

ターンミリングにおける切削状態の解明

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2021-07-09 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 嶋貫, 康二, SHIMANUKI, Koji メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/2297/00062864

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial-ShareAlike 3.0 International License.



博 士 論 文

ターンミリングにおける切削状態の解明

金沢大学大学院
自然科学研究科
機械科学専攻
生産加工システム研究室

学 籍 番 号 : 1824032008

氏 名 : 嶋 貫 康 二

主任指導教員名 : 細 川 晃

提 出 年 月 : 2021 年 1 月

目次

第1章 緒論	1
第2章 光ファイバ型2色温度計	7
2-1 緒言	7
2-2 赤外線温度計の測定原理	8
2-3 光ファイバ型2色温度計の基本構成	9
2-4 光ファイバ	10
2-4-1 光ファイバの伝送原理	10
2-4-2 光ファイバの伝送損失	11
2-5 赤外線検出素子	12
2-6 変換増幅回路	14
2-7 相対感度	14
2-8 温度計の出力較正	15
2-9 結言	19
第3章 切削特性の評価方法と伝熱解析による温度の推定	20
3-1 緒言	20
3-2 三次元CADを活用したターンミリングのモデリングと解析方法	23
3-3 切削特性の評価方法	27
3-3-1 実験装置	27
3-3-2 切削工具	28
3-3-3 切削パラメータの定義	29
3-3-3-1 工具オフセット	29
3-3-3-2 1刃当たりの被削材回転角度	30
3-3-3-3 加工能率	30
3-3-4 切削条件	32
3-3-5 工具刃先温度の測定方法	33
3-3-5-1 実験概略	33

3-3-5-2	2色温度計の出力波形と換算方法	35
3-3-6	切削抵抗の測定方法	37
3-3-6-1	実験装置	37
3-3-6-2	実験方法	39
3-3-6-3	出力波形と換算方法	41
3-3-6-4	切削条件と比切削抵抗の関係	43
3-3-7	高速度カメラによる切削状態の可視化	44
3-4	空転時のインサートの空冷状態	46
3-4-1	インサート空冷モデル	46
3-4-2	空転時における切れ刃の冷却	48
3-4-3	インサート物性値の測定	50
3-4-3-1	熱拡散率	50
3-4-3-2	比熱	52
3-4-3-3	密度	54
3-5	結言	55
第4章	各切削パラメータが切削特性に及ぼす影響	57
4-1	緒言	57
4-2	被削材径の影響	58
4-3	工具オフセットの影響	61
4-3-1	推定最高温度に及ぼす影響	62
4-3-2	切削距離と空冷特性の関係	66
4-4	相対切削速度の影響	73
4-5	被削材回転数の影響	78
4-6	送り量の影響	83
4-7	結言	87
第5章	チタン合金におけるターンミリングの切削特性	89
5-1	緒言	89
5-2	空転時における工具逃げ面温度	90

5-2-1	実験方法	90
5-2-2	切れ刃温度と切りくず温度の切り分け	91
5-2-3	Ti-6Al-4V 合金と炭素鋼 S45C の切削特性の比較	94
5-3	切削パラメータが工具寿命に及ぼす影響	95
5-3-1	実験方法	95
5-3-2	工具オフセットの影響	97
5-3-3	Ti-6Al-4V 合金と炭素鋼 S45C の工具寿命の比較	107
5-3-4	相対切削速度の影響	111
5-4	結 言	113
第 6 章 結 論		115
参考文献		120
謝 辞		129

記号表

a_p : 切込み [mm] A : 切削断面積 [mm ²] A_{ave} : 平均切削断面積 [mm ²] $A.R.$: 軸方向すくい角 [°] c_s : サファイアの比熱 [J/(kg·K)] c_t : 比熱 [J/(kg·K)] C_1 : 第1輻射定数 [W·μm ⁴ /m ²] C_2 : 第2輻射定数 [μm·K] C_3 : 定数 C_4 : 定数 C_5 : 定数 d : 試料厚み [m] d_c : コア径 [μm] $D_1(\lambda)$: 赤外線検出素子の分光感度特性 $D_2(\lambda)$: 赤外線検出素子の分光感度特性 D_t : 切削工具の直径 [mm] D_w : 被削材の直径 [mm] D_i : 加工前の被削材径 [mm] e : 工具オフセット [mm] e_{max} : 限界工具オフセット [mm] e_{opt} : 最適工具オフセット [mm] $E_{b\lambda}(\lambda, T)$: 黒体の単位面積から半球面内 へ輻射されるエネルギー [W/(m ² ·μm)] $erf(x)$: ガウスの誤差関数 f : 送り量 [mm/rev] f_t : 1刃当たりの被削材軸方向送り [mm/tooth]	f_z : 1刃当たりの送り [mm/tooth] f_w : 1刃当たりの被削材の周方向 長さ [mm/tooth] $F(\lambda)$: 光ファイバの分光透過率 F_x : インサートに対する水平方向 切削抵抗 [N] F_y : インサートに対する垂直方向 切削抵抗 [N] F_z : 切削工具の軸方向切削抵抗 [N] F_{max} : 最大切削抵抗 [N] F_{ave} : 平均切削抵抗 [N] h : 熱伝達率 [W/(m ² ·K)] L : 切削距離 [mm] k : 比切削抵抗 [N/mm ²] L_n : インサート半径方向の切れ刃 長さ [mm] m_t : 比熱測定試料の質量 [kg] m_s : サファイアの質量 [kg] MRR : 加工能率 [mm ³ /min] MT : 加工時間 [s] N : ターンミリング後の被削材角数 N_i : パス数 N_m : 最大パス数 NA : 開口数 n_1 : コアの屈折率 n_2 : クラッドの屈折率 n_t : 切削工具の回転数 [min ⁻¹] n_w : 被削材の回転数 [min ⁻¹]
------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

\dot{q}_s : サファイアへ加わる熱量 [J/s]	x : インサートの厚み [m]
\dot{q}_t : 測定試料へ加わる熱量 [J/s]	Z : 切削工具の刃数
q_t : 1 刃当たりの発熱量 [N·m]	α : 熱拡散率 [m ² /s]
r_c : インサートノーズ半径 [mm]	β : 種々の損失に依存する係数
R_t : 切削工具の半径 [mm]	$\varepsilon(\lambda, T)$: 測定対象物の輻射率
$R.R.$: 半径方向すくい角 [°]	ϕ : 切削工具回転角度 [°]
$R.A.$: インサートのすくい角 [°]	温度測定角度 [°]
$t_{1/2}$: 熱拡散率測定時に最高温度の 1/2 に達するまでの時間 [s]	ϕ_c : 臨界角 [°]
t : 時間 [s]	ϕ_e : 切削終了角度 [°]
t_c : 空冷時間 [s]	ϕ_s : 切削開始角度 [°]
$t_{F_{zs}}$: F_z 分力の変化開始時間 [ms]	$\Delta\phi$: $\phi_e - \phi_s$ [°]
$t_{F_{ze}}$: F_z 分力の変化終了時間 [ms]	η : 初期温度分布を決定する変数 [m]
t_m : 1 刃当たりの切削時間 [s]	λ : 波長 [μm]
t_p : 切削周期 [ms]	$\lambda_1 \sim \lambda_4$: 各赤外線検出素子の測定可能 な波長範囲 [μm]
T : 絶対温度 [K]	λ_t : 熱伝導率 [W/(m·K)]
T_{PR1535} : 温度較正時の較正物温度 [K]	θ : 1 刃当たりの被削材回転角度 [°]
T_s : 切削直後のインサート表面 温度 [K]	ρ_t : 密度 [kg/m ³]
T_∞ : 室温 [K]	σ : ステファン・ボルツマン定数 5.67×10^{-8} [W/(m ² ·K ⁴)]
$T(x, t_c)$: インサート厚み内の温度分布	ξ_m : 最大受光角 [°]
v_c : 切削速度 [m/min]	ξ_{n_1} : 光の入射角 [°]
v_{rc} : 相対切削速度 [m/min]	ξ_{n_2} : 光の入射角 [°]
V : 温度計からの出力電圧 [mV]	Λ : 相対感度
V_{InAs} : InAs 素子の出力電圧 [mV]	Λ_1 : 赤外線検出素子の出力 [W/m ²]
V_{InSb} : InSb 素子の出力電圧 [mV]	Λ_2 : 赤外線検出素子の出力 [W/m ²]
V_{total} : 材料除去体積 [mm ³]	
VB_{max} : 最大逃げ面摩耗幅 [μm]	
VB'_{max} : インサートすくい面からの 摩耗幅 [μm]	

第1章 緒論

切削加工は余分な部分を切りくずとして除去し、目的の形状を作り出す際に広く使用される加工法であり、切削条件に応じて加工能率や精度を任意に変化させやすいため、その生産性と経済性に優れている点が挙げられる。そのため、自動車や航空機産業をはじめ、金型加工に使用されることから我々の身の回りの日用品から近年では人工関節のような医療分野まで、あらゆる産業を支える極めて重要な加工技術である。一方で、広く使用されているがゆえに切削性能の高度化や新たな変革が産業界から常に求められており、高能率で長寿命、かつ無人運転化や歩留まり向上を目的とした良好な切りくず処理性などといった課題へ絶えず直面しているといえる。

旋削は切削加工の中で最も一般的な加工法の一つであり、被削材を回転させて切削バイトによりその外周や円筒形状なら内面を切削し、また溝入れやねじ切りなど加工形態が多い特徴を有している。一方で、基本的に連続切削であるため工具刃先温度が高くなりやすく、高能率化の観点からは難しい加工法ともいえる[1][2][3][4][5][6]。この課題に対する解決策として、切削工具表面のコーティング膜の開発や切削油の有効活用などが挙げられる。コーティング膜の開発に関しては、TiN や TiAlN 膜をはじめ近年ではそれらをナノオーダーで複数多層した膜が主流となってきており、膜自体の耐酸化性や被削材に対する耐溶着性の向上が日々行われている[7][8]。しかしながら、被削材との親和性など膜自体の性能が切削特性を決定する訳ではないことから、コーティング膜の開発によって必ずしも高能率化や工具の長寿命化を達成できる訳ではないことになる。切削油の有効活用に関しては、高圧クーラント技術の適用が挙げられる[9][10][11]。通常使用する切削油の供給圧力に対して、7MPa 以上の高圧を専用ホルダで刃先近傍より切削点へ供給することにより、刃先の冷却効果を最大限に高め、高能率化や工具の長寿命化を達成することができる。各社の工作機械が高圧クーラント供給に対応できるようになってきたことや、それに合わせて各切削工具メーカーが専用ホルダを開発したことを背景に、近年産業界での適用が急速に広がっている。一方で、高圧クーラントは積極的に切削油剤を使用する技術であり、廃液削減による環境負荷低減やその処理費用の増加が課題となる。高圧クーラント専用の切削油剤の開発自体がまだ不十分であり、高い廃液頻度も課題として挙げられる。また、機械加工工場において使用されるエネルギーの約 40%が工作機械のクーラントに関連して消費されて

いる場合もあり[12]，これら問題点以上の切削性能を見出せるかが重要となる。

基本的に連続切削である旋削は長く連続した切りくずを生成しやすく，安定した切りくず処理性を実現することも量産現場において極めて重要な点となる．切りくず処理性の向上を目的とした一般的な方法として，工具表面に特有の凹凸を形成したチップブレーカ付工具の使用が挙げられ，基本的にこの工具の使用が不可欠である．しかしながら，各工具メーカとも数十種類以上の製品を扱っていることがほとんどであり，被削材の種類や切削条件に応じて多種多様な形状を使い分ける必要がある．この使い分けは専門性が高く，難しいことに加えて，工具形状および被削材のばらつきや摩耗の進展によるチップブレーカ自体の形状変化により，その処理性自体は必ずしも安定しているといえないのが現状である．

これら旋削の問題を解決する方法として，本研究ではターンミリングに着目する．ターンミリングとは回転する被削材を回転する工具により切削する加工法であり，従来の旋削が連続加工であるのに対して，ターンミリングは回転工具を用いて加工を行うため断続加工となる．そのため，切削工具には空冷時間が生じることになり，切削により上昇した温度が空転時に冷却されることで，刃先温度の上昇を抑制する効果が期待できる[13]．つまり，切削機構的に従来の旋削よりも切削温度を低減できるため，高能率化や工具の長寿命化が期待でき，切削油を使用しないドライまたはニアドライ加工へ変更できる可能性もある．また，切削の断続化により切りくずは一定の長さで確実に分断されるため，基本的に問題となることはない．以上のことから，旋削において問題となる点をターンミリングは解消することができ，代替加工法として極めて高い可能性を有している．一方で，加工後の被削材形状は断続切削化のため多角形体となる最大の欠点を有しており，滑らかな真円形状の加工面を得ることは不可能である．そのため，粗加工または切削温度が高くなりやすい難削材への適用がまず最も期待されており，本研究でもこれらの点を想定した調査を行った．

ターンミリングは切削工具と被削材の配置方法により複数の加工形態が存在し，主に *tangential*，*co-axial*，*orthogonal* の三種類へ分類することができる．各加工形態の概略図を図 1-1 に示す．*Tangential* 加工は工具の側面刃を用いる加工法であり，*orthogonal* 加工とは被削材に対する工具の当て方が異なる形態である．切削工具の側面刃の切れ刃長さにより切削条件に制約を受けてしまうことや，工具送り量の増加がそのまま仕上げ面粗さの悪化へつながるため，高能率化の観点からは最も期待が小さい加工形態

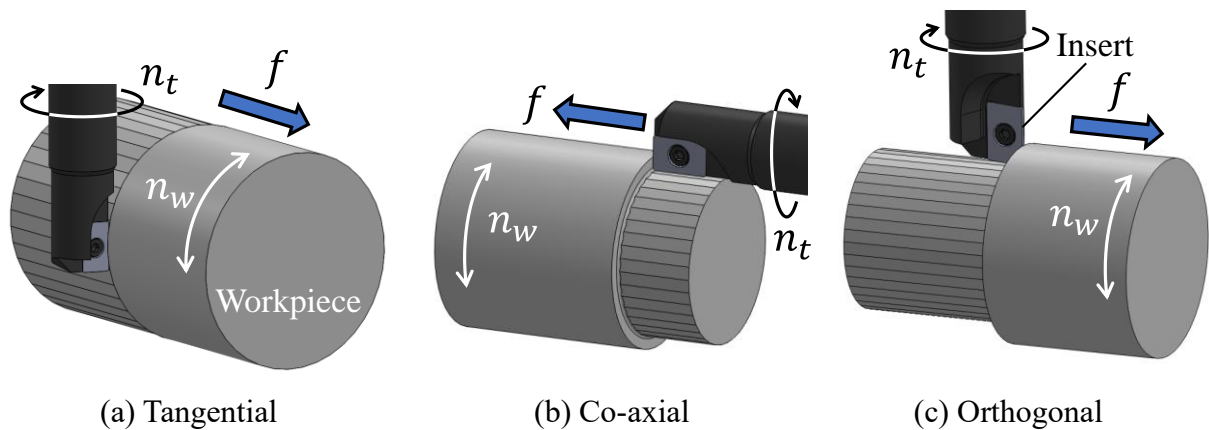


Fig. 1-1. Schematic illustrations of turn-milling processes.

であると考えられる。しかしながら，*tangential* 加工に関する先行研究自体が極めて少なく[14][15]，未だ不明な点が多い加工形態といえる。*Co-axial* 加工は切削工具と被削材の中心軸が平行であることが特徴であり，外径加工や円筒形状の被削材ならば内径加工を行うことができる。焼入れ鋼に対して高能率かつ研削加工に匹敵する高精度加工を実現できるという先行研究が見られる一方で[16][17]，*co-axial* 加工の研究も数が少なく，要因として切削距離に応じて工具の突き出し長さを大きくする必要があることや，被削材の形状によりそもそも加工が適用できない場合が多いことなどが考えられる。*Orthogonal* 加工は工具の底刃を主に用いる加工法であり，先行研究が最も多い加工形態である。その理由として，切削条件や加工方法を適切に選ぶことで前述の *tangential* や *co-axial* 加工で問題となる点を解消でき，最も汎用性の高い加工形態であることが挙げられる。そのため，本研究でも *orthogonal* 加工を対象に調査を行った。

ターンミリングに関する先行研究は 1990 年の Schulz らの研究[14]が最初とされ，比較的新しい加工法である。30 年間における先行研究の内訳として大きく 3 種類に分類でき，切削条件と仕上げ面粗さの実測による関係の解明，理論切取り厚みを用いた切削モデルの確立と切削力の推定，MATLAB®や三次元 CAD による仕上げ面形状の再現，となる。Kopac らおよび Choudhury らは，切削工具および被削材回転数，切込み，送り速度などを変化させた場合の仕上げ面粗さを実測し，旋削と比較することで各切削パラメータが仕上げ面粗さに及ぼす影響を調査している[18][19][20]。Karaguzel, Budak, Bakkal らによる多くの研究では，様々な場合における切取り厚みを理論的に算出し，切削係数法による切削力の推定を可能としている[15][21][22][23][24][25][26]。また，ターンミリングの切削条件と工具寿命との関係や，チタン合金などの難削材を

対象として、潤滑状態を変化させた場合のターンミリングと通常の旋削との工具寿命差などを実験的に示している[23][27][28]. Comak らおよび内海らは、異なる工具姿勢における切削力の推定を、異なる解析手法を用いて可能としている[29][30]. Zhu らはターンミリング後の仕上げ面状態を理論的に算出し、MATLAB®を活用することで切削条件が与える変化を解析的に表現する方法を提案している[31]. また、海部らは3D-CAD を活用して実際の仕上げ面を再現し、切削条件との関係を詳細に検討している[32]. その他の研究として、加工能率と工具寿命に関する研究[33]や加工能率とびびりに関する研究[34], ターンミリング特有の切りくず状態を詳細に調査した研究[35], ターンミリング時の被削材の温度を測定した研究[36]などが見られる. しかしながら、ターンミリング最大の特長である工具刃先温度に関する研究は極めて少なく、解析結果が1例報告されている程度である[26]. 実測に関する報告例となると、全く見当たらないのが現状である.

前述の通り、ターンミリングは旋削の代替加工法と考えることができ、その適用の効果を検証する際には、加工能率を同一とした比較が妥当であると考えられる. 加工能率は主に切削速度、切込みおよび送り量によって算出することができるが、切削速度は切削温度に極めて大きな影響を及ぼすため、基本的に同一とすることが妥当である. また、代替加工法であることを考慮すると、同じ切込みの値で評価するべきであろう. そのため、送り量によって加工能率を合わせることも適切であると考えられるが、図 1-1(c)で示した *orthogonal* 加工の場合、切削工具と被削材の中心軸の差として定義される“工具オフセット”という重要な切削パラメータを、送り量に加えて適切に設定する必要がある. 工具オフセットは工具寿命や仕上げ面性状など、切削特性へ様々な影響を及ぼすことが報告されており、その最適な値を算出する式が1つ先行研究において提案されている[18][22][24][28]. しかしながら、加工条件によってこの算出式が必ずしも当てはまらない場合が存在し、適切な工具オフセットの選定方法はまだ十分に解明されていないといえる. この要因として、ターンミリング最大の特長である工具刃先温度に関する研究が行われていないことや、複雑な切削状態を詳細に理解するための手法が構築されていないことが考えられる.

そこで、本研究では光ファイバ型2色温度計を用いてターンミリング時の工具逃げ面温度を実測し、工具オフセットが切削温度に及ぼす影響の解明に取り組んだ. しかしながら、ターンミリングにおける切削中または切削直後の工具刃先温度を測定する

ことは極めて困難であるため、本研究では空転時の工具逃げ面温度を測定し、空冷時間に対する工具刃先の温度変化を調査した。合わせて空転時のインサート空冷モデルを提案し、インサート厚み方向に対する一次元非定常熱伝導方程式を解くことにより、インサート切れ刃の理論的な空冷式を示した。この理論式を実測温度と合わせ込むことで、空転時の工具刃先温度を用いて切削直後の最高温度を推定する手法の構築に取り組んだ。さらに、ターンミリングの複雑な切削状態を詳細に理解するために、三次元 CAD を活用して理論的な切取り形状を再現し、インサートの切削位置の可視化やその切削断面積の数値化にも取り組んだ。

ターンミリングの有効性を確認できれば、さらなる高能率化も期待される点である。加工能率を考える場合、高能率化は切削温度の大幅な増加を引き起こすことになり、各切削パラメータの変化に対する能率と温度の関係を把握することは極めて重要となる。この点において、本研究で構築した最高温度の推定手法を用いれば、加工能率と工具刃先温度の関係を調査することは十分に可能である。しかしながら、空転時の温度測定 → 理論式による最高温度の推定 → 切削パラメータと工具刃先温度との関係の調査 → 加工能率と工具刃先温度との関係の調査、と評価のプロセスは多くなる。これがもし仮に空転時の温度を用いて各切削パラメータ間の比較を行うことができれば、より簡潔に高能率化を目指すことが可能となる。そのためには、各切削パラメータを変化させた場合における空冷特性を調査し、ターンミリングにおける空冷温度の意義を詳細に検討する必要がある。

以上のことをまとめると、本研究では orthogonal 加工の適用を検討する際に重要となる工具オフセットの選定方法と高能率化を目指す際に重要となる工具刃先温度の測定および評価方法の構築を目的として取り組んだ。光ファイバ型 2 色温度計を用いて様々な切削条件におけるターンミリング時の工具逃げ面温度を実測し、各切削パラメータと工具刃先の最高温度およびその空冷特性との関係を詳細に調査した。また、複雑な切削状態を三次元 CAD により再現し、理論的な切取り形状と切削現象を結びつけることで、より詳細に切削現象を理解するための手法を構築した。

本論文の概要を、構成する各章に沿って以下に示す。

第 2 章では、ターンミリング時の工具刃先温度の測定に使用した光ファイバ型 2 色温度計の測定原理や基本構成について説明した。

第 3 章では、最初に三次元 CAD を活用したターンミリング時の切削状態の可視化

方法について述べ、加工面の比較や実際の使用方法について説明した。次に、ターンミリング時の切削特性の評価方法について記載し、工具刃先温度や切削抵抗の測定方法などを説明した。最後に、実測した工具刃先温度を用いて切削直後の最高温度を推定する方法に関して伝熱解析による解法を示し、その理論式の計算に必要な熱拡散率、比熱および密度に関する測定方法と結果をそれぞれ示した。

第4章では、ターンミリングの各切削パラメータが切削特性に及ぼす影響について述べ、主に理論切取り形状と切削現象の関係や各切削パラメータが空冷特性に及ぼす影響について説明した。

第5章では、難削材であるチタン合金をターンミリング時の切削特性について述べ、工具刃先温度の測定方法や工具オフセットおよび相対切削速度が工具寿命に及ぼす影響について説明した。

第6章では、本研究で得られたことをまとめ、結論とした。

第2章 光ファイバ型2色温度計

2-1 緒言

切削加工時の工具刃先は、被削材を切りくずとして排出する際のせん断力、工具すくい面と切りくずとの摩擦および逃げ面と仕上げ面との摩擦により非常に高温となる。工具刃先温度と工具寿命には密接な関係があり、過度な高温は急速な工具摩耗を引き起こす原因となる[1][2][37][38][39]。特に、ターンミリングは粗加工や難削材への適用において期待されていることもあり、各切削パラメータが工具刃先温度に及ぼす影響を明らかにすることは極めて重要となる。

切削温度の一般的な測定方法として、切削工具または被削材内の切削点近傍へ熱電対を埋め込む方法や工具-被削材熱電対法がある[6][40][41][42][43]。これら手法は比較的容易に温度測定が行える一方で、以下の欠点を有している。

1. 回転体の温度測定が困難である。
2. 熱電対の応答速度は数 ms 程度であり、エンドミル加工のような断続切削の過渡的な温度変化を追従できない。
3. 熱電対の感温部と測定対象物を接触させるため、温度場を乱す場合がある。
4. コーテッド超硬工具は摩耗でコーティングが剥離した場合、工具と被削材間での熱起電力が変化してしまう。

ターンミリングにおける工具刃先の温度測定において、これらの欠点は非常に大きな問題となるため、熱電対による接触型の温度測定方法を適用することは困難であると考えられる。

非接触型の温度測定方法として、赤外線サーモグラフィを活用する方法がある[28][44][45][46][47][48]。この方法はエンドミル加工時の温度測定にも十分な応答速度を有し、乾式切削ならば基本的に切削形態の制約を受けず、測定対象物の温度場を乱すこともない。しかしながら、本手法を切削加工へ適用する場合、以下の欠点が挙げられる。

1. 測定対象物の材質や表面性状に依存する輻射率を、正確に把握する必要がある。
2. 切削領域周辺の温度測定しか行えず、工具刃先の微小領域を測定することは非常に困難である。

そこで、本研究ではターンミリング時の刃先温度測定に、光ファイバと2種類の赤外線検出素子を組み合わせた光ファイバ型2色温度計を使用した。この温度計はコア径の小さな光ファイバを使用することにより、直径数百 μm の微小領域を非接触で測定することができる。また、赤外線検出素子には応答速度 $1\mu\text{s}$ のものを使用しているため、ターンミリング時の工具刃先の温度変化を十分に追従することが可能である。

本章では、光ファイバ型2色温度計の測定原理と基本構成を述べるとともに、温度換算に不可欠な較正曲線を得るための実験方法および結果について説明する。

2-2 赤外線温度計の測定原理

すべての物体は絶対零度でない限り、その物体の熱エネルギーに応じた電磁波を放射している。そのエネルギーは主として物体の表面温度に依存しており、この放射エネルギーを検知することで、その物体の表面温度を測定することが可能である。

黒体(入射するすべての熱放射線を完全に吸収する仮想の物体)から放射される単色放射エネルギーは、Planckの式で次のように表される[49]。

$$E_{b\lambda}(\lambda, T) = \frac{C_1}{\lambda^5 \cdot \{\exp(C_2/\lambda \cdot T) - 1\}} \quad (2-1)$$

ここで、

$E_{b\lambda}(\lambda, T)$: 黒体の単位面積から半球面内へ放射されるエネルギー [W/($\text{m}^2 \cdot \mu\text{m}$)]

λ : 波長 [μm]

T : 絶対温度 [K]

C_1 : 第1放射定数 3.740×10^8 [W $\cdot\mu\text{m}^4/\text{m}^2$]

C_2 : 第2放射定数 1.439×10^4 [$\mu\text{m} \cdot \text{K}$]

(2-1)式を全波長域において積分することで、温度 T における全放射エネルギー E_b [W/ m^2]を求めることができ、次のように表される。

$$E_b(T) = \int_0^\infty E_{b\lambda} d\lambda = \frac{\pi^4}{15} \cdot \frac{C_1}{C_2^4} \cdot T^4 = \sigma \cdot T^4 \quad (2-2)$$

ここで、

σ : ステファン・ボルツマン定数 5.67×10^{-8} [W/($\text{m}^2 \cdot \text{K}^4$)]

(2-2)式はステファン・ボルツマンの法則と呼ばれ、黒体から放射される全エネルギーは

絶対温度の4乗に比例することを示しており、輻射式温度計は高温測定に適していることがわかる。しかしながら、実際の物体からの輻射エネルギーは黒体輻射に比べて小さく、このエネルギーの低下割合を輻射率と呼ぶ。この輻射率は輻射角度、対象物温度、波長、物体表面の性状・粗さなどに依存するが、これら因子の影響を平均的に考慮した値をその物体表面の全輻射率として取り扱うことが多い。輻射式温度計を用いて温度測定を行うためには、この輻射率を正確に求めることが高精度な温度測定につながるが、切削加工へ適用する場合、切削工具の摩耗や工具への凝着などの要因により、輻射率を常時把握することは事実上不可能である。本研究で用いる2色温度計は輻射エネルギーが波長により異なることを利用して、異なる波長域のエネルギーの比から温度を測定するものであり、物体の輻射率が波長によって差がない場合、理論上、輻射率の影響を受けずに温度測定を行うことが可能である。

2-3 光ファイバ型2色温度計の基本構成

本研究で使用する温度計は、光ファイバ、赤外線検出素子、変換増幅回路から主に構成されている。そのため、温度計の性能は光ファイバの光伝送特性、赤外線検出素子の分光感度特性および変換増幅回路の増幅特性に依存する。本研究では測定温度範囲を200℃~600℃程度と想定し、この温度領域の測定に適したInAs/InSbの2種類の赤外線検出素子を使用した。図2-1に光ファイバ型2色温度計の概略図を示す。測定対象物から輻射される赤外線を光ファイバで受光し、光ファイバの全反射の特性を利用して、2色温度計内の赤外線検出素子へ伝送する。赤外線検出素子はInAsとInSbが積層構造となっており、InAsは短波長側の、InSbは長波長側の赤外線エネルギーをそれぞれ電気信号へ変換し、回路によって増幅された信号をデジタルオシロスコープで記録する構造となっている。測定した2つの電圧の比をとることで、較正曲線により温度へ換算することができる。

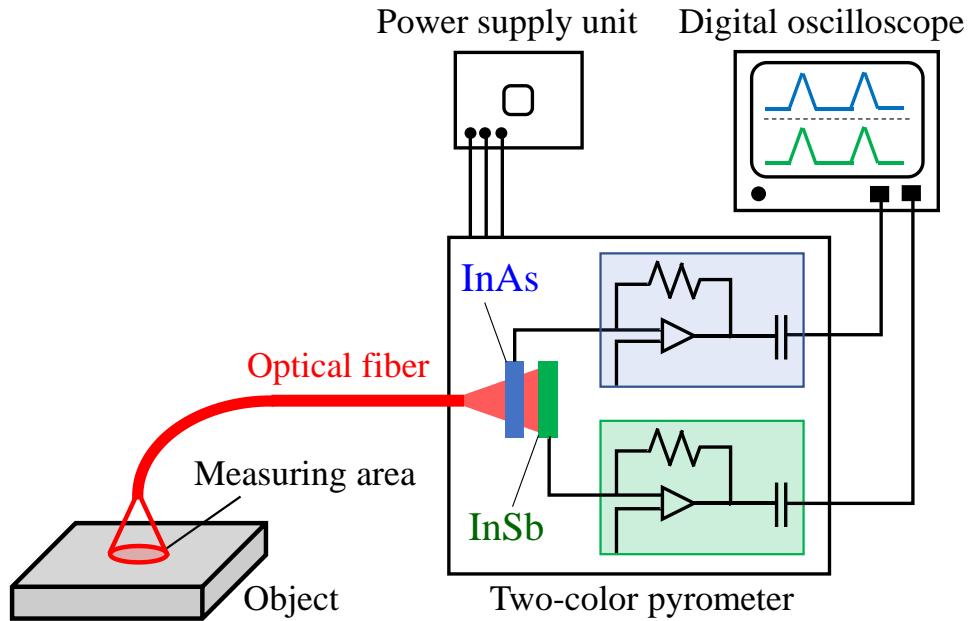


Fig. 2-1. Structure of a two-color pyrometer with an optical fiber.

2-4 光ファイバ

2-4-1 光ファイバの伝送原理

光ファイバはコアと呼ばれる中心部とクラッドと呼ばれる被覆部からなり、コアの屈折率をクラッドの屈折率よりも大きくすることによって光の伝送を可能としている。光ファイバのコアの屈折率が均一なものをステップ型、コア内の屈折率が中心を最大として不均一なものをグレーテッド型と呼び、本研究ではステップ型の NSG カルコゲナイドガラスファイバを使用するため、ステップ型の伝送原理を説明する。

図 2-2 にステップ型光ファイバの構造を示す。コアとクラッドの屈折率はそれぞれ $n_1 > n_2 > n_0 (n_0 = 1)$ となっているので、コアの中心軸に対して角度 ξ_m [°] で入射した光は、コアとクラッドの境界面において臨界角 ϕ_c [°] で入射して、境界面上を伝送される(図 2-2 (i)). ξ_m より大きい角度 ξ_{n_1} [°] で入射した光は、クラッドを透過してしまう(図 2-2 (ii)). ξ_m より小さい角度 ξ_{n_2} [°] で入射した光は、コアとクラッドの境界面で臨界角 ϕ_c よりも大きくなり、コア内で全反射を繰り返しながら伝送される(図 2-2 (iii)). したがって、 ξ_m は最大受光角といえる。この ξ_m はファイバの屈折率から次のように表される。

$$\xi_m = \sin^{-1}(\sqrt{n_1^2 - n_2^2}) = \sin^{-1}(NA) \quad (2-3)$$

ここで、 NA とは開口数(Numerical Aperture)と呼ばれるファイバの特性を表す値である。

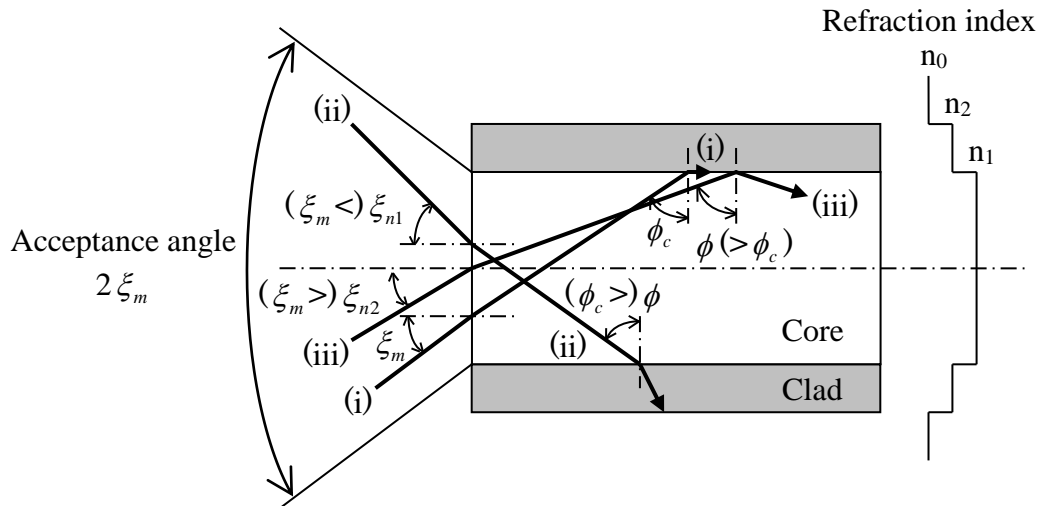


Fig. 2-2. Structure of a step-index optical fiber.

2-4-2 光ファイバの伝送損失

光ファイバは光を透過しやすい材質でできてはいるが、すべての光を透過できる訳ではなく、光の波長によって透過のしやすさが異なる。透過されない波長の光はファイバ内で吸収あるいは散乱していることになるが、その要因として次のようなことが考えられる。

1. 光ファイバの組成に含まれる鉄、クロム、銅などの遷移元素を主とした不純物による光の吸収。
2. 光ファイバ自体の密度、屈折率の揺らぎなどによる光の散乱(レイリー散乱)。
3. ファイバの曲げによる散乱。

1 と 2 はファイバ自体の伝送損失といえ、この損失をなくすことは難しい。3 はファイバを取り扱うときに注意することで、ある程度解消することが可能である。

本研究で使用した NSG カルコゲナイドガラスファイバの基本的な特性と分光透過特性をそれぞれ表 2-1 と図 2-3 に示す。本研究では 200 °C~600 °C の温度測定を想定しているため、2 μm ~ 6 μm の波長域において良好な透過率を示す本ファイバを選定した。なお、赤外線を受光における損失を可能な限り防ぐために、温度測定前には粒子径 1 μm の酸化アルミニウムの研磨紙(ソーラボジャパン株式会社 LF1P)を回転盤へ貼り付け、ファイバの両端面を研磨した状態で使用した。

Table 2-1 Characteristics of an optical fiber.

Core material	Chalcogenide glass		
Core diameter	d_c	μm	300
Numerical aperture	NA		0.4
Acceptance angle	ξ_m	$^\circ$	23.58

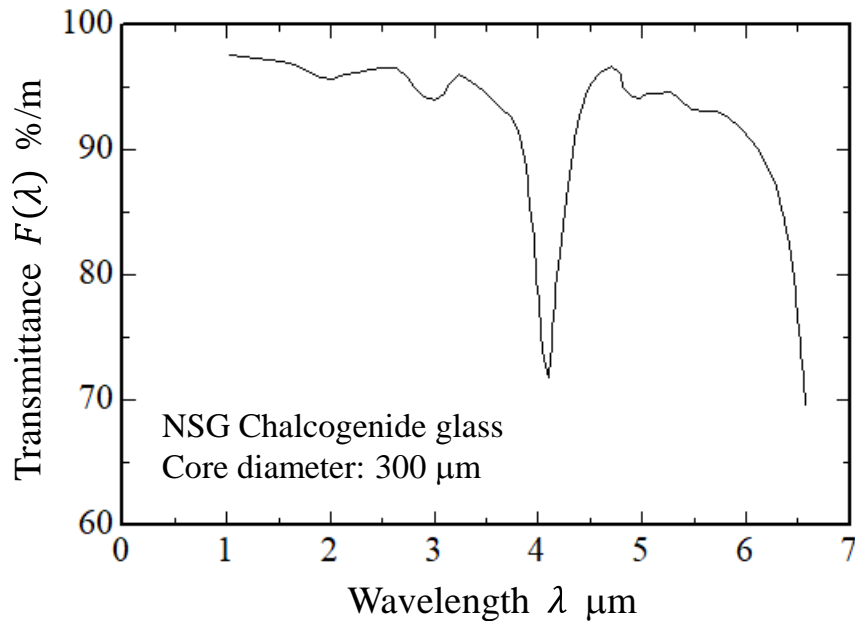


Fig. 2-3. Spectral transmittance of chalcogenide glass fiber.

2-5 赤外線検出素子

赤外線検出素子は、その動作原理によって次の3種類に分類される。

1. 外部光電効果型(光電子放出型)
2. 内部光電効果型(光起電力型, 光導電効果型)
3. 熱電効果型(熱電効果型, 焦電効果型)

光電放出型は電子管型のものが主流であり、入射光により光電面から電子が放出され、それを集めて光電流として取り出すものである。光起電力型は一般的に p-n 接合ダイオードであり、この接合部に光が吸収されると光電流が発生するものを利用している。光導電効果型は、入射光により電気抵抗が変化するものを利用している。熱電効果型は入射光により物体温度が上昇し、その結果生じる電氣的効果(熱電効果, 焦電効果)を利用している。

本研究で使用した赤外線検出素子は、赤外線の入力により起電力を生じる光起電力型の InAs 素子と、赤外線の入力により抵抗値が変化する光導電型の InSb 素子を積層構造にした2色素子である。図 2-4 に各素子の分光透過特性を示す。前面に積層された InAs 素子により波長域 $0.5 \mu\text{m} \sim 3.4 \mu\text{m}$ の赤外線、後面の InSb 素子により InAs を透過した波長域 $3.4 \mu\text{m} \sim 6.5 \mu\text{m}$ の赤外線を検出し、それぞれの入力エネルギーに対する電気信号を出力する。また、赤外線検出素子はペルチェ素子とサーミスタを内蔵しており、外部コントローラにより電氣的に素子温度を -60°C に保つことで、外部の温度変化の影響を受けにくく、素子自体の感度を向上している。

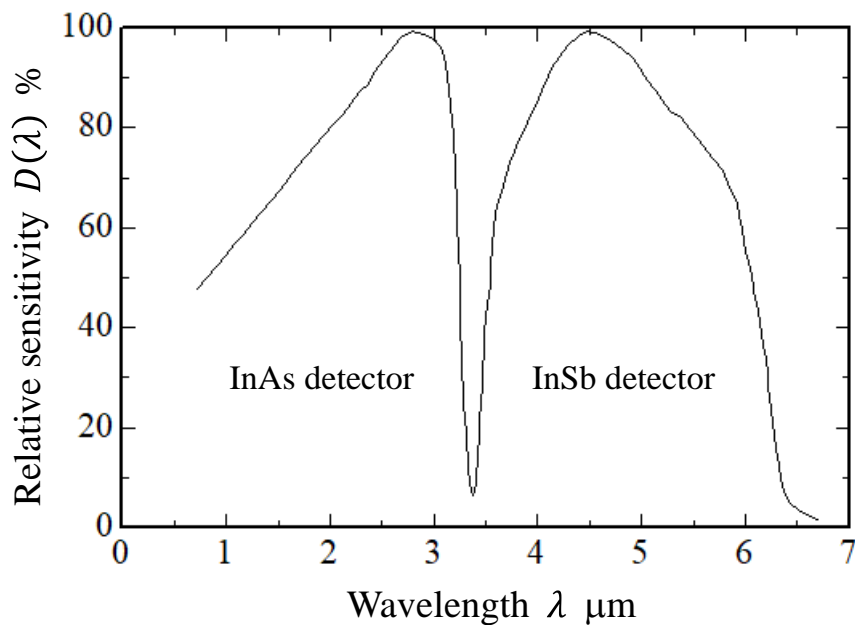


Fig. 2-4. Relative sensitivity of the two-color detector.

2-6 変換増幅回路

本温度計には InSb 素子に光導電型素子を用いており、変換増幅回路には抵抗値の変化を電気信号へ変換するためのバイアス電圧が必要となる。このバイアス電圧として9Vの充電電池(パナソニック株式会社 HHR-9NPS)を2個直列につないで用いており、3端子定電圧レギュレータ(株式会社東芝 TA7812S)により12Vへ低電圧、安定化させてInSb素子へ入力している。

赤外線検出素子 InAs と InSb はともに応答速度が1 μ sと非常に速く、この性能を十分に発揮できる変換増幅回路であることが望ましい。パルス状のレーザを用いた出力波形の観察において、回路を含めた温度計の周波数特性は約100kHzであり、本研究の温度測定において十分な性能を有していることを確認している。

2-7 相対感度

感度波長域の異なる2種類の赤外線検出素子を用いた光ファイバ型2色温度計において、温度 T の測定対象物の温度測定を行う場合、それぞれの素子からの出力 A_1 [W/m²]と A_2 [W/m²]は次のように表される[50][51]。

$$A_1 = \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \beta \cdot \varepsilon(\lambda, T) \cdot E_{b\lambda}(\lambda, T) \cdot F(\lambda) \cdot D_1(\lambda) d\lambda \quad (2-4)$$

$$A_2 = \int_{\lambda_3}^{\lambda_4} \beta \cdot \varepsilon(\lambda, T) \cdot E_{b\lambda}(\lambda, T) \cdot F(\lambda) \cdot D_2(\lambda) d\lambda \quad (2-5)$$

ここで、

- β : 種々の損失に依存する係数
- $\varepsilon(\lambda, T)$: 測定対象物の輻射率
- $E_{b\lambda}(\lambda, T)$: 黒体から輻射されるエネルギー [W/(m²· μ m)]
- $F(\lambda)$: 光ファイバの分光透過率
- $D_1(\lambda), D_2(\lambda)$: 各赤外線検出素子の分光感度特性
- $\lambda_1 \sim \lambda_2, \lambda_3 \sim \lambda_4$: 各赤外線検出素子の測定可能な波長範囲 [μ m]

波長範囲が大きくなり、かつ $\lambda_1 \sim \lambda_2$ および $\lambda_3 \sim \lambda_4$ が大きく異なる場合、 β と $\varepsilon(\lambda, T)$ は波長によらず一定とみなすことができる。このとき、各素子からの出力比 A は次のように表される。

$$A = \frac{A_1}{A_2} = \frac{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} E_{b\lambda}(\lambda, T) \cdot F(\lambda) \cdot D_1(\lambda) d\lambda}{\int_{\lambda_3}^{\lambda_4} E_{b\lambda}(\lambda, T) \cdot F(\lambda) \cdot D_2(\lambda) d\lambda} \quad (2-6)$$

このように、光ファイバ型2色温度計は測定対象物の輻射率の影響を受けないことになり、温度計の相対感度は式(2-6)により計算することができる。本研究で使用した光ファイバ型2色(InAs/InSb)温度計の相対感度曲線の求め方は、次の通りである。

1. 温度 T における黒体の輻射エネルギー $E_{b\lambda}(\lambda, T)$ をプランクの式(2-1)から求める。
2. 光ファイバの分光透過関数 $F(\lambda)$ を図 2-3 から求める。
3. InAs 素子と InSb 素子の分光感度関数 $D_1(\lambda)$ と $D_2(\lambda)$ を図 2-4 から求める。
4. 1~3 の結果を掛け合わせ、各素子の測定可能な波長域において積分する。

これにより得られた値を本温度計の理論相対感度曲線として使用した。

2-8 温度計の出力較正

InAs 素子と InSb 素子から得られる各出力の比と温度の定量的な関係を調査するために、2色温度計の較正実験を行った。図 2-5 と図 2-6 に温度較正システムと較正で使用する台車をそれぞれ示す。装置は2色温度計、光ファイバ、X-Y-Z ステージ付光ファイバホルダ、台車、台車を落下させるレール、小型炉(フルテック株式会社, FT-01X)および熱電対(株式会社チノー, K 熱電対 NCF600)と温度モニタ(ホーザン株式会社, DT-510)から構成されている。温度較正の手順は、次の通りである。

1. 温度較正対象物を台車へ取り付け、小型炉で任意の温度へ十分に加熱する。
2. 加熱した台車を小型炉から取り出した後、すぐにレールに沿って落下させる。
3. インサートが光ファイバの測定領域を通過する際に得られる出力電圧を、オシロスコープによりモニタリングする。
4. 複数の温度で1~3の手順を繰り返し、実験的な温度較正曲線を得る。

温度較正物には、実際のターンミリング加工時に用いるコーテッド超硬インサート(京セラ株式会社, 型番: NDCW150308TRX, コーティング材質: PR1535)を使用した。

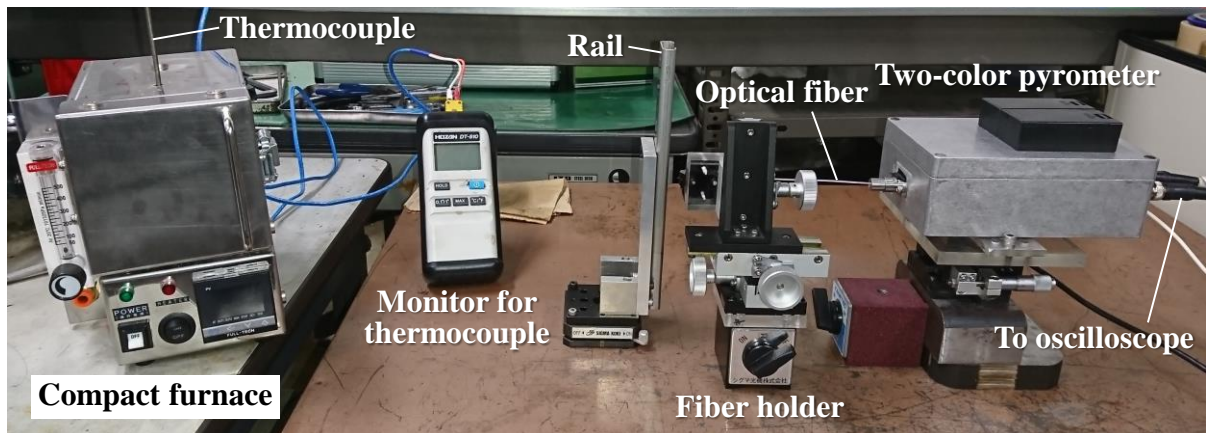


Fig. 2-5. Temperature calibration system for two-color pyrometer.

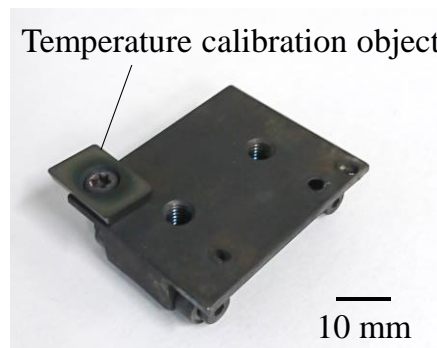


Fig. 2-6. Carriage for temperature calibration.

温度較正時に得られる出力波形と，その際の光ファイバの温度測定領域とインサートおよび台車との位置関係をそれぞれ図 2-7 と図 2-8 に示す．図 2-8 の温度測定領域は，光ファイバとインサート表面間の距離を 1 mm とした場合の範囲を示しており，台車部分ではインサートの厚み 3.18 mm 分，光ファイバ端面との距離が離れるため，温度測定領域が大きくなる．台車とレール間の摩擦を無視し，台車を初速 0 で自由落下させた場合，インサートおよび台車部分が光ファイバの温度測定領域を通過する時間はそれぞれ約 8.6 ms と約 24 ms と算出でき，これは図 2-7 における各素子の出力変化と対応していることがわかった．インサート部分の温度測定時に InSb 素子からの出力は低下していくが，これは一定温度を測定時に光導電型の InSb 素子は抵抗値の変化が起こらなくなり，バイアス電圧との差が緩和されていくためである．したがって，InSb 素子の出力電圧が最大値となる時間を基準として，InAs 素子の出力電圧を測定した．

図 2-9 に各素子からの出力電圧と校正物温度の関係を、図 2-10 にそれらの出力電圧の比と校正物温度の関係を示す。図中の実線は、2-7 節で述べた方法によって算出した2色温度計の理論相対感度曲線である。図 2-9 および図 2-10 より、理論値と実験値が極めてよく一致することがわかった。本研究では、ターンミリング時に得られる2色温度計からの出力電圧を、図 2-10 の校正曲線を用いて工具刃先温度へ換算した。

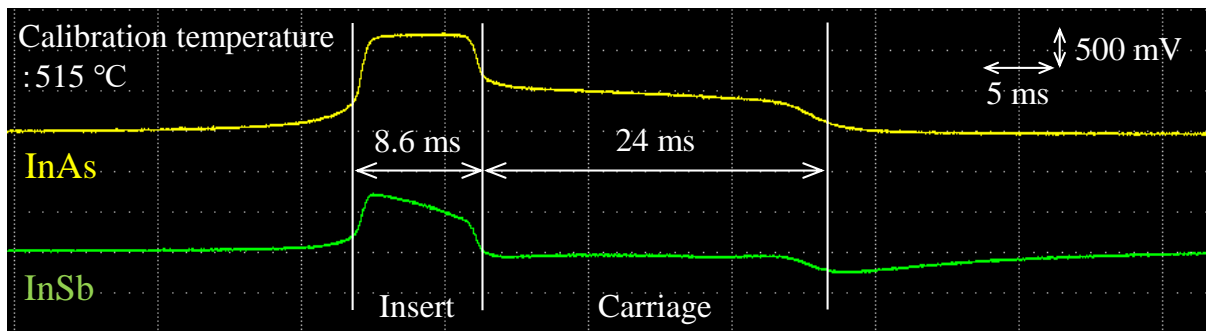


Fig. 2-7. Output signals of two-color pyrometer in temperature calibration.

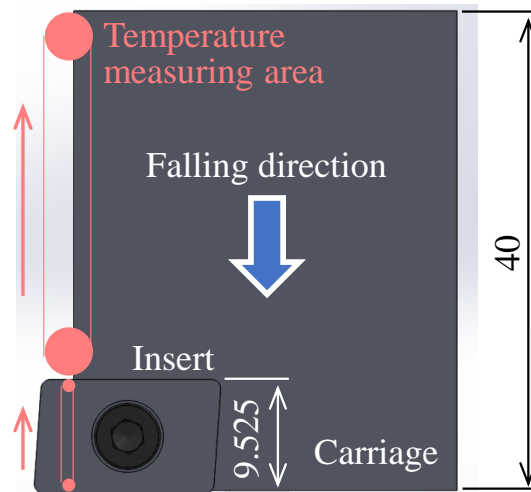


Fig. 2-8. Relationship between the temperature measuring area of an optical fiber and the position of the insert and a carriage in temperature calibration.

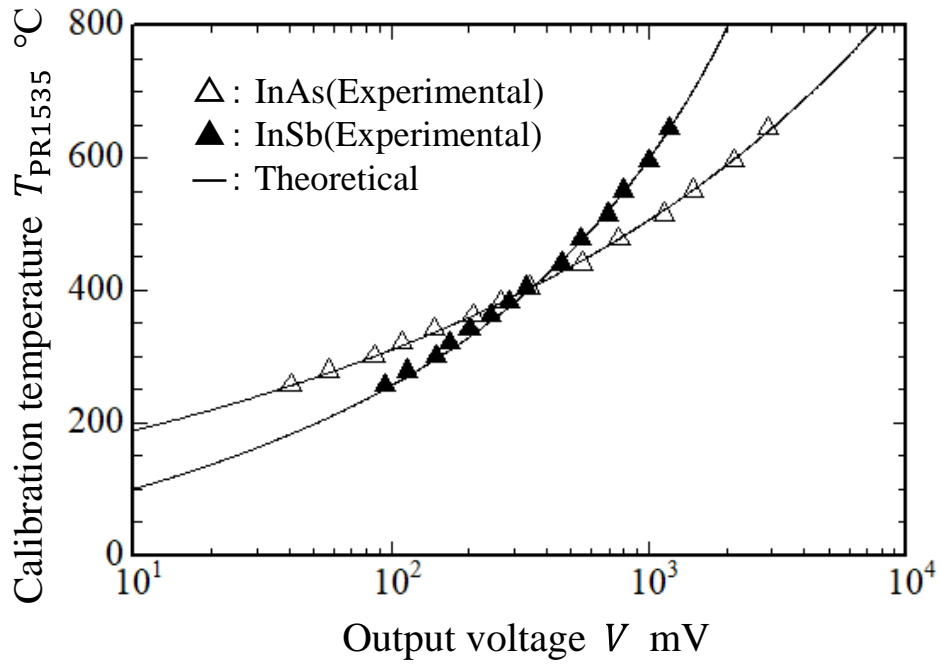


Fig. 2-9. Relationship between output voltage from each infrared detector and calibration temperature.

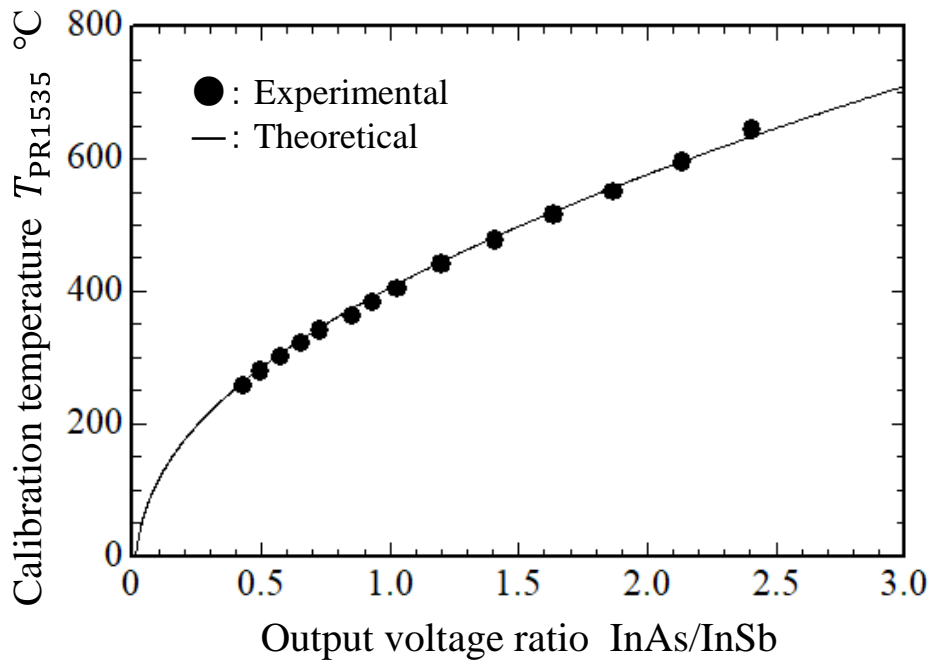


Fig. 2-10. Relationship between output voltage ratio InAs/InSb and calibration temperature.

2-9 結 言

本章では、光ファイバ型2色温度計の原理と特性について説明し、実際に実験で使用したコーテッド超硬工具を用いて2色温度計の出力校正を行った。本章で述べた要点を以下に示す。

1. 光ファイバ型2色温度計は測定物からの赤外線を受光ファイバにより非接触で受光できることから、回転する切削工具切れ刃の微小領域を温度測定することが可能である。
2. 温度計の赤外線検出素子として、光起電力型の InAs 素子と光導電型の InSb 素子を積層して組み合わせることにより、測定対象物の輻射率の影響を受けずに 200 ~ 600 °C の範囲で高精度に温度測定をすることが可能である。

第3章 切削特性の評価方法と伝熱解析による最高温度の推定

3-1 緒言

従来の旋削やミリング加工と比較して、ターンミリングは切削工具と被削材が同時に回転しながら加工が進行するため、切削状態が極めて複雑となる。切削パラメータや加工形態が多いこともこの加工法の特徴であり、ターンミリング時における切取り形状や厚みを数式的に表現する場合、簡易的に考えざるをえないことになり、実際の切削状態と乖離する場合が多いと考えられる。そのため、本研究では三次元 CAD を活用することでターンミリング時の複雑に変化する切削状態を再現し、理論的な切取り形状を可視化することによって、より詳細な切削特性の解明に取り組んだ。

切削加工に対して三次元 CAD を活用し、理論的な切取り形状と切削現象との関係を調査した例として、岩部らの研究成果がある[52][53][54][55][56][57][58][59][60]。岩部らはボールまたはラジラスエンドミルによる傾斜面加工において、切削工具を送る方向や被削材の傾斜角度により様々に変化する理論切取り形状を三次元 CAD により再現し、切削特性との関係性を示している。また、解析により得られる切削断面積が加工時の切削抵抗に対応することを利用して、工具中心軸から各切削断面積の重心までの距離を掛け合わせた切削トルクに対応する評価値を定義し、この評価値と実測した切削抵抗を用いて算出した切削トルクが、非常によく一致することを実験的に示している。本研究ではこれらの研究成果を応用し、ターンミリング時の切取り形状の可視化を行ったので、本章では最初にこの解析方法について説明する。

2章で述べた通り、ターンミリングにおける工具刃先の温度測定に対して、接触型の熱電対法や非接触型のサーモグラフィ法を適用することは困難である。そのため、本研究では光ファイバ型2色温度計を使用した。従来の旋削やミリング加工に対して、本温度計を適用した多くの研究が報告されており、旋削では主に3種類の測定方法が用いられている。1つ目は、固定された中空丸棒形状の被削材側面に光ファイバが挿入できる1mm程度の穴をあけ、切削工具側を回転させて内径切削時の工具逃げ面温度を測定する方法である[2][63][64]。この方法は被削材側を固定した状態で温度測定が行え、被削材に小さな穴をあけるだけでよいため、比較的容易に工具刃先温度を測定することが可能である。2つ目は、赤外線透過するアルミナ(Al_2O_3)や単結晶ダイヤモンドインサートを使用する方法である。アルミナの場合、インサートの底面側か

ら刃先近傍へ向けて直径 1 mm 程度の止まり穴をあけ、その穴へ光ファイバを挿入する。切削時にはインサートすくい面と逃げ面が加熱され高温となり、その高温部から輻射される赤外線の一部がインサート内を透過する。その赤外線を挿入した光ファイバにより受光することで、旋削加工時の切削温度を測定することが可能である[65][66][67][68][69]。単結晶ダイヤモンドの場合は光ファイバを挿入するための穴をあけることが困難であるため、厚み 1 mm のブランクの底面に光ファイバを設置できるように、ホルダまたはインサート合金部分の形状が工夫されている[70][71]。3つ目は、2本の光ファイバを用いて回転型光カプラによって、非接触で輻射エネルギーを切削点から2色温度計へ伝送する方法である[1][72][73]。まず、1つ目の測定方法と同じように円筒状の被削材に 1 mm 程度の穴をあけ、1本目の光ファイバをこの穴と被削材端面部分に取り付けた治具の小孔へ挿入し、被削材とともに回転させる。一方、2本目の光ファイバは、1本目と軸心が一致した状態でわずかな隙間をあけて被削材端面の外側に固定され、温度計に接続されている。2本の光ファイバは不連続であるため被削材の回転によりねじ切れることはなく、加工時に工具逃げ面から輻射される赤外線を被削材と一緒に回転している1本目の光ファイバで受光し、固定した2本目の光ファイバで再受光することによって、回転体からの光伝送を可能としている。

ミリング加工では、主に3種類の測定方法が用いられている。1つ目は、旋削における1つ目の温度測定方法と同様に、被削材の側面に光ファイバを挿入するための横穴をあけておき、切削中の工具逃げ面から輻射される赤外線を測定する方法である[74][75][76][77][78][79][80][81]。ミリング加工は被削材が固定されているため、被削材に穴をあけることができれば、比較的容易に温度測定が可能である。2つ目は、切削形状の関係や被削材の材質のため、側面に穴をあけることができない場合、切削工具の空転時の刃先温度を測定する方法である[82][83][84][85][86]。空転時の刃先温度を複数の箇所でも測定した空冷特性(空冷時間に対する工具逃げ面温度の変化)の調査では、切削条件の違いによる変化は見られず、空転時の工具刃先温度で切削中の温度変化を評価できることが示されている。3つ目は、旋削における2つ目と3つ目の測定方法を組み合わせた手法である[87][88]。インサート合金部分とシャンクに1本目の光ファイバを挿入するための穴があけてあり、温度測定時に光ファイバは切削工具とともに回転する。一方、シャンク終端部には2本目の光ファイバが固定されており、回転体から温度計への光伝送を可能としている。しかしながら、本測定手法は赤外線

を透過するインサート材質に限られることや、セッティング自体が極めて難しいという問題点がある。

以上の測定方法を考慮すると、旋削における3つ目の回転型光カプラを用いた手法ならば、ターンミリングにおける切削中の工具逃げ面温度を測定することは一応可能である。しかしながら、断続切削であることや従来の旋削に対して送り量が非常に大きいことを考慮すると、被削材にあけた小孔を切削中の切れ刃が通過する可能性は低くなり、また毎回同じ切れ刃位置の温度を測定することは実質不可能である。そのため、本研究ではターンミリングにおける切削工具空転時の逃げ面温度を測定し、空冷特性を評価することで、切削パラメータが工具刃先温度に及ぼす影響を調査した。

一方で、従来のミリング加工と比較して、ターンミリングの理論切取り厚みは非常に大きくなる場合が多く、全く形状の異なる切りくずが生成されることになる。そのため、先行研究と同じように空転時の工具刃先温度を用いて切削直後の温度変化を評価できるのかは疑問が残る。また、切削特性を評価する上で、実際に最高温度がどの程度なのか、推定する手法の開発も必要であるといえる。そこで、本研究ではインサートの空冷モデルを考え、1次元非定常の熱伝導方程式を解くことで理論的な空冷式を算出し、実測温度と合わせ込みを行うことで最高温度を推定する手法を構築した。

本研究ではターンミリング時の工具刃先温度について主に調査を行うが、切削温度は切削工具と被削材の相對運動により切りくずを生成するプロセスの結果として生じるものであり、つまりその際の切削抵抗を知ることは極めて重要といえる。しかしながら、ターンミリングの切削抵抗を測定することは難しく、専用の設備が複数必要となる。そこで、本研究では株式会社山本金属製作所の「被削性評価試験サービス」を利用し、温度測定時と全く同じ切削条件で切削抵抗の測定を行うことで、ターンミリングのより詳細な切削特性の解明に取り組んだ。

3-2 三次元 CAD を活用したターンミリングのモデリングと解析方法

ターンミリングは切削工具と被削材が同時に回転しながら加工が進行する方法であり、その状態を三次元 CAD により忠実に再現することは極めて困難である。そのため、実際の加工状態と大きく異ならないことを前提として、以下の解析手順を用いてターンミリング時のモデリングを行った。

1. 被削材の回転および切削工具の送りが停止した状態で切削工具を 1 回転させ、被削材との干渉部分を取り除くことで 1 刃当たりの切削を再現する。
2. 切削工具の回転と送りが停止した状態で、被削材を 1 刃当たり分回転させる。
3. 切削工具と被削材の回転が停止した状態で、送り方向へ 1 刃当たり分切削工具を送る。
4. 1~3 の手順を複数回繰り返す。

つまり、切削工具と被削材が同時に回転しながら加工が進行するところを、本解析では加工が逐一進行するというように切り分けて考えた。

本手法により解析を行った状態を図 3-1 に示し、その際に得られる理論切取り形状を図 3-2 に示す。解析は被削材全周に対して行う必要はないため一部の領域で行い、切取り形状の体積変化がなくなる定常状態まで繰り返し行った。また、インサートの各形状をはじめ、基本的に切削条件とすべて合わせて解析を行った。図 3-2 における理論切取り形状は、解析で定常状態に達した際に、手順 1 で取り除いていた切削工具と被削材の干渉部分に相当する。この状態を再現することができれば、1 刃当たりにおける切削工具と被削材の干渉状態を詳細に解析することが可能となる。

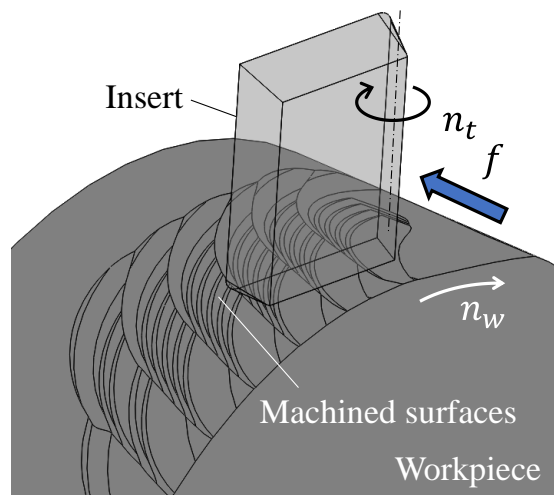


Fig. 3-1. Analysis of orthogonal turn-milling process by the 3D-CAD system.

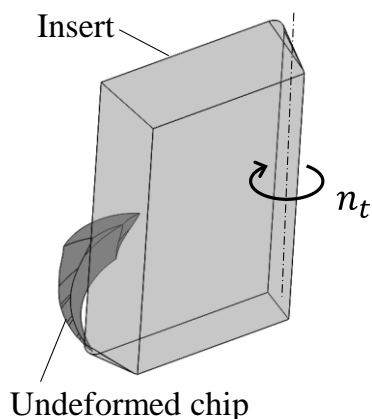


Fig. 3-2. Undeformed chip geometry of the 3D-CAD analysis.

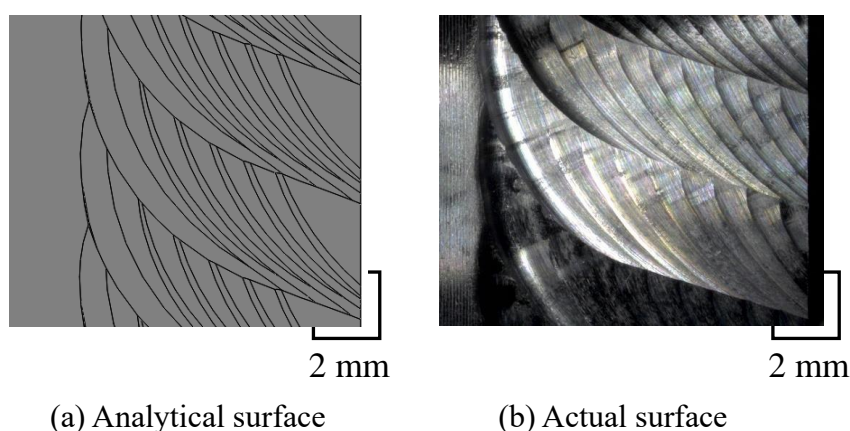


Fig. 3-3. Typical surface textures by turn-milling.

図 3-3 に三次元 CAD により解析した加工面と実加工面との比較を示す。実加工面を得た際の切削条件は、切削工具回転数が 2000 min^{-1} 、被削材回転数が 50 min^{-1} であり、回転数比は 40 となる。この場合、1 回転毎の切削面は同一となるため、理論的にはきれいな 40 角形の角柱となり、送りにより生じる切削痕は水平となるはずである。しかしながら、実加工面には左上がりの切削痕が観察される。これは工作機械へ指令した回転数と加工時の回転数にわずかなズレがあることに起因しており、井原らは実加工と三次元 CAD による解析を比較して、この点を詳細に調査している[32][61][62]。本研究では切削工具の送り方向に対して理論的に生成される切削痕と実加工面の切削痕との角度差を計測し、工作機械への指令値に対して切削工具または被削材回転数の値をわずかに変化させることで、加工面状態の合わせ込みを行った。また、三次元 CAD による解析面には、実加工面よりも多くの線が観察される。これは三次元 CAD

の機能上、インサートのノーズ半径と底刃とのつなぎ目で加工した部分が、線として残ることが影響している。しかし、実際の切れ刃のつなぎ目は滑らかに加工されているため、実加工面にこの線は明確に観察されないことになる。そのため、解析面上の細い線を太い線と合わせて一体として見ると、実加工面とよく対応することがわかる。ターンミリングは一般的に切削工具の回転数を被削材回転数よりも大きく設定して加工を行うため、加工が逐一進行するとした仮定の解析でも、実加工面と一致することがわかった。

図3-4に図3-2の平面図を示す。切削工具の送り方向を基準角度 $\phi = 0 [^\circ]$ と定義し、回転方向を正、その反対方向を負とした。また、インサートの切れ刃が切取り形状と干渉し始める切削開始角度を $\phi = \phi_s [^\circ]$ 、切削終了角度を $\phi = \phi_e [^\circ]$ とし、角度の差分を $\Delta\phi = \phi_e - \phi_s [^\circ]$ とそれぞれ定義した。

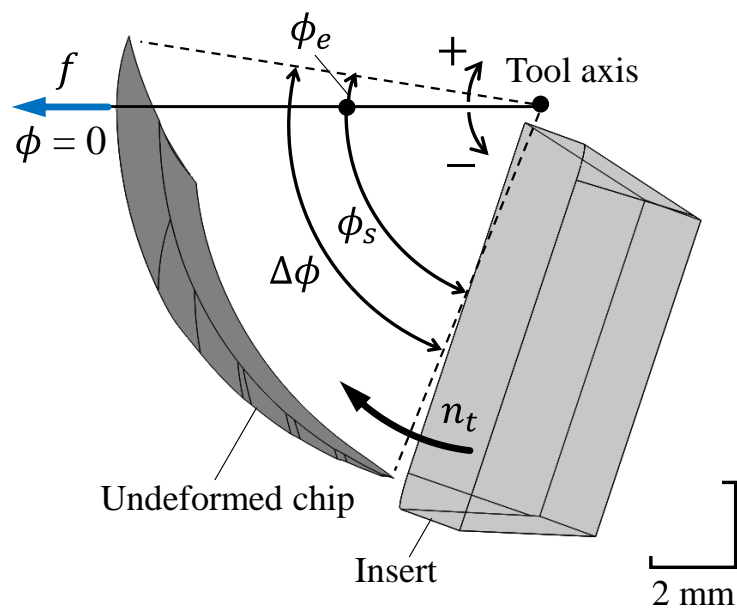


Fig. 3-4. Definition of cutting tool revolution angle.

ある任意の角度 ϕ ($\phi_s < \phi < \phi_e$)におけるインサートと理論切取り形状との位置関係を図 3-5(a)に示し、その際のインサートと切取り形状との共通部分を図 3-5(b)に示す。図 3-5(b)における青色部分がインサートすくい面と切取り形状との干渉面を表しており、すなわち角度 ϕ における切削断面積 A [mm^2]を意味している。この解析を ϕ_s から ϕ_e まで行うことで1刃当たりにおける切削状態の変化を知ることができ、その解析結果を図 3-6 に示す。切削断面積の変化は切削負荷に、角度の差分は1刃当たりの切削時間にそれぞれ対応し、工具刃先温度と密接に関係する値である。1刃当たりにおける平均切削断面積を A_{ave} [mm^2]、切削時間を t_m [ms]とすると、それぞれ次式により算出できる。

$$A_{ave} = \frac{\int_{\phi_s}^{\phi_e} A(\phi) d\phi}{\Delta\phi} \quad (3-1)$$

$$t_m = \frac{60}{n_t} \cdot \frac{\Delta\phi}{360^\circ} \cdot 1000 \quad (3-2)$$

ここで、

n_t : 切削工具の回転数 [min^{-1}]

図 3-5(b)の切削断面積とインサートを比較することにより、インサート切れ刃のどの部分を用いて加工が進行するのかを視覚的に把握することも可能であり、切削現象を理解する上で本解析手法は非常に有効な手段となる。

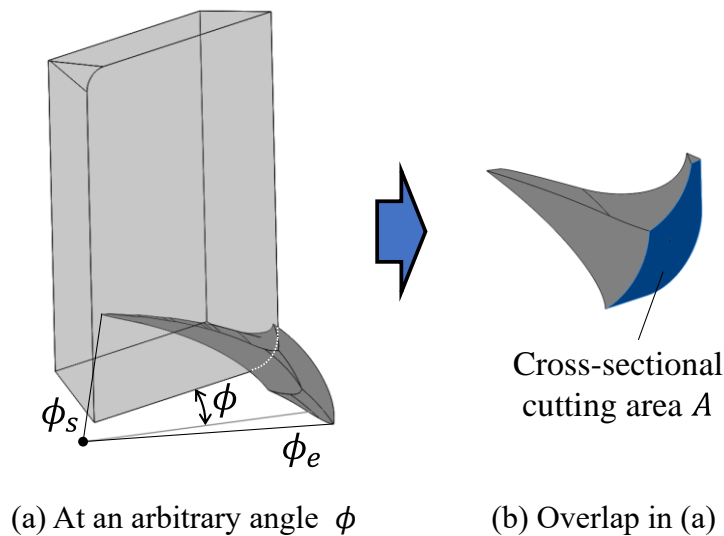


Fig. 3-5. Calculation of the undeformed cross-sectional cutting area.

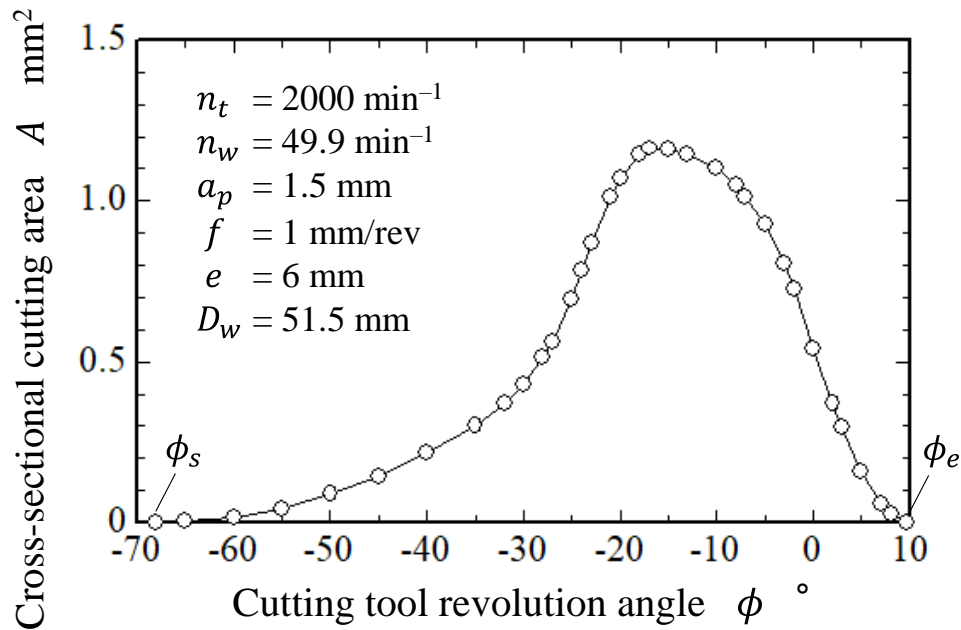


Fig. 3-6. Relationship between the cutting tool revolution angle and cross-sectional cutting area by 3D-CAD.

3-3 切削特性の評価方法

3-3-1 実験装置

本研究では DMG 森精機株式会社製の Y 軸付 NC 旋盤, NL2000Y/500 を使用した. 工作機械の外観を図 3-7 に示す. ターレットヘミリングユニットを取り付けることで, 回転工具により切削加工を行うことができる. また, 温度測定前の旋削による面だしを同一の工作機械により実施できるため, 被削材の振回りが無い状態で評価を行うことが可能である.



Fig. 3-7. Appearance of the NC lathe NL2000Y/500.

3-3-2 切削工具

本研究で使用した切削工具の概略図を図 3-8、仕様を表 3-1 にそれぞれ示す。ターンミリングは粗加工への適用が期待されているため、経済面の観点からインサートのみを交換すればよい刃先交換式エンドミルを選定した。また、ターンミリングの温度測定を初めて行うに当たり切削現象を単純化し、わずかな工具刃先温度の変化も把握できるように、1 枚刃のエンドミルを使用した。インサートにはコーテッド超硬工具を使用し、コーティング材質には PR1535 を選定した。PR1535 コーティングは鋼から難削材まで幅広い被削材へ適用可能であり、特にチタン合金や耐熱合金の安定加工を重視した材質である[89]。

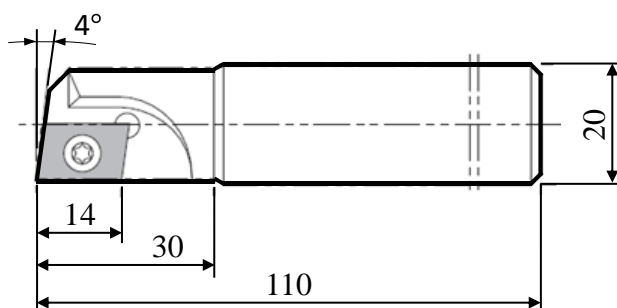


Fig. 3-8. Schematic illustration of the cutting tool.

Table 3-1 Specification of the cutting tool.

Holder			
Model number	DMC320H (Kyocera)		
Diameter	D_t	mm	20
Number of flute	Z		1
Axial rake angle	$A.R.$	°	6
Radial rake angle	$R.R.$	°	-2
Insert			
Model number	NDCW150308TRX (Kyocera)		
Material	Coated carbide (Coating: PR1535)		
Chip-breaker	Nothing		
Rake angle	$R.A.$	°	0
Nose radius	r_c	mm	0.8

3-3-3 切削パラメータの定義

3-3-3-1 工具オフセット

図3-9に工具オフセット e [mm]の定義を示す. 工具オフセットは切削工具と被削材の中心軸の差として定義し, 切削工具と被削材の回転が一致する方向を正とした. 指令値と実際の切込み量が同一となる限界工具オフセットを e_{max} [mm]とすると, e_{max} は次式により算出できる.

$$e_{max} = D_t/2 - r_c \quad (3-3)$$

ここで,

D_t : 切削工具の直径 [mm]

r_c : インサートのノーズ半径 [mm]

実験で使用した切削工具の直径は20 mm, インサートのノーズ半径は0.8 mmであるため, e_{max} は9.2 mmとなる. e_{max} よりも大きな工具オフセットにすると, 指令値に対して実際の切込み量が小さくなり, 目的の被削材径へ加工できないことになる.

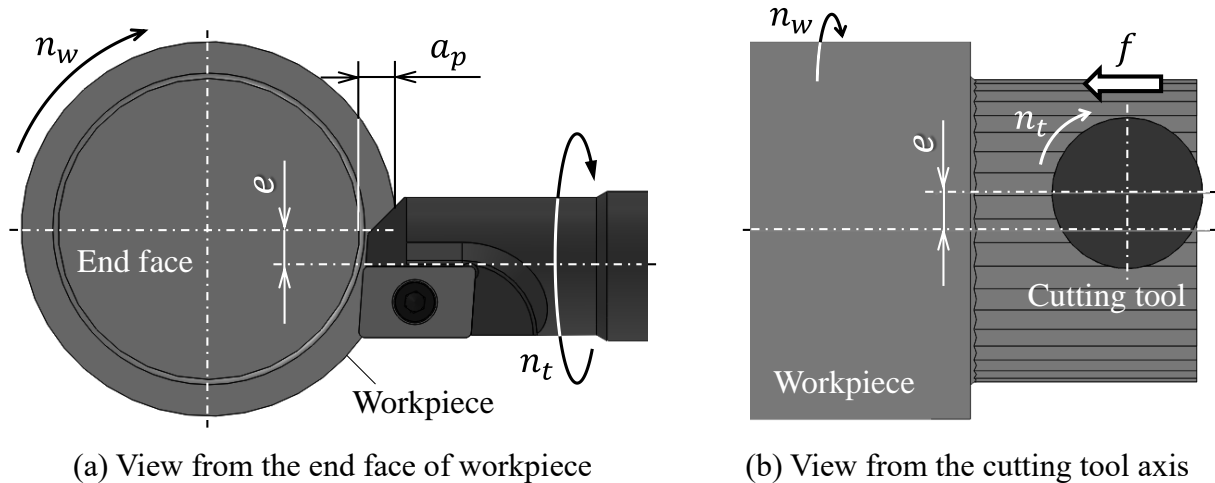


Fig. 3-9. Definition of the tool axis offset e .

3-3-3-2 1刃当たりの被削材回転角度

図3-10に1刃当たりの被削材回転角度 θ [°]の定義を示す。ターンミリングは断続加工であるため、加工後の被削材は N 角形の角柱となり、 N は次式により算出できる。

$$N = Z \cdot \frac{n_t}{n_w} \quad (3-4)$$

ここで、

Z : 切削工具の刃数

n_t : 切削工具の回転数 [min⁻¹]

n_w : 被削材の回転数 [min⁻¹]

1刃当たりに被削材が回転する角度 θ は、 N を用いて次式により算出できる。

$$\theta = \frac{360^\circ}{N} = \frac{360^\circ}{Z} \cdot \frac{n_w}{n_t} \quad (3-5)$$

θ の値が小さい程、旋削に近い真円形状へ加工できることになる。

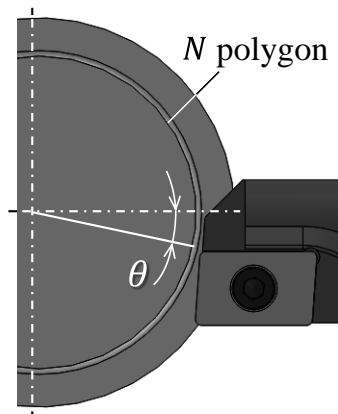


Fig. 3-10. Definition of the workpiece revolution angle per tooth θ .

3-3-3-3 加工能率

図3-11にターンミリング時の概略図を示す。ターンミリングは従来の旋削とミリング加工を組み合わせた加工法であるため、従来の加工能率(Material Removal Rate, 以降MRR [mm³/min]と記載)の算出式では不十分である。1刃当たりの送りを f_z [mm/tooth], 被削材軸方向送りを f_t [mm/tooth], 被削材の周方向長さを f_w [mm/tooth]とすると、それぞれのパラメータは次式により算出できる。

$$f_t = \frac{f}{Z} \cdot \frac{n_w}{n_t} \quad (3-6)$$

$$f_w = \frac{\pi \cdot D_w}{Z} \cdot \frac{n_w}{n_t} \quad (3-7)$$

$$f_z = \sqrt{f_t^2 + f_w^2} = \frac{1}{Z} \cdot \frac{n_w}{n_t} \cdot \sqrt{f^2 + \pi^2 \cdot D_w^2} \quad (3-8)$$

ここで,

Z : 切削工具の刃数

n_t : 切削工具の回転数 [min^{-1}]

n_w : 被削材の回転数 [min^{-1}]

f : 送り量 [mm/rev]

D_w : 被削材の直径 [mm]

従来のミリング加工におけるMRRへ式(3-8)を代入すると、ターンミリングにおけるMRRは次式により算出できる。

$$\begin{aligned} MRR &= (f_z \cdot n_t \cdot Z) \cdot a_p \cdot f \\ &= a_p \cdot f \cdot n_w \cdot \sqrt{f^2 + \pi^2 \cdot D_w^2} \end{aligned} \quad (3-9)$$

ここで,

a_p : 切込み [mm]

本研究では式(3-9)によりMRRを算出した。

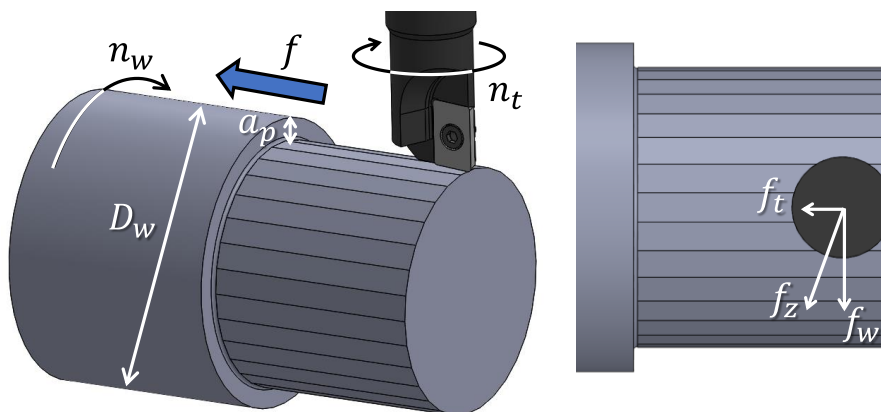


Fig. 3-11. Schematic illustration of orthogonal turn-milling process.

3-3-4 切削条件

炭素鋼 S45C に対してターンミリングを実施した際の切削条件を表 3-2 に示す。初めてターンミリング時の工具刃先温度を測定するに当たり、インサートへの切りくずの激しい凝着を抑制する目的で、被削材には炭素鋼 S45C を使用した。すべての実験において切込みは 0.75 mm とし、乾式状態で加工を行った。ターンミリングにより加工する面は、毎回旋削により同一の切削条件で仕上げた。表 3-3 に旋削条件を示す。

Table 3-2 Cutting conditions for ISO C45 in orthogonal turn-milling.

Workpiece	ISO C45 (JIS S45C)		
Diameter	D_w	mm	42.0 – 69.0
Tool revolution speed	n_t	min^{-1}	2000, 2500, 3000, 3500
Tool cutting speed	v_c	m/min	126, 157, 188, 220
Workpiece revolution speed	n_w	min^{-1}	8, 10, 12, 14, 15, 20, 25, 30, 40
Depth of cut	a_p	mm	0.75
Feed	f	mm/rev	2, 3, 4, 5
Tool axis offset	e	mm	0, 3, 6, 9.2
Cutting distance	L	mm	8, 9, 20
Workpiece revolution angle per tooth	θ	$^\circ$	1.44 – 7.2
Temperature measurement angle	ϕ	$^\circ$	90, 135, 180, 225, 270
Cutting fluid	Dry		

Table 3-3 Cutting conditions for ISO C45 in turning.

Cutting speed	v_c	m/min	250
Depth of cut	a_p	mm	0.15
Feed	f	mm/rev	0.1
Cutting fluid	Dry		

3-3-5 工具刃先温度の測定方法

3-3-5-1 実験概略

本研究で構築した工具逃げ面温度測定の実験概略図を図 3-12 に示す。ミリングユニットへマグネットスタンドを用いて 2 色温度計と X-Y-Z ステージを介して光ファイバホルダを取り付け、ターンミリング時にインサートと光ファイバの位置関係が変化しないようにした。図 3-13 に温度測定時のインサートと光ファイバの位置関係を示す。インサートのノーズ半径から放射される赤外線を受光できるように、光ファイバの中心軸とインサート底刃との距離は約 0.5 mm とし、光ファイバが切れ刃に可能な限り近づくように X-Y-Z ステージを用いて調節した。図 3-14 に異なる温度測定角度における実験概略図を示す。本研究において切削工具回転角度と温度測定角度はともに切削工具の送り方向を基準としているため、同じシンボル・意味として使用した。ターンミリングにおけるインサートの空冷特性を評価するときには、光ファイバホルダ先端部の治具またはマグネットスタンドを取り付ける位置を変更することで、様々な角度における温度測定を実施して評価した。

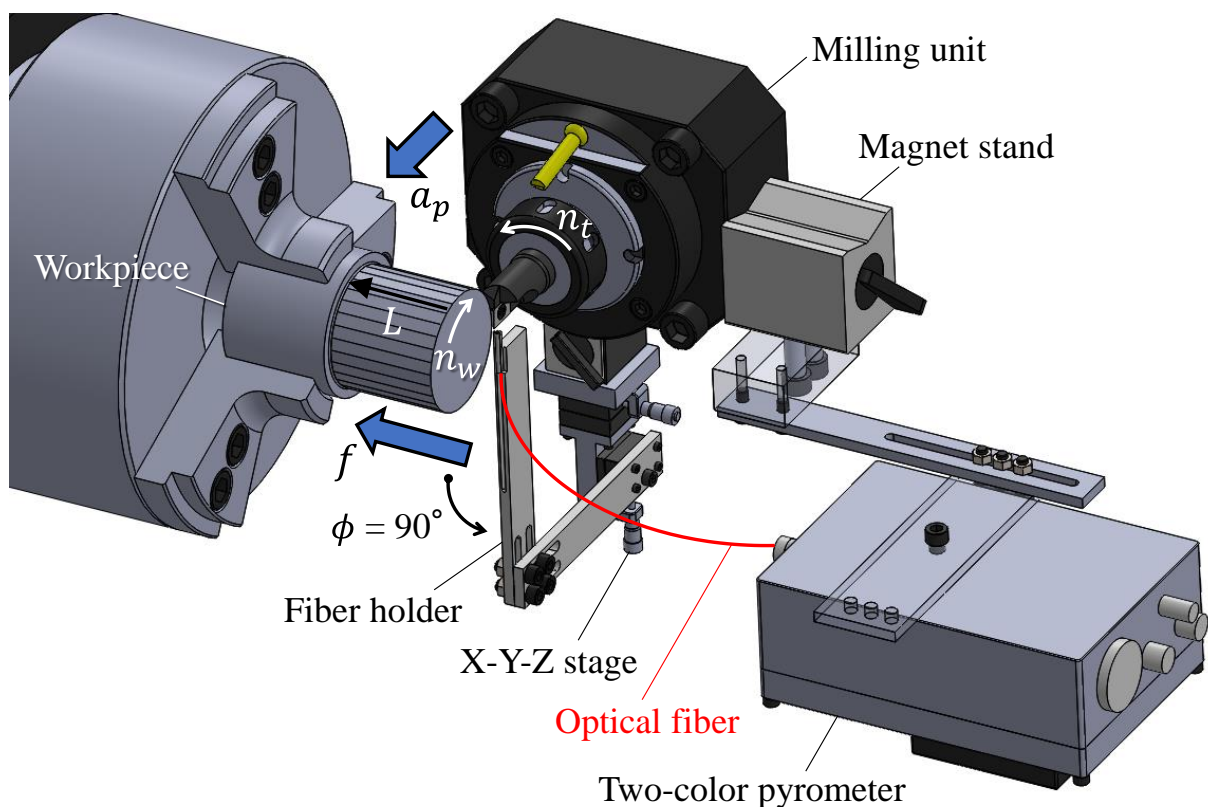


Fig. 3-12. Schematic illustration of the experimental setup.

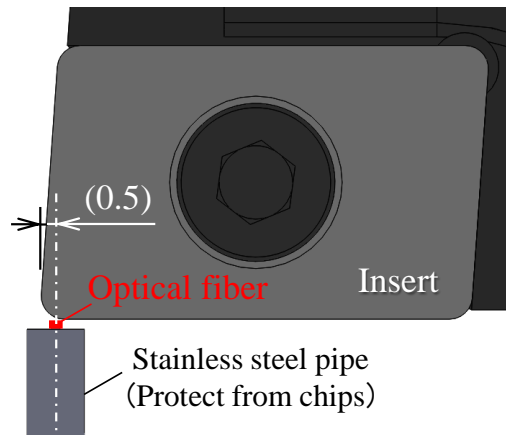


Fig. 3-13. Relationship between the insert and an optical fiber.

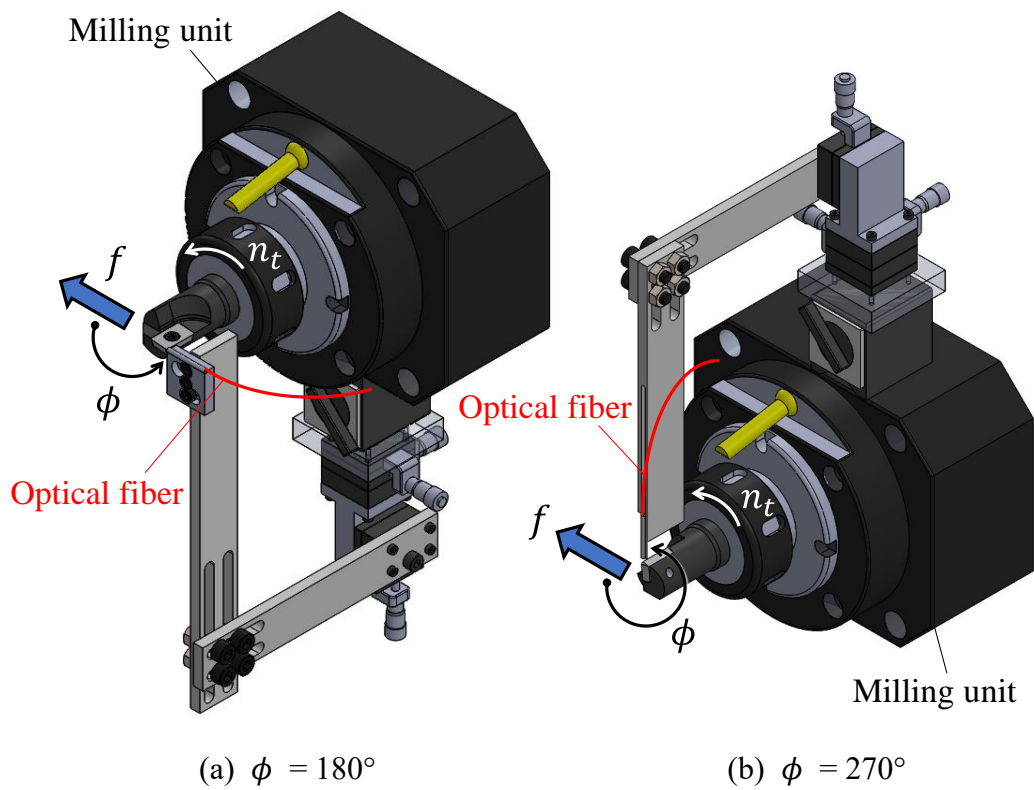


Fig. 3-14. Schematic illustration of the different temperature measurement angle.

3-3-5-2 2色温度計の出力波形と換算方法

ターンミリングの工具逃げ面温度を測定時に得られる2色温度計および加速度ピックアップからの基本的な出力波形を図3-15に示す。加速度ピックアップはミリングユニットへ接着し、切削の開始をオシロスコープによりモニタリングするために使用した。本波形取得時の切削条件から、加工時間 MT [s]は次式により算出できる。

$$MT = \frac{L}{n_w \cdot f} \cdot 60 \quad (3-10)$$

ここで、

L : 切削距離 [mm]

n_w : 被削材の回転数 [min^{-1}]

f : 送り量 [mm/rev]

式(3-10)より、 MT は9 sと算出でき、加速度ピックアップの出力が増加し始めてから2色温度計の出力が低下し始めるまでの時間と非常によく一致した。加工時間後も出力波形が得られているのは、切削工具を被削材から逃がす際も切削が行われるためである。

図3-16に図3-15の領域(E)を拡大した出力波形を示す。切削周期を t_p [ms]とすると、 t_p は次式により算出できる。

$$t_p = \frac{1}{Z \cdot n_t} \cdot 60 \cdot 1000 \quad (3-11)$$

ここで、

Z : 切削工具の刃数

n_t : 切削工具の回転数 [min^{-1}]

式(3-11)より、 t_p は30 msと算出でき、2色温度計から出力が得られる周期と完全に一致した。連続する5つのInAsとInSbの出力電圧 V_{InAs} [mV]と V_{InSb} [mV]を測定して電圧の比を求め、図2-10の較正曲線を用いて温度へ換算した。この5つの温度を平均した値を、実施した切削条件における工具逃げ面温度とした。温度換算に使用する5つの出力は、加工終了直前の出力が安定している領域から選定した。

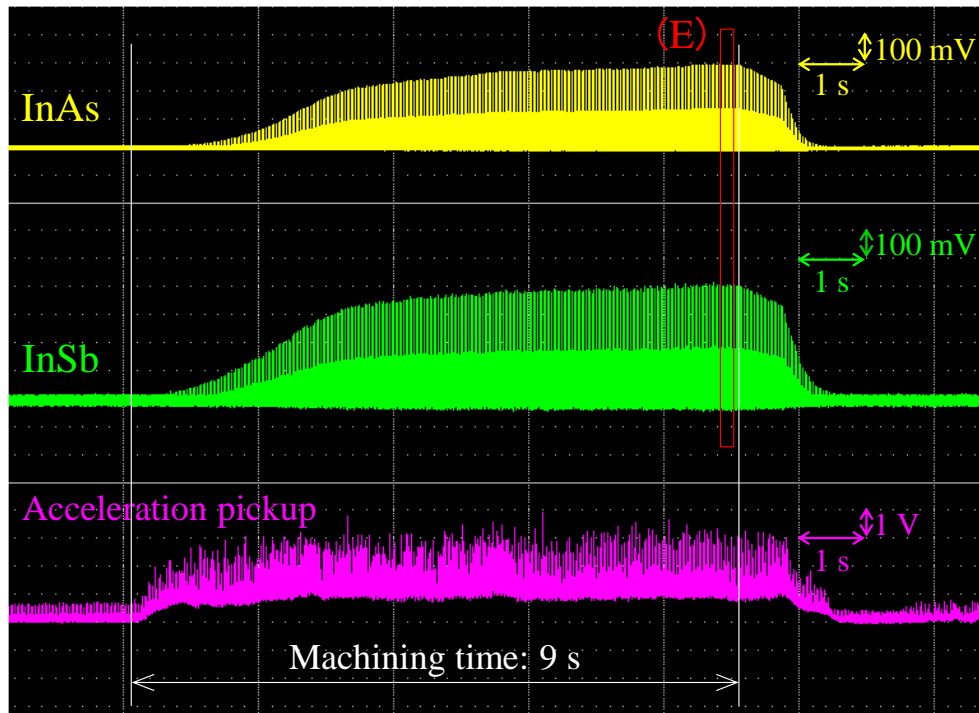


Fig. 3-15. Typical output signals from two-color pyrometer and acceleration pick-up.
 $n_t = 2000 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 20 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 3 \text{ mm/rev}$, $e = 0 \text{ mm}$, $L = 9 \text{ mm}$.

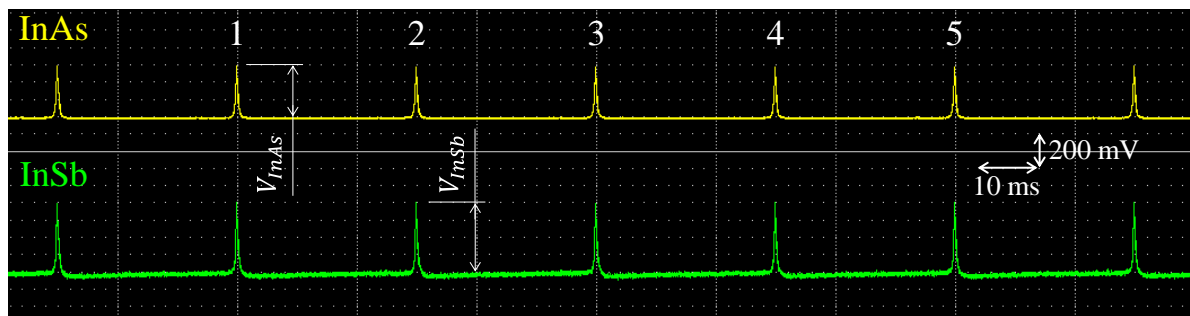


Fig. 3-16. Output signals from two-color pyrometer in fig. 3-15 (E).

3-3-6 切削抵抗の測定方法

本研究では主にターンミリング時の工具逃げ面温度を実測し、工具刃先温度の観点から切削特性の解明に取り組んだ。しかしながら、工具刃先温度は切削工具と被削材の相対運動によって生じる抵抗により熱が発生し、その結果として生じる現象となる。そのため、実際にその切削抵抗を測定し、三次元 CAD の解析結果と結び付けた上で工具刃先温度を理解することが重要である。

一方で、加工時に切削工具と被削材が同時に回転するターンミリングの切削抵抗を測定することも難しく、専用の設備が複数必要となるため研究室内では行えなかった。そこで、本研究では株式会社山本金属製作所の「被削性評価試験サービス」を利用し、温度測定時と同一の切削条件で切削抵抗を測定することで、ターンミリングのより詳細な切削特性の解明に取り組んだ。

3-3-6-1 実験装置

切削抵抗の測定に使用した DMG 森精機株式会社製の 5 軸制御立形マシニングセンタ、NMV5000DCG の外観と機械構造をそれぞれ図 3-17 と図 3-18 に示す[90]。本マシニングセンタは切削工具側の X-Y-Z 軸に加えて、被削材保持側に B 軸と C 軸が搭載されており、図 3-18 の B 軸を 90 度回転した状態で C 軸を回転させることによって、ターンミリングを行うことが可能である。



Fig. 3-17. Appearance of the 5-axis machining center NMV5000 DCG [90].

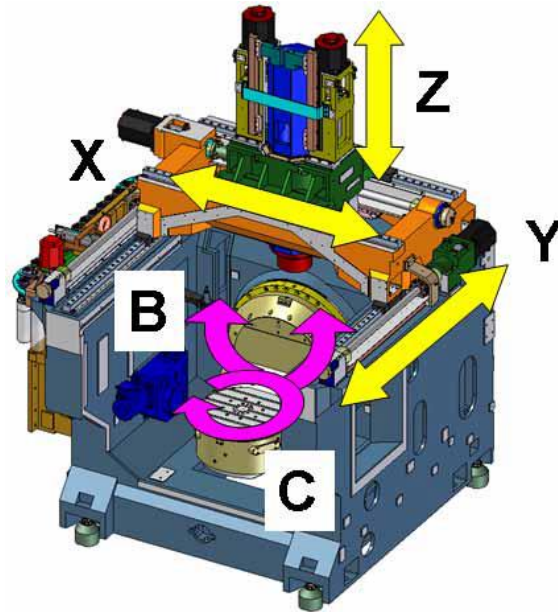


Fig. 3-18. Structure of the 5-axis machining center NMV5000 DCG [90].



Fig. 3-19. Appearance of the 4-component rotary dynamometer 9170A [91].

ターンミリング時の切削抵抗を測定する際に使用した日本キスラー株式会社製の4成分回転式動力計, 9170Aの外観を図3-19に示す[91]. 本動力計は水晶圧電式が採用されており, 切削工具と工作機械の間へ取り付けることにより, 加工時に切削工具へ作用する3方向分力とその分力を用いてトルクを測定することが可能である.

3-3-6-2 実験方法

図 3-20 にターンミリング時の切削抵抗の測定風景を示す。テーブルに取り付けた被削材を目的の直径へ加工後、B 軸を 90° 回転させた状態で保持する。その状態で切削工具と被削材を回転させながら送りを与え、加工時に生じる切削抵抗を回転式動力計で測定し、チャージアンプを介してノートパソコンで記録した。回転式動力計のロータ部分とステータ部分は非接触で情報の伝達を行うため、コードがねじ切れたり、接触部分で雑音が生じるといった問題を生じることなく、切削抵抗の測定を行うことが可能である。図 3-21 に 5 軸加工機における旋削の様子を示す。旋削は切削工具をバイトへ変更し、テーブルを元の状態へ戻して回転させることで行うことができる。同一の機械で旋削およびターンミリングを実施することができるため、被削材の振回りが無い状態で切削抵抗を測定することが可能である。ただし、最大被削材回転数の関係上、工具刃先温度測定時の旋削条件と切削速度を合わせることができないため、切削抵抗測定時は異なる条件にて被削材を仕上げた。表 3-4 に旋削条件を示す。

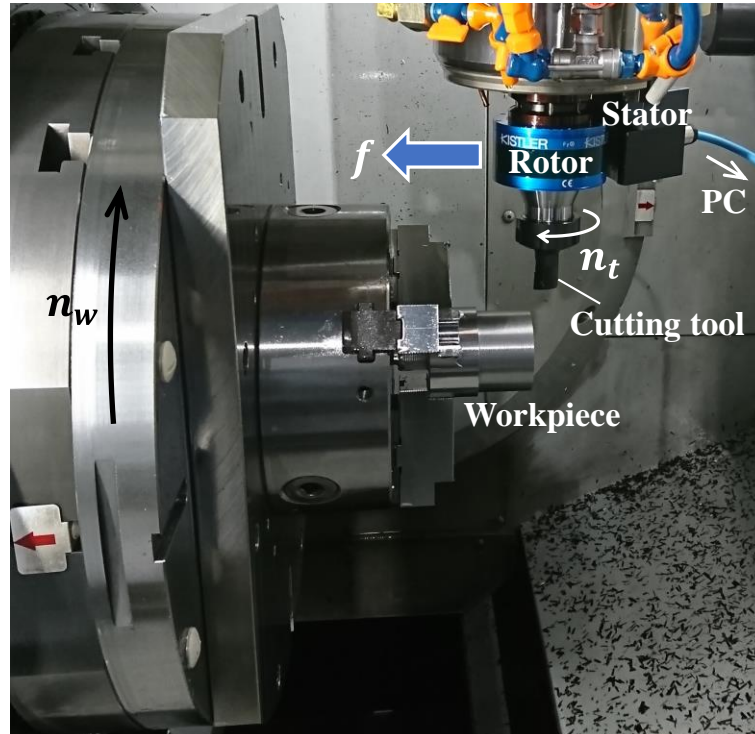


Fig. 3-20. Experimental setup for measuring cutting forces in orthogonal turn-milling.

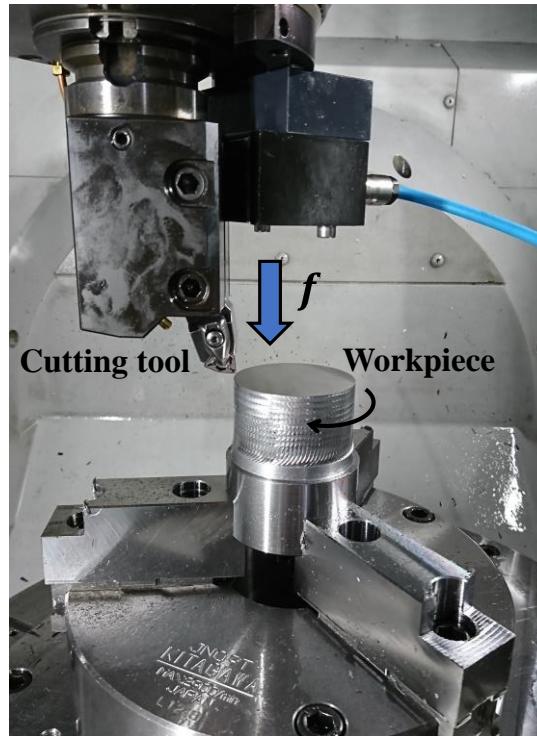


Fig. 3-21. Experimental setup for turning in the 5-axis machining center.

Table 3-4 Turning conditions for measuring cutting forces of ISO C45.

Cutting speed	v_c	m/min	50
Depth of cut	a_p	mm	0.1
Feed	f	mm/rev	0.1
Cutting fluid			Dry

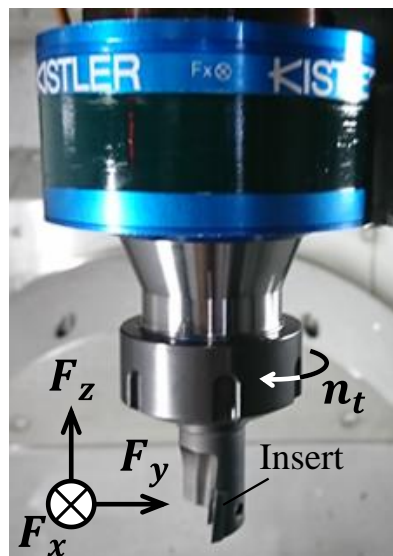


Fig. 3-22. Directions of the cutting force.

インサートに対する切削抵抗の各方向を図 3-22 に示す。インサートすくい面に対しておおよそ水平方向を F_x [N]、垂直方向を F_y [N]、切削工具の軸方向を F_z [N]とした。回転式動力計の計測機構はロータ内に存在するため、測定時の F_x と F_y の方向はインサートとともに常時回転することになり、つまりインサートに対して常に同じ方向に作用する力を測定することが可能である。

3-3-6-3 出力波形と換算方法

ターンミリングの切削抵抗測定時に得られる基本的な出力波形を図 3-23 に示す。本波形取得時の切削条件から式(3-10)より加工時間 MT は 18 s と算出でき、各切削抵抗が増加し始める時間から最大切削抵抗が減少し始める時間と非常によく一致することがわかった。加工終了後も各切削抵抗が得られているのは、切削工具を被削材から逃がす際も切削が行われるためである。

1 刃当たりにおける各切削抵抗と切削断面積の変化を図 3-24 に示す。 F_x および F_y は切削終了付近から一定時間振動していることがわかり、その周波数は約 670 Hz であることがわかった。本測定で使用した回転式動力計の固有振動数は、データシート上約 2 kHz となっており、測定状態が異なることもあり半分以下の値となることがわかった。一方で、加工時の基本切削周波数は式(3-11)の逆数から約 30 Hz と算出でき、切削の開始から最大値までの測定は十分に行えているといえる。 F_x および F_y ではこの振動により切削の終了時間が明確に判断できないため、そういった現象が見られない F_z の時間を基準として、三次元 CAD による切削断面積の変化を同期した。図 3-24 より、切削断面積と F_y および F_z の変化がよく対応することがわかった。ただし、 F_x のみ異なる傾向となる要因を本研究では特定できなかったため、この点は今後の課題である。各方向分力の最大値を最大切削抵抗 F_{max} [N]、平均値を平均切削抵抗 F_{ave} [N]と定義し、 F_z の変化開始および終了時間をそれぞれ t_{Fzs} 、 t_{Fze} [ms]とすると、平均切削抵抗は次式により算出できる。

$$F_{ave} = \frac{\int_{t_{Fzs}}^{t_{Fze}} F(t) dt}{t_{Fze} - t_{Fzs}} \quad (3-12)$$

F_{max} および F_{ave} はそれぞれ加工終了直前の値が安定している領域において、10 パルス分を平均した値を使用した。

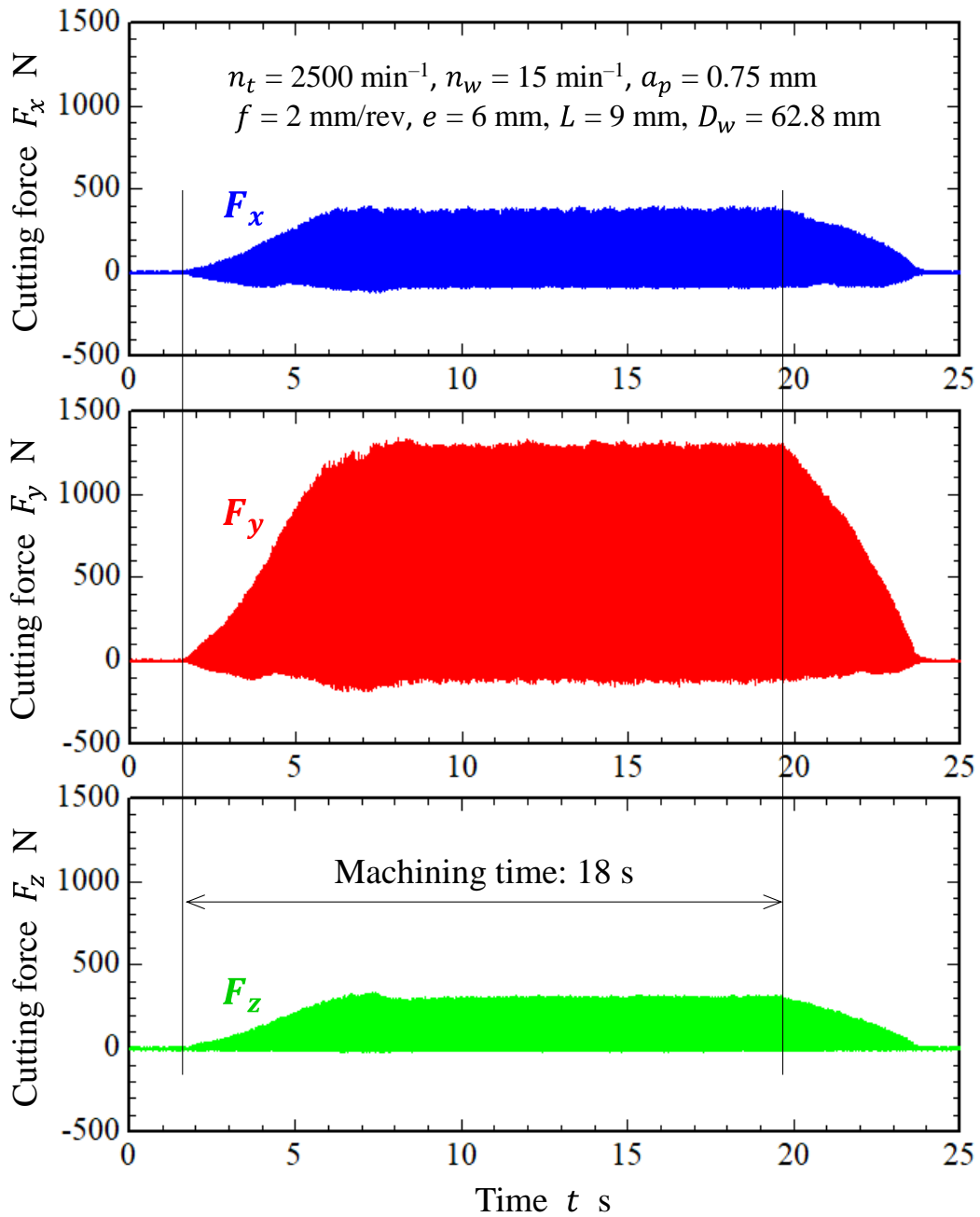


Fig. 3-23. Typical output signals from the rotary dynamometer.

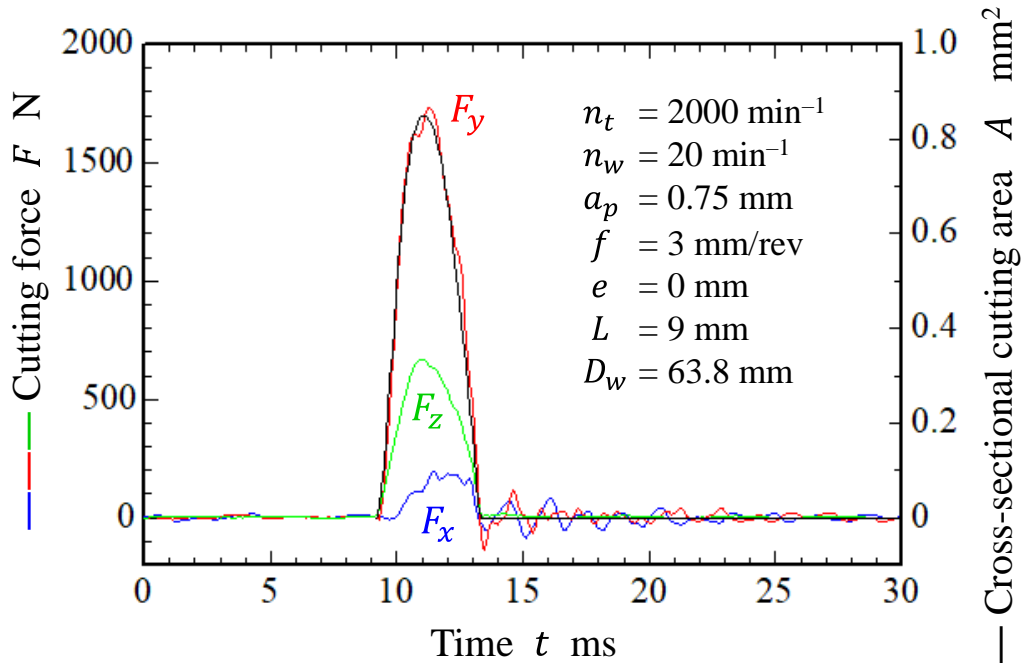


Fig. 3-24. Relationship between typical output signals of each cutting force and cross-sectional cutting area by 3D-CAD per tooth.

3-3-6-4 切削条件と比切削抵抗の関係

三次元 CAD の解析による切削断面積の変化は、インサートすくい面に対して垂直に作用する F_y 方向分力の変化を意味していることになる。そこで、比切削抵抗を k [N/mm^2] とすると、 F_y は次式により算出できる。

$$F_y = k \cdot A \quad (3-13)$$

任意の切削条件における比切削抵抗は、図 3-24 のように F_y と A の変化を同期し、切削の開始から最大値までの範囲で最小二乗法によって求めた。図 3-25 に本研究で実施した各切削条件における平均切削断面積と比切削抵抗の関係を示す。平均切削断面積の増加とともに、比切削抵抗は減少することがわかった。これは平均切削断面積の増加により切削温度が増加し、被削材が軟化することに起因していると考えられる[92]。平均切削断面積と比切削抵抗の間には、おおよそ以下の関係式が成立した。

$$k = 3010 - 1530 \cdot A_{ave} \quad (3-14)$$

三次元 CAD により平均切削断面積を算出すれば、式(3-13)と(3-14)の関係から炭素鋼 S45C ターンミリング時の F_y 方向分力を事前に算出することが可能である。しかしながら、その他の被削材に対して式(3-14)が成立するとは限らないため、この点はさらなる検討が必要である。

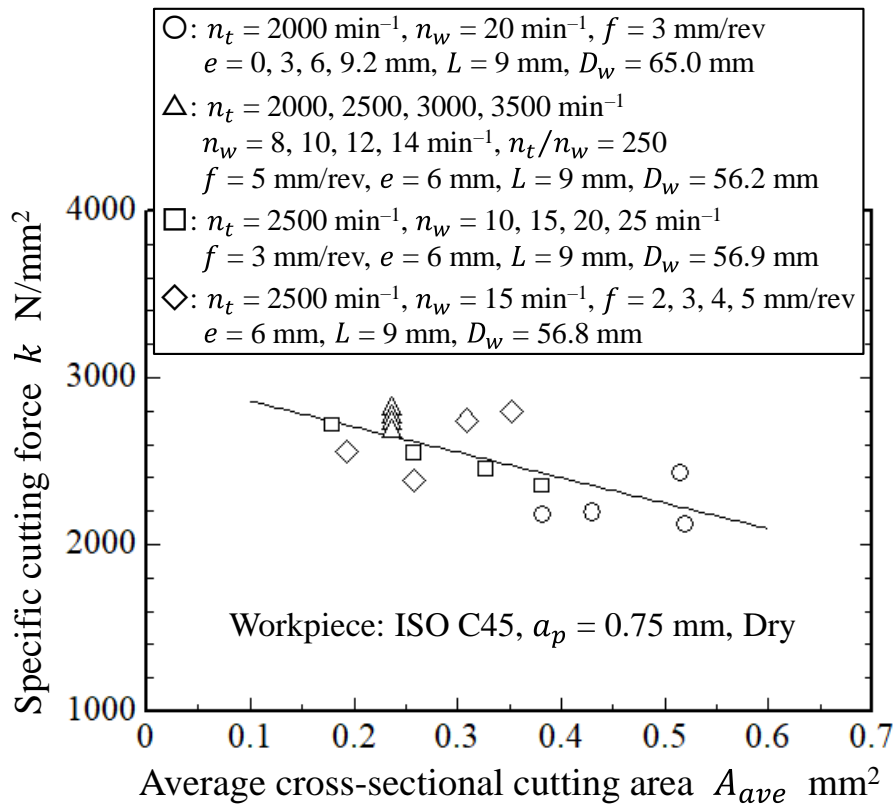


Fig. 3-25. Relationship between average cross-sectional cutting area and specific cutting force in each cutting condition.

3-3-7 高速度カメラによる切削状態の可視化

本研究では三次元 CAD によるターンミリングの可視化に加えて、実際の切削状態を高速度カメラ(株式会社ナックイメージテクノロジー MEMRECAM Q1v)により撮影し、切削現象の詳細な解明や解析結果との整合性を確認した。

高速度カメラを用いた場合におけるターンミリングの実験概略図を図 3-26 に、実際の実験風景を図 3-27 にそれぞれ示す。切削工具の送り方向に対してインサートが 180°回転した際のすくい面を垂直方向から撮影するために、2つの治具を用いて高速度カメラを被削材に対して上方に設置した。高速度カメラの撮影と合わせて温度測定も実施することにより、両方のデータを照合することでより詳細な切削状態の解析を可能とした。また、切削工具と被削材用に光源を2つ用いることで、撮影時の明るさを確保した。

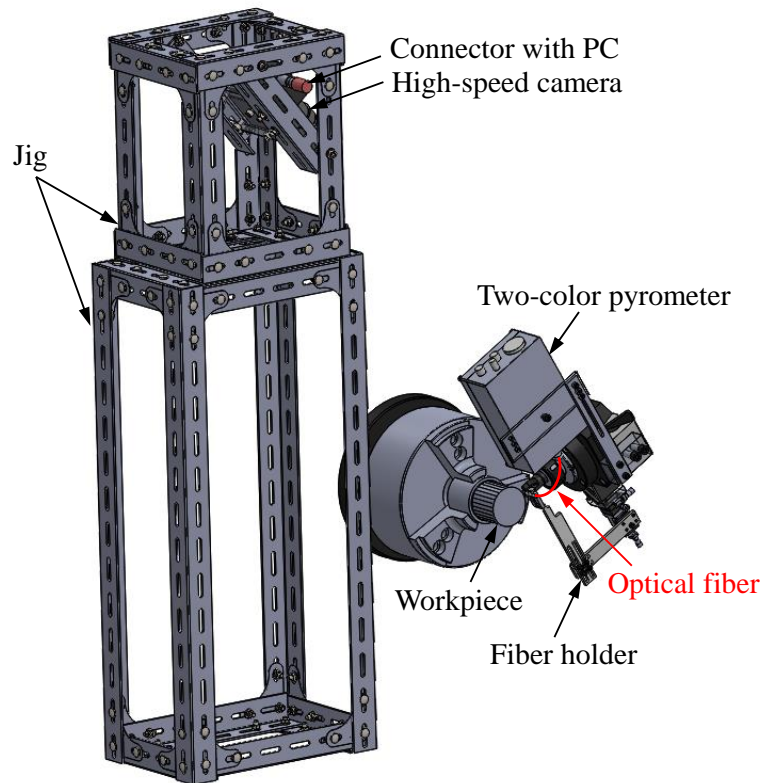


Fig. 3-26. Schematic illustration of photographing by high-speed camera.

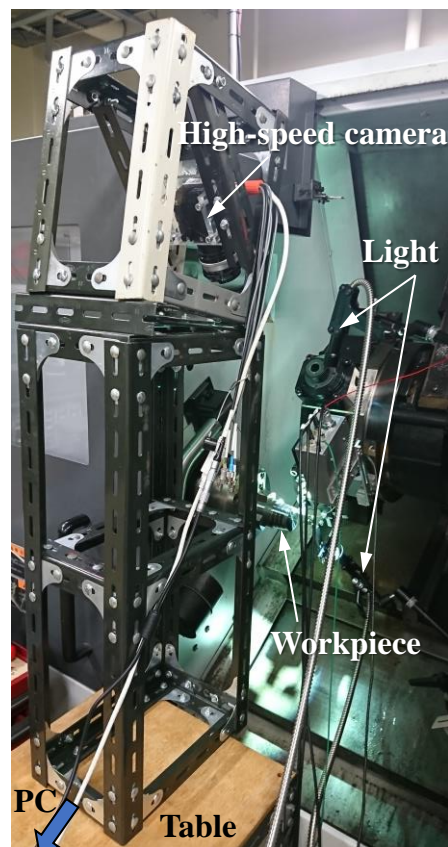


Fig. 3-27. Experimental setup for photographing by high-speed camera.

3-4 空転時のインサートの空冷状態

前述の通り、ターンミリングにおいて切削中または切削直後の工具刃先温度を測定することは極めて困難である。そのため、本研究では切削工具空転時の逃げ面温度を光ファイバ型2色温度計により測定し、その空冷特性を評価した。しかしながら、ターンミリングの切削温度に関する先行研究がない状態で、空転時の工具刃先温度によって切削現象を解明することができるのか、判断することは不可能である。また、切削特性を評価する上で、実際に最高温度がどの程度なのか、推定する手法の開発も必要であるといえる。そこで、本研究ではインサートの空冷モデルを考え、1次元非定常の熱伝導方程式を解くことにより、理論的な空冷式を算出した。その理論式と実測温度の合わせ込みを行うことで、最高温度を推定する手法を構築したので、本節ではその空冷モデルと解法について説明する。

3-4-1 インサート空冷モデル

ターンミリングにおいて工具刃先は切削による加熱と空転による空冷が繰り返され、加工の開始とともに最高温度は増加していくことになる。しかしながら、永続的に温度が増加し続ける訳ではなく、理論切取り形状が定常状態に達した後は、基本的に周期的な加熱と冷却サイクルを繰り返すものと考えられる。この場合における工具刃先の空冷状態を考えると、刃先の熱は主に4つの形態で伝熱していくことが考えられる。

1. インサートすくい面上における切れ刃水平方向への熱伝導。
2. インサートすくい面上における切れ刃垂直方向への熱伝導。
3. インサート厚み方向への熱伝導。
4. インサート表面からの対流熱伝達。

1に関して、細川らは刃先交換式エンドミルを用いた肩削り加工時において、インサート切れ刃の温度分布を詳細に測定しており、ノーズ半径部と軸方向切込みの境界部分においてわずかに温度が高くなることを示している[74]。しかし、その温度差は最大でも30℃程度であり、温度勾配の観点から1の影響は小さいものと考えられる。

2に関して、切削時の最高温度はインサートすくい面上の刃先から少し内側の部分で計測されることが知られている[93][94][95][96]。刃先と最高温度との温度差は切削条件により異なるため一概にはいえないが、すくい面上の切れ刃から垂直方向の温度勾

配は緩やかな増加を示すと考えられるため、2の現象も積極的に生じないものと考えられる。以上のことを考慮すると、3.インサート厚み方向への熱伝導および4.インサート表面からの対流熱伝達の2つの影響によって、空転時の切れ刃は主に冷却されていくと考えることができる。

そこで、本研究では図3-28のようなインサート空冷モデルを考える。すくい面を厚み $x = 0$ [m]とし、切削直後はインサート表面ほど高温になっていると考えられるため、厚み方向に対して指数関数的な温度勾配を有していると考えられる。しかし、1刃当たりの切削時間は短時間であるため、極表層のみが高温になると考えられ、インサート厚み内で室温に収束すると考えることができる。詳細内容は後述するが、実際に切削直後のインサート厚み方向の温度分布を調査した結果、厚み内で室温に収束することを確認した。そして、空冷時間の増加とともに、切れ刃はインサート厚み内への熱伝導と表面からの熱伝達により空冷されることになる。本研究ではこの空冷モデルにより解析を進めていくが、インサートの物性値が位置および温度によらず一定であると仮定し、室温(20 °C)における値を使用した。

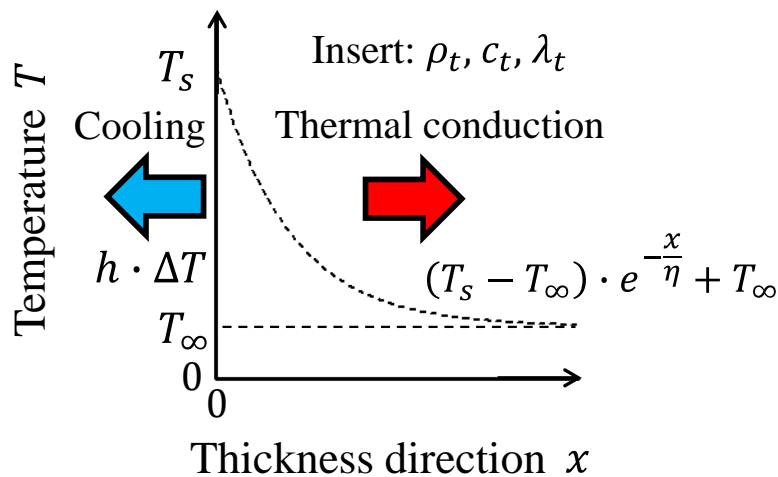


Fig. 3-28. Cooling model of the insert.

3-4-2 空転時における切れ刃の冷却

切れ刃が切削を終了して空冷が開始する時間を $t_c = 0$ [s]とすると、図 3-28 に示すインサート厚み内の温度分布 $T(x, t_c)$ に対して、次の各式が成り立つ[97][98][99][100].

$$\frac{\partial T}{\partial t_c} = \alpha \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (3-15)$$

• Initial condition

$$T(x, 0) = (T_s - T_\infty) \cdot e^{-\frac{x}{\eta}} + T_\infty \quad (3-16)$$

• Boundary condition

$$h \cdot (T_\infty - T) = -\lambda_t \cdot \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} \quad (3-17)$$

ここで、

- T : 絶対温度 [K]
- t_c : 空冷時間 [s]
- x : インサート表面からの厚み [m]
- α : 熱拡散率 [m²/s] $\alpha = \lambda_t / (\rho_t \cdot c_t)$
- T_s : 切削直後のインサート表面温度 [K]
- T_∞ : 室温 [K]
- η : 初期温度分布を決定する変数 [m]
- h : 熱伝達率 [W/(m²·K)]
- λ_t : 熱伝導率 [W/(m·K)]
- ρ_t : 密度 [kg/m³]
- c_t : 比熱 [J/(kg·K)]

式(3-15)の両辺を変数 t_c でラプラス変換すると

$$\frac{\partial^2 \bar{T}}{\partial x^2} - \frac{s}{\alpha} \cdot \bar{T} = -\frac{1}{\alpha} \cdot \left\{ (T_s - T_\infty) \cdot \exp\left(-\frac{x}{\eta}\right) + T_\infty \right\} \quad (3-18)$$

式(3-18)の補助方程式を考えると、その一般解は $x \rightarrow \infty$ で有界となることから、 C_3 を定数とすると

$$\bar{T} = C_3 \cdot \exp\left(-\sqrt{\frac{s}{\alpha}} \cdot x\right) \quad (3-19)$$

また、 C_4 と C_5 を定数として特殊解を以下のように置く。

$$\bar{T} = C_4 \cdot \exp\left(-\frac{x}{\eta}\right) + C_5 \quad (3-20)$$

式(3-20)を式(3-18)へ代入して係数比較により C_4 と C_5 を求めると、線形微分方程式の一般解は、補助方程式の一般解と特殊解の和となることから

$$\bar{T} = C_3 \cdot \exp\left(-\sqrt{\frac{s}{\alpha}} \cdot x\right) - \frac{T_s - T_\infty}{\eta^2 - s} \cdot \exp\left(-\frac{x}{\eta}\right) + \frac{T_s}{s} \quad (3-21)$$

次に、式(3-17)の両辺を変数 t_c でラプラス変換し、式(3-21)の一般解を求めると、

$$\begin{aligned} \bar{T} = & -\left(\frac{h}{\lambda_t} + \frac{1}{\eta}\right) \cdot \frac{T_s - T_\infty}{\left(s - \frac{\alpha}{\eta^2}\right) \cdot \left(\sqrt{\frac{s}{\alpha}} + \frac{h}{\lambda_t}\right)} \cdot \exp\left(-\sqrt{\frac{s}{\alpha}} \cdot x\right) \\ & + \frac{T_s - T_\infty}{s - \frac{\alpha}{\eta^2}} \cdot \exp\left(-\frac{x}{\eta}\right) + \frac{T_s}{s} \end{aligned} \quad (3-22)$$

式(3-22)を逆ラプラス変換すると、インサート厚み内の温度分布 $T(x, t_c)$ を求めることができる[101].

$$\begin{aligned} \frac{T(x, t_c) - T_\infty}{T_s - T_\infty} = & -\left(\frac{h}{\lambda_t} + \frac{1}{\eta}\right) \cdot \left[\frac{\exp\left(\frac{\alpha \cdot t_c}{\eta^2}\right)}{2} \cdot \left\{ \frac{1}{\frac{h}{\lambda_t} + \frac{1}{\eta}} \cdot \exp\left(-\frac{x}{\eta}\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha \cdot t}} - \frac{\sqrt{\alpha \cdot t_c}}{\eta}\right) \right. \right. \\ & + \frac{1}{\frac{h}{\lambda_t} - \frac{1}{\eta}} \cdot \exp\left(\frac{x}{\eta}\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha \cdot t}} + \frac{\sqrt{\alpha \cdot t_c}}{\eta}\right) \left. \left. \right\} \right. \\ & \left. - \frac{\frac{h}{\lambda_t}}{\frac{h^2}{\lambda_t^2} - \frac{1}{\eta^2}} \cdot \exp\left(\frac{h}{\lambda_t} \cdot x + \frac{h^2}{\lambda_t^2} \cdot \alpha \cdot t_c\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha \cdot t}} + \frac{h}{\lambda_t} \cdot \sqrt{\alpha \cdot t_c}\right) \right] \\ & + \exp\left(-\frac{x}{\eta}\right) \cdot \exp\left(\frac{\alpha \cdot t_c}{\eta^2}\right) \end{aligned} \quad (3-23)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \operatorname{erfc}(x) &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_x^\infty \exp(-\xi^2) d\xi \\ &= 1 - \operatorname{erf}(x) \\ &= 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x \exp(-\xi^2) d\xi \end{aligned}$$

$\operatorname{erf}(x)$ はガウスの誤差関数である。本研究では刃先温度を逃げ面側から測定しているため、インサート表面($x = 0$)の空冷特性は次式により算出できる。

$$\frac{T(0, t_c) - T_\infty}{T_s - T_\infty} = \exp\left(\frac{\alpha \cdot t_c}{\eta^2}\right) - \left(\frac{h}{\lambda_t} + \frac{1}{\eta}\right) \cdot \left[\exp\left(\frac{\alpha \cdot t_c}{\eta^2}\right) \cdot \left\{ \frac{\frac{h}{\lambda_t}}{\frac{h^2}{\lambda_t^2} - \frac{1}{\eta^2}} - \frac{\frac{1}{\eta}}{\frac{h^2}{\lambda_t^2} - \frac{1}{\eta^2}} \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{\sqrt{\alpha \cdot t_c}}{\eta}\right) \right\} \right. \\ \left. - \frac{\frac{h}{\lambda_t}}{\frac{h^2}{\lambda_t^2} - \frac{1}{\eta^2}} \cdot \exp\left(\frac{h^2}{\lambda_t^2} \cdot \alpha \cdot t_c\right) \cdot \left\{ 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{h}{\lambda_t} \cdot \sqrt{\alpha \cdot t_c}\right) \right\} \right] \quad (3-24)$$

以上のことから、式(3-24)を用いることで空冷時間 t_c に対する工具刃先の温度変化を知ることが可能である。式(3-24)を計算するためにはインサートの物性値が必要となるが、熱拡散率 α 、比熱 c_t 、密度 ρ_t は実験で使用したインサートを用いて実測し、熱伝導率 λ_t は $\lambda_t = \alpha \cdot \rho_t \cdot c_t$ の関係式から算出して使用した。また、熱伝達率 h は上田らの研究成果を参照し、 $h = 100$ [W/(m²・K)]の値を使用した[97]。実際に $h = 10 \sim 200$ [W/(m²・K)]の範囲で計算を行ったが、以降の結果に影響を与えないことを確認した。

式(3-24)の使用方法として、最初に切削工具回転数からインサートの空転時間を算出し、具体的な値を代入して切削直後からの空冷曲線を描く。このときに、切削直後のインサート表面温度 T_s と初期温度分布を決定する変数 η は任意の値を代入すればよい。次に工具刃先温度を実測した際の空冷時間を三次元 CAD による解析結果を用いて計算し、その時間における式(3-24)の値を算出する。最後に、理論空冷曲線と実測値に対して T_s と η を変数として最小二乗法を適用し、空冷曲線のフィッティングを行う。これにより得られる $t_c = 0$ の温度が、切削直後のインサート表面温度の推定値となる。

3-4-3 インサート物性値の測定

3-4-3-1 熱拡散率

熱拡散率の測定は、アルバック理工（現アドバンス理工）株式会社製の TC-9000H を用いてレーザフラッシュ法により行った。図 3-29 にレーザフラッシュ法の概略図を示す。7×7×2 mm³の試料を測定装置へ取り付け、試料の片側から一様なエネルギー分布を有する Nd ガラスレーザのパルス光を照射する。レーザ光は試料表面で吸収され温度が上昇し、熱伝導により反対面へ伝熱する。反対面の温度変化は赤外線温度計により非接触で測定されており、最高温度の 1/2 に達するまでに要した時間 $t_{1/2}$ [s]と試料厚さ d [m]から、熱拡散率 α は次式により計算できる[102]。

$$\alpha = 0.1388 \times \frac{d^2}{t_{1/2}} \quad (3-25)$$

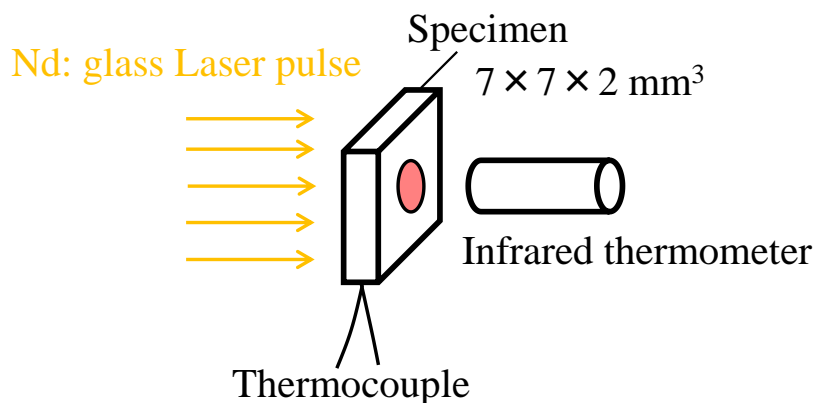


Fig. 3-29. Schematic illustration of laser flash method.

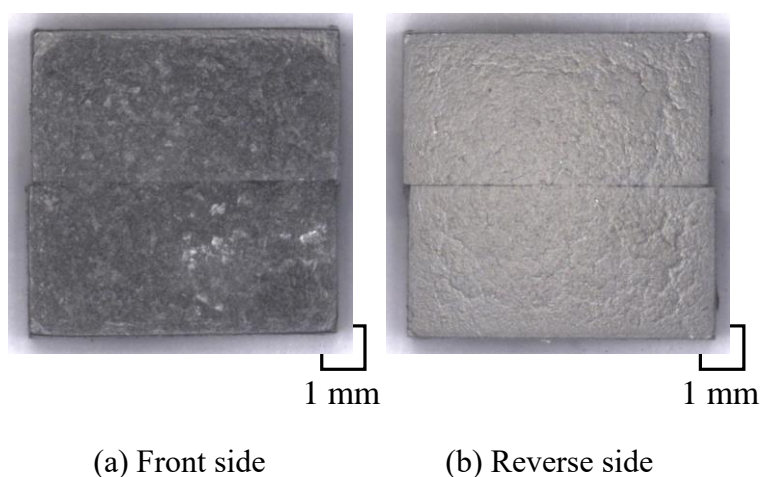


Fig. 3-30. Specimen for measuring thermal diffusivity.

熱拡散率の測定に使用した試料を図 3-30 に示す。実験で使用したインサートから切り出せる大きさの関係上、試料は $7 \times 3.5 \times 2 \text{ mm}^3$ を 2 つ接着した状態で使用した。試料表面にはレーザー光の吸収率の増加および輻射率を任意の値へ設定する目的で、日本船舶工具有限会社製のドライ・グラファイトフィルムスプレーを塗布した。

図 3-31 に熱拡散率の測定結果を示す。20 °Cにおけるインサートの熱拡散率は、 $24 \text{ mm}^2/\text{s}$ であることがわかった。しかしながら、レーザーフラッシュ法を用いる際の基本的な条件として、試料が均質であることが挙げられる。この点において今回の試料は 2 つを接着して使用しているため、正確な測定結果であるとはいえないが、式(3-24)を用いて切削直後の最高温度を推定する点においては、十分な精度であるといえる。

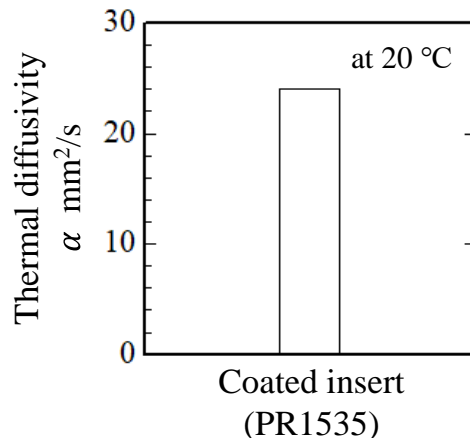


Fig. 3-31. Measurement result of thermal diffusivity.

3-4-3-2 比熱

比熱の測定は、NETZSCH 社製の DSC 3500 Sirius を用いて熱流束型 DSC(Differential Scanning Calorimetry)法により行った。図 3-32 に熱流束型 DSC 法の概略図を示す[103]。ヒータを搭載した容器の中に標準試料(サファイア)と測定試料を入れ、両方の試料が同一の温度変化となるようにヒータを用いて温める。このとき各試料の比熱は異なるため、ヒータで与える熱量に違いが生じ、その変化を熱量計により測定する。測定試料および標準試料へ加わる単位時間当たりの熱量をそれぞれ \dot{q}_t 、 \dot{q}_s [J/s]とすると、次式により算出できる。

$$\dot{q}_t = m_t \cdot c_t \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3-26)$$

$$\dot{q}_s = m_s \cdot c_s \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3-27)$$

ここで、

m_t : 測定試料の質量 [kg]

c_t : 測定試料の比熱 [J/(kg・K)]

m_s : サファイアの質量 [kg]

c_s : サファイアの比熱 [J/(kg・K)]

各試料の温度変化は同一となるように制御しているため、式(3-26)と(3-27)の関係から測定試料の比熱 c_t は次式により計算できる。

$$c_t = \frac{m_s}{m_t} \cdot \frac{\dot{q}_t}{\dot{q}_s} \cdot c_s \quad (3-28)$$

比熱の測定に使用した試料を図 3-33 に、その測定結果を図 3-34 に示す。試料には実験で使用したコーテッド超硬インサートの破片を使用した。比熱は温度により値が変化していくが、本研究では温度によらず一定であると仮定しているため、室温(20 °C)における値 254 J/(kg・K)を使用した。

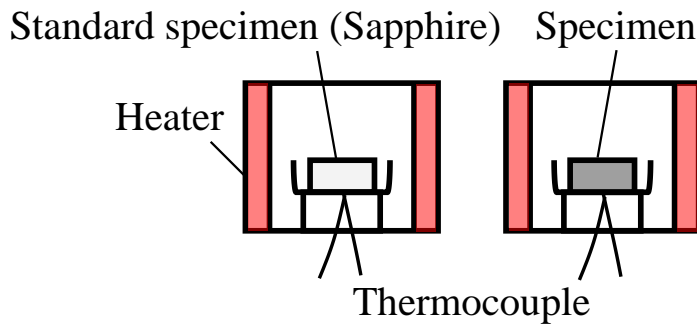


Fig. 3-32. Schematic illustration of DSC method.

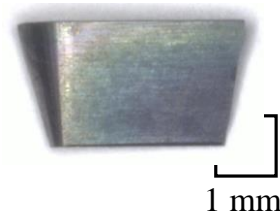


Fig. 3-33. Specimen for measuring specific heat (40 mg).

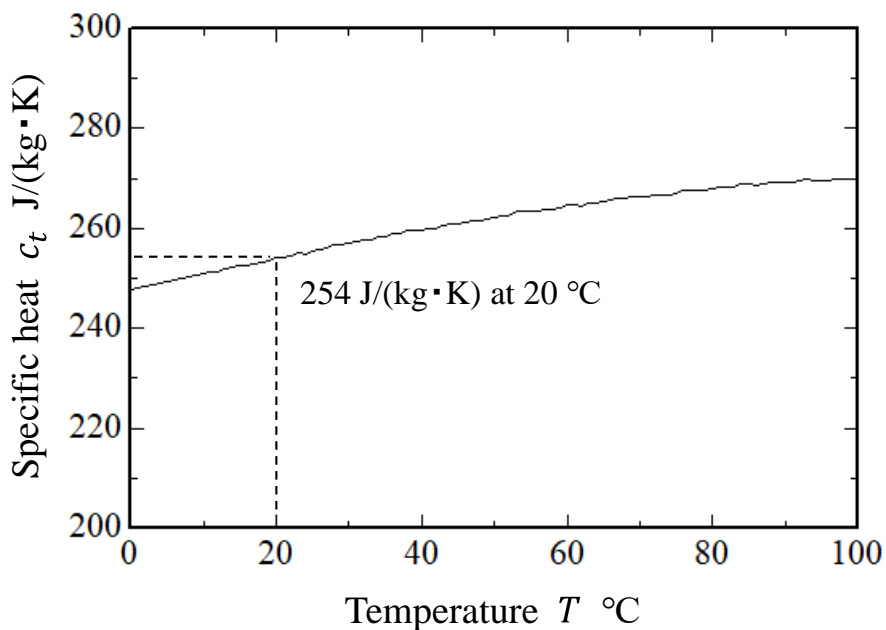


Fig. 3-34. Measurement result of specific heat.

3-4-3-3 密度

密度の測定は、熱拡散率の測定のために切り出した試験片の質量と3辺の長さを測定して行った。質量の測定に使用した分析天秤と長さの測定に使用したマイクロメータをそれぞれ図 3-35 と図 3-36 に示す[104][105]。分析天びんには株式会社島津製作所製の AUC220 を使用し、本装置に搭載されている内蔵分銅による感度調整機能を用いて測定した。本装置による繰り返し測定誤差は±0.1 mg 程度と非常に小さく、高精度な質量の測定が可能である。マイクロメータには株式会社ミットヨ製の CPM15-25MX を使用し、各面の中心位置で3辺の試験片長さをそれぞれ測定した。

図 3-37 に密度の測定結果を示す。測定は切り出し形状 $7 \times 3.5 \times 2 \text{ mm}^3$ の6つの試験片に対して行った。算出した密度のばらつきは最大で 30 kg/m^3 と小さく、十分な精度で測定が行えているといえる。密度の値としては、6つの測定結果を平均した 14200 kg/m^3 を使用した。



Fig. 3-35. Analytical balance for measuring mass [104].



Fig. 3-36. Micrometer for measuring length [105].

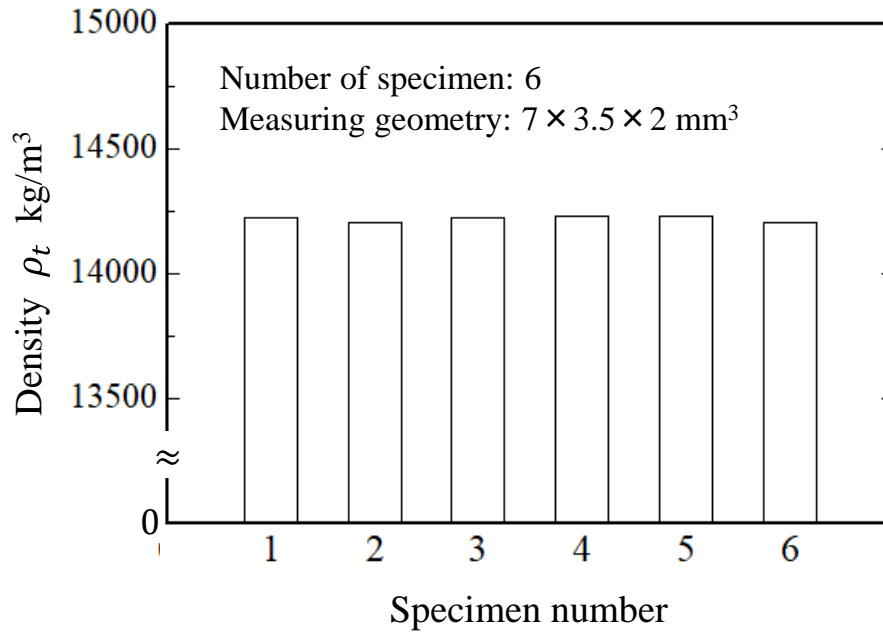


Fig. 3-37. Measurement result of density.

3-5 結 言

本章では、三次元 CAD を活用したターンミリング時の切削状態の可視化方法と、理論切取り形状の解析方法について説明した。また、ターンミリングにおける切削特性の評価方法や伝熱解析による切削直後の最高温度の推定方法について説明し、推定に必要なインサート物性値の測定方法および結果をそれぞれ示した。本章で述べた要点を以下に示す。

1. 三次元 CAD による解析面と実加工面はよく対応し、ターンミリング時の理論切取り形状を再現することで、1 刃当たりの切削負荷の変化や切削時間などを解析することが可能である。
2. ターンミリングにおける空転時の工具逃げ面温度を測定する手法を構築した。加工時に 2 色温度計と光ファイバをミリングユニットと一緒に動かすことにより、常に同じインサート切れ刃位置の温度測定を可能とした。

3. 空転時におけるインサートの空冷モデルを示し、1次元非定常熱伝導方程式をインサート厚み方向の初期温度分布を考慮して解くことにより、理論的なインサート切れ刃の空冷式を示した。
4. インサート切れ刃の理論的な空冷式を計算するために必要な熱拡散率をレーザーフラッシュ法、比熱を熱流束型 DSC 法、密度を質量と長さの測定によりそれぞれ求め、20 °Cにおける測定結果はそれぞれ $24 \text{ mm}^2/\text{s}$ 、 $254 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 、 $14200 \text{ kg}/\text{m}^3$ であった。

第4章 各切削パラメータが切削特性に及ぼす影響

4-1 緒言

ターンミリングは切削パラメータが多い加工法であるといえるが、本研究では特に工具オフセットと加工能率に関する切削パラメータについて詳細に調査した。

工具オフセットに関しては、ターンミリングの切削特性に様々な影響を及ぼすことが報告されている。最初に、ターンミリングでは最大送りが切削条件により変化し、切削工具の半径、工具オフセット、インサートの半径方向切れ刃長さにより決定される[31]。工具オフセットを与えない場合、最大送りはインサートの半径方向切れ刃長さとなり、オフセットを大きくしていくほど、最大送りは増加していくことになる。次に、仕上げ面性状の観点からも、工具オフセットは与える方が良いと考えられる。ターンミリング後の被削材軸方向の仕上げ面粗さを調査した先行研究では、大きな工具オフセットの方が良好な仕上げ面粗さを得ることができると報告されている[22][24]。しかし、ワイパー刃付インサートを用いる場合は、逆に工具オフセットを与えない方が良好な結果となることには注意が必要である。また、工具オフセットが大きいほど、高送りによる仕上げ面性状の悪化を抑制することが可能である[22][23][24]。

工具オフセットと工具寿命との関係を調査した先行研究では、オフセットを与えない場合と比較して、与えた場合では工具寿命が最大で約 2.5 倍に増加することが報告されている[22][24][27][28]。先行研究において最適な工具オフセット e_{opt} [mm]は、次式により算出できると報告されている[18][22][24][28]。

$$e_{opt} = R_t - L_n \quad (4-1)$$

ここで、

R_t : 切削工具の半径 [mm]

L_n : インサートの半径方向切れ刃長さ [mm]

工具寿命が増加する要因として、最適な工具オフセットでは切削工具と被削材の切削長さが最大となり、切削応力が広く分散されるためであると考えられている。しかしながら、本研究で使用した切削工具に対して式(4-1)を適用すると 0.475 mm と算出でき、工具オフセットを与えない場合と非常に近い状態となる。そのため、式(4-1)の最適式を適用できない場合が存在すると考えられ、これは工具刃先温度の観点からターンミリングの切削特性が評価されていないことや、複雑な切削状態を詳細に理解する

ための手法が構築されていないことが影響していると考えられる。

また、加工能率と切削温度には密接な関係があり、高能率化は切削温度の大幅な増加を引き起こすことになる。そのため、ターンミリングであっても過度な温度の増加は、工具寿命の著しい低下へつながることになる。ゆえに、加工能率と工具刃先温度の関係を把握することは極めて重要であり、この点において本研究で構築した解析手法は非常に有効となる。一方で、ターンミリングにおける空冷温度の意義を明確にできれば、実測温度により切削パラメータが工具刃先温度に及ぼす影響を調査できる可能性があり、より簡潔に高能率化を目指すことが可能となる。そのためには、各切削パラメータが空冷特性に及ぼす影響を、詳細に調査・検討する必要がある。

以上のことから、本章ではターンミリングにおける工具逃げ面温度を実測し、理論式を用いて最高温度を推定することで、各切削パラメータが工具刃先温度に及ぼす影響を調査した。また、各切削パラメータと空冷特性との関係を詳細に検討し、ターンミリングにおける空冷温度の意義を明確化した。さらに、工具刃先温度のみを測定するのではなく、三次元 CAD による解析や切削抵抗の測定結果と関連付けることにより、各切削パラメータと切削特性との関係の解明に取り組んだ。

4-2 被削材径の影響

従来の旋削やミリング加工と比較して、ターンミリングでは被削材径が切削特性に影響を及ぼすことになる。図 3-4 における切取り形状の右側面図を図 4-1 に示す。太線で示した部分が被削材の円周部分に相当し、被削材径の大きさにより曲率が変化することになる。そのため、切削条件が同じであっても 1 刃当たりの切取り体積や切削断面積が増減し、それに対応して工具刃先温度も変化することが予想される。

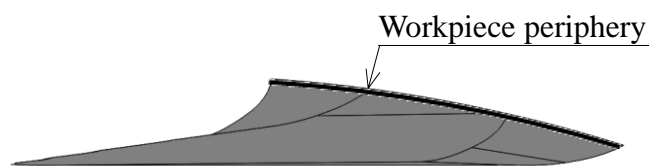


Fig. 4-1. Effect of workpiece diameter on undeformed chip (Right side view of Fig. 3-4).

図4-2に被削材回転数を変化させた場合における被削材径と工具逃げ面温度の関係を示す。工具逃げ面温度は送り方向に対して切削工具が90°回転した位置で、空転時の刃先温度を実測した値である。被削材径および被削材回転数の増加とともに、工具逃げ面温度は増加することがわかった。被削材径40~60mmの範囲で被削材回転数に関わらず、被削材径と工具逃げ面温度は線形的な関係となり、被削材径が10mm大きくなると、工具逃げ面温度は約40℃増加することがわかった。図4-2の被削材径50mmの場合における理論切取り形状を解析した結果を図4-3に示す。被削材回転数に関わらず、切削開始および終了角度はそれぞれ約-78°と約-20°であった。すべての切削終了角度が同じであるため、切削の終了から温度測定までの空冷時間は、理論上同一となる。最大切削断面積は被削材回転数10min⁻¹で約0.4mm²に対して40min⁻¹では約1.2mm²となり、被削材回転数の増加とともに切削断面積は全体的に増加していくことがわかった。そのため、切れ刃に加わる熱量が増加し、図4-2のように被削材回転数に対して工具逃げ面温度は増加したと考えられる。

図4-4に被削材回転数20min⁻¹における被削材径42.0mmと60.0mmの理論切取り形状を解析した結果を示し、その最大切削断面積におけるインサートと理論切取り形状の関係を図4-5に示す。最大切削断面積は被削材径42.0mmで約0.63mm²に対して60.0mmで約0.85mm²まで増加しており、1刃当たりの切削時間も合わせて増加することがわかった。一方で、図4-5において被削材径による切削断面積の増加は底刃部分の面積が増加することで生じており、ノーズ半径周辺の切取り形状は全く変化していないことがわかった。つまり、工具刃先温度を測定しているノーズ半径の熱量は被削材径によってほとんど変化していないため、図4-2の被削材径に対して工具逃げ面温度が増加する理由としては、切削断面積の増加というよりもむしろ1刃当たりの切削時間の増加が主要因であると考えられる。

同一切削条件であっても、ターンミリングでは被削材径の違いにより、工具逃げ面温度および切削抵抗が変化することになる。そのため、本節以降の実験では同一条件で最低2回以上の温度測定を実施し、それらの平均被削材径を同一とすることによって、各切削パラメータが工具逃げ面温度に及ぼす影響を調査した。

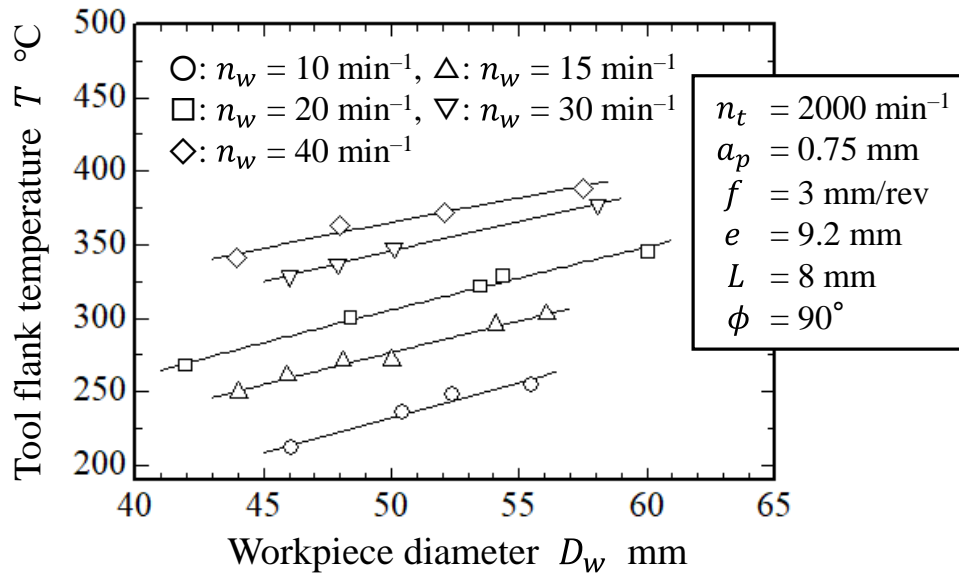


Fig. 4-2. Variation of tool flank temperature with workpiece diameter in each workpiece revolution speed.

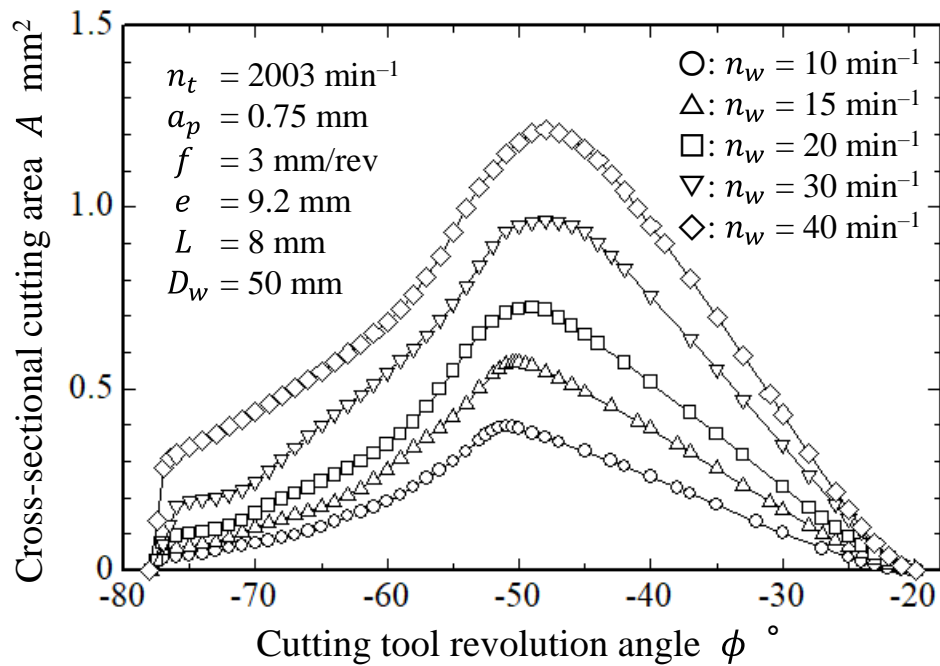


Fig. 4-3. Relationship between cutting tool revolution angle and cross-sectional cutting area in each workpiece revolution speed.

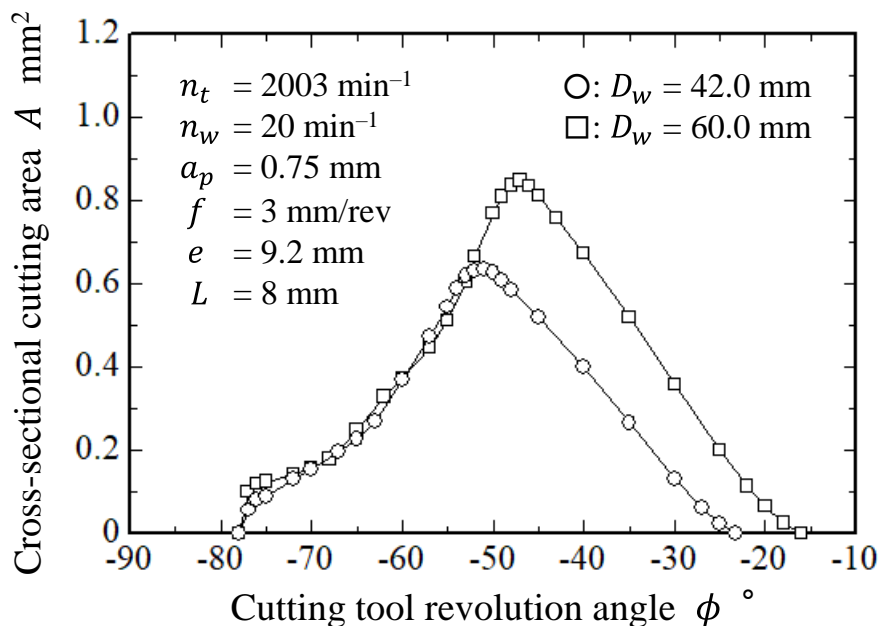


Fig. 4-4. Comparison of cross-sectional cutting area in different workpiece diameter.



(a) Workpiece diameter: 42.0 mm (b) Workpiece diameter: 60.0 mm

Fig. 4-5. Variation of the undeformed chip geometry with workpiece diameter in the maximum cross-sectional cutting area.

$n_t = 2003 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 20 \text{ mm}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 3 \text{ mm/rev}$, $e = 9.2 \text{ mm}$, $L = 8 \text{ mm}$.

4-3 工具オフセットの影響

前述の通り，ターンミリングにおいて工具オフセットが切削特性に及ぼす影響は大きく，理論切取り形状や切削状態が大きく変化することになる．式(4-1)より，本実験で使用した切削工具における最適オフセットは 0.475 mm と算出できるため， 0 mm と近似して下限値とした．また，式(3-3)より，限界工具オフセットは 9.2 mm と算出できるため，この値を上限値として $0, 3, 6, 9.2 \text{ mm}$ の異なる工具オフセットが切削特性に及ぼす影響について，本節では詳細に調査した．

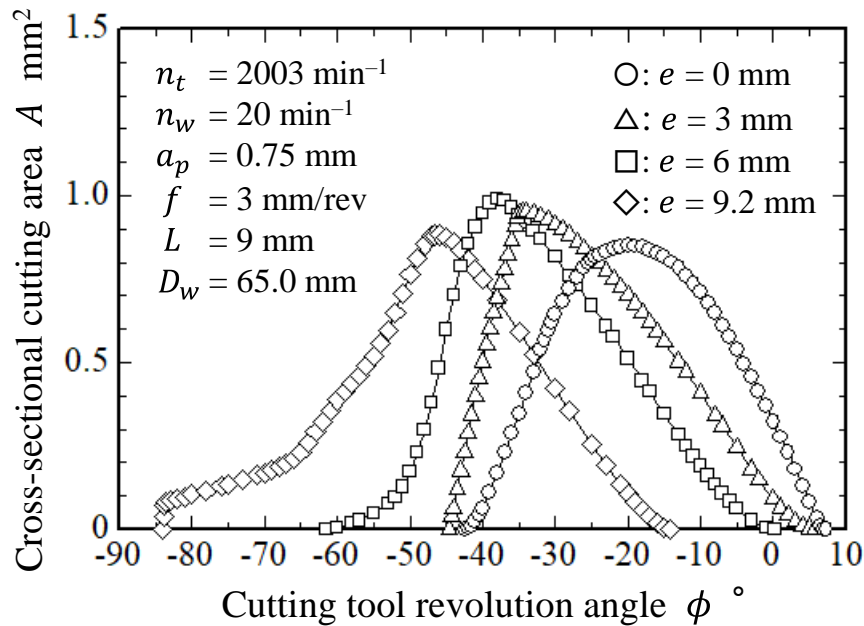


Fig. 4-7. Variation of the cross-sectional cutting area with cutting tool revolution angle in each tool axis offset.

図 4-6 の理論切取り形状を解析した結果を図 4-7 に示す。図 4-6 に示した通り、工具オフセットにより切取り形状は大きく変化し、工具オフセット 0 mm において切削開始角度 -42° 、終了角度 7° であったのが、工具オフセット 9.2 mm ではそれぞれ -84° と -14° となり、1 刃当たりの切削時間は増加することがわかった。また、工具オフセットにより温度測定までの切削工具回転角度が変化することになり、つまり温度測定までの空冷時間が変化することになる。そのため、空転時における工具逃げ面温度を複数の箇所で実測し、式(3-24)の空冷式を適用して切削直後の刃先温度を推定することにより、工具オフセットが最高温度に及ぼす影響を調査した。

図 4-8 に各工具オフセットにおける空転時の実測温度とその温度へ式(3-24)の理論式を適用した結果を示す。空冷時間 t_c は三次元 CAD の解析により算出した切削終了角度 ϕ_e を 0 ms とし、各温度測定角度 ϕ との差分と切削工具回転数 n_t との関係から次式により算出した。

$$t_c = \frac{60}{n_t} \cdot \frac{\phi_e - \phi}{360} \cdot 1000 \quad (4-2)$$

空冷時間の増加とともに工具逃げ面温度は大きく減少していくが、工具オフセットによる空冷特性およびその温度差に大きな違いはないことがわかった。図 4-9 に工具オフセットと推定最高温度の関係を示す。推定最高温度においても温度差は約 20°C と

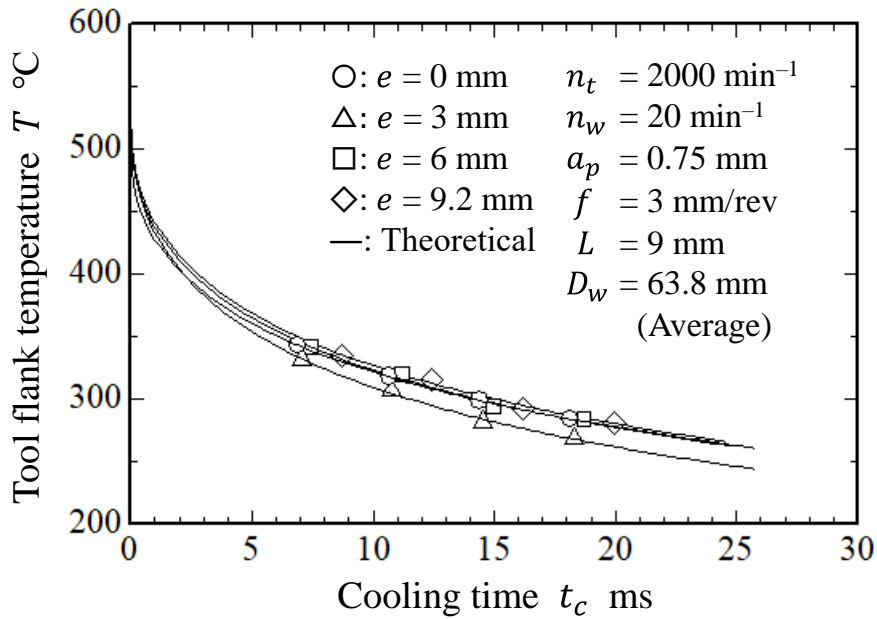


Fig. 4-8. Variation of the tool flank temperature with the cooling time in each tool axis offset.

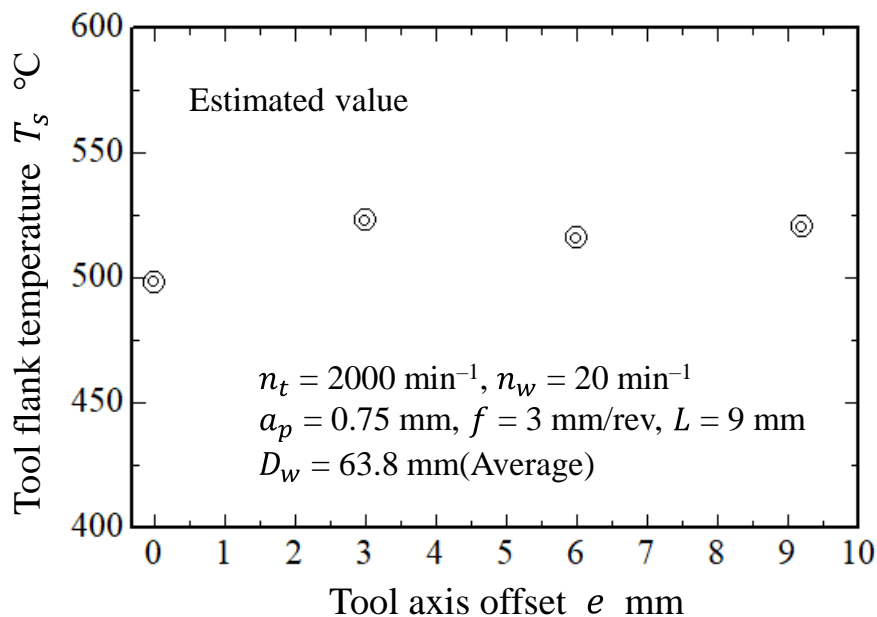


Fig. 4-9. Relationship between tool axis offset and the estimated maximum tool flank temperature.

小さく、ターンミリングにおいて工具オフセットが工具刃先温度に及ぼす影響は、小さいことがわかった。

図 4-10 に工具オフセットと平均切削抵抗および平均切削断面積の関係を示す。工具オフセットの増加とともに各切削抵抗は減少傾向を示し、平均切削断面積の解析結果とおおむね一致することがわかった。実測した F_y の平均切削抵抗と解析による1刃

当たりの切削距離(切削時間)を掛け合わせることで算出した工具オフセットと1刃当たりの発熱量との関係を図4-11に示す。工具オフセットの値に関わらず、1刃当たりの発熱量はおおよそ一定であることがわかった。そのため、工具オフセットが工具刃先温度に及ぼす影響は、非常に小さくなったと考えられる。

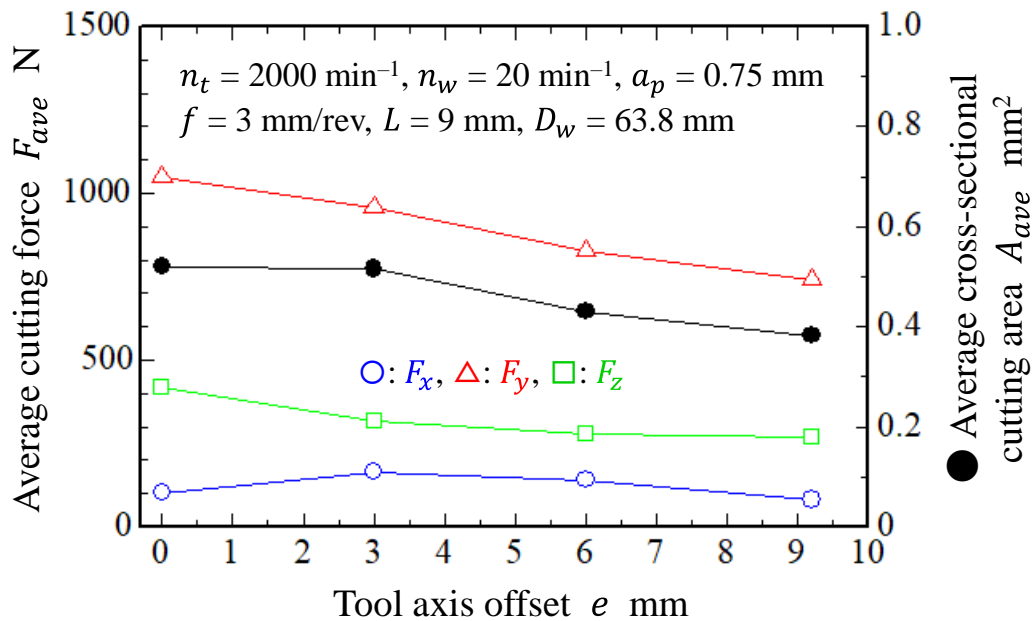


Fig. 4-10. Variation of average cutting forces and cross-sectional cutting area with tool axis offset.

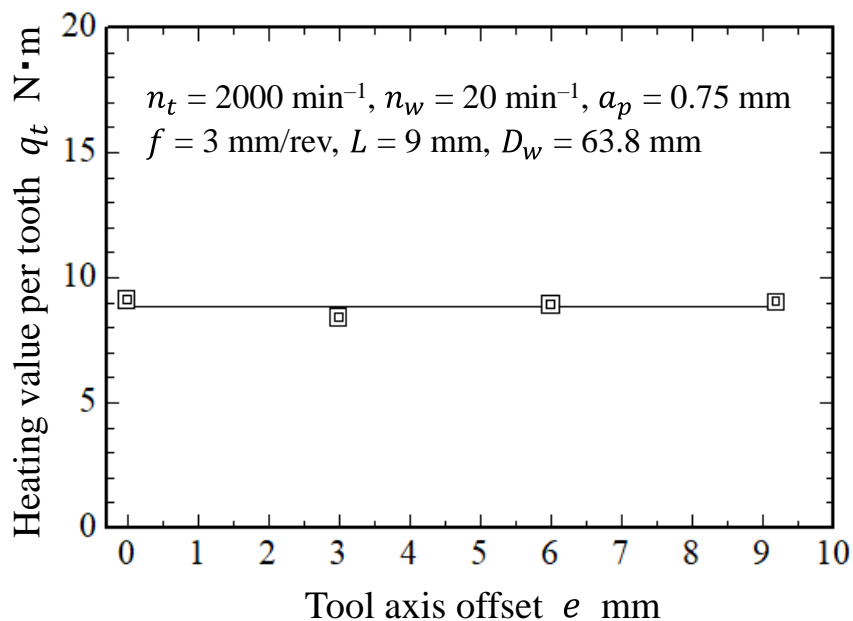


Fig. 4-11. Relationship between tool axis offset and heating value per tooth.

4-3-2 切削距離と空冷特性の関係

図 4-6 に対して切削距離を切削工具径と同じ 20 mm まで増加させた場合における工具オフセットと加工面状態および切取り形状の関係を図 4-12 に示す。切削距離以外すべての切削条件を同一としているため、主切削領域(Main cutting area)の理論切取り形状や基本的な加工面状態は、図 4-6 と完全に一致する。一方で、切削距離を増加させた図 4-12 では、工具オフセット 9.2 mm を除き再切削領域(Secondary cutting area)を生じることがわかった。この理由として、ターンミリングは切削が断続化するため、加工後の被削材が式(3-4)で示すN角形の角柱となり、その角形状の仕上げ面を再度切削するため生じることがわかった。この再切削を生じるかどうかは、工具オフセットの値や切削工具径に対する切削距離などにより決定され、空転時にわずかながら切削が行われるため、切削距離により異なる空冷特性を示すことが推定される。一方で、再切削が生じるということはその部分がより真円に近づいていることになるため、精度の面においては有益な現象であると捉えることもできる。そこで、再切削の有無による切削特性の違いを詳細に調査した。

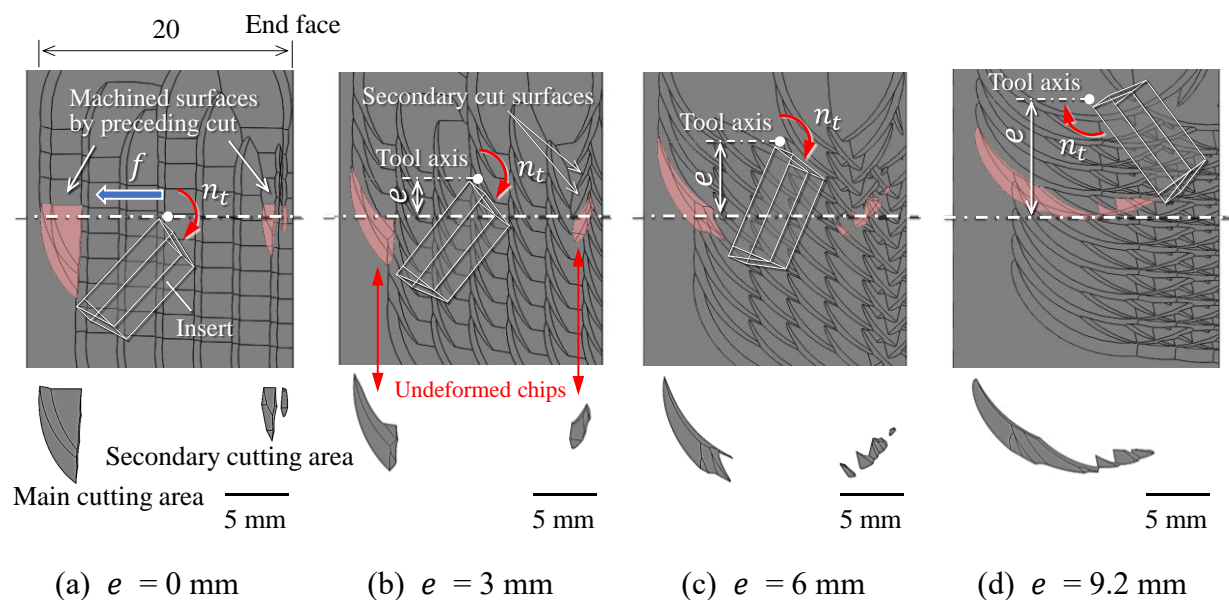


Fig. 4-12. Surface texture of machined surfaces and corresponding undeformed chip shape in each tool axis offset.

$$n_t = 2003 \text{ min}^{-1}, n_w = 20 \text{ mm}, a_p = 0.75 \text{ mm}, f = 3 \text{ mm/rev}, L = 20 \text{ mm}, D_w = 65.0 \text{ mm}.$$

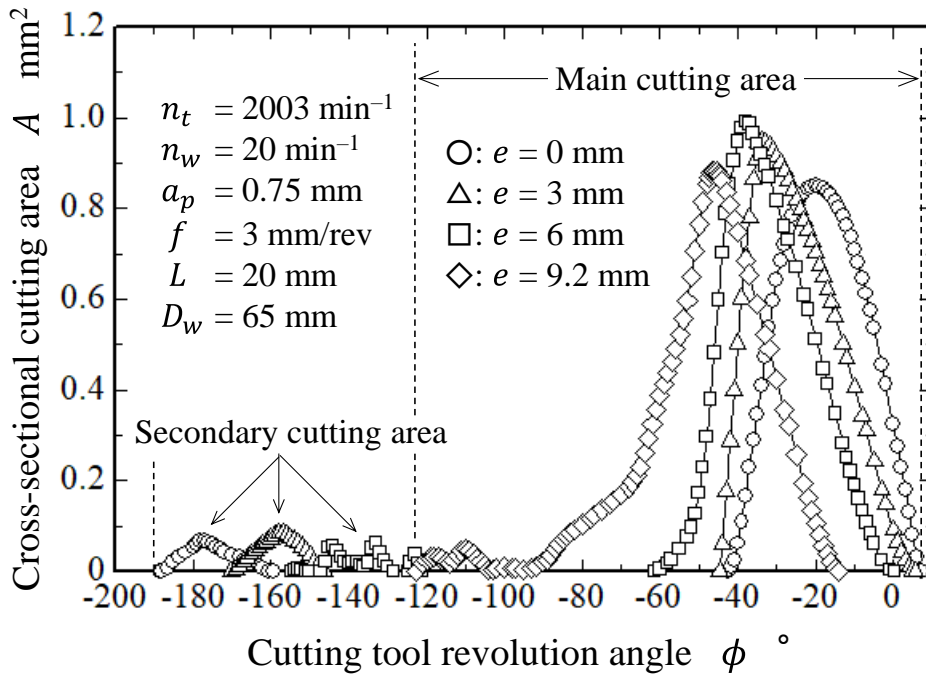


Fig. 4-13. Relationship between cutting tool revolution angle and the cross-sectional cutting area in each tool axis offset.

図 4-12 の理論切取り形状を解析した結果を図 4-13 に示す。工具オフセット 0, 3, 6 mm における主切削領域の変化は図 4-7 と同様となり、工具オフセット 9.2 mm では切削開始角度が -123° 、切削終了角度が -14° と 1 刃当たりの切削時間が非常に長くなることがわかった。一方で、工具オフセット 9.2 mm 以外は再切削を生じるようになり、およそ $-190^\circ \sim -120^\circ$ の範囲で観察されることがわかった。しかしながら、再切削は擦っている状態に近い状態のため、その領域における最大値は最大切削断面積の約 1/10 程度であり、切削時間も主切削領域と比較すると短いことがわかった。

切削距離 20 mm 加工時における 2 色温度計および加速度ピックアップからの基本的な出力波形を図 4-14 に示し、2 色温度計の出力を温度へ換算した結果を図 4-15 に示す。図 4-12 における工具オフセット 0 mm の解析結果と図 4-14 を対応させると、2 色温度計の出力は 5 段階に分類できる。最初に、段階①は主切削領域の切取り形状が定常状態に達するまでの時間に対応し、この時間は理論切取り形状と切削条件から 3.4 s と算出できる。加速度ピックアップの出力が増加し始める位置を切削開始時間とすると、2 色温度計からの出力は 3.4 s の間に急激に増加し、それに対応して図 4-15 の工具逃げ面温度も大幅に増加することがわかった。段階②は準安定切削状態に対応し、2 色温度計からの出力は緩やかに増加していく。これは加工の進行とともに切削

直前のインサート表面温度が増加し、基準温度が高くなることに起因していると考えられる。図 4-15 より段階②における温度増加は約 20℃であり、段階①と比較するとその増加値は極めて小さいことがわかった。段階③は安定切削状態であり、2色温度計からの出力と工具逃げ面温度は一定状態となる。三次元 CAD の解析により切削開始から 17.4 s 後に再切削が生じることになり、2色温度計の出力および工具逃げ面温度はその時間に段階③の状態からわずかに増加し、これが段階④に相当する。その後、段階⑤において出力および工具逃げ面温度は再度一定状態となり、20 s で加工が終了後、出力は急激に低下する。20 s 以降も出力が得られるのは、切削工具を被削材から逃がす際も切削が行われるためである。以上のことから、三次元 CAD による解析結果と 2色温度計からの出力および工具逃げ面温度の変化は、非常によく対応することがわかった。

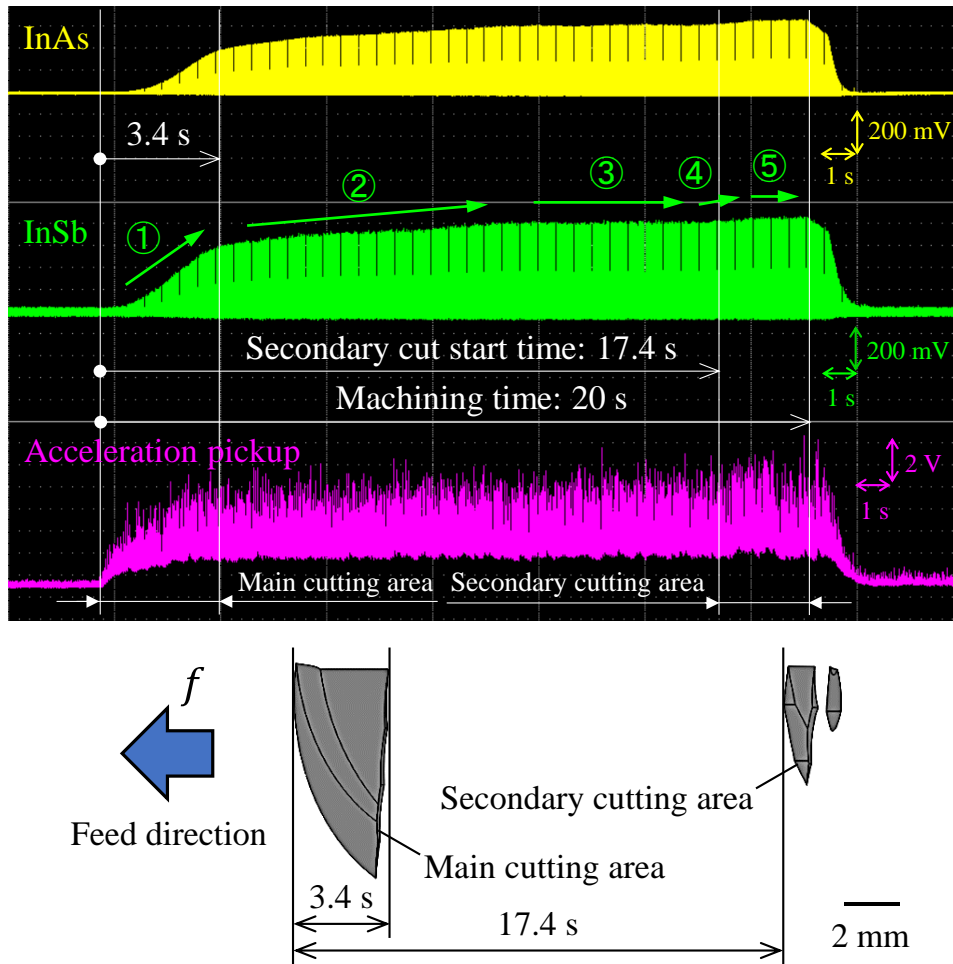


Fig. 4-14. Typical output signals of two-color pyrometer and acceleration pickup with corresponding undeformed chip shape analyzed by 3D-CAD. $n_t = 2000 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 20 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 3 \text{ mm/rev}$, $e = 0 \text{ mm}$, $L = 20 \text{ mm}$, $\phi = 90^\circ$, $D_w = 67.0 \text{ mm}$.

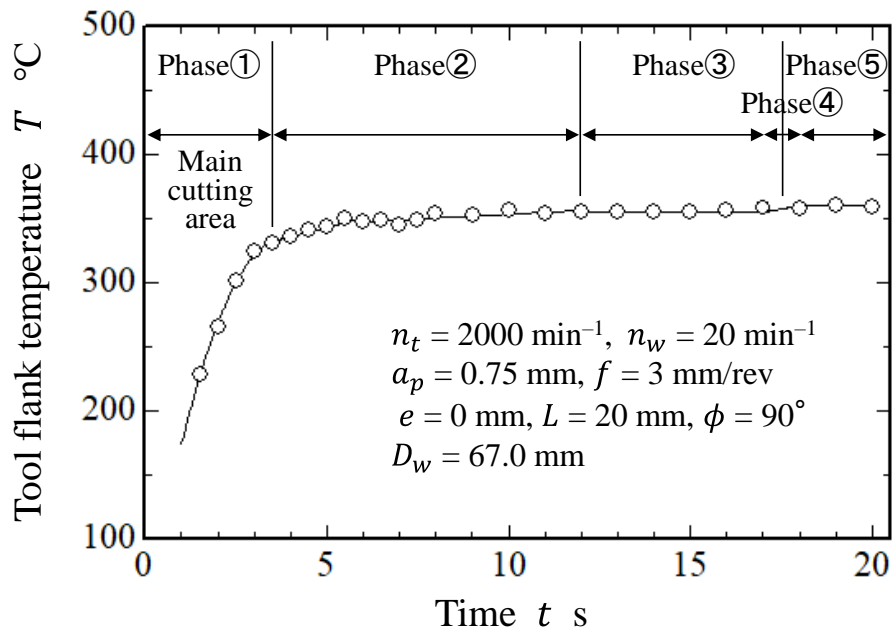


Fig. 4-15. Variation of the tool flank temperature with time.

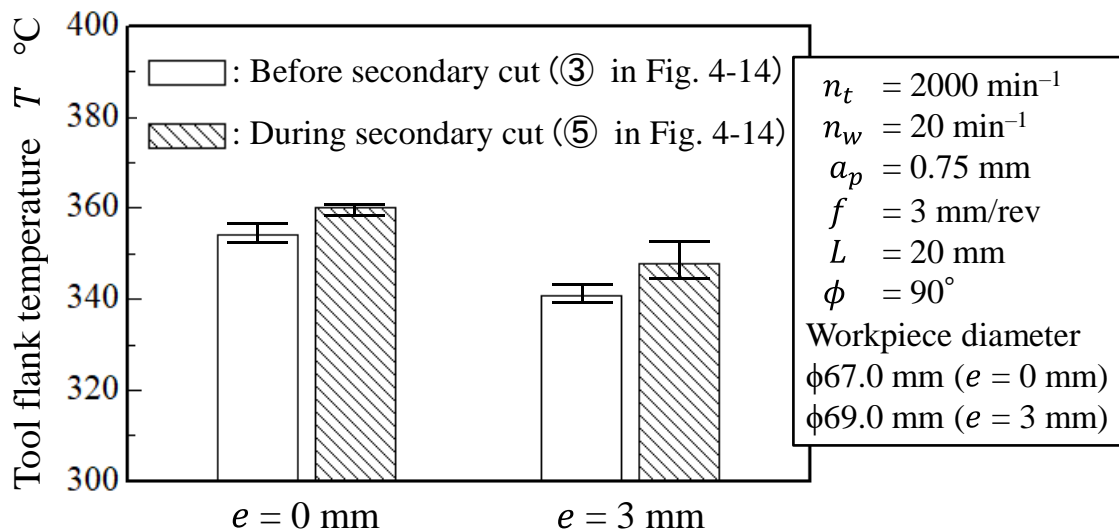


Fig. 4-16. Comparison of the tool flank temperature before and during secondary cut.

図 4-16 に再切削が生じる前後の工具逃げ面温度差を示す。再切削の有無による温度差は約 5°C であり、すべての工具オフセットおよび温度測定角度において同様の傾向が見られた。そのため、再切削は工具逃げ面の温度増加を引き起こすが、その値自体は非常に小さいことがわかった。

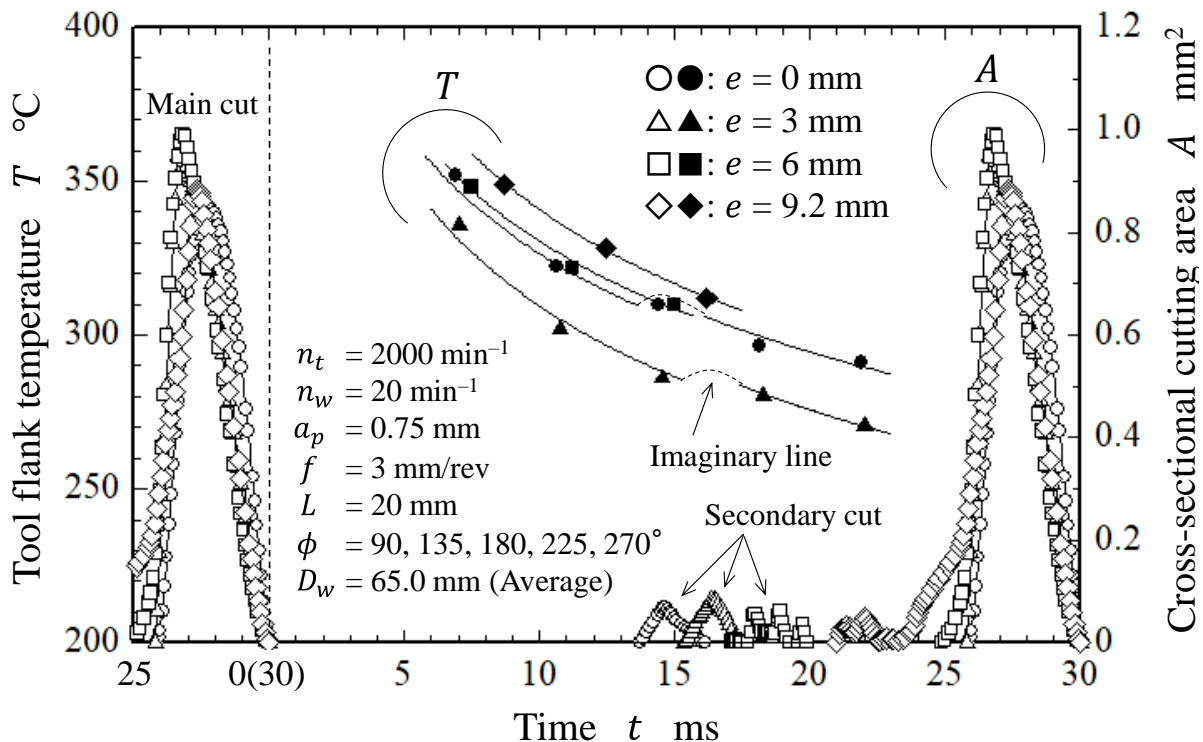


Fig. 4-17. Variation of the tool flank temperature and the cross-sectional cutting area with time in each tool axis offset.

各工具オフセットにおける時間に対する工具逃げ面温度の変化を図 4-17 に示す。図 4-17 では、式(4-2)を用いて切削工具回転角度を時間へ換算し、時間に対する切削断面積の変化も合わせて示している。当然のことながら、空転時の切削断面積は 0 となる。図 4-17 から工具オフセット 6 mm と 9.2 mm は同様の空冷特性を示しており、これは温度測定を実施した角度の範囲内で再切削を生じないためである。一方で、工具オフセット 0 mm と 3 mm では異なる傾向を示しており、再切削領域に対応して約 5°C 工具逃げ面温度が増加すると仮定した場合、空冷特性の変化を説明することが可能である。つまり、再切削の有無は仕上げ面状態だけではなく、工具逃げ面の空冷特性に対しても影響を及ぼすことがわかった。図 4-18 に異なる切削距離における空冷時間と工具逃げ面温度の関係を示す。切削距離 8 mm の場合、再切削が生じる前に加工が終了するため、工具逃げ面温度は単調に減少していく。一方で、切削距離 20 mm は再切削の影響により、空冷時間約 15 ms において一度わずかに温度が増加し、再度減少していくことになる。再切削の有無により次の切削直前の空冷温度が変化することになるため、切削距離 8 mm と比較して切削距離 20 mm の工具逃げ面温度は、最大で約 20°C 高くなることがわかった。

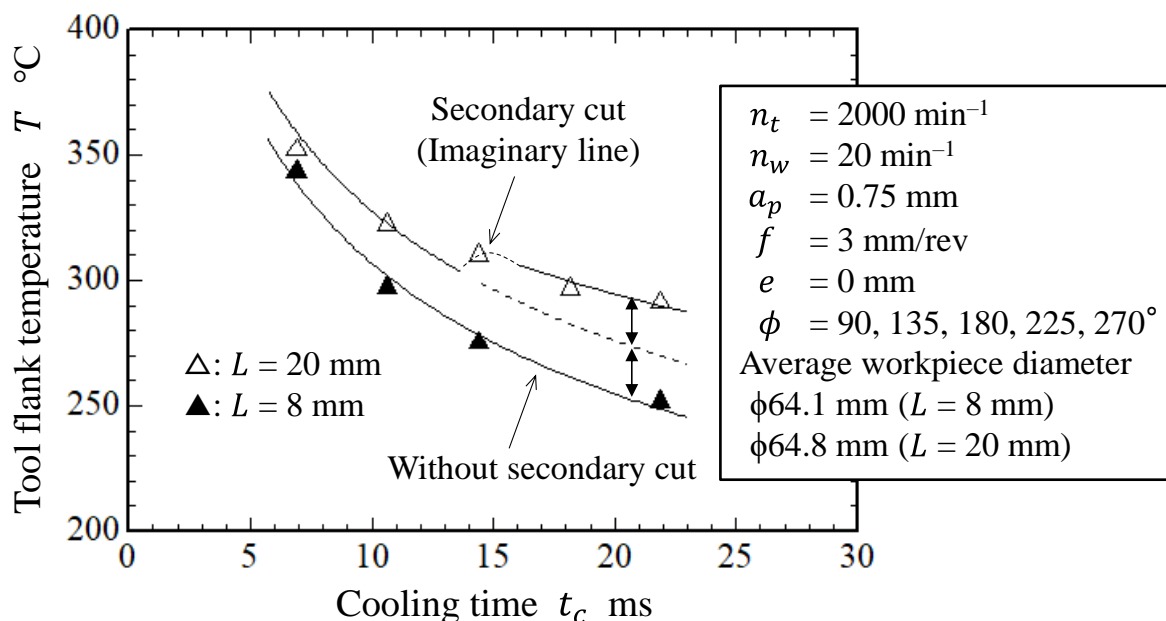


Fig. 4-18. Comparison of cooling characteristics in different cutting distance.

炭素鋼 S45C の加工においてこの温度差が工具寿命へ直接影響を及ぼすことは考えにくいですが、難削材を加工する場合やさらなる粗加工を行う場合、再切削による温度増加は大きくなることが推定される。そのため、工具オフセットや切削工具径に対する切削距離に応じて再切削が生じるという事実は、極めて重要な知見であるといえる。

ターンミリング時に再切削が実際に生じている状態を、高速度カメラにより撮影した結果を図 4-19 (工具オフセット 0 mm) と図 4-20 (工具オフセット 3 mm) にそれぞれ示す。三次元 CAD による図 4-12 の解析結果から、工具オフセット 0 mm では再切削領域において 2 つの切りくずが生成され、3 mm では 1 つであることがわかる。この解析結果と高速度カメラによる撮影結果を比較すると、両者は非常によく一致することがわかった。また、工具オフセットにより再切削が生じる切削工具回転角度も変化するようになるが、その角度変化とも極めて良好な相関関係があることを確認できた。

再切削時における各切削抵抗と切削断面積の変化を図 4-21 に示す。主切削領域の開始点を 0 ms とし、切削周期に相当する 30 ms 分を示している。図 4-21 より、三次元 CAD による解析結果と各切削抵抗の変化が非常によく一致することがわかった。また、 F_y において主切削領域に対する再切削領域の最大値は約 1/10 となっており、解析結果とよく対応することがわかった。

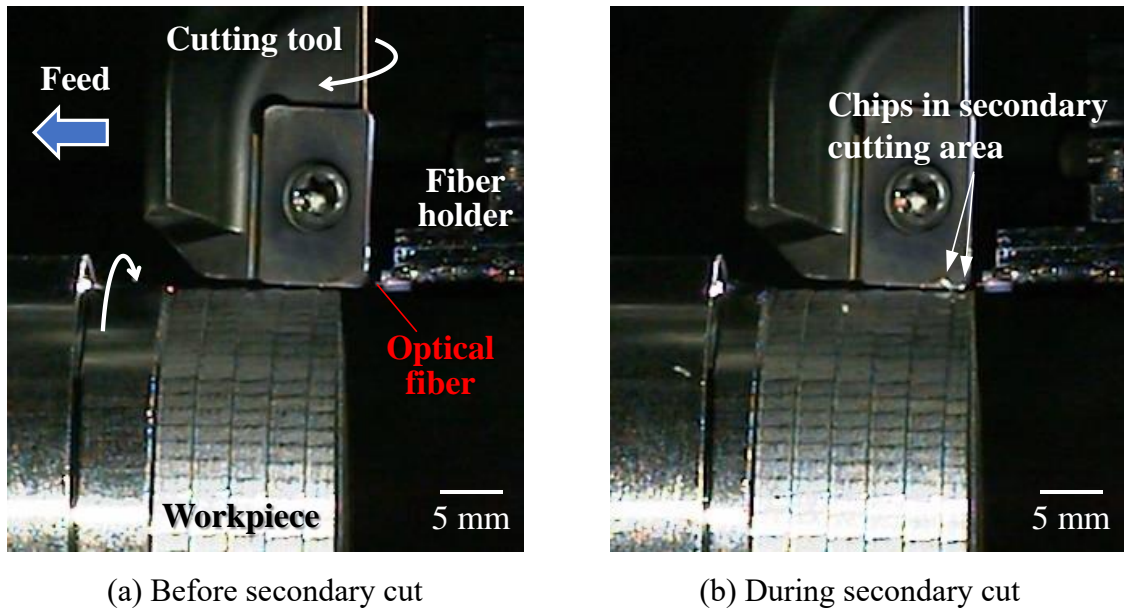


Fig. 4-19. Comparison of the cutting state before and during secondary cut.

$n_t = 2000 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 20 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 3 \text{ mm/rev}$, $e = 0 \text{ mm}$, $L = 20 \text{ mm}$,
 $\phi = 180^\circ$, $D_w = 51.5 \text{ mm}$

Frame rate: 4000 fps, Shutter speed: Open, Resolution: 640×480.

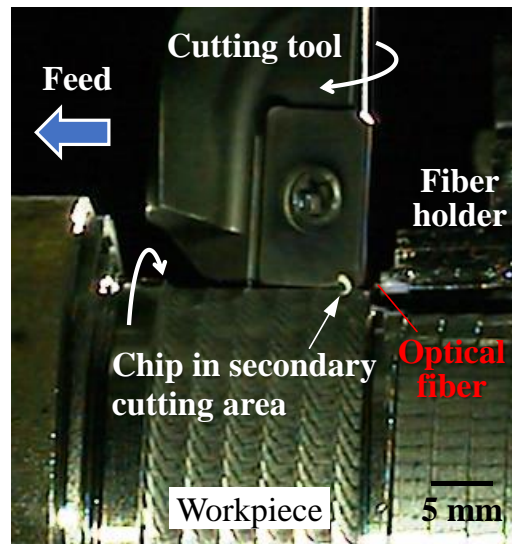


Fig. 4-20. Cutting state during secondary cut.

$n_t = 2000 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 20 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 3 \text{ mm/rev}$, $e = 3 \text{ mm}$, $L = 20 \text{ mm}$,
 $\phi = 180^\circ$, $D_w = 55.8 \text{ mm}$

Frame rate: 4000 fps, Shutter speed: Open, Resolution: 640×480.

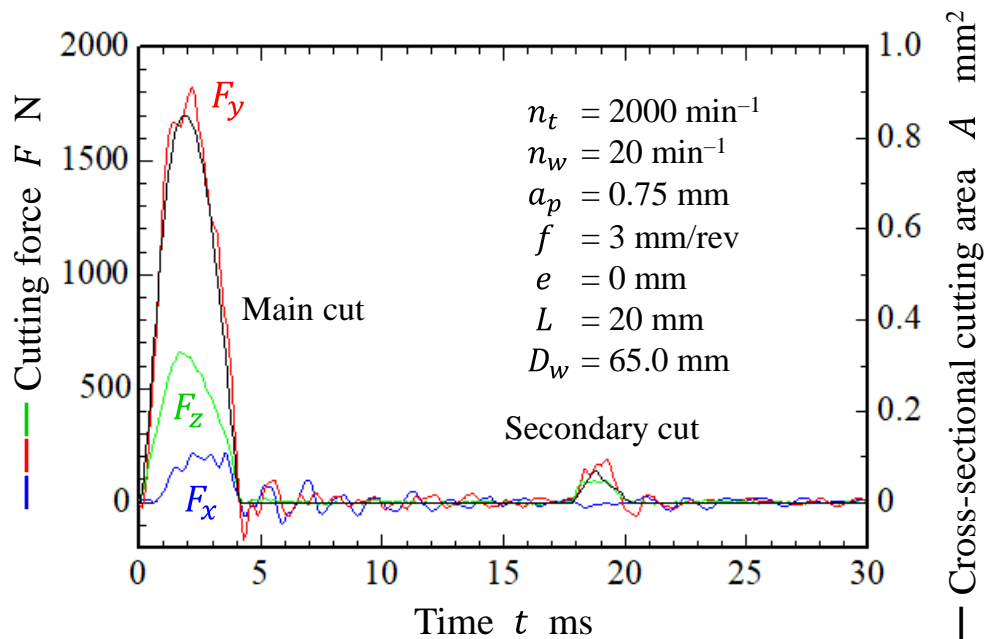


Fig. 4-21. Variation of each cutting force and the cross-sectional cutting area with time in secondary cutting area.

4-4 相対切削速度の影響

式(3-5)より、切削工具および被削材回転数の比を一定の状態に変化させた場合、1刃当たりの被削材回転角度は一定となるため、理論切取り形状は変化しないことになる。つまり、ターンミリングにおける相対切削速度が切削特性に及ぼす影響を調査することが可能であり、相対切削速度 v_{rc} [m/min]は簡易的に次式により算出できる。

$$v_{rc} = \frac{\pi \cdot D_t \cdot n_t}{1000} - \frac{\pi \cdot D_w \cdot n_w}{1000} \quad (4-3)$$

ここで、

D_t : 切削工具の直径 [mm]

n_t : 切削工具の回転数 [min^{-1}]

D_w : 被削材の直径 [mm]

n_w : 被削材の回転数 [min^{-1}]

相対切削速度(従来加工における切削速度)を増加させることができれば、加工後の被削材形状を変化させずに高能率化を実現することが可能である。しかし、従来の旋削やミリング加工において、切削速度の増加は大幅な温度増加を引き起こすことになるため、本節ではターンミリングにおける相対切削速度の影響を詳細に調査した。

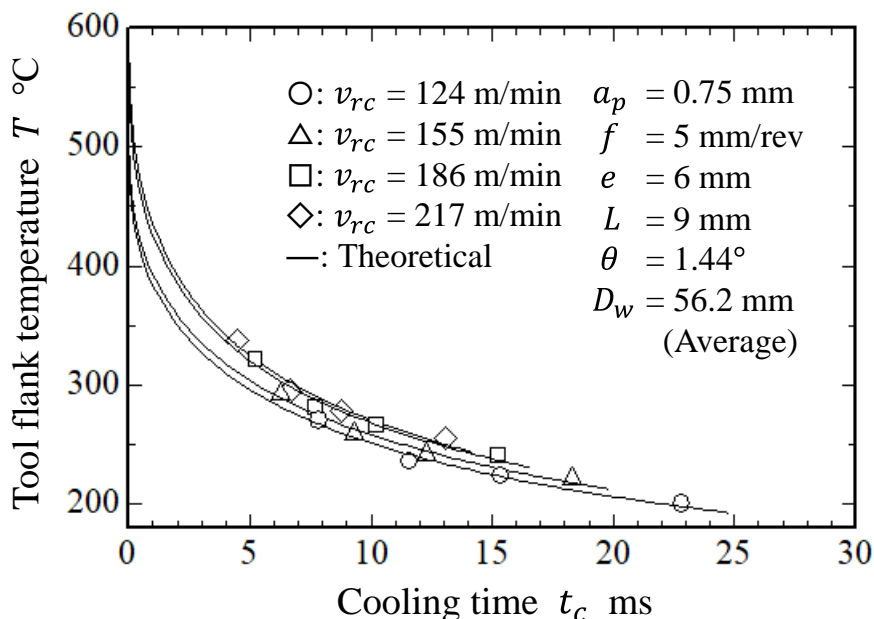


Fig. 4-22. Variation of tool flank temperature with cooling time in each relative cutting speed.

図 4-22 に各相対切削速度における空転時の実測温度とその温度へ式(3-24)の理論式を適用した結果を示す。実測した空冷時間の範囲において各相対切削速度の空冷特性に大きな違いは見られず、同一空冷時間における温度差は最大でも 20 °C程度であることがわかった。図 4-23 に相対切削速度と推定最高温度の関係を示す。グラフ中の実線は、推定最高温度が相対切削速度の 1/2 乗に比例すると仮定して、最小二乗法により求めている[69]。相対切削速度の増加とともに工具逃げ面温度は大幅に増加し、相対切削速度 124 m/min で 490 °Cであったのが、217 m/min で 580 °Cと 90 °C増加することがわかった。グラフ中の実線においては約 150 °Cの温度差を生じていることになり、従来の旋削やミリング加工と同様に、ターンミリングにおいても相対切削速度の増加は、大幅な温度増加を引き起こすことがわかった。

相対切削度を変化させた場合、推定最高温度による温度差と同一の空冷時間における温度差に大きな違いがあることに注意が必要である。前述の通り、相対切削速度 124 m/min と 217 m/min において推定最高温度では 90 °Cの温度差があったのに対し、実測した温度範囲において同一空冷時間での温度差はたかだか 20 °C程度であり、4.5 倍の温度差を生じることがわかった。この理由として、切削直後のインサート厚み方向の温度分布が、相対切削速度により異なることが挙げられる。図 4-24 に相対切削速度とインサートの初期温度分布を決定する変数 η との関係を示す。相対切削速度の増加

とともに、 η は減少していくことがわかった。つまり、切削直後のインサート厚み方向の温度勾配は、相対切削速度の増加とともに大きくなる。そのため、空冷時間に対する温度の減少幅は相対切削速度の増加とともに大きくなり、実測した空冷時間の範囲において温度差は小さくなったと考えられる。

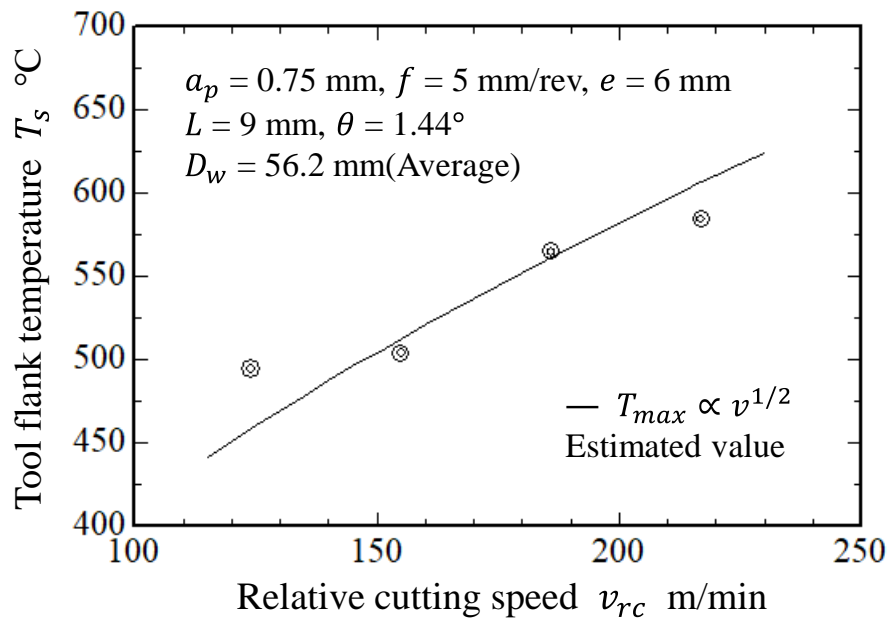


Fig. 4-23. Relationship between relative cutting speed and the estimated maximum tool flank temperature in tool axis offset 6 mm.

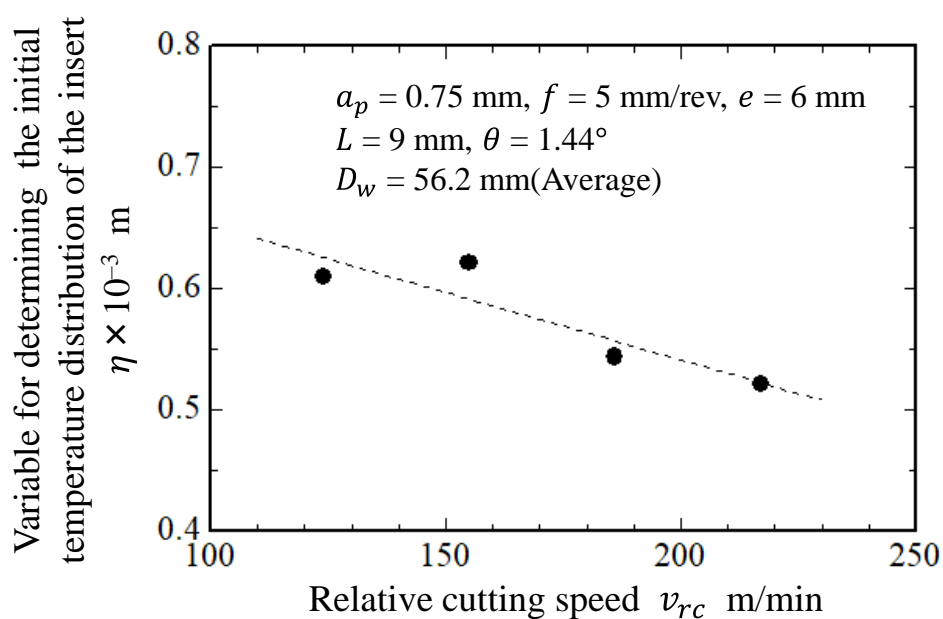


Fig. 4-24. Relationship between relative cutting speed and η in tool axis offset 6 mm.

以上のことから、空転時の工具刃先温度により比較を行うと、相対切削速度により空冷速度が異なるため温度差が変化し、誤った解釈をする可能性がある。一方で、本研究において提案したインサート切れ刃の理論的な空冷式を用いれば、実測した工具刃先温度により切削直後の最高温度を推定することが可能であり、相対切削速度の影響をより正確に把握することが可能である。

相対切削速度と各最大切削抵抗の関係を図 4-25 に示す。相対切削速度が変化しても、各切削抵抗はほとんど変化しないことがわかった。1 刃当たりの切取り体積も変化しないことを考慮すると、比切削エネルギーは相対切削速度によらずおおよそ一定であるといえる。一方で、相対切削速度が増加すると 1 刃当たりの切削時間は短くなるため、同一の熱量がより短時間でインサート表面に加わることになる。これがインサート表面の急激な温度増加につながり、相対切削速度が増加するとインサート厚み方向の温度勾配が大きくなる結果につながったと考えられる。

推定最高温度と η を基に算出した切削直後のインサート厚み方向の温度分布を図 4-26 に示す。 η が相対切削速度により異なるためインサート厚み内の温度勾配は変化するが、ともに厚み(3.18 mm)内で室温(20°C)へ収束することがわかった。そのため、インサート表面のみで熱伝達による熱の授受が行われ、反対面の影響は受けないとした仮定は妥当であることを確認した。

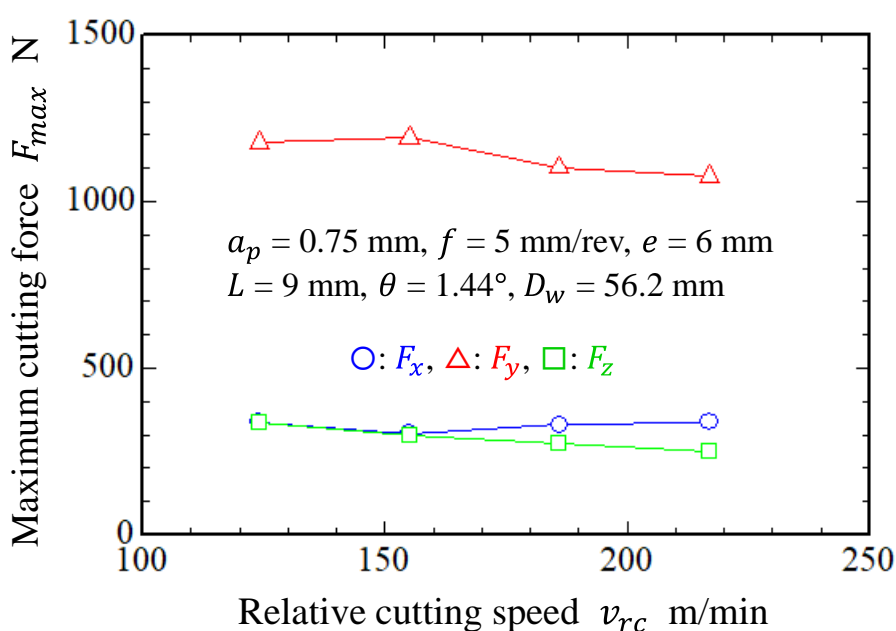


Fig. 4-25. Relationship between relative cutting speed and each maximum cutting force.

異なる工具オフセットにおける相対切削速度と推定最高温度および η の関係をそれぞれ図4-27と図4-28に示す。工具オフセット3 mmの場合においても、相対切削速度の増加とともに工具逃げ面温度は大幅に増加し、124 m/min から217 m/min の変化で約110 °Cの温度増加を生じることがわかった。相対切削速度の増加とともに η も減少し、温度の増加量や η の傾向が工具オフセット6 mmと一致することを確認した。

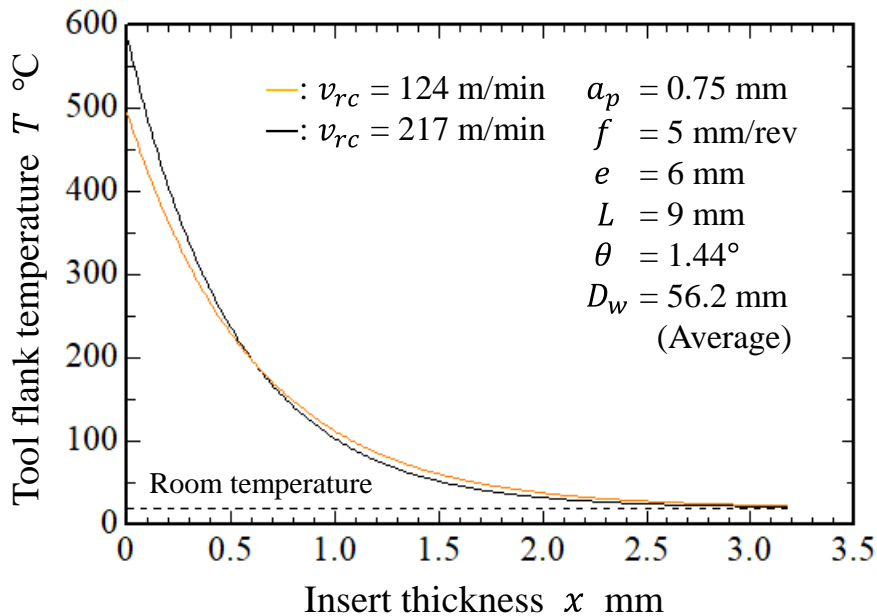


Fig. 4-26. Variation of the tool flank temperature with the insert thickness.

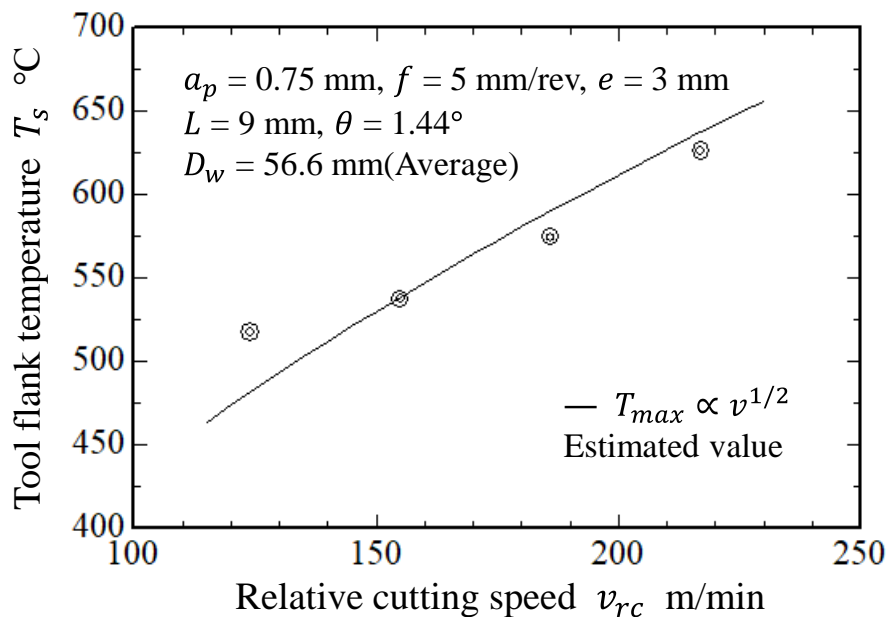


Fig. 4-27. Relationship between relative cutting speed and the estimated maximum tool flank temperature in tool axis offset 3 mm.

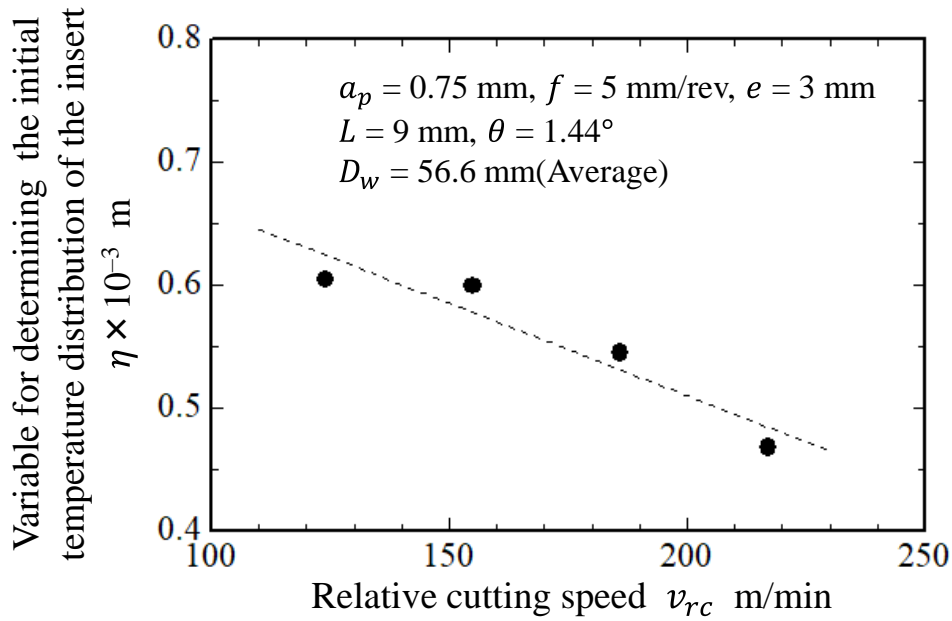


Fig. 4-28. Relationship between relative cutting speed and η in tool axis offset 3 mm.

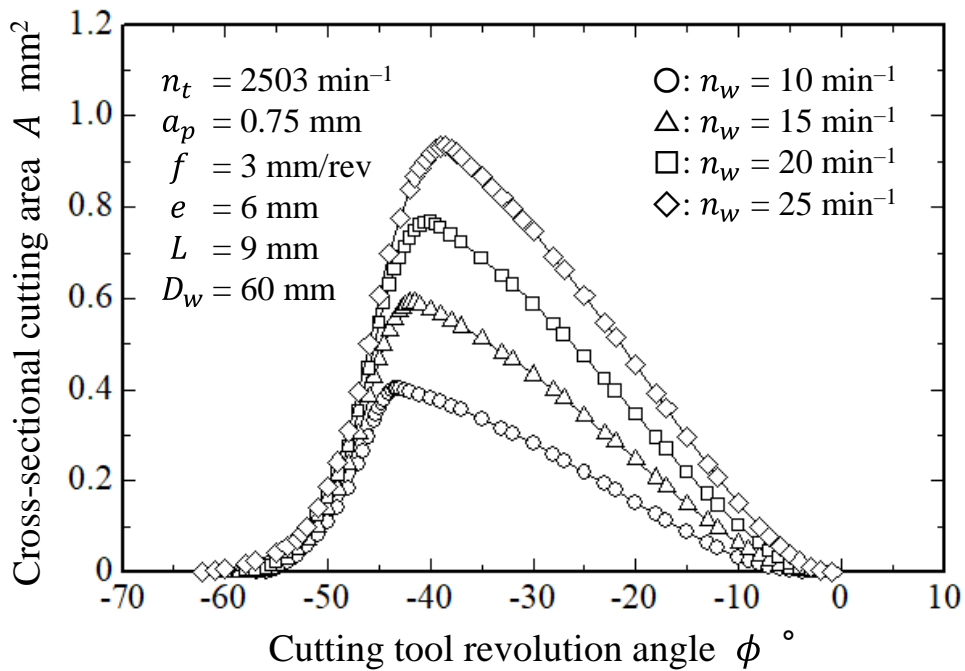


Fig. 4-29. Relationship between cutting tool revolution angle and the cross-sectional cutting area in each workpiece revolution speed.

4-5 被削材回転数の影響

被削材回転数を変化させた場合における切削工具回転角度と切削断面積の関係を図4-29に示す。切削開始および終了角度は被削材回転数によってほとんど変化せず、すべての切削条件において切削開始角度は約 -60° 、終了角度は約 -2° であった。最大

切削断面積は被削材回転数 10 min^{-1} で約 0.4 mm^2 に対して 25 min^{-1} で約 1.0 mm^2 となり、被削材回転数の増加とともに切削断面積は全体的に増加していくことがわかった。被削材回転数と各最大切削抵抗の関係を図 4-30 に示す。被削材回転数の増加とともに、各切削抵抗は線形的に増加していくことがわかった。 F_y は被削材回転数 10 min^{-1} で約 1000 N に対して 25 min^{-1} では約 2300 N となり、図 4-29 の解析結果とよく対応することがわかった。

各被削材回転数における空転時の実測温度とその温度へ式(3-24)の理論式を適用した結果を図 4-31 に示す。被削材回転数が変化しても切削終了角度はほとんど変化しないため、実測温度はほぼ同一時間上に並び、各空冷時間とも類似の温度増加幅を示すことがわかった。図 4-32 に被削材回転数と推定最高温度の関係を示す。グラフ中の実線は、推定最高温度が被削材回転数の 1/4 乗に比例すると仮定して、最小二乗法により求めている[69]。被削材回転数の増加とともに工具逃げ面温度は大幅に増加し、推定値において被削材回転数 10 min^{-1} で $530 \text{ }^\circ\text{C}$ であったのが、 25 min^{-1} で $640 \text{ }^\circ\text{C}$ と $110 \text{ }^\circ\text{C}$ 増加することがわかった。最大切削断面積における被削材回転数と理論切取り形状の関係を図 4-33(a)~(d)に示す。被削材回転数の増加とともに、インサートノーズ半径周辺の切削断面積が主に増加することがわかった。すなわち、工具逃げ面温度を測定している領域の発熱量が大幅に増加し、図 4-32 のような工具逃げ面温度の増加を引き起こしたと考えられる。

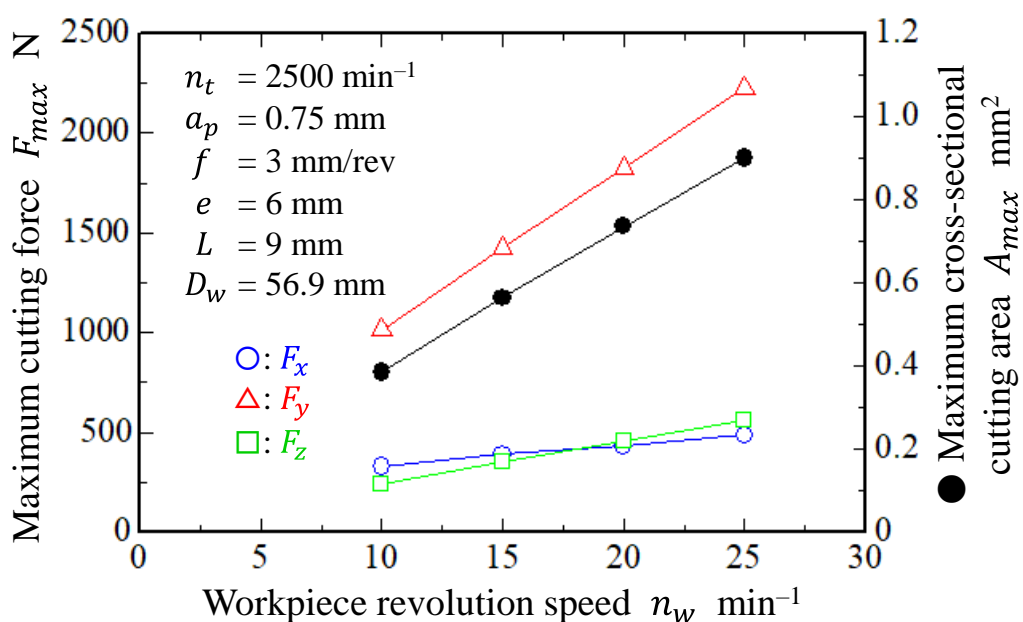


Fig. 4-30. Relationship between workpiece revolution speed and each maximum cutting force.

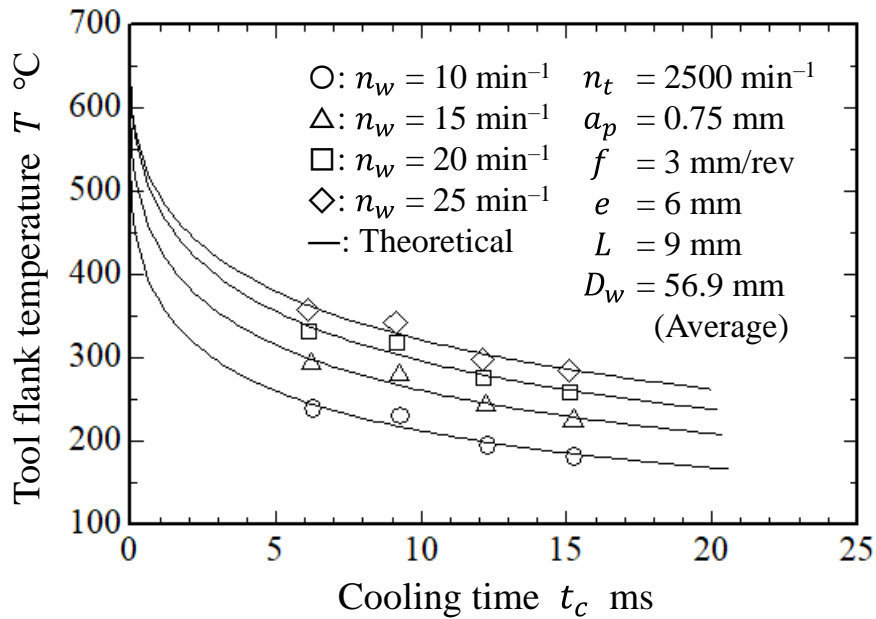


Fig. 4-31. Variation of the tool flank temperature with cooling time in each workpiece revolution speed.

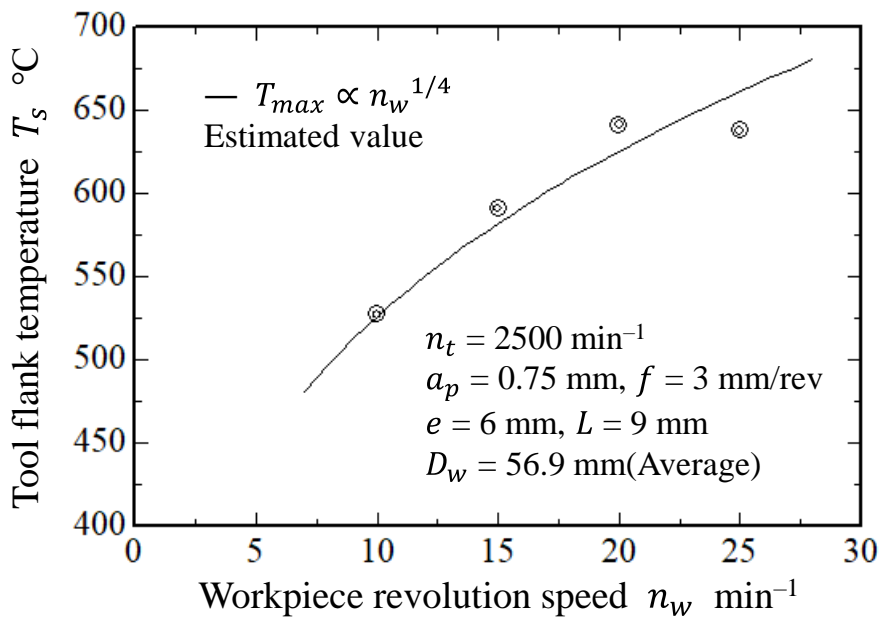


Fig. 4-32. Relationship between workpiece revolution speed and the estimated maximum tool flank temperature.

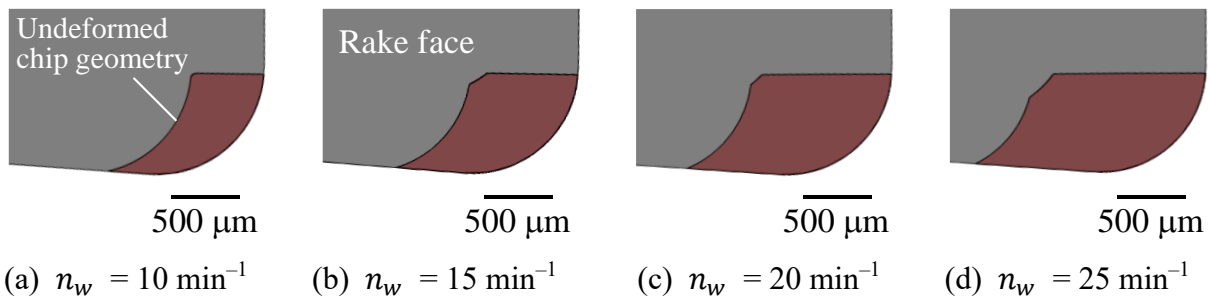


Fig. 4-33. Relationship between workpiece revolution speed and undeformed chip geometry in maximum cross-sectional cutting area.

$n_t = 2503 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 3 \text{ mm/rev}$, $e = 6 \text{ mm}$, $L = 9 \text{ mm}$, $D_w = 60 \text{ mm}$.

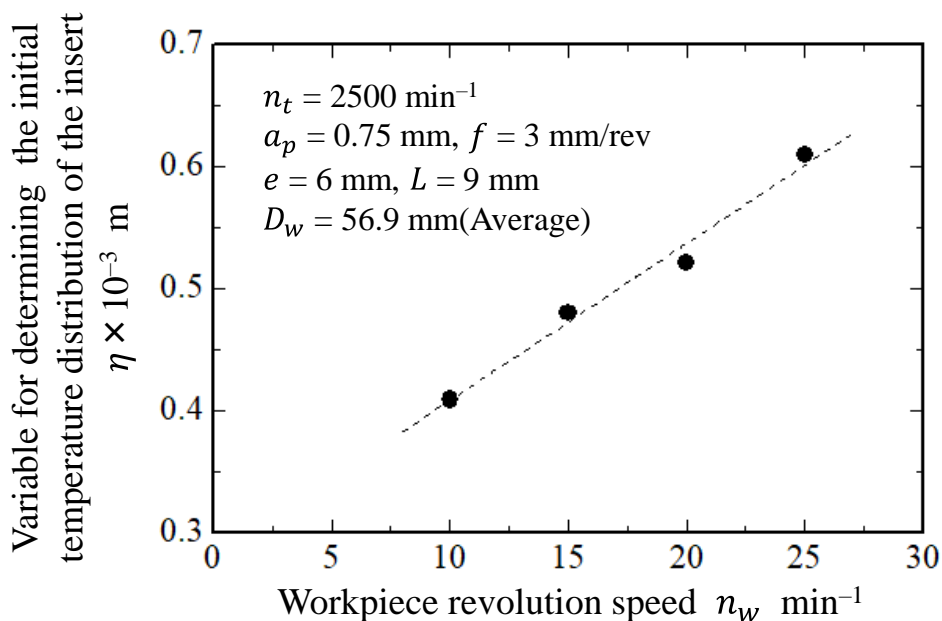


Fig. 4-34. Relationship between workpiece revolution speed and η .

図 4-34 に被削材回転数とインサートの初期温度分布を決定する変数 η の関係を示す。被削材回転数の増加とともに、 η は増加していくことがわかった。つまり、切削直後のインサート厚み方向の温度勾配は被削材回転数の増加とともに緩やかになり、空冷時間に対する温度の減少幅は小さくなる。そのため、図 4-31 の各切削条件における同一空冷時間の温度差は、結果的に一定で推移しているように見える。前述の相対切削速度の空冷特性において、推定した最高温度と空転時の温度差は大きく異なるため、空冷温度により切削現象を把握すると誤った解釈をする可能性があることを示した。一方で、被削材回転数を変化させた場合のように、推定最高温度と空転時の温度差が

結果的に一定であるならば、空転時の工具刃先温度で切削パラメータの影響を評価できることになる。このような切削パラメータが複数存在するならば、それらの切削現象を空転時の工具刃先温度により比較できるため、より簡潔に高能率化を目指すことが可能となる。

図 4-35 に各温度測定角度における各被削材回転数の工具逃げ面温度差を示す。被削材回転数 10 min^{-1} の工具逃げ面温度を基準とし、その他の被削材回転数の温度との差分を示している。この差分が温度測定角度に関わらず一定であれば、空転時の刃先温度を用いて切削パラメータの影響を評価することが可能である。図 4-35 より、温度測定角度の増加とともに工具逃げ面の温度差は減少していき、被削材回転数 20 min^{-1} と 10 min^{-1} の差分は、推定値と温度測定角度 225° で約 40°C の違いを生じることがわかった。そのため、基本的には空転時の刃先温度を測定し、切削直後の最高温度を推定した上で被削材回転数の影響を議論する必要があることがわかった。

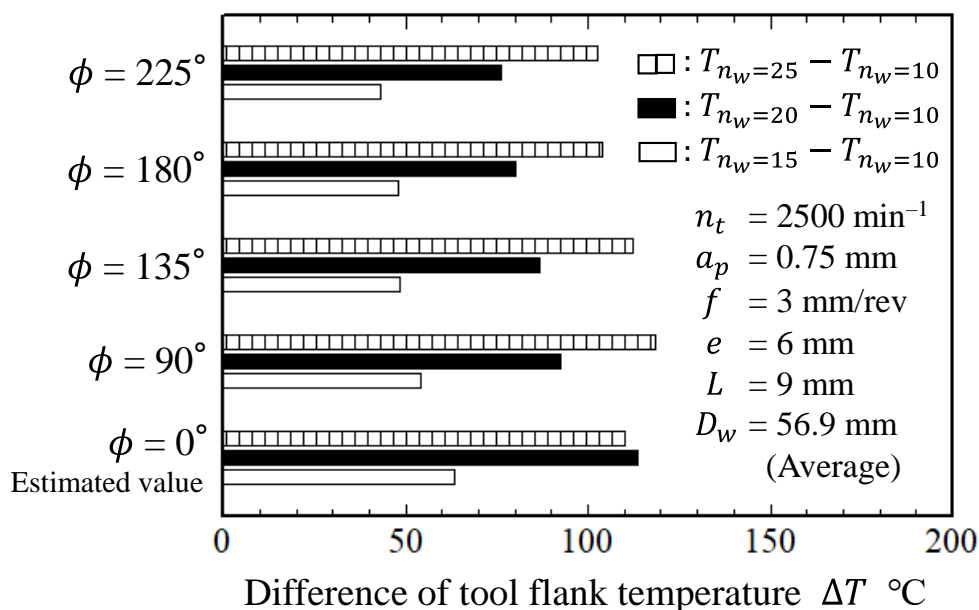


Fig. 4-35. Difference of the tool flank temperature in each temperature measurement angle.

4-6 送り量の影響

送り量を変化させた場合における切削工具回転角度と切削断面積の関係を図 4-36 に示す。切削終了角度は送り量によって全く変化せず、すべての切削条件において約 -3° であった。しかし、送り量の増加とともに切削開始角度は減少していき、送り量 2 mm/rev で約 -52° に対して送り量 5 mm/rev では約 -68° となり、1 刃当たりの切削時間は増加していくことがわかった。最大切削断面積は送り量 2 mm/rev で約 0.46 mm^2 に対して送り量 5 mm/rev では約 0.65 mm^2 となり、切削断面積の増加幅は緩やかであることがわかった。送り量と各平均切削抵抗および平均切削断面積の関係を図 4-37 に示す。送り量の増加とともに各切削抵抗は線形的に増加していき、 F_y と平均切削断面積の増加傾向は、よく一致することがわかった。

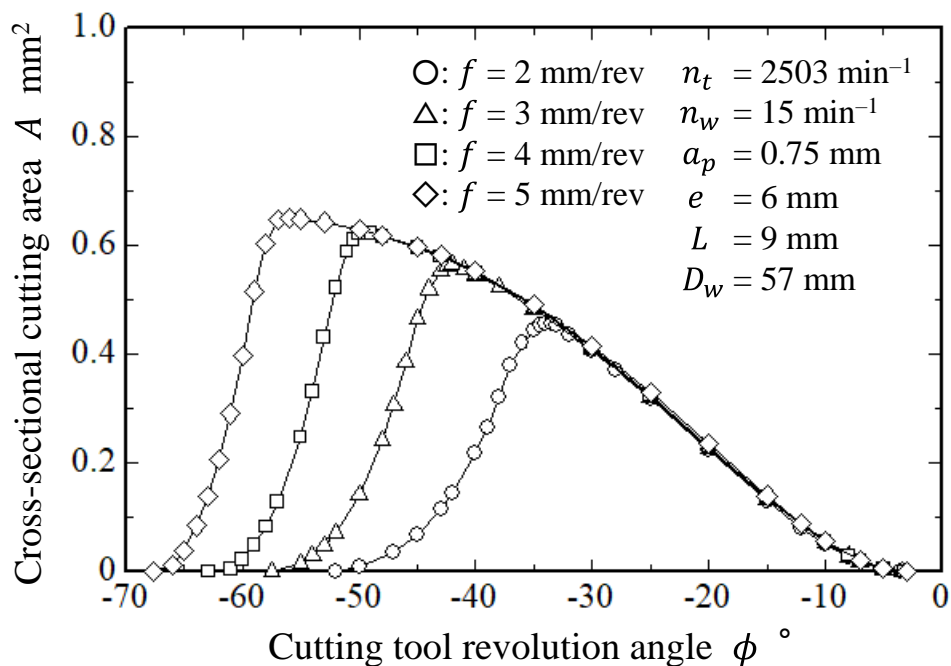


Fig. 4-36. Relationship between cutting tool revolution angle and the cross-sectional cutting area in each feed.

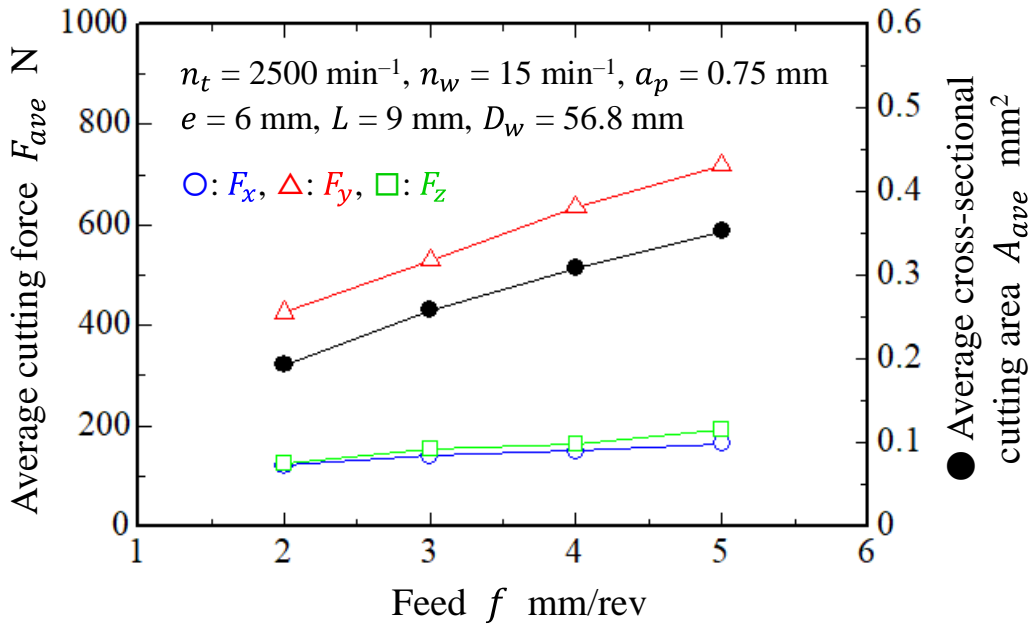


Fig. 4-37. Variation of each average cutting force and the cross-sectional cutting area with feed.

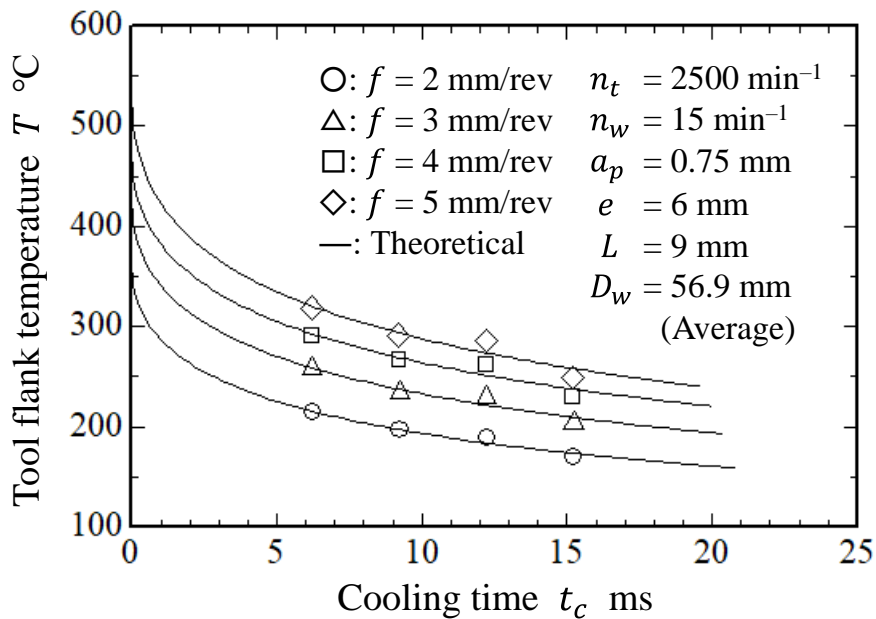


Fig. 4-38. Variation of the tool flank temperature with cooling time in each feed.

各送り量における空転時の実測温度とその温度へ式(3-24)の理論式を適用した結果を図4-38に示す。すべての送り量において類似の空冷特性を示すことがわかった。図4-39に送り量と推定最高温度の関係を示す。グラフ中の実線は、推定最高温度が送り量の1/4乗に比例すると仮定して、最小二乗法により求めている[69]。送り量の増加とともに工具逃げ面温度は大幅に増加し、推定値において送り量2 mm/revで360 °C

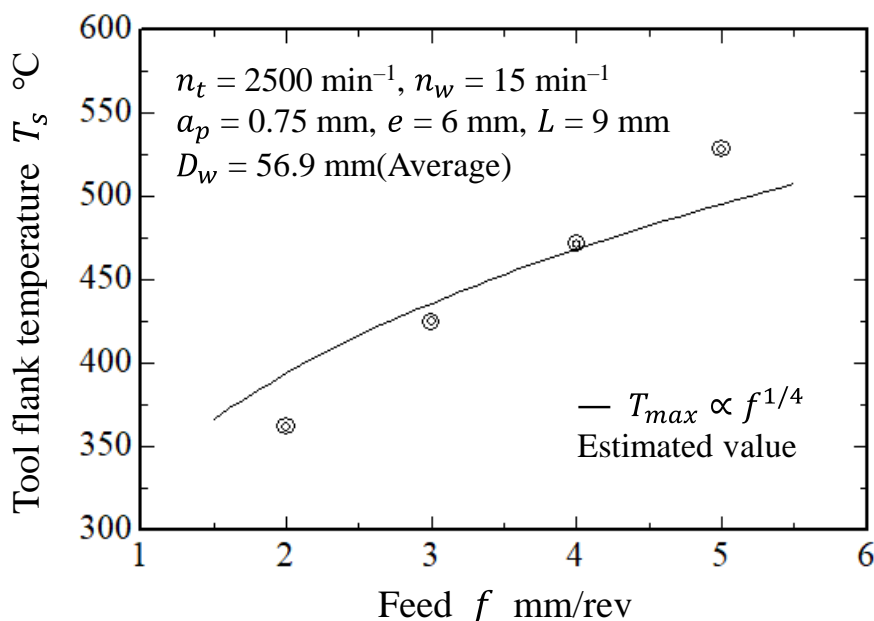


Fig. 4-39. Relationship between feed and the estimated maximum tool flank temperature.

であったのが、送り量 5 mm/rev で 530 °C と 170 °C 増加することがわかった。送り量の増加は切削断面積だけではなく、切削時間も増加することが大幅な温度増加を引き起こしたと考えられる。

図 4-40 に送り量とインサートの初期温度分布を決定する変数 η との関係を示す。送り量の増加とともに η は増加していくことがわかった。つまり、切削直後のインサート厚み方向の温度勾配は送り量の増加とともに緩やかになり、空冷時間に対する温度の減少幅は小さくなる。そのため、被削材回転数の場合と同様に図 4-38 のような類似の空冷特性を示すように見える。図 4-41 に各温度測定角度における各送り量の工具逃げ面温度差を示す。各温度測定角度において送り量 2 mm/rev の工具逃げ面温度を基準とし、その他の送り量の温度との差分を示している。図 4-41 より、温度測定角度の増加とともに工具逃げ面の温度差は減少していき、送り量 5 mm/rev と 2 mm/rev の差分は推定値と温度測定角度 225° で約 85 °C の差を生じることがわかった。特に、推定値と温度測定角度 90° における変化が極めて大きく、約 60 °C に達することがわかった。そのため、基本的には空転時の刃先温度を測定し、切削直後の最高温度を推定した上で送り量の影響を議論する必要があることがわかった。

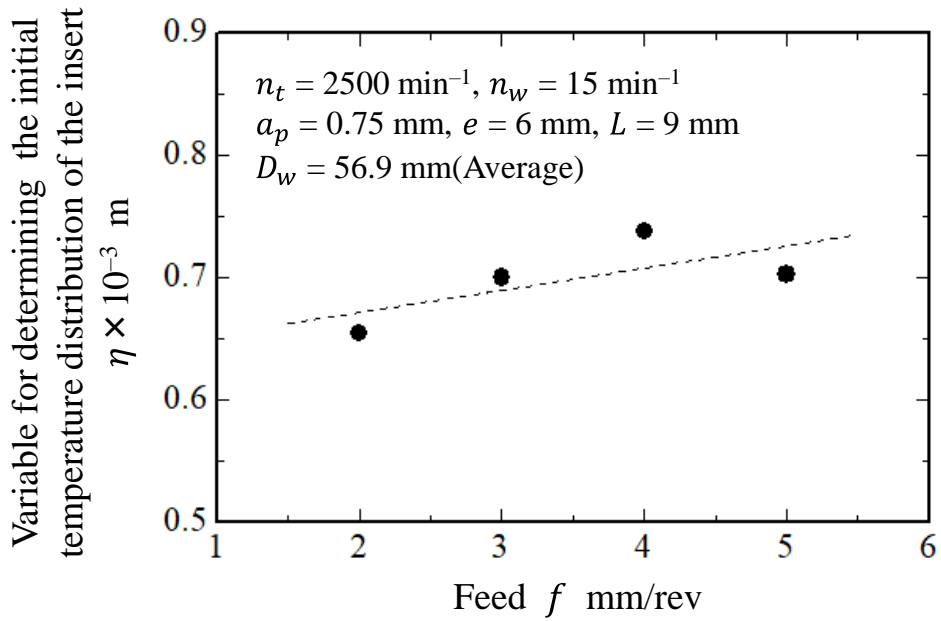


Fig. 4-40. Relationship between feed and η .

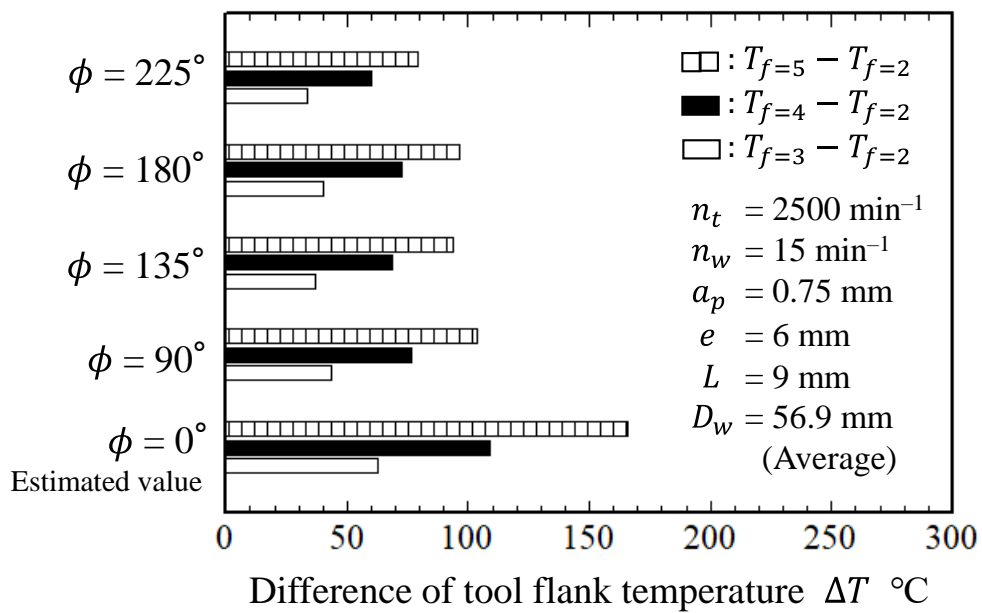


Fig. 4-41. Difference of the tool flank temperature in each temperature measurement angle.

4-7 結 言

本章では、ターンミリングの各切削パラメータが切削特性に及ぼす影響について説明した。本章で述べた要点を以下に示す。

1. ターンミリングでは被削材径が切削特性に影響を及ぼし、被削材径が大きくなると切削抵抗と工具逃げ面温度はともに増加する。炭素鋼 S45C において被削材径 40~60 mm の範囲で 10 mm 径が大きくなると、工具逃げ面温度は約 40 °C 増加する。これは切削断面積と切削時間が増加することに起因するが、切削断面積は主に底刃部分で増加し、インサートノーズ半径周辺の切取り形状は全く変化しない。そのため、被削材径による工具逃げ面温度の増加は、切削時間の増加が主要因であると考えられる。
2. 切削距離が切削工具径よりも小さく再切削を生じない場合、炭素鋼 S45C において工具オフセットが工具逃げ面温度に及ぼす影響は非常に小さくなる。これは工具オフセットの増加とともに切削抵抗が減少する一方で、切削距離(時間)が増加するため、1 刃当たりの発熱量が変化しないためであると考えられる。
3. 切削距離がおおよそ切削工具径に達した場合、再切削を生じるようになる。再切削領域において炭素鋼 S45C 加工時の工具刃先温度は約 5 °C 増加し、再切削を生じない場合と比較して、次の切削直前の空冷温度は高くなる。そのため、工具逃げ面温度は最大で約 20 °C 高くなる。
4. 相対切削速度の増加とともに、工具逃げ面の推定最高温度は大幅に増加する。一方で、切削直後のインサート厚み方向の温度勾配は相対切削速度の増加により大きくなるため、空冷時間に対する温度の減少幅は大きくなり、空冷時間の増加とともに各相対切削速度間の温度差は小さくなる。そのため、空転時の工具逃げ面温度を用いて比較を行うと、相対切削速度に対する温度の増加幅は非常に小さくなり、推定値との乖離が大きくなる。したがって、ターンミリングにおける相対切削速度の影響を調査する際には、実測した空冷温度により最高温度を推定した上で議論をしなければ、誤った解釈をする可能性がある。

5. 被削材回転数の増加とともに、工具逃げ面の推定最高温度は大幅に増加する。これは工具逃げ面温度を測定しているインサートノーズ半径周辺で主に切削断面積が増加していくため、その大幅な発熱量の増加に起因すると考えられる。

6. 送り量の増加とともに、工具逃げ面の推定最高温度は大幅に増加する。これは切削断面積の増加に加えて、1刃当たりの切削時間も増加するため、インサートへの大幅な流入熱量の増加に起因すると考えられる。

第5章 チタン合金におけるターンミリングの切削特性

5-1 緒言

ターンミリングは従来の旋削と比較して、切削温度の上昇を抑制できることや安定した切りくず処理性を得ることができるため、難削材への適用が期待されている加工法である。本研究では難削材の中でも Ti-6Al-4V 合金へターンミリングを適用し、切削パラメータが切削特性に及ぼす影響について調査した。

チタン合金は比強度が高く耐熱性に優れた材料であるため、航空機部品を始め自動車、生物医療などの幅広い分野で使用されている。しかしながら、低熱伝導率、低密度、低比熱の特性により、切削温度は高くなりやすい材料である。また、工具材種との高い親和性により切りくずの激しい凝着も発生しやすく、これらは工具寿命を著しく低下させる要因となる[68][106]。さらに、工具摩耗によってチップブレイカ自体が摩滅することにより、安定した切りくず処理性を得ることも難しい材料である。

難削材に対してターンミリングを適用した例として、次のような先行研究が報告されている。Karaguzel らは難削材である Ti-6Al-4V 合金、インコネル 718 およびワスパロイに対してターンミリングを適用し、従来の旋削と加工能率を同一とすることで工具寿命の比較を行っている。また、乾式切削に加えて湿式切削や MQL(Minimum Quantity Lubrication)切削も合わせて評価を実施し、各被削材種に対する最適な潤滑方法の調査も行っている[28]。Berenji らは SUS316 とワスパロイに対して従来の旋削とターンミリングを適用し、粗加工を想定した高能率条件と仕上げ加工を想定した低能率条件とで工具寿命差を比較している[23]。いずれの研究においても、ターンミリングは従来の旋削と比較して、大幅な工具寿命の増加が可能であると報告されている。また、内海らは SUS304 に対して切削工具の傾き角(チルト角)と被削材に対して切削工具を当てる角度(リード角)をそれぞれ変更し、主に切削抵抗の観点から切削性能を評価している[30]。しかしながら、切削温度に関する研究が行われていないことは言うまでもなく、難削材において各切削パラメータが工具寿命や切削特性に及ぼす影響に関する研究自体が、十分ではないといえる。

そこで、本章では Ti-6Al-4V 合金を対象として、ターンミリング時の工具逃げ面温度の実測を試みた。また、工具オフセットおよび相対切削速度が工具寿命に及ぼす影響を調査し、インサートへの切りくずの凝着に着目して切削現象の解明に取り組んだ。

5-2 空転時における工具逃げ面温度

5-2-1 実験方法

実験は図 3-26 と図 3-27 で示した高速度カメラを用いる方法により実施した。工具逃げ面温度測定時の切削条件を表 5-1 に、ターンミリング前の旋削条件を表 5-2 に示す。ターンミリング時の切削条件はすべて一定とし、温度測定角度を変化させることで Ti-6Al-4V 合金加工時の空冷特性を調査した。旋削時には切りくずの激しい凝着を抑制する目的で、切削油剤(株式会社エーゼット, 831)を被削材に塗布して加工を行った。ターンミリング時には乾式状態での温度測定を実施するため、旋削で使用した切削油剤は、エタノールを用いて完全に除去してから実験を行った。

Table 5-1 Cutting conditions for Ti-6Al-4V in orthogonal turn-milling.

Workpiece	Ti-6Al-4V (Annealing)		
Diameter	D_w	mm	51.2 – 57.2
Tool revolution speed	n_t	min^{-1}	1500
Tool cutting speed	v_c	m/min	94
Workpiece revolution speed	n_w	min^{-1}	6
Depth of cut	a_p	mm	0.75
Feed	f	mm/rev	5
Tool axis offset	e	mm	6
Cutting distance	L	mm	9
Workpiece revolution angle per tooth	θ	$^{\circ}$	1.44
Temperature measurement angle	ϕ	$^{\circ}$	90, 135, 180
Cutting fluid	Dry		

Table 5-2 Cutting conditions for Ti-6Al-4V in turning.

Cutting speed	v_c	m/min	35
Depth of cut	a_p	mm	0.15
Feed	f	mm/rev	0.1
Cutting fluid	Oil		

5-2-2 切れ刃温度と切りくず温度の切り分け

Ti-6Al-4V 合金をターンミリング時に得られる 2 色温度計からの基本的な出力波形を図 5-1 に示す。図 3-15 や図 4-14 のような炭素鋼加工時の出力波形と比較して、チタン合金の出力は InAs と InSb とともに出力の変動が非常に大きく、電圧値自体も極めて大きいことがわかった。図 5-1 の領域(E)を拡大した出力波形を図 5-2 に示す。本波形を測定した際の切削条件から切削周期は 40 ms と算出できるが、出力の大きな場合が見られる一方で、全く出力が出ていない場合もあることがわかった。そのため、出力が大きい場合と非常に小さい場合で異なる物体を測定していることが考えられたため、温度計からの出力波形と高速度カメラの観察画像を照合することで、切削現象をより詳細に調査した。

図 5-2 内の各番号に対応した出力とその際の高速度カメラによる撮影画像との照合結果を図 5-3 に示す。照合は加速度ピックアップを用いた加工時間と高速度カメラによる撮影時間が、おおよそ一致する領域の出力と画像をすべて見比べることにより行った。最初に、高速度カメラによる撮影結果から、チタン合金の加工時には基本的に切りくずがインサート切れ刃に凝着し、空転時にインサートと一緒に回転していることがわかった。そして、切りくずが凝着した状態で次の切削を開始した際の衝撃でインサートから飛散し、切りくずは凝着と飛散のサイクルを繰り返していることがわかった。しかしながら、温度測定時には任意の角度にファイバホルダを用いて光ファイバが設置されており、凝着した切りくずがホルダに接触した際に分離する可能性があることがわかった。そのため、出力の大きい場合は切りくずを、非常に小さい場合は切れ刃の温度を測定していると仮定した場合、図 5-2 と図 5-3 は完全に一致することがわかった。一般的に、切削により生じた熱は切りくずへ最も流入することが知られており[107][108]、被削材やインサート切れ刃よりも高温になっていることが考えられる。また、切れ刃の温度測定時は小さな熱源を測定しているのに対し、切りくずは立体的でより大きな熱源を測定することになるため、切れ刃と切りくずで大きな出力値の違いが生じたと考えられる。さらに、図 6-3 から温度測定時の切りくず状態は毎回異なっており、熱源の大きさが一定ではないことがわかった。そのため、切りくずからの最大出力は、非常に変動が大きくなったと考えられる。

切りくずおよび切れ刃からの典型的な出力波形を図 5-4 と図 5-5 に示す。切りくずからの出力は、最大値の得られる時間が InAs と InSb で異なることがわかった。この

要因として、以下のことが考えられる。本手法により温度を測定する際には、先に切りくずから輻射される赤外線を受光することになる。切りくずの熱源領域は切れ刃の熱源領域よりも大きくかつ高温であるため、ウィーンの変位則より短波長の輻射エネルギーが非常に大きく、InAs の出力はこの時点で最大に達すると考えられる。しかしながら、切れ刃の温度を測定する際には、すでに高温の切りくずは光ファイバの測定領域を通過しており、高温熱源領域よりも低温熱源領域の方が割合として大きくなっていることが考えられる。そのため、InSb の出力はこの時点で最大となり、InAs と InSb で最大出力の時間に違いが生じたと考えられる。

一方で、切れ刃からの出力は同一時間に InAs と InSb が最大出力となり、切削周期の整数倍で必ず計測されることになる。温度測定角度 180° 以外は高速度カメラと温度出力との照合が困難となるため、この特徴を用いて切りくずと切れ刃からの出力を切り分けた。

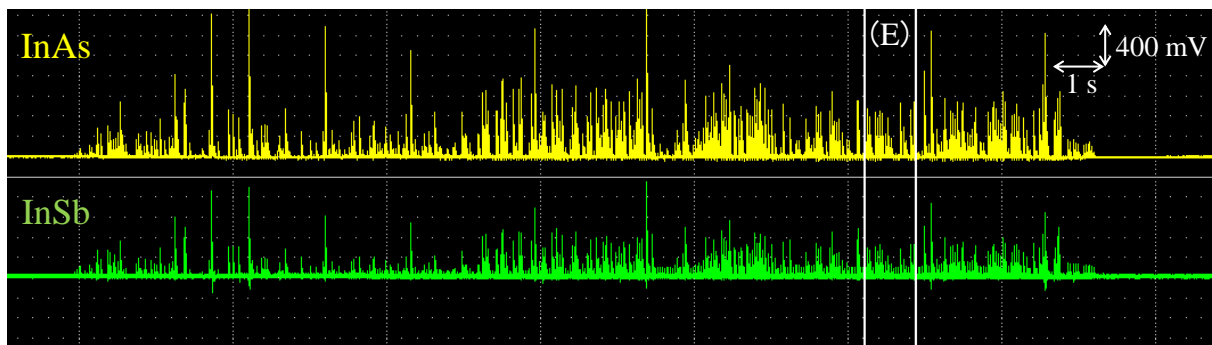


Fig. 5-1. Typical output signals from two-color pyrometer in turn-milling of Ti-6Al-4V. $n_t = 1500 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 6 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 5 \text{ mm/rev}$, $e = 6 \text{ mm}$, $L = 9 \text{ mm}$.

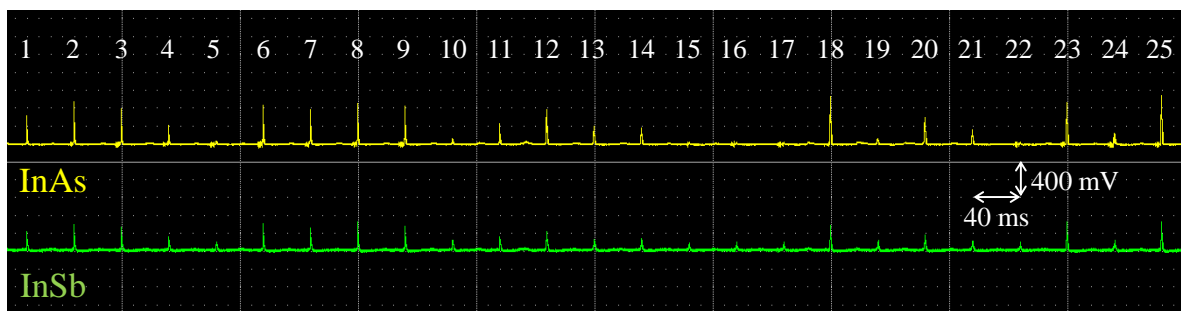


Fig. 5-2. Output signals from two-color pyrometer in Fig. 5-1 (E).

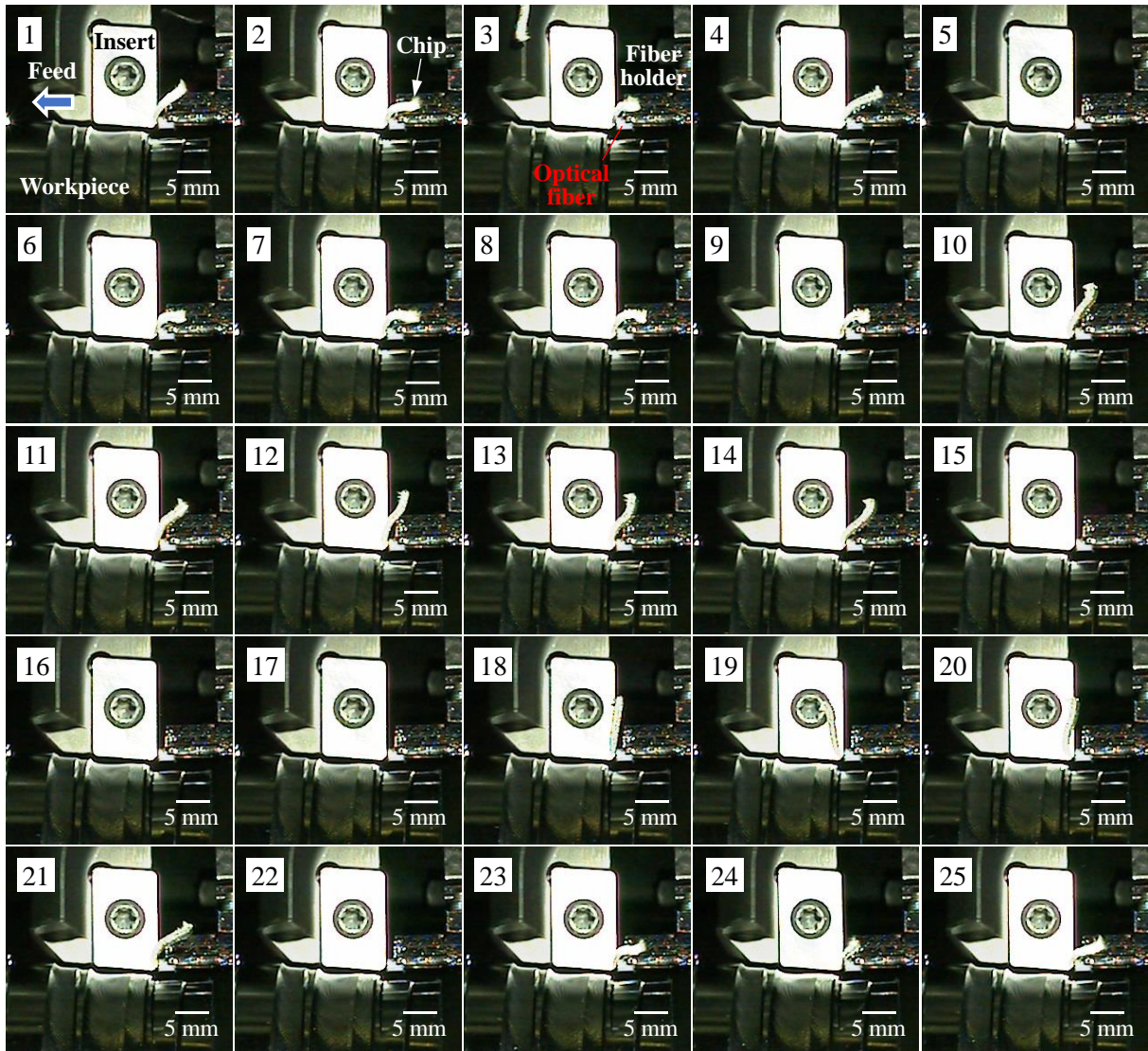


Fig. 5-3. Images of high speed camera corresponding to Fig. 5-2 No.1~25.

Frame rate: 2000 fps, Shutter speed: Open, Resolution: 640×480.

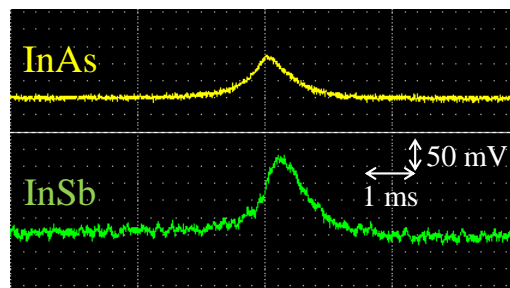


Fig. 5-4. Typical output signals of chip from tow-color-pyrometer.

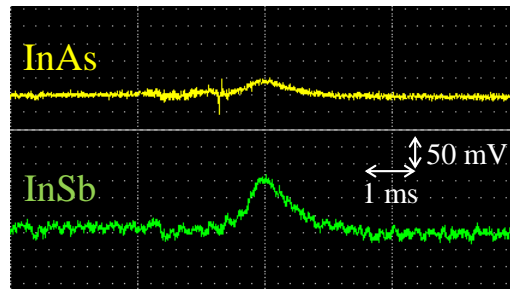


Fig. 5-5. Typical output signals of cutting edge from tow-color-pyrometer.

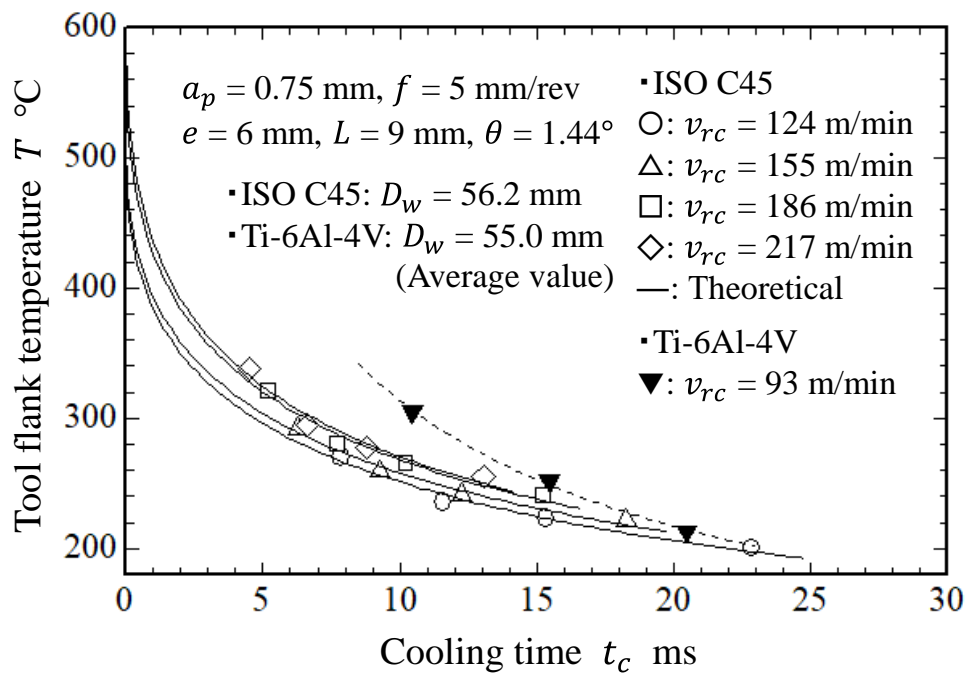


Fig. 5-6. Comparison of cooling characteristics between Ti-6Al-4V and ISO C45.

5-2-3 Ti-6Al-4V 合金と炭素鋼 S45C の切削特性の比較

チタン合金と炭素鋼の空冷特性の比較を図 5-6 に示す。炭素鋼のデータは図 4-22 の空冷特性を使用している。チタン合金の相対切削速度は最も小さいにも関わらず、空冷時間 10 ms において工具逃げ面温度を比較すると、チタン合金の温度が最も高いことがわかった。また、実測の範囲内において空冷時間に対する温度の減少幅も最大であるため、切削直後の最高温度は炭素鋼より非常に大きいことが考えられる。

チタン合金と炭素鋼の各最大切削抵抗の比較を図 5-7 に示す。相対切削速度の値は被削材間で異なっているが、各切削抵抗値ともに大きな違いはないことがわかった。1 刃当たりの被削材回転角度を一定として相対切削速度を変化させているため、理論

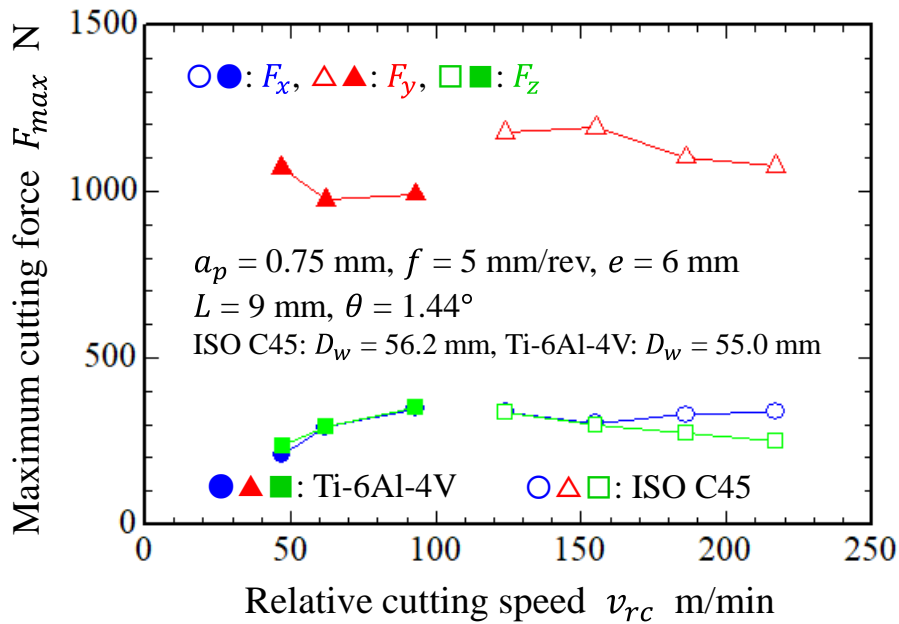


Fig. 5-7. Comparison of each maximum cutting force between Ti-6Al-4V and ISO C45.

切取り体積は変化しないことになる。そのため、チタン合金と炭素鋼の比切削エネルギーに大きな違いはないことがわかった。一方で、チタン合金の熱浸透率($\sqrt{\rho_t \cdot c_t \cdot \lambda_t}$)は 300 K において炭素鋼の約 1/3 程度であり[68], 工具刃先温度は高温になりやすいことがわかる。以上のことから、Ti-6Al-4V 合金切削後の工具刃先温度は炭素鋼 S45C よりも高温であることが推定でき、インサート表面が急激に温度増加するため厚み方向の温度勾配が大きくなり、図 5-6 のように空冷速度は大きくなったと考えられる。

5-3 切削パラメータが工具寿命に及ぼす影響

5-3-1 実験方法

図 5-8 に工具寿命試験の概略図を示す。全長 100 mm の片側 40 mm をチャックし、1 パス 10 mm の切削をするために、被削材には端面から 10.5 mm 間隔で 1 mm の段差を付けた。図 5-8 は工具オフセットの影響を調査した場合であるが、工具寿命試験では 1 サイクル毎に各加工場所の切削条件を変更することで、加工場所の影響が均一となるようにし、また最終的な総除去体積(平均被削材径)が同一となるようにした。

図 5-9 に新品インサートの各面の観察画像を示す。本研究で使用したインサートの刃先にはネガランド処理が施されており、おおよそ 0.05 mm \times -20°の形状であった。

逃げ面からネガランドを測定した場合，すくい面から 0.02 mm の幅となる．図 5-10 に摩耗したインサートをノーズ半径の逃げ面側から観察した画像を示す．インサートすくい面からの摩耗幅を VB'_{max} [μm] とすると，本研究における最大逃げ面摩耗幅 VB_{max} [μm] は，次式により算出した．

$$VB_{max} = VB'_{max} - 0.02 \quad (5-1)$$

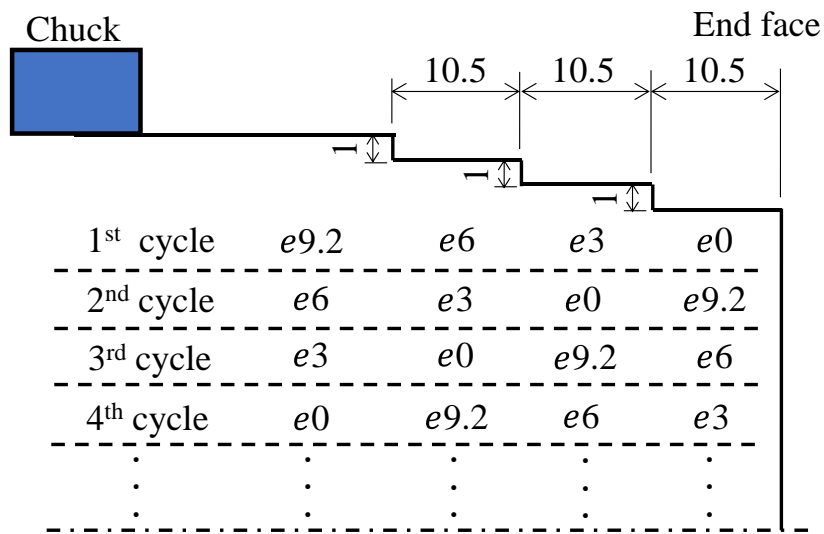


Fig. 5-8. Schematic illustration of tool life experiment.

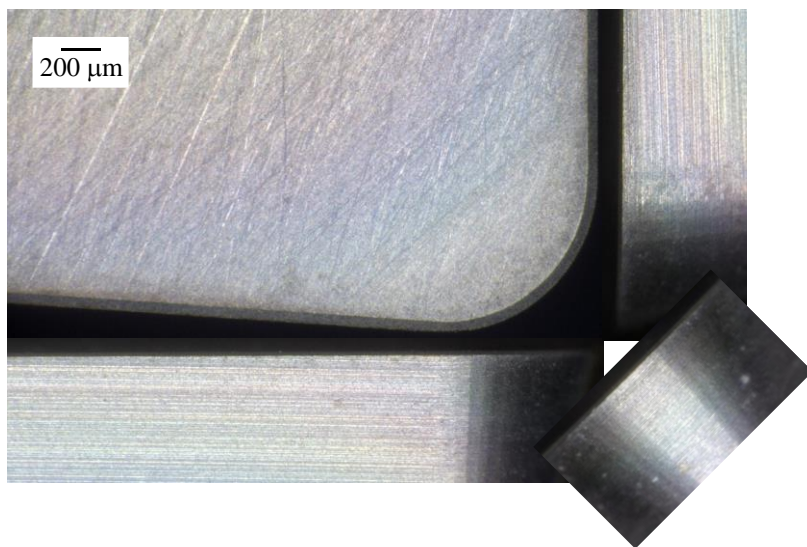


Fig. 5-9. Each face of the brand-new insert.

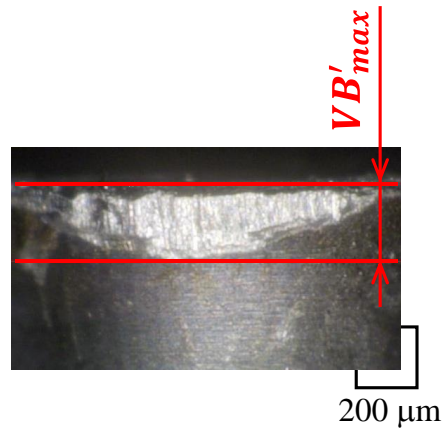


Fig. 5-10. Measurement method of flank wear width.

5-3-2 工具オフセットの影響

図 5-11 に工具オフセットを変化させた場合における材料除去体積と最大逃げ面摩耗幅の関係を示す。材料除去体積 V_{total} [mm³]は、次式により算出した。

$$V_{total} = \sum_{i=1}^{N_m} \pi \cdot \left\{ \left(\frac{D_i}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_i - 2a_p}{2} \right)^2 \right\} \cdot L \quad (5-2)$$

ここで、

N_m : 最大パス数

D_i : ターンミリング前の被削材径 [mm]

a_p : 切込み [mm]

L : 切削距離 [mm]

図 5-11 より、工具オフセット 0 mm のみ最大逃げ面摩耗幅は約 60 μm であり、それ以外の工具オフセットは 1 パス目に約 120~150 μm の逃げ面摩耗が進行し、それ以降は緩やかに増加する傾向を示すことがわかった。図 5-12 ~ 図 5-15 に工具寿命試験後の各工具オフセットにおける各工具面の観察画像を示す。工具オフセット 0 mm の工具摩耗はノーズ半径から底刃にかけて一様に摩耗が進行しており、非常に大きな切れ刃長さをを用いて加工が行われていることがわかった。一方で、工具オフセット 3, 6, 9.2 mm はノーズ半径で集中的に摩耗が進行しており、工具オフセットが大きくなるにつれて底刃の使用長さが減少することがわかった。図 5-16(a) ~ (d) に工具寿命試験後のインサートノーズ半径をすくい面側から観察した画像を示す。図中の赤色点線は、同倍率における新品の刃先形状を側面刃と底刃を基準として描いている。図 5-16 より、工具オフセット 0 mm は工具寿命試験後も刃先に施されたネガランドを確認すること

ができ、新品工具と比較しても刃先は全く後退していないことがわかった。一方で、工具オフセットが大きくなるにつれてノーズ半径における刃先の後退量が大きくなり、工具オフセット 9.2 mm では一部ネガランドが完全に消失していることがわかった。これらの観察結果から、工具オフセット 0 mm と 3, 6, 9.2 mm の間には、明確な切削現象の違いが存在することがわかった。

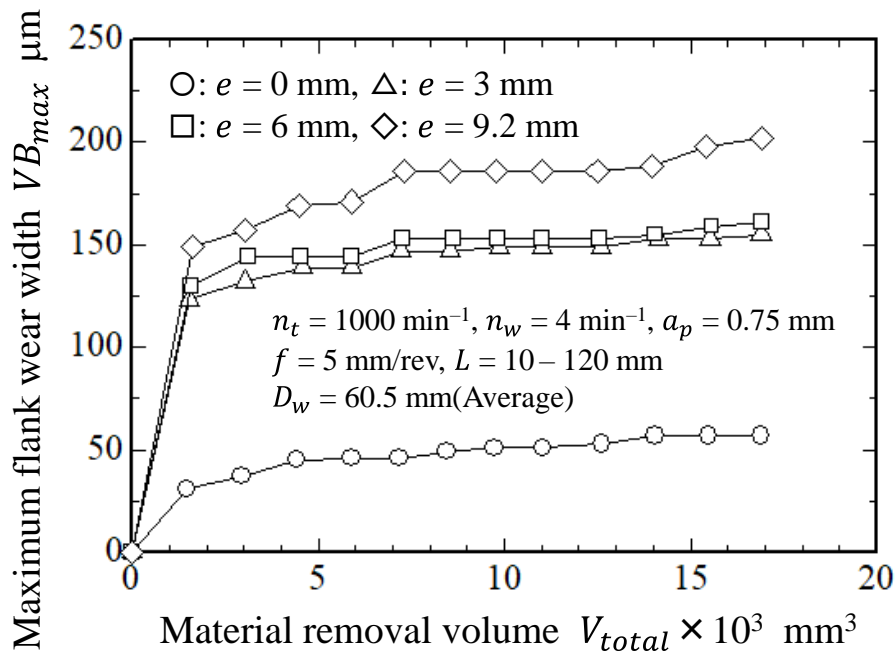


Fig. 5-11. Relationship between material removal volume and maximum flank wear width in orthogonal turn-milling of Ti-6Al-4V.

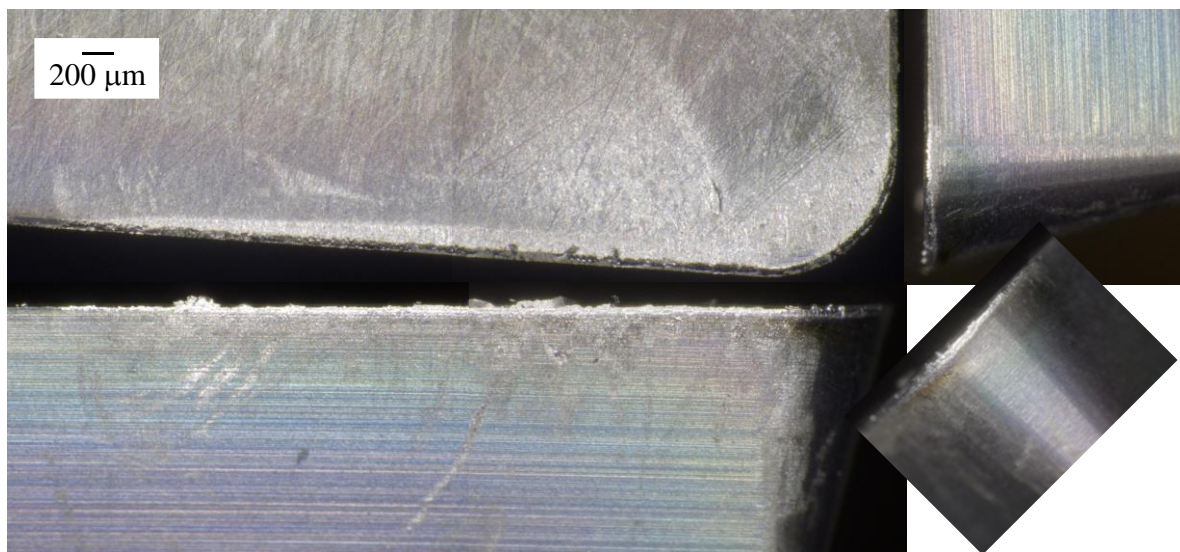


Fig. 5-12. Each face of the insert in tool axis offset 0 mm after tool life experiment.

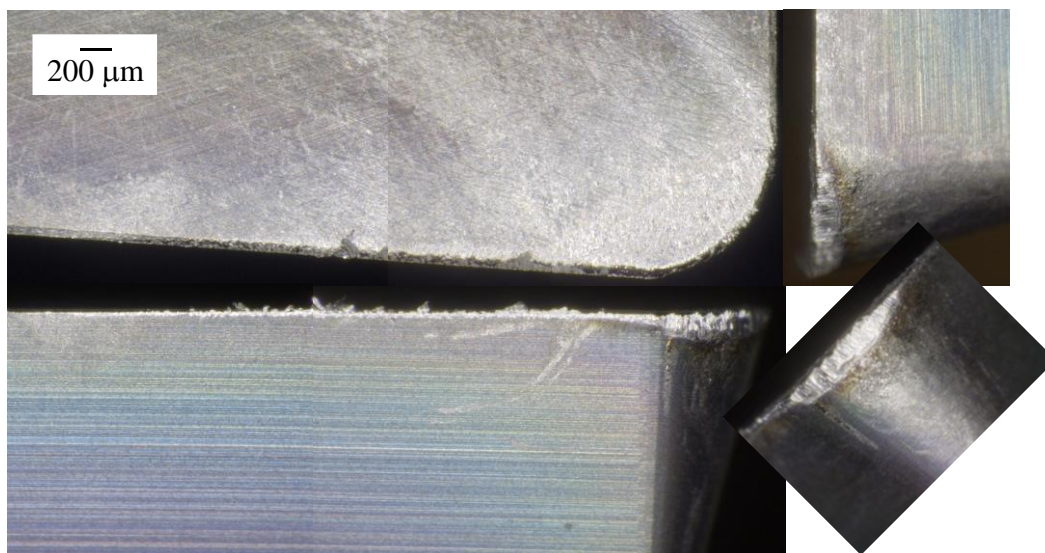


Fig. 5-13. Each face of the insert in tool axis offset 3 mm after tool life experiment.

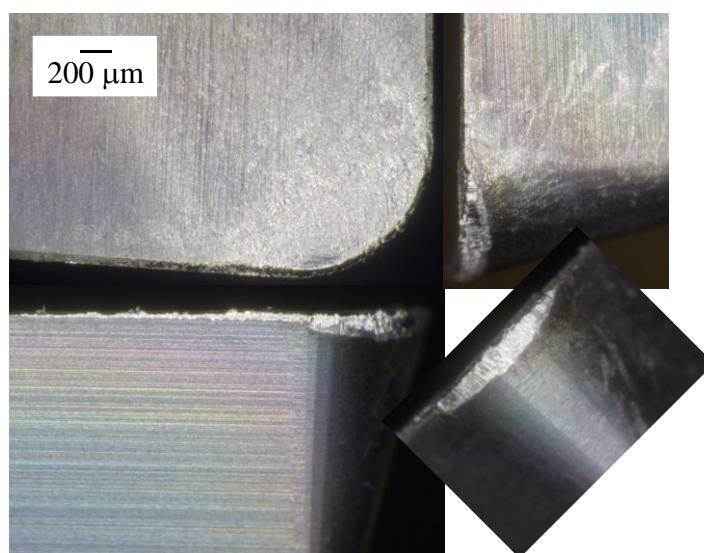


Fig. 5-14. Each face of the insert in tool axis offset 6 mm after tool life experiment.

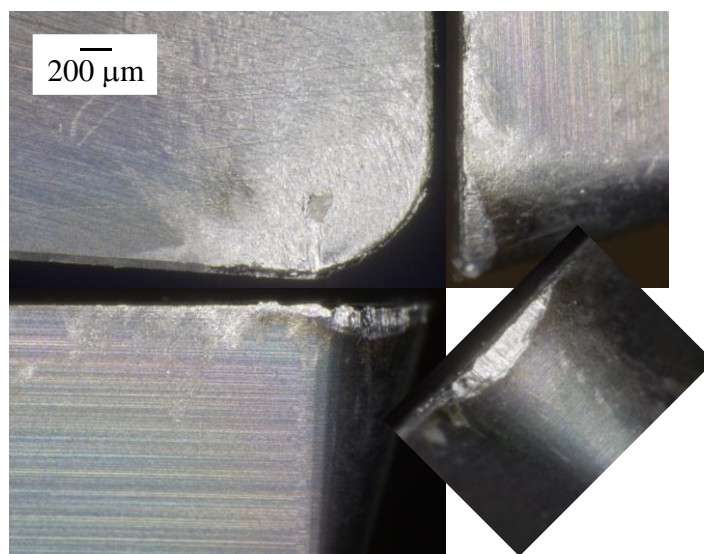


Fig. 5-15. Each face of the insert in tool axis offset 9.2 mm after tool life experiment.

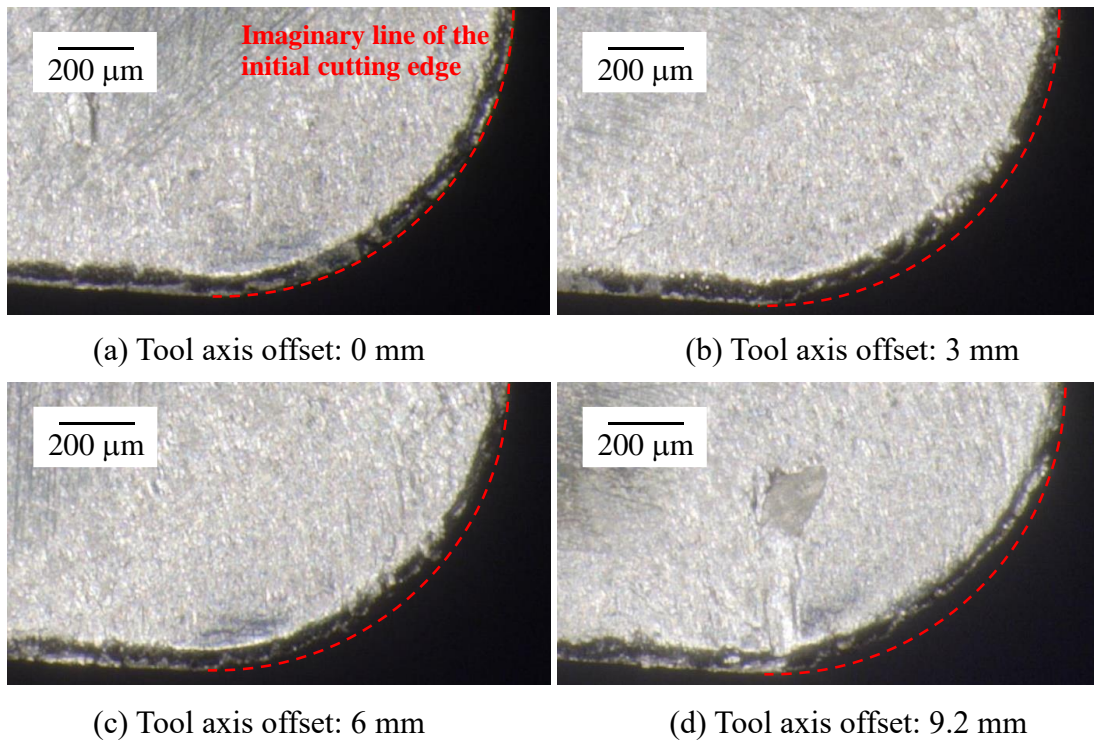


Fig. 5-16. Comparison of rake face in each tool axis offset after tool life experiment.

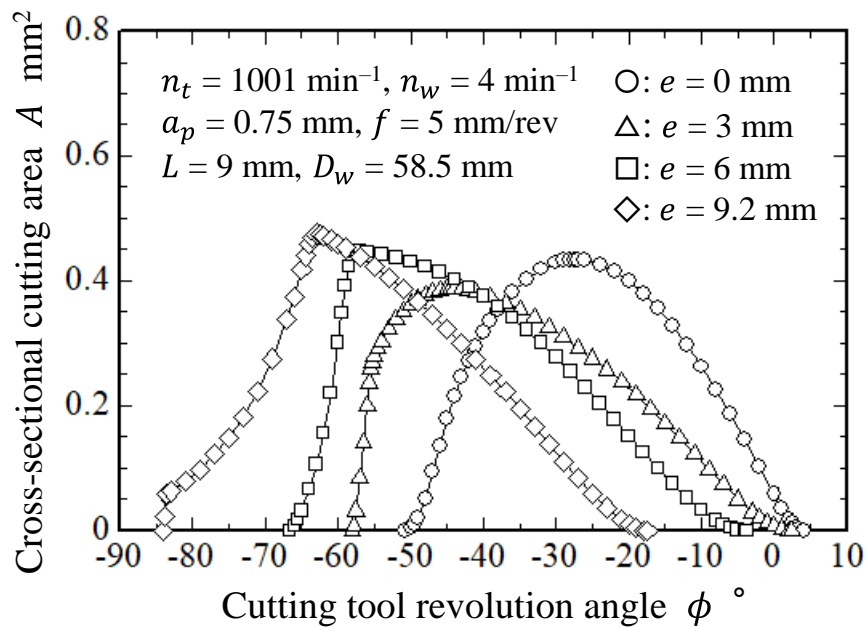


Fig. 4-17. Variation of the cross-sectional cutting area with cutting tool revolution angle in each tool axis offset.

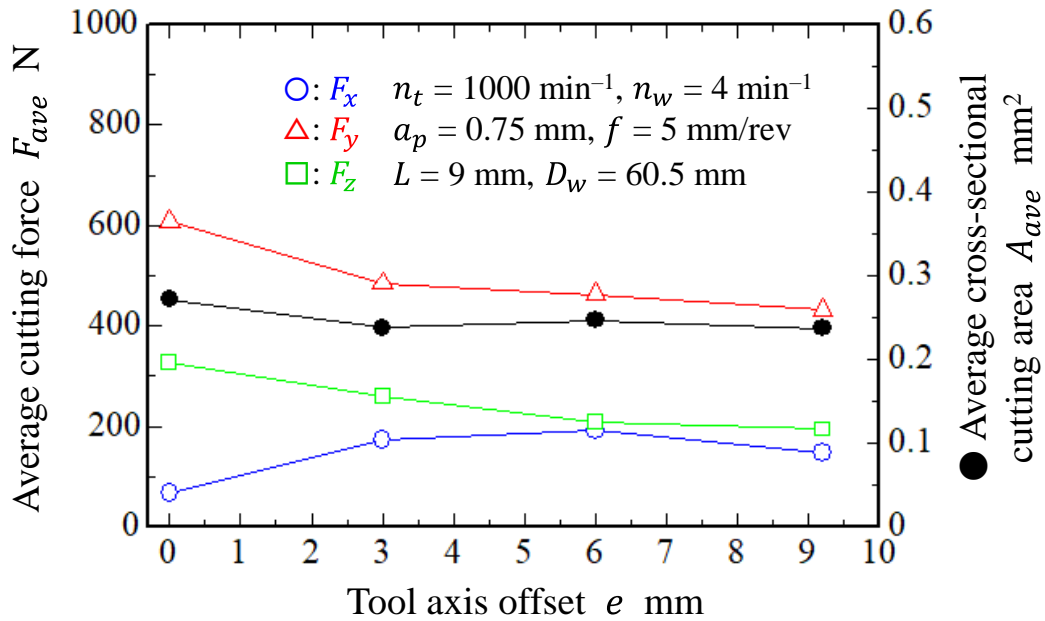


Fig. 5-18. Variation of each average cutting force and the cross-sectional cutting area with tool axis offset.

工具オフセットを変化させた場合における切削工具回転角度と切削断面積の関係を図 5-17 に示す。工具オフセットを大きくすると切削工具回転角度がマイナス側へ移行し、1 刃当たりの切削時間が増加する傾向は、炭素鋼における図 4-7 と同様である。図 5-18 に工具オフセットと各平均切削抵抗および平均切削断面積の関係を示す。 F_y と平均切削断面積はよく対応しており、工具オフセットに対する各方向分力の変化も炭素鋼における図 4-10 とおおよそ一致している。工具オフセット 0 mm では平均切削断面積に対応して F_y が増加することに加えて、底刃の使用長さに関連して F_z も増加していくと考えられるため、各平均切削抵抗の合力はむしろ最大となることになった。

Ti-6Al-4V 合金をターンミリング時の切削状態を高速度カメラにより観察した画像を図 5-19 に示す。切削工具と被削材の相対運動により切りくずが生成され(図 5-19. 1→2)、一般的に切削後インサートから分離して飛散していく。しかしながら、チタン合金はインサートとの親和性が非常に高いため、切りくずはインサートに凝着した状態で切削工具とともに回転する(図 5-19. 3→5)。高速度カメラ撮影時には温度測定も合わせて行っているが、工具寿命試験時にファイバホルダは存在しないため、基本的にインサートへ切りくずが凝着した状態で次の切削は開始される。その際の切削力により、切りくずはインサートから分離され、飛散するとともに次の切りくずが生成(図 5-19. 6→7)、再度インサートに凝着して切削工具とともに回転するというサイクルを繰

り返すことになる(図 5-19. 8). 摩耗が進行すると凝着した切りくずが次の切削時に分離しない場合も見られ, 複数個が連なった切りくずが観察されるようになった. そのため, チタン合金の切りくずはかなり強固にインサートへ凝着していることが考えられる. 以上のことから, Ti-6Al-4V 合金をターンミリング時の摩耗形態は, 広義の意味での凝着摩耗であると考えることができる. そして, 切削後の凝着状態が工具オフセットにより変化するため, 工具逃げ面摩耗幅に差が生じたと考えられる.

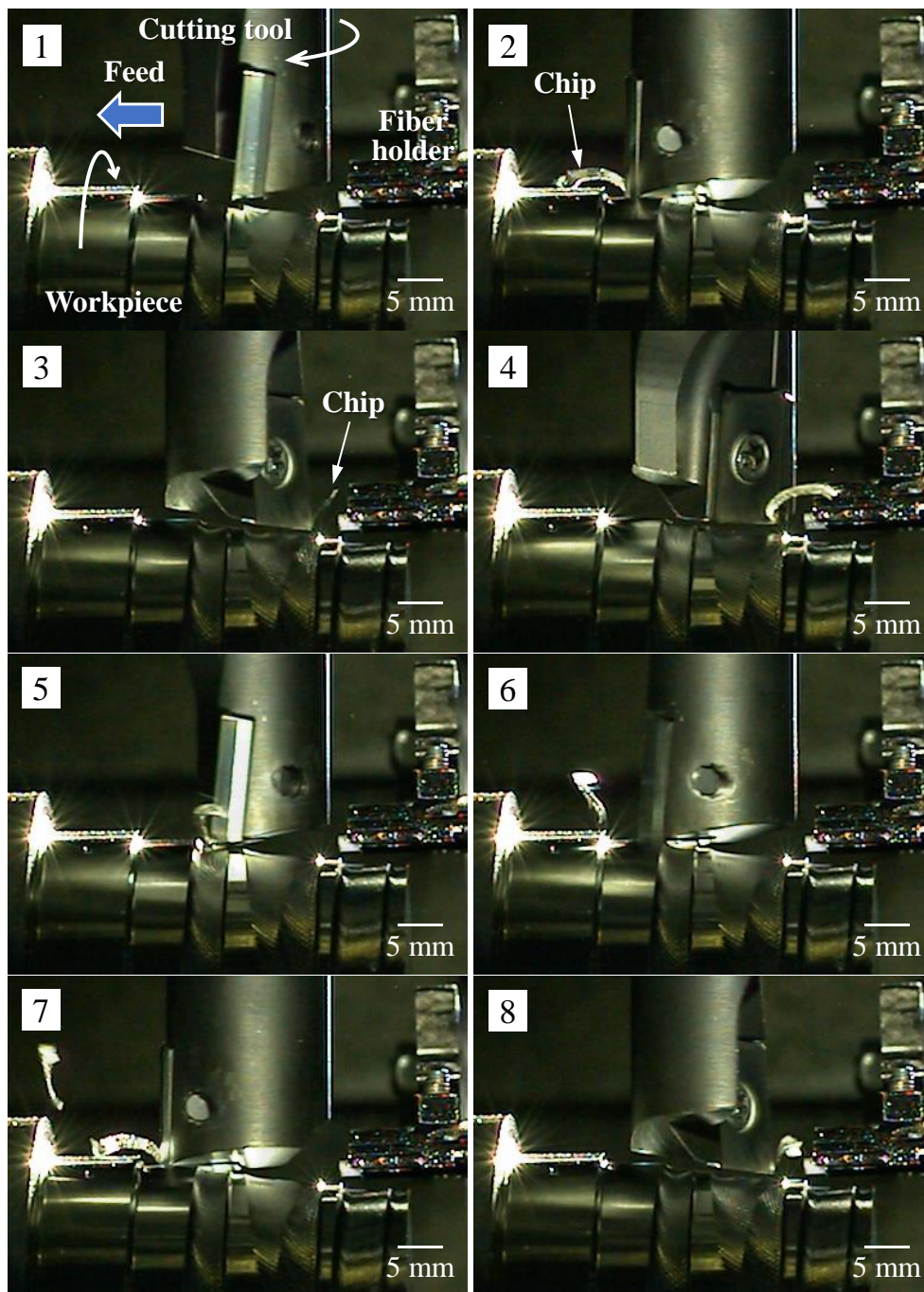


Fig. 5-19. Variation of cutting state in orthogonal turn-milling of Ti-6Al-4V.

各工具オフセットにおけるインサートの切削位置の変化を図5-20～図5-23に示す。図5-17の切削断面積を算出する際の切取り形状を、それぞれ実際のインサートへ当てはめて示している。また、基本的に底刃の切取り厚みは小さいため、見えにくい場合は終端部分を白矢印により示している。工具オフセット0mmの場合、常時底刃の広範な領域を使用して切削が行われていることがわかり、切削の終了直前で使用長さは最大となることがわかった。一方で、工具オフセットが大きくなるにつれて解析における底刃の使用長さは減少していき、3, 6, 9.2mmでは切削終了時に切取り形状がノーズ半径の一部領域へ収束していくことがわかった。各工具オフセットにおける切りくずの凝着状態を高速度カメラにより撮影した結果を図5-24に示す。空転時における切りくずのインサートへの凝着位置は、三次元CADによる解析結果とおおむね一致することがわかった。

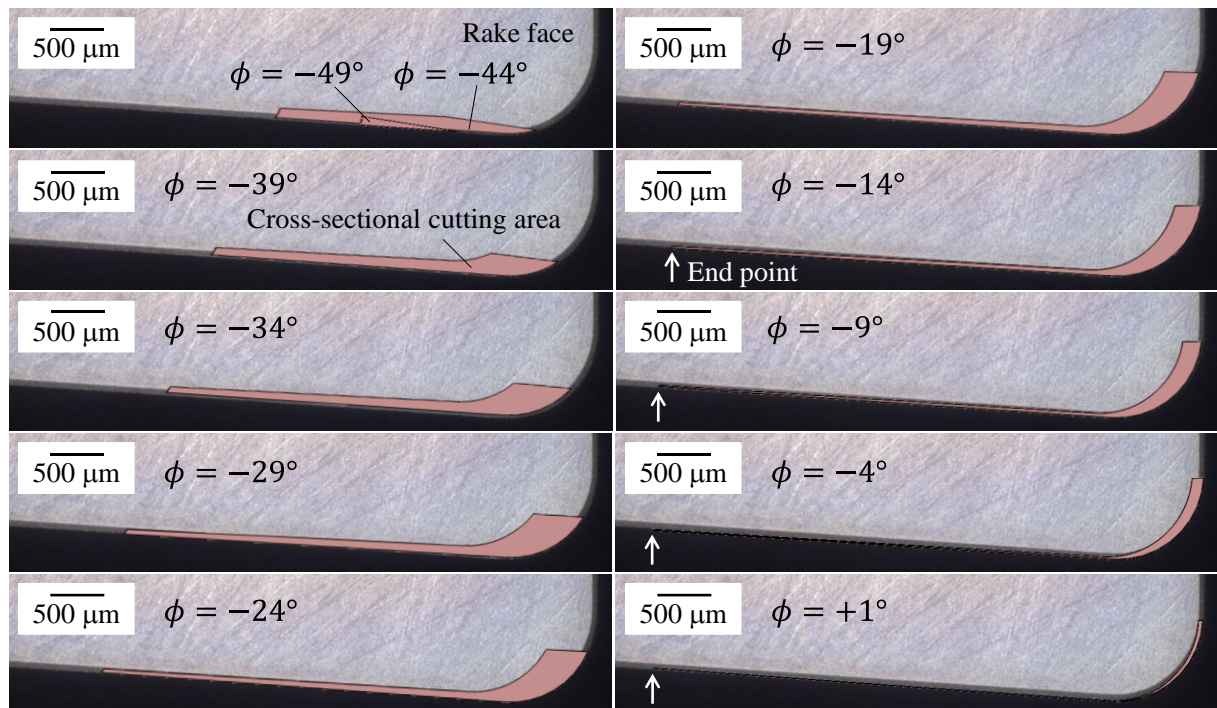


Fig. 5-20. Variation of the cutting position in tool axis offset 0 mm.

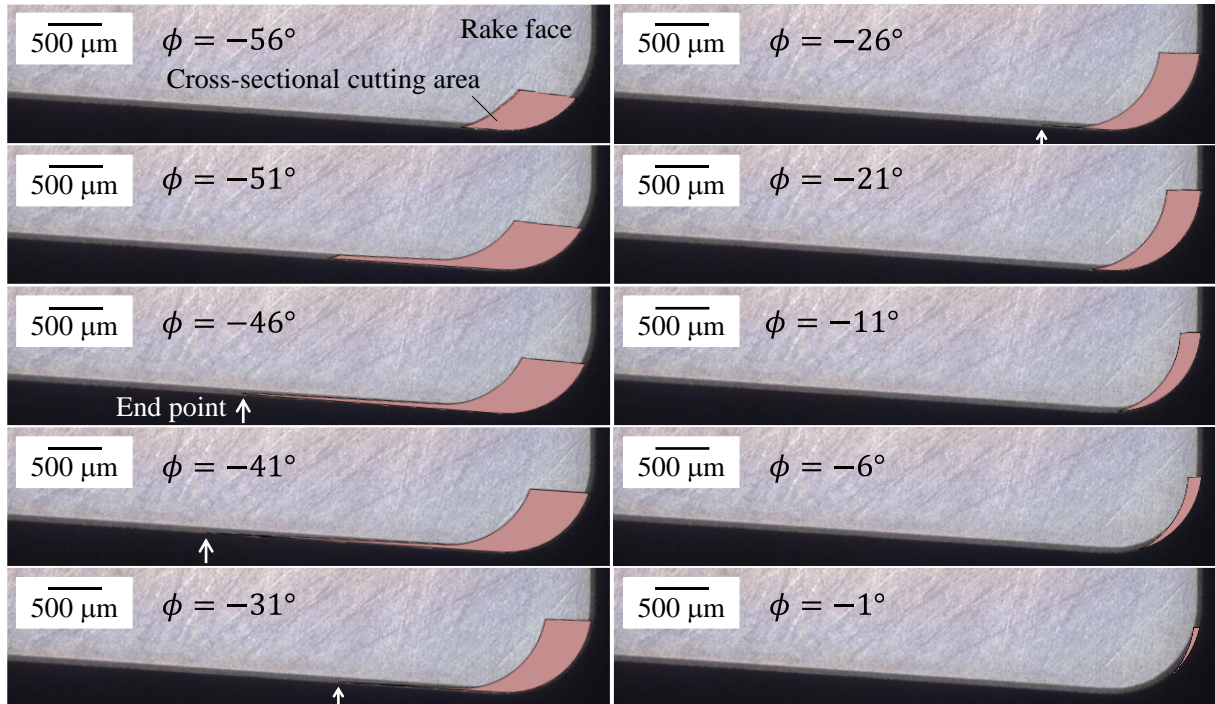


Fig. 5-21. Variation of the cutting position in tool axis offset 3 mm.

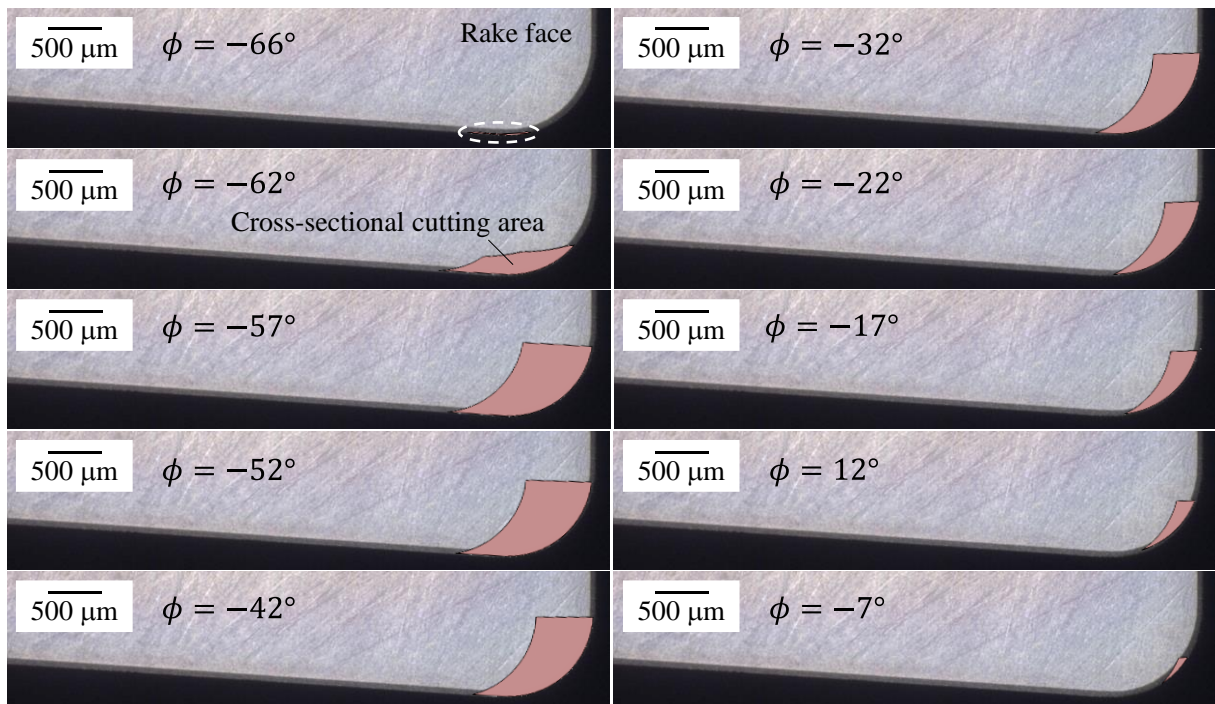


Fig. 5-22. Variation of the cutting position in tool axis offset 6 mm.

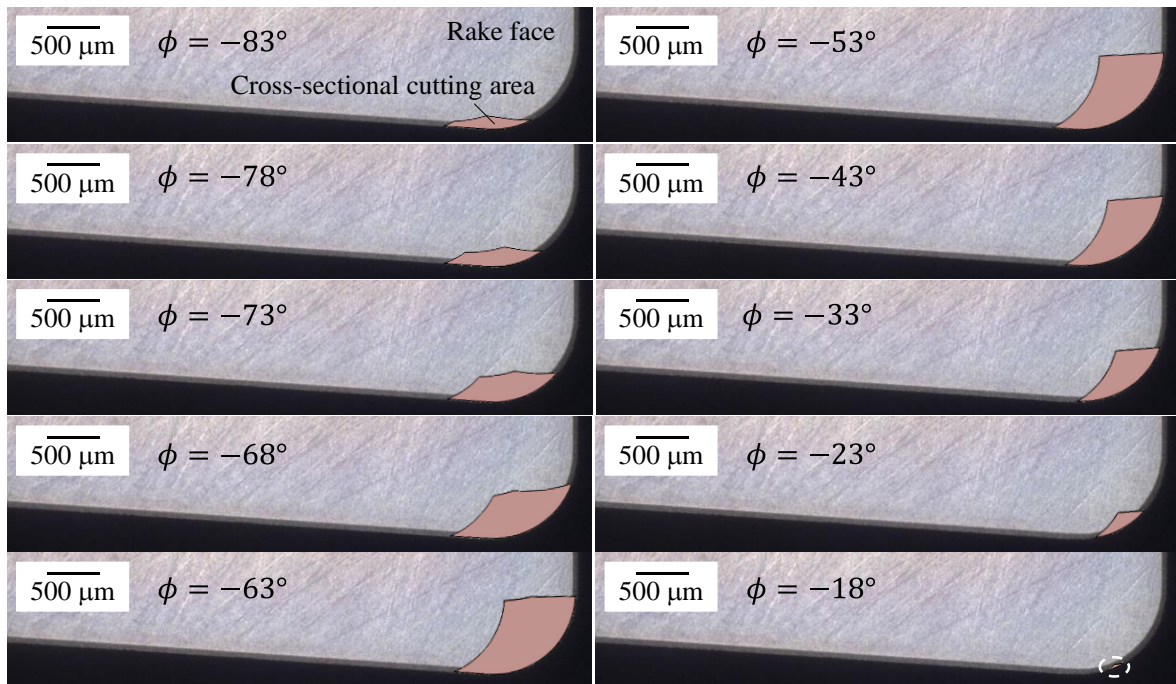
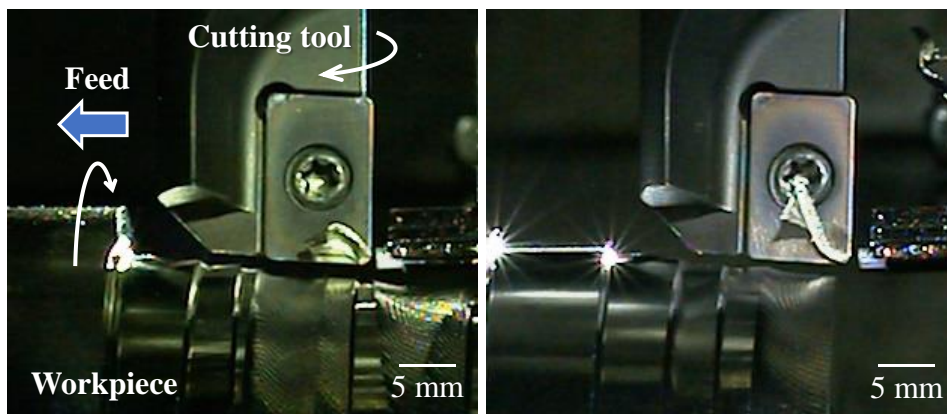
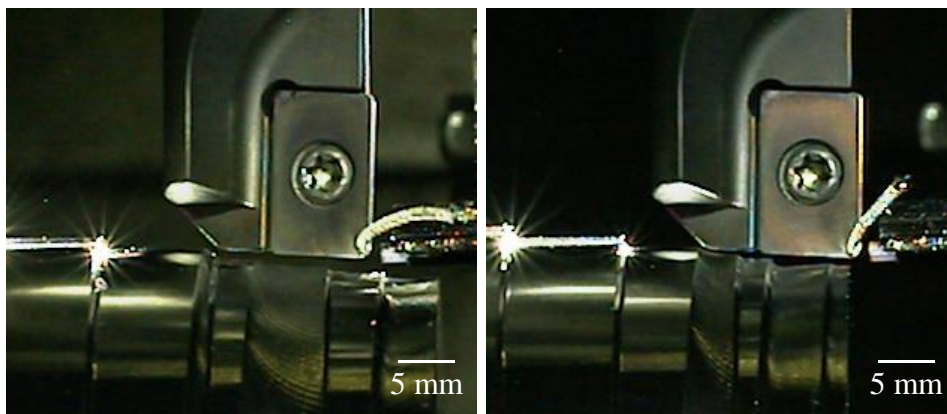


Fig. 5-23. Variation of the cutting position in tool axis offset 9.2 mm.



(a) Tool axis offset: 0 mm

(b) Tool axis offset: 3 mm



(c) Tool axis offset: 6 mm

(d) Tool axis offset: 9.2 mm

Fig. 4-24. Comparison of the adhesion state between different tool axis offset.

異なる工具オフセットによる工具摩耗の違いをまとめると、次のように説明できる。Ti-6Al-4V 合金のターンミリングにおいて切りくずは基本的にインサートへ凝着して切削工具と回転し、切削毎にインサートから強制的に分離される。その際に工具オフセット 3, 6 9.2 mm はノーズ半径の一部領域に切りくずが凝着しており、分離する際にコーティング膜の剥離が極めて発生しやすい状態になっていると考えられる。そのため、膜剥離により 1 パス目の加工で工具摩耗が急激に進行し、その後も切りくずの凝着と分離を繰り返すことで刃先を後退させながら、緩やかにノーズ半径部分で摩耗が進行していくと考えられる。一方で、工具オフセット 0 mm は広範な切れ刃に切りくずが凝着しているため分離する際の力が分散され、コーティング膜の剥離が生じにくい状態となる。そのため、コーティング膜の性能を十分に得ることができ、一様な正常摩耗が進行すると考えられる。工具オフセット 3 および 9.2 mm において 1 パス加工後のノーズ半径を逃げ面から観察した画像を図 5-25 に示す。一部領域にコーティング膜が剥離した痕跡が見られ、上記考察を裏付ける証拠であると考えられる。

以上のことから、Ti-6Al-4V 合金のような切りくずの凝着が激しい被削材をターンミリングにより加工する際には、切削終了時の切れ刃使用長さを大きくできる工具オフセット 0 mm の方が、工具寿命の観点から適する場合があることがわかった。先行研究では炭素鋼 S50C において工具オフセットを切削パラメータとした工具寿命試験により、式(4-1)が最適な工具オフセットであると考えられており [22][24][27][28]、難削材に対しても同様の算出式が使用されている [23][28]。しかしながら、本研究成果を考慮すると、必ずしも式(4-1)が最適ではない場合が存在し、適切な工具オフセットを選定することにより、さらなる工具寿命の向上を達成できる可能性があると考えられる。ただし、潤滑条件などにより工具オフセットに対する切りくずの凝着状態が変化しうる可能性は十分に考えられるため、注意深く切削現象を観察する必要がある。

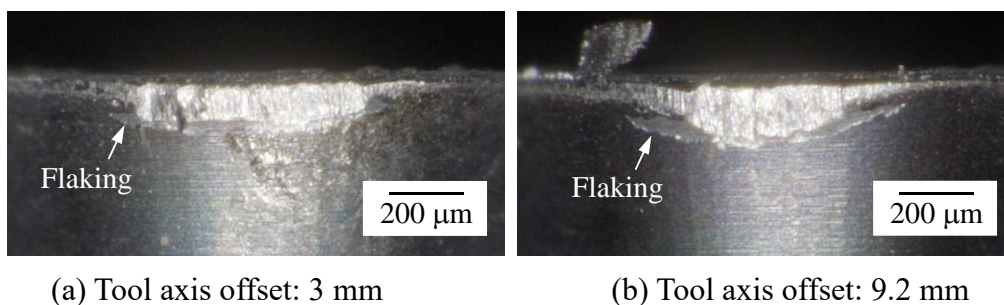


Fig. 5-25. Flank face of the nose radius after the initial machining in tool life experiment.

5-3-3 Ti-6Al-4V 合金と炭素鋼 S45C の工具寿命の比較

炭素鋼 S45C をターンミリング時の各工具オフセットにおける材料除去体積と最大逃げ面摩耗幅の関係を図 5-26 に示す. 工具摩耗の進行において工具オフセットによる違いはなく, またチタン合金加工時のような大きな初期摩耗は見られなかった. 工具寿命試験後の各工具オフセットにおける各工具面の観察画像をそれぞれ図 5-27 と図 5-28 に示す. チタン合金加工時のようなノーズ半径における集中的な摩耗は見られず, 主に底刃において摩耗が進行することがわかった.

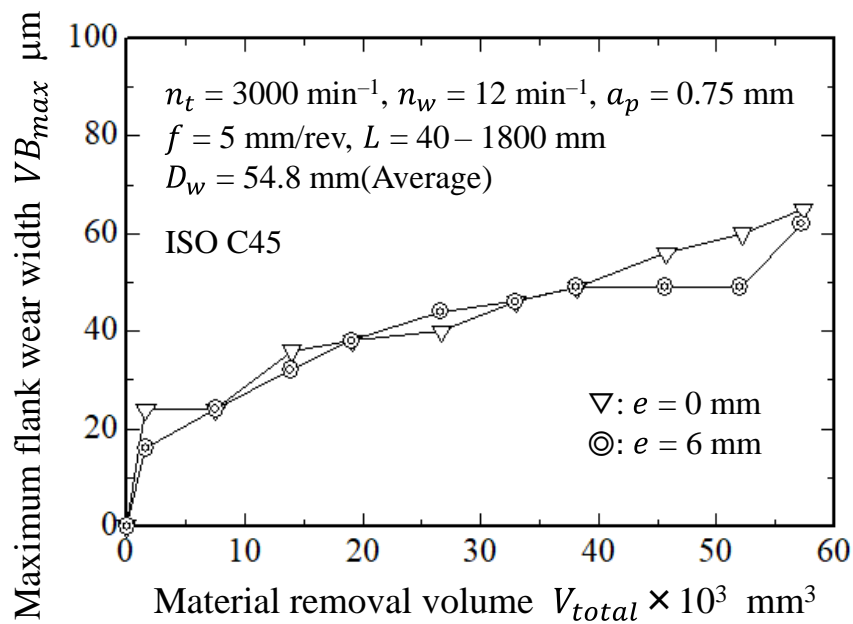


Fig. 5-26. Relationship between material removal volume and maximum flank wear width in orthogonal turn-milling of ISO C45.

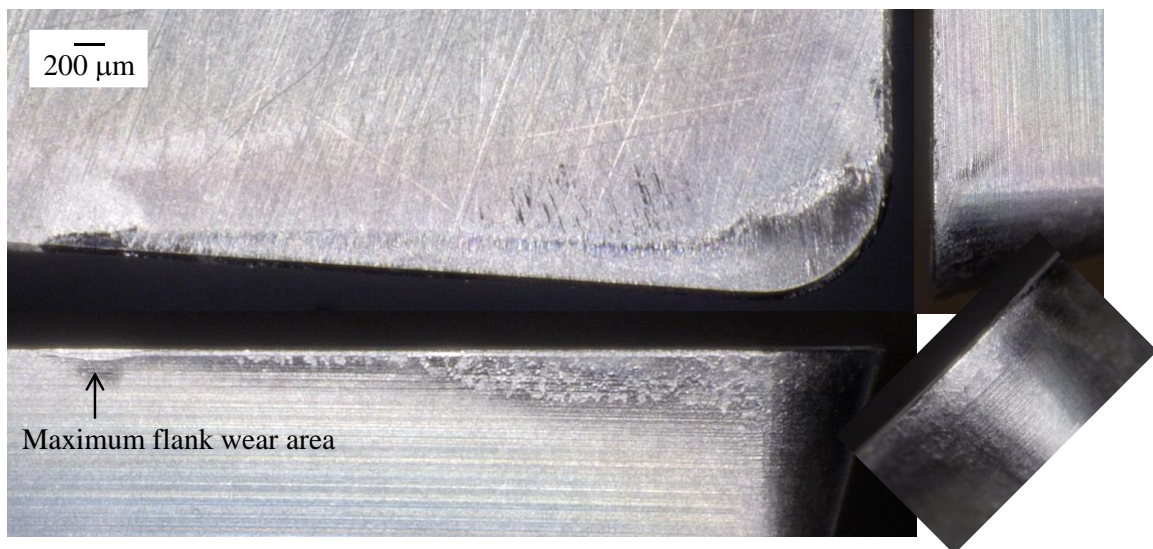


Fig. 5-27. Each face of the insert in tool axis offset 0 mm after tool life experiment.

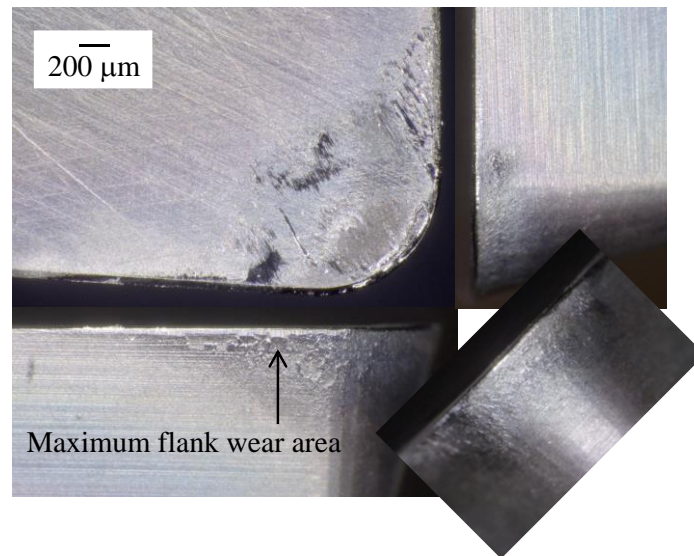


Fig. 5-28. Each face of the insert in tool axis offset 6 mm after tool life experiment.

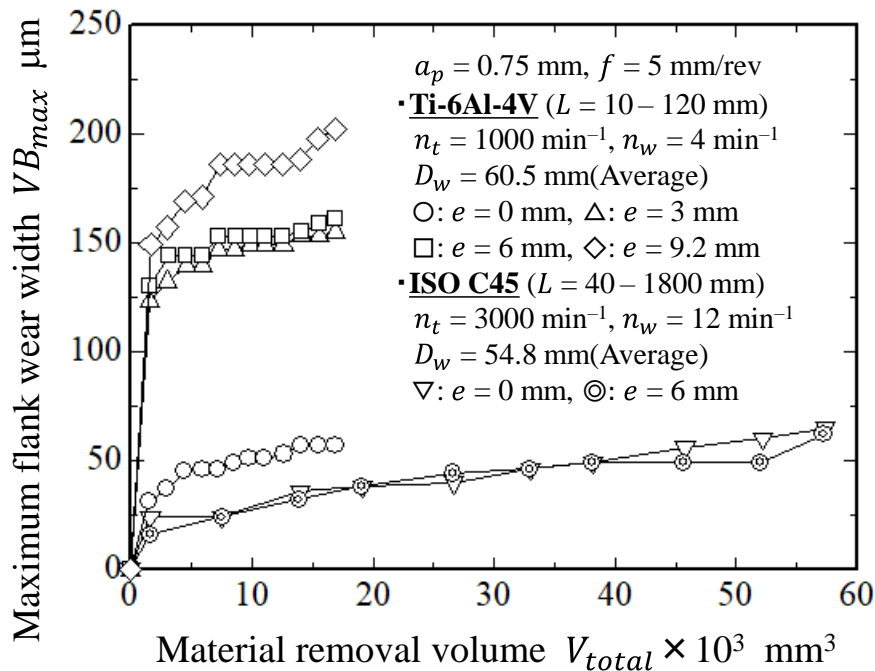


Fig. 5-29. Comparison of maximum flank wear width between Ti-6Al-4V and ISO C45.

Ti-6Al-4V 合金と炭素鋼 S45C の最大逃げ面摩耗幅の比較を図 5-29 に示す。炭素鋼 S45C の方が 3 倍高能率であるにも関わらず、チタン合金よりも摩耗幅は大幅に小さいことがわかった。これは前述の通り切削初期の切りくずの凝着状態が大きく関係しており、コーティング膜の剥離の有無によってチタン合金は大きな初期摩耗を生じる場合があるためである。チタン合金における工具オフセット 0 mm の摩耗幅が炭素鋼よりも大きいのは、工具刃先温度の違いや繰り返し生じる激しい凝着が影響している

と考えられる。

炭素鋼 S45C の工具寿命試験時におけるターンミリング後の仕上げ面状態を図 5-30 に示す。炭素鋼加工後の仕上げ面には切りくずの噛み込みやキズが複数観察され、切削痕や切りくずの状態からすべて再切削領域で生じていることがわかった。切りくずの噛み込みはインサート切れ刃へ想定外の方向から力が加わることになるため、チップングや欠損が生じる可能性を高めることになる。各工具オフセットにおけるパス数と仕上げ面損傷の有無をそれぞれ表 5-3 と表 5-4 に示す。工具オフセット 0 mm の方が切りくずの噛み込みや仕上げ面上のキズを生じやすいことがわかった。これは炭素鋼も工具摩耗の進行とともに切りくずの凝着を生じるようになり、切削終了時に切れ刃使用長さの大きい工具オフセット 0 mm の方が、凝着の発生頻度が高くなるためであると考えられる。そのため、炭素鋼の場合は、逆に工具オフセット 0 mm の方が短い工具寿命となる可能性が高いと考えられる。

本研究において再切削の有無がインサートの空冷特性に及ぼす影響は軽微であったが、切りくずの噛み込みや仕上げ面の損傷を考慮すると、再切削は生じないようにツーリングを考える必要があることがわかった。

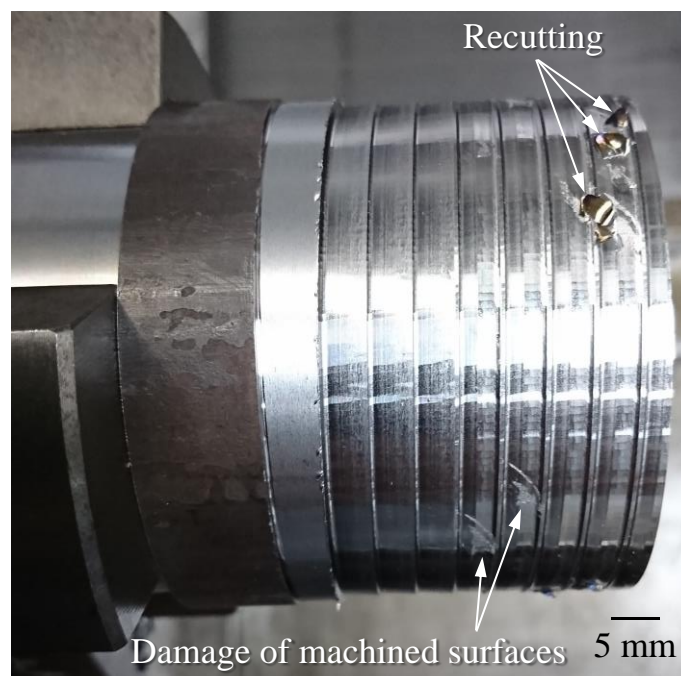


Fig. 5-30. Machined surface state after orthogonal turn-milling of ISO C45.

$n_t = 3000 \text{ min}^{-1}$, $n_w = 12 \text{ min}^{-1}$, $a_p = 0.75 \text{ mm}$, $f = 5 \text{ mm/rev}$, $e = 0 \text{ mm}$, $L = 40 \text{ mm}$,
 $D_w = 68.8 \text{ mm}$.

Table 5-3 Relationship between number of pass and recutting or damage of machined surfaces.

Tool axis offset: 0 mm

N_i : Number of pass, \times : Recutting or damage of machined surfaces

N_i	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
D_w	68.9	66.9	64.9	62.9	60.9	58.9	56.9	54.9	52.9	50.9	48.9	46.9	44.9	42.9	40.9
			\times												
N_i	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
D_w	68.8	66.8	64.8	62.8	60.8	58.8	56.8	54.8	52.8	50.8	48.8	46.8	44.8	42.8	40.8
	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times				\times		\times
N_i	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45
D_w	68.9	66.9	64.9	62.9	60.9	58.9	56.9	54.9	52.9	50.9	48.9	46.9	44.9	42.9	40.9
	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times	\times		

Table 5-4 Relationship between number of pass and recutting or damage of machined surfaces.

Tool axis offset: 6 mm

N_i : Number of pass, \times : Recutting or damage of machined surfaces

N_i	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
D_w	68.7	66.7	64.7	62.7	60.7	58.7	56.7	54.7	52.7	50.7	48.7	46.7	44.7	42.7	40.7
N_i	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
D_w	68.7	66.7	64.7	62.7	60.7	58.7	56.7	54.7	52.7	50.7	48.7	46.7	44.7	42.7	40.7
												\times			
N_i	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45
D_w	68.8	66.8	64.8	62.8	60.8	58.8	56.8	54.8	52.8	50.8	48.8	46.8	44.8	42.8	40.8

5-3-4 相対切削速度の影響

各相対切削速度における材料除去体積と最大逃げ面摩耗幅の関係を図 5-31 に示す。相対切削速度 93 m/min は、4 パス加工後に摩耗幅が 200 μm を超えたので評価を中止した。相対切削速度の増加とともに最大逃げ面摩耗幅は大きくなり、特に 1 パス加工後の摩耗幅が急激に増加することがわかった。これは相対切削速度の増加により、コーティング膜の剥離の規模が大きくなったことが考えられる。

図 5-32(a) ~ (c) に工具寿命試験後のインサートノーズ半径を逃げ面側から観察した画像を、図 5-33(a) ~ (c) にすくい面側から観察した画像をそれぞれ示す。相対切削速度の増加とともに逃げ面の摩耗が全体的に増加し、刃先の後退量も増加することがわかった。図 5-7 より、相対切削速度が増加しても最大切削抵抗はほとんど変化しないが、図 5-6 の結果を考慮すると、工具刃先温度は大幅に増加することが推定できる。切りくずの凝着現象を化学的な反応であると考えた場合、切削温度の増加によって切りくずがより強固にインサートへ付着していることが考えられる。そのため、相対切削速度の増加とともに、切削初期の膜剥離が大きくなったと考えられる。

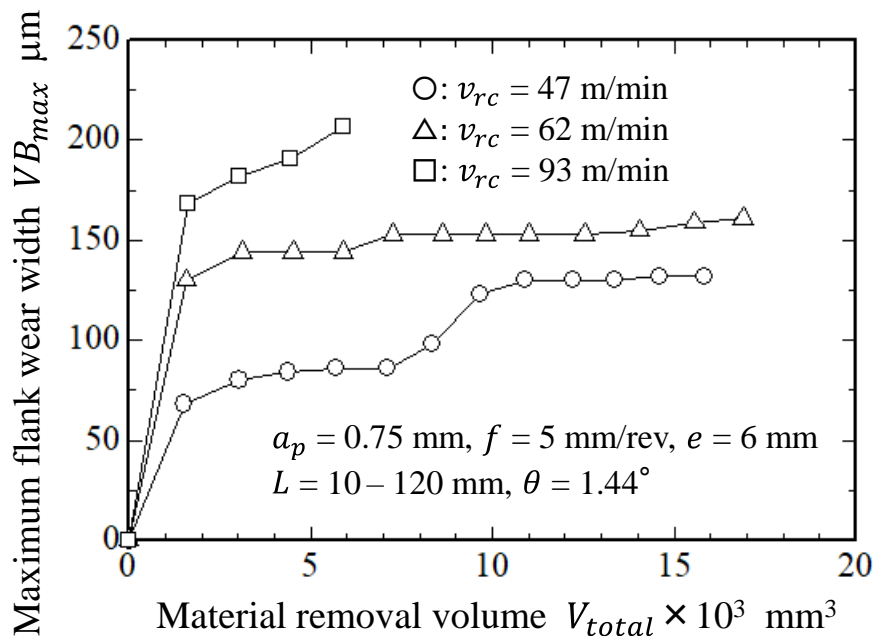


Fig. 5-31. Relationship between material removal volume and maximum flank wear width.

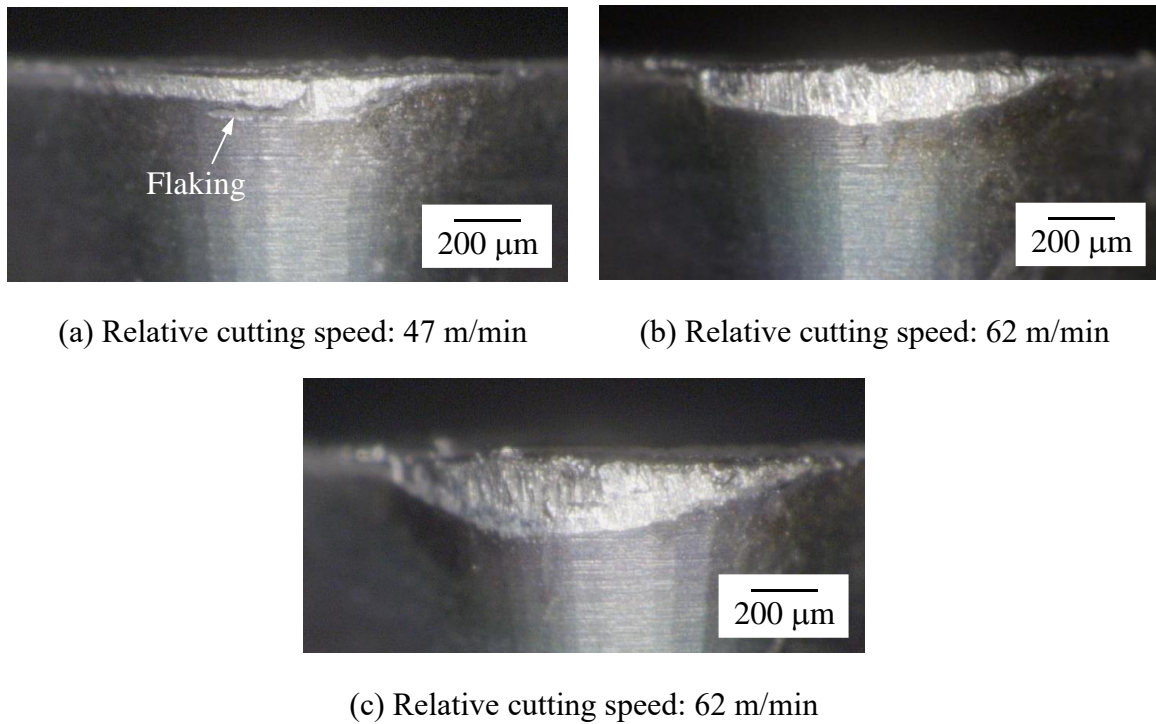


Fig. 5-32. Flank face of the nose radius in each relative cutting speed.

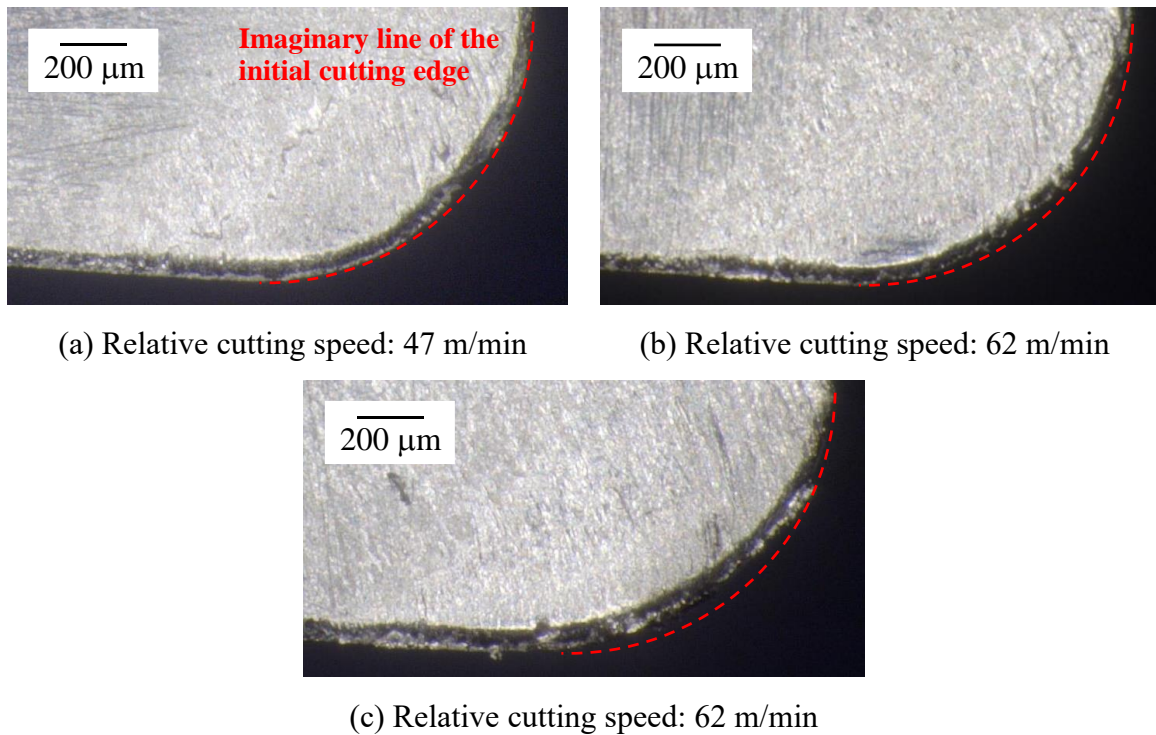


Fig. 5-33. Rake face of the nose radius in each relative cutting speed.

図 5-31 の結果から、Ti-6Al-4V 合金をターンミリングする際の適切な切削速度は、少なくとも 47 m/min 以下であるといえる。表 5-5 に本実験で使用した PR1535 コーティング膜の推奨切削速度を示す[109]。チタン合金加工時の切削速度は 50 m/min が推奨されており、今回の実験結果と同様の値であることがわかった。一般的に、ターンミリングは旋削と比較して切削温度の増加を抑制することが可能であるため、切削工具の長寿命化、高能率化およびドライ切削化などが期待されている。しかしながら、今回の実験結果を考慮すると、ドライ切削化と切削速度の増加を同時に達成することは、非常に困難であることがわかった。

Table 5-5 Cutting conditions of PR1535 coating [109].

Workpiece	Cutting speed [m/min]		
	Lower limit	Recommendation	Upper limit
Stainless steel	70	120	160
Heat resistant alloy	40	50	60
Titanium alloy	40	50	60

5-4 結 言

本章では、Ti-6Al-4V 合金をターンミリング時の切削特性について説明した。本章で述べた要点を以下に示す。

1. インサートへの切りくずの凝着が激しい Ti-6Al-4V 合金のターンミリングにおいて、2 色温度計からの出力波形と高速度カメラの撮影画像を照合することにより、切れ刃と切りくずからの出力を切り分けることが可能である。切れ刃からの出力は切りくずのものよりも極めて小さいが、2 種類の赤外線検出素子ともに切削周期の整数倍毎に最大値が計測され、切削条件を選定することで温度換算に必要な出力を得ることが可能である。

2. 炭素鋼 S45C と比較して Ti-6Al-4V 合金の空冷速度は大きく、切削直後の最高温度は大幅に高いことが推定される。炭素鋼 S45C と Ti-6Al-4V 合金の比切削エネルギーに大きな違いはないため、熱浸透率の違いが工具刃先温度に影響を及ぼしていると考えられる。
3. Ti-6Al-4V 合金のターンミリングにおいて、工具オフセットが最大逃げ面摩耗幅に及ぼす影響は極めて大きい。工具オフセット 0 mm は広範な切れ刃に切りくずが凝着することで分離する際の力が分散され、コーティング膜の剥離が生じにくい状態となる。一方で、工具オフセット 3, 6, 9.2 mm はノーズ半径の一部領域に切りくずが凝着しているため、分離する際にコーティング膜の剥離が極めて発生しやすくなる。そのため、膜剥離により 1 パス目の加工で工具摩耗が急激に進行し、その後も切りくずの凝着と分離を繰り返すことで刃先を後退させながら、緩やかにノーズ半径部分で摩耗が進行していくことになる。
4. 炭素鋼 S45C のターンミリングにおいて、再切削領域で切りくずの噛み込みや仕上げ面の損傷を生じる場合がある。この現象は工具オフセット 6 mm と比較して、工具オフセット 0 mm の方が非常に発生しやすくなる。これは炭素鋼も工具摩耗の進行とともに切りくずの凝着を生じるようになり、切削終了時に切れ刃使用長さの大きい工具オフセット 0 mm の方が、凝着の発生頻度が高くなるためであると考えられる。
5. Ti-6Al-4V 合金を乾式でターンミリングする際の推奨切削速度は、旋削における湿式の場合と同一であり、旋削に対してターンミリングを適用することによってドライ切削化と切削速度の増加を同時に達成することは非常に困難である。

第6章 結論

本研究では、炭素鋼 S45C のターンミリングにおける各切削パラメータが切削特性に及ぼす影響に関して、主に工具逃げ面温度を中心として解明に取り組んだ。最初に、本研究の温度測定に使用した光ファイバ型 2 色温度計の測定原理や構成について述べ、実際に実験で使用したコーテッド超硬インサートを用いて温度較正実験を行い、理論相対感度曲線が実験値と一致することを示した。次に、切削状態が複雑なターンミリングの切削プロセスを三次元 CAD により可視化し、解析面と実加工面がよく対応すること、実測した切削抵抗と解析結果の時間に対する変化やその絶対値によい相関関係があること、解析によるインサートの切削位置と実際の加工状態が一致することなど、複数の観点から解析結果の妥当性を示した。次に、ターンミリングにおける空転時の工具逃げ面温度の測定方法を説明し、目的の切れ刃位置を高精度に測定することを可能とした。実測した工具逃げ面温度を用いて切削直後の最高温度を推定するために、インサートの空冷モデルを示し、1次元非定常熱伝導方程式を解くことで理論的な空冷式を示した。解明に取り組んだ切削パラメータは、被削材径、工具オフセットと切削距離、相対切削速度、被削材回転数および送り量を対象とし、三次元 CAD による理論切取り形状と工具逃げ面温度および切削抵抗との関係を中心に調査した。最後に、難削材であるチタン合金にターンミリングを適用し、炭素鋼と比較することでその切削特性の解明に取り組んだ。以下に、本研究により得られた結論を示す。

1. 光ファイバ型 2 色温度計は測定物からの赤外線を受光する光ファイバにより非接触で受光できることから、回転する切削工具切れ刃の微小領域を温度測定することが可能である。
2. 温度計の赤外線検出素子として、光起電力型の InAs 素子と光導電型の InSb 素子を積層して組み合わせることにより、測定対象物の輻射率の影響を受けずに 200 ~ 600 °C の範囲で高精度に温度測定をすることが可能である。

3. 三次元 CAD による解析面と実加工面はよく対応し、ターンミリング時の理論切取り形状を再現することで、1 刃当たりの切削負荷の変化や切削時間などを解析することが可能である。
4. ターンミリングにおける空転時の工具逃げ面温度を測定する手法を構築した。加工時に 2 色温度計と光ファイバをミリングユニットと一緒に動かすことにより、常に同じインサート切れ刃位置の温度測定を可能とした。
5. 空転時におけるインサートの空冷モデルを示し、1 次元非定常熱伝導方程式をインサート厚み方向の初期温度分布を考慮して解くことにより、理論的なインサート切れ刃の空冷式を示した。
6. インサート切れ刃の理論的な空冷式を計算するために必要な熱拡散率をレーザフラッシュ法、比熱を熱流束型 DSC 法、密度を質量と長さの測定によりそれぞれ求め、20 °C における測定結果はそれぞれ 24 mm²/s, 254 J/(kg・K), 14200 kg/m³であった。
7. ターンミリングでは被削材径が切削特性に影響を及ぼし、被削材径が大きくなると切削抵抗と工具逃げ面温度はともに増加する。炭素鋼 S45C において被削材径 40~60 mm の範囲で 10 mm 径が大きくなると、工具逃げ面温度は約 40 °C 増加する。これは切削断面積と切削時間が増加することに起因するが、切削断面積は主に底刃部分で増加し、インサートノーズ半径周辺の切取り形状は全く変化しない。そのため、被削材径による工具逃げ面温度の増加は、切削時間の増加が主要因であると考えられる。
8. 切削距離が切削工具径よりも小さく再切削を生じない場合、炭素鋼 S45C において工具オフセットが工具逃げ面温度に及ぼす影響は非常に小さくなる。これは工具オフセットの増加とともに切削抵抗が減少する一方で、切削距離(時間)が増加するため、1 刃当たりの発熱量が変化しないためであると考えられる。

9. 切削距離がおおよそ切削工具径に達した場合、再切削を生じるようになる。再切削領域において炭素鋼 S45C 加工時の工具刃先温度は約 5 °C 増加し、再切削を生じない場合と比較して、次の切削直前の空冷温度は高くなる。そのため、工具逃げ面温度は最大で約 20 °C 高くなる。

10. 相対切削速度の増加とともに、工具逃げ面の推定最高温度は大幅に増加する。一方で、切削直後のインサート厚み方向の温度勾配は相対切削速度の増加により大きくなるため、空冷時間に対する温度の減少幅は大きくなり、空冷時間の増加とともに各相対切削速度間の温度差は小さくなる。そのため、空転時の工具逃げ面温度を用いて比較を行うと、相対切削速度に対する温度の増加幅は非常に小さくなり、推定値との乖離が大きくなる。したがって、ターンミリングにおける相対切削速度の影響を調査する際には、実測した空冷温度により最高温度を推定した上で議論をしなければ、誤った解釈をする可能性がある。

11. 被削材回転数の増加とともに、工具逃げ面の推定最高温度は大幅に増加する。これは工具逃げ面温度を測定しているインサートノーズ半径周辺で主に切削断面積が増加していくため、その大幅な発熱量の増加に起因すると考えられる。

12. 送り量の増加とともに、工具逃げ面の推定最高温度は大幅に増加する。これは切削断面積の増加に加えて、1 刃当たりの切削時間も増加するため、インサートへの大幅な流入熱量の増加に起因すると考えられる。

13. インサートへの切りくずの凝着が激しい Ti-6Al-4V 合金のターンミリングにおいて、2 色温度計からの出力波形と高速度カメラの撮影画像を照合することにより、切れ刃と切りくずからの出力を切り分けることが可能である。切れ刃からの出力は切りくずのものよりも極めて小さいが、2 種類の赤外線検出素子ともに切削周期の整数倍毎に最大値が計測され、切削条件を選定することで温度換算に必要な出力を得ることが可能である。

14. 炭素鋼 S45C と比較して Ti-6Al-4V 合金の空冷速度は大きく、切削直後の最高温度は大幅に高いことが推定される。炭素鋼 S45C と Ti-6Al-4V 合金の比切削エネルギーに大きな違いはないため、熱浸透率の違いが工具刃先温度に影響を及ぼしていると考えられる。

15. Ti-6Al-4V 合金のターンミリングにおいて、工具オフセットが最大逃げ面摩耗幅に及ぼす影響は極めて大きい。工具オフセット 0 mm は広範な切れ刃に切りくずが凝着することで分離する際の力が分散され、コーティング膜の剥離が生じにくい状態となる。一方で、工具オフセット 3, 6, 9.2 mm はノーズ半径の一部領域に切りくずが凝着しているため、分離する際にコーティング膜の剥離が極めて発生しやすくなる。そのため、膜剥離により 1 パス目の加工で工具摩耗が急激に進行し、その後も切りくずの凝着と分離を繰り返すことで刃先を後退させながら、緩やかにノーズ半径部分で摩耗が進行していくことになる。

16. 炭素鋼 S45C のターンミリングにおいて、再切削領域で切りくずの噛み込みや仕上げ面の損傷を生じる場合がある。この現象は工具オフセット 6 mm と比較して、工具オフセット 0 mm の方が非常に発生しやすくなる。これは炭素鋼も工具摩耗の進行とともに切りくずの凝着を生じるようになり、切削終了時に切れ刃使用長さの大きい工具オフセット 0 mm の方が、凝着の発生頻度が高くなるためであると考えられる。

17. Ti-6Al-4V 合金を乾式でターンミリングする際の推奨切削速度は、旋削加工における湿式の場合と同一であり、旋削に対してターンミリングを適用することによってドライ切削化と切削速度の増加を同時に達成することは非常に困難である。

Orthogonal ターンミリングの工具オフセットに関して、インサートへの切りくずの凝着が激しいかどうかにより、以下の考え方に基づけば適切に選定することが可能であると考える。

・激しい凝着を生じない場合

工具オフセットは可能な限り大きくし、再切削を生じないようにすることが適切であると考える。再切削領域では切りくずの噛み込みや仕上げ面の損傷を生じやすく (Fig. 5-30, Table 5-3, Table 5-4), 突発的なチッピングや欠損, 歩留まりの低下を引き起こす可能性が高くなる。また, 再切削の有無によりインサートの空冷特性が変化するため, 再切削を生じる場合, 工具刃先温度は全体的に増加することになる (Fig. 4-18)。一方で, 工具オフセットの増加とともに 1 刃当たりの切削時間は増加していくため (Fig. 4-12, 4-13), 工具刃先温度は増加することを考慮しておく必要がある (Fig. 4-17)。工具オフセットに対する再切削の有無は, 切削条件により複雑に変化するため, 本論文で実施した三次元 CAD による解析を是非活用頂きたい (Section 3-2)。

・激しい凝着を生じる場合

工具オフセットは与えない方が適切であると考え (Fig. 5-11)。凝着の激しい被削材を加工時の摩耗形態は, 切りくずがインサートから分離する際のコーティング膜の剥離であり (Fig. 5-25), 工具オフセットを与えないとインサートへの切りくずの凝着形態から膜剥離が生じにくく (Fig. 5-20 ~ 5-23), 正常な摩耗形態を示すようになる。

ターンミリングにおいて加工能率と工具刃先温度の関係を調査する場合, 空冷温度を用いると誤った解釈をする可能性がある。その理由として, 切削条件によって切削直後のインサート厚み方向の温度分布が異なり (Fig. 4-28, 4-34, 4-40), 時間に対する空冷速度が変化するため, 切削直後と空転時において各切削条件による温度差が異なるためである (Fig. 4-22, 4-23, 4-35, 4-41)。そのため, 空転時の工具刃先温度を複数箇所を実測し, 本論文で示したインサート切れ刃の理論式 (3-24) を当てはめて切削直後の最高温度を推定した上で, 切削現象を把握する必要がある。

参考文献

- [1] 小澤匡史, 細川晃, 田中隆太郎, 古本達明, 上田隆司: 旋削加工における MQL の効果—工具すくい面および逃げ面に供給されるオイルミストの作用機構—, 砥粒加工学会誌, Vol.53, No.2 (2009), pp.88-93.
- [2] Ueda, T., Huda, A. M., Yamada, K. and Nakayama, K., Temperature Measurement of CBN Tool in Turning of High Hardness Steel, Annals of the CIRP, Vol.48, No.1 (1999), pp.63-66.
- [3] Ueda, T., Hosokawa, A. and Yamada, K., Effect of Oil Mist on Tool Temperature in Cutting, Transactions of the ASME, Vol.128, No.1 (2006), pp.130-135.
- [4] 新谷一博, 高井一輝, 角谷均: バインダレス cBN 工具を用いた高速切削間における刃先温度管理システムの構築, 精密工学会誌, Vol.70, No.1 (2004), pp.123-127.
- [5] Miller, B., Renz, U., Hoppe, S. and Klocke, F., Radiation Thermometry at a High-Speed Turning Process, Transactions of the ASME, Vol.126, No.3 (2004), pp.488-495.
- [6] 榎本眞三, 加藤正倫: 種々の硬さのクロムモリブデン鋼の旋削における CBN 切削工具の切削特性, 精密工学会誌, Vol.55, No.6 (1989), pp.119-124.
- [7] 瀬戸山誠, 福井治世, 森口秀樹: 最近の切削工具用 PVD コーティング膜, 高温学会誌, Vol.33, No.2 (2007), pp.90-94.
- [8] 福井治世: 切削工具用コーティング技術の進化～CVD 法と PVD 法～, SEI テクニカルレビュー, Vol.188 (2016), pp.26-31.
- [9] 帯川利之, 舟井一浩: ウィスカ強化セラミック工具によるニッケル基超合金のエアジェット援用切削, 生産研究, Vol.64, No.1 (2012), pp.87-90.
- [10] Kramer, A., Klocke, F., Sangermann, H. and Lung, D., Influence of the lubricoolant strategy on thermo-mechanical tool load, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, Vol.7 (2004), pp40-47.
- [11] 帯川利之, 森合主税, 松本航, 林遵: 高圧クーラントを用いた高速切削の動向と最新のトピックス, 生産研究, Vol.67, No6 (2015), pp.607-612.
- [12] 井川正治, 岩坪正隆, 宮崎国利: 環境対応のためのドライ化への取り組み, 機械技術, 1999-05, pp.18-22.
- [13] Stephenson, A. D. and Ali, A., Tool Temperature in Interrupted Metal Cutting, Transactions of the ASME, Vol.114, No.2 (1992), pp.127-136.

- [14] Savas, V. and Ozay, C., Analysis of the surface roughness of tangential turn-milling for machining with end milling cutter, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.186 (2007), pp.279-283.
- [15] Karaguzel, U., Uysal, E., Budak, E. and Bakkal, M., Analytical modeling of turn-milling process geometry, kinematics and mechanics, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.91 (2015), pp.24-33.
- [16] Schulz, H., Spur, High Speed Turn-Milling — A New Precision Manufacturing Technology for the Machining of Rotationally Symmetrical Workpieces, *Annals of the CIRP*, Vol.39 No.1 (1990), pp.107-109.
- [17] Schulz, H. and Kneisel, T., Turn-Milling of Hardened Steel — An Alternative to Turning, *Annals of the CIRP*, Vol.43 No.1 (1994), pp.93-96.
- [18] Kopac, J. and Pogacnik, M., Theory and Practice of Achieving Quality Surface in Turn Milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.37 No.5 (1997), pp.709-715.
- [19] Choudhury, S. K. and Mangrulkar, K. S., Investigation of orthogonal turn-milling for the machining of rotationally symmetrical work pieces, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.99 (2000), pp.120-128.
- [20] Choudhury, S. K. and Bajpai, J. B., Investigation in orthogonal turn-milling towards better surface finish, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.170 No.3 (2005), pp.487-493.
- [21] Karaguzel, U., Bakkal, M. and Budak, E., Process Modeling of Turn-Milling Using Analytical Approach, *Procedia CIRP*, Vol.4 (2012), pp.131-139.
- [22] Uysal, E., Karaguzel, U., Budak, E. and Bakkal, M., Investigating Eccentricity Effects in Turn-Milling Operations, *Procedia CIRP*, Vol.14 (2014), pp.176-181.
- [23] Berenji, K.R., Kara, M.E. and Budak, E., Investigating High Productivity Conditions for Turn-Milling in Comparison to Conventional Turning, *Procedia CIRP*, Vol.77 (2018), pp.259-262.
- [24] Karaguzel, U., Uysal, E., Budak, E. and Bakkal, M., Effects of tool axis offset in turn-milling process, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.231 (2016), pp.239-247.
- [25] Putz, M., Ihlenfeldt, S., Karaguzel, U., Semmler, U., Budak, E., Bakkal, M. and Wertheim,

- R., Improving performance of turn-milling by controlling forces and thermally induced tool-center point (TCP) displacement, *Procedia CIRP*, Vol.40 (2016), pp.481-485.
- [26] Karaguzel, U., Bakkal, M. and Budak, E., Mechanical and thermal modeling of orthogonal turn-milling operation, *Procedia CIRP*, Vol.58 (2017), pp.287-292.
- [27] Kara, M. E. and Budak, E., Optimization of Turn-milling Processes, *Procedia CIRP*, Vol.33 (2015), pp.476-483.
- [28] Karaguzel, U., Olgun, U., Uysal, E., Budak, E. and Bakkal, M., Increasing tool life in machining of difficult-to-cut materials using nonconventional turning processes, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol.77 (2015), pp.1993-2004.
- [29] Comak, A. and Altintas, Y., Mechanics of turn-milling operations, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.121 (2017), pp.2-9.
- [30] Utsumi, K., Shichiri, S. and Sasahara, H., Determining the effect of tool posture on cutting force in a turn milling process using an analytical prediction model, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.150 (2020).
- [31] Zhu, L., Li, H. and Wang, W., Research on rotary surface topography by orthogonal turn-milling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol.69 (2013), pp.2279-2292.
- [32] Kaibu, S., Ikeda, A. and Ihara, Y., Study on Cutting Marks by Turn Mill Process, *Procedia CIRP*, Vol.77 (2018), pp.251-254.
- [33] 村木俊之, 垣野義昭, 村上大介: 複合工作機械によるミルターニング加工に関する研究—切削油剤なしでの高能率丸物加工—, *精密工学会誌*, Vol.69, No.7 (2003), pp.965-969.
- [34] 田中邦茂: ターンミリング加工の適用可能性, *機械と工具*, 2012-10, pp.48-54.
- [35] Zhu, L., Jin, X. and Liu, C., Experimental investigation on 3D chip morphology properties of rotary surface during orthogonal turn-milling of aluminum alloy, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol.84 (2016), pp.1253-1268.
- [36] Peng, F., Liu, Y., Lin, S., Yan, R., Yang, S. and Li, B., An Investigation of Workpiece Temperature in Orthogonal Turn-Milling Compound Machining, *Transactions of the ASME*, Vol.137, No.1 (2015).

- [37] 関谷克彦, 山根八州男, 鳴瀧則彦: Ti-6Al-4V 合金の高速エンドミル加工, 精密工学会誌, Vol.70, No.3 (2004), pp.438-442.
- [38] 関谷克彦, 山根八州男, 鳴瀧則彦: ニッケル基超耐熱合金 Inconel718 の高速エンドミル加工における工具摩耗, 精密工学会誌, Vol.70, No.8 (2004), pp.1086-1090.
- [39] 升田雅博, 野上輝夫, 溝渕啓, 長濱司: 焼入れ合金工具鋼の高速エンドミル加工時の工具寿命と切削温度, 精密工学会誌, Vol.66, No.11 (2000), pp.1745-1749.
- [40] 中山一雄, 井口和文: 構成刃先の研究(第1報), 精密機械, Vol.22, No.253 (1956), pp.104-108.
- [41] 山根八州男, 田中隆太郎, 鳴瀧則彦: BN 添加鋼の被削性, 精密工学会誌, Vol.64, No.9 (1998), pp.1370-1374.
- [42] 新堂正俊, 松田亮, 古木辰也, 廣垣俊樹, 青山栄一: 無線ホルダシステムを用いたエンドミル加工時の工具内部温度の考察, 日本機械学会論文集, Vol.81, No.826 (2015), pp.1-12.
- [43] Fromentin, G., Bierla, A., Minfray, C. and Poulachon, G., An experimental study on the effects of lubrication in form tapping, Tribology International, Vol.43, No.9 (2010), pp.1726-1734.
- [44] Bhowmick, S., Lukitsch, M.J. and Alpas, A.T., Tapping of Al-Si alloys with diamond-like carbon coated tools and minimum quantity lubrication, Journal of Materials Processing Technology, Vol.210, No.15 (2010), pp.2142-2153.
- [45] 武藤学, 森田昇, 吉田嘉太郎: 高硬度金属材料の高速エンドミル加工に関する研究(第1報)ー切削抵抗・工具切れ刃温度同時測定装置の開発ー, 精密工学会誌, Vol.64, No.11 (1998), pp.1674-1678.
- [46] 武藤学, 森田昇, 吉田嘉太郎: 高硬度金属材料の高速エンドミル加工に関する研究(第2報)ー工具形状が切削抵抗, 切れ刃温度および工具損耗に及ぼす影響ー, 精密工学会誌, Vol.65, No.2 (1999), pp.234-239.
- [47] 新堂正俊, 松田亮, 児玉紘幸, 廣垣俊樹, 青山栄一: 赤外線サーモグラフィ画像の解析に基づくエンドミル加工温度の解明, 砥粒加工学会誌, Vol.58, No.7 (2014), pp.457-462.

- [48]松田亮, 新堂正俊, 廣垣俊樹, 青山栄一, 古木辰也: 赤外線サーモグラフィと無線多機能ホルダによる回転工具の加工現象のワイヤレスモニタ, 砥粒加工学会誌, Vol.61, No.1 (2017), pp.34-39.
- [49]相原利雄: 伝熱工学, 裳華房, 2010, pp.179.
- [50]上田隆司, 佐藤昌彦, 杉田忠彰: 工具-加工物接触面温度の測定, 精密工学会誌, Vol.61, No.10 (1995), pp.1448-1452.
- [51]上田隆司, 入山孝宏, 杉田忠彰: レーザ照射部のフラッシュ温度測定-光カプラ型2色温度計の適用-, 精密工学会誌, Vol.61, No.2 (1995), pp.278-282.
- [52]岩部洋育, 山口恒志, 清水啓輔, 中西賢介: 小径ボールエンドミルによる高硬度材の高速加工における工具寿命と仕上げ面粗さに関する研究, 日本機械学会論文集(C編), Vol.69, No.687 (2003), pp.3116-3123.
- [53]岩部洋育, 清水啓輔, 佐々木三宣: 三次元 CAD を活用したボールエンドミルによる切削機構の解析(傾斜面加工における切削面積と評価値による切削特性), 日本機械学会論文集(C編), Vol.72, No.713 (2006), pp.247-254.
- [54]Iwabe, H., Shimizu, K. and Sasaki, M., Analysis of Cutting Mechanism by Ball End Mill Using 3D-CAD (Chip Area by Inclined Surface Machining and Cutting Performance Based on Evaluation value), JSME International Journal Series C, Vol.49, No.1 (2006), pp.28-34.
- [55]岩部洋育, 藤田剛: 三次元 CAD を活用したボールエンドミルおよび楕円エンドミル加工における切削機構の解析と切削特性の評価, 精密工学会誌, Vol.77, No.8 (2011), pp.737-741.
- [56]藤田剛, 岩部洋育: 三次元 CAD を活用したボールエンドミルによる傾斜面加工における切削性能評価に関する研究(切削機構および切削特に基づく高能率・高精度加工法の提案), 日本機械学会論文集(C編), Vol.79, No.800 (2013), pp.1102-1111.
- [57]岩部洋育, 二川真法, 難波剛志, 藤田剛, 菊池恭平: 三次元 CAD を活用したラジアスエンドミルによる切削機構の解析と切削特性に関する研究(等高線加工におけるボールエンドミルによる結果との比較), 日本機械学会論文集(C編), Vol.79, No.801 (2013), pp.1811-1820.
- [58]藤田剛, 岩部洋育: 三次元 CAD を活用したボールエンドミルによる傾斜面の直線加工における切削性能評価に関する研究(送り方向が切削機構に及ぼす影響), 日本機械学会論文集(C編), Vol.80, No.810 (2014), pp.1-13.

- [59]Iwabe, H., Kikuchi, K., Futakawa, M. and Kazama, Y., Study on Cutting Mechanism and Cutting Performance of Inclined Surface Machining with Radius End Mill – Comparison with Cutting Method of Contouring Path and Scanning Path –, Precision Engineering, Vol.81, No.7 (2015), pp.655-660.
- [60]岩部洋育, 菊池恭平, 白井健司: ラジアスエンドミルによる加工面の理論粗さの解析(傾斜面の等高線および走査線加工法における幾何学的解析と検証実験), 日本機械学会論文集(C編), Vol.81, No.832 (2015), pp.1-14.
- [61]辻和孝, 海部隼弥, 井原之敏: ミルターニング加工における加工面模様に関する研究, 2016年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集, pp.693-694.
- [62]海部隼弥, 辻和孝, 井原之敏: ミルターニング加工における切削痕の制御に関する研究, 第24回精密工学会学生会員卒業研究発表講演会論文集, pp.141-142.
- [63]Huda, A. M., 山田啓司, 上田隆司: CBN 工具による高硬度鋼の旋削温度測定, 精密工学会誌, Vol.64, No.11 (1998), pp.1684-1688.
- [64]田中隆太郎, 西本秀人, 田中大輔, 古本達明, 細川晃, 上田隆司: 焼結鋼の旋削加工における工具刃先温度と仕上げ面粗さ, 砥粒加工学会誌, Vol.56, No.12 (2012), pp.819-823.
- [65]上田隆司, 佐藤昌彦, 杉田忠彰: 工具-加工物接触面温度の測定, 精密工学会誌, Vol.61, No.10 (1995), pp.1448-1452.
- [66]Huda, A. M., 山田啓司, 上田隆司: 旋削加工における工具-切りくず接触面温度の測定, 日本機械学会論文集(C編), Vol.65, No.633 (1999), pp.360-367.
- [67]上田隆司, 平井佑樹, 社本英二: セラミック工具を用いた難削材の高速旋削加工における切削温度とその影響に関する実験的研究, 日本機械学会論文集(C編), Vol.83, No.856 (2017), pp.1-10.
- [68]上田隆司, 平井佑樹, 宇土誠一, 社本英二: 次元解析による切削温度の研究(Al_2O_3 工具を用いた旋削における切削条件の影響), 日本機械学会論文集(C編), Vol.85, No.869 (2019), pp.1-14.
- [69]上田隆司, 宇土誠一, 平井佑樹, 社本英二: 次元解析による切削温度の研究(第2報: 被削材・工具の熱物性の影響評価), 日本機械学会論文集(C編), Vol.86, No.887 (2020), pp.1-14.

- [70]佐藤昌彦, 竹田陽一, 上田隆司: 3次元単結晶ダイヤモンドバイトの刃先温度測定, 精密工学会誌, Vol.64, No.7 (1998), pp.1088-1089.
- [71]佐藤昌彦, 上田隆司, 西田昌弘: 単結晶ダイヤモンド二次元切削における工具すくい面温度の測定, 精密工学会誌, Vol.64, No.6 (1998), pp.892-896.
- [72]細川晃, 小澤匡史, 田中隆太郎, 古本達明, 上田隆司: 旋削加工における MQL の効果—ファイバ連結型 2色温度計を用いた工具刃先温度の測定—, 精密工学会誌, Vol.74, No.10 (2008), pp.1080-1085.
- [73]Hosokawa, A., Ueda, T., Onishi, R., Tanaka, R. and Furumoto, T., Turning of difficult-to-machine materials with actively rotary tool, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol.59. No.1 (2010), pp.89-92.
- [74]細川晃, 小田健作, 山田啓司, 上田隆司: 断続切削における工具逃げ面温度—高速エンドミル加工に関する研究(第 1 報)—, 精密工学会誌, Vol.66, No.11 (2000), pp.1786-1791.
- [75]Ueda, T., Hosokawa, A., Oda, K. and Yamada, K., Temperature on Flank Face of Cutting Tool in High Speed Milling, Annals of the CIRP, Vol.50, No.1 (2001), pp.37-40.
- [76]細川晃, 周智鵬, 山田啓司, 上田隆司: 小径ボールエンドミルによる高速ミーリングに関する研究—工具逃げ面における温度分布の測定—, 精密工学会誌, Vol.70, No.12 (2004), pp.1527-1532.
- [77]細川晃, 岡田将人, 北川修介, 田中隆太郎, 上田隆司: cBN 工具によるハードミリング—高速エンドミル加工に関する研究(第 2 報)—, 精密工学会誌, Vol.73, No.2 (2007), pp.226-231.
- [78]田中隆太郎, 山根八州男, 岡田将人, 細川晃, 上田隆司: 高速対応型快削鋼のエンドミル加工—BN 添加鋼切削時の工具摩耗と切削温度—, 精密工学会誌, Vol.73, No.7 (2007), pp.803-807.
- [79]岡田将人, 細川晃, 田中隆太郎, 上田隆司: コーテッド工具のハードミリングにおける切削特性—コーテッド工具のコーティング膜材質と母材の影響—, 精密工学会誌, Vol.75, No.8 (2009), pp.979-983.
- [80]岡田将人, 細川晃, 浅川直紀, 藤田祐介, 上田隆司: 低熱伝導率難削材のエンドミル加工における MQL の工具温度への影響, 日本機械学会論文集(C 編), Vol.78, No.792 (2012), pp.3093-3103.

- [81] Okada, M., Hosokawa, A., Tanaka, R. and Ueda, T., Cutting performance of PVD-coated carbide and CBN tools in hardmilling, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.51, No.2 (2011), pp.127-132.
- [82] 上田隆司, Yassin, A., 古本達明, 細川晃, 田中隆太郎, 阿部諭: 金属粉末光造形複合加工における小径ボールエンドミルの切削性能, 砥粒加工学会誌, Vol.52, No.12 (2008), pp.718-723.
- [83] Yassin, A., Ueda, T., Furumoto, T., Hosokawa, A., Tanaka, R. and Abe, S., Experimental investigation on cutting mechanism of laser sintered material using small ball end mill, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.209 (2009), pp.5680-5689.
- [84] 嶋村公二, 細川晃, 上田隆司, 政誠一: PVD コーティング工具による難削材の高能率・高精度切削(第2報)ーUBMS 法によるフリーカーボン含有 TiCN コーティングエンドミルの膜特性および切削温度ー, 精密工学会誌, Vol.78, No.4 (2012), pp.321-326.
- [85] Hosokawa, A., Shimamura, K. and Ueda, T., Cutting characteristics of PVD-coated tools deposited by Unbalanced Magnetron Sputtering method, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.61, No.1 (2012), pp.95-98.
- [86] Hosokawa, Akira, Hoshino, G., Koyano, T. and Ueda, T., Cutting characteristics of PVD-coated tools deposited by filtered arc deposition (FAD) method, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.67, No.1 (2018), pp.83-86.
- [87] 佐藤昌彦, 上田隆司, 田中久隆: ファイバ連結型熱放射温度計によるバインダレス cBN エンドミル加工温度の測定, 精密工学会誌, Vol.71, No.11 (2005), pp.1437-1441.
- [88] Ueda, T., Sato, M., Hosokawa, A. and Ozawa, M., Development of infrared radiation pyrometer with optical fibersーTwo-color pyrometer with non-contact fiber couplerー, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.57, No.1 (2008), pp.69-72.
- [89] 京セラ株式会社: 難削材加工用ミーリング材種 PR1535 Web カタログ.
- [90] 株式会社森精機製作所: 5 軸マシニングセンタ “NMV5000 DCG” Press Release.
- [91] 日本キスラー株式会社: 4 成分回転式動力計 9170A データシート.
- [92] 中山一雄: 高温切削の基礎的研究 (その 3), 精密機械, Vol.23, No.272 (1957), pp.491-495.

- [93]Boothroyd, G., Temperatures in Orthogonal Metal Cutting, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol.177, No.29 (1963).
- [94]奥島啓式, 垣野義昭: 切削加工における温度解析, 精密機械, Vol.36, No.420 (1970), pp.1-7.
- [95]北川武揚, 前川克廣, 白樫高洋, 臼井英治: 切削工具寿命の解析的予測に関する研究(第4報)―逃げ面摩耗特性の検討―, 精密工学会誌, Vol.53, No.9 (1987), pp.1414-1419.
- [96]臼井英治, 白樫高洋, 北川武揚: 三次元切削温度分布の数値解析, 精密機械, Vol.41, No.491 (1975), pp.1141-1146.
- [97]上田隆司, 細川晃, 山本明: 平面研削における砥粒切れ刃の熱挙動, 精密機械, Vol.51, No.9 (1985), pp.1732-1737.
- [98]Holman, J. P., Heat transfer (10th edition), McGraw-Hill Higher Education, 2010, pp.145.
- [99]庄司正弘: 伝熱工学, 東京大学出版会, 1995.
- [100] 川下研介: 熱伝導論, オーム社, 1966, pp.79-82.
- [101] Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C., Conduction of heat in solids (2nd edition), Oxford University Press, 1986, pp.75.
- [102] 阿子島めぐみ: レーザフラッシュ法による熱拡散率測定, 高温学会誌, Vol.34, No.5 (2008), pp.188-195.
- [103] 西本右子, 市村裕, 寺本芳彦: 熱流束型 DSC による熱容量測定の測定条件と信頼性, 熱測定, Vol.17, No.2 (1990), pp.61-66.
- [104] 株式会社島津製作所: 分析天びん AUX シリーズ AUX220 HP 製品情報.
- [105] 株式会社ミットヨ: マイクロメータ CPM15-25MX Web カタログ.
- [106] Komanduri, R., Some Clarifications on the Mechanics of Chip Formation when Machining Titanium Alloys, Wear, Vol.76, No.1 (1982), pp.15-34.
- [107] 平尾政利, 寺島淳雄, 朱浩允, 白瀬敬一, 安井武司: 高速切削時における切削熱の挙動に関する研究, 精密工学会誌, Vol.64, No.7 (1998), pp.1067-1071.
- [108] 竹山秀彦: 大学講義 切削加工, 丸善, 1998, pp.41.
- [109] 京セラ株式会社: 旋削加工用 MEGACOAT NANO PR1535 Web カタログ.

謝 辞

本研究を遂行するに当たり、終始変わらず懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました金沢大学大学院教授の細川晃先生に心より感謝致します。

本論文の完成に当たり、有益なご教授を賜りました金沢大学大学院教授の浅川直紀先生、金沢大学大学院教授の古本達明先生、金沢大学大学院教授の渡邊千尋先生、金沢大学大学院准教授の小谷野智広先生に深く感謝致します。

本研究の遂行に当たり、有益なご教授を賜りました金沢大学大学院助教の橋本洋平先生に深く感謝致します。

本研究の一部は、公益財団法人 澁谷学術文化スポーツ振興財団 平成 30 年度大学の新技術、研究活動への奨励金を受けて行われており、その助成に対して謝意を表します。

同じく本研究の一部は、一般財団法人 先端加工機械技術振興協会 平成 30 年度研究助成を受けて行われており、その助成に対して謝意を表します。

同じく本研究の一部は、公益財団法人 工作機械技術振興財団 第 39 次試験研究助成 B をを受けて行われており、その助成に対して謝意を表します。

本研究の遂行に当たり、金沢大学大学院生および学部生としてご協力頂きました生産加工システム研究室の皆様に対して感謝致します。

最後に、本研究の遂行に当たり、多くの方々から様々なご指導とご援助、ご激励を賜りましたことに深く感謝致します。