鼓形ウオーム歯車の研削加工に関する研究*

堀 内 昭 世^{*1}

A Study on the Grinding of the Hourglass Worm Wheel

Akiyo HORIUCHI

The high performance of the hourglass worm gearing is well known among all types of worm gearings, especially after the development of HEDCON® worm gear reducer. Despite its high performance, the difficulty in manufacturing the hob is one of the obstacles of production and it has been one of the themes of study. Worm wheel grinding means not only teeth surface grinding but also teeth generating using the electro-deposited diamond wheel which shapes the worm thread. This type of grinding wheel has the possibility of being an easy method for producing the worm wheel.

Key Words: Non-Traditional Machining, Gear, Grinding, Abrasive Grain, Grinding Force, Grinding Wheel

1. 緒 言

従来ウオームギアの中では、鼓形ウオームが高性能である事はよく知られていた。特にウオーム歯面を研削できる HEDCON® ウオーム減速機⁽¹⁾が開発されてからは、その良さが広く認識されるに至った。しかしその高性能の反面、鼓形ウオームホブの製作の難かしさが⁽⁸⁾、生産性の阻害要因となり今後の研究課題の一つとなっていた。

一方20年ほど前から、電着砥石による研削技術が進展し、高硬度被削材あるいは脆性被削材等に適用され成果を上げている。この砥石の特徴は、砥石台金形状が任意に採れることである。さらに近年高速歯研削盤の制御技術が進歩し⁽²⁾、このような砥石を高速回転させ高効率で歯研削を実施出来るようになった。

このような状況のもとで、鼓形ウオームホイールをホブの代わりに、電着ダイヤモンド鼓形ウオームねじ砥石(以後鼓形砥石と略称する)により研削加工する研究を行った。ウオームホイール材料は一般に軟材である銅合金が使用され、このような材料を従来研削す

る必要もなかったし、また砥石の目つまりという困難な問題が予想されたため一般的に実施された例がない。ここでは鼓形砥石の研削理論を明確にしかつその妥当性の検討を行ったので報告する。

2. 電着砥石面の切刃の仮定

電着砥石面は基本的には砥粒1層分が砥石素材表面にメッキ層により固定されたものであるから、砥粒が幾層にも重なっている砥石に比べ、その切刃の仮定はより単純となる。図1を参照に砥粒と切刃の形状、分布を次のように仮定する。

Fig.1 Model of grinding wheel surface and abrasive grain

* 原稿受付 1997年5月26日.

^{*1} 正員, 住友重機械工業(株)PTC事業本部(〒474-0024 大府市朝日町6-1).

- (1) 砥石の表層は1辺の長さが平均砥粒間隔 w_0 の立方体で1層だけ覆われている。
- (2) この1個の立方体の中のどこかに砥粒が1個だけ存在する。
- (3) 砥粒形状は 直径 d_w の球形とする。
- (4) 砥粒1個に切刃1個あるとする。
- (5) 砥粒切刃を半頂角 ϕ の円錐と近似する。 ϕ は、下式

$$\phi = \tan^{-1} (\sqrt{(d_w / \Delta)}) \quad (1)$$

で与えられる。

- (6) 砥粒の切り込み深さ範囲では切刃分布は一様分布しているとする。
- (7) 電着砥石の集中度を200一定とする。

従って $w_0 = d_w$ である。

以上の仮定の下に、最初の砥粒切刃が切り込み深さ Δ でワークを削ったとする。削られた溝断面形状は、底辺の長さが $2\sqrt{(d_w \Delta)}$ で高さが Δ の三角形となる。後 続する切刃がこの断面を通るとき、その切刃は連続切刃であると定義する⁽³⁾。切刃がこの断面を通る確率⁽³⁾は、幅方向に $4\sqrt{(d_w \Delta)} / w_0$ 、深さ方向に砥粒径のバラツキを考慮して Δ / d_w とすると、連続切刃間隔 a は

$$\begin{aligned} a &= 0.25 w_0^2 \sqrt{d_w / \Delta}^{1.5} \\ &= 0.25 w_0^{2.5} / \Delta^{1.5} \end{aligned} \quad (2)$$

また、平均切刃間隔 w は

$$w = w_0 d_w / \Delta = w_0^2 / \Delta \quad (3)$$

以下鼓形砥石によるホイールの研削理論を構成した。その際実際加工上歯形創成のための粗研削（ラジアルフィード有り）と歯面粗さ確保の仕上げ研削（ラジアルフィード無し）に分けた方が能率上良いとおもわれるので理論の方もこの加工順序に従った。

3. 鼓形砥石による粗研削時の研削理論

3.1 鼓形砥石外周面でのホイール歯底研削

Ref. Photo1 Electro-deposited worm wheel

参考図は製作した電着砥石の写真である。写真中①は砥石の両側面の各一巻で、砥石の最大直径の部分である。この部分の外周②でホイール歯底が加工されるとする。又側面③でホイール歯面が加工されるとする。

鼓形ウオームねじ砥石の外径は砥石の両側面の1巻が最大径で、この内の入り口側1巻でホイール歯底は加工されるとする。両側面の1巻は、ホイール歯底のそれぞれ別の箇所を研削する。

また面粗さは、砥粒切刃1個の切り込み深さ g_1 に等しいとする。図2参照に、下に記号を定義する。

- Δ : ホイール1回転当りの砥石半径方向送り (mm/rev)
 n : ウオーム回転数 (rpm)
 N : ホイール回転数 (rpm)
 $i = n / N$: 減速比
 t : 切り込み開始してからの時間 (min)
 $d_{\max}$: 砥石の最大径 (mm)
 $\alpha = 20^\circ$: 砥石歯(刃)の圧力角
 a : 連続切刃間隔 (mm)
 g_1 : 砥粒切刃1個の切り込み深さ (mm)
- とすると、ねじ砥石の入り口側1巻は1回転毎に切り込み Δ で歯底を研削することになる。この1巻の砥石表面に連続切刃は、

$$u = \pi d_{\max} / a \quad (\text{個}) \quad (4)$$

存在するので、

$$g_1 = \Delta / u \quad (5)$$

實際上(4)式で数値計算すると、 u は数個から1前後であるので粗研削時は、 $u = 1$ と仮定する。すると

$$g_1 = \Delta \quad (6)$$

Fig.2 Rough cutting model with radial feed of grinding wheel

つぎに研削抵抗を考察する。記号を以下に定義する。サフィックス1は、砥石外周面での研削を意味する。

- m_a : ウオームギア モジュール (mm)
 d_w : 砥粒直径 (mm)
 ϕ : 砥粒の半頂角 ($^\circ$)
 w : 平均砥粒切刃間隔 (mm)
 l : ホイール歯底長さ (mm)
 $b_1 = 0.383 m_a$: ホイール歯底幅
 $S_1 = 2 b_1 l$: 同時研削面積 (2箇所)

m_1	: 同時研削砥粒数	
t_1	: 砥粒1個の切削抵抗の接線分力	(N)
n_1	: 垂直分力	(N)
F	: 全体の粗研削力	(N)
F_{t1}	: m_1 個砥粒による接線力	(N)
F_{n1}	: 垂直力	(N)
T	: 全粗研削砥石軸トルク	(N·m)
σ	: 切削方向に垂直な単位面積当りの 比研削抵抗	(MPs)

粗研削では最大研削抵抗を評価しておくことが重要であるから、

$$m_1 = S_1 / w^2 = 2 b_1 \ell / w^2 \quad (7)$$

砥粒1個に掛かる力の方向と大きさ⁽⁴⁾は、図3参照に

$$\left. \begin{aligned} t_1 &= (\pi/4) \sigma g_1^2 \sin \phi \\ n_1 &= \sigma g_1^2 \sin \phi \tan \phi \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

(6), (7), (8)式より

$$\begin{aligned} F_{t1} &= t_1 m_1 \\ &= 0.5 \pi b_1 \ell \sigma \Delta^2 \sin \phi / w^2 \end{aligned} \quad (9)$$

同様に、

$$F_{n1} = n_1 m_1 \quad (10)$$

Fig. 3 Model of grain cutting edge

3・2 鼓形砥石側面でのホイール歯面研削と 全体研削抵抗

鼓形砥石ではホブと同様に研削初期時(中心距離大の時)には、研削は大部分ウォームねじ入口側1巻の側面で起きる。そこで砥石外周面での研削を平砥石の外周研削とみなしたとき、歯面粗研削はさら形砥石の研削と見ることができる。ゆえに砥石外周面での研削と同様に考える。記号のサフィックスのみ1より2とする。

ホイール歯形上の切り込み量: $b_2 = \Delta N t$ (11)

この時の研削面積 S_2 は、研削に関与する面が最悪時

4箇所あるとして $S_2 = 4 b_2 \ell / \cos \alpha$

(7)式の m_1 に対応する同時研削砥粒数 m_2 は、

$$m_2 = S_2 / w^2 = 4 b_2 \ell / (w^2 \cos \alpha) \quad (12)$$

(6)式に対応する砥粒1個当りの切り込み量 g_2 は、

$$g_2 = \Delta \sin \alpha \quad (13)$$

$$t_2 = (\pi/4) \sigma g_2^2 \sin \phi \quad (14)$$

$$n_2 = \sigma g_2^2 \sin \phi \tan \phi \quad (15)$$

(12)(13)(14)より砥石側面における全粗研削抵抗 F_{t2}

は、 $F_{t2} = m_2 t_2$

$$= \pi b_2 \ell \sigma \Delta^2 \sin \alpha \tan \alpha \sin \phi / w^2 \quad (16)$$

粗研削時は砥石外周の抵抗 F_{t1} 、砥石側面の抵抗 F_{t2}

が同時に作用するので、全体の粗研削力 F としては、

$$F = F_{t1} + F_{t2} \quad (17)$$

砥石軸トルク T としては、

$$\begin{aligned} T &= F d_{\max} / 2 \\ &= (0.25 \pi \ell \sigma \Delta^2 d_{\max} \sin \phi / w^2) \\ &\quad \times (b_1 + 2 b_2 \sin \alpha \cdot \tan \alpha) \end{aligned} \quad (18)$$

ここでは粗研削時のみを問題にしているので、砥石は

例えば粒度は #60, 集中度200一定とする。またホイール材料硬さを $H_v 130$ とすると、 $\sigma = 1030 \text{ MPa}$ ⁽⁴⁾

したがって(18)式は、下式ようになる。

$$T = 12.7 \ell d_{\max} \Delta^2 (b_1 + 0.25 b_2) \quad (19)$$

本式は粗研削時の最大砥石軸トルクを与える。

4. 仕上研削時の研削理論

仕上げ研削の理論は、食違い歯車の噛合い理論と砥石の研削理論が補い合っている。即ち前者からは鼓形砥石とホイール間の接触線、接触線と相対滑り方向(即ち研削方向)のなす角、接触線に直角な歯面法接口の相対曲率半径、滑り率が導かれ、また当然のこととして砥石とホイールの位相は完全に同期しているとする。砥石の研削理論からは、連続切刃間隔、平均砥粒切刃間隔、さらには砥粒一個当りの研削抵抗が求まっている。

4・1 面粗さ 仕上げ面粗さを研削方向と接触線方向に分けて考察する。図4にはウォ

Fig. 4 Contact line between grinding wheel and worm wheel

一ムとホイールの間の接触線 $g-g$ が描かれている。
 そして $g-g$ 上の一点 P をとると、その点における相
 対曲率半径と滑り率がわかっている⁽⁵⁾。関係する記
 号を次のように定義する。

- h_s : 滑り方向の面粗さ (mm)
 ρ : 相対曲率半径 (mm)
 ε : ホイール歯面上での滑り率
 d_w : 砥粒平均直径 (mm)
 Δ_z : ホイール歯面の法線方向の切込み (mm/rev)
 $\Delta_z = \Delta \sin \alpha = 0.342 \Delta$ (20)

図4より砥石がホイール歯面同時接触線（以後接触線
 と略称する）上の P 点の歯面法線方向に Δ_z だけ切込
 んだとき、接触線に直角方向の接触長さ x は図5参照に

Fig.5 Surface roughness of grinding direction
 of worm wheel teeth

$$x = 2 \sqrt{(2 \rho \Delta_z)} \quad (21)$$

P 点を通る砥石上の切刃が、連続切刃間隔 a だけ回転
 移動する間にホイール上の接触線は、 Δ_x 移動すると
 すると、

$$\Delta_x = a / (1 - \varepsilon) \quad (22)$$

なお a については、(2)式より、

$$a = 0.25 w_0^{2.5} / \Delta_z^{1.5} \quad (23)$$

図5より砥粒最大切り込み深さ：

$$g_{3max} = \Delta_z - (x / 2 - \Delta_x)^2 / (2 \rho) \quad (24)$$

ここに通常研削では、砥石周速をワーク速度と無関係
 に速くでき Δ_x を十分小さくできるが、ねじ研削では
 両者の間に減速比という厳密な関係があり Δ_x は(22)
 のように一定である。したがって、 $\Delta_x > x/2$ の場合
 が多く、特に $\Delta_x > x$ の場合には切屑形状は図6の
 ようになるが、いずれの場合にも

$$g_3 = g_3 = \Delta_z \quad (25)$$

ここに g_3 は、砥粒平均切り込み深さである。また、

砥粒最大切屑長さ：

$$\Delta_l \approx \Delta_x = a / (1 - \varepsilon) \quad (26)$$

また、

$$\Delta_x > x \quad (27)$$

の条件を満たす Δ_x が、滑り方向の最大面粗さ h_s
 を表すから、(21)(22)(27)式より Δ_x を求めると、

$$h_s = (a / (1 - \varepsilon))^2 / (8 \rho) \quad (28)$$

Fig.6 Other pattern of surface roughness
 of grinding direction of wheel teeth

接触線方向の面粗さにおいては、砥石面の法線方向
 の切刃分布が主に面粗さを決定する。関係する記号を
 下のように定義する。

- h_s : 接触線方向の面粗さ (mm)
 w_0 : 平均砥粒間隔 (mm)
 w : 平均砥粒切刃間隔 (mm)
 x : 接触線に直角方向の接触線の動き (mm)
 (又は砥石とホイールの接触幅)

上記 x と Δ_x の関係は、前出(21)式で示される。

Fig.7 Model of section S_H of contact line
 direction and volume of grinding wheel
 which passes through S_H

接触線方向 (y 方向) に、幅 $y = 1 \text{ mm}$ の単位幅を取りかつ法線方向に Δ_z の深さの矩形断面 (S_{II} とする) をとり、この範囲での接触線方向の面粗さを考える。図 7 において接触線 (即ち断面 S_{II}) が、点 P_1 より P_2 まで幅 x だけ移動する間に砥石は、 $x \cdot (1 - \varepsilon)$ 移動する。従って断面 S_{II} を通る砥石体積 V_{II} は、

$$V_{II} = x (1 - \varepsilon) \Delta_z \quad (29)$$

この V_{II} 中に含まれる切刃が、接触線方向の面粗さを決定する。この方向の砥粒切刃間隔は (3) 式同様次式となる。

$$w = w_0^2 / \Delta_z \quad (30)$$

一方 S_{II} が P_1 より P_2 まで移動する間の体積 V_F は

$$V_F = x \Delta_z \quad \text{ゆえ、}$$

$$V_{II} / V_F = 1 - \varepsilon \quad (31)$$

V_F の体積は滑り率 $\varepsilon = 0$ での断面 S_{II} を含む砥石体積とみなせる。従って $\varepsilon = 0$ での断面 S_{II} 内の砥粒切刃間隔は砥石の砥粒切刃間隔 w に等しい。滑り率 $\varepsilon \neq 0$ の時には砥石体積は $\varepsilon = 0$ の時の $1 - \varepsilon$ 倍になる。換言すれば断面 S_{II} を通る切刃は $\varepsilon = 0$ の時の $1 - \varepsilon$ 倍になる。すなわちこの時の砥粒切刃間隔を w_y として、

$$w_y = w / (1 - \varepsilon) \quad (32)$$

Fig. 8 Cutting model of section S_{II}

図 8 に拡大した断面 S_{II} を示す。砥粒切刃の切込み深さ Δ_z における y 方向の接触長さは、

$$y = 2 \sqrt{(d_w \Delta_z)} \quad (33)$$

ねじ砥石による歯車歯研削の場合は、切刃がホイール歯面上を通過する位置が決まっているので、図 6 と同様図 8 の切刃溝がそのまま法線方向に深まっていく。最後に (27) 式と同様に、

$$y > w_y \quad (34)$$

で、元の面は消滅し新たな面が現われるはずである。(34) に (30)、(32)、(33) を代入し Δ_z を求めると、これが歯面粗さとなる。

$$\Delta_z = h_c > \left(\frac{w_0^2}{2 \sqrt{d_w} (1 - \varepsilon)} \right)^{1/1.5} \quad (35)$$

実際には全ての切刃が有効に働くとは限らない。その場合は、 y 方向のある場所に複数の切刃が存在することになり、(35) 式よりももう少し大きな Δ_z をとらなければ元の面は消滅しない。その程度は実験値よりの修正係数 κ としておく。

$$h_c = \kappa \left(\frac{w_0^2}{2 \sqrt{d_w} (1 - \varepsilon)} \right)^{1/1.5} \quad (36)$$

これが、接触線方向の面粗さである。

全体面粗さ H_{max} は、滑り方向面粗さ h_s と接触線方向面粗さ h_c の和として表わされる。

$$H_{max} = h_s + h_c$$

$$= \frac{1}{8\rho} \left(\frac{a}{1 - \varepsilon} \right)^2 + \kappa \left(\frac{w_0^2}{2 \sqrt{d_w} (1 - \varepsilon)} \right)^{1/1.5} \quad (37)$$

普通 $h_c \gg h_s$ なる事を考慮すると、(37) 式より歯面粗さは砥石面の性質 (砥粒径 d_w 、平均砥粒間隔 w_0) と研削したいホイールの幾何学的諸元 (相対曲率半径 ρ 、滑り率 ε) により決定されてしまい、ホイール素材の加工条件 (砥石回転数 n 、砥石最大外径 d_{max} 、ホイール法線方向切込み Δ_z) に影響されない。逆に言えば面粗さを改善するには、砥粒径を小さくし砥粒密度を上げればよい。

4・2 仕上げ時研削抵抗 粗加工時の考え方と同じで、1 個当りの研削抵抗と砥粒数を求め、その積を考察する。記号を次のように定義する。

- S_L : 同時接触面積
- m_3 : 同時研削砥粒数
- j : 同時噛み合い歯数
- L_c : 同時接触線長さ

$$\text{幾何学的条件より、} L_c = 4.4 m_a j \quad (38)$$

歯面法線方向砥石切り込み深さが Δ_z のとき、砥石とホイール素材は同時接触線を中心に (21) 式の幅 x で接触している。従って、この時の接触面積 S_L は、

$$S_L = L_c x = 8.8 m_a j \sqrt{(2\rho \Delta_z)} \quad (39)$$

接触断面は同時接触線を中心に三日月形で (図 6 参照) 砥粒切刃間隔 w は、研削方向、接触線方向それぞれ、(23)、(30) 式であらわされる。しかし同時に研削している切刃は、研削方向ではただかだか 1 個すなわち、切刃間隔は $2 \sqrt{(2\rho \Delta_z)}$ であり接触線方向では切刃間隔は w である。すると同時研削砥粒数 m_3 は、

$$\begin{aligned} m_3 &= S_L / (2 \sqrt{(2\rho \Delta_z)} w) \\ &= 4.4 m_a j / w \\ &= 4.4 m_a j \Delta_z / w_0^2 \end{aligned} \quad (40)$$

(40)式より同時研削砥粒数 m_3 は切り込み深さ Δ_z に比例する。

次に砥粒1個当りの研削抵抗を求める。その際研削される切り子の断面形状は、円錐面でも円弧面でもなく図9で示されるような帯状の形状をしているため、

Fig.9 Section figure of cutting chip
平均切り込み深さに代わり相当切り込み深さ Λ ⁽⁶⁾を求める。

$$\Lambda^2 = \lambda g_3 w / (1 - \varepsilon) \quad (41)$$

ここに λ は実験係数である。(25), (30)を代入して

$$\Lambda^2 = \lambda w_0^2 / (1 - \varepsilon) \quad (42)$$

この相当切り込み深さ Λ を(8), (9)式に代入して砥粒1個の切削抵抗の接線分力:

$$\begin{aligned} t_3 &= 0.785 \sigma \Lambda^2 \sin \phi \\ &= \frac{0.785 \sigma \lambda w_0^2 \sin \phi}{(1 - \varepsilon)} \end{aligned} \quad (43)$$

砥粒1個の切削抵抗の垂直分力:

$$n_3 = 1.273 t_3 \tan \phi \quad (44)$$

すなわち砥粒1個の切削抵抗は、切り込み深さに影響されない。

研削方向の全体研削抵抗は、(40), (43)より

$$\begin{aligned} F_{t3} &= t_3 \cdot m_3 \\ &= \frac{3.45 \sigma \lambda m_a j \sin \phi \cdot \Delta_z}{(1 - \varepsilon)} \end{aligned} \quad (45)$$

歯面法線方向の研削抵抗は、

$$F_{n3} = 1.273 F_{t3} \cdot \tan \phi \quad (46)$$

砥石軸トルクは、

$$T_w = F_{t3} \cdot d_{max} / 2 \quad (47)$$

ホイール軸トルクは、

$$T_h = F_{n3} \cdot D_p / 2 \quad (48)$$

すなわち全体の研削抵抗は砥石切り込み深さ Δ_z の1乗に比例する。その他は研削したいホイール歯面の幾何学的諸元(モジュール m 、同時噛合い歯数 j 、滑り率 ε)により決定され、砥石面の性質(砥粒径 d_w 、平均砥粒間隔 w_0)や、ワークの加工条件(砥石回転数 n 、砥石最大外径 d_{max})は影響しない。

4・3 実験係数 λ の決定方法(試験への準備)

従来より同時接触線上の線荷重 $P_{th} = 9.8 \text{ N/mm}$ とした時のホイール軸の計算出力トルク T_{th} が求められている⁽⁷⁾。これに対して試験的にホイール軸負荷トルク T_{test} をかけることにより実際の線荷重 P_{real} を次式で求めている。

$$P_{real} = (T_{test} / T_{th}) P_{th} \quad (49)$$

この線荷重とは、接触線法線方向の単位長さ(1mm)当たりの荷重の事である。(38)、(46)式より、

$$\begin{aligned} P_{test} &= F_{n3} / L_c \\ &= 1.273 F_{t3} \tan \phi / (4.4 m_a j) \\ &= 0.998 \sigma \lambda \sin \phi \tan \phi \cdot \Delta_z / (1 - \varepsilon) \end{aligned} \quad (50)$$

また、ホイール接線方向(砥石送り方向に直角方向)の切り込み深さを Δ_r とすれば、

$$\Delta_z = \Delta_r \cos \alpha \quad (51)$$

(49)、(50)式を等置すれば負荷トルクと砥石接線方向切り込み深さ(=ホイール1回転当りの接線方向研削量) Δ_r の関係が求まる すなわち

$$\xi \equiv 0.938 \sin \phi \tan \phi \cdot \sigma \lambda / P_{th} \quad (52)$$

として、

$$T_{test} = \frac{T_{th}}{(1 - \varepsilon)} \xi \Delta_r \quad (53)$$

本式よりホイール軸負荷トルク T_{test} とホイール1回転当りの接線方向研削量 Δ_r は、1乗で比例する。

5. 研削試験と結果の考察

①N1A Beier Variator® ②CB63K-L5 HEDCON Speed increaser ③CW100HEDCON Wheel grinding main case ④Oil supply pump ⑤Oil seal mount case for friction load on wheel shaft

Fig.10 Test apparatus

研削試験は、先ずラジアルフィード機構の必要ない従って装置の簡単な仕上げ研削装置を製作し予備実験的に面粗さや研削抵抗を測定し、これらデータを基に本格的なラジアルフィード機構を備えたCNCホイール歯研削盤を製作した。ここでは理論構成と逆順ではあるが製作順に結果を報告する。

5・1 仕上げ研削試験装置 図10に示す。本装置は、砥石のラジアルフィード機構は備えておらずホイール素材としては、あらかじめ粗切りされたものを用いた。出力（ホイール）軸はウォームねじ砥石により駆動され、出力軸負荷は出力軸のオイルシール摩擦力で与え、その大きさはオイルシール枚数を増減して調整した。

表1にワーク諸元とその研削条件を示す。

Table 1 Dimension of worm wheel, grinding wheel and test condition of grinding

Dimension of worm wheel		
Size(C. D)	CD	100
Ratio	i	60
Aixial module	ma	2. 75
Wheel pitch dia.	d2p	165
Wheel teeth width	L	26
Relative radiusu	ρ	115
Sliding ratio	ε	-13
Wheel material	A1BC2	
Dimension of grinding wheel		
Max. dia. of wheel	dmax	46
Tip width of wheel	bl	1. 05
Teeth no. of mesh	j	4
Kind of grain	E. D. diamond wheel	
No. of grain	#200(#60)	
Mean grain dia.	dw=0. 076(0. 25)	
Test condition of grinding		
Wheel spindle rpm	n=2000-7000	
Grinding oil	Noritakecut AL101	
Oil amount(l/min)	6	
Oil press. (Kgf/cm2)	0. 8	

Rough cutting condition in ( )

5・2 仕上げ研削試験方法 本試験ではホイール軸負荷とウォームねじ砥石回転数をパラメータとし研削時間と研削量（即ちホイール接線方向のバックラッシュ増加量）の関係を求めた。これを整理して T_{test} と Δ_T の関係を求め(53)式の、また面粗さを測定し(37)式の妥当性を検討した。

5・3 仕上げ研削試験結果と考察 図11に負荷トルクが0.94 N・mでの研削時間と研削量の測定結果の一例を示す。他の負荷トルクに対しても同様の傾向の結果が測定された。これより分かることは、研削量は研削時間に比例し、また砥石回転数に比例することで

Fig.11 Grinding time to grinding amount

ある。すなわちホイール1回転当りの研削量は負荷トルクのみによって決まる。

次に図12にホイール1回転当りの研削量 Δ_T と負荷トルク T_{test} の関係を示す。これより両者が試験範囲で1次比例することがわかる。この比例定数 2.20×10^6 および $T_{th} = 30.7 \text{ N} \cdot \text{m}$ を(53)式に代入して $\xi = 1.00 \times 10^6$ 。また試験範囲で $\Delta_T = 0.5 \sim 1.5 \mu\text{m}$ で(1)式より $\phi = 82^\circ \sim 86^\circ$ 、平均 84° として(52)式より $\lambda = 1.08$ となり、ほぼ妥当な値と考えられる。

Fig.12 Grinding amount to wheel torque

次に歯面粗さ測定結果を図13に示す。

Fig.13 Roughness of wheel after grinding

面粗さは $H_{max} 16 \mu m$ 程度であった。(37)式よりの計算面粗さ $H_{max} = 3.6 + 8.2 \kappa$ $\therefore \kappa = 1.51$

本計算結果はほぼ妥当である。なお、 κ は研削装置が変われば変わると予想される。

5・4 粗加工試験結果と考察 ラジアルフィードを掛けた粗研削試験を高速ホイール歯研削盤上で実施した。試験条件は表1のようである。その際、図12の研削試験結果も踏まえ、目つまりしない切り込み量の設定をした。すなわち電着砥石は砥粒の約1/2を台金に電着され、チップポケットはないことを考慮して、切り込み量 Δ の10倍のチップポケットを加工条件より確保することにした。式にすると、

$$\Delta < 0.05 d_w \quad (54)$$

図12の仕上げ研削試験はこの範囲内であり目つまりは起きていない。本粗研削試験では、 $\Delta = 10 \mu m$ で設定したが、 $15 \mu m$ でも目つまりはなく安全側の設定と思われる。試験結果を図14に示す。トルクの増加は、ほぼ(19)式の計算値に沿っているが全体としてはやや小さい。これは粗研削では、最大値評価の式を意図して作ったからであり、実際の研削方向切刃間隔は w の数倍程度であることが予想される。

Fig.14 Grinding time to spindle torque

なお付け加えるならば砥石1個での生産量はまだ限界をみしていない。現在までの実績では例えば中心距離120、減速比30、モジュール3の青銅製ホイールを1個の鼓形砥石で150個以上粗加工しているが何の問題も起きていない。仕上げ砥石も同様である。

6. 結 論

本研究において、鼓形ウオームホイールの歯切りに従来のホブに替わる電着ダイヤモンドねじ砥石を使用できることを示した。その際、

- (1) 電着砥石表面の砥粒切刃分布モデルを仮定した。
- (2) この仮定をもとに、砥石のラジアルフィードを伴う粗加工時の研削抵抗の理論式の導出とその実証試験を行った。
- (3) このようにして創成されたウオームホイール歯面粗さを、さらに細かい粒度、高い集中度の砥粒を使用することにより向上できることを、ウオームギアの相対曲率半径、滑り率、同時接触線の長さ等の歯車諸元と関係付けた理論式とその実証試験により確認した。
- (4) また、本実証試験により従来疑問視されていた銅合金材ホイールの砥石による研削が、砥石にチップポケットを確保する式(54)で表される範囲内の切り込み量であれば、目つまりなく実施できることを確認した。逆に従来から目つまりすると言われていた理由は、このチップポケットが確保できていなかったからと推定される。

最後に本研究を支援していただいた当社PTC事業本部小田製造本部長に感謝申し上げる。また実験面を担当してくれた斉藤伸弥君に感謝する。

文 献

- (1) 上杉・堀内、住友重機械技報、Vol.27・No.81 (1979-12), 28~31.
- (2) 山中・中村・杉田・江村、1995年度砥粒加工学会学術講演会講演文集 (1995-9, 7~8).
- (3) 長谷川・ほか3名、昭和61年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集、17~18.
- (4) 佐藤、切削理論(1)砥粒及び砥石による加工、47, 67.
- (5) 田村・酒井・牧、機講論、760-17(1976-10) 123~125.
- (6) 松井・庄司、精密機械、Vol.35・No.4
- (7) 堀内、産業機械、1982・No.380(附57-5)、41~43
- (8) 島地・郡原、日本機械学会「N0.940-58」シンポジウム講演論文集 P261~264