

ターンミリングにおけるびびり振動と加工面性状

東京農工大学 ○牧野 眞大, ◎笹原 弘之, 株式会社日立製作所 内海 幸治

要旨

本研究では、回転する被削材をミリングする加工法であるターンミリングにおけるびびり振動の発生条件と切削痕の状態を予測可能な解析モデルの構築を目的とする。点群で表現された工具と被削材を用いて切削を模擬する点群解析モデルを開発し、びびり振動と切削痕の時間領域解析を可能にした。解析結果と実験結果を比較し、開発した解析モデルの妥当性を検証した。

1. 緒言

近年、航空宇宙産業や原子力発電、医療分野など様々な産業において、Ti合金やNi基超耐熱合金の需要が高まっている。これらの合金は、切削時に切削点温度の急激な上昇を引き起こすため、高能率切削が困難な難削材とされている。このような難削材の高能率切削を実現させる加工法としてターンミリングが注目されている。これは回転する被削材をフライス工具でミリングする加工法であり、複数の切れ刃に切削熱が分散されるため、切削点温度の上昇が抑制される¹⁾。また、工具姿勢の自由度が高いため、タービンブレードのような複雑形状の創生も可能である。一方で、ターンミリングには工具リード角やチルト角といった独自のパラメータが多数存在し、それらが切削状態や加工面性状に及ぼす影響は明らかになっていないのが現状である。そこで、本研究では切削加工において問題になりやすい再生型自励びびり振動と加工面性状に着目し、ターンミリングにおけるびびり振動の発生条件と切削痕の状態を予測可能な解析モデルの構築を目的とする。

2. 解析モデル

本研究では、工具および被削材を点群で表現し、工具を微小ステップごとに回転移動させ、切削を模擬する点群による解析モデルを開発した。図1に点群で表現された工具と被削材の解析モデルを示す。ここで、工具軸方向切込みを a_p [mm]、工具半径方向切込みを a_r [mm]、インサート半径を R [mm]、被削材直径を D_w [mm] とする。また、XY平面内で工具先端中心と被削材中心を結ぶ直線と X 軸のなす角をリード角 α [deg] とする。ZX平面内で工具回転軸と X 軸のなす角をチルト角 β [deg] とする。被削材回転軸は Z 軸であり、回転方向については、端面から見て時計回りを CW、反時計回りを CCW とする。この解析モデルは単純な幾何学的計算により加工中に複雑に変化する切削仕上げ面形状に対して、工具と被削材の接触状態の解析が可能であり、各微小ステップにおける瞬間的な切削力を求めることができる。

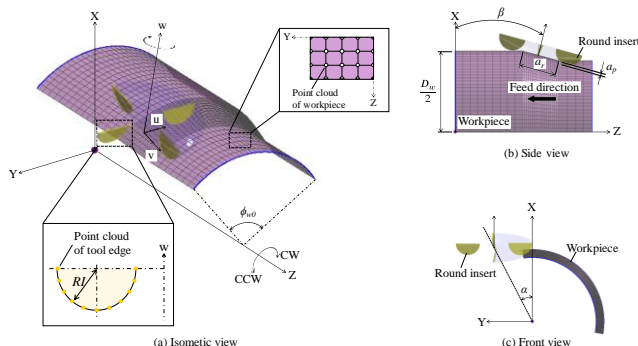


Fig.1 Schematic of tum-milling simulation with the point cloud method

びびり振動については、工具が送り方向 (Z 軸方向) と送り方向に対して垂直な方向 (Y 軸方向) に振動する 2 自由度のパネマスダンパ系と仮定し、各微小ステップにおける振動変位を求め、次ステップの工具移動にフィードバックすることで模擬した。ここで、切削力を $F(i=y, z)$ [N]、工具構造の等価質量を $m(i=y, z)$ [kg]、減衰係数を $c(i=y, z)$ [N/(m/s)]、ばね定数を $k(i=y, z)$ [N/m] とすると運動方程式は

$$m_y \ddot{y} + c_y \dot{y} + k_y y = F_y$$

$$m_z \ddot{z} + c_z \dot{z} + k_z z = F_z$$

と表される。速度を $v(i=y, z)$ [m/s]、時間を t [s] とすると、これらの式は次のように書き換えられる。

$$\begin{cases} \dot{y} = \frac{dv_y}{dt} = \frac{F_y}{m_y} - \frac{c_y}{m_y} v_y - \frac{k_y}{m_y} y \\ \frac{dy}{dt} = v_y \end{cases} \quad \begin{cases} \dot{z} = \frac{dv_z}{dt} = \frac{F_z}{m_z} - \frac{c_z}{m_z} v_z - \frac{k_z}{m_z} z \\ \frac{dz}{dt} = v_z \end{cases}$$

これらの式を MATLAB の 4 次のルンゲクッタ法を用いるソルバ、ODE45 を用いて解き、振動変位を計算した。

切削痕については、各微小ステップにおいて、工具点群と干渉した被削材点群を切れ刃の輪郭に沿うように配置し直すことで、模擬できるようにした。

3. ターンミリングにおけるびびり振動と切削痕の解析結果

ターンミリングにおけるびびり振動と加工面性状の時間領域解析を行った。チルト角 $\beta = 0 \text{ deg}$ とし、Z 軸方向に工具を移動させ、工具回転軸と被削材回転軸が直行するターンミリングの状態 (垂直ターンミリング) を対象とした。解析条件を表 1 に示す。解析は軸方向切込み a_p [mm] のみを変化させた 2 条件で行った。また、工具構造の等価質量 $m(i=y, z)$ [kg]、減衰係数 $c(i=y, z)$ [N/(m/s)]、ばね定数 $k(i=y, z)$ [N/m] は、実験により同定した値を用いた。

Table.1 Analysis condition

Tool diameter D_t	mm	32
Insert radius RI	mm	5
Cutting speed V	m/min	200
Feed per tooth f_r	mm/tooth	0.10
Axial depth of cut a_p	mm	3.0, 4.0
Radius depth of cut a_r	mm	16
Tool tooth number N_t	-	4
Lead angle α	deg	30
Tilt angle β	deg	0
Workpiece diameter D_w	mm	80
Workpiece rotation speed S_w	rpm	3.6
Workpiece rotation direction	-	CW

工具送り方向 (Z 軸方向) の振動変位の解析結果を図 2 に示す。図 2(a) について、振動振幅は成長しておらず、一定の大きさを保っていることから、びびり振動は発生していないと言える。図 2(b) について、3 s ほどまでは一定の振動振幅で振動しているが、その後は振動振幅が指数関数的に増加していることが分かる。これはびびり振動発生時の典型的な波形である。一方で、16 s を過ぎると振動振幅が急激に減少していることが分かる。振動振幅が急激に減少した理由として、被削材除去体積が変化したことが挙げられる。解析で設定した被削材回転数は $S_w = 3.6 \text{ rpm}$ であり、被削材 1 回転あたりに要する時間は 16.7 s である。また、解析で設定した工具半径切込みは $a_r = 16 \text{ mm}$ であり、被削材 1 回転目以降は 1 回転前に加工した領域と一部重複して切削することになる。したがって、切削開始後 16.7 s 以降では、被削材の除去体積が減少したため、振動振幅も小さくなったと考えられる。振動振幅減少後も、図 2(a) と比較すると大きな振幅となっていることから、16 s 以降もびびり振動は収まって

いないと言える。

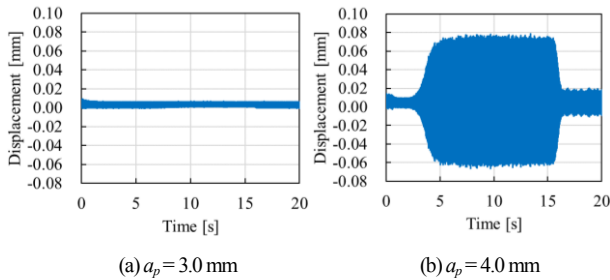


Fig.2 Analysis result of vibration displacement in feed direction

被削材 1.5 回転後（切削開始 25 s 後）の切削痕の解析結果を図 3 に示す。図 3(a) について、びびり振動は発生しておらず、良好な切削面が得られていることが分かる。図 3(b) について、切削面に周期的な特徴を有する線状の切削痕（びびりマーク）が生じていることが分かる。

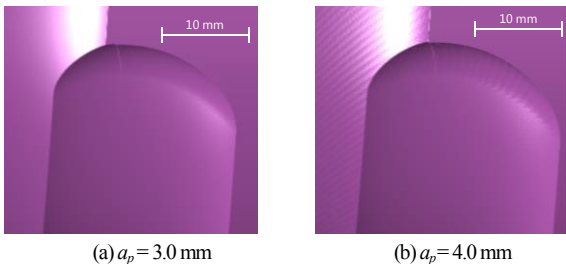


Fig.3 Analysis result of machined surface

4. ターンミリングにおけるびびり振動と切削痕の実験結果

解析結果の妥当性を検証するため、切削実験を行った。実験条件を表 2 に示す。実験は軸方向切込み a_p [mm] のみを変化させた 2 条件で行った。なお、工具先端の振動変位を測定することは難しいため、切削痕の状態からびびり振動の有無を判断した。

Table.2 Experimental condition

Tool diameter D_t	mm	32
Insert radius R_l	mm	5
Cutting speed V	m/min	200
Feed per tooth f_r	mm/tooth	0.10
Axial depth of cut a_p	mm	4.0, 4.5
Radius depth of cut a_r	mm	16
Tool tooth number N_t	-	4
Lead angle α	deg	30
Tilt angle β	deg	0
Workpiece diameter D_w	mm	80
Workpiece rotation speed S_w	rpm	3.6
Workpiece rotation direction	-	CW

被削材 1.5 回転後の切削痕の状態を図 4 に示す。図 4(a) について、びびり振動は生じておらず、良好な切削面が得られていることが分かる。図 4(b) について、びびり振動が発生し、切削面に周期的な特徴を有する線状の切削痕（びびりマーク）が生じていることが分かる。

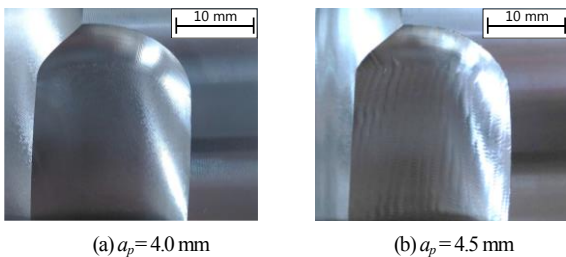


Fig.4 Experimental result of machined surface

5. 解析モデルの妥当性の検証

びびり振動の発生条件について、解析と実験で誤差が生じた。誤差が生じた原因として、実験により同定した工具構造のモーダルパラメータ（等価質量 $m(i=y, z)$ [kg], 減衰係数 $c(i=y, z)$ [N/(m/s)], ばね定数 $k(i=y, z)$ [N/m]) の影響が考えられる。工具構造のモーダルパラメータはインパルス応答法試験により取得した。インパルス応答法試験により取得した伝達関数のグラフを図 5 に示す。図 5 について、青色の線は測定結果、赤色の線はカーブフィッティングの結果を示す。測定結果の伝達関数は 3 箇所ピークが現れていることが分かる。しかし、再生型自励びびり振動は一般にほぼ一つの周波数で生じることが知られており、最も大きなピークを持つ振動モードで振動が生じると考えられることから、最も大きなピークに対してカーブフィッティングを行った。そのため、実際の工具構造のモーダルパラメータと解析に用いたモーダルパラメータで誤差が生じており、びびり振動の発生条件についても解析と実験で誤差が生じたと考えられる。したがって、多自由度振動系に対するカーブフィッティング手法を用いて、工具構造のモーダルパラメータを取得し直すことで、びびり振動の発生条件の解析精度を向上させられると考えられる。

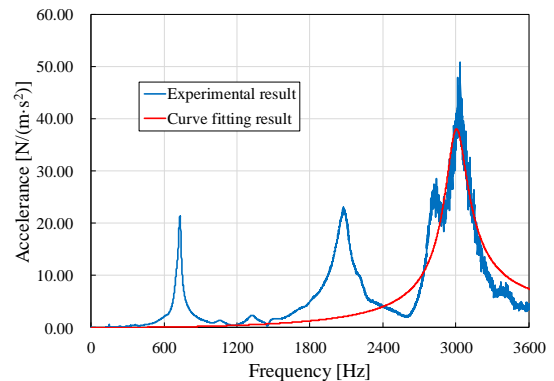


Fig.5 Graph of transfer function of experimental result and curve fitting result

切削痕の状態について、図 3(a)、図 4(a) からびびり振動が発生しなかった条件については、解析と実験で一致したと言える。一方で、図 3(b)、図 4(b) からびびり振動が発生した条件についてはびびりマークの形状に違いが生じていることが分かる。びびりマークの形状に違いが生じた原因として、工具構造のモーダルパラメータの影響が考えられる。前述の通り、工具構造のモーダルパラメータはインパルス応答法試験により求めたが、工具形状が対称形であったため、Y 軸方向と Z 軸方向のモーダルパラメータは等価であると仮定し、Z 軸方向のモーダルパラメータのみ取得した。しかしながら、実験で使用した 5 軸複合加工機のミル主軸は Y 軸方向で支持されていることから、Y 軸方向と Z 軸方向のモーダルパラメータは等価でなかったと考えられる。したがって、Y 軸方向のモーダルパラメータを取得すれば、切削痕の状態の解析精度を向上させられると考えられる。

6. 結 言

ターンミリングにおけるびびり振動の発生条件と切削痕を予測可能な解析モデルを開発した。解析結果と実験結果を比較し、開発した解析モデルの妥当性を検証した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) ターンミリングにおけるびびり振動の発生条件と切削痕の予測が可能であることを示した。
- (2) 解析精度を向上させるためには、工具構造のモーダルパラメータの取得方法を見直す必要があることを示した。

文 献

- (1) Tao Sun, Lu-fang Qin, Yu-can Fu, Jun-ming Hou, "Chatter stability of orthogonal turn-milling analyzed by complete discretization method", Precision Engineering, vol.56 (2019), pp.87-95.