



Title	セラミックス系切削工具の損傷と適正使用条件に関する研究
Author(s)	大石, 健司
Citation	大阪大学, 1992, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3088042
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

セラミックス系切削工具の損傷と 適正使用条件に関する研究

平成 3 年 11 月

大 石 健 司

セラミックス系切削工具の損傷と
適正使用条件に関する研究

平成 3年11月

大石健司

目 次

第 1 章 序 論	1
1. 1 切削加工の進展とセラミックス系工具の必要性	1
1. 2 セラミックス系工具の損傷に関する従来の研究	5
1. 2. 1 摩耗に関する研究	5
1. 2. 2 欠損に関する研究	8
1. 3 本論文の概要	9
第 2 章 焼入鋼切削時のセラミック工具の損傷	18
2. 1 まえがき	18
2. 2 高硬度材切削時の工具欠損	19
2. 3 実験方法	20
2. 3. 1 工具と被削材	20
2. 3. 2 実験装置と実験条件	20
2. 3. 3 本研究の初期欠損の定義	22
2. 4 切削条件と初期欠損の発生条件	24
2. 4. 1 臨界切削速度に及ぼす送りの影響	24
2. 4. 2 臨界切削速度に及ぼすコーナ半径の影響	26
2. 5 初期欠損発生条件の新たな整理方法の提案	26
2. 5. 1 焼入鋼の切削抵抗	26
2. 5. 2 初期欠損方程式	28
2. 6 初期欠損方程式の実用性	30
2. 6. 1 被削材硬さが変わったときの初期欠損方程式	30
2. 6. 2 切れ刃形状が変わったときの初期欠損方程式	32

2. 7	初期欠損方程式の各種工具材料への適用	35
2. 7. 1	セラミックス系工具の初期欠損曲線	35
2. 7. 2	CBN含有量と初期欠損曲線	37
2. 8	初期欠損の発生機構	38
2. 8. 1	切削温度測定方法および較正方法	38
2. 8. 1. 1	切削温度測定方法	38
2. 8. 1. 2	温度較正方法	39
2. 8. 2	2次元切削時の切削温度と切削抵抗	42
2. 8. 2. 1	臨界切削速度時の切削温度と切削抵抗	42
2. 8. 2. 2	被削材硬さと切削温度, 切削抵抗の関係	42
2. 8. 2. 3	工具形状と切削温度, 切削抵抗の関係	47
2. 8. 2. 4	工具材質と欠損発生温度	47
2. 8. 3	切れ刃の高温圧縮実験	50
2. 8. 3. 1	実験装置および方法	50
2. 8. 3. 2	温度と切れ刃圧縮強さの関係	51
2. 9	初期欠損発生の抑制	55
2. 10	まとめ	55
第3章	凝着しやすい材料の切削時の工具損傷	58
3. 1	まえがき	58
3. 2	Ni基合金切削時のセラミックス系工具のすくい面の境界摩耗	58
3. 2. 1	実験方法	59
3. 2. 2	工具損傷に及ぼす切削条件の影響	61
3. 2. 3	溝摩耗生成の物理的要因	64
3. 2. 3. 1	加工雰囲気の影響	64
3. 2. 3. 2	工具材質の影響	67
3. 2. 3. 3	被削材の影響	70

3. 2. 4	溝摩耗の生成機構	70
3. 2. 4. 1	溝形状の要因	73
3. 2. 4. 2	切りくずの凸状変形	74
3. 2. 5	工具と被削材の凝着性	77
3. 2. 6	摩耗機構の観察	83
3. 2. 7	まとめ	84
3. 3	純鉄切削時の凝着損傷の対策	87
3. 3. 1	工具材種の適性	87
3. 3. 1. 1	実験装置および方法	87
3. 3. 1. 2	各種工具の寿命	88
3. 3. 2	振動切削による凝着抑制	93
3. 3. 2. 1	実験装置および方法	93
3. 3. 2. 2	被削性に及ぼす振動切削の影響	94
3. 3. 3	まとめ	99
3. 4	結び	99
第4章	普通鋳鉄切削時のウイスカ強化セラミック工具の損傷	102
4. 1	まえがき	102
4. 2	実験装置および方法	102
4. 2. 1	被削材, 工具, および工作機械	102
4. 2. 2	断続切削試験方法	103
4. 2. 3	寿命試験方法	106
4. 3	WRC工具の断続切削性能	106
4. 4	WRC工具のねずみ鋳鉄に対する切削性能	108
4. 5	WRC工具の切削特性	111
4. 5. 1	純鉄切削時のWRC工具の摩耗	111
4. 5. 2	グラファイトの切削時のWRC工具の摩耗	113

4. 6	S i C ウィスカが工具摩耗に及ぼす影響	115
4. 7	まとめ	119
第5章 軟鋼切削時のセラミックスコーティング工具の損傷		122
5. 1	まえがき	122
5. 2	T i N コーティングによる高速度工具鋼の寿命延長	124
5. 3	実験方法	125
5. 3. 1	工具, 被削材, および工作機械	125
5. 3. 2	寿命試験方法	125
5. 3. 3	コーティング工具の作製	126
5. 3. 4	本実験で作製した T i N 薄膜の特性	129
5. 4	実験結果	130
5. 4. 1	逃げ面とすくい面の T i N 薄膜の効果	130
5. 4. 2	堤防部の T i N 薄膜の効果	133
5. 4. 3	肩部の T i N 薄膜の効果	135
5. 5	T i N 薄膜によるクレータ摩耗抑制の機構	136
5. 6	T i N 薄膜による切削抵抗の軽減	139
5. 6. 1	摩擦実験	139
5. 6. 2	クレータ摩耗と潤滑効果	143
5. 7	まとめ	144
第6章 セラミックス切削時の工具損傷		147
6. 1	まえがき	147
6. 2	実験装置および方法	148
6. 2. 1	被削材および工作機械	148
6. 2. 2	実験条件	151
6. 3	工具摩耗	151

6. 3. 1	工具材種の適性	151
6. 3. 2	セラミックス切削時の工具摩耗形態	152
6. 3. 3	ジルコニア切削時の工具寿命	154
6. 4	切削剤と雰囲気の影響	154
6. 4. 1	アルミナ切削時の切削剤の影響	156
6. 4. 2	ジルコニア切削時の切削剤の影響	156
6. 4. 3	窒化けい素切削時の切削剤の影響	160
6. 5	切りくず生成機構	164
6. 6	仕上げ面性状	164
6. 6. 1	ジルコニアの切削仕上げ面粗さ	166
6. 6. 2	仕上げ面の残留応力	171
6. 7	まとめ	173
 第7章 セラミックス繊維強化金属切削時の工具損傷		175
7. 1	まえがき	175
7. 2	SiCウイスカ強化アルミニウム合金の被削性	175
7. 2. 1	実験装置および方法	176
7. 2. 2	工具摩耗	178
7. 2. 3	仕上げ面粗さ	179
7. 2. 4	切りくず生成	181
7. 2. 5	切削機構	184
7. 3	振動切削による工具摩耗の抑制	185
7. 3. 1	実験装置および方法	186
7. 3. 2	振動切削時の工具寿命	187
7. 3. 3	振動切削時の摩耗減少機構	190
7. 3. 4	振動切削時の摩擦距離	193
7. 3. 5	傾斜振動切削による工具摩耗の抑制	197

7. 3. 6 傾斜振動切削が仕上げ面粗さに及ぼす影響.....	197
7. 4 まとめ	200
第8章 総括	204
謝辞	209

第1章 序 論

1. 1 切削加工の進展とセラミックス系工具の必要性

刃物を使ってものを切る、削るという作業は、人類が道具を使い始めたときからの加工技術と考えられ、切削加工は基本的な除去加工法として今日まで用いられ続けている。これは、切削加工が、各時代の最先端の周辺技術を応用した工具、工作機械などにより、要求される加工能率、形状・寸法精度などを満足させてきたからであろう。この意味で、切削加工は常に最先端の技術にかかわりをもつ技術といえる。

今日の切削加工の環境を考えると、航空機、自動車から家庭用品に至るまで、あらゆるものの小型化や、軽量化指向から、軽量で強度の高い素材が要求され、高硬度材、あるいはFRM、FRPなどの複合材、さらにはセラミックス*)も構造用素材として利用され始めており、これらが切削加工の対象材料となってきた。

このような素材は加工する側からみれば、その特性により難削材そのものとなる場合が多い。また、能率向上と複雑形状の加工を目的とした焼入鋼の研削加工から切削加工への移行や、加工の高速化、高能率化、あるいは自動化・無人化への対応など、耐摩耗性、耐熱性が優れた信頼性の高い高性能切削工具に対する要求は拡大する一方である。

このような被削材側の要求に対応して、切削工具の側もセラミックス関連技

*)セラミックス：現在、単結晶のものや硬質薄膜なども含めた、非金属固体無機材料の総称として用いられている。切削工具ではセラミック工具とは、アルミナ系工具、および窒化けい素工具をさすが、広義には、超硬、サーメット、CBN、焼結ダイヤモンドもセラミック工具といえる。本論文中では広義のセラミック工具は、セラミックス系工具と称している。

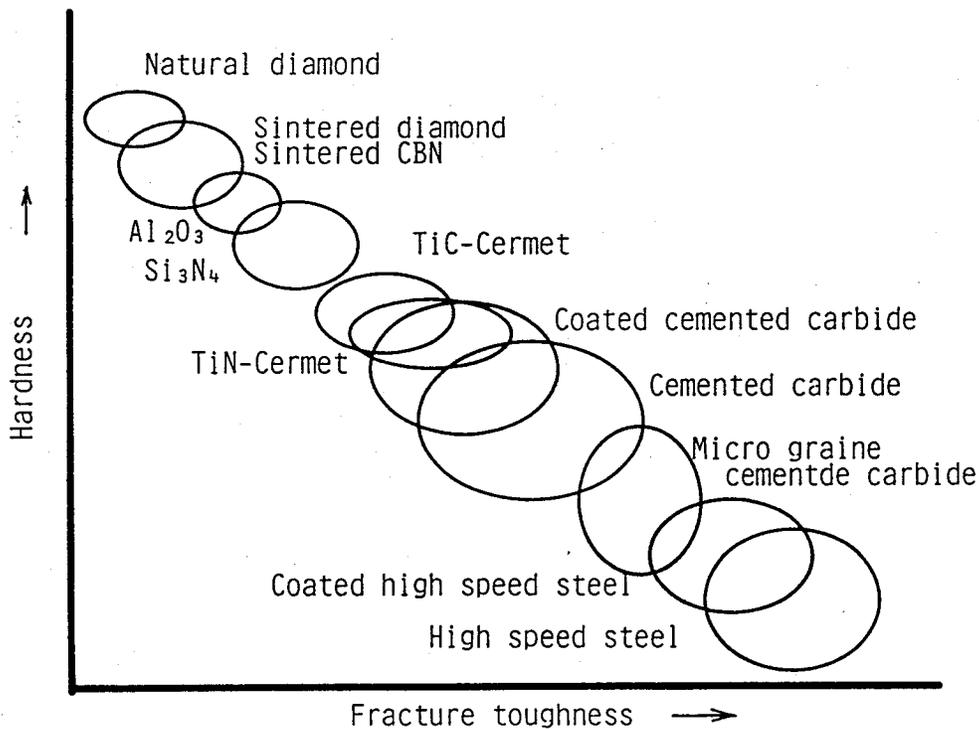


図 1 - 1 各種工具材料の切削特性による位置づけ

術の進展により、新しいセラミックス系工具が開発されている（図 1 - 1）。

ところで、セラミックスは 1980 年代後半以降、構造用素材としても注目されているが、切削工具として利用することは、構造用としての利用よりずっと早くから試みられている。すなわち、耐熱性、高硬度は切削工具にとって最も必要な特性であり、この条件を満たしているアルミナセラミックスは、従来から切削工具材料として利用がはかられており、切削工具としては、30 年以上の歴史がある。

セラミック工具は昭和 33 年に、スローアウェイ工具として国内で市販されている。しかし、開発当初はアルミナ 100% のものであり、粒径も大きく（7 ~ 10 μm）欠けやすいため、用途は連続切削の仕上げ加工¹⁾に限られており、利用が広まらなかった経過がある。その後、アルミナ粒子の微細化や、アルミナに TiC、あるいはジルコニアを添加した複合材料が開発され、韌性の改善がなされている。また、HP、HIP などの成形、焼結技術も開発が進

み、新しい切削工具としては窒化けい素セラミックス、アルミナをSiCウィスカで複合強化したセラミックスなどが利用されている。さらに、セラミックスを薄膜として被覆したコーテッド工具、高韌性サーメットあるいは超高压技術によるCBN、焼結ダイヤモンドなど、新しいセラミックス系工具が開発されている。

しかし、これらのセラミックス系工具の切削特性や、各種被削材に対する適合性などは十分には明らかにされていないと考えられる。このため、セラミック工具の使用量は図1-2に示したように、スローアウェイ工具の約5%程度に過ぎず、また、新しいセラミックス系工具も図1-3のように使用が増加しているが、幅広く有効利用されるには至っていないのが現状と考えられる。

セラミックス系工具の利用が拡大しない一因を考えると、この種の工具は一般に耐熱性（ダイヤモンドを除く）と硬度は優れているが、耐欠損性が問題であるため、適正使用条件が狭く、そのうえ加工機や切削条件等により切削性能が左右されやすいことが上げられる。また、新しいセラミックス系工具では、その特性がいわゆる万能工具とは反対の方向に進んでおり、個性化・専門化の傾向を強め、対象被削材や適正加工条件の範囲がさらに狭くなってきている。つまり、工具が高性能になる反面、使用条件が限定される傾向が強くなっている。さらに、酸やアルカリに強く化学的にも安定と考えられているセラミックスが、切削工具として使用すると、ある種の工具材が特定の被削材に対して極端に摩耗の進行が速い、というような現象も明らかにされている。このため、不適切な使用条件、あるいは被削材に対しては、その工具の特性を生かすことができないだけでなく、従来工具より性能が劣ることも多々みうけられる。

したがって、新素材や難削材の切削加工にセラミックス系工具を使用するには、これらの工具の特性を十分に把握することや、被削材に適した切削条件、および工具と被削材の適合性について、個々の組合せに対して詳細な知見が必要であると同時に、工具損傷の主原因となる摩耗の機構を明らかにしておくことも工具の有効利用、さらには新工具開発のための基礎資料として必要なことである。

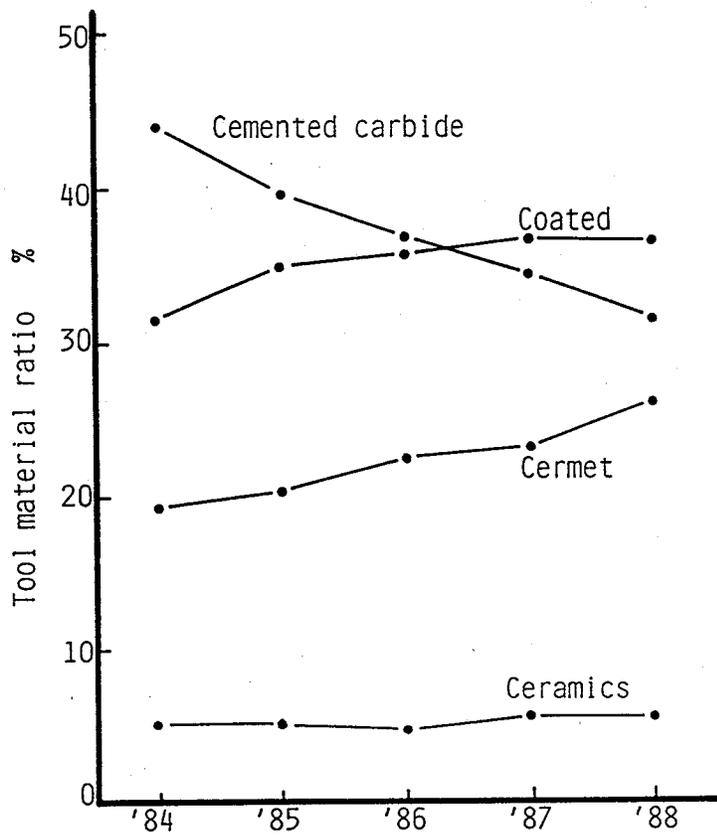


図 1 - 2 使用工具材種の推移 (従来工具)

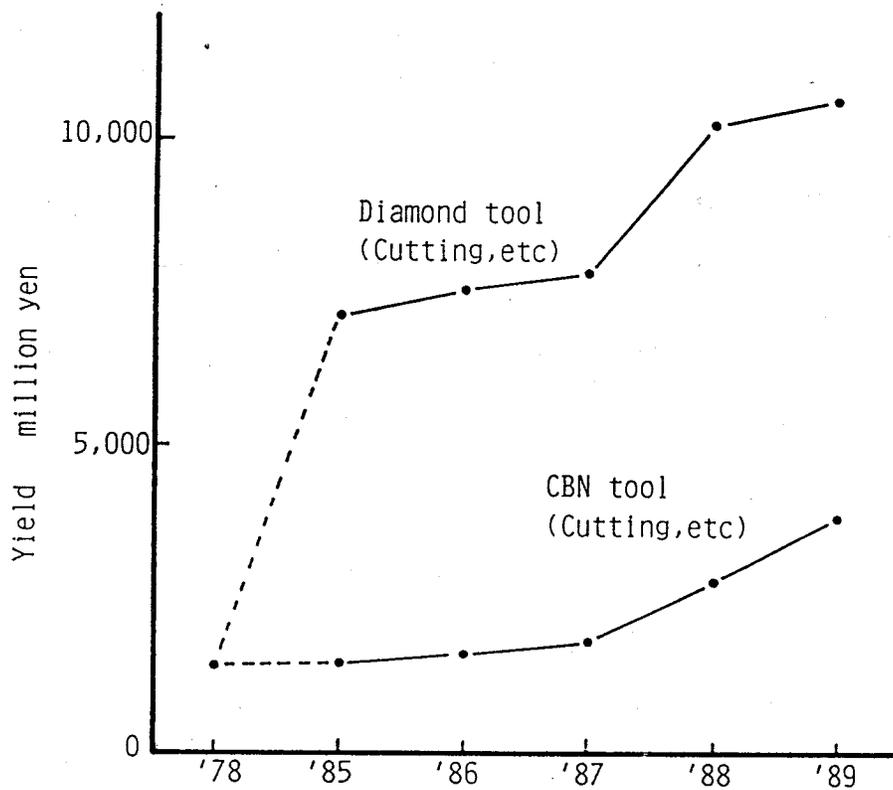


図 1 - 3 工具材種の使用量の推移 (CBN工具, ダイヤモンド工具)

1. 2 セラミックス系工具の損傷に関する従来の研究

セラミックス系工具の摩耗，欠損，およびその発生機構や検出法に関しては，従来から多くの研究がなされている．ここではこれまでのセラミックス系工具の損傷に関する研究を概観する．

1. 2. 1 摩耗に関する研究

摩耗は工具材の漸進的な損失で，発生機構は機械的すり減り摩耗，熱的摩耗（溶着，拡散・反応）などがある．

セラミック工具の摩耗に関しては，開発初期には機械的な摩耗に関する研究が主であった．すなわち，工具の脆性に基づく微細なチッピングによる摩耗が支配的であったためである．その後，靱性が改善されるにしたがって，凝着や被削材成分との反応に関する研究が行われてきている．

a. 機械的すり減り摩耗

昭和32年には外国製セラミック工具の特性に関する研究結果が報告されている．大越ら²⁾は超硬と比較して，セラミック工具はチッピングを発生しやすく，短寿命であることを報告している．竹山ら³⁾は国産セラミック工具の摩耗について，脆性に基づく欠けが原因で溝状の摩耗を発生するが，鑄鉄切削では超硬より優れた性能であることを報告し，さらに合金鋼（SNCM3）を切削⁴⁾して刃先のチッピングが大きいことを報告している．

切削加工専門委員会¹⁾や大越ら⁵⁾は，各種被削材に対するセラミック工具の損傷について報告しており，鑄鉄切削では長寿命であるが，合金鋼や炭素鋼に対してはチッピングが問題であるとしている．同様の内容で，竹山ら⁶⁾は鑄鉄の切削では逃げ面に境界摩耗が発生することを報告し，これは微細な欠けによるものとしているが，今日のセラミック工具では，鑄鉄切削時にはいわゆる境界摩耗は発生しないようであり，欠けに対する大幅な改善がなされたことがわかる．

奥島ら⁷⁾は、セラミック工具の寿命方程式への適合性について検討するなかで、セラミック工具の摩耗機構は、a. 構成刃先の生成脱落に伴う摩耗、b. すり減り(チップング)、c. 熱応力が主な因子で、溶着・拡散あるいは反応は起こりにくいとし、高速では熱衝撃による損傷、低速では圧着物脱落による切れ刃の欠損が主要因であるとしている。

このように、セラミック工具の摩耗に関する初期の研究では、脆性による切れ刃のチップングが、摩耗の主要因であるとされており、超硬工具との性能比較が行われている。現状では、セラミック工具の靱性が向上し、鋳鉄の切削では欠けによる摩耗は発生しないようであるが、難削材であるセラミックスの切削⁸⁾や、FRPの切削⁹⁾では、脆性的な損傷が原因の摩耗が発生すると報告されている。

1969年には、セラミックス系の硬質薄膜を工具表面に形成して、セラミックスの靱性を向上させると同時に、母材工具の耐摩耗性を向上させる方法が開発されている。李木ら¹⁰⁾は超硬工具へアルミナをコーティングして、コーティング条件と耐摩耗性の関係を調べ、最適膜厚が存在すること、コーティング条件により耐摩耗性が異なることを示している。吉岡¹¹⁾は、TiNを高速度工具鋼にイオンプレーティングした工具では、耐摩耗性、および仕上げ面粗さが向上することを述べている。新井ら¹²⁾はTiNは硬度が高いことと、さらにFeとの反応が小さいことも、切削工具としての性能を向上させる要素となることを指摘している。藤山ら¹³⁾は高速度工具鋼にアルミナ膜をコーティングし、工具摩耗に対する効果を調べ、仕上げ面粗さは良好で、切りくずとの溶着などが起こりにくいと述べている。

このように、硬質薄膜のコーティングにより工具寿命を延長することは、実用的に利用されているが、わずか数 μm の薄膜による高速度工具鋼の寿命延長効果について、詳細には検討されていないようである。超硬ドリルの場合については森ら¹⁴⁾は、部分的にコーティングした工具を用いて、すくい面の薄膜による切削抵抗軽減効果と、溶着の抑制が大きいことを示している。

b. 溶着，凝着による摩耗

凝着はく離による摩耗は，工具に構成刃先などの付着物が生成し，これの脱落時に工具材をも持ち去るもので，高速度工具鋼のような工具材内部の結合が強ければ発生しない。

セラミックスは金属との親和性が低いと考えられる。奥島ら¹⁵⁾はセラミック工具材料の溶着性について研究し，アルミナセラミックスに対して炭素鋼でも溶着するが，超硬に比較すると溶着強さはセラミックスのほうが低いことを報告している。しかし，セラミックスのような引っ張り強さの低い工具材の場合には，いったん溶着が発生すると，超硬などより工具材のはく離が発生しやすいはずであり，溶着しやすい軟質金属や耐熱合金の切削では，問題が残されている。

竹山ら^{16) 17)}は超硬工具の凝着損傷について，工具の表面処理あるいは表面仕上げ方法と凝着損傷の関連を検討し，ダイヤモンド砥石の粒径や，砥石材質などで工具の凝着性が異なり，凝着欠損の発生確率が大きく異なることを明らかにしている。

c. 拡散・反応による摩耗

アルミナは従来から耐熱材料として利用され，耐酸化性，耐触性なども優れている。しかし，高温高圧下の切削点ではセラミックスといえども反応しやすく，これが工具摩耗にも影響する。近年，アルミナ以外のセラミックス系工具も多数開発され，被削材との適合性，あるいは反応性も工具寿命に影響する重要な要因となることが明らかにされている。

鳴瀧ら^{18) 19)}は，鋼材中の酸化物系，および硫化物系の介在物とアルミナ系セラミック工具との反応に注目し，セラミック工具の主成分である Al_2O_3 が，被削材中の CaO ， SiO_2 ， MgO と反応して耐摩耗性が低下することや，鋼切削では，被削材の FeO と反応して $FeO \cdot Al_2O_3$ スピネルを形成する性質があり，これが形成されると，摩耗が増大することなどを明らかにしてい

る。また、炭化物系セラミック工具は、これらと反応しにくいことなどを明らかにしている。

また、高硬度で最も耐熱性の優れたCBN工具の摩耗について、鳴瀧ら²⁰⁾は反応による摩耗増大が起こることを示している。同様²¹⁾に、サーメット工具についても高温では炭素鋼と拡散が起こり、窒化物系工具のほうが拡散が多く、すくい面摩耗が大きいことを示している。

一方、窒化けい素は、従来のセラミックスの欠点である、脆性を克服した高韌性セラミック工具として、鋳鉄の高速荒加工、湿式切削、フライス切削、および耐熱合金の切削に実用化されている。しかし、G.Brandtら²²⁾は、鋳鉄を切削すると、工具のSiと被削材中のFeが反応して摩耗が大きいことを示している。ところが、Buljanら²³⁾、山根ら²⁴⁾は、反対にねずみ鋳鉄を切削したときには、窒化けい素工具が長寿命を示すことを報告している。

このように、セラミックス系工具の摩耗機構は一義的ではなく、被削材の含有成分との組合せによっても異なるため、個々の工具材料と被削材の組合せに対して検討が必要になっている。

1. 2. 2 欠損に関する研究

工具が突発的に破壊するもので、小さなものをチップング、大きなものを欠損と呼ぶことが多い。

開発初期のセラミック工具の摩耗生成機構は、脆性による切れ刃の微細なチップングが主体であるとされていた。また、熱亀裂による欠損に関する研究結果が報告されている。杉田ら^{25)~27)}は、アルミナ工具で鋳鉄の断続切削を行い、熱亀裂の発生過程、形態、および工具摩耗との関係を明らかにしている。

その後、成分や、焼結方法の改善により、韌性の向上が図られており、フライス削りに対する適用性も検討され、断続切削時の損傷機構が研究されている。鳴瀧ら²⁸⁾はセラミック工具で適性条件であれば、S45Cのフライス切削が可能であることや、高速切削では熱亀裂によるクレータ摩耗の進行が速いこと

を報告している。また坂本ら²⁹⁾は高速フライス削りでの初期欠損について、切れ刃ランドあるいはプリホーニングの効果を調べている。

セラミックスの靱性改善に前後して、同様にサーメットも靱性が向上しており、フライス切削に用いられている。サーメットは炭化物や窒化物など工具材料の組成が複雑であるが、川端ら³⁰⁾は市販の工具で断続切削を行い、工具材成分の影響、欠損の発生機構について検討している。

また、切れ刃強度、応力と欠損発生の関係の解析的研究^{31)~34)}が多数行われ、最近では有限要素法を用いた工具の脆性損傷機構の解析^{35)~37)}や、工具欠損のインプロセス検出³⁸⁾³⁹⁾に関する研究が盛んに行われている。

1. 3 本論文の概要

a. 本研究の必要性

これまで述べてきたように、セラミックスの脆性損傷に関する研究が多数行われ、脆性の改善が進展しているが、新たに反応・凝着などの問題があることも明らかにされてきており、個々の場合についてはまだ多くの問題が残されている。

たとえば、セラミックス系工具の欠損に関しては、断続切削中に発生する欠損、および摩耗増大が原因で発生する欠損の研究は、すでに多数行われ、かなりのことが解明されている。しかし、高硬度材の連続切削の初期に発生する欠損に関しては、実用上重要な問題であるにもかかわらず、研究例は見あたらない。

また、延性材、特に工具に凝着しやすい被削材の切削では、セラミック工具の境界損傷が激しい。この場合の逃げ面の境界損傷に関する研究は多いが、すくい面の境界摩耗に関する研究は少ない。特に、すくい面の境界摩耗の発生機構は明らかにされていない。

セラミック工具のなかで、アルミナセラミック工具は、従来から普通鋳鉄の切削に常用されているが、欠損を発生しやすいことが問題として残されており、

靱性の向上が望まれている。1985年にSiCウイスカ強化アルミナセラミックス(Whisker Reinforced Ceramics,以下, WRCと略称)が開発され, 耐熱合金切削用工具として利用が始まっているが, その他の被削材に対する切削特性はまだ十分には把握されていない。

また, セラミックスの靱性不足を母材の靱性で補う方法, すなわちセラミックスの薄膜を高速度工具鋼, あるいは超硬にコーティングすることによって, 工具寿命を母材の数倍に延長できることが知られており, 実用的に利用されている。しかし, わずか数 μm の薄膜による寿命延長の機構や, 逃げ面, すくい面それぞれの面の薄膜の効果は明らかにされていないようである。

一方, 従来から切削工具としても利用されてきたセラミックスが, 構造用素材としての利用のため, 切削加工の対象材料となってきた。従来, 研削加工が主として適用されているが, 複雑形状を加工するためには, 研削加工より工具形状・加工形状等に柔軟性がある, 切削加工の適用が期待される。被削材と工具の硬度差を考えると, セラミックスの切削加工にはダイヤモンド工具が適用可能であるはずだが, このときの工具損傷, および得られる仕上げ面性状等, 具体的な切削加工適用の可能性の検討はまだ十分とはいえない。

また, 最近開発が盛んな複合材料は, セラミックスが繊維状, あるいはウイスカ状で存在しており, これらの切削では切削工具の機械的すり減り摩耗が激しい。このような被削材に対しては, 硬い工具を用いたほうが摩耗が小さくなるはずである。したがって, 超硬工具よりも硬いセラミック工具が長寿命を示すと考えられるのに, セラミック工具の材種によってはむしろ摩耗が大きく, 不適であると報告されている場合が多い。単に硬い工具を用いればよいというものではなく, 各種複合材それぞれに対して最適な工具材種を明らかにすることが必要である。また, 繊維やウイスカによる摩耗促進作用の対策も検討が必要と考えられる。

以上, 述べてきたような状況下での切削加工技術の進展のためには, セラミック系工具, および周辺技術を有効に利用して, 新素材や難削材の切削加工を効率的, 経済的に行うことが必要である。そのためには, これらの工具の特

性を十分に把握することや、被削材と工具材の適合性、および切削条件などに対する地道な基礎的検討が必要である。また、このような研究により、従来から残されている問題の解決も可能となってくると考えられる。

b. 本論文の構成

機械構造部品の小型化や軽量化にともなって、いわゆる難削材が増加している。このため、高硬度で耐熱性が優れたセラミック工具への期待が高まり、新たなセラミックス系工具の開発も盛んである。しかしながら、軟質材の切削で高硬度工具の摩耗がむしろ大きくなる場合もあるなど、上述のような問題点があり、単に耐熱性が優れた硬い工具であれば、問題が解決するというものではない。各種被削材に対する工具材の切削特性を明らかにして、被削材に適した工具材種、使用条件などを選定する必要がある。

本研究では、種々の被削材に対する、セラミックス系工具の適合性を明らかにすることを目的として、特異な工具損傷として従来看過されがちで、研究例も少ない、セラミックス系切削工具に発生する特徴的な工具損傷に注目し、発生状況、損傷機構などを明らかにし、それらの対策を工具材種、切削条件、加工方法などから検討した。すなわち、高硬度材、軟質材、鋳鉄を切削したときのセラミック工具、およびセラミックスを薄膜とした工具の損傷機構を実験的に解析し、適性工具材種、適正使用条件等を明らかにした。またバルク、および繊維状のセラミックスを切削するときの、工具損傷について検討し、切削加工の適用性、工具摩耗対策等を明らかにした。

なお、本論文中では前述したように「セラミックス」を広義に考え、CBN工具、ダイヤモンド焼結体工具、コーティング工具、および超硬工具等も対象工具に含めている。

本論文の構成は、以下のとおりである。

第2章では、焼入鋼旋削時に発生する、セラミックス系切削工具の初期欠損

について、その発生条件を明らかにし、新たな表示方法を提案した。

焼入鋼の切削加工は、CBN（立方晶窒化ほう素）工具の開発により、実用的に行われるようになってきているが、CBN工具が高価であることと、しかもそれがしばしば欠損を発生することも問題である。したがって、CBNに代わる安価な工具材種と、その利用技術の確立が望まれている。

切削工具の欠損に関しては、断続切削時、および摩耗が進行したときの欠損については、多数の研究結果が報告されているが、切削初期に突発的に発生する初期欠損については、実用上重要な問題であるにもかかわらず、発生状況等明らかにされていない。これは、工具品質のばらつきなどとして処理されてしまうことも一因かと思われる。

本研究では、その初期欠損の発生状況を把握して、ばらつき以上に切削条件の影響が大きいことを見だし、被削材硬さ、工具のチャンファ形状、および工具材種が変わったときにも適用できる、発生条件の表示方法を新たに提案して、適正加工条件の設定を容易にした。

第3章では、凝着しやすい材料を切削したときの、セラミックス系工具の損傷について検討した。

セラミックス系工具は硬度が優れているが、軟質材料を切削すると工具寿命が短くなることがおおい。特に、SUS304およびニッケル基合金等の耐熱合金の切削では、セラミック工具は逃げ面、すくい面の境界損傷が激しいため、適用は不可とされている。

逃げ面の境界摩耗の発生機構に関しては、ばりによる損傷等、多くの研究があるが、ここではすくい面の境界摩耗に注目し、境界摩耗の発生機構を工具の性質、雰囲気、および被削材のニッケル含有量等の影響から検討し、切りくずの凝着により摩耗が促進されることを明らかにした。さらに、摩耗形状が溝形状となる理由を、切りくず形状から検討した。

また、極軟質で凝着しやすい純鉄を被削材として、工具の寿命試験を行い、工具材質の適性と、凝着防止の一方法として、超音波振動切削法の適用が有効であることを明らかにした。

第4章では、普通鋳鉄の切削に対して、繊維強化セラミック工具の適性を検討し、切削特性を明らかにした。

鋳鉄の連続切削にはアルミナ工具が利用され、長寿命を示すが、黒皮や断続切削では問題が多い。このような加工に、耐熱合金の切削用として開発された、SiCウイスカで複合強化したアルミナセラミック工具の適用性を検討した。さらに、強化材として工具に含有されているSiCウイスカが、アルミナセラミック工具の切削性能に及ぼす影響を調べるため、含有量を変えた工具により、グラフアイト、純鉄などを切削し、SiCウイスカはアルミナ工具の靱性を増加させるが、耐摩耗性を低下させることを明らかにした。

第5章では、薄膜セラミックスによる工具寿命延長機構を、軟鋼を切削した場合に対して明らかにした。

セラミックスを工具の表面にコーティングすることが、母材工具の耐摩耗性を向上させる方法として開発されている。鋼材の歯切り加工などでは、1978年頃からTiNコーティングを施した高速度工具鋼が利用され、工具寿命の延長が可能となっている。しかし、わずか数 μm の硬質薄膜により、工具寿命が延長される機構は明らかではない。

そこで、部分的にコーティングした工具を作製して、TiN薄膜による摩耗抑制機構を検討した。この結果、工具寿命の延長に対して、すくい面の薄膜の効果が大きいことが明らかとなり、再研磨は逃げ面に対して行ったほうが有効であることがわかった。

第6章では、脆性材であるセラミックスを切削したときの、焼結ダイヤモンド工具の損傷、および仕上げ面性状について明らかにした。

ファインセラミックスが構造用素材として利用され始めているが、構造用部品となると複雑形状の加工が必要となる。このため、研削加工に加えて切削加工の適用が期待される。しかし、セラミックスを切削することは、工具材質によっては、工具と同程度の硬度のものを削らねばならないことを意味し、工具と被削材の硬度差という視点からは、極限の切削加工といえる。このため、まだ実施例は少なく、切削加工の実用化の可能性は十分には明らかにはされてい

ない。そこで、アルミナ、ジルコニア、および窒化けい素セラミックスを焼結ダイヤモンド工具を用いて切削し、工具寿命と仕上げ面品位から切削加工の実用性を検討した。

ジルコニアの切削では、切削剤により工具寿命が大幅に延長されることや、良好な仕上げ面が得られ、圧縮残留応力が発生するなど、切削加工の実用性が高いことを明らかにした。

第7章では、セラミックス繊維強化複合材料の被削性と、工具寿命延長の方法について検討した。

FRMの切削は外見は母材金属と同様であり、仕上げ面粗さ、切りくず処理性などはむしろ良好である。しかし、被削材中に含有されている強化材の繊維による、工具の機械的すり減り摩耗が激しく、ダイヤモンド工具以外ではきわめて工具寿命が短い。そこで、工具寿命延長の一方法として、切削中に切れ刃を振動させて、工具摩耗の原因となる繊維を切断することを試みた。すなわち、超音波振動を付加すれば、切れ刃近傍の繊維の脆性破壊が促進され、切れ刃が直接繊維を切断する機会が減少することにより、摩耗が抑制されることが考え、これを確認するための実験を行い、振動切削で工具寿命の延長が可能であることを明らかにした。

第8章は、本論文の総括である。

参考文献

- 1) 精機学会切削加工専門委員会：セラミック工具の切削性能と実用性，精密機械，25，9（1959）465.
- 2) 大越 諄，佐田登志夫：セラミック工具の切削性能，日本機械学会論文集，23，134（1957）691.
- 3) 竹山秀彦：国産セラミック工具の性能と磨耗解析（第1報）－鋳鉄切削の場合－，精密機械，23，12（1957）581.
- 4) 竹山秀彦：国産セラミック工具の切削性能（第2報），精密機械，24，4（1958）173.

- 5) 大越 諄, 佐田登志夫, 天野和義: セラミック工具の切削性能 (第2報, セラミック工具の各種被削材への適用性), 日本機械学会論文集, 26, 163 (1960) 408.
- 6) 竹山秀彦, 村田良司: セラミック工具の切削性能に関する二三の結果, 精密機械, 26, 2 (1960) 127.
- 7) 奥島啓式, 藤井義也: セラミックバイトの寿命曲線について (第1報, 寿命方程式の適用範囲), 日本機械学会論文集, 29, 199 (1963) 466.
- 8) 飯島 昇, 竹山秀彦, 柏瀬雅一: 焼結ダイヤモンド工具の切削性能と摩耗解析 (第1報) - 焼結ダイヤモンド工具の力学的損傷機構 -, 精密機械, 50, 7 (1984) 1110.
- 9) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 錦美 誠: ガラスビーズ強化ポリエステル樹脂切削時の工具摩耗, 精密機械, 51, 2 (1985) 415.
- 10) 李木経孝, 桑原改造, 藤山博一: 耐摩耗性アルミナ膜の超硬工具へのスパッタコーティング, 潤滑, 26, 2 (1981) 120.
- 11) 吉岡 肇: コーティド高速度鋼の特性と問題点, 精密機械, 46, 5 (1980) 535.
- 12) 新井 透, 遠藤淳二: 超硬質皮膜の特性, 熱処理, 20, 5 (1980) 238.
- 13) 藤山博一, 桑原改造, 李木経孝: 高周波スパッタリングによる高速度工具への耐摩耗アルミナ膜のコーティング, 潤滑, 28, 3 (1983) 206.
- 14) 森 良克, 飯田俊博, 国森永年: 鋼加工用超硬ドリルの実用化について (第2報), 昭和59年度精機学会春季大会学術講演会論文集 (1984) 89.
- 15) 奥島啓式, 藤井義也: セラミック工具材料の物理的性質 (特に溶着性について), 日本機械学会論文集, 26, 163 (1960) 418.
- 16) 竹山秀彦, 飯島 昇, 山本幸弘: 切削工具の凝着損傷に及ぼす工具表面仕上げ法の影響 - 切削工具材の表面工学的解析と欠損防止に関する研究 (第1報) -, 精密工学会誌, 52, 2 (1986) 279.
- 17) 飯島 昇, 竹山秀彦, 山本幸弘: 切削工具の凝着機構の微視的解析と欠損

- 防止法, 精密工学会誌, 52, 8 (1986) 1335.
- 18) 鳴瀧則彦, 村越昭男: セラミック工具の摩耗に及ぼす鋼材中の微量介在物の影響, 精密機械, 42, 3 (1976) 221.
 - 19) 鳴瀧則彦, 間田泰弘: 球状黒鉛鑄鉄切削におけるセラミック工具の摩耗, 精密工学会誌, 53, 4 (1987) 589.
 - 20) 鳴瀧則彦, 山根八洲男, 武内睦郎: CBN工具の摩耗, 精密機械, 45, 2 (1979) 2.
 - 21) 鳴瀧則彦, 山根八洲男: サーメット工具の熱的摩耗と切削性能, 精密機械, 46, 4 (1980) 442.
 - 22) G.Brandt, M.Mikus, Z.Senesan, and S.Hogmark: WEAR MECHANISMS WHEN MACHINING GREY CAST IRON WITH CERAMIC TOOLS, Surface Engineering, 3,3(1987)211.
 - 23) S.T.BULJAN and S.F.WAYNE: WEAR AND DESIGN OF CERAMIC CUTTING TOOL MATERIALS, Wear, 133(1989)309.
 - 24) 山根八洲男, 顔炳華, 白杵年: 窒化けい素系工具の切削性能および摩耗(第1報) - 鑄鉄切削時の摩耗 -, 精密工学会誌, 54, 2 (1988) 365.
 - 25) 杉田忠彰, 山田巖: セラミックカッタの熱損傷(第1報) - 切削諸因子の影響 -, 精密機械, 30, 8 (1964) 662.
 - 26) 杉田忠彰, 山田巖: セラミックカッタの熱損傷(第2報) - 熱亀裂の生成とその形態 -, 精密機械, 30, 9 (1964) 727.
 - 27) 杉田忠彰, 山田巖: セラミックカッタの熱損傷(第3報) - 熱損傷と工具摩耗の関係 -, 精密機械, 30, 10 (1964) 779.
 - 28) 鳴瀧則彦, 越智秋雄, 浦辺哲士: S45Cの正面フライス切削時のセラミック工具の損傷, 精密機械, 43, 5 (1977) 591.
 - 29) 坂本正史, 中村平, 本吉智: 高速フライス削りに関する基礎的研究 - カーバイド系セラミック工具の損傷 -, 精密機械, 45, 9 (1979) 1082.
 - 30) 河端裕, 藤村善雄, 中林伸一: サーメット工具の耐欠損性に関する研究(第1報) - 断続切削性能と破損過程 -, 精密機械, 48, 3 (1982) 360.

- 31) 益田和昭：WC系超硬切刃の圧壊強さ，日本機械学会論文集，35，274
(1969) 1338.
- 32) Yoshihobu TANAKA, Naoya IKAWA and Kuniharu YASUGI: An Approach to
Cutting Edge Chipping by Stress Analysis, Bull. Japan. Soc.
of Prec. Engg., 6,1(1972)1.
- 33) 田中義信，井川直哉，安木國晴：工具刃先における応力分布－切削工具の
チップングに関する基礎研究（第1報）－，精密機械，39，10（1973）
1055.
- 34) 井川直哉，安木國晴：切刃チップング現象の確率的表示，精密機械，42，
6（1976）438.
- 35) 岩田一明，上田完次，橋本英文，柴坂敏郎：超硬合金工具材料の微視的変
形挙動の有限要素法による解析：精密機械，47，12（1981）1451.
- 36) 上田完次，岩田一明，柴坂敏郎，ジョン・ハース：切削工具のぜい性損傷に
関する破壊力学的研究（第1報）－解析方法と初期欠損への適用－，精密
機械，48，10（1982）1311.
- 37) 白井英治，井原透，白樫高洋：断続切削における切れ刃欠損の解析的予測
に関する研究（第1報）－予測手法の大略と確立的破壊応力条件－，精密
機械，46，4（1980）429.
- 38) 垣野義昭，リュック・ディ・ジョン，小林昌彦：アコースティックエミッションによ
る工具破損の検出，精密機械，46，3（1980）344.
- 39) 岩田一明，森脇俊道，橋本英文，柴坂敏郎：アコースティックエミッショ
ンによる切削工具損傷の検出，精密機械，46，7（1980）875.

第2章 焼入鋼切削時のセラミック工具の損傷

2. 1 まえがき

近年の工業製品に対する小形化や、軽量化指向から、高強度材の需要が拡大し、比強度の高い新素材の開発が進展している。一方、焼入鋼は従来から高強度材料、耐摩耗性材料として幅広く利用されているが、このような需要から、さらに利用が増大している。

焼入鋼はその硬度のために加工が困難で、砥石による研削加工が成形方法の主体であった。しかし、複雑形状の加工や、加工能率向上のために、切削加工の適用が期待されていた。1957年にGE社で、ダイヤモンドについて硬く、そのうえ耐熱性が優れたCBN（立方晶窒化ほう素）が合成され、以来研削砥石用の砥粒として利用されている。さらに、1972年には結合材を用いてこのCBN粒子を焼結した焼結体が開発され、耐熱合金切削用の工具として市販されている。国内でも1977年に、焼入鋼切削用としてCBN工具が開発され、従来、研削加工しか適用できなかった焼入鋼の加工に切削加工が適用可能となり、高能率加工、複雑形状の加工などが可能となっている。

しかし、CBNは天然には存在しない物質で、高温高压下（千数百度、数万気圧）で六方晶窒化ほう素を原料として合成されている。さらに、CBN焼結体は合成した立方晶窒化ほう素の粒子を、再度、高温高压下でセラミックスなどを結合材として焼結するもので、製造行程からみても、コスト高は避けられない工具であろう。また、焼入鋼の切削では工具が欠損しやすいことも大きな問題である。したがって、実用的に焼入鋼の切削を行うためには、CBN工具に代わる安価な工具材種と、さらに工具欠損を発生させない利用技術が必要であると考えられる。

CBN工具以外で焼入鋼の切削に適用可能な工具材種としては、硬さの条件からみて、セラミック工具が考えられる。断続切削には不適であるが、連続切

削には十分適用可能であり、 Al_2O_3 にTiCを添加したいわゆる黒セラミックは、CBN工具と同等以上の耐摩耗性を示し、むしろ長寿命であることも報告¹⁾されている。しかし、加工現場での実用的な使用が少ないのは、セラミック工具は従来から突発的に欠損を発生する²⁾ことがあり、改善されているとはいえ、信頼性に欠けることが主な原因と考えられる。この欠損は摩耗による切削抵抗の増大が原因である場合³⁾があるが、摩耗が進行していない切削初期に発生する場合もある。

2. 2 高硬度材切削時の工具欠損

切削工具の欠損に関しては多数の研究結果が報告^{4)~11)}されているが、その多くは超硬およびサーメットの場合で、断続切削などで衝撃力が作用する場合に発生する欠損に関するものである。連続切削中の欠損に関しては、摩耗が増大して切削抵抗が増大した結果発生する場合の研究があるが、摩耗が進行していない切削初期に発生する欠損についての研究はみあたらない。この場合の欠損は、工具材質のばらつきなどとして処理されてしまうことも一因ではないかと考えられる。

本章では焼入鋼を旋削したときに、切削の初期に突発的に発生するセラミック工具の初期欠損¹²⁾に注目している。この初期欠損発生と切削条件の関係を、実験的に整理して欠損発生条件を明らかにした。すなわち、初期欠損はある切削速度（臨界切削速度）以上で発生しやすいが、この臨界切削速度が何によって決まるかを明らかにした。さらに、初期欠損の発生条件の新たな表示方法を提案し、正常加工条件の設定を容易にした。

表 2 - 1 被削材化学成分

Work material	C	Si	Mn	P	S	Cr
SUJ2	1.02	0.22	0.38	0.014	0.020	1.34

2. 3 実験方法

高硬度材切削時のセラミック工具の欠損発生状況を明らかにするため、旋盤による切削実験を行った。

2. 3. 1 工具と被削材

被削材は高炭素クロム軸受鋼S U J 2 ($\phi 100 \times 400$ mm, 化学成分は表2-1)を焼入れし, その外表面からおよそ5 mmまでの部分を切削した。なお, 被切削面の硬さはショア硬度計により確認しながら切削し, 硬さはH R C 6 6 ~ 6 7 (換算値)の範囲を実験に使用した(一部H R C 6 5も使用)。被削材硬さを変えた実験では, 熱処理条件を変えて硬さを変えたものも用いた。

工具材種は表2-2に示すように, 6種類のセラミック, サーメット, およびC B Nを用いたが, 大部分の実験は黒セラミック(B-Ceramics)工具を用いて行った。

工具形状はS N G N 4 3 2を基本とし, これをN 1 1 R - 4 4ホルダにクランプして用いた。したがって, 刃部形状は(-5, -5, 5, 5, 15, 15, Var)であり, コーナ半径は0.8 ~ 2.0 mmの範囲で変えた。なおチャンファ形状は特にことわらない場合は市販のまま使用している。

2. 3. 2 実験装置と実験条件

切削は昌運S T - 5旋盤を用い, 外周の乾式長手旋削を主とした。大部分の実験は切込み0.5 mm(一部0.25 mm)として, 送りと切削速度は広範に変えた。切削抵抗の3分力をキスラー製9 2 5 7 A工具動力計を用いて測定した。

工具寿命の判定は, 逃げ面摩耗幅 $VB=0.1$ mmを基準としたが, 高速になると連続した切りくず生成で, 安定した切削状態ではあるが, 摩耗による寿命に達する前に短時間のうちに欠損が発生する。これを, 初期欠損として欠損発生と切削条件の関係を明らかにした。

表 2 - 2 使用工具の特性

Tool	Composition	Hardness	TRS MPa	E GPa	α $\times 10^{-6}/K$	λ W/(m·K)
B-Ceramics	Al ₂ O ₃ +TiC	HV3000	882	412	8.0	20.9
B-Ceramics-2	Al ₂ O ₃ +TiC	HRA94	882	402	7.4	25.1
W-Ceramics	Al ₂ O ₃	HV2400	784	372	7.8	25.1
TiC-Ceramics	TiC+Al ₂ O ₃	HRA90	784	441	7.6	29.3
Si ₃ N ₄ -Ceramics	Si ₃ N ₄	HRA93	1078	284	3.6	54.4
WRC	Al ₂ O ₃ +SiCw	HRA94		392		
Cermet	TiN+TiC	HRA91	1568	500	9.0	41.8
CBN	CBN	HV3500	1078	559	5.6	37.6

(Catalogue data)

欠損発生 の 判定は、切削中の切削抵抗の変化と、切削状態の目視による観察、および切削後の切れ刃の顕微鏡観察によった。

2. 3. 3 本研究の初期欠損の定義

黒セラミックの寿命曲線を図2-1に示す。これは、被削材の硬さがHRC65、送り0.1mm/rev、切込み0.5mmの場合であるが、切削速度が100m/min以下の場合、欠損の発生はなく、安定した摩耗が進行する。寿命判定基準をVB=0.1mmとして寿命曲線を求めることができ、実用的に十分な長寿命が得られることがわかる。しかし、100m/minを越えると、ほとんどの場合、1min前後のうちに突発的に欠損を発生してしまう。

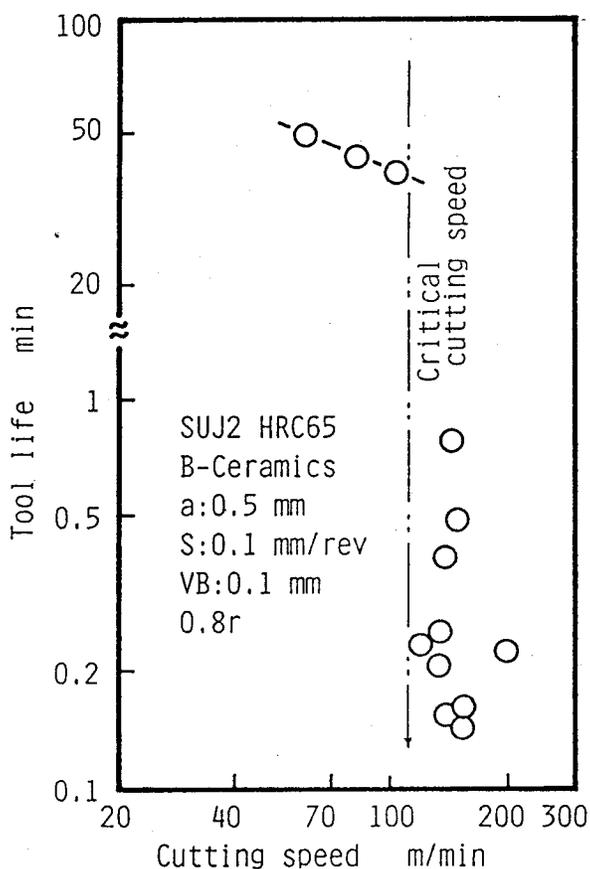
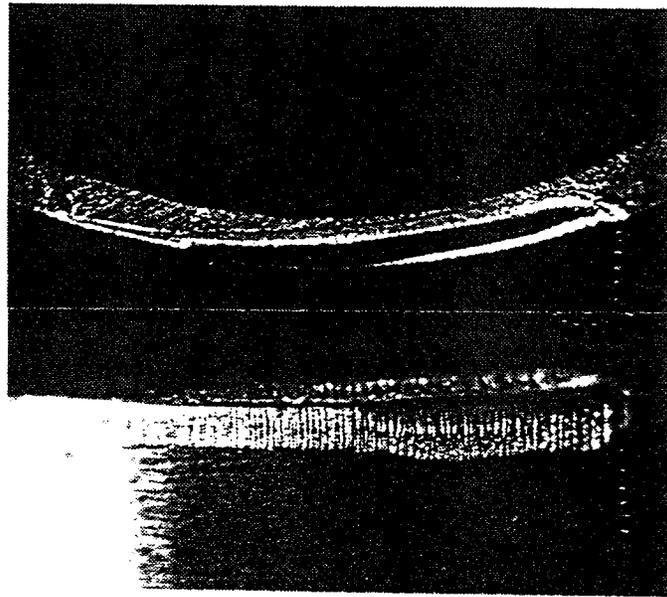


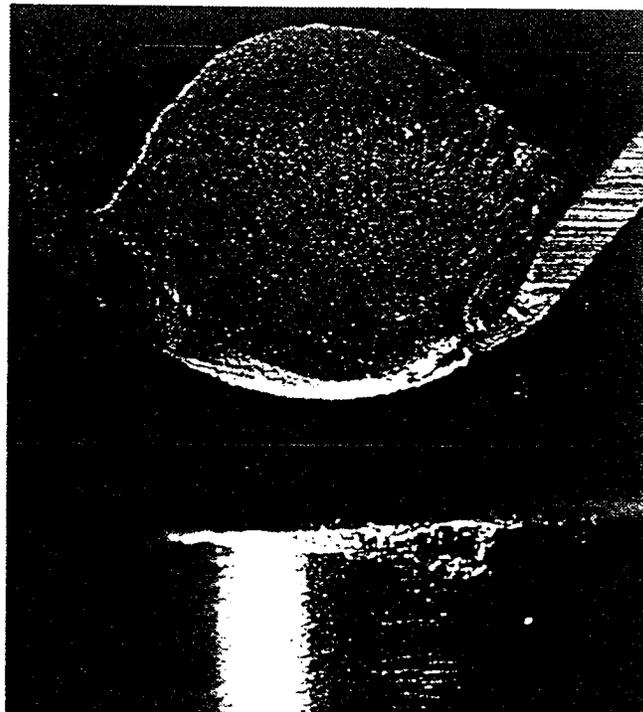
図2-1 黒セラミック工具の寿命



Face

Flank

(a) Normal wear
r:2.0 mm, a:0.5 mm, S:0.1 mm/rev
V:60 m/min



Face

Flank

0.2 mm

(b) Early fracture
r:0.8 mm, a:0.5 mm, S:0.1 mm/rev
V:90 m/min

図 2 - 2 焼入鋼旋削時のセラミック工具の損傷形態

図2-2は工具の損耗状態を示している。(a)は正常摩耗の例で、この場合、切削速度60m/minで118min切削後の黒セラミック工具($r:2.0\text{mm}$)の摩耗形態である。逃げ面とすくい面に摩耗が進行しているが、欠損は発生していない。このような正常摩耗が進行したときには、長寿命が得られている。一方、(b)は切削速度90m/min, 送り0.1mm/rev, コーナ半径0.8mmで切削し、切削開始後短時間のうちに欠損が発生した場合の例で、すくい面に大きなはく離が発生している。

このように、黒セラミックスで焼入鋼を切削すると、低速では正常摩耗が進行し、逃げ面摩耗幅を寿命判定基準とした寿命曲線が求められるが、高速では切削初期に突発的に欠損が発生することが多い。このことから、欠損発生に対して切削速度の影響が大きいと考えられる。そこで、本研究では判定時間を1minとして、正常切削と欠損発生の境界の切削速度を「臨界切削速度 V_c 」と呼ぶことにし、この臨界切削速度が切削条件、被削材硬さ、工具形状、工具材種などでどのように変わるかを以下の実験で検討した。

2. 4 切削条件と初期欠損の発生条件

2. 4. 1 臨界切削速度に及ぼす送りの影響

図2-3は黒セラミックスを用い、切込みを一定にして送りを変えたときの、送りと臨界切削速度の関係を示している。図中の臨界切削速度を結ぶ線の上側は、ほとんどの場合1min以内に欠損が発生する領域であり、下側は正常切削ができる領域を示している。送りが大きくなると臨界切削速度は低速になっている。つまり、欠損が発生しやすくなり、正常切削領域が狭くなることがわかる。CBN工具の場合にも同様の傾向で、送りの増加と共に、臨界切削速度は低下し、欠損が発生しやすくなることがわかる。したがって、正常切削を行うためには、送りは小さいほうがよいことがわかる。

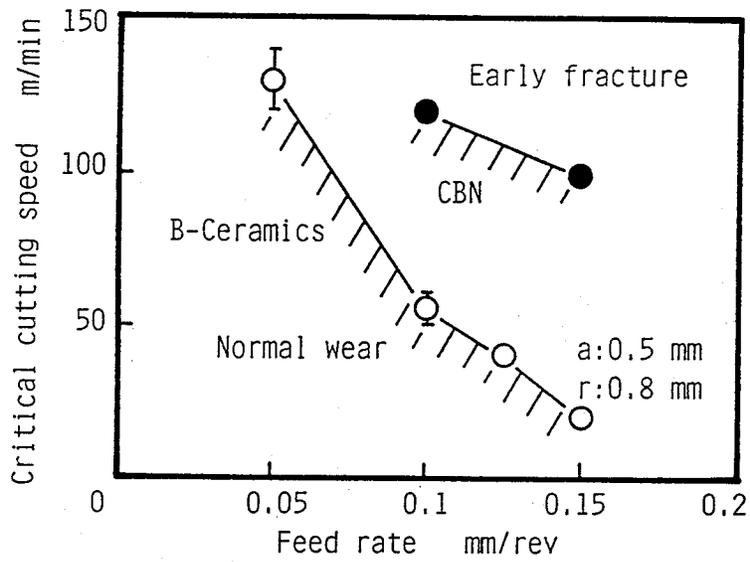


図 2 - 3 送りと臨界切削速度の関係

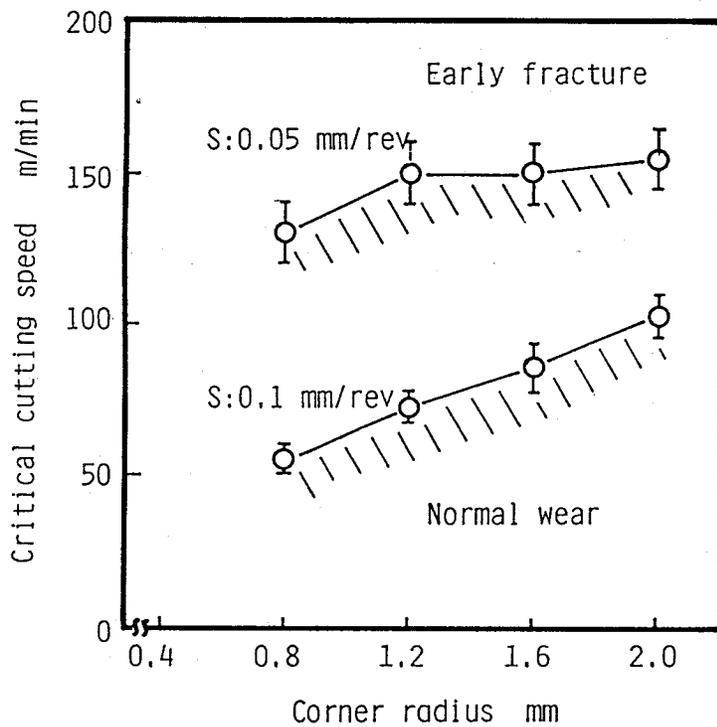


図 2 - 4 工具コーナ半径と臨界切削速度の関係

2. 4. 2 臨界切削速度に及ぼすコーナ半径の影響

工具のコーナ半径と臨界切削速度の関係を図2-4に示す。同一の切削条件でコーナ半径が大きくなると、いずれの送りでも臨界切削速度は高速側に移行している。つまり、コーナ半径が大きいと初期欠損は発生しにくくなり、正常切削の範囲は広がる傾向がある。このことは、高硬度材にはコーナ半径の大きい工具が適しているという報告³⁾と一致している。また、コーナ半径が大きくなると、切取り厚さが小さくなるため、前項の送りが小さいほうが欠損しにくいという結果とも一致している。

しかし、コーナ半径が大きいと、切削抵抗は増大するはずである。また、図2-1では高速ほど欠損を発生しやすいが、切削抵抗は高速になると減少しているはずである。これらのことから、欠損発生条件は切削抵抗では表示できないことがわかる。

2. 5 初期欠損発生条件の新たな整理方法の提案

2. 5. 1 焼入鋼の切削抵抗

高硬度材の切削における工具損傷は、図2-2(b)のようにすくい面に、はく離状の欠損が発生する。これは、切削抵抗の背分力が大きいことが一因であるとの報告³⁾もある。しかし、前項の結果からは、切削抵抗では整理できないと考えられる。

焼入鋼の切削抵抗¹³⁾の特性に関しては、背分力が他の分力より大きいことが報告されているが、ここでは図2-5に示したように切削速度と切削抵抗背分力の関係をコーナ半径をパラメータとして求めた。同図から焼入鋼切削の場合にも切削抵抗は低速では大きいですが、高速になるにしたがって急速に減少することがわかる。また、同一切削条件では工具のコーナ半径が大きいほど、背分力は大きくなることがわかる。

これらの結果から、切削抵抗と初期欠損発生条件の関係を考えると、切削速

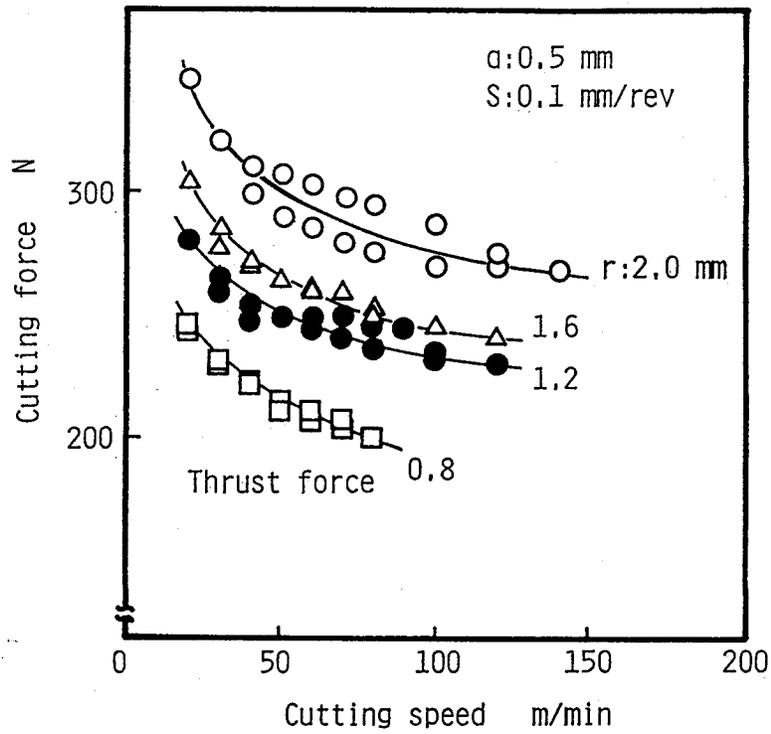


図 2 - 5 焼入鋼の切削抵抗に及ぼす切削速度とコーナ半径の影響

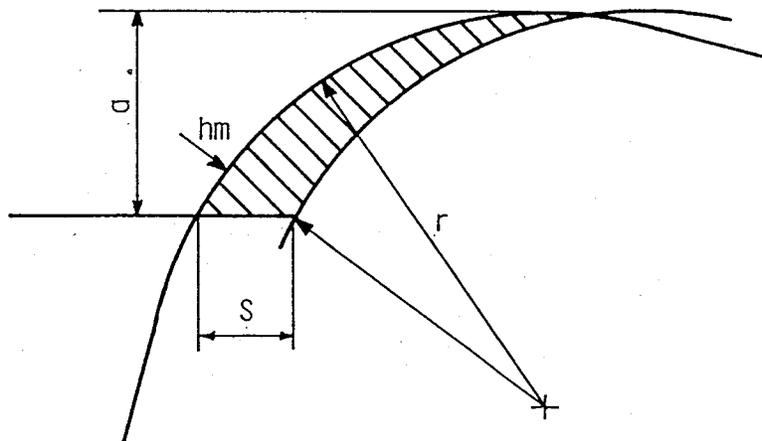


図 2 - 6 切削断面のモデル

度については、高速で抵抗が減少すると初期欠損が発生しやすくなり（図 2 - 1）、コーナ半径では半径が小さく抵抗が減少する条件で、初期欠損が発生しやすくなる（図 2 - 4）。しかし、送りに関しては、大きい場合つまり切削抵抗が大きいときに初期欠損が発生しやすくなっている（図 2 - 3）。

このように、初期欠損の発生と切削抵抗の関係は一義的ではなく、単に切削

抵抗の大小により欠損発生が決まるのではないことがわかる。

2. 5. 2 初期欠損方程式

初期欠損の発生条件は，切削抵抗では表すことができないことがわかった。そこで，欠損発生条件の新たな表示方法を試みた。図2-2(b)のすくい面の損傷を詳細に観察すると，横切れ刃の切削境界部付近が起点となってクラックが進展し，大きなはく離が発生していることがわかる。したがって，セラミック工具の初期欠損を検討する場合には，クラックの起点となる局部，特に切取り厚さが最大となるところに注目する必要があると考える。

焼入鋼の切削は仕上げ軽切削が主体である。したがって，切込みが小さいため工具のコーナ部のみで切削することになり，切削断面の形状はコーナ半径 r ，送り S ，切込み a の三者で決まる。そこで，図2-6に示す切削断面のモデルで，最大切取り厚さ h_m を切れ刃コーナ円の法線方向の厚さと考えると， h_m は

$$h_m = r - \sqrt{r^2 + S^2 - 2S\sqrt{r^2 - (r-a)^2}} \quad (2-1)$$

ただし， $a < r$

で求められる。ここで $r \gg S$ として近似すると次式が得られる。

$$h_m = \frac{S \sqrt{a(2r-a)}}{r} \quad (2-2)$$

ここで h_m : 最大切取り厚さ (mm)

a : 切込み (mm)

r : コーナ半径 (mm)

S : 送り (mm/rev)

そこで，最大切取り厚さと臨界切削速度の関係を求めた。すなわち，図2-3，図2-4の送り，およびコーナ半径と臨界切削速度の関係を，それぞれの送り，コーナ半径，切込みを式(2-2)に代入して最大切取り厚さを求め，

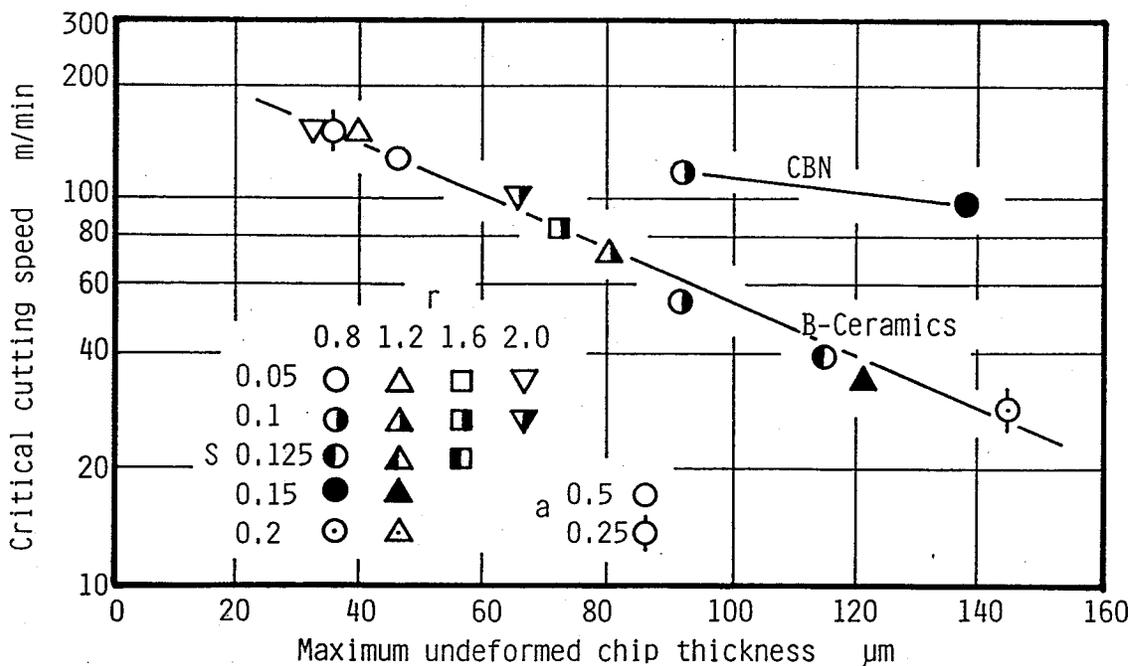


図 2 - 7 最大切取り厚さと臨界切削速度の関係

臨界切削速度との関係に整理し直した。この結果を図 2 - 7 に示す。同図には切込みを変えた場合も合わせて示している。

図 2 - 7 の各実験点はコーナ半径，送り，および切込みが広範に変わっているが，最大切取り厚さで整理すれば，臨界切削速度との関係は，片対数上でほぼ一本の直線に回帰できることがわかる。この結果から，臨界切削速度，つまり初期欠損の発生は，送り，コーナ半径および切込みが変わった場合でも，最大切取り厚さにより決まることがわかる。したがって，この直線より下の領域になるように切取り厚さと切削速度を設定すれば，初期欠損は抑制できることになる。実際には切込み，送り，コーナ半径の三者から最大切取り厚さを求めれば，欠損を発生しない切削速度の上限が求められる。

ところで，臨界切削速度と最大切取り厚さの関係は次式で表すことができる。

$$V_c \cdot e^{B \cdot h_m} = C \quad (2-3)$$

ここで V_c : 臨界切削速度 (m/min)

h_m : 最大切取り厚さ (mm)

e : 自然対数の底

B, C : 定数

本研究ではこの回帰式を「初期欠損方程式」、回帰直線を「初期欠損曲線」と呼ぶことにする。方程式の切片 C と傾き B の物理的意味については明らかではないが、図2-7の黒セラミックの場合、 $B = 16.6$ 、 $C = 280$ である。

2. 6 初期欠損方程式の実用性

初期欠損の発生条件を最大切取り厚さと臨界切削速度の關係に整理し、これの回帰方程式を初期欠損方程式として示したが、被削材硬さ、切れ刃形状が変わったときにも方程式の適用が可能であるかを調べた。

2. 6. 1 被削材硬さが変わったときの初期欠損方程式

実際の加工現場では種々の硬さの焼入鋼の切削が行われる。そこで、被削材硬さが広範に変わったときに、初期欠損方程式が適用可能かどうかを確認するための実験を行った。被削材はS U J 2を用いて、熱処理条件を変えて硬さを変えた。切削工具は欠損発生を観察が容易なサーメット工具を用いた。

それぞれの硬さの被削材に対して前述の方法で、最大切取り厚さと臨界切削速度の關係を求めた。この結果から、初期欠損曲線を求めた結果を図2-8に示す。それぞれの直線の下側で正常切削、上側で初期欠損発生を意味している。

図はサーメット工具の場合であるが、硬さが広範に変わったときにも、最大切取り厚さと臨界切削速度の關係は、それぞれ片対数上で直線に回帰でき、初期欠損方程式として表すことができる。

回帰直線は被削材が硬いと、低速側に位置して正常切削領域が狭くなり、被削材硬さが低下するほど高速側に移行して、正常切削領域は広くなる。すなわち、硬いほど切取り厚さを薄く、低速で削る必要があることがわかる。この結果から、いわゆる軟鋼の場合には直線は高速側に大きく移行すると予測でき、

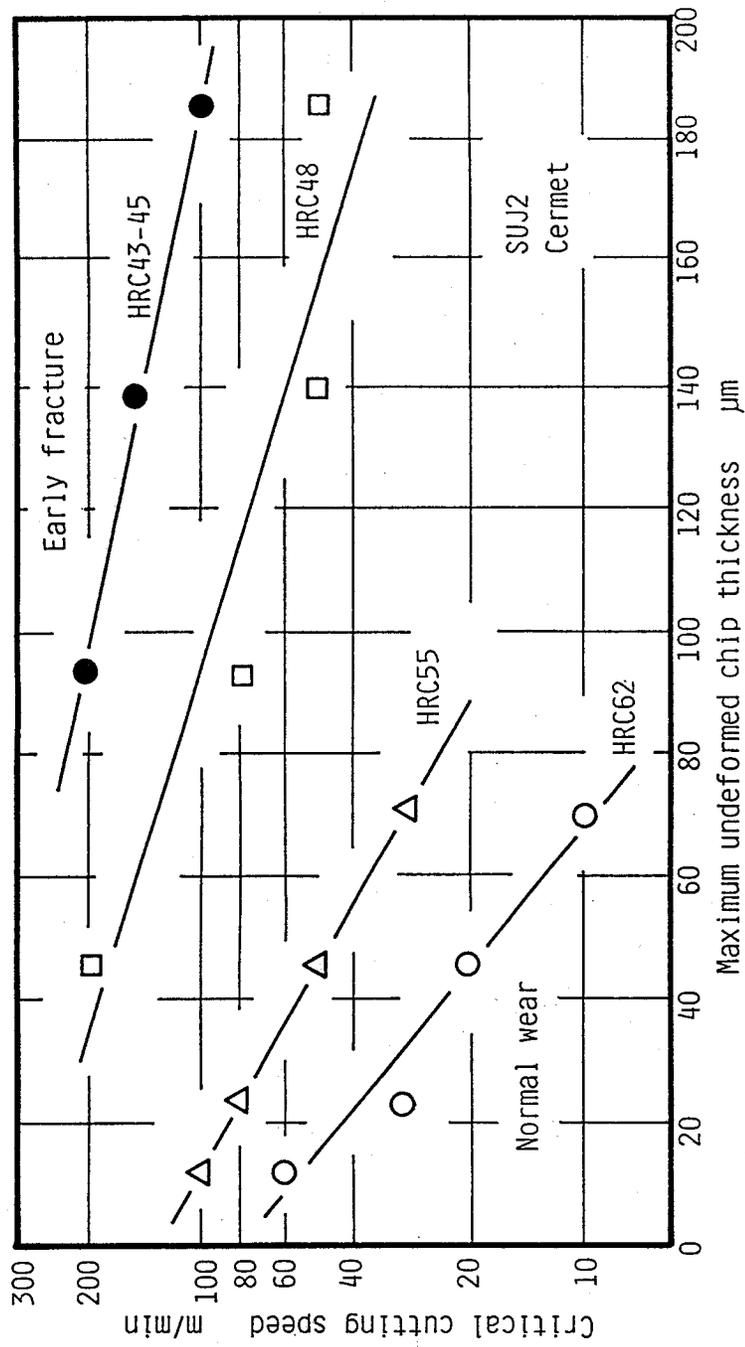


図 2-8 被削材硬さが変わったときの初期欠損曲線

表 2 - 3 種々の被削材硬さに対する初期欠損方程式

$$V_c \cdot e^{B \cdot h_m} = C \quad (B, C \text{ は定数})$$

Work hardness	B	C
HRC 43 ~ 45	7.48	408
48	8.13	190
55	20.8	72

Cermet tool

通常の切削条件では初期欠損は発生しないことが理解できる。また、硬いほど切取り厚さの増加に対して敏感で V_c が低下し、欠けやすくなるが、軟らかい場合には h_m が増大してもそれほど欠損には影響が無い。これは、温度や抵抗の上昇に対応していると考えられる。

これらの結果から、本研究の方法で求められる回帰直線は、実際の切削時の初期欠損の発生状況に対応しており、方程式は実用的に利用可能であると考えられる。表 2 - 3 はそれぞれの被削材の回帰直線の切片と傾きを示している。直線の切片は方程式の定数 C に関連しており、傾きは B である。被削材が硬いほど切片は小さくなり、同時に傾きは大きくなっている。したがって、初期欠損方程式の定数により、欠損の発生しやすさが判断できることがわかる。

2. 6. 2 切れ刃形状が変わったときの初期欠損方程式

切れ刃のチャンファは工具の耐欠損性に影響を及ぼすため、セラミック工具では必ず加工されている。そこで、チャンファ角度が初期欠損発生におよぼす影響を求めた。切れ刃のチャンファ角度が変わったときの h_m と臨界切削速度の関係を図 2 - 9 に示す。図は黒セラミック工具の場合であるが、チャンファ角度が広範に変わった場合にも、最大切取り厚さと臨界切削速度の関係は、ほぼ直線に回帰でき、初期欠損方程式として表わせることがわかる。

チャンファ角度が小さいと直線は下方にあり、正常切削領域は狭いが、角度が大きくなるにしたがって直線は上方に移り、正常切削領域が拡大しているこ

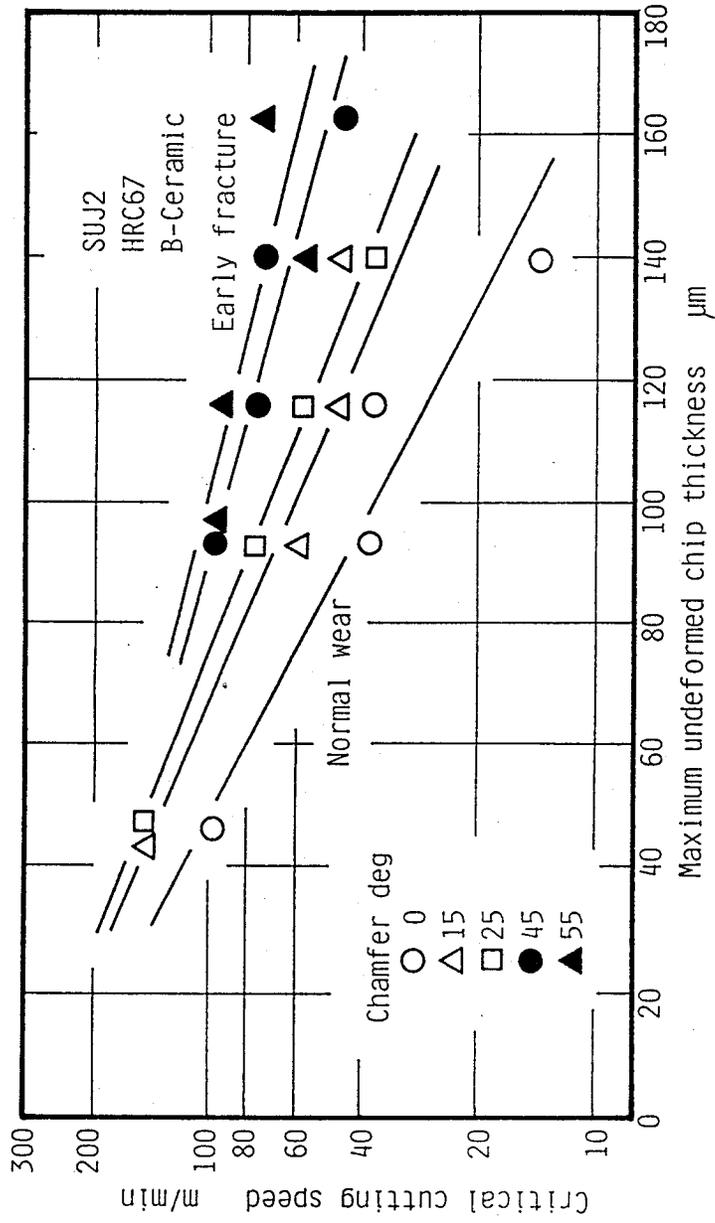


図 2-9 切れ刃形状が変わったときの初期欠損曲線

表 2 - 4 切れ刃形状が変わったときの初期欠損方程式

$$V_c \cdot e^{B \cdot h_m} = C \quad (B, C \text{ は定数})$$

Chamfer angle	B	C
0 deg	18.6	247
15	12.4	234
25	14.0	292
45	8.97	236
55	3.85	146

B-Ceramic tool

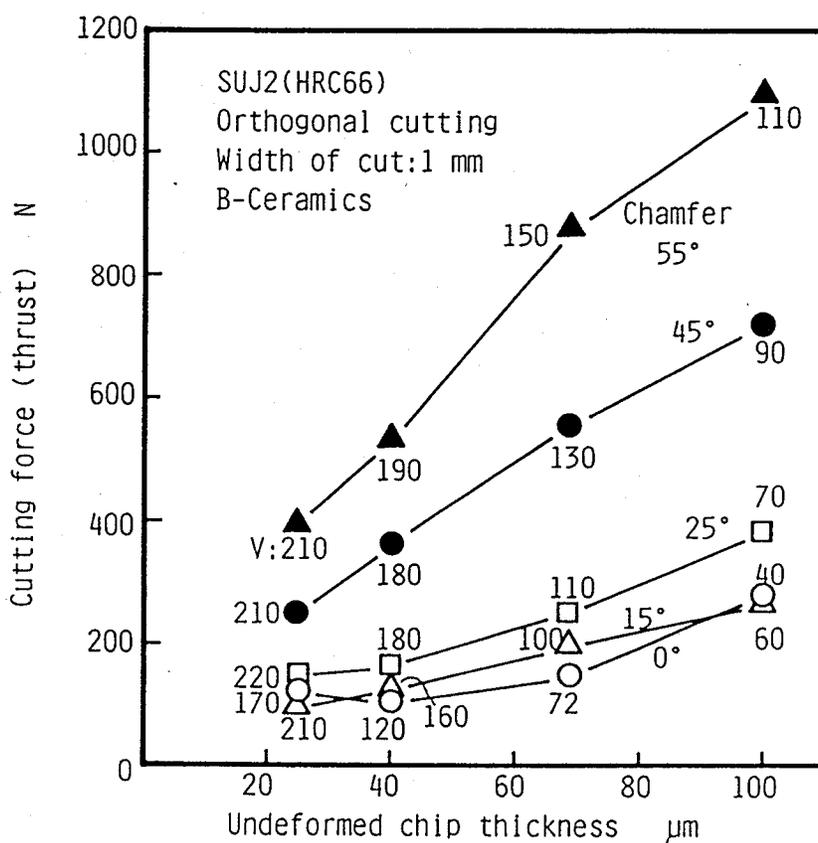


図 2 - 1 0 臨界切削速度時の切削抵抗

とがわかる。実加工では、セラミック工具やサーメット工具は、欠損を防止するためにチャンファをつけることが一般的であるが、図2-9の結果から初期欠損においても欠損発生防止には、切れ刃にチャンファを施すことが有効であることがわかる。

表2-4に初期欠損方程式の傾きと切片を示す。直線の傾きはチャンファ角度により変化し、角度が大きいほど傾きは小さくなる。一方、切片はチャンファ角度によらず、ほぼ一定の値とみなすことができる。すなわち、被削材が決まれば方程式の切片は、工具の材質のみで決まることがわかる。

図2-10は、最大切取り厚さに対する臨界切削速度で2次元切削したときの、切削抵抗である。チャンファ角度が大きいと臨界切削速度は上昇するが、切削抵抗の増加が激しい。したがって、チャンファ角度を大きくして初期欠損を避けるより、角度は小さめに抑えて切削抵抗を減らし、最大切取り厚さを小さくして切削速度を上げたほうが、加工精度からみても有利である。

2. 7 初期欠損方程式の各種工具材料への適用

被削材硬さや工具形状が変わった場合にも、初期欠損の発生条件は初期欠損方程式で表示が可能であり、実用性が高いことがわかった。そこで、各種セラミックス系工具の焼入鋼切削に対する適用の可能性を明らかにした。すなわち、初期欠損方程式は、工具の耐初期欠損性を示しているはずであり、この方程式を求めることにより、各種セラミックス系工具の耐初期欠損性の評価が可能と考えられる。

2. 7. 1 セラミックス系工具の初期欠損曲線

図2-11は各種セラミック工具、サーメット工具およびCBN工具に対し、送り、切込みを変えて、最大切取り厚さと臨界切削速度の関係を求めた結果である。いずれの工具材種でも、初期欠損の発生条件は初期欠損曲線として表せることがわかる。

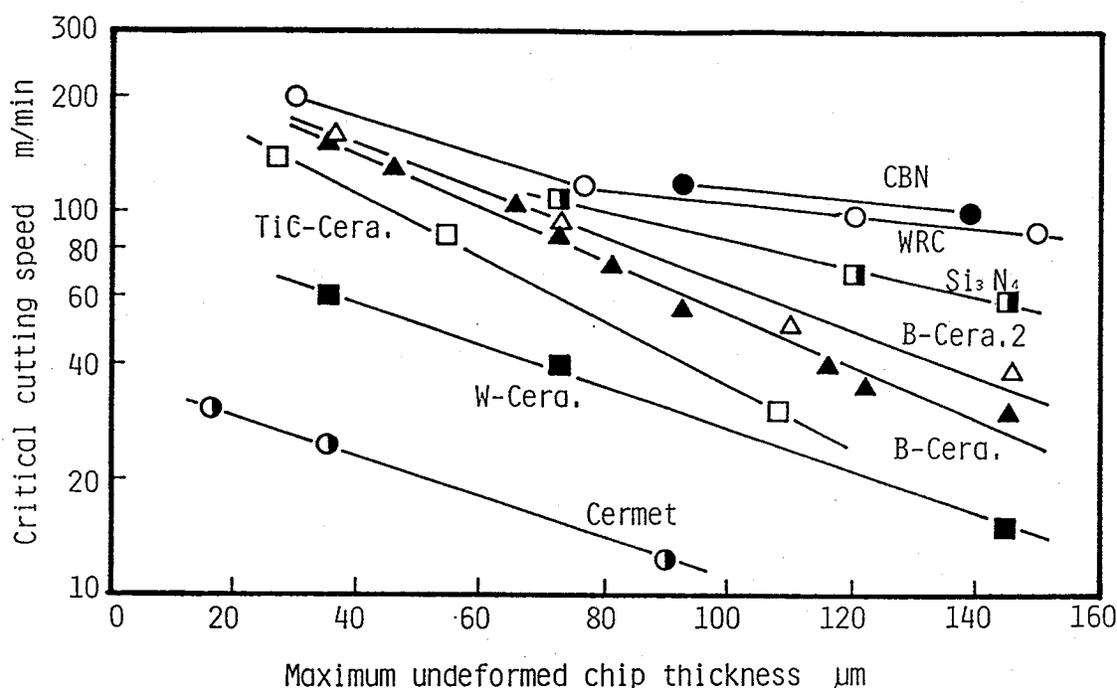


図 2 - 1 1 各種セラミックス系工具の初期欠損曲線

工具材種別に初期欠損曲線を比較すると、市販の焼入鋼切削用の CBN 工具は、供試工具中では臨界切削速度が最も高く、正常切削の範囲が最大であり、この結果からも焼入鋼の切削に適していることがわかる。

WRC (Whisker Reinforced Ceramics) 工具、および窒化けい素工具は、CBN 工具に次いで耐初期欠損性は優れている結果となっている。しかし、これらの工具の場合には、初期欠損は発生しにくいものの、正常な逃げ面摩耗とすくい面摩耗が大きく発達し、さらに切削を続けると、摩耗の増大が原因とみられる欠損が、短時間のうちに発生してしまう。このため、焼入鋼の実用的な切削には不適である。

一方、黒セラミック工具は、CBN 工具、窒化けい素工具等よりも臨界切削速度が低く、正常切削の領域は狭い。しかし、図 2 - 1 にも示したように、正常摩耗であれば摩耗進行が遅く、CBN 工具と同等の長寿命を示すので、工具形状と切削条件を適切に選定して、初期欠損の発生を抑制すれば、実用的に十分利用可能であると考えられる。

2. 7. 2 CBN含有量と初期欠損曲線

CBN工具は焼入鋼切削用工具として利用が拡大しているが、工具の耐摩耗性はCBN粒子の粒径、含有量、および結合材などで異なる¹⁴⁾¹⁵⁾ことが知られている。そこで、CBN粒子の含有量を変えた工具を用いて初期欠損実験を行い、CBN工具の初期欠損に対する方程式の適用の可能性と、CBN含有量が耐初期欠損性に及ぼす影響を調べた。

供試工具はTiC系セラミックスを結合材として焼結したCBN工具で、CBNの含有量を60、65、70%に変えた焼結体を、超硬チップにろう付けして用いた。SUJ2 (HRC67)を被削材としたときの、最大切取り厚さと臨界切削速度の関係を求めた。図2-12は3種類のCBN工具の初期欠損曲線を示している。図中にはチャンファ(0.25mm×18°)をつけた場合とチャンファ無しの場合をあわせて示している。

本実験のCBN工具では初期欠損発生条件は、いずれも初期欠損曲線として表すことができ、含有量が異なると、わずかではあるが、初期欠損発生条件が

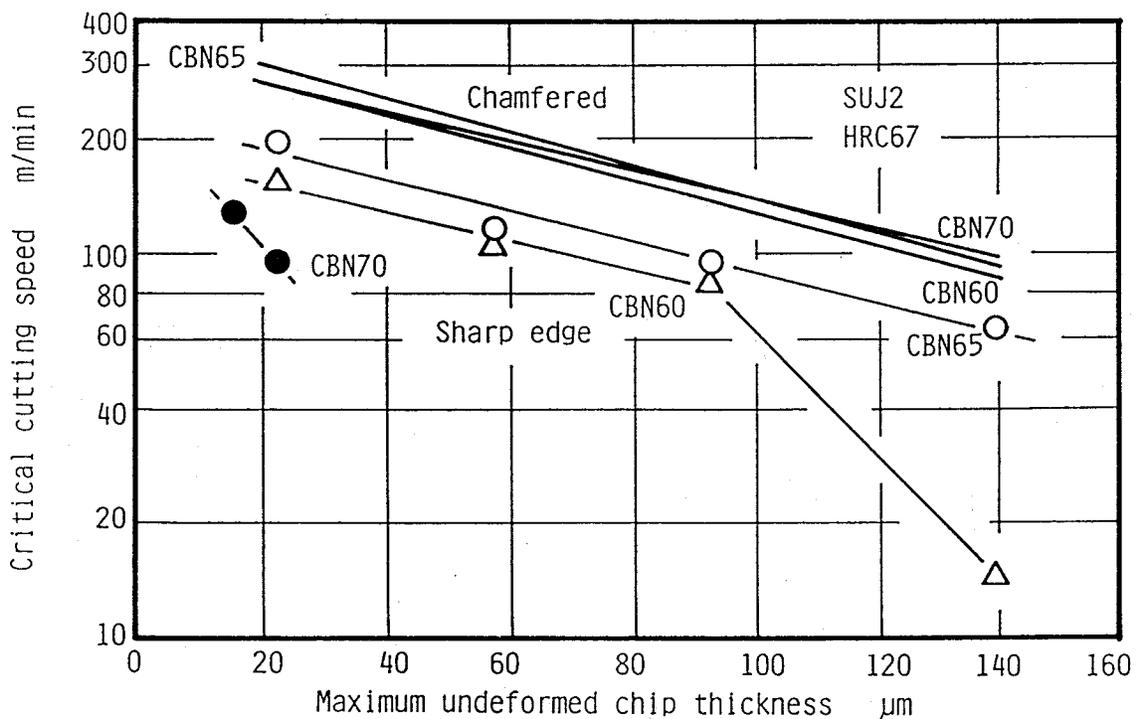


図2-12 CBN含有量と初期欠損曲線

異なっている。焼入鋼の切削ではCBN含有量は、工具の耐摩耗性に影響を及ぼすことが知られており、60%程度¹⁵⁾が最も耐摩耗性が優れているとされている。耐初期欠損性に対しても含有量の影響があり、本実験の工具では65%含有のCBN工具が最も耐初期欠損性が優れる結果となっている。

なお、工具材の耐初期欠損性を比較するためには、工具にチャンファをつけずに欠損実験を行ったほうが、性能の差を明確にできることがわかる。すなわち、チャンファをつけた場合には、三つの工具の初期欠損曲線はほとんど差がなく、65%工具がわずかに勝っている程度である。これに対して、チャンファをつけない工具では、三つの初期欠損曲線の位置が大きく異なっている。

チャンファをつけない場合にも、65%工具は臨界切削速度 V_c が最も高く、60%工具がそれに続く結果となっている。しかし、60%工具は最大切取り厚さ h_m が $100\mu m$ を越えると急速に V_c が低下し、直線にはならない。さらに、70%工具では h_m が $20\mu m$ ほどまでは切削が可能であるが、切取り厚さがそれ以上になると低速でも欠損を発生し、切削できない結果となっている。

2. 8 初期欠損の発生機構

第3節図2-1および図2-5で明らかなおおりに、初期欠損は切削抵抗が減少する高速切削時に発生しやすい。したがって、背分力による機械的な圧壊よりも、熱的な原因（たとえば熱による工具の強度低下、あるいは熱ひずみ、熱応力など）で発生するのではないかと考えられる。そこで、このことを調べるための手がかりとして、臨界切削速度時の切削温度と切削抵抗の関係を求めた。

2. 8. 1 切削温度測定方法および校正方法

2. 8. 1. 1 切削温度測定方法

初期欠損は最大切取り厚さと関係が強いことが判明しているため、切取り厚さが最大となる場所の切削温度を測定する必要がある。しかし、コーナ部に

よる切削では切取り厚さが均一ではないので、二次元切削（半径方向切削，切削幅：1mm）を行い，このときの送りを最大切取り厚さに対応させて，切取り厚さと切削温度，および切削抵抗の関係を検討した．切削温度の測定は工具-被削材熱電対法を用い，切削抵抗も同時に測定した．

本実験の切削温度，切削抵抗の測定ブロック図を図2-13に示す．

2. 8. 1. 2 温度校正方法

工具被削材熱電対法では，工具材と被削材を熱電対を構成する二つの異種材料とみなして熱起電力を求める．この熱起電力を利用して，あらかじめ測定しておいた校正曲線から切削温度を求める．

熱起電力の校正には加熱装置として反射炉¹⁶⁾¹⁷⁾を利用する方法がある．本研究でも反射炉を自作して校正を行った．装置の概観を図2-14，校正のプ

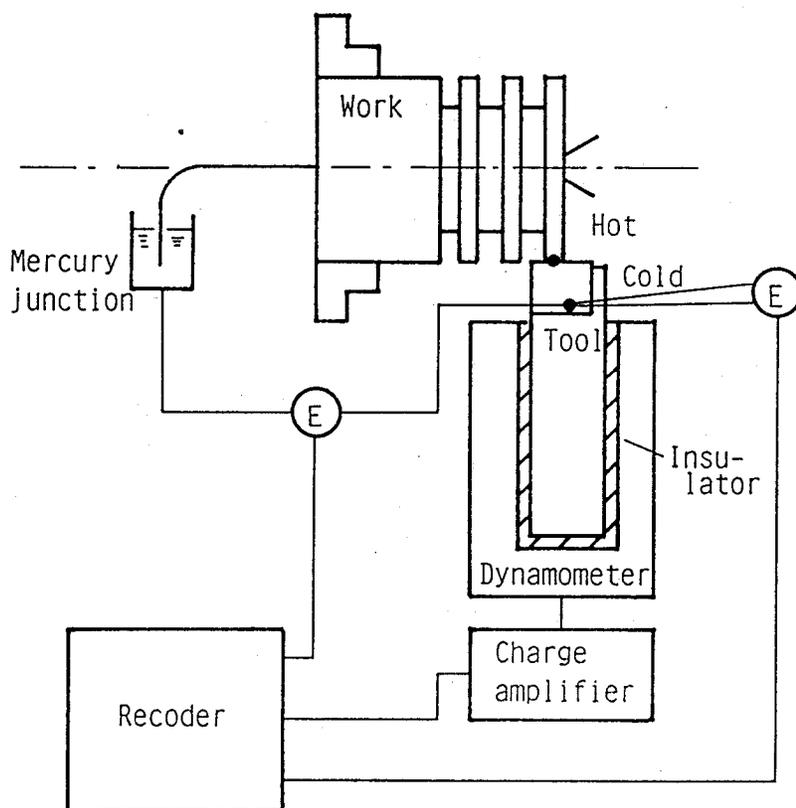


図2-13 切削温度，切削抵抗測定系のブロック図

ロック図を図2-15に示した。校正用の工具材は切削実験に使用した工具を8分割（各々約 $2 \times 2.5 \times 12.7$ mm）し、それぞれ機械的に押し付けて、約89mmの棒状試片とした。被削材は工具とほぼ同一形状の試片を被削材より切り出して使用した。これらの試料により各工具材とクロメル、および被削材とクロメルの熱起電力をそれぞれ求め、それらの結果から、それぞれの工具材と

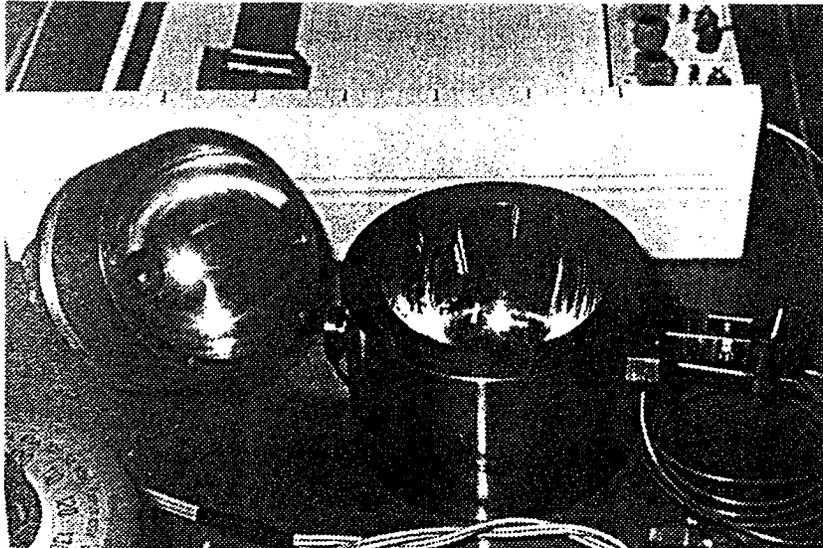


図2-14 自作した反射炉の概観

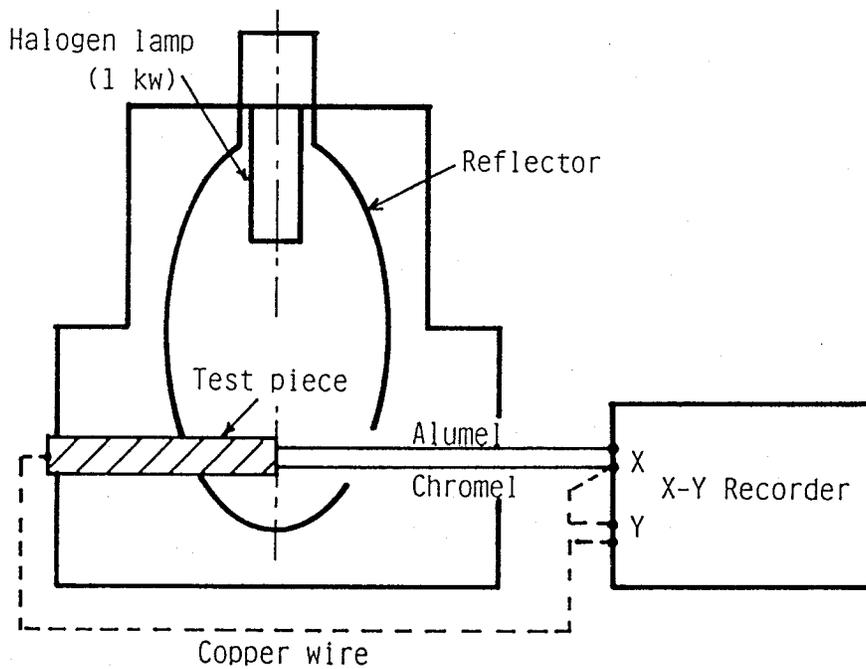


図2-15 熱起電力校正のブロック図

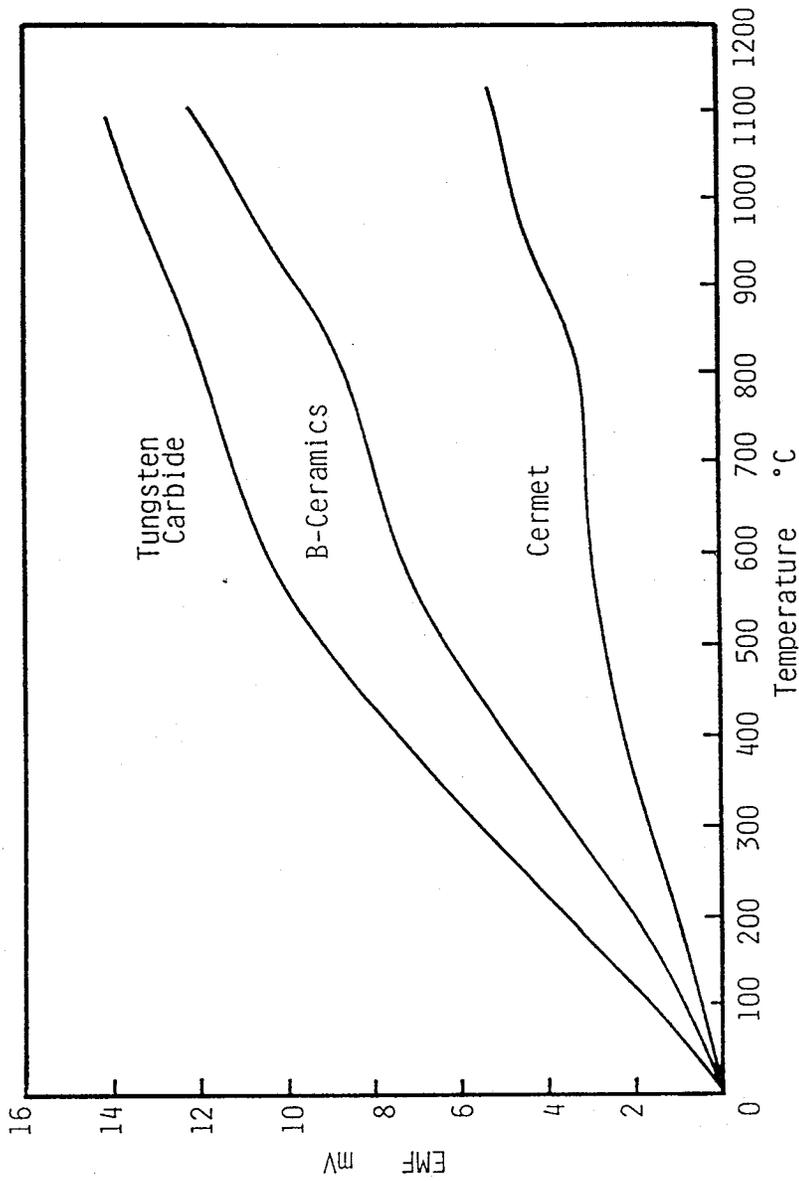


図 2 - 1 6 工具被削材熱電対の較正曲線

被削材の熱起電力を計算で求めた。

本実験方法で求めた較正曲線を図 2 - 1 6 に示す。

2. 8. 2 2次元切削時の切削温度と切削抵抗

2. 8. 2. 1 臨界切削速度時の切削温度と切削抵抗

二次元切削時の切削温度，切削抵抗を図 2 - 1 7，図 2 - 1 8 に示す。切削抵抗は，軟鋼の切削のときと同様に，いずれの送りでも高速になると減少している。一方，切削温度は図 2 - 1 7 に示すとおり，いずれの送りでも高速になると明らかに上昇することがわかる。これらの結果から，それぞれの切取り厚さに対応する臨界切削速度時の切削温度と切削抵抗の関係を求めると，図 2 - 1 9 が得られる。すなわち，2次元切削の送りが，コーナ切削の最大切取り厚さに対応するとして，式(2-3)からそれぞれの送りに対する臨界切削速度を求め，その切削速度のときの切削抵抗と切削温度を図 2 - 1 7，図 2 - 1 8 から求めたものである。図中の上側が欠損領域，下側が正常切削領域にあたる。

切取り厚さが広範に変わっているが，臨界切削速度時の切削温度と切削抵抗の関係は，図中でほぼ水平に近い曲線となっている。これが，垂直に近ければ，初期欠損の発生は切削抵抗の影響が大きいことになる。しかし，同図の初期欠損発生時の切削温度と切削抵抗の関係は，切削抵抗が広範に変わっても，ほぼ同一の温度を示している。したがって，本実験の初期欠損の発生は，切削抵抗よりも切削温度の影響が大きいことがわかる。

2. 8. 2. 2 被削材硬さと切削温度，切削抵抗の関係

図 2 - 2 0 は被削材硬さが異なる場合の臨界切削速度時の切削温度と切削抵抗の関係である。いずれの場合も，切削抵抗は広範に変化しているが，それぞれの硬さに対して切削温度の変動幅は小さい。したがって，被削材硬さが変わったときにも，前述の切れ刃形状と切削温度，切削抵抗の関係の場合と同様に，

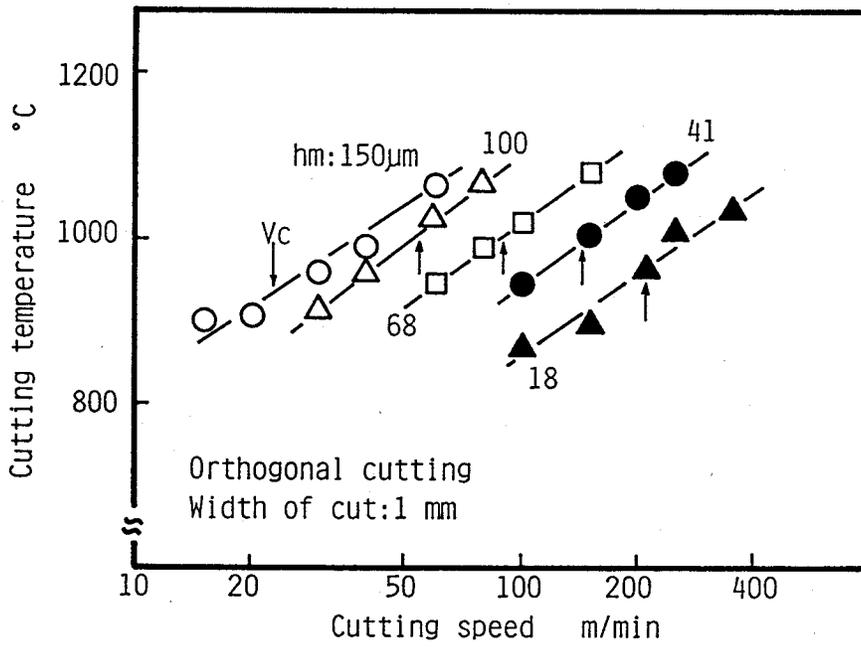


図 2 - 1 7 2次元切削時の切削温度

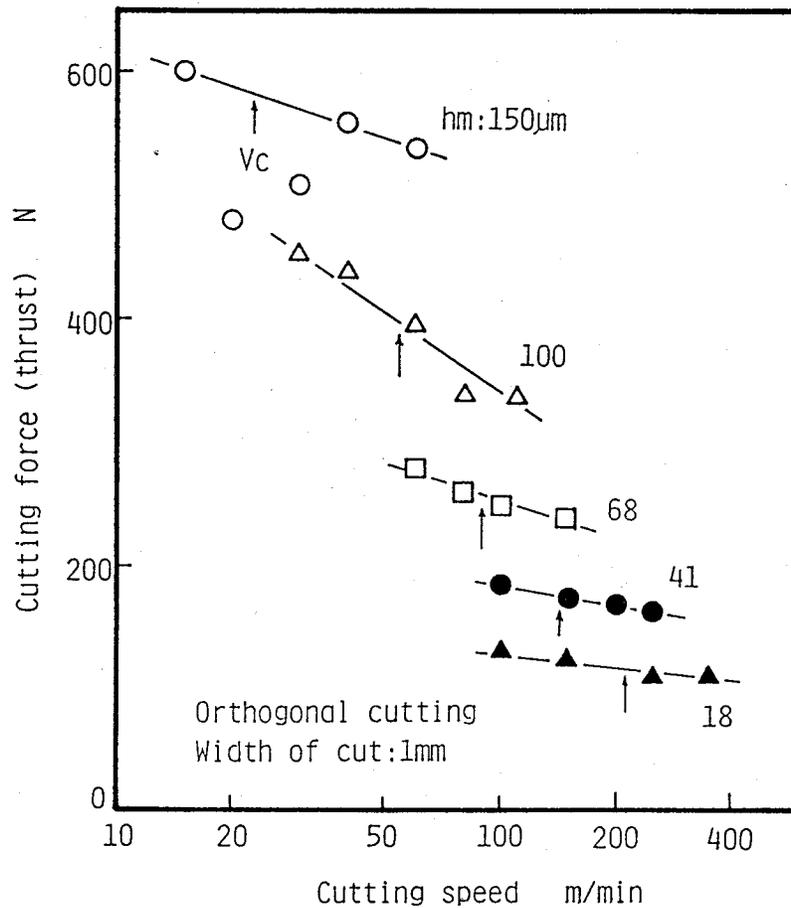


図 2 - 1 8 2次元切削時の切削抵抗

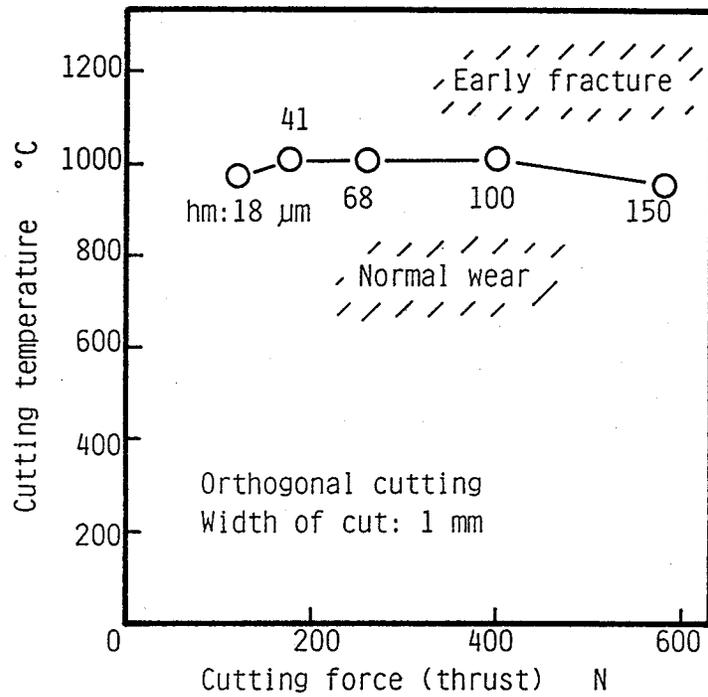


図 2 - 1 9 臨界切削速度における切削抵抗と切削温度の関係

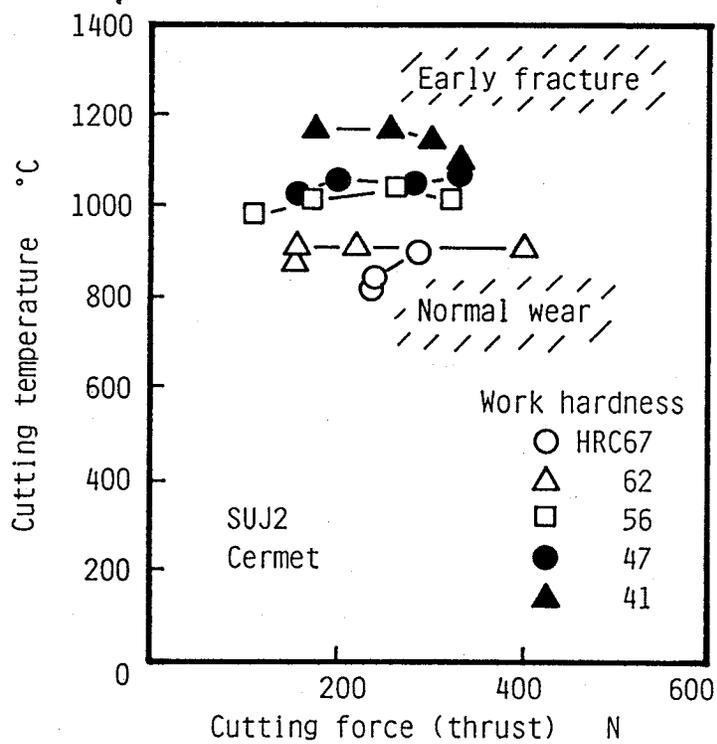


図 2 - 2 0 臨界切削速度時の温度と抵抗の関係に及ぼす被削材硬さの影響

初期欠損の発生は切削温度が支配的であるといえる。

ところで、図2-20では被削材の硬さ別にみると、臨界切削速度時の切削温度が被削材の硬さで異なり、軟質材ほど高温になっている。初期欠損の発生は、前述のように、切削温度が支配的であるとすれば、同一工具ではそのときの切れ刃の温度は被削材硬さによらず、ほぼ同一であると考えられる。そこで、このように切削温度が異なる理由を検討するために、工具と切りくずの接触幅を測定した。図2-21は臨界切削速度時の切取り厚さと接触幅の関係を示している。接触幅は軟質材の切削のときほど大きく、実験の範囲では、硬質材の5~6倍の大きさになっている。

平尾ら¹⁸⁾は工具すくい面の局部温度を測定し、切りくず流出方向の温度分布は、切れ刃陵からの距離にともなって接触幅の終点近くまで上昇することを明らかにしている。つまり、切れ刃部の温度が同じであれば、接触長さが長いほど高温になる部分が生じることを示している。工具被削材熱電対法では、これらの平均温度を測定するため、接触長さが長いほうが、切削温度が高く測定される。このことも、軟質材切削のときのほうが、欠損発生時の切削温度が高く測定される一因ではないかと考えられる。

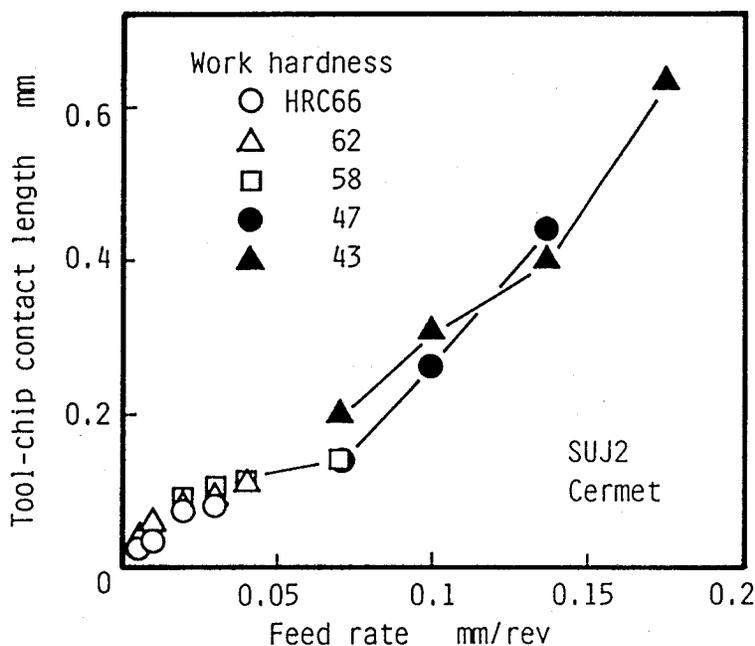


図2-21 被削材硬さと工具切りくず接触長さの関係

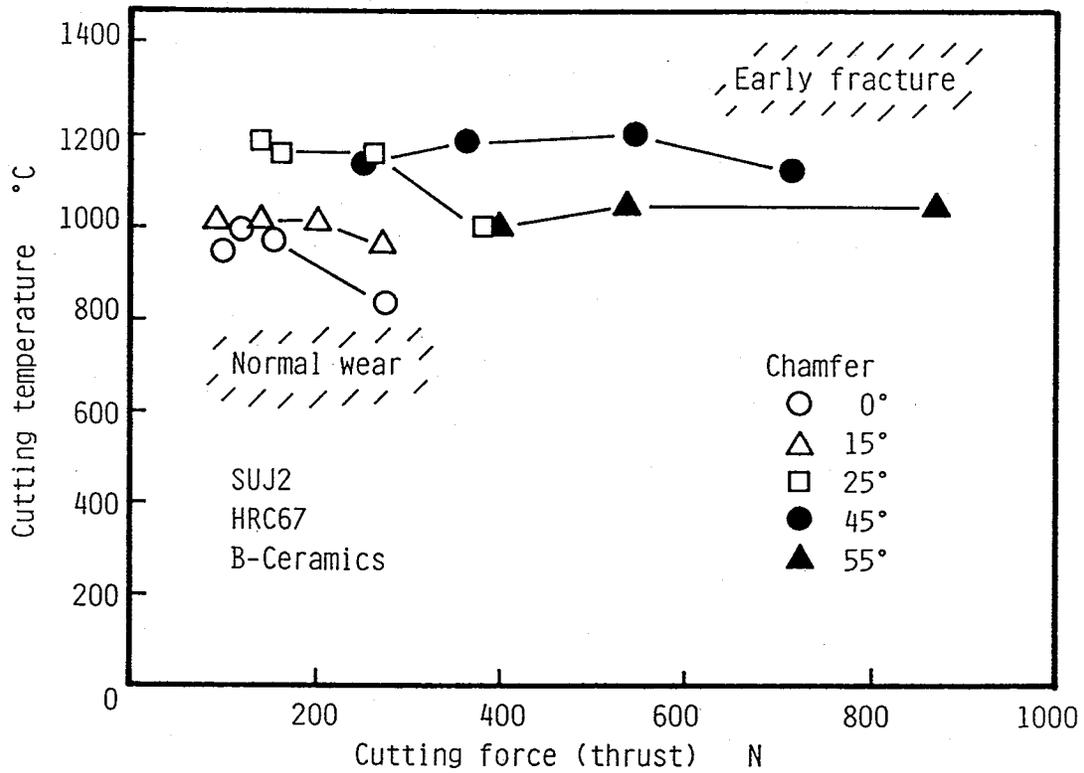


図 2 - 2 2 工具切れ刃形状が変わったときの切削抵抗と切削温度の関係

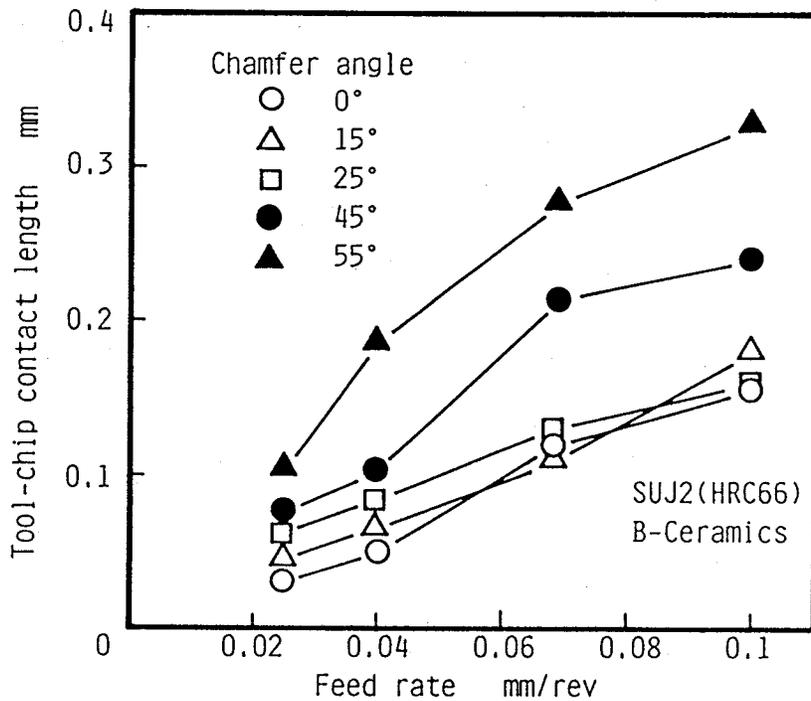


図 2 - 2 3 チャンファ角度が変わったときの工具切りくず接触長さ

2. 8. 2. 3 工具形状と切削温度，切削抵抗の関係

図2-22は切れ刃のチャンファ角度が変わった場合の臨界切削速度時の切削抵抗と切削温度の関係を示している。同図によれば，切削抵抗は広範に変化しているが，切削温度の変化は小さく，この場合にも欠損発生は切削温度が支配的であることがわかる。

しかし，チャンファ形状ごとにみると，チャンファ角度が大きいときのほうが，高温になる傾向があることがわかる。チャンファ角度が大きくなると，工具の刃先角が大きくなり，切れ刃の強度が増し，耐欠損性が向上することも考えられるが，すくい面の切りくず接触幅を測定すると，図2-23に示したように，チャンファ角度が大きくなると接触幅が長くなっていることがわかる。したがって，軟質材の場合と同様，このこともチャンファ角度が大きいと切削温度が高くなる一因かと考えられる。

切削抵抗が大きくなるといずれの場合も欠損発生温度が低下する傾向がみられ，チャンファ角度が小さいほど影響を受けやすく，切削抵抗が小さいところで温度が低下している。このことから，さらに切削抵抗が増大する条件を設定すれば，切削温度によらず切削抵抗が工具の欠損に対して支配的となることが予測できる。しかし，通常の加工環境では，工具，工作物，工作機械の剛性などの制約から，切削抵抗が極端に大きくなる条件での加工は行われないと考えられ，この見地からは切削温度が支配的であるといえる。

2. 8. 2. 4 工具材質と欠損発生温度

被削材硬さ，あるいは工具切れ刃形状が変わると，欠損発生温度が変化することがわかったが，同一工具材種で材質が変わったときの欠損発生時の切削温度を求めた。

表2-5に示す特性の黒セラミック工具について欠損曲線を求め，それぞれ対応する2次元切削時の切削抵抗，切削温度を求めた。欠損曲線を図2-24に，それぞれの工具の臨界切削速度時の，切削抵抗と切削温度の関係を図2-

表 2 - 5 使用した黒セラミック工具の特性

Tool	Material	Density g/cm ³	Hardness	TRS MPa	E GPa	α $\times 10^{-6}/K$	λ W/(m·K)	K _{1C} MN/m ^{3/2}
B-CeramicsA	Al ₂ O ₃ +TiC	4.3	HRA94.5	784	412	7.9	20.9	
B	Al ₂ O ₃ +TiC	4.7	94.0	784	441	7.6	29.3	
C	Al ₂ O ₃ +TiC	4.28	HV1860	559				4.9
D	Al ₂ O ₃ +TiC	4.27	1900	568				4.4
E	Al ₂ O ₃ +TiC	4.92	1930	843				
F	Al ₂ O ₃ +TiC							

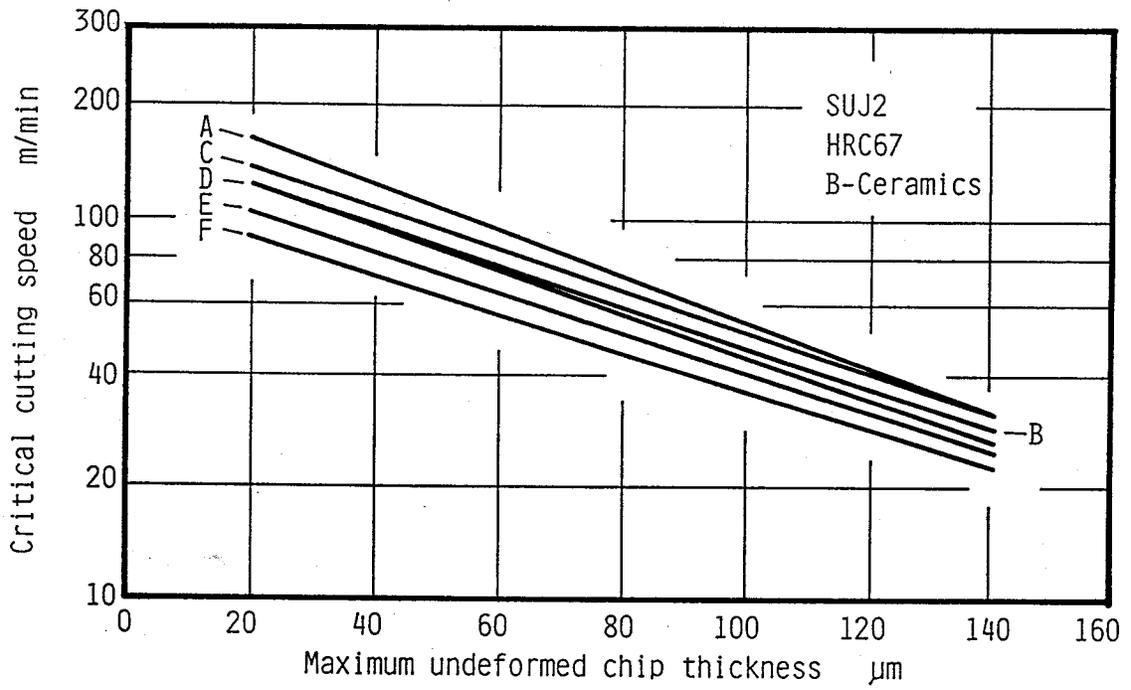


図 2 - 2 4 各種黒セラミック工具の初期欠損曲線

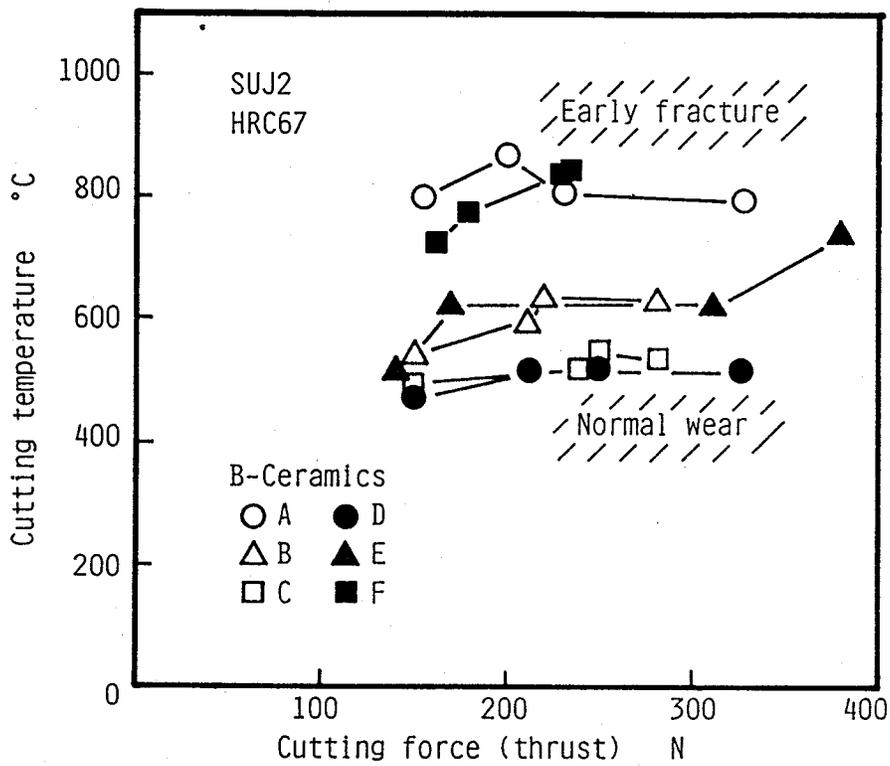


図 2 - 2 5 黒セラミック工具の欠損発生温度

25に示す。

これまでの結果と同様に、いずれの工具材質でも初期欠損の発生は、切削抵抗より切削温度の影響が大きいことがわかる。また、材種が同一の黒セラミック工具でも欠損発生温度には幅があることがわかる。同様の切削温度を示している工具Aと工具Fは、初期欠損曲線では図2-24に示したように、最上と最低となっており、切削温度の高低と工具の耐初期欠損性は一致していないことがわかる。

2. 8. 3 切れ刃の高温圧縮実験

2. 8. 3. 1 実験装置および方法

これまでの実験結果から、初期欠損の発生は切削温度の影響が大きいことがわかった。また、切削温度の高低と、初期欠損の発生しやすさとは単純には一致しないことがわかった。そこで、さらにこれらのことを確認するため、切れ刃の静的な高温圧縮実験を行った。

実験装置はインストロン型精密万能試験機CATY-3010型（株）米倉製作所）を用い、図2-26に示したSiCセラミックス製の治具（工具を

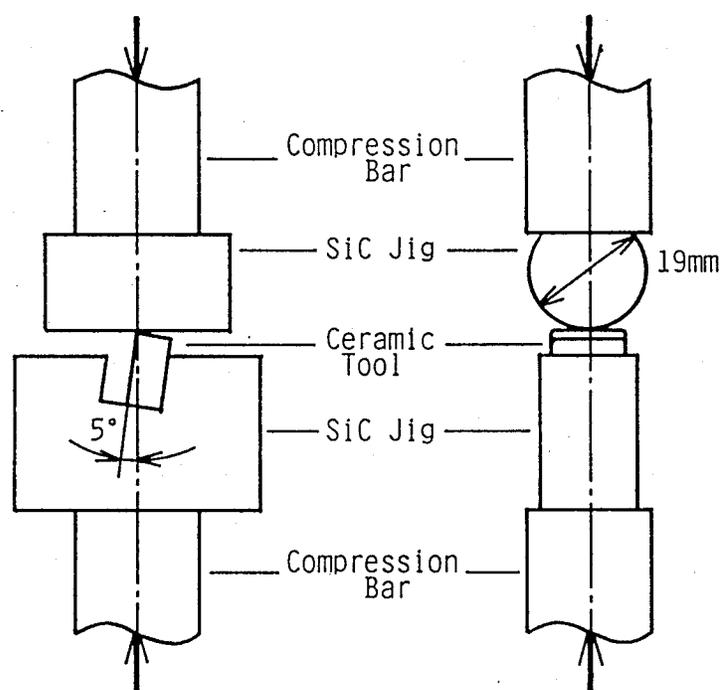


図2-26 高温圧縮試験方法

圧縮方向に対し 5° 傾けて設置)を作製し、これを炉中に設置して、切れ刃の直線部を $\phi 19\text{ mm}$ の円筒面で圧縮した。昇温速度 20 K/min 、保持時間 5 min 、圧縮速度 0.5 mm/min とした。ロードセルは 5000 N を使用した。

2. 8. 3. 2 温度と切れ刃圧縮強さの関係

圧縮実験後の工具の破壊形態の例を図2-27に示す。本実験方法で、工具すくい面に切削中の初期欠損によく似た形状のはく離が発生している。このときの荷重-変位曲線は、図2-28に示すように荷重が急激に低下している。この低下する直前の最大荷重を破壊発生荷重として各工具の荷重を比較した。

温度と破壊発生荷重の関係を図2-29に示す。いずれの工具でも $600\sim 700^{\circ}\text{C}$ あたりまでは温度上昇にしたがって破壊荷重が低下するが、さらに高温になると上昇する傾向がみられる。特に、サーメットでは、 700°C では、 2500 N 、 800°C では 5000 N でも破壊が発生していない。除荷後の荷重点を観察すると、図2-27のように塑性変形が発生している。したがって、高温で荷重が増大するのは工具の強度が増すのではなく、工具の軟化により、工具と圧縮円筒の接触面積が増加するため、荷重が増大した結果と考えられる。

このことから、高温になると圧縮強度は低下するものの、さらに高温になると脆性が減少し、脆性的な破壊は発生しにくくなることがわかる。このことは、河端ら⁷⁾⁸⁾の報告で、「工具の欠損を防止するには高速にして温度を上げればよい」ということと一致していると考えられる。

しかし、焼入鋼旋削時の耐初期欠損性、いい替えると臨界切削速度の高低は、圧縮荷重の大きさとは一致していない。すなわち、4工具中臨界切削速度 V_c が最も高い工具Aは破壊荷重が最も低く、反対に V_c の低いサーメットは破壊荷重が最も大きい結果となっている。圧縮破壊荷重の大きさと耐初期欠損性の良さは一致しないわけで、初期欠損は力により発生するのではないことの裏付けとなっているが、初期欠損の発生機構については、さらに熱的な破壊機構を検討する必要があると考える。

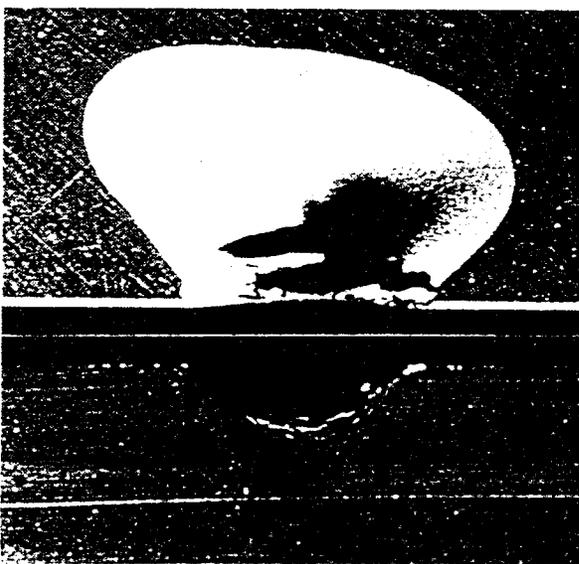


400°C

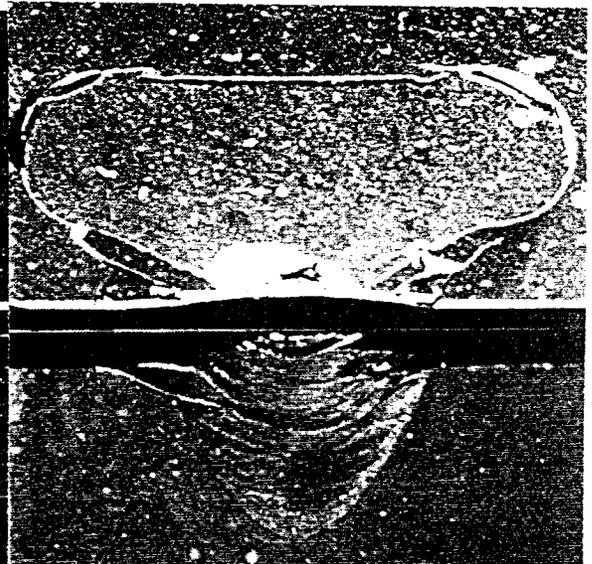


800°C

(a) B-Ceramics A



400°C



800°C

(b) Cermet

2.0 mm

図 2 - 2 7 工具の圧縮破壊形態

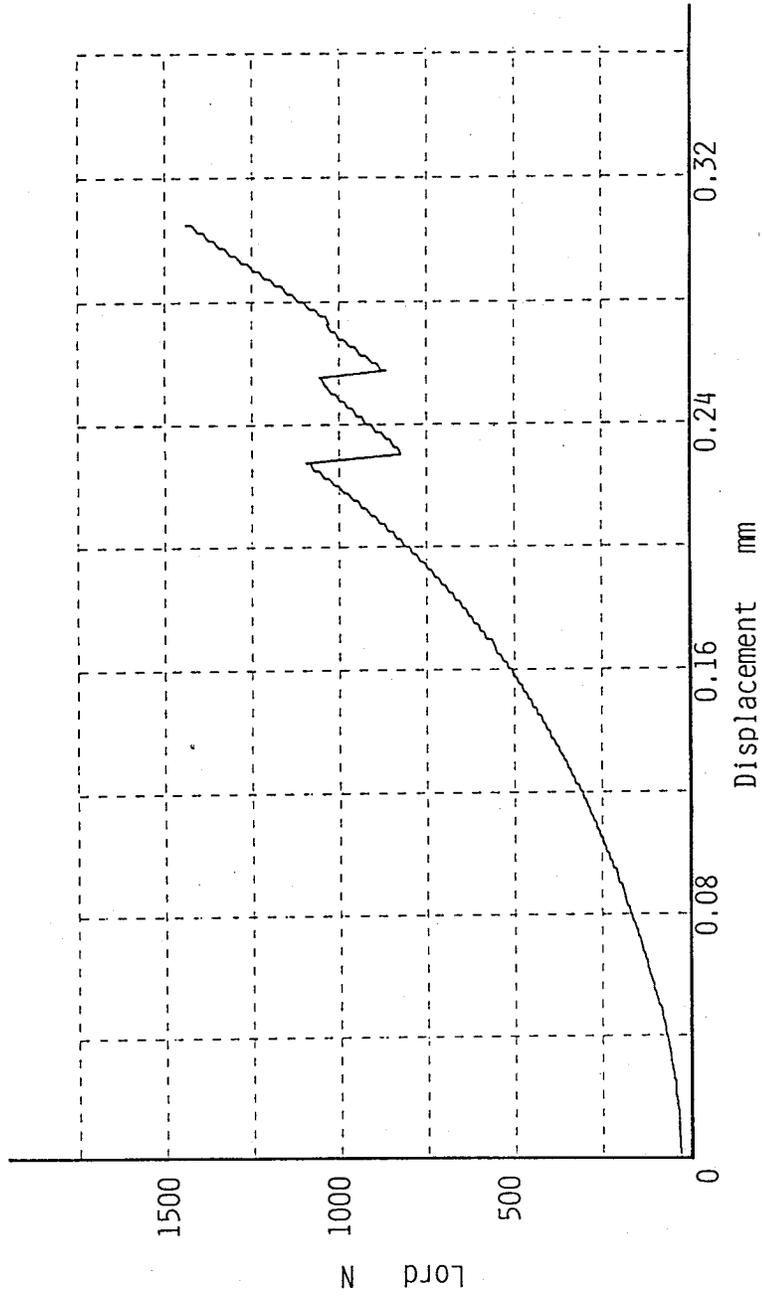


図 2 - 2 8 圧縮試験の荷重 - 変位曲線

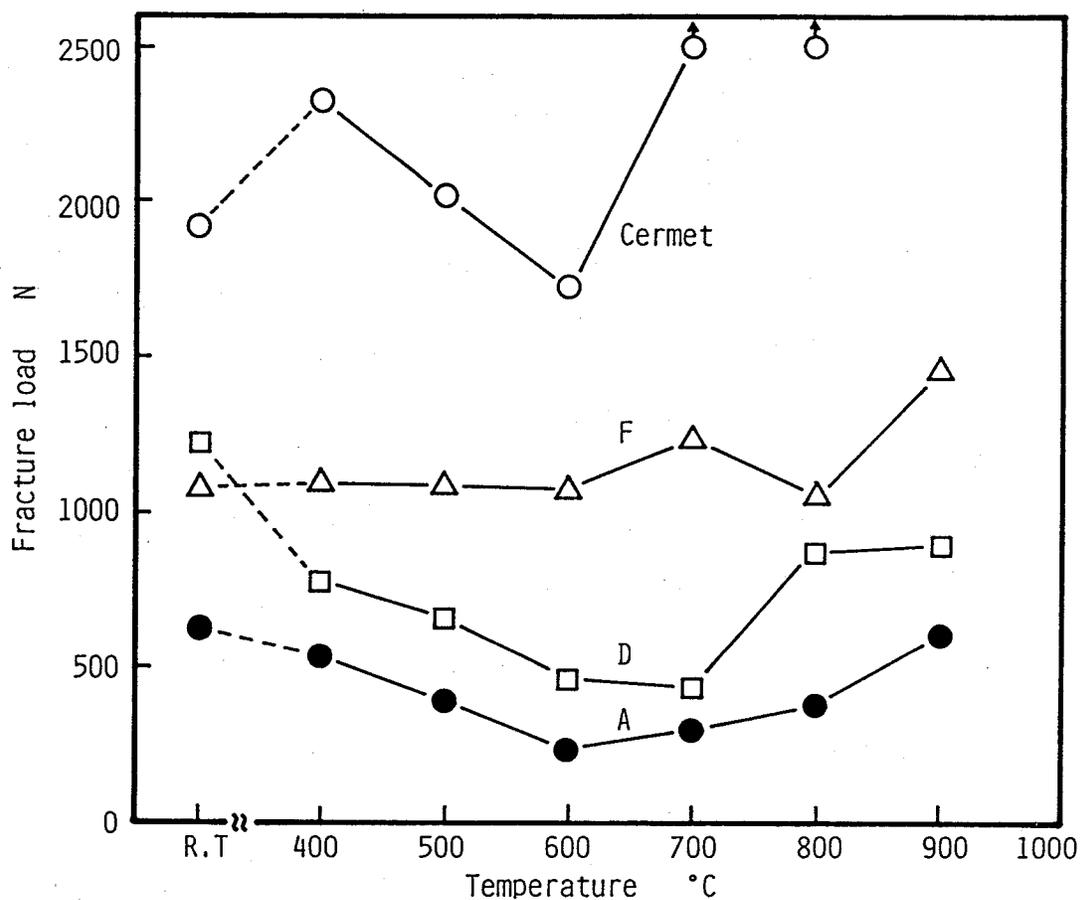


図 2-29 温度と欠損発生荷重の関係

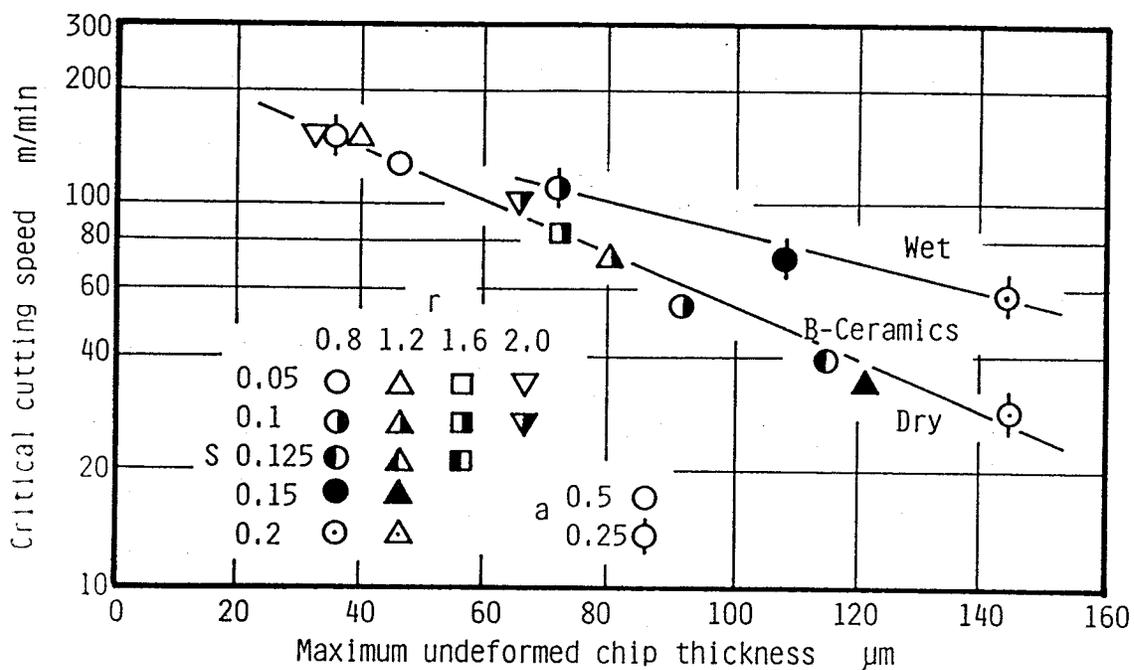


図 2-30 冷却による初期欠損発生の抑制

2. 9 初期欠損発生抑制

これまでの検討結果から、焼入鋼切削時のセラミック工具の初期欠損の発生は切削温度の影響が大きいことが判明した。したがって、CBN工具のような耐熱性の優れた工具材種を用いることが適切ではあるが、切削中の切れ刃の温度を下げることも、初期欠損の抑制に効果があるのではないかと考えられる。

そこで、湿式切削により、冷却の影響を確認した。図2-5と同様の切削条件で、冷却剤（水溶性切削油剤：ケミカル40倍希釈）を、切りくず排出量の約1000倍である3 l/minとして、十分に供給しながら切削を行い、臨界切削速度を求めた。

湿式切削の場合に得られた臨界切削速度を、第5節図2-8の結果と比較して図2-30に示す。湿式切削にすると乾式切削に比較して、切取り厚さの厚いほうで臨界切削速度が上昇している。したがって、冷却により初期欠損の発生が抑制される可能性があることがわかる。

2. 10 まとめ

セラミックス系切削工具による焼入鋼の連続切削を行い、切削初期（1 min以内）に発生する欠損について実験、観察し、その発生条件を明らかにした。さらに、初期欠損発生条件の表示方法を提案し、発生機構を検討した。

得られた結果はつぎのとおりである。

- (1) 黒セラミック工具は、低速では安定した摩耗進行と長寿命を示すが、ある速度（臨界切削速度）を越えると、切削初期に突発的に欠損を発生する。
- (2) 臨界切削速度は送りが高いほど、コーナ半径が大きいほど、さらに切込みが小さいほど高速になる。
- (3) これらの関係は、最大切取り厚さで統一して整理できる。
- (4) 臨界切削速度 V_c は、切削断面の最大切取り厚さ h_m が薄いほど高速で、ほぼ次のような関係がある。

$$V_c \cdot e^{B \cdot h_m} = C \quad (B, C \text{ は定数})$$

- (5) 被削材硬さや切れ刃形状、および工具材種が変わった場合にも、初期欠損発生の境界条件は、初期欠損方程式（上記の式）として示すことができ、実用的に利用できる。
- (6) 被削材硬さや切れ刃形状が変わると、方程式の定数がそれに対応して変化する。
- (7) 初期欠損の発生は、切削抵抗より切削温度の影響が大きい。
- (8) 最大切取り厚さと臨界切削速度の関係により、各種セラミック工具の耐初期欠損性の評価が可能である。
- (9) 水溶性切削油剤の供給により、臨界切削速度は上昇する。

参考文献

- 1) 大谷敏昭，藤瀬健領，横川 洪：三井武良男：CBNおよびセラミック工具による焼入鋼の旋削，精密機械，49，6（1983）804.
- 2) 奥島啓式，藤井義也：セラミックスバイトの寿命曲線について，日本機械学会論文集，29，199（1963）466.
- 3) 木村忠彦，木曾弘隆，佐藤勝一：焼入鋼の旋削における適用工具材種，昭和59年度精機学会春季大会学術講演会講演論文集（1984）703.
- 4) 浅井 毅，中谷征司，原昭夫：鋼切削用超硬工具の初期欠損に関する研究（第1報），精密機械，44，2（1978）147.
- 5) 浅井 毅，中谷征司，原昭夫：鋼切削用超硬工具の初期欠損に関する研究（第2報），精密機械，44，3（1978）299.
- 6) 浅井 毅，中谷征司，原昭夫：鋼切削用超硬工具の初期欠損に関する研究（第3報），精密機械，44，12（1978）1476.
- 7) 河端裕，藤村善雄，中林伸一：サーメット工具の耐欠損性に関する研究（第1報），精密機械，48，3（1982）360.
- 8) 河端裕，藤村善雄，中林伸一：サーメット工具の耐欠損性に関する研究

- (第2報), 精密機械, 49, 4 (1983) 460.
- 9) 根岸秀夫, 青木喜代志: 超硬工具切れ刃の信頼瀬に関する研究 (第1報), 精密機械, 42, 6 (1976) 459.
 - 10) 平尾政利, J. TLUSTY: 被削材端部の形状による影響 - 断続切削時の初期欠損 (第2報) -, 精密機械, 50, 9 (1984) 1488.
 - 11) 平尾政利, 村田良司, 竹山秀彦: 落下衝撃試験による工具のじん性試験 - 切削工具のじん性の非切削試験法 (第2報) -, 精密機械, 47, 2 (1981) 223.
 - 12) 大石健司, 西田敏史: 焼入鋼旋削時のセラミック工具の初期欠損 (第1報) - 初期欠損と切削条件 -, 精密工学会誌, 55, 9 (1989) 1657.
 - 13) Kazuo Nakayama, Minoru Arai and Torahiko Kanda: Machining Characteristics of Hard Materials, Annals of the CIRP, 37, 1 (1988) 89.
 - 14) 新谷一博, 藤村善雄, 河端裕, 五十嵐正, 鴻野雄一郎, 柴田宗一: CBN 工具による焼入鋼の断続仕上げ切削における刃先形状の効果, 精密機械, 50, 12 (1984) 1950.
 - 15) 榎本眞三, 加藤正倫: 種々の硬さのクロムモリブデン鋼の旋削における CBN 工具の切削特性, 精密工学会誌, 55, 6 (1989) 1079.
 - 16) Yasuo YAMANE, Hiroshi USUKI, Rong Sheng YIN and Norihiko NARUTAKI: Calibration System of Tool-Work-Thermocouple with Infrared Heating, Bult. J.S.P.E., 23, 1 (1989) 5.
 - 17) 浅井 毅, 野村俊雄, 石塚春陽, 原 昭夫: 工具 - 被削材熱電対用温度校正装置の試作と二, 三の実験結果, 精密機械, 44, 8 (1978) 1009.
 - 18) 平尾政利, 佐田登志夫: 切削工具面の局部温度測定: 精密機械, 40, 2 (1974) 156.
 - 19) 大谷敏昭, 藤瀬健領, 横川 洪: 焼入鋼の仕上げ切削における切削抵抗の特性, 精密工学会誌, 54, 10 (1988) 1969.

第3章 凝着しやすい材料の切削時の工具損傷

3. 1 まえがき

切削加工がむずかしい新素材の開発が進展し、高硬度材が切削加工の対象材料となるなど、切削加工の対象材料のなかでいわゆる難削材が増加している。

一方、従来からステンレス鋼およびNi基耐熱合金などは、軟質材料ではあるが難削材の代表例として知られている。これらの材料の切削では切削温度が高くなりやすいため、高温硬さの優れたセラミックス系工具を適用したい。しかし通常、セラミックス系切削工具は境界損傷が激しく、適用は不可とされている。これは、工具と被削材の凝着が激しく、凝着物が脱落する際に、工具材がはく離されるため、あるいは加工硬化などによると考えられている。特に、工具逃げ面の境界摩耗¹⁾の進行が激しく、これが原因で欠損を発生することが多い。新工具²⁾では適用可能なものもでてきてはいるが、損傷機構の詳細は十分には明らかにはされていない。これらの被削材に対してセラミック工具が有効利用できれば、高速、高能率、低コストが可能であるはずだが、韌性の高い工具で低速切削加工しているのが現状であろう。

本研究では、凝着しやすい材料としてステンレス鋼とNi基耐熱合金、および純鉄を被削材として切削実験を行い、すくい面の境界摩耗の生成機構を明らかにし、適正工具材種、凝着の防止方法を検討した。

3. 2 Ni基合金切削時のセラミックス系工具のすくい面の境界摩耗

立方晶窒化素ほう素(CBN)はダイヤモンドに次ぐ高硬度材料であり、そのうえ耐熱性が優れている。これを主成分とするCBN焼結体を用いた切削工具(以下CBN工具と称す)は、鉄鋼材料の切削加工に適用できることから大いに注目されている。しかし、CBN工具は、焼入鋼などの高硬度材料および

高韌性材料に対しては高性能を発揮する反面、軟鋼あるいはステンレス鋼などに対しては超硬と同程度の寿命しか示さない。

このように、錯綜した現象を示すCBN工具の摩耗生成機構を解析することにより、凝着性の高い材料の切削時のセラミックス系工具の損傷の解明の手がかりとしたい。そこで、被削材としてステンレス鋼SUS304を選定した。3種類のCBN工具を用いて同被削材の切削試験を実施し、摩耗生成状態を観察した結果、工具の種類および切削条件などにより摩耗形態が大きく変化することを見いだした。すなわち、ある種のCBN工具はSUS304に対し、超硬と同様な摩耗形態および同程度の工具寿命を示すが、他種は高速切削時に境界部の欠損、低速切削時にすくい面に特異な溝摩耗³⁾が形成され、短時間で寿命に達する。

そこで、摩耗生成機構を解明する手がかりとして、SUS304を切削したときにすくい面に形成される溝摩耗に注目し、工具材、被削材成分、加工雰囲気、および工具と被削材の凝着性が溝摩耗生成に及ぼす影響について、実験的に解析した。

3. 2. 1 実験方法

摩耗生成状態を把握するために、市販のCBN工具3種類(A, B, C)とSUS304を用いて寿命試験を実施した。工具の硬さ値は工具Aが最も大きく(HV5191)、工具B, Cはほとんど同程度(HV3536, および, 3866)であるが、結合材として使用されているセラミックスは各々異なった組成である。工具チップはSNGN432、ホルダはN11R-33(イゲタロイ)を用いたため、刃部形状は(-5, -6, 5, 6, 15, 15, 0.8)となる。なお、本実験ではすくい面摩耗が観察しやすいように、切れ刃にチャンファをつけていない工具を用いている。

被削材は、オーステナイト系ステンレス鋼SUS304($\phi 100 \times 500$ mm)、工作機械は昌運旋盤HB-500を用い、切削条件は切削速度を60~

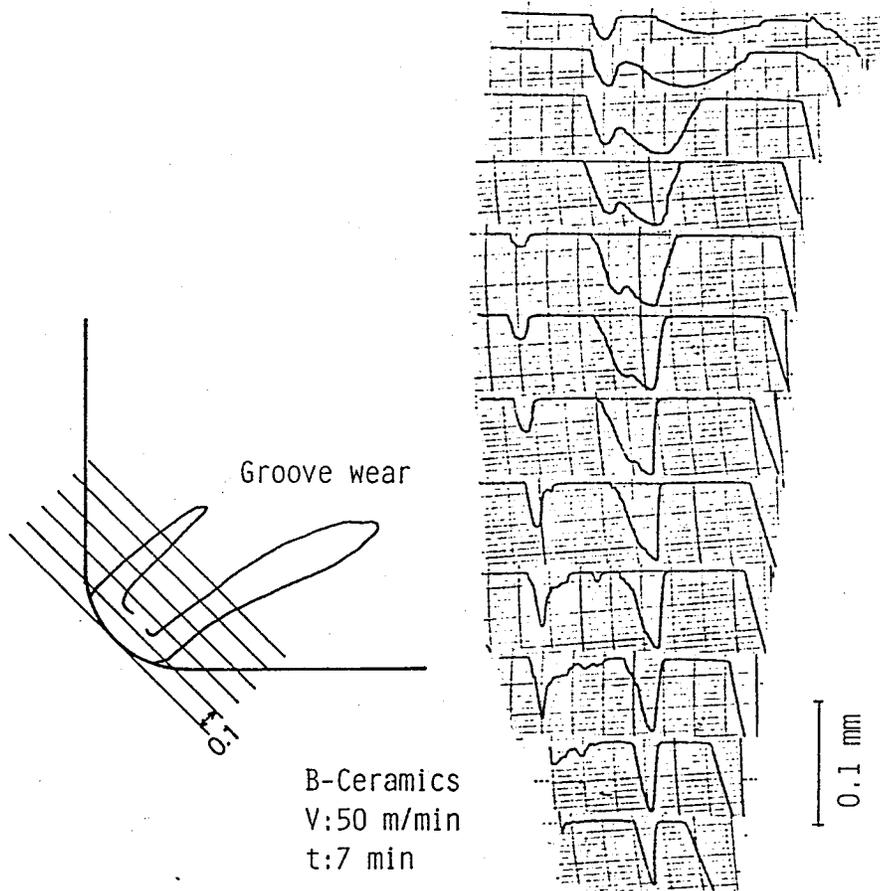


図 3 - 1 溝摩耗深さの測定方法

表 3 - 1 使用工具の特性

Tool		CBN content	Hardness	Binder component	TRS MPa
CBN	Tool A	>80%	HV5191	Ti,Al	1029
	Tool B	<80%	HV3536	Ti,Al	1078
	Tool C	<80%	HV3866	Al	
B-Ceramics			HV3000		880
W-Ceramics			HV2400		780
P20			HRA91.2		1715

400 m/min, 切込み0.25 mm, 送り0.2, 0.1 mm/revとした。

工具寿命試験の結果, すくい面に特異な形状の溝摩耗が形成されることが明らかとなったので, これの生成に影響する物理的要因について解析する目的で, 要因として加工雰囲気(アルゴン, 酸素, 空気), 被削材(S45C, SUS304, SNCM8, Ni基耐熱合金A, B), および工具材(CBN, 超硬, セラミックス)などを選定した。なお, このときの送りは0.1 mm/revとした。

溝形状の測定は, 図3-1に示すように刃先から0.1 mm間隔で溝の断面形状を粗さ計で測定し, 得られた記録から最大深さを溝摩耗深さとした。

使用工具の性質を表3-1に示す。CBN工具の硬さと結合材の主成分は測定結果であるが, 他はメーカーの公表値である。

被削材の性質を表3-2に示す。

3. 2. 2 工具損傷に及ぼす切削条件の影響

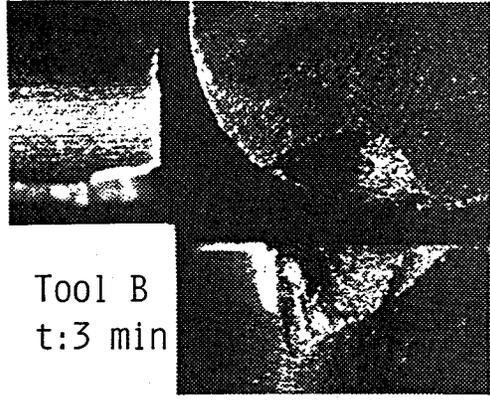
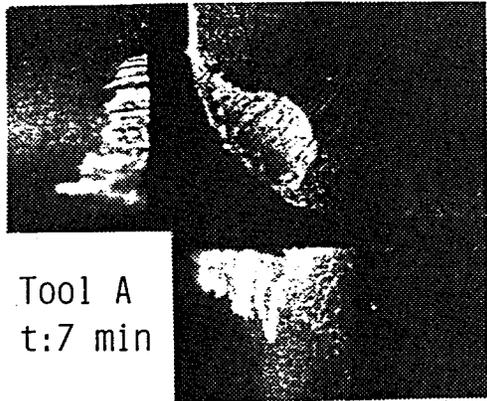
図3-2はCBN工具に形成された特徴的な摩耗の顕微鏡写真である。切削速度320 m/minの場合, CBN含有量の多い工具Aでは, 超硬で鋼材を切削したときにみられるような逃げ面摩耗, およびすくい面摩耗が形成されるが, 含有量の少ない工具Bでは, 摩耗がほとんど形成されないにもかかわらず, 横逃げ面に大きな欠損が発生し, 寿命に達している。切削速度が160 m/min以上ではこの境界摩耗により寿命が決定されている。

切削速度を80 m/minにすると欠損は前逃げ面側に発生し易くなる。また, すくい面の切りくず両端と接触する部分に, 細長い溝摩耗が形成される。溝が深くなると横切れ刃部分が大きく欠け, 逃げ面摩耗は小さいにもかかわらず工具は寿命に達する。

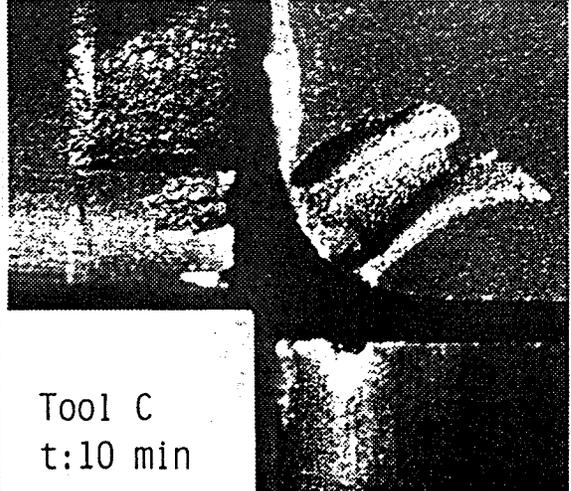
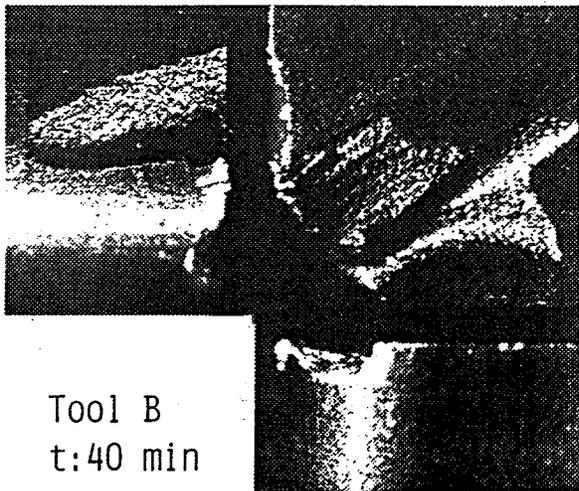
溝摩耗は切削速度が高い場合には形成されずに, 低いときに形成されることから考えると, クレータ摩耗とは異なる生成機構を示していると考えられる。なお, $S = 0.2$ mm/revの場合, および工具Cの場合にも同様の結果であったので, 以下の解析は主に工具Bを用いて, $S = 0.1$ mm/revで行った。

表 3 - 2 被削材の特性

Work material	Chemical component %											Hardness HB
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	Co		
SUS304	0.07	0.27	1.35	0.036	0.008	9.16	18.21					167
SNCH8	0.39	0.31	0.77	0.023	0.009	1.72	0.84	0.21				201
SUS304	0.05	0.31	0.79	0.036	0.024	8.26	18.16					179
High temperature alloy A	0.11	0.48	1.40	0.007	0.001	20.01	21.26	2.98	2.46	19.46		94
High temperature alloy B	0.06	0.4	0.7	0.01	<0.001	Rem	22.4	8.9	0.4	1.0		174
S45C	0.43	0.24	0.74	0.024	0.025	0.05	0.14					190



V:320 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev



0.5 mm

V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev
Work material: SUS304(Ni:9.16%)

图 3 - 2 工具磨损形状

3. 2. 3 溝摩耗生成の物理的要因

3. 2. 3. 1 加工雰囲気の影響

加工雰囲気が工具摩耗生成に影響を及ぼす^{4)~7)}ことが知られている。そこで、加工雰囲気が溝摩耗の生成に対してどのような影響を及ぼすかを実験した。

図3-3はアルゴンガス、酸素および空気中で切削したときに形成された溝摩耗の顕微鏡写真である。アルゴンガスの供給により、工具Bの溝摩耗の生成は促進され、酸素の供給により生成が抑制されることが理解できる。なお、空気中で切削した場合にはそれらの中間的な様相を示している。

図3-4は工具Bの溝摩耗の最大深さと切削時間の関係を示す。溝の最大深さに対しても雰囲気の影響は明確に現れており、アルゴンガスを供給すると酸素の場合の2倍以上の値になる。一方、CBN含有量の多い工具Aの場合には、図3-5に示すようにいずれの雰囲気中でも工具Bほどの差はなく、小さな溝摩耗が形成されるだけである。

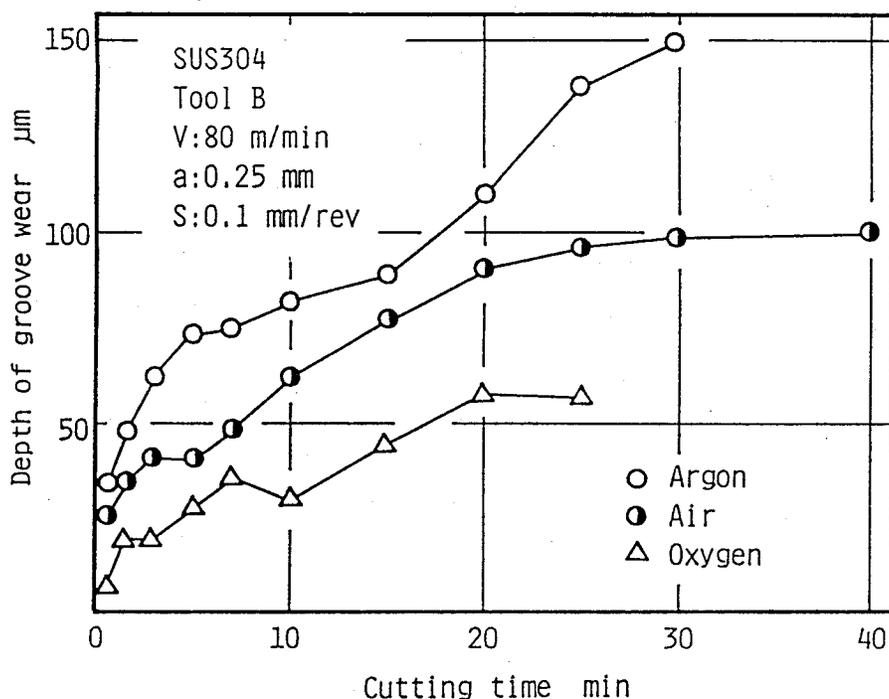
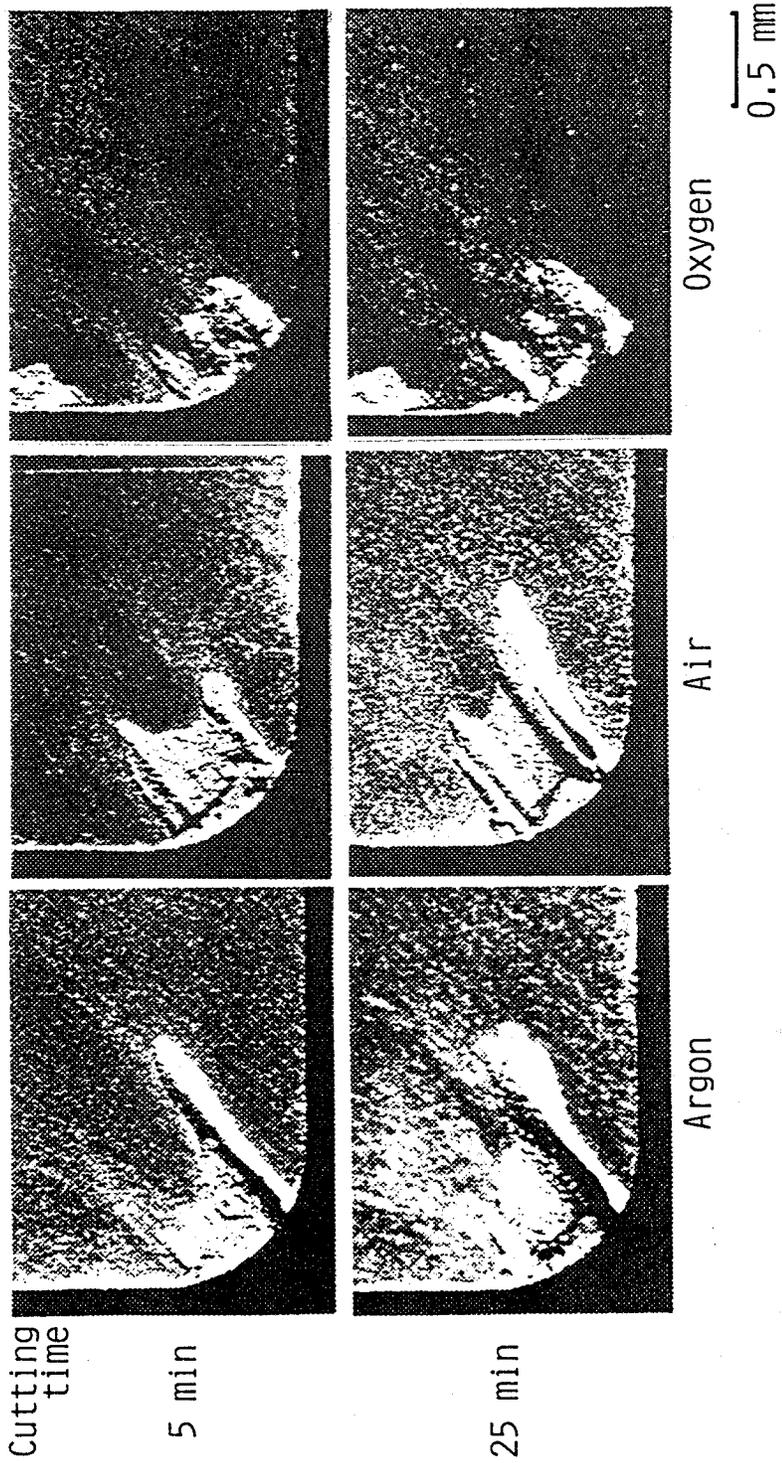
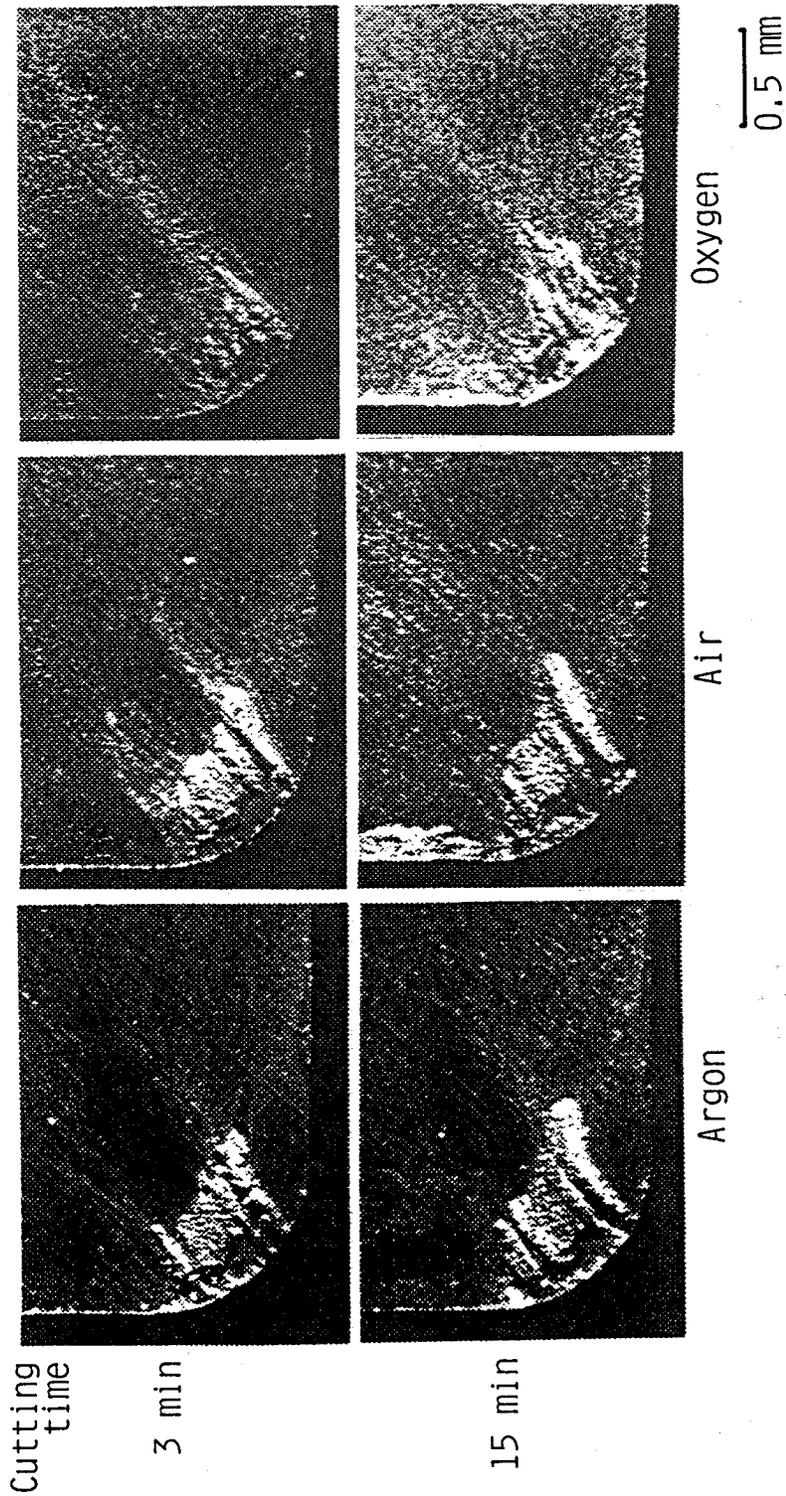


図3-4 溝摩耗深さに及ぼす加工雰囲気の影響



Tool B, V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev

図3-3 溝摩耗の生成に及ぼす加工雰囲気の影響 (工具B)



Tool A, V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev

図3-5 溝摩耗の生成に及ぼす加工雰囲気の影響(工具A)

3. 2. 3. 2 工具材質の影響

A, B両工具に含まれている結合材の重量パーセントは異なっており, 溝摩耗の生成に対して結合材が影響を及ぼしていることが考えられる. 本実験に用いたCBN工具の結合材の成分は明らかにされていないが, 微少分析の結果から推測すると, セラミックス系の結合材(含有成分: Ti, Ni, Alなど)である. そこで, 溝摩耗の生成に対して, セラミック工具がどのような挙動を示すか実験した.

図3-6は酸化アルミニウムに炭化物が添加されている黒色セラミックスを用いて, 雰囲気を変えてSUS304を切削したときに形成された溝摩耗である. 溝摩耗の形態は工具Bの場合と酷似しており, 雰囲気の影響の傾向も同様である. 工具Bとは切削速度が異なるが, 切削時間を考慮すれば, 黒色セラミックスの溝摩耗は大きいといえる. 酸化アルミニウムだけの白セラミックスの場合にも, 同様の結果が得られている.

CBN工具では, セラミックス結合材の多いものほど溝摩耗が大きくなり, セラミック工具では, さらに大きな溝摩耗が形成されることなどから考えると, CBN工具の溝摩耗の生成は, 結合材として用いられているセラミックスの脆性の影響が大きいと考えられる. このことは, 図3-7に示したようにCoを結合材としたCBN工具には, きわめて小さな溝摩耗しか形成されず, 雰囲気を変えても摩耗の大きさはほとんど変化しない, という現象によってもうらずける.

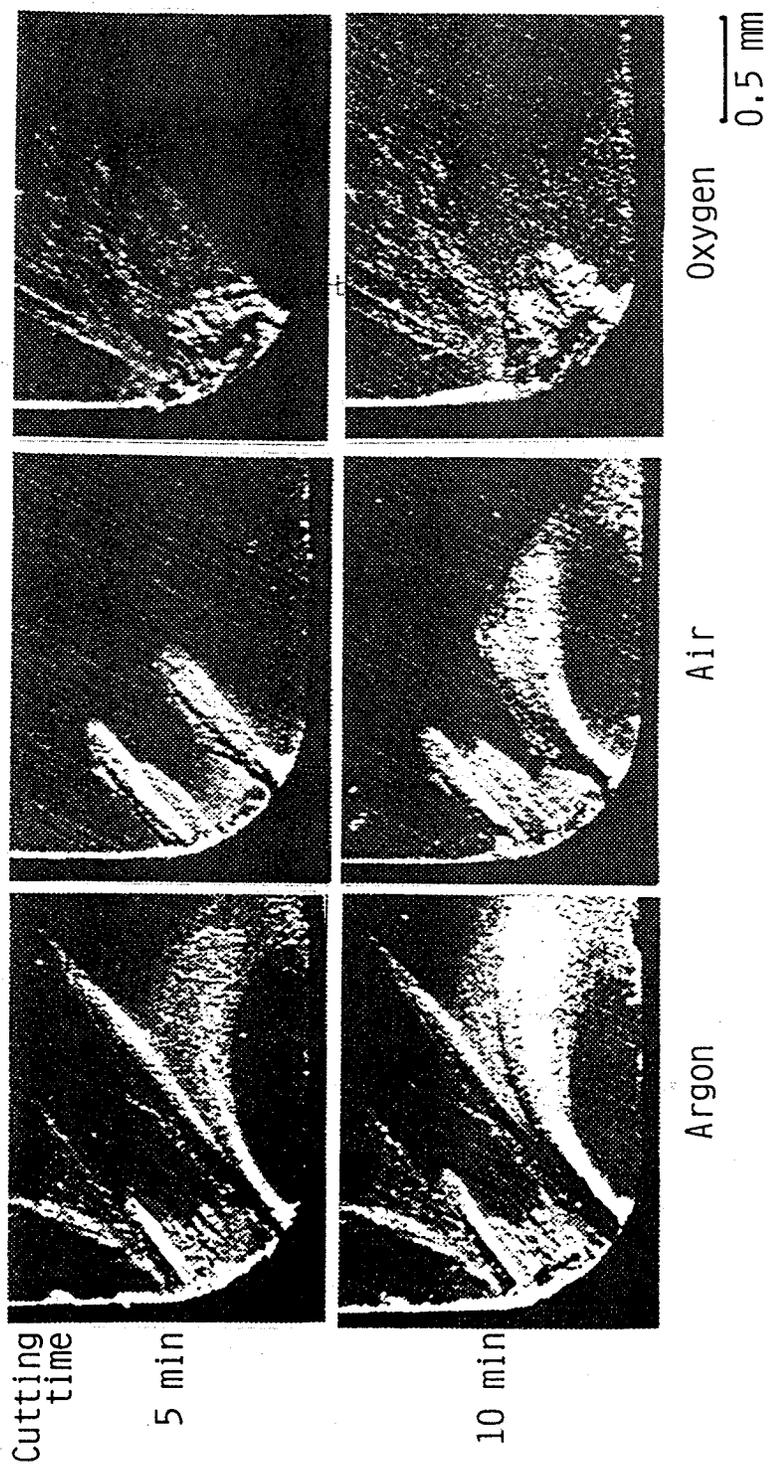
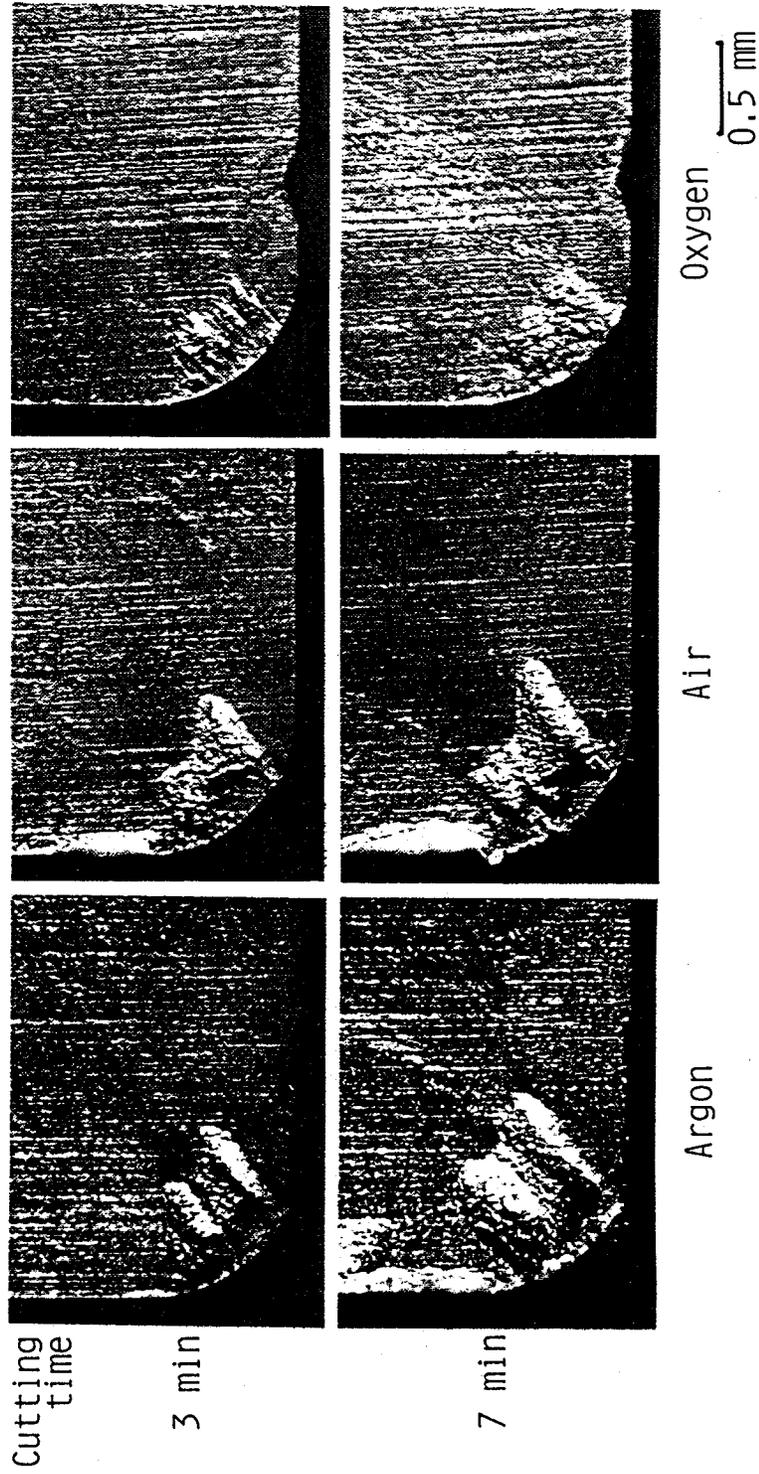


図3-6 黒セラミック工具の溝摩耗



Tool BZN, V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev

図3-7 Coを結合材としたCBN工具の溝摩耗

3. 2. 3. 3 被削材の影響

工具BでSUS304(HB167)を切削したときに発生する溝摩耗は、S45C(HB200)、SNCM8(HB311)、SCM435H(HB283)などの切削時にはほとんど認められない。また、主に対象材料として用いたSUS304より、Ni含有量³⁾が約1%少ないSUS304を切削すると、図3-8に示すように溝摩耗が非常に小さくなることも見いだした。

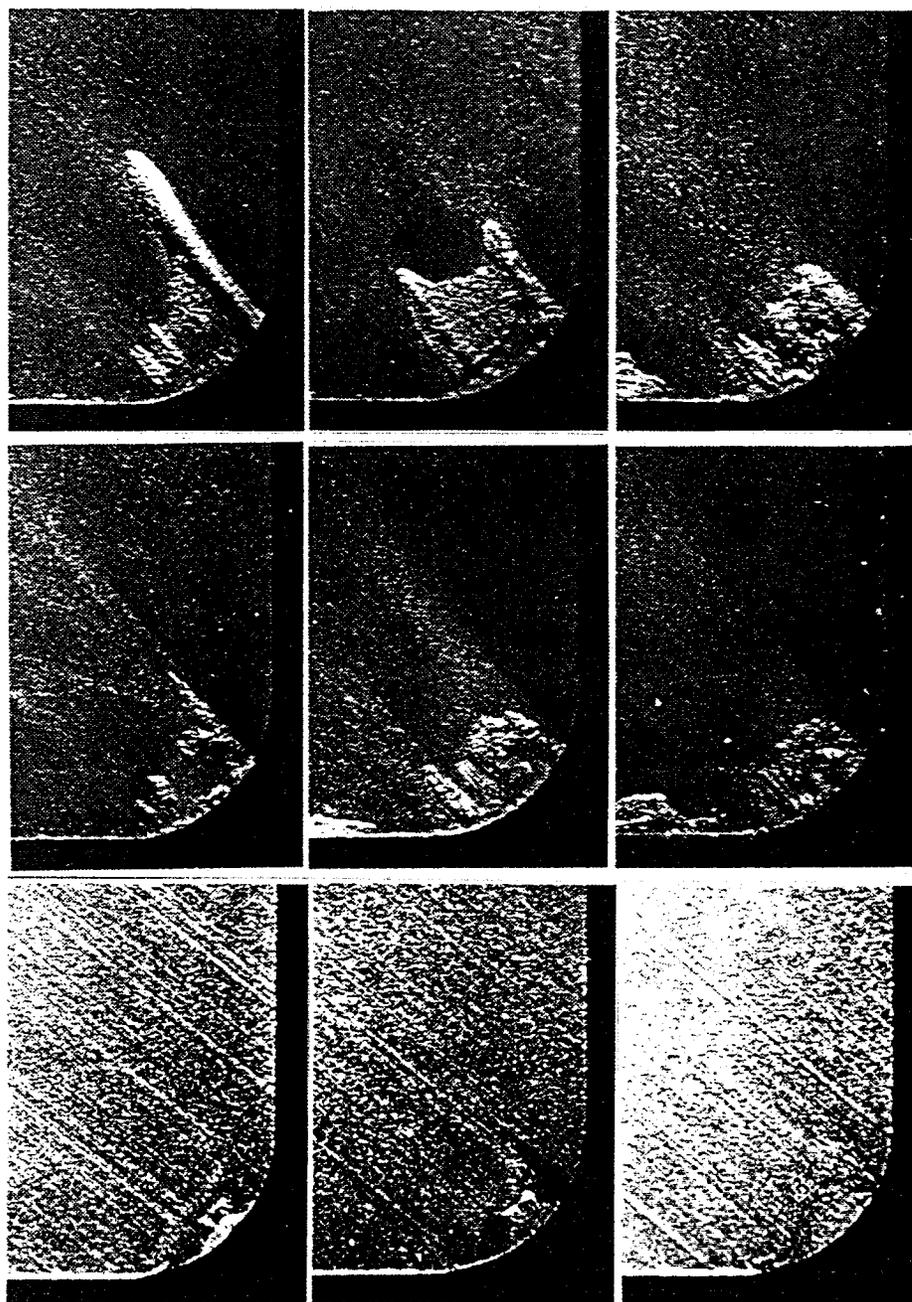
そこで、被削材中のNiが溝摩耗の生成に影響を及ぼしているのではないかと考え、Ni含有量の異なる5種類の被削材について切削実験を行った。図3-9は、各被削材を工具Bを用いて切削速度80m/min、送り0.1mm/rev、切込み0.25mmで、1.5min間切削したときの、すくい面の摩耗形態である。被削材のNi含有量が、ある値(この実験条件では約9%)以上になると、溝摩耗が形成され、いずれの雰囲気中でもNi含有量の増加とともに、摩耗量が増加することがわかる。

図3-10は、前述した方法により測定した、溝の最大深さと被削材のNi含有量の関係である。図3-9で観察される傾向が、溝の深さ方向にも現れている。また、Ni含有量約9%以上の被削材の場合には、アルゴンガスによる摩耗促進効果と酸素による抑制効果が現れており、Ni含有量が増加するほど雰囲気の影響は顕著になる。これらの諸現象から、被削材中のNi量と溝摩耗生成条件は関連が深いことがわかる。

3. 2. 4 溝摩耗の生成機構

CBN工具による、ステンレス鋼SUS304の切削時に形成される溝摩耗について、影響を及ぼすと考えられる要因の関連性を実験し、以下の諸現象を確認した。

溝摩耗は、セラミックス系結合材の含有量の多いCBN工具により、Ni含有量の多い被削材を、低切削速度(実験では80m/min)で削ったときに、すくい面の工具と切りくず接触域の両端部に形成する。また、加工雰囲気をアル



Argon

Air

Oxygen

SCM8(Ni:1.72%)

SUS304(Ni:8.26%)

SUS304(Ni:9.16%)

0.5 mm

Tool B, V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev, t:5 min

図 3 - 8 溝摩耗生成に及ぼす被削材種の影響

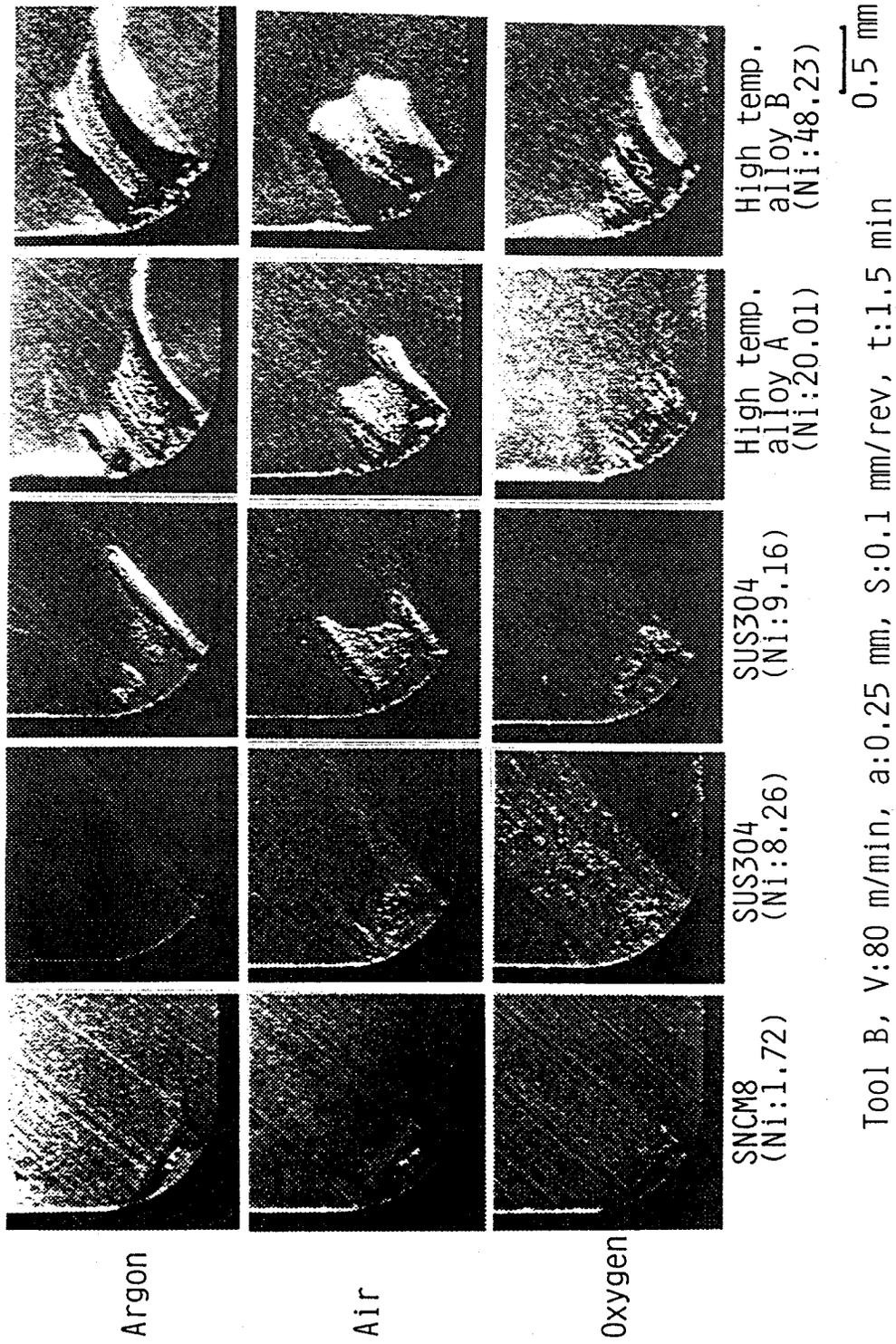


図 3 - 9 Ni 基合金切削時の溝摩耗形態

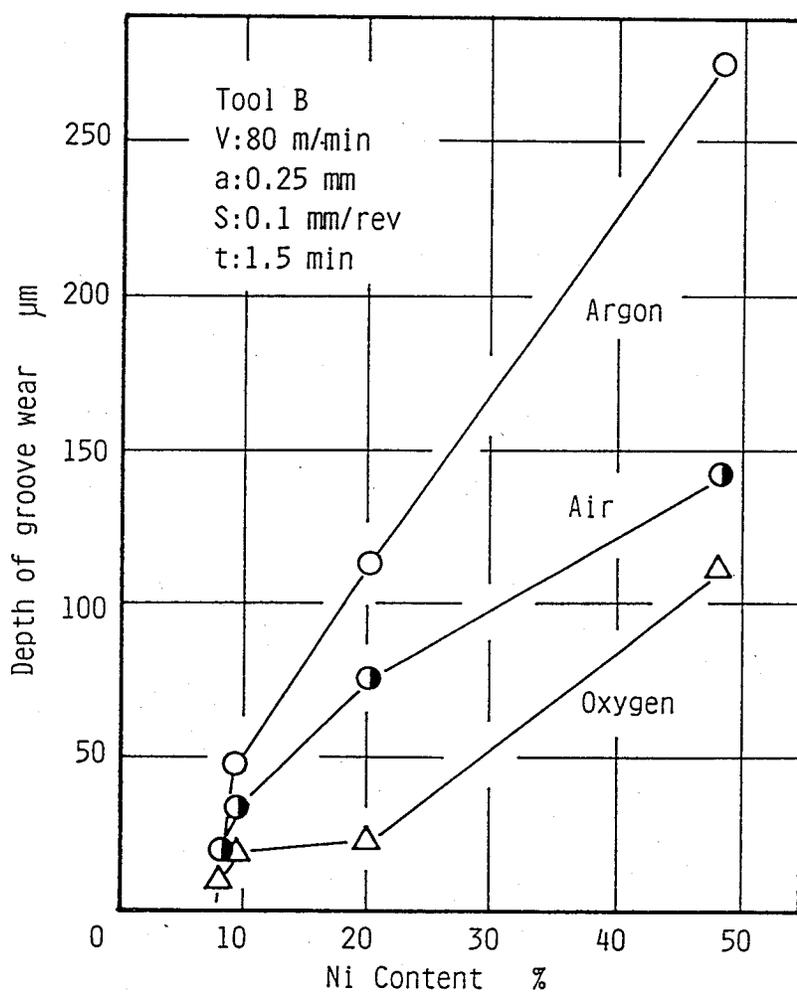


図 3 - 1 0 溝摩耗深さと Ni 含有量の関係

ゴンまたは酸素にすると、空気中に比較して、溝摩耗の生成はそれぞれ促進、抑制される。

これらの実験的事実から、溝摩耗の生成機構を考察する。

3. 2. 4. 1 溝形状の要因

SUS304を切削したときに形成されるすくい面の溝摩耗は、切りくずが工具すくい面を擦過する際の切りくずの両端部に集中し、クレータ状の摩耗にはならない。このような形態を示す前提条件として、工具と切りくずの特異な

接触状態が考えられる。溝摩耗も境界摩耗の一種であり、従来から多くの生成機構が提案されている。Showら⁸⁾はワスパロイの切削時の切りくずを観察し、切りくず両端部では中央部より高温であるとしている。新井ら⁹⁾は切れ刃の境界摩耗により、切りくず裏面に凸部が形成され、これがすくい面を擦過し、溝摩耗が進行するとしている。また、LuKら¹⁰⁾は特異なエネルギー分布のため、切りくず両端部では温度が中央部より高いとしている。これらの考えも溝形状形成の要因のひとつであるが、本研究では切りくずの形状に着目した。

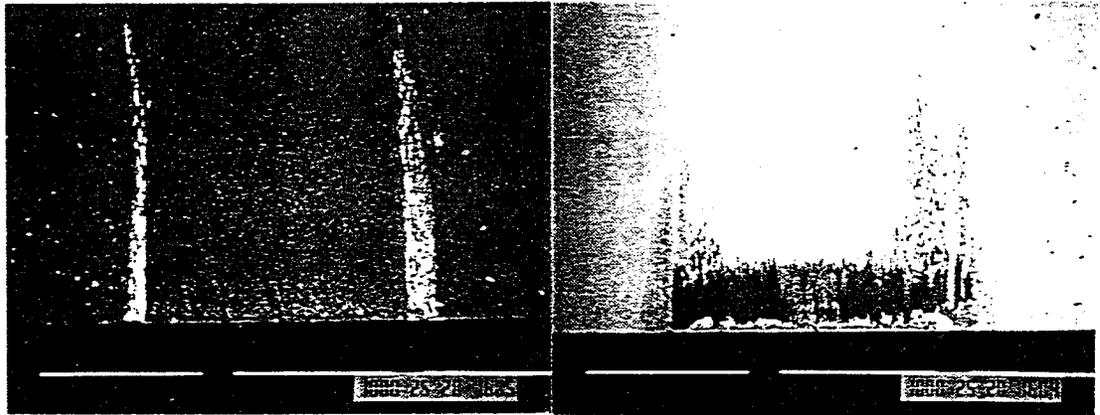
3. 2. 4. 2 切りくずの凸状変形

本実験の切削は、切れ刃コーナ部による微少切削であり観察が困難なため、円板状に加工した被削材を半径方向に削る、2次元切削により検討した。

図3-11は炭素鋼S45CおよびSUS304を、超硬P20および黒色セラミックスにより、切削速度100m/min、切削幅2mm、すくい角 -5° で約10sec間、2次元切削を行った後の工具すくい面の組成像である。いずれの工具、被削材の組合せの場合にも、工具-切りくず接触域の両端部に、切りくず流出方向に長く伸びた擦過痕が認められる。したがって、切りくずの両端は工具材、被削材などによらず、形状的にすくい面と接触しやすいものと考えられる。

図3-12は粗さ計で測定した、切りくず裏面の幅方向の断面形状である。切りくずはすくい面に対して凸状に変形しており、しかも送りが小さいと変形量が大きくなる傾向があることがわかる。そこで、切りくず裏面の形状に対する各要因（切れ刃曲率、すくい角、および切削速度）の影響を実験した。

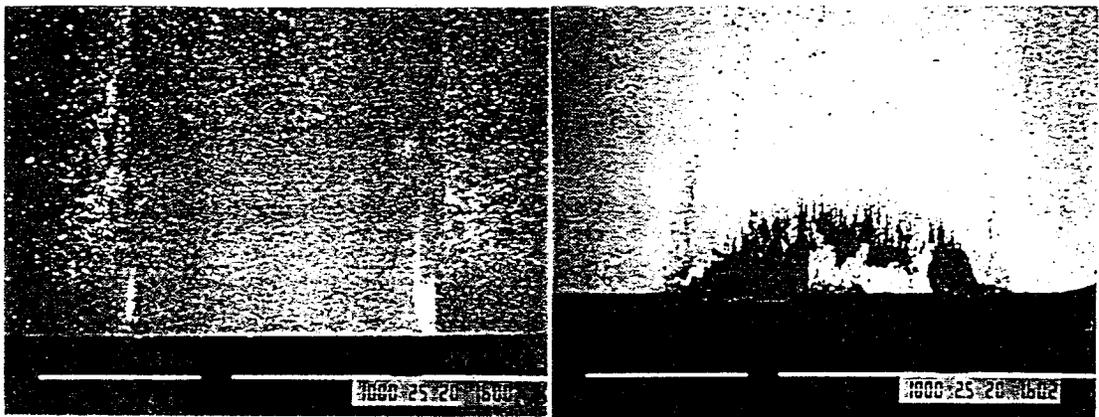
前述の2次元切削で、各要因を変えて切りくずを採取し、図3-13のsで定義する変形量を測定した。実験条件の範囲では、切りくずはすべてすくい面上で凸状に変形しており、切れ刃曲率半径(3.0~15.0mm)、すくい角(-20° ~ 15°)、および切削速度(30~200m/min)をそれぞれ変えても変形量はほとんど変化はない。



B-Ceramics

P20

(a) SUS304



B-Ceramics

P20

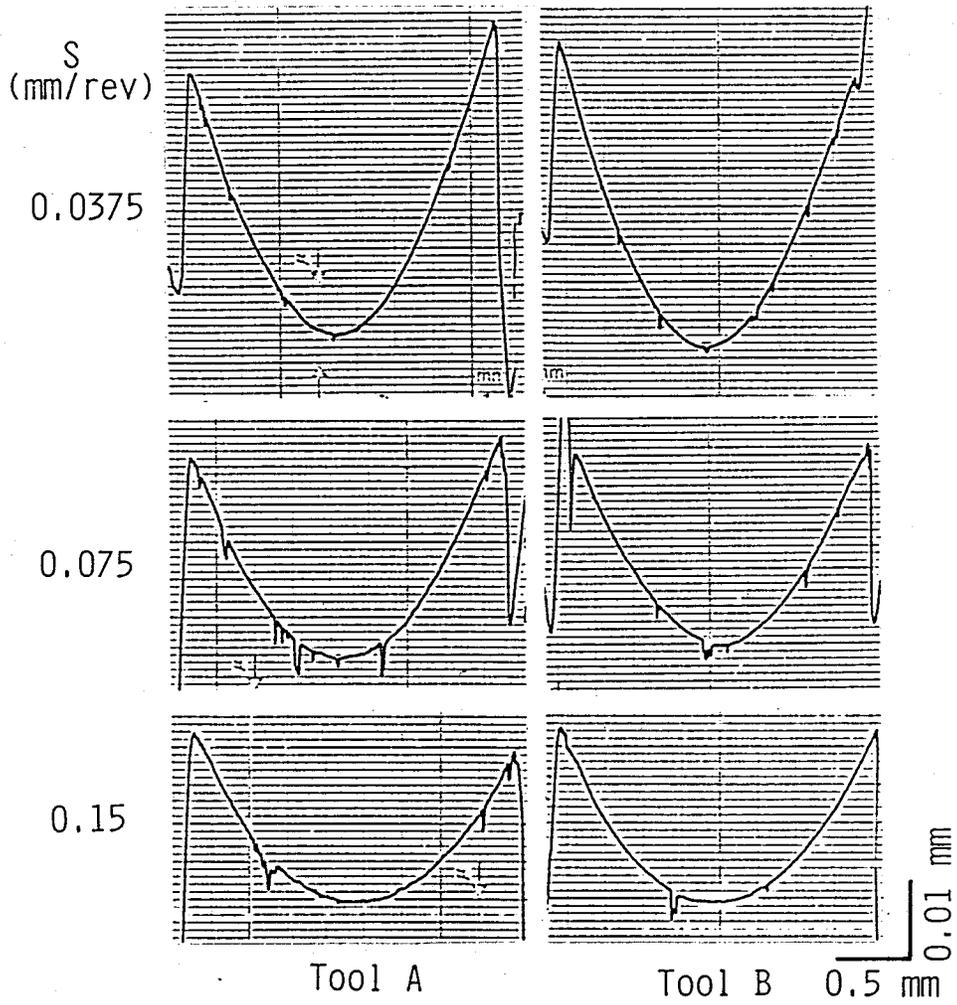
0.5 mm

(b) S45C

Composition image

V:80 m/min, b:2.0 mm, S:0.075 mm/rev, Orthogonal cutting

図 3 - 1 1 2次元切削時の工具すくい面の切りくず擦過痕



SUS304, V:100 m/min

図 3 - 1 2 切りくず裏面の断面形状

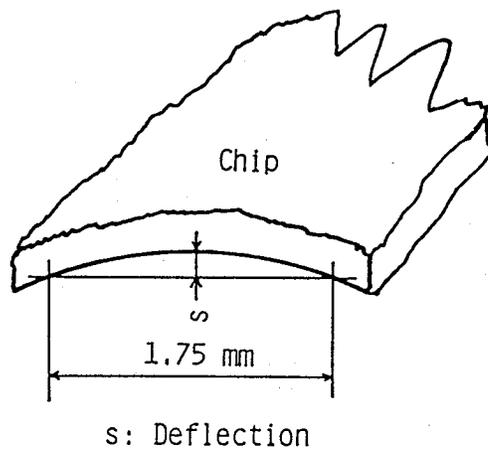


図 3 - 1 3 本研究における切りくずの凸状変形量の定義

図3-14は、送りと変形量の関係を示している。SUS304はS45Cに比較して変形が大きいことがわかる。また、図に示すように工具材種が変わっても変形量はほとんど変化がないが、両被削材種とも送りの影響が明確に現れている。特に、SUS304の微小送りでは、S45Cの場合の約3倍の変形量を示すことがわかる。

これらの結果から、SUS304の微小切削では、切りくずの変形が大きく、切りくず両端がすくい面に接触しやすくなり、溝摩耗を形成しやすい形態であることが理解できる。

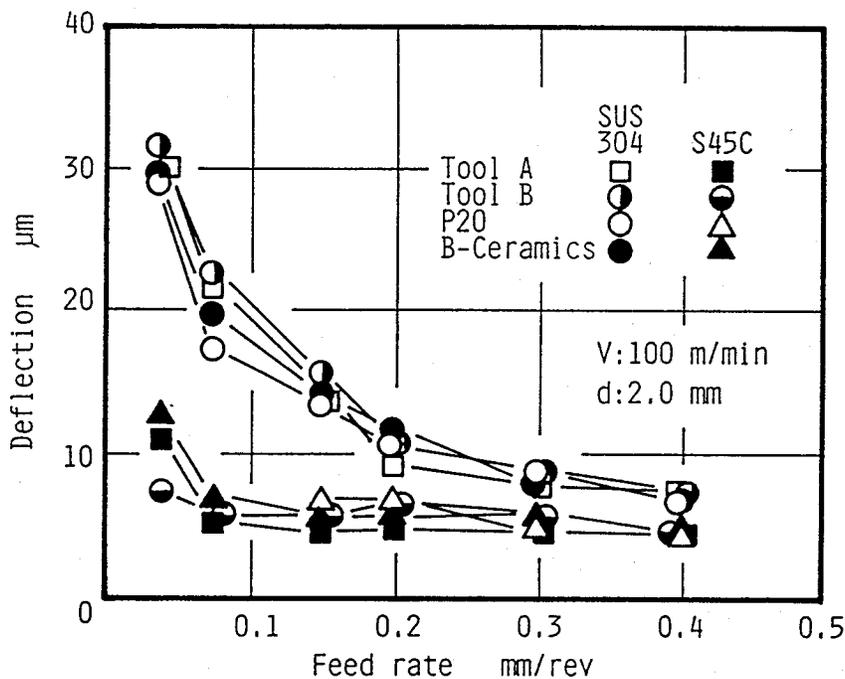
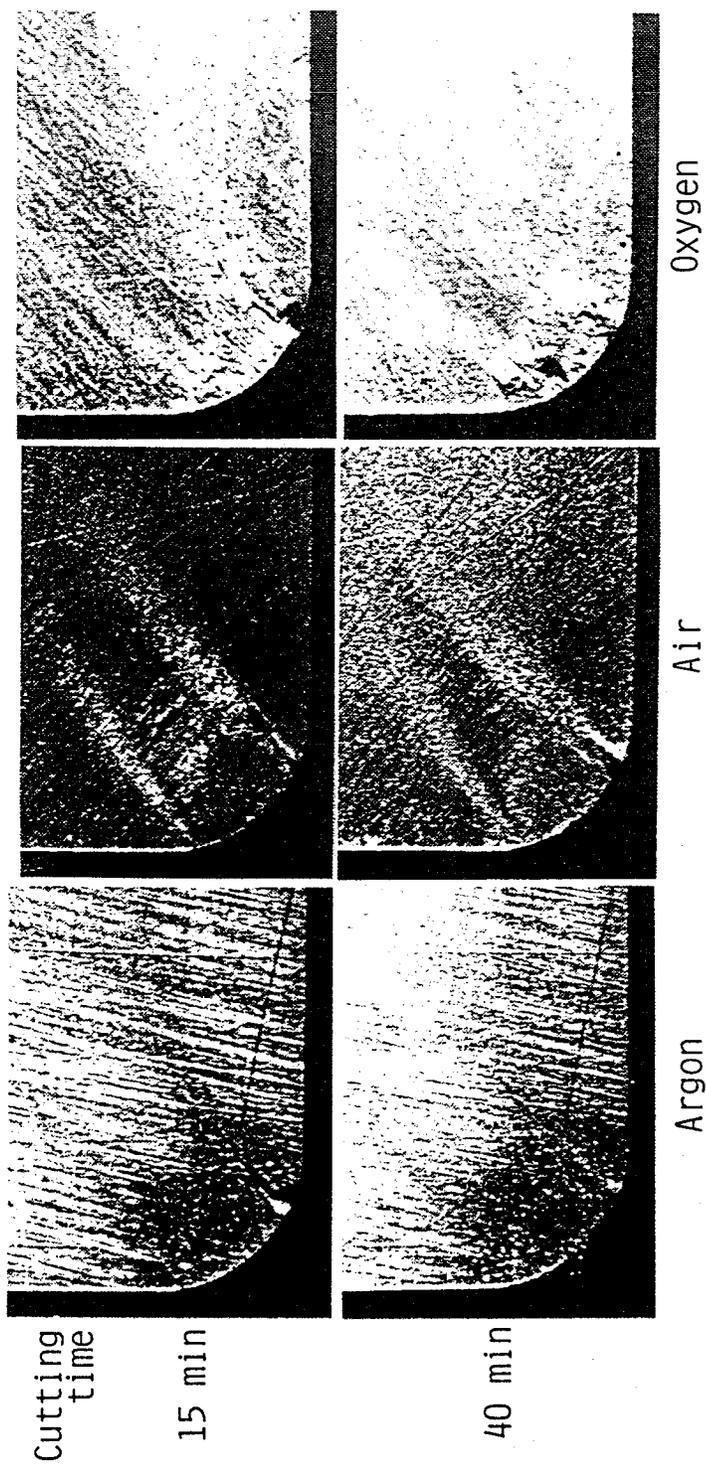


図3-14 切りくずの変形に及ぼす送りと工具材の影響

3. 2. 5 工具と被削材の凝着性

切りくずの凸状変形が溝摩耗形成の一要因であるが、切りくずと工具間で凝着¹¹⁾が発生することも、必要条件であると考えられる。超硬P20でSUS304を切削した場合にも、図3-14のとおり切りくず変形量は他の工具材とほとんど同一であるが、図3-15に示すように、溝摩耗は形成されない。ま



SUS304, P20, V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev

图 3-15 沟磨损形态 (超硬 P20)

た、雰囲気をかえると溝摩耗の大きさが変化すること、および、SUS304で溝摩耗が顕著な工具を用いても、Ni含有量が微量の被削材では、溝摩耗は形成されないことも明らかとなった。そこで、被削材と工具の凝着性について実験的に検討した。

凝着性は図3-16に示す摩擦試験により評価した。幅2mmの被削材と、工具の側面（CBN工具は超硬チップ側面にCBN焼結体をろう付けしたものを作製）を30m/minで摩擦させ、工具動力計により、垂直力、摩擦力を測定した。このとき、摩擦面は常に新生面になるように、切削を行いながら荷重Pを漸増させて摩擦力を測定した。

この方法により求めた荷重と摩擦力の関係を図3-17に示す。S45Cの場合（同図A）、荷重と摩擦力には直線関係があり、工具材にはよらずほぼ1本の直線で表すことができ

る。摩擦係数 μ を求めると0.59となり単純な摩擦であるが、通常の摩擦係数よりはるかに大きな値であることがわかる。これは、常に切削直後の新生面を摩擦しているためと考えられる。

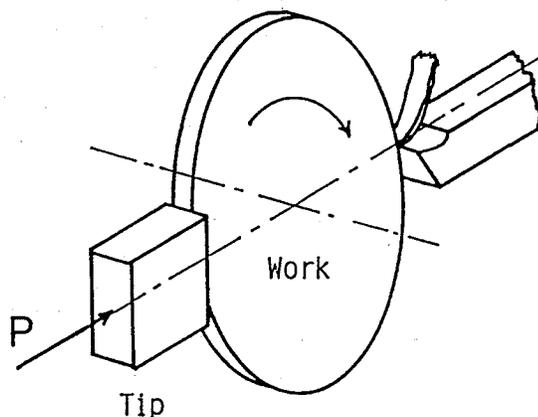


図3-16 摩擦実験方法

一方、SUS304、および耐熱合金Bの場合

（同図B、C）には、荷重と摩擦力には直線関係は認められない。すなわち、両被削材の場合、低荷重のときはほぼ $\mu = 1$ であり、S45Cに比較して明らかに凝着性が高いことがわかる。荷重が増加するにしたがって摩擦力の増加率が低下し、測定値も安定しなくなる。荷重除去後工具の摩擦面を観察すると、図3-18に示したように、被削材の凝着が激しく、同時にこれの脱落に伴うとみられる工具のはく離が認められる。このことから、SUS304および耐

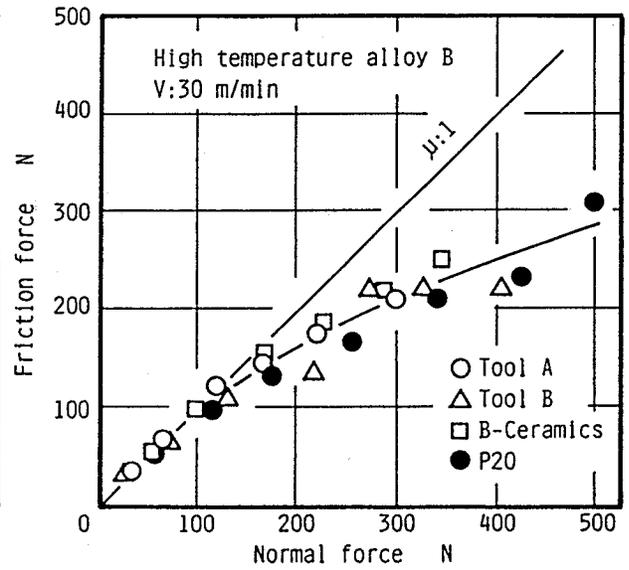
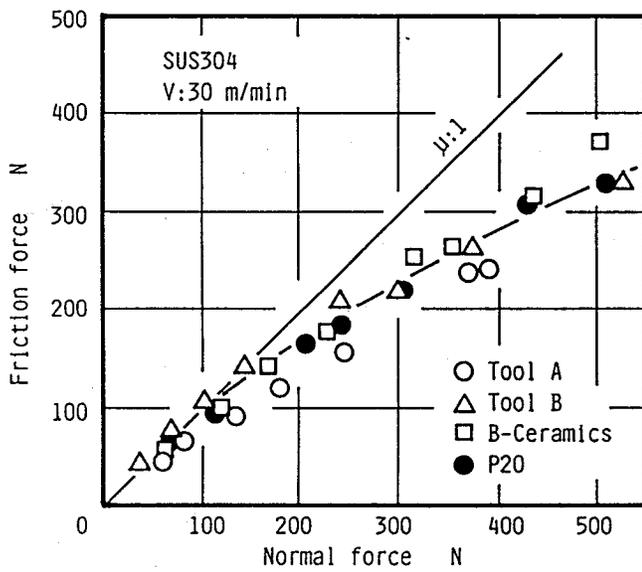
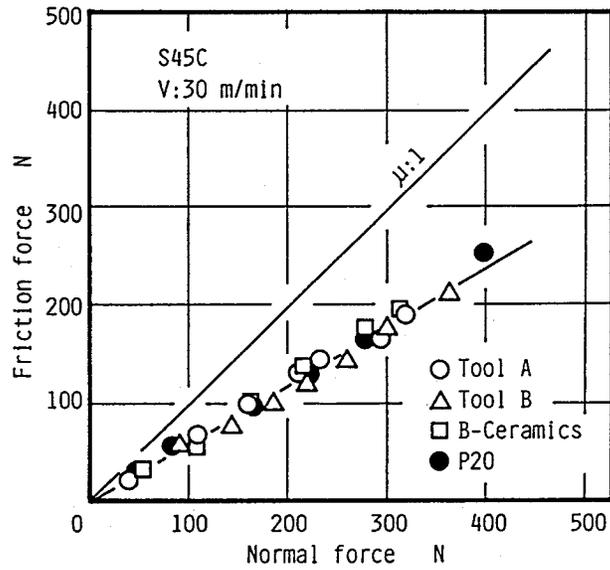


図 3 - 1 7 荷重と摩擦力の関係

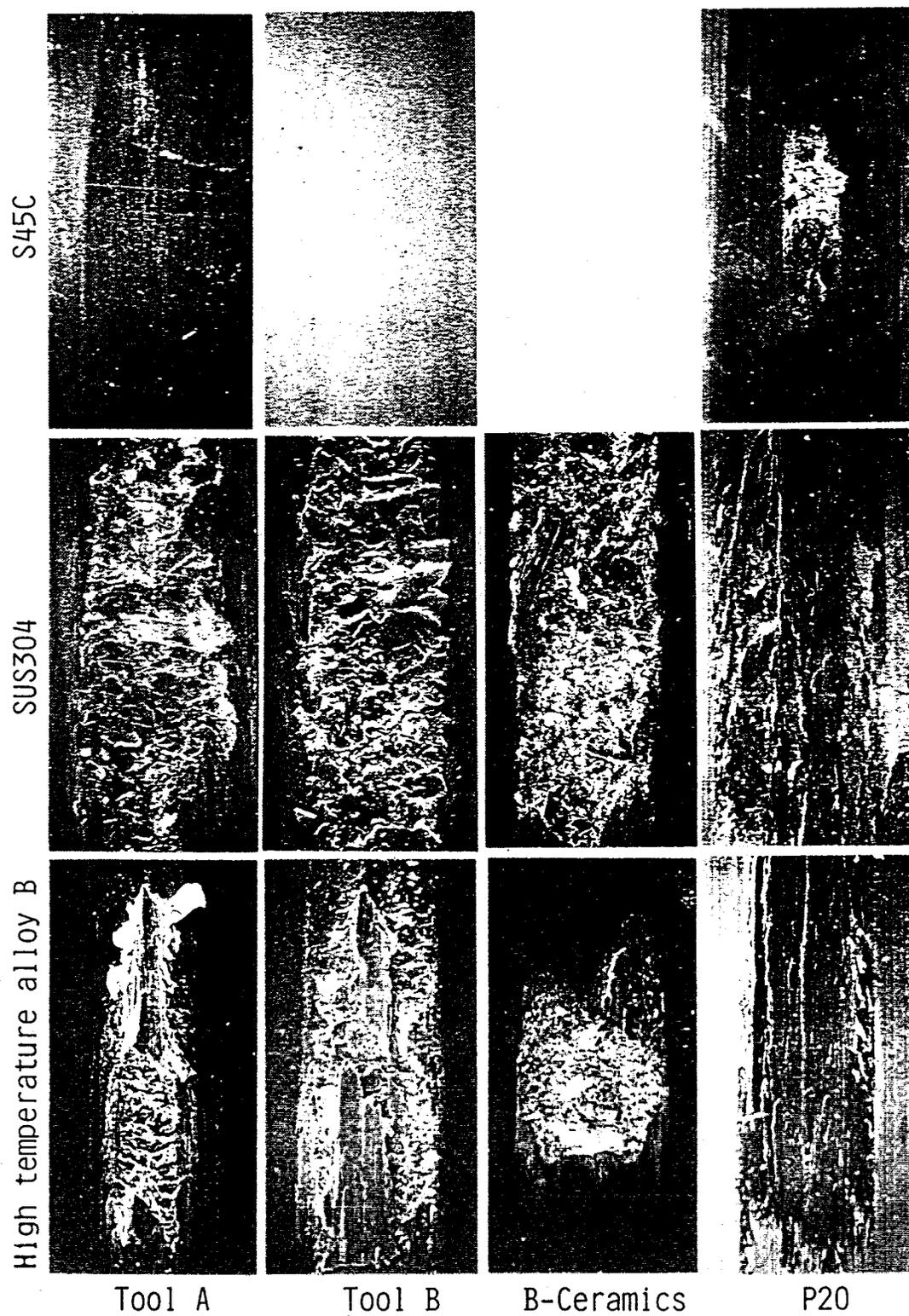
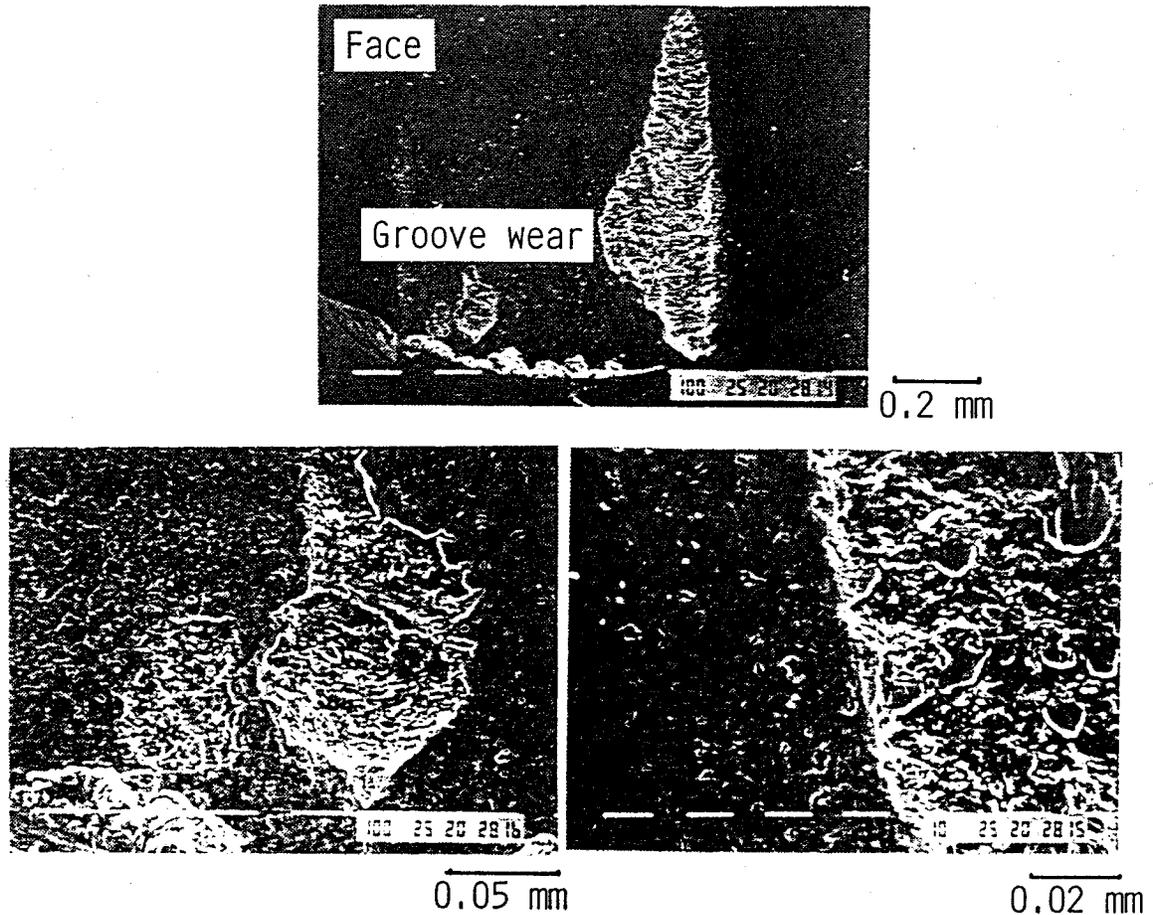


図 3 - 1 8 摩擦後の工具面

熱合金 B の場合には、S 4 5 C のときとは異なり、ある荷重以上では凝着物の生成脱落、およびこれに伴う工具材のはく離が繰り返されていることがわかる。

図 3 - 1 7 に示すように、工具と被削材間の摩擦力が凝着性に対応していると考え、この値は被削材が変わると変化するが、被削材が一定ならば工具材間の差異はほとんど認められない。したがって、超硬 P 2 0 と S U S 3 0 4 の組合せの場合でも、凝着の条件は満足されていることになるが、実際には溝摩耗は形成されていない。これは、凝着物が工具材から離脱する際の、超硬 P 2 0 の耐はく離強度が、工具 B の場合より高い（抗折力で比較すると、P 2 0 : 1 7 1 5 MPa, 工具 B : 1 0 7 8 MPa, 黒色セラミックス : 8 8 2 MPa）ため



Tool B, SUS304, Argon
 V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev, t:18 sec

図 3 - 1 9 摩耗面の電子顕微鏡による観察

であろうと考えられる。一方、耐熱合金BはSUS304よりも溝摩耗が大きくなるが、本研究の摩擦試験では、両被削材の凝着性に明確な差は認められない。工具の摩擦面を観察すると、凝着物の大きさや工具材のはく離規模が異なることが認められるが、このことと、溝摩耗の大きさの関係は明らかではない。凝着物の脱落とそれに伴う工具材のはく離の機構に関しては、さらに詳細な研究が必要であると考えられる。

3. 2. 6 摩耗機構の観察

図3-19は、SUS304をアルゴンガス中で、工具Bにより18sec間切削した後の、溝摩耗部分の電子顕微鏡写真である。摩耗面は凹凸が激しく、連続的なすり減り摩耗ではなく、主に工具材のはく離されることにより成長することが明らかである。このように、境界部において多量のはく離が短時間に発生するのであれば、この部分を擦過した切りくず裏面の端部には、はく離した工具材が残存している可能性が大きい。

図3-20は走査型電顕で撮影した切りくず裏面の組成像である。切りくず端部の裏面に切りくずとは異なる成分（図中で黒色に見える）で、2~3 μm の大きさの粒子が多数付着している。これらは、工具材の一部でCBNの粒子と考えられる。さらに、その下には切りくずと同成分ではあるが、切りくずとは異なる形状の付着物が存在している。これは、すくい面に付着していた凝着物であり、この凝着物の脱落にともなって、多数のCBN粒子が工具すくい面からはく離されたものと考えられる。

同様に図3-21は、耐熱合金Bを工具Bを用いてアルゴンガス中で切削したときの、切りくず裏面のSEM像、および同じ部分のX線成分分析結果である。凝着物の部分からは、B、N、Ti、Alなどが検出されている。これらの元素は被削材には含有されておらず、CBN粒子およびその結合材、すなわち工具材の一部であることがわかる。したがって、同図から、工具・切りくず接触域の両端部において、工具材の一部が被削材の凝着物の離脱時に、はく離

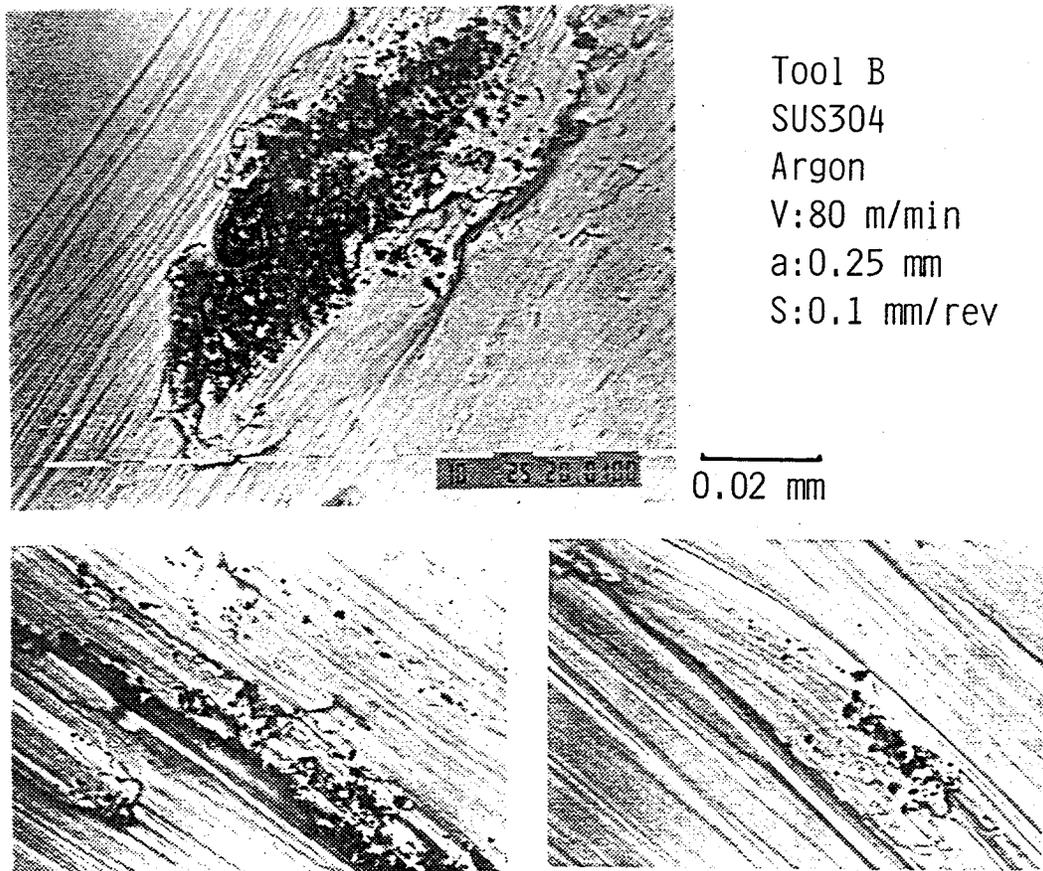


図 3 - 2 0 切りくず裏面の組成像

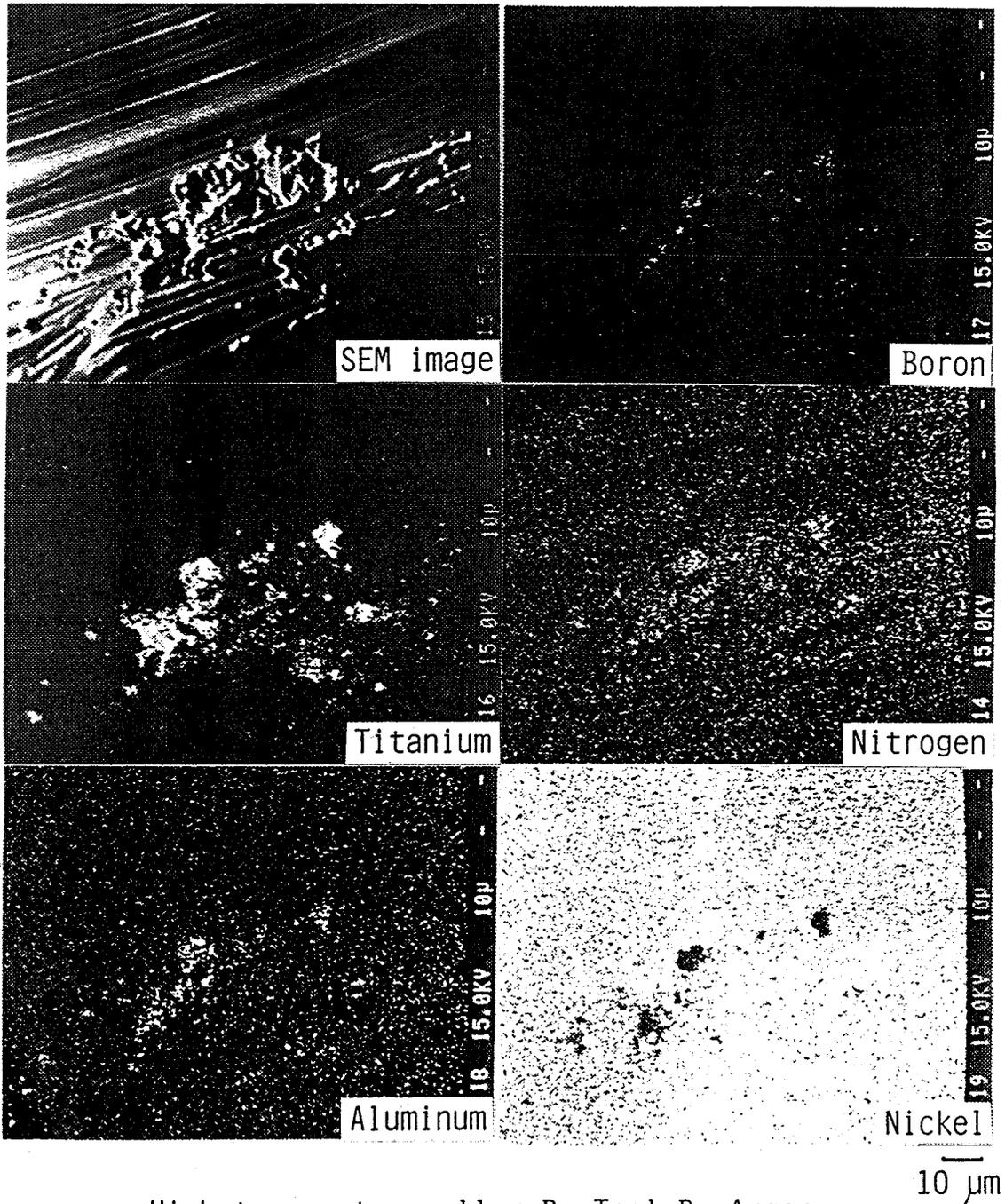
される現象が発生していることが理解できる。

以上の結果から、溝摩耗は耐はく離強さの低い工具で、凝着性の高い被削材を切削した場合に、工具のはく離によって生成し、切りくず形状により溝状となることが明らかである。

3. 2. 7 まとめ

硬度の低い鋼材に対し適性が低いといわれている、セラミックス系工具の摩耗機構の一端を解明するため、CBN工具を主にステンレス鋼SUS304を低速度で切削したときに形成される、すくい面の溝摩耗に注目し、生成に影響する物性的要因について検討した。その結果、以下のことが明らかとなった。

(1) 溝摩耗の生成は切削雰囲気の影響が強く、アルゴンガスを供給すると



High temperature alloy B, Tool B, Argon
 V:80 m/min, a:0.25 mm, S:0.1 mm/rev

図 3 - 2 1 切りくず裏面の付着物の X 線分析

大気中より促進され、酸素を供給すると抑制される。

- (2) 溝摩耗はCBN含有量の少ない（セラミックス系結合材の多い）工具、およびセラミック工具に形成されやすく、超硬工具では形成されにくい。
- (3) 被削材中のNi含有量が増加すると、溝摩耗の生成は促進される。
- (4) すくい面上の摩耗が溝形状となるのは、切りくずが凸状に湾曲しており、両端ですくい面と接触しやすいためである。
- (5) 溝摩耗は被削材の凝着物の脱落に伴う工具のはく離により成長する。このため、摩耗進行速度はすり減り摩耗、熱的摩耗などと比較すると極端に速い。

3. 3 純鉄切削時の凝着損傷の対策

電子機器の利用の拡大に伴い磁性材料の需要が増大している。純鉄は安価な磁性材料として需要の増加が見込まれている。しかし、切削加工時に切削抵抗が大きく、工具寿命が短い、仕上げ面が劣化しやすい、加工変質層が大きい等の問題があり、むしろ難削材といえる。これは、極軟質で工具との凝着が激しいため、切りくず生成がスムーズにできないことが主原因であると考えられる。

凝着しやすい被削材の切削で工具損傷を抑制するには、工具と被削材の凝着を抑制¹²⁾¹³⁾すればよいはずである。このためには、前節のように、切削中に酸素ガスを供給することもその一方法であろう。また、Ni基合金の切削などに超音波振動を付加することも報告¹⁴⁾¹⁵⁾されている。さらに、実用的な方法としては、被削材と凝着しにくい工具材種を選定することや、切削剤を供給することも有効と考えられる。

本研究では凝着しやすい被削材の切削時の工具損傷対策として、純鉄切削時の工具材種の適性を明らかにし、さらに凝着を抑制する方法として、切削中の切れ刃を振動させる超音波振動切削を適用し、工具寿命、仕上げ面粗さ、加工変質層などに対する効果を明らかにした。

3. 3. 1 工具材種の適性

3. 3. 1. 1 実験装置および方法

被削材は極低炭素の純鉄（ $\phi 80 \times 400$ mm）である。化学成分、機械的性質を表3-3に示す。工具は2種類の超硬、3種類のサーメット、および3種類のセラミックスを用いた。工具形状はSNGN120408である。使用工具の特性を表3-4に示す。工作機械は池貝DA-30旋盤を用いた。切削条件は切込み0.25 mm、送り0.1 mm/revの一定で、切削速度は、30~200 m/minの範囲で乾式旋削を行った。寿命判定基準を平均摩耗幅VB=0.3 mmとして工具寿命を求め、切りくず等の観察を行った。

表 3 - 3 被削材の特性

Work material	Composition %					Y.S	T.S	E1	R.A	Hardness
	C	Si	Mn	P	S	MPa	MPa	%	%	HV
Pure iron	0.0023	0.01	0.05	0.002	0.003	202	266	61.9	95.5	68

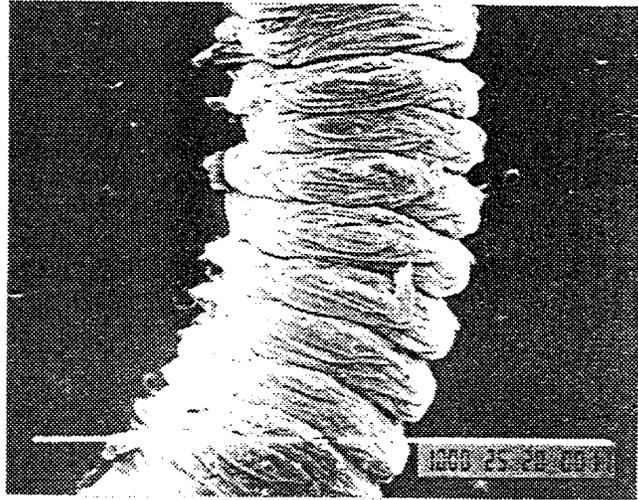
表 3 - 4 使用工具の特性

Tool material	Composition	Hardness HRA	TRS MPa	E GPa	α $\times 10^{-6}/K$	λ W/(m·K)
TiC-Cermet1	TiC-TiN	92.5	1666	441	8.4	-
TiC-Cermet2	TiC-TiN	92.5	1470	431	8.4	20.9
TiN-Cermet	TiN	91.5	1568	451	9.0	41.9
Al ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	94.0	490	382	7.8	16.7
Al ₂ O ₃ -TiC	Al ₂ O ₃ , TiC	94.5	748	412	7.9	20.9
TiC-Ceramics	TiC, Al ₂ O ₃	94.0	748	441	7.6	29.3
Si ₃ N ₄	Si ₃ N ₄	93.0	1176	314	3.2	25.1
P20	WC, TiC, TaC	91.0	1764	510	6.0	33.5
K10	WC	92.0	1960	627	4.6	79.5

(Catalogue data)

3. 3. 1. 2 各種工具の寿命

純鉄切削時の切りくず形状を図 3 - 2 2 に示す。純鉄は軟質で、工具と凝着しやすいため、切りくず排出がスムーズでなく、極端に厚い切りくずを生成する。このため、切削抵抗が大きく、工具摩耗も激しい。摩耗形態を図 3 - 2 3 に示す。これは、超硬 P 2 0 と TiC-Cermet の場合であるが、平均摩耗に比較して前逃げ面、横逃げ面の境界摩耗が大きく発達する。セラミック工具の場合には短時間に寿命に達するので、境界摩耗は発達しないが、いずれの工具材も切

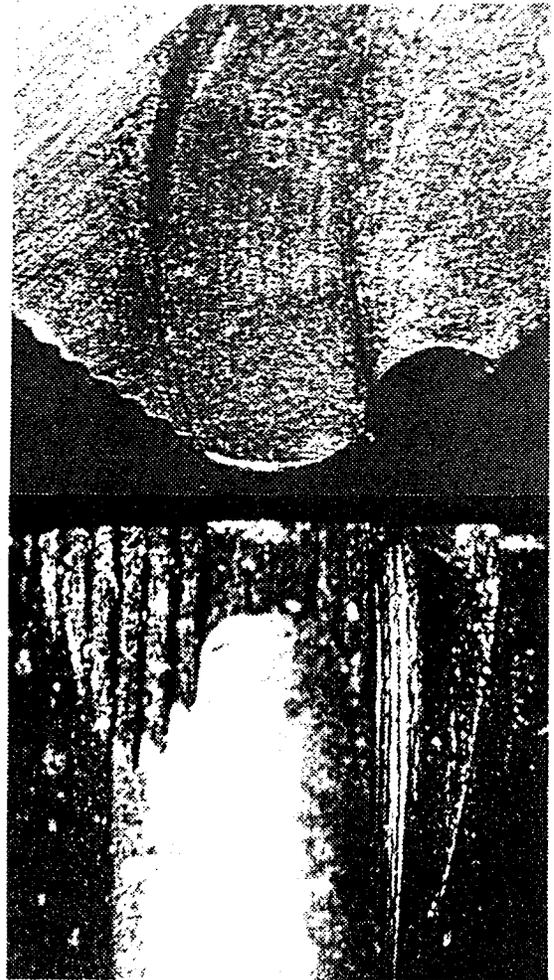


0.2 mm

図 3 - 2 2 純鉄の切りくず形態



0.3 mm



TiC-Cermet

V:100 m/min, a:0.25 mm

S:0.1 mm/rev, t:250 min

P20

V:100 m/min, a:0.25 mm

S:0.1 mm/rev, t:55 min

図 3 - 2 3 工具摩耗形状

切削時間の増加に伴う安定した摩耗増加を示している。平均摩耗幅 $VB = 0.3$ mm を寿命判定基準として工具寿命を求めると図 3-24 が得られる。寿命曲線は両対数上でも直線になりにくく、寿命時間は工具材種により大幅に異なることがわかる。

凝着性の高い純鉄の切削では、金属と凝着しにくい工具材質が長寿命を示すのではないかと考えられる。しかし、サーメット工具が最も長寿命を示しているものの、セラミック工具は短寿命となっている。硬鋼あるいは鋳鉄の切削では、黒セラミックス、白セラミックスも長寿命を示すことが知られているが、純鉄の場合には極端に短寿命となっている。純鉄は凝着が激しいことを考えると、前述のステンレス鋼の切削の場合と同様に、工具材のはく離に対する抵抗力が低いためではないかと考えられる。はく離に対する強さを抗折力で評価するならば、図 3-25 に示すように抗折力の大きいほうが長寿命となっている。

また、 $Al_2O_3 (+TiC)$ と TiC -Ceramics は組成はほぼ同一で、アルミナと TiC の含有割合が異なっている。抗折力もほぼ同一であることから、両者の寿命の差は凝着性の差が現れたものと考えられる。このことから、アルミナより TiC を多く含有しているほうが凝着性の高い純鉄の切削には適していることがわかる。このため、 TiC 系サーメットが最も長寿命となっているものと考えられる。

超硬は抗折力は大きいですが、寿命はサーメットより劣っている。超硬工具で切削したときの切削抵抗を測定するとセラミックス、サーメットの場合より 30~40% ほど大きいことがわかる。これは、工具と被削材が凝着しやすいため、このため工具寿命も短くなっていると考えられる。また、窒化けい素はセラミック工具の中では抗折力が大きいですが、実験工具中最も短寿命となっている。これは、工具中の Si と被削材中の Fe の反応¹⁶⁾ によるものと考えられる。

これらの結果から、純鉄の切削では凝着しにくく、しかもはく離に対して抵抗力がある（抗折力が大きい）、サーメット工具が適していることがわかった。

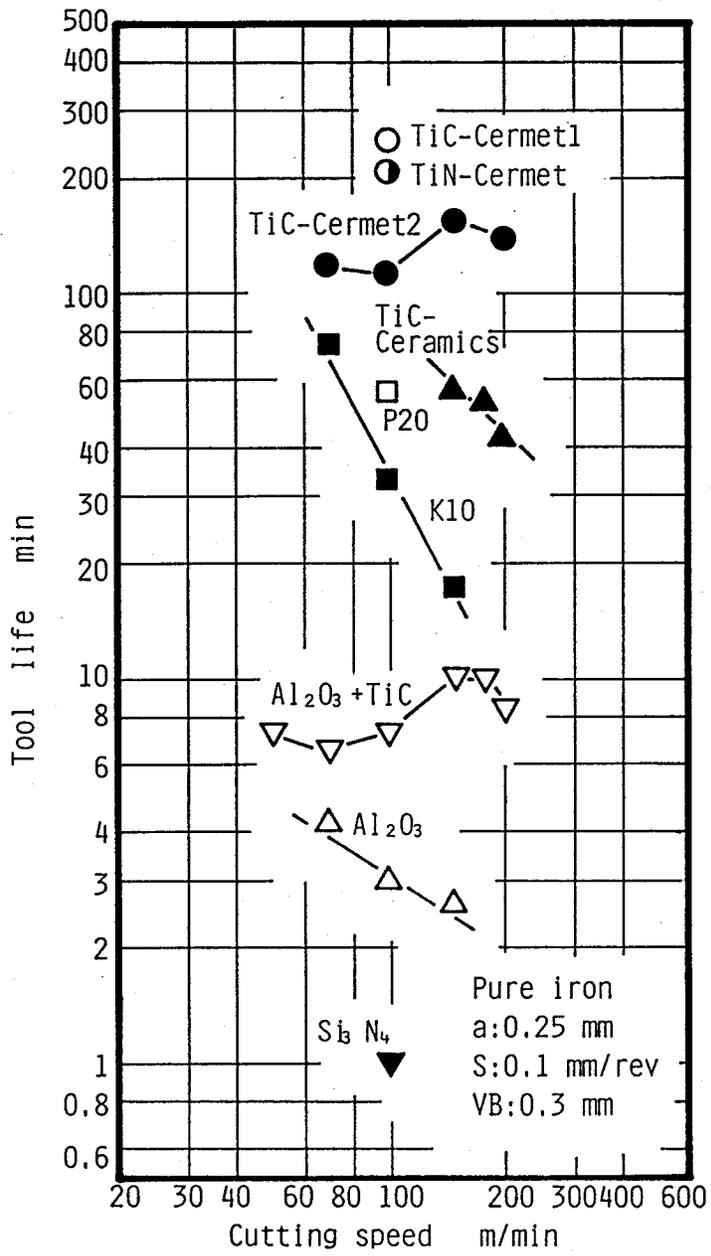


図3-24 純鉄切削時の各種工具の寿命曲線

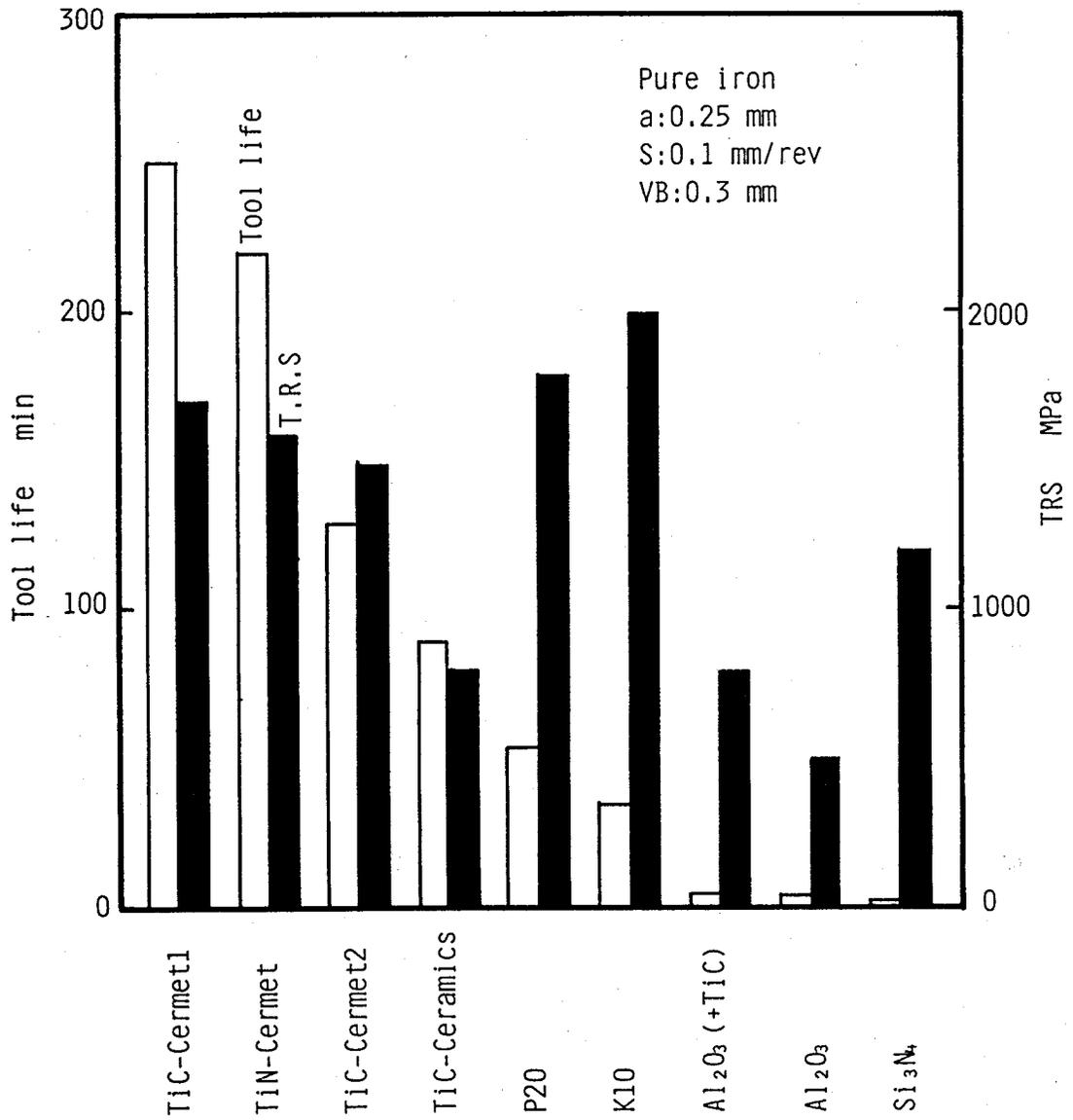


図 3 - 25 工具寿命と工具の抗折力の関係

3. 3. 2 振動切削による凝着抑制

3. 3. 2. 1 実験装置および方法

被削材は表3-3の純鉄で、工具形状はTPGA110304、工具材質はK10とした。切れ刃形状は $(-4, 0, 15, 7, 60, 30, 0.4)$ である。

工作機械は昌運HB-500旋盤を用い、この往復台に超音波振動切削用の刃物台を設置して振動切削を行った。振動切削装置は超音波工業(株)製で、バイトシャンクの後端を加振し、曲げ振動を発生させて切れ刃を切削方向に振動させる方式である。

切れ刃が片振幅 a 、角速度 ω で振動している場合、切れ刃の後退時の速度が切削速度 V よりも遅いときには、切れ刃と工作物は常時接触することになる。切れ刃が切削点からはなれる境界の切削速度を臨界切削速度と呼ぶと、これは次式で求められる。

$$V_c = a\omega = 2\pi a f \quad (3-1)$$

ただし V_c : 臨界切削速度

a : 振幅

ω : 角速度

f : 振動周波数

本実験では振動周波数を $f = 19.3$ kHz (固定)、振幅は $14 \mu\text{m}$ (無負荷時に測定)とした。したがって、式(3-1)から臨界切削速度を求めると、約 102 m/minとなる。

切削条件は、切込み $a = 0.25$ mm、送り $S = 0.05$ mm/revとして、切削速度 V を広範に変えて、乾式で振動切削および普通切削を行った。寿命判定基準は、逃げ面摩耗幅 $VB = 0.3$ mmとして、工具寿命を求めた。なお、普通切削の場合にもチップを振動刃物台に取り付けて、振動はさせずに切削を行った。

また、同様の切削条件で、仕上げ面粗さ、加工変質層におよぼす振動切削の効果調べた。加工変質層については、旋削後の断面の硬さをマイクロピッカ

ースにより測定し、加工硬化層の深さを求めた。

また、被削材表面にあらかじめ軸方向の溝をつけておいて切削し、切りくず長さを測定して切削比を求めた。

3. 3. 2. 2 被削性に及ぼす振動切削の影響

(a) 工具寿命

工具摩耗形態は、前述のとおり前逃げ面と横逃げ面の境界摩耗が、平均摩耗より大幅に大きくなっている。これは、切削面の加工硬化、およびバリやかえりが多いことと関連するもので、軟質材切削時の特徴的な摩耗形態と思われる。すくい面摩耗は、いわゆるクレータ摩耗にはならず工具と切りくずの接触域の両端に溝状の摩耗が進行した。本実験では逃げ面摩耗を主に測定した。

摩耗経過を図3-26に示す。いずれの切削速度でも、振動切削では普通切削に比較して、摩耗進行が抑制されていることがわかる。寿命曲線を求めると図3-27に示すように、いずれの切削速度でも振動切削では普通切削より長寿命となっている。臨界切削速度を越えても工具寿命は延長されていることから、切削点から工具が離れなくても切削速度が変動すれば、影響があることがわかる。

(b) 仕上げ面粗さ

切削速度と仕上げ面粗さの関係を図3-28に示す。軟鋼の普通切削では一般に、高速になると構成刃先の生成が妨げられ、仕上げ面は良好になる。低速では構成刃先が発生するために劣化する。さらに低速¹⁷⁾になると構成刃先が付着しにくくなり、仕上げ面は良好になることが知られている。構成刃先は被削材の加工硬化性と、工具と被削材の親和性により生成が左右される。すなわち、親和性の低い工具材質では構成刃先の生成が抑制され、仕上げ面粗さが改善されることになる。

純鉄の場合も普通切削では軟鋼と同様の傾向を示している。振動切削の場合

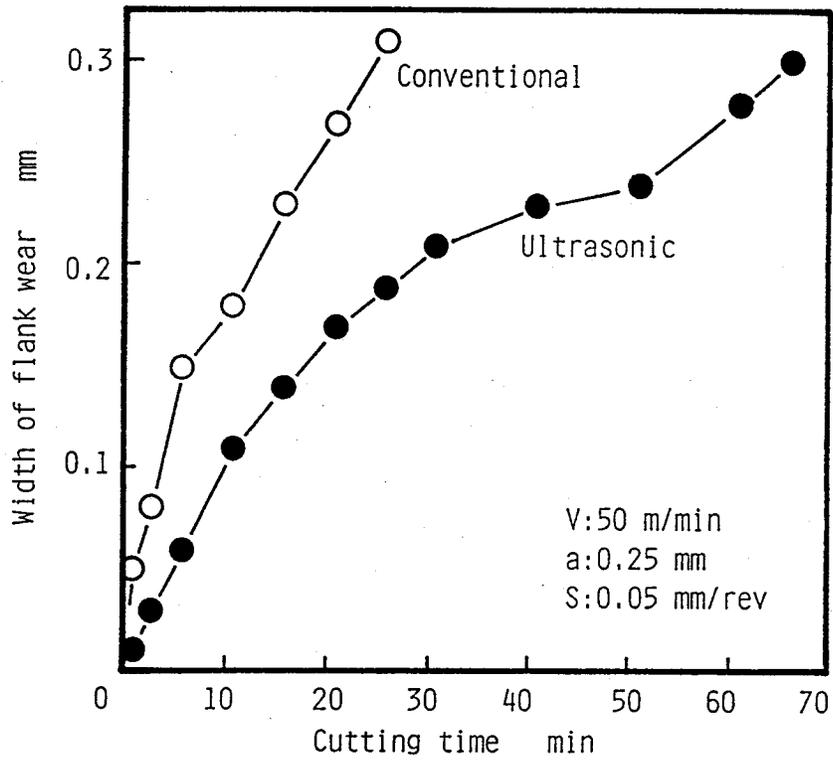


図 3 - 2 6 工具摩耗経過

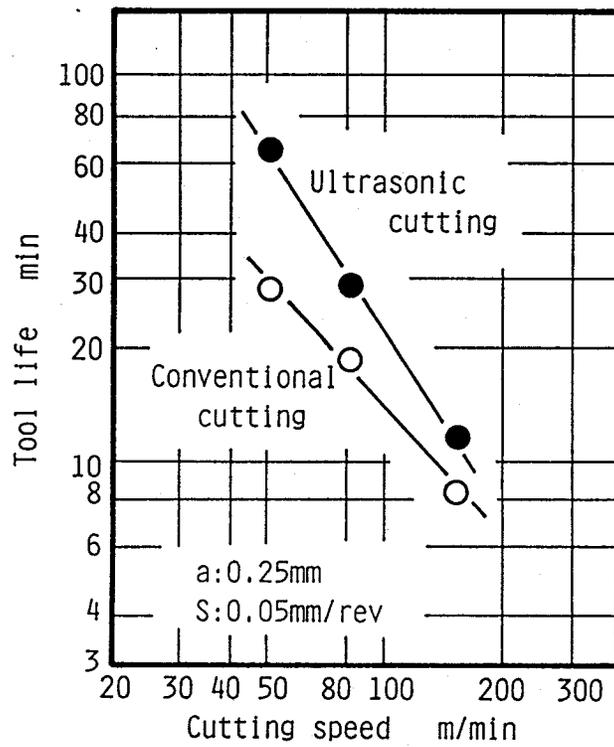


図 3 - 2 7 振動切削と普通切削の寿命曲線

には振動が擾乱要因となり、概して普通切削より粗さ値が大きい。しかし、低速の30m/minでは普通切削より良好な結果となっている。これは、普通切削では刃先に構成刃先などの付着物が生成されているが、振動切削では生成しないためである。すなわち、振動により凝着が抑制されていることがわかる。

(c) 切削比

振動切削により、工具寿命、仕上げ面粗さが変化することがわかった。そこで、そのときの切削状態を知るために、切削比を求めた。切削速度と切削比の関係を図3-29に示す。純鉄の切削比は0.05~0.15程度で、鋼などの場合(0.3~0.5)と比較すると極端に小さいことがわかる。これは、工具すくい面と切りくずの凝着が激しいため、切りくず流出が円滑でないことによると考えられる。普通切削では切削速度の上昇にともなって切削比は上昇している。振動切削の場合にも普通切削とほぼ同様の傾向であるが、30m/minでは顕著に上昇しており、普通切削に比較して約3~5倍に改善されていることがわかる。このときの切りくずは薄くて長く、銀白色をしており、変形が少ないことがわかる。すなわち、切りくず流出が容易になったため、超音波振動を付加することにより、工具と切りくずの凝着が抑制されることが理解できる。

(d) 加工変質層

振動切削が加工変質層に及ぼす影響を、切削面の断面の硬さ分布で比較した結果を図3-30、図3-31に示した。図3-30の切削速度30m/minのときには、普通切削と振動切削では加工変質層が明らかに異なっている。普通切削では加工変質層の深さは約1mmであるのに対し、振動切削ではその約1/5の0.2mm程度となっており、振動切削では普通切削より加工変質層が小さくなることがわかる。しかし、切削速度50m/minでは、加工変質層の深さは振動切削、普通切削の場合ともほとんど同じである。

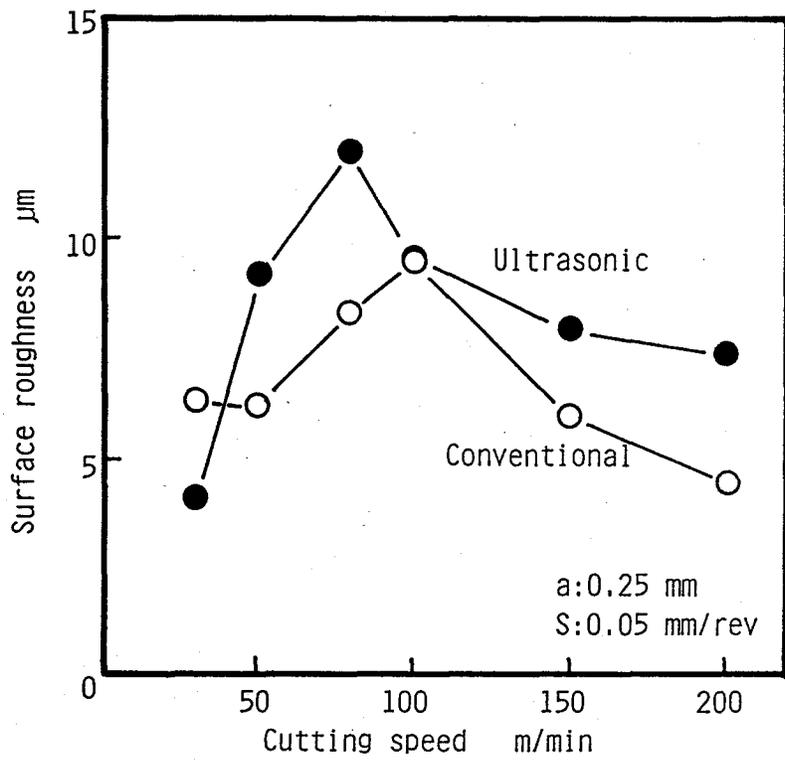


図 3 - 2 8 仕上げ面粗さに及ぼす振動の影響

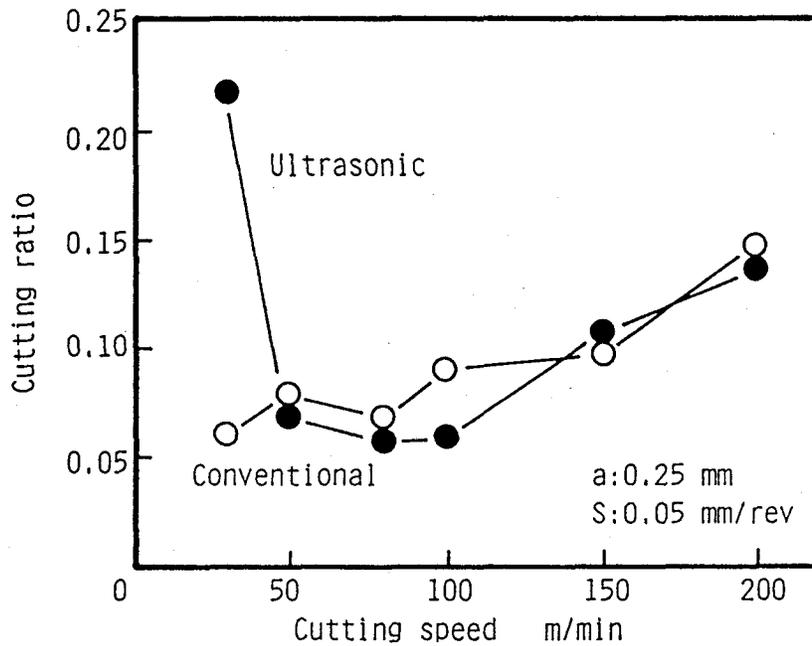


図 3 - 2 9 切削比に及ぼす振動の影響

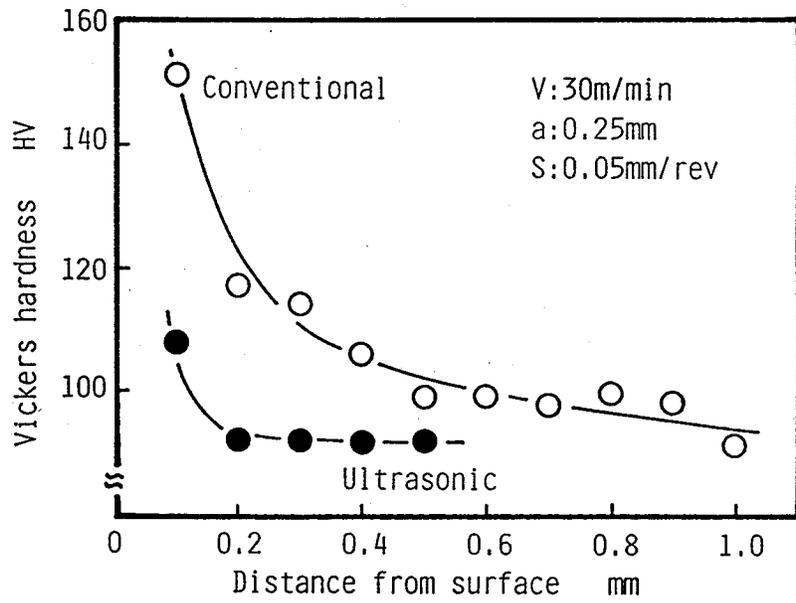


図 3 - 3 0 加工変質層深さ (V : 3 0 m/min)

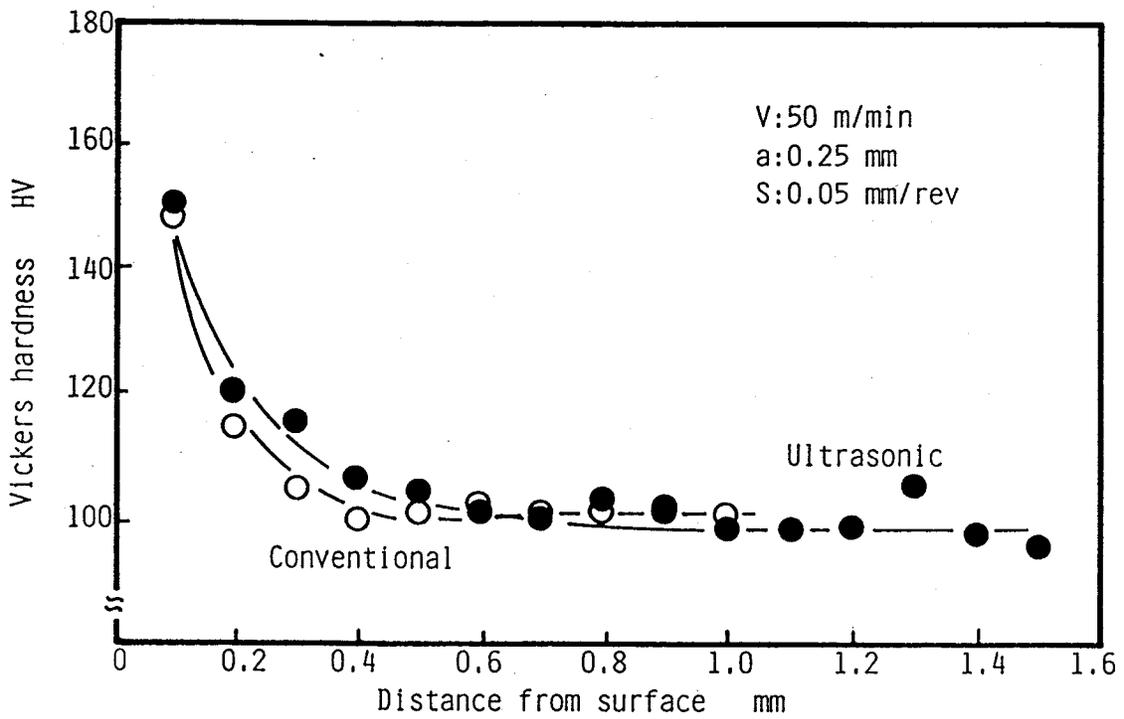


図 3 - 3 1 加工変質層深さ (V : 5 0 m/min)

中山ら¹⁸⁾¹⁹⁾は、切りくず厚さと加工変質層の大きさは関連が深いことを示し、薄い切りくずを生成するときのほうが、加工変質層は小さいことを明らかにしている。純鉄の振動切削の場合にも、低速では普通切削のときより薄い切りくずを生成しているが、高速になると普通切削と同様に厚くなっており、加工変質層の測定結果と一致している。

3. 3. 3 まとめ

純鉄切削時の工具損傷対策として、適性工具材種と振動切削の有用性を明らかにした。その結果、以下のことがわかった。

- (1) 凝着性の高い純鉄の切削では、サーメット工具が適しており、なかでも抗折力が大きいほうが寿命が長い。
- (2) セラミック工具は摩耗が大きく不適である。
- (3) 振動切削により工具寿命は普通切削の1.5倍ほどに延長される。
- (4) 低速切削時(本実験条件では30m/min)には振動切削の効果があり、切削比が大幅に向上する。
- (5) このため、仕上げ面粗さも低速時には向上する。
- (6) 同様に、低速切削時には、振動切削により加工変質層の深さは、普通切削の約1/5に減少する。
- (6) これらの結果は、超音波振動により工具と被削材の凝着が抑制されたためと考えられる。

3. 5 結び

凝着しやすい被削材に対して、セラミック工具を適用したときの工具損傷とその対策について検討した。工具摩耗は工具材のはく離によって進行するため、単に耐摩耗性が優れていても工具寿命は長くはならない。むしろ、耐はく離性、あるいは抗折力が大きい工具材種が適しており、凝着しにくい工具材種の選定が必要であることがわかった。

また、超音波振動により凝着を抑制すれば、工具摩耗の抑制が可能であることがわかった。

参考文献

- 1) 花崎伸作, 藤原順介, 坂上浩一, 長谷川嘉雄: 高ニッケル合金の切削に関する研究 (第1報, 逃げ面溝摩耗の生成機構), 日本機械学会論文集, 55, 511 (1989) 780.
- 2) S.Hanasaki, J.Fujiwara, M.Touge: Tool Wear of Coated Tools when Machining a High Nickel Alloy, *Anal. of the CIRP*, 39, 1 (1990).
- 3) 大石健司, 大野幸彦, 宮沢伸一: 溝摩耗生成機構に関する基礎研究, 精密工学会誌, 52, 5 (1986) 819.
- 4) 山根八洲男, 鳴瀧則彦: 正面フライス切削時の工具損傷に及ぼす雰囲気の影響 (第1報), 精密機械, 49, 4 (1983) 521.
- 5) 奥島啓式ほか: 切削加工における雰囲気の効果 (第1報), 日本機械学会論文集, 31, 229 (1965) 1387.
- 6) 奥島啓式ほか: 切削加工における雰囲気の効果 (第3報), 日本機械学会論文集, 32, 234 (1966) 431.
- 7) 大野幸彦, 竹山秀彦: 境界摩耗に関する基礎研究, 精密機械, 41, 3 (1975) 287.
- 8) M.C.Shaw, A.L.Thurman & H.J.Ahlgren: A Plasticity Problem Involving Plane Strain and Plane Stress Simultaneously: Groove Formation in the Machining of High-temperature Alloys, *Trans. ASME*, 5 (1966) 142.
- 9) 新井 実, 中山一雄: バリによる境界損傷の増大とその抑制, 精密工学会誌, 52, 5 (1986) 864.
- 10) W.K.Luk & R.F.Scrutton: The Origin of Groove Wear in the Turning Operation, *Inst. J. Prod. Res.*, 6, 3 (1968) 197.
- 11) 曾田範宗 (訳): 固体の摩擦と潤滑, 丸善 (1961) 292.
- 12) 竹山秀彦, 飯島 昇, 山本幸弘: 切削工具の凝着欠損に及ぼす工具表面仕

- 上げ法の影響 - 切削工具材の表面工学的解析と欠損防止に関する研究 (第1報) -, 精密工学会誌, 52, 2 (1986) 279.
- 13) 飯島 昇, 竹山秀彦, 山本幸弘: 切削工具の凝着機構の微視的解析と欠損防止法 - 切削工具の表面工学的解析と欠損防止に関する研究 (第2報) -, 精密工学会誌, 52, 8 (1986) 1335.
- 14) 浅尾文博, 宮坂金佳, 糟谷梅太郎: 難削材の超音波振動切削加工, 名古屋市工業技術研究所研究報告, 72 (1987).
- 15) 隅部純一郎: 振動切削, 実教出版 (1979).
- 16) B.M.Kramer: On Tool Materials for High speed Machining, ASME J. of Engineering for Industry, 109, 5 (1987) 87.
- 17) M.C.SHAW, E.USUI, P.A.SMITH: Free Machining Steel: III Cutting Forces; Surface Finish and Chip Formation, Trans. of the ASME, Ser.B, 83 (1961) 181.
- 18) 中山一雄, 田村 清: 切削抵抗における寸法効果 - 軽切削の研究 -, 精密機械, 31, 3 (1965) 240.
- 19) 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.

第4章 普通鑄鉄切削時のウイスカ強化セラミック工具の損傷

4. 1 まえがき

セラミックスは高硬度で、しかも耐熱性に優れており、切削工具としての利用が期待されてきた。しかし、従来からその脆性が最大の欠点であり、これを克服するために種々の研究開発がなされている。最近ではアルミナをSiCウイスカ（以下、SiCw）で複合強化した高韌性セラミックスが開発されており、耐熱合金切削用の工具として利用が図られている。

アルミナをSiCwで複合強化した工具（ $Al_2O_3 + SiCw$ 、以下WRC工具）は、従来のアルミナ系切削工具に比較すると韌性は大幅に向上し、アルミナ工具では適用が困難であった断続切削にも適用可能と考えられ、高性能切削工具として期待されている。しかし、鉄系金属の連続切削ではSiとFeの反応¹⁾のため用途が限定され、現状ではNi基合金に対する有用性²⁾が明らかにされるにとどまっております。そのほかの被削材に対する適性や切削特性は、十分には検討されていない。

本研究ではWRC工具の鑄鉄材に対する適性³⁾を主に、切削特性を明らかにすることを目的として、断続切削実験と連続切削実験を行っている。

その結果、アルミナにSiCwを含有すると、断続切削性能は向上するが、耐すり減り摩耗性は低下することがわかった。さらに、鉄系金属の切削では摩耗は大きくなる場合が多いが、ある種のねずみ鑄鉄の切削では、SiCwを含有した工具がアルミナより長寿命を示し、本実験の範囲では含有量の多いほうが長寿命になることを見いだしている。

4. 2 実験装置および方法

4. 2. 1 工具，被削材，および工作機械

本研究ではWRC工具，アルミナ系白セラミック工具 (Al_2O_3 ，以下白セラミック工具)，アルミナ系黒セラミック工具 (Al_2O_3+TiC ，以下黒セラミック工具)，および2種類の窒化けい素工具 (Si_3N_4) を用いた。使用工具の特性を表4-1，および表4-2に示す。さらに，SiCwそのものが，工具摩耗に及ぼす影響を明らかにするため，SiCw含有量を0~30%に変えた工具を作製して実験に使用した。

工具はすべてスローアウェイチップで，工具形状はSNGN433を主としたが，一部432を用いた。ホルダはN11R-44とした。したがって，刃部形状は(-5,-5,5,5,15,15,(1.2または0.8))である。なお，チャンファ形状は，市販のまま使用した。

被削材はねずみ鋳鉄 (FC25, $\phi 200 \times 500$ mm) と，連続鋳造鋳鉄 (FC25-CC, $\phi 200 \times 500$ mm)，純鉄 ($\phi 80 \times 400$ mm)，グラファイト ($\phi 120 \times 500$ mm) を用いた。被削材の特性を表4-4に示す。

工作機械は，寿命試験用に数値制御旋盤 (池貝鉄工 (株) ANC25) と高速精密旋盤 (昌運工作所 (株) ST-5)，断続切削用に強力旋盤 (池貝鉄工 (株) DA-30) を用いた。

4. 2. 2 断続切削試験方法

アルミナ系セラミック工具は靱性が低いため，断続切削では欠損を発生しやすく，実用的には適用がむずかしい。しかし，WRC工具はSiCwを複合することにより，靱性が大幅に改善されている。したがって，従来のセラミック工具では不可能であった断続切削も可能なはずである。

そこで，断続切削に対するWRC工具の適用の可能性を，セラミック工具中最も靱性のすぐれている窒化けい素工具，および従来の白セラミック工具と比較する。

断続切削は軸方向に溝を加工した丸棒の長手旋削で行った。図4-1に被削材の形状を示す。溝形状は図のように溝側面が被削材中心軸を通る平面になる

表 4 - 1 使用工具の特性

Tool material	Density g/cm ³	TRS MPa	Hardness HRA	E GPa	λ W/(m·K)*	α $\times 10^{-6}/K$
Al ₂ O ₃ +SiCw	3.74	-	94.4	-	-	-
Al ₂ O ₃	3.98	490	94.0	470	16.7	7.8
Al ₂ O ₃ +TiC(40%TiC)	4.25	784	94.5	490	20.9	7.9
Si ₃ N ₄	3.25	1078	93.0	-	-	3.2
Si ₃ N ₄ (Interrupt cut)	3.20	1078	93.0	314	-	3.2
Al ₂ O ₃ +SiCw	-	-	-	-	-	-

表 4 - 2 使用工具の化学成分

Tool material	Chemical composition %										
	Mg	Al	Si	Ti	Y	Zr	O	N	C	W	Cr
Al ₂ O ₃ +SiCw	Al ₂ O ₃ +SiC(SiCw: 30% ; on the market)										
Al ₂ O ₃	0.22	50.39	0.07	0.02	0.03	2.00	45.41	-	1.86	-	-
Al ₂ O ₃ +TiC	0.08	33.18	0.02	18.90	0.02	0.01	41.09	1.23	5.48	-	-
Si ₃ N ₄	0.01	1.87	55.60	0.12	2.18	-	-	35.55	-	-	0.07
Si ₃ N ₄ (Interrupt cut)	2.68	0.23	53.74	<0.01	<0.01	3.23	-	34.63	-	0.87	-
Al ₂ O ₃ +SiCw	Al ₂ O ₃ +SiC(SiCw: 0,10,20,30% ; order made)										

表 4 - 3 被削材の特性

Work material	Chemical composition %										T.S MPa	Hardness	TRS MPa
	T.C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr					
FC25	3.21	1.61	0.53	0.024	0.058	-	-	-	-	-	255	HB223	-
FC25-CC	3.35	2.72	0.61	0.08	0.09	-	-	-	-	-	-	HB185	-
Prue iron	0.0023	0.01	0.05	0.002	0.003	-	-	-	-	-	206	HV68	-
Graphite	graphite										-	HS35	25
S45C	0.45	0.28	0.67	0.019	0.012	0.12	0.05	0.18	-	-	-	HB190	-

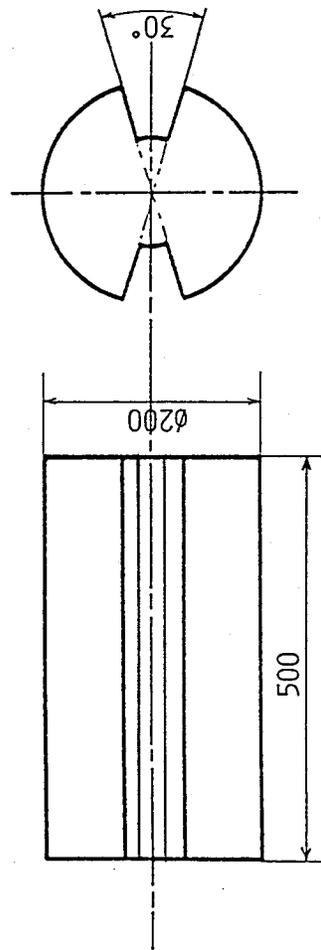


図 4 - 1 断続切削用被削材の形状

形状とした。これは、工具と被削材の接触角と離脱角を、被削材の直径が変わっても一定に保つためである。

被削材はFC25を用い、切削速度70～150m/min、切込みは2.0mmの一定として送りを変化させ、欠損を発生する限界送りを求めた。

断続切削の衝撃回数2000回を判定基準として、欠損発生の有無を調べた。途中で欠損を発生した場合は切削を中止し、2000回まで大きな欠損がなく切削可能であった場合は、切削終了後に欠損の有無を顕微鏡で確認した。この方法では衝撃回数だけに注目している。したがって、衝撃回数が同一でも、被削材直径により切削距離は異なることになるが、摩耗の影響はないものとした。なお、実験は同一条件に対して3回繰り返して行い、2回以上欠損を発生しない場合を正常とした。

4. 2. 3 寿命試験方法

WRC工具は新開発工具で、Ni基合金に対しては従来工具より長寿命であることが報告されてはいるが、そのほかの被削材に対する切削特性はまだ十分には明らかにされていない。そこで、鋳鉄に対する性能を主に、切削特性を把握するための寿命試験を行った。切込みは2.0mm、送りは0.2mm/revの一定として、切削速度を広範囲に変え、工具寿命を求めた。寿命判定基準は工具の逃げ面摩耗の平均摩耗幅 $VB=0.3$ mmとした。

4. 3 WRC工具の断続切削性能

普通鋳鉄を断続切削したときに、欠損を発生しないで切削できる上限の送りを図4-2に示す。いずれの工具も低速では限界送りが大きいですが、高速になると低下している。切削速度の影響があるが、白セラミック工具では、送りがおよそ0.4mm/revを越えると欠損を発生するのに対し、WRC工具は、その2倍以上の送りの1.0mm/revまで切削が可能であり、耐欠損性が大幅に向上していることがわかる。したがって、アルミナをSiCwで複合強化することに

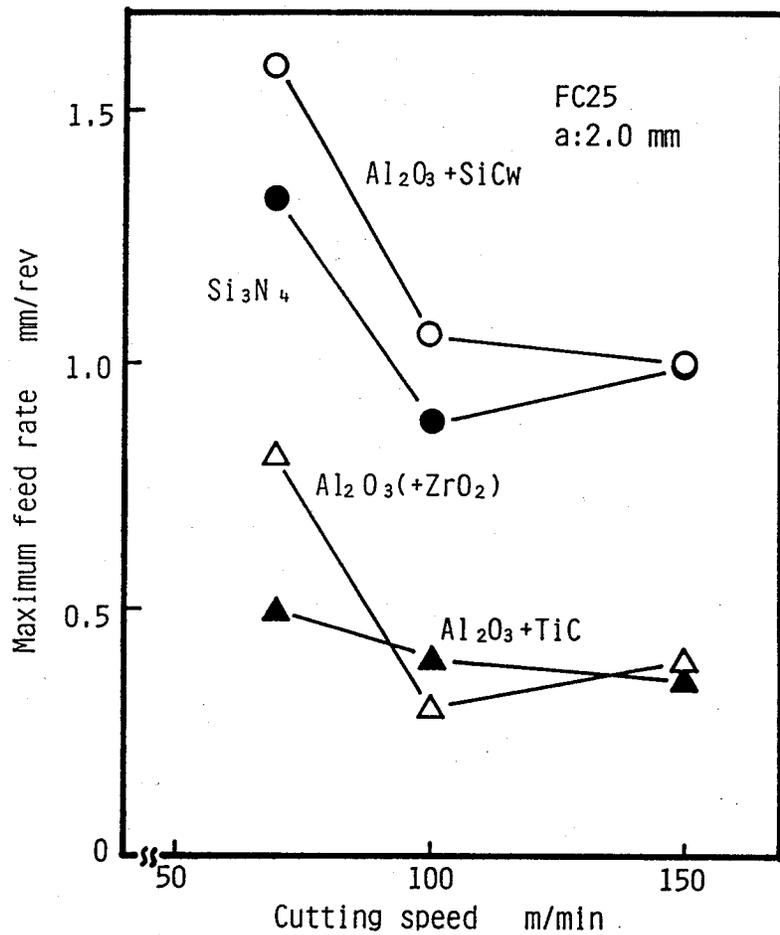


図4-2 断続切削時の上限送り

より、靱性の大幅な向上がもたらされ、従来のアルミナ系セラミック工具では適用できなかった断続切削に対しても、利用可能となることがわかる。セラミック工具の中で、最も耐欠損性にすぐれている窒化けい素工具と比較をしても、限界送りは同程度以上である。さらに、工具の欠損形態を観察すると、窒化けい素工具の場合は突発的に大きな欠損を発生し、以後は切削の継続が不可能となるのに対し、WRC工具では欠損の規模は、切れ刃のチッピング程度で小さい場合が多く、欠損が発生しているとはいってもまだ切削可能である。したがって、実用的な信頼性はWRC工具が勝っているといえる。

4. 4 W R C 工具のねずみ 鋳鉄に対する切削性能

通常、アルミナ系のセラミック工具は、鋳鉄の高速切削で高性能を発揮することが知られている。そこで、アルミナを母材としている W R C 工具が、鋳鉄の連続切削に対してどのような性能を示すかを明らかにするため、砂型鋳造品 (F C 2 5) と連続鋳造品 (F C 2 5 - C C) を被削材として切削実験を行った。

F C 2 5 切削時の工具摩耗は図 4 - 3 に示すように、いずれの工具も切削時間の増加にともなった安定した摩耗進行を示す。W R C 工具は白セラミック工具に比較すると、摩耗が小さくなっている。窒化けい素工具はこれらの工具より大幅に摩耗が抑制されており、この傾向は切削速度が変わっても同様である。寿命曲線を求めると図 4 - 5 に示したように、W R C 工具はアルミナ系工具よりもわずかではあるが、寿命が延長されている。また、窒化けい素工具はさらに長寿命となっている。

一方、F C 2 5 - C C の切削では、F C 2 5 の場合と同様に、工具損傷は境界摩耗や欠損の発生はなく、正常な逃げ面摩耗が進行している。しかし、摩耗経過は図 4 - 4 に示したように、W R C 工具の摩耗は、白セラミック工具よりも明らかに大きくなっている。また、窒化けい素工具の摩耗はそれよりさらに大きくなっており、F C 2 5 切削時と全く反対の傾向であることがわかる。切削速度を広範囲に変えて寿命曲線を求めると、図 4 - 5 に示したように、窒化けい素工具は明らかに他の工具より短寿命であり、アルミナ系工具が長寿命であることがわかる。白セラミック工具と W R C 工具を比較すると、低速側では W R C 工具のほうが長寿命となっているものの、高速側では W R C 工具の摩耗が大きく、寿命は短くなっている。

F C 2 5 と F C 2 5 - C C は、いずれもねずみ鋳鉄である。F C 2 5 - C C は連続鋳造品であるが、F C 2 5 相当材で、機械的性質は表 4 - 3 のとおり同様の値で、切削抵抗も同様で被削性は良好である。しかし、F C 2 5 を切削したときに比べると、工具材種相互の関係は全く異なっている。すなわち、F C

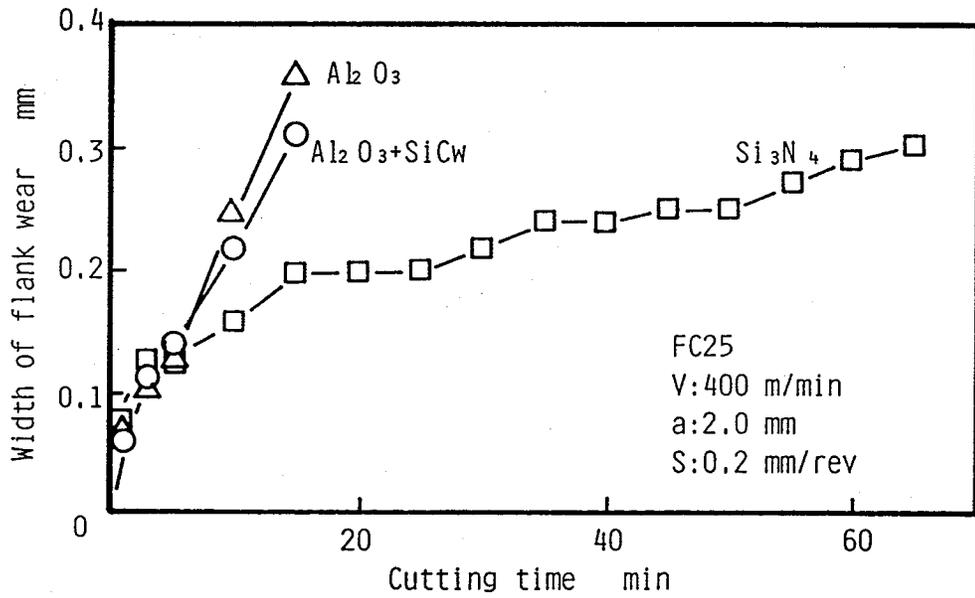


図 4 - 3 FC25 切削時の摩耗経過

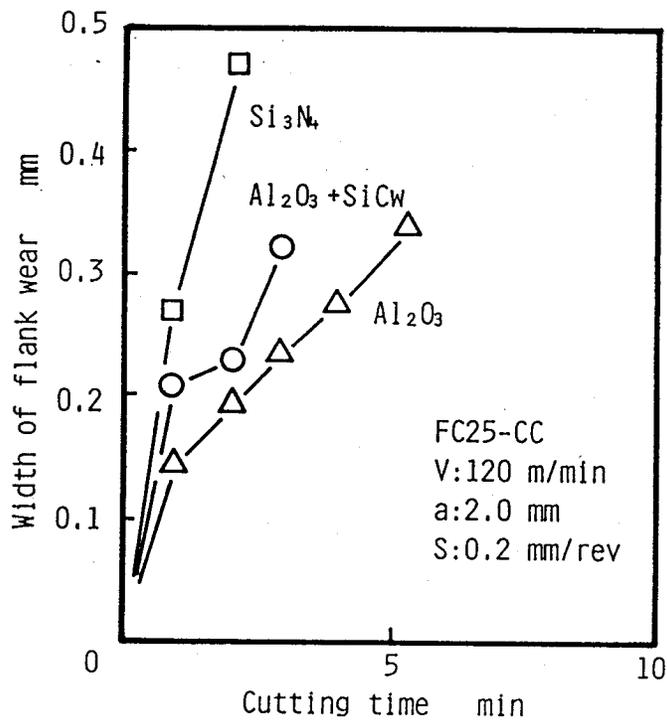


図 4 - 4 FC25-CC 切削時の摩耗経過

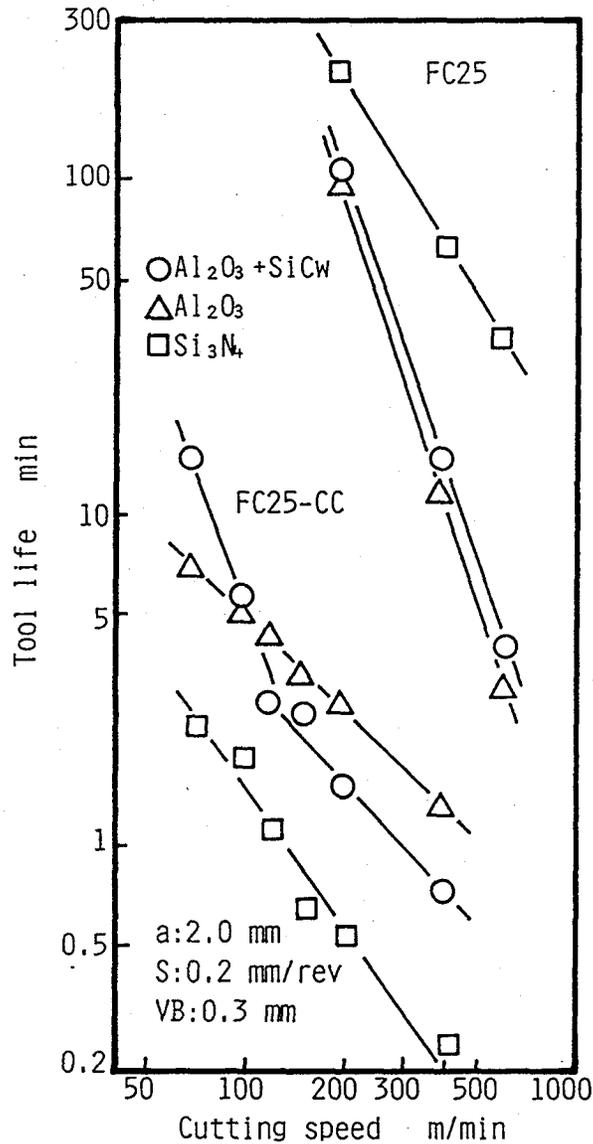


図4-5 寿命曲線

25の切削ではWRC工具は白セラミック工具より長寿命を示すが、FC25-CCの切削では短寿命となっている。窒化けい素工具の場合にはこの傾向がさらに顕著である。WRC工具は、いずれの被削材でも窒化けい素工具と同様の傾向であり、白セラミック工具と窒化けい素の中間の性能を示している。

これらの結果から、アルミナにSiCwを複合すると、工具寿命は窒化けい素と同様の傾向を示すことがわかる。したがって、WRC工具の摩耗に対して、SiCwが窒化けい素と同様の特性をもたらしていると考えられる。このために、被削材の材質によって工具寿命が影響を受けるものと考えられる。

4. 5 WRC工具の切削特性

前項までの鑄鉄の切削実験で、WRC工具は白セラミック工具との比較では、窒化けい素工具と同様の傾向を示すことがわかった。

窒化けい素工具は、鉄系金属の切削ではSiがFeと反応するため、摩耗が促進される^{4)~6)}といわれており、WRC工具においても同様の理由で鉄系金属の連続切削では、SiCwのSiと被削材中のFe（フェライト）の反応（ $SiC + 4Fe \rightarrow FeSi + Fe_3C$ ）のため摩耗が大きく、フェライト相を多く含む鉄鋼材料の切削には不向きであるとの報告⁷⁾もある。

そこで、WRC工具の被削材に対する適性を明らかにするために、Fe含有量が99.9%である純鉄と、単純な機械的すり減り摩耗⁸⁾を発生させることが知られているグラファイトの切削を行った。この場合には切り込みは0.5 mmとし、送りは0.1 mm/revとした。

4. 5. 1 純鉄切削時のWRC工具の摩耗

純鉄の切削では、図4-6に示したように、工具摩耗は切削時間にもなつて正常な逃げ面摩耗が進行する。セラミック工具では境界摩耗は発生しないが、平均摩耗の発達が速く、これにより短時間に寿命に達している。

工具材質の影響をみるとWRC工具、窒化けい素工具は、白セラミック工具よりも摩耗が大きい。この傾向は切削速度が変わっても同様であり、図4-7の寿命曲線にみられるとおり、WRC工具は白セラミック工具に比較すると、明らかに短寿命であり、窒化けい素工具はさらに寿命が短いことがわかる。

この結果から、WRC工具は窒化けい素と同様、鉄系の金属の切削では摩耗が大きく、短寿命になることがわかる。これは、SiCwのSiと被削材中のFeの反応が摩耗を促進させる一因かとも考えられる。

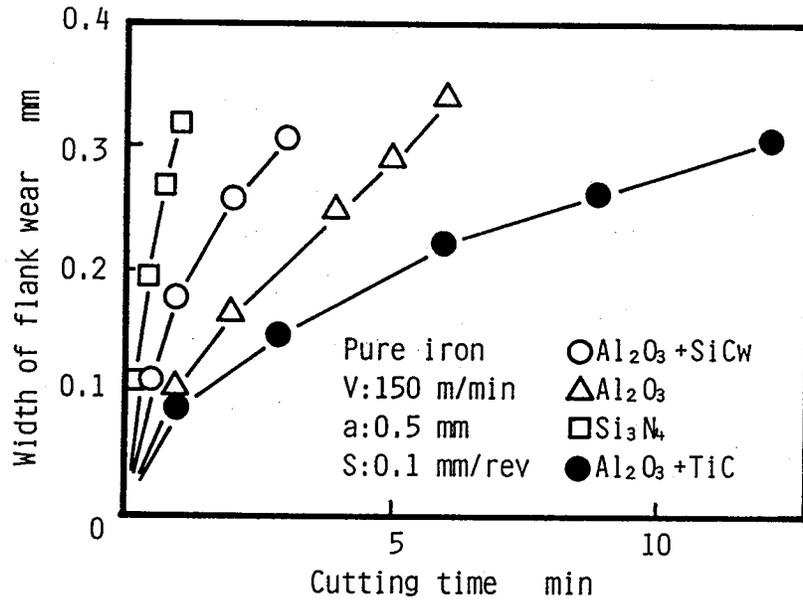


図 4 - 6 純鉄切削時の摩耗経過

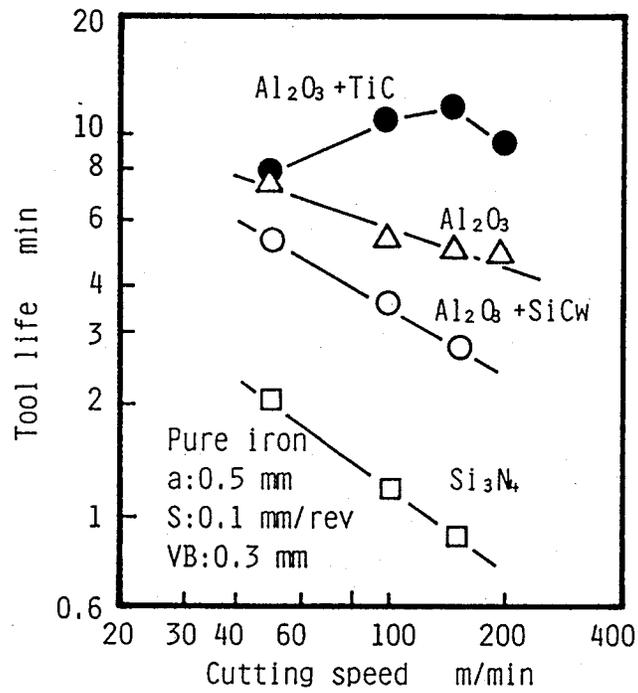


図 4 - 7 純鉄に対する寿命曲線

4. 5. 2 グラファイト切削時のWRC工具の摩耗

前述の実験結果からWRC工具は韌性が大幅に向上しており、窒化けい素工具と同等以上の断続切削性能があること、およびWRC工具は窒化けい素工具と同様に、鉄系金属の切削では摩耗が大きく、白セラミック工具より短寿命となる傾向があることなどがわかった。

そこで、WRC工具の耐摩耗性を調べるため、工具に単純な機械的すり減り摩耗を発生させるグラファイトの切削を行った。

各種工具の摩耗経過を図4-8に、寿命曲線を図4-9に示す。いずれの工具でも境界摩耗は発生せず、平均摩耗により寿命に達している。摩耗量は、白セラミック工具が最も小さく、セラミック工具の中では、窒化けい素工具の摩耗が大きい。この傾向は切削速度が変わっても同様である。

図4-9の寿命曲線は、いずれの工具でも傾きが 45° であり、摩耗は工具と被削材の摩擦距離に比例していることがわかる。したがって、切削温度の影響のない、単純なすり減り摩耗であり、工具の耐摩耗性そのものを示しているはずである。このような条件下の結果で白セラミック工具が最も寿命が長く、アルミナにSiCwを添加したWRC工具、およびTiCを添加した黒セラミック工具は、わずかではあるが白セラミック工具より短寿命となっている。窒化けい素工具はさらに短寿命を示しており、耐摩耗性が、他の工具より劣っていることがわかる。

WRC工具は黒セラミック工具と同様に、白セラミック工具よりも寿命が短くなっており、SiCwを添加したことによって、工具の耐摩耗性そのものが低下しているものと考えられる。添加されているSiCw、TiCともアルミナよりも硬さ、耐熱性が勝れているはずなのに、白セラミック工具より耐摩耗性が劣っている結果となっている。これは、母材に複合されている異種成分との境界部分が、マイクロな欠陥と同等の影響をもたらしているのではないかと考えられるが、詳細は明らかではない。

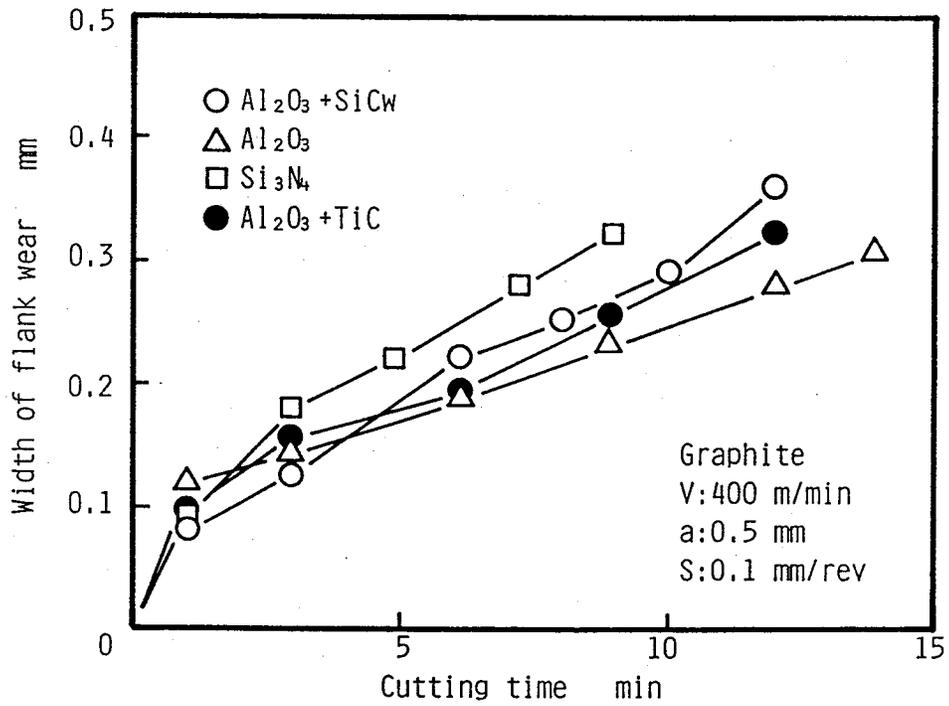


図 4 - 8 グラファイト切削時の摩耗経過

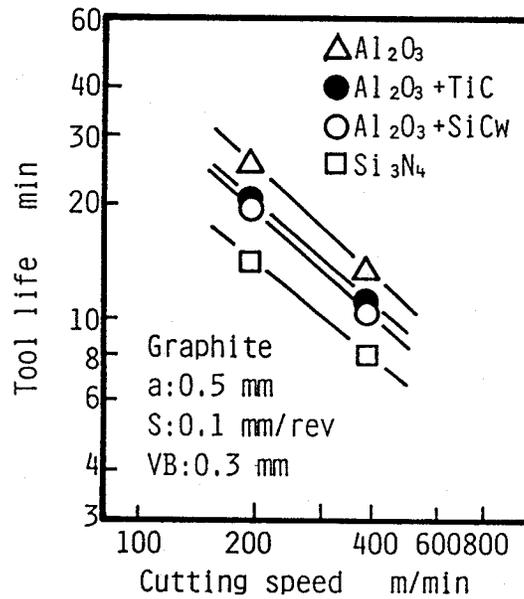


図 4 - 9 グラファイトに対する寿命曲線

4. 6 SiCウイスカが工具摩耗に及ぼす影響

これまでの市販の工具による実験結果から、WRC工具はFC25-CC、純鉄、およびグラファイトの切削でアルミナ工具に比較して短寿命であることがわかった。したがって、SiCwそのものが窒化けい素と同様、鉄系金属の切削では工具の耐摩耗性を低下させ、工具寿命を短くしていると考えられる。このことを確認するために、SiCw含有量を0~30%に変えた工具を作製し、切削実験を行った。

図4-10は、SiCwの含有量が異なるWRC工具で、純鉄を切削したときの工具摩耗経過である。工具摩耗はSiCwの含有量の少ない工具のほうが小さく、含有量の多いほうが大きいことが明らかである。つまり、純鉄の切削では、SiCwが耐摩耗性を劣化させていることになる。これは、Siの含有量が増加したことによるのかも知れない。図4-11は、機械的すり減り摩耗を発生させる、グラファイトを切削したときの摩耗経過である。この場合にも、SiCw含有量の多い工具では摩耗が大きく、短時間に寿命に達している。

図4-12はこれらの結果をまとめて、純鉄、およびグラファイト切削時の工具寿命とSiCw含有量の関係を示している。純鉄、およびグラファイトを切削した場合には、SiCw含有量が増すと工具の寿命が短くなることがわかる。グラファイトの切削では、機械的すり減り摩耗により摩耗が進行することを考えると、SiCwはアルミナ工具の機械的な耐摩耗性そのものを、劣化させていると考えられる。

一方、図4-13は、WRC工具がアルミナ工具よりも長寿命を示したFC25を切削した場合の摩耗経過である。この場合には、SiCw含有量の多い工具が摩耗が小さく、0%工具は最も摩耗が大きい結果になっている。したがって、本実験で被削材としたFC25の切削では鉄系金属の切削ではあるが、SiCwが摩耗抑制効果を示していることになる。

SiCwが工具寿命に及ぼす影響を示したのが図4-14である。SiCw 0%工具に対するWRC工具の寿命比とSiCw含有量の関係を示している。

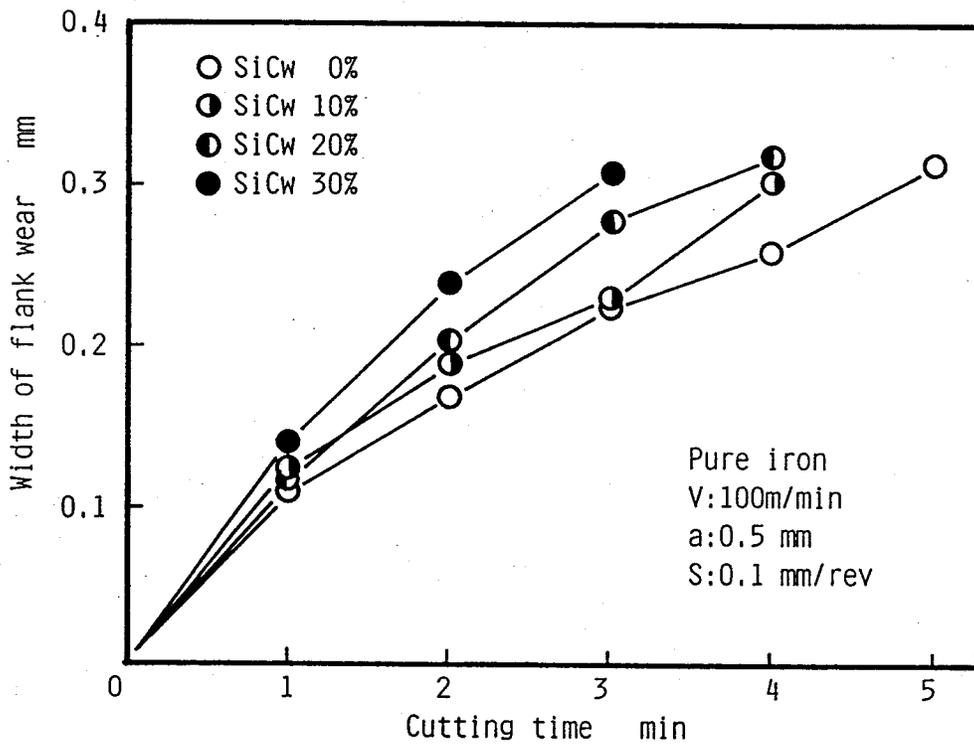


図4-10 純鉄切削時のSiCw含有量の摩耗に及ぼす影響

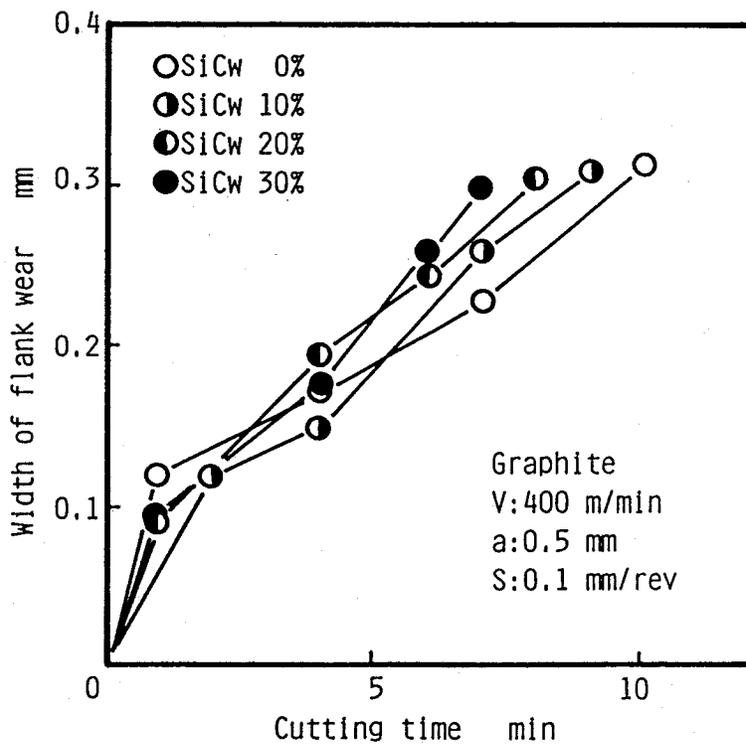


図4-11 グラファイト切削時のSiCw含有量が摩耗に及ぼす影響

純鉄、グラファイトの切削では、SiCwを含有すると工具の寿命が短くなる
 ことがわかる。そのうえ、純鉄、グラファイトの場合の工具寿命低下率の差は
 わずかであり、WRC工具はFeとの反応よりも、むしろ耐摩耗性そのものが
 低下していると考えられる。

一方、本実験で用いたFC25切削の場合には、アルミナ工具にSiCwを
 含有すると、寿命が短くなるどころか、むしろ延長され、30%含有工具では
 寿命が50%延長されていることがわかる。

この場合に、SiCwが工具摩耗を減少させる機構の詳細については明らか
 ではないが、山根ら⁹⁾あるいは福原ら¹⁰⁾によれば、ねずみ鑄鉄を窒化けい素

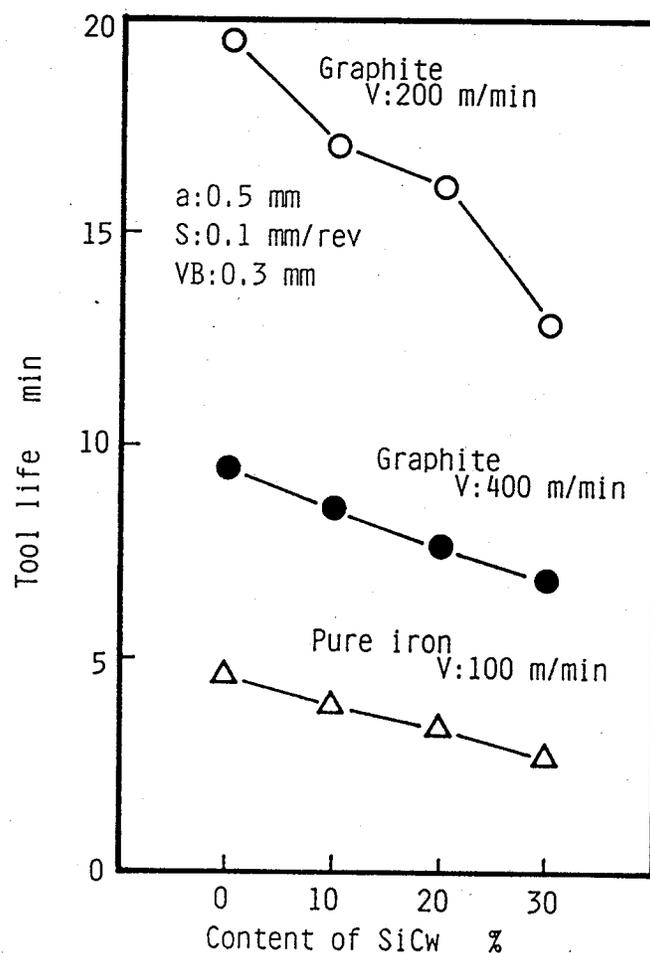


図4-12 SiCw含有量と工具寿命の関係(純鉄、グラファイト切削)

工具で切削したときに、ある条件の場合には窒化けい素工具の寿命が大幅に延長されることが報告されている。すなわち、被削材のねずみ鋳鉄に、Alが多く含有されていると、工具中のSiとAlが反応して、工具に保護膜を形成し、工具摩耗が抑制されるというものである。WRC工具の場合にも、純鉄、連続鋳造鋳鉄の切削では工具の寿命が短い、ねずみ鋳鉄の場合にはむしろ長寿命となるなど、窒化けい素工具と同様の傾向を示している。さらに、SiCwの含有量が多いとこれらのことが顕著になることから、SiCwのSiが窒化けい素のSiと同様の現象をもたらす、鉄系金属の連続切削では窒化けい素と同様に短寿命となり、ある種のねずみ鋳鉄の切削では長寿命になるものと考えられる。

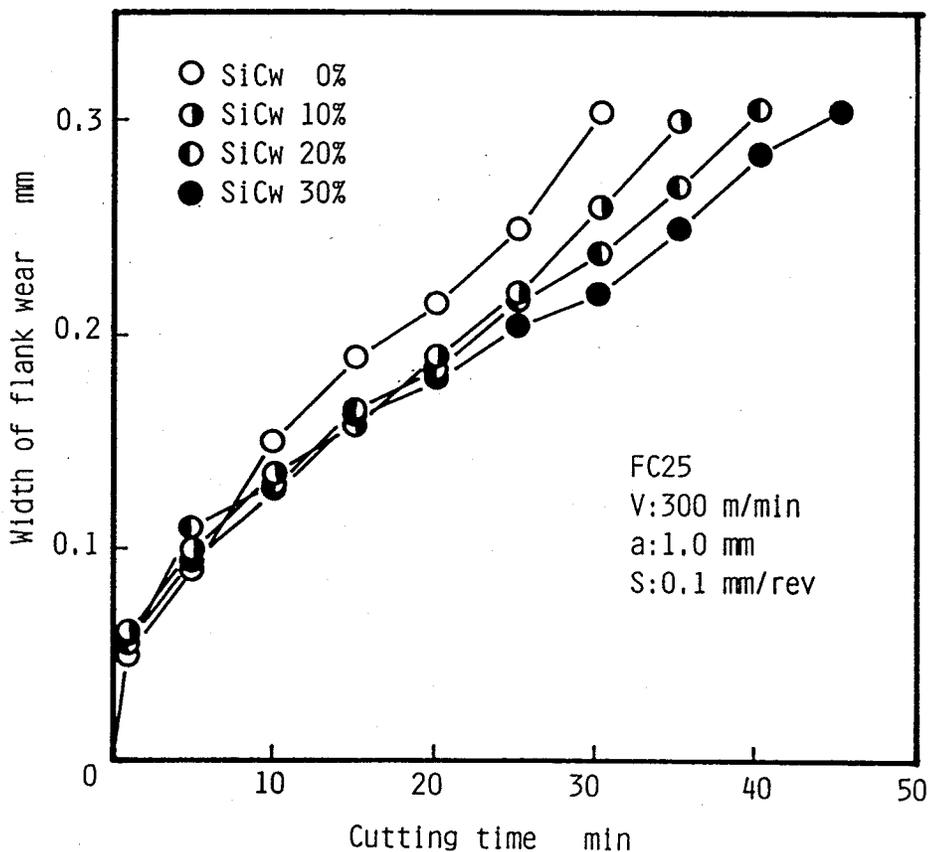


図 4 - 1 3 SiCw含有量と工具寿命の関係 (FC25切削)

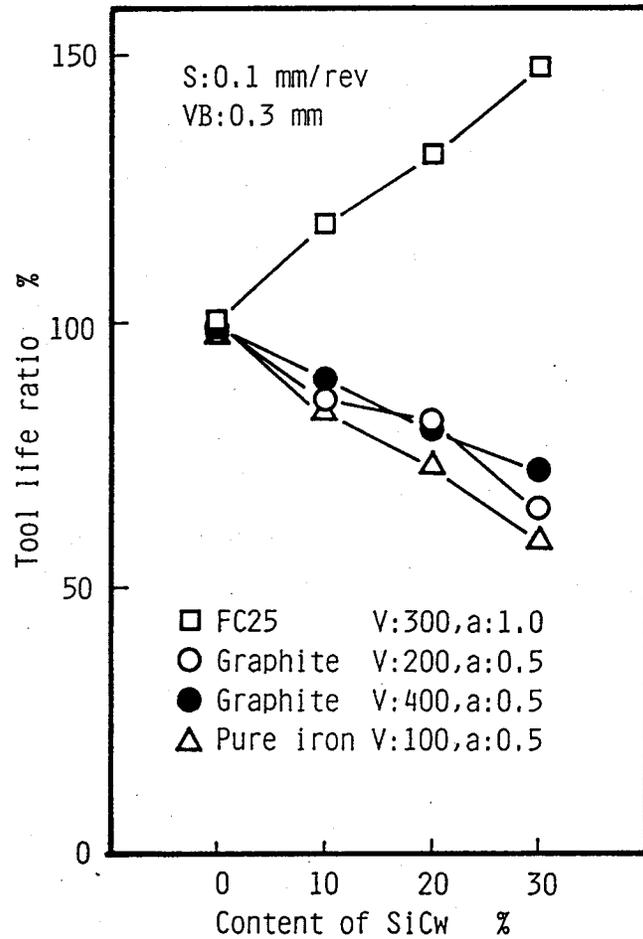


図4-14 SiCwが工具寿命に及ぼす影響

4.7 まとめ

WRC工具の普通鋳鉄に対する適性を調べ、さらにSiCwが工具摩耗に及ぼす影響を検討した。得られた結論は次のとおりである。

- (1) アルミナをSiCwで複合強化したWRC工具は、韌性が大幅に向上し耐欠損性が向上している。
- (2) このため、WRC工具は鋳鉄の断続切削に適用が可能で、窒化けい素工具と同等以上の性能を示すことがわかった。
- (3) しかし、WRC工具は多くの鉄系金属に対して、アルミナセラミック

工具より摩耗が大きく、短寿命となることが多い。

(4) アルミナセラミックスをSiCwで複合強化すると、耐摩耗性は低下し、機械的すり減り摩耗が大きくなる。

(5) ただし、ある種のねずみ鋳鉄の切削では、SiCwを含有すると工具寿命が延長される。

参考文献

- 1) B.M.Kramer: On Tool Materials for High Speed Machining, ASME J. of Engineering for Industry, 109, 5(1987)87.
- 2) S.K.BHATTACHARYYA, I.R.PASHBY, E.EZUGWU and H.KHAMSEHZADEH : Machining of INCO718 and INCO901 Superalloys with SiC Whisker Reinforced Al₂O₃ Composite Ceramic Tools, Pro. 6th ICPE(1987)176.
- 3) Kenji OISHI : INFLUENCE OF SiC WHISKER FOR THE TOOL WEAR, Proc. of the First Int. Conference on Manufacturing Technology(1990)81.
- 4) 蜂須賀武浩 : 構造用ファインセラミックスの現状と新しい切削工具用セラミックスの開発の試み, 不二越技報, 41, 1 (1985) 57.
- 5) 鈴木寿 : セラミック工具の現状と将来動向, セラミックス, 9, 7 (1984).
- 6) 田中博 : Si₃N₄系セラミック工具, セラミックス, 9, 7, 1984.
- 7) 新谷一博, 藤村善雄, 生地智則, 植木正憲 : SiCホイスカ強化セラミック工具の切削特性, 精密工学会誌, 56, 1 (1990) 181.
- 8) 竹山秀彦, 荻野 隆, 宮沢伸一 : 黒鉛の切削における工具摩耗とその速度特性, 日本機械学会論文集, 31, 225 (1965) 834.
- 9) 山根八洲男, 顔 炳華, 白杵 年 : 窒化けい素系工具の切削性能および摩耗 (第1報) - 鋳鉄切削時の摩耗 -, 精密工学会誌, 54, 2 (1988) 365.
- 10) MIKIO FUKUHARA, KENJI FUKAZAWA and AKIRA FUKAWA : PHYSICAL PROPERTIES AND CUTTING PERFORMANCE OF SILICON NITRIDE CERAMIC, Wear, 102(1985)195.
- 11) G.Brandt, M.Mikus, Z.Senesan and S.Hogmark : WEAR MECHANISMS WHEN

MACHINING GREY CAST IRON WITH CERAMIC TOOLS, Surface Engineering,
3,3(1987)211.

第5章 軟鋼切削時のセラミックスコーティング工具の損傷

5. 1 まえがき

セラミックスに関連した技術の進展が著しく、新しい硬質セラミックスや、CBN、ダイヤモンドなどの硬質材料が開発されている。さらに、超微粒化あるいは高純度化技術や、これらを成形焼結するためのCIP（冷間静水圧プレス）、HP（ホットプレス）、HIP（熱間静水圧プレス）技術などの確立により、これらの硬質材料が新たな切削工具材料として利用されるようになってきている。

一方、硬質材料単独では焼結しても靱性が不足する場合や、それを工具の形状に加工できない場合などの手段として、他の工具材の表面に薄膜として形成するコーティング技術が進展している。通常、超硬や高速度工具鋼に対してコーティングが行われている。これは、靱性は高いが耐摩耗性が低い工具材と、脆性材である硬質材料の両者の短所を相互に補って、切削工具としての特性を向上させる方法として有効である。

硬質薄膜のコーティング方法としては図5-1のような種類がある。また、コーティングする硬質物質としては表5-1のように、種々の材質が知られており、最近ではダイヤモンドやcBNもコーティングが可能となってきている。

コーティング方法を大別すると、化学的蒸着法（CVD：Chemical Vapor Deposition）と、物理的蒸着法（PVD：Physical Vapor Deposition）が知られている。CVD法は処理温度が900～1100℃であるため、耐熱性の高い超硬に対して適用されることが多く、PVD法は550℃以下の低温で処理が可能であるため、耐熱性の低い高速度工具鋼にも適用可能である。

コーティングの目的は工具寿命の延長が主である。すなわち、工具表面の硬さを増して耐摩耗性を向上させることや、工具と被削材の親和性、あるいは凝着性を低下させて、仕上げ面粗さの向上と工具寿命の延長^{1) 2)}が得られている。

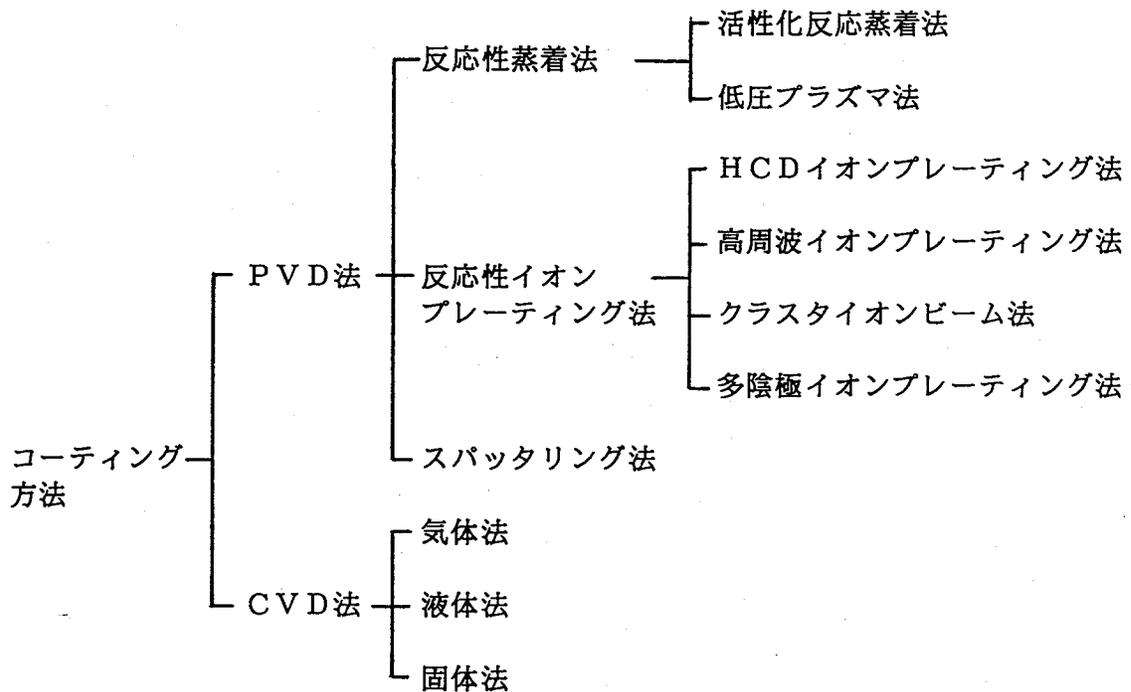


図 5 - 1 コーティング方法の種類

表 5 - 1 コーティングされる硬質物質

Material	Hardness HV	Melting temp. °C	λ W/(m·K)	α $\times 10^{-6}/K$
BN	4700	1200-1500	180.0	4.8
TiN	1800-2400	2930	28.9	9.35
HfN	2000	2700	11.3	6.9
ZrN	1900	2980	10.9	7.9
VN	1500	2050	11.3	8.1
NbN	1400	2300	3.8	10.1
TaN	1300	2090	9.6	5.0
B ₄ C	4900-5000	2350	29.3	4.5
TiC	2600-3800	3180	17.2, 33.5	7.61
HfC	2700	3890	6.3	6.73
ZrC	2600	3530	20.5	6.93
VC	2800	2830	4.2	6.5
NbC	2400	3480	14.2	6.84
TaC	1800	3780	22.2	6.61
WC	2000-2400	2730	29.3	6.2
SiC	3000-3300	2350	41.9	4.3
Cr ₃ C ₂	1300	1890	18.8	10.3

また、窒化けい素系工具の場合のように、被削材中の鉄との反応性³⁾が問題となる場合には、これにアルミナをコーティングし、工具と被削材間の反応を抑制して、工具寿命を延長する場合もある。

一方、コーティングのデメリットとしては、角部の膜のはく離を防止するために、母材の切れ刃に比較的大きなホーニングを設けるため、切れ刃のシャープネスが低下することや、処理温度が高い場合には焼き入れした母材の軟化、寸法変化、あるいは再熱処理を必要とすることなどがある。このため、処理温度が低いPVD法の利用が拡大している。

5. 2 TiNコーティングによる高速度工具鋼の寿命延長

ドリル、エンドミル、ホブカッタなどに幅広く利用されている高速度工具鋼は耐熱性、硬度は低いが、その特徴である靱性は捨てがたい。このため、従来から性能向上をめざして種々の熱処理や、表面処理方法が研究⁴⁾されている。近年、粉末ハイスや、TiNを主とした硬質薄膜のコーティングなどにより、工具寿命の延長が図られている。

高速度工具鋼工具でも、わずか数 μm の硬質薄膜のコーティングにより、母材工具の数倍の寿命延長が可能であることが知られており、1978年頃から実用的に利用されている。本研究で試作したコーティング工具においても、母材工具の10倍以上の工具寿命延長が得られている。

しかし、TiNコーティングは、ドリルやエンドミルでは顕著な効果がないともいわれており、工具材質あるいは工具形状、加工条件によっても評価が異なるようである。また、工具逃げ面のコーティングで十分効果がある⁵⁾とされる場合や、すくい面の薄膜が効果を発揮する⁶⁾場合もある。さらに、薄膜が摩耗してしまっても、一部に残存していれば効果があるともいわれている。そのうえ、被削材が変わるとコーティングの効果が異なるといったように、寿命延長に対する薄膜の役割が不明確であり、寿命延長の機構は十分には解明されていないようである。また、再研磨方法などに関しても明確な提案はなされてい

ないと考えられる。

本章では、PVD法により高速度工具鋼SKH9にTiNコーティングを施した工具を作製し、これを用いてS45Cの旋削実験を行い、数 μm の硬質薄膜によってもたらされる工具寿命の延長機構⁷⁾を実験的に解析した。

5. 3 実験方法

5. 3. 1 工具, 被削材, および工作機械

工具は高速度工具鋼SKH9（以下、母材工具と称す）、およびこのSKH9を母材として、表面に数 μm のTiN薄膜をコーティングしたものを供試工具（以下、TiN工具と称す）とした。

工具形状はSNMA432であり、ホルダはPSBNR33K12を用いた。したがって、刃部形状は（-6, -6, 6, 6, 15, 15, 0.8）である。

被削材は機械構造用炭素鋼S45C（ $\phi 100 \times 400\text{mm}$ ）を用いた。化学成分を表5-2に示す。

工作機械は昌運カズヌーブ旋盤HB-500を用い、丸材の長手旋削を乾式で行った。

表5-2 被削材の化学成分

Work material	Composition %							
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
S45C	0.43	0.24	0.74	0.024	0.025	0.05	0.14	0.13

5. 3. 2 寿命試験方法

高速度工具鋼に対するTiNコーティングの影響を明らかにするため、旋盤による長手旋削を行い、工具寿命、切削抵抗を求めた。切削条件は、切削速度50m/min、切込み1.0mm、送り0.25mm/revの一定とした。

工具摩耗の測定にはユニオン光学製工場顕微鏡（クレータ摩耗測定用，40×10倍，焦点法）と，オリンパス光学製工場顕微鏡（逃げ面摩耗測定用，7×6倍）を用い，設定時間ごとにクレータ摩耗深さ，および逃げ面摩耗幅を測定した。

工具寿命判定基準は，高速度工具鋼の特徴である完全損耗とした。

5. 3. 3 コーティング工具の作製

コーティング工具は，前述のSKH9（スローアウェイチップ）を母材として，これにTiNコーティングを施して作製⁸⁾した。コーティング方法は，いわゆるPVD（Physical Vapor Deposition）法で，RF+直流プローブ複合方式である。本実験に使用した装置の概略を図5-2に示す。

本装置で作製できるTiN薄膜の硬さは，図5-3，図5-4に示すように窒素ガス圧，あるいはコーティングする基板（母材工具）の温度に依存する。膜の硬さは窒素ガス圧が $5 \sim 6 \times 10^{-4}$ Torrあたりで最大値を示し，母材温度

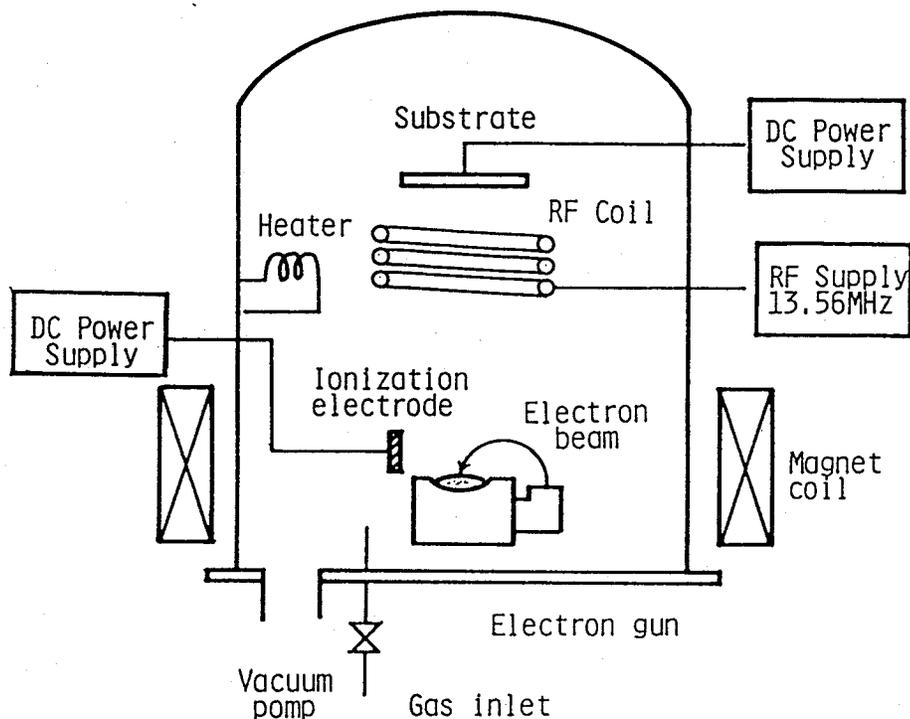


図5-2 本実験で用いたコーティング装置

は500℃付近で最大値を示すことがわかる。このため、工具寿命は図5-5のように基板温度が高いほうが長くなる。これらの結果から、本実験のコーティング条件は、窒素ガス圧 5×10^{-4} Torr. 基板（母材工具）の温度はSKH9の焼き戻し温度が、約550℃であるため、約490℃とした。

供試工具は同一バッチで2個ずつ作成した。母材に部分的にコーティングする場合には、TiN薄膜をつけないところに、モリブデンのマスクを設置して行った。

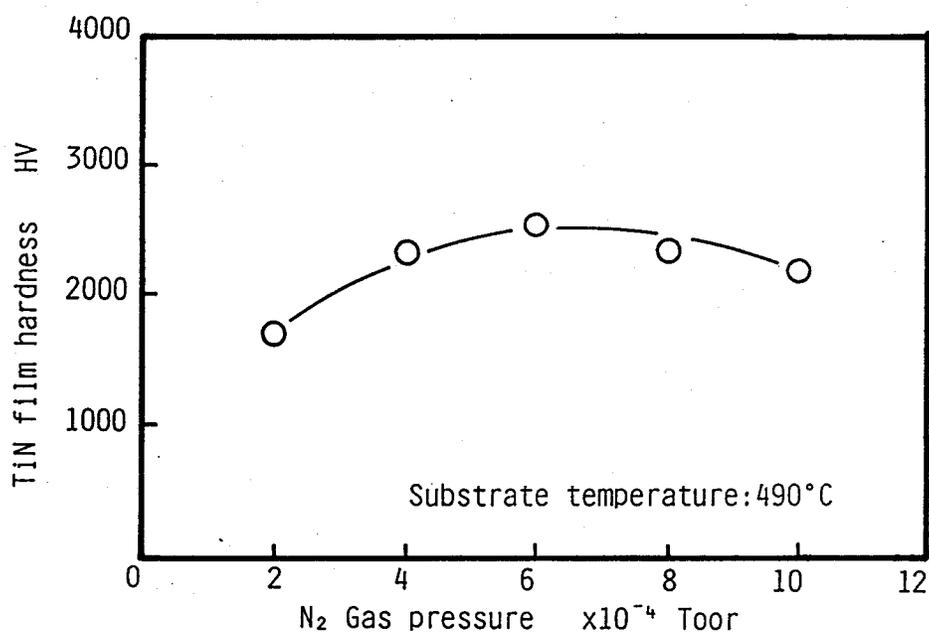


図5-3 TiN薄膜の硬さに及ぼす窒素ガス圧の影響

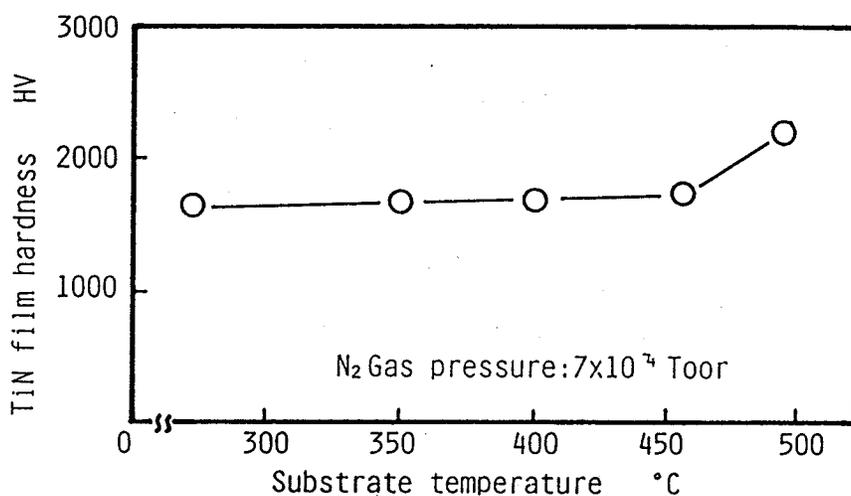


図5-4 TiN薄膜の硬さに及ぼす母材温度の影響

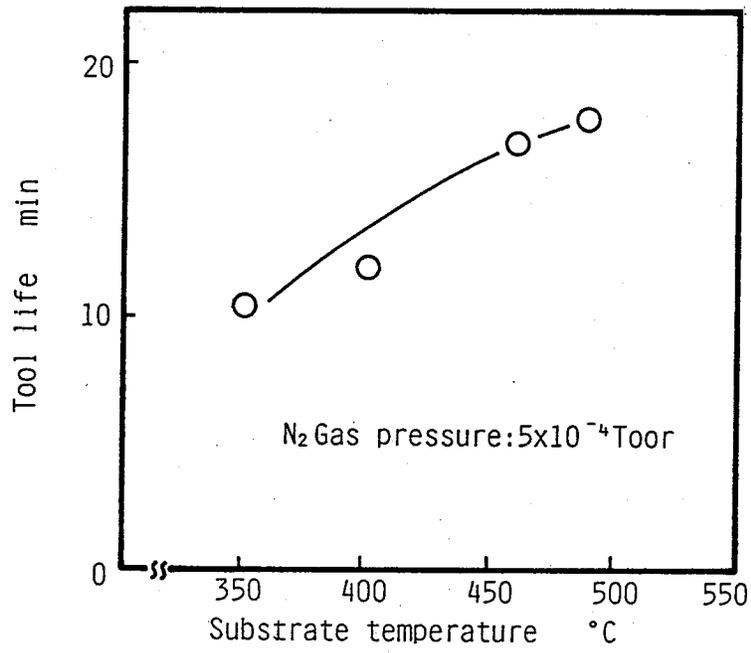


図 5 - 5 母材温度と工具寿命の関係

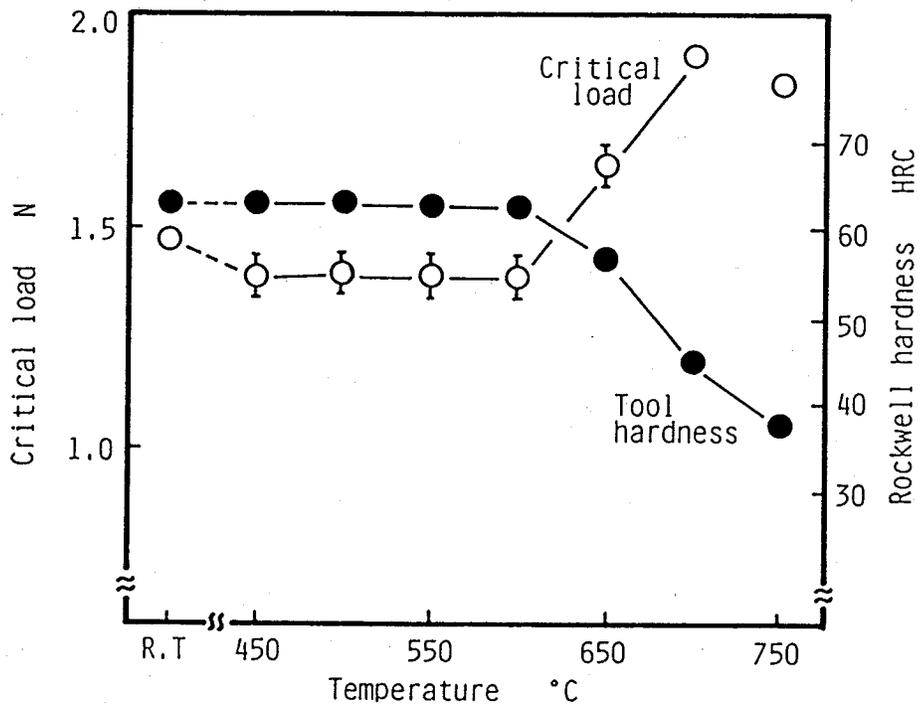
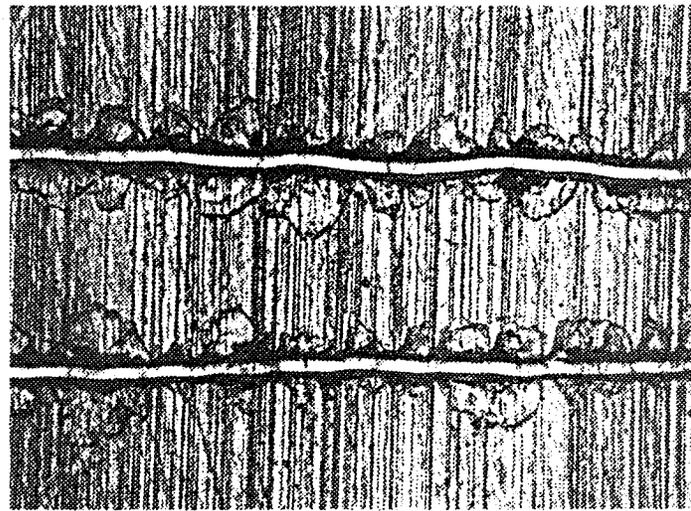


図 5 - 6 工具の硬さと TiN 薄膜のはく離強度に及ぼす温度の影響

5. 3. 4 本実験で作製したTiN薄膜の特性

切削加工では切削熱により工具温度が上昇するため、工具に耐熱性が要求される。特に高速度工具は熱に弱いことが知られているが、これに硬質薄膜をコーティングした場合の工具の耐熱性を調べた。

前述のコーティング条件で作製したTiN工具について、温度の影響を調べた。大気中で試験温度に15min間保持し、その後室温に戻して母材の硬さを



As coated



700°C x 15min → R.T 0.05 mm

図5-7 TiN薄膜のはく離形態

ロックウェル硬さ（HRC）で、TiN薄膜のはく離強度を引っかき硬さ試験により確認した。引っかき試験（ダイヤモンド圧子先端角90°，先端半径約5μm）は荷重を順次増加させて引っかき傷を観察し、TiN薄膜にはく離がみられたときを臨界荷重として、この値の変化から膜の変質温度を求めた。

図5-6は温度と母材硬さ、およびTiN薄膜のはく離の臨界荷重である。工具母材は約600℃までは室温の硬さが維持されているが、これを越えると軟化することがわかる。また、TiN薄膜がはく離する臨界荷重も、600℃まではほとんど変化がみられないが、これを越えると変化が現れている。このときの引っかき傷の形態を図5-7に示す。低温の場合には引っかき傷にそって、大きなTiN薄膜のはく離が発生しているが、600℃を越えると明確なはく離はなくなり、引っかき傷の縁の薄膜が細かく壊れるようになっている。また、TiN薄膜の外観色は、500℃までは金色を呈しているが、550℃以上では赤味をおびて縞もように変色が観察された。

このように、本実験のTiN工具は、温度が550～600℃を越えると母材が軟化し、同時に薄膜にも変化が現れることがわかる。したがって、TiNコーティングを施しても、工具の耐熱性は変わらないわけで、使用条件は高速工具鋼とほぼ同様であることがわかる。

5. 4 実験結果

5. 4. 1 逃げ面とすくい面のTiN薄膜の効果

コーティングはホブカッタの場合には、工具の逃げ面にだけにTiN薄膜があれば、十分効果があるといわれており、また一方では、すくい面のTiN薄膜の効果が大きいといわれている場合もある。そこで、TiNの膜厚を0.4，1.0，2.0μmと変えて、工具の逃げ面だけにコーティングを施したTiN工具を作成し、逃げ面のTiN薄膜が工具寿命に及ぼす影響を実験した。

これらのTiN工具と母材工具で切削を行うと、逃げ面摩耗はほとんど発達せず、クレータ摩耗が急速に発達し、寿命に達する。すなわち、クレータ摩耗

経過曲線は図5-8に示すように、逃げ面のみコーティングしたTiN工具では膜厚にかかわらず、母材工具とほとんど一致したクレータ摩耗経過を示している。このため、工具寿命もほとんど一致した値となっている。

本実験条件では、母材工具、TiN工具とも、逃げ面摩耗は工具寿命に影響をおよぼすほど発達しない。両工具とも寿命間近になっても、逃げ面摩耗は、0.1mmほどであり、境界摩耗も0.3mm以下である。一方、クレータ摩耗は寿命時には200 μ m前後まで達して、切れ刃の急激な損傷を誘発し、完全損耗により寿命が決定されている。このため、逃げ面のTiN薄膜は寿命に対して影響が現れないものと考えられる。

図5-9は、すくい面のTiN薄膜の影響を示している。逃げ面、およびすくい面の両面にコーティングしたTiN工具と、すくい面だけにTiN薄膜が

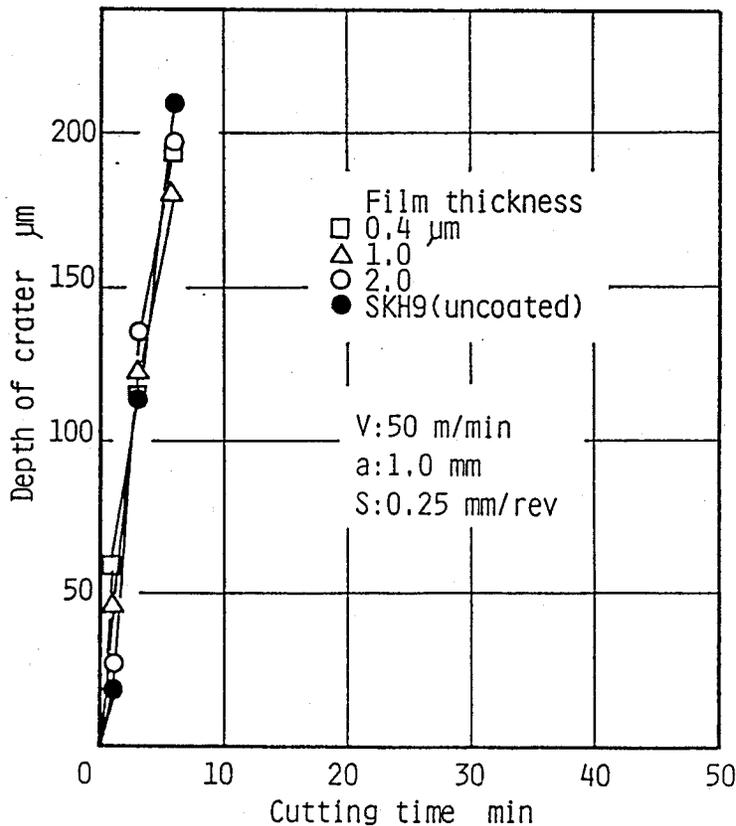


図5-8 逃げ面にコーティングした工具のクレータ摩耗経過

コーティングされている工具の、クレータ摩耗経過である。両工具の摩耗経過と工具寿命はほとんど一致しており、すくい面のみのコーティングでも、逃げ面、すくい面の両面コーティングと同様の、クレータ摩耗抑制効果、および寿命延長効果があることがわかる。

これらの結果から、本実験の切削条件については、逃げ面のTiN薄膜は工具寿命にほとんど影響がなく、すくい面のTiN薄膜によりクレータ摩耗の進行が抑制され、工具寿命が延長されていることがわかる。

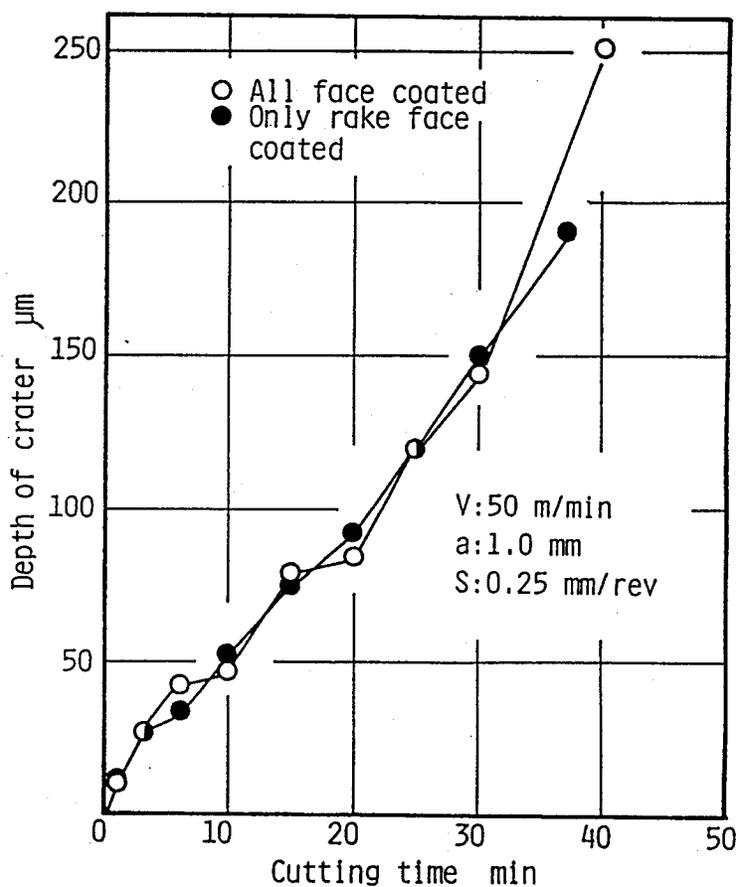


図5-9 クレータ摩耗の進行に及ぼすすくい面のTiN薄膜の効果

5. 4. 2 堤防部のTiN薄膜の効果

本実験では、すくい面のTiN薄膜により寿命が延長されていることが明らかになったので、以下、すくい面に注目し、TiN薄膜による寿命延長機構について検討した。

図5-10にクレータ摩耗の進行過程を示す。クレータ摩耗の断面形状は、ほぼ円弧状であり、摩耗が進行して深さが増大するとともに、クレータの中心は切れ刃から遠ざかる。したがって、クレータの終点部（切れ刃と反対側、以下、肩部と称す）は急速に後退してクレータ摩耗の幅が拡大する。同時にクレータと切れ刃の間の摩耗していない部分（以下、堤防部と称す）の幅もしだいに小さくなり、幅がほとんど無くなると同時に切れ刃部分が大きく損傷し、寿命に達することが観察結果から推察される。

クレータ摩耗の進行過程の観察から、切れ刃の急激な損傷は、堤防部の存在と関連があり、堤防部が残存していれば、切れ刃の完全損耗は発生しないのではないかと考えられる。このことを確認するために、堤防部のTiN薄膜の工具寿命に及ぼす影響を調べた。

すくい面全面をコーティングした工具と、クレータの堤防部分に対応する工具すくい面の外縁に、0.5mm幅でコーティングしたTiN工具を同一バッチで作成し、工具寿命を求めた。両工具の摩耗経過を図5-11に示す。両工具の寿命は大幅に異なり、すくい面全面をコーティングしたTiN工具では、クレータ摩耗の進行が大幅に抑制され、工具寿命は母材工具の10倍以上に延長されている。しかし、堤防部のみコーティングしたTiN工具では、母材工具よりわずかにクレータ摩耗の進行は抑制されているものの、母材工具の2倍程度の工具寿命が得られるにとどまっている。

これらの結果から、堤防部のTiN薄膜は、寿命延長に対して十分な効果はないことが理解できる。

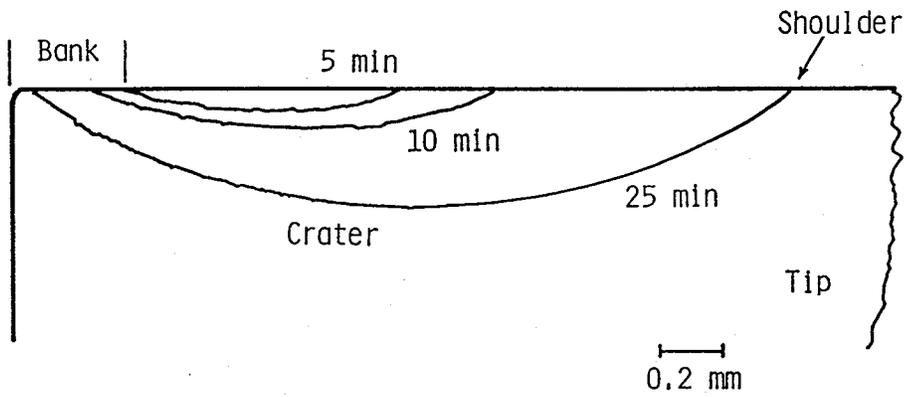


図 5 - 1 0 クレータ摩耗の進行形態

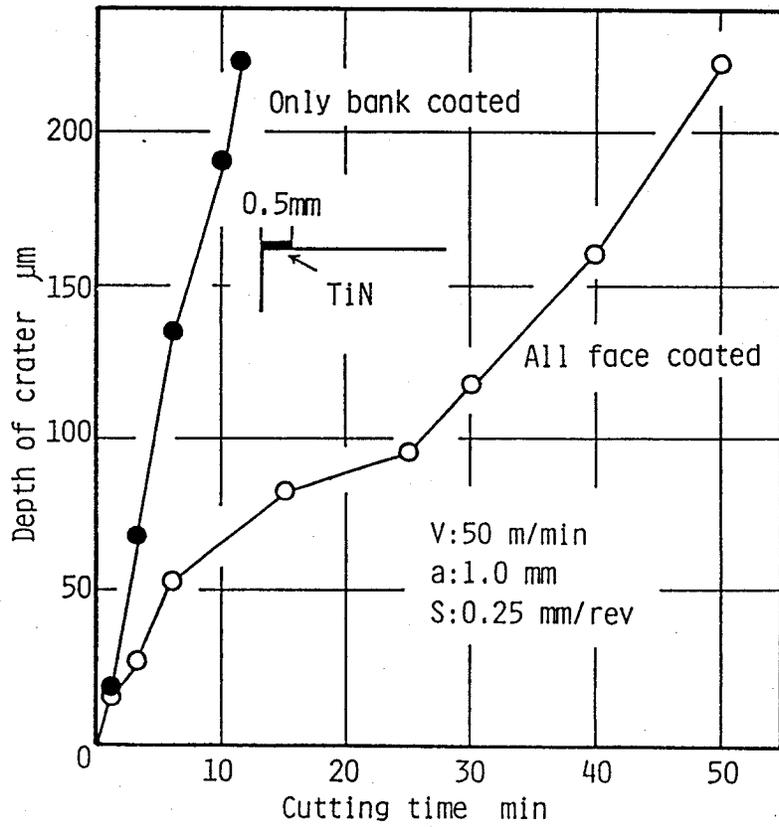


図 5 - 1 1 クレータ堤防部の TiN 薄膜の寿命延長効果

5. 4. 3 肩部のTiN薄膜の効果

すくい面のTiN薄膜により工具寿命が延長され、しかも切れ刃に続く堤防部のTiN薄膜だけでは、寿命延長効果は得られないことがわかった。そこで、クレータ周囲のTiN薄膜による、クレータ摩耗抑制の機構を明らかにするために、以下の実験を行った。

TiN工具で10min間切削後（このときのクレータ深さは約70 μm ）に切削を中断し、図5-12に示すようにすくい面のTiN薄膜に加工を施す。

- (1) すくい面のTiN薄膜を除去
- (2) 堤防部のTiN薄膜を除去
- (3) 加工を施さない

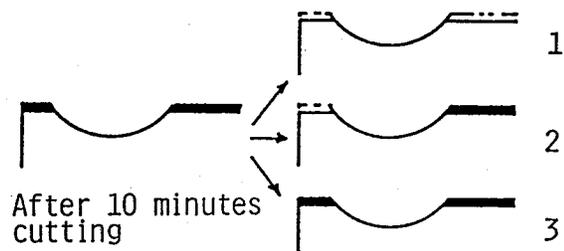


図5-12 すくい面のTiN薄膜の除去形状

この3種類の工具により、切削実験を再度継続した。このときの摩耗経過を図5-13に示す。すくい面のTiN薄膜を除去した(1)の場合には以後は、母材工具とまったく同様の摩耗増加率を示している。このことから、クレータ深さがTiN薄膜の厚さ（この場合約5 μm ）を越えて発達していても、クレータの周囲にTiN薄膜が残存していれば、摩耗の進行は抑制されていることが理解できる。

一方、堤防部のTiN薄膜だけを除去した(2)の場合には、未加工の(3)とほぼ同様の摩耗経過を示している。つまり、堤防部のTiN薄膜は、クレータ摩耗の進行に対して抑制効果が小さく、肩部のTiN薄膜によって、クレータ摩耗の進行が抑制されていることが理解できる。このことは、堤防部のみコーティングしたTiN工具では、工具寿命がほとんど延長されなかったことと

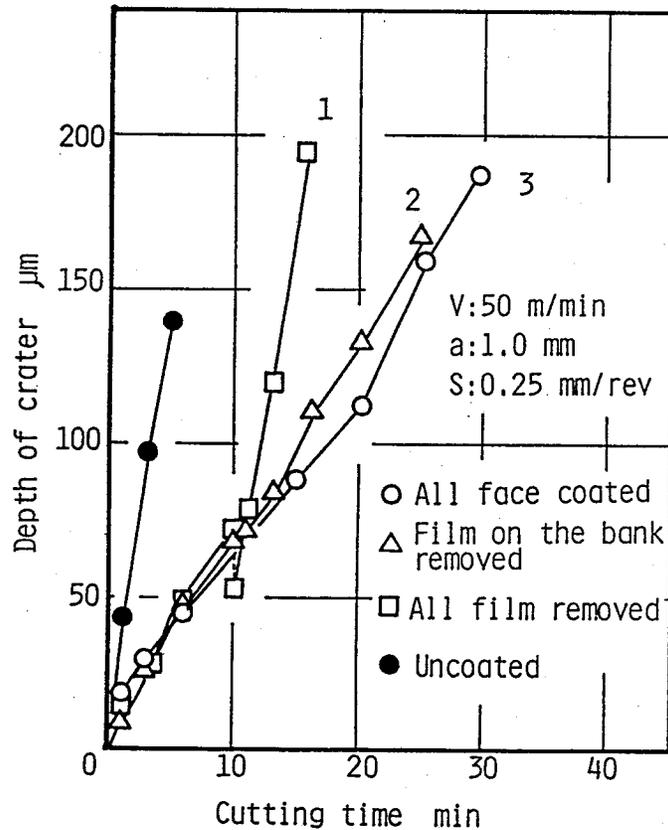


図5-13 TiN薄膜を加工後のクレータ摩耗の進行

一致している。

これらの結果から、クレータ摩耗は堤防部のTiN薄膜ではなく、クレータ肩部付近のTiN薄膜により、その進行が妨げられており、その結果として寿命延長がもたらされていることがわかる。

5.5 TiN薄膜によるクレータ摩耗抑制の機構

高速度工具鋼SKH9、およびこれを母材としたTiN工具とS45Cを用いて旋削実験を行ったところ、次のことが確認できた。

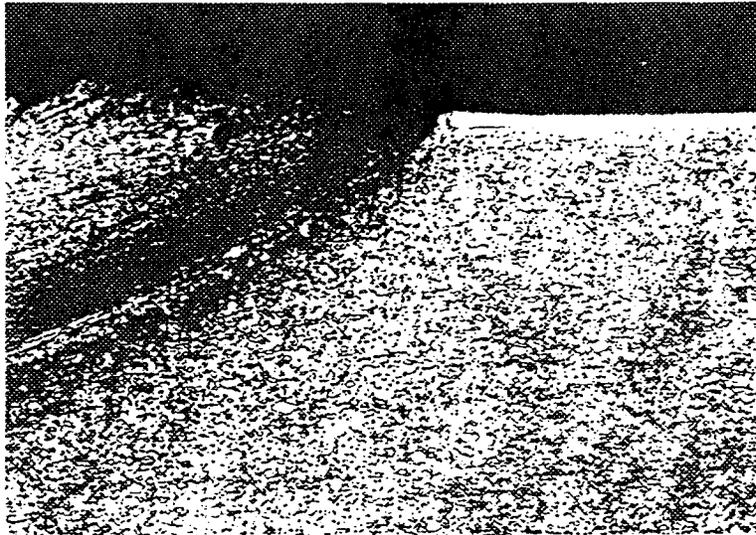
本実験の切削条件では、逃げ面のTiN薄膜は工具寿命の延長に対して効果はなく、すくい面のTiN薄膜により寿命が伸びることがわかった。ただし、

切削速度 $V = 50 \text{ m/min}$ と、高速度工具鋼にとっては比較的高速で、しかも乾式切削のため、TiN 工具、母材工具とも逃げ面摩耗があまり発達しないうちにクレータ摩耗が発達し、寿命に達している。このために、すくい面の TiN 薄膜の影響が顕著に現れていると考えられる。

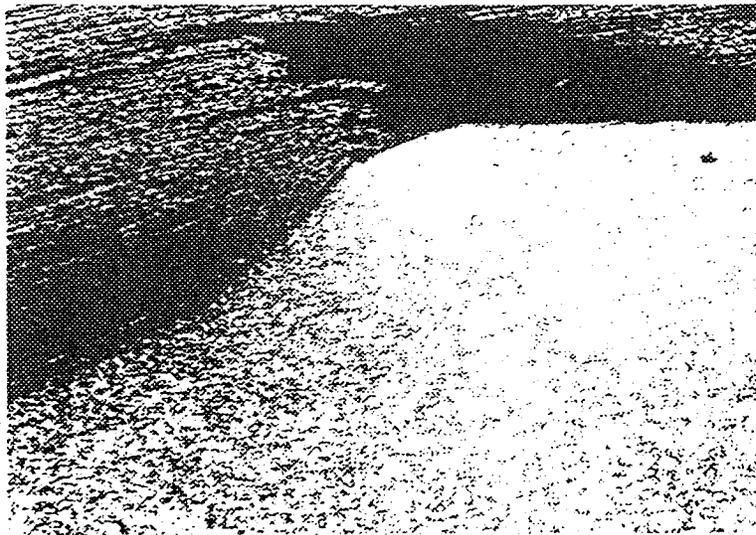
このような条件でも、TiN 薄膜によりクレータ摩耗の進行が抑制され、母材工具の 10 倍以上の工具寿命が得られている。さらに、すくい面の TiN 薄膜の影響について実験したところ、堤防部の TiN 薄膜は寿命の延長に対し、大きな効果はなく、クレータ肩部の TiN 薄膜によりクレータ摩耗の進行が抑制され、寿命が伸びることが明らかとなっている。

そこで、肩部の TiN 薄膜による、クレータ摩耗抑制の機構を調べるため、クレータ肩部の断面を観察した。図 5-14 に TiN 工具と母材工具の、クレータ肩部の断面の顕微鏡写真を示す。図から、TiN 薄膜はすり減って消失するのではなく、クラックが発生し、部分的にはく離して摩耗することが観察される。両工具ともほぼ寿命に達したものであり、クレータ深さも同程度の、約 $200 \mu\text{m}$ である。しかし、肩部に近いクレータ面の母材組織を観察すると、母材工具より TiN 工具のほうが組織変化が大きいことがわかる。そこで、肩から 0.15 mm ほど内側のクレータ断面の硬さを測定した。図 5-15 はマイクロピッカースにより硬さ分布を測定した結果である。肩部付近のクレータ表面では、両工具で明らかに硬さに差が認められ、TiN 工具では母材工具よりも軟化した層が、 $20 \mu\text{m}$ ほど存在していることがわかる。同様の方法でクレータ中央部の断面を測定すると、両工具の硬さの差は小さい。

このことから、TiN 薄膜によるクレータ摩耗抑制の機構を考察すると、軟化したクレータ面の母材は、切りくずの擦過とともに削り取られるが、TiN 工具の場合には、軟化した母材は肩部の TiN 薄膜により流動を妨げられ、母材工具の場合よりさらに軟化した状態でも、クレータ面に残存できると考えられる。つまり、TiN 薄膜が切りくずの摩擦力を支えているため、母材が軟化しても存在していると考えられる。このため、クレータ摩耗の幅方向の進行（クレータ摩耗は深さの増大と共に、幅の拡大が激しい）を抑制する効果をも



TiN tool



Mother tool

50 μm

図5-14 クレータ肩部の断面

つものと考えられる。

通常、切りくずがすくい面から離れるところでは、切れ刃部分よりも切削温度が高い⁹⁾が、応力は切れ刃部分よりはるかに低い¹⁰⁾ことが知られている。クレータ肩部もこれと同様の状態と考えられ、このために、わずか数 μm ではあるが、硬く耐熱性の高い薄膜の影響が大きく現れ、クレータ摩耗の進行が抑制されていると考える。

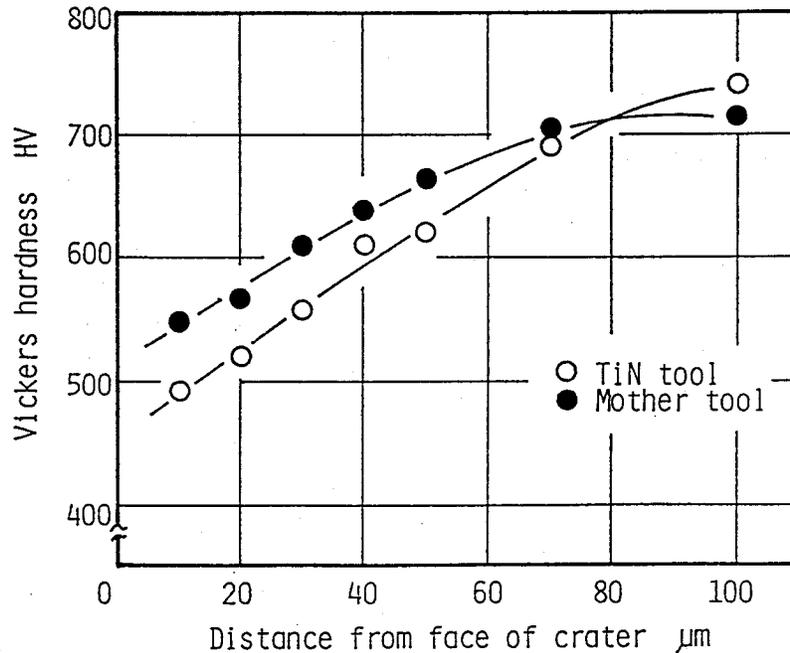


図 5 - 1 5 クレータ肩部の断面の硬さ分布

5. 6 TiN 薄膜による切削抵抗の軽減

5. 6. 1 摩擦実験

図 5 - 1 6 は、図 5 - 1 3 の条件で切削したときに測定した切削抵抗である。切削抵抗においても、図 5 - 1 4 の摩耗経過に対応した変化がみられる。すなわち、TiN 工具では母材工具よりも切削抵抗が小さい。また、10 min 後に TiN 薄膜を除去した (1) の工具では、以後は母材工具と同様に急激に切削抵抗が増加するが、一方、堤防部の TiN 薄膜だけを除去した (2) の場合には未加工の (3) よりわずかに増大する程度である。

このように、切削抵抗は摩耗経過に対応した変化を示し、TiN 工具の場合にも寿命時には母材工具と同様の値に達するが、工具が摩耗していない切削初期には、母材工具よりも 30% ほど切削抵抗が小さい。このため、工具のすくい面と切りくずの摩擦による発熱が少なくなり、熱的影響の強いクレータ摩耗の進行は抑制され、工具寿命延長の一要因となっていると考えられる。特に、

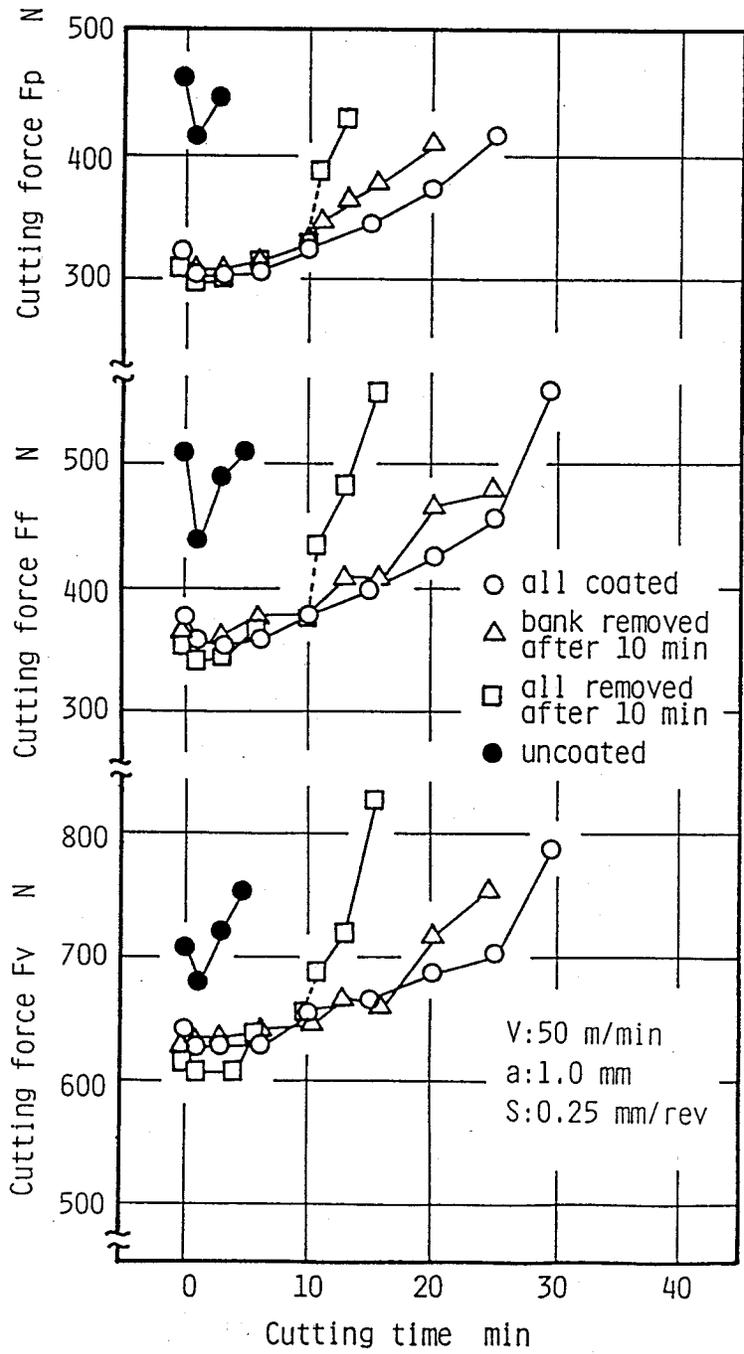


図 5 - 1 6 切削抵抗に及ぼすすくい面の TiN 薄膜の影響

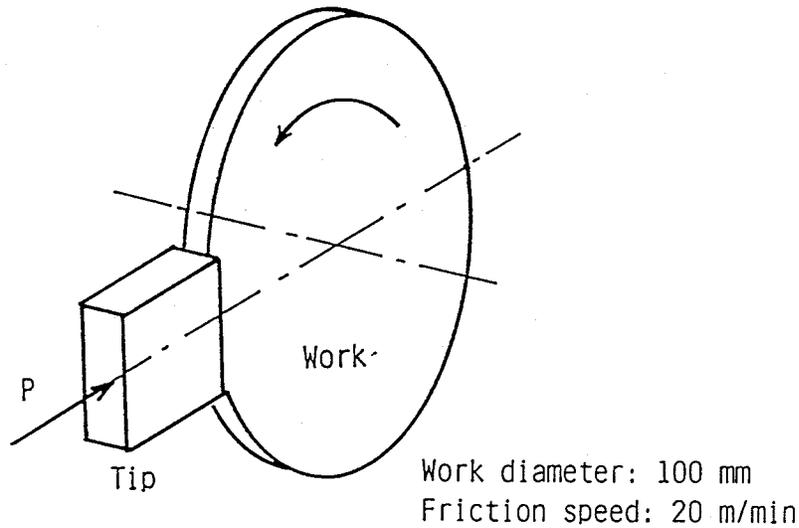


図 5 - 1 7 摩擦実験方法

送り分力，背分力でその影響が大きい，TiN 薄膜そのものの性質によると考えられる。つまり，TiN 薄膜の S 4 5 C に対する親和性が，母材の S K H 9 の場合とは異なるために，工具すくい面と切りくずの摩擦に影響を及ぼし，切削抵抗が減少すると考えられる。

このことを確認するために，工具と被削材の摩擦試験を行った。図 5 - 1 7 に実験方法を示す。被削材を円板状（厚さ：1 mm）に加工し，その円筒面に工具の側面を押し当てて，荷重を漸増させながら摩擦する。摩擦速度は切りくず流出速度に近い 20 m/min とした。このときの荷重と摩擦力を測定し，摩擦係数を求めた。

図 5 - 1 8 は摩擦試験後の工具の摩擦面の顕微鏡写真である。TiN 工具の場合には擦過痕はみられるが，被削材の凝着はほとんど発生していない。一方，母材工具の場合には多量の凝着物が認められる。また，被削材の TiN 工具による摩擦面は光沢面であるのに対し，母材工具の場合には金属色で凹凸の激しいむしれたような面となっている。このことから，両工具の S 4 5 C に対する親和性は明らかに異なることがわかる。

図 5 - 1 9 は，摩耗実験の荷重と摩擦力の関係から求めた，工具と被削材間

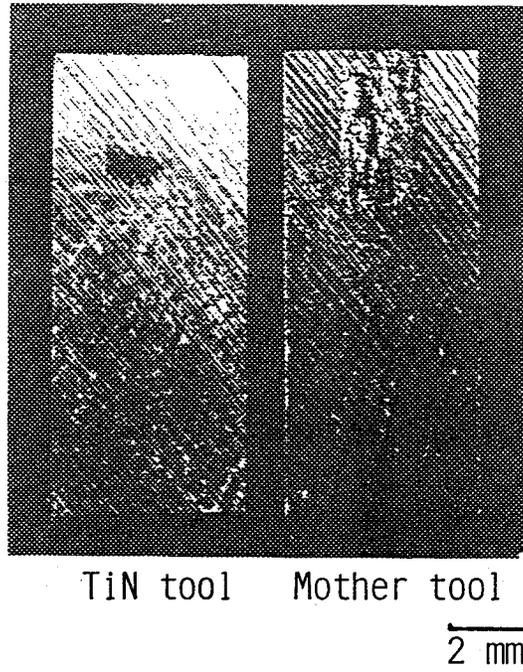


図 5 - 1 8 摩擦実験後の工具の摩擦面

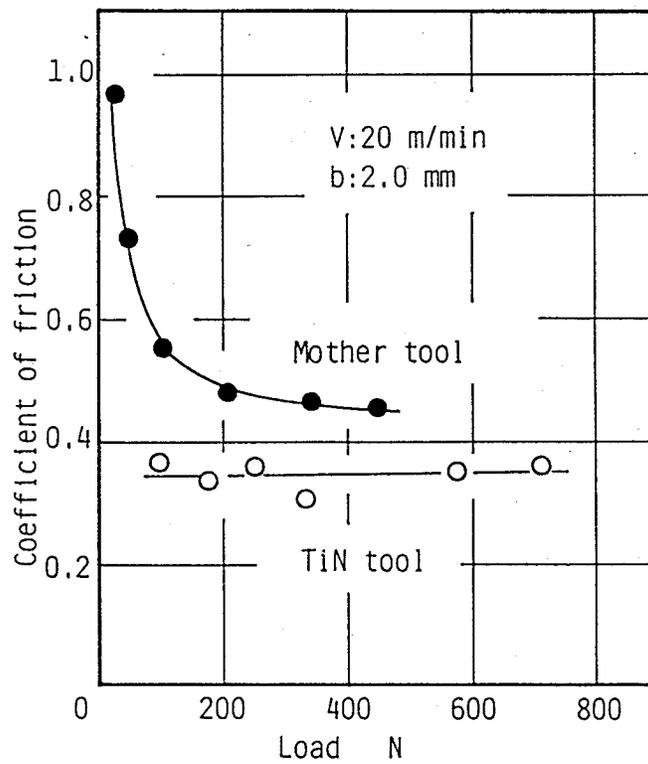


図 5 - 1 9 工具と被削材間の摩擦係数

の摩擦係数である。S45Cに対する摩擦係数は母材工具では約0.45であるが、TiN工具の場合には0.35と低くなっている。TiNは母材に比較すると、S45Cに対して潤滑性があるといえる。このため、TiN工具による切削では、母材工具の場合より切りくずが薄くなるなど切削機構が異なり、切削抵抗の減少が起こることがわかる。この観点からも、逃げ面よりすくい面のTiN薄膜のほうが、切削機構に対しても影響が大きく、工具寿命延長に対して有効であることがわかる。

5. 6. 2 クレータ摩耗と潤滑効果

TiN工具の寿命延長の一要因として、TiN薄膜の潤滑効果による切削抵抗の減少があることがわかった。しかし、TiNの膜厚は数 μm であり、クレータ摩耗が発達すれば急速に母材が露出する。この状態でも切削抵抗は母材工具よりは小さいことから、クレータ周囲のTiN薄膜の潤滑効果の影響があると考えられる。そこで、TiN薄膜による切削抵抗減少効果と、クレータ摩耗の関係を確認した。

TiN工具で切削を行い、あるクレータ深さのときの切削抵抗を測定する。さらに、その工具のTiN薄膜をラッピングにより除去して切削抵抗を求め、TiN薄膜の切削抵抗におよぼす影響を、切削抵抗の減少率として次の式で求めた。

$$R = \frac{B - A}{B} \times 100\% \quad (5-1)$$

ただし R : 抵抗減少率

A : TiN工具の切削抵抗

B : TiN薄膜除去後の切削抵抗

TiN膜厚が3 μm の場合の、送り分力に対する切削抵抗減少率を、図5-20に示す。クレータ摩耗が発達し、母材が露出して直接切りくずと接する部分が拡大すると、TiN薄膜による切削抵抗減少率は急速に低下するが、寿命

間近になっても影響が認められ、クレータ周囲のTiN薄膜による、切削抵抗減少効果があることがわかる。

これらの結果から、本実験で用いたTiNコーティング工具においては、クレータ肩部のTiN薄膜によるクレータ摩耗幅の拡大抑制、およびTiN薄膜のS45Cに対する潤滑性による、切削抵抗減少等の効果が相乗されて、工具寿命の延長がもたらされていることがわかった。したがって、工具を再研磨する場合、すくい面のTiN薄膜を残すようにしたほうが、TiN薄膜の効果を活かすためには有利であることがわかった。

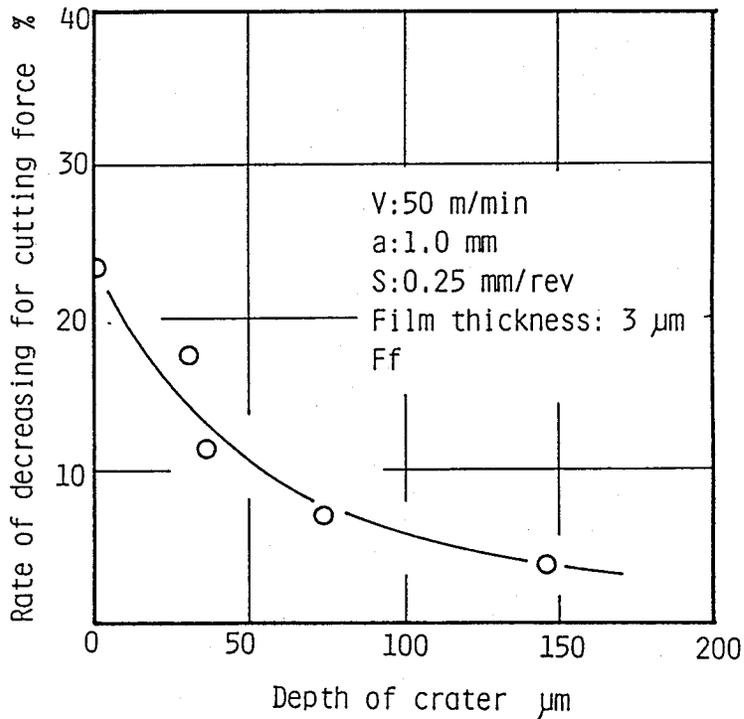


図5-20 クレータ摩耗とTiN薄膜の切削抵抗減少効果の関係

5.7 まとめ

TiN薄膜のコーティングによってもたらされる、高速度工具鋼の寿命延長機構について明らかにするために、SKH9にPVD法でTiNコーティング

を施した工具で、S 4 5 Cを被削材として切削実験を行った。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 本実験のコーティング方法では、TiN薄膜の硬さに対してガス圧、基板温度の最適値がある。
- (2) TiNコーティングをした工具は耐熱性は母材と同様で、600℃以上で母材の軟化とTiN薄膜の変質が起こるため、切削条件は高速度鋼工具と同様である。
- (3) 本実験の切削条件では、逃げ面のTiN薄膜は工具寿命に対して影響はなく、すくい面のTiN薄膜により工具寿命は延長される。
- (4) すくい面のTiN薄膜はクレータ摩耗の進行を抑制する。この作用は切りくずが工具から離れるクレータ肩部のTiN薄膜による。
- (5) クレータ肩部のTiN薄膜は、軟化した母材の流失を妨げ、クレータ摩耗の拡大を抑制する。
- (6) TiN薄膜はS 4 5 Cに対する親和性が低く、すくい面の摩擦係数を低下させる。その結果切削抵抗が軽減されるが、この効果はクレータ摩耗の発達と共に急速に減少する。
- (7) これらの結果から、TiN工具の再研磨は、すくい面のTiN薄膜の効果を生かすため、逃げ面に対して行ったほうが有利であることがわかった。

参考文献

- 1) 李木経孝, 桑原改造, 藤山博一: 耐摩耗性アルミナ膜の超硬工具へのスパッタコーティング, 潤滑, 26, 2 (1981) 120.
- 2) 藤山博一, 桑原改造, 李木経孝: 高周波スパッタリングによる高速度工具への耐摩耗性アルミナ膜のコーティング, 潤滑, 28, 3 (1983) 206.
- 3) G.Brandt, M.Mikus, Z.Senesan, and S.Hogmark :WEAR MECHANISMS WHEN MACHINING GREY CAST IRON WITH CERAMIC TOOLS, Surface Engineering, 3,3(1987)211.

- 4) 奥島啓式, 曾我美豊, 服部満雄, 岩田一明: 熱処理および表面処理をほどこした高速度鋼工具の切削性能について, 精密機械, 28, 2 (1962) 91.
- 5) 吉岡 肇: コーティド高速度鋼の特性と問題点, 精密機械, 46, 5 (1980) 535.
- 6) 森 良克, 飯田俊博, 国森永平: 鋼加工用超硬ドリルの実用化について, (第2報), 昭和59年度精機学会春季大会講演論文集 (1984) 89.
- 7) Kenji OHISHI, Masashi FJITANI, Takeshi WATANABE: RESTRAINT OF CRATER WEAR OF HIGH SPEED STEEL TOOL WITH TiN FILM, J. of JSLE Int. Edition, 8(1987)41.
- 8) 渡辺武司, 青沼慶祐, 大石健司, 山口勝己, 小沢豊三, 富士谷昌, 小林賢: PVD法による高速度鋼工具へのTiN, 金属臨時増刊号, 5 (1985) 83.
- 9) 平尾政利, 佐田登志夫: 切削工具面の局部温度測定, 精密機械, 40, 2 (1974) 156.
- 10) G. Barrow, W. Graham, T. Kurimoto & Y. F. Leong: DETERMINATION OF RAKEFACE STRESS DISTRIBUTION IN ORTHOGONAL MACHINING, Int. J. M. T. D. R, 22, 1(1982)75.

第6章 セラミックス切削時の工具損傷

6. 1 まえがき

セラミックスは窯業製品として歴史は古く、日常的になじみの深いものである。近年、精選された人工原料を用いて、物理的、機械的特性などの制御が可能になり、ニューセラミックスとして幅広い応用分野が考えられている。

機械の分野でも耐熱性、硬度を生かした利用が試みられているが、最初に利用されたのは切削工具としてであり、既に30年余りの歴史がある。

機械部品として利用することを考えると、寸法精度や表面性状などに対する要求を、焼結のまま満足させることは不可能であり、なんらかの仕上げ加工が必要である。しかし、耐熱性、耐摩耗性などが優れているセラミックスは、被削材としてみると、この特性がそのまま難削性に一致することになる。したがって、除去加工法としては、研削、ラッピングなど、砥粒を用いた微少加工法が主体である。

しかし、機械構造用の素材として利用するためには、複雑形状の加工や加工能率の向上が要求される。このため、工具形状や工具軌跡のコントロールが容易で、加工の柔軟性に優れる切削加工の適用が望まれることになる。切削加工の対象材としては、従来は焼入鋼が最高の硬さの被削材であった。セラミックスはほとんどの材種が焼入鋼以上の硬さであり、この観点から最高の難削材であるといえる。

本章では、セラミックスに対する切削加工適用の可能性を、焼結ダイヤモンド工具を主に、工具摩耗形態、工具寿命、切りくず形態、および仕上げ面品位などから検討し、セラミックスの加工に切削加工が適用可能であることを示している。さらに、セラミックスの切削加工を実用的に行うための、切削剤、加工雰囲気の影響についても明らかにしている。

6. 2 実験装置および方法

6. 2. 1 被削材および工作機械

被削材はアルミナ，窒化けい素（常圧焼結，反応焼結），および4種類のジルコニア（A，B，C，D）を用いた。機械的特性などを表6-1に示した。被削材の形状は，工具寿命試験用は円筒状（外径約 ϕ 70mm，内径30~35mm，長さ120mm）とし，仕上げ面性状の観察にはリング状（ ϕ 40×30×10mm）の被削材を用いた。これらの被削材をジグに取り付け，このジグをチャックとセンタで旋盤に取り付けて，旋削加工実験を行った。

切削工具の硬さは，被削材の硬さの4~5倍以上必要である¹⁾ことが知られている。最も硬いダイヤモンドの硬さがHV10000とすると，切削可能な硬さはHV2000程度であり，切削工具材種からみて，セラミックスは切削可能な上限の硬度の被削材ということになる。本実験では，人造ダイヤモンド粒子を，コバルトなどで焼結した焼結ダイヤモンド工具（以下，S.D工具と記す）を主に，天然単結晶ダイヤモンド工具（以下，N.D工具と記す），およびCBN工具を用いた。S.D工具の形状はSNGN432，CBN工具はSNGN433である。ホルダはN11R-44とした。したがって，刃部形状は（-5，-5，5，5，15，15，0.8または1.2）である。ダイヤモンド工具はチャンファ無しとしたが，CBN工具は市販のチャンファ付きのものを用いた。

セラミックスを切削加工するための工作機械²⁾は，剛性が高いこと，振動が少ないこと，および金属の切削時よりも小さい切込み，送りが設定できることなどが要求されている。本実験では実用的意味から，汎用旋盤（昌運ST-5）を改造して切削試験装置とした。改造箇所は，

(a) 微小送りが可能（最小5 μ m/rev）

(b) 高剛性心押し台

(c) 無断変速

などである。そのほかの仕様は，振り：575mm，心間距離：960mm，回転

表 6 - 1 被削材の特性

Work material	Density g/cm ³	TRS MPa RT 1000°C	Hardness HV RT 1000°C	E GPa	λ W/(m·K) RT 800°C	α $\times 10^{-6}/K$ RT 1000°C	R °C
Al ₂ O ₃	3.95	441 441	1900 -	-	29.3 -	8.1 -	200
Si ₃ N ₄ (SSN)	3.15	784 784	- -	265~304	15.5 -	3.1~3.3 -	600-700
Si ₃ N ₄ (RBN)	2.55	176 176	- -	147	5.9 -	2.5 -	600-650
ZrO ₂ -A	5.52	294 -	- -	196	2.09 -	6.0 -	350
ZrO ₂ -B	6.05	1176 294	1300 400	196	2.93 2.93	8.0 10	250
ZrO ₂ -C	6.09	1666 392	1330 400	196	2.93 2.93	9.0 11	250
ZrO ₂ -D	5.51	2352 784	1470 480	255	5.9 4.2	9.0 11	470

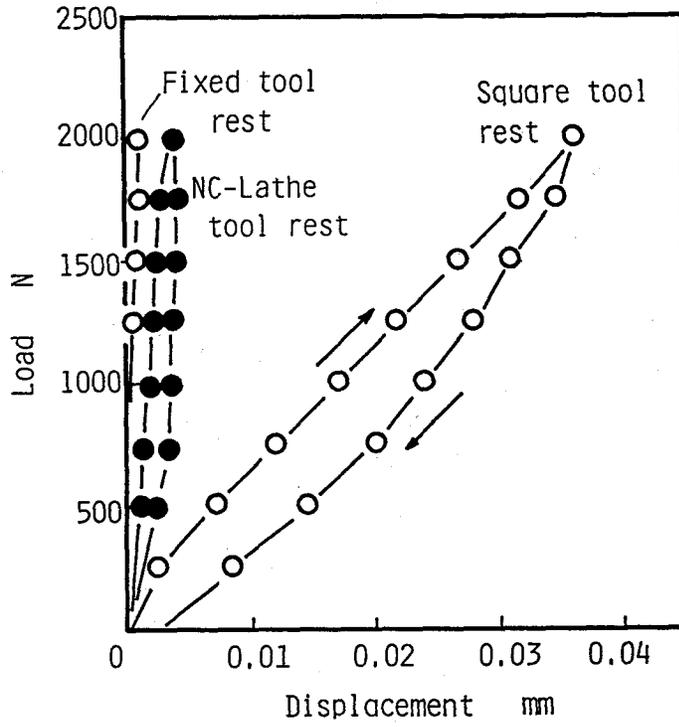


図 6 - 1 刃物台の剛性

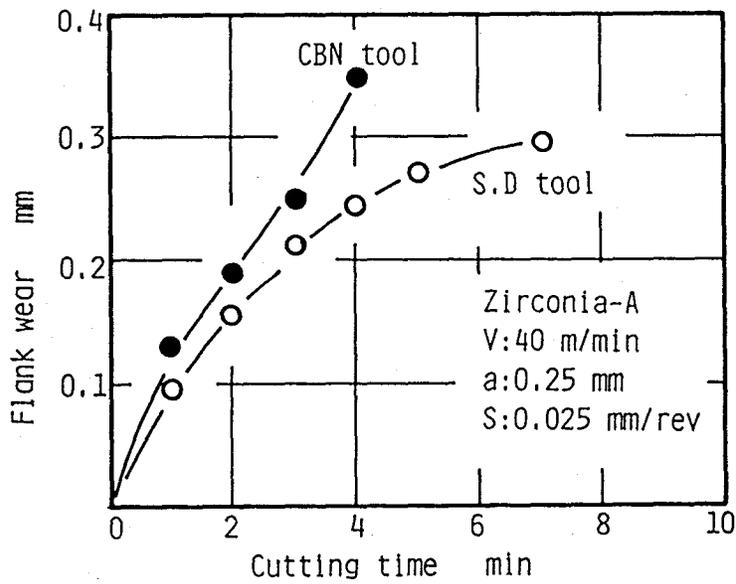


図 6 - 2 CBN工具とS.D工具の耐摩耗性

数：31～2500 rpm，最小送り：0.0046 mm/rev，動力15 kwであり，切込み設定用にはマグネスケールを用いて微小切込みの設定を可能にしている。

なお，旋盤の刃物台は，図6-1に示した静剛性実験の結果から，汎用四角刃物台ではなく，剛性の優れている固定型の刃物台を用いている。

6. 2. 2 実験条件

工具寿命試験では切削速度を10～40 m/min，切込みを0.25 mm，送りは0.025 mm/revとして乾式切削を行い，工具摩耗，切削抵抗の測定，切りくずの観察を行った。さらに，切削油剤の影響を明らかにするため，エチルアルコール，不水溶性切削油剤，および水溶性切削剤（ケミカル，40倍希釈）を用い，雰囲気はアルゴンガスと酸素ガスを用いた。

仕上げ面性状の実験では，リング状の被削材を主に用い，切削速度を10～40 m/min，切込み30～50 μm，送り5～20 μm/revの微小切削を乾式で行い，仕上げ面粗さの測定，SEMによる仕上げ面の直接観察，およびジルコニアについては，X線回折による残留応力の測定を行った。

6. 3 工具摩耗

6. 3. 1 工具材種の適性

切削加工では工具の硬さは被削材の硬さの4～5倍以上必要とされている。したがって，HV1000～2000のセラミックスの切削が可能な工具材種は，CBNとダイヤモンドということになる。ただし，ダイヤモンドは最も硬いが熱に弱いという欠点があり，CBNは硬さはダイヤより劣るが耐熱性がはるかに優れている。切削では工具の温度上昇があるため，CBN工具が優位であることも考えられる。そこで，乾式切削で，CBNとダイヤモンドの耐摩耗性を比較した。

図6-2にCBN工具とS.D工具の摩耗経過の比較を示す。セラミックス

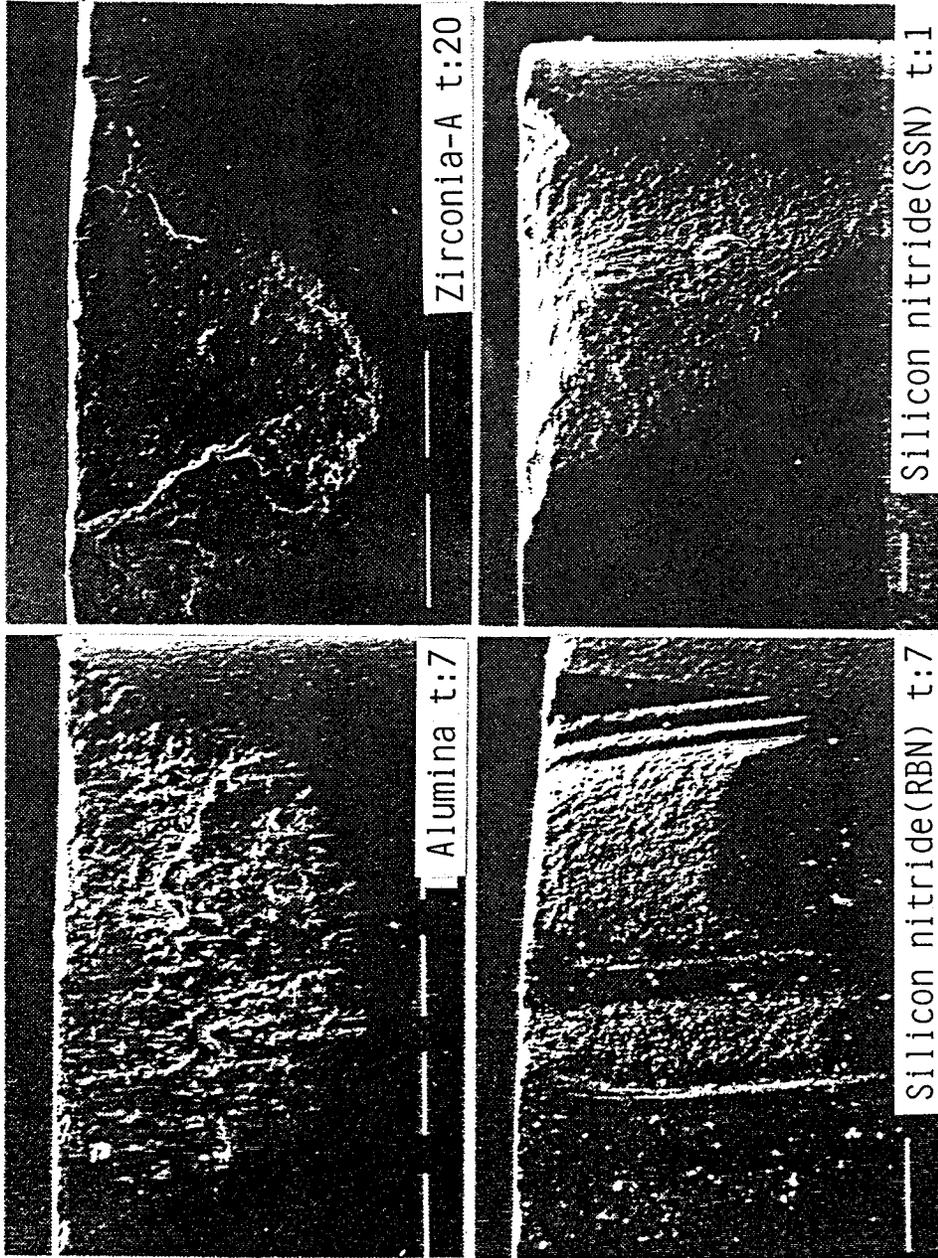
の中では比較的硬さ値の低いジルコニアの切削でも、CBN工具より硬さの勝るS.D工具が、乾式切削においても長寿命であることがわかる。また、アルミナ、ジルコニアなどでは、湿式切削にするとさらにダイヤモンドの寿命が延びる。したがって、セラミックスの切削では、ダイヤモンド工具の適用が基本であることがわかる。

ただし、後述するように、反応焼結の窒化けい素の切削では、CBN工具のほうが摩耗が小さく長寿命を示している。高硬度のセラミックスの切削では、工具の硬さの条件からダイヤモンド工具が勝っているが、軟らかい反応焼結の窒化けい素の切削では、CBN工具でも硬さは十分である。その上で、耐熱性に勝るCBN工具のほうが、熱に弱いダイヤモンド工具より優位であるのかもしれない。

6. 3. 2 セラミックス切削時の工具摩耗形態

図6-3に各種セラミックスを切削したときの、ダイヤモンド工具の逃げ面摩耗形態を示す。S.D工具の摩耗形態は、被削材であるセラミックスの材種により異なる。すなわち、アルミナやジルコニアの切削では、摩耗面を観察すると、微細な破壊によるダイヤモンド粒子の摩耗や脱落が、発生していることがわかる。一方、反応焼結の窒化けい素は容易に切削でき、工具に欠けやチップングは認められず安定した摩耗進行である。しかし、摩耗は大きく、金属の切削時と同様に横逃げ面、および前逃げ面に境界摩耗が大きく発生している。摩耗面を観察すると、ダイヤモンド粒子の脱落や欠けではなく、粒子や結合材がすり減っていることがわかる。

このように、アルミナやジルコニアの切削では、微細な破壊によりダイヤモンド工具の摩耗が進行し、逃げ面摩耗の形状は、切れ刃の応力分布に対応した形状を示しているとみられるが、窒化けい素はまったく異なった形状で、被削材の硬脆性以外の要因も作用しているのではないかと考えられる。



S.D tool, V:40 m/min, a:0.25 mm, S:0.025 mm/rev

図6-3 各種セラミックス切削時のダイヤモンド工具の摩耗形態

6. 3. 3 ジルコニア切削時の工具寿命

アルミナ、ジルコニア、および反応焼結の窒化けい素は、切削加工が適用可能である。この中で、靱性が高く応用範囲が広いと考えられる、ジルコニアの被削性を検討した。図6-4は、ジルコニアAを切削したときの、N.D工具とS.D工具の摩耗経過である。ジルコニアの切削では硬さの勝るN.D工具のほうが摩耗は小さく、長寿命を示すことがわかる。しかし、工具の価格、および品質の安定性などの問題から、S.D工具が実用的と考えられる。

図6-5は寿命判定基準を逃げ面摩耗幅 $VB=0.3\text{mm}$ としたときの、S.D工具の寿命曲線である。この場合の寿命方程式を求めると

$$VT^{0.92} = 90$$

で、傾きがほぼ 45° に近く、機械的摩耗が支配的であることがわかる。摩耗面を観察するといずれの切削速度でも、微細なチップングや欠けにより摩耗が進行しており、ダイヤモンド本来の耐摩耗性は発揮されていないと考えられる。したがって、工具の欠けやチップングを発生させない条件の選択が必要であり、これが寿命延長に直接つながると考えられる。後述の微少切削ではチップングの発生が抑制され、安定したすり減り摩耗と長寿命が得られている。

6. 4 切削剤と雰囲気の影響

金属の切削加工の場合には切削剤や雰囲気により、工具摩耗が大きく影響される場合が多い。低速切削時には油剤の潤滑作用により工具摩耗が抑制され、高速の場合には冷却作用により寿命延長が得られる場合と、返って短寿命になることもある。また、第3章で述べたように雰囲気の影響も大きく、酸素またはアルゴンなどを供給すると、摩耗が大きく変化することもある。

セラミックスの切削では、切削熱によるダイヤモンド工具の劣化が予測されるため、湿式切削による冷却効果が有効ではないかと考えられる。そこで、切削剤の工具摩耗におよぼす影響と、さらに雰囲気の影響について明らかにした。

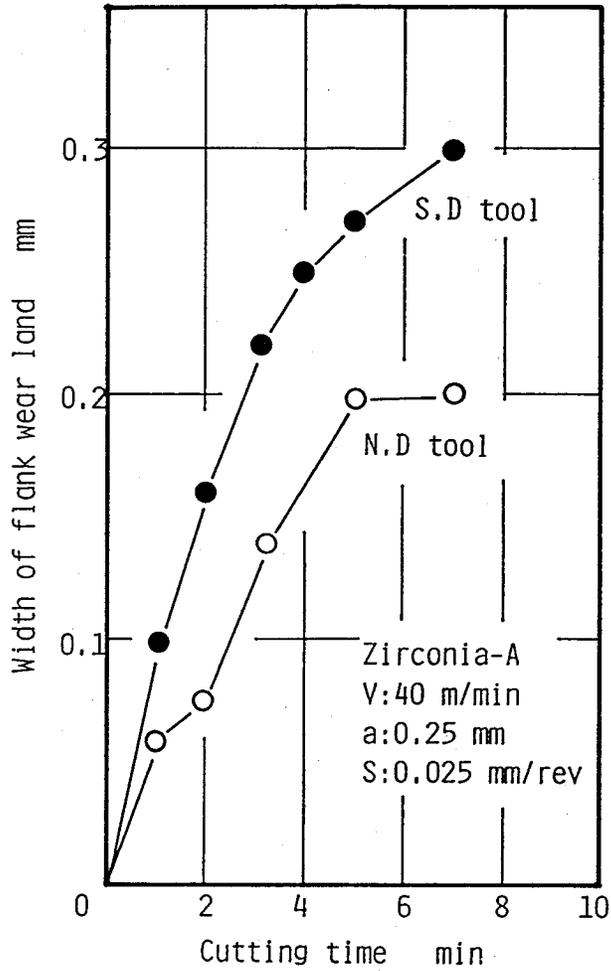


図 6 - 4 N . D 工具と S . D 工具の摩耗経過

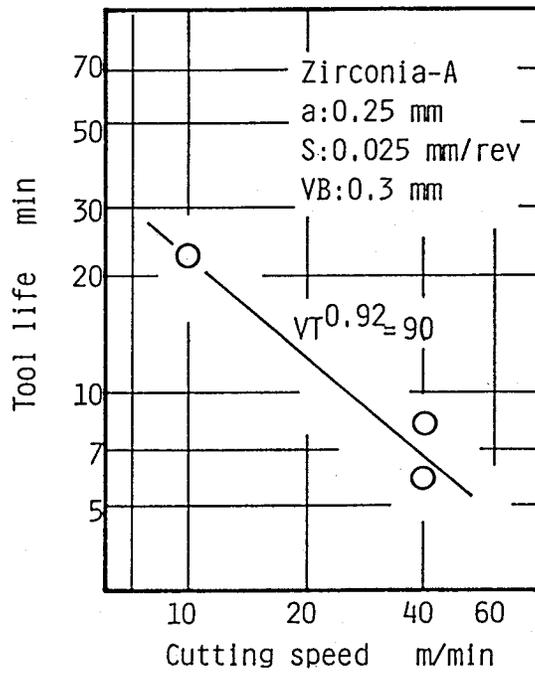


図 6 - 5 S . D 工具の寿命曲線

6. 4. 1 アルミナ切削時の切削剤の影響

図6-6に、アルミナ切削時のS.D工具の摩耗におよぼす、湿式、乾式の影響を示す。湿式切削では不水溶性切削油剤、およびアルコールの場合とも同様の摩耗経過で、乾式に比較して工具摩耗は1/2ほどに抑制されている。不水溶性切削油剤とアルコールで、まったく同様の摩耗経過であることから、潤滑効果よりも冷却効果によって、摩耗が抑制されているのではないかと考えられる。このときの摩耗面を観察すると、乾式、湿式ともダイヤモンドの微細なチップングや、粒子の脱落により摩耗が進行しており、切削剤を供給しても摩耗機構に影響はないようである。したがって、冷却効果により、ダイヤモンドの熱的劣化が抑制され、チップングや脱落が減少するものと考えられる。

6. 4. 2 ジルコニア切削時の切削剤の影響

ジルコニアAを乾式、湿式切削したときの、S.D工具の摩耗経過を図6-7に示す。ジルコニアAの切削では、湿式にすると工具摩耗は大幅に減少し、寿命は乾式切削時の30倍ほどに延長されている。したがって、ジルコニアAの場合、S.D工具で湿式切削を行えば、実用的に十分な寿命が得られることがわかる。この摩耗抑制効果は、アルコールを用いた場合でも油剤の場合でも、ほぼ同様の傾向を示しているので、冷却効果が大きいと考えられる。しかし、アルミナの湿式切削の場合に比較すると、湿式の効果が極端に大きいことがわかる。したがって、冷却効果以外にも要因があるのではないかと考えられる。そこで、切削中の雰囲気を変えて摩耗経過を求めた。

図6-8に示すように切削点近傍にノズルを設置し、酸素またはアルゴンを5 l/min供給しながら切削を行った。図6-9に酸素とアルゴン雰囲気中で切削したときの、S.D工具の摩耗経過を示す。同図からジルコニアの切削では、S.D工具の摩耗は酸素により促進されることが明らかである。すなわち、大気中および酸素雰囲気中で切削した場合に比較すると、アルゴン中の切削では摩耗進行が明らかに抑制されていることがわかる。このことから、酸素を除去

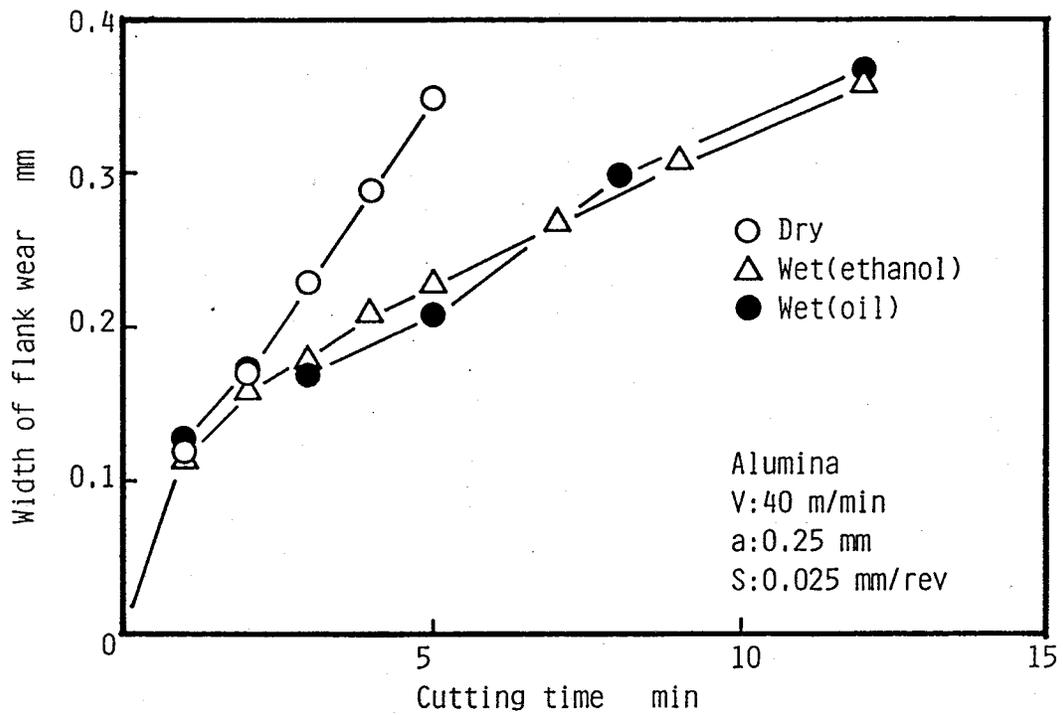


図 6 - 6 アルミナ切削時の S . D 工具の摩耗に及ぼす切削剤の影響

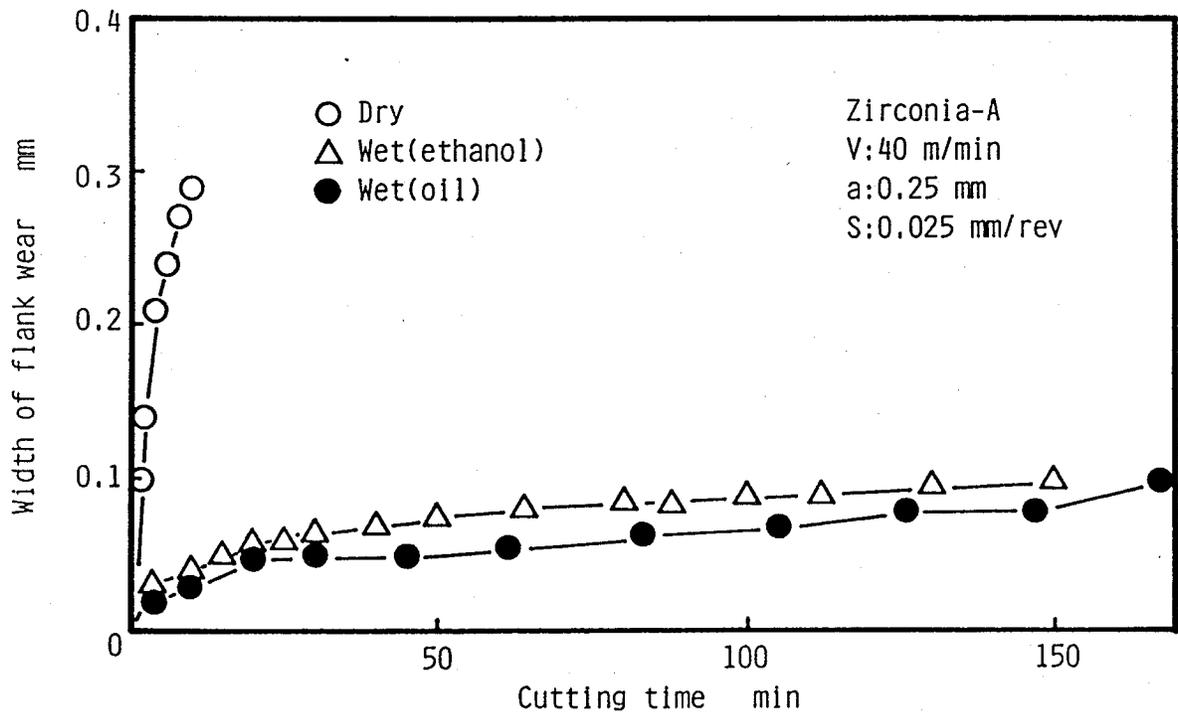


図 6 - 7 ジルコニア切削時の S . D 工具の摩耗に及ぼす切削剤の影響

すれば摩耗進行が抑制されると考えられる。アルゴン中で切削した場合の摩耗幅は、湿式切削のときよりも大きくなっているが、これは液体と気体の冷却効果の違いによると考えられる。

図6-10はCBN工具の摩耗経過である。ダイヤモンドより耐熱性が優れ

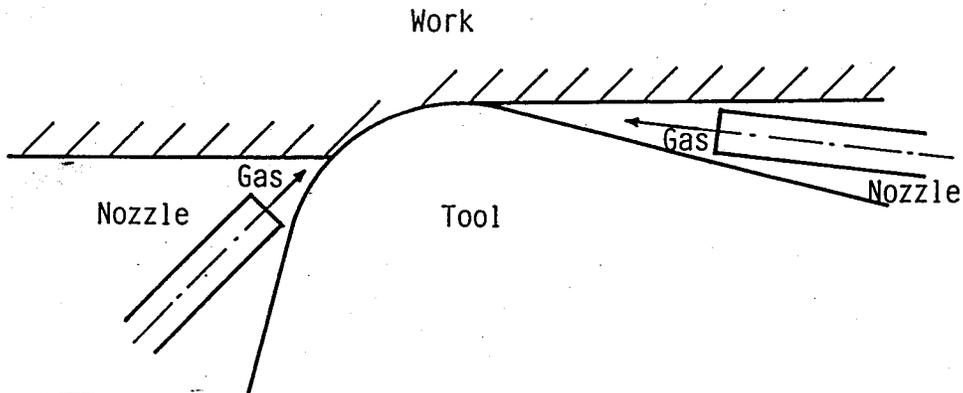


図6-8 加工雰囲気の実験方法

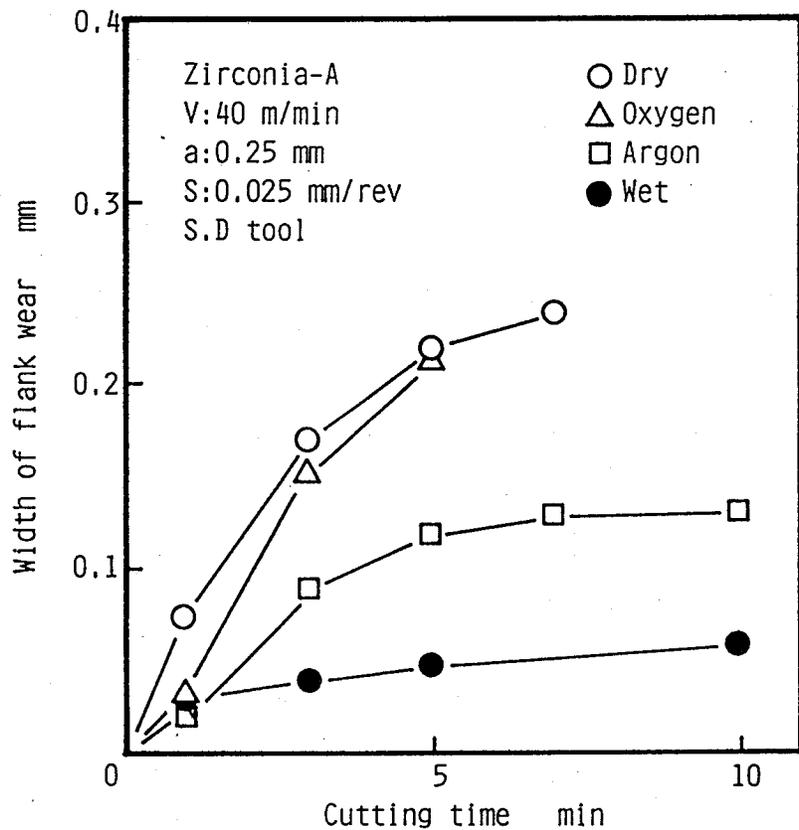


図6-9 ジルコニア切削時のS.D工具の摩耗に及ぼす加工雰囲気の影響

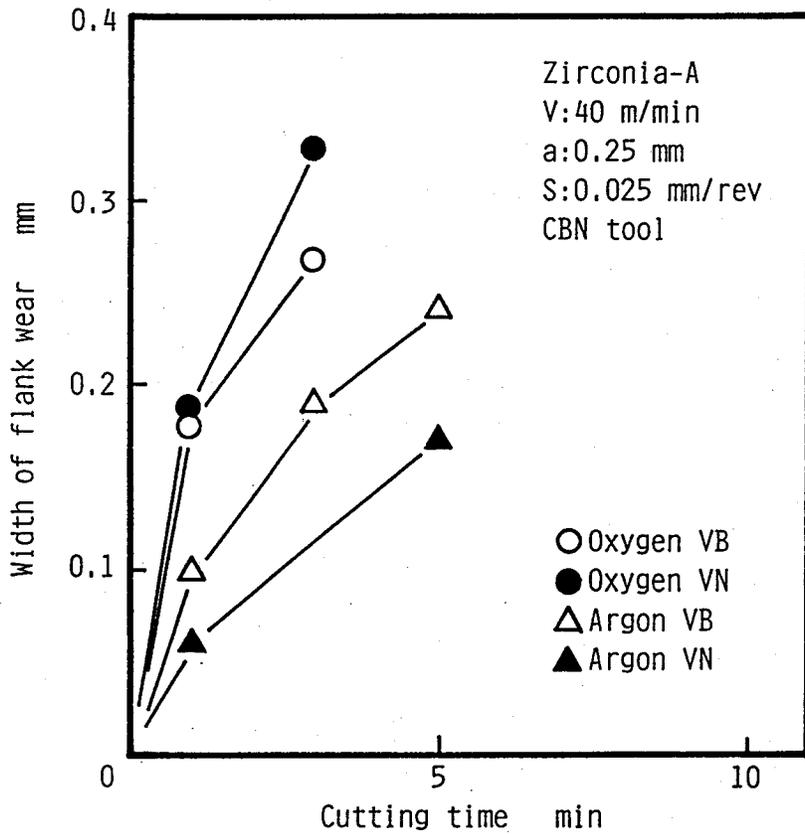


図 6 - 1 0 ジルコニア切削時の CBN 工具の摩耗に及ぼす加工雰囲気の影響

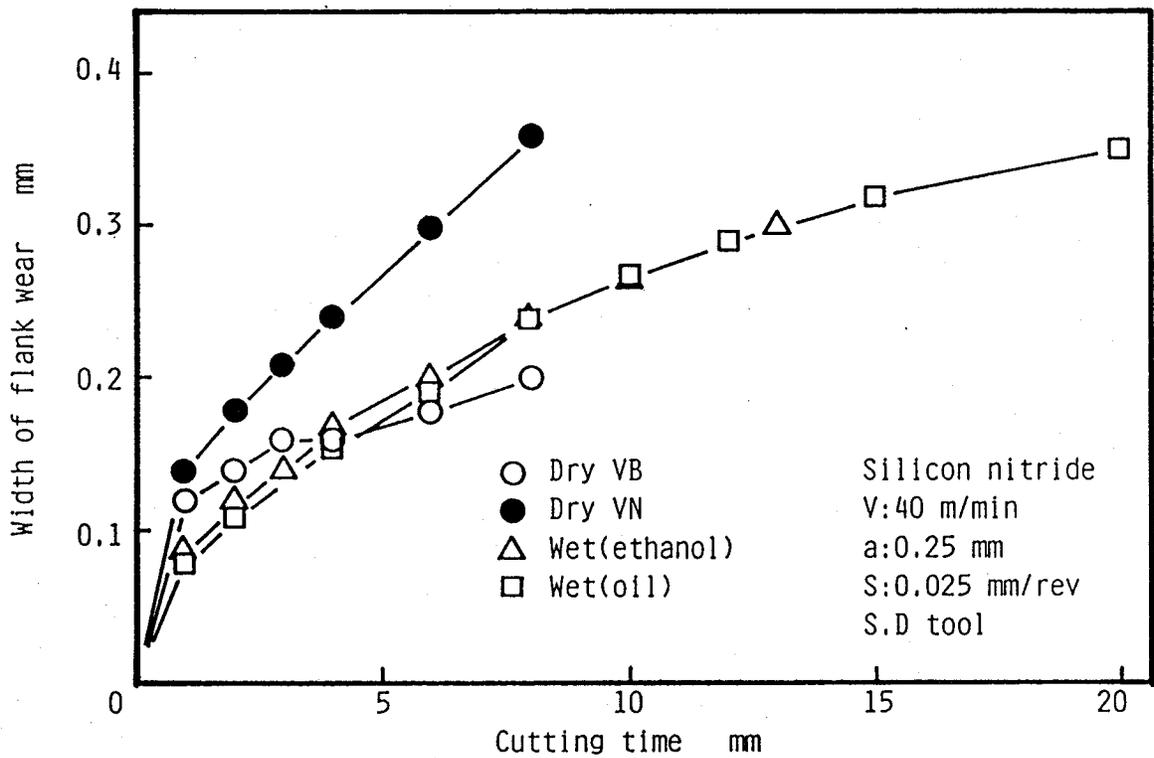


図 6 - 1 1 窒化けい素切削時の S . D 工具の摩耗に及ぼす切削剤の影響

るCBN工具の場合には、冷却効果の影響は小さいと考えられる。S.D工具と同様に、酸素中よりもアルゴン中で摩耗は小さく、特に境界摩耗の減少が大きいことがわかる。

これらの結果から、ジルコニアの湿式切削では切削油剤による冷却効果と、酸素を遮断する効果が大きいことが明らかで、S.D工具による湿式切削が実用的に適用可能であることがわかった。

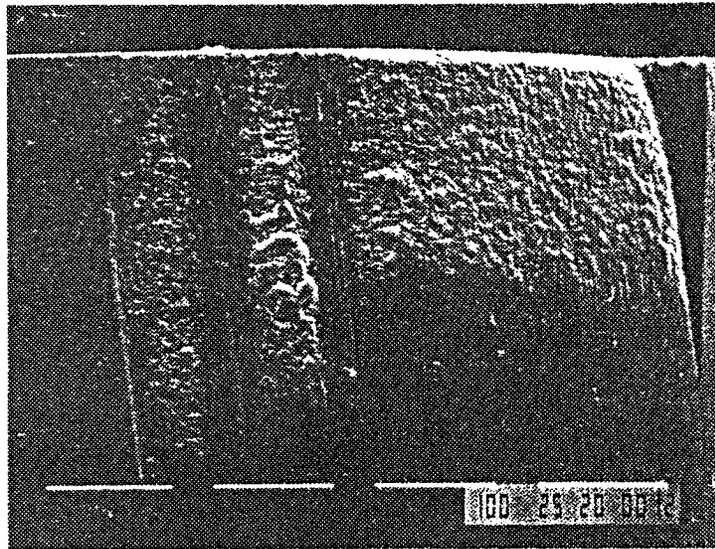
6. 4. 3 窒化けい素切削時の切削剤の影響

反応焼結の窒化けい素は強度が低く切削は十分可能であるが、工具摩耗はアルミナ切削の場合と同程度に大きい。また、前述したようにアルミナ、ジルコニアなどの切削時とは摩耗形態が異なり、乾式切削では境界摩耗が顕著に現れるなどの特徴がある。

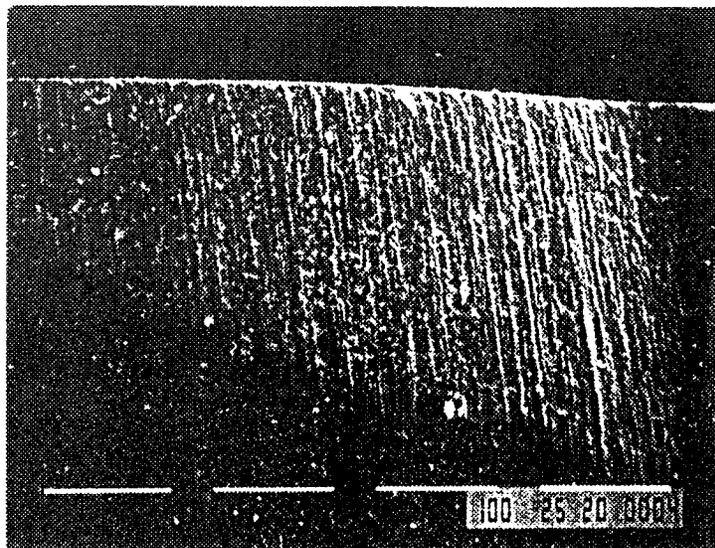
S.D工具による湿式、および乾式切削時の摩耗経過を図6-11に示す。このときのS.D工具の摩耗形態を図6-12に示す。乾式切削で現れていた境界摩耗は、湿式切削の場合には発生していない。しかし、平均摩耗は不水溶性切削油剤、アルコールの場合とも乾式より大きくなることがわかる。油剤、アルコールで同様の摩耗経過を示しているため、ジルコニアのときと同様に雰囲気の影響を調べた。

図6-13に酸素またはアルゴンを供給したときの摩耗経過を示す。アルゴン中の切削では、酸素のときとは異なり先端摩耗が溝状になるが、摩耗形態、摩耗幅は両雰囲気で大差ない。平均摩耗幅はほとんど同じであり、雰囲気を酸素またはアルゴンに変えても、S.D工具には影響はないことがわかる。

一方、図6-14はCBN工具の場合の摩耗経過である。この場合も大気中、酸素中、およびアルゴン中で工具摩耗に違いは認められないが、湿式切削にすると乾式切削に比較して、極端に摩耗が増大することがわかる。水溶性切削油剤を少量(23 ml/min)供給すると、工具すくい面上に粘土状の切りくずが溜っている。供給量を2 l/minに増加して切りくずの排出を促進させると、23



Dry cutting



Wet cutting(ethanol) 0.1 mm

Silicon nitride(RBN)

V:40 m/min, a:0.25 mm, S:0.025 mm/rev

図6-12 S.D工具の摩耗形態

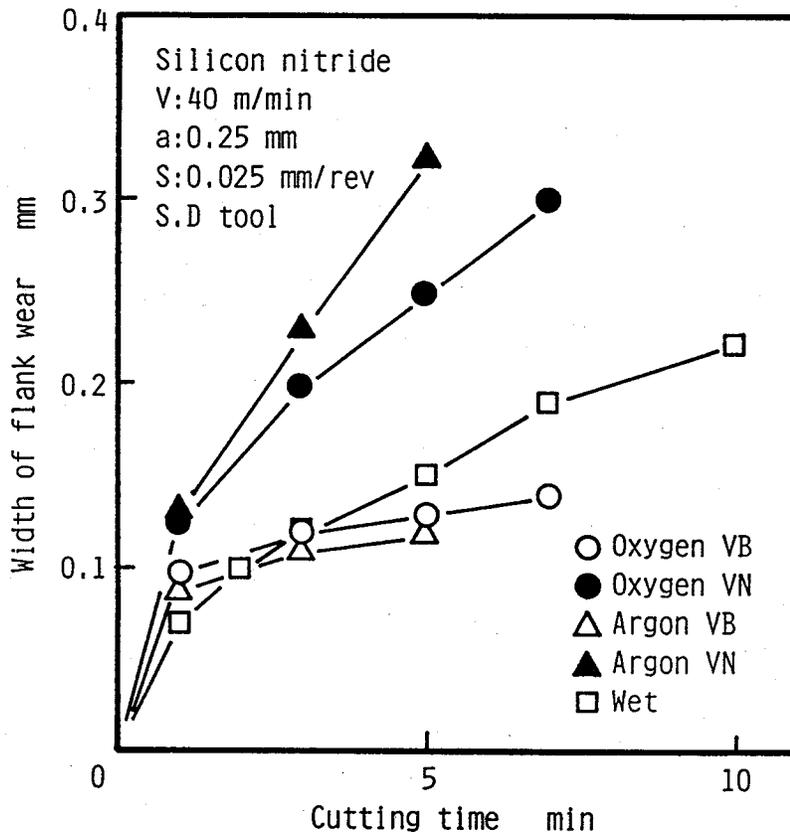


図 6 - 1 3 窒化けい素切削時の加工雰囲気の影響

$m\ell/min$ のときよりも摩耗は減少するが大差はない。したがって、切りくずの排出状態により摩耗の進行が変化するとは考えにくい。不水溶性切削油剤の場合にも同様の摩耗経過であり、結局、冷却により摩耗が増大していることになるが、詳細は不明である。ただし、耐熱性が優れているCBN工具では、乾式でも境界摩耗がまったく発生しないこと、および、湿式にしたときにS.D工具の境界摩耗が発生しないことから、反応焼結の窒化けい素切削時の境界摩耗は、切削熱と関連が深いのではないかと考えられる。

これらの結果から、窒化けい素の切削では、S.D工具よりCBN工具による乾式切削が最も適していることがわかった。

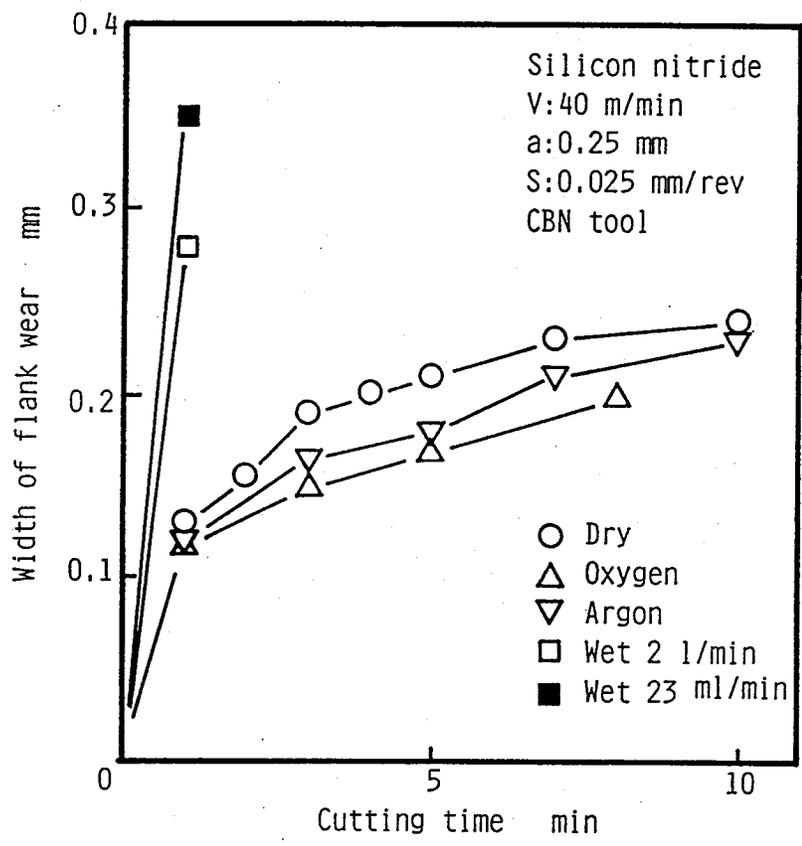


図 6 - 1 4 窒化けい素切削時の CBN 工具の摩耗経過

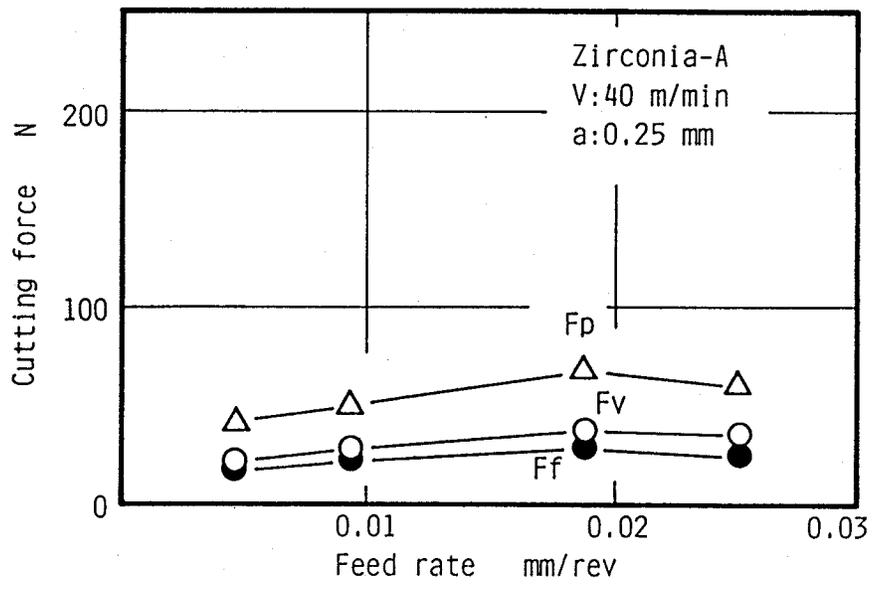


図 6 - 1 5 ジルコニア切削時の切削抵抗と送りの関係

6. 5 切りくず生成機構

ジルコニア切削時の切削抵抗に対する送りの影響を図6-15に示す。金属の切削のときには、送りの増加（=切削断面積の増加）に伴って切削抵抗は増大するが、ジルコニアの場合には送り量が5倍に増大しても、切削抵抗は40～60%程度の増加にとどまっている。これは、セラミックスの切削機構によると考えられる。このときの切りくずをSEMにより観察すると、いずれも粉末状であり、クラックの進展による脆性破壊で、切りくずが生成されていることがわかる。すなわち、クラックを発生させるための力であり、母材を塑性変形させるための仕事は必要ないため、金属切削時ほど切削抵抗が変わらないと考えられる。このことから、工具寿命、仕上げ面粗さなどが満足されれば、高送り加工で脆性破壊を発生させるほうが、エネルギーは少なく効率的ということになる。

図6-16は切削抵抗に対する工具摩耗の影響である。切れ刃の鈍化の影響は金属の場合よりも顕著であり、寿命まじか（ $VB=0.3\text{ mm}$ ）には切削初期の4～5倍の切削抵抗となっている。セラミックスの場合は金属よりも微少切削であり、切り取り厚さに対する切れ刃丸み半径の比が大きく、切れ刃鈍化の影響も大きいと考えられる。切りくずを観察すると、摩耗が大きいときには大規模なクラックが発生していることがわかる。このため、図6-17に示すように、仕上げ面にクラックによるクレータ痕が残存して、仕上げ面の劣化も激しくなる。

6. 6 仕上げ面性状

4種類のセラミックスを、微少切削（切込み $50\text{ }\mu\text{m}$ 、送り $5\text{ }\mu\text{m/rev}$ 、切削速度 40 m/min ）したときの仕上げ面の概観を、図6-18に示す。アルミナ、窒化けい素では粉末状の切りくずが生成され、脆性破壊による切りくず生成である。このため、仕上げ面に切削条痕はみられず、粒界やクラック痕により生じたクレータなどで形成されている。したがって、切れ刃形状の転写による仕

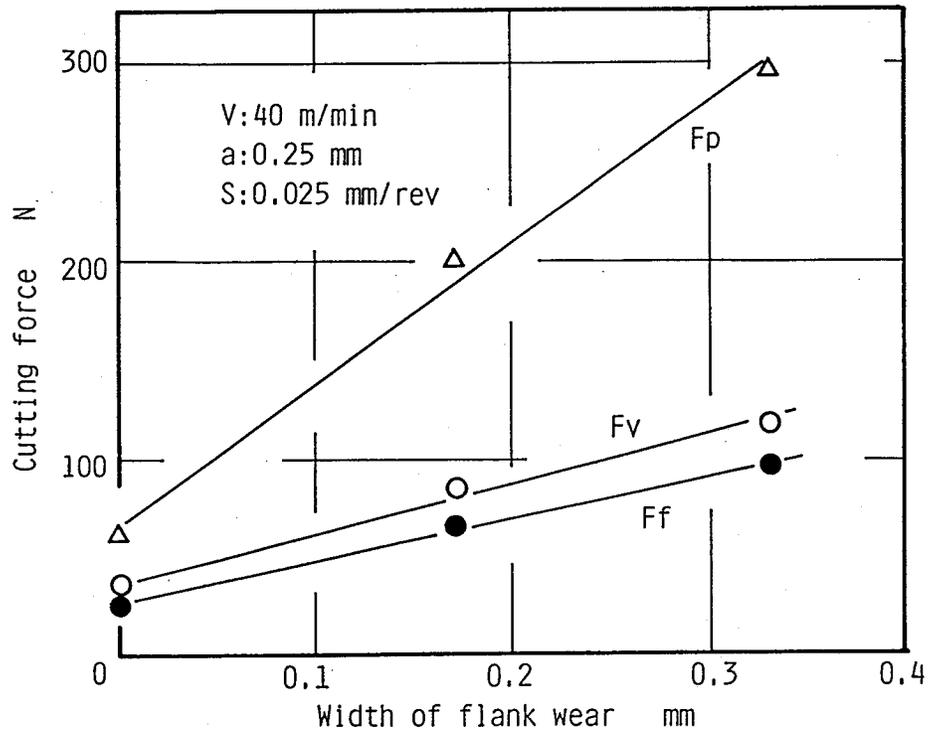


図 6 - 1 6 切削抵抗に及ぼす工具摩耗の影響

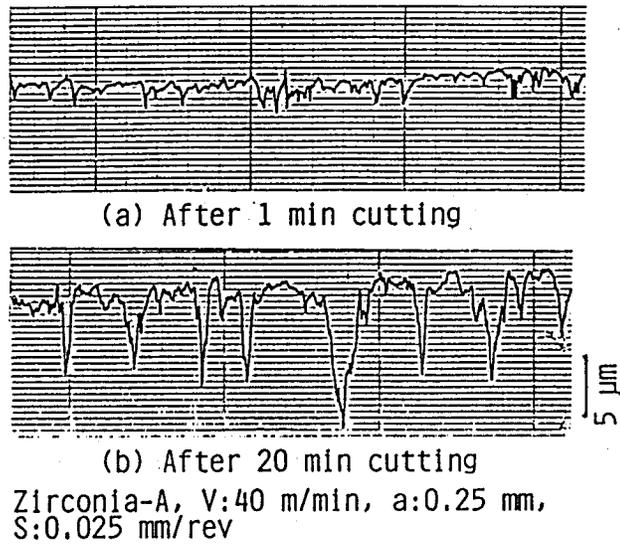


図 6 - 1 7 仕上げ面粗さに及ぼす工具摩耗の影響

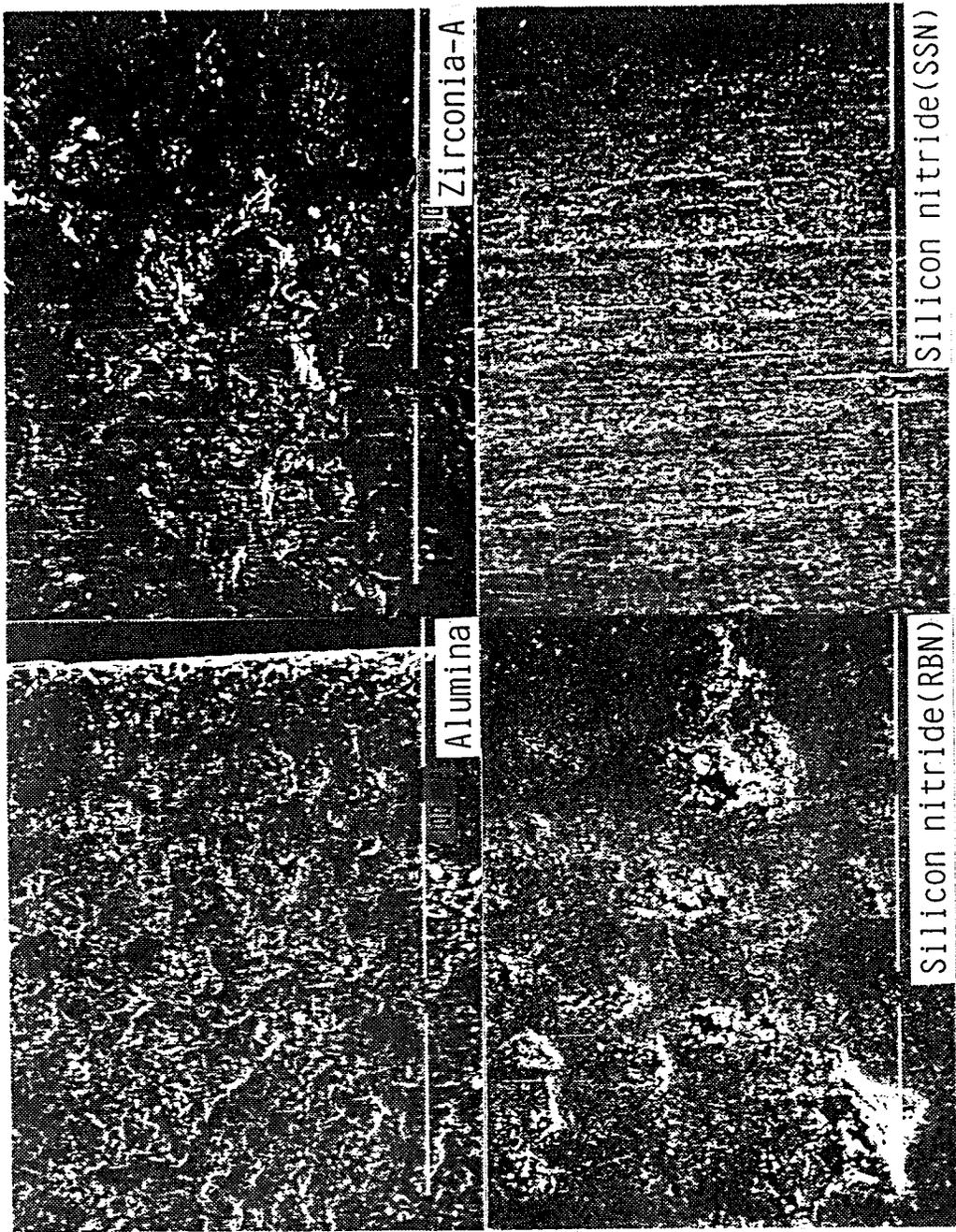
上げ面形成はできないわけで、工具形状や切削条件にはよらず、被削材のセラミックスの粒径や、破壊規模などで決定されることになる。

一方、ジルコニアAではクレータやポアが多数みられるが、部分的には切削条痕が残存しており、切削が行われていると推測される。そこで、さらに緻密で韌性の高い、高強度ジルコニアB、C、およびDの切削を行った。

6. 6. 1 ジルコニアの切削仕上げ面粗さ

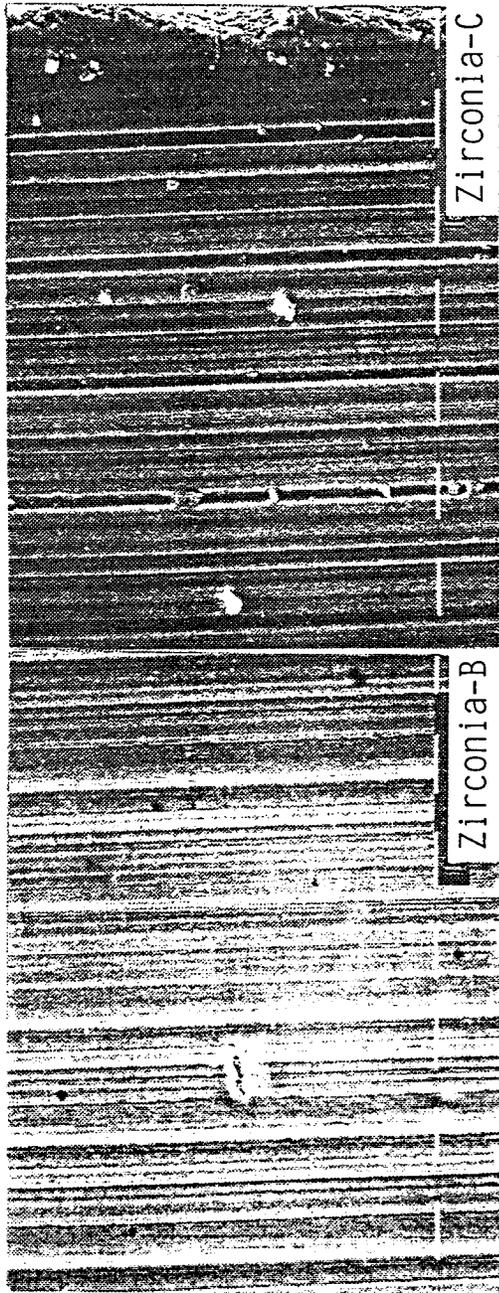
ジルコニアB、C、およびDの仕上げ面を図6-19に示す。この場合にはクレータやポアはほとんどなく、送りマークが明瞭に現れた仕上げ面が得られている。外観的には光沢面で虹面となる場合が多い。このときの切りくずは図6-20に示すように、せん断形とみられる連続した切りくずで、塑性変形をともなっただけの切削が行われていることがわかる。

図6-21はジルコニアCの切削面の断面曲線である。(A)はS.D工具による断面曲線である。この場合、工具のコーナ半径とはまったく異なる形状で、 $0.2\mu\text{m}$ ほどの凹凸が形成されている。これは、S.D工具の切れ刃上のダイヤモンド粒子によると考えられる。切れ刃が鋭利で一般的なN.D工具の場合には、図6-22に示すように連続した切りくずが生成され、図6-21(B)に示すように凹凸の無い断面曲線が得られている。汎用旋盤による切削のため、うねりが大きいですが、これを除けば粗さは $0.01\mu\text{m}$ 以下であり、切削加工による鏡面加工も可能であることがわかる。



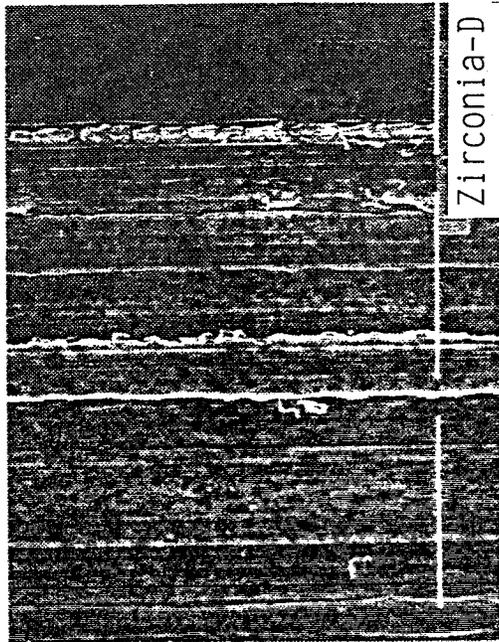
V:40 m/min, a:50 μm, S:5 μm/rev

図6-18 各種セラミックスの仕上げ面の外観



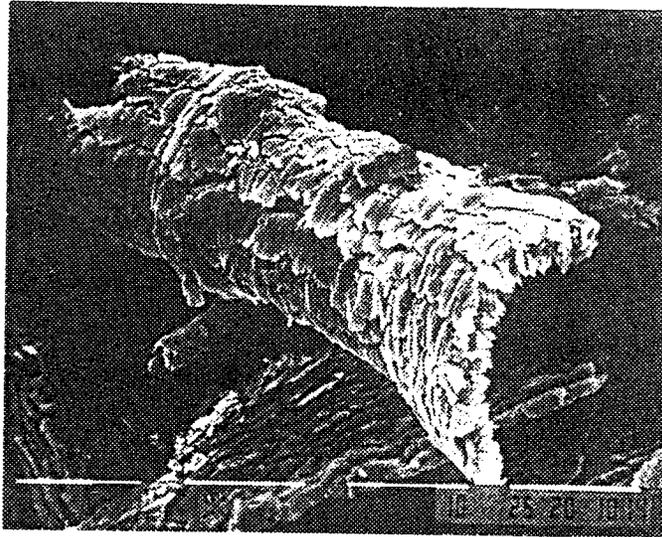
20 μm

V: 40 m/min
 a: 50 μm
 S: 20 $\mu\text{m}/\text{rev}$



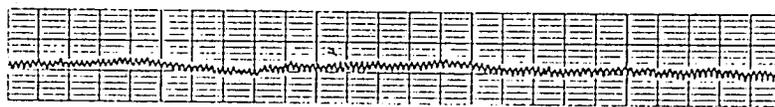
5 μm

図6-19 ジルコニアB, C, およびDの仕上げ面

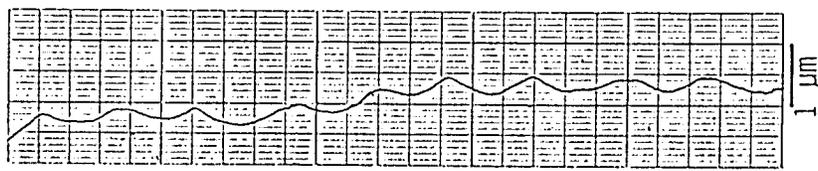


Zirconia-C, S.D tool 10 μm

図 6 - 2 0 ジルコニア C の切りくず形態



(A) S.D tool 0.8r



(B) N.D tool 1.0r

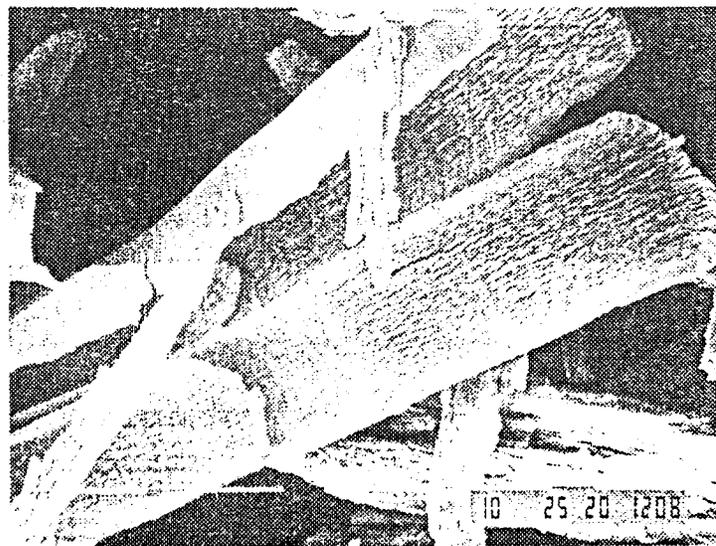
50 μm

Zirconia-C, V:40 m/min, a:50 μm, S:5 μm/rev

図 6 - 2 1 切削面の断面曲線



0.1 mm



Zirconia-C, N.D tool 10 μm
V:40 m/min, a:50 μm, S:5 μm/rev

図 6 - 2 2 N . D 工具によるジルコニアの切りくず

6. 6. 2 仕上げ面の残留応力

構造用部材として利用する場合には、加工による表面の変質層（微細なクラック、残留応力など）が問題で、クラックがなく、残留応力は圧縮応力であることが望ましい。そこで、切削後のジルコニアの表面性状を観察した。図6-23はジルコニアB、C、およびDの切削面を、ピッカース硬さにより評価したものである。ピッカース硬さで荷重を小さくすると圧痕の深さが浅くなり、硬さ値に対して表面の状態の影響が大きくなる。同図でラッピング後（ラッピング量=約50 μm ）の面では、荷重による硬さ値の変化はほとんどみられないが、N.D工具、およびS.D工具による切削面では内部より表面が硬く、いずれの被削材でも変質の程度は、N.D工具の場合よりも、S.D工具の場合のほうが大きいことが明らかである。このことから、ジルコニアの切削の場合に

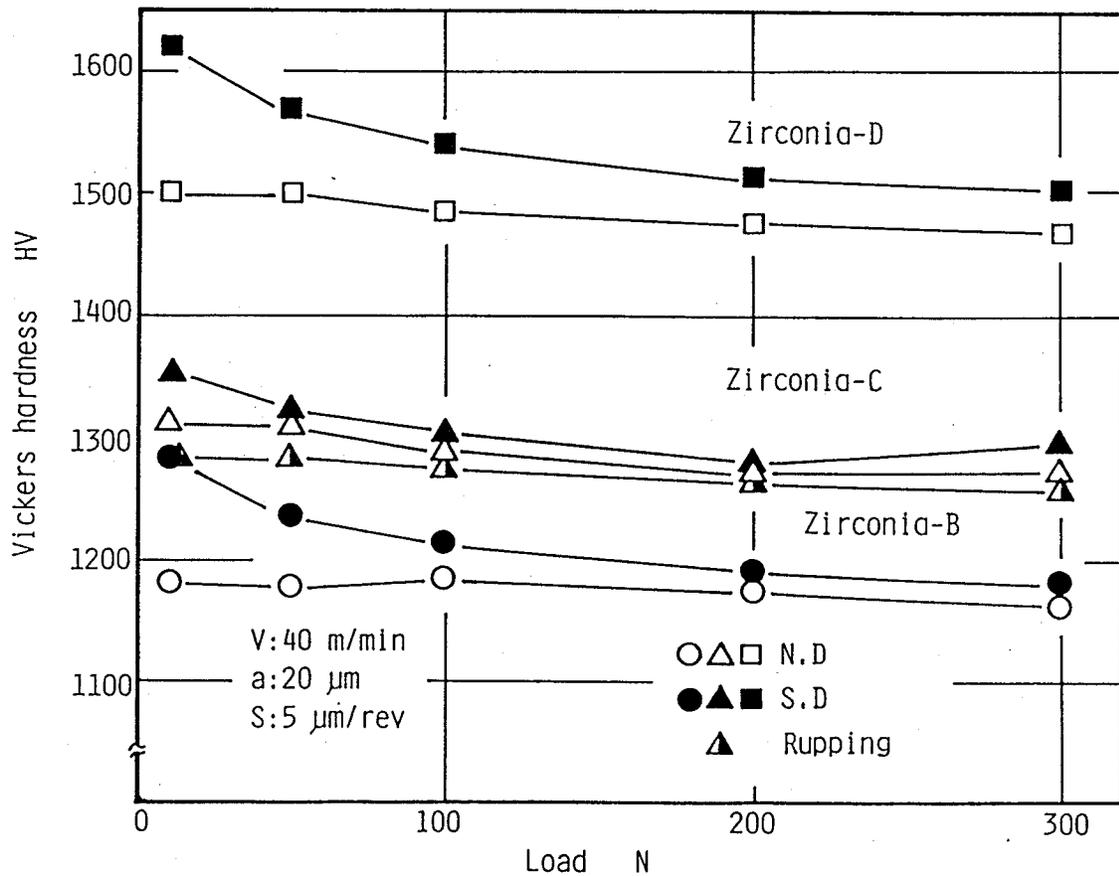


図6-23 硬さによるジルコニアの切削面の評価

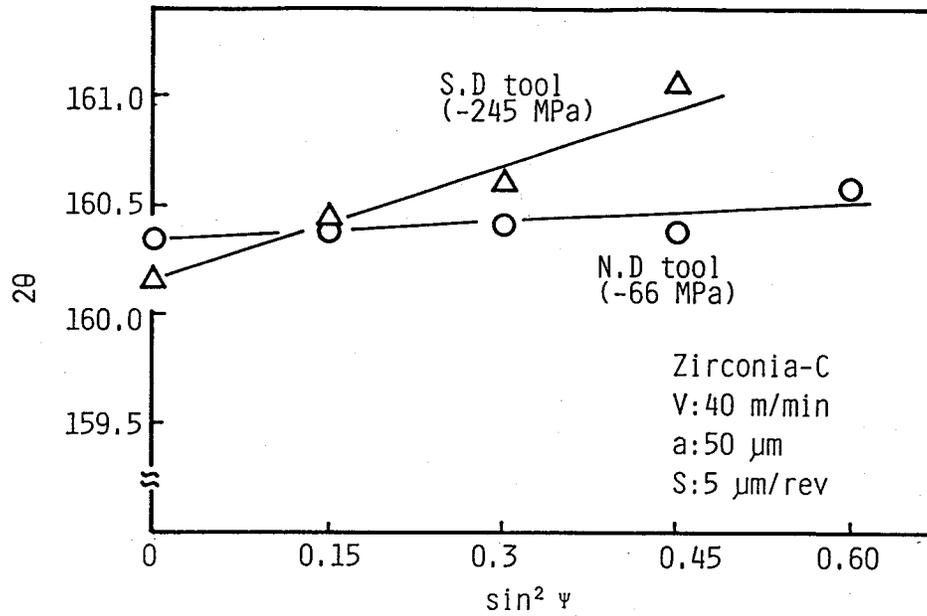


図6-24 ジルコニア正方晶の $2\theta - \sin^2\Psi$ 線図

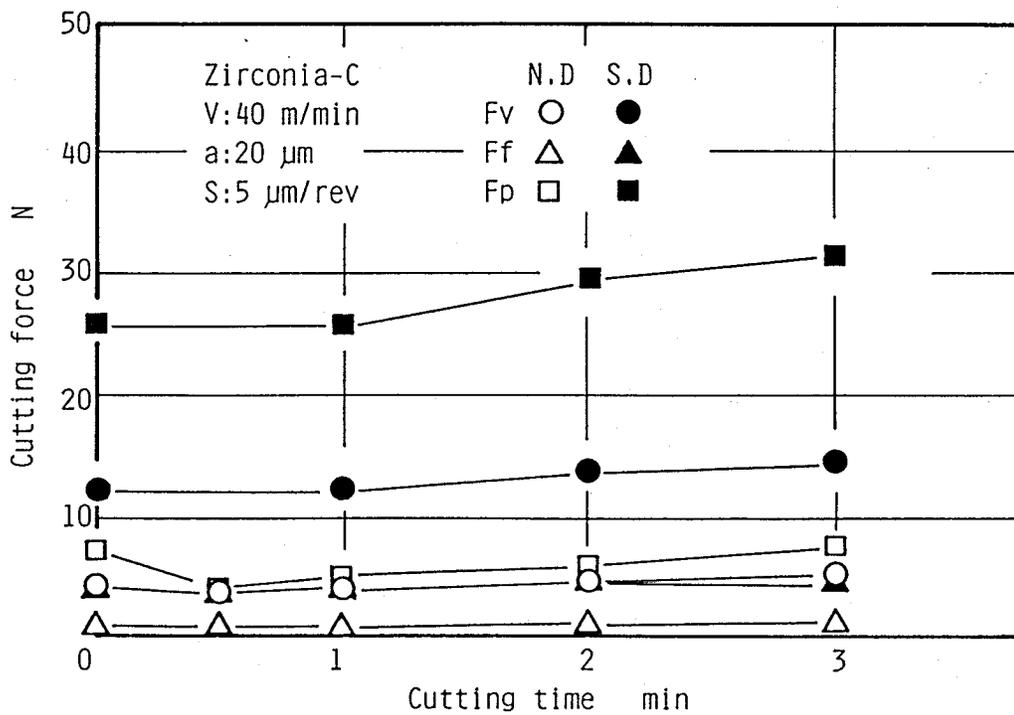


図6-25 N.D工具とS.D工具の切削抵抗の比較

は、切削加工による変質層が存在することがわかる。

そこで残留応力を測定した。残留応力の測定方法⁵⁾は、あらかじめ曲げ負荷装置を用いて試料表面に応力を発生させ、順次負荷を増加させながら、そのときの回折角を求めてX線弾性定数を求める。この定数を用いて、ジルコニアの正方晶の回折線から残留応力を求める方法である。

図6-24は、ジルコニア正方晶の、X線回折から求まる $2\theta - \sin^2\psi$ 線図である。S.D工具とN.D工具による切削面で、回折角が明らかに異なることがわかる。残留応力を計算するとN.D工具の場合には約66 MPaの圧縮応力であるが、S.D工具の場合には245 MPaの圧縮応力が残留していることがわかる。

このときの両工具の切削抵抗を比較すると、図6-25に示すようにN.D工具ではS.D工具のおよそ1/3以下であり、加工応力が小さいことがわかる。このことが、N.D工具とS.D工具の加工変質層、残留応力の相違の原因と考えられる。

これらの結果から、ジルコニアの切削では、N.D工具よりS.D工具による切削面のほうが、構造部品としては都合がよいことがわかる。したがって、価格の安いS.D工具の使用が、実用的にも有効であるといえる。

6.7 まとめ

セラミックスに対して、切削加工が適用可能であるかどうかを明らかにするために、ダイヤモンド工具を用いて旋削実験を行い、工具寿命、仕上げ面粗さ、仕上げ面性状などを求めた。その結果、次のことがわかった。

- (1) セラミックスに対する切削加工の適用は、焼結ダイヤモンド工具を用いれば実用的に十分可能である。
- (2) セラミックスの能率加工は、工具摩耗が早いことや、それにとまなう仕上げ面の劣化が激しいことなど問題点は多い。
- (3) ジルコニアは切削加工が可能で、微少切削では鏡面加工が可能である。

- (4) 切削剤の効果は一義的ではなく、湿式切削が有効な場合と、むしろ不適な場合もある。
- (5) アルミナ、およびジルコニアの切削では湿式切削が有効である。
- (6) 硬さの低い窒化けい素の切削では湿式切削にすると、ダイヤモンド、CBNとも摩耗が増大するため、CBN工具による乾式切削が最も適している。
- (7) ジルコニアの切削面には圧縮残留応力が発生し、S.D工具による切削面のほうがN.D工具の場合より圧縮応力が大きい。

参考文献

- 1) 竹山秀彦：切削加工，丸善（1980）84.
- 2) 岩田一明，森脇俊道，奥田孝一：ダイヤモンド工具によるアルミナセラミックスの精密切削，昭和59年度精機学会秋季大会講演論文集（1984）37.
- 3) 中井哲夫：セラミックスの切削加工，機械技術，32，8（1984）71.
- 4) 杉田忠彰：セラミックスの機械加工，養賢堂（1985）
- 5) 松本 勝，向山美喜男，庄司典明，田中亨芳：ニューセラミックスの強度評価（第2報），神奈川県工業試験所研究報告，58（1987）32.
- 6) 飯島 昇，竹山秀彦，柏瀬雅一：焼結ダイヤモンド工具の切削性能と摩耗解析（第1報）－焼結ダイヤモンド工具の力学的損傷機構－，精密機械，50，7（1984）1110.
- 7) 飯島 昇，竹山秀彦，柏瀬雅一：焼結ダイヤモンド工具の切削性能と摩耗解析（第2報）－焼結ダイヤモンド工具の熱化学的損傷機構－，精密機械，50，9（1984）1469.
- 8) 鳴瀧則彦，李 載佑，野口和男，水谷豊信：セラミック仮焼材の被削性（第1報）－低純度アルミナセラミックの切削－，精密工学会誌，52，11（1986）1876.

第7章 セラミックス繊維強化金属切削時の工具損傷

7. 1 まえがき

高強度、高機能をめざした新しい材料の開発が盛んであり、構造用としてもFRP (Fiber Reinforced Plastic)、FRM (Fiber Reinforced Metal)等種々の複合材料が実用化されている。

新開発素材を機械構造用材料として利用するためには、寸法・形状精度、仕上げ面精度等を確保するために、なんらかの機械加工が必要であり、切削加工の適用の可否も、その材料の進展の重要な要素であるといえる。しかし、これらの新材料の切削加工データは当然のことながら少なく、そのうえ、その開発目的である高強度、高耐摩耗性などの特性が、これらを切削する場合には難削性そのものになることが多い。いいかえると、新材料の開発は、加工する立場からは難加工材の開発ともいえるわけである。したがって、今後の切削加工技術の進展のためには、これらの難削材に対する各種工具、特に高硬度で耐摩耗性の優れたセラミックス系工具の適用性、および摩耗現象について把握しておく必要があると考えられる。

FRP切削時の切削機構、および工具損傷の研究^{1)~11)}は多数行われているが、FRMを切削¹²⁾したときの、工具損傷とその抑制対策に関する研究は少ない。そこで、本章ではアルミニウムをSiCウイスカ(以下SiCwと略記)で複合強化したFRMについて、その被削性を明らかにし、さらに工具摩耗改善の一方法として、超音波振動切削法の有用性を明らかにした。

7. 2 SiCウイスカ強化アルミニウム合金の被削性

アルミニウム合金をSiCwで強化した複合材料は、実用的に利用¹³⁾され始めているが、被削性に関する情報^{14) 15)}は少ない。そこで、超硬工具とNC

フライス盤を用いて、正面フライス仕上げ切削を行い、強化材料であるSiCwが、工具摩耗、仕上げ面粗さ、切りくず生成、および切削機構等におよぼす影響を明らかにした。

7. 2. 1 実験装置および方法

被削材はアルミニウム合金A6061、およびこれをSiCwで複合強化したFRM（繊維体積率 $V_f = 15, 25\%$ ）で、スクイズキャストで成形された角材（ $50 \times 50 \times 80$ mm）を、板状（ $10 \times 50 \times 80$ mm）に切断して用いた。これらの被削材の特性を表7-1に示す。

工具は摩耗観察のしやすさを考慮して、超硬K15相当の超精密級チップSEAN1203EERを用い、カッタは正面フライスを用いた。工具の切れ刃形状は $RRA = +8.5^\circ$ 、 $ARA = +10.5^\circ$ である。工作機械はひざ形立フライス盤（NCフライス盤）で、カッタにはチップを1枚だけ取り付けて切削した。これら工具、カッタ、および工作機械の諸元を表7-2に示す。

切削条件は仕上げ加工を想定して、切込み 0.5 mm、送りは $0.05 \sim 0.2$ mm/tooth、切削速度は $186 \sim 573$ m/minとした。切削条件を表7-3に示す。

表7-1 被削材の特性

Matrix		Aluminum alloy A6061		
SiC Whisker content	%	0	16~17	24~26
Tensile strength	MPa	162	323~363	392~441
Elongation	%	-	3.0	2.5
Young's modulus	GPa	69.6	104.9	-
Hardness	HRB	33~34	56~60	74~81

表 7 - 2 使用工具および工作機械

Cutter	WIDIA Face mill, M40-SE12 ϕ 160
Tool tip	SEAN1203EER K15
Tool geometry	RRA=+8.5°, ARS=+10.5°
Machine tool	NC-Vertical milling machine, 11kw

表 7 - 3 切削条件

Cutting speed	m/min	186, 342, 573
Depth of cut	mm	0.5
Feed rate	mm/tooth	0.05, 0.10, 0.15, 0.20

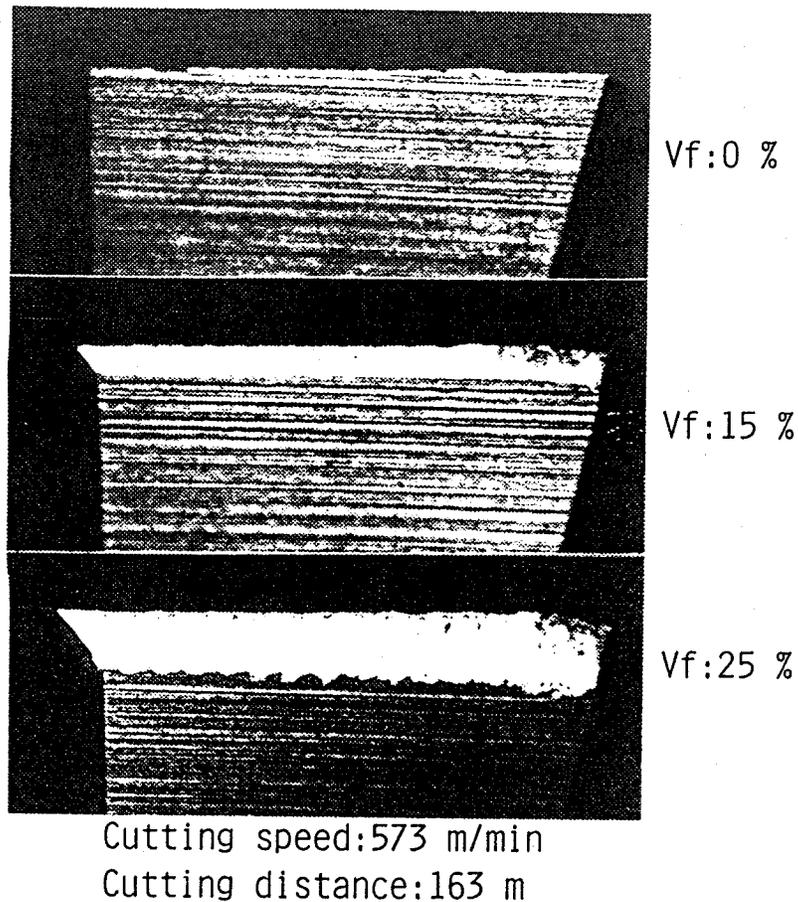


図 7 - 1 工具の逃げ面摩耗形態

7. 2. 2 工具摩耗

切込み0.5 mm, 送りを0.15 mm/toothと一定にして, 切削速度を3条件に変えて切削距離163 mまでの摩耗経過を求めた. このときの, 工具の摩耗形態を図7-1に示す. A6061 ($V_f = 0\%$, 以下, 母材)の切削の場合, 本実験の切削条件では摩耗は認められないが, SiCwを混入したSiCw/6061 ($V_f = 15, 25\%$, 以下, FRM)では逃げ面に大きな摩耗が発生する. 摩耗形態は切れ刃にほぼ平行で, 一様にすり減ったような摩耗形態である. 摩耗面を観察すると, 細かな引っかき条痕が多数認められる.

摩耗の進行は高速ほど速く, 工具寿命が短い, 切削距離と摩耗量の関係に整理すると, 図7-2に示すように, いずれの切削速度でもほぼ同一の摩耗経過曲線を示す. したがって, 本実験のFRMの切削では工具摩耗は切削距離だけで決まり, 切削速度依存性がないことがわかる.

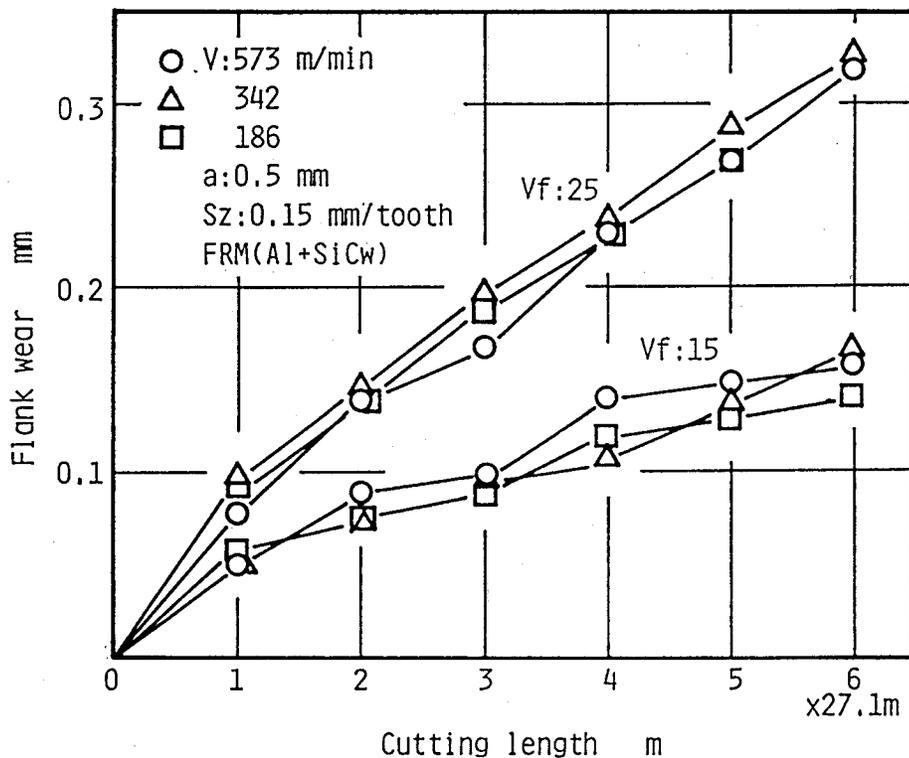


図7-2 摩耗経過曲線

S i C w が混入された場合には、含有率 15, 25% で明らかに摩耗経過は異なり、S i C w 量が多いと摩耗が大きくなる。摩耗進行に対して切削速度の影響がなく、切削距離だけで決まることと、S i C w 含有率の増加にともなって、摩耗が増大することをあわせて考えると、摩耗機構は S i C w そのものによる、単純な機械的すり減り摩耗であると考えられる。したがって、これを切削するときには、摩耗を発生させる S i C w と工具材の硬度差が問題で、高硬度で耐摩耗性の優れた工具材種が適しており、ダイヤモンド工具が最適¹⁴⁾である。

7. 2. 3 仕上げ面粗さ

本実験に用いた工具は仕上げ切削用の超精密級チップで、仕上げ面は工具の副切れ刃で形成される。副切れ刃は切削仕上げ面に平行であり、理論粗さは $0\ \mu\text{m}$ となる。

実際の加工面の断面曲線を求めると、図 7-3 に示したように、母材では $5\ \mu\text{m}$ ほどの深さの傷が多数認められる。このときの切りくず裏面を観察すると、図 7-4 に示したように、構成刃先あるいは付着物が生成していることがわかる。したがって、これは構成刃先の生成脱落にともなう仕上げ面の劣化である。

S i C w を混入した場合には、外観は母材に比較して光沢のある面となっている。粗さも図 7-5 に示したように $0.5 \sim 2\ \mu\text{m Rmax}$ と良好で、S i C w の含有率が高いほうが粗さ値はわずかに小さい。これは、図 7-4 の切りくず裏面からもわかるとおり、S i C w を含有した場合には、構成刃先の発生が母材の場合より抑制されているためである。

切削速度と粗さの関係を図 7-6 に示す。母材の場合低速で粗いが、高速になると改善されている。これは、前述のとおり、低速では構成刃先が発生して仕上げ面が劣化するが、高速になると構成刃先が消滅するためである。一方、FRM では切削速度の影響はほとんど認められず、ほぼ一定の粗さを示している。これは、本実験の範囲では、低速でも仕上げ面粗さを劣化させるほどの構

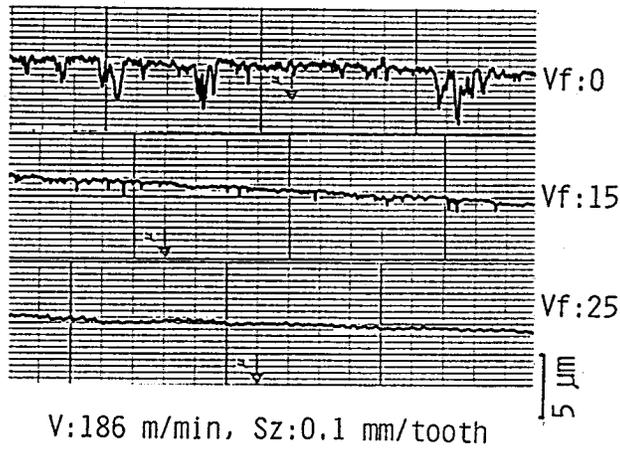
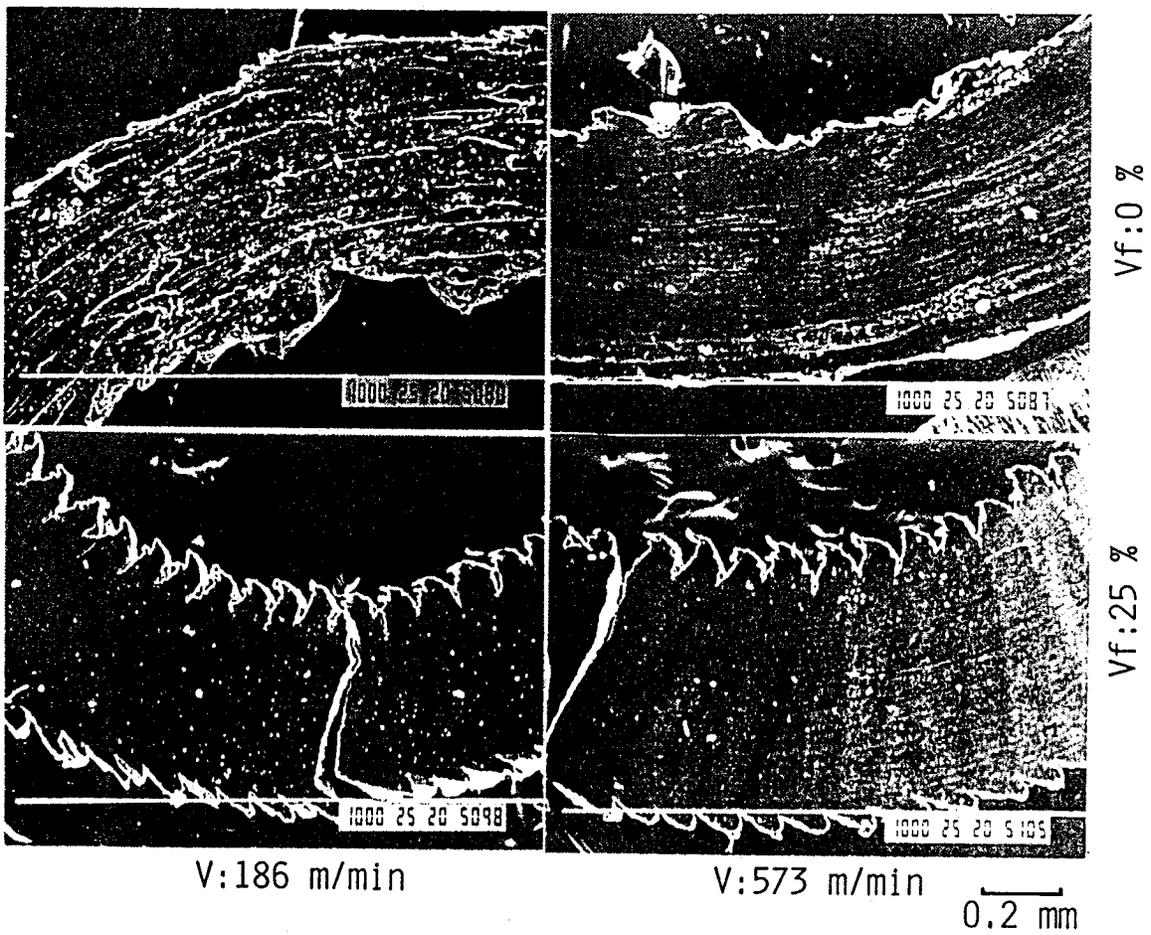


図7-3 FRM切削面の断面曲線



a:0.5 mm, Sz:0.2 mm/tooth

図7-4 切りくず裏面の観察

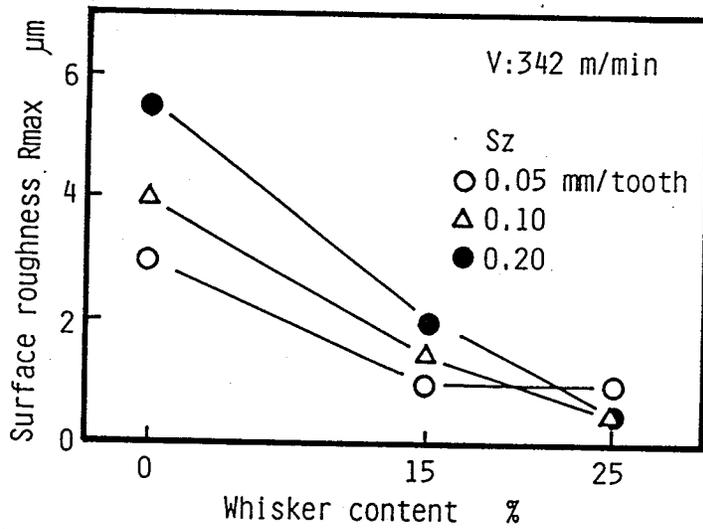


図 7 - 5 仕上げ面粗さに及ぼす S i C w の影響

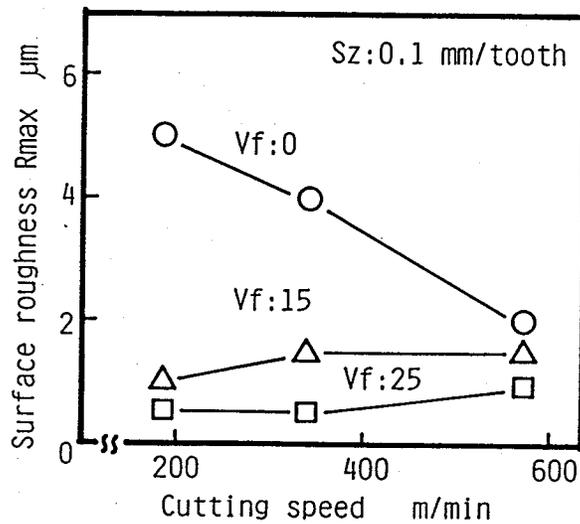
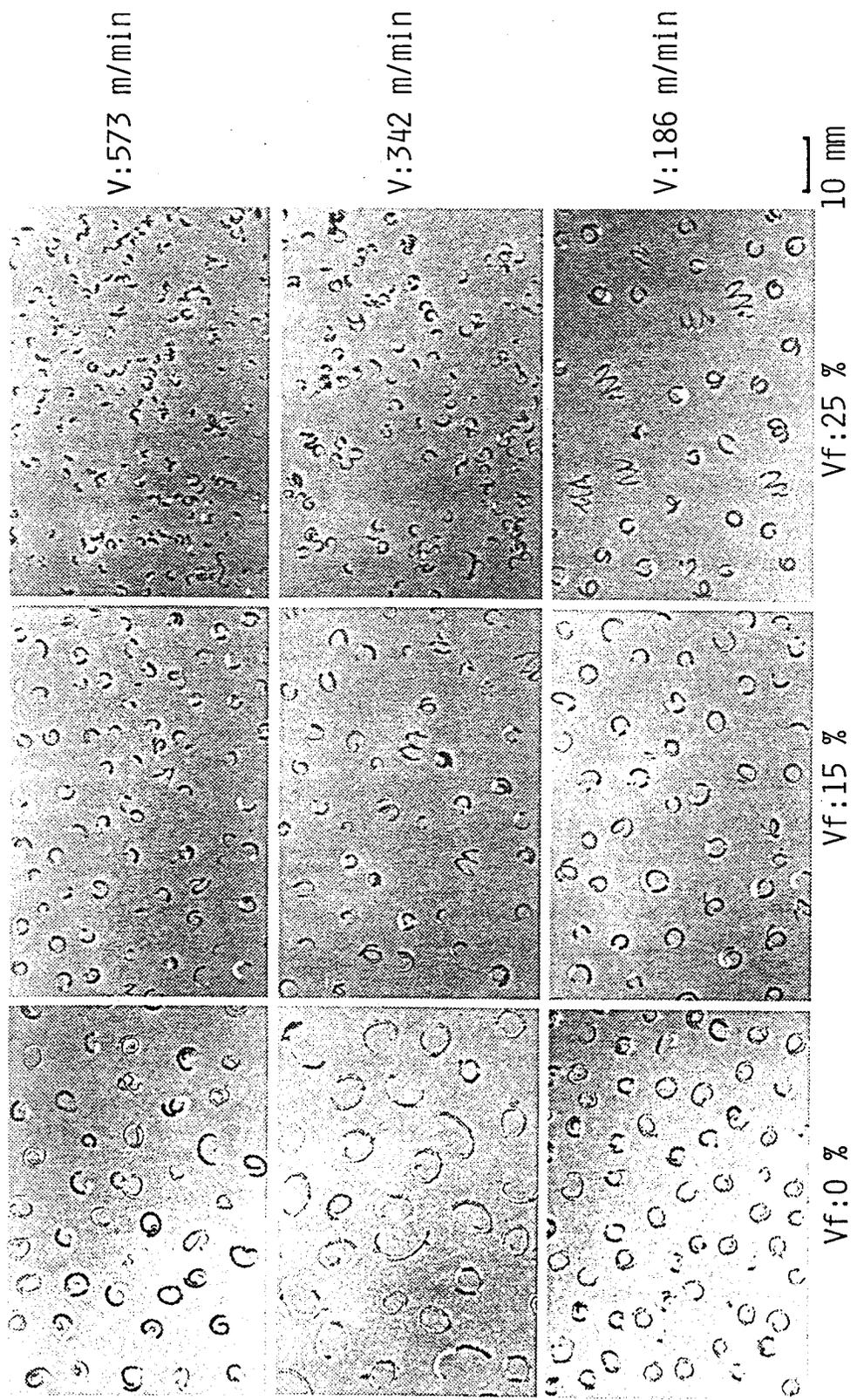


図 7 - 6 仕上げ面粗さに及ぼす切削速度の影響

成刃先は生成しないためである。

7. 2. 4 切りくず生成

切りくず形状を図 7 - 7 に示す。FRMでは切りくずのアップカールが強く、母材よりも破断しやすいことがわかる。切りくずを走査電顕により詳細に観察



a:0.5 mm, Sz:0.15 mm/tooth

図7-7 FEM切削時の切りくず形状の外観

すると、図7-8に示すように、FRMではせん断型あるいは鋸齒状といわれる形態で、周期的にくびれのある切りくずを生成している。FRMの切りくずが、破断しやすいのはこのためである。

また、図7-7でFRMの場合には、高送り、高速側で細かく破断した切りくずを生成している。通常、金属の切削では、高速側のほうが切りくずはつながりやすくなるが、FRMの場合には高速のほうがより破断しやすくなっている。高速と低速切削時の切りくずを図7-9に示す。同図から切込み、送りが同一でも高速で削ったときの切りくずのほうが、せん断型あるいは鋸齒状形態が激しくなっていることがわかる。すなわち、高速のときのほうが脆性的な切りくず生成であり、切削速度依存性があるといえる。このため、高速切削時の切りくずが破断しやすくなっていると考えられる。

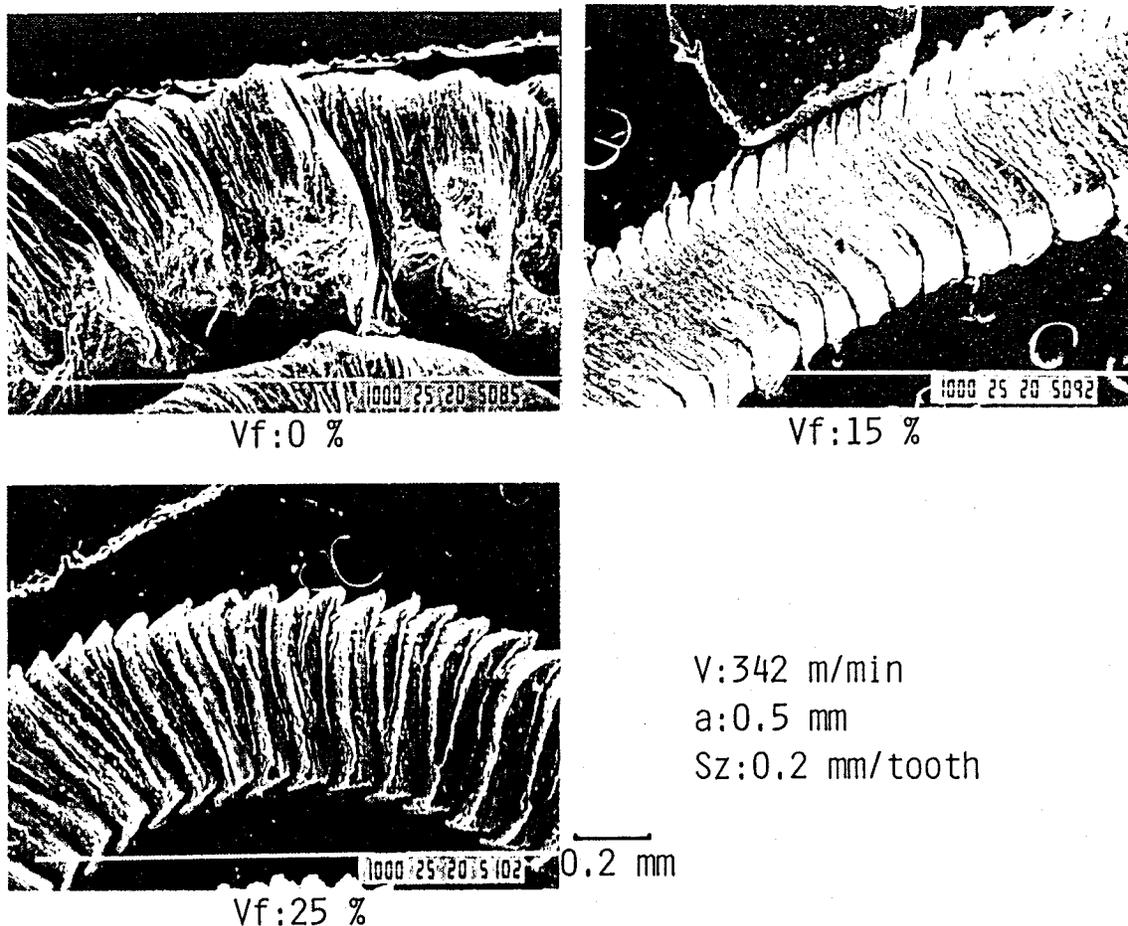


図7-8 切りくず形態のSEM観察

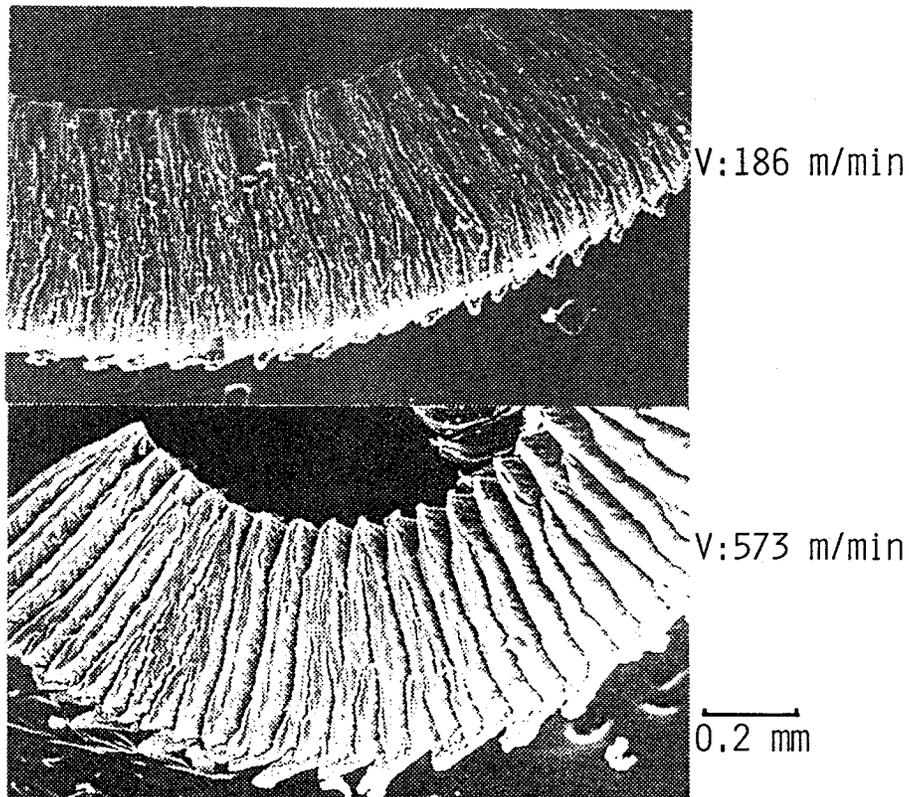


図7-9 切りくず形態に及ぼす切削速度の影響

7. 2. 5 切削機構

切りくずの厚さ（ここでは最大厚さを採用した）を測定して、切削比を求めた。図7-10に示すように母材では切削比は0.3前後であるが、FRMではそれよりも向上しており、SiCw含有率が15%のとき約0.5で、25%のときには約0.7となっている。SiCw含有率が増加すると切削比が向上することがわかる。

送りの影響をみると、高送りほど切削比は大きいですが、母材ではその影響は小さい。SiCwの含有率が増加すると送りの影響は顕著になり、25%材を高送り切削したときが最も切削比が大きくなっている。切削速度の影響はいずれの被削材でも小さいが、高速側で切削比は上昇する傾向にある。

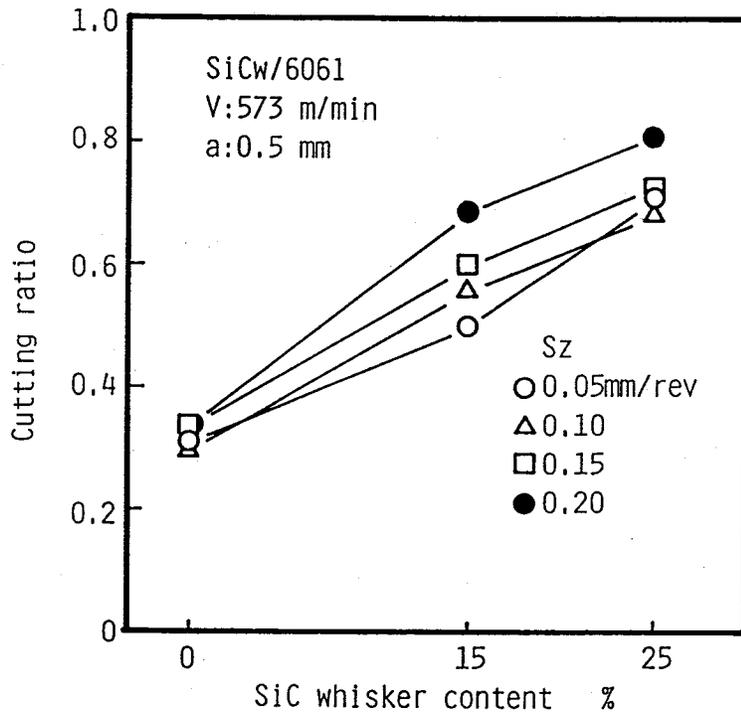


図 7-10 SiC whisker の影響に及ぼす切削比

このように、アルミニウムを SiCw で複合強化した FRM の切削では、母材の切削に比較して構成刃先は発生しにくく、仕上げ面は良好になり、さらに切削比は向上する。また、切りくずは薄いせん断型あるいは鋸歯状になり、このため切りくず処理性も向上する。すなわち、切削機構は硬くて脆い材料を削ったときの傾向¹⁶⁾を示すようになる。表 7-1 の FRM の機械的性質をみると、SiCw 含有率が増加すると硬さは上昇し、伸びが減少して脆化することがわかる。この影響が切削現象にも現れていると考えられる。

7.3 振動切削による工具摩耗の抑制

アルミニウムを SiCw で複合強化した FRM は、切削加工が比較的容易で、仕上げ面、切りくず処理性などは、母材よりむしろ良好であることが明らかとなった。しかし、強化材として複合されている SiCw は、いわゆるファインセラミックスの中でも硬度や強度が優れた素材である。このため、この種の F

FRMを切削する場合には、強化材が被削材中の硬質物質となり、これによる摩擦¹⁷⁾¹⁸⁾で、切れ刃の機械的すり減り摩耗が促進されるため、工具摩耗が激しく、ダイヤモンド工具以外はきわめて短寿命¹⁴⁾となる。工具材の選択も必要であるが、摩耗原因である強化繊維に対する対策¹⁹⁾も必要である。

ところで、切削加工において、工具の振動は有害²⁰⁾なものであるが、従来から硬脆材の加工に利用されている超音波振動加工²¹⁾の場合には、超音波振動により硬脆材に微細な脆性破壊を発生させ、母材と分離することにより、材料の除去が行われることが知られている。FRMはセラミックス繊維を含有するため、破壊は脆性的様相を示す²²⁾ことが報告されている。また、7.2.

1の図7-9に示したように、切りくず生成機構も切削速度依存性があり、高速のほうが脆性的な挙動を示すことがわかっている。これらのことから、FRMを切削する場合にも、切削中の切れ刃に超音波振動を付加すれば、振動加工と同様に、被削材中のSiCwに脆性破壊を発生させることができ、切れ刃が直接繊維を切断する機会が減少して、工具摩耗抑制に効果があるのではないかと考えられる。また、振動速度が切削速度に付加されることになるため、切削速度による影響（高速のほうが脆性的になる）も期待できると考えられる。

しかし、繊維強化複合材に対して超音波振動切削を適用した研究²³⁾は少なく、工具摩耗に対して超音波振動の効果を明らかにしたものはみあたらない。そこで、FRM切削時の工具寿命改善の一方法として、アルミニウムにSiCwを複合したFRMに対し、超音波振動切削²⁴⁾を適用した。その結果、本実験のFRMでは、振動切削では普通切削に比較して工具摩耗が抑制され、工具寿命が延長されることが明らかとなった。

7. 3. 1 実験装置および方法

被削材は、アルミニウム合金A6061を、SiCwで複合強化したFRM（SiCw体積率Vf：15，25%），および母材A6061を用いた。これらは粉末冶金，押し出し成形後，T6熱処理が施されている。形状はφ50

× 125 mmである。被削材の性質を表 7-4 に示す。

工具は摩耗の観察がしやすいように、超硬スロー・アウェイチップ (K10) を用いた。工具形状は TPGA110304 である。これを振動切削用シャンクに取り付けると、切れ刃形状は (0, 0, 11, 11, 60, 30, 0.4) となる。

振動切削装置は超音波工業 (株) 製で、周波数 f : 19.3 kHz (固定)、最大出力 600 W の発振器により、刃物台に 2 点で支持されているバイトシャンクの後端を加振し、シャンクに曲げ振動を発生させて、刃先を切削方向とほぼ同一方向に振動させる。この刃物台を旋盤の往復台上に固定して用いた。振動切削用刃物台の外観を図 7-11 に示す。振幅は $14 \mu\text{m}$ (無負荷時に測定) の一定とした。したがって、切削中の切れ刃が、被削材から離れる臨界切削速度 $V_c (= 2\pi a f, a$: 振幅, f : 振動周波数) は、約 102 m/min である。

工作機械は昌運 HB-500 旋盤を用い、主として丸棒長手旋削を乾式で行った。切込み 0.25 mm, 送り量は 0.1 mm/rev の一定として、切削速度を変えて工具寿命を主に超音波振動の影響を求めた。工具、工作機械、振動切削装置など実験装置の諸元を表 7-5 に示す。

7. 3. 2 振動切削時の工具寿命

図 7-12 は普通切削、および振動切削の工具摩耗経過である。図では $Vf = 15, 25\%$ を切削したときの摩耗経過を示しているが、前述の場合と同様に、SiCw を含有していない母材の切削では、本実験条件でも摩耗はほとんど認められない。SiCw を含有した被削材の切削では、工具摩耗の進行が激しく、含有率の高いほど摩耗は大きい。したがって、この FRM 切削時に発生する工具摩耗は、普通切削、振動切削の場合とも、SiCw そのものによる摩耗であることがわかる。

図 7-13 は、寿命判定基準を逃げ面摩耗幅 $VB = 0.3 \text{ mm}$ としたときの、普通切削と振動切削の寿命曲線である。普通切削では切削速度と工具寿命の関係

表 7 - 4 被削材の性質

Matrix		Aluminum alloy A6061		
		0	15	25
SiC Whisker content	%	0	15	25
Tensile strength	MPa	309	517	576
Elongation	%	21.3	2.0	1.5
Young's modulus	GPa	69.4	102.9	127.4

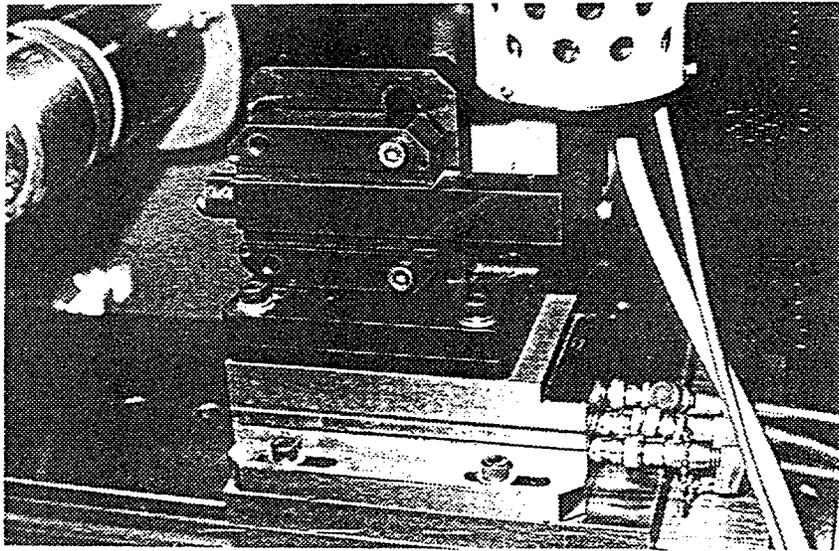


図 7 - 1 1 振動刃物台の外観

表 7 - 5 実験装置の諸元

Tool Tool material Tool insert Tool geometry	K10 TPGA110304 (-7~0, 0, 11, 11, 60, 30, 0.4)
Ultrasonic cutting unit Frequency Out put(max) Amplitude	CHO-ONPA KOGYO CO.,LTD. 19.3kHz 600W 14 μ m
Machine tool Power Rotation per minute	SHOUN MACHINE TOOL CO.,LTD. HB-500 Lathe 11 kW 32~3200 r.p.m
Cutting condition Cutting speed Depth of cut Feed rate	30~200 m/min 0.25 mm/rev 0.1 mm

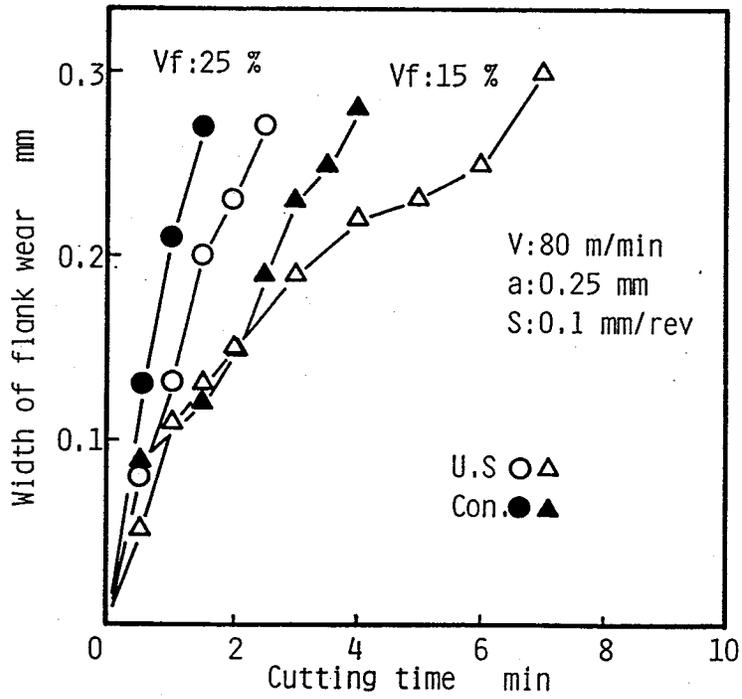


図 7 - 1 2 振動切削と普通切削の工具摩耗経過

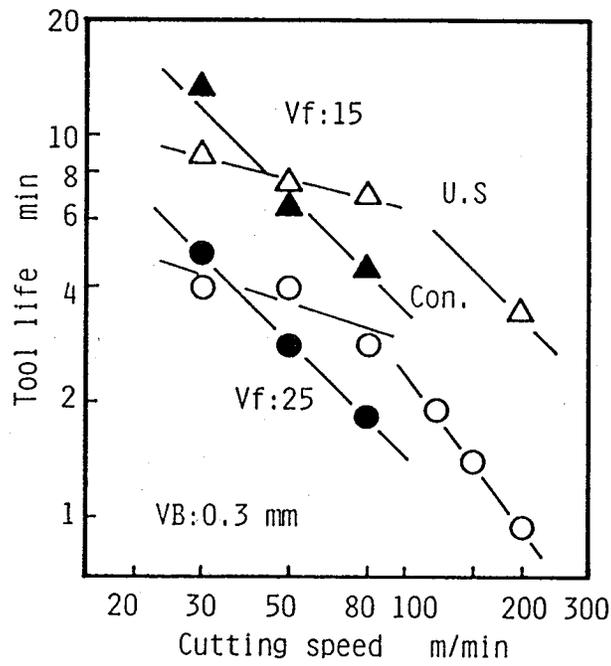


図 7 - 1 3 振動切削と普通切削の寿命曲線

は、両対数で直線に回帰でき、その傾きはほぼ 45° となっている。したがって、工具摩耗の進行に対して切削速度の影響はなく、工具寿命は切削距離で決定されることがわかる。また、SiCw含有率が高いと工具寿命は短くなっている。これらのことから、工具摩耗は、被削材中に含有されているSiCwによる、単純なすり減り摩耗が主体であることがわかる。

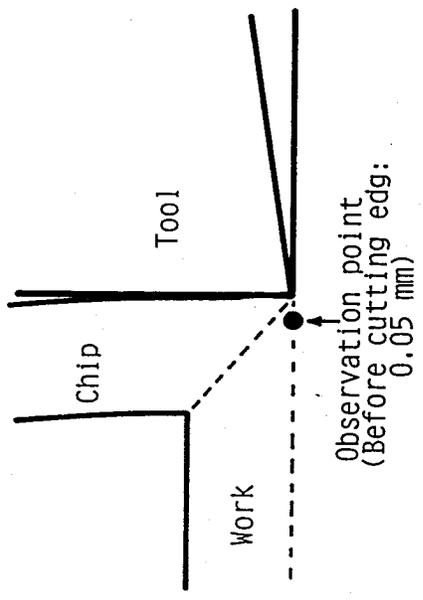
振動切削の場合には、寿命曲線は両対数グラフ上でも一本の直線には回帰できないが、高速側では傾きがほぼ 45° の直線で、原則的には切削距離で工具寿命が決まると考えられる。このとき、工具寿命は普通切削時に比較して明らかに長寿命となっている。

7. 3. 3 振動切削時の工具摩耗減少機構

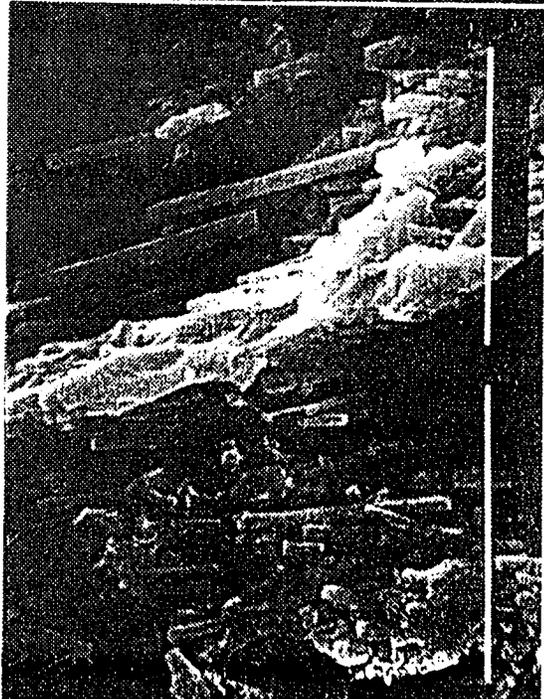
工具摩耗がSiCwによる機械的なすり減り摩耗であることから、振動切削時に工具摩耗が普通切削より小さくなるのは、工具切れ刃とSiCwとの接触の機会が、少なくなるためではないかと考えられる。そこで、切削中に急停止した切削部のSiCwの観察を行った。

図7-14は、切削中（切削速度： 1.5 m/min ）に急停止した、普通切削時と振動切削時の、切削部断面（斜め切断： 60° ）のSiCw形状を観察した結果である。切れ刃の直前部のSiCwの長さを比較すると、振動切削の場合は短く折れているが、普通切削では変形が始まった（繊維の方向が傾いている）とみられる状態でも、振動切削時に比較して長いSiCwが存在していることがわかる。すなわち、普通切削では切削面のSiCwは、切れ刃が衝突して切断されると考えられるが、振動切削の場合には、切れ刃がSiCwに接触する前にも、振動の衝撃により切断される可能性が高いと考えられる。

これらのことから、振動切削による摩耗減少機構を推察すると、図7-15が考えられる。すなわち、普通切削で、切れ刃が当たって切断されるSiCw（この部分のSiCwが逃げ面摩耗に直接関与する）が、振動切削の場合には、切れ刃に当たる以前にも、振動の衝撃により切断されることが多い。このとき、



Conventional cutting



Ultrasonic cutting



図 7-14 切れ刃直前の SiC ウィスカの形態

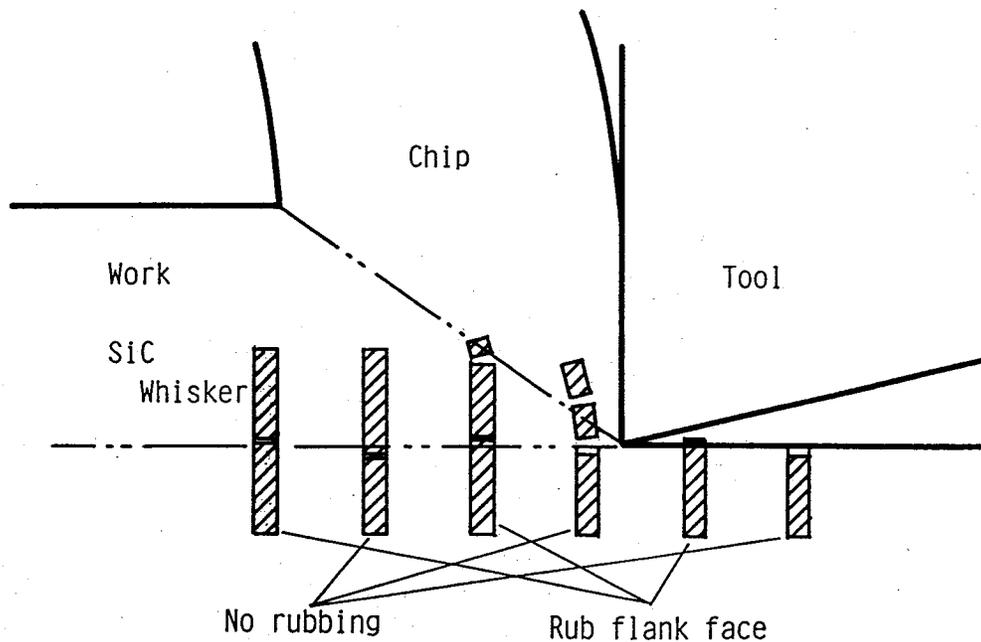


図 7 - 1 5 F R M 切削における振動切削の摩耗抑制機構の概念

S i C w の切断部が切削面より上側であれば、普通切削と同様に切れ刃に当たり工具逃げ面を擦過するが、切断部が切削面よりわずかでも下であれば、逃げ面と接触せず摩耗が進行しないことになる。

このように、切削予定面の S i C w が、振動の効果で切れ刃に当たる前に切断されるとすれば、S i C w が切れ刃に衝突する確率は、普通切削時の 1/2 になり、工具寿命は 2 倍に延長されることが考えられる。実際の切削では普通切削でも切れ刃に接触する以前に、変形に伴って S i C w が破断することがあるであろうし、振動切削でも切れ刃にあたって切断されることもあると考えられ、寿命は 2 倍弱になっていると考えられる。

一方、100 m/min あたりを境にして、それより低速側では振動切削の寿命曲線の傾きが小さくなっており、30 m/min では普通切削よりもむしろ短寿命になっている。すなわち、低速ほど寿命に達するまでの切削距離が短いという結果になっている。

7. 3. 4 振動切削時の摩擦距離

FRMの振動切削では、普通切削に比較すると、高速側では寿命延長効果があるが、低速の場合にはむしろ摩耗が増大する結果が得られている。そこで、低速側で摩耗が増大する理由について考察する。

普通切削の場合には、工具摩耗は切削距離で決まることがわかっている。振

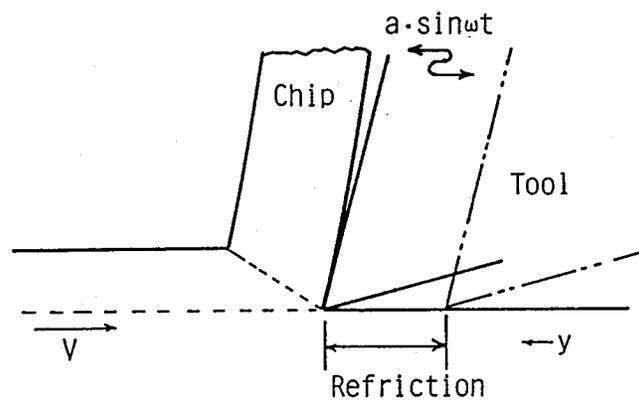


図 7 - 1 6 振動切削の 2 次元モデル

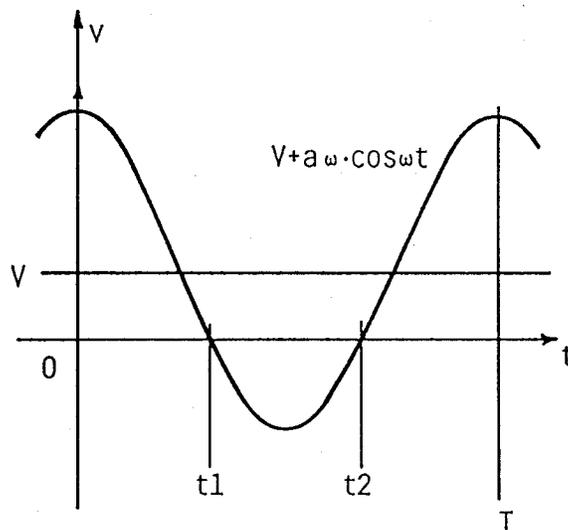


図 7 - 1 7 振動切削の 相 対 切 削 速 度

動切削の場合にも原則的には同様であると考えられる。そこで、低速振動切削時には摩擦距離が増大するものと考え、図7-16の2次元モデルで、切削速度と真の摩擦距離の関係を考察した。

振動1サイクル中の、被削材と工具の相対速度を考えるため、振動の変位を

$$y = a \cdot \sin \omega t \quad (7-1)$$

とする。ここで y : 振動による変位

a : 振幅

ω : 角速度

t : 時間

被削材と工具の相対速度は

$$v = V + a \omega \cdot \cos \omega t \quad (7-2)$$

となる。ここで v : 相対速度

V : 切削速度

切削速度が振動速度より低いとき、すなわち $V < a \omega (= 2 \pi a f)$ のとき、図7-17に示すように、 t_1 , t_2 を相対速度が0になるとき（すなわち t_1 , t_2 は、 $V = a \omega \cdot \cos \omega t$ を満足する）とすれば、 $t_1 \sim t_2$ 間では切れ刃は切削点から離れており切削はしていない。しかし、この間、工具逃げ面と切削面の再摩擦（切削はしないが、すでに形成された仕上げ面を摩擦する）が発生していると考えると、振動1周期の工具逃げ面の真の摩擦距離は、切削による摩擦距離

$$L_1 = \int_0^{t_1} v dt + \int_{t_2}^T v dt \quad (7-3)$$

と、再摩擦による摩擦距離

$$L_2 = - \int_{t_1}^{t_2} v dt \quad (7-4)$$

の和 $L (= L_1 + L_2)$ であり、次式により求められる。

$$L = \int_0^{t_1} v dt - \int_{t_1}^{t_2} v dt + \int_{t_2}^T v dt \quad (7-5)$$

- ここで L : 1周期の工具逃げ面の真の摩擦距離
 L_1 : 1周期の切削距離
 L_2 : 1周期の再摩擦距離
 t_1, t_2 : 相対速度が0になる時間
 T : 周期

切削速度が振動速度より速いとき ($V \geq a\omega$) は、切れ刃が切削中に切削点から離れることがないため、再摩擦は発生しない。したがって、摩擦距離は

$$L = \int_0^T v dt = VT \quad (7-6)$$

であり、切削距離に等しくなる。

振幅 $a = 14 \mu\text{m}$ 、周波数 $f = 19.3 \text{ kHz}$ として、式 (7-5) と (7-6) から摩擦距離を計算した。図 7-18 は計算で求めた 1 min 間の真の摩擦距離を示している。振動切削で切削速度が臨界切削速度 V_c より小さい場合、摩擦距離は切削距離より大きくなる。切削速度 $V = 0 \text{ m/min}$ のときは切削距離は 0 m であるが、逃げ面の再摩擦だけが発生し、摩擦距離は 1 min 間で約 64 m になる。

工具寿命は逃げ面の摩擦距離によって決まるとして、この計算による摩擦距離から寿命時間を求めた。すなわち、再摩擦が発生しない高速切削時の寿命切削距離を基準として、摩擦距離がそれに達する時間を寿命時間として求めた結

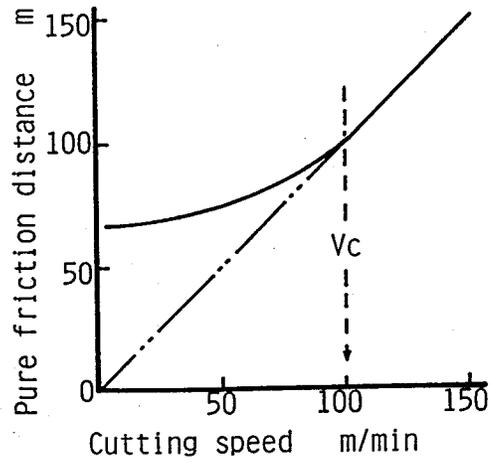


図 7 - 1 8 振動による真の摩擦距離の増大

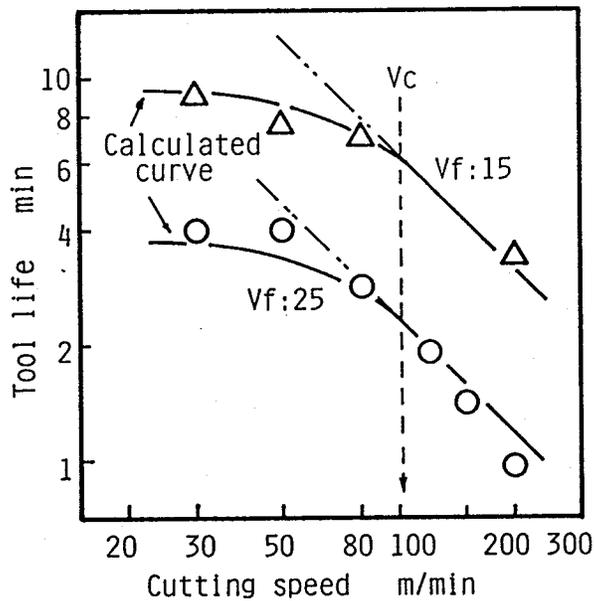


図 7 - 1 9 摩擦距離から計算した工具寿命

果が、図 7 - 1 9 の実線である。この計算結果に図 7 - 1 3 の実験結果を合わせて示している。同図から実験値と計算値の傾向はほぼ一致していることがわかる。この結果から、低速切削時に振動切削の工具寿命が、切削距離から求められる時間より短くなり、寿命曲線が両対数で直線にならないのは、工具逃げ面と切削面の再摩擦が原因であることが明らかである。

7. 3. 5 傾斜振動切削による工具摩耗の抑制

工具逃げ面と切削面の振動による再摩擦を減少させるには、切れ刃の振動方向と切削面とが平行でなく、ある角度をなしていけばよいと考えられる。すなわち、図7-20は切削方向に対して、振動方向が傾斜しているとき（傾斜角度 30° 、切削速度 70 m/min としたとき）の切れ刃の軌跡を示しているが、図中の弧BCDでは切れ刃は被削材に接触しないことがわかる。したがって、切れ刃が後退するときの再摩擦は発生しないことになる。そこで、本実験では図7-21に示すように、バイトシャンクを旋盤の主軸に対し垂直面内で傾斜させて傾斜振動切削を行い、その効果を確認した。

図7-22は、バイトシャンクの傾斜角度と工具摩耗の関係を示している。切削時間はいずれも 5 min であるが、傾斜角度を増すと工具摩耗が減少している。したがって、振動方向を変えることにより、再摩擦の抑制が可能であることがわかる。

本実験の場合には、およそ 4° あたりまで工具摩耗が減少しているので、シャンクを 4° 傾斜させて、振動切削と普通切削の工具寿命を比較した。得られた工具寿命を図7-23に示す。図中の破線は再摩擦が発生せず、寿命が切削距離で決まるとしたときに予測される寿命（傾き 45° ）である。同図から傾斜振動切削により、再摩擦が抑制され、低速切削時の寿命が向上することがわかる。しかし、寿命は低速ほど切削距離で計算される寿命より短くなっている。これは、傾斜角がわずかであることや仕上げ面の弾性回復により、再摩擦が発生するためと考えられる。また、図7-20から、傾斜振動切削では、切れ刃の軌跡は曲線 $AB + DE$ となるため、摩擦距離は切削距離 AE より長くなる。このことも、切削距離から計算される寿命より短くなる一因かとも思われる。

7. 3. 6 傾斜振動切削が仕上げ面粗さに及ぼす影響

傾斜振動切削の、仕上げ面粗さに及ぼす影響を考えると、切削方向の断面形状は、切込み方向の振動の変位と切削方向の変位の合成で形成されることにな

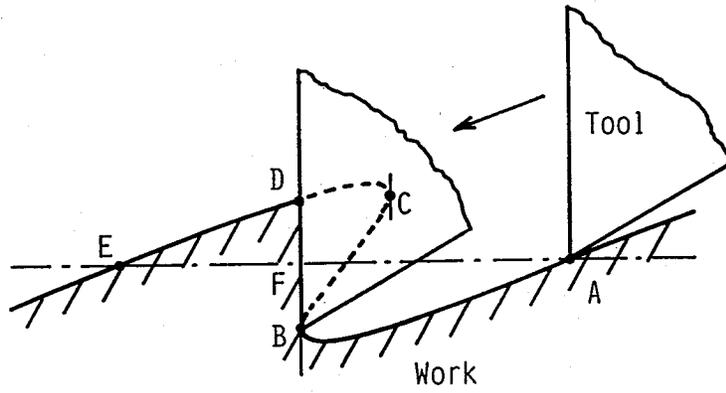


図 7 - 2 0 傾斜振動切削時の切れ刃軌跡

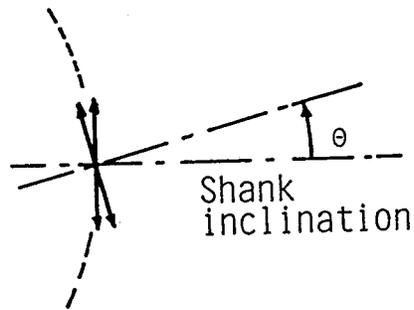


図 7 - 2 1 シャンク傾斜による傾斜振動切削

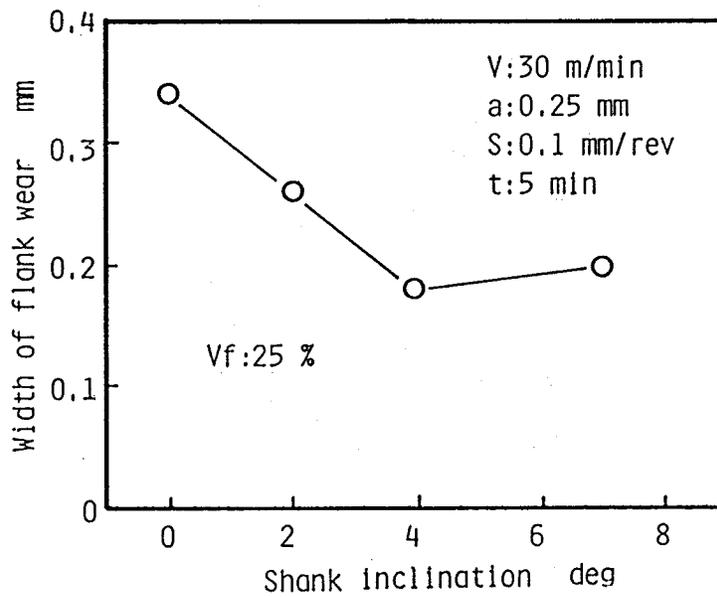


図 7 - 2 2 シャンク傾斜角と工具摩耗の関係

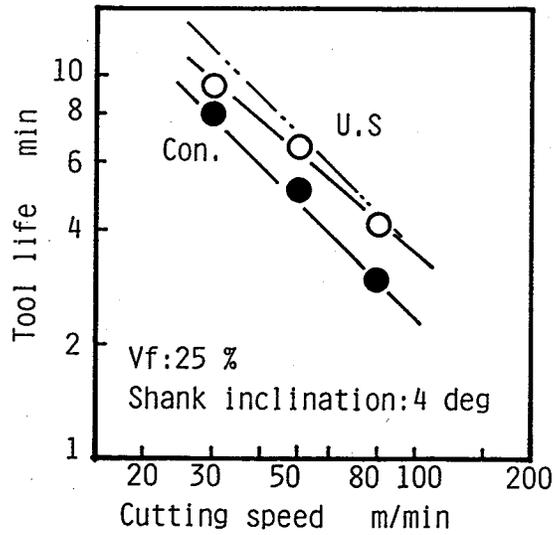


図 7 - 2 3 傾斜振動切削による再摩擦の抑制

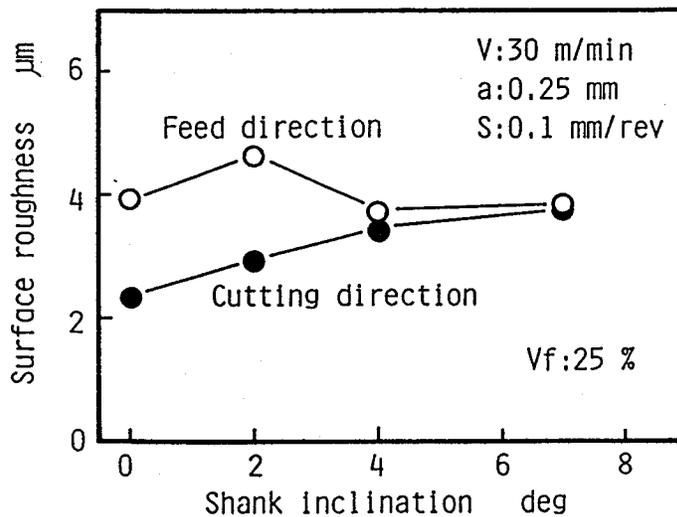


図 7 - 2 4 傾斜振動切削の仕上げ面粗さに及ぼす影響

る。切れ刃の切込み方向の変位は次式で表される。

$$x = a \cdot \sin \theta \cdot \sin \omega t \quad (7-7)$$

ただし、 x : 切込み方向の変位

a : 振動振幅

θ : 振動の傾斜角

ここで、 $V \geq V_c$ (V : 切削速度, V_c : 臨界切削速度) のときには、図 7-20 からわかるように最大高さは

$$R_{\max} = 2a \cdot \sin \theta \quad (7-8)$$

となる。

$V < V_c$ のときには図からわかるように、切れ刃軌跡が最大高さとなる部分は被削材がすでに切削で除去されてしまっているため、図の FD が最も高くなる。したがって粗さは

$$R_{\max} = a \cdot \sin \theta + FD$$

となり、 $V \geq V_c$ のときより小さくなる。これらの結果から、傾斜振動切削による仕上げ面粗さの増大は、最大でも $2a \cdot \sin \theta$ であることがわかる。

$a = 14 \mu\text{m}$, $\theta = 4^\circ$ として式 (7-8) から最大高さを求めると、約 $2 \mu\text{m}$ となる。実際の仕上げ面で、シャンクの傾斜と仕上げ面粗さの関係を求めた結果を図 7-24 に示す。送り方向の仕上げ面粗さに対しては、傾斜角の影響はほとんどなく、実験の範囲ではほぼ一定である。切削方向の粗さは傾斜角 0° のときに対して 4° のときに、 $2 \mu\text{m}$ 足らずの増大であることがわかる。

以上のことから、低速振動切削時の再摩擦による工具寿命の劣化は、シャンクの傾斜を適正角度に設定するなど、傾斜振動切削を行えば抑制でき、仕上げ面を損ねることなく、工具寿命の延長が可能であることがわかった。

7. 4 まとめ

NCフライス盤を用いて、アルミニウムを SiCw で複合強化した FRM の仕上げ切削を行った。工具摩耗、仕上げ面粗さ、切りくず生成について観察した結果、次のことがわかった。

(1) 工具摩耗は切削速度に依存せず、切削距離で決まる。

(2) 超硬工具では、強化材のSiCwによる機械的なすり減り摩耗が激しい。

(3) 切りくずは薄いせん断型あるいは鋸歯状で、母材より切削比、切りくず処理性は向上する。

(4) FRMの仕上げ面粗さは、母材よりも良好である。

さらに、工具摩耗の抑制を目的に、FRMの振動切削を行ったところ、次のことが明らかになった。

(5) 工具摩耗は振動切削の場合にも切削速度の依存性は低く、真の摩擦距離で決まる。

(6) 振動切削では臨界切削速度付近で、工具寿命が普通切削の約1.5～2倍に延長される。

(7) 低速振動切削では、振動による再摩擦が発生し、工具摩耗が増大することがある。

(8) 再摩擦は振動方向と切削方向のなす角度の影響が大きい。

(9) 再摩擦は傾斜振動切削により抑制できる。

(10) 傾斜振動切削により低速切削時の工具寿命の延長が可能であり、仕上げ面粗さの増大は数 μm 程度である。

参考文献

- 1) 津校正介, 長谷川嘉雄, 花崎伸作: 強化プラスチックの断続切削における工具摩耗(第1報, 乾式切削における摩耗特性), 日本機械学会論文集, 34, 266 (1968) 1813.
- 2) 長谷川嘉雄, 花崎伸作: 強化プラスチックの断続切削における工具摩耗(第2報, 強化プラスチック切削における強化材の挙動のレオロジ的考察), 日本機械学会論文集, 34, 266 (1968) 1821.
- 3) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 北英彦, 北村嘉晟: 強化プラスチックの断続切削における工具摩耗(第3報, 工具摩耗に及ぼす切削剤の効果), 日本機械学会論文集, 34, 266 (1968) 1826.

- 4) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 鈴木康夫, 里中 忍: GFRP切削時の工具摩耗の機構, 精密機械, 41, 5 (1975) 473.
- 5) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 里中 忍: GFRP切削時の工具摩耗特性, 精密機械, 44, 11 (1978) 1334.
- 6) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 里中 忍, 難波江周一郎: GFRP切削時の工具摩耗に及ぼす切削油剤の影響, 精密機械, 47, 5 (1981) 541.
- 7) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 里中 忍, 難波江周一郎: GFRP切削時の工具摩耗特性に及ぼす工具材種の影響, 精密機械, 47, 6 (1981) 652.
- 8) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 錦美 誠: GFRP切削における工具の摩耗機構, 精密機械, 50, 11 (1984) 1747.
- 9) 佐久間敬三, 瀬戸雅文: 強化プラスチック (GFRP) 切削における工具摩耗 (工具材種の影響), 日本機械学会論文集 (第3部), 44, 381 (1978) 1752.
- 10) 佐久間敬三, 横尾嘉道, 瀬戸雅文: 強化プラスチック (GFRP, CFRP) の穴あけに関する研究 (工具材種と摩耗挙動), 日本機械学会論文集 (C偏), 49, 446 (1983) 1799.
- 11) 王 曉渡, 中山一雄, 新井 実: 繊維強化複合材料の切削加工に関する研究, 精密工学会誌, 55, 4 (1989) 709.
- 12) 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 (第1報) - AFMRのSEM内微小切削 -, 精密工学会誌, 56, 12 (1990) 2225.
- 13) 新素材ハンドブック編集委員会: 新素材ハンドブック, 丸善 (1989) 129.
- 14) 花崎伸作, 深江 守, 長谷川嘉雄: FRM切削時の工具摩耗, 昭和62年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1987) 655.
- 15) 上原邦雄, 竹下英夫, 森田 敦: FRMの被削性に関する研究, 昭和63年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集 (1988) 83.
- 16) 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.
- 17) 花崎伸作, 峠 睦, 佃 市三: Al-Ni合金の切削に関する研究, 精密

- 工学会誌, 55, 6 (1989) 1091.
- 18) 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 - 母材変形による工具摩耗抑制機構 -, 精密工学会誌, 56, 10 (1990) 1877.
 - 19) 長谷川嘉雄, 花崎伸作, 橋村雅之: GFRPの加熱切削, 精密工学会誌, 54, 3 (1988) 594.
 - 20) 井川直哉, 稲見 靖: 工具摩耗に及ぼす耐震動性工具の効果 - 断続切削の基礎研究 (第3報) -, 精密機械, 41, 6 (1975) 598.
 - 21) 杉田忠彰: セラミックスの機械加工, 養賢堂 (1985) 226.
 - 22) 今井義一, 田中義和, 市川 宏, 香川 豊, 岸 輝雄: SiC繊維強化アルミニウムの衝撃破壊特性, 日本複合材料学会誌, 16, 1 (1990) 36.
 - 23) 飯島 昇: FRPの振動切削加工, 機械と工具, 32, 1 (1988) 26.
 - 24) 大石健司: FRM振動切削時の工具摩耗, 精密工学会誌, 56, 7 (1990) 1253.
 - 25) 新井 実, 中山一雄, 王 曉渡: 短繊維強化アルミニウムの切削仕上げ面品位, 精密工学会誌, 57, 1 (1991) 172.
 - 26) 隈部淳一郎: 振動切削, 実教出版 (1979).

第8章 総括

機械構造部品の小型化，あるいは軽量化が指向されており，切削加工にとって難削材といわれる材料の加工が増加している．このような材料の加工には，耐熱性が優れ，しかも，高硬度であるセラミックス系工具の適用が，有効であるはずである．しかし，実際には，ただ単に高硬度であればよいというのではなく，工具と被削材の組合せによっては，工具の特性が十分に発揮されない場合も少なくない．したがって，工具の摩耗特性や，各種被削材に対する適合性を熟知しておくことが，従来にも増して必要となっている．

本研究では，各種被削材に対するセラミックス系工具の，適正使用条件を明らかにすることを目的として，特異な工具損傷として従来看過されがちだった，セラミックス系切削工具に発生する特徴的な工具損傷に注目し，その発生状況，および損傷機構などを明らかにし，それらの損傷対策を工具材種，切削条件，加工方法などから検討した．

その結果，焼入鋼旋削時のセラミック工具の損傷に対しては，初期欠損発生と正常切削の境界条件の表示方法（初期欠損方程式）を提案して，適正加工条件の設定を可能にした．凝着しやすい被削材の切削では，セラミック工具の摩耗機構を明らかにした．さらに，繊維強化セラミック工具を鋳鉄切削に適用したときの特性を明らかにした．また，セラミックス薄膜による高速度工具鋼の寿命延長機構を明らかにした．

セラミックスを被削材としたときの，切削加工の実用性を工具寿命，仕上げ面品位から明らかにした．また，繊維状のセラミックスを含有しているFRMを切削したときの，切削機構，工具摩耗の特徴を明らかにし，工具摩耗抑制の一方法として，傾斜振動切削の有用性を明らかにした．

これらの結果は，高硬度材，および複合材に対する切削加工の適用範囲の拡大や，各種被削材に対するセラミックス系切削工具の有効利用などに寄与する

もので、生産加工の経済性向上、および切削加工技術の進展等に貢献するもの
と考える。

得られた結論をさらに詳しく述べると次のようになる。

第2章では、焼入鋼旋削時に発生する、セラミックス系切削工具の初期欠損
について、その発生条件を明らかにし、新たな表示方法を提案した。これによ
り、高硬度材切削時の適正加工条件の設定を可能にした。

セラミック工具で焼入鋼を切削すると、低速切削時には正常な工具摩耗と長
寿命を示すが、切削速度がある値を越えると急激に初期欠損を起こしやすくな
る。すなわち、初期欠損の発生は直接的には切削抵抗の大小にはよらず、初期
欠損発生と正常切削の境界の切削速度を臨界切削速度 V_c とすると、これを送
り量、コーナ半径、切込みの三者で決まる最大切取り厚さ h_m との関係に整理
できる。これより、正常切削領域の条件の表示ができ、この正常切削領域の条
件を保てば、アルミナセラミック工具で焼入鋼の切削加工が十分可能である。
また、高価なCBN工具を使う場合にも、初期欠損を発生しない条件が明確に
求められ、工具の有効利用が可能となった。

上記の関係は初期欠損曲線として、回帰式

$$V_c \cdot e^{B \cdot h_m} = C \quad (B, C \text{ は定数})$$

と表され、被削材硬さ、工具のチャンファ形状、工具材質が変わったときにも
この方程式が成り立ち、正常加工領域の表示に実用的に利用できる。

また、初期欠損の発生機構を検討した結果、切削温度の影響が大きいことを
明らかにし、初期欠損抑制の一方法も示した。

第3章では、凝着しやすい材料を切削する際の、セラミック工具の損傷につ
いて検討した。

SUS304およびニッケル基合金等の耐熱合金の切削では、切削温度が高

くなりやすいため耐熱性の優れるセラミック工具を適用したいが、逃げ面、すくい面の境界損傷が激しいため、適用は不可とされている。また、逃げ面の境界摩耗の発生機構に関しては、ばりによる損傷等多くの研究があるが、ここではすくい面の境界摩耗に注目し、境界摩耗の発生機構を工具の性質、雰囲気、被削材のニッケル含有量等から検討し、摩耗形状が溝形状となる理由を明らかにした。

すなわち、セラミック工具のすくい面の境界摩耗は、切りくず裏面の凝着部がはく離する際に、工具材をもはく離して持ち去ることにより、急激に進行する。したがって、このような材料の切削で、すくい面の境界摩耗を抑制するには、切りくずの工具すくい面への凝着性を低下させることや、窒化けい素、超硬など耐はく離強度の高い、すなわち抗折力の大きい工具材種を用いることが効果的である。

また、摩耗形状が溝状となるのは、切りくずがすくい面上で、凸状に湾曲しているためであり、SUS304の場合にはS45Cよりも変形が大きく、溝摩耗を形成しやすい形状になっている。

さらに、極軟質で凝着しやすい純鉄の切削では、アルミナセラミック工具は摩耗が大きく、凝着性の低いTiC系サーメットが適しており、低速切削の場合、凝着防止に超音波振動切削が有効である。

第4章では、普通鋳鉄の切削にウイスカ強化セラミック工具を適用したときの、特性について検討した。

FC25などの普通鋳鉄の切削に、アルミナをSiCウイスカで強化したWRC工具を適用すると、従来のアルミナ工具より断続切削性能は優れているが、耐摩耗性は劣る。

WRC工具のSiCwの含有量が増すと耐欠損性は大幅に向上するが、耐摩耗性は低下する。しかし、ある種のねずみ鋳鉄の切削ではSiCウイスカにより、長寿命となる。これは、窒化けい素と同様の傾向である。

この結果から、WRC工具はアルミナ工具に比較して耐摩耗性は劣るものの、

普通鋳鉄の切削では断続切削，連続切削等，幅広い加工環境で使用できるといえる。

第5章では，薄膜セラミックスによる工具寿命延長機構について，軟鋼を切削した場合に対して検討した。

本実験の条件では高速度工具鋼の工具寿命は，クレータ摩耗により決定されるため，逃げ面よりすくい面のTiN薄膜の影響が大きい。さらに，薄膜による工具摩耗抑制作用の機構を調べた結果，TiNコーティングされた高速度工具鋼では，TiN薄膜によりすくい面の工具・切りくず間の摩擦力が減少することと，クレータ摩耗の進行抑制効果などにより，工具寿命が延長される。クレータ摩耗は，クレータ肩部のTiN薄膜によりクレータ幅の拡大が妨げられ，クレータ全体の摩耗進行が抑制される。

これらの結果から，TiNコーティング工具で薄膜の効果を生かすためには，再研磨はすくい面のTiN薄膜を残し，逃げ面に対して行ったほうが有利であるといえる。

第6章では，脆性材であるセラミックスの切削加工の可能性を，工具寿命，仕上げ面性状から検討した。

セラミックスの切削では工具摩耗と仕上げ面品位が問題であるが，靱性の高いジルコニアなどでは切削加工が十分可能で，微少切削では連続した切りくず生成が可能であり，鏡面に近い良好な仕上げ面が得られる。また，切削面の加工変質層，および残留応力は，天然単結晶ダイヤモンド工具による切削ではほとんど認められないが，焼結ダイヤモンド工具による切削面では圧縮残留応力が発生する。

さらに，焼結ダイヤモンド工具の摩耗は加工雰囲気の影響が強く，ジルコニアの切削の場合には切削油剤を供給すると，工具寿命が乾式に比較して30倍ほど延長できる。これは，油剤による冷却効果と，酸素が除去されたことによる。一方，窒化けい素は湿式切削では乾式より摩耗が大きいため，ダイヤモンド

ド工具より耐熱性の優れたCBN工具が適している。

これらの結果から、セラミックスの切削は、窒化けい素以外は焼結ダイヤモンド工具を用いた湿式切削を行えば、実用的に可能である。

第7章では、セラミックス繊維強化複合材料の被削性と、工具寿命延長の方法について検討した。

アルミニウムをSiCウイスカで複合強化したFRMの切削では、切削比、仕上げ面粗さ、切りくず処理性は母材よりむしろ良好である。これは、ウイスカを含有することにより、脆性が増すことによる。しかし、工具摩耗が問題で、強化材のセラミックスにより、切削距離のみに依存した単純なすり減り摩耗が急速に進行し、超硬工具では工具寿命が極端に短くなる。したがって、強化材のセラミックスより硬い工具材種が適しており、ダイヤモンド工具が最適である。

FRMの切削に際しては、振動切削により工具摩耗が抑制できる。これは、振動の衝撃により、切削予定面の繊維が切れ刃に当たる前に切断され、切れ刃が繊維を切断する機会が減少するためである。この効果は臨界切削速度以上でも有効ではあるが、臨界切削速度付近で最も大きく、工具寿命は普通切削の約2倍に延長できる。一方、臨界切削速度以下の低速切削時には、切削方向に振動させる超音波振動切削では、工具摩耗が促進される。これは、振動による工具逃げ面と切削面の再摩擦のためで、振動方向を切削方向に対して傾ける傾斜振動切削を行えば抑制できる。

謝 辞

本論文をまとめるにあたって、御多忙中にもかかわらず、御懇篤な御校閲と御指導を賜った、大阪大学工学部教授花崎伸作博士に、心より感謝申し上げます。

御多忙中にもかかわらず、本論文の御校閲を賜った、大阪大学工学部教授井川直哉博士、大阪大学工学部教授岩田一明博士に、厚くお礼申し上げます。

本論文をまとめるにあたって、構成から内容まで詳細な御検討、御教示を賜った、横浜国立大学名誉教授（現、富山県立大学教授）中山一雄博士に、心より厚く感謝申し上げます。先生には、学部での機械工作の講義で、切削加工に対する興味を与えていただき、その後20年以上にわたって、折りに触れ御激励、御教示を賜りました。ここに厚くお礼申し上げます。

国内留学の際、およびその後の研究遂行に対して、数々の御助言、御教示をいただいた、元機械技術研究所生産工学部長（現、東京都立科学技術大学教授）大野幸彦博士、機械技術研究所主任研究官宮沢伸一博士に深く謝意を表します。

横浜国立大学中山研究室、および輪講会のメンバー諸氏には、数々の有益な御討論、御教示をいただいた。特に、日頃から種々の有益な御助言をいただいている、新井 実博士に厚くお礼申し上げます。

本論文は、神奈川県工業試験所における、10数年の研究をまとめたものであるが、直接御指導いただいた、佐藤 素 元機械加工科長（現、横浜国立大学工学部講師）、ならびに切削実験の初歩から御教示いただいた、小沢豊三機械金属部長に深く感謝の意を表します。また、共同研究者として、種々便宜をはかっていただいた、富士谷 昌表面技術科長、渡辺武司応用物理科長、実験の一部を担当していただいた西田敏史技師（現、（株）日本ユニテック）に深く感謝の意を表します。

卒業研究として実験に協力された、芝浦工業大学 伊神 肇氏（現、（株）本田技術研究所）、白鳥文昭氏（現、富士重工（株））、川上哲也氏（現、全

日本空輸（株）），山田可薫氏（現，東芝タンガロイ（株）），および中国研修員 張 豊氏（中国遼寧省機械研究院），さらに分析，加工等，種々御支援をいただいた職員の皆様，機械金属部機械加工科の皆様に厚くお礼申し上げます。

平成 3 年 1 1 月