令和3年度特别研究助成对象·進捗状況報告

# 高硬度金型材料に対するマイクロ・ナノ機械加工技術の確立

研究報告者 仙波 卓弥





最終学歴 昭和57年6月
 同志社大学大学院工学研究科
 機械工学専攻博士課程後期単位取得退学
 専門分野 超精密・微細加工学
 学位 工学博士
 所属団体 福岡工業大学工学部知能機械工学科
 役職名 教授

# 今後の抱負

2016~2020年の間,「理想的加工法の具現化(原子の結合を切断できるナノ多結晶ダイヤモン ド製切削工具の開発)」という課題で特別研究を行った.本研究では,特別研究を完結するため の研究と,新たに2件のマイクロ機械加工技術を開発するための研究を行っている.幸い特別研 究を完結することはできたが,新たに挑戦した研究を進める過程で常識では考えられない『起こ りえない現象』が発生し,ただいま四苦八苦している.常識では考えられないということは,経 験や知識が欠如していることを意味している.当面の目標はこの『起こりえない現象』を克服す ることであり,所定の研究期間内に2件の課題を完結したいと考えている.

## 1. はじめに

2000 年度以降,研究代表者らはマイクロ切削加工,マイクロ研削加工,ならびにマイクロレーザ加 工といったマイクロ機械加工技術を開発するための研究を行ってきた.公益財団法人・三井金型振興 財団から研究助成を受け,2012~2013 年の間に「超硬合金製・マイクロレンズアレイ金型に対する研 磨レス製造技術の開発」という課題で行った研究<sup>10</sup>は、マイクロ研削加工技術を確立するための研究で あった.また、同財団から特別研究助成を受け2016~2020 年の間に「理想的加工法の具現化(原子の 結合を切断できるナノ多結晶ダイヤモンド製切削工具の開発)」という課題で行った研究<sup>20</sup>は、マイク ロ切削加工技術を確立するための研究であった.

三井金型振興財団から三度,特別研究助成を受ける機会に恵まれ 2021~2023 年の間「高硬度金型 材料に対するマイクロ・ナノ機械加工技術の確立」という課題で行っている研究は,2000 年度から 行っているマイクロ機械加工技術を完結するための研究である.本研究で行っている具体的な研究 の実施内容は表1に示すとおりである.「1.原子配列に擾乱のない切削加工面を作るための研究」 は2016~2020 年の間に行った特別研究を完結するための研究である.「2.超微粒子超硬製ノーズ Rバイトの試作とプリハードン鋼の超精密切削」と題した研究は、レンズ用金型に使われているプリ ハードン鋼に対して超精密切削を行うことができる、バインダレス・超微粒子超硬製のノーズ R バ イトを開発するための研究である.「3.フェムト秒パルスレーザに対する繰返し周波数制御システ ムの構築」と題した研究は、パルスレーザを使った形状加工時に発生する加工誤差を防ぐための研究 である.

本報告書は、以上1.~3.の研究課題について2021年9月から2023年3月までに行った研究の成果 をまとめた進捗状況の報告書である.研究実施計画と進捗状況は表1に示したとおりで、1.の研究 は100%完成できたと考えている.2.の研究に関する完成度は25%程度で前途多難である.3.の研

研究課題	具体的な研究の実施内容		2022	2023	2024
	①ナノ多結晶ダイヤモンドに対する切れ刃鋭 利化のためのドライエッチング				
1. 原子配列に擾乱のない切削 加工面を作るための研究	②無酸素銅に対する正面切削				
	③切削加工面の結晶構造の解析				
2. 超微粒子超硬合金製ノーズ Rバイトの試作とプリハードン 鋼の超精密切削	④超微粒子超硬合金製ノーズRバイトの試作				
	⑤クロム合金ステンレス工具鋼(STAVAX)に対 する正面切削				
3. フェムト秒パルスレーザに対す る繰返し周波数制御システムの 構築	⑥繰返し周波数制御システムの構築		••••	1	
	⑦直径が10µm以下の微小径マイクロボールエ ンドミルの試作				

表1 2021年9月に立案した研究実施計画(破線)と進捗状況(実線).

究に関する完成度は50%程度で、有効性を検証するための加工実験を行う必要は残されているが肝 心な研究は完成できたと考えている.以下、1.~3.の研究課題について進捗状況を報告する.

## 2. 原子配列に乱れのない切削加工面を作るための研究

#### 2.1 研究目標

「1. はじめに」で述べたとおり、2016年から2020年までの5年間「理想的加工法の具現化(原 子の結合を切断できるナノ多結晶ダイヤモンド製切削工具の開発)」という課題の研究を行った.最 終報告書<sup>20</sup>を提出した2021年3月の時点で、研究目標を100%達成するためには刃先の丸み半径を サブ nm に成形したNPD 製ノーズRバイトを用いると、原子の結合が切断できることを証明する必 要が残されていた.

原子の結合を切断できていれば加工面に原子配列の乱れは生じていないはずなので、2021年9月から開始した本研究では刃先の丸み半をサブ nm に成形した NPD 製ノーズ R バイトを試作し、無酸素銅に対する超精密切削を行った.切りくずが発生し始める最小切取り厚さや加工変質層といった観点から、刃先の丸み半径をサブ nm に成形した NPD 製のノーズ R バイトを用いた上で、切込み深さを 1 nm 以下に減らすと原子配列に乱れのない加工面が作れることを証明するための実験を行った.

## 2.2 切削実験に使用した装置と被削材

#### 2.2.1 被削材

図1に示しているのは、650℃で1時間焼きならした後、銅専用エッチング液((株) 三若純薬研 究所、マストーバRC-365A)を使ってウェットエッチングした無酸素銅の金属組織である.図1(a)に 示しているのは微分干渉顕微鏡画像で、結晶粒のサイズは50~300 nm である.また、図1(b)に示し ているのは電子顕微鏡 SEM 画像で、同じ結晶粒に不均一な凹凸はなく原子配列に乱れは生じていな いように見える.このように、焼きならしとウェットエッチングした無酸素銅を被削材(以下ワーク



(a) DIM 画像
 (b) SEM 画像
 図 1 被削材に使用した無酸素銅の顕微鏡画像
 (DIM: 微分干渉顕微鏡).



図2 無酸素銅に対する乾式切削の結果. 切削距 離と刃先の丸み半径.

と表現する)として使用した.純度は99.99%, 直径は20mmと10mm, 厚さは5mm, ならびに硬さは100Hvである.

# 2.2.2 ノーズRバイト

熱化学反応を利用した乾式ラッピング<sup>(3)</sup>で成形できるノーズRバイトの刃先の丸み半径rは10nm前後である<sup>(2)</sup>. そこで, rを10nm以下に成形する場合には乾式ラッピング後のノーズRバイトに対して酸素プラズマを用いたドライエッチングを行った<sup>(4)</sup>. また, rを10nm以上に成形する場合には無酸素銅に対する乾式切削を行った. 図2に示しているのは,乾式ラッピング後にrが12.3nmであったノーズRバイトを使用し, 無酸素銅を乾式切削した場合の切削距離とrとの関係である. 加工条件は図2に付記したとおりである. このように, 刃先の丸み半径rを0.3~25.4nmに成形したノーズRバイトを切削実験に使用した. すくい角は0度,逃げ角は10度,ならびにノーズRの半径は0.4mmである.

#### 2.2.3 切削実験に使用した装置

図 3 に示しているのは、無酸素銅の正面切削に使用した装置の外観である.工作機械には位置決め や送り運動に対する制御分解能が 10nm の非球面レンズ加工機(芝浦機械(株),ULG50A)を使用し た.工作機械は、気温を±0.1℃の精度で制御できる簡易恒温室の中に設置した.切削液には白灯油を 使用し、ブルーベ給油機(フジBC 技研(株)、モデル MK)を使ってミストを噴霧供給した.ブルー べ給油機に供給する圧縮空気の温度は、サーモドライヤ(SMC(株)、IDH4-10-E)を使って±0.1℃の 精度で制御した.また、切削液が内蔵されているブルーベ給油機をクールプレート((株)日伸理化、 NCP-2215)の上に置き、ミストの温度を±0.1℃の精度で制御した.

## 2.2.4 工作機械の位置決め精度

図4(a)に示しているのは、NC制御装置(ファナック(株),16i)の波形診断機能を使って測定した、 Z軸を同じ位置に止めておくための制御パルスである.図4(b)に示しているのは2ms間隔で測定した4096個のパルス波形に対する周波数分析の結果である.NC制御装置からは、図4(a)に示したよ



図3 無酸素銅の正面切削に使った装置の外観.





うに振幅が算術平均値で18 nm, 図4(b)に示したように一次ピークでの周期が16.5 msの制御パルス が出ていることが明らかになった.この制御パルスと,Z軸が実際に動いている変位(位置偏差と 表現する)とは一致していない可能性があると考えられた.そこで,ワークにらせん溝を成形し円周 方向の断面曲線を解析して位置偏差を測定した.

図 5(a)に示しているのは、共焦点レーザ走査顕微鏡を使って観察したらせん溝の画像である。半径が 0.4 mmのノーズRバイトを使用し、ワークの回転数を 15 mm、切込み深さ  $d \ge 1 \mu$ m、ならびに送り 量 $f \ge 60 \mu$ m/rev に設定してらせん溝を成形した。 倍率が 100 倍の対物レンズを用いると、図 5(a)に示 した右側の画像に見られるように位置偏差が転写された横筋を検出できた。 ここで、ワーク中心から のらせん溝の位置を x、ワークが 1 回転するのに要する時間を T、ならびに位置偏差の周期を  $\Delta t$  とす れば、 $\Delta t$  に相当する横筋の間隔  $\Delta L$  は

 $\Delta L = 2\pi \cdot x \cdot \Delta t/T$ 

と計算できる. x が 2.5 mm の位置に成形された溝の場合,  $\Delta t$  が 16.5 mms の周期に相当する位置偏差 の周期  $\Delta L$  はワークの回転数が 15 rpm と 30 rpm の場合, それぞれ 64 µm と 128 µm になる. 100 倍の 対物レンズを使った場合の視野のサイズは 128 × 128 µm であり,断面曲線に対して周波数分析を行 い位置偏差の周期  $\Delta L$  を測定するためには,最低でも  $\Delta L$  の 2 倍程度は測定長を長くする必要がある と思われた.そこで,ワークの回転数を 15 rpm に設定してらせん溝を成形した.

(1)

図 5(b)に示しているのは x が 2.5 mm の位置に成形したらせん溝の円周方向に測定した断面曲線, 図 5(c) に示しているのは断面曲線に対する周波数分析の結果である. 断面曲線から算術平均粗さは 6.3 nmRa, 周波数分析の結果から 1 次ピークに対応する *AL* は 63.9 µm と求められた. 式(7)に *AL* の 値を代入して *At* を求めると 16.5 ms になり, NC 制御装置の波形診断装置を使って測定した *At* と一 致した. このように,工作機械は Z 軸の位置を制御するために 16.5 ms 以下の周期で振幅が算術平均



図5 螺旋溝に転写された位置偏差(a)と円周方向に測定した螺旋溝の断面曲線(b),ならびに断面曲線に対する周波数分析の結果(c).

値で 6.3 nm の変位を繰返しており、切込み深さに対して±6.3 nm の位置偏差が生じていることが明らかになった.

# 2.3 切りくずの最小切取り厚さ

## 2.3.1 切りくずの断面形状

図6に示しているのは、ノーズRバイトを使った正面切削時に排出される切りくずの断面を示した 模式図である. 破線は先行刃、実線は現行刃、ならびに一点鎖線は後続刃のノーズRの輪郭である. また、dはZ軸方向の切込み深さ、fは送り量、ならびにRはノーズRの半径である. 現行刃の上にあ る点 a から点 e に向かってノーズRの中心から半径方向の切込み深さ h が増加するため、図7 に濃い 灰色で示したカンマ形の領域が切りくずとして除去される. Z 軸方向の切込み深さ d との混同をさけ るため、半径方向の切込み深さ h を切取り厚さと表現する. サイン関数を使ってこの h を式(2)のよう に近似すると、

$$h = f \cdot \sin(\theta), \quad 0 < \theta < \phi \tag{2}$$

切りくずが発生し始める位置sでの切取り厚さh,は、

$$h_{s} = f \cdot \sin(\phi - \phi') \tag{3}$$

と求められる.式(2)や式(3)において、 $\phi や \phi'$ は切削関与角であり、ノーズ R バイトの送り量 f, Z 軸方向の切込み深さ d,ならびにノーズ R の半径 R を用いると  $\phi$  は,

$$\phi = \alpha + \beta = \sin^{-1} \left( \frac{f/2}{R} \right) + \cos^{-1} \left( \frac{R-d}{R} \right)$$
(4)

と計算できる. また、切りくずの幅を $B_c$ とすれば $\phi$ 'は



と表すことができる.本研究では、SEM を使って取得した画像から切りくずの幅 $B_c$ を測定し、式(5) を使って $\phi$ 'を求めた.また、 $\phi$ と $\phi$ 'の値を式(3)に代入して $h_s$ を計算した.図7に示しているのは、式(2)のように定義した切取り厚さhと切りくずの厚さ $h_c$ との関係を示した模式図である.切込み深 さに比べて刃先の丸み半径が大きい場合、切りくずは刃先がワークの表面を滑った後に発生する.そこで、式(3)のように求められるカンマ形切りくずが発生し始める $h_s$ を井川らと同様に最小切取り厚 さ<sup>(6)</sup>と表現した.

#### 2.3.2 切りくずの幅と最小切取り厚さ

ワークの回転数を120 pm, 切込み深さを3 µm, ならびにノーズRバイトの送り量を5 µm/rev に設定し切りくずを採取した. 図8(a)に示しているのは導電性粘着テープに貼付けた切りくずの SEM 画像, 図8(b)に示しているのは切りくずの幅 $B_c$ を測定した要領である. 切りくずの SEM 画像を取得した後, 解像度が2560×1920 pixel の SEM 画像を描画ソフトウェア(Just system (株),花子)を使って A1 サイズの台紙に貼付けた. 切りくずの端を中心にして円弧を描き, 円弧の半径を読み取って切りくずの幅を測定した. A1 サイズの台紙上での $B_c$ の読取り精度は 0.1 mm であり, 実際の長さの 14.9 nm に相当する.

図9に示しているのは、刃先の丸み半径rと切りくずの幅 $B_c$ との関係である. SEM 画像を 10 枚 撮影した後、それぞれの画像から最低でも5箇所、合計50箇所以上で測定した幅の平均値とばらつ きを表す標準偏差を求めた. 図9に付記した破線は図6に示した $B_{h}$ 、の印は $B_c$ の平均値、ならびに 縦細線は標準偏差である. 縦軸の副尺の間隔は 14.9 nm であり、読取り精度を表している. 図 10 に の印で示しているのは $B_c$ の平均値から求めた最小切取り厚さ $h_s$ 、縦細線で示しているのは $h_s$ のばら つきである. 縦軸の副尺の間隔は 0.18 nm であり、 $B_c$ の読取り精度に対応する $h_s$ の測定精度を表し ている. 切込み深さ*d*を式(4)に代入して $\phi$ , $B_c$ の平均値やばらつきの上下限値を式(5)に代入して $\phi$ 、 を求め、 $\phi \geq \phi$ 、を式(3)に代入して $h_s$ を計算した. 図 10 にの印で示しているのは切込み深さ*d*に



(a) 切りくずの外観(b) 幅の測定図8 切りくずの外観と幅を測定しているようす.



(5)





図 11 刃先の丸み半径とすくい面と接触しない自由 面側を観察した切りくずの形態

工作機械が位置制御のために変位している±6.3 nm の位置偏差を加え、図 10 にo印で示した  $B_c$ の平 均値から求めた  $h_s$ である.  $\Delta$  印は MD を用いて解析した島田の結果<sup>®</sup> である. 図 10 に縦細線で示 した  $h_s$ の上下限値はo印の上下限値と一致しており、 $h_s$ のばらつきは位置偏差によって生じた可能性 が高い. また、縦細線で示した  $h_c$ の下限値は $\Delta$ 印で示した解析の結果とほぼ一致している.

図 10 の左端に示した r が 0.5 nm の場合, o印で示した h<sub>s</sub>の平均値から縦細線で示した標準偏差を 引いた最小切取り厚さの下限値は 0.31 nm, 位置偏差を考慮して求めたo印の下限値は 0.80 nm であ った. 銅の格子定数は 0.36nm であり, 最小切取り厚さは銅の数原子層に相当していることが明らか になった.

#### 2.3.3 切りくずの形態と結晶構造

図11に示しているのは、刃先の丸み半径rが異なる4種類のノーズRバイトを使用した場合に排出 された切りくずの形態である.加工条件は表1(b)に示したとおりであり、切込み深さ*d*は3µm、ノー ズRバイトの送り量*f*は5µm/revである.すくい面と接触していない自由面を観察した結果であり、 写真の上方は切りくずの厚さが薄い部分である.自由面には切りくずが流出する方向と直交する方向 に結晶粒が回転し、ラメラ模様と呼ばれる凹凸が発生する<sup>の</sup>.図11に示した画像にもこのラメラ模 様は見られるが、刃先の丸み半径 r が減少するにしたがってラメラ模様が発生した領域の面積は縮 小している.

図12に示しているのは、透過型電子顕微鏡 TEM(日本電子(株)、JEM-2100f)を使用し、図11(a) に示した切りくずの厚さが薄い部分を観察した TEM 画像と電子線回折画像である.切りくずを構成す る結晶粒を観察するために TEM 画像は明視野で撮影した.図12(a)に示した TEM 画像によれば、切り くずはサイズが 100 nm 以下の微焼結焼結粒子で構成されており、微焼結焼結粒子は切りくずが流出す る方向と直交する方向に配向している.図12(b)に示した電子線回折像で回折スポットが尾を引いてい るのは、結晶構造を持つ微焼結焼結粒子が特定の方向に配向していたことを表している(柴田、1995). したがって、図12に示した結果は刃先の前方に結晶粒が微細化した領域が生成され、同領域が切りく ずとして排出されたことを表している.この結晶粒が微細化した領域が刃先の下方に広がっている場合には、加工面に微粒化層が残っている可能性があると考えられた.そこで、加工面に微粒化層が残っていることを確かめるための実験を行った.

## 2.4 加工変質層

## 2.4.1 切込み深さと加工変質

図 13 に示しているのは、刃先の丸み半径 rが 0.5 nm のノーズ R バイトを使用し、切込み深さ dを 3 µm に設定して成形した加工面をウェットエッチングした SEM 画像である.図 13(a)は結晶粒が微 粒化層によって覆われている状態、図 13(b)~図 13(c)は微粒化層が除去されていく状態、ならびに図 13(d)は微粒化層が完全に除去された状態を表している.このように、r が 0.5 nm のノーズ R バイト を用いたにもかかわらず切込み深さが 3µm の場合には加工表面にも微粒化層が残っており、刃先の 下方や前方に結晶粒が微粒化するような大きな変形が生じていたことが明らかになった.

この大きな変形が生じたのは切込み深さが大きかったことが原因ではないかと考え,刃先の丸み 半径 rが 0.5 nm のノーズ R バイトを用いた上で切込み深さを 3 µm から 100 nm に減らして図 13 と



 (a) TEM 画像
 (b) 電子線回折画像
 図 12 透過形電子顕微鏡を使って観察した切り くずの結晶構造.



図 13 r 0.5 nm, f 5 µm/rev, d3 µm. エッチング時 間と微粒化層.



図 15 r 0.5 nm, f 5 µm/rev, d10 nm. エッチング時 間と微粒化層.



図 14 r 0.5 nm, f 5 µm/rev, d100 nm. エッチング 時間と微粒化層.

同様の実験を行った.図14に示しているのは加工面のSEM 画像である.図14(a)~図14(b)は結晶粒に生じた凹凸が増加していく状態,図14(b)~図14(d)は凹凸が減少していく状態を表している.このように、切込み深さを3µmから100nmに減らすと微粒化層は観察されなかったが、図14(a)に示したように刃先の下方で原子が滑った領域が生じていたことを意味する凹凸が結晶粒に観察された.

切込み深さを減らせば結晶粒に凹凸が生じない加工面を作れる可能性があると考えられた.そこで切込み深さを100 nm から 10 nm に減らして正面切削を 12 時間行い,面振れを部分的に除去した加工面をウェットエッチングした.図 15 に示しているのは,エッチング時間を 5 分刻みで増加させた場合に得られた加工面の SEM 画像である.図 15(d)に示したように,エッチングを 15 分行うと結晶粒に生じていた凹凸は完全に除去されており,結晶粒に生じていた転位は除去されたと考えられる.ただし,エッチング時間が 2 分や 5 分の結晶粒には原子配列に乱れが生じていたことを意味する凹凸が生じていた.

## 2.4.2 ワークの熱膨張を利用した極微小切込み

切込み深さ *d* をさらに減らすことができれば、原子配列に乱れがない加工面を作れる可能性があ ると考え、ワークの膨張を利用して*d*が1nm以下の極微小切込みを加えることを試みた.この場合、 SEM と後方散乱電子回折(Electron Backscatter Diffraction: EBSD)を組み合わせた SEM-EBSD<sup>®</sup>を使 って加工面を観察することを計画し、試料ホルダのサイズに合わせてワークの直径を20mm から10 mm に変更した.図16に青色の太線で示しているのは、切削点近傍の室温*T<sub>a</sub>*を25±0.1℃、ミストの 温度*T<sub>m</sub>*を23.6±0.1℃に設定してZ軸の方向に測定したワークの膨張線図である.ワークをミストの 温度になじませるための慣らし運転を2時間行った後、電気マイクロメータを使って刃物台とワー クの相対変位を測定した.ペンレコーダに出力した電気マイクロメータの出力を5分刻みで読み取 った静的な変位に、位置偏差に相当する6.3 nm を加えた結果である.ワークは線形に膨張しており、 膨張線図を直線で近似して以下の計算を行った.

ワークとノーズRバイトとの接触位置を決め、たとえば図16に赤色の太線で示した位置にノーズ Rバイトの刃先位置を固定してノーズRバイトを図16に付記した a→b へ移動させると、刃先位置







を超えて膨張したワークは除去され切込み深さは b の位置で最大になる. 続いて刃先を b→a へ反転させる間,ワークは直線Iを Z 軸の方向に平行移動させた直線IIに沿って膨張すると考えられるので,刃先が b→a に移動する間の切込み深さは黒の太線で示したように求められ切込み深さは a の位置で最大になる.ここで,図を見やすくするために, a→b や b→a の移動時間は 20 分に設定した.図 16 に付記したように,膨張線図の傾きを  $\Delta z$ , ノーズ R バイトが a→b に移動する時間を  $\Delta t$  と表現すれば,切込み深さの最大値  $d_{max}$  は式(6)のように求めることができる.

# $d_{max} = \Delta z \cdot \Delta t$

(6)

ワークのサイズに合わせて ab の長さを 3.5 mm に設定すると、式(6)に示した  $\Delta t$  は 5.8 分になる. また、式(8)を使って  $d_{max}$  が 1 nm になる  $\Delta z$  を求めると 10.3 nm/h になる. そこで、 $\Delta z$  が 10.3 nm/h になるミストの温度  $T_m$ を求めるために、 $T_a$ を 25±0.1°C に保った上で  $T_m$ を変化させ図 16 に示したの と同じ要領でワークの膨張線図を測定した。図 17 に〇印で示しているのは $(T_a - T_m)$ と  $\Delta z$  との関係で ある. 測定結果を直線で近似した結果、切削点近傍の室温よりもミストの温度を 2.1°C低く設定する と  $\Delta z$  が 10.3 nm/h になることが明らかになった。そこで、切削点近傍の室温  $T_a$ を 25.0±1°C、ミスト の温度  $T_m$ を 22.9±0.1°Cに設定して正面切削を行い  $d_{max}$  が 1 nm であると思われる加工面を成形した。

2.4.3 原子結合を切断できたことの証明

切削加工面の結晶粒に残るひずみの観察には、SEM-SBSD(SEM:日本電子(株),JSM-7100F), (EBSD: Oxford Instruments, AZtecHKL)を使用した.同装置を用いて結晶方位差 (Kernel Average Misorientation: KAM)を解析すると、隣接する結晶粒や結晶粒内に生じている結晶方位の乱れを KAM マップと呼ばれている画像で観察できる<sup>90</sup>.図18(a)に示しているのは、650°Cで1時間焼きならした 後ウェットエッチングした前加工面の KAM マップである.黒い線で観察されている結晶粒界の他に、 粒内に薄い灰色の縞模様が観察された.この縞模様の密度は結晶粒界の近くやサイズが小さい結晶粒 の内部で高くなっており、ワークの焼きならし時に結晶粒が再結晶する過程で隣接する結晶粒の間に 生じたひずみを測定した可能性が高い<sup>(10)</sup>.

図 18(b)~図 18(d)に示しているのは, 直径を 20 mm から 10 mm に変えたワークに対し, 切込み深 さ *d* を 100 nm~1 nm の範囲で変化させて成形した加工面を観察した KAM マップである. 加工面の



(a) Prefabricated face
 (b) *d* 100 nm, *r* 0.5 nm
 (c) *d* 10 nm, *r* 0.5 nm
 (d) *d<sub>max</sub>* 1 nm, *r* 0.3 nm
 図 18 切込み深さを変え無酸素銅に対して正面切削を行った加工面の KAM マップ画像.

成形に使用したノーズRバイトの刃先の丸み半径rは、図題に示したとおり0.5 nm以下である.切込み深さ*d*が100 nmの図18(b)や*d*が10 nmの図18(c)の画像には、微細化した結晶粒の他に隣接する結晶粒や結晶粒内で結晶方位が乱れたことを意味する灰色のコントラストが生じている.これに対し、刃先の丸み半径が0.3 nmのノーズRバイトを使用し、*h<sub>max</sub>を*1 nmに設定して成形した図18(d)の画像は図18(a)に示した画像と似ており、隣接する結晶粒や結晶粒内に灰色のコントラストは生じていない.このように、刃先の丸み半径が0.3 nmのノーズRバイトを用いた上で、*h<sub>max</sub>が*1 nmであると思われる条件で正面切削した無酸素銅の加工面には、結晶方位の乱れが生じていないことが明らかになった.つまり、原子の結合を切断できたことが明らかになった.

#### 2.5 研究結果

本研究では、刃先の丸み半径を0.3~25.4 nm に成形した NPD 製のノーズ R バイトを使用し無酸素 銅に対する超精密切削を行った.切りくずが発生し始める最小切込み深さと加工変質層といった観 点から、刃先の丸みを極限まで小さくした極微小切削時には原子の結合を切断できることを証明す るための実験を行った.得られた実験の結果は以下のようにまとめられる.

(1) 正面切削時に排出された切りくずの幅を測定し、切りくずが発生し始める最小切取り厚さを幾何計算した.その結果、刃先の丸み半径が0.5 nmのノーズRバイトを用いた場合、工作機械が位置制御のために変位している位置偏差を切込み深さに加えて求めた最小切取り厚さの下限値は0.80 nm であり、銅の数原子層に相当していることが明らかになった.

(2) 切りくずの結晶構造を透過形電子顕微鏡で観察すると同時に,電子顕微鏡を用いてウェットエッチングされた加工面の金属組織を観察した. その結果, 刃先の丸み半径が 0.5 nm のノーズ R バイトを用いたにもかかわらず, 切込み深さを 3µm に設定すると刃先の下方や前方に結晶粒が微粒化するような大きな変形が生じていたことが明らかになった.

(3) 後方散乱電子回折法を使って結晶粒に残る局所的な結晶方位の乱れを観察した結果, 刃先の丸 み半径が 0.3 nm のノーズ R を用いた上で切込み深さを 1 nm 以下に減らして成形した加工面には, 局所的な結晶方位の乱れが生じていないことが明らかになった. つまり, 原子の結合を切断できたこ とを証明できた.

## 3. 超微粒子超硬製ノーズRバイトの試作とプリハードン鋼に対する超精密切削

#### 3.1 研究目標

単結晶ダイヤモンド製の切削工具を使って鉄系材料のプリハードン鋼を切削すると、ダイヤモンドの共有結合に関与している電子が鉄系金属によって奪われ、ダイヤモンドの表面に結合強度が低下した脆弱層が生じるために切削工具が直ぐに摩耗する<sup>(11),(12)</sup>.そのため、プラスティック用のレンズ金型はプリハードン鋼に荒加工したディンプルの表面に無電解ニッケルリン合金めっきを施し、めっき皮膜に対して超精密切削加工を行うことによって作られている<sup>(13)</sup>.本研究では、プリハードン

鋼に対して超精密切削加工を行うことができる、バインダレス・超微粒子超硬製のノーズ R バイト を試作するための研究を行った.長年の技術の蓄積と歴史を持つ切削工具メーカが、これまでに具現 化できていなかった研究のテーマに挑戦した.

#### 3.2 切削工具の素材

プリハードン鋼に対して超精密切削を行うためには,鉄系金属と反応しない超硬製の切削工具を 用いた上で刃先に揺らぎや凹凸がなく,しかも刃先の丸み半径を 10 nm 以下に成形できる靱性の高 い素材を用いる必要がある.そこで,「結晶粒を微細化すると粒界強化作用によって多結晶材料の高 強度化と高靱性化を図ることができる」というホール・ペッチの法則<sup>149</sup>を信じて,切削工具の素材に はバインダレス・超微粒子超硬を用いることにした.

図 19 に示しているのは、一次粒子のサイズが 80 nm の炭化タングステン WC を放電プラズマ焼結 (Spark Plasma Sintering: SPS)した金属組織である.図 19(a)は焼結粒子間に隙間が生じている状態、図 19(c)は素材表面を研磨する過程で焼結粒子が表面から脱落した状態、ならびに図 19(d)は焼結粒子が 成長して粗大化した状態である。これらの表面に比べ、図 19(b)に示した焼結粒子に隙間は見られな い.そこで、素材の耐摩耗性を増すために図 19(b)の素材を焼結した表 2①に示す焼結条件を基準に し、焼結条件を表 2②~④のように変化させたバインダレス・超微粒子超硬 WCSPX を(株)NJS に 依頼して試作した.ここで、WCSPX という名称は試作した素材に筆者がつけた名称であり、商品名 ではない.

WCSPX との比較のため、市販されている図20や表3に示した熱間等方加圧法(Hot Isostatic Pressing: HIP)で作られたバインダレス・微粒子超硬も素材として使用した. SPS 法や HIP 法を使って焼結し た焼結素材からサイズが 2×2×21 mm の短冊形の試験片を切出し、工具素材として使用した. 以下、 バインダレス・超微粒子超硬(微粒子超硬)を超微粒子超硬(微粒子超硬)、ノーズ R バイトを切 削工具と表現する.

# 3.3 切削工具の成形に使った装置



図19 SPS 法で焼結した超微粒子超硬の組織.

Sample	1	2	3	4	
Powder	WC (size of less than 80 nm)				
Assist gas	Vacuum		N		
Maximum pressure (Mpa)	50	100	50	100	
Maximum temperature (°C)	1900	1740	1950	1950	
Retention time (min)	10	0	30	30	
Grain size (µm)	0.3	0.26	0.32	0.5	
Hardness (Hv)	2700				
Resistance (MPa)	1470				

#### 表2 SPS 法を使った焼結条件.



表3 HIP 法で焼結された微粒子超硬の物性.

図20 HIP 法で焼結された微粒子超硬の組織.





Grade

図 21 超硬製ノーズ R バイトのすくい面や逃げ面の研削加工に使用したツルーアの砥石作用面 (EDM: 放 電加工, DL: 乾式ラッピング, PCD: 焼結ダイヤモンド, CVD: 化学気相合成ダイヤモンド).

## 3.3.1 ツルーア

図21に示しているのは、工具素材に対して研削加工を行い、切削工具の逃げ面やすく面を成形するの に使用したツルーアの砥石作用面である.図21(a)に示しているのは、焼結ダイヤモンドPCD(トーメイ ダイヤ(株)、TED-M)製のツルーア EDM(PCD)である.砥石作用面の凹凸は放電痕で、逃げ面の粗研削 に使用した.図21(b)もまた PCD 製のツルーア EDM+DL(PCD)である.図21(a)に示した PCD 製のツル ーアに対し、化学気相合成法(Chemical Vapour Deposition: CVD)で作られたダイヤモンド製円板(エレ メントシックス(株)、CDE R15005-360P)を使って湿式・乾式ラッピングし、砥石作用面の凹凸の高さを 揃えたツルーアである.逃げ面の中仕上げ研削に使用した.図21(c)に示しているのは、放電加工した CVD 製円板に対して PCD 製円板を使って湿式・乾式ラッピングし、砥石作用面に結晶粒界段差を作ったツル ーア EDM+DL(CVD)である.逃げ面の仕上げ研削や、すくい面の研削に使用した.

#### 3.3.2 すくい面と逃げ面の成形

図 22 に示しているのは、切削工具の逃げ面を研削加工するのに使用した装置の外観である。短冊 形の工具素材①は、芯振れ調節用の治具②を介して C 軸制御機能を持つ立て形マシニングセンタの 主軸に装着した. 直径が 15 mm のツルーア③は、DC サーボモータに取付け自転運動させた. この DC サーボモータを取付けるため L 字形の治具④はくさび形のスペーサ⑤を介して NC 円テーブル ⑥に取付けた. くさび形のスペーサと NC 円テーブルの間には手動の XY ステージを組込んでおり、



図22 逃げ面の成形に使用した装置の外観

Truer	PCD(CVD)	
Rotation speed of truer	0.15 rpm	
Rotation angle of truer	$\pm 58$ °	
Revolution speed of truer	2000 rpm	
Oscillattion stroke	4 µm	
Oscillattion speed	0.2 mm/min	
Number of oscillattion motion/ depth of cut (Z)	4 times	
Depth of cut (z)	3 µm	
Total depth of cut	18 µm	
Inclination angle (Clralance angle)	10 °(YZ plane)	

表4 逃げ面の成形条件.



図23切削工具のドライエッチングに使用した装置の外観.

公転半径を調整できる. 自転運動しているツルーアが円錐面の母線に沿って公転運動することにより、切削工具の逃げ面を成形できる仕組みになっている.

逃げ面に対する研削条件は表4に示すとおりである.NC円テーブルの公転振動が逃げ面に転写されるのを防ぐため、切削工具をY軸方向に低速で揺動させることにした.研削液には水道水を使用した.砥石作用面に生じる目詰まりが加工面を荒らすのを防ぐため、流水式超音波洗浄機⑦(本多電子(株),W-357-1MPG)を使って研削液を砥石作用点に供給した.図22に示した装置からくさび形のスペーサを取外し、すくい面を成形した.例えば、すくい角を-5度に成形する場合には、切削工具のすくい面とツルーアの砥石作用面が対抗した位置からツルーアを CCW 方向に5度回転させてすくい面を成形した.

## 3.3.3 ドライエッチング

研削加工を行って HIP 法で焼結された微粒子超硬を成形すると、切削工具の刃先から焼結粒子が 脱落し刃先に凹凸が発生した.また、試作した切削工具を用いると逃げ面に摩耗が発生した.これら、 成形時に刃先に生じた凹凸や逃げ面摩耗を除去するため、切削工具に対してドライエッチングを行 った.図23に示しているのはドライエッチングに使用した装置の外観である.真空引きした装置に プラズマを発生させるための希ガスを入れ、ターゲットと呼ばれている電極①に高周波電圧を印加 すると、希ガスの分子は電子によってたたかれプラスとマイナスに電離したプラズマが発生する.切 削工具③にマイナスのバイアス電圧④を印加すると、プラスに電離した希ガス電子が切削工具の表 面に衝突する.その結果として、成形時に刃先に生じた凹凸や工具の摩耗痕を除去できる.ドライエ ッチングの速度を上げるため、プラズマを発生させるための希ガスには質量が大きいクリプトン Kr を使用した.

## 3.4 切削工具の成形手順と成形結果

## 3.4.1 切削工具の形状と刃物角

短冊形の工具素材に対して、メタルボンドホイールを使った研削加工、放電加工、ならびに図 21 に示したツルーアを使った研削加工を行い、ノーズRの半径Rが0.4mmの切削工具を試作した.図 24 に示しているのは、切削工具の刃物角と切削工具を傾斜させて使用した傾斜角である. TypeAの 切削工具のすくい角  $\theta$ r は 0 度、刃直角逃げ角  $\theta$ c は 10 度、ならびにくさび角  $\theta$ w は 80 度である. TypeBの $\theta$ r は -5 度、 $\theta$ c は 10 度、ならびに  $\theta$ w は 85 度である. また、Type C の $\theta$ r は-10 度、 $\theta$ c は 0 度、ならびに  $\theta$ w は 95 度である. TypeC の切削工具は、図 23 に示したように CCW 方向に 5 度傾 斜させて使用した.



図24 試作した切削工具の楔角と傾斜角.



図25 放電加工後、粗研消助工後、中仕上げ研消助工後、ならびに仕上げ研消助工後に観察した切消工具の外観。

#### 3.4.2 逃げ面の成形手順

図 25 に示しているのは、放電加工後、粗研削加工後、中仕上げ研削加工後、ならびに仕上げ研削 加工後に観察した切削工具の外観である. すくい面側から観察した外観を図 25 の上段、前逃げ面側 から観察した外観を下段に示している. それぞれの加工工程で成形することを目指したノーズ R の 半径 R と刃直角逃げ角 θc は図 25 の図題に付記したとおりである. 放電加工時に生じる脆化層を除 去するため放電加工の後に研削加工を行い、切削工具の先端を軸方向に最低でも 0.5 mm は除去する ことにした. 逃げ面を成形した後、図 22 に示した装置を使ってすくい面を成形した. すくい面の成 形時には図 21(c)に示したツルーアのみを使用した. 倍率が×1000 倍の機上顕微鏡((株)エキーンス、 VHX7000) で観て、刃先の凹みが除去された時点で研削を終了した.

#### 3.4.3 成形結果

図 26 に示しているのは、研削加工後に観察した前切れ刃の稜線と、すくい面と逃げ面の SEM 画像である.表2に示した WCSPX①を素材に使用し、図24 に示した Type A の刃先を成形した結果である.以下、WCSPX① Type A といったように、表2や表3に示した素材名(WCSPX①)と図24 に示した工具形状(Type A)の順番で切削工具を表現した.倍率が×1000倍の機上顕微鏡では気付かなかったが、SEM で観察すると逃げ面に工具表面に露出していた焼結粒子が脱落したと思われる凹みが生じていた.また、切れ刃にはほぼ同じサイズの凹みが生じていた.図27 に示しているのは、図26に示した切削工具をKrプラズマで1時間ドライエッチングした後に観察した切れ刃の稜線と、すくい面と逃げ面の SEM 画像である.WC の焼結粒子の結晶面が異なるとドライエッチングの除去速度に差があり、すくい面や逃げ面は平坦にドライエッチングされていない.

図28に示しているのは、図26と図27に示した前切れ刃を原子間力顕微鏡AFMで観察した画像である.単結晶ダイヤモンドやナノ多結晶ダイヤモンド製の切削工具をドライエッチングした結果と異なり、焼結粒子のサイズが大きいことが原因ですくい面や逃げ面は平坦でない.ただし、断面曲線から



図 26 WCSPX① Type A の切削工具.



図 27 ドライエッチング後に観察した WCSPX① Type A の切削工具.



測定したドライエッチング後の刃先丸み半径の平均値とばらつきは 2.56±0.92nm であり、市販の単結 晶ダイヤモンド製の切削工具に比べ鋭利である.

# 3.5 無酸素銅に対する切削実験の結果

# 3.5.1 切削実験の条件

図 29 に示しているのは、試作した切削工具の耐摩耗性を評価するための切削実験に使用した装置の外観である. 位置決めや送り運動に対する制御分解能が 10 nm の非球面加工機(芝浦機械, ULG50A)を使用し、直径が 20 nm で硬さが 100 Hv の無酸素銅や硬さが 300 Hv のプリハードン鋼(STAVAX) に対して平面切削を行った. 加工条件は表5 に示すとおりである. 切削液には白灯油を使用し MQL

(セミドライ)加工を行った.ワーク回転数は120 rpm,切込み量は1 µm,ならびに送り量は5 µm/rev に固定した.

まず初めに、WCSPX① Type A を使って STAVAX を加工した、その結果、切削工具の前逃げ面が 平坦にすり減ってしまった.かつて、焼結ダイヤモンド PCD 製の切削工具を使って無酸素銅を平面 切削した場合にも同様の現象が発生した.過去の実験では PCD 製のインサートチップを取り替えれ ば実験を継続できたが、本研究の場合には切削工具の成形に最短でも2週間を要するといった事情が



図29 切削実験に使った装置の外観

表 5 加工条件.			
	Cutting conditions		
Workpiece	Oxygen-free copper, Pre-hardened steel		
Rev. speed of work piece	120 rpm		
Depth of cut	1 μm		
Feed rate	5 μm/rev		
Cutting fluid	Kerosene (MQL)		
Room temperature	25±0.1 °C		
Mist temerature	20.3±0.1 °C		



図 31 CW500 TypeA の切削工具の摩耗と加工面.

あり、適切な加工条件を見出す時間の余裕は無いと判断した.そこで、STAVAX に対する適切な加工条件を見出すための研究は後に回すことにし、超精密切削に適した切削工具の刃物角を見出すために無酸素銅に対する平面切削を行った.

## 3.5.2 切削工具 TypeA の耐摩耗性

図 30 に示しているのは、WCSPX③ TypeA を使った場合の工具摩耗と加工面のようすである.加工面の粗さは 32.92 nmRz であり悪くはない.ただし、前逃げ面に摩耗幅  $V_B$ が 0.58  $\mu$ m の櫛刃状の摩耗が生じていた.図 31 に示しているのは、CW500 TypeA を用いた場合の工具摩耗である.

切削工具 を成形した後に観察した逃げ面の SEM 写真は図 30(d)に示すとおりで、図 26 に示した WCSPX①の結果と異なり切削工具を成形した後で焼結粒子が脱落した凹みは全く見られなかった. これは焼結粒子の結合力が強いことを意味しており、WCSPX③ Type A よりも耐摩耗性に優れてい るのではないかと期待していた.期待に反し、WCSPX③ Type A の V<sub>B</sub>が 0.58 µm であったのに対 し CW500 Type B の V<sub>B</sub>は 5.64 µm であり、CW500 は WCSPX③よりも摩耗しやすいことが明らかにな った. CW500 と WCSPX③の焼結粒子のサイズはほぼ同じであり、焼結前の粒子の物性やサイズに差が あったとしか考えられない.

# 3.5.3 切削工具 TypeB の耐摩耗性

図 32 に示しているのは、CW500 TypeB を使って無酸素銅を加工した場合の工具摩耗と加工面の ようすである. CW500 TypeA に比べると V<sub>B</sub>は 5.64 µm から 1.64 µm に減少した. また、加工面の粗 さも 114.16 nmRz から 68.16 nmRz に減少した. すくい角が 0 度から-5 度に変化し切れ味は悪くなっ たと考えられるが、くさび角が 80 度から 85 度に増加し刃先の強度か増したために V<sub>B</sub>が減少した可 能性が高い.

図 33 に示しているのは WCSPX④ TypeB を用いたの工具摩耗と加工面のようすである.また、図



図 34 N10 TypeB の切削工具の摩耗と加工面.

34 に示しているのは、N10 TypeB を用いた場合の結果である. 表 2 と表 3 に示したように、HIP 法 で焼結した焼結粒子のサイズは SPS 法で作られた焼結粒子のサイズに比べ 5 倍程度大きくなってい る. したがって、焼結粒子間の結合強度が工具摩耗に影響するのであれば WCSPX④ TypeB に比べ CW500 Type B の  $V_B$  は減少すると考えていた. しかし、WCSPX④ Type B、CW500 TypeB、ならびに N10 Type B に生じた  $V_B$  はほぼ同じ値であった. この結果は、 $V_B$  に及ぼす WC の焼結粒子サイズの 影響がほとんど無いことを意味する.

## 3.5.4 切削工具 TypeC の耐摩耗性

図 35 に示しているのは、WCSPX④ TypeC を用いた場合の工具摩耗と加工面のようすである. 図 33 に示した WCSPX④ TypeB の  $V_B$ が 1.14 µm であったのに対し、WCSPX④ Type C の  $V_B$ は 1.38 µm であ りほとんど変化していない. ただし、WCSPX④ TypeB の表面粗さが 44.63 µmRz であったのに対し WCSPX④ Type C の表面粗さは 101.63 µm であり、Type B に比べ Type C の表面粗さは劣化した.

図 36 に示しているのは N10 TypeC を用いた場合の工具摩耗と加工面のようすである. 図 34 に示 した N10 TypeB の V<sub>B</sub>が 1.15 µm であったのに対し, N10 Type C の V<sub>B</sub>は 0.69 µm であり半分近くに減 少した. Type B のくさび角が 85 度であったのに対し Type C のくさび角は 95 度であり, TypeB に比



べると TypeC の刃先強度が増したために  $V_B$ が減少した可能性が高い.ただし、TypeB の表面粗さが 78.72  $\mu$ mRz であったのに対し TypeC の表面粗さは 98.6  $\mu$ mRz であり、くさび角が増すと表面粗さは 劣化した.このように、TypeB を TypeC に変えると  $V_B$ は減少するが加工面は粗くなる.

# 3.5.5 無酸素銅に対する切削試験のまとめと考察

図 37 に示しているのは、試作した切削工具で無酸素銅を加工した場合に得られた表面粗さと逃げ 面摩耗幅 V<sub>B</sub>との関係である.工具素材に SPS 法を使って焼結した超微粒子超硬を用いた場合の結果 を白抜きの記号、HIP 法を使って焼結した微粒子超硬を用いた場合の結果を黒塗りの記号で表して いる. Type A, Type B, ならびに Type C の工具のくさび角(すくい角)はそれぞれ,80(0)度,85 (-5)度,ならびに95度(-10)度である.加工面の粗さに関しては,SPS法で作られた超微粒子超 硬に比べ HIP 法で作られた微粒子超硬を使った場合の表面粗さが粗い.これは,図20に示したよう に焼結粒子間に生じる隙間のサイズが SPS 法で作られた超微粒子超硬に比べ,HIP 法で作られた微 粒子超硬の方が大きかったことが原因である.適切な加工条件を選べば SPS 法で作られた超微粒子 超硬の逃げ面摩耗幅  $V_B$ は現状よりも小さくなる可能性がある.

無酸素銅の硬さが 100 Hv であるのに対して SPS 法ならびに HIP 法で焼結された超硬素材の硬さ は 2700 Hv 前後の値であり、切削工具は摩耗しないのではないかと思っていた.予想に反し、わず かではあったが切削工具が摩耗した.この原因として、刃先の丸み半径が WC の焼結粒子のサイズ よりも小さいことが影響している可能性がある.刃先の丸み半径が小さ過ぎたために粒界強化作用 が働かなかったと考えれば、SPS 法と HIP 法で作られた超硬素材を使った切削工具の工具摩耗に差 が生じなかったことは説明できる.試作した超微粒子超硬製ノーズ R バイトを無酸素銅の超精密切 削に使用するのであれば、焼結体の中に編目のように存在する粒界によって超硬素材の耐摩耗性が 増すことを期待して焼結粒子のサイズをもう一桁小さくする必要がある.それで効かない場合には、 PVD コーティングの効果を確かめる必要がある.被削材を無酸素銅に限定すれば、切削工具に窒化 クロム CrN をコーティングすれば切削工具の耐摩耗性が増すことは既に知られている.

## 3.6 プリハードン鋼に対する切削試験の結果

# 3.6.1 切削試験の結果

図 35 や図 36 に示したように、WCSPX④ Type C と N10 Type C は他の切削工具に比べて耐摩耗 性に優れている印象があった.そこで、「3.5.1 切削実験の条件」で述べたように工具が摩耗する ことは予想されたが、この2 種類の切削工具を使って STAVAX を切削加工した.加工条件は表 5 に示した条件と同じである.図 38 と図 39 に示しているのは、WCSPX④ Type C と N10 TypeC に生 じた工具摩耗と加工面のようすである.逃げ面に櫛刃状の摩耗は生じないで、すり減ってしまっ た.また、無酸素銅を切削した場合には観られなかったが、すくい面にも摩耗が発生した.このよ うに、現時点ではプリハードン鋼に対して超精密切削加工を行うことができる超微粒子超硬製の切 削工具を開発するという研究目標は達成できていない.



図 38 WCSPX④ TypeC の切削工具の摩耗と加工面.



(a) すくい面
 (b) 逃げ面(V<sub>B</sub> 13.2 μm)
 (c) 加工面(172.33 nm Rz)
 図 39 N10 TypeC の切削工具の摩耗と加工面.

	硬さ	線膨張係数	熱伝導率	武八卒
	Hv	×10 <sup>-6</sup> /°C	W/m $\cdot$ K	成刀夺
WCSPX	2700	4.8	40.1	SPS超微粒子超硬
N10	1650	4.6	80	HIP微粒子超硬
NAK55	392	13.4	42.7	Ni(3%), Al(1%), Cu(1%)4
STAVAX	327	11	20	Cr(13.6%), Si(0.9%), Mn(0.5%)
Cu	100	16.5	386	
Fe	210	11.7	85.5	
Cr	$200 \sim 300$	11.3	60	'

表6工具素材とプリハードン鋼の物性.



(a) すくい面
 (b) 逃げ面(V<sub>B</sub> 3.5 µm)
 (c) 加工面(172.33 nm Rz)
 図 40 WCSPX③ TypeB の切削工具の摩耗と加工面(切込み深さ 1→0.2 µm, 送り量 5→20 µm/rev, ワーク回転数 120 rpm).

# 3.6.2 プリハードン鋼に対する切削試験のまとめと考察

図 38 や図 39 に示した逃げ面摩耗は、切削工具の送り速度が極端に遅い場合に発生する.また、表6 に示したように STAVAX の熱伝導率は無酸素銅の 1/20 程度の値であり、Cu に比べると熱がこもりや すい材料であるといえる.したがって、加工条件や切削液の供給方法が適切でなかったために STAVAX を加工した場合に逃げ面が摩擦熱によって大きく摩耗した可能性が考えられた.この現象を避けるためには、切込みを減らすと同時に送り速度を上げた上で、切削液を多量に供給する必要があると考えられた.

そこで、この考えが間違っていないことを確かめるための追実験を行った. 図 40 に示しているのは、WCSPX③ TypeB の切削工具を用いた上で、切込み深さを 1 から 0.2 µm、送り量を 5 から 20

µm/rev に変え、しかも切削液を大量に供給して STAVAX を加工した場合に生じた工具摩耗と加工面 である.このように、切込みを減らして発生熱量を下げ、送り量を大きくして加工時間を短くし、し かも切削液への摩擦熱の流入割合を増せば工具摩耗は大幅に減少することが確かめられた.ただし、 加工面に切削工具の送りマークはなく、むしれたようになっている.

また,逃げ面に生じた磨耗痕の幅は送り量と一致していない.この結果は,切り残しがある加工面 を逃げ面が擦過したために工具摩耗が生じたことを意味する.したがって,むしれたような加工面や 逃げ面に生じた摩耗痕の幅が送り量と一致しないといった現象は,STAVAX を超精密切削するには 切削工具の硬さや耐摩耗性が不足していたことが原因であると考えている.プリハードン鋼に対して 超精密切削を行うことができる切削工具を開発するという本研究の目的を達成するためには,切削工 具の素材に超微粒子超硬を使うことにこだわらないで,鉄系金属と反応しない cBN を使うことを視野 に入れて研究を進める必要がある.

# 3.7 研究結果

プリハードン鋼の超精密切削に使えるバインダレス・超微粒子超硬製のノーズRバイトの試作と、 無酸素銅やプリハードン鋼に対する切削実験を行った.得られた研究の成果は以下のようにまとめ られる.

(1) 放電プラズマ焼結法で焼結したバインダレス・超微粒子超硬に対して,放電,研削,ならびにア ルゴンプラズマを用いたドライエッチングを行い,ノーズRの半径が0.4mm,くさび角が80,85,95度, すくい角が0,-5,-10度,ならびに刃先の丸み半径が5mm以下のノーズRバイトを試作した.

(2)硬さが 100Hv の無酸素銅を切削加工しても硬さが 2700Hv のバインダレス・超微粒子超硬製の ノーズRバイトは摩耗しないと思っていたのに反し逃げ面に櫛刃状の摩耗が発生した. ノーズRバ イトの刃先の丸み半径を焼結粒子のサイズよりも小さく成形したことが原因であると考えている. 被削材を無酸素銅に限定すれば,この摩耗は切削工具に窒化クロム CrN をコーティングすれば防止 できる可能性がある.

(3) バインダレス・超微粒子超硬製のノーズ R バイトを使ってプリハードン鋼の超精密切削を行う 場合、切削時に生じる発生熱量を下げ、切削工具とワークとが接触している加工時間を短くし、しか も切削液への摩擦熱の流入割合を増せば工具摩耗は大幅に減少することが明らかになった.ただし、 工具摩耗を完全に防止できる加工条件を見出すことは容易でない.

(4) プリハードン鋼に対して超精密切削を行うことができる切削工具を開発するという研究目的を 達成するためには、切削工具の素材にバインダレス・超微粒子超硬を使うことにこだわらないで、鉄 系金属と反応しない cBN を使うことを視野に入れて研究を進める必要がある.

# 4. フェムト秒パルスレーザに対する繰返し周波数制御システムの構築

4.1 研究目標

2004 年度以降,研究代表者らは立て形マシニングセンタを使ってパルスレーザを走査させ,合成 ダイヤモンドや超硬合金に対して精密微細形状を加工するための研究を行ってきた<sup>(15),(16)</sup>.研究を開 始した直後から,工作機械の送り速度が変化する加減速部では工作物の表面に照射される焦域の重 なり具合(レーザスポットのオーバーラップ率)が増加するために加工誤差が生じることに気付いて いたが,加工誤差を防止できるアイデアを思い浮かばなかった.本研究では,工作機械の送り速度に 比例してパルスレーザの繰返し周波数を変化させ,オーバーラップ率が変化するために生じる加工 誤差を防止できる繰返し周波数の制御システムを開発するための研究を行った.工作機械の NC 装 置から出力される工作機械の送り速度を反映した直流電圧を周波数に変換した後,パルス列に変換 された周波数をトリガ信号としてレーザの発振器に出力し,レーザ発振器から出射されるレーザパ ルスの繰返し周波数を送り速度に比例して変化させることを試みた.

#### 4.2 実験に使用した装置と周波数制御を行う意義

図 41 に示しているのはレーザ加工に使用した装置の外観である. レーザ発振器から出射されたレ ーザを真空引きしたフォトニック結晶中空ファイバを使って精密小形マシニングセンタのコラムに 取付けた中継ボックスまで伝送した,中継ボックスにはレーザを対物レンズに入射させるためのミ ラーと,光源から出射された白色光を対物レンズに入射されるためのミラーが組込まれており,レー ザと白色光の集光位置は一致している. このように,既存のマシニングセンタと CAD/CAM を使っ てレーザを走査させることにした.

レーザの発振器には、LIGHT CONVERSION(社) 製の CARBIDE を使用した. 波長は 1028±5 nm, パルス幅の可変範囲は 300fs -10 ps, 最大パルスエネルギは 65 µJ, ならびにパルスの繰返し周波数 はシングルパルス-1 MHz である. フォトニック結晶中空ファイバには、GLOphotonics(社) 製の KAGOME Hollow Core-Photonic Crystal Fibre を使用した. ファイバの中空を 50 Pa 前後に真空引きし



(a) レーザ発振器とレーザの伝送 ① laser oscillator, ② laser beam ③ CMOS camera, ④ evacuation, ⑤ white light



(b) 加工装置の外観 ⑥ objective lens, ⑦ rotary table, ⑧ Workpiece ⑨ stepping motor

図41 レーザ加工に使用した装置の外観.



図 42 レーザスポットのオーバーラップ(a)、レーザ加工した□50 µm のポケット(b)、ならびに工作機 械を Y 軸方向に運動させた場合に NC 装置から出力された速度電圧(c).

ており, 対物レンズに入る前のレーザの透過効率は50%, レーザの波長は1030 nm, ならびにビームの品質はTEM00 で M2 < 1.2 である.

図 42(a)に示したようにレーザスポットの直径を $D\mu$ m, パルスの繰返し周波数 (以下,周波数と表現する)をfHz とすれば,スポットが接した状態で単位時間にレーザが移動する距離は $D \cdot f \mu$ m/s になる. 工作機械の送り速度が $\nu \mu$ m/s の場合,レーザスポットのオーバーラップ率 $\alpha$ は式(7)のよう に求められる.

$$\alpha = 100 \times \{1 - (v/(D \cdot f))\}$$

vが0の場合のaは100%, vがD·fと等しい場合のaは0%になる.

図 42(b)に示しているのは、表7に示す条件(送り速度 50 mm/min, パルスエネルギ2µJ)でナノ多結晶ダイヤモンドに対しサイズが□50 µm のポケットを加工した外観,図 42(c)に示しているのは工作機械の NC 装置(ファナック(株),16i)装置から取出した送り速度を反映した電圧(以下,速度



図43 □50µmのポケットを加工して測定したレ ーザの走査速度と図41 に示した a と c (加 減速部)の長さ.

表7 □50 µm のポケットの加工条件.

(7)

レンズ倍率	×50	倍
レーザのパルス幅	300	hs
送り速度 v	5 (50)	mm/min
加減速時間	60 (120)	ms
定速時の電圧	17.5 (175)	mV
パルスエネルギ	0.4 (2)	μJ
横送り量	1	μm
繰返し周波数	0.2, 3, 20	kHz
レーザスポットサイズ	2	μm
デフォーカス	0	-
エアブロー	無し	-



ならびに周波数を 200 Hz と近似したとき の時間と速度ならびに周波数との関係 .



速度ならびにオーバーラップ率αとの関係.

電圧と表現する) である. ポケットの上下端で工作機械は加減速しているのに対し周波数が変化して いないため、ポケットの上下部ではαの値が増加し掘れすぎてしまう. 図43 に示しているのは、表 7 に示した条件で□50 µm のポケットを加工して測定した工作機械の送り速度と図42(b)に示した加 減速部の長さ (a と c) との関係である.

図42(c)に示した速度電圧を、加減速の時間が60 ms, 定速部の時間が20 ms 最高速度が5 mm/min, ならびに周波数 f が 200 Hz の台形波で近似すると、送り速度に比例して f を変化させた場合の速度と f との関係は図44 に示すように計算できる.速度と周波数を黒と赤色のライン、速度の絶対値を縦軸に表示している.図44 に破線で示しているのは f を変化させなかった場合、実線で示しているのは速度に比例して f を変化させた場合の結果である.

図 45 に示しているのは、図 44 に示した結果を使って計算した時間と速度ならびにオーバーラップ率 α との関係である.図 45 に赤色の破線で示したように周波数を一定に保つと加減速部で α が増加してい るのに対し、赤色の実線で示したように速度に比例して周波数を変化させると α は変化しない.この結 果は、速度電圧に比例するようにパルスレーザの周波数を変化させれば、オーバーラップ率 α の変化に 伴い生じる加工誤差を防止できることを意味する.

#### 4.3 周波数の制御方法

実験に使用したレーザの発振機(LIGHT CONVERSION, CARBIDE)は、外部からトリガパルス を入力することによって出射されるパルスの周波数を可変できる機能を持っている. 図46 に示して いるのは出射パルスの周波数を変える方法を示した模式図である.発振器は60 kHz の周波数でパル スを発振しているが、発振器に外部からトリガパルスを入力すればパルスを間引きして出射できる. 図47 に示しているのは、レーザの発振器が持つこの機能を利用して出射パルスの周波数を変化させ るための周波数変換の概念図である. 工作機械の送り速度を反映した速度電圧を周波数に変換した 後、周波数に対応する時間間隔でパルス列をレーザ発振器に出力できる、アナログパパルス変換器(以下、







図 47 工作機械の NC 装置から出力される速度電圧を周波数に変換した後、パルス列をレーザ発振器に出力し、出射パルスの周波数を変化させるアナログパルス変換(AP 変換)の概念.



A/P変換器と表現する)を試作した.

この AP 変換を行う場合,定速部で発生するパルスの間隔を同じにしようとすると電圧の積分値が一 定の値に達したときにパルスを発生させる必要がある. 図48 に示しているのはパルスを発生する時間間 隔をシミュレーションした結果である. 図44 に示した結果と同様に,加減速の時間は60ms,定速部の時 間は20ms,周波数fは200Hz,ならびに最大電圧は17.5mV とした.また,電圧の積分値は50mV に設 定した. 図 49 に示しているのは図 48 に〇印で示した位置でパルスを発生させた一例である.このよう に,電圧の積分値が一定の値に達した時点でパルスを発生させるといった方式でレーザの発振器に出力 するパルス列の間隔を変化させることにした.

# 4.4 試作した A/P 変換器の動作確認

図 50 に示してしているのは、最初に試作した A/P 変換器の外観とその機能である.工作機械から 出力される速度電圧が現時点では同時 2 軸に制限されているため、同時 2 軸の電圧の平方和に対し て電圧に比例した周波数のパルスを発生できる A/P 変換器を試作した. A/P 変換器に組込まれてい る CPU は XY, XZ, ならびに YZ の軸を選択できる機能、同時 2 軸の電圧の平方和を計算する機能、 電圧に対してオフセットをかける基能、同時 2 軸の電圧に対してゲインを変化させる機能等を持っ ている.速度電圧のサンプリング時間は 25 µs である.

試作した AP 変換器の動作を確認するため、ファンクションジェネレータ((株) テクシオ・テクノ ロジー,FGX-2220)を使って速度電圧を模した台形波を発生し、台形波に対して AP 変換を行い電圧に 比例した周波数のパルスが出力されていることを確かめるための実験を行った.図 51(a)に示している のはデジタルサンプリングオシロスコープ((株) テクシオ・テクノロジー,MDO-2202EG)の画面を



図 50 最初に試作した A/P 変換器と CPU の機能 .



図 51 A/P 変換器に入力した速度電圧と A/P 変換器から出力されたパルス列(a)とパルス列から求めたパルスの周波数と速度電圧との関係(b). 台形波はファンクショネレータで作成.



コピーした台形波とパルスである.台形波を青色,パルスを黄色のラインで表視した.加減速の時間と 定速部の時間は40 ms に設定した.定速部の電圧は175 mV,周波数は3kHz に設定した.図51(b)に示 しているのは,A/P 変換器に入力した速度電圧とパルスの間隔から測定したパルスの周波数との関係 である.速度電圧の絶対値を縦軸に表示している.図51(b)に示したように,A/P 変換器からは速度電 圧に比例した周波数のパルス列が出力されていることを確認した.

#### 4.5 ポケットの加工結果

図 52 に示しているのは、表7 に示した条件(送り速度 50 mm/min,定速部での出力電圧 175 mV, 周波数 3kHz,パルスエネルギ 2µJ)で加工したサイズが□100µm のポケットの外観と、Y 軸方向に 測定したポケットの断面曲線である。周波数制御をしなかった場合の結果を図 52 の上段,周波数制 御をした場合の結果を下段に示している。周波数制御をしないと工作機械の加減速部でポケットが 掘れすぎているのに対し、周波数制御をすると平坦に加工できている。このように、送り速度を 50 mm/min、繰返し周波数を 3 kHz に設定してポケットを加工した場合には、A/P 変換器が有効に動作 していることが明らかになった。

図 53 に示しているのは、表7 に示した条件(送り速度 5 mm/min,定速部での出力電圧 V17.5 mV, 周波数 3 kHz,パルスエネルギ 2 µJ) で加工したポケットの外観と Y 軸方向に測定したポケットの断 面曲線である.周波数制御をしなかった場合の結果を図 53 の上段,周波数制御をした場合の結果を 下段に示している.送り速度を図 52 に示した 50 mm/min から 5 mm/min に減速した場合,周波数制 御をするとポケットの端部に凹みが発生した.そこで,この原因を調べるための測定を行った.

図 54 に示しているのは、工作機械から出力された速度電圧(a)、A/P 変換器から出力されたパルス 列(b)、ならびにパルス列を解析して求めたパルス列の周波数(c)である.図 54(a)に示した結果によれ





図 54 工作機械からの速度電圧, A/P 変換器からの出力パルス,ならびにパルスの周波数 (送り速度 5 mm/min,定速部での出力電圧 17.5 mV,周波数 3 kHz,パルスエネルギ2µJ).

ば Y 軸方向の速度がプラスからマイナスに反転する位置で電圧がパルス状に変化しており、このパルス状に変化した電圧が原因でパルス列の周波数が 3 kHz 以上に増加していることが明らかになった. つまり、パルスの周波数が 3 kHz 以下に減少しないといけないポケットの端部で周波数が 3 kHz 以上に増加したため、図 53(b)に示したように Y 軸方向の速度が反転するポケットの端部に凹みが生じたことが明らかになった.

#### 4.6 2 度目に試作した A/P 変換器の動作確認

図 54(a)に示したように工作機械から出力される速度電圧には高周波のノイズが含まれており、こ れは除去すべきであると思われた.そこで、AP 変換器に入力する前に工作機械から出力される速度 電圧に対してアナログのローパスフィルタ(AL フィルタ)をかけることにした.また、Y 軸方向の 速度が反転する位置で生じたパルス状の電圧についてはこれを除去する必要があった.そこで、AP 変換器に組込まれている CPU で速度電圧に対してデジタルフィルタをかけることにした.デジタル フィルタには AL フィルタと似た機能を持つ重み付き移動平均フィルタ(FIR フィルタ)と、パルス 状の電圧を除去できる無限インパルス応答フィルタ(IIR フィルタ)を使用した.図55に示している



図 55 2 度目に試作した A/P 変換器と CPU の機能.



<sup>(</sup>a) AL フィルタをかけた工作 機械からの速度電圧

(b) A/P 変換器からの出力パルス



図 56 工作機械からの速度電圧, A/P 変換器からの出力パルス, ならびにパルスの周波数 (送り速度 5 mm/min, 定速部での出力電圧 17.5 mV, 周波数 3 kHz, パルスエネルギ 2 µJ).

のは2度目に試作した A/P 変換器の外観と機能である.デジタルフィルタ機能を追加したことに加 え,出力電圧のサンプリング時間を25 μs から15 μs に縮めた.また,オシロスコープを使わないで 速度電圧やパルス列データをパソコンに出力できるように CPU に I/O 機能を追加した.

図 56 に示しているのは、図 54 に示した結果と同様に送り速度を 5 mm/min、定速部での出力電圧 を V17.5 mV, 周波数を 0.2 kHz, ならびにパルスエネルギを 2 µJ に設定してポケットを加工した場合 の電圧(a), パルス列(b), ならびにパルス列の周波数(c)である. 図 56(a)に示しているのはALフィル タをかけた後の電圧で、高周波のノイズは除去されているが速度が反転する部分で発生するスパイ クは除去できていない. 図 56(b)に示しているのは IIR フィルタをかけた後の速度電圧に対してパル ス列を発生した結果で、速度が反転する箇所でパルスの電圧は高くなっていない. 図 56(c)に示して いるのはパルス列から計算したパルスの周波数で速度が反転する箇所でパルスの周波数は減少して いる. このように, 図 54(c)に示したように生じていた速度が正負に反転する場所で生じていたパル ス状の周波数の変化は、IIR フィルタをかけると完全に除去することができた.

図 57 に示しているのは、Y 軸方向に測定したポケットの断面曲線である. AL フィルタだけをか



図 57 AL フィルタのみをかけた場合(a)とALフィルタと IIR フィルタをかけた場合(b)の比較 (送り 速度 5 mm/min, 定速部での出力電圧 17.5 mV, 周波数 3 kHz, パルスエネルギ 2 µJ ). 工作物: ナノ多結晶ダイヤモンド.



速度電圧 図 58 工作機械からの速度電圧, A/P 変換器からの出力パルス,ならびにパルスの周波数 (送り速度 50 mm/min,定速部での出力電圧 175 mV,周波数 3 kHz,パルスエネルギ 2 µJ).

けた場合の結果を図 57 の上段, AL フィルタと IIR フィルタをかけた場合の結果を下段に示している. 図 53(b)のように得られていた断面曲線に比べ, IIR フィルタをかけると (かけすぎの感はある) ポケットの端部に生じていた凹みは完全に無くなっている.

図 58 に示しているのは、図 52 に示した結果と同様に送り速度を 50 mm/min, 定速部での出力電圧 を 175 mV,周波数を 3 kHz, ならびにパルスエネルギを 2 µ に設定してポケットを加工したケットを加 工した場合の電圧(a), パルス列(b), ならびにパルス列の周波数(c)である.図 58(a)に示した AL フィル タをかけた電圧には速度が反転する部分でスパイクが生じているが、IIR フィルタをかけた後の図 58(b) に示したパルス列や図 58(c)に示したパルスの周波数にはその影響は全く現れていない.なお、図 57(c) に示したパルスの周波数が Y 軸方向の速度が反転する部分で完全に 0 になっていないのは、電圧のサ ンプリングを現状の 15 µs から短くすれば解決できる.

図 59 に示しているのは、Y 軸方向に測定したポケットの断面曲線である. AL フィルタだけをかけた場合の結果を図 59 の上段、ALF と IIR フィルタをかけた場合の結果を下段に示している. 周波数制



図 59 AL フィルタのみをかけた場合(a)とAL フィルタとIIR フィルタをかけた場合(b)の比較 (送り速度 50 mm/min, 定速部での出力電圧 175 mV, 周波数 3kHz, パルスエネルギ2µJ). 工作物:ナノ 多結晶ダイヤモンド.

御をしない場合のポケットの断面曲線が図 52 の上段に示した結果であったのに対し, ALF と IR フィルタをかけた場合には工作機械の加減速部で生じる誤差を完全に除去できた. なお, ポケットの端部に生じている凹部については IR フィルタのかけ方を変えれば改善できる.

## 4.7 研究結果

工作機械を使ってパルスレーザを走査させると、加減速部分でオーバーラップ率が変化するため に誤差が発生する.送り速度に比例してパルスの繰返し周波数を変化させることができれば、走査速 度の加減速にともない生じる加工の誤差を防止できると考え、本研究ではアナログ/パルス変換器を 使った周波数制御システムを構築するための研究を行った.得られた研究の成果は、以下のようにま とめられる.

(1) レーザの発振器から出射されるパルスレーザの周波数を,工作機械の送り速度に比例して可変 できるアナログ/パルス変換器を使った周波数制御システムを構築できた.

(2) ナノ多結晶ダイヤモンドに対しサイズが□100 μm のポケットを加工して試作したアナログ/パルス変換器の性能を評価した結果,工作機械の加減速部で生じる誤差を完全に除去できることが明らかになった.

(3) 現時点では、工作機械から出力できる走査速度を反映した速度電圧が同時2軸に限定されているためにアナログ/パルス変換器の使用はXY、XZ、YZの2.5次元加工に限られている.

(4) 工作機械から同時3軸の速度電圧を取出すため IF ボードの試作は既に完了している.また, 初年度に試作したアナログ/パルス変換器を同時3軸に変更することに問題はない.したがって,次 年度には同時3軸加工に対応できるアナログ/パルス変換器を試作し,その性能を評価するための実 験を実施する.

#### 5. おわりに

本研究で行った具体的な研究内容は表1に示したとおりであり、「1.原子配列に擾乱のない切 削加工面を作るための研究」、「2.超微粒子超硬製ノーズRバイトの試作とプリハードン鋼に対 する超精密切削」、ならびに「3.フェムト秒パルスレーザに対する繰返し周波数制御システムの 構築」と題した3つの研究を行った.第2章で報告した1.の研究は、先に実施した「理想的加工 法の具現化(原子の結合を切断できるナノ多結晶ダイヤモンド製切削工具の開発)」という課題を 完結させるため研究で、刃先の丸み半径をサブ nm に成形したナノ多結晶ダイヤモンド製ノーズ R バイトを用いると原子の結合を切断できることを証明するための実験を行った.得られた研究成果 は以下のようにまとめられる.

(1) 無酸素銅の正面切削時に排出された切りくずの幅を測定し、切りくずが発生し始める最小切取 り厚さを幾何計算した.その結果、刃先の丸み半径が0.5 nmのノーズRバイトを用いた場合、工作 機械が位置制御のために変位している位置偏差を切込み深さに加えて求めた最小切取り厚さの下限 値は0.80 nm であり、銅の数原子層に相当していることが明らかになった.

(2) 後方散乱電子回折法を使って結晶粒に残る局所的な結晶方位の乱れを観察した結果, 刃先の丸み半径が 0.3 nm のノーズ R を用いた上で切込み深さを 1 nm 以下に減らして成形した加工面には, 局所的な結晶方位の乱れが生じていないことが明らかになった. 加工面に原子の乱れはなく, 原子の結合を切断できたことが明らかになった.

第3章で報告した2.の研究は、長年の技術の蓄積と歴史を持つ切削工具メーカがこれまでに具 現化できていなかった、プリハードン鋼に対して超精密切削加工を行うことができるバインダレス・ 超微粒子超硬製のノーズRバイトを試作するための研究である.ノーズRバイトの試作と、プリハ ードン鋼に対する超精密切削を行った.得られた研究の成果は以下のようにまとめられる.

(1) 放電プラズマ焼結法や熱間等方加圧法で焼結されたバインダレス・超微粒子超硬に対して, 放電, 研削, ならびにアルゴンプラズマを用いたドライエッチングを行い, ノーズRの半径が0.4mm, くさび角が80,85,95度, すくい角が0, -5, -10度, ならびに刃先の丸み半径が5nm以下のノーズR バイトを試作した.

(2) バインダレス・超微粒子超硬製のノーズ R バイトを使ってプリハードン鋼の超精密切削を行う 場合,切削時に生じる発生熱量を下げ,切削工具とワークとが接触している加工時間を短くし、しか も切削液への摩擦熱の流入割合を増せば工具摩耗を減らすことができる.ただし,工具摩耗を完全に 防止できる加工条件を見出すことは容易でない.

(3) プリハードン鋼に対して超精密切削を行うことができる切削工具を開発するという大きな研究 目的を達成するためには、切削工具の素材にバインダレス・超微粒子超硬を使うことにこだわらない で、鉄系金属と反応しない cBN を使うことを視野に入れて研究を進める必要がある. 第4章で報告した3.の研究はパルスレーザをの走査速度の加減速に伴い発生する加工誤差を防止するための研究で、レーザの走査速度に比例してパルスレーザの繰返し周波数を自動的に可変できるアナログ/パルス変換器を使った周波数制御システムを開発することを試みた.得られた研究の成果は以下のようにまとめられる.

(1) ナノ多結晶ダイヤモンドに対しサイズが□100 μm のポケットを加工して試作したアナログ/パルス変換器の性能を評価した結果,工作機械の加減速部に生じる加工誤差を完全に防止できることが明らかになった.

(2) 現時点では、工作機械から出力できる走査速度を反映した速度電圧が同時2軸に限定されているためにアナログ/パルス変換器の使用はXY、XZ、YZの2.5次元加工に限られているが、作機械から同時3軸の速度電圧を取出すためI/Fボードの試作は既に完了している.したがって、次年度には同時3軸加工に対応できるアナログ/パルス変換器を試作し、その性能を評価する.

## 謝 辞

図 19 や表 2 に示したバインダレス・超微粒子超硬は、(株) NJS・犬塚文祥氏に試作を依頼した. 代表研究者の思いつきに辛抱強く付き合って下さったことに感謝申し上げる. 同氏からは焼結粒子 間に隙間がない超微粒子超硬を作ることの難しさを勉強させていただいた. 図 50 と図 55 に示した アナログパルス変換器の試作は、有限会社ワイズシステム・奈良靖氏に依頼した. 同氏の豊富なご経 験とご見識がなければアナログパルス変換器を具現化できなかった. ご見識に敬服申し上げると同 時に、ご助力に感謝申し上げる.

#### 参考文献

- (1) 仙波卓弥, 超硬合金製・マイクロレンズアレイ金型に対する研磨レス製造技術の開発, 公益社団法人三 井金型振興財団研究報告書, http://www.mitsui-zaidan.or.jp/2012report no1 final.pdf (2014), pp. 1-18.
- (2) 仙波卓弥,理想的加工法の具現化(原子の結合を切断できるNPD製ノーズRバイトの開発),公益社団法人三井金型振興財団特別研究最終報告書, https://www.mitsui-Zaidan.or.jp/2018report\_no3.pdf,(2021), pp. 1-34.
- (3) 仙波卓弥,天本祥文,藤山博一,橋本親弥,角谷均,熱化学反応を利用したナノ多結晶ダイヤモンド に対する乾式研削,日本機械学会論文集C編, Vol.79, No.807 (2013), pp. 512-522.
- (4) 仙波卓弥, 天本祥文, 角谷均, 酸素プラズマを使ったナノ多結晶ダイヤモンド製ノーズR バイトに対するドライエッチング(成形し得る刃先の丸み半径), 日本機械学会論文集, Vol.88, No.907 (2022), DOI:10.1299/transjsme.21-00354.
- (5) 井川直哉,島田尚一, R.R.Donaldson, C.K.Syn, J.S.Taylor, 大森義市,田中宏明, 吉永博俊, 極微小切 削における切りくず形態と最小切取り厚さ,精密工学会誌, Vol.59, No.4 (1993), pp. 141-147.
- (6) 島田尚一,井川直哉.田中宏明,大森義市,打越純一,分子動力学を用いた極微小切削における切削 力および切りくず生成機構解析,精密工学会誌, Vol.59, No.12 (1993), pp. 103-109
- (7) 田邊良美,清水浩樹,高野光央,Al-4.16Mg合金の二次元切削切りくずの電子顕微鏡的観察,精密機械,

Vol.42, No.2 (1976), pp. 9-15.

- (8) 森田博文, SEM-EBSD法による局所ひずみ・集合組織の評価, 日本軽金属学会誌, Vol. 64, No. 1(2014), pp. 21-24
- (9) 佐々木孔英, 釜谷昌幸, 三浦照光, 福谷耕司, 微視的な塑性ひずみ分布と結晶方位差の関係, 日本金 属学会誌, Vol. 74, No. 4 (2010), pp.467-474.
- (10) 釜谷昌幸,電子後方散乱回折(EBSD)による構造材料の損傷評価(測定手順標準化のための測定品質の定量評価),(株)原子力安全システム研究所技術システム研究所, Vol. 18 (2011), pp. 181-197.
- (11) 仙波卓弥,・太田修平・天本洋文・藤山博一・角谷均, ナノ多結晶ダイヤモンドと焼結ダイヤモンド製研削工具との間に生じる熱化学反応のメカニズム,日本機械学会論文集 C 編, Vol.77, No.784(2011-12), pp.4704 4717.

仙波卓弥・天本祥文・藤山博一・橋本親弥・角谷均,熱化学反応を利用したナノ多結晶ダイヤモンドに対する乾式研削,日本機械学会論文集 C 編、Vol.79, No.807(2013-11), pp. 4513-4523.

- (13) 山形豊, 超精密切削加工とそのアプリケーション, 精密工学会誌, Vol. 74, No. 12 (2008), pp. 1278-1281.
- (14) ホール・ペッチの式,日本機械学会機械工学事典,https://www.jsme.or.jp/jsme-medwiki/07:1012135#~:text.
- (15) 天本祥文・吉田昌史・仙波卓弥・角谷均, ナノ多結晶ダイヤモンド製ノーズ R バイトに対するレーザ 成形技術,日本機械学会論文集 C 編,78-794(2012-10), pp. 3583-3593.
- (16) 仙波卓弥・天本祥文・角谷均, ナノ秒パルスレーザを用いたナノ多結晶ダイヤモンド製ノーズRバイトに対する走査線加工技術,日本機械学会論文集, Vol.83, No.851(2017), [DOI: 10.1299/transjsme.16-00573].