研削における工具・被削材の寸法挙動*

(第1報, 砥石温度分布と熱膨張・摩耗)

金 内 忠 彦**, 鍵和田 忠男**

Dimensional Behavior of Tool and Workpiece under Grinding (1st Report, Thermal Expansion and Wear of Grinding Wheel with Temperature Distribution)

by Tadahiko KANAUCHI and Tadao KAGIWADA

Thermal expansion and wear of the grinding wheel are measured during cylindrical grinding by a new experimental method named "Radial difference comparison method". In this method, two grinding wheels are set together in flanges; one is used for grinding and called as the working wheel, the other is racing and used for comparison of radial difference with the working wheel and is called as the reference wheel. The radial difference of two wheels is measured by means of blade method, and the thermal expansion and wear are obtained. As the result of experiment it is clear that the thermal expansion of the grinding wheel is far larger than the value of the wheel depth of cut. And when the temperature and thermal expansion are larger in the early stage of grinding, the wear is also large and the temperature and thermal expansion turn smaller in the late stage because of the decrement of the wheel depth of cut.

Key Words: Grinding, Tool, Radial Difference Comparison Method, Working Wheel, Reference Wheel, Blade Method, Thermal Expansion, Wear

1. 緒 言

研削加工において仕上げ精度に関する問題は特に重要な課題の一つであり、特に近年においては加工の自動化が進んでおり、従来とは違って寸法の管理を人手を介さずに行うことが必要となってきた。仕上げ精度を低下させる要因は、研削作業中における被削材の局部的・全体的変形、工具（研削砥石）の一時的・永久的変形、工作機械の変形による工具と被削材の相対位置の変化などである。

被削材の局部的変形は主として研削熱による熱膨張、相変化による体積変化などが考えられ、全体的変形は熱膨張と研削抵抗によって生じる。工具（研削砥石）の一時的変形の原因としては、研削熱による砥石の熱膨張、砥石の回転遠心力による膨張、研削抵抗による局部的変形が考えられる。研削砥石の永久的変形は砥石の摩耗によるものが主である。著者らは従来から研削過程における工具と被削材の変形を、主として研削熱の点から実験、解析を行ってきた。すなわち被削材の温度と被削材への供給熱量を実験および数

値解析により決定し⁽¹⁾、さらに研削熱による被削材の局部的・全体的変形を数値解析により求めた^{(2)~(4)}。一方、砥石の温度と砥石への供給熱量を実験および数値解析により決定し⁽⁵⁾⁽⁶⁾、さらに研削熱による砥石の熱膨張、砥石の回転遠心力による膨張、研削抵抗による局部的変形と、それに伴う砥石内の応力を数値解析により求めた⁽⁷⁾。また砥石の摩耗の一因である砥粒内の熱応力、研削抵抗による応力を数値解析により求めている^{(8)~(12)}。これらすべての基礎となる研削熱の被削材、工具（研削砥石）、切りくずへの配分割合を理論的⁽¹³⁾および実験的⁽¹⁴⁾に求めている。

本研究においては、これらの知見に実証を与えまた発展させるものとして、砥石および被削材の変形挙動を、主として実測に主眼をおいて解明する。本報はその第1報として、研削中の砥石の熱膨張と摩耗を測定するために考案した方法（半径差比較法と名づけた）について述べ、乾式の円筒研削の場合について測定されたこれらの結果を、同時に測定された砥石温度との関連において検討し、理論解析との対応を論じる。またこれらの関係から、砥石に関する熱定数についての検討を行う。

* 昭和60年4月1日 第62期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和59年11月2日。

** 正員、北海道大学工学部 (〒060 札幌市北区北13条西8丁目)。

2. 実験方法

2.1 半径差比較法による砥石の熱膨張と摩耗の測定 半径差比較法においては、2枚の砥石を同時に砥石軸に取付け、一方の砥石を作業砥石としてこれのみで研削を行い、他方の砥石は基準砥石として作業砥石との半径差の比較に用いられる。本報における実験は定切込み円筒フランジ研削の場合であるが、砥石は厚さ10mmのものを2枚用い、間に厚さ5mmの亚克力板のスペーサを介して同時にフランジで締め付け、円筒研削盤の砥石軸に取付ける(図1)。スペーサの直径はフランジと同じく160mmである。作業砥石は研削熱により温度が上昇するが、作業砥石から基準砥石への熱放射および熱伝達を防ぐため、両者の間には砥石カバーに固定されたしゃへい板が置かれている。また前述のようにスペーサとして亚克力材を用

図1 2枚の砥石としゃへい板

図2 ブレードホルダと砥石、被削材

図3 ブレード

いたのは熱伝導を小さくするためである。図2に示したように、砥石の外周の研削点の反対側には、砥石軸と平行な軸のまわりに回転可能なブレードホルダが取付けられている。このブレードホルダにはブレードが取付けられており、測定する際には回転軸上の六角穴付きボルトをアレンキを用いて手動で回転させることにより、ブレードは2枚の砥石によって同時に削られ、砥石のレプリカが得られる。ブレードは市販の安全かみそりを用いる(図3)。レプリカを取ったブレードはホルダから外され、新たなブレードを装着して次の測定に備える。

ブレード上に残された砥石のレプリカは、表面形状測定器(小阪研究所 MODEL SE-3C)によって拡大記録する。図4はその記録結果の例である。被削材の幅は砥石の厚さ10mmよりも小さく8mmであるため、作業砥石の厚さ方向の一部(約2mm)は摩耗せずに残る。この部分の表面を作業砥石の基準面と呼ぶ。また実際に研削をする表面を作業砥石の作業面と呼ぶ。図4において、 $t=t$ における作業砥石の基準面の基準砥石に対する半径差を δ 、作業砥石の作業面の基準面に対する半径差を ε (一般に負である)とすると、 δ は作業砥石の熱膨張を、 ε は摩耗を表すことになる。しかしながら $t=0$ においても、前作業その他により δ 、 ε は値をもつから、これらを δ_0 、 ε_0 (図4の例ではともに負となっている)とすると、 $t=t$ における砥石の熱膨張による半径変化 u および摩耗による半径変化 w

図4 拡大記録された砥石のレプリカ

はそれぞれ

$$u = \delta - \delta_0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$w = \varepsilon - \varepsilon_0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

で求められる。また作業面の半径変化 (見かけの半径変化) $\bar{u}$ は,

$$\bar{u} = u + w \quad \dots\dots\dots (3)$$

で求められる。実際には記録紙上において、基準砥石の表面曲線を代表する直線を求め、これに平行に他の2直線を引くことによって δ, ε を表す。また他の時刻におけるものどうしは、基準砥石の表面曲線どうしを一致させた状態で、代表する直線どうしも一致するようにする。これを各時刻について行うことにより砥石の熱膨張と摩耗の時間的変化が求められる。

2.2 赤外線放射温度計による砥石外周温度の測定

上述の熱膨張と摩耗の測定と同時に、赤外線放射温度計によって作業砥石の外周面を連続的に測定し記録した。作業砥石の外周から 500 mm 離れた半径上から赤外線放射温度計 (三栄測器 6 T 51 サーモスポット、0~400°C、視野角 0.57°, 時定数 0.2 s) により、光軸が半径方向となるように測定した。砥石外周上の測定点の大きさは約 6 mm であり、作業砥石の作業面の大きさの中に入る。放射率は、砂の値 0.60 と磁器の値 0.75 に準拠し、体積率を考慮して 0.63 と設定した。

表 1 研削条件とその組合せおよび測定例数

Wheel shape	1A305×10×127					
Wheel designation	WA60K ⁺ 8V2000 WA60M8V2000					
Grinding speed, V m/min	1680					
Wheel depth of cut, d $\mu\text{m}/\text{rev}$	2.5, 5.0					
Work material	S25C, S55C					
Work diameter mm	150					
Work width mm	8					
Work speed, v m/min	30					
Grinding time min	30 (31, 15)					
Grinding fluid	Dry					

No.	1	2	3	4	5	6
S25C	○		○		○	
S55C		○		○		○
K ⁺	○	○	○	○		
M					○	○
2.5 μm	○	○			○	○
5.0 μm			○	○		
Radial difference	2	2	1	2	1	1 (15 min)
Temperature	1	1	1	1	1	-

3. 実験結果

3.1 熱膨張、摩耗と温度の時間的变化 表 1 に示した研削条件のもとで実験を行った。被削材、砥石結合度、砥石切込み深さはそれぞれ2種類を用いており、これらの組合せと測定の例数を下側に示した。No. 6 の場合には、研削中に火花、研削音が激しくなったため、研削を 15 min で打ち切っており、また温度の測定値は得ていない。

図 5 は半径差比較法による測定結果の例を示したものであり、No. 3 と No. 4 の一例である。測定は 0.5 min 間隔で行っている。なおこれらの例においては、研削時間は 31 min である。ここで注目すべき点は、熱膨張による半径変化が砥石切込み深さ d をはるかに超える値となることであり、仕上げ精度への影響は無視できない。とくに研削初期の 0.5 min 以内に急激に増加するため注意を要する。

一方、図 5 の測定と同時に得られた、赤外線放射温度計による砥石外周面温度の測定結果を図 6 に示した。砥石外周面の温度変化は、 u の変化と全く同じ傾向を示すことがわかる。すなわち、研削初期に明白な極大値を示した後にしだいに減少する場合 (No. 3) と、初期に極大値を示すが明白ではなく、しだいに上昇する場合 (No. 4) の傾向がよく一致している。他の条件においても同様に、前者には No. 1, 3, 5 (S25C) が相

図 5 熱膨張、摩耗による半径変化 u, w と作業面の半径変化 $\bar{u}$ の測定値の例

当し、後者には No. 2, 4 (S 55 C) が相当する (図 7, 8)。

3・2 被削材と砥石の組合せとの関係 図 7 は研削初期の極大値における u の値 u_p を、横軸に単位時間当たりの切りくず除去量をとって、被削材と砥石の組合せをパラメータとして表したものである。ただし結合度 M については $10 \text{ mm}^3/\text{s}$ における値のみである。結合度 K^+ のものについては、切りくず除去量の増加とともに u_p が増加しているが、これは後述するように切りくず除去量の増加とともに砥石温度が増加するためと思われる。また被削材と砥石の組合せに対しては、[M, S 55 C], [M, S 25 C], [K^+ , S 25 C], [K^+ , S 55 C] の順番で大きい値を示している。図 8 は研削終了時における u の値 u_{30} を図 7 と同様に表したものである。上に述べたように、S 55 C の場合には u が時間とともに増加するため u_{30} は u_p より大きく、またほぼ同じ傾向を示している。一方、S 25 C においては極大後に減少するため、 u_{30} は u_p より小さく、また切りくず除去量が多い場合にはとくに減少が大きいため、 u_p とは逆の傾向を示している。

図 9 は全研削時間における平均摩耗速度を求めて、図 7, 8 と同様に示したものである。平均摩耗速度は単

位時間当たりの切りくず除去量にほぼ比例する傾向のあることがわかるが、ここで注目すべきことは、図 7 の極大値における熱膨張と全く同じ傾向を示し、[M, S 55 C], [M, S 25 C], [K^+ , S 25 C], [K^+ , S 55 C] の順番で大きい値を示すことである。これについては 4・2 節で考察する。

4. 温度の数値解析と砥石への供給熱量

4・1 熱伝導率、熱伝達率、砥石への供給熱量の決定法 3・1 節の測定結果を数値解析結果と比較する。数値解析は文献(5)で用いた有限階差法である。砥石温度分布は軸対称とし、半径および軸方向に分布する二次元分布とした。入力値のうち砥石の比熱と密度は砥粒と結合材の値と体積率から一義的に $\gamma_c = 1.57 \text{ MJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$ と決定できるが、熱伝導率 λ_s は単純ではなくこの決定法には高沢⁽¹⁵⁾の考えがあり、これに従うと $0.703 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ となる。熱伝達率も周囲の条件によるが、外周については水平軸の回転⁽¹⁶⁾として $h = 64.4 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、側面については温度が半径の二乗に比例する回転円板⁽¹⁶⁾として $h_r = 47.8 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ とし、また砥石への供給熱量を仮に $q' = 100 \text{ W}$ として数値解析した結果を図 10 に示した。図 6 の測定値にお

図 6 砥石外周面温度の測定記録結果の例

図 7 u の研削初期における極大値 u_p

図 8 u の研削終了時における値 u_{30}

いては、実際の供給熱量 q_s が変動していると思われるから、供給熱量の変動の影響を受けない冷却中の温度について、実測値と数値解析結果を比較することから、 λ_s, h, h_r, q_s の値を試行錯誤で求める。

測定された温度の、研削終了時の値を T_{k0} 、終了後 0.5, 3 min の値をそれぞれ $T_{k0.5}, T_{k3}$ とし、数値解析におけるこれらを $T_{ck0}, T_{ck0.5}, T_{ck3}$ とする。図 6 に見られるように冷却中の曲線は、初期値とは異なったある値に対して飽和する傾向をもっている。この飽和温度を $T_{k\infty}$ とすると、未知数 $T_{k\infty}$ および q_{s30} (q_s の研削終了時の値)、さらにこの時に数値解析結果から計算される研削終了後 0.5 min における実際の温度 $T'_{k0.5}$ が、

$$T_{k\infty} = \frac{T_{ck0} T_{k3} - T_{ck3} T_{k0}}{T_{ck0} - T_{ck3}} \dots\dots\dots (4)$$

$$q_{s30} = \frac{T_{k0} - T_{k3}}{T_{ck0} - T_{ck3}} q' \dots\dots\dots (5)$$

$$T'_{k0.5} = \frac{q_{s30}}{q'} T_{ck0.5} + T_{k\infty} \dots\dots\dots (6)$$

で求められる。このときの数値解析の誤差 $e_{0.5}$ を

$$e_{0.5} = T'_{k0.5} - T_{k0.5} \dots\dots\dots (7)$$

と定義すると、 $e_{0.5}$ が零となるような λ_s, h, h_r を選択すればよいことになる。

温度の実測値として図 6 の No. 4 を用いて、 λ_s, h, h_r を種々に変化させながら式(5)~(7)によって $e_{0.5}$ を求めて表したのが図 11 である。図 11 の○印および曲線上の点の座標が条件を、数値が $e_{0.5}$ の値を表

している。これらに関しては $h = h_r$ としてある。() および [] 内の値は先に示した理論値の h, h_r の場合であり(縦座標は 47.8 と 64.4 の中間となる)、そのうちの [] 内のは高沢⁽¹⁵⁾の考えによる場合である。この場合は $e_{0.5} = +1.7$ K であり、他の場合と比較してこの条件が妥当なものであることがわかる。

以上によって吟味された数値解析結果(図 10)を用いて、各測定結果に対して式(4), (5)を適用すると、そのときの砥石への供給熱量 q_{s30} と冷却時の飽和温度(周囲温度であり、砥石カバー、砥石軸、フランジなどの温度上昇による) $T_{k\infty}$ が求められる。

4.2 砥石への供給熱量と熱膨張、摩耗 図 6 に見られるように研削中の砥石外周の温度は変動しているが、多くの場合に研削開始後 1 min で極大値を示す。このとき砥石への供給熱量 q_{sp} は温度上昇に比例していると考えて、 $q_{s30}, T_{k\infty}$ および研削開始前の温度を考慮してこれを求めた結果が図 12 である。また図 13 は 4.1 節の方法で求めた研削終了時における値 q_{s30} を示したものである。

図 7 の u_p と図 9 の平均摩耗速度が全く同じ傾向を示すことは 3.2 節で述べたが、図 12 の q_{sp} も全く同様である。このことは結合度 K^+ に対しては S 25 C のほうが供給熱量、したがって摩耗が大きいと言える。また図 13 の q_{s30} は図 8 の u_{30} とほぼ同じ傾向で、しかも初期のものとはほぼ逆の傾向を示している。これは、初期において発生熱が大きく熱膨張の大きいものほど砥石摩耗が大きいいため、結果的に切込み深さの減少を起こして発生熱、熱膨張の減少を招くものと思われる。このような場合は研削状態が不安定ということができ、したがって K^+ に対しては S 25 C よりも S 55 C のほうが良い組合せと言える。

5. 結 論

(1) 乾式研削における砥石の熱膨張は、砥石切込み深さをはるかに超える値であり、仕上げ精度に与え

図 9 全研削時間における平均摩耗速度

図 10 砥石温度の数値解析結果

図 11 λ_s, h, h_r の選び方による数値解析誤差 $e_{0.5}$ のちが

図 12 q_s の研削初期における極大値 q_{sp} 図 13 q_s の研削終了時における値 q_{sp0}

る影響は大きい。

(2) 砥石温度, 砥石への供給熱量, 砥石の熱膨張は研削初期に急激に増加し, その後は減少する場合と徐々に上昇する場合がある。

(3) 研削初期に供給熱量, 熱膨張の大きい場合は摩耗が大きいため, 後期には供給熱量, 熱膨張が小さくなり, 研削過程が不安定であると言える。

(4) 上について, ここで用いた結合度 K^+ の砥石に対しては S 25 C よりも S 55 C が適している。

(5) 砥石の熱伝導率に関する高沢⁽¹⁵⁾の考えによる値は妥当である。

(6) 砥石の熱伝導率の決定に際し, 外周については水平軸の回転円柱⁽¹⁶⁾, 側面については温度が半径の二乗に比例する回転円板⁽¹⁶⁾と扱った値は妥当である。

文 献

- (1) 鍵和田・斎藤, 機論, 42-358 (昭 51), 1925.
- (2) 鍵和田・斎藤, 機論, 43-372 (昭 52), 3125.
- (3) Kagiwada, T. and Kanauchi, T., *Bull. JSPE*, 15-3 (1981), 195.
- (4) Kagiwada, T. and Kanauchi, T., *J. Thermal Stresses*, 8-2 or 3 (1985), 掲載予定.
- (5) 斎藤・鍵和田, 精密機械, 42-12 (昭 51), 1165.
- (6) Saito, K. and Kagiwada, T., *Bull. JSPE*, 12-1 (1978), 21.
- (7) 斎藤・鍵和田, 機論, 44-386 (昭 53), 3622.
- (8) Saito, K. and Kagiwada, T., *Bull. JSPE*, 8-3 (1974), 125.
- (9) 鍵和田・金内, 機論, 46-401, C (昭 55), 105.
- (10) 鍵和田・金内, 機論, 47-416, C (昭 56), 539.
- (11) Kagiwada, T. and Kanauchi, T., *Bull. JSPE*, 15-4 (1981), 263.
- (12) 金内・鍵和田, 機論, 48-429, C (昭 57), 11.
- (13) 鍵和田・斎藤, 機論, 43-369 (昭 52), 1966.
- (14) 鍵和田・斎藤, 機論, 43-373 (昭 52), 3500.
- (15) 高沢, 精密機械, 30-12 (昭 39), 914.
- (16) 甲藤, 伝熱概論, (昭 55), 164, 養賢堂.

討 論

〔質問〕 齊藤 義夫 [千葉大学工学部]

(1) λ_s, h, h_r, q_s の値を冷却過程の温度変化と式 (4)~(7) を用いて検討しているが, このような場合は非定常熱伝導問題であり, 熱伝達率と熱伝導率の比であるビオ数 Bi や温度伝導率と時間の積であるフーリエ数 Fr が重要な因子となるので, 両方に関与する値を未知数として試行錯誤で求めることには矛盾があると考えられる。また, このことは, 有限階差法で温度を計算する場合にも Bi と Fr が解析精度や安定条件に影響を及ぼすことから指摘できる。この点に関連して, 0.5, 3 min 後の温度を用いた理由および式 (4)~(7) の物理的な意味をご説明願いたい。

(2) 結論 (4) で砥石と被削材の適合性を述べているが, この原因について, また, この適合性と結論

(3) の「不安定」との関連性について, さらに, これらのことを温度の数値解析に反映する方法についてご意見を伺いたい。

〔回答〕 (1) Bi, Fr は熱伝達率, 時間に相当する無次元量であるから, 元の変数を用いているここでは引用する必要はないであろう。出力が既知数 (測定された温度) で, 入力値の中に未知数 (λ_s, h, h_r, q_s) がある場合に, 既知数から未知数を逆に求めることは矛盾ではない。数値解析においては q_s 以外の入力値を出力値から演繹的に算出することは不可能なので, 入力値を変化させて試行錯誤を行った。 λ_s, h, h_r および分割要素の大きさによって安定条件などを満足すべき時間間隔を選定する必要があるが, ここでは十分に満足する値を用いている。

0, 0.5, 3 min 後である必要はないが, 飽和温度 T_{∞} には達していない互いに十分に異なる三つの温度として選んだ。式(4)は, 0 から 3 min, 3 min から飽和までの温度降下について, 実測値と解析値の比例関係から T_{∞} を求めている。解析における飽和温度は零としてある。式(5)は上の比例関係で得られる q_s である。解析における供給熱量は単位量 1 としてある。以上の過程で, 設定した λ_s, h, h_r に対する解析値が, 0, 3 min の 2 点において実測値と適合したことになる。これからさらに第3の点の適合を得るために, 解析で得られる $T_{c,0.5}$ を式(6)で実測値に対応づけ, それを式(7)で実測値と比較し, その差を誤差としている。未知数が増えた場合は, 点を増やして $e_{0.5}$ に相当するものを増してすべてが零になるようにすればよい。

(2) K^+ と S55C の組合せはほぼII形(正常形)^(付1)の経過をたどっていると思われる。

K^+ と S25C においては, 延性があるためII形からIII形(目づまり形)に転じやすく, それによる研削抵抗の増大がI形(目こぼれ形)を生じさせ, その程度の大小によってI形が長く続く場合(No.3)とII形にもどる場合(No.1)があると思われる。II形以外は不平衡, 不調和によって生じるので^(付1), II $\rightarrow$ III $\rightarrow$ I($\rightarrow$ II)の変化自体が, またその生じる時期も不安定といえる。

研削抵抗と q_s はほぼ比例するといえるので, 時間的に変化する q_s を用いて解析すればよい。摩耗による変化は, 上述の q_s の変化と, 高温部(外周)の要素の脱落^(付2)によって再現が可能である。

〔質問〕 須藤 徹也

〔工業技術院機械技術研究所〕

(1) 赤外線温度計で放射率を 0.63 に設定しているが, 研削進行にともなう, 切りくずが急速に目づまりし, 砥石面も黒色化すると考えるが, これらの影響についてご教示願いたい。

(2) 図6の研削後の温度降下曲線がかなりゆるやかなところを見ると, 研削後砥石一回転中の温度降下は無視でき, 砥石面は円周方向には定温分布であると考えてよろしいか。

(3) 測定された砥石面温度と砥石熱膨張の関係を直接的に取り上げていないが, 熱膨張係数の推定を含めて, 何かコメントを頂きたい。

(4) 砥石切込みは工作物一回転あたりの量であ

り, この条件では, 仕上精度への影響はむしろ工作物熱膨張, 砥石減耗, 取し器設定誤差などと比べて, 必ずしも大きくないとも考えるがいかがか。

〔回答〕 (1) 赤外線放射温度計においては放射率の設定が不便な点であり, ご指摘のとおり温度中に放射率が変化する可能性のある場合は測定不可能となる場合もある。目づまりは放射率を下げ(みがいた鋼板として 0.52~0.56) 黒色化は上げる(ひどく酸化した鋼 0.88)。これらの面積率をそれぞれおよそ 10% とすると 0.65 となる。この場合 100+273 K の温度を 2.9 K 高く表示することになる。また本実験においては $t=240$ min (研削終了後 210 min) でほぼ室温にもどることが確認されているので, 結果的には影響が出ていないと言える。

(2) よいと思う。研削中においても, $V=344$ m/min における外周上の温度差が(研削点は除外して) 1 K 未満⁽⁷⁾であり, V の増加とともに差は小さくなる〔文献(7)の討論〕。

(3) 続報で示す予定であるが, 一応は K^+ について $\alpha=3.4\times 10^{-6}/K$ を得ている。

(4) 本実験では円筒プランジ研削を行っているが, 得られた熱膨張および摩耗のデータは他のトラバース円筒研削, トラバースクロスフィード平面研削へも適用できる(わずかながらはいはあるが)。円筒プランジ研削の場合には砥石の熱膨張と被削材の熱膨張は同じ傾向で存在し, 被削材の熱膨張のほうが砥石のその数倍となる。しかしトラバースクロスフィード平面研削の場合には, 被削材の各点が削られる周期が長いので, 被削材の熱膨張が砥石のその約 1 倍(研削初期)~1/3 倍(0.5 min 以降)となる例⁽⁴⁾もある。砥石摩耗は図5に示したように熱膨張とは異なる変化をするため, 研削初期と後期では影響の大小は逆転する。

砥石切込み深さは, 仕上精度とは直接には関係がないが,

(a) 大小を論じる際の一つの目安になること

(b) 熱膨張, 摩耗は切込み深さの直接的な影響を受け, しかも同じく切込み方向の長さをもつことから引き合いに出されるものと思う。円筒プランジ研削に関するかぎり, 被削材一回転当たりの熱膨張は砥石切込み深さより小さくなっているが, トラバース円筒研削, トラバースクロスフィード平面研削においては砥石切込み深さおよび設定誤差は全表面にわたって一定であるのに対し, 熱膨張・摩耗は大きく変化し, しかもその値は前者を大きく上まわる。結論(1) は熱膨張が最大の影響を与えるという意味ではない。

(付1) 渡辺, 精密機械, 18-8(昭27), 258.

(付2) Saito, K. and Kagiwada, T., *Prac. 3rd ICPE*, (1977), 312.