少数位置の温度測定による小型CNC旋盤の熱変形補正

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2017-10-03 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 立矢, 宏, 平田, 紘規, 須摩, 貴嗣, 金子, 義幸, 中垣, 勝敬, 石野, 嘉章, Tachiya, Hiroshi, Hirata, Hiroki, Suma, Takashi, Kaneko, Yoshiyuki, Nakagaki, Katsuhiro, Ishino, Yoshiaki メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.24517/00008034

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial-ShareAlike 3.0 International License.

少数位置の温度測定による小型 CNC 旋盤の熱変形補正 *

立矢　宏 *1，平田紘規 *2，須摩貴嗣 *3
金子義幸 *4，中垣勝敬 *5，石野嘉章 *5

Compensation of Thermal Deformation of Compact CNC Lathe by Measuring Temperatures at a Few Points

Hiroshi TACHIYA*1, Hiroki HIRATA, Takashi SUMA
Yoshiyuki KANEKO, Katsuhiro NAKAGAKI and Yoshiaki ISHINO

*1Kanazawa University, College of Science and Engineering, School of Mechanical Engineering,
Kakuma-machi, Kanazawa city, Ishikawa, 920-1192, Japan

As heat sources of a compact CNC lath are closely-arranged, they would cause large and complicated thermal deformation. Thus, compact CNC lathes often arrange the heat sources and so on to reduce thermal deformation. The lathes taking such arrange into consideration can show high-precision work under stable environment. On the other hand, it would cause large thermal deformation at unstable environments. Previously, we proposed a simple method to compensate thermal deformation of CNC lathes by measuring temperatures at a few points such as spindle and tool. In order to apply similar method to a compact type lathe, we evaluated its thermal deformation. As a result, the thermal deformation of the evaluated machine is affected by the hydraulic unit as well as the spindle part. Thus, we tried to approximate the thermal deformation caused by the hydraulic unit and the spindle part respectively. Then, those thermal deformations can be expressed by simple equations. Furthermore, we applied these equations to compensate thermal deformation of the lathe. As a result, it is confirmed that the work error can be reduced under various conditions.

Key Words : Machine Tool, Thermal Deformation, Processing Acuuracy, Compensation, Compact Lathe, Temperature Measurement

1. 緒　　言

工作機械の熱変形は加工精度に大きく影響することから様々な対策が検討されている．特に，コスト，環境への配慮から，冷却装置などで熱変形そのものを抑制するのではなく，熱変形を予測し加工誤差を補正する方法が注目されている．しかし，工作機械の熱変形は，非線形性が強く複雑であり予測は容易でない．そこで，ニューラルネットワーク (1)(2)による熱変形の予測や，有限要素法 (1)(3)(4)(5)による変形解析が多数検討されている．

ニューラルネットワークを利用する場合は，教師データとする温度測定点を減らすこと (4)が，また，有限要素法を利用する場合は精確なモデルを構築することが重要であり，様々な工夫がなされている．しかし，工作機械全体の解析 (3)は精密なモデルの構築が容易でなく，一方，主軸 (1)やボールねじ (4)など特定部位の熱変形解析のみでは，機械全体の熱変形を評価し予測するには必ずしも十分でないと考えられる．

著者らも先に旋盤の熱変形と相関が高い温度測定点が，主軸および刃物台を駆動するボールねじ部分である

* 原稿受付　2013 年 3 月 11 日
*1 正員，金沢大学理工研究域　機械工学系（〒920-1192　石川県金沢市角間町）
*2 学生員，金沢大学大学院　自然科学研究科
*3 金沢大学　理工学域　機械工学類
*4 正員，高松機械工業株式会社（〒924-8558 石川県白山市旭丘 1-8）
*5 高松機械工業株式会社
E-mail: tachiya@se.kanazawa-u.ac.jp

ことを見いだし，これら少数位置の温度変化と熱変形の関係を表す簡便な式を導く方法を提案した[(6)(7)]．得られた式を用いて実際に熱変形の補正を行ったところ，高い効果を確認できた．また，他の複数の旋盤においても同様に効果を確認している[(8)]．ただし，これまで対象とした装置は比較的大型で，発生する加工径の経時変化幅が 15～25μm と大きく，適切な温度測定点を選択すれば熱変形を単純な式で表せた．

近年，工作機械の小型化が進み，熱源が緊密に配置される傾向があり，その結果，熱変形が増大することが懸念されている．そこで，数値解析や実験などにより，稼働時の熱変形を抑制するように熱源の配置などを行うことが検討されている．このような対策が施された装置は，検討を行った条件下では高い精度を保てる．しかし，それ以外の条件では複雑で，かつ，無視できない熱変形を生ずる場合がある．

以前に熱源の配置などが対策された小型旋盤の熱変形挙動には，主軸モータ以外に油圧ユニットなどの発熱が影響することを確認した．また，主軸モータと油圧ユニットによる発熱の変形を考慮すれば熱変形を補正し得ることを示した[(9)]．しかし，以上の検討では，時間に対する熱変形挙動の時間変化が常に一定であるとして補正の効果を確認していた．実際には，機械の一時停止や気温の変動などにより，熱変形挙動と時間の関係は変化する．よって，種々の条件下で熱変形を補正するためには，発生温度などをパラメータとした熱変形補正法を確立する必要がある．そこで，本論文では従来の手法で注目した主軸モータに加え油圧ユニットの発熱温度を用い，少数位置の温度測定結果から小型旋盤の熱変形補正を簡便に行う手法を確立する．

2. 熱変形補正方法の概要と対象装置

2・1 補正方法の概要

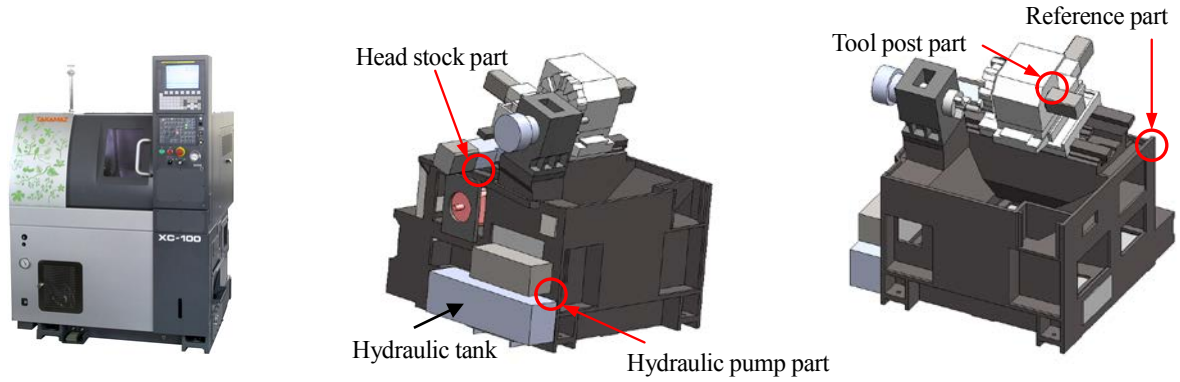
著者らが提案した方法[(6)]では，まず，その温度変化が加工径の経時変化と高い相関を示す旋盤の少数の箇所を統計的手法などで選択する．次に，複数の条件下で同箇所の温度変化と主軸の軸心と刃物の間の距離(以後，主軸刃物間距離と記す)との関係を測定する．さらに，得られた結果から主軸の回転数なども考慮して，主軸刃物間距離と温度変化との関係を表す予測式を導く．同式より熱変形による影響を予測して，主軸軸心と刃物台間の相対距離を補正することで加工径の経時変化幅を抑制する．これまで，複数の装置で，主に主軸部および刃物台を駆動するボールねじ部の発熱が主軸刃物間距離の変化に大きく影響することを見出し，これらの温度変化量を変数とした比較的単純な熱変形予測式を導き，実際に補正を行い，加工径の経時変化を大幅に低減している[(6)-(8)]．

2・2 対象装置

本論文では，主軸に 6 インチの油圧駆動である三爪チャックを持つ 2 軸タレット形 CNC 小型旋盤を対象とする．装置全体の写真を図 1(a)に，カバーを取り外した内部構造の簡略 3 次元モデルを図 1(b)，(c)に，主な仕様を表 1 に示す．また，稼働部の概略を図 2 に示す．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背面組合せであり，後側は複列円筒ころ軸受である．油圧ポンプ，油圧タンクなどの油圧ユニットは図 1(b)に示すように装置の左側面にブラケットを介して取り付けている．取り付け部に断熱材は用いていない．同ユニット上方に取付けたソレノイドバルブを介して主軸後方のチャッキングシリンダへ油圧配管を行っている．チャッキングシリンダからのドレン油はそのまま油圧ユニットへ戻す配管となっている．供給油圧は 3.5MPa である．なお，作動油の温度制御は行っていない．刃物台を図 2 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ϕ25mm，リードが 6mm，ねじ部長さが 235mm である．ボールねじの組付は両端支持とし，サーボモータ側を固定支持，他端を単純支持としている．なお，切削は切削油を使用しない乾式条件で行うこととする．

同旋盤は上述のように刃物台を駆動するボールねじを両端支持とし予ひずみを与えて熱変形を抑制している．さらに，主軸刃物間距離の変化を低減するように，主軸モータの発熱による影響を抑える冷却ファンの向きや配置，断熱材の配置，主軸モータ取り付け部品の形状などを調整している．その結果，安定した室温下では高い加工精度を保つ．本論文では，このような対策がなされた装置を対象とし，精度をより向上させる熱変形補正法を検討する．

対象とする CNC 旋盤の熱変形による主軸の軸心と刃物台間の相対距離の変化を測定するため，図 3 に示すように渦電流式変位センサを装着したホルダ型の治具を切削バイトと同様に，刃物台の側面に 30mm の突き出し量で取り付けた．同センサの分解能は 0.4μm である．なお，主軸の軸心との相対距離の変化は，主軸に設置した試験用検知物の外径を測定することで求める．試験時には，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の距離を測定して主軸刃物間距離とした．また，同旋盤の主軸モータ，油圧ユニットとして油圧タンク，油圧ポンプ近傍，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各箇所に，温度変化を測定するため T 形熱電対を貼付した．装置は，長さ，幅，高さが，おおよそ 4m，3m，3 m であるビニールで覆った室内に設置し，冷房能力 10.9kW の空調設備を取り付け，装置の発熱による温度上昇を抑えることで環境温度の調整を行った．



(a) Photograph of overall view　　(b) 3D model (left)　　(c) 3D model (right)

Fig. 1 Schematic view of the lathe (TAKAMAZ XC-100)

Table 1 Specification of the lathe

Head stock	Height of the center from floor [mm]	1050
	Max. spindle speed [min^{-1}]	4500
Tool post	Max. stroke of *X* axis [mm]	120
	Max. stroke of *Z* axis [mm]	230
Motor	Power of spindle motor [kW]	AC 7.5/5.5
	Power of hydraulic motor [kW]	0.75
Weight [kg]		1900
Size : length×wide×height [mm]		1150×1360×1730

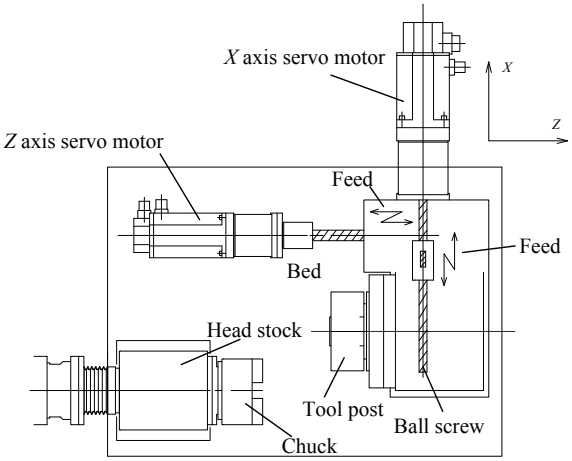


Fig. 2 Main part of the lathe

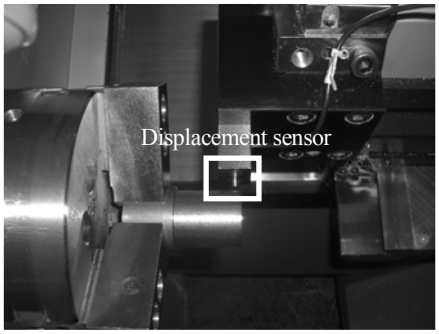


Fig. 3 Setup of the displacement sensor

3.　熱変形挙動の測定

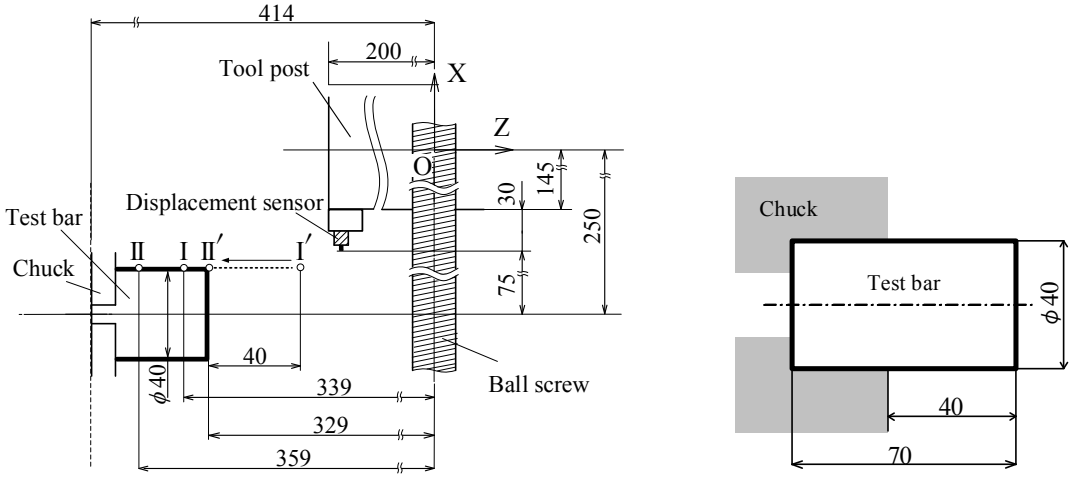
3・1　切削模擬試験

対象とする旋盤の熱変形挙動を評価するため，各部の温度変化と主軸刃物間距離を測定する．主軸刃物間距離の測定方法を図 4 で説明する．なお，従来の装置では，刃物台のボールねじ部の発熱による熱変形の影響も考慮した[(6)(7)]．本論文では熱変形による加工誤差を 10μm 以下とすることを目標とする．本装置のように変形を抑えるため両端支持したボールねじで生ずる熱変形は数 μm 程度[(6)(7)]であること，さらに，温度測定点を少数とすることから，同部の影響は無視し，主軸部の熱変形による影響をまず検討する．機械各部の温度変化と熱変形の測定は，実際の加工を行わず，以下のように切削時の動作を模擬して装置を稼働させ行う．同試験を切削模擬試験と呼ぶ.

図 4(a)に示すように NC 座標指令が零の位置を原点 O，水平方向（送り方向）を *Z* 軸，上下方向（切込方向）を *X* 軸として O -*XZ* 座標系を設定する．主軸部に検知物として S45C の加工済みワークを取付け，検知物の点 I および点 II との相対距離を測定し主軸刃物間距離とする．試験用検知物は，図 4(b)に示すように直径 40 ㎜，長さ 70 ㎜で，チャック端からのつき出し長さは 40 ㎜である．点 I および点 II はそれぞれ試験開始時に点 O から *Z* 軸方向に-339 および-359mm，*X* 軸方向に-229mm の位置である．

試験では主軸を定速で回転させ，点 O から *Z* 軸方向に-289mm，*X* 軸方向から-229mm の点 I′の位置へ移動させ，点 O から *Z* 軸方向に-329mm，*X* 軸方向に-229mm の点 II′との間を 360mm/min の送り速度で 2 往復させ，荒削りを模擬する．さらにタレットを旋回し工具交換を模擬した後，再度，点 I′と点 II′の間を 200mm/min で 1 往復させて仕上げ削りを模擬する．その後，主軸を常に同位相となるように停止させ，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 または点 II に位置決めして主軸刃物間距離を測定する．

以上の一連の動きを 1 サイクルとする．1 サイクルに要する時間は約 60 秒である．同サイクルを連続 8 時間繰り返して試験を行った．また，機械の電源投入は試験開始直前とした．



(a) Measuring part　　(b) Test bar

Fig. 4 Method of measuring distance between the spindle and tool [mm]

3・2　測定結果

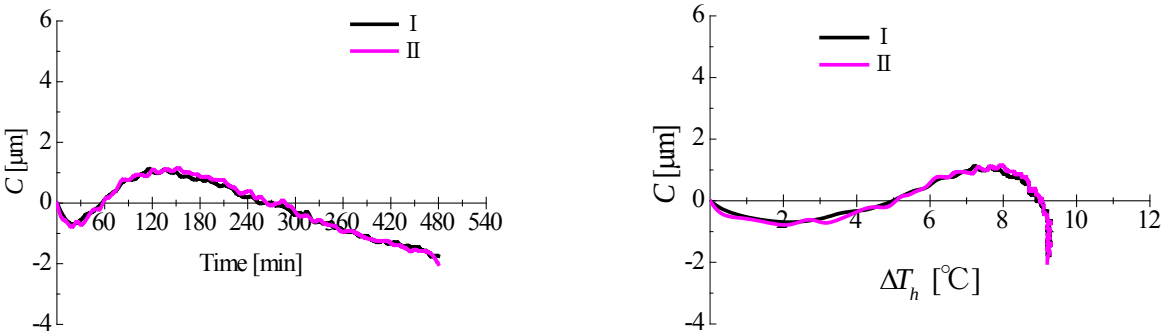
種々の環境温度下において，主軸の回転数を変化させ切削模擬試験を行った．なお，環境温度は周囲の温度変化の影響を主に受ける箇所として, 図 1(c)に示す装置本体の発熱源から最も遠い位置に貼付した熱電対で測定した．以後，この温度を参照温度と呼ぶ．また，主軸部の温度は図 1(b)に示した主軸モータ直上の構造部付近での測定値を用いた．それぞれの試験時の条件と，各試験での参照温度，主軸部温度，主軸刃物間距離それぞれの最大値と最小値の差である変化量を表 2 に示す．なお，No.2 および 5 は開始時から空調を停止し，装置の発熱により環境温度を上昇させた試験である．

Table 2 Conditions and measured results of the cutting simulation tests

No.	Spindle speed [min^{-1}]	Initial reference temperature [℃]	Initial headstock temperature [℃]	Variation of the reference temperature [℃]	Variation of the headstock temperature [℃]	Variation of distance between the spindle and tool post [μm]
1	2000	22.9	22.9	2.3	7.1	2.5
2	2000	17.6	17.3	8.7	14.1	9.2
3	3000	18.2	17.5	2.5	9.5	3.2
4	3000	22.5	22.7	3.2	9.6	3.2
5	3000	18.1	17.8	9.8	16.4	10.2
6	4000	18.5	18.0	1.8	9.4	3.0
7	4000	21.6	21.6	3.7	10.2	3.3
8	4000	21.6	21.3	4.8	11.8	4.2

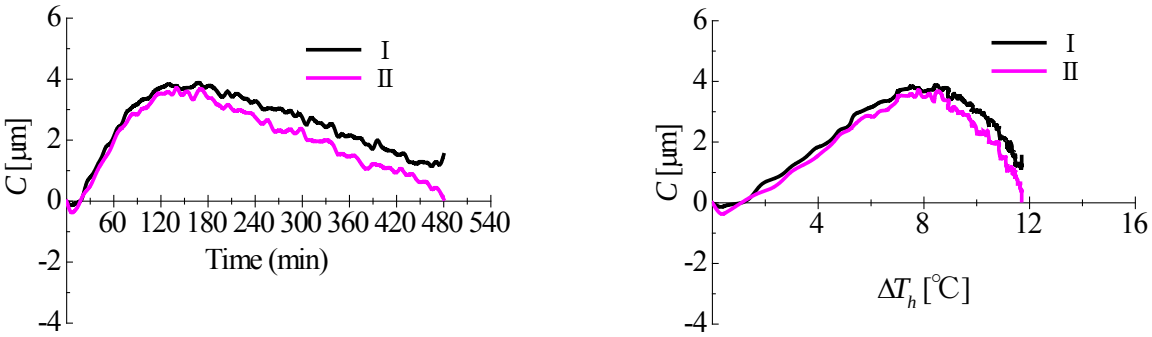
環境温度の変化が 1.8℃と比較的少ない場合の測定例として，表 2 の No.6 の条件での，点 I，II の主軸刃物間距離 C と時間および主軸部温度変化量ΔT_hとの関係を図 5(a)および(b)に示す．なお，データ数が多いため測定値を線で結び表示している．図 5(a)より，点 I，II ともに主軸刃物間距離の時間に対する変化は約±2μm とわずかであり，設計時の目的どおり熱変形が抑制されている．しかし，同値のΔT_hに対する変化に着目すれば，図 5(b)に示すように非線形な挙動を示している．同傾向は環境温度変化の小さい，いずれの試験でも観測された．

図 6 には環境温度の変化が 4.8℃と比較的大きい No.8 の結果を示す．図 6(a)より主軸刃物間距離が 4μm と図 5(a)に比べ増加している．また，図 6(b)より先と同様に，主軸刃物間距離が主軸部温度に対して非線形に変化している．このような傾向は，環境温度変化が大きい，いずれの試験においても確認された．



(a) Changes in C with time (No. 6)　(b) Changes in C with the headstock temperature (No. 6)

Fig. 5 Results at the cutting simulation test with a few atmosphere temperature changes



(a) Changes in C with time (No. 8)　(b) Changes in C with the headstock temperature (No. 8)

Fig. 6 Results at the cutting simulation test with some atmosphere temperature changes

以上のことから，環境温度が変化する場合では，本装置においても熱変形を予測し補正することが望まれる．しかし，これまで測定を行った比較的大型な装置では，主軸部の温度変化に対し主軸刃物間距離がほぼ線形に

変化し，熱変形に関する予測式の決定は容易であった [6]-[8]．しかし，本装置は，図 5(b)，図 6(b)に示すように，主軸刃物間距離と主軸部温度変化量との関係が，ある温度で急激に変化するなど非線形な挙動を示すことから，従来の方法による熱変形の数式化は容易でない．

4. 熱変形挙動の評価と補正方法の検討

4・1 油圧ユニットの発熱による熱変形の影響

本論文で対象とする装置の主軸刃物間距離の変化は，従来の装置で注目した主軸モータなどの発熱による影響に加え，油圧ユニットの発熱の影響を受けることが確認されている [9]．後者の影響を検討するため装置の電源を投入し，図 1(b)に示す油圧ポンプ近傍の温度を記録するとともに，変位センサと検知物を近づけ，主軸と刃物台を静止させたまま保持し，主軸刃物間距離の変化を測定した．本論文では，このように電源を入れ主軸と刃物台を稼働させない状態を待機状態，同状態で熱変形を測定する試験を待機試験と呼ぶ．待機試験は表 3 に示す条件で実施し，図 4 に示す点 I での主軸刃物間距離を測定した．表 3 には各試験での測定箇所の温度，主軸刃物間距離それぞれの最大値と最小値の差である変化量も示す．なお，No.9，10 は開始時から空調を停止し，装置の発熱により環境温度を上昇させた試験である．

Table 3 Conditions and measured results of the waiting tests

No.	Test time [h]	Initial reference temperature [℃]	Initial hyraulic unit temperature [℃]	Variation of the reference temperature [℃]	Variation of the hyraulic pomp temperature [℃]	Variation of distance between the spindle and tool post [μm]
1	24	23.7	23.4	1.5	8.5	12.6
2	24	23.2	23.1	1.8	8.8	12.6
3	12	23.9	23.4	1.8	8.9	9.4
4	12	24.3	23.8	1.1	8.4	11.8
5	20	21.9	21	1.4	9	14.6
6	8	20.7	20.1	1.9	9.8	9.1
7	14	25.1	24.2	1.3	8.9	7.4
8	12	17.8	18	2.9	9.5	12.8
9	10	16.9	16.8	9.5	16.3	7.6
10	8	12.7	11.5	7.1	15.3	11.5

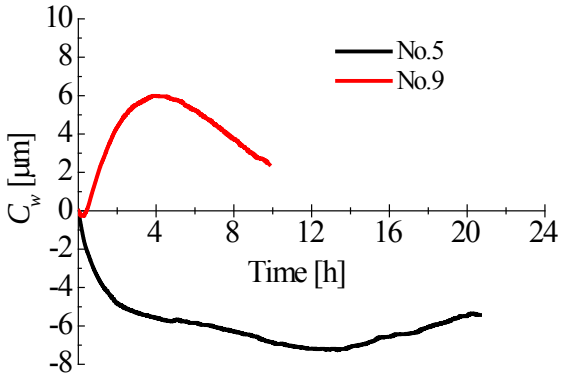


Fig. 7 Results at the waiting tests

図 7 に表 3 の No.5 および 9 の条件での結果を示す．参照温度変化量が 1.4℃と比較的小さい No.5 において，主軸を停止しているにもかかわらず，主軸刃物間距離の変化量 C_wは約 6μm に達している．他の比較的参照温度変化量が小さい，いずれの試験においても C_wの値は 4～7μm となった．これは加工径の経時変化に換算する

と 8～14μm となる．さらに，参照温度変化量が 9.5℃と比較的大きい No.9 の試験においても，大きな主軸刃物間距離の変化が生ずるとともに，その変化傾向は No.5 と大きく異なる．

以上のように油圧ユニットの発熱が熱変形に及ぼす影響は大きく，その変化も複雑である．そこで本論文では，従来注目していた主軸部の発熱による主軸刃物間距離の変化を表す予測式に加えて油圧ユニットの発熱による影響を表す式を導き，それらの和をとることで切削時の熱変形を補正する方法を検討する．

4・2　油圧ユニットの発熱による熱変形予測式の決定

油圧ユニットの発熱の影響による熱変形予測式の検討のため，以上の温度測定点に加え，発熱源の近傍や旋盤の四隅など，30 箇所に貼付した T 型熱電対による温度変化の測定結果をもとに検討を行った．表 3 のすべての試験において，各測定箇所の温度変化と主軸刃物間距離の変化との相関係数を求め，その絶対値の平均値を表 4 に示す．なお，温度測定箇所に関して詳細は略すが，測定室内に装置から離した位置で測定する気温，作動油と，本体の油圧ユニット付近，主軸部付近，刃物台付近，その他に大きく分類し記している．表 4 に示すとおり，各箇所の温度変化は主軸刃物間距離の変化と全体的に高い相関を示し，主軸と刃物台が停止した状態においても，油圧ユニットの発熱と考えられる影響で熱変形が生じていることが確認される．

Table 4 Absolute correlation coefficients of *C* with variation of the temperature at each measured part

Air	Oil	Oil unit(1)	Oil unit(2)	Oil unit(3)	Other(1)	Other(2)	Other(3)	Other(4)	Other(5)
0.63	0.85	0.77	0.85	0.85	0.80	0.88	0.69	0.73	0.87
Other(6)	Other(7)	Other(8)	Other(9)	Other(10)	Other(11)	Spindle(1)	Spindle(2)	Spindle(3)	Spindle(4)
0.84	0.68	0.76	0.63	0.65	0.66	0.86	0.75	0.79	0.79
Spindle(5)	Spindle(6)	Spindle(7)	Spindle(8)	Spindle(9)	Spindle(10)	Tool post(1)	Tool post(2)	Tool post(3)	Tool post(4)
0.80	0.80	0.79	0.85	0.78	0.66	0.75	0.70	0.66	0.61

これらの測定箇所から熱変形を予測するための適切な温度測定箇所を選択する．測定箇所の中には互いに同様な温度変化傾向を示す箇所が複数存在する．同様な傾向を示す複数の箇所からは，代表とする温度測定箇所を一つ選択すればよい．そこで，Yan 等 [10] と同様に測定箇所間の温度変化傾向の相関を検討した．

表 3 中の No.5 の試験結果における各測定箇所間の温度変化の相関係数を表 5 に示す．なお，他の測定箇所との相関係数の平均値が高い順で左から記してある．黄色の欄は相関係数が 0.9 以上，水色の欄は 0.7 以上 0.9 未満，その他の欄は 0.7 未満であることを示す．表 5 より，主軸部付近，油圧ユニット付近を中心に温度の変化傾向は互いに高い相関を示している．よって，これらから測定箇所を 1 つ選択する．なお，主軸部付近は実際の切削時には主軸モータの発熱の影響などで異なる傾向を示すと予想されるため除き，ここでは表 4 において主軸刃物間距離の変化と高い相関を示し，また，測定が比較的容易な図 1(b)に赤丸で示した油圧ポンプ近傍である Oil unit(3)の箇所を選択する．

次に，他の位置との温度変化の相関係数が 0.7 以上 0.9 未満となる箇所には，刃物台付近が多く含まれる．これらの箇所は油圧ユニット付近とは若干異なる傾向を示すと考えられる．しかし，刃物台付近どうしの温度変化の相関係数は比較的高いことから，同付近より 1 つ選択するとして，熱電対の取り付けやすさを考慮し図 1 (c)に赤丸で位置を示す刃物台近傍である Tool post(3)を測定箇所とする．

その他の測定箇所は，油圧ユニット，刃物台付近とは異なる温度変化傾向を示す場合が多く，また，3 章で参照温度の測定箇所とした Other(11)は気温変化と高い相関を示す．よって，同箇所の温度を周囲気温に追従する参照温度として用いる．これらの箇所の待機試験時の温度変化量に関して，表 3 の No.5 での測定結果を図 8 に示す．互いに異なる傾向を示していることがわかる．

以上の 3 点の測定箇所の温度変化量と主軸刃物間距離の変化量との関係が線形であるとして次式を仮定する．

$$C_w = a_1 \Delta T_w + a_2 \Delta T_t + a_3 \Delta T_{ref} \tag{1}$$

C_wは油圧ユニットの影響による予測変形量，ΔT_wは油圧ポンプ近傍 Oil unit(3)での温度変化量，ΔT_tは刃物台近傍 Tool post(3)での温度変化量，ΔT_{ref}は参照温度とする Other(11)での変化量である．

Table 5 Correlation coefficients of C with variation of each measured temperature

Measured part	Spindle(1)	Other(1)	Spindle(2)	Spindle(3)	Oil unit(1)	Other(2)	Other(3)	Other(4)	Spindle(4)	Spindle(5)	Oil unit(2)	Other(5)	Spindle(6)	Oil unit(3)	Spindle(7)
Spindle(1)		0.971	0.986	0.985	0.981	0.973	0.970	0.915	0.960	0.958	0.940	0.931	0.953	0.926	0.946
Other(1)			0.973	0.967	0.960	0.951	0.966	0.903	0.931	0.935	0.955	0.912	0.932	0.941	0.915
Spindle(2)				0.984	0.984	0.980	0.973	0.906	0.963	0.959	0.950	0.951	0.954	0.941	0.952
Spindle(3)					0.984	0.979	0.973	0.892	0.980	0.973	0.949	0.932	0.968	0.940	0.970
Oil unit(1)						0.991	0.967	0.920	0.957	0.950	0.938	0.934	0.941	0.946	0.946
Other(2)							0.969	0.905	0.964	0.952	0.943	0.949	0.943	0.957	0.956
Other(3)								0.844	0.973	0.973	0.990	0.934	0.970	0.973	0.966
Other(4)									0.808	0.794	0.800	0.860	0.778	0.844	0.784
Spindle(4)										0.990	0.959	0.928	0.987	0.935	0.997
Spindle(5)											0.961	0.911	0.996	0.925	0.987
Oil unit(2)												0.916	0.959	0.973	0.953
Other(5)													0.905	0.931	0.930
Spindle(6)														0.915	0.985
Oil unit(3)															0.929
Spindle(7)															

Measured part	Other(6)	Oil	Spindle(8)	Spindle(9)	Other(7)	Tool post(1)	Other(8)	Tool post(2)	Tool post(3)	Tool post(4)	Spindle(10)	Other(9)	Air	Other(10)	Other(11)
Spindle(1)	0.883	0.891	0.880	0.836	0.834	0.838	0.856	0.835	0.788	0.759	0.661	0.498	0.418	0.234	0.255
Other(1)	0.914	0.920	0.918	0.816	0.826	0.896	0.834	0.854	0.775	0.772	0.656	0.495	0.394	0.203	0.239
Spindle(2)	0.896	0.901	0.892	0.829	0.811	0.852	0.885	0.837	0.822	0.751	0.622	0.452	0.370	0.206	0.206
Spindle(3)	0.887	0.903	0.898	0.812	0.793	0.822	0.862	0.833	0.794	0.714	0.598	0.409	0.355	0.179	0.179
Oil unit(1)	0.916	0.914	0.903	0.837	0.824	0.787	0.836	0.790	0.756	0.672	0.613	0.421	0.399	0.219	0.220
Other(2)	0.923	0.921	0.911	0.819	0.794	0.775	0.853	0.785	0.776	0.646	0.576	0.361	0.335	0.178	0.154
Other(3)	0.919	0.948	0.937	0.735	0.728	0.854	0.863	0.826	0.818	0.736	0.521	0.341	0.278	0.033	0.083
Other(4)	0.878	0.827	0.819	0.949	0.959	0.722	0.704	0.671	0.592	0.601	0.828	0.631	0.604	0.531	0.488
Spindle(4)	0.850	0.891	0.884	0.717	0.678	0.803	0.890	0.829	0.842	0.705	0.467	0.277	0.220	0.024	0.028
Spindle(5)	0.840	0.883	0.875	0.712	0.671	0.826	0.897	0.854	0.856	0.738	0.457	0.298	0.222	0.009	0.037
Oil unit(2)	0.916	0.955	0.946	0.686	0.674	0.873	0.853	0.825	0.822	0.730	0.470	0.288	0.217	-0.042	0.020
Other(5)	0.887	0.877	0.867	0.790	0.736	0.808	0.928	0.741	0.871	0.682	0.548	0.328	0.213	0.150	0.055
Spindle(6)	0.823	0.870	0.861	0.692	0.655	0.836	0.901	0.869	0.867	0.759	0.446	0.303	0.211	-0.008	0.029
Oil unit(3)	0.974	0.989	0.984	0.742	0.722	0.795	0.816	0.733	0.760	0.611	0.507	0.250	0.241	0.025	0.034
Spindle(7)	0.839	0.880	0.873	0.690	0.644	0.789	0.899	0.816	0.855	0.689	0.426	0.231	0.167	-0.013	-0.027
Other(6)		0.981	0.976	0.781	0.782	0.737	0.718	0.640	0.643	0.520	0.577	0.300	0.326	0.138	0.133
Oil			0.994	0.720	0.716	0.767	0.737	0.693	0.682	0.565	0.513	0.246	0.272	0.017	0.061
Spindle(8)				0.718	0.711	0.767	0.728	0.695	0.673	0.552	0.515	0.237	0.266	0.021	0.057
Spindle(9)					0.944	0.646	0.666	0.607	0.548	0.539	0.862	0.668	0.645	0.642	0.564
Other(7)						0.651	0.571	0.607	0.454	0.568	0.912	0.755	0.726	0.668	0.650
Tool post(1)							0.823	0.877	0.826	0.904	0.551	0.516	0.267	0.089	0.170
Other(8)								0.803	0.975	0.770	0.394	0.270	0.055	0.028	-0.062
Tool post(2)									0.805	0.870	0.484	0.478	0.269	0.078	0.174
Tool post(3)										0.793	0.292	0.209	-0.044	-0.094	-0.156
Tool post(4)											0.512	0.613	0.298	0.114	0.245
Spindle(10)												0.867	0.794	0.780	0.779
Other(9)													0.817	0.762	0.871
Air														0.753	0.916
Other(10)															0.861
Other(11)															

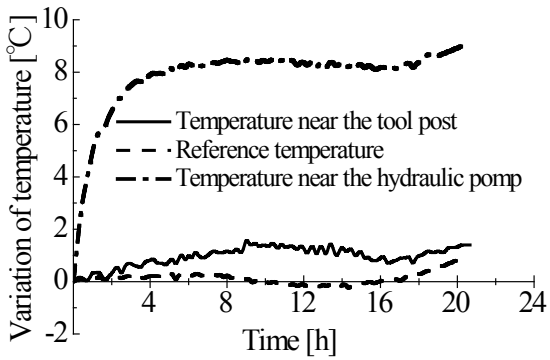


Fig. 8 Temperature variation (No.5)

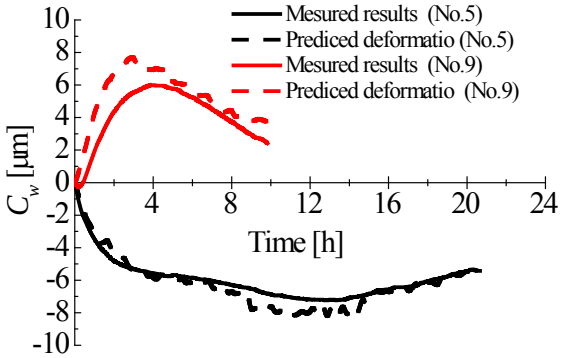


Fig. 9 Changes in C_w at the waiting tests

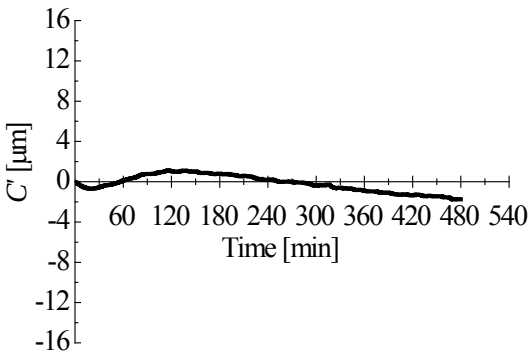
式(1)中の a_k(k=1～3)は測定値より決定される実験定数である．表 3 に条件を示す待機試験の結果を用いて，非線形最小二乗法より求めた a_k(k=1～3)の値を表 6 に示す．また，同値を用い式(1)より予測した No.5 および 9 の待機試験における主軸刃物間距離の変化量を測定値とともに図 9 に示した．予測値と測定値がよく一致し，式(1)によって油圧ユニットの発熱による熱変形を近似可能であることがわかる．

Table 6 Coefficients of Eq. (1)

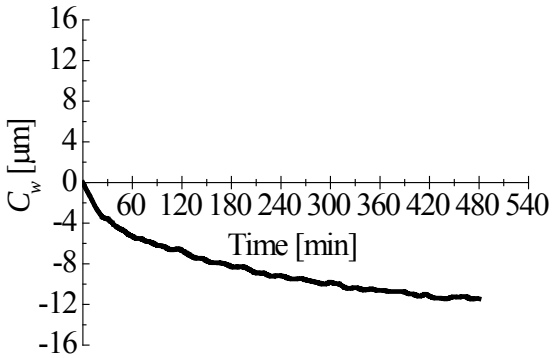
a_i [μm/℃]		
a_1	a_2	a_3
-0.632	-1.772	3.066

4・3　主軸モータの発熱による熱変形の予測

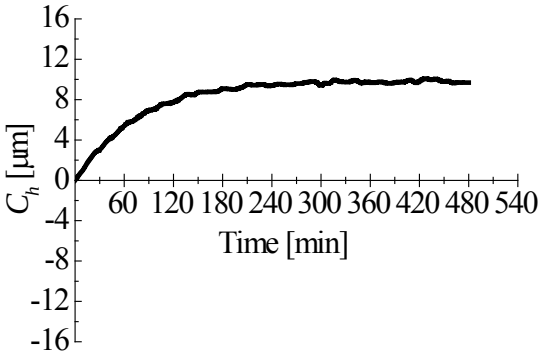
先述の切削模擬試験により主軸を回転させて，主軸モータの発熱と主軸刃物間距離の変化量との関係を検討する．ただし，主軸を回転させると，油圧ユニットも発熱し，主軸モータの影響のみを検討することができない．そこで，本論文では切削模擬試験の実測値から油圧ユニットの影響による予測変形量を差し引くことで，主軸モータの発熱のみによる熱変形を抽出する．例として，図 10(a)に示す表 2 中の No.6 で測定した主軸刃物間距離 C'から，式(1)より算出した図 10(b)に示す油圧ユニットの影響による予測変形量 C_wを差し引き，主軸モータの発熱により生じたと考えられる主軸刃物間距離変化量 C_hを図 10(c)に示すように抽出する．同じ処理を No. 3, 5 の測定結果に対しても行い，得られた C_hと切削模擬試験時の主軸部温度変化ΔT_hとの関係の予測値を図 11 に示す．



(a) Change in C' with time



(b) Predicted value of C_w by Eq. (1)



(c) Predicted value of C_h

Fig. 10 Prediction of variation of the thermal deformation by heat of the spindle (No.6)

図 11 より，表 2 中の参照温度変化量が小さい No.3 と No.6 では，抽出後の主軸刃物間距離の変化量と主軸部温度との関係は線形性を示している．このような関係は，これまで測定を行った旋盤と同様である [(6)-(8)]．すなわち，評価を行った小型旋盤においても主軸部の発熱により主軸刃物間距離は線形に変化している．ただし，本装置では，その影響をあらかじめ発熱部の配置などにより打ち消し，図 10(a)に示すように主軸刃物間距離の変化を抑制している．また，従来の装置では，油圧ユニットの発熱による熱変形の影響を受けにくかったため，主軸刃物間距離の変化は主軸部付近の温度変化に対し比較的単純な線形関係を示していたと考えられる．

ただし，参照温度変化量が大きい No. 5 の結果では，同じ主軸回転数でも主軸部温度変化量に対する抽出後の加工径変化量の傾きが異なり，また一定温度に達すると減少している．これは，抽出した主軸刃物間距離の変化量では油圧ユニットの影響とともに気温変動の影響も差し引いているのに対し，主軸部温度変化量には気温変動の影響が含まれているためである．よって主軸部温度変化量に含まれる気温変動の影響を考慮する必要がある．

以上の考察より，対象とする装置では主軸モータの発熱による主軸刃物間距離の変化量 C_h を主軸部モータ付近の温度変化量 ΔT_h と参照温度変化量 ΔT_{ref} の変数として次式で仮定する．

$$C_h = b_1 \Delta T_h + b_2 \Delta T_{ref} \tag{2}$$

表 3 に条件を示した待機試験の結果より，b_k(k=1～2)の値を非線形最小二乗法で求め表 7 に示す．式(2)および表 7 に示す値を用いた予測値を図 12 に赤色で示す．参照温度変化量が大きい No.5 の試験では，後半では予測値と測定値で少し差があるが，ほぼ一致している．さらに表 2 に条件を示した他の実験結果においても，予測値は測定値に一致することを確認した．

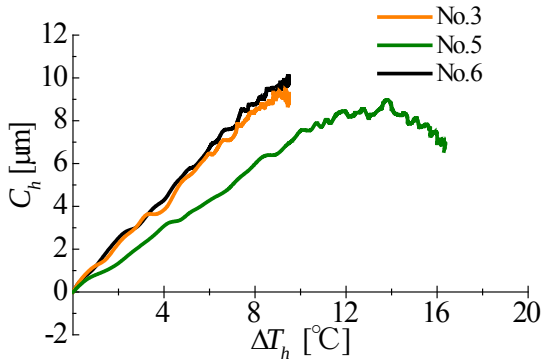


Fig. 11 Prediction of C_h with the headstock temperature

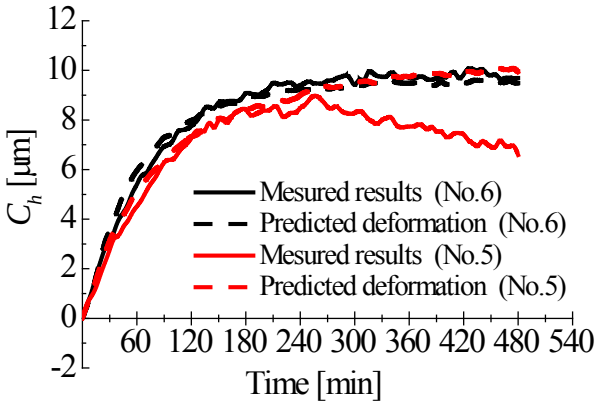


Fig. 12 Changes in C_h with time

Table 7 Coefficients of equation (2)

b_i [μm/℃]	
b_1	b_2
1.20	-0.99

4・4　熱変形補正方法および確認

従来の研究と同様に，切削時における主軸刃物間距離の変化量 C は，次式に示すように主軸モータの発熱による変化量 C_h および油圧ユニットの発熱による変化量 C_w の和で得られるとする．

$$C = C_w + C_h \tag{3}$$

上式で得た値で刃物台の位置を調整し，切削時における熱変形を補正する．

式(3)の妥当性を，まず，式(1)，(2)を導いた測定結果を用い確認する．すなわち，表 2 に示す条件で実施した切削試験の結果において試験時の温度測定値を用い，式(3)より主軸刃物間距離の変化量を求める．なお，加工径の変化量は主軸刃物間距離の変化量の 2 倍であることから，以後，予測変形量とは C の値を 2 倍して加工径に換算した値とする．次に，加工径変化の実測値から予測変形量を差し引くことで，補正を行った場合の予想値を求める．各試験における加工径の最大値と最小値の差を加工径変化量とし，測定値と補正を行った場合の予想値を比較する．

表 2 の No.8 の切削模擬試験で測定した温度変化量を用い，式(3)より主軸刃物間距離の変化量を求め補正を行った場合の結果を図 13 に示す．黒線が加工径変化量の測定値，赤線が式(3)による予測値，青線が補正を行った

場合を想定した結果である．同図より式(3)による予測変形量は，測定値とよく一致し，また，切削模擬試験での加工径変化量の最大値は約6μmであるが，補正により約3μmに半減することがわかる．さらに，補正前の加工径変化量は 120 分後以降，減少し続けるが，補正を行った場合，ほぼ一定となる．また，表 2 の他の試験結果に対しても同様な結果となった．

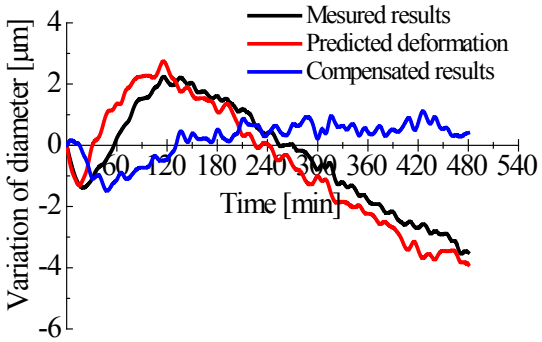


Fig. 13 Simulation of compensating the thermal deformation

5. 実切削試験での補正シミュレーション

5・1 切削試験および評価方法

切削試験を実際に行い，前章までに導いた熱変形予測式の妥当性を確認する．被削材形状を図14に示すように，直径40mm，長さ70mmの快削黄銅C3604BD材とし，切削長は40mmとした．試験時間は，待機状態を10分間設けた後の8時間とした．切削開始より5分後までは連続して，30分後までは5分ごとに，それ以降は10分ごとに実切削を行った．ただし，機械を一時停止させる場合，再稼働後の5分間は連続して実切削を行うこととした．また，実切削を行わない時間帯は切削プログラムを繰り返して稼働させ続けた．切削条件を表8に示す．

補正の効果は，補正を行わず上述の通り切削したワークの加工径の測定値から，切削時に測定した温度変化量を用い，式(3)から得られる予測変形量を差し引くことで確認する．なお，加工径の測定は分解能が1μmであるマイクロメータで行った．

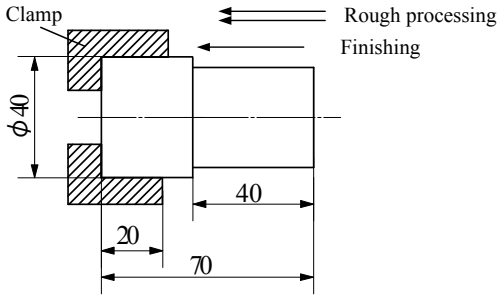


Fig. 14 Work piece [mm]

Table 8 Condition of the cutting test

	Rough processing	Finishing
Spindle speed [min^{-1}]	2000, 3000, 4000	2000, 3000, 4000
Cutting depth [mm]	0.1 (2times)	0.05
Feed speed [mm・min^{-1}]	360	200
Cycle time [s]	60	

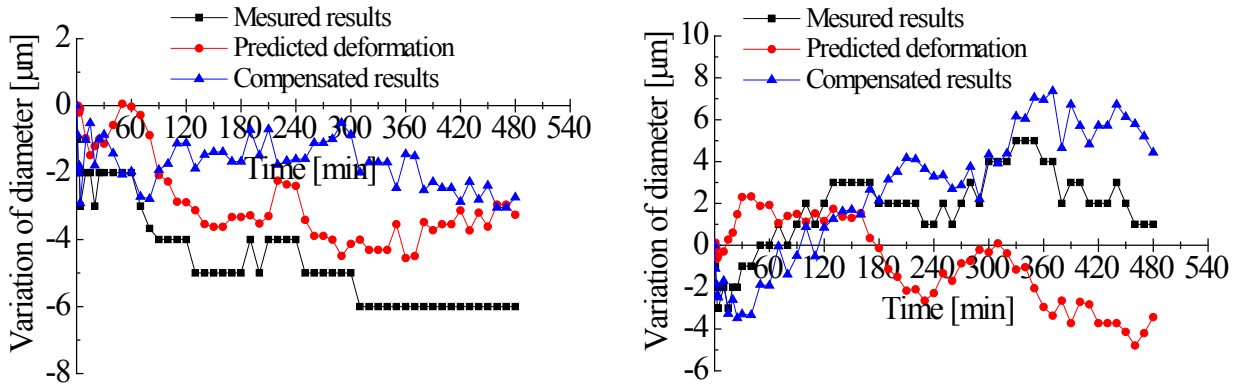
5・2 補正効果の確認

5・2・1 恒温下での連続稼働試験

前節の方法に従い，主軸回転数を 2000min^{-1}，4000min^{-1}とし，気温変動を±2℃以内とする恒温環境下で切削試験を実施した．図 13 に実切削による加工径の変化を■で，式(4)より得られる加工径の変化の予測量を●で，同値をもとに補正を行った場合の加工径変化の予測値を▲でそれぞれ示す．

図 15(a)より，提案する熱変形予測式で補正を行うことで，主軸回転数が 2000min^{-1}の場合では加工径の最大値と最小値の差である加工径変化量が 6μm から 3μm に減少する．一方，図 15(b)に示す主軸回転数が 4000min^{-1}の場合では加工径変化量は 8μm から 11μm に増加している．ただし，いずれの場合も加工径変化の予測量は実際の変化に十分追従しているとは言い難い．

対象装置は，緒言で述べたように，熱変形の抑制対策を施しており，恒温環境下で連続稼働する場合は，そもそも加工径変化量が小さく，さらなる補正効果を実現することは難しい．10μm より小さい加工径変化量を安定して補正するためには，本論文では無視したボールねじの変形や，切削熱などの影響を考慮する必要があり，今後の検討課題である．

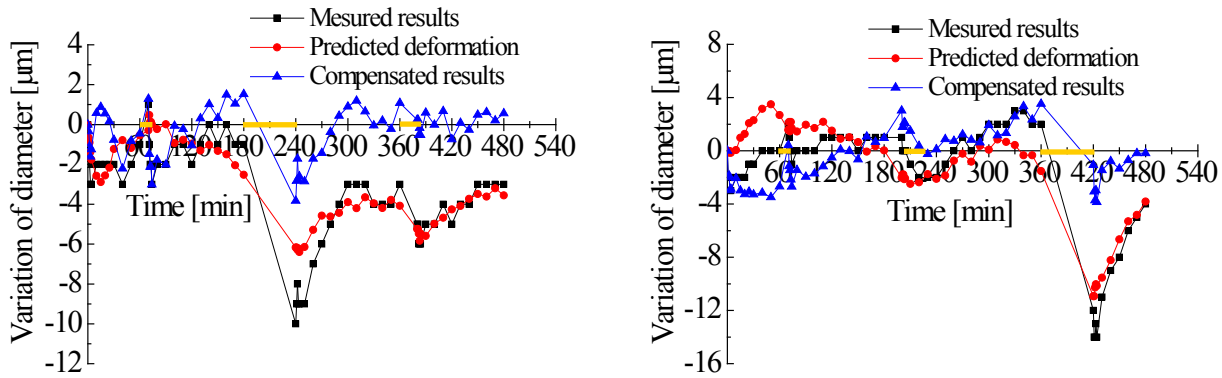


(a) Spindle speed of 2000min^{-1}　　(b) Spindle speed of 4000min^{-1}

Fig. 15 Diameter variation of the test pieces on continuous cutting at constant temperature

5・2・2　恒温下での一時停止試験

保守などで加工を中断する場合を想定し，一時停止を含む稼動条件下での熱変形に対する補正効果を確認した．稼働条件として，試験開始から 60 分後に 10 分間，180 分後に 60 分間，360 分後に 20 分間装置を停止させたケース 1 と，上記の各停止時間をそれぞれ 10 分間，20 分間，60 分間としたケース 2 とで実切削試験を行った．ただし，主軸回転数はいずれも 2000min^{-1}とし，試験時間中の気温変動が±2℃以内とする恒温環境下で実施した．その結果を図 16 に示す．なお，横軸で黄色の線で示した部分は停止区間を示す．



(a) Case 1　　(b) Case 2

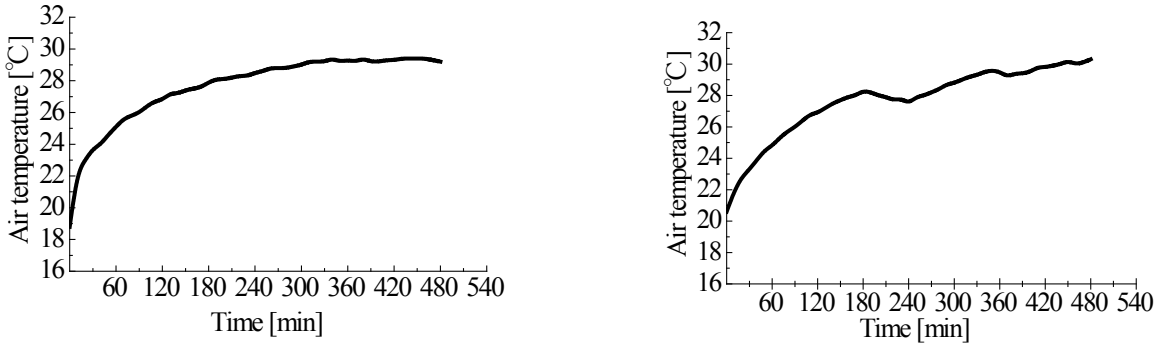
Fig. 16 Diameter variation of the test pieces on discontinuous cutting at constant temperature

図 16 より，機械再稼働後，試験片の加工径は負方向へ大きく変化し，前項で示した連続稼働の場合に比べて，加工径変化量は増加する．式(3)より算出される予測変形量はこの現象に追従しており，補正した場合の加工径変化量の予測値は，図 16(a)，(b)に示すように，それぞれ 11μm から 6μm，17μm から 7μm に減少する．

5・2・3　変温下での一時停止試験

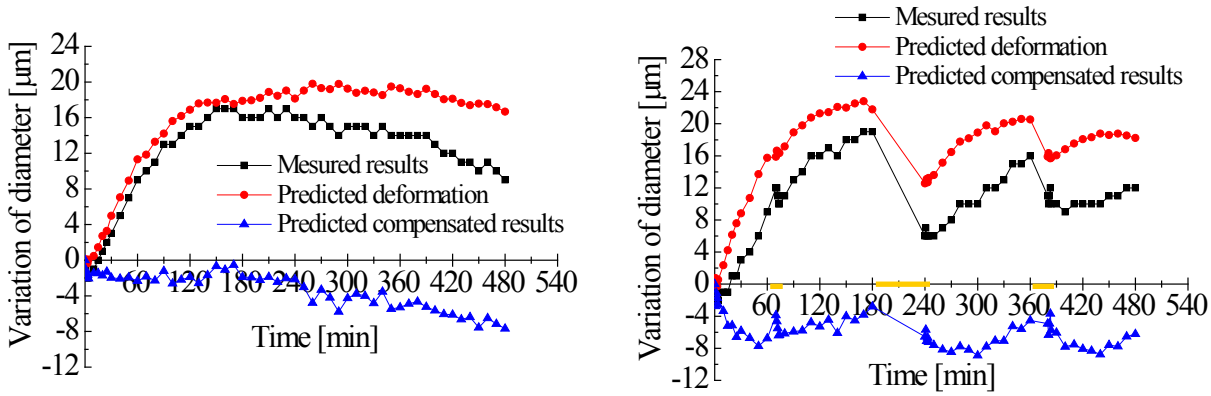
周囲気温が上昇する環境下での切削試験を行った．稼働条件は連続に稼働させた場合と，試験開始から 60 分後に 10 分間，180 分後に 60 分間，360 分後に 20 分間の機械停止時間帯を設けた場合とする．なお，連続稼働

時および停止をともなう場合の主軸回転数は，前者は 2000min^{-1}，後者は 4000min^{-1}とする．周囲気温は開始時から空調を停止し，装置の発熱により上昇させた．図 17 に各試験時の気温変化，図 18 に補正結果を示す．



(a) Continuous operation　　(b) Discontinuous operation

Fig. 17 Variation of air temperature with time



(a) Continuous operation　　(b) Discontinuous operation

Fig. 18 Diameter variation of the test pieces on discontinuous cutting with temperature changes

図 18(a)，(b)より，周囲気温が上昇することで，加工径は正の方向へ変化し，加工径変化量は増加する．このような傾向に対し，式(3)を用いて補正を行うことで，前者は 19μm から 8μm，後者は 19μm から 12μm に加工径変化量を減少させ得ることがわかる．

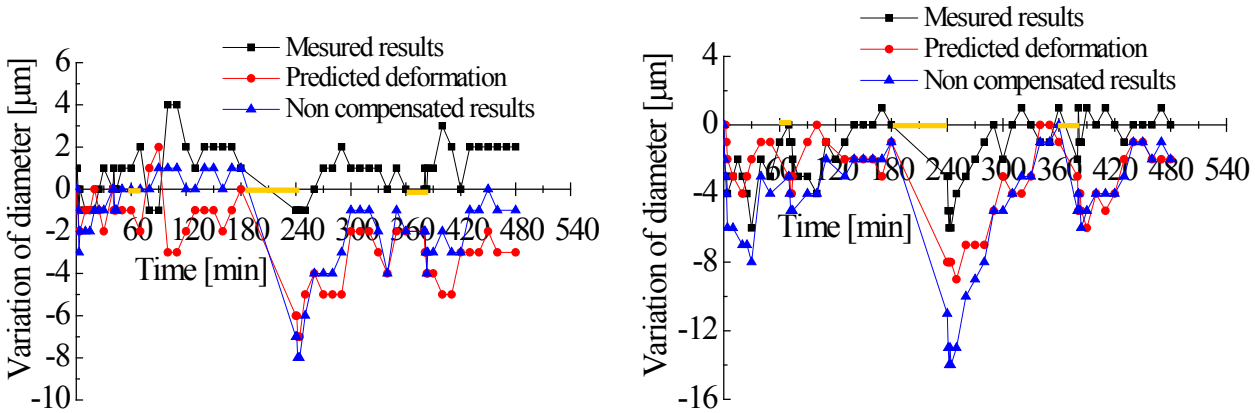
6.　補正適用試験結果

提案する手法を実機に搭載し，実際に補正した切削試験を実施して補正効果を確認する．その効果を確認するため，測定した加工径から補正時に算出された予測変形量を足し合わせることで，補正前の加工径を予測し比較する．加工条件は 5.1 節の表 8 と同じとし，気温変動を±2℃以内とする恒温環境下とした．また，稼働条件は，試験開始から 60 分後に 10 分間，180 分後に 60 分間，360 分後に 20 分間装置を停止させるとした．以上の条件で，主軸回転数を 2000 および 4000 min^{-1}とした場合の結果を図 19(a)および(b)に示す．■は補正後の加工径の変化，●は予測変形量，▲は補正前の加工径の変化である．

図 19 より，実切削による加工径変化量は，主軸回転数が 2000 および 4000 min^{-1}でそれぞれ 5 および 7μm と小さく，高い加工精度が得られている．補正を行わなかった場合の加工径を予測すれば，主軸回転数が 2000 および 4000 min^{-1}でそれぞれ 9 および 14μm となり，加工径変化量を約 50%低減している．

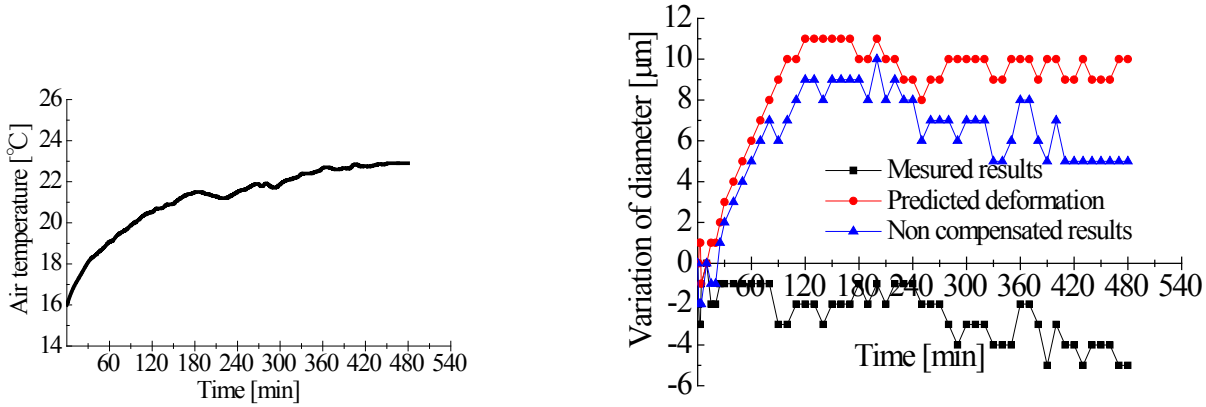
ついで，表 8 の条件で図 20(a)に示すように周囲気温が約 7℃上昇する環境で装置を連続稼働させて実切削試験を行った．結果は図 20(b)に示すとおりであり，補正を行わない場合の加工径変化量の予測値が約 11μm であるのに対し，得られた結果は約 5 μm となり，補正の効果が以上と同様に確認される．

なお，今回は装置の発熱を利用し周囲気温を変化させたが，今後は暖房設備の付加などにより，気温の変化勾配や傾向を種々変化させた環境下で補正試験を行い，提案する手法の汎用性の検討を行っていく．



(a) 2000min^{-1} (b) 4000min^{-1}

Fig. 19 Diameter variation of the test pieces by actual cutting test at constant temperature



(a) Changes in air temperature (b) Diameter variation of the test pieces

Fig. 20 Diameter variation of the test pieces by actual cutting test at non constant temperature

7. 結　　言

熱源が緊密化しやすい小型 CNC 旋盤では，その配置などを考慮することで，恒温環境下など安定した条件では熱変形の加工精度に及ぼす影響を抑制し得るが，それ以外の条件下で複雑な熱変形挙動を生じ，加工精度が悪化することがある．その原因は主に油圧ユニットの発熱に起因することから，本論文では，装置の油圧ユニットと主軸モータの発熱源による影響を独立して考慮することで，熱変形による主軸軸心と刃物間の相対距離の変化を簡便に予測する実験式を導いた．また，C3604BD 材による経時変化切削試験を行い，提案した補正方法の効果を検討し，機械の一時停止や気温変動など，実用的な条件下において，加工径変化量を減少させることを実現した．今後は，安定した条件下での補正効果の向上や，切削油を用いた湿式条件の切削への本手法の適用を検討する．

文　　献

(1) Yang, Z., Sun, M., Li, W., Liang, W., “Modified Elman network for thermal deformation compensation modeling in machine tools”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 54, Issue 5-8 (2011), 2011, pp. 669-676.

(2) Guo, Q., Yang, J., Wu H., “Application of ACO-BPN to thermal error modeling of NC machine tool”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 50 (2010), pp. 667–675.

(3) 田辺郁男，李鐘斗，“工作機械のカラーリングがその熱変形に及ぼす影響”，日本機械学会論文集 C 編，Vol. 64, No. 620 (1998), pp. 340-347.

(4) Xia, J., Hu, Y., Wu, B., Shi, T., “Research on thermal dynamics characteristics and modeling approach of ball screw”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 43 (2009), pp. 421–430.

(5) Zhao, H., Yang, J., Shen, J., “Simulation of thermal behavior of a CNC machine tool spindle”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 47 (2007), pp. 1003–1010.

(6) Tachiya, H., Kaneko, Y., Aramoto, T., Shinjo, H., Miyazaki, Y., “Approximation of Thermal Deformation Behaviour of a Machine Tool to Improve Its Process Precision”, *International Journal of Modern Physics B*, Vol. 47 (2007), pp. 1003–1010.

(7) 金子義幸，立矢　宏，田村英晃，新庄弘嗣，磯部　稔，“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-連続稼動条件での適用-”，日本機械学会論文集 C 編，Vol. 73, No. 726 (2007), pp. 371-378.

(8) 増田健一，立矢　宏，小林雄太，金子義幸，磯部　稔，宮本外志幸，“CNC 旋盤の熱変形簡易補正法の実用化”，日本機械学会年次大会講演論文集，Vol. 2009，No. 4 (2009)，pp. 237-238.

(9) Tachiya, H., Hirata, H., Ueno T., Kaneko, Y., Nakagaki, K., Ishino, Y., “Approximation of Thermal Deformation Behaviour of a Machine Tool to Improve Its Process Precision”, *International Journal of Automation Technology*, Vol. 6, No. 2 (2007), pp. 137–146.

(10) Yan, J.Y., Yang, J.G., “Application of synthetic grey correlation theory on thermal point optimization for machine tool thermal error compensation”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 43, Issue 11-12 (2009), pp. 1124–1132.