研削焼けの発生からみたクリープフィード 研削条件の選択*

大 石 進** 古 川 勇 二** 塩 崎 進**

On the Selection of Grinding Conditions to Avoid
Workpiece Burning in Creep Feed Grinding

Susumu OHISHI, Yuji FURUKAWA
and Susumu SHIOZAKI

This paper aims to clarify the condition under which workpiece burning occurs in creep feed grinding and by connecting the result to obtain an optimal grinding condition which can avoid any occurrence of burning. With continuing operation, the grinding wheel becomes dull and workpiece burning takes place when the grinding energy flux ϕ (grinding energy per unit contact area per unit time) exceeds a critical value of ϕ_b . According to the experiment, the value of ϕ_b was about 7-8 J/

mm²·s and was not influenced by the wheel, the grinding manner nor the contact length of wheel and workpiece, but was solely a function of dimensionless grain depth of cut $h_g = (V_w/V_s)\sqrt{a}/D$. The ϕ value increases from an initial ϕ_0 almost linearly with the path length of grain L . Therefore the ϕ_0 as well as the rate of increase of ϕ with L must be as small as possible in order to avoid workpiece burning. Taking all the above factors into consideration, nomographs to indicate the optimal grinding conditions in view of burning are presented.

Key words: creep feed grinding, workpiece burning, grinding energy flux, optimal grinding condition, nomograph.

1. 緒 言

クリープフィード研削では、研削熱による工作物の研削焼け発生が大きな問題となっており、焼け発生を避けるために多孔質の砥石を使用したり、研削液の流量の増加や供給方法の改善などに工夫がなされている。

この研削焼けの発生には、研削開始時から発生する場合と、研削の進行に伴って発生する場合とがあることが知られている。従来通常の乾式研削の場合について、高沢¹⁾と松井²⁾は、砥石研削点最高温度が約 500°C に達すると焼けが発生することを明らかにし、また小野³⁾は研削開始時から焼けが発生する場合の発生条件を実験的にまとめている。一方、クリープフィード研削の場合については、工作物表面の温度は予想外に低いこと、また砥石切込み深さと工作物速度にかかわらず単位時間・単位接触面積あたりの研削エネルギーがある値を超えると焼けが発生することが Shafit⁴⁾ によって指摘されているのみである。

実際のクリープフィード研削作業において、研削の進行に伴って焼けが発生する場合には、その直前に砥石を目直ししなければならず、そのため焼け発生が砥石目直

し間寿命を決定することが多い。このため作業条件に応じた目直し間寿命を定量的に予測できることが求められているが、現状では砥石摩耗を考慮した熱エネルギーの発生機構や、研削液の冷却効果を含めた複雑な焼け発生機構を総合的に解析することは困難であると考えられる。

そこで焼け発生に及ぼす因子のうち、まず研削過程で消費される研削エネルギーと研削の進行に伴うその変化過程に着目し、あわせて焼けの発生条件を実験的に明らかにすれば、目直し間寿命を決定できることが期待される。本研究では、上記の観点からクリープフィード研削における研削焼けの発生条件を実験的に明らかにし、この結果をもとに砥石目直し後から焼け発生までに可能な研削量を予測すること、ならびに目直し間の研削量を規定した場合に最大除去率を得る研削条件を求めることを目的としている。

2. 実験装置および方法

実験装置は前報⁵⁾と同一である。ただし、上向き研削の研削開始時および下向き研削の研削終了時に、工作物への研削液の供給状態が悪くなるために発生する研削焼けを避けるため、図 1 に示す偏向板を置き、ワンパス中一様に研削液が工作物に供給されるようにした。また、図示していないが、工作物側面は断熱せずに、工作物を取付具と共に研削液の満たされた研削液だめによって囲み、境界条件が一定となるようにした。研削液はソリュ

* 原稿受付 昭和 54 年 3 月 26 日。昭和 53 年度精機学会秋季大会学術講演会（昭和 53 年 10 月 3 日）にて発表。

** 正 会 員 東京都立大学工学部（東京都世田谷区深沢 2-1-1）

1~5: 研削液供給ノズル, 6: 偏向板, 7: 工作物, 8: 動力計

図1 研削液供給状態

図2 行程数と研削抵抗(垂直分力)の変化過程の測定例

ープルタイプ(JIS W 2 種 1 号)を使用し, 総供給流量は 25 l/min である。

実験は, 1 パス目については, あらかじめ所定の砥石切込み深さで工作物に円弧を加工した後, 改めて目直し後研削を開始した。これは, 砥石切込み深さが大きいいため砥石が工作物に完全に入り込むまでの過渡区間における砥石作業面の状態変化が無視できず, 目直し直後の研削開始時の研削抵抗値を求めることができないためである。図2はこのような方法によって研削抵抗を測定した例で, 図中に示した研削開始点の値をもって研削開始時の値とした。その後, 2, 3, …パスと研削焼けが発生するまで研削を続けた。

3. 実験結果および考察

3.1 研削焼け発生の判定基準

図3は研削焼けが発生した時の研削抵抗(垂直分力)の典型的な三つの測定例を示す。図3(a)の場合, 焼け

図3 研削焼け発生時の研削抵抗(垂直分力)の典型的な測定例

が発生すると研削抵抗はわずかに上昇してから一度低下し, その後急激に増加し続ける。これは研削熱によって工作物表面が軟化した後, 急激に熱膨張するためと考えられる。図3(b)の場合, 研削抵抗は焼け発生時に減少し, そのままのレベルに保たれて研削が続行される。これは研削熱による工作物表面の軟化と熱膨張がつりあった状態で研削されたためと考えられる。図3(c)の場合はいわゆるサーマルサージ⁴⁾と呼ばれるもので, 焼け発生に伴う工作物の熱膨張による研削抵抗(発熱量)の増加と, これによる工作物表面の軟化による研削抵抗の減少が繰返し発生する不安定現象と考えられる。いずれの場合にも研削抵抗が急変した瞬間に砥石と工作物を急速に離してみると, 接触弧内の一部, あるいはその位置に対応する工作物側面に酸化膜が観察される場合が多い。しかしその面は研削の進行に伴って除去され, ほとんどすべての場合仕上面には酸化膜は観察されない。

そこで, 図3に示すような研削抵抗が急変する場合をもって焼けが発生したものとし, 以下の実験結果を整理した。

3.2 研削焼けの発生条件

単位時間・単位面積あたりの強さ q , 長さ $2l$ の熱源が, 表面からの熱損失のない半無限体上を速度 v で移動する時の物体の温度分布はJaegerの方程式⁶⁾によって解析できることがよく知られており, 高沢¹⁾はこの結果を研削加工における工作物温度の解明に適用している。すなわちJaegerの方程式をもとに砥石研削点最高温度 $T_{\max}$ は,

$$T_{\max} = \frac{2q\kappa}{\pi Kv} \cdot 3.1 \cdot L'^{0.53} \quad (1)$$

$$L' = \frac{vl}{2\kappa} \quad (2)$$

ただし, κ : 工作物の温度伝導率, K : 工作物の熱伝導率で表せることを示し, $T_{\max}$ が約 500°C 以上になれば研

図4 接触弧長さと工作物速度が研削焼け発生に及ぼす影響

削焼けが発生するとしている。また、

$$q = R_w \cdot \phi \quad (3)$$

$$\phi = \frac{F_t \cdot V_s}{b \cdot l_c} \quad (4)$$

ただし、 $R_w = 0.6 \sim 0.85$ ：工作物への配分割合、 F_t ：平均接線研削抵抗、 V_s ：砥石周速度、 b ：研削幅、 l_c ：砥石と工作物の接触弧長さである。式(4)は単位時間・単位接触面積あたりの総研削エネルギーを表し、これを研削エネルギー流束 ϕ と呼ぶことにする。また l_c および F_t は前報⁵⁾ に示した通りである。

式(1)、(2)に $v = V_w$ (工作物速度)、 $l = l_c/2 = \sqrt{aD}/2$ および式(4)を代入すれば次式が得られる。

$$\begin{aligned} T_{\max} &= \frac{6.2\kappa}{\pi K} \cdot q \cdot \frac{1}{V_w} \left(\frac{V_w \sqrt{aD}}{4\kappa} \right)^{0.53} \\ &= \frac{6.2\kappa R_w}{\pi K} \cdot \phi \cdot \frac{1}{V_w} \left(\frac{V_w \sqrt{aD}}{4\kappa} \right)^{0.53} \end{aligned} \quad (5)$$

温度伝導率 κ 、熱伝導率 K および配分割合 R_w は加工条件によらずほぼ一定とできるので、工作物表面からの熱損失のない場合、式(5)から焼け発生に及ぼす主因子は研削エネルギー流束 ϕ 、工作物速度 V_w および砥石切込み深さ a と考えられる(砥石直径 D は一定とする)。そこでまずこれらの主因子に着目して焼け発生現象を実験的に明らかにすることにする。

後述する式(2)によれば、研削エネルギー流束 ϕ は無次元砥粒切込み深さ h_g 、

$$h_g = \frac{V_w}{V_g} \sqrt{\frac{a}{D}} \quad (6)$$

の関数である。そこで h_g を一定とした場合に、工作物速度 V_w と砥石切込み深さ a が焼け発生に及ぼす影響を実験的に示したのが図4である。すなわち $h_g = 1.92 \times 10^{-6}$ の一定値とし(このとき式(5)のかっこ内は一定)、 a を 4, 1, 0.25 mm、同時に V_w を 0.3, 0.6, 1.2 mm/s と変化させた場合の上向きおよび下向き研削方式において、単位研削幅あたりの累積研削量に対する研削エネルギー流束 ϕ の変化過程を示している。それぞれの研削方

式において、 ϕ は a や V_w によらずほぼ同一の変化過程を示し、 ϕ がほぼ一定の $\phi_b = 8 \text{ J/mm}^2 \cdot \text{s}$ に達すると焼けが発生しているのがわかる。この ϕ_b を以下では研削焼けエネルギー流束 ϕ_b と呼ぶ。

一方、工作物表面からの熱損失を考慮していない式(5)によれば砥石研削点最高温度 $T_{\max}$ は工作物速度 V_w に反比例するから、 V_w が大きくなれば焼け発生限界の ϕ_b も大きくなるはずであり、図4の実験結果と矛盾する。この理由として次の要因が考えられる。

クリープフィード研削では、研削液による工作物の冷却に特に注意しなければならないと考えられるが、式(5)によって温度を求めるにあたってはこの点を考慮していなかった。一般に研削液の冷却効果を表す無次元量として次式の無次元熱伝達率 H が定義される⁷⁾。

$$H = \frac{2\kappa h}{Kv} = \frac{2\kappa h}{KV_w} \quad (7)$$

ただし、 h ：研削液の熱伝達率。

H は工作物速度 V_w に反比例し、この H が大きいほど冷却効果が大きく、工作物の温度は低下する。Sauer はこの項を考慮に入れて、表面に一樣あるいはくさび状の分布をもつ熱と冷却を受ける半無限体の温度解析を行っている⁹⁾。この結果を本実験の場合に適用すると(付録参照)、 $H = 0.4 \sim 14$ の範囲となり、この範囲では付図1から明らかにように無次元温度と無次元熱伝達率はほぼ反比例する。したがって

$$\frac{\pi K V_w}{2\kappa q} \cdot T \propto \frac{K V_w}{2\kappa h} \quad (8)$$

であり、整理すると

$$T \propto \frac{q}{\pi h} \quad (9)$$

となる。 h は一定と考えられるから、温度 T は熱源の強さ q のみによって定まることを示している。研削焼けは T がある一定の温度に達すると発生すると考えられるから、したがってその時の q も一定となる。また配分割合 R_w はほぼ一定と考えられるので、式(3)より研削焼けエネルギー流束 ϕ_b も一定となるものと考察される。

さらにこの結果を検証するために、広範囲に無次元砥粒切込み深さ h_g を変えて焼け発生時の ϕ_b を実験的に求めたのが図5である。これによれば、 h_g が一定ならば研削焼け発生時の ϕ_b は砥石の種類や研削方式には影響されずほぼ一定であり、この結果は Shafto ら⁴⁾ の指摘とも一致している。 ϕ_b は h_g の減少に伴って減少する傾向にあるが、これは h_g すなわち砥粒切込み深さが減少すると切れ刃の上すべりや掘り起こし現象のために ϕ_b の熱への配分割合 R_w が増加するためと考えられる。図5に

図5 無次元砥粒切込み深さと研削焼けエネルギー流束の関係

示す ϕ_0 は次式で近似的に代表することができる。

$$\phi_0 = \Phi_0(h_g)^\gamma = \Phi_0 \left(\frac{V_w}{V_s \sqrt{a}} \right)^\gamma \quad (10)$$

表1(後出)はこのようにして得た Φ_0 および γ の実験値である。

以上述べたように ϕ_0 は研削焼け発生時に消費される総研削エネルギーの平均流束であり、工作物へ流入する熱エネルギー成分のみを表したものではない。したがって、 ϕ_0 は主に工作物の物性値に依存するものであるが、研削液の冷却や潤滑効果などの影響を受け、今後さらに物性的な面からも検討を加える必要があろう。

3.3 研削の進行に伴う研削エネルギー流束 ϕ の変化過程

以上、研削焼けの発生条件は ϕ_0 によって近似的に表せることが明らかとなり、 ϕ_0 は実験式(10)によって代表できることを示した。したがって、研削開始時から焼け発生までに至る研削エネルギー流束 ϕ の変化過程を明らかにすれば、砥石目直し後から焼け発生までに可能な研削量の予測や、目直し間の研削量が規定された場合に最大除去率を得る研削条件の決定を行うことができると考えられる。

1個の砥粒切れ刃に作用する平均接線研削抵抗 f_t は、砥石目直し直後の項 $(f_t)_0$ と研削の進行に伴って変化する項 $(f_t)_L$ から成り立つとすれば、

$$f_t = (f_t)_0 + (f_t)_L \quad (11)$$

と書ける。

従来多くの研究成果をもとにすれば、 $(f_t)_0$ は平均砥粒切込み深さ $\bar{h}$ (ここでは最大砥粒切込み深さ $h_{\max}$ の1/2とする)の α 乗に比例すると仮定できる。

$$(f_t)_0 = k_1(\bar{h})^\alpha \quad (12)$$

$$\bar{h} = \frac{1}{2} \left(2\lambda \frac{V_w}{V_s \sqrt{a}} \right) = \lambda \frac{V_w}{V_s \sqrt{a}} = \lambda \cdot h_g \quad (13)$$

ただし、 k_1 : 比例定数、 λ : 連続切れ刃間隔。

砥粒切込み深さが通常の研削に比べて1/10程度であるクリープフィード研削では、研削の進行に伴って砥粒

切れ刃は摩滅的に摩耗し、切れ刃先端の摩耗平坦面積が増大すると考えられる。摩耗平坦面積の増加は平均砥粒切込み深さ $\bar{h}$ 、砥石周速度 V_s および砥粒切削距離 L の関数と考えられる¹⁰⁾。そして研削抵抗は摩耗平坦面積に比例する¹¹⁾とすれば、 $(f_t)_L$ は

$$(f_t)_L = k_2 \cdot V_s^{\beta'} (\bar{h})^{\beta} \cdot L \quad (14)$$

$$L = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{V_s}{V_w} \sqrt{\frac{a}{D}} \cdot l_w \quad (15)$$

と表せる。ただし、 k_2 : 比例定数、 l_w : 工作物長さである。

よって同時作用砥粒切れ刃数を n とすれば、平均接線研削抵抗 F_t は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} F_t &= n \cdot b \cdot l_c \cdot f_t \\ &= n \cdot b \cdot l_c \cdot k_1 (\bar{h})^\alpha + n \cdot b \cdot l_c \cdot k_2 \cdot V_s^{\beta'} (\bar{h})^{\beta} \cdot L \end{aligned} \quad (16)$$

研削エネルギー流束 ϕ は

$$\begin{aligned} \phi &= \frac{F_t \cdot V_s}{b \cdot l_c} \\ &= n \cdot k_1 \cdot V_s (\bar{h})^\alpha + n \cdot k_2 \cdot V_s^{1+\beta'} (\bar{h})^{\beta} \cdot L \end{aligned} \quad (17)$$

となり、 λ, n, k_1 および k_2 は定数と考えられるから

$$\phi = K_1 \cdot V_s (h_g)^\alpha + K_2 \cdot V_s^{1+\beta'} (h_g)^{\beta} \cdot L \quad (18)$$

ただし、 K_1, K_2 : 定数。

式(18)からすれば、無次元砥粒切込み深さ h_g および砥粒切削距離 L に対し、 ϕ が ϕ_0 に至る変化過程を実験的に明らかにすれば、クリープフィード研削における研削焼けの発生条件が一般的に示されることが考えられる。

さて、研削開始時の研削エネルギー流束を ϕ_0 とすれば、これは砥粒切削距離 $L=0$ における ϕ であるから、式(18)より

$$\phi_0 = K_1 \cdot V_s (h_g)^\alpha = \Phi_0 (h_g)^\alpha \quad (19)$$

で与えられる。上式は、砥石周速度 V_s が一定の場合には、 ϕ_0 は無次元砥粒切込み深さ h_g が大なるほど大きく、 h_g が一定の場合には ϕ_0 は V_s に比例することを示している。また研削の進行に伴って変化する式(18)の右辺第2項の変化率 A は次式で与えられる。

$$A = K_2 \cdot V_s^{1+\beta'} (h_g)^{\beta} = A_0 (h_g)^{\beta} \quad (20)$$

A も ϕ_0 と同様に h_g が大なるほど大きくなり、また V_s が大なるほど大きくなることを式(20)は示している。

そこで、式(19)と(20)に対応させて、 h_g をパラメータとして ϕ の変化過程の実験結果を L に対してプロットしたのが図6である。図6から明らかなように、 $L=0$ における ϕ_0 は h_g が大なるほど大きく、図7は h_g と ϕ_0 の関係を整理し直したものである。式(19)から予測されるように h_g と ϕ_0 は両対数紙上で直線関係にあることがわかる。 ϕ_0 は WA 60 G 8 V と WA 80 G 8 V の砥石ではほぼ等しいが、WA 46 G 8 V 砥石ではこれより約20%程度

図6 研削エネルギー流束の変化過程

図7 無次元砥粒切込み深さと研削開始時の研削エネルギー流束の関係

小さく、WA 60 K 8 V 砥石では約 25% 程度大きくなっている。一般に上向き研削時の ϕ_0 は下向き研削時よりもやや大きい傾向が認められるが、WA 60 K 8 V 砥石ではその差はほとんどない。砥石の種類による ϕ_0 の差異は、硬い砥石ほど研削抵抗が大きいことを意味しているが、通常の研削に比べればその差は小さい。これは同一の条件で目直した直後の切れ刃数が砥石によってそれほど変わらないためと考えられる。なお、図中に示した Δ 印で、 $V_s=36$ m/s (一点鎖線) と $V_s=18$ m/s (実線) とを比べると、同一の h_g に対して $V_s=36$ m/s の ϕ_0 は 18

図8 無次元砥粒切込み深さと研削エネルギー流束の増加率との関係

m/s のその約 2 倍となっており、式 (19) から予測される結果と一致している。表 1 に ϕ_0 と α の実験値をまとめて示す。

再び図 6 をみると、図から明らかなように ϕ は L にほぼ比例して増加し、その増加率 A は h_g が大なるほど大きく、式 (20) が成り立つことがわかる。 h_g と A の関係を図 8 に、また A_0 と β の実験値をまとめて表 1 に示す。 h_g が等しい場合、 $L=0$ における ϕ_0 は上向き研削と下向き研削であまり差がないにもかかわらず、 A および A_0 は上向き研削の方が約 2 倍大きくなっている。これは前報で考察したような上向き研削における砥粒切れ刃の上すべりや掘り起こしに起因する切残しが L の増加とともに増加し、これを除去するのにより多くのエネルギーを必要とするためと考えられる。

以上の結果から、研削エネルギー流束 ϕ の研削の進行に伴う変化過程は、砥石周速度 V_s が一定の場合、

$$\begin{aligned}\phi &= \phi_0 + A \cdot L \\ &= \phi_0 (h_g)^\alpha + A_0 (h_g)^\beta \cdot L\end{aligned}\quad (21)$$

で表され、その諸係数およびべき数は表 1 のように実験的に求められた。

従来の多くの研究結果¹²⁾¹³⁾によれば、砥石と工作物の

表1 諸係数およびべき数の実験値 ($V_s=18$ m/s)

		Φ_0 (J/mm ² ·s)	α	A_0 ((J/mm ² ·s)·mm ⁻¹)	β	Φ_0 (J/mm ² ·s)	γ
WA 46 G 8 V 8 J	上向き研削	9.7×10 ⁴	0.84	9.2 (上向き研削)	1.0	5.7×10	0.15
	下向き研削	7.9×10 ⁴					
WA 60 G 8 V 8 J	上向き研削	1.2×10 ⁵	0.84				
	下向き研削	8.7×10 ⁴					
WA 60 K 8 V 8 J	上向き研削	4.0×10 ⁴	0.74				
	下向き研削						
WA 80 G 8 V 8 J	上向き研削	1.2×10 ⁵	0.84				
	下向き研削	8.7×10 ⁴

図9 無次元砥粒切込み深さと焼け発生までの砥粒切削距離の関係

組合せによって異なると思われるが、 α は0.3~0.9の範囲にあると考えられ、また β は1前後と考えられるから、本実験結果もこの範囲内にあることがわかる。

4. 研削焼けの発生からみた研削条件の選択

前章の結果から、研削焼けの発生を避けるためには、 $\phi < \phi_0$ を満足せねばならず、焼け発生までの研削量を増加させるためには ϕ の増加率を小さくしなければならない。そのためには、砥石周速度を減少させた下向き研削で砥粒切込み深さを小さくするのが基本である。

実際には次のようなノモグラフを用いて研削条件を選択することができる。

4.1 砥石目直し間寿命の決定

焼け発生までの砥粒切削距離 L_b は、式(10)と式(21)より

$$L_b = \frac{\phi_0}{A_0} (h_g)^{r-\beta} - \frac{\phi_0}{A_0} (h_g)^{\alpha-\beta} \quad (22)$$

となる。図9は、WA80G8V砥石を用いて、 $V_s=18\text{m/s}$ 、 $D=300\text{mm}$ とした時の式(22)の計算値を実験値とともに示したものである。式(22)は実験結果をよく表しており、このような方法を用いて無次元砥粒切込み深さ $h_g=(V_w/V_s)\sqrt{a/D}$ に対する焼け発生までの砥粒切削距離 L_b を推定しうることがわかる。このように同一の h_g に対して、下向き研削では上向き研削より L_b を約2倍増加させることができる。軟鋼や軸受鋼を研削する場合、 $\alpha=0.7\sim 0.9$ と報告されている¹³⁾ので、同図中には $\beta=1$ で $\alpha=0.7$ および0.9の計算値も併記してある。

式(15)と式(22)から、焼け発生までに可能な単位研削幅

図10 砥粒切込み深さと金属除去率が規定された場合に焼け発生までに可能な研削量

あたりの研削量 V' (目直し間寿命に相当する)は

$$\begin{aligned} V' &= a \cdot l_w \\ &= \pi \cdot h_g \cdot D \cdot L_b \\ &= \frac{\pi D}{A_0} \{ \phi_0 (h_g)^{1+r-\beta} - \phi_0 (h_g)^{1+\alpha-\beta} \} \quad (23) \end{aligned}$$

で与えられる。図10は砥石切込み深さ a および金属除去率 z' が与えられた時に、砥石目直しの研削量 V' すなわち砥石寿命の求め方を示したものである。 a および z' がそれぞれ4mm、2mm³/mm·sと与えられた時に図10から下向き研削では $V' \approx 1200\text{mm}^3/\text{mm}$ 、上向き研削では $V' \approx 600\text{mm}^3/\text{mm}$ 研削後に砥石を再目直ししなければならないことがわかる。このようにしてクリープフィード研削で最大砥石切込み深さ a と所要の金属除去率 z' が規定された時に、焼け発生までに得られる最大研削量 V' を定量的に実用上十分な精度で推定できることがわかる。

4.2 目直し間寿命を規定した場合に得られる最大金属除去率

クリープフィード研削では、得ようとする最終的なプロフィール形状と工作物長が決まってい、これを1回の目直しで何個研削できるかが規定される場合が多い。このような場合には目直しの総研削量 V' が規定されているので、これを最大の能率で研削することが要求されることになる。

プロフィールから砥石切込み深さ a が与えられた時、工作物速度 V_w と砥石目直しまでの総研削量 V' の関係は、式(23)を用いて、図11のように表せる。例えば $a=4\text{mm}$ で目直し間寿命が $V'=1000\text{mm}^3/\text{mm}$ と規定されたとすれば、最大の加工能率を得られる工作物速度は $V_w \approx 0.9\text{mm/s}$ と求められる。したがってこの時の最大金属除去率 $z'=V_w \cdot a$ が約3.6mm³/mm·sと求められる。

図 11 目直し間寿命が規定された場合の工作物速度および砥石切込み深さの選択

5. 結 論

クリープフィード研削における研削焼けの発生条件を実験的に明らかにし、以下の結論を得た。

- (1) 研削焼けは単位時間・単位接触面積あたりの研削エネルギー流束 ϕ がある臨界値 ϕ_b を超えると発生し、本実験の範囲では $\phi_b=7\sim8\text{ J/mm}^2\cdot\text{s}$ であった。 ϕ_b は砥石の種類、上向きあるいは下向き研削方式、および接触弧長さなどの影響をほとんど受けず、無次元砥粒切込み深さ $h_g=(V_w/V_s)\sqrt{a/D}$ のみの関数で式 (10) によって表される。
- (2) 砥石目直し後の研削の進行に伴う ϕ の変化過程は、 h_g および砥粒切削距離 L の関数として式 (2) で表される。研削焼けを避けるためには ϕ の初期値 ϕ_0 および研削の進行に伴う ϕ の増加率 A を小さくしなければならず、このためには砥石周速度を減少させた下向き研削で砥粒切込み深さを小さくすればよい。
- (3) 以上の結果をもとに実際上の観点から、所定の研削条件が与えられた場合の、焼けの発生によって決まる砥石目直し間寿命、ないしは逆に目直し間寿命が規定された場合に最大除去率を得る研削条件を求めるためのノモグラフを明らかにし、研削焼けの発生からみたクリープフィード研削条件の選択法を示した。

おわりに、実験用の砥石を提供していただいた三井研削砥石(株)の岡田昭次郎氏から有益な助言を賜った。ここに記して深く感謝する次第です。

[付 録]

Sauer は平均値が q の強さの一樣あるいはくさび状の帯状熱源が、表面から熱伝達率 h の冷却を受ける半無限

付図 1 無次元熱伝達率が無次元温度に及ぼす影響

物体上を速度 V_w で移動する時の物体の温度分布 T を解析しており、一樣な強さの熱源に対しては次式で与えられることを示している⁹⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\pi K V_w}{2 \kappa q} \cdot T = & \int_0^\infty \sqrt{\frac{\pi}{8U}} e^{-\frac{z^2}{2U}} \left\{ \operatorname{erfc}\left(\frac{X-L'+U}{\sqrt{2U}}\right) \right. \\ & \left. - \operatorname{erfc}\left(\frac{X+L'+U}{\sqrt{2U}}\right) \right\} dU \\ & - \int_0^\infty \frac{\pi}{4} H e^{-\frac{z^2}{2U}} \exp \operatorname{erf}\left(\frac{HU+Z}{\sqrt{2U}}\right) \\ & \times \left\{ \operatorname{erfc}\left(\frac{X-L'+U}{\sqrt{2U}}\right) \right. \\ & \left. - \operatorname{erfc}\left(\frac{X+L'+U}{\sqrt{2U}}\right) \right\} dU \quad (\text{a-1}) \end{aligned}$$

ただし

$$X = \frac{V_w}{2\kappa} x, \quad Z = \frac{V_w}{2\kappa} z, \quad U = \frac{V_w^2}{2\kappa} \tau$$

$\operatorname{erf}(x)$: 誤差関数, $\operatorname{erfc}(x)$: 余誤差関数, τ : 時間

付図 1 は、式 (a-1) から、無次元熱伝達率 H が物体表面 ($Z=0$) の $L'/X=-1$ における無次元温度 $(\pi K V_w / 2 \kappa q) \cdot T$ に及ぼす影響を、一樣な熱源及びくさび状熱源の場合について計算した結果である。通常の研削実験によれば研削液の熱伝達率 $h=0.002\sim0.004\text{ cal/s}\cdot\text{mm}^2\cdot^\circ\text{C}$ であり⁸⁾⁹⁾、これは本実験のようなクリープフィード研削の場合にも成り立つと考えられる。そこでこの h を用いて $V_w=0.3\sim10\text{ mm/s}$ の本実験に対して H を計算すると、付図 1 に示したように、 H は $0.4\sim14$ の範囲にあることがわかる。この範囲では、図から明らかなように無次元温度は無次元熱伝達率にほぼ反比例する。したがって

$$\frac{\pi K V_w}{2 \kappa q} \cdot T \propto \frac{K V_w}{2 \kappa h} \quad (\text{a-2})$$

であり、整理すると

$$T \propto \frac{q}{\pi h} \quad (\text{a-3})$$

となる。

文 献

- 1) 高沢孝哉: 研削面表層温度分布の理論とその測定法, 精密機械, **30**, 11 (1964) 851.
- 2) 松井正己, 本多良辰, 瀬戸口良三: 研削焼けに関する研究, 精密機械, **31**, 12 (1965) 996.
- 3) 小野浩二: 研削仕上, 槓書店 (1962) 142.
- 4) G. R. Shafto, T. D. Howes & C. Andrew: Thermal Aspects of Creep Feed Grinding, 16th MTDR, Grinding Seminar, (1975) 31.
- 5) 塩崎 進, 古川勇二, 大石 進: クリープフィード研削における上向きおよび下向き研削機構の相違, 精密機械, **45**, 5 (1979) 599.
- 6) J. C. Jaeger: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Proc. Royal Soc. New South Wales, **76**, (1942) 203.
- 7) N. R. DesRuisseaux & R. D. Zerkle: Temperature in Semi-infinite and Cylindrical Bodies Subjected to Moving Heat Sources and Surface Cooling, Trans. ASME, Ser. C, **92**, 2, (1970) 456.
- 8) D. G. Lee, R. D. Zerkle & N. R. DesRuisseaux: An Experimental Study of Thermal Aspects of Cylindrical Plunge Grinding, Trans. ASME, Ser. B, **94**, 3, (1972) 1206.
- 9) W. J. Sauer: Thermal Aspects of Grinding, Carnegie-Mellon Univ., Ph. D. Thesis, (1971).
- 10) G. K. Lal & M. C. Shaw: Wear of Single Abrasive Grains in Fine Grinding, Proc. Int. Grinding Conf., (1972) 107.
- 11) S. Malkin & N. H. Cook: The Wear of Grinding Wheels, Part I—Attritious Wear, Trans. ASME, Ser. B, **93**, 4, (1971) 1120.
- 12) 精機学会編: 精密工作便覧, コロナ社 (1970) 500.
- 13) G. Werner: Influence of Work Material on Grinding Forces, Ann. CIRP, **27**, 1, (1978) 243.

情 報

54 年工作機械受注, 史上最高

日本工作機械工業会はこのほど会員 68 社の 54 年(1~12 月)の工作機械年間受注実績をまとめた。これによると, 受注額が過去最高だった 53 年の記録を上回ったほか, 販売額, 受注残ともに過去最高を記録, 息の長い工作機械需要の実態を数字のうえで裏書きした形となった。

まず受注額は内需, 輸出の好調を反映して前年比 44% 増の 4364 億円となり, 史上最高となった。

なかでも数値制御 (NC) 工作機械の受注の伸びは目ざましく, 前年比 73% 増の 1886 億円と過去最高記録を更新した。

前年比 73% の伸びは, 53 年の前年比 33% 増の伸びの 2 倍強にあたり, ユーザの合理化・省力化投資の根強さを示している。

この結果, 受注ベースでの工作機械の NC 化率 (NC 工作機械受注高/工作機械総受注高) は前年の 36% から 43% へと上昇した。

受注動向を需要業種別にみると, 官公需・学校を除い

ては, いずれも前年を上回ったが, 特に商社・代理店, 鉄鋼・非鉄金属の業種の伸びが高い。増加寄与率 (54 年の受注総額から 53 年の受注総額を引いて, これを分母に受注額の差を割ったもの) でみると, 一般機械, 輸出, 自動車が高く, この三つで 80% を超える。

一方, 受注段階での輸出比率は 27% で, 最も輸出比率の高かった 52 年の 29% 弱に近づいた。

この主な要因としては, 米国が自動車, 航空機業界を中心として, 空前の工作機械ブームとなり, 納期が長期化しているため, わが国から, NC 旋盤, マシニングセンタ (MC) を中心に好調な輸出が続いていることがあげられる。

機種別にみると, ボール盤を除いては全機種が前年より増加している。なかでも NC 化率の高い旋盤や, 毎年需要が大幅アップしている放電加工機を含む「その他の工作機械」と自動車関連の研削盤, 歯車機械の伸びが高い。増加寄与率からみると, 旋盤, 「その他の工作機械」が最も高く, 次いで研削盤で, この 3 機種で 80% 弱となる。

(p. 441 へ続く)