



5軸制御マシニングセンタにおける直進軸と旋回軸の動的同期精度

佐藤, 隆太
横堀, 祐也
堤, 正臣

(Citation)

精密工学会誌論文集, 72(1):73-78

(Issue Date)

2006-01-05

(Resource Type)

journal article

(Version)

Version of Record

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/90001951>





5 軸制御マシニングセンタにおける 直進軸と旋回軸の動的同期精度*

佐藤 隆太** 横堀 祐也*** 堤 正臣**

Dynamic Synchronous Accuracy of Translational Axes and Rotational Axes in 5-axis Machining Center

Ryuta SATO, Yuya YOKOBORI and Masaomi TSUTSUMI

This paper describes the dynamic synchronous accuracy between the axes of translational and rotational in a 5-axis machining center. The 5-axis machining centers are applied to machining complex shapes, such as turbine blades and impellers. When the 5-axis machining centers are used to machine complex shapes, the velocity of each axis varies greatly. Therefore, the synchronous accuracy of each axis is an important factor to generate high accuracy shapes. In this study, non-uniform 3-axis synchronous motion was investigated in order to estimate the dynamic synchronous accuracy. A dynamic model of the each axis including a rotary axis was developed, and the synchronous motion was simulated. As the results of experiment and simulation, it is verified the developed model can express the experimental results accurately. In addition, a method that can improve the synchronous accuracy is proposed, and its effectiveness is clarified by the developed dynamic model.

Key words: 5-axis machining center, multi-axis motion, synchronous accuracy, mathematical model, simulation

1. 緒 言

タービンブレードやインペラのように複雑な形状の加工には 5 軸制御マシニングセンタが用いられる。5 軸制御マシニングセンタとは、直進軸に加えて旋回軸 2 軸を有し、工具と工作物との相対位置だけでなく、相対角度も制御できる数値制御工作機械である。5 軸制御マシニングセンタで複雑な形状の加工を行う際には、直進軸と旋回軸とが同時に運動することで所望の形状を創成するため、直進軸と旋回軸の同期精度が加工精度に大きく影響する。

直進軸と旋回軸間に存在する静的な幾何偏差同定および補正方法に関しては、従来からいくつかの研究^{1)~3)}が行われている。また、垣野ら¹⁾は直進軸と旋回軸の位置ループゲインの不一致量を測定する方法を考案し、Fleisig ら⁴⁾は多軸制御加工時における各軸の速度変化を小さくする工具経路の生成方法を提案している。しかし、直進軸と旋回軸の動的な同期精度について検討した例は、著者らの調査ではみあたらなかった。複雑な形状を加工する際には直進軸および旋回軸の速度は大きく変化するため、高速かつ高精度な加工を行うためには、動的な同期精度が重要となると考えられる。

本研究では、直進軸と旋回軸の同期精度が実際の加工精度に及ぼす影響と、同期精度を向上するための方法について検討している。まず直進軸と旋回軸の送り駆動系を動的なモデルで表現し、同時多軸制御運動の実験とシミュレーションとを行うことで、シミュレーションの有効性を確認する。その後、構築したモデルを利用して同時多軸制御加工を想定したシミュレーションを行い、直進軸と旋回軸の動的な同期精度が加工精度に及ぼす影響を調べる。さらに同期精度を向上するための方法を提案してシミュレーションによりその効果を検証している。

2. 送り駆動系のモデル化

現在製造されている 5 軸制御マシニングセンタには様々な構造形態があるが、本研究では、工作物側に 2 つの旋回軸をもつ図 1 に示す形態の 5 軸制御マシニングセンタをモデル化の対象とした。モデル化は、直進軸である X,Y,Z 軸と、Z 軸回りの旋回軸である C 軸について行った。

送り駆動系のモデル化に関しては従来から議論的となっているが^{5)~8)}、本研究では、機構の振動を考慮しない 1 自由度系のモデル⁹⁾を使用し、サーボ遅れのみをモデル化する。工作機械の送り駆動系では、一般に機構の固有振動数はサーボ系全体のそれに比べて十分大きい⁸⁾ため、目標位置から実際のテーブル位置までの動特性は、サーボ遅れのみをモデル化でも解析できると考えられる。

直進軸と旋回軸のブロック線図を図 2 に示す。図(a)は直進軸(XYZ 軸)のブロック線図であり、図(b)は旋回軸(C 軸)のブロック線図である。モデル化の対象とした 5 軸制御マシニングセンタでは、直進軸はモータの回転運動をボールねじにより直進運動に変換する機構をもち、旋回軸はモータの回転運動をウォームギヤによりテーブルへ伝達する機構をもつ。また、直進軸はリニアスケールを使ったフルクローズドループ制御を行い、

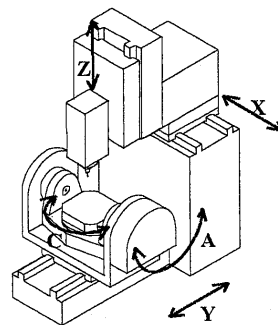


Fig.1 5-axis machining center with a tilting rotary table

* 原稿受付 平成 17 年 2 月 18 日

** 正 会 員 東京農工大学大学院 (東京都小金井市中町 2-24-16)

*** 東京農工大学大学院 (現, キヤノン(株); 茨城県取手市白山 7-5-1)

5 軸制御マシニングセンタにおける直進軸と旋回軸の動的同期精度

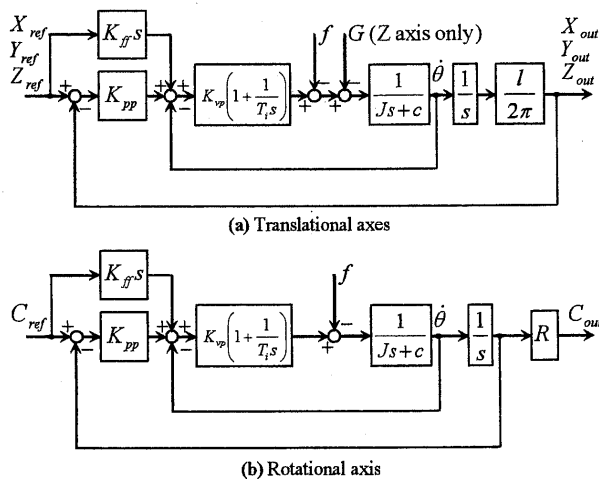


Fig.2 Block diagrams of feed drive systems

旋回軸はモータの角度をフィードバックするセミクロズドループ制御となっている。

図2において、 J はモータ軸換算の機構の総慣性モーメント、 c はモータ軸換算の粘性係数、 f はモータ軸換算の摩擦トルク、 l はボールねじのリードであり、 R はギヤの減速比である。また、 K_v は速度ループ比例ゲイン、 T_i は速度ループ積分時間、 K_{pp} は位置ループ比例ゲインであり、 K_{ff} はフィードフォワードゲインである。なお、モデル化の対象とした送り駆動系では、フィードフォワード制御は行われていない。

直進2軸で円運動を行うと、機構に生じる摩擦力の影響により軸の運動方向が反転する象限切替時に、突起状の軌跡誤差、すなわち象限突起が生じることが知られている⁹⁾。このことは実際の加工においても大きな問題となるため、摩擦力のモデル化や補償に関する研究が行われている¹⁰⁾¹¹⁾。しかし、実際の摩擦力の挙動を的確に表現できる摩擦モデルはいまのところ存在していない。そこで本研究では、式(1)に示すような簡単なクーロン摩擦力でモデル化した。

$$f = f_c \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) \quad (1)$$

Z 軸には、摩擦力に加えて重力が外乱として作用する。Z 軸のモデルでは、重力による負荷トルク G が考慮されている。

3. モデルのパラメータ同定

3.1 直進軸のモデル

慣性モーメント J 、粘性係数 c 、摩擦トルク f 、および重力による負荷トルク G は、往復運動を行った際のモータトルク波形が実験とシミュレーションとで一致するように同定する¹²⁾。モータトルク波形は、サーボアンプのアナログモニタ機能を利用して測定・記録した。

図3は、振幅10mmの往復運動を行った場合における各軸のモータトルク波形の実験結果とシミュレーション結果である。図3(a)はそのときの各軸の変位であり、図3(b)から図3(d)はそれぞれX,Y,Z軸のモータトルク波形を示す。図3によると、Z軸では重力の影響により、-4 Nm付近を中心にモータトルクが変動していることがわかる。

位置ループ比例ゲイン K_{pp} は、設定値をシミュレーションに用いたところ円運動時の半径減少量が実験値と一致しなかったため、様々な半径および送り速度で円運動を行い、そのときの半径減少量⁹⁾が実験とシミュレーションとで一致するように同

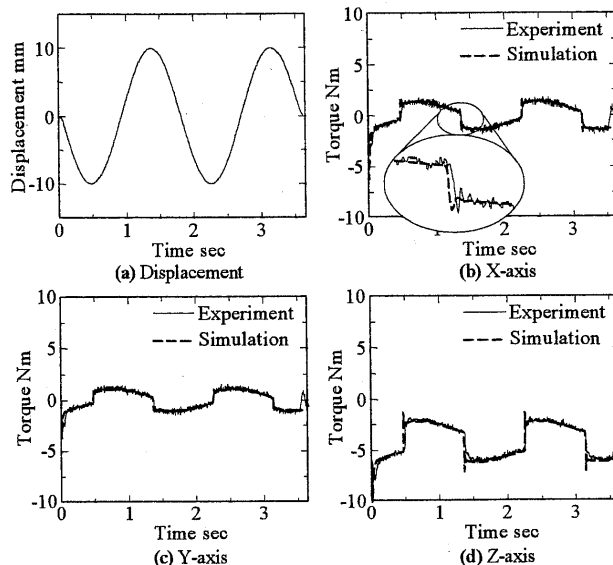


Fig.3 Motor torque curves of translational axes under sine wave motion

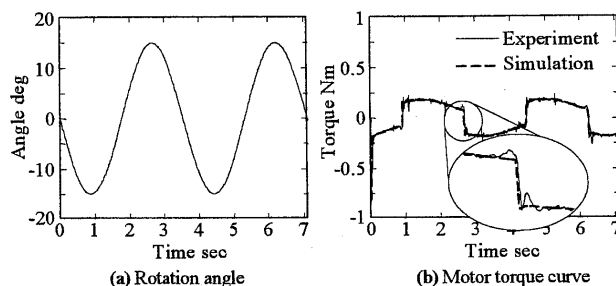


Fig.4 Motor torque curve of C-axis under sine wave motion

定した。円運動はXY平面とZX平面とで行い、ハイデンハイン社製のグリッドエンコーダにより円運動の軌跡を測定した。グリッドエンコーダは光学式リニアスケールを2次元に拡張したものであり、平面上任意の位置での座標値を検出できる。

3.2 旋回軸のモデル

旋回軸 (C 軸) のモデル化においても、慣性モーメント J 、粘性係数 c 、および摩擦トルク f は、C 軸の角度を正弦波状に変化させたときのモータトルク波形から同定した。往復運動の振幅を 15° とした場合における C 軸のモータトルク波形を図4に示す。図4によると、旋回軸でもそのモータトルクは直進軸のものと同様の波形となることがわかる。

位置ループ比例ゲイン K_{pp} は、直進XY軸と旋回C軸の同時3軸制御運動を行い、ボールバーにより同期精度を測定することで同定した。図5に示すように、C軸の回転中心から-X方向へ50mmの位置にボールバーのソケットを定置し、XY軸はC軸回転中心から+Y方向に50mmの位置を中心とした、半径50mmの円運動を行う。同時にXY軸による円運動と同じ角速度でC軸を回転させ、C軸側のソケットと主軸側のソケット間の相対距離を測定する¹⁾。測定結果を円弧軌跡として表示してその偏心量を求めれば、直進軸とC軸との間にある位置ループゲイン¹³⁾の差を求めることができる。

C軸の回転角速度を1800deg/minとした場合の測定結果を図6に示す。図6によると、回転方向の違いによる偏心量の差は2.2μmであった。これからXY軸とC軸の位置ループゲイン差を計算したところ、その差は0.001%以下であったため、C軸のモデルの位置ループゲインが直進軸のそれと同じになるように、位置ループ比例ゲイン K_{pp} の値を決定した。

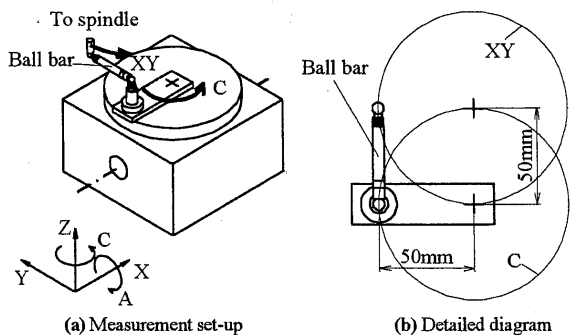


Fig.5 Measurement method of synchronous accuracy of C and XY axes

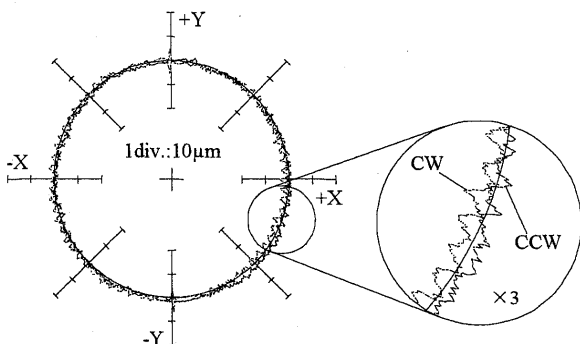


Fig.6 Measured synchronous trajectories of C and XY axes

また図6によると、測定結果に5°周期の変動成分がみられる。360°では72山となり、C軸に使われているウォームホイールの歯数と一致することから、ウォームギヤの噛み合わせの不具合によると考えられる。そこで、C軸のモデルにおける減速比R部分にウォームギヤの回転むらを考慮し、式(2)でモデル化した。

$$R = R_{all} + W \sin(NR_{all}\theta) \quad (2)$$

ここで、 R_{all} はモータ軸からテーブルまでの総減速比、 W はウォームギヤにおける回転むらの振幅、 N はウォームホイールの歯数である。ウォームギヤの回転むらの振幅 W は、図6の測定結果における0°および180°部分に現れる変動の振幅から同定した。C軸の回転方向によって変動の振幅が異なっていたので、モデルでも回転方向によって異なる W の値を用いる。シミュレーションに用いたパラメータの値を表1に示す。

4. 不等速運動の実験とシミュレーション

4.1 実験結果とシミュレーション結果

実際に複雑形状の加工を行うと、シミュレーション結果との比較が難しい。そこでC軸の回転速度 F_c を式(3)のように変化させ、それと同期するようにXY軸に不等速円運動を行わせた。

$$F_c = F_r + A \sin N\theta_c \quad (3)$$

ここで、 θ_c はC軸の回転角度、 F_r は基準速度、 A は速度変動の振幅、 N は加減速回数であり、基準速度 F_r を1800deg/min、速度変動の振幅 A を720deg/min、加減速回数 N は3回とした。この場合、回転速度 F_c および回転角度 θ_c は時間とともに図7のように変化する。

ボールバーは図5の場合と同様に設置し、XY軸は図8(b)に示すようにC軸回転中心の座標を中心とする半径 $50\sqrt{2}$ mmの円運動を行う。このような運動を行うと、ボールバーの感度方向は常にC軸回転の接線方向を向くことになる。

齋藤ら³⁾は、図8のようにボールバーを設置してC軸を一定

Table 1 Parameters of dynamic model of feed drive systems

Parameter	Unit	Value			
		X-axis	Y-axis	Z-axis	C-axis
Equivalent inertia of mechanism, J	kgm ²	0.008	0.0046	0.009	0.0005
Viscous damping coefficient, c	Nms/rad	0.04	0.035	0.03	0.0015
Coulomb's friction torque, f_c	Nm	0.7	0.5	1.4	0.11
Velocity proportional gain, K_v	Nms/rad	2.8	1.61	4.5	0.05
Velocity integrator reset time, T_i	s	0.005	0.005	0.0057	0.1
Position proportional gain, K_{pp}	rad/ms or 1/s	16500 rad/ms	16500 rad/ms	16500 rad/ms	42.0 1/s
Lead of ball screw, l	m	0.016	0.016	0.016	—
Load torque of gravity, G	Nm	—	—	4.19	—
Total reduction gear ratio, R_{all}	—	—	—	—	1/90
Number of teeth of worm wheel, N	—	—	—	—	72
Fluctuation angle of worm gear, W (CW)	rad	—	—	—	3.5×10^{-5}
Fluctuation angle of worm gear, W (CCW)	rad	—	—	—	1.7×10^{-5}

速度で回転させ、それと同期するようにXY軸で円運動を行うと、測定結果に幾何偏差の影響が現れることを示している。しかし幾何偏差の影響は円弧軌跡の偏心率として現れるため、あらかじめXY軸の円運動の中心座標をC軸の回転中心の座標と一致させることで、幾何偏差の影響を受けずに測定を行うことが可能である。

図9に不等速運動時におけるXYC軸同期精度の測定結果とシミュレーション結果とを示す。実験とシミュレーションは、C軸を時計回りに回転させた場合と反時計回りに回転させた場合について行った。なお、結果は平均値をゼロとして表示している。また図9において、偏差が正の方向はボールバーが伸びる方向を示している。

シミュレーションは、実験に使用したNCプログラムを時間の関数に変換し、各軸のモデルに入力することで行った。図8の運動を行った場合におけるボールバーの伸縮量 E は、各軸の挙動のシミュレーション結果(X_{out} , Y_{out} , C_{out})から、式(4)により計算できる。

$$E = \sqrt{(X_{out} - R_c \cos(C_{out}))^2 + (Y_{out} - R_c \sin(C_{out}))^2} - L_r \quad (4)$$

ここで、 R_c はC軸回転中心からC軸側の球の中心までの距離、 L_r はボールバーの基準長さであり、それぞれ50mmである。

図9によると、実験結果とシミュレーション結果の両方に3周期分の変動がみられる。これは、3回の加減速による影響であると考えられる。また、ウォームギヤの噛み合いの不具合によると考えられる細かい変動も、シミュレーションにより表現できていることがわかる。

図9(a)の実験結果では、時計回りで約3秒付近、反時計回りで約9秒付近に10μm程度の突起状の偏差がみられる。これは毎回同じ角度で現れるため、ウォームギヤの摩耗によるものであると考えられる。

実験結果とシミュレーション結果の両方に生じている3周期分の変動の原因として、送り速度の変化の影響により、XY軸で円運動を行う際に生じる半径減少量が角度によって変化する

5 軸制御マシニングセンタにおける直進軸と旋回軸の動的同期精度

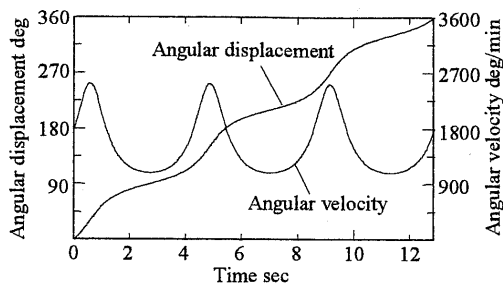


Fig.7 Velocity and angular displacement of C-axis at non-uniform 3-axis motion

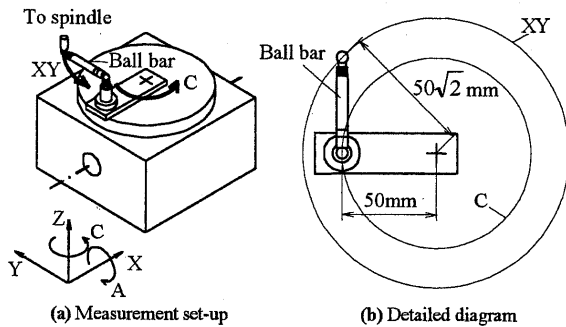


Fig.8 Measurement method of synchronous accuracy of C and XY axes (tangential direction of C-axis)

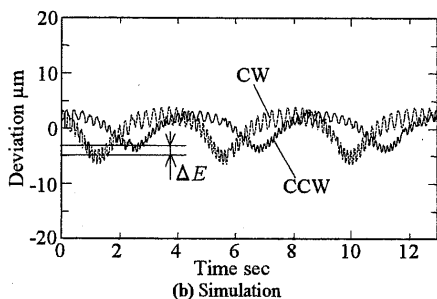
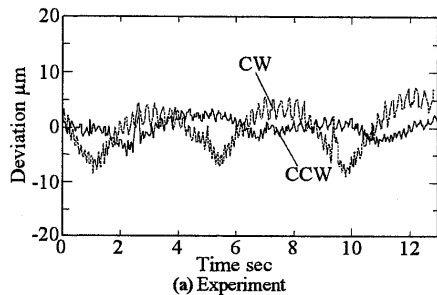


Fig.9 Experimental and simulation results of synchronous accuracy at non-uniform 3-axis motion

ことや、XY 軸円運動の回転角度と C 軸の回転角度との間に差が生じることが考えられる。

なお、時計回りと反時計回りの場合の結果を比べると、約 2 秒の位相差があるが、これは送り速度を C 軸の回転角度の関数として与えたことによる。すなわち、時計回り方向ではまず送り速度が増加してその後減少するのに対し、反時計回りではその逆の変化となるためである。

4.2 半径減少および速度ループゲインの影響

不等速な XYZ 同時 3 軸制御運動において、XY 軸は半径 $50\sqrt{2}$ mm の不等速円運動を行っている。そこで、XY 軸のみで不等速円運動を行い、そのときの円弧軌跡をグリッドエンコーダで測定した。その結果をシミュレーション結果とともに図 10 に示す。図 10 は、基準円半径との差を 2000 倍に拡大表示したものである。

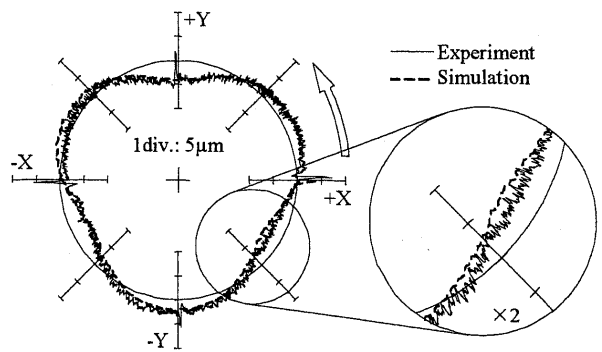


Fig.10 Experimental and simulation results of circular trajectory at non-uniform circular motion

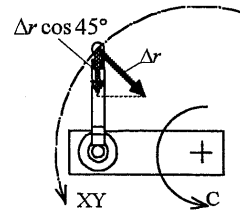


Fig.11 Influence of radius decrease

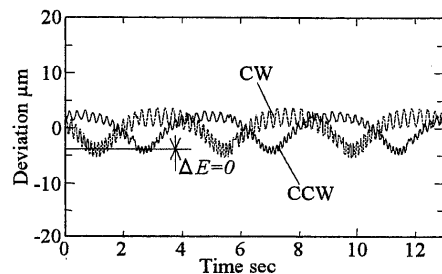


Fig.12 Simulation results of synchronous accuracy at non-uniform 3-axis motion (Velocity loop gain is adjusted)

図 10 によると、半径減少量が回転角度によって変化しており、半径減少量が多い部分では送り速度が高くなっている。図 8 のようにボールバーを設置した場合、図 11 に示すように、半径減少量 Δr の変動はボールバーの長さに影響することになる。すなわち、C 軸 1 回転につき 3 周期分の変動が生じることになる。

3 周期分の変動が半径減少だけの影響で生じているならば、回転方向による差は生じないはずである。しかし、図 9 によると、実験、シミュレーションともに、反時計回りのほうが変動の振幅が小さくなっている。これは、速度の変化に伴って XY 軸の円運動と C 軸とで回転角度に差が生じているためであると考えられる。

図 9 では変動の振幅は時計回りでは大きく、反時計回りでは小さくなっている。速度が高い場合において、回転角度の絶対値が、C 軸のほうが XY 軸よりも大きかったとすると、反時計回りでは速度が高い部分でボールバーを伸ばすことになり、半径減少量による影響と打ち消しあうために、変動の振幅が小さくなる。逆に時計回りでは、速度が低い場合にボールバーを縮めることとなり、半径減少量による影響と重なり合うために、変動の振幅が大きくなると考えられる。

図 8 のボールバー設置方法では、主軸側の球の初期位置を $(-50, 50)$ としているが、これを $(-50, -50)$ とすることでボールバーの向きが逆になる。ボールバーを逆に設置すると CW と CCW での振幅の大小関係は逆転するはずであり、結果は示していないが、実験およびシミュレーションにより確認したとこ

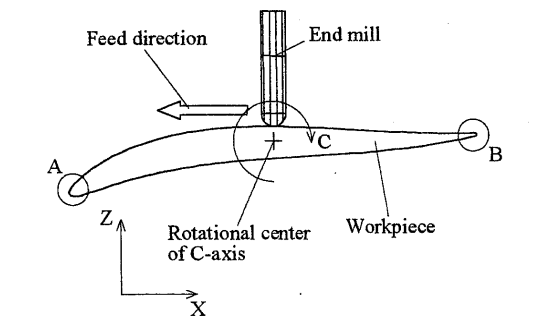


Fig.13 Wing shape and cutting method

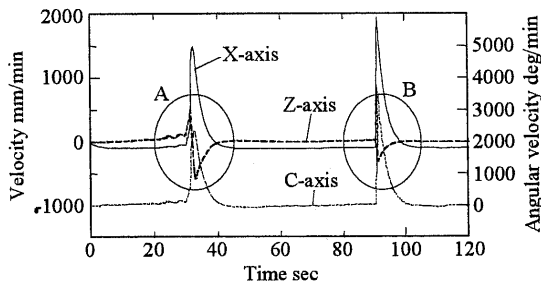


Fig.14 Velocity changing of each axis in wing shape machining

ろ大小関係は逆転した。

このようになる原因として、C軸とXY軸とで速度ループゲイン¹³⁾が異なっていることが考えられる。実験に使用したマシニングセンタでは、直進XY軸の速度ループゲインが350rad/sに設定されているのに対し、旋回C軸では100rad/sに設定されていた。

そこで、C軸の速度ループゲインをXY軸と同じにして同時3軸制御運動のシミュレーションを行った。この際には、速度ループ積分ゲイン(K_{ν}/T_i)も直進軸と旋回軸とで同じになるようにした。その結果を図12に示す。図12によると、図9の結果に現れていた回転方向による変動幅の違い ΔE がなくなり、ウォームギヤの影響による細かい変動を除いては、どちらの回転方向でも同じ挙動を示していることがわかる。

また、図9では実験結果のほうがシミュレーション結果と比べて変動幅の違いが大きい。このことの原因として、シミュレーションでは速度ループゲインの値に実機で設定されている値をそのまま用いたが、実際の速度ループゲインが設定値とは多少異なっていることが考えられる。

以上のことから、不等速運動を行う場合には、位置ループと速度ループ両方の特性が多軸同期精度に影響するといえる。しかし、速度ループの特性が多軸同期精度に与える影響を理論的に説明するにはいたっておらず、今後の課題である。また、機構の振動を無視したサーボ遅れのみのモデル化でも、同時多軸制御運動時の挙動を的確に表現できるといえる。

5. 翼形加工のシミュレーション

5.1 シミュレーション方法および結果

旋回軸を含む同時多軸制御が要求される加工の一例として、翼形を図13に示すようにエンドミルを翼表面に垂直にあてて加工する場合を想定したシミュレーションを行った。翼形のデータには、一般公開されているウェブ上から座標データをダウンロードして使用した。図13に示す加工においては、A軸を90°傾けた状態でXZCの同時3軸制御運動が必要とされる。

CAMソフトを使用してNCプログラムを作成し、そのNCプログラムを、形状創成理論²⁾に基づいて時間関数である各軸の

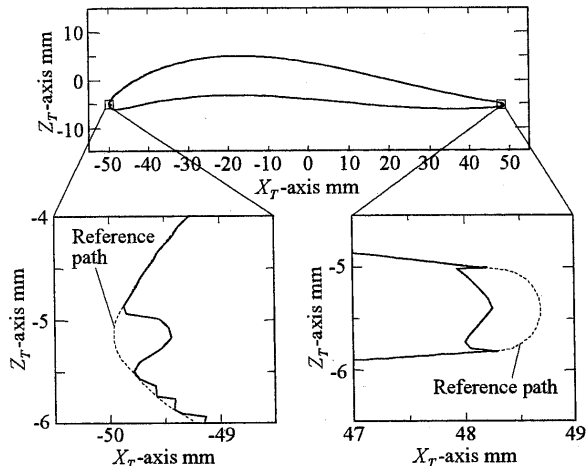


Fig.15 Simulation result of wing shape machining

指令値に変換する。また図14には、翼形加工時における各軸の速度変化を示す。図13および14によると、翼端部であるAおよびB部分を加工する際に、各軸の速度が激しく変動することがわかる。なお、翼表面における工作物と工具先端との相対速度は100 mm/minとし、各軸の送り速度は制限していない。また、1周で2000点のNCデータを与えている。

生成された指令値をモデルに入力し、各軸の挙動をシミュレーションする。その結果(X_{out} , Z_{out} , C_{out})から、工作物上での工具先端の軌跡(X_T , Z_T)は式(5)により計算できる。

$$\begin{bmatrix} X_T \\ Z_T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(C_{out}) & -\sin(C_{out}) \\ \sin(C_{out}) & \cos(C_{out}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_{out} \\ Z_{out} \end{bmatrix} \quad (5)$$

以上の方法により翼形加工のシミュレーションを行った結果を図15に示す。ここでは、表1のパラメータを用いてシミュレーションを行っている。図15によると、速度が激しく変動する翼端部分において、0.5mmほどのくぼみが生じてしまっており、実際の加工においても加工精度を大幅に悪化させることが予想される。また、翼前縁部分には振動がみられる。これは、翼形を微小線分としてNCプログラムを作成したために、線分のつなぎ目でC軸がステップ状に回転するためと考えられる。

5.2 フィードフォワード制御による同期精度の改善

直進軸のみで同時多軸制御運動を行う場合、運動の時間遅れを支配する位置ループゲインの値をすべての軸で同じにすることで同期精度を確保できる。しかし旋回軸を含む場合には、指令値に対する運動の時間遅れは形状そのものを狂わせる。

そこで本研究では、フィードフォワード制御を用いて時間遅れをなくすことで、同期精度が改善できるか検討した。フィードフォワード制御は、図2に示すように、位置指令を微分してそれにフィードフォワードゲイン K_{ff} を乗じ、位置ループ比例ゲイン K_{pp} の後ろ側に加える方式とした。

モデルにフィードフォワード制御を付加し、不等速なXYZ同時3軸制御運動のシミュレーションを行った。その結果を図16に示す。図16(a)は速度ループゲインが直進軸と旋回軸とで異なっている場合であり、図16(b)は旋回軸の速度ループゲインを直進軸と一致させた場合の結果である。

図16によると、直進軸と旋回軸とで速度ループゲインの値が異なっていると、フィードフォワード制御を付加しても5 μ mほどの振幅で速度の変動による影響が残るが、速度ループゲインを揃えることで、ウォームギヤによる影響を除いて直進軸と旋回軸を完全に同期させることができる。

5 軸制御マシニングセンタにおける直進軸と旋回軸の動的同期精度

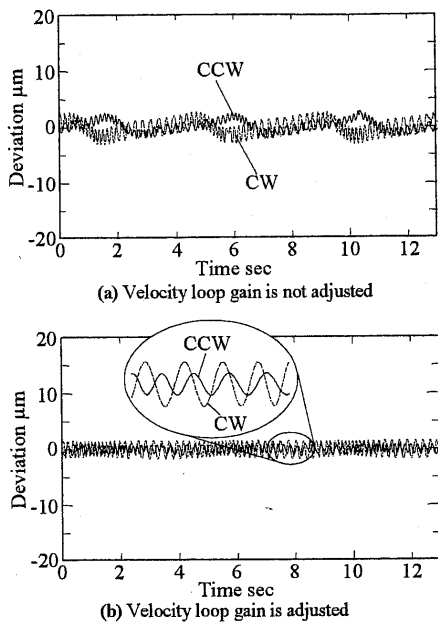


Fig.16 Simulation results of synchronous accuracy at non-uniform 3-axis motion with feed forward control

なお、フィードフォワードゲイン K_f の値は、直進軸ではいくつかの半径および送り速度で円運動のシミュレーションを行い、そのときの円運動時の半径減少量がゼロとなるように試行錯誤して調整した。また旋回軸では、速度が変化しない同時3軸制御運動のシミュレーションを行い、そのときの偏差がゼロとなるように調整している。シミュレーション用のモデルがあれば、フィードフォワードゲインの調整は困難な作業ではないが、実際の調整現場への適用を考えると、今後試行錯誤によらないゲインの調整方法が必要である。

フィードフォワード制御を付加して翼形加工のシミュレーションを行った結果を図17に示す。図17によると、フィードフォワード制御を行わない図15の結果と比べて、形状が改善されていることがわかる。また、速度ループゲインが直進軸と旋回軸とで異なっている場合には大きな誤差が生じているが、速度ループゲインを一致させることで、目標の軌跡とほぼ一致させることができる。なお、このシミュレーションでは誤差を拡大することは行っていないため、ウォームギヤの回転むらによる影響は図に現れていないが、更なる精度向上を図る場合には問題になると考えられる。

現在、速度ループゲインの調整では、応答性を向上する観点から、軸ごとにできる限り大きな値に設定されることが一般的である。しかし以上の結果から、旋回軸を含む不等速な同時制御運動が行われる場合には、速度ループの特性の差異が同期精度に大きく影響するため、すべての軸で速度ループゲインを一致させる必要があり、また、フィードフォワード制御が同期精度の向上には必要不可欠であるといえる。

6. 結 言

本研究では、直進軸と旋回軸の送り駆動系を動的なモデルで表現し、構築したモデルを利用して直進軸と旋回軸の動的な同期精度に影響を及ぼす因子を検討した。また同期精度を向上するための方法を提案し、シミュレーションによりその効果を検証した。その結果、以下に示すことが明らかとなった。

(1) サーボ遅れのみを考慮した簡単なモデルでも、多軸同時制

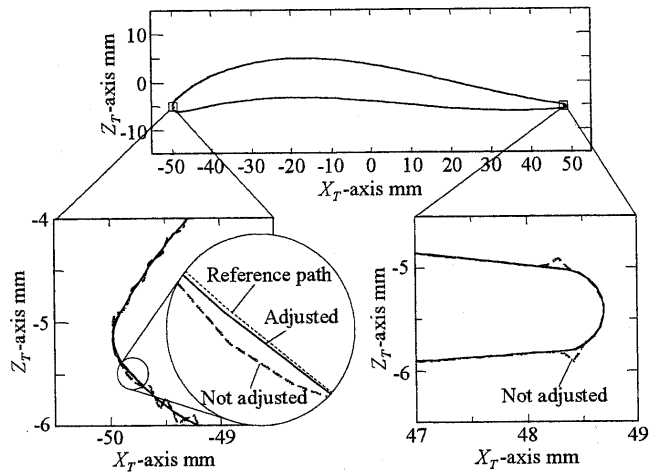


Fig.17 Comparison of simulation results of wing shape machining with feed forward control (Velocity loop gain is adjusted and not adjusted)

御運動時の同期精度を的確に表現できる。

- (2) 不等速な多軸同時制御運動では、速度ループの特性が同期精度に大きな影響を及ぼし、同期精度の向上のためにはすべての軸の速度ループゲインを一致させる必要がある。
- (3) 旋回軸を含む場合には、指令値に対する応答の遅れは形状そのものを狂わせるため、同期精度の向上にはフィードフォワード制御が必要不可欠である。

今後、試行錯誤によらないフィードフォワードゲインの決定方法の検討および、実験による検証を行う予定である。

謝 辞

本研究の遂行にあたりグリッドエンコーダを貸与して頂いた、ハイデンハインの越智玉樹氏に深く感謝の意を表す。

参 考 文 献

- 1) 垣野義昭, 井原之敏, 佐藤浩毅, 大坪寿: NC 工作機械の運動精度に関する研究 (第7報), 精密工学会誌, 60, 5 (1994) 718.
- 2) 稲崎一朗監修: 工作機械の形状創成理論, 養賢堂発行 (1997).
- 3) 齋藤明徳, 堤正臣, 牛久健太郎: 5 軸制御マシニングセンタのキャリブレーション方法に関する研究 (第2報), 精密工学会誌, 69, 2 (2003) 268.
- 4) R.V. Fleisig and A.D. Spence: A Constant Feed and Reduced Angular Acceleration Interpolation Algorithm for Multi-Axis Machining, Computer-Aided Design, 33 (2001) 1.
- 5) K. Erkorkmaz, Y. Altintas: High Speed CNC System Design Part II, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 41 (2001) 1487.
- 6) 松原厚, 梅本雅資, 濱村実, 藤田純, 甲斐義章, 垣野義昭: ベース振動の影響を受ける NC 工作機械送り系 (第1報), 精密工学会誌, 70, 4 (2004) 583.
- 7) J.-S. Chen, Y.-K. Huang and C.-C. Cheng: Mechanical Model and Contouring Analysis of High-Speed Ball-Screw Drive Systems with Compliance Effect, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 24 (2004) 241.
- 8) 大塚二郎, 坂戸啓一郎: 図解精密位置決め機構設計, 工業調査会 (1996).
- 9) 垣野義昭, 井原之敏, 篠原章翁: DBB 法による NC 工作機械の精度評価法, リアライズ社 (1990).
- 10) E.D. Tung, G. Anwar and M. Tomizuka: Low Velocity Friction Compensation and Feed Feedforward Solution Based on Repetitive Control, Transactions of the ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 115 (1993) 279.
- 11) 長島一男, 勝木雅英, 河上邦治: NC 工作機械の象限切替え突起量の理論解析と入力適応系による補正, 日本機械学会論文集 (C 編), 66, 648 (2000) 2877.
- 12) 杉江弘, 岩崎隆至, 中川秀夫, 幸田盛堂: 工作機械における漸増型ロストモーションのモデル化と補償, システム制御情報学会論文集, 14, 3 (2001) 117.
- 13) 安川電機編: メカトロニクスのためのサーボ技術入門, 日刊工業新聞社 (1986).