内面研削加工の表面粗さから考察した 最適オシレーション条件決定法*

中 島 利 勝** 塚 本 真 也** 寺 岡 忠 典*** 小 野 祐 一 郎†

Determination of Oscillation Conditions for Optimizing Surface Roughness in Internal Grinding

Toshikatsu NAKAJIMA, Shinya TSUKAMOTO, Tadanori TERAOKA and Yuichirou ONO

In this paper, a determination method of optimum conditions of oscillation is proposed in order to improve significantly the surface roughness of workpiece in oscillation internal grinding. Main conclusions obtained are as follows: (1) It is proved from the observation of 3 dimensional profile that each pattern of grinding grooves on the workpiece surface is differently generated by the phase difference of a grinding path. (2) The improving mechanism of surface roughness can be explained by the crossing phenomenon of grinding paths. (3) The existence of the restricted interference phenomenon becomes rougher the surface roughness of workpiece. (4) A determination method of the best conditions of oscillation internal grinding is proposed.

Key words: oscillation internal grinding, surface roughness of workpiece, optimum condition of oscillation, phase difference of grinding path, crossing phenomenon, restricted interference phenomenon

1. 緒 論

内面研削加工における工作物の表面粗さを改善する手段であったトラバース研削は、現在では偏心クランクのモータ駆動によるオシレーション研削に代替されている。

図1の具体例から、オシレーション研削の問題点を抽出してみよう。オシレーションを与えないプランジ内面研削の場合と比較して、オシレーション研削の表面粗さ R_y は確かに改善されている。ただし、図中のオシレーション振幅 $O_c=2\text{mm}$ とオシレーション振動数 $H_c=5\text{Hz}$ の条件が必ずしも最適条件であるとは限らない。なぜなら、通常の内面研削盤の取り扱い説明書には、駆動モータのトルク限界から定まる $O_c \cdot H_c \leq \text{常数}$ の領域で O_c と H_c を設定するようにとの記述があるだけで、最適オシレーション条件の設定方法は説明されていないからである。

一方、内面研削のトラバース運動とクイル運動による表面粗さの改善についての論文は若干報告されている^{1)~3)}が、最適オシレーション条件に関する研究は皆無である。

そのため予備実験段階の図1では暫定的に設定したオシレーション条件で研削するしかなかった。もちろん、この条件でも表面粗さ R_y の改善は実行されているけれど、最適オシレーション条件に設定するならば図示以上に改善する可能性も否定できない。また断面形状の実測データからわかるように、工作物両端には極端なダレが発生するために形状精度は逆に悪化している。ただし、表面粗さの改善メカニズムが不明の段階で、表面粗さと形状精度を同時に満足する最適オシレーション条件を探索することは、現状では極めて困難な作業となるだろう。したがってまず解決すべき問題は、内面研削の表面粗さに限定した最適オシレーション条件の解明であると判断した。

以上の観点から、本論文ではオシレーション運動機構から表面粗さの改善メカニズムを解明したのち、内面研削における表

面粗さを最良とする「最適オシレーション条件決定法」を構築するものである。

2. 実験方法

内面研削における最適オシレーション条件の探索範囲として、オシレーション振幅 O_c はオシレーション振動数 H_c との関係から本実験で設定可能な限界値まで、オシレーション振動数 H_c は試験機の最大範囲まで、それぞれ以下のように設定した。

オシレーション振幅 $O_c=0 \sim 7\text{mm}$

オシレーション振動数 $H_c=0 \sim 8.67\text{Hz}$ ($=0 \sim 520\text{cpm}$)

また表面粗さ R_y はJIS B0601-1994の「最大高さ」で表示している。測定はサーフコム723B((株)東京精密)を使用し、

Fig.1 Oscillation effect in internal grinding

* 原稿受付 平成10年10月19日

** 正会員 岡山大学工学部 (岡山市津島中3-1-1)

*** 学生会員 岡山大学大学院 (現: 日本電気硝子(株), 滋賀県伊香郡高月1279)

† 学生会員 岡山大学大学院 (現: 新明和工業(株), 神戸市東灘区青木1-1-1)

Fig.2 Variations of workpiece roughness R_y with number of oscillation H_c in internal grinding

基準長さ 0.8mm で評価長さ 4mm のデータを 6 箇所て採取して合計 30 点の平均値で R_y を算出した。また、加工面の 3 次元プロフィールは、隠れ線の画像処理機能を有するフォームタリサーフ S5 (テーラーホブソン (株)) で出力させている。

その他の実験条件は以下のとおりである。

実験機：CNC 内面研削盤 T-11C12

(トヨーエイテック (株) 製)

研削方式：2 段プランジ研削方式

1 段目のプランジ速度 $V_{p1}=15\mu\text{m/s} \times 11\text{s}$

2 段目のプランジ速度 $V_{p2}=4\mu\text{m/s} \times 8\text{s}$

スパークアウト研削時間 = 11s

研削砥石：SA100L6V ($\phi 21\text{mm} \times 28\text{mm}$)

工作物：SUJ-2 ($\phi 28\text{mm} \times 25\text{mm}$, HV = 804)

砥石周速度： $V_s = 41.7\text{m/s}$

工作物回転数： $N_w = 2 \sim 10\text{rps}$ (=120~600rpm)

ドレッシング条件：切込み $20\mu\text{m}$ × 送り $0.045\text{mm/rev. of G.W.}$

研削液：W2 種 1 号，80 倍希釈，流量 = 8.8L/min

3. 表面粗さの最適オシレーション条件決定法

図 2 は、オシレーション振幅 O_c を 2mm に固定したもて、スパークアウト研削後の表面粗さ R_y に及ぼすオシレーション振動数 H_c の影響を検討したものである。実験では工作物回転数 N_w を 2 段階に変化させた。図から、表面粗さ R_y は H_c が 0Hz からわずかに増加すると急速に減少したのち、極大・極小を繰り返す周期的な変化を示すのがわかる。

このような周期的な増減現象が出現した場合には、まず研削系の固有振動数に起因する再生びびりの発生⁴⁾を疑うべきである。そこで、研削加工における再生びびり発生の主原因とされ

Fig.3 Definition of phase difference ϕ in oscillation

る砥石軸クイルの固有振動数をインパルス応答法で計測してみると、882Hz であった。再生びびり発生の必須条件⁴⁾は内面研削の場合、固有振動数とオシレーション振動数 H_c の値が接近していることである。しかし、固有振動数と図 2 で設定した H_c とは 100 倍以上も懸け離れていることから、表面粗さ R_y の周期的変化の原因は再生びびりではないと判断できる。

本研究では、図 3 で提案の「研削軌跡の位相差」で、表面粗さの周期的変化のメカニズム解明を試みた。まず、砥石の 1 円周であるリング A 上の砥粒群が、 N_w で回転する工作物内面と干渉する場合を考えてみよう。このリング A は振幅 O_c をもつ振動数 H_c の正弦波で工作物に対して相対的にオシレーション運動する結果、加工面には①の研削軌跡が生成される。ここで右図に示す横軸 θ は工作物内周の回転角度である。この状態で工作物がさらに 1 回転すると、①を $\theta = 2\pi\text{rad}$ だけ左方向へ平行移動した②の研削軌跡が次に通過することになる。すなわち、②は角振動数が H_c/N_w で位相差 ϕ の正弦曲線となる。ちなみに、図では $\phi = 3\pi/2\text{rad}$ で例示している。この位相差 ϕ を $0 \leq \phi < 2\pi\text{rad}$ で定義すると、次式で与えられる。ただし、記号 $[x]$ は実数 x を越えない最大の整数を与えるガウス記号である。

$$\phi = 2\pi \left(\frac{H_c}{N_w} - \left[\frac{H_c}{N_w} \right] \right) \quad (1)$$

しかし、実際の加工面に位相差 ϕ の研削軌跡による創成溝パターンが出現しないならば、 ϕ で表面粗さを検討しても意味をなさない。そこで、オシレーション研削面の 3 次元プロフィールを観察してみた。図 4 がその実測例である。図 (b)、(c) の測定には図 2 の右端のプロット点である $H_c = 7\text{Hz}$ 、 8Hz の研削面を採用した。 H_c が大きい条件の研削面を採用した理由は、1.5mm × 5mm しかない測定域に創成溝パターンを確認するためには、波長の短い研削軌跡が最適だと考えたからである。

図 4(a) のオシレーションを与えていない研削では当然、加工

Fig.4 Comparison of grinding paths on 3 dimension surface profile with phase difference ϕ in internal grinding

Fig.5 Variations of workpiece roughness R_y with phase difference ϕ of oscillation in internal grinding

面は直線溝で構成されている。オシレーション研削である図(b)の位相差 $\phi = \pi$ rad の創成溝パターンには、研削軌跡の交差している状況が確認できる。また、図(c)の $\phi = 0$ rad の条件では、オシレーション振動数 H_c が工作物回転数 N_w の整数倍であるために、図3の2本の研削軌跡が完全に一致する研削となる。したがって、3次元プロフィールには交差溝は観察されず、研削軌跡の通過した正弦波状の曲線溝が生成している。

以上の観察から、研削軌跡の位相差 ϕ による創成溝パターンが加工面に生成されていることは確実である。そこで、図5に図2のデータを位相差 ϕ に対して整理し直してみた。図から、表面粗さ R_y の周期的変化は位相差 ϕ に完全に支配されているのがわかる。工作物回転数 $N_w = 2$ rps の場合、 $\phi = 0$ rad で最大値をとり、急減後 $\phi = \pi/4$ rad で極小となり、そのち増加して $\phi = \pi$ rad で極大を示す。この位置を中心にはほぼ対称形に減少・増加して、再び $\phi = 7\pi/4$ rad で極小、 $\phi = 0 (= 2\pi)$ rad で極大となる。一方、オシレーション振動数 H_c を増加させて次の位相差周期に入る場合ならびに工作物回転数を $N_w = 8.67$ rps に増加させた場合、表面粗

さ R_y の値は共に小さくなるものの、その変化形態は全く同じである。表面粗さ R_y の増減変化が ϕ で支配されるメカニズムについて、研削軌跡の観点から次に検討を加えよう。

図6は位相差 ϕ とオシレーション振動数 H_c を変化させた場合の加工面に生成される前述のリングAの研削軌跡を示す。表面粗さ R_y は位相差 $\phi = \pi$ rad を中心にはほぼ対称に変化するので、 $\phi = 0 \sim \pi$ rad の範囲で検討している。また、図中の9個の長方形はオシレーション振幅 $O_c \times$ 工作物内円周 $2\pi R_w$ の加工面である。ただし、 R_w は工作物内半径とする。一方、図7では粗さ曲線を図6と同じ条件の箇所に対応させて示す。

まず、両図を位相差 $\phi = 0$ rad の縦列で比較検討しよう。図6のオシレーションを与えていない $H_c = 0$ Hz の研削軌跡は、1本の直線に重なるため、その表面粗さは図7の粗さ曲線からわかるように最大となる。次に $\phi = 0$ rad のままでオシレーション振動数を $H_c = 2.00$ Hz と 4.00 Hz に変えた場合、図6の研削軌跡は波長の長い1本の正弦曲線となる。すなわち、工作物が回転しても砥石の同一円周上の砥粒群は1本の曲線上を通過するだけで、交差した研削軌跡は生成されない。

結局、この条件の砥粒群は1回転前の創成溝をなぞりながら干渉するのであるから、表面粗さの改善は期待できない。これが、図5の位相差 $\phi = 0 (= 2\pi)$ rad で表面粗さ R_y が極大となるメカニズムである。したがって、オシレーション条件の設定として、 $\phi = 0$ rad 近傍となるオシレーション振動数 H_c と工作物回転数 N_w の組み合わせは最低限避けるべきだろう。

一方、図6の位相差 $\phi = \pi$ rad、オシレーション振動数 $H_c = 1.00$ Hz で研削した場合、半波長だけずれた2本の正弦曲線が交差する研削軌跡となる。この条件で H_c を大きくすると、交差点数は増加する。研削軌跡の交差現象はホーニング加工のクロスハッチング⁵⁾と同様の効果を加工面に及ぼすことは容易に推測できるだろう。すなわち $\phi = \pi$ rad の場合、研削軌跡による創成溝の交差によって表面粗さが改善されているのである。

また図6の中央列である位相差 $\phi = \pi/4$ rad のとき、研削軌跡の交差点数が $\phi = \pi$ rad の場合よりも格段に増加する結果、図7の表面粗さが3種類の位相差 ϕ のなかでは最も良好となる。

ところで、図5で工作物回転数 N_w を 2 rps から 8.67 rps へ増加

Fig.6 Variations of grinding paths with phase difference ϕ

Fig.7 Variations of surface roughness curve with phase difference ϕ

Fig.8 Comparison with grinding paths with phase difference ϕ

させた場合、式(1)の位相差 ϕ が同じ値になるようにオシレーション振動数 H_c を同時に増加させているのであるから、加工面に生成される研削軌跡は図6と全く同一となる。すると、単位時間当たり発生する交差点数は N_w に比例して増大する結果、 $N_w=8.67\text{rps}$ の表面粗さ R_y は図5に示すように位相差 ϕ の全領域で $N_w=2\text{rps}$ の場合よりも改善されるのは当然である。

ただし、表面粗さ R_y の大小関係が交差点数の増減で全て説明できるのかと問われると、必ずしもそうではない。例えば図8は、図3のリングAが $125\mu\text{m}$ ピッチで砥石円筒面に並んでいると仮定して、その研削軌跡をシミュレートしたものである。図の位相差 $\phi=\pi/16\text{rad}$ の交差点数は $\phi=\pi/4\text{rad}$ よりもはるかに膨大となる。しかし、前述のように図5の表面粗さ R_y が極小となるのは $\phi=\pi/16\text{rad}$ ではなく、 $\pi/4\text{rad}$ の場合である。

以上のことから、 ϕ がゼロに近づいて交差点数が極端に増加すると、表面粗さの改善を阻害する別の現象が発生していると予想される。以下、この現象について解析を進める。

図9(a)で、工作物の i 回転時と $(i+1)$ 回転時に生成された2本の研削軌跡の距離を研削軌跡間隔 B_w と定義する。図(e)に位相差 $\phi=0\sim\pi/4\text{rad}$ に対する研削軌跡間隔 B_w の変化領域すなわち $0\leq B_w\leq (B_w)_{\text{Max}}$ をスクリーントーンで示す。ここで、 B_w の最大値である $(B_w)_{\text{Max}}$ は次式で決定できる。

$$(B_w)_{\text{Max}} = O_c \cdot \sin \frac{\phi}{2} \quad (2)$$

一方、図(e)の概念図中の W_g を平均創成溝幅と定義する。ただし、この平均創成溝幅 W_g は、図7に示す粗さ曲線の谷部の平均幅ではない。粗さ曲線のこの谷部は一つの砥粒によって削り取られた切削溝に相当し、ここで抽出しなければならない創成溝幅とは砥石作用面の同一円周上に存在する砥粒群によって生成された溝の幅長である。すなわち、オシレーションを与えていない図4(a)の3次元プロファイルの創成溝数と図7の $H_c=0\text{Hz}$ における粗さ曲線の切削溝数とを単位幅当たりで比較すれば、粗さ曲線の切削溝数の方が断然多い。これは、3次元プロファイルの創成溝の頂部と谷部に形成された微小な凹凸も粗さ曲線では一つの切削溝として検出しているからである。

以上の観点から、波長の短い粗さ成分を除去する2CR低域濾(ろ)過器で出力する濾波うねり曲線(JIS B0610-1987)から、平均創成溝幅 W_g を算出した。図9(c)における $H_c=0\text{Hz}$ の研削面の濾波うねり曲線から求めた平均創成溝幅は、 $W_g=131\mu\text{m}$ であった。これは図4(a)の3次元プロファイルから算出した $125\mu\text{m}$ と近似しており、このことから濾波うねり曲線による平均創成溝幅 W_g の算出方法はおおむね妥当であると判断できよう。

以上の解析をもとに、表面粗さを悪化させる「研削軌跡の轍(わだち)現象」を本論文では提案したい。図9(e)において、いま問題としている位相差 $\phi=\pi/16\text{rad}$ の研削軌跡間隔 B_w と平均創成溝幅 W_g の半分の値である $W_g/2$ の関係を考察する。 $\phi=\pi/16\text{rad}$ の研削では、砥石作用面の同一円周上の砥粒群で削り取られた

Fig.9 Restricted interference phenomenon in internal grinding

創成溝から $B_w=0\sim 196\mu\text{m}$ 離れた位置へ、工作物1回転後に同じ砥粒群が干渉することになる。すると図中の $B_w < W_g/2$ の領域では、概念図に示すように1回転前の創成溝の側壁部を斜めに横切る方向へ、砥粒は切削を開始するだろう。しかし、別報で解明した砥粒の蛇行現象^{6), 7)}を考慮するならば、砥粒の片面だけが溝側壁と干渉した場合、弾性的に支持された砥粒は側壁から受ける抵抗のために幅方向へ変位し、モデル図のように切削方向が前創成溝に沿った方向へ曲げられてしまうことは十分に推測できる。

この研削軌跡の轍現象は、自動車を運転する者は経験しているように、走行中のタイヤが轍に落ち込むと、ハンドルを切ってもなかなか轍から抜け出せない現象に酷似している。図9(e)から理解できるように、位相差 $\phi=\pi/16\text{rad}$ では轍現象が少なくとも33.4%もの研削軌跡において発生していることになる。

もっとも、砥粒の実切削状況を直接観察しない限り、この轍現象は実証できない。ただし、次の状況証拠は確認している。研削軌跡の轍現象が発生して砥粒が溝側壁へ干渉すると、一部の砥粒は側壁を斜めに突っ切ることができず、側壁に沿って移動すると同時に、側壁は幅方向へ塑性変形し始める。その結果、創成溝幅が拡張されるために轍現象の発生頻度は増大し、この悪循環が繰り返される結果、研削面には非常に幅広い創成溝が残留するはずである。

この実証例として、図9(d)の $\phi=\pi/16\text{rad}$ の濾波うねり曲線では極度に幅広い創成溝が数多く検出されており、平均創成溝幅は $W_g=472\mu\text{m}$ まで増大している。すなわち、図(c)で $W_g=131\mu\text{m}$ であったオシレーションを与えない研削面の平均創成溝幅が $\phi=\pi/16\text{rad}$ の研削では3.6倍まで拡張されており、図(e)の研削軌跡間隔 B_w との比較から明確なように、全砥粒群で轍現象が発生していることになる。また、図9(b)の同条件の粗さ曲線にも、

Fig.10 Variations of workpiece roughness R_y with oscillation amplitude O_c in internal grinding

複数の切削溝で構成された幅広の創成溝が確認できる。

これらの実験事実から、オシレーション研削では最大研削軌跡間隔 $(B_w)_{\max}$ が狭くなる位相差 $\phi=0$ rad 近傍で、轍現象が発生していると断定して間違いないだろう。以上のことから、 $\phi=\pi/16$ rad のオシレーション研削では、轍現象のために実際の研削軌跡の交差点数が期待するほど増加しない結果、表面粗さの顕著な改善は実行されないのだと判断できる。

ところで、位相差 $\phi=0$ rad 近傍での表面粗さの悪化を轍現象で全て説明しようとする本論文の解析手法に対して、「交差点数の減少には轍現象も影響しているが、図 9(e) のモデル図における砥粒の進入角度 ψ が大きければ、轍現象が発生しても創成溝側壁を斜めに横断して、表面粗さを減少させる場合もあり得るのでは？」との疑問が生じるだろう。

確かにそのとおりで、本論文でも創成溝に落ち込んだ砥粒の全てが溝側壁を横断できないとは考えていない。ただし、図 8 から明白のように $\phi=0$ rad に近づくほど進入角度 ψ は小さくなり、 $\phi=0$ rad で $\psi=0$ rad となる。すなわち進入角度を考慮に入れても、 ψ がある値以下となるオシレーション研削では砥粒が創成溝側壁を横断し難くなるために、研削軌跡の交差点数が減少するという本論文と同じ結論に到達するはずである。

しかし進入角度を考慮に入れた場合の最大の難点は、 ψ が何ラジアン以下になれば創成溝の交差が発生しなくなるかを実験的に決定することが、現状では不可能な点である。それに対して、轍現象では測定可能な平均創成溝幅 W_g と幾何学的に算出する最大研削軌跡間隔 $(B_w)_{\max}$ とを比較することで、簡便に交差点数の減少傾向が説明できることから、本論文では轍現象による解析を試みた。

次にオシレーション振幅 O_c の表面粗さに及ぼす影響を検討する。図 10 に位相差 $\phi=\pi/4$ rad に固定して、 O_c を 0 mm から 7 mm まで増加させたときの表面粗さ R_y の変化を示す。本実験の砥石幅 $L=28$ mm と工作物幅 $B=25$ mm の関係から、工作物全幅が常に砥石と接触している $O_c \leq 3$ mm の場合を短域オシレーション研削、 $O_c > 3$ mm で砥石両端が工作物内部まで進入する場合を超域オシレーション研削とそれぞれ定義する。

すると、図の $O_c=2$ mm で表面粗さ R_y が最小だから、 R_y は常

Fig.11 Definition of optimum conditions in oscillation

に短域オシレーション研削で最適になると考えるのは早計である。なぜなら、 $\phi=\pi/4$ rad、 $O_c=2$ mm の条件は図 5 の $N_w=8.67$ rps における最適条件であるから、この $O_c=2$ mm で表面粗さ R_y が最小となるのは当然といえよう。 $O_c > 3$ mm の超域オシレーション研削でも位相差 ϕ を変更すれば、表面粗さを図示以上に十分改善できると考えられる。この可能性ならびに O_c をゼロから大きくさせると R_y が減少・増加の変化傾向を示すメカニズムについては、次の最適オシレーション条件の箇所でも詳述する。

本論文の最終目標である内面研削の最適オシレーション条件は、研削軌跡の交差現象による表面粗さの改善効果と轍現象による悪化機構を組み合わせることで決定できる。すなわち、最適オシレーション条件を決定する最適化関数 M_{op} を、式 (2) の最大研削軌跡間隔 $(B_w)_{\max}$ とオシレーション振動数 $H_c=0$ Hz における平均創成溝半幅 $W_g(H_c=0)/2$ との比で次のように定義した。

$$M_{op} = \frac{O_c \cdot \sin(\phi/2)}{W_g(H_c=0)/2} \quad (3)$$

式 (3) の物理的意味について若干触れておきたい。この式は図 9 で解析した轍現象の発生頻度の逆数を示す関数だから、先ず表面粗さの悪化機構の指標になり得る。さらに、式は交差現象による表面粗さの改善効果つまり交差点数の影響を含有していなければならない。しかし、工作物 1 回転ごとに前創成溝との干渉で交差点数は増加すると同時に、最表面の交差点は研削によって除去されるため、現状ではその定式化は不可能である。ただし、図 5 で位相差を $\phi=\pi$ rad から $\pi/4$ rad あるいは $7\pi/4$ rad へ近づけると表面粗さ R_y は減少し、これは式中の $O_c \cdot \sin(\phi/2)$ を同様に変化させたときの減少傾向と一致する。したがって、位相差 ϕ に対する $O_c \cdot \sin(\phi/2)$ の変化傾向から、式 (3) は定性的ではあるが表面粗さの改善効果の指標にもなり得ると判断した。

図 11 に表面粗さ R_y を最良にする「最適オシレーション条件決定法」を示す。最適化関数 M_{op} で整理すると、前掲の図 5 と図 10 の表面粗さ R_y のデータを極小値をもつ一本の帯上に分布させることができる。最適化関数 M_{op} の右端から、表面粗さ R_y の変化機構を考察しよう。

位相差 ϕ を変化した研削 (図中の ● ▲ □ ○ のプロット点) では、式 (3) から明白のように $\phi=\pi$ rad で M_{op} が最大となり、 ϕ をこの π rad から増大させても減少させても M_{op} は小さくなり、 R_y は図の帯中を右上から左方向へ減少する。これが交差点数の増大による表面粗さ R_y の改善効果である。

位相差 ϕ をさらに増大あるいは減少させて 2π rad あるいは 0 rad

へ近づけると、式(3)の平均創成溝半幅 $W_g(H_c=0)/2$ に対する最大研削軌跡間隔 $O_c \cdot \sin(\phi/2)$ の関係から、轍現象による表面粗さの悪化機構が作用して表面粗さ R_y は増大し、研削軌跡が完全に一致する $\phi=0$ ($=2\pi$)rad の $M_{op}=0$ で R_y は最大となる。本実験の場合、これが最適化関数 M_{op} が10以下の領域である。

また、 ϕ を固定した条件では式(3)から明確なように最適化関数 M_{op} は変化しない。ところが、図5と図6で解析したように、 ϕ 一定のもとで H_c あるいは N_w を大きくすると、研削軌跡の交差点数の増大による表面粗さの改善効果が作用する。これが図11の表面粗さ R_y が帯の幅方向へ減少する場合である。

一方、位相差 ϕ を固定してオシレーション振幅 O_c だけを変化させても(図中の▲)、図6から理解できるように($O_c \times 2\pi R_w$) 領域に生成される交差点数は変化しない。ただし、オシレーション振幅 O_c が小さいほど($O_c \times 2\pi R_w$) の面積が小さくなるので、工作物の単位面積当たり生成される交差点数は増大する。すなわち、最適化関数 M_{op} の右端から O_c を減少させると、初め交差点数の増大による表面粗さ R_y の改善効果が作用して表面粗さ R_y は減少し、そののち轍現象による悪化機構により R_y は増大することになる。

以上のことから、表面粗さ R_y の最適オシレーション条件は、 R_y を最小とする最適化関数 M_{op} の領域つまり図中の最適領域 E_{op} に収まるようにオシレーション振動数 H_c とオシレーション振幅 O_c を決定すればよい。もっとも、この E_{op} の幅は要求される表面粗さの許容値から適宜設定するのは当然である。

図11の最適オシレーション条件決定法を適用して、具体的に表面粗さ R_y が改善する設定条件を探索してみよう。まず①の▲の R_y を改善するには、最適化関数 M_{op} を小さくする方向、つまり O_c を減少させればよいのであるが、 O_c が変更できないならば、 $\sin(\phi/2)$ を小さくすることになる。したがって、 ϕ は式(1)で示すように H_c/N_w の関数だから、工作物回転数 N_w を増大させるか、オシレーション振動数 H_c を減少させて $\sin(\phi/2)$ を小さくすることで、表面粗さ R_y は改善できる。

さらに②の●の場合、表面粗さ R_y を改善させるには最適化関数 M_{op} を増大させる方向、つまり O_c あるいは H_c を増大させるか、 N_w を減少させればよい。 M_{op} を変更できない制約条件の場合には、位相差 ϕ を一定のもとで H_c と N_w を共に大きくして、図中の帯の幅方向へ R_y を改善させればよい。

一方、トラブルシューティングに図11を使用する場合、本実験の最適領域 E_{op} の値はそのままでは適用できない。なぜなら、砥石の種類とドレッシング条件によって平均創成溝幅 $W_g(H_c=0)$ が異なるからである。したがって、対象とする表面粗さ R_y の値が図中のどの領域に存在するのかを先ず確認しなければならない。それには、オシレーション振動数 H_c あるいはオシレーション振幅 O_c を若干変化させて、表面粗さ R_y の変化方向から現在の R_y の位置を確定すればよい。そののち上述の最適オシレーション条件決定法を適用すれば、従来の試行錯誤的な探索よりも、はるかに効率的に最適領域へオシレーション条件が変更できるだろう。

4. 結 論

本論文では、オシレーション内面研削軌跡の轍現象を解明することで、表面粗さを最良とする「最適オシレーション条件決定法」を構築している。主な結論は以下のとおりである。

(1) オシレーション内面研削における3次元プロファイルの観察から、加工面には研削軌跡の位相差 ϕ によって、それぞれ異なる創成溝パターンが生成されるのを実証した。

(2) 位相差 ϕ はオシレーション振動数 H_c と工作物回転数 N_w によって次式で決定できる。ここで、式中の記号 $[x]$ は実数 x を越えない最大の整数を与えるガウス記号とする。

$$\phi = 2\pi \left(\frac{H_c}{N_w} - \left[\frac{H_c}{N_w} \right] \right)$$

(3) オシレーション研削を実行しても位相差 $\phi=0$ rad の場合、研削軌跡が完全に一致するために表面粗さの改善は期待できない。この研削軌跡の観点から、オシレーション条件の設定として $\phi=0$ rad 近傍のオシレーション振動数 H_c と工作物回転数 N_w の組み合わせは、最低限避けるべきである。

(4) オシレーション研削における表面粗さの改善メカニズムは、研削軌跡の交差現象で説明できる。すなわち、位相差 ϕ が π rad から増大しても減少しても、研削軌跡の交差点数が増大し、その結果、加工面には数多くの交差溝が生成されるために表面粗さが改善する。

(5) 表面粗さを悪化させる研削軌跡の轍現象の存在を予測し、創成溝幅が拡張されている状況証拠からそれを確認した。轍現象とは位相差 $\phi=0$ rad 近傍では創成溝に落ち込んだ砥粒が溝を横切れずに、溝側壁に沿って切削方向を曲げられるため、表面粗さが改善されない現象である。

(6) 研削軌跡の交差現象と轍現象を組み合わせることで、表面粗さ R_y を最良とする最適オシレーション条件決定法を提案した。すなわち、次式の最適化関数 M_{op} が限定範囲に収まるようにオシレーション条件を設定すればよい。ただし、 O_c はオシレーション振幅、 $W_g(H_c=0)$ は $H_c=0$ Hz における平均創成溝幅である。

$$M_{op} = \frac{O_c \cdot \sin(\phi/2)}{W_g(H_c=0)/2}$$

(7) 結論(6)の最適オシレーション条件決定法を適用すれば、従来の試行錯誤的な探索よりもはるかに簡単に表面粗さを最良とするオシレーション振動数 H_c 、オシレーション振幅 O_c ならびに工作物回転数 N_w が決定できる。

今後の課題として、本論文では状況証拠的にその存在を予想した研削軌跡の轍現象を砥粒切削状況のリアルタイム観察で実証し、さらに表面粗さと同時に形状精度をも満足する最適オシレーション条件決定法を構築していきたい。

謝 辞

最後に、実験機をご提供いただいたトーヨーエイトック(株)に謝意を表する。また、追加実験の協力者である大学院生の小合 勇君にお礼申し上げる。なお、本研究の一部は平成9・10年度科学研究費を得て実行されたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 寺谷忠郎, 中尾隆一, 日浦昌俊: 内面研削盤の研削精度向上に関する研究, 精機学会, 29, 12 (1963) 913.
- 2) 大森 整, 朴 主烈, 高橋一郎, 中川威雄: 電解インタバルドレッシング研削による小径円筒内面の鏡面研削, 精密工学会秋季大会学術講演論文集, (1990) 253.
- 3) 峠 陸, 坂本博宣, 松尾哲夫: 電着 CBN ホイールによる合金工具鋼の高精度・高能率ジグ研削の研究——研削特性値に及ぼす研削条件の影響, 日本機械学会論文集 (C), 60, 576 (1994) 2845.
- 4) 星 鐵太郎: 機械加工 びり現象——解析と対策, 工業調査会 (1977) 12.
- 5) 精機学会編: 新訂 精密工作便覧 (1981) 702.
- 6) 中島利勝, 塚本真也, 小谷 修: 砥石面トポグラフィから考察した研削面プロファイルの創成機構に関する研究, 精密工学会誌, 59, 3 (1993) 491.
- 7) 中島利勝, 塚本真也, 渡邊 肇, 孫 黎曦: 研削加工における仕上面生成過程の研究 (第2報) —— 幅方向の重複干渉溝の生成機構, 精密工学会誌, 57, 11 (1991) 2017.