

芝浦工業大学
博士學位論文

DLC被覆工具を用いた
アルミニウム合金の環境対応型切削
に関する研究

平成28年9月

横田知宏

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 切削液の役割	4
1.3 アルミニウム合金の特徴と切削時の問題点	5
1.3.1 アルミニウム合金の特徴・用途	5
1.3.2 アルミニウム合金切削時の問題点	8
1.4 Diamond-like Carbon (DLC) 膜とは	10
1.4.1 特徴・用途	10
1.4.2 成膜方法	12
1.4.3 DLC 被覆工具によるアルミニウム切削に関する従来の研究	17
1.5 研究の目的	24
1.6 本論文の構成	26
参考文献	27
第2章 DLC被覆工具のドライ切削性能	31
2.1 緒言	31
2.2 二次元切削実験による切削性能の評価	31
2.2.1 実験概要	31
2.2.2 実験方法及び解析方法	32
2.2.3 実験結果	38
2.2.4 考察	46
2.3 エンドミル切削時のドライ切削性能	54
2.3.1 実験概要	54
2.3.2 実験方法	54
2.3.3 実験結果及び考察	55
2.4 結言	61
参考文献	63

第3章	A5052のドライ断続切削における水素フリーDLC被覆工具の	
	摩擦係数変化の要因	64
3.1	緒言	64
3.2	実験方法及び解析方法	64
3.2.1	実験方法.....	64
3.2.2	被削材形状.....	65
3.2.3	解析方法.....	66
3.3	実験結果及び考察	67
3.3.1	断続切削による ta-C 被覆工具すくい面の変化.....	67
3.3.2	切削・非切削長さの摩擦係数変化への影響.....	69
3.3.3	切削雰囲気摩擦係数変化への影響.....	74
3.3.4	A5052の断続切削における摩擦係数低下の要因	78
3.4	結言	80
	参考文献	81
第4章	アルミニウム鋳物の切削におけるアルコールのミスト供給の効果.....	82
4.1	緒言	82
4.2	アルコール潤滑下でのDLC-アルミニウムの摩擦特性.....	84
4.2.1	実験方法.....	84
4.2.2	実験結果及び考察.....	85
4.3	アルコールのミスト供給の効果.....	87
4.3.1	実験方法.....	87
4.3.2	実験結果及び考察.....	88
4.4	外周旋削におけるアルコールミスト切削の性能.....	92
4.4.1	実験方法.....	92
4.4.2	実験結果及び考察.....	93
4.5	結言	99
	参考文献	100

第 5 章 アルコールと水を混合することによるアルコールミスト切削の性能向上	101
5.1 緒言	101
5.2 実験方法	102
5.2.1 摩擦実験.....	102
5.2.2 冷却実験.....	104
5.2.3 切削実験.....	105
5.3 実験結果	106
5.3.1 摩擦係数.....	106
5.3.2 冷却性能.....	108
5.3.3 切削性能.....	109
5.4 考察	113
5.5 結言	115
参考文献	116
第 6 章 結論	117
研究業績	121
謝辞	123

第 1 章 序 論

1.1 研究の背景

近年、地球温暖化の進行やオゾン層の破壊、生物多様性の危機、大気汚染など、深刻化する地球環境問題への対策が、世界的に重要な課題となっている^{1.1)}。企業での生産活動においても、地球環境問題への対策を講じることが企業競争力を高める一つの要因として重要な課題であり、環境負荷を低減した新しい加工技術が必要とされている。しかしながら、環境に優しい加工技術を構築しただけでは、それが簡単に実用化され普及するという事ではない。新しい加工技術が普及するためには、加工コストの低減や加工性能の向上、リスクの排除などが達成されることが必要となる。

図 1.1 に、切削加工に係る環境対応技術を示す^{1.2)}。ここでは環境対応技術を効果別に、CO₂排出量の削減、廃棄物の削減、環境と人体への負荷低減、資源の有効利用の 4 つに分類している。この中で地球温暖化防止に対して最も効果が大いなのは CO₂ 排出量の削減であり、工作機械の消費電力と密接に関係する。図 1.2 に、工作機械で消費されるエネルギー割合を示す^{1.3)}。50 %強の電力が切削液（切削油剤、クーラント、Cutting fluid；本論文では切削液と表現する）の供給等に消費されており、工作機械の中で最大である。従って、切削液の供給装置が不要になれば、多くの CO₂ 排出量を削減することができ、地球温暖化防止に貢献することができる^{1.4)}。

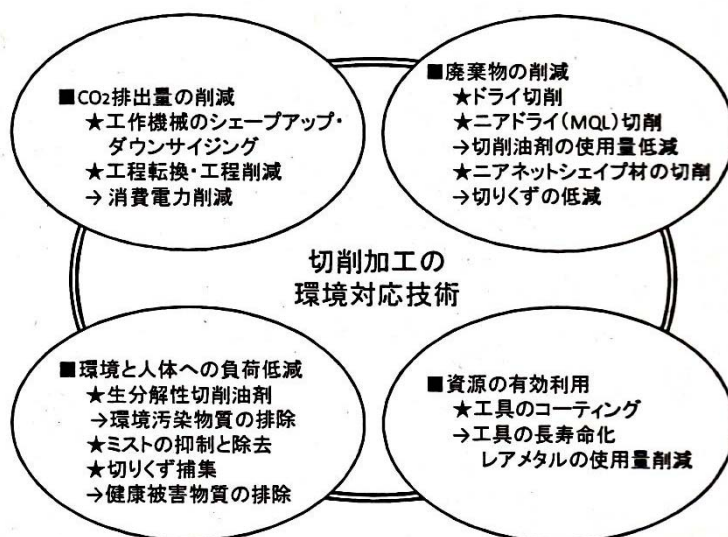


図 1.1 切削加工の環境対応技術^{1.2)}

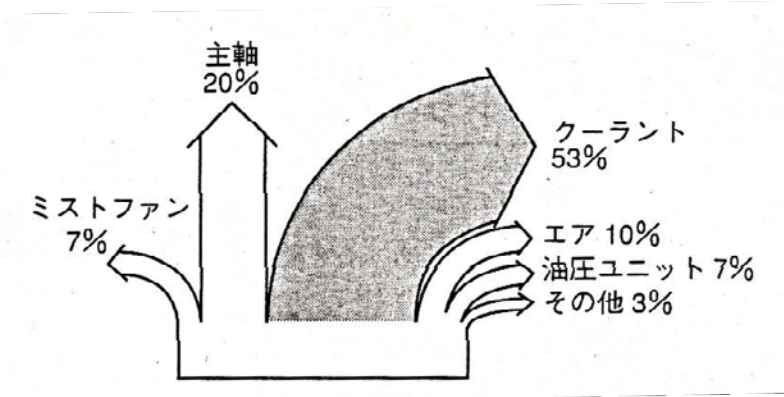


図 1.2 工作機械の消費エネルギー割合の例^{1.3)}

切削液はある一定の期間工作機械内（または工場内）で循環・再利用され、その後廃棄される。国内で廃液として排出される切削液は年間約 80 万~90 万キロリットルにのぼり、膨大な量の廃棄物となっている^{1.5)}。金属粉や化学物質を含んだ廃液汚泥の処理による土壌汚染、廃液の焼却による大気汚染等が問題となる。従って、切削液の使用量を大幅に削減することにより、廃棄物の問題解消にもつながる。

切削液による人体や作業環境への影響も問題となる。切削液使用により発生するオイルミストが、皮膚障害やのどの痛みなど人体に悪影響を与える可能性がある^{1.6)}。また、飛散した切削液により、工場の汚れ、機械の運転支障などの作業環境への影響もある。

このように、切削液の使用は生産性を高める重要な役割がある一方、地球環境、作業者の健康環境、及び作業環境に与える影響が非常に大きいことが分かる。従って、切削液をできるだけ使用しない切削技術の開発が極めて重要な環境問題への対応策といえる。

切削液の使用量を削減した高能率の切削加工の実現を目指した様々な手法がこれまでに研究されている。それらは、①切削液を供給しないドライ切削、②少量の切削液を霧状（ミスト）で供給するニアドライ（セミドライ）切削、③切削液の代わりに冷風や窒素などの不活性ガスを供給する方法、④その他、に分類できる。Minimum Quantity Lubrication (MQL) 切削や Oil on Water (OoW) ミスト切削はニアドライ切削に分類される。

上記で挙げた環境対応型切削は、切削液の使用量を大幅に削減しているという意味では、上述した切削液による廃液や健康被害の問題を低減できるといえる。しかしながら、ニアドライ切削におけるコンプレッサや冷風切削における空気冷却装置など、新たな装置を必要とする方法もあり、これらの装置の増加により電力消費量が増加する懸念も指摘される。そこで環境対応型切削の環境負荷を、資源調達→製造での使用→廃棄というライフサイクル

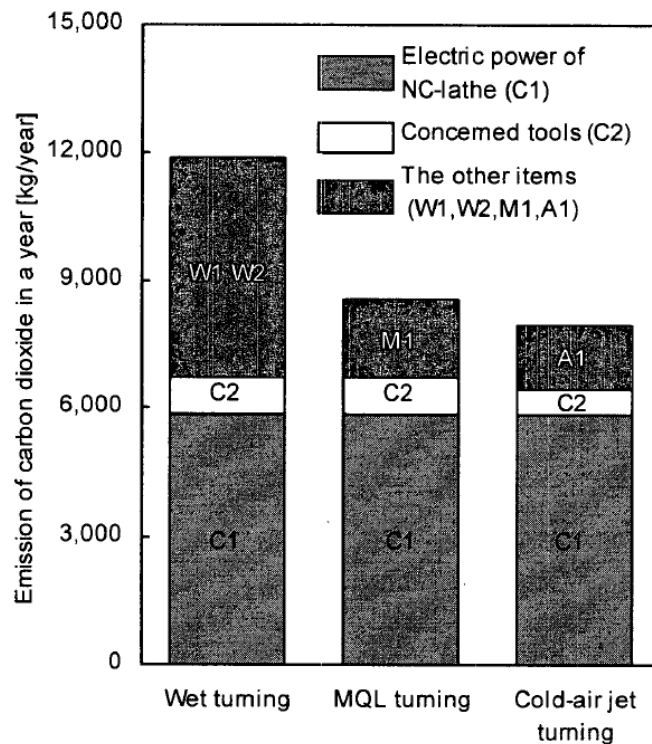


図 1.3 LCA を用いた二酸化炭素排出量の比較結果^{1.7)}

ルのトータルで評価する試みがなされている。当麻らは、環境負荷を定量的に評価できる Life Cycle Assessment (LCA) の手法を旋盤での加工工程に適用し、従来の切削液を大量に用いるウェット切削と MQL 切削及び冷風切削との二酸化炭素排出量を比較した^{1.7)}。図 1.3 に、比較結果を示す。図より、MQL 切削や冷風切削は、ウェット切削に対して二酸化炭素排出量を 70%程度に削減できることが分かる。ウェット切削における切削液供給に係る排出量 (W1) と洗浄工程に係る排出量 (W2) が、MQL 切削におけるオイルミスト供給に係る排出量 (M1) 及び冷風切削における冷風供給に係る排出量 (A1) のいずれよりも 2 倍以上である。従って、切削液を削減することにより環境負荷低減の効果が十分にあることが証明されている。また、ここでは言及されていないが、切削液を供給しないドライ切削においては、図 1.3 の W1, W2, M1, A1 に相当する二酸化炭素の排出が無くなることから、より二酸化炭素排出量を削減することが可能であることが明らかである。ただし図 1.3 では、加工手法が変わっても生産効率がそれほど変わらないことを前提としており、仮に環境対応型切削の導入により生産効率が大幅に低下することとなれば、環境負荷低減効果は低くなってしまふ。そのため、生産効率を低下させない環境対応型切削の開発が必要である。

1.2 切削液の役割

ここでは切削液の役割について述べる。表 1.1 に、切削液の使用目的とそのために必要な基本性能を示す^{1.8)}。切削液が良好な働きをするためには、潤滑作用や冷却作用などの基本性能が備わっていることが必要条件となる。

切削液の潤滑作用とは、工具すくい面と切りくず、及び工具逃げ面と被削材間の摩擦を抑制し、切削抵抗や工具摩耗などを軽減することである。摩擦部分に直接作用して金属接触を防止する、せん断角を増大させて切削抵抗を下げ、切りくずと工具との接触長さを短くする、摩擦熱の発生を抑制し工具の化学的損傷を防ぐ、などの働きをする。

工具の刃先には、加工硬化した切りくずの一部が徐々に堆積し、硬い溶着物が形成される。切削液に含まれる潤滑成分は、金属の新生表面と反応してこれを不活性化し、金属同士の間での溶着を防止する（抗溶着作用）。

切削液の冷却作用は、工具切れ刃の温度を下げて耐機械的摩耗性の低下を抑制する、工具切れ刃の化学的損傷を抑制する、工具及び被削材の熱膨張、熱変形を抑制して寸法精度を確保する、などの働きをする。

表 1.1 切削液の使用目的と基本性能^{1.8)}

目的	働き	基本性能				
		潤滑作用	抗溶着作用	冷却作用	錆止め作用	洗浄作用
寸法精度向上	工具摩耗の抑制	○	○	○		
	熱膨張の抑制			○		
仕上げ面粗さの向上	構成刃先の抑制		○	○		
切削力の低減	摩擦の抑制	○				
工具寿命の延長	工具摩耗の抑制	○	○	○		
	熱劣化の抑制			○		
作業の効率化	切りくず処理					○
	被削材の冷却			○		
品質の向上	被削材・工作機械の錆止め				○	

切削直後の加工物の新生表面は活性であるため、水や酸素と容易に反応する。保管時などにこれが錆や変色となって現れる。切削液は金属表面に保護膜を形成して水や空気との接触を防ぎ、加工物の品質を保つ働きをする。

生成された切りくずが工具と被削材との間に噛み込まれると、工具の損傷や被削材の寸法精度不良などを引き起こす。切削液により切りくずを除去することで、切りくずが工具と被削材との間に噛み込まれるのを防ぎ、切れ刃の重大な欠損を防止する効果がある。

以上のように、切削液の役割は多岐に渡り、一部の切削加工には必要不可欠なものとなっている。そのため、環境対応のための切削液使用量の削減は容易ではなく、切削液を削減しても性能維持が保障された切削技術が必要である。

1.3 アルミニウム合金の特徴と切削時の問題点

本論文では、アルミニウム合金を研究対象とする。ここでは、アルミニウム合金の特徴・用途及び切削時における問題点について言及し、アルミニウム合金を研究対象とした本論文の意図を述べる。

1.3.1 アルミニウム合金の特徴・用途

1807年にその存在が発見されたアルミニウムは、1886年電解製錬法の発明によって工業化の道を歩み始め、1年後に日本に輸入されると軍需製品を中心に生産量を伸ばした。その後アルミニウム産業は今日まで順調な発展を遂げ、多くの分野でなくてはならない金属材料として重要な役割を果たしている。

アルミニウムは、軽い、比強度が大きい、耐食性がよい、磁気を帯びない、熱や電気をよく通す、などを特徴として持つ。最大の特徴である軽いという点では、比重が鉄の約3分の1であることから、軽量化による性能向上のニーズが高まっている今日において、自動車、鉄道車両、航空機などの輸送分野で特に多くのアルミニウム合金が使われている。

自動車においては、年々厳しくなる燃費規制への対応手法として、動力・駆動系の効率向上、走行抵抗の低減、軽量化などが挙げられる。中でも軽量化は燃費向上の有効な対策であり、多くの部品でアルミニウム合金が採用されている。図 1.4 に、自動車ボディパネル部品のアルミニウム合金の使用例を示す¹⁹⁾。自動車のボディパネルには、強度と成形性の両立の要求から、5000系、6000系のアルミニウム合金展伸材が多く用いられている。一方、アルミニウム鋳物・ダイカストは、自動車のエンジン部品に非常に多く採用されてお

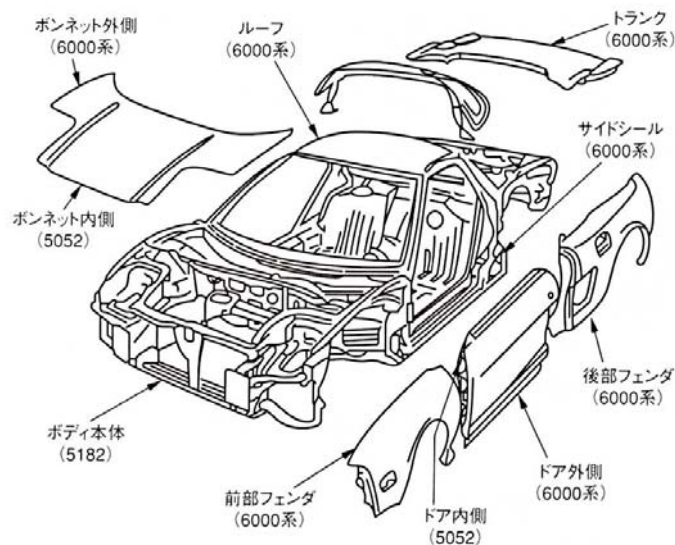


図 1.4 自動車ボディパネル部品の例^{1.9)}

り，日本のアルミニウム鋳物・ダイカスト品の生産量の約 80%が自動車用途である．アルミニウム鋳物・ダイカストの大半は，鋳造性の良好な Al-Si 系をベースとした合金である．

アルミニウム合金は，航空機産業の発展の歴史にも欠かせない素材である．1906 年，時効硬化現象によりドイツで発見されたジュラルミンに始まり，より強度を高めた超ジュラルミン（A2024），超々ジュラルミン（A7075）の開発により，航空機の機体や翼，エンジンの構造材として，今日まで幅広く活用されてきている．図 1.5 に，大型旅客機（ボーイング）における機体の構造材料の使用比率を示す^{1.10)}．20 世紀中に製造された機体では，アルミニウム合金の使用比率が 70%以上と最も高い．一方，21 世紀に入って製造された B787 では，CFRP に代表される複合材料が 50%と，アルミニウム合金に代わって主要な構造材料となっている．これは，ジェット燃料の高騰により燃料費が航空運航会社の経営を圧迫するようになり，アルミニウム合金よりもさらに軽量で高強度な CFRP のニーズが高まったためといえる．しかしながら図 1.6 に示す通り，国産旅客機として 2017 年の就航を目指して開発が進められている三菱リージョナルジェット（MRJ）では，機体材料の 80%以上がアルミニウム合金で占められている^{1.11)}．このように，中・小型航空機においては，高価な CFRP の利用はまだ進んでおらず，今後もアルミニウム合金が主要な構造材料として利用されると考えられる．

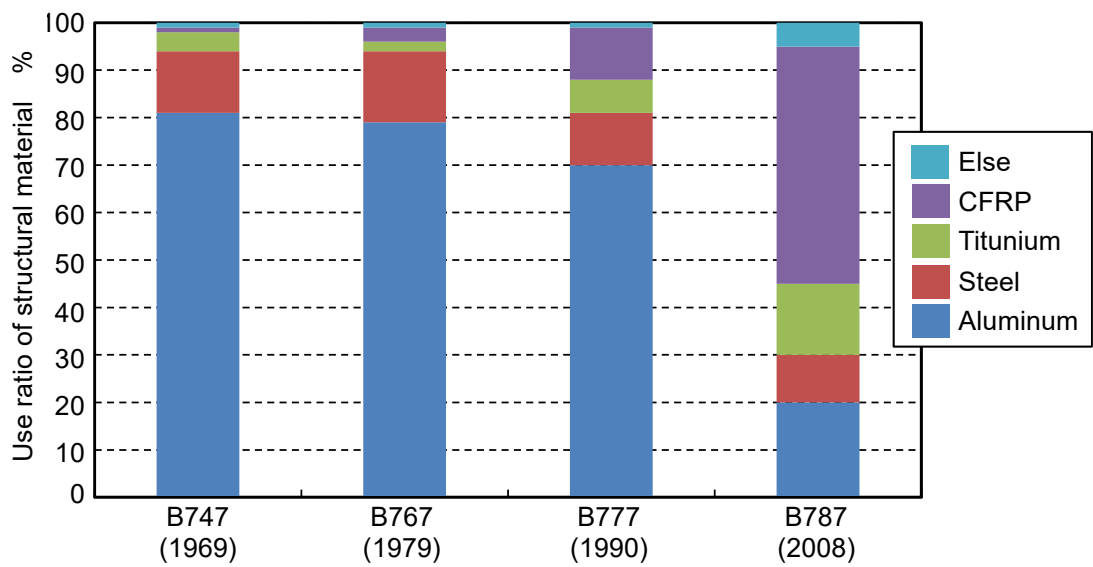


図 1.5 大型民間旅客機（ボーイング）の構造材料の使用比率^{1.10)}

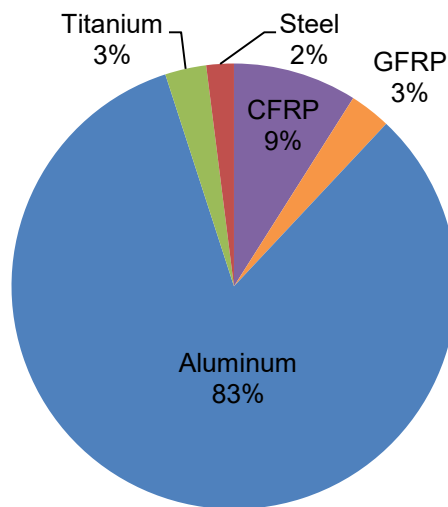


図 1.6 MRJ の機体の構造材料の使用比率^{1.11)}

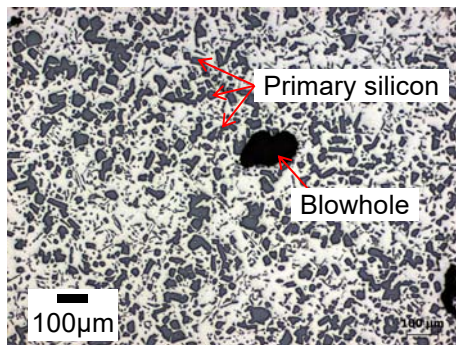
以上に述べた自動車や航空機の外に、サッシ、ドアなどに代表される建材製品、アルミ缶などの食料品製品、スマートフォンのボディやパソコンの筐体などの電気製品等、非常に多くの分野でアルミニウム合金は利用されており、その需要は近年さらなる高まりをみせている。

1.3.2 アルミニウム合金切削時の問題点

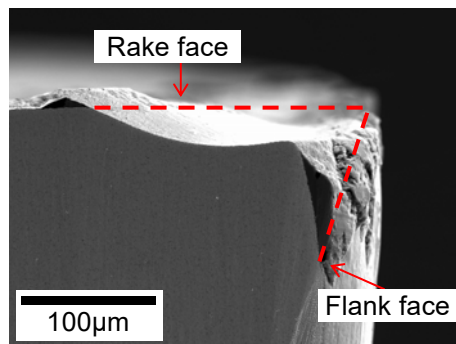
アルミニウム合金切削時の問題点として特に挙げられるのが、①工具への凝着（構成刃先の生成）^{1.12-1.17}、及び②Al-Si 合金切削時の工具摩耗^{1.13,1.18-1.21}、である。

アルミニウムは延性に富む材料であるため、切りくずが工具すくい面を擦過して流出する際に、その一部が工具に凝着して残留しやすい。これが堆積し刃先のような働きをするものを構成刃先という。構成刃先には、切削抵抗の減少、工具刃先の摩耗の低減、切りくず処理性の向上といった利点があるが、反面、仕上げ面粗さの増大、寸法精度の低下、工具チッピングの発生などの欠点がある^{1.22}。そのため、特に仕上げ切削においては構成刃先の発生を防止する策を講じなければならない。構成刃先の発生防止策としては、①工具すくい角を 30°付近にする、②工具すくい面を潤滑して被削材の凝着を防ぐ、③工具の刃先温度を被削材の再結晶温度以上にして加工硬化が起こらないようにする、などが挙げられる。①の工具すくい角を 30°付近にすることは刃先強度の低下を招くことになるため、工具寿命の点からあまり現実的ではない。特に最近の硬質な超硬合金製工具では、刃先のチッピングを避けるためにすくい角を 30°まで付けることはあまりない。また③の刃先温度を上げる方法では、切削速度を高くした高速切削が有効であるが、穴あけ加工など切削速度を高くできない加工では対策が難しい。そこで、②の工具すくい面を潤滑する方法が多く用いられており、これには切削液を供給する方法が一般的である。

Al-Si 合金の切削時の工具摩耗については、アルミニウム合金中に存在する硬質な Si 粒子が、アブレシブ（引っ掻き）作用により切削時に工具を摩耗させる問題である。筆者らは、Al-26%Si 合金に対して超硬工具を用いて外周旋削を行った（図 1.7）。Al-26%Si 合金の組織写真を図 1.7 (a) に示す。Al-26%Si 合金は過共晶 Al-Si 合金であり、板状の初晶 Si 粒子が非常に多くみられる。切削後の工具断面を図 1.7 (b) に示す。図中の赤い点線は工具の初期の形状を示しており、切削により工具すくい面、逃げ面とも著しく摩耗していることが分かる。このような硬質粒子を含む材料に対しては、硬度の高い工具素材を用いるしか対策方法がない。そのため、これらの材料に対しては、ダイヤモンド焼結体（Poly Crystalline Diamond : PCD）工具が有効である^{1.23}。



(a) Microstructure of Al-26%Si alloy



(b) Cross-section surface of carbide tool after cutting of Al-26%Si alloy

図 1.7 Al-26%Si 合金の組織とそれを切削したときの工具断面
 (切削速度：1000m/min, 送り：0.1mm/rev, 切込み：1mm, 切削距離：16.7m, ウェット)

上述した工具への凝着の問題に対しては、工具すくい面が摩擦の少ない物質で構成されていれば、切りくず内部の凝集力に付着力が勝ることはなく、切りくずは滑らかに流出し理想的な切削が行われるはずである^{1,24)}。特にドリル切削においては、切りくずがねじれすくい面の拘束を受けて激しい摩擦が起こり、その後もねじれ溝面と強く接触しながら流出するので、ドリルねじれ面が低摩擦であれば消費動力の低減・省エネルギーに極めて有効であることは明らかである。このような理由から、低摩擦係数や高硬度といった特性を持つ Diamond-like Carbon (以下、DLC と呼ぶ) 膜が、切削液を用いなくてもアルミニウム切削時に優れた耐凝着性を発揮する工具の被膜として有効である。そこで、次節で DLC 膜について解説し、その有効性と実用での問題点について述べる。

1.4 Diamond-like Carbon (DLC) 膜とは

ここでは、DLC 膜の特徴・用途、及び成膜方法について解説し、DLC 膜を被覆した切削工具による従来研究について述べる。その上で、従来研究の問題点について言及する。

1.4.1 特徴・用途

DLC 膜は、炭素の sp^2 混成軌道（グラファイト構造）と sp^3 混成軌道（ダイヤモンド構造）が混在する非晶質（アモルファス）炭素膜である。図 1.8 に、DLC 膜の構造イメージを示す。平面的な結合である sp^2 と、立体的な結合である sp^3 とが無秩序に結合した構造を持ち、ここに水素が結合したものもある。2000 年に Ferrari と Robertson が、 sp^2 、 sp^3 、水素を頂点とする三角形の非晶質炭素の分類図を考案し、DLC 膜を sp^2 、 sp^3 の含む割合、水素含有の有無により、Tetrahedral amorphous carbon (ta-C)、Sputtered amorphous carbon (sputtered a-C)、Hydrogenated tetrahedral amorphous carbon (ta-C:H)、Hydrogenated amorphous carbon (a-C:H) に分類した^{1.25)}。図 1.9 に、Robertson らが考案した非晶質炭素の分類図を示す^{1.26)}。図の赤い点線で囲った範囲の中が DLC 膜である。

表 1.2 に、DLC 膜の一般物性をグラファイト及びダイヤモンドと対比させて示す^{1.27)}。DLC 膜のヤング率、硬さ及び電気的性質はダイヤモンドと類似しており、熱伝導率はグラファイトに近い。DLC 膜の物性値に幅があるのは、 $sp^2 \cdot sp^3$ の割合や水素含有量により様々な組成や構造が存在し、物性が大きく変化するためである。

DLC 膜の特徴には、①高硬度・耐摩耗性、②低摩擦係数・高摺動性、③化学的安定性、④赤外線透過性、⑤生体親和性、⑥ガスバリア性などが挙げられる。これらの特徴を生かして、切削工具、剃刀の刃、HDD 磁気ヘッド、O リング、自動車部品、装飾品、水洗バルブ、ペットボトルなど、様々な用途で DLC 膜は用いられている^{1.28)}。

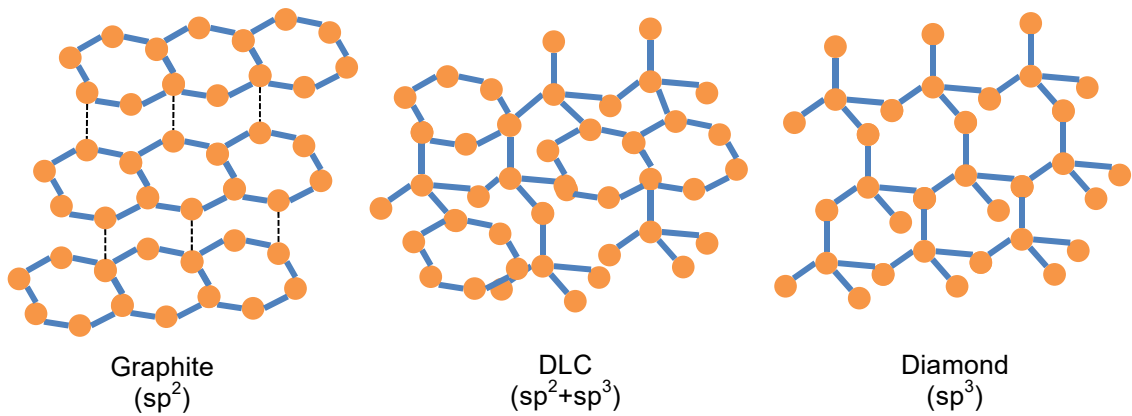


図 1.8 DLC 膜の構造イメージ

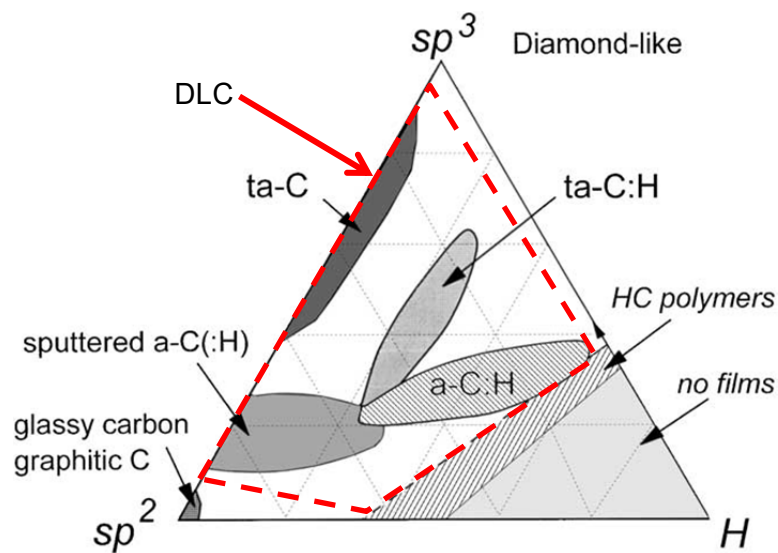


図 1.9 非晶質炭素の分類図^{1.26)}

表 1.2 DLC, グラファイト, ダイヤモンドの物性^{1.27)}

	DLC	Graphite	Diamond
Specific gravity (g/cm^3)	1.0 ~ 3.0	2.25	3.52
Electrical resistivity ($\Omega \cdot cm$)	$10^9 \sim 10^{14}$	10^{-3}	$10^{12} \sim 10^{16}$
Thermal conductivity ($W/cm/K$)	0.2 ~ 30	0.4 ~ 2.1	1000 ~ 2000
Young's modulus (GPa)	100 ~ 800	-	1000 ~ 2000
Hardness (Hv)	1000 ~ 8000	-	10000 ~ 12000
Oxidation starting temperature ($^{\circ}C$)	300 ~ 500	400 ~ 450	600

1.4.2 成膜方法

DLC 膜の成膜方法を大別すると、Chemical Vapor Deposition (CVD) 法と Physical Vapor Deposition (PVD) 法がある。CVD 法と PVD 法には、さらに細分化された種々の成膜方法が開発されている。以下に代表的な成膜方法を述べる。

(1) CVD 法

CVD 法は、原料に炭化水素ガス (C_6H_6 , CH_4 など) を用い、気相中で分解させて基板に膜として析出する方法である。ガスを分解するのに以下に挙げる方法がある。

(i) 熱 CVD 法

原料ガスを適当なキャリアガスにより反応容器へ導き、高温の基板表面で化学反応を起こさせ、薄膜を作製する。成膜温度が $500\text{ }^\circ\text{C}$ 以上の高温になるため、コーティングする基材が温度に弱い性質のものの場合、この方法は適用できない。

(ii) 光 CVD 法

光を化学反応のエネルギーとして用いる方法で、光源として各種放電管やレーザが用いられる。赤外領域の光を用いる場合、主に熱反応を用いることになる。一方、光によって特定の分子を励起するか、結合を切断して生成する活性種を反応に用いる場合には、化学結合のエネルギーに相当する光子エネルギーが必要で、紫外領域の光源が用いられる。この場合、低温での成膜が可能となる。

(iii) プラズマ CVD 法 (Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition : PECVD)

反応炉内に設けた平行平板型の電極に高周波を印加し、原料ガスをプラズマ化して分解させ、電極上に置いた基板に析出して薄膜を形成する成膜方法である。熱 CVD 法に比べて低温 ($300\text{ }^\circ\text{C}$ 程度) でも成膜が可能であるため、プラスチックなどの非耐熱基板への成膜が可能である。大面積化も容易で、厚さの均一な膜を形成できるなどの特徴を持つ。

プラズマ CVD にイオン注入技術を複合したプラズマイオン注入法 (Plasma Based Ion Implantation & Deposition : PBII&D) という成膜方法も開発されている。図 1.10 に、プラズマイオン注入技術の概念図を示す^{1,29)}。プラズマ中に浸した試料に負の高電圧パルスを印加することで、基材とプラズマの界面にシースを形成し、そのシース電場でシース端のイ

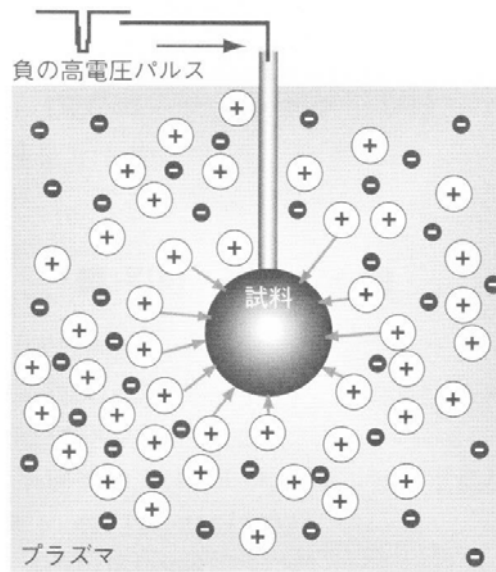


図 1.10 プラズマイオン注入技術の概念図^{1.29)}

オンを加速して注入や成膜などを行う方法である。基材に直接高周波を印加するため、基材がアンテナとなり、基材の形状に沿った均一なプラズマが生成される。

(iv) イオン化蒸着法

高真空中のアーク放電プラズマで炭化水素ガス (C_6H_6) を分解し、プラズマ中イオンや励起分子を電気的に加速して、基板に衝突させて成膜する方法である。イオンの量とエネルギーを自由にコントロールできるので、制御性良く薄膜を作ることができ、従来の真空蒸着法に比べ、高エネルギーの粒子で成膜できる。この方法は、真空度や膜の付き回り性、処理温度からするとイオンプレーティング法に近いが、原料にガスを用いることからプラズマ CVD 法の特徴も兼ね備えている。

以上に挙げた CVD 法による DLC 膜は、原料に炭化水素ガスを用いる原理上、構造中に水素 (H) が混入する水素含有 DLC 膜である。

(2) PVD 法

(i) スパッタ法 (Sputtering)

原料をグラファイト固定ターゲットとし、スパッタガスとして Ar などを用いてターゲットをスパッタリングして、ターゲットから放出されるスパッタ粒子を基材上に堆積させる方法である。図 1.11 に、スパッタ法の原理を示す^{1,29)}。多くのスパッタ法では、ターゲット裏面に配置した磁石による磁場を利用して、ターゲット前面に高密度プラズマを生成可能なマグネトロンスパッタ源が採用されている。この方法では発生したプラズマの多くがターゲット近傍のみに存在するため、基材に到達する炭素原子のエネルギーレベルは低く、このままでは硬さ 10 GPa を下回る軟質な非晶質炭素膜となってしまうことが多い。そこでさらにイオンによるボンバードメント効果を付与したのが、アンバランスドマグネトロンスパッタリング法 (Unbalanced Magnetron Sputtering : UBMS) である。従来のマグネトロンスパッタ源の磁場バランスを意図的に崩すことで、薄膜へのイオン照射量を増やし、薄膜の特性を制御可能としている。これにより、硬質な DLC 膜の成膜が可能となる。

(ii) パルスレーザ成膜法 (Pulsed Laser Deposition : PLD)

ターゲットにレーザ光を照射することにより、ターゲットから発生したアブレーションプラズマが基板に到達して成膜されるプロセスである。アブレーションプラズマは原子・分子・クラスター・イオン・電子などが混在した状態である。プラズマ中に含まれるアブレーション粒子は再結合や雰囲気ガスとの反応・衝突などによって変化し、基板上で安定な状態に落ち着いて薄膜となる。

(iii) アークイオンプレーティング法 (Arc Ion Plating : AIP)

真空雰囲気中でカソードとアノードの間で真空アーク放電を起こし、原料となるグラファイトターゲット表面から材料を蒸発・イオン化して、負のバイアスを印加した基板にイオンを衝突させる方法である。真空アーク蒸着 (Vacuum Arc Deposition) 法ともいう。真空アーク放電では、カソード表面上にミクロン単位のアークスポットと呼ばれるアークの起点が発生する。このアークスポットの影響によりドロップレットが生じやすく、これを低減する方策が必要となる。ドロップレットを低減させた方法に、フィルタードアーク蒸着 (Filtered Arc Deposition : FAD) 法がある。FAD 法では、陰極と基板との間を湾曲または屈曲したダクトで接続する。ダクト軸方向に磁界を印加することにより、プラズマはダク

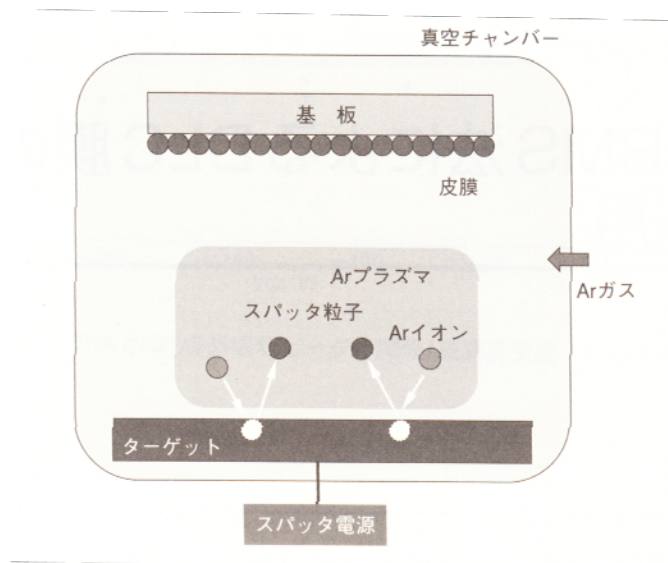


図 1.11 スパッタ法の原理^{1.29)}

ト軸に沿って電磁氣的に輸送される．一方，直進性のドロップレットはダクト壁に衝突して付着する．これにより，基板まで到達するドロップレットを抑えることができる．図 1.12 に，90°トーラス型のダクトを用いた FAD 装置の概略図を示す^{1.29)}．金属陰極であればドロップレットが液体状であるため，この方法で大部分のドロップレットがダクト壁面に付着し，基板に到達することができなくなる．しかしながら，DLC 膜を成膜するとき用いるグラファイト陰極ではドロップレットが固体状であるため，多くのドロップレットがダクト壁面を反射して基板に到達してしまう．そのため，DLC 膜成膜時のドロップレット除去率は低い．そこで，プラズマ発生部（陰極）と基板とを T 字状のプラズマ輸送ダクトで接続した T 字状 FAD 装置（T-FAD）が開発されている^{1.30)}．図 1.13 に，T-FAD のイメージ図を示す^{1.31)}．陰極で発生したプラズマは磁界により 90°曲げられ，基板に到達する．一方，ドロップレットは直線的に運動するため，T 字状ダクトの末端に配置された反射板で反射し，貯留室にトラップされる．この方法により多くのドロップレットが除去され，平滑な DLC 膜の成膜が可能となる．図 1.14 に，通常のアーク蒸着法による DLC 膜，トーラス FAD 法による DLC 膜，及び T-FAD 法による DLC 膜の表面の状態を示す^{1.31)}．T-FAD 法による DLC 膜表面にはドロップレットがほとんどみられず，極めて平滑であることが分かる．

以上に挙げた PVD 法による DLC 膜は，黒鉛（グラファイト）を原料とすることから，水素をほとんど含まない水素フリー DLC 膜である．また，雰囲気制御することにより，水素含有 DLC 膜の成膜も可能である．

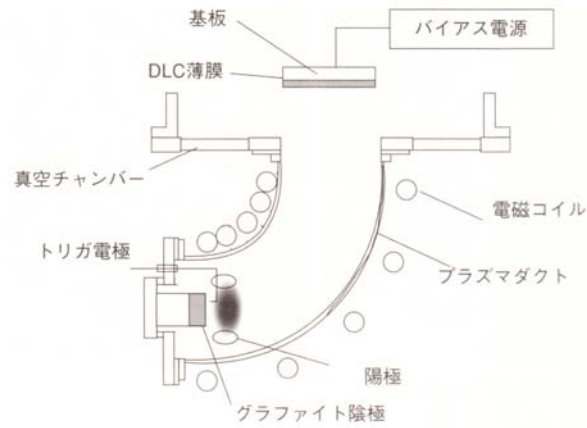


図 1.12 トーラス型 FAD 装置^{1.29)}

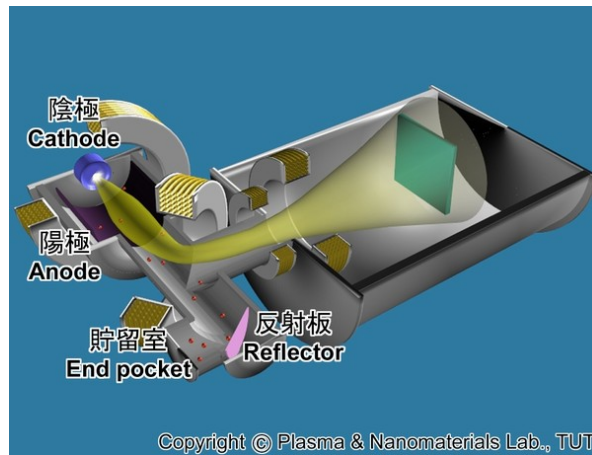


図 1.13 T 字状 FAD 装置のイメージ図^{1.31)}

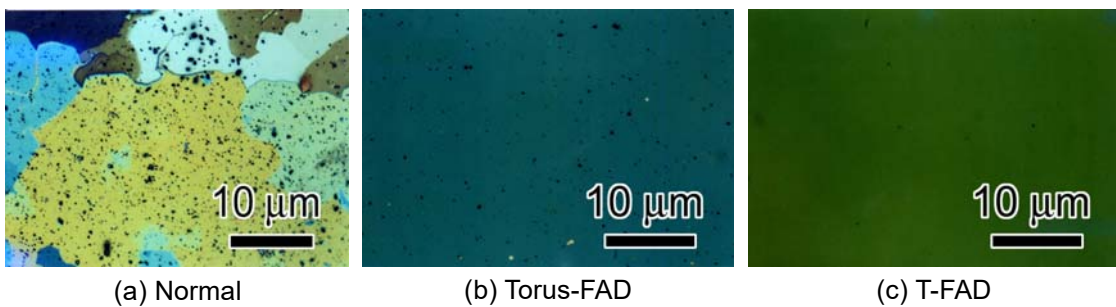


図 1.14 各真空アーク蒸着法による DLC 膜の表面^{1.31)}

1.4.3 DLC 被覆工具によるアルミニウム切削に関する従来の研究

ここまで述べた通り，DLC 膜の成膜方法には様々なものがあり，それぞれの成膜方法により作製された DLC 膜の性質は大きく異なる場合がある．ただし，総じて DLC 膜の特徴である高硬度，低摩擦係数といった点から，アルミニウム切削用の工具被膜として注目されるようになり，これまでに DLC 被覆工具によるアルミニウム切削の研究が行われてきた．ここでは，これまでに報告されている DLC 被覆工具によるアルミニウム合金切削に関する研究を，使用している DLC 膜の成膜方法毎に分類してまとめる．

(1) CVD 法による DLC 膜を用いた研究

T. C. S. Vandeveldt らは，CVD 法による DLC 膜を被覆した超硬インサート及び超硬エンドミルにより，アルミニウム-炭化ケイ素複合材 (AlSi10Mg+20 wt% SiC) とアルミニウム展伸材 (AlZnMnCu0.5) のドライ切削実験を行った^{1.32)}．その結果，いずれの被削材に対しても DLC 膜の剥離が認められ (図 1.15)，超硬工具に対する DLC 膜の優位性は見い出せなかった．この理由に，使用した DLC 膜の硬さが低いことを挙げている．

H. Hanyu らは，微結晶化した CVD ダイヤモンド膜の上にプラズマ CVD 法による DLC 膜を被覆した超硬ドリルを用いて，アルミニウムダイカスト (ADC12) に対して外部給油によるニアドライの穴あけ加工を行った^{1.33)}．その結果，CVD ダイヤモンド膜のみや何も被覆しない超硬ドリルに比べて，工具寿命が大幅に延長した．微結晶化した CVD ダイヤモンド膜の上に DLC 膜を被覆したことで，粗い結晶のダイヤモンド膜に比べて摩擦係数が低下したことを摩擦実験により確認している (図 1.16)．

Giovanni R. dos Santos らは，プラズマ CVD 法による DLC 膜を被覆した超硬バイトを用いて，Al-12% wt. Si 合金，及び Al-16% wt. Si 合金に対して旋削実験を行った^{1.34)}．切削中の切削抵抗を測定した結果，いずれの被削材に対しても，送り分力は DLC 被覆工具により 10%以上の減少を示したが，主分力は 4~6%の減少率に留まった．Al-16% wt. Si 合金の切削時には，刃先から DLC 膜の剥離が認められた．

S. Bhowmick らは，プラズマ CVD 法による DLC 膜を被覆したハイスドリルを用いて，アルミニウム及び Al-Si 合金に対してドライで穴あけ加工を行った^{1.35)}．Al-Si 合金には，Si 含有量が 6.5%，12%，18.5%の 3種類のものを用いた．アルミニウム及び Si 含有量が 12%以下の Al-Si 合金に対しては，超硬ドリルよりも切削トルクが減少し工具寿命が延長したが，Al-18.5%Si 合金に対しては，わずか数穴でドリルが欠損し，超硬ドリルに対する

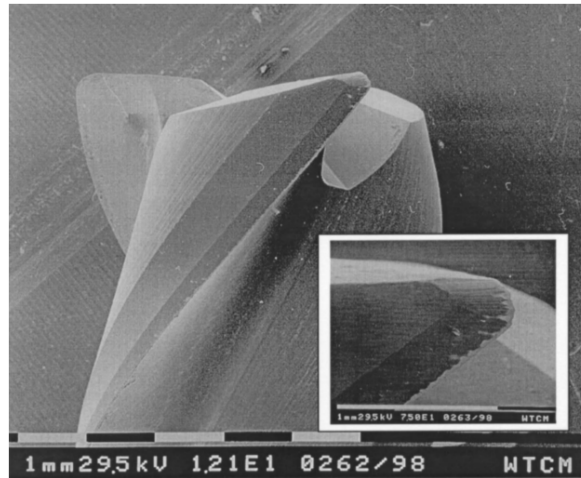


Fig. 6. DLC-coated end-mill after 50 m machining. The extent of film abrasion on the cutting edge is shown in the insert.

図 1.15 DLC 被覆エンドミルによる展伸材 50 m 切削後の刃先の状態^{1.32)}

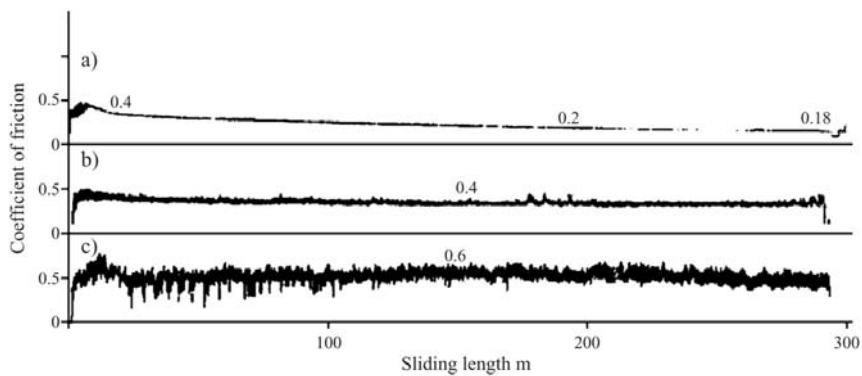


Fig. 2. The friction traces for coatings under sliding contact with malleable aluminum alloy. (a) DLC on fine crystal diamond, (b) Fine crystal diamond, (c) DLC on coarse grain diamond.

図 1.16 DLC 膜，微結晶ダイヤモンド膜，粗い結晶のダイヤモンド膜の摩擦係数^{1.33)}

優位性は認められなかった (図 1.17)。

W. M. Silva らは、プラズマ CVD 法による DLC 膜を被覆した超硬ドリルを用いて、MQL を援用しながらアルミニウムダイカスト SAE323 の穴あけ加工を行った^{1.36)}。DLC 被覆ドリルにより、超硬ドリルに対して加工面粗さなどの向上が認められた。

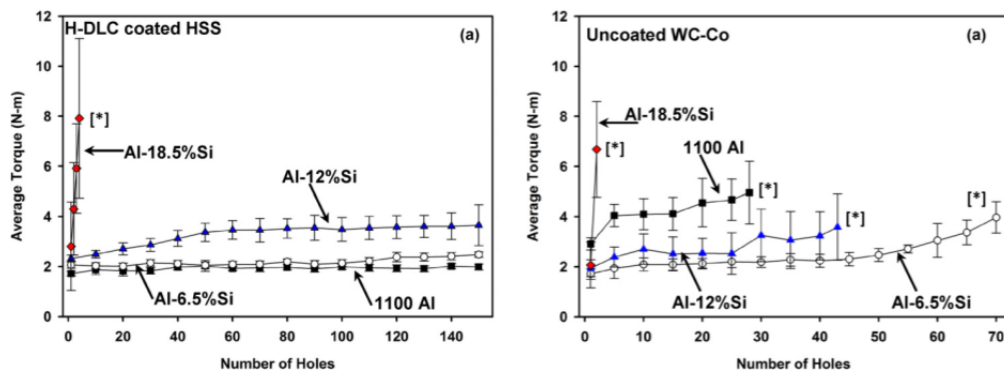


図 1.17 水素含有 DLC 被覆ドリル及び超硬ドリルによる穴あけ加工時のトルク ^{1.35)}

(2) PVD 法による DLC 膜を用いた研究

Mingjiang Dai らは、真空アーク蒸着法による DLC 膜を被覆した超硬インサートを用いて、3 種類のアルミニウム（系）合金に対して旋削実験を行った ^{1.37)}。Al-22% wt. Si 合金に対しては、DLC 膜の優位性はなく、超硬インサートと同程度の工具摩耗を示した。一方、アルミニウム青銅に対しては、DLC 被覆工具は超硬工具に対して 7 倍の工具寿命を示した（図 1.18）。また、中程度の Si を含有する Al-Si 合金（Si 含有率は不明）に対して、ピストン製造ラインでの工具寿命を調べたところ、DLC 被覆工具により超硬工具に対して 1.5 倍の工具寿命となった。

H. Fukui らは、真空アーク蒸着法による DLC 膜を被覆した超硬インサートを用いて、2 種類のアルミニウム合金（AlMg2.5 合金、AlCu4.5Si12 合金）のフライス加工を行った ^{1.38)}。ドライで AlCu4.5Si12 合金の切削を行った結果、超硬インサートにはすくい面及び逃げ面に凝着物が著しく堆積し刃先のチップングも生じたが、DLC 被覆インサートには凝着物はほとんど観察されなかった（図 1.19）。またドライ及びウェット下において AlMg2.5 合金を切削したときの切削抵抗を測定したところ、いずれの場合も超硬インサートより DLC 被覆インサートの切削抵抗が低くなった。特に主分力は DLC 被覆インサートの場合が超硬インサートの場合より 2 分の 1 程度まで低減した。以上の結果は、DLC 膜の摩擦係数が超硬に比べて低いと結論付けている。

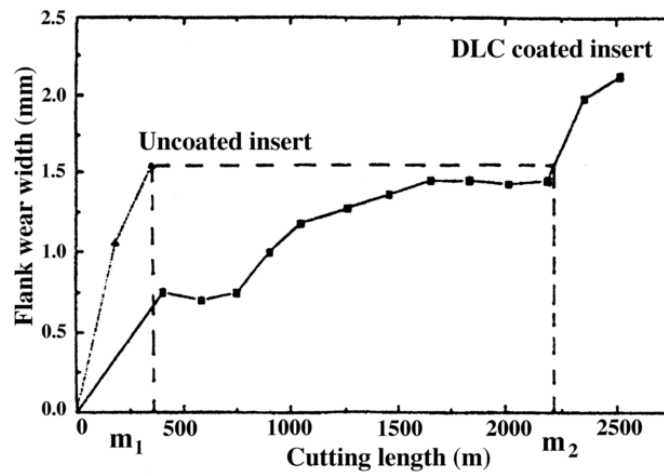


Fig. 7. The wear curve of the DLC-coated insert and uncoated insert for cutting aluminum bronze.

図 1.18 アルミニウム青銅に対するドライ切削での工具逃げ面摩耗幅^{1.37)}

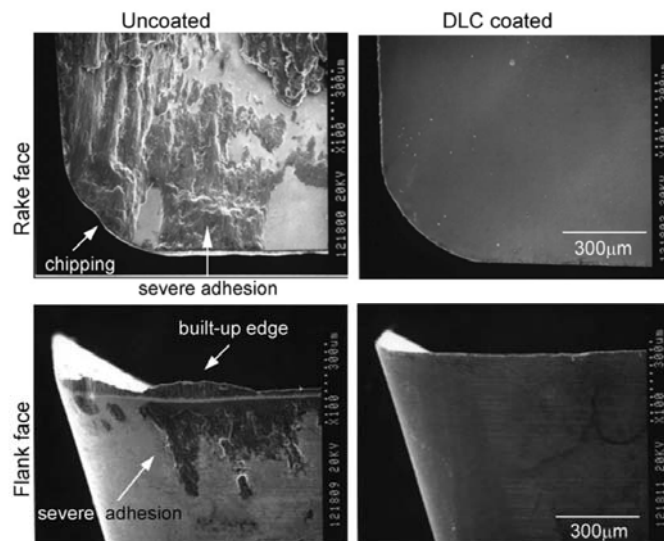


Fig. 4. SEM micrographs of rake and flank face after the dry milling test for AlCu2.5Si18 alloy (cutting length 36 m).

図 1.19 AlCu2.5Si18 に対してドライでフライス加工を行った後の工具すくい面及び逃げ面 (切削距離 36 m)^{1.38)}

(3) 成膜方法が不明の研究

H. Yoshimura らは、DLC 膜 (成膜方法不明) を被覆した超硬インサートを用いて、MQL を援用しながらアルミニウム鋳物 AC2B に対して旋盤による二次元切削を行った^{1.39)}。何も被覆しない超硬及び焼結ダイヤモンドとの比較を行っている。切削速度を変えて工具すくい面への凝着の幅を測定したところ、焼結ダイヤモンドではいずれの切削速度でもほとんど凝着が認

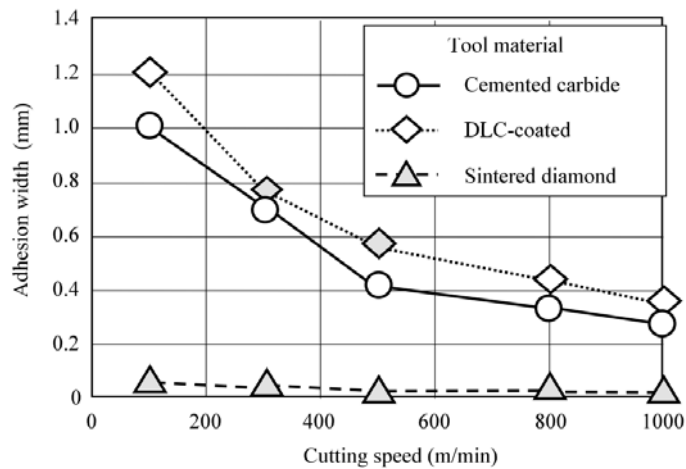


Fig. 8 Relationship between cutting speed and metal adhesion width (rake angle 20°, feed rate 0.1 mm/rev, quantity of oil mist supplied 20 cc/h)

図 1.20 切削速度と凝着幅の関係^{1.39)}

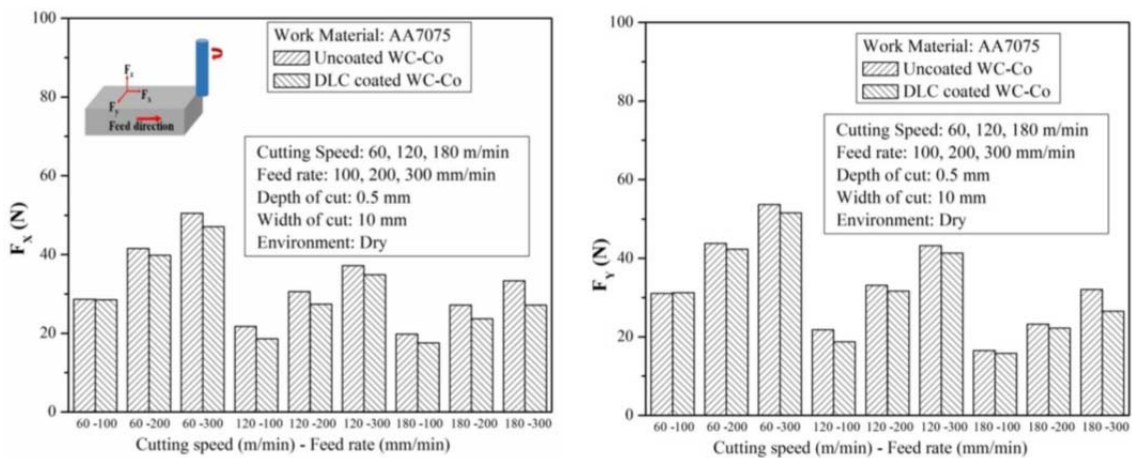


図 1.21 エンドミルによる溝切削時の切削抵抗^{1.40)}

められなかったが、DLC 被覆インサートと超硬インサートでは同じ程度の凝着が認められ、切削速度が低いほど凝着幅は大きくなった (図 1.20)。

S. Kannan I らは、水素含有 DLC 膜 (成膜方法不明) を被覆した超硬エンドミルを用いて、ドライで A7075 の溝切削を行った^{1.40)}。切削速度と送り速度を変化させて切削したときの切削抵抗を測定したところ、実験を行った全ての条件で DLC 被覆エンドミルが超硬エンドミルよりも切削抵抗が低くなった (図 1.21)。特に送り速度の高い条件で、減少率が大きくなった。

(4) 2種類のDLC膜を比較した研究

S. Bhowmickらは、2種類のDLC膜を被覆したハイスドリルを用いて、亜共晶 Al-Si 合金 (319 Al) に対してドライで穴あけ加工を行った^{1.41)}。比較したDLC膜は、アンバランスドマグネトロンスパッタ法による水素フリーDLC (NH-DLC) 膜とプラズマCVD法による水素含有DLC (H-DLC) 膜である。何も被覆しないハイスドリルに対して、DLC膜を被覆したドリルはいずれも凝着物の付着量が減少したが、切りくずの排出性ではH-DLC膜がNH-DLC膜よりも良好であった。また、切削トルク、スラストともH-DLC膜が低かった。ここでは、H-DLC膜中の水素の存在がアルミニウムの凝着を緩和し、良好な耐凝着性を示したと結論付けている。

G. Fox-Rabinovichらは、2種類のDLC膜を被覆した超硬ドリルを用いて、内部給油式のMQLを援用し、アルミニウム鋳物 B319 に対して穴あけ加工を行った^{1.42)}。DLC膜は、いずれもアンバランスドマグネトロンスパッタ法により成膜されたもので、水素フリーDLC膜と水素含有DLC膜である。それらをCVDダイヤモンド膜、PVD法によるAlCrN膜、ペルフルオロポリエーテル (PFPE) 膜と比較している。50穴の加工後、いずれの膜を被覆した工具にもすくい面に切りくずの付着が確認されたが、DLC膜とダイヤモンド膜の場合が比較的少なかった。また、切削抵抗はダイヤモンド膜の場合が最も低く、次いでDLC膜の場合であった。水素フリーDLC膜とダイヤモンド膜の場合を500穴まで延長したところ、ダイヤモンド膜の場合が工具すくい面への付着物の量が少なく切削抵抗が低かった。しかしながら、さらに加工を延長すると、ダイヤモンド膜の場合は4300穴で刃先にチップングが生じた。一方水素フリーDLC膜の場合、7000穴まで加工を行うことができた (図 1.22)。この理由として、DLC膜の硬さ、摩擦特性、内部応力、面品位などの総合的な特性が良かったためと結論付けている。

H. Yasuiらは、2種類のDLC膜を被覆したフライス工具を用いて、A5052の切削を行った^{1.43)}。DLC膜は、FAD法による水素フリーDLC (HD-DLC) 膜とプラズマCVD法による水素含有DLC (従来DLC) 膜である。従来DLC膜を被覆した工具では凝着せずに切削できた距離が800mであったのに対し、HD-DLC膜を被覆した工具では12000mの切削が可能であった (図 1.23)。

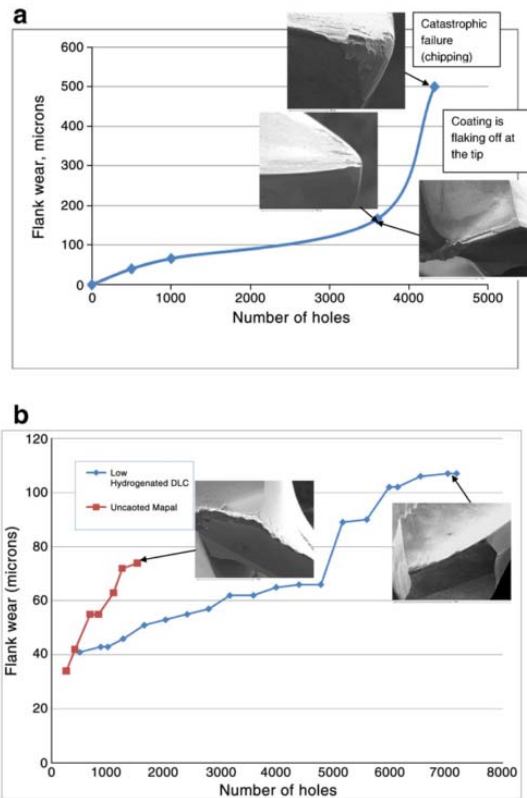


Fig. 6. Flank wear vs. number of drilled holes for a) diamond-coated drill; b) DLC coated drill and uncoated drill with SEM images of surface morphology of the worn drills.

図 1.22 ダイヤモンド被覆ドリル，水素フリーDLC 被覆ドリル，超硬ドリルによる穴あけ加工時の加工穴数と逃げ面摩耗幅の関係^{1.42)}

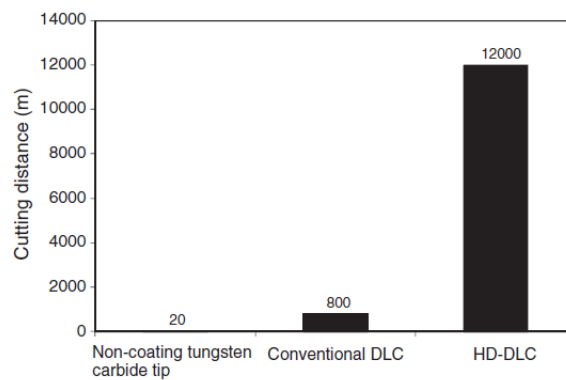


Fig. 8. Comparison of cutting distance for the HD-DLC, conventional DLC film and non-coating tungsten carbide tip.

図 1.23 超硬工具，従来 DLC 膜被覆工具，HD-DLC 膜被覆工具によるフライス加工時の切削可能距離^{1.43)}

表 1.3, 表 1.4 に, 上述の従来研究で用いられた DLC 膜の特性と切削実験の結果をまとめたものを示す. 従来研究では, いずれも環境対応のためのドライ切削・ニアドライ切削の適用を目的として, DLC 膜を被覆した工具を用いている. これらの研究によると, 概ね PVD 法による DLC 膜では, 何も被覆しない超硬工具よりも耐凝着性が改善され工具寿命の延長が認められる. 一方, CVD 法による DLC 膜では, DLC 膜を被覆しても耐凝着性の改善が認められず超硬工具と同等の結果となったものもあれば, DLC 膜により工具寿命の延長が認められたものもあり, 結果に統一性がなかった. また, DLC 膜に含まれる水素の有無を比較した S. Bhowmick らの研究^{1.41)}, G. Fox-Rabinovich らの研究^{1.42)}, 及び H. Yasui らの研究^{1.43)}では, 水素の有無が及ぼす耐凝着性への影響が逆転する結果となった. このように DLC 膜の切削性能が異なる理由は, ①それぞれの DLC 膜が異なる成膜方法で作製されているため性質が大きく異なること, ②旋削やエンドミル加工, 穴あけ加工など切削形態が異なること, ③展伸材, 鋳物など被削材質が異なること, などが考えられる. 従って, DLC 膜の切削性能を正しく理解するためには, 上記で挙げた 3 つの事項を総合的に検証した研究を行う必要があると考えられる.

また, DLC 膜の耐凝着性能が高いとする結論に至った従来研究では, そのほとんどが DLC 膜の摩擦係数が低いと述べている. しかしながら, 実際に切削中の工具すくい面の摩擦係数を評価したものはなく, 摩擦実験で測定した摩擦係数の値を用いて考察している. そのため, 異なる DLC 膜を比較した場合などは, 摩擦実験での摩擦係数の値にそれほど差がないにも関わらず, 切削実験での耐凝着性能に差が出ていることを説明できていないと考える. 従って, 切削中の工具すくい面の摩擦係数を評価することが, DLC 膜の耐凝着性能を評価するために必要であると考えられる.

1.5 研究の目的

ここまで述べた通り, ますます需要の高まりをみせるアルミニウム合金に対して, 切削液の使用量を削減した環境対応型切削を適用することが, 地球環境問題への対応策として重要である. このような背景の下, アルミニウム合金切削においては, DLC 膜を被覆した切削工具が環境対応型切削に有効であるとされ, 研究がなされてきている. しかしながら, DLC 膜は成膜方法によって幅広い性質を持つため, 膜種毎のアルミニウム合金切削時の特性がまだ十分には解明されていない. 特に, アルミニウム合金切削時の耐凝着性能改善に重要な切削中の工具すくい面の摩擦係数について, 実験的に解明した研究は見当たらない.

表 1.3 DLC 膜の特性と切削実験の結果－1

Reference	1.32	1.33	1.34	1.35	1.36	1.37	1.38	1.39	1.40
DLC type	H-DLC	H-DLC	H-DLC	H-DLC	H-DLC	NH-DLC	NH-DLC	-	H-DLC
Coating method	CVD	PECVD	PECVD	PECVD	PECVD	AIP	AIP	-	-
Film thickness (μm)	1.4-2	1	2	1.5	-	1	0.1	-	-
Hardness (Gpa) (Hv)	2500	-	21	14	-	3300-4200	59	-	-
Content rate of Hydrogen (at.%)	-	-	10-20	30	-	-	<4	-	-
Cutting method	Turning Milling	Drilling	Turning	Drilling	Drilling	Turning	Milling	Turning	Milling
Cutting environment	Dry	MQL	Dry	Dry	MQL	-	Dry	MQL	Dry
Workpiece	Al-SiC Malleable	ADC12	Al-12%Si Al-16%Si	Al-6.5%Si Al-12%Si Al-18.5% Si	SAE323	Al-22%Si Al-Bronze	ADC12 A5052	AC2B	A7075
Result of cutting comparing with non-coated tool	even even	better	better even	better better even	better	even better	better better	even	better

表 1.4 DLC 膜の特性と切削実験の結果－2

Reference	1.41		1.42		1.43	
DLC type	NH-DLC	H-DLC	NH-DLC	H-DLC	NH-DLC	H-DLC
Coating method	UBMS	PECVD	UBMS	UBMS	FAD	PECVD
Film thickness (μm)	1.6	2.5	1	4-5	0.15	0.41
Hardness (Gpa)	14.5	17.9	25	40	90	20
Content rate of Hydrogen (at.%)	<2	40	-	-	almost no	40
Cutting method	Drilling		Drilling		Milling	
Cutting environment	Dry		MQL		Dry	
Workpiece	cast 319		B319		A5052	
Result of cutting comparing between DLC types	worse	better	better	worse	better	worse

そこで本研究では、アルミニウム合金切削における DLC 被覆工具の耐凝着性能を明らかにし、アルミニウム合金の環境対応型切削に適した DLC 被覆工具の活用手法を提案することを目的とした。本研究での取組み内容は、次の通りである。DLC 膜種、アルミニウム合金材種、切削形態を区別して、切削中の工具すくい面の摩擦係数を評価し、ドライ切削における DLC 膜の耐凝着性能を明らかにした。また、ドライでは切削中の摩擦係数が高く良好な切削が困難な領域に対して、摩擦係数を低減させて耐凝着性能を改善した新たなニアドライ切削の手法について検討を行った。

1.6 本論文の構成

本論文は、DLC 被覆工具を用いたアルミニウム合金の環境対応型切削について、全 6 章の構成でまとめたものである。各章の内容は以下の通りである。

第 1 章では、研究の背景として、アルミニウム合金切削における環境問題対応の必要性及び DLC 被覆工具によるアルミニウム合金切削に関する従来研究の問題点を述べ、本研究の目的を述べている。

第 2 章では、アルミニウム合金の環境対応型切削として、ドライ切削について総合的に検証している。2 種類の DLC 膜について、各種アルミニウム合金に対する断続切削及び連続切削時のドライ切削性能を明らかにしている。

第 3 章では、水素フリー DLC 被覆工具による A5052 断続切削中の摩擦係数低下に影響を及ぼす要因の解明を試みている。二次元断続切削実験により、切削・非切削長さの影響、及び切削雰囲気の影響について検証している。

第 4 章では、ドライでは良好な切削が困難であったアルミニウム鋳物に対して、水素フリー DLC 被覆工具を用いて、アルコールをミスト供給しながら切削するアルコールミスト切削の効果を検証している。

第 5 章では、第 4 章で見出したアルコールミスト切削について、アルコールと水を混合することにより切削性能の向上を試みている。

第 6 章では、以上の研究で得られた知見をまとめ、アルミニウム合金の環境対応型切削に適した DLC 被覆工具の活用手法について述べている。

参考文献

- 1.1) 外務省 HP：地球環境問題に対する日本の取組，
http://www.mofa.go.jp/mofaj/press/pr/pub/pamph/t_kankyo.html.
- 1.2) 帯川利之：切削加工技術の環境対応への取り組み，砥粒加工学会誌，54, 7 (2010) 18.
- 1.3) 井川正治，岩坪正隆，宮崎国利：環境対応のためのドライ加工への取り組み，機械技術，47, 5 (1999) 18.
- 1.4) F. Klocke, G. Eisenblätter：Dry Cutting, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 46, 2 (1997) 519.
- 1.5) 横田秀雄：MQL 切削の現状と課題，精密工学会誌，68, 7 (2002) 903.
- 1.6) 富田進：切削油剤の環境問題，湘南工科大学紀要，34, 1 (2000) 61.
- 1.7) 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 -環境対応施削加工における二酸化炭素排出量-，精密工学会誌，69, 6 (2003) 825.
- 1.8) 切削油技術研究会編：切削油剤ハンドブック，工業調査会 (2004) 22.
- 1.9) (社) 日本アルミニウム協会編：現場で生かす金属材料シリーズ アルミニウム，工業調査会 (2007) 23.
- 1.10) 中沢隆吉，伊原木幹成：航空機におけるアルミニウム合金の利用の概況と今後，JFA, 45 (2014) 17.
- 1.11) 藤江壮：MRJ の開発状況，JaSST'11 Tokai 発表資料 (2011) 25.
- 1.12) 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，33, 252 (1967) 1289.
- 1.13) 佐藤四郎：アルミニウム合金鋳物の切削加工の問題点，醫科器械學雜誌，45, 3 (1975) 146.
- 1.14) 赤澤浩一，尾崎勝彦：アルミ合金の高速エンドミル加工技術，R&D 神戸製鋼技報，56, 1 (2006) 49.
- 1.15) M. Lahres, P. Müller-Hummel, O. Doerfel：Applicability of different hard coatings in dry milling aluminium alloys, Surf. Coat. Technol., 91, 1-2 (1997) 116.
- 1.16) G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez, J. P. Manaud, Y. Le Petitcorps, F. Girot：Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy, Wear, 259 (2005) 1177.

- 1.17) H. Gökkaya : The Effects of Machining Parameters on Cutting Forces, Surface Roughness, Built-Up Edge (BUE) and Built-Up Layer (BUL) During Machining AA2014 (T4) Alloy, *Journal of Mechanical Engineering*, 56, 9 (2010) 584.
- 1.18) 財満鎮雄, 北村利昭 : アルミニウム-珪素系合金の正面切削に関する研究, *精密機械*, 36, 428 (1970) 602.
- 1.19) 財満鎮雄, 鈴木康夫, 山田茂, 鈴木正志, 橋岡浩 : 過共晶 Al-Si 合金切削における工具摩耗について, *軽金属*, 33, 3 (1983) 123.
- 1.20) 渡邊政嘉, 吉川昌範 : ダイヤモンドコーティング工具による過共晶 Al-24%Si 合金の切削, *精密工学会誌*, 56, 12 (1990) 2237.
- 1.21) M. Z. Zhang, Y. B. Liu, H. Zhou : Wear mechanism maps of uncoated HSS tools drilling die-cast aluminum alloy, *Tribology International*, 34, 11 (2001) 727.
- 1.22) 中山一雄, 上原邦雄 : 新版 機械加工, 朝倉書店 (1997) 32.
- 1.23) 狩野勝吉 : 難削材・新素材の切削加工ハンドブック, 工業調査会 (2002) 390.
- 1.24) 小川誠 : 航空機材・アルミニウム切削の本質, *機械と工具*, 54, 6 (2010) 50.
- 1.25) A. C. Ferrari, J. Robertson : Interpretation of Raman spectra of disordered and amorphous carbon, *Phys. Rev. B* 61 (2000) 14095.
- 1.26) J. Robertson : Diamond-like amorphous carbon, *Materials Science and Engineering*, R 37 (2002) 129.
- 1.27) 大平晃也 : DLC 膜の特性とその応用, *NTN TECHNICAL REVIEW*, 77 (2009) 87.
- 1.28) 滝川浩史 : DLC (ダイヤモンドライクカーボン) 膜の成膜技術, 分類および応用展開, (株) R&D 支援センターセミナー資料 (2011) 13.
- 1.29) 斉藤秀俊 : DLC 膜ハンドブック, *NTS* (2006) 64, 110, 103.
- 1.30) H. Takikawa, K. Izumi, R. Miyano, T. Sakakibara : DLC thin film preparation by cathodic arc deposition with a super droplet-free system, *Surf. Coat. Technol.*, 163-164 (2003) 368.
- 1.31) 豊橋技術科学大学 電気・電子情報工学系 滝川・須田研究室 HP :
http://www.pes.ee.tut.ac.jp/arc_app/research/plasma/fad/fad01.htm.
- 1.32) T. C. S. Vandavelde, K. Vandierendonck, M. Van Stappen, W. Du Mong, P. Perremans : Cutting applications of DLC, hard carbon and diamond film, *Surf. Coat. Technol.*, 113 (1999) 80.

- 1.33) H. Hanyu, S. Kamiya, Y. Murakami, Y. Kondoh : The improvement of cutting performance in semi-dry condition by the combination of DLC coating and CVD smooth surface diamond coating, *Surf. Coat. Technol.*, 200 (2005) 1137.
- 1.34) Giovanni R. dos Santos, Dalberto D. da Costa, Fred L. Amorim, Ricardo D. Torres : Characterization of DLC thin film and evaluation of machining forces using coated inserts in turning of Al–Si alloys, *Surf. Coat. Technol.*, 202 (2007) 1029.
- 1.35) S. Bhowmick, A. Banerji, A. T. Alpas : Tribological behavior of Al–6.5%, –12%, –18.5% Si alloys during machining using CVD diamond and DLC coated tools, *Surf. Coat. Technol.*, 284 (2015) 353.
- 1.36) W. M. Silva, L. M. Jesus, J. R. Carneiro, P. S. Souza, P. S. Martins, V. J. Trava-Airoldi : Performance of carbide tools coated with DLC in the drilling of SAE 323 aluminum alloy, *Surf. Coat. Technol.*, 284 (2015) 404.
- 1.37) Mingjiang Dai, Kesong Zhou, Zhenghai Yuan, Qian Ding, Zhiqiang Fu : The cutting performance of diamond and DLC-coated cutting tools, *Diamond and Related Materials*, 9 (2000) 1753.
- 1.38) H. Fukui, J. Okida, N. Omori, H. Moriguchi, K. Tsuda : Cutting performance of DLC coated tools in dry machining aluminum alloys, *Surf. Coat. Technol.*, 187 (2004) 70.
- 1.39) H. Yoshimura, T. Moriwaki, N. Ohmae, T. Nakai, T. Shibasaki, H. Kinoshita, M. Matsui, M. Shimizu : Study on Near Dry Machining of Aluminum Alloys, *JSME international journal. Series C*, 49, 1 (2006) 83.
- 1.40) S. Kannan I, A. Ghosh : Dry Machining of AA7075 by H-DLC Coated Carbide End Mill, *Procedia Materials Science*, 5 (2014) 2615.
- 1.41) S. Bhowmick, A. T. Alpas : The performance of hydrogenated and non-hydrogenated diamond-like carbon tool coatings during the dry drilling of 319 Al, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 48 (2008) 802.
- 1.42) G. Fox-Rabinovich, J. M. Dasch, T. Wagg, K. Yamamoto, S. Veldhuis, G. K. Dosbaeva, M. Tauhiduzzaman : Cutting performance of different coatings during minimum quantity lubrication drilling of aluminum silicon B319 cast alloy, *Surf. Coat. Technol.*, 205 (2011) 4107.

1.43) H. Yasui, M. Taki, Y. Hasegawa, S. Takago : Mechanical properties of high-density diamond like carbon (HD-DLC) films prepared using filtered arc deposition, Surf. Coat. Technol., 206 (2011) 1003.

第 2 章 DLC被覆工具のドライ切削性能

2.1 緒言

第 1 章で述べたように、切削液の使用量を削減した環境対応型切削の中で、最も環境負荷低減効果の高い方法は切削液を用いないドライ切削である。そこで本章では、アルミニウム合金に対する DLC 被覆工具のドライ切削性能について検証する。

DLC 膜は摩擦係数が低い特徴があり、摺動部材などの被覆に用いられる。従って、工具に DLC 膜を被覆することにより、アルミニウム合金の切削で問題となる工具への凝着を抑制することが期待できる。しかしながら、切削工程は摺動部材が使われる環境とは温度や圧力などの条件が大きく異なるため、必ずしも DLC 膜の低い摩擦特性が発揮されるとは限らない。DLC 被覆工具の切削性能を評価した従来研究に、切削中の DLC 膜の摩擦特性を解明したものはほとんど見当たらない。

また DLC 膜には、その成膜方法などによっていくつかの種類がある。工具の被覆に用いられる DLC 膜は、PVD 法による水素フリーDLC 膜及び CVD 法による水素含有 DLC 膜に大別される。異なる DLC 膜のドライ切削性能を比較した従来研究では、水素有無による切削性能の優劣が研究によって異なる結果となっている。この理由は、成膜方法によって DLC 膜の性質が大きく異なること、切削形態が異なること、被削材質が異なることが挙げられる。DLC 膜のドライ切削性能を評価するには、これらの事項を総合的に検証することが必要であると考えられる。

そこで本章では、DLC 膜の種類、切削形態、及びアルミニウム合金の種類をそれぞれ変更した二次元切削実験によりドライ切削中の工具すくい面の摩擦係数を評価し、DLC 膜の耐凝着性能を明らかにした。さらに、エンドミルを用いた切削実験により、DLC 被覆工具のドライ切削性能を検証した。

2.2 二次元切削実験による切削性能の評価

2.2.1 実験概要

本節では、ドライ切削における DLC 被覆工具の性能、特に切削中の工具すくい面の摩擦係数を評価することに主眼を置き、切削機構が単純で解析しやすい二次元切削実験を行った。二次元切削とは、図 2.1 に示すように、一つの直線切れ刃を持つ切削工具を、その切れ刃と直角方向に動かして被削材を削る切削様式である^{2.1)}。切削工具の直線運動による二

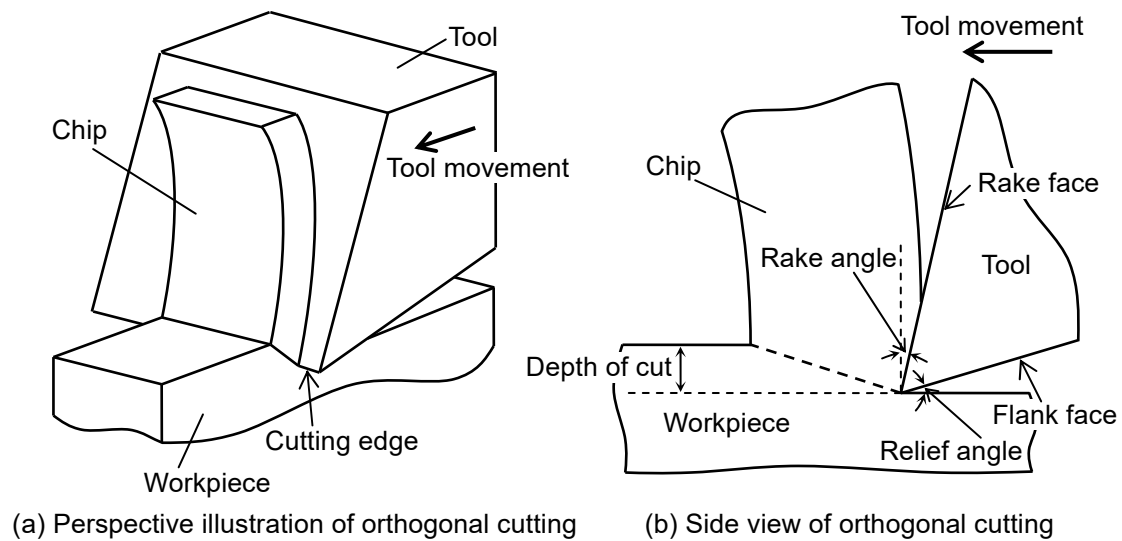


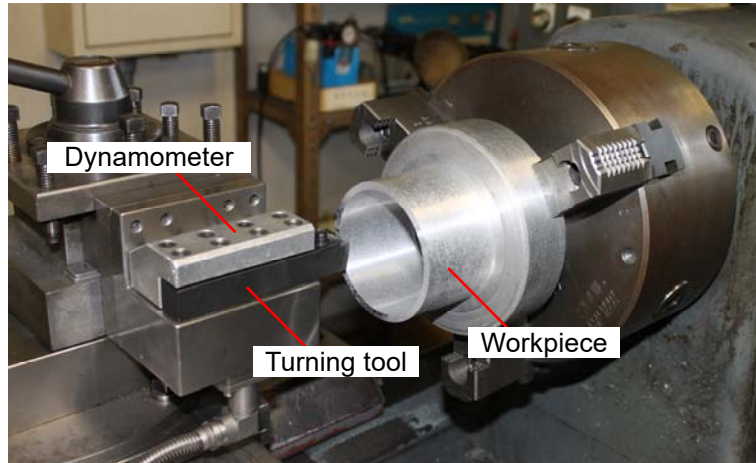
図 2.1 二次元切削

次元切削の研究は多くあるが^{2.2-2.4)}、この方法では高い切削速度を出すことが難しく、切削距離を稼ぐことができない。そこで、本研究では旋盤の回転運動を利用した二次元切削実験を行った。切削加工には使用する工作機械や工具の種類によって様々な形態がある。代表的なものに、フライス盤・マシニングセンタによるフライス削り・エンドミル切削、旋盤による旋削、ドリルによる穴あけ加工があるが、これらの切削形態を大別すると、断続切削と連続切削に分類できる。断続切削とは、フライス削りやエンドミル切削のように、工具が被削材を切削する時間と切削しない（非切削の）時間とを短時間で繰り返す切削形態である。また連続切削とは、旋削や穴あけ加工のように、工具と被削材とが切削の間常に接触し続ける切削形態である。本研究では、切削形態を断続切削と連続切削に分類して、それぞれの切削性能を同じ装置を用いて評価した。

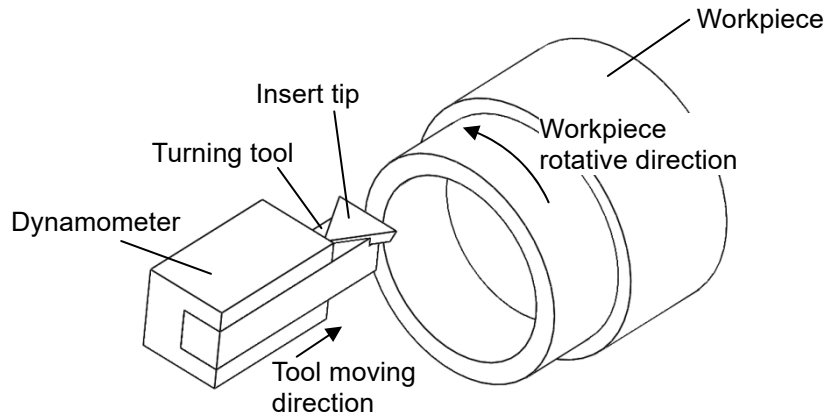
2.2.2 実験方法及び解析方法

(1) 実験方法

旋盤（昌運製 ST-5）を用いた二次元切削実験を行った。図 2.2 に、実験装置の写真及び概略図を示す。本装置では、被削材の端面をバイトで切削することでバイトの送り方向と垂直方向の 2 つの力成分のみを考慮する二次元切削としている。用意した被削材の種類及び形状については次項に記す。工具に市販の超合金製インサート（タンガロイ製 TPGN160302-TH10, K 種）を用意し、DLC 膜を被覆したインサートと何も被覆していない



(a) Orthogonal cutting test apparatus



(b) Schematic view of experimental setup

図 2.2 二次元切削実験装置の写真及び概略図

インサートを実験に用いた。表 2.1 に、実験に用いた DLC 膜の諸元を示す。DLC 膜は、T 字状フィルタードアーク蒸着法による水素フリーの ta-C (Tetrahedral Amorphous Carbon)^{2.5)} 及びプラズマ CVD 法による水素含有の a-C:H (Hydrogenated Amorphous Carbon) である。DLC の膜厚は ta-C, a-C:H とも約 0.3 μm , ナノインデンテーション硬度は ta-C が約 70 GPa, a-C:H が約 20 GPa であった。表面形状測定機 (東京精密製 Surfcom2000SD) により、DLC 膜を被覆したインサートと何も被覆していないインサート 3 枚ずつに対して、1 枚当たり 2 箇所のすくい面粗さと刃先丸み半径を測定した。インサートすくい面粗さ Ra の平均値は、ta-C 被覆工具で $0.107 \pm 0.003 \mu\text{m}$, a-C:H 被覆工具で $0.105 \pm 0.007 \mu\text{m}$, 何も被覆していない超硬工具で $0.116 \pm 0.003 \mu\text{m}$ であった。すくい面粗さの工具間の差は小さく、DLC 膜の有無による差はほとんどないと考える。また刃先丸み半径の平均値は、ta-C 被覆工具で $3.32 \pm 0.23 \mu\text{m}$, a-C:H 被覆工具で $3.20 \pm 0.28 \mu\text{m}$, 超硬工具で $3.05 \pm 0.16 \mu\text{m}$ であった。刃先丸み半径は

表 2.1 DLC 膜の諸元

	Non-hydrogenated DLC (ta-C)	Hydrogenated DLC (a-C:H)
Coating method	T-shape Filtered Arc Deposition	Plasma Enhanced CVD
Material	Solid carbon	Hydrocarbon gas (C ₆ H ₆)
Film thickness	0.3 μm	0.3 μm
Nanoindentation hardness	70 GPa	20 GPa

ほぼ DLC 膜の厚さの分 DLC 被覆工具で増しているが、実験条件の切り取り厚さ 0.05 mm に対して極めて小さい差である。そのため、刃先丸み半径の大きさの違いは結果に影響しないと考える。工具のすくい角は 5°、逃げ角は 6°である。切削中の切削抵抗を測定するため、バイトホルダを切削動力計（キスラー製 9121）に固定した。切削条件を切削速度 150 m/min、切り取り厚さ 0.05 mm（旋盤の送り 0.05 mm/rev）とし、切削液を供給しない乾式（ドライ）で切削を行った。切削時間は、後述する断続切削の場合 10 s、連続切削の場合 5 s とした。切削後には、マイクロ스코プ（キーエンス製 VHX-600）及び走査型電子顕微鏡（SEM, FEI 製 XL-30Sirion 又は日本電子製 JSM-6510LV）を用いて工具表面及び断面の観察を行った。

(2) 被削材

被削材には展伸材 2 種類と鋳物 2 種類の計 4 種類のアルミニウム合金を用いた。表 2.2 に、各被削材の Al 以外の化学成分及び熱処理条件を示す。アルミニウム切削では Si を含有する Al-Si 合金切削時の工具摩耗が問題となる場合がある。特に Si をおよそ 15%以上含む過共晶 Al-Si 合金では、板状の初晶 Si が著しい工具摩耗を引き起こすことが報告されている^{2,6-2,8)}。そのため、過共晶 Al-Si 合金に対しては、極めて膜厚の小さい DLC 膜では切削時に被膜が容易に剥離してしまうことが予想された。そこで本研究では、過共晶 Al-Si 合金を対象とせず、初晶 Si のほとんど存在しない亜共晶 Al-Si 合金である鋳物の AC2A と、共晶 Al-Si 合金である鋳物の AC8A、及び Si をほとんど含有しない展伸材の A5052 と A7075 を用いることとした。図 2.3 に、実験で使用した被削材の組織写真を示す。組織観察には光学顕微鏡（ニコン製マイクロフォト FXL-UNR）を用いた。図より、AC2A と AC8A には針状の共晶 Si が分布しており、その量は AC8A のほうが多いことが分かる。また AC8A

表 2.2 被削材の化学成分 (Al 以外) と熱処理条件

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn
A5052-H112	0.1	0.13	0.03	0.01	2.5	0.24	0.01
A7075-T6511	0.09	0.13	1.7	0.01	2.5	0.2	5.7
AC2A-T7	5.7	0.48	3.9	0.48	0.15	0.03	0.34
AC8A-T6	12.3	0.24	1.12	0.01	1.28	0.01	0.01

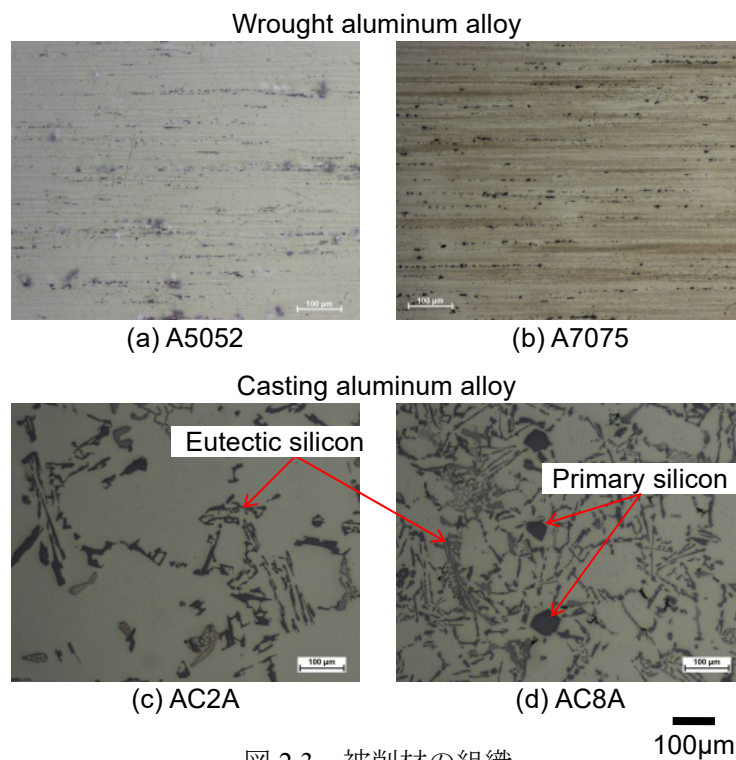
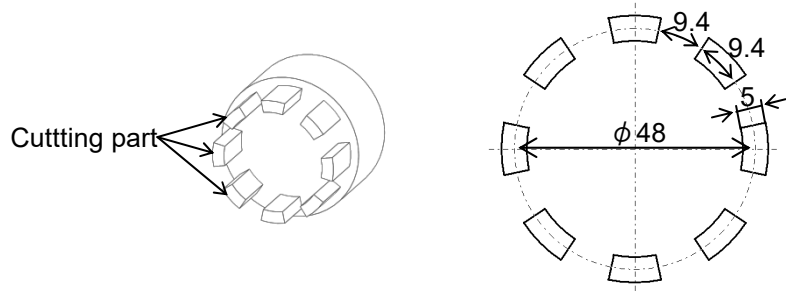


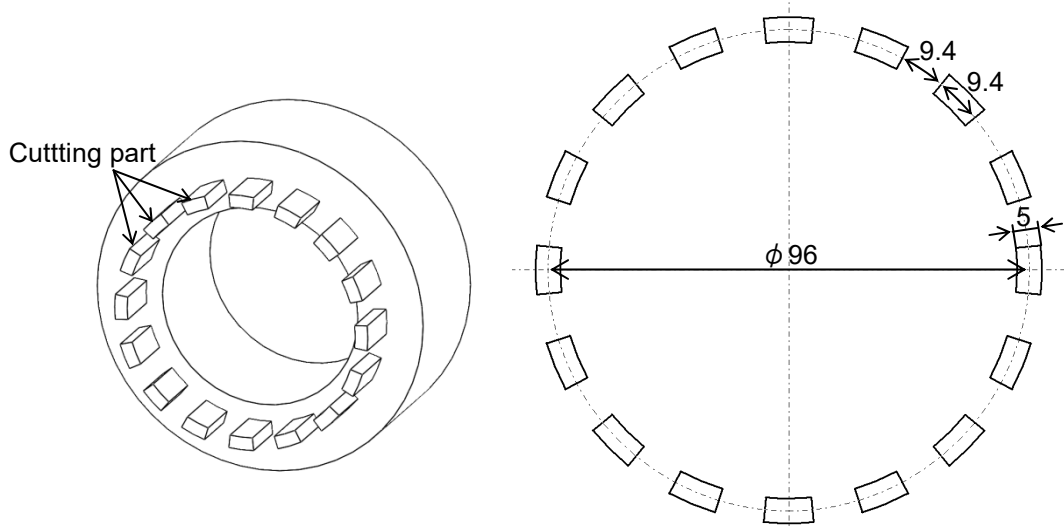
図 2.3 被削材の組織

には板状の初晶 Si も僅かに存在する．一方 A5052 と A7075 には，鋳物の Si 粒子のような大きさの結晶は存在しないことが確認できる．

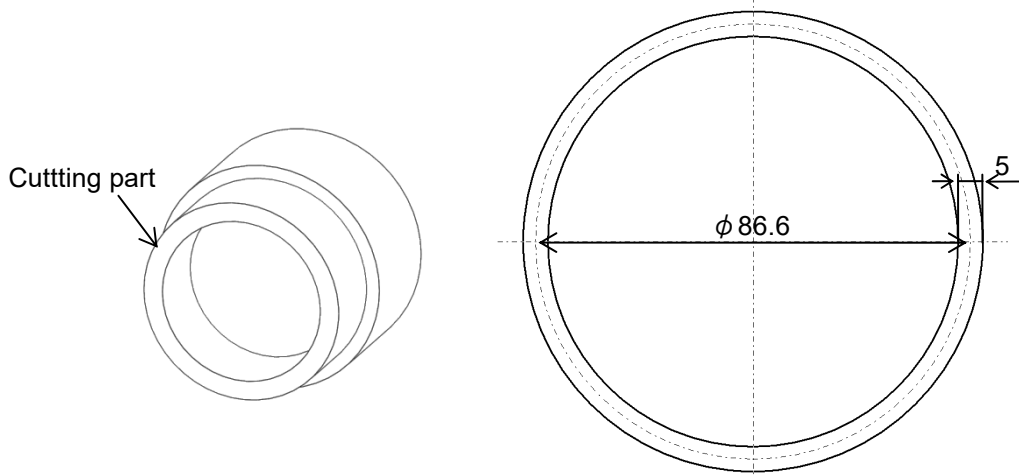
図 2.4 に，被削材の形状を示す．断続切削には 4 種類全ての被削材を供試した．図 2.4 (a)，(b) に示すように，幅 5 mm，中心線部分の弧の長さ約 9.4 mm の凸部（以下，切削部と呼ぶ）を約 9.4 mm 間隔（切削部と同一の長さ）で円周状に配置した形状に被削材を加工した．AC2A については準備した材料の形状の関係で図 2.4 (b) の形状とし，他の被削材については図 2.4 (a) の形状とした．また連続切削には A5052 と AC2A を供試し，図 2.4 (c) に示す幅 5 mm の筒状に加工した．



(a) Workpiece for intermittent cutting of A5052, A7075 and AC8A



(b) Workpiece for intermittent cutting of AC2A



(c) Workpiece for continuous cutting of A5052 and AC2A

図 2.4 被削材形状 (左: 斜視図, 右: 切削部の正面図)

(3) 解析方法

測定した切削抵抗の主分力 (F_c) と背分力 (F_t), 及び工具すくい角 ($\gamma=5^\circ$) から式(2.1)により切削中の工具すくい面の摩擦係数を算出した. 連続切削については, 測定した切削抵抗のデータから直接摩擦係数を算出し, 摩擦係数変化を求めた. 断続切削については, 切削している時間と切削していない時間とが存在するため, 摩擦係数変化を次のようにして求めた. 図 2.5 に, 断続切削中の一つの切削部を切削している間の切削抵抗変化の一例を示す. 切削を始めてから 1 ms 程度までに切削抵抗が上昇する過渡区間があり, 加工終了時間は約 3.7 ms であった. そこで断続切削については, 一つの切削部を切削している時間のうち 1.5~3.5 ms の間の主分力と背分力の平均値を算出し, これらの値から摩擦係数を求めた. 一定時間毎に摩擦係数を算出し, 摩擦係数変化を求めた.

$$\text{摩擦係数} = \frac{F_c \sin \gamma + F_t \cos \gamma}{F_c \cos \gamma - F_t \sin \gamma} \quad (2.1)$$

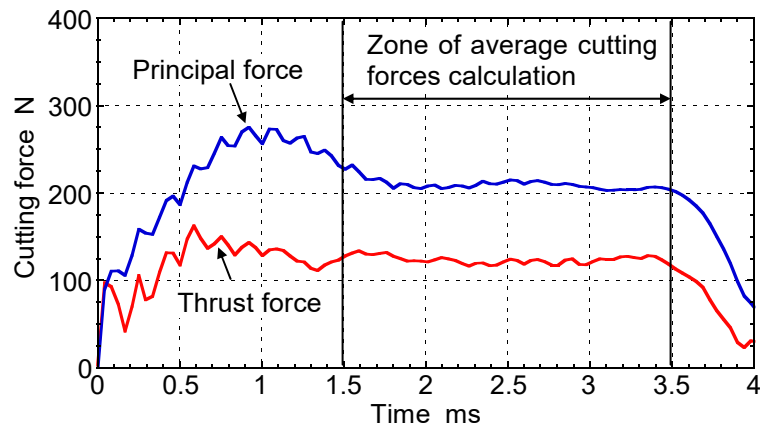


図 2.5 断続切削中の一つの切削部を切削している間の切削抵抗の例

2.2.3 実験結果

(1) 断続切削

(i) 切削抵抗

図 2.6 に、断続切削における切削抵抗の変化を被削材毎に示す。A5052 については、ta-C 被覆工具の場合、切削初期に一旦増加した切削抵抗が急激に減少し、低い値で一定となった。a-C:H 被覆工具の場合も増加した切削抵抗が緩やかに減少した。何も被覆していない超硬工具（以下、超硬工具と呼ぶ）の場合、切削抵抗は高い値で推移し、途中から増加す

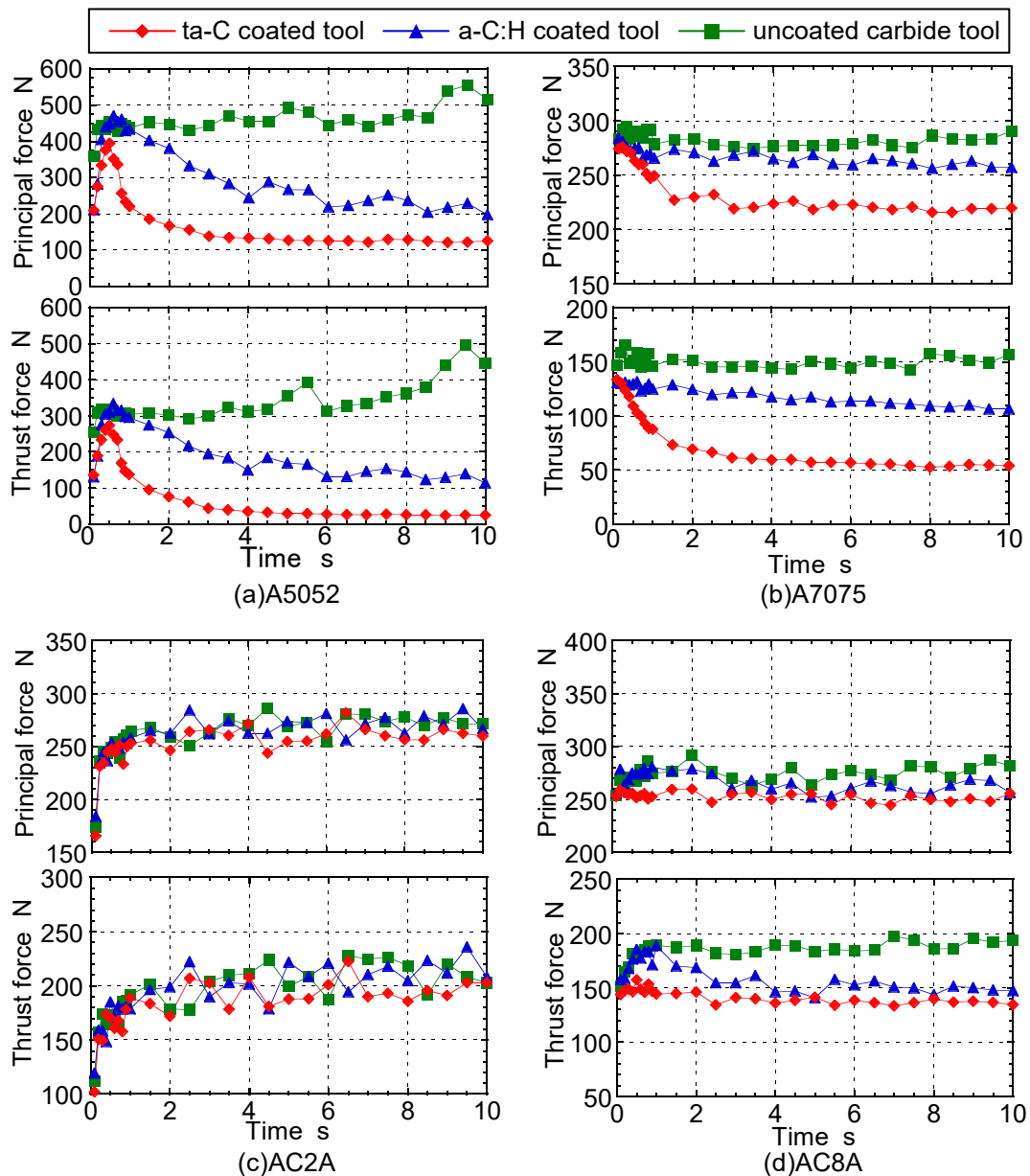


図 2.6 断続切削における切削抵抗変化（上段：主分力，下段：背分力）

る傾向を示した。A7075 については、ta-C 被覆工具の場合、切削抵抗が初期の高い値から時間の経過とともに減少し、低い値で一定となった。a-C:H 被覆工具と超硬工具の場合、初期の高い値のままほぼ一定で推移した。AC2A については、いずれの工具も同程度の値であり、切削初期に増加した後はほぼ一定で推移した。AC8A については、いずれの工具も切削初期の値のままほぼ一定で推移した。ta-C 被覆工具の場合が他の工具の場合に比べてやや低い値であった。

以上から、A5052 と A7075 の展伸材の場合に工具間の値の差が大きく、ta-C 被覆工具の場合に切削抵抗が初期の高い値から時間の経過とともに大幅に減少することが分かった。

(ii) 摩擦係数

図 2.7 に、断続切削における工具すくい面摩擦係数の経時変化を被削材毎に示す。A5052 については、ta-C 被覆工具の場合、摩擦係数が切削初期の高い値から時間の経過とともに大幅に低下し、低い値で一定となった。a-C:H 被覆工具の場合も切削初期の高い値から時

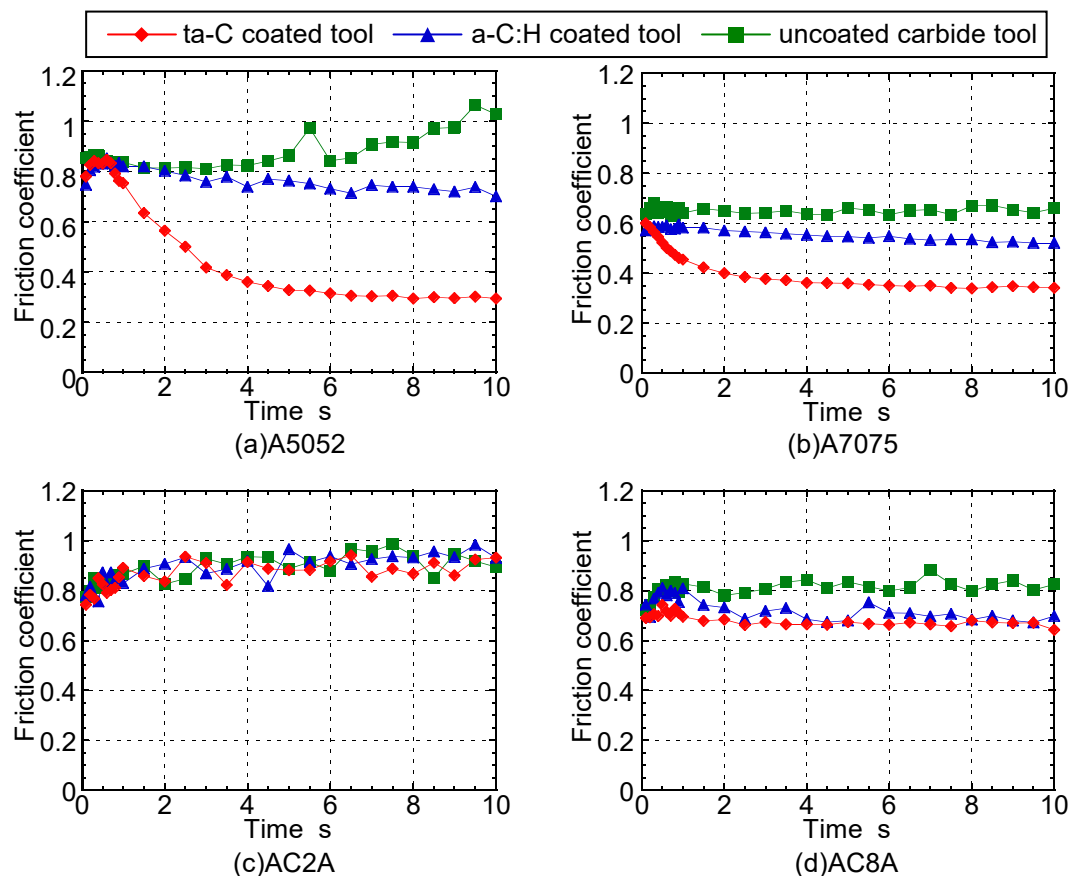


図 2.7 断続切削における摩擦係数変化

間の経過とともにやや低下したが、ta-C 被覆工具に比べて低下量は少なかった。超硬工具の場合、切削初期から高い値のまま推移し、途中から上昇した。A7075 については、ta-C 被覆工具の場合に切削初期の高い値から低下したが、a-C:H 被覆工具と超硬工具の場合では、初期の高い値のままほぼ一定で推移した。AC2A と AC8A については、いずれの工具の場合も同程度の値で、切削初期の高い値のまま推移した。

以上から、全ての被削材について、切削初期の摩擦係数はいずれの工具の場合も同程度の高い値であるが、ta-C 被覆工具で A5052 と A7075 の展伸材を断続切削すると、時間の経過とともに摩擦係数が低下することが明らかになった。特に A5052 の場合に大きな変化を示した。

(iii) 工具すくい面及び逃げ面の状態

図 2.8 に、断続切削終了直後の工具すくい面と逃げ面のマイクロ스코ープによる観察像を示す。A5052 については、ta-C 被覆工具ではすくい面に薄くアルミニウムの凝着が認められるが、その範囲は後述する他の工具よりも狭い。a-C:H 被覆工具では ta-C 被覆工具よりもすくい面の広い範囲に凝着物が認められた。超硬工具ではすくい面及び逃げ面の広い範囲に凝着物が観察された。A7075 については、図 2.8 に示した倍率の観察像では凝着の程度が明確ではないため、各工具すくい面をさらに拡大したマイクロ스코ープによる観察像を図 2.9 に示す。ta-C 被覆工具については、すくい面にほとんど凝着物は観察されなかった。a-C:H 被覆工具については、若干の凝着物が観察された。一方、超硬工具については、刃先から約 400 μm の範囲全体に凝着物が観察された。AC2A と AC8A については、いずれの工具においてもすくい面及び逃げ面の同程度の範囲に凝着物が観察された。

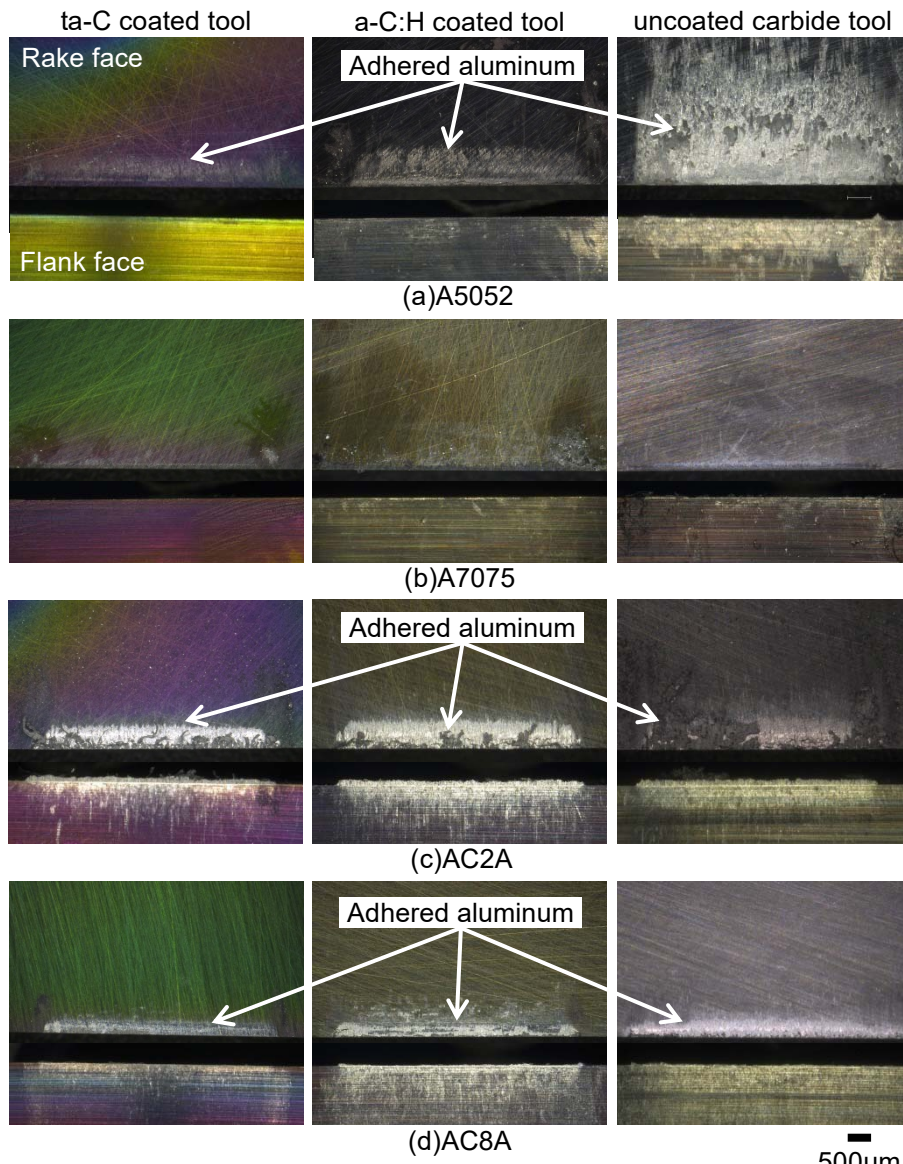


図 2.8 断続切削後の工具すくい面及び逃げ面（上段：すくい面，下段：逃げ面）

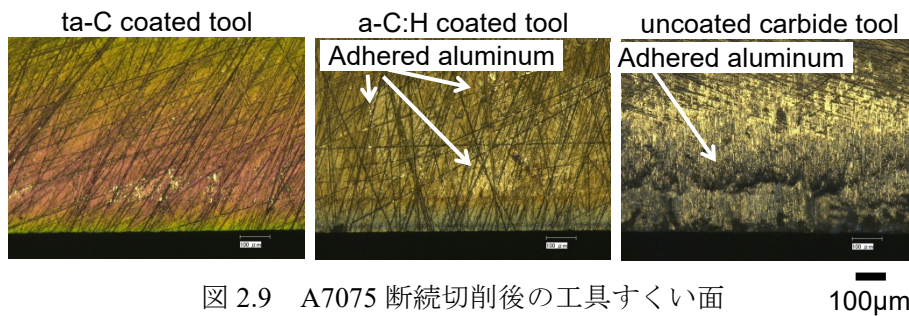


図 2.9 A7075 断続切削後の工具すくい面

(2) 連続切削

(i) 切削抵抗

図 2.10 に、A5052 と AC2A を連続切削したときの切削抵抗変化を示す。図には切削開始後 2 s までを示した。A5052 の場合、いずれの工具においても切削開始後 1 s 以内に切削抵

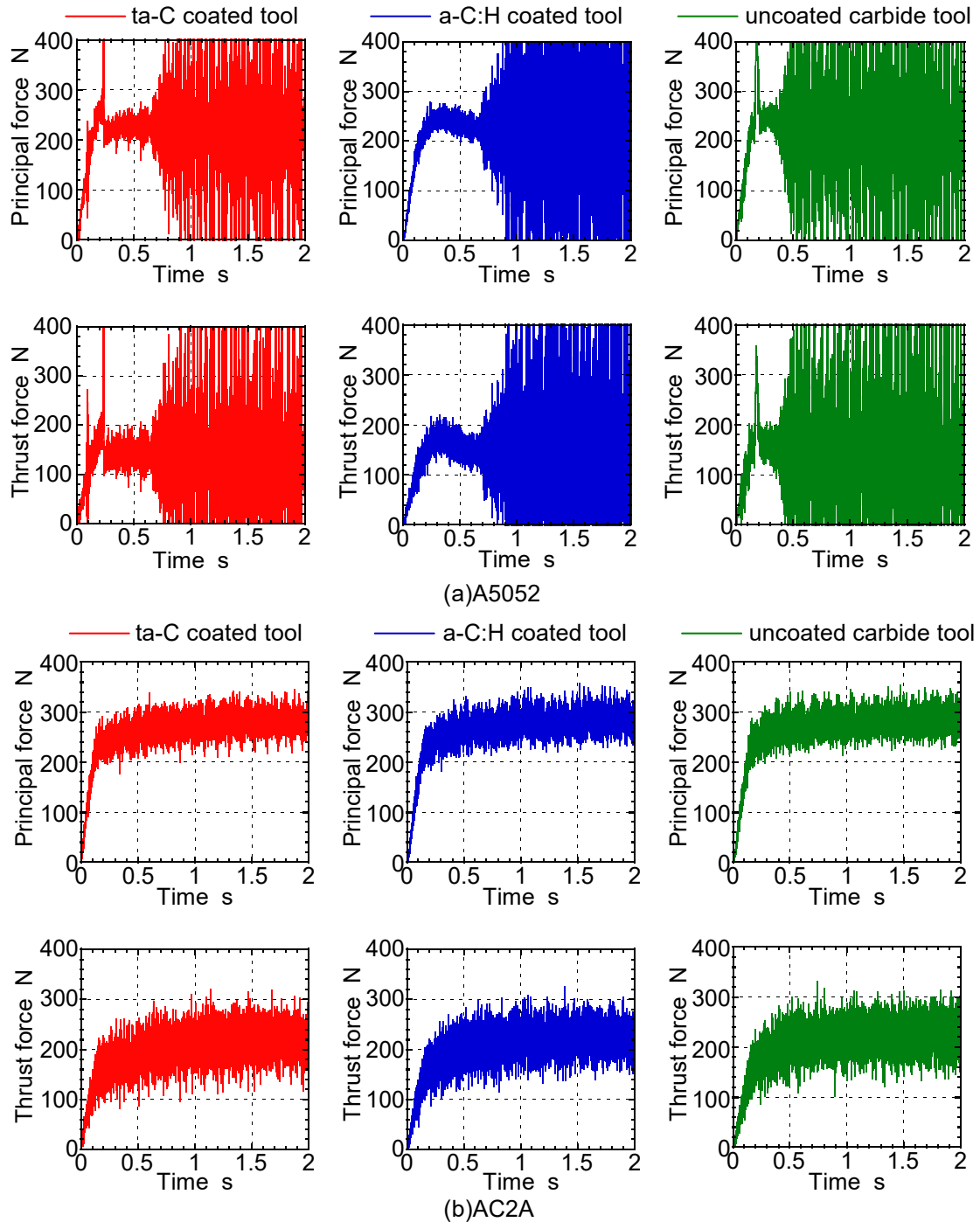


図 2.10 連続切削における切削抵抗変化（上段：主分力，下段：背分力）

抗が大きく変動した。これは、後述する工具すくい面に堆積した大きな凝着物が原因であると考えられる。切削抵抗が大きく変動し始めた時間は、ta-C 被覆工具と a-C:H 被覆工具で約 0.7 s、超硬工具では約 0.4 s であった。切削抵抗が変動し始める直前の切削抵抗の値はいずれの工具でも同程度であった。AC2A の場合、いずれの工具でも切削抵抗はほとんど同じ大きさであった。

(ii) 摩擦係数

図 2.11 に、連続切削における工具すくい面摩擦係数の変化（最初の 2 s）を示す。A5052 に対しては、いずれの工具でも同程度の高い摩擦係数で推移し、ある程度切削が進行したのち値が大きく変動し始めた。図 2.10 に示した通り、摩擦係数が乱れたときの切削抵抗は大きく変動しており、主分力や背分力が負の値になることもあった。そのため、式 (2.1) の計算値である摩擦係数が 0 以下となってしまうことがあったが、連続した切りくずが生成されていたこの条件において、実際の摩擦係数が 0 以下になることは考えられない。従って、図 2.11 の摩擦係数が乱れ始めた後の値は実際の摩擦係数を表していないと考えられる。しかしながら、摩擦係数が大きく変動したのは次項で示す工具すくい面へ堆積した大きな凝着物が原因であると考えられ、図 2.11 により凝着物が堆積し始めた時間を知ること

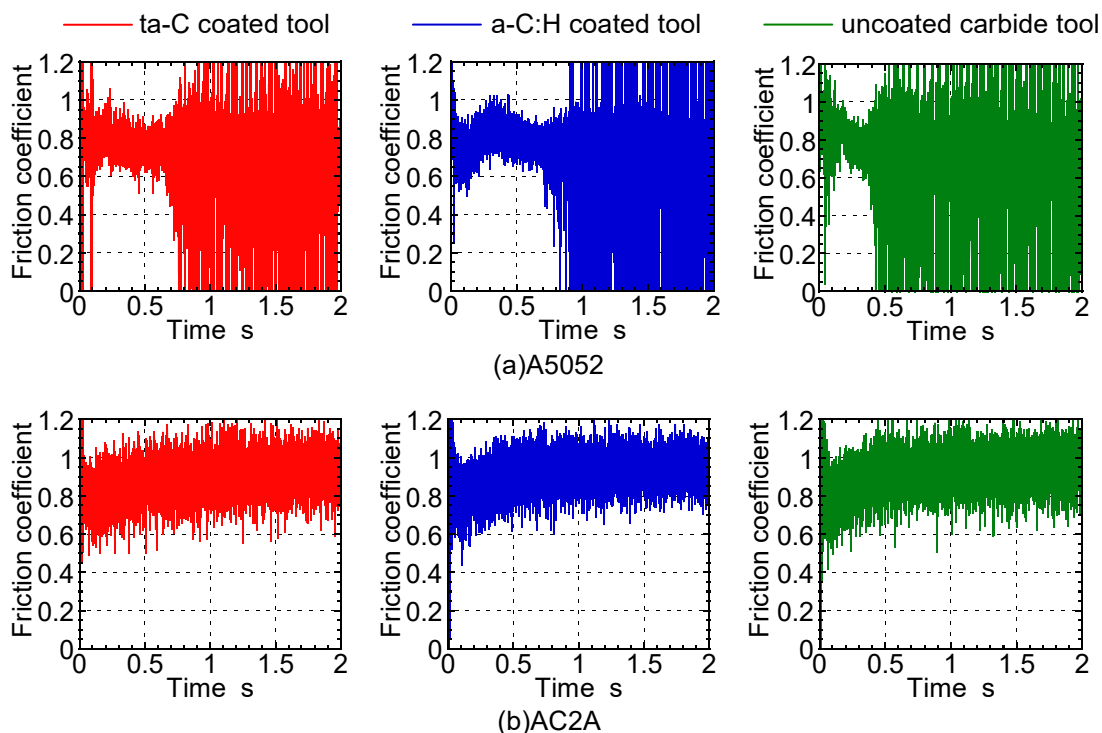


図 2.11 連続切削における摩擦係数変化

ができる。摩擦係数が変動し始めた時間は、ta-C 被覆工具と a-C:H 被覆工具で約 0.7 s, 超硬工具では約 0.4 s であったことから、いずれの DLC 膜にも工具への凝着を遅らせる効果があることが分かる。ただし、超硬工具より凝着を遅らせることができた時間は約 0.3 s と僅かであり、工具に DLC 膜を被覆しても凝着を防止することはできなかった。AC2A に対しては、全ての工具で同様の摩擦係数の変化を示し、いずれも高い値で推移した。

以上から、連続切削では展伸材に対して DLC 膜の被覆により僅かに工具へのアルミニウムの凝着を遅らせることができるものの、展伸材、鋳物のいずれの被削材に対しても DLC 被覆工具で凝着を完全に防止することはできないことが明らかになった。

(iii) 工具すくい面及び逃げ面の状態

図 2.12 に、連続切削終了直後の工具すくい面と逃げ面の観察像を示す。図から、DLC 被覆工具と超硬工具ではいずれの被削材の場合でも同様の大きく堆積した凝着物が観察された。凝着の仕方や範囲も同程度であった。従って、このことから連続切削では凝着防止に関する DLC 膜の効果はほとんど無いことが確認された。

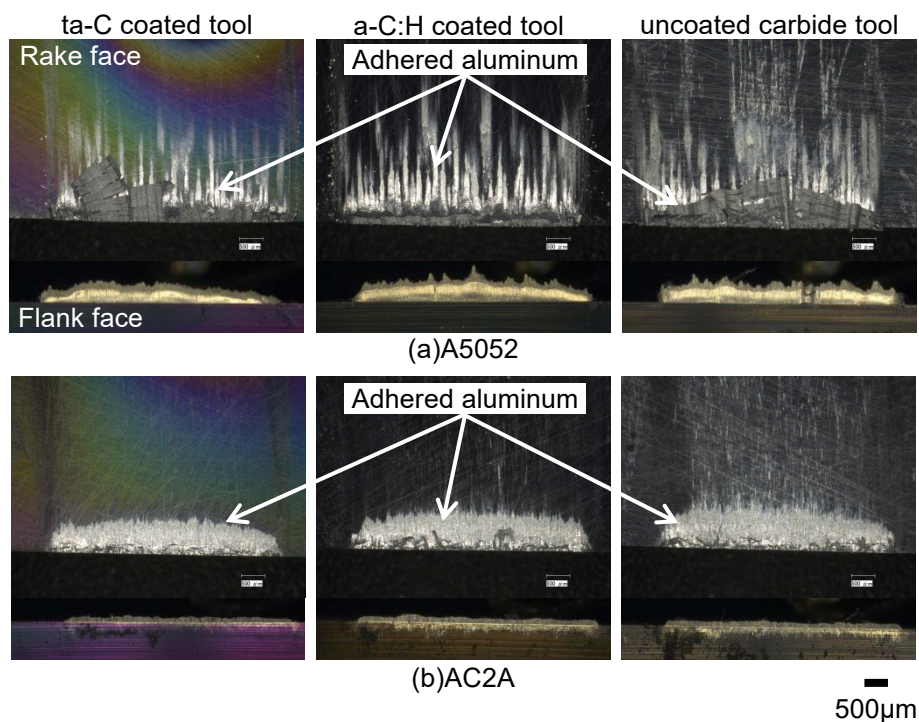


図 2.12 連続切削後の工具すくい面及び逃げ面（上段：すくい面，下段：逃げ面）

(3) 断続切削後の ta-C 被覆工具を用いた切削実験

図 2.7 に示したように、未使用の ta-C 被覆工具により A5052 や A7075 の展伸材を数秒間断続切削すると、摩擦係数が低下して低い値で一定となることが明らかになった。そこで次に、一度 A5052 を断続切削することによって摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具を、再び切削に利用した場合にどのような摩擦特性となるかを調べた。

実験に使用した工具は、あらかじめ A5052 を 10 s 断続切削した ta-C 被覆工具である。未使用の ta-C 被覆工具を用いて A5052 を断続切削したときの摩擦係数変化は、図 2.7 (a) に示したものと同様であった。工具すくい面の観察のために、断続切削後にインサートを一度バイトホルダから取り外している。再度バイトホルダにインサートを装着するまでに、切削に使用したインサート表面には全く触れないように注意した。

(i) A5052 の断続切削

図 2.13 に、一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて、再び A5052 を断続切削したときの摩擦係数変化を示す。図より、A5052 を断続切削して摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具では、再度 A5052 を断続切削したときには摩擦係数が低い状態から切削を始めることができることが分かる。従って、切削を中断した後も断続切削に使用して摩擦係数が低下した状態が維持されることが明らかになった。このことから、断続切削により摩擦係数が低下したのは、ta-C 被覆工具のすくい面に何らかの変化が生じたことが要因であるといえる。以上から、断続切削によって未使用時より摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具を用いれば、工具すくい面に凝着物が大きく堆積した A5052 の連続切削や AC2A の断続切削に

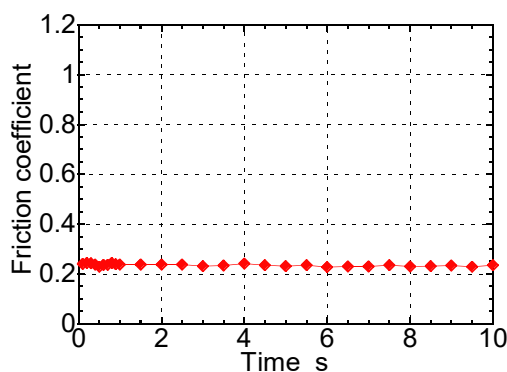


図 2.13 一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて再び A5052 の断続切削を行ったときの摩擦係数変化

対しても、凝着物が工具すくい面に堆積せずに切削ができるのではないかと考えた。そこで次に、一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて、A5052 の連続切削と AC2A の断続切削を行った。

(ii) A5052 の連続切削

図 2.14 に、一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて、A5052 を連続切削したときの摩擦係数変化を示す。摩擦係数は約 2.4 s で大きく変動し始めた。このことは、工具すくい面に凝着物が大きく堆積したことを示している。しかしながら、摩擦係数の初期値は 0.4 程度の低い値であり、摩擦係数が大きく変動し始める時間は未使用の工具を用いて切削した場合の約 0.7 s (図 2.11 (a)) よりも遅くなった。従って、切削前の ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数が低い状態にあったために、A5052 の連続切削において凝着物が大きく堆積し始める時間が遅くなったと考えられる。すなわち、A5052 の連続切削において、ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数が未使用時よりも低い状態を維持できれば、工具へのアルミニウムの凝着を抑制できる可能性のあることが示唆される。

(iii) AC2A の断続切削

図 2.15 に、一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて、AC2A を断続切削したときの摩擦係数変化を示す。図から、切削開始時の摩擦係数はやや低い値であるが、すぐに値が上昇していることが分かる。値が上昇したあとの変化は未使用の ta-C 被覆工具を用いた場合 (図 2.7 (c)) と同様であった。このことから、切削のごく初期の段階から工具すくい面にアルミニウムが凝着したと考えられる。以上のように、AC2A の断続切削に関しては、未使用時より摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具を用いても、未使用の ta-C 被覆工具を用いた場合よりアルミニウムが工具に凝着する時間が遅くなることはないことが分かった。

2.2.4 考察

(1) ta-C 被覆工具への凝着の原因

実験結果から、アルミニウム合金のドライ切削においては、ta-C 被覆工具による展伸材の断続切削の場合のみ、切削の進行に伴って摩擦係数が大幅に低下し、ほとんど工具にアルミニウムが凝着しないで切削が可能であることが明らかになった。ta-C 被覆工具を用い

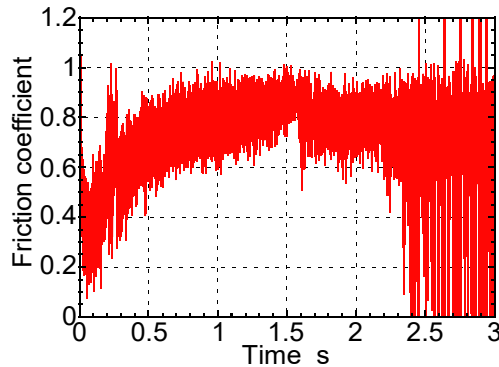


図 2.14 一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて A5052 の連続切削を行ったときの摩擦係数変化

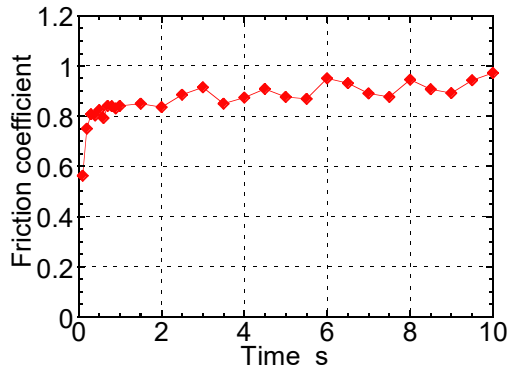
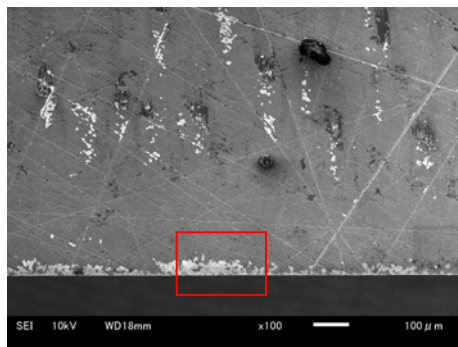


図 2.15 一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて AC2A の断続切削を行ったときの摩擦係数変化

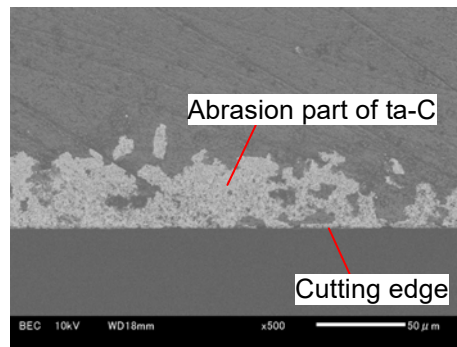
でも超硬工具と同程度に工具すくい面にアルミニウムが凝着した条件は、A5052 の連続切削、AC2A の断続切削及び連続切削、AC8A の断続切削であった。ここでは、これらの条件で ta-C 被覆工具にアルミニウムが凝着した原因について考察する。

超硬工具と同様にアルミニウムが工具に凝着した上記の 4 条件について、切削後の工具すくい面の DLC 膜の状態を調べた。水酸化ナトリウム水溶液に工具を 8 h 浸漬して大部分の凝着物を除去したのち、工具すくい面を SEM により観察した。図 2.16～図 2.19 に、凝着物を除去した工具のすくい面の SEM 観察像を示す。各図とも、(a)には二次電子像を、(b)には(a)に示した像の一部（赤い四角で囲った部分）を拡大した反射電子像を示した。反射電子像からはコントラストにより組成の違いを知ることができる。そのため、図 2.16～図 2.19 の場合、DLC 膜の炭素と基材である超硬合金のタングステンを区別することができ、反射電子像で黒に近い色の部分が DLC 膜（炭素）、白に近い色の部分が超硬（タングステ



100μm

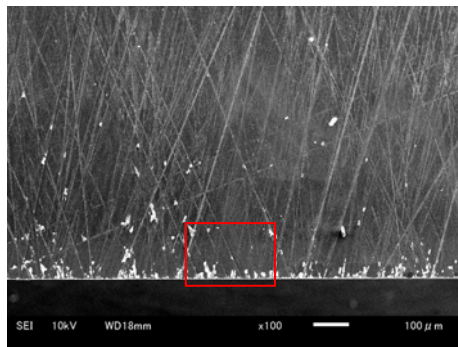
(a) Secondary electron image (x100)



50μm

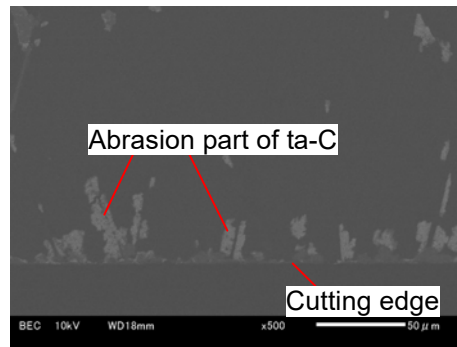
(b) Reflected electron image (x500)

図 2.16 A5052 連続切削後の工具すくい面 SEM 像 (凝着物除去後)



100μm

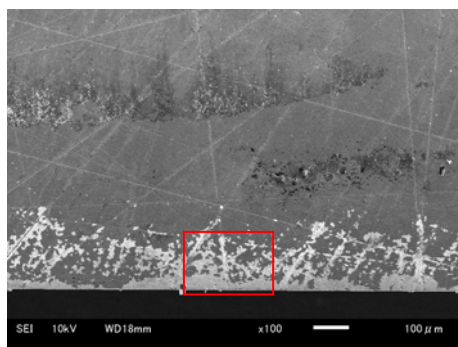
(a) Secondary electron image (x100)



50μm

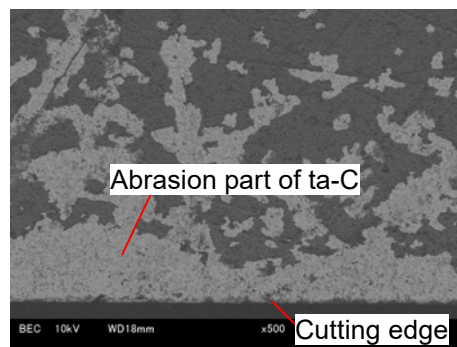
(b) Reflected electron image (x500)

図 2.17 AC2A 断続切削後の工具すくい面 SEM 像 (凝着物除去後)



100μm

(a) Secondary electron image (x100)



50μm

(b) Reflected electron image (x500)

図 2.18 AC2A 連続切削後の工具すくい面 SEM 像 (凝着物除去後)

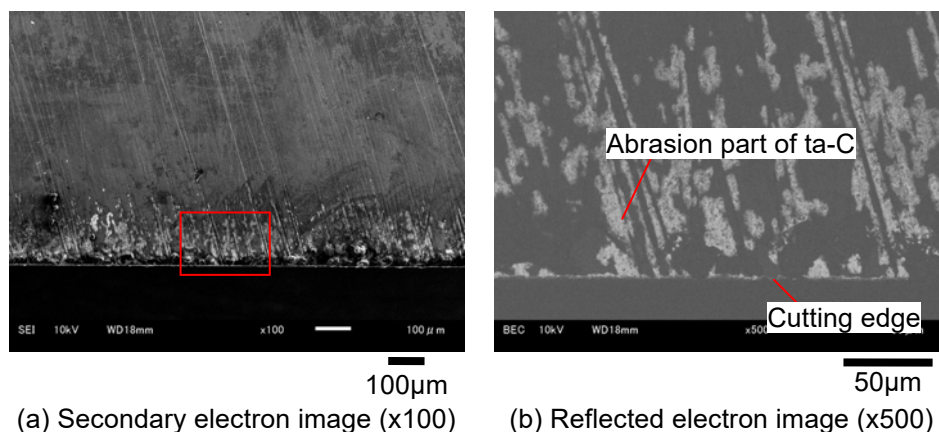


図 2.19 AC8A 断続切削後の工具すくい面 SEM 像（凝着物除去後）

ン）であると知ることができる。図より，4 条件全てにおいて DLC 膜の一部が剥離し，基材の超硬が剥き出しになっていることが分かった。いずれの条件においても，被膜の剥離は工具先端に集中していた。従って，DLC 膜が剥離して超硬が剥き出しになった部分が凝着の起点となっている可能性があると考えられる。そこで次に，DLC 膜が剥離した原因について検討した。

図 2.3 に示した被削材の組織写真の通り，AC2A と AC8A には共晶 Si が分散している。これらの被削材を切削する場合，切りくずが工具すくい面と擦過する際に共晶 Si が DLC 膜を剥離させていた可能性が考えられる。図 2.15 に示したように，一度 A5052 を断続切削して摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具を用いて AC2A を断続切削したとき，切削開始後瞬時に摩擦係数が上昇した。このことから，AC2A では ta-C 被覆工具の切削開始時の摩擦係数に関わらず，共晶 Si により DLC 膜が剥がされてしまうため工具にアルミニウムが凝着したことが伺える。DLC 膜が剥離させられてしまう原因は Si が硬い結晶であるための引っ掻き作用（アブレシブ作用）であると考えられる。既往の研究では，過共晶 Al-Si 合金に多く含まれる板状の初晶 Si のアブレシブ作用により超硬工具の摩耗が促進されるという報告が多くあった^{2.6-2.8)}。しかしながら本研究で用いた DLC 膜では，針状の共晶 Si によってもアブレシブ作用により被膜の剥離が生じることが明らかになった。このことから，Si を含有するアルミニウム鋳物のドライ切削において，DLC 膜の剥離を防止し凝着を抑制することは困難であると考えられる。

一方，A5052 や A7075 には鋳物で見られるような結晶組織はない。そのため，切りくずが工具すくい面を擦過する際に硬い結晶によって DLC 膜が剥離するとは考えにくい。仮に

硬い結晶により DLC 膜が剥離したのだとすると、断続切削の場合には DLC 膜が剥離してアルミニウムが工具に凝着することがなかったことも説明がつかない。従って、A5052 の連続切削については DLC 膜の剥離に対して別の原因があると考えられる。

図 2.14 に示したように、一度 A5052 を断続切削して摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具を再度切削に用いた場合、A5052 の連続切削では工具すくい面へ凝着物が堆積し始める時間が未使用の工具を用いた場合より遅くなった。このことから、A5052 の連続切削の場合には、瞬時に DLC 膜に剥離が生じるのではなく、徐々に工具すくい面に変化が生じていったと考えられる。このことを確かめるために、一度 A5052 を断続切削した ta-C 被覆工具を用いて A5052 を連続切削する実験を短時間（約 1.4 s）行って、切削終了後の工具すくい面の状態を調べた。この実験での切削中の摩擦係数変化は図 2.14 とほぼ同様であり、切削終了時（1.4 s）の摩擦係数は約 0.8 で大きな変動は生じていなかった。

図 2.20 に、一度 A5052 を断続切削した後の ta-C 被覆工具のすくい面（連続切削前）の観察写真（図 2.20 (a)）と、その工具を用いて A5052 を約 1.4 s 連続切削した後の工具すくい面の観察写真（図 2.20 (b)）を示す。図から、断続切削時に工具すくい面に凝着したアルミニウムが連続切削時に消失して、刃先に近い部分に新たにアルミニウムが凝着しつつあることが分かる。ただし、工具先端から約 100 μm の範囲にはまだそれほどアルミニウムが凝着していない。この工具先端に近い部分の SEM 観察像を図 2.21 に示す。工具先端に僅かに DLC 膜の剥離が認められるが、図 2.16 に示したような広範囲の剥離は生じていないことが分かる。従って、A5052 の連続切削の場合には、切削開始後瞬時に DLC 膜が剥離するわけではないことが確認された。

図 2.22 に、図 2.20 (b) に示した工具の先端に近い部分の断面の SEM 像を示す。図より、基材の超硬の上に DLC 膜が残存していることが分かる。SEM 像より膜厚を測定したところ、約 240 nm であった。この値は切削に使用する前の DLC 膜の膜厚（約 0.3 μm ）よりやや小さい程度である。このことから、A5052 の連続切削により DLC 膜が徐々に摩耗していき消失したのではなく、図 2.21 に示した工具先端部の剥離が切削の進行に伴って拡大し、凝着の起点となっていた可能性があると考えられる。従って、A5052 の連続切削では工具先端に生じる DLC 膜の剥離を抑えることが凝着防止に必要であると考えられる。

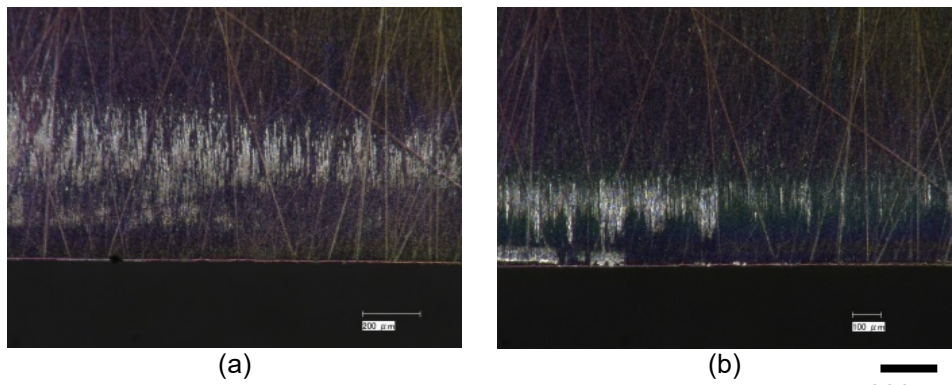


図 2.20 次の切削を行った後の ta-C 被覆工具すくい面 ;
 (a) A5052 を 10 s 断続切削,
 (b) (a)の工具を用いて A5052 を約 1.4 s 連続切削

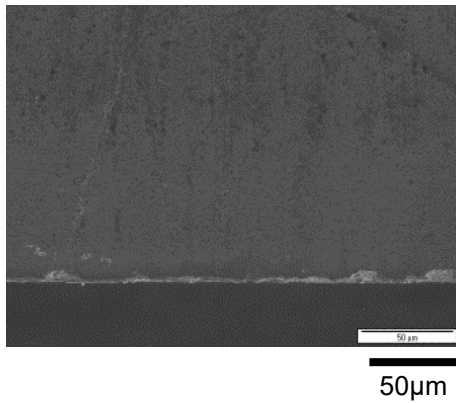


図 2.21 図 2.20 (b) に示した ta-C 被覆工具のすくい面 SEM 像

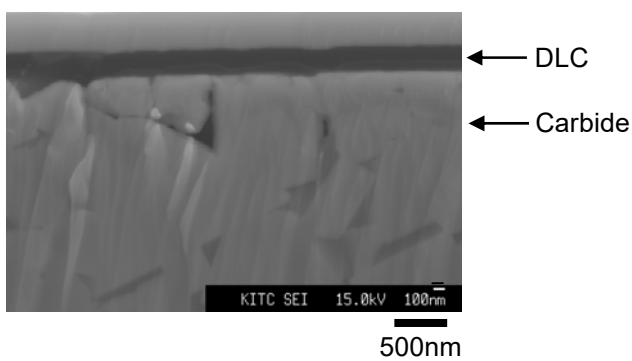


図 2.22 図 2.20 (b) に示した ta-C 被覆工具の断面 SEM 像

(2) 展伸材断続切削時の a-C:H 被覆工具への凝着の原因

図 2.7 (a), (b) に示した通り、展伸材の断続切削における ta-C 被覆工具と a-C:H 被覆工具の摩擦係数には大きな差があった。ここでは、a-C:H 被覆工具で展伸材の断続切削時に摩擦係数が低下せず、ta-C 被覆工具よりもすくい面の広い範囲にアルミニウムが凝着した原因について考察する。なお、展伸材の断続切削により ta-C 被覆工具で摩擦係数が低下した要因については、第 3 章で詳細に検討を行う。

図 2.23 に、A5052 の断続切削に使用した a-C:H 被覆工具を水酸化ナトリウム水溶液に 8 h 浸漬して凝着物を除去した後のすくい面の SEM 像を示す。図 2.23 (a) はすくい面の刃先近傍の二次電子像、図 2.23 (b) は (a) と同じ箇所の反射電子像である。図より刃先近傍のすくい面の DLC 膜は剥離していないことが分かる。従って、図 2.8 (a) に示した工具すくい面の凝着物は、DLC 膜の上に付着したと考えられる。図 2.24 に、a-C:H 被覆工具により A5052 を断続切削したときの切りくずを示す。切りくずにはカールした形状のものはなく、全て真直ぐな形状であった。このことは、切削中に工具すくい面を擦過して流出する際に切りくずに働いた摩擦力が高かったことを示している。従って、切りくずが全て真直ぐな形状であったことは、図 2.7 (a) に示した断続切削中の摩擦係数が開始から終了まで高い値であったことを裏付けている。以上から、a-C:H 被覆工具による A5052 の断続切削では、DLC 膜の低い摩擦特性が発揮されず、アルミニウムが DLC 膜上に凝着したことが明らかになった。そこで次に、何故 a-C:H 膜の低い摩擦特性が発揮されなかったのかを検証する。

無潤滑下における DLC 膜の低摩擦係数は、①移着膜の形成、②膜の構造変化、③表面に吸着するガスや水分、に起因すると考えられている^{2.9)}。水素含有 DLC 膜については、水素が潤滑剤のような働きをすることが示されている^{2.10)}。膜の最表面に存在する水素が潤滑剤のような働きをする理由には二つの機構が提案されている。一つは水素原子同士が電気的な反発力を生むことにより垂直荷重を減少させ、摩擦係数が低下するというもの^{2.11)}、もう一つは摩擦する二面間に働く力のうち水素原子間に働く弱いファン・デル・ワールス力が支配的となるためというものである^{2.12)}。いずれの機構においても、相手材の接触面に DLC 膜が移着していることが必要である。すなわち水素含有 DLC 膜の摩擦では、相手材へ DLC 膜の移着膜が形成されたとき、双方の最表面に存在する水素同士の反発力、あるいは弱い結合力（ファン・デル・ワールス力）のために、低い摩擦係数となるのである。そのため、摩擦実験における水素含有 DLC 膜の摩擦係数変化は、例えば図 2.25 に示す H-DLC のように、緩やかに低下する変化を示す^{2.13)}。これは、摩擦回数とともに相手材に

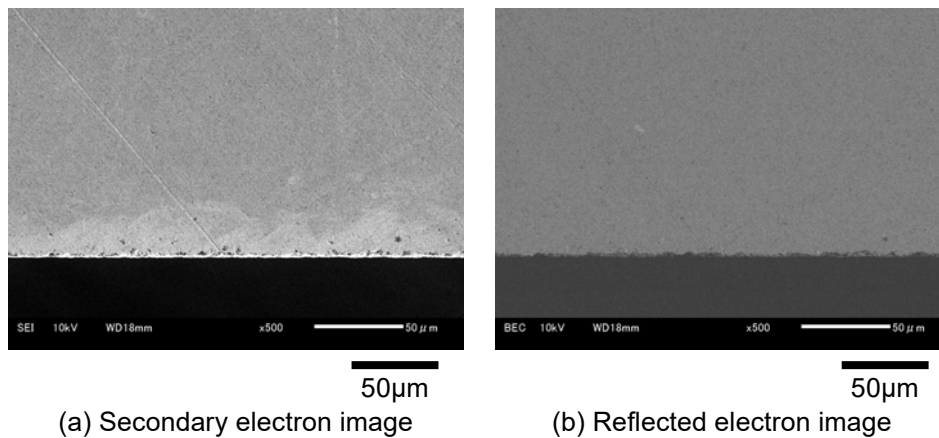


図 2.23 A5052 断続切削後の a-C:H 被覆工具すくい面 SEM 像 (凝着物除去後)

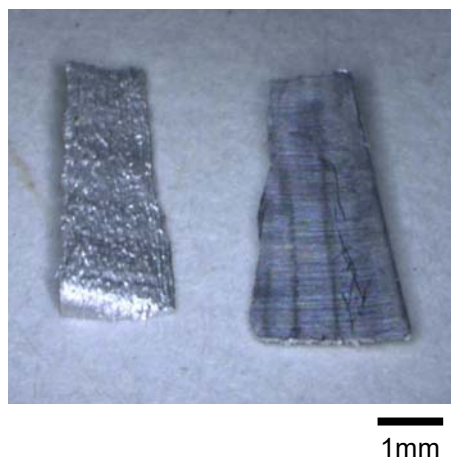


図 2.24 a-C:H 被覆工具による A5052 断続切削時の切りくず

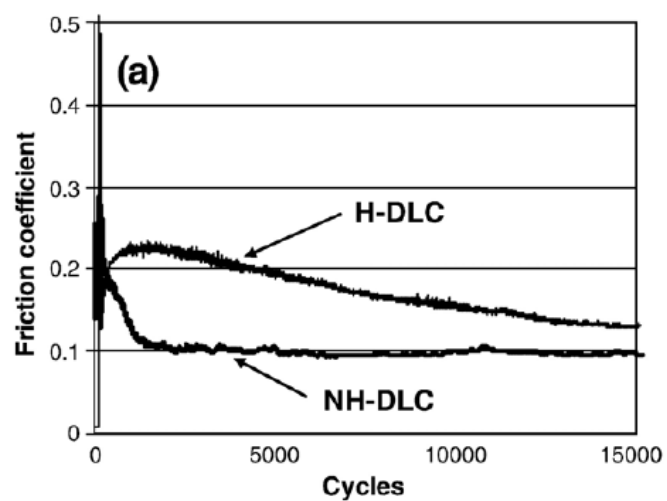


図 2.25 水素フリーDLC (NH-DLC) 膜と水素含有 DLC (H-DLC) 膜の摩擦係数変化^{2,13)}
ピンオンディスク摩擦実験 (A319 ピン, 荷重 5 N, すべり速度 0.1 m/s, 25 °C)

移着膜が形成され、摩擦係数が低下することを裏付けていると考えられる。

ここで、本研究で行った切削実験について考えると、工具すくい面は常時同じ箇所が切削に関与しているが、相手材の切りくずは次々と新しいものが生成されている。従って、相手材の切りくずに移着膜が形成されることはなく、仮に形成されたとしてもその切りくずは流出し、次の瞬間には別の新しい切りくずと接触することになる。そのため、上述した移着膜による低摩擦機構は発現しない。

以上の通り、摩擦実験の結果から提案されている水素含有 DLC (a-C:H) 膜の低摩擦特性の機構は、ドライでの切削において発現することはない。そのため本研究において、a-C:H 被覆工具で A5052 の断続切削を行っても、摩擦係数が低下せずアルミニウムが凝着したと考えられる。

2.3 エンドミル切削時のドライ切削性能

2.3.1 実験概要

前節では二次元切削実験により、展伸材の断続切削において水素フリーDLC (ta-C) 膜と水素含有 DLC (a-C:H) 膜の切削中の摩擦係数に違いがあり、工具への凝着状況が異なることを明らかにした。しかしながら、ここで用いた二次元切削の手法は、実際の生産で使われる切削手法ではない。そこで、生産で用いられる断続切削手法の一つであるエンドミル切削において、異なる DLC 膜種のドライ切削性能を検証した。

2.3.2 実験方法

エンドミルによる溝切削実験を行った。図 2.26 に実験装置の写真を示す。工作機械は立型マシニングセンタ（牧野フライス製作所製 V33）である。工具は直径 6 mm の超硬スクエアエンドミル（OSG 製 CA-RG-EDS）とし、DLC 膜を被覆したものと何も被覆していないものを用意した。DLC 膜は前節で用いたものと同じの ta-C 及び a-C:H である。図 2.27 に、実験に用いたエンドミルの写真を示す。エンドミルの刃数は 2、ねじれ角は 30°である。被削材は A5052 のブロック材（100 mm×100 mm×40 mm）とした。切削条件は、低速条件と高速条件の 2 種類とした。低速条件は回転速度 7950 min⁻¹（切削速度 150 m/min）、送り速度 630 mm/min（送り量 0.04 mm/tooth）であり、高速条件は回転速度 26500 min⁻¹（切削速度 500 m/min）、送り速度 2120 mm/min（送り量 0.04 mm/tooth）である。なお、低速条件は OSG 社のカタログ推奨条件を参考にした値であり、前節の二次元切削実験の条件とほ

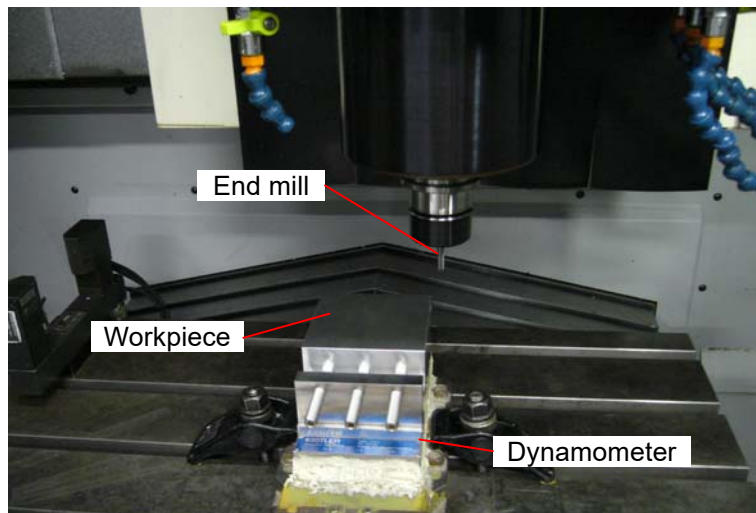


図 2.26 エンドミル切削実験装置

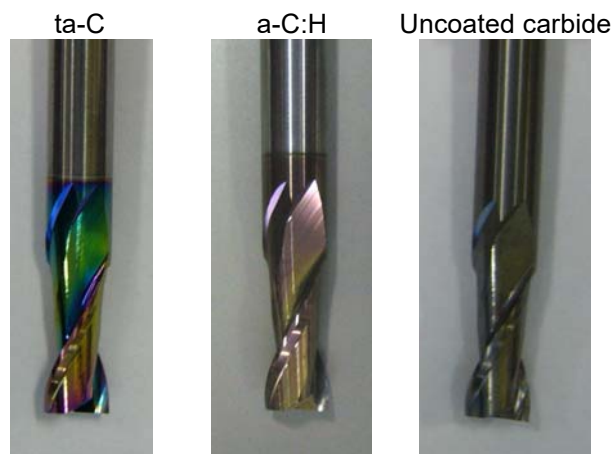


図 2.27 実験に使用したエンドミル

ほぼ同等である。いずれの条件でも軸方向切込み量を 1 mm とした。被削材を切削動力計（キスラー製 9257A）の上に固定し、切削中の被削材に作用する力（切削抵抗）を測定した。

2.3.3 実験結果及び考察

(1) 切削後のエンドミルの状態

図 2.28 (a) に、低速条件で長さ 100 mm の溝 1 本を切削した後の各エンドミルの状態を、図 2.28 (b) に、高速条件で長さ 100 mm の溝 1 本を切削した後の各エンドミルの状態を示す。また、図 2.29 に、高速条件で切削した後の a-C:H 被覆エンドミルすくい面の SEM 像を示す。ta-C 被覆エンドミルについては、低速条件、高速条件のいずれにおいてもすくい

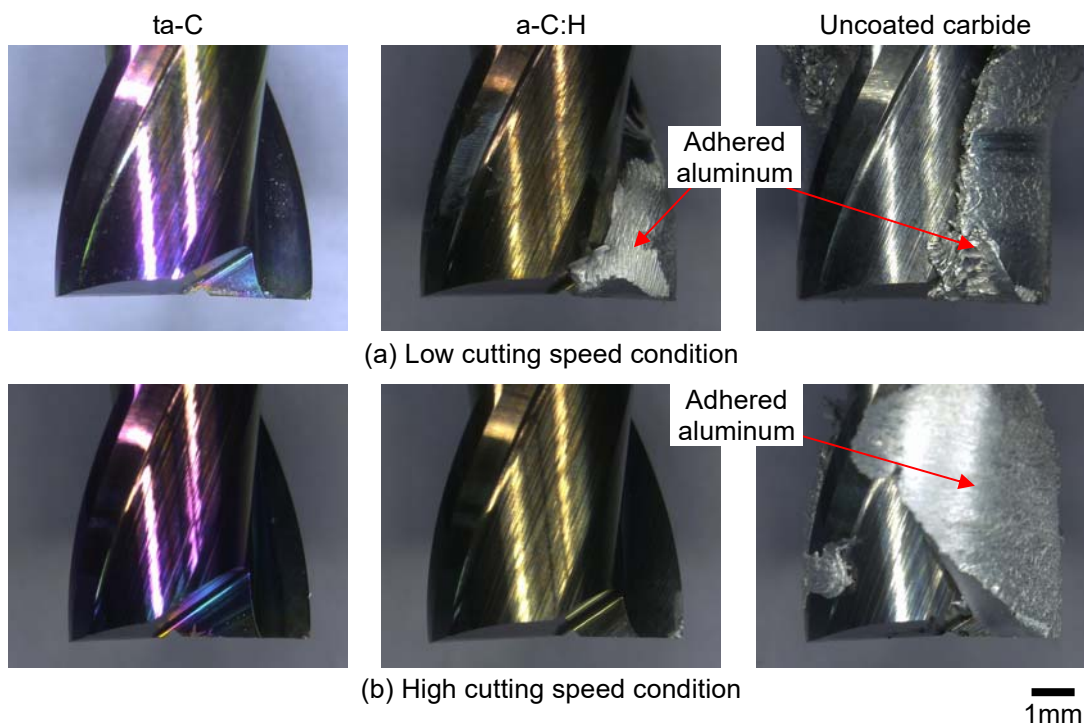


図 2.28 溝切削後のエンドミルの状態

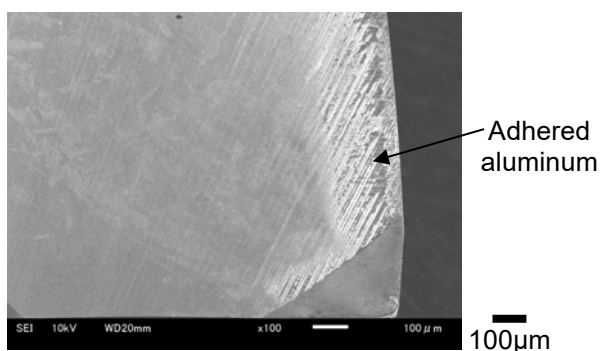
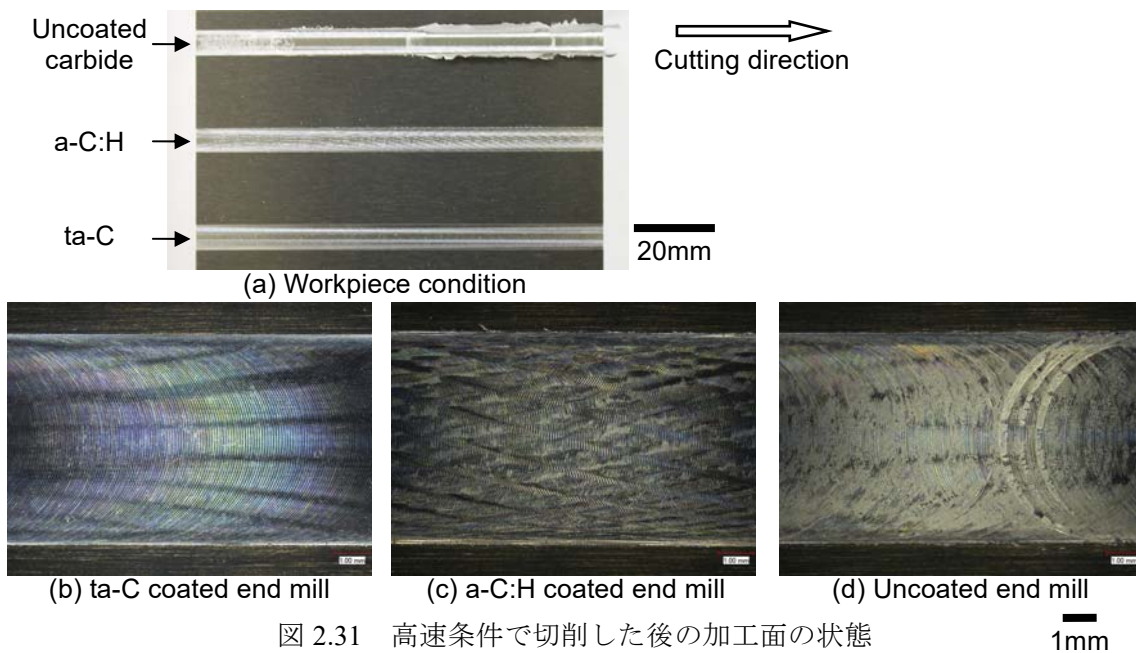
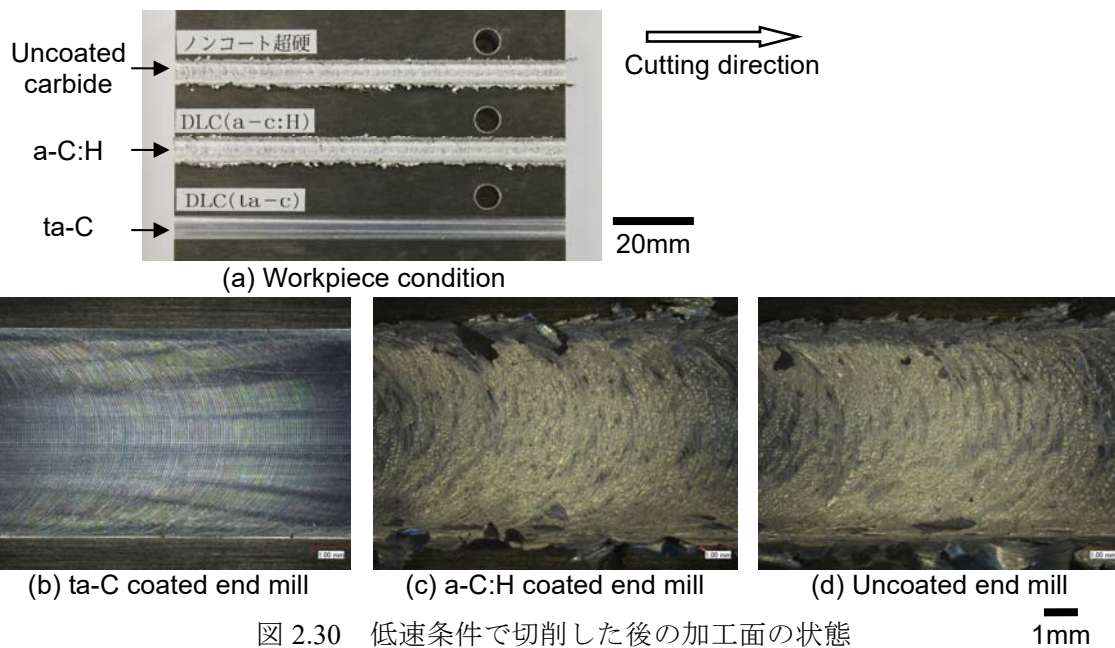


図 2.29 高速条件で切削した後の a-C:H 被覆エンドミルすくい面の SEM 像

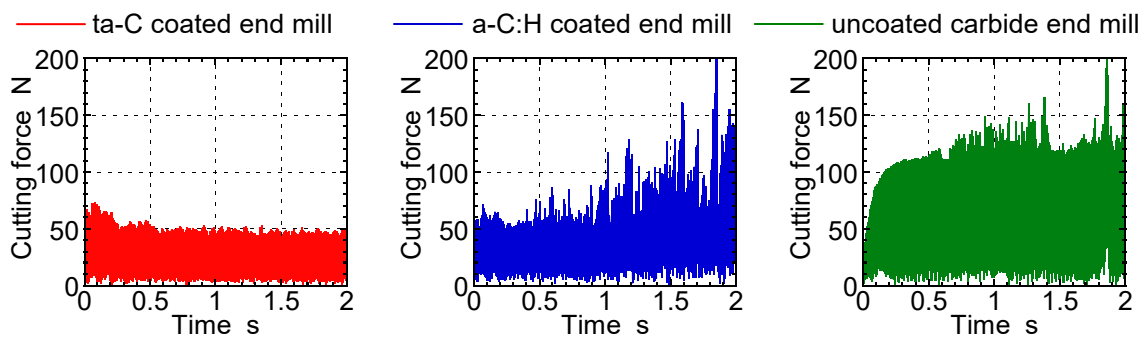
面に凝着物はほとんど付着しなかった。a-C:H 被覆エンドミルについては、低速条件ではエンドミル溝部へ切りくず詰りが発生した。高速条件では、溝部への著しい切りくずの付着はなかったが、すくい面の刃先近傍に凝着が認められた（図 2.29）。超硬エンドミルについては、いずれの条件においてもエンドミル溝部への切りくず詰りが発生した。

(2) 加工面の状態

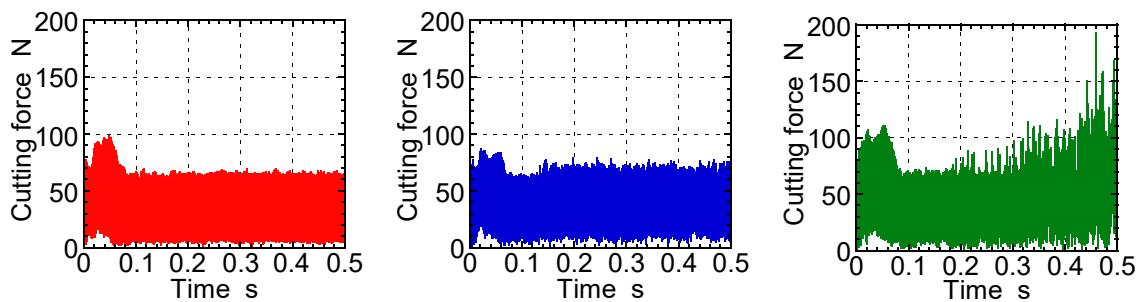
図 2.30 に低速条件での溝切削後の加工面の状態を、図 2.31 に高速条件での溝切削後の加工面の状態を示す。いずれの図でも (a) が加工面全体であり、(b), (c), (d) が溝底部を



拡大した観察像である。ta-C 被覆エンドミルによる加工面には、低速条件、高速条件のいずれにおいても溝底部に光沢があり、切削条痕（ツールマーク）が規則正しくみられた。a-C:H 被覆エンドミルによる加工面では、低速条件では溝底部が荒れており、著しいバリが発生していた。高速条件では、バリの発生量は少ないものの、溝底部の性状は荒れていた。超硬エンドミルによる加工面では、いずれの条件でも著しいバリの発生と溝底部の性状不良が認められた。



(a) Low cutting speed condition



(b) High cutting speed condition

図 2.32 溝切削時の切削抵抗

(3) 切削抵抗

図 2.32 に、各エンドミルで溝切削を行ったときの切削抵抗（三成分の合力）を示す。図 2.32 (a) には低速条件による切削時の切削開始から 2 s までを、図 2.32 (b) には高速条件による切削時の切削開始から 0.5 s までを示した。ta-C 被覆エンドミルの場合、いずれの条件でも切削初期にやや高い値を示したが、その後すぐに低い値で一定となった。a-C:H 被覆エンドミルの場合、低速条件では切削初期は低い値であるもののすぐに値が大きく変動し増加した。これは、図 2.28 (a) に示したエンドミルの溝部への切りくず詰りが生じ始めたためと考えられる。高速条件では ta-C 被覆エンドミルと同程度の低い値であったが、若干値の変動がみられた。超硬エンドミルの場合、いずれの条件でも値が大きく変動しながら増加する傾向を示した。従って、超硬エンドミルの場合も図 2.28 に示したエンドミル溝部の切りくず詰りが早い時間に生じたと考えられる。

以上ここまでの実験結果をまとめると、ドライ環境下での A5052 のエンドミル切削について、次のことが明らかになった。超硬エンドミルでは溝部への切りくず詰りにより良好な切削は困難であった。切削速度を増した高速条件においても切りくず詰りは解消しない

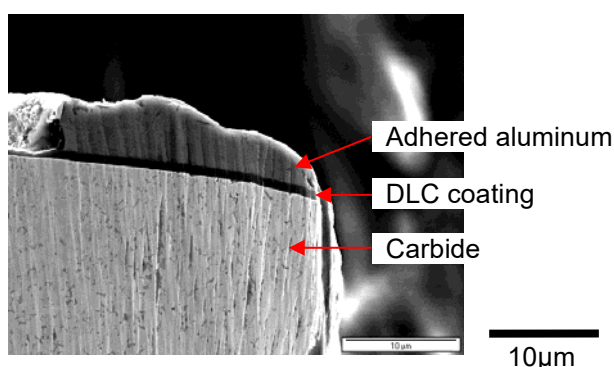


図 2.33 低速条件で溝切削した後の a-C:H 被覆工具の断面

ため、超硬エンドミルでは A5052 のドライ切削は不可能であると考えられる。また、a-C:H 膜を被覆しても低速条件では切りくず詰りが発生し、良好な切削ができなかった。高速条件では凝着量が減少したが、加工面性状は良好ではなく、実際の生産に適用できるとはいえない。一方、ta-C 膜を被覆した場合、低速条件でも高速条件でも工具への凝着はほとんどなく、光沢のある良好な加工面を得ることができた。従って、エンドミル切削においても ta-C 膜のドライ切削時の耐凝着性の効果があることを確認することができた。

図 2.33 に、低速条件で切削した後の a-C:H 被覆エンドミル刃先の断面 SEM 像を示す。図より、基材の超硬の表面に DLC 膜が完全に残っている状態で、その上にアルミニウムが凝着していることが分かる。このことから、エンドミル切削中の a-C:H 膜の摩擦係数が高いために、DLC 膜の上にアルミニウムが凝着したと考えられる。以上の ta-C 被覆エンドミルと a-C:H 被覆エンドミルの凝着状況の違いは、二次元切削実験で明らかにした切削中の摩擦係数の違いが表れていると考えられる。

(4) ta-C 被覆エンドミルによる長距離の切削

前項までに、ta-C 膜の効果によりエンドミル切削においてもドライで凝着がほとんどなく良好な加工面を得られることを確認できた。そこで次に、ta-C 被覆エンドミルで長距離の切削を行った場合の工具への凝着状況と加工面性状を検証した。実験では、低速条件及び高速条件で A5052 に対してドライで長さ 100 mm の溝 80 本（8 m）の切削を行った。その結果、低速条件、高速条件ともエンドミル溝部に切りくず詰りが発生することなく、80 本の溝切削を行うことができた。

図 2.34 に、低速条件及び高速条件で溝 80 本の切削を行った後のエンドミルの状態を示す。低速条件ではすくい面にほとんど凝着は認められない。一方、高速条件ではすくい面

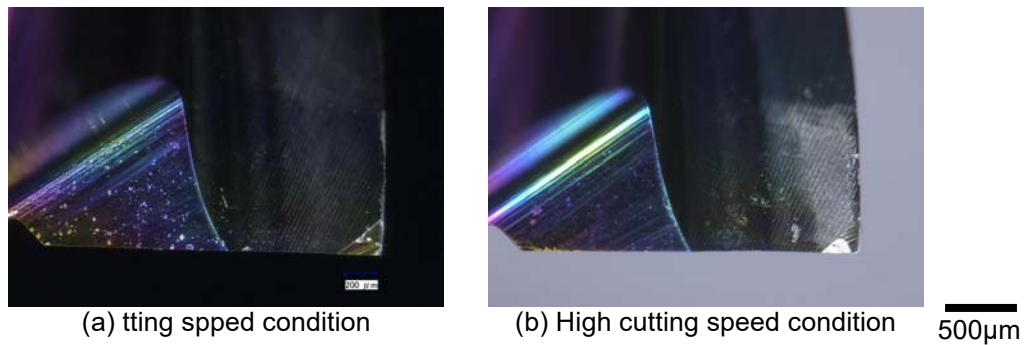


図 2.34 100 mm の溝 80 本 (8 m) 切削後のエンドミルの状態

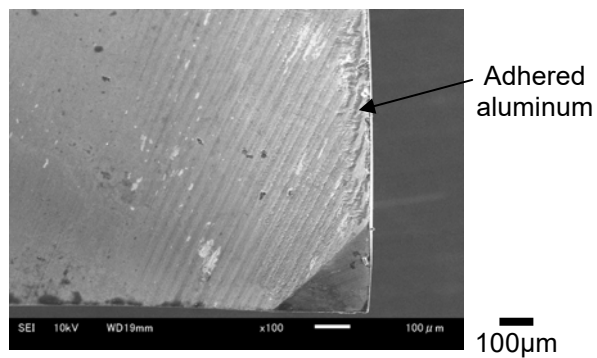


図 2.35 高速条件で溝 80 本切削後のエンドミルすくい面の SEM 像

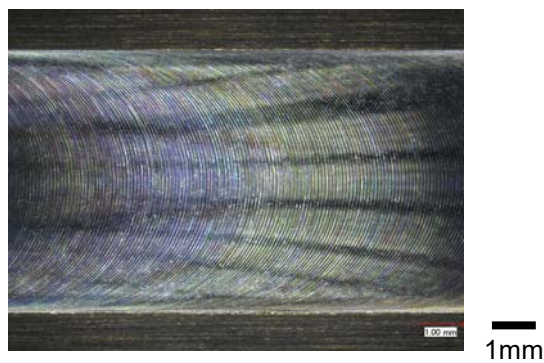
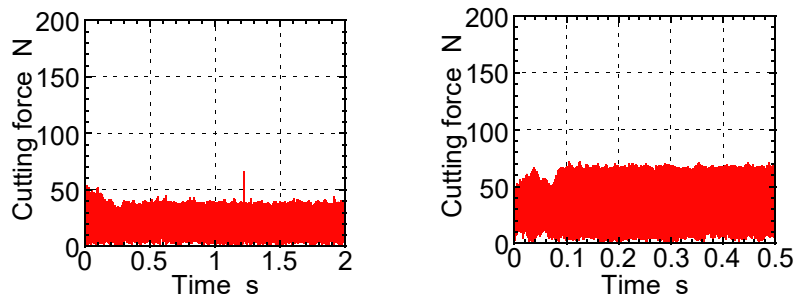


図 2.36 高速条件で溝 80 本切削したときの加工面性状

に若干凝着物が付着していることが分かる．図 2.35 に、図 2.34 (b) に示した高速条件での切削時のエンドミルすくい面の SEM 像を示す．刃先に僅かに凝着物が認められるが、図 2.29 に示した a-C:H 被覆エンドミルの場合と比べて凝着量は少ないと考えられる．

図 2.36 に、高速条件で溝 80 本を切削したときの溝底部の性状を示す．加工面には光沢があり、1 本目の溝切削時の加工面 (図 2.31) と比較しても遜色ない良好な加工面である．



(a) Low cutting speed condition (b) High cutting speed condition

図 2.37 溝 80 本目を切削しているときの切削抵抗

図 2.37 に、溝 80 本目を切削しているときの切削抵抗を示す。いずれの条件においても切削抵抗は図 2.32 に示した 1 本目の溝切削時の値とほとんど変わらない。

以上から、ta-C 被覆エンドミルにおいては、本研究で実施した切削距離 8 m の範囲では低速条件、高速条件とも問題なくドライで良好な切削が可能であることが分かった。また切削距離はさらに延長することが可能であると考えられる。

2.4 結言

本章では、成膜方法の異なる 2 種類の DLC 膜について、アルミニウム合金のドライ切削中の摩擦係数を評価し、耐凝着性能を明らかにすることを目的とした。旋盤を用いた二次元切削実験及びマシニングセンタによるエンドミル切削実験を行った。二次元切削実験では、被削材としてアルミニウム合金の展伸材 (A5052, A7075) と鋳物 (AC2A, AC8A) を対象とし、切削形態をエンドミル切削などに代表される断続切削と旋削などに代表される連続切削に分類して切削実験を行った。またエンドミル切削実験では、A5052 の溝切削を行った。水素フリーDLC (ta-C) 膜と水素含有 DLC (a-C:H) 膜、及び何も被覆していない超硬工具のドライ切削性能を比較した結果、以下のことが明らかになった。

- 1) ta-C 被覆工具では、展伸材の断続切削の場合のみ、切削中の摩擦係数が低下して一定となり、工具へアルミニウムがほとんど凝着せずに切削が可能であった。展伸材の連続切削や鋳物の切削では ta-C 被覆工具でも摩擦係数が高く、超硬工具と同程度に工具すくい面にアルミニウムが凝着した。
- 2) a-C:H 被覆工具では、展伸材の断続切削の場合に超硬工具に比べて若干凝着量が減少したが、切削中の摩擦係数が高く、ta-C 被覆工具ほどの耐凝着性はなかった。展伸材

の連続切削や鋳物の切削では、超硬工具と同程度に工具すくい面にアルミニウムが凝着した。

- 3) 展伸材を断続切削し摩擦係数が低下した状態の ta-C 被覆工具を用いると、展伸材の連続切削で工具すくい面に凝着物が大きく堆積し始める時間が遅くなった。従って、A5052 の連続切削において、ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数が未使用時よりも低い状態を維持できれば、工具へのアルミニウムの凝着を抑制できる可能性のあることが示唆された。
- 4) エンドミルによるドライでの溝切削において、a-C:H 膜ではエンドミル溝部への切りくず詰りにより切削が不可能であった。切削速度を高速にすれば凝着量は減少したが、良好な加工面は得られなかった。一方、ta-C 膜では工具すくい面にほとんど凝着することなく長距離の切削が可能であり、光沢のある良好な加工面を得ることができた。

本章では、アルミニウム合金のドライ切削時に工具すくい面の摩擦係数が低く優れた耐凝着性を発揮するのが、ta-C 被覆工具による展伸材の断続切削の場合のみであることを明らかにした。展伸材の断続切削（エンドミル切削、フライス加工等）を行う部品は、航空機部品やスマートフォンケースなど多くの分野に渡る。これらの切削工程において、DLC 膜の中でも水素フリーDLC（ta-C）膜を選択し、それを被覆したエンドミルを用いてドライ切削を行うことにより、切削液の使用量を大幅に削減できる。そのため、水素フリーDLC（ta-C）膜の耐凝着性能を明らかにした本章の成果が環境負荷低減に貢献するところは大きいと考える。

参考文献

- 2.1) 中山一雄, 上原邦雄 : 新版 機械加工, 朝倉書店 (1997) 20.
- 2.2) 吉野雅彦, 川出康祐, 東栄治 : 高静水圧環境下における硬脆材料の二次元切削実験, 精密工学会誌, 73, 11 (2007) 1251.
- 2.3) 張春艶, 池田慎一, 田頭孝介 : オレイン酸を塗布したステンレス鋼の切削機構, 精密工学会誌, 71, 7 (2005) 905.
- 2.4) 深見修平, 森田昇, 山田茂, 高野登 : CFRP 材料の高能率・高精度加工法に関する研究 : 第1報 : CFRP 材料の2次元切削における工具形状の影響, 砥粒加工学会誌, 56, 8 (2012) 545.
- 2.5) H. Takikawa, K. Izumi, R. Miyano, T. Sakakibara : DLC thin film preparation by cathodic arc deposition with a super droplet-free system, Surf. Coat. Technol., 163-164 (2003) 368.
- 2.6) 財満鎮雄, 鈴木康夫, 山田茂, 鈴木正志, 橋岡浩 : 過共晶 Al-Si 合金切削における工具摩耗について, 軽金属, 33, 3 (1983) 123.
- 2.7) 渡邊政嘉, 吉川昌範 : ダイヤモンドコーティング工具による過共晶 Al-24%Si 合金の切削, 精密工学会誌, 56, 12 (1990) 2237.
- 2.8) Mingjiang Dai, Kesong Zhou, Zhenghai Yuan, Qian Ding, Zhiqiang Fu : The cutting performance of diamond and DLC-coated cutting tools, Diamond and Related Materials, 9 (2000) 1753.
- 2.9) 野老山貴行, 梅原徳次 : 硬質炭素膜の摩擦特性に及ぼす種々雰囲気下における移着膜と構造変化層の影響, トライボロジスト, 58, 8 (2013) 532.
- 2.10) H. Zaidi, T. Le Huu, D. Paulmier : Influence of hydrogen contained in hard carbon coatings on their tribological behavior, Diamond Relat. Mater., 3, 4-6 (1994) 787.
- 2.11) A. Erdemir : The role of hydrogen in tribological properties of diamond-like carbon films, Surf. Coat. Technol. 146-147 (2001) 292.
- 2.12) C. Donnet, A. Grill, J. Fontaine, T. Le Mogne, F Lefebvre, V. Patel, C. Jahnes : Fundamentals on the friction mechanism of diamondlike carbon films, Tribology Series, 36 (1999) 333.
- 2.13) W Ni, Y. T. Cheng, A. M. Weiner, T. A. Perry : Tribological behavior of diamond-like-carbon (DLC) coatings against aluminum alloys at elevated temperatures, Surf. Coat. Technol., 201 (2006) 3229.

第 3 章 A5052 のドライ断続切削における 水素フリーDLC被覆工具の摩擦係数変化の要因

3.1 緒言

第 2 章では、アルミニウム合金のドライ切削において、水素フリーDLC (ta-C) 被覆工具を用いて展伸材を断続切削すると、摩擦係数が低下して工具への凝着が抑制されることが分かった。一方、連続切削では、ta-C 被覆工具を用いても切削開始時から摩擦係数が高いまま推移し、工具すくい面に大きな凝着物が堆積した。従って ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数を低下させる要因が、断続切削という切削形態にあると考えられる。断続切削の特徴で連続切削とは異なる点は、切削する時間と切削しない時間とを短い周期で繰り返すこと、及び切削しない時間に工具すくい面が大気と接触することが挙げられる。従って、切削する時間・切削しない時間の長さや切削点周囲の雰囲気などの因子が、ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数変化に影響を及ぼす可能性があると考えられる。

そこで本章では、A5052 の断続切削における ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数変化の要因を解明することを目的として、二次元切削実験を行った。始めに、断続切削を短い時間で中断して再度同じ工具を用いて切削する実験を行い、断続切削により生じる ta-C 被覆工具の変化を明らかにした。さらに、断続切削中の切削する時間・切削しない時間の長さや切削雰囲気を変更することにより、工具すくい面の摩擦係数変化に及ぼす影響を検証した。

3.2 実験方法及び解析方法

3.2.1 実験方法

旋盤を用いた二次元切削実験を行った。本実験方法は第 2 章の方法と同一である。図 3.1 に、実験装置の概略図を示す。被削材にはアルミニウム合金 A5052-H112 を用いた。被削材の形状については次項で述べる。工具には、第 2 章で用いたものと同じ超硬合金製インサート（タンガロイ製 TPGN160302-TH10, K 種）に DLC 膜（第 2 章と同一の ta-C）を被覆したものをを用いた。工具のすくい角は 5° 、逃げ角は 6° である。切削中の切削抵抗を測定するため、バイトホルダを切削動力計（キスラー製 9121）に固定した。切削条件を切削速度 150 m/min 、切り取り厚さ 0.05 mm （旋盤の送り 0.05 mm/rev ）とした。実験では、切削液やガスを供給しないドライで切削する場合と、工具すくい面の上方にノズルを配置し、すくい面に向けて 0.3 MPa で酸素、窒素、空気を供給しながら切削する場合とを実施した。

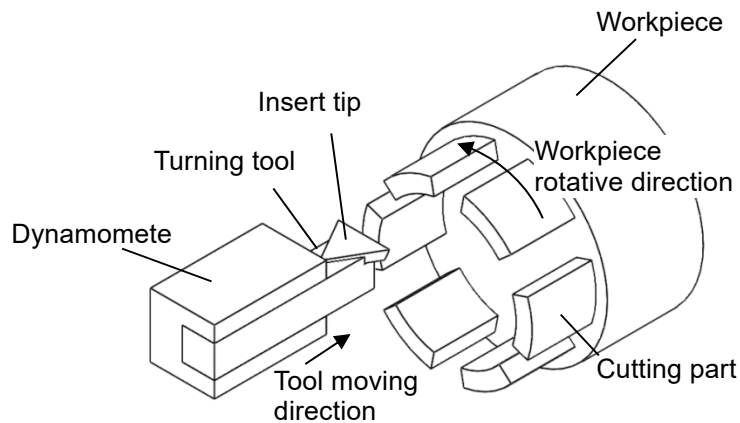


図 3.1 二次元切削実験装置

切削後には、マイクロ스코プ（キーエンス製 VHX-600）を用いて工具すくい面及び逃げ面の観察を行った。また一部の工具については、X 線光電子分光分析装置（XPS，アルバックファイ製 VersaProbe II）を用いて工具すくい面の組成の分析を行った。

3.2.2 被削材形状

ここでは被削材の形状について述べる。被削材の端面には図 3.1 に示したような凸部（以下、切削部と呼ぶ）を等間隔に設けた。図 3.2 に、被削材を正面から見たときの切削部形状を示す。切削部の幅を全て 5 mm とし、切削部の長さ（以下、切削長さと呼ぶ）と配置間隔（以下、非切削長さと呼ぶ）の異なるものを 9 種類用意した。①の形状が第 2 章の実験で使用した基本形状である。②～⑤は非切削長さを①と同一にして切削長さを変更したものであり、⑥～⑨は切削長さを①と同一にして非切削長さを変更したものである。図 3.2 には、各被削材の切削長さ (L_1) と非切削長さ (L_2) を示した。なお、 L_1 , L_2 の値は切削部の中心線（直径 48 mm の円周）部分の弧の長さである。切削部の高さは、⑥では 5 mm, ⑦, ⑧では 10 mm, その他では 20 mm とした。切削部の高さが異なる理由は、切削部の配置間隔が狭い⑥, ⑦, ⑧では加工に使用したエンドミルの長さの関係で高い凸部を加工できなかつたためである。予備実験により、切削部の高さが異なる場合でも凸部の剛性等による切削抵抗測定への影響はないことを確認している。短い時間で断続切削を中断し繰り返す実験には基本形状の①を用いた。また、切削・非切削長さの影響を調べる実験には①～⑨を用い、切削雰囲気の影響を調べる実験には①を用いた。

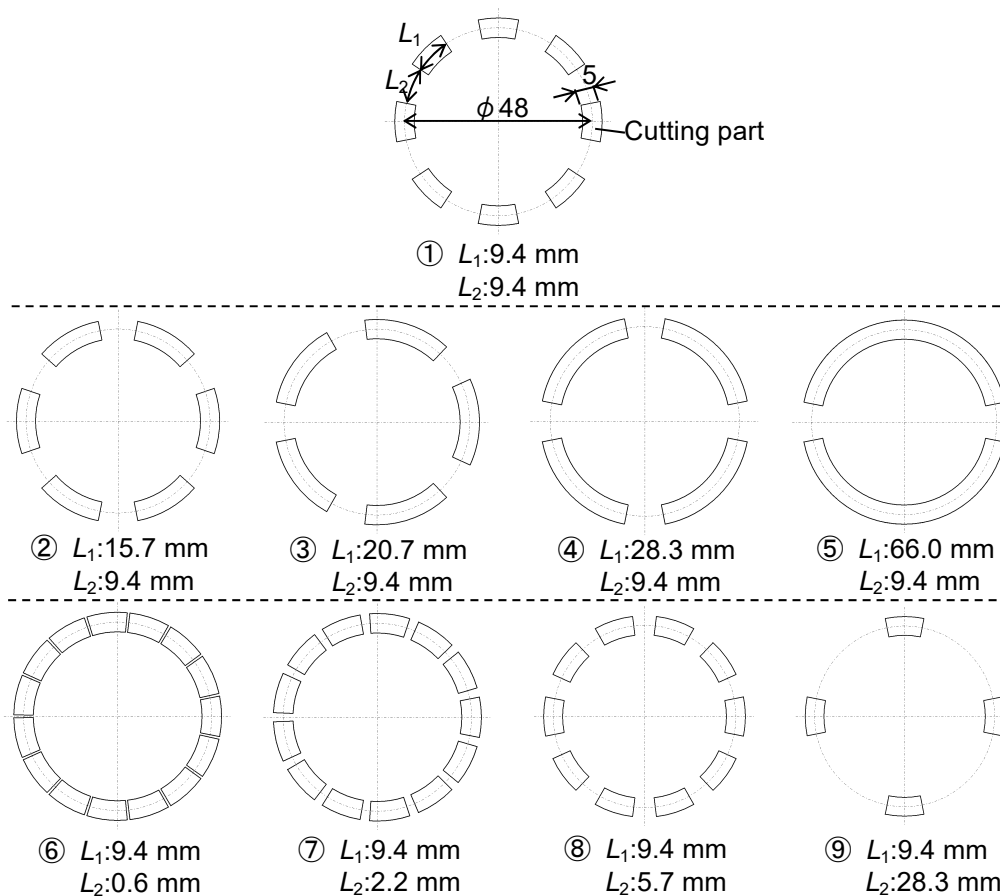


図 3.2 被削材形状

3.2.3 解析方法

断続切削では切削する時間と切削しない時間とがあるため、切削中の摩擦係数を次のようにして求めた。図 3.3 に、断続切削中の一つの切削部を切削している間の切削抵抗変化の例を示す。図 3.3 (a) は切削長さが 9.4 mm である①の場合、図 3.3 (b) は切削長さが 20.7 mm である③の場合である。切削を始めてから 1 ms 程度までに切削抵抗が上昇する過渡区間がある。加工終了時間は切削長さによって異なり、約 3.7 ms~26.4 ms であった。本章では全ての被削材形状について、一つの切削部を切削している時間のうち 1.5~3.5 ms の間の主分力 (F_c) と背分力 (F_t) の平均値を求め、これらの値と工具すくい角 ($\gamma = 5^\circ$) から式 (3.1) により摩擦係数を算出した。各実験の切削抵抗のデータから一定時間毎に摩擦係数を算出し、摩擦係数変化を求めた。

$$\text{摩擦係数} = \frac{F_c \sin \gamma + F_t \cos \gamma}{F_c \cos \gamma - F_t \sin \gamma} \quad (3.1)$$

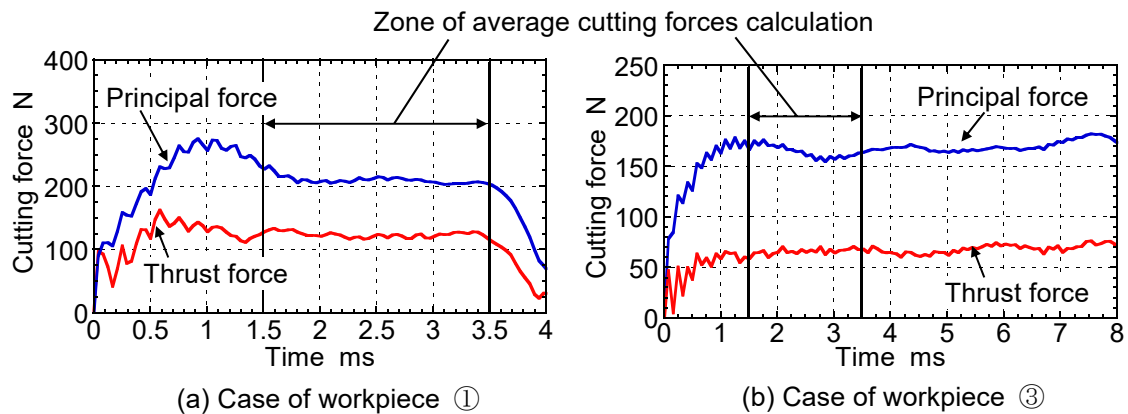


図 3.3 断続切削中の一つの切削部を切削している間の切削抵抗の例

3.3 実験結果及び考察

3.3.1 断続切削による ta-C 被覆工具すくい面の変化

第 2 章で述べたように、ta-C 被覆工具による A5052 の断続切削中に摩擦係数が低下した原因は、工具すくい面に何らかの変化が生じたためと考えられる。そこで本項では、A5052 の断続切削により ta-C 被覆工具にどのような変化が生じるかを検証する。被削材形状①に対して断続切削を短時間（0.8 s 以下）行い、中断した後に同じ工具を用いて再び短時間の断続切削を行う実験を行った。断続切削を中断したときにはインサートをバイトホルダから外してマイクロスコープにより観察し、再びバイトホルダに取り付けて再度断続切削を行った。観察に要した時間は約 5 分であった。

図 3.4 に、短時間の断続切削を 7 回繰り返したときの工具すくい面の摩擦係数変化を示す。図より、断続切削を中断し再び断続切削を開始したときには、その直前の摩擦係数を継続していることが分かる。7 回目の断続切削を終了した時点の摩擦係数は約 0.3 でほぼ一定となった。この変化は、第 2 章の図 2.7 (a) に示した ta-C 被覆工具のものと非常によく似ている。このことから、短時間の断続切削を繰り返した本実験の切削現象が、10 s 続けて断続切削した第 2 章の実験と同等であったと考えられる。

図 3.5 に、1, 2, 7 回目の短時間の断続切削を終了した直後の工具すくい面の観察像を示す。図には工具すくい面のほぼ同じ場所を示した。1 回目の切削後の工具すくい面には、比較的多くのアルミニウムの凝着が認められる。ただし刃先にはアルミニウムの凝着していない領域が観察され、その幅は約 40 μm であった。2 回目の切削後の工具すくい面では、

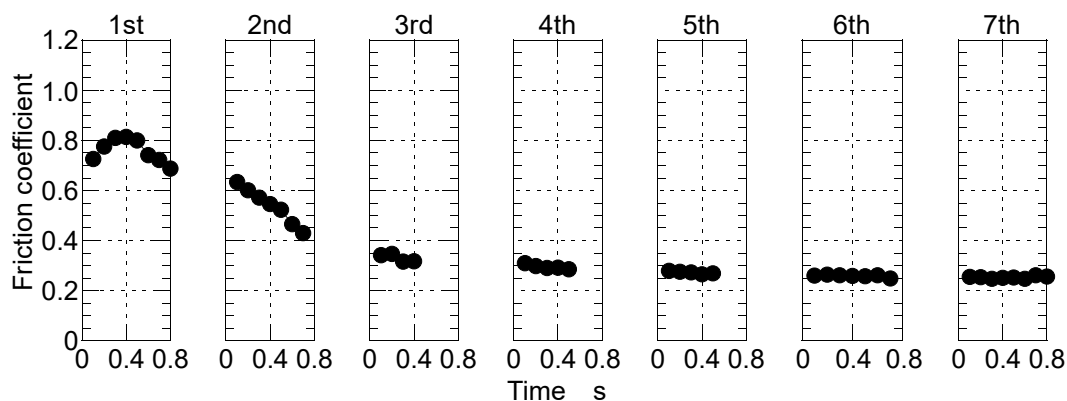


図 3.4 短時間の断続切削を 7 回繰り返したときの摩擦係数変化

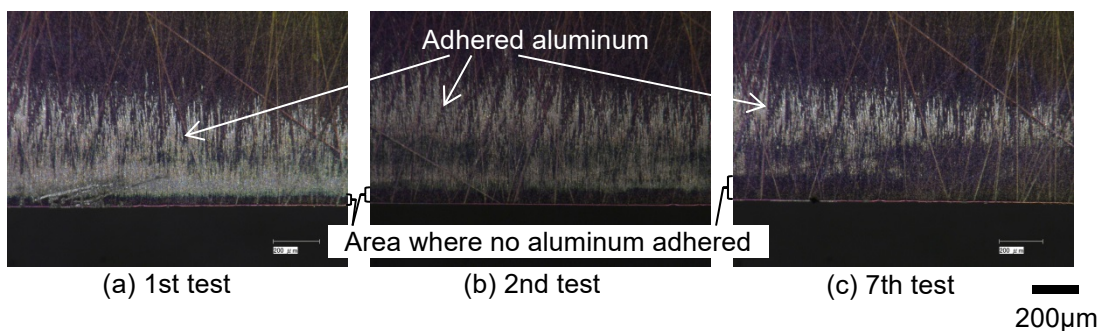


図 3.5 短時間断続切削後の工具すくい面

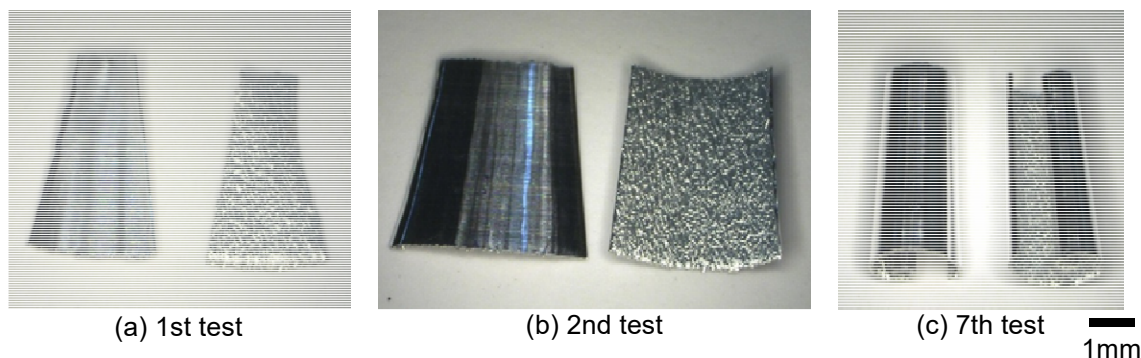


図 3.6 短時間断続切削で生成された切りくず

1 回目に付着した凝着物が減少し、刃先の凝着物のない領域が拡大していることが分かる。このときの凝着物のない領域の幅は約 $55 \mu\text{m}$ であった。7 回目の切削後の工具すくい面では、凝着物がさらに減少し、刃先の凝着物のない領域の幅は約 $110 \mu\text{m}$ まで拡大した。

図 3.6 に、1, 2, 7 回目の短時間の断続切削時に収集した切りくずの代表的なものを示す。1 回目の切削における切りくずはほとんどカールせず平らな形状であった。従って、このときの切りくずは図 3.5 (a) に示した工具すくい面のアルミニウムの凝着した領域全

面と接触していたと考えられる。2回目の切削における切りくずは僅かにカールしており、7回目の切削での切りくずは非常に小さなカール形状であった。そのため、切りくずと工具すくい面との接触面積は、切削が進むにつれて減少していったと考えられる。7回目の切削時の切りくず外周面には光沢がみられることから、切りくずが流出したときには、図 3.5 (c) に示した工具すくい面の凝着物のない領域のみと接触していたと考えられる。従って、ta-C 被覆工具の摩擦係数が低い状態は、工具すくい面の刃先の凝着物のない領域で発現していたと考えられる。

以上の結果から、A5052 を断続切削したときに、ta-C 被覆工具のすくい面の刃先には凝着物のない領域が存在し、その領域が拡大することが明らかになった。この凝着物のない領域の拡大が、摩擦係数の低下に関与していると考えられる。

3.3.2 切削・非切削長さの摩擦係数変化への影響

本項では、ta-C 被覆工具の摩擦係数変化に対して、断続切削の切削している時間と切削していない時間とが及ぼす影響について検証する。被削材形状①～⑨をそれぞれドライで切削する実験を行った。

(1) 摩擦係数

図 3.7 に、ドライで①～⑨を切削したときの切削開始からの経過時間に対する摩擦係数変化を示す。図 3.7 (a) には L_1 の異なる①～⑤の場合を、図 3.7 (b) には L_2 の異なる①と⑥～⑨の場合を示した。いずれの被削材形状についても切削初期の摩擦係数は約 0.8 であった。⑤と⑥以外の被削材形状では切削の進行に伴って摩擦係数が低下し、10 s の時点では同程度の値（約 0.3）に収束した。⑤については、約 1 s までは他の被削材形状と同様の摩擦係数の上昇を示したが、その後他の被削材形状のように摩擦係数が低下することなく、大きく変動しながらさらに上昇した。⑥については、約 1 s まで摩擦係数が他の被削材形状に比べてやや高めで変動がみられたが、その後ほぼ一定で推移した。⑤は L_1 の最も大きい形状であり、⑥は L_2 の最も小さい形状である。以上から、摩擦係数が低下する断続切削の条件として L_1 に上限値が、 L_2 に下限値があることが分かった。

摩擦係数の低下した被削材形状について摩擦係数の低下の速さを比較すると、次の通りであった。 L_1 の異なる①～④の場合、①の場合の摩擦係数低下が最も速く、次いで②、③の順であり、④の場合が遅れて低下した。従って、 L_1 が大きいほど摩擦係数低下が遅い傾

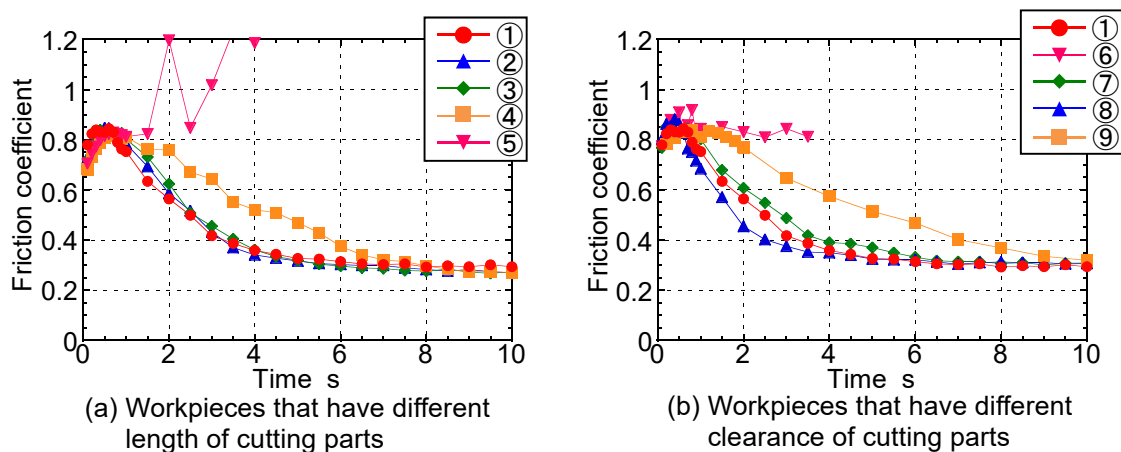


図 3.7 切削長さ・非切削長さの異なる被削材形状を切削したときの摩擦係数の経時変化

向があることが分かる。ただし、①、②、③の場合の低下の速さの違いは僅かである。 L_2 の異なる①と⑦～⑨の場合を比較すると、⑧の場合が最も低下が速く、次いで①、⑦、⑨の順であった。従ってこれらの場合では L_2 の大きさと低下の速さとの関係は明確ではなかった。以上のように、摩擦係数変化と経過時間との関係を求めた図 3.7 では、摩擦係数の低下の速さと L_1 、 L_2 の大きさとの関係は明確ではなかった。これは、 L_1 、 L_2 の大きさによって単位時間当たりの切削部を切削した回数（切削回数）や、切削していない時間を除く実際に切削した距離（実切削距離）が異なるためであると考えられる。そこで、摩擦係数変化と切削回数及び実切削距離との関係について検証した。

図 3.8 に、⑤と⑥を除いた 7 種類の被削材形状を断続切削した実験結果について、切削回数に対する摩擦係数変化を示す。図 3.8 (a) に L_1 の異なる①～④の場合を、図 3.8 (b) に L_2 の異なる①と⑦～⑨の場合を示した。切削開始から約 100 回までの間では摩擦係数が一旦上昇してから低下し始めているが、その変化の仕方が全ての被削材形状の場合でほぼ一致した。一方 100 回以降では摩擦係数が低下しているが、その低下の速さについては次の通りであった。 L_1 の異なる①～④の場合については、低下の速さが全て異なっていた。 L_2 の異なる①と⑦～⑨の場合については、4 つの被削材形状の中で L_2 が最も小さい⑦の場合を除いて低下の速さがほぼ一致した。以上から、 L_1 、 L_2 の大きさに関わらず約 100 回までの摩擦係数変化は切削回数に依存することが明らかになった。一方 100 回以降においては、 L_1 が異なる場合、摩擦係数の低下の速さが異なり、 L_2 が異なる場合、低下の速さがほぼ一致した。従って、 L_1 は摩擦係数低下に影響するが、 L_2 は影響しないことが分かった。

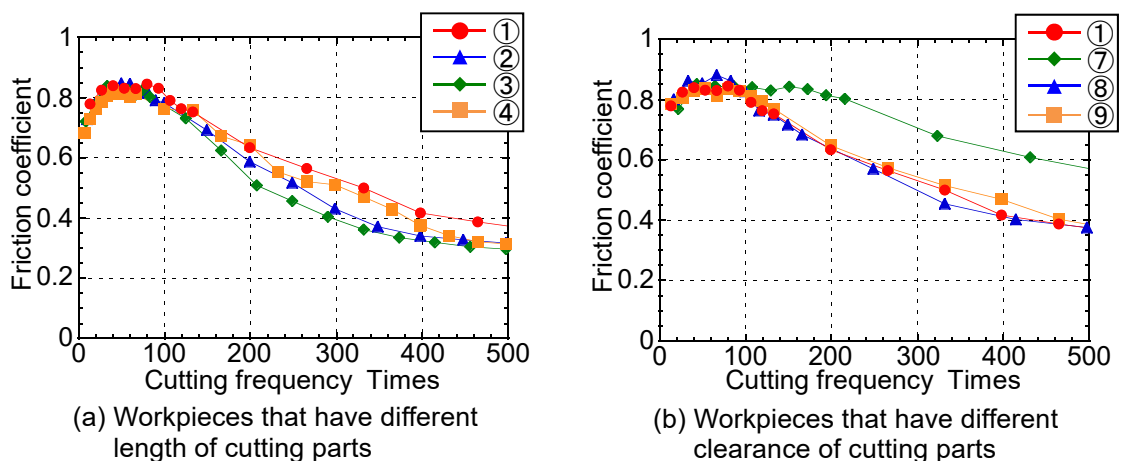


図 3.8 切削長さ・非切削長さの異なる被削材形状を切削したときの切削回数に対する摩擦係数変化

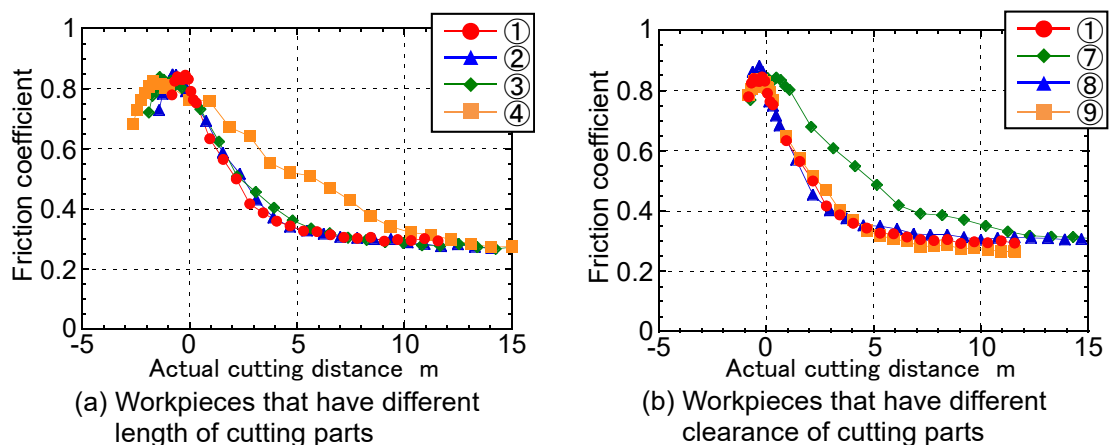


図 3.9 切削長さ・非切削長さの異なる被削材形状を切削したときの実切削距離に対する摩擦係数変化

図 3.9 に、⑤と⑥を除いた 7 種類の被削材形状を断続切削した実験結果について、実切削距離（切削回数に切削長さ L_1 を乗じた値）に対する摩擦係数変化を示す。図 3.9 (a) に L_1 の異なる①～④の場合を、図 3.9 (b) に L_2 の異なる①と⑦～⑨の場合を示した。切削回数 100 回までの摩擦係数変化は切削回数に依存することが図 3.8 で明らかになっているため、図 3.9 には各被削材の切削回数 100 回のおときを実切削距離 0 m として摩擦係数変化を図示した。図 3.9 (a), (b) から、④と⑦の場合を除いた被削材形状で実切削距離 0 m（切削回数 100 回）以降の摩擦係数の低下の速さがほぼ一致し、上記 2 つの場合よりも速いことが分かる。摩擦係数の低下が遅かった④は図 3.9 に図示した中で L_1 が最も大きい場合であり、⑦は L_2 が最も小さい場合である。以上から、 L_1 がある程度小さく L_2 が大きい場合に

切削回数 100 回以降の摩擦係数変化は実切削距離に依存することが明らかになった。

以上の検証から、断続切削における切削しない時間は摩擦係数変化に直接影響せず、切削する時間が摩擦係数低下に影響することが明らかになった。従って、工具すくい面と切りくずとの繰り返しの接触が摩擦係数を低下させる直接の要因であると考えられる。すなわち、切りくずが工具すくい面上を流出することによって、摩擦係数低下に必要な工具すくい面上の凝着物のない領域の拡大が進んでいくのではないかと推察される。

(2) 工具すくい面及び逃げ面の状態

図 3.10 に、各被削材形状を断続切削した直後の工具すくい面と逃げ面の観察像を示す。また図 3.11 に、①と⑥の場合の工具すくい面の刃先付近を拡大した観察像を示す。摩擦係数が低下した①～④、⑦～⑨の場合については、工具すくい面に若干の凝着物が観察されるが、その範囲は比較的狭い。また図 3.11 (a) に示すように、①を始め上記の摩擦係数が低下した被削材形状の場合には、アルミニウムがほとんど凝着していない領域が刃先に観察された。一方、摩擦係数が上昇した⑤の場合には工具すくい面及び逃げ面の広範囲に凝着物が観察され、工具すくい面上の刃先付近に凝着物のない領域はなかった。⑥の場合では、摩擦係数が低下した被削材形状の場合と比べてやや凝着量が多い。また図 3.11 (b) に示す工具すくい面の拡大像の通り、刃先の凝着物のない領域が①の場合と比べて狭かった。以上から、⑤の場合については工具の広範囲に付着した凝着物が摩擦係数の上昇の原因であることが明らかである。⑤の場合、 L_1 が大きすぎて連続切削に近い状況となっていたと考えられる。また⑥の場合についても L_2 が小さすぎるために完全な断続切削にはなっていないと考えられる。図 3.12 に、⑥の場合の切りくずを示す。図中に矢印で示した通り、この切りくずには 4 つの切削部を切削したときの切りくずが固着している。すなわち⑥の場合については、 L_2 が小さすぎるために工具すくい面が切りくずと完全に離れる前に次の切削部の切削が始まっていたと考えられる。そのため完全な断続切削とはならず、摩擦係数の低下した被削材形状の場合と比べて工具すくい面への凝着量が多くなったと考える。

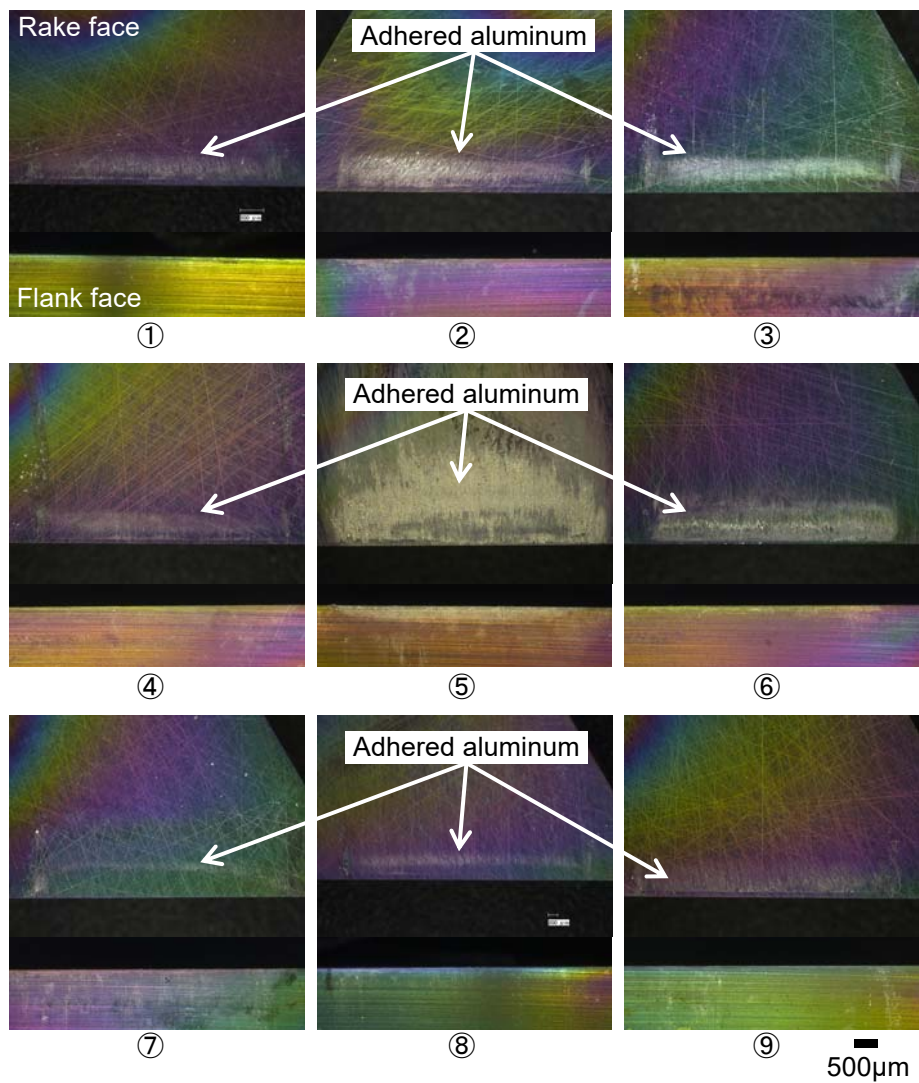


図 3.10 切削長さ・非切削長さの異なる被削材形状を切削した後の工具すくい面及び逃げ面（上段：すくい面，下段：逃げ面）

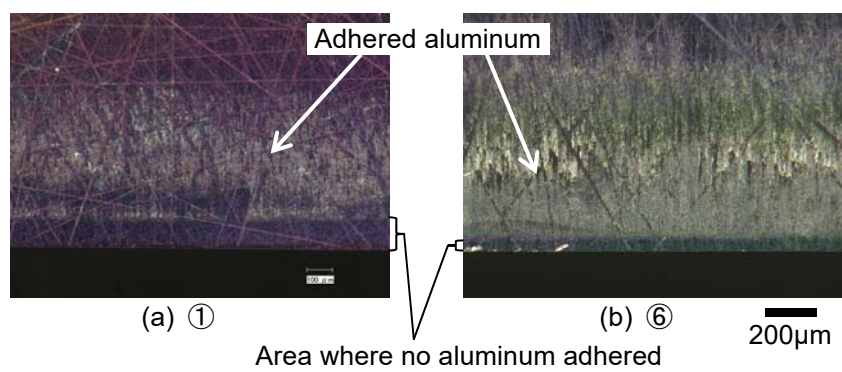


図 3.11 被削材形状①と⑥を切削した後の工具すくい面（図 3.10 の拡大）

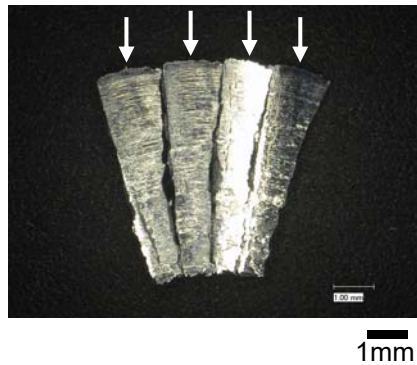


図 3.12 被削材形状⑥を切削したときの切りくず

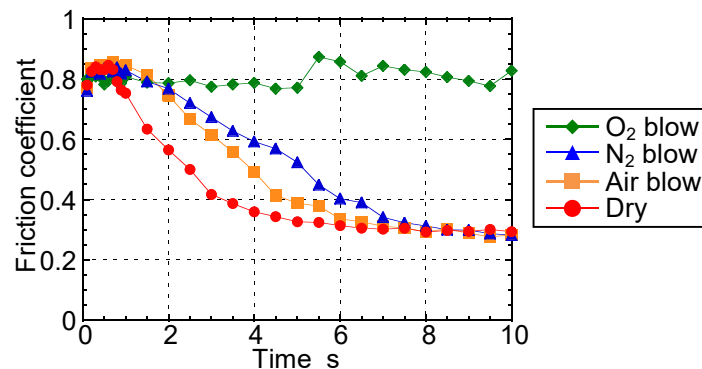


図 3.13 酸素，窒素，空気を供給しながら①を切削したときの摩擦係数の経時変化

3.3.3 切削雰囲気の影響

断続切削では非切削の時間に工具すくい面が大気と接触することから，切削雰囲気が摩擦係数変化に影響を及ぼす可能性が考えられる．そこで被削材形状①に対して，工具すくい面に酸素，窒素，空気を供給しながら切削した実験から，切削雰囲気の影響を検証する．

(1) 摩擦係数

図 3.13 に，摩擦係数の経時変化を示す．図には，ドライで切削した実験の結果（図 3.7 の①）も示した．いずれの条件においても，切削初期の摩擦係数は約 0.8 であった．酸素を供給した場合，摩擦係数は切削初期からほぼ一定で推移し，約 5 s からやや上昇する傾向を示した．一方，窒素と空気を供給した場合は切削の進行に伴って摩擦係数が低下し，10 s 経過時点ではドライの場合と同程度の約 0.3 に収束した．ただし，ドライの場合に比べて摩擦係数の低下は遅かった．

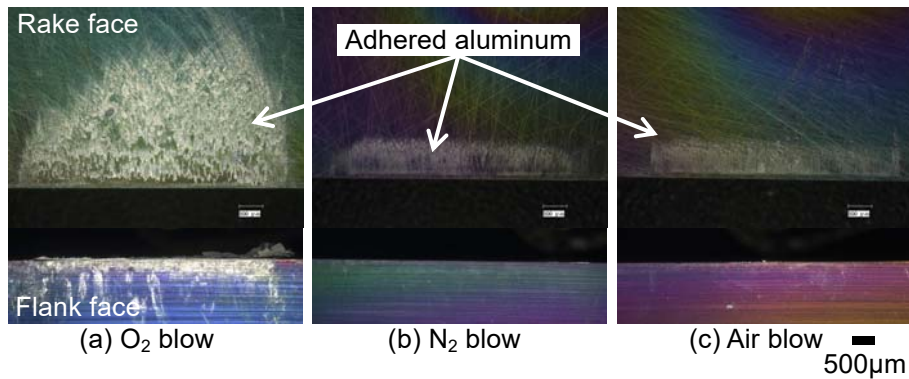


図 3.14 酸素、窒素、空気を供給しながら①を切削した後の工具すくい面及び逃げ面
(上段：すくい面，下段：逃げ面)

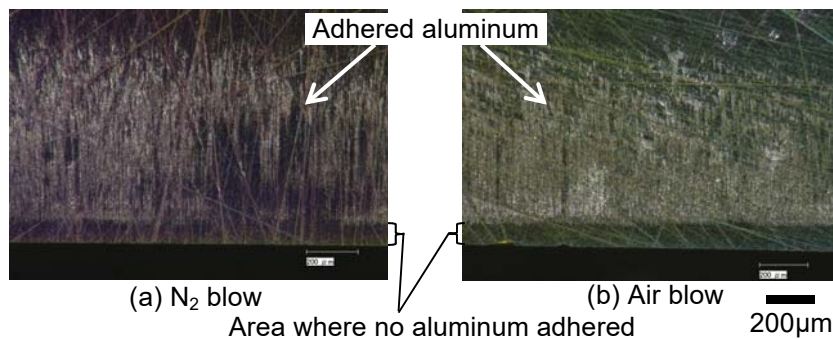


図 3.15 窒素、空気を供給しながら切削した後の工具すくい面 (図 3.14 の拡大)

(2) 工具すくい面及び逃げ面の状態

図 3.14 に、各切削雰囲気条件の下で断続切削した直後の工具すくい面と逃げ面の観察像を示す。また図 3.15 に、窒素と空気を供給した場合の工具すくい面の刃先付近を拡大した観察像を示す。酸素を供給した場合の工具すくい面と逃げ面には広範囲に凝着物が観察された。窒素を供給した場合にも凝着物が観察されたが、その範囲は酸素を供給した場合に比べて狭い。図 3.15 (a) に示す通り、窒素を供給した場合の工具すくい面の刃先付近には、ドライの①の場合に観察されたもの (図 3.11 (a)) と同程度の大きさの凝着物のない領域が確認された。また空気を供給した場合も工具すくい面への凝着量は窒素の場合と同程度であり、同様に刃先に凝着物のない領域が観察された (図 3.15 (b))。その領域の大きさは、窒素を供給した場合と同程度であった。

以上から、切削雰囲気中に酸素が多い場合、工具の広範囲にアルミニウムが凝着することが分かった。小林らは、酸素雰囲気中での切削でアルミニウムがダイヤモンド工具へ凝着することを報告している^{3.1)}。また藤村らは、酸素雰囲気におけるアルミニウム合金切削

では、切りくず表面に酸化アルミニウム（アルミナ）が生成され、これが工具への凝着に影響することを報告している^{3,2)}。従って、本研究で用いた DLC 被覆工具に対しても、酸素の存在が工具への凝着に影響したと考える。一方で、空気を供給した場合には工具すくい面にアルミニウムが著しく凝着することはなかったことから、切削雰囲気中の酸素濃度が工具への凝着量に影響すると考えられる。

(3) 凝着物のない領域の分析

窒素、空気を供給した場合の工具すくい面には、ドライの場合と同様に刃先に凝着物のない領域の存在が認められた。そこで、この領域について XPS による分析を行い、切削前後での変化を検証した。図 3.16 に、ドライの場合と窒素及び空気を供給した場合の断続切削後の工具すくい面の凝着物の付着していない領域の C1s スペクトルを示す。図 3.16 には、断続切削に使用していない箇所の工具すくい面を分析したのもも示した。図より、ドライ及び窒素、空気を供給した場合では、切削未使用部の状態と比べてピーク位置が変化していることが分かる。ピーク分離により sp^2/sp^3 比を求めたものを表 3.1 に示す。切削未使用部の sp^2/sp^3 比が 0.3 であるのに対し、ドライの場合、窒素、空気を供給した場合のいずれにおいても値が増加した。このことは、切削前の DLC 膜の炭素の結合状態から、断続切削により sp^2 の割合が増加したことを示している。従って、凝着物のない領域において DLC 膜表面の sp^2 が増えたことに起因して、摩擦係数が低下したのではないかと推察される。

次に、XPS による分析結果から、凝着物のない領域における表面の酸素量について評価した。図 3.17 に、C1s と O1s のスペクトルから炭素と酸素の含有比率を求めた結果を示す。図より、ドライの場合には断続切削前と比較してそれほど表面の酸素量は増えていないが、窒素と空気を供給した場合には酸素量が増加していることが分かる。空気を供給した場合に酸素量が増加したのは、工具すくい面に空気が積極的に供給されることによって、酸素が DLC 膜の表面に吸着しやすくなったためではないかと考えられる。一方、窒素を供給した場合にも酸素量が増加したことから、工具すくい面にガスを供給しながら行った本実験では、大気を完全に排除することができておらず、むしろ大気を巻き込みながら工具すくい面にガスが供給されていた可能性がある。そのため、窒素を供給しながら行った実験でも、工具すくい面の周囲は窒素雰囲気とはならず、空気（酸素）が存在していたと考えられる。図 3.13、図 3.14 の結果からは、切削雰囲気中の酸素の存在が工具すくい面への凝着を促進することが示された。このことから、図 3.13 において摩擦係数の低下速度が窒素や

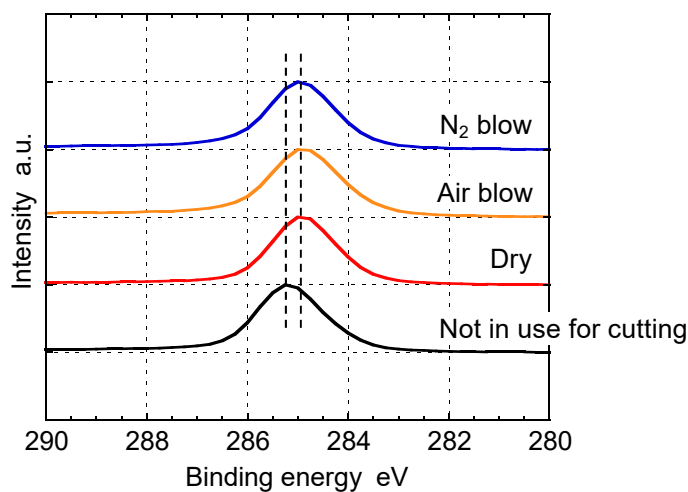


図 3.16 ドライ及び窒素，空気を供給しながら断続切削した後の工具すくい面の凝着物の付着していない領域の C1s スペクトル

表 3.1 C1s スペクトルをピーク分離して算出した sp^2/sp^3 比

	N ₂ blow	Air blow	Dry	Not in use for cutting
sp^2/sp^3 ratio	1.9	1.1	0.9	0.3

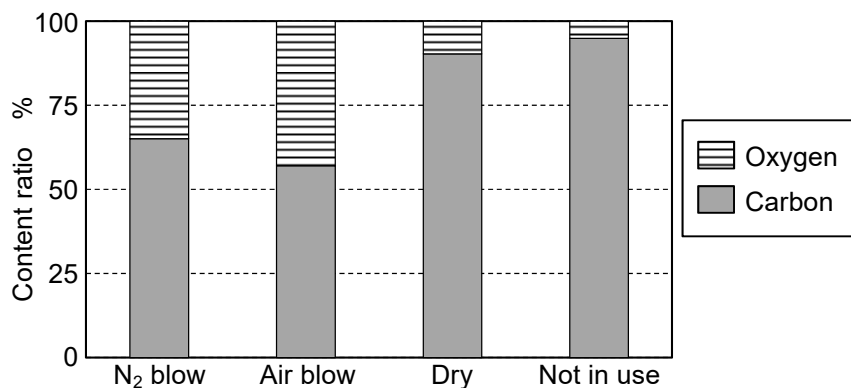


図 3.17 ドライ及び窒素，空気を供給しながら断続切削した後の工具すくい面の凝着物の付着していない領域における炭素と酸素の割合

空気を供給した場合にドライの場合と比べて遅かった理由は、酸素が積極的に工具すくい面に供給されていたために凝着を強固にし、刃先の凝着物のない領域が拡大しにくくなっていたためではないかと考えられる。しかしながら、低下速度は遅いながらもドライと同程度まで摩擦係数が低下したことから、凝着物のない領域において表面に吸着した酸素は摩擦係数の低下には関係がないと考えられる。すなわち、切削雰囲気中の酸素は、摩擦係数低下の直接の要因ではないと考える。

3.3.4 A5052 の断続切削における摩擦係数低下の要因

ここまでの検証結果をまとめると、以下のことが明らかになった。

- ① ta-C 被覆工具による A5052 の断続切削では、工具すくい面の刃先付近に凝着物のない領域が存在し、この領域が切削の進行に伴って拡大する。また、切りくずは真直ぐな形状から小さくカールした形状へ変化し、摩擦係数が低下して安定した時点では、切りくずは刃先の凝着物のない領域のみと接触し、小さくカールして排出される。
- ② 摩擦係数の低下には、非切削の時間は影響せず、切削した時間（工具すくい面と切りくずとが接触した時間）のみが影響する。
- ③ 切削雰囲気中の酸素は工具への凝着に影響するが、摩擦係数低下には影響しない。
- ④ 断続切削により摩擦係数が低下した ta-C 被覆工具では、すくい面の刃先の凝着物のない領域において、DLC 膜表面の sp^2 が切削前に比べて増加している。

以上の結果から、ta-C 被覆工具すくい面の凝着物のない領域において、膜表面の構造がグラファイト化したことが摩擦係数の低下した要因ではないかと考えられる。

A. Erdemir らの研究グループは、水素含有 DLC 膜の摩擦において、膜に含有される水素原子の働き、及び摩擦による DLC 膜のグラファイト化の両方の作用による低摩擦機構を提案している^{3,3,3,4}。TEM 内での摩擦実験による摩擦面の直接観察や EELS による表面の分析により、摩擦による DLC 膜最表面のグラファイト化を示しており、グラファイト化が表面から 1~2 nm 程度の極浅い領域で起こっている知見を述べている。

また、無潤滑下における水素を含有しない炭素系硬質薄膜の低摩擦係数の発現が、膜最表面のグラファイト構造に起因するという摩擦機構が報告されている。N. Umehara, T. Tokoroyama らは、炭素系硬質薄膜の一種である窒化炭素（Carbon Nitride : CNx）膜を用いて、超低摩擦発現機構の解明を試みている^{3,5,3,6}。CNx 膜を成膜したディスクと窒化ケイ素（Si₃N₄）製ボールとの摩擦実験を行ったところ、0.01 以下の低い摩擦係数が得られた。図 3.18 に、摩擦前後の CNx 膜、ダイヤモンド及びグラファイトの XPS 分析による C1s スペクトルを示す。摩擦後の CNx 膜（Worn track of CNx）のスペクトルのピーク位置は、摩擦前の CNx 膜（As-deposited CNx）に対し、グラファイト（HOPG）側にシフトした。このことから、CNx 膜最表面が摩擦によりグラファイト構造に変化し、低摩擦を発現している。

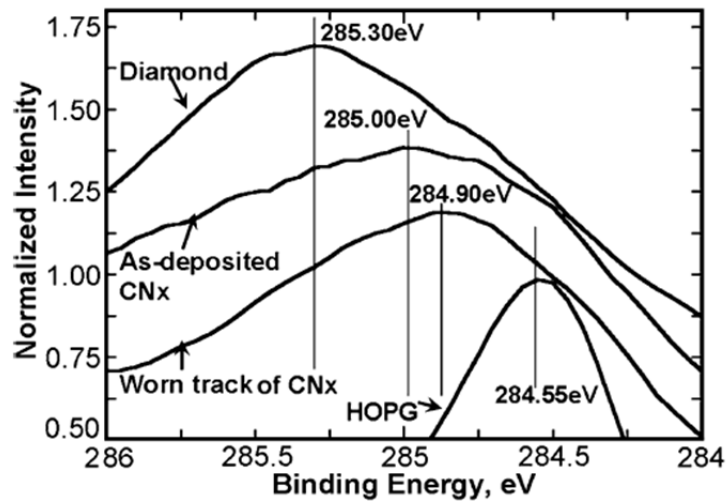


Figure 10. Magnified spectra of C1s peaks of CNx (before and after sliding), diamond and HOPG.

図 3.18 摩擦前後の CNx 膜，ダイヤモンド及びグラファイトの C1s スペクトル^{3.6)}

図 3.16 に示した凝着物のない領域における摩擦前後の C1s スペクトルのピーク位置の変化は，図 3.18 の先行研究の結果と類似しており，A5052 断続切削後の工具すくい面の DLC 膜表面の構造がグラファイト化したことを示唆している．断続切削により工具すくい面は繰り返し摩擦されており，実験結果から工具すくい面と切りくずとが接触した時間が摩擦係数の低下に影響することが明らかになっている．従って，A5052 の断続切削における ta-C 被覆工具すくい面の摩擦係数低下は，切りくずとの繰り返し摩擦により ta-C 膜表面の構造がグラファイト化したことに起因するのではないかと推察する．

3.4 結言

本章では、A5052 のドライ断続切削における水素フリーDLC (ta-C) 被覆工具の摩擦係数変化の要因を解明することを目的とした。断続切削を短い時間で止めて再度切削する実験と、切削長さ (L_1)・非切削長さ (L_2) を変更した場合、工具すくい面に酸素、窒素、空気を供給した場合の二次元断続切削実験を実施した。その結果、以下のことが明らかになった。

- 1) A5052 を断続切削したときに、ta-C 被覆工具のすくい面の刃先には凝着物のない領域が存在し、この領域が切削の進行に伴って拡大した。従って、工具すくい面の凝着物のない領域が摩擦係数の低下に関与していると考えられた。
- 2) 摩擦係数が低下する断続切削の条件として、 L_1 に上限値が、 L_2 に下限値があることが分かった。また、摩擦係数低下は切削しない時間を除いた実際に切削した距離（実切削距離）に依存することが明らかになった。従って、工具すくい面と切りくずとの繰り返しの接触が摩擦係数を低下させる直接の要因であると考えられた。
- 3) 酸素を供給した場合、工具へ著しくアルミニウムが凝着し摩擦係数は上昇したが、窒素と空気を供給した場合、摩擦係数は低下した。窒素と空気を供給した場合の工具すくい面の凝着物のない領域では、ドライの場合と同様に DLC 膜の表面の sp^2 の増加が認められた。一方でドライの場合と異なり、切削前に比べてこの領域の酸素量が増加した。従って、切削雰囲気中の酸素は工具への凝着に影響するが、摩擦係数低下には直接影響しないと考えられた。

本章での検証により、ta-C 膜が A5052 の断続切削において低い摩擦係数を発現する要因をある程度明らかにすることができた。本章の成果が今後のより優れた耐凝着性能を発揮する DLC 被覆工具の開発に貢献するものとする。

参考文献

- 3.1) 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) 4386.
- 3.2) 藤村智志, 稲崎一郎, 若林利明, 須田聡 : ニアドライ加工の潤滑機構に関する研究, 日本機械学会論文集 C 編, 73, 730 (2007) 1883.
- 3.3) Y. Liu, A. Erdemir, E. I. Meletis, : An investigation of the relationship between graphitization and frictional behavior of DLC coatings, Surf. Coat. Technol., 86-87 (1996) 564.
- 3.4) A. M'Ndange-Pfupfu, O. Eryilmaz, A. Erdemir, L. D. Marks, : Quantification of sliding-induced phase transformation in N3FC diamond-like carbon films, Diamond and Related Materials, 20 (2011) 1143.
- 3.5) N. Umehara, M. Tatsuno, K. Kato : Nitrogen lubrication for sliding between CNx coatings and ceramic balls, Proc. Int. Tribology Conf. Nagasaki (2000) 1007.
- 3.6) T. Tokoroyama, M. Goto, N. Umehara, T. Nakamura, F. Honda : Effect of nitrogen atoms desorption on the friction of the CNx coating against Si₃N₄ ball in nitrogen gas, Tribology Letters, 22, 3 (2006) 215.

第 4 章 アルミニウム鋳物の切削におけるアルコールのミスト供給の効果

4.1 緒言

第 2 章において、アルミニウム合金のドライ切削では、水素フリーDLC (ta-C) 被覆工具を用いて展伸材を断続切削する場合のみ、工具へほとんど凝着することなく良好な切削が可能であることが分かった。一方、アルミニウム鋳物の切削については、ta-C 膜を被覆しても工具へアルミニウムが凝着し、何も被覆していない超硬工具とほとんど差がなかった。従って、ドライでの良好なアルミニウム鋳物の切削は困難であるといえる。しかしながら第 1 章で述べたように、アルミニウム鋳物は自動車のエンジン部品に多く用いられる材料のため多くの需要があり、これらアルミニウム鋳物に対しても切削液をできるだけ使用しない環境対応型切削が強く求められている^{4.1)}。そこで本章では、アルミニウム鋳物に対してドライ切削以外の環境対応型切削の適用を検討する。

第 2 章で明らかになったように、アルミニウム鋳物 AC2A のドライ切削時の工具すくい面の摩擦係数は ta-C 膜の有無によらず高い値であり、ta-C 膜の低摩擦特性は発揮されなかった。この理由は、アルミニウム鋳物に含まれる Si 粒子のアブレシブ作用により、切削開始直後に刃先の ta-C 膜が剥離され、その部分を起点にアルミニウムが凝着したためと考えられた。従って、膜の剥離を抑止するにはより硬質で密着性の高い被膜の開発が必要である。しかし、より硬度の高い被膜の開発は本研究の趣旨とは離れるため、他の研究に譲ることとする。一方で現状の ta-C 膜を用いても、工具すくい面へのアルミニウムの凝着を小さくすることは可能であると考えられる。そのために必要なのは、切りくずを小さくカールさせて工具すくい面との接触面積を小さくし、工具すくい面の凝着する可能性のある範囲を限定することである。従って、切削液により工具すくい面の摩擦係数を低減させて、切りくずに加わる摩擦力を減少させることが有効であるといえる。そのため、より低い摩擦係数を得られる ta-C 膜と切削液との組合せが必要であると考えられる。

切削加工で一般的に用いられる切削液（切削油剤）には、鉱油や合成油などの油分が含まれており、主にこの油により工具表面の潤滑性が得られる。一方 DLC 膜については、アルコールなどの官能基を持つ潤滑剤との組合せで超低摩擦を発現することが報告されている^{4.2-4.4)}。M. Kano らは、摩擦によりヒドロキシル基 (-OH) が DLC 膜表面に吸着してトライボ膜を形成し、摩擦係数が低くなる機構を報告している (図 4.1)^{4.2)}。また、ヒドロキ

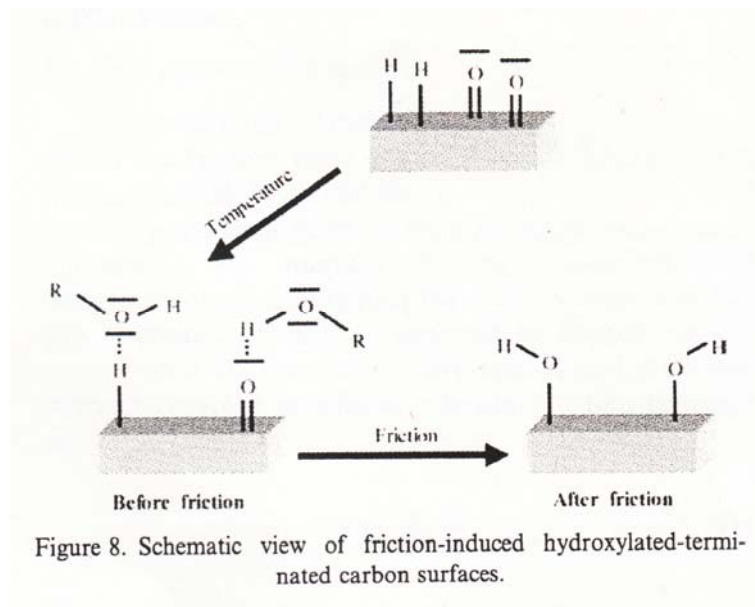


図 4.1 DLC 膜表面へのヒドロキシル基吸着によるトライボ膜生成のイメージ^{4.2)}

シル基等の官能基の吸着により低摩擦化する機構は、水素含有 DLC (a-C:H) 膜よりも水素フリーDLC (ta-C) 膜の方が、より強く発現することが報告されている^{4.4)}。従って、本研究で用いる ta-C 膜についても、アルコール潤滑により低い摩擦係数が得られる可能性があると考えられる。このような油を含まない潤滑剤を切削液として用いることができれば、油の使用による環境負荷を低減させることができると考える。

そこで本章では、アルコールを切削液として用い、それを霧（ミスト）状に切削点に供給しながらアルミニウム鋳物を切削する新たなニアドライ切削について検討した。始めに従来研究で報告されている DLC 膜の摩擦におけるアルコール潤滑の効果を確認するため、DLC 膜とアルミニウム合金との摩擦実験を行った。さらに、切削時にアルコールをミスト供給したときの効果を検証するため、二次元切削実験を実施した。また、一般的に行われている切削液を大量供給するウェット切削とアルコールミスト切削との比較を行うため、外周旋削実験を行った。

本研究ではアルコールミストに濃度 99.5%以上のイソプロピルアルコール（以下、IPA と呼ぶ）を用いた。IPA には、眼、鼻、のどへの接触で刺激性があることや、高濃度の蒸気を大量に吸入すると急性中毒を起こす可能性がある。そのため、実験に際しては保護マスクを着用するなどの注意を払った。また、引火性液体であることから、周囲に火気の無いことを確認して実験を行った。

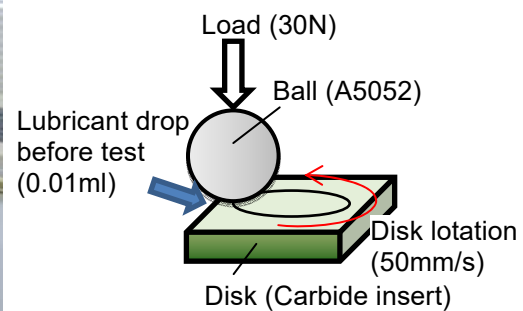
4.2 アルコール潤滑下での DLC-アルミニウムの摩擦特性

4.2.1 実験方法

摩擦試験機 (CSM 製 TRIBOMETER) を用いて、潤滑下における DLC 膜とアルミニウムとの摩擦時の特性を評価した。図 4.2 に、実験装置の写真と摩擦部の概略図を示す。摩擦実験の方法はボールオンディスク方式とした。アルミニウム合金切削時の切りくずと工具すくい面との摩擦を模擬して、ボールに直径 10 mm のアルミニウム合金 (A5052) 球を、ディスクにすくい面を鏡面研磨した旋削用超硬インサートを用いた。インサートのすくい面に DLC 膜を被覆したものと何も被覆していないものの 2 種類を比較した。DLC 膜は第 2 章及び第 3 章で用いたものと同じ T 字状フィルタードアーク蒸着法による水素フリーの ta-C である。潤滑剤は IPA (化学式 $(\text{CH}_3)_2\text{CHOH}$) 及び水溶性切削液 (ユシローケン FGE234 (エマルジョン), 20 倍希釈) とし、測定の直前に潤滑剤を 0.01 ml 摺動部に滴下してから実験を開始した。また、比較として潤滑剤を滴下しないドライの測定も行った。室温 (23 °C)、大気中の環境下にて、荷重 30 N をボールへ負荷し、すべり速度 50 mm/s で 60 s 摩擦係数を測定した。



(a) Friction test apparatus



(b) Schematic view of sliding part

図 4.2 摩擦実験装置の写真と摩擦部の概略図

4.2.2 実験結果及び考察

(1) 摩擦係数

図 4.3 に、摩擦係数の時間変化を示す。ドライでは、60 s 経過後の摩擦係数が ta-C、超硬ともに約 0.6 と差はなかった。一方、IPA と水溶性切削液の潤滑下では、ta-C と超硬とで摩擦係数に差があった。いずれの潤滑剤においても、ta-C の場合が 60 s 経過後の摩擦係数が低くなった。また、IPA 潤滑下における ta-C の摩擦係数は、水溶性切削液を用いた場合と同程度の低い値であった。

(2) 実験後のボールとディスクの表面の状態

図 4.4 に、実験後のボールの摩擦部の状態を示す。ドライの場合には、ta-C、超硬のいずれの場合もボールの摩擦部が大きく摩耗している。一方、IPA と水溶性切削液の潤滑の場合には、いずれのボールも摩耗量は少ない。

図 4.5 に、実験後のディスク表面の状態を示す。ta-C については、IPA と水溶性切削液の潤滑の場合、摺動痕がほとんど残存しておらず摩擦部が判別できない。ドライの場合、摩擦部にアルミニウムが著しく凝着していることが分かる。一方、超硬については、IPA 潤

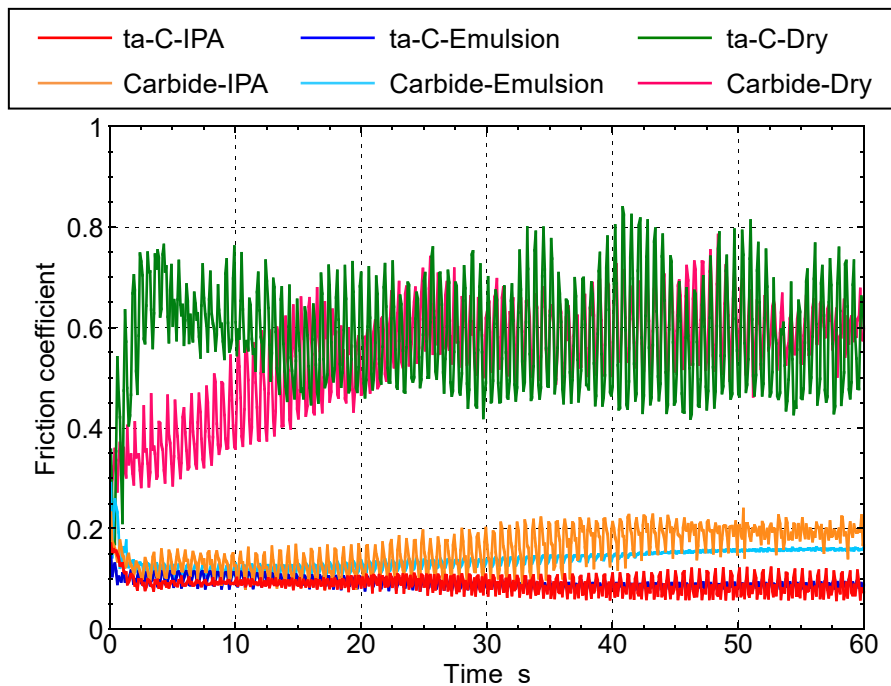


図 4.3 ボールオンディスク摩擦実験における摩擦係数変化

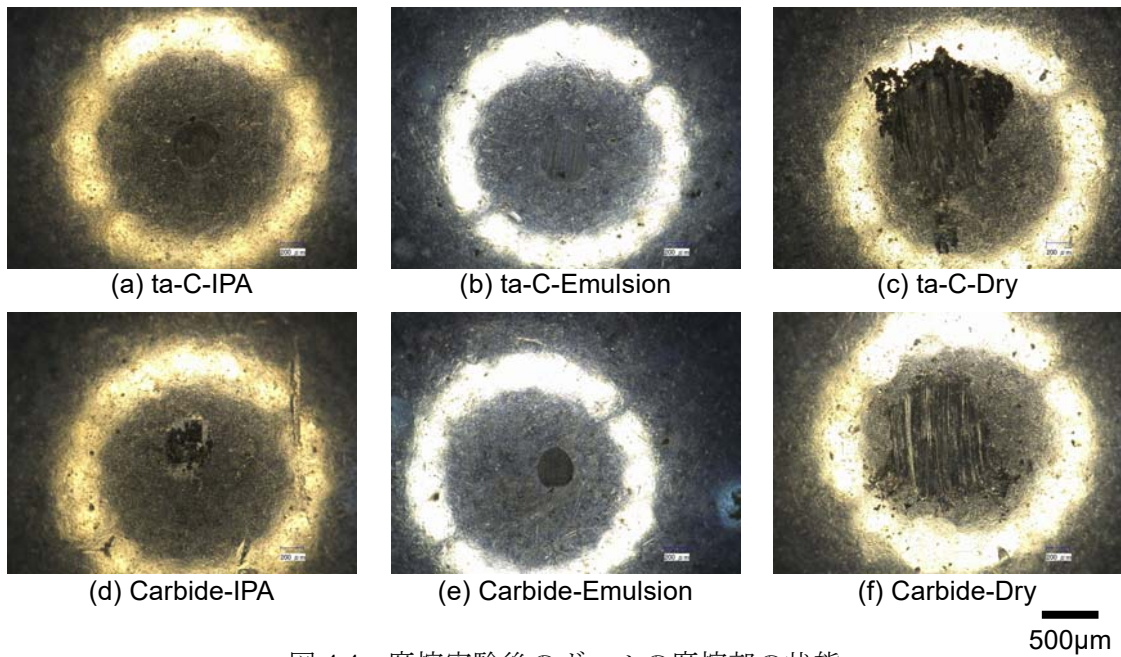


図 4.4 摩擦実験後のボールの摩擦部の状態

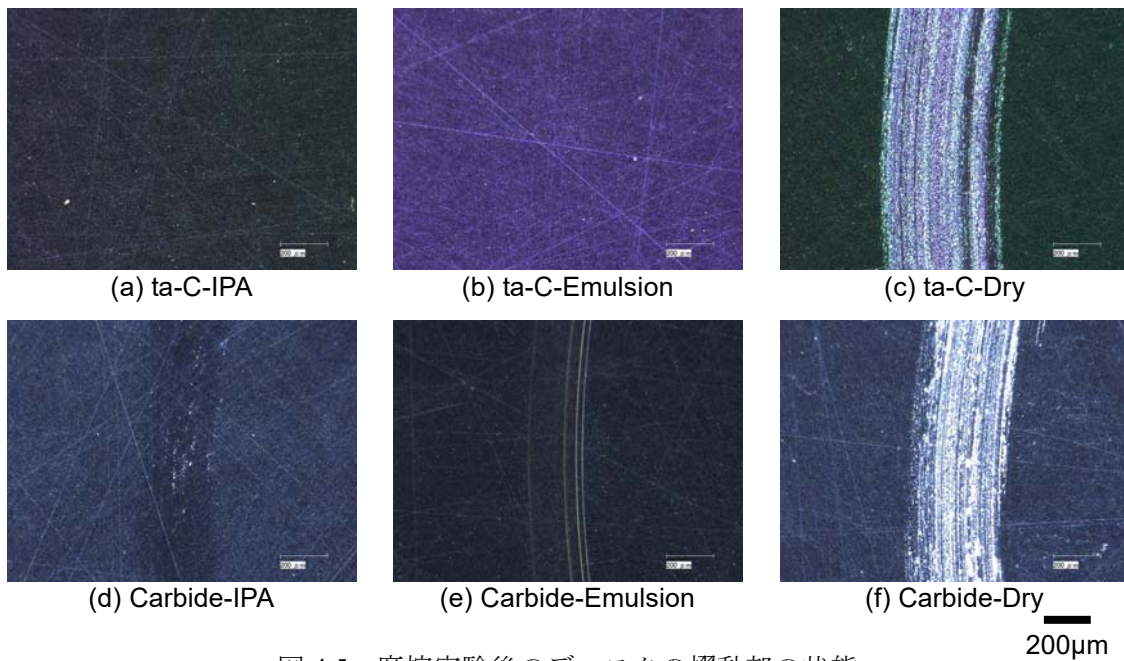


図 4.5 摩擦実験後のディスクの摺動部の状態

滑の場合、若干の凝着物が認められる。水溶性切削液の潤滑の場合、幾筋かの摺動痕が残存している。ドライの場合にはアルミニウムが著しく凝着している。

ボールとディスクの実験後の状態から、ドライについてはディスクへのアルミニウムの凝着により、アルミニウムのボール対アルミニウムの凝着物の摩擦になっていたため、い

ずれのディスクの場合も摩擦係数が同程度であったことが分かる。一方、ta-C ディスクで IPA 潤滑の場合、水溶性切削液の潤滑の場合と同様にディスクにほとんどアルミニウムが凝着せず、低い摩擦係数を得られることが分かった。

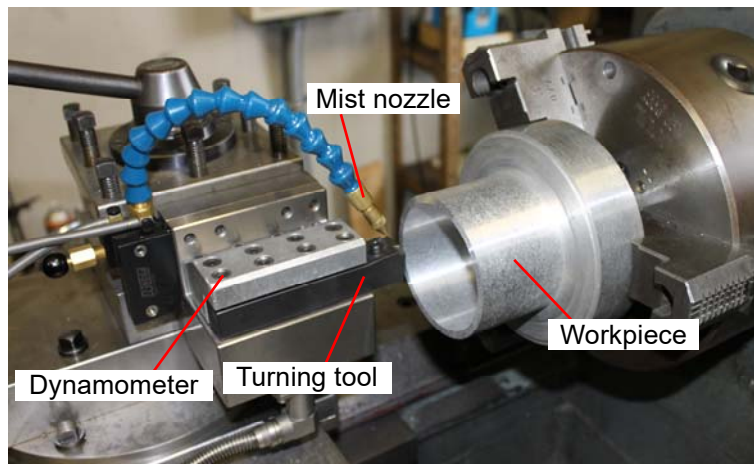
以上から、従来研究で報告されているアルコール潤滑による低摩擦化の効果を、本研究で用いる ta-C とアルミニウム合金との摩擦においても確認することができた。また、その摩擦係数は水溶性切削液に匹敵するほど低いことが分かった。

4.3 アルコールのミスト供給の効果

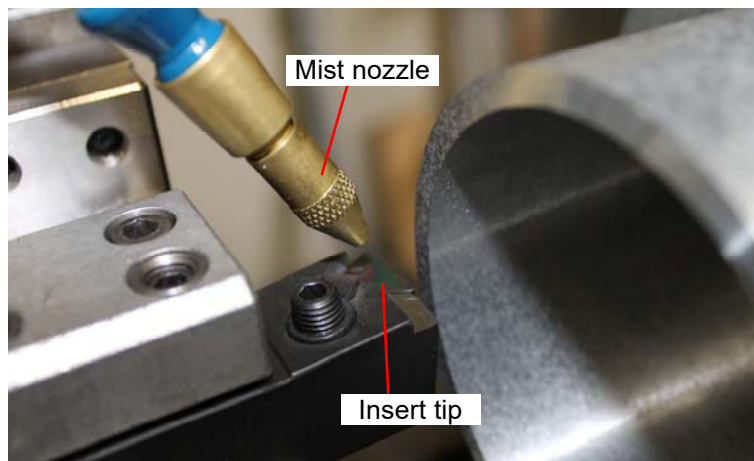
前節の摩擦実験により、ta-C とアルミニウム合金との摩擦において、IPA により水溶性切削液に匹敵する低い摩擦係数を得られることが分かった。そこで、IPA を切削液として用いた場合に工具すくい面の摩擦係数を低くする効果を期待できる。そこで、本節では二次元切削実験により、アルミニウム鋳物に対して IPA をミスト供給したときの切削性能を検証する。

4.3.1 実験方法

旋盤(昌運製 ST-5)を用いた二次元切削実験により、アルミニウム合金切削における IPA のミスト供給の効果を、ドライと比較して検証した。図 4.6 に実験装置の写真を示す。実験方法は第 2 章で行ったものと同一であるが、工具すくい面の上方に MQL 用クーラントノズル(ノガ・ジャパン製ミニクール MC1400)を配置し、ミスト状の IPA を 0.5 MPa の圧縮空気とともに切削点に供給した。供給量は約 100 cc/h であった。工具の超硬合金製インサート(タンガロイ製 TPGN160302-TH10, K 種)に成膜した DLC 膜は、第 2 章及び第 3 章で用いたものと同じの水素フリーの ta-C である。被削材は第 2 章で用いた AC2A-T7 とし、それぞれを図 2.4 (b), (c) に示した断続切削用、連続切削用の形状に加工した。切削条件を第 2 章と同一の切削速度 150 m/min, 切り取り厚さ 0.05 mm とし、ドライで行った第 2 章の結果と比較できるようにした。切削動力計(キスラー製 9121)により切削中の切削抵抗を測定し、第 2 章と同一の方法により工具すくい面の摩擦係数を算出した。切削後にマイクロ스코ープ(キーエンス製 VHX-600)により工具すくい面及び逃げ面の観察を行った。



(a) Experimental apparatus



(b) Closeup view of cutting point

図 4.6 ミストノズルを配置した二次元切削実験装置

4.3.2 実験結果及び考察

(1) 切削抵抗

図 4.7 に、切削抵抗の時間変化を示す。断続切削については 10 s を、連続切削については最初の 3 s を示した。断続切削では、ドライの場合に比べて IPA ミストの場合が主分力、背分力とも大きく減少した。また値の変動はドライに比べて IPA ミストの場合が少なかった。断続切削に比べて減少量は小さいが、連続切削でもドライの場合に比べて IPA ミストの場合が主分力、背分力とも低くなった。図 4.8 に、断続切削の切削開始後 2 s~10 s の切削抵抗の平均値、及び連続切削の 1 s~3 s の平均値を示す。図のエラーバーは、平均値算出区間における標準偏差である。ドライに対して IPA のミスト供給による値の減少率は、断続切削では主分力が約 16 %、背分力が約 30 % であり、連続切削では主分力が約 8 %、背

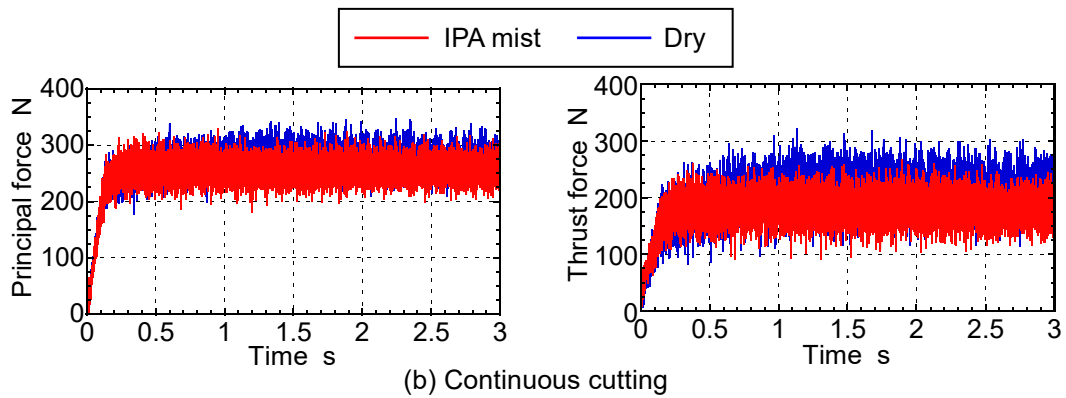
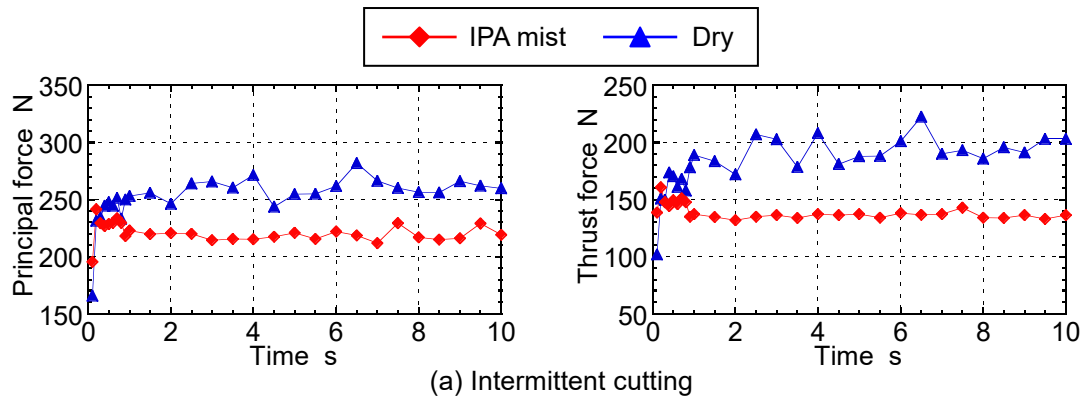


図 4.7 二次元切削における切削抵抗変化

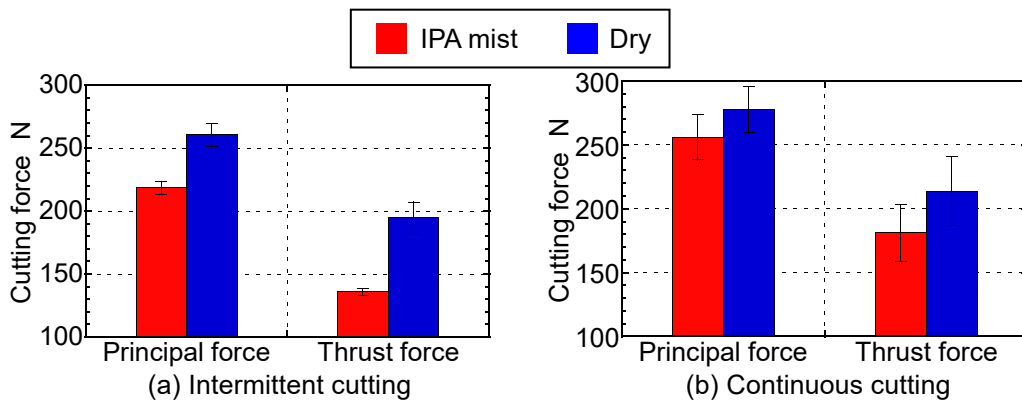


図 4.8 二次元切削における切削抵抗の平均値

分力が約 15%であった。いずれの切削形態でも主分力よりも背分力の減少率が大きいのは、次項で述べる工具すくい面の摩擦係数が低下したためと考えられる。

(2) 摩擦係数

図 4.9 に、切削中の工具すくい面の摩擦係数変化を示す。断続切削については 10 s を、連続切削については最初の 3 s を図に示した。また図 4.10 に、断続切削の開始後 2 s~10 s

の摩擦係数の平均値，及び連続切削の 1 s~3 s の平均値を示す．図のエラーバーは，平均値算出区間における標準偏差である．断続切削，連続切削ともに IPA ミストの場合がドライの場合より摩擦係数が低いことが分かる．IPA ミストによる摩擦係数の低下率は，断続切削で約 16%，連続切削で約 8%であった．

以上から，IPA をミスト供給することにより，切削中の工具すくい面の摩擦係数を低下させる効果があることが明らかになった．またその効果は，連続切削より断続切削の場合に強く発揮されることが分かった．これは，断続切削では切削しない（非切削の）時間があるため，この時間に工具刃先に IPA が十分に供給されるためと考えられる．ただし，AC2A の切削では，後述する切りくずの形状から分かるように，連続切削でも切りくずが分断されるため，IPA が工具刃先に入りやすいと考えられる．そのため連続切削においても，IPA ミストを供給することによる摩擦係数低下の効果が発揮されたと考える．

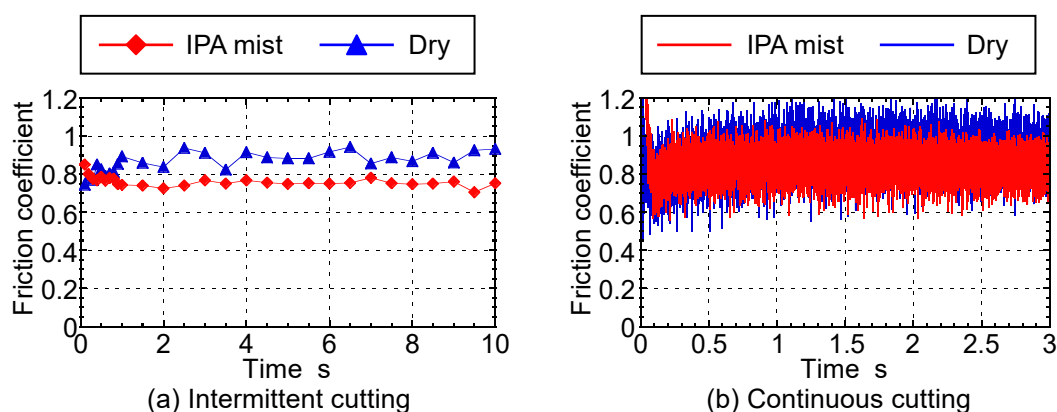


図 4.9 二次元切削における摩擦係数変化

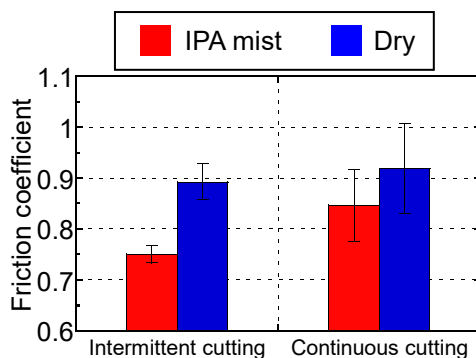


図 4.10 二次元切削における摩擦係数の平均値

(3) 工具すくい面及び逃げ面

図 4.11 に, 実験直後の工具すくい面及び逃げ面の状態を示す. 断続切削, 連続切削とも, 工具すくい面への凝着の範囲は, IPA ミストの場合がドライの場合より小さいことが分かる. また逃げ面への凝着量も IPA ミストの場合が少ない.

(4) 切りくず

図 4.12 に, 各条件で切削したときの切りくずを示す. 断続切削, 連続切削とも IPA ミストの場合の切りくずは, ドライの場合に比べてカールが小さくなっていることが分かる. このことは, 工具すくい面への切りくずの接触面積が減少したことを示しており, 図 4.11 に示した工具すくい面の凝着の範囲がドライに比べて小さいことと一致する.

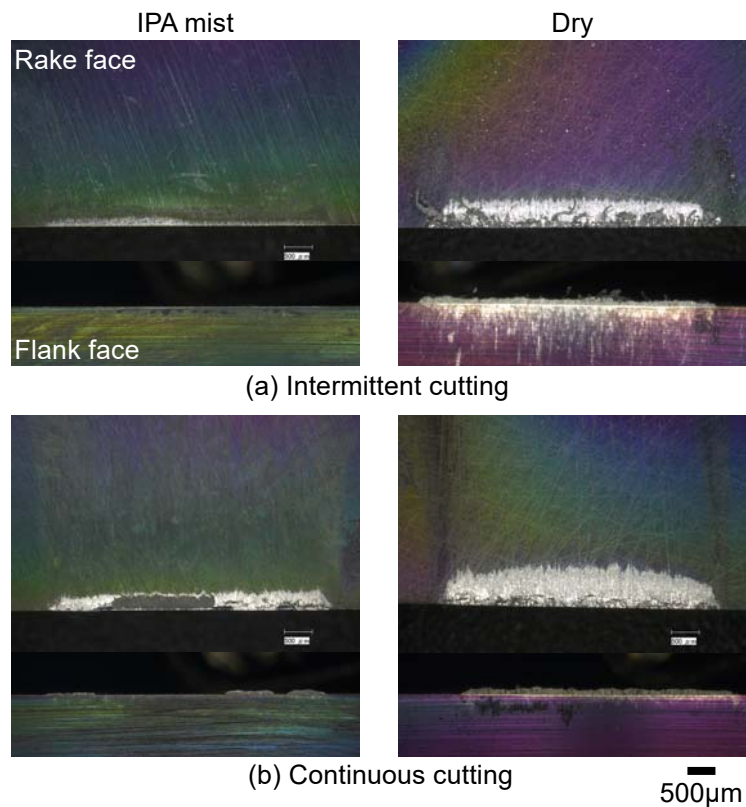


図 4.11 二次元切削後の工具すくい面及び逃げ面
(上段: すくい面, 下段: 逃げ面)



図 4.12 二次元切削で生成された切りくず

以上の二次元切削実験による検証から、切削時に IPA をミスト供給することで、切削中の工具すくい面の摩擦係数がドライの場合より低下し、切りくずのカールが小さくなって工具へのアルミニウムの凝着範囲が抑制され、切削抵抗が減少することが分かった。

4.4 外周旋削におけるアルコールミスト切削の性能

前節で示した二次元切削実験の結果から、アルミニウム鋳物 AC2A の切削においては、IPA のミスト供給により工具すくい面の摩擦係数が低下し、工具すくい面への凝着範囲が抑制されることが分かった。そこで次に、旋盤（昌運製 ST-5）を用いて AC2A の外周旋削を行い、IPA ミスト切削の性能を従来技術であるウェット切削と比較した。

4.4.1 実験方法

図 4.13 に、実験装置の写真を示す。工具すくい面の上方にノズルを配置し、IPA をミストで、水溶性切削液（ユシローケン FGE234, 20 倍希釈）をフラッド（ウェット）で切削点に供給した。ミストでは IPA を約 100 cc/h の量で、0.5 MPa の圧縮空気とともに供給し

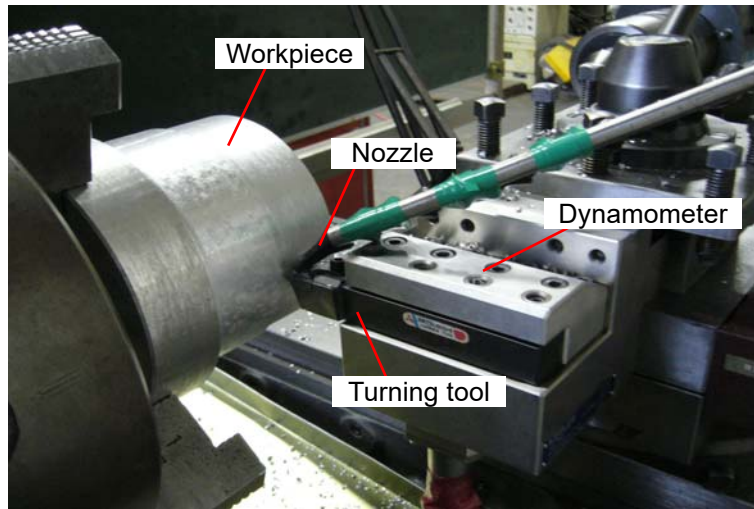


図 4.13 外周旋削実験装置の写真

た. ウェットでの水溶性切削液の供給量は約 1000 cc/min であった. また比較として切削液を供給しないドライの実験も行った. 切削条件は, 送り量を 0.1 mm/rev, 切込み量を 2 mm とし, 切削速度を 50, 100, 200, 400 m/min の 4 種類とした. 各切削速度条件で切削距離を統一するため, 切削時間をそれぞれ 20, 10, 5, 2.5 s とした. 被削材は前節の二次元切削実験で用いたものと同じアルミニウム鋳物の AC2A-T7 である. 超合金製インサート (タンガロイ製 TPGN160302-TH10, K 種) のすくい面と逃げ面に ta-C を成膜した旋削バイトを用いた. 工具のすくい角は 5°, 逃げ角は 6°である. バイトを切削動力計 (キスラー製 9121) に固定し, 切削中の切削抵抗を測定した. 切削終了後, 加工面の状態を CCD カメラにより撮影した. また, インサート表面及び断面を顕微鏡 (キーエンス製 VHX-600) 及び SEM (FEI 製 XL-30Sirion) により観察した.

4.4.2 実験結果及び考察

(1) 切削抵抗

図 4.14 に, 切削速度と切削抵抗 (主分力, 送り分力) の関係を示す. 切削抵抗の値は切削距離 2~15 m の間の平均値とした. 切削速度 400 m/min では IPA ミスト, ウェット, ドライのいずれの間にもほとんど差がないが, 切削速度 200 m/min 以下では切削液の違いによる差が現れている. IPA ミストの場合, 切削速度 200 m/min 以下のいずれの切削速度でもドライの場合と比較して切削抵抗が低かった. 特に切削速度 50 m/min では, 主分力, 背分力ともウェットの場合と同等の低い切削抵抗となった.

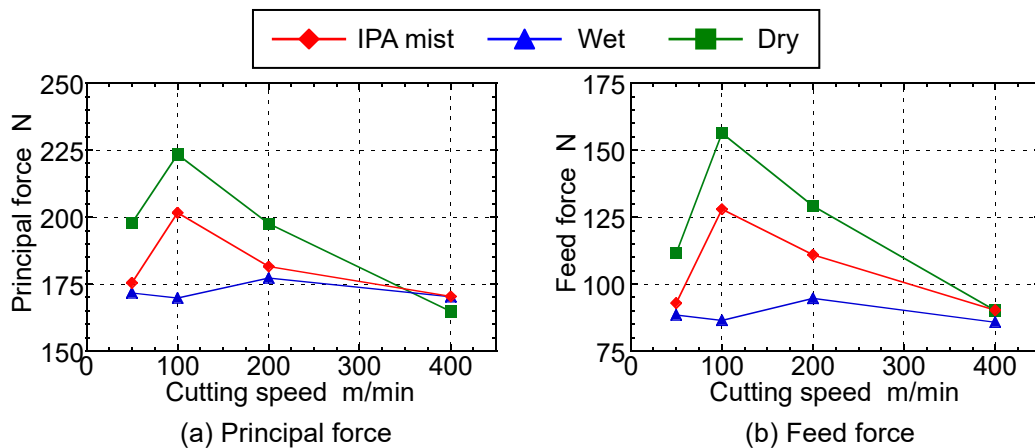


図 4.14 切削速度と切削抵抗の関係

(2) 工具すくい面及び逃げ面の状態

図 4.15 に、実験直後の工具すくい面及び逃げ面の状態を示す。

切削速度 50 m/min では、ドライの場合、刃先部分が最も高く切りくず流出方向に行くにしたがって低くなる滑り台状の凝着物が工具すくい面に堆積した。またウェットの場合、凝着物の大きさがドライの場合に比べて小さいが、刃先部分が高い滑り台状の形状であった。一方 IPA ミストの場合、ウェットの場合に比べて工具すくい面への凝着の範囲は広いが、高さはなく凝着物が工具すくい面に薄く広がった状態であった。また、所々凝着物が剥がれたような跡が認められた。

切削速度 100 m/min では、ドライの場合、50 m/min に比べて高さは低いものの工具すくい面に広く凝着物が認められた。ウェットの場合は凝着量が少なく高さもなかった。IPA ミストの場合、ドライの場合より凝着の範囲は狭いが、若干高さのある凝着物の形状であった。

切削速度 200 m/min では、ドライの場合、切削速度 100 m/min に比べてさらに凝着の範囲は狭くなっているものの刃先の部分に高さのある凝着物形状であった。ウェットの場合、凝着の範囲は狭く、高さも低かった。IPA ミストの場合、ウェットに比べて工具すくい面への凝着の範囲は広いが一部凝着物が剥がれ落ちたような跡が認められた。

切削速度 400 m/min では、ドライの場合、高さはなく凝着物が薄く工具すくい面に広がっていた。ウェットの場合と IPA ミストの場合では、工具すくい面への凝着の範囲は同程度であった。

図 4.16 に、切削速度 50 m/min で IPA ミストの場合の工具すくい面の SEM 像を示す。図

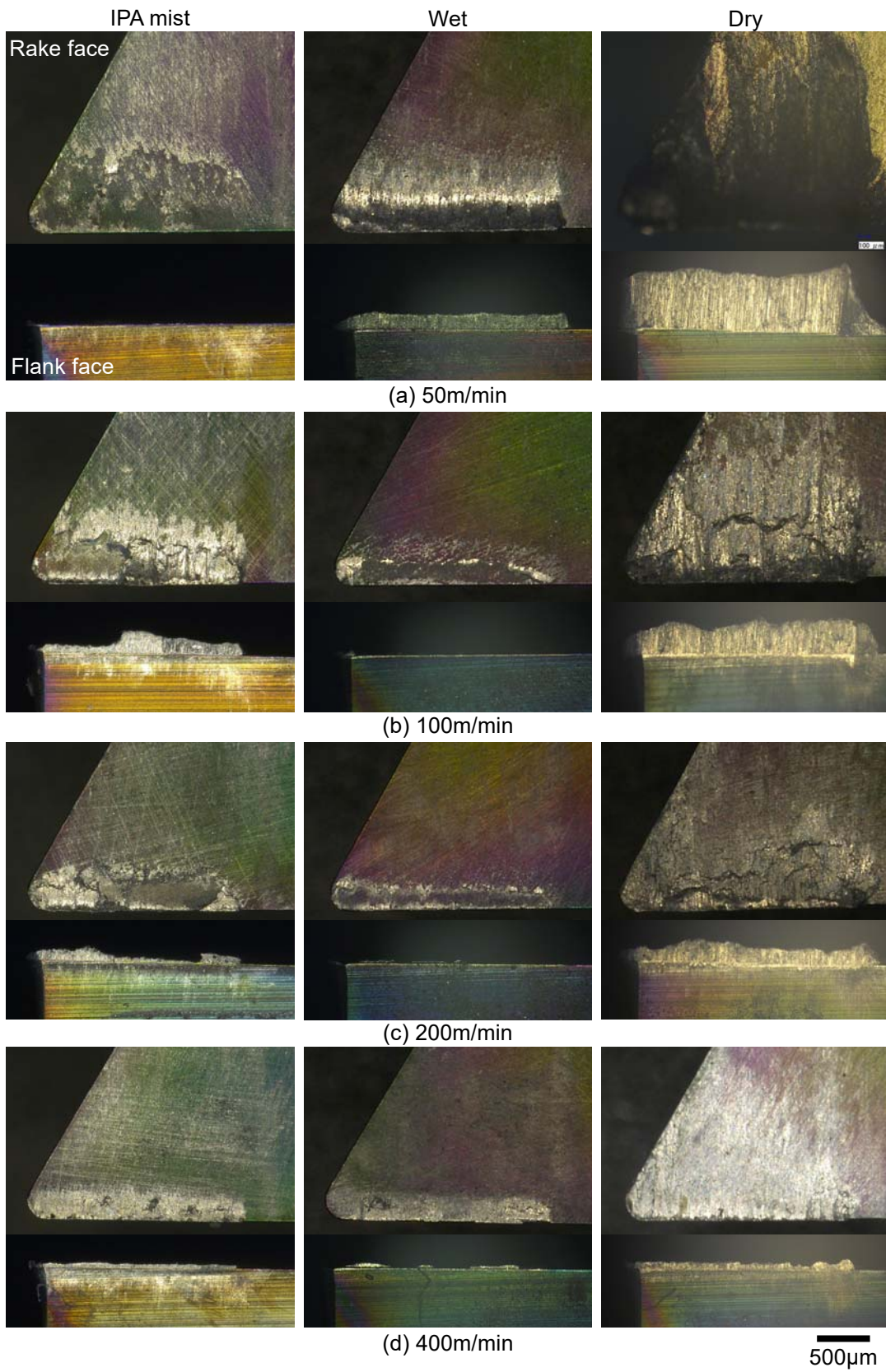


図 4.15 外周旋削後の工具すくい面及び逃げ面

より、すくい面上には薄い凝着物が確認できるが、一部脱落したように空いている部分もみられる。そこで、凝着物が残留する箇所を工具を切断し、工具断面の観察を行った。図 4.17 に、工具断面の SEM 像を示す。図から、工具材の超硬の上に DLC 膜があり、その上の凝着物との間に薄い隙間が広がっていることが分かる。このことから、凝着物が工具から剥がれやすい状態になっており、凝着物が工具すくい面上に堆積しても剥がれ落ちたのではないかと考えられる。凝着物は、切りくずの一部が脱落して工具に付着したものである。従って、工具すくい面と接触する切りくずの表面に IPA が吸着することによって、切りくずが工具すくい面へ凝着しても剥がれやすい状態になっていたのではないかと考えられる。

切削によって生成された切りくずの表面は、化学的活性が高い新生面である。アルミニウム新生面にはアルコールなど極性の官能基をもった有機化合物がよく吸着する^{4,5)}。アルミニウム新生面にアルコールが吸着すると、アルミニウムアルコキシドを生成することが報告されている^{4,6)}。アルミニウムアルコキシドが生成されアルミニウム表面を被覆すると、潤滑性が向上すると考えられている。そのため、上述した切りくずが工具すくい面へ凝着

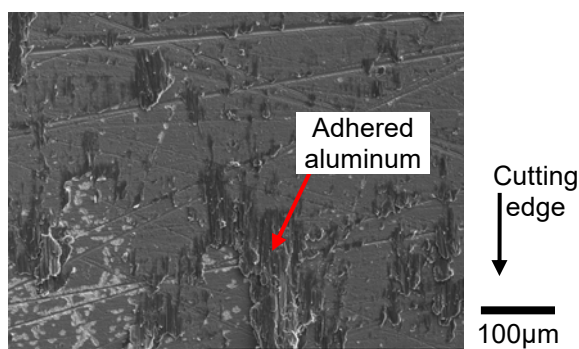


図 4.16 切削速度 50 m/min で IPA ミストの場合の工具すくい面 SEM 像

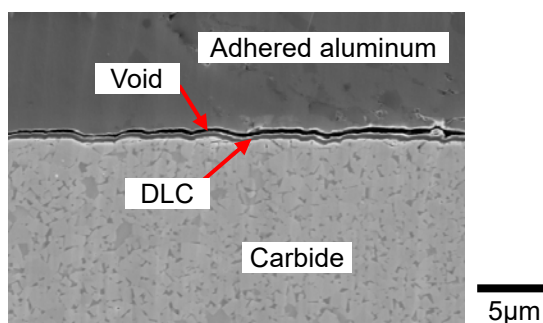


図 4.17 切削速度 50 m/min で IPA ミストの場合の工具の断面 SEM 像

しても剥がれやすい状態になっていたのは、切削で生成された直後の切りくず表面に IPA が吸着することにより、潤滑膜が形成されたためではないかと推察する。

(3) 切りくず

図 4.18 に、各条件の切削時に生成された切りくずを示す。

切削速度 50 m/min では、ドライの場合、切りくずがほとんどカールせず直線状であるが、ウェットの場合、切りくずが小さくカールしている。一方 IPA ミストの場合、切りくずは

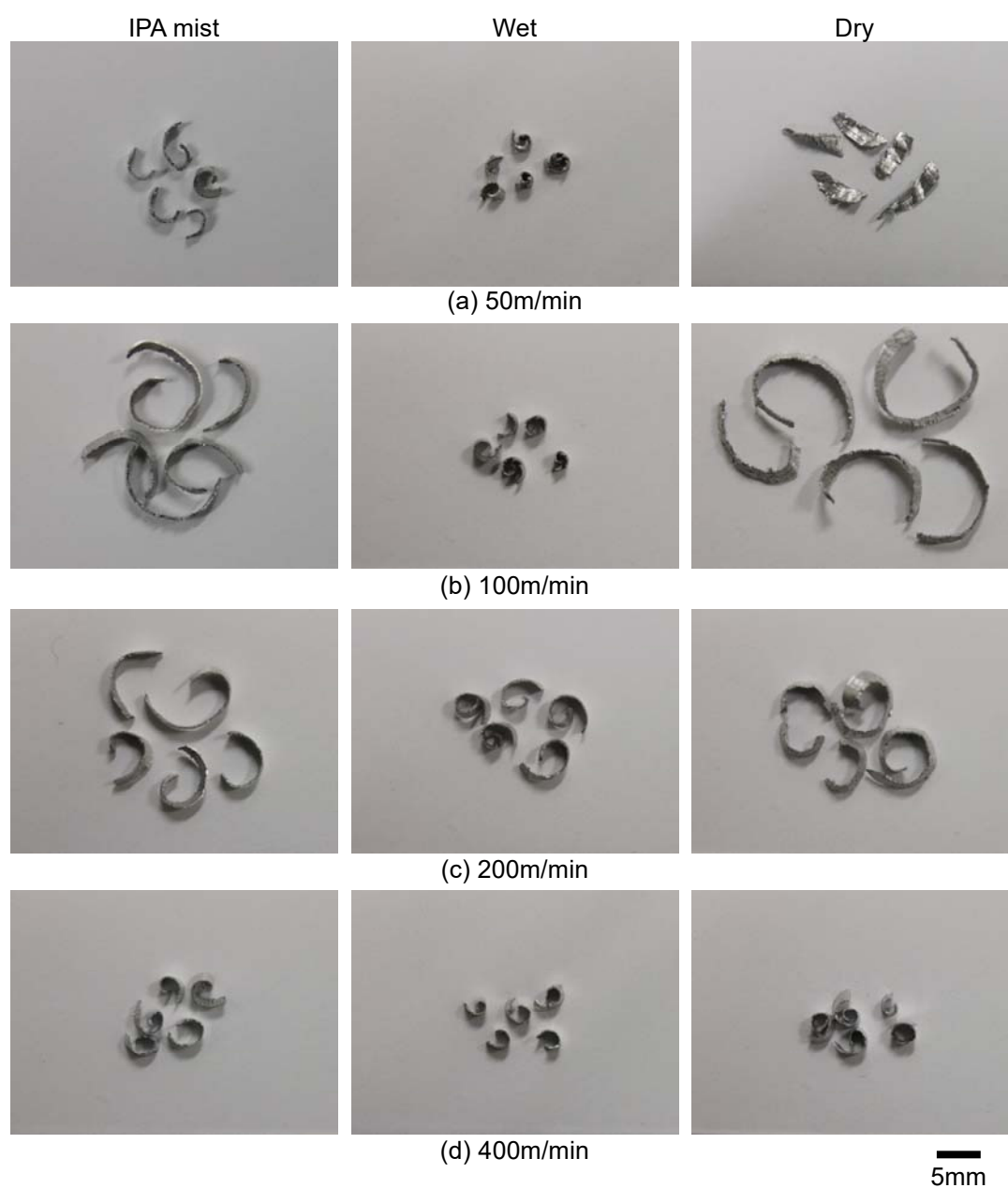


図 4.18 外周旋削時に生成された切りくず

ウェットの場合ほどではないもののカールした形状である。

切削速度 100 m/min では、ウェットの場合のカールが小さい。IPA ミストとドライの場合では、わずかに IPA ミストの場合のカールが小さいが、大きな差はない。

切削速度 200 m/min では、ウェットの場合に切りくずのカール半径が小さく、IPA ミストとドライでは同程度のカールの大きさである。

切削速度 400 m/min の場合、いずれの条件においてもカールの大きさにほとんど違いはなく、比較的小さなカール形状である。

以上から、低速の切削速度 50 m/min の場合に特に、IPA ミスト供給により切りくずのカールが小さくなる効果があることが分かった。切りくずが小さくカールしたことにより、工具すくい面との接触面積が減少するため、切削抵抗が減少すると考えられる。このことは、図 4.15 に示した切削後の工具すくい面の状態で、切削速度 50 m/min ではドライよりも IPA ミストの場合の凝着の範囲が狭いことから確認できる。従って、切削速度の低い条件において、IPA ミストの効果が特に強く発揮されることが明らかになった。

(4) 加工面性状

図 4.19 に、切削速度 50 m/min で切削した場合の加工面の CCD 画像を示す。図では、IPA ミストおよびウェットの場合、切削条痕が比較的明確に現れているのに対し、ドライの場合、切削条痕がほとんどみえない。切削条痕の有無は、切削中の工具への凝着物生成状況に起因すると考えられる。すなわち、IPA ミストを供給した場合、切削中の工具への凝着が抑制されていたといえる。

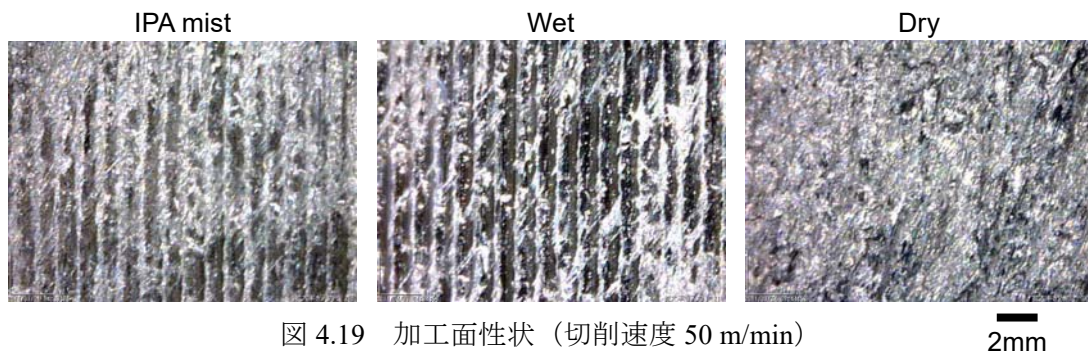


図 4.19 加工面性状 (切削速度 50 m/min)

2mm

4.5 結言

本章では、アルコール（IPA）を切削液として用い、それをミスト状に工具すくい面に供給しながらアルミニウム鋳物（AC2A）を切削する IPA ミスト切削について検討した。摩擦実験により、IPA 潤滑下における DLC（ta-C）膜とアルミニウム合金（A5052）との摩擦係数を評価した。さらに AC2A の二次元切削実験により、IPA をミスト供給したときの効果をドライの場合と比較した。また、外周旋削実験により、IPA ミスト切削と切削液を大量供給するウェット切削との比較を行った。実験の結果、以下のことが明らかになった。

- 1) DLC（ta-C）膜とアルミニウム合金（A5052）との摩擦において、IPA 潤滑により低い摩擦係数となった。このときの摩擦係数は、水溶性切削液の潤滑による場合と同程度であった。
- 2) IPA ミストにより、ドライに比べて AC2A 切削時の切削抵抗が減少した。これは、IPA ミストにより切削中の摩擦係数が低下し、切りくずのカールが小さくなって、切りくずと工具すくい面との接触面積が減少したためである。
- 3) AC2A の外周旋削において、IPA のミスト供給により、ドライより切削抵抗が低くなる効果を確認した。特に切削速度が低い（50 m/min）場合においては、ウェット切削と同程度の値となった。
- 4) 切削速度 50 m/min で IPA をミスト供給しながら行った切削後の工具すくい面には、凝着物が剥がれ落ちた跡が認められた。これは、IPA が切りくずの表面に吸着することで潤滑膜が形成され、切りくずが工具へ凝着しても剥がれやすい状態になっていたためと考えられた。工具の凝着物の減少により、ドライよりも良好な加工面を得られた。

以上の研究成果から、IPA のミスト供給により、アルミニウム鋳物の切削性能がドライより向上する効果を確認することができた。この効果は、切削速度の低い条件で特に強く認められた。従ってアルコールミスト切削は、切削速度が低い条件での加工になる穴あけ加工などにおいて、特に有効であると考えられる。この新たなニアドライ切削の手法により、本章での実験条件では、切削液の供給量をウェット切削での 1000 cc/min (=60000 cc/h) から IPA ミスト切削での 100 cc/h へと、600 分の 1 に削減することができた。さらに、用いた切削液はアルコールであることから、被削材や工作機械の汚れはなく、洗浄工程を大幅に削減する効果もあると考えられる。そのため、アルコールミスト切削による CO₂ 排出量の削減効果は極めて高いと考える。

参考文献

- 4.1) 服部隆志, 松浦好明, 内山道之 : アルミ部品の環境対応加工技術開発, トヨタテクニカルレビュー, 57, 2 (2011) 104.
- 4.2) M. Kano, Y. Yasuda, Y. Okamoto, Y. Mabuchi, T. Hamada, T. Ueno, J. Ye, S. Konishi, S. Takeshima, J. M. Martin, M. I. De Barros Bouchet, T. Le Mogne : Ultralow friction of DLC in presence of glycerol mono-oleate (GMO), Tribology Letters, 18, 2 (2005) 245.
- 4.3) C. Matta, L. Joly-Pottuz, M. I. De Barros Bouchet, J. M. Martin, M. Kano, Qing Zhang, W. A. Goddard III : Superlubricity and tribochemistry of polyhydric alcohols, Phys. Rev., 78, 8 (2008) 085436.
- 4.4) K. Yoshida, M. Kano, M. Masuko : Effect of polar groups in lubricants on sliding speed dependent friction coefficients of DLC coatings, Tribology - Materials, Surfaces & Interfaces, 9, 1 (2015) 54.
- 4.5) 森誠之, 設楽裕治 : 機械的に作ったアルミニウム新生面の化学活性, 表面科学, 12, 5 (1991) 278.
- 4.6) 森誠之, 七尾英孝 : 非鉄金属新生面の化学的性質と境界潤滑性, トライボロジスト, 55, 12 (2010) 841.

第 5 章 アルコールと水を混合することによるアルコールミスト 切削の性能向上

5.1 緒言

第 4 章では、工具への凝着によりドライで良好な切削が困難であったアルミニウム鋳物 AC2A の連続切削と断続切削に対して、イソプロピルアルコール（以下、IPA と呼ぶ）を工具すくい面にミスト供給する効果を検証した。その結果、IPA のミスト供給により、ドライ切削に比べて切削中の工具すくい面の摩擦係数が低減し、切りくずが小さくカールして工具すくい面への凝着範囲が減少することが分かった。切削速度を変化させて AC2A の外周旋削を行ったところ、切削速度が低い場合に IPA ミストの効果が特に強く発揮され、ウェット切削に匹敵する低い切削抵抗となった。IPA のミスト供給により良好な切削性能が得られた要因は、IPA に工具すくい面の摩擦係数を低くする働きと、切りくず表面に吸着して工具へ凝着しにくくする働きがあるためではないかと考えている。しかしながら、濃度の高い IPA では人体への刺激性や引火性の問題があるため、工業的な適用には課題があった。そのため、切削性能を低下させずに上記の問題を解決する方策が必要である。

既往の研究では、アルミニウム合金の穴あけ加工に対して水ミストを用いた例がある^{5.1)}。DLC 被覆ハイスドリルと水ミストの組合せにより、加工トルクや工具への凝着がドライ加工時に比べて減少することが報告されている。水の場合、アルコールのように人体への影響や引火性の問題はない。そのため、アルコールと水を混合することにより、アルミニウム合金の切削に適用するためのアルコールの問題点を克服しつつ、より良好な切削性能を得ることができるのではないかと考えた。

そこで本章では、IPA と水を体積比 1 対 1 で混合した IPA 水溶液の切削液としての性能を IPA 単体及び水単体の場合と比較し、水を混合することによる切削液としての性能向上を試みた。

5.2 実験方法

DLC 被覆工具を用いたアルミニウム合金切削におけるミスト切削液の性能を比較するために、摩擦実験、冷却実験、及び切削実験を行った。比較した切削液は、IPA と水を体積比 1 対 1 で混合した IPA 水溶液、IPA、及び水である。IPA と水の特性を表 5.1 に示す^{5.2)}。以下に、それぞれの実験の方法を述べる。

5.2.1 摩擦実験

切削において工具すくい面と切りくずとの摩擦を想定したときの切削液の摩擦特性を、摩擦実験により比較した。

第 4 章では、ドライ及び IPA のミスト供給、水溶性切削液のフラッド（ウェット）供給という、異なる切削液と異なる供給方法の下での切削性能を比較した。摩擦実験では、切削中の切りくず（アルミニウム合金）と工具すくい面（DLC 膜）との摩擦を模擬して、アルミニウム合金球と DLC 膜を被覆した超硬インサートを用いたボールオンディスク方式の摩擦を行った。その結果、IPA 潤滑が水溶性切削液潤滑と同程度に摩擦係数が低いことを確認し、IPA を切削液として用いたときの効果を切削実験により検証した。切削実験では、IPA ミストにより工具への凝着量が減少し、切削抵抗が減少する効果を確認した。このとき IPA には、工具すくい面の摩擦係数を低くする働きと、切りくず表面に吸着して工具へ凝着しにくくする働きの二つの働きがあるのではないかと考えられた。

本章では、異なる切削液（IPA 水溶液、IPA、水）を同一の方法（ミスト）で供給したときの切削性能を比較する。摩擦実験では、各切削液が工具すくい面（DLC 膜）及び切りくず（アルミニウム合金）のそれぞれに対してどのように作用するかを明らかにするため、DLC 膜同士、及びアルミニウム合金同士の 2 種類の摩擦特性を評価した。これにより、切削液が DLC 膜に作用した場合の効果とアルミニウム合金に作用した場合の効果とを区別することができる。

(1) DLC 膜同士の摩擦実験

切削液が摩擦時の DLC 膜に及ぼす効果を検証するため、DLC 膜同士のボールオンディスク摩擦実験を行った。図 5.1 に、実験の概略図を示す。実験装置は、第 4 章の図 4.2 に示した摩擦試験機（CSM 製 TRIBOMETER）である。DLC 膜同士の摩擦実験では、ボールに直径 9.5 mm の鋼（SUJ2）球を、ディスクに旋削用超硬インサートを用いた。ボールと

表 5.1 IPA と水の特性^{5.2)}

	IPA	Water
Chemical formula	C ₃ H ₈ O	H ₂ O
Density (g/cm ³)	0.781 (25°C)	0.997 (25°C)
Boiling point (°C)	82	100
Viscosity (cP)	2.04 (25°C)	0.89 (25°C)
Heat of vaporization (J/g)	722 (51°C)	2256 (100°C)

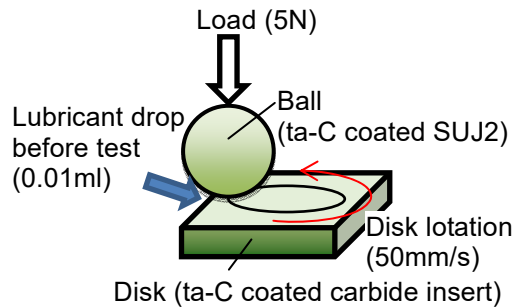


図 5.1 DLC 膜同士の摩擦実験の概略図

ディスクには、第 2 章～第 4 章で用いたもの同一の ta-C を被覆した。測定の手順は次の通りである。はじめにディスク上の摩擦部に各切削液を 0.01 ml 滴下してから、ボールとディスクを接触させた。その後、荷重 5 N をボールに負荷し、回転速度 95 min⁻¹ (すべり速度 50 mm/s) でディスクを回転させ、摩擦係数を 180 s 測定した。大気中で室温 (23 °C) にて測定を行った。

(2) アルミニウム合金同士の摩擦実験

切削液が摩擦時のアルミニウム合金に及ぼす影響を検証するため、アルミニウム合金同士のボールオンディスク摩擦実験を行った。図 5.2 に実験の概略図を示す。ドライでのアルミニウム合金同士の摩擦では、容易に凝着 (焼付き) し、摩擦係数が上昇することが予測される。そのため、切削液を用いた場合に低い摩擦係数を発現すれば、切削液により凝着が抑制されたことを確認できる。実験には、アルミニウム合金 A5052 製のボール (直径 10 mm) 及び表面を研磨した A5052 製のディスク (直径 30 mm×厚さ 10 mm) を用いた。

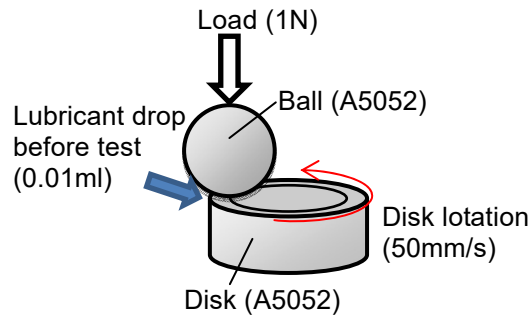


図 5.2 アルミニウム合金同士の摩擦実験の概略図

ディスク上の摩擦部に各切削液を 0.01 ml 滴下してから、ボールとディスクを接触させた。その後、荷重 1 N をボールに負荷し、回転速度 95 min^{-1} （すべり速度 50 mm/s）でディスクを回転させ、摩擦係数を 600 s 測定した。ただし、摩擦係数が急激に上昇した場合、その時点で測定を中止した。大気中で室温（23 °C）にて測定を行った。

5.2.2 冷却実験

切削時における切削液の冷却性能を比較するために、加熱した試験片の冷却実験を行った。図 5.3 に、実験装置の写真と概略図を示す。試験片には、アルミニウム合金 A5052 製のブロック（30×30×15 mm）を用いた。

実験の手順は次の通りである。はじめに、試験片を電気炉で 450 °C まで加熱した。試験片の温度測定は、試験片の表面中央部に貼り付けた R 熱電対により行った。試験片の表面温度が 450 °C に達してから 10 分間炉の中でそのまま放置した。その後、試験片を炉から取り出して実験装置のアルミナ製の板の上にセットした。試験片の表面温度が 400 °C に下がった瞬間から、試験片の表面中央部（熱電対を貼り付けた部位）に各切削液を供給し、表面温度が 100 °C に下がるまでの時間（以下、冷却時間と呼ぶ）を測定した。切削液供給ノズルの先端から試験片の表面までの距離を 10 mm とした。また、切削液の供給方法はミスト（供給量：約 100 cc/h、供給圧力：0.5 MPa）とした。圧縮空気のみを供給した測定も行った。切削液ごとに同一の測定を 3 回行った。

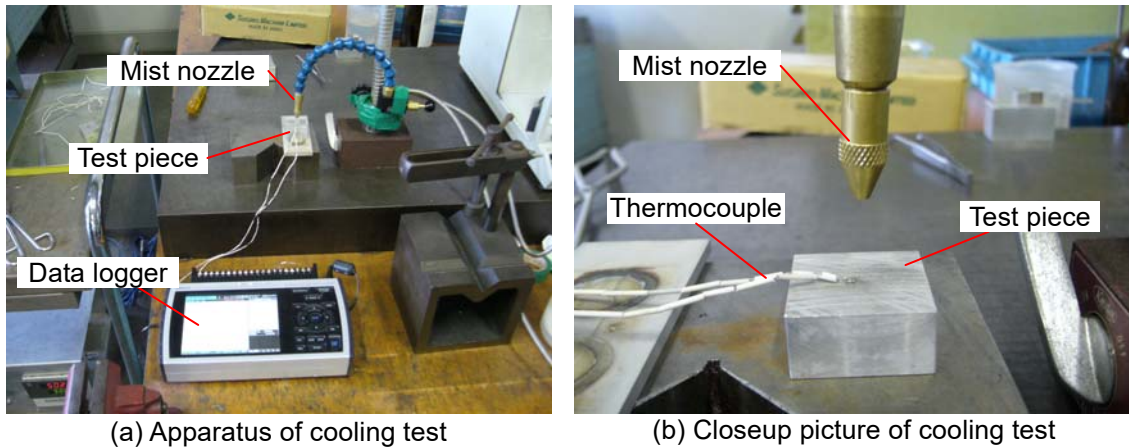


図 5.3 冷却実験装置の写真と概略図

5.2.3 切削実験

各切削液を工具すくい面にミスト供給したときの切削性能を、アルミニウム合金の外周旋削により評価した。被削材は第 4 章で用いたものと同様のアルミニウム鋳物 AC2A-T7 である。切削工具に、摩擦実験で用いたものと同様の ta-C を超硬インサートのすくい面と逃げ面に被覆した ta-C 被覆工具を用いた。切削条件は、切削速度 50 m/min, 送り量 0.1 mm/rev, 切込み量 2 mm, 切削時間 20 s である。これは、第 4 章で IPA ミストの効果が最も強く発揮された条件である。切削中には、工具すくい面の上方に設置したノズルから工具すくい面に向けて切削液をミスト供給した。ミストの供給量を約 100 cc/h, 供給圧力を 0.5 MPa とした。また、工具を固定した切削動力計（キスラー製 9121）により切削中の切削抵抗を測定した。切削終了後、デジタルマイクロスコープ（キーエンス製 VHX-600）により工具表面及び切りくず形状を観察した。

5.3 実験結果

5.3.1 摩擦係数

(1) DLC 膜に対する切削液の効果

図 5.4 に、DLC 膜同士の摩擦実験で測定した摩擦係数の時間変化を示す。いずれの切削液の場合も、摩擦係数は測定終了までほぼ一定で推移した。図 5.5 に、180 s の摩擦係数の平均値を示す。図中のエラーバーは標準偏差を表す。摩擦係数は IPA 水溶液の場合が最も低く、続いて IPA、水の順に高くなった。ただし、いずれの値も低く、差は僅かであった。

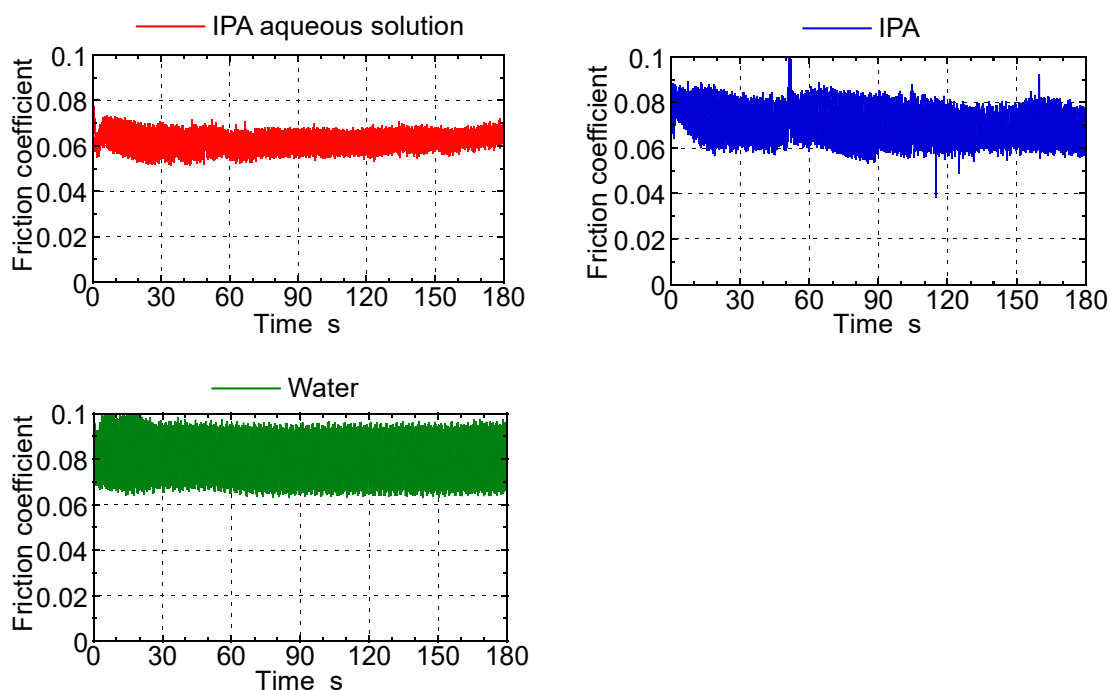


図 5.4 各切削液潤滑下における ta-C 膜同士の摩擦係数変化

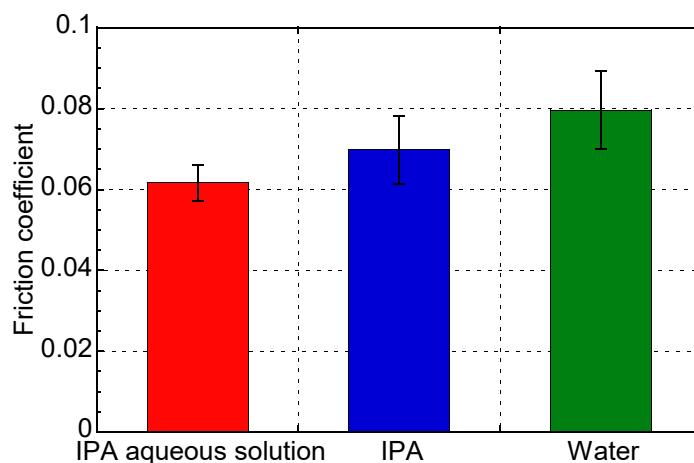


図 5.5 各切削液潤滑下における ta-C 膜同士の摩擦係数

(2) アルミニウム合金に対する切削液の効果

図 5.6 に、アルミニウム合金同士の摩擦実験で測定した摩擦係数の時間変化を示す。図には、測定開始から 200 s までの結果を示した。IPA と水の場合、測定の途中で摩擦係数が急激に上昇したため、その時点で測定を中止した。一方、IPA 水溶液の場合、100 s 経過したあたりから摩擦係数が徐々に上昇し始めたが、摩擦係数が約 0.55 で安定したため、測定を継続した。その後、概ね値を維持して 600 s の測定を終了した。

水の場合、測定を開始した直後は低い摩擦係数であったが、すぐに値が上昇した。摩擦部には激しい摺動痕が生じたため、摩擦係数の急上昇は凝着（焼付き）によるものである。従って水には、アルミニウム合金の凝着を抑制する働きがほとんどないと考えられる。

IPA の場合、約 120 s までは摩擦係数が約 0.2 と低い状態を維持した。この間摩擦部には摺動痕がほとんどみられなかったため、ボールとディスクの接触部で凝着はなかったと思われる。その後、約 120 s で摩擦係数が急激に上昇した。このとき摩擦部を観察したところ、IPA は完全に消失していた。そのため、固体摩擦の状態となり、凝着による高い摩擦係数となったと考えられる。以上から IPA が摩擦部に存在している間は、アルミニウムの凝着が抑制されていたと考えられ、IPA に凝着を抑制する働きがあることが分かった。

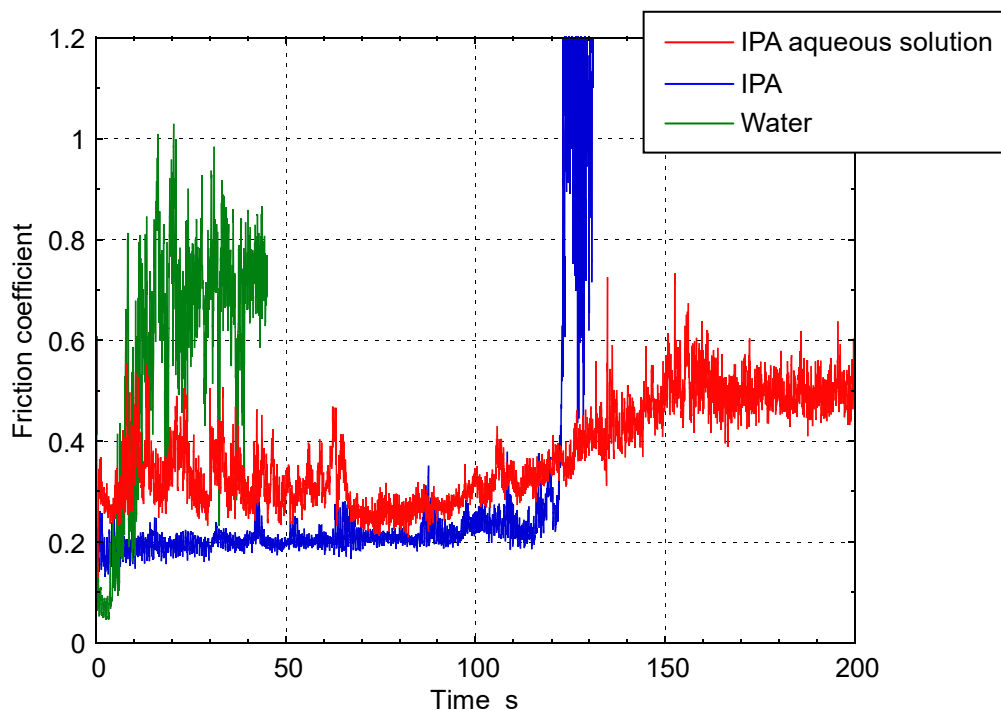


図 5.6 各切削液潤滑下におけるアルミニウム合金同士の摩擦係数変化

IPA 水溶液の場合、初期の摩擦係数は若干ばらついたものの、約 100 s までは比較的低い摩擦係数を維持した。この間の摩擦部には若干の摺動痕がみられたが、IPA 及び水の場合の測定を中止したときの激しい摺動痕ではなかった。その後摩擦係数が徐々に上昇したが、他の切削液の場合と違い急激な上昇は生じなかった。上昇した摩擦係数は約 0.55 で安定し、瞬間的に摩擦係数が上昇することがときどきあったが、概ね値を維持して 600 s の測定を終了した。測定を終了した時点でも IPA 水溶液は摩擦部に存在していた。以上から IPA 水溶液には、IPA と同様のアルミニウムの凝着を抑制する働きがあることが分かった。さらに、水との混合で揮発性が低下し IPA よりも長時間存在できたため、摩擦係数が急激には上昇しなかったと考えられる。

以上の結果から、IPA にはアルミニウム合金の凝着を抑制する働きがあり、水にはその働きがないことが明らかになった。また IPA 水溶液では、IPA の持つアルミニウムの凝着を抑制する働きがほとんど損なわれることなく発揮されることがわかった。

5.3.2 冷却性能

図 5.7 に、冷却実験で測定した各切削液及び圧縮空気の冷却時間を示す。図には、3 回の測定の平均値と標準誤差(エラーバー)を示した。400 °C から 100 °C までの冷却時間は、水の場合が最も短く、次いで IPA 水溶液、IPA、圧縮空気の順に長くなった。水の沸点が 100 °C、IPA の沸点が 82 °C であることから、本実験では切削液が蒸発する温度域の冷却時間を測定したことになる。この温度域では、切削液が蒸発することで試験片から熱を奪う

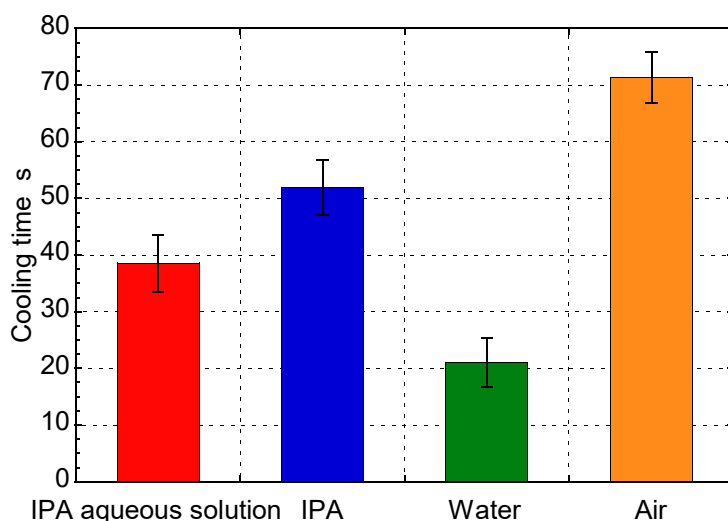


図 5.7 各切削液及び圧縮空気供給時の冷却時間

作用が支配的であるため、切削液の蒸発潜熱が冷却時間に影響する。表 5.1 に示した通り、水の蒸発潜熱は IPA よりも高いことから、IPA より水の冷却時間が短くなった本実験の結果は妥当であると判断できる。また、アルミニウム合金切削時の切削点温度は、既往の研究から少なくとも 150 °C 以上に達すると予測される^{5.3)}。そのため、切削中のミスト切削液による冷却作用は、切削液の蒸発によるものが大きいといえる。従って、本実験により切削中の切削液の冷却能力を評価することができると思う。以上から、IPA に水を加えて水溶液にすることで、切削時の冷却能力が IPA より高められていると考えられる。

5.3.3 切削性能

(1) 切削抵抗

図 5.8 に、AC2A の外周旋削時に各切削液をミスト供給したときの、(a)主分力、(b)送り分力、及び(c)主分力と送り分力の合力を示す。主分力に関しては IPA 水溶液ミストの場合

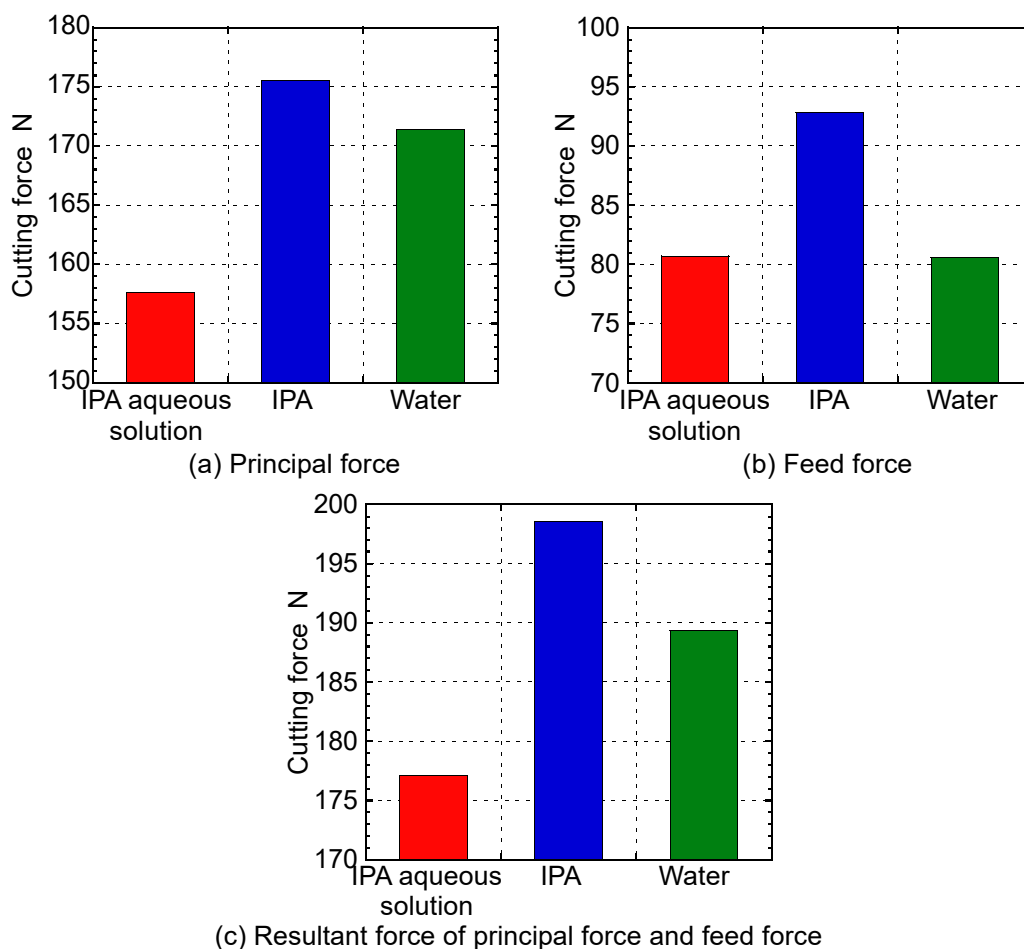


図 5.8 外周旋削時の切削抵抗

に全ての切削液の中で最も低い値であり、送り分力に関しては IPA 水溶液ミストの場合に水ミストの場合と同程度で IPA ミストの場合よりも低い値であった。また主分力と送り分力の合力は、IPA 水溶液ミストの場合が最も低くなった。従って、IPA 水溶液ミストにより、IPA ミストや水ミストの場合より低い切削抵抗を得られることがわかった。

主分力と送り分力とで切削液による値の大小関係に違いが生じた理由には、切削抵抗のベクトルの向きが関係する。主分力に対する送り分力の割合をとると、IPA 水溶液ミストの場合が 0.51、IPA ミストの場合が 0.52、水ミストの場合が 0.47、であった。従って、IPA ミストの場合と IPA 水溶液ミストの場合とでは切削抵抗のベクトルの向きはほぼ同じであるが、水ミストの場合では前者と異なることがわかる。水ミストの場合に切削抵抗のベクトルの向きが変化したことは、工具すくい角の変化に起因すると考えられる。すなわち水ミストの場合では、工具すくい角が増大したために切削抵抗のベクトルが主分力成分の大きくなる向きに変化したと考える。この工具すくい角の変化は、後述する工具すくい面上に堆積した凝着物が原因である。以上のように、IPA ミスト、IPA 水溶液ミストと水ミストとでは、切削抵抗のベクトルの向きが違うために主分力と送り分力の大小関係に違いが生じたと考える。

(2) 切削後の工具すくい面及び逃げ面の状態

図 5.9 に、切削直後の工具すくい面、逃げ面、及び前逃げ面側（側方）からみた状態を示す。IPA 水溶液ミストの場合、IPA ミストの場合と同様に工具すくい面に薄く凝着物の付着がみられるが、一部脱落したような跡が認められる。また、IPA ミストの場合より工具すくい面への凝着物の付着範囲は狭い。水ミストの場合、工具すくい面への凝着の範囲は IPA 水溶液ミスト及び IPA ミストの場合より狭いが、側方からみた観察像から分かる通り、工具すくい面に滑り台状の凝着物が堆積した。

アルミニウム合金同士の摩擦実験により、IPA と IPA 水溶液には、アルミニウムの凝着を抑制する働きがあることが明らかになった。この働きにより、IPA ミストや IPA 水溶液ミストによる切削では、工具すくい面への切りくず付着が抑制され大きな凝着物が堆積しなかったと考えられる。

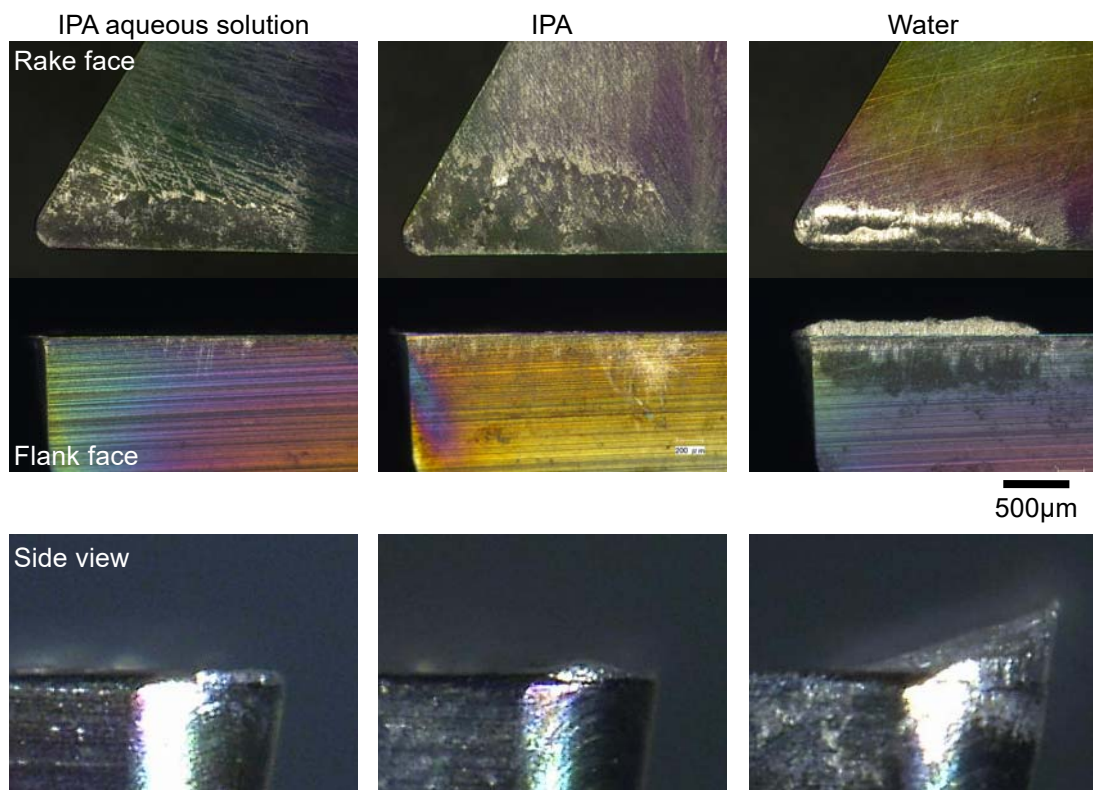


図 5.9 切削後の工具すくい面，逃げ面，及び横からの状態 200µm



図 5.10 各切削液のミスト供給により切削した加工面 500µm

(3) 加工面性状

図 5.10 に、各切削液をミスト供給しながら切削した後の加工面の CCD 画像を示す。IPA ミストと IPA 水溶液ミストの場合、比較的切削条痕がみられるのに対し、水ミストの場合、切削条痕が明確ではない。これは、図 5.9 に示した工具への凝着と関係すると考えられる。すなわち、水ミストの場合では、図 5.9 に示した滑り台状の凝着物により加工面性状が悪化したのに対し、IPA ミストと IPA 水溶液ミストの場合では、切削中の工具へ大きな凝着物が生成されなかったため、加工面に切削条痕が存在したと考える。

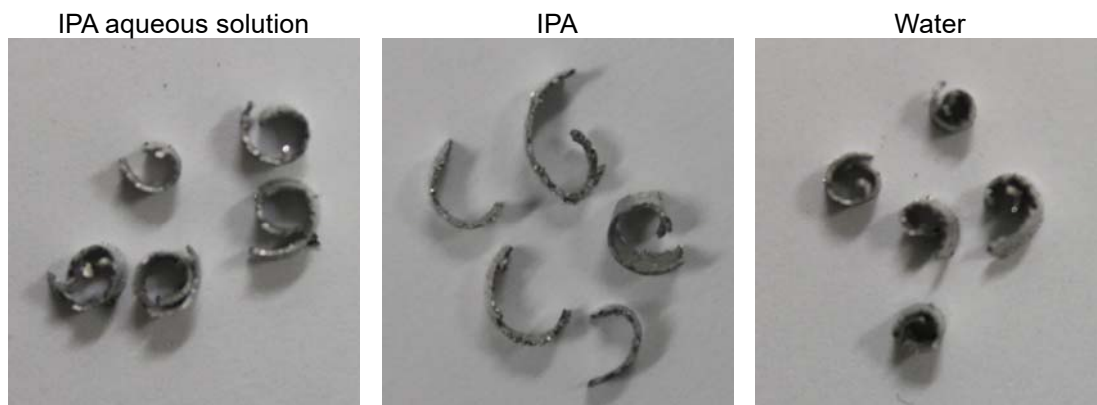
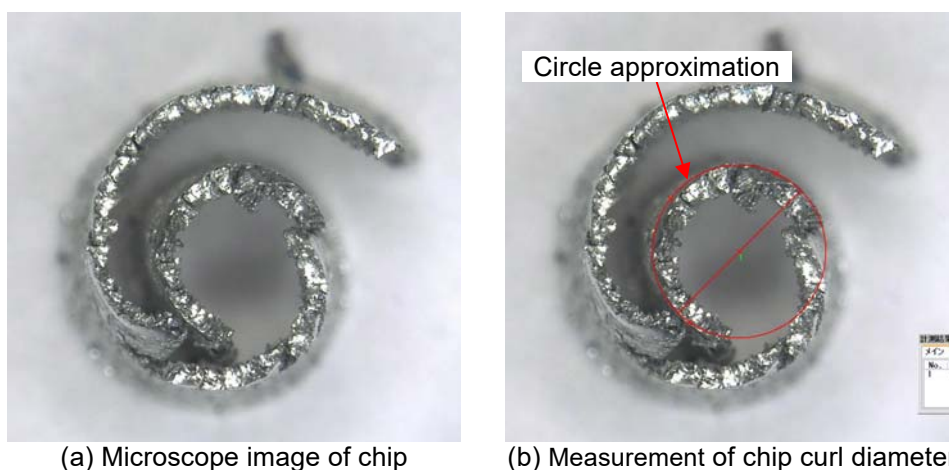


図 5.11 各切削液のミスト供給により切削したときの切りくず 5mm



(a) Microscope image of chip

(b) Measurement of chip curl diameter

図 5.12 切りくずカール直径の計測方法の例 500µm

(4) 切りくず

図 5.11 に、各切削液をミスト供給しながら切削したときの切りくずの外観写真を示す。水ミストの場合の切りくずが最も小さくカールした。次いで IPA 水溶液ミスト、IPA ミストの順に切りくずカールが大きくなった。

各条件の切りくずを 20 個ずつ抽出してカールの直径を計測した。計測方法は次の通りである。マイクروسコープにより切りくずを一つずつ観察し、計測機能を利用して切りくずを円で近似しその直径を求めた。図 5.12 に観察像と計測方法の例を示す。切りくずが 1 周以上カールした形状の場合、切削の初期に生成された部分の外周を円で近似した。

図 5.13 に、各条件 20 点のカール直径の平均値と標準誤差（エラーバー）を示す。図より、切削液により切りくずカールの大きさに有意差があり、IPA 水溶液ミストの場合の切りくずのカールが IPA ミストの場合より小さくなることが明らかになった。

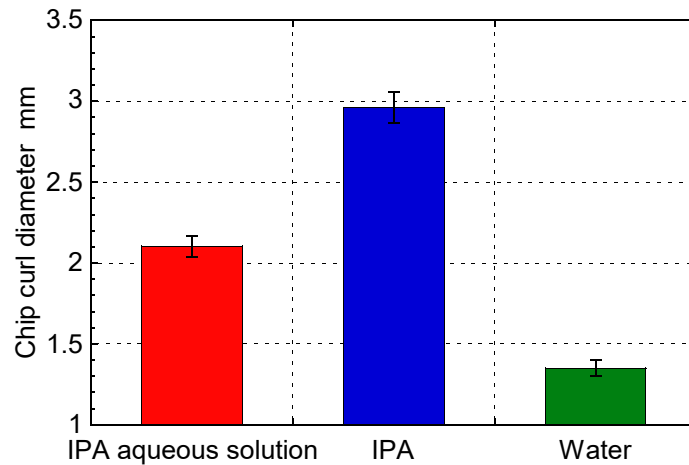


図 5.13 各切削液ミストのより切削したときの切りくずのカール直径

5.4 考察

図 5.8 及び図 5.10 に示した通り，IPA と水を混合した IPA 水溶液ミストにより，IPA ミストと同等の加工面を得ながら，さらに低い切削抵抗となった．ここでは，各切削液ミストによる切削機構について考察する．

図 5.9 に示した切削後の工具の状態と図 5.11 に示した切りくず形状から，各切削液による切削現象を二次元切削でモデル化すると，図 5.14 のようになると考えられる．IPA 水溶液ミストと IPA ミストの場合，工具すくい面へ大きな凝着物が堆積しなかったことから，切りくずは被削材から切り離された後，工具すくい面上を擦過して移動する．その後カールして工具から離れる．一方，水ミストの場合，滑り台状の凝着物が工具すくい面に堆積していたことから，凝着物が構成刃先として作用していたと考えられる．この場合，切りくずは被削材から切り離された後，凝着物の上を擦過して移動する．その後カールして工具から離れる．水ミストの場合の工具のすくい角は，構成刃先により元のすくい角よりも大きくなっていたと考えられる．そのため，切りくずのカールが小さくなり，工具すくい面との接触面積が小さく，切削抵抗が低くなったと考えられる．

IPA 水溶液ミストの場合と IPA ミストの場合とで切りくずカールの大きさに差が生じた理由には，①切削中の工具すくい面の摩擦係数の差，及び②切削液の冷却能力の差による切削温度の差，の二つが考えられる．まず工具すくい面の摩擦係数であるが，図 5.5 に示した DLC 膜同士の摩擦における摩擦係数は，IPA 水溶液が IPA より低かった．しかしなが

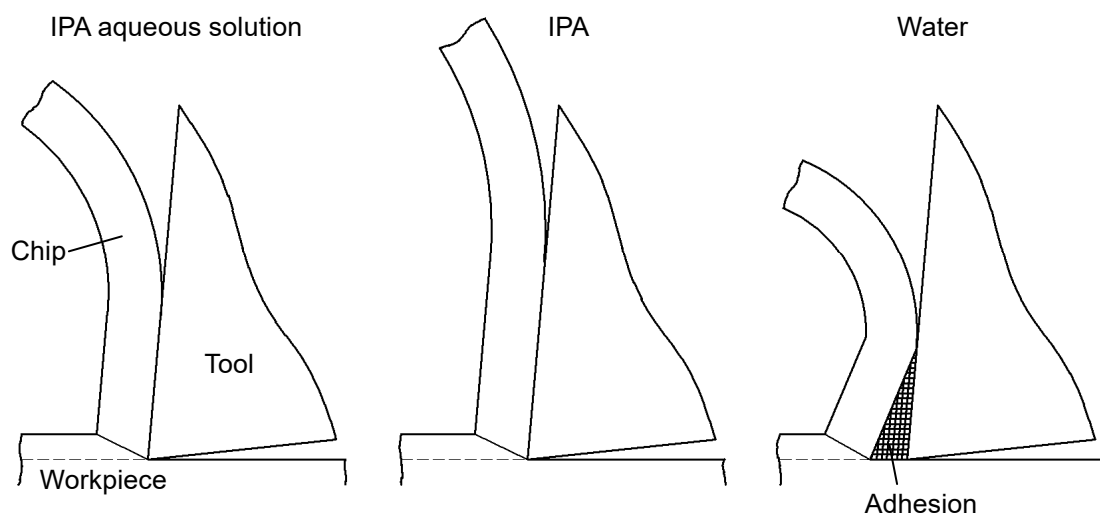


図 5.14 各切削液ミストによる切削時の二次元切削モデル

らその差は僅かである．図 5.8 に示した切削抵抗から，切削中の工具すくい面の摩擦係数を算出した．式(5.1)において， F_c を主分力， F_t を送り分力， γ を工具すくい角（= 5° ）として摩擦係数を求めると，IPA 水溶液ミストの場合が 0.56，IPA ミストの場合が 0.57 であった．摩擦実験の結果と同様に，差は僅かである．従って，IPA 水溶液ミストの場合と IPA ミストの場合とでは，切削中の工具すくい面の摩擦係数に差はほとんどなく，このことが切りくずカールの大きさの違いの要因ではないことが分かる．従って，IPA 水溶液と IPA の冷却能力の差が切りくずカールの違いの要因であったと考えられる．

$$\text{摩擦係数} = \frac{F_c \sin \gamma + F_t \cos \gamma}{F_c \cos \gamma - F_t \sin \gamma} \quad (5.1)$$

図 5.14 のモデルから，各切削液ミストによる切削時の切削機構には次のような違いがあったと考える．

IPA ミストの場合，凝着を抑制する働きにより工具へ大きな凝着物が堆積せず，良好な加工面を得られた．しかし，IPA 水溶液ミストや水ミストの場合ほど切りくずが小さくカールせず工具すくい面との接触面積が大きいため，切削抵抗が高くなった．

水ミストの場合，工具すくい面へ堆積した凝着物が構成刃先として作用してすくい角を増大させた．そのため，切りくずが小さくカールし，工具すくい面との接触面積が小さくなって切削抵抗が低くなった．しかし，構成刃先の影響により加工面が悪化した．

IPA 水溶液ミストの場合、IPA と同様に凝着を抑制する働きにより工具へ大きな凝着物が堆積せず、良好な加工面を得られた。さらに、IPA ミストの場合より切りくずが小さくカールして工具すくい面との接触面積が小さいために、切削抵抗が低くなった。

以上のように、IPA と水を 1 対 1 で混合した IPA 水溶液ミストでは、IPA によるアルミニウムの凝着を抑制する働きと水による冷却作用との相乗効果により、切削抵抗が低く良好な加工面を得られることがわかった。従って、アルコール単体や水単体を切削液として用いるよりも、両者を最適な濃度で混合して用いることでより良好な切削性能を得られる可能性があることを見出した。

5.5 結言

本章では、アルコールミスト切削において、アルコールと水を混合することによる切削性能への効果を検討することを目的とした。摩擦実験、冷却実験、及び切削実験により、IPA と水を体積比 1 対 1 で混合した IPA 水溶液の性能を、IPA 単体及び水単体と比較した。その結果、以下のことが明らかになった。

- 1) アルミニウム合金同士の摩擦実験から、IPA にはアルミニウムの凝着を抑制する働きがあり、水にはその働きがないことが明らかになった。また、IPA と水を 1 対 1 で混合した IPA 水溶液では、IPA の持つアルミニウムの凝着を抑制する働きがほとんど損なわれることなく発揮された。IPA 水溶液ミストによるアルミニウム合金の切削では、凝着を抑制する働きにより工具へ大きな凝着物が堆積せず、良好な加工面を得られた。
- 2) 加熱した試験片の冷却実験から、IPA 水溶液の冷却能力が IPA より高いことが明らかになった。切削実験では、IPA 水溶液ミストの冷却能力が IPA ミストより高いために、IPA ミストの場合よりも切りくずが小さくカールし、切削抵抗が低くなった。
- 3) IPA と水を 1 対 1 で混合した IPA 水溶液ミストでは、IPA によるアルミニウム合金の凝着を抑制する働きと水による冷却作用との相乗効果により、切削抵抗が低く良好な加工面を得られることが分かった。従って、アルコール単体や水単体を切削液として用いるよりも、両者を最適な濃度で混合して用いることでより良好な切削性能を得られる可能性があることを見出した。

本章の検討により、IPA と水を混合した IPA 水溶液を切削液として用いることで、IPA 単体を切削液で用いた場合の人体への影響や引火性の問題を克服しつつ、より優れた切削

性能が得られることを見出すことができた。IPA 水溶液の使用は、第 1 章で述べた従来の切削液による地球環境, 作業員への健康環境, 作業環境への悪影響を改善するだけでなく、大部分が切削に使用後揮発することから廃棄処理の必要が無いため、切削液にかかるコスト削減にも貢献できると考えられる。そのため、本章で提案する ta-C 被覆工具と IPA 水溶液ミストを組合せた新しいニアドライ切削技術が、今日の地球環境問題の改善に大きく貢献するものとする。

参考文献

- 5.1) S. Bhowmick, A. T. Alpas : Minimum quantity lubrication drilling of aluminium-silicon alloys in water using diamond-like carbon coated drills, *Int. J. Mach. Tools & Manuf.*, 48, 12-13 (2008) 1429.
- 5.2) 日本化学会編：改訂 5 版 化学便覧 基礎編, 丸善 (2004).
- 5.3) 田中他喜男, 山田始：鋳造用アルミニウム合金の切削温度および構成刃先について, *軽金属*, 32, 10 (1982) 505.

第 6 章 結 論

地球環境問題への対策が世界的に重要な課題となっている今日、環境負荷を低減した新しい加工技術が必要とされている。切削工程における切削液の使用は、生産性を高める重要な役割がある一方、地球環境、作業者の健康環境、及び作業環境に与える影響が非常に大きい。従って、切削液をできるだけ使用しない切削技術の開発が極めて重要な環境問題への対応策といえる。そのため、自動車や航空機分野、その他多くの分野で利用され、需要の高まりをみせるアルミニウム合金に対して、切削液の使用量を削減した環境対応型切削を適用することが、地球環境問題の解決のために必要である。このような背景の下、アルミニウム合金切削においては、DLC 膜を被覆した切削工具による環境対応型切削の研究がなされてきた。しかしながら、成膜方法によって幅広い性質を持つ DLC 膜においては、膜種毎のアルミニウム合金切削時の特性がまだ十分には解明されていない。特に、アルミニウム合金切削時の耐凝着性能改善に重要な切削中の工具すくい面の摩擦係数について、実験的に解明した研究は見当たらない。

そこで本研究では、DLC 膜種、アルミニウム合金材種、切削形態を区別して、切削中の工具すくい面の摩擦係数を評価し、ドライ切削における DLC 膜の耐凝着性能を明らかにした。また、ドライでは切削中の摩擦係数が高く良好な切削が困難な領域に対して、摩擦係数を低減させて耐凝着性能を改善した新たなニアドライ切削の手法について検討を行った。本章では、本研究で得られた成果を総括する。

第 1 章では、切削加工における環境問題対応の必要性を述べ、DLC 被覆工具を用いたアルミニウム合金の環境対応型切削に関する従来研究の問題点について言及した。アルミニウム合金切削における DLC 被覆工具の耐凝着性能を明らかにし、アルミニウム合金の環境対応型切削に適した DLC 被覆工具の活用手法を提案することを本研究の目的とした。

第 2 章では、成膜方法の異なる 2 種類の DLC 膜について、アルミニウム合金のドライ切削における耐凝着性能を明らかにすることを目的とした。比較した DLC 膜は、T 字状フィルタードアーク蒸着法による水素フリーの DLC (ta-C) 膜とプラズマ CVD 法による水素含有の DLC (a-C:H) 膜である。旋盤を用いた二次元切削実験では、アルミニウム合金の展伸材 (A5052, A7075) と鋳物 (AC2A, AC8A) を対象とし、切削形態をエンドミル切削などに代表される断続切削と旋削などに代表される連続切削に分類して切削実験を行っ

た。その結果、ta-C 被覆工具では、展伸材の断続切削の場合のみ、切削中の摩擦係数が低下して安定し、工具へアルミニウムがほとんど凝着せずに切削が可能であった。一方で展伸材の連続切削や鋳物の切削では ta-C 被覆工具でも摩擦係数が高く、超硬工具と同程度に工具すくい面にアルミニウムが凝着した。a-C:H 被覆工具では、展伸材の断続切削の場合に超硬工具に比べて若干凝着量が減少したが、ta-C 被覆工具ほどの耐凝着性はなかった。展伸材の連続切削や鋳物の切削では、超硬工具と同程度に工具すくい面にアルミニウムが凝着した。エンドミルによる溝切削実験を行った結果、a-C:H 膜ではエンドミルの溝部への切りくず詰りにより切削が不可能であったが、ta-C 膜ではほとんど工具に凝着することなく良好な長時間の切削が可能であった。以上から、アルミニウム合金のドライ切削時に工具すくい面の摩擦係数が低く優れた耐凝着性を発揮するのは、ta-C 被覆工具による展伸材の断続切削の場合のみであることが明らかになった。航空機部品やスマートフォンケースなど展伸材の断続切削を行う分野は多く、本章の成果が環境負荷低減に貢献するところは大きいと考える。

第 3 章では、A5052 のドライ断続切削における水素フリーDLC (ta-C) 被覆工具の摩擦係数変化の要因を解明することを目的として、二次元断続切削実験により切削長さ (L_1)・非切削長さ (L_2) の影響及び切削雰囲気の影響を検証した。A5052 を断続切削したとき、ta-C 被覆工具のすくい面の刃先には凝着物のない領域が存在し、この領域が切削の進行に伴って拡大することが分かった。従って、工具すくい面の凝着物のない領域が摩擦係数の低下に関与していると考えられた。摩擦係数が低下する断続切削の条件として、 L_1 に上限値が、 L_2 に下限値があることが分かった。また、摩擦係数低下は切削しない時間を除く実際に切削した距離（実切削距離）に依存することが明らかになった。従って、工具すくい面と切りくずとの接触が摩擦係数を低下させる直接の要因であると考えられた。工具すくい面に酸素を供給した場合、工具へ著しくアルミニウムが凝着し摩擦係数は上昇したが、窒素と空気を供給した場合、摩擦係数は低下した。窒素と空気を供給した場合の工具すくい面の凝着物のない領域では、ドライの場合と同様に DLC 膜の表面の sp^2 の増加が認められた。一方でドライの場合と異なり、切削前に比べてこの領域の酸素量が増加した。従って、切削雰囲気中の酸素は工具への凝着に影響するが、摩擦係数低下には直接影響しないと考えられた。以上の成果は、今後のより優れた耐凝着性能を発揮する DLC 被覆工具の開発に貢献するものと考えられる。

第 4 章では、工具への凝着によりドライでは良好な切削が困難であったアルミニウム鋳

物 (AC2A) に対して、アルコール (IPA) を切削液として用い、それをミスト状に工具すくい面に供給しながら切削する IPA ミスト切削について検討した。摩擦実験により、IPA 潤滑下における DLC 膜とアルミニウム合金との摩擦係数を評価したところ、水溶性切削液の潤滑による摩擦係数と同程度の低い値となった。二次元切削実験により、IPA をミスト供給したときの効果をドライの場合と比較した。IPA ミストにより、ドライに比べて AC2A 切削時の切削抵抗が減少した。これは、IPA ミストにより切削中の工具すくい面の摩擦係数が低下し、切りくずのカールが小さくなって、切りくずと工具すくい面との接触面積が減少したためである。外周旋削実験により、IPA ミスト切削と切削液を大量供給するウェット切削との比較を行った。切削速度が低い (50 m/min) 場合においては、IPA のミスト供給時の切削抵抗が、ウェット切削と同程度に低かった。切削速度 50 m/min で IPA ミストを供給しながら行った切削後の工具すくい面には、凝着物が剥がれ落ちた跡が認められた。これは、IPA が切りくずの表面に吸着することで潤滑膜が形成され、切りくずが工具へ凝着しても剥がれやすい状態になっていたためと考えられた。工具の凝着物の減少により、ドライよりも良好な加工面を得られた。以上の成果から、IPA のミスト供給により、アルミニウム鋳物の切削性能が向上する効果を確認することができた。この効果は、切削速度の低い領域で特に強く認められた。従ってアルコールミスト切削は切削速度の低い条件での加工になる穴あけ加工などにおいて、特に有効であると考えられた。この新たなニアドライ切削の手法により、切削液の供給量を 600 分の 1 に削減することができた。さらに、用いた切削液はアルコールであることから、被削材や工作機械の汚れは無く、洗浄工程を大幅に削減する効果もあると考えられる。そのため、アルコールミスト切削による CO₂ 排出量の削減効果は極めて高いと考える。

第 5 章では、アルコールミスト切削において、水を混合することによる切削性能への効果を検討することを目的とし、IPA と水を体積比 1 対 1 で混合した IPA 水溶液の切削液としての性能を検証した。アルミニウム合金同士の摩擦実験から、IPA にはアルミニウム合金の凝着を抑制する働きがあり、水にはその働きがないことを見出した。また IPA 水溶液では、IPA の凝着を抑制する働きがほとんど損なわれることなく発揮されることがわかった。IPA 水溶液ミストによるアルミニウム合金の切削では、この凝着を抑制する働きにより工具へ大きな凝着物が堆積せず、良好な加工面を得られた。加熱した試験片の冷却実験から、IPA 水溶液の冷却能力が IPA より高いことを明らかにした。AC2A の外周旋削実験では、IPA 水溶液ミストの冷却能力が IPA ミストより高いために、IPA ミストの場合より

も切りくずが小さくカールし、切削抵抗が減少した。IPA 水溶液ミストでは、IPA によるアルミニウム合金の凝着を抑制する働きと水による冷却作用との相乗効果により、切削抵抗が低く良好な加工面を得られることが分かった。従って、アルコール単体や水単体を切削液として用いるよりも、両者を最適な濃度で混合して用いることでより良好な切削性能を得られる可能性があることを見出した。以上から、IPA と水を混合した IPA 水溶液を切削液として用いることで、IPA 単体を切削液で用いた場合の人体への影響や引火性の問題を克服しつつ、より優れた切削性能が得られることを見出すことができた。IPA 水溶液の使用は、従来の切削液による地球環境、作業員への健康環境、作業環境への悪影響を改善するだけでなく、切削液にかかるコスト削減にも貢献できると考えられる。そのため、ta-C 被覆工具と IPA 水溶液ミストを組合せた新しいニアドライ切削技術が、今日の地球環境問題改善に大きく貢献するものと考えられる。

以上、本研究により、アルミニウム合金に対する DLC 膜の切削時の摩擦特性を明らかにし、アルミニウム合金切削における DLC 被覆工具の耐凝着性能を明確化することができた。また、アルコールをミスト供給しながら切削する新たなニアドライ切削の良好な切削性能を見出すことができた。これらの成果により、アルミニウム合金の環境対応型切削に適した DLC 被覆工具の活用手法について、新たな提案を行うことができた。本研究の成果が、地球環境問題解決に貢献するものと考えられる。

研究業績

学術論文（査読付き）

- 1) 横田知宏, 澤武一, 横内正洋 : アルミニウム合金の旋削加工における DLC 膜とアルコールミストの組み合わせの効果, 精密工学会誌, 78, 9 (2012) 777.
- 2) 横田知宏, 澤武一, 横内正洋, 森田昇 : DLC 被覆工具を用いたアルミニウム合金の旋削におけるアルコール水溶液ミストの効果, 精密工学会誌, 79, 1 (2013) 81.
- 3) Tomohiro Yokota, Takekazu Sawa, Masahiro Yokouchi, Koichi Tozawa, Masahiro Anzai, Tatsuhiko Aizawa : Frictional Properties of Diamond-like Carbon Coated Tool in Dry Intermittent Machining of Aluminum Alloy, Precision Engineering, 38 (2014) 365.
- 4) 横田知宏, 澤武一, 横内正洋 : アルミニウム合金に対する DLC コーテッド工具のドライ切削性能, 精密工学会誌, 81, 6 (2015) 604.
- 5) 横田知宏, 澤武一, 横内正洋 : DLC 被覆工具による A5052 断続切削中の摩擦係数変化に影響を及ぼす要因の検討, 精密工学会誌, 82, 4 (2016) 354.

口頭発表

- 1) 横田知宏, 横内正洋, 吉田健太郎, 加納眞 : DLC コーテッド工具とアルコールミスト潤滑によるアルミニウム合金のセミドライ加工, 精密工学会 2010 年度秋季大会 (2010) 183.
- 2) 横田知宏, 吉田健太郎, 横内正洋 : DLC 膜種の違いによるアルミニウム合金の切削性への影響, 精密工学会 2011 年度秋季大会 (2011) 211.
- 3) Tomohiro Yokota, Masahiro Yokouchi, Takekazu Sawa : Cutting Performance of Different Types of Diamond-like Carbon Coatings, 10th International Conference on Progress of Machining Technology (10th ICPMT) (2012) 35.
- 4) 横田知宏, 澤武一, 横内正洋 : アルミニウム合金の断続切削における DLC コーテッド工具すくい面の摩擦特性, 精密工学会 2013 年度春季大会 (2013) 105.
- 5) 横田知宏, 澤武一, 横内正洋 : 断続切削中の DLC コーテッド工具すくい面摩擦特性に及ぼす切削/非切削長さの影響, 精密工学会 2013 年度秋季大会 (2013) 307.

研究報告，解説記事

- 1) 横田知宏，横内正洋，吉田健太郎，加納眞：DLC コーテッド工具とアルコール潤滑を組み合わせたアルミニウム合金のセミドライ加工，神奈川県産業技術センター研究報告，17 (2011) 1.
- 2) 横田知宏：神奈川県産業技術センターの技術支援事例紹介（5）～環境調和型アルミニウム切削加工技術の開発～，金属，83, 1 (2013) 68.
- 3) 横田知宏，横内正洋，澤武一：DLC コーテッド工具のドライ切削性能に関する研究，神奈川県産業技術センター研究報告，20 (2014) 42.
- 4) 横田知宏：神奈川県産業技術センターの技術支援（12）低摩擦工具を用いたアルミニウム合金のドライ切削技術，金属，86, 4 (2016) 338.

特許

- 1) 加納眞，横内正洋，横田知宏，吉田健太郎，長谷川清，西村公男，野尻政敏，杉田博昭，奥川道彦，小野肇：特許第 5645112 号 ミスト加工用潤滑剤及びミスト加工方法，2014 年 11 月 14 日登録.
- 2) 横田知宏，横内正洋，澤武一：特開 2015-157338 切削工具及び切削加工方法，2014 年 2 月 25 日出願.

謝 辞

本論文は、筆者が所属する神奈川県産業技術センターにおいて、平成 21 年度より着手した経常研究に始まり、今日までに得られた成果をまとめたものです。約 7 年もの期間を要してしまいましたが、この間に多くの方々にご協力、ご支援を賜りました。

本論文をまとめるに当り、芝浦工業大学デザイン工学部 澤武一准教授には、長期間に渡り熱心なご指導と多大なご協力を賜りました。心より感謝申し上げます。また、学位審査に当り、ご指導、ご助言を賜りました、芝浦工業大学デザイン工学部 相澤龍彦教授、戸澤幸一教授、安齋正博教授、東京大学生産技術研究所 帯川利之教授に厚く御礼申し上げます。

本研究着手当初より、神奈川県産業技術センター機械・材料技術部 横内正洋主任研究員には、多大なご助言、ご協力を賜りました。心より感謝申し上げます。神奈川県産業技術センター機械・材料技術部 小野春彦部長、元機械・材料技術部副部長 加納眞氏には、論文執筆に当って多くの建設的なご意見やご助言を賜りました。厚く御礼申し上げます。また、機械・材料技術部 堀内崇弘主任研究員、吉田健太郎主任研究員、本泉佑主任研究員を始め、多くのご協力を賜りました神奈川県産業技術センター職員の皆様に感謝申し上げます。

DLC 膜の成膜をして頂きました、株式会社オンワード技研様に御礼申し上げます。また DLC 膜に関する多くのご指導、ご助言を賜りました、株式会社不二 WPC 熊谷正夫氏、豊橋技術科学大学大学院工学研究科 滝川浩史教授に感謝申し上げます。

最後に、常に私を励まし支えてくれました妻、子ども達、両親、弟に、心より感謝致します。

平成 28 年 9 月

横田 知宏