by Ultra-microtomy, J. of Appl. Phys., 39, 8 (1968) 3592.
- 6-4) 江田弘, 貴志浩三, 市田良夫: 切りくず形態の金属物理的考察, 精密機械, 41, 9 (1975) 872.
- 6-5) 田辺良美, 清水浩樹, 高野光央: Al-4.16%Mg 合金の二次元切削切りくずの電子顕微鏡的観察, 精密機械, 42, 4 (1976) 255.
- 6-6) 津和秀夫, 大森義市, 打越純一: 超微小切削に関する研究, 昭和49年度精機学秋季学術講演会前刷 (1974) 45.
- 6-7) 2-20)と同じ
- 6-8) 藤田広志: 極表面層の材料強度, 精密機械, 40, 4 (1974) 378.
- 6-9) J. T. Black : On the Fundamental Mechanism of Large Strain Plastic Deformation -Electron Microscopy of Metal Cutting Chips, Trans. ASME, Ser. B. 93, 2 (1971) 509.
- 6-10) J. T. Black : Shear Front-Lamella Structure in Large Strain Plastic Deformation Processes, Trans. ASME, Ser. B. 94, 1 (1972) 307.
- 6-11) H. Fujita : Continuous Observation of Dynamic Behaviours of Dislocations in Aluminum, J. of the Phys. Soc. of Japan, 23, 6 (1967) 1360.
- 6-12) 例えば H. Fujita & T. Taoka : The Effect of Grain Size and Deformation Sub-Structure on Mechanical Properties of Polycrystalline Aluminum, Acta. Met., 21, 4 (1973) 358.
- 6-13) N. Hansen : Microstructure and Flow Stress of Aluminum and Dispersion-Strengthened Aluminum-Aluminum-Oxide Products Drawn at Room Temperature, Trans. TMS - AIME, 245, 9 (1969) 2061.
- 6-14) B. F. Turkovich : Shear Stress in Metal Cutting, Trans. ASME, Ser. B. 92 (1970) 154.
- 6-15) 石井勇五郎: 削り加工によるアルミニウム単結晶の変形について, 機械学会論文集, 17, 63 (1951) 131.

- 6-16) B. Jaoul : 金属の塑性, 丸善 (1969) 296.
- 6-17) 5-8) の p35
- 6-18) 芳井熊安: 面心立方金属の延性破壊機構に関する研究, 大阪大学学位論文 (1973) 78.
- 6-19) 小倉次夫, 辛島誠一: 500 kV 電子顕微鏡によるアルミニウム疲労クラック近くの組織観察, 金属学会誌, 34, 7 (1970) 747.
- 6-20) 6-19) の p743
- 6-21) 小寺沢啓司: 金属材料の高速変形と加工硬化に関する研究, 大阪大学学位論文 (1977) 91.
- 6-22) 河田幸三, 井村徹, 鈴木平, 清野次郎: 高速変形したアルミニウムの電子顕微鏡観察, 昭和40年春物理学会講演集II, 199.
- 6-23) 吉田進, 永田徳雄: 高ひずみ速度における多結晶アルミニウムの変形について, 金属学会誌, 29, 8 (1965) 814.
- 6-24) 吉田進, 永田徳雄: 高ひずみ速度におけるアルミニウム単結晶の変形について, 金属学会誌, 30, 9 (1966) 884.
- 6-25) 高橋昇: 固体表面の構造, 機械学会誌, 75, 641 (1972) 902.
- 6-26) 高橋昇: 金属研磨面の微視的構造, 潤滑, 13, 11 (1968) 625.
- 6-27) 津和秀夫, 大森義市, 村田有樹: 精密切削面の精度限界要因の研究 (第2報) - Slip Step の生成について, 昭和52年度精機学会春季大会前刷, 47.
- 6-28) H. C. Rogers : Ductility, ASM (1968) 50.
- 6-29) 例えば5-17)
- 6-30) 津和秀夫, 大森義市, 木下薫: ダイヤモンド切削における精度限界要因の研究 - パニシ量と鏡面生成との相関性, 昭和54年度精機学会春季学術講演会講演論文集 (1979) 83.