

バニシングプロセスを伴う
ワイパー旋削時特有の再生びびり振動に関する研究

令和2年3月

廣瀬 光典

目次

第1章緒論	1
第1節 研究の背景	1
第1項工作機械の歴史	1
第2項びびり振動の先行研究	1
第3項産業界のニーズ	4
第4項ワイパーインサートの先行研究	6
第2節 研究の目的	8
第3節 本論文の構成	8
第2章バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時特有の再生びびり振動の予測と解析	10
第1節 緒言	10
第2節 切削プロセスのみの旋削における従来の再生びびり振動の解析	10
第1項びびり振動発生メカニズムの検討と解析モデルの構築	10
第2項解析条件, および解析結果	14
第3節 バニシングプロセスを伴うワイパー旋削における再生びびり振動の予測と解析	17
第1項バニシングを伴う切削プロセスと再生効果	17
第2項バニシングプロセスを伴う再生びびり振動の安定性解析	20
第3項解析手法	22
第4節 解析結果	23
第1項解析条件, 及び解析結果	23
第2項工具傾き角の影響	27
第3項送りの影響	29
第4項主軸回転速度の影響	31
第5項切込みの影響	33
第5節 結言	35
第3章バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時特有の再生びびり振動の加工検証	38
第1節 緒言	38
第2節 実験装置・方法とパラメータ同定	38
第1項実験装置・方法	38
第2項比バニシング抵抗の同定	40
第3項比切削抵抗の同定	41
第4項機械ループコンプライアンス, およびモーダルパラメータの同定	45
第5項剰余コンプライアンスの同定	47
第6項弾性回復量の同定	49
第3節 加工検証	50

第1項工具傾き角の影響検証.....	50
第2項送りの影響検証.....	59
第4節 結言.....	63
第4章ワイパーインサートのワイパー部切れ刃形状設計例.....	66
第1節 緒言.....	66
第2節 ワイパー形状.....	66
第3節 安定性解析, および解析結果.....	67
第4節 結言.....	71
第5章結論.....	73
参考文献.....	77
研究業績.....	79
謝辞.....	80

第 1 章 緒論

第 1 節 研究の背景

第 1 項 工作機械の歴史

工作機械の中でも旋盤は軸や穴を精度よく，かつ低コストで作るために古くから用いられている．今日でも自動車やその他産業機械の構成部品の製作に使われ，豊かな社会の実現の一役を担っている．中でも自動車産業は各国の基幹産業として重要な位置を占めており，旋盤を用いた加工によってトランスミッションギア，ディファレンシャルギア，コンプレッサー，その他多くの部品が製作されている．これらの旋削が低コストで実現できることで，自動車の価格も低く抑えられ購入者である我々は恩恵を受けている．この旋盤の発展・進化は産業の発展・進化と共に歩んできた．産業用としての旋盤の始まりは陶器の製作で使用する ろくろ の原理を応用したものとされている [1]．その後，開発された金属加工用旋盤は 19 世紀にアメリカで兵器の生産に使われて大きく発展した．近年になると数値制御 (Numerical Control) 装置が開発されたことによって NC 旋盤が登場した．これによって，更なる使い勝手の向上，生産性の向上が図られた．一方で加工に目を向けて見ると，切削工具は工具鋼から合金鋼，高速度工具鋼，超硬工具鋼，セラミクス，サーメット，CBN に至るまで新たな材料の開発と共に発展・進化してきた．同時にコーティングの開発により母材の特性より高機能的な特性を実現できるようになった．以上のように旋盤は機械本体に加えて切削工具の発展により飛躍的に生産性が向上してきた．しかしながら，切削のプロセスについては回転する被削材に工具を押し当てて所望の径になるように被削材を削り取る，という物理的な現象は変わらない．製品の製造において切削プロセスは常に安定な状態であることが重要で，プロセスの安定は製品品質の安定に繋がる．切削プロセスが不安定となったときの状態は一般的にびびり振動と言われる．びびり振動が発生するとびびり痕が被削材の加工面に残り加工面品質が悪化する．さらにはびびり振動の成長によって過大な切削力を生じると切削工具の欠損や機械の破損に至り，生産が続けられないという問題が起こる．したがって，びびり振動のメカニズムを理解し，その抑制方法を検討することは学術的だけではなく，産業としても重要である．

第 2 項 びびり振動の先行研究

びびり振動は強制振動によるものと自励振動によるものに大きく区別できる．強制振動によるびびり振動の例としてキー溝の付いた被削材を切削する際の断続加工が挙げられる．切削力はキー溝の部分に入るときに刃先が被削材から離れることで 0 になり，再び被削材に当たるところまで回転すると切削力が衝撃力として生じる．この切削力の繰返し変動が機械の振動特性を通して強制振動となり被削材の加工面にびびり痕を残す．この現象は力加振による強制びびり振動と呼ばれる．他には周期的な切くず生成時の切

削力変動や、主軸の不釣り合いによる回転振動などで強制振動が生じる。強制びびり振動は加振源となる現象を抑制することができれば無くすることができる。言い換えれば、加振源を抑制できなければ無くならない。例えばキー溝加工時の強制びびり振動は一般的には無くすることはできない。しかし、機械の振動特性を改善して強制振動を小さくすることが可能である。一方で、自励振動によるびびり振動は被削材の剛性が弱い場合や機械の剛性が弱い場合に起こり易い。初めは一定の切削力であっても機械の振動特性を通して振動変位が生じ、これが切込み等の変動としてフィードバックして切削力の変動を引き起こすような切削プロセスの中に閉ループが存在するときに起こる現象である。自励びびり振動は小さなきっかけからでも非常に大きく発達し得るが条件によっては発達しない、すなわち抑制することも可能である。旋削における自励びびり振動の再生型については **Thusty** [2], **Tobias** [3], および **Merrit** [4]らによって2次元切削に関してメカニズムが明らかにされた。また、2自由度以上のモードカップリング型については **Thusty** [5] [6]がこれまでにメカニズムについて報告している。

旋削加工における再生型のびびり振動は **Fig. 1.1.** に示される様に、過去の振動が加工面起伏として残り、この起伏と現在の振動の差が切取り厚さ変動となる。その結果、切削力の変動が生じ、これが切削プロセスの中でフィードバックループとなり現在の加工に影響を及ぼす。ここでループのゲインが大きいと発生した振動は成長してびびり振動となる。この様に切削プロセスでは過去の振動が再生効果として現在の加工に現れる。このびびり振動を抑制する手段の一つとして現在と過去の振動の位相差に着目した方法を挙げることができる。現在と過去の振動の位相差が無ければ切取り厚さ変動が生じないため切削力の変動も生じない。この条件を満たす主軸回転速度を選択することでびびり振動を抑制することができる。この応用として主軸回転速度を変動させてびびり振動を抑制する手法が提案されている。**Takemura** ら [7]は切削プロセスから機械構造振動系に流入するエネルギーと、機械構造内で消散されるエネルギーのバランスに注目し、機械構造内で消散されるエネルギーの方が大きくなるように主軸回転速度を変動させることでびびり振動を低減する方法を提案している。**Inamura** ら [8]は主軸回転速度変動の安定性解析手法について提案し、解析結果と実験結果の比較を行った。そこでは主軸回転速度の変動周期はびびり振動抑制に影響しないと報告しているが、**Sexton** ら [9]は同様に安定性解析を行い、その間違いを指摘した。さらに、主軸回転速度変動は安定性を常に向上させるのではなく主軸回転速度が一定の場合よりも不安定になることがあることを示した。その後、主軸回転速度変動は安定性解析手法の研究と共に盛んに行われてきた。

安定性解析の手法としては周波数領域で問題を解く方法と、時間領域で問題を解く方法の2つが挙げられる。周波数領域で安定性を議論する場合には安定限界を示す限界切削幅を指標とする方法が **Thusty** ら [2]によって報告されている。同様に周波数領域で安定度合いを示すゲインマージンを指標とする方法が **Shamoto** ら [10]によって開発された。一方で、時間領域で安定性を議論する場合には微小時間ステップにおける切取り厚さの

変動から力の変動を求めて、対象とする周波数の運動方程式を解いて振動変位を求める。その振動変位によって次の時間ステップにおける切取り厚さの変動を求めるといった繰り返し計算を行い、振動変位が成長するの減衰するのかを調べる方法が **Thusty** ら [5]によって開発されてきた。これら、安定性解析によってびびり振動の予測が可能となり、産業界への広がりを見せてきた。一方、主軸回転速度変動の安定性解析手法の研究についていくつかの報告がある。主軸回転速度変動を適用した切削プロセスの運動方程式は遅延微分方程式 (DDEs: Delay-Differential Equations) で表現でき、これを解く手法として **Inspurger** ら [11]は時間領域における半離散化法 (Semidiscretization method) を提案した。**Otto** ら [12]はより実用化を目指して主軸回転速度変動のパラメータと安定性の関係について報告している。**Albertelli** ら [13]は実際に主軸回転速度変動を適用する時に制約となる、主軸モータの加減速による熱過負荷を考慮した安定性について報告している。これら研究の成果によって主軸回転速度変動は実用化され、現在びびり振動抑制の一手段として活用されている。

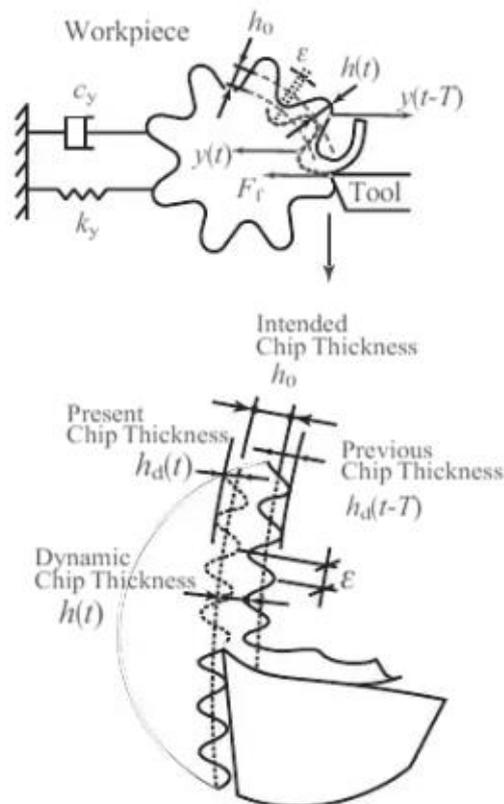


Fig. 1.1. Plunge turning process with regenerative chatter [14].

もう一つの形態である、**Thusty** が指摘しているモードカップリング型のびびり振動は、2自由度以上の振動系で構成された系における加工時に、その振動の楕円軌跡による悪循環

環で成長し得ることが報告されている一方で、定量的な議論はなく、このびびり振動のメカニズムは明らかになっていない [6]. 最近の研究において、切削プロセスの自励振動現象の一つである再生効果に加えて、仕上げ面を生成するプロセスにおける逃げ面干渉領域の変動、すくい角の変動、および Tlusty が指摘しているモードカップリングの定量的な影響を分析し、それらを統合的に考慮した安定限界解析モデルが Hayasaka ら [15]によって提案された. この内の逃げ面干渉領域の変動に関しては、今まで個別で扱われてきた摩擦びびりの現象やプロセスダンピング現象を統一的に表現している. この研究によって様々な自励振動現象によって発生するびびりの統合的な考慮が可能になり、びびり振動抑制の研究に繋がる大きな進展が見られた.

また、旋削だけではなくエンドミル加工におけるびびり振動の研究も多くがされてきた. エンドミル加工が旋削加工と異なる点として工具回転によって切削力の方向も回転すること、断続切削であること、および複数の切れ刃が同時に関与することが挙げられる. このためプロセスのメカニズムを理解することは容易では無いと考えられてきたが、近年単純なモデルが開発されたことにより進展した [14] [16].

第3項 産業界のニーズ

再び自動車産業に目を向けると、自動車メーカーは系列部品メーカーからのみ調達するというこれまでのサプライチェーンから、世界中の部品メーカーからの最適調達へと変わってきている. Fig. 1.2. は自動車の海外現地生産の推移を表す図である. 自動車メーカーは完成自動車を輸出するよりも、現地で生産する形態に徐々に変わってきている. このため、国内の部品メーカーは激しい国際競争の中で利益を確保していかなければならない状況となっている.

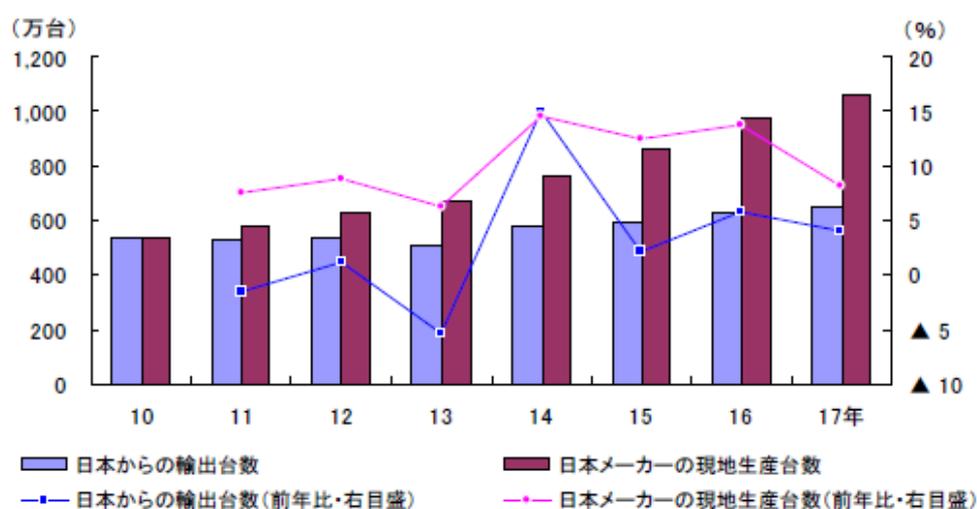


Fig. 1.2. 自動車（完成車）の海外現地生産と輸出台数の推移 [17]

この様な環境の中、部品製作において利益を増大させるには生産性向上が重要となっている。生産性を表現する指標の一つとして稼働率がある。この稼働率には部品製作のラインが止まらずに流れている時間が重要となるが、この時間は加工時間と非加工時間に分解できる。非加工時間にはワーク着脱時間、部品搬送時間などが含まれる。生産性向上を目指し、非加工時間の短縮のためには高速搬送装置の使用やワーク着脱時間の短縮などが行われている。一方、加工時間の短縮のためには、切込み量を増やしてパスを減らして送り速度や切削速度といった加工条件を上げることが一般的である。今日の自動車部品においては取り代を最小限にすることで材料費を極限まで詰めているため切込み量を増やす要望は少ない。加工条件を上げることは製品品質が関係するため容易には変えられない。切削速度を増す場合、工具寿命は急激に悪化するが、送り速度を増す場合、切削速度を増す場合に比べて工具寿命への悪影響は小さいが、面粗度が劣化することが問題である。この問題を解決する一手段としてワイパーインサートがある。ここで、従来のインサートは Fig. 1.3.(a), および(b)に示すようにノーズ部のみの切れ刃を持つ。旋削の場合の理論面粗度 Ry はノーズ半径 r と送り f によって幾何学的に決まる。これは近似式として $Ry \sim f^2/8r$ として一般的に知られている。したがって、ノーズ部半径が大きいほど、仕上げ面の粗度を向上する。一方、Fig. 1.3.(c)に示すワイパーインサートでは小さな半径を有するノーズ部切れ刃と、それに続いて大きな半径を有するワイパー部切れ刃の形状のものがある。主にノーズ部では切削を行い、ワイパー部では仕上げ面の粗度を向上する。また、Fig. 1.3.(d)に示すようにワイパー部切れ刃がストレート形状の場合も同様の粗度向上の機能を有する。これによって、高い送り速度でも通常のノーズ半径を有する工具と同じ面粗度が得られる高能率加工が可能である。また、同じ送り速度とした場合は能率を落とさずに従来工具よりも粗度の小さい仕上げ面を得ることができる。この様にワイパーインサートは仕上げ面の粗度を向上するワイパー部切れ刃を持つインサートの事を指す。本研究ではこの粗度を向上する部分を押しならし領域 (Burnishing region) と呼ぶ。このワイパーインサートを用いることにより、同じ理論面粗度となる送り速度は、Fig. 1.3.(a)に示す従来のノーズ部のみの工具に比べて例えば5倍となる。

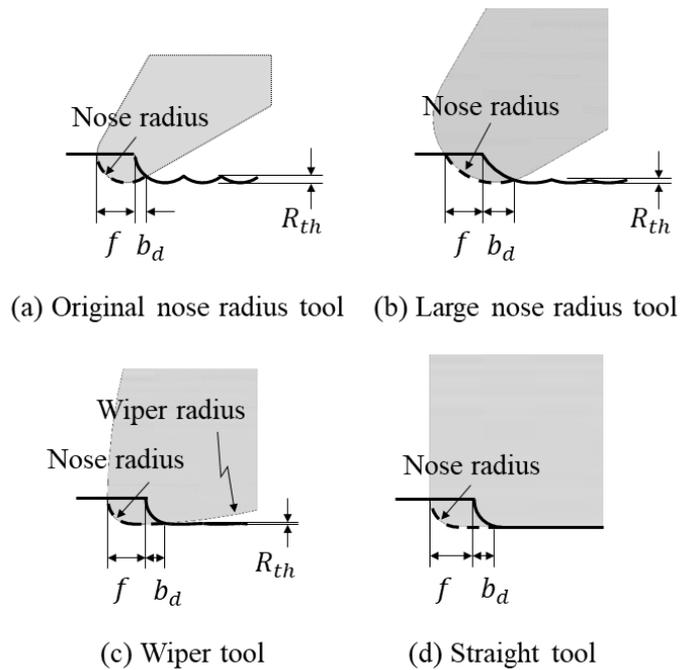


Fig. 1.3. Cutting process with various tools.

第4項 ワイパーインサートの先行研究

ワイパーインサートは焼入れ鋼の加工効率改善を目的として Sandvik 社によって 2005 年頃に開発された [18]. このインサートは産業界が先行して実用化し、その後、学術的な研究が行われた. Elbah ら [19]は機械構造用クロムモリブデン鋼 (ANSI 4140) を 60HRC 程度の高硬度に焼入れした被削材の加工における面粗度についてワイパーインサートと従来のインサートとの比較の実験結果を報告している. 加工条件の送り速度, 切削速度, および切込みと面粗度の関係から最適な条件について示している. D'Addona ら [20]は油硬化工具鋼 (ANSI O1) を 55HRC 程度の高硬度に焼入れした被削材を対象として加工条件と面粗度の関係を実験的に示し, 切削速度, 送り速度, 切削時間, 平均切削力, 切削動力, および比切削抵抗を入力として面粗度と工具摩耗を予測する neural network モデルを提案している. ワイパーインサートのワイパー部切れ刃形状に注目した研究としては Schubert ら [21]が従来のノーズ部を持つインサート, ワイパー部が直線切れ刃形状を持つインサート, およびワイパー部が大きなワイパー半径を持つインサートの 3 種類について実験的に面粗度との関係を示している. 以上の様にこれまでのワイパーインサートの研究は面粗度への影響に着目し, 加工条件の提示やワイパー部切れ刃形状との関係を示す内容が主である.

一方で, ワイパーインサートを用いた産業界における旋削加工においては, びびり振動がたびたび発生することがある. このワイパーインサートの利用が多い高硬度鋼の仕上げ加工では工具寿命の観点から切削速度を上げられない. さらに粗度の小さい仕上げ面

を得るために送り速度を落とさないといけないため生産性が非常に悪い。そこで高送り
と面粗度向上の両立を実現するためにワイパーインサートが用いられることが多い。ワ
イパーインサートでは、ノーズ部の半径を小さくすることで一回転前の振動が現在の切
削断面積を変動する再生効果を抑制するため、切削領域だけを考えれば従来のノーズ部
のみのインサートと同程度の安定性を有すると考えられる。ワイパーインサートを用い
て行った予備実験では、クロム鋼 (ISO 20Cr4) を 60HRC 程度の高硬度に焼入れした被削
材を市販の CBN ワイパーインサートを用いて内径旋削を行った。このとき、びびり振動
が発生し、被削材表面には Fig. 1.4. に示す左上がりのびびり痕が見られた。切削速度を
100 m/min 程度まで下げていくとびびり振動が治まることがわかった。これはプロセスダ
ンピングが生じていると考える。これらの特徴は再生びびりと同じであり摩擦型びびり
ではないと考える。また、Fig. 1.3.(d)に示すようにワイパーインサートの大きな曲率半
径を単純な直線のワイパー部でモデル化したインサートを用いて行った予備実験では、
炭素鋼 (ISO C45) の外径旋削を行った。このとき、Fig. 1.5. に示す左上がりのびびり痕
が見られた。どちらの加工においても、従来の理論に基づいて安定の条件で加工してもび
びり振動が発生することが分かった。

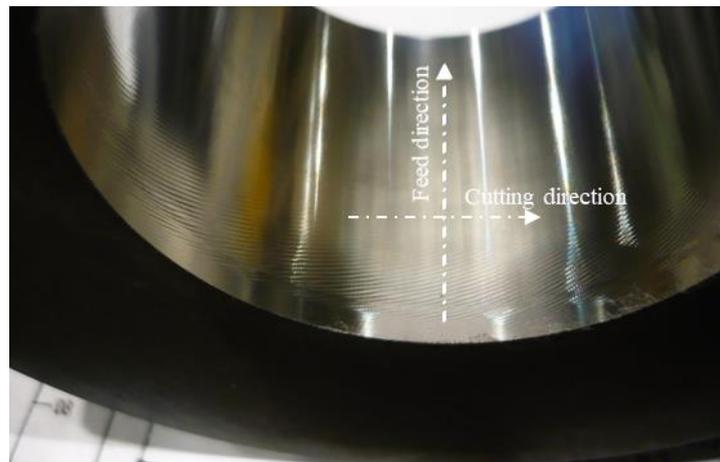


Fig. 1.4. Chatter vibration marks on workpiece
(Cutting conditions) Nose radius: 0.8 mm, Rake angle: 0 deg,
Relief angle: 0 deg, Feed rate: 0.1 mm/rev, Spindle speed: 1400 min⁻¹,
Depth of cut: 0.1 mm (in radius)
(Workpiece specification) 20Cr4 (ISO), Hardened steel (HRC 58 - 62)

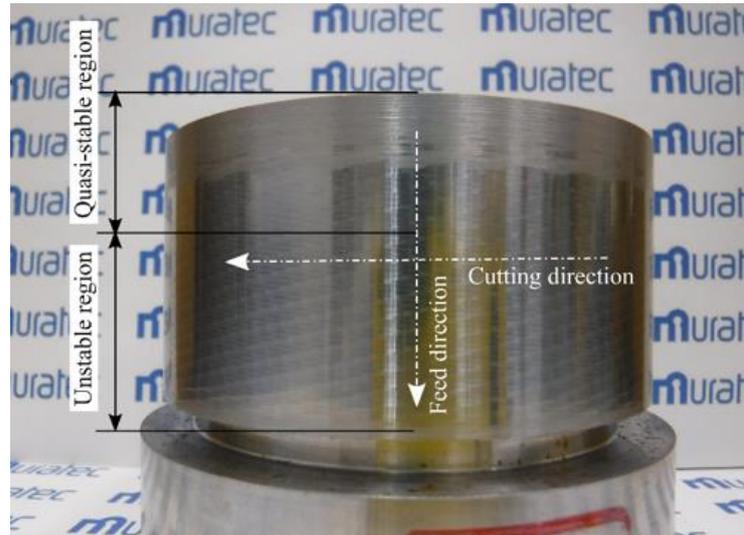


Fig. 1.5. Chatter vibration marks on workpiece
 (Cutting conditions) Nose radius: 0.8 mm, Rake angle: 7 deg,
 Relief angle: 7 deg, Feed rate: 0.5 mm/rev, Spindle speed: 664.2 min⁻¹,
 Depth of cut: 0.2 mm (in radius)
 (Workpiece specification) C45 (ISO)

第2節 研究の目的

前節で示すように再生型のびびり振動のメカニズムは従来の研究で明らかになっているが、ワイパーインサートを用いた加工では Fig. 1.4. および Fig. 1.5. で示す様に従来の理論で安定の条件で加工してもびびり振動が発生することがある。このびびり振動の発生メカニズムや特徴はこれまでに明らかになっていない。このメカニズムを解明することで、その回避や抑制法の開発などに発展すれば学術的な寄与のみならず、ワイパーインサートの更なる普及による大幅な生産性向上が期待される。そこで本研究では、ワイパー一部で粗度を向上することを目的としたワイパーインサートによる高能率加工時のびびり振動についてその発生メカニズムの解明と安定限界の予測を実現することを目的とし、解析モデルを構築し安定限界の予測を行い、構築したモデルの妥当性を実加工で検証する。また、構築したモデルを応用することで理論面粗度とびびり振動安定性の両方を考慮したワイパーインサートのワイパー部切れ刃形状の設計が可能となる事を示す。

第3節 本論文の構成

本論文は全5章で構成される。

第1章は「緒言」として、研究の背景、関連する先行研究、産業界のニーズ、本研究の目的について述べる。

第2章では初めに「切削プロセスのみの旋削における従来の再生びびり振動の解析」と

して従来の再生びり振動の解析モデルの構築方法について示す。ここで、再生びり振動の解析に関連するプロセス、変数、およびメカニズムについて理解を深める。次に「バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時特有の再生びり振動の予測と解析」として、解析モデルを構築しびり振動の特徴を分析する。まず、ワイパー部が直線である単純なワイパーインサートによるプロセスの定義を行い、解析モデルの構築と安定性解析を行う。安定性解析では加工条件を変数とし、その影響を調べることで実用上有益な結果を得る。

第3章では「バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時特有の再生びり振動の加工検証」として、解析モデルの妥当性を実験的に検証する。まず、安定性解析に必要な各種パラメータの同定を行う。工具傾き角を変えた加工と送り速度を変えた加工を行い、びり振動の有無を確認する。一方で、同定したパラメータを用いて前章で構築したモデルにより安定性解析を行い、加工の結果と比較する。

第4章では「ワイパーインサートのワイパー部切れ刃形状設計例」として、具体的な形状について第3章までで構築した安定性解析モデルを用いて安定性、および理論面粗度について解析を行う。送り速度に対する安定性と理論面粗度の変化について示し、設計段階で様々なワイパー部切れ刃形状のびり振動安定性を予測できることを示す。

第5章では「結論」として、本研究の成果をまとめる。

第2章 バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時 特有の再生びびり振動の予測と解析

第1節 緒言

ワイパーインサートという名称で新しい工具が世の中に出だしたのは2005年頃からである [18]。ワイパーインサートは主に切削を行うノーズ部と仕上げ面の粗度を向上するワイパー部で構成される。これによって、高い送り速度でも通常のノーズ半径を有する工具と同じ面粗度が得られる高能率加工が可能である。また、同じ送り速度とした場合は能率を落とさずに従来工具よりも粗度の小さい仕上げ面を得ることができる。一方でワイパーインサートの使用には2つの弊害によって大きく普及していない。一つはワイパー形状と被削材の所望の精度を実現するための工具セッティングが容易ではないことである。例えば、ワイパー形状がストレートの場合、ワイパー部の切れ刃稜線は被削材と平行にセッティングしなければならない。この調整時間を短縮するためにワイパー形状を大きなノーズ半径とする工具が開発されている。この工具を用いればセッティングは容易となる。しかしながら、ワイパー部による粗度の向上はワイパー部が直線である単純なワイパーインサートに比べ悪いことは容易に想像できる。もう一つは、しばしばびびり振動が発生することである。このびびり振動は従来の理論に基づいて安定の条件で加工しても発生することが分かっている。これは、従来工具とワイパーインサートの相違点であるワイパー部でのバニシングプロセスがびびり振動に影響していると推測する。本章では初めに突っ切り加工時の再生びびり振動について解析モデルの構築と安定性解析例を示す。突っ切り加工は2次元切削であるため、再生びびり振動のメカニズムを理解し易い。ここに、登場する変数の理解と解析結果から見えてくる従来の再生びびり振動の特徴を示すことで、バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時の再生びびり振動の理解につなげる。次に本章の目的である、バニシングプロセスを考慮した安定性モデルを提案し、その安定限界を求める解析の構築を行う。構築したモデルを用いて加工条件をパラメータとした解析を行い、このびびり振動の特徴を調べる。

第2節 切削プロセスのみの旋削における従来の再生びびり振動の解析

第1項 びびり振動発生メカニズムの検討と解析モデルの構築

突っ切り加工の模式図を Fig. 2.1.に示す。被削材の長手方向、すなわち主軸の回転軸の方向を z 軸、それに直角の方向を x 軸とする。突っ切り加工では切削方向に振動が発生しても切削力は変化しないため送り方向(x)のみを考える。切削幅 b_r 、および送り f によって切削断面積が決まる。切削と同時に刃先の丸みによってバニシングが発生しているが、この力はほぼ一定とみなせると考える。この力は一般的にエッジフォースと呼ば

れ、静的な力であるため自励振動には影響しない。したがって解析モデルでは考慮しない。

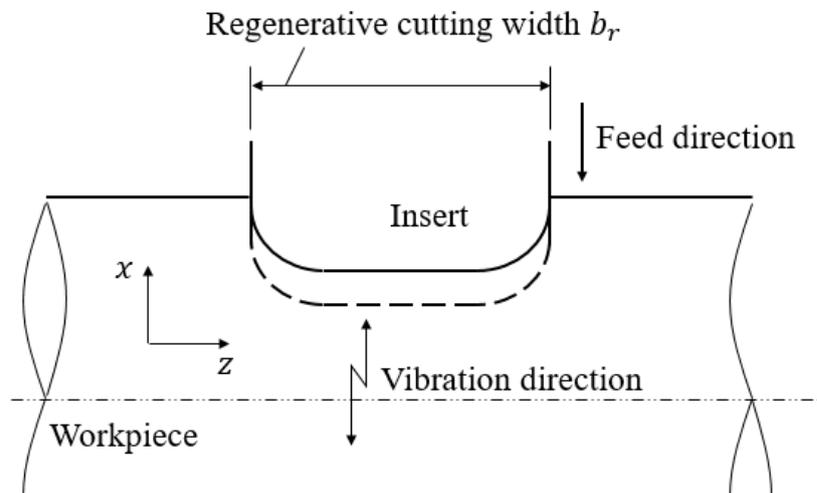


Fig. 2.1. Cutting process in ordinary-turning operation.

まず初めに切削領域の振動状態を表す模式図 Fig. 2.2. を用いて切削プロセスの再生効果について説明する。切削方向は y 軸方向に、切込み方向は x 軸方向に取る。ここで、 $x(t)$ は現在の切込み方向の振動変位（以降、現在の振動と呼ぶ）、 T は回転周期、 $x(t - T)$ は 1 回転前の切込み方向の振動変位（以降、過去の振動と呼ぶ）、および d_c を切取り厚さとする。過去の振動は加工面起伏として残り、この起伏と現在の振動の差が切取り厚さ変動 $h_c(t)$ となる。その結果、切削力の変動が生じる。これが切削プロセスの中でフィードバックループとなり現在の加工に影響を及ぼす。この様に切削プロセスでは過去の振動が再生効果として現在の加工に現れる。ここで、旋削の場合は現在の振動が全て再生効果として影響しないことを留意されたい。

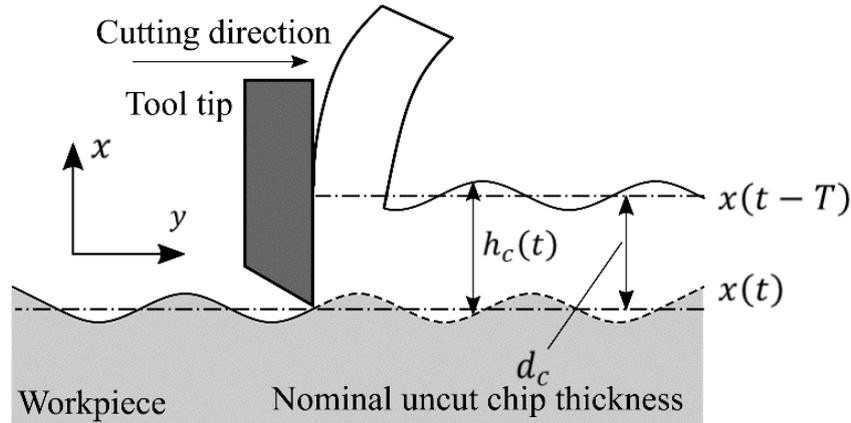


Fig. 2.2. Dynamic uncut chip thickness $h_c(t)$ with regenerative effect.

この切削プロセスをブロック線図で表すと Fig. 2.3. のように示される. 現在の振動 $x(s)$ が切削断面積変動としてフィードバックする. ここで Fig. 2.1. に示すように切削断面積変動は現在の振動 $x(s)$ と切削幅 b_r , および過去の振動 $e^{-Ts}x(s)$ と切削幅 b_r によって求まる.

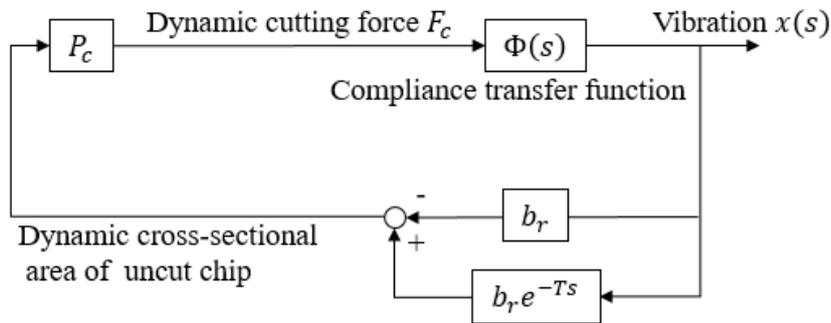


Fig. 2.3. Block diagram of ordinary regenerative chatter.

切削力変動 F_c は次に示すように比切削抵抗 P_c と切削断面積変動の積で得られる. ここで T は主軸回転速度 N_s を用いて $T = 60/N_s$ で表される.

$$F_c(s) = P_c b_r (e^{-Ts} - 1)x(s) \quad (1)$$

切削力の変動によって構造体は振動し, 振動変位 $x(s)$ が生じる. この変位は機械のコンプライアンスを通して得られる.

$$x(s) = \Phi(s)F_c(s) \quad (2)$$

式(1)と式(2)から次が得られる.

$$x(s) = \Phi(s)P_c b_r (e^{-Ts} - 1)x(s) \quad (3)$$

ここで右辺の $x(s)$ は現在の振動であり, 左辺の $x(s)$ は閉ループを通ったのちの振動である. 現在の振動と過去の振動が等しいとき安定限界である. したがって, 虚数を j , 角周波数を ω として Laplace 演算子 s を $j\omega$ で置き換えることができる. 右辺の $x(s)$ の前の係数はシステムの一巡伝達関数であり1のとき臨界状態である. 本研究ではシステムの安定性を評価する指標として次の式で与えられるゲインマージン g_m を用いる [10].

$$g_m = \frac{1}{\Phi(j\omega)P_c b_r (e^{-Tj\omega} - 1)} \quad (4)$$

この指標は複素数で表され複素平面上のどこでも議論することができるが, 便宜上, 実軸上で議論する. したがって, フィードバックループの安定性を判定するには実軸上の値, すなわち虚部が 0 のときの実部の値にを評価すればよい. ゲインマージンが 1 のとき臨界状態となる. 1 より大きいときシステムは安定であり, 1 より小さいときシステムは不安定である. この指標は値が大きいほど安定性が高いことを表している. したがって, ゲインマージンは次のようにも考えることができる. コンプライアンス $\Phi(j\omega)$ がゲインマージン g_m によって拡大したときシステムは臨界状態に近づく.

安定性解析のフローチャートを Fig. 2.4. に示す. 初めに入力条件として加工条件となる主軸回転速度と加工のプロセスの条件となる比切削抵抗, および機械の条件となるループコンプライアンスのモーダルパラメータを定義する. 次にゲインマージンを計算し, $\omega = 0 \sim \infty$ までのベクトル軌跡で式(4)の虚数が 0 となる所を探索する. 求めた解の中で最小の値がシステムのゲインマージンとなる.

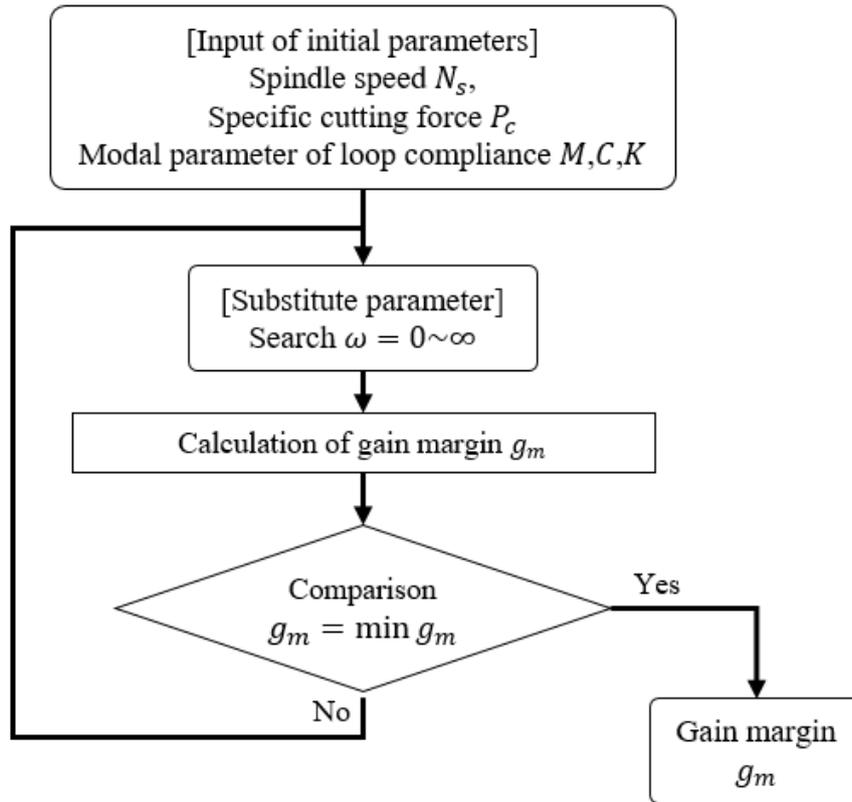


Fig. 2.4. Flow chart of ordinary regenerative chatter stability analysis.

第2項 解析条件, および解析結果

ここでは安定性解析例として具体的にゲインマージンを求めて再生びり振動の安定性について理解する. 初めに, 切削幅 b_r を $1 \text{ mm} \sim 30 \text{ mm}$ まで変化させたときのゲインマージン g_m を求める. 次に, 主軸回転速度 N_s を $500 \text{ min}^{-1} \sim 40000 \text{ min}^{-1}$ まで変化させたときのゲインマージン g_m を求める. 解析で用いるパラメータ, および解析の条件を Table 2.1. に示す. この値は第3章で実験的に求めたループコンプライアンス Φ のモーダルパラメータ, および比切削抵抗 P_c である.

Table 2.1. Analytical conditions

Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6
Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Regenerative cutting width b_r [mm]	1 ~ 30

切削幅 b_r を変化させた解析結果を Fig. 2.5. に示す. 横軸は切削幅, 縦軸はゲインマージンをプロットしている. ゲインマージンが 1, すなわち安定限界となる切削幅は 16mm である. また, それ以下の切削幅では安定となり, ゲインマージンの大きさから安定の度合いを読み取ることができる.

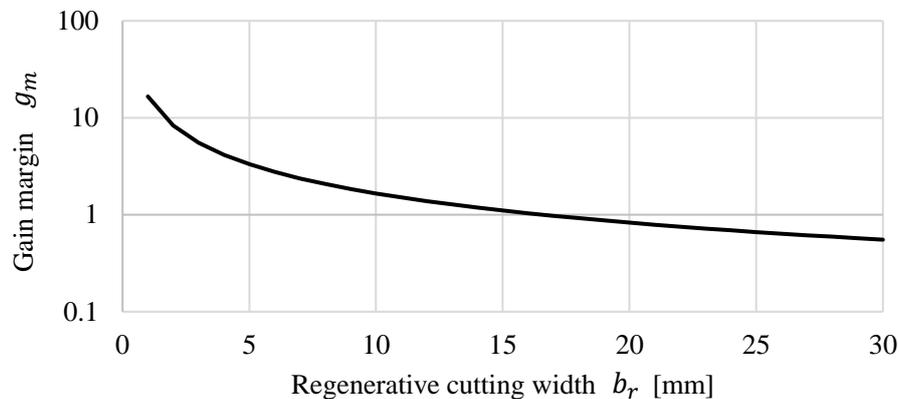
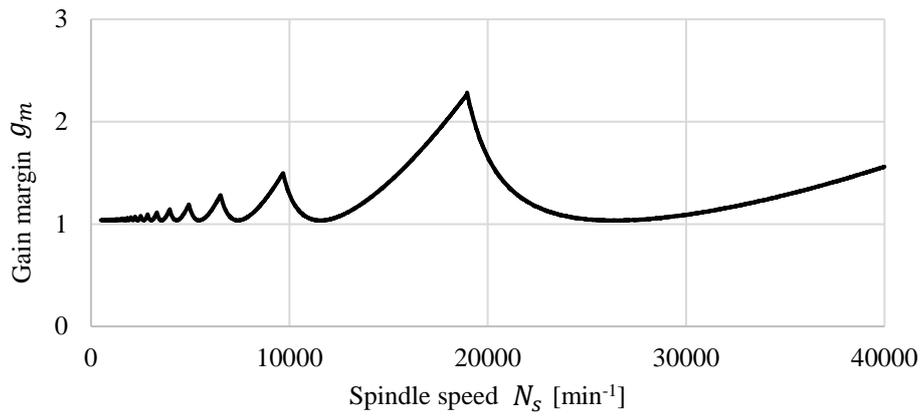
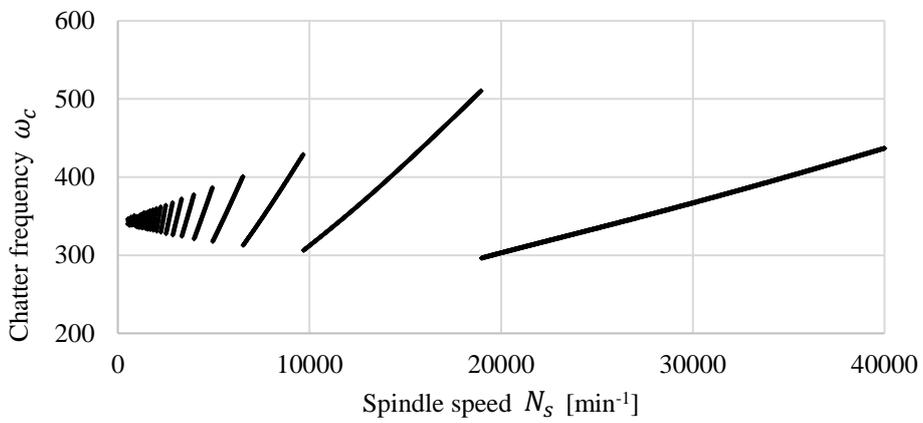


Fig. 2.5. Influence of regenerative cutting width with ordinary regenerative chatter

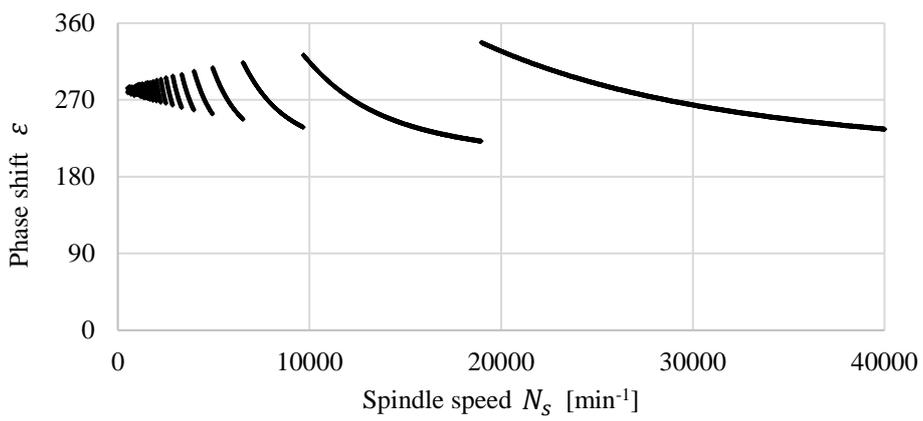
主軸回転速度 N_s を変化させた解析結果を Fig. 2.6. に示す. 横軸を主軸回転速度とし, 縦軸は(a), (b), (c), それぞれゲインマージン, びびり周波数, 位相遅れをプロットしている. (a)より主軸回転速度の変化でゲインマージンにローブが現れ, 安定なスポットが拡大していることが分かる. また, (b)よりびびり周波数はゲインマージンのローブの変化に沿って 300 Hz ~ 500 Hz の範囲で変化していることが分かる. (c)の位相遅れはこれまで明らかになっているメカニズムで示されるように 270 deg に近い値となっていることが分かる. またその変化の幅は最大 116 deg で大きい. ここで位相遅れが 270 deg に近い値になることを示す. 1 回転前の切削力変動の方向と現在の切削力変動の方向は同じでなければびびり振動が成長する可能性がない. この条件が成り立つのは位相遅れが 180 deg ~ 360 deg の範囲内である. このとき, 180 deg ~ 270 deg の範囲は力の入力に対して振動変位は小さいが, 切取り厚さ変動は大きい. 一方で 270 deg ~ 360 deg の範囲は力の入力に対して振動変位は大きい, 切取り厚さ変動は小さくなる. したがって, これらの両方を加味して最悪の状態が決まり, それが 270 deg 近辺である. これらの結果は切削プロセスのみを考慮した従来の再生びびり振動の特徴である.



(a) Gain margin G_m



(b) Chatter frequency



(c) Phase shift

Fig. 2.6. Influence of spindle speed with ordinary regenerative chatter

第3節 バニシングプロセスを伴うワイパー旋削における再生びり振動の予測と解析

第1項 バニシングを伴う切削プロセスと再生効果

次にバニシングを伴う切削プロセスについて示す。切削加工の模式図を Fig. 2.7 に示す。被削材は主軸に取付けている爪で把持されている。インサートを備えたツールホルダはサドル上のタレットに設置されている。主軸とサドルは共にベースの上に設置されている。インサートは-Z軸方向に動作することで被削材を切削、およびバニシングを行う。

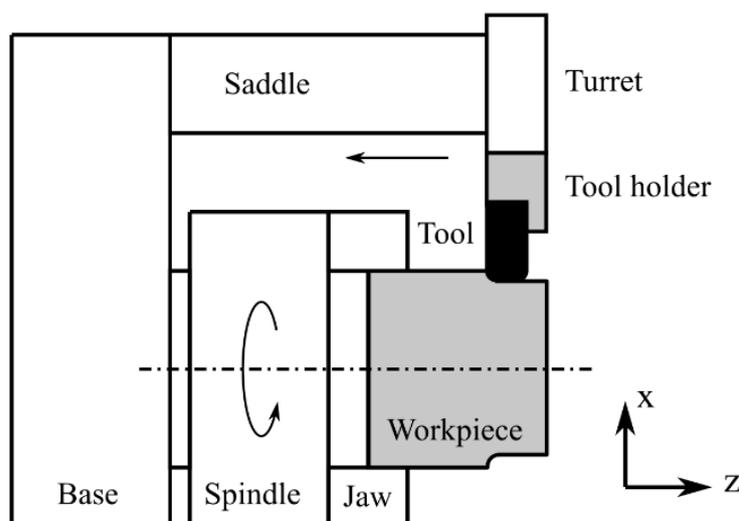


Fig. 2.7. Schematic illustration of the cutting system.

ノーズ部と直線部切れ刃部を持つ単純形状のワイパーインサートの切削加工の模式図を Fig. 2.8 に示す。本研究では切削幅、およびバニシング領域幅は切込み方向(x)に大きな幅を持つため解析ではその方向のみを考える。これは送り方向や切削方向に振動が発生しても切削力、およびバニシング力は変化しないことを意味する。ここでは、インサートの送り方向と幅が b_s で定義される直線切れ刃部が平行である場合を考える。前章で定義した切削領域におけるノーズ部、および直線切れ刃部では被削材を切削していることに注意されたい。被削材は残る直線切れ刃部でバニシングされるが、この領域をここではバニシング領域と呼ぶこととする。バニシング領域では被削材は切削されないことに注意されたい。切削領域におけるバニシングは前章と同様にほぼ一定の力とみなせると考える。この静的な力は自励振動には影響しないため以降の解析モデルでは考慮しない。バニシング力によって被削材は変形するが、この弾性変形はバニシング領域の後端で力が解放されると回復する。この弾性回復量（静的なバニシング深さ）を d_b で示す。

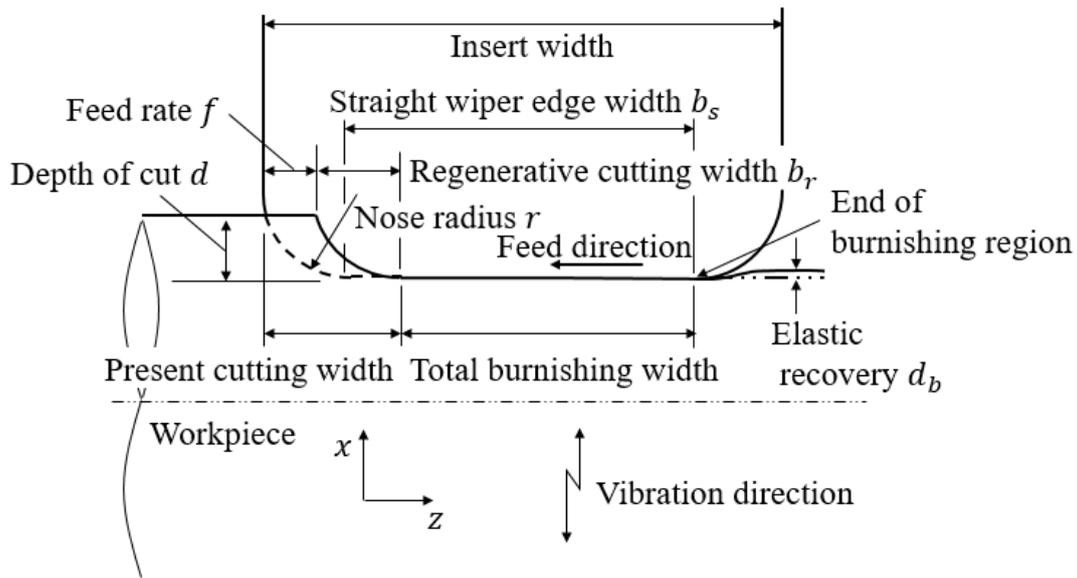


Fig. 2.8. Cutting and burnishing process in wiper-turning operation.

次にバニシング領域の振動状態を表す模式図 Fig. 2.9 を用いてバニシングプロセスの再生効果について説明する。ここでは、びびり振動が成長し始めるか否かの安定性を議論するため極微小の弾性変形を前提とする。したがって、切削プロセスにおけるバニシングによって表面が塑性変形したことにより、バニシングプロセスにおける変形は弾性であると仮定する。バニシング力変動は動的なバニシング深さ $h_{bi}(t)$ の増加に伴い線形に増加する。 i はバニシング領域幅に沿って切削領域から数えて i 番目を表す整数である。動的なバニシング深さ $h_{bi}(t)$ は現在の振動と i 回転前の振動との位相差によって起こる。ここで、被削材はバニシング領域で静的なバニシング深さ d_b によって常に押し付けられている。これは、動的なバニシング深さが負になったとしてもバニシング力は常に生じていることを表す。すなわち、インサートがバニシング領域全体で被削材から離れないということである。バニシング領域幅が送り f 程度であれば、1 回転前の振動が加工面起伏として残る。バニシング力はこの起伏と現在の振動の差によって生じる動的なバニシング深さ $h_{bi}(t)$ によって変動する。バニシング領域幅が送り f の2倍程度のとき、1 回転前の振動 $x(t-T)$ に加えて2 回転前の振動 $x(t-2T)$ も関与することが容易に分かる。バニシングプロセスでは複数（具体的には、バニシング領域幅/送りの回数）回転前の振動の影響が全て関与する。これら力の変動がバニシングプロセスの中でフィードバックループとなり、現在の加工に影響を及ぼす。この様にバニシングプロセスでは過去の複数回の振動が再生効果として現在の加工に現れる。ここでは静的なバニシング力は自励振動に影響しないため考慮しない。

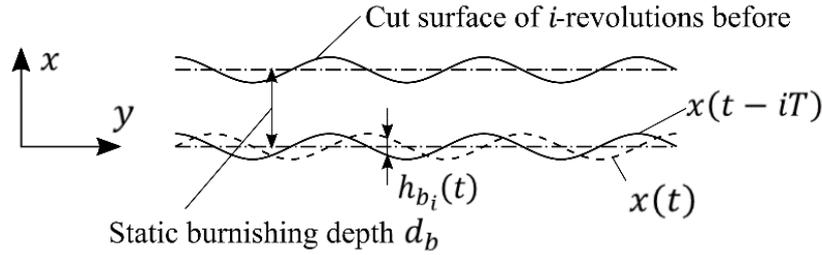


Fig. 2.9. Dynamic burnishing depth $h_{b_i}(t)$ with regenerative effect.

次に、インサートが送り方向に対して θ 傾いた場合を考える。これは、直線切れ刃部を送り方向に対して完璧に平行にすることはできないことを想定している。さらに、この傾けたインサートの状態は一般的に大きなワイパー部半径をもつワイパーインサートを想定している。工具傾きの状態を表した模式図を Fig. 2.10 に示す。切削り厚さはノーズ半径より小さいため、切削プロセスは工具傾きが無い場合と同じである。一方、バニシング領域幅は静的なバニシング深さ $d_b(z)$ に伴って変化する。ここで、バニシング領域幅は静的な最大バニシング深さ d_{bmax} によって幾何学的に決まる。すなわち、 $z=0$ の位置と傾き角 θ から $d_{bmax}/\tan\theta$ によって決まる。ゆえに静的なバニシング深さは工具後端に向かって減っていき、被削材は静的なバニシング深さが0になるまでバニシングされる。前述の様にびびり振動が成長し始めるときは非常に小さな増分であるため、バニシング力変動は動的なバニシング深さ $h_{b_i}(t)$ の増加に伴って線形で増加する。さらに、静的なバニシング力は Hertz の接触理論に従い、静的なバニシング深さの増加に伴ってほぼ線形に増加する [22]。したがって、本研究では動的なバニシング力と動的なバニシング深さ $h_{b_i}(t)$ の比、すなわちゲインは静的なバニシング深さにかかわらずバニシング領域で一定であると仮定する。

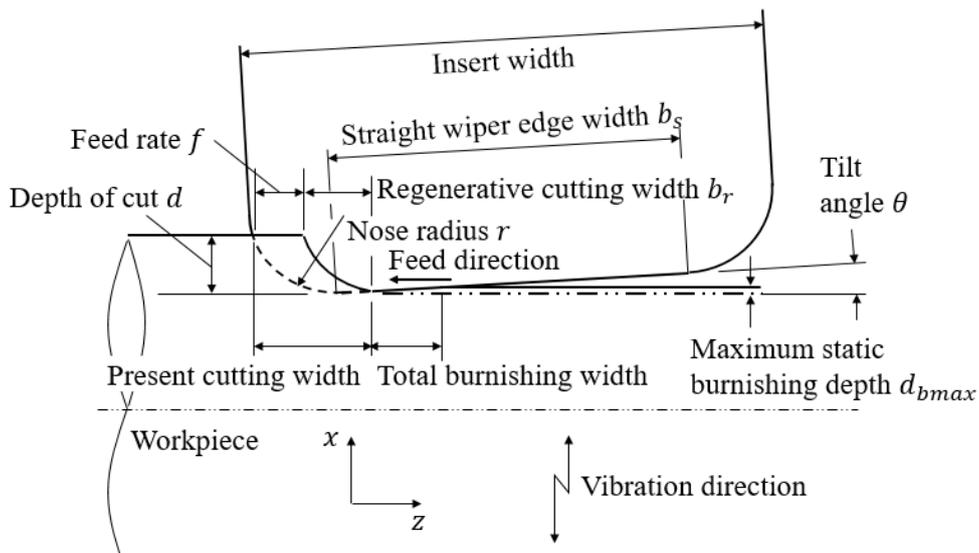


Fig. 2.10. Cutting and burnishing process in wiper-turning operation with tilt of insert.

第2項 バニシングプロセスを伴う再生びり振動の安定性解析

前項の議論から、バニシングを伴う旋削における再生びりの安定性を解析するためには、切削プロセスとバニシングプロセスの両方を考慮する必要があると考えられる。具体的には、機械の振動変位は切削プロセスでの力の変動とバニシングプロセスでの力の変動を重ね合わせた力によって生じ、この変位によって各プロセスでの力が再び変動する。この閉ループを通して振動が成長すると不安定となり、びり振動が発生する。以上のプロセスをブロック線図で表すと Fig. 2.11 のように示される。切削プロセスとバニシングプロセスでは刃先の丸みによる押しならし力が含まれるがほぼ一定であるためびり振動の成長には影響しない。したがって、安定性解析では無視することができる。

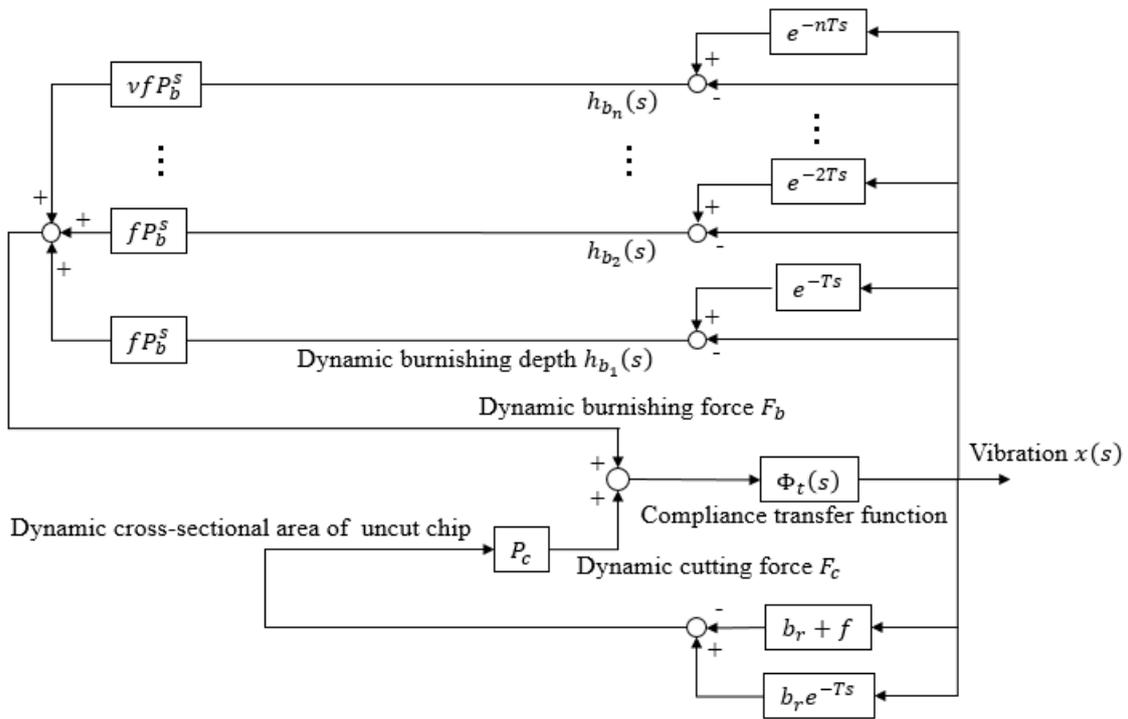


Fig. 2.11. Block diagram of regenerative chatter with burnishing process.

ブロック線図は切削プロセスとバニシングプロセスの2つで構成される。現在の振動 $x(s)$ が切削断面積変動としてフィードバックする側が切削プロセスである。Fig. 2.8 および Fig. 2.10 から分かるように、切削断面積変動は現在の振動 $x(s)$ と切削幅 $b_p = b_r + f$ 、および過去の振動 $e^{-Ts}x(s)$ と過去の振動が加工面起伏として残っている再生幅 b_r によって求まる。ここで、 f の範囲は新たに切削する面であるため過去の振動の影響はない。切削力変動 F_c は次に示すように比切削抵抗 P_c と切削断面積変動の積で得られる。ここで T は主軸回転速度 N_s を用いて $T = 60/N_s$ で表される。

$$F_c(s) = P_c\{b_r e^{-Ts} - (b_r + f)\}x(s) \quad (5)$$

再生幅 b_r は切取り厚さがノーズ半径より小さければ、切込み量 d と工具のノーズ r によって $b_r = \sqrt{r^2 - (r - d)^2}$ で求まる。ワイパーインサートを仕上げ加工で使用する場合にはこの条件に合うためこの式が使える。

次にバニシングプロセスについて説明する。バニシング深さは工具傾き角と弾性回復量（静的なバニシング深さ）で幾何学的に決まり、バニシング領域の後端で減少する。切削領域とバニシング領域の境界を $z = 0$ としたときバニシング領域に沿って z が増えるとバニシング深さ $d_b(z)$ は減少する。このとき z の範囲は $0 < z < d_{bmax}/\tan\theta$ である。バニシングプロセスでは n 回転前の振動が再生する。各回転の再生におけるバニシング幅は後端を省き、送り f と同じである。ゆえに、バニシング領域幅は送りの整数倍ではなく、後端の幅は $v_n f$ として表される。ここで、 $0 < v_n \leq 1$ であり、後端以外では $v_i = 1 (i = 1, 2, \dots, n-1)$ である。以上より、再生の数 n は幾何学的に決まる。天井関数 $\lceil \cdot \rceil$ を用いれば $n = \lceil \{d_{bmax}/\tan\theta\}/f \rceil$ となる。したがって、 $v_n = \{d_{bmax}/\tan\theta\}/f - (n-1)$ となる。 i 回転前の振動が再生する i 番目のバニシング幅によるバニシング力変動 F_{b_i} は比バニシング抵抗 P_b^s 、 i 番目のバニシング幅 $v_i f$ 、および i 番目のバニシング幅における動的なバニシング深さ h_{b_i} で求まる。現在の振動 $x(s)$ と、 i 回転前の再生振動 $e^{-iT_s}x(s)$ の差が同じ過去の再生幅でバニシング力変動となる。ここで、Hertz の接触理論を用いると P_b^s はバニシング領域において一定のゲインと近似できる。

バニシング力変動 F_b は次に示すように各回転におけるバニシング力の足し算となる。

$$F_b(s) = \sum_{i=1}^n P_b^s v_i f (e^{-iT_s} - 1)x(s) \quad (6)$$

2つの変動力によって構造体は振動し振動変位 $x(s)$ が生じる。この振動変位は後述する総コンプライアンス $\Phi_t(s)$ を通して得られる。総コンプライアンスはループコンプライアンス Φ_l と、工具と被削材の間の剰余コンプライアンス Φ_r の和によって求められる [23]。剰余コンプライアンスは一般的には対象周波数範囲のコンプライアンス以外で省略した固有モードを近似項で補正することで精度を向上させるために設定する。同様の目的で剰余質量も存在する。今回は総ループコンプライアンスの中で測定されていない部分を剰余コンプライアンスとしてループコンプライアンスを補正することで総ループコンプライアンスの精度を向上させる。ここで、Fig. 2.7 に示す切削では剛性が主であるため、剰余コンプライアンスの実部のみが考慮される。ゆえに、剰余質量は考慮しないことは留意されたい。

$$x(s) = \Phi_t(s)(F_c(s) + F_b(s)) \quad (7)$$

式(5)と式(6)を式(7)に代入すると次が得られる.

$$x(s) = \Phi_t(s) \left(P_c(b_r + f) \left(\frac{b_r}{b_r + f} e^{-Ts} - 1 \right) + \sum_{i=1}^n P_b^s v_i f (e^{-iT_s} - 1) \right) x(s) \quad (8)$$

ここで右辺の $x(s)$ は現在の振動であり, 左辺の $x(s)$ は閉ループを通ったのちの振動である. 現在の振動と過去の振動が等しいとき安定限界である. これは本章第2節と同様に, 虚数を j , 角周波数を ω として Laplace 演算子 s を $j\omega$ で置き換えることができる. 右辺の $x(s)$ の前の係数はシステムの一巡伝達関数であり1のとき臨界状態である. システムの安定性を評価する指標として次の式で与えられるゲインマージン g_m を用いる.

$$g_m = \frac{1}{\Phi_t(j\omega) \left(P_c(b_r + f) \left(\frac{b_r}{b_r + f} e^{-Tj\omega} - 1 \right) + \sum_{i=1}^n P_b^s v_i f (e^{-iTj\omega} - 1) \right)} \quad (9)$$

これは式(4)と比べると分母にバニシングプロセスの力が加わったのみであり, ゲインマージンの考え方は同じである.

第3項 解析手法

Fig. 2.12. にフローチャートを示す. 入力条件として初めに加工条件となる主軸回転速度, 送り, 切込み量, 工具長さ, およびノズ半径を定義する. 次に加工のプロセスの条件となる比切削抵抗, 比バニシング抵抗, おおび弾性回復量を定義する. 最後に機械の条件となるループコンプライアンスのモーダルパラメータ, および剰余コンプライアンスを定義する. これらの入力条件からまず初めに総ループコンプライアンスを求める. 次にゲインマージンを計算し, $\omega = 0 \sim \infty$ までのベクトル軌跡で式(9)の虚数が 0 となる所を探索する. 求めた解の中で最小の値がシステムのゲインマージンとなる.

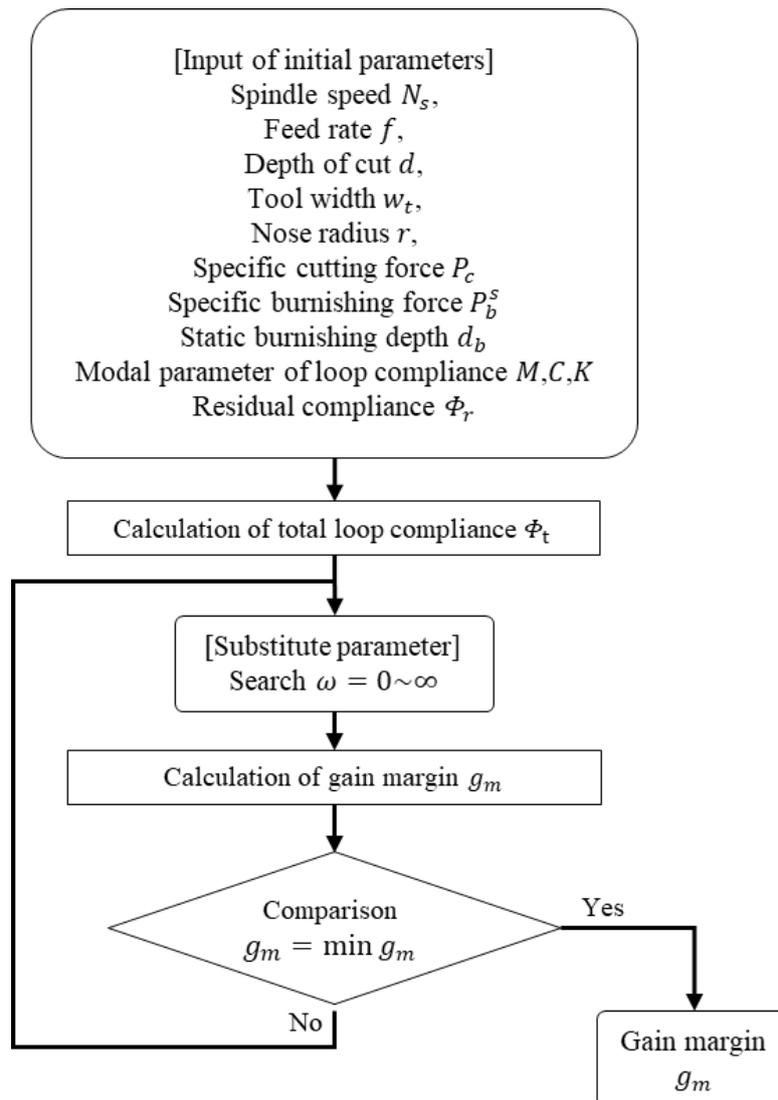


Fig. 2.12. Flow chart of regenerative chatter stability analysis with burnishing process.

第4節 解析結果

第1項 解析条件, 及び解析結果

ここでは, ゲインマージンを求めて再生びびり振動の安定性を評価する. 工具幅 6 mm, ノーズ r 0.8 mm の工具で加工することを想定し, 工具傾きが無い場合の解析においてバニシングを伴う旋削時に発生する再生びびりについて示す. 解析で用いるパラメータ, および解析の条件を Table 2.2. に示す. ここでは第3章で実験的に求めたループコンプライアンス Φ_l のモーダルパラメータ, 剰余コンプライアンス Φ_r , 比切削抵抗 P_c , 比バニシング抵抗 P_b^s , および弾性回復量 d_b を用いる. また, この解析条件は予備実験でびびり振動が発生した加工条件と同じである.

Table 2.2. Analytical conditions for investigation into chatter stability expressed on vector locus of compliance.

Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6
Residual compliance Φ_r [m/N]	1.304×10^{-8}
Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
Specific burnishing force P_b^s [MPa]	4.308×10^4
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.5
Static burnishing depth d_b [μm]	7.35

解析結果からびり振動のメカニズムについて分析する。初めに臨界状態について説明する。Fig. 2.13. は臨界状態を表したベクトル線図である。横軸が実部、縦軸が虚部で総コンプライアンス Φ_t をプロットしている。ここで、総コンプライアンスはループコンプライアンス Φ_l と剰余コンプライアンス Φ_r を用いて $\Phi_t = \Phi_l + \Phi_r$ 求められる。ベクトル線図においてはループコンプライアンス Φ_l を剰余コンプライアンス Φ_r でシフトさせたことになる。今、単位力 F が入力されたときの現在の振動をベクトル $x(j\omega)$ で表したとき、1 回転前の振動は位相が ε 遅れて $x(j\omega)e^{-Tj\omega}$ となる。ここで、切削プロセスでは現在の切削幅に対する再生幅の比を考慮すると $b_r/(b_r + f)$ だけベクトルの長さが短くなる。2つのベクトル差 $h_c(j\omega)$ が切削プロセスの切取り厚さ変動となる。この切取り厚さ変動にゲインである比切削抵抗を乗じると切削力変動 F_c が得られる。一方、バニシング領域では現在の振動と i 回転前の振動が i 番目のバニシングプロセスに影響する。切削プロセスと異なる点として、バニシングプロセスでは直線切れ刃長さを送りで決まる複数回転前 (2 回転前, 3 回転前, ..., 8 回転前) の振動の影響が全て関与する。ゆえに、過去の全ての振動 $x(j\omega)e^{-Tj\omega}$ が再生することになる。現在の振動と i 回転前の振動の差が動的なバニシング深さの変動 $h_{b_i}(j\omega)$ となる。このバニシング深さの変動にゲインである比バニシング抵抗を乗じるとバニシング力変動 F_{b_i} が得られる。このバニシング力変動 F_{b_i} は切削力変動 F_c と同様に現在の振動に影響する。この 2 つの力の変動の総和のベクトルが実軸と平行で単位力 F と等しい場合が臨界状態である。この単位力 F と力の総和ベクトルが平行であるということは、常に同じ向きに力の入力があることを示し、振動が成長する可能性を持つことを意味する。ここで、総和ベクトルの大きさが単位力ベクトルより小さければ、すなわちゲインマージンが 1 より大きければ減衰となり、単位力ベクトルより大きければ、すなわちゲインマージンが 1 より小さければ成長する。等しい場合が臨界状態である。解析結果ではバニシング領域幅は 3.9 mm であり、送りが 0.5 mm/rev のため再生の数は 8 回となる。このとき、ゲインマ-

ジン g_m は 0.584 の不安定となった．一方で，従来の切削プロセスのみを考慮した安定性解析ではゲインマージンは無限大，すなわち安定となることが分かっている．今回のワイパーインサートの形状では，バニシング領域幅は切削幅に比べて約 7 倍となる．さらに，比バニシング抵抗は比切削抵抗に比べて約 28 倍あるため，バニシング領域における再生を考慮したびびり振動の安定性は同じ条件で加工した従来の再生びびり振動の安定性に比べて約 1/200 倍となる．以上より，バニシングプロセスを伴う再生びびり振動の安定性は非常に低く，びびり振動が起こり易いことが分かる．また，この解析例が示すようにバニシングプロセスを伴う再生びびりでは 1 回転では成長しきらずに，8 回転経つまで臨界状態にならない．したがって，1 回転前の振動のみが影響する切削プロセスのみの再生びびりに比べ，びびりに至る時間が長いという特徴を持つ．実際に Fig. 1.5. で示すようにバニシングプロセスにおいてびびり振動の成長は遅く，準安定領域が広い．

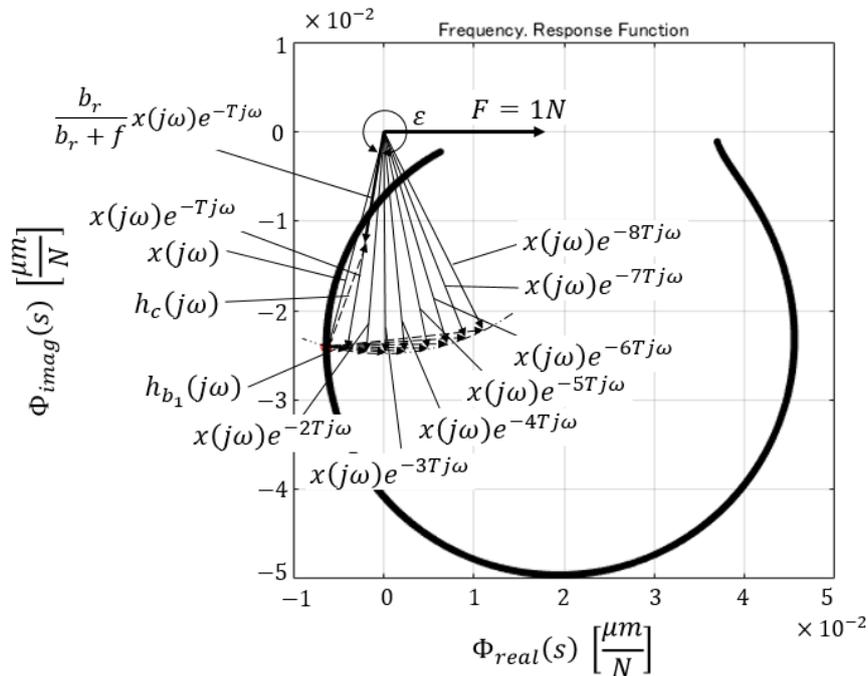
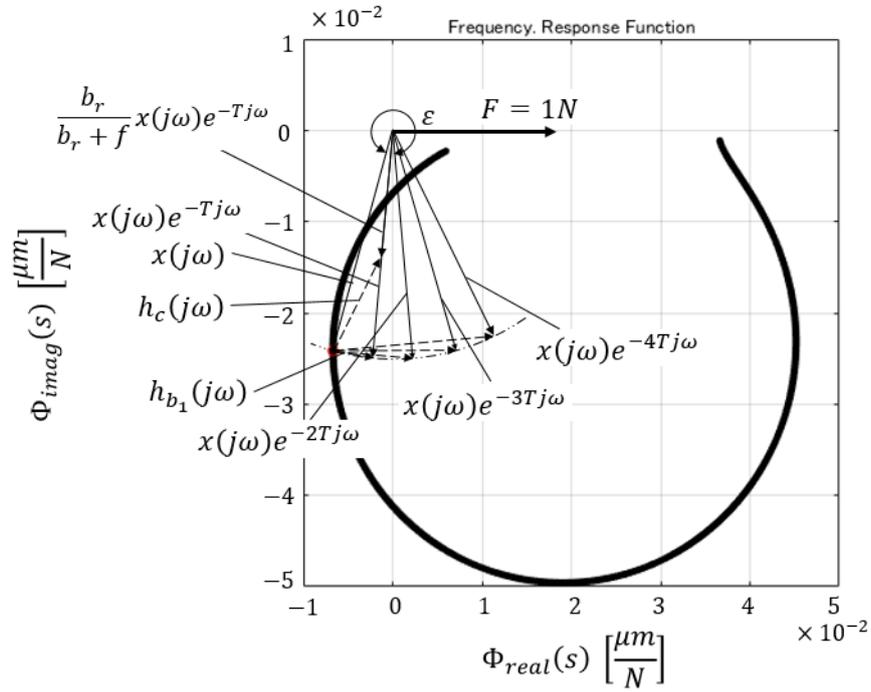
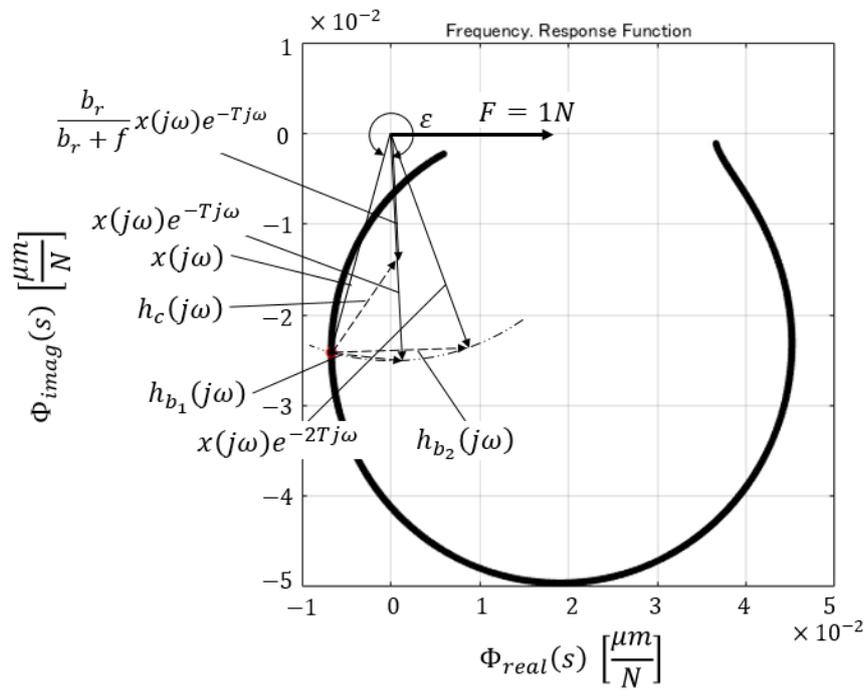


Fig. 2.13. Example of cutting and burnishing processes in the critical state expressed on the vector locus of the compliance transfer function with tool width 6 mm.

同様の条件で工具幅 4 mm，ノーズ r 0.8 mm の工具を用いた場合のベクトル線図を Fig. 2.14.(a) に示す．再生の数は 4 回である．工具幅 3 mm，ノーズ r 0.8 mm の工具を用いた場合のベクトル線図を Fig. 2.14.(b) に示す．再生の数は 2 回である．



(a) Tool width 4 mm



(b) Tool width 3 mm

Fig. 2.14. Example of cutting and burnishing processes in the critical state expressed on the vector locus of the compliance transfer function.

バニシングプロセスが無い再生びびり振動の場合、現在の振動と過去の振動の差である位相遅れ ε が最も危険となる 270 deg 近辺となることを本章の第2節で示した。バニシングプロセスがある場合、360 deg に近く大きな値となり、かつベクトルは密集する。これは複数回転前の振動がお互いに打ち消し合わずにびびり振動安定性に寄与するには位相遅れが 360 deg に近くないといけないためである。したがって再生の回数が多い程、現在と 1 回転前の過去の振動の位相遅れは 360 deg に近くなる。今回、現在の振動と過去の振動の総和は最も危険な位相遅れ、例えば Fig. 2.13. では 355 deg となる。このため、びびり振動発生時の左上がりのびびり痕はバニシングプロセスが無い場合に比べて角度が寝ている特徴を持つ。他の特徴としては、先に述べたように比バニシング抵抗が比切削抵抗に比べて大きいこと、および切削の再生幅に比べて非常に大きいバニシング領域幅によってびびり振動の安定性が小さくなることである。

第2項 工具傾き角の影響

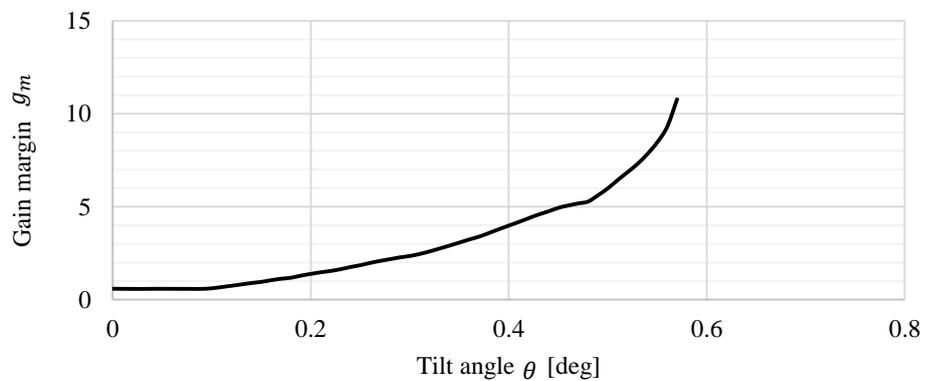
ここではワイパーインサートと似た状況である工具傾き角がある場合について調べる。解析では工具傾き角が 0~0.8 deg までの範囲における結果について示す。解析条件は Table 2.2. と同じである。Fig. 2.15.(a)に横軸工具傾き角、縦軸ゲインマージンをプロットした結果を示す。また、(b)は同様に縦軸にバニシング回数をプロットした結果、(c)は同様に縦軸に理論面粗度をプロットした結果を示す。理論面粗度 R_y は Fig. 2.16. に示す位置であり、幾何学的に以下の式で求めることが出来る。ここで、この式は工具傾き角 θ が 1 deg 以下の場合を想定した近似式である。

$$R_y = r - \sqrt{r^2 - (a_1 + f)^2} \quad (10)$$

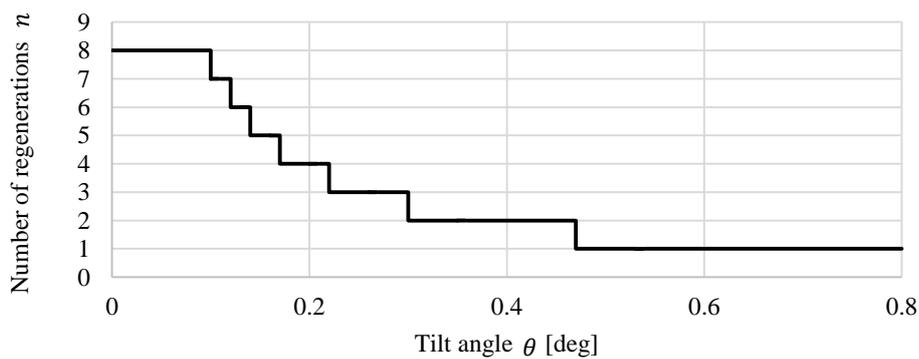
$$a_1 = \frac{-(f - r\theta) + \sqrt{r^2\theta^2 + 2fr\theta - f^2\theta^2}}{1 + \theta^2}$$

工具傾き角が 0~0.1 deg まではバニシング回数は 8 回で、直線切れ刃は全域で接触しているためバニシング領域幅は 3.9 mm である。したがって、この範囲のゲインマージン 1 以下ではほぼ一定となった。工具傾き角が 0.11 deg 以上になると幾何学的に弾性回復が解放される範囲が現れるためバニシング回数は減っていき、それに伴いゲインマージンも大きくなる。0.16 deg 以上でゲインマージンが 1 以上で安定な状態となる。さらに、0.57 deg より大きいとゲインマージンは無限大となる。工具傾き角が条件最大の 0.8 deg のときバニシング領域幅は 0.138 mm となり、全域で接触している 3.9 mm の 1/28 倍でゲインマージンは無限大となる。このようにバニシング領域幅の大きさによってゲインマージンが 1 以下から無限大まで変化することが分かる。すなわち、バニシング領域幅はびびり振動安定性に大きく影響する。理論面粗度は工具傾き角の増加に伴ってワイパー部が被削材から離れていくためから悪化していく。以上よりゲインマージンが 1 以上で生産

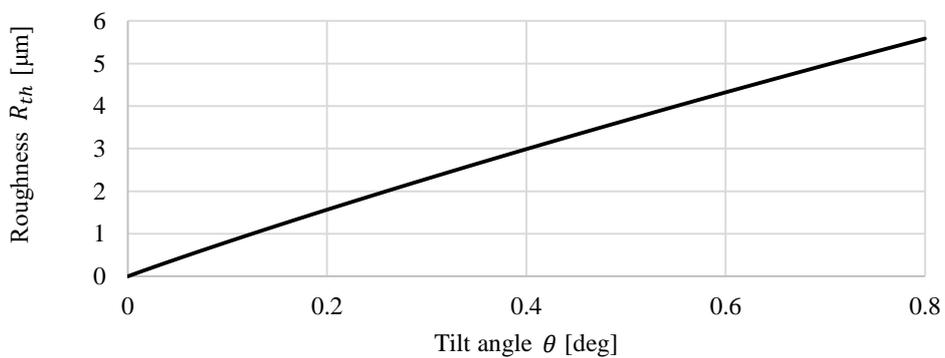
性を最大にする条件は工具傾き角が 0.16 deg のときであり、そのときの理論面粗度は $2.3 \mu\text{m}$ となる。



(a) Gain margin g_m



(b) Number of regenerations n



(c) Theoretical roughness R_{th}

Fig. 2.15. Influence of tilt angle of insert on chatter stability and surface roughness.

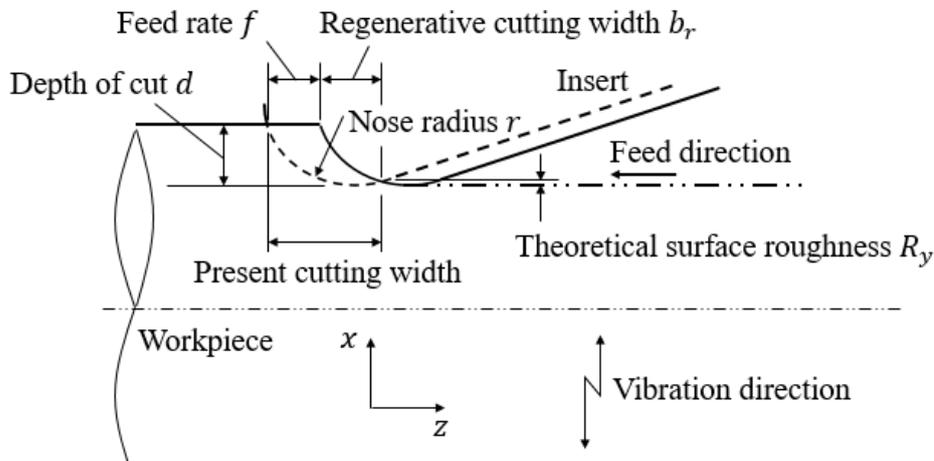


Fig. 2.16. Theoretical surface roughness.

第3項 送り速度の影響

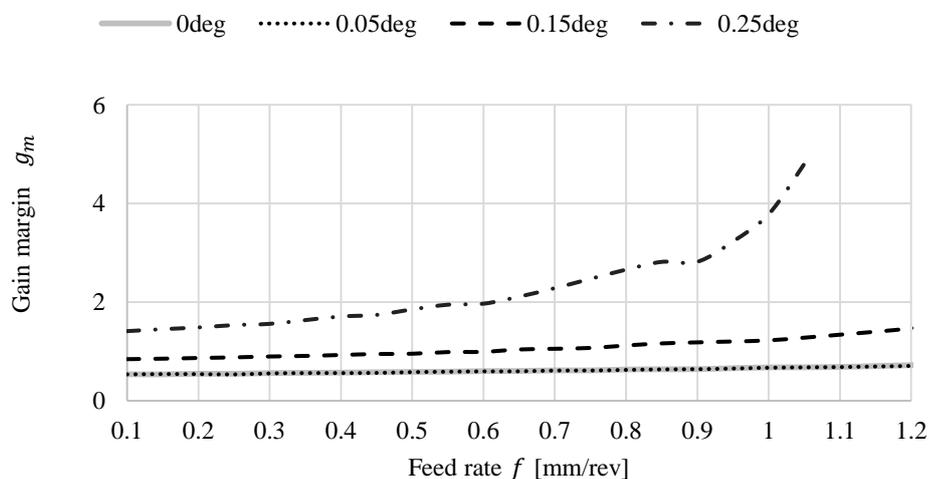
次に送り速度の影響について調べる。Table 2.3.に解析条件を示す。工具傾き角は 0, 0.05, 0.15, 0.25 deg の 4 パターンを設定した。横軸送り速度，縦軸ゲインマージンとしてプロットした結果を Fig. 2.17.(a)に示す。また，(b)は同様に縦軸にバニシング回数をプロットした結果，(c)は同様に縦軸に理論面粗度をプロットした結果を示す。

(a)，(b)より，どの工具傾き角においても送りを増やすとバニシング回数は急激に減少するがゲインマージンはほとんど変化しないことが分かる。これは，送りを変えても直線切れ刃長さ，工具傾き角，および弾性回復量で幾何学的に決まるバニシング領域がほとんど変化しないためである。工具傾き角が 0 deg の場合，送りが 0.1 mm/rev のときバニシング領域幅は 4.3 mm でバニシング回数は 44 回，送りが 1.2 mm/rev のときバニシング領域幅は 3.2 mm でバニシング回数は 3 回である。一方で，バニシング領域幅の変化の割合は 26%程度である。このとき，安定性は約 1.3 倍変化する。送りが大きくなると単純にバニシング回数は減少するが，領域そのものはほとんど変化しない。すなわち，バニシング力変動はほとんど変化しないため安定性もほとんど変化しないことを意味する。ただし，工具傾き角が 0.25 deg では送りの増加に伴いゲインマージンは大きくなることに注意する。事実，送りが 1.05 mm/rev のときは送りが 0.1 mm/rev のときと比べてゲインマージンは約 3.4 倍となり，それ以上の送りでは無限大となる。ここで，送りが 0.1 mm/rev のとき，切削領域幅は 0.629 mm でバニシング領域幅は 1.613 mm である。送りが条件最大の 1.2 mm/rev になると，切削領域幅は 1.729 mm で 2.7 倍となり，バニシング領域幅は 0.578 mm で 1/2.7 倍となる。この様に送りの増加に伴い切削領域が拡大し，相対的にバニシング領域が減少するため安定性が向上する。理論面粗度に関して，直線切れ刃による加工は従来のインサートの様に送りの 2 乗に比例するのではなく，送り 1.05 mm/rev 以下の実用範囲では送りに対してほぼ線形の関係となる。したがって，加工能率向上に対して面粗度悪化

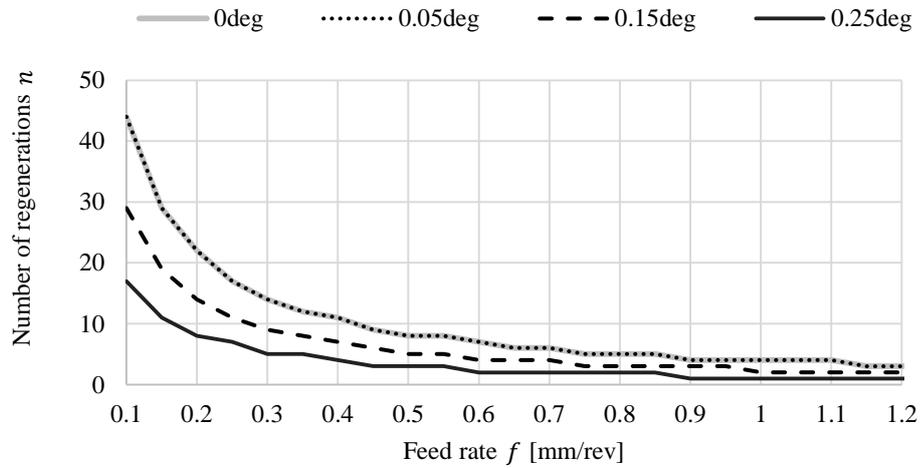
の影響が小さい。例えば、ノーズ半径 r 0.8 mm の従来のインサートでは送り 0.143 mm/rev で理論面粗度は $3.2 \mu\text{m}$ となるが、今回のインサートでは常に安定となる工具傾き角 0.25 deg において、同じ理論面粗度 $3.2 \mu\text{m}$ となる送りは約 0.8 mm/rev であるため生産性は 5.6 倍となる。

Table 2.3. Analytical conditions for investigation into feed rate.

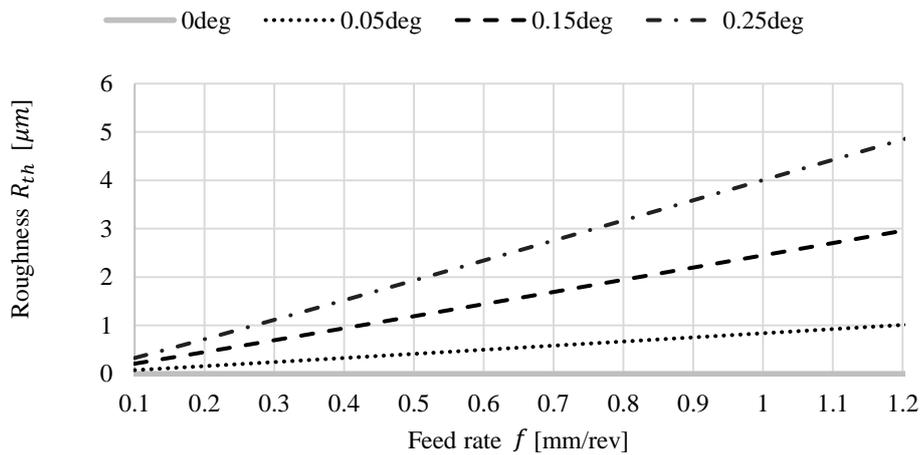
Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6
Residual compliance Φ_r [m/N]	1.304×10^{-8}
Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
Specific burnishing force P_b^s [MPa]	4.308×10^4
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.1 – 1.2 (variable)
Maximum static burnishing depth d_{bmax} [μm]	7.35
Tilt angle of insert θ [deg]	0, 0.05, 0.15, 0.25



(a) Gain margin g_m



(b) Number of regenerations n



(c) Theoretical roughness R_{th}

Fig. 2.17. Influence of feed rate on stability.

第4項 主軸回転速度の影響

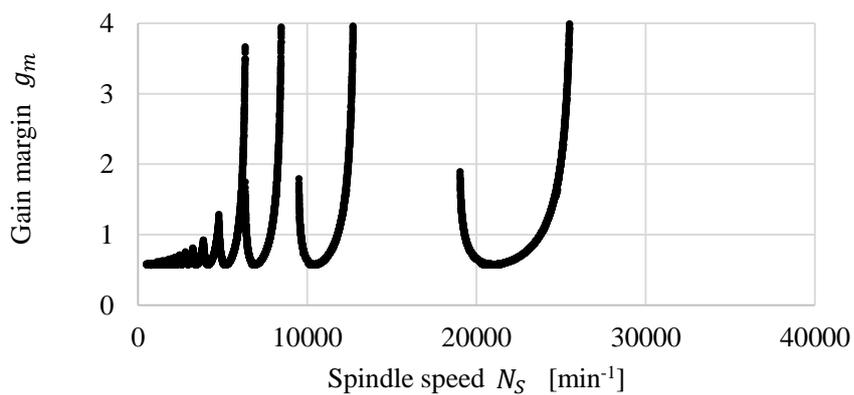
次に主軸回転速度の影響を調べる. Table 2.4 に解析条件を示す. 工具傾き角が 0 deg において, 主軸回転速度 N_s を $500 \sim 40000 \text{ min}^{-1}$ の間で変化させたときの結果を Fig. 2.18. に示す.

従来の再生びり振動における安定限界線図に対して, 低回転域での回転周期 1 周に含まれるびり振動の波の数が多いため安定限界は異なる結果となる. 一方で, 高回転域ではローブが明確に表れる. これは従来の安定限界線図と似ている. しかしながら, 13000 min^{-1} から 19000 min^{-1} の間に安定スポットが存在する. これはこのびり振動の特徴の一つである. さらに, ローブの形状は従来の再生びり振動に比べて, 主軸回転速度

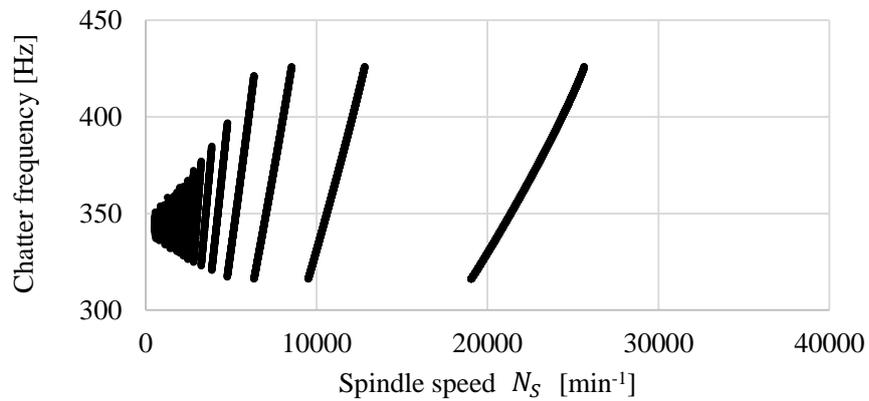
の変化に対して傾きが急峻である。これはバニシングプロセスでは多重再生になっていることと、びびり周波数が複数の再生によって大きく変化するため安定限界が主軸回転速度に対して敏感であることが理由である。この関係からバニシングプロセスを伴うプロセスの場合に位相差は 360 deg に近くないといけないことが分かる。また、その変化の幅は最大 6 deg 以下で小さい。一方、従来の再生びびり振動は Fig. 2.6. に示す様に 270 deg に近く、その変化の幅は最大 116 deg 以下で大きい。複数回転前の振動による平均的な位相遅れは過去 1 回前の振動のみ再生する従来のびびり振動における位相遅れに近いので、主軸回転速度は従来のびびり振動と同様の影響しかない。

Table 2.4. Analytical conditions for analysis on spindle speed.

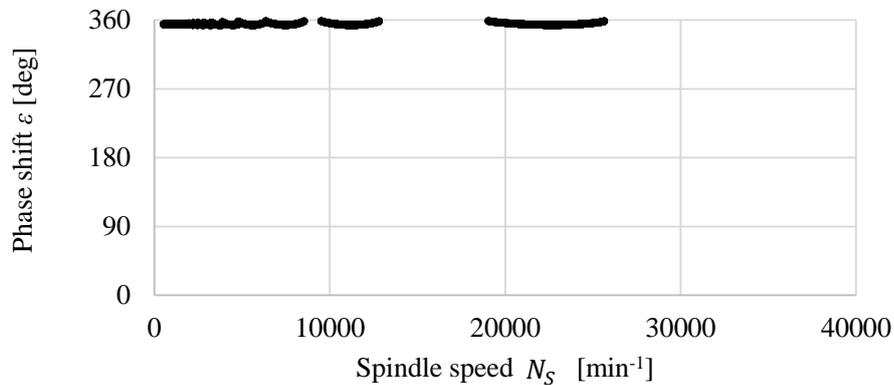
Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6
Residual compliance Φ_r [m/N]	1.304×10^{-8}
Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
Specific burnishing force P_b^s [MPa]	4.308×10^4
Spindle speed N_s [min^{-1}]	500 – 40000 (variable)
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.5
Maximum static burnishing depth d_{bmax} [μm]	7.35
Tilt angle of insert [deg]	0



(a) Gain margin g_m



(b) Chatter frequency



(c) Phase shift between present and previous vibrations

Fig. 2.18. Influence of spindle speed on stability at tilt angle of 0 deg.

第5項 切込みの影響

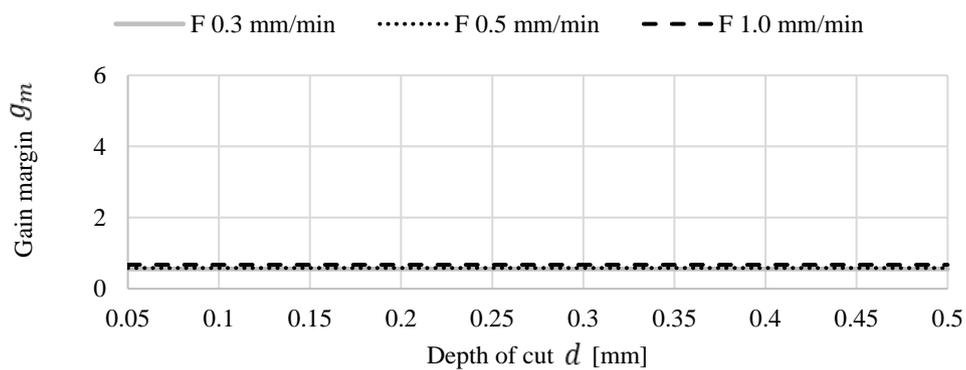
最後に切込みの影響を調べる. Table 2.5. に解析条件を示す. 送りは 0.3, 0.5, 1.0 mm/rev の3パターンとした. 工具傾き角が 0 deg と 0.25 deg の場合において横軸切込み, 縦軸ゲインマージンとしてプロットした結果をそれぞれ Fig. 2.19.(a), および(b)に示す.

Fig. 2.19.(a) の工具傾き角が 0 deg の場合, 送りがどの条件でも切込みの増加に対してゲインマージンの変化は 1%以下で小さい. また, 絶対値の変化は約 18%で小さい. これは, 切込みの増加で切削幅は約 1.8 倍に増加するが, バニシング領域幅の方が切削幅より約 3.9 倍大きく, かつバニシング領域幅は変化しないためである. Fig. 2.19.(b) の工具傾き角が 0.25 deg の場合も同様に, 送りがどの条件でも切込みの増加に対してゲインマージンの変化は 4%以下で小さい. 工具傾き角が大きいとバニシング領域幅に対して相対的に切削幅が大きくなるが, 比切削抵抗が比バニシング抵抗に比べて約 1/28 倍小さい

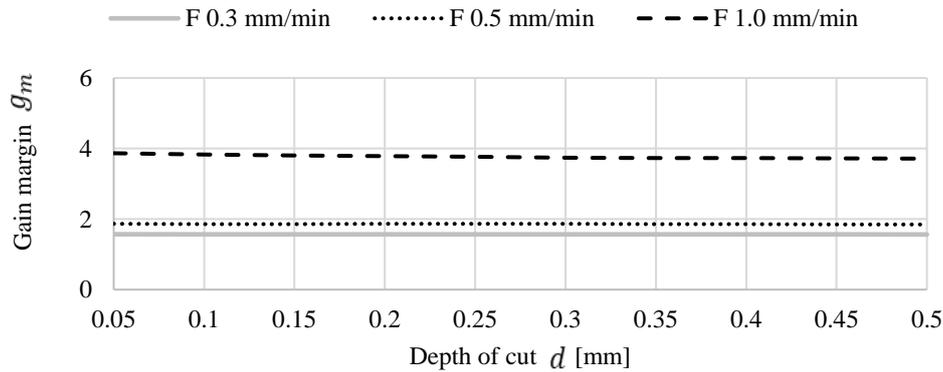
ため切込みの変化による安定性への影響は小さい. 工具傾き角 0 deg に比べて全体的に安定性が高いのは第2項で示した通り, 工具傾き角が大きくなるとバニシング領域幅が減少するためである. 以上より, 切込みの影響はびびり振動の安定性にほとんど影響しないことが分かった. 切込みの変化は切削幅を変化させるが, バニシング領域幅は変わらない. 工具傾き角が同じであればバニシング領域幅は弾性回復量のみで決まる. ここで, 本研究では切込みが小さくなくても比切削抵抗, および比バニシング抵抗の寸法効果は考慮していないことに留意されたい.

Table 2.5. Analytical conditions for investigation into depth of cut.

Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6
Residual compliance Φ_r [m/N]	1.304×10^{-8}
Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
Specific burnishing force P_b^s [MPa]	4.308×10^4
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.05 – 0.5 (variable)
Feed rate f [mm/rev]	0.3, 0.5, 1.0
Maximum static burnishing depth d_{bmax} [μm]	7.35
Tilt angle of insert [deg]	0, 0.25



(a) Tilt angle of 0 deg



(b) Tilt angle of 0.25 deg

Fig. 2.19. Influence of depth of cut on stability.

第5節 結言

Fig. 1.4. に示す大きなワイパー半径を持つワイパーインサートを用いた加工のとき、および Fig. 1.5. に示す直線切れ刃を持つ単純形状のワイパーインサートを用いた加工のときに生じる新たに発見されたびびり振動現象について調べた。このびびり振動は切削プロセスに続く複数回転前のバニシングプロセスが影響していると考え、びびり振動発生メカニズムの検討と解析モデルの構築を行った。モデルを単純化するためにワイパー部分が直線である単純なワイパーインサートを用いバニシングプロセスを分析した。安定性解析結果から、切削における再生効果だけを考慮した場合は安定と考えられる加工条件でもバニシングプロセスを考慮することで不安定になることを示した。次に、ワイパーインサートのユニークな特徴について注目し、安定性解析の結果からびびり振動の基本的な特徴を明らかにした。以下に本章の結果について示す。

- (1) 切削領域で起こる従来のびびり振動に加えて、複数回転前の再生振動が含まれるバニシング領域を考慮したびびり振動モデルを構築した。
- (2) ゲインマージンと呼ばれる指標を用いてプロセスの安定性を評価する解析手法を開発した。
- (3) 直線切れ刃を持つ単純形状のワイパーインサートにおいて、予備実験と同じ工具傾き角 0 deg, 送り 0.5 mm/rev, 主軸回転速度 664.2 min^{-1} , 切込み 0.2 mm の条件で解析を行い、ゲインマージンが 0.584 で不安定となることを示した。予備実験で新たに発見されたびびり振動が、解析でも不安定であることを示すことができた。したがって、構築した解析モデルは定性的に正しいと考える。
- (4) 今回のワイパーインサートの形状では、バニシング領域幅は切削幅に比べて約 7 倍であることを示した。さらに、比バニシング抵抗は比切削抵抗に比べて約 28 倍であることを示した。バニシング領域における再生を考慮したびびり振動の安定性は同じ条件で加工した従来の再生びびり振動の安定性に比べて約 1/200 倍となることを示した。

解析結果から示した。

- (5) このユニークなびびり振動の特徴の一つとして、バニシング領域では多重再生が起こっており、複数回転前の振動は現在の切削プロセスに影響を与えることが分かった。現在の振動と過去の振動の位相差は従来の再生びびり振動に比べて 360 deg に近く大きな値になることを示した。
- (6) 工具傾き角を 0~0.8 deg で変数としてワイパー部のバニシング領域幅を変える解析を行った。工具傾き角の増加でバニシング領域幅は 3.9~0.138 mm まで約 1/28 倍となり、ゲインマージンは 0.584 の不安定から無限大、すなわちびびり振動安定性が無限大になることを示した。バニシング領域幅はびびり振動安定性に大きく影響することが分かった。
- (7) 送りを 0.1~1.2 mm/rev で変数として送り速度の影響について調べた。工具傾き角が 0 deg のとき、送りの増加によって再生数は 44 回から 3 回へ大きく減少するが、バニシング領域幅は 26%程度しか減少しないため、びびり振動安定性は 1.3 倍程度しか増加しないことを示した。送りの増加で再生数が減少することと、切削幅の増加により相対的にバニシング領域幅が減少することが分かった。また、びびり振動安定性は、再生数には関係なくバニシング領域幅が支配的であることが分かった。
- (8) 主軸回転速度を 500~40000 min⁻¹ で変数として主軸回転速度の影響について調べた。高回転域で安定性ローブが見られ、びびり周波数も同様に変化することが分かった。これらは従来の再生びびり振動と似た傾向である。それに引き換え、現在の振動と過去の振動の位相差は 360 deg に近く、その変化の幅は最大 6 deg 以下で小さいことを示した。一方、従来の再生びびり振動は 270 deg に近く、その変化の幅は最大 116 deg 以下で大きいことを示した。このことから、バニシングプロセスを伴うびびり振動では多重再生によってびびり周波数が敏感に影響するため、安定性ローブは従来の再生びびり振動に比べて急峻となることが分かった。
- (9) 切込みを 0.05~0.5 mm で変数として切込みの影響について調べた。工具傾き角が 0 deg の場合、切込みの増加で切削幅は約 1.8 倍に増加するが、バニシング領域幅の方が切削幅より約 3.9 倍大きく、かつバニシング領域幅は変化しないため安定性は 1%以下の変化しかないことを示した。切込みが増加することで切削幅が増加するが、相対的にバニシング領域幅の方が大きいためびびり振動の安定性にほとんど影響しないことが分かった。

本章ではバニシングプロセスの再生を考慮したびびり振動安定性について理解した。バニシング領域幅が主にプロセスの安定性を決めていることが明らかになった。ここで、バニシング領域幅はワイパーインサートの形状と被削材の弾性回復量によってのみ決まる。したがって、構築した解析モデルは一般的なワイパーインサートにも適用が可能である。各種加工条件を変数とした解析によって、バニシングプロセスを含まない従来の再生び

びり振動にはない特徴を示した。また、安定性に加えて、切削・工具の条件と理論面粗度の関係についても明らかになった。これらによって、生産性や表面品質を最大化するための切削・工具の条件が事前に予測できるようになる。言い換えれば、高い安定性と高い表面品質を実現するワイパーインサートの設計が効率的、かつ確実にできるようになる。第3章では本章で明らかにしたメカニズム、バニシングプロセスを伴う特徴的なびり振動、および提案する安定性解析モデルの定量的な妥当性について実切削によって確認する。

第3章 バニシングプロセスを伴うワイパー旋削時 特有の再生びびり振動の加工検証

第1節 緒言

第2章では解析モデルの構築を行い、予備実験で新たに発見されたびびり振動が、解析でも不安定であることを示すことができた。また、解析結果からバニシングプロセスを伴う再生びびり振動の特徴を分析した。バニシングプロセスの安定性はバニシング領域幅が切削幅に比べて大きいことと、比バニシング抵抗が比切削抵抗に比べて大きいことから非常に不安定となり易いことを示した。本章ではこれら分析結果から得られた特徴について解析結果と実験結果を比較することで解析モデルの妥当性を検証することを目的とする。初めに解析に必要な各種パラメータの同定を行う。次に、バニシング領域幅が主にプロセスの安定性を決めているという第2章第4節第2項の解析結果を検証するため、工具傾き角を変数とした実験を行う。次に、再生の回数はプロセスの安定性には関係ないという第2章第4節第3項の解析結果を検証するため、送り速度を変数とした実験を行う。

第2節 実験装置・方法とパラメータ同定

第1項 実験装置・方法

加工検証に先立ち、バニシングプロセスを伴う再生びびり振動の安定性解析に必要なパラメータを同定するために CNC 旋盤（Muratec 製 MS60EX）を用いて試験を行った。加工検証のためのセットアップの写真を Fig. 3.1. に示す。この旋盤は主軸固定、刃物台 XZ 軸移動の構成である。刃物台側は刃先からインサート、ツールホルダ、タレットとなっている。被削材は C45 (ISO) を用いた。

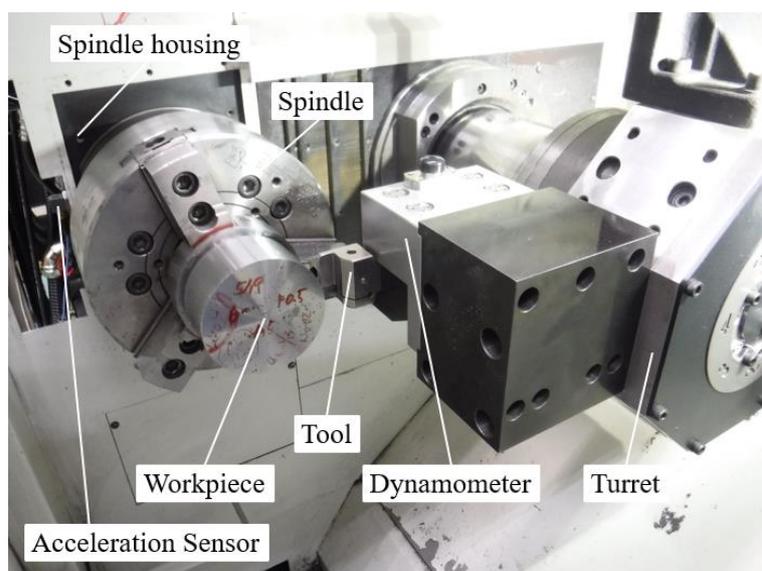


Fig. 3.1. Setup for the cutting experiments.

実験で用いたインサートを Fig. 3.2. に示す. また, 市販の工具とツールホルダの仕様を Table 3.1. に示す. 6mm 幅 (ノーズ $r = 0.8\text{mm}$) の工具は工具傾き角の検証で使用した. 3.2mm, および 4.2mm 幅 (ノーズ $r = 1.2\text{mm}$) の工具は送り速度の検証で使用した. ここで, それぞれの直線切れ刃長さは 4.4mm, 2.0mm, 3.0mm となる. 安定性はバニシング領域幅に依存するため工具傾き角, すなわち Z 軸と切れ刃稜線との角度は 0.014 deg 以下の精度となるように Z 軸を移動させたときの刃先の傾きを主軸側から測定し, 毎回インサートを取り付けるたびに $1 \mu\text{m}$ 以下となるよう調整した.

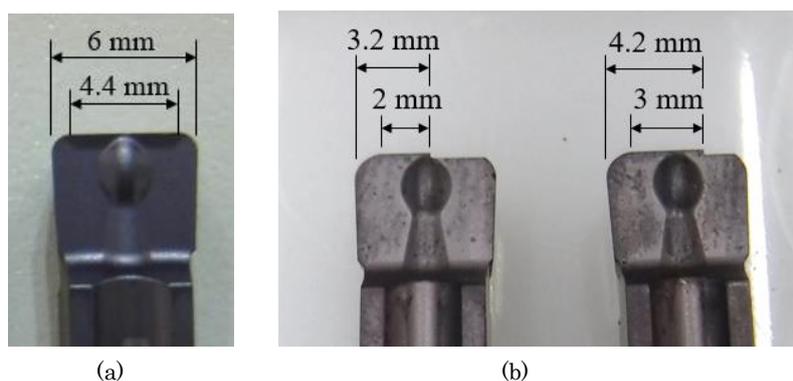


Fig. 3.2. Photograph of inserts used in experiments: (a) investigation into tilt angle and (b) investigation into feed rate.

Table 3.1. Specifications of tool holder and insert.

Tool holder	Cross-sectional size of shank [mm] (CTER2525-6T12, Tungaloy)	25×25
-------------	---	-------

Insert	(a)	
	Insert width [mm]	6
	Nose radius r [mm]	0.8
	Rake angle α [deg]	7
	Relief angle γ [deg]	7
	(DTE600-080 AH725, Tungaloy)	
	(b)	
	Tool width: [mm]	3.2, 4.2
	Nose radius r [mm]	1.2
	Rake angle α [deg]	7
	Relief angle γ [deg]	7
	(DTE600-120 AH725, Tungaloy)	

式(9)に示すゲインマージンを計算するために、比バニシング抵抗 P_b^s 、比切削抵抗 P_c 、ループコンプライアンス $\Phi_l(s)$ 、および剰余コンプライアンス $\Phi_r(s)$ を次項以降で同定する。さらに、バニシングプロセスゲインを計算するために弾性回復量（最大の静的バニシング深さ） d_{bmax} も同定する。

第2項 比バニシング抵抗の同定

初めに比バニシング抵抗について求める。微小な接触領域の変形を測定することは困難であるため直線切れ刃部の比バニシング抵抗 P_b^s は理論的に同定する。バニシング力変動はバニシング深さの変動 $h_{b_i}(t)$ に比例する。本研究では、この力は Hertz の接触理論 [22]に従うと仮定する。次の式は長手方向長さが L の半径 r_1 の円筒と半径 r_2 の円筒が荷重 P を受けて接触するときの円筒中心の相対変位 δ を求める式である。

$$\delta = \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right) \frac{P}{\pi L} \left(\frac{2}{3} + \log \left(\frac{4r_1}{b} \right) + \log \left(\frac{4r_2}{b} \right) \right) \quad (11)$$

$$b = \sqrt{\frac{4P}{\pi L} \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right) \frac{r_1 r_2}{r_1 + r_2}}$$

ここで、工具幅 4.2mm、すなわち直線切れ刃長さ 3.0mm の工具と被削材の接触について式(11)を求める。半径、および材料特性を Table 3.2. に示す。ここで直線切れ刃の刃先の丸み $R_t = 37.3\mu\text{m}$ と被削材の半径 $R_w = 40\text{mm}$ は実測による値である。横軸荷重、縦軸相対変位としてプロットした結果を Fig. 3.3. に示す。静的なバニシング力は静的なバ

ニシング深さに対してほぼ線形で変化することが分かる。したがって本研究では、その割合、すなわちゲインは静的なバニシング深さにかかわらず一定であると仮定する。ここで、ゲイン、もしくは比バニシング抵抗は力を深さと幅で割った値で定義される。すなわち P_b^s は $[\text{N}/\text{m}^2]$ の単位となる。求めた比バニシング抵抗を Table 3.3. に示す。

Table 3.2. Material properties.

Young's modulus of workpiece [GPa]	206
Young's modulus of insert [GPa]	618
Poisson's coefficient of workpiece	0.3
Poisson's coefficient of insert	0.22
Radius of straight wiper part R_t [μm]	37.3
Radius of workpiece R_w [mm]	40
Length of straight wiper part and workpiece L [mm]	3

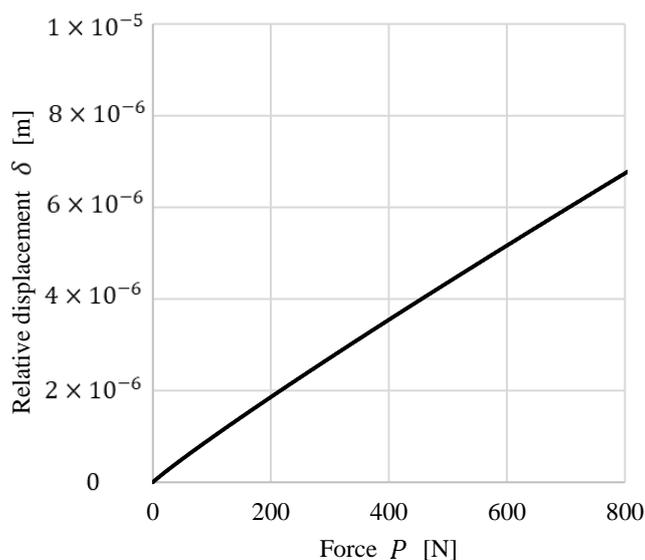


Fig. 3.3. Calculated result of contact between cylinder and cylinder

Table 3.3. Identified specific burnishing force.

Specific burnishing force P_b^s [MPa]	4.308×10^4
---	---------------------

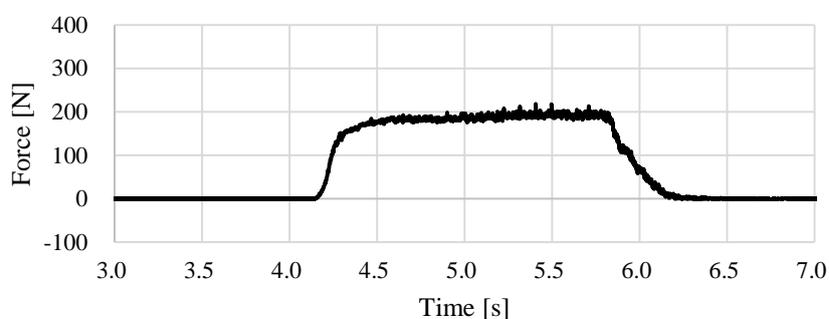
第3項 比切削抵抗の同定

次に比切削抵抗について求める。比切削抵抗 P_c は切取り厚さを変化させるために送り速度を変化させ、それに対する切削力を測定し、傾きから求めることができる。今回、同

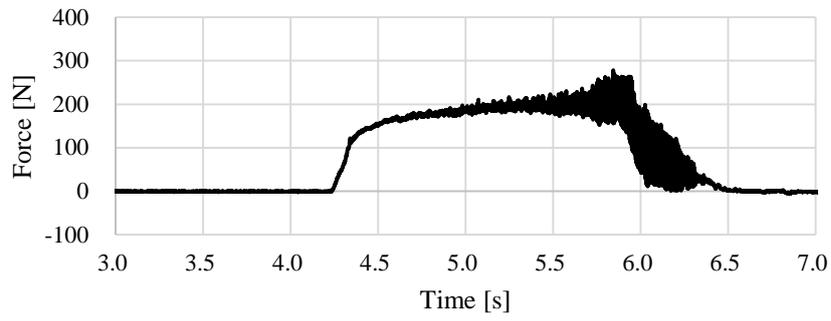
じ速度について 3 回以上の試験を行った。ここでは Fig. 3.2.(a) に示される工具を使用した。また、切削条件を Table 3.4. に示す。ここで、バニシングプロセスは切削領域、およびバニシング領域のどちらにも常に存在するため、送りの変化でバニシング力は変化しない。また現在の切削幅とバニシング幅の合計は変わらない。すなわち、力の変化は切削プロセスにのみ関係する。Fig. 3.4.(a)~(c) に送り $f = 0.5$ mm/rev の場合における切削力の測定結果を示す。同様に Fig. 3.5.(a)~(d) に送り $f = 0.25$ mm/rev の場合の結果を示す。結果では加工の後半に近づくたびびり振動が成長していることが分かる。ここではびり振動が成長する前の範囲における切削力を用いる。Fig. 3.6. に横軸送り、縦軸切削力として整理した結果を示す。丸印は切削力を測定した代表点であり、破線は線形近似した結果である。比切削抵抗は近似式の傾きで求めることができる。求めた比切削抵抗を Table 3.5. に示す。

Table 3.4. Cutting conditions for identification of specific cutting force.

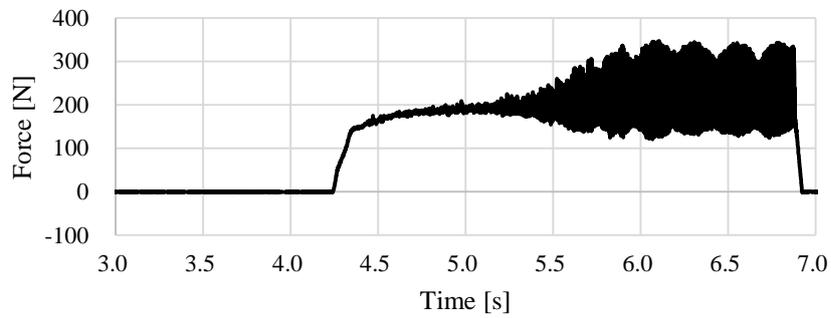
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.25, 0.5
Coolant condition	Dry cutting
Workpiece	C45 (ISO)



(a) 1st measurement.

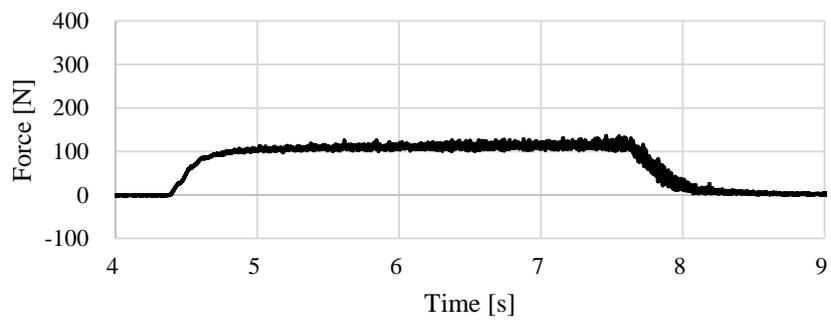


(b) 2nd measurement.

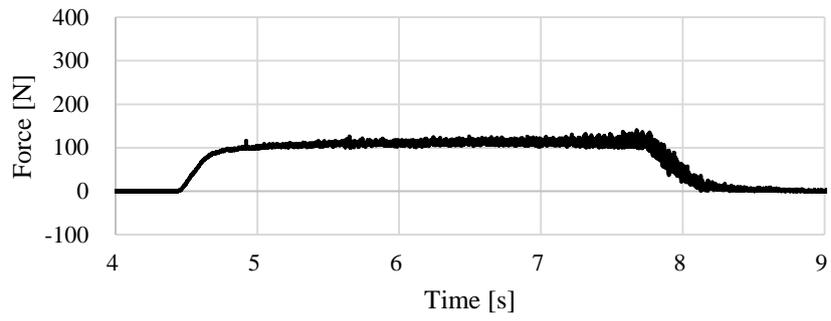


(c) 3rd measurement.

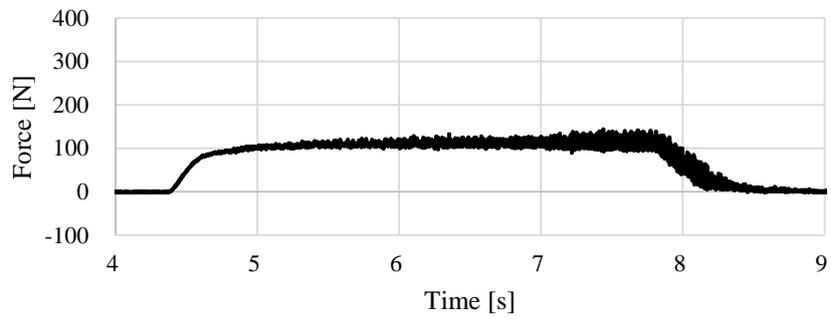
Fig. 3.4. Measured cutting force by feed rate 0.5 mm/rev.



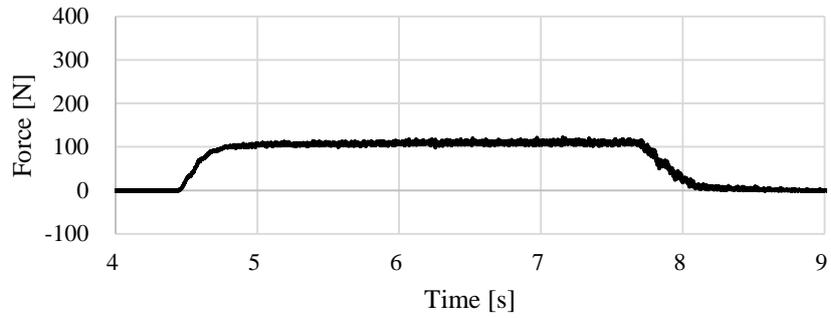
(a) 1st measurement.



(b) 2nd measurement.



(c) 3rd measurement.



(d) 4th measurement.

Fig. 3.5. Measured cutting force by feed rate 0.25 mm/rev.

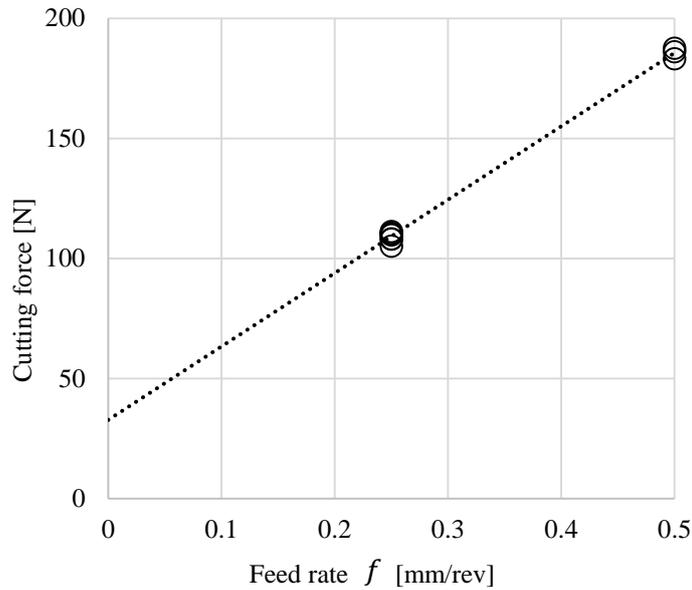


Fig. 3.6. Measured cutting force against feed rate.

Table 3.5. Identified specific cutting force.

Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
------------------------------------	---------------------

第4項 機械ループコンプライアンス，およびモーダルパラメータの同定

3つ目にインパルス応答法によって測定されたループコンプライアンス ϕ_l とモーダルパラメータについて示す．工具と被削材の相対運動はループコンプライアンスとして定義され，測定した結果は解析で使用される．測定のセットアップを Fig. 3.7. に示す．また，旋削加工の模式図を Fig. 3.8. に示す．今回，変位センサとコントロールユニット（1A04-502-2, VC-005C-909, SHINKAWA Sensor Technology, Inc.）を用い，センサは工具と被削材の相対変位を測定するために被削材に近い工具の先端に設置した．工具と被削材側は加振することができないため，工具ホルダーと被削材の反対側を加振点とした（Fig. 3.7. の破線矢印）．ここで，加振点から相対変位測定点までの部位は測定したループコンプライアンスには含まれていない．この部分は十分に応答できており位相遅れは無いとして剛性のみ，すなわち剰余コンプライアンスの逆数のみを考慮すればよい．被削材側を加振したときに生じる相対変位をその力で除算して定義されるコンプライアンスと，工具側を加振したときに生じる相対変位をその力で除算して定義されるコンプライアンスの2つのコンプライアンスを測定した．実切削では力は被削材と工具に対して逆に作用するため，2つのコンプライアンスの和がループコンプライアンスとなる．

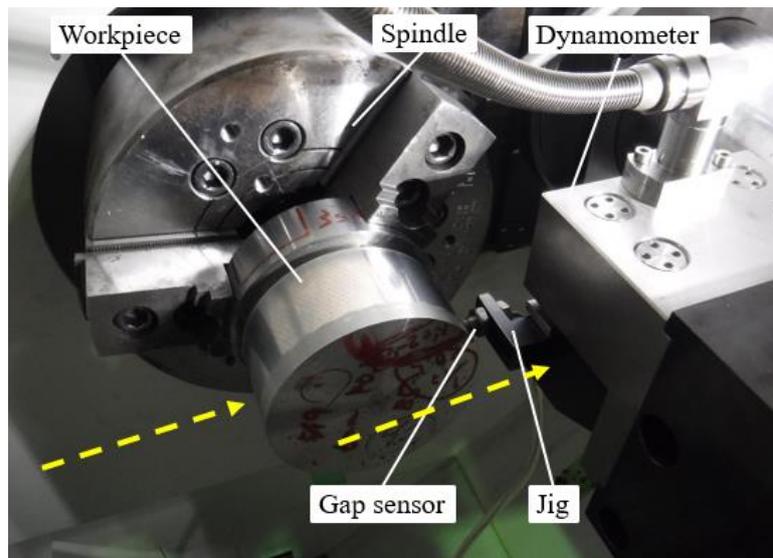


Fig. 3.7. Experimental setup for measurement of loop compliance.

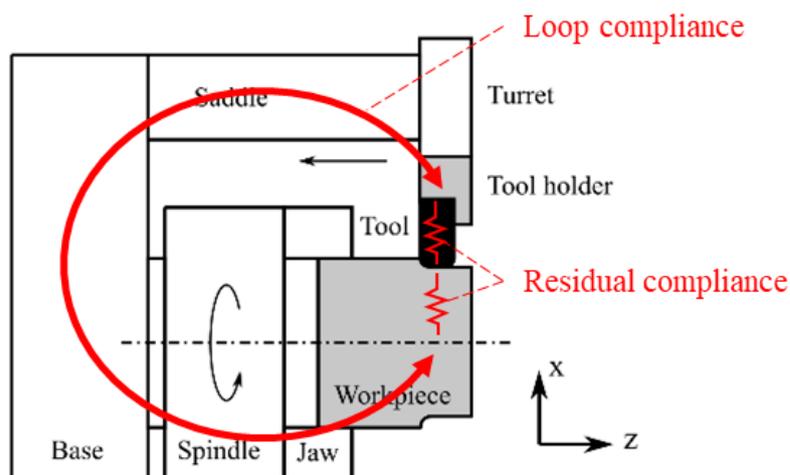


Fig. 3.8. Schematic illustration of the cutting system

Fig. 3.9. にループコンプライアンスの測定結果を実線で、フィッティングした結果を破線で示す. 上段の図はコンプライアンスの振幅を表しており、下段の図は位相を表している. 共振周波数は 282 Hz である. 事前にびびり周波数は 300 Hz 近辺であることが分かっており、位相はその周波数帯で最も危険であることが分かる. したがって、コンプライアンスの測定ではこの範囲に注目しフィッティングを行った. 同定されたモーダルパラメータ（モーダル剛性、モーダル減衰係数、モーダル質量）を Table 3.6. に示す. この結果を解析で使用する.

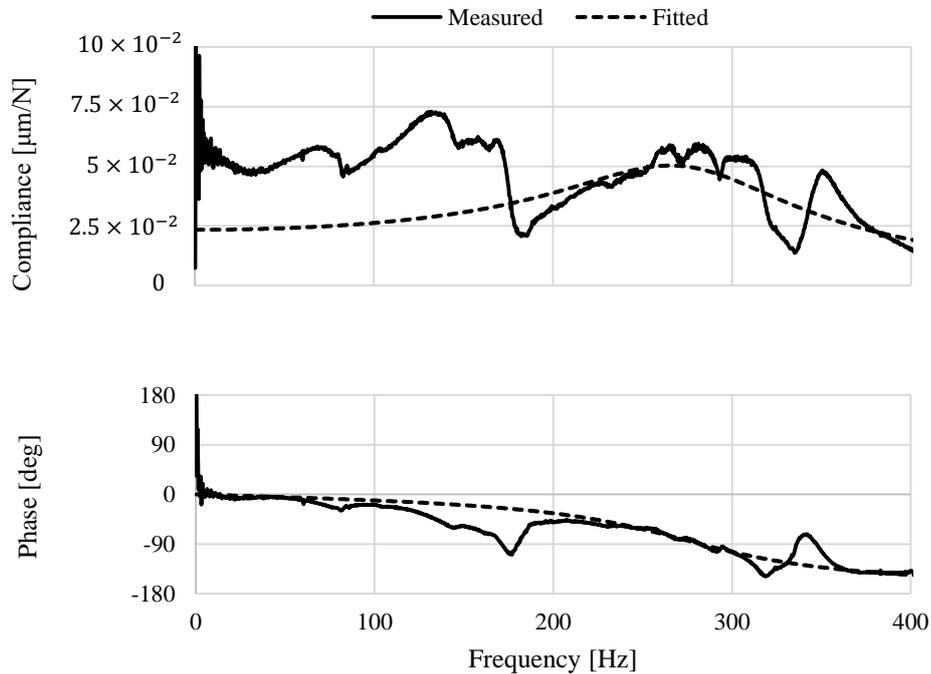


Fig. 3.9. Measured and fitted loop compliances.

Table 3.6. Identified modal parameters.

Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6

第5項 剰余コンプライアンスの同定

次に、剰余コンプライアンス ϕ_r について求める。剰余コンプライアンスは前述の通り剛性のみ考え [23]，被削材に工具を静的に押し付け/引き離すことで同定する。測定のセットアップについて Fig. 3.10. に示す。被削材への工具の押し付け/引き離しは切込み方向 (x) の機械動作で行う。被削材の変位は接触点と反対側を変位センサで測定し，工具の変位は工具上に設置したターゲットをレーザー変位計（センサ LK-G155，コントローラ LK-G3000，KEYENCE CORPORATION）で測定する。これら変位の差，すなわち静的なループコンプライアンスが省かれた変位と，動力計によって測定された力を分析する。被削材の表面は押し付け時に塑性変形するため，分析では引き離し時，すなわち弾性変形のみが含まれる状態を用いる。試験では 280 N まで押し付けてからゆっくりと除荷した。ここで，被削材の表面の面粗度は R_a で $0.66 \mu\text{m}$ で仕上げている。測定した変位と力を Fig. 3.11. に示す。

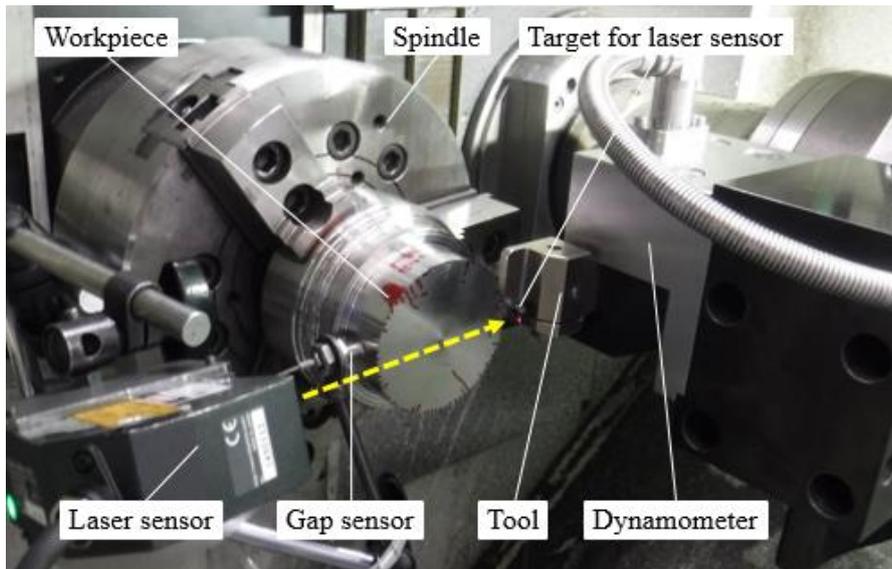


Fig. 3.10. Experimental setup for measurement of specific burnishing force.

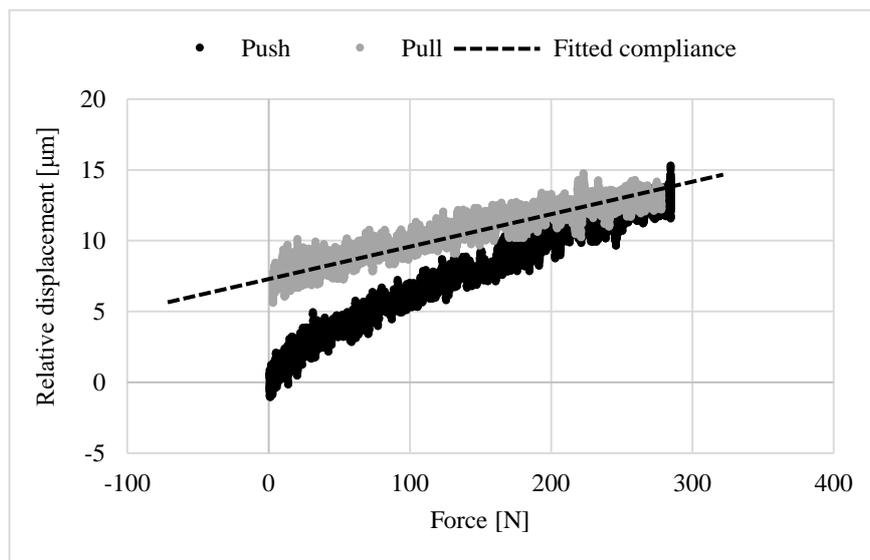


Fig. 3.11. Measured relative displacement and force.

変位と力の関係、すなわちコンプライアンスを最小二乗法によってフィッティングした。このコンプライアンスの値 2.144×10^{-8} m/N は Hertz の接触理論による弾性変形のコンプライアンスと、剰余コンプライアンス Φ_r を含んでいる。前者のコンプライアンスは測定することが困難であるため、式(11)で与えられる Hertz の接触理論によって求める。言い換えると変位と力の比は $P_b^2 b_s$ の逆数と等しい。ここで、 b_s は直線切れ刃長さである。Fig. 3.2(b) の右側の工具を試験で用いたので $b_s = 3$ mm となる。結果として、接触部の弾性変形は 0.840×10^{-8} m/N となる。したがって、剰余コンプライアンスは $\Phi_r = 2.144 \times 10^{-8} - 0.840 \times 10^{-8} = 1.304 \times 10^{-8}$ m/N となる。同定した剰余コンプライ

アンスを Table 3.7 に示す.

Table 3.7. Identified residual compliance.

Residual compliance Φ_r [m/N]	1.304×10^{-8}
------------------------------------	------------------------

第6項 弾性回復量の同定

最後に弾性回復量, すなわち最大静的バニシング深さ d_{bmax} を実際の加工試験を行い工具の観察から同定する. 試験では, 直線切れ刃はバニシングするため被削材に接触させ, 工具後端は被削材から離れる様に傾ける. したがって, バニシング深さは接触領域の工具傾きによって直線的に減少する. そして, バニシング領域の後端で 0 となる. ゆえに, 接触幅はバニシング深さに対応する. このバニシング深さを同定するには工具接触の後端が分かればよい. また, この後端からノーズ部の最下点はバニシング領域幅と送りの合計で求まる. したがって, 最大静的バニシング深さ d_{bmax} はこの幅 b_{bf} と工具傾き角 θ によって $d_{bmax} = b_{bf} \tan \theta$ で求まる. 試験では接触領域を明確にするために工具にインクを塗布し [24], 加工後のインクの剥がれた範囲を送り方向に測定することで求めることができる. 加工条件, 工具傾き角を Table 3.8. に示す.

Table 3.8. Cutting and setting conditions.

Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.5
Coolant condition	Dry cutting
Tilt angle of insert θ [deg]	0.13
Workpiece material	C45 (ISO)

Fig. 3.12. に逃げ面側から見た工具の写真を示す. 切削条件から現在の切削幅は図で示すように 1.03 mm となる. バニシング領域においては送り $f = 0.5 \text{ mm/rev}$ の間隔で摩耗痕が残っていることが写真で確認できる. 現在の切削幅の後端から直線切れ刃部のインクが剥がれているバニシング領域の後端までがバニシング領域幅であり, 写真から 2.74 mm と求まる. 以上より, 幅 b_{bf} は 3.24 mm (2.74 mm + 0.5 mm) と求まる. したがって, 最大静的バニシング深さ d_{bmax} は $d_{bmax} = b_{bf} \tan \theta \cong 7.35 \mu\text{m}$ となる.

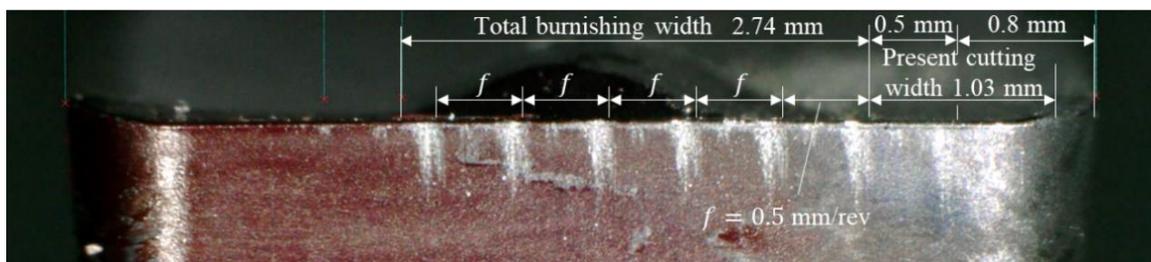


Fig. 3.12. Measurement of the total burnishing width.

第3節 加工検証

構築したバニシングプロセスを伴う再生びり振動の発生メカニズム, 安定限界, および特徴の妥当性について試作加工によって検証する. 1) 工具傾き角についての調査, 2) 送り速度についての調査, これら2つの試作加工を行う. 1) で使用した工具は Fig. 3.2.(a), および Table 3.1.(a) に示す. 2) で使用した工具は Fig. 3.2.(b), および Table 3.1.(b) に示す.

第1項 工具傾き角の影響検証

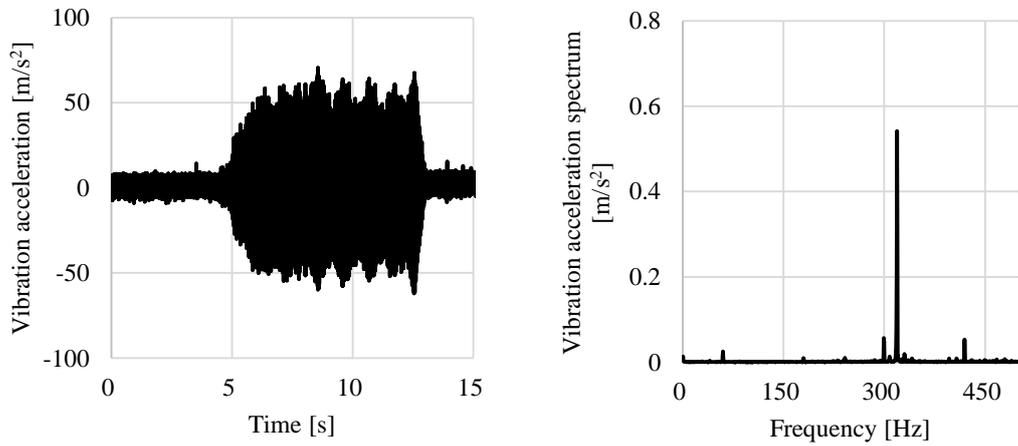
初めに, 工具傾き角の影響について調査する. 切削条件を Table 3.9. に示す. また解析で用いる変数は Table 3.3, Table 3.5, Table 3.6, および Table 3.7 に示す. 被削材の直径は 93.5 mm, 主軸回転速度は実測で 664.2 min^{-1} である. バニシング幅とそれによって決まる安定限界を変えるために工具傾き角を変更して加工を行う. また, これらの結果を解析と比較する. びり振動は Fig. 3.1. に示すように主軸ハウジングに設置した加速度センサによって検出し, 測定した振動加速度を Fourier 変換してびり振動の有無を判定する. 本研究では振動加速度のスペクトルが 0.1 m/s^2 以上の場合をびり振動が起きたと判定する.

Table 3.9. Cutting conditions for investigation into effect of tilt angle.

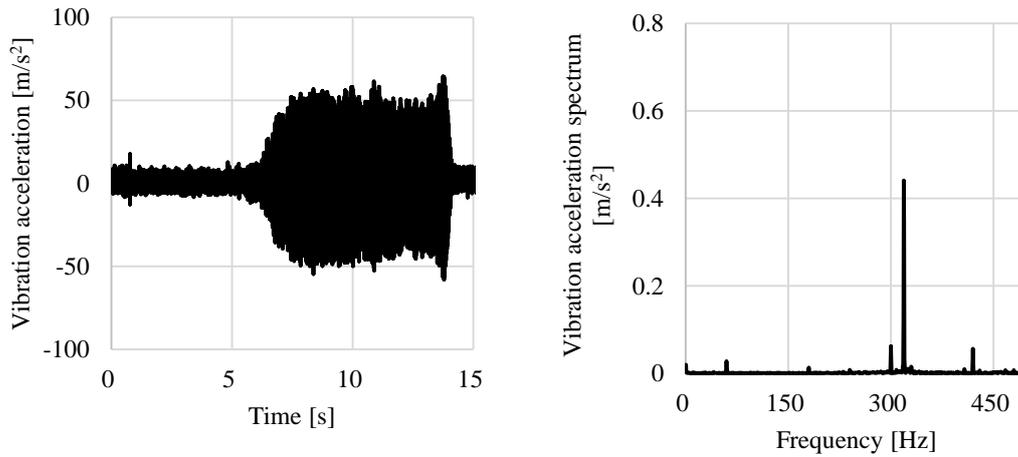
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.5
Coolant condition	Dry cutting
Tilt angle of insert θ [deg]	0.037, 0.056, 0.095, 0.130 0.176, 0.195, 0.377, 0.797
Workpiece material	C45 (ISO)

Fig. 3.13. に工具傾き角を変化させたときの加工中の振動加速度と Fourier 変換した結果を示す. ここで, Fourier 変換は振動が定常状態となった範囲で行っている. Fig. 3.13(a)

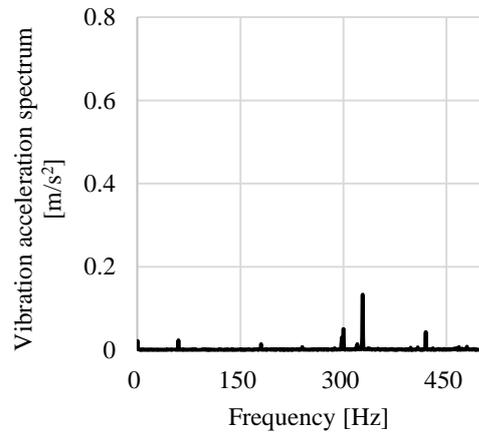
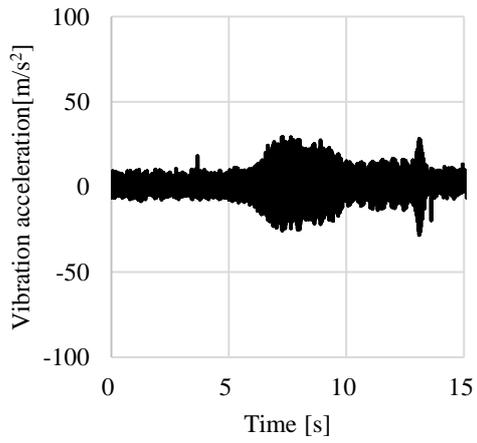
- (c) から、この条件でびびり振動が成長していることが分かる。また、Fig. 3.13. (d) - (h) ではびびり振動は発生していないことが分かる。これは、バニング領域幅が小さいことによってシステムは安定となったためである。



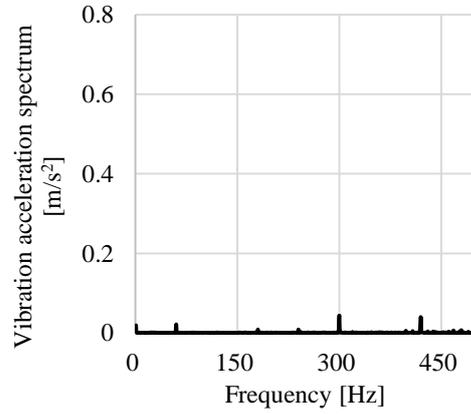
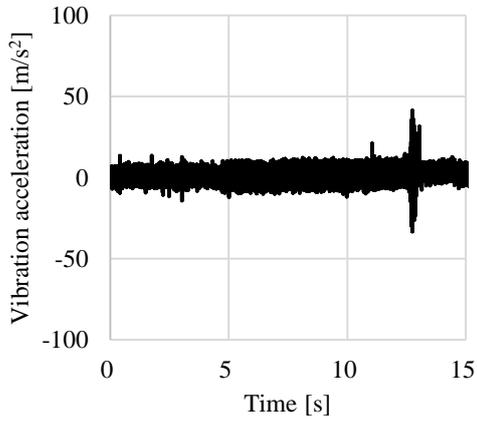
(a) Tilt angle of 0.037 deg



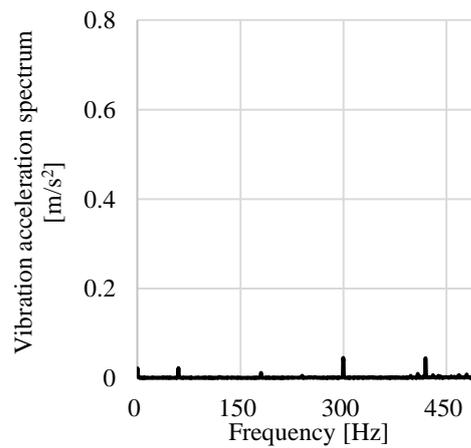
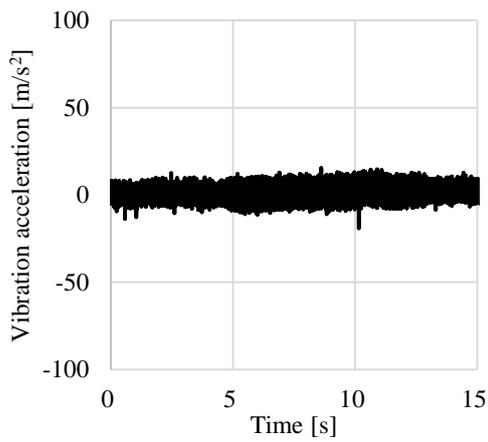
(b) Tile angle of 0.056 deg



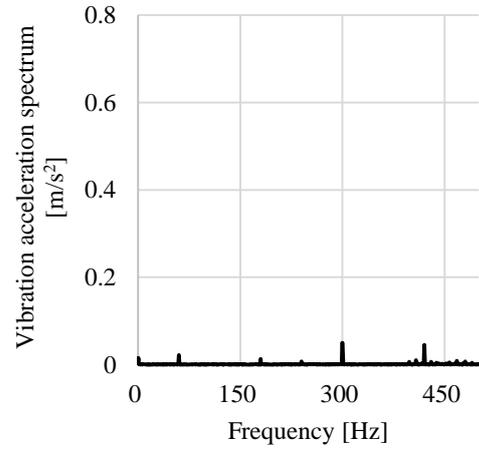
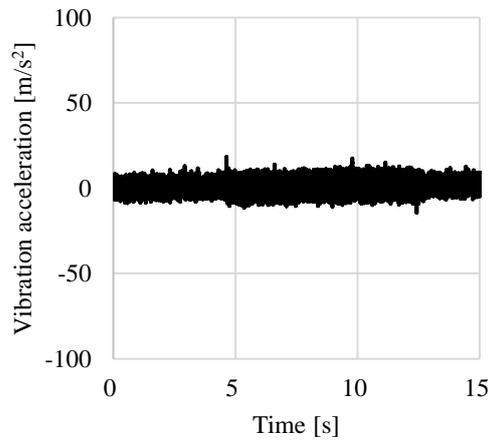
(c) Tilt angle of 0.095 deg



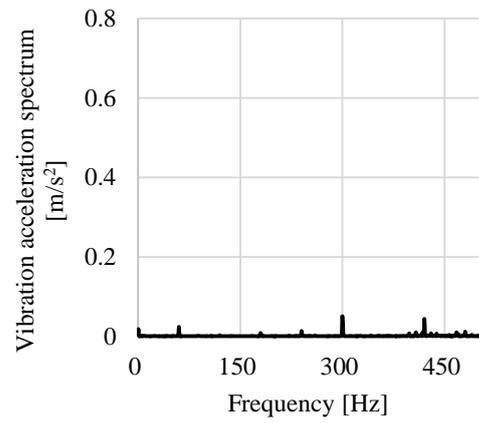
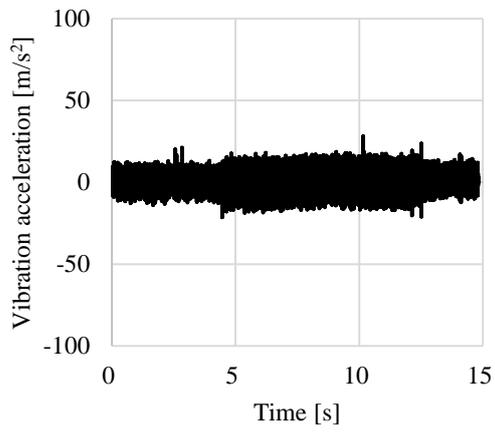
(d) Tilt angle of 0.130 deg



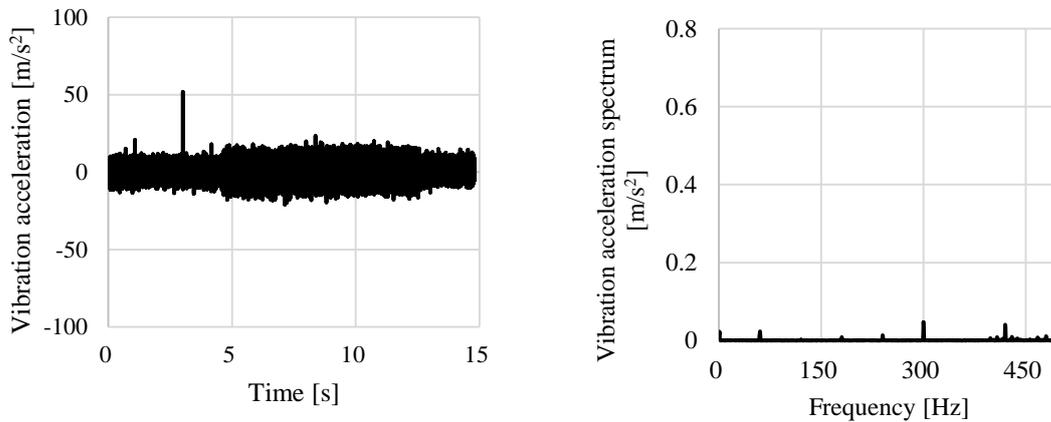
(e) Tilt angle of 0.176 deg



(f) Tilt angle of 0.195 deg



(g) Tilt angle of 0.377 deg



(h) Tilt angle of 0.797 deg

Fig. 3.13. Measured vibration acceleration during cutting and Fourier transform of measured vibration acceleration in the investigation into the tilt angle.

Fig. 3.14. に工具傾き角に対するゲインマージンとバニシング領域幅を示す. 実線がゲインマージン, 点線がバニシング領域幅を示す. この解析結果は加工条件 (Table 3.9.) のもと, 比バニシング抵抗 P_b^s (Table 3.3.), 比切削抵抗 P_c (Table 3.5.), ループコンプライアンス ϕ_l のモーダルパラメータ (Table 3.6.), 剰余コンプライアンス ϕ_r (Table 3.7.), および本章 2 節 6 項で同定した最大静的バニシング深さ $7.35 \mu\text{m}$ を使って求められる. Fig. 3.14. において実線上の印は"○"がびびり振動無しを表し, "×"がびびり振動有りを示す. この結果から, 工具傾き角が小さくなるとバニシング領域幅が増加し, ゲインマージンが減少することが分かる. 工具傾き角が 0.13 deg の条件以外では解析結果と実験結果は良く一致している. すなわち, バニシングプロセスを考慮したゲインマージンが 1 未満のとき, 実験ではびびり振動が発生する傾向である. 工具傾き角が 0.13 deg の条件において実験と解析の誤差は約 18% である. 今回の条件では切削プロセスのみを考慮した旋削プロセスのゲインマージンは無限大であるため, ゲインマージンが 1 未満のときにびびり振動が発生しているのはバニシングプロセスが原因であると言える. 以上の結果より, 工具傾き角, すなわちバニシング幅に関して安定性は敏感であることが分かった. したがって, ワイパーインサートのワイパー稜線の幅は正確に管理する必要がある.

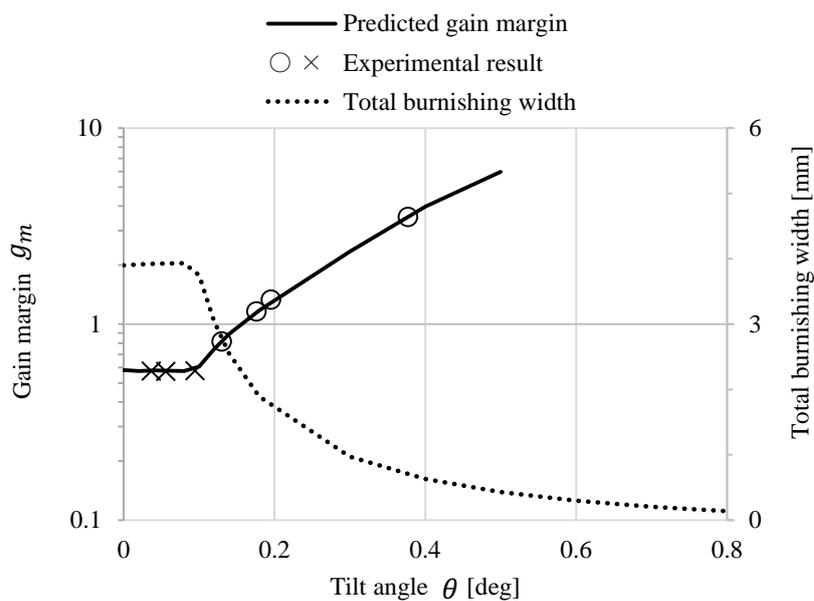


Fig. 3.14. Predicted gain margin and experimental results with varied tilt angles.

Fig. 3.15. に工具傾き角に対する理論面粗度と検証加工ワークの面粗度を示す。実線が式(10)による理論面粗度であり、プロット点が実験結果の最大面粗さ R_y である。"○"がびびり振動無しを表し、"×"がびびり振動有りを示す。これは面粗度は工具傾き角が減少すると改善するが、過度の減少はびびり振動が起こることを意味している。ここで、Fig. 3.15. に示す面粗度は小さなノーズ半径を持つ従来の工具を使ったときより小さくなる。

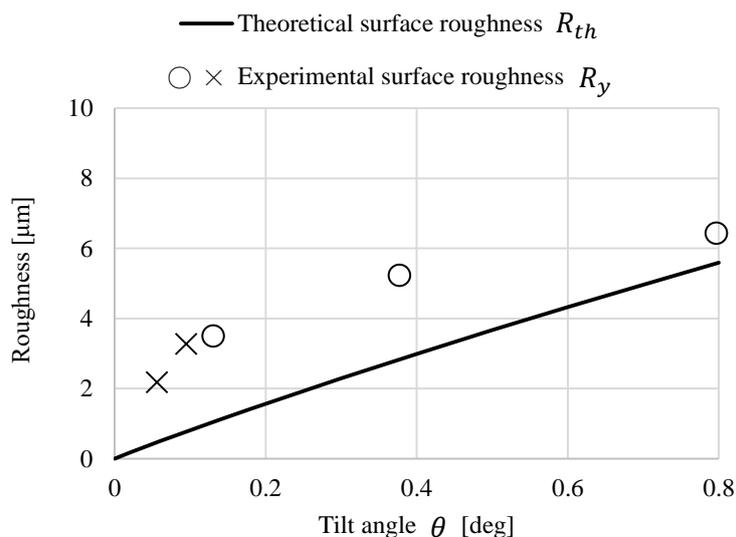
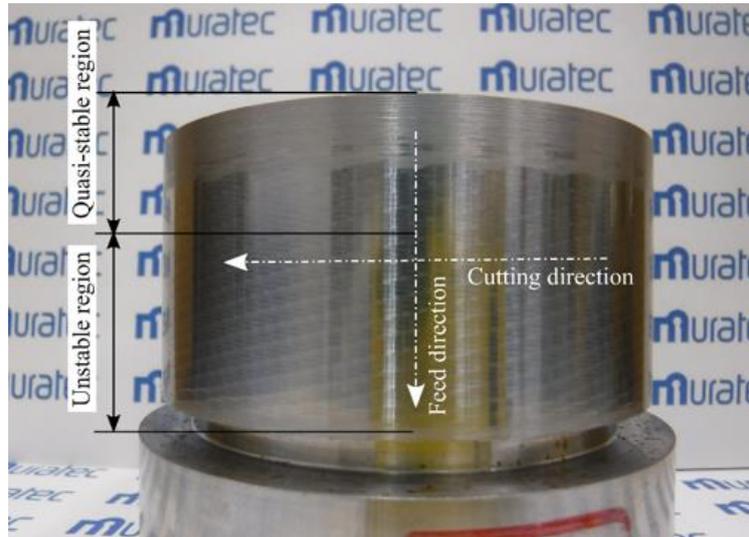
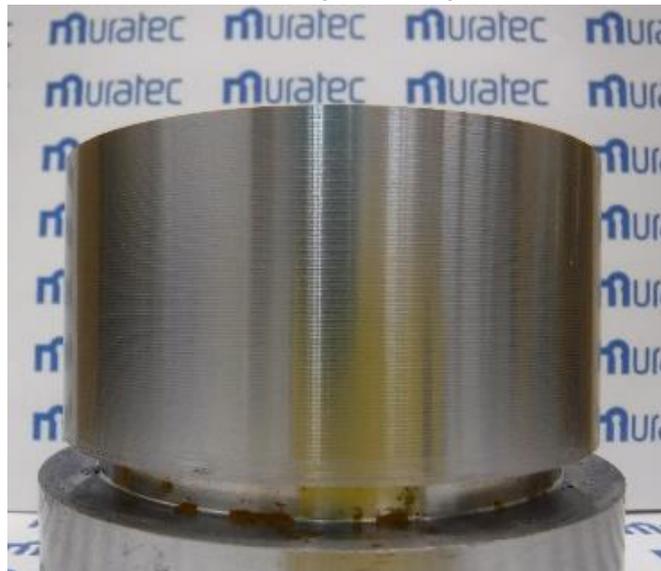


Fig. 3.15. Theoretical and experimental surface roughness.

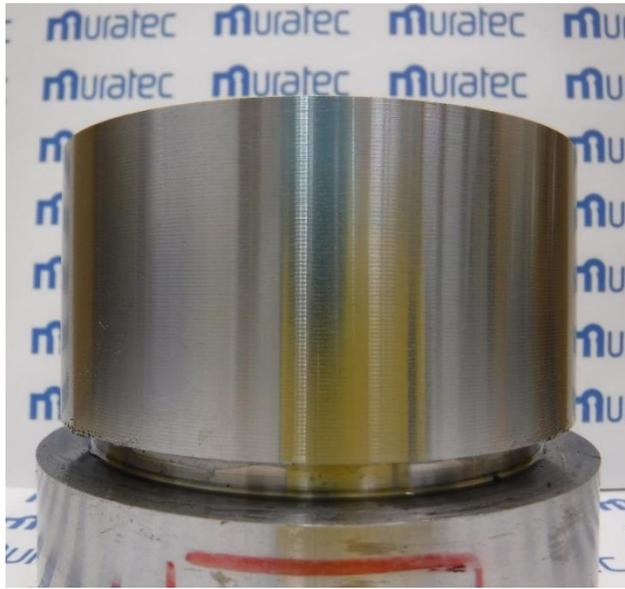
加工した被削材を Fig. 3.16. に示す. (a) は工具傾き角が 0.037 deg でびびり振動がある被削材, (b) は工具傾き角が 0.130 deg でびびり振動が無い被削材, (c) は工具傾き角が 0.377 deg で同様にびびり振動が無い被削材である. Fig. 3.17 は同じ加工条件で従来の工具を用いて Single point 切削を行った被削材である. (b), (c)のびびり振動が無い被削材では表面がバニシングされたため, Single point 切削の表面に比べて綺麗な光沢面となっていることが分かる. (a)のびびり振動がある結果において加工中の振動加速度を短時間 Fourier 変換した結果を Fig. 3.18. に示す. 切削はおよそ 4 sec に始まり, びびり振動が成長するのはおよそ 6 sec である. びびり振動が始まった時, びびり振動周波数は 320.1 Hz である. 回転速度計で測定した主軸回転速度は 664.2 min^{-1} であるため, 位相遅れ ε は
$$\varepsilon = \left(60 \times \frac{320.1}{664.2} - \text{INT} \left(60 \times \frac{320.1}{664.2} \right) \right) \times 360 = 329.8 \text{ deg}$$
 である. ここで, INT は括弧内の数値を切り捨てたときの最も近い整数を求める関数である. 構築したモデルによるびびり振動周波数と位相遅れは 354.7 Hz と 343.0 deg である. びびり振動周波数の実験と解析の誤差は約 11% であり, 同様に位相遅れの誤差は 4% である. それぞれ, 実験結果と良く一致している. したがって, バニシングプロセスを伴う再生びびり振動の位相遅れは 360 deg に近いことが実験的に証明された. 一方で従来の再生びびり振動の位相遅れは安定限界付近である 270 deg に近い. これは複数回転前の振動が再生するという特徴的なびびり振動であるために起こる現象である. これに関連して, 写真では非常に長い準安定領域, すなわち, びびり振動が成長するには時間がかかることが確認できる. 加工開始から成長するまで 2 sec かかっており, 主軸回転速度が 664.2 min^{-1} であることから約 22 回転分を要することが分かった. 一方で, 振動の成長は 8 sec 後に止まり一定となっているが, これは非線形現象が起こったと考えられる. その時の状況を表す切粉を Fig. 3.19. に示す. 切粉は連続しているが, 切削方向に幅は変化している. これはびびり振動の成長によって振動振幅が増加するにつれて, バニシング領域でも切削が起こったためである. この現象後のびびり振動周波数と位相遅れはそれぞれ 319.1 Hz と 297.2 deg であり, びびり振動が発生した初期より低い. これは複数回転前のバニシングは常に起こるわけではないことと, バニシングプロセスにおける再生が減少する間に切削プロセスにおける再生が増加することによるものである. したがって, プロセスは切削プロセスのみの従来の再生びびり振動に近くなり, 位相遅れは 270 deg に近づく.



(a) Tilt angle 0.037 deg



(b) Tilt angle 0.130 deg



(c) Tile angle 0.377 deg

Fig. 3.16. Cut surfaces with different tilt angles.

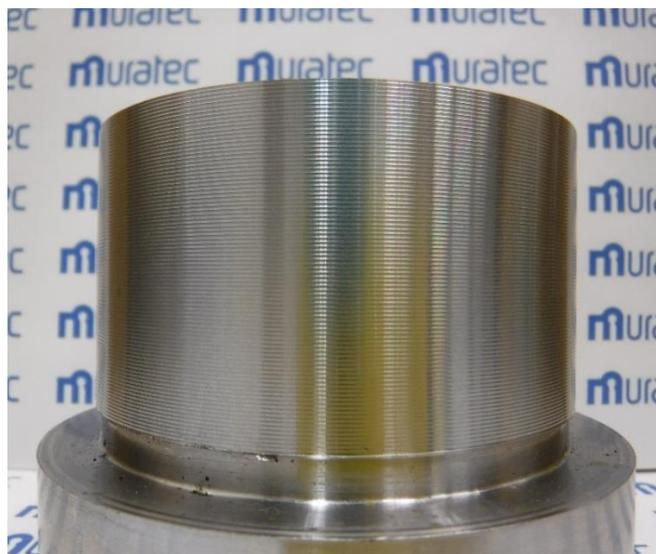


Fig. 3.17. Cut surface with single point.

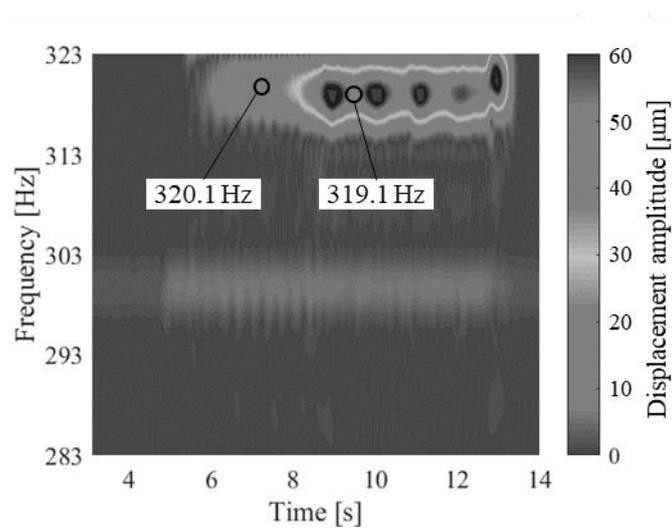


Fig. 3.18. Short-time Fourier transform of measured vibration at tilt angle of 0.037 deg.



Fig. 3.19. Chip at tilt angle of 0.037 deg.

第2項 送り速度の影響検証

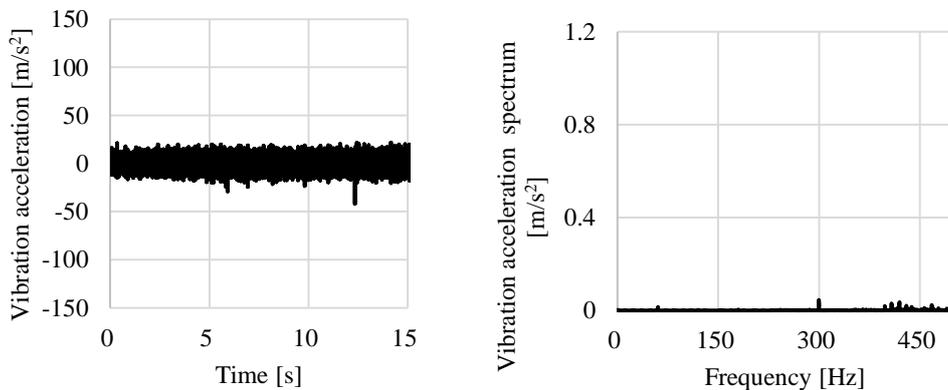
次に送り速度の影響について調べる。第2章の解析結果からバニシング領域幅がこのびびり振動の安定性を支配していることが分かっており、送り速度はそれほど影響しない。ここで送り速度を変化させることは再生の回数を変化させることを意味する。これを実験で検証する。ここでは工具傾き角は0 degにセットし、送りは0.3, 0.5, 1.0 mm/revの3条件とした。バニシング領域幅は工具の直線切れ刃長さから送りを引いた長さで決まる。切削の条件をTable 3.10.に示す。振動加速度は他の試験と同様に主軸ハウジングに設置した加速度センサで測定する。

Table 3.10. Cutting conditions for investigation into effect of feed rate.

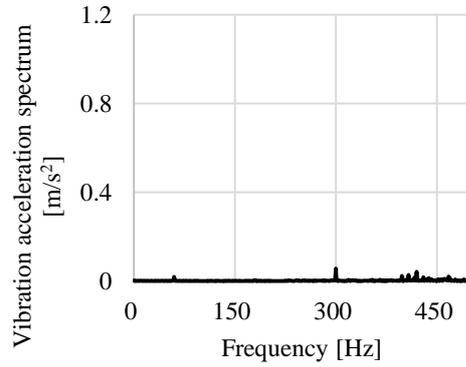
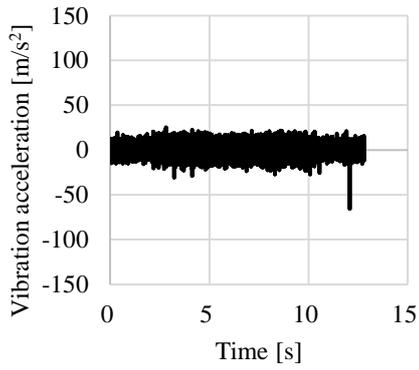
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2

Feed rate f [mm/rev]	0.3, 0.5, 1.0
Coolant condition	Dry cutting
Tilt angle of insert θ [deg]	0.014 or less
Workpiece material	C45 (ISO)

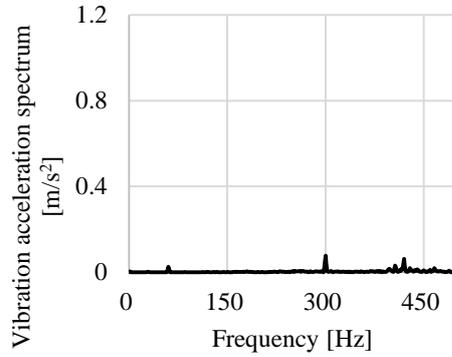
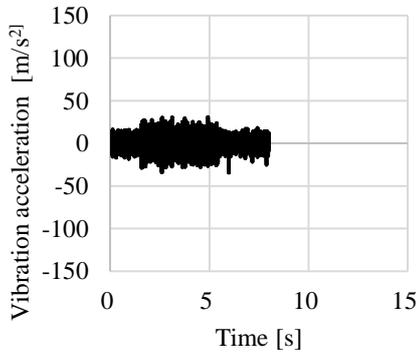
Fig. 3.20. に測定した振動加速度の結果を示す. Fig. 3.20. (a), (b), (c) は直線切れ刃長さが 2.0 mm の場合で, 送りがそれぞれ 0.3, 0.5, 1.0 mm/rev のときの振動加速度とそれを Fourier 変換した結果である. 同様に(d), (e), (f) 直線切れ刃長さが 3.0 mm の場合で, 送りがそれぞれ 0.3, 0.5, 1.0 mm/rev のときの結果である. 直線切れ刃長さが 2.0 mm の場合にはびびり振動が発生していないことが分かる. 一方で直線切れ刃長さが 3.0 mm の場合には激しいびびり振動が発生していることが分かる. Fig. 3.21. に整理した結果を示す. 実線と破線はそれぞれ直線切れ刃長さが 2.0 mm と 3.0 mm の結果を示す. 直線切れ刃長さが 2.0 mm の加工ではほとんどの状態で安定となる解析結果となっている. 直線切れ刃長さが 3.0 mm の加工では全ての状態で不安定となる解析結果となっている. "○"がびびり振動無しを表し, "×"がびびり振動有りを示す. 直線切れ刃長さが 3.0 mm のとき送りが 1.0 mm/rev の条件以外で実験と解析は一致することが確認できる. すなわち, バニシングプロセスを考慮したゲインマージンが 1 未満のとき, 実験ではびびり振動が発生する傾向である. 直線切れ刃長さが 3.0 mm で送りが 1.0 mm/rev の条件において実験と解析の誤差は約 23%である. Fig. 3.22. に送りに対するバニシング領域幅の計算結果を示す. 送りの増加は安定性に大きく影響しないが, バニシング領域幅は送りに対して線形に減少するということは, 安定性は僅かに増加することを意味する. これは解析結果で示すとおりである. 以上より, 実験と解析は良く一致しており, 送り, すなわち再生の回数は安定性には大きく影響しないことが示される.



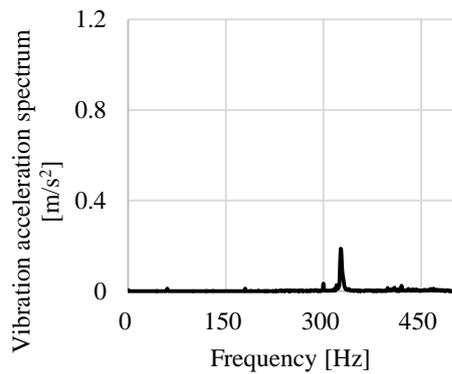
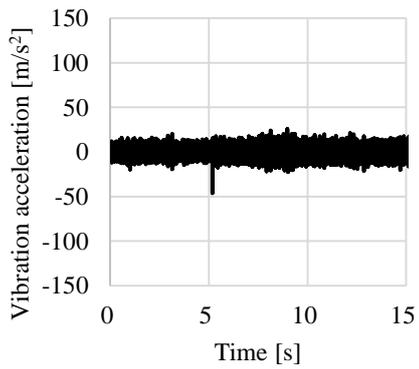
(a) Straight edge width is 2.0 mm and feed rate is 0.3 mm/rev



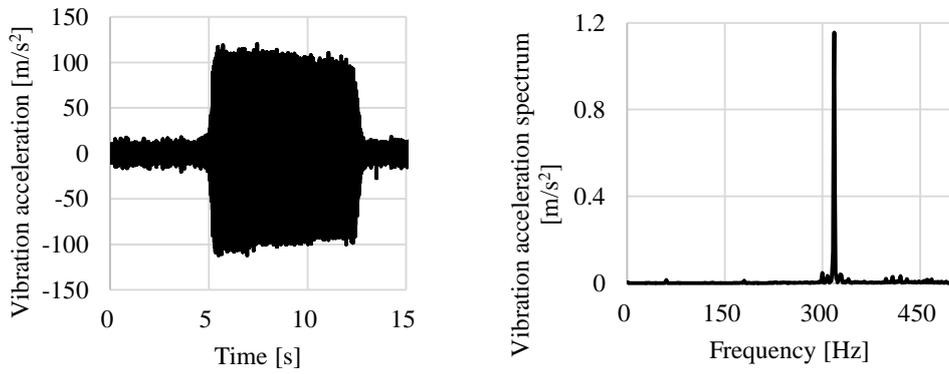
(b) Straight edge width is 2.0 mm and feed rate is 0.5 mm/rev



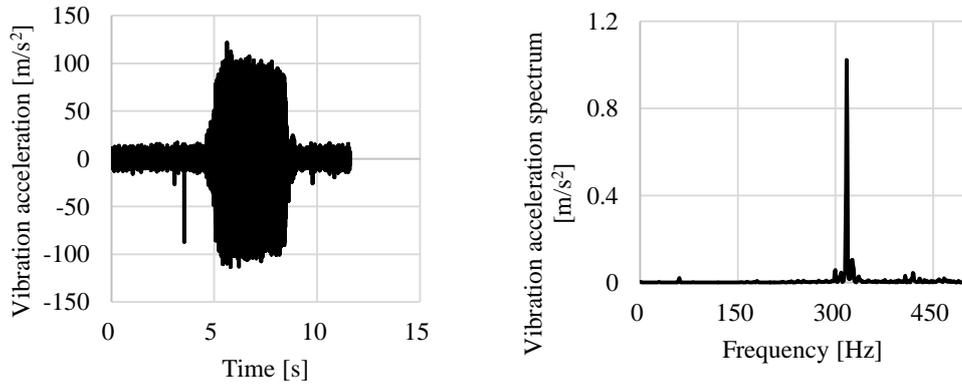
(c) Straight edge width is 2.0 mm and feed rate is 1.0 mm/rev



(d) Straight edge width is 3.0 mm and feed rate is 0.3 mm/rev



(e) Straight edge width is 3.0 mm and feed rate is 0.5 mm/rev



(f) Straight edge width is 3.0 mm and feed rate is 1.0 mm/rev

Fig. 3.20. Measured vibration acceleration during cutting and Fourier transform of measured vibration acceleration in the investigation into the feed rate.

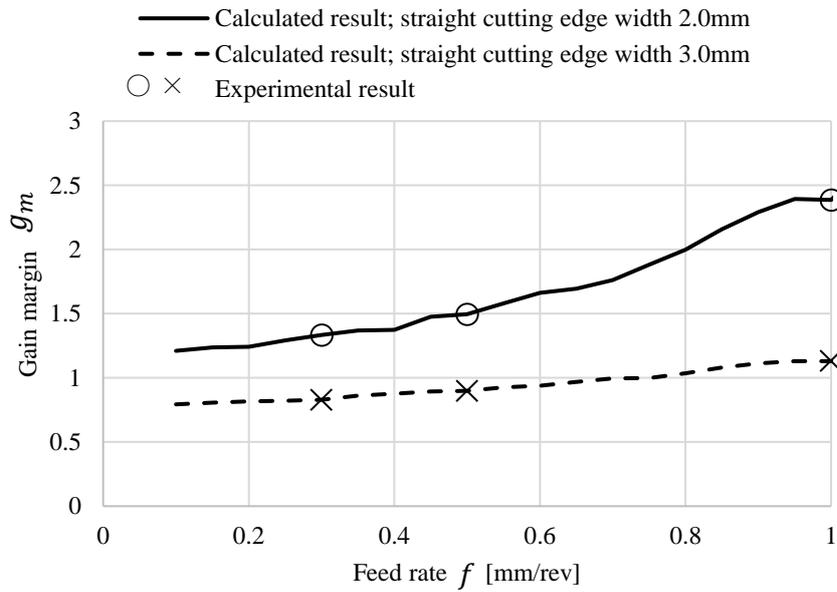


Fig. 3.21. Predicted gain margin and experimental results with the varied feed rates.

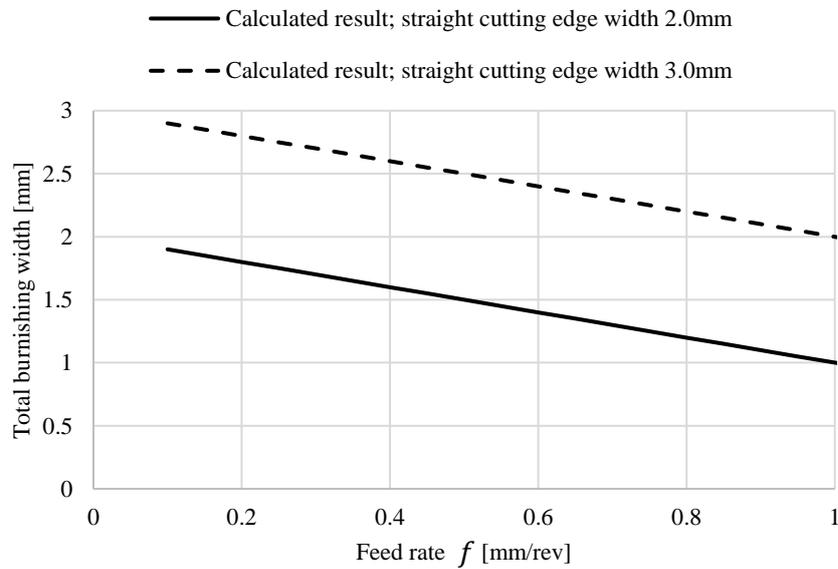


Fig. 3.22. Calculated total burnishing width.

第4節 結言

本章では第2章で構築した解析モデルの妥当性を検証するために、直線切れ刃を持つ単純形状のワイパーインサートを用いた加工を行った。1つは工具傾き角を変数とすることでバニシング領域幅の影響を調べる加工を行った。もう一方は、送り速度を変数とす

ることで再生の回数の影響を調べる加工を行った。初めに、安定性解析に必要な各種パラメータについて同定した。妥当性の検証は安定性をゲインマージンで評価した解析結果と、びびり振動の有無で評価した実験結果の比較を行った。バニシングプロセスを伴う再生びびり振動の発生メカニズム、安定限界、および特徴について調べた。次に本章で明らかにした結果を示す。

- (1) 安定性解析に必要な、バニシング力変動とその時の変位の関係である比バニシング抵抗は Hertz の接触理論による、すなわち力と変位は概ね線形であると決めた。今回の検証において、比バニシング抵抗は比切削抵抗に比べて約 28 倍で非常に大きな値であることが分かった。さらにバニシング幅は切削幅に比べて約 7 倍大きいことから、バニシングゲインは非常に大きくなることを示した。これは、バニシングゲインがプロセスの安定性を主に決めているということである。
- (2) 工具傾き角を変数とすることでバニシング領域幅の影響を調べる安定性解析と加工検証を行った。解析結果と実験結果では工具傾き角が 0.13 deg のときゲインマージンの誤差約 18% で一致しなかったが、それ以外の工具傾き角の条件では安定性解析と加工検証は一致した。すなわち、びびり振動はゲインマージンが 1 以下のときに生じること、および安定性はバニシング幅で主に決まることが検証できた。
- (3) びびりの振動周波数は解析結果と実験結果で誤差が約 11% で概ね一致することが確認できた。さらに、現在の振動と過去の振動の位相差は解析結果と実験結果で誤差が約 4% で概ね一致することが確認できた。また、解析結果の位相遅れは 329.8 deg であり、 360 deg に近いという特徴を確認できた。
- (4) びびり振動が成長するまでの間、複数回転前の振動が再生する必要があるため長い時間がかかるという、もう一つの特徴を確認できた。加工回転速度が 664.2 min^{-1} であることから成長するまでには約 22 回転を要したことが分かった。
- (5) 面粗度について計算による予測では工具傾き角の増加によって理論面粗度はほぼ線形に増加することを示した。実際に被削材の測定を行った結果は、ほぼ線形に増加していることが確認できた。以上より、粗さとびびり振動抑制を両立することは適切な工具傾き角、もしくはより実用的には適切なワイパー半径を選ぶことが必要であると言える。
- (6) 送り速度を変数とすることで再生の回数の影響を調べる安定性解析と加工検証を行った。直線切れ刃長さが 3 mm の工具で送りが 1 mm/rev のとき、解析結果と実験結果では一致しなかった。この条件におけるゲインマージンの誤差は 23% である。それ以外の送りの条件では解析結果と実験結果は一致した。以上より、再生の回数は安定性に関係なく、バニシング幅で決まることが検証できた。また、送りの変化でバニシング幅は大きく変化しないため、安定性にほとんど影響しないことを確認できた。

2つの加工検証において第2章で構築した解析モデルを用いた安定性解析結果と実験結果は概ね一致することが確認できた。また、バニシングプロセスを伴う再生型びびり振動の特徴の一つである現在の振動と過去の振動の位相差は解析結果と実験結果で一致することが確認できた。もう一つの特徴である、びびり振動が成長するまでに複数回転を要することも実験結果で確認できた。以上より、バニシングプロセスによる多重再生を考慮したモデルは定性的にも定量的にも有効であることが確認できた。また、予測したびびり振動の発生メカニズム、安定性、および特徴も同様に正しいことが確認できた。

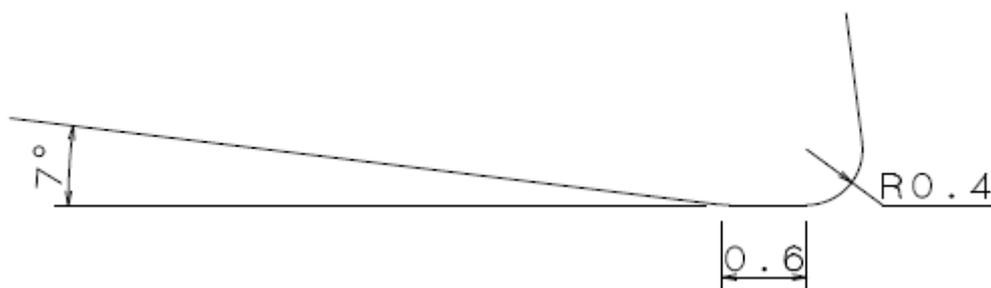
第4章 ワイパーインサートのワイパー部切れ刃形状設計例

第1節 緒言

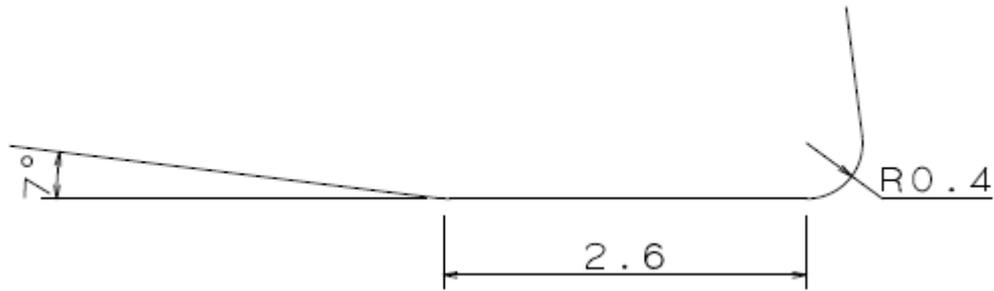
ワイパーインサートのワイパー部切れ刃形状（以降、ワイパー形状と呼ぶ）は一般的に理論面粗度に着目してその形状が設計されている。びびり振動安定性を定量的に考慮して検討した形状についてこれまでに報告はない。一方でワイパーインサートを用いた加工では、しばしばびびり振動が発生することを鑑みると、設計においてびびり振動安定性を要件として加えることが必要であると言える。本研究では第3章までで、バニシングプロセスを考慮した安定性解析モデルの妥当性を実証した。本章ではこの成果を具体的なワイパー形状の設計に活用できることを示す。

第2節 ワイパー形状

Fig. 4.1. にワイパー形状の設計例を示す。(a)はワイパー部に直線切れ刃長さ 0.6 mm を持つ形状であり Type A と呼ぶこととする。(b)はワイパー部に直線切れ刃長さ 2.6 mm を持つ形状であり Type B と呼ぶこととする。(c)はノーズ半径に続き、大きなワイパー半径を持つ形状であり Type C と呼ぶこととする。いずれのタイプもノーズ半径は 0.4 mm とする。ここで、(a)および(b)の形状は被削材の外径長手方向とワイパー部の直線切れ刃を平行に出す必要があり実用的にはセッティングが難しいと考えられる。しかしながら、最もワイパー効果が高い形状であり理論面粗度が $0\mu\text{m}$ となるため、粗度の向上という点では有利である。一方、(c)の形状はノーズ半径 0.4 mm とワイパー半径 30.4 mm を連続的に繋いだ形状である。この様にワイパー部が円弧形状の場合、被削材と平行を出す必要が無く実用的にはセッティングが容易である。しかしながら、送りの増加で理論面粗度が徐々に大きくなると予想できる。



(a). Shape of wiper part Type A.



(b) Shape of wiper part Type B.



(c) Shape of wiper part Type C.

Fig. 4.1. Shape of wiper part.

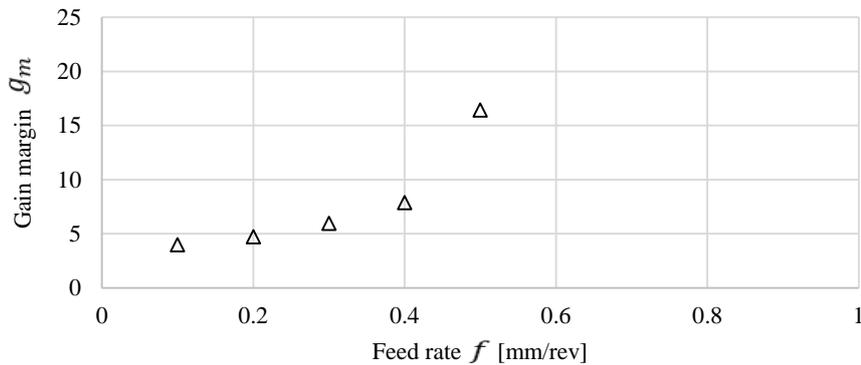
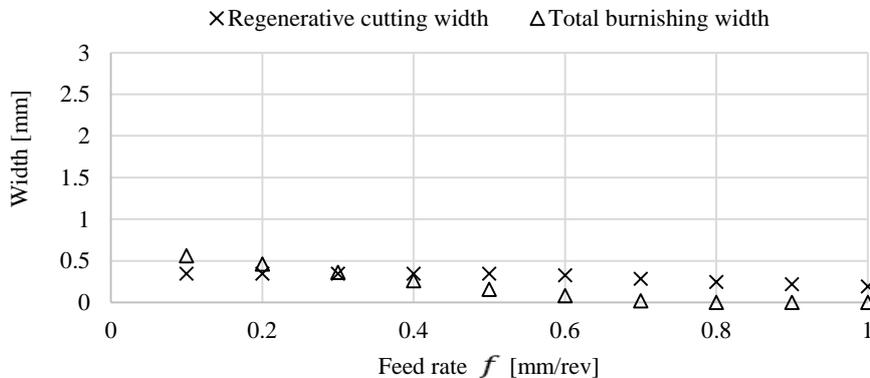
第3節 安定性解析, および解析結果

任意のワイパー形状の安定性を求めるため, 第2章の式(9)で与えられるゲインマージンを指標として用いる. 安定性解析の条件を Table 4.1. に示す. 解析では送り速度の条件を $f = 0.1 \sim 1.0$ mm/rev まで 0.1 mm/rev ずつ変化させたときの, ゲインマージン g_m を求める. 同時に切削幅, バニシング領域幅, および式(10)による理論面粗度 R_y を求める.

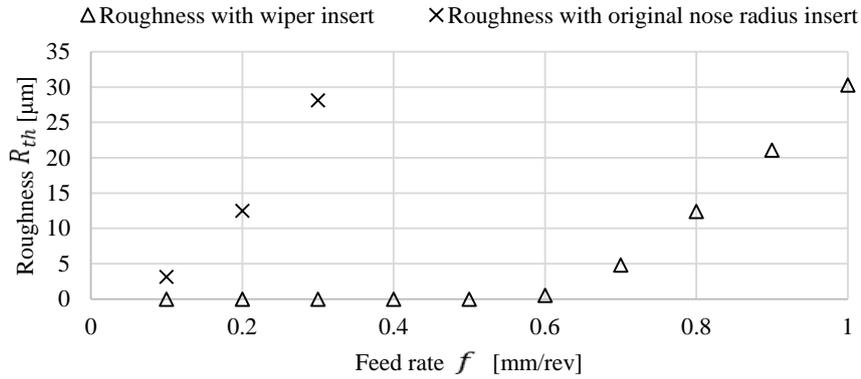
Table 4.1. Analytical conditions.

Equivalent stiffness K [N/m]	4.274×10^7
Equivalent damping coefficient C [Ns/m]	1.153×10^4
Equivalent mass M [kg]	13.6
Residual compliance Φ_r [m/N]	1.304×10^{-8}
Specific cutting force P_c [MPa]	1.529×10^3
Specific burnishing force P_b^s [MPa]	4.308×10^4
Spindle speed N_s [min^{-1}]	664.2
Depth of cut d [mm]	0.2
Feed rate f [mm/rev]	0.1 – 1.0 (variable)

初めに Fig. 4.1.(a)のワイパー形状 Type A の解析結果を示す. 横軸送り速度, 縦軸ゲインマージンとしてプロットした結果を Fig. 4.2.(a)に示す. また, (b)は同様に縦軸に幅として切削プロセスの再生幅を"×"で, バニシング領域幅を"△"で示す. (c)は同様に縦軸に理論面粗度として Type A を"△"で, ワイパー部の無い従来のノーズ半径 0.4 mm のインサートを"×"で示す. (a)に示すように送りの変化に対してゲインマージンは常に 1 以上で安定であり, 送りが 0.5 mm/rev より大きい条件ではゲインマージンは無限大となる. これは, ワイパー部の直線切れ刃の長さが短いため, (b)に示すようにバニシング領域幅が小さく, 送りが 0.6 mm/rev より大きい条件ではバニシング領域幅がほぼ 0 mm, もしくは 0 mm となるからである. 送りの増加によってゲインマージンが徐々に増加するのは第 2 章で示した通り, 切削幅に対してバニシング領域幅が相対的に小さくなるためである. (c)に示すように理論面粗度は従来のノーズ半径のインサートでは送りの 2 乗で大きくなるのに対して, ワイパーインサートでは理論面粗度を定める境界部が直線切れ刃の領域内となる送り条件 0.5 mm/rev 以下まで 0 μm である.

(a) Gain margin g_m .

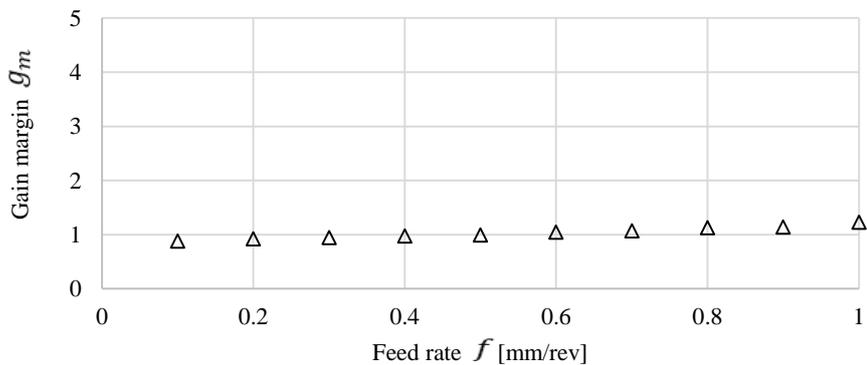
(b) Regenerative cutting width and total burnishing width.



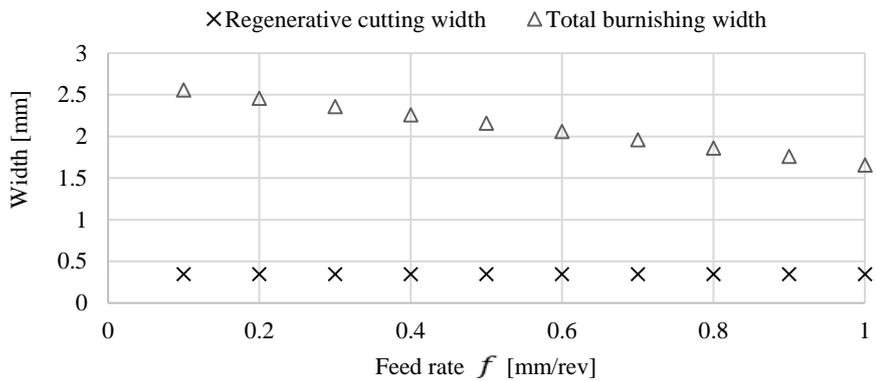
(c) Theoretical roughness R_{th} .

Fig. 4.2. Influence of feed rate on stability with wiper insert Type A.

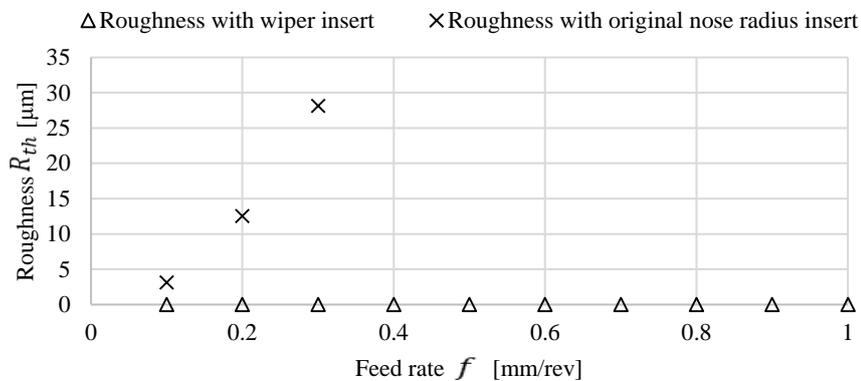
次に Fig. 4.1.(b)のワイパー形状 Type B の解析結果を示す. 横軸送り, 縦軸ゲインマージンとしてプロットした結果を Fig. 4.3.(a)に示す. また, (b)は同様に縦軸に幅として切削プロセスの再生幅を"×"で, バニシング領域幅を"Δ"で示す. (c)は同様に縦軸に理論面粗度として Type B を"Δ"で, ワイパー部の無い従来のノーズ半径 0.4 mm のインサートを"×"で示す. Type B では直線切れ刃の長さが Type A より 2 mm 長いため(b)に示すようにバニシング領域幅が大きい. このため(a)に示すように送りが解析の範囲内では Type A よりゲインマージンが小さい. 送りが 0.5 mm/rev 以下ではゲインマージンが 1 未満となり不安定となる. 一方, 理論面粗度は送りが解析の範囲内では面粗度を定める境界部が直線切れ刃の領域内であるため 0 μm である. Type A と Type B の結果より, 広い範囲の送り条件で粗度の向上を狙った直線切れ刃のワイパー形状のとき, バニシング領域幅が大きくなるため, びびり振動安定性は大きく悪化することが分かった.



(a) Gain margin g_m .



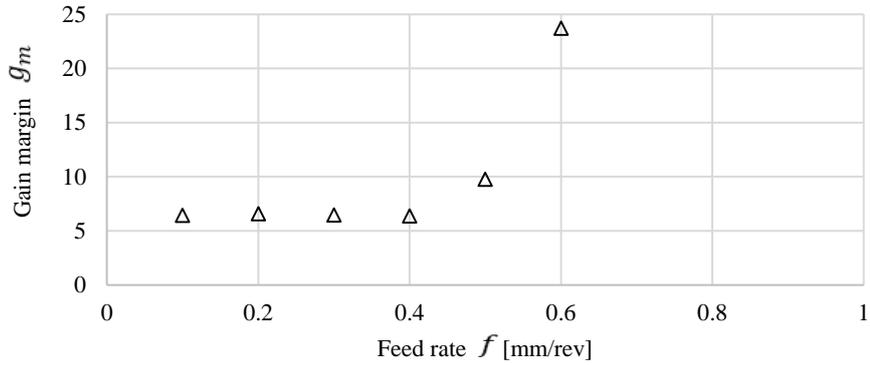
(b) Regenerative cutting width and total burnishing width.



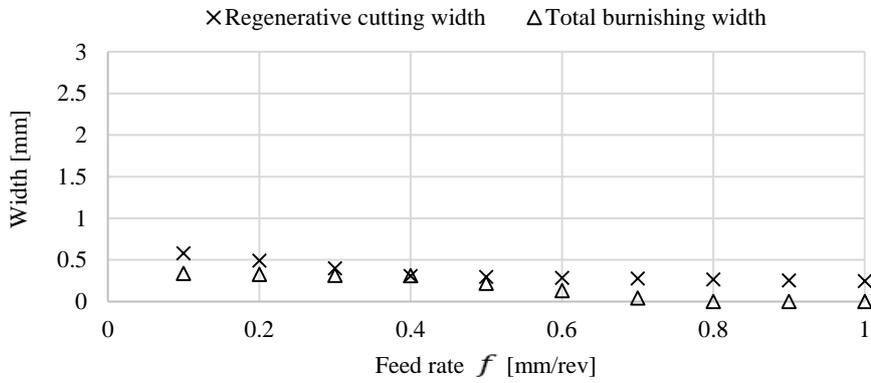
(c) Theoretical roughness R_{th} .

Fig. 4.3. Influence of feed rate on stability with wiper insert Type B.

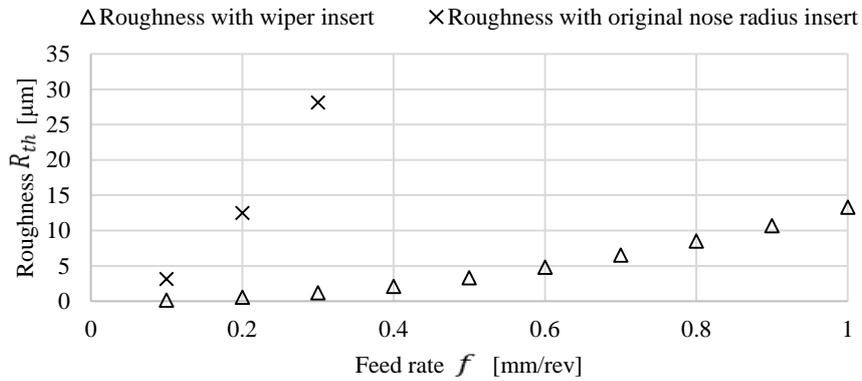
最後に Fig. 4.1.(c)のワイパー形状 Type C の解析結果を示す. 横軸送り, 縦軸ゲインマージンとしてプロットした結果を Fig. 4.4.(a)に示す. また, (b)は同様に縦軸に幅として切削プロセスの再生幅を"×"で, バニシング領域幅を"△"で示す. (c)は同様に縦軸に理論面粗度として Type C を"△"で, ワイパー部の無い従来のノーズ半径 0.4 mm のインサートを"×"で示す. (a)に示すようにゲインマージンは送りが 0.4 mm/rev まではほぼ一定で, それ以上で増大している. これは(b)に示すようにバニシング領域幅が送り 0.4 mm/rev まではほぼ一定で, それ以上で減少しているためである. (c)に示すように理論面粗度は Type A, および Type B の様に 0 μm とならずに徐々に大きくなっている. これはワイパー形状が大きなワイパー半径となっており, この部分に境界部ができるためである. しかしながら, 従来のノーズ半径のインサートより小さな理論面粗度が得られるためワイパーインサートとして機能を果たしている. Type C に比べ, 広い範囲の送り条件で理論面粗度の向上は狙えないが, びびり振動安定性と理論面粗度向上の両立を考えると有効なワイパー形状と考えられる.



(a) Gain margin g_m .



(b) Regenerative cutting width and total burnishing width.



(c) Theoretical roughness R_{th} .

Fig. 4.4. Influence of feed rate on stability with wiper insert Type C.

第4節 結言

本章ではワイパーインサートの形状設計例として3種類の形状について安定性解析を行った。以下に3種類のインサートについてまとめる。

- (1) ワイパー部を短い直線切れ刃の形状としたインサートは びびり振動安定性が高い。

境界部が直線切れ刃の領域内にある送り条件までは理論面粗度は $0 \mu\text{m}$ となるが、それ以上の送り条件では理論面粗度は急激に悪化する。

- (2) ワイパー部を長い直線切れ刃の形状としたインサートはびびり振動安定性が低い。送りが小さい条件ではゲインマージンが 1 以下で不安定となる。理論面粗度は広い範囲の送り条件で $0 \mu\text{m}$ となる。
- (3) ワイパー部を大きなワイパー半径の形状としたインサートはびびり振動安定性が高く、さらにある程度広い範囲の送り条件で理論面粗度が小さい。

本研究の成果によって、理論面粗度のみに着目したワイパー形状から、びびり振動安定性も考慮したワイパーインサートのワイパー形状の設計が可能となったことを示した。さらに、びびり振動安定性を考慮したワイパー形状の最適設計と第2章で示したように加工条件の最適化を組み合わせることで、より高い生産性や加工面品質が得られる旋削加工が可能となる。

第5章 結論

産業界における高生産性の追求でワイパーインサートが開発され実用化されている。ワイパーインサートはノーズ部で切削を行い、それに続くワイパー部で粗度の向上を行っている。この工具を用いた加工ではたびたびびびり振動の発生が報告されている。従来の再生びびり振動の理論に基づいた安定の条件で加工してもびびり振動が発生することが分かっている。このびびり振動のメカニズムや特徴はこれまでに明らかになっていなかった。本研究ではワイパーインサートによる高能率加工時のびびり振動についてその発生メカニズムの解明と安定限界の予測を実現することを目的とし、解析モデルを構築し安定限界の予測を行った。また、構築したモデルの妥当性を実加工で検証した。本章では、本研究で得られた結果を以下にまとめる。

第2章では、初めに切削プロセスにおける従来の再生びびり振動の分析を通して、以降で登場する変数や現象を理解することを目的として突っ切り加工の単純な2次元モデル解析を行った。

次にワイパーインサートを用いた旋削時に生じる新たに発見されたびびり振動現象についてメカニズムの解明を目的とした分析を行った。ワイパー部でのバニシングプロセスがびびり振動に影響していると推測し、ワイパー部の形状を直線として単純化したインサートを用いてバニシングプロセスを考慮した安定性モデルを提案した。提案したモデルを用いて加工条件を変数とした安定性解析を行い、このびびり振動の特徴を調べた。

直線切れ刃を持つ単純形状のワイパーインサートを用いた予備実験と同じ加工条件で解析を行い、ゲインマージンが0.584で不安定となることを示した。予備実験で新たに発見されたびびり振動が解析でも不安定であることから、構築した解析モデルが定性的に正しいことを示した。バニシング領域における再生を考慮したびびり振動の安定性は、同じ条件で加工した従来の再生びびり振動の安定性に比べて約1/200倍となることを解析結果から示した。このユニークなびびり振動の特徴の一つとして、バニシング領域では多重再生が起こっており、複数回転前の振動は現在の切削プロセスに影響を与えることが分かった。現在の振動と過去の振動の位相差は従来の再生びびり振動に比べて360 degに近く大きな値になることを示した。

工具傾き角を0~0.8 degで変数としてワイパー部のバニシング領域幅を変える解析結果から、工具傾き角の増加でバニシング領域幅は3.9~0.138 mmまで約1/28倍となり、ゲインマージンは0.584の不安定から無限大、すなわちびびり振動安定性が無限大になることを示した。バニシング領域幅はびびり振動安定性に大きく影響することが分かった。また、ワイパー部が被削材から離れることで理論面粗度が悪化することを示した。

送りを0.1~1.2 mm/revで変数として再生数を変える解析結果から、工具傾き角が0 deg

のとき、送りの増加によって再生数は44回から3回へ大きく減少するが、バニシング領域幅は26%程度しか減少しないため、びびり振動安定性は1.3倍程度しか増加しないことを示した。送りの増加で再生数が減少することと、切削幅の増加により相対的にバニシング領域幅が減少することが分かった。また、びびり振動安定性は、再生数には関係なくバニシング領域幅が支配的であることが分かった。また、理論面粗度は従来のノーズ半径を有するインサートでは送りの2乗に比例するが、ワイパー部が直線のインサートでは送りに対してほぼ線形となることを示した。

主軸回転速度を $500\sim 40000\text{ min}^{-1}$ で変数とした解析結果から、高回転域で安定性ローブが見られ、びびり周波数も同様に変化することが分かった。現在の振動と過去の振動の位相差は 360 deg に近く、その変化の幅は最大 6 deg 以下で小さいことを示した。バニシングプロセスを伴うびびり振動では多重再生によってびびり周波数が敏感に影響するため、安定性ローブは従来の再生びびり振動に比べて急峻となることが分かった。

切込みを $0.05\sim 0.5\text{ mm}$ で変数とした解析結果から、工具傾き角が 0 deg の場合、切込みの増加で切削幅は約1.8倍に増加するが、バニシング領域幅の方が切削幅より約3.9倍大きく、かつバニシング領域幅は変化しないため安定性は1%以下の変化しかないと示した。切込みが増加することで切削幅が増加するが、相対的にバニシング領域幅の方が大きいためびびり振動の安定性にほとんど影響しないことが分かった。

バニシングプロセスの再生を考慮したびびり振動安定性について、バニシング領域幅が主にプロセスの安定性を決めていることが明らかになった。各種加工条件を変数とした解析によって、バニシングプロセスを含まない従来の再生びびり振動にはない特徴を示した。また、安定性に加えて、切削・工具の条件と理論面粗度の関係について明らかにした。

第3章では、第2章の安定性解析で明らかにした特徴のうち、バニシング領域幅の影響（工具傾き角を変化させた）と再生の回数の影響（送り速度を変化させた）について実際の加工を行いモデルの妥当性を検証した。また、安定性解析に必要な比バニシング抵抗、比切削抵抗、機械ループコンプライアンス、剰余コンプライアンス、および弾性回復量について同定した。比バニシング抵抗については、Hertzの接触理論に基づいて力と変位が概ね線形であるとして算出した。比切削抵抗については、送りを変化させたときの切削力を測定し、送りに対する切削力の傾きから同定した。比バニシング抵抗は比切削抵抗に比べて約28倍で非常に大きな値であることが分かった。機械ループコンプライアンスについては、インパルス応答法によって測定した。この測定で考慮できていない部分については、剰余コンプライアンスとして、別途、静的な押し込み試験で求めた。静的な押し込み試験ではインサートを被削材に押し付けた後、ゆっくりと引き戻すときの変位と力を測定し、その傾きからHertzの接触理論で求めた接触部の弾性変形のコンプライアンスを引いて剰余コンプライアンスを求めた。弾性回復量は工具傾きをつけたセッティングで実際の加工を行い、刃先の接触状態から求めた。

工具傾き角を変数とすることでバニシング領域幅の影響を調べる安定性解析と加工検証を行った。解析結果と実験結果では工具傾き角が 0.13 deg のとき一致しなかったが、それ以外の工具傾き角の条件では一致した。すなわち、びびり振動はゲインマージンが 1 以下のときに生じること、および安定性はバニシング幅で主に決まることが検証できた。びびりの振動周波数は解析結果と実験結果で誤差が約 11% で概ね一致することが確認できた。さらに、現在の振動と過去の振動の位相差は解析結果と実験結果で誤差が約 4% で概ね一致することが確認できた。また、解析結果の位相遅れは 329.8 deg であり、 360 deg に近いという特徴を確認できた。びびり振動が成長するまでの間、複数回転前の振動が再生する必要があるため長い時間がかかるという、もう一つの特徴を確認できた。計算による予測では工具傾き角の増加によって理論面粗度はほぼ線形に増加することを示した。実際に被削材の測定を行った結果は、ほぼ線形に増加していることが確認できた。

送りを変数とすることで再生の回数の影響を調べる安定性解析と加工検証を行った。直線切れ刃長さが 3 mm の工具で送りが 1 mm/rev のとき、解析結果と実験結果では一致しなかった。この条件におけるゲインマージンの誤差は 23% である。それ以外の送りの条件では解析結果と実験結果は一致した。再生の回数は安定性に関係なく、バニシング幅で決まることが検証できた。また、送りの変化でバニシング幅は大きく変化しないため、安定性にほとんど影響しないことを確認できた。

以上より、バニシングプロセスによる多重再生を考慮したモデルは定性的にも定量的にも有効であることが確認できた。また、予測したびびり振動の発生メカニズム、安定性、および特徴も同様に正しいことが確認できた。

第 4 章ではワイパーインサートのワイパー形状の設計例として直線切れ刃長さが異なる 2 種類の形状と、ノーズ半径に続き、大きなワイパー半径を持つ形状についてびびり振動安定性と理論面粗度について求めた。バニシング領域幅が大きいインサートほど送りに対するゲインマージンは小さくなることを示した。本研究で構築した安定性解析モデルを用いて、様々なワイパー形状の安定性を解析することができることを示した。理論面粗度のみに着目したワイパー形状から、びびり振動安定性も考慮したワイパーインサートのワイパー形状の設計が可能となったことを示した。

以上、本研究ではバニシングプロセスを伴うワイパー旋削時特有の再生びびり振動についてメカニズムを分析し、安定性解析モデルを構築した。構築したモデルの妥当性を実加工の検証で確認した。加工条件を変数として安定性解析を行い、びびり振動の特徴を明らかにしたことでより理解を深めることができた。ワイパーインサートの目的である高能率加工を実現するためには、面粗度だけではなくびびり振動にも注意してワイパー形状を設計しなければならない。これまで、ワイパー形状とびびり振動の関係は明らかになっていないため、インサートの設計は試行錯誤が必要であった。本研究の成果によってイ

ンサートの設計段階でびびり振動の予測が可能となった。また、びびり振動が起こらない条件のもとで加工条件を最適化することも可能となった。一方、びびり振動の抑制については本研究では検討できていない。びびり振動メカニズムが明らかになったことで、抑制について今後の研究が進むことを期待したい。

参考文献

- [1] 工作機械副読本, ニュースダイジェスト社, 改訂第7版 (1984).
- [2] Tlustý J, Poláček M : The stability of the machine tool against self-excited vibration in machining, *Int. Res. in Production Engineering, ASME*, (1963) 465-474.
- [3] Tobias S, Burton A : *Machine-tool Vibration*, Blackie and Sons Ltd., (1965).
- [4] Merritt HE : Theory of self-excited machine tool chatter, *J. Eng. Ind., ASME*, 87,4 (1965), 447-454. .
- [5] Tlustý J, Ismail F : Basic non-linearity in machining chatter, *Annals of the CIRP* 30,1 (1981) 299-304.
- [6] Koenigsberger F, Tlustý J : *工作機械の力学*, 養賢堂, 第2版(1972).
- [7] Takemura T, Kitamura T, Hoshi T : Active suppression of chatter by programmed variation of spindle speed, *Annals of the CIRP*, 23 (1974) 121-122.
- [8] Inamura T, Sata T : Stability analysis of cutting under varying spindle speed, *Annals of the CIRP*, 23,1 (1974) 119-120.
- [9] Sexton J, Milne R, Stone B : A stability analysis of single-point machining with varying spindle speed, *App. Math. Modelling*, 1,6 (1977), 310-318.
- [10] Shamoto E, Akazawa K : Analytical prediction of chatter stability in ball end milling with tool inclination, *CIRP Annals Manufacturing Technology*, 58,1 (2009) 351-354.
- [11] Insperger T, Stepan G : Stability analysis of turning with periodic spindle speed modulation via semidiscretization, *Journal of Vibration and Control*, 10 (2004) 1835-1855.
- [12] Otto A, Radons G : Application of spindle speed variation for chatter suppression in turning, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 6,2 (2013) 102-109.
- [13] Albertelli P, Musletti S, Leonesio M, Bianchi G, Monno M : Spindle speed variation in turning: technological effectiveness and applicability to real industrial cases, *Int. J. Adv. Manuf. Technol*, 62 (2012) 59-68.
- [14] Altintas Y : *Manufacturing Automation 2nd Edition*, Cambridge University Press 2000.
- [15] Hayasaka T, Hongjin Jung, Azuma K, Shamoto E : Consolidated chatter stability prediction model considering material removing and ploughing processes, *Precision Engineering*, 59 (2019), 120-133.
- [16] Budak E, Altintas Y : Analytical prediction of chatter stability in milling-Part I: General Formulation, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 120,1 (1998) 22-30.
- [17] 2014 年 産業活動分析 : 自動車の海外現地生産と輸出入について, 経済産業省大臣官房調査統計グループ,

- [18] SandvikCoromant.URL:<https://www.sandvik.coromant.com/en-gb/knowledge/general-turning/pages/default.aspx>. Last visited: April 2nd, 2019.
- [19] Elbah M, Yallese MA, Aouici H, Mabrouki T, Rigal JF : Comparative assessment of wiper and conventional ceramic tools on surface roughness in hard turning, AISI 4140 steel. *Measurement* 46 (2013), 3041-3056.
- [20] D'Addona DM, Raykar SJ : Analysis of surface roughness in hard turning using wiper insert geometry, *Procedia CIRP*, 41 (2016), 841-846.
- [21] Schubert A, Nestler A : Enhancement of surface integrity in turning of particle reinforced aluminium matrix composites by tool design, *Procedia Engineering*, 19 (2011), 300-305
- [22] Valentin L.Popov. *Contact Mechanics and Friction*: Springer 2010.
- [23] Yoshimura T., Nagamatsu A. Estimation of variance of the frequency response function and its application to the curve fit , *Japan Soc. Mech. Eng. int. J.*, 34,2 (1991) 227-232.
- [24] Kondo E, Kawagoishi N, Mukaihara T, Hikiji R. Cutting Force Acting on Blunt Cutting Edge (1st Report, A Basic Consideration on Cutting Force Occurrence). *Trans. Japan Soc. Mech. Eng. (C series)* 2000; 66(651): 3760-3765 (in Japanese).

研究業績

1. Hirose M, Hayasaka T, Shamoto E.; Unique Regenerative Chatter in Wiper-turning Operation with Burnishing Process, Part1: Prediction and Analytical Investigation of Generation Mechanism, Critical Stability, and Characteristics., Precision Engineering, The Japan Society for Precision Engineering
2. Hirose M, Hayasaka T, Shamoto E.; Unique Regenerative Chatter in Wiper-turning Operation with Burnishing Process, Part2: Experimental Verification of Its Predicted Generation Mechanism, Critical Stability, and Characteristics., Precision Engineering, The Japan Society for Precision Engineering

謝辞

本論文は，社会人ドクターとして名古屋大学大学院工学研究科の在学時，およびその後で行った研究の成果をまとめたものである．その間，本研究に関して多くの方々に様々なご協力を頂いたことに感謝の意を申し上げます．

名古屋大学大学院工学研究科 社本英二教授には，指導教員として基礎的なところから丁寧にご教授頂き，ここに深く感謝の意を申し上げます．また，十年来にわたり会社の技術指導を通して知識をご教授頂き，合わせて感謝申し上げます．

名古屋大学大学院工学研究科 早坂健宏助教には，共同研究者として研究内容の議論や論文作成に当たってのアドバイス，英語論文化の手助けなど数多くの助力を頂き，ここに深く感謝の意を申し上げます．

名古屋工業大学大学院工学研究科 糸魚川文弘教授，名古屋大学大学院工学研究科 梅原徳次教授，同大学院工学研究科 福澤健二教授には，論文の内容について議論させて頂き内容がより充実し明瞭になったこと，ここに深く感謝の意を申し上げます．

村田機械株式会社には博士後期課程への入学に当たり，財政の支援を頂いたこと，研究のために機械を貸して頂いたこと，研究時や博士論文の作成時に会社の業務を配慮して頂いたこと，など多大なご協力を頂いたことで研究に集中することができた．ここに深く感謝の意を申し上げます．

最後に，研究活動期間にわたり精神的に支援してくれた家族に改めて感謝します．