

Title	耐摩耗工具用超硬合金の切削に関する研究
Author(s)	許, 盛中
Citation	大阪大学, 2008, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/23457
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

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

Osaka University

耐摩耗工具用超硬合金の切削に関する研究

2007年12月

許 盛 中

耐摩耗工具用超硬合金の切削に関する研究

2007 年 12 月

許 盛 中

【目 次】

第 1 章	緒 論	1
	1.1 超硬合金の定義と歴史的背景	2
	1.2 超硬合金の製造工程と組織	3
	1.3 超硬合金の性質	5
	1.4 超硬合金の機械加工および本論文の構成	8
	参考文献	12
第 2 章	旋削における PCD 工具の摩耗機構と切削抵抗	15
	2.1 緒 言	15
	2.2 実験装置および実験方法	16
	2.2.1 実験装置	16
	2.2.2 実験方法	19
	2.3 工具摩耗特性	20
	2.3.1 工具初期摩耗特性	20
	2.3.2 工具摩耗量に及ぼす切削速度の影響	23
	2.3.3 工具摩耗量に及ぼす被削材硬度の影響	23
	2.3.4 工具摩耗量に及ぼす送り速度の影響	24
	2.4 切削抵抗特性	26
	2.4.1 切削抵抗に及ぼす切削速度の影響	26
	2.4.2 切削抵抗に及ぼす被削材硬度の影響	27
	2.4.3 切削抵抗に及ぼす送り速度速度の影響	28
	2.5 工具摩耗面観察	30
	2.6 結 言	33
	参考文献	34
第 3 章	工具材種による切削機構の比較	35
	3.1 緒 言	35
	3.2 実験方法および工具材種	36
	3.3 工具摩耗特性	39
	3.4 切削抵抗特性	49
	3.5 PCD 工具における工具粒径の影響	51
	3.5.1 工具粒径が工具摩耗特性に及ぼす影響	51

	3.5.2 工具粒径が切削抵抗特性に与える影響	54
	3.6 切りくずの観察	55
	3.7 結 言	57
	参考文献	58
第 4 章	超硬合金の組成が切削機構に及ぼす影響	59
	4.1 緒 言	59
	4.2 実験装置および被削材	60
	4.3 被削材の組成が工具摩耗, 仕上げ面粗さに及ぼす影響	63
	4.3.1 乾式切削における工具摩耗特性および仕上げ面粗さ	63
	4.3.2 ミスト切削における工具摩耗特性および仕上げ面粗さ	72
	4.3.3 湿式切削における工具摩耗特性および仕上げ面粗さ	73
	4.4 切削抵抗特性	75
	4.5 結 言	77
	参考文献	78
第 5 章	超硬合金の SEM 内微小切削	79
	5.1 緒 言	79
	5.2 実験装置および実験方法	80
	5.3 実験結果	83
	5.3.1 切りくず形態	83
	5.3.2 切りくず生成過程	86
	5.3.3 せん断挙動と切削抵抗の変動	88
	5.3.4 工具形状によるせん断破壊挙動	94
	5.4 結 言	98
	参考文献	99
第 6 章	超硬合金の切削における切削油剤の効果	101
	6.1 緒 言	101
	6.2 実験装置および実験方法	101
	6.2.1 被削材	101
	6.2.2 実験装置および方法	102
	6.2.3 切削油剤の供給方法および温度測定	105
	6.3 実験結果および考察	107
	6.3.1 逃げ面工具摩耗および温度測定	107

6.3.2	工具逃げ面観察	108
6.3.3	旋削実験における切削抵抗	109
6.3.4	旋削実験における逃げ面摩耗形状観察	110
6.4	二次元切削実験	112
6.4.1	二次元切削実験での切削抵抗	112
6.4.2	二次元乾式・湿式切削における切り残しのメカニズム	114
6.5	乾式切削における工具摩耗機構	116
6.6	湿式・ミスト切削における工具摩耗機構	117
6.7	結 言	120
	参考文献	121
第7章	総 括	123
	本論文に関する公表論文	127
	謝 辞	129

第1章

緒 論

最近、科学技術の急速な進歩に伴って、工業製品の性能や品質に対するユーザの要求は、ますます高くなっている。これに対応できるように生産加工の分野でも、新しい切削工具が次々と開発され、加工能率の向上、加工の自動化や高精度化をはかることが可能となってきた。

21世紀の切削加工の技術トレンドとしては、難削材・新素材の切削、高速・高能率切削、ドライ切削、といわれている⁽¹⁾。しかし難削材の切削では、工具損傷や加工精度に関するトラブルが多発しやすく、生産性を向上させることは困難で、自動生産システムによる高能率加工も難しい。難削材加工の分野で、技術の高度化を実現する上で、2つの大きな障害がある。ひとつは、難削材の切削は最先端技術や企業の研究開発業務と結びついていることが多く、加工現場の切削データが外部に公表するのを避ける傾向が強いことである。次に、素材が高価であるため、再調達が困難という特性から、切削加工で精度不良や加工の失敗を恐れる傾向が強く、新しい切削工具や高能率な切削条件の設定に消極的であることである。そのため、難削材の切削加工技術は、一般材のそれに比べると、加工現場で役立つ実用的・実践的な切削データが十分でなく、その数少ない切削データも情報化が確立されておらず、切削データの蓄積や情報化が著しく遅れていると言わざるを得ない。

最近、様々な産業分野において難削材や新素材の導入が盛んに行われており、しかも難削材は、厳しい条件下で使用される部品に用いられることが多いので、加工に際しても仕上げ面粗さや表面品位などに対し、種々の要求が課せられている。したがって、これらの要求を満足させながら、なおかつ、超精密・高能率に加工するための基礎技術を養っていくことが必要であると考えられる。

したがって、超難削材である超硬合金の旋削についても、上記のように切削加工が持っている長所を十分に生かして、トラブルを未然に防止しながら、なおかつ、高能率加工による生産性の向上を実

現していくために切削データの蓄積と情報化，研究データの積み重ねの加速化及び旋削加工技術を養っていくことが，今後必要であると考えられる。

さらに近年産業界がめざましい発展を遂げる中，金型材料としての利用など，超硬合金への需要は益々高まっている。その需要の増加に伴い，様々な要求に対応するべく超硬合金素材の多様化が進んでいるが，それら多くの基本的な加工性についても未だ明らかにされていないのが現実であり，多種多様な素材に対応した加工機構の解明を求める声が高まっている。

1.1 超硬合金の定義と歴史的背景

難削材の一つである超硬合金 (Hartmetale、Hard metales、Cemented Carbide) は，周期律表IVa, Va, VIa 族に属する9種類の遷移金属の炭化物 (TiC, VC, Cr₃C₂, ZrC, NbC, Mo₂C, HfC, TaC, WC であるが，これらの中，TiC, TaC, NbC 等がよく用いられる) を，Fe, Co, Ni などの鉄族金属を用いて焼結結合した合金を総称して言う⁽²⁾。超硬合金には，多くの種類があり，各合金中 WC-Co 合金の機械的特性は，最も優れているため，一般には本系合金を指して超硬合金と呼んでいる。その歴史的背景⁽³⁾として，超硬合金は1923年，ドイツのオスラム (Osram) 研究所でシュレーター (Karl Schröter)，スコピー (F. Skaupy) らによって発明された。当時のドイツは第1次世界大戦の敗戦国であり，そのため産業に必需品であったダイヤモンドがほとんどなかったため，ダイヤモンドの代替品として開発された。シュレーターらが作った超硬合金は WC-Co (Tungsten carbide-Cobalt ; タングステンカーバイドコバルト) 系であり，これはクルップ社 (Friedrich Krupp group) より Widia (Wie Diamond - ドイツ語でダイヤモンドのようなものの意) という名前で商品化された。当時の超硬合金はおもにタングステン線 (電球のフィラメント) の線引きに用いられたが，その強度は現在のものよりも相当に低く，粗悪な物であった。この後，品質改良が行われ，WC-Co 系合金以外に，1930年代に現在でも切削工具材種の主流として，耐酸化性を向上させた WC-TiC (Titanium carbide) -TaC (Tantalum carbide)，WC-TiC-Co 系合金，WC-TaC-Co 系合金，WC-TiC-TaC-Co 系合金が開発され用いられている⁽⁴⁾。

1.2 超硬合金の製造工程と組織

超硬合金はその主成分であるタングステンカーバイド WC の融点が 2900°C と極めて高温であるため、溶製が困難である。したがって、WC を溶かさず Co のみ溶かし、溶けた Co で WC を焼き固めて合金化する方法、すなわち粉末冶金法 (P/M ; powder metallurgy) という特殊な製法により製造される。粉末冶金法とは、鉄鋼等のように熔解や、削ったりして所用形状を得るのではなく、異なる成分の金属粉末を混合、プレス成型した後、溶かさずに焼き固めて所用形状を得る方法である。超硬合金は粉末冶金法により生産された製品の中で最も古いものの一つであるが、商業的には一番成功したものの一つである^{(5),(6)}。

Fig. 1.1 に具体的に示すように、超硬合金の製造工程⁽⁷⁾では、まず、炭化タングステン粉末とコバルト粉末を湿式法で混合・粉砕した後、乾燥させて造粒する。これを個々の金型に入れてプレスし、ブリックと呼ばれる固形物にする。最後に焼結炉の中に入れて、1400°C 前後の高温で加熱すると、超硬合金が出来上がる。配合と焼結に各製造会社のノウハウがあり、超硬合金の硬さや強度はこの2工程のでき具合によって決定される。

上記のような製造工程のため、硬鋼 (Hard steel, C 0.5~0.8%) とはその化学的組成や物理的・機械的の組成において全く違う。いずれも原料は粉末であるが、使用される超硬合金の組成を理解するために光学顕微鏡によるその表面および SEM による原料 WC 粉末と Co 粉末を観察した写真を Fig. 1.2 に示す。組織中で青く見えているのが WC 粒子であり、硬さに富み耐摩耗性が高く、優れた硬質材料であるが、衝撃に対して脆いという硬質材料共通の欠点を持っている。白いコントラストを示す相が結合相の Co であり、金属なので靱性がある。WC に靱性がある Co を加え合金にすることで、WC の衝撃や曲げに弱い弱点を補強している。ただし靱性を高めるあまり Co の添加量が多くなると、摩耗が速くなる。また、現在では、超硬合金の耐摩耗性、耐反応性、耐熱性を改善するために WC 以外の炭化物を単体、複合して使用している⁽⁸⁾。

WC は六方晶であるので、WC 粒子が焼結中に成長すると、形状は三角柱状を呈する。したがって、一般に WC 相は組織中で三角、矩形あるいは梯形状に見える。図からもわかるとおり、粒子の大きさはおよそ 4~10 μm 程度である。

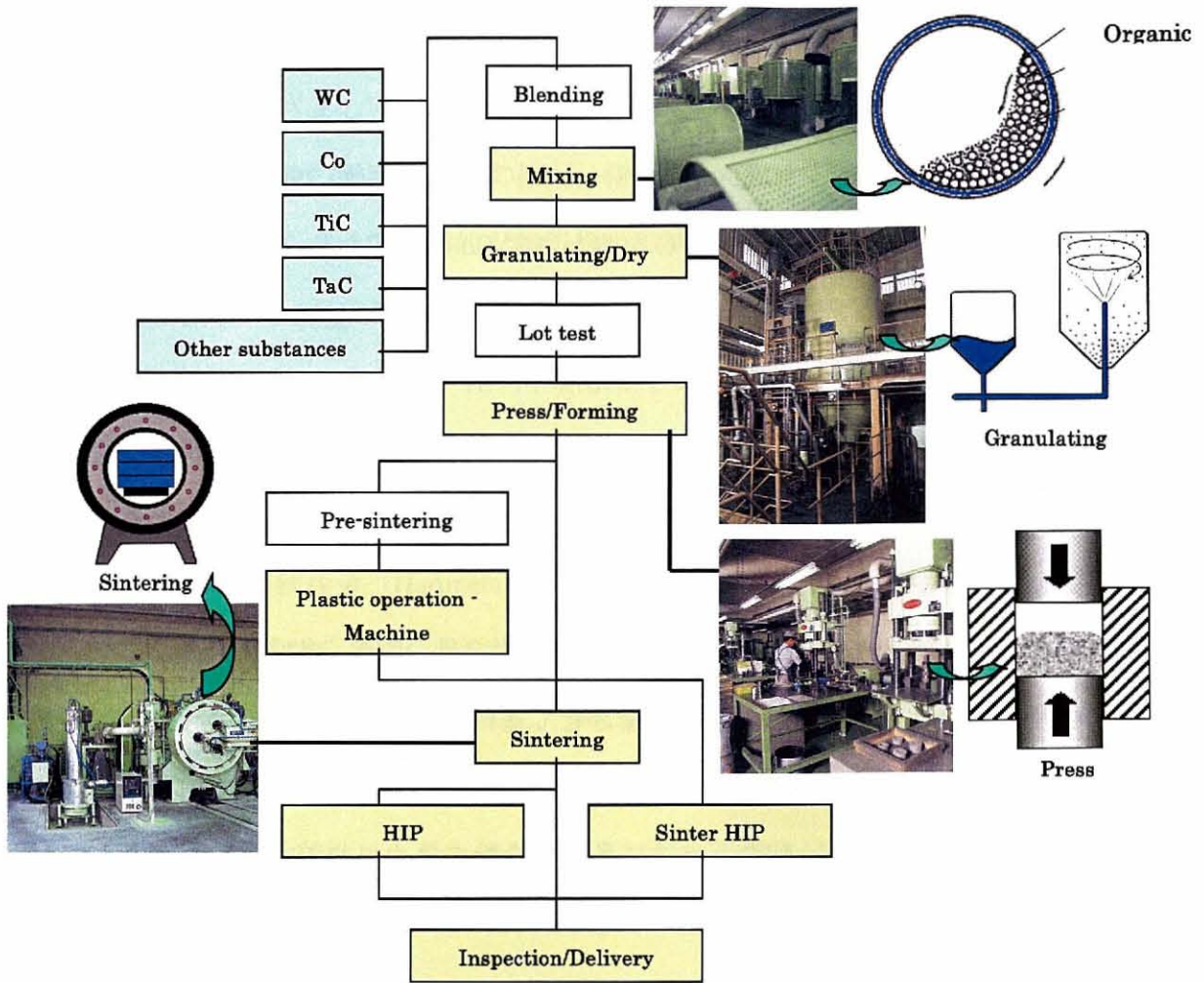


Fig. 1.1 Manufacturing process of cemented carbide

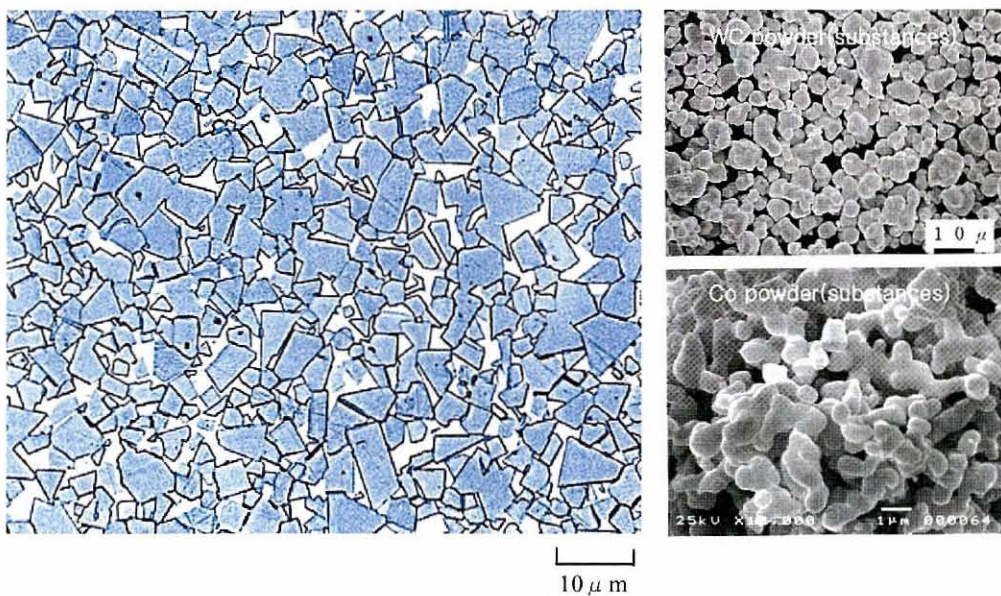


Fig. 1.2 Microstructure of WC-Co cemented carbide with a coarse grain size of 10μm.

1.3 超硬合金の性質

超硬合金の性質としては、いずれの超硬合金も低温硬さはもちろん、高温硬さが優れ、抗折力がおおむね2 GPa (2KN/mm²) 以上の高強度特性を持つ。抗折力は一般に Co 量約 20% で最大値を示し⁽⁹⁾、Co 量によって WC 粒度は抗折力への影響を受け、バラツキが見られるが、粒度が小さい場合、抗折力は低下する傾向がある。また、WC 粒子をうまく添加すれば上昇する。ヤング率は硬度に比例し鉄の約 3 倍 (500~580MPa) ぐらいまで大きくなり、逆にポアソン比は反比例する。比重が鉄の約 2 倍 (13.0~15.0g/cm³) 程度、大きいことなどを特徴としている。

超硬合金の最大の特徴である硬さは、Co の含有率と WC の粒度 (粉末の粒子の大きさ) を調整することで、ロックウェル A スケールで 83~95HRA と変化させることができる。硬さ 83HRA でも焼入れしたハイス鋼、ダイス鋼より硬く、94HRA ではルビー、サファイヤ (いずれもアルミナ) より硬い。とくに、硬さ 92HRA 以上高硬度合金の場合、Co を減らすことにも限界があるので、粒度 0.5~9 μ m の細かい WC を用いる。粒度の大きい WC の高 Co 合金を作ることにより、耐衝撃性に優れた超硬合金ができる。結合相を Ni とする超硬合金は、Ni 中への W の固溶量が一定以上で磁性を失い、非強磁性となること、また耐食性が向上するという特徴を持つことより、新たに WC - Ni 系合金が提案され、さらに Cr の添加により耐食性を向上させた WC-Ni-Cr 系合金が実用化されている。

また、超硬合金が材料的に優れていることとして、圧縮強度と剛性が高いことが挙げられる。圧縮強度は単の少ない超硬であれば Co 相から破壊が始まるため、材料硬度が高い程、高くなる。衝撃強度は軟らかい Co で衝撃を吸収するため、Co が多くなれば強度は増加する。熱膨張率は Co 量によって 4.7~7.0 程度バラツキがあり、鉄と比較して半分かそれ以下である。

反面、引っ張り強度は格段に弱いので、材料設計時には超硬合金に引っ張り応力がかからないよう注意を要す。引っ張り強度は Co と WC のバランスの問題であり、硬い WC を軟らかく粘い Co で包み込んだ状態で、硬さと粘さを合わせ持っているので Co 量が増えると高くなるが、増えすぎると軟らかいので低下する。

超硬合金は金属 Co を含有しているため通電性があり、かつ磁石にくっつく性質がある。超硬合金では耐摩耗性、耐反応性や耐熱性を改善するために WC 以外の炭化物を単体、複合して使用する。超硬合金の用途としては 開発当初主として金属切削加工用工具として用いられることが多かった。しかしながら現代の産業では一言に超硬合金といっても、その種類は非常に多岐に渡り、切削加工用工具以外の用途に様々な分野で利用されている。

大きく分けて、切削工具、耐摩耗・耐衝撃工具、耐熱工具、鉱山工具、装飾用など金属加工、非金属加工、自動車、電気、化学、鉄鋼、その他鉱工業の広い分野と IT 関連、環境関連産業においても超精密加工技術を使用し、種々の高精度製品として使われている^{(10),(11)}。

この中、Table 1.1 に材種とその用途、一般的な性質を示す。本研究における対象とする耐摩耗耐衝撃工具用超硬合金は、最新の製造技術を背景に、その優れた特性（耐摩耗性、耐衝撃性、高弾性率、高圧縮強度など）を活かして、現在最も使用頻度の高い金型材料として用いられているとともに、様々な産業で使用されている⁽¹²⁾。すなわち、耐摩耗性・硬さを必要とする治具・工具のほとんどの分野において適切な組成、特性を持った材種を選ぶことで、超硬合金をほとんど使用できると考えられる。

耐摩耗・耐衝撃工具用に使用される超硬合金は、切削工具用の超硬合金に比べると結合成分の Co を多く含有し、硬質成分の WC の粒径も粗大なものが使用されている。

Table 1.1 を見ると、記号数字が小さい素材ほど WC の含有率が高く高硬度特性であり、数字が大きい素材ほど Co の含有率が高く高じん性である特性を示す。例えば、V10 (JIS 分類記号) は負荷が小さく特に耐摩耗性が重視される場合に用いられ、V20 は負荷が大きいが、負荷の変動が少なく、かつ耐摩耗性が重視される場合に、V30 は負荷が大きく、負荷の変動が少なく、衝撃抵抗が重視される場合に用いられる。

参考として、切削工具用材種は被削材の種類によって大分類され、それぞれの大分類は切削方式、作業条件により細分類がされている。P 種は連続切りくずが出る鋼や鋳鋼を削る場合、K 種は不連続形切りくずが出る鋳鉄や非鉄金属を削る場合、M 種は中間種というべきもので、鋼、鋳鋼、高マンガン鋼などを削る場合の使用分類記号である⁽¹³⁾。また他にも磁性をなくし、磁性体材料の加工に対応した非磁性超硬合金、オイルシールおよび装飾品に対して耐蝕性超硬合金なども利用されており、今後もその種類はますます多様化していくものと予想される。

Table 1.1 General properties of representative cemented carbide grade for wear and impact resistance tools

Application	Grade ISO/JIS	Density (g/cm ³)	Hardness		Transverse rupture strength (N/mm ²)	Compressive strength (N/mm ²)	Fracture Toughness (MNm ^{3/2})	Young's Modulus (KN/mm ²)	Poisson's Ratio	Thermal Expansion Coefficient (MK ⁻¹)	Thermal Conductivity (W/m-K) ()=cal/cm·°C ·sec
			HRA	HV							
For high wear resistant and compressive tools	V1/V10	15.1	92.5	1800	2250	5880	11	630	0.21	4.8	79(0.19)
For general wear resistant tools	V2/V20	14.5	89.0	1350	3150	4900	15	580	0.22	5.2	75(0.18)
	V3/V30	14.2	88.0	1210	3350	4400	15	560	0.22	5.4	71(0.17)
For wear and impact resistant tools	V4/V40	14.2	86.5	1050	3250	3920	18	530	0.23	5.5	71(0.17)
	V5/V50	13.9	85.5	940	3050	3720	19	510	0.24	5.7	67(0.16)
	V6/V60	13.4	83.5	800	2800	3430	21	490	0.24	6.2	63(0.15)
For impact resistant tools	V2/V20	15.1	89.5	1400	2450	4120	16	560	0.22	4.8	79(0.19)
	V3/V30	14.9	88.5	1270	2650	4020	17	550	0.22	5.1	75(0.18)
	V4/V40	14.4	86.5	1050	2850	3820	20	510	0.23	5.4	71(0.17)
	V5/V50	14.1	85.0	900	2750	3630	22	490	0.24	5.6	71(0.17)
	V6/V60	14.1	84.0	840	2450	3250	22	470	0.24	5.6	71(0.17)

1.4 超硬合金の機械加工および本論文の構成

前述のように、一般に超硬合金は粉末冶金法により製造され、その製造工程において、製品は焼結段階で既に最終形状としてそのまま出荷される。しかし超硬合金素材が多様化し、またその製品形状も複雑化しており、多種多様な需要に対応するため仕上げ加工として機械加工が施されることがある。高硬度特性を持つ超硬合金の機械加工は、仮焼結状態においては切削加工が可能であるが、焼結状態では最終工程として切削加工が難しく、研削加工が行われてきた。

これまでに著者らは「超硬合金の研削加工に関する研究」⁽¹⁴⁾⁻⁽¹⁹⁾について、既に報告してきた。しかし、研削加工は、高速高温加工、微小切削、多刃切削等の特徴⁽²⁰⁾のため、精密加工に適している反面、加工に費やす時間が多大となり非能率的であるだけでなく、生産コストが高くなるという問題点が生じている。そこで、これら研削加工の問題を解決するために、超硬合金の切削の必要性が求められている。

切削加工は特に基礎的かつ重要な加工法とされているが、これは研削加工と比べ、以下のような特徴⁽²²⁾に由来すると考えられる。

- i) 加工能率が高い。
- ii) 多量生産のみならず、多種少量生産でも加工コストが比較的低い。
- iii) 加工精度が大幅にコントロールでき、必要に応じて高精度に加工することもできる。
- iv) 種々な形状の加工が手軽に行える。
- v) どんな材料でも加工できる。
- vi) 単位体積の材料を除去するに要するエネルギーが他の加工法に比べて低い。

経済的に切削加工が成立する、被削材と工具材種の硬さバランスが1対4以上の関係にある事実⁽²²⁾の通り、近年実用化されている多結晶ダイヤモンド工具（PCD：Poly Crystalline Diamond）による切削加工が仕上げ加工に用いられるようになった⁽²³⁾⁻⁽²⁵⁾。PCD工具の汎用化に伴い、中ぐり、外周旋削や特殊形状の加工などが行われるようになったが、焼結材に対する切削加工は超硬合金の難削性のため一般的にはかなり困難である。したがって超硬合金の切削加工が一般的に行われるようになった現在でも、実際には超硬合金の切削加工に関する研究はあまりに行われてお

らず、参考文献も極めて少ない。即ち、切削加工の困難な特性のため、工具摩耗や加工精度に関するトラブルが多発しやすく、被削材である超硬合金が高価であるなどの理由により工具寿命、表面粗さや切削抵抗などの報告に留まっているのが現状である。

これまでに報告された超硬合金を被削材とした切削加工事例の概要を以下に示す。

ダイヤモンド焼結体による耐摩耗工具用超硬合金の旋削に関する研究^{(26)~(28)}では、切込みと送りおよびノーズ半径と工具寿命の関係が示され、送り量が増加することで工具寿命は短くなるが、切込み量の変化に対する工具寿命の変化はほとんど見られないこと、また工具ノーズ半径が大きいほど長い工具寿命が得られることなどが報告されている。

超硬合金 (91WC-9Co) のダイヤモンド焼結体による切削に関する研究⁽²⁹⁾では、ダイヤモンド焼結体 MD220 を使用した超硬合金の旋削加工における切りくず形態が示され、工具摩耗が小さい切削初期段階ではコイル状のつながった切りくずが排出され、工具摩耗の増加に伴い切りくずは半巻き程度のカール状、破碎形と変化することが報告されている。

また PCD 工具を用いた報告事例以外にも、立方晶窒化ホウ素 (cBN: cubic Boron Nitride) 工具を用いた報告^{(30)~(34)}も幾らかなされている。cBN はダイヤモンドに次いで硬い物質で、Hv3200~4000 程度で超硬合金の約 2 倍以上の硬度を有し、熱伝導率も高く、ダイヤモンド工具よりも安価であるなど工具材料として多くの利点を持っている。

また近年では cBN 粒子を従来のようなバインダを用いず、六方晶窒化ホウ素 (hBN : hexagonal Boron Nitride) を出発物質とし、直接変換焼結法を用いた cBN 単相から成る多結晶 cBN 焼結体 (PcBN: Polycrystalline cubic Boron Nitride) 工具が開発され、高温下でも高い硬度、抗折力を有し、熱伝導率が高く、熱的安定性も高いといった優れた性能を示すことが分かっている。その優れた切削性から、PcBN 工具は、今後超硬合金の切削加工への適用が期待されている。

また加工法に関しても様々な提案がされている。通常、工具の長寿命化や仕上げ面改善を目的とした場合、切削油剤を使用した湿式切削が一般的であるが、切削油剤は切削プロセスからの廃棄物として問題となっており、環境問題としての廃油の処理、処理費用や作業者の健康を害するといったような作業環境の観点からも問題を引き起こす要因となっている。それゆえ切削油剤の使用を極力抑えることが生産加工の分野において課題となっている。そのため近年では、切削油剤を使用しない乾式切削、または少量の環境親和的な植物性油剤を圧縮空気でミストにして供給す

るミスト切削法^{(35),(36)}が注目され、精力的に研究が行われるようになってきている。従って、従来と比べ、各産業におけるその使用量増加によって切削加工の機会が増えている超硬合金においても、ミスト切削のような環境を配慮した切削方法を適用することで、工具摩耗の抑制、切削抵抗の軽減などの効果が期待されている。

そこで本研究においては、超硬合金材の高能率かつ精密切削加工の可能性を深めるために、超硬合金の旋削実験を行い、工具摩耗特性および切削抵抗特性などを調べることにより、その基本的な切削機構を明らかにすることを目標として、系統的に研究を進めた。

具体的には、超硬合金の切削に一般的に用いられる PCD 工具を用いて超硬合金の旋削を行い、その基本的な切削機構を調べた。そして材質の異なる数種類の工具（PCD 工具、cBN 工具および PcBN 工具）を用いて超硬合金の旋削を行い、それぞれの工具材種についての工具摩耗特性および切削抵抗特性の差異について調べた。また数種類の耐摩耗・耐衝撃工具用超硬合金材（V30, V40, V50 および V60）の旋削を行い、それぞれの示す基本的な切削機構の違いについて調べた。加えて超硬合金の切削に乾式切削、湿式切削および少量の環境親和的な植物性油剤を圧縮空気で霧状にして供給するミスト切削を適用し、超硬合金の切削において切削油剤およびその供給方法の違いが、切削機構に与える影響についての比較検討を行った。本研究論文の各章の概要は、本章に続く下記の順に構成されている。

第 2 章では、一般的に超硬合金の切削に優れていると報告されている多結晶ダイヤモンド焼結体（PCD: Poly Crystalline Diamond）工具を用いて超硬合金の切削を行い、その基本的な切削機構および工具摩耗特性を調べた。

第 3 章では、PCD 工具に加え、立方晶窒化ホウ素（cBN: cubic Boron Nitride）工具及び多結晶 cBN（PcBN: Polycrystalline cubic Boron Nitride）工具を超硬合金の切削に適用し、それぞれの工具摩耗特性および切削抵抗特性の比較・検討を行った。

また、第 4 章では、材料特性および用途の異なる 5 種類の超硬合金を被削材として切削実験を行い、超硬合金素材による切削性の差異を調べた。使用した被削材は、絞りダイス等に用いられる V30、ヘッターダイス等に用いられる V40、冷鍛用ダイス等に用いられる V50、冷間・熱間用インパクトダイス等に用いられる V60、そして非磁性粉末成形金型等に用いられる Q5（分類記号は超硬素材製作会社の規格による）である。以上 5 種類の超硬合金の切削実験を行い、それぞれの切削機構について考察を加えた。

第 5 章では、直接的に微視的な切削現象が観察できる SEM 内微小切削⁽³⁷⁾⁻⁽⁴⁰⁾を行った。工具には PCD、

被削材には耐摩耗・耐衝撃工具用超硬合金 V60 を用い、切削条件の変化による WC および Co の材料除去過程とせん断挙動を直接観察し、適切な切削条件の足がかりを得るため切削機構の検討を行った。なお、本研究は装置の制約上、極低速での微小切削を行っており、超硬合金切削における推奨切削速度 20m/min と比べて数オーダの差異が存在する。このため、実用の切削条件における切削現象（挙動）をそのまま具現化したものではないが、超硬合金の適切な切削条件による精密切削実現の足がかりを得ることを目的としている。

第6章では、超硬合金の切削における切削油剤の影響を調べるため、超硬合金の切削に対し、乾式切削、湿式切削およびミスト切削の3種類の方法で外周連続切削して、切削距離の変化による工具の摩耗進行状態、仕上げ面の粗さの比較を行ってそれぞれの加工方法での切削特性に与える影響について比較検討を行った。また、切削抵抗および工具摩耗など、切削機構に大きな影響を与える切削温度特性を把握し、3つの切削方法におけるそれが工具摩耗機構に与える影響についても調べた。

第7章は、本論文の総括である。

参考文献

- (1) 狩野 勝吉, 次世代の切削加工技術, 日刊工業新聞社, (2000), 1
- (2) 鈴木 壽, 超硬合金と焼結硬質材料, 丸善株式会社, (1989), 33
- (3) J. Gurland and J. D. Knox, From Sintered Tungsten to Cemented Tungsten Carbide – A Historical Review of Two Related Technologies, Tungsten Refract. Met. 3-1995, Proc. Int. Conf., 3 rd,(1996), 219-228
- (4) H. E. Exner and J. Gurland, Powder Metallurgy Int., 1970, Vol. 2, No. 2, 3, 4
- (5) V. K. Sarin, Cemented Carbide Cutting Tools, Advances in Powder Technology, ASM, (1981). 253-287
- (6) MacGraw-Hill Encyclopedia of Science and Technology , Tungsten, 7 th Edition, (1992)
- (7) ダイジェット超硬素材カタログ, ダイジェット工業株式会社, (2007), 3
- (8) National Institute of Technology and Evaluation, Manuals for Estimating Releases and Transfers of PRTR Chemicals, Chap 26, 2001(5, attachment)
- (9) E.Ammann and J.Himnuber, S.u.E., 70, (1951), 1081
- (10) K. S. Ravichandran, Fracture Toughness of Two Phase WC-Co Cermets, Acta Metall. Mater, (1994), 42, 43-150
- (11) P. Craig, Behind the Carbide Curtain, Cutting Tool Engineering, August, (1997), 26-41
- (12) H. J. Scussel, Friction and Wear of Cemented Carbides, ASM Handbook, Vol. 18, ASM Int., (1992), 795
- (13) 鈴木 壽, 超硬合金と焼結硬質材料, 丸善株式会社, (1989), 113
- (14) S.J. Heo, J.H. Kang, and W.I. Kim, A Study on the Grinding of WC-Co with High Quality, Proceedings of The 1st International Abrasive Technology Conference, (1993), 177-183
- (15) S.J. Heo, J.H. Kang, and W.I. Kim, A Study on the Ultra-Precision Grinding Condition of WC-Co, KSPE, Vol. 10, No. 1, (1993), 42-51
- (16) S.J. Heo, J.H. Kang, and W.I. Kim, A Study on the High Efficiency Grinding of WC-Co, KSME(A), Vol. 17, No. 3, (1993), 721-730
- (17) S.J. Heo, J.W. Nam, and W.I. Kim, Temperature Distribution of Tungsten Carbide Alloy Steel for Surface Grinding, KSPE, Vol. 12, No. 7, (1995), 178-188
- (18) S.J. Heo, J.H. Kang, and W.I. Kim, Surface Grinding of Tungsten Carbide for High Quality Using Diamond Wheel, J. of KSMTE, Vol. 4, No. 3, (1995), 12-24
- (19) S.J. Heo, A Study on the Internal Grinding of Tungsten Carbide Materials to Improve the Machining Performance, KSPE, Vol.13, No. 6, (1996), 52-58
- (20) 津和秀夫, 機械加工学, 養賢堂, (1973), 148
- (21) 中島利勝, 鳴瀧則彦, 機械加工学, コロナ社, (1983), 9

- (22) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997), 95-0321
- (23) Edward J. Oles and James T. Salisbury, Rake Surface Texture of PCD Tools and Its Influence on Chip Formation in Machining Aluminum, An International Technical Conference on Diamond, Cubic Boron Nitrid and their applications(2006)
- (24) Joseph Cooper, Neels Pretorius, and John Bowler, Machining of Metal Matrix Composites using PCD, Natural Diamond, Single Crystal CVD and Polycrystalline CVD Diamond, 2nd International Industrial Diamond Conference(2007)
- (25) N Pretorius and T. Toomey, Evaluation of different cutting tool materials for the interrupted machining of Compacted Graphite Cast Iron, 2nd International Industrial Diamond Conference(2007)
- (26) 木村忠彦, 木曾弘隆, 鈴木雅春: 多結晶焼結体工具による超硬合金の旋削, 1985 年度 精機学会春季大会学術講演会論文集, (1985) 603
- (27) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 95-0323
- (28) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 95-0325
- (29) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1995) 92-0298
- (30) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1988) 86-097
- (31) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1976)
- (32) Jiancheng Liu, Kazuo Yamazaki, Horoyuki Ueda, Norihiko Narutaki and Yasuo Yamane, Machinability of Pearlitic Cast Iron With Cubic Boron Nitrid(CBN) Cutting Tools, Transactions of the ASME, Vol.124, 11, (2002), 820-832
- (33) E. O. Ezugwu, J. Bonney and Y. Yamane, An overview of the machinability of aeroengine alloys, Journal of Materials Processing Technology, Vlo. 134, (2003), 233-253
- (34) Michiko OTA, Satoru KUKINO, Shinya UESAKA and Tomohiro FUKAYA, Development of SUMIBORON PCBN Tool for Machining of Sintered Powder Metal Alloys and Cast Iron, SEI TECHNICAL REVIEW, NUMBER. 59, (Jan. 2005)
- (35) 笹原弘之, 水谷文則, 堤正臣: オイルミスト供給による高速エンドミル加工時の工具摩耗への影響, 精密工学会誌, 66, 1, (2000), 80
- (36) 陳徳成, 鈴木康夫, 酒井克彦: 複合ミスト供給による旋削加工の研究—冷却性と潤滑性—, 精密工学会誌, 67, 6, (2001), 922
- (37) 上田完次, 杉田忠彰: マイクロ切削過程の SEM による直接観察, 鉄と鋼, 72, 1, (1986), 1535
- (38) 花崎伸作, 峠睦, 田ノ窪栄二, 長谷川嘉雄: 走査電顕内その場観察法による Al-Si 系過共晶合金の微小切削, 軽金属, 39, 10, (1989), 705
- (39) 花崎伸作, 峠睦, 田ノ窪栄二, 長谷川嘉雄: 粒子分散強化型合金の SEM 内微小切削, 精密工学会誌, 56, 10, (1990), 1877
- (40) 花崎伸作, 峠睦, 宮本猛, 藤原順介: 繊維強化複合材料の切削機構に関する研究, 精密工学会誌, 49, 3, (1999), 112

第2章

旋削における PCD 工具の摩耗機構と切削抵抗

2.1 緒言

超硬合金 (cemented carbides) は低温硬さはもちろん、高温硬さが優れ、高強度で諸物性安定であることを特徴としており、切削工具用途だけでなく鉋石や石炭の掘削に使用される鉋山用工具、トンネル工事用のビット、都市再開発などのコンクリート穿孔用工具、鉄鋼の圧延ロールなどの耐摩耗・耐衝撃用工具にも多く使用されている。これら超硬合金の中で耐摩耗・耐衝撃用に使用されるものは、切削工具用の超硬合金に比べると結合成分のコバルト(Co)を多く含有し、硬質成分のタングステンカーバイドの粒径も粗大なものが使用されている。

このような超高硬度特性の難削材である超硬合金の加工は、切削加工が難しく、一般的に最終工程としては研削加工によって行われているのが現実である。そこでは、研削加工に費やす時間が多大となり非能率的であるだけでなく、生産コストが高くなるという問題点が生じている。これらの問題を解決するために超硬合金の旋削に関する研究は行われているが、被削材である超硬合金が高価であるなどの理由により工具寿命、表面粗さや切削抵抗などの報告に留まっている⁽¹⁾⁻⁽³⁾。また最近、超硬合金の切削には、多結晶ダイヤモンド (PCD: Poly Crystalline Diamond) 工具が優れているという報告がなされているが、その基本的な切削機構については、ほとんど解明されていないのが現実である。

そこで、本章では、精密切削の可能性を深めるために、PCD 工具を用いて、V30 と V50 の二種類の耐摩耗工具用超硬合金の旋削を行い、旋削時における PCD 工具の基本的な摩耗機構や切削抵抗の特性について調べた。加えて、切削条件の変化による切削特性の違いを調べることにより最適な加工条件の決定を行った。

2.2 実験装置および方法

2.2.1 実験装置

実験には、MAZAK 社製、精密高速旋盤（回転数 33~2000rpm，送り 0.075~0.499mm/rev，動力 3.7kW）を使用し，基礎データを取ることを目的として乾式による外周旋削を行った。

装置外観および加工部の様子を Fig. 2.1 に示す。

また旋削実験では，汎用旋盤の刃物台に動力計を取り付け，切削抵抗を測定した。動力計の外観を Fig. 2.2 に示す。この動力計は，円筒状の工具フォルダ外周部にひずみゲージを貼り付けた構造としており，主分力および背分力，送り分力の測定を行うことができる。

Fig. 2.3 にひずみゲージ貼り付け位置を示す。切削力により円筒部に発生したひずみは，ホイートストンブリッジ回路において生じる電位差測定する。このとき，ブリッジ電圧は，2.0V（AC）としている。各方向分力に対応する回路を，Fig. 2.4 に示す。なお，回路で生じた変動電圧は，アンプ（KYOWA 製 YA-503B）を通して増幅させた後，ペンレコーダー（GRAPHTEC 製 LINEARCORDER WR3701）により記録した。

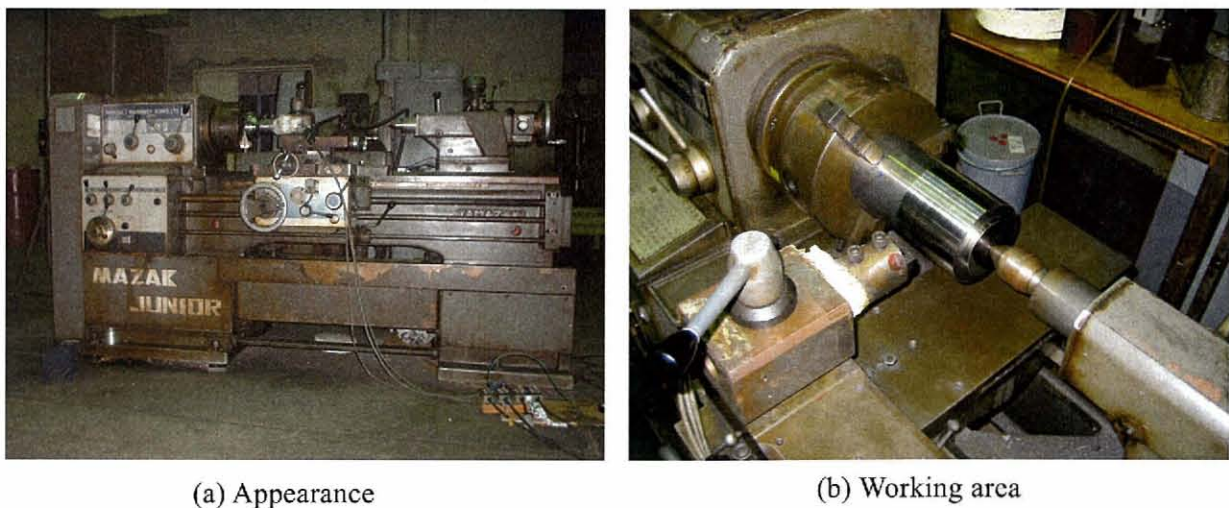


Fig. 2.1 General purposed lathe



Fig. 2.2 Appearance of dynamometer

この動力計における各抵抗成分の較正式を以下に示す.

$$\text{主分力 [N] : } F_p = 5.069 \times 10^{-4} E(F_p) \quad (5.1)$$

$$\text{背分力 [N] : } F_t = 8.311 \times 10^{-3} E(F_t) \quad (5.2)$$

$$\text{送り分力 [N] : } F_f = 4.900 \times 10^{-4} E(F_f) \quad (5.3)$$

ただし, $E(F_p)$, $E(F_t)$ および $E(F_f)$ は, 各回路で生じる電位差[mV]である.

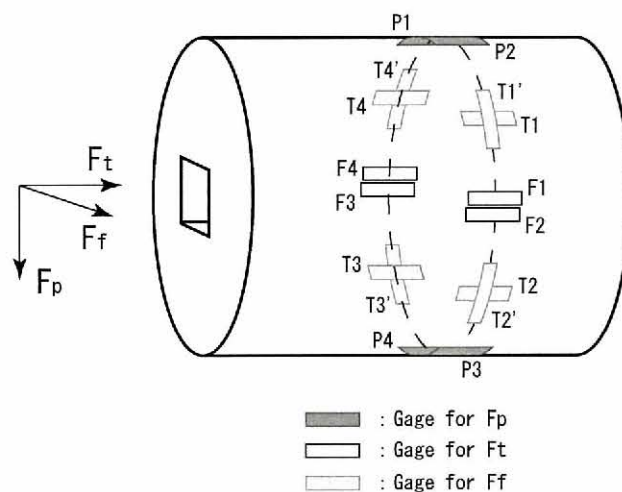


Fig. 2.3 Arrangement of strain gage

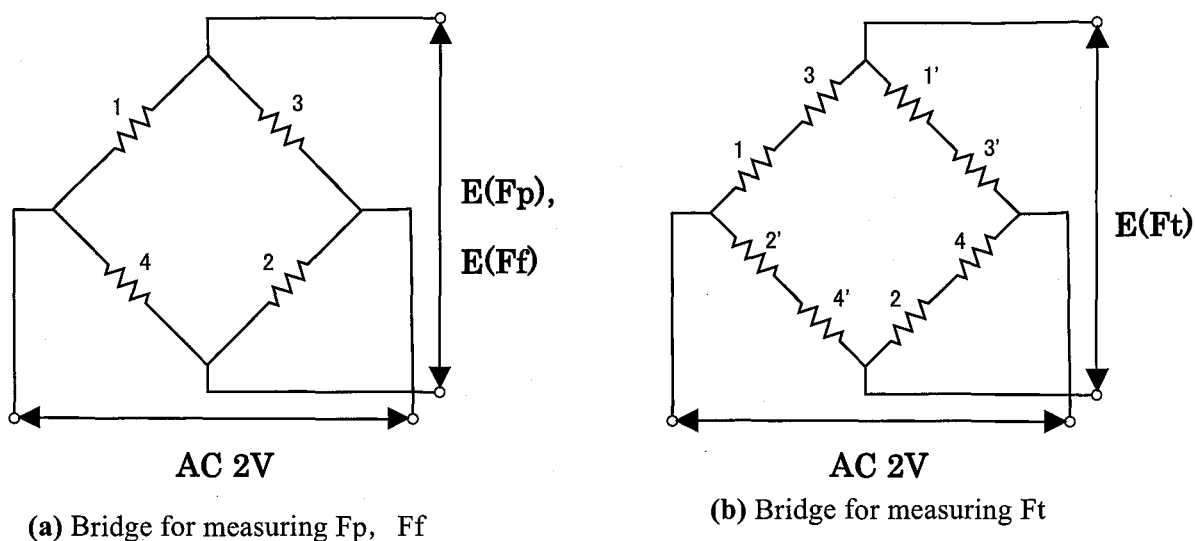


Fig. 2.4 Wheatstone bridges

実験に用いた被削材としては、被削材中のタングステンカーバイド(WC)とコバルト(Co)量による切削特性を把握するため、耐摩耗衝撃工具用超硬合金 V30 と V50(JIS 分類記号)を用いた。被削材は、外径 110mm、内径 90mm、長さ 200mm の中空円筒材であり、右端は冷しばめされた鋼材の中心を回転センターにて支持した。被削材の化学組成を Table 2.1 に、主な機械的性質を Table 2.2 にそれぞれ示す。

Table 2.1 Chemical compositions of cemented carbides (wt%)

Cemented carbides	WC	Co
V30	90	10
V50	81	19

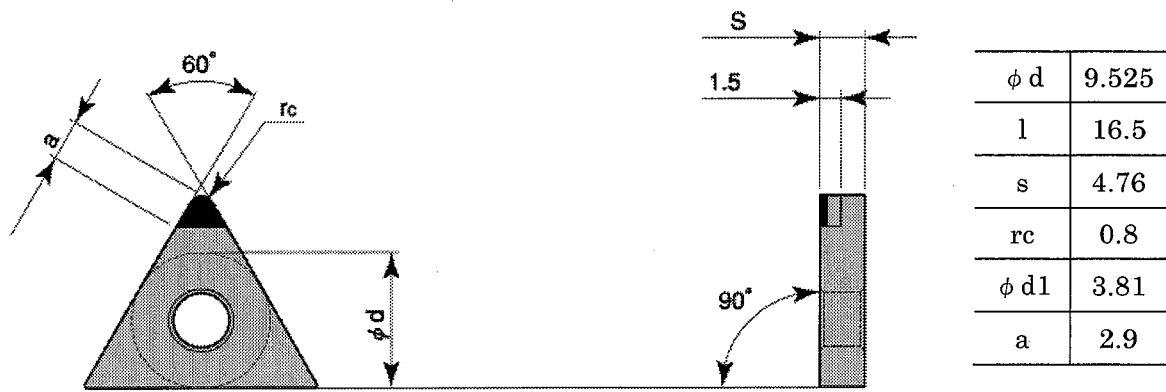
Table 2.2 Mechanical properties of cemented carbides

Cemented carbides	Specific Gravity (Mg/m ³)	Hardness (HRA)	Compressive strength (GPa)	Young's modulus (GPa)
V30	14.4	88.5	4.61	578
V50	13.5	84.0	3.53	500

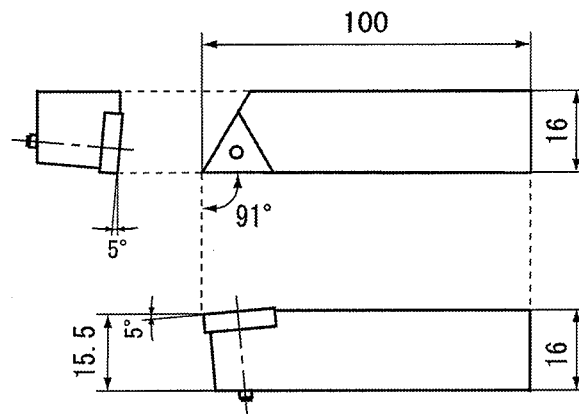
2.2.2 実験方法

本章では、工具として多結晶ダイヤモンド焼結体DX140（TNGA 160408-DIA，東芝タンガロイ製）を工具ホルダ（ETGNR1616H33）に取り付けて使用した。工具形状は(-5, -5, 5, 5, 30, 0, 0.8)である。この工具はバインダとして Co が使用されている。工具チップおよび工具ホルダの概略図を Fig. 2.5 に示す。

主な切削条件は Table 2.3 に示す通りである。一般的に超合金の切削には低速切削が適しているとの実験報告⁽⁴⁾があり，10, 15m/min の2通りの切削速度で旋削を行った。切込みは0.1mm，送り速度は0.1mm/revとして実験を行った。送り速度については加工能率を勘案し，一部0.2mm/revでも行った。



(a) TNGA 160408- DIA



(b) ETGNR1616H33

Fig. 2.5 Shape of insert tool and tool holder

Table 2.3 Cutting conditions

Cutting speed	V	[m/min]	10, 15
Feed rate	f	[mm/rev]	0.1, 0.2
Depth of cut	d	[mm]	0.1

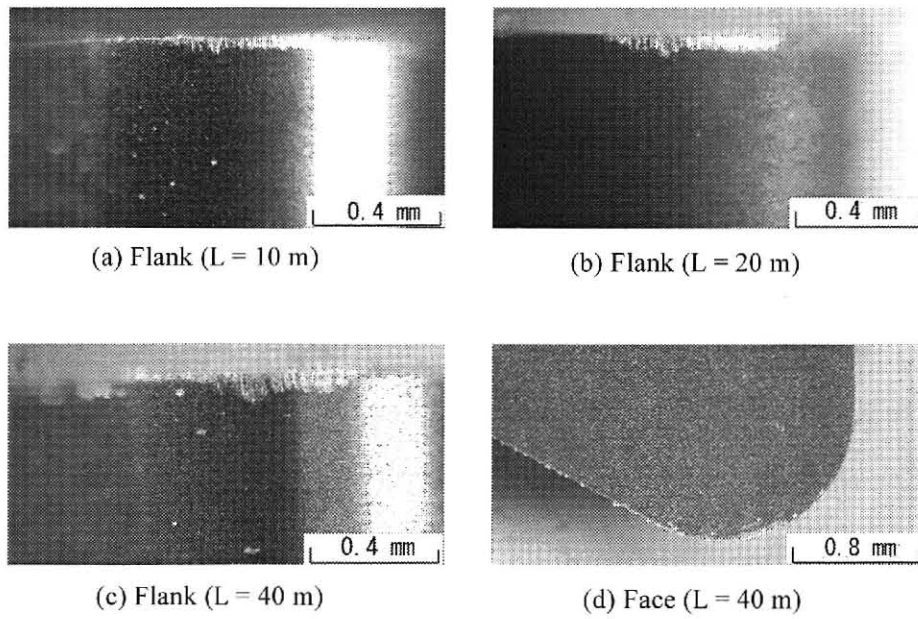
2.3 工具摩耗特性

2.3.1 PCD 工具初期摩耗特性

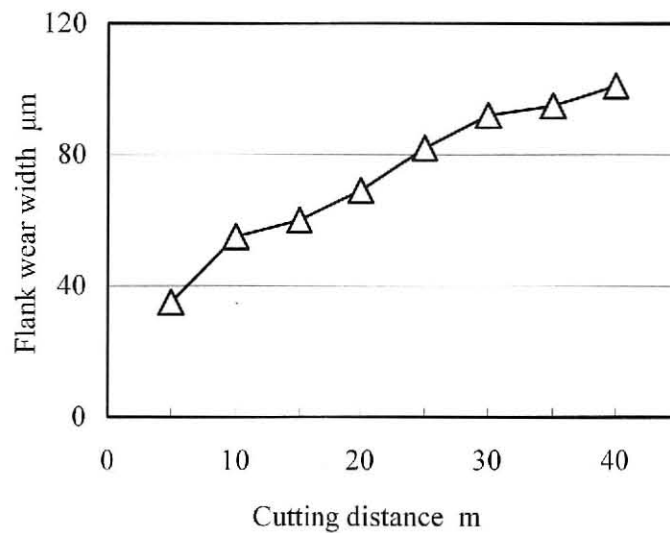
切削初期の工具摩耗特性を調べるため、切削距離 5m 毎に工具観察および逃げ面工具摩耗量の測定を行った。PCD 工具を用い、切削速度 10m/min で V50 を切削したときの工具逃げ面およびすくい面摩耗部の光学顕微鏡写真を Fig. 2.6 に示す。

Fig. 2.6 に示すように、切削距離が 10m から 20m までの切削初期では切れ刃とほぼ平行な逃げ面摩耗が形成されており、これは切り取り厚さが工具摩耗の進行に与える影響が小さいことを示している。図(c)に見られるように、切削距離 40m では、前逃げ面境界部の摩耗が増加し最大摩耗量となっている。このように超硬合金の切削では、切削初期の段階から摩耗形態の変化が見て取れる。図(d)では、すくい面刃先には擦過の形跡は見られるが、逃げ面に比べ大きな摩耗は生じていない。

また、切削距離 40m までの工具逃げ面摩耗と切削距離の関係を Fig. 2.7 に示す。PCD 工具を用いて FRM⁽⁵⁾などの高硬度繊維を含有する難削材を切削したときと同様、切削初期において激しく摩耗し、その後切削距離が長くなるに伴い工具摩耗量も増加していくことがわかる。



$V = 10\text{m/min}$, $f = 0.1\text{mm/rev}$, $t = 0.1\text{mm}$, workpiece: V50
Fig. 2.6 Optical micro photographs of wear progression in primary cutting



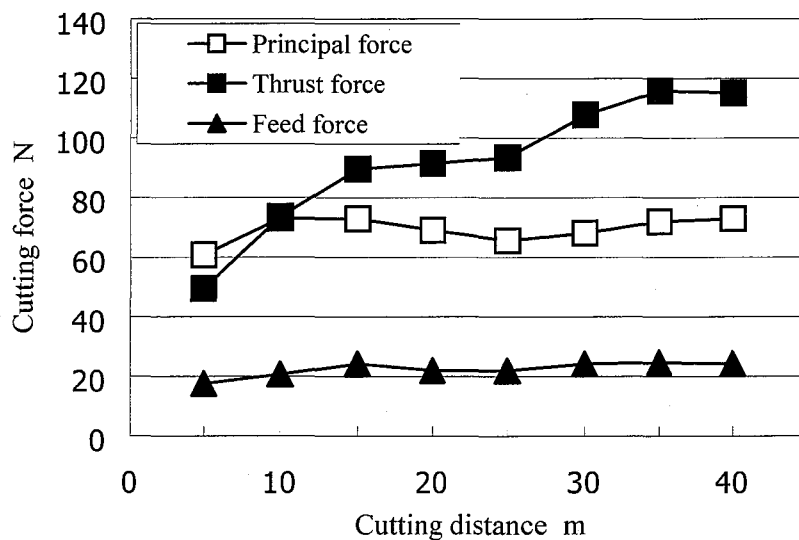
$V = 10\text{m/min}$, $f = 0.1\text{mm/rev}$, $t = 0.1\text{mm}$, Workpiece: V50
Fig. 2.7 Relation between flank wear width and cutting distance in primary cutting

PCD 工具を用いて耐摩耗用超硬合金を切削距離 40m までの初期切削を行った場合の切削抵抗を Fig. 2.8 に示す. 切削距離 20m から 30m までの背分力変化の割合が相対的に大きくなっている. この時点での工具摩耗形態は, Fig. 2.6 (b), (c)から分かるように切れ刃に平行な水平摩耗から前逃げ面境界部での摩耗増加へ変移しており, 摩耗面積の増加に伴い背分力が大きくなっていると考えられる.

また、切削初期の段階では主分力ならびに送り分力については大きな変化は見られず、焼入鋼などの高硬度材の切削で見られる傾向と同様に背分力が最も大きな値を示す結果となった。

切込みが小さい場合には、主分力に対する背分力の比が大きくなる傾向はあるが、同条件で一般鋼を切削した場合と比較しても背分力が他の分力に比べて大きいのは、超合金のような高硬度材の切削における特徴の一つと思われる。

一方、この条件での超合金の切削における切削抵抗は、切込みや送り速度が小さいため絶対量としては大きくないが、比切削抵抗の値に計算すると、この値は一般鋼や一般鋳鉄の場合に比べると極めて大きいことが分かる。すなわち、比切削抵抗=切削抵抗/(切込み×送り)の計算式⁽⁶⁾で簡単に計算すると Table 2.4 のように大きな値が算出される。



V = 10m/min, f = 0.1mm/rev, t = 0.1mm, Workpiece: V50

Fig. 2.8 Relation between cutting force width and cutting distance in primary cutting

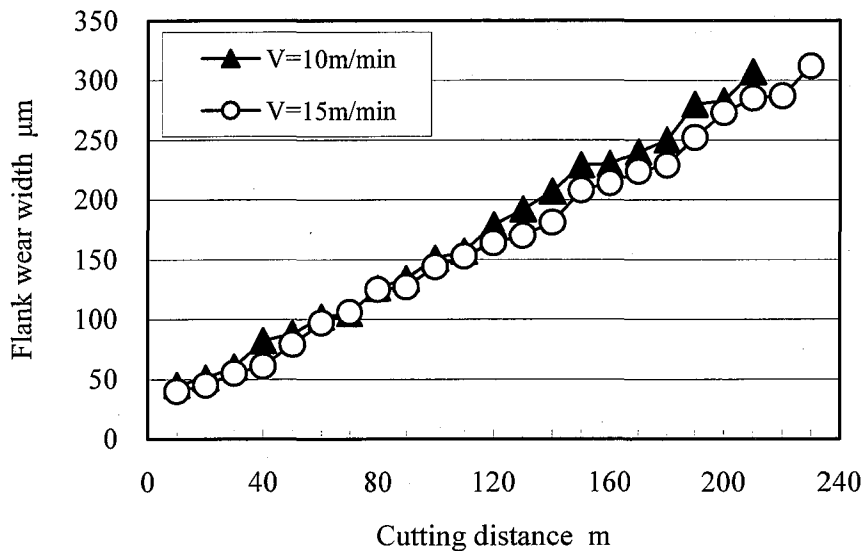
Table 2.4 Specific cutting forces

V = 10m/min, f = 0.1mm/rev, t = 0.1mm, Workpiece: V50

Cutting distance [m]	Principal force [GPa]	Thrust force [GPa]	Feed force [GPa]
10	7.3	7.5	1.61
20	6.9	7.7	1.62
30	6.8	10.9	1.88
40	7.3	11.6	1.84

2.3.2 工具摩耗量に及ぼす切削速度の影響

Fig. 2.9 は切削速度 10m/min および 15m/min の場合について、切削距離と逃げ面摩耗幅との関係を示したものである。切削距離にほぼ比例して工具摩耗が大きくなっている。逃げ面摩耗幅の変化はいずれの場合も同様の傾向を示しており、切削速度が変化しても工具寿命にほとんど差異は現れていない。なお、本実験における工具寿命の判定基準は、逃げ面摩耗幅で $300\mu\text{m}$ とし、工具寿命まで 10m 毎に測定を行った。



$f = 0.1\text{mm/rev}$, $t = 0.1\text{mm}$, Workpiece: V50

Fig. 2.9 Relation between flank wear width and cutting distance in primary cutting

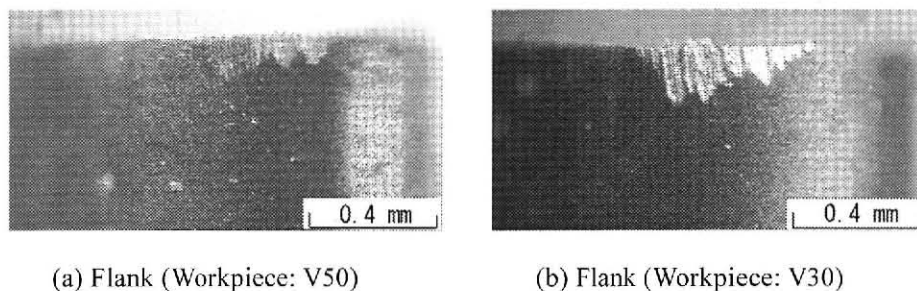
Fig. 2.9 の結果から、高能率切削条件の観点で推定すると、本実験で設定した 2 つの切削速度の中では、15m/min が適性と判断される。なお、この送り速度および切込みにおいて、工具寿命まで可能な切削距離はおおよそ 230m であった。

2.3.3 工具摩耗量に及ぼす被削材硬度の影響

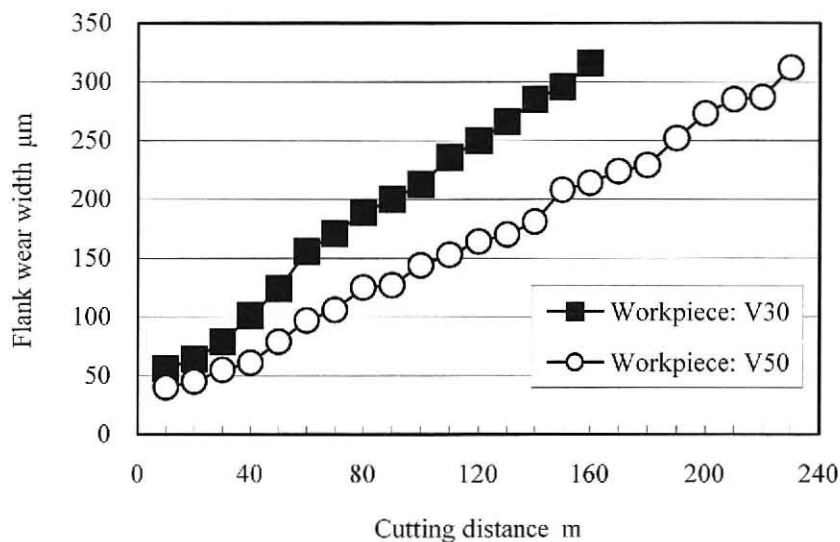
被削材硬度が異なる 2 種類の超硬合金 V30, V50 について、切削距離 120m での工具逃げ面摩耗形態

について観察した一例を Fig. 2.10 に示す。摩耗の特徴として、V30 と V50 とともにチッピングは認められないが、切削距離 120m の段階では V50 に比べ V30 の逃げ面摩耗量は 1.5 倍とかなり大きく、硬度の高い V30 の方が摩耗が大きい。

被削材の硬度が異なる 2 種類の超硬合金を切削したときの、切削距離と工具摩耗の関係を Fig. 2.11 に示す。Fig. 2.11 において切削距離 40m までは V30 と V50 に少し摩耗幅の差はあるが緩やかに増加している。この切削距離以上では被削材材種の違いにより摩耗成長の速度差が大きくなっている。Table 2.2 に示した被削材硬度の差が、工具寿命にも大きく影響を及ぼすと推察される。



$L=120\text{m}$, $V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$
Fig. 2.10 Optical micro photographs of worn tools

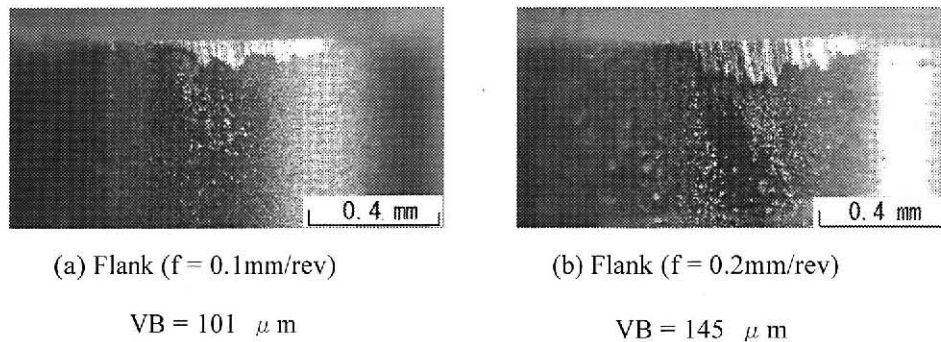


$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$
Fig. 2.11 Relation between flank wear width and cutting distance

2.3.4 工具摩耗量に及ぼす送り速度の影響

工具寿命に及ぼす送り速度の影響を調べるため、切削速度 15m/min で、送り速度 0.1 および 0.2mm/rev について旋削を行った。そのときの工具摩耗の光学顕微鏡写真を Fig. 2.12 に示す。写真は切

削距離 40m の時点のものである。この図から、比較的安定した摩耗状態となっているが、送り速度が 0.2mm/rev に増加すると逃げ面摩耗は激しくなり、送り速度 0.1mm/rev のおよそ 1.4 倍程度の大きさとなっている。



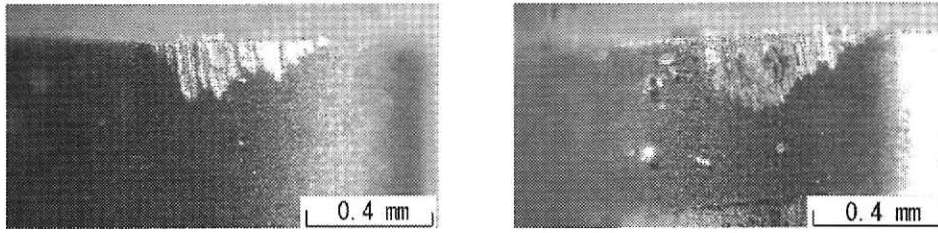
L=40m, V=15m/min, t=0.1mm, Workpiece: V30

Fig. 2.12 Optical micro photographs of worn tools

Fig. 2.13 に切削距離 80m の時点での逃げ面の光学顕微鏡写真を示す。送り速度 0.1 および 0.2mm/rev の場合ともに、工具摩耗形態は水平摩耗から前逃げ面境界部摩耗の増加へと移ることは同様であるが、切削距離が 80m では送り速度が 0.2mm/rev においては、逃げ面摩耗量、特に前逃げ面境界部の摩耗量が明らか大きい。

切削速度 15m/min, 送り速度 0.1 および 0.2mm/rev で切削を行った場合の切削距離と逃げ面摩耗幅の関係を Fig. 2.14 に示す。両送り速度ともに切削初期での急激な増加を除外すると、直線的に増加している。また図から分かるように、送り速度 0.2mm/rev の場合は 0.1mm/rev と比べ工具寿命までに達する摩耗増加が急である。

以上のことから、工具寿命の観点から考えると送り速度 0.1mm/rev が適正な送り速度であると判断される。



(a) Flank ($f = 0.1\text{mm/rev}$)

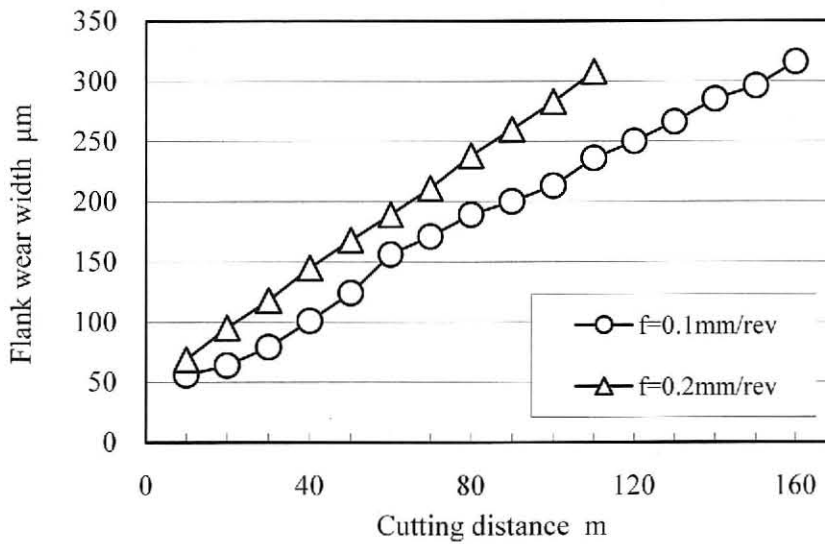
VB = 189 μm

(b) Flank ($f = 0.2\text{mm/rev}$)

VB = 238 μm

L=80m, V=15m/min, t=0.1mm, Workpiece: V30

Fig. 2.13 Optical micro photographs of tool wears



V = 15m/min, t = 0.1mm, workpiece: V30

Fig. 2.14 Relation between flank wear width and cutting distance

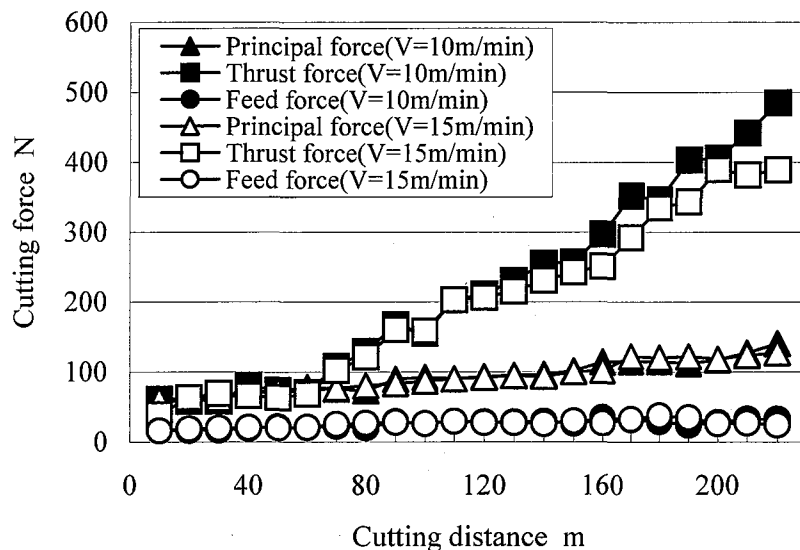
2.4 切削抵抗特性

2.4.1 切削抵抗に及ぼす切削速度の影響

切削速度 10 および 15m/min の場合の、切削距離の進行に伴う切削抵抗の変化を Fig. 2.15 に示す。図より背分力では、多少のばらつきが見られるが全体として切削距離にほぼ比例して大きくなっていることが分かる。3 分力のうち背分力が他の分力に比べて著しく大きいことは超合金のような高硬度

材の切削における特徴の一つと思われる。これに関しては焼き入れ鋼の切削でも同様の結果が報告されている⁽⁷⁾。

また Fig. 2.15 により、本実験で行った速度域では切削距離 180m 以上において、背分力は切削速度 10m/min の方が少し大きくなっているが、全体的に 3 分力とも両者の値に差は見られないことが分かる。背分力について考えると、Fig. 2.9 の工具摩耗量の増加と同じ傾向を示していることから、工具逃げ面摩耗量と背分力は密接に関連していると考えられる。また、切削距離が長くなればなるほど 3 分力ともに増加するという傾向を示す一般鋼を切削する場合と異なり、超硬合金を切削する場合には、切削距離が長くなると送り分力がむしろ減少することもあることが分かる。

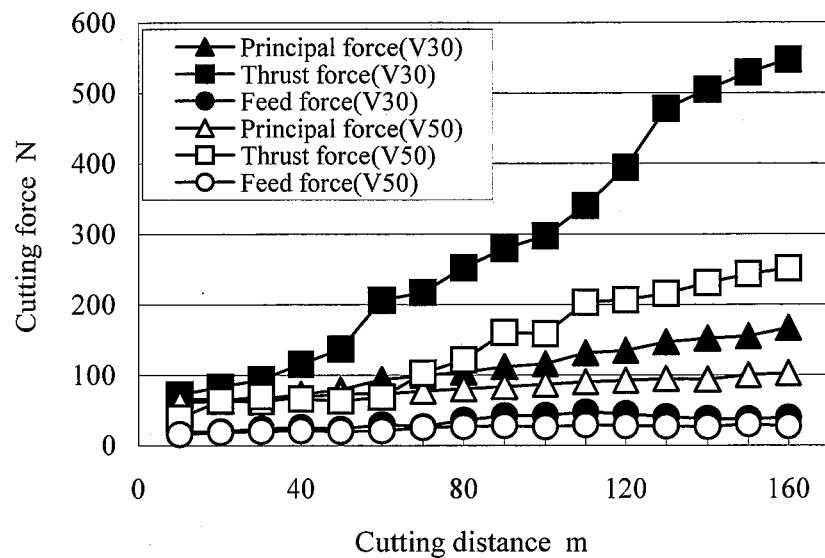


$f = 0.1\text{mm/rev}$, $t = 0.1\text{mm}$, Workpiece: V50

Fig. 2.15 Relation between cutting force and cutting distance

2.4.2 切削抵抗に及ぼす被削材硬度の影響

2.3.2 節と 2.4.1 節の結果から、超硬合金の切削において適正な切削条件と認められた切削速度 15m/min について、切削距離による切削抵抗の変化を、被削材種を変えて測定したものが Fig. 2.16 である。図より切削抵抗は、被削材の硬度が高い V30 および低い V50 における 3 分力とも摩耗の進行により増加することが分かる。しかしながら送り分力の切削距離に対する増加率は、背分力および主分力のそれと比較すると小さく、加えて、被削材の硬度差による影響も小さいことが分かる。

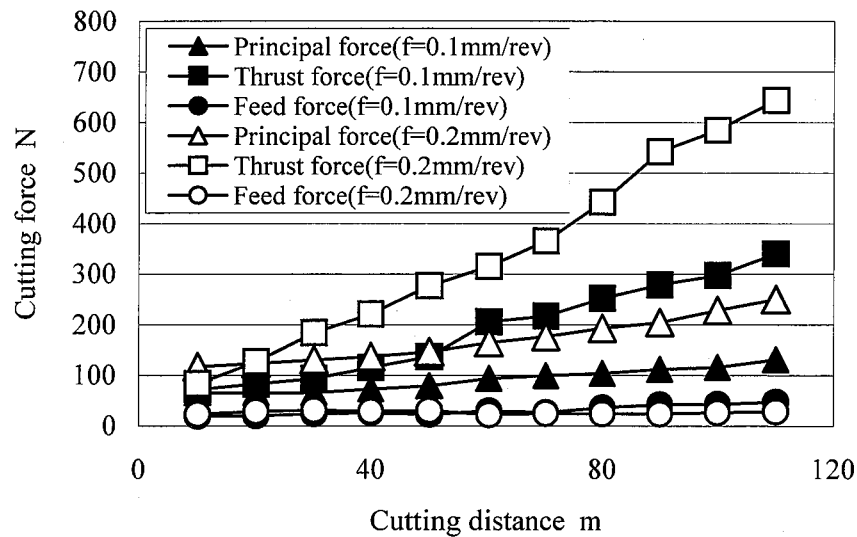


V=15m/min, f = 0.1mm/rev, t = 0.1mm

Fig. 2.16 Relation between cutting force and cutting distance

2.4.3 切削抵抗に及ぼす送り速度の影響

送り速度 0.1 および 0.2mm/rev の場合の、切削距離による切削抵抗の変化を Fig. 2.17 に示す。各送り速度とも、切削距離にほぼ比例して切削抵抗が大きくなっているが、0.2mm/rev の送り速度における背分力が著しく増大する傾向が見られることが分かる。特に背分力の変動幅は、切削開始直後から非常に大きくなっており、工具摩耗を促進させる一つの原因と思われる。従って、Fig. 2.14 と対応させてみると、本実験で設定した二つの送り速度の中では 0.1mm/rev が適性であると判断される。一方送り分力に関しては、送り速度の影響がほとんど認められない。むしろ切削距離 80m 以上では送り 0.2mm/rev の方が小さくなっていることが分かる。このことは、切込み量が送り分力に大きな影響を持っていると考えられる。



V=15m/min, t = 0.1mm, Workpiece: V30

Fig. 2.17 Relation between cutting force and cutting distance

ここで、切削抵抗について切削距離との関係について考察を加える。まず、送り分力について切削距離が増加してもほとんど変化が見られなかった、Fig. 2.15の被削材V50、切削速度15m/min、送り速度0.1mm/rev、切込み0.1mmを例に挙げる。切削初期（切削距離10m）および切削距離230mでの逃げ面摩耗幅は、Fig. 2.9よりそれぞれ $40\mu\text{m}$ 、 $312\mu\text{m}$ であった。この逃げ面摩耗量と逃げ角から幾何学的に計算すると切削初期から $24\mu\text{m}$ 刃先が後退していることになり、コーナー半径が 0.8mm であることから前逃げ面境界部の摩耗は送り方向（Fig. 2.18の左方向）へ $137\mu\text{m}$ 広がると計算できる。Fig. 2.18に示すように、平行摩耗の刃先先端からの起点は切込み0.1mmから想定される地点（Fig. 2.18の摩耗右端部）であるとする、光学顕微鏡写真から逃げ面摩耗部の送り方向への広がり $134\mu\text{m}$ と測定され、幾何学的な計算とほぼ一致している。従って、切削距離230mでは刃先が $24\mu\text{m}$ 後退しており、切込み0.1mmに対して24%だけ減少していることになる。これが送り分力の減少につながっていると考えられる。Fig. 2.17の送り分力について逃げ面摩耗幅の差が大きくなる切削距離80m以上では、摩耗の大きな送り速度0.2mm/revの方が0.1mm/revより送り分力は小さくなっている。主分力については摩耗面での摩擦力増加のため摩耗による刃先の後退量の影響は小さく、加えてすくい面の摩耗がほとんど見られないことから、逃げ面摩耗の増加とともに緩やかに増加している。背分力については逃げ面摩耗の増加とほぼ比例するように増加している。これは逃げ面の摩耗面積の増加に比例して

いる。以上のことから、超硬合金の切削では、工具摩耗状態が切削抵抗に大きな影響を及ぼすと考えられ、切削抵抗からも加工精度を知ることができる。従って、精密切削を行う上で、最終工程の前段階としてこの条件で切削を行い、仕上げ精度を得るには切削抵抗の変動、特に背分力の傾向を知る必要がある。

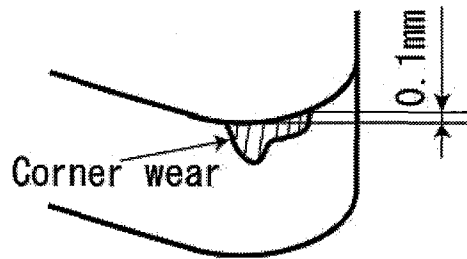


Fig. 2.18 Wear at cutting edge

2.5 工具摩耗面観察

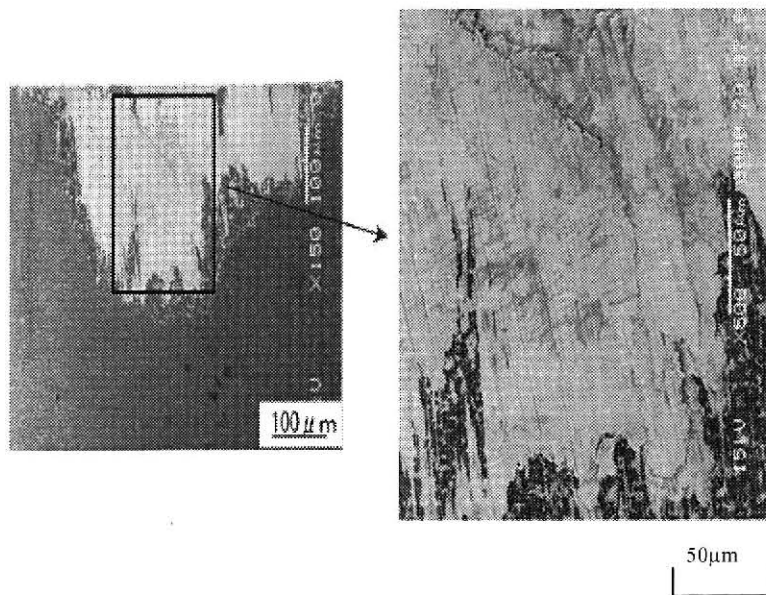
前節で工具逃げ面摩耗状態が切削抵抗に与える影響について述べたが、ここではその摩耗面の観察を行った。最も摩耗が激しかった被削材 V30，切削速度 15m/min，送り速度 0.2mm/rev，切込み 0.1mm の SEM による観察結果を Fig. 2.19 に示す。切削距離は 120m である。図(a)が逃げ面摩耗部全体であり、図(b)はその一部を拡大したものである。図(b)の黒い箇所には、切削方向に擦られた形跡が見られ、その付近では工具のカケは生じておらず、明らかに超硬合金に含まれる高硬度 WC 粒子による引っ掻きによる摩耗が生じている。

一方で、切削した工具摩耗面の SEM 観察 (Fig. 2.19(a)) では大きな付着物が認められ、その付着物について詳細に観察するため、SEM(走査電子顕微鏡)に設けてある、エネルギー分散法 (EDS: Energy Dispersive Spectroscopy) による成分分析を行った。

成分分析を行った摩耗部の範囲は、Fig. 2.19 の(b)であり、その結果を Fig. 2.20(a)から(c)に示す。これらの図では、白いエリアに成分が存在していることを示している。図(a)より W については付着物全域に存在しており、この付着物は超硬合金であることが分かった。また、図(b)から Co は付着物が存在する箇所だけでなく摩耗部全域に付着している。また、この観察エリアには焼結ダイヤモンドの素地である C も含まれており、図(c)からそれが伺える。

送り速度 0.1mm/rev での工具摩耗部写真を Fig. 2.21 に示す. 図(a)中, 四角で囲ったエリアについても EDS による成分分析を行ったが, 0.2mm/rev の場合とほぼ同様の成分結果が得られた. しかし, 付着物が存在する面積は 0.2mm/rev と比べると小さく, 成分分析を行ったエリア, 図(b)には擦過された形跡に加えて, 楕円形で囲った箇所に剥離のような形跡(黒い斑点部)が見られた. すなわちこのエリアには擦られて付着していた超硬合金が存在していて, 切削中剥離したと思われる.

従って, 工具の摩耗生成機構としては, 高硬度 WC による引っ掻き摩耗に加えて, 超硬合金の脱着の繰り返しによる摩耗が挙げられることが分かった. しかしながら, この脱着を繰り返す原因については未だ不明であり, 今後の研究で明らかにしていきたいと考えている.

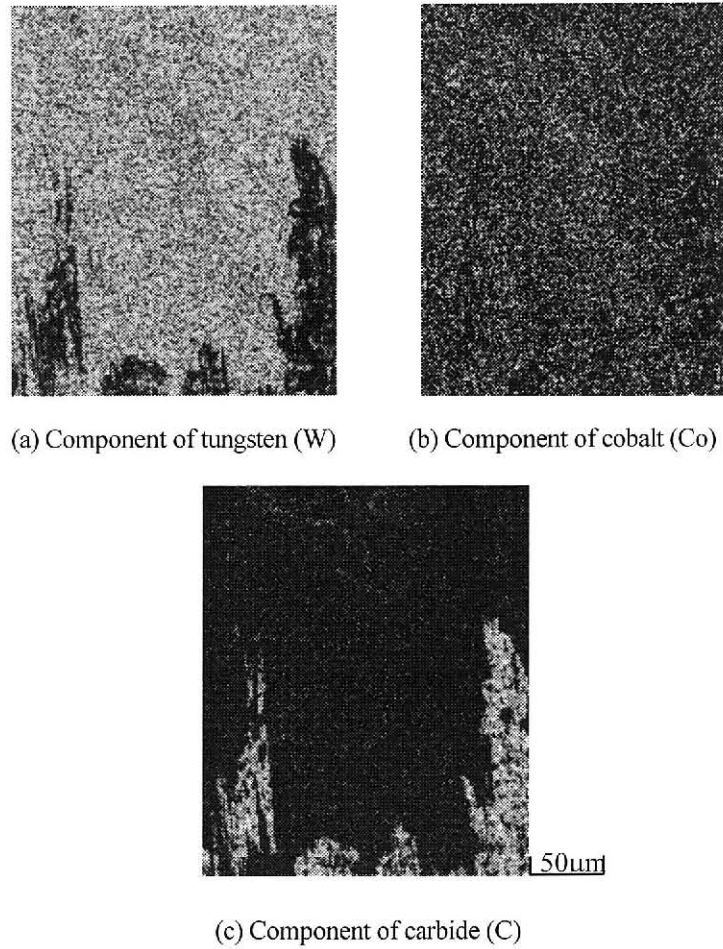


(a) SEM observation of tool wear

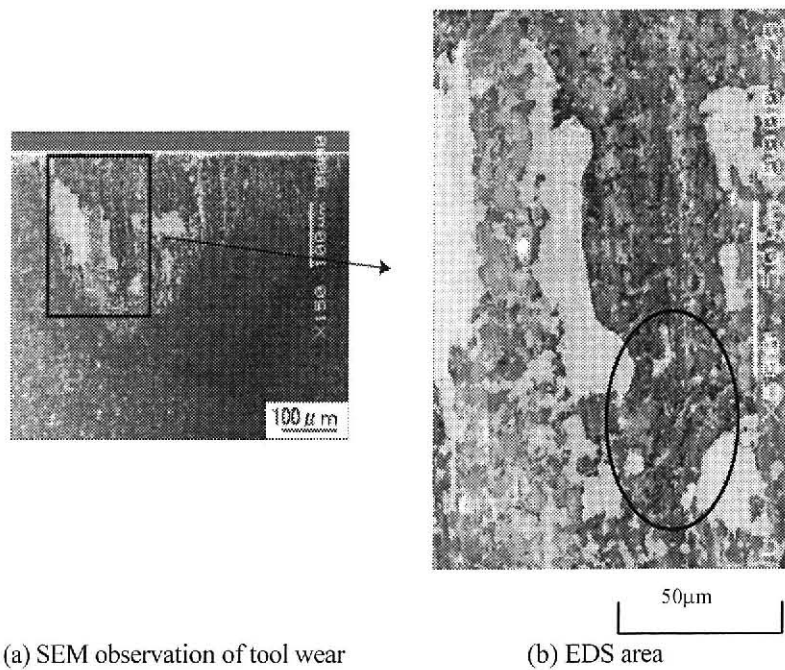
(b) EDS area

$L=120\text{m}$, $V=15\text{m/min}$, $f=0.2\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$, Workpiece: V30

Fig. 2.19 SEM observations of tool wear



$L=120m$, $V=15m/min$, $f=0.2mm/rev$, $t=0.1mm$, Workpiece: V30
Fig. 2.20 Component analysis of tool wear surface by EDS



$L=120m$, $V=15m/min$, $f=0.1mm/rev$, $t=0.1mm$, Workpiece: V30

Fig. 2.21 SEM observations of tool wear

2.6 結 言

一般的に超合金の切削に優れていると言われる多結晶ダイヤモンド焼結体（PCD）工具を用いて超合金の旋削を行い、その基本的な切削機構を調べた。

- 1) PCD 工具を用いた超合金の旋削において、切削距離 10m までの切削初期において工具摩耗が大きく進行した。また切削初期段階では工具逃げ面摩耗が切れ刃に平行に進行するが、切削距離の増加に伴い、逃げ面境界摩耗の進行が顕著となった。
- 2) 通常の鋼や鋳鉄の切削に比べて切削抵抗の3分力のバランスが異なり、背分力>主分力>送り分力の順に大きな値を示した。
- 3) 工具摩耗、切削抵抗ともに切削速度の影響がほとんど現れず、実験結果から高能率切削条件の観点として推定すると、本研究では適正な切削速度が $V=15\text{m/min}$ 、送り速度は 0.1mm/rev と判断される。この場合、工具寿命まで可能な切削距離はおよそ 230m であった。
- 4) PCD 工具を用いて V30 と V50 を旋削する場合、V30 の場合が V50 と比べて摩耗増加がかなり急であった。
- 5) 実験を行った切込み 0.1mm の条件では、送り分力は送り速度の影響をほとんど受けず、摩耗による刃先後退により低下傾向を示した。また、逃げ面摩耗部に超合金の付着が認められた。

参考文献

- (1) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 95-0323
- (2) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 95-0325
- (3) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1995) 92-0298
- (4) 木村忠彦, 木曾弘隆, 鈴木雅春: 多結晶焼結体工具による超硬合金の旋削, 1985年度精機学会春季大会学術講演会論文集, (1985), 603
- (5) 花崎伸作, 宮本猛, 藤原順介, 安富, 峠睦: 6061 アルミニウム合金基複合材料切削時の工具摩耗機構, 軽金属, 49, 3, (1999), 112
- (6) 臼井英治: 切削研削加工学(上), 共立出版株式会社, (1988), 21
- (7) 新谷一博, 藤村善雄: 焼入鋼の仕上切削におけるCBN工具刃先形状の検討, 精密工学会, 51, 5 (1985) 1053

第3章

工具材種による切削機構の比較

3.1 緒 言

第2章でも述べたように、超硬合金の切削には、多結晶ダイヤモンド(PCD)工具が最適であるとされている。しかしながら少数ではあるが、過去に立方晶窒化ホウ素(cBN)工具による超硬合金の切削が行われ、実際に切削が可能であったという報告^{(1), (2)}がなされている。cBN工具はPCD工具に次ぐ硬さ・熱伝導率を有し、PCD工具よりも安価であることから、超硬合金の切削加工への適用の可能性が模索されている。また近年、従来のcBN工具よりもcBN含有率を高くした多結晶cBN(PcBN)工具が開発された。この工具は、高温下でも高い硬度、抗折力を有し、熱伝導率が高く、熱的安定性にも優れていることから、切削工具材料として高いポテンシャルが期待されている。

そこで本章では、PCD工具、2種類のcBN工具(チャンファホーニング有り・無し)およびPcBN工具の4種類の工具を用いて超硬合金の切削を行い、使用工具材種による工具摩耗特性および切削抵抗特性等の差異について比較・検討を行った。またPCD工具において、含有されるダイヤモンド粒子の粒径を大きくすることにより耐摩耗性が向上するという報告⁽³⁾がなされていることから、ダイヤモンド粒径が異なる2種類のPCD工具を用いて超硬合金の切削を行い、ダイヤモンド粒径が工具摩耗特性および切削抵抗特性に及ぼす影響について調べた。

3.2 実験方法および工具材種

前章と同様，実験装置には MAZAK 社製高速精密旋盤 MAZAK-JUNIOR type A を用い，切削条件として切込み 0.1mm，切削速度および送り速度は前章において PCD 工具による超硬合金の切削に適切であると判断した 15m/min，0.1mm/rev とした．実験にはダイヤモンド粒径の異なる 2 種類 PCD 工具（以下粒径の小さい PCD 工具を PCD-S 工具，粒径の大きい PCD 工具を PCD-L 工具と記述する），チャンファホーニングを施した cBN 工具（以下 cBN-c 工具と記述する），チャンファホーニングを施していない cBN 工具および多結晶 cBN (PcBN) 工具を使用した，各工具の特性については以下の通りである．また Table 3.1 に高純度 cBN 多結晶体の基本特性をまとめた．

多結晶ダイヤモンド焼結体 (PCD) 工具⁽⁴⁾

ダイヤモンド工具は，従来天然の単結晶が切削工具として用いられており，非鉄金属や非金属材料の加工に優れた性能を示すことが知られている．ダイヤモンドは硬さが Hv 9000 以上で，熱伝導率も 2100 W/(m・K) と格段に高い．また他の物質との親和性も低いので，切削中に被削材の凝着が起きにくく，切れ刃もシャープなので切削仕上げ面が良好である．しかし大気中では 600℃以上になると炭化して耐摩耗性が低下し，また鉄系金属を高速切削すると炭素の拡散によって極端に摩耗が激しくなる．さらに単結晶では結晶方位によって耐摩耗性やへき開性に差があり，工具として使用したり成形するときに問題となる．また天然産のものでは資源的にも限りがある．

このような欠点を補う目的もあって，焼結ダイヤモンド工具が 1975 年にアメリカの G.E.社によって開発された．これは人造のダイヤモンド砥粒を超高圧，高温下で焼結したものである．

焼結ダイヤモンド工具は多結晶体で各粒子の結晶方位がランダムになるため，じん性（耐チップング性）が大いに向上し，耐摩耗性にも異方性がなくなった．また銅合金等の軟性材料やプラスチックに対して鏡面加工が施せる工具はダイヤモンド工具を除いて他に例が無く，その他の分野においてもダイヤモンド工具の需要は今後著しく伸びるものと予想される．

立方晶窒化ホウ素 (cBN) 工具

cBN (cubic Boron Nitride) は、六方晶の窒化ホウ素 BN を超高压、高温下で変態させたもので、天然には存在しない物質である。ダイヤモンドに次いで硬く、Hv4500 程度で超合金の約 2 倍以上の硬度を有する。また高硬度特性のほかにも工具材料として次のような多くの利点を持つ。すなわち熱伝導率が大きく (1300 W/(m·K)) 切削熱が放散されやすい、鉄との親和性が低く鋼や鋳鉄の切削でも溶着が起りにくく優れた仕上げ面粗さが得られる、高温化学安定性に富み、拡散摩耗や酸化摩耗は発生しにくい、また熱膨張率が小さいので耐熱衝撃性に優れるなどの点が挙げられる。また超高压焼結技術によって製造されるので、cBN 粒子のサイズや含有比率を変化させ、耐摩耗性や耐欠損性のバランスをコントロールすることができるといった利点もある。

cBN 焼結体は、1972 年にアメリカの GE 社から、高硬度鋼などの難削材の切削加工に好適な工具材料として発売され一躍脚光を浴びた。cBN 焼結体の出現によって、それまで不可能、または著しく困難とされてきた高硬度材の切削加工が容易に行えるようになった。以前は研削加工で行われていた焼入鋼などの仕上げ加工を、cBN 焼結体による切削加工に工程変更するケースも増加し、その後も難削材加工の技術革新に大きく貢献し、着実に需要を伸ばし続けている。

多結晶 cBN (PcBN) 工具⁽⁵⁾

現在市販されている cBN 焼結体は、cBN の粉末と 10~50 vol% のバインダを混合し、4.5~5.5GPa、1200~1400℃ の高压高温条件下で焼結することにより製造されている。しかし製造方法によってはバインダを用いずに cBN 単相の焼結体 (cBN 多結晶体) を作製することも可能である。cBN 粉末を直接焼結する固相焼結法でも、緻密な cBN 多結晶体が得られるが、hBN を出発物質とした変換 (反応) 焼結法によれば、よりマイルドな条件で、再現性良く多結晶体を作製することができる。

さらに粒径を 0.5 μm 以下に制御した微粒の高純度多結晶体は、高温下でも高い硬度、抗折力を有し、熱伝導率が高く、熱的安定性も高い。これらの優れた機械的特性、熱特性から、微粒高純度 cBN 多結晶体は、切削工具として高いポテンシャルが期待できる。高い抗折力、硬度は、切削中の耐欠損性や耐摩耗性に優れ、高熱伝導性は耐熱衝撃性に優れることを示唆するものである。Table 3.1 に PcBN と従来の cBN との特性の違いを示す。

Table 3.1 Principal properties of PcBN and cBN

		PcBN	cBN
CBN contents [vol%]		> 99.9	80 – 90
CBN grain diameter [μm]		< 0.5	1 – 3
Binder		hBN	Co
Hardness [Hs]	Room Temperature	50 – 55	38 – 41
	1000°C	20	12
Transverse Strength [GPa]	Room Temperature	1.35	0.95 – 1.1
	1000°C	1.60	0.55
Thermal conductivity [W/m·K]		360 – 400	100 – 130

各工具の主な機械的性質を Table 3.2 に示す。実験に際しては、前述の 5 種類の工具を工具ホルダ（ETANR1616H33，住友電工製）に固定して使用した。工具形状は（-5, -5, 5, 5, 30, 0, 0.8）である。また被削材は V30 を用い、化学組成を Table 3.3 に、主な機械的性質を Table 3.4 に示す。

工具材種および粒径が異なる 5 種類の工具を用いて超硬合金の切削を行い、切削機構について詳細に比較・検討を行った。

Table 3.2 Mechanical properties of tool material

	Grain contents [vol%]	grain diameter [μm]	Hardness [Hv]	TRS [GPa]
PCD (small grain)	91	12.5	10000	1.7
PCD (large grain)	96.5	45	12000	1.5
cBN	65	3.0	3200-3400	1.00-1.10
cBN-c	—	—	3900-4200	0.95-1.10
PcBN	>99.9	<0.5	5000	1.35

Table 3.3 Chemical compositions of cemented carbide (wt%)

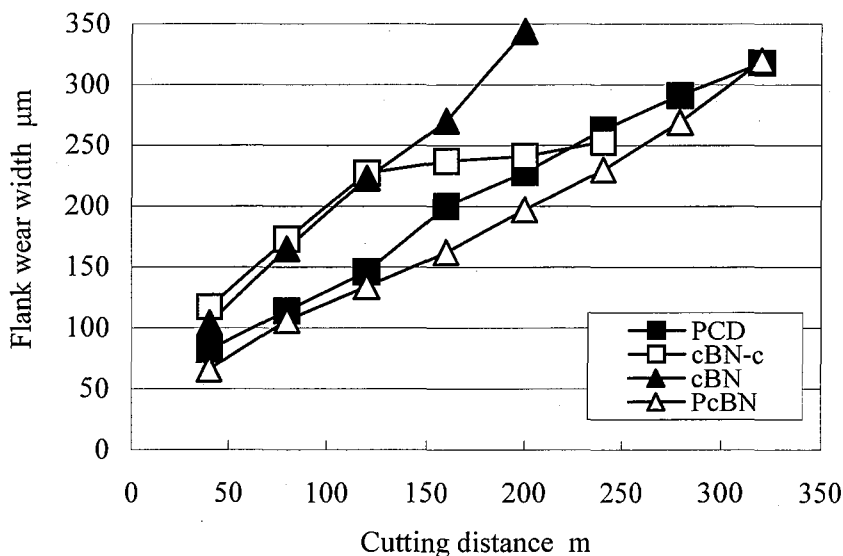
Cemented carbides	WC	Co
V30	90	10

Table 3.4 Mechanical properties of cemented carbide

Cemented carbides	Specific Gravity (Mg/m ³)	Hardness (HRA)	Compressive strength (GPa)	Young's modulus (GPa)
V30	14.4	88.5	4.61	578

3.3 工具摩耗特性

PCD 工具, cBN-c 工具, cBN 工具および PcBN 工具の 4 種類の工具を用いて超硬合金 V30 の旋削実験を行った。得られた工具摩耗幅と切削距離との関係を Fig. 3.1 に示す。各工具とも、切削距離の増加に伴い摩耗が進行しており、その中でも PcBN 工具における工具摩耗が最も進行が遅く、PCD 工具と近い値を示していることが分かる。一方、2 種類の cBN 工具はいずれも切削開始直後から工具摩耗が大きく進行し、PCD および PcBN 工具における工具寿命（工具摩耗幅 300 μ m）が切削距離約 280m であるのに対し、cBN 工具では工具寿命が切削距離約 170m と著しく短くなっている。また、チャンファホーニングを施した cBN-c 工具について工具摩耗進行の様子に注目すると、切削距離が 120m を越えたところから急に摩耗の進行が止まり、その後も横這いの傾向を示していることが分かる。これは後述のように、切削距離の増加に伴い、チャンファ部分にクレータ摩耗が生じたためであると考えられる。



$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$, Workpiece: V30

Fig.3.1 Relation between flank wear width and cutting distance

それぞれの工具の各切削距離におけるすくい面摩耗および逃げ面摩耗の光学顕微鏡写真を Fig. 3.2~Fig. 3.5 に示す。これらの図より切削距離の増加に伴い全ての工具において、逃げ面摩耗が山型に進行している様子が観察される。

また、Fig. 3.2(a), Fig. 3.3(a), Fig. 3.4(a), Fig. 3.5(a)のすくい面写真から、PCD 工具以外の cBN-c 工具、cBN 工具および PcBN 工具では、切削距離が増加するとともに刃先が大きく後退していることが分かる。

一方、各工具の工具摩耗寿命時の逃げ面摩耗形状に注目すると、PCD 工具においては山型の摩耗の頂点が摩耗面の切り取り厚さが大きい部分にあるのに対し、cBN 工具と PcBN 工具では摩耗面の切り取り厚さが小さい部分にある。通常切削中の工具の切り取り厚さが最大となる場所は摩耗面の切り取り厚さが大きい部分、すなわち摩耗面の右面にある。しかし工具すくい面の摩耗により切り取り厚さの大きい部分の刃先が後退することで、切り取り厚さが実質最大となる場所が、通常では切り取り厚さが小さい部分、すなわち摩耗面の左面へと移動することになる。このような理由から、cBN 工具および PcBN 工具においては、摩耗が最大となる位置が摩耗面の左側に存在しているものと考えられる。

ここで、Fig. 3.3 のチャンファホーニングを施した cBN-c 工具の工具摩耗進行状態を見ると、すくい面側写真では、cBN 工具および PcBN 工具と同様に切削距離の増加に伴って刃先が後退している様子が観察される。

一方 Fig. 3.3(b)の逃げ面写真から、Fig. 3.1 で逃げ面工具摩耗幅進行が停止した切削距離 80m ~ 120m 間において、チャンファ部分が剥離した状態になっており、そのため工具と被削材の接触面積が著しく低下し、摩耗の進行が停止したと考えられる。またこのとき排出される切りくずは、それまでのカールした切りくずから粉状のものに遷移しており、このことから摩耗が進行したものと考えられる。

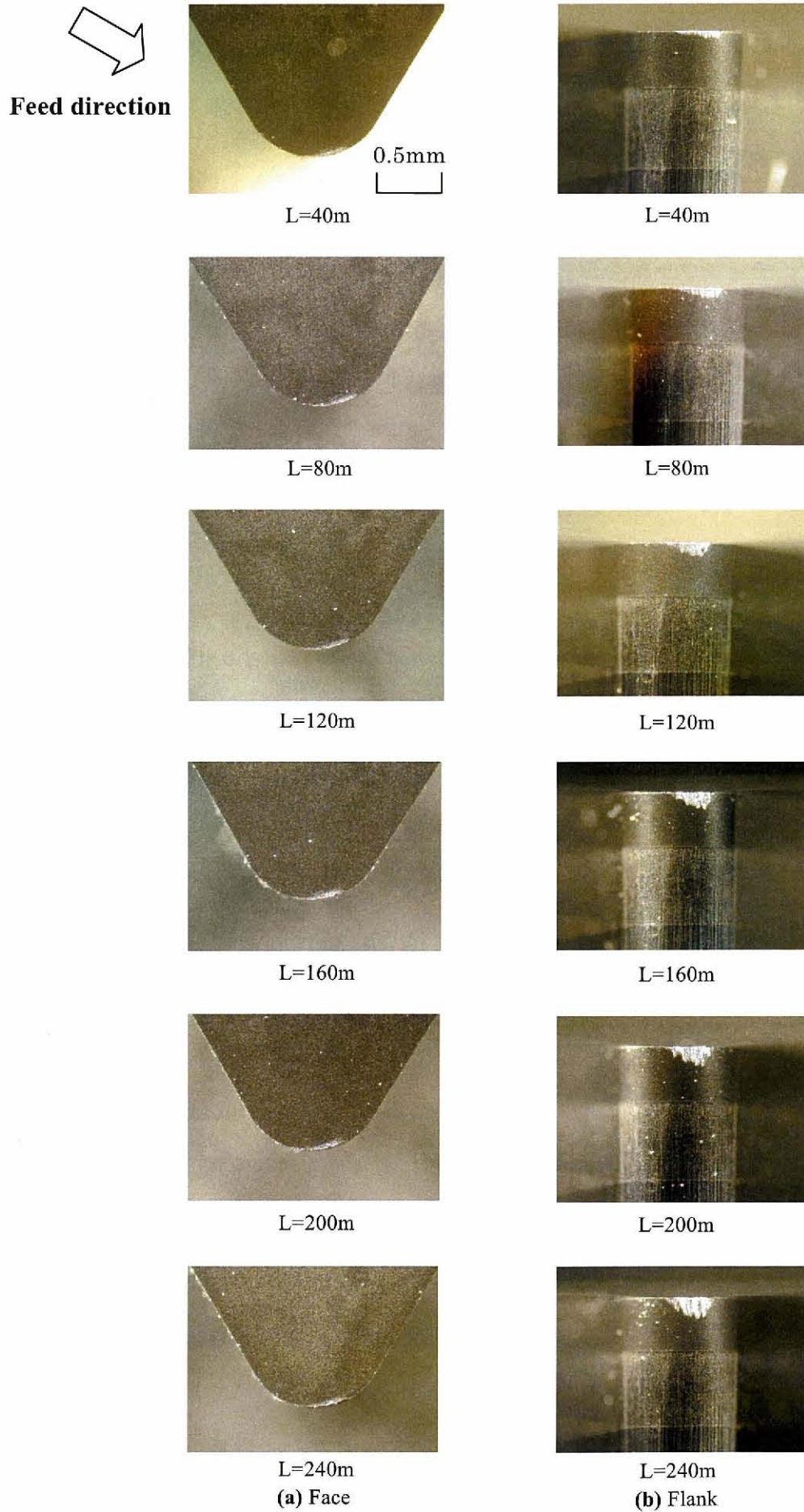


Fig. 3.2 Optical micro photographs of PCD

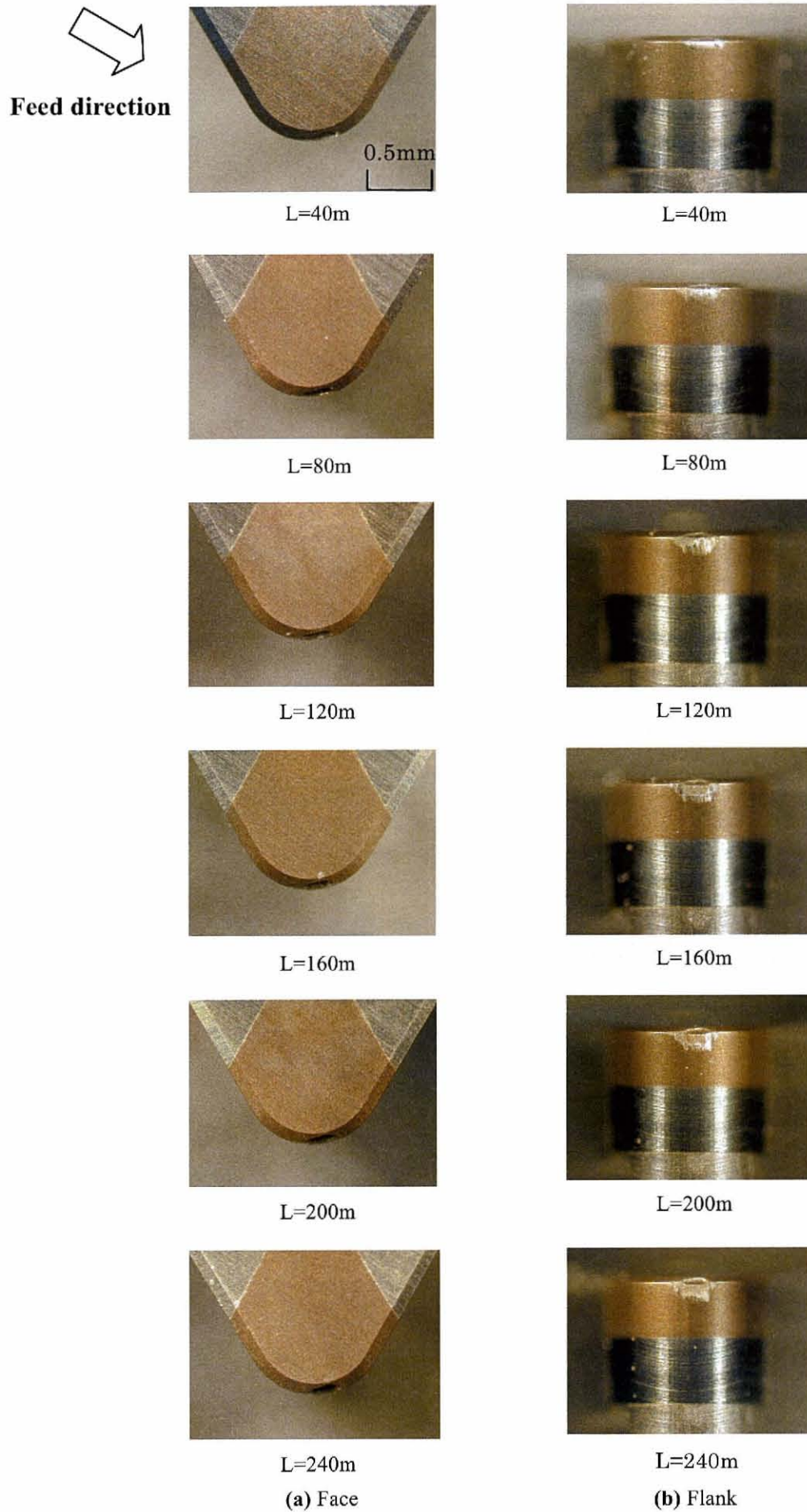


Fig. 3.3 Optical micro photographs of cBN-c

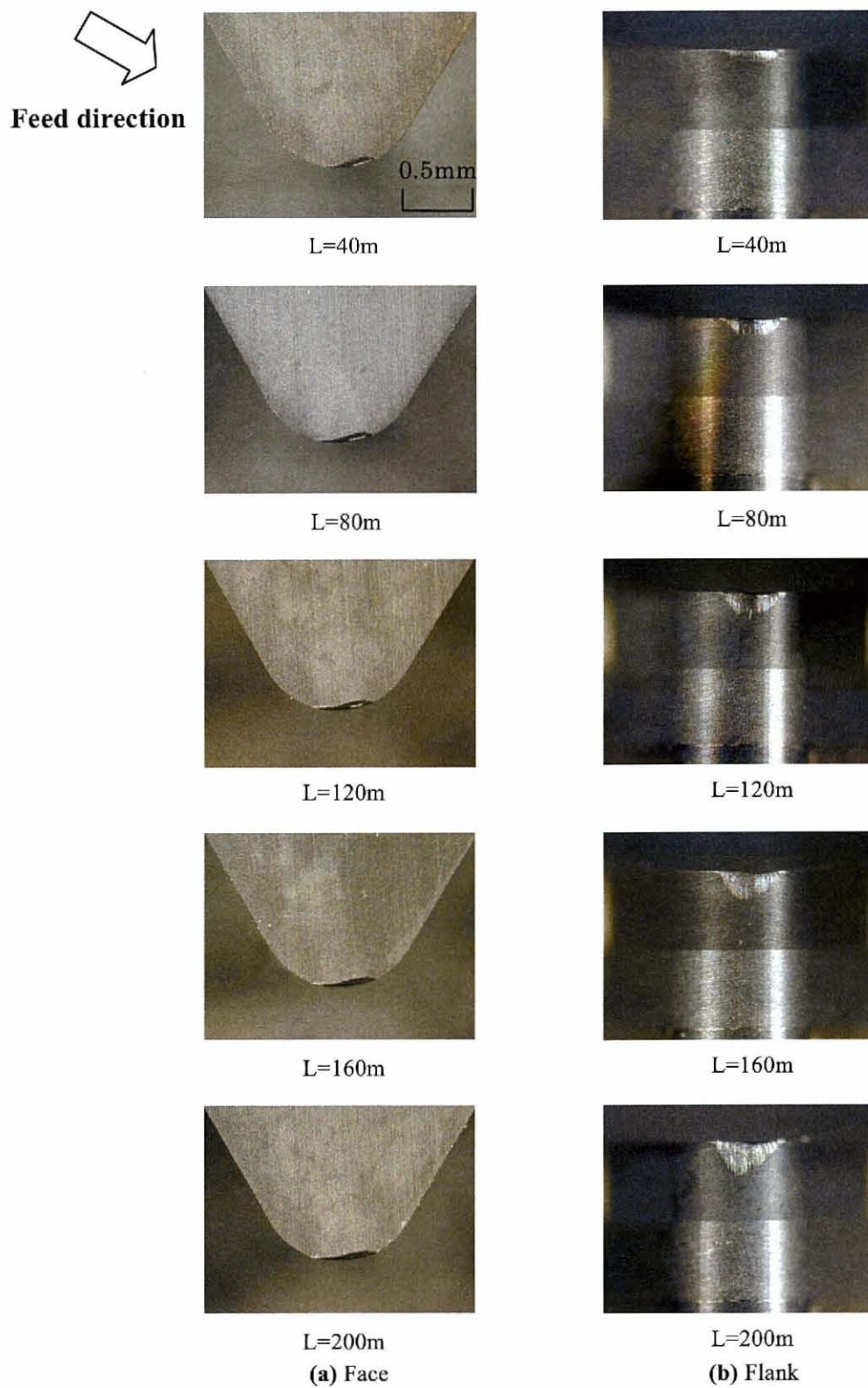


Fig. 3.4 Optical micro photographs of cBN

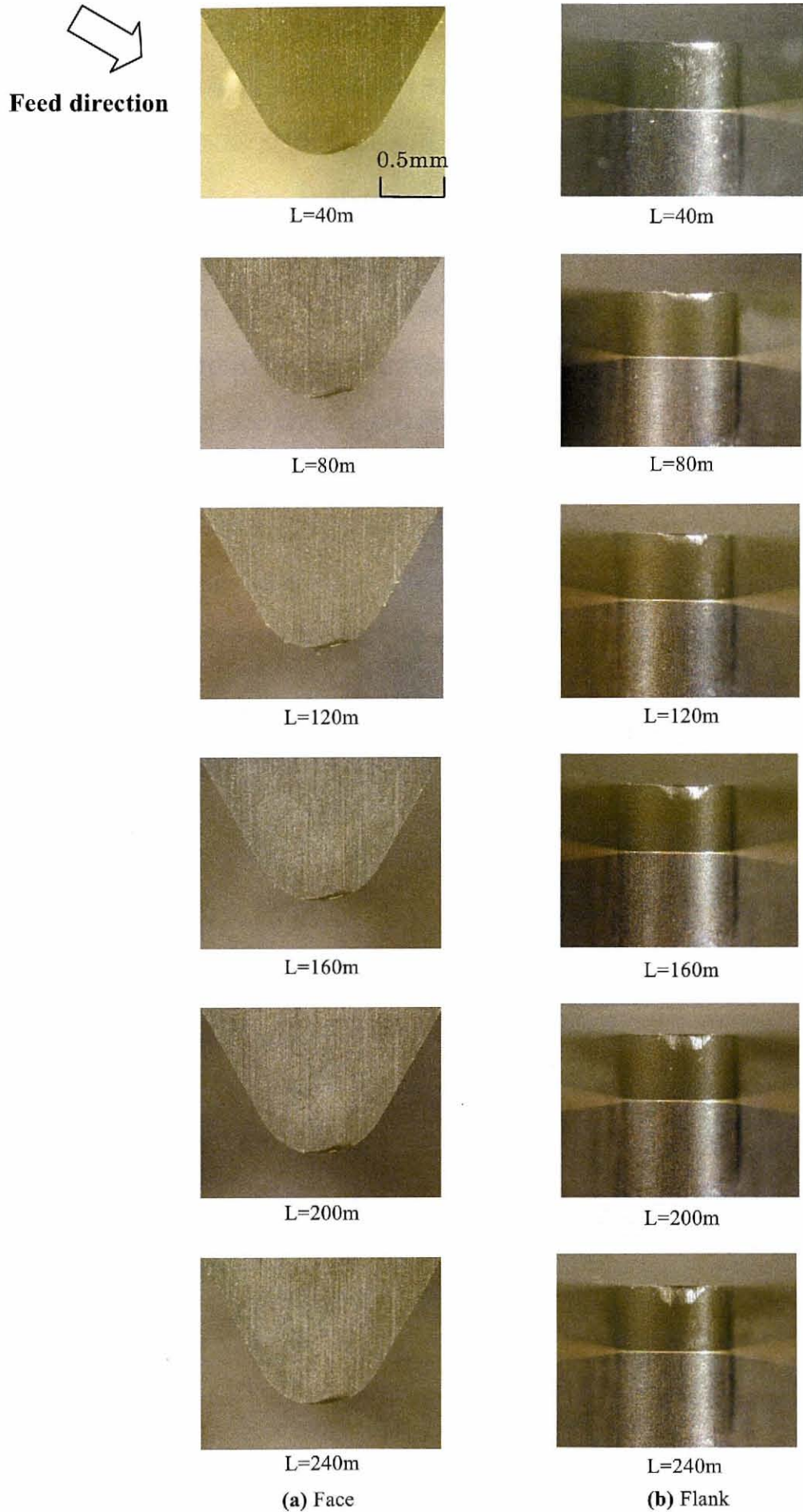


Fig. 3.5 Optical micro photographs of PcBN

PCD, cBN-c, PcBN 工具の切削寿命に達した時の工具刃先の様子をより詳細に調べるために、走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いて観察を行った。その結果を Fig. 3.6(a)~(d)に示す。PCD 工具の工具刃先は形状がほぼ維持されているが、他の工具では工具すくい面側のクレータ摩耗が進行し、刃先が後退している様子がはっきりと観察される。

Fig. 3.6 より、cBN 工具および PcBN 工具においては、摩耗面への付着物がほとんど発生していないが、PCD 工具に対しては摩耗面全体に渡って発生していることが分かる。cBN 工具ではセラミック (TiN-Al) を、また PcBN 工具では hBN を結合材としているのに対し、PCD 工具はその焼結段階において、原料となるダイヤモンド粉末同士の結合材として Co を使用している。超硬合金もまた WC 粒子を、Co を結合材として焼結させた合金であり、その親和性のために PCD 工具には付着物が発生したものと考えられる。

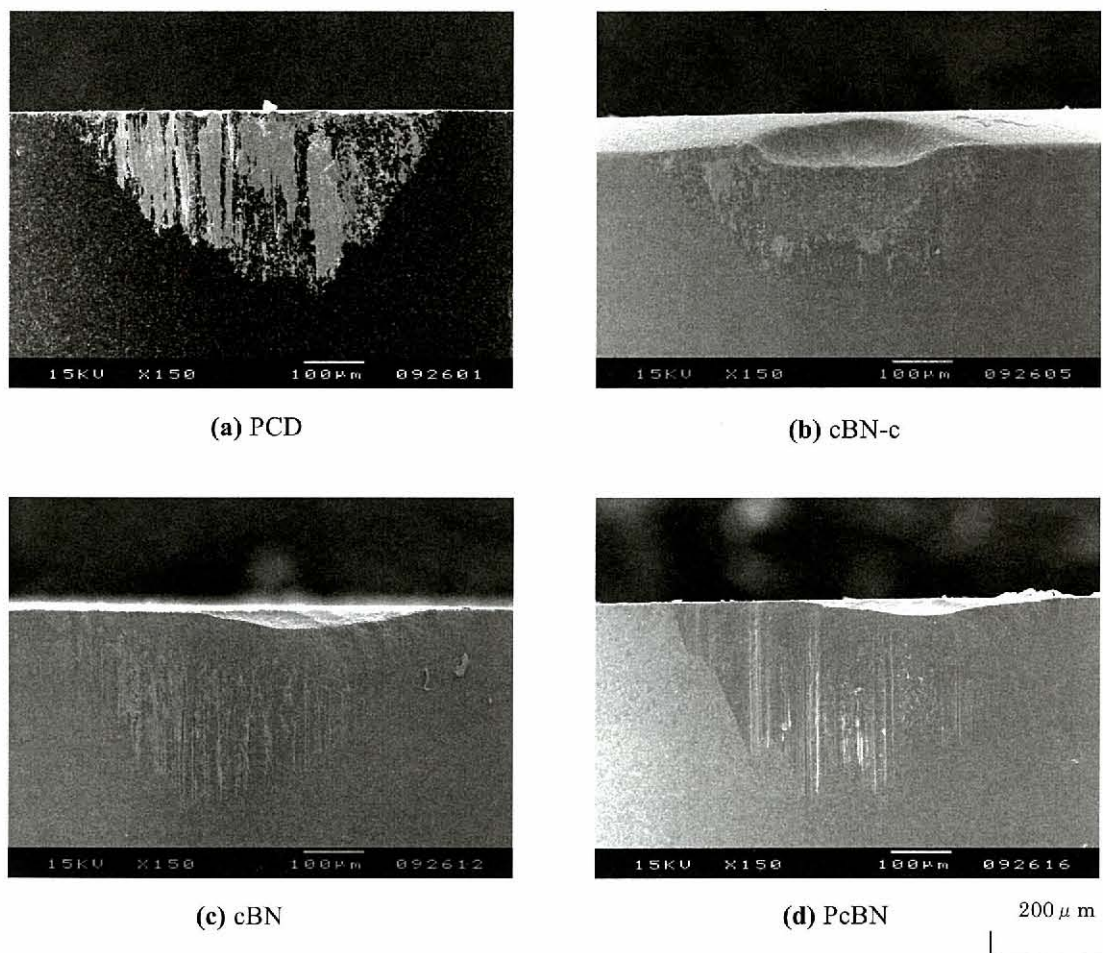


Fig. 3.6 SEM micrographs of inserts

Fig. 3.6 の SEM 観察写真より，摩耗面に cBN 工具および PcBN 工具では微量の，PCD 工具では非常に多くの付着物が発生している様子が観察された．そこでその付着物成分を明らかにするため，EPMA (Electron Probe Micro Analyzer) 分析装置を用いて，工具摩耗面の元素定性分析を行った．EPMA 定性分析から得られたマッピングデータを Fig. 3.7～3.9 に示す．タングステン(W)の分析結果を Fig. 3.7 に，炭素(C)およびコバルト(Co)の分析結果を Fig. 3.8 および Fig. 3.9 に示した．

なお分析結果において，元素濃度は色の濃淡で判断し，輝度が高いほどその元素の濃度が高いことを表している．また二つ以上の元素があるときは，その都度各元素に色指定をしてその色の濃さで元素濃度の濃淡を判断する．

EPMA 定性分析を行った結果，Fig. 3.7 より PCD 工具および他の工具の摩耗面における付着物には，タングステン (W) が最も多く検出されていることが分かる．このことから Fig. 3.6 の SEM 写真で観察された付着物は，被削材の超硬合金であることが確認できた．

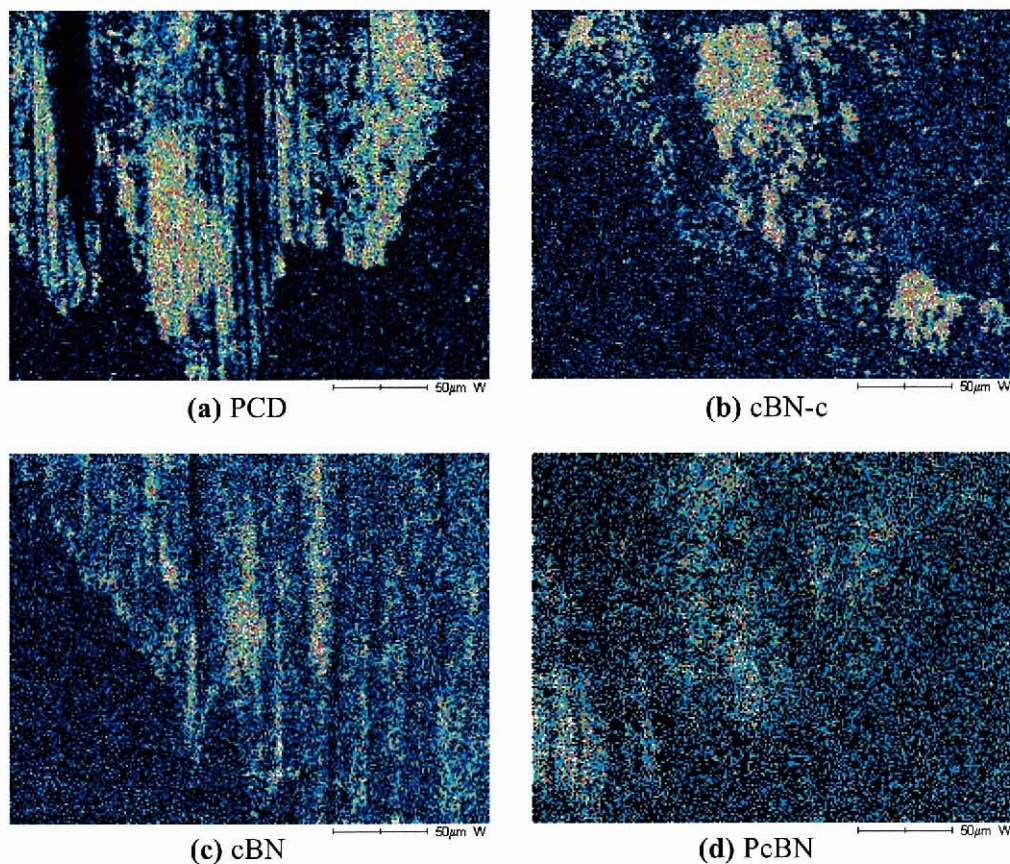


Fig. 3.7 EPMA data of flank face
(mapping of W)

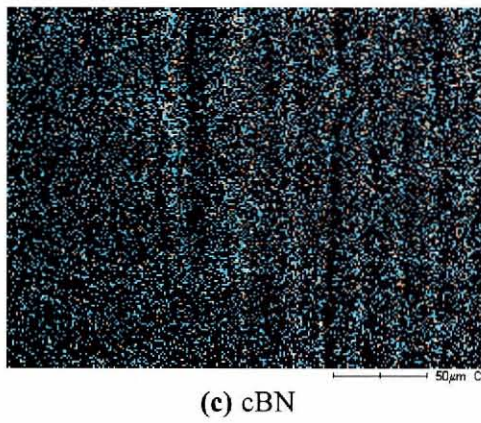
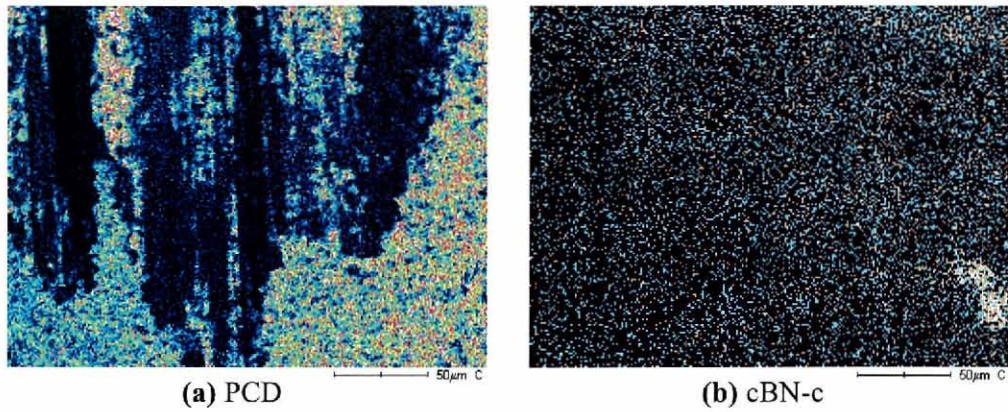


Fig. 3.8 EPMA data of flank face (mapping of C)

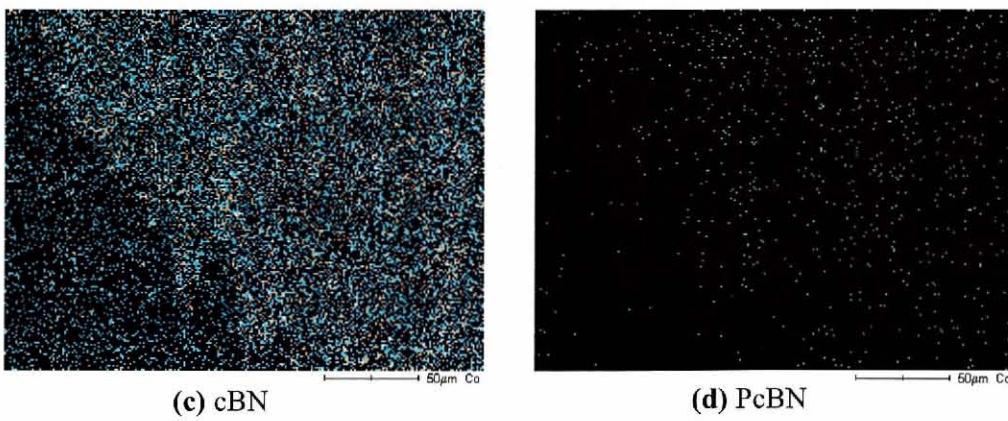
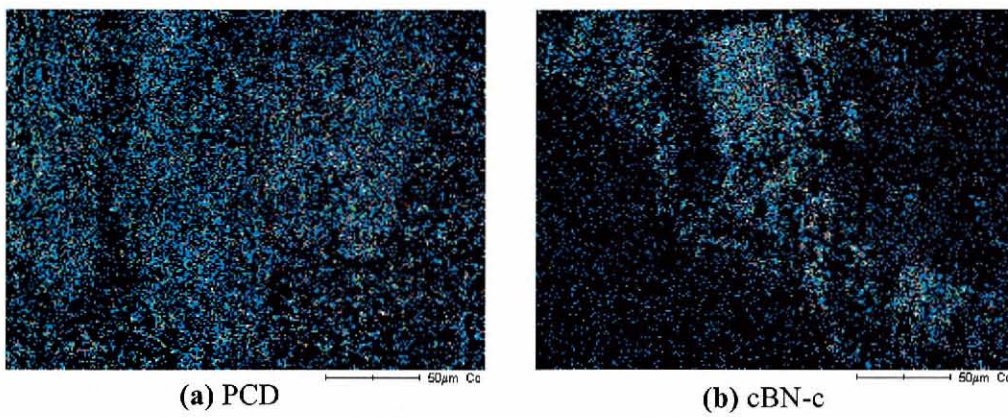


Fig. 3.9 EPMA data of flank face (mapping of Co)

3.4 切削抵抗特性

4種類の工具を用いて超硬合金 V30 の旋削実験を行い、そのときの切削距離の増加に伴う切削抵抗の変化を測定した。その結果を Fig. 3.10 に示す。図より4種類の工具すべての場合において切削抵抗3分力のうち、背分力が増加傾向を示し、最も大きな値を示していることが分かる。

また主分力および送り分力に関しては、切削距離が増加しても値が大きく増加することはなく、送り分力においては切削距離の増加に伴い値が減少する場合もある。このような現象は、超硬合金や焼入鋼などの高硬度材料の切削に特有の現象で、切削距離の増加に伴い3分力とも増加する一般鋼の切削には生じていない。

始めにチャンファホーニングを施した cBN-c 工具に注目すると、切削距離が 80m~120m にかけて背分力の増加が止まり、その後大きく減少している。これは Fig. 3.3 で見られたチャンファ部分の摩耗のために、工具と被削材の接触面積が著しく減少したためであると考えられる。またチャンファ部分の摩耗の影響から、他の工具のように切削距離の増加に伴い微増傾向にある主分力に関しても、チャンファホーニングを施した cBN-c 工具では、切削距離が増加することで減少傾向を示している。

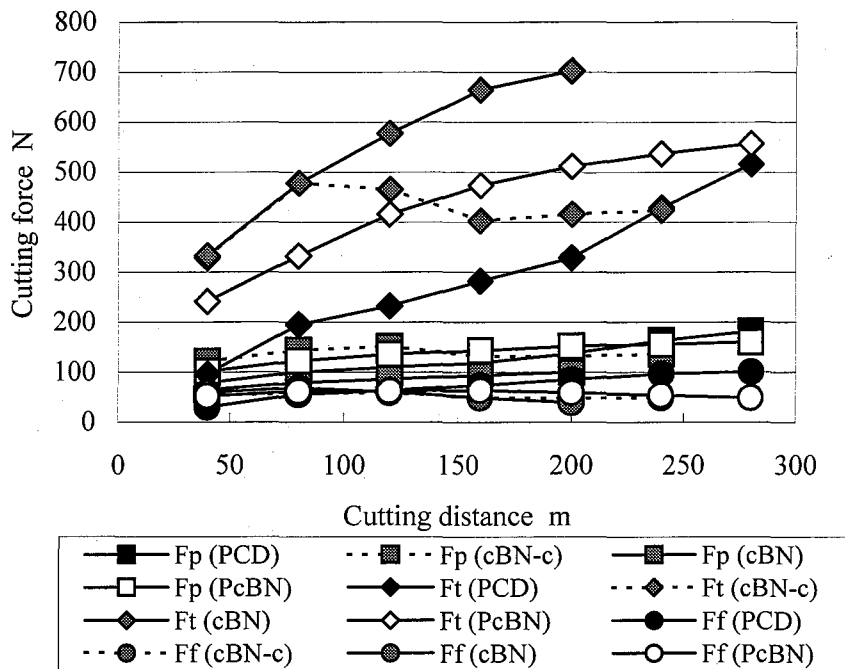
過去の報告⁽⁶⁾⁻⁽⁹⁾で cBN 工具を用いて焼入鋼の切削(切削速度 $V=120\text{m/min}$, 送り速度 $f=0.25\text{mm/min}$, 切削切り込み $t=0.5\text{mm}$)では、主分力対背分力がおおよそ 1:1.1~1.7 という結果を得たことと比較すると、超硬合金の切削では背分力がいかに大きな値となっているかが分かる。

次に cBN-c 工具以外の工具における背分力に注目すると、その値は cBN 工具, PcBN 工具, PCD 工具の順で大きくなっている。Table 3.1 より、これは工具材料の硬度に応じた結果となっている。Fig. 3.2~Fig. 3.5 の工具すくい面の光学顕微鏡観察から、それぞれの刃先後退量は、PCD 工具が $22\mu\text{m}$, PcBN 工具が $68\mu\text{m}$, cBN 工具が $80\mu\text{m}$ となっており、工具硬度の低いものほど背分力の影響を強く受けていることが分かる。

一方、超硬合金等の超硬度材料の切削においては、背分力が非常に大きく工具摩耗も激しいため、切削距離が伸びると実際の切削量は切込みよりも小さくなってしまった。

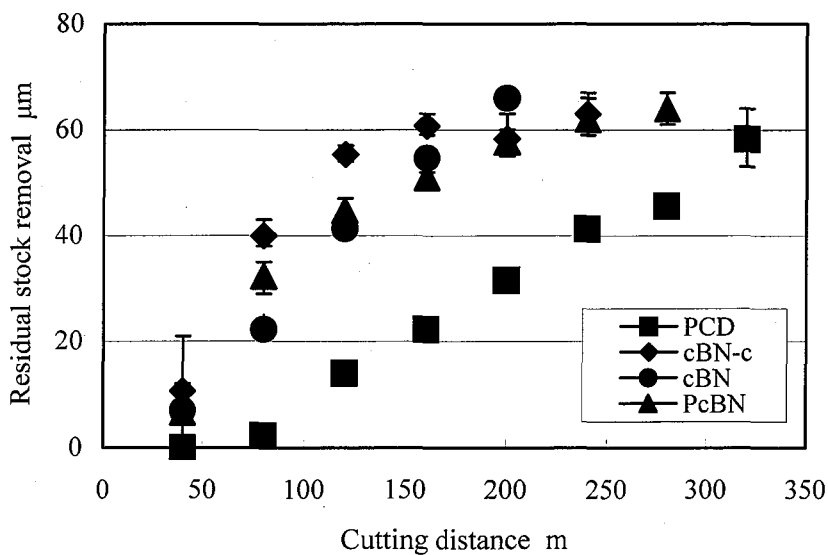
従って、Fig. 3.11 には切削後の被削材の切残し量の測定を行った結果を示す。PCD 工具がもっ

とも切残しが小さく抑えられているが、それでも工具寿命の切削距離約 300m では切込みのおよそ半分の切り残しが生じている。その他の工具では切削開始直後から大きな切残しが生じ、寿命付近ではほとんど切削できていないことが分かる。



V=15m/min, f=0.1mm/rev, t=0.1mm

Fig. 3.10 Relation between cutting force and cutting distance



V=15m/min, f=0.1mm/rev, t=0.1mm

Fig. 3.11 Relation between residual stock removal and cutting distance

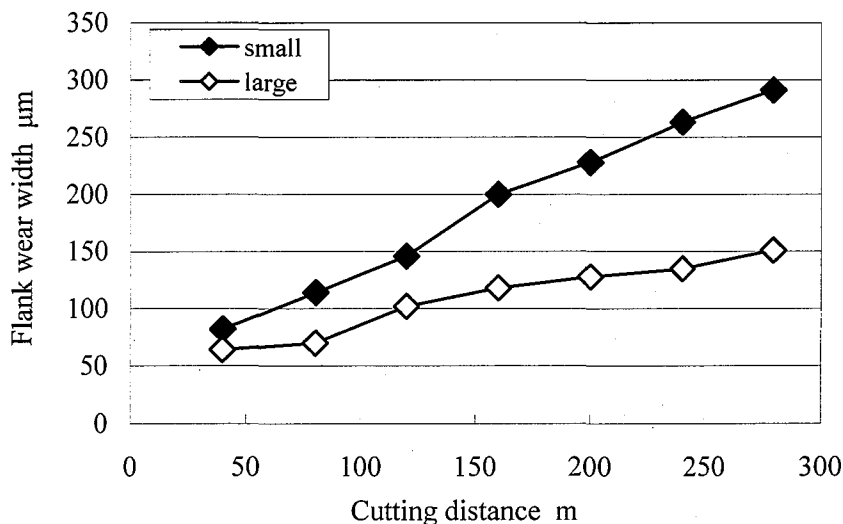
3.5 PCD 工具における工具粒径の影響

前節まで、工具材種の違いによる超硬合金切削時の切削機構について検討を行った。ここでは PCD 工具に含有されるダイヤモンド粒子の粒径が異なる 2 種類の PCD 工具（ダイヤモンド粒径大小の工具をそれぞれ PCD-L 工具、PCD-S 工具と記述する）を用いて超硬合金の切削を行い、工具粒径の違いが工具摩耗特性および切削抵抗特性に及ぼす影響について調べた。

3.5.1 工具粒径が工具摩耗特性に与える影響

それぞれ粒径の異なる 2 種類の PCD 工具を用いて、超硬合金 V30 を切削距離 280m 切削したときの切削距離と工具逃げ面摩耗の関係を Fig. 3.12 に示す。

両工具ともに、切削距離の進行に伴い工具逃げ面摩耗も増加している。しかし PCD-L 工具の摩耗進行が、PCD-S 工具よりも遅く、切削距離 280m の時点で PCD-S 工具の逃げ面摩耗幅が約 $300\mu\text{m}$ であるのに対し、PCD-L 工具は摩耗幅約 $150\mu\text{m}$ であり、半分程度の摩耗となっている。

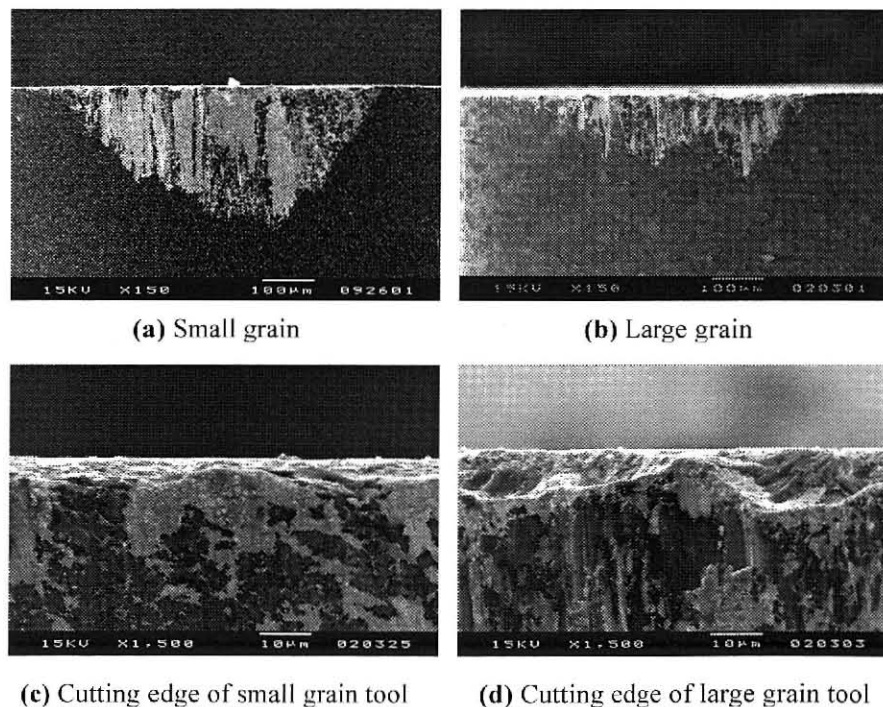


$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$

Fig. 3.12 Relation between flank wear width and cutting distance

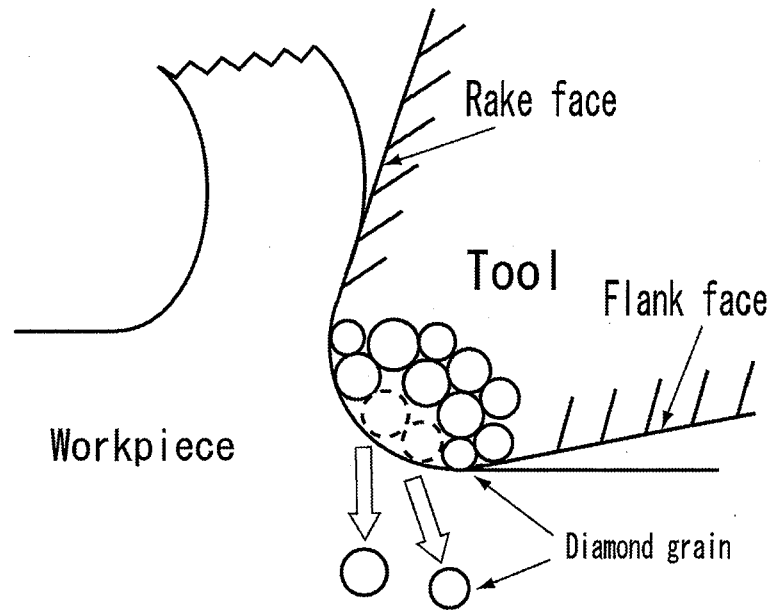
Fig. 3.13(a)および(b)に切削距離 280m 切削後の工具摩耗面の SEM 観察による全体像を、Fig. 3.13(c)および(d)に工具の刃先近傍の SEM 写真を示す。Fig. 3.13(a)および(b)より、摩耗面において超合金である付着物が、PCD-L 工具では PCD-S 工具の場合よりも全体的に発生が抑制されていることが分かる。また PCD-L 工具では、刃先近傍において欠けが発生している。欠けは刃先全体に渡って見られるが、工具全体の最大摩耗としては PCD-S 工具よりも小さく抑えられている。すなわち超合金の PCD 工具による切削時の工具摩耗は、PCD 工具の工具構成粒子の脱落によって進行する。

したがって Fig. 3.14 に示すように、PCD-S 工具における摩耗はダイヤモンド粒子の脱落が支配的であり、PCD-L 工具における摩耗はダイヤモンド粒子そのものの摩耗が支配的になっている⁽³⁾と考えるならば、超合金とダイヤモンドの硬度の比較から、PCD-L 工具の摩耗がより小さく抑えられることが分かる。このことから、ダイヤモンド焼結体工具の耐摩耗性は工具に含有されるダイヤモンド粒子の粒径が大きい程高くなると考えられる。また工具刃先に生じたチッピングに関しては、Fig. 3.13(c)および(d)より、PCD-S 工具ではダイヤモンド粒子の脱落によりチッピングが生じていると考えられ、また PCD-L 工具の場合はダイヤモンド粒子の破壊および脱落によってチッピングが生じていると考えられる。

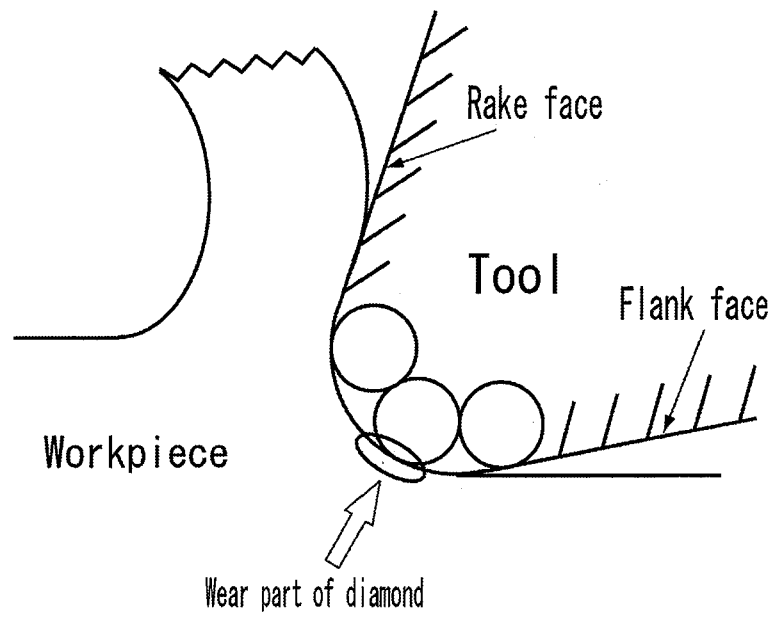


V=15m/min, f=0.1mm/rev, t=0.1mm, L=280m

Fig. 3.13 SEM photographs of tool wear



(a) Small grain size tool



(b) Large grain size tool

Fig. 3.14 Wear process of diamond tools

3.5.2 工具粒径が切削抵抗特性に与える影響

ダイヤモンド粒径の異なる2種類のPCD工具で超硬合金の旋削を行った場合について、切削距離と切削抵抗の関係をFig. 3.15に示す。

3分力ともにPCD-L工具における切削抵抗が、PCD-S工具のものよりも小さく抑えられていることが分かる。切削開始直後は両者の間に大きな差は見られないが、切削距離80mで背分力ではすでに大きな差ができていく。その後切削距離280mの時点では、背分力だけでなく他の2分力においても、PCD-S工具での値がPCD-L工具のほぼ2倍となっていることが確認できる。ここでFig. 3.12でPCD-S工具の工具摩耗がPCD-L工具の工具摩耗の約2倍になっていることから、工具中に含まれるダイヤモンド粒径の違いにより切削機構が異なり、工具摩耗幅および切削抵抗の間には何らかの相互関係が存在することが考えられる。

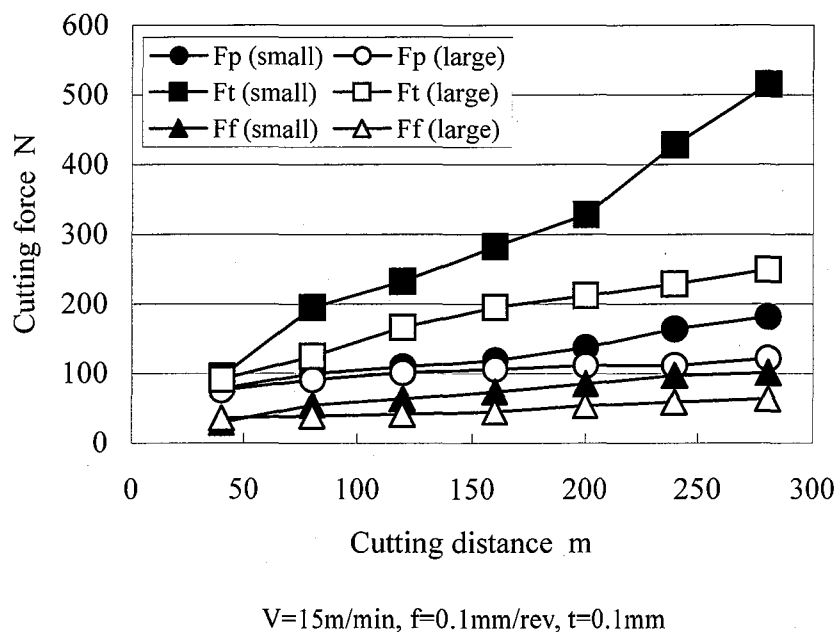


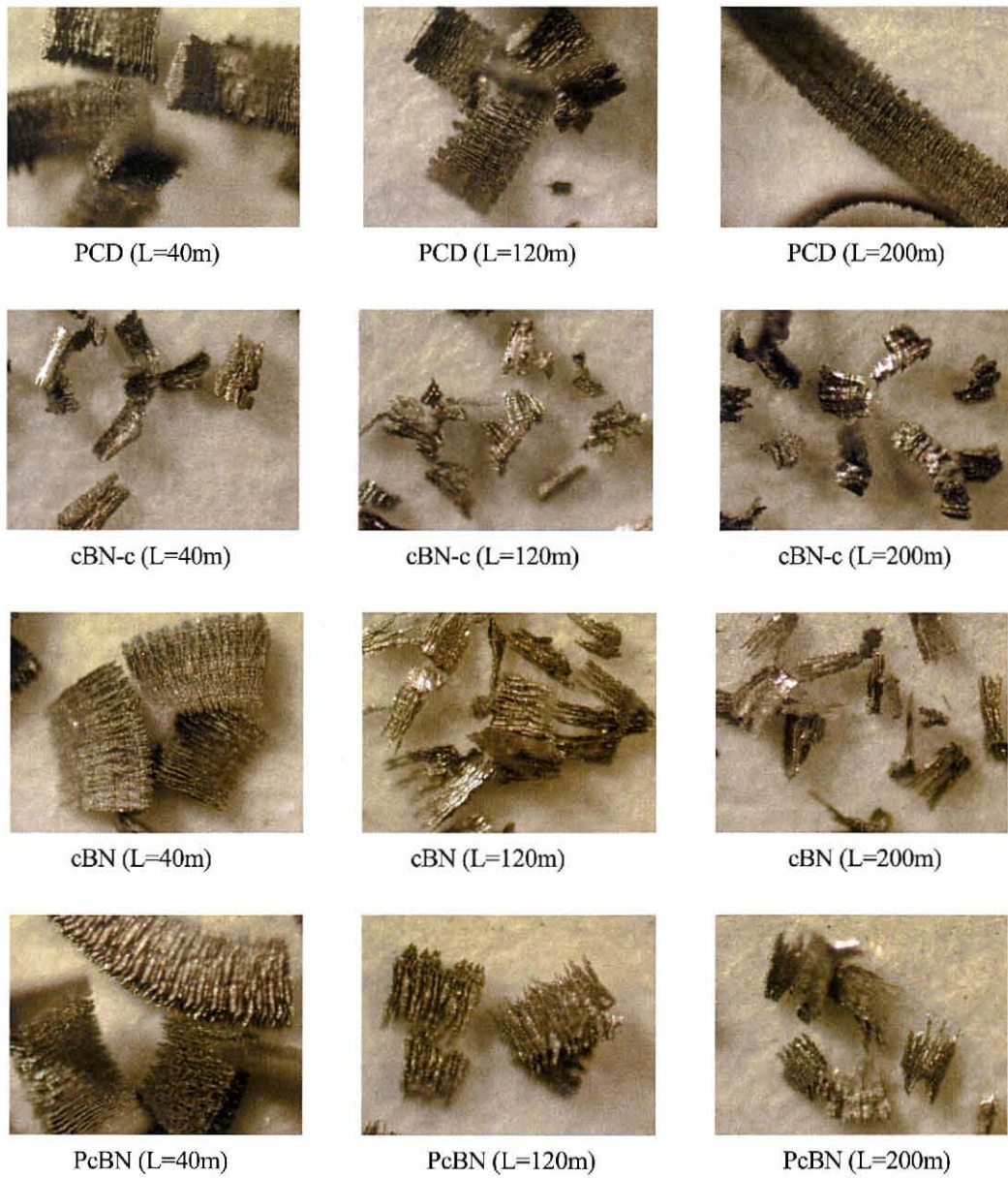
Fig. 3.15 Relation between cutting force and cutting distance

3.6 切りくずの観察

次に加工によって生じた切りくずの観察の結果を Fig. 3.16 に示す。PCD 工具においては切削開始後しばらくの間は、切削初期と同様のカールした切りくずが排出され、切削距離 200m 付近から全長が 3～5mm 程度の長い切りくずが排出されるようになり、その後寿命に至った。切り残しが大きいことは切り取り厚さが薄いことである。

Fig. 3.16 に示したように、チャンファホーニングを施した cBN-c 工具では、切削初期から形の整っていない粉々の切りくずが排出され続けた。cBN 工具では、切削開始直後は PCD と同様のカールした切りくずが排出されたが、すぐに粉々の切りくずに変わってしまった。

PcBN 工具でも粉々の切りくずに遷移するのが少し遅れるだけで、その傾向は変わらなかった。



$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$

Fig. 3.16 Optical micro photographs of chips

3.7 結 言

超合金の切削において材種の異なる工具，PCD 工具（PCD-L，PCD-S），立方晶窒化硼素（cBN，cBN-c）工具および多結晶 cBN（PcBN）工具を用い，それぞれの工具摩耗特性および切削抵抗特性の比較・検討を行った。

- 1) 工具材種の比較では，PcBN 工具の工具摩耗が最も小さかった。しかし PCD 工具以外では工具刃先の後退が大きく，特にチャンファホーニングを施した cBN-c 工具では，切削距離の進行によりホーニング部分に大きな欠けが生じ，切削が不可能となった。
- 2) 工具逃げ面の SEM 観察により，PCD 工具では摩耗面全体に付着物が見られた。元素定性分析により，その付着物は被削材である超合金であることが確認された。
- 3) PCD 工具では切残しが切削距離に比例したかたちで生じたのに対し，他の工具では切削開始直後から切残しが多く生じた。
- 4) ダイヤモンド粒径の大きい PCD 工具を用いた超合金の切削では，粒径の小さい PCD 工具を用いた場合よりも，工具摩耗幅，切削抵抗ともに約半分程度であった。

参考文献

- (1) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1988), 86-097
- (2) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1976)
- (3) 尾崎, 田中, 宮本: Al-16%Si 合金切削時におけるダイヤモンド焼結体工具のダイヤモンド粒径の最適化, 精密工学会誌, 61, 8, (1995), 1166
- (4) 中島利勝, 鳴瀧則彦, 機械加工学, コロナ社, (1983), 76
- (5) 角谷, 上坂: 高純度 cBN 多結晶体の高圧合成とその特徴, NEW DIAMOND, 15
4, (2000), 14-19
- (6) 新谷一博, 藤村善雄: 焼入鋼の仕上切削における CBN 工具刃先形状の検討, 精密工学会誌,
51, 5 (1985), 1053
- (7) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1990) 88-0093
- (8) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1996) 95-0044
- (9) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 99-0318

第4章

超合金素材の組成が切削機構に及ぼす影響

4.1 緒言

超合金は、幅広い環境において高強度で諸物性安定であることを特徴としており、その他様々な機械的性質に優れた合金である。その優れた機械的性質を活かし、近年金型材料としての利用をはじめ多方面においてその需要は益々高まっている。それらは、基本的に含有される WC と Co の比率を変化させることでそれぞれの用途に適応させており、素材によっては WC 粒径および結合材を代えることにより性質を特徴付けているものもある。

しかしながら、それら多くの素材の基本的な被削性については未だ明らかにされていないのが現実であり、多種多様な素材に対応した加工機構の解明を求める声が高まっている。

前章に調べたように、超高硬度特性の難削材である超合金の加工は、切削加工が難しく、一般的に最終工程としては研削加工によって行われていたが、加工に要する時間が多大となり、非能率的であるという問題点が生じている。これらの問題を解決するために、多結晶ダイヤモンド (PCD: Poly Crystalline Diamond) 工具を用いて超合金の切削がなされた。工具寿命、表面粗さや切削抵抗などに関する研究⁽¹⁾⁻⁽⁵⁾は少し行われているが、組成の異なる超合金を用いて、その組成の違いが切削機構特性に及ぼす影響については、ほとんど解明されていないのが現実である。

そこで本章では、性質・用途の異なる 5 種類の超合金を被削材として旋削実験を行い、被削材の種類による工具摩耗特性および切削抵抗特性の差異を調べた。

4.2 実験装置および被削材

本実験では、2.2.1節に示した MAZAK 社製高速精密旋盤 MAZAK-JUNIOR type A を用い、Table 4.1 に示す切削条件で超合金の旋削を行った。工具として多結晶ダイヤモンド焼結体 DX140 (TNGA 160408, 東芝タンガロイ製) を工具ホルダ (ETGNR1616H33) に取り付けて使用し、材料特性および用途の異なる 5 種類の被削材を用いて実験を行った。工具形状は(-5, -5, 5, 5, 30, 0, 0.8)である。工具ホルダの概略図を 2.2.1 の Fig. 2.5 に示す通りである。

使用した被削材は、絞りダイス等に用いられる V30, ヘッターダイス等に用いられる V40, 冷鍛用ダイス等に用いられる V50, 冷間・熱間用インパクトダイス等に用いられる V60, そして非磁性粉末成形金型等に用いられる Q5 (分類記号は超硬素材製作会社の規格による) である。

本章では、素材記号に“V”を含む 4 種類を総じて V 種と記す。それぞれの超合金素材の組織写真を Fig. 4.1 に示す。V 種は Co を結合材とした超合金であり、Q5 は Ni を結合材とした非磁性素材である。

V 種に関しては、記号数字が小さい程 WC の含有率が高く、記号数字が大きい程 Co の含有率が高い合金である。古くから知られているように、硬さは Co 量の増加と共に一義的に低下し、弾性係数 (Young's modulus) も Co 量とともに直線的に低下する。

また Fig. 4.1 より V 種では記号番号が大きくなる程、含有される WC 粒子の粒径が大きくなっていることが分かる。各被削材の化学組成を Table 4.2 に、また主な機械的性質を Table 4.3 に示す。

各被削材とも外径 110mm, 内径 90mm の円筒形であり、実験に際しては、外周を外径寸法精度 5 μ m 以下になるまでならし切削した後、実験を行った。

旋削実験は切削距離 40m ごとに、工具摩耗が工具寿命である工具摩耗幅 0.3mm となるまで行い、組成の異なる被削材の工具摩耗特性、仕上げ面粗さおよび切削抵抗特性について調べた。

Table 4.1 Cutting conditions

Cutting speed [m/min]	15
Feed rate [mm/rev]	0.1
Depth of cut [mm]	0.1
Cutting method	<ul style="list-style-type: none"> • Dry • Wet (Mobil Sultran B3 : 150ml/min) • Mist (Bluebe : 0.91ml/min, Water : 3.23ml/min)
Work material	V30, V40, V50, V60, Q5

Table 4.2 Chemical composition of cemented carbides (wt%)

Cemented carbides	WC	Co	Ni
V30	90	10	—
V40	87	13	—
V50	81	19	—
V60	75	25	—
Q5*	84	0	16

* Q5 : 製造会社の分類記号による

Table 4.3 Mechanical properties of cemented carbides

Cemented Carbide (JIS)	Specific gravity [Mg/m ³]	Hardness [HRA]	Compressive strength [GPa]	Young's modulus [GPa]
V30	14.4	88.5	4.61	578
V40	14.1	86.0	4.12	540
V50	13.5	84.0	3.53	500
V60	13.1	82.0	3.14	470
Q5	13.6	87.0	4.70	540

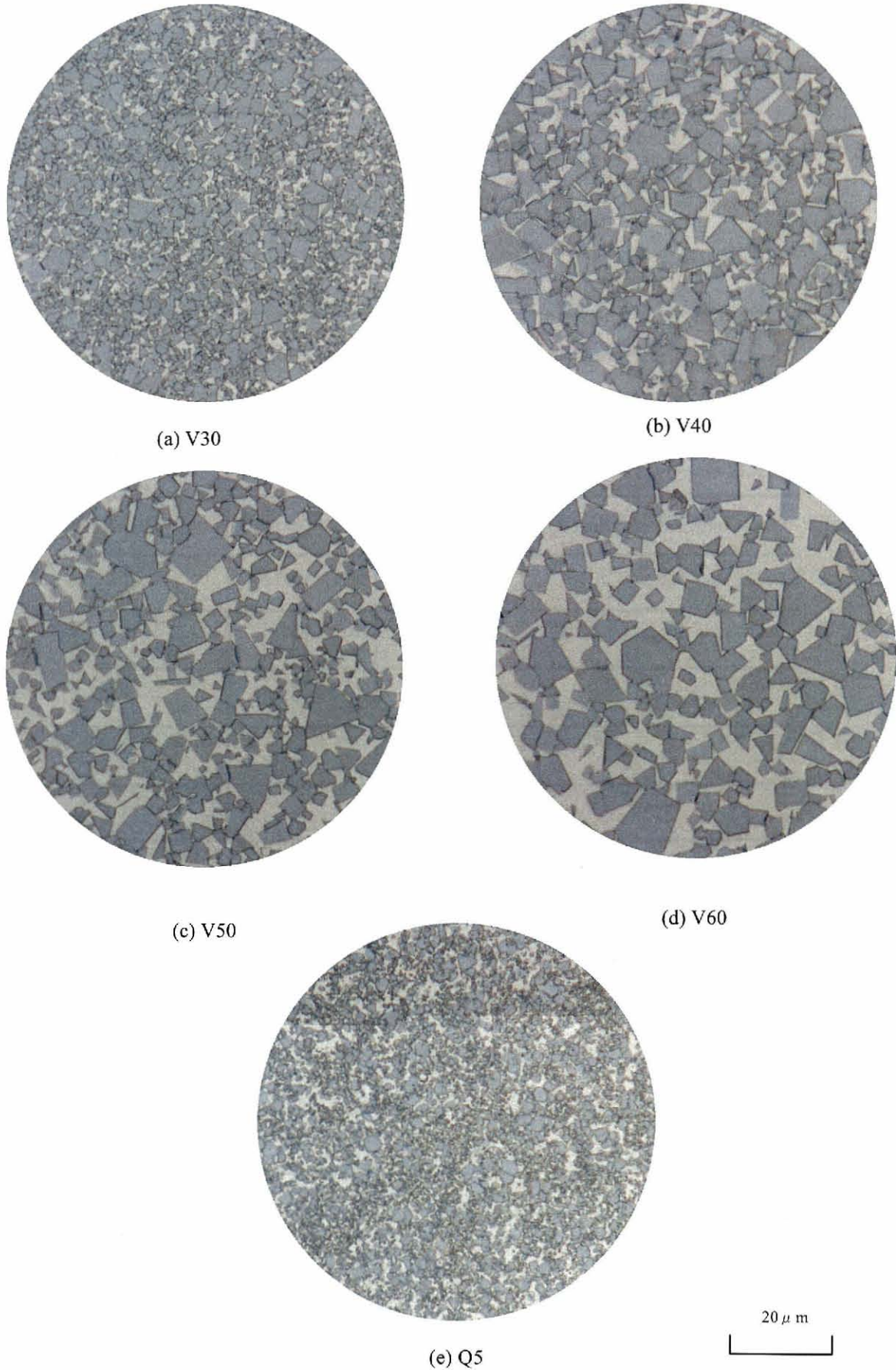


Fig. 4.1 Conformation of cemented carbides

4.3 被削材の組成が工具摩耗、仕上げ面粗さに及ぼす影響

4.3.1 乾式切削における工具摩耗特性および仕上げ面粗さ

PCD 工具を用いて 5 種類の超合金を切削した場合、切削距離と工具逃げ面摩耗幅との関係を Fig. 4.2 に示す。摩耗幅が 0.3mm に達した時点で工具寿命であるとした場合、工具寿命は被削材が $Q5 > V30 > V50 > V40 > V60$ の順で長くなった。特に被削材として Q5 を切削した場合、工具摩耗の進行が著しく遅く、切削距離 280m の時点でも工具摩耗が約 $85 \mu\text{m}$ 程度であった。Co を結合材とする 4 種類の被削材においては、工具寿命が V30 では切削距離約 270m、V40 では約 180m、V50 では約 220m、V60 では約 130m となっている。これは被削材の硬度が高いほど工具寿命が短くなるという一般的な傾向とは異なった結果であり、超合金の切削では、被削材硬度以外の要因が工具寿命に関与していると考えられる。そして、乾式切削ではアブレシブ摩耗の影響が大きいと推測できる。

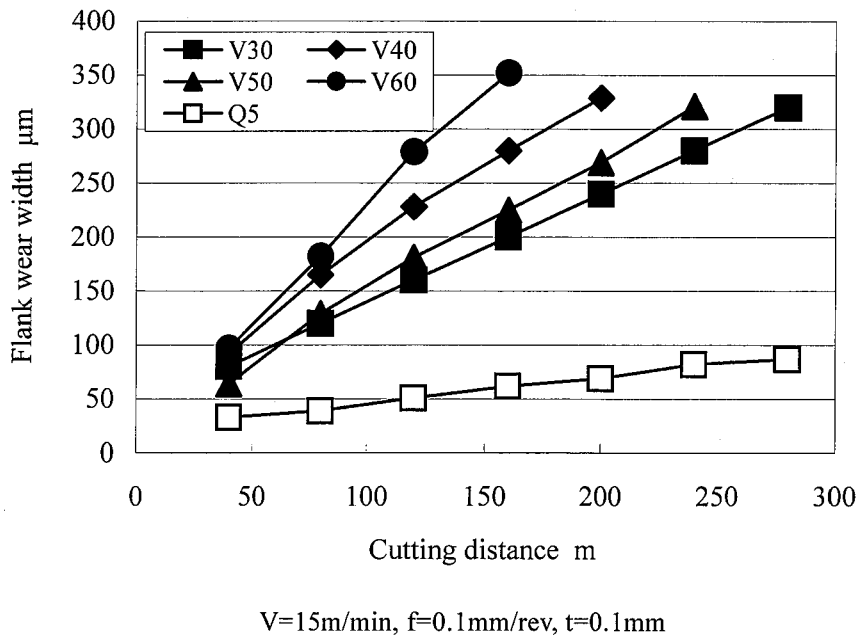


Fig. 4.2 Relation between flank wear width and cutting distance

それぞれの被削材を切削した場合について、各切削距離におけるすくい面および逃げ面摩耗の光学顕微鏡写真を Fig. 4.3 ~ Fig. 4.7 に、また各工具が工具寿命に至った時の工具逃げ面摩耗の SEM 写真を Fig. 4.8 に示す。

Q5 を切削した場合、他の被削材に比べ、摩耗がかなり小さいため、まず他の 4 種類の被削材に注目する。工具写真から、各被削材を切削した工具は、摩耗面の中央部分で摩耗が大きく進行した山型の摩耗形態を示しているが、被削材が V50 および V60 の場合に、摩耗面が大きな溝状の摩耗を形成していることが分かる。

Fig. 4.1(c)および(d)の被削材組織拡大写真から分かるように、V50 および V60 に含まれる高硬度の WC 粒子は他の被削材と比較して大きい。これは V50 および V60 の切削時には、粒径の大きな WC 粒子が工具摩耗面を擦過する可能性が高くなることを示しており、結果として工具摩耗面に大きな溝摩耗が形成されたものと考えられる。

また Fig. 4.4 および Fig. 4.8(b)から、V40 の切削時には摩耗面に付着物が比較的多く観察されるが、V40 という素材は、WC 粒子を粗粒にすることで、衝撃吸収相である Co 相を厚くし、耐摩耗性と耐衝撃性を向上させた合金であり、そのため他の素材よりも付着物が多く発生し易い状態になったと考えられる。

切削加工における工具寿命は一般的には、被削材の硬度が高いほど短くなると考えられているが、Fig. 4.2 および Fig. 4.3 ~ Fig. 4.7 から分かるように、超硬合金の切削においてはその傾向とは異なる結果が得られた。すなわち工具寿命を工具逃げ面摩耗幅 $300\mu\text{m}$ とすると、硬度の最も高い V30 における寿命が最も寿命が長く、次いで V50, V40 の順となり、硬度の最も低い V60 における寿命が最も短くなった。

V40 の切削時には付着物が非常に多く発生し、付着物の発生と脱落によって工具摩耗が進行することにより工具寿命が低下したと考えられるが、V30, V50 および V60 では、硬度と工具寿命が反比例の関係にあることが分かる。このような結果を得た要因としては、硬度が低いものほど、超硬合金の硬質主成分である WC 粒子の粒径が大きいため、擦過の際に摩耗の進行をより促進させる状況となったことが考えられる。

Fig. 4.8(e)は被削材を Q5 として、切削距離 880m 切削したときの工具逃げ面の SEM 写真である。このときの摩耗幅は約 $210\mu\text{m}$ で、他の被削材と比較して工具摩耗の進行が著しく遅い。Q5 は結

合材として Ni を主体とする結合材を用いた非磁性素材である。Q5 のこれらの特徴が、ダイヤモンドとの親和性の高い Co を結合材として用いている他の素材よりも、切削性を向上させたものと考えられる。

乾式切削での仕上げ面粗さの推移を Fig. 4.9 に示す。横軸が切削距離で、縦軸が仕上げ面の中心線平均粗さである。どの被削材の場合も仕上げ面粗さが最も悪くなる点があるが、Fig. 4.2 を参照すると、工具逃げ面摩耗幅が約 200 μm となる点であることが分かる。このことから、逃げ面摩耗幅が 200 μm 近辺で摩耗の形態が変わったと考えられる。

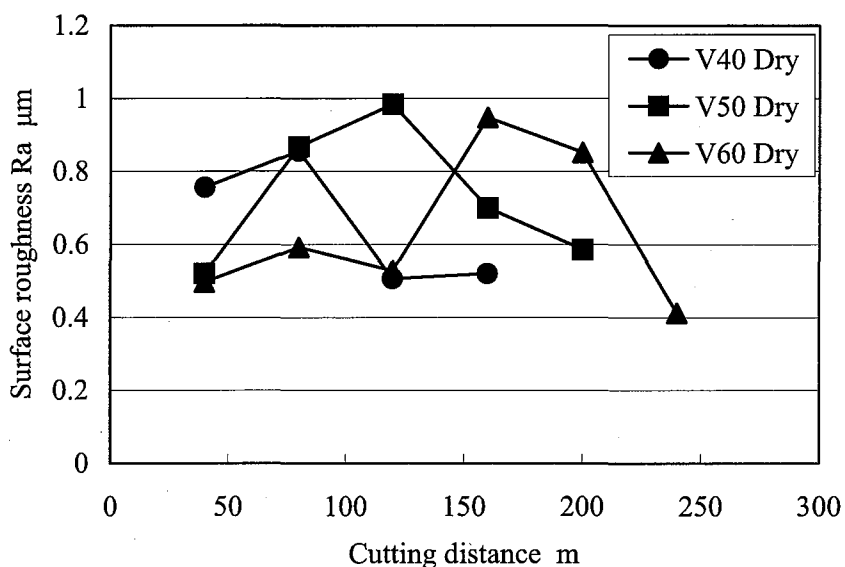


Fig. 4.9 Relation between cutting distance and surface roughness (dry)

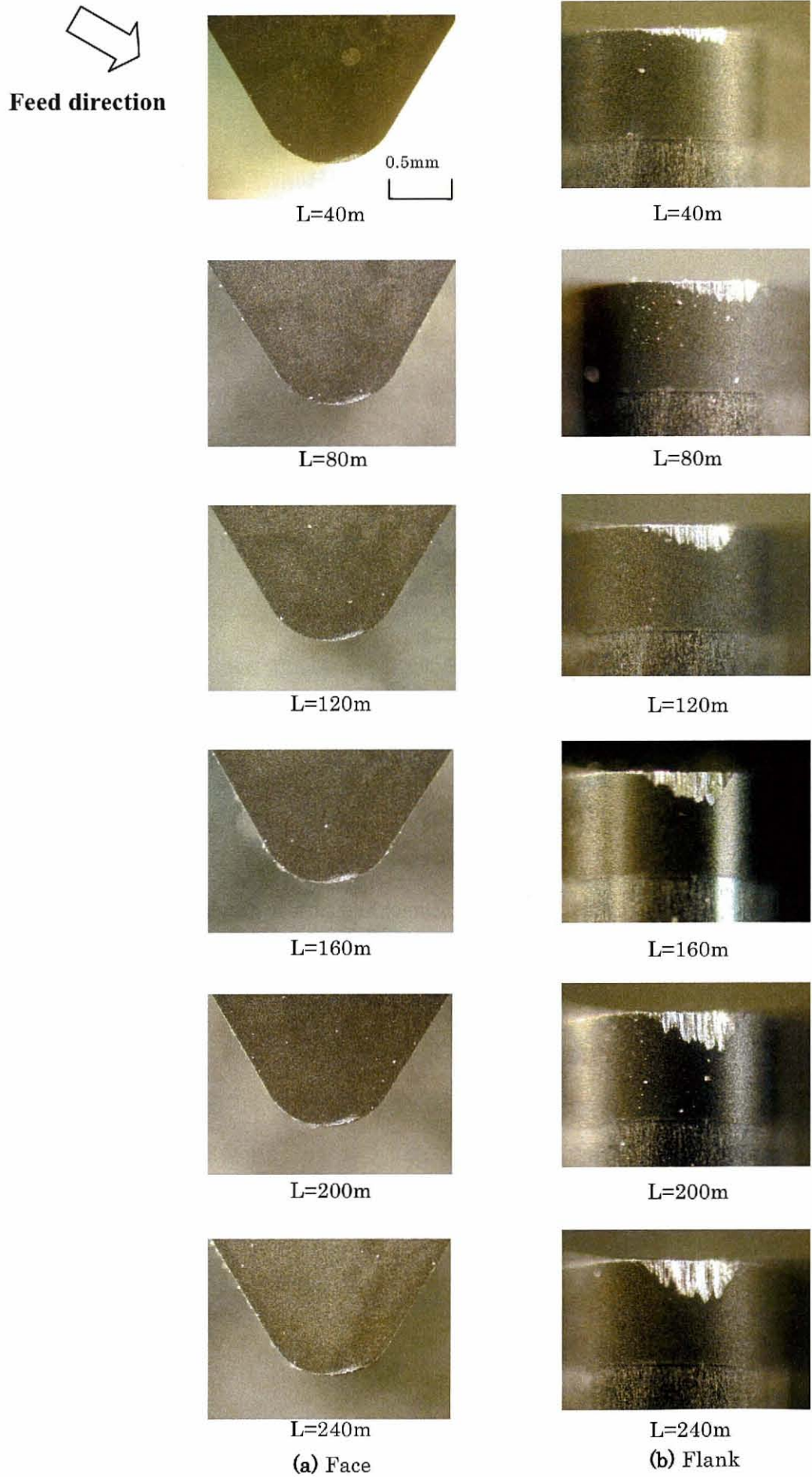


Fig. 4.3 Optical micro photographs of insert (V30)

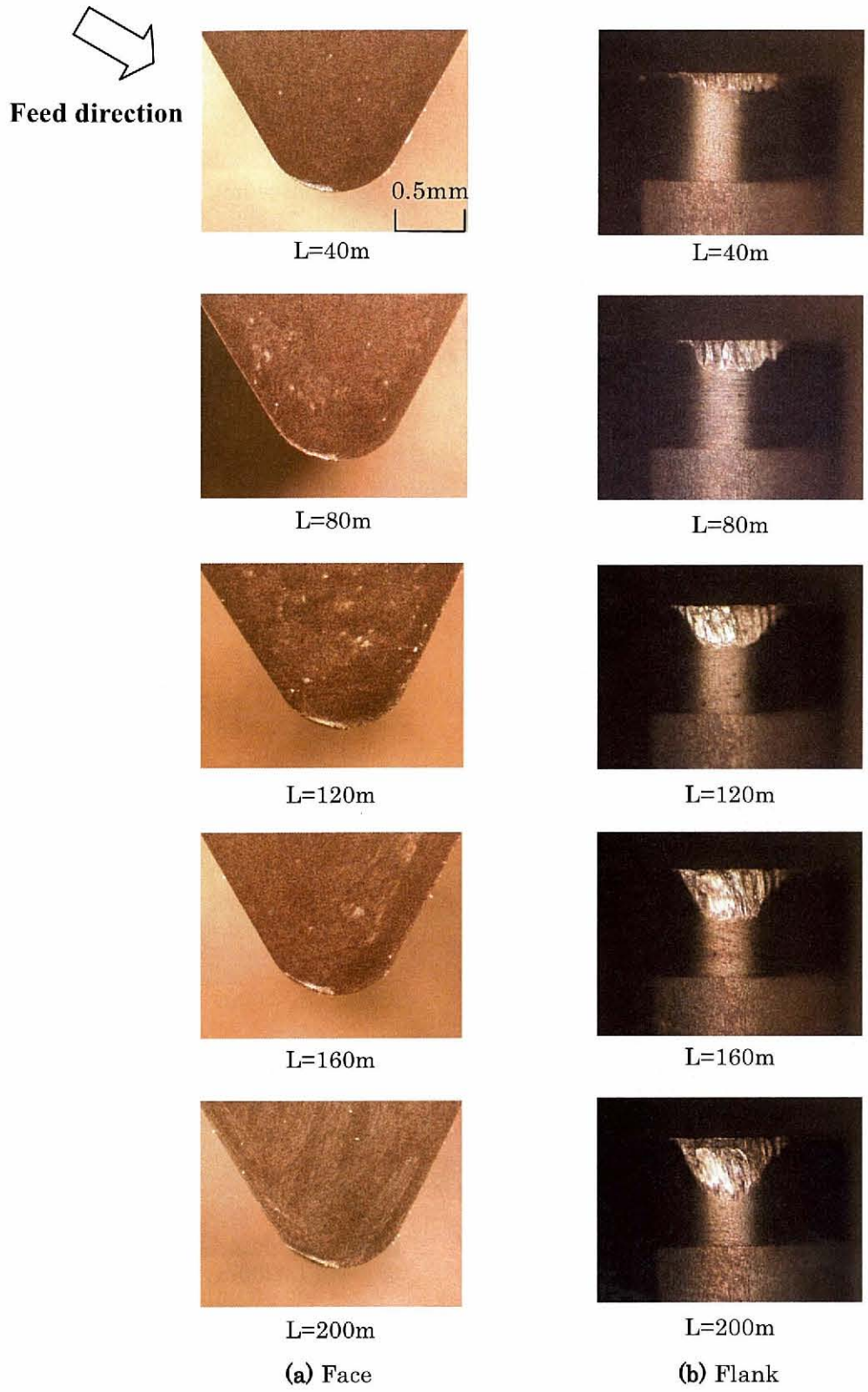


Fig. 4.4 Optical micro photographs of insert (V40)

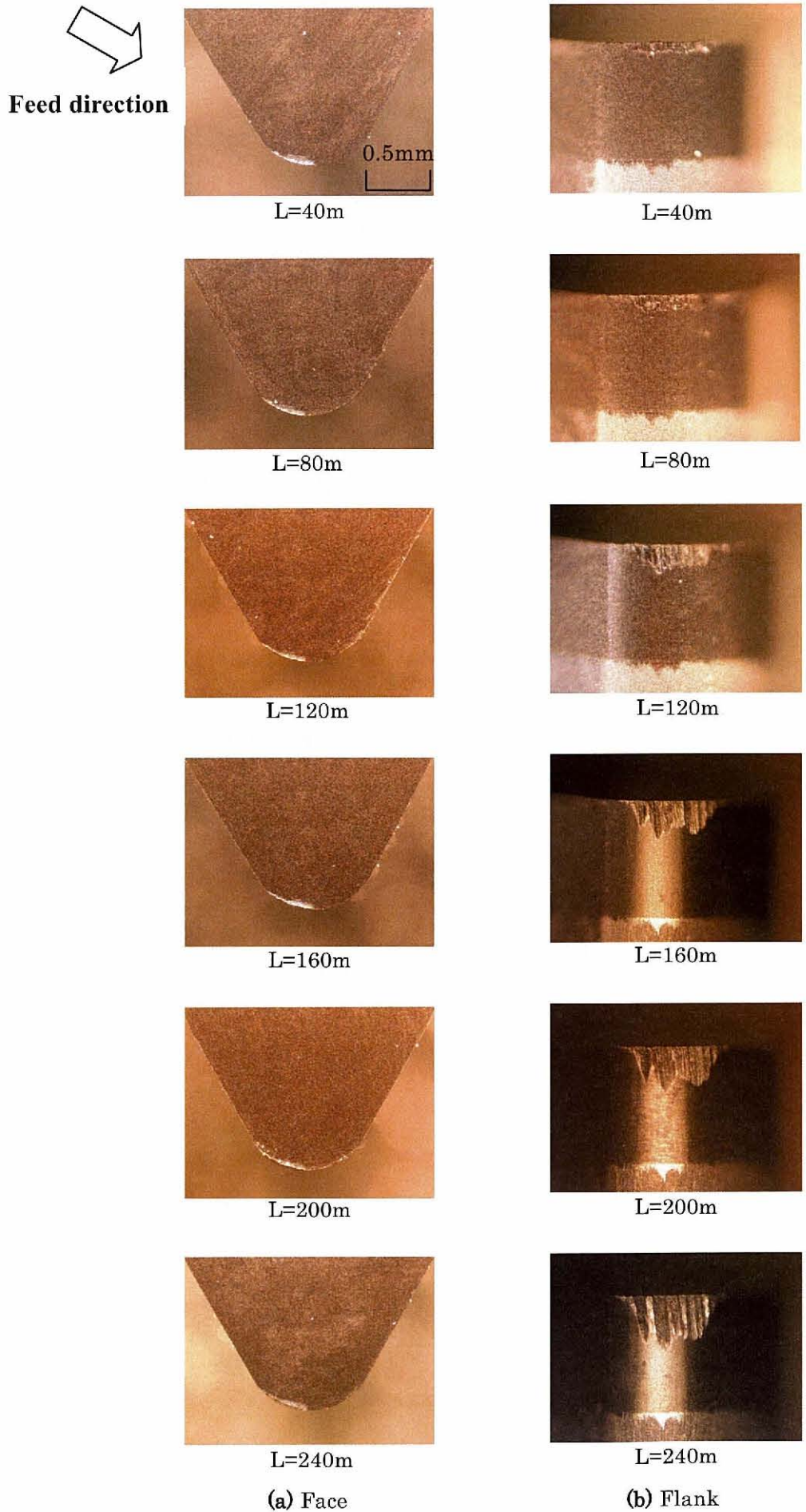


Fig. 4.5 Optical micro photographs of insert (V50)

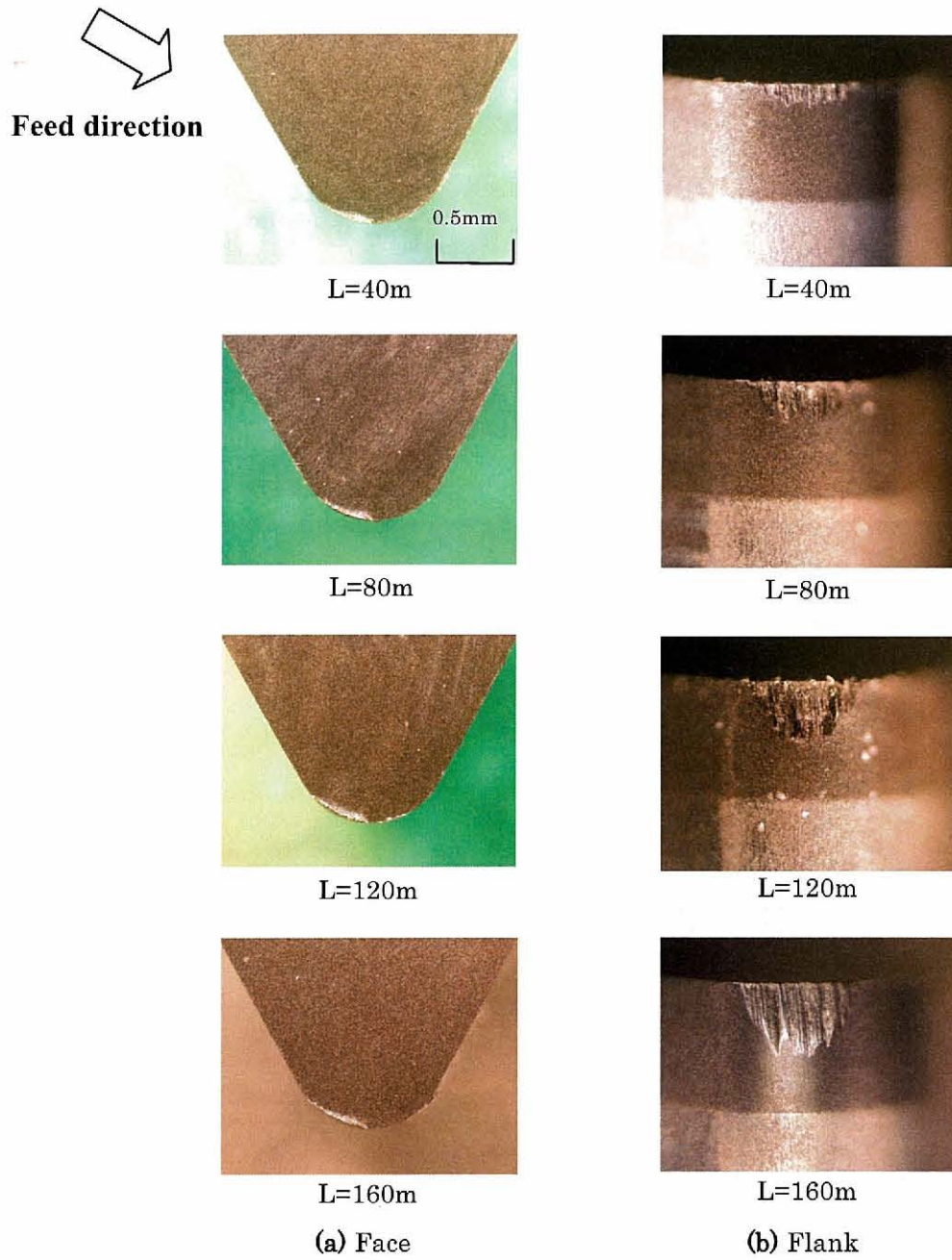


Fig. 4.6 Optical micro photographs of insert (V60)

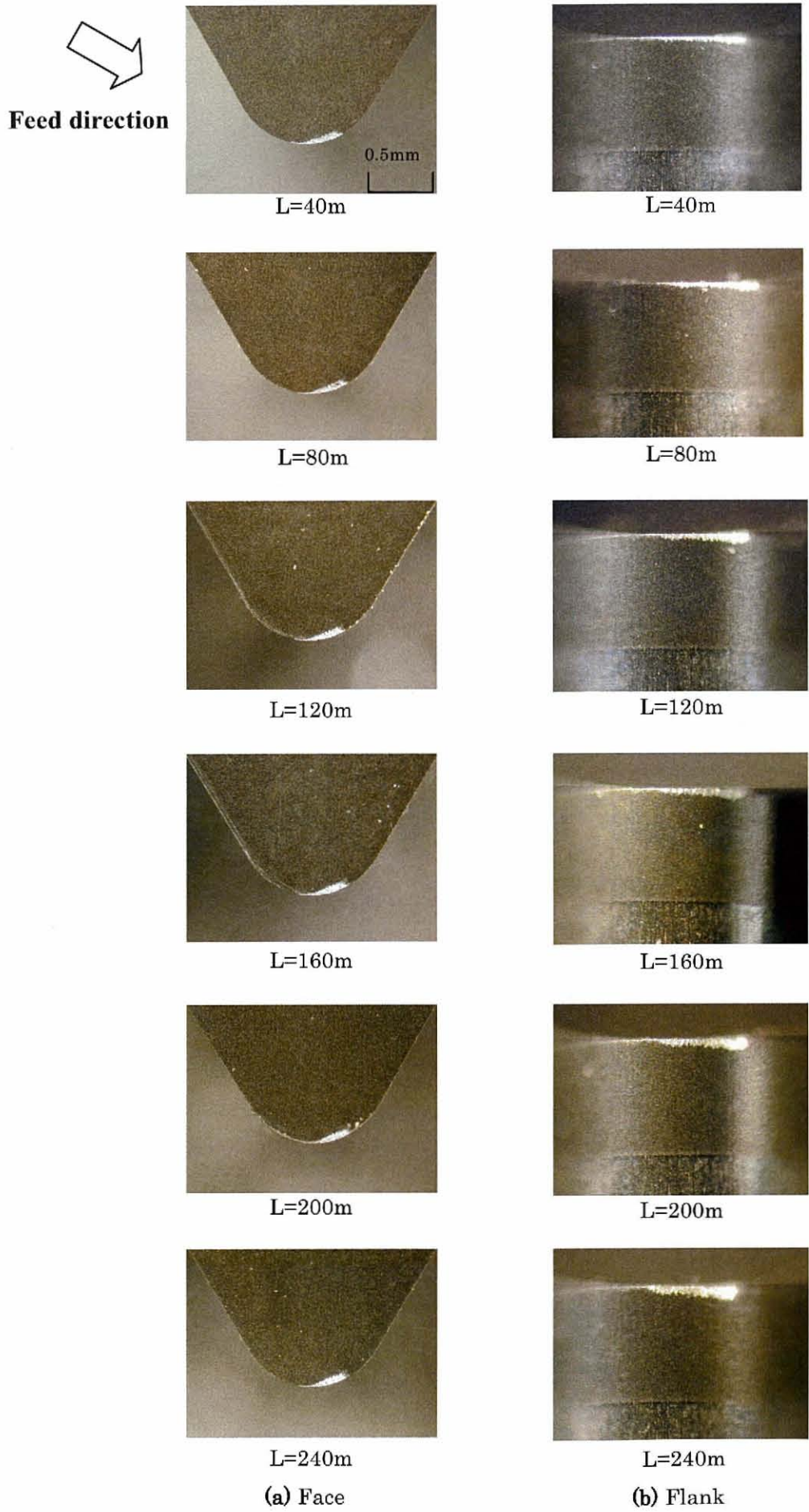
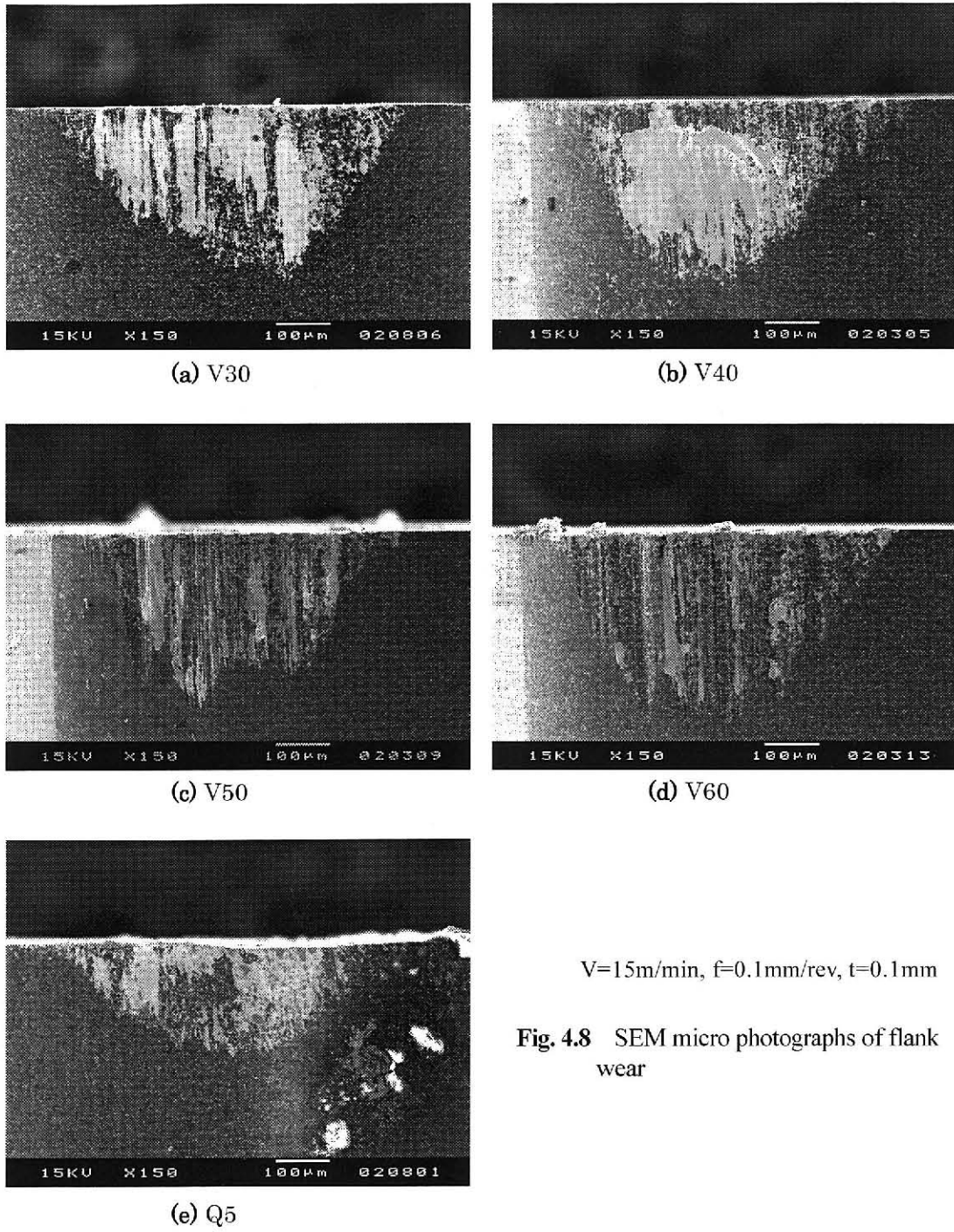


Fig. 4.7 Optical micro photographs of insert (Q5)



4.3.2 ミスト切削における工具摩耗特性および仕上げ面粗さ

ミスト切削における工具逃げ面摩耗幅の推移を Fig. 4.10 に示す。横軸が切削距離で、縦軸が工具逃げ面摩耗幅である。この図から、油水複合ミスト切削において工具逃げ面摩耗の進行が $V60 > V50 > V40$ の順に速いことが分かった。この結果は、潤滑剤によって摩耗量が増大するというアブレシブ摩耗の特性に起因するものであり、油水複合切削においては $V60$ が最も WC 粒径が大きいため、アブレシブ性が高いため摩耗量が大きくなったと考えられる。

また、油ミストのみの切削において、 $V50$ の場合は油水複合ミスト切削よりわずかに摩耗の進行が速くなったのに対し、 $V60$ の場合では大幅に摩耗の進行が遅くなった。

ミスト切削における仕上げ面粗さを Fig. 4.11 に示す。横軸が切削距離で、縦軸が仕上げ面の中心線平均粗さである。

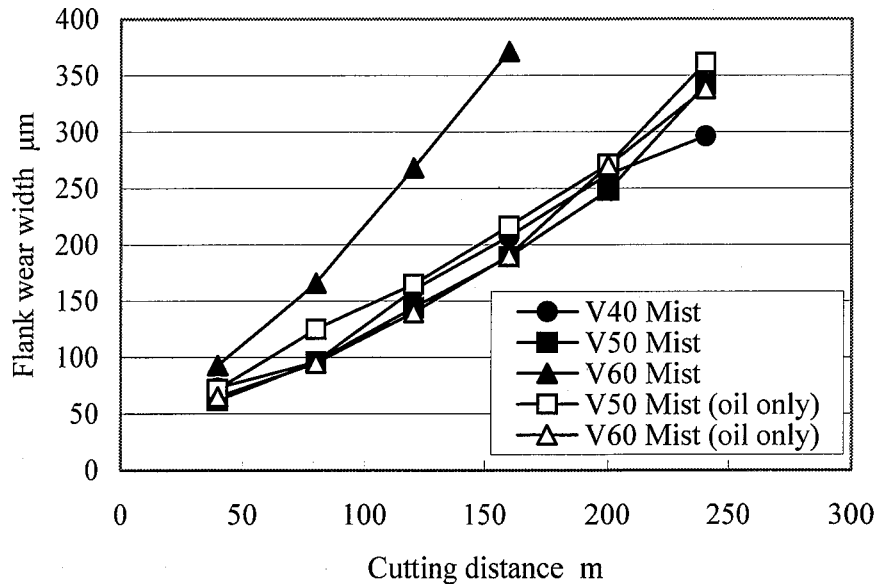


Fig. 4.10 Relation between cutting distance and flank wear width (mist)

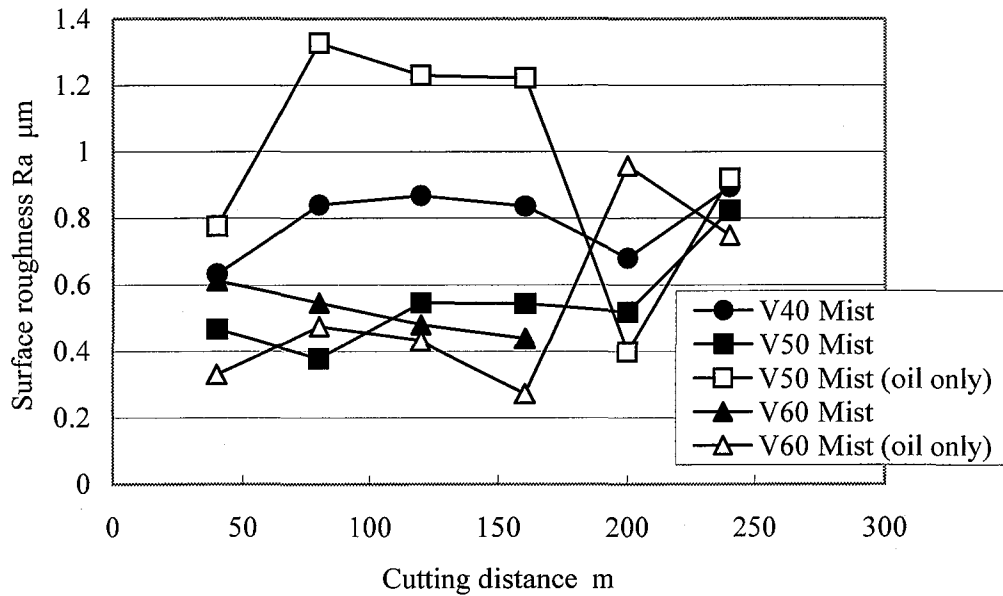


Fig. 4.11 Relation between cutting distance and surface roughness (mist)

4.3.3 湿式切削における工具摩耗特性および仕上げ面粗さ

湿式切削における工具逃げ面摩耗幅の推移を Fig. 4.12 に示す。横軸が切削距離で、縦軸が工具逃げ面摩耗幅である。切削距離 160m までは V40 と V60 はほぼ摩耗の進行の速度が同じであり、そこから先は V40 の摩耗の進行は緩やかになった。V50 のみ切削距離 160m で工具寿命に達し、最も摩耗進行が速い結果となった。

湿式切削における仕上げ面粗さの推移を Fig. 4.13 に示す。横軸が切削距離で、縦軸が仕上げ面の中心線平均粗さである。仕上げ面粗さの変化はどの被削材でも傾向は似ており、切削距離の短いうちは粗さが大きくなり、一旦粗さが小さくなった後、また緩やかに上昇していくという特徴があった。このうち、V60 の場合は全体的な粗さの変動も平均値も低く抑えられていた。

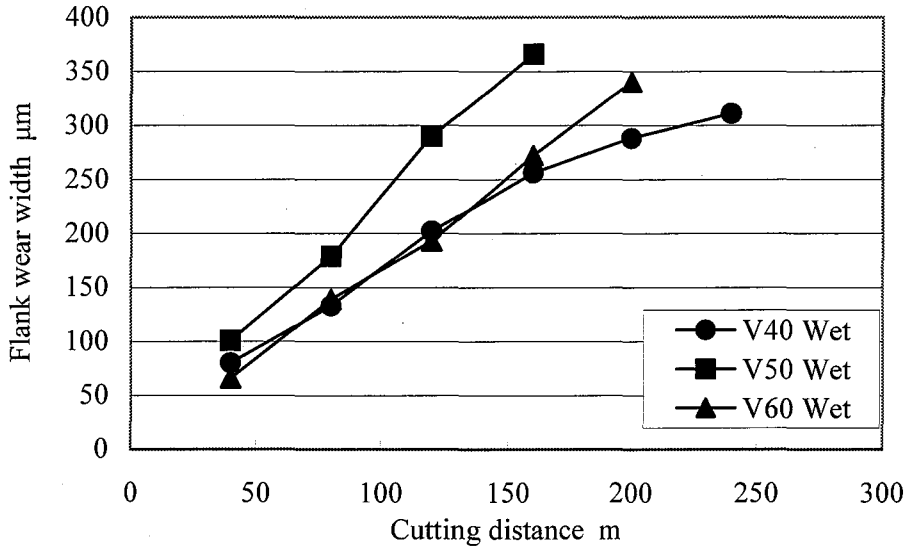


Fig. 4.12 Relation between cutting distance and flank wear width (wet)

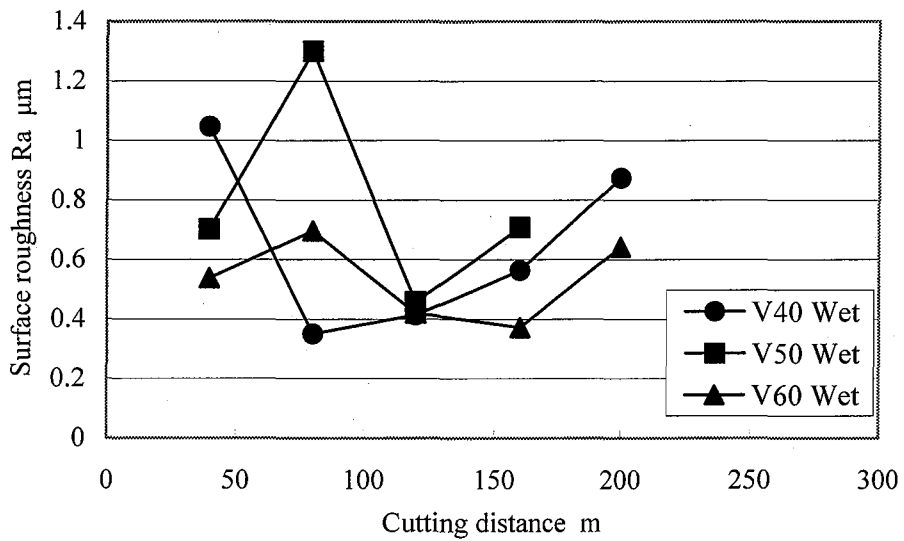


Fig. 4.13 Relation between cutting distance and surface roughness (wet)

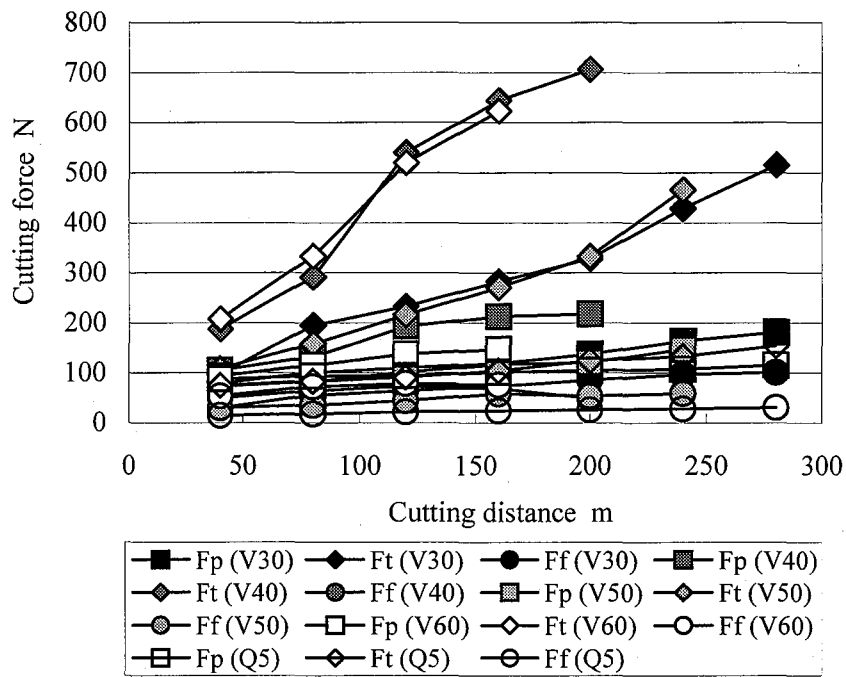
4.4 切削抵抗特性

PCD 工具を用いて 5 種類の超硬合金を切削した場合について、切削距離と切削抵抗の関係を Fig. 4.14 に示す。すべての被削材において、背分力が非常に大きな増加傾向を示し、3 分力中で最も大きな値となっている。

そして主分力は切削距離の増加に伴わずかな増加傾向を示し、送り分力においては切削距離の増加に伴う変化がほとんど見られない。また Q5 の切削では工具摩耗幅と同じく、切削抵抗も他の被削材と比較して非常に小さな値になっていることが分かる

V 種の切削においては、V30 および V50 のように切削距離の増加に対する背分力の増加が緩やかな傾向と、そして V40 および V60 のように背分力の増加が急な傾向に分かれている。また背分力については、Fig. 4.2 で短い工具寿命を示した工具ほど、背分力が大きくなっていることが分かる。

しかしながら工具寿命の傾向とは異なり、V40 および V60 の間で、切削距離が 120m の時点から V40 の背分力が急激に増加し、V60 の背分力を上回っている。ここで Fig. 4.4 に注目すると、切削距離 120m の時点で V40 を切削した工具の摩耗面に付着物が発生し、その後も付着物が増加し続けていることが分かる。V40 の切削で切削距離が工具寿命に達したとき、切りくずはほとんど排出されていなかった。このことから工具逃げ面に付着物が発生することで、工具の被削材への食いつきが妨げられたと考えられる。それは工具の背分力方向への逃げを生じやすくし、結果として V40 における背分力が大きく増加することにつながったのではないかと考えられる。



V=15m/min, f=0.1mm/rev, t=0.1mm

Fig. 4.14 Relation between cutting force and cutting distance

4.5 結 言

材料特性および用途の異なる5種類の超硬合金を被削材として切削実験を行い、超硬合金素材による切削機構の違いを調べた。以下に得られた結果を示す。

- 1) 工具寿命は $V30 > V50 > V40 > V60$ の順で長くなった。これより被削材の Co 含有量が少ないほど、即ち、硬度が高いほど工具摩耗が激しくなるという一般的な傾向とは異なった結果であり、超硬合金の切削では、被削材硬度以外の要因が工具寿命に関与しているものと考えられる。
- 2) 硬度が低いものほど、超硬合金の硬質主成分である WC 粒子の粒径が大きいため、WC 粒子が工具摩耗面を擦過する可能性が高くなり、結果として擦過の際に工具摩耗面に大きな溝摩耗の進行をより促進させる状況となった。従って、工具摩耗は被削材に含まれる高硬度の WC 粒子の量だけでなく WC 粒径などの組織状態に大きく依存すると考えられる。
- 3) 切削時にはすべての被削材において、各々の性質・組成の違いに関わらず工具摩耗面に発生する付着物が観察される。特に、V40 という素材は、WC 粒子を粗粒にすることで、衝撃吸収相である Co 相を厚くし、耐摩耗性と耐衝撃性を向上させた合金であり、そのため他の素材よりも付着物が多く発生し易い状態になったと考えられる。
- 4) 各被削材における切削抵抗は、工具寿命が短い工具ほど大きくなった。すべての被削材において、背分力が非常に大きな増加傾向を示し、3 分力中で最も大きな値となった。それが工具の背分力方向への逃げ面摩耗を生じ易いことになったと考えられる。
- 5) ミスト切削においては、WC の含有率が低い被削材ほど摩耗しやすかった。具体的には、V40 が最も摩耗しにくく、V60 が最も摩耗しやすかった。
- 6) 乾式切削において、工具逃げ面摩耗幅が $200 \mu\text{m}$ となる付近が最も仕上げ面粗さが大きかった。

参考文献

- (1) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1988) 86-097
- (2) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 95-0323
- (3) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1997) 95-0325
- (4) 加工データファイル, (財)機械振興協会技術研究所, (1995) 92-0298
- (5) 木村忠彦, 木曾弘隆, 鈴木雅春: 多結晶焼結体工具による超硬合金の旋削, 1985年度精機学会春季大会学術講演会論文集, (1985), 603

第5章

超合金のSEM内微小切削

5.1 緒言

超合金の切削加工の必要性に応じて、効率化と仕上げ精度の観点から最適な切削条件を得るために超合金の旋削に関する研究⁽¹⁾が行われ、第2章でPCD工具を用いて、超合金の旋削を行い、旋削時におけるPCD工具の基本的な摩耗機構や切削抵抗の特性について調べた。また、第3、4章では、PCD工具、2種類のcBN工具（チャンファホーニング有り・無し）およびPcBN工具の4種類の工具を用いて性質・用途の異なる5種類の超合金を被削材として旋削実験を行い、使用工具材種による工具摩耗特性および切削抵抗特性等の差異について比較・検討を行った。

しかしながら、切込みが0.1~0.5mm程度の粗加工に近い条件での旋削であり、さらに精密な加工を行うためには刃先近傍付近での破壊現象、切りくずの生成過程などの詳細な調査を行う必要がある。そこで本章では、直接的に微視的な切削現象を観察できるSEM(Scanning Electron Microscope, 走査型電子顕微鏡)内微小切削^{(2)~(5)}を行った。工具には多結晶ダイヤモンド(PCD)、被削材には耐摩耗・耐衝撃工具用超合金V60を用い、切削条件の変化によるWCおよびCoの材料除去過程とせん断挙動を直接観察し、適切な切削条件の足がかりを得るため切削機構の検討を行った。

なお、本章では装置の制約上極低速での微小切削を行っており、超合金切削における推奨切削速度20m/minと比べて数オーダの差異が存在する。このため、実用の切削条件における切削現象（挙動）をそのまま具現化したものではないが、超合金の適切な切削条件による精密切削実現の足がかりを得ることを目的としている。

5.2 実験装置および実験方法

Fig. 5.1 は本実験で用いた SEM 内微小切削装置である。本装置の構造は大まかに、SEM 鏡筒内に固定されるベースブロック部①、その上を移動する試料（被削材）台ベース②および被削材ホルダ③の三つの部分よりなる。図中番号⑥が工具で、⑦が被削材である。切込み設定方法としてラックピニオン⑤を用い、1 ステップが 0.0036° であるステッピングモータ⑨で、直接切込みステージ④を上下に駆動させることで、繰り返し精度 $0.1\mu\text{m}$ 単位の正確な切込み設定が可能となる。また剛性の高い工具ホルダ⑧を用いた。

工具刃先近傍の切削現象を追跡・観察するために、Fig. 5.1 に示す実験装置では、工具を固定し、被削材ホルダが左右に移動することにより切削が行われ、図中の上下方向の移動により切込みを設定している。Fig. 5.1 の右図は、工具刃先近傍を模式的に拡大したものであり、このように微小切削その場観察では工具が右上部に位置し、被削材は下方となる。WC 粒子の平均径が $5\sim 10\mu\text{m}$ であることから、観察倍率は $1000\sim 2000$ 倍に設定した。切りくずについては、全体を観察するため 500 倍とした。

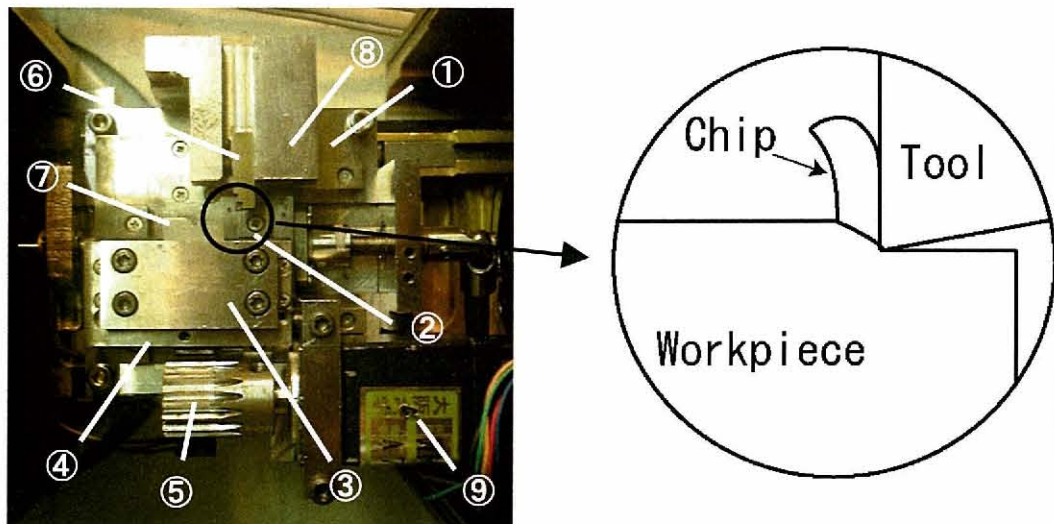


Fig. 5.1 Micro cutting device in SEM and schematic illustration of in-situ observation

また、SEM 内微小切削装置および動力計などを含めた全切削システムを Fig.5.2 に示す。動力測定は動ひずみ計（株新興通信工業製 DS-6002F）で増幅され、ペン書きレコーダー（GRAPHIC CORP. SERVO CORRDER SR 6221）に記録される。その場観察は SEM 用デジタル

画像記憶システム（株式会社日本電子データム SemAfore）の導入により直接 PC へ取り込むことが可能である。この SemAfore は SEM の写真撮影装置の CRT へ送られているスロースキャン映像信号と接続されており、Quick モード、または Normal モードの 2 種類の撮影モードが利用できる。Quick モードでは 776×580 pixel, Normal モードで 1948×1460 pixel の 256 階調で BMP 画像として記録できる。

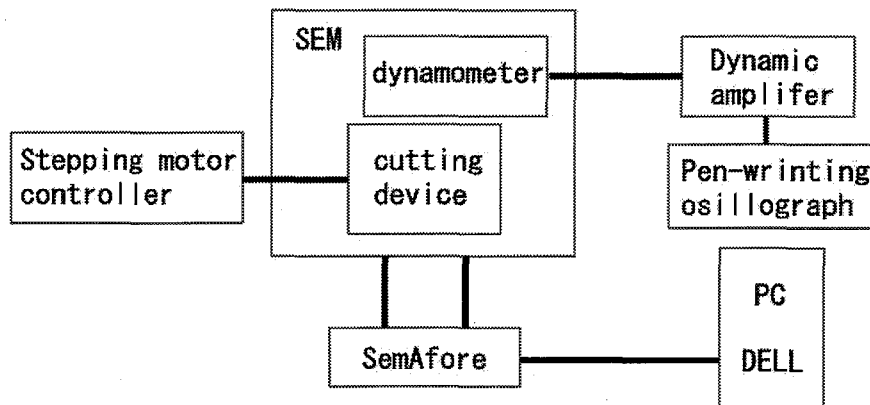


Fig. 5.2 Cutting system of orthogonal cutting in SEM

実験に用いた被削材は、超硬合金の中では比較的切削が行いやすいとされている耐摩耗・耐衝撃工具用超硬合金 V60 を用いた。被削材の化学組成を Table 5.1 に、主な機械的性質を Table 5.2 に示す。

試料は所定寸法（ $15 \times 15 \times 0.5$ mm）に焼結成形し、精密研削盤により観察面および切削面を研削した後、ラップ仕上げを施した。本実験では、切削抵抗の測定と切削過程のその場観察を繰り返した。

切削抵抗の測定では、工具ホルダとして超硬合金の切削用に製作したひずみゲージ使用の枠組み型工具動力計を使用し、測定前には切込みを均一にするために予め切込み $2 \mu\text{m}$ 程度のならし切削を数回行った。切削過程のその場観察では微小切削中の任意の段階で切削を止め、WC 粒子と工具刃先との相互作用を調べるとともに切りくず生成過程などの切削現象を詳細に調べた。

主な微小切削条件を Table 5.3 に示す。切削速度は、本装置で行える速度域内での二通り、切込みについては、WC 粒子の粒径が約 $5 \sim 10 \mu\text{m}$ であることを考慮して、Table 5.3 に示すように $5 \sim 30 \mu\text{m}$ で、5 通りに設定した。

工具としては、超硬合金の切削用として推奨されている PCD 工具（住友電工製：DA2200）を用い、精密切削の可能性について調べた。工具形状については、工具形状による切削状態の比較を行い、最適な工具形状を調べるため、三種類のすくい角を持つものを使用した。

Table 5.1 Chemical compositions of cemented carbide V60 (wt%)

W	Co	C
65.3~73.7	22~30	4.3~4.7

Table 5.2 Mechanical properties of cemented carbides

Specific gravity [Mg/m ³]	Hardness [HRA]	Compressive strength [GPa]	Young's modulus [GPa]
13.1	82.0	3.14	470

Table 5.3 Cutting conditions

Cutting speed [μm/s]	10, 100
Depth of cut [μm]	5, 10, 15, 20, 30
Tool material (Rake angle, Clearance angle)	PCD (-5°, 3°), (0°, 3°), (12°, 6°)

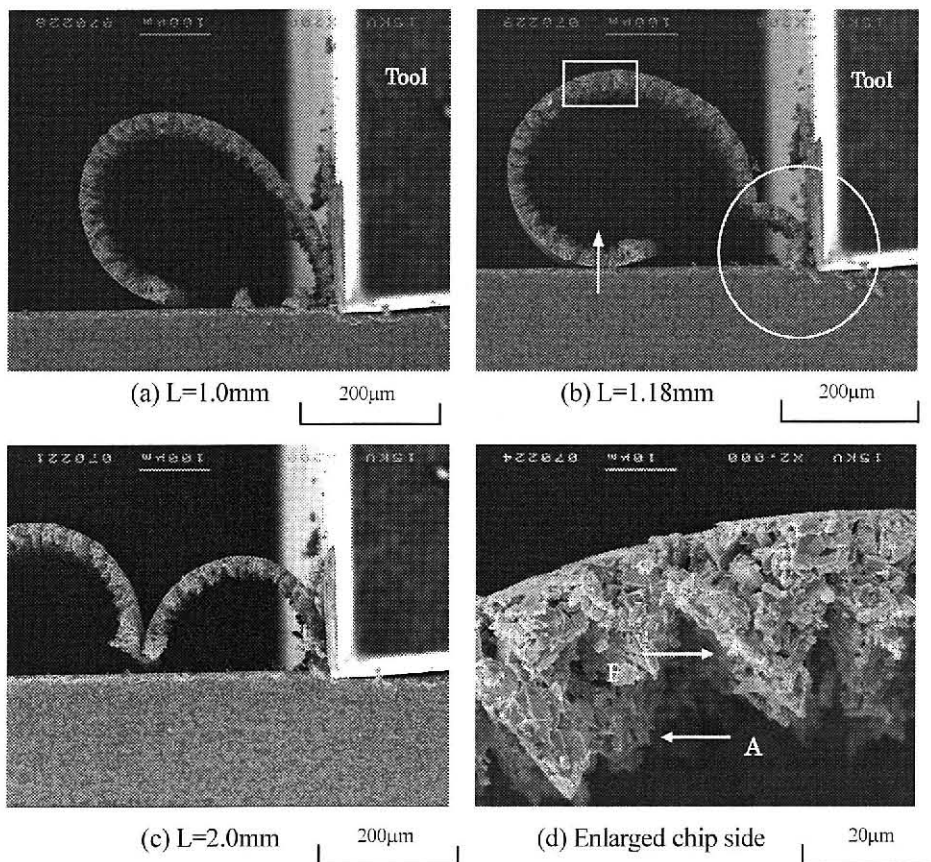
5.3 実験結果

5.3.1 切りくず形態

Fig. 5.3(a)~Fig. 5.3(d)に PCD 工具（すくい角 0° ）で切削したときの切りくず生成形態の代表例を示す。切込みは $10\mu\text{m}$ である。図中 L は、切れ刃に工具摩耗が未発達の前からの切削初期からの切削距離を示す。

切削距離が 1.0mm まで連続的に進行された定常切削の段階においては、Fig. 5.3(a)に示すように切りくずはカール状につながって排出される。切りくず形状としては全ての切削条件、異なる工具形状（すくい角）においても同じカール状の切りくずが生成された。また、切込みが大きくなるとカール半径が大きくなっていた。

Fig. 5.3(a)から切削を $180\mu\text{m}$ 進めた Fig. 5.3(b)では、切りくず先端が被削材自由面と接触して上方（図中矢印）への拘束力を受け、時計回りのモーメントが工具刃先付近の切りくず部に大きく作用し折れ曲がっている。



Tool: PCD(0° , 3°), $t=10\mu\text{m}$, $V=10\mu\text{m/s}$

Fig. 5.3 Whole chip formation in micro cutting of WC-Co

折れ曲がった後、次に生成し始めている切りくずカール半径が小さくなっている (図中丸印)。

Fig. 5.3(c)では、次の切りくずが生成され、カール半径が再度増大している。

Fig. 5.3(d)は切りくずカール部 (Fig. 5.3(b)の四角印部分) の側面拡大写真であり、鋸歯状に見える形状になっている。しかしながら、その鋸歯状態は、紙面垂直方向に同一でなく重なっているように見える。これは WC 粒子が規則的な配置状態になっていないことによる。

鋸歯状切りくずの生成過程⁽⁶⁾から矢印 A で示す面はせん断面であり、矢印 B で示す面は、切削前の被削材の上面 (被削材自由面) であったところである。この図から鋸歯には大小があり、これが周期的に繰り返される。小さなせん断と大きなせん断が存在しており、切削抵抗もそれに合わせて変動していると考えられる。

切削抵抗の変動とせん断破壊挙動については 5.3.3 節で述べる。

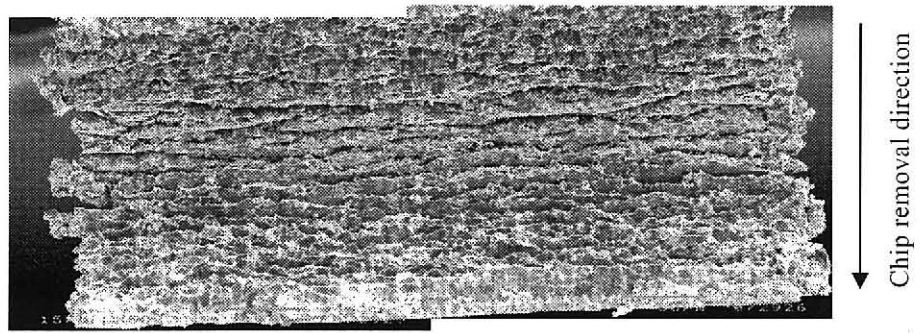
Fig. 5.4, Fig. 5.5 に、切削距離 1.0mm での表側面 (カールした切りくずの内側) および裏側面 (すくい面と接していた面で、カールした切りくずの外側) から観察した切りくずを示す。

Fig. 5.4 および Fig. 5.5 は、それぞれ切込み 10 μm および 30 μm である。それぞれの図中右側の矢印は、切りくずの流出方向を表している。まず、切りくず表側面では、Fig. 5.4(a)において溝のように見えるものは、Fig. 5.3(d)で示した面 A と面 B の境界 (切りくず鋸歯の間) であり、不規則に生成されていることから、この境界は幅方向に正確に切れ刃と平行に生じているのではなく、ずれが生じていることが分かる。

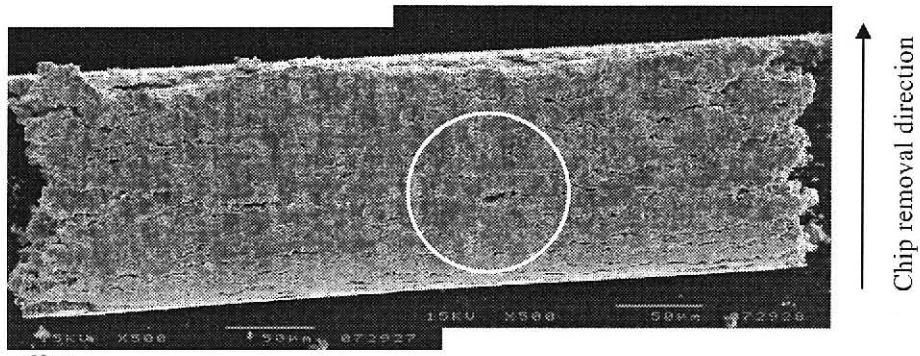
一方、切込みを 30 μm とした Fig. 5.5(a)では、面 A と面 B の境界は切れ刃とほぼ平行に生じ、Fig. 5.4(a) で見られたずれは少ない。また、Fig. 5.3(d)で示す面 A および面 B が明確に区別でき、図上の面積比はほぼ 50 : 50 程度となっている。

次に、切りくず裏側面では、切込み 10 μm の場合 Fig. 5.4(b)に示すように、一部丸印で囲まれた箇所ですすようなすき間が生じているが、そのすき間は切りくず幅方向につながっておらず、切りくずはつながった状態 (カール状) を保っている。

Fig. 5.5(b)に示す切込み 30 μm では、すき間が多く認められる。これは切りくず鋸歯の間 (A 面 B 面の境界) に生じている。このように切込みを大きくするとすき間は大きくなり、すき間が幅方向につながって、切りくずが一見不連続な状態にまでなっている。しかし実際には、切りくずはつながった状態でカールしている。



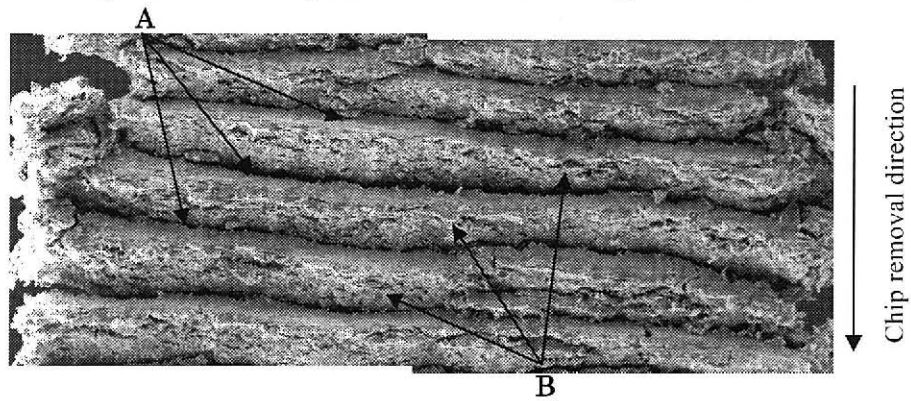
(a) Chip appearance observed from inside of curled chip



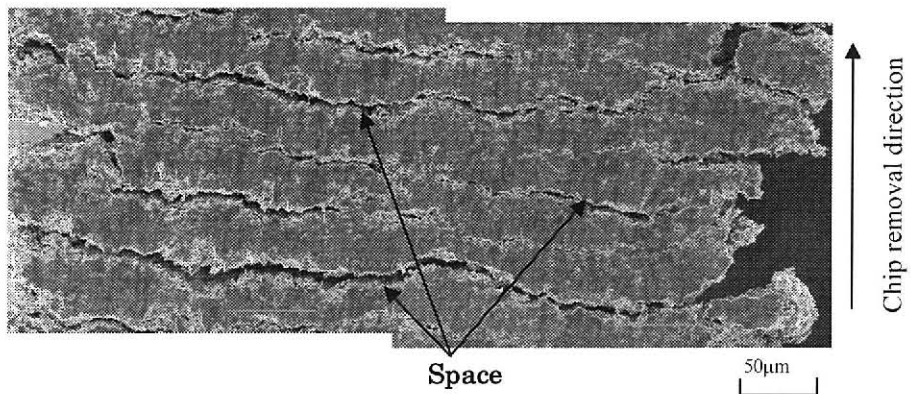
(b) Chip appearance observed form outside of curled chip

Tool: PCD(0°, 3°), t=10µm, V=10µm/s, L=1mm

Fig. 5.4 Whole chip formation in micro cutting of WC-Co



(a) Chip appearance observed from inside of curled chip



(b) Chip appearance observed form outside of curled chip

Tool: PCD(0°, 3°), t=30µm, V=10µm/s, L=1mm

Fig. 5.5 Whole chip formation in micro cutting of WC-Co

5.3.2 切りくず生成過程

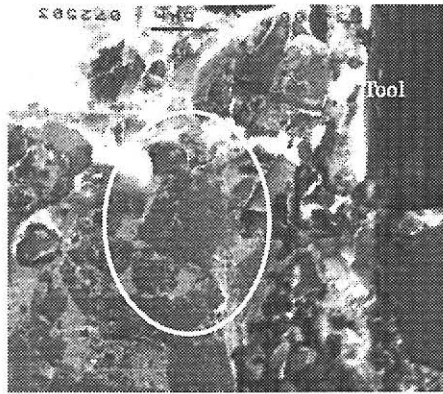
超硬合金の切削において切りくずの生成過程を明らかにするため、大きな圧縮を受ける刃先近傍⁽⁷⁾の WC 粒子が破碎される（割れが入る）挙動を観察し、考察を加える。Fig. 5.6 は切込み 10 μm 、切削速度 10 $\mu\text{m/s}$ の微小切削で生じる切りくずの生成過程の SEM 内その場観察結果の一例である。切削距離は 2.0mm 付近である。図中の L_1 は最初の観察点からの工具移動距離を示す。

Fig. 5.6(a)は工具刃先前方約 10 μm にある粒径約 7 μm の WC 粒子（楕円印）を示しており、この段階では WC 粒子に変化は認められない。Fig. 5.6(b)は WC 粒子に図中丸印に示す小さな割れが入った直後であり、WC 粒子がせん断域に流入直前に割れが入ったことが分かる。この段階で注目すべき点は割れの発生が工具刃先前方やや下方に認められることであり、その割れの方法は切削方向に対して 10° と測定される。

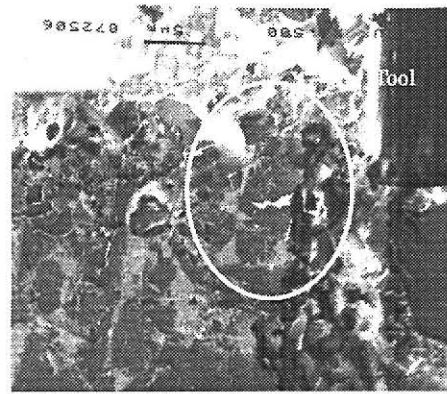
また、WC 粒子に割れが入ったこの段階では、WC 粒子と Co との界面にはく離やボイドの生成⁽⁸⁾は認められない。Fig. 5.6(c)はさらに切削を進めた段階を示したものであり、WC 粒子は Fig. 5.6(b)において発生した割れが大きく広がり、不規則な破片に分離している。Fig. 5.6(d)では、この工具刃先近傍で発生した割れが被削材自由面にまで広がり、大きなき裂となりせん断面を形成する。そのき裂より上の部分は、切りくずとなりすくい面に沿って上方へ移動する。Fig. 5.6(e)は、切れ刃中央部の切削面を観察したもので、工具刃先により破碎された粒子が残存している。

Fig.5.7(a)および(b)に示す、切込み 20 μm の場合においても、せん断域での破壊が大きいため、多少不明瞭ではあるが、図中丸印中に認められるように切込み 10 μm の場合と同様、粒子の割れが生じている。

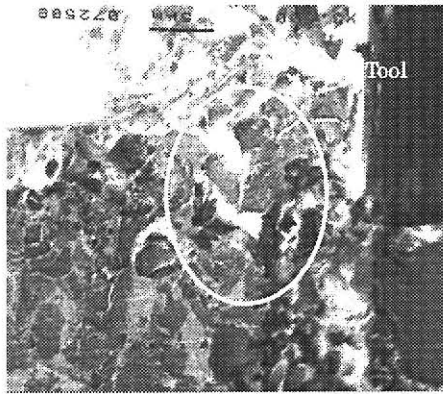
以上の観察結果をもとに、切削中に WC 粒子の破碎される挙動をまとめると次のようになる。WC 粒子はまずせん断域流入直前に割れが入り、鋭利な形状を一部有する数個の不規則な破片となる。これらはその後の切削の進行によりさらに微細化されるとともに、その一部は工具刃先と直接衝突する。その際に WC 粒子はさらに細かく破碎されるとともに、周辺の Co などの拘束力が大きいため、工具逃げ面およびすくい面を強く擦過することになる。これらの挙動が超硬合金の切削において激しい工具摩耗の生じる原因の一つであると推察される。



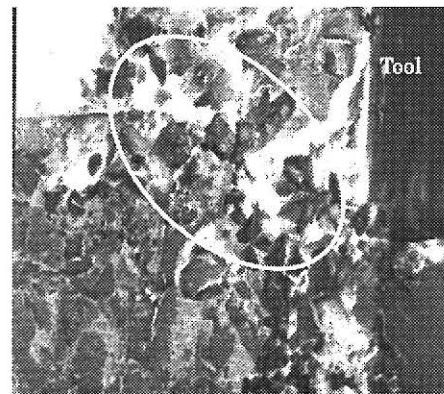
(a) Primary step of chip formation ($L_1=0\mu\text{m}$)



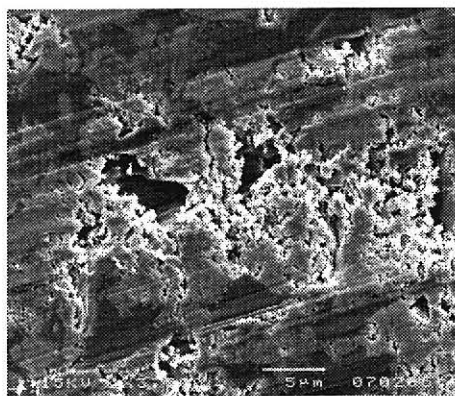
(b) Secondary step of chip formation ($L_1=8\mu\text{m}$)



(c) Third step of chip formation ($L_1=10\mu\text{m}$)



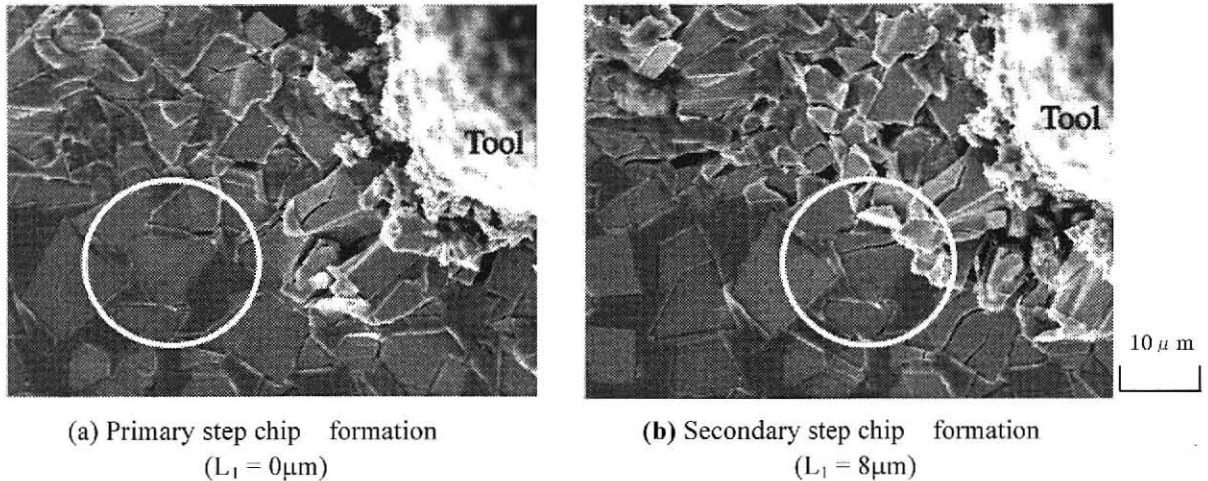
(d) Forth step of chip formation ($L_1=14\mu\text{m}$)



(e) Cut surface 10 μm

Tool: PCD ($0^\circ, 3^\circ$), $t=10\mu\text{m}$
 $V=10\mu\text{m/s}$, $L=2\text{mm}$

Fig. 5.6 Successive SEM photographs of WC-Co showing chip formation process in micro cutting



Tool : PCD($0^\circ, 3^\circ$), $V=10\mu\text{m/s}$ $t = 20\mu\text{m}$, $L=2\text{mm}$

Fig.5.7 Successive SEM photographs of WC-Co showing chip formation process in micro cutting

5.3.3 せん断挙動と切削抵抗の変動

まず、せん断挙動の変化を観察するとともに切削力の変動との関連を見るため、Fig. 5.8 に一連のその場観察写真を示す。切削条件は、すくい角 0° 、切削速度 $20\mu\text{m/s}$ 、切込み $20\mu\text{m}$ で切削距離 2.0mm 付近である。切りくずは Fig. 5.3 に示したカール状であった。Fig. 5.8(a)はき裂①（図中 Crack 1 と記す。）が発生し、せん断形切りくずが生じた時点のものである。せん断角は約 25° である。刃先から被削材自由面までのき裂①の長さは切削方向に約 $40\mu\text{m}$ ある。

き裂①後新たに切削されているのはき裂①から下の部分であり、実質切込み 0 （Fig. 5.8(a)）の状態から $23\mu\text{m}$ 切削が進行した状態が Fig. 5.8(b)である。き裂①より上部の切りくず部はすくい面上を移動し、せん断面に生じたき裂①にはすき間が認められる。き裂①より下部にあった部分は工具の移動とともに圧縮され、側面に盛り上がるとともに被削材自由面側に押し出されている。そしてさらに $12\mu\text{m}$ 切削が進行した Fig. 5.8(c)は、再びき裂②（図中 Crack 2 と記す）が発生した後、工具が少し進行した状態であり、せん断形切りくずが生じている。せん断角は約 25° と Fig. 5.8(a)のせん断角と同じである。Fig. 5.8(d)は Fig. 5.8(b)と似た状態であるが、Fig. 5.8(c)から $31\mu\text{m}$ 工具が進んでいる。さらに $7\mu\text{m}$ 進んだ Fig. 5.8(e)ではき裂③（図中 Crack 3 と記す）が発生している。き裂③の方向が Fig. 5.8(a), (c)とは大きく異なっている。Fig. 5.8(f)は Fig. 5.8(e)から $15\mu\text{m}$ 工具が進んだ写真である。せん断の方

向は約 48° で、観察している側面写真ではき裂③にすき間が生じているが、Fig. 5.8(e), Fig. 5.8(f)間でせん断の生じたせん断面とすくい面の間の切りくず部はすくい面に沿ってわずかに移動しているだけである。切りくず部とせん断面前方部が側面に盛り上がりと同時に上部被削材自由面側に押し出されている。このことは、せん断面では WC 粒子が絡み合っすべりにくい、摩擦力が大きい状態になっていると考えられる。その結果、側面で観測されるせん断角(ϕ)は、Fig. 5.8(f), Fig. 5.8(g)で約 48° になっている。このような大きなせん断角は流れ形切りくずが生じる均質材ではあり得ない角度である。

Fig. 5.8 に示す SEM 写真は切込み $20\mu\text{m}$ の場合である。Fig. 5.8(d)~(f)間で観察側面（その場観察結果）での切りくず部き裂面前方部が側面側に盛り上がりとともに自由面側に押し出される現象は、被削材内部側では主に自由面側に押し出されることになる。また、押し出し作用によって切りくず厚さは厚くなっている。

図に示した例では、せん断角の小さい切りくず生成に続いてせん断角の大きな切りくず生成になっている。この変化は、幅方向の異なる切りくずタイプ(せん断角)およびき裂生成タイミングの差(すくい面移動速度差)による切りくず相互干渉によりき裂のすき間を広げる作用が生じる。この反作用部分ではき裂のすき間が広がらない。一方、き裂面上でからみ合っている WC 粒子は、破壊するよりも相互の斜面(粒子表面)を滑る確率が高く、その場合にはき裂面すき間が広がる。均質材にはないこのような相互干渉、粒子のからみ合いがせん断角の変動に影響していると考えられる。

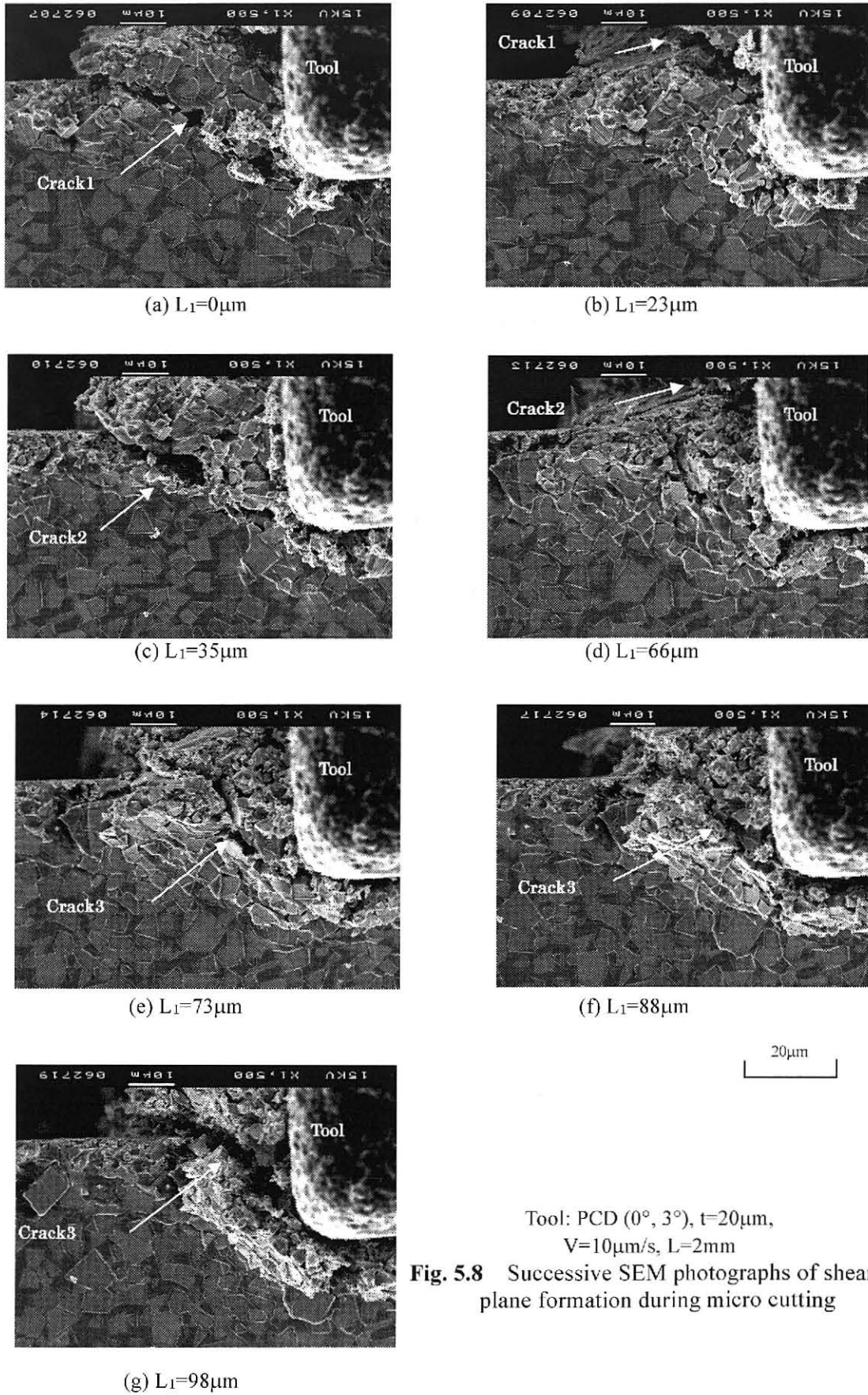


Fig. 5.8 Successive SEM photographs of shear plane formation during micro cutting

上述のような大きなせん断角となる切削状態が生じるメカニズムは次のように考えられる。被削材の超硬合金はマクロには塑性変形が非常に小さいので、切削時の応力状態は弾性応力状態で近似できると考えられる。被削材は固定された状態ですくい面から面に垂直な力と摩擦力を受け、せん断領域の応力状態は Fig. 5.9(a)のモールの応力円で表される。最大せん断応力の方向はすくい面からの垂直応力、摩擦応力とから定まる主応力方向から 45° の方向であり、この方向を Φ と表す。

別に行った摩擦実験では PCD 工具と超硬合金 V60 間の摩擦係数は約 0.26 であり、この摩擦係数をすくい面に適用すると切削方向から約 15° 下向きの主応力方向（合力方向）、 30° 上向きの最大せん断応力方向となる。

逃げ面の接触による背分力のせん断面への影響はないと仮定する。せん断面では上述のように WC 粒子による凹凸が絡まってせん断変形を妨げる摩擦力として作用する。せん断応力から摩擦応力を差し引いたもの（せん断変形駆動力 f （応力次元）と表す）がせん断変形を引き起こすと考えられる。

Fig. 5.9(b)に示すように、最大せん断応力方向 Φ から ψ だけずれた方向のせん断変形駆動力を考えると次式で表される。

$$f = \tau_0 \cos 2\psi - \mu(1 - \sin 2\psi)\sigma_0 / 2$$

これが最大方向にせん断変形が生じることになる。

図より $\sigma_0 / 2 = \tau_0$ である。

$$df / d\psi = 2\tau_0 \sin(2\psi - \beta)$$

ただし、 $\mu = \tan \beta$ $\sigma_0 / 2 = \tau_0$

より $df / d\psi = 0$ $\psi = \beta / 2$

即ち、WC 粒子による凹凸面摩擦の摩擦角（ β ）の $1/2$ だけせん断角が大きくなる。

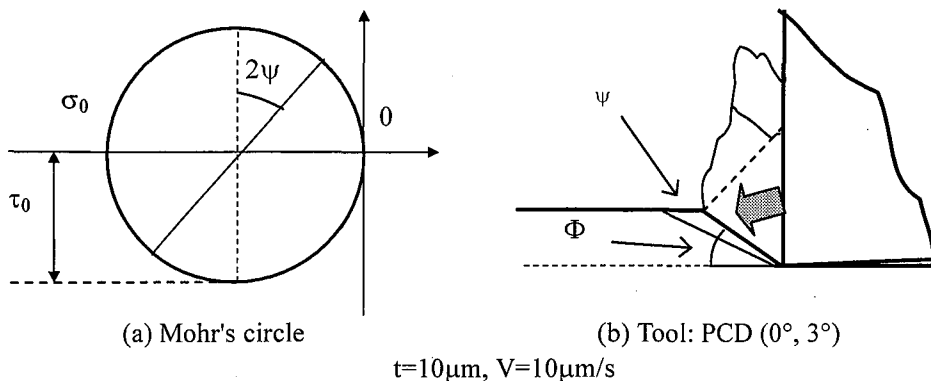


Fig. 5.9 Mohr's circle and momentum direction by tool shape

上記解析は工具すくい面に垂直な圧力（圧縮応力）と摩擦力（せん断応力）がせん断領域の応力状態を定めるとしている。Fig. 5.8 に示した例ではせん断角の小さい切りくず生成に続いてせん断角の大きな切りくず生成になっている。

この変化は幅方向にも生じている。幅方向の異なる切りくずタイプ（せん断角）の相互干渉により、せん断領域の応力状態は変わる。相互干渉によりすくい面に平行な圧縮応力が加わる場合、解析結果は同じになるが、引張応力が加わるとせん断面で摩擦力が作用しなくなる場合が生じる。

Fig. 5.8(a)~(c)に続く変形状態では、き裂にすき間が生じて摩擦力が作用していない状態にある。従ってせん断は最大せん断応力方向に生じる。以上の考察結果より2つのせん断角が生じることになる。

Fig. 5.10 は Fig. 5.8 のせん断挙動を観察した写真と同じ切削条件（切削距離 2.0mm 付近）での切削主分力と背分力の変動状態を示す。主分力は変動が激しく、その最大幅は平均値（45N）の26%に達する。背分力の変動幅は平均値（40N）の2%である。背分力の変動は、主分力の変動に摩擦係数を乗じた形になっていない。これは、切りくずの流動が静止状態も存在する不安定状態によると考えられる。

平均値で考えると主分力の26%がすくい面の摩擦力による背分力成分となるが、背分力はその3.4倍にも達している。従って、背分力は切れ刃丸み部および切れ刃近傍逃げ面の接触圧力が主な成分と考えられる。

Fig. 5.8(a)~(c)に示すせん断面では、せん断面上部の切りくずはすくい面に沿って移動しており、せん断面前方部分は実際に切削変形を受ける実質切込み0近傍以外での側面への盛り上がりなどの変形は認められない。

従ってせん断面が形成された時点では主分力は急減していると考えられる。この間の工具移動距離は $35\mu\text{m}$ であり、せん断角が 25° と小さいせん断形切りくず生成サイクルは、その場観察を行った中では相対的に短くなっている。

Fig. 5.8(c)~(g)に示す切りくず生成では、観察側面でせん断面のせん断が認められても、切りくずのすくい面に沿った移動は小さく、切りくず部、せん断面前方部の側面への盛り上がり、被削材自由面側への押し出しが生じている。この変形が生じていることから、主分力は増大していると考えられる。

Fig. 5.8(g)時点では切りくずが大きく移動しており、主分力は低下していると考えられる。この切りくず生成段階での工具移動距離は、 $63\mu\text{m}$ であり、せん断角の大きい切りくず生成サイクルは Fig. 5.8(a)~

(c)のサイクルに比べ長くなっている。

以上の考察結果を主分力変動に対応させて考えると Fig. 5.10 中(a)~(b)部がせん断角の大きい場合、(c)~(d)部がせん断角が小さく、き裂にすき間の生じる場合と考えられる。背分力が漸増しているのは工具摩耗の影響と考えられる。

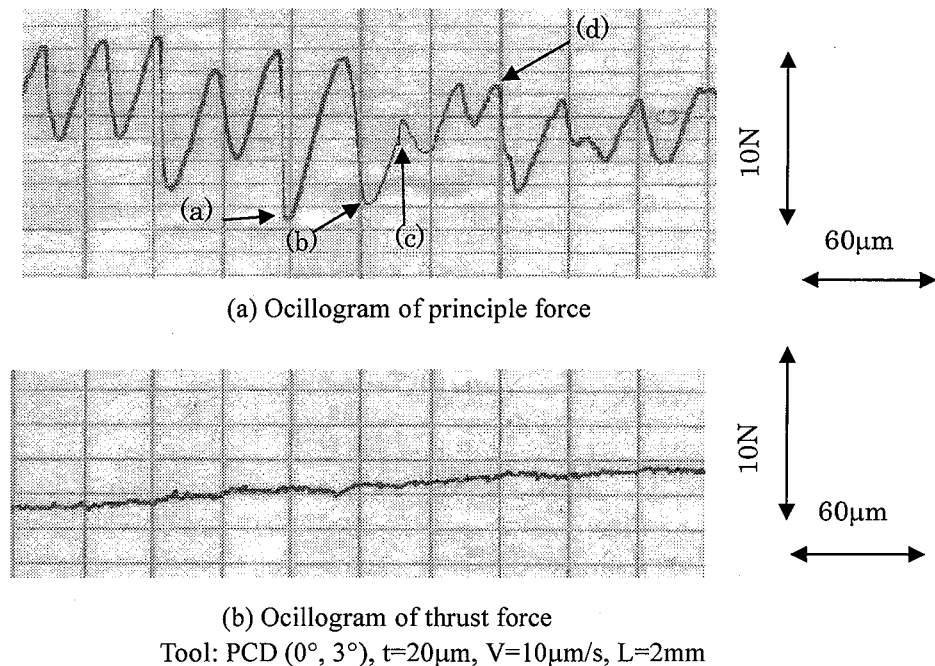


Fig. 5.10 Relation between chip formation process and cutting force during micro cutting

一方、超硬合金を切削する際の切削性の切込み依存性を調べるため、切削速度 $10\mu\text{m/s}$ および $100\mu\text{m/s}$ の場合について切込みによる切削抵抗の測定結果の一例を Fig. 5.11 に示す。

まず、本実験で行った速度域では切削抵抗に大きな差は見られなかった。しかし、切込みに対しては主分力、背分力において傾向に違いが見られた。背分力は、ほぼ横ばいであるのに対して主分力は切込みの増加に伴い増大している。工具すくい角が 0° であることから、工具摩耗のない初期の段階では、切込みに関係なく、切れ刃近傍逃げ面との接触により発生する背分力は、ほぼ同じであると言える。これは旋削実験において切削初期では切削条件(送り速度、切込み、切削速度)を変化させても背分力は同程度であったことと一致している⁽²⁾。主分力は、含有率 25%の Co が切りくず生成に伴い塑性変形する影響で切込みとともに増加している。

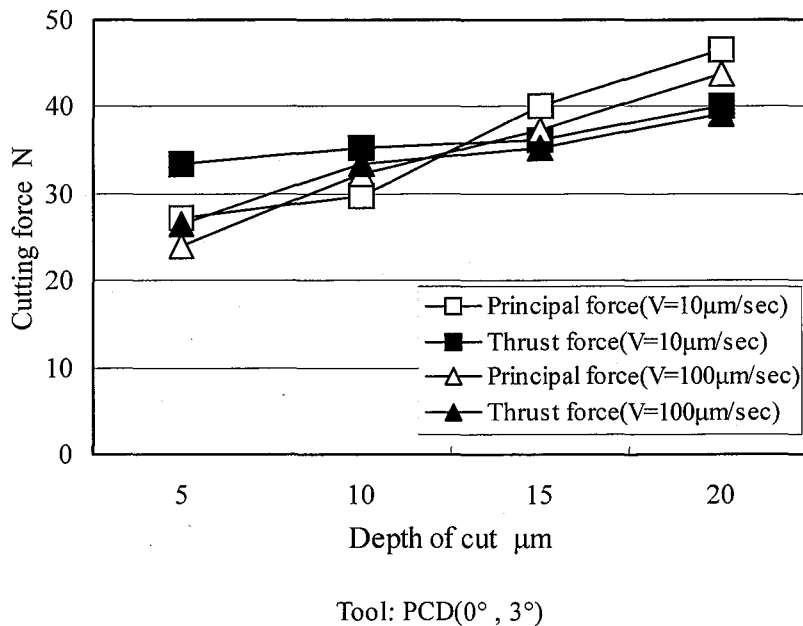


Fig. 5.11 Relation between cutting force and depth of cut

5.3.4 工具形状によるせん断破壊挙動

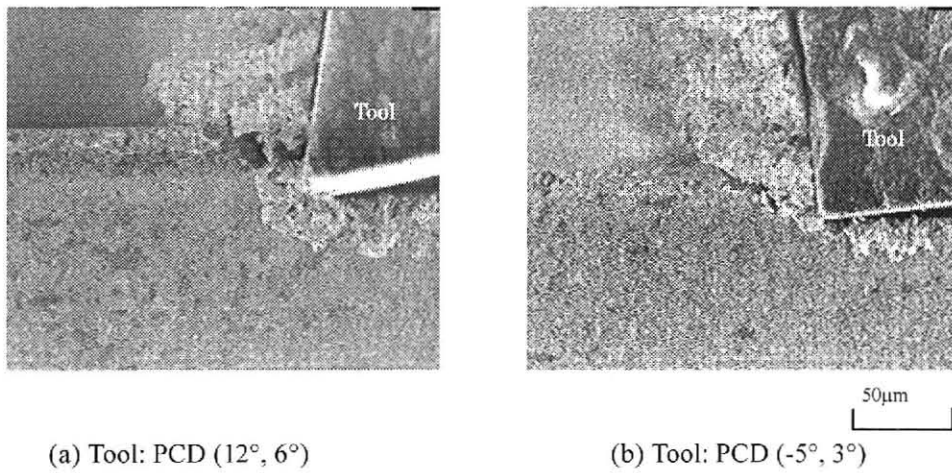
超硬合金の切削加工においても適正な工具材種を選択することが最も重要であるが、適正な工具形状を選択することも極めて重要である。従って、ここではすくい角の変化によるせん断域の挙動および切りくず生成状態の関係から、工具形状がせん断に及ぼす影響を検討した。

Fig. 5.12(a)および(b)はそれぞれ異なるすくい角 12°, -5° を持つ PCD 工具を用いて、微小切削した際の切りくず生成の変化を VTR に観察したものからせん断面ですき間が生じている状態のものを抜き取った写真の一例である。切削距離 2.0mm 付近での切削状態で、切りくずは観察側面ではせん断形になっているが、切りくず全体はつながってカールしている。この場合、前述のように切込みが大きいため、せん断面の間隔が大きくなり、その分せん断面での変形量が大きくなって広いき裂が生じる確率が大きくなると考えられる。

その場観察により得られた観察側面でき裂のすき間が広がった状態は、すくい角 12° で最も多く、5° ではすき間が狭い。き裂の入った部分である Fig. 5.13 のせん断角(ϕ)を観察すると、き裂が入った時点ではいずれのすくい角でも約 25° と一定している。Fig. 5.13(a)を見ると、き裂がすくい面側で隙間が大きくなっているが、Fig. 5.13(b)ではき裂のすき間が小さくほぼ平行である。これは、すくい面か

らの拘束の結果である。前述のように切りくず幅方向のせん断角が異なる状態のものが相互干渉して、すくい面方向に応力を付加して、最大せん断応力方向にき裂を生じさせる条件を生むことになるが、すくい面からの圧力がき裂の口を開ける変形を妨げる状態では変形が押えられる。き裂がすくい面側で広くなる変形はすくい角が(-)では生じにくい。Fig. 5.13(a), (b)に示すすくい面からの合力が拘束状態を示す。

一方、切削速度 $10\mu\text{m/s}$ 、切込み $10\mu\text{m}$ で切削した場合のすくい角の変化による切削面粗さの測定結果を Fig. 5.14 に示す。三つの工具について切削面粗さは R_{max} 、 R_a ともに大きな差は見られないが、全体的に見るとすくい角 0° 、 -5° の方が低くなっている。

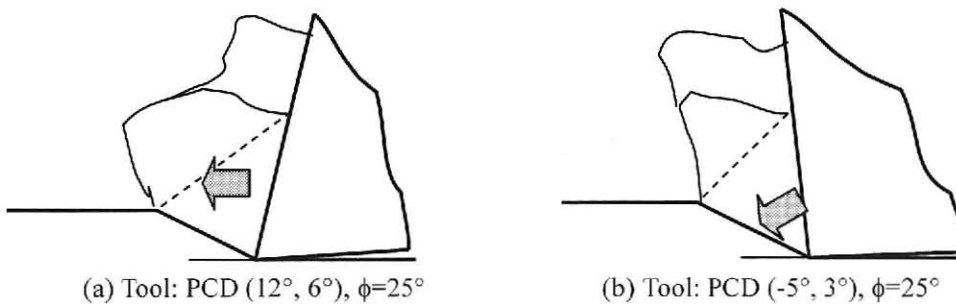


(a) Tool: PCD (12° , 6°)

(b) Tool: PCD (-5° , 3°)

$t=30\mu\text{m}$, $V=10\mu\text{m/s}$, $L=2\text{mm}$

Fig. 5.12 Comparison of whole chip formation by tool shapes

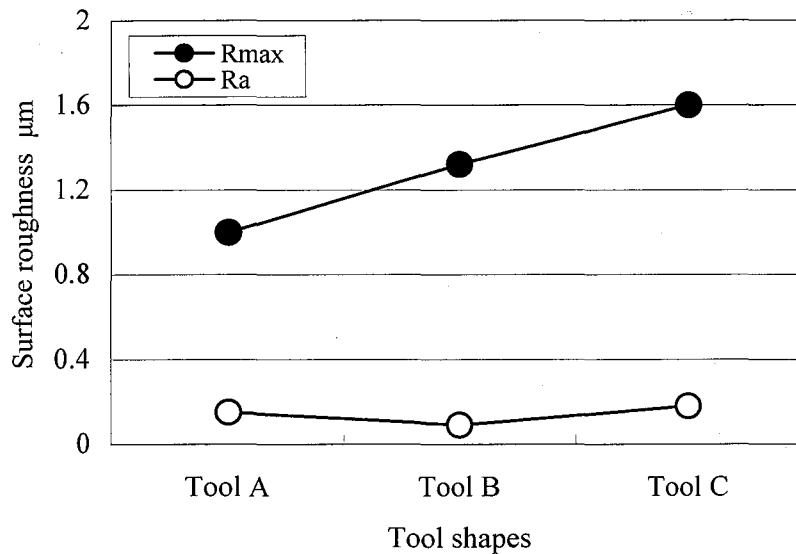


(a) Tool: PCD (12° , 6°), $\phi=25^\circ$

(b) Tool: PCD (-5° , 3°), $\phi=25^\circ$

$t=10\mu\text{m}$, $V=10\mu\text{m/s}$

Fig. 5.13 Momentum direction by tool shapes



Tool A : PCD (-5°, 3°), Tool B : PCD (0°, 3°), Tool C : PCD (12°, 6°)
 $V=10\mu\text{m/s}$, $t=10\mu\text{m}$

Fig. 5.14 Comparison of surface roughness and various tool shapes

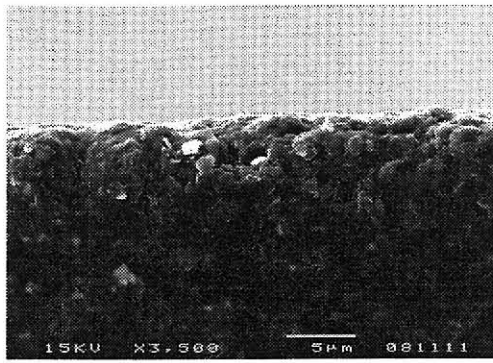
Fig. 5.15(a)~(d)はすくい角 12° と 0° の PCD 工具を用いて V60 超硬合金を微小切削した後のすくい面, 逃げ面の摩耗状態を観察した例である. 切削距離は約 30mm である.

すくい角 12° 工具では切れ刃部で構成粒子の脱落 (へき開も生じていると考えられる) が明白に認められる. すくい角 0° の場合も構成粒子の脱落の結果と思われる切れ刃の鈍化が認められる.

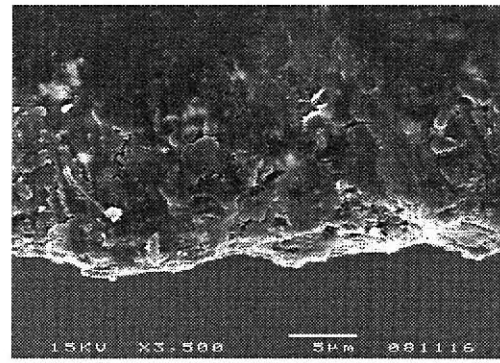
図には示していないが, すくい角 5° の場合はすくい角 0° と同様の損傷状態である. くさび角の小さいすくい角 12° 工具で損傷が大きくなっている.

以上の工具損傷, 切削面の粗さから, 耐摩耗工具用超硬合金の微小切削加工において適切な工具形状は本研究の条件の中で $0^\circ \sim 5^\circ$ のすくい角が適当であると考えられる.

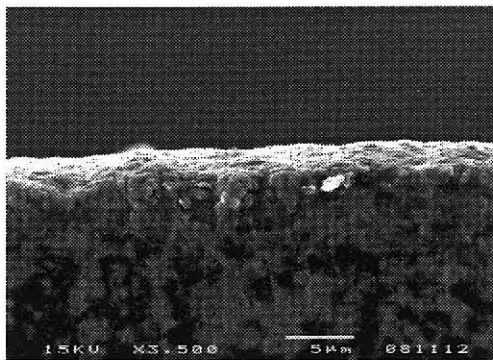
この観察結果より, 工具と硬質 WC 粒子の接触, 特に前節でも調べたように硬質 WC 粒子が工具切れ刃に直接衝突して破壊されていて, この時荷重が刃先に集中的に作用するので, 工具に与える損傷はかなり大きくなると推察される.



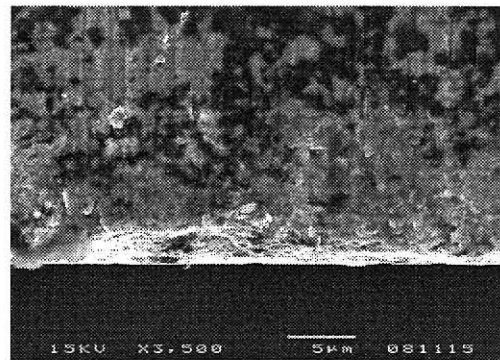
(a) Rake surface
Tool: PCD (12°, 6°)



(b) Clearance surface
Tool: PCD (12°, 6°)



(c) Rake surface
Tool: PCD (0°, 3°)



(d) Clearance surface
Tool: PCD (0°, 3°)

$V=10\mu\text{m/s}$, $t=10\mu\text{m}$, $L=30\text{mm}$,

Fig. 5.15 SEM photographs of tool wear shape at rake and clearance surface of PCD tool in micro cutting of WC-Co

5.4 結 言

PCD 工具を用いて耐摩耗・耐衝撃工具用超硬合金の精密切削の可能性を深めるために、SEM 内微小切削し、WC および Co の材料除去過程とき裂の動的挙動、工具形状によるせん断破壊挙動の変化を調べた。得られた結果は以下の通りである。

- 1) 超硬合金の切削において切りくず生成過程は二つに分けられる。せん断角が小さ目でせん断面のき裂が広がる（せん断形切りくず）場合と、せん断角が 45° 以上でせん断面のき裂が広がらない場合である。この違いを生じさせるのはせん断面での WC 粒子のからみ合いによる摩擦応力状態と考えられる。
- 2) 超硬合金の SEM 内微小切削の直接観察により、WC 粒子の破碎および工具刃先との直接衝突が確認され、WC 粒子の一部が工具を強く擦過することが工具摩耗の原因の一つである。
- 3) 工具形状（すくい角）の比較では、すくい面からの拘束によりせん断面形成時のき裂に違いがあることが分かった。

参考文献

- (1) 木村忠彦, 木曾弘隆, 鈴木雅春: 多結晶焼結体工具による超合金の旋削, 1985 年度精機学会春季大会学術講演会論文集(1985)603.
- (2) 上田完次, 杉田忠彰: マイクロ切削過程のSEMによる直接観察, 鉄と鋼, 72, 1(1986), 1535.
- (3) 花崎伸作, 峠睦, 田ノ窪栄二, 長谷川嘉雄: 走査電顕内その場観察法による Al-Si 系過共晶合金の微小切削, 軽金属, 39, 10(1989), 705.
- (4) 花崎伸作, 峠睦, 田ノ窪栄二, 長谷川嘉雄: 粒子分散強化型合金のSEM内微小切削, 精密工学会誌, 56, 10(1990), 1877.
- (5) 花崎伸作, 峠睦, 宮本猛, 藤原順介: 繊維強化複合材料の切削機構に関する研究, 精密工学会誌, 49, 3(1999), 112.
- (6) 中山一雄: 鋸歯状切りくずの生成について, 精密機械, 43, 1(1977), 117.
- (7) 貴志浩三, 江田弘, 海上政治: アルミニウム-けい素合金における切削加工層の微細化組織の生成機構, 精密機械, 38, 12(1972), 1011.
- (8) 岩田一明, 上田完治, 紫坂敏朗: 走査型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の切削中の挙動, 精密機械, 43, 3(1972), 311

第6章

超硬合金の切削における切削油剤の効果

6.1 緒 言

前章までの結果から，超硬合金の切削時には激しい工具摩耗が生じ，また切削抵抗も一般鋼の切削時よりも高いため，工具寿命が非常に短くなるということが分かった。

切削加工において，工具の長寿命化や仕上げ面改善を目的とした場合，切削油剤の使用が一般的であるが，近年では環境問題としての廃油の処理，さらには作業環境の観点からも切削油剤を使用しない乾式切削，または少量の環境親和的な植物性油剤を圧縮空気でもストにして供給するミスト切削などの方法⁽¹⁾⁻⁽²⁾が注目されている。そこで，本章では超硬合金切削時の工具摩耗軽減を目的として超硬合金に対する少量供給の湿式切削とともにミスト切削を行い，乾式，湿式，ミスト切削の比較を行った。また，切削抵抗および工具観察から切削機構の比較検討を行った。

6.2 実験装置および実験方法

6.2.1 被削材

CNC 旋盤および汎用旋盤を用いた旋削実験には耐摩耗工具用超硬合金 V30，二次元切削実験には V60 を用いた。旋削用の被削材形状は，外径 100mm，内径 70mm，長さ 200mm の円筒材であり，右端は冷しばめされた鋼材の中心を回転センタにて支持した。二次元切削用の被削材形状は，厚さ 0.5mm，15×15 の板材である。被削材の化学組成を Table 6.1 に，主な機械的性質を Table 6.2 に示す。

V30 は，一般に金型用として多く用いられる超硬に比べて WC の含有率が高く，被削性が非常

に悪いのが特徴として挙げられる。また、二次元切削実験に用いた V60 は V30 に比べて比較的切削が行いやすいとされている耐摩耗工具用超硬合金である。

Table 6.1 Chemical compositions of cemented carbides (wt%)

Cemented carbides	WC	Co
V30	90	10
V60	75	25

Table 6.2 Mechanical properties of cemented carbides

Cemented carbides	Specific Gravity (Mg/m ³)	Hardness (HRA)	Compressive strength (GPa)	Young's modulus (GPa)
V30	14.4	88.5	4.61	578
V60	13.1	82.0	3.14	470

6.2.2 実験装置および方法

本実験では CNC 旋盤（日本スピードショア製 HTL-80）を用い、超硬合金を乾式切削、湿式切削およびミスト切削の 3 種類の方法で外周連続切削を行った。CNC 旋盤の外観および加工部の様子を Fig. 6.1 に示す。

使用した焼結ダイヤモンド工具（DX140：東芝タンガロイ社製 TNGA160408）の最大逃げ面摩耗幅や摩耗部形状を光学顕微鏡、SEM（走査型電子顕微鏡）とレーザ顕微鏡により観察した。

また切り取り厚さの違いによる潤滑効果を調べるため、切込みを 1 μ m 単位でコントロールできる微小切削装置⁽³⁾を用いた二次元切削を乾式、湿式の二通りで行い、切削抵抗を測定した。

湿式切削の方法としては、はけを介して切削領域全体に切削油を供給した。二次元切削での使用工具は、すくい角 0°、逃げ角 3° の PCD 工具（住友電工製：DA2200）である。

湿式切削で使用した切削油は Mobil 製 Sultran B3 である。ミスト切削で使用したミスト発生装置は

ECOREG System(日本スピードショア製 2 ノズルタイプ)である。またミストには、工具逃げ面に噴射する潤滑用植物性切削油剤のブルーベと工具すくい面に噴射する冷却用の水を別々に使用し、油量は湿式の1/180である。

CNC 旋盤および汎用旋盤で用いた工具としては ETENN1616H33 ホルダに、多結晶ダイヤモンド焼結体(Poly Crystalline Diamond, 以下 PCD 工具と略記する)がロウ付けされたスローアウェイチップ(東芝タンガロイ社製 TNGA160408)を用いた。工具形状は、(-5, -5, 5, 5, 30, 0, 0.8)である。また、二次元切削での使用工具はすくい角 0° 、逃げ角 3° を持つ PCD 工具(住友電工製: DA2200)である。

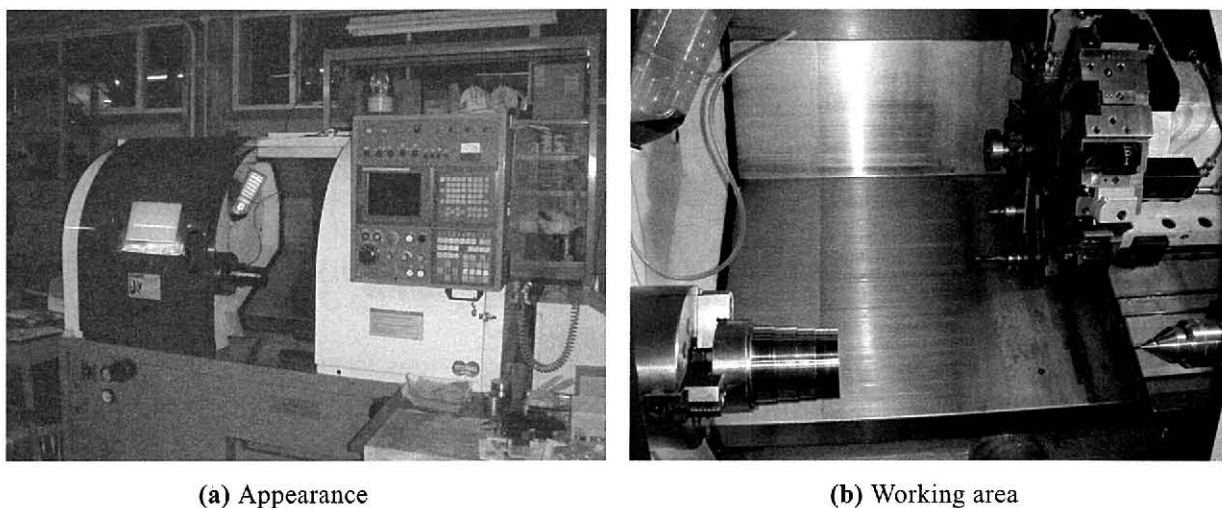


Fig.6.1 CNC lathe

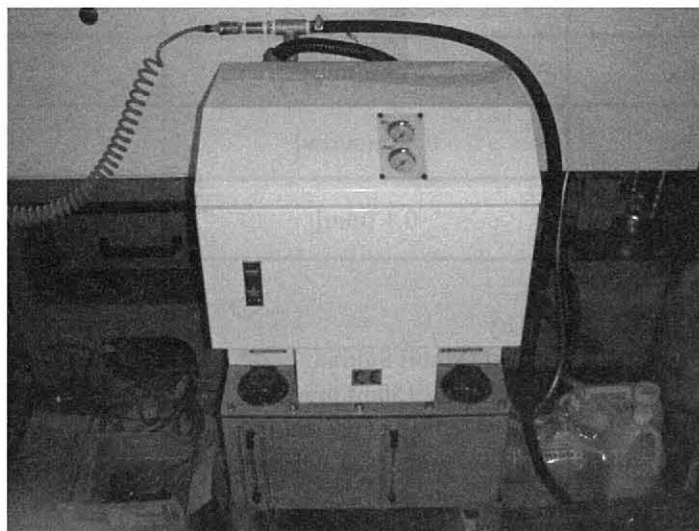


Fig. 6.2 Appearance of mist generator

切削条件を Table 6.3 に示す。旋削実験での切削速度は、第2章に行った研究において切削速度 10m/min と 15m/min との間で工具摩耗、切削抵抗ともに大きな違いが見られなかったため、加工効率の良い 15m/min とした。

旋削実験では、まず被削材の外周を外径寸法精度 5 μ m 以下になるまでならし切削した後、各加工方式の切削特性に与える影響について調べた。

切削温度の測定を通じ、三つの切削方式における切削温度が工具摩耗機構に与える影響についても調べた。

切削抵抗の測定に際しては、この測定に限り汎用精密高速旋盤 (MAZAK 社製 MAZAK - JUNIOR type A) を使用した。

工具動力計は、背分力が大きい超硬合金の切削に対応した自家製ひずみゲージ型工具動力計 (切込み方向の剛性 6.0KN/ μ m) を使用した。

二次元切削条件について、切込みは、旋削実験の切り取り厚さに対応させて 2~40 μ m に設定し、本実験では切削抵抗の測定を繰り返した。切込みを均一にするために予め切込み 2 μ m のならし切削を数回行い、切削抵抗の変動が小さくなった時点で実験を開始した。

切削抵抗測定の際は、超硬合金切削用に製作したひずみゲージ使用の枠組み型工具動力計を使用した。

Table 5.3 Cutting conditions

	Turning	Orthogonal cutting
Cutting speed	15 [m/min]	6 [mm/min]
Feed rate	0.1 [mm/rev]	—
Depth of cut	0.1 [mm]	2, 5, 10, 20, 30, 40 [μ m]
Cutting method	<ul style="list-style-type: none"> • Dry • Wet (Mobil Sultran B3 : 150ml/min) • Mist (Bluebe : 0.91ml/min, Water : 3.23ml/min) 	<ul style="list-style-type: none"> • Dry • Wet (Mobil Sultran B3 : 1ml/min)

6.2.3 切削油剤の供給方法および温度測定

ミスト切削において使用したミスト発生装置は、ECOREG System（日本スピードショア製2ノズルタイプ）である。ミスト発生装置の外観を Fig. 6.2 に示す。ミスト旋削時のミストの供給方法は概略図を Fig. 6.3 に示すように、工具逃げ面側には潤滑用の植物性切削油剤であるブルーベミスト、工具すくい面側には冷却を目的として水ミストを供給する方法を採った。湿式旋削では切削油を工具の逃げ面側から供給（工具配置は Fig. 6.3 と同じ）した。ただし切削油剤は被削材の表面に付着し、また工具を伝って工具のすくい面側にも供給される形になるので、切削油剤は切削領域全体に供給されることになる。

二次元切削では、はけを介して切削領域全体に切削油を供給する方法を採った。

また、切削抵抗および工具摩耗に大きな影響を与える切削温度特性を把握するため、工具切れ刃近傍での切削温度測定を行うため、Fig. 6.4 に示すように前切れ刃、横切れ刃の中間で切れ刃から 0.2mm のすくい面上（最大切り取り厚さ近く）に、K 熱電対（アルメルクロメル）をエポキシ系接着剤で接着し、切削中剥がれ落ちないようにエポキシ系接着剤（アラルダイト）で固定した。連続して 280m 切削を行い、熱電対からの出力電圧を、ペン型記録計（横河電機製、LR4-100E）を用いて記録し温度測定を行った。この測定方法では、切れ刃での温度を正確に測定されたデータではないが、工具材種として、熱伝導の良いダイヤモンドが使用されていることから、切削温度に近い温度が測定されているとも考えられる。

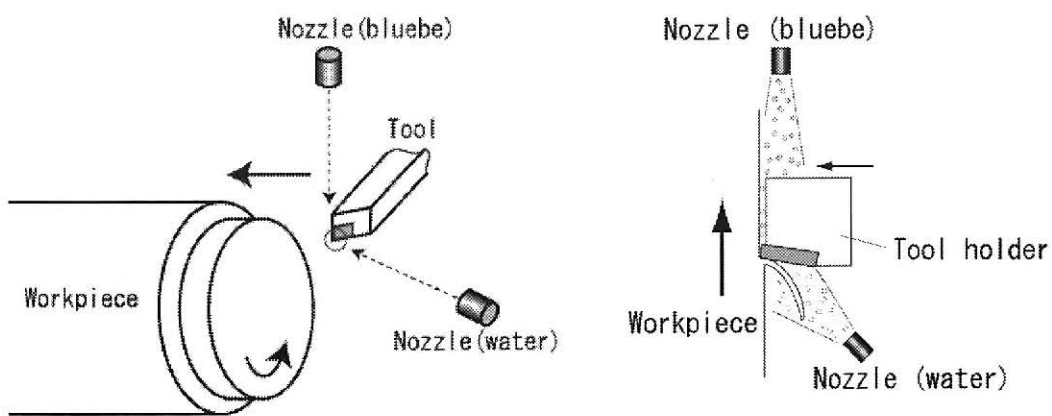


Fig. 6.3 Method of supplying oil and water mist

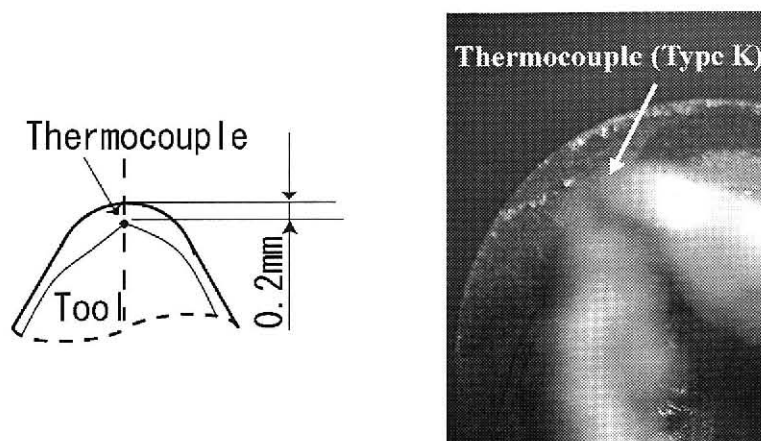


Fig. 6.4 Position of thermocouple

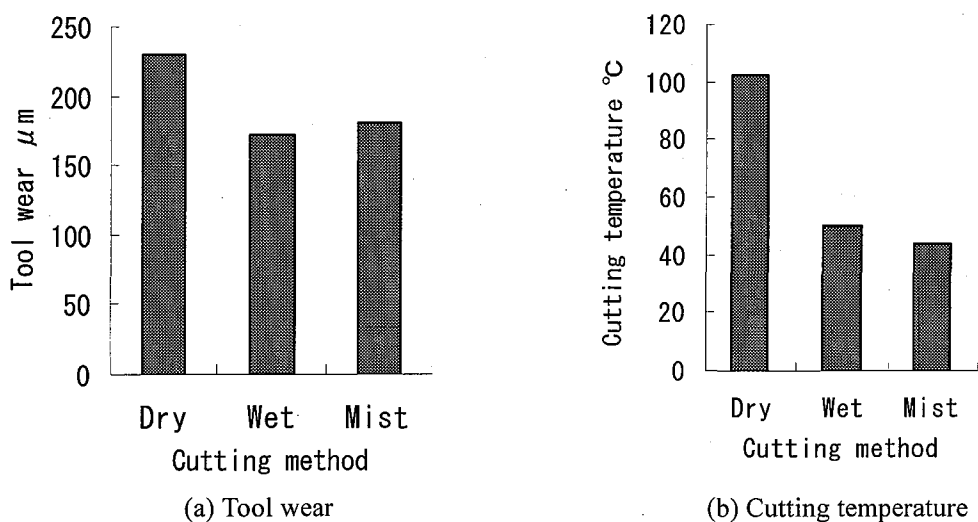
6.3 実験結果および考察

6.3.1 逃げ面工具摩耗および温度測定

CNC 旋盤を用いて乾式切削，湿式湿式およびミスト切削の三種類の切削方式により，それぞれ 280m 連続切削を行ったときの最大逃げ面摩耗幅および切削温度を，それぞれ Fig. 6.4(a)および(b)に示す．Fig. 6.5(a)より湿式切削およびミスト切削においては，乾式切削の場合と比較して工具摩耗が抑制されていることが分かる．

第2章で示されているように，乾式で行った 10m/min, 15m/min の切削では工具摩耗に差がない，また湿式切削より油ミスト(逃げ面側)に加えすくい面側への冷却効果の大きい水ミスト噴霧の効果が認められないことから，湿式，ミスト切削で工具摩耗が制御されているのは冷却効果ではなく，潤滑効果と考えられる．

また Fig. 6.5(b)より乾式切削，湿式切削およびミスト切削における切削温度は，それぞれ 102.5, 50.5, 44.0°Cであった．乾式切削でも切削温度が低レベルであり，湿式切削とミスト切削の切削温度の差は小さいながら摩耗の傾向と関係が逆転していることから，逃げ面摩耗の抑制には切削油剤による潤滑効果が大きく作用しているのではないかと考えられる．



$V = 15 \text{ m/min}$, $f = 0.1 \text{ mm/rev}$, $t = 0.1 \text{ mm}$, $L = 280 \text{ m}$

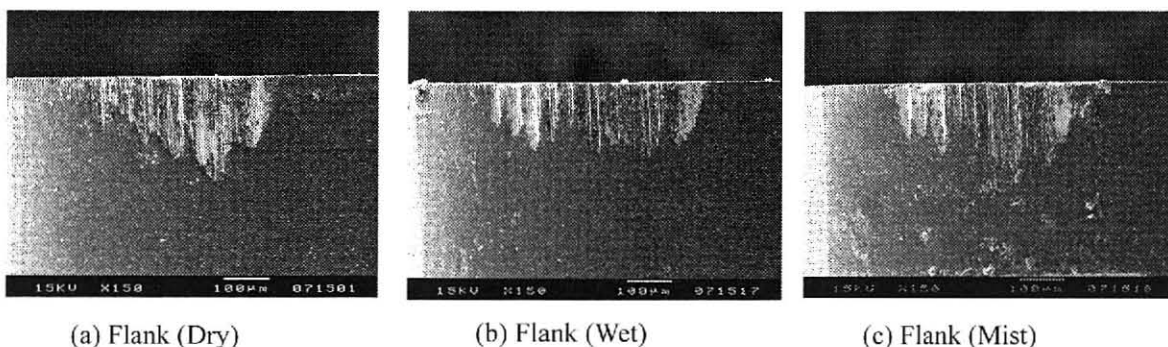
Fig. 6.5 Tool wear and cutting temperature in three cutting methods

6.3.2 工具逃げ面観察

乾式、湿式およびミスト切削によって切削距離 280m 連続切削後の工具逃げ面 SEM 写真および逃げ面とすくい面の光学顕微鏡写真を Fig. 6.6 および Fig. 6.7(a)~(f)に各々示す。逃げ面摩耗は3種類の切削方式のいずれも溝摩耗が並んだ形状になっている。全体的に見ると Fig. 6.6(a)より、乾式切削時のみ摩耗は山型に進行していることが分かる。一方 Fig. 6.6(b), (c)から、湿式切削およびミスト切削時には、摩耗がすくい面と平行に近い状態で進行していることがわかる。このことは、湿式切削およびミスト切削においては切り取り厚さが大きな部分 (Fig. 6.7, 摩耗面右部) では、切削油剤の効果によって工具摩耗が抑制され、反対に切り取り厚さが小さい部分 (Fig. 6.7, 摩耗面左部) では工具摩耗が大きくなっていることを示している。

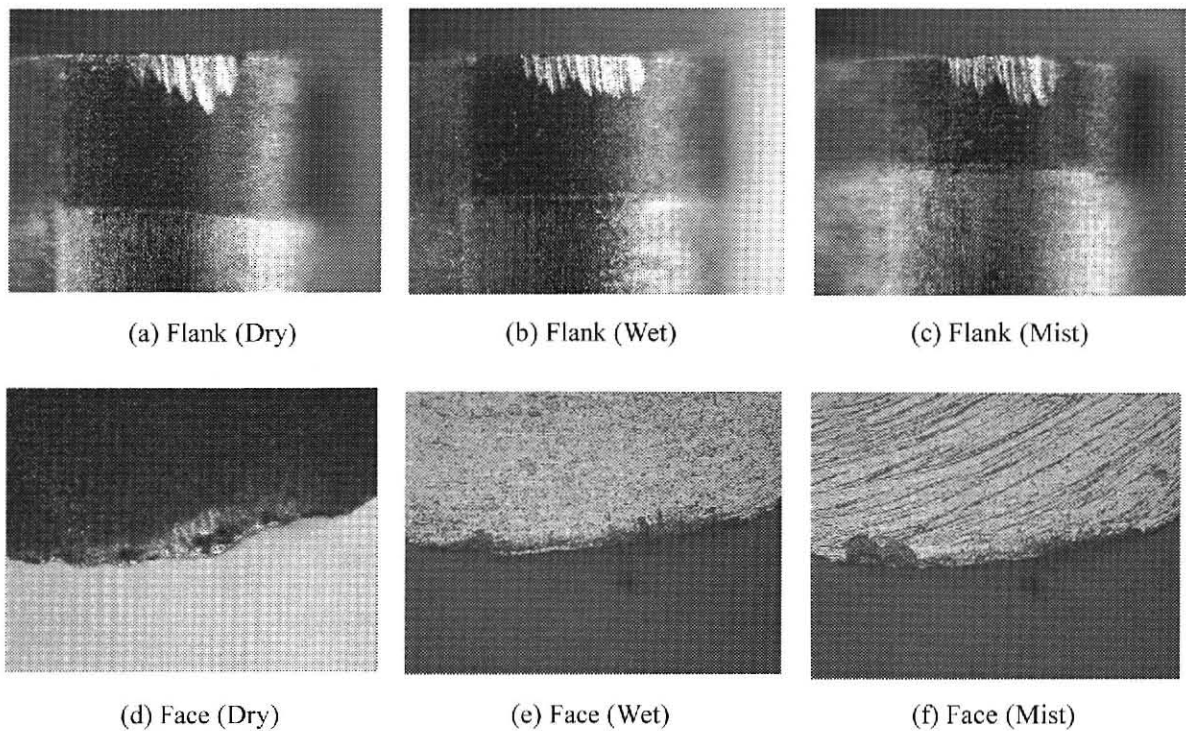
Fig. 6.6 で逃げ面写真を SEM 写真で示しているのは摩耗部の形状とともに逃げ面摩耗部を詳細に考察するためである。

3.3 でも示したように、図中摩耗部で白く見られる箇所は超硬合金が付着していることを示している。乾式切削では付着物が逃げ面摩耗部全体ほぼ均一に付着しているのに対して、湿式切削およびミスト切削では、切り取り厚さが大きい部分では付着が少なく、切り取り厚さが小さい部分では多く付着した状態になっている。



$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$, $L=280\text{m}$

Fig. 6.6 SEM photographs of worn flank in three cutting method

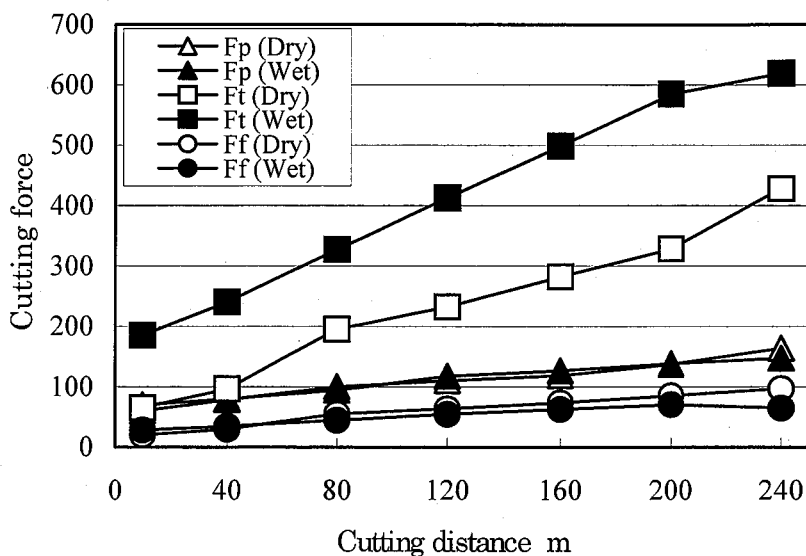


$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$, $L=280\text{m}$
Fig.6.7 Optical micro photographs of insert in three cutting method

6.3.3 旋削実験における切削抵抗

汎用旋盤を用いて乾式切削および湿式切削時の切削抵抗の測定を行い、両切削方法の比較を行った。Fig. 6.8 に三分力と切削距離との関係を示す。Fig. 6.8 より三分力のうち背分力がもっとも大きな値をとっており、主分力および送り分力には大きな差は見られないが、背分力においては湿式の方が大きな値となっていることが分かる。ここで背分力に、被削材との摩擦係数を乗じた力の一部が主分力方向の摩擦力として働いていると考え、計測された主分力に関して、実際に切削現象に関わっている成分は、湿式切削の場合の方が小さいことになる。

第2章で示されているように、超硬合金の切削では背分力は切れ刃まる丸味部および切れ刃近傍逃げ面の接触圧が主な成分と考えられる⁽⁹⁾ことから、これは、後述のように湿式切削では切削している切れ刃部全体で切り残しが多いことを意味している。実際に切り残し量を触針式デジタルマイクロメータで測定したところ、湿式およびミスト切削では240m 切削時点で、ドライ切削に比べて5~10 μm 多くなっていた。



V=15m/min, f=0.1mm/rev, t=0.1mm

Fig. 6.8 Relation between cutting force and cutting distance

6.3.4 旋削実験における逃げ面摩耗形状観察

ここでは、三つの切削方式における切り取り厚さと工具摩耗状態の関係を調べるため、レーザー顕微鏡を用いた工具逃げ面摩耗形状の観察を行った。Fig. 6.9(a)は切削距離 280m 連続切削後の工具逃げ面摩耗部の概略図であり、レーザー顕微鏡での観察と同時に、切削方向に対する逃げ面摩耗部の傾斜角（図中 θ ）の測定を行った。各々の切削方式による逃げ面摩耗部傾斜角の測定結果をFig. 6.10に示す。ここで横軸には、Fig. 6.9(b)に定義した工具コーナ部先端位置を基準とした距離Dをとった。

Fig. 6.10より乾式切削では切り取り厚さの増加とともに傾斜角が大きくなる傾向を示していることが分かる。湿式切削とミスト切削ではほぼ同じ傾向を示しているのは、両者に共通の切削油剤による潤滑作用の効果と考えられる。また、乾式切削の場合と比較すると $D = -0.03 \sim -0.13$ 間の測定値は、摩耗面の逃げ角が正になっている。そしてFig. 6.5からこの範囲では、乾式の場合より摩耗幅が広がっていることが確認される。

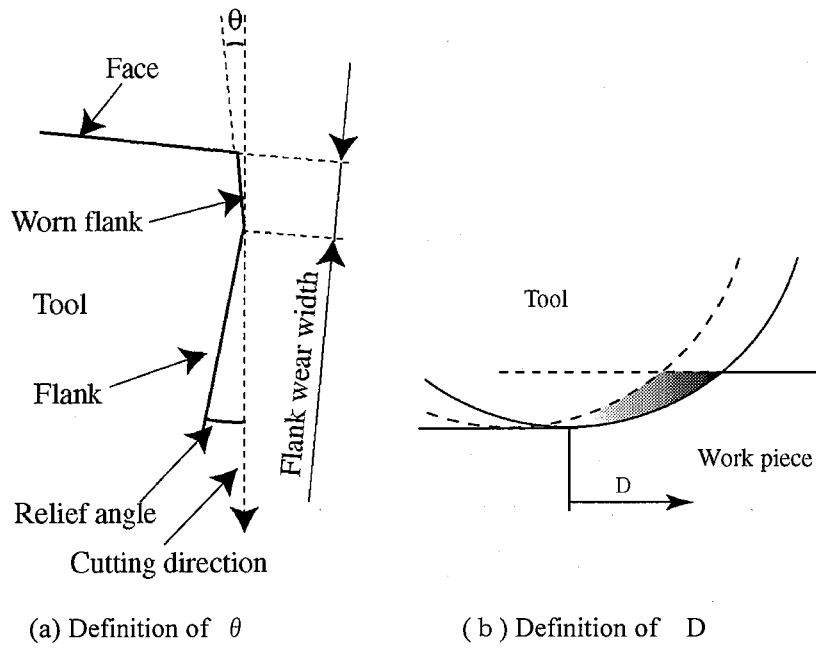
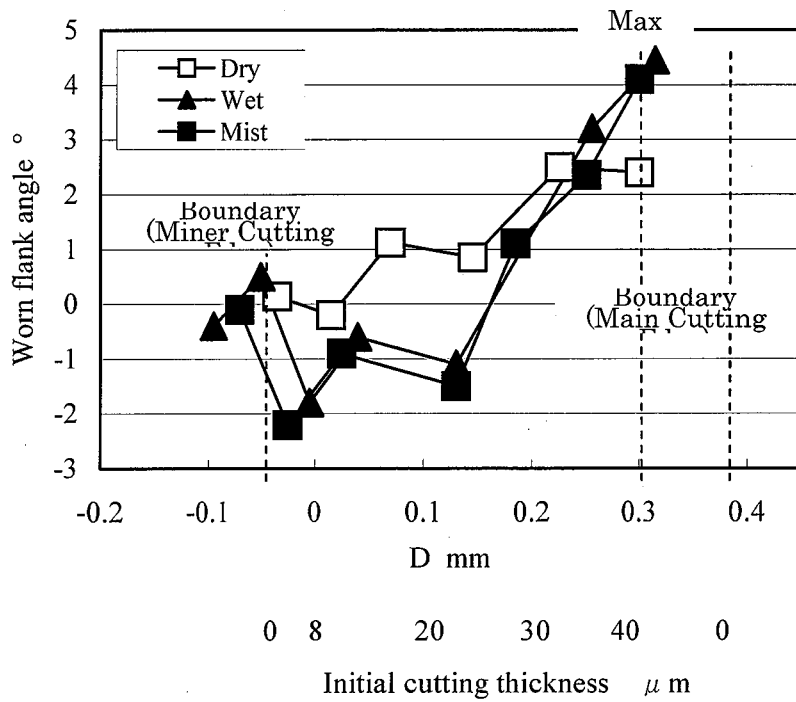


Fig. 6.9 Definition of θ and D



$V=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$, $t=0.1\text{mm}$, $L=280\text{m}$

Fig. 6.10 Inclination of worn flank

6.4 二次元切削実験

6.4.1 二次元切削実験での切削抵抗

6.3.2節で得られた旋削時の工具摩耗形状から、工具刃先はその切り取り厚さによって、異なった切削状態をとっていると考えられる。本節では切り取り厚さによる切削状態の違いを明らかにするため、二次元切削装置を用いた乾式切削、湿式切削における切削抵抗の測定を行った。

Fig. 6.11 および Fig. 6.12 に切込みを変えた際の主分力、背分力の変化を示す。主分力に関しては乾式切削、湿式切削ともに切込みの増加に伴い増加傾向を示し、両者の値に大きな差はみられない。しかしながら背分力に注目すると、両者の間には大きな差があることが分かる。またその傾向に関しても、乾式切削においては切込み量の増加に伴って抵抗が増加しているのに対し、湿式切削では切込み量の変化に伴う抵抗値の変化がほとんど見られず、ほぼ横這いの傾向を示していることが分かる。このことから、乾式切削においては切れ刃中の切り取り厚さの違いによって工具に作用する背分力が変化しているのに対し、湿式切削時には切れ刃全体に一樣に背分力が作用しているものと考えられる。

乾式、湿式で大差ない主分力、湿式の方が大きい背分力という傾向は6.3.3節の旋削時と同様である。そして切り込みの小さい領域で差が大きくなっている背分力において乾式と湿式の差が旋削では Fig. 6.8 に示すように非常に大きい。これは、旋削の場合の方が潤滑効果が大きく現れて切り残しが増大した結果と考えられる。

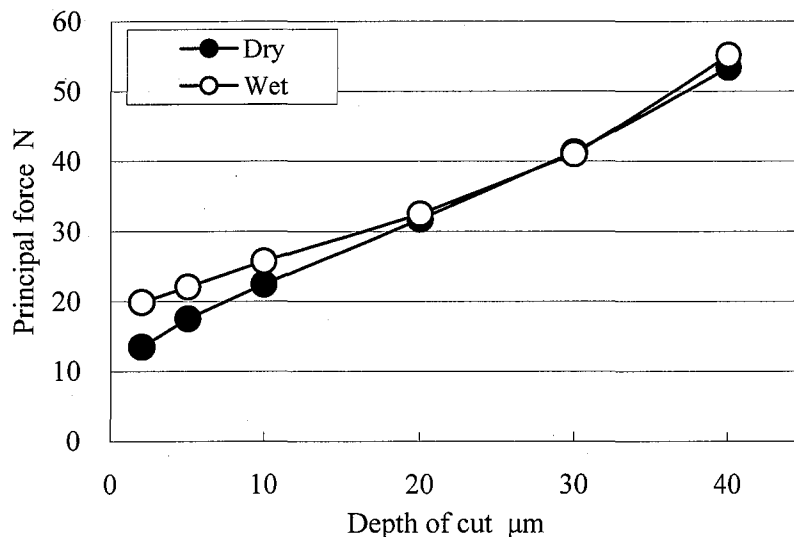
後述のメカニズムからき裂のすき間に切削油が浸透することによって潤滑効果を生じる。SEM 内二次元切削の切りくずに生じているき裂の状態を観察すると、切り込みが小さいとき裂発生間隔が小さく、切り込みが大きいとき裂発生間隔が大きくなり、き裂のすき間が広がっている。

被削材表面が切削油膜で覆われた状態でき裂が発生すると、き裂のすき間は真空状態となるため切削油は吸い込まれる。低速切削であるからすき間が小さくても切削油は浸透していると考えられる。き裂発生間隔が小さいことは頻繁に浸透した切削油で潤滑効果を高めていると考えられる。き裂発生間隔が小さいことは頻繁に浸透した切削油で潤滑効果を高めていると考えられる。

Fig. 6.13 に示す旋削切りくず裏面写真から、き裂発生間隔が SEM 内二次元切削の切り込み $10\mu\text{m}$ レ

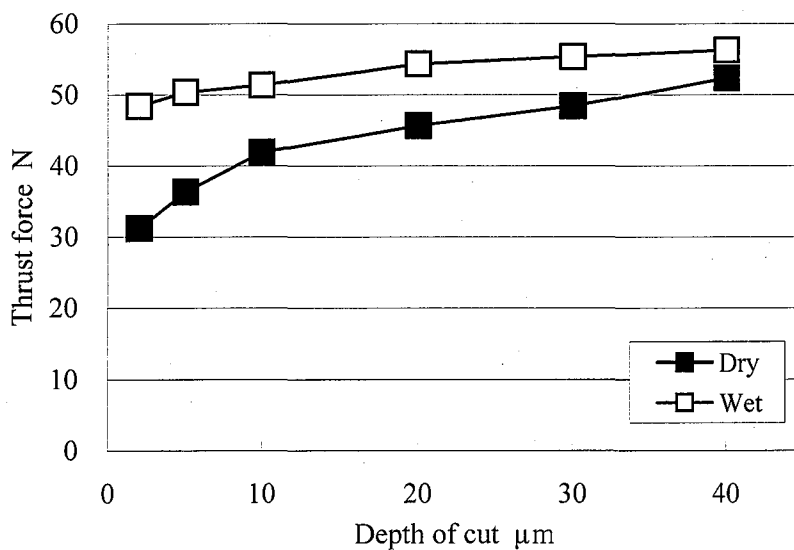
ベルと小さく、かつき裂のすき間は広がっている。このようなき裂状態の差は被削材の材種による。SEM内二次元切削では Fig. 6.11, Fig. 6.12 の場合と同じく V60 であるのに対して、旋削は V30 であつて、V30 は V60 より Co の含有率が小さいため、き裂が生じやすくなっている。

旋削ではき裂発生間隔が小さく、かつき裂のすき間が大きいため潤滑効果が大きくなり、二次元切削より切り残しが増大して背分力が大きくなっていると考えられる。



V=100 μ m/s

Fig. 6.11 Relation between principal cutting force and depth of cut in orthogonal cutting



V=100 μ m/s

Fig. 6.12 Relation between thrust cutting force and depth of cut in orthogonal cutting

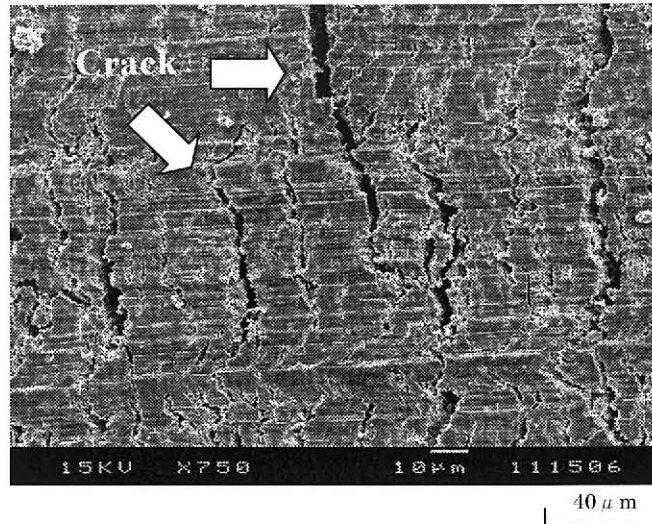


Fig. 6.13 Crack of chip in dry turning

6.4.2 二次元乾式・湿式切削における切り残しのメカニズム

Fig. 6.11 に示した二次元切削時の主分力で、乾式切削時と湿式切削時でほとんど差が見られない切込み $20\sim 40\mu\text{m}$ について、切りくず生成に要する力（本実験のすくい角 0° 工具のすくい面に垂直な力）が同じと仮定すると、すくい面での摩擦力は湿式切削が乾式切削を上回ることはない。

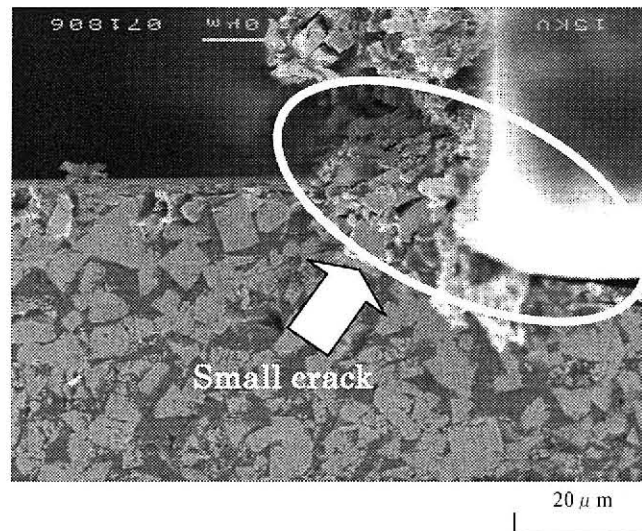
従って、Fig. 6.12 の同じ切込みにおける背分力で湿式切削の方が乾式切削より大きいということは切り残しが大きいのことを意味する。後述のように、湿式切削ではすくい面に垂直な力およびすくい面での摩擦力は両者とも乾式より小さくなると考えられ、そのため切り残しによる背分力成分の違いは、図中に現れる差以上に大きいと考えられる。

湿式切削時の各切込みにおける切り残しによる背分力成分の比率は、切込みが小さい程大きいと考えられ、切込み $10\mu\text{m}$ 以下では切り残しのための背分力の増加による摩擦力により、主分力は湿式切削の方が乾式切削より大きくなっていると考えられる。

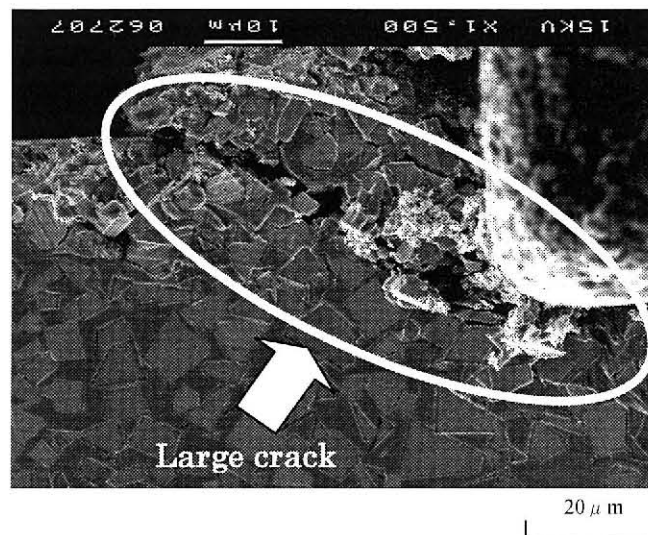
切削油剤による潤滑作用で切り残しが増加し、摩擦力も増加するに至った機構については次のように考えられる。Fig. 6.14 は、超硬合金 V60 について切り込みの大きい場合と小さい場合の乾式切削で SEM 内二次元切削を行ったときの切削過程その場観察の一例である。Fig. 6.14(a)が切り込みが $10\mu\text{m}$ 、Fig. 6.14(b)が切り込み $20\mu\text{m}$ の切削状態となっている。この図に示すように切り込みがある程度大きくなると断続型の切りくずが生成され、被削材表面から刃先に渡ってき裂が生じていることが分かる。このように

せん断破壊でき裂が生じた時、き裂は刃先位置から始まっている。

湿式切削時にはこのき裂に浸透した切削油が刃先にも作用し、潤滑作用で切れ刃の食い込みが遅れ、切り残しが増加する。食い込んだ状態になれば刃先への切削油の浸透が止まり、切削の進行とともに切り残し量の減少して行く、乾式切削より増加した切り残し部分で乾式と同様な摩擦状態となる。再度、き裂が生じれば切り残しはまた増加する。この繰り返して乾式切削よりも切り残しが増した状態で、摩擦力も増大する



(a) $V=100 \mu \text{m/s}$, $t=10 \mu \text{m}$



(b) $V=100 \mu \text{m/s}$, $t=20 \mu \text{m}$

Fig. 6.14 Typical SEM photographs in micro cutting

6.5 乾式切削における工具摩耗機構

超硬合金の PCD 工具による切削時の工具摩耗は両者の擦り合いによる摩滅と PCD 工具切れ刃部の構成粒子の脱落とによって進行すると考えられる。乾式旋削の工具摩耗状態を示すすくい面写真 (Fig. 6.7(a), (d)) より、切れ刃部には凸凹が見られることから工具構成粒子の脱落が生じていることが分かる。そして切り取り厚さ大の部分ほど切れ刃の後退が大きく、また Fig. 6.10 より摩耗面の傾斜角が大きい傾向となっている。

PCD 工具の構成粒子が脱落した場合、脱落面には被削材の付着物はない。摩耗が進行し、摩耗面に付着物がある状態で切れ刃部の粒子が脱落した場合、脱落粒子は切り残し部と工具摩耗面の間を移動する間に工具摩耗を進行させる。すなわち、付着物も削り取ることになる。

逃げ面の SEM 写真より被削材物質の付着状態を見ると乾式旋削では多少のむらはあるが、切り取り厚さの大小にかかわらずほぼ同程度の付着発生になっている。従って切り取り厚さが大きいと脱落粒子が大きいと考えられる。すなわち、切れ刃部形状から大きな粒子が脱落したと考えられる部分で傾斜角が大きいことから、構成粒子脱落に伴う摩耗面は傾斜角が大きく、その摩耗面を細かい脱落粒子や切り残し部の擦過による摩耗により摩耗面の傾斜角が小さくなると考えられる。ちなみに摩耗幅の狭い部分では脱落直後と考えられる 10.2° の測定結果も得ている。

従って、粒子脱落後の擦過距離(切削距離)によって傾斜角の変化量が異なるため、傾斜角と切り取り厚さの測定結果の関係が単調な変化になるとは限らない。特に切削初期切り取り厚さ最大の位置は工具摩耗進行により切り取り厚さが小さくなっており、擦過状態が長くなったと考えられる。

SEM 写真より付着物もやや多めに見える。従って摩耗幅の増加も抑えられ、初期切り取り厚さとしては最大値より少し薄い $D=0.25\text{mm}$ 付近で途中から実質切り取り厚さが最大となり、粒子脱落量が増え、摩耗幅も最大になっている。

6.6 湿式・ミスト切削における工具摩耗機構

湿式およびミスト旋削では $D=-0.03\sim 0.13\text{mm}$ の範囲の傾斜角測定値が負（摩耗面が正の逃げ角状態）になっているのは、切れ刃部より後方では工具と被削材の接触による被削材の弾性変形による変位が小さくなっている部分で、工具・被削材の接触により摩耗が進行していることを意味する。 $D=-0.03\sim 0$ 位置での切れ刃に対する摩耗域終端位置の被削材の変位の差は $2\mu\text{m}$ 程度である。

旋削時の切りくずは全体としてはカールした連続型切りくずであっても、Fig. 6.13 に示した切りくず裏面写真のように短い間隔で幅方向にき裂が入っている。き裂が入っていることは、V60 の SEM 内微小切削でも同様である。切りくず観察の結果、切りくず生成状態は旋削の場合も SEM 内切削と同様と考えられる。

Fig. 6.14 に示す SEM 内切削その場観察写真のように、切りくずにはせん断破壊によりき裂が生成される。そして工具の進行とともにき裂より上の部分がすくい面上を移動するが、き裂面では凸部が相互に強く擦過する。その際、Co 部が擦り合う場合再凝着も生じ、切りくずは部分的にくっついた状態で、全体としてはカールした連続型となる。湿式旋削、ミスト旋削でも同様の現象により、カールした連続型切りくずが生じるが、切削速度が 15m/min と低速であるため、このき裂のすき間に切削油が浸透する。浸透した切削油が凸部の強い擦過に対して潤滑作用を及ぼし、摩擦力を下げ、また Co 部が擦り合う場合の凝着を弱める。このことは切りくず生成エネルギーを少なくすることであり、切削主分力を低下させる。湿式旋削、ミスト旋削時のカールした切りくずは乾式旋削時のものよりかなり短い。これは上述のき裂面における凝着が弱い結果である。

また、き裂に浸透した切削油は工具刃先にも達し、潤滑作用により切れ刃の食い込みが遅れる結果切り残しが増加するとともに PCD 工具、超硬合金とも切れ刃が食い込むまでの間は摩耗は抑えられる。摩耗面上で刃先から離れるとともに切削油の量が減るため潤滑作用は弱くなり摩耗が進みやすくなる。

工具摩耗面の単位面積当たりの摩耗量は乾式の場合より少ないが、擦り合せ状態の被削材側の摩耗が切れ刃近傍付近では少なくなるため、工具逃げ面側との接触範囲が広くなりその分工具側の接触範囲、すなわち、摩耗幅としては広くなる。

また、き裂の端が切れ刃位置の状態から工具が進行すると切れ刃の食い込みが生じ、き裂面の部分は

すくい面に沿って上昇し、刃先部への切削油の浸透は減ずる。き裂面に刃先が食い込むと刃先は無潤滑の摩耗進行になるが、またき裂が生じる。他方、刃先まで浸透した切削油はすくい面でも潤滑効果が生じ、すくい面の摩擦力は減じていると考えられる。

切れ刃部を構成している粒子の脱落には刃先にかかる主分力方向の力と背分力方向の力が作用するが、前者による脱落は逃げ面側へ、後者による脱落はすくい面側へ生じる。両方の力が作用する部分では互いに他方の力が脱落を抑制する作用を持つ。その例として前切れ刃側切込み境界付近では切りくずを生じていないため、切り残しによる背分力のみ作用している。

Fig. 6.6, Fig. 6.7 に示すすくい面写真に見られるように（特にミスト切削の写真で顕著）境界部ではすくい面側に脱落している。逃げ面側への脱落は背分力に抑制作用があるため背分力の大きな湿式およびミスト切削では脱落発生率が乾式の場合より低いと考えられる。

従って、Fig. 6.10 の湿式、ミスト切削の特性は次のようになる。

初期切り取り厚さがマイナスの領域で逃げ面摩耗の生じている部分では切りくず生成部での摩耗の進行で切り残しが増加し、この部分でも切りくず生成状態に移り、逃げ面側への粒子の脱落が生じた後、擦過が進み、傾斜角 0° 近くまで摩耗が進行した。初期切り取り厚さ $4\sim 23\mu\text{m}$ では粒子の脱落が初期切り取り厚さマイナス部分より早く生じ、擦過状態が長くなり前述のメカニズムにより摩耗幅が広がった。

初期切り取り厚さ $10\sim 20\mu\text{m}$ の範囲では付着物が少なく、また切り取り厚さ小の部分より摩耗幅も狭い。これは安定な軽切削状態にある結果、構成粒子の脱落が小規模（粒子小）で遅くなったことによると考えられる。初期切り取り厚さ $29\mu\text{m}$ 以上では脱落が大きいが（乾式の場合より小さい）、SEM 写真より付着が少ないのは、脱落後の擦過が未だ短いため傾斜角が正の状態になった。特に初期切り取り厚さ最大の位置では未だ実質切り取り厚さ最大に近く、擦過が短いため傾斜角が大きくなっている。

湿式、ミスト切削では切れ刃構成粒子の脱落を制御している背分力の増加は切り残し増の結果と考えられる。旋削終了後の仕上面の切り残しを Table 6.4 に示す。Table 6.4 に示す仕上面の切り残しは湿式では乾式より多いが、切り取り厚さ大の部分ではより大きな切り残しになっていると考えられる。

以上の考察の結果、湿式、ミスト切削では乾式切削より摩耗が少ないのは潤滑作用による切り残し増が切れ刃の粒子脱落を抑制する効果があるためと考えられる。

Table 6.4 Residual stock removal

Dry	11 μ m
Wet	15 μ m

V=15m/min, f=0.1mm/rev, t=0.1mm, cutting distance : 240m, CNC Lathe

6.7 結 言

本章では PCD 工具を用いて耐摩耗工具用超硬合金の乾式、湿式およびミスト切削を行い、工具摩耗抑制効果ならびにその切削機構について調べた。得られた結果は以下の通りである。

- 1) 湿式切削およびミスト切削において、切り取り厚さ大の部分で切削油剤の潤滑作用による逃げ面摩耗の抑制が確認できた。
- 2) 湿式、ミスト切削では潤滑作用により切り残しが増え、背分力が増大する。その結果、切れ刃部の工具構成粒子脱落が抑えられ、工具摩耗が減少した。
- 3) 摩耗面が逃げ角負形状となり、切り取り厚さ大なる程その角度が大となる。湿式、ミスト切削の切り取り厚さ小の部分では潤滑効果でこの角度が乾式切削の場合より小さくなり（正になる場合もあり）、見かけ上の摩耗（摩耗幅）が大きくなる。

参考文献

- (1) 木村忠彦, 木曾弘隆, 鈴木雅春: 多結晶焼結体工具による超硬合金の旋削, 1985 年度精機学会春季大会学術講演会論文集(1985)603.
- (2) 上田完次, 杉田忠彰: マイクロ切削過程の SEM による直接観察, 鉄と鋼, 72, 1(1986), 1535.
- (3) 花崎伸作, 峠睦, 田ノ窪栄二, 長谷川嘉雄: 走査電顕内その場観察法による Al-Si 系過共晶合金の微小切削, 軽金属, 39, 10(1989), 705.
- (4) 花崎伸作, 峠睦, 田ノ窪栄二, 長谷川嘉雄: 粒子分散強化型合金の SEM 内微小切削, 精密工学会誌, 56, 10(1990), 1877.
- (5) 花崎伸作, 峠睦, 宮本猛, 藤原順介: 繊維強化複合材料の切削機構に関する研究, 精密工学会誌, 49, 3 (1999), 112.
- (6) 中山一雄: 鋸歯状切りくずの生成について, 精密機械, 43, 1(1977), 117.
- (7) 貴志浩三, 江田弘, 海上政治: アルミニウム-けい素合金における切削加工層の微細化組織の生成機構, 精密機械, 38, 12(1972), 1011.
- (8) 岩田一明, 上田完治, 紫坂敏朗: 走査型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の切削中の挙動, 精密機械, 43, 3(1972), 311
- (9) 許盛中, 宮本猛, 花崎伸作, 藤原順介: 耐摩耗・耐衝撃工具用超硬合金の SEM 内微小切削, 精密工学会誌, 71, 7(2005), 926

第7章

総括

超硬合金は、高硬度かつ諸物性安定であることを特徴とし非常に優れた機械的性質を有する合金であるため、近年産業の発展における超硬合金の需要は旧に倍して高まりを見せ、その切削機構の解明が求められている。本研究では超硬合金の基本的な切削機構を明らかにし、その精密切削の可能性を深めることを目的として、超硬合金の旋削実験を行い、工具摩耗機構および切削抵抗特性などを調べた。以下に各章で得られた結果の総括を示す。

第2章では、一般的に超硬合金の切削に優れていると言われる多結晶ダイヤモンド焼結体(PCD)工具を用いて超硬合金の旋削を行い、その基本的な切削機構を調べた。その結果、工具摩耗は切削初期段階で大きく進行し、切削距離の増加に伴い、その形状が刃先に水平な摩耗形態から山型の摩耗へと移行することが分かった。

切削抵抗は一般鋼などの切削とは異なり、3分力のうちで背分力が最も大きくなり、次いで主分力、送り分力の順で大きくなった。また切削抵抗は切削速度に対する依存性は無く、送り速度に対して依存性が確認された。

第3章では、PCD工具以外に、cBN工具およびPcBN工具を用いた超硬合金の切削を行い、それぞれの工具材種が示す切削性について調べた。その結果、工具摩耗幅の観点からはPcBN工具が最も優れるという結果を得たが、刃先の後退が著しいことから、今回用いた工具材種の中では、PCD工具が最も超硬合金の切削には適しているということが分かった。

またPCD工具には工具摩耗面に付着物が多く発生し、EPMA元素定性分析より、この付着物は被削材である超硬合金であることが確認された。また、ダイヤモンド粒径が異なる2種類のPCD工具について旋削実験を行い、工具構成粒子の粒径が切削性に与える影響を調べた。その結果、粒径の大きいPCD工具の工具摩耗幅および切削抵抗は、粒径の小さい工具の半分程度に減少した。

第4章では、性質・用途のそれぞれ異なる超合金素材の切削を行い、被削材の機械的性質および材料組織などが切削性に与える影響について調べた。その結果、一般的に考えられる被削材硬さが高い被削材ほど工具寿命が短くなる傾向とは異なり、被削材硬さの高い超合金ほど工具寿命が長くなった。即ち、工具寿命は V30, V50, V40, V60 を切削した場合の順で長くなった。これより被削材の Co 含有量が多いほど、即ち、硬度が高いほど工具摩耗が激しくなるという一般的な傾向とは異なった結果であり、超合金の切削では、被削材硬度以外の要因が工具寿命に関与しているものと考えられた。

硬度が低いものほど、超合金の硬質主成分である WC 粒子の粒径が大きいため、WC 粒子が工具摩耗面を擦過する可能性が高くなることを示しており、結果として擦過の際に工具摩耗面に大きな溝摩耗の進行をより促進させる状況となったことが分かった。従って、被削材に含まれる高硬度の WC 粒子の量だけでなく WC 粒径などの組織状態に大きく依存すると考えられた。

切削時にはすべての被削材において、各々の性質・組成の違いに関わらず工具摩耗面に発生する付着物が観察された。特に、V40 という素材は、WC 粒子を粗粒にすることで、衝撃吸収相である Co 相を厚くし、耐摩耗性と耐衝撃性を向上させた合金であり、そのため他の素材よりも付着物が多く発生し易い状態になったと考えられた。

各被削材における切削抵抗は、工具寿命が短い工具ほど大きくなった。すべての被削材において、背分力が非常に大きな増加傾向を示し、3 分力中で最も大きな値となっていた。それは工具の背分力方向への逃げ面摩耗を生じ易いことになったと考えられた。

第5章での旋削実験では、切込みが 0.1~0.5mm 程度の粗加工に近い条件であり、さらに精密な加工を行うためには刃先近傍付近での破壊現象、切りくずの生成過程などの詳細な調査を行う必要があつて、直接的に微視的な切削現象を観察できる SEM 内微小切削を行った。工具には多結晶ダイヤモンド (PCD)、被削材には耐摩耗・耐衝撃工具用超合金 V60 を用い、切削条件の変化による WC および Co の材料除去過程とせん断挙動を直接観察し、適切な切削条件の足がかりを得るため切削機構の検討を行った。その結果、超合金の切削において切りくず生成過程は二つに分けられ、せん断角が小さ目でせん断面のき裂が広がる(せん断形切りくず)場合と、せん断角が 45° 以上でせん断面のき裂が広がらない場合である。WC 粒子の破砕および工具刃先との直接衝突が確認され、WC 粒子の一部が工具を強く擦過することが工具摩耗の原因の一つであること共に、

工具形状（すくい角）の比較では、すくい面からの拘束によりせん断面形成時のき裂に違いがあることが分かった。

第6章では、超硬合金の切削に乾式切削、湿式切削およびミスト切削を適用することで、超硬合金の切削に対して切削油剤が与える影響について調べた。その結果、湿式切削およびミスト切削において、切削温度の上昇が低く抑えられ、切り取り厚さ大の部分で切削油剤の潤滑作用による逃げ面摩耗の抑制が確認された。

これは湿式、ミスト切削では切削油剤の潤滑作用により切り残しが増加し、背分力が増大した結果、切れ刃部の工具構成粒子脱落が抑えられたためであると考えられる。またレーザ顕微鏡を用いた摩耗面観察から、切削後の工具摩耗面は逃げ角負形状であり、切り取り厚さが大きい程その角度が大となっていた。湿式、ミスト切削の切り取り厚さが小の部分では潤滑効果でこの角度が乾式切削の場合より小さくなり（正になる場合もあり）、見かけ上の摩耗（摩耗幅）が大きくなっていることが分かった。

本論文に関する公表論文

[公表論文]

1. 許盛中, 宮本猛, 花崎伸作, 藤原順介
超硬合金の切削に関する研究
旋削における PCD 工具の磨耗機構と切削抵抗
精密工学会誌, 69 巻 12 号, p1724-1728 (2003) (第 2 章に対応)
2. 許盛中, 宮本猛, 花崎伸作, 藤原順介
耐摩耗・耐衝撃工具用超硬合金の SEM 内微小切削
精密工学会誌, 71 巻 7 号, p926-929 (2005) (第 5 章に対応)
3. Takeshi Miyamoto, Sung Jung Heo, Junsuke Fujiwara, Shinsaku Hanasaki
Influence of WC and Co Contents in Cutting of Wear and Impact Resistant Cemented Carbides
JSME International Journal, Series C, Vol. 49, No. 1, p90-93 (2006) (第 4 章に対応)
4. 許盛中, 宮本猛, 花崎伸作, 藤原順介, 天野祥毅
耐摩耗工具用超硬合金切削における切削油の効果
精密工学会誌, 73 巻 8 号, p896-900 (2007) (第 6 章に対応)

[国際会議講演論文]

1. Sung Jung Heo, Takeshi Miyamoto, Junsuke Fujiwara and Shinsaku Hanasaki
Study on micro-cutting of cemented carbides with SEM direct observation method
Proceedings of the Sixth International Conference on Progress of Machining Technology,
p218-223 (2002).
2. Miyamoto Takeshi, Heo Sung Jung, Hanasaki Shinsaku, Fujiwara Junsuke
Cutting of Wear and Impact Resistant Cemented Carbides
Proceedings of the Seventh International Conference on Progress of Machining Technology,
p44-49 (2004)
3. Takeshi Miyamoto, Sung Jung Heo, Junsuke Fujiwara and Shinsaku Hanasaki
Influence of WC and Co Contents in Cutting of wear and Impact Resistant Cemented Carbide
Proceedings of The third International Conference on Leading Edge Manufacturing in 21st
Century, vol. 2, p511-515 (2005)
4. Junsuke Fujiwara, Takeshi Miyamoto, Hirokazu Kanayama, Sung Jung Heo
Influence of WC and Co on Machinability in Mist and Dry Cutting of Cemented Carbides
Proceedings of the eighth International Conference on Progress of Machining Technology,
p17-20, (2006)

謝 辞

本研究は大阪大学大学院工学研究科機械工学専攻加工機構学領域において行われたものです。本研究を実行するにあたり、御懇切なる御指導、御鞭撻を賜りました元大阪大学大学院工学研究科教授花崎伸作先生に心から感謝の意を表します。

また、本テーマに関して終始適切なお指導と有益なお助言を賜り、本論文の執筆に際しても綿密なご校閲をいただいた大阪大学大学院工学研究科准教授藤原順介先生に対して、謹んで感謝の意を表します。

本研究を遂行するあたり、共同研究者としてご指導いただいた当時本研究室助手宮本猛博士(現神戸高専准教授)に深く感謝の意を表します。なお本研究を進めるにあたり、数々の技術的な御指導、御助力を頂きました大阪府立高専田代徹也先生、大阪大学大学院工学研究科技術専門職員森山重信、岩崎信三さんに対して心より御礼申し上げます。

さらに、本研究遂行中の研究状況を格別な関心をもって見守って下さった恩師金元鎰韓国慶南大学校副総長に謝意を表します。

本研究に際し、研究に対する数々の有益なお助言とご激励だけではなく、さまざまな面において面倒を見て下さったことに韓国斗源工科大学皆様、特に権純翼先生、陳相浩先生に感謝の意を表します。

また、本研究をまとめる際に、ご激励とご配慮など、暖かく見守って下さった韓国工具協同組合崔溶植理事長とご家族(特に薫君)、アタイス工業株式会社荒木孝信代表取締役とご家族(特に剛志君)、渡口末子姉さん、近畿鍛造(株)故一木正元会長と一木千鶴子現会長とご家族に心から感謝の意を表します。

ここで名を挙げなかった先生、先輩、後輩、友人、書ききれないほどの多くの方々からのご指導、ご支援を頂きました。この場を借りて感謝の意を表わします。

最後になりましたが、いつも私を信頼し励ましてくれた何より愛する妻 文 聖暉、頼もしい息子 元準、かわいい息子 真源にこの本を捧げます。

この論文は 1998 年、客員研究員として大阪大学大学院に来た後、上に挙げた方々からの助力で 10 年ぶりの結実であり、個人的には二つ目の博士学位で何とも言えないほどうれしいです。しかし、人生の先生である荒木兄貴のお話通りこれが最終のゴールだと思わず、一つの目的を達成したと恐れ多くも言います。

また、他の目的に向けて、皆様の恩を忘れなく謙遜な心構えで頑張って行きます。人生最終のゴールを分かるその日まで…

許 盛 中

