Proposal of thermal displacement estimation of crankshaft miller

メタデータ	言語: jpn
	出版者:
	公開日: 2017-10-03
	キーワード (Ja):
	キーワード (En):
	作成者:
	メールアドレス:
	所属:
URL	http://hdl.handle.net/2297/31415

# クランクシャフトミラーの熱変位予測式の提案\*

酒井 忍\*1, 山崎 光悦\*2, 鈴木 武之\*3, 中野 正貴\*4, 浅田 浩治\*3

# **Proposal of Thermal Displacement Estimation of Crankshaft Miller**

Shinobu SAKAI<sup>\*1</sup>, Koetsu YAMAZAKI, Takeshi SUZUKI, Masaki NAKANO and Kouji ASADA

\*1 Kanazawa University, School of Mechanical Engineering Kakuma-machi, Kanazawa, Ishikawa, 920-1192 Japan

Crankshaft miller is a machine tool used to mill crankshafts for engines. The miller causes a great amount of heat during the cutting process, which combines heavy and intermittent cutting. In this paper, the approximation equation of thermal displacement which applied a method to estimate thermal deformation on the basis of a few machine temperatures and the finite element analysis is proposed. The thermal characteristics and the mechanisms of heat transformation in the crankshaft miller are made clear by numerical simulations using the finite element models of the miller and the experiments. The simulations tried a steady and transient state analyses of heat transformation to consider the heat transfer coefficient in the cutting process. From the results of the analyses, the temperature distribution and thermal deformation on each part of the miller were found. The results of analyses are compared with the experimental values using the actual miller. The point of efficient measuring temperature and the calorific values in order to revise each coefficient value in the approximation equation were examined. Additionally, the effectiveness of proposed approximation equation was shown.

*Key Words* : Crankshaft Miller, Machine Tool, Thermal Deformation, Finite Element Method, Processing Precision, Accuracy, Compensation

## 1. 緒 言

クランクシャフトミラーは、車や船舶などに搭載されるエンジンのクランクシャフト(図 1)のメインジャー ナルとピンジャーナルの外周およびカウンタウェイトの側面を加工する専用の NC 工作機械である. 1971 年以前 は、これらの加工は旋盤が中心であったが、現在は、内刃式のフライスカッターが、メインジャーナルとピンジ ャーナルの周りをフラフープのように公転しながら加工する方法が採用されている<sup>(1)</sup>.

工作機械には,不可避な誤差が存在し,加工精度が低下する<sup>(2),(3)</sup>.これらの誤差は,機械要素の組立や 位置決め誤差等の幾何誤差と切削力や切削加工に伴う発熱や温度変化による変形誤差の二つに大別される. なお,精度を要する仕上加工では加工量が少ないため,変形誤差よりも幾何誤差が重要である.

本研究で対象とするクランクシャフトミラーは、大型のNC工作機械であり、高速、重切削で荒加工を行うため、熱容量や発熱量は極めて大きい.このため、ミラーの稼動時間とともに熱変形量が大きくなり、図1のようにワークの加工精度を一定水準(ジャーナルの外径、長手方向の要求精度:±0.1mm, Cpk 1.67)以内に維持するために、逐次熱変形補正値を変更し続けなければならない.現状の補正法は、20、30本前に加工したワークの実



<sup>\*</sup> 原稿受付 2011 年 2 月 24 日

<sup>\*1</sup> 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)

<sup>\*2</sup> 正員,フェロー,金沢大学 理工研究域 機械工学系

<sup>\*3</sup> コマツ工機(株) 工作機械事業部 工機開発センタ

<sup>\*4</sup> 正員,シャープ(株)

E-mail: sakai@t.kanazawa-u.ac.jp



Fig.1 Crank shaft and processing parts by crank shaft miller

測データを基に補正量を予測,算出している<sup>44</sup>.しかし,ワークの種類や加工時間によってその補正値を逐次修 正しなければならず,加工後のワークを何度も実測する必要があるため,その労力と時間的コストが大きい.

NC工作機械の熱変形補正制御に関する研究として、これまで多くの研究<sup>(5)~(13)</sup>がなされており、大別すると温度分布を測定し熱変位補正する方法<sup>(7)</sup>、有限要素法<sup>(8)</sup>やニューラルネットワークを用いて熱変形量を推定する方法<sup>(9),(10)</sup>、内部温度情報などを利用した方法<sup>(11)</sup>などがある.ニューラルネットワークを用いて精度の高い熱変形補正を行うには、数十点の温度情報が必要なため多大な労力を要する.このため、熱変形近似式を少数の温度情報から推定する簡易な手法なども提案されている<sup>(12)</sup>.しかし、提案されている近似式は、熱変形量を温度変化に対し線形で仮定し、それらの線形和として近似をしており、その推定精度に問題がある.

他方,本研究で対象とするクランクシャフトミラーは,大型かつ重切削であり,加工時間も長時間なため,熱 容量や発熱量が大きく,加工初期の熱変形は温度変化に対し線形でも近似可能と考えられるが,加工時間が長く なると熱変形の非線形性を考慮しなければ,要求する加工精度を維持できない.また,加工精度を維持するため に用いる熱変形補正式は,加工点での原点移動制御量のみ予測するだけではなく,ゆがみの原因となるミラーの 各構成要素の温度分布や熱変形量などの熱変形挙動を明らかにすることが重要と考えられる.その手法の一つと して,実機を用いて多くの実験データから明らかにする方法もあるが,加工中のワークやカッターの正確な温度 を測定することは容易ではなく,数多くの温度情報や実測データが必要となる.また,ワークによって加工量や 加工サイクルも異なるため,補正式の構築には膨大な労力が必要となる.さらに,たとえこれらのデータが得ら れたとしても,それらデータからミラー全体の熱変形メカニズムや熱変形要因を詳細に把握することは極めて難 しい.

そこで本研究では、有限要素解析と少数の機械温度を基に熱変形の推定を行う方法<sup>(13)</sup>を応用した熱変位近似式 を提案する.具体的には、クランクシャフトミラーの主要構造部品で構成した CAE (Computer Aided Engineering) モデルを作成し、有限要素解析を用いた数値シミュレーションによって、非定常状態の各部位の温度と温度履歴 を求め、それらの温度分布を基に熱変形解析を実施して各部位の熱変形量を算出し、熱変形挙動を明らかにする. そして、解析結果に基づいた熱変位近似式を提案し、近似式を校正するための有効な温度測定部位の検討を行う. さらに、提案する熱変位近似式の有効性について示す.

## 2. 伝熱解析と切削加工実験

### 2・1 解析モデル

本研究で対象とするクランクシャフトミラーとしては、コマツ工機(株)製 GPM170F-5<sup>(4)</sup>を使用した. ミラーの 構造および可動部の CAD モデルを図 2 に示す.本ミラーの主な仕様は、ワークの最大長さ 600mm、最大振り 180mm、標準カッター径 186mm、切削送り速度 8m/min、主軸回転数 180~300min<sup>-1</sup>、主軸モータ出力 22kW、全 重量 18tonf である.なお、図 2 はミラーの左加工部のみを示しているが、実際のミラーはこのモデルと Z 軸対称 な位置に右加工部を有しており、左右一対の構造による同時加工を可能とし、生産能力を向上させている.

本研究では、ミラーの構造部品のうち伝熱・熱変形挙動に大きく影響すると予測されるカッター、主軸ベアリング、スイングヘッド、スライド、ギアボックス、モータ等の主要部品で構成された有限要素モデル(CAEモデル、図3)を作成した.モデルの作成には Solid Works 2008 を、有限要素解析には COSMOS Works 2008 を使用し

#### クランクシャフトミラーの熱変位予測式の提案



Fig.3 Finite element models of crank shaft miller

Table 1 Material properties of finite element models

Property	Ductile Cast Iron	Cemented Carbide
Density [kg/m <sup>3</sup> ]	7 900	16 000
Themal conductivity $[W/(m \cdot K)]$	75	80
Coefficient of linear expansion [1/K]	11.0×10 <sup>-6</sup>	4.8×10 <sup>-6</sup>
Specific heat capacity [J/(kg·K)]	450	130
Young's modulus [GPa]	120	400
Poisson's ratio	0.31	0.28

Table 2 Analysis conditions

	Main motor	200
Colorifia value [W]	Gear case	250
	Gear shaft	87
	Main bearing	63
Heat source of cutter in	cutting [W]	400
Heat transfer coefficient $[W/(m^2 \cdot K)]$	Cutter and its surroundings	20.0
[w/(m·K)]	Other	3.9

た.要素タイプは四面体二次要素で,全要素数は39,593 要素である.また,モデルの材料はカッター部を除きダクタイル鋳鉄で構成され,カッター部は超硬合金である.解析モデルの材料定数を表1に示す.なお,図中の*T*<sub>c</sub>および*T*<sub>f</sub>は,それぞれカッター先端および固定ラビンリンスの位置を示す.

## 2・2 非定常伝熱解析の解析条件

解析モデルの初期温度と周囲温度(室温)は、後述する実験と同じ26℃とし、加工中は一定室温を仮定した. また、あらかじめ実施した無負荷運転(モータリング)による予備実験および本解析モデルを用いた定常伝熱解 析の結果, ミラーの主要発熱部位は, 主軸モータ, ギアボックス, ギアシャフトおよび主軸ベアリングの四つであり, 発熱量はそれぞれ 200 W, 250 W, 87 W, 63 W であることを特定した<sup>(14)</sup>.

切削加工中,カッターにはワーク(被削材)との摩擦や切削抵抗によって熱が発生する. 主軸回転数,切込量, 切削抵抗等からその発熱量を予測することは可能であるが,実際の加工中は切削抵抗が変動し続けるため,この とき発生する熱量を詳細に算出することは難しい. しかしミラーは大型であり,その熱容量も大きいので,加工 中の発熱量の変動による伝熱特性や熱変形の影響は小さいと考えられる. このため,本研究では,ワーク1本を 切削加工するときに生じる全発熱量を主軸モータの消費動力から積算・算出し,それをワークの加工時間で除し て平均化した発熱量(400 W)を直接カッターに与えることにした<sup>(14)</sup>.

解析対象のミラーは、大型で表面積が大きく、吸塵ファンによって切削加工中に発生する粉塵や熱を排出しているため、本伝熱解析では熱伝達を考慮する必要があると推測される.このため、カッター部には吸塵ファンによる強制対流熱伝達:  $\alpha_0=20$  W/(m<sup>2</sup>·K)を、それ以外のモデル表面には空気の流れがない自然対流熱伝達:  $\alpha_0=3.9$  W/(m<sup>2</sup>·K)を与えた<sup>(15)</sup>.これらの解析条件を表 2 に示す.

なお、本解析モデルでは各部品間の接触熱抵抗を無視している.その理由としては、先述したモータリングによる伝熱解析と予備実験の結果<sup>(14)</sup>、次節で述べる非定常伝熱解析と切削加工実験の結果を比較し、代表的な三つの点(カッター、固定ラビリンス、スライド)の温度については、ほぼ同様の結果を得ており、このことから接触熱抵抗の影響は小さいものと考えられるからである.



Fig.4 Temperature distribution of miller after 121 minutes



Fig.5 Temperature distribution of cutter around after 121 minutes



Fig.6 Variation of temperature at cutter tip  $(T_c)$  and fixed labyrinth  $(T_f)$  under cutting condition

#### 2・3 非定常伝熱解析の結果と切削加工実験の比較

前節の解析条件でミラーの伝熱解析を実施した.解析結果の一例として、図4に121分後のミラーの温度分布 を示す.これより、カッターおよびその周辺が最も高温になっていることがわかる.また、主軸モータはもちろ ん、スイングヘッド全体の温度がスライドなどに比較して高いことがわかる.図 5(a)は、121分後のカッターと カッターアダプター周辺の温度分布を示している.

次に、実際のミラーを用いて、伝熱解析で行った解析条件と同じ発熱量 400W に相当する加工条件で切削加工 実験を実施し、加工中のミラーの温度変化をサーモビューアによって計測した. 図 5(b)は、実験結果の一例で図 5(a)と同様、121 分後のカッターとカッターアダプター周辺の温度を表している. 図 5(a)、(b)を比較すると、解析 値と実験値は、ほぼ同様の温度分布になっていることがわかる. 加工時のカッター(*T<sub>c</sub>*,図 3) と固定ラビリン ス(*T<sub>b</sub>*図 3)の温度変化を図 6 に示す.

これより,当然ではあるが *T<sub>c</sub>*は,*T<sub>f</sub>*に比べて温度上昇が早く,室温の 26℃から 121 分後には 80℃近くまで上 昇していることがわかる.また,図6には,両点の解析値(FEA)の温度変化も同様に示している.両点の実験 値と解析値を比較すると,いずれも温度履歴や最終温度は多少異なるものの,ほぼ同様の温度変化になっている.

以上の結果より,解析モデルおよびその与えた解析条件は,実際のミラーの加工現象や伝熱特性をほぼ再現で きており,妥当なものであると言える.

#### 2・4 断続加工時の非定常伝熱解析の結果と考察

前節で対象とした伝熱解析は、ミラー稼動開始から 121 分間連続に加工をしたときの解析である. これを連続 加工と呼ぶ. 他方、実際の切削加工では、加工の準備作業や作業員の休憩等により一定時間ミラーを停止し、そ の後、再び加工(再加工)する加工サイクルが一般的である. この加工サイクルを断続加工と呼ぶ. 加工停止中 は、カッターの発熱はもちろん、モータや吸塵ファンも停止させるため、ミラー内部の発熱は全く無く、ミラー の外表面からの放熱(自然対流: α<sub>0</sub>=3.9 W/(m<sup>2</sup>·K))のみである. 断続加工の加工条件として、0~90 分後までを 加工1回目、90~150 分後までの 60 分間を加工停止、150~240 分後までの 90 分間を再加工と設定して伝熱解析









Fig.8 Variation of temperature at  $T_c$  and  $T_f$  in continuation and intermittent cuts

を実施した.他の解析条件は、前節の連続加工の解析と同様である.

解析結果の一例として、加工1回目の90分後、再加工の90分後の温度分布を図7(a)、(b)に、カッター(T<sub>c</sub>)と固定ラビリンス(T<sub>f</sub>)の温度変化を図8にそれぞれ示す.図7より、再加工90分後のカッター、固定ラビリンスのいずれも温度が、加工1回目と比較して3~4℃高いことがわかる.これは図8の150分後の温度から確認できるように、加工停止時は自然対流によって放熱され、両者とも温度は31.8℃に低下するが、機械の周囲温度の26℃までは低下せず、ミラー内部に余熱が残った状態から再び加工を行ったためであると考えられる.

また当然ではあるが、カッター部の加工初期の温度上昇が大きく、停止直後は急速に温度が低下し、切削加工 時の発熱の影響を最も受けやすい箇所であることがわかる.しかし、現実には加工中のカッターの温度を正確に 計測することは極めて困難である.他方、固定ラビリンスは、熱電対等によって正確かつ継続的に温度を計測す ることが十分可能である.図8からわかるように固定ラビリンスの温度は、1回目の加工終了と停止時の最終温 度差は約0.7℃である.これはカッターよりも小さいものの両者の温度差は明確であり、加工サイクルによる温度 変化(温度履歴)は、カッターと同様の傾向を示し、加工中のカッター周辺の発熱現象を十分に反映しているも のと推測される.このことから固定ラビリンスは、加工サイクルにおける温度計測箇所として有効な位置である と判断した.

# 3. 熱変形解析とその結果

前章の伝熱解析の結果から得られたミラーの温度分布を解析モデルに与え,熱変形解析を実施した.解析モデルの拘束条件としては、ミラーのスライド底部はリニア・スライダーによって X,Z 方向にミラー全体が移動する構造となっているため、図9のようにスライド底面のY方向変位を拘束した.また、このスライド底面とスラ



(a) Resultant deformation

(b) Deformation in X-Z plane at cutter center

Fig.10 Thermal deformation distribution of miller after 240 minutes

イド下のボールねじ駆動するスライドブロックとの結合部である X, Z 方向の変位を拘束した. なお, カッター は, カッターアダプターを介して主軸ベアリング, スイングヘッドに固定されており, Z 軸回りの回転のみ自由 である. スイングヘッドとギアシャフトはピン結合である. また, スイングヘッドとボールねじ上を移動するス ライドブロックはピン結合であるが, この結合部にはLM ガイドが設置されているため, スイングヘッドの X 方 向変位は拘束されない構造となっている.

240 分間,連続加工を行ったときの熱変形解析結果の一例を図 10 に示す.図(a)の熱変形量は合成変位を,図(b) はカッター中心の X-Z 平面における熱変形の様子を示し,加工前(0分)のモデル形状は黒色で表わしており, いずれも変形量は 1,060 倍に拡大表示している.これより,スライドは加工前・後でほとんど熱変形をしておら ず,他方,スイングヘッド,特にカッターの熱変形量が大きいことがわかる.これは,前章の伝熱解析の結果か らも予想され,カッター周辺の温度が他の部位に比較して高く,熱膨張量が大きいためであると考えられる. スイングヘッド全体の熱変形に注目すると,その変形はカッターを中心にヘッド全体が+Z 軸方向に大きくたわ み変形を起こしており,最大変形はカッターチップの先端(内周)で発生している.また,このたわみ変形は, スイングヘッド全体の熱変形にも大きく影響し,スイングヘッドの左端は熱膨張とたわみの複合作用によって, -X軸方向に大きく変形していることがわかる.

次に、連続加工、断続加工時の加工誤差となるカッターの熱変形について検討した結果を示す. 図 11 は、カッ ター中心点のX, Y, Z軸方向の熱変位を示している.連続加工の場合,X軸および Y軸方向では、加工時間とと もにほぼ単調増加し、Z軸方向では、加工初期(0 ~ 30分)の熱変位の増加率は大きいが、それ以降はほぼ一 定の増加率で増加していくことがわかる.また、熱変位量としては、240分後のZ軸方向の変位量は約0.09mm であり、X軸方向の約2倍、Y軸方向の約4倍以上である.一方、断続加工の場合は、複雑な熱変位履歴を示す. 停止時、Z軸方向では急激に熱変位が減少し、その後一定値(0.019mm)に近づくものの、X,Y軸方向では熱変



Fig.11 Thermal deformation of cutter in X, Y and Z-axis directions under continuation and intermittent cuts



Fig.12 Thermal deformation trajectory of cutter in X-Y plane under continuation and intermittent cuts

位は必ずしも減少せず, Y 軸方向では僅かではあるが増加している.加工再開時は,再開初期(150分)における残留変位分の違いはあるもののその後の熱変位は,加工1回目とほぼ同様の変位履歴となっている.240分後の連続加工,断続加工の熱変形量を比較すると,X,Y,Z軸方向でそれぞれ0.011mm,0.004mm,0.007mmの差が生じている.

図12は、カッター中心点の*X*-*Y*平面上の熱変形軌跡を示す.これより、加工初期(0~10分)では+*X*軸方向 に変形するものの、その後は-*X*軸方向に反転する軌跡を描き、*Y*軸方向の変形は常に+側に変形していること がわかる.90分以降の軌跡に着目すると、連続加工の場合は左上方向(-*X*, +*Y*軸方向)に単調増加を続ける が、断続加工の場合は複雑な軌跡となり、加工停止中(90~150分)は、初期点(原点)に向かわずカーブを描 きながら-*X*, +*Y*軸方向にやや変位している.150分以降の加工再開時では、加工1回目と同様の軌跡を示し、 再加工10分後(開始から160分後)に+*X*軸方向から-*X*軸方向に反転し、その後左上方向に増加する軌跡を描 いていることがわかる.

図11より,最大の熱変位量はZ軸方向で連続加工の240分後に生じ,約0.09mmである.これより,ミラーの 加工精度が±0.1mm以内であるため,熱変形補正を実施しなければ,加工精度を維持できなくなる可能性が高い. また,断続加工の場合は,加工停止直後から最大の熱変位であるZ軸方向は減少するものの,加工停止から60分(加工開始から150分後)経過してもその熱変位は0にはならず,約0.02mmは残る.この状態から加工を再 開すると、当然この残留変位分が加工誤差となる.次に,加工開始から90分後と加工再開90分後を比較すると, 各軸方向の熱変位の差は0.01~0.02mm程度ある.また図12からもわかるように,加工時間とともに熱変位が変 化するだけでなく,その変形位相も変化する.特に,断続加工では連続加工に比較して複雑な軌跡を描いている ことがわかる.このように,連続加工と実際の加工サイクルを想定した断続加工では,加工時間が同じでもミラ ーの熱容量や温度履歴の違いにより,熱変形量および位相が異なることがわかる.

本解析の連続加工と同じ加工条件における実機による連続切削加工実験を行った.加工開始から 93 分後のメインジャーナル (図 1) 3 箇所の寸法を測定した結果,誤差の平均値は,外径 0.025mm,長手 0.086mm であった. 一方,図 11,12 の連続加工 90 分後の解析値は外径 ( $\sqrt{x^2 + y^2}$ ) 0.020mm,長手 (Z) 0.070mm であり,両者を 比較すると解析値はやや小さい値ではあるがほぼ同様の値を示しており,本解析結果は信頼できると考えられる.

以上,加工,加工再開時におけるミラーの熱変形挙動を明らかにした.次章では、本熱変形解析の結果に基づいた精度の高い熱変位近似式を提案する.

#### 4. 熱変位近似式と発熱量の推定

#### 4·1 熱変位近似式

図 11 からわかるように、カッターの熱変位は非線形に変化する.この熱変位を近似するため、多項式を用いた場合、次数を増加させれば近似精度は上がるものの、決定すべき係数が増加することやその次数自身も決定しなければならず、取り扱いが難しい.そこで、熱変形履歴を考慮し、未定係数が少なく熱剛性を表現できる近似式として、指数関数とその和を用いた<sup>(7)</sup>.提案する各軸方向の熱変位近似式( $\delta_{X}, \delta_{Y}, \delta_{Z}$ )は、加工開始からの時間をt(min)とすると、次式で表される.

$$\delta_{X}(t) = A_{1} + B_{1} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{1}}\right) \right\} + B_{2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{2}}\right) \right\} + B_{3} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{3}}\right) \right\}$$

$$\delta_{Y}(t) = A_{4} + B_{4} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{4}}\right) \right\} + B_{5} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{5}}\right) \right\} + B_{6} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{6}}\right) \right\}$$

$$\delta_{Z}(t) = A_{7} + B_{7} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{7}}\right) \right\} + B_{8} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{8}}\right) \right\} + B_{9} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{C_{9}}\right) \right\}$$
(1)

ここで、*A<sub>i</sub>*(mm)、*B<sub>i</sub>*(mm)、*C<sub>i</sub>*(min) はそれぞれ未知係数を表わす.*A<sub>i</sub>*は加工開始時の初期変位であり、第2項は 暖機運転(モータリング)による熱変位に相当し、ミラーの寸法や重量等の熱容量、モータ出力等で決定する. 第3項および第4項は、切削加工等によって生じる熱変位であり、加工条件等によって決まる熱変位に相当する. なお、両者の違いは時定数の相違である.

	Table 3	Coefficients of equation	(1)
--	---------	--------------------------	-----

First Cut $(0 \le t)$	<90min)						
$\delta_X (\mathrm{mm})$	$A_{\perp}$ (mm)	$B_1$ (mm)	$B_2(mm)$	<i>B</i> 3 (mm)	$C_1$ (min)	$C_2$ (min)	<i>C</i> 3 (min)
Value	0	-3.90×10 <sup>-2</sup>	1.05×10 <sup>-2</sup>	-3.95×10 <sup>-2</sup>	$2.31 \times 10^{2}$	7.36	$1.46 \times 10^{2}$
$\delta_Y$ (mm)	A 4 (mm)	<i>B</i> 4 (mm)	<i>B</i> 5 (mm)	B 6 (mm)	$C_4$ (min)	$C_5$ (min)	$C_{6}$ (min)
Value	0	$-1.06 \times 10^{-3}$	$1.78 \times 10^{-3}$	-2.71×10 <sup>-2</sup>	6.17	3.51	$8.62 \times 10^2$
$\delta_Z (\mathrm{mm})$	A 7 (mm)	<i>B</i> 7 (mm)	$B_{8}(\text{mm})$	<i>B</i> 9 (mm)	<i>C</i> 7 (min)	$C_{8}$ (min)	<i>C</i> 9 (min)
Value	0	2.51×10 <sup>-2</sup>	5.18×10 <sup>-2</sup>	1.85×10 <sup>-2</sup>	$2.11 \times 10^{2}$	6.17	$1.23 \times 10^{2}$
Stop ( $0 \le t < 6$	0min)						
$\delta_X (\mathrm{mm})$	$A_1$ (mm)	<i>B</i> <sub>1</sub> (mm)	$B_2(\text{mm})$	<i>B</i> 3 (mm)	$C_1$ (min)	$C_2$ (min)	<i>C</i> 3 (min)
Value	$-2.02 \times 10^{-2}$	-1.52	-8.27×10 <sup>-3</sup>	—	$4.98 \times 10^{4}$	4.15	_
$\delta_{Y}$ (mm)	A 4 (mm)	<i>B</i> 4 (mm)	<i>B</i> 5 (mm)	B 6 (mm)	$C_4$ (min)	$C_5$ (min)	<i>C</i> 6 (min)
Value	3.92×10 <sup>-3</sup>	6.77×10 <sup>-3</sup>	2.93×10 <sup>-4</sup>	—	$3.47 \times 10^{1}$	$1.33 \times 10^{1}$	—
$\delta_Z (\text{mm})$	A 7 (mm)	<i>B</i> 7 (mm)	$B_{8}(\text{mm})$	<i>B</i> 9 (mm)	<i>C</i> <sub>7</sub> (min)	C 8 (min)	C 9 (min)
Value	7.01×10 <sup>-2</sup>	-6.77	-5.04×10 <sup>-2</sup>	_	1.02×10 <sup>7</sup>	6.33	—
<b>D</b>							
<u>Re-Cut <math>(0 \leq t &lt; </math></u>	<u>(90min)</u>				C	C	
$\partial_X (\text{mm})$	$A_1$ (mm)	$B_1$ (mm)	$B_2$ (mm)	$B_3$ (mm)	$C_1$ (min)	$C_2$ (min)	$C_3$ (min)
Value	-2.67×10 <sup>-2</sup>	-3.98×10 <sup>-2</sup>	$1.03 \times 10^{-2}$	-2.36×10 <sup>-2</sup>	2.80×10 <sup>2</sup>	/.30	1.27×10 <sup>+</sup>
$\delta_Y (\text{mm})$	$A \neq (\text{mm})$	$B_4 (\text{mm})$	$B_5 (\text{mm})$	$B_6 (\text{mm})$	$C_4$ (min)	C 5 (min)	C 6 (min)
Value	9.41×10 <sup>-3</sup>	$4.63 \times 10^{-5}$	$2.74 \times 10^{-5}$	-1.02×10 <sup>-5</sup>	$2.82 \times 10^{3}$	6.02	8.13×10 <sup>4</sup>
OZ (mm)	$A_7 (\text{mm})$	$B_7 (\text{mm})$	$B_8(\text{mm})$	$B_{9}(\text{mm})$	$C_7$ (min)	C 8 (min)	$C_9(\min)$
value	1.94×10 <sup>-5</sup>	8.8 <sup>7</sup> /×10 <sup>-5</sup>	4.92×10 <sup>-2</sup>	1.01×10 <sup>2</sup>	2.36×10 <sup>2</sup>	0.21	1.14×10 <sup>2</sup>
Thermal deformation Thermal	Fi 30	rst cut	90 T (a) N	Stop 120 Time [min]	Appr	Re-cut	2 Y X 240
0.08			Appro	oximation valu	e		
0.06							
<u> </u>	J. J		·····X				
20.0 uation	<b>f</b>		·····		<b>j</b>		Y
efom			·····	<u></u>			
il d			wwww			000000000000000000000000000000000000000	
- 20.0- Lherma					xxx <sup>9°°</sup>		X



(b) Cutting process

Stop

-0.04

-0.06

0

First cut

Fig.13 Comparison of approximation and FEA values of thermal deformation

Re-cut

式(1)の各係数を加工サイクルごとに解析値と近似値の残差二乗和を最小とする最小二乗法を用いて決定した. 決定した係数を表3に示す.ここで,式(1)の*C*<sub>i</sub>は時定数(min)を表しており,表中の*C*<sub>i</sub>に着目すると,各近似式 は、いずれも数分程度の短時間のものと数百分の長時間の時定数が組合わさっていることがわかる.なお,加工 停止中の各係数を計算した結果,時定数の長い第4項の係数*B*<sub>3</sub>,*B*<sub>6</sub>,*B*<sub>9</sub>の値は,第3項の係数*B*<sub>2</sub>,*B*<sub>5</sub>,*B*<sub>8</sub>の値に 比較して微小であったため,加工停止中では第4項を省略した.算出した各軸方向の熱変位解析値と近似値を図 13に示す.同図は、(a)モータリング(無負荷運転)による熱変位と、(b)切削加工による熱変位の二つに分けて表 している.図より、加工、停止および加工再開時を問わず、両者は良い一致をしていることがわかる.

次に,150分以降の加工再開時の切削抵抗(発熱量 400W)を0W,200W および 600W に変更した伝熱解析お よび熱変形解析を実施した.また,各軸方向の熱変位から式(1)を用いてそれぞれ各係数(*A<sub>i</sub>*, *B<sub>i</sub>*, *C<sub>i</sub>*)を求め, 各軸方向の熱変位近似値を算出した.その結果を図 14,15 に示す.

図14はZ軸方向の熱変位を示しており、太い実線が近似値を表わす.図より、モータリング(発熱量0W)で は時間が経過しても熱変形量はほとんど変化しない.また、当然のことながら、発熱量の増大に伴って熱変位量 が増加していることがわかる.

図 15 は発熱量の違いによる X-Y 平面上の熱変形軌跡を示しており,同図には 400W の連続加工による軌跡も同時に示している.これより,Z軸方向の熱変位とは異なり,モータリング(0W)でも時間とともに熱変形が生じていることがわかる.また,発熱量の増大に伴ってそれぞれ熱変形軌跡も変化するが,熱変位は加工時間の経過とともに左上(-X,+Y軸)方向に向かっており,この方向は 400W の連続加工の熱変形軌跡とほぼ同方向で



Fig.14 Thermal displacement in Z-axis direction to change heat values



Fig.15 Thermal deformation trajectory in X-Y plane to change heat values



Fig.16 Thermal displacement and estimation value in Z-axis direction in re-cutting

ある.本研究で対象としたミラーは、加工初期では初期変位や発熱量によって異なる熱変形挙動を示すものの、 その熱変形軌跡はほぼ相似形である.また、加工サイクルや加工履歴を問わず、加工時間の経過とともに、左上 の決まった方向へ熱変形する特徴があることが明らかとなった.また、図 14,15 からわかるように、いずれの場 合も熱変位近似値は解析値とよく一致している.

次に、加工再開時の発熱量 400W の熱変位近似式を用いて、発熱量が 0.5 倍、1.5 倍である 200W, 600W にお ける各軸方向の熱変位を推定した.具体的には、式(1)の初期変位やモータリングの熱変位である第 2 項および各 項の時定数 *C<sub>i</sub>*はそのままとし、第 3 項、第 4 項の熱変位 *B<sub>i</sub>*のみを 0.5 倍、1.5 倍にして、これらの熱変位を推定 した.図 16 は、加工再開時の 200W、600W における *Z* 軸方向の熱変位の推定値と解析値を示す.なお、同図に は 0W と 400W の近似値も同時に示した.これより、発熱量 200W、600W の両熱変位推定値は、加工再開時では よく一致しており、加工時間が長くなるにつれて解析値とやや離れていくが、90 分後の熱変位の最大誤差は両者 とも 3.4 µ m 以下であった.これより、代表的な発熱量による熱変位近似式の係数を用いることによって、発熱 量がわかれば、加工時間によって変化する加工中の熱変位をほぼ推定できることがわかる.なお、この誤差は主 に発熱量に起因していると考えられ、発熱量を精度良く推定できれば減少させることができる.この発熱量の推 定法は次節で述べる.

本ミラーを用いた実機の加工条件としては、加工開始から数時間は被加工物(ワーク)がほぼ同一であり、加 工中の発熱量 Q は大きく変動しない.これより、加工サイクル全体の熱変形履歴は、ミラー周囲の空気温度や温 度変化が影響するものの、その温度と発熱量に対応する表 3 の係数を算出しておくことによって、加工サイクル 全体に渡り提案した熱変位近似式を用いて、初期変位 A<sub>i</sub>をほぼ正確に推定することができると考えられる.

これより、実機の使用環境下では、提案した熱変位近似式は有効であると考えられる.

## 4・2 温度近似式を用いた発熱量 Qの推定

第2章で述べたように、固定ラビリンス  $T_f$  (図3参照)は、加工中の温度計測箇所として有効な位置であった. 本節では、この  $T_f$ を用いた発熱量Qの推定方法について述べる.

ミラーのモータリングおよび切削加工時に発生する温度を補正するため,熱変位近似式(1)と同様,次式を用い て近似した温度近似式を算出した.

$$\boldsymbol{T}_{Tf}(t) = T_{A_1} + T_{B_1} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{T_{C_1}}\right) \right\} + T_{B_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{T_{C_2}}\right) \right\} + T_{B_3} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{T_{C_3}}\right) \right\}$$
(2)

ここで,  $T_{IT}$ は固定ラビリンスの温度近似値( $\mathbb{C}$ ), t は各加工サイクル開始からの時間 (min)であり,  $T_{A1}$  ( $\mathbb{C}$ ),  $T_{Bi}$  ( $\mathbb{C}$ ),  $T_{Ci}$ (min) はそれぞれ未知係数を表わす.  $T_{A1}$ は初期温度であり, 第2項は暖機運転(モータリング)による発熱温度に相当し, 第3項および第4項は, 切削加工によって生じる発熱温度に相当する.

式(2)の各係数を加工時の発熱量 400W,停止時,加工再開時の発熱量 0W~600W まで変化させた加工サイク ルごとに解析値と近似値の残差二乗和を最小とする最小二乗法を用いて決定した.決定した係数を表4に示す.

First Cut $(0 \ge t)$	< 90min)						
Q (W)	$T_{A1}(^{\circ}\mathrm{C})$	TB1 (°C)	$TB_2(^{\circ}C)$	$TB3(^{\circ}C)$	$TC_1$ (min)	TC2 (min)	TC3 (min)
400	0	19.5	-0.67	9.33	$1.00 \times 10^{3}$	6.28	95.1
Stop ( $0 \le t < 6$	Omin)						
Q (W)	$T_{A1}(^{\circ}\mathrm{C})$	TB1 (°C)	$TB2(^{\circ}C)$	$TB3(^{\circ}C)$	$TC_1$ (min)	$TC_2$ (min)	$TC_3$ (min)
_	6.52	1.23	0.85	-3.67	$1.00 \times 10^{3}$	6.28	95.1
Re-Cut $(0 \le t < 90 \text{min})$							
Re-Cut $(0 \le t < t \le t)$	(90min)						

	() () () () () () () () () () () () () (						
Q (W)	$T_{A1}(^{\circ}\mathbb{C})$	$TB_1(^{\circ}C)$	$TB_2(^{\circ}C)$	$TB3(^{\circ}C)$	$TC_1$ (min)	<i>TC</i> <sub>2</sub> (min)	<i>TC</i> 3 (min)
0	5.81	18.1	1.67×10 <sup>-2</sup>	-3.21	$1.00 \times 10^{3}$	6.25	95.2
200	5.81	18.1	-0.34	1.49	$1.00 \times 10^{3}$	6.27	95.1
400	5.81	18.1	-0.67	6.13	$1.00 \times 10^{3}$	6.28	95.1
600	5.81	18.1	-1.00	10.8	$1.00 \times 10^{3}$	6 30	95.0



Fig.17 Temperature rise at fixed labyrinth  $(T_f)$  to change heat values

式(1)と同様,式(2)の *T<sub>G</sub>*は時定数(min)を表しており,表中の *T<sub>G</sub>*に着目すると,温度近似式は,発熱量によらずいずれも数分程度の短時間のものと長時間の時定数の組合せとなっている.

算出した固定ラビリンスの温度近似値(黒色太線)と解析値の一例を図17に示す.これより,加工,停止,加工再開時のいずれの加工サイクルとも両者の値はよく一致しており,良好な近似であることがわかる.また,加工再開時の90分後(加工開始からは240分後)の発熱量0Wと400Wの温度近似値5.4℃,10.3℃を用いて,発熱量200Wと600Wの温度を直線差分で推定した.つまり,発熱量200Wの推定温度は,400Wの0.5倍なので,(10.3-5.4)×0.5+5.4=7.85℃となる.同様に,発熱量600Wの温度は400Wの1.5倍なので,その温度は12.75℃と推定される.これより,加工サイクル中で最大誤差と推測される両温度推定値とも解析値と0.05℃程度の僅かな誤差しか生じていないことがわかる.

以上の結果,固定ラビリンスの温度を測定精度や安定度の高いサーミスタや白金測温抵抗体等の温度センサを 用いて精度 0.1℃前後で測温ができれば、この温度情報を基にミラーの発熱量 Q を十分推定することが可能であ る.また、前述したように、本ミラーにおける加工中の発熱量 Q は大きく変動することはないため、あらかじめ 想定される周囲温度とその変化量および Q の範囲(0~600W)の解析を実施し、これらの加工条件に対応した温 度近似式(2)の各係数を算出しておくことによって、任意の断続運転条件に対する式(2)の各係数は、固定ラビリン スの温度履歴と算出済の係数を用いて、差分近似等によって発熱量 Q をほぼ正確に推定することができると考え られる.ただし、初期温度 T<sub>41</sub>については、サーミスタ等で計測した実測値を用いる.

このように、実機の使用環境下における運転パターンでは、固定ラビリンスの1点の温度情報を加工中計測することによって、その温度履歴から発熱量 Q を推定し、熱変位近似式の各係数を補完することができると言え、 精度が高く簡便な熱変形補正を行える可能性があると考えられる.

#### 5. 結 言

本研究では、クランクシャフトミラーの CAE モデルを用いて、非定常伝熱解析および熱変形解析を実施し、 熱変形挙動を明らかにした.そして、解析結果に基づいた熱変位近似式を提案し、近似式に必要な発熱量や近似 式の校正をするための有効な温度測定部位について検討を行った.その結果、次の結論を得た.

- (1) ミラーの熱変形挙動は、スライドではほとんど生じないが、スイングヘッドはカッターを中心に大きくたわ み変形を生じ、時間の経過とともにそのたわみ量は増大する.
- (2) ミラーの熱変位近似式を提案し、その妥当性を検討した.その結果、固定ラビリンス1点のみの温度情報を 得ることによって、発熱量の推定および熱変位近似式の各係数の補正を精度良く容易に行えるため、本熱変形 補正は有効かつ実用的である.

なお、本研究を遂行するにあたり、金沢大学理工研究域の村口さよ氏に多大なるご協力を頂いた.ここに記して、謝意を表したい.

# 文 献

- (1) 生駒 晃, "GPM170F-3 クランクシャフトミラー", コマツ技報, Vol. 41, No. 1 (1995), pp. 68-77.
- (2) 佐田登志夫,竹内芳美,平元一之,佐藤真,鈴木博一,"計算機補正による数値制御工作機械の加工精度の向上(第 1報)",精密機械, Vol. 45, No. 11 (1979), pp. 1286-1290.
- (3) 竹内芳美, 佐田登志夫, 平元一之, 佐藤 真, 鈴木博一, "計算機補正による数値制御工作機械の加工精度の向上(第2報)", 精密機械, Vol. 46, No. 12 (1980), pp. 1532-1536.
- (4) 鈴木武之, "クランクシャフトミラー GPM170F-5 の製品紹介", コマツ技報, Vol. 53, No. 159 (2007), pp. 52-58.
- (5) Tlusty, J., and Konigsberger, F., "New Concept of Machine Tool Accuracy", *Annals of the CIRP*, Vol. 19, No.2 (1971), pp. 261-273.
- (6) Moriwaki, T., "Thermal Deformation and Its On-Line Compensation of Hydrostatically Supported Precision Spindle", *Annals of the CIRP*, Vol. 37, No.1 (1988), pp. 393-396.
- (7) 松尾光恭, 安井武司, 稲村豊四郎, "マシニングセンタの温度分布測定による熱変位補正(第1報)", 精密工学会誌, Vol. 57, No.3 (1991), pp. 550-555.
- (8) Haitao, Z., Jianguo, Y., and Jinhua, S., "Simulation of thermal behavior of a CNC machine tool spindle", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47, No.1 (2007), pp. 1003-1010.
- (9) 森脇俊道, 超 成和, "ニューラルネットワークによるマシニングセンタの熱変形予測", 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 58, No. 550 (1992), pp. 1932-1937.
- (10) 陳 亮,廣田康宏,堤 正臣,西脇信彦 "CNC 工作機械の位置決め精度に関する研究:ニューラルネットワークを 利用した熱影響の予測,日本機械学会論文集 C 編, Vol. 62, No. 599 (1996), pp. 2686-2691.
- (11) 社本英二, 樋野 励, 冨江竜哉, 松原陽介, 森脇俊道, "CNC 装置の内部情報を利用した工作機械の熱変形推定",
   日本機械学会論文集 C 編, Vol. 69, No. 686 (2003), pp. 2775-2782.
- (12) 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", 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 73, No. 726 (2007), pp. 371-378.
- (13) 松尾光恭, 安井武司, 稲村豊四郎, "タッチセンサと数学モデルを利用したマシニングセンタの熱変形の測定と分解", 精密工学会誌, Vol. 55, No.9 (1989), pp. 1681-1686.
- (14) 酒井 忍,山崎光悦,鈴木武之,浅田浩治,村口さよ,"クランクシャフトミラーの熱変形による加工誤差補正法に 関する研究",日本機械学会 第23回計算力学講演会,No.10-2 (2010), No.811 (in CD-ROM).
- (15) 菊池義弘,松村幸彦,"伝熱学"-基礎と要点-,共立出版,2006.