コンタクトホイール型平面ベルト研削の研究 (第1報)*

—研削抵抗と切残し—

柴田順二** 林 慶堂*** 稲崎一郎† 米津 栄†

A Study on Contact-wheel Surface Belt Grinding (1st Report)

—Grinding Force and Residual Stock Removal—

Junji SHIBATA, Ching Tang LIN, Ichiro INASAKI, Sakae YONETSU

In this paper, some characteristics of both grinding force and residual stock removal are investigated, mainly paying attention to the effects of the rigidity of the tool and its back-up supports. The results obtained here are summarized as follows.

(1) It becomes clear that not only worn grain flats but also arc of contact between the tool and workpiece have direct effects upon the characteristics of grinding force. Then a metal removal model which takes such factors into consideration is proposed here, and its validity is proved. It also derives effective parameters to evaluate grinding force.

(2) The relationship between normal grinding force and elastic displacement of the tool is nonlinear. It can be approximated as a quadric equation for practical analysis.

(3) Assuming that the formation of residual stock removal is caused only by elastic deformation of tool and its back-up supports, the residual stock removal is analyzed quantitatively, and it is confirmed that the theoretical results agree pretty well with experimental ones.

1. 緒 言

コンタクトホイール型平面ベルト研削はその高い生産性から現在、とりわけ難削材のある種の製品の量産には欠くことのできない加工法として認識されるようになったのみならず、将来研削加工の自動化、省力化を図るための有力な担い手になり得るのではないかという期待を抱かせる一面を有している。この加工法のこのような特長は主にその工具(研削ベルト)自体の持つ特性、すなわち広い作業面、優れた研削性能及び高い安全性によってもたらされたものであるが、反面工具及びその直接支持体であるコンタクトホイール(以後この両者をまとめて工具系と呼ぶ)の剛性が低いことが、研削中に工具系の大きな弾性変形を生み、あるいは又砥粒切れ刃の自生作用を阻害する。そのためこの加工法では一般に寸法、形状精度と工具寿命に難点があり、現在これらの改善が

強く望まれている。

この工具系の弾性変形挙動自体については既に幾つかの報告がなされているが¹⁾、それらと研削抵抗、寸法及び形状精度あるいは工具寿命との具体的な結び付きについてはこれまであまり明らかにされていない。そのためこれらの研削特性を合理的に理解し、改善してゆく上で拠所となり得る理論的裏付けを欠いている傾向が見受けられる。

本研究では主として取り代の除去を対象としたコンタクトホイール型平面ベルト研削について、解析の厳密さよりも実用性に主体を置いた寸法精度及び工具寿命の解析モデルを確立し、これらの大局的特性を系統化すると共に、これらの向上を図るための指針を得ることを目指している。

本報ではまずコンタクトホイール型ベルト研削における研削抵抗の特性と切残しの生成機構を、特に工具摩擦及び工具系の弾性変形とのかかわりを中心に明らかにしようとするものである。

使用した主な記号

B: 研削幅

 c_t : 接触弧長さ l_c に関する係数 c_s : 工具系の垂直方向弾性変位に関する係数F: 研削抵抗 ($\bar{F}$: 単位研削幅当たりの値) (サプスク

* 原稿受付 昭和53年10月25日。昭和50年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和50年11月23日)および昭和51年度精機学会春季大会学術講演会(昭和51年4月4日)ならびに昭和51年度精機学会秋季大会学術講演会(昭和51年10月12日)にて発表。

** 正 会 員 芝浦工業大学(大宮市深作留井原307)

*** (株)岡本工作機械製作所(横浜市港北区箕輪町1000)

† 正 会 員 慶応義塾大学工学部(横浜市港北区日吉町3-14-1)

リプトの N 垂直方向, T : 水平方向, C : 切削成分, S 摩擦成分)

K_G 研削剛性 ($=F_N/b$)

K_0 : 研削抵抗に関する係数

R_F 分力比 ($=F_T/F_N$)

R_g 切削力成分比 ($=f_{tc}/f_{nc}=F_{TC}/F_{NC}$)

V 研削速度

V_G 累積研削量

W 押付荷重

Y_0 : 設定切込み量

ΔY : 切残し量

b 実質切込み量

f 砥粒切れ刃 1 個に作用する研削抵抗 (サフスクリプトは F の場合に準する)

h 工具の研削性能や工作物の被研削性に関する評価パラメータ (サフスクリプトは F の場合に準する, $\bar{h}$ 単位研削幅当たりの値)

h_{eq} 相当研削厚さ ($=bv/V$)

l_c 接触弧の長さ

p_m 砥粒切れ刃逃げ面と工作物間の接触面圧

v 工作物送り速度

α 工具系剛性に関する指数

δ 工具系の垂直方向弾性変位量

η 逃げ面摩擦率 (砥粒刃先の丸味も等価逃げ面として換算して取扱う)

λ_R 切残し率 ($=\Delta Y/Y_0$)

μ 砥粒切れ刃逃げ面と工作物間の摩擦係数

χ ラント比 ($=$ ラント幅/ラントピッチ)

2 研削抵抗

2.1 研削抵抗の解析と評価

コンタクトホイール型ヘルト研削機構の特異性は、その工具系の剛性の低さから生まれると考えられるすなわち、

(1) 工具-工作物間の接触弧 (以後単に接触弧と呼ぶ) か、幾何学的に計算された値よりもはるかに長い¹⁾ またその接触圧力はかなり小さい したかつて砥粒切れ刃がこの長い接触弧に沿って移動する間、そのかなりの部分では切りくすを形成しない、いわゆる ploughing 又は rubbing 作用をなしていると考えられる

(2) 砥粒切れ刃の摩擦は主に摩滅的摩擦に支配されており²⁾、研削初期のわずかの期間を除けば大部分はその先端に逃げ面が形成された切れ刃により、研削作用が行われている

したがって個々の砥粒切れ刃が微小切削作用を行う際発生する研削抵抗 f を、水平及び垂直方向の 2 分力 f_n, f_t に分解した際、ヘルト研削では上記の理由からこの 2 分力を更に、実際切りくすを形成する際に生じる切削力成分 f_{nc}, f_{tc} と、主に砥粒逃げ面と工作物とのすべり摩擦に消費される摩擦力成分 f_{ns}, f_{ts} にそれぞれ分離して取扱うのが妥当と考えられる

$$f_n = f_{nc} + f_{ns} \quad (1)$$

$$f_t = f_{tc} + f_{ts} \quad (2)$$

研削特性は個々の砥粒切れ刃による微小切削作用の集積である したかつて平均的に見れば、研削抵抗の 2 分力 F_N, F_T はそれぞれ式 (1), (2) と同様、切れ刃すくい面に作用し切りくす形成に要する成分 (切削力成分 F_{NC}, F_{TC}) と切れ刃逃げ面と工作物間の摩擦などに消費される成分 (摩擦力成分 F_{NS}, F_{TS}) に分離できる³⁾

$$F_N = F_{NC} + F_{NS} \quad (3)$$

$$F_T = F_{TC} + F_{TS} \quad (4)$$

ここで切削力成分は平均切りくす断面積 $a_m (=bv/(\chi l_c m V))$ に、摩擦力成分は切れ刃逃げ面と工作物間の接触面圧 p_m にそれぞれ比例すると考えると⁴⁾、次式が導かれる

$$F_N = \frac{1}{R_g} B K_0 b \left(\frac{v}{V} \right) + l_c B \chi p_m \eta \quad (5)$$

$$F_T = B K_0 b \left(\frac{v}{V} \right) + l_c B \chi p_m \eta \mu \quad (6)$$

ところで接触弧の長さ l_c は研削抵抗にはもちろんのこと、工具摩耗と寿命、仕上面粗さ等に大きく影響を及ぼす重要な因子の一つである 砥石のように比較的剛性の高い研削工具では、この接触弧の長さは幾何学的に、あるいは弾性接触理論から推定される値とそれ程大きな相違がない⁵⁾ これに対し、コンタクトホイール型ヘルト研削では、レンノイトホットとクロスハッキンクが主体である工具自体、およびセレーンンなどか形成されたコンタクトホイールなどの研削抵抗や遠心力による弾性変形や弾性ヒステリシス挙動、更には工具のフラップ作用などか複雑にからみ合い、そのためこの加工中の接触状態 (動的接触状態と呼ぶことにする) を弾性円筒と剛体平面と見なしての Hertz の接触理論、あるいは単純な静的接触実験から正確に予測することは不可能に近い ここでは動的接触弧形状の実測結果⁶⁾ などをもとに、取り代の除去を目的とするようなかなり大きな研削抵抗の発生条件下では、実用的にはこの接触弧の長さ l_c が垂直方向分力 F_N に比例すると仮定できると考える

$$l_c = c_l \bar{F}_N \quad (7)$$

すると式 (5)~(7) より次式が誘導される

$$F_N = \left\{ \frac{K_0}{(1 - c_l \chi p_m \eta)} R_F \right\} B b \left(\frac{v}{V} \right) \quad (8)$$

$$F_T = \left\{ \frac{K_0}{(1 - c_l \chi p_m \mu \eta / R_g)} \right\} B b \left(\frac{v}{V} \right) \quad (9)$$

式(7)を仮定した結果、砥石研削の場合とは異なり、工具の摩耗程度のいかんにかかわらず研削抵抗は相当研削厚さ $h_{eq} (= b(v/V))$ に正比例しなければならないことを上式は意味するが、このような特性の存在は後に本実験で確認された。ここで $\bar{h}_T, \bar{h}_N$ を次式のように定義することにする。

$$\bar{h}_N = \frac{K_0}{(1 - c_l \chi p_m \eta) R_F} \quad (10)$$

$$\bar{h}_T = \frac{K_0}{1 - c_l \chi p_m \mu \eta / R_g} \quad (11)$$

パラメータ $\bar{h}_T$ は相当研削厚さ h_{eq} による水平分力 F_T の商でもある。

$$\bar{h}_T = \frac{F_T}{B h_{eq}} \quad (12)$$

したがってパラメータ $\bar{h}_T$ はいわゆる比研削抵抗と等値である。比研削抵抗には工具の切れ味や摩耗程度、あるいは工作物の被研削性などの情報が含まれているが、式(11)はこれらの間の定量的関係を与えていることになる。したがって工具系を含めての研削ベルトの切れ味の評価にパラメータ $\bar{h}_T$ を用いるのは合理的であろうと思われる。一方、 $\bar{h}_N$ は研削剛性 $K_G (= F_N/b)$ を知るためのパラメータとなる。

$$K_G = \bar{h}_N B \left(\frac{v}{V} \right) \quad (13)$$

式(8),(9)より分力比 $R_F (= F_T/F_N)$ は次式のように導かれる。

$$R_F = R_g - (R_g - \mu) c_l \chi p_m \eta \quad (14)$$

2.2 実験装置および実験方法

本実験には一般に実用に供されているコンタクトホイール型平面ベルト研削盤を、研削速度及び工作物送り速度を広範囲に無段可変できるように改造して用いた(図1)。工作物送り用コンベアベルトには、研削ベルトに比べはるかに厚さのばらつきが小さいステンレスベルトを採用した。実験条件は表1に示すとおりであり、比較的重研削加工を対象としている。工具系剛性を変える目的で、コンタクトホイール硬度として $H_s 50, H_s 90$ 、及び工具系剛性の極限と考えられるスチールコンタクトホイールの3種類を採用した。実験に先だって工作物をスパークアウトし、その時の工具位置を基準点とし、設定切込み量はそこから測定された。実質切込み量並びに切残し量は、研削前後の工作物の厚さをマイクロメータで測定

図1 供試ベルト研削盤

表1 実験条件

研削ベルト	幅×周長 150×2 100 mm AA 40, AA 60, AA 100
コンタクトホイール	幅×外径 170×150 mm ネオプレーン $H_s: 50, H_s: 90$ セレーション ランド: みぞ 1:1 ランド角 45°
工作物	鋼(平滑) 長さ×幅 100×25 mm S45C
研削速度	900~1 800 m/min
工作物送り速度	0.5~10 m/min
研削方向	上向き
設定切込み量	0.2~1.6 mm
研削液	ソリュブルタイプ

して算出した。工作物は研削動力計にボルトで締結された状態でコンベアベルトで送られ、研削抵抗が測定された。なお切れ刃の不安定な初期摩耗領域を避け、できるだけ安定してかつ同一作業面状態を得るため、同一ロットの研削ベルトについてその処女作業面で一定個数(10個)の工作物をならし研削し、実験は主にその時点に統一して行われたが、その他必要に応じて種々の摩耗状態についても行われた。

2.3 実験結果とその考察

図2には実質切込み深さ b に対する垂直分力 F_N の関係についての実験結果の一例を示している。同図からこれらの間には、式(8),(9)で予想したようにほぼ正比例関係が成立していることがわかる。実質切込み深さと研削

AA 40, $H_s: 90$, $V=1200$ m/min, $v=3$ m/min

図2 実質切込み深さと垂直分力の関係

AA 40, $H_s: 90$, $V=1200$ m/min

図3 相当研削厚さと研削抵抗の関係

抵抗間のこのような正比例関係は、粒度、コンタクトホイール硬度、研削速度、工作物送り速度など種々の研削条件の組合せにおいても常に見られ、更に研摩ベルトの摩耗程度によらずやはり成立することが確認された(図2)。一方これらの実験データを相当研削厚さ h_{eq} で整理してみると、同一コンタクトホイールに対しては、実験条件の違いによらずすべてのデータがそれぞれ1本の直線上にまとめられる(図3)。このような正比例関係の存在は砥石研削⁷⁾と比べて著しく異なる点であり、またこれらの結果は前述の仮定、すなわち式(7)および式(8)、(9)が近似的に妥当であることを示唆していると思われる。またこの時の直線の勾配は式(10)、(11)で示したパラメータ $\bar{h}_N$ 及び $\bar{h}_T$ に相当している。図4には各種研削条件に対する $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ の実測値を示している。同図から式(10)、(11)で予想したとおり、ある与えられた切れ刃状態の研削ベルトとコンタクトホイールの組合せに対して、研削速度、工作物送り速度及び実質切込み量などに影響されない固

AA 40, $H_s: 90$

図4 パラメータ $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ 値

図5 コンタクトホイールと $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ 値の関係

有の $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ 値が対応することが明らかである。研削ベルトの切れ味はそれ自体の性能だけでなく、コンタクトホイールの特性にも大きく依存するが、この両者を分離して評価することが容易でないことは式(10)、(11)からも想像できる。図5はコンタクトホイール硬度についてパラメータ $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ の値を比較したものであるが、この図及び式(10)、(11)からもわかるように、一般にはコンタクトホイール硬度が高く、ランド比が小さく、砥粒粒度の粗い程切れ味は良い。これは接触弧及び同時作用切れ刃数などをもとに、式(5)、(6)における摩擦力成分の減少する効果によって説明される。なお、図5のスチールコンタクトホイールによる値は、ランド比1の場合の実験値であり、ランド比1/2の場合にはその値は1/2~1/3となること、が、式(10)、(11)から予測できる。またパラメータ $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ は逃げ面摩耗量と直接結び付いているので、研削ベルトの摩耗程度を判断する指標としても好適である。たとえば図6には研削ベルトの摩耗と $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ 値の関係を示している。このようにコンタクトホイールをも含めた工具切れ味の評価、あるいはその寿命の判定基準として、パラメータ $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ が極めて合理的な指標となるものと結論

AA 60, コンタクトホイール: 鋼, $V=1280$ m/min, $v=3$ m/min, $B=25$, S 45 C, 乾式

図 6 研削時間に伴う $\bar{h}_N, \bar{h}_T$ の変化

AA 60, $V=1280$ m/min, $v=3$ m/min, $B=25$, S 45 C, 乾式

図 7 研摩ベルトの摩耗に伴う分力比の変化

できる。

分力比は研削初期には研削条件の相違によらず、ほぼ一定値を示している。これは研削初期には砥粒切れ刃先端が鋭利なため、摩擦力成分が小さく、砥粒の幾何学的形状で定まる切削力成分比 R_g が分力比として現れるためと思われる (式 (14))。一方、砥粒切れ刃が摩耗し逃げ面が形成された後は、式 (14) で示されるように分力比に摩擦力成分の項の影響が作用し、しかもその影響の程度は切削力成分比 R_g と逃げ面と工作物間の摩擦係数 μ の大小関係で全く異なってくると予想される。たとえば本実験結果によれば (図 7)、研削開始直後と終期の両極端を除けば研削時間と共に分力比はほとんど変化しない。これは係数 R_g と μ が比較的近い値のため、式 (14) からわかるように切れ刃逃げ面の増加が分力比に影響しにくくなったためと考えられる。

3. 切 残 し 量

3.1 工具系の荷重-変位特性

図 8 切残しの形成モデル

AA 40, $H_s: 90$, $B=25$, S 45 C

図 9 切残し量と垂直分力の関係

ベルト研削では一般の砥石研削に比べ 1 パス当たりの取り代の絶対量及びその時生じる工具系の弾性変位量が大きく、そのわりには工作物の研削熱による温度上昇が少ない。したがって極端な重研削作業を除けば、切残し量の発生は近似的に図 8 に示すような工具系の弾性変位モデルで理想化できるものと考ええる。すなわち工作物とその支持体 (マグネットチャックなど) を剛体と見なし、切残しは工具系の弾性変位のみによってもたらされると仮定する。この時の荷重-変位特性を弾性円筒と剛体平面の静的接触問題として扱くと、工具系の垂直方向変位量と押付荷重の間には非線形の関係が存在することは容易に推察される。本研究における静的押付実験によってもこのような非線形関係の存在を確認できたが、更に研削ベルトとコンタクトホイールの摩擦接触によって生じると見られるヒステリシス現象、また接触幅によってこの非線形関係が変化するなどの複雑な特性も観察された。したがって更に研削中におけるこれらの動的特性を定量的に推定しようとするのは極めて困難であろうと考えられる。

そこでここでは切残し量が工具系の弾性変位のみによって生じるという前提のもとに、この荷重-変位の動的特性を実験から近似的に推定することにした。本実験結果によると、たとえば図 9 における多彩な研削条件下で

表2 係 数 値

コンタクト ホイール	係数	c_s	α
Hs: 50		0.40	0.85
Hs: 90		0.15	1.78
鋼		356	0.43

の切残し量 ΔY と発生した垂直分力 $\bar{F}_N$ の関係に見られるように、これらの間には与えられたコンタクトホイールに対して、研削幅が同じならば研削条件の違いによらずある曲線関係の存在することが認められる。したがってこの曲線が工具系の荷重-変位の動的関係を近似していると帰納してもそれ程無理がないものと想像できる。そこでこの実験曲線を次のような実験式で回帰することによって、工具系の荷重-変位関係の動的特性を評価してゆくことにする。

$$F_N = c_s B^{\alpha} \delta^2 \quad (15)$$

表2には本実験に用いたコンタクトホイールについて、このようにして実験的に求めた係数値を示してある。なおこれらの値は静的押付実験から得られた値よりゴムコンタクトホイールで約2倍近く、スチールコンタクトホイールでも約1.2倍も大きく、工具系は研削中には静止時よりはるかに硬く作用しているものと思われる。なおスチールコンタクトホイールを用いた場合にも工具系にかなりの変位量が見られるが、これは軸受及び主軸、更には研削ベルト自体の弾性変位によるものと考えられる。

3.2 切残し量の解析

工具系の荷重-変位の動的関係が式(15)で近似できるとすれば、切残し量 ΔY は次式のように導かれる。

$$\begin{aligned} \Delta Y &= Y_0 - b \\ &= \frac{1}{2c_s B^{\alpha}} (\sqrt{K_G^2 + 4Y_0 K_G B^{\alpha} c_s} - K_G) \end{aligned} \quad (16)$$

また切残し率 $\lambda_R (= \Delta Y / Y_0)$ は次式となる。

$$\lambda_R = \frac{1}{2c_s B^{\alpha}} \left\{ \sqrt{\left(\frac{K_G}{Y_0}\right)^2 + 4\left(\frac{K_G}{Y_0}\right) B^{\alpha} c_s} - \left(\frac{K_G}{Y_0}\right) \right\} \quad (17)$$

図10には式(17)の計算結果の一例を、設定切込み量 Y_0 と切残し率 λ_R の関係について示している。設定切込み量に対する切残し量の占める割合(切残し率)は設定切込み量の絶対値によって変化し、絶対値の大きくなる程その値は小さくなる。これは式(15)に示すような工具系のハードスプリング特性から理解されるし、切残し率のこのような傾向については竹山⁸⁾も実験的に指摘している。一方、研削幅についても同様に、その幅が広くなる程切残し率は減少する。なお実験結果は、特にコンタクトホ

AA 40, Hs: 90, V=1800 m/min, B=25, S 45 C

図10 設定切込み量と切残し率の関係

図11 パラメータ K_G/Y_0 に対する切残し率の関係

ール硬度が軟らかい程計算結果とよく一致する傾向を示す。式(17)は切残し率 λ_R がパラメータ (K_G/Y_0) の導入によって、それぞれの工具系に対して1本の曲線で整理できることを示唆してくれる。図11にはこれらの関係の理論値並びに実験値を示しているが、この両者は比較的良好に一致した傾向を示していることがわかる。但し極端な重研削になると工作物の熱膨張が急増すると見られ、理論値よりかなりオーバーカットが生じる傾向が現れる。

4. 結 論

本報ではコンタクトホイール型ベルト研削における研削抵抗、工具系の荷重-変位特性及びこれらによって生み出される切残し量について、特にこれらに及ぼすコンタクトホイール硬度の役割に焦点を合わせて検討した。本報で得られた結果を要約すると次のとおりである。

- (1) ベルト研削抵抗を理解するためには、その2分力をそれぞれ切削力成分と摩擦力成分に分離して解析するのが有効である。このような解析モデルによってベルト研削特性の物理的な解釈を試み、研削ベルトの研削性能評価パラメータを提案し、それらの妥

当性を実証した。

- (2) 工具系の荷重-変位の動的関係は非線形で、垂直荷重は工具変位量の2乗及び研削幅の指数乗に比例すると近似できる。なお工具系の研削中の剛性は、静的に測定した値よりはるかに高い。
- (3) 上記(1),(2)の結果をもとに切残し量に関する理論式を誘導し、その妥当性を実験により示した。

なお本研究は昭和48年度及び51年度文部省科学研究費補助のもとで行われたものである。

最後に本研究の遂行に協力下さった当時慶応大学工学部学生、内野守、藤崎優、松本裕司、金子立の各氏に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 例えば、難波義治、津和秀夫：研摩ベルトと工作物との

- 接触面の応力分布，精密機械，36，7（1970）478。
- 2) 米津 榮，稲崎一郎，柴田順二，黒崎武文：研削ベルトの摩耗と研削特性，精密機械，40，3（1974）221。
- 3) R.W.Story: Forces and Forces Ratios in Grinding with Coated Abrasives, Trans. ASME, Ser.B, 90, 2, (1968) 407.
- 4) 米津 榮，稲崎一郎，柴田順二，黒崎武文：研削ベルトの研削機構，精密機械，30，7（1973）760。
- 5) W.J.Sauer & M.C.Shaw: The Role of Elastic Deflections on the Wheel-Work Interface in Surface Grinding, Proc. ICPE, Tokyo, (1974) 645.
- 6) 松井正己，庄司克雄，森村雅史，田中憲司：コンタクトホイールの弾性変形の効果，精密機械，44，2（1978）155。
- 7) R.Snoeys, A.Decneut & J.Peters: The Significance of Chip Thickness in Grinding, CIRP General Assembly, Kyoto, (1974)。
- 8) 竹山彦彦，宮坂金佳，宮沢伸一：平面ベルト研削における加工寸法制御，昭和45年度精機学会秋季大会学術講演会前刷（1970）205

分科会だより

CBN 砥石とダイヤモンド砥石による研削加工の調査・研究に関する分科会

設置期間：昭和52年10月1日～昭和54年9月30日。
主査：貴志浩三（宇都宮大学工学部），幹事：江田弘（宇都宮大学工学部），委員（36名，含主査・幹事）。
連絡先：〒321-31 宇都宮市石井町2753，宇大工，江田弘，電話0286-61-3401内線301。

1957年発明，約10年前（1969）に発表されたCBN砥石の当初の研究は，砥石の適正トルーイングとドレッシング方法の確立であった。この間，各会社，研究機関により，トルーイングについては，ハンドラッピング法，ブレーキコントロール法，インプレドレッシング法，砥石研削法および軟鋼研削法，ドレッシングについては遊離砥粒法，スティック砥石法，放電電解法，砥粒噴射法，ワイヤブラッシュ法および軟鋼研削法により容易に整形（適正真円度）と目立て（適正砥粒突出量）ができるようになった。これにより非研削時間を既存砥石に近づけることができ，トータルエコノミックコストの面において，ダイヤモンド砥石をしのぐ研削が高速鋼において実現されつつある。CBN砥石の被研削性をダイヤモンド砥石に比べると，CBN砥石は研削抵抗や研削温度が高く，表面粗さや加工変質層も大きくなり，総合的にはダイヤモンド砥石に劣る。この判断は次の指標〔I〕でダイヤモンド（D）とCBN（B）の比較を行った。

$$\text{index number } [I] = \frac{\text{研削能率}}{\text{研削比}} \left(\frac{G_B}{G_D} \right) + \frac{\text{研削寿命}}{\text{研削実時間}} \left(\frac{L_B}{L_D} \right) + \text{表面粗さ} \left(\frac{R_B}{R_D} \right) + \text{研削表面損傷} \left(\frac{Q_B}{Q_D} \right), \text{ (ただし } I \text{ が大}$$

きい方が優れる)

ここで被削材の性質を硬さ (HRC) で代表すると， $HRC > 40 \sim 45$ の高速度鋼では CBN が優位， $HRC < 20 \sim 30$ の純金属，軟金属ではダイヤモンドが優位， $30 < HRC < 40$ の軸受鋼，型鋼，耐熱鋼では CBN がやや優位か同等（研削熱抑制時のみ），ぜい性材料および半導体などではダイヤモンドがやや優位であった。

そこで高硬度材 ($HRC > 45$) などの特定の分野において，さらに被研削性を高めるには次の点が問題となっている。〔I〕CBN 砥粒と結合剤の保持力増強，〔II〕研削能力（切れ味）の長時間持続である。この問題は，いずれも研究室を離れたところでの事項かもしれない。つまり〔I〕，〔II〕は実戦に即して解決を図るべき性質を含んでいる。〔I〕は結合剤の開発または反応性向上といえるが，現在は Ni, Cu coat 主体あるいは電着などでおのずと限界がある。〔II〕はたとえば研削比による比較の混乱である。一方では数万の G 比に対し，他方は数十というような値をとる。この主因は研削盤性能（補修と更正）や精度差によるとされる。したがってごく最近の目標は，CBN 砥石用研削盤の開発とそれの適正使用方法の確立である。

昨年（1978），GE 社，および De Beers 社などの主催で開かれた CBN 砥石や CBN 工具に関する国際会議でも，国内外を含めて，平面，円筒（内面），ジグ，両頭，工具，カムおよびセンタレスなどについて CBN 砥石（工具）専用研削盤の開発が発表されている。