

エンドミル加工における
再生びびり振動に関する研究

足 森 雅 己

目 次

| | |
|----------------------------------|----|
| 主な記号 | iv |
| 第1章 緒 論 | 1 |
| 第2章 スクエアエンドミル加工における再生びびり振動の理論的解析 | 5 |
| 1. 緒 言 | 5 |
| 2. 再生びびり振動発生限界の理論的解析の基礎 | 6 |
| 3. 動的切削力を考慮した再生びびり振動発生限界の理論的解析 | 12 |
| 4. 再生びびり振動発生限界の理論解析結果 | 19 |
| 4.1 再生びびり振動の発生領域 | 20 |
| 4.2 再生びびり振動発生限界に及ぼす切削条件の影響 | 22 |
| 4.2.1 切削速度の影響 | 22 |
| 4.2.2 切削幅の影響 | 24 |
| 4.2.3 切込みの影響 | 25 |
| 4.2.4 切れ刃ねじれ角の影響 | 25 |
| 4.3 再生びびり振動発生限界に及ぼすエンドミル振動特性の影響 | 26 |
| 5. 結 言 | 27 |
| 第3章 スクエアエンドミル加工における再生びびり振動の実験的解析 | 28 |
| 1. 緒 言 | 28 |
| 2. 実験装置および実験方法 | 28 |
| 3. 実験結果および考察 | 30 |
| 3.1 エンドミルの振動特性 | 30 |
| 3.2 切削力波形とそのパワースペクトル | 31 |

| | | |
|---------|-------------------------------|-----|
| 3. 3 | 再生びびり振動の発生領域 | 3 3 |
| 3. 4 | 振動発生限界に及ぼす切削条件およびエンドミル振動特性の影響 | 3 5 |
| 3. 4. 1 | 切削速度およびエンドミル振動特性の影響 | 3 5 |
| 3. 4. 2 | 切削幅および切込みの影響 | 3 6 |
| 3. 4. 3 | 上向き・下向き削りの影響 | 3 7 |
| 3. 4. 4 | 切れ刃ねじれ角の影響 | 3 7 |
| 4. | 結 言 | 3 8 |
| | | |
| 第 4 章 | ボールエンドミル加工における再生びびり振動の理論的解析 | 4 0 |
| 1. | 緒 言 | 4 0 |
| 2. | 動的切削力を考慮した再生びびり振動発生限界の理論的解析 | 4 1 |
| 2. 1 | 瞬間切込み深さ | 4 1 |
| 2. 2 | 瞬間切削力 | 4 6 |
| 2. 3 | 再生びびり振動発生限界の理論的解析 | 4 7 |
| 3. | 再生びびり振動発生限界の理論解析結果 | 5 5 |
| 3. 1 | 再生びびり振動の発生領域 | 5 6 |
| 3. 2 | 再生びびり振動発生限界に及ぼす切削条件の影響 | 6 1 |
| 3. 2. 1 | 切削速度の影響 | 6 2 |
| 3. 2. 2 | 切込みの影響 | 6 3 |
| 3. 2. 3 | ピックフィードの影響 | 6 4 |
| 3. 2. 4 | 被削材傾斜角の影響 | 6 5 |
| 3. 3 | 再生びびり振動発生限界に及ぼすエンドミル振動特性の影響 | 6 6 |
| 4. | 結 言 | 6 7 |
| | | |
| 第 5 章 | ボールエンドミル加工における再生びびり振動の実験的解析 | 6 9 |
| 1. | 緒 言 | 6 9 |

| | |
|-----------------------|----|
| 2. 実験装置および実験方法 | 69 |
| 3. 実験結果および考察 | 71 |
| 3.1 エンドミルの振動特性 | 71 |
| 3.2 切削力波形とそのパワースペクトル | 72 |
| 3.3 再生びびり振動の発生領域 | 73 |
| 3.4 振動発生限界に及ぼす切削条件の影響 | 74 |
| 3.4.1 切削速度の影響 | 74 |
| 3.4.2 切込みの影響 | 75 |
| 3.4.3 ピックフィードの影響 | 75 |
| 3.4.4 被削材傾斜角の影響 | 76 |
| 4. 結 言 | 81 |
| | |
| 第6章 結 論 | 82 |
| | |
| 謝 辞 | 85 |
| | |
| 参考文献 | 86 |

主 な 記 号

| | | |
|------------|-----------------------------|-------------------------------------|
| A_a, A_b | 被削材変形領域面積 | mm^2 |
| A | 切込みの無次元量 | |
| a | 切込み | mm |
| b | 切削幅 | mm |
| c | 等価減衰係数 | $\text{N} \cdot \text{s}/\text{mm}$ |
| D | エンドミル直径 | mm |
| F | 切削力, 振動数 | N, Hz |
| F_0 | 振動が生じていないときの切削力 | N |
| F_c | 主分力 | N |
| F_f | 1刃当たりの送りの無次元量 | |
| F_n | 背分力, 固有振動数 | N, Hz |
| F_p | ピックフィードの無次元量 | |
| F_x | X 軸方向の切削力 | N |
| F_{XY} | $X-Y$ 平面における切削力 | N |
| F_{Xc} | 固有振動数付近の F_x の成分 | N |
| F_{Xm} | F_x の最大値 | N |
| F_Y | Y 軸方向の切削力 | N |
| F_Z | Z 軸方向の切削力 | N |
| F_{0XY} | 振動が生じていないときの切削力 | N |
| f | 1刃当たりの送り | mm/tooth |
| f_p | ピックフィード | mm |
| G_{cp} | 限界軌跡 | |
| G_m | 正規化された動的コンプライアンス | |
| G_m^* | 動的切削モデルにおける正規化された動的コンプライアンス | |

| | | |
|------------|--|----------|
| i | 整数 | |
| j | 虚数単位 | |
| K_v | 速度比 ($= 2\pi R / f$) | |
| k | 等価構造剛性 | N/mm |
| k_c | 切削剛性 | N/mm |
| k_{cXY} | k_c の $X-Y$ 平面の成分 | N/mm |
| k_d | 動的切削力係数 | N · s/mm |
| k_m | 方向性をもつ構造剛性 ($= k / \cos(\theta^* - \phi)$) | N/mm |
| L | エンドミル突出し長さ | mm |
| m | 等価質量 | kg |
| n | 整数 | |
| P_x | テーブル送り方向切削力のパワー | dB |
| R | エンドミル半径 | mm |
| S | 瞬間切込み深さ (ボールエンドミル) | |
| S_i | 見かけの切込み深さ (ボールエンドミル) | |
| S_h | 干渉深さ (ボールエンドミル) | |
| S_{\max} | 角度 ψ における切込み深さの最大値 (ボールエンドミル) | |
| s | ラプラス変換のパラメータ | |
| T, t | 時間 | s |
| u | 瞬間切込み深さ | mm |
| u_i | 微小切れ刃要素における瞬間切込み深さ | mm |
| u_{oi} | 振動が生じていないときの微小切れ刃要素における瞬間切込み深さ | mm |
| V | 切削速度 | m/min |
| V_f | テーブル送り速度 | mm/s |
| V_i | 任意の切れ刃部での切削速度 | m/min |

| | | |
|--------------------------------|----------------------------|--------------|
| w_a, w_b | 仕事 | $N \cdot mm$ |
| X | 座標軸 (テーブル送り方向) | |
| x | 座標軸 (エンドミルの振動方向に垂直な方向) | |
| Y | 座標軸 (水平切込み方向) | |
| Y' | 座標軸 (傾斜加工面に平行な方向) | |
| y | 座標軸 (エンドミルの振動方向) | |
| Z | 座標軸 (エンドミル軸方向) | |
| Z' | 座標軸 (傾斜加工面に垂直な方向) | |
| α | 有効すくい角 | rad |
| α_n | 垂直すくい角 | rad |
| β | 摩擦角 | rad |
| γ | 切れ刃ねじれ角 | rad |
| δ | 切削力方向 ($=\beta-\alpha$) | rad |
| ζ | 等価減衰比 | |
| ζ^* | 動的切削モデルにおける等価減衰比 | |
| η_c | 切りくず流出角 | rad |
| θ | 被削材傾斜角 | rad |
| θ^* | 加工面の垂線と切削力とのなす角 | rad |
| ν | 端数 ($0 < \nu < 1$) | |
| σ | 比切削エネルギー (単位体積当たりの除去エネルギー) | N/mm^2 |
| τ | 切削の周期 | s |
| τ_s | せん断強さ | MPa |
| $\phi, \phi_1, \phi_2, \phi_3$ | エンドミル回転角 | rad |
| ϕ_s | せん断角 | rad |

| | | |
|--------------------------------|---------------------------------------|-------|
| $\psi, \psi_1, \psi_2, \psi_3$ | 傾斜加工面に垂直な方向 (Z' 軸) から測った切れ刃 の角度 | rad |
| ψ^* | ボールエンドミルのボール部最下点からの切れ刃の 角度 | rad |
| ω | 角振動数 | rad/s |
| ω_n | 固有角振動数 | rad/s |

第 1 章 緒 論

ウィルキンソンが 1776 年に当時としては精密なシリンダ中ぐり盤を製作し、蒸気機関を成功させて 200 年以上になる。その間、工作機械の性能は目ざましく向上し、高性能マイクロプロセッサを搭載した最新のマシニングセンタでは、位置決め精度が $0.1\ \mu\text{m}$ 、主軸回転数が 40,000~50,000rpm、テーブル送り速度が 50m/min を超える高精度化・高速化が実現している。

一方、切削加工に直接関わる切削工具に目を転じてみると、高速度鋼から超硬、セラミック、最近では CBN (Cubic Boron Nitride) と高速切削の可能な工具材種が開発され、高能率加工に寄与している。

このように、切削加工の能率は従来に比べて格段に向上してきている。しかし、この能率の向上が自励振動の発生や工具摩耗の増大などを引き起こし、加工精度を低下させる場合もある。したがって、切削加工の総合的な高能率化、高精度化をさらに推し進めるためには、工作機械などのハードウェアの高性能化だけでなく、ソフトウェアである加工方法の最適化を図ることが不可欠と言える。そのためには、まず自励振動の発生など加工限界を支配する諸因子の特性を十分に把握することが重要である。

このような観点から本論文では、マシニングセンタで多用され、しかも重要な加工方法であるエンドミル加工を取り上げ、その再生びびり振動の発生限界を理論的・実験的に解析し、振動発生限界に及ぼす種々の切削パラメータの影響を明らかにするとともに、振動防止の基本方策を見い出すことを目的としている。

エンドミル加工は高速・高能率加工の場合に限らず、概して仕上げ面性状（加工精度、仕上げ面粗さ）が悪く、またびびり振動が生じやすい加工方法である。これはエンドミルの剛性と振動減衰性が他の切削工具に比べて低いことに起因している。そのため、従来数多くの研究がなされており、それらは以下のようにまとめることができる。

まず、仕上げ面性状のうち加工精度については、スクエアエンドミルによる側面切削、段切削、溝切削において、切削条件と加工精度の関係が明らかにされている^{1)~4)}。また、異形ねじれ刃のスクエアエンドミルについて、加工誤差が最小になるエンドミル形状が提案されている⁵⁾。さらに、ボールエンドミル加工では切削力からエンドミルのたわみを計算し、加工精度を評価している^{6)~7)}。

次に、仕上げ面粗さについては、スクエアエンドミル加工では工具摩耗が仕上げ面粗さに影響を及ぼすメカニズムを検討している^{8)~9)}。また、ボールエンドミル加工では、仕上げ面生成機構について詳細な研究がなされ、仕上げ面粗さに対する最適切削条件が検討されている¹⁰⁾。

このように、エンドミル加工における加工精度と仕上げ面粗さに関しては、これまで多くの報告があり、切削条件の最適化のための基礎的データはかなりあると言える。しかし、これらの加工精度と仕上げ面粗さに関する報告はエンドミル加工を静的な観点から見たもので、びびり振動のような動的な観点から見たものは比較的少なく、未だ実用的な振動発生限界線図は得られていないのが現状である。

びびり振動に関するこれまでの研究としては、スクエアエンドミルの切れ刃を不等ピッチ・不等ねじれ角にすることにより、切削抵抗の周期性をなくして振動を防止する方法^{11)~12)}、切りくず接触の拘束によるびびり振動抑制の研究¹³⁾、あるいは工具のたわみからびびり振動の安定性を調べた研究がある¹⁴⁾。また、旋削加工に対して Merritt が提案した安定性解析の手法をエンドミル加工へ拡張した研究もある^{15)~18)}。しかし、振動発生限界とそれを支配する切削パラメータとの関係を詳細に検討した研究はなく、またびびり振動の安定性解析に必要と考えられる動的切削力、すなわち工具の切込み方向の振動速度に比例する切削力を考慮した研究もない。今後高速・高能率加工を進めていくためには、びびり振動の発生限界を正確に把握し、実用的な振動発生限界線図を求めておくことが重要と考えられる。

本研究は以上の現状を踏まえて行うもので、6章で構成されている。第1章の緒論に続いて第2章と第3章では、スクエアエンドミル加工における再生びり振動の理論解析および実験解析、また第4章と第5章ではボールエンドミル加工における再生びり振動の理論解析および実験解析について述べ、そして第6章では本研究の結果を総括する。以下、各章の内容を簡単に記すと次のようになる。

本章に続く第2章では、スクエアエンドミル加工における再生びり振動を取り上げ、その基本的な切削様式である側面切削における理論解析を行う。ここでは、まず切れ刃各部の未切削切りくず厚さから瞬間切削力を求め、再生びり振動のブロック線図に基づいて振動安定性の判別式を導く。次に、振動発生限界に及ぼす種々の切削条件とエンドミルの剛性、固有振動数および減衰比の影響を明らかにし、エンドミル加工を行う上でのびり振動防止対策について考察する。以下、本論文では剛性、固有振動数および減衰比を振動特性と呼ぶことにする。なお、理論解析の中では動的切削力、つまり工具の切込み方向の振動速度に比例する切削力を考慮して再生びり振動の安定性を解析する。また、後述する切削面展開図を用いて再生びり振動の発生領域も理論的に解析する。

第3章では、第2章で得られた振動発生限界の理論解析結果を系統的な実験解析により調べ、理論の妥当性を確かめる。ここでは、スクエアエンドミルの側面切削実験を行い、切削面における振動発生領域を観察し、理論解析結果と比較・検討する。また、種々の切削条件とエンドミル振動特性に対する振動発生限界を調べ、動的切削力を考慮した理論解析の必要性を示す。

第4章では、ボールエンドミル加工を取り上げ、再生びり振動発生限界の理論解析を行う。解析方法は基本的に第2章の方法と同様であり、動的切削力を考慮して振動安定性を論じている。ボールエンドミル加工では、テーブルの送り方向によって4つの切削方式（上向きピックフィード・上向き削り、下向きピックフィード・上向き削り、上向きピックフィード・下向き削り、下向きピックフィード・下向き削り）がある。そのため、それぞれの切削方式について再生びり

振動の発生領域を切削面展開図を用いて調べる。また、各切削方式の振動発生限界に及ぼす切削条件とエンドミル振動特性の影響を明らかにするとともに、それらの影響の物理的解釈が切削面展開図を用いることで明快になることも示す。

第5章では、ボールエンドミルを用いた4つの切削方式の実験により、第4章で述べた振動発生限界の理論の妥当性を確かめる。また、振動発生限界に及ぼす切削方式、切削条件等の影響を明らかにするとともに、振動防止方法についても検討する。

第6章では、本研究の総括を行うとともに、得られた結果を踏まえて高能率・高精度なエンドミル加工の基本方策について述べる。

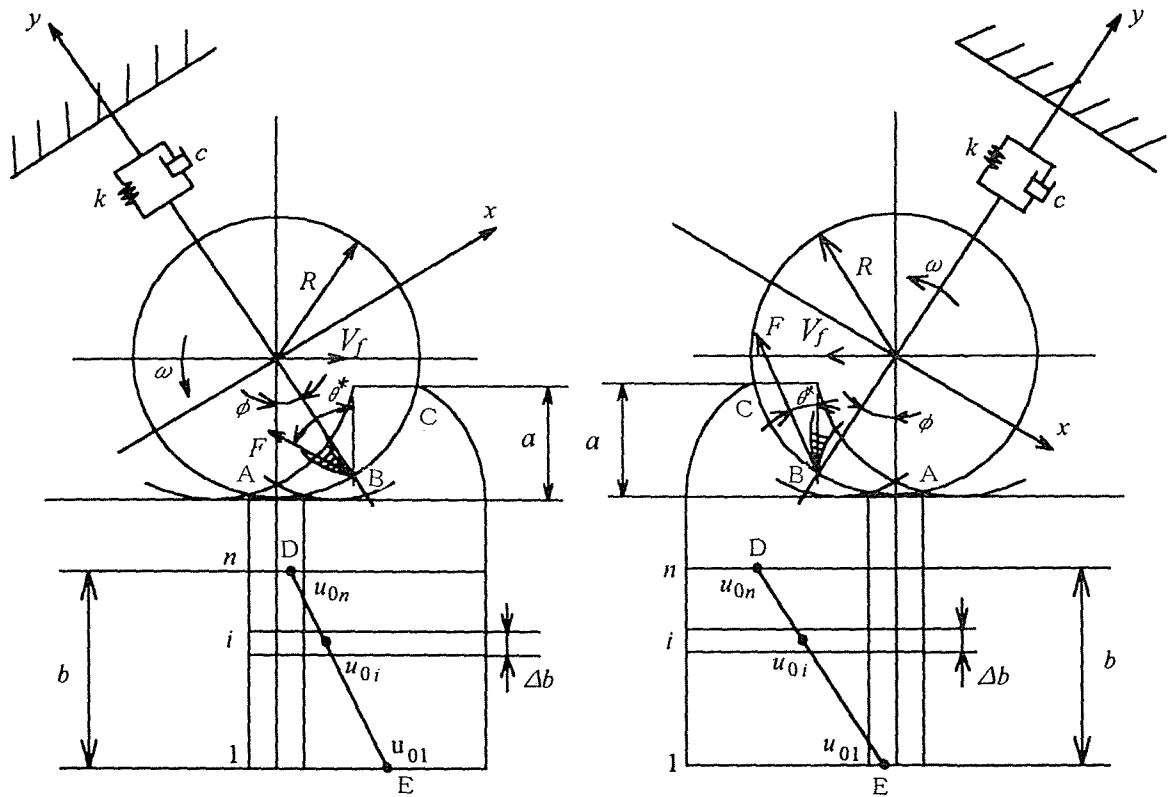
第2章 スクエアエンドミル加工における再生びびり振動の理論的解析

1. 緒 言

一般に、中ぐり棒やエンドミルのように細長く、しかも振動特性に方向性がある切削工具に対しては、再生びびり振動と連成びびり振動の発生が考えられる。しかし、従来の研究から再生びびり振動の発生限界の方が低く、再生びびり振動で工具の安定性が決まることが明らかになっている¹⁾。この再生びびり振動の原因は、前回の切削で生じた切削面の起伏によって次回の切削の切込み深さに変動が生じ、切削力が変化する再生効果である。

再生びびり振動の発生機構やその安定性は、これまで Merritt²⁾らによって主として旋削加工を対象に研究されてきたが、これらの解析では切削力の発生機構を静的にとらえているため、再生効果によってびびり振動が生じることは説明できても、加工中、実際に経験される低切削速度安定性が説明できなかった。一方、Tobias³⁾や Das⁴⁾、あるいは松原ら⁵⁾は、旋削加工における再生びびり振動の安定性を動的切削力を考慮して解析し、その妥当性を確かめている。

ここで言う動的切削力とは、切りくず厚さの変化による変動切削力以外の時間的に変化する切削力で、切削工具の切込み方向の振動速度に比例するものである。この動的切削力の考慮の必要性は、外周旋削加工に限らず中ぐり加工や研削加工でも指摘されている^{1) 6)~8)}。しかしながら、ますますその重要性が高くなっているエンドミル加工では、この動的切削力を考慮して再生びびり振動を理論的に解析したものは今のところ見あたらない。本研究は、この動的切削力を考慮することで正確な振動発生限界を求め、それを支配するパラメータを明らかにするものである⁹⁾。



(a) 上向き削り

(b) 下向き削り

図 2. 1 スクエアエンドミルによる側面切削のモデル

2. 再生びり振動発生限界の理論的解析の基礎

図 2. 1 はねじれ刃をもつスクエアエンドミルによる側面切削のモデルを示す。図 2. 1 (a) は上向き削りの切削モデルであり、図 2. 1 (b) は下向き削りの切削モデルである。これは半径 R のエンドミルが切削幅 b 、切込み a 、送り速度 V_f 、回転角速度 ω で切削を行っているモデルである。また図 2. 1 (a), (b) 中、図の上部は切削中のエンドミルの一断面を底刃の方向から見た図であり、下部は 1 刃による 1 回の切削でつくられる加工面（図上部の A-B-C 部）を平面に展開したものである。以下、この下部の図を切削面展開図と呼ぶ。切削面展開図中の斜めの線は被削材上をねじれた切れ刃が進んでいく様子を表している。ねじれ刃エンドミルによる加工では切れ刃の各部分で切込み深さが異なるため、図示されているよう

に切れ刃を n 個の微小要素に分割して考える。なお、再生びり振動の発生は瞬間切りくず厚さの変化に起因するものであるから、本研究では図 2. 1 のようにエンドミルの振動方向は各時刻における瞬間的な加工面に対して垂直な方向と考え、図中に示す 1 自由度の振動モデルで近似する。また、本モデルでは比較的小さな切削幅を想定しているため、切削力は切削に関わっている切れ刃（図中の D-E）の中央に集中荷重として作用するものとする。

微小切れ刃要素 i における瞬間切込み深さ $u_i(t)$ は、振動が生じていないときの切込み深さ $u_{0i}(t)$ および工具変位 $y(t)$ を用いて次式で表される。

$$u_i(t) = u_{0i}(t) - y(t) + y(t - \tau) \quad (2.1)$$

ここで、 $y(t - \tau)$ は前回切削時の工具変位、 τ は切削の周期である。

いま、瞬間切削力が瞬間切込み深さのみに依存すると仮定した、いわゆる静的切削過程を考えると、一般に連続切削の加工では瞬間切削力 $F(t)$ は瞬間切込み深さ $u(t)$ を用いて次式で表される。

$$F(t) = k_c u(t) \quad (2.2)$$

ここで、 k_c は切削剛性と呼ばれるもので切削幅に比例し、被削材材質や工具形状により決まる定数である。エンドミル加工の場合、瞬間切削力はねじれている切れ刃の微小切れ刃要素に作用する力の和として求められるので、瞬間切削力 $F(t)$ は次式で与えられる。

$$F(t) = \sum_i \{ \Delta k_c u_i(t) \} \quad (2.3)$$

ここで、 Δk_c は微小切削幅 Δb に対する切削剛性であり、また \sum_i は実際に切削に関わっている微小切れ刃要素について加算することを意味している。式 (2.3) に式 (2.1) を代入すれば、

$$\begin{aligned} F(t) &= \sum_i \{ \Delta k_c u_{0i}(t) \} - \sum_i [\Delta k_c \{ y(t) - y(t - \tau) \}] \\ &= F_0(t) - \sum_i [\Delta k_c \{ y(t) - y(t - \tau) \}] \end{aligned} \quad (2.4)$$

となる。ここで上式の右辺第1項 $F_0(t)$ は振動が生じていないときの切削力で、エンドミルの回転とともに刻々変化する瞬間切込み深さから求められる。

幅 Δb の微小切れ刃要素に作用する瞬間切削力は、2次元切削理論を用いると次式で表される。

$$\Delta F(t) = \frac{\tau_s u_i(t)}{\sin \phi_s \cos(\phi_s + \beta - \alpha)} \Delta b \quad (2.5)$$

ここで、 τ_s はせん断強さ、 ϕ_s はせん断角、 β は摩擦角、 α はすくい角である。式(2.3)と式(2.5)より、微小切削幅 Δb に対する切削剛性は次式で与えられる。

$$\Delta k_c = \frac{\tau_s}{\sin \phi_s \cos(\phi_s + \beta - \alpha)} \Delta b \quad (2.6)$$

ここで、ねじれ角をもつ各微小切れ刃要素に対して傾斜切削理論を適用する。この場合、式(2.5)中のすくい角は次式から求まる α (傾斜切削理論では有効すくい角と呼ばれる) で書き換えられる。

$$\sin \alpha = \sin \eta_c \cdot \sin \gamma + \cos \eta_c \cdot \cos \gamma \cdot \sin \alpha_n \quad (2.7)$$

ただし、 η_c は切りくず流出角、 γ はねじれ角、 α_n は垂直すくい角である。ここで、Stablerの法則により切りくず流出角 η_c がねじれ角 γ に等しいと仮定すると、

$$\sin \alpha = \sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma \cdot \sin \alpha_n \quad (2.8)$$

となり、 α が決定できる。また、せん断角 ϕ_s は次式に示される Merchant の第1切削方程式より計算できる。

$$\phi_s = \frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \beta + \alpha \right) \quad (2.9)$$

次に工具、すなわちエンドミルの運動方程式について述べる。本研究では、既に述べたように図2.1に示す1自由度の振動モデルを仮定しているので、運動方程式は

$$m\ddot{y}(t) + c\dot{y}(t) + ky(t) = F(t) \cos(\theta^* - \phi) \quad (2.10)$$

となる。ここで、 m は等価質量、 c は等価減衰係数、 k は等価構造剛性である。式(2.10)をLaplace変換すると次式となる。

$$ms^2Y(s) + csY(s) + kY(s) = F(s) \cos(\theta^* - \phi) \quad (2.11)$$

上式より、切削力 $F(s)$ に対する工具変位 $Y(s)$ の伝達関数を求めると次式となる。

$$\frac{Y(s)}{F(s)} = \frac{1}{k_m \left\{ \left(\frac{s}{\omega_n} \right)^2 + 2\zeta \left(\frac{s}{\omega_n} \right) + 1 \right\}} \quad (2.12)$$

ここで、 k_m は方向性をもつ構造剛性 ($=k/\cos(\theta^* - \phi)$) であり、また $\omega_n = \sqrt{k/m}$ 、 $\zeta = c/2\sqrt{mk}$ である。いま、正規化された動的コンプライアンスを次式のように定義する。

$$G_m(s) \equiv \frac{1}{\left\{ \left(\frac{s}{\omega_n} \right)^2 + 2\zeta \left(\frac{s}{\omega_n} \right) + 1 \right\}} \quad (2.13)$$

式(2.13)を用いると式(2.12)は、

$$\frac{Y(s)}{F(s)} = \frac{1}{k_m} G_m(s) \quad (2.14)$$

となる。また、式(2.4)をLaplace変換すれば次式になる。

$$F(s) = F_0(s) - \sum_i \left\{ \Delta k_c Y(s) (1 - e^{-\tau s}) \right\} \quad (2.15)$$

式(2.14)と式(2.15)は、再生びびり振動の安定性を求めるための基礎方程式である。この関係をブロック線図に表すと図2.2のようになる。

このブロック線図を簡単に説明すると、次のようになる。まず設定切込みが与えられることにより被削材と工具間に切削力 $F_0(s)$ が生じ、後述の2つのフィードバックループの影響を受けて瞬間切削力 $F(s)$ となる。瞬間切削力と構造動特性の

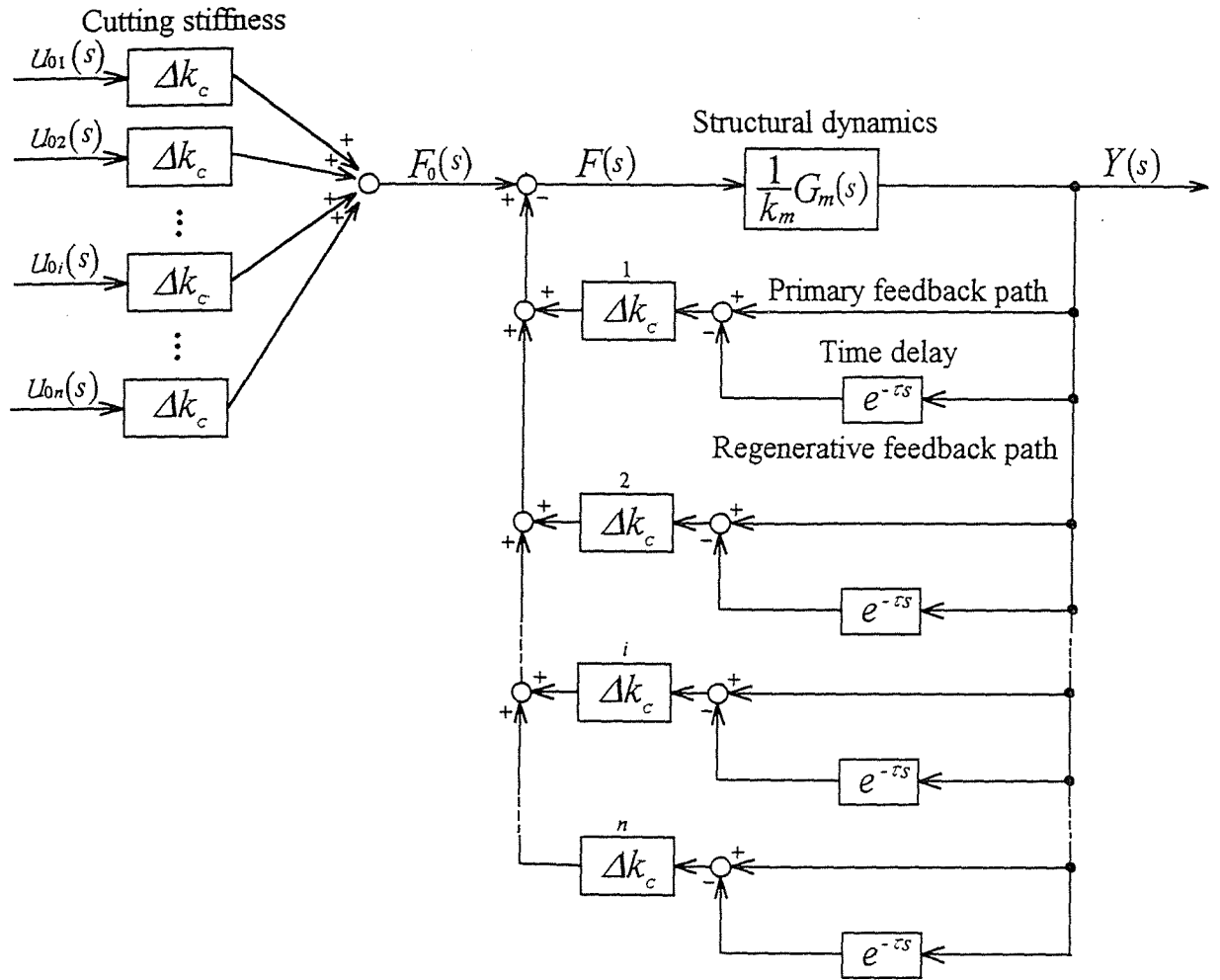


図 2. 2 再生びり振動の基礎理論におけるブロック線図

積により工具変位 $Y(s)$ が決定される。その後、工具変位は 2 つのフィードバックループを通して瞬間切削力を変化させる。それらのループの 1 つは、工具変位が直接瞬間切削力を変化させる一次フィードバックループであり、他の 1 つは前回切削時に生じた起伏の影響を表す再生フィードバックループである。振動が生じていないときの切削力 $F_0(s)$ と振動が生じているときの瞬間切削力 $F(s)$ の伝達関数は、式 (2. 1 4) と式 (2. 1 5) より以下のように求められる。

$$F(s) = F_0(s) - \sum_i \Delta k_c \frac{G_m(s)}{k_m} F(s) (1 - e^{-\tau s}) \quad (2. 1 6)$$

したがって、

$$\frac{F(s)}{F_0(s)} = \frac{1}{1 + (1 - e^{-\tau s}) \frac{\sum \Delta k_c}{k_m} G_m(s)} \quad (2.17)$$

となる。

図 2. 2 に示されるフィードバック系の安定性は式 (2. 17) の特性方程式、すなわち次式の根の実部によって決定される。

$$1 + (1 - e^{-\tau s}) \frac{\sum \Delta k_c}{k_m} G_m(s) = 0 \quad (2.18)$$

この特性方程式のすべての根の実部が負であれば系は安定であり、1 つでも正の実部をもつ根があれば不安定である。もし、いくつかの根が実部をもたず残りの根が負の実部をもつなら安定限界である。このとき、特性方程式の解は調和解になる。したがって、安定限界は根の実部を 0 にし、 $s = j\omega$ を式 (2. 18) に代入することにより得られる。すなわち、

$$\frac{\sum \Delta k_c}{k_m} G_m(j\omega) = \frac{-1}{1 - e^{-j\omega\tau}} \equiv G_{cp} \quad (2.19)$$

ここで、 $\omega\tau$ は被削材 1 回転の位相角であり、整数部 n と端数部 $\nu (0 < \nu < 1)$ を用いて次式のように書くことができる。

$$\omega\tau = 2\pi(n + \nu) \quad (2.20)$$

ところで、 n は整数であるから $e^{-j2\pi n} = 1$ となり、式 (2. 19) の G_{cp} は次式となる。

$$G_{cp} = \frac{-1}{1 - e^{-j2\pi\nu}} \quad (2.21)$$

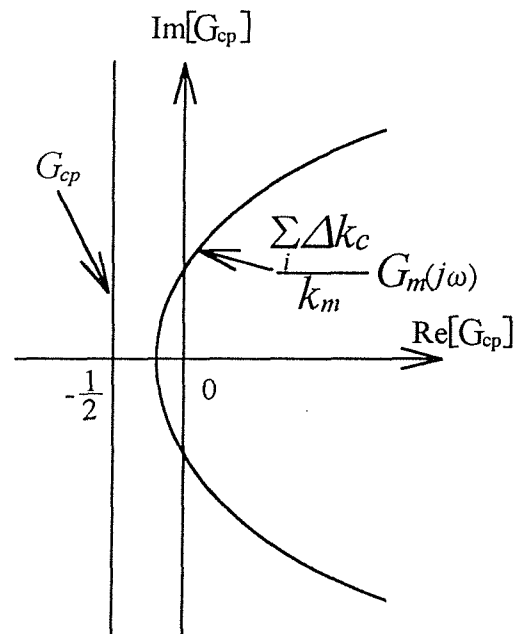


図 2. 3 限界軌跡 G_{cp} の複素表示

上式の軌跡を複素平面に表示すると、図 2. 3 に示すように虚軸に平行な直線になる。この図に $\left(\sum_i \Delta k_c\right) / k_m \cdot G_m(j\omega)$ の軌跡をプロットし、 G_{cp} の軌跡との交点の有無を調べれば系の安定判別ができる。すなわち、交点がある場合には不安定であり、交点がなければ安定となる。したがって、安定条件は次式で表される。

$$\operatorname{Re} \left\{ \frac{\sum_i \Delta k_c}{k_m} G_m(j\omega) \right\}_{\min} > -\frac{1}{2} \quad (2. 2 2)$$

ここで、図 2. 1 に示す 1 自由度振動モデルでは、式 (2. 2 2) 左辺の { } 内の最小値は $(\omega / \omega_n)^2 = 1 + 2\zeta$ のときであるから、式 (2. 2 2) は

$$\frac{\sum_i \Delta k_c}{k_m} < 2\zeta(1 + \zeta) \quad (2. 2 3)$$

となる。上式の両辺を等しくおくと安定限界、すなわち振動発生限界が得られる。

3. 動的切削力を考慮した再生びり振動発生限界の理論的解析

前節では、瞬間切削力が瞬間切込み深さにのみ依存すると仮定して再生びり振動の安定性を解析したが、この解析法では実際の切削における安定性と必ずしも一致しない。すなわち、実際の切削では、高切削速度よりも低切削速度において高い安定性が得られること、送りが小さいほど再生びり振動が生じやすいことなど、再生びり振動の安定性は切削速度、送りなどに影響を受けるが、式 (2. 2 3) からわかるように前節の理論では切削速度や送りの影響が見られない。したがって、静的切削過程に基づく切削力の計算では再生びり振動の正確な安定性解析は行えず、より厳密な切削力の解析、すなわち動的切削力の考慮が必要になってくる。

従来から動的切削力の発生原因は種々考えられてきた。例えば、Nigm ら¹⁰⁾

はせん断角の変動による動的切削力について検討しているが、この研究では低切削速度安定性はほとんど見られない。したがって、再生びり振動の安定性に及ぼすせん断角の影響は少ないと考えられる。また、Tobiasら³⁾によりペネトレーション力、すなわち工具が被削材に切込んで行くとき生じる動的な切削力が提唱され、その妥当性を竹村ら¹¹⁾が確かめているが、定量的評価は十分ではない。さらに、Grassoら¹²⁾は定常切削の実験結果から動的切削力係数を推定してペネトレーション力を計算しているが、この場合には低切削速度安定性が理論的にも示されておらず、実際の現象に合わない。

一方、松原ら⁵⁾は切削過程のエネルギーのつりあいから動的切削力を求め、その物理的な意味付けを行うとともに、再生びり振動の新しい解析法を提案している。その研究では、詳細な旋削実験によって動的切削力を考慮した理論の妥当性が示されている。さらに松原らは、プランジ研削^{7) 8)}とトラバース研削¹³⁾における再生びり振動の解析にも動的切削力の考慮が不可欠であることを明らかにしている。そこで本研究では、この松原らが提唱した再生びり振動理論を断続切削であるエンドミル加工に適用する。

まず、動的切削力の解析にあたり、以下の仮定を行う。

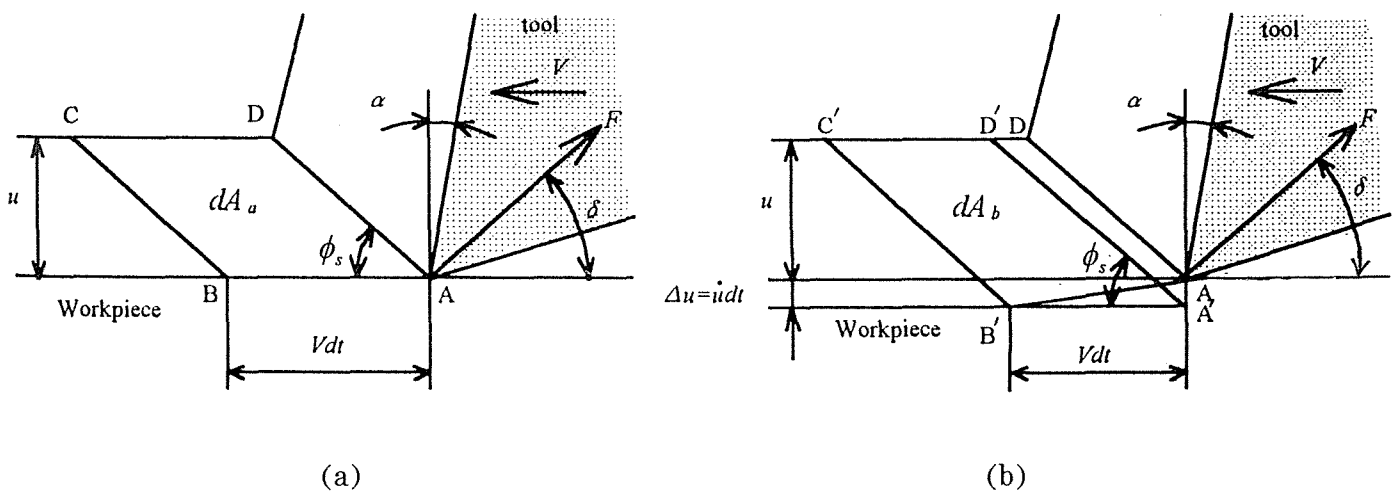


図 2. 4 被削材変形領域

(1) せん断面は平面である。

(2) せん断角は切削工具の切込み方向の微小変動に対して不変である。

(3) 切削力の作用方向もこの微小変動に対して一定である。

最初に、図 2. 4 (a) のように切込み深さ u (一定)、切削速度 V で定常切削している場合を考える。なお、切削幅は b で、切削力 F は加工面と角 δ をなして作用しているものとする。この場合、微小時間 dt の間に切りくずになる被削材変形領域の面積 dA_a は次式のようになる。

$$dA_a = uVdt \quad (2. 24)$$

この微小時間 dt 内に工具によってなされる仕事は、

$$dw_a = F \cos \delta \cdot Vdt \quad (2. 25)$$

である。いま、被削材の単位体積を除去するのに必要なエネルギー (比切削エネルギー) を σ とすると、幅 b をもつ領域 A-B-C-D を変形させるための仕事は、

$$dw_a' = \sigma b dA_a$$

となる。この dw_a' は式 (2. 25) で示された仕事に等しいので、式 (2. 24) を考慮すると、次式が成り立つ。

$$F \cos \delta \cdot Vdt = \sigma buVdt$$

$$\therefore F = \frac{\sigma b}{\cos \delta} u \quad (2. 26)$$

前節で述べた静的な切削過程に基づく再生びり振動理論では、瞬間切削力は

$$F(t) = k_c u(t) \quad (2. 27)$$

であった。そこで、式 (2. 26) と式 (2. 27) を比較すると、前述の切削剛性は

$$k_c = \frac{\sigma b}{\cos \delta} \quad (2. 28)$$

となる。

次に、図 2. 4 (b) に示すように、工具刃先が点 A から点 B' に切込む場合を考える。このとき被削材変形領域 dA_b は四角形 A B' C' D であり、次式で表される。

$$dA_b = u(t)(Vdt + \dot{u}dt \cot \phi_s) + \frac{1}{2}(Vdt + \dot{u}dt \cot \phi_s)\dot{u}dt \quad (2.29)$$

ここで、工具の変位を $y(t)$ とすると

$$\Delta u = \dot{u}dt = -\dot{y}(t)dt \quad (2.30)$$

と書ける。ただし、工具の変位は工具が被削材から離れる方向が正である。したがって、式(2.29)は

$$dA_b = \{Vdt - \dot{y}(t) \cot \phi_s dt\} \left\{ u(t) - \frac{1}{2} \dot{y}(t) dt \right\} \quad (2.31)$$

となり、二次の微小項を無視すれば次のように表される。

$$dA_b = u(t) \{V - \dot{y}(t) \cot \phi_s\} dt \quad (2.32)$$

この被削材変形領域を切削するときの仕事 dw_b は次式である。

$$dw_b = \sigma b dA_b \quad (2.33)$$

ここで、式(2.32)を式(2.33)に代入すると

$$dw_b = \sigma b u(t) \{V - \dot{y}(t) \cot \phi_s\} dt \quad (2.34)$$

となる。一方、仕事 dw_b は切削力 $F(t)$ に抗して行うものであるから次式となる。

$$dw_b = \{F(t) \cos \delta\} V dt - \{F(t) \sin \delta\} \dot{y}(t) dt \quad (2.35)$$

式(2.34)、式(2.35)より

$$F(t) = \frac{\sigma b u(t) \{V dt - \dot{y}(t) dt \cot \phi_s\}}{V dt \cos \delta - \dot{y}(t) dt \sin \delta} \quad (2.36)$$

となる。ここで、上式の分母、分子に $\{V dt \cos \delta + \dot{y}(t) dt \sin \delta\}$ をかけ、二次の微小項を無視すれば次式が得られる。

$$F(t) = \frac{\sigma b u(t)}{\cos \delta} \left\{ 1 - (\cot \phi_s - \tan \delta) \frac{\dot{y}(t)}{V} \right\} \quad (2.37)$$

瞬間切込み深さは

$$u(t) = u_0(t) - y(t) + y(t - \tau) \quad (2.38)$$

であるから、これを式(2.37)に代入し、微小項を無視すると次式になる。

$$F(t) = \frac{\sigma b}{\cos \delta} \left\{ u(t) - \frac{u_0(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V} \dot{y}(t) \right\} \quad (2.39)$$

上式は式(2.28)より

$$F(t) = k_c u(t) - \frac{k_c u_0(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V} \dot{y}(t) \quad (2.40)$$

となる。

上式の右辺第1項は瞬間切込み深さに比例する項で、前節で述べた静的切削過程に基づく切削力である。右辺第2項は瞬間切込み深さには依存せず、工具の振動速度によって生ずる切削力、すなわち動的切削力である。式(2.40)から明らかなように、動的切削力は工具と被削材の組み合わせで決定される k_c 、 ϕ_s および δ に依存するだけでなく、設定切込み u_0 と切削速度 V の影響を直接受けることがわかる。この式から、設定切込みが大きく、切削速度が低く、工具の振動速度が高いほど動的切削力は大きくなり、そのような条件では再生びり振動の安定性に及ぼす影響が大きいと推察できる。

これまで論じてきたのは、未切削切りくず厚さが切れ刃各部で変わらない切削様式に対するものであったが、エンドミル加工では未切削切りくず厚さが切れ刃各部で異なるため、瞬間切削力は各微小切れ刃要素に作用する力の和として求めなければならない。したがって、エンドミル加工では式(2.40)に対応する式は次式のようになる。

$$\begin{aligned}
F(t) &= \sum_i \left\{ \Delta k_c u_i(t) - \frac{\Delta k_c u_{0i}(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V} \dot{y}(t) \right\} \\
&= F_0(t) - \sum_i \Delta k_c \{y(t) - y(t - \tau)\} - \frac{F_0(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V} \dot{y}(t) \\
&= F_0(t) - \sum_i \Delta k_c \{y(t) - y(t - \tau)\} - k_d \dot{y}(t) \tag{2.41}
\end{aligned}$$

ここで、

$$k_d = \frac{F_0(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V} \tag{2.42}$$

であり、 k_d は一般に動的切削力係数と呼ばれる。式(2.41)をLaplace変換すると、

$$F(s) = F_0(s) - \sum_i \left\{ \Delta k_c Y(s)(1 - e^{-\tau s}) \right\} - k_d s Y(s) \tag{2.43}$$

となる。前節で述べた再生びり振動理論のブロック線図は、式(2.43)を考慮すると図2.5のようになる。従来のブロック線図と比較すると、新たに $k_d s Y(s)$ の項がフィードバックされて切削力に影響を及ぼしていることがわかる。この部分のフィードバック結合は、

$$\frac{1}{k_m} G_m^*(s) = \frac{\frac{G_m(s)}{k_m}}{1 + \frac{G_m(s)}{k_m} k_d s} = \frac{1}{k_m \left\{ \frac{1}{G_m(s)} + \frac{k_d s}{k_m} \right\}} \tag{2.44}$$

のように一つの構造動特性として書き改めることができる。上式に式(2.13)を代入すると

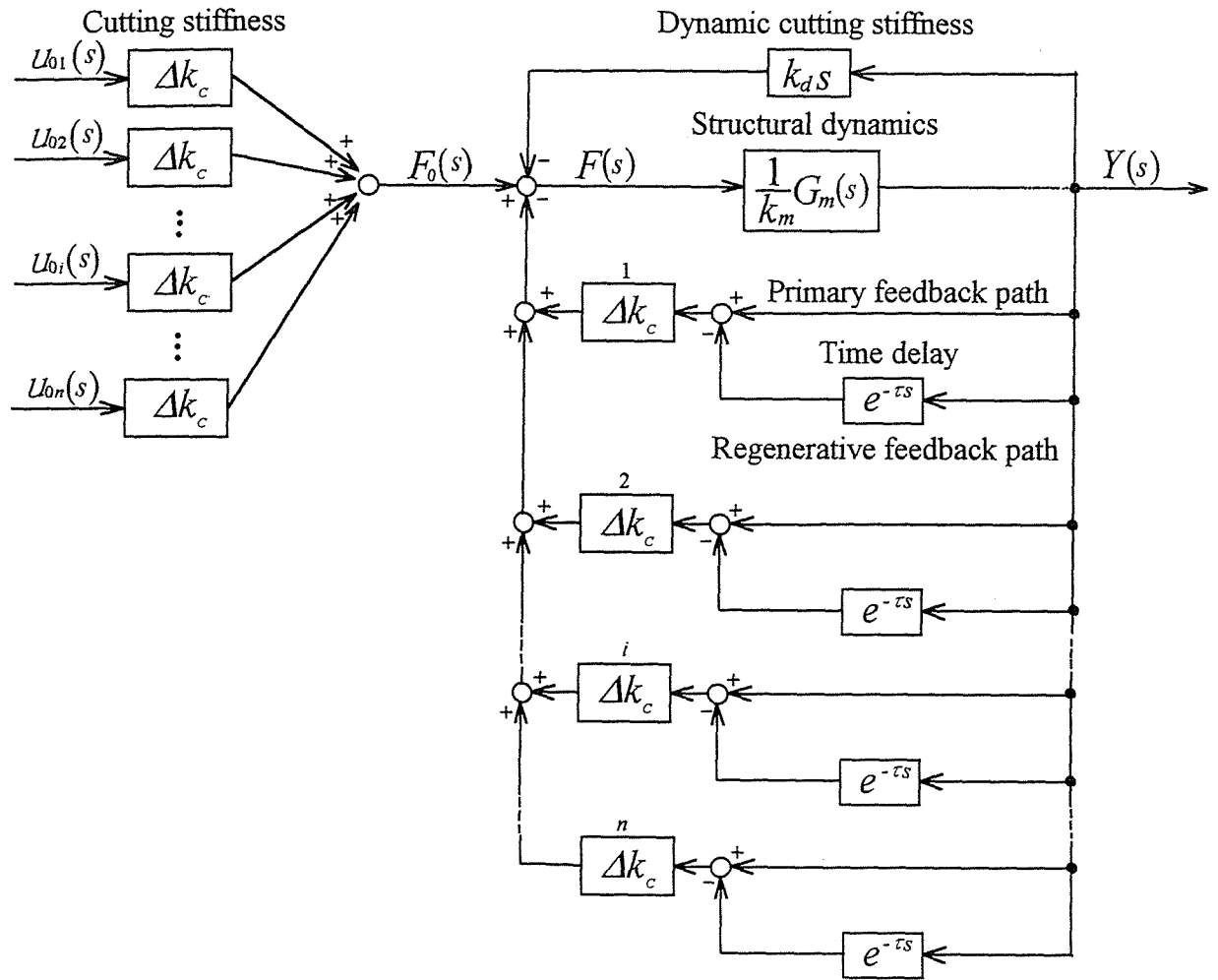


図 2. 5 動的切削力を考慮した再生びびり振動のブロック線図

$$\frac{1}{k_m} G_m^*(s) = \frac{1}{k_m \left\{ \left(\frac{s}{\omega_n} \right)^2 + 2\zeta^* \left(\frac{s}{\omega_n} \right) + 1 \right\}} \quad (2.45)$$

となる。ここで、

$$\zeta^* = \zeta + \frac{k_d \omega_n}{2k_m} \quad (2.46)$$

であり、 ζ^* は動的切削モデルにおける等価減衰比である。

式(2.45)と式(2.12)と比較すると、動的切削力で生じる項は新たに構造系の減衰項に含まれることがわかる。ここで、前節の考え方に従って式(2.23)に対応する再生びり振動の安定条件を求めると、

$$\frac{\sum_i \Delta k_c}{k_m} < 2\zeta^*(1+\zeta^*) \quad (2.47)$$

となる。したがって、上式と式(2.46)から再生びり振動の発生限界は

$$\frac{\sum_i \Delta k_c}{k_m} = 2 \left(\zeta + \frac{k_d \omega_n}{2k_m} \right) \left(1 + \zeta + \frac{k_d \omega_n}{2k_m} \right) \quad (2.48)$$

と表される。上式右辺の $k_d \omega_n / 2k_m$ が動的切削力を考慮することで新たに加わった項であり、先に述べたようにこれらは再生びり振動に対して減衰作用として働くことがわかる。

前節で述べた動的切削力を考慮しない解析では、式(2.23)からわかるように振動発生限界は切削速度などの影響を受けず、 k_c 、 k_m および ζ に依存するだけであった。それに対して、動的切削力を考慮することにより振動発生限界は主要な切削条件である切削速度や送りの影響を直接受けることが理論的に示された。

4. 再生びり振動発生限界の理論解析結果

この節では、エンドミルの振動特性（剛性、固有振動数および減衰比）と種々の切削条件が再生びり振動発生限界に及ぼす影響を理論的に明らかにする。なお、切削条件とエンドミルの仕様・振動特性に標準値を設け、影響を調べる変数以外はこの標準値に保って数値計算した。エンドミルの標準仕様・振動特性値と標準切削条件を表2.1および表2.2に示す。表2.1の振動特性値は、実際

表 2. 1 スクエアエンドミルの標準仕様・振動特性値

| | | |
|---------|------------|------|
| 切れ刃ねじれ角 | γ ° | 30 |
| 直径 | D mm | 15 |
| 剛性 | k MN/m | 2.4 |
| 固有振動数 | F_n Hz | 2000 |
| 減衰比 | ζ | 0.12 |

表 2. 2 スクエアエンドミル加工の標準切削条件

| | | |
|------|-----------|------|
| 切削速度 | V m/min | 25.7 |
| 切削幅 | b mm | 5 |
| 切込み | a mm | 2 |

のエンドミルの振動特性値を参考にしている。なお、被削材のせん断強さ τ_s は 686 MPa、切れ刃の垂直すくい角 α_n は 5° 、摩擦角 β は 40° と仮定し、せん断角は Merchant の第 1 切削方程式より求めた。

4. 1 再生びびり振動の発生領域

本節では、まず 1 刃による 1 回の切削中、再生びびり振動がどのような領域で発生するのか調べた。上向き削りの計算結果を図 2. 6 (a)~(c) に示す。これらの図は図 2. 1 の下部、すなわち切削面展開図を表しており、縦軸が切削幅を表し、横軸が 1 回の切削で切れ刃が通過する加工面の長さを表している。図中、灰色で示された領域が再生びびり振動の発生を表している。右ねじれの切れ刃を用いた場合、切削面展開図の左下端で切削が始まり、主軸の回転とともに切れ刃は右方向へ移動して、右上端で切削が終了する。

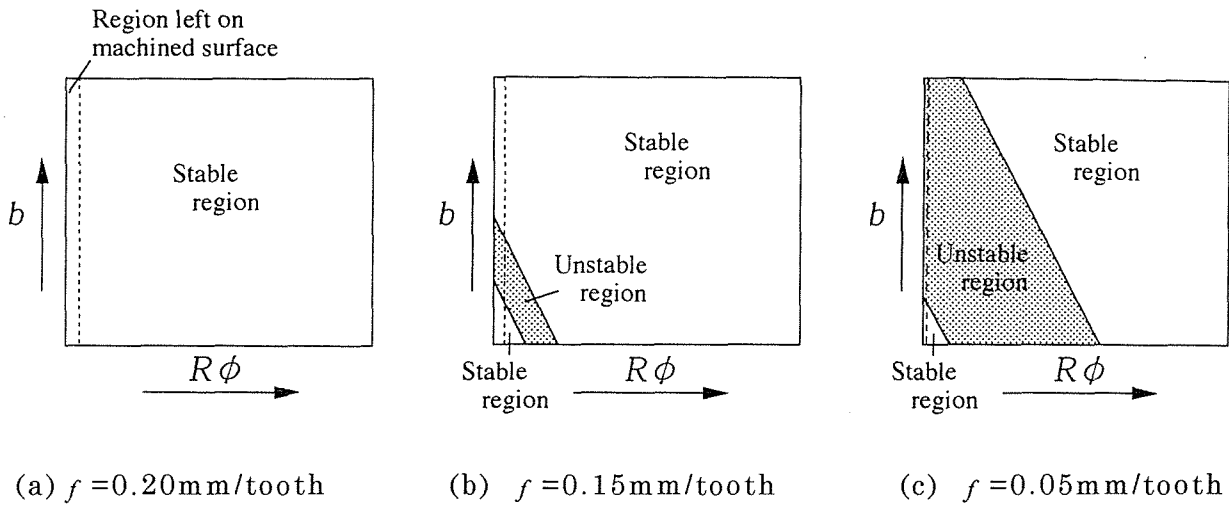


図 2. 6 1 刃による 1 回の切削の振動発生領域（上向き削り）

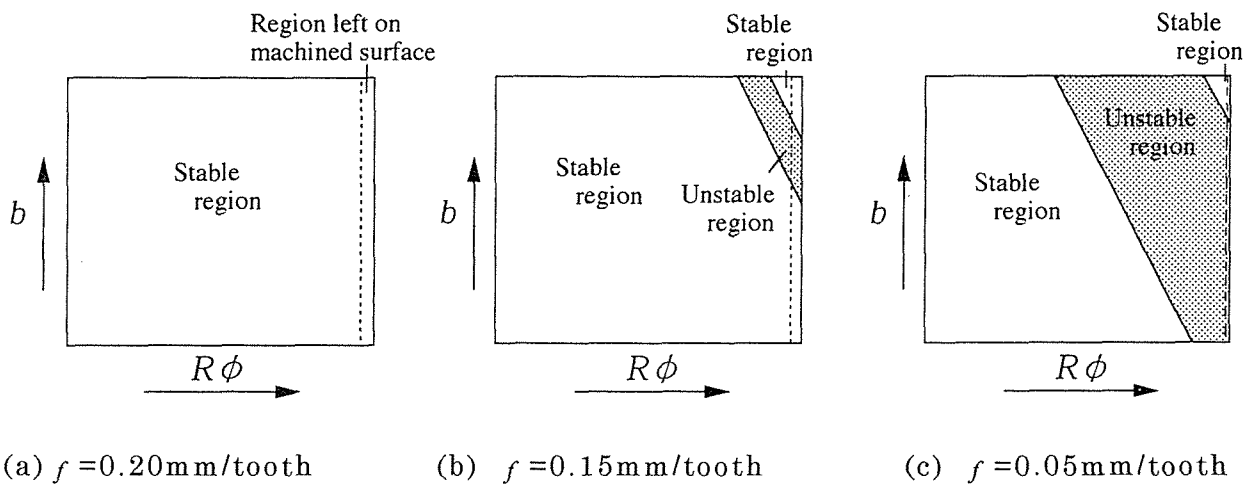


図 2. 7 1 刃による 1 回の切削の振動発生領域（下向き削り）

図 2. 6 (a)に示されているように、1 刃当たりの送りが 0.20 mm/tooth の場合には再生びびり振動は発生しない。しかし、送りを 0.15 mm/tooth と少し小さくすると、同図(b)のように切削初期の領域で再生びびり振動が発生する。したがって、この計算例の場合、図の(a)と(b)の間に振動発生限界が存在することになる。さらに送りを小さくして同図(c)に示す 0.05 mm/tooth にすると、振動発生領域は切削面のほぼ中程まで広がる。これらの図から、エンドミル加工の再生びびり振

動は1刃当たりの送りを小さくすると発生すること、また振動は切込み深さが比較的小さい切削初期に発生することがわかる。

下向き削りの計算結果を図2.7(a)~(c)に示す。下向き削りの場合、切込み深さが小さい切削終期に振動が発生する。なお、図2.6、図2.7とも図中の破線とそれに近い端の実線で囲まれた領域は最終的に加工面として残る部分であり、この部分で振動が発生すれば加工面にびびりマークが残ることになる。高品位な加工面が要求される場合には、たとえびびりマークが小さくても加工面の品位が低下するため、びびりマークの残存は工業上重要な問題となる。

4.2 再生びびり振動発生限界に及ぼす切削条件の影響

再生びびり振動の発生限界を表す評価変数として、旋削加工の場合には切削幅や切込みがよく用いられる。しかし、4.1項で述べたように、ねじれ刃エンドミルによる加工では瞬間切込み深さの大小によってびびり振動安定性が決まるものと考えられる。したがって本研究では、瞬間切込み深さそのものを変化させることができる1刃当たりの送りを振動発生限界の評価変数とする。ただし、以下の図では振動発生限界を示す曲線の上側が不安定領域に、下側が安定領域になるように、1刃当たりの送り f に反比例する速度比 K_v （テーブル送り速度 V_f に対するエンドミル周速度 $R\omega$ の比）を縦軸にとっている。すなわち、速度比 K_v は

$$K_v = \frac{R\omega}{V_f} = \frac{2\pi R}{f} \quad (2.49)$$

である。

4.2.1 切削速度の影響

図2.8に上向き削りの場合の振動発生限界に及ぼす切削速度の影響を示す。図中の実線が3節で述べた動的切削力を考慮した理論による振動発生限界である。この図から、動的切削力を考慮した結果は切削速度を低くするほど高い安定性を示すことがわかる。動的切削力を考慮することの妥当性は切削実験による検証をまたなければならないが、少なくとも実切削で経験される低切削速度安定性を説

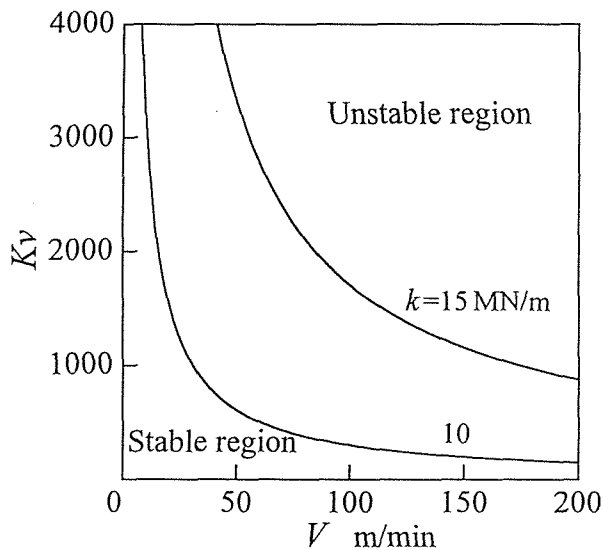


図 2. 8 切削速度の影響

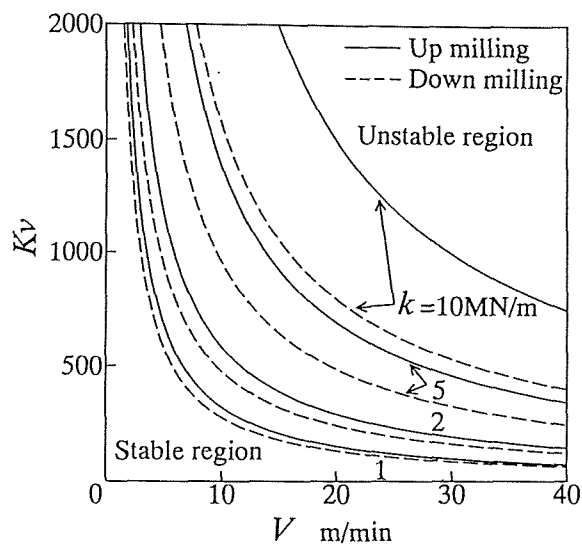


図 2. 9 上向き削りと下向き削りの比較

明するには、動的切削力を考慮する必要があると考えられる。

図 2. 9 に上向き削りと下向き削りにおける振動発生限界に及ぼす切削速度の影響を示す。実線が上向き削り、破線が下向き削りの計算結果である。両者を比較すると、振動発生限界は下向き削りの方が低いことがわかる。これは、切込み深さが小さく振動が発生しやすい箇所では、下向き削りの方がわずかながら瞬間切込み深さ $u_{oi}(t)$ が小さく、式(2. 47)右辺の ζ^* に含まれる k_d の項、つまり減衰作用として働く項が小さいためと考えられる。切れ刃の摩耗や切りくずの排出性などの理由で下向き削りを選ぶことも多いが、その場合再生びり振動が発生しやすいことに留意しなければならない。またこの図から、高能率加工と高精度加工に対して以下の指針が得られる。すなわち、エンドミルのたわみによる切残し量が多少大きくてもよい荒加工の場合、図 2. 9 右下の安定領域で高送り・高速切削を選び、高能率加工を行えばよい。たとえば、剛性 k が 5MN/m のエンドミルによる上向き削りを行った場合、 $K_v=200$ ($f \doteq 0.24\text{mm/tooth}$)、 $V=40\text{m/min}$ の条件を選べばよい。ただし従来の研究¹⁴⁾によれば、この場合の切残し量は約 $90\ \mu\text{m}$

と大きい。それに対して、切残し量を小さくしなければならない仕上げ加工の場合は、エンドミルのたわみが小さく、再生びり振動が生じない低送り・低速切削(図2.9左上の安定領域),たとえば $K_v=1200(f \approx 0.04\text{mm/tooth}), V=10\text{m/min}$ の条件を選べば、高精度な加工を行うことができる。この場合の切残し量は約 $15\mu\text{m}$ と報告されており¹⁴⁾,先の条件の1/6である。

近年、高速度鋼にコーティングを施して高速切削ができるエンドミルが多く市販されているが、剛性は従来のものでほとんど変わらないので、高速で使用する際には再生びり振動の発生に十分注意する必要がある。

なお、切削幅などの影響を調べた場合も図2.9と同様、振動発生限界はすべて下向き削りの方が低かったが、安定性の特徴は上向き削りと変わらないので以下の図では上向き削りの結果だけを示すことにする。

4.2.2 切削幅の影響

図2.10に切削幅の影響を示す。図より、ある切削幅以下では振動発生限界が急激に高くなるが、それ以上の切削幅ではほぼ一定になることがわかる。これは図2.6の結果から次のように解釈できる。すなわち、図2.6の(a)と(b)の間に存在する振動発生限界になった場

合、再生びり振動は切削初期、つまり切削面展開図の左下部分で生じるため、切削幅を大きくしても切削面展開図の縦方向に安定な領域が広がるだけで、振動発生限界は何ら影響を受けないからである。このように、かなり薄い被削材の場合を除いて、振動発生限界は切削幅の影響をほとんど受けないので、切削幅を大きくとって加工するのが得策と言え

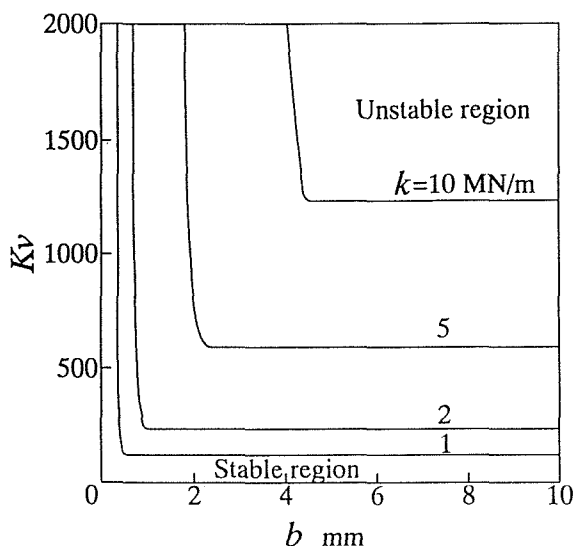


図2.10 切削幅の影響

る。

4. 2. 3 切込みの影響

通常、大きな切込みを与えて切削力が大きくなれば、振動が発生しやすくなると思われがちである。しかし、図 2. 1 1 に示されるように振動発生限界は切込みに関係なく一定である。この結果も上述のように、振動は切削初期の領域で生じるためと考えられる。すなわち、切込みを大きくしても図 2. 6 (b) の切削面展開図の右側の安定領域が広がるだけで、振動発生限界は影響を受けないからである。したがって、加工精度の許す限り切込みを大きくして、加工能率を上げるのがよいと言える。

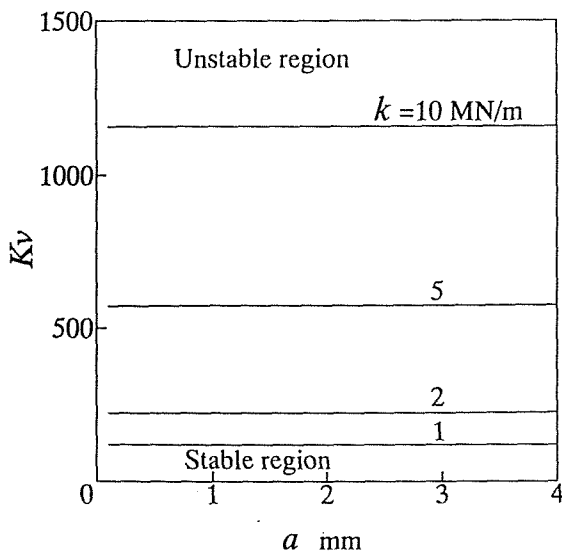


図 2. 1 1 切込みの影響

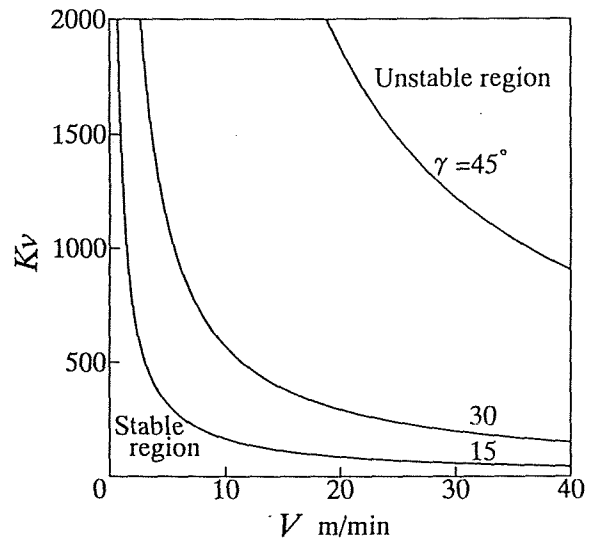


図 2. 1 2 切れ刃ねじれ角の影響

4. 2. 4 切れ刃ねじれ角の影響

図 2. 1 2 は切れ刃ねじれ角の影響を示している。図より、ねじれ角が大きいほど振動発生限界が高くなり、特に 45° のねじれ角の場合、多用されている 30° のものに比べて耐びびり性が非常に高いことがわかる。これは、切れ刃ねじれ角が大きくなると有効すくい角が大きくなり、その結果、式 (2. 4 7) 左辺の Δk_c が小さくなり、びびり安定性が高くなるためである。それに対して、キー溝

切削に用いられる低ねじれ角のエンドミルでは，再生びり振動が発生しやすいことがわかる．しかし通常，キー溝用のエンドミルは切れ刃長が短く，剛性が高いため，この図に示された結果ほどの差はないものと考えられる．

4. 3 再生びり振動発生限界に及ぼすエンドミル振動特性の影響

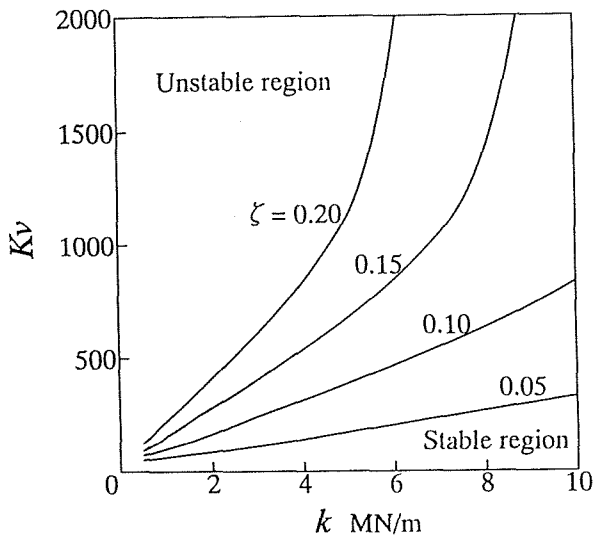


図 2. 1 3 剛性の影響

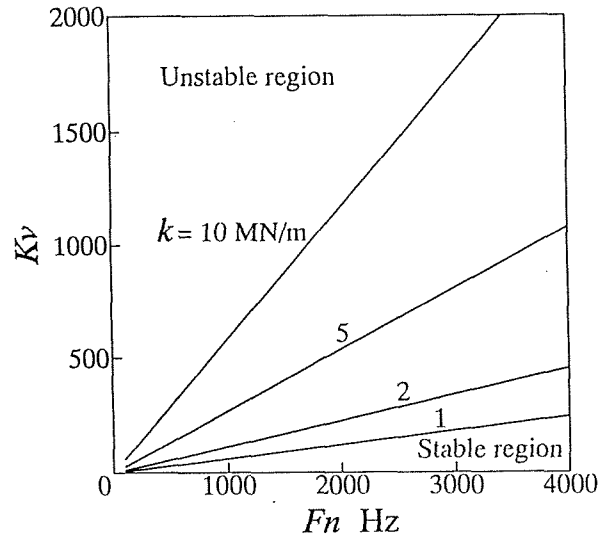


図 2. 1 4 固有振動数の影響

図 2. 1 3 ~ 図 2. 1 5 にエンドミル振動特性の影響を示す．図示されているように，剛性，固有振動数および減衰比のいずれを高くしても確実に振動発生限界が高くなるので，これらの特性値を高めることはびり対策上極めて有効と言える．縦弾性係数が大きく比重が小さいファイレンセラミックス系の材料は，剛性とともにも固有振動数も高くなるので，耐びり性の観点からエンドミルの材質として有望である．

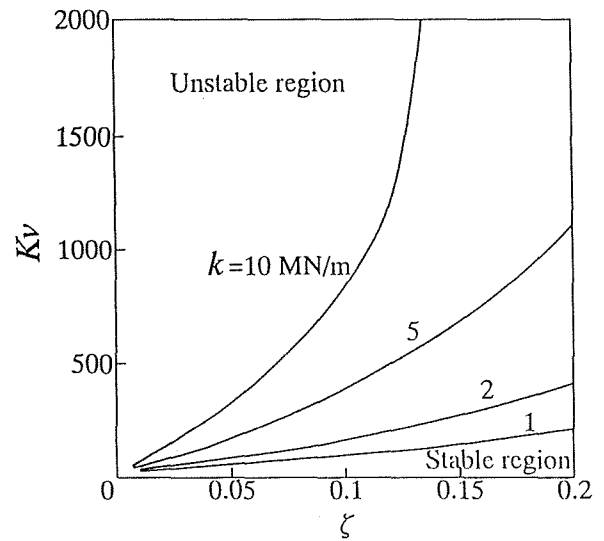


図 2. 1 5 減衰比の影響

5. 結 言

本章では、動的切削力の発生機構の解明とその定式化を行った。それに基づいて、スクエアエンドミル側面切削における再生びびり振動の発生限界を理論的に解析し、切削条件およびエンドミル振動特性の影響を調べるとともに、振動防止対策について考察した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 再生びびり振動の発生領域を調べ、上向き削りでは切込み深さが小さい切削初期に、また下向き削りでは切削終期に振動が発生することを示した。
- (2) 切削速度を低く、切れ刃ねじれ角を大きくすれば振動発生限界が高くなる。それに対して、ある値以上の切削幅では振動発生限界は一定値となる。また、切込みは振動発生限界に影響を及ぼさない。
- (3) エンドミルの剛性、固有振動数および減衰比のいずれを高くしても、振動発生限界が高くなり、びびり防止に有効である。
- (4) 上向き削りに比べて下向き削りの方が振動発生限界が低い。

以上の解析結果は、実験により検証する必要がある。それについては、次章で詳しく述べる。

第3章 スクエアエンドミル加工における再生びり振動の実験的解析

1. 緒 言

従来，エンドミル加工の再生びり振動に関する実験的な研究はいくつかあるが^{1)~3)}，これらはある限られた要因について調べたもので，系統的な切削実験でさまざまな切削パラメータの影響を明らかにしたものはない．したがって，緒論でも述べたように，実際の加工現場で実用できる振動発生限界線図は未だ示されていない．

本章では，第2章で得られた再生びり振動の理論解析結果を詳細な実験解析によって調べ，理論の妥当性を確かめる⁴⁾．すなわち，第2章で示した振動発生限界線図がどの程度実験結果と一致し，また加工現場で実際に利用できるかどうか検討する．そのために，切削速度，切削幅，切込みなどの切削条件，エンドミルの振動特性および切れ刃ねじれ角を変化させた切削実験を行い，切削面における振動発生領域を確認するとともに，振動発生限界に及ぼす影響を調べた．

2. 実験装置および実験方法

実験に使用した工作機械は，立て形フライス盤（テーブル最大移動距離左右710mm，前後300mm，上下410mm，テーブル送り速度22~800mm/min，主軸回転数60~1800rpm，主軸用電動機3.7kW）とマシニングセンタ（テーブル最大移動距離左右770mm，前後750mm，上下400mm，テーブル送り速度1~4000mm/min，主軸回転数60~6000rpm，主軸用電動機5.5kW）であり，写真を図3.1と図3.2にそれぞれ示す．図3.3には実験装置の概略を示す．図に示すようにテーブルに圧電型切削動力計を固定し，その上に治具，被削材を取付け，上向きおよび下向き削りの湿式側面切削を行った．

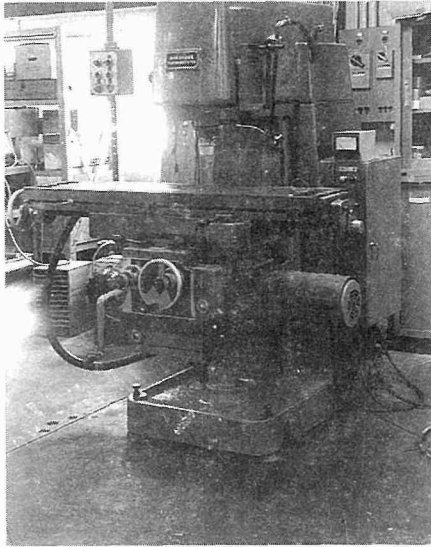


図 3. 1 立形フライス盤

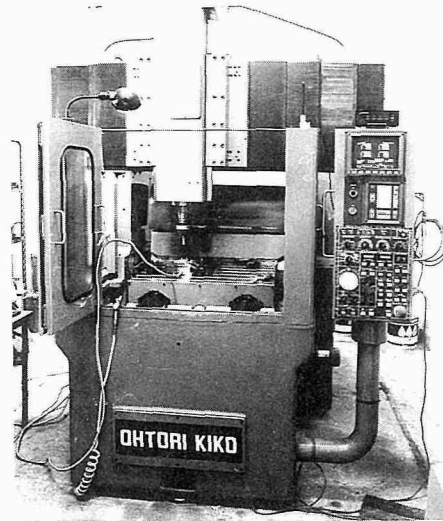


図 3. 2 マシニングセンタ

使用したエンドミルは、ストレートシャンクの2枚刃スクエアエンドミル（直径 $D=15\text{mm}$ ，ねじれ角 $\gamma=15^\circ$ ， 30° および 40° ，高速鋼 SKH51 相当）である。ただし，切れ刃の不ぞろいによる切込み量の違いをなくすため，1枚刃に研削して使用した。被削材は SS400 ($H_v=162$) を使用し，切削幅の影響を調べるために5種類の板厚（1.5，1.8，3.0，5.0，8.0 mm）のものを用いた。また，切削条件は表 3. 1 に示す値を標準値

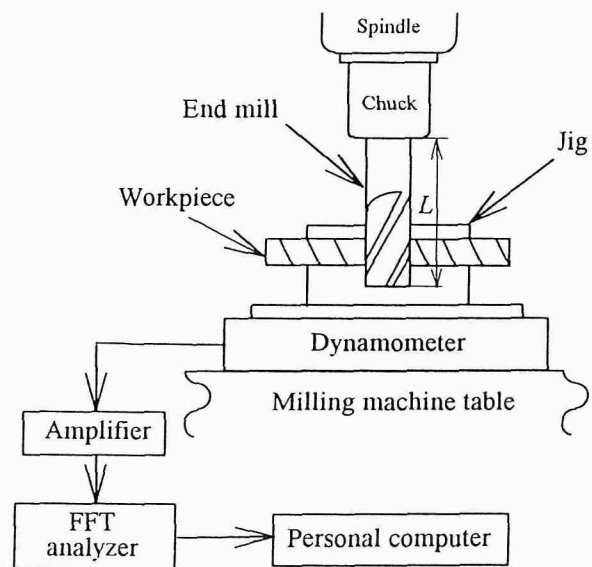


図 3. 3 実験装置の概略

表 3. 1 スクエアエンドミル加工の標準切削条件

| | | | |
|------|-----|-------|------|
| 切削速度 | V | m/min | 25.7 |
| 切削幅 | b | mm | 5 |
| 切込み | a | mm | 2 |

とし、影響を調べる因子以外はこの標準値を用いて実験を行った。なお、この標準切削条件は第 2 章の理論解析で用いたもの（表 2. 2）と同じである。

エンドミルの剛性は、切削力作用点に荷重を加え、その変位を電気マイクロメータで測定して求めた。また、エンドミルの固有振動数と減衰比は、切削力作用点に衝撃を加え、非接触変位計で振動を検出し、FFT 解析器で解析して求めた。

なお、再生びびり振動の発生判定は、次章で述べるように切削動力計で測定された切削力波形等で行った。また、前章で理論的に解析した切削面の振動発生領域を実験的に調べるために、1 刃による 1 回の切削で作られる切削面の形状を粗さ測定機で測定し、さらに切削面の写真撮影も行った。

3. 実験結果および考察

3. 1 エンドミルの振動特性

前章では、再生びびり振動発生限界に及ぼすエンドミルの振動特性（剛性、固有振動数および減衰比）、あるいは切れ刃ねじれ角の影響を理論的に調べたが、そこでは影響を調べる因子以外は一定にして数値計算を行った。しかし、市販のエンドミルを用いて実験を行う場合、他の因子を一定に保ったままで、たとえば剛性だけを変化させるということとはできない。そのため、本実験の解析では表 3. 2 の 4 種類のエンドミルを用いて振動特性と切れ刃ねじれ角の影響を調べた。

表 3. 2 に示された振動特性値は、エンドミルを立て形フライス盤の主軸に取

表 3. 2 スクエアエンドミル ($D=15\text{m}$) の振動特性値

| End mill | γ ° | L mm | k MN/m | F_n Hz | ζ |
|----------|------------|--------|----------|----------|---------|
| A | 15 | 50 | 6.11 | 3900 | 0.078 |
| B | 30 | 75 | 2.18 | 1990 | 0.103 |
| C | 30 | 55 | 3.60 | 3280 | 0.140 |
| D | 40 | 68 | 2.17 | 2130 | 0.062 |

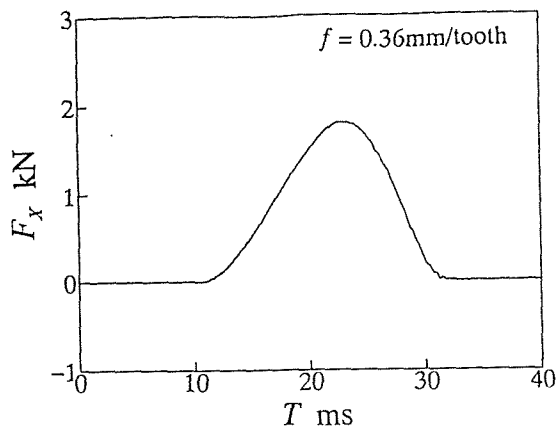
り付けた状態で測定した結果である。標準エンドミル B (切れ刃ねじれ角 $\gamma=30^\circ$, 突出し長さ $L=75\text{mm}$) とエンドミル C ($\gamma=30^\circ$, $L=55\text{mm}$) は、振動特性の影響を調べるために使用したものである。突出し長さが短いエンドミル C は、エンドミル B より剛性 k , 固有振動数 F_n , 減衰比 ζ とも高い値である。エンドミル A ($\gamma=15^\circ$, $L=50\text{mm}$) とエンドミル D ($\gamma=40^\circ$, $L=68\text{mm}$) は、切れ刃ねじれ角の影響を調べるのに用いたものである。ねじれ角の小さいエンドミル A は、エンドミル D に比べて剛性と固有振動数がかかなり高い。これは切れ刃長さおよび突出し長さが短く、さらに断面形状が異なるためである。なお、切込みなどの切削条件の影響は、標準エンドミル B を用いて調べた。

以下の図に示される振動発生限界の理論値は、表 3. 2 の振動特性値を用いて計算したものである。

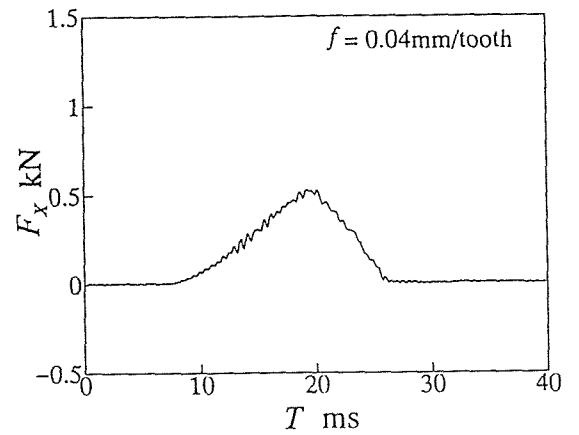
3. 2 切削力波形とそのパワースペクトル

図 3. 4 および図 3. 5 は標準エンドミル B による上向き削りで得られたテーブル送り方向の切削力 F_x の波形とそのパワースペクトルを示しており、それぞれ 1 刃当たりの送りが 0.36 と 0.04mm/tooth の場合である。

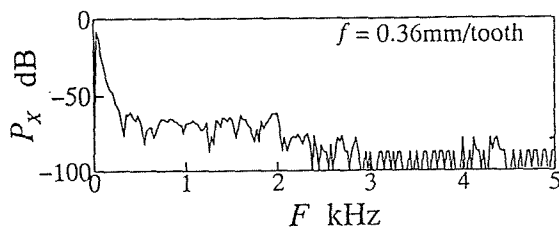
最初に、図 3. 4 (a) と図 3. 5 (a) に示す切削力波形を比較する。図 3. 4 (a) では、およそ $T=10\text{ms}$ から $T=30\text{ms}$ の間で 1 刃による 1 回の切削が行われており、このときの切削力の変化は滑らかである。これに対して図 3. 5 (a) では、切削開



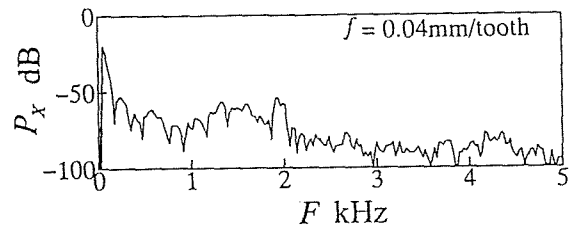
(a)切削力波形



(a)切削力波形



(b)パワースペクトル



(b)パワースペクトル

図 3. 4 切削力波形とその
パワースペクトル
($f=0.36\text{mm/tooth}$)

図 3. 5 切削力波形とその
パワースペクトル
($f=0.04\text{mm/tooth}$)

始直後から切削力に変動が見られる。

つぎに、図 3. 4 (b)と図 3. 5 (b)に示す切削力のパワースペクトルを比較する。再生びり振動の振動数は通常、振動系の固有振動数の 1.1~1.2 倍程度のことが多い。そこで、2000Hz 付近のパワーに着目してみると、図 3. 4 (b)に比べ図 3. 5 (b)の方が大きくなっていることがわかる。

以上のことから、図 3. 5 の切削条件、すなわち 1 刃当たりの送りが小さいときに再生びり振動が発生していることがわかる。

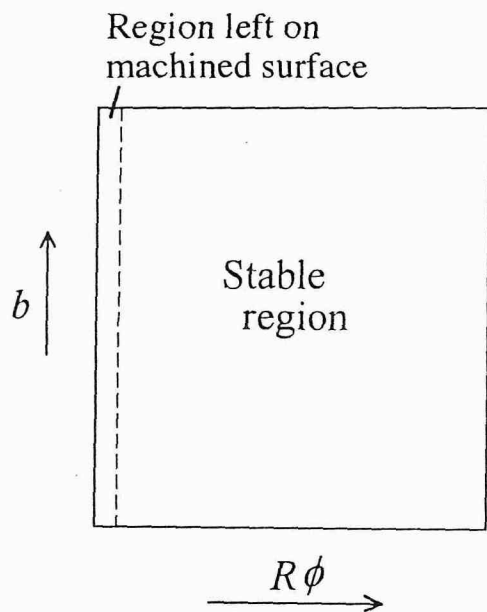
3.3 再生びびり振動の発生領域

図3.6および図3.7に、1刃による1回の上向き削りで作られる切削面の振動発生状況を示す。図3.6(a)、図3.7(a)は前章で述べた切削面展開図を表しており、1刃による1回の切削でどの領域に再生びびり振動が発生するかを計算したものである。図の縦軸は切削幅を表し、横軸は切れ刃が1回の切削で通過する切削面の長さ (R : エンドミルの半径, ϕ : 工具の回転角) を表している。これらの図で、切れ刃は左下端から切削を開始し、主軸の回転とともに移動して右上端で切削を終了する。図中、灰色で示された領域が再生びびり振動の発生を表している。この計算結果より、図3.6(a)の1刃当たりの送りが大きいときには振動が全く発生しないのに対し、図3.7(a)の送りが小さいときには切削を開始してまもなく振動が発生し、切削面展開図の約半分の領域まで振動が持続することがわかる。

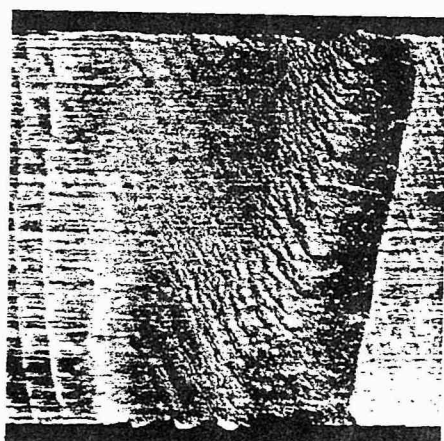
図3.6および図3.7の(b)と(c)は、それぞれ図3.4、図3.5の実験で得られた切削面であり、(b)が切削面の写真を、(c)が切削面形状である。両図の(c)の下には切れ刃が通過する方向の長さスケール、左側には切削幅方向の長さスケール、右側には切削面の起伏用スケールをそれぞれ示している。

図3.6(b)の切削面写真では、ほぼ全域にわたって不規則なむしれ痕が見られる。これに対し図3.7(b)では、図3.6(b)にはまったく見られない規則的な起伏が切削開始直後から切削面の中程まで続いており、これは図3.7(a)の振動発生領域の計算結果と良く対応している。図3.6(c)と図3.7(c)に示す切削面形状でも、切削面写真の特徴が明確に確認できる。これらの結果を図3.4および図3.5の切削力波形の結果とあわせて考えると、図3.7(b)、(c)に見られる規則的な起伏は再生びびり振動の発生によるものと言える。

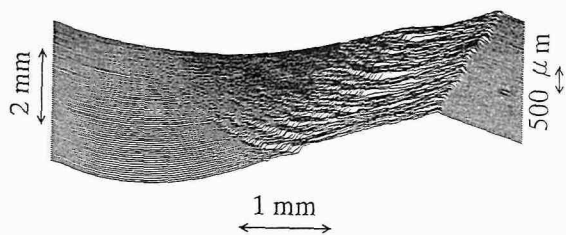
以上の結果より、1刃による1回の切削における再生びびり振動の発生領域は、前章で述べた計算方法でかなり正確に予測できると言える。



(a) 切削面展開図

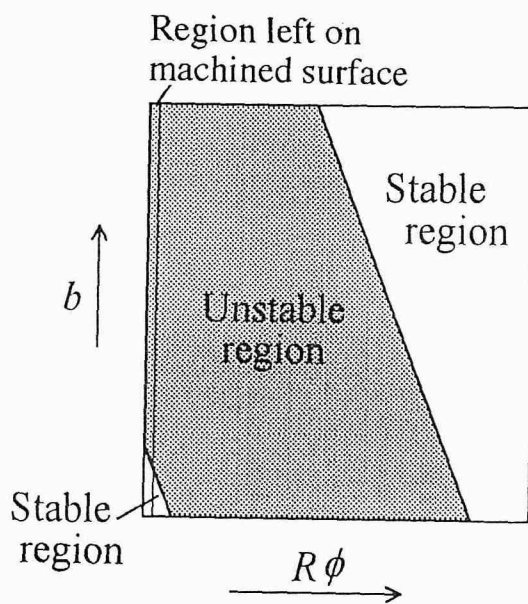


(b) 切削面の写真

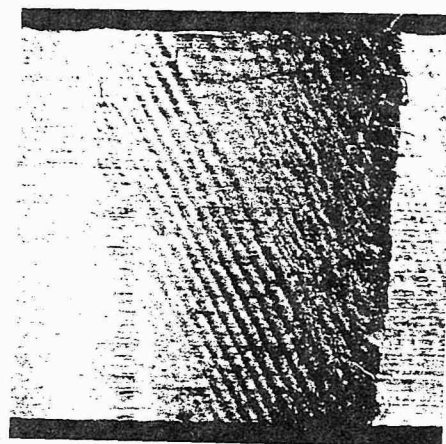


(c) 切削面形状

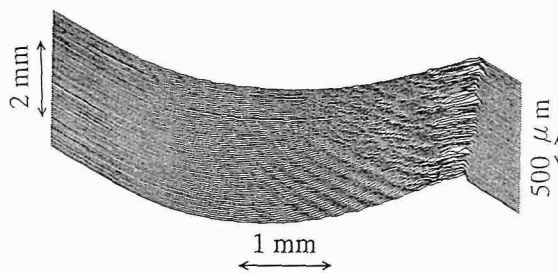
図 3. 6 切削面展開図と
被削材切削面
($f=0.36\text{mm/tooth}$)



(a) 切削面展開図



(b) 切削面の写真



(c) 切削面形状

図 3. 7 切削面展開図と
被削材切削面
($f=0.04\text{mm/tooth}$)

3. 4 振動発生限界に及ぼす切削条件およびエンドミル振動特性の影響

前章の 4. 2 項および 4. 3 項では，再生びり振動の発生限界に及ぼす種々の切削条件およびエンドミル振動特性の影響を理論的に明らかにした．ここでは，その妥当性を切削実験により検証する．なお，切削実験における再生びり振動の発生判定は，以下のように切削力の比 F_{xc}/F_{xm} で行った．ここで， F_{xc} はテーブル送り方向切削力 F_x の固有振動数付近の成分， F_{xm} は F_x の最大値である．図 3. 8 にエンドミル D ($\gamma=40^\circ$)，切

削速度 $V=34.4\text{m/min}$ のときの例を示す．図の横軸 K_v は 1 刃当たりの送り f に反比例する速度比である． K_v が大きく (f が小さく) になると F_{xc}/F_{xm} が大きくなり， F_{xc}/F_{xm} がおよそ 0.002 を超えると切削力波形に振動成分が現れ，また切削面にもびりマークが観察されるようになる．そこで，本研究では

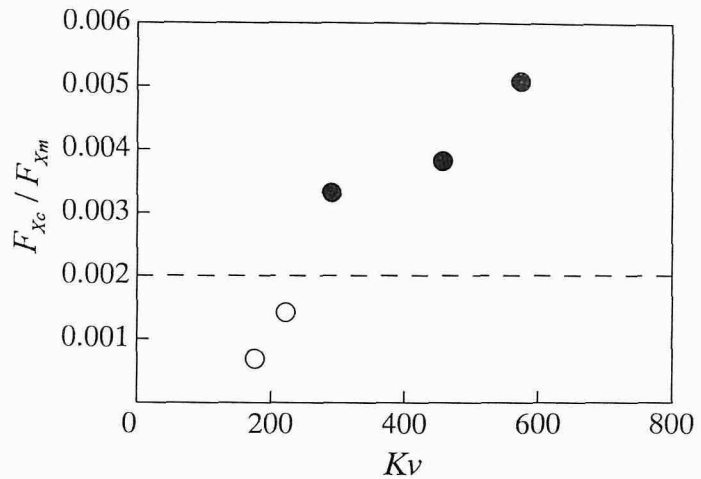


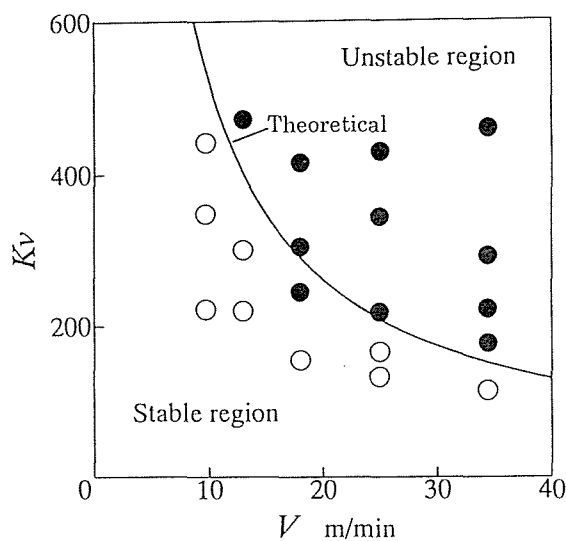
図 3. 8 再生びり振動の発生判定基準

$F_{xc}/F_{xm}=0.002$ を切削実験における振動発生判定基準とした．

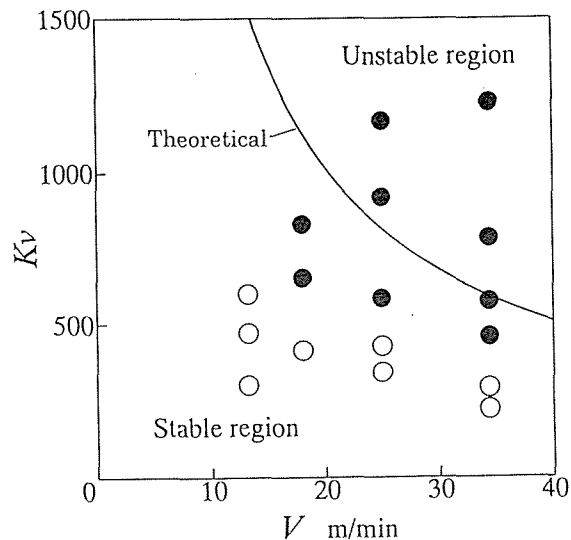
以下の図中に示される曲線は，前章で述べた動的切削力（工具の切込み方向の振動速度に比例する切削力）を考慮した再生びり振動理論による振動発生限界を示す．また，黒丸は切削実験で再生びり振動が発生したことを，白丸は再生びり振動が発生しなかったことを示す．図の縦軸は前章と同様，速度比 K_v である．前章で述べたように，再生びり振動が発生しやすいのは 1 刃当たりの送り f が小さい場合であるが，これは以下の図では速度比 K_v が大きいことに対応している．なお，以下とくに断らない限り上向き削りの結果である．

3. 4. 1 切削速度およびエンドミル振動特性の影響

図 3. 9 (a), (b) にエンドミル B および C (ともに切れ刃ねじれ角は 30°) に



(a) $L=75\text{mm}$



(b) $L=55\text{mm}$

図 3. 9 切削速度の影響

対する切削速度の影響を示す。両図の実験結果から明らかなように、切削速度が低くなるほど振動発生限界は高くなっている。この傾向は動的切削力を考慮した理論解析結果と良く一致している。したがって、再生びり振動の低切削速度安定性を説明するには動的切削力の考慮が必要と言える。

また、図 3. 9 の(a)と(b)を比較すると、エンドミル C ($L=55\text{mm}$) の方がエンドミル B ($L=75\text{mm}$) より振動発生限界が高い。これは表 3. 2 に示すように、突出し長さが短いエンドミル C の方がエンドミル B より剛性、固有振動数および減衰比とも高く、それらの相乗効果によるものである。この結果は、剛性、固有振動数および減衰比が高くなると振動発生限界も高くなるという前章の理論解析結果と一致している。

3. 4. 2 切削幅および切込みの影響

図 3. 10 に切削幅の影響を示す。図より、実験値、理論値とも 3mm 未満の小さな切削幅では振動発生限界が高くなるが、 3mm 以上では一定値になることがわかる。したがって、かなり薄い被削材の場合を除いて、通常の側面切削では振動発生限界は切削幅の影響をほとんど受けないと言える。

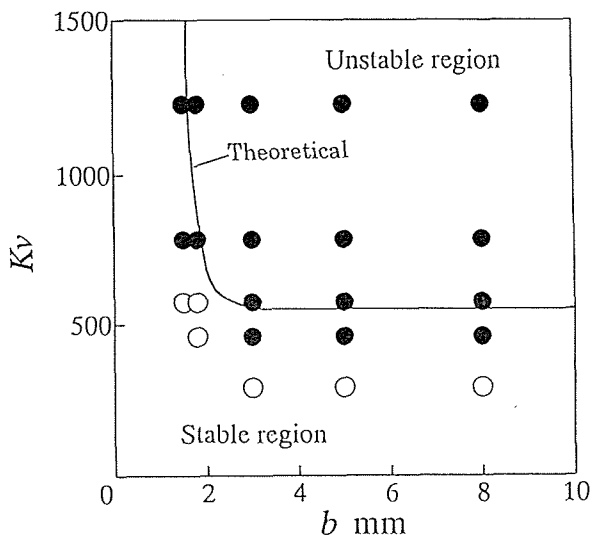


図 3. 1 0 切削幅の影響

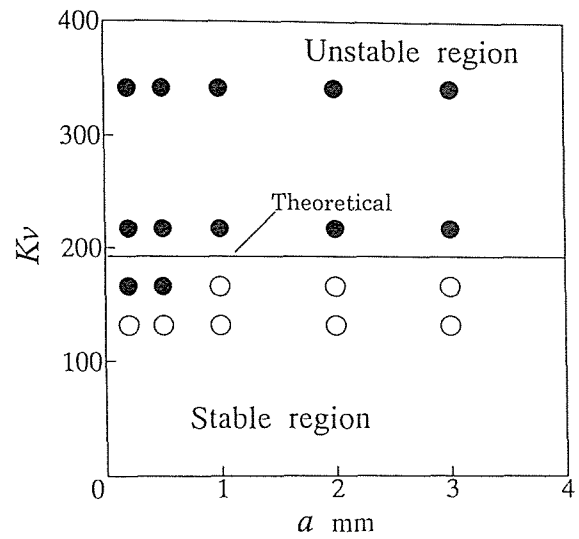


図 3. 1 1 切込みの影響

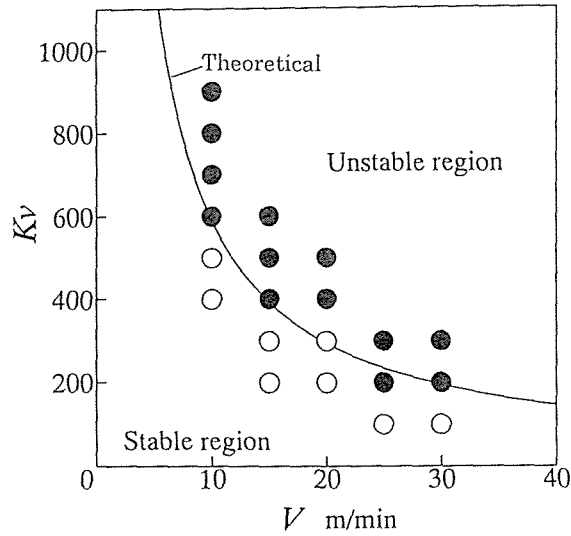
図 3. 1 1 は切込みの影響を調べた結果である。実験結果を見ると、切れ刃が上滑りしやすい微小な切込みの場合、振動発生限界が少し低くなっている。しかし、全体的に振動発生限界に及ぼす切込みの影響は小さいと言える。図 3. 1 0 と図 3. 1 1 の結果より、加工精度の許す限り切削幅および切込みを大きくとって、加工能率を上げるのが好ましいと言える。

3. 4. 3 上向き・下向き削りの影響

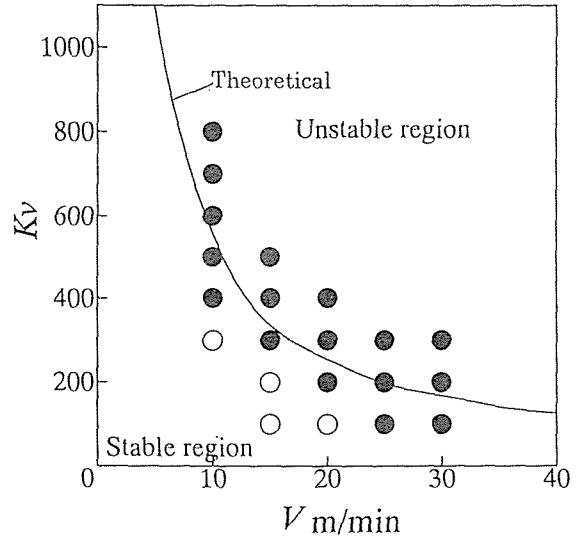
図 3. 1 2 (a), (b) に上向き削りと下向き削りの比較を示す。なお、これらはマシニングセンタにエンドミル C を取付けて切削した結果である。このときのエンドミルの振動特性は $k=3.91\text{MN/m}$, $F_n=2810\text{Hz}$, $\zeta=0.039$ であった。振動発生限界は理論解析結果、実験結果とも下向き削りの方が低くなっており、びびり振動防止の観点からは上向き削りが好ましいと言える。また、理論解析結果と実験結果は良く一致していることもわかる。

3. 4. 4 切れ刃ねじれ角の影響

図 3. 1 3 は、エンドミルの切れ刃ねじれ角の影響を調べた結果である。表 3. 2 でねじれ角が 15° のエンドミル A と 40° のエンドミル D の振動特性を比較す

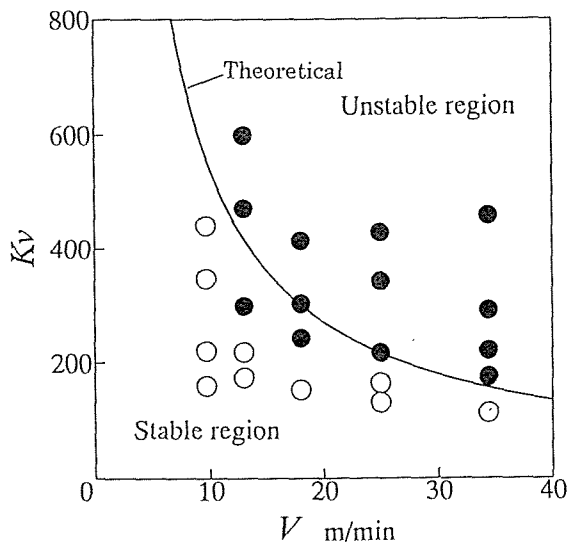


(a) 上向き削り

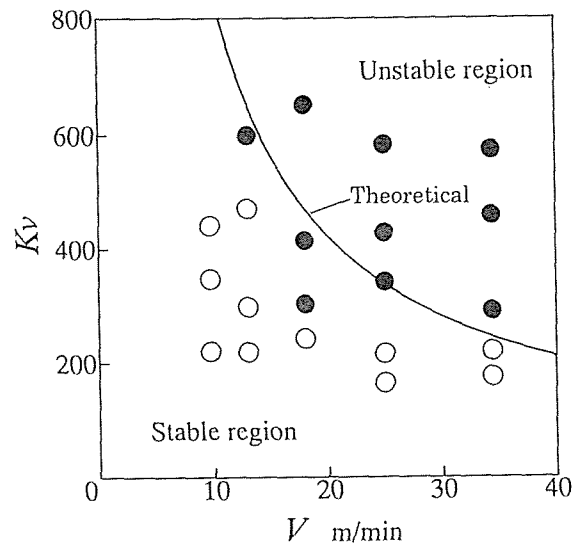


(b) 下向き削り

図 3. 1 2 上向き・下向き削りの影響



(a) $\gamma = 15^\circ$



(b) $\gamma = 40^\circ$

図 3. 1 3 切れ刃ねじれ角の影響

ると、 15° のエンドミルの方が 40° のものより剛性で 3 倍近く、固有振動数で 2 倍近く高くなっている。したがって、振動特性だけを考えれば振動発生限界はねじれ角の小さい 15° のエンドミルの方がかなり高くなるはずである。しかし、図 3. 1 3 の (a) と (b) を比較すると理論解析結果、実験結果とも 40° の方が高くな

っている。このことは、大きなねじれ角が高い振動発生限界を与えることを示すものであり、前章の理論解析結果と一致している。

4. 結 言

エンドミル側面切削における再生びびり振動の発生限界を系統的な切削実験により調べ、種々の切削パラメータの影響を明らかにした。また、第2章で述べた理論の妥当性も検証した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 上向き削りににおける振動発生領域を切削面の写真等で調べ、1刃当たりの送りが小さいときに振動が発生しやすいこと、またその振動は切込み深さが小さい切削初期に発生することを確かめた。
- (2) 1刃当たりの送りを大きく、あるいは切削速度を低くするほど振動発生限界が高くなる。それに対して、通常用いられる切削幅および切込みの範囲では、振動発生限界はほとんど変わらない。
- (3) 上向き削りより下向き削りの方が振動発生限界が若干低い。
- (4) 剛性、固有振動数および減衰比が高いエンドミル、あるいは大きな切れ刃ねじれ角のエンドミルを用いることは、再生びびり振動の防止に有効である。
- (5) 動的切削力を考慮した理論解析の結果と実験結果は比較的良く一致し、理論の妥当性が確かめられた。

これらの結果は実際の加工現場において、スクエアエンドミル加工の再生びびり振動の防止に役立つものと考えられる。

以上、第2章と第3章ではスクエアエンドミル加工の基本的な切削方式である側面切削を対象に再生びびり振動の発生限界を明らかにした。しかし、他の切削方式として段切削や溝切削があり、今後はこれらの切削方式に対しても振動発生限界を明確にして、スクエアエンドミル加工の高能率化を図る必要がある。

第4章 ボールエンドミル加工における再生びびり振動の理論的解析

1. 緒 言

ボールエンドミル加工では、ボールエンドミル自身の剛性や減衰比が低いため、びびり振動が発生しやすい。びびり振動は生産性や仕上げ面性状に悪影響を及ぼすので、振動の発生原因を究明し、振動の生じない安定な切削を行わなければならない。

スクエアエンドミル加工におけるびびり振動の研究は、これまでにいくつかある。例えば、Tlustý¹⁾は高速エンドミル加工におけるびびり安定性について、また Tsai²⁾はエンドミルのたわみとびびり安定性について報告している。それに対して、ボールエンドミル加工のびびり振動に関する研究は従来見あたらず、切削力と仕上げ面生成機構に関する研究^{3)~6)}が報告されているだけである。ボールエンドミルによる金型などの加工は、今後ますます重要性を増すと思われ、それらの加工を高能率に行うためには、ボールエンドミル加工における再生びびり振動の安定領域を明確にし、実用的な振動発生限界線図を求めておくことが必要である。

そこで本章では、第2章で述べたスクエアエンドミル加工の再生びびり振動理論を発展させ、ボールエンドミル加工における再生びびり振動の発生限界を論じる⁷⁾⁸⁾。ここでは、第2章でその重要性が明らかにされた動的切削力を考慮するとともに、切れ刃各部のねじれ角も理論解析に加味し、振動発生限界に及ぼす種々の切削条件の影響を調べる。

2. 動的切削力を考慮した再生びり振動発生限界の理論的解析

2.1 瞬間切込み深さ

ボールエンドミル加工における切込み深さは，ボールエンドミルの回転とともに変化するだけでなく切れ刃の各点でも異なっている．そこで本節では，図4.1に示す傾斜面のボールエンドミル加工の切削モデルを考え，切込み深さの解析を行う．

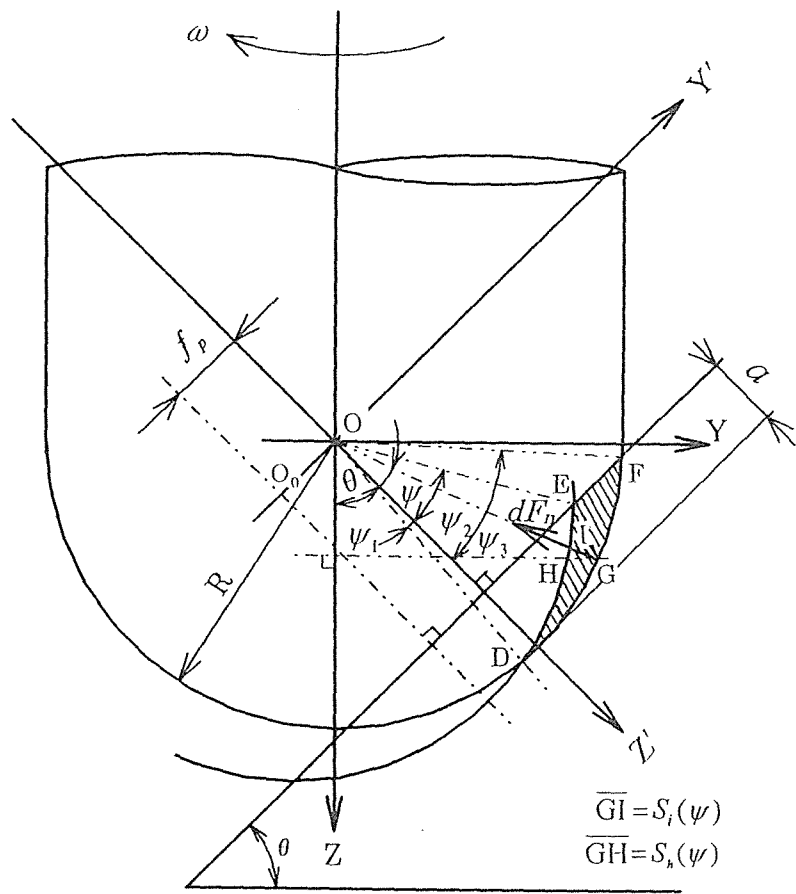
図4.1(a)はボールエンドミルの刃先部を回転軸に直角な方向から見た図である．図中， R はボール部半径， a は垂直方向切込み， f_p はピックフィード， θ は被削材の傾斜角である．ボールエンドミル刃先部の中心を通り，被削材の傾斜面に垂直に Z' 軸をとり， Z' 軸に直交するように Y' 軸をとる．図4.1(b)は，図4.1(a)に示された切れ刃上の一点 G を通り回転軸に垂直な断面をボールエンドミル上方から見た図である． f は一刀当たりの送り， ω はエンドミルの回転角速度である．ここで a ， f ， f_p をボール部半径で無次元化して， $A = a/R$ ， $F_f = f/R$ ， $F_p = f_p/R$ とする．

いま，ボールエンドミル刃先部の中心を加工面に対して平行に点 O_0 から点 O へ移動させた後（上向きピックフィード）， X 軸のマイナス方向にボールエンドミルを送った場合（上向き削り）を考える．1パスの切削で除去されるのは，(a)に示す領域 $D-E-F-D$ である．任意の角度 ψ における線分 GI は，時々刻々と変化する切込み深さそのものではなく，1回の切削による切込み深さを $Y-Z$ 平面に投影したもので，ここでは見かけの切込み深さと呼び， $S_i(\psi)$ で表す．ここで， $S_i(\psi)$ を計算するために，図中の $Y'-Z'$ 座標系を考える．ピックフィードを与える前，すなわち刃先部中心が図中の点 O_0 にあるときの切れ刃曲線の方程式は

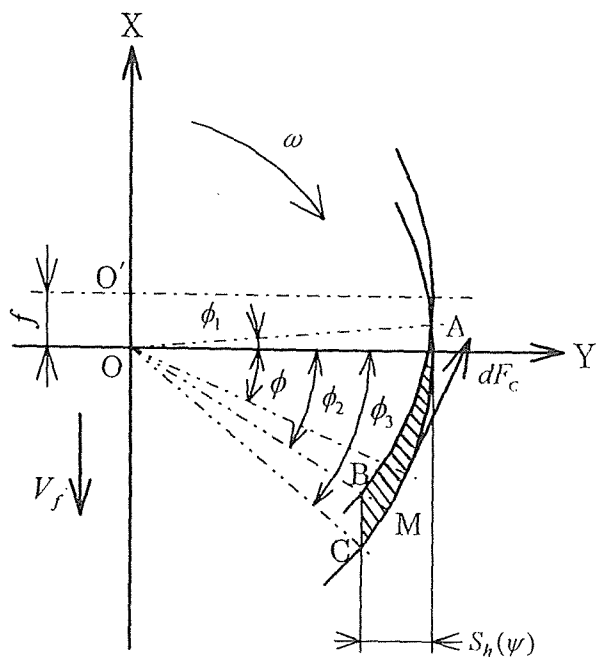
$$(Y' + F_p)^2 + Z'^2 = 1 \quad (4.1)$$

で表される．また，点 G と刃先部中心 O を通る直線は

$$Z' = -\cot \psi \cdot Y' \quad (4.2)$$



(a)回転軸に平行な断面



(b)回転軸に垂直な断面

図 4. 1 ボールエンドミル加工の切削モデル

で与えられるので，式（4. 1）と式（4. 2）より点 I の Z' 座標値は

$$Z'_I = \frac{F_p \tan \psi - \sqrt{1 + \tan^2 \psi - F_p^2}}{1 + \tan^2 \psi} \quad (4. 3)$$

になる．ただし， $\psi_2 \leq \psi \leq \psi_3$ の場合には上式の代わりに $Z'_I = -1 + A$ を用いる． Z'_I が決まれば，見かけの切込み深さは次式で表すことができる．

$$S_i(\psi) = 1 + \frac{Z'_I}{\cos \psi} \quad (4. 4)$$

前述のように，各時刻における実際の切込み深さは $S_i(\psi)$ ではなく，ボールエンドミルの回転とともに変化している．この切込み深さの変化を厳密に計算するのはかなり難しいので，ここでは図 4. 1 (b) に示される GH 断面の $S_h(\psi)$ （ここでは，これを干渉深さと呼ぶ）を考える． $S_h(\psi)$ はボールエンドミルの回転とともに変化するが，その変化を計算するのは容易である．そこで，切れ刃各点における実際の切込み深さは干渉深さ $S_h(\psi)$ と同様の変化をとり，干渉深さ $S_h(\psi)$ が最大値に達するとき，つまり刃先が点 M に達するとき最大値になると仮定する．

このように考えると，実際の切込み深さの最大値 S_{\max} が見かけの切込み深さ $S_i(\psi)$ を用いて次式のように計算できる．

$$S_{\max}(\psi) = \sin(\theta + \psi) - \sqrt{\sin^2(\theta + \psi) - 2F_f \sqrt{2 \sin(\theta + \psi) \cdot S_i(\psi) - \{S_i(\psi)\}^2} + F_f^2} \quad (4. 5)$$

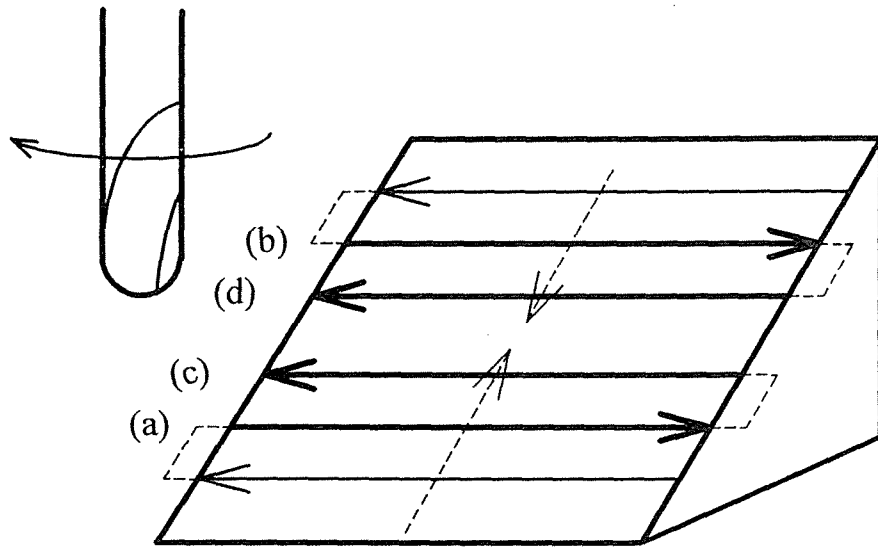
さらに，実際の切込み深さは最大値 S_{\max} に達する前後では，ボールエンドミルの回転角 ϕ とともに直線的に変化すると近似すれば，任意の切れ刃回転角に対して

$$S(\phi, \psi) = \frac{\phi - \phi_1}{\phi_2 - \phi_1} S_{\max}(\psi) \quad (\phi_1 \leq \phi < \phi_2) \quad (4. 6)$$

$$S(\phi, \psi) = \frac{\phi_3 - \phi}{\phi_3 - \phi_2} S_{\max}(\psi) \quad (\phi_2 \leq \phi \leq \phi_3) \quad (4. 7)$$

と表すことができる．ただし， ϕ_1 ， ϕ_2 および ϕ_3 は切削開始点 A，干渉深さの最大点 M，そして切削終了点 C の切れ刃回転角である．

本研究では，ボールエンドミル加工の基本的な切削方式として図 4. 2 に示す 4 種類の切削方式を考える．すなわち，上向きピックフィード・上向き削り (Up-Up)，下向きピックフィード・上向き削り (Down-Up)，上向きピックフィード・



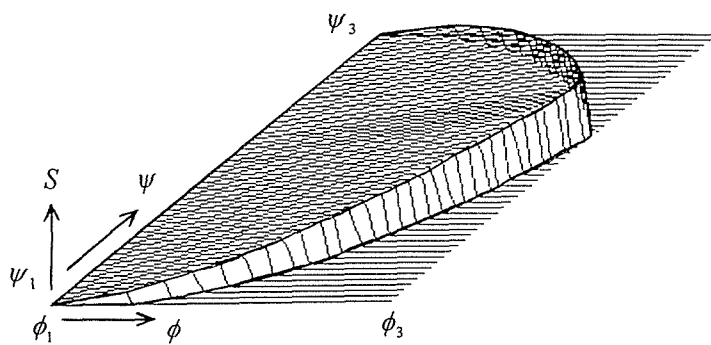
- (a) 上向きピックフィード・上向き削り (Up-Up)
- (b) 下向きピックフィード・上向き削り (Down-Up)
- (c) 上向きピックフィード・下向き削り (Up-Down)
- (d) 下向きピックフィード・下向き削り (Down-Down)

図 4. 2 切削方式

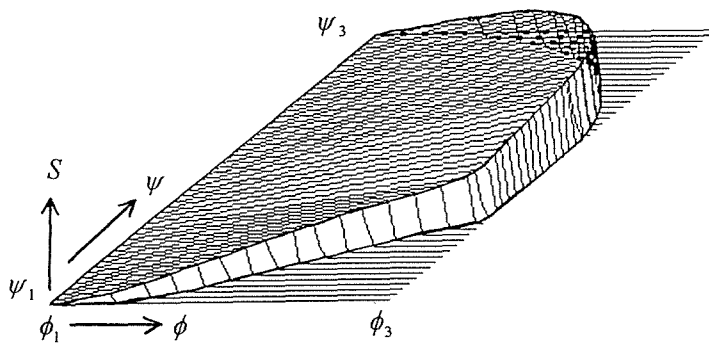
下向き削り (Up-Down), 下向きピックフィード・下向き削り (Down-Down)である。以下の説明では, これらの切削方式はかっこ内に示した呼称を用いる。

図 4. 3 には, 式 (4. 6) と式 (4. 7) により算出した切れ刃各部の切込み深さの変化を示す。これは切れ刃が被削材と干渉している区間を ϕ , ψ とともに 50 分割して計算した例である。

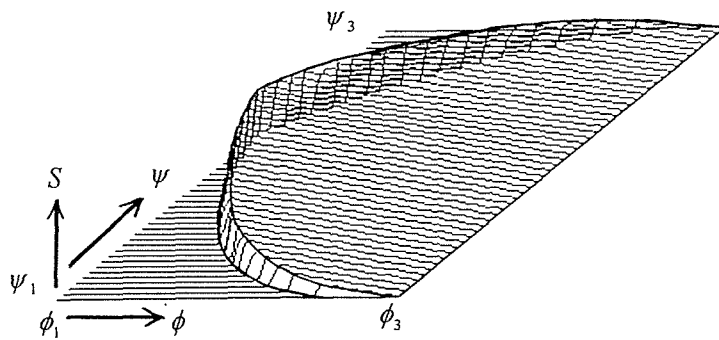
いま, 切れ刃にねじれがないものとして考える。図 4. 3 の (a) Up-Up と (b) Down-Up の切込み深さの変化を見ると, どの ψ でもほぼ同時刻に切削が始まり, その後切込み深さは徐々に増加し, ある時刻で急激に減少して切削を終了する。ただし, その切削終了時刻は ψ , つまり切れ刃の各点で異なっている。(a)の上向きピックフィードの場合, 切削に関わっている切れ刃長さ (ψ の範囲) は切削終



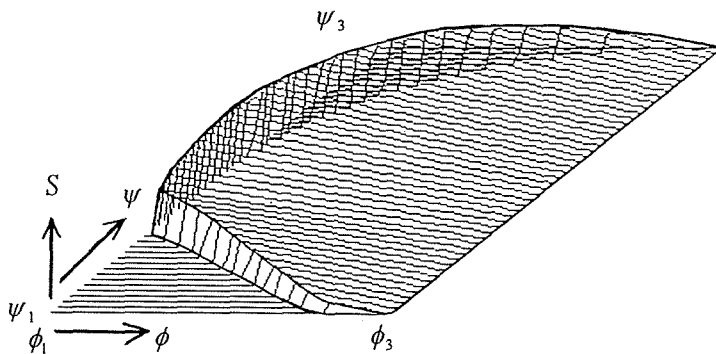
(a) Up-Upにおける切込み深さ



(b) Down-Upにおける切込み深さ



(c) Up-Downにおける切込み深さ



(d) Down-Downにおける切込み深さ

図4.3 各切削方式に対する切込み深さ

了まで単調に減少するが、(b)の下向きピックフィードの場合には切削終了の瞬間まで切れ刃長さの約半分が切削に関わっており、切込み過程の違いが良くわかる。図4.3の(c)Up-Downと(d)Down-Downでは、それぞれUp-Up、Down-Upとほぼ逆の経過をたどって切込み深さが推移するのがわかる。

2.2 瞬間切削力

ボールエンドミル刃先部における切れ刃ねじれ角は、切れ刃各点で異なっている。したがって、エンドミルに作用する瞬間切削力を正確に計算するためには、切れ刃各点のねじれ角を考慮して切削力を計算する必要がある。そこで本研究では、各微小切れ刃要素に対して第2章で述べた傾斜切削理論を適用する。傾斜切削では、幾何学的関係より有効すくい角 α は

$$\sin \alpha = \sin \eta_c \cdot \sin \gamma + \cos \eta_c \cdot \cos \gamma \cdot \sin \alpha_n \quad (4.8)$$

から計算できる。ただし、 η_c は切りくず流出角、 γ はねじれ角、 α_n は垂直すくい角である。ここで、Stablerの法則より $\eta_c \approx \gamma$ とおけるので、垂直すくい角とねじれ角がわかれば有効すくい角を求めることができる。

ボールエンドミル加工における瞬間切削力は、切れ刃各部の瞬間切込み深さによって決定される。そこでここでは、2.1項で求めた瞬間切込み深さより切削力を計算する。切削力は図4.1に示されるように回転角 ϕ と角度 ψ によって、その大きさや方向が変化するため、切削に関わっている切れ刃部分を微小要素に分割し、それに作用する力の積分値として算出する。任意の回転角 ϕ および角度 ψ にある微小要素に作用する切削力は、次式で表される。

$$dF(\phi, \psi) = \frac{\tau_s R^2 \cdot S(\phi, \psi)}{\sin \phi_s \cdot \cos(\phi_s + \beta - \alpha)} d\psi \quad (4.9)$$

ここで、 τ_s は被削材のせん断強さ、 ϕ_s はせん断角、 β は摩擦角、そして α は傾斜切削における有効すくい角である。切削力 dF は、図4.4に示されるように主分力 dF_c と背分力 dF_n に分けられ、次のように表される。

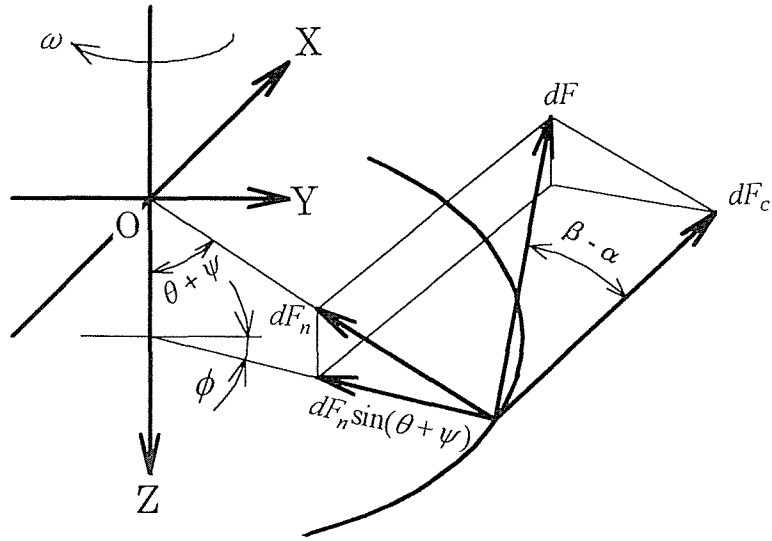


図 4. 4 切削力の幾何学的関係

$$dF_c = dF \cdot \cos(\beta - \alpha) \quad (4. 1 0)$$

$$dF_n = dF \cdot \sin(\beta - \alpha) \quad (4. 1 1)$$

dF_c と dF_n から X 軸, Y 軸および Z 軸方向の切削力 F_x , F_y , F_z を求めると以下の式となる.

$$F_x(\phi) = \int_{\psi} \cos \phi dF_c + \int_{\psi} \sin(\theta + \psi) \cdot \sin \phi dF_n \quad (4. 1 2)$$

$$F_y(\phi) = \int_{\psi} \sin \phi dF_c - \int_{\psi} \sin(\theta + \psi) \cdot \cos \phi dF_n \quad (4. 1 3)$$

$$F_z(\phi) = - \int_{\psi} \cos(\theta + \psi) dF_n \quad (4. 1 4)$$

2. 3 再生びびり振動発生限界の理論的解析

ここでは, 第 2 章で述べた再生びびり振動理論を用いて, ボールエンドミル加工における安定性解析を行う. 図 4. 5 に, エンドミルの軸方向から見たボールエンドミル加工の振動モデルを示す. ボールエンドミルの軸方向の剛性と軸まわ

りのねじり剛性は，エンドミルのたわみ剛性に比べてかなり大きいので，ここでは $X-Y$ 平面における振動だけを考える．なお，再生びり振動の発生は瞬間切りくず厚さの変化に起因するものであるから，図 4. 5 に示すようにボールエンドミルの振動方向は各時刻における加工面に垂直な方向とする．

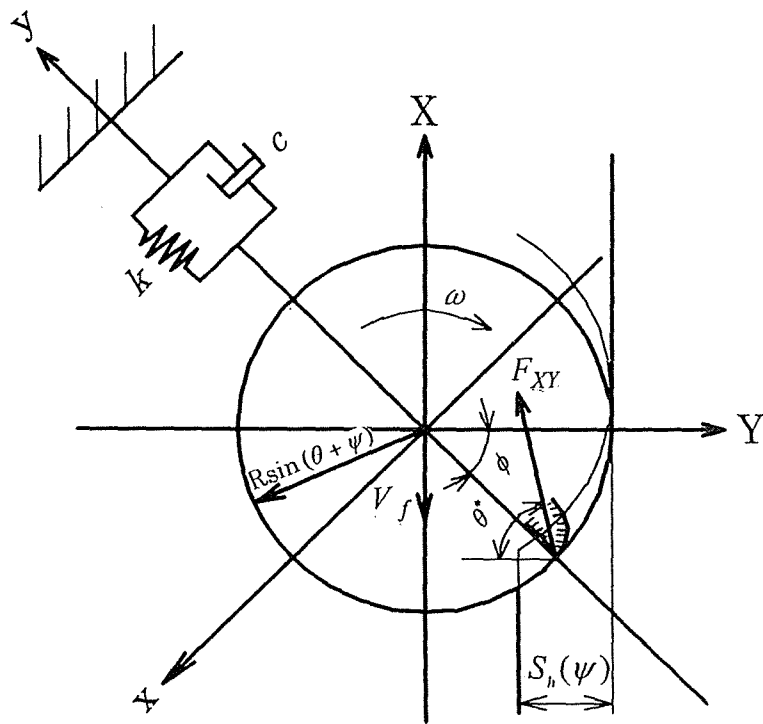


図 4. 5 ボールエンドミル加工の振動モデル

まず，微小切れ刃要素 i における瞬間切込み深さ $u_i(t)$ は，振動が生じていないときの切込み深さ $u_{0i}(t)$ および工具変位 $y(t)$ を用いて次のように表される．

$$u_i(t) = u_{0i}(t) - \{y(t) - y(t - \tau)\} \sin(\theta + \psi) \quad (4. 15)$$

ここで， $y(t - \tau)$ は前回切削時の工具変位， τ は切削の周期， $(\theta + \psi)$ は微小切れ刃要素 i の鉛直下方からの角度である． $X-Y$ 平面における瞬間切削力 $F_{XY}(t)$ は，各微小切れ刃要素に作用する力の和として求められるので，瞬間切込み深さ $u_i(t)$ を

用いて次式のように表される。

$$F_{XY}(t) = \sum_i \{ \Delta k_{cXY} u_i(t) \} \quad (4.16)$$

ここで、 Δk_{cXY} は微小切れ刃要素に対する切削剛性である。式(4.16)は式(4.15)を用いると次式のように表される。

$$\begin{aligned} F_{XY}(t) &= \sum_i \{ \Delta k_{cXY} u_{oi}(t) \} - \sum_i [\Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \{ y(t) - y(t - \tau) \}] \\ &= F_{0XY}(t) - \sum_i [\Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \{ y(t) - y(t - \tau) \}] \end{aligned} \quad (4.17)$$

ただし、 F_{0XY} は振動が生じていないときの切削力である。

次に、工具の運動方程式について述べる。本研究では図4.5に示すように、1自由度の振動モデルを仮定して解析を行う。このときの運動方程式は

$$m\ddot{y}(t) + c\dot{y}(t) + ky(t) = F_{XY}(t) \cos(\theta^* - \phi) \quad (4.18)$$

ここで、 m は等価質量、 c は等価減衰係数、 k は等価構造剛性である。式(4.18)を Laplace 変換すると次式になる。

$$ms^2 Y(s) + csY(s) + kY(s) = F_{XY}(s) \cos(\theta^* - \phi) \quad (4.19)$$

上式より切削力 $F_{XY}(s)$ に対する工具変位 $Y(s)$ の伝達関数を求めると、次式になる。

$$\frac{Y(s)}{F_{XY}(s)} = \frac{1}{k_m \left\{ \left(\frac{s}{\omega_n} \right)^2 + 2\zeta \left(\frac{s}{\omega_n} \right) + 1 \right\}} \quad (4.20)$$

ここで、 k_m は方向性をもつ構造剛性 ($= k / \cos(\theta^* - \phi)$) であり、また $\omega_n = \sqrt{k/m}$ 、 $\zeta = c / 2\sqrt{mk}$ である。ここで、正規化された動的コンプライアンスを次式で定義する。

$$G_m(s) \equiv \frac{1}{\left\{ \left(\frac{s}{\omega_n} \right)^2 + 2\zeta \left(\frac{s}{\omega_n} \right) + 1 \right\}} \quad (4.21)$$

上式を用いると，式（４．２０）は次式のように書くことができる．

$$\frac{Y(s)}{F_{XY}(s)} = \frac{1}{k_m} G_m(s) \quad (4.22)$$

また，式（４．１７）を Laplace 変換すると次式になる．

$$F_{XY}(s) = F_{0XY}(s) - \sum_i \left[\Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \{ Y(s)(1 - e^{-\tau s}) \} \right] \quad (4.23)$$

式（４．２２）と式（４．２３）は，再生びり振動の安定性を求めるのに必要な基礎方程式である．これらの関係をブロック線図に表すと図４．６のようになる．このブロック線図では，まず設定切込み深さが与えられることにより被削

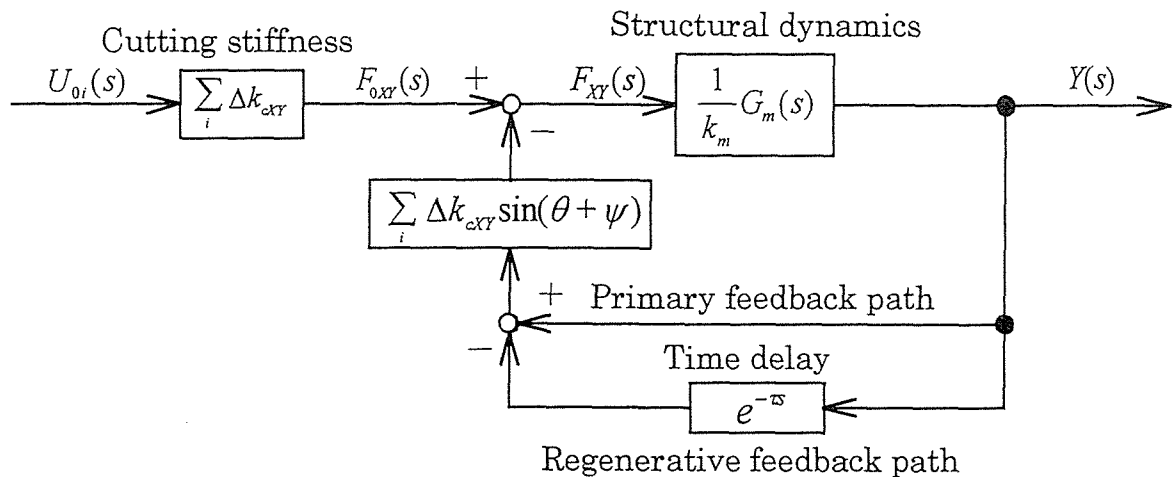


図４．６ 再生びり振動の基礎理論におけるブロック線図

材と工具間に切削力 $F_{0XY}(s)$ が生じ，後述の２つのフィードバックループの影響を受けて瞬間切削力 $F_{XY}(s)$ となる．工具変位 $Y(s)$ は瞬間切削力と構造動特性の積により決定される．その後，工具変位は２つのフィードバックループを通り，切削力を変化させる．ループの１つは工具変位が直接，瞬間切込み深さを変化させる

一次フィードバックループであり，他の1つは前回切削時に生じた起伏の影響を表す時間遅れの再生フィードバックループである。

振動が生じていないときの切削力 $F_{0XY}(s)$ と振動が生じているときの瞬間切削力 $F_{XY}(s)$ の伝達関数は，式 (4. 2 2) と式 (4. 2 3) より以下のように書くことができる。

$$\frac{F_{XY}(s)}{F_{0XY}(s)} = \frac{1}{1 + (1 - e^{-\tau s}) \frac{i}{k_m} \frac{\sum \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi)}{G_m(s)}} \quad (4. 2 4)$$

図 4. 6 に示されるフィードバック系の安定性は，式 (4. 2 4) の特性方程式である次式によって決定される。

$$1 + (1 - e^{-\tau s}) \frac{i}{k_m} \frac{\sum \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi)}{G_m(s)} = 0 \quad (4. 2 5)$$

この特性方程式のすべての根の実部が負であれば系は安定であり，1つでも正の実部をもつ根があれば不安定である。安定限界は根の実部を0にし， $s = j\omega$ を式 (4. 2 5) に代入することで得られる。すなわち，

$$\frac{i}{k_m} \frac{\sum \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi)}{G_m(j\omega)} = \frac{-1}{1 - e^{-j\omega\tau}} \equiv G_{cp} \quad (4. 2 6)$$

ここで， $\omega\tau$ は被削材1回転の位相角であり，整数部 n と端数部 ν ($0 < \nu < 1$) を用いて次式で表される。

$$\omega\tau = 2\pi(n + \nu) \quad (4. 2 7)$$

n は整数であるから $e^{-j2\pi n} = 1$ となり，式 (4. 2 6) の G_{cp} は次式となる。

$$G_{cp} = \frac{-1}{1 - e^{-j2\pi\nu}} \quad (4. 2 8)$$

上式の軌跡を複素平面に表示すると，図 4. 7 に示すように虚軸に平行な直線に

なる．この図に $\left(\sum_i \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \right) / k_m \cdot G_m(j\omega)$ の軌跡をプロットし， G_{cp} の軌跡との交点の有無を調べれば系の安定判別ができる．すなわち，交点がある場合には不安定であり，交点がなければ安定となる．したがって，安定条件は次式となる．

$$\operatorname{Re} \left\{ \frac{\sum_i \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi)}{k_m} G_m(j\omega) \right\}_{\min} > -\frac{1}{2} \quad (4.29)$$

図4.5の1自由度振動モデルでは，上式左辺の $\{ \}$ 内は $(\omega / \omega_n)^2 = 1 + 2\zeta$ のとき最小値になるので，上式は

$$\frac{\sum_i \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi)}{k_m} < 2\zeta(1 + \zeta) \quad (4.30)$$

となる．上式の両辺を等しくおくと振動発生限界が得られる．

次に，動的切削力を考慮して再生びり振動の理論解析を行う．ボールエンドミル加工では切れ刃の各部分で半径が異なるため，切削速度も各部分で異なっている．したがって，任意の微小切れ刃要素における切削速度は

$$V_i = V \sin(\theta + \psi) \quad (4.31)$$

と表される．また，動的切削力を考慮した場合，ボールエンドミル加工における瞬間切削力（式（4.17））は，第2章の式（2.41）を参考にして次のように書くことができる．

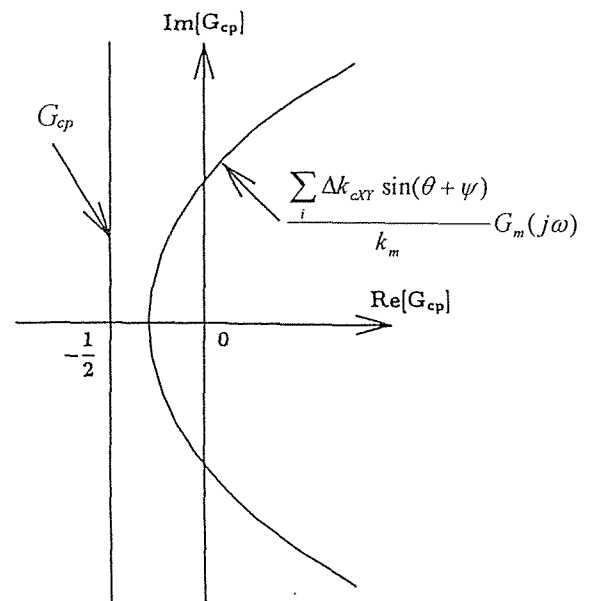


図4.7 限界軌跡 G_{cp} の複素表示

$$\begin{aligned}
 F_{XY}(t) &= F_{0XY}(t) - \sum_i \left[\Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \{y(t) - y(t - \tau)\} \right] - \frac{F_{0XY}(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V \sin(\theta + \psi)} \dot{y}(t) \\
 &= F_{0XY}(t) - \sum_i \left[\Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \{y(t) - y(t - \tau)\} \right] - k_d \dot{y}(t) \quad (4.32)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$k_d = \frac{F_{0XY}(t)(\cot \phi_s - \tan \delta)}{V \sin(\theta + \psi)} \quad (4.33)$$

である。式(4.32)をラプラス変換すると

$$F_{XY}(s) = F_{0XY}(s) - \sum_i \left\{ \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) Y(s)(1 - e^{-\tau s}) \right\} - k_d \cdot sY(s) \quad (4.34)$$

となる。

上式を考慮して、図4.6に示した再生びり振動のブロック線図を書き改めると図4.8になる。ここで、コンプライアンス伝達関数は式(4.22)と同様に次式となる。

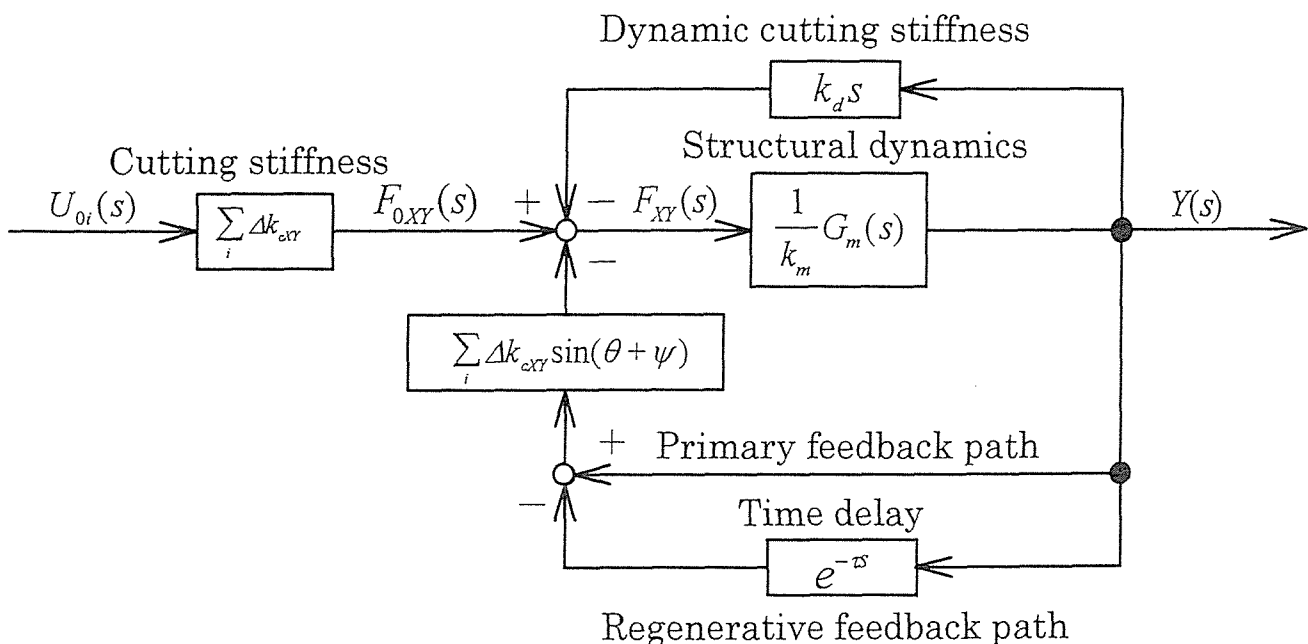


図4.8 動的切削力を考慮した再生びり振動のブロック線図

$$\frac{Y(s)}{F_{XY}(s)} = \frac{1}{k_m} G_m^*(s) \quad (4.35)$$

ただし、上式右辺は図4.8のブロック線図に新たに加わった項 $k_d s$ をフィードバック結合により一つの構造動特性にまとめたものである。すなわち、

$$\begin{aligned} \frac{1}{k_m} G_m^*(s) &= \frac{\frac{G_m(s)}{k_m}}{1 + \frac{G_m(s)}{k_m} k_d s} = \frac{1}{k_m \left\{ \frac{1}{G_m(s)} + \frac{k_d s}{k_m} \right\}} \\ &= \frac{1}{k_m \left\{ \left(\frac{s}{\omega_n} \right)^2 + 2\zeta^* \left(\frac{s}{\omega_n} \right) + 1 \right\}} \end{aligned} \quad (4.36)$$

である。ここで、第2章と同様に

$$\zeta^* = \zeta + \frac{k_d \omega_n}{2k_m} \quad (4.37)$$

であり、 ζ^* は動的切削力を考慮したときの系の等価減衰比である。

そこで、図4.6に示したフィードバック系の安定性解析と同様の方法で再生びり振動の安定条件を求めると、式(4.30)より

$$\frac{\sum_i \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi)}{k_m} < 2\zeta^*(1 + \zeta^*) \quad (4.38)$$

となる。したがって、上式と式(4.37)から再生びり振動の発生限界は

$$\frac{\sum_i \{ \Delta k_{cXY} \sin(\theta + \psi) \}}{k_m} = 2 \left(\zeta + \frac{k_d \omega_n}{2k_m} \right) \left(1 + \zeta + \frac{k_d \omega_n}{2k_m} \right) \quad (4.39)$$

となる。

3. 再生びりり振動発生限界の理論解析結果

本節では、前節で展開した理論により再生びりり振動の発生限界を計算し、種々のパラメータの影響を明らかにする。なお、切削条件等に標準値を設け、影響を調べる因子以外はこの標準値を用いて数値計算を行った。設定したボールエンドミルの標準仕様・振動特性と標準切削条件を表4.1と表4.2に示す。

表4.1 ボールエンドミルの標準仕様・振動特性値

| | | |
|-----------|----------|------|
| 最外周ボール部直径 | D mm | 25 |
| 剛性 | k MN/m | 7.0 |
| 固有振動数 | F_n Hz | 1500 |
| 減衰比 | ζ | 0.1 |

表4.2 ボールエンドミル加工の標準切削条件

| | | |
|---------|------------|------|
| 切削速度 | V m/min | 22.0 |
| ピックフィード | f_p mm | 4.0 |
| 切込み | a mm | 1.5 |
| 被削材傾斜角 | θ ° | 45 |

表4.1の振動特性値は、実際のボールエンドミルの振動特性値を参考にした。また、被削材のせん断強さ τ_s は686MPa、切れ刃の垂直すくい角 α_n は 5° 、摩擦角 β は 40° と仮定し、せん断角はMerchantの第1切削方程式より求めた。なお、切れ刃各部のねじれ角 γ は、工具顕微鏡により工具刃先の切れ刃部分を計測し、次式のような ψ^* の2次式で表した。

$$\gamma = -0.00121\psi^{*2} + 0.339\psi^* + 4.56 \quad (4.40)$$

ここで、 ψ^* はボールエンドミルのボール部最下点からの切れ刃の角度である。

3. 1 再生びびり振動の発生領域

図4.9～図4.16は、ボールエンドミル加工の4つの切削方式の切削模式図と再生びびり振動の発生領域を示す。まず、図4.9にUp-Upの切削方式の模式図を示す。実際には、切れ刃にはねじれ角がついており、理論解析でもこれを考慮しているが、切削の様子をわかりやすくするため図ではねじれ角 0° の切れ刃が示されている。図中、1刃による1回の切削で生成される切削面が領域A-B-Cである。この領域A-B-Cを平面にしたものが、図4.10に示される切削面展開図である。第2章のスクエアエンドミルの場合と同様、本章でもこの切削面展開図を用いて再生びびり振動の発生領域を調べる。

図4.10において縦軸は傾斜加工面に垂直な方向（Z'軸）から測った切れ刃の角度 ψ 、横軸はエンドミルの回転角 ϕ を示す。右ねじれの切れ刃の場合、切削面展開図の左下端の点Bから切削が始まり、主軸の回転とともに切れ刃は右へ移動し、切削面展開図の右尖端点Cで切削が終了する。図中、灰色で示された部分が再生びびり振動の発生領域である。なお、切れ刃を表す線が多少湾曲しているのは、切れ刃にねじれ角がついているためである。図4.10(a)は1刃当たりの送りが 0.1mm/tooth の場合の計算結果で、この条件では再生びびり振動は発生しない。図4.10(b)は1刃当たりの送りを 0.06mm/tooth と若干小さくしたときの結果を示しており、この条件では再生びびり振動が発生する。したがって、これらの図から再生びびり振動の発生限界は図の(a)と(b)の間にあることがわかる。さらに、送りを小さくして 0.02mm/tooth にすると、再生びびり振動の発生領域は切削面展開図のほとんどの領域に広がる。

図4.11と図4.12に、Down-Upの切削模式図と1刃による1回の切削の振動発生領域を示す。Down-Upの場合、Up-Upと同様切削の開始は図4.12の点Bであるが、切削の終了は点Cではなく右最端部である。図より明らかなよ

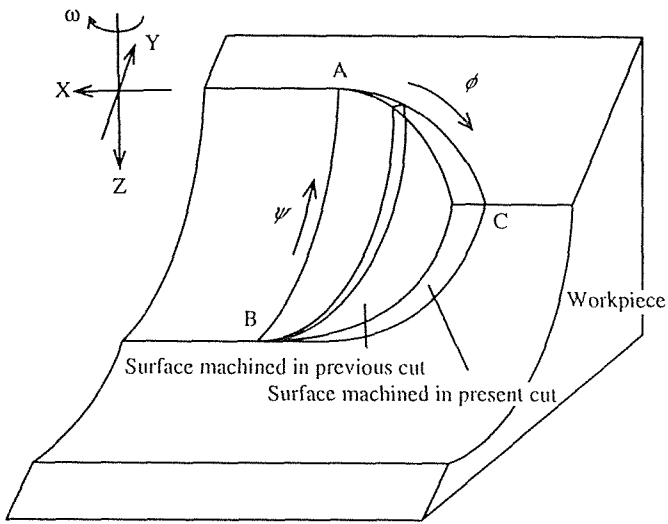
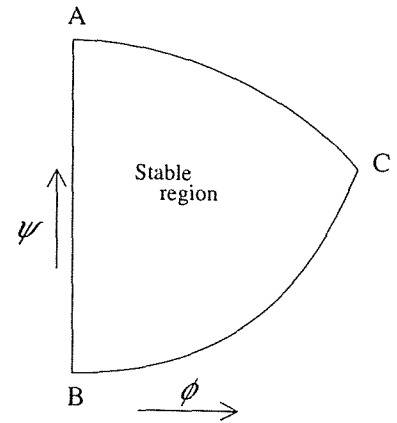
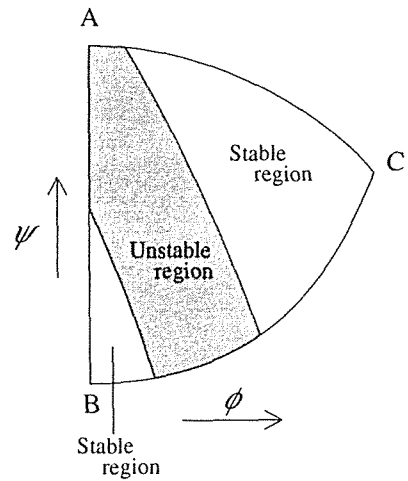


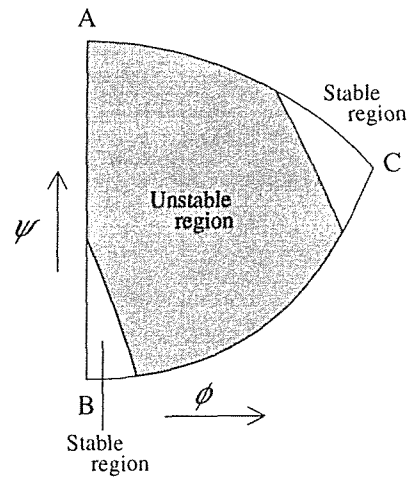
図 4. 9 Up-Up の切削模式図



(a) $f=0.1\text{mm/tooth}$



(b) $f=0.06\text{mm/tooth}$



(c) $f=0.02\text{mm/tooth}$

図 4. 10 Up-Up における 1 回の
切削の振動発生領域

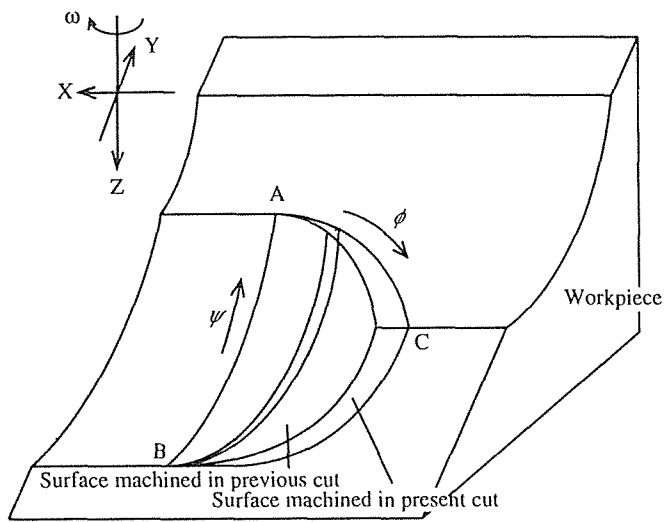
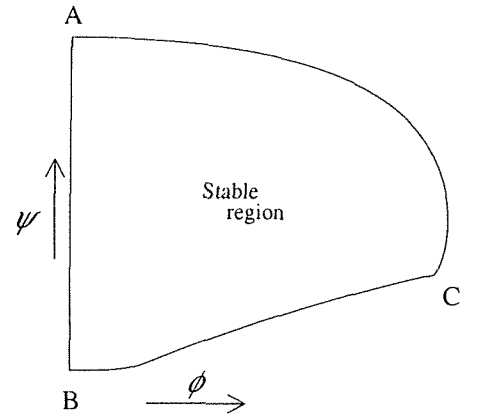
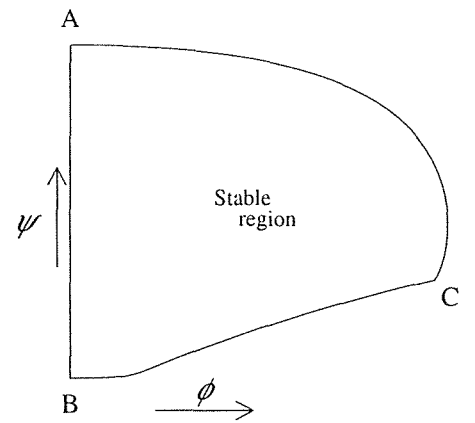


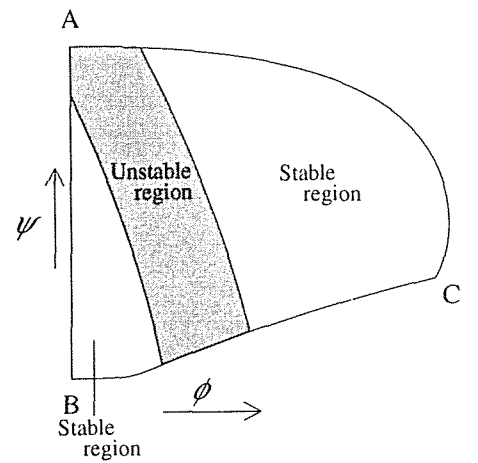
図 4 . 1 1 Down-Up の切削模式図



(a) $f = 0.1 \text{ mm/tooth}$



(b) $f = 0.06 \text{ mm/tooth}$



(c) $f = 0.02 \text{ mm/tooth}$

図 4 . 1 2 Down-Up における 1 回の
切削の振動発生領域

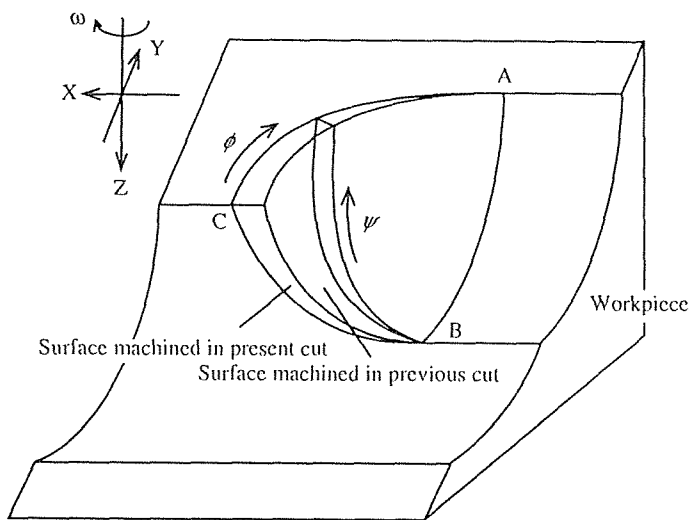
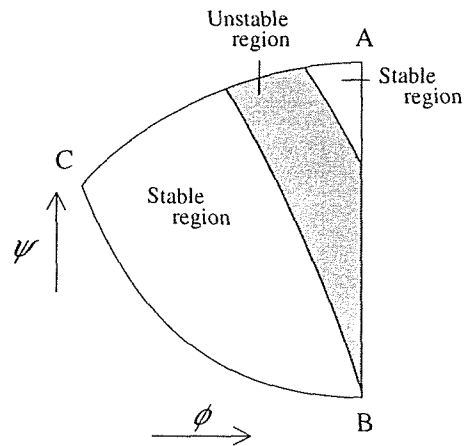
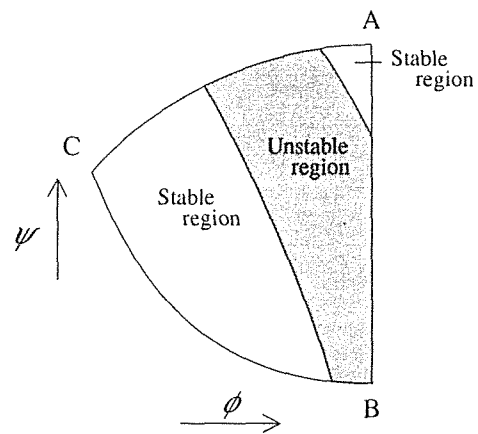


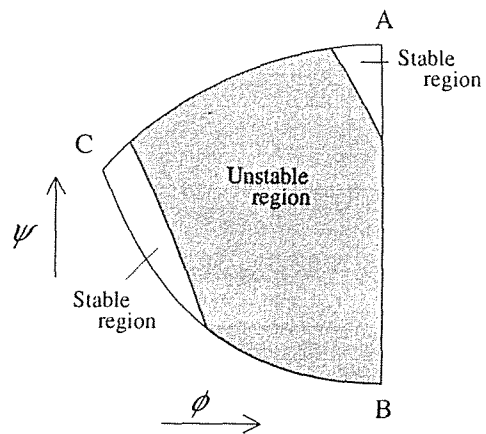
図 4. 1 3 Up-Down の切削模式図



(a) $f=0.1\text{mm/tooth}$



(b) $f=0.06\text{mm/tooth}$



(c) $f=0.02\text{mm/tooth}$

図 4. 1 4 Up-Down における 1 回の
切削の振動発生領域

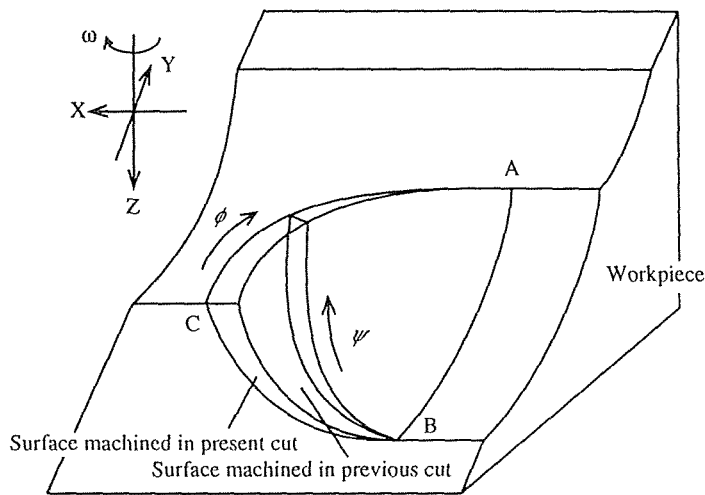
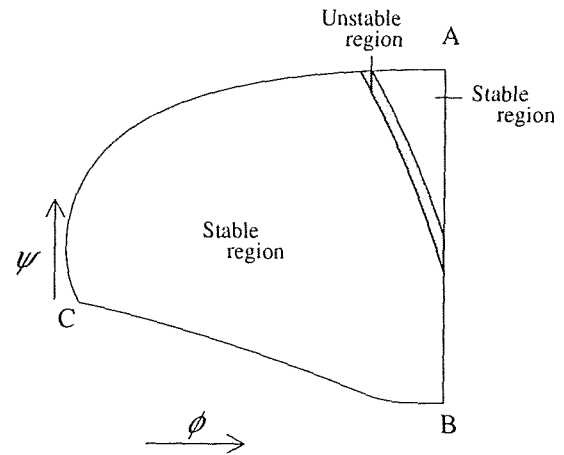
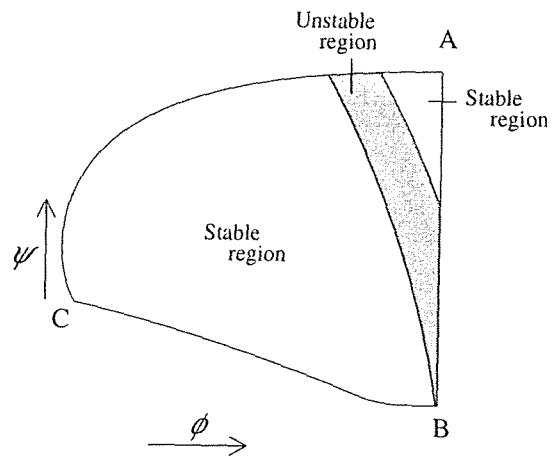


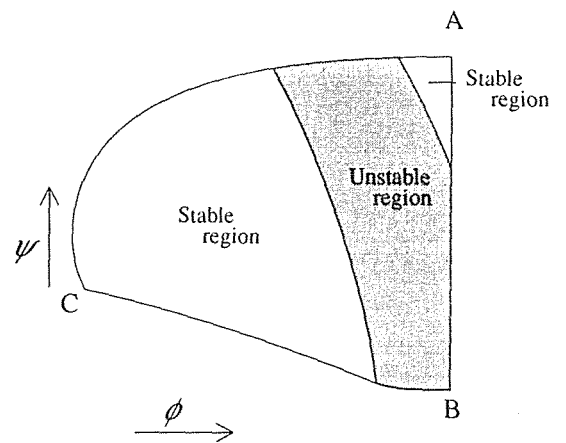
図 4 . 1 5 Down-Down の切削模式図



(a) $f=0.1\text{mm/tooth}$



(b) $f=0.06\text{mm/tooth}$



(c) $f=0.02\text{mm/tooth}$

図 4 . 1 6 Down-Down における 1 回の切削の振動発生領域

うに Up-Up の場合とは異なり，送りが 0.02mm/tooth のときだけ再生びびり振動が生じ，またその発生領域は Up-Up に比べて狭い．これは，下向きピックフィードでは切削速度の低いエンドミル中心部に近い所で切削が行われるため，動的切削力による項（前節の式（4.39）右辺の k_d の項）が大きくなり，安定性が増すことに起因している．

図 4.13 と図 4.14 は，Up-Down の切削模式図と 1 回の切削の振動発生領域を示す．この場合，切削は図 4.14 の点 C から始まり，右に移動して点 A で終了する．図より， $f = 0.02 \sim 0.1\text{mm/tooth}$ のすべての条件で振動が発生し，振動発生限界は $f = 0.1\text{mm/tooth}$ 以上であることがわかる．上向き削りの結果（図 4.10 と図 4.12）と比較すると，上向き削りでは切削初期で振動が発生するのに対して，図 4.14 の下向き削りでは切削終期で振動が発生することがわかる．したがって，上向き削り・下向き削りに関係なく，再生びびり振動は瞬間切込み深さが小さい箇所が発生しやすいと言える．

図 4.15 と図 4.16 は，Down-Down の切削模式図と 1 回の切削の振動発生領域を示す．切削は図 4.16 の左最端部から始まり，点 A で終了する．図に示されるように図 4.14 の上向きピックフィード・下向き削りの場合と同様，計算したすべての条件で振動が発生する．また，同じ下向きピックフィードの図 4.12（上向き削り）と比べると，下向き削りの方が振動が発生しやすいこともわかる．

以上より，切削方式による振動発生領域の違いを比較すると，下向きピックフィードより上向きピックフィード，上向き削りより下向き削りで再生びびり振動が発生しやすいと言える．また，瞬間切込み深さが小さい箇所でも振動が発生することも明らかになった．

3.2 再生びびり振動発生限界に及ぼす切削条件の影響

ボールエンドミル加工の振動発生限界に影響を及ぼす要因は数多くあるが，前述のように送りの影響は大きい．そこでここでも，スクエアエンドミル加工の場

合（第2章4.2項）と同様に，振動発生限界の評価変数として1刃当たりの送り f に反比例する速度比 K_v （テーブル送り速度 V_f に対するエンドミル周速度 $R\omega$ の比）を採用する．すなわち，速度比 K_v は次の式で表される．

$$K_v = \frac{R\omega}{V_f} = \frac{2\pi R}{f} \quad (4.41)$$

ここで， R はボールエンドミルの半径， ω はボールエンドミルの回転角速度である．以下に4つの切削方式に対して，再生びり振動発生限界に及ぼす種々の切削条件の影響を示す．図中，計算結果を示す線の上側が不安定領域で下側が安定領域である．

3.2.1 切削速度の影響

図4.17にボールエンドミルの剛性をパラメータにして，Up-Upにおける振動発生限界に及ぼす切削速度の影響を示す．横軸は切削速度 V ，縦軸は速度比 K_v である．図に示すように，切削速度が低くなるとどの剛性でも振動発生限界が高くなる．このことは，実切削で経験されることと合致している．

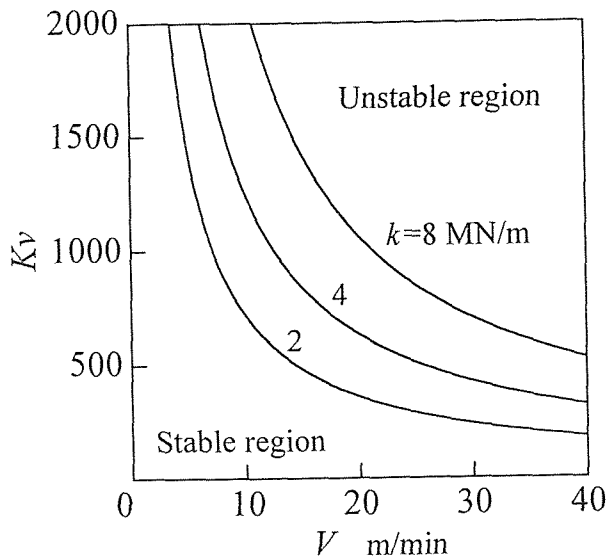


図4.17 種々の剛性に対する
切削速度の影響

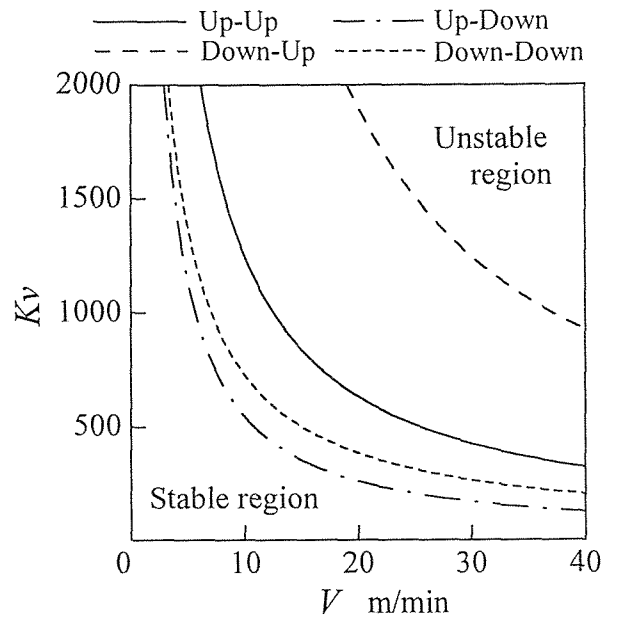


図4.18 各切削方式における
切削速度の影響

図 4. 18 に切削方式による切削速度の影響の違いを示す。この図から、すべての切削方式で低切削速度安定性を示すことがわかる。また、Down-Up の振動発生限界が最も高く、Up-Down の限界が最も低いこともわかる。これは、先の 3. 1 項で述べた結果、すなわち「下向きピックフィードより上向きピックフィード、上向き削りより下向き削りで振動が発生しやすい」ことと一致している。

3. 2. 2 切込みの影響

図 4. 19 に、Up-Up における振動発生限界に及ぼす切込みの影響をボールエンドミルの剛性をパラメータにして示す。図より、剛性 k が 8 MN/m ではある値以上の切込みで、4 MN/m 以下では全ての切込みにおいて振動発生限界がほぼ一定になることがわかる。このことは、切込みを大きくしても図 4. 10 の切削面展開図で上側 (A-C 部) に安定領域が広がるだけで、振動が生じはじめる左下部分 (点 B 付近) は瞬間切込みなどに何ら影響を受けないためである。したがって、加工能率の観点からは、できるだけ切込みを大きくとって加工を行うことが望ましいと言える。

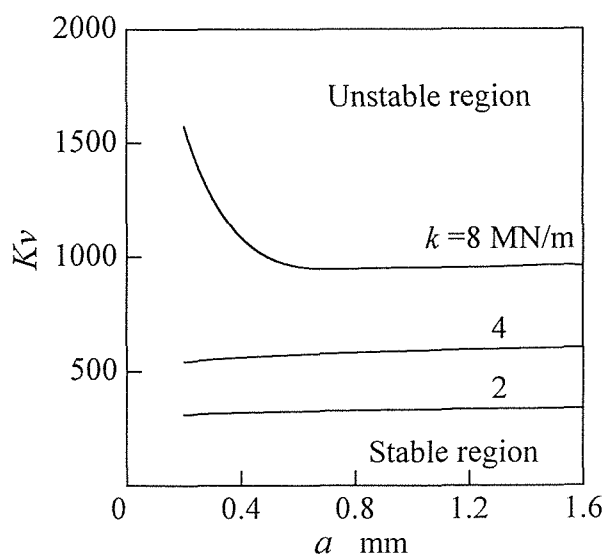


図 4. 19 種々の剛性に対する
切込みの影響

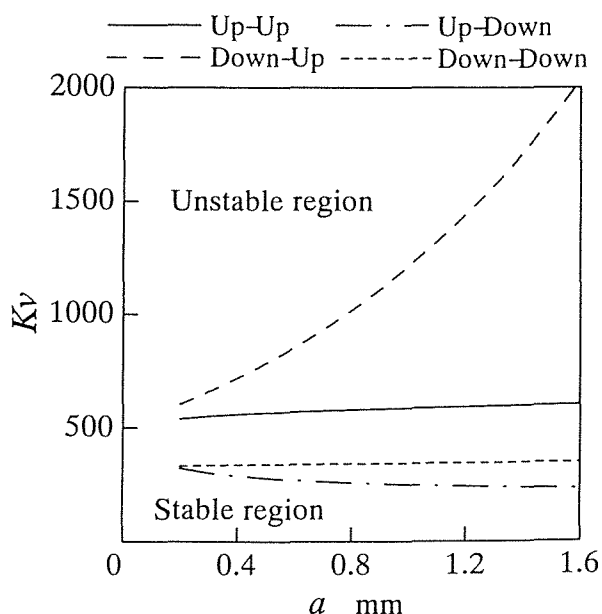


図 4. 20 各切削方式における
切込みの影響

図 4. 2 0 は、切削方式による振動発生限界に及ぼす切込みの影響の違いを示す。図より、Down-Up 以外では振動発生限界は切込みの影響をほとんど受けないことがわかる。Down-Up では切込みが大きくなると振動発生限界が高くなり、他の切削方式に比べるとその値は非常に高い。

3. 2. 3 ピックフィードの影響

図 4. 2 1 は、Up-Up における振動発生限界に及ぼすピックフィードの影響を示す。いずれの剛性においても、ピックフィードが大きくなると振動発生限界は高くなっており、加工能率を向上させるにはピックフィードを大きくすればよいことになる。しかし、ピックフィードを大きくすると、切削力の増大によりボールエンドミルのたわみが増加し、また高いカスプが発生して加工精度の悪化を招くので注意が必要である。

図 4. 2 2 は、振動発生限界に及ぼすピックフィードの影響を各切削方式に対して示す。図から明らかなように、ピックフィードの影響は各切削方式により異

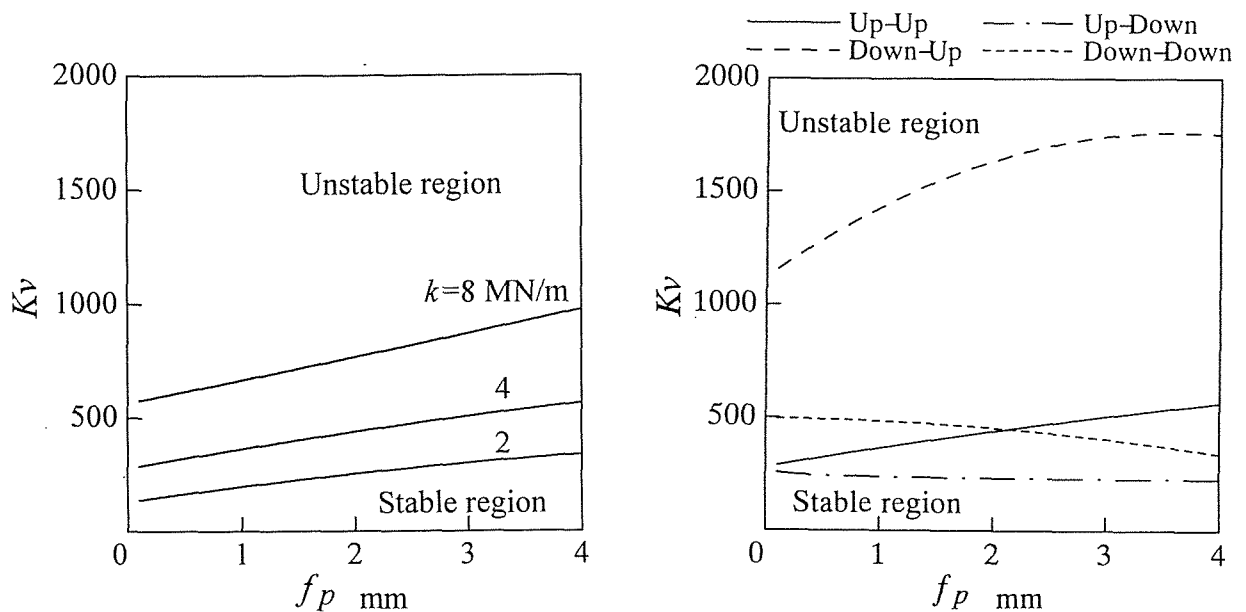


図 4. 2 1 種々の剛性に対するピックフィードの影響

図 4. 2 2 各切削方式におけるピックフィードの影響

なっている。前述の切込みの影響と同様、Down-Upの振動発生限界が他のものより非常に高い。上向き削りの場合（Up-Up および Down-Up）はピックフィードを大きくすれば振動発生限界が高くなるが、下向き削りの場合（Up-Down および Down-Down）にはほとんど一定か、あるいは振動発生限界が低くなる。Down-Downの場合、ピックフィードを大きくすると再生びびり振動が発生しやすいので注意する必要がある。

3. 2. 4 被削材傾斜角の影響

図4. 23は、Up-Upにおける振動発生限界に及ぼす被削材傾斜角の影響を示す。どの剛性でも被削材傾斜角が大きくなるにつれ、振動発生限界が低くなっている。したがって、急勾配の斜面の加工では再生びびり振動が発生しやすいことがわかる。被削材傾斜角が小さい場合は再生びびり振動が発生しにくいですが、この場合はボールエンドミルの回転軸付近で切削を行うため切削速度が低くなり、仕上げ面粗さが悪くなると考えられる。

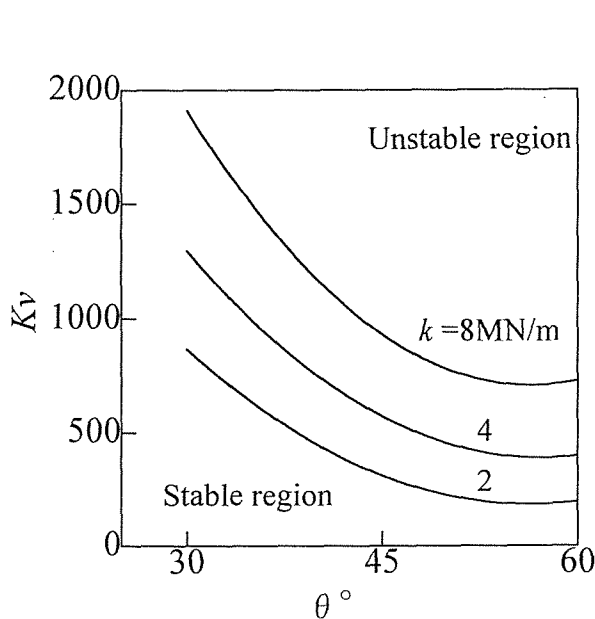


図4. 23 種々の剛性に対する被削材傾斜角の影響

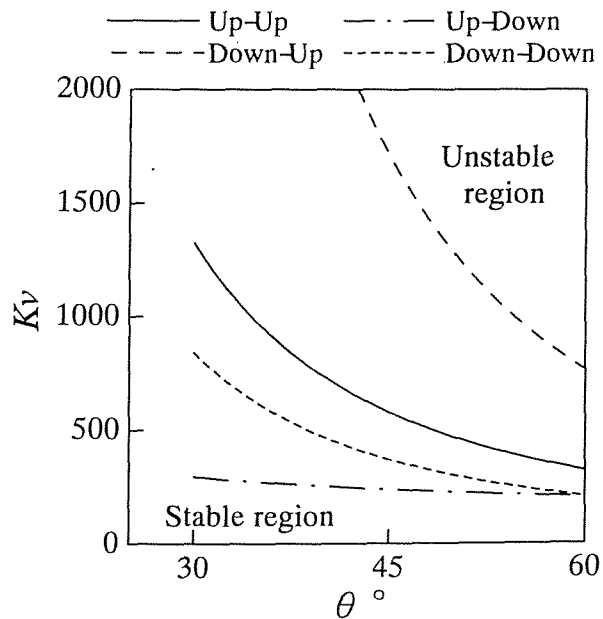


図4. 24 各切削方式における被削材傾斜角の影響

図4.24は、振動発生限界に及ぼす被削材傾斜角の影響を各切削方式に対して示す。いずれの切削方式においても、振動発生限界は被削材傾斜角が大きくなると低くなっている。しかし、Up-Downの場合、被削材傾斜角の影響はごくわずかである。

3.3 再生びびり振動発生限界に及ぼすエンドミル振動特性の影響

前項では、再生びびり振動に及ぼす切削条件の影響について述べたが、次にボールエンドミル振動特性の影響を述べる。図4.25～図4.27にUp-Upにおける計算結果を示す。これらの図より剛性、固有振動数および減衰比が高くなると振動発生限界が高くなることがわかる。したがって、ボールエンドミルの振動特性値を高くすることは、再生びびり振動の防止方法として有効な方法と言える。振動特性値を高める具体的な方法として、現状では工具の突出し量を短くすること、大きな工具径のエンドミルを用いること、さらに超硬などの高剛性材料のエンドミルを用いることなどが考えられる。

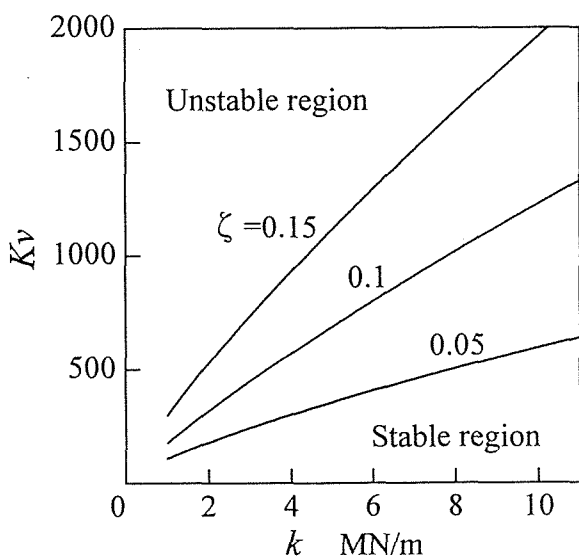


図4.25 剛性の影響

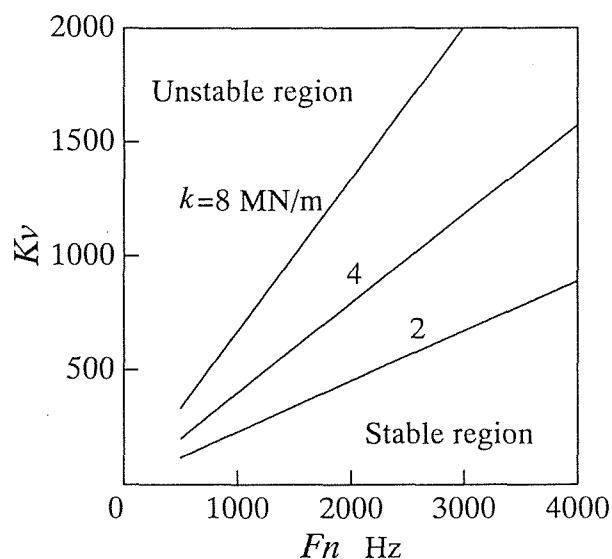


図4.26 固有振動数の影響

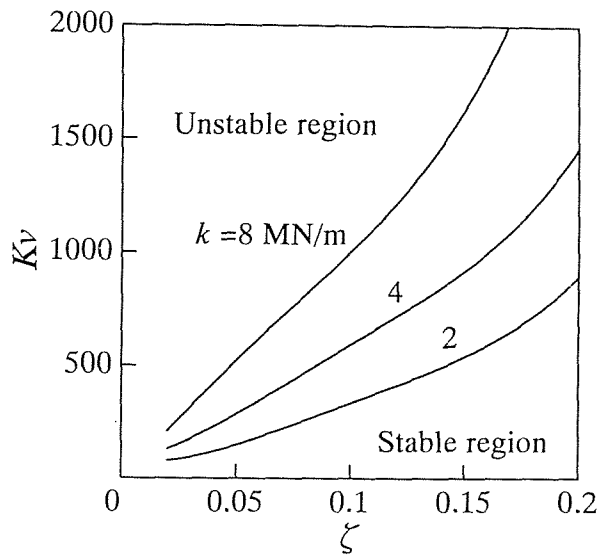


図 4. 2 7 減衰比の影響

4. 結 言

本章では、ボールエンドミル加工における再生びびり振動の発生限界について、動的切削力および切れ刃ねじれ角を考慮した理論的な解析を行い、切削速度、切込み、ピックフィード、被削材傾斜角およびボールエンドミル振動特性の影響を調べた。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 再生びびり振動の発生領域を調べ、上向き削りでは切込み深さが小さい切削初期に、下向き削りでは切削終期に振動が発生することを示した。
- (2) 下向きピックフィードより上向きピックフィードの方が、また上向き削りより下向き削りの方が再生びびり振動が発生しやすい。
- (3) 切削速度が低くなるほど、また被削材傾斜角が小さくなるほど振動発生限界が高くなる。
- (4) 下向きピックフィード・上向き削りでは、切込みの増加にともなって振動発生限界が高くなる。しかし、その他の切削方式では、振動発生限界に及ぼ

す切込みの影響は無視できる。

(5) ピックフィールドを大きくすると，上向き削りの場合には振動発生限界が高くなる。一方，下向き削りではほぼ一定値か，あるいは若干限界が低くなる。

(6) ボールエンドミルの剛性，固有振動数および減衰比を高くすると振動発生限界は高くなる。

以上の解析結果は，実験解析により検証する必要がある。それについては，次章で詳しく述べる。

第5章 ボールエンドミル加工における再生びびり振動の実験的解析

1. 緒 言

ボールエンドミル加工の再生びびり振動に関する研究は，その重要さにも関わらず従来ほとんどなく，理論的な解析はもちろん，詳細な実験的解析も行われていない。

第4章では，ボールエンドミル加工における再生びびり振動の発生限界を動的切削力を考慮して理論的に解析し，振動発生限界に及ぼす種々の切削条件およびエンドミル振動特性の影響を4種類の切削方式（上向きピックフィード・上向き削り，下向きピックフィード・上向き削り，上向きピックフィード・下向き削り，下向きピックフィード・下向き削り）について検討した。

本章では，第4章で得られた理論解析結果の妥当性を確かめるために，再生びびり振動の発生限界に及ぼす切削速度，切込み，ピックフィードおよび被削材傾斜角の影響を上述の4種類の切削方式に対して実験的に検討した^{1) 2)}。

2. 実験装置および実験方法

実験に使用した工作機械は，第3章のスクエアエンドミル加工の切削実験で用いた立て形フライス盤（テーブル最大移動距離左右710mm，前後300mm，上下410mm，テーブル送り速度22～800mm/min，主軸回転数60～1800rpm，主軸用電動機3.7kw）である。図5.1に実験装置の概略を示す。図に示すように，実験はテーブルに圧電型切削動力計を固定し，その上に治具，被削材を取付け，湿式で行った。切削方式は第4章と同様，上向きピックフィード・上向き削り（Up-Up），下向きピックフィード・上向き削り（Down-Up），上向きピックフィード・下向き削り（Up-Down），下向きピックフィード・下向き削り（Down-Down）の4

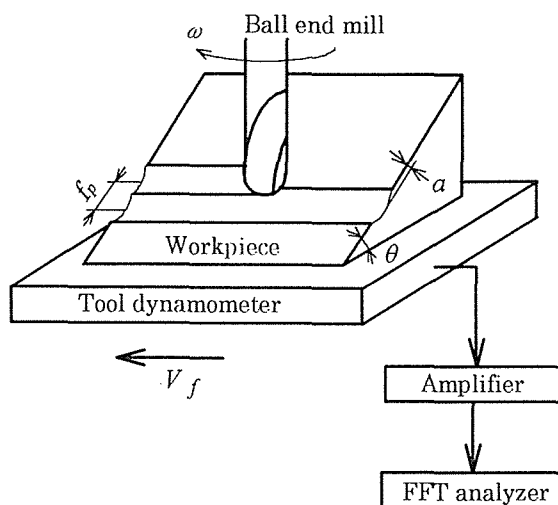


図 5. 1 実験装置の概略

種類である。

使用したエンドミルは、ストレートシャンクの 2 枚刃ボールエンドミル（直径 $D=25\text{mm}$ ，高速度鋼 S K H 51 相当）である。第 4 章でも述べたが，ボール部のねじれ角 γ は切れ刃の各点で異なるため，工具顕微鏡により切れ刃を 3 次元的に計測し，ボール部最下点からの切れ刃の角度 ψ^* の 2 次式として表した。すなわち，

$$\gamma = -0.00121\psi^{*2} + 0.339\psi^* + 4.56 \quad (5.1)$$

である。

なお，スクエアエンドミルと同様，切れ刃の不ぞろいによる切込み量の違いをなくすため，1 枚刃に研削して使用した。被削材は炭素鋼 S45C を使用し，被削材傾斜角 θ の影響を調べるため 3 種類の被削材（ $\theta=30^\circ$ ， 45° および 60° ）を用いた。また，切削条件は表 5. 1 に示す値を標準値とし，影響を調べる因子以外はこの標準値を用いて実験を行った。なお，この標準切削条件は第 4 章の理論解析で用いたもの（表 4. 2）と同じである。

エンドミルの剛性は，切削力作用点に荷重を加え，その変位を電気マイクロメータで測定して求めた。また，エンドミルの固有振動数と減衰比は，切削力作用

表 5. 1 ボールエンドミル加工の標準切削条件

| | | | |
|---------|----------|-------|------|
| 切削速度 | V | m/min | 22.0 |
| ピックフィード | f_p | mm | 4.0 |
| 切込み | a | mm | 1.5 |
| 被削材傾斜角 | θ | ° | 45 |

点に衝撃を加え、非接触変位計で振動を検出し、FFT解析器で解析して求めた。

なお、再生びびり振動の発生判定は第3章同様、切削動力計で測定された切削力波形等で行った。また、第4章の理論解析で求めた切削面の振動発生領域を実験的に調べるため、1刃による1回の切削で作られる切削面を写真撮影した。

3. 実験結果および考察

3. 1 エンドミルの振動特性

切削実験に使用したボールエンドミルの振動特性値を表5. 2に示す。これらは、エンドミルを立て形フライス盤の主軸に取り付け、前節で述べた方法で測定した結果である。以下の図に示す振動発生限界の理論値は、表5. 2の振動特性値を用いて計算したものである。

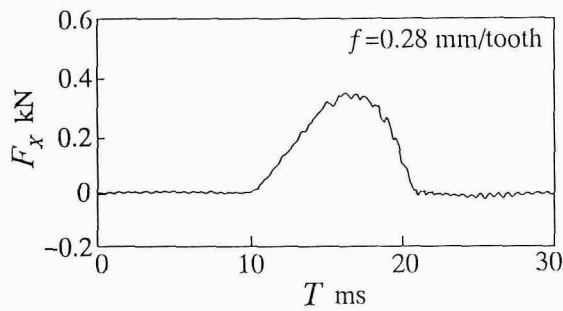
表 5. 2 ボールエンドミル ($D=25\text{mm}$) の振動特性値

| | | | |
|-------|---------|------|-------|
| 剛性 | k | MN/m | 7.0 |
| 固有振動数 | F_n | Hz | 950 |
| 減衰比 | ζ | | 0.069 |

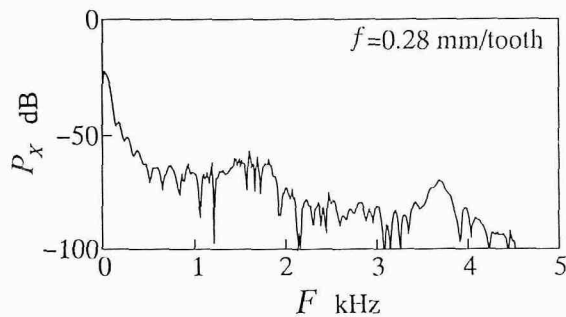
3. 2 切削力波形とそのパワースペクトル

図5. 2と図5. 3は、上向きピックフィード・上向き削りにおけるテーブル送り方向の切削力波形とそのパワースペクトルの一例である。ただし、これは直径 $D=14\text{mm}$ 、剛性 $k=1.77\text{MN/m}$ 、固有振動数 $F_n=1630\text{Hz}$ 、減衰比 $\zeta=0.086$ のボールエンドミルによる切削で得られたものである。

まず、図5. 2(a)は $f=0.28\text{mm/tooth}$ の高送りでの切削力波形を示す。この切削力波形には、テーブル送り用電動機の振動が重畳しているため多少の変動が見られるが、それは比較的小さい。一方、図5. 3(a)に示される $f=0.05\text{mm/tooth}$ の低送りでの切削力波形には、高送りのときにはない大きな変動が見られる。次に、図5. 2(b)と図5. 3(b)に示す切削力のパワースペクトルを比較すると、図

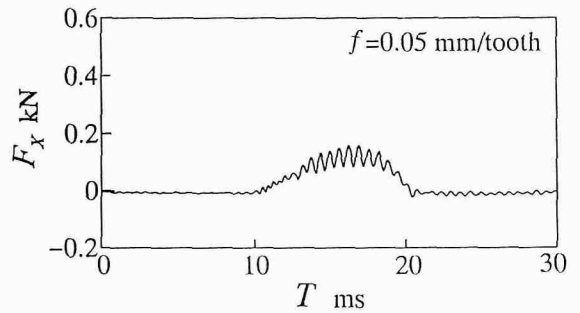


(a) 切削力波形

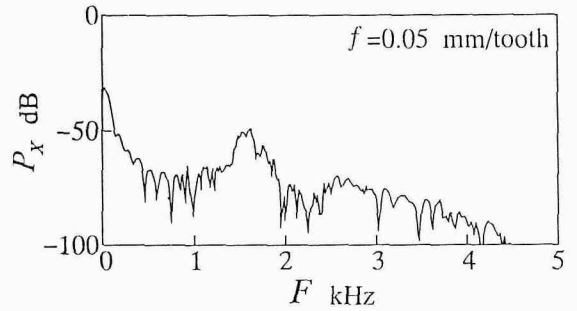


(b) パワースペクトル

図5. 2 切削力波形とその
パワースペクトル
($f=0.28\text{mm/tooth}$)



(a) 切削力波形



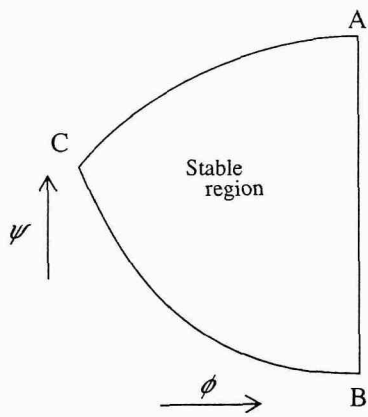
(b) パワースペクトル

図5. 3 切削力波形とその
パワースペクトル
($f=0.05\text{mm/tooth}$)

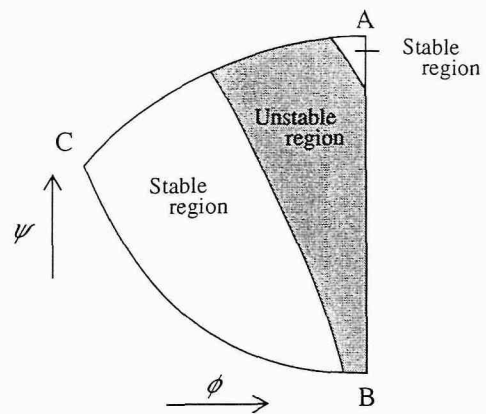
5. 3 (b)では 1700Hz 付近に図 5. 2 (b)にはない高いピークが見られる. このピークの振動数がエンドミルの固有振動数 1630Hz にかなり近いことを考えると, 1 刃当たりの送りが小さい $f=0.05\text{mm/tooth}$ のときには, 再生びびり振動が発生していると言える.

3. 3 再生びびり振動の発生領域

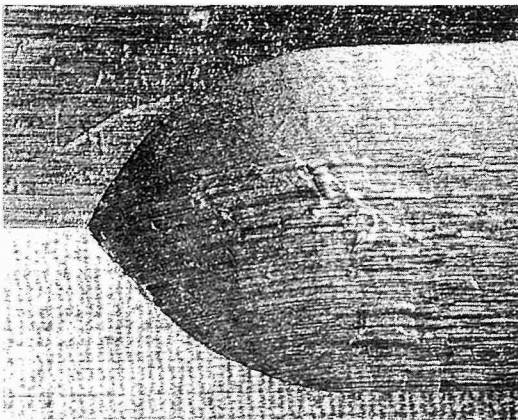
図 5. 4 と図 5. 5 に, 1 刃による 1 回の切削で作られる切削面の振動発生領域



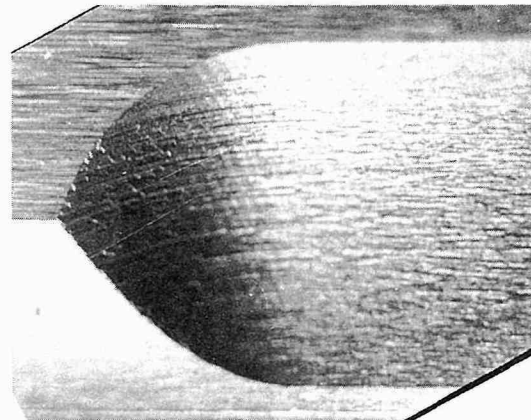
(a) 切削面展開図



(a) 切削面展開図



(b) 切削面の写真



(b) 切削面の写真

図 5. 4 切削面展開図と
被削材切削面
($f=0.75\text{mm/tooth}$)

図 5. 5 切削面展開図と
被削材切削面
($f=0.11\text{mm/tooth}$)

様子を示す。これらは、表 5. 2 に示した直径 $D=25\text{mm}$ のボールエンドミルによるもので、切削方式は Up-Down、切削速度は $V=16.2\text{m/min}$ である。図 5. 4 (a) と図 5. 5 (a) は前章の理論解析で述べた切削面展開図で、再生びびり振動の発生領域を計算したものである。これらの図で、切削は点 C から始まり、主軸の回転とともに右に移動して点 A で終了する。図中、灰色で示された部分が再生びびり振動の発生領域を表している。1 刃当たりの送り $f=0.75\text{mm/tooth}$ と大きい図 5. 4 (a) では再生びびり振動が発生しないのに対し、 $f=0.11\text{mm/tooth}$ と送りが小さい図 5. 5 (a) では切削の後半で振動が発生する。

図 5. 4 (b) と図 5. 5 (b) は切削面の写真であり、それぞれ図の (a) の計算と同一の条件で得られたものである。送りが大きい図 5. 4 (b) の場合、切削面は比較的滑らかである。これに対して、送りが小さい図 5. 5 (b) ではななめの規則的な縞模様が切削面の中程から後半にかけて見られ、図 5. 5 (a) の理論解析結果と良く対応している。

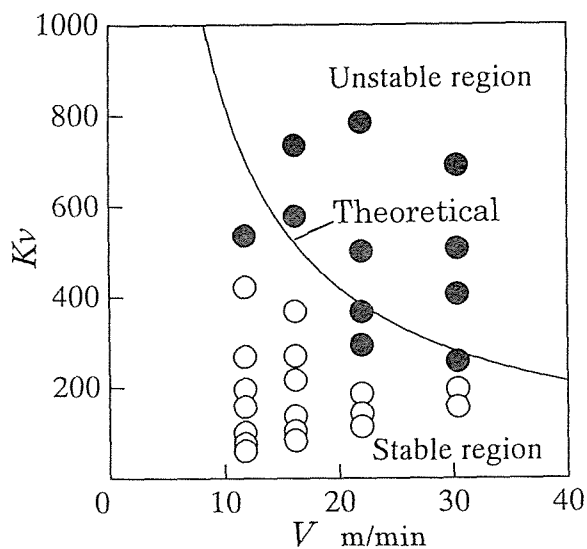
以上の結果より、再生びびり振動の発生領域は第 4 章の理論解析で述べた方法でかなり正確に予測できることがわかる。

3. 4 振動発生限界に及ぼす切削条件の影響

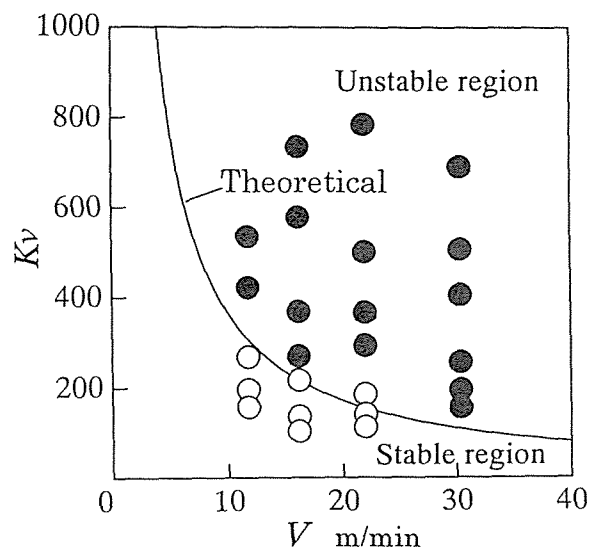
ボールエンドミル加工の再生びびり振動発生限界はさまざまな要因に影響を受けるが、図 5. 2 ~ 図 5. 5 に示したように、1 刃当たりの送りは振動発生限界に大きな影響を及ぼす要因と考えられる。そこで第 4 章と同様、1 刃当たりの送り f に反比例する速度比 K_v を振動発生限界の評価変数とする。以下の図に示される曲線は、第 4 章で述べた理論による再生びびり振動の発生限界を示し、曲線の上側が再生びびり振動に対する不安定領域を、また下側が安定領域を表している。また、黒丸は切削実験で再生びびり振動が発生したことを、白丸は再生びびり振動が発生しなかったことを示す。

3. 4. 1 切削速度の影響

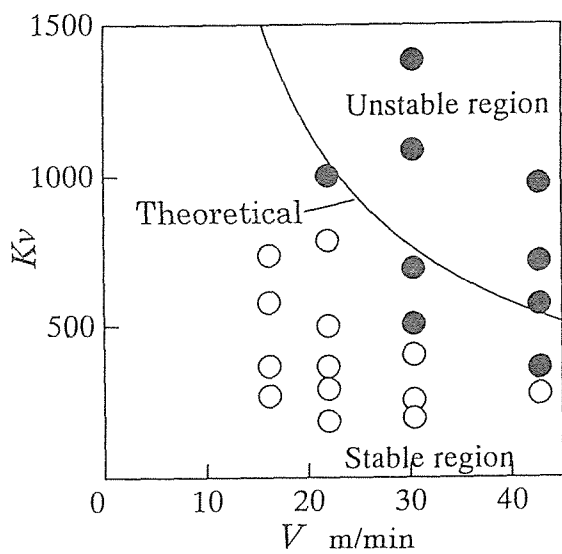
図 5. 6 に、振動発生限界に及ぼす切削速度の影響を 4 つの切削方式に対して



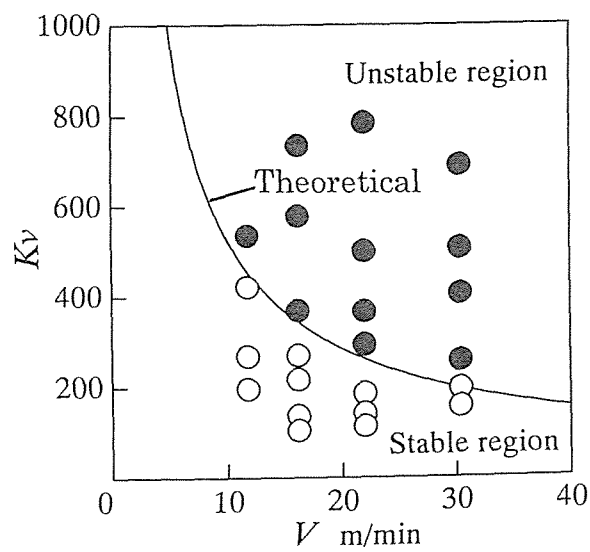
(a) Up-Up



(c) Up-Down

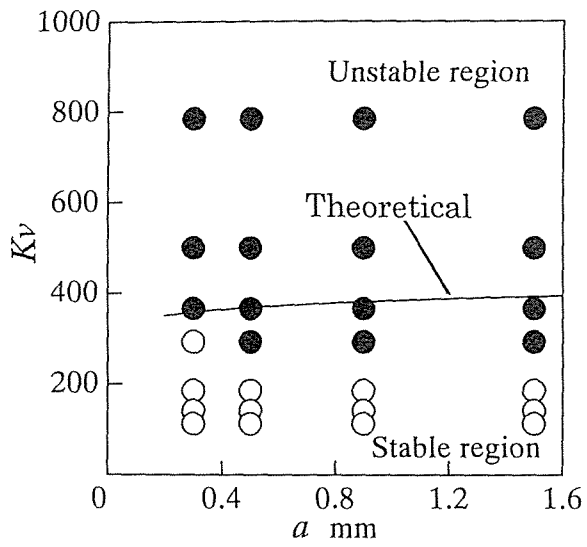


(b) Down-Up

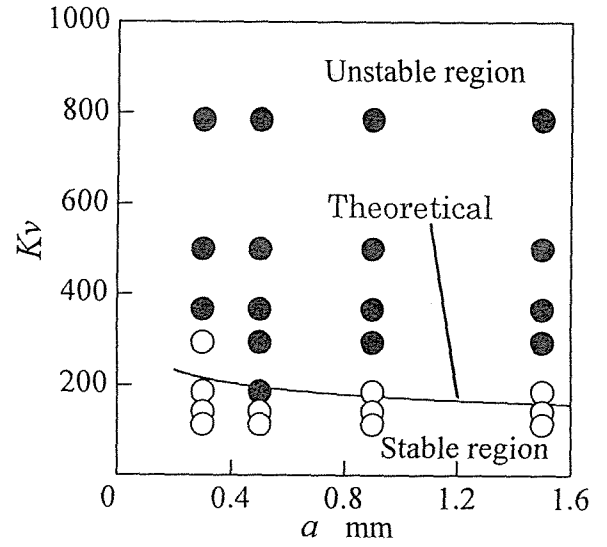


(d) Down-Down

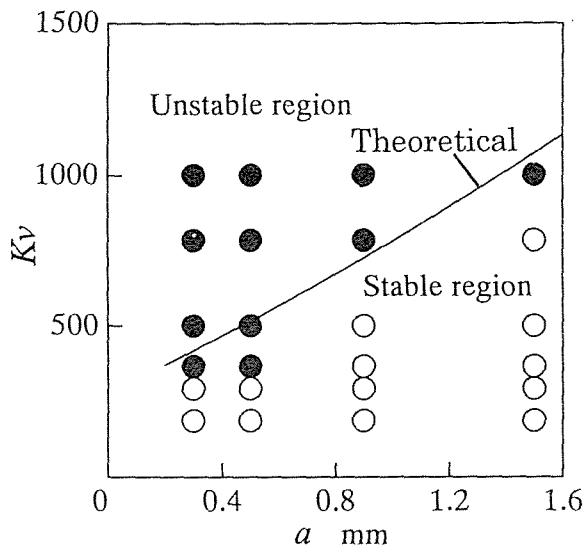
図 5. 6 切削速度の影響



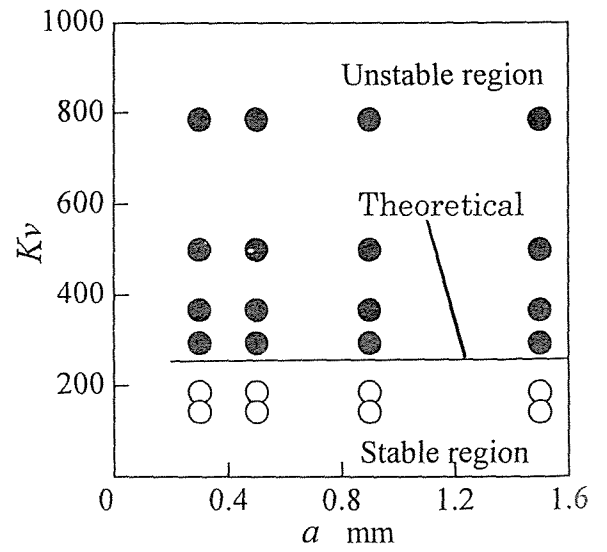
(a) Up-Up



(c) Up-Down



(b) Down-Up



(d) Down-Down

図 5. 7 切込みの影響

示す。実験結果を見ると、いずれの切削方式でも切削速度が低くなると振動発生限界が高くなっている。このことは、低切削速度安定性を示す理論解析結果と良く一致している。また、各切削方式の振動発生限界を比較すると、上向きピックフィードより下向きピックフィードが、下向き削りより上向き削りの方が振動発生限界が高い。すなわち、(b)の Down-Up の振動発生限界が他の切削方式に比較して最も高い。したがって、再生びびり振動の防止という点では Down-Up の切削方式が推奨される。この傾向は以下に述べる切込み、ピックフィード、被削材傾斜角の影響の場合でも同様である。

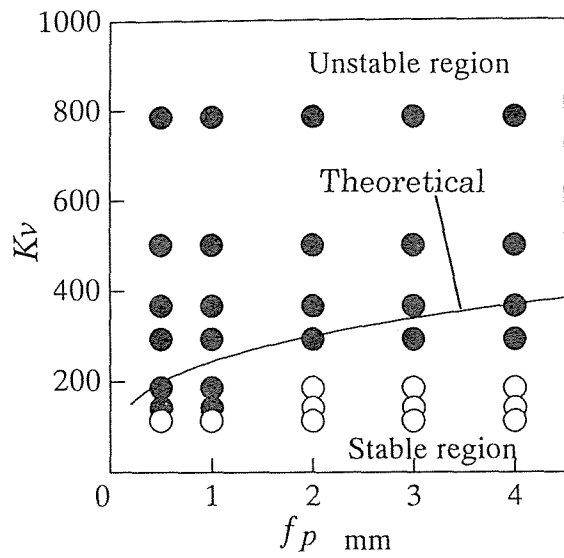
3. 4. 2 切込みの影響

図 5. 7 に、振動発生限界に及ぼす切込みの影響を示す。図より、(b)の Down-Up 以外の切削方式では振動発生限界は切込みの影響をほとんど受けないことがわかる。したがって、実際の加工では加工精度などの許容範囲内で、できる限り切込みを大きく取ることが能率面から有利と言える。(b)の Down-Up では切込みが大きいほど振動発生限界が高くなっている。図中の各切削方式の実験結果は、理論解析結果と比較的良く一致している。

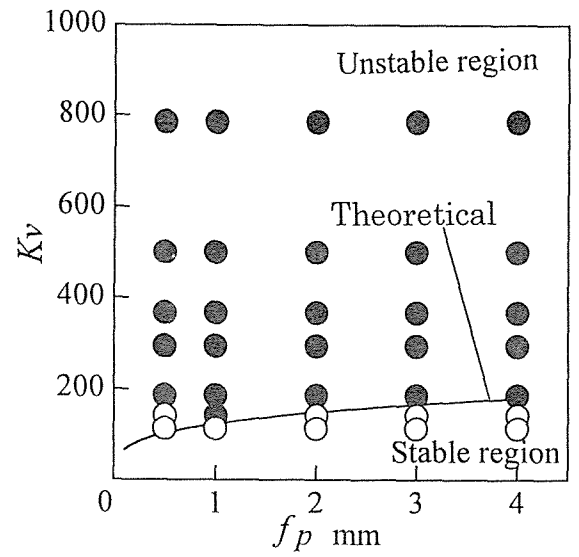
3. 4. 3 ピックフィードの影響

図 5. 8 に、振動発生限界に及ぼすピックフィードの影響を示す。実験結果を見ると、上向き削り、すなわち(a)Up-Up と(b)Down-Up では、ピックフィードを大きくすると振動発生限界が高くなっている。一方、下向き削りの(c)Up-Down では振動発生限界はほとんど変わらず、(d)の Down-Down ではピックフィードが大きくなると再生びびり振動が発生しやすくなっている。これらの結果は、理論解析結果と良く一致している。

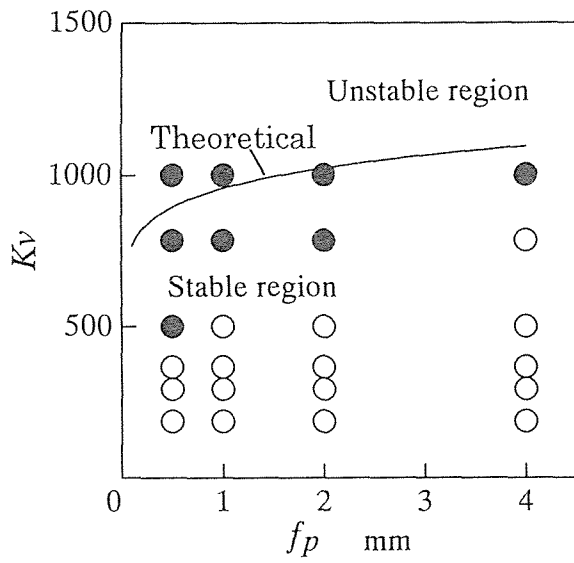
以上の結果より、Down-Down 以外ではピックフィードを高くとった方が振動が発生しにくく、加工能率の観点からも好ましい。しかし、第 4 章でも述べたようにピックフィードを大きくすると、エンドミルのたわみが増加して加工精度が悪くなるだけでなく、高いカスプが加工面に残るので適切なピックフィード量を選



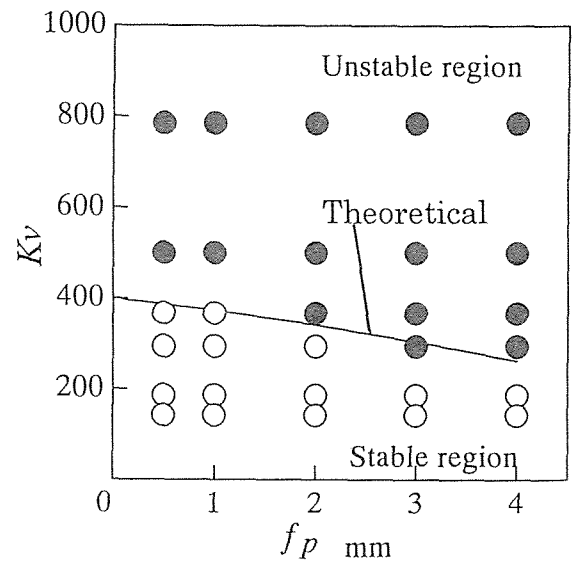
(a) Up-Up



(c) Up-Down

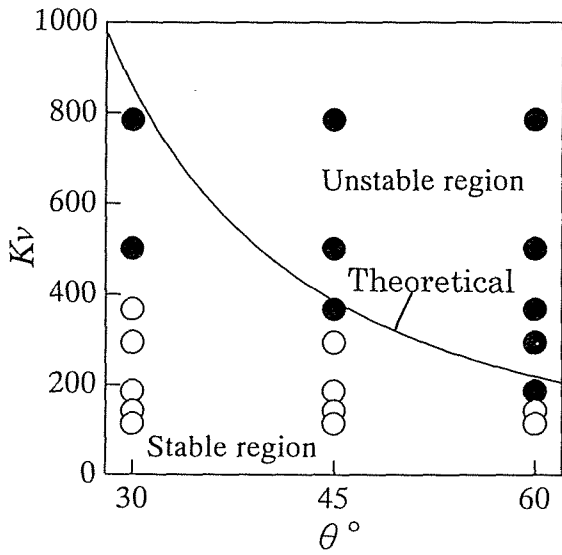


(b) Down-Up

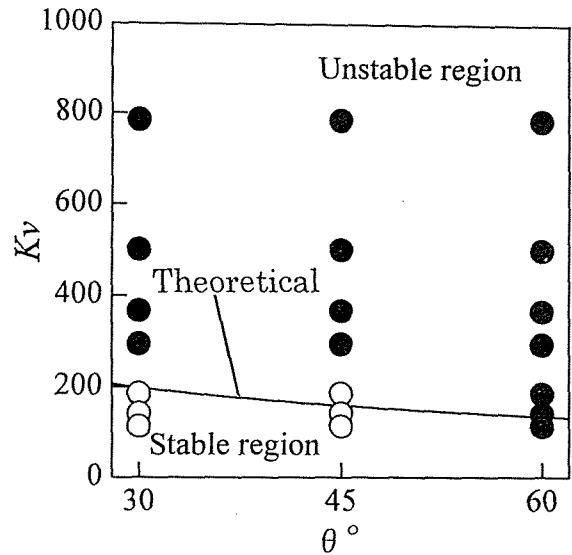


(d) Down-Down

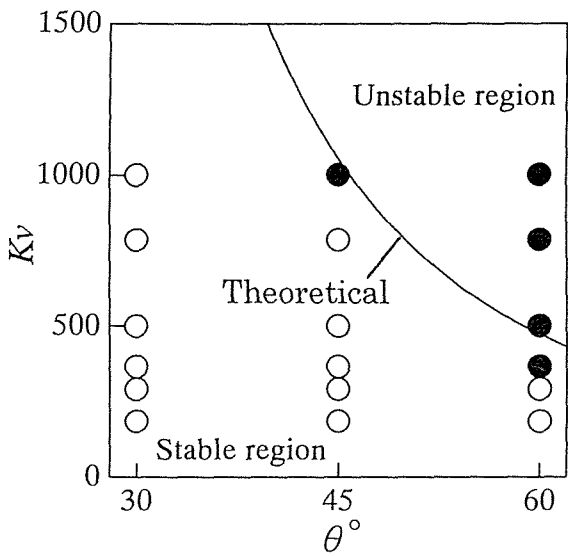
図 5. 8 ピックフィードの影響



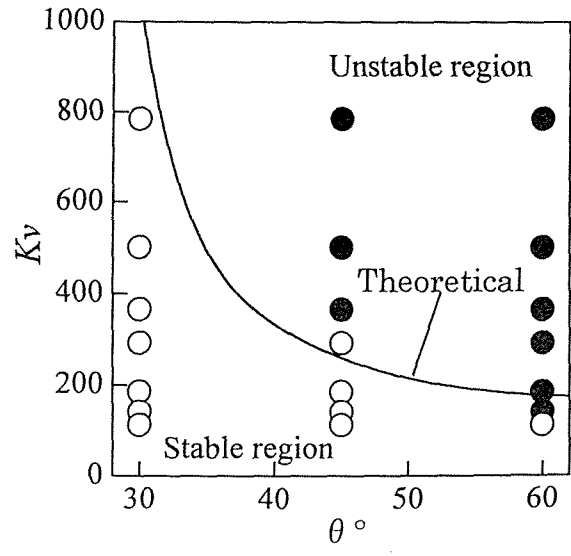
(a) Up-Up



(c) Up-Down



(b) Down-Up



(d) Down-Down

図 5. 9 被削材傾斜角の影響

定する必要がある。

3. 4. 4 被削材傾斜角の影響

図 5. 9 に、振動発生限界に及ぼす被削材傾斜角の影響を示す。実験は $\theta=30^\circ$, 45° および 60° の 3 種類の被削材傾斜角に対して行った。実験結果は理論解析結果と同様、被削材傾斜角が小さいほど振動発生限界が高いことを示している。これは、被削材傾斜角が小さくなると切削箇所がボールエンドミルの中心軸に近くなるため、実質的な切削速度が低くなり、低切削速度安定性が現れたものと考えられる。ボールエンドミルは金型加工には欠かせない工具であるが、このような加工の場合、図 5. 9 に示されるように急勾配の斜面の切削では再生びびり振動が発生しやすい。したがって、例えば工具軸が傾斜できる 5 軸制御マシニングセンタなどを用いて振動を防止するのも一つの方法である。

4. 結 言

本章では、ボールエンドミル加工における再生びびり振動の発生限界を系統的な切削実験により明らかにし、第 4 章の理論解析の妥当性を検討した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 切削面の写真より、再生びびり振動は 1 刃当たりの送りが小さいときに発生しやすいこと、また切込み深さが小さい領域で発生することを確認した。
- (2) 振動発生限界は Down-Up が最も高く、Up-Up, Down-Down, Up-Down の順に低くなる。
- (3) いずれの切削方式においても、切削速度が低いほど、また被削材傾斜角が小さいほど振動発生限界が高くなる。
- (4) 下向きピックフィード・上向き削り以外の切削方式では、振動発生限界に及ぼす切込みおよびピックフィードの影響は小さい。それに対して、下向きピックフィード・上向き削りでは切込みとピックフィードを大きくすると振

動発生限界が高くなる。

(5) 動的切削力を考慮した理論解析結果と実験結果とは比較的良く一致し、理論の妥当性が確かめられた。

これらの結果は、実際の加工現場において再生びり振動の防止に十分役立つものと考えられる。今後、ボールエンドミルによる曲面の切削に対しても研究を行い、振動発生限界線図を明らかにして行きたい。

第 6 章 結 論

本研究ではマシニングセンタで多用され、しかも重要な加工方法であるエンドミル加工を取り上げ、その再生びびり振動の発生限界を理論的・実験的に解析し、振動発生限界に及ぼす種々の切削パラメータの影響を明らかにするとともに、振動防止方法について考察した。要約すると以下のとおりである。

1. スクエアエンドミル加工における再生びびり振動について

まず、スクエアエンドミル加工の基本的な切削様式である側面切削を対象に、動的切削力の発生機構の解明とその定式化を行い、動的切削力を考慮した新しい再生びびり振動理論を展開した。この理論に基づいて、振動発生領域と振動発生限界を理論的に解析し、切削条件の影響を調べた。その結果、上向き削りでは切込み深さが小さい切削初期に、また下向き削りでは切削終期に振動が発生することがわかった。また、切削速度を低く、切れ刃ねじれ角を大きくすれば振動発生限界が高くなるのに対して、ある値以上の切削幅および切込みに対しては振動発生限界はほとんど変わらないことが明らかになった。さらに、上向き削りに比べて下向き削りの方が振動発生限界が低いことも示された。また、エンドミル振動特性の影響を検討した結果、エンドミルの剛性、固有振動数および減衰比のいずれを高くしても振動発生限界が高くなり、びびり防止に対してこれらは有効に作用することが明らかになった。

次に、上述の理論解析で得られた結果を系統的な実験解析により調べ、理論の妥当性を検証した。その結果、以下のことがわかった。上向き削りにおける振動発生領域を切削面写真等で調べ、1刃当たりの送りが小さいときに再生びびり振動が発生しやすいこと、その振動は切込み深さが小さい切削初期に発生することを確認した。また、1刃当たりの送りを大きく、あるいは切削速度を低くするほ

ど振動発生限界が高くなること、通常用いられる切削幅および切込みの範囲では、振動発生限界はほとんど変わらないこと、下向き削りの方が上向き削りより若干振動発生限界が低いことを確かめた。さらに、剛性、固有振動数および減衰比が高く、切れ刃ねじれ角が大きいエンドミルは振動防止に有効であることを確認した。これらの実験結果は、動的切削力を考慮した理論解析の結果と良く一致しており、理論の妥当性が確かめられた。

2. ボールエンドミル加工における再生びり振動について

ボールエンドミルによる傾斜面切削では、ピックフィードの与え方によって上向きピックフィードと下向きピックフィードが、またテーブル送りの与え方によって上向き削りと下向き削りがあり、これらの組み合わせによる4つの切削方式の瞬間切込み深さはかなり異なっている。そのため本研究では、まず各切削方式に対して切れ刃各部の瞬間切込み深さを計算した。そして、スクエアエンドミル加工の場合と同様、動的切削力を考慮して再生びり振動の発生領域と発生限界を理論的に解析し、切削条件およびエンドミル振動特性の影響を調べた。その結果、次のことが明らかになった。

スクエアエンドミル加工の場合と同様、上向き削りでは切削初期に、下向き削りでは切削終期に振動が発生する。低い切削速度、小さい被削材傾斜角で振動発生限界が高くなる。ピックフィードを大きくすると、上向き削りでは振動発生限界が高くなる。下向きピックフィード・上向き削りの場合を除いて、振動発生限界に及ぼす切込みの影響は小さい。上向き削りより下向き削りの方が、下向きピックフィードより上向きピックフィードの方が振動発生限界が低い。エンドミルの剛性、固有振動数および減衰比を高くすると振動発生限界が高くなる。

最後に、上述の理論解析結果を実験により詳細に調べるとともに、振動防止の方策について考察した。その結果、1刃当たりの送りが小さいときに再生びり

振動が発生しやすく，その振動は切込み深さの小さい領域で発生することが切削面の写真から確かめられた．また，切削速度を低く，被削材傾斜角を小さくするほど振動発生限界が高くなるのに対し，下向きピックフィード・上向き削りの場合を除いて通常使用される切込み，ピックフィードの範囲内では振動発生限界はさほど変化しないことを確認した．これらの実験結果は，動的切削力を考慮した理論解析の結果と良く一致しており，本研究で提唱した理論の妥当性が確かめられた．

以上述べてきたように，本研究ではスクエアエンドミルによる側面切削とボールエンドミルによる傾斜面切削に対して，再生びびり振動の発生限界を理論的・実験的に解析し，振動発生限界に及ぼす種々の切削パラメータの影響を明確にするとともに，実用的な振動発生限界線図を示した．これらの結果は，エンドミル加工の基本的切削方式に対するものではあるが，再生びびり振動の防止および加工の高能率化のための基本方策になり得ると考えられる．

今後，スクエアエンドミルによる段切削や溝切削，またボールエンドミルによる曲面の切削に対しても振動発生限界線図を求めることにより，金型加工などの高精度化・高能率化が期待できる．

謝 辞

本論文を終わるにあたり、本研究に対し御指導、御鞭撻賜りました鳥取大学工学部小幡文雄教授に衷心より感謝いたします。

また、論文の作成にあたり終始有益な御指導、御鞭撻頂きました鳥取大学工学部田中久隆助教授に深甚なる感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたり、終始暖かい御指導、御教示頂きました名古屋工業大学松原十三生教授に厚く感謝の意を表します。

本研究は、小幡文雄教授、田中久隆助教授御指導の下、鳥取大学工学部機械工学科機械加工学研究室の御支援により実施したものであり、御協力頂いた岡村進技官、ならびに当研究室の卒業生、在学学生諸氏に心から御礼申しあげます。

本研究の実施にあたって御協力頂きました鳥取県工業試験場横川洪場長はじめ技術情報科清水文人研究員、ならびに応用電子科関係各位に厚く感謝の意を表します。

参 考 文 献

第 1 章

- 1) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋 : エンドミル加工精度に関する研究 (第 1 報) — エンドミルの剛性と側面切削における加工精度, 精密工学会誌, 52, 4(1986)667.
- 2) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋 : エンドミル加工精度に関する研究 (第 2 報) — 側面切削実験における加工精度, 精密工学会誌, 52, 8(1986)1348.
- 3) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋, 宗森精一, 森清正伸 : エンドミル加工精度に関する研究 (第 3 報) — 段加工および溝加工における加工精度, 精密工学会誌, 54, 9 (1988) 1734.
- 4) 岩部洋育, 藤井義也 : 切削中におけるエンドミルの挙動と加工精度との関係 (第 2 報) — 底面の加工誤差生成機構, 精密工学会誌, 54, 5(1988)940.
- 5) 白瀬敬一, 稲村豊四郎, 安井武司 : 異形ねじれ刃エンドミルの切削機構と加工特性 (第 1 報) — 側面切削での加工誤差低減効果, 精密工学会誌, 54, 9(1988)1721.
- 6) 藤井義也, 岩部洋育 : ボールエンドミルによる切削力曲線と加工精度との関係, 精密機械, 48, 5(1982)649.
- 7) C. Sim and M. Yang : The Prediction of the Cutting Force in Ball-End Milling with a Flexible Cutter, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 33, 2 (1993) 267.
- 8) F. Ismail, M. A. Elbestawi, R. Du and K. Urbasik : Generation of Milled Surfaces Including Tool Dynamics and Wear, *Trans. ASME, J. Eng. Ind.*, 115, 8(1993)245.
- 9) U. Heisel and J. Milberg : Vibrations and Surface Generation in Slab Milling, *Ann. CIRP*, 43, 1(1994)337.
- 10) 是田規之, 江川康夫, 黒田基文, 渡辺健, 井伊良治 : ボールエンドミル加工における表面粗さの生成過程の解析, 精密工学会誌, 59, 9(1993)1537.
- 11) H. Opitz, E. U. Dregger and H. Roese : Improvement of the Dynamic Stability of the Milling Process by Irregular Tooth Pitch, *Proc. 7th Int. MTDR Conf.*, (1966) 213.
- 12) B. J. Stone : The Effect of the Chatter Behaviour of Machine Tools of Cutters with Different Helix Angles on Adjacent Teeth, *Proc. 11th Int. MTDR Conf.*, (1970) 169.
- 13) 臼井英治, 高沢 徹 : 切りくず接触長さの拘束によるエンドミル加工のびびり振動抑制, 精密工学会誌, 60, 7(1994)1024.

- 14) J. Tlustý : Dynamics of High-Speed Milling, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 108, 2 (1986)59.
- 15) M. D. Tsai, S. Takata, M. Inui, F. Kimura and T. Sata : Prediction of Chatter Vibration by Means of a Model-Based Cutting Simulation System, Ann. CIRP, 39, 1(1990)447.
- 16) R. Sridhar, R. E. Hohn and G. W. Long : A General Formulation of the Milling Process Equation, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 90, 5(1968)317.
- 17) R. E. Hohn, R. Sridhar and G. W. Long : A Stability Algorithm for a Special Case of the Milling Process, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 90, 5(1968)325.
- 18) R. Sridhar, R. E. Hohn and G.W.Long : A Stability Algorithm for the General Milling Process, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 90, 5(1968)330.

第 2 章

- 1) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋 : 中ぐり加工における再生びびり振動の研究 (第 1 報) — 振動特性に方向性がある中ぐり棒, 精密工学会誌, 52, 7(1986)1230.
- 2) H. E. Merritt : Theory of Self-Excited Machine-Tool Chatter, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 87, 11(1965)447.
- 3) S. A. Tobias and W. Fishwick : The Chatter of Lath Tools Under Orthogonal Cutting Conditions, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 80, 5(1958)1079.
- 4) M. K. Das and S. A. Tobias : The Relation Between the Static and the Dynamic Cutting of Metals, Int. J. Mach. Tool Des. Res., 7(1967)63.
- 5) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋 : 動的切削力を考慮した再生びびり振動の研究, 精密機械, 50, 7(1984)1079.
- 6) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋 : 中ぐり加工における再生びびり振動の研究 (第 2 報) — 中ぐり棒の減衰特性の向上について, 精密工学会誌, 52, 11(1986)1858.
- 7) 松原十三生, 水本 洋, 山本久隆 : プランジ研削における被削材再生びびり振動に関する理論的解析, 精密機械, 51, 7(1985)1441.
- 8) 松原十三生, 水本 洋, 山本久隆, 佐藤元春 : プランジ研削の被削材再生びびり振動に関する実験的解析, 精密機械, 51, 12(1985)2296.
- 9) 田中久隆, 小幡文雄, 足森雅己, 松原十三生 : エンドミル加工の再生びびり振動に関する研究 (第 1 報) — 側面切削における振動発生限界の理論的解析, 精密工学会誌, 62, 8(1996)1136.

- 10) M. M. Nigm, M. M. Sadek and S. A. Tobias : Determination of Dynamic Cutting Coefficients from Steady State Cutting Data, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 17 (1977)19.
- 11) 竹村 正, 山本正伸, 星 鉄太郎 : 切込み方向振動による切削過程のステイフネス伝達特性の解析—切削過程の動特性に関する研究 (第1報) , *精密機械*, 38, 4(1972) 369.
- 12) V. Grasso, S. Noto La Diega and A. Passannanti : Dynamic Cutting Coefficients in Three-Dimensional Cutting, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 20(1980)235.
- 13) 松原十三生, 山本久隆, 水本 洋, 坂田 晃 : トラバース研削における被削材再生びり振動に関する研究, *精密工学会誌*, 56, 9(1990)1692.
- 14) 第1章の2)に同じ.

第3章

- 1) 第1章の14)に同じ.
- 2) 第1章の15)に同じ.
- 3) 第1章の17)に同じ.
- 4) 田中久隆, 小幡文雄, 足森雅己, 植木 潤, 森脇栄輔, 松原十三生 : エンドミル加工の再生びり振動に関する研究 (第2報) —側面切削における振動発生限界の実験的解析, 1995年度精密工学会秋季大会学術講演会講演論文集(1995)369.

第4章

- 1) 第1章の14)に同じ.
- 2) 第1章の15)に同じ.
- 3) 第1章の6)に同じ.
- 4) 第1章の7)に同じ.
- 5) 第1章の10)に同じ.
- 6) 藤井義也, 寺井丈浩 : ボールエンドミルシミュレータに関する研究, *精密工学会誌*, 54, 12(1988)2301.
- 7) H. Tanaka, F. Obata, M. Ashimori and T. Matsubara : Regenerative Chatter Vibration in Ball End Millings, *Proc. Asia-Pacific Vibration Conf.*, (1995)537.

- 8) 田中久隆，小幡文雄，足森雅己，森脇栄輔，松原十三生：ボールエンドミル加工の再生びびり振動に関する研究，1996年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(1996)149.

第5章

- 1) 第4章の7)に同じ.
- 2) 第4章の8)に同じ.

END