

プロセスダンピングを考慮した5軸ボールエンドミル加工の 安定性解析における基礎検討

Fundamental Study on Chatter Stability Analysis in 5-axis Ball End Milling Considering Process Damping

精密工学専攻 57号 舟城 健太
Kenta Funaki

1. 緒言

近年5軸加工機の普及に伴い、ボールエンドミルを用いた自由曲面加工の需要が増加しているが、機械構造の剛性や工具姿勢に依存して、にびり振動が発生しやすく、高精度・高能率な加工を実現できないという問題がある。これを解決するには、加工前に高精度なシミュレーションを用いて高能率な条件を選定する必要があるが、5軸ボールエンドミル加工においてにびり振動を予測する技術は十分に確立されていない。その要因の1つがプロセスダンピングと呼ばれる工具逃げ面が被削材の加工面に接触して振動の減衰を生じる現象のモデル化にあると考えられる。従来研究⁽¹⁾においてプロセスダンピングモデルが提案されているが、その有効性については十分に検証されていない。本研究では、プロセスダンピングを考慮した5軸ボールエンドミル加工の安定性解析技術の確立に向けた基礎検討を行う。

2. 座標系の定義

5軸切削機構をモデル化するにあたり、工具と被削材の相対位置関係を工具座標系と加工面座標系の変換として定義する。Fig. 1に模式図を示す。ボール中心を原点とし、加工面法線方向を z' 正方向、工具送り方向を x' 正方向で表す右手座標系を、加工面極座標系($O-x'y'z'$)と定義する。この加工面座標系に対して、 $z'-x'$ 系のオイラー角(χ, ψ)によって回転する工具座標系($O-xyz$)を定義する。加工面極座標系と工具座標系との変換は、オイラー角の定義より次式で定義される。

$$\begin{pmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \chi & -\sin \chi & 0 \\ \sin \chi & \cos \chi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \psi & -\sin \psi \\ 0 & \sin \psi & \cos \psi \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} \quad (1)$$

さらに、加工面座標系の $x'y'$ 平面において y' 軸から x' 軸方向に偏角 φ' 、 z' 軸方向から偏角 θ' をとり、加工面を極座標系で定式化する。また、 y 軸と z 軸から偏角 φ と θ をとり、工具刃先位置を極座標系で定式化する。

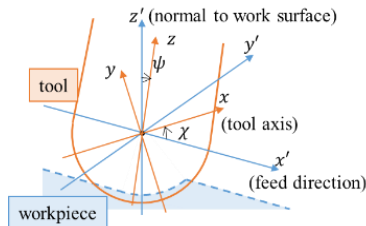


Fig. 1 Tool and work coordinate system

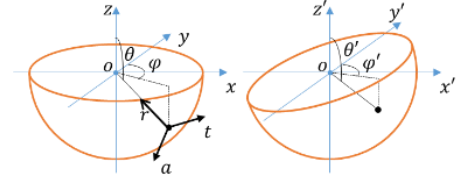


Fig. 2 Polar coordinate of tool coordinate system (left) and work coordinate system (right)

3. 切削り厚変動及び切削力モデル

切削力を求めるために、まずは各切れ刃位置(θ', φ')における時刻(t)の時の名目切削り厚 $h_n(t)$ を求める。1刃あたりの送り量 f_c が工具の半径 R に対して十分に小さいとき、以下のように近似される⁽²⁾。

$$h_n(t) = f_c \sin \theta' \sin \varphi' \quad (2)$$

また、工具または被削材の剛性が十分でない場合には、切削によって発生する振動が切り取り厚さを変動させる。各切れ刃位置(θ', φ')における時刻(t)の時の切削り厚変動 $\Delta h(t)$ は、加工面座標における工具変位を、 $\mathbf{u}'_t(t) = [x'_t \ y'_t \ z'_t]$ 、被削材変位を $\mathbf{u}'_w(t) = [x'_w \ y'_w \ z'_w]$ とすると、

$$\Delta h(t) = (\mathbf{u}'_t(t) - \mathbf{u}'_w(t)) \cdot \begin{pmatrix} \sin \theta' \sin \varphi' \\ \sin \theta' \cos \varphi' \\ \cos \theta' \end{pmatrix} \quad (3)$$

さらに、現在加工している加工面の一刃前の刃が同じ位置にあった時刻の変位による切り取り厚変動である再生効果を考慮すると、切れ刃通過周期 T を用いて次式で表される。

$$\Delta h(t) = \left((\mathbf{u}'_t(t) - \mathbf{u}'_w(t)) - (\mathbf{u}'_t(t-T) - \mathbf{u}'_w(t-T)) \right) \cdot \begin{pmatrix} \sin \theta' \sin \varphi' \\ \sin \theta' \cos \varphi' \\ \cos \theta' \end{pmatrix} \quad (4)$$

よって再生効果を考慮した切り取り厚さは以下で表される。

$$h(t) = h_n(t) + \Delta h(t) \quad (5)$$

切削力モデルはメカニスティックモデルを採用する。工具の各切れ刃に発生する切削力は、比切削抵抗 $\mathbf{K}_c = [K_{ct} \ K_{ca} \ K_{cr}]^T$ 、エッジフォース係数 $\mathbf{K}_e = [K_{ea} \ K_{er} \ K_{et}]^T$ を用いて、以下のように計算される。

$$\begin{pmatrix} dF_t \\ dF_a \\ dF_r \end{pmatrix} = (\mathbf{K}_c h + \mathbf{K}_e) DR d\theta \quad (6)$$

切れ刃全体が発生する切削力 $\mathbf{F} = [F_x \ F_y \ F_z]^T$ は、各微小切れ刃が発生する切削力の総和として次式で求められる。

$$\mathbf{F} = \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{e=1}^{N_e} \begin{pmatrix} dF_x \\ dF_y \\ dF_z \end{pmatrix}$$

$$= \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{e=1}^{N_e} \begin{pmatrix} \cos \chi & -\sin \chi & 0 \\ \sin \chi & \cos \chi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -\cos \psi & \sin \psi \\ 0 & -\sin \psi & -\cos \psi \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dF_t \\ dF_a \\ dF_r \end{pmatrix} \quad (7)$$

4. プロセスダンピングモデル

プロセスダンピングとは、加工中に発生した振動により工具の逃げ面と被削材の加工面が接触することで、振動を抑制する力が発生する現象である。本研究では、逃げ面と被削材の接触において塑性変形のみが生じると仮定し、プロセスダンピングモデルが逃げ面接触長さに比例すると仮定して、プロセスダンピング力をモデル化する。

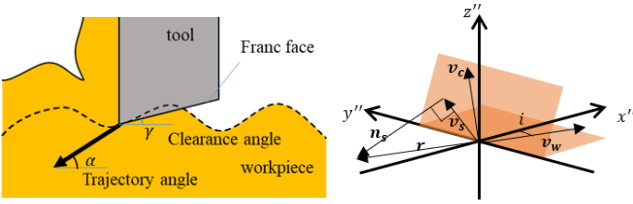


Fig. 3 Process damping phenomena in chatter vibration

ボールエンドミルの回転速度 v_{rot} 、工具送り速度 v_c 、時刻 t における工具座標における工具の振動速度 $\dot{\mathbf{u}}_t(t)$ 、被削材の振動速度 $\dot{\mathbf{u}}_w(t)$ を用いて加工面に対する工具の軌道速度 \mathbf{v} は以下で表される。

$$\mathbf{v} = (\dot{\mathbf{u}}_t(t) - \dot{\mathbf{u}}_w(t)) + \mathbf{v}_{rot} + \mathbf{v}_c \quad (8)$$

さらに、刃先座標系における単位ベクトル $\mathbf{e}_{x''}^e, \mathbf{e}_{y''}^e, \mathbf{e}_{z''}^e$ を用いて、軌道角 α は以下で表される。

$$\alpha = -\tan^{-1} \frac{v \cdot \mathbf{e}_{z''}^e}{v \cdot \mathbf{e}_{x''}^e} \quad (9)$$

軌道角 α を逃げ角 γ と比較し $\alpha > \gamma$ の時逃げ面と被削材が接触する。時間領域シミュレーションにおいて逃げ面接触時 t_{pd} を求め、切削速度 v_c から逃げ面接触長さ l_n を推定する。 l_{max} は逃げ面の幅である。

$$l_n = \begin{cases} (v \cdot \mathbf{e}_{x''}^e) t_{PD} & ((v \cdot \mathbf{e}_{x''}^e) t_{PD} \leq l_{max}) \\ l_{max} & ((v \cdot \mathbf{e}_{x''}^e) t_{PD} > l_{max}) \end{cases} \quad (10)$$

以上より、圧縮応力 P_{pdr} 、せん断応力 P_{pdt} 、および切削幅 a を用いて各微小切れ刃における垂直方向及び摩擦方向のプロセスダンピング力 $d\mathbf{F}_{pdr}, d\mathbf{F}_{pdt}$ を求め、それらを総和してプロセスダンピング力 \mathbf{F}_{pd} を求める。

$$d\mathbf{F}_{pdr} = a l_n P_{pdr} \mathbf{e}_{z''}^e \quad (11)$$

$$d\mathbf{F}_{pdt} = a l_n P_{pdt} \frac{v - (v \cdot \mathbf{e}_{z''}^e) \mathbf{e}_{z''}^e}{|v - (v \cdot \mathbf{e}_{z''}^e) \mathbf{e}_{z''}^e|} \quad (12)$$

$$\mathbf{F}_{pd} = \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{e=1}^{N_e} (d\mathbf{F}_{pdr} + d\mathbf{F}_{pdt}) \quad (13)$$

工具に働く力 \mathbf{F}_t は切削力とプロセスダンピング力の和で計算できる。

$$\mathbf{F}_t = \mathbf{F} + \mathbf{F}_{pd} \quad (14)$$

5. 振動モデル

振動の推定には、機械構造ダイナミクスにおいて次式に示す2自由度の運動方程式を採用する。

$$\begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_t \\ \dot{y}_t \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_x & 0 \\ 0 & c_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_t \\ y_t \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_t \\ y_t \end{bmatrix} = \mathbf{F}_t \quad (15)$$

状態ベクトル $\mathbf{u} = [x_t \quad \dot{x}_t \quad y_t \quad \dot{y}_t]$ を用いれば、状態方程式は次式で表される。

$$\dot{\mathbf{u}} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{k_x}{m_x} & -\frac{c_x}{m_x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{k_y}{m_y} & -\frac{c_y}{m_y} \end{bmatrix} \mathbf{u} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{1}{m_x} & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{m_y} \end{bmatrix} \mathbf{F} \quad (16)$$

この運動方程式を4次のルンゲクッタ法を用いて解くことで、 Δt 秒後の振動変位と振動速度が求められる⁽³⁾。

(17)式より工具に振動変位が計算され、これを加工面座標系に変換することで、被削材の振動変位を求める。

$$\mathbf{u}'_t = \begin{pmatrix} \cos \chi & -\sin \chi & 0 \\ \sin \chi & \cos \chi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \psi & -\sin \psi \\ 0 & \sin \psi & \cos \psi \end{pmatrix} \begin{bmatrix} x_t \\ y_t \\ 0 \end{bmatrix} \quad (17)$$

6. パラメータ同定及び実験条件

シミュレータ作成に必要なパラメータ同定のため、刃先の形状測定及び高剛性切削実験と、シミュレーションの検証実験のために、低剛性切削実験を行った。以下の図と表に実験環境と高剛性実験及び低剛性実験における実験条件を示す。

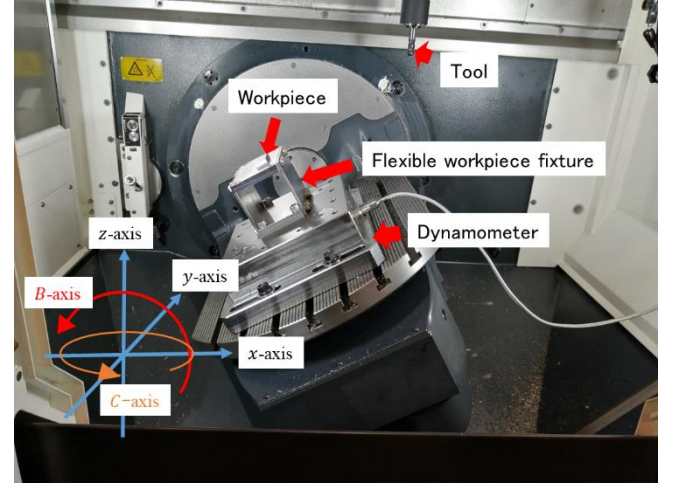


Fig.4 Experimental environment

Table 1 Experimental conditions with rigid work fixture

#	n	feed	ap	pf	Psi	Chi
	min-1	mm/tooth	mm	mm	degree	degree
1	4940	0.04	1	1	30	150
2	4940	0.06	2	2	30	60
3	4940	0.04	3	3	10	170
4	4940	0.08	2	3	30	150
5	4940	0.08	3	4	15	210

Table 2 Experimental conditions with flexible work fixture

#	n	feed	ap	pf	Psi	Chi
	min-1	mm/tooth	mm	mm	degree	degree
1	4940	0.08	1	1	30	150
2	4940	0.08	2	2	30	60
3	4940	0.08	2	3	30	150
4	4940	0.08	2	4	10	300
5	4940	0.08	3	2	-30	30
6	4940	0.08	3	3	10	170

また、動力計から計測された力を外乱力 $\mathbf{F}_d = [F_{dx} \ F_{dy} \ F_{dz}]^T$ であるため、切削力へと変換するには慣性力補正を行う必要がある。等価質量を $\mathbf{m} = [m_x \ m_y \ m_z]^T$ 、実験から計測された振動加速度を $\mathbf{a} = [a_x \ a_y \ a_z]^T$ とすると、切削力 $\mathbf{F}_t = [F_{tx} \ F_{ty} \ F_{tz}]^T$ は以下の式で表される。

$$\mathbf{F}_t = \mathbf{F}_d + \mathbf{m}\mathbf{a} \quad (18)$$

まず、デジタルマイクロスコープを用いて、逃げ角 γ と傾斜角 η の測定を行った。工具底刃側が接眼レンズを向くように配置し、接眼レンズの回転中心に工具のボールの中心が来るように調整する。その後接眼レンズを傾斜させ、切れ刃が測定画面中心に来るように工具を回転させることで、切れ刃をボール面に垂直な方向から撮影することが出来る。測定画面中心の切れ刃に対して垂直な断面の形状を測定することで逃げ角 γ が、切れ刃の角度を測定することで傾斜角が計測できる。 $\theta = 110^\circ \sim 170^\circ$ の間で複数点計測した。逃げ角 γ は、計測結果にばらつきがあるため、それらを平均して求めた。その結果から、逃げ角 γ は 7.25° 、傾斜角 η は、 $\eta = -0.27\theta + 47.81^\circ$ と近似できた。

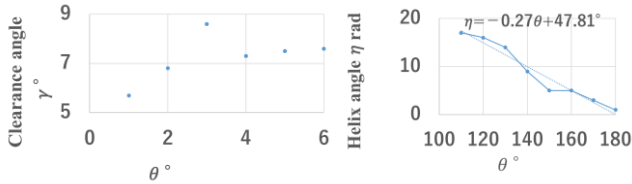


Fig. 5 Measurement result of helix angle (left) and clearance angle (right)

被削材の伝達関数を測定するために、高剛性治具及び低剛性治具の周波数伝達関数をインパルス応答法により測定した。実験条件により、様々な工具姿勢 χ, ψ で測定したが、それぞれで大きく結果は変わらないため、以下に $\chi = 150^\circ, \psi = 30^\circ$ の時の周波数伝達関数を示す。Fig. 6 から、高剛性治具は $4000[\text{Hz}]$ 付近にモードが存在し、これは機械自体のモードと考えられるので、治具自体は高剛性と考えられる。低剛性治具に関しては、 $500[\text{Hz}]$ 付近にモードがあり、これは被削材側の y 方向の構造に十分に剛性が低いことが分かる。

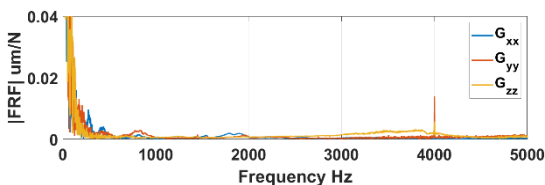


Fig. 6 Frequency transfer function of a highly rigid fixture

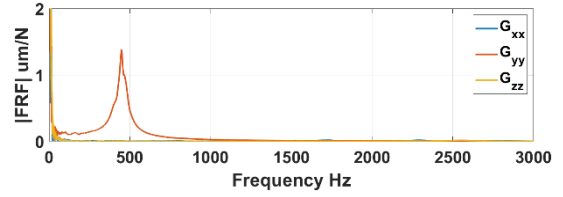


Fig. 7 Frequency transfer function of low stiffness fixture

高剛性切削実験によって計測した切削力から、被削材のせん断強さ、摩擦角、エッジフォース係数成分を同定する。表1における加工条件から、実験による切削力と推定切削力の誤差の和が最小となる各パラメータを滑降シンプレックス法によって求めた。プロセスダンピングにおける材料強度は、 $P_{pdr} = 800[\text{MPa}]$ 、 $P_{pdt} = 80[\text{MPa}]$ と設定した。同定したパラメータを表3に示した。実験条件#5の結果を対象として、同定したパラメータを用いて推定した切削力と計測結果の比較を Fig. 8 に示す。

Table 3 Parameters identified through cutting tests with rigid work-fixture

Shear strength τ_s [MPa]	745.28	
Friction angle β [degree]	33.35	
Specific edge force K_e [N/m]	K_{et}	2.75
	K_{ea}	7.01
	K_{er}	6.8

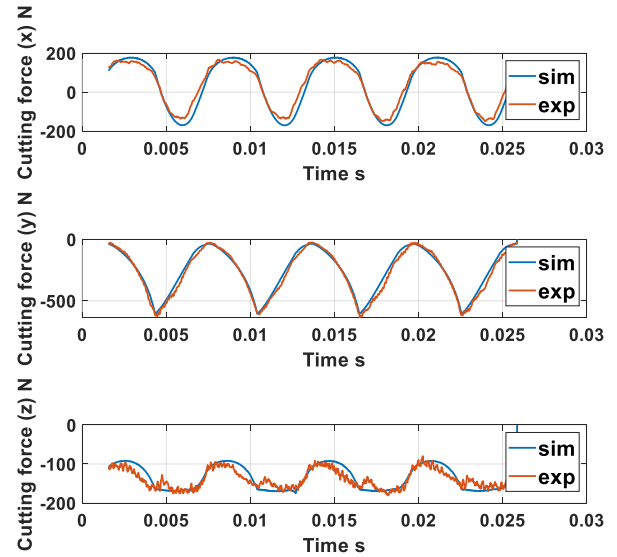


Fig. 8 Cutting force estimation results and measured values by identification under experimental condition #5

7. 実験結果

表1で述べた低剛性実験において、実験条件#4における切削実験結果とシミュレーションによる結果を比較する。まず図9に#4におけるエンゲージ範囲を示す。縦軸は工具極座標系における θ [°]、横軸が工具極座標系における φ [°] で、黄色い範囲が実際に工具の接触部分となる。黄色い範囲の φ が 360° となっている部分においては、工具の底刃が常に被削材に接して切削していることを意味する。ボールエンドミルの底刃は回転半径が小さく回転速度が小さいため、小さい振動でも逃

げ面が接してプロセスダンピングが発生しやすい条件といえる。このため、#4はプロセスダンピングの影響で安定化しやすい条件だと推測する。

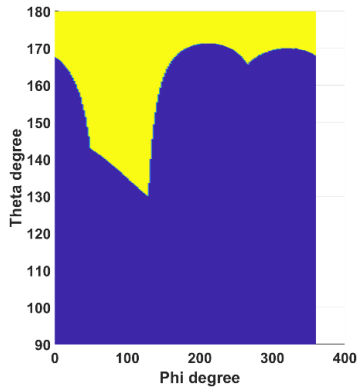


Fig.9 Engage range

次に、実験における切削力と振動加速度、シミュレーションにおける切削力と振動加速度について比較する。

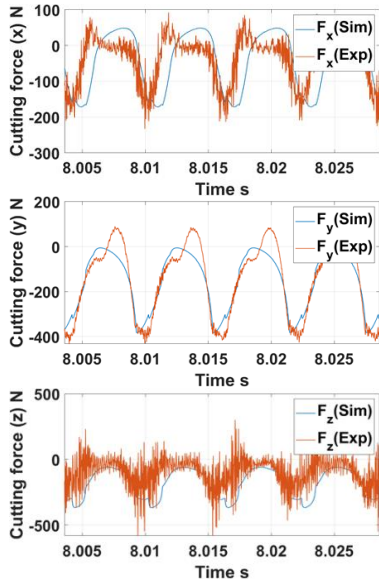


Fig.10 Comparison of cutting forces in experiment and simulation

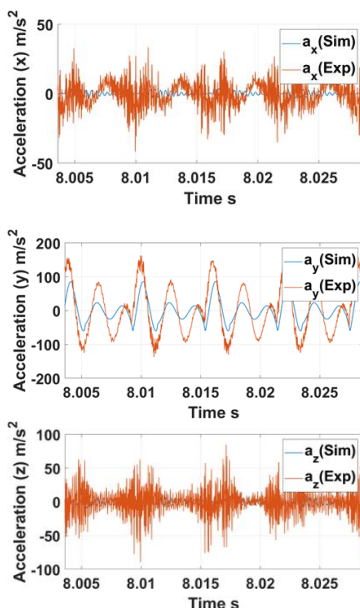


Fig.11 Comparison of cutting forces in experiment and vibration acceleration in simulation

切削力に関しては、 x, y 方向に関してはある程度実験値と一致している。 z 方向の切削力に関しては、実験値における慣性力補正の影響により評価はしづらいが、傾向はとらえているように思える。振動加速度に関しては、低剛性方向である y 方向に関してはおおむね一致している。しかし、特に x, z 方向のような高剛性方向に対しては、振動加速度を高精度に推定出来なかった。また、Fig.11にシミュレーションにおける発生したプロセスダンピング力と、Fig.12に振動加速度をFFTした結果から安定性について評価する。プロセスダンピング力が発生していることが確認でき、その影響で安定性を示すことができた。その他の実験条件では、#4と同様にプロセスダンピングが発生しやすい#5では同様に安定性を示したが、プロセスダンピング現象が発生しにくいその他の条件では、実験ではびびり振動が発生してないがシミュレーションではびびり振動が発生してしまうという結果になった。

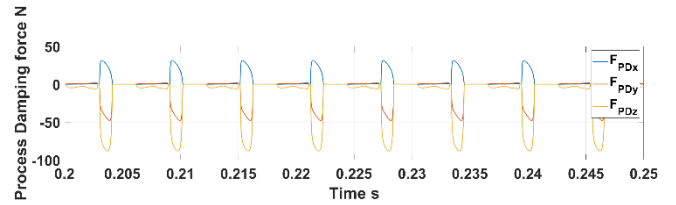


Fig.11 Process Dmping force

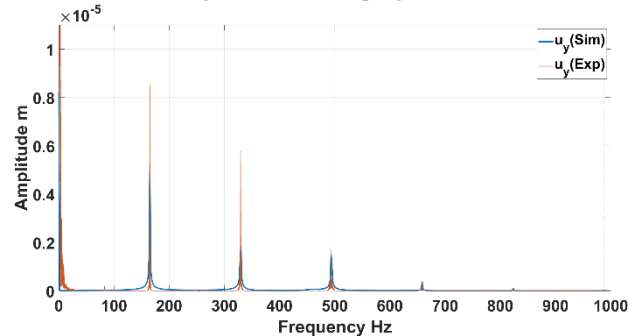


Fig.12 Stability evaluation

8. 結言

高剛性実験においては精度良くシミュレーションで推定することができたが、低剛性実験結果では、プロセスダンピング現象が発生しやすいまたは発生しにくいという違いでシミュレーションの結果の精度に差が発生した。プロセスダンピングの、発生するプロセスダンピング力が逃げ面の接触長さに比例するというモデルの精度が今現在は不十分であり、新たなモデルを検討して、高精度なシミュレーションの作成を目指す必要がある。

9. 参考文献

- (1) 塚本有美, プロセスダンピングの影響を考慮した5軸ボールエンドミル切削の時間領域シミュレーション(2021)
- (2) 社本英二, 日本機械学会講習会一生産加工基礎講座一実習で学ぼう「切削加工, びびり振動の基礎知識」テキスト(2001-2018)
- (3) 吉田雅俊, ルング・クッタ法による連立非線形方程式の数値解放(2008)