



# 鋼およびアルミニウム合金のドライならびにニアドライ加工に関する研究

吉村, 博仁

---

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

2007-03-25

(Date of Publication)

2014-04-14

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

甲3952

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D1003952>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



博 士 論 文

鋼およびアルミニウム合金の  
ドライならびにニアドライ加工に関する研究

平成 19 年 1 月

神戸大学大学院自然科学研究科

吉 村 博 仁

# 目次

<b>第1章 緒論</b> .....	<b>1</b>
<b>1.1 研究の背景</b> .....	<b>1</b>
1.1.1 環境対応加工の変遷と課題.....	1
1.1.2 ドライおよびニアドライ加工に関する研究と課題.....	4
1.1.2.1 工具材質.....	4
1.1.2.2 加工方法.....	5
1.1.2.3 切削機構.....	6
1.1.2.4 MQL用ミスト.....	6
1.1.2.5 切りくず処理.....	7
<b>1.2 研究の目的</b> .....	<b>7</b>
<b>1.3 本論文の構成</b> .....	<b>8</b>
<b>第2章 アルミニウム合金のニアドライ加工の切削現象</b> .....	<b>11</b>
<b>2.1 緒言</b> .....	<b>11</b>
<b>2.2 自動車用エンジンのシリンダヘッド材 AC2B-T6 相当のニアドライ加工</b> .....	<b>12</b>
2.2.1 実験方法と実験条件.....	12
2.2.2 実験結果と考察.....	16
2.2.2.1 溶着部の観察.....	16
2.2.2.1.1 高速度カメラによる溶着生成状況の観察.....	16
2.2.2.1.2 工具のすくい面上の溶着部の観察.....	18
2.2.2.1.3 溶着部の詳細観察.....	20
2.2.2.2 工具材質と切削条件の影響.....	25
2.2.2.3 工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着幅の関係.....	29
2.2.2.4 工具のすくい角とすくい面粗さおよびMQL潤滑条件の影響.....	31
<b>2.3 アルミニウム合金のニアドライ加工における被削材のシリコン含有量の影響</b> .....	<b>34</b>
2.3.1 実験方法と実験条件.....	34
2.3.2 実験結果と考察.....	37
2.3.2.1 溶着部の観察.....	37

2.3.2.1.1	高速度カメラによる溶着生成状況の観察.....	37
2.3.2.1.2	工具のすくい面上の溶着部の観察.....	39
2.3.2.2	アルミニウム合金のシリコン含有量の影響.....	40
2.3.2.3	工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着面積の関係.....	42
2.3.2.4	工具のすくい角の影響.....	43
2.3.2.5	工具のすくい面粗さの影響.....	45
2.4	結 言.....	48
第3章	アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着の発生および成長機構.....	50
3.1	緒 言.....	50
3.2	実験方法と実験条件.....	51
3.3	実験結果と考察.....	52
3.3.1	切りくず断面組織および溶着部断面組織の観察.....	52
3.3.2	溶着の成長機構.....	55
3.3.3	溶着の発生機構.....	55
3.3.3.1	超硬工具およびDLCコーテッド工具.....	55
3.3.3.2	焼結ダイヤモンド工具.....	61
3.4	結 言.....	64
第4章	アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着抑制加工法の提案.....	65
4.1	緒 言.....	65
4.2	二次元切削における断続切削および切込み変動切削の影響.....	66
4.2.1	実験方法と実験条件.....	66
4.2.2	実験結果と考察.....	68
4.2.2.1	高速度カメラによる溶着生成状況の観察.....	68
4.2.2.2	工具のすくい面上の溶着部の観察および溶着面積の推移.....	70
4.2.2.3	工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着面積の関係.....	71
4.3	穴あけ加工におけるステップ送り切削および切削速度の影響.....	73
4.3.1	実験方法と実験条件.....	73
4.3.2	実験結果と考察.....	75
4.3.2.1	工具のすくい面と逃げ面における溶着部の観察.....	75

4.3.2.2	工具のすくい面と逃げ面における溶着面積.....	77
4.3.2.3	切削抵抗と切りくず排出状況.....	78
4.4	結 言.....	81
<b>第5章</b>	<b>鋼のドライ加工.....</b>	<b>82</b>
5.1	緒 言.....	82
5.2	ホブ切りのドライ加工.....	83
5.2.1	ウェット加工とドライ加工の工具摩耗.....	83
5.2.1.1	実験方法と実験条件.....	83
5.2.1.2	実験結果と考察.....	86
5.2.1.2.1	工具摩耗におよぼす切削速度の影響.....	86
5.2.1.2.2	ホブのすくい面摩耗部と切りくずの観察.....	90
5.2.2	加工歯面上の切りくず凝着におよぼす切りくず生成過程.....	92
5.2.2.1	実験方法と実験条件.....	92
5.2.2.2	実験結果と考察.....	93
5.2.2.2.1	切りくず凝着部の観察.....	93
5.2.2.2.2	切りくず凝着の発生機構.....	94
5.2.2.2.3	切りくず凝着の発生機構の検証.....	96
5.2.3	加工歯面上の切りくず凝着におよぼす切りくず発生量と歯丈係数の影響....	98
5.2.3.1	実験方法と実験条件.....	98
5.2.3.2	実験結果と考察.....	99
5.3	鋼の旋削加工における振動切削による切りくず分断技術.....	100
5.3.1	振動波形と切りくず分断機構.....	100
5.3.2	実験方法と実験条件.....	105
5.3.3	実験結果と考察.....	107
5.4	結 言.....	109
<b>第6章</b>	<b>結 論.....</b>	<b>111</b>
	参考文献.....	114
	謝 辞.....	126



# 第 1 章

## 緒 論

### 1.1 研究の背景

#### 1.1.1 環境対応加工の変遷と課題

近年、オゾン層の破壊、地球温暖化など地球規模での環境問題が大きくクローズアップされてきており、環境に配慮した製品開発と併せて生産活動においても地球環境に十分に配慮することがますます重要となってきた。このため加工における消費エネルギーを小さくして環境負荷を軽減させる加工技術の確立が重要である。自動車部品加工全体の消費エネルギーに占める切削油、および切削油を洗浄する工程など切削油に関する消費エネルギーは約 50% [1-1]、廃棄物量は約 40% [1-2] を占めているとの報告もある。

切削油剤の環境対応技術においては、質的な面、および量的な面の両方からの検討が必要である。質的な面においては、従来の切削油には塩素系添加剤が添加されていることで環境に有害なダイオキシンの発生源になる可能性が指摘されている。わが国では、機械廃油から大量ダイオキシンが発生したとの記事 [1-3] をきっかけに切削油剤の問題が注目された。その後、2000 年に JIS を改定して切削油剤メーカーに対する脱塩素化策が打ち出され、2001 年に有害廃棄物排出規制法 (Pollutant Release and Transfer Register, PRTR 法) が制定された。量的な面においては、1990 年代前半は切削性能の向上のため最高 75 気圧程度の高圧給油装置にて 1 分間あたり 100 リットルを超える切削油を加工点にかける加工法が隆盛を極め、加工液を積極的に大量に使用することで生産性を向上させてきた [1-4,1-5]。しかしこの加工法はエネルギー消費が大きく、高圧給油装置の健全性にも課題があったこともあり、1998 年からの日本国際工作機械見本市 (JIMTOF) に出品された件数を見る限り環境対応工作機械が高圧給油工作機械を超えており、生産性向上加工だけでなく環境対応加工に注目が移行してきた [1-6]。

他方、ヨーロッパにおいては、早くから工場労働者の作業環境問題がとり上げられ、切削油剤についてもできるだけ少なくする方向で検討されている。特にドイツでは、切削油剤の削減と廃棄処理法の法制化により、切削油剤の廃却費用を含む維持、管理費は切削油剤そのもののコストよりも大きく、加工費用の 7~17%との報告 [1-7] もあり、

加工技術における環境への関心が高い。

切削加工における切削油の役割は、工具のすくい面や逃げ面に作用する摩擦力を減少させて切りくず流出を容易にする潤滑作用、被削材のせん断や工具と切りくずとの摩擦によって発生した熱を除去する冷却作用、生成された切りくずを加工点から押し出す排出作用の3つである。このため切削油を全くなくするドライ加工は、加工における消費エネルギーを小さくし環境負荷を軽減させる点からは理想的な加工であるが、切削油が持つ3つの作用が得られないため様々な問題が発生する。工具では、工具と切りくずの摩擦抵抗増大による工具摩耗および工具欠損の増加ならびに溶着生成による工具寿命低下が生じやすくなる。さらに加工物の寸法精度および仕上面品質悪化、切りくずの工作機械内への堆積による工作機械の熱変形および機械故障増加などの問題が発生しやすくなる。

環境対応加工技術においては、切削油の3つの作用をどのような技術で代替するのが課題であり、これまでに切削油の量を低減する多くの環境対応加工技術が提案されている。これらは微小の切削油剤を加工点に供給する最小潤滑給油加工、切削油を全く使用しないドライ加工、加工点を冷却する冷却加工法の3つに大きく分類できる[1-8,1-9]。

最小潤滑給油加工は、時間あたりに数 ml から数 10ml の微量の切削油剤を圧縮空気とともに供給する MQL (Minimum Quantity Lubrication) 方式が代表的である。被削材、切りくずには切削油剤がほとんど残らないことからニアドライ加工と呼ばれている。ヨーロッパでは環境対策への意識が高く、早くからニアドライ加工の研究が進められており、ミスト供給方法、切削油剤、工具材質、被削材、加工法、工作機械と周辺機器、温度コントロールに関して多くの報告がなされている [1-10]。日本でも 1996 年代から微量切削液による旋削性能の研究が始められている [1-11]。ニアドライ加工に使用される切削油剤は負荷の低い植物油、あるいは合成エステルが主流である。エステル類は加水分解により脂肪酸を生成し、これが優れた潤滑性能を生み出すと言われている [1-12]。油滴はミスト発生装置から加工点まで圧縮空気を媒体として配管内を搬送される。ミスト発生装置を主軸内部に設けることで搬送距離を短くし、ミストを刃先に確実に吐出させる内部ミキシングタイプが検討されている [1-13]。しかし工作機械が専用設計となるため、主軸の外部後端にミスト発生装置を設けてミストを主軸の中を通して加工点に供給する外部ミキシングタイプが一般的である。いずれもミストを刃先から確実に吐出させることが重要である。

MQL 方式の一種としてオイルミストに水ミストを加えて複合ミストとし、オイルミストの大気中の霧散を防いでいる複合ミスト加工法、および水滴直径が 0.1~0.2mm の比較的大きな水の粒の表面に膜厚が 100nm 程度の極薄い油膜を形成してこれを加工点に



吹き付ける油膜付き水滴加工法，いわゆる OoW 法（Oil on Water）が研究されている。いずれも水を併用することで潤滑性と冷却性を同時に確保する方法である。複合ミスト供給法においては，ステンレス鋼における旋削加工の場合に加工仕上面粗さと工具摩耗で植物油ミストに比べて良好な結果が得られたことが報告されている [1-14]。油膜付き水滴加工法においては，アルミニウム合金のエンドミル加工で高い寸法精度が得られたこと [1-15]，マグネシウム合金の切削で水素が発生しないこと [1-16]，さらにアルミニウム合金における断続切削での有効性 [1-17] が報告されている。

MQL 方式のニアドライ加工に関しては，鋼製の自動車エンジン部品の小径深穴加工においてウェット加工からニアドライ加工にすることで高速高能率加工が可能となり，環境対応だけでなく生産性向上が可能なこと [1-18] が報告されており，環境対応加工の中でも最も実用化が進んでいる加工法と言える。外部ミキシングタイプのみスト発生装置に関しても多くの検討がなされており [1-19,1-20,1-21]，既設機へのニアドライ加工の適用が広がっていることが推定される。

ドライ加工は，高い加工精度や表面品位が要求されない鋼，鋳鉄の加工ではすでに応用されている。特に，フライスやエンドミルのように切削油剤による急冷効果によって発生する熱亀裂が原因で工具寿命が低下する断続切削においては，ドライ加工が行われている場合もある。しかしながら，加工精度，工具寿命，切りくず処理等で課題が多く，ウェット加工からドライ加工への移行は，ウェット加工からニアドライ加工への移行に比べると少ない。その中であって，ホブ切りはコーティングを施した高速度鋼ホブとドライ加工専用ホブ盤との開発によりドライ化が進んでいる加工法である [1-22,1-23]。

ドライ加工の一種として切削熱による切削点近傍の酸化反応を防止し，工具摩耗の進行を遅らせるため，大気中の窒素を吹き付けて酸素を遮断する窒素ガスドライ加工が検討されており，エンドミル加工にて工具摩耗が減少していることが報告されている [1-24]。

冷却加工法は，冷風加工が代表的な加工法である。冷凍機を用いて $-30^{\circ}\text{C}$ 以下の冷風を加工点に大量に吹き付け，加工点近傍の温度を零度以下に低下させることで被削材をもろくさせるとともに，工具を冷却し刃先温度を低下させる。研削加工における研削液の代用として始められたもので，研削油剤を用いた場合よりも研削性能が高いという効果が得られている [1-25,1-26]。ノズル形状の研究もなされており，先細末広ノズル形状の有効性について報告されている [1-27,1-28]。冷風加工法を旋削加工に応用し SCM435 鋼の連続，あるいは断続切削，さらにチタンの切削において有効性が報告されている [1-29]。アルミニウム合金の切削においては，ドライ加工に比べて有効であるとの報告がある [1-30]。冷風加工は空気冷却装置が必要であり，最近では，以前ほど大量に冷風を供給しない弱冷風も効果のあること [1-31] がわかってきたが，トータルでみたエネ

ルギー消費，潤滑機能を持たないこと，配管および被削材表面での結露など問題が残されており，MQL との併用，限られた被削材での加工に限定されている。

冷却加工法の一つとして，切削による発熱を水の蒸発にともなう気化熱によって冷却する気化熱冷却加工法が提案されている [1-32]。鋼の旋削加工における切削条件や被削材材質や工具材質の影響 [1-33]，水の供給方法 [1-34]，気化熱冷却モデルの確立と最適供給水量の計算 [1-35] が検討され，穴あけ加工や正面フライス加工や切断加工での有効性 [1-36] が報告されている。

環境対応加工では，経済性の検討，環境負荷の評価も報告されている。旋削加工，エンドミル加工，およびドリル加工において切削液の処理費と工具寿命の低下の関係から経済性を検討した結果，ドライ加工はウェット加工に比べて経済的に優位あるいは同等の切削条件が存在することが報告されている [1-37,1-38]。環境負荷評価においては LCA (Life Cycle Assessment) を生産加工工程に適用し，MQL 方式のニアドライ加工，冷風加工がウェット加工に対して有効であることが報告されている [1-39]。

環境対応加工技術はそれぞれ長所，短所があり，各種切削工具の適用や個々の被削材に対する最適加工条件を見出す研究が多くなされている。この中で，MQL 方式によるニアドライ加工は，仕上精度などの加工性能を維持した上で，切削油剤，トータルの加工コスト，エネルギー消費が減少できることから特に注目されている加工法である。

### 1.1.2 ドライおよびニアドライ加工に関する研究と課題

ドライおよびニアドライ加工に関する研究や実用化の歴史は浅く，工具材質や被削材の組合せ，断続切削であるエンドミル加工やドリル加工といった加工法ごとの特性の差異，さらにニアドライ加工においてはスピンドルスルーあるいは外部ノズルといった供給方法やその供給位置による影響など不明な点が多い。これまでのドライ，ニアドライ加工における工具材質，加工方法，切削機構，MQL 用ミスト，切りくず処理に関する研究と課題を以下に述べる。

#### 1.1.2.1 工具材質

切削においては，工具と被削材，あるいは工具と切りくずの界面に大きな摩擦力が発生する。この摩擦力，特に工具のすくい面の摩擦力は工具材質により大きな影響を受ける。このためドライあるいはニアドライ加工においては，工具材質，特に工具表面のコーティングに関する研究が多く報告されている [1-40,1-41]。PVD コーティングにおいては，低摩擦性，潤滑性，耐摩耗性向上のための膜質および膜厚に関して TiAl 系， $Al_2O_3$

系のコーテッド工具 [1-42,1-43],  $TiB_2$  系コーテッド工具 [1-44,1-45], (Cr,Al) N 系コーテッド工具 [1-46], 微細結晶コーテッド工具 [1-47] の研究がなされている。

アルミニウム合金のドライあるいはニアドライ加工においては, 工具刃先への被削材の溶着が課題となるため, CVD ダイヤモンドコーテッド工具, DLC (Diamond-Like Carbon) コーテッド工具に関する研究が多い。ダイヤモンドは, 地球上に存在する物質の中で硬さ, ヤング率が最も大きく, 変形がしにくく熱伝導率の大きい物質であり, 耐摩耗性や耐溶着性に優れている。CVD ダイヤモンド膜はほぼ 100% 純粋なダイヤモンドから成り立っている。CVD ダイヤモンドコーテッド工具においては, CVD ダイヤモンドコーテッド工具の摩耗の挙動 [1-48], CVD ダイヤモンド膜表面の磨きの効果 [1-49] が報告されている。一方, DLC コーテッド工具の DLC 膜は主に炭素の  $sp^2$  結合と  $sp^3$  結合の混在したアモルファス構造硬質炭素膜の総称 [1-50] であり, この膜は一般に非常に平滑な面を有し, かつ広い条件で低い摩擦係数を有している。一般的な DLC は, 水素を 15~35atom 程度含む膜とされている。DLC は膜中水素量の少ない方が硬くなることはよく知られている。また, ダイヤモンド構造の  $sp^3$  結合を多く含む方が良いとされている [1-51]。DLC 膜に関しては, 環境温度上昇が DLC 膜性能におよぼす影響が報告されている [1-52]。

アルミニウム合金の穴あけのドライ加工においては, 高速度鋼, 超硬工具, TiAl 系コーテッド工具での切削速度が工具摩耗におよぼす影響が報告されている [1-53]。

### 1.1.2.2 加工方法

ドライあるいはニアドライ加工においては, 断続切削では工具の過冷却が起こりにくく, さらにニアドライ加工では切れ刃が被削材から離脱し次に切削するまでの間に工具に油剤が供給されやすいため, エンドミル加工, フライス加工に関する研究が多くみられる。被削材は, アルミニウム合金に比べて溶着生成の少ない鋼の研究が多い。

フライス加工においては, 炭素鋼ではニアドライ加工は工具摩耗, 加工品質, 切削抵抗の観点からは普通給油法と同等, アルミニウム合金では工具のすくい面への凝着が防止可能 [1-54], 熱間金型用鋼材の焼入れ鋼ではドライ加工に比べてニアドライ加工が有効 [1-55] との報告がある。オイルミストの供給方向についても研究されており鋼の高速エンドミル加工で, エンドミルが被削材から離脱する点への噴射が有効であると報告されている [1-56,1-57]。チタン合金のドライ加工においては, コーテッド超硬工具によるエンドミル加工にてウェット加工と工具摩耗が同等であることが報告されている [1-58]。

穴あけ, ねじ立てにおけるアルミニウム合金のニアドライ加工は, エマルジョン系水

溶性切削油での加工に比べると性能が若干劣ることが報告されている [1-59].

旋削においては、鋼のニアドライ加工は仕上面粗さ、摩擦係数の面でドライ加工に対して有効でありウェット加工と同等 [1-60],あるいはドライ加工と比べて逃げ面摩耗には効果があるがすくい面摩耗は同等である [1-61] との報告がなされている. またすくい面摩耗, 逃げ面摩耗, 加工仕上面粗さのいずれもがドライ加工, ウェット加工に比べて良好となっているとの報告 [1-62] があり, 結果に差異が生じている. 今後のさらなる研究が必要である. アルミニウム合金のドライ加工においては, 切削条件が真円度におよぼす影響も報告されている [1-63].

研削加工においては, CBN ホイールによる焼入れ鋼において冷風ミスト研削のウェット研削に対する有効性が報告されている [1-64].

### 1.1.2.3 切削機構

アルミニウム合金のドライ加工においては, 切削温度や切削抵抗の測定, 切りくず生成状況の観察や溶着部の観察や化学分析を行い, 超硬工具の摩耗の挙動が推定されている [1-65,1-66]. 切りくず解析では, 切りくずのせん断部, 工具のすくい面との接触部においてウェット加工に比べて結晶粒が大きくなり変形ひずみを受けていることが報告されている [1-67].

### 1.1.2.4 MQL用ミスト

オイルミスト供給による加工では, 油剤としてエステルが適用されることが多い. エステル自身の潤滑性は通常の切削油の基油である鉱物油より高く, 微量でも十分な潤滑性を示すと考えられている. このエステルについては, 切削1次性能としての金属表面への吸着挙動と切削性能 [1-68], 2次性能としての生分解性と安定性 [1-69], 工作機械の全ての油を統一するマルチファンクション油 [1-70] についての報告がなされている.

MQL方式におけるニアドライ加工では, 高い切削性能をより少ない切削油剤で実現する必要がある. このため刃先近傍にオイルミストを確実に供給する方法やその評価が必要であり, 溝入れバイト [1-71], フライス加工 [1-72] においてミストの流れの研究が報告されている. オイルミストが工作機械の主軸内を通るスピンドルスルー方式では, 高速回転時に配管内の内壁に油滴が付着する課題が生じやすい. このオイルミストの挙動についての可視化, シミュレーションの研究が報告されている [1-73]. さらに, 高速回転時に加工点にミストを確実に供給するための供給装置 [1-74], 供給方法 [1-75] についての報告がある.

ドライあるいはニアドライ加工においては, ミスト, 油煙, 粉塵による作業環境の悪

化や人体への健康に対しても考慮しておく必要がある。このため旋削加工におけるミストの大気への飛散 [1-76]，研削加工における粉塵 [1-77]，集塵装置の性能評価 [1-78]，さらには被削材表面などに付着物が残らない無残滓液体でのニアドライ加工 [1-79] が報告されている。

#### 1.1.2.5 切りくず処理

ドライあるいはニアドライ加工においては，切りくず処理が課題となる。切りくず処理においては，加工点における切りくず分断，加工点からの切りくず排出，機械内に堆積させない切りくず排除，機械外への搬送の4つが必要である。フライス加工，エンドミル加工などの断続切削では切りくず飛散が発生する。これに対しては切りくず飛散防止カバー，切りくず吸引装置が検討されている [1-80]。切りくずの落下しやすい工作機械としては，旋盤では立形旋盤において主軸を上側とし切りくずを真下に落とす構造 [1-81]，マシニングセンタでは治具を垂直反転可能とし被削材を上から吊り下げる方式 [1-82] が検討されている。ドライ加工の進んでいるホブ切りでは，通常の立形設計から横形設計とすることで切りくずを真下に落とす構造としている [1-83]。

他方，連続加工である旋削のドライ加工においては，切削温度が上昇し切りくずの延性が增大することで，分断されない長い切りくずが発生し，被削材への巻き込みによる生産性の低下，仕上面品質悪化を招きやすいなどの課題が生じる。鋼の切りくずはその温度が 400℃を超えると急に折れにくくなる [1-84] ため，切りくずを確実に分断する技術開発が必要である。

## 1.2 研究の目的

前述のようにドライあるいはニアドライ加工に関する研究は，ミスト供給方法，切削油剤，工具材質，被削材，および切りくず処理など環境および経済性の両面から多くの研究がなされてきており一部の加工では実用化も進んできている。

しかし，最近では航空機部材，電器製品，IT 産業および自動車関連部品での軽量化のためのアルミニウム合金の使用が大幅に増えてきており，アルミニウム合金におけるニアドライ加工への要望が高くなっている。他方，鋼のドライ加工においては，断続切削であるホブ切りにてドライ加工が進んでいるものの，ホブ切りのドライ加工における切削機構の解明が不十分である。さらに連続加工である旋削のドライ加工においては切削温度上昇に伴って切りくずの延性が増大し，切りくず折断性が悪化するという課題が生じている。このためドライあるいはニアドライ加工の技術確立のためにはドライあるいはニアドライ加工のための工具開発，加工用機器，装置といった実績主導のコンセプト

づくりと開発だけでなく切削現象解明のための基礎研究が重要である。

本研究は、ドライあるいはニアドライ加工に関して切削現象そのものの解明に重点をおき、ドライあるいはニアドライでの潤滑が切削機構に与える効果、影響の基礎的な解明、ドライあるいはニアドライ加工に適した加工条件、加工法、工具材（コーティング、形状等）の開発指針を得ることを目的としている。

具体的には、以下の2つの項目について切削機構の解明、実用化に向けた加工技術の提案を行う。

- (1) アルミニウム合金のニアドライ加工においては、自動車用エンジンのシリンダヘッド材に用いられている AC2B-T6 相当を含むシリコン含有量の異なるアルミニウム合金におけるニアドライ加工の切削現象、溶着発生および成長機構を明らかにし、溶着抑制のための加工法を提案する。
- (2) 鋼のドライ加工においては、断続切削であるホブ切りにおける工具摩耗、加工歯面上の切りくず凝着に関しての切削機構を明らかにし、実用化への指針を提示する。さらに連続切削である旋削では、理論仕上面粗さを悪化させることなく、切りくず分断が可能な送り方向振動切削加工法を提案し、その効果を実証する。

### 1.3 本論文の構成

本論文は、図 1.1 に示すとおり全 6 章から構成されており、各章の概要を以下に示す。

第 1 章「緒論」では、環境加工に関するこれまでの経緯、特にドライあるいはニアドライ加工に関するこれまでの研究を概説しまとめ、本研究の工学的、工業的な位置付けを行った上で本研究の目的について述べている。

第 2 章「アルミニウム合金のニアドライ加工の切削現象」では、アルミニウム合金 AC2B-T6 相当、およびシリコン含有量の異なる AC1A-T6、純アルミニウムの 3 種類のアルミニウム合金を超硬工具、DLC コーテッド工具など 8 種類の工具材質を用いてニアドライ潤滑条件下で二次元切削を行い、高速度カメラによる溶着生成状況や切りくず生成状況の観察、SEM による工具のすくい面上の溶着の観察、オージェ電子分光装置 (AES) やエネルギー分散型分光器 (EDS) による工具のすくい面上の溶着部の化学分析、溶着生成におよぼす切削条件、工具のすくい角、工具のすくい面粗さの影響について明らかにする。

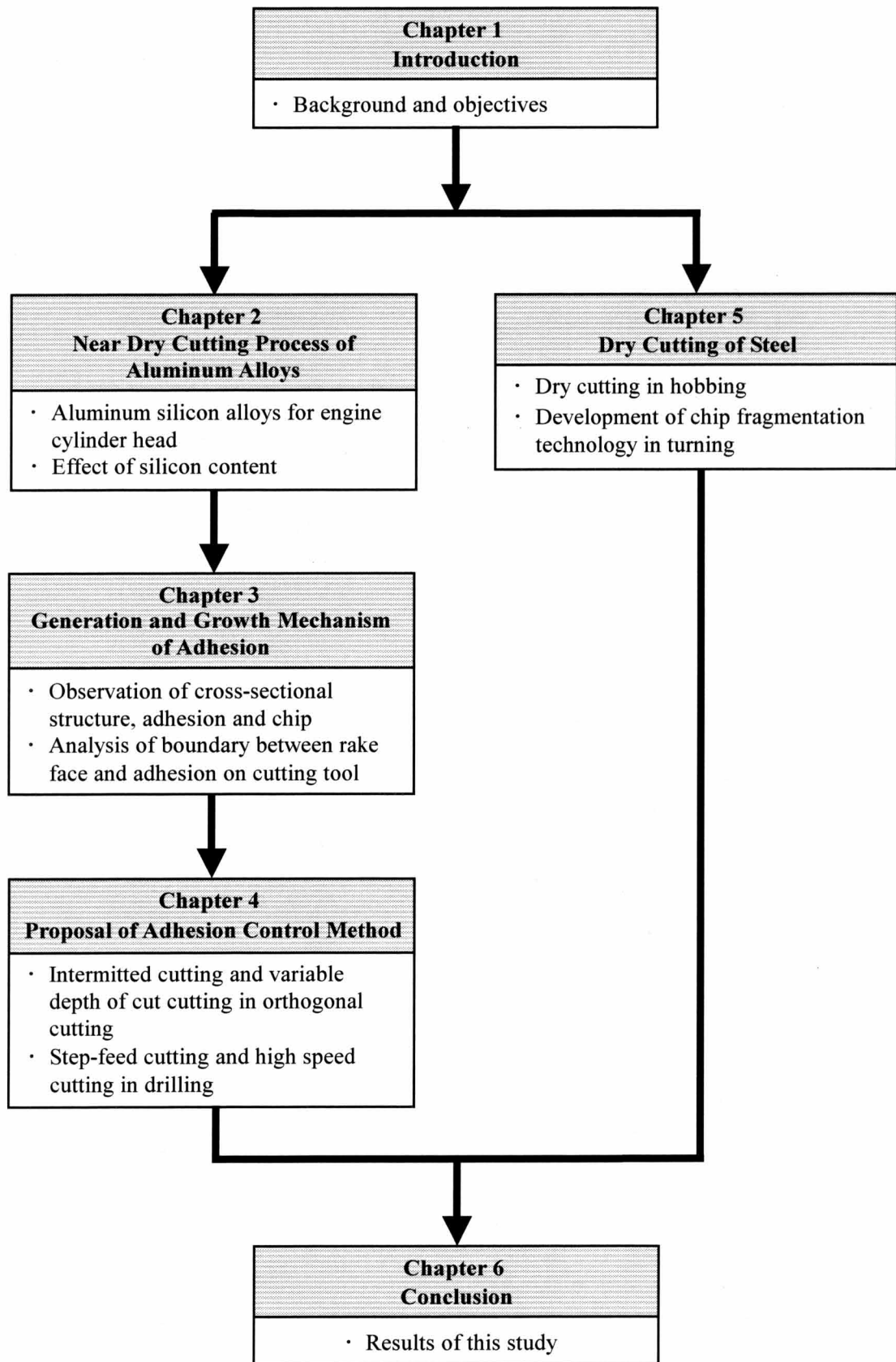
第 3 章「アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着の発生および成長機構」では、溶着の成長機構に関して切りくずと溶着部の断面形状および断面組織について、特に切りくずの工具との擦過面付近について詳細に観察し溶着の成長過程を明らかにする。溶着の発生機構に関しては、溶着部と工具のすくい面との界面付近をミクロ的に観察、

解析し、溶着発生の起点となる物質の組成および化学結合状態について明らかにする。

第4章「アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着抑制加工法の提案」では、アルミニウム合金におけるニアドライ加工に適した加工法として断続切削および高速切削の可能性について検討する。二次元切削では断続切削および切込み変動切削を、また穴あけ加工では送り方向の加工を周期的に停止するステップ送り切削、および高速切削を提案し、その効果を実証する。

第5章「鋼のドライ加工」では、まずホブ切りのドライ加工に着目し、工具摩耗に関しては切削速度が逃げ面摩耗とすくい面摩耗におよぼす影響を、特にすくい面摩耗について詳細に解析する。加工歯面上の切りくず凝着に関しては、切りくず生成過程が加工歯面上の切りくず凝着におよぼす影響、および切りくず発生量と歯丈係数が加工歯面上の切りくず凝着におよぼす影響について明らかにする。次に、旋削のドライ加工においては、切削送り方向に振動を付加しながら切削することで切りくずが分断できる技術を提案する。従来提案されていた振動波形を正弦波形にする場合に比べて、理論仕上面粗さが $1/4$ へ向上するのこぎり波形とそれを発生させる機構を考案し、切りくず分断状況および加工仕上面粗さを切削実験によって検証する。

第6章「結論」では、本研究により得られた成果をまとめる。



**Fig. 1.1** Flow chart of this study



## 第 2 章

# アルミニウム合金のニアドライ加工の 切削現象

### 2.1 緒 言

鋳鉄や鋼の切削ではドライあるいはニアドライ加工の事例が報告されているが、アルミニウム合金の切削では、刃先に溶着が発生しやすいためにウェット加工が一般的である。溶着を抑制する技術に関しては工具材質、特にコーテッド工具の研究が多い。CVD ダイヤモンドコーテッド工具においては CVD ダイヤモンド膜の結晶微粒化での有効性 [2-1] が示されており、実用化のための脱膜技術 [2-2]、被膜研削技術 [2-3] についても報告されている。他方、穴あけ加工ではニアドライ加工の有効性が認められていない [2-4]。穴あけ加工は連続切削であり、切削熱の影響を受けやすく切りくず排出性が悪いためと推定される。穴あけ加工での切りくず排出状況を可視化した研究では、ドリルのねじれ角が大きい方が切りくず排出は良好なことが報告されている [2-5]。DLC コーテッド工具においてはエンドミル加工での有効性が報告されている [2-6]。工具材質以外では、フライス加工における高速切削 [2-7,2-8,2-9]、潤滑油 [2-10]、加工雰囲気 [2-11] の影響について報告がなされている。しかし、アルミニウム合金におけるニアドライ加工の実用化のためには加工性能、被削性の評価だけでなく切削機構の研究が重要である。

本章では、自動車用エンジンのシリンダーヘッド材に用いられているアルミニウム合金 AC2B-T6 相当、およびシリコン含有量の異なる AC1A-T6、純アルミニウムの 3 種類のアルミニウム合金を超硬工具、焼結ダイヤモンド工具など 8 種類の工具材質を用いてニアドライ潤滑条件下で二次元切削を行い高速度カメラによる溶着生成状況や切りくず生成状況を観察する。溶着部については、表面から SEM により観察し、化学的組成をオージェ電子分光装置 (AES) やエネルギー分散型分光器 (EDS) によって分析する。さらに、工具材質、アルミニウム合金のシリコン含有量、切削速度、工具のすくい角、および工具のすくい面粗さが溶着量におよぼす影響を明らかにする。また、切削抵抗の測定から算出される平均摩擦係数と溶着量の関係を明らかにする。

## 2.2 自動車用エンジンのシリンダーヘッド材 AC2B-T6 相当のニアドライ加工

### 2.2.1 実験方法と実験条件

実験状況の全体写真を図 2.1 に示す。被削材は外径  $\phi 300\text{mm}$  の円柱の内径  $\phi 290\text{mm}$  を除去した円管であり、外径部の幅  $5\text{mm}$  を、旋盤を用いて端面加工する二次元切削である。被削材、工具、および高速度カメラの配置図を図 2.2 に示す。切削抵抗は水晶圧電式切削動力計（キスラー9257B）を用いて測定している。被削材の材質は自動車用エンジンのシリンダーヘッド材に用いられているアルミニウム合金 AC2B-T6 相当である。化学成分を表 2.1 に、実験条件を表 2.2 に示す。供試工具はノンコーテッド工具では超硬工具、焼結ダイヤモンド工具、単結晶ダイヤモンド工具、および CBN 工具の 4 種類、コーテッド工具では DLC コーテッド工具、CVD ダイヤモンドコーテッド工具、TiN コーテッド工具、および TiAlN コーテッド工具の 4 種類の計 8 種類である。切削速度は  $100\text{m/min} \sim 1,000\text{m/min}$  の広範囲な切削速度領域で実施し、切削油剤はシンセティックエステル（ユシロ CM30T）を使用する。工具のすくい角、工具のすくい面粗さ、切削送り、ミスト供給量、およびミスト供給方向の影響についても検討する。表 2.2 の実験条件の中で基準とする条件を表 2.3 に示す。実験結果において実験条件を記述していない項目は基準条件を用いている。工具のすくい面上の溶着の大きさは二次元切削の切削送り方向へ  $2\text{mm}$  切削後に、切削送り方向の工具のすくい面上の溶着幅を測定している。測定方法を図 2.3 に示す。本実験で測定した項目および測定装置を表 2.4 に示す。

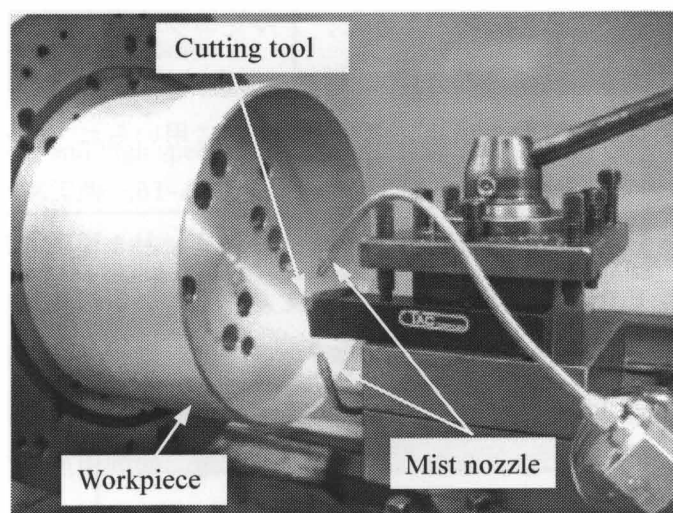
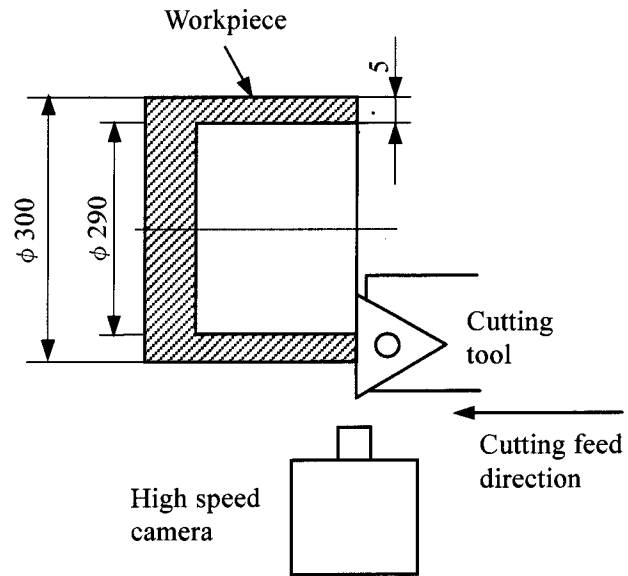


Fig. 2.1 Photograph of experimental setup



**Fig. 2.2 Schematic illustration of experimental setup**

**Table 2.1 Composition of workpiece, wt%**

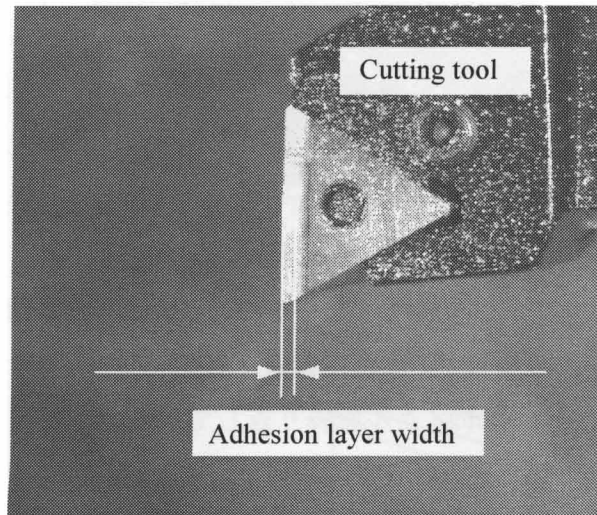
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr
5.97	0.10	3.00	0.29	0.34	0.001
Ni	Zn	Ti	Pb	Sn	Al
<0.001	<0.001	0.003	<0.001	<0.001	90.28

**Table 2.2 Test conditions**

Work material		Aluminum alloy equivalent to JIS AC2B-T6
Cutting tool Materials	Non-coated tools	Cemented carbide tool, Sintered diamond tool, Single crystal diamond tool, CBN tool
	Coated tools	DLC-coated tool, CVD diamond-coated tool, TiN-coated tool, TiAlN-coated tool
Cutting tool geometry		Rake angle : $0^{\circ}$ , $20^{\circ}$ , $30^{\circ}$ Relief angle : $7^{\circ}$ Cutting edge radius of cutting tools : Less than $3 \mu\text{m}$ Insert shape: TPGN220304
Rake face roughness, Rz ( $\mu\text{m}$ )		0.26, 0.44
Cutting speed (m/min)		100, 300, 500, 800, 1000
Feed rate (mm/rev)		0.1, 0.3, 0.5
Quantity of oil mist supplied (ml/h)		20, 40, 60
Supply direction of mist		Side of rake face, Top side of rake face, Flank face
Cutting oil		Synthetic ester

**Table 2.3 Selected conditions for cutting tests**

Cutting tool material	Cemented carbide tool
Cutting tool geometry	Rake angle : $20^{\circ}$ , Relief angle : $7^{\circ}$
Rake face roughness , Rz ( $\mu\text{m}$ )	0.44
Cutting speed (m/min)	100
Feed rate (mm/rev)	0.1
Quantity of oil mist supplied (ml/h)	20
Supply direction of mist	Side of rake face
Cutting oil	Synthetic ester



**Fig. 2.3 Adhesion layer width on tool**

**Table 2.4 Measured items and measuring instruments**

Measured items	Measuring instruments
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Adhesion on rake face</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Scanning Electron Microscope (SEM)</li> <li>• Optical Microscope</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Observation of boundary between adhesion and rake surface</li> <li>• Compositional analysis</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Energy Dispersive X-ray Fluorescence Spectrometer (EDS)</li> <li>• X-ray Photoelectron Spectroscopy (XPS)</li> <li>• Auger Electron Spectroscopy (AES)</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Cutting forces</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Kistler, model 9257B</li> </ul>
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Adhesion width</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Optical Microscope</li> </ul>

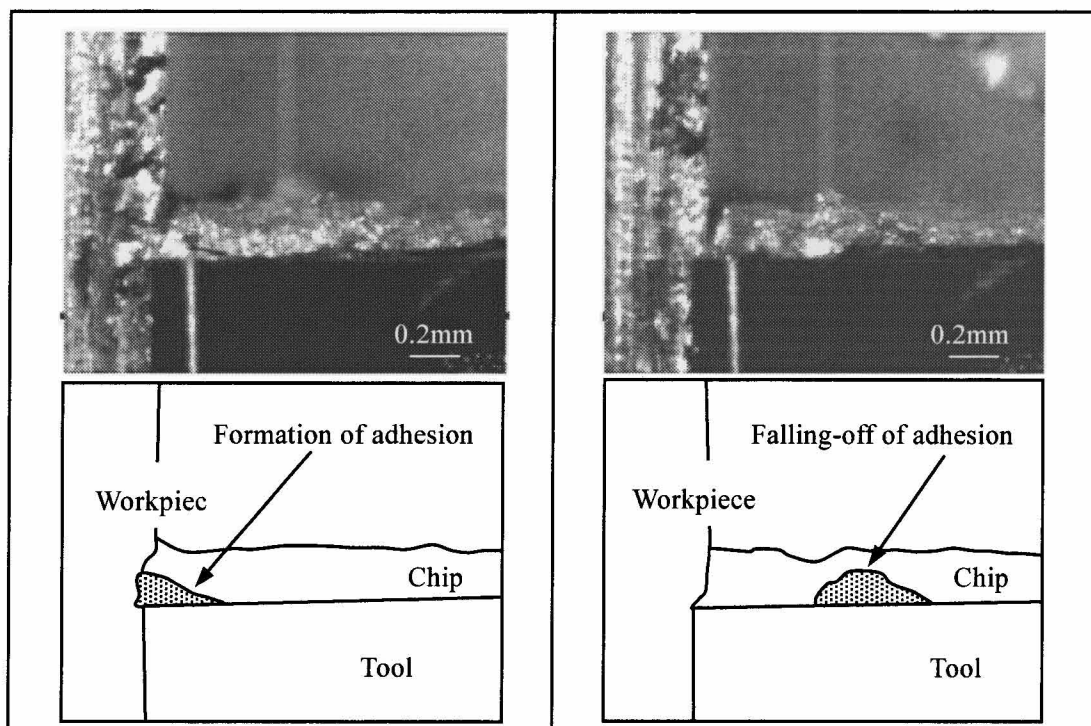
## 2.2.2 実験結果と考察

### 2.2.2.1 溶着部の観察

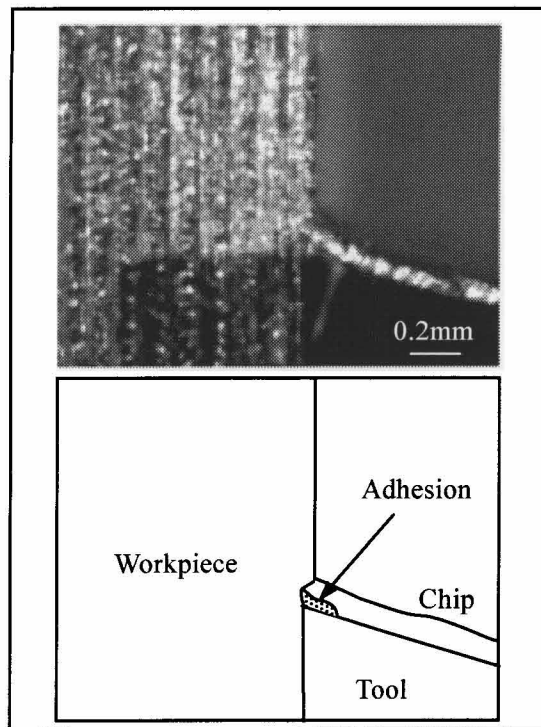
#### 2.2.2.1.1 高速度カメラによる溶着生成状況の観察

超硬工具を用いて切削速度 100m/min, すくい  $0^\circ$  および  $20^\circ$  にて切削した場合の高速度カメラによる溶着生成状況の写真を図 2.4, 図 2.5 に示す. 図 2.4 において左側の写真は溶着の成長状況を, 右側の写真は溶着の脱落状況を示している. 図 2.6 は焼結ダイヤモンド工具を用いて切削速度 100m/min, すくい角  $20^\circ$  にて切削した場合の高速度カメラによる溶着生成状況の写真を示す. いずれも写真の下には溶着生成状況を観察しやすくするための模式図を示している.

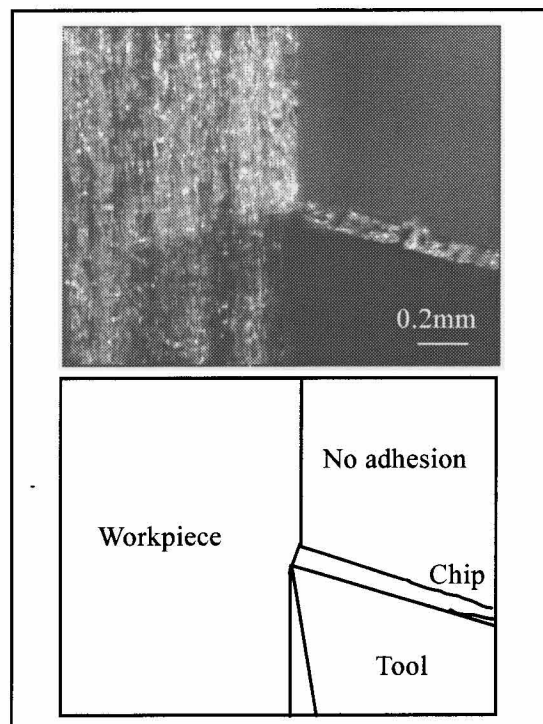
超硬工具を用いてすくい角  $0^\circ$  にて切削した場合 (図 2.4) は, 溶着がすくい面上に, いわゆる構成刃先として堆積しているのが観察される. この溶着は溶着高さが 0.2mm 程度に成長して脱落するというサイクルを繰り返している. 超硬工具を用いてすくい角  $20^\circ$  にて切削した場合 (図 2.5) は, 溶着はあまり成長せずベラークのようにすくい面の表面に薄くほぼ均一に溶着している. 成長, 脱落は明瞭でなく持続的に溶着しているものと思われる. これに対して, 焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角  $20^\circ$  で切削した場合 (図 2.6) は, 溶着は全く観察されなかった.



**Fig. 2.4** Formation and falling-off of adhesion on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100m/min, feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)



**Fig. 2.5** Formation of adhesion on cemented carbide tool (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min, feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)

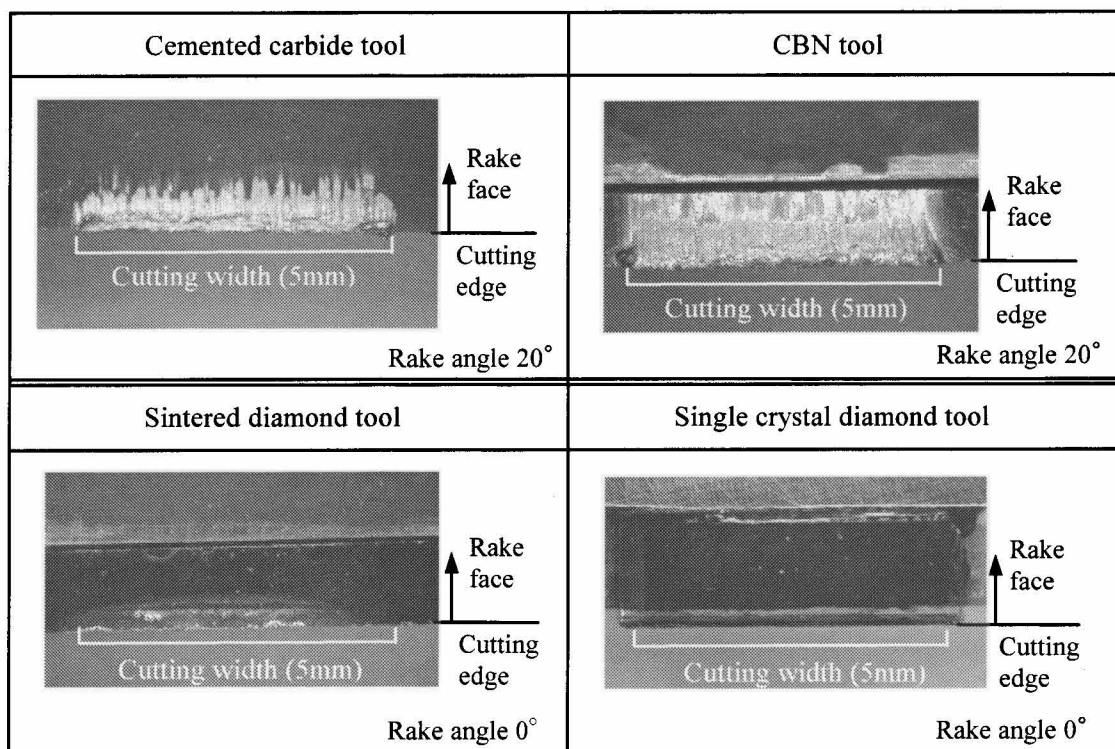


**Fig. 2.6** No adhesion on sintered diamond tool (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min, feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)

### 2.2.2.1.2 工具のすくい面上の溶着部の観察

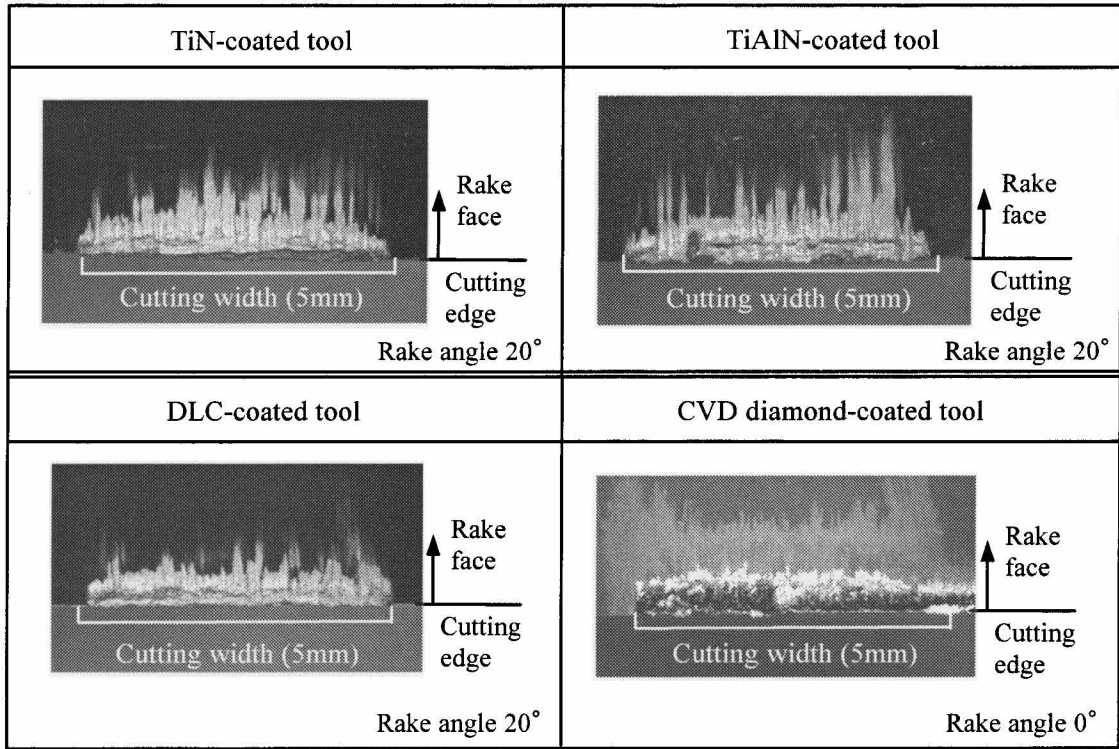
図 2.7 はノンコーテッド工具である超硬工具, CBN 工具, 焼結ダイヤモンド工具, および単結晶ダイヤモンド工具を用いて切削速度 100m/min にて切削した場合の工具のすくい面上の溶着部の光学顕微鏡写真を示す. 超硬工具および CBN 工具のすくい面上には切れ刃稜線から切りくず流れ方向へ向かって筋状に伸びている溶着が観察される. 焼結ダイヤモンド工具のすくい面上には刃先稜線付近にのみに溶着が観察される. 単結晶ダイヤモンド工具のすくい面上には溶着は全く観察されない. 図 2.8 はコーテッド工具である TiN コーテッド工具, TiAlN コーテッド工具, DLC コーテッド工具, および CVD ダイヤモンドコーテッド工具を用いて切削速度 100m/min にて切削した場合の工具のすくい面上の溶着部の光学顕微鏡写真を示す. いずれの工具も, 超硬工具と同様に刃先稜線から切りくず流れ方向へ筋状に伸びている溶着が観察される.

表 2.5 は切削速度 100m/min にて切削した場合の工具のすくい面上の溶着生成状況と工具材質との関係を示す. 溶着が全く生成しない工具材質は単結晶ダイヤモンドであり, 溶着がほとんど生成しない工具材質は焼結ダイヤモンド工具である. これら以外の工具材質を用いて切削した場合は, 全て大きな溶着が生成している. CVD ダイヤモンドコーテッド工具および DLC コーテッド工具は, アルミニウム合金のニアドライ加工において溶着の抑制に効果があると言われているが, 本実験では大きな溶着が生成している.



**Fig. 2.7 Photographs of adhered layer on rake face of non-coated tools (cutting speed 100m/min, feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)**





**Fig. 2.8 Photographs of adhered layer on rake face of coated tools (cutting speed 100m/min, feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)**

**Table 2.5 Tool materials and adhesion**

Adhesion	Tool materials	
	Non-coated	Coated
No Adhesion	Single crystal diamond	—————
Almost no adhesion	Sintered diamond	—————
Large amount of adhesion	Cemented carbide, CBN	TiN-coated, TiAlN-coated, DLC-coated, CVD diamond-coated

### 2.2.2.1.3 溶着部の詳細観察

表 2.5 において溶着生成状況を 3 つに分類した。これらの中から大きな溶着が生成している超硬工具および CVD ダイヤモンドコーテッド工具，溶着がほとんど生成していない焼結ダイヤモンド工具，溶着が全く生成していない単結晶ダイヤモンド工具を選択し工具のすくい面上の溶着部を詳細に観察した。

図 2.9 は，超硬工具を用いてすくい角  $20^\circ$  ，切削速度  $100\text{m/min}$  で切削した場合の工具のすくい面上の溶着部 SEM 写真を示す。左側の写真は切れ刃稜線付近の溶着部全体の SEM 写真であり，工具のすくい面および逃げ面の両方が観察できる方向から撮影している。右側の写真は，左側の写真での工具のすくい面の刃先部付近の溶着部を拡大した SEM 写真である。図 2.7 の光学顕微鏡写真において切れ刃稜線から切りくず流れ方向へ向かって筋状に伸びている溶着部は，SEM 写真においては切れ刃稜線から切削送り方向に流動しながら層状に堆積していることが観察される。

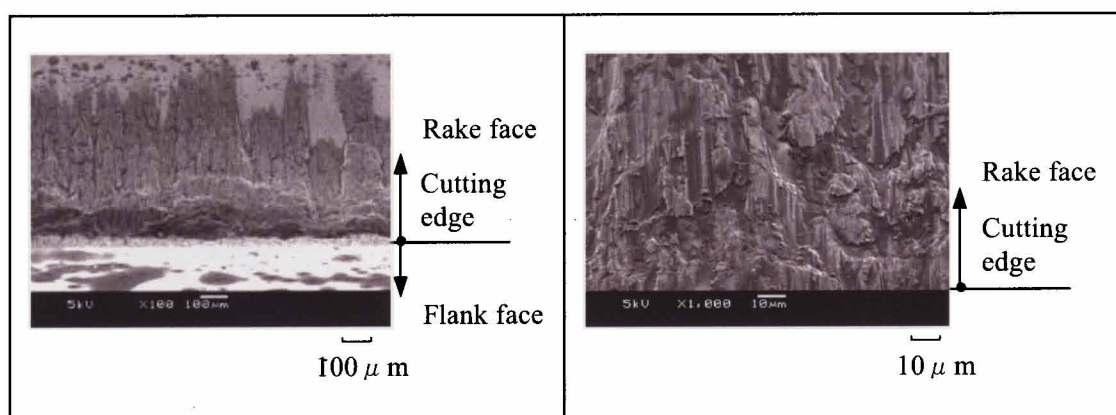
図 2.10 は，超硬工具を用いてすくい角  $20^\circ$  ，切削速度  $100\text{m/min}$  にて切削した場合の工具のすくい面および逃げ面の SEM 写真ならびに EDS 分析写真を示す。上段の写真は工具のすくい面，下段の写真は工具の逃げ面を上側にして刃先稜線部付近を観察している。左側の写真は SEM 写真，右側の写真は EDS 分析写真である。EDS 分析においてアルミニウムは工具のすくい面の刃先稜線まで存在しているが工具の逃げ面には存在していないことがわかる。すなわち，溶着は工具のすくい面の刃先稜線ぎりぎりまで生成しているが，逃げ面側には生成していないことがわかる。

図 2.11 は，焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角  $20^\circ$  ，切削速度  $100\text{m/min}$  にて切削した場合の工具のすくい面上の溶着部 SEM 写真を示す。左側の写真は切れ刃稜線付近の溶着部全体の SEM 写真であり，右側の写真は左側の写真での工具のすくい面上の刃先部付近の溶着部を拡大した SEM 写真である。左側の SEM 写真では焼結ダイヤモンド工具での工具のすくい面上の溶着は刃先稜線付近にのみに生成しており，切れ刃稜線から切削送り方向への溶着の成長は観察されない。右側の刃先稜線付近の溶着部拡大 SEM 写真では，溶着は刃先稜線付近で盛り上がった形状であり，超硬工具においてにみられるような刃先稜線から切削送り方向への層状の堆積は全く観察されない。焼結ダイヤモンド工具においては刃先稜線付近にのみ溶着が生成していることから，工具の刃先稜線付近の凹凸が溶着発生の要因のひとつであると推定される。

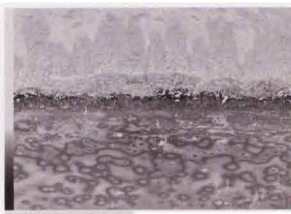
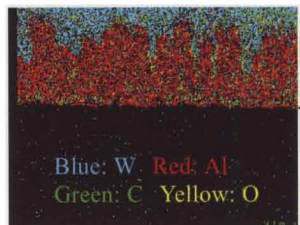
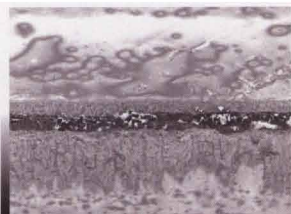
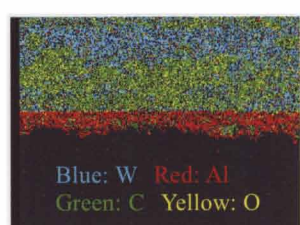
図 2.12 は，単結晶ダイヤモンド工具を用いてすくい角  $0^\circ$  ，切削速度  $100\text{m/min}$  にて切削した場合の工具のすくい面上の溶着部の SEM 写真，EDS 分析写真および XPS 分析を示す。SEM 写真と EDS 分析写真は同倍率である。EDS 分析においては，ダイヤモンドの成分である炭素は工具のすくい面全体に検出されるが，アルミニウムはどの部分か

らも全く検出されていない。XPS 分析は、SEM 写真における工具すくい面の刃先近傍の A 点および刃先から離れた B 点の 2 箇所を測定した。A 点および B 点のいずれにおいてもアルミニウムは検出されていない。以上の EDS 分析および XPS 分析の結果より単結晶ダイヤモンド工具で切削する場合は溶着が全く生成しないといえる。

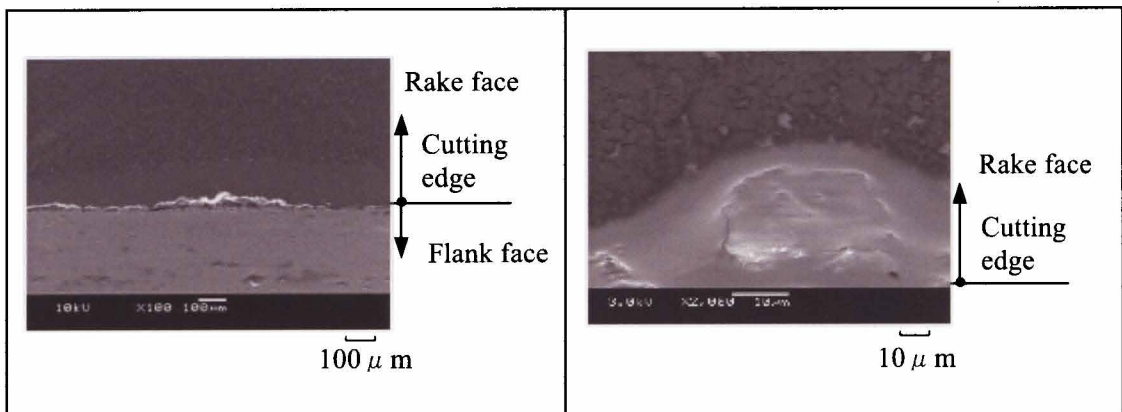
図 2.13 は、CVD ダイヤモンドコーテッド工具を用いてすくい角  $0^\circ$ ，切削速度 100m/min にて切削した場合の工具のすくい面上の SEM 写真, EDS 分析写真, および AES 分析を示す。SEM 写真においては CVD ダイヤモンドコーテッド工具のすくい面上の溶着生成状況は、超硬工具のすくい面上の溶着生成状況と同様の形態を示しており、切れ刃稜線から切削送り方向に流動しながら層状に堆積しているように観察される。EDS 分析においては、溶着であるアルミニウムおよびシリコンがすくい面全体に存在していることが確認される。AES 分析においては、SEM 写真における C 点をアルゴンイオンスパッタリングによって深さ方向にスパッタリングしている。スパッタリングを開始して 5 分付近で溶着であるアルミニウムが減少している界面付近においてダイヤモンド成分の炭素の存在比率はわずかに増えている。他方、超硬成分のタングステンの存在比率に変化はみられず溶着部との界面に超硬があらわれていないといえる。すなわち、CVD ダイヤモンド膜は超硬母材から剥離しておらず、アルミニウムは CVD ダイヤモンド膜に直接溶着していることがわかる。



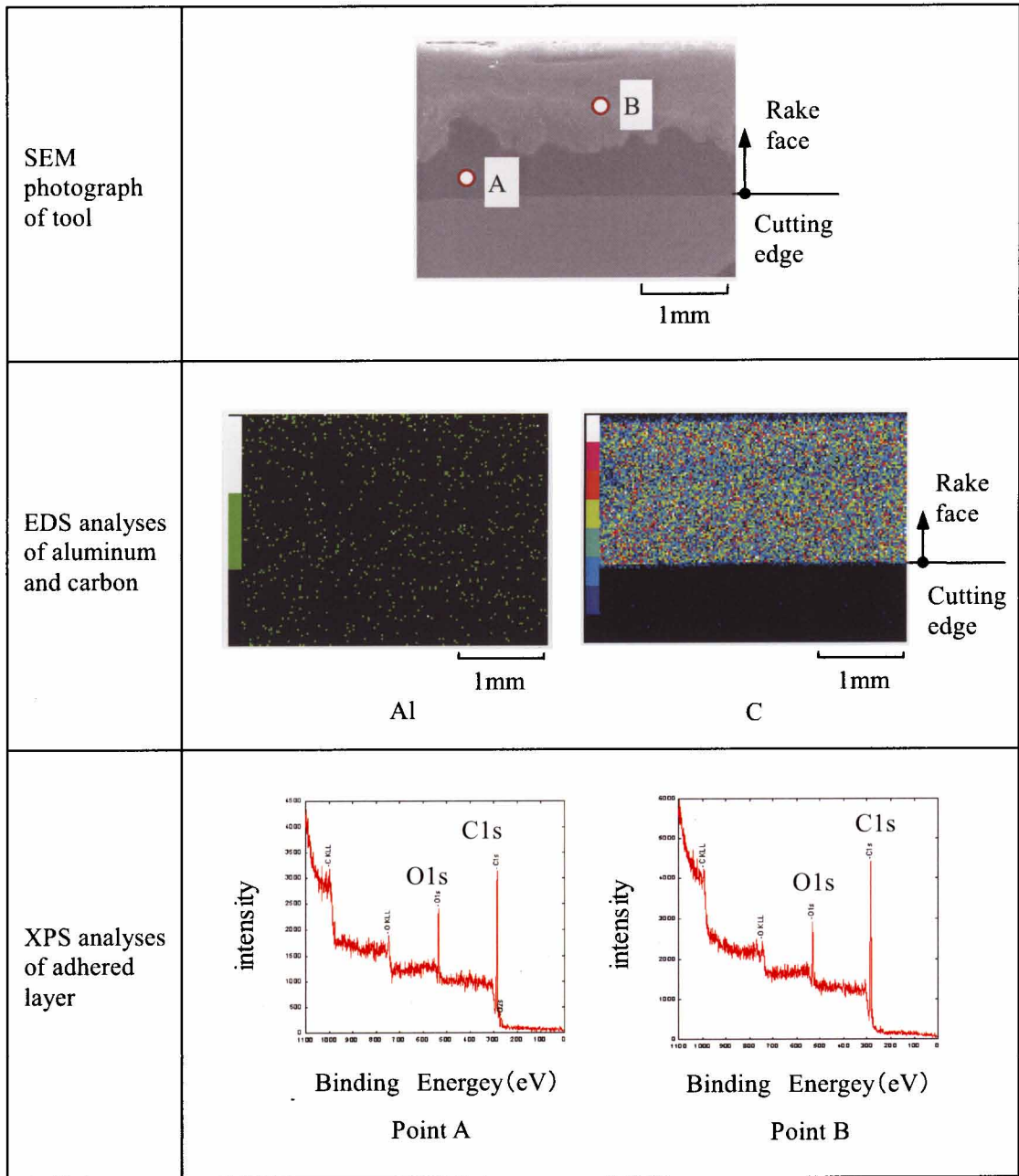
**Fig. 2.9 SEM photographs of adhered layer on rake face of cemented carbide tool (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min)**

Measuring direction	SEM photographs	EDS analyses
Rake face measured from above	 <p>Rake face Cutting edge Flank face</p> <p>500 <math>\mu</math> m</p>	 <p>Rake face Cutting edge Flank face</p> <p>Blue: W Red: Al Green: C Yellow: O</p> <p>500 <math>\mu</math> m</p>
Flank face measured from above	 <p>Flank face Cutting edge Rake face</p> <p>500 <math>\mu</math> m</p>	 <p>Flank face Cutting edge Rake face</p> <p>Blue: W Red: Al Green: C Yellow: O</p> <p>500 <math>\mu</math> m</p>

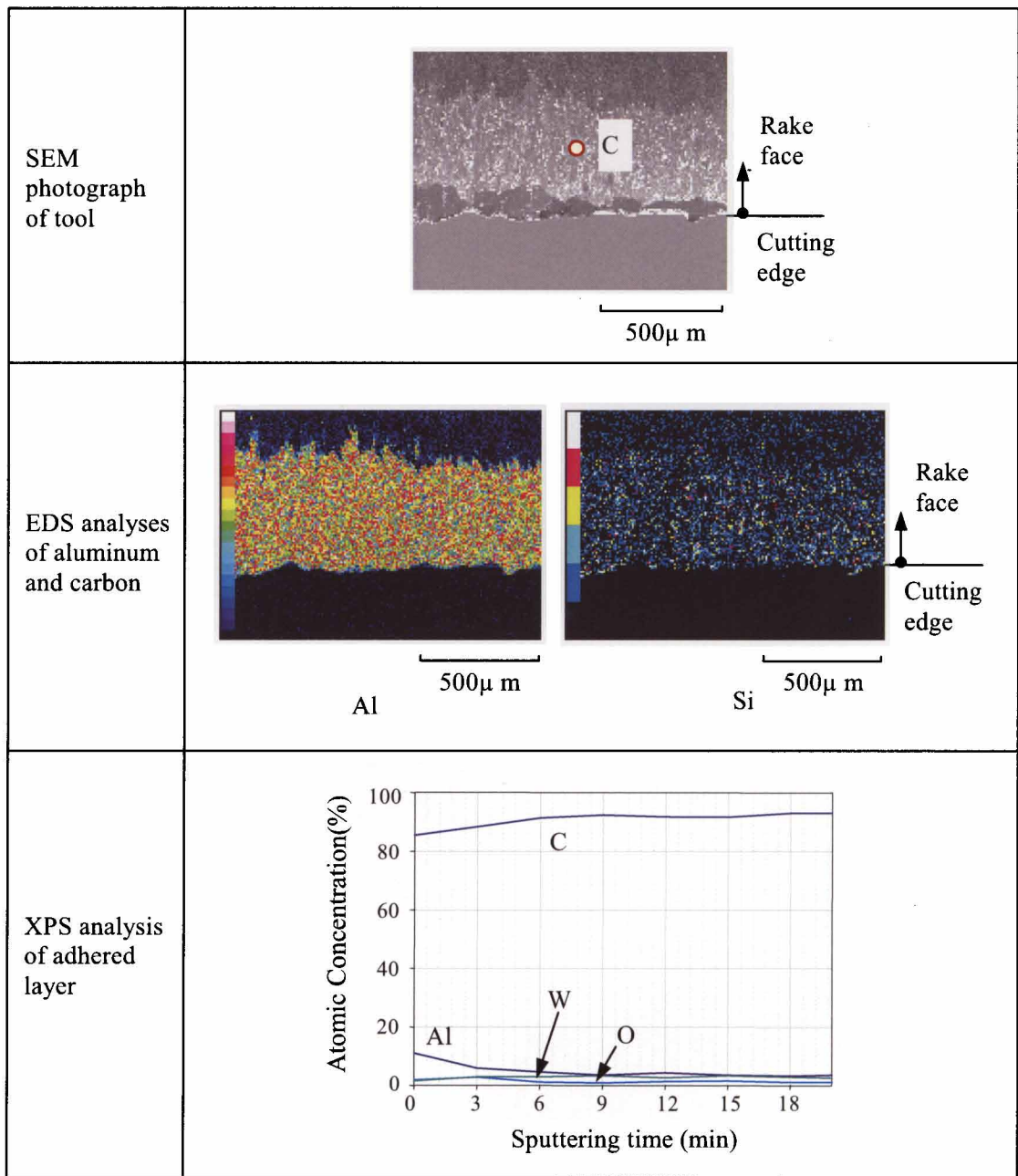
**Fig. 2.10** SEM photographs and EDS analyses of adhered layer near cutting edge of cemented carbide tool (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min)



**Fig. 2.11** SEM photographs of adhered layer on rake face of sintered diamond tool (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min)



**Fig. 2.12 SEM photograph, EDS and XPS analyses of adhered layer on rake face of single crystal diamond tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100m/min)**



**Fig. 2.13 SEM photograph, EDS and AES analysis of adhered layer on rake face of CVD diamond-coated tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100m/min)**

### 2.2.2.2 工具材質と切削条件の影響

図 2.14 は工具材質と切削速度が溶着幅におよぼす影響を示す。焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は、実験を行った切削速度 100m/min～1,000m/min の範囲では溶着がほとんど形成されない。これに対し、超硬工具を用いて切削した場合は、実験を行った切削速度 100m/min～1,000m/min の範囲では低切削速度領域で大きな溶着が生成されるが、溶着幅は切削速度の増加に伴って減少している。DLC コーテッド工具、TiN コーテッド工具、および TiAlN コーテッド工具を用いて切削した場合は、切削速度が溶着幅におよぼす影響は超硬工具の場合と同様である。CVD ダイヤモンドコーテッド工具、CBN 工具、単結晶ダイヤモンド工具では切削速度が 100m/min のみの実験である。CVD ダイヤモンドコーテッド工具および CBN 工具を用いて切削した場合は、超硬工具で切削した場合と同様に大きな溶着が生成しているが、単結晶ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は溶着が全く生成していない。

以上の結果より、溶着の生成状況と切削速度との関係は工具材質により大きく 2 つに分類できる。分類結果を表 2.6 に示す。分類 [I] の工具材質で切削した場合は、実験を行った切削速度 100m/min～1,000m/min の範囲では溶着はほとんど生成しない。焼結ダイヤモンド工具がこれに属する。分類 [II] の工具材質で切削した場合は、実験を行った切削速度 100m/min～1,000m/min の範囲の低切削速度領域で大きな溶着が生成されるが、溶着幅は切削速度の増加に伴って減少している。超硬工具、DLC コーテッド工具、TiN コーテッド工具、および TiAlN コーテッド工具がこれに属する。

図 2.15 は、工具材質と切削速度が仕上面粗さにおよぼす影響を示す。焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は、仕上面粗さは切削速度の影響を受けずに Rz にて約 3 μm 程度である。これに対し、超硬工具、DLC コーテッド工具、TiN コーテッド工具、および TiAlN コーテッド工具を用いて切削した場合は、切削速度の増加に伴い仕上げ面粗さが向上している。仕上面粗さは溶着幅が減少するに伴い向上している。低切削速度領域では溶着の発生、成長、脱落が繰り返されることにより仕上面粗さは悪化するものと推定される。切削速度が 300m/min 以上においては、仕上面粗さは工具材質の影響を受けずに Rz にて約 2 μm 程度であり、焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合の仕上面粗さに比べて良好な結果が得られている。DLC コーテッド工具、TiN コーテッド工具、および TiAlN コーテッド工具の溶着幅は焼結ダイヤモンド工具の溶着幅に比べて大きい。切削速度 300m/min 以上では溶着は脱落することなく刃先に付着したままで構成刃先として作用している。このため、切削中のすくい角が大きくなり切削抵抗が減少し仕上面粗さが向上しているものと推定される。

図 2.16 は、超硬工具を用いてすくい角 20°、切削速度 300m/min および 1,000m/min

にて切削した場合の高速カメラによる溶着生成状況の写真を示す。写真の下には溶着生成状況を観察しやすくするための模式図を示す。切削速度 1,000m/min での切削は切削速度 300m/min の切削に比べて、切りくずとすくい面との接触長さが短くなっている。工具のすくい面上の溶着はいずれの切削速度の場合も観察されない。

図 2.17 は、超硬工具を用いてすくい角 20° , 切削速度 100 m/min, 300m/min, 800m/min, および 1,000m/min にて切削した場合の工具のすくい面上の溶着部 SEM 写真を示す。切削速度の増加に伴い、切れ刃稜線から切削送り方向に堆積している溶着幅が減少している。切削速度 1,000m/min での切削では、刃先稜線付近の溶着は少なく溶着高さも低い。刃先稜線から離れた部分に溶着発生の起点とみられる小さな溶着部が点在しているが、溶着の成長は観察されない。

図 2.18 は、超硬工具、DLC コーテッド工具、および焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角 20° , 切削速度 100m/min にて切削した場合の切削送りが溶着幅におよぼす影響を示す。焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は、実験を行った切削送り 0.1mm/rev~0.5mm/rev の範囲では切削送りの影響を受けずに溶着がほとんど生成していない。一方、超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて切削した場合は、実験を行った切削送り 0.1mm/rev~0.5mm/rev の範囲では切削送りの増加に伴い溶着幅が増加している。

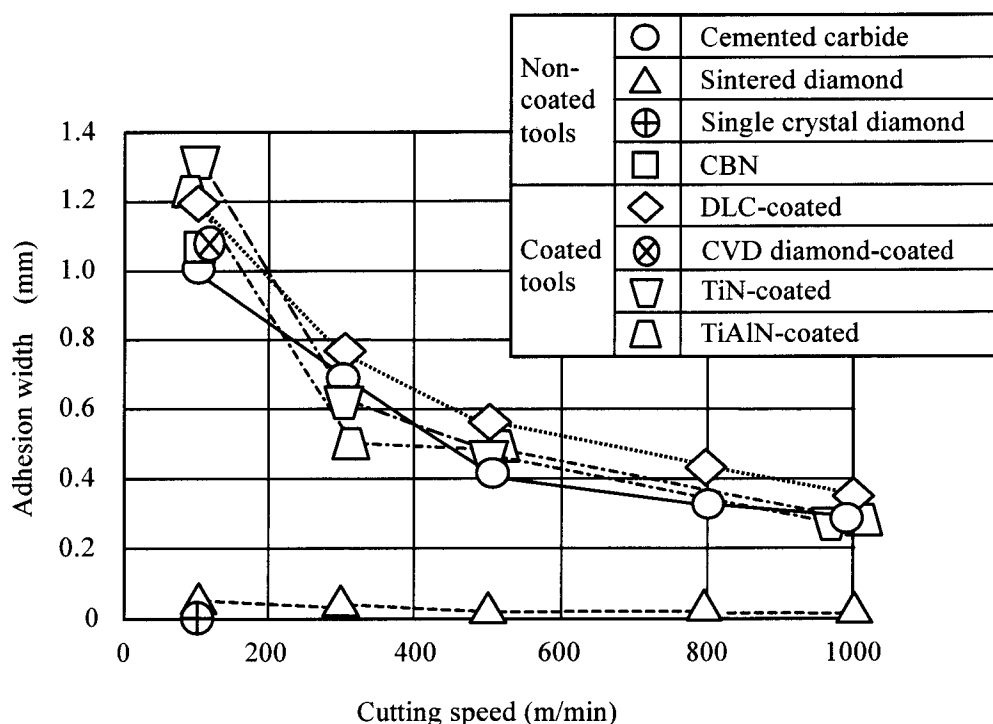
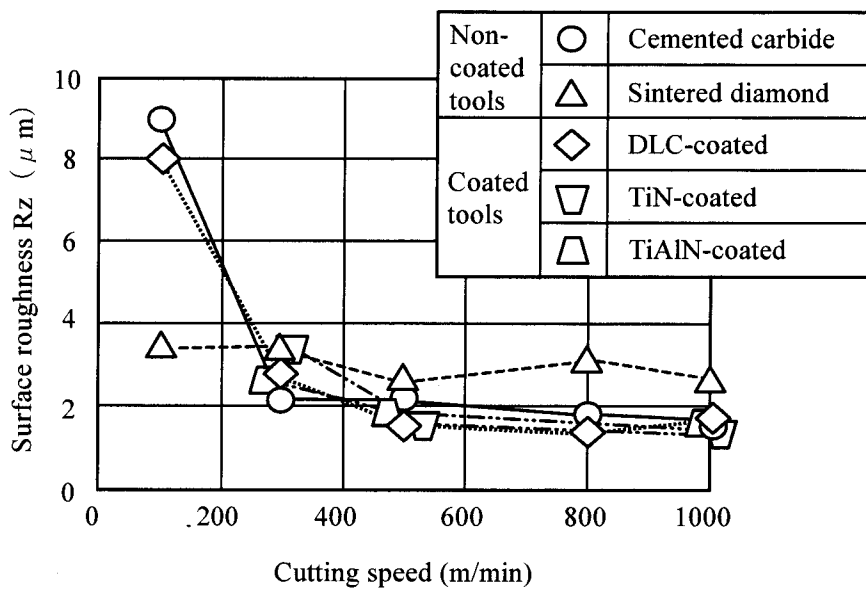


Fig. 2.14 Relationship between cutting speed and adhesion width (rake angle 20°, feed rate 0.1 mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)

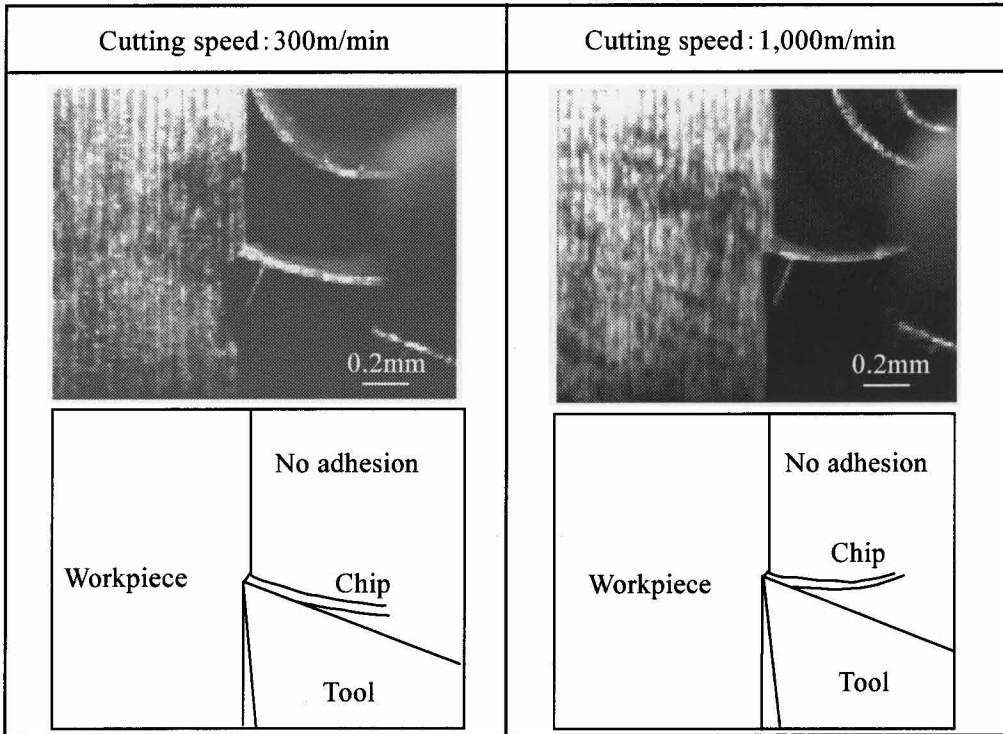


**Table 2.6 Effect of cutting tool material on relationship between adhesion generation and cutting speed (cutting speed 100~1,000 m/min)**

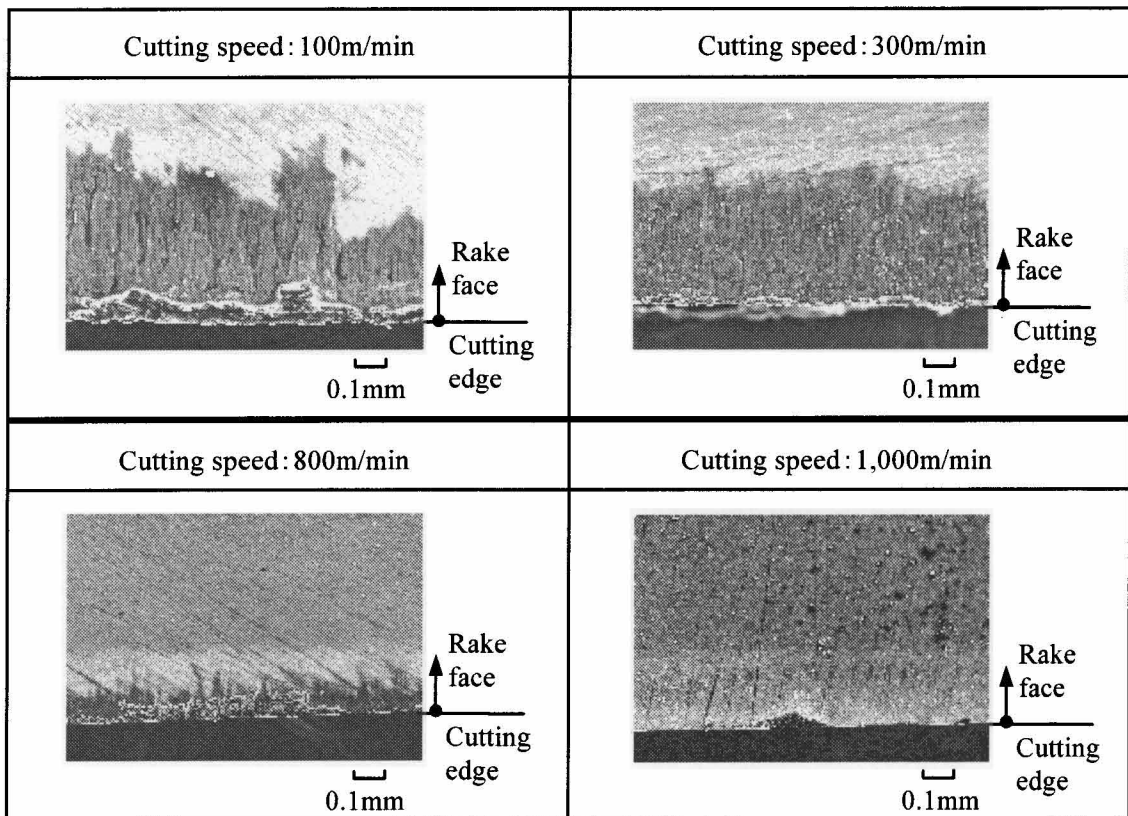
Classification	Adhesion generation and cutting speed	Cutting tool materials
[I]	Generation of adhesion scarcely observed over wide range of cutting speeds	Sintered diamond
[II]	Large volumes of adhesion observed at low cutting speeds; however, adhesion width decreases with increase in cutting speed	Cemented carbide, DLC-coated, TiN-coated



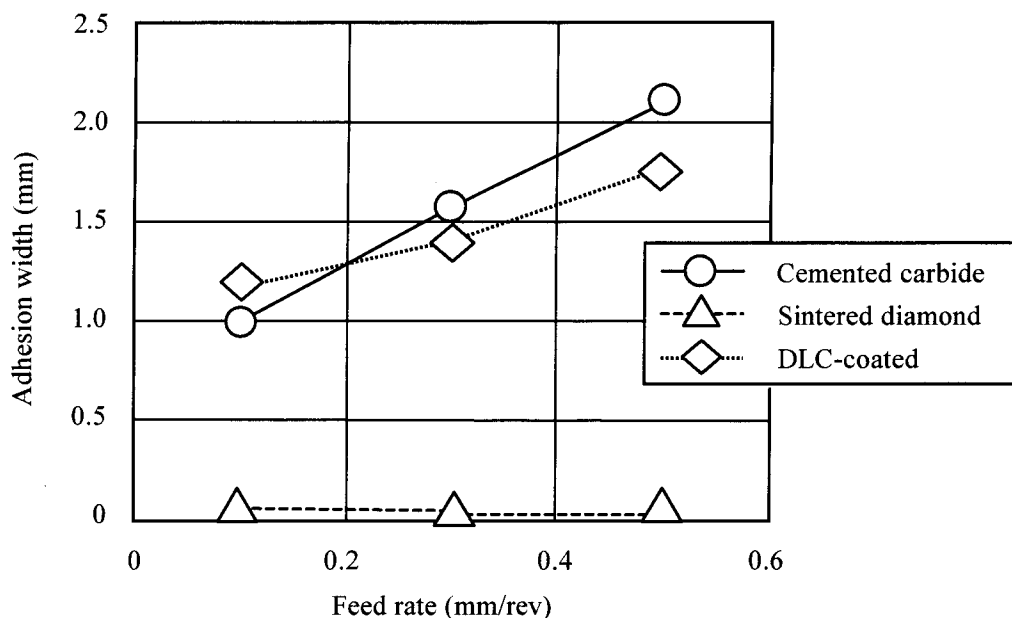
**Fig. 2.15 Relationship between cutting speed and finished surface roughness (rake angle 20°, feed rate 0.1 mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)**



**Fig. 2.16** No adhesion on sintered diamond tool (rake angle  $20^\circ$ , feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)



**Fig. 2.17** SEM photographs of adhered layer on rake face of cemented carbide tool (rake angle  $20^\circ$ , feed rate 0.1mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)



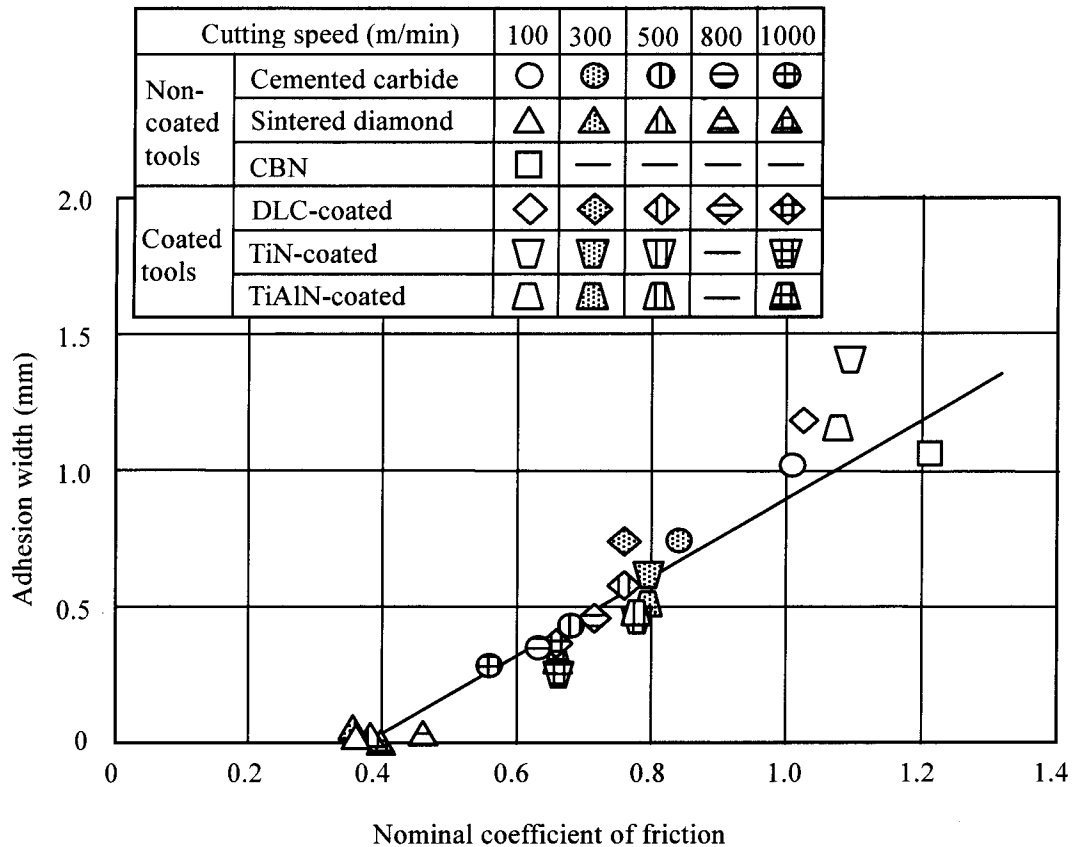
**Fig. 2.18** Effect of feed rate on adhesion width (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min, quantity of oil mist supplied 20ml/h)

### 2.2.2.3 工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着幅の関係

表 2.7 は超硬工具, DLC コーテッド工具, TiN コーテッド工具, TiAlN コーテッド工具, CBN 工具, DLC コーテッド工具, および焼結ダイヤモンド工具の 6 種類の工具材質を用いてすくい角  $20^\circ$  にて切削した場合の切削抵抗, 切りくず厚さ, 平均せん断角, 平均せん断力, および工具のすくい面上における切りくずとすくい面の間の平均摩擦係数を示す. 平均摩擦係数は測定された切削抵抗から算出している. 図 2.19 は, 工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着幅の関係を示す. 工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着幅との関係は切削速度 100m/min においてばらつきがみられるが, 切削速度 300m/min 以上では工具材質および切削速度の影響を受けずにほぼ比例関係にある. 工具のすくい面上の平均摩擦係数が 0.5 以下であるときは, 溶着はほとんど生成されない. 溶着が生成された場合の方が, 溶着の生成が小さい場合に比べて平均摩擦係数が大きいことから, 溶着部と切りくずとの間の平均摩擦係数は工具のすくい面と切りくずとの間の平均摩擦係数より大きいことが推察される. さらに, 平均摩擦係数は溶着幅が小さくなるに伴い, すなわち切削速度が大きくなるに伴い小さくなっている.

**Table 2.7 Measured forces, chip thickness, average shear angle, average shear stress and nominal coefficient of friction (rake angle 20°, feed rate 0.1 mm/rev)**

Cutting tool materials		Cutting speed (m/min)	Measured forces		Chip thickness (mm)	Average shear angle (degree)	Average shear stress (MPa)	Nominal coefficient of friction
			Tangential force (N)	Thrust force (N)				
Non-coated tools	Cemented carbide	100	421	198	0.17	34	266	1.01
		300	376	133	0.17	34	266	0.82
		500	338	85	0.16	37	263	0.68
		800	333	72	0.15	40	269	0.63
		1000	326	53	0.14	41	277	0.56
	Sintered diamond	100	260	0	0.13	44	260	0.36
		300	270	0	0.13	44	270	0.36
		500	289	6	0.13	43	283	0.39
		800	305	26	0.13	44	279	0.46
		1000	320	36	0.14	43	286	0.50
CBN	100	470	277	0.22	27	266	1.21	
Coated tools	DLC-coated	100	415	200	0.16	37	255	1.03
		300	357	110	0.16	38	264	0.76
		500	366	113	0.15	38	268	0.76
		800	372	104	0.15	38	281	0.72
		1000	352	84	0.15	39	278	0.66
	TiN-coated	100	427	222	0.21	29	256	1.09
		300	364	122	—	—	—	0.80
		500	361	117	—	—	—	0.78
		1000	318	76	—	—	—	0.66
	TiAlN-coated	100	420	214	0.21	28	256	1.07
		300	364	121	—	—	—	0.79
		500	350	114	—	—	—	0.78
		1000	307	74	—	—	—	0.66

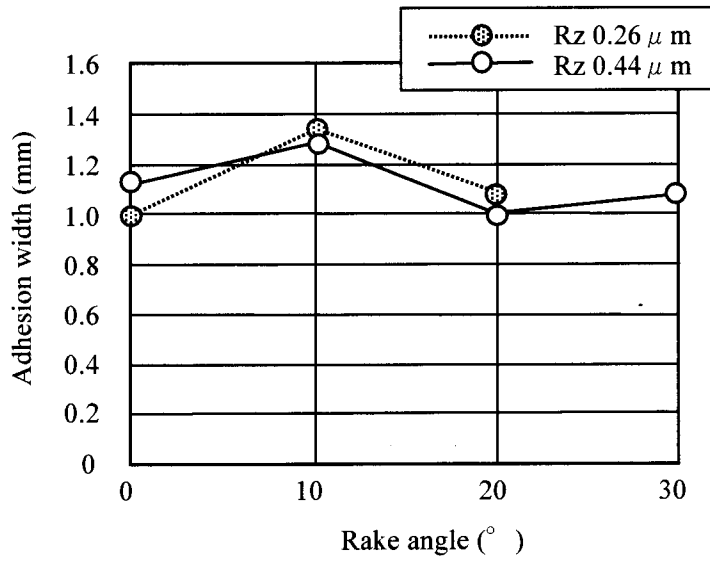


**Fig. 2.19 Relationship between nominal coefficient of friction between tool rake face and chip and adhesion width (rake angle  $20^\circ$ , feed rate 0.1 mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)**

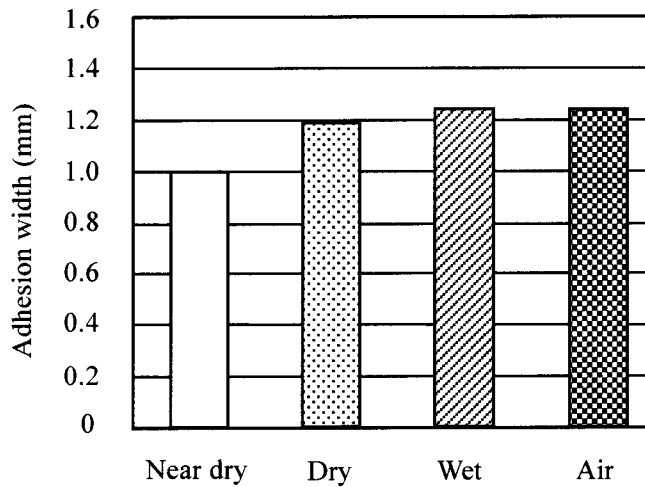
#### 2.2.2.4 工具のすくい角とすくい面粗さおよび MQL 潤滑条件の影響

図 2.20 は、超硬工具を用いて切削速度 100m/min にて切削した場合の工具のすくい角、すくい面粗さが溶着幅におよぼす影響を示す。実験を行ったすくい角  $0^\circ \sim 30^\circ$  の範囲、および工具のすくい面粗さ  $Rz\ 0.26\ \mu m$  と  $Rz\ 0.44\ \mu m$  では溶着幅に差はみられるものの溶着を抑制できるほどの効果は得られていない。

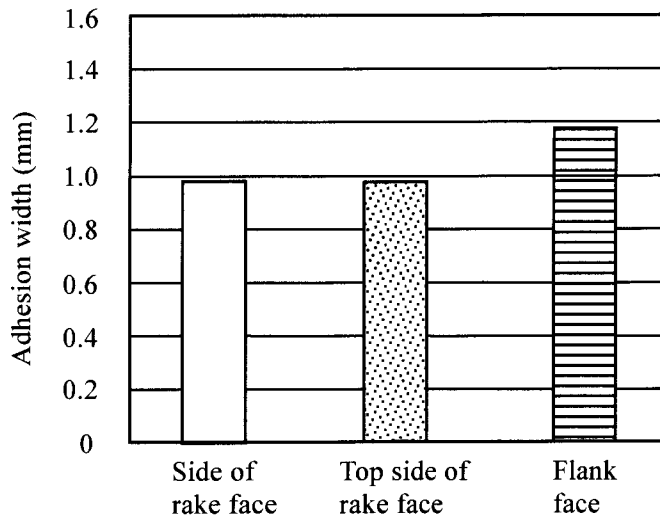
図 2.21～図 2.23 は超硬工具を用いて切削速度 100m/min にて切削した場合の MQL 潤滑条件が溶着幅におよぼす影響を示す。図 2.21 は切削油剤の影響を示しており、ニアドライ加工はドライ加工、ウェット加工、およびエア供給加工に比べて溶着幅が減少している。図 2.22 はミスト供給方向の影響を示しており、すくい面の上面への供給およびすくい面の側面への供給は、逃げ面への供給に比べて溶着幅が減少している。図 2.23 は、ミスト供給量の影響を示しており、ミスト供給量 20ml/h はドライ加工、ミスト供給量 40ml/h および 60ml/h に比べて溶着幅が減少している。実験を行った MQL 潤滑条件の範囲では、切削油剤、ミスト供給方向およびミスト供給量は溶着を抑制できるほどの効果は得られていない。



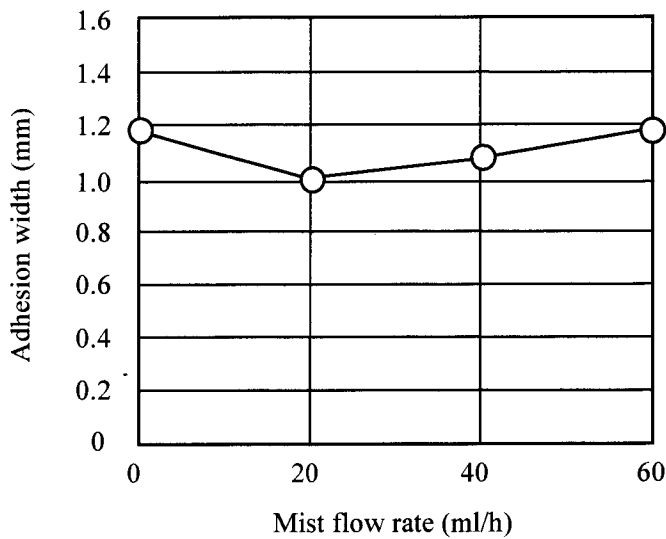
**Fig. 2.20** Effect of rake angle and rake face roughness on adhesion width (cutting speed 100m/min, feed rate 0.1 mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)



**Fig. 2.21** Effect of coolant on adhesion width (rake angle 20°, cutting speed 100m/min, feed rate 0.1 mm/rev)



**Fig. 2.22** Effect of supply direction of mist on adhesion width (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min, feed rate 0.1 mm/rev, quantity of oil mist supplied 20ml/h)



**Fig. 2.23** Effect of mist flow rate on adhesion width (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100m/min, feed rate 0.1 mm/rev)

## 2.3 アルミニウム合金のニアドライ加工における被削材のシリコン含有量の影響

### 2.3.1 実験方法と実験条件

実験状況の全体写真を図 2.24 に示す。被削材、工具、および高速度カメラの配置図を図 2.25 に示す。マシニングセンタの回転主軸を固定し切削工具を取付けている。被削材は凸形状角材の凸部分を切削幅 1mm、切削距離 40mm、切込み 0.1mm にてシェーパ加工する二次元切削である。単軸送り装置に被削材を取付け被削材側に切削送りを与えている。被削材の材質はシリコン含有量の異なるアルミニウム合金 AC2B-T6 相当, AC1A-T6, および純アルミニウムの 3 種類である。被削材の化学成分を表 2.8 に、実験条件を表 2.9 に示す。供試工具は超硬工具、DLC コーテッド工具、および焼結ダイヤモンド工具の 3 種類である。表 2.10 に工具のすくい面の仕上げ方法と面粗さを示す。DLC コーテッド工具ではラップ仕上げを、超硬工具および焼結ダイヤモンド工具ではラップ仕上げと研削仕上げの 2 種類を検討している。ラップ仕上げを実験の基準条件とする。2.2 項にて実験を行った切削速度 100m/min~1,000/mi の範囲では低切削速度領域の方が大きな溶着が生成したため、本項での実験はさらなる低切削速度領域 15m/min~60m/min で行っている。また切削開始後の短い時間での溶着生成状況を検討するために切削距離を 40mm としている。図 2.26 は溶着の大きさの測定方法を示す。工具のすくい面上の溶着部を画像解析ソフト (Win Roof) を用いて溶着面積を算出している。切削抵抗は水晶圧電式切削動力計 (キスラー-9257B) で測定し切削抵抗から算出される工具のすくい面と切りくずとの平均摩擦係数を算出している。

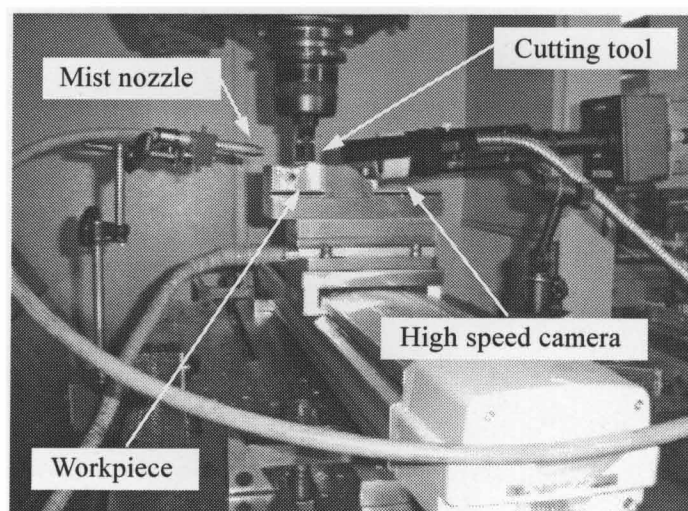
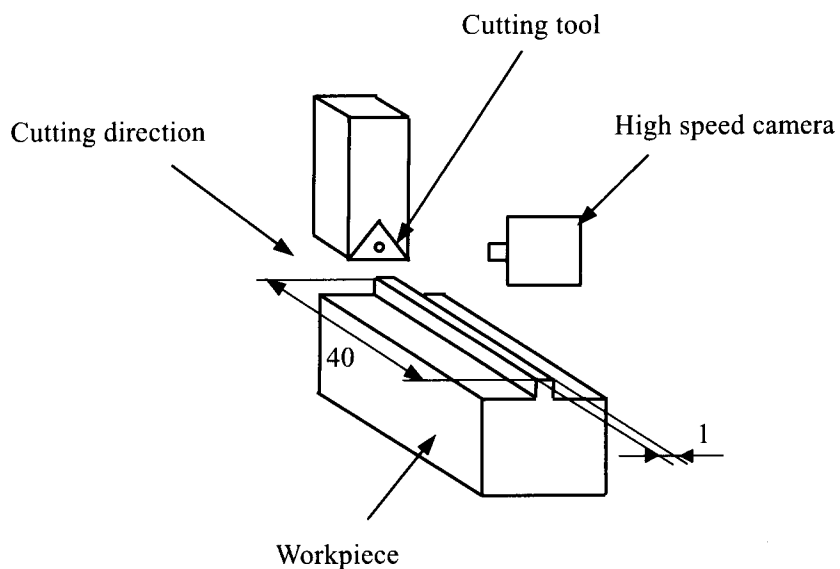


Fig. 2.24 Photograph of experimental setup





**Fig. 2.25 Schematic illustration of experimental setup**

**Table 2.8 Composition of workpiece, wt%**

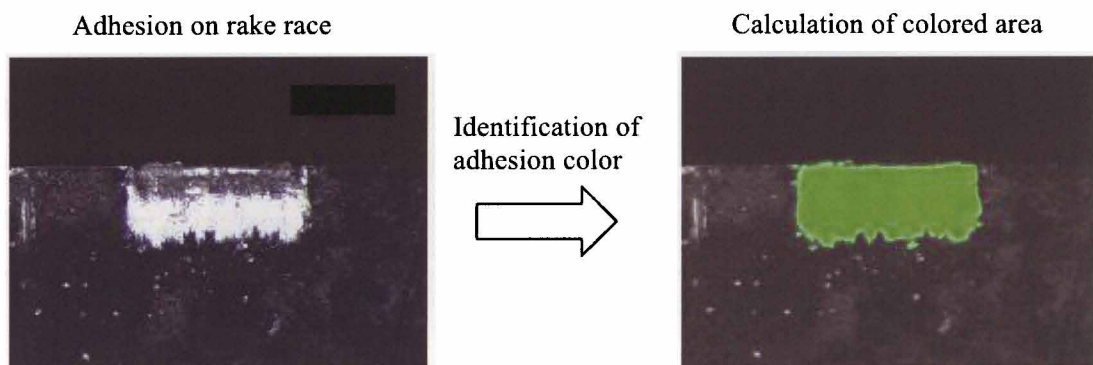
Work materials	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ni	Zn	Ti	Al
Aluminum alloy equivalent to AC2B-T6	6.54	0.42	3.32	0.34	0.33	0.01	0.27	0.03	88.74
AC1A-T6	0.23	0.08	4.87	0.28	0.27	0.00	0.00	0.20	94.07
Commercially pure aluminum	0.10	0.09	0.00	—	—	—	—	—	99.81

**Table 2.9 Test conditions**

Work materials	Aluminum alloy equivalent to AC2B-T6, AC1A-T6, Commercially pure aluminum		
Cutting tool materials	Cemented carbide tool , DLC-coated tool, Sintered diamond tool		
Cutting tool geometry	Rake angle: 0°, 20°, 40° Relief angle: 7° Cutting edge radius of cutting tools: Less than 3 $\mu$ m Insert shape: TPGN220304		
Cutting speed (m/min)	15, 60	Quantity of oil mist supplied (ml/h)	20
Width of cut (mm)	1.0	Supply direction of mist	Side of rake face
Depth of cut (mm)	0.1	Cutting oil	Synthetic ester

**Table 2.10 Tool materials and rake surface roughness**

Tool materials	Rz ( $\mu$ m)	
	Lapped finish	Ground finish
Cemented carbide	0.02	0.95
DLC-coated	0.12	—————
Sintered diamond	0.02	0.51

**Fig. 2.26 Adhesion area on tool**

## 2.3.2 実験結果と考察

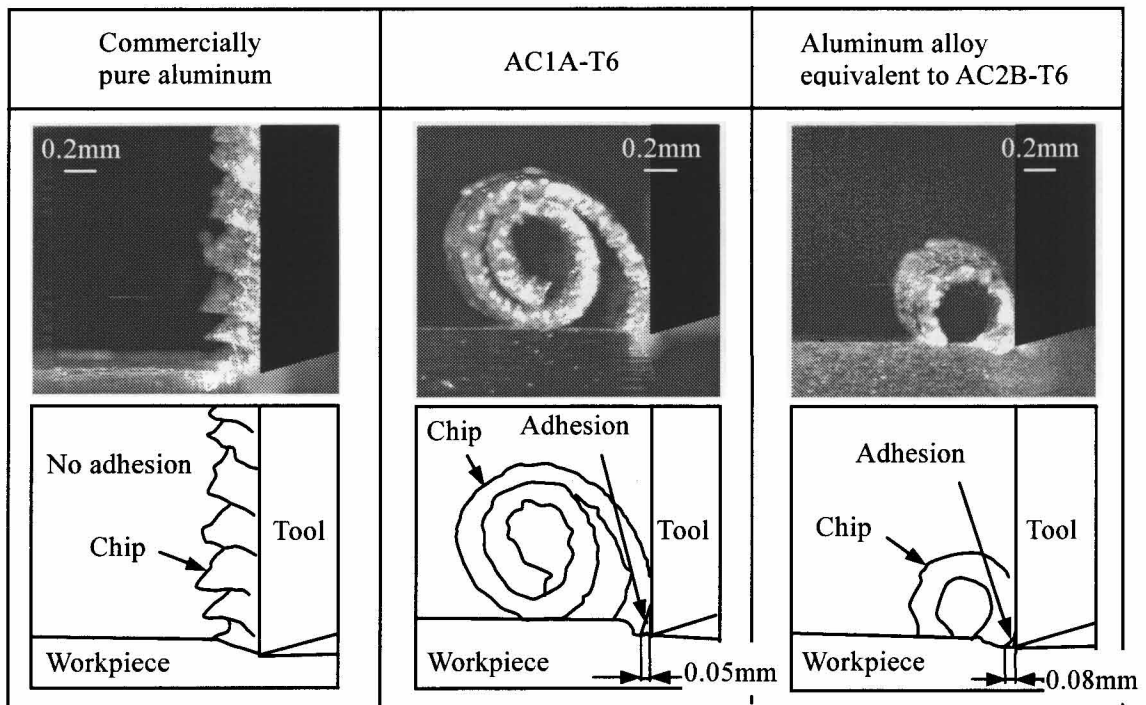
### 2.3.2.1 溶着部の観察

#### 2.3.2.1.1 高速度カメラによる溶着生成状況の観察

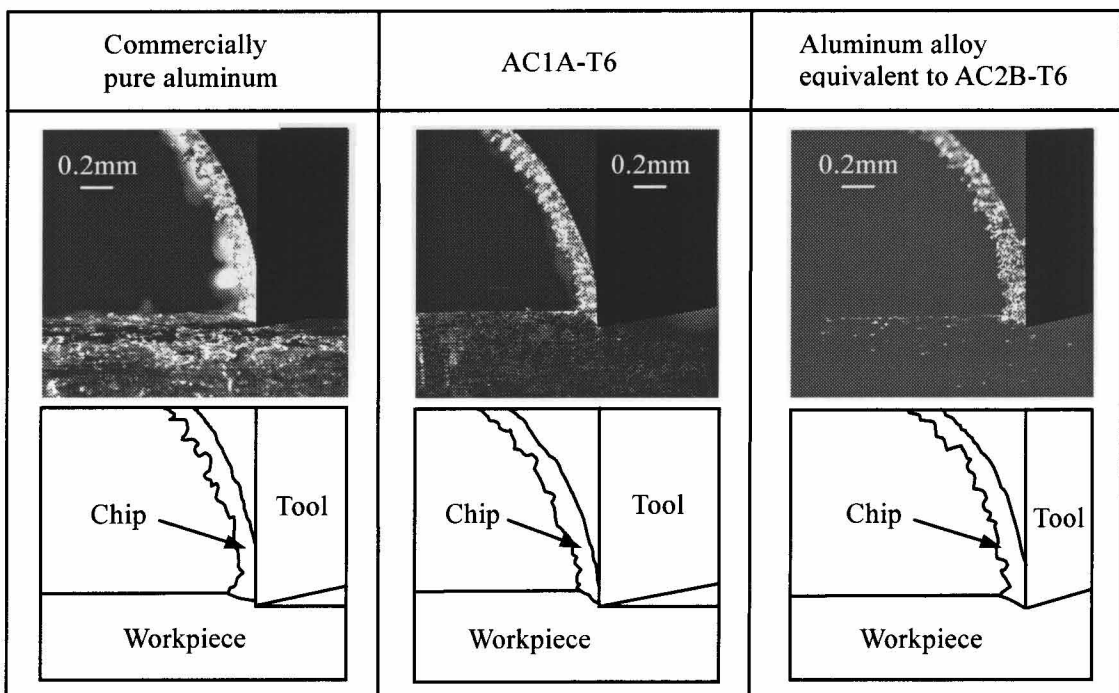
図 2.27 は、超硬工具を用いてすくい角  $0^\circ$ 、切削速度  $15\text{m/min}$  にて純アルミニウム、AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合の高速度カメラによる溶着生成状況写真を示す。写真の下には溶着生成状況を観察しやすくするための模式図を示す。純アルミニウムを切削した場合の切りくずは、工具のすくい面に沿って押し上げられるように流出しており溶着の生成は観察されない。AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合の切りくずはカールしながら流出している。切りくずのカール半径は AC2B-T6 相当を切削した場合に比べて AC1A-T6 を切削した場合の方が大きい。AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削する場合は、いずれのアルミニウム合金も工具のすくい面上に溶着の生成が観察される。AC2B-T6 相当を切削した場合は溶着が工具のすくい面上に、いわゆる構成刃先として堆積している。この溶着高さは  $0.08\text{mm}$  程度に成長して脱落するというサイクルを繰り返す。AC1A-T6 を切削した場合は、溶着はあまり成長しないで工具のすくい面上に薄くほぼ均一に生成される。構成刃先の成長、脱落は明確に確認できず連続的な生成状況にみえる。AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合、溶着発生の開始距離は AC1A-T6 では切削開始から  $1\text{mm}$  付近、AC2B-T6 相当では切削開始から  $0.7\text{mm}$  付近である。いずれのアルミニウム合金においても切削開始直後には溶着の生成は観察されない。切削開始前の工具は大気中で工具表面に酸化膜が形成されている。この酸化膜の潤滑作用により切削開始直後の短い距離では溶着は生成しないと考えられる。切削距離が長くなるに伴い、工具のすくい面上の酸化膜は切りくずとの接触により剥がされ、すくい面の表面は活性化することで溶着しやすくなるものと考えられる。

図 2.28 は、焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角  $0^\circ$ 、切削速度  $15\text{m/min}$  にて純アルミニウム、AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合の高速度カメラによる溶着生成状況写真を示す。いずれのアルミニウム合金を切削した場合も切りくずはカールせずに流出しており、切りくず形状が似かよっている。工具のすくい面上の溶着はいずれの場合も観察されない。

DLC コーテッド工具を用いてすくい角  $0^\circ$ 、切削速度  $15\text{m/min}$  で純アルミニウム、AC1A-T6、および AC2B-T6 相当を切削した場合の高速度カメラによる溶着生成状況の観察では、溶着生成状況および切りくず生成状況のいずれも超硬工具と同様の結果が得られている。



**Fig. 2.27** Formation of adhesion on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)



**Fig. 2.28** No adhesion on sintered diamond tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)

### 2.3.2.1.2 工具のすくい面上の溶着部の観察

図 2.29 は超硬工具，DLC コーテッド工具および焼結ダイヤモンド工具を用いて，すくい角  $0^\circ$ ，切削速度 15m/min にて純アルミニウム，AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合の工具のすくい面上の溶着 SEM 写真を示す．超硬工具を用いて AC2B-T6 相当を切削した場合，溶着が切れ刃稜線から切削送り方向に流動しながら層状に堆積しているように観察される．超硬工具を用いて純アルミニウムおよび AC1A-T6 を切削した場合は，溶着はほとんど生成せず，すくい面上に薄く平らな層が観察される．超硬工具を用いて純アルミニウム，AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は，被削材であるアルミニウム合金中のシリコン含有量の増加に伴い工具のすくい面上の溶着面積が増加している．他方，焼結ダイヤモンド工具を用いて純アルミニウム，AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は，溶着は工具のすくい面の刃先稜線近傍部にわずかに観察される．焼結ダイヤモンド工具では刃先稜線部の凹凸が溶着生成に影響していると推定している．DLC コーテッド工具を用いて純アルミニウム，AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は工具のすくい面上の溶着生成は超硬工具と同様の結果が得られた．

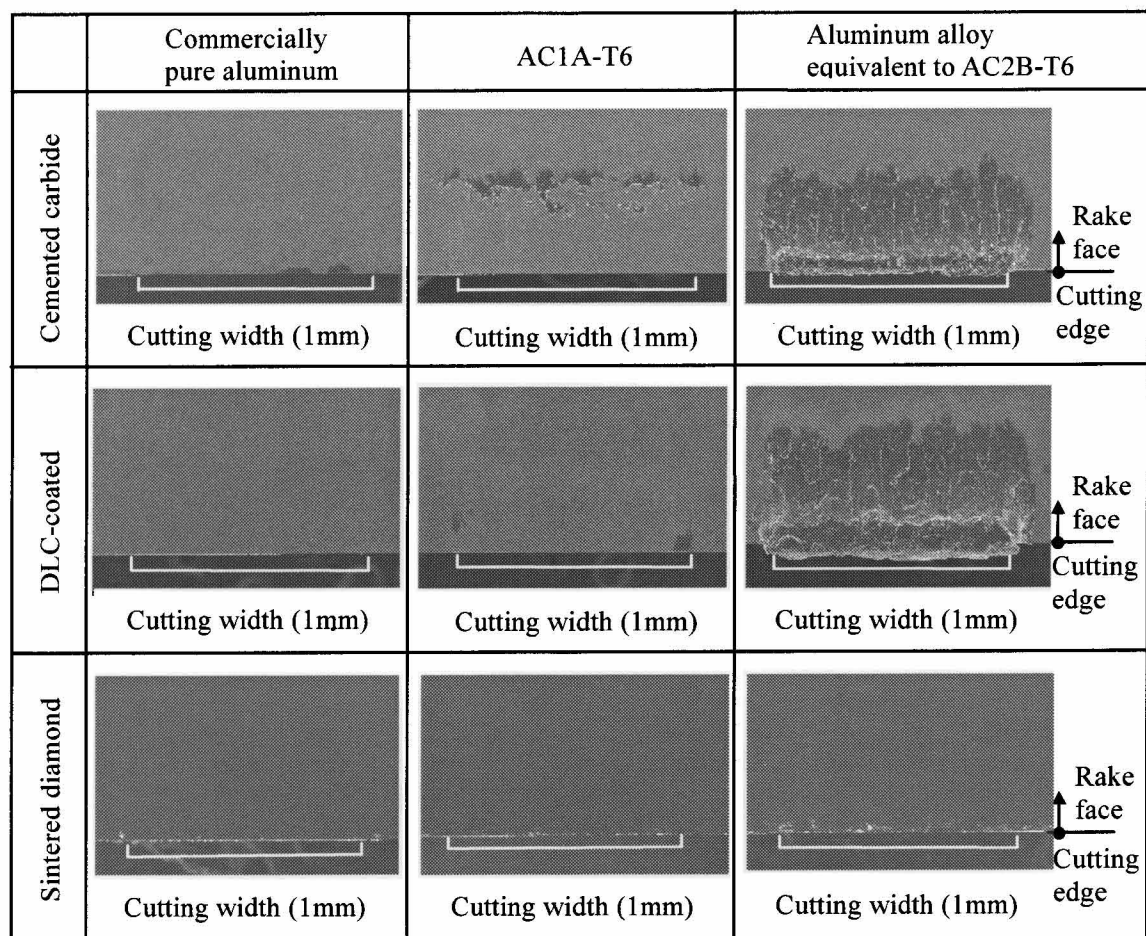


Fig 2.29 SEM photographs of adhered layer on rake face of cutting tools (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)

### 2.3.2.2 アルミニウム合金のシリコン含有量の影響

図 2.30 は、工具材質およびアルミニウム合金のシリコン含有量が工具のすくい面上の溶着面積におよぼす影響を示す。横軸のシリコン含有量は対数であらわしている。焼結ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金を切削した場合は、溶着はシリコン含有量の影響を受けずほとんど生成しない。一方、超硬工具を用いてアルミニウム合金を切削した場合は、溶着面積はシリコン含有量の増加に伴い増加する。また、すくい面上の溶着高さもシリコン含有量の増加に伴い大きくなっていることが図 2.27 の高速度カメラによる観察から確認できる。DLC コーテッド工具を用いて切削した場合は、超硬工具を用いて切削した場合と同様の結果が得られた。

図 2.31 は、アルミニウム合金 AC2B-T6 相当の切削前の断面組織写真を示す。アルミニウム合金の組織の中にシリコンが格子状に分布している。図 2.32 は、超硬工具を用いてすくい角  $0^\circ$ 、切削速度 60m/min にて AC2B-T6 相当を切削した場合の工具のすくい面上の溶着部断面組織写真を示す。図 2.32 の左側の写真は溶着部断面組織の全体写真を、右側の写真は左側の写真の刃先部 A 部の拡大写真を示す。溶着部のシリコン相は切削後に線状、かつ層状に変形していることがわかる。図 2.32 の右側の写真から、溶着部の刃先稜線付近にシリコン相が偏在しているのが観察される。シリコン相の存在が溶着生成に影響をおよぼしていると推定できるが、溶着生成の切削機構を明らかにするためにはさらなる検討が必要である。

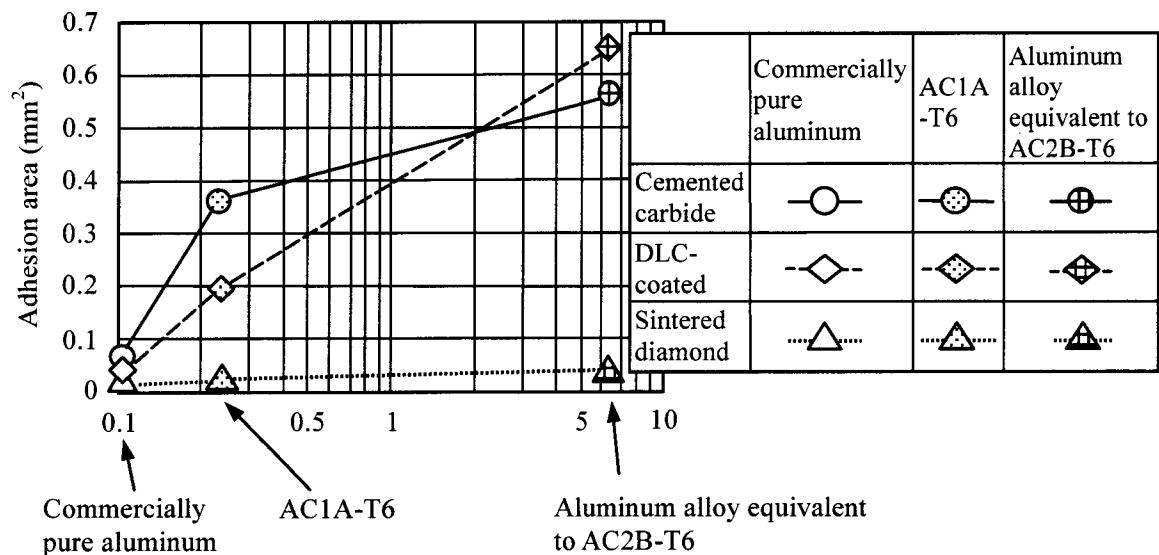
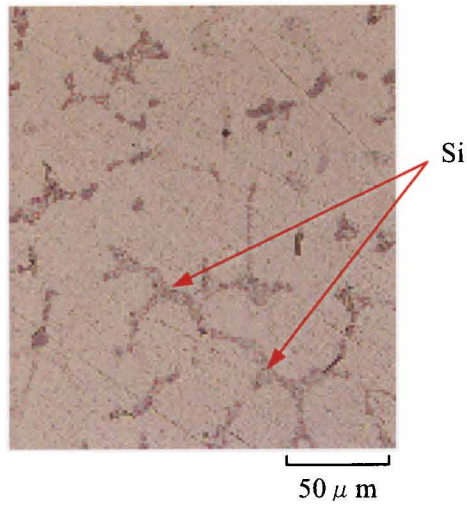
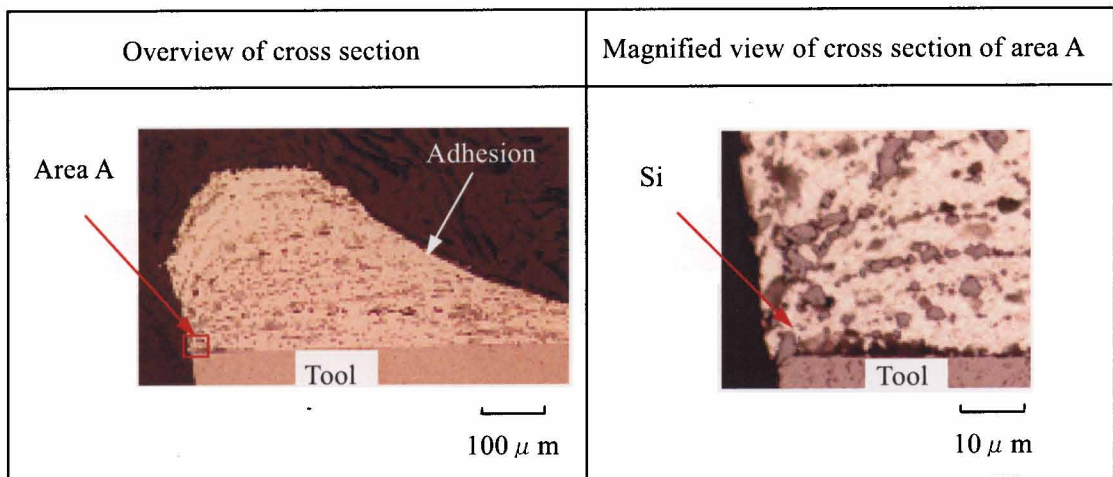


Fig. 2.30 Relationship between amount of silicon content and adhesion area (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)



**Fig. 2.31** Photograph of microstructure of aluminum alloy equivalent to AC2B-T6 before cutting



**Fig 2.32** Photographs of cross sections of adhered layer on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 60 m/min)

### 2.3.2.3 工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着面積の関係

表 2.11 は、超硬工具、DLC コーテッド工具および焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角  $0^\circ$ 、切削速度 15m/min にて純アルミニウム、AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合の切削抵抗、切りくず厚さ、平均せん断角、平均せん断力および工具のすくい面と切りくずの間の平均摩擦係数を示す。平均摩擦係数は測定された切削抵抗から算出している。

図 2.33 は、工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着面積の関係を示す。平均摩擦係数が 0.3 以下であれば溶着はほとんど生成せず、平均摩擦係数が 0.4 以上であれば溶着が生成している。前者は焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合であり、摩擦は主として工具のすくい面と切りくずとの間で生じる。後者は、超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて切削した場合であり、摩擦は溶着部表面と切りくずとの間で主に生じていると考えられる。

**Table 2.11 Measured forces, chip thickness, average shear angle, average shear stress and nominal coefficient of friction (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)**

Work materials	Cutting tool materials	Measured forces		Chip thickness (mm)	Average shear angle (degree)	Average shear stress (MPa)	Nominal coefficient of friction
		Tangential force (N)	Thrust force (N)				
Aluminum alloy equivalent to AC2B-T6	Cemented carbide	90	47	0.21	25	262	0.52
	DLC-coated	118	62	0.26	21	315	0.53
	Sintered diamond	73	19	0.16	32	275	0.26
AC1A-T6	Cemented carbide	118	65	0.25	22	317	0.55
	DLC-coated	146	70	0.32	17	353	0.48
	Sintered diamond	86	19	0.29	19	245	0.22
Commercially pure aluminum	Cemented carbide	52	25	0.37	15	114	0.48
	DLC-coated	66	32	0.48	12	118	0.49
	Sintered diamond	51	13	0.49	12	95	0.26



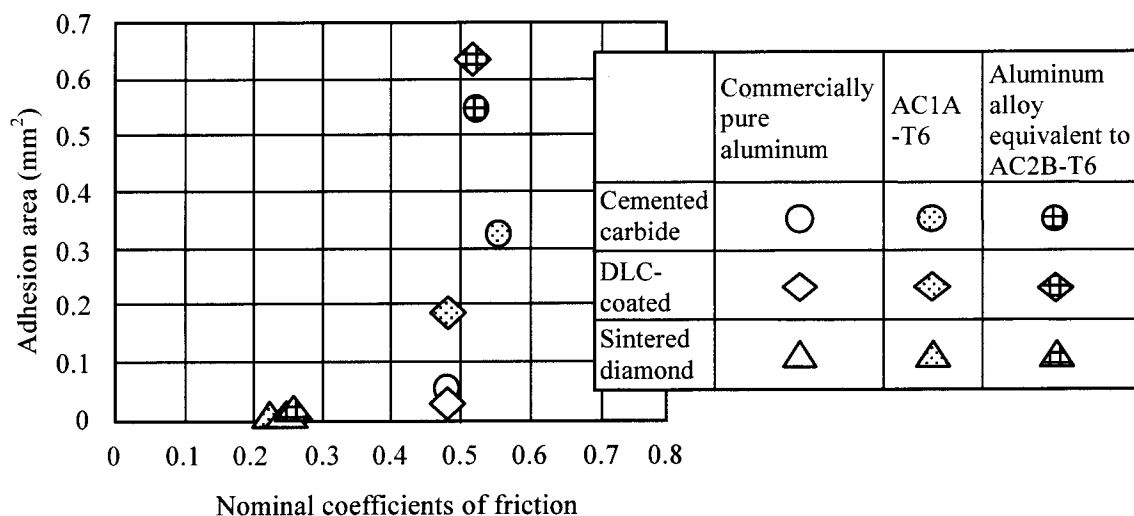


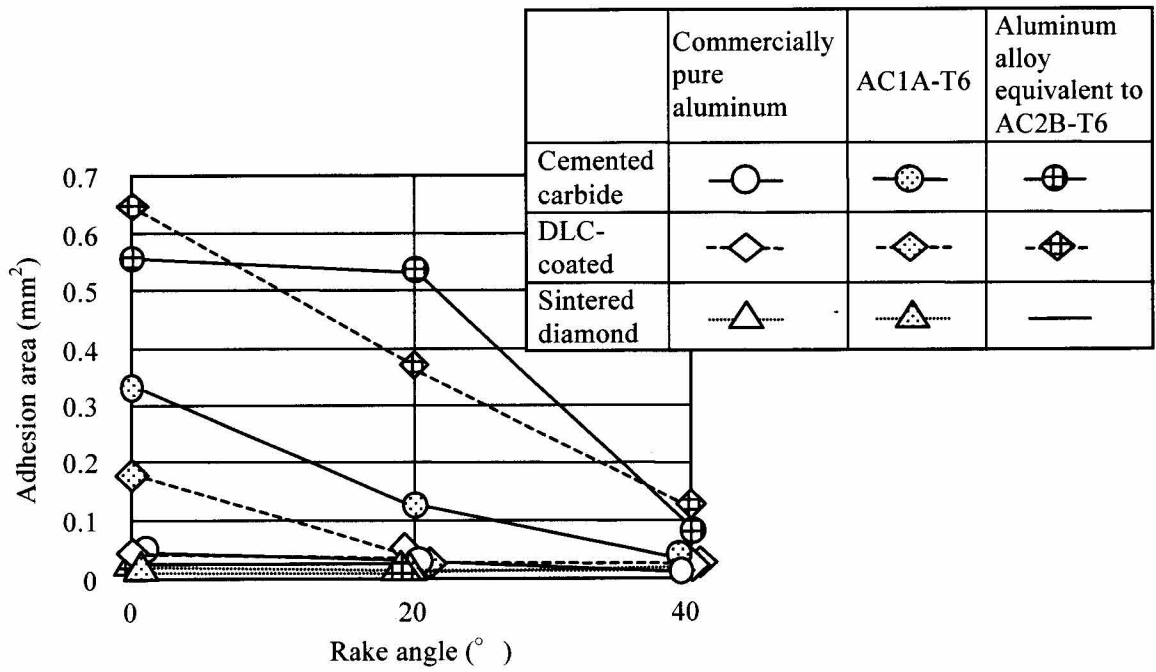
Fig. 2.33 Relationship between nominal coefficient of friction and adhesion area (rake angle 0°, cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)

### 2.3.2.4 工具のすくい角の影響

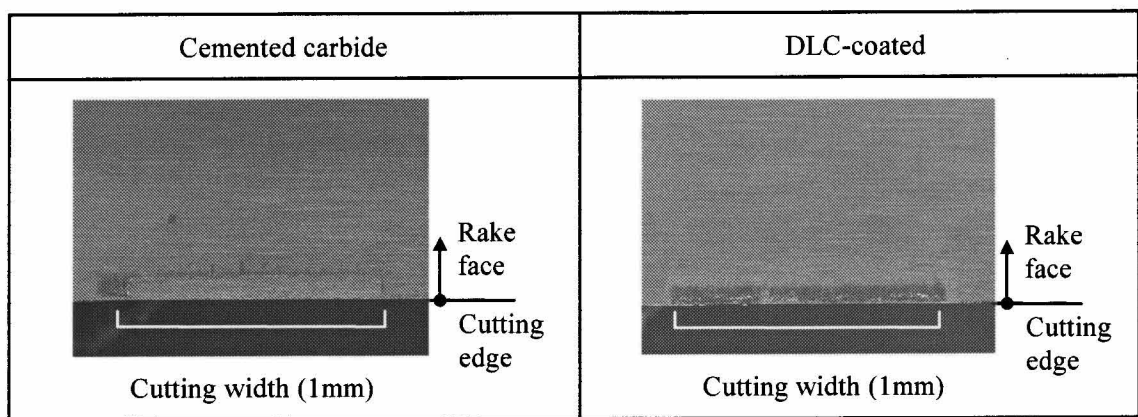
図 2.34 は、超硬工具、DLC コーテッド工具および焼結ダイヤモンド工具を用いて切削速度 15m/min にてシリコン含有量の異なる 3 種類のアリミニウム合金を切削した場合の工具のすくい角が溶着面積におよぼす影響を示す。実験を行った工具のすくい角 0°、20°、40° では焼結ダイヤモンド工具を用いてアリミニウム合金を切削する場合は、溶着は工具のすくい角の影響を受けずほとんど生成しない。超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて AC1A-T6 ならびに AC2B-T6 相当を切削する場合は、すくい角 0°、20°、40° では工具のすくい角の増加に伴い溶着面積は減少しており、シリコン含有量の少ない AC1A-T6 の方がシリコン含有量の多い AC2B-T6 相当に比べて溶着面積が小さいことがわかる。

図 2.35 は、超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて工具のすくい角 40°、切削速度 15m/min にて AC2B-T6 相当を切削した場合の工具すくい面上の溶着 SEM 写真を示す。いずれの工具も工具のすくい角 40° で切削した場合は、工具のすくい角 0° で切削した場合の溶着 SEM 写真（図 2.29）と比べて溶着がほとんど生成していないことがわかる。

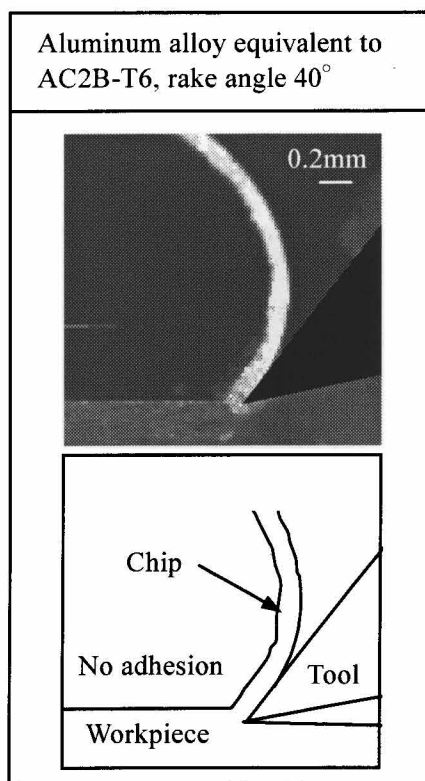
図 2.36 は、超硬工具を用いて工具のすくい角 40°、切削速度 15m/min にて AC2B-T6 相当を切削した場合の高速カメラによる溶着生成状況写真を示す。写真の下には溶着生成状況を観察しやすくするための模式図を示す。工具のすくい角 40° で切削した場合は、工具のすくい面上には溶着は観察されない。工具のすくい角が増加するに伴い、せん断角が増加し切りくず厚さは薄くなる。その結果、すくい面上の垂直応力が減少することで溶着面積が減少すると考えられる。



**Fig 2.34** Relationship between rake angle and adhesion area (cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)



**Fig 2.35** SEM photographs of adhered layer on cemented carbide tool and DLC-coated tool (rake angle 40°, cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)



**Fig 2.36 Formation of adhesion on cemented carbide tool (rake angle 40°, cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)**

### 2.3.2.5 工具のすくい面粗さの影響

図 2.37 は、超硬工具および焼結ダイヤモンド工具を用いて工具のすくい角 0°，切削速度 15m/min にてシリコン含有量の異なる 3 種類のアリミニウム合金を切削した場合の工具のすくい面粗さが溶着面積におよぼす影響を示す。横軸のアリミニウム合金のシリコン含有量は対数であらわしている。工具のすくい面粗さは超硬工具の場合は、研削仕上げを行った Rz 0.95 μm およびラップ仕上げを行った Rz 0.02 μm の 2 種類，焼結ダイヤモンド工具の場合は、研削仕上げを行った Rz 0.51 μm およびラップ仕上げを行った Rz 0.02 μm の 2 種類である。焼結ダイヤモンド工具を用いて純アリミニウム，AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は、いずれのアリミニウム合金においても工具のすくい面粗さが大きい方が溶着面積は増加している。他方，超硬工具を用いて純アリミニウムを切削した場合は，焼結ダイヤモンド工具と同様に工具のすくい面粗さが大きい方が溶着面積は増加しているが，AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は，工具のすくい面粗さが大きい方が溶着面積は減少している。工具のすくい面粗さが溶着面積におよぼす影響は工具材質およびアリミニウム合金におけるシリコン含有量にて異なった結果

となっている。

図 2.38 は、超硬工具を用いて純アルミニウムおよび AC2B-T6 相当を切削した場合の工具のすくい面上の溶着部光学顕微鏡写真を示す。AC2B-T6 相当を切削した場合は、ラップ仕上げを行った Rz 0.02  $\mu\text{m}$  の工具では刃先から切削送り方向へすくい面全体に溶着が生成している。他方、研削仕上げを行った Rz 0.95  $\mu\text{m}$  の工具では、工具刃先から近い部分の溶着部が剥がれているのが観察される。純アルミニウムを切削した場合は、研削仕上げを行った Rz 0.95  $\mu\text{m}$  の工具では、工具刃先から近い部分の溶着部が剥がれているのが観察される。超硬工具では工具のすくい面粗さが大きい方が工具のすくい面と溶着部との接触面積が少ないため、密着力が弱く溶着が剥がれやすいものと推定される。

焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合の溶着の生成は刃先稜線付近のみであり、刃先稜線付近の凹部にアルミニウムが溶着しやすい。このため工具のすくい面粗さが大きい方が溶着面積は大きくなっていると考えられる。

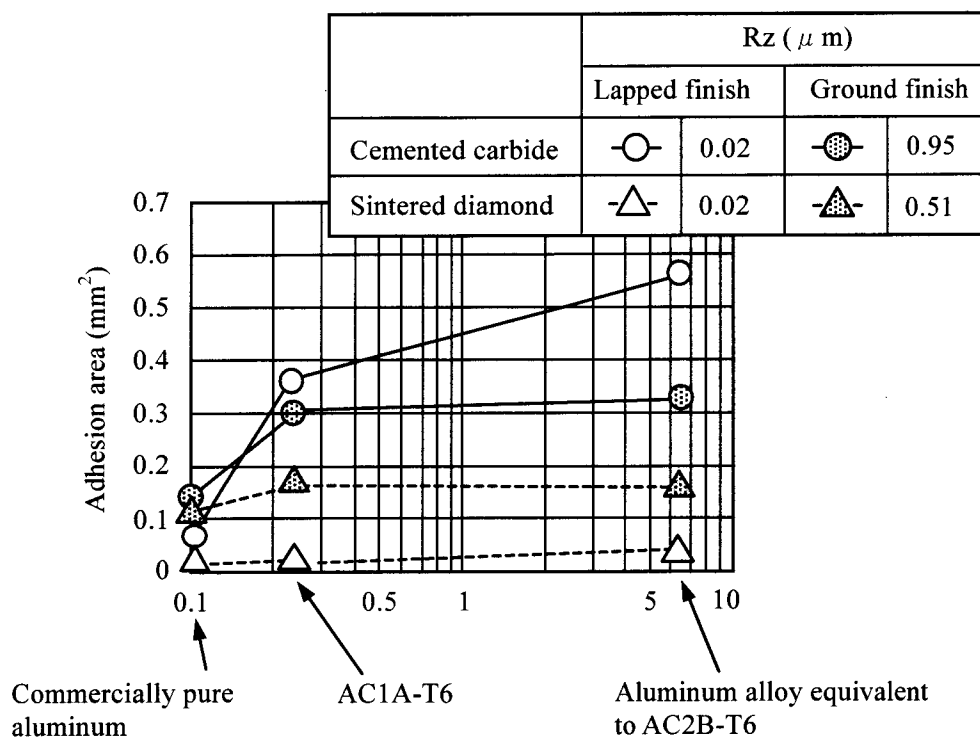
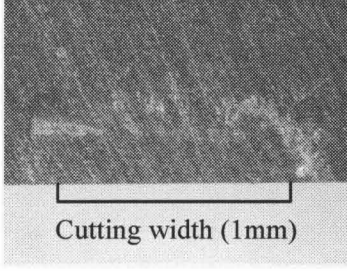
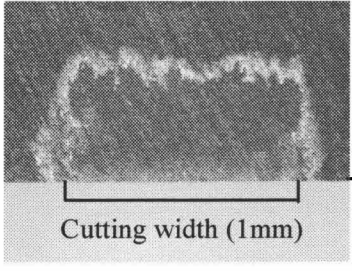
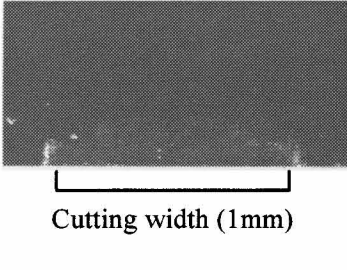
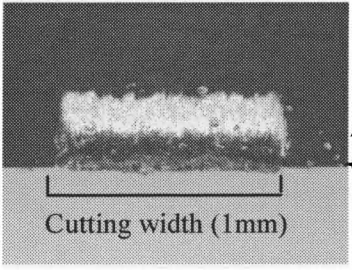


Fig. 2.37 Effect of roughness of rake face on adhesion area (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)

Rz ( $\mu$ m)		Commercially pure aluminum	Aluminum alloy equivalent to AC2B-T6
Ground finish	0.95	 <p>Cutting width (1mm)</p>	 <p>Cutting width (1mm)</p> <p>Rake face Cutting edge</p>
Lapped finish	0.02	 <p>Cutting width (1mm)</p>	 <p>Cutting width (1mm)</p> <p>Rake face Cutting edge</p>

**Fig 2.38** Optical photographs of adhered layer on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)

## 2.4 結 言

自動車用エンジンのシリンダーヘッド材のアルミニウム合金 AC2B-T6 相当における切削速度 100m/min 以上の高切削速度領域、およびシリコン含有量の異なる純アルミニウム、AC1A-T6 および AC2B-T6 相当における切削速度 60m/min 以下の低切削速度領域において、超硬工具、焼結ダイヤモンド工具などの 8 種類の工具材質にて二次元切削を行った。高速度カメラによる溶着生成状況の観察、SEM による溶着部の観察、EDS や AES などによる溶着部の成分分析により以下の点が明らかになった。

### ● アルミニウム合金 AC2B-T6 相当における切削速度 100m/min 以上での切削現象

- (1) 焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は、実験を行った切削速度の範囲では溶着がほとんど生成されない。仕上面粗さはいずれの切削速度でも Rz で約  $3\mu\text{m}$  程度と良好である。
- (2) 超硬工具を用いて切削した場合は工具のすくい面上に溶着が生成される。溶着幅は切削速度の増加に伴って減少し、仕上面粗さも良くなる。仕上面粗さは切削速度 300m/min から 1,000m/min の範囲で Rz にて約  $2\mu\text{m}$  程度であり焼結ダイヤモンド工具で切削した場合と同等以上になる。DLC コーテッド工具、TiN コーテッド工具および TiAlN コーテッド工具では超硬工具で切削した場合と同様の結果が得られる。
- (3) 単結晶ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は、切削速度 100m/min においても溶着が全く生成されない。一方、CVD コーテッド工具および CBN 工具を用いて切削した場合は、切削速度 100m/min において超硬工具と同様に大きな溶着が生成される。
- (4) 切削抵抗の測定から算出される平均摩擦係数と溶着幅は工具材質および切削速度の影響を受けず、ほぼ比例関係にある。溶着がほとんど生成されない場合は、摩擦係数は 0.5 以下である。

### ● シリコン含有量の異なる純アルミニウム、AC1A-T6 および AC2B-T6 相当における切削速度 60m/min 以下での切削現象

- (1) シリコン含有量の異なる純アルミニウム、AC1A-T6 および AC2B-T6 相当における超硬工具での切削においては、アルミニウム合金のシリコン含有量の増加に伴い溶着面積が増加する。焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は、シリコン含有量の影響を受けず、溶着はほとんど生成しない。DLC コーテッド工具を用いた切削

では、超硬工具での切削の場合とほぼ同様の結果となる。

- (2) 切削抵抗の測定から算出される平均摩擦係数と溶着幅の関係を検討した結果、平均摩擦係数が 0.3 以下の場合には溶着はほとんど生成せず、0.4 以上において溶着が生成することが認められた。
- (3) アルミニウム合金を超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて切削した場合、溶着は工具のすくい角の増加に伴い減少する。
- (4) アルミニウム合金 AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて切削した場合、溶着は生成するものの切削開始直後においては溶着の発生は観察されない。
- (5) 焼結ダイヤモンド工具を用いてアルミニウム合金 AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は、実験を行った工具のすくい面粗さの範囲では、工具のすくい面粗さが大きい方が溶着面積は増加する。一方、超硬工具を用いてアルミニウム合金 AC1A-T6 および AC2B-T6 相当を切削した場合は、実験を行った工具のすくい面粗さの範囲では、工具のすくい面粗さが大きい方が溶着面積は減少する。

## 第3章

# アルミニウム合金のニアドライ加工における 溶着の発生および成長機構

### 3.1 緒言

アルミニウム合金のニアドライ加工においては工具刃先に溶着が生成するため、切りくず詰まりによる工具折損および加工精度の悪化を招きやすい。このため、現状では工具材質、切削条件および MQL の油量などで対応している。溶着を抑制する技術を確立するためには溶着の発生および成長機構を明らかにすることが重要である。溶着金属が加工硬化し、工具刃先としての役割を担っている場合は構成刃先と呼ばれている。この構成刃先に関しては 1892 年に A. Haussner [3-1] がはじめて構成刃先を認めて以来多くの研究がなされている。Schwerd [3-2] は高速度連続写真により構成刃先を観察しており、被削材固有の構成刃先が消滅する限界速度があることを報告している。星ら [3-3] は、構成刃先は被削材の一部が硬化し、工具先端に層状に堆積して構成されるものであると指摘した。中山ら [3-4,3-5] は、被削材の再結晶温度に刃先温度が達すると構成刃先は消滅することを報告している。工具との親和性および凝着性に関しては、竹山ら [3-6]、岩田ら [3-7] により研究されている。その他に、低炭素鋼における構成刃先現象 [3-8]、走査電子顕微鏡による切りくずと構成刃先の観察 [3-9,3-10] が報告されている。以上の報告は全て鋼での研究であるが、今なお構成刃先の成因とか発生の機構が基本的に解明されているとは言えない。アルミニウム合金においては、構成刃先の挙動 [3-11,3-12] が報告されているが報告の数は少ない。溶着の発生をミクロ的にみると工具のすくい面の原子と被削材であるアルミニウム合金の原子が物理的および化学的な相互作用によって結合している状態と考えることができる。現在では、様々な分析装置によって極微小領域での物質の組成や化学結合状態を同定 [3-13] することやナノメートルスケールでの物質の観察も可能となってきている。

本章では、アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着の発生および成長機構を明らかにすることを目的としている。溶着の成長機構に関しては、切りくずと溶着部の断面形状および断面組織について観察している。特に切りくずの工具のすくい面との擦



過面付近について詳細に観察し溶着の成長過程を検討している。溶着の発生機構に関しては、溶着部と工具のすくい面との界面付近をミクロ的に観察、解析し溶着発生の起点となる物質の組成および化学結合状態について検討している。

### 3.2 実験方法と実験条件

第2章の2.2.2項において、溶着の生成状況と切削速度との関係は工具材質により大きく2つに分類できることを表2.6に示した。分類 [I] の工具材質で切削した場合は、実験を行った切削速度 100m/min~1,000m/min の範囲では溶着はほとんど生成しない。分類 [II] の工具材質で切削した場合は、実験を行った切削速度 100m/min~1,000m/min の範囲の低切削速度領域で大きな溶着が生成されるが、溶着幅は切削速度の増加に伴って減少している。分類 [I] に属する焼結ダイヤモンド工具および分類 [II] に属する超硬工具ならびに DLC コーテッド工具を用いて、第2章の2.2.1項に示した旋盤を用いての二次元切削を行い溶着の発生および成長機構を検討する。

表3.1に測定項目と測定装置を示す。溶着の成長に関しては、光学顕微鏡を用いて切りくずの断面組織および溶着部の断面組織を観察する。溶着の発生機構に関しては、オージェ電子分光法 (AES) およびエネルギー分散型 X 線分析装置 (EDS) を用いて溶着部と工具のすくい面の界面付近を成分分析する。次に、電子エネルギー損失分光法 (EELS) を用いて DLC コーテッド工具の DLC 膜の化学結合状態を分析する。さらに、EDS を用いて焼結ダイヤモンド工具の結合剤であるコバルトが溶着発生におよぼす影響を検討する。

**Table 3.1 Measured items and measuring instruments**

Measured items	Measuring instruments
• Adhesion on rake face	• Scanning Electron Microscope (SEM)
• Observation of cross section of adhesion layer and chip	• Optical Microscope
• Observation of boundary between adhesion and rake surface • Compositional analysis	• Auger Electron Spectroscopy (AES) • Energy Dispersion X-ray Fluorescence Spectroscopy (EDS) • Transmission Electron Microscope (TEM) • Electron Energy-Loss Spectroscopy (EELS)

### 3.3 実験結果と考察

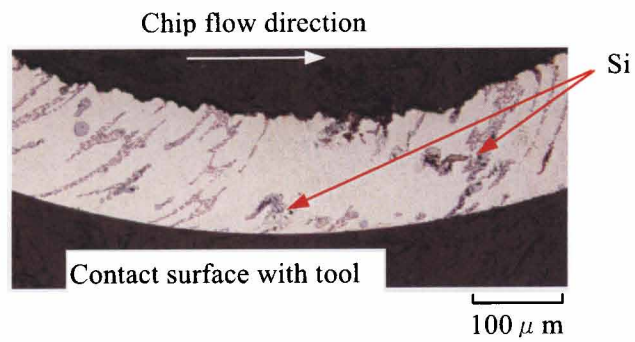
#### 3.3.1 切りくず断面組織および溶着部断面組織の観察

図 3.1, 図 3.2 は, 焼結ダイヤモンド工具および超硬工具を用いてすくい角  $20^\circ$ , 切削速度  $100\text{m/min}$  にてアルミニウム合金 AC2B-T6 相当を切削した場合の切りくず断面組織写真を示す. 焼結ダイヤモンド工具で切削した場合 (図 3.1) は, 切りくずの工具すくい面との擦過面は滑らかである. 一方, 超硬工具で切削した場合 (図 3.2) は, 切りくずの工具すくい面との擦過面には切りくず流出方向への凸部形状が観察される. この凸部をここではささくれと定義する. 焼結ダイヤモンド工具を用いて切削した場合は, 溶着はほとんど生成されずささくれが観察されない. 一方, 超硬工具を用いて切削した場合は, 大きな溶着が生成しささくれが観察されることから, ささくれが溶着の生成に関係していると考えられる.

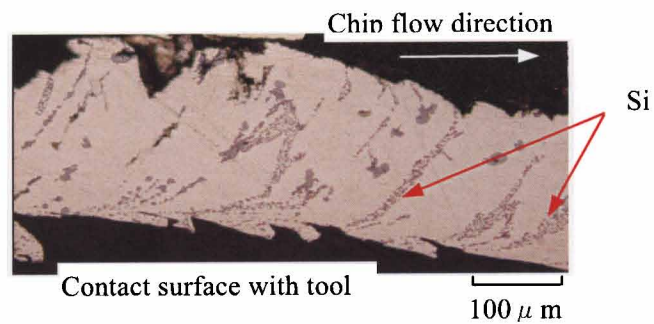
図 3.3 は, 切削前のアルミニウム合金 AC2B-T6 相当の断面組織写真を示す. シリコン相が格子状に分布しているのが確認できる. 超硬工具を用いて切削した場合は, 図 3.2 に示すように切りくず断面組織のシリコン相は切削前の格子状から層状に変形している.

図 3.4 は超硬工具を用いて, すくい角  $20^\circ$  にて切削した場合に比べて大きな溶着が生成しているすくい角  $0^\circ$  にて切削した場合の切りくず断面組織写真を示す. 図 3.2 のすくい角  $20^\circ$  で切削した場合と比べて大きなささくれが観察される. また, 工具のすくい面との擦過面付近は摩擦力により大きく変形し, いわゆる二次塑性域が顕著にあらわれている. 図 3.5 は図 3.4 のささくれ部の拡大断面組織写真を示す. ささくれ部の断面組織におけるシリコン相は, 切りくず本体の断面組織におけるシリコン相と比べてシリコン相の層間隔が狭くなっている.

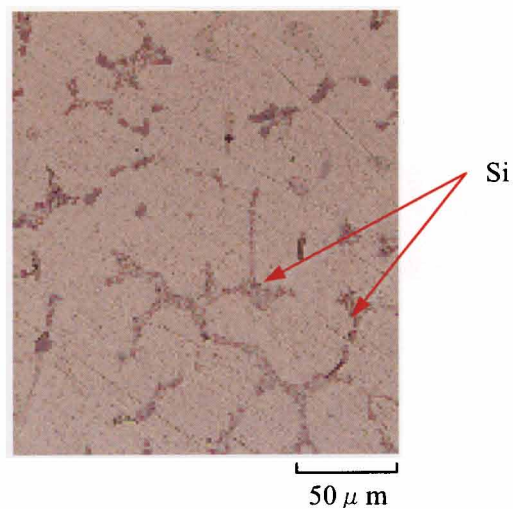
図 3.6 は, 工具のすくい面上の溶着部の断面組織写真を示す. 図 3.5 の切りくず流出時に生成された溶着であり, 写真の倍率は図 3.5 と同じである. 切りくずの断面組織と同様に層状のシリコン相が観察される. このシリコン相は, 工具のすくい面側から切削送り方向斜め上に向かって層状に分布している. シリコン相の層間隔は, 図 3.5 に示すささくれ部におけるシリコン相の層間隔とほぼ同じである.



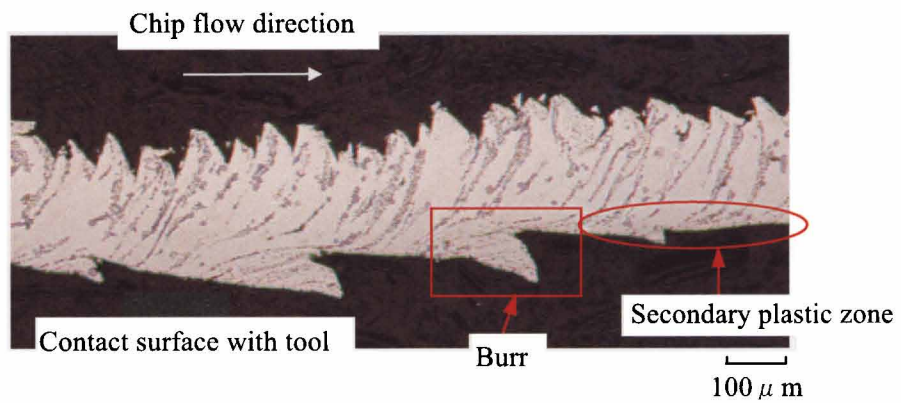
**Fig. 3.1** Photograph of cross section of chip cut with sintered diamond tool (rake angle 20°, cutting speed 100m/min)



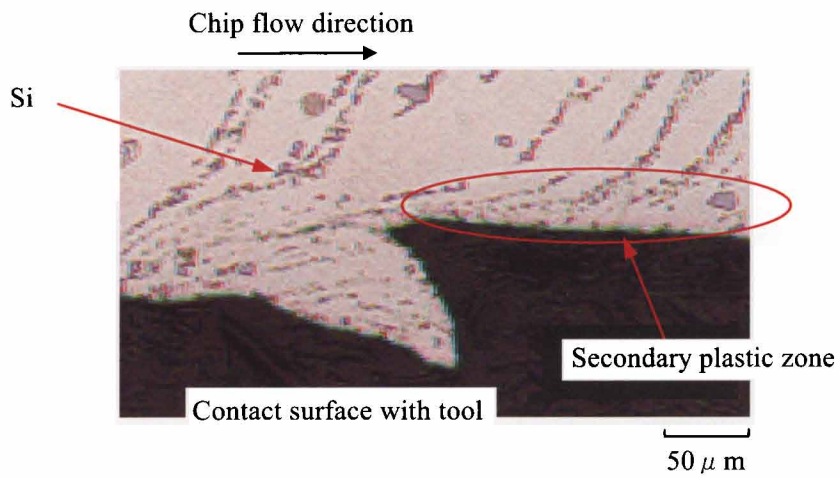
**Fig. 3.2** Photograph of cross section of chip cut with cemented carbide tool (rake angle 20°, cutting speed 100m/min )



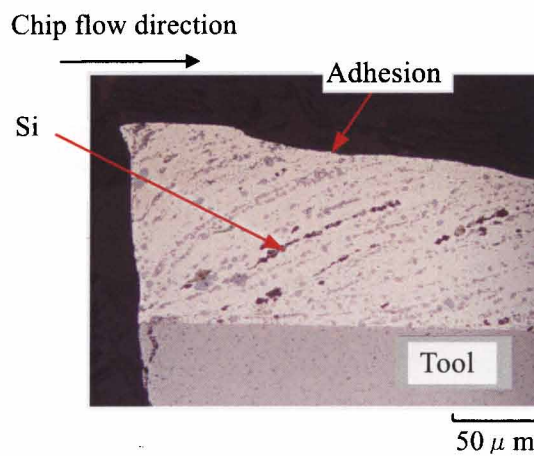
**Fig. 3.3** Photograph of microstructure of aluminium alloy equivalent to AC2B-T6 before cutting



**Fig. 3.4** Photograph of cross section of chip cut with cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100m/min)



**Fig. 3.5** Magnified view of cross section of burr in chip (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100 m/min)



**Fig. 3.6** Photograph of cross section of adhered layer on cemented carbide tool after cutting (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100m/min)

### 3.3.2 溶着の成長機構

超硬工具を用いて AC2B-T6 相当を切削した場合は、切りくずは工具のすくい面との擦過面側に二次塑性域が形成されている。二次塑性域のシリコン相の層間隔は狭く加工硬化しており、切りくず内部の加工硬化していない領域に比べて破壊強度は大きくなっている。このため、切りくずと工具のすくい面の摩擦力が大きくなると、切りくず内部の加工硬化していない領域で破壊が生じ、加工硬化している二次塑性域が切りくずから分離する。二次塑性域が切りくずから完全に分離した場合は溶着部を形成し、切りくず側に残った場合はささくれ部を形成する。溶着部とささくれ部におけるシリコン相の層間隔がほぼ同じであるのは、いずれも二次塑性域から分離しているためと考えられる。

二次塑性域が切りくずから完全に分離した溶着部は構成刃先として作用し、切りくずは構成刃先のすくい面上を流出する。切りくずと構成刃先との間の摩擦力が切りくず内部の破壊強度より大きい場合は、切りくずの二次塑性域部の分離により溶着はさらに成長していく。溶着が成長し構成刃先のすくい角が大きくなると切削抵抗は低減する。この結果、切りくずと構成刃先との間の摩擦力は低下するため、溶着の成長は一定の大きさで止まると考えられる。

### 3.3.3 溶着の発生機構

#### 3.3.3.1 超硬工具および DLC コーテッド工具

図 3.7 は、超硬工具を用いてすくい角  $20^\circ$ 、切削速度  $100\text{m/min}$  にてアルミニウム合金 AC2B-T6 相当を切削した場合の溶着部と工具のすくい面との界面付近の AES 化学分析結果を示す。図 3.7 の上側は刃先稜線付近 A 点での測定であり、図 3.7 の下側は刃先稜線より離れた部分 B 点での測定である。それぞれ同様にアルゴンイオンスパッタリングによって溶着部側から工具のすくい面側へ深さ方向にスパッタリングレート  $80\text{nm/min}$  で行っている。刃先稜線付近 A 点と刃先稜線より離れた部分 B 点では、溶着部と超硬工具のすくい面との界面における酸素の検出量に大きな違いがみられた。刃先稜線付近 A 点では溶着部と超硬工具のすくい面との界面で酸素は検出されず、溶着部と超硬工具のすくい面は不純物を介さず直接溶着している。他方、刃先稜線より離れた部分 B 点では溶着部と超硬工具のすくい面との界面に酸素が検出されている。酸素が検出され始めるのは超硬工具の成分であるタングステンおよび炭素が検出され始める前からことから、スパッタリングを開始して 15 分付近で検出されている酸素はアルミニウムの酸化によって存在している酸素であると考えられる。また 35 分付近ではアルミニウムは検出されていないにもかかわらず酸素は検出されていることから、この領域での酸素は WC の酸化によって存在している酸素と考えられる。これらの結果より、刃先より離

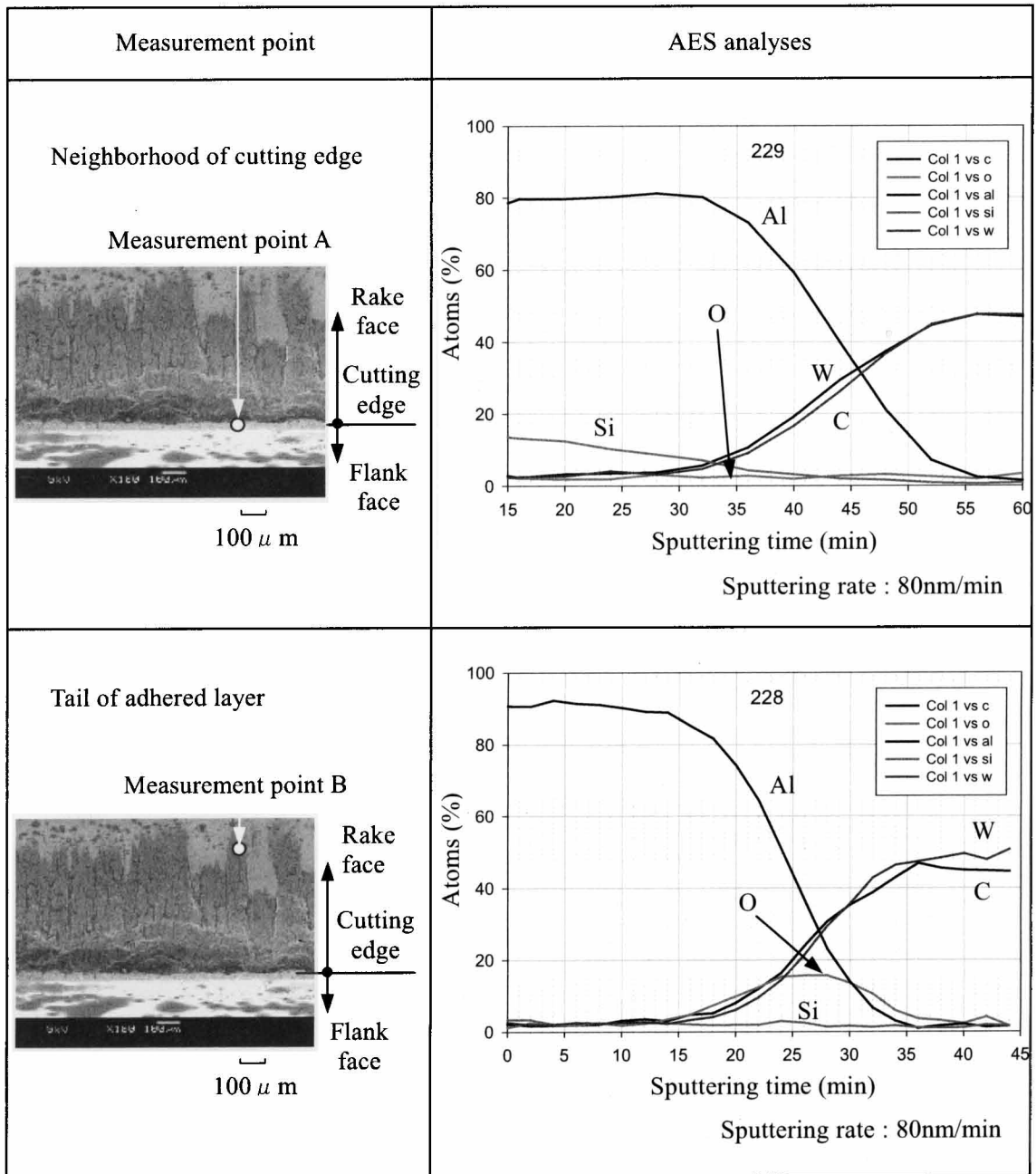
れた部分 B 点におけるアルミニウムの超硬工具への溶着部では界面に酸化物を含んだ状態となっていると推定される。刃先稜線付近 A 点と刃先稜線より離れた部分 B 点でシリコンの検出量についても違いがみられるが、これはアルミニウム合金のシリコンの不均一なばらつきによると考えている。

図 3.8, 図 3.9 は、超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて、すくい角  $0^\circ$  , 切削速度 100m/min にて AC2B-T6 相当を切削した場合の刃先稜線部付近における工具のすくい面上の溶着部の断面組織写真を示す。図 3.8 および図 3.9 の左側の写真は溶着部断面組織の全体写真を示す。図 3.8 および図 3.9 の右側の写真は、左側の写真の刃先部 A 部 (図 3.8) および刃先部 B 部 (図 3.9) の拡大写真を示す。超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて切削した場合、溶着部のシリコン相は切削後に線状、かつ層状に変形していることがわかる。また、刃先部拡大写真より溶着部の刃先稜線付近にシリコン相が偏在しているのが観察される。

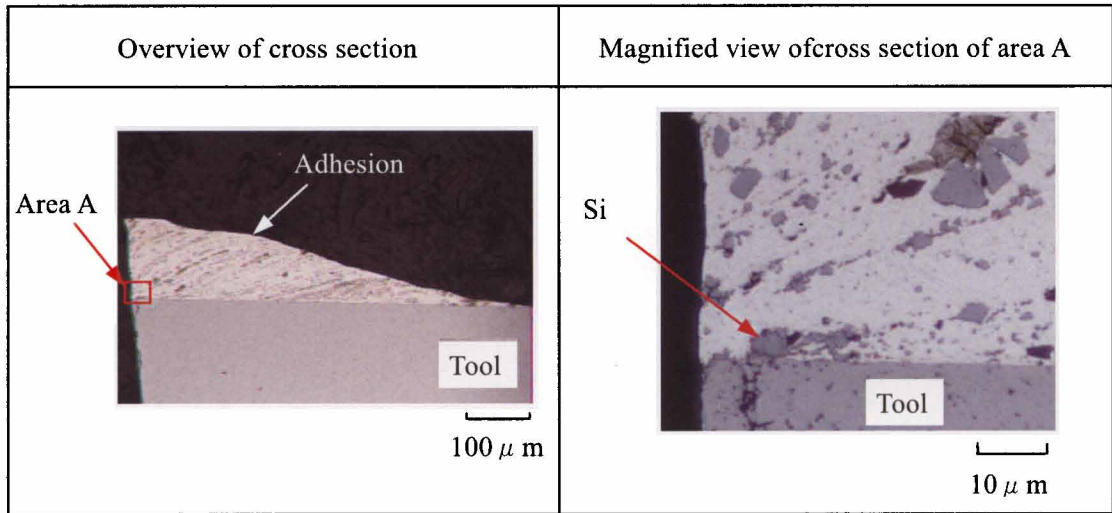
図 3.10, 図 3.11 は、超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて、すくい角  $0^\circ$  , 切削速度 100m/min でアルミニウム合金 AC2B-T6 相当を切削した場合の溶着部と工具のすくい面との界面付近の TEM 写真 HAADF - STEM (High Angle Annular Dark Field - Scanning Transmission Electron Microscope) 像と EDS 線分析を示す。超硬工具を用いて切削した場合は、溶着部と工具のすくい面との界面 10nm 付近に Mn, Fe, Mg, Si が偏在している。ただし Si は W のピーク値と重なっているために、実際の存在量より高い値となっている可能性がある。Mn, Fe, Mg, Si の偏在は、超硬工具における溶着発生の起点の可能性を示唆している。DLC コーテッド工具を用いて切削した場合は、溶着部と工具のすくい面との界面付近において、溶着部側の界面 5nm 程度に Si , DLC 膜側の界面 5nm 程度に Mg が偏在している。Mg, Si の偏在は DLC コーテッド工具における溶着発生の起点の可能性を示唆している。

DLC コーテッド工具は、表面がなめらかで摩擦係数も小さく摩擦力を低下させる働きがあると言われているが、本実験では超硬工具を用いて切削した場合と同様、大きな溶着が生成している。このため、電子エネルギー損失分光法 (EELS) を用いて DLC コーテッド工具の DLC 膜の化学結合状態を検討した。図 3.12 は、DLC コーテッド工具を用いて、すくい角  $0^\circ$  , 切削速度 100m/min にて AC2B-T6 相当を二次元切削した場合の DLC 膜と溶着部との界面付近の TEM 写真 BF-STEM (Bright Field - Scanning Transmission Electron Microscope) 像と EELS (Electron Energy Loss Spectroscopy) スペクトルを示す。EELS スペクトルにおける各距離は DLC 膜と溶着部との界面 (0nm) から DLC 膜の深さ方向への距離 (0nm~15nm) を示す。DLC コーテッド工具の DLC 膜はグラファイト構造の  $sp^2$  結合とダイヤモンド構造の  $sp^3$  結合の混在したアモルファス構造硬質炭素膜であ

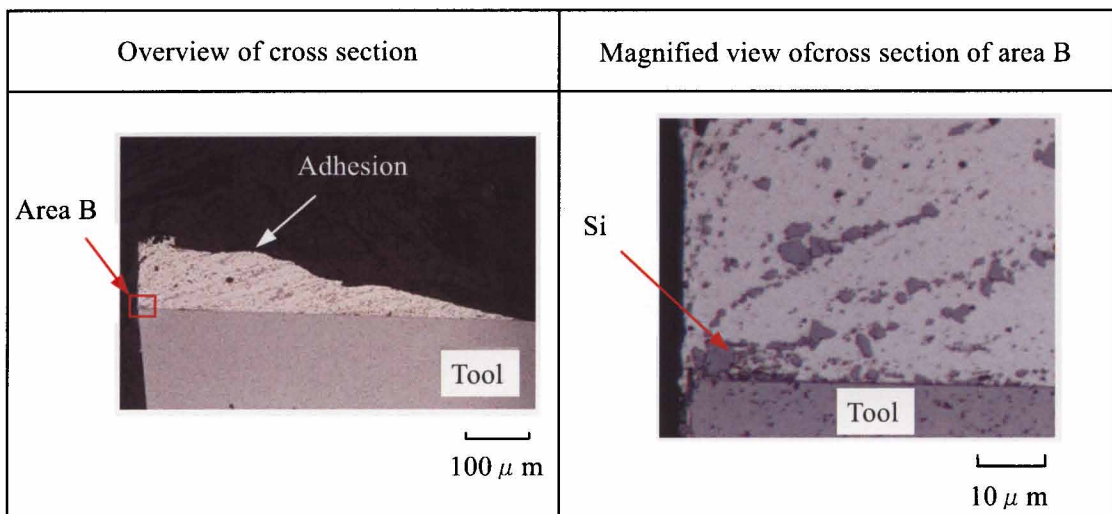
る。DLC 膜の C-K 吸収端（カーボンの K 殻励起スペクトル）において、DLC 膜の表面からの深さ 0nm および 1nm は深さ 2nm~15nm に対しエネルギー損失 285eV 付近で強度にピーク性がみられる。このピーク性はグラファイト構造の  $sp^2$  結合であること示している。すなわち図 3.12 に示す DLC 膜は溶着部との界面にてグラファイト構造である  $sp^2$  結合が強い膜質となっており、ダイヤモンド構造である  $sp^3$  結合に比べて耐溶着性は劣ると推定される。このことが DLC コーテッド工具での溶着生成の一因であると推定される。



**Fig 3.7 AES analyses of adhered layer on cemented carbide tool (rake angle 20°, cutting speed 100m/min)**

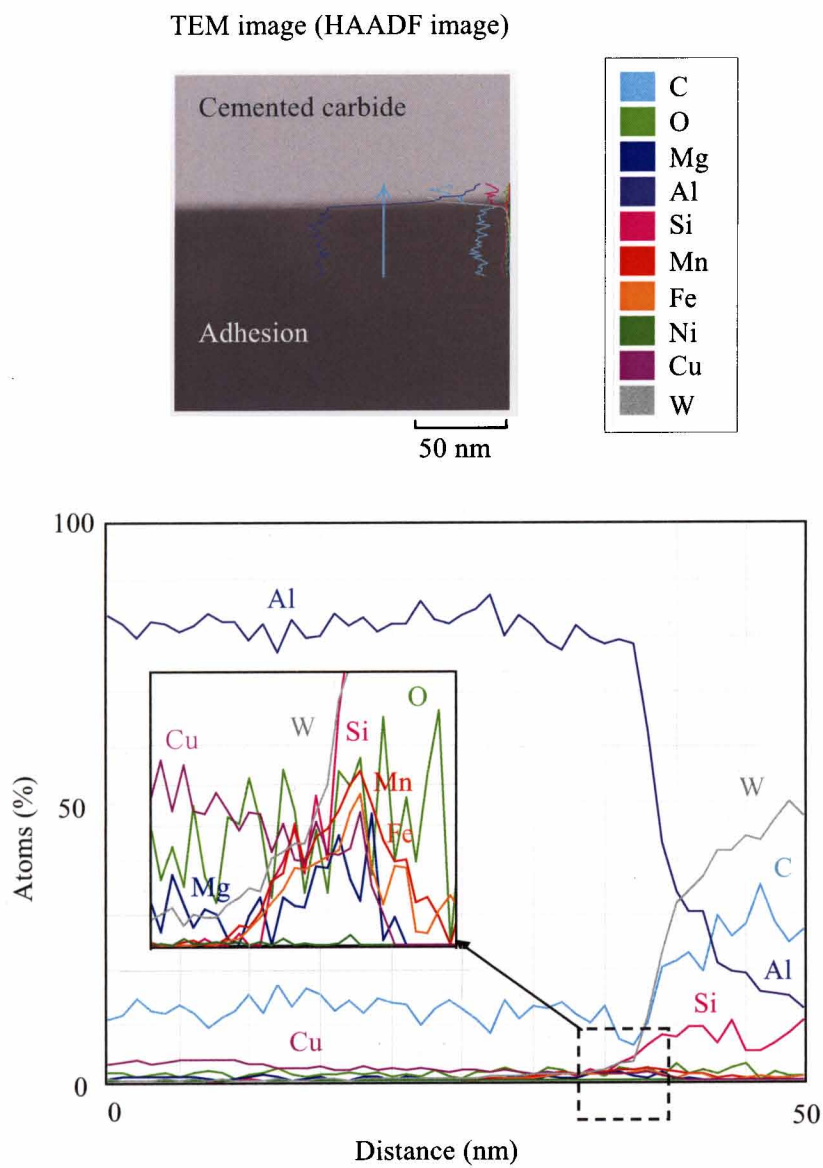


**Fig. 3.8 Photographs of cross section of adhered layer on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100 m/min)**



**Fig. 3.9 Photographs of cross section of adhered layer on DLC-coated tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100m/min )**





**Fig. 3.10** EDS analysis near boundary of cemented carbide tool and adhesion (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100 m/min)

TEM image (HAADF image)

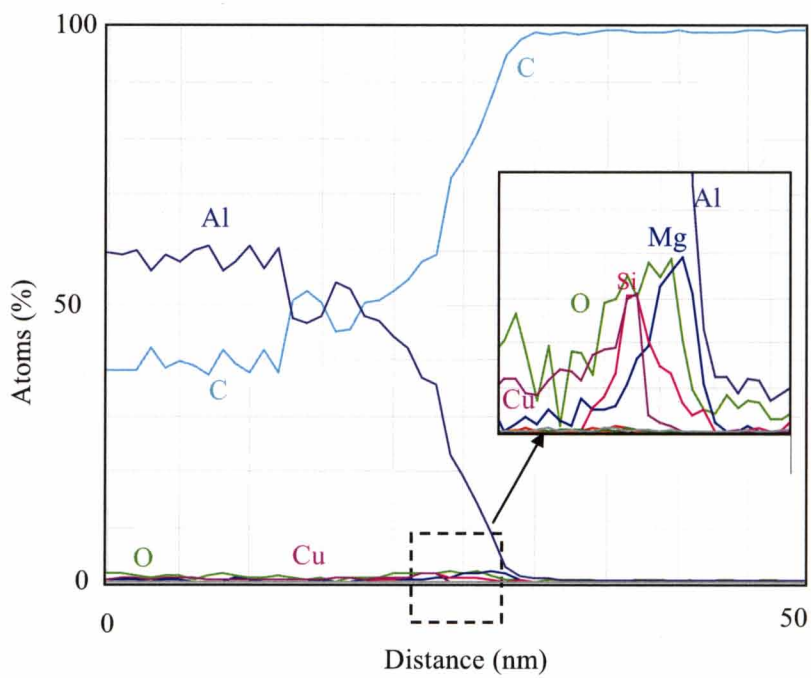
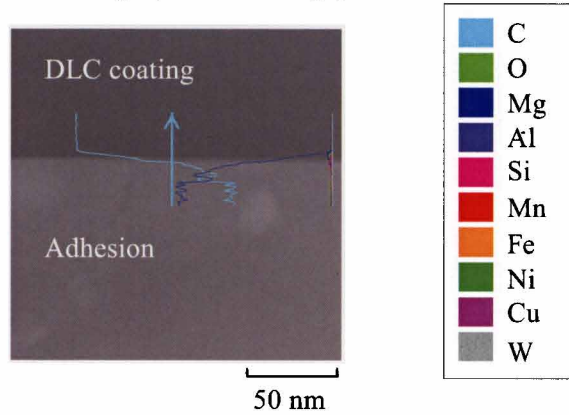
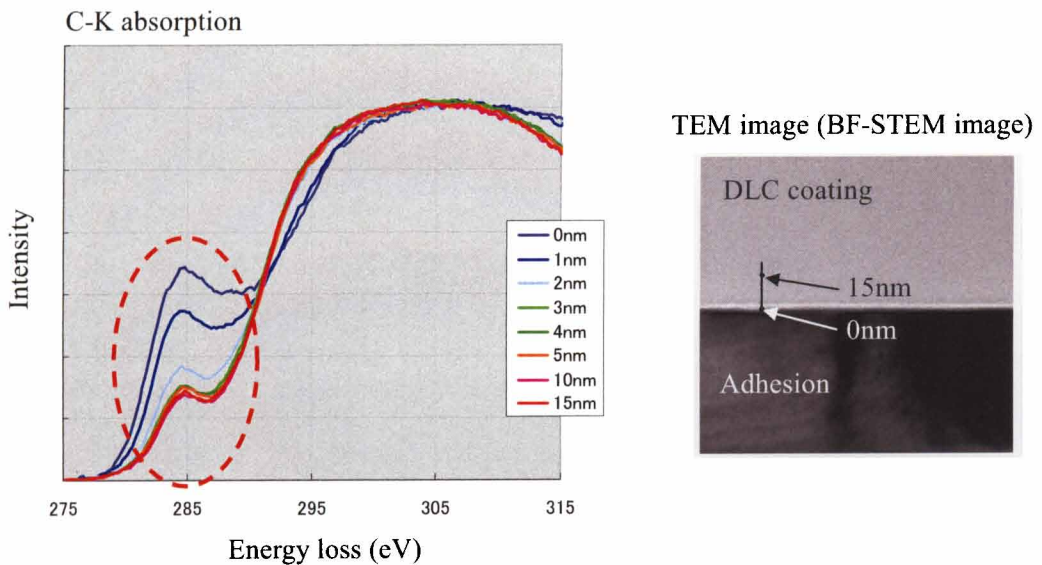


Fig. 3.11 EDS analysis near boundary of DLC-coated tool and adhesion (rake angle 0°, cutting speed 100 m/min)



**Fig. 3.12 Chemical composition analysis by EELS near boundary of DLC coating and adhesion (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 100 m/min)**

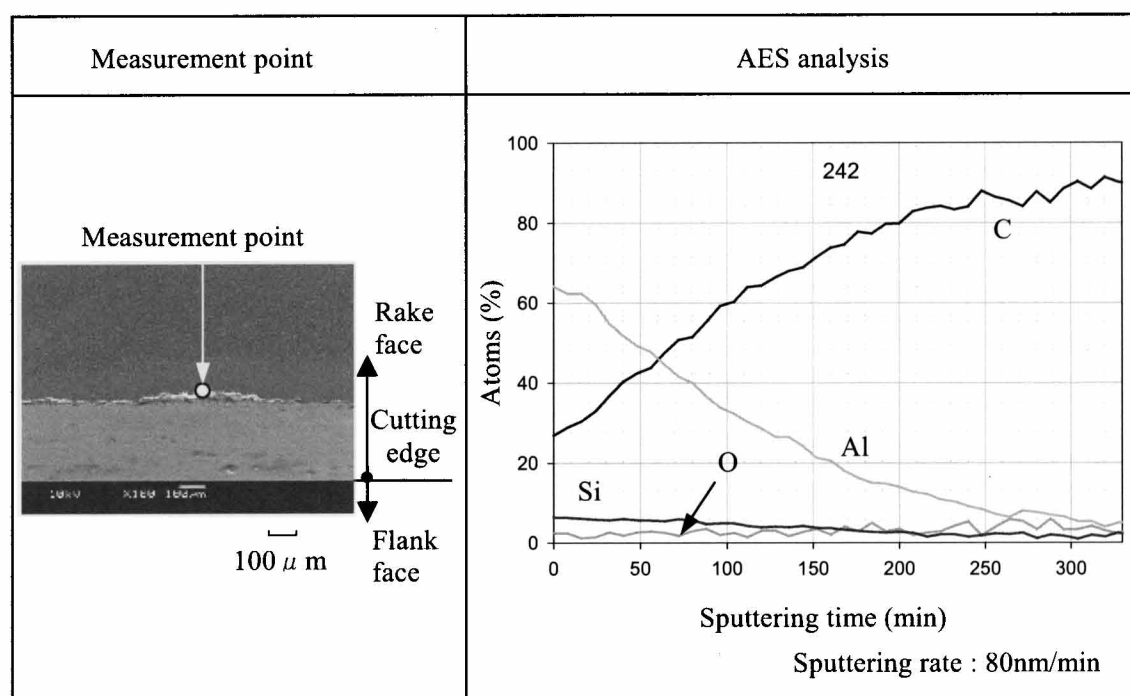
### 3.3.3.2 焼結ダイヤモンド工具

図3.13は、焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角 $20^\circ$ 、切削速度100m/minでアルミニウム合金AC2B-T6相当を切削した場合の溶着部と工具すくい面の界面付近のAES化学分析結果を示す。超硬工具に比べて工具のすくい面上の溶着部が小さいため、測定部は刃先稜線付近の一点に限られた。アルゴンイオンスパッタリングによって溶着部側から工具のすくい面側へ深さ方向にスパッタリングレート80nm/minで行っている。溶着部と超硬工具の界面で酸素は検出されず、溶着部と工具は不純物を介さず直接溶着している。

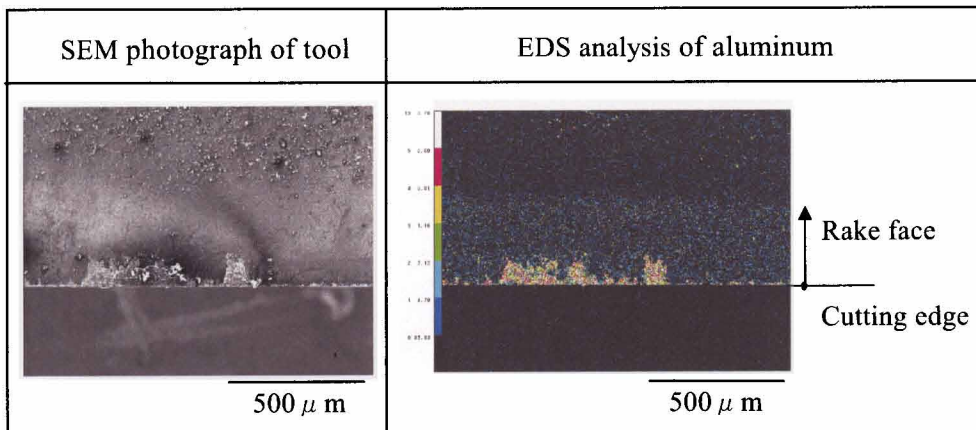
図3.14は、焼結ダイヤモンド工具を用いてすくい角 $20^\circ$ 、切削速度100m/minにてアルミニウム合金AC2B-T6相当を切削した場合の工具のすくい面上のSEM写真とEDS分析結果を示す。左側のSEM写真と右側のEDSの元素マッピングは同倍率で同じ位置に対応している。SEM写真から焼結ダイヤモンド工具では刃先稜線付近にのみ溶着しているのがわかる。EDS分析から刃先稜線付近における溶着部のアルミニウム以外に刃先稜線より約 $300\mu\text{m}$ の範囲に少ない量のアルミニウムが存在していることがわかる。この範囲は切りくずと焼結ダイヤモンド工具の接触領域と考えられる。

図3.15は、この少ない量のアルミニウム部分をさらに高倍率で2ヶ所をEDS分析した結

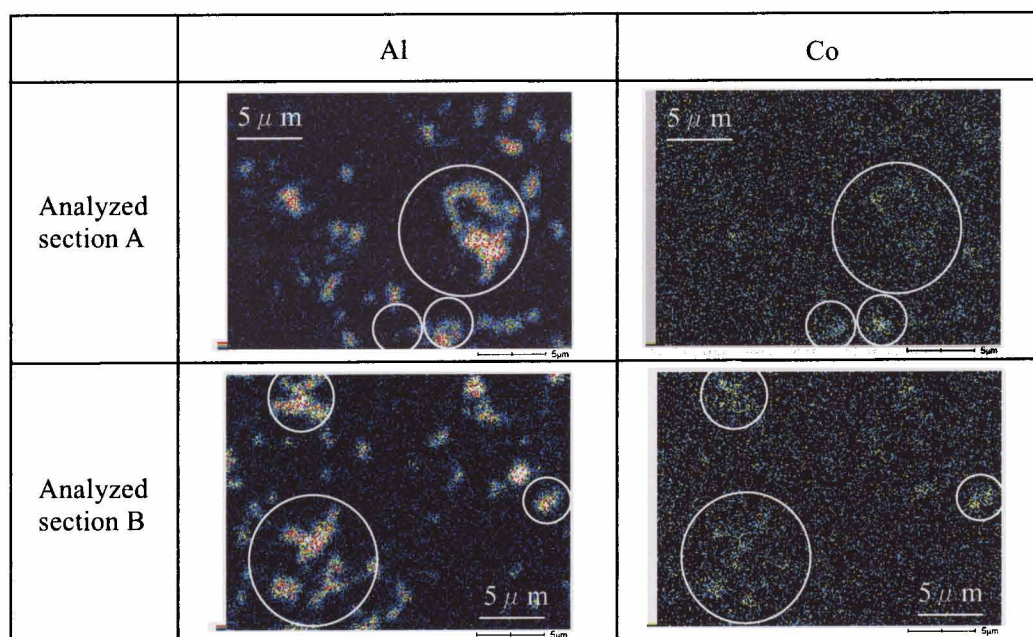
果を示す。焼結ダイヤモンド工具の結合材であるコバルトが強く検出される地点（図内の○印部）では溶着の成分であるアルミニウムが強く検出（図内の○印部）されている。これはコバルト部が溶着発生の起点の可能性があることを示唆している。焼結ダイヤモンド工具で切削した場合は、刃先稜線付近にのみ溶着が生成し、刃先から離れた位置では溶着の起点はみられるものの成長はしていない。刃先稜線付近の溶着は、焼結ダイヤモンド工具の刃先稜線付近の凹部に物理的な結合力が発生しているためと考えられる。他方、刃先から離れた位置で焼結ダイヤモンド工具のコバルト部にみられるアルミニウムは工具との間の接合力が弱く、大きく成長しないものと考えられる。



**Fig 3.13 AES analysis of adhered layer on sintered diamond tool (rake angle 20°, cutting speed 100m/min )**



**Fig. 3.14 SEM and EDS analyses of adhesion on sintered diamond tool (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100 m/min)**



**Fig. 3.15 EDS analysis of sintered diamond cutting tool face (rake angle  $20^\circ$ , cutting speed 100 m/min)**

### 3.4 結 言

アルミニウム合金 AC2B-T6 相当をニアドライ潤滑条件下で 2 次元切削し、溶着の発生および成長機構を検討した結果、以下の点が明らかになった。

- (1) 溶着が生成する場合の切りくずには、工具との擦過面側に切りくず流出方向へ凸形状を有したささくれ部、および塑性変形した加工硬化層が観察される。この加工硬化層が切りくずから分離し工具のすくい面上の溶着部となり構成刃先として成長する。加工硬化層が切りくずから分離する際に、切りくずが工具のすくい面上の溶着部に引っ張られることによりささくれ部が形成されると考えられる。
- (2) 超硬工具を用いて切削した場合に生じる溶着部は、刃先より離れた場所においては酸素が検出されており界面に酸化物を含んでいる。溶着部の刃先稜線付近では酸素は検出されず、被削材の新生面であって活性化された状態となっている。
- (3) 超硬工具および DLC コーテッド工具を用いて切削した場合に生じる溶着部は、工具すくい面上の刃先近傍にシリコンが偏在している。超硬工具では溶着部と工具のすくい面との界面付近に Mn, Fe, Mg, Si が偏在している。DLC コーテッド工具では Mg, Si が偏在している。焼結ダイヤモンド工具では結合材であるコバルト部にアルミニウムが検出される。これらの偏在物は溶着発生の起点となっている可能性がある。
- (4) DLC コーテッド工具の DLC 膜は、溶着との界面から深さ 1nm 付近の極表面においてグラファイト構造である  $sp^2$  結合が強い膜質となっており、ダイヤモンド構造である  $sp^3$  結合に比べて耐溶着性は劣ると推定される。このことが DLC コーテッド工具での溶着生成の一因であると推定される。

## 第4章

# アルミニウム合金のニアドライ加工における 溶着抑制加工法の提案

### 4.1 緒言

アルミニウム合金のニアドライ加工においては、CVDダイヤモンドコーテッド工具およびDLCコーテッド工具でのエンドミル加工における有効性が報告されているものの、本実験での2次元切削では、いずれの工具材質も溶着の抑制効果は見出せていない。これまでの溶着抑制に関する研究では、アルミニウム合金の端面旋削において楕円振動切削を適用することで、工具のすくい面上に溶着が全く観察されなかったこと [4-1]、溝入れ加工においても振動切削の適用により溶着が抑制され加工仕上面粗さが向上すること [4-2] が報告されている。ニアドライ加工が困難とされている穴あけ加工においては、ヘリカル送りミリング加工法 [4-3]、シリコンを含有させた DLC コーテッド膜のドリルへの適用 [4-4] が報告されており、切削条件 [4-5]、工具形状 [4-6] を選定することでの溶着の抑制効果が示されている。被削材においては快削アルミニウム合金 [4-7]、クーラントにおいては加工液に超音波振動を重畳したメガソニッククーラント [4-8]、アルミニウム合金専用の油剤開発 [4-9] が報告されている。しかしながら、アルミニウム合金のニアドライ加工は実用化が進んでいないこともあり、溶着の抑制技術に関する研究報告は少なく切削現象の解明や溶着の発生および成長機構を明らかにした上での提案はほとんどなされていない。

本章では、アルミニウム合金におけるニアドライ加工では切削開始直後には溶着が発生しないこと、および切削速度の増加にともない溶着は減少することが確認されたため、これらの現象を応用した加工法を提案する。二次元切削においては断続切削、および切削抵抗を変動させる切込み変動切削を提案する。次に、穴あけ加工においては送り方向の加工を周期的に停止するステップ送り切削、および高速切削を提案する。ステップ送り切削はドリルを送り方向で完全に停止させるとびびり振動が生じやすいため、0.1 秒間の 0.005mm/rev の低送りとしている。二次元切削および穴あけ加工のいずれについて

も溶着の抑制効果を実験にて検証している。

## 4.2 二次元切削における断続切削および切込み変動切削の影響

### 4.2.1 実験方法と実験条件

第2章の2.3.1項の図2.24示したシェーパーを用いた二次元切削を行い断続切削および切込み変動切削の影響を検討する。被削材、工具、および高速度カメラの配置図を図4.1に示す。被削材の材質はアルミニウム合金 AC2B-T6 相当である。化学成分は第2章の2.3.1項の表2.8に示す。図4.2は、断続切削、切込み変動切削および切込み一定連続切削に用いた被削材のA-A部（図4.1）の断面形状を示す。断続切削に用いた被削材の凸部の形状は溝部の長さ2mm、溝部の深さ0.2mmである。切削距離1mmと非切削距離2mmを切込み0.1mmにて断続切削する。切込み変動切削に用いた被削材の凸部の形状は、溝部の長さ2mm、溝部の深さ0.05mmである。切削距離1mmを切込み0.1mm、切削距離2mmを切込み0.05mmにて切込み変動切削する。切込み一定連続切削は被削材の凸部を切込み0.1mm一定にて連続切削する。実験条件を表4.1に示す。超硬工具を用いてすくい角 $0^\circ$ 、切削速度15m/minにて切削する。溶着の大きさは、第2章の2.3.1項の図2.26に示す方法で溶着面積を測定する。溶着面積は断続切削、切込み変動切削および切込み一定連続切削のいずれにおいても実切削距離が13mmおよび40mm切削後に測定する。

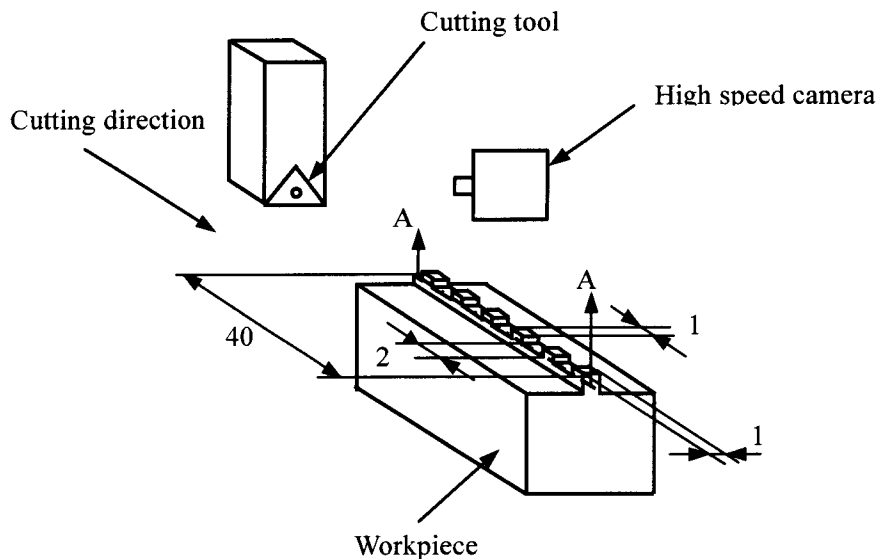
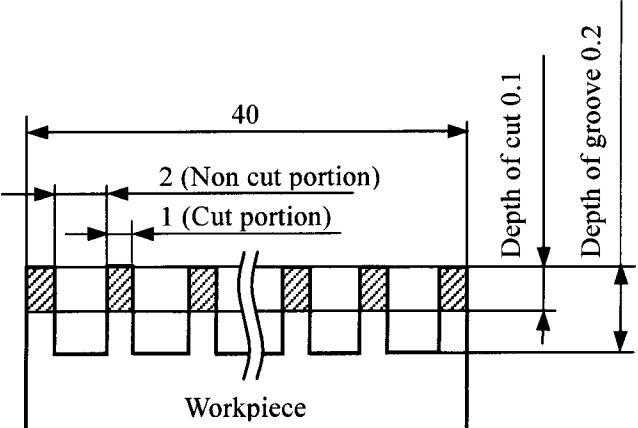
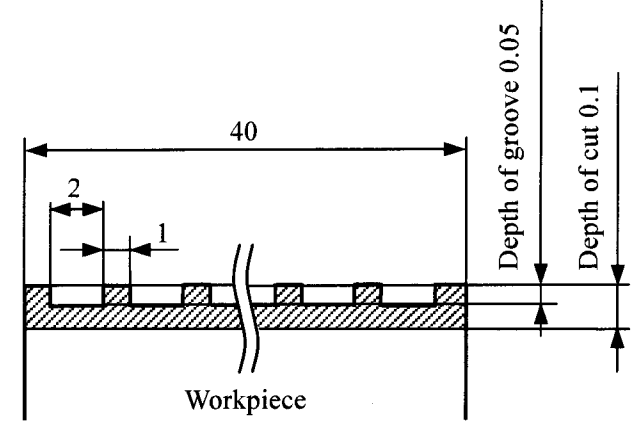
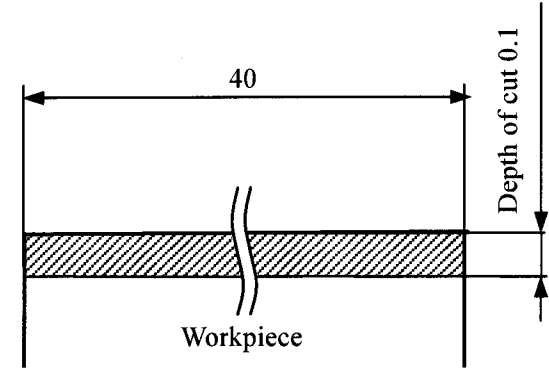


Fig. 4.1 Schematic illustration of experimental setup



Cutting method	Schematic illustration of cross section
Intermitted cutting	 <p>The diagram shows a workpiece of length 40. It is divided into alternating sections of length 1 (labeled '1 (Cut portion)') and length 2 (labeled '2 (Non cut portion)'). The cut portions are shaded with diagonal lines. The depth of the cut is 0.1, and the depth of the groove is 0.2. A vertical line on the right indicates the cutting direction.</p>
Variable depth of cut cutting	 <p>The diagram shows a workpiece of length 40. It is divided into alternating sections of length 1 and length 2. The cut portions are shaded with diagonal lines. The depth of the groove is 0.05, and the depth of the cut is 0.1. A vertical line on the right indicates the cutting direction.</p>
Continuous constant depth of cut cutting	 <p>The diagram shows a workpiece of length 40. The entire workpiece is shaded with diagonal lines, indicating a continuous cut. The depth of the cut is 0.1. A vertical line on the right indicates the cutting direction.</p>

**Fig. 4.2 Schematic illustration of cross section of workpiece**

**Table 4.1 Test conditions**

Work material	Aluminum alloy equivalent to JIS AC2B-T6
Cutting tool material	Cemented carbide tool
Cutting tool geometry	Rake angle : $0^{\circ}$ , Relief angle : $7^{\circ}$
Cutting speed	15m/min
Width of cut	1.0mm
Depth of cut	Intermittent cutting : 0.1mm Variable depth of cut cutting : 0.05mm / 0.1mm Continuous constant depth of cut cutting : 0.1mm
Quantity of oil mist supplied	20ml/h
Supply direction of mist	Side of rake face
Cutting oil	Synthetic ester

## 4.2.2 実験結果と考察

### 4.2.2.1 高速度カメラによる溶着生成状況の観察

図 4.3 は、超硬工具を用いてすくい角  $0^{\circ}$ 、切削速度 15m/min にて断続切削、切込み変動切削、切込み一定連続切削を行った場合の高速度カメラによる溶着生成状況の写真を示す。写真の下には溶着生成状況を観察しやすくするための模式図を示す。上段の写真は断続切削、中段の写真は切込み変動切削、下段の写真は切込み一定連続切削を示す。右側の写真は実切削距離 2mm 付近、中央の写真は実切削距離 13mm 付近、左側の写真は実切削距離 38mm 付近での溶着生成状況を示す。断続切削の場合は、実切削距離 2mm 付近および 13mm 付近のいずれにおいても溶着の生成は観察されない。切込み変動切削および切込み一定連続切削では、いずれ場合も実切削距離 2mm 付近にて溶着の生成が観察される。断続切削は、切込み変動切削および切込み一定連続切削に比べて溶着の生成開始までの距離が長く、溶着の生成開始時期が遅くなっている。

断続切削の場合は、実切削距離 5mm 付近までは、工具が切削部から非切削部に移行するときに切りくずは分断し、分断した切りくずは工具のすくい面から離脱した。実切削距離 5mm 付近以降では、切りくずは連なり工具のすくい面から離脱しなくなる。これは溶着が生成し始めているためと推定される。切込み変動切削では、切りくず厚みが変動するため切込み一定連続切削に比べて切りくずは分断しやすくなっている。切込みの増減に伴い、溶着高さも増減していることが観察される。

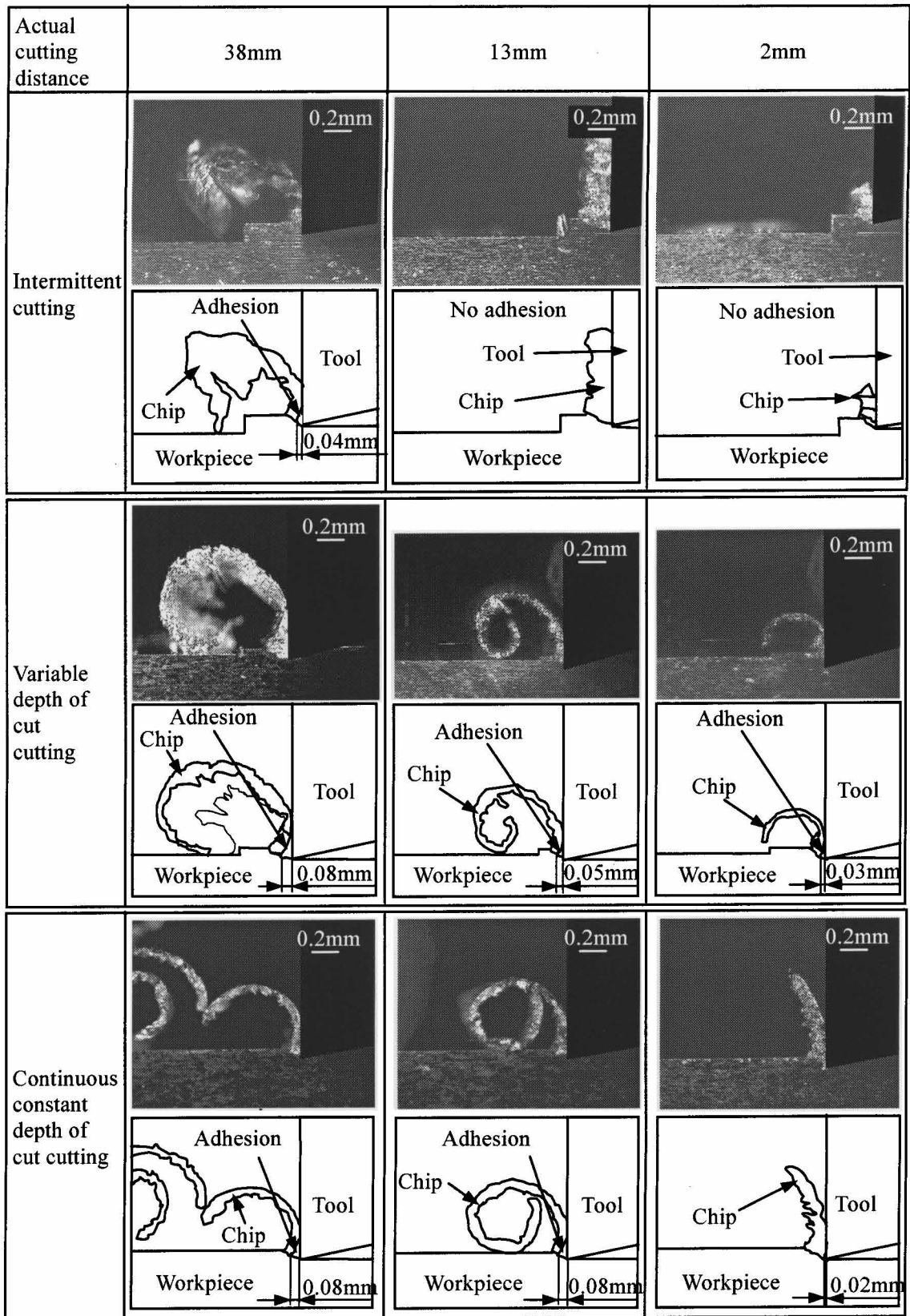


Fig. 4.3 Formation of adhesion on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min, depth of cut 0.1mm)

#### 4.2.2.2 工具のすくい面上の溶着部の観察および溶着面積の推移

図 4.4, 図 4.5 は超硬工具を用いてすくい角  $0^\circ$  , 切削速度 15m/min にて断続切削, 切込み変動切削, および切込み一定連続切削を行った場合の実切削距離 13mm と 40mm での工具のすくい面上の溶着部表面写真および溶着面積の推移を示す. 実切削距離 40mm では切込み一定連続切削を行った場合の溶着面積は  $0.49\text{mm}^2$  である. これに対し, 断続切削を行った場合の溶着面積は  $0.16\text{mm}^2$ , 切込み変動切削を行った場合の溶着面積は  $0.32\text{mm}^2$  である. 切込み一定連続切削を行った場合に比べて, 断続切削では約 70%, 切込み変動切削では約 35% の溶着面積の減少がみられる. 実切削距離 13mm では, 断続切削を行った場合は工具のすくい面上の溶着はほとんど観察されない. これは, 断続切削では非切削部 2mm の間に工具のすくい面がミストにより潤滑されることで摩擦係数が低下し, 溶着の生成開始までの距離が長く, 溶着の発生および成長の開始が遅くなるものと考えられる.

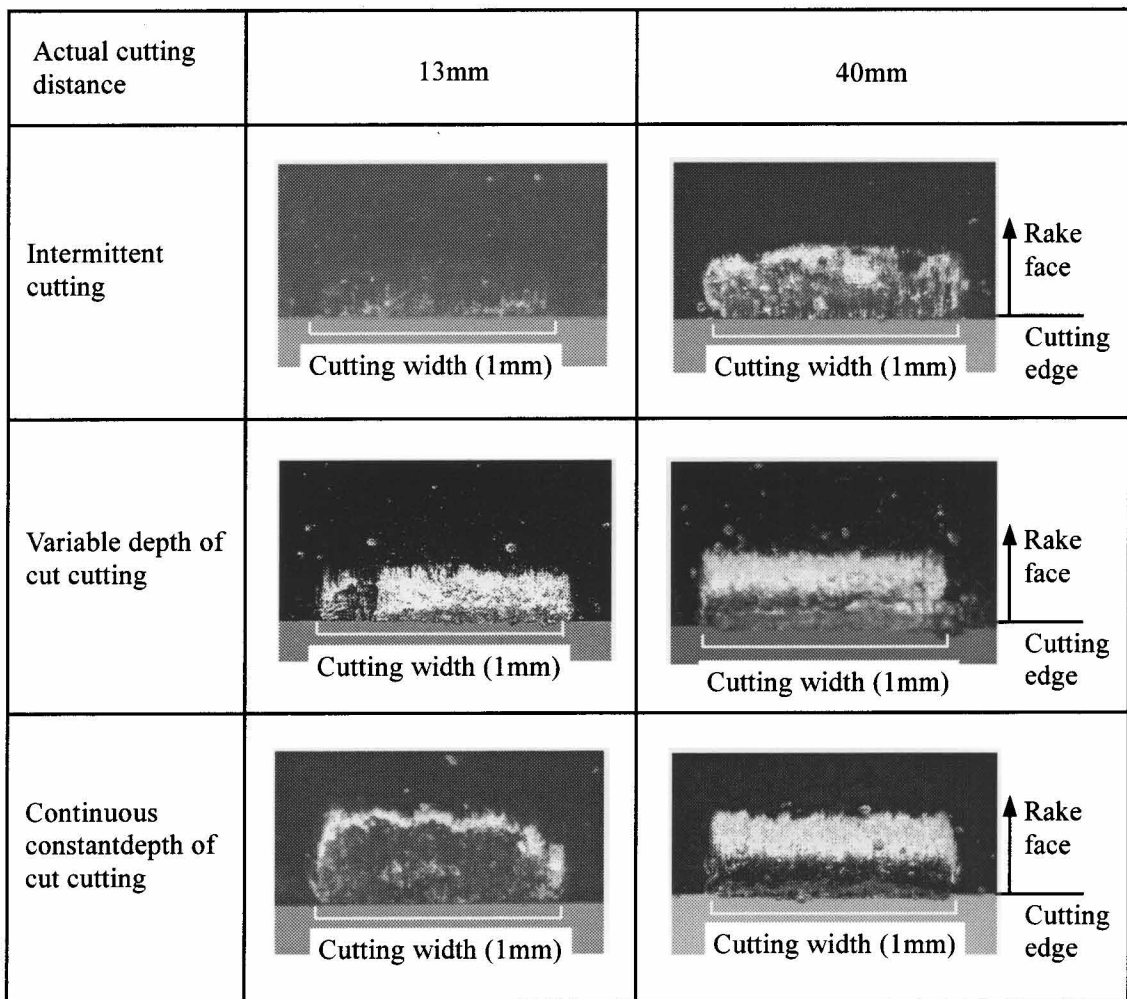


Fig 4.4 Optical photographs of adhered layer on cemented carbide tool (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min)

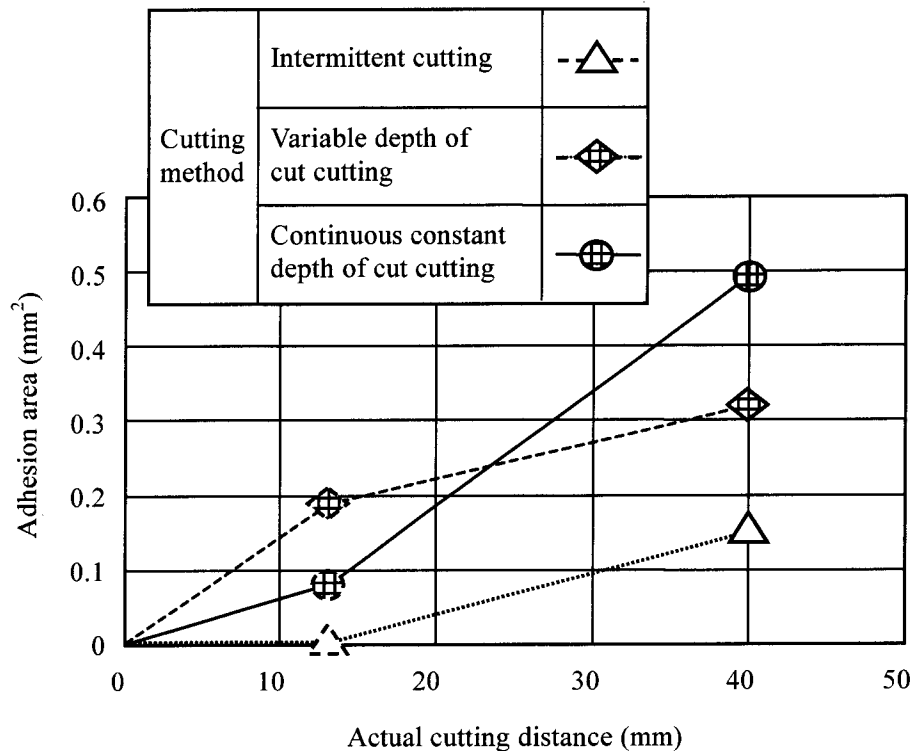


Fig. 4.5 Relationship between actual cutting distance and adhesion area (rake face  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min)

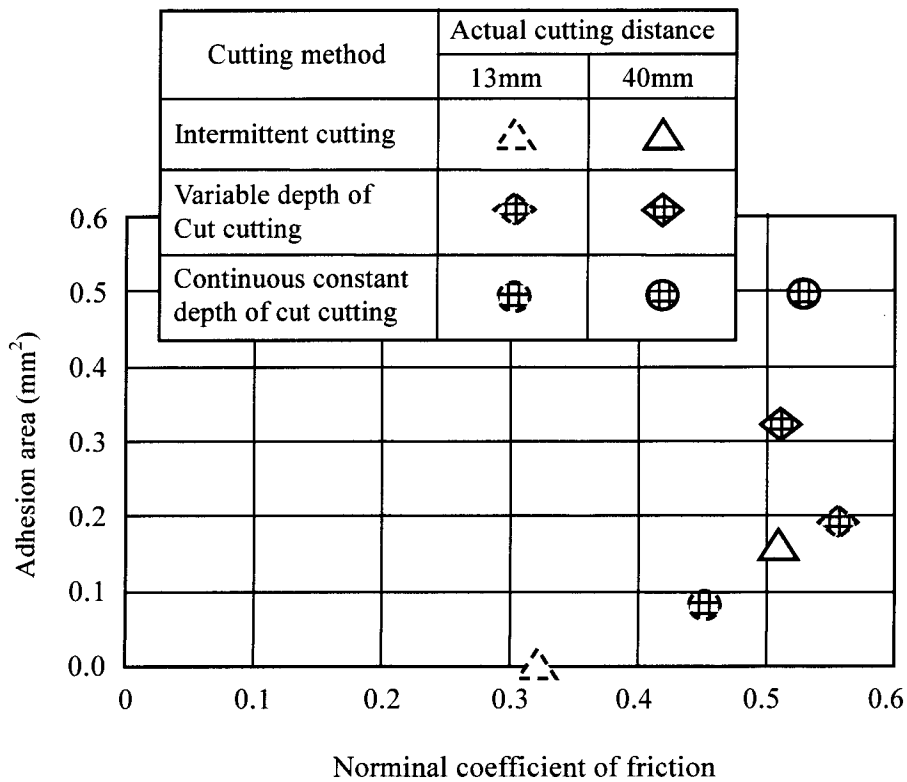
#### 4.2.2.3 工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着面積の関係

表 4.2 は、超硬工具を用いてすくい角  $0^\circ$ 、切削速度 15m/min にて断続切削、切込み変動切削、および切込み一定連続切削を行った場合の実切削距離 13mm と 40mm での切削抵抗および切削抵抗から算出した工具のすくい面と切りくずとの平均摩擦係数を示す。

図 4.6 は、工具のすくい面上の平均摩擦係数と溶着面積の関係を示す。平均摩擦係数が 0.3 以下であれば溶着はほとんど生成せず、平均摩擦係数が 0.4 以上であれば溶着が生成する。前者は断続切削での実切削距離 13mm の場合であり、摩擦は主として工具のすくい面と切りくずとの間で生じる。後者は断続切削での実切削距離 40mm、切込み変動切削での実切削距離 13mm および 40mm、ならびに切込み一定連続切削での実切削距離 13mm および 40mm の場合であり、摩擦は溶着部表面と切りくずとの間で主に生じていると考えられる。

**Table 4.2 Measured forces and nominal coefficient of friction (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min)**

Actual cutting distance	13mm			40mm		
	Measured forces		Nominal coefficient of friction	Measured forces		Nominal coefficient of friction
Cutting method	Tangential force (N)	Thrust force (N)		Tangential force (N)	Thrust force (N)	
Intermittent cutting	34	11	0.32	35	18	0.51
Variable depth of cut cutting	56	31	0.55	70	36	0.51
Continuous constant depth of cut cutting	133	60	0.45	85	44	0.52



**Fig. 4.6 Relationship between nominal coefficient of friction and adhesion area (rake angle  $0^\circ$ , cutting speed 15m/min)**

### 4.3 穴あけ加工におけるステップ送り切削および切削速度の影響

#### 4.3.1 実験方法と実験条件

実験状況の全体写真を図 4.7 に示す。外径  $\phi 14\text{mm}$ 、ねじれ角  $30^\circ$ 、先端角  $130^\circ$  の超硬ドリルを用いて穴径  $\phi 14\text{mm}$ 、穴深さ  $15\text{mm}$  の穴あけ加工を行い、ステップ送り切削および切削速度の影響を検討する。被削材と工具、高速度カメラの配置図を図 4.8 に示す。切削抵抗は水晶圧電式切削動力計（キスラー-9257B）で測定する。被削材の材質はアルミニウム合金 AC2B-T6 相当であり、化学成分は第 2 章の 2.3.1 項の表 2.8 に示す。ミストはマシニングセンタの主軸内部およびドリル内部を貫通してドリルの刃先に給油される。

実験条件を表 4.3 に示す。ステップ送り切削はドリルを穴深さ方向に  $0.2\text{mm}$  送るごとに  $0.1$  秒間の  $0.005\text{mm/rev}$  の低送りとする。図 4.9 はステップ送り切削における切削条件 [S - 1] の加工時間と穴深さ方向距離の関係線図を示す。他方、一定送り切削は穴深さ方向のドリルの送りは一定である。一定送り切削は切削速度  $100\text{m/ min}$  の [C - 1]、切削速度  $230\text{m/ min}$  の [C - 2]、および切削速度  $300\text{m/ min}$  の [C - 3] の 3 条件である。一定送り切削の 3 条件は、時間あたりの切削送りは  $455\text{mm/min}$  で同じである。ステップ送りの影響は、[C - 1] と [S - 1] で検討する。切削速度の影響は、[C - 1] と [C - 2] と [C - 3] で検討する。

図 4.10 は溶着の大きさの測定方法を示す。工具のすくい面および逃げ面上の溶着部を画像解析ソフト（Win Roof）を用いて溶着面積を算出している。すくい面に関しては、工具のすくい面上の溶着部のみを測定している。他方、逃げ面に関しては、工具逃げ面上の溶着部も含め工具逃げ面方向から観察される溶着部の全てを測定している。

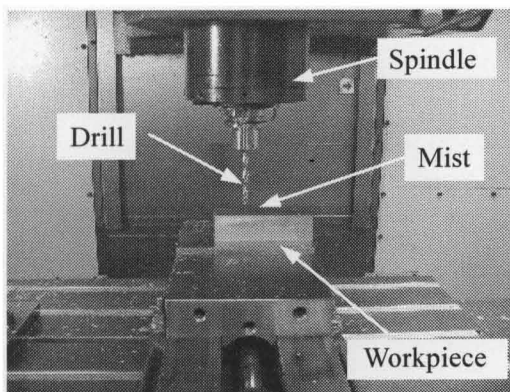


Fig. 4.7 Photograph of experimental setup

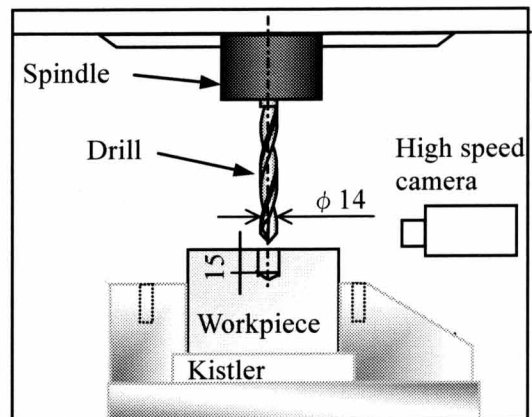
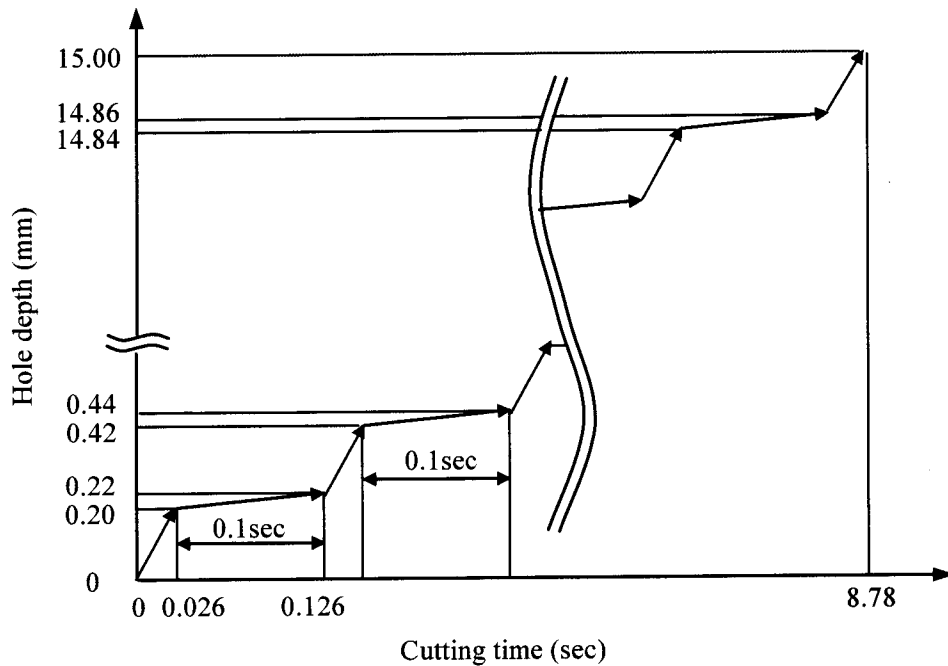


Fig. 4.8 Schematic illustration of experimental setup

**Table 4.3 Test conditions**

Work material		Aluminum alloy equivalent to JIS AC2B-T6	
Cutting tool		Drill	
Cutting tool material		Cemented carbide	
Cutting tool geometry		Diameter: $\phi 14$ , Point angle: $130^\circ$ , Helix angle: $30^\circ$	
Hole diameter, hole depth		$\phi 14$ , 15mm	
Cutting method	Step-feed cutting	[S-1]	V=100m/min, f=0.2mm/rev (0.2mm) $\Leftrightarrow$ V=100m/min, f=0.005mm/rev (0.1sec)
	Constant-feed cutting	[C-1]	V=100m/min, f=0.2mm/rev
		[C-2]	V=230m/min, f=0.087mm/rev
		[C-3]	V=300m/min, f=0.067mm/rev
Quantity of mist supplied		5ml/h	
Cutting oil		Synthetic ester	



**Fig. 4.9 Relationship between cutting time and hole depth in step-feed cutting**



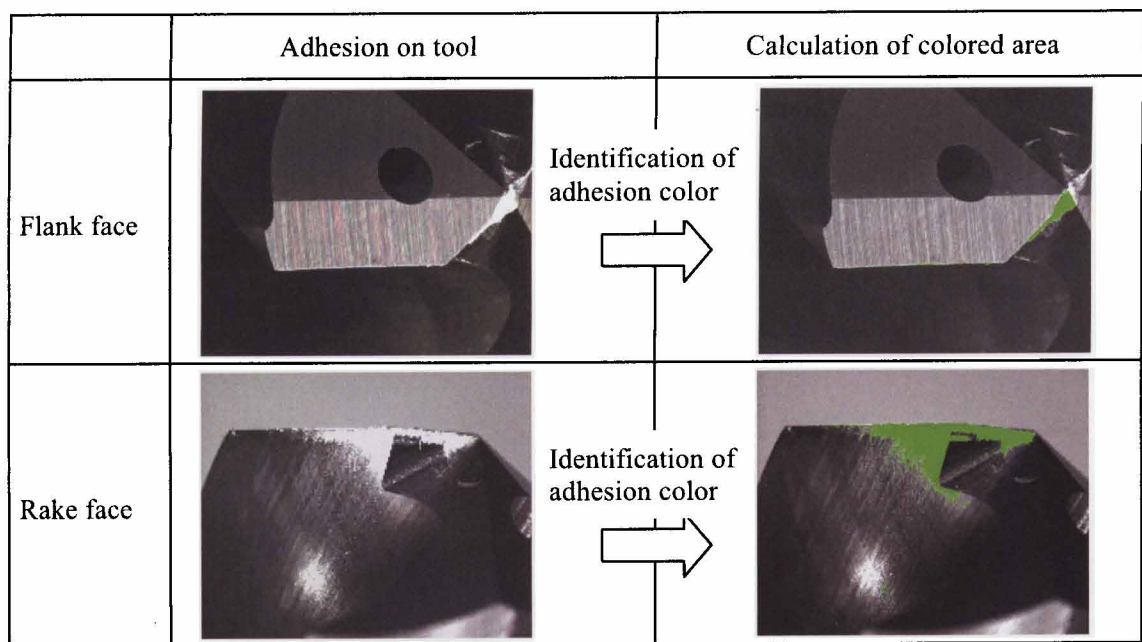


Fig. 4.10 Adhesion area on tool

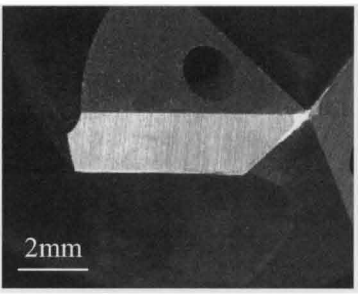
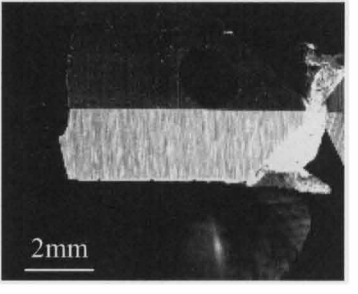
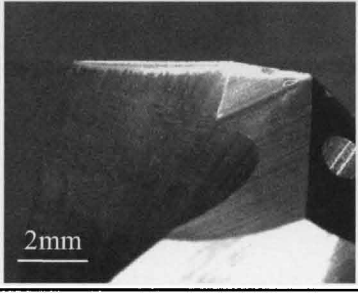
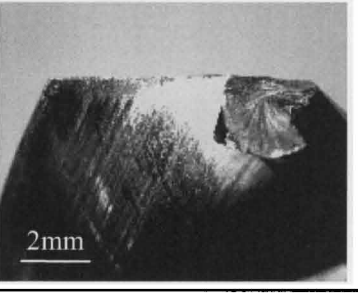
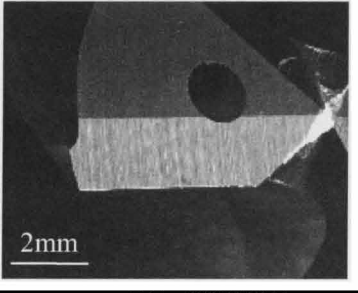
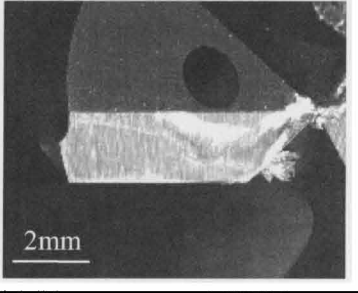
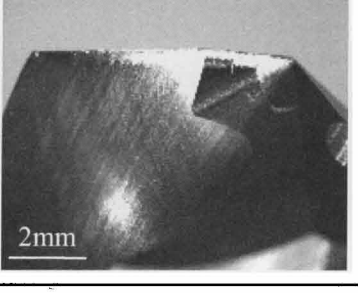
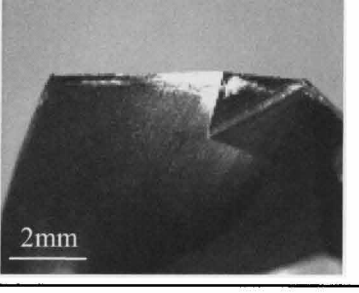
### 4.3.2 実験結果と考察

#### 4.3.2.1 工具のすくい面と逃げ面における溶着部の観察

図 4.11 は、ステップ送り切削 [S - 1] と一定送り切削 [C - 1], [C - 2], [C - 3] の条件にて穴あけ加工した場合の工具のすくい面と逃げ面の溶着部の写真を示す。上側の写真は工具の逃げ面上の溶着部、下側の写真は工具のすくい面上の溶着部を示す。

まず、ステップ送り切削の影響を一定送り切削 [C - 1] とステップ送り切削 [S - 1] にて検討する。一定送り切削 [C - 1] にて穴あけ加工した場合は、ドリル切れ刃の中心部付近のすくい面上および逃げ面上の両方に切りくずの付着が観察される。すくい面上の溶着面積は、切れ刃中心部に比べて切れ刃外周部の方が減少している。これはドリル外周部の方がドリル中心部に比べて切削速度が高いためと考えられる。他方、ステップ送り切削 [S - 1] で穴あけ加工した場合は、切刃稜線部付近のすくい面上および逃げ面上にわずかの溶着の生成がみられる。溶着面積は一定送り切削 [C - 1] に比べて大幅に減少している。

次に、切削速度の影響を [C - 1] と [C - 2] と [C - 3] にて検討する。切削速度 230m/min の [C - 2] にて穴あけ加工した場合は、切削速度 100m/min の [C - 1] にて穴あけ加工した場合に比べて切れ刃中心部付近の切りくず付着および工具のすくい面上の溶着面積が減少している。切削速度 300m/min の [C - 3] にて穴あけ加工した場合は、すくい面上の溶着面積は切削速度 230m/min の [C - 2] にて穴あけ加工した場合に比べてさらに減少しているが、逃げ面上の溶着面積は [C - 1] および [C - 2] にて穴あけ加工した場合に比べて増大している。

Cutting method	Step-feed cutting	Constant-feed cutting
	[S-1]	[C-1]
Cutting speed (m/min)	100	100
Feed rate (mm/rev)	0.2 $\Leftrightarrow$ 0.005	0.2
Flank face		
Rake face		
Cutting method	Constant-feed cutting	Constant-feed cutting
	[C-2]	[C-3]
Cutting speed (m/min)	230	300
Feed rate (mm/rev)	0.087	0.067
Flank face		
Rake face		

**Fig. 4.11** Optical photographs of adhered layer on cemented carbide tool (hole depth 15mm, quantity of mist supplied 5ml/h).

#### 4.3.2.2 工具のすくい面と逃げ面における溶着面積

図 4.12, 図 4.13 は, ステップ送り切削 [S - 1], および一定送り切削 [C - 1], [C - 2], [C - 3] にて穴あけ加工した場合の切削速度と工具すくい面上の溶着面積との関係, ならびに切削速度と工具逃げ面上の溶着面積との関係を示す. ステップ送り切削 [S - 1] にて穴あけ加工した場合は, 一定送り切削 [C - 1] にて穴あけ加工した場合に比べて, 工具のすくい面上の溶着面積は  $6.5\text{mm}^2$  から  $1.4\text{mm}^2$  へ約 80% 減少している. 工具逃げ面上の溶着面積は  $2.6\text{mm}^2$  から  $0.6\text{mm}^2$  へ約 90% 減少している. これは, ステップ送り切削 [S - 1] にて穴あけ加工した場合は, 低送り中にドリルの刃先がミストにより潤滑されることで摩擦係数が低下し, 溶着の生成が抑制されると考えられる. また, 低送り中に切りくずが分断されることにより, 切りくずの排出性が向上するためと考えられる. ステップ送り切削での低送り中のミストによる工具刃先への潤滑効果は, 二次元切削における断続切削でのミストによる工具刃先への潤滑効果と同様と考えられる.

一定送り切削 [C - 1], [C - 2], [C - 3] にて穴あけ加工した場合のすくい面上の溶着面積は切削速度が増加するに伴い減少している. これは, 第 2 章の 2.2.2.2 項の図 2.14 での 2 次元切削と同様の結果であり, ドリル加工においてもすくい面上の溶着に関しては切削速度を上げることが溶着の抑制に効果があることがわかる. 他方, 逃げ面に関しては, [C - 2] にて穴あけ加工した場合は [C - 1] にて穴あけ加工した場合に比べて溶着面積は減少しているが, [C - 3] にて穴あけ加工した場合は [C - 1] にて穴あけ加工した場合に比べて溶着面積は増大している. これは, [C - 3] で穴あけ加工した場合は加工中にびびり振動が発生しているためである. びびり振動が発生すると, ドリルの逃げ面と被削材が擦れることにより逃げ面上の溶着面積が増大するものと推定している.

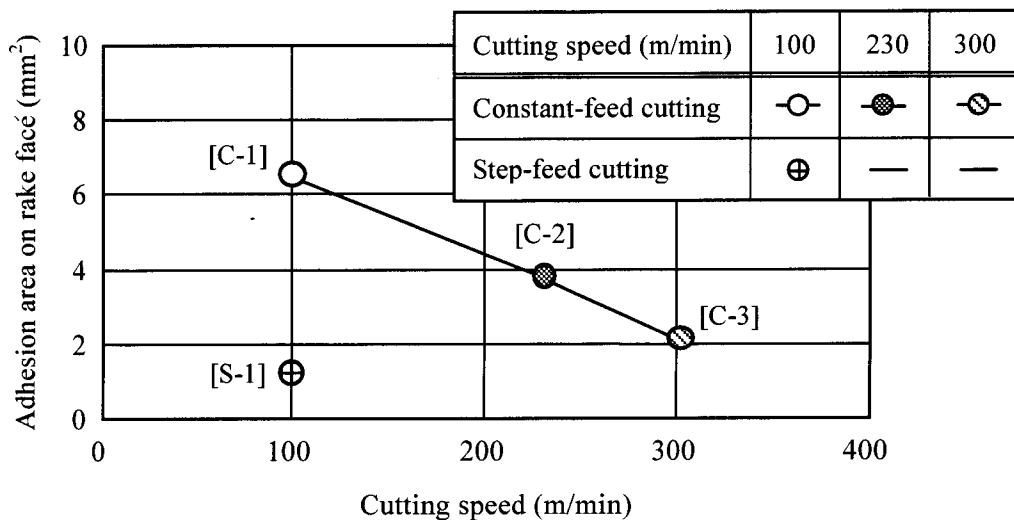
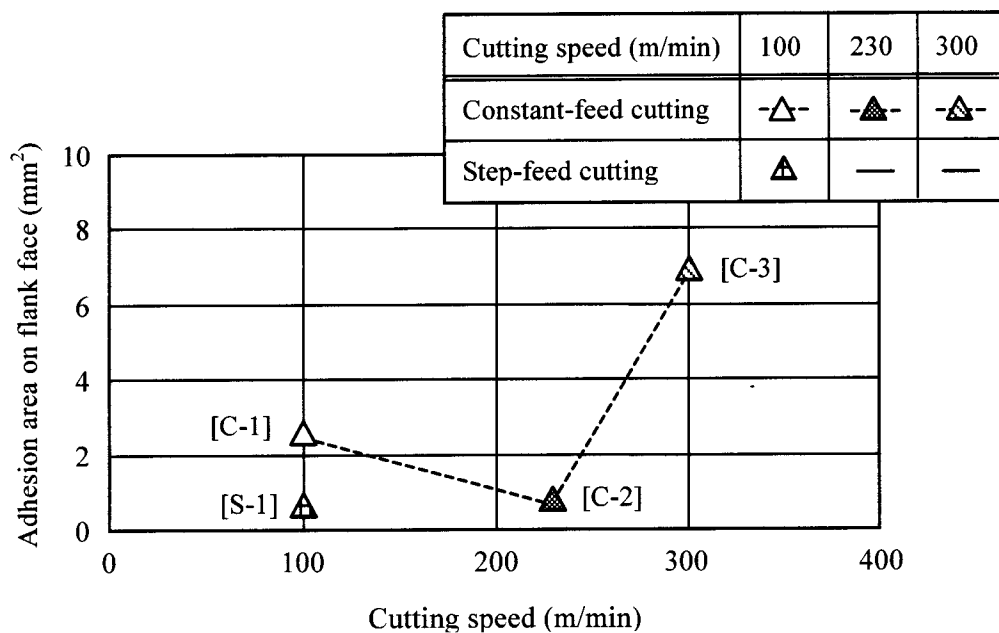


Fig. 4.12 Relationship between cutting speed and adhesion area on rake face (hole depth 15mm, quantity of mist supplied 5ml/h)



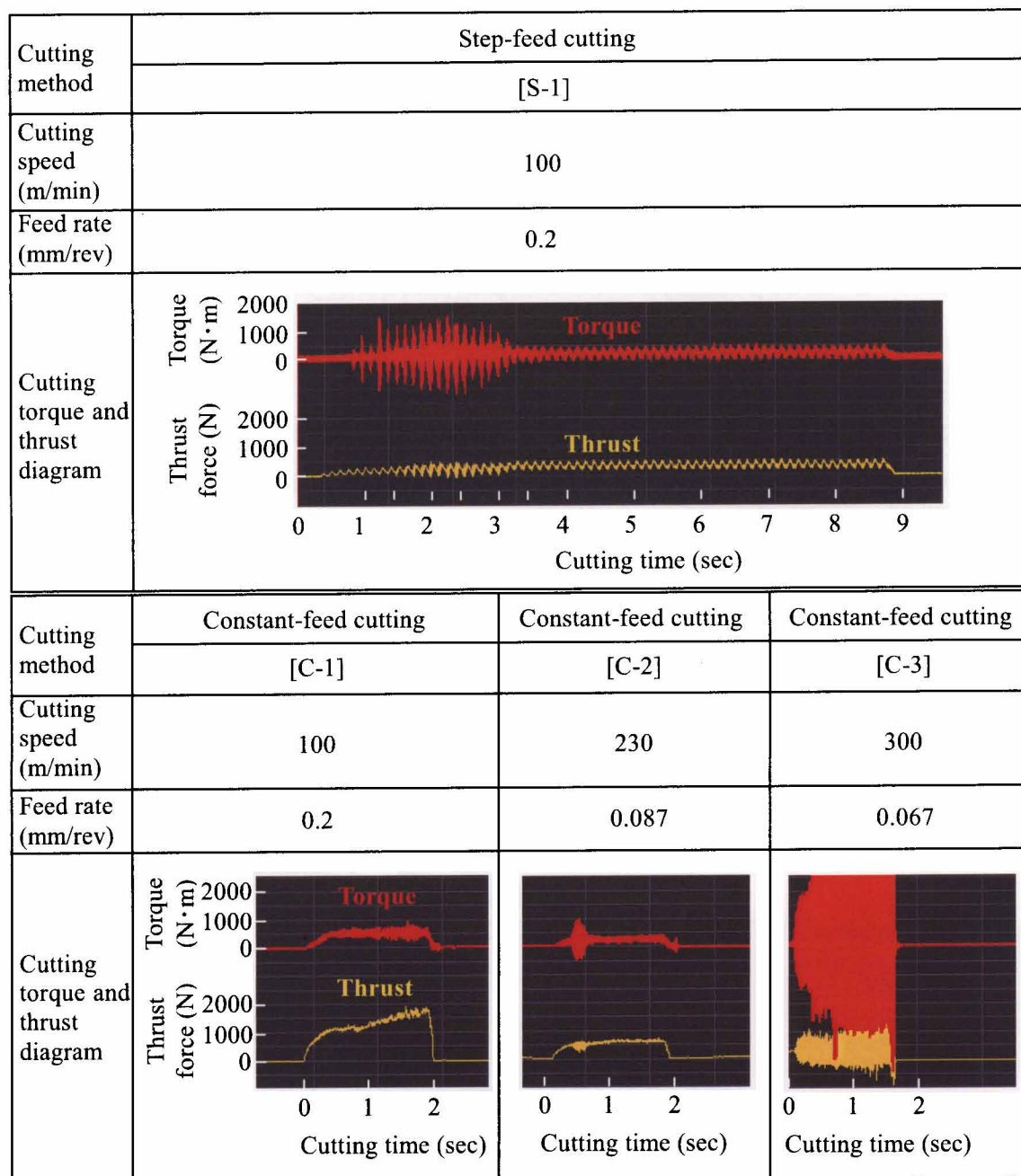
**Fig. 4.13 Relationship between cutting speed and adhesion area on flank face (hole depth 15mm, quantity of mist supplied 5ml/h)**

#### 4.3.2.3 切削抵抗と切りくず排出状況

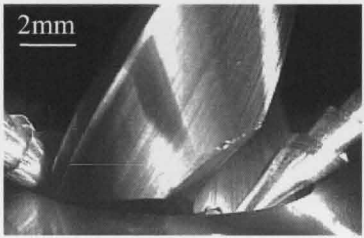
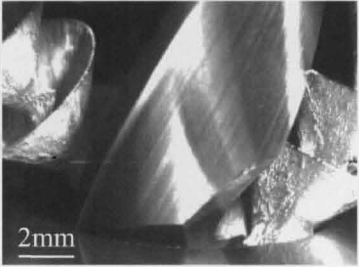
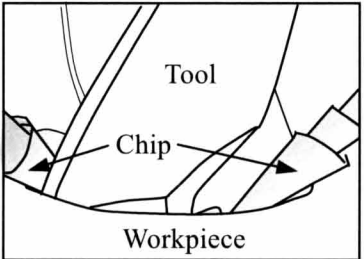
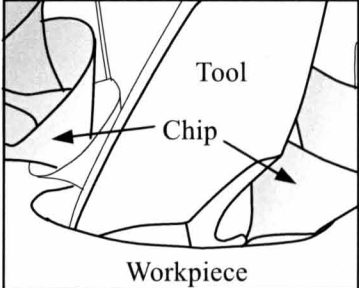
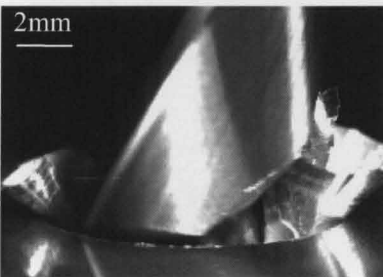
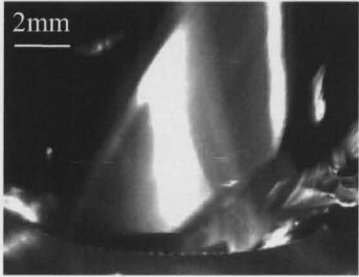
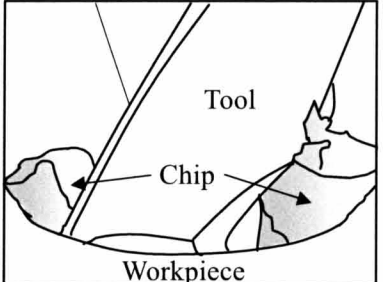
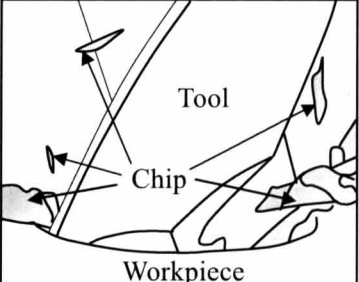
図 4.14 はステップ送り切削 [S - 1]，および一定送り切削 [C - 1]，[C - 2]，[C - 3] にて穴あけ加工した場合の一穴加工中のトルク線図ならびにスラスト線図を示す．線図の上側がトルク線図を，下側がスラスト線図を示す．ステップ送り切削 [S - 1] は一定送り切削 [C - 1] に比べて，穴あけ加工開始時にびびり振動が発生しているが，びびり部を除く最大トルクは  $750\text{N}\cdot\text{m}$  から  $500\text{N}\cdot\text{m}$  へ約 35%，最大スラストは  $1900\text{N}$  から  $500\text{N}$  へ約 75% 減少している．一定送り切削 [C - 1] にて穴あけ加工した場合は加工穴深さが深くなるに伴いトルク，スラストとも上昇しているが，ステップ送り切削 [S - 1] にて穴あけ加工した場合はトルク，スラストともほぼ一定である．一定送り切削 [C - 3] にて穴あけ加工した場合は，一定送り切削 [C - 1] および [C - 2] にて穴あけ加工した場合に比べてトルク，スラストとも変動幅が大きい．これは，一定送り切削 [C - 3] では，びびり振動が発生したためである．一定送り切削 [C - 2] においても，切削開始付近にてわずかのびびり振動波形がみられる．

図 4.15 は，ステップ送り切削 [S - 1]，および一定送り切削 [C - 1]，[C - 2]，[C - 3] にて穴あけ加工した場合の高速カメラによる加工穴深さ 2.5mm 付近での切りくず排出状況の写真を示す．ステップ送り切削 [S - 1] にて穴あけ加工した場合は，切りくずの大きさは小さく，ドリル溝に沿ってスムーズに排出されている．一方，一定送り切削

[C - 1] にて穴あけ加工した場合は、切りくずの大きさは大きく、加工した穴の外周を擦過しながら排出されている。一定送り切削 [C - 2] および [C - 3] にて穴あけ加工した場合は、一定送り切削 [C - 1] にて穴あけ加工した場合と同様、切りくずの大きさは大きく、加工した穴の外周を擦過しながら排出されている。ステップ送り切削にて穴あけ加工した場合は、切りくずが分断され切りくずの大きさが小さく、切りくず排出性が良好となり、このことが溶着面積を低減させる一因となっていると考えられる。



**Fig. 4.14** Cutting torque and thrust diagrams in step-feed cutting and constant-feed cutting (hole depth 15mm, quantity of mist supplied 5ml/h)

Cutting method	Step-feed cutting	Constant-feed cutting
	[S-1]	[C-1]
Cutting speed (m/min)	100	100
Feed rate (mm/rev)	0.2	0.2
Chip discharge		
		
Cutting method	Constant-feed cutting	Constant-feed cutting
	[C-2]	[C-3]
Cutting speed (m/min)	230	300
Feed rate (mm/rev)	0.087	0.067
Chip discharge		
		

**Fig. 4.15 Formation of chip discharge (cutting hole depth 2.5mm, quantity of mist supplied 5ml/h)**

## 4.4 結 言

溶着を抑制する加工方法として二次元切削において断続切削および切込み変動切削を、また穴あけ加工においてステップ送り切削および高速切削を試みた。ここでは高速度カメラを用いて溶着生成状況および切りくず排出状況を観察し、さらに光学顕微鏡による溶着部の観察を行った。その結果、以下の点が明らかになった。

- (1) 二次元切削において断続切削を行うことにより、連続切削に比較して溶着面積が減少し、溶着の発生および成長を遅らせる効果があることが明らかになった。これは非切削時に工具刃先が切削油のミストにより潤滑されやすくなるためと推察される。
- (2) 穴あけ加工においてはステップ送り切削を行うことにより、一定送り切削に比べて工具のすくい面上の溶着面積が約 80%、逃げ面上の溶着面積が約 90%減少する。切りくずは分断され、さらにドリル溝に沿って滑らかに排出されている。切削抵抗に関してはトルクにて約 35%、スラストにて約 75%減少する。
- (3) 穴あけ加工においてびびり振動が発生しない条件では、切削速度が大きくなるに伴い工具のすくい面上および逃げ面上とも溶着面積は減少する。一方、びびり振動が発生する場合は、逃げ面上の溶着面積が増大する。

# 第5章

## 鋼のドライ加工

### 5.1 緒言

鋼のドライ加工は、アルミニウム合金のニアドライ加工に比べて実用化が進んでいるものの、ホブ切りのドライ加工では切削機構そのものの解明が不十分である。さらに、旋削のドライ加工では、ドライ化に伴う切りくず折断性悪化の課題が生じている。

ホブ切りにおいては、従来から不水溶性切削油剤を使用した加工が実施されており、環境に考慮した不水溶性切削油 [5-1,5-2,5-3]、水溶性切削油 [5-4] の研究がなされてきた。最近では、超硬ホブによる高速ドライ歯切り加工 [5-5] および耐熱性や耐摩耗性に優れたコーティングを施した高速度鋼ホブによるドライ加工の研究が進んでいる。特に、高速度鋼コーテッドホブは超硬ホブに比べて靱性が高くチップングが少ないため、高速度鋼コーテッドホブによるドライ加工は実用化が進んでいる。クレーター摩耗の挙動の基礎研究 [5-6]、およびコーティング膜 [5-7] やホブ材質 [5-8,5-9,5-10] や被削材 [5-11] や切削条件 [5-12,5-13] がクレーター摩耗におよぼす影響が報告されている。各種コーテッド被膜 [5-14] についての研究報告もある。ホブ切りのドライ加工における切りくず処理に関しては、切りくずのかみこみ、および切りくずの生成機構の観察と解析に関する研究 [5-15,5-16,5-17]、シミュレーションに関する研究 [5-18,5-19] が報告されている。ホブ切りは断続切削のため加工中に切れ刃が被削材と接触しない時間があり、切削温度、切りくず排出性の観点から穴あけ加工に比べてドライ加工の適用には有利である。しかし、ホブ切りのドライ加工は、ホブ盤や工具材やコーティング材などの実用化が先行しており、ホブ切りにおける切削機構そのものの解明が遅れている。

他方、旋削における切りくず処理においては、切りくず折断のためのチップブレーカーに関する研究 [5-20,5-21] および切削送り方向に振動させる切削方式に関する研究 [5-22] が報告されているが、チップブレーカーでは広範囲な切削条件での対応が難しい。ドライ加工では工具摩耗増大や切削温度上昇や切りくず延性増大により切りくず折断性が悪化する。切りくず分断のための切削送り方向の振動切削では、振動波形に正弦波を用いる場合は、通常切削に比べて加工面粗さが悪化する課題がある。

本章では、まずホブ切りのドライ加工について述べる。工具摩耗および加工歯面上の



切りくず凝着に関して実験的に検討し、ホブ切りにおける切削現象を明らかにすることで実用化への指針を提示する。工具摩耗に関しては、切削速度が逃げ面摩耗およびすくい面摩耗におよぼす影響を、特に、すくい面摩耗については詳細に解析する。いずれも、ウェット加工とドライ加工の両方について検討している。加工歯面上の切りくず凝着に関しては、切りくず生成過程が加工歯面上の切りくず凝着におよぼす影響、および切りくず発生量と歯丈係数が加工歯面上の切りくず凝着におよぼす影響について検討している。

次に、旋削のドライ加工で必要な切りくず分断技術について述べる。ドライ加工においても切削熱の影響を受けずに確実に切りくず分断が可能な送り方向振動切削方式を提案する。これまでに報告された送り方向振動切削は、モーターの回転でカムを回転させバイトホルダを送り方向に振動させる方式であり、振動波形は正弦波形となるため加工面の理論仕上面粗さが悪化する課題がある。理論仕上面粗さ向上のため正弦波形に代わるのこぎり波形を発生させる機構を考案し、切削実験により切りくず分断状況および加工仕上面粗さを検証している。

## 5.2 ホブ切りのドライ加工

### 5.2.1 ウェット加工とドライ加工の工具摩耗

#### 5.2.2.1 実験方法と実験条件

実験に用いた歯車の諸元を表 5.1 に示す。被削歯車はモジュール 2.43、材質 SCr420 の自動車用歯車である。ホブの諸元を表 5.2 に示す。ホブは材質が SKH55 相当のソリッドホブである。ホブのすくい面は工具寿命に達すると再研削して使用する。このためすくい面にはコーティングは無く、逃げ面のみに TiAlN コーティングを施している。切削条件を表 5.3 に示す。切削速度は 100~200m/min の範囲で切削長 60.8m までホブ上の切削点を変えないで切削した。工具摩耗は、図 5.1 に示すように逃げ面摩耗幅とクレータ深さを測定した。工具摩耗を測定した切刃は、ウェット加工でクレータ深さが最大となる切刃とした。切りくずは図 5.2 に示すように工具のすくい面との接触面側から観察した。

**Table 5.1 Specifications of gear**

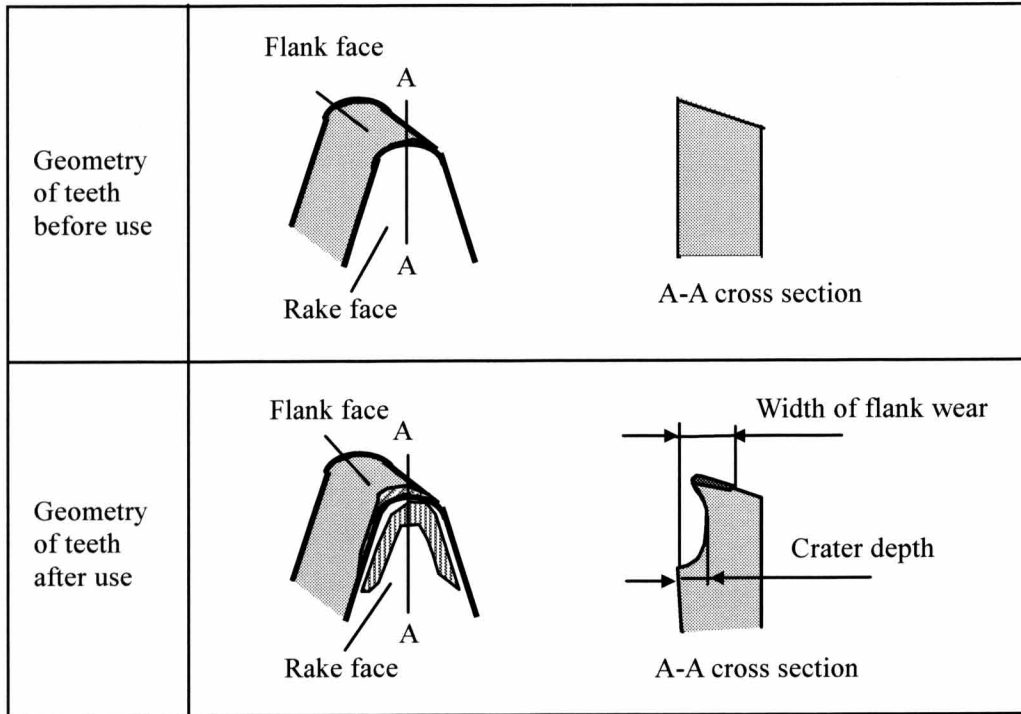
Module	2.43	Outside diameter	210.5
Pressure angle	20°30'	Whole deptht	6.197
Number of teeth	74	Face width	33
Helix angle	28° (RH)	Material	SCr420

**Table 5.2 Specifications of hob**

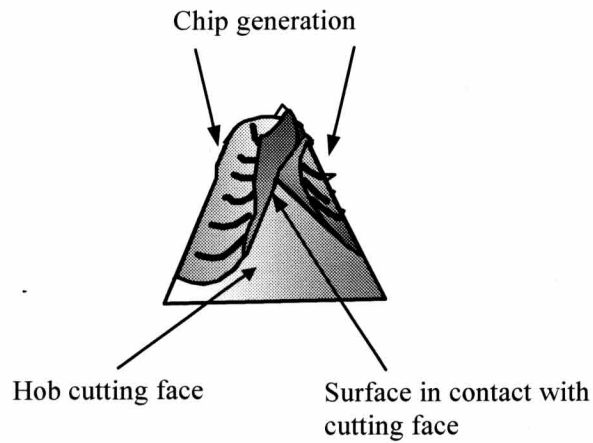
Module	2.4	Outside diameter	φ 93
Pressure angle	20°	Number of gash	16
Lead angle	6°31' (RH)	Number of thread	4
Material	High speed steel equivalent to SKH55 with TiAlN coated on flank face		

**Table 5.3 Cutting conditions**

Cutting speed	100, 150, 200 m/min	Cutting oil	Dry, Wet (non-water-soluble)
Feed rate	3.0 mm/rev climb hobbing	Hobbing machine	Kashifuji KH250H



**Fig. 5.1 Geometry of teeth before and after use and position of hob wear measurement**



**Fig. 5.2 Schematic illustration of chip generation on hob cutting face**

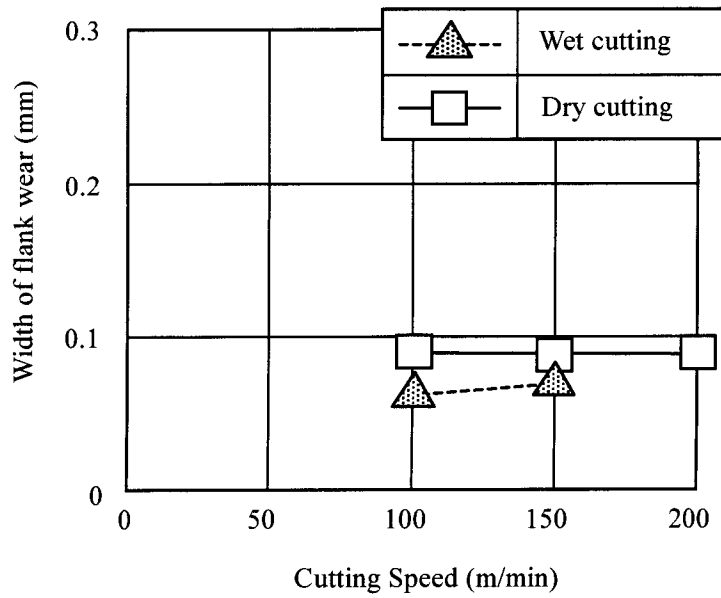
## 5.2.1.2 実験結果と考察

### 5.2.1.2.1 工具摩耗におよぼす切削速度の影響

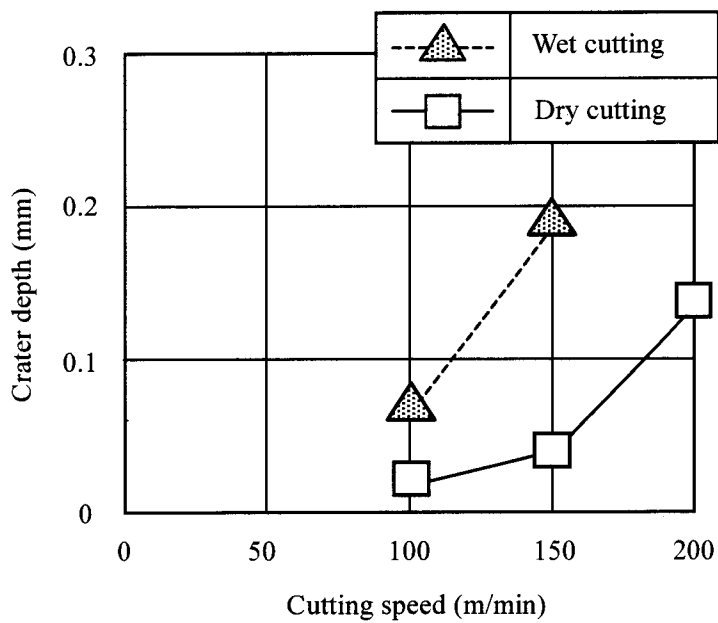
切削速度が逃げ面摩耗幅におよぼす影響を図 5.3 に、切削速度がクレータ深さにおよぼす影響を図 5.4 に示す。逃げ面摩耗幅は、ウェット加工およびドライ加工ともに切削速度の影響を受けずほぼ一定である。摩耗幅は、ウェット加工において  $0.06\text{mm}\sim 0.07\text{mm}$  であるのに対しドライ加工では  $0.09\text{mm}$  でありいずれも実用上問題ない。これは逃げ面に施した TiAlN コーティング膜が耐熱性、耐摩耗性に優れているため、切削速度の影響が小さいと考えられる。これに対し、クレータ深さはウェット加工およびドライ加工ともに切削速度の増加に伴い増加している。ドライ加工ではウェット加工に比べてクレータ深さが小さく切削速度に対する増加割合も小さい。切削速度  $100\text{m/min}$  ではクレータ深さはウェット加工における  $0.07\text{mm}$  に対して、ドライ加工では  $0.02\text{mm}$  である。切削速度  $150\text{m/min}$  ではクレータ深さはウェット加工において  $0.19\text{mm}$  に対して、ドライ加工では  $0.04\text{mm}$  であり、切削速度が高い方がウェット加工とドライ加工におけるクレータ深さの差が大きくなっている。また、ドライ加工では切削速度  $200\text{m/min}$  でもクレータ深さが  $0.14\text{mm}$  であり、ウェット加工における切削速度  $150\text{m/min}$  のクレータ深さよりも小さくなっている。

図 5.5 に、切削速度  $100\text{m/min}$  と  $150\text{m/min}$  でのウェット加工とドライ加工におけるホブのすくい面摩耗部の写真、およびホブのすくい面摩耗部の断面形状を示す。ウェット加工ではクレータ深さが大きく、刃先からのすくい面摩耗領域が広く、切りくずとの接触距離も長いと考えられる。ホブのすくい面摩耗部表面を観察すると、ウェット加工では切りくずによる擦過痕がみられるのに対し、ドライ加工では梨地状の面になっている。切りくず擦過痕および梨地状面ともに、切削速度  $150\text{m/min}$  の方が切削速度  $100\text{m/min}$  に比べて顕著にあらわれている。ウェット加工でみられる擦過痕は、切りくずがすくい面上を流出する際に発生したものであり、切りくずとホブのすくい面が直接接触していることを示している。一方、ドライ加工でみられる梨地状面は擦過痕がみられないことから、切りくずとすくい面が直接接触しておらず、切りくずとすくい面の間に介在物が存在していると推定される。

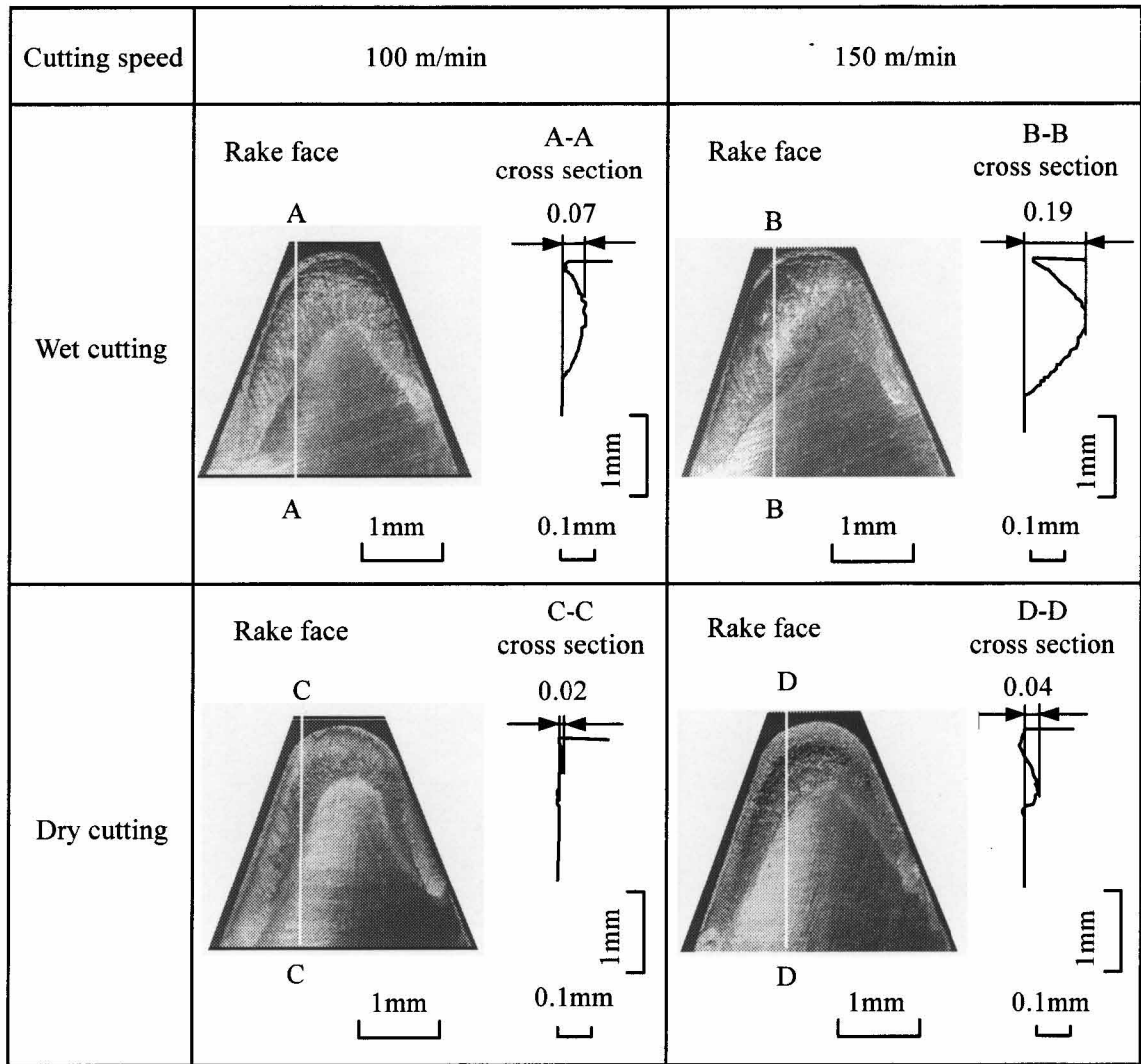
図 5.6 は、切削速度  $100\text{m/min}$  および  $150\text{m/min}$  でのウェット加工とドライ加工におけるホブのすくい面と接触している側の切りくず表面写真を示す。ドライ加工においては、切りくずは青白く金属光沢がありウェット加工に比べて切削温度が高いと推定される。切りくずのカーブ半径は、ドライ加工の方がウェット加工の場合よりも小さくすくい面との接触距離が短い。これは、図 5.5 にて、ホブのすくい面摩耗部の刃先からのすくい面摩耗領域が狭いことと対応している。







**Fig. 5.3 Relationship between cutting speed and width of flank wear (feed rate 3.0 mm/rev, no shift, cutting length 60.8 m)**



**Fig. 5.4 Relationship between cutting speed and crater depth (feed rate 3.0 mm/rev, no shift, cutting length 60.8 m)**



**Fig. 5.5** Photographs of hob rake face wear and cross section of rake face wear (feed rate 3.0 mm/rev, no shift, cutting length 60.8 m)

Cutting speed	100 m/min	150 m/min
Wet cutting		
Dry cutting		

**Fig. 5.6** Photograph of chip surface (feed rate 3.0 mm/rev, no shift, cutting length 60.8 m)

### 5.2.1.2.2 ホブのすくい面摩耗部と切りくずの観察

図 5.7 は、切削速度 150m/min におけるウェット加工とドライ加工におけるホブのすくい面摩耗部の断面 SEM 写真を示す。ドライ加工ではすくい面摩耗の表面に凝着物の付着がみられる。図 5.5 におけるすくい面摩耗部の梨地状表面は凝着物の付着と考えられる。凝着物の EPMA 分析では Fe, Si, Mn, Cr が検出されており、切りくずが凝着しているものと考えられる。ウェット加工では凝着物は観察されなかった。

図 5.8 は、ウェット加工とドライ加工での切削速度 150m/min における切りくずの表面写真と断面写真を示す。ドライ加工で得られた切りくず断面には、ホブのすくい面摩耗部にみられた凝着物が観察された。ウェット加工の場合は、ホブのすくい面摩耗部と同様切りくずにも凝着物は観察されなかった。凝着物の発生は切削温度に関係していると推定される。

以上の観察結果より、ドライ加工では、ホブのすくい面と切りくずのホブとの擦過面に生成された凝着物がホブのすくい面を保護し、すくい面摩耗の発生および成長を抑制していると考えられる。一方、ウェット加工ではホブのすくい面に凝着物は生成しておらず、すくい面摩耗の発生および成長の抑制はみられなかった。図 5.4 に示すように、ウェット加工ではすくい面の切削温度が高くなることによりクレータ深さが大きくなるのに対し、ドライ加工においては切削速度 150m/min においても凝着物によるすくい面の保護が有効に作用することでクレータ深さの増加が少ないと考えられる。

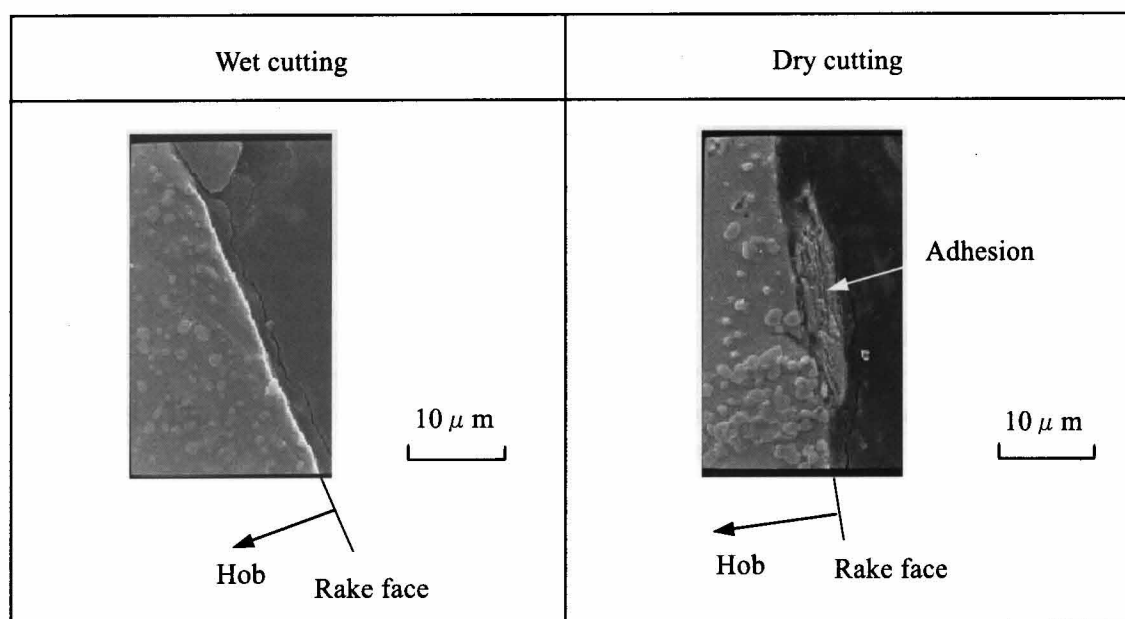
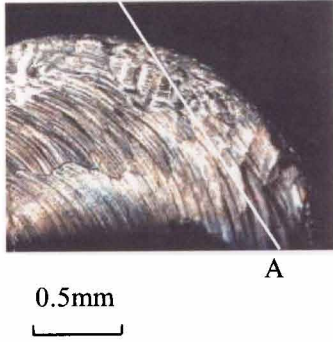

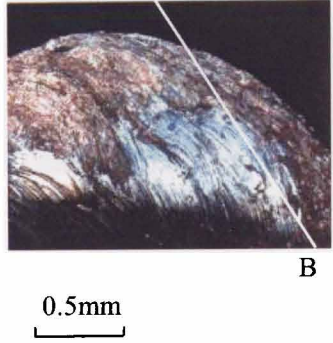



Fig. 5.7 SEM photographs of cross section of hob rake face wear (cutting speed 150 m/min, feed rate 3.0 mm/rev, no shift, cutting length 60.8 m)



	Chip surface in contact with tool	Cross section of chip
Wet cutting	 <p>A</p> <p>0.5mm</p> <p>A</p>	<p>A-A cross section</p> <p>No adhesion</p>  <p>20 μm</p> <p>Chip</p>
Dry cutting	 <p>B</p> <p>0.5mm</p> <p>B</p>	<p>B-B cross section</p>  <p>20 μm</p> <p>Chip</p> <p>Adhesion</p>

**Fig. 5.8** Chip surface and cross section of chip (cutting speed 150 m/min, feed rate 3.0 mm/rev, no shift, cutting length 60.8 m)

## 5.2.2 加工歯面上の切りくず凝着におよぼす切りくず生成過程

### 5.2.2.1 実験方法と実験条件

実験に用いた歯車の諸元を表 5.4 に示す。被削歯車はモジュール 2.45、材質 SCr420 の自動車用歯車である。ホブの諸元を表 5.5 に示す。ホブの材質は SKH55 相当のソリッドホブであり、逃げ面のみに TiAlN コーティングを施している。切削条件を表 5.6 に示す。切削速度は 115m/min で送りは 1.6mm/rev である。加工歯面上の切りくず凝着を光学顕微鏡による表面観察と断面観察によって行った。

**Table 5.4 Specifications of gear**

Module	2.45	Outsidediameter	159.55
Pressure angle	15°	Whole depth	8.924
Number of teeth	51	Face width	20
Helix angle	34° (RH)	Material	SCr420

**Table 5.5 Specifications of hob**

Module	2.45	Outside diameter	φ 98
Pressure angle	15°	Number of gash	12
Lead angle	31° 9' (RH)	Number of thread	4
Material	High speed steel equivalent to SKH55 with TiAlN coated on flank face		

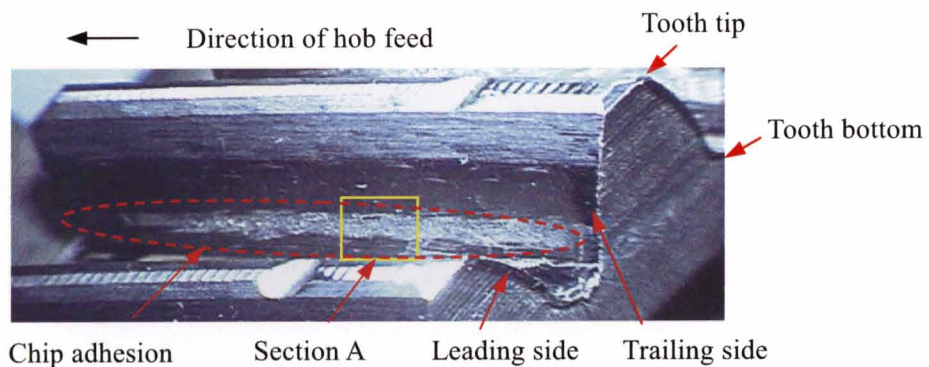
**Table 5.6 Cutting condition**

Cutting speed	115 m/min	Cutting oil	Dry
Feed rate	1.6 mm/rev Climb hobbing	Hobbing machine	Kashifuji KH200

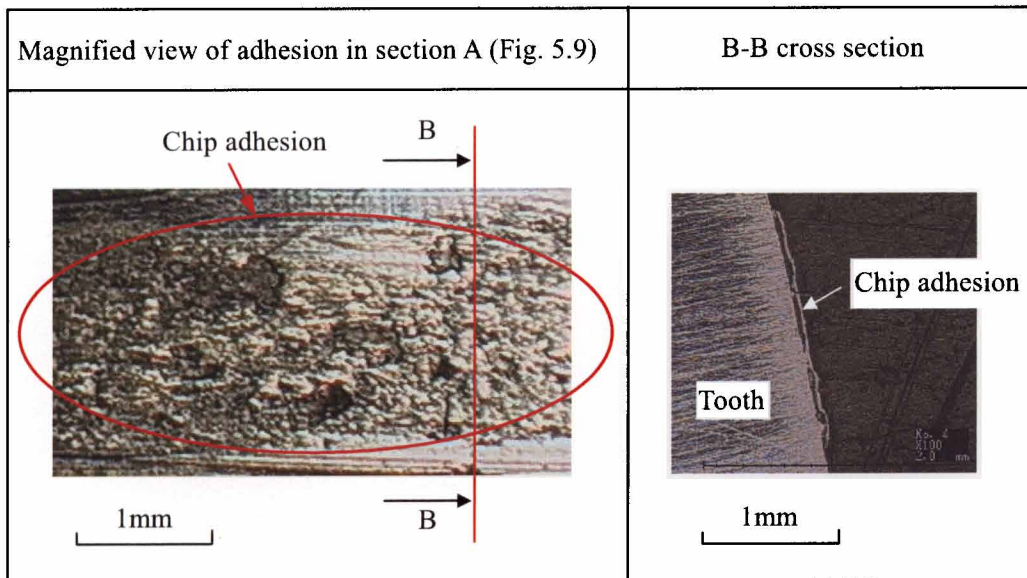
### 5.2.2.2 実験結果と考察

#### 5.2.2.2.1 切りくず凝着部の観察

図 5.9 に加工歯面上の切りくず凝着部の写真を示す。歯面のトレーリング側の歯元付近に歯すじ方向に沿って切りくずが凝着している。図 5.10 に、歯車加工歯面上の切りくず凝着部の表面拡大写真と断面写真を示す。図 5.10 の左側の写真は、図 5.9 の A 部の拡大写真である。図 5.10 の右側の写真は、図 5.10 の左側の写真の B-B 断面写真である。図 5.9, 図 5.10 より、梨地状の領域は歯車の加工表面上に切りくずが凝着している部分であることが確認できる。この凝着は、歯車の全歯面で同じ場所に規則正しく発生していることから、切りくずの生成機構、すなわちホブ切れ刃上での切りくず生成部とその位置での切りくず形状と関係があると考えられる。



**Fig. 5.9** Photograph of chip adhesion on tooth surface  
(cutting speed 115m/min, feed rate 1.6mm/rev)



**Fig. 5.10** Surface and cross section of chip adhesion on tooth surface  
(cutting speed 115 m/min, feed rate 1.6 mm/rev)

### 5.2.2.2.2 切りくず凝着の発生機構

切りくずの凝着が歯底に近い歯面に発生していることから、ホブ切り数値解析法 [5-23] を応用した切りくず解析プログラムを用いて、歯底の切りくず生成状態を計算した。切りくず生成状態の解析結果を図 5.11 に示す。切りくずが生成される領域をホブの歯形と被削歯車の歯幅の位置であらわしている。切削開始の A 点では切りくずはホブのトレーリング側から生成され、次にホブ刃先から発生する。切削終了の B 点ではリーディング側からのみ切りくずが生成される。

図 5.12 は、切削開始から切削終了までの切りくず生成状況と凝着発生機構を推定した模式図を示す。切削開始時にてトレーリング側から切りくずが生成し始める。この切りくずは、切削中間時の歯底の切削で大きく成長する。切削終了時にはトレーリング側では切りくずは生成されず、リーディング側からのみ切りくずが生成される。これにより、切削終了時にリーディング側から生成された切りくずが切削開始時のトレーリング側から生成された切りくずをトレーリング側の仕上げ歯面に押付けることにより、凝着が発生するものと推定している。図 5.13 には、切削終了時における実際に発生した切りくずと歯車の写真を示す。

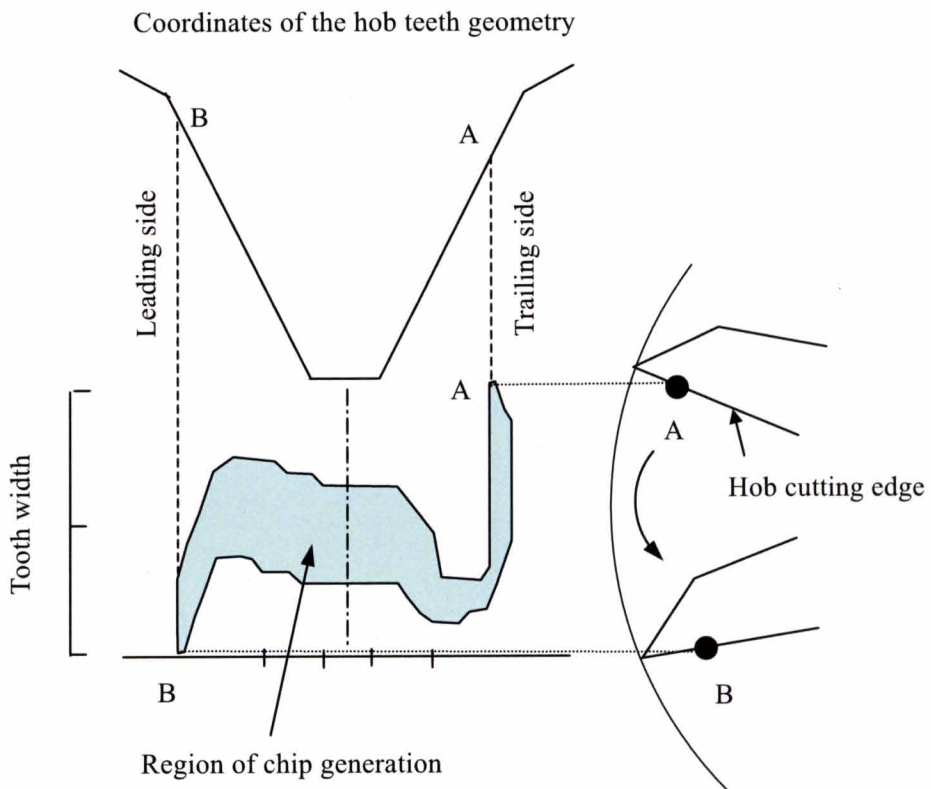
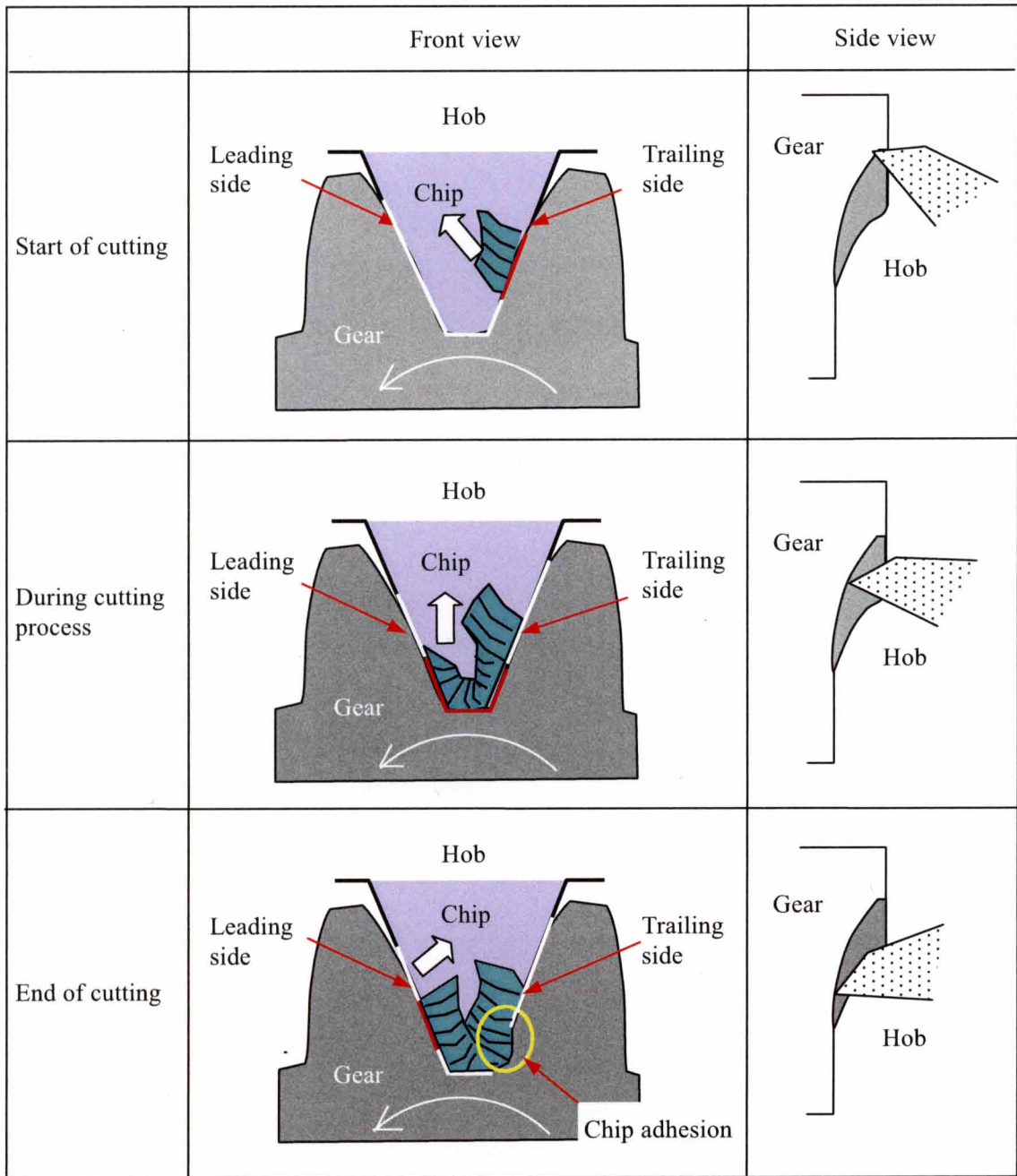
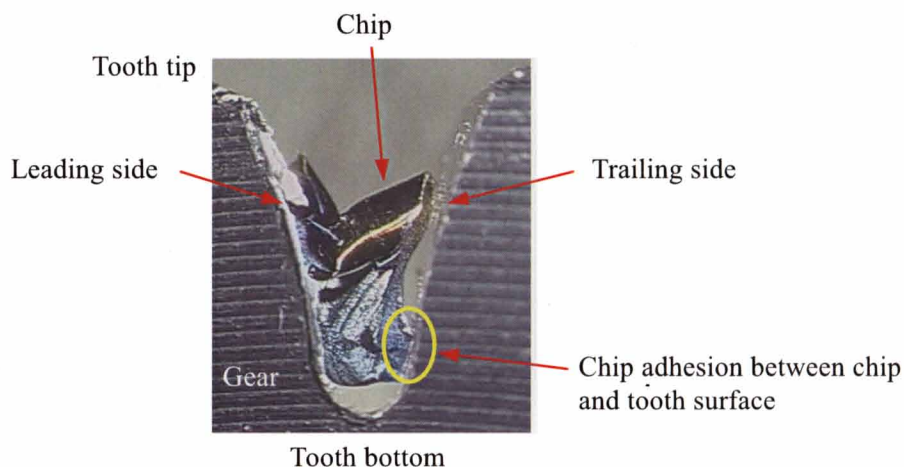


Fig. 5.11 Analysis of chip geometry



**Fig. 5.12 Schematic illustration of adhesion generation mechanism**

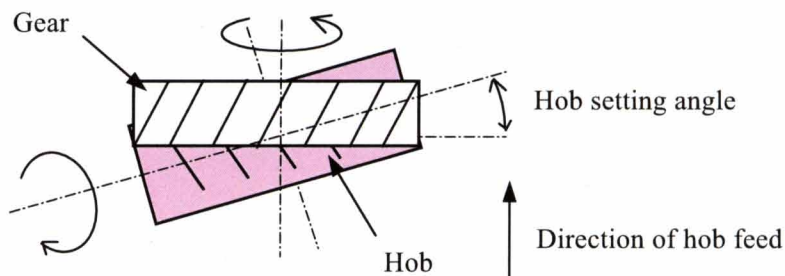


**Fig. 5.13 Photograph of chip and gear tooth at end of cutting (cutting speed 115 m/min, feed rate 1.6 mm/rev)**

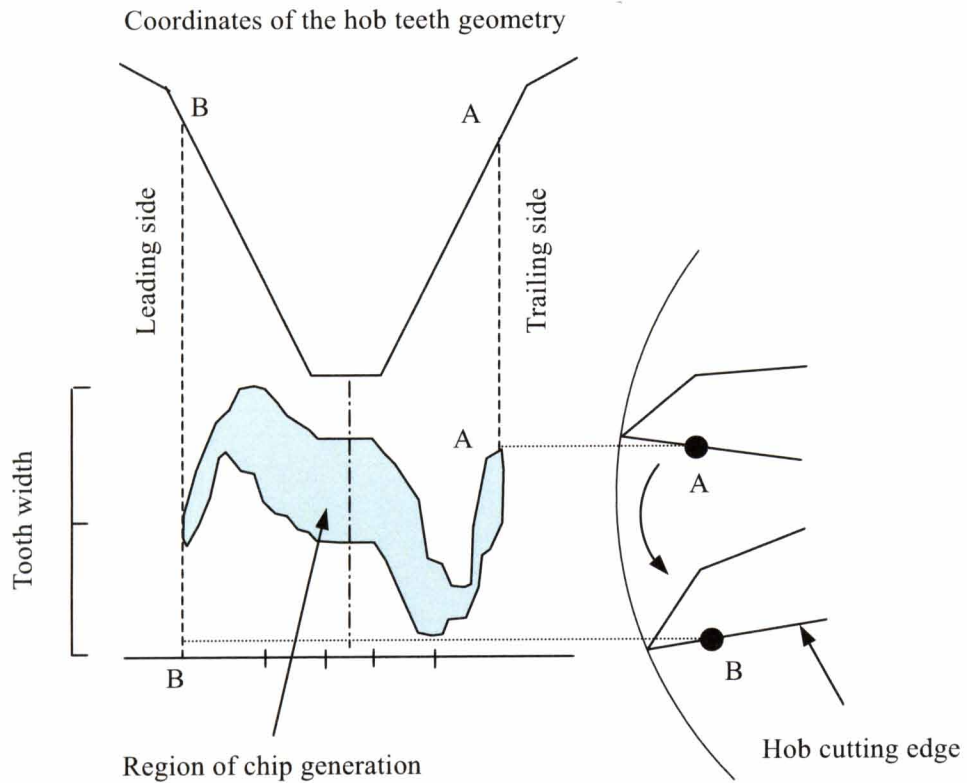
#### 5.2.2.2.3 切りくず凝着の発生機構の検証

加工歯面上の切りくず凝着の発生機構を検証するため、切削終了時のリーディング側からの切りくず発生を無くせるホブ切り法を検討した。すなわち、図 5.14 に示すホブセット角を変更することにより、切りくず生成状況が変化する。具体的には、ホブセット角を  $27^{\circ} 51'$  から  $29^{\circ} 51'$  へ変更したときの切りくず形状解析結果 (図 5.15) から明らかのように、ホブセット角  $27^{\circ} 51'$  では、切削終了時にリーディング側から発生していた切りくずがホブセット角  $29^{\circ} 51'$  では、切削終了時にリーディング側からはほとんど発生していないことがわかる。

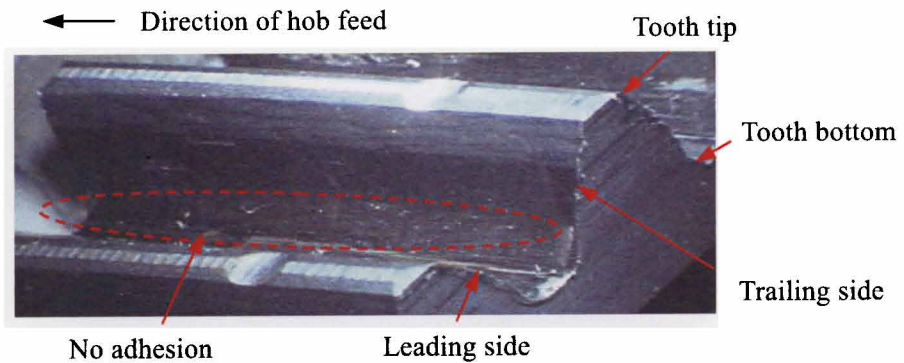
ホブセット角  $29^{\circ} 51'$  にてホブ切りした場合の加工歯面写真を図 5.16 に示す。ホブセット角  $27^{\circ} 51'$  ではトレーリング側の歯元付近に切りくず凝着が発生していたが (図 5.9)、ホブセット角  $29^{\circ} 51'$  では切りくず凝着が発生しておらず、凝着の発生機構の推定が正しいと考えられる。



**Fig. 5.14 Hob setting angle**



**Fig. 5.15 Analysis of chip geometry after change of hob setting angle**



**Fig. 5.16 Photograph of no adhesion on tooth surface after change of hob setting angle (cutting speed 115 m/min, feed rate 1.6 mm/rev)**

## 5.2.3 加工歯面上の切りくず凝着におよぼす切りくず発生量と歯丈係数の影響

### 5.2.3.1 実験方法と実験条件

切りくず凝着は、歯溝内での切りくず発生量と歯溝からの切りくず排出のしやすさが影響していると考えられる。歯溝内の切りくず発生量の指標としてピッチ円と歯元との領域（図 5.17）で発生する平均切りくず厚さ $=$ (ピッチ円と歯元の間で発生する切りくず体積) $/$ (ピッチ円と歯元との歯溝面積) を考える。切りくず発生領域をピッチ円と歯元の間としたのは、歯元付近で発生する切りくずが、歯先付近で発生する切りくずと比較して直接、凝着発生に影響すると考えたことによる。切りくず体積は、切りくず解析プログラムを用いて切りくず長さ $\times$ 切りくず厚さの積で算出する。

切りくず排出のしやすさをあらわす指標として歯丈係数 $=$ 歯丈 $/$ モジュールを考える。図 5.18 は、歯丈係数（歯丈 $/$ モジュール）が大きい場合と小さい場合の歯車模式図を示す。歯丈係数が大きいほど歯溝形状は細長く、切削後の切りくずが排出されにくくなると考えられる。反対に、歯丈係数（歯丈 $/$ モジュール）が小さいほど歯溝形状は広く浅くなり、切りくずが排出されやすくなると考えられる。

歯丈係数、およびピッチ円と歯元の間で発生する平均切りくず厚さが異なる歯車を用いて、ドライ加工での切りくず凝着発生の有無を検討した。実験に用いた被削歯車は、モジュール 1.75 $\sim$ 2.5、圧力角 15 $^{\circ}$   $\sim$ 20 $^{\circ}$ 、材質 SCr420 の自動車用歯車である。切削条件は切削速度 100 $\sim$ 150m/min、送り 2.0 $\sim$ 3.0mm/rev である。ホブは材質 SKH55 相当のソリッドホブで、ホブすくい面にはコーティングは無く逃げ面のみ TiAlN コーティングを施している。

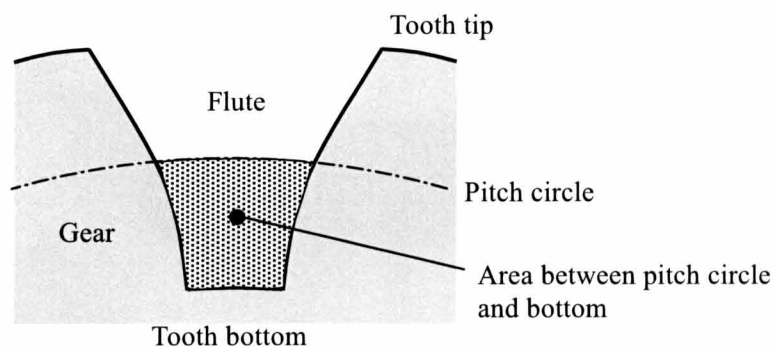
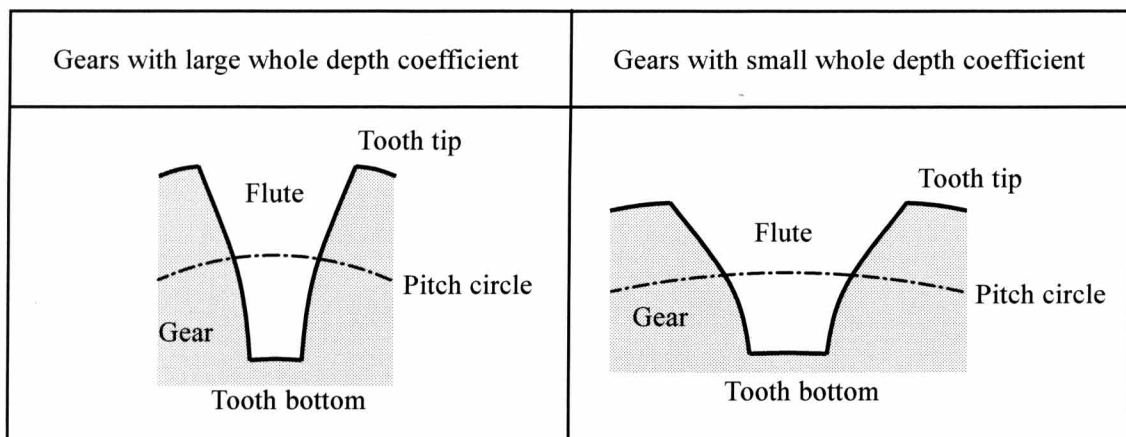


Fig. 5.17 Region for calculation of chip generation volume

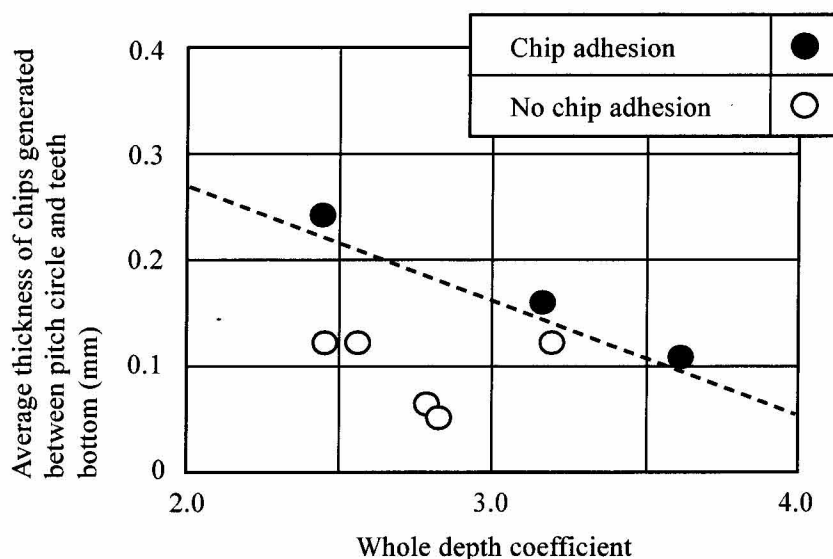




**Fig. 5.18 Schematic illustration of gears with large and small whole depth coefficients (whole depth /module)**

### 5.2.3.2 実験結果と考察

図 5.19 に、切りくず凝着発生状況におよぼす歯丈係数と平均切りくず厚さの影響を示す。同図より、凝着発生領域が破線により明確に識別出来ることがわかる。破線より右上側では切りくず凝着が発生し、左下側では切りくず凝着は発生しない。すなわち、歯丈係数が大きい場合は、平均切りくず厚さが小さくなくても切りくず凝着が発生し、歯丈係数が小さい場合は、平均切りくず厚さが大きくても切りくず凝着は発生しないことがわかる。



**Fig. 5.19 Effect of whole depth coefficient and average chip thickness on chip adhesion generation**

## 5.3 鋼の旋削加工における振動切削による切りくず分断技術

### 5.3.1 振動波形と切りくず分断機構

図 5.20 は、旋削加工において送り速度を振動方向に変化させる振動切削における切りくず分断機構の模式図を示す。工具の刃先は送り方向に振動する。被削材の 1 回転目と 2 回転目において工具の刃先振動の位相を  $180^\circ$  ずらすことにより切りくず厚みがゼロの部分が発生し、切りくずを確実に分断することができる。被削材 1 回転あたりの切りくず分断数  $Z$  は、被削材の回転数を  $N \text{min}^{-1}$ 、振動切削の振動数を  $F \text{Hz}$  とすると

$$Z = 2F / (N / 60) \quad (5-1)$$

とあらわせる。

図 5.21 は、振動波形に正弦波形を用いた場合の加工部表面における工具刃先の軌跡線図を示す。波形の振動振幅を  $f_a$  とすると、切りくず分断条件である切りくず厚みがゼロの部分が発生させるためには、機械の切削送り  $f_m$  は

$$f_m \leq f_a \quad (5-2)$$

である必要がある。ここでは、 $f_m$  を最大化するために

$$f_m = f_a \quad (5-3)$$

とする。このとき、切削の実最大送り  $f_{\max}$  は

$$f_{\max} = 2f_a \quad (5-4)$$

となる。

理論仕上面粗さ  $R_{\max}$  は、振動振幅  $f_a$  と工具刃先のノーズ半径  $R$  を用いて

$$R_{\max} = f_{\max}^2 / 8R = 4 \cdot (f_a^2 / 8R) \quad (5-5)$$

とあらわすことができる。正弦波形を用いた振動切削では、振動無し切削に比べて理論仕上面粗さは 4 倍に悪化する。理論仕上面粗さを向上させるための振動波形として、切削の実最大送り  $f_{\max}$  を小さくすることが可能なのこぎり波形を検討する。

図 5.22 は、のこぎり波形による振動切削の工具刃先軌跡線図を示す。この図より切削の実最大送り  $f_{\max}$  は機械の切削送り  $f_m$ 、すなわち振動振幅  $f_a$  と同じとなる。このため、理論仕上面粗さ  $R_{\max}$  は

$$R_{\max} = f_{\max}^2 / 8R = f_a^2 / 8R \quad (5-6)$$

となり、振動無し切削と同じ理論仕上面粗さを確保することが可能となる。以下この波形を完全のこぎり波形と定義する。

図 5.23 は完全のこぎり波形と不完全のこぎり波形の模式図を示す。のこぎり波形の形状をあらわす指標として、のこぎり波形の山頂までの時間  $t_1$  と振動周期  $T$  との比  $t_1 / T$

をのこぎり形状係数  $\alpha$  と定義する。完全のこぎり波形では、のこぎり形状係数は  $\alpha = 1$  である。不完全のこぎり波形では、のこぎり形状係数は  $0 < \alpha < 1$  であり、 $T = t_1 + t_2$  である。完全のこぎり波形での理論仕上面粗さは振動無し切削の理論仕上面粗さと同じであるが、不完全のこぎり波形の理論仕上面粗さはのこぎり形状係数によって変化する。

図 5.24 に、不完全のこぎり波形による振動切削の工具刃先軌跡線図を示す。この図より、切削の実最大送り  $f_{\max}$  は、

$$f_{\max} = f_a \cdot (1 + t_2 / t_1) = f_a \cdot (T / t_1) \quad (5-7)$$

とあらわせる。ここで

$$T / t_1 = 1 / \alpha \quad (5-8)$$

であるため、式 (5-7) は

$$f_{\max} = f_a / \alpha \quad (5-9)$$

となる。切削の実最大送り  $f_{\max}$  は、振動振幅  $f_a$  に比例し、のこぎり形状係数  $\alpha$  に反比例することがわかる。

したがって不完全のこぎり波形の理論仕上面粗さは、

$$R_{\max} = f_{\max}^2 / 8R = (f_a / \alpha)^2 / 8R \quad (5-10)$$

となる。理論仕上面粗さ向上のためには、振動振幅  $f_a$  を小さく、のこぎり形状係数  $\alpha$  を大きくすればよいことがわかる。

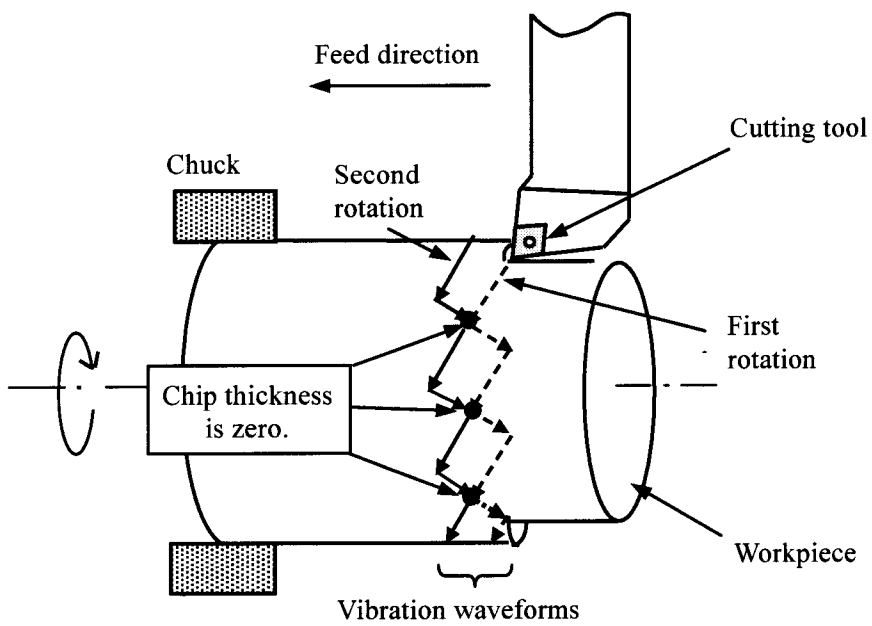
のこぎり波形を発生させるためには、振動加振のためのアクチュエータおよび振動を工具刃先に付与するためのバイトホルダが必要である。図 5.25 に振動バイトホルダの模式図を示す。バイトホルダの A 点を加振点とし、加振力  $F_v$  は圧電素子で付与する。バイトホルダは肉部の中央部付近を除去し、リンク部  $R_0$  を支点とする長さ  $L$  の平行バネ機構としている。このバネ力がホルダを振幅原点に戻す復元力となる。リンク部  $R_0$  とバイトホルダの A 点の距離を  $L_1$ 、およびバイトホルダの A 点とリンク部  $R_b$  の距離を  $L_2$  とする。バイトホルダの加振点である A 点の変位量を  $X_a$  とすると、リンク部  $R_b$  の変位量  $X_b$  は

$$X_b = X_a \cdot (L / L_1) \quad (5-11)$$

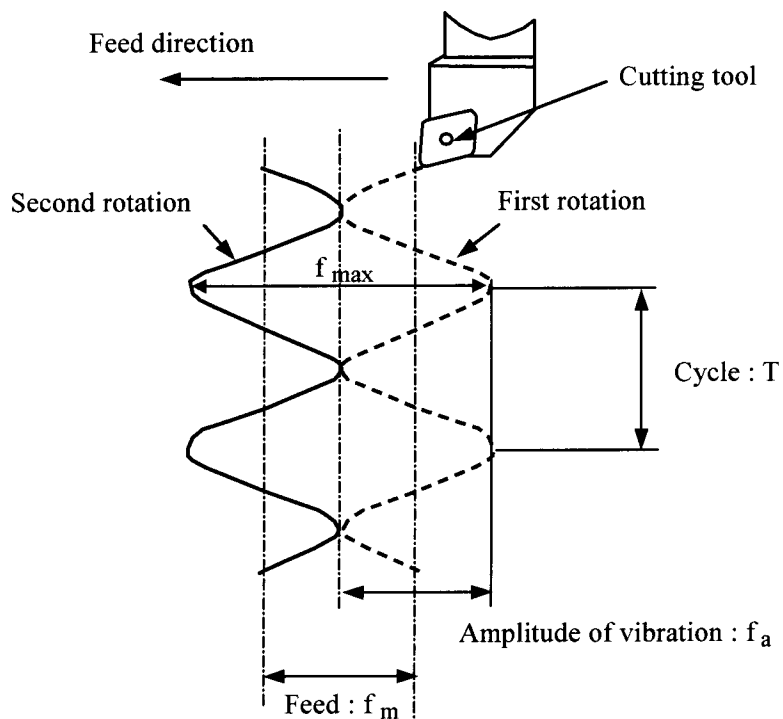
とあらわせる。刃先での振動振幅が加振点  $X_a$  に対して  $L / L_2$  倍の増幅となることがわかる。工具刃先部 T 点の変位量  $X_t$  はリンク部  $R_b$  と同じであるため

$$X_t = X_a \cdot (L / L_1) \quad (5-12)$$

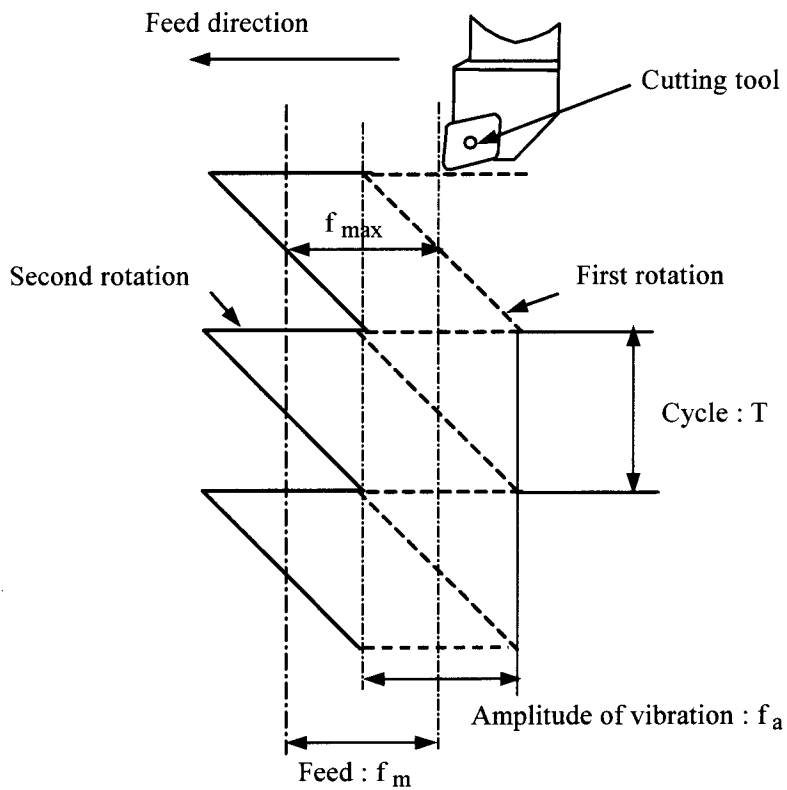
とあらわせる。



**Fig. 5.20** Schematic illustration showing chip fragmentation in vibratory cutting with oscillations in feed direction



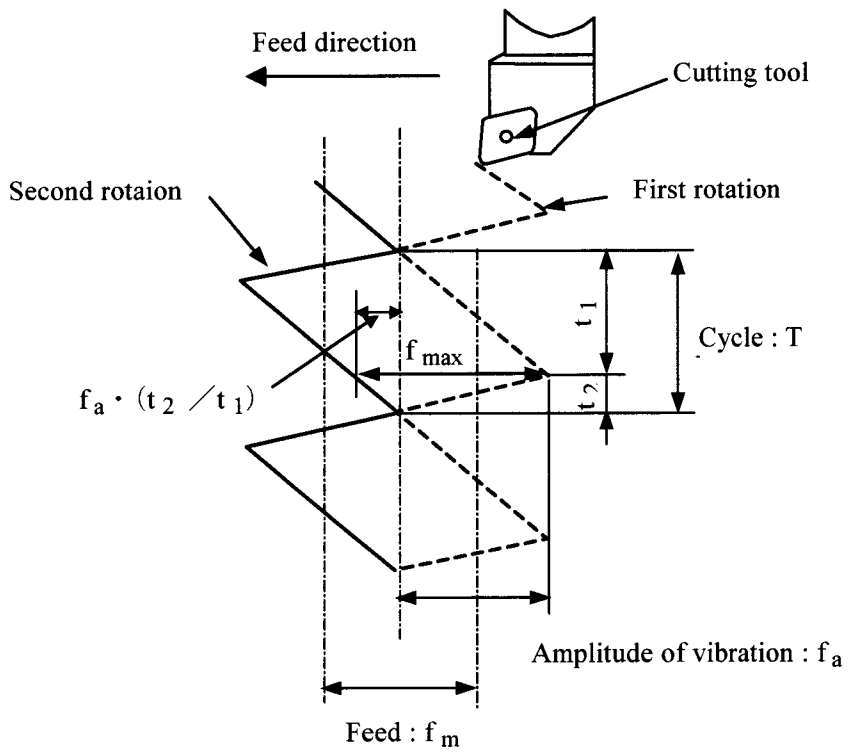
**Fig. 5.21** Locus chart of cutting edge in vibratory cutting with sine wave oscillations



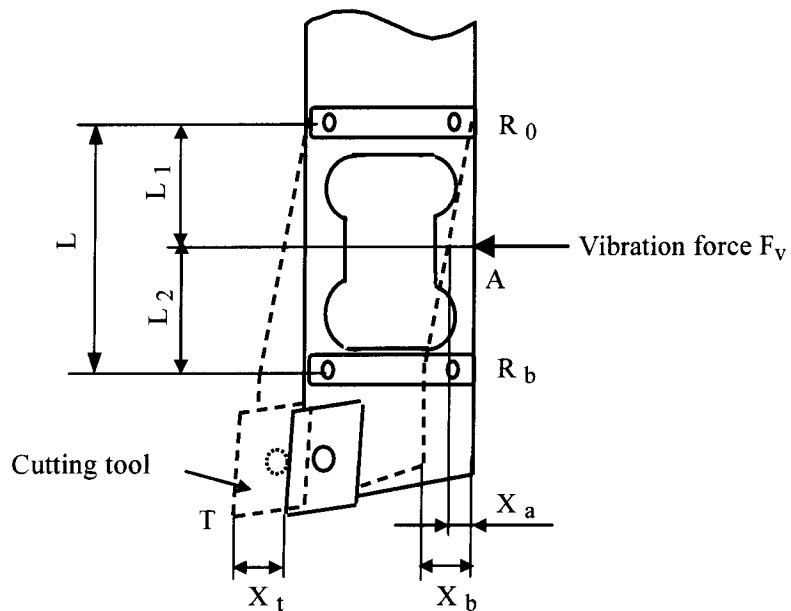
**Fig. 5.22** Locus chart of cutting edge in vibratory cutting with sawtooth wave oscillations

	Schematic diagram of sawtooth waveforms	Form factor of sawtooth wave form : $\alpha$
Perfect sawtooth waveform		$t_1/T = 1$
Imperfect sawtooth waveform		$0 < t_1/T < 1$

**Fig. 5.23** Schematic illustration of sawtooth waveforms



**Fig. 5.24** Locus chart of cutting edge in vibratory cutting with imperfect sawtooth wave oscillations



**Fig. 5.25** Schematic illustration of tool holder for vibratory cutting

### 5.3.2 実験方法と実験条件

実験状況の全体写真を図 5.26 に、模式図を図 5.27 に示す。被削材は外径  $\phi 150\text{mm}$  の円管であり外周部を切込み  $0.5\text{mm}$  にて旋削する。被削材の材質は熱間圧延鋼材 JIS SAPH440 である。化学成分を表 5.7 に、実験条件を表 5.8 に示す。供試工具はノーズ R0.8 で全周ブレーカの超硬工具を用いている。切削速度は  $226\text{m/min}$  であり切削油を用いないドライ加工である。

まず、のこぎり形状係数  $0.83$  の不完全のこぎり波形を用いて振動切削を行い、振動数が切りくず長さにおよぼす影響を検討する。次に、不完全のこぎり波形を用いて振動切削を行い、不完全のこぎり波形におけるのこぎり形状係数が加工仕上面粗さにおよぼす影響について検討する。さらに、振動なし切削、正弦波形および不完全のこぎり波形を用いての振動切削が加工仕上面粗さにおよぼす影響について検討する。

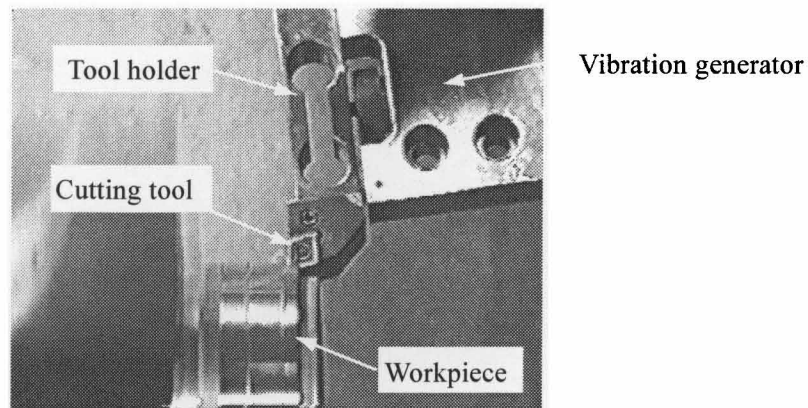


Fig. 5.26 Photograph of experimental setup

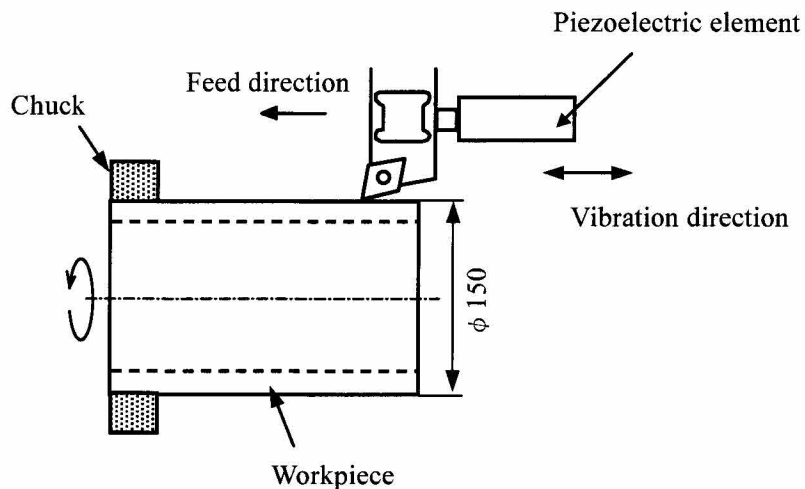


Fig. 5.27 Schematic illustration of experimental setup

**Table 5.7 Composition of workpiece, wt%**

C	Si	Mn	P	S	Al	Fe
0.15	0.01	0.7	0.013	0.007	0.02-0.05	balance

**Table 5.8 Test conditions**

Work material		Hot-rolled sheet steel equivalent to JIS SAPH440	
Cutting tool	Material	Cemented carbide tool	
	Geometry	Insert shape: CNMG120408	
Cutting condition	Cutting speed	226m/min	
	Spindle speed	480min <sup>-1</sup>	
	Feed rate	0.1mm/rev	
	Depth of cut	0.5mm	
Cutting oil		Dry	
Vibrating conditions	Vibration waveform	Imperfect sawtooth waveform	Sine wave waveform
	Amplitude	0.11mm	0.11mm
	Frequency	0 ~20 Hz	20 Hz
	Form factor of sawtooth waveforms	0.83, 0.80, 0.75	—

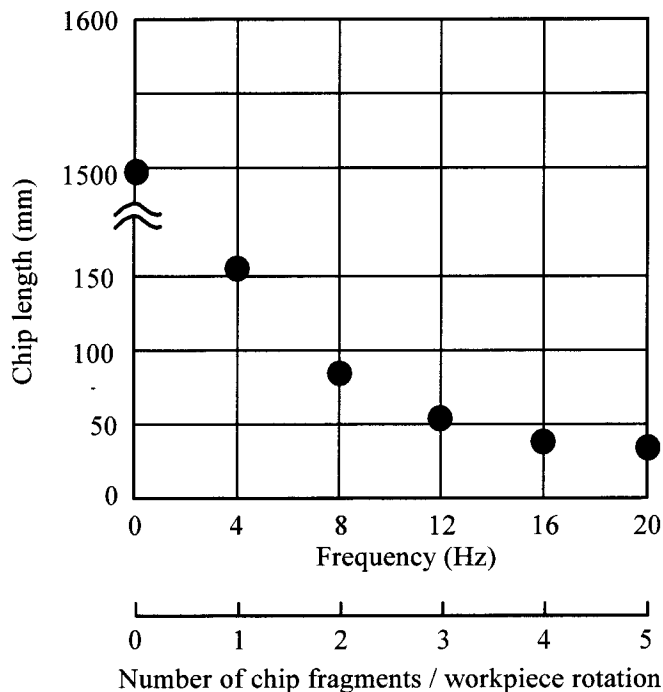


### 5.3.3 実験結果と考察

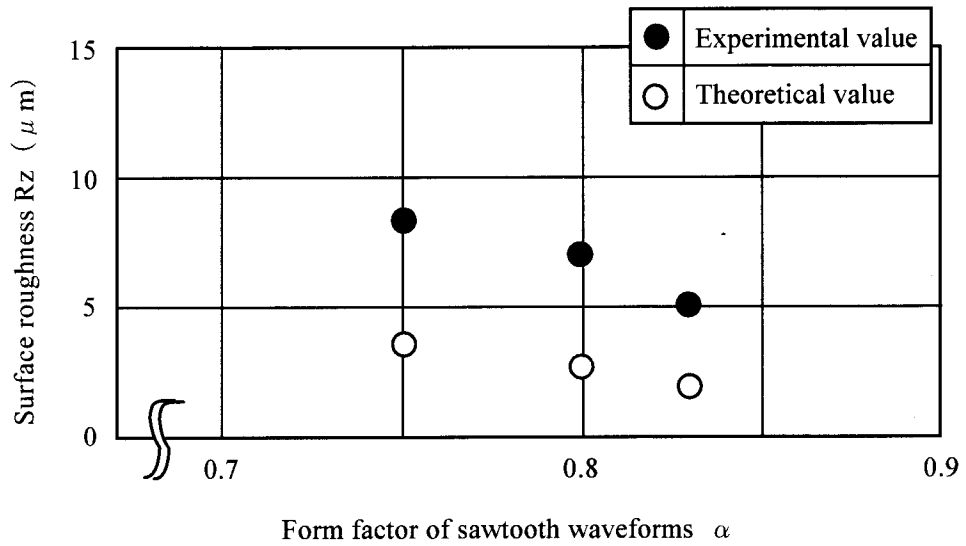
被削材 1 回転あたりの切りくず分断数  $Z$  と被削材の回転数  $N \text{ min}^{-1}$  および振動切削の振動数  $F$  との関係は式 (5-1) に示すとおりである。振動切削の振動数  $F$  が大きくなるのに伴い、切りくず分断数が多くなり、切りくず長さは短くなる。図 5.28 は、のこぎり形状係数 0.83 の不完全のこぎり波形を用いて振動切削を行った場合、不完全のこぎり波形の振動数が切りくず長さにおよぼす影響を示す。不完全のこぎり波形の振動数が大きくなるに伴い、切りくず長さが短くなることを確認できる。本実験では、振動なし切削では切りくず長さが 1500mm であるのに対して、振動数 16Hz 以上の振動切削を用いることで、切りくず長さを約 50mm 以下に分断できることがわかる。

図 5.29 は、不完全のこぎり波形を用いて振動切削を行った場合、のこぎり形状係数が加工仕上面粗さにおよぼす影響を示す。式(5-9)から得られる理論仕上面粗さと実際に測定した加工仕上面粗さを示している。理論どおりに、のこぎり形状係数が大きくなるほど加工仕上面粗さが向上していることが確認できる。

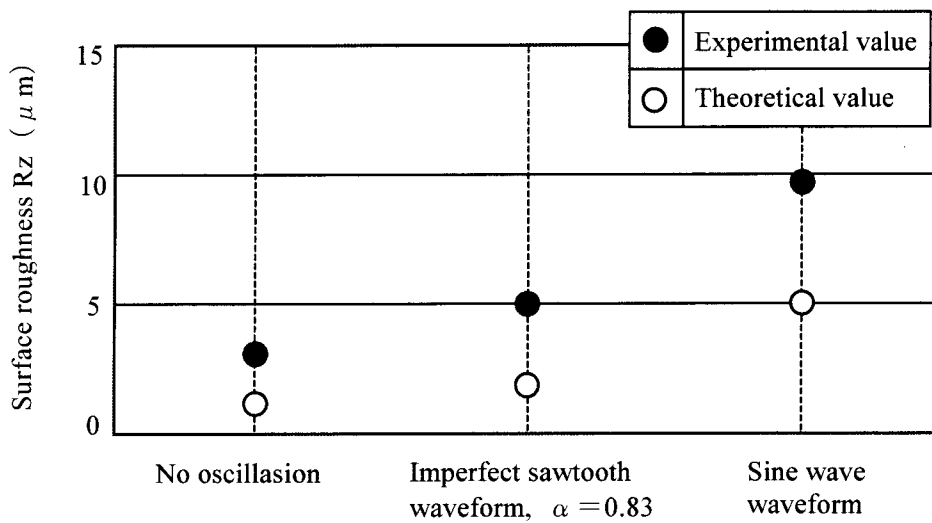
図 5.30 は振動なし切削、のこぎり形状係数 0.83 の不完全のこぎり波形および正弦波形を用いて振動切削を行った場合の加工仕上面粗さならびに理論仕上面粗さを示す。のこぎり形状係数 0.83 の不完全のこぎり波を用いての振動切削を行った場合の加工仕上面粗さは  $R_z 4.9 \mu\text{m}$  である。振動なし切削での加工仕上面粗さ  $R_z 3.2 \mu\text{m}$  に比べて悪化しているものの、正弦波形での加工仕上面粗さ  $R_z 9.7 \mu\text{m}$  に比べて向上している。



**Fig. 5.28 Relationship between vibration frequency and chip length (cutting speed 226m/min, depth of cut 0.5mm)**



**Fig. 5.29** Relationship between form factor of sawtooth waveforms and surface roughness (cutting speed 226m/min, depth of cut 0.5mm)



**Fig. 5.30** Relationship between vibration waveforms and surface roughness (cutting speed 226m/min, depth of cut 0.5mm)

## 5.4 結 言

逃げ面に TiAlN コーティングを施した高速度鋼ホブを用いて被削材 SCr420 の歯車を切削速度 100~200m/min の範囲でドライホブ切り加工し、工具摩耗ならびに加工歯面上の切りくず凝着を検討した。さらに旋削のドライ加工において切りくずを分断するための振動切削を行った。ここでは、振動波形、振動条件が加工仕上面粗さおよび切りくず長さにおよぼす影響を検討した。これらより以下の点が明らかになった。

### ● ホブ切りのドライ加工

- (1) 逃げ面摩耗については、ウェット加工，ドライ加工ともに切削速度の影響を受けずにほぼ一定である。切削長 60.8m では、摩耗幅はウェット加工では 0.06mm~0.07mm であるのに対してドライ加工では 0.09mm であり、いずれも実用上問題ない。
- (2) すくい面摩耗については、ウェット加工，ドライ加工ともにクレータ深さが切削速度の増加に伴い増加する。ドライ加工ではウェット加工の場合に比べてクレータ深さが小さく、切削速度に対する増加割合も小さい。切削速度 100m/min の場合に比べて 150m/min において、ウェット加工とドライ加工におけるクレータ深さの差が大きくなっている。
- (3) ドライ加工においては、ホブのすくい面における切りくずとの擦過面に凝着物が観察された。この凝着物はホブのすくい面を保護し、すくい面摩耗の進展を抑制していると考えられる。
- (4) ドライ加工において歯車の加工歯面上の切りくず凝着は、ホブセット角を変更し切りくず生成状態を変えることで抑制することができる。
- (5) 切りくずの凝着発生状況は、歯丈係数と平均切りくず厚さにより識別することができる。歯丈係数が大きい場合には平均切りくず厚さが小さくなければ切りくず凝着が発生し、歯丈係数が小さい場合には平均切りくず厚さが大きくても切りくず凝着は発生しない。

### ● 鋼の旋削加工における振動切削による切りくず分断技術

- (1) 振動周期  $T$  と振動波形の山頂までの時間  $t_1$  が同じである完全のこぎり波形を用いる振動切削では、正弦波形を用いる場合に比べて理論仕上面粗さは  $1/4$  へ向上し、振動を与えない場合の切削と同等の理論仕上面粗さとすることができる。
- (2) 振動波形の山頂までの時間  $t_1$  が振動周期  $T$  より小さい不完全のこぎり波形を用いる振動切削では、のこぎり形状係数  $\alpha = t_1/T$  が大きくなるに伴い加工仕上面粗さが向上する。

- (3) のこぎり形状係数 **0.83** の不完全のこぎり波形を用いて振動切削を行った場合、不完全こぎり波形の振動数が大きくなるに伴い、切りくず長さは短くなる。
- (4) 振動なし切削，形状係数 **0.83** の不完全のこぎり波形および正弦波形を用いて振動切削を行った場合，形状係数 **0.83** の不完全のこぎり波形での加工仕上面粗さは  $R_z$  **4.9  $\mu$  m** である．振動なし切削での加工仕上面粗さに  $R_z$  **3.2  $\mu$  m** に比べて悪化しているものの，正弦波形での加工仕上面粗さ  $R_z$  **9.7  $\mu$  m** に比べて向上している．

# 第6章

## 結 論

21世紀は環境の時代と言われており、環境に配慮しない生産活動は成り立たなくなってきた。このため、CO<sub>2</sub>削減、廃棄物削減に対する要求はますます高まっておりエネルギー消費、廃棄物に占める割合の大きい切削油を減らすことが必要である。切削油を減らすためのドライおよびニアドライ加工は、機械加工の重要なテーマであり、最近その技術が注目されている。鋼切削では、一部の加工で具体的な応用が進んでいるものの、実績主導のコンセプトづくりと開発が先行しており、切削現象の解明が遅れている。一方、アルミニウム合金の切削においては工具刃先に溶着が発生し、切りくず詰まりによる工具折損、加工精度の悪化を招くことによりニアドライ加工は進んでおらず、ドライおよびニアドライ加工における切削現象そのものの解明に重点をおいた基礎研究が重要となってきた。

そこで本研究では、アルミニウム合金のニアドライ加工において、ニアドライ潤滑が切削機構に与える効果、影響の基礎的な解明、ニアドライ加工に適した加工条件、加工法、工具材（コーティング、形状等）の開発指針を得ること、さらに鋼のドライ加工では一部実用化が進んでいるホブ切りの切削機構を明らかにし、ドライ化で課題となる旋削の切りくず分断技術の開発を行うことを目的とした。

本章では、本研究により得られた結果を以下にまとめる。

第1章では、本研究の背景と目的を述べた。背景では、環境対応加工の経緯、特に、ドライおよびニアドライ加工について近年の研究動向、これまでの研究と課題についてまとめた。

第2章では、アルミニウム合金をニアドライ潤滑条件下で二次元切削し、焼結ダイヤモンド工具を用いた切削では広範囲な切削速度範囲で、工具のすくい角の大小、アルミニウム合金のシリコン含有量にかかわらず、溶着がほとんど生成しないことを明らかにした。他方、超硬工具、DLCコーテッド工具では低切削速度領域で大きな溶着が生成するが、溶着量は切削速度の増加とともに減少すること、およびすくい角が大きいほど溶着量は少ないことを明らかにした。被削材については、シリコン含有量の異なる3種類

のアルミニウム合金（JIS AC2B-T6 相当，JIS AC1A-T6，純アルミニウム）について検討し，アルミニウム合金のシリコン含有量が多いほど溶着量が大きいことを明らかにした．さらに，アルミニウム合金 JIS AC2B-T6 相当においては，切削抵抗の測定から算出される平均摩擦係数と溶着幅は工具材質，切削速度の影響を受けずにほぼ比例関係にあり，溶着がほとんど生成されない場合は，摩擦係数は 0.5 以下であることを明らかにした．

第 3 章では，溶着の発生および成長機構について検討した．溶着の発生機構に関しては，工具のすくい面と溶着部の界面にシリコン，マグネシウムなどのアルミニウム合金成分が偏在すること，および DLC コーテッド膜表面にグラファイト構造が存在することを明らかにし，これらが溶着発生の核となる可能性を示唆した．溶着の成長機構に関しては，溶着が生成する場合の切りくずには，工具との擦過面側に切りくず流出方向へ凸形状を有したささくれ部，および塑性変形した加工硬化層の存在を明らかにした．この加工硬化層が切りくずから分離し工具すくい面上の溶着部となり構成刃先として成長すること，および加工硬化層が切りくずから分離する際に，切りくずが工具のすくい面の溶着部に引っ張られることによりささくれ部が形成されることを示唆した．

第 4 章では，アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着を抑制する加工法として，二次元切削において断続切削および切込み変動切削を，穴あけ加工においてステップ送り切削および高速切削を試みた．二次元切削における断続切削は連続切削に比べて溶着の発生および成長が遅くなることを明らかにした．さらに，穴あけ加工においては，断続切削を実現するステップ送り切削，および高速切削を検討し，いずれの切削方式も効果があることを確認した．特にステップ送り切削では切削抵抗が低減し，切りくず排出性が良好なことを明らかにした．

第 5 章では，鋼のドライ加工においてホブ切りのドライ加工，および旋削のドライ加工における切りくず分断について検討した．ホブ切りのドライ加工では，ホブのすくい面において，切りくずとの擦過面に生成する凝着物がホブのすくい面を保護しすくい面摩耗の進展を抑制していることを明らかにした．また，ドライ加工における歯車の加工歯面上の切りくず凝着は，ホブセット角を変更し切りくず生成状態を変えることで抑制することができることを明らかにした．さらに，切りくずの凝着発生状況は，歯丈係数と平均切りくず厚さにより識別することができることを明らかにした．旋削のドライ加工では，切りくず分断技術として振動波形にのこぎり波形を用いる振動切削を提案した．振動周期  $T$  と振動波形の山頂までの時間  $t_1$  が同じである完全のこぎり波形を用いて振動切削した場合は，正弦波形を用いて振動切削した場合に比べて理論仕上面粗さは  $1/4$  へ向上し，振動を与えない場合の理論仕上面粗さと同等であることを明らかにした．さらに，のこぎり波形が発生できる振動バイト装置を試作した．この結果，振動波形の山頂

までの時間  $t_1$  と振動周期  $T$  との比，すなわち，のこぎり形状係数  $\alpha = t_1/T$  が大きくなるに伴い加工仕上面粗さが向上し，振動周波数が大きくなるほど切りくず長さが短くなることを明らかにした。

ドライおよびニアドライ加工の研究ならびにその応用は，ヨーロッパ，特にドイツで広く試みられ，具体的にドライ加工の形で取り入れられてきている。わが国においても，法的規制の導入が始まったことにより研究が急速に行われるようになり，応用も進んできている。しかしながら，生産性向上のみを目的としたドライおよびニアドライ加工での実績ありきのコンセプトづくりが主導的であり，基礎研究が疎かになっている感は否めない。

MQL方式でのニアドライ加工が微量の加工液でなぜ加工可能なのか，アルミニウム合金のニアドライ加工においてDLCコーテッド工具，CVDコーテッド工具が連続加工では溶着の抑制に何故効果がないのかなど不明な点が多い。今後ともドライおよびニアドライ加工の基礎研究を進めていくことで工具，工作機械，加工法，切削油などで新しい発明を生み出していく可能性があると考えている。これからも地球環境対応加工をとおして新しい技術を開発し，社会に貢献していきたいと考えている。

# 参考文献

## 第1章 緒論

- [1-1] 鳥居 元, 山下貢丸, 平井泰史, 山田義弘, MZR1.3/1.5 シリンダーブロック加工ラインの紹介, マツダ技報, 21, (2003), pp.138-145.
- [1-2] T. Kondo, Environmentally Friendly Machining Technology, Proceedings of the 7th International Conference on Machine Tool Engineering, (1996), pp.245-257.
- [1-3] 毎日新聞 1998年3月16日.
- [1-4] F. Mason, Coolant blast ups productivity, *AMERICAN MACHINIST*, (1993), pp.41-43.
- [1-5] 鮎沢 隆, 池田博通, 増田雪也, 高圧切削液噴射による切りくず切断技術の研究, 長野県精密工業試験場概要, 13, 63, (2000), pp.1-5.
- [1-6] 松原十三生, 環境対応加工技術の現状と課題, 精密工学会誌, 68-7, (2002), pp.885-889.
- [1-7] F. Klocke, G. Eisenblätter, Dry cutting, *Annals of the CIRP*, Vol.46/2, (1997), pp.519-526.
- [1-8] 中村 隆, 切削加工のトライボロジーと環境対策, トライボロジスト, 46-7, (2001), pp.516-521.
- [1-9] 松原十三生, 21世紀の課題—環境対応加工技術, 機械と工具, (2001), pp.110-111.
- [1-10] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland, T. Wakabayashi, Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication, *Annals of the CIRP*, Vol.53/2, (2004), pp.511-537.
- [1-11] 佐藤潤幹, 稲崎一郎, 若林利明, 極微量切削液供給による旋削加工, 日本機械学会論文集C編, 62-604, (1996), pp.4696-4701.
- [1-12] T. Wakabayashi, I. Inasaki, S. Suda, H. Yokota, Tribological Characteristics and Cutting Performance of Lubricant Esters for Semi-Dry Machining, *Annals of the CIRP*, Vol.52/1, (2003), pp.61-64.
- [1-13] 榎山 正, MQL 切削用工作機械の動向, トライボロジスト, 47-7, (2002), pp.533-577.
- [1-14] 陳 徳成, 鈴木康夫, 酒井克彦, 複合ミスト供給法による旋削加工の研究, 精密工学会誌, 67-6, (2001), pp.922-926.
- [1-15] 河田圭一, 中村 隆, 松原十三生, 佐藤 豊, 油膜付水滴加工液を用いたエンドミル加工の加工精度, 精密工学会誌, 69-9, (2003), pp.1342-1347.



- [1-16] 河田圭一, 中村 隆, 吉村 宏, 長谷部孝男, 須田 聡, 佐藤 豊, 油膜付水滴加工液を用いたマグネシウム合金加工システムの開発, 精密工学会誌, 70-4, (2004), pp.573-577.
- [1-17] F. Itoigawa, T. H. C. Childs, T. Nakamura, W. Belluco, Effects and mechanisms in minimal quantity lubrication machining of an aluminum alloy, *WEAR*, 260, (2006), pp.339-344.
- [1-18] 鈴木泰之, 小竹茂夫, 菊川光良, 長谷浩一, 自動車部品量産加工におけるセミドライ (MQL) 加工について, 日本機械学会東海支部三重地区講演会講演論文集, 33-2, (2003), pp.118-119.
- [1-19] 杉矢健一, セミドライ加工用ユニットとツーリング, 日本機械学会 第 2 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 00-5, (2000), pp.179-180.
- [1-20] 成澤保広, 藤原吏志, セミドライ加工で環境, 省エネへの取り組み, 日本機械学会 第 5 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 04-3, (2004), pp.235-236.
- [1-21] 杉村鉄生, 細深穴加工用 MQL 供給装置, 日本機械学会 第 4 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 02-25, (2002), pp.45-46.
- [1-22] 社団法人 日本機械学会機素潤滑設計部門, P-SC331 歯車の高品質加工と性能向上に関する調査研究分科会 研究成果報告書, (2004), pp.6-44.
- [1-23] 鹿毛博文, 中村容造, 歯車のドライホブ切り, 日本機械学会 2003 年度年次大会講演資料集 (VIII), 03-1, (2003), pp.177-178.
- [1-24] 鶴飼 久, 窒素ガスを使用したドライ加工技術, 精密工学会誌, 68-7, (2002), pp.890-894.
- [1-25] 奥村成史, 横川和彦, 横川宗彦, 公害防止のための研削油剤を用いない在来砥石による冷風研削の研究, 砥粒加工学会誌, 41-12, (1997), pp.465-470.
- [1-26] 本間宏之, 横川和彦, 横川宗彦, 公害防止のための研削油剤を用いない CBN 冷風研削技術の研究, 精密工学会誌, 62-11, (1996), pp.1638-1642.
- [1-27] 立野昌義, 福島寿昭, 寺川慎二, 大森茂俊, 小久保邦雄, 冷風研削加工における先細末広ノズルの噴流冷却特性の評価, 精密工学会誌, 71-1, (2005), pp.99-104.
- [1-28] 寺川慎二, 立野昌義, 大森茂俊, 小久保邦雄, 先細末広ノズルを用いた冷風研削加工における表面性状, 精密工学会誌, 71-7, (2005), pp.900-904.
- [1-29] 奥村成史, 横川和彦, 清水茂夫, 横川宗彦, 公害防止のための切削油剤を用いない冷風旋削の研究, 日本機械学会論文集 C 編, 66-643, (2000), pp.1037-1042.
- [1-30] 山崎隆夫, 北澤圭一, 佐藤元太郎, AC4A アルミニウム合金の冷風切削, 日本機械学会北陸信越支部 第 37 期総会・講演会論文集, 007-1, (2000), pp.285-286.

- [1-31] 谷 和弘, 土屋一雄, 清水茂夫, 弱冷風加工の研究 (第 1 報) – 工具側からの除熱法とその効果 –, 精密工学会誌, 71-5, (2005), pp.649-654.
- [1-32] 田辺郁男, M. T. Hong, 吉井一夫, 環境にやさしい気化熱冷却を用いた旋削加工 (第 1 報, 気化熱冷却の効果と旋盤チップ冷却への適用), 日本機械学会論文集 C 編, 66-643, (2000), pp.1026-1030.
- [1-33] M. T. Hong, 田辺郁男, 水谷淳之介, 後藤昭博, 環境にやさしい気化熱冷却を用いた旋削加工 (第 2 報, 切削条件, 工作物材質, 工具材質の影響), 日本機械学会論文集 C 編, 67-656, (2001), pp.1182-1188.
- [1-34] 田辺郁男, T. H. Minh, 品田正人, 環境にやさしい気化熱冷却を用いた切削加工 (水供給方法の提案とその評価), 日本機械学会論文集 C 編, 70-693, (2004), pp.1503-1508.
- [1-35] 田辺郁男, M. T. Hong, 環境にやさしい気化熱冷却を用いた切削加工 (気化熱冷却モデルの確立と最適供給水量の計算), 日本機械学会論文集 C 編, 67-664, (2001), pp.4011-4016.
- [1-36] 田辺郁男, H. B. Hashim, T. H. Minh, 島 博志, 環境にやさしい気化熱冷却を用いた切削加工 (穴あけ加工, 正面フライス加工, 切断加工への適用), 日本機械学会論文集 C 編, 70-691, (2004), pp.861-866.
- [1-37] 大島郁也, 前川克廣, 後藤陽一, ドライ切削の被削性及び経済性評価 (第 1 報, 中炭素鋼の旋削加工), 日本機械学会論文集 C 編, 67-661, (2001), pp.3028-3033.
- [1-38] 大島郁也, 前川克廣, 古神久士, ドライ切削の被削性及び経済性評価 (第 2 報, 中炭素鋼と合金工具鋼のエンドミル及びドリル加工), 日本機械学会論文集 C 編, 67-661, (2001), pp.3034-3039.
- [1-39] 當麻昭次郎, 大森茂俊, 小久保邦雄, 立野昌義, LCA 手法を用いた環境対応加工の環境負荷評価 – 環境対応旋削加工における二酸化炭素排出量 –, 精密工学会誌, 69-6, (2003), pp.825-830.
- [1-40] F. Klocke, T. Krieg, Coated Tools for Metal Cutting – Features and Applications, *Annals of the CIRP*, Vol.48/2, (1999), pp.515-525.
- [1-41] G. Erkens, R. Cremer, T. Hamoudi, K.-D. Bouzakis, J. Mirisidis, S. Hadjiyiannis, G. Skordaris, A. Asimakopoulos, S. Kombogiannis, J. Anastopoulos, K. Efstathiou, Supernitrides: A Novel Generation of PVD Hardcoatings to Meet the Requirements of High Hemanding Cutting Applications, *Annals of the CIRP*, Vol.52/1, (2003), pp.65-68.
- [1-42] F. Klocke, T. Krieg, K. Gerschwiler, R. Fritsch, V. Zinkann, M. Pöhls, G. Eisenblätter, Improved Cutting Processes with Adapted Coating Systems, *Annals of the CIRP*,

Vol.47/1, (1998), pp.65-68.

- [1-43] P. E. Hovsepian, Q. Luo, G. Robinson, M. Pittman, M. Howarth, D. Doerwald, R. Tietema, W. M. Sim, A. Deeming, T. Zeus, TiAlN/VN superlattice structured PVD coatings: A new alternative in machining of aluminium alloys for aerospace and automotive components, *SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY*, 201, (2006), pp.265-272.
- [1-44] K. W. Lee, Y.-W. Chung, C. Korach, L. M. Keer, Tribological and dry machining evaluation of superhard TiB<sub>2</sub>/TiC multilayer coatings deposited on Si(001), M2 steel, and C3 WC cutting tool inserts using magnetron sputtering, *SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY*, 194, (2005), pp.184-189.
- [1-45] N. Wain, N. R. Thomas, S. Hickman, J. Wallbank, D. G. Teer, Performance of low-friction coatings in the dry drilling of automotive Al-Si alloys, *SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY*, 200, (2005), pp.1885-1892.
- [1-46] H. Scheerer, H. Hoche, E. Broszeit, B. Schramm, E. Abele, C. Berger, Effect of the chromium to aluminium content on the tribology in dry machining using (Cr,Al)N coated tools, *SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY*, 200, (2005), pp.203-207.
- [1-47] F. M. Kustas, L. L. Fehrebnbacher, R. Komanduri, Nanocoatings on Cutting Tools For Dry Machining, *Annals of the CIRP*, Vol.46/1, (1997), pp.39-42.
- [1-48] E. Uhlmann, M. Brücher, Wear Behavior of CVD-Diamond Tools, *Annals of the CIRP*, Vol.51/1, (2002), pp.49-52.
- [1-49] P. U. Arumugam, A. P. Malshe, S. A. Batzer, Dry machining of aluminum-silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts, *SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY*, 200, (2006), pp.3399-3403.
- [1-50] 斎藤秀俊, DLC 研究の最前線, 精密工学会誌, 68-12, (2002), pp.1516-1520.
- [1-51] 斎藤秀俊, 大竹尚登, 中東孝浩, DLC 膜ハンドブック, エヌ・ティー・エス, (2006), pp.40-42.
- [1-52] E. Konca, Y.-T. Cheng, A. M. Weiner, J. M. Dasch, A. T. Alpas, Elevated temperature tribological behavior of non-hydrogenated diamond-like carbon coatings against 319 aluminum alloy, *SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY*, 200, (2006), pp.3996-4005.
- [1-53] M. Nouari, G. List, F. Girot, D. Géhin, Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, (2005), pp.1436-1442.
- [1-54] 峯川洋己, 稲崎一郎, 中村 誠, 鈴木 繁, 上間丈司, 横田秀雄, 極微量切削液供

給法による切削加工（フライス加工に関する基礎研究），日本機械学会論文集 C 編, 66-646, (2000), pp.2054-2059.

- [1-55] 廣垣俊樹, 中川平三郎, 樋口英司, 大西宏明, 環境対応のための切削油レスなエンドミル加工（金型用焼入れ鋼に対する適用），日本機械学会講演論文集, 024-1, (2002), pp.25-26.
- [1-56] 笹原弘之, 水谷文則, 堤 正臣, オイルミスト供給による高速エンドミル加工時の工具摩耗への影響, 精密工学会誌, 66-1, (2000), pp.80-84.
- [1-57] 高橋一郎, 安齋正博, 中川威雄, 鋼材の超高速ミーリングにおける切削油剤供給の効果, 精密工学会誌, 65-7, (1999), pp.1013-1015.
- [1-58] 臼杵 年, 佐藤公紀, 古屋 諭, コーテッド超硬工具によるチタン合金の高速ドライエンドミル加工, 精密工学会誌, 71-4, (2005), pp.491-495.
- [1-59] 須田 聡, エステル系潤滑油の MQL 加工性能とトライボロジー特性 (Part.1 エステルの最適構造と加工性能), 日本機械学会 2004 年度年次大会講演資料集 (8), 04-1, (2004), pp.435-436.
- [1-60] 須田 聡, 横田秀雄, 稲崎一郎, 若林利明, 旋削加工における MQL システムの効果, 日本機械学会 第 4 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 02-25, (2002), pp.231-232.
- [1-61] A. Attanasio, M. Gelfi, C. Giardini, C. Remio, Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear, *WEAR*, 260, (2006), pp.333-338.
- [1-62] N. R. Dhar, M. Kamruzzaman, M. Ahmed, Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel, *Journal of Materials Processing Technology*, 172, (2006), pp.299-304.
- [1-63] M. M.-Bárcena, M. A. S.-Pérez, J. P. C.-Samper, M. S.-Carrilero, M. S.-López, J. M. S.-Sola, Study of roundness on cylindrical bars turned of aluminium-copper alloys UNS A92024, *Journal of Materials Processing Technology*, 162-163, (2005), pp.644-648.
- [1-64] 田中武司, 盛貞悦一, CBN ホイールによる焼入れ鋼の冷風/ミスト/冷風ミスト研削現象について, 砥粒加工学会誌, 48-1, (2004), pp.35-40.
- [1-65] G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez, J. P. Manaud, Y. L. Petitcorps, F. Giro, Wear behavior of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy, *WEAR*, 259, (2005), pp.1177-1189.
- [1-66] J. M. Sánchez, E. Rubio, M. Álvarez, M. A. Sebastián, M. Marcos, Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys, *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165, (2005),

- pp.911-918.
- [1-67] H. Ni, M. Elmadagli, A. T. Alpas, Mechanical properties and microstructures of 1100 aluminum subjected to dry machining, *Materials Science & Engineering A*, 385, (2004), pp.267-278.
- [1-68] S. Min, I. Inasaki, S. Fujimura, T. Wada, S. Suda, T. Wakabayashi, A Study on Tribology in Minimal Quantity Lubrication Cutting, *Annals of the CIRP*, Vol.54/1, (2005), pp.105-108.
- [1-69] S. Suda, H. Yokota, I. Inasaki, T. Wakabayashi, A Synthetic Ester as an Optimal Cutting Fluid for Minimal Quantity Lubrication Machining, *Annals of the CIRP*, Vol.51/1, (2002), pp.95-98.
- [1-70] S. Suda, T. Wakabayashi, I. Inasaki, H. Yokota, Multifunctional Application of a Synthetic Ester to Machine Tool Lubrication Based on MQL Machining Lubricants, *Annals of the CIRP*, Vol.53/1, (2004), pp.61-64.
- [1-71] 釜田康裕, 帯川利之, MQL 溝入れ加工におけるミストの流れと工具摩耗, 精密工学会誌, 71-6, (2005), pp.734-738.
- [1-72] L. N. López de Lacalle, C. Angulo, A. Lamikiz, J. A. Sánchez, Experimental and numerical investigation of the effect of spray cutting fluids in high speed milling, *Journal of Materials Processing Technology*, 172, (2006), pp.11-15.
- [1-73] T. Aoyama, Development of a Mixture Supply System for Machining with Minimal Quantity Lubrication, *Annals of the CIRP*, Vol.51/1, (2002), pp.289-292.
- [1-74] 沖野礼和, 大隈寛恭, 青山藤詞郎, 高田 亨, 高速主軸に対応した極微量切削液供給機構の開発, 日本機械学会 第 2 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 00-5, (2000), pp.69-70.
- [1-75] 星 知孝, 青山藤詞郎, 高田 亨, 大野隆史, アルミ材料のセミドライ高速深穴加工, 2005 年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集, (2005), pp.649-650.
- [1-76] J. W. Sutherland, V. N. Kukur, N. C. King, An Experimental Investigation of Air Quality in Wet and Dry Turning, *Annals of the CIRP*, Vol.49/1, (2000), pp.61-64.
- [1-77] H. K. Tönshoff, B. Karpuschewski, T. Glatzel, Particle Emission and Immission in Dry Grinding, *Annals of the CIRP*, Vol.46/2, (1997), pp.693-695.
- [1-78] 笹原弘之, 田中信成, セミドライ加工環境中でのミスト・油煙の発生と捕獲状態の測定, 日本機械学会 第 5 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 04-3, (2004), pp.97-98.
- [1-79] 鈴木康夫, 酒井克彦, 鈴木秀和, 準ドライ切削法の提案 ー無残滓液体による潤滑

- 一、日本機械学会 第5回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 04-3, (2004), pp.99-100.
- [1-80] 榎山 正, 環境対応工作機械の現状, 機械の研究, 56-11, (2004), pp.1153-1160.
- [1-81] 榎山 正, ドライ加工システムによる省エネ加工技術, 機械と工具, (2001), pp.43-48.
- [1-82] 井上稔朗, 環境対応型工作機械とドライ加工, Seiki Tech News, 96, (1999), pp.5766-5774.
- [1-83] 西村幸久, 中村容造, 完全ドライカットを実現したハイスホブ盤 GN10A/GN25A, 機械と工具, (1998), pp.81-86.
- [1-84] 新井 実, 切削加工技術者のための切りくず処理ノート 下 折る, 片付ける, きれいにする, 桜企画出版, (2003), pp.90-91.

## 第2章 アルミニウム合金のニアドライ加工の切削現象

- [2-1] 羽生博之, 斎藤益生, 近藤善彦, 村上良彦, 福井康雄, 超微結晶ダイヤモンド被膜を用いたドライおよびセミドライ加工, 日本機械学会2002年度年次大会講演論文集(V), 2-1, (2002), pp.317-318.
- [2-2] 劉 浩, 羽生博之, 村上良彦, 神谷庄司, 坂 真澄, ダイヤモンド被膜の脱膜技術および再生利用工具の性能評価, 精密工学会誌, 67-6, (2001), pp.937-940.
- [2-3] 村上良彦, 櫻井正俊, 湯井 繁, 松橋英明, 劉 浩, 河合龍吾, ダイヤモンドコーティング切削工具の被膜研削技術および研削品の性能評価, 精密工学会誌, 69-2, (2003), pp.242-246.
- [2-4] D. U. Braga, A. E. Diniz, G. W. A. Miranda, N. L. Coppini, Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum-silicon alloys, *Journal of Materials Processing Technology*, 122, (2002), pp.127-138.
- [2-5] 瀬川俊明, 笹原弘之, 鍵谷 夕, 新植壮一, 堤 正臣, アルミニウム合金のドライ穴加工における切りくず排出過程の可視化と分析—切りくず排出過程に及ぼすねじれ角の影響—, 精密工学会誌, 71-5, (2005), pp.623-627.
- [2-6] 福井治世, 沖田淳也, 森口秀樹, 井寄秀人, 真空アーク法で成膜した DLC コーティング工具のアルミニウム合金の切削性能, トライボロジスト, 49-6, (2004), pp.509-517.
- [2-7] 柴田寿仁, 森田 昇, 山田 茂, 高野 登, 大山達雄, 安岡 学, 石金清英, アル

- ミニウム合金の高速切削に関する研究, 2003 年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2003), pp.115.
- [2-8] E.-G. Ng, D. Szablewski, M. Dumitrescu, M. A. Elbestawi, J. H. Sokolowski, High Speed Face Milling of a Aluminium Silicon Alloy Casting, *Annals of the CIRP*, Vol.53/1, (2004), pp.69-72.
- [2-9] H. A. Kishawy, M. Dumitrescu, E.-G. Ng, M. A. Elbestawi, Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45, (2005), pp.219-227.
- [2-10] 金枝敏明, 大江保充, 軟質金属切削における塗布効果 (第 3 報) - 浸漬法による潤滑機構中の塗布効果の役割究明 -, 精密工学会誌, 68-4, (2002), pp.566-570.
- [2-11] 小林博文, 森田 昇, 吉田嘉太郎, 特殊環境下における切削加工の研究 (第 1 報, 真空内切削装置の試作と純アルミニウムの加工実験), 日本機械学会論文集 C 編, 62-603, (1996), pp.4386-4392.

### 第3章 アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着の発生および成長機構

- [3-1] A. Haussner, Das Halben von Metallen, *Mitteilungen des Technische Gewebe Museums in Wien*, (1892).
- [3-2] F. Schwerd, Neue Untersuchungen zur Schnitt-Theorie und Bearbeitbarkeit, *Stahl und Eisen*, 51, (1951), pp.481-491.
- [3-3] 星 光一, 構成刃先とその対策とに就いて, 日本機械学会誌, 5-18, (1939), pp.205-216.
- [3-4] 中山一雄, 井口和文, 構成刃先の研究 (第 1 報), 精密機械, 22-3, (1955), pp.104-108.
- [3-5] 中山一雄, 構成刃先の研究 (第 2 報), 精密機械, 23-3, (1956), pp.100-104.
- [3-6] 竹山秀彦, 大野幸彦, 構成刃先に関する基礎研究 (第 1 報, 構成刃先の発生), 日本機械学会論文集 第 3 部, 32-242, (1966), pp.1563-1569.
- [3-7] 鳴瀧良之助, 岩田一明, 愛原惇士郎, 構成刃先の生成, 脱落機構に関する研究, 日本機械学会論文集 第 3 部, 36-290, (1970), pp.1754-1760.
- [3-8] 牧野亮哉, 貴志浩三, 星 光一, 低炭素鋼切削における構成刃先現象, 精密機械, 39-3, (1973), pp.299-305.

- [3-9] 江田 弘, 市田良夫, 貴志浩三, 切りくず-構成刃先-切削表面近傍の走査電子顕微鏡観察, 精密機械, 41-6, (1975), pp.540-546.
- [3-10] 貴志浩三, 江田 弘, 市田良夫, 構成刃先の形態観察, 精密機械, 42-3, (1976), pp.184-190.
- [3-11] 財満鎮雄, 岡崎忠雄, アルミニウム合金の低速切削における構成刃先の挙動について, 日本機械学会論文集 第3部, 33-252, (1967), pp.1289-1293.
- [3-12] 財満鎮雄, 岡崎忠雄, アルミニウム合金の切削における構成刃先の挙動に及ぼす削り速度の影響について, 日本機械学会論文集 第3部, 35-277, (1969), pp.1945-1949.
- [3-13] K. Okada, K. Kimoto, S. Komatsu and S. Matsumoto,  $sp^2$  bonding distributions in nanocrystalline diamond particles by electron energy loss spectroscopy, *Journal of applied physics*, 93, (2003), pp.3120-3122.

#### 第4章 アルミニウム合金のニアドライ加工における溶着抑制加工法の提案

- [4-1] 社本英二, 馬 春翔, 森脇俊道, 楢円振動切削加工法 (第3報) -三次元切削への適用と実用的諸効果の検討-, 精密工学会誌, 65-4, (1999), pp.586-591.
- [4-2] 鈴木康夫, 酒井克彦, 川口浩二, アルミニウム合金のドライ・セミドライ溝入れ加工への振動切削法の適用, 2003年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2003), pp.132.
- [4-3] 笹原弘之, 川崎 誠, 堤 正臣, MQL を適用したヘリカル送りミリングによるアルミニウム合金の穴加工, 日本機械学会論文集 C 編, 69-684, (2003), pp.2156-2161.
- [4-4] 五十嵐新太郎, 長谷川英雄, 太刀川英男, 大庫和孝, DLC-Si 膜被覆ドリルによるアルミニウム鋳物のドライ切削性能, 2003年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, (2003), pp.127.
- [4-5] 中村俊一, 大島郁也, 中村通孝, 増澤 徹, アルミニウム材の小径ドリル穴加工のドライ切削化, 茨城講演会講演論文集 (共催 日本機械学会関東支部・精密工学会), (2004), pp.75-76.
- [4-6] 山本道浩, アルミ材ドライ切削加工技術開発, 日本機械学会 2004年度年次大会講演資料集 (8), (2004), pp.439-441.
- [4-7] 江田 弘, 貴志浩三, 上野秀雄, 福田伸二, 関口常久, 快削性の改善を目的とした



- 快削アルミニウム合金の開発的研究, 精密機械, 48-6, (1982), pp.727-733.
- [4-8] 岩井 学, 後谷崇文, 鈴木 清, 田中克敏, 植松哲太郎, 旋削加工におけるメガソニッククーラントの効果—第 2 報:超音波周波数の影響, 2003 年度砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (2003), pp.315-316
- [4-9] 永田雅亨, 森田浩充, 山田理生, 岩佐昌光, 高潤滑切削油剤によるセミドライ切削加工への取り組み, 日本機械学会 第 5 回生産加工・工作機械部門講演会講演論文集, 04-3, (2004), pp.89-90.

## 第 5 章 鋼のドライ加工

- [5-1] 松岡寛憲, 小野 肇, 津田吉広, 後藤幸紀, コーティングホブに対する非塩素系切削油添加剤の工具摩耗防止効果, 日本機械学会論文集 C 編, 65-633, (1999), pp.2102-2109.
- [5-2] 松岡寛憲, 小野 肇, 津田吉広, ホブ切り用切削油添加剤としてのスルホネートの工具摩耗防止効果 (第 1 報) —金属塩の異なるスルホネートの影響—, 精密工学会誌, 67-1, (2001), pp.109-113.
- [5-3] 松岡寛憲, 小野 肇, 津田吉広, ホブ切り用切削油添加剤としてのスルホネートの工具摩耗防止効果 (第 2 報) —全塩基価の影響—, 精密工学会誌, 67-2, (2001), pp.270-273.
- [5-4] 松岡寛憲, 小野 肇, 津田吉広, ホブ切り用水溶性切削油剤に関する基礎的研究 (第 1 報, 不水溶性切削油剤との性能比較), 日本機械学会論文集 C 編, 68-671, (2002), pp.2188-2195.
- [5-5] 桜木 功, 小林勝人, 袴田直司, 川田正夫, 角 昌興, 米倉将隆, 自動車用歯車の超硬ホブ切りに関する研究, 日本機械学会論文集 C 編, 67-655, (2001), pp.811-816.
- [5-6] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に関する基礎的研究, 日本機械学会論文集 C 編, 66-646, (2000), pp.2038-2046.
- [5-7] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に及ぼすコーティング被膜の影響, 日本機械学会論文集 C 編, 67-656, (2001), pp.1163-1169.
- [5-8] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に及ぼすホブ材質の影響 (全面コーティング舞いツールによる基礎実験), 日本機械学会論文集 C 編, 69-677, (2003), pp.250-257.
- [5-9] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に及ぼす

- Hobbing material influence (basic experiment on hobbing tool with no coating on the cutting edge), *Journal of Mechanical Engineering* C, 70-699, (2004), pp.3347-3355.
- [5-10] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおける被削材種を変えた場合の各種高速度鋼ホブのクレータ摩耗挙動 – 舞いツールによる基礎実験 –, *精密工学会誌*, 69-2, (2003), pp.247-251.
- [5-11] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に及ぼす被削材の硬さの影響, *精密工学会誌*, 70-3, (2004), pp.402-406.
- [5-12] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に関する基礎的研究 (第 2 報, 切削速度の影響), *日本機械学会論文集 C 編*, 66-648, (2000), pp.2832-2839.
- [5-13] 松岡寛憲, 津田吉広, ドライホブ切りにおけるホブクレータ摩耗の挙動に関する基礎的研究 (第 3 報, ホブ条数およびホブ送りの影響), *日本機械学会論文集 C 編*, 67-654, (2001), pp.533-540.
- [5-14] J. Rech, M. A. Djouadi and J. Picot, Wear resistance of coatings in high speed gear hobbing, *Wear*, 250, (2001), pp.45-53.
- [5-15] 梅崎洋二, 有浦泰常, 松本純樹, 木村大二郎, ホブ切り過渡現象の観察と切りくず生成機構の解明 (第 1 報, 切りくず形状および切りくず飛散に関する基礎研究), *日本機械学会論文集 C 編*, 69-678, (2003), pp.516-523.
- [5-16] 梅崎洋二, 有浦泰常, 松本純樹, 吉村圭介, ホブ切り過渡現象の観察と切りくず生成機構の解明 (第 2 報, ホブ切り過程における切りくず生成と挙動), *日本機械学会論文集 C 編*, 69-678, (2003), pp.524-530.
- [5-17] 梅崎洋二, 有浦泰常, 今井啓介, 小溝公一郎, 西川 晋, ホブ切り過渡現象の観察と切りくず生成機構の解明 (第 3 報, 切れ刃の切削終了点の位置と切りくず流動の関係), *日本機械学会論文集 C 編*, 70-693, (2004), pp.1495-1502.
- [5-18] 角 昌興, 久保愛三, 小森雅晴, 切りくずのかみこみ解析のためのホブ切削機構のシミュレーション, *日本機械学会論文集 C 編*, 69-681, (2003), pp.1388-1395.
- [5-19] 角 昌興, 久保愛三, 小森雅晴, 切りくずかみこみによるホブ切れ刃損傷と対策, *日本機械学会論文集 C 編*, 69-681, (2003), pp.1396-1403.
- [5-20] 新井 実, 切りくず処理に関する研究 – チップブレーカの最適化 –, *精密工学会誌*, 68-7, (2002), pp.933-937.
- [5-21] 広田明彦, 笠原和夫, 切削抵抗と切りくず生成状態に及ぼすチップブレーカの影響, *精密工学会誌*, 68-1, (2002), pp.130-135.
- [5-22] 湊喜代士, 豊島敏雄, 盛田昌宏, 振動送り切削における切削力の挙動および切削

面粗さ, 精密機械, 46-2, (1980), pp.195-200.

- [5-23] 有浦泰常, 丘 華, 梅崎洋二, ホブ切り歯車の精度向上に関する研究 (第 1 報, 歯車誤差形状の解析), 日本機械学会論文集 C 編, 52-480, (1986), pp.2160-2166.

## 謝 辞

本論文をまとめるにあたり、ご懇篤なるご指導を賜りました神戸大学大学院 自然科学研究科 機械・システム科学専攻 森脇俊道教授、柴坂敏郎助教授に深く感謝いたします。また、ご多忙中にもかかわらず本論文の審査をお引き受け頂き有益なご教示、ご助言を賜りました神戸大学大学院 自然科学研究科 大前伸夫教授、白瀬敬一教授に厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり研究を支援して頂いた神戸大学 中井哲男教授、保田英洋教授、木之下 博助手、住友商事株式会社 天野進氏、戸田佳和氏、住友電気工業株式会社 沖田淳也氏、株式会社 森精機製作所 中南成光氏、ユシロ化学工業株式会社 日向茂樹氏、株式会社 不二越 畑下康治氏、また本論文をまとめるにあたり適切なアドバイスを頂きました神戸大学 鈴木浩文助教授、中本圭一助手、社会人学生の先輩であるオークマ株式会社 千田治光氏に深く感謝いたします。

所属するトヨタ自動車株式会社におきましては、常務役員 二橋岩雄氏、部長 河野文隆氏（現大豊工業株式会社 取締役）には学位取得の機会を与えて頂きましたことを心より感謝いたします。部長 澤田盛寛氏（現豊生ブレーキ工業株式会社 専務取締役）には、社内での研究体制を支援して頂いたことを感謝いたします。松井 誠氏、志水 学氏、宮崎国利氏には一緒に研究して頂きましたことを感謝いたします。

最後に、社会人学生としての私を応援してくれた妻 澄子、長女 未来子、次女 真実子に心から感謝します。

2007年1月

吉村 博仁