工作機械の熱変形の定式化による簡便な加工誤差補正方法*

(連続稼働条件での適用)

金子義幸^{*1}, 立矢 宏^{*2}, 田村英晃^{*3}
新庄弘嗣^{*3}, 磯部 稔^{*4}Simple and Effective Method to Compensate Thermal Deformation
of a Machine Tool by Deriving its Approximate Equation
(Application under the Continuous Operating Condition)Yoshiyuki KANEKO^{*5}, Hiroshi TACHIYA, Hideaki TAMURA,

Hirotsugu SHINJO and Minoru ISOBE

^{*5}Takamatsu Machinery CO., LTD.

1-8 Asahigaoka, Hakusan-shi, Ishikawa, 924-8558 Japan

This study presents a simple method to compensate the thermal deformation by measuring temperatures at only a few points of a CNC lathe. We have confirmed the thermal deformation of the main spindle of the lathe strongly depends on changes of temperatures at the headstock and ambient. Therefore, the present study measures the thermal deformation with respect to the temperature changes of these points and considers these relations. From the results, the approximate equation of the thermal deformation depends on the temperature of the headstock is derived as a function of the temperatures of a few points and the rotational speed of the main spindle. Furthermore, the approximate equation of the thermal deformation of the ball screw is likewise derived as a function of the ball nut and ambient temperatures. By using the estimation value of the thermal deformation obtained from both approximation equations, the work error is compensated. The present study demonstrates the cutting processing in view of the estimated values of the thermal deformation obtained from the derived equations and confirm the work error will be remarkably reduced.

Key Words: Thermal Deformation, Compensation, Machine Tool, Lathe, Spindle, Ball Screw, Headstock

1. 結 言

工作機械の熱変形は加工精度に大きな影響を与えることから、その対策に関してこれまで種々の研究がなされている⁽¹⁾。従来の熱変形対策としては、機械の周囲を恒温環境とする、また、多数の冷却装置を用いて機械各部を強制冷却する、熱源を隔離する⁽²⁾など、熱変形そのものを抑制する方法が一般的に行われている。しかし、これらの対策はコスト、環境への影響といった観点からは好ましくない。そこで、熱変形を抑制するのではなく、ニューラルネットワークや有限要素法などの数値解析により、熱変形量を推定し加工量を補正する方法^{(3)~(5)}やCNC装置の内部情報を利用して工作機械の熱変形を推定する方法⁽⁶⁾、構造的に熱変形の影響を小さくする方法⁽⁷⁾などが検討されている。しかし、ニューラルネットワークの構築には数十点におよぶ位置での温度測定が必要であり、また、有限要素法による解析では工作機械のモデルの作成に多大な労力を要するため、従来の熱変形補正の実施は容易でない。

旋盤は機械各部に変形が生じて、主軸と刃物台間の相対変位が変化しなければ安定した加工精度が得られる。そこで、本論文ではCNC旋盤を対象に主軸と刃

物台間の相対変位に強く影響する主軸部および刃物台を駆動するボールねじ部の変形をそれぞれ独立で扱うことで、熱変形の影響が単純な式で表され、式中の未知の定数も少数位置での温度測定結果から決定可能となることを示す。以上の方法によれば、従来の熱変形対策に比べ、極少数位置での温度測定結果から、特別な数値計算法を用いず熱変形の補正が可能となる。

本論文では、本補正方法の有効性をまず恒温環境下で検討することとし、旋盤を連続稼働させ、装置本体の複数箇所の温度変化と主軸と刃物台との相対距離変化との関係を明らかにする。さらに、各部の熱変形近似式を導き、経時変化切削試験を実施して効果の確認を行い、本手法の有効性について示す。

2. 熱変形測定試験

2-1 試験装置

試験には高松機械工業(株)製CNC旋盤TN2000⁽¹⁰⁾を使用した。試験装置可動部分の概略を図1に、主な仕様を表1に示す。試験装置の主軸台の軸受構成は前側が複列円筒ころ軸受とアンギュラ玉軸受の組合せであり、後側は複列円筒ころ軸受である。刃物台を図1中のX軸方向に移動するボールねじの仕様は、ねじ部径がφ32mm、リードが6mm、ねじ部長さが280mmである。ボールねじの組付は、サーボモータ側が単純支持(以下支持側)、他端が固定支持(以下固定側)であり、加工点に近い固定側の軸受が熱変

* 原稿受付 2006年5月15日。

^{*1} 正員、高松機械工業(株)(☎924-8558 白山市旭丘1-8)。^{*2} 正員、金沢大学大学院自然科学研究科(☎920-1192 金沢市角間)。^{*3} 金沢大学大学院自然科学研究科。^{*4} 高松機械工業(株)。

E-mail: kaneko@takamaz.co.jp

Fig.1 Schematic view of the test machine

Table 1 Specification of the test machine

Head stock	Height of the center from floor (mm)	1570
	Spindle rotational MAX speed (min^{-1})	4500
Tool post	Stroke of X axis (mm)	120
	Stroke of Z axis (mm)	140
Main motor	Power (kW)	AC 5.5/3.5
Hydraulic motor	Power (kW)	0.4
Weight (kg)		3200
Size : height×width×depth (mm)		2100×2150×1650

形の基点となる。ナットにはオフセット予圧方式で約1.6kNの予圧荷重を与え油潤滑を行っている。

主軸部およびボールねじ部の発熱による主軸と刃物台間の相対距離（以後、主軸刃物間距離と記す）の変化を測定するため図2に示すように渦電流式変位センサを装着したホルダ形の治具を刃物台に、その側面から30mmの突き出し量で取り付け。試験時には主軸側に検知物を設置するとともに、あらかじめ定めた測定位置へ刃物台を移動し変位センサと検知物間との距離を測定し主軸刃物間距離とした。なお、試験装置は室温が15℃から35℃の範囲において±1℃の温度幅で制御可能な恒温恒湿環境下に設置した。

以上の測定方法で、周囲温度、稼働条件などを変化させて、対象とするCNC旋盤の主軸モータ、油圧ユニット、主軸ハウジング軸受近傍、ボールナット等の熱源やベッドの前後左右の各点など熱変形に影響を及ぼすと考えられる合計30箇所の温度変化と主軸刃物間距離の関係性を測定し、その相関係数を算出した。詳細は略すが、いずれの測定条件においても図1に示す主軸ハウジング上部軸受付近の温度変化と主軸刃物間距離変化との相関係数が常に0.98以上と高い値を示した。そこで、主軸部の温度は、図1に示す主軸ハウジング上部軸受付近の温度を代表点として、同箇所熱電対（T型）を埋め込み測定した。また、ボールねじ部の熱変形は主としてボールナット部のボールとねじ部との摩擦による発熱に起因するとした。そこで、ボールナット部の温度を代表温度とし、測温抵抗体（JPt100型）を図1に示す位置に貼付して測定した。

2.2 主軸部温度による熱変形測定 主軸部温度の影響を検討するための主軸刃物間距離測定方法を図3で

Fig.2 Experimental setup of the displacement sensor

Fig.3 Method to measure the deformation of the main spindle

説明する。図3に示すようにNC座標指令が零の位置を点O、水平方向（送り方向）をZ軸、鉛直方向（切込方向）をX軸とするO-XZ座標系を設定する。原点Oは、主軸端部軸心である点Mから水平方向に522mm、鉛直方向に220mmの位置である。主軸には測定部の直径が50mm、測定部の長さが180mmのテストバーを検知物として取り付け、図3に示すようにテストバー上面の点IおよびIIと刃物台との相対距離を主軸刃物間距離として測定した。点IおよびIIの位置はそれぞれ試験開始時において点OからZ軸方向に-270mmおよび-340mmの位置であった。

測定は主軸を定速で回転させるとともに1分ごとに常に同位相で停止させ、刃物台を変位センサの検出範囲となる0.5～1.0mmの間となるように点IまたはII上に位置決めして行った。この時のスライドの送り速度は $400\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ とし、ボールねじ部の発熱による影響が及ばないようにした。ただし、各試験においてX軸およびZ軸方向の移動指令量は常に一定とした。

刃物台は、主軸刃物間距離の測定時以外は測定点近傍に停止させた。この時、刃物台を駆動するナット温度の変化は1.5℃程度と小さく、ボールねじ部の発熱の影響は無視できるとした。また、あらかじめ行った室温約23℃の恒温環境条件下での測定結果から、いずれの場合も

Fig.4 Method to measure the deformation of the X-axis ball screw

試験開始後、約6時間で主軸ハウジング部の温度変化がほぼ一定となり熱変形も定常状態となる傾向にあった。そこで、測定は各条件とも稼働開始から6時間以内の範囲を対象とした。なお、機械の電源投入は試験開始直前にを行い、暖機運転無しとした。

2.3 ボールねじ部温度による熱変形測定 ボールねじ部の温度の影響を検討するための主軸刃物間距離測定方法を図4で説明する。図4中のO-XZ座標系は図3と同一である。主軸ハウジング前側端面に測定対象物として、みがき棒鋼用一般鋼材製のマグネットベースを取付け、X軸正方向へ突起した部分の先端の点ⅢおよびⅣと刃物台との相対距離を測定し主軸刃物間距離とした。点ⅢおよびⅣはそれぞれ試験開始時に点OからZ軸方向に-175mmおよび-220mm、X軸方向に-90mmおよび-45mmの位置であった。

測定時には、刃物台を図4に示す点OからX軸方向に-90mmの間を $18\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ の送り速度で1往復させた後、 $1\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ で1往復させ、さらに、 $18\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ で1往復させる計60秒の1サイクル稼働とし、1サイクルごとに変位センサを点ⅢまたはⅣの変位の検出範囲となる位置へ送り速度 $400\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ で移動させた。

以上の測定では油圧ユニットやチャッキングシリンダの作動油の循環による発熱が主軸台の変形に影響しないように主軸台のチャッキングシリンダへの油圧配管を取り外した。また、主軸部温度の熱変形への影響を抑制するために主軸は常に停止状態とした。

なお、あらかじめ行った室温約23℃の恒温条件下での測定結果から、試験開始後、約3時間でボールナットの温度変化がほぼ一定となり熱変形も定常状態となる傾向にあったため、測定は各条件とも稼働開始から3時間以内の範囲を対象とした。この場合も、機械の電源投入は試験開始直前とし暖機運転無しとした。

3. 主軸部の熱変形の近似

3.1 主軸部の温度による熱変形 本論文では熱変形を表す主な要因として主軸部温度変化の他に、工作

Table 2 Condition of measuring the thermal deformation

No.	Spindle speed N (min^{-1})	Initial temperature of head stock T_{h0} (°C)	Ambient temperature T_a (°C)
1	1000	23.7	23.1
2	1000	25.0	24.1
3	2000	23.8	22.7
4	2000	24.4	23.5
5	3000	23.4	23.0
6	3000	24.5	22.7
7	4000	23.4	22.4
8	4000	24.6	23.8
9	4000	24.7	21.9
10	4000	24.9	22.6
11	4000	21.7	22.8
12	4000	18.9	23.0
13	4000	19.3	19.9
14	4000	20.5	17.9
15	4000	20.7	14.8
16	4000	20.8	19.0

Fig.5 Changes of the relative distance with the headstock temperature

機械の主要な稼働条件である主軸回転速度 N 、機械周囲温度 T_a および主軸部初期温度 T_{h0} に注目し、これらの条件を変化させて主軸刃物間距離を測定した。なお、前述のとおり測定は恒温環境下で行い、測定時の周囲温度の変化は $\pm 1^\circ\text{C}$ 以下であった。そこで、機械周囲温度は測定中一定であるとみなし、測定開始時の温度を T_a とした。各試験時の条件は表2に示すとおりである。

図5に主軸回転速度 N を 4000min^{-1} 、 T_{h0} を 23.4°C 、 T_a を 22.4°C とした表2に示す7番の測定条件における点ⅠおよびⅡの主軸刃物間距離変化量 C_h (μm) を示す。同図より試験開始直後、主軸部温度変化量 ΔT_h の増加とともに C_h はわずかに増加（加工径が太くなる方向に変化）し、その後、 ΔT_h に比例して C_h は単調に減少（加工径が細くなる方向に変化）していくことがわかる。この傾向は他の試験条件においても同じであった。

そこで本論文では ΔT_h と C_h との関係を図6に示すように近似する。すなわち、試験開始直後に生じる主軸刃物間距離の増加は全体の変形に比べて小さく無視できるとし、主軸部温度変化量がある値 t_0 に達した後、主軸刃物間距離が線形に減少していくと仮定して、その変化量 C_h (μm) を ΔT_h ($^\circ\text{C}$) を変数として次式で表す。

$$C_h = A\Delta T_h + B \quad \dots \dots \dots (1)$$

以後、主軸刃物間距離がほぼ線形に減少する部分を線形変形領域、また、同領域が開始する主軸温度変化量 t_0 を変形開始温度と呼ぶ。 A は線形変形領域の傾きであり、 B は線形変形領域を式(1)に示す一次式で近似した場合

Fig.6 Schematic graph of the relation between the headstock temperature and relative distance

合の切片である。AおよびBが決定されれば、図6に示した l_0 が決定され C_h が得られる。以下では、AおよびBの値を主軸部や機械周囲の温度、主軸回転速度等を変数として表すことを検討する。

3.2 線形変形領域の定式化 測定結果を基に主軸刃物間距離が減少する線形変形領域の傾きと主軸部温度等との関係を調べる。そのために各測定結果から、変形開始温度 l_0 を零として前節で述べた線形変形領域のみを抽出し比較検討する。

まず、主軸回転速度 N の影響を検討するため、表2に示す測定条件から主軸部初期温度 T_{h0} が24℃付近、機械周囲温度 T_a が23℃付近で、主軸回転速度が1000, 2000, 3000, 4000 min^{-1} である1, 3, 5, 7番の測定結果を選択し比較する。これらの条件で測定された点Iにおける測定結果から、温度 l_0 を零として線形変形領域のみを抽出し図7に示す。

同図より、主軸回転速度にかかわらず線形変形領域の傾きはほぼ同一である。また、この傾向は後述の図12にも示すとおり点IIの位置においても同じである。そこで、本論文では線形変形領域の傾きは主軸回転速度に依存しないとする。以後は主軸回転速度が4000 min^{-1} の場合の測定結果を用いて他の条件の影響を検討する。

主軸回転速度を4000 min^{-1} 、 T_a を約22.5℃とした7, 12番の試験結果を用い、 T_{h0} に対する点Iでの線形変形領域の変化を図8に示し検討する。同図より主軸部初期温度が18.9℃の場合に比べて23.4℃である場合の方が線形変形領域の傾きが大きい。すなわち、線形変形領域の変化は主軸部初期温度に依存し主軸部初期温度が増加すれば線形変形領域の傾きも大きくなる。

主軸回転速度を4000 min^{-1} 、 T_{h0} を約21℃とした15, 16番の試験結果を用い、 T_a に対する点IIでの線形変形領域の変化を図9に示し検討する。同図より機械周囲温度が19.0℃の場合に比べて14.8℃である場合の方が線形変形領域の傾きが大きい。すなわち、線形変形領域の変化は機械周囲温度に依存し、機械周囲温度が低下すれば線形変形領域の傾きが大きくなる。

以上の傾向は表2に示す全ての条件下において、点IおよびIIの位置のいずれの位置でも同様であった。す

Fig.7 Change of the relative displacement with the spindle speed

Fig.8 Change of the relative displacement with the initial temperature of the headstock

Fig.9 Change of the relative displacement with the ambient temperature

なわち本論文の測定範囲では線形変形領域の傾きは主軸回転速度 N に依存せず、主軸部初期温度 T_{h0} および機械周囲温度 T_a に依存すると考えられる。そこで、式(1)中の係数 A を T_{h0} および T_a をパラメータとして表すことを検討する。

係数 A と T_{h0} および T_a との関係を把握するために、表2に示す主軸の回転速度が4000 min^{-1} である測定結果より線形変形領域開始時からの ΔT_h が2, 5および7℃である場合の T_{h0} 、 T_a と C_h との関係を求め、点Iでの結果を●、■および▲でそれぞれ図10, 11に示す。なお、図10には表2の7, 9～12番、図11には12～16番の結果を用いた。ただし、15番の結果では ΔT_h の最大値が7℃未満であったため、図11において T_a が14.8℃での C_h は2点のみである。それぞれの結果に対して最小二乗法により線形近似した直線を同図中に比較のため示す。図10, 11より C_h は T_{h0} 、 T_a に対してほぼ線形に変化している。点IIの位置の結果においても同様な結果が得られた。そこで、式(1)中の定数 $A(\mu\text{m}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1})$ を $T_{h0}(\text{°C})$ および $T_a(\text{°C})$ の一次式とし次式で表す。

$$A = a_1 + a_2 T_{h0} + a_3 T_a \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $a_i (i=1 \sim 3)$ は未知の係数である。

Fig.10 Relation between the initial temperature of the headstock and relative displacement

Fig.11 Relation between the ambient temperature and relative displacement

Table 3 Value of a_i

	I	II
a_1 ($\mu\text{m}/^\circ\text{C}$)	-9.95×10^{-1}	-1.178
a_2 ($\mu\text{m}/^\circ\text{C}^2$)	-1.01×10^{-1}	-1.11×10^{-1}
a_3 ($\mu\text{m}/^\circ\text{C}^2$)	6.77×10^{-2}	7.89×10^{-2}

式(1)において定数 B を零とし定数 A に式(2)を代入し得られた式により、表2に示す全条件下の点IおよびIIにおける測定値の線形変形領域を線形最小二乗法でそれぞれ近似し係数 a_i を決定した。得られた点IおよびIIの位置に対する a_i の値を表3に示す。

表3の値を用い図7～9に示す測定結果の線形変形領域に対する C_h を式(1)より求め同図中にそれぞれ実線、破線で示す。これらの図より、いずれの条件においても式(1)による値は測定結果によく一致している。

3.3 変形開始温度 t_0 の検討 図6に示したように、本論文では主軸部の温度変化量が t_0 以上となった場合に熱変形が生じるとする。したがって、熱変形を予測するためには t_0 の値を表す式を導く必要がある。

t_0 の値は熱変形を近似する式(1)および図6より、式(1)中の定数 A および B によって決定される。定数 A は式(2)で表したので、ここでは定数 B を表す式を導く。そのために、各測定結果において図12に示すように線形変形領域を横軸の主軸部温度変化量 ΔT_h に対する一次式で近似し、その切片 B を求める。なお、図12は点IIでの測定値より得た結果である。同じ処理を以下に示す測定結果に対して行い切片 B の変化を検討した。

図13に主軸部初期温度が約24°C、機械周囲温度が約23°C付近とほぼ等しく主軸回転速度が異なる表2の1～7、10番の測定結果から求めた点IおよびIIにおける B の値を●および▲で示す。同図より切片 B の値は主軸回転

Fig.12 Linear approximation of the relative distance

速度とともに単調に増加することがわかる。

図14に主軸回転速度が4000min⁻¹、機械周囲温度が約22.5°C付近であり、主軸部初期温度が異なる7、9～12番の測定結果から求めた点IおよびIIにおける B の値を●および▲で示す。同図より切片 B の値は主軸部初期温度とともに単調に増加することがわかる。

図15に主軸回転速度が4000min⁻¹、主軸部初期温度が約20°C付近であり、機械周囲温度が異なる12～16番の測定結果から求めた点IおよびIIにおける B の値を●および▲で示す。同図より切片 B の値は機械周囲温度の増加に対して単調に減少することがわかる。

以上の結果より切片 B の値は主軸回転速度 N 、主軸部初期温度 T_{h0} および機械周囲温度 T_a に依存し、図13～15に示すように、これらに対してほぼ線形に変化する。そこで、切片 B を $N(\text{min}^{-1})$ 、 $T_{h0}(^\circ\text{C})$ および $T_a(^\circ\text{C})$ を変数として以下の一次式で表す。

$$B = b_1 N + b_2 T_{h0} + b_3 T_a + b_4 \quad \dots \dots \dots (3)$$

ここで $b_i (i=1 \sim 4)$ は未知の係数である。表2に示した各測定結果において図12と同じく線形変形領域を ΔT_h に対する一次式で近似し求めた点IおよびIIでの切片 B の値に対して式(3)を用い線形最小二乗法で近似し決定した b_i の値を表4にそれぞれ示す。また、表4に示す b_i の値を代入した式(3)を用い、 T_{h0} を24°Cおよび T_a を23°Cとして得た値を図13に、 T_a を22.5°Cとして得た値を図14に、 T_{h0} を20°Cとして得た値を図15にそれぞれ示す。実線が点Iに対する値であり、破線が点IIに対する値である。図13～15より、式(3)は N 、 T_{h0} および T_a に対する切片 B の変化におおよそ一致していることがわかる。

以上の結果から本論文では対象とする旋盤の主軸刀物間距離変化量 C_h を式(2)および(3)を代入した式(1)で近似する。ただし、式(1)は C_h が負となる範囲、すなわち、 ΔT_h が t_0 以上となる範囲で適用可能であり、 ΔT_h が t_0 以下では C_h を零とする。

図5に示した測定値の条件下で式(2)および(3)を代入した式(1)より得られる点IおよびIIでの熱変形量計算値を同図中に実線および破線で示す。図5に示すように、線形変形領域および熱変形が負となる線形変形領域の開始点がいずれの測定値ともよく一致しており提

Fig. 13 Relation between the spindle speed and value of B Fig. 14 Relation between the initial temperature of the headstock and value of B Fig. 15 Relation between the ambient temperature and value of B

案する式の妥当性が確認できる。

4. ボールねじ部の熱変形の近似

4-1 ボールねじ部の熱変形測定 図4に示す刃物台の運動によって生じるボールねじ部の熱変形の影響を2-3で述べた方法により測定した。なお、ボールねじ部の熱変形はボールナット部の温度上昇により直接生じるとして主軸刃物間距離と同部分の温度との関係のみを検討し、室温などの影響は考慮しなかった。

測定された主軸刃物間距離とボールナット温度との関係の一例を図16に示す。同図中の△および○はそれぞれ図4中の点ⅢおよびⅣにおける主軸刃物間距離の変化を示している。なお、他の測定においてもほぼ同様な結果が得られた。

図16の測定結果よりボールねじ軸方向中央部の点Ⅳにおいて C_b が大きく変化し、また、ボールねじ端部の点Ⅲでの変化は小さい。本試験装置の刃物台を駆動するボールねじは点Ⅲ側を固定とした両端支持構造となっており、以上のように熱変形の影響は主として固

Table 4 Value of b		
	I	II
$b_1 (\mu\text{m}/\text{mm}^{-1})$	8.42×10^{-4}	8.53×10^{-4}
$b_2 (\mu\text{m}/^\circ\text{C})$	1.75×10^{-1}	2.38×10^{-1}
$b_3 (\mu\text{m}/^\circ\text{C})$	-2.03×10^{-1}	-2.34×10^{-1}
$b_4 (\mu\text{m})$	1.24	-9.59×10^{-3}

定点から離れるに従い増加すると考えられる。

ボールねじ軸方向中央付近である点Ⅳで測定した変形量は ΔT_b に対して増減を繰返し非線形な挙動を示している。このような変形の原因として推測であるが、本装置のボールねじの組付構造の影響が考えられる。すなわち、試験開始直後は比較的拘束力の弱い支持側にボールねじの熱変形による伸びが生じるが、徐々に支持側の反力が増加し、途中からは反対に固定側に熱変形による伸びが表れ、さらに、固定側の反力が増大すると再び支持側に変化が表れると考えられる。

4-2 ボールねじ部熱変形近似式 図16より、ボールナット温度に対する主軸刃物間距離の変化は非線形であり、主軸部熱変形近似式のように線形式での近似が困難である。そこで、ボールねじ部の熱変形は取り扱いが容易でさまざまな曲線を表し得る多項式を用いて近似する。

すなわち、点Ⅲでの変形は固定部付近でありほぼ零付近を示しているため、同箇所での熱変形量は零とする。ボールねじ部の熱変形による点Ⅳでの主軸刃物間距離変化量 $C_b(\mu\text{m})$ を表す近似式をボールナット温度変化 $\Delta T_b(^\circ\text{C})$ を変数とした次式に示す多項式とする。

$$C_b = \sum_{i=0}^n p_i \Delta T_b^i \quad \dots \dots \dots (4)$$

n は多項式の次数、 $p_i(\mu\text{m} \cdot ^\circ\text{C}^{-i})$ は未知の係数であり、測定値と近似値との残差二乗和が最小となるようにHouseholder法で決定する。なお、多項式の次数が増加するにつれ残差二乗和は減少するが誤差までも近似式の取り扱いも困難となる。そこで、本論文では最適な次数をAIC(赤池情報量基準)⁽¹¹⁾で決定する。

図16に示す点Ⅳでのボールねじ部の熱変形による主軸刃物間距離の変化を含む4つの測定結果を近似対象とし、式(4)の次数 n を1から増加させ各次数の式を用いて線形最小二乗法で p_i を決定するとともにAICを求め比較した。その結果、9次式が最適と評価された。そこで、式(4)を9次式とし $p_i(i=0 \sim 9)$ を表5に示す値とした。同式による近似値を図16に実線で示す。図16のように式(4)はボールねじ部の熱変形をよく表している。

5. 補正方法および補正効果の確認

5-1 補正方法 以上で導いた2つの近似式で対象とする旋盤の加工誤差を補正する。なお、式(1)からは点Ⅰ、Ⅱでの、また、式(4)からは点Ⅲ、Ⅳでの変形量

Fig.16 Relation between the ball nut temperature and relative displacement

Table 5 Coefficients of Equation (4)

	p_0	p_1	p_2	p_3	p_4
Value	-1.00×10^{-1}	1.02×10	-3.38×10	4.24×10	-2.61×10
	p_5	p_6	p_7	p_8	p_9
Value	8.89	-1.74	1.92×10^{-1}	-1.08×10^{-2}	2.28×10^{-4}

Table 6 Cutting test condition

	Rough processing	Finishing
Spindle speed	2000, 4000 min ⁻¹	2000, 4000 min ⁻¹
Cutting depth (radius)	0.1 mm (2 times)	0.05 mm
Feed speed	0.1 mm/rev	0.05 mm/rev
Environment	Dry	Dry
Cycle time	60, 45 sec

Fig.17 Schematic view of the cutting test piece

の近似値が得られるが、ワークの加工位置は、図3においてZ軸方向に-300mmから-340mmの範囲であり、また、X軸方向に関してはワークの径とともに変化し、これらの位置と必ずしも一致しない。そこで、加工位置での熱変形量近似値は主軸部、ボールねじ部それぞれにおける2点での測定位置から線形補間を行い算出する。

5.2 試験方法および結果 補正式の効果を確かめるため、経時変化切削試験を実施する。切削条件を表6に、試験片形状を図17に示す。被削材は、直径40mm、長さ70mmのC3604BD材を用い、切削長は40mmとした。試験条件は、①補正なし、②主軸部熱変形補正のみ実施、③ボールねじ部熱変形補正のみ実施、④主軸部、ボールねじ部両方の熱変形補正を実施の4通りとした。主軸回転速度は2000min⁻¹と4000min⁻¹の2通りとした。試験開始から30分後までは5分毎に、それ以降は10分毎に合計43個のワークを使用して実切削を行い、その間は切削プログラムを繰返しランニング運転させ、連続6時間の試験とした。

補正は加工前の主軸部温度、ボールナット温度、周囲

(a) Spindle speed 2000min⁻¹

(b) Spindle speed 4000min⁻¹

Fig.18 Experimental results of the continuance cutting test

温度を測定し、式(1)、(4)からその時点での各部の補正値を算出し、NC装置のオフセット機能へ入力して補正を行った。なお、本試験実施時には、この機械に実施している気化熱冷却と断熱対策による熱変形抑制を取えず、大きな変形の発生をあらかじめ許容させた状態としたことを述べておく。

補正効果を確かめるためのワークの加工径の測定は、切削熱の影響を除去するため、試験の翌日以降マイクロメータで行った。測定位置は図17に示すワークの先端部分とした。図18に主軸回転速度2000min⁻¹と4000min⁻¹の場合の結果を示す。同図より①補正なしの場合、加工径変化量幅は主軸回転速度2000min⁻¹時は約15μm、4000min⁻¹では約21μmであったが、④主軸部、ボールねじ部両方の熱変形補正実施の試験ではそれぞれ約5μmとなり、変化量幅をそれぞれ約67%、75%減少することができた。なお、③のボールねじ部熱変形補正のみ実施の場合、①の補正なしに比べて変化が大きくなっている。これは、ボールねじ部と主軸部の熱変形が反対方向に生じるためであり、いずれか一方のみの補正では加工誤差が増大することもあり、両方の熱変形を考慮することで適切に補正が行えることがわかる。

以上の結果より、本論文の条件下では対象としたCNC旋盤の熱変形が少数箇所の温度を主要な変数とし導いた2つの簡便な近似式より容易に補正可能である。

6. 結 言

本論文で得られた結果を以下に要約する。

(1)旋盤の加工精度に影響を与える要因として、主軸部およびボールねじ部の熱変形を独立して検討することとし、各部の温度変化—相対距離変化関係を測定した。

(2)主軸部熱変形測定結果から、主軸回転速度、主軸部初期温度および機械周囲温度を変数とする主軸部熱変形補正式を導いた。

(3)ボールねじ部の熱変形の測定結果には非線形性が強く現れたため、多項式形の補正式を検討し、次数をAICにより決定した。

(4)C3604BD材による経時変化切削試験を行い、以上で得られた主軸部およびボールねじ部の熱変形近似式より得られる値を加え合わせ補正值として用い加工誤差を測定した。その結果、加工径の変化量幅を約70%低減することができ、本手法の有効性を確認した。

今後は、一般工場環境下のような周囲温度が変化する環境での適用の検証、統計的手法による様々な機種、温度条件、稼動条件に対して熱変形の近似式を決定する汎用的な手法の確立を課題とする。

参考文献

- (1) Senda, H. et al., Estimation of Thermal Displacement of Machine Tool Spindles for Mass Production (1st Report), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 70, No. 698, (2004), pp.2961-2965.
- (2) Itoh, Y., Moriawaki, T., *Engineering of Machine Tool* (in Japanese), (1989), p.46, Corona Company.
- (3) Chen, L. et al., Positioning Accuracy of CNC Machine Tools (Thermal Effect Prediction Using Neural Network), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 62, No. 599, (1996), pp.2686-2991.
- (4) Moriawaki, T., Zhao, C., Prediction of Thermal Deformation of Machining Center by Applying Neural Network, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 58, No. 550, (1992), pp.1932-1937.
- (5) Moriawaki, T. et al., Estimation of Thermal Deformation of Machine Tool by Applying Neural Network (Improvement of Estimation Accuracy by Utilizing Time-Series Data of Temperature on Machine Surfaces), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 61, No. 584, (1995), pp.1691-1696.
- (6) Mitsuishi, M. et al., Development of a High-Precision Machining Center using Neural Networks and Genetic Algorithm), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 61, No. 591, (1995), pp.4517-4522.
- (7) Tanabe, I. et al., Simple and Intelligent Control Using Neural Network About Thermal Deformation of a Machine tool, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 70, No. 698, (2004), pp.2954-2960.
- (8) Shamoto, E. et al., Estimation of Thermal Deformation of Machine Tool by Utilizing Available Information in CNC Unit, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series C*, Vol 69, No. 686, (2003), pp.2775-2782.
- (9) Imai, N. et al., Method of Structure Element Design about Machine Tool of Thermal Deformation Free, *Proceedings of 2003 years Spring Meeting of the Japan Society for Precision Engineering*, (2003-3), pp.193.
- (10) New Energy and Industrial Technology Development Organization, Takamatsu Machinery CO., LTD., Development of a Lathe with High Precision and Conservation of Energy Using Natural Phenomenon, *Result Report of 2000 years Development of Rationalizing to Use of Energy for Machine Tool* (in Japanese), (2001-3), pp.47-49.
- (11) Toyoda, T., *Information Physics*, (1997), pp.111-124., Kodansha Scientific.