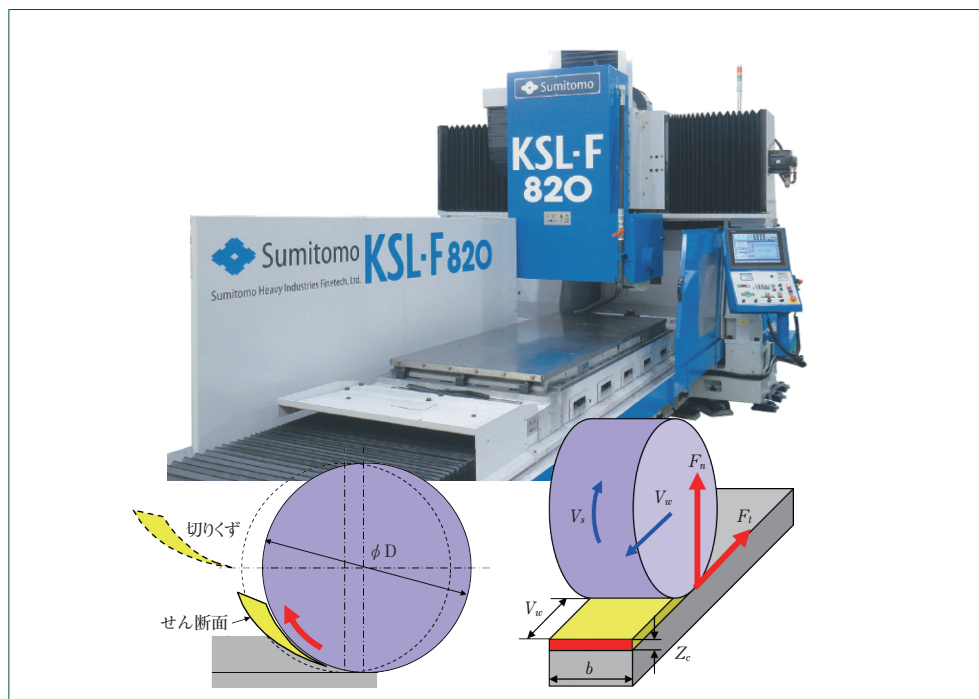


# 被削材物性値と研削条件からの研削抵抗の予測

## Prediction of Grinding Force from Work Material Properties and Grinding Conditions

●市原 浩一\*

Kouichi ICHIHARA



研削抵抗モデル  
Grinding force model of grinding wheel

研削抵抗は研削盤の主軸動力、加工歪み、研削熱などに関する重要なパラメータであり、従来より比研削エネルギーの実験値を用いた計算方法が知られている。本報では切りくずのせん断力に着目して、被削材の物性値と研削条件から接線抵抗、法線抵抗の推定を試みた。その結果、実機での研削抵抗の実測値と推定値は被削材質や切込み量に対して傾向および大きさがおおむね一致した。本方法により未経験の被削材質や研削条件に対して、あらかじめ研削抵抗を知ることが可能となり、条件出し作業の負担軽減に貢献できると考える。

Grinding force is an important parameter related to the spindle power of the grinder, machining strain, grinding heat, and so on. To calculate it, a method using experimental values of specific grinding energy has been known for some time. In this paper, we focused on the shear force of the grinding chips and attempted to predict the tangential force and normal force from the physical properties of the workpiece material and grinding conditions. As a result, the tendency and magnitude of the grinding force of the actual machine and the predicted results were generally consistent with respect to the workpiece material and depth of cut. We believe that this method makes it possible to know the grinding force in advance for workpiece materials and grinding conditions with which we have no experience, contributing to reducing the burden of setting the conditions.

### 1 まえがき

研削加工はさまざまな被削材質や部品形状に対し粗さ、うねり、幾何精度や加工時間などが求められ、現場では要求を満たす加工条件を決定しなければならない。その加工条件にはといしやドレッサの仕様、ドレス条件や研削条件など多岐にわたり、その組み合わせは実に多く、条件出しには研削加工の高度なスキルが求められる。

既存ワークでも要求精度が上がるだけで既存の加工データは流用できなくなり、社内に蓄積された加工データ、熟練工のノウハウ、といし・研削盤メーカー、大学の知見を総動員してテストカットの条件出しが行われるが、試行錯誤を伴うことから膨大な時間とコストを要してきた。

一方で生産現場の労働者不足は慢性化し、団塊の世代が現場を離れて早10年が経過し、その間属人的ノウハウの技術伝承も課題となっている。このような時代を背景に持続可能な

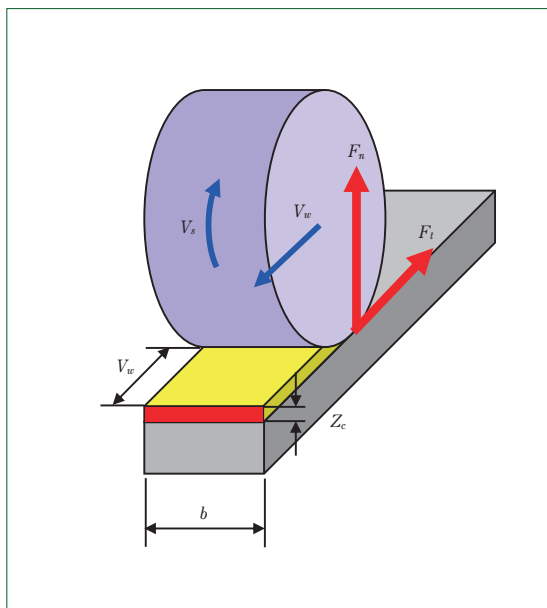


図1 研削抵抗幾何モデル  
Grinding force geometric model of grinding wheel

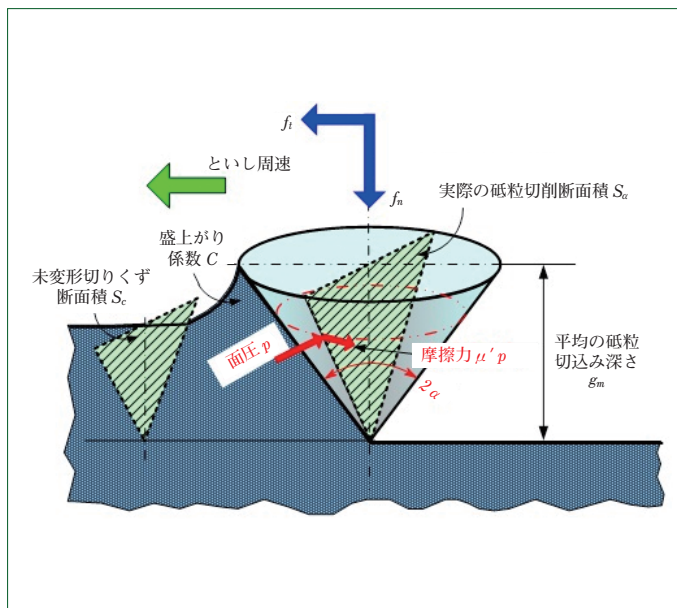


図2 円錐砥粒モデル<sup>(4)</sup>  
Conical abrasive grain model

ものづくりを維持成長させるには人間の知的活動をデータベースやAIで補完することが必須になってきている。

本報は、研削抵抗の新たな予測方法について参考文献(1)から抜粋し、まとめ直したものである。

## 2 従来の研削抵抗モデル

### 2.1 比研削エネルギーの面圧モデル

図1の平面研削加工の幾何モデルを用いて従来の研削抵抗モデルを説明する。といしの仕事量は被削材の除去体積である。この除去体積はといしが被削材に加えた加工エネルギーに比例する。これを単位時間で表すと、といし出力 $L$  kWは除去体積速度 $q$  mm<sup>3</sup>/sに比例する。といし出力 $L$ はといし周速 $V_s$ と接線抵抗 $F_t$ の積であり、除去体積速度 $q$ は研削幅 $b$ と切込み量 $Z_c$ と被削材のワーク速度 $V_w$ の積である。 $L$ と $q$ の比例定数を $k$ と置けば式(1)が成り立ち、式を変形すると式(2)となり、接線抵抗は被削材ワーク速度に比例してといし周速に反比例する基本式が求まる。

$$L = F_t \cdot V_s = k \cdot b \cdot Z_c \cdot V_w \quad (1)$$

$$F_t = k \cdot b \cdot Z_c \cdot V_w / V_s \quad (2)$$

比例定数 $k$ は単位体積当たりの研削エネルギー J/mm<sup>3</sup>を示し、比研削エネルギーと呼ばれる。比研削エネルギーは次元解析より面圧と同じ次元を持ち<sup>(2)</sup>、接線抵抗はこの面圧(=比研削エネルギー)に切込み断面積 $bZ_c$ とワークとといしの速度比 $V_w/V_s$ の積より求まる。図2に示す円錐砥粒モデルを用いても砥粒断面積の総和は切込み断面積 $bZ_c$ と等しくなり、接線抵抗は式(3)より、法線抵抗は式(4)より求まる。式(3)には摩擦項も含まれている。ここで、比研削エネルギー $C_p$ 、砥粒頂角 $2\alpha$ 、切込み量 $\Delta$ 、摩擦係数 $\mu$ である<sup>(3)</sup>。

$$F_t = C_p \left( \frac{v\Delta b}{V} \right) + \mu F_n \quad (3)$$

$$F_n = C_p \left( \frac{\pi v\Delta b}{2V} \right) \tan \alpha \quad (4)$$

したがって、被削材の比研削エネルギーから接線抵抗を推定できる。逆に言えば比研削エネルギーのデータがない被削材質は接線抵抗を推定することはできない。

### 2.2 従来モデルの問題点

式(1)～(4)では消費された研削エネルギーは除去体積のみに比例し、削り方の影響を説明できない。たとえば切込み量 $10 \mu\text{m} \times 1$ 回と $1 \mu\text{m} \times 10$ 回の除去体積は同じであるが、消費研削エネルギーは $1 \mu\text{m} \times 10$ 回の方が大きくなる。これは、切りくずサイズが小さくなるほど単位体積当たりの切断される表面積が切りくずサイズに反比例して増加し、切りくずのせん断エネルギーが増加することによって理解できる。しかし、式(1)～(4)には切りくずサイズの影響が反映されていない。

また、実機の実験からドレス条件により研削抵抗が大きく変化することが知られているが、式(1)～(4)ではドレス条件の違いも説明できない。法線抵抗 $F_n$ の発生原因は式(4)より砥粒頂角、いわゆる負のすくい角で説明される。しかし砥粒頂角の影響は $\tan \alpha$ で効くことから、ツルーイング状態の砥粒先端が平坦な場合、すなわち $\alpha = 90^\circ$ の場合は法線抵抗が発散して実態と合わない。

式(2)の基本式は、実機のテスト結果と乖離するので式(5)、(6)のように切込み量、といし速度、ワーク速度の指数乗に比例する補正を加えた実験式が提案されている<sup>(5)</sup>。しかし、比研削エネルギーの実験値は測定時のドレス条件や研削条件で値が変化し、推定条件と比研削エネルギーの測定条件が異なれば、比研削エネルギーに差が生じ研削抵抗の推定精度に影響する。また、さまざまな被削材質やドレス・研削条件を満たす汎用の実験式を見出すことも現実的ではない。

$$F_t = k \cdot b \cdot Z_c^a \cdot V_w^\beta / V_s^\gamma \quad (5)$$

$$F_n = k' \cdot b \cdot Z_c^{a'} \cdot V_w^{\beta'} / V_s^{\gamma'} \quad (6)$$

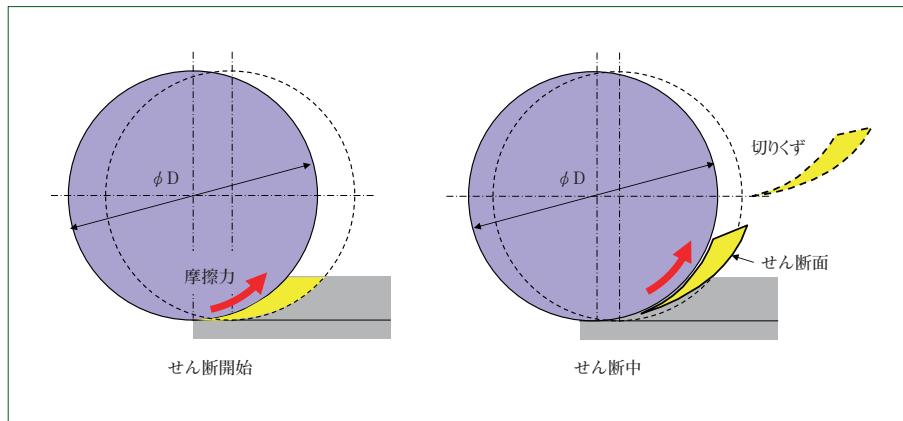


図3 切りくずせん断モデル  
Chip shearing model

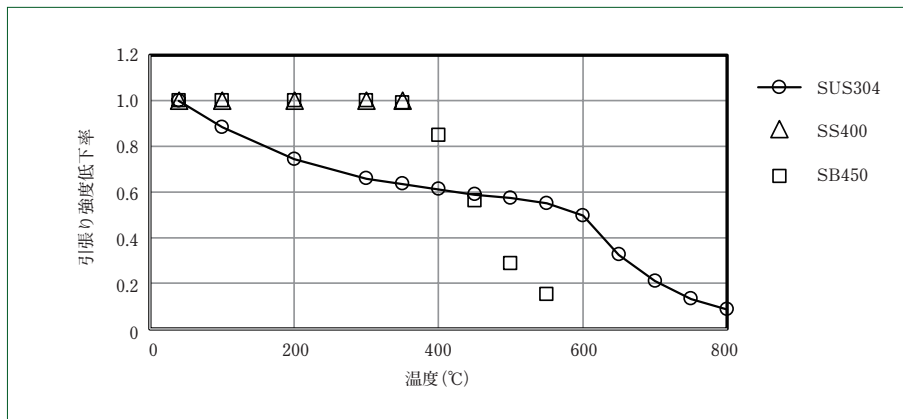


図4 引張り強度の低下率と温度の関係  
Relationship between tensile strength reduction rate and temperature

### 3 提案する研削抵抗モデル

#### 3.1 切りくずせん断モデル

これまで述べたように研削抵抗の従来モデルには問題点が散見される。その要因として研削抵抗を砥粒断面に作用する面圧と捉えるモデルに無理があるのではないかと考える。

切りくずはマクロ的に見れば、図3に示すようにといしの接触弧面に作用する接線方向の摩擦力により、切りくずせん断面が被削材からずらされて切り離されることで生成されることが考えられる。このことから、といしの接線抵抗は切りくずせん断面に作用するせん断破壊の抵抗と考えられる。切りくずは、接触弧面が接触弧長を回転する間に被削材から切り離されることから、といし作業面の切れ刃単位は接触弧面と考えられる。すなわち、切れ刃ピッチは接触弧長である。切りくずの摩擦力は接触弧面の砥粒と結合剤により発生する。切りくずは砥粒で細かくせん断された切粉状となるが、その砥粒せん断面積は、マクロ的には接触弧面で近似できると考えられる。したがって、せん断抵抗はせん断面積に比例し、といし接触弧面に切りくずのせん断力に耐えられる砥粒数が分布していれば砥粒サイズの影響は小さいと考えられる。これは、砥粒の番手を数倍大きくしても研削抵抗の変化が小さいことから分かる。

#### 3.2 せん断力とせん断長さ

せん断力 $F_s$ は、せん断応力 $\times$ せん断面積より被削材質のせん

断強度 $\tau_{max}$ と研削時のせん断面積 $S$ から式(7)で与えられる。ここで、 $b$ は研削幅、 $L_s$ はせん断長さである。延性材の場合、最大歪みエネルギー説によれば、せん断強度 $\tau_{max}$ は降伏応力 $\sigma_y$ の $1/\sqrt{3}$ である。ここでは、せん断強度 $\tau_{max}$ を引張り強度 $\sigma_{max}$ を用いて式(8)より求める。

$$F_s = \tau_{max} S = \tau_{max} b L_s \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{max}}{\sqrt{3}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

研削時のせん断強度 $\tau_{max}$ は、被削材物性値の引張り強度から求めた値より低くなると考えられる。その原因は被削材物性値の伸びと高温軟化である。

切りくずは、といしとの摩擦力により被削材とせん断面で引きちぎられる。切りくずが破断分離するまではせん断抵抗が作用し、破断と同時にせん断抵抗はゼロに開放される。この破断はといしが接触弧回転する間に生じる。破断まではせん断面が塑性変形して伸ばされ、伸びている間だけせん断抵抗が働く。といしが接触弧回転して切りくずが破断しない場合の伸びは100%になるが、通常の被削材質の伸びは50%以下の場合がほとんどであり、といしが接触弧回転する途中で切りくずが破断し、せん断抵抗はゼロに開放される。したがって、実質せん断応力はせん断強度に被削材の伸び $E_L$ を乗じた値に低下すると考えられる。

また、研削加工は火花が出ることから、切りくずおよびせ

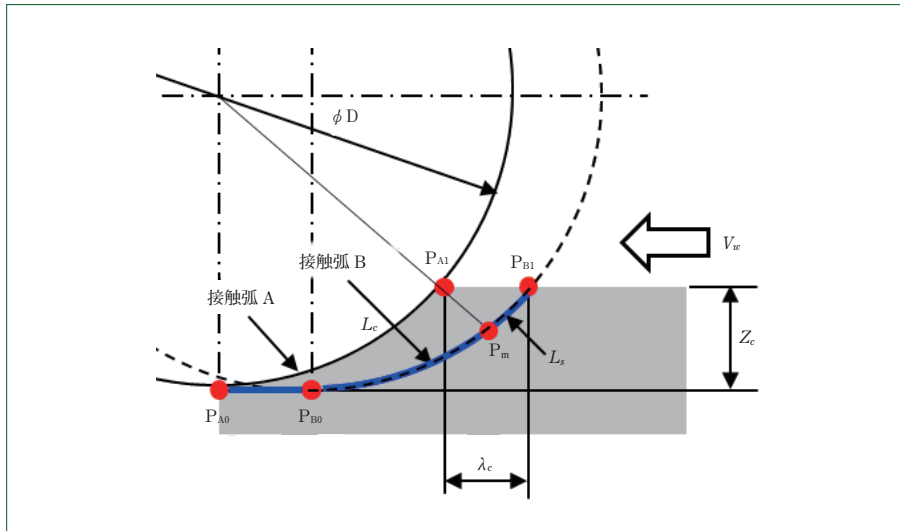


図5 接触弧のせん断長さ  
Shearing length of contact arc of grinding wheel

表1 被削材物性値と研削条件  
Physical properties of the work material and grinding conditions

| # | 項目                       | 被削材    |       |      |       |       | 単位            |
|---|--------------------------|--------|-------|------|-------|-------|---------------|
|   |                          | SUS304 | SS400 | S55C | NAK55 | FC250 |               |
| 1 | 引張り強度 ( $\sigma_{max}$ ) | 500    | 400   | 800  | 1200  | 250   | MPa           |
| 2 | 伸び ( $E_L$ )             | 0.4    | 0.22  | 0.15 | 0.14  | 0.01  | -             |
| 3 | といし径 ( $\phi D$ )        | 510    | 510   | 510  | 510   | 510   | mm            |
| 4 | といし回転数 ( $N$ )           | 1000   | 1000  | 1000 | 1000  | 1000  | r/min         |
| 5 | テーブル速度 ( $V_w$ )         | 30     | 30    | 30   | 30    | 30    | m/min         |
| 6 | 研削切込み量 ( $Z_c$ )         | 5      | 10    | 10   | 10    | 10    | $\mu\text{m}$ |
| 7 | 研削幅 ( $b$ )              | 40     | 40    | 40   | 40    | 40    | mm            |

ん断面は研削熱により1000℃程度の高温にさらされ、これにより被削材強度は著しく低下する。1000℃の高温環境下の物性強度の公開データの知見がないので推測になるが、図4は鉄鋼材料の温度と許容引張り応力のデータ<sup>(6)</sup>から引張り強度の低下率と温度の関係をプロットしたものである。耐熱材のSUS304でも800℃で常温の1/10以下に低下し、その他材料の場合も600℃で1/10程度まで低下することが分かる。このことから、研削中の被削材強度は1桁以上低下し、実質せん断強度は高温軟化率 $\eta_{th}$ を乗じた値に低下すると考えられる。したがって、実質のせん断応力は式(9)に示すように、被削材せん断強度 $\tau_{max}$ に伸び $E_L$ と高温軟化率 $\eta_{th}$ を掛けた値に低下し、これを等価せん断応力 $\tau_{eq}$ と呼ぶことにする。

さらに、滑り摩擦抵抗も接線抵抗に影響する。といしと被削材の干渉量が小さい場合は、法線抵抗が低くといしが切りくず上面を上滑りして滑り摩擦が発生する。一般的に動摩擦係数は静止摩擦係数より低いことから、研削が上滑りからせん断に遷移するときに接線抵抗は不連続に摩擦係数比だけ大きくなると考えられる。接触弧のせん断長さを $L_s$ とし、 $L_s/L_c$ が接触弧のせん断率 $\eta_s$ 、上滑り率は $1-\eta_s$ である。したがって、接線抵抗は滑り摩擦抵抗とせん断抵抗の割合を掛けた和より、切りくずを削るときのせん断応力の推定値は式(10)、接線抵抗の推定値は式(11)で与えられる。ここで滑り摩擦抵抗

はゼロから一次関数で増加し、最大値がせん断力の1/2すなわち静止摩擦と動摩擦の係数比2の仮定により、滑り摩擦の平均応力は等価せん断応力の1/4とした。

$$\tau_{eq} = \tau_{max} E_L \eta_{th} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\tau_{est} = \tau_{eq} \frac{L_s}{L_c} + \frac{\tau_{eq}}{4} \left(1 - \frac{L_s}{L_c}\right) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$F_{t\_est} = b L_s \left( \tau_{eq} \frac{L_s}{L_c} + \frac{\tau_{eq}}{4} \left(1 - \frac{L_s}{L_c}\right) \right) \quad \dots\dots\dots (11)$$

次に、せん断長さを図5を用いて説明する。といしは回転しながら送りにより研削方向に移動する。といしが接触弧回転する間に実線円から破線円に変位し、それぞれの接触弧A,Bとし、接触弧Aの両端の点を $P_{A0}$ ,  $P_{A1}$ 、接触弧Bの両端の点を $P_{B0}$ ,  $P_{B1}$ とする。点 $P_{A0}$ の砥粒が $P_{A1}$ まで回転する間にといいは $\lambda_c$ 移動して点 $P_{A0}$ は点 $P_{B1}$ に移動する。そして、点 $P_{A0}$ ,  $P_{A1}$ ,  $P_{B1}$ ,  $P_{B0}$ で囲まれた断面の一部がといしによって削り取られる。接触弧長さ $L_c$ は研削幾何理論<sup>(7)~(9)</sup>から式(12)で与えられる。また、接触弧当たりのといし移動量 $\lambda_c$ は式(13)で与えられる。ここで、 $V_w$ はワーク速度、 $V_s$ はといし周速、 $N$ はといし回転数、 $Z_c$ は研削切込み量、 $D$ はといし直径である。

したがって、せん断長さの最大値は $\lambda_c + L_c$ である。これを $L_c$ で割ると式(14)となり、 $V_s \gg V_w$ よりせん断長さはおおむね切込み量とといし径で決まる接触弧長さと考えられ、ワー

表2 被削材の研削抵抗の推定結果  
Estimated results of grinding force of work material

| #  | 項目                                | 被削材                |                    |                    |                    |                    | 単位              |
|----|-----------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|-----------------|
|    |                                   | SUS304             | SS400              | S55C               | NAK55              | FC250              | -               |
| 1  | せん断強度 ( $\tau_{max}$ )            | 288.7              | 230.9              | 461.9              | 692.8              | 144.3              | MPa             |
| 2  | 伸び ( $E_L$ )                      | 0.4                | 0.22               | 0.15               | 0.14               | 0.01               | -               |
| 3  | 高温軟化率 ( $\eta_{th}$ )             | 0.05               | 0.05               | 0.05               | 0.05               | 0.05               | -               |
| 4  | 等価せん断応力 ( $\tau_{eq}$ )           | 5.77               | 2.54               | 3.46               | 4.85               | 2.13               | MPa             |
| 5  | 接触弧長さ ( $L_c$ )                   | 1.60               | 2.26               | 2.26               | 2.26               | 2.26               | mm              |
| 6  | 接触弧せん断率 ( $\eta_s=L_s/L_c$ )      | 0.9                | 0.9                | 0.9                | 0.9                | 0.9                | -               |
| 7  | せん断長さ ( $L_s=L_c \times \eta_s$ ) | 1.44               | 2.03               | 2.03               | 2.03               | 2.03               | mm              |
| 8  | 公称せん断面積 ( $S=bL_c$ )              | 63.9               | 90.3               | 90.3               | 90.3               | 90.3               | mm <sup>2</sup> |
| 9  | せん断抵抗 ( $F_s$ )                   | 368.8              | 229.5              | 312.9              | 438.1              | 192.7              | N               |
| 10 | 静止動摩擦係数比                          | 2.0                | 2.0                | 2.0                | 2.0                | 2.0                | -               |
| 11 | 滑り摩擦抵抗                            | 92.2               | 57.4               | 78.2               | 109.5              | 48.2               | N               |
| 12 | 接線抵抗推定値 ( $F_{t,est}$ )           | 341.1              | 212.3              | 289.5              | 405.2              | 178.3              | N               |
| 13 | 静止摩擦係数 ( $\mu$ )                  | 0.40               | 0.56               | 0.56               | 0.39               | 0.27               | -               |
| 14 | 法線抵抗推定値 ( $F_{n,est}$ )           | 849.9              | 375.8              | 518.7              | 1031.9             | 668.7              | N               |
| 15 | 接触弧面接触率 ( $\eta_c$ )              | 0.3                | 0.3                | 0.3                | 0.3                | 0.3                | -               |
| 16 | ドレス面接線抵抗推定値 ( $F_{td,est}$ )      | 110.6              | 68.8               | 93.9               | 131.4              | 57.8               | N               |
| 17 | ドレス面法線抵抗推定値 ( $F_{nd,est}$ )      | 255.0              | 112.7              | 155.6              | 309.6              | 200.6              | N               |
| 18 | 接触弧通過時間 ( $\Delta t_c$ )          | $6 \times 10^{-5}$ | $8 \times 10^{-5}$ | $8 \times 10^{-5}$ | $8 \times 10^{-5}$ | $8 \times 10^{-5}$ | s               |
| 19 | 最大切込み深さ ( $h_{max}$ )             | 0.19               | 0.37               | 0.37               | 0.37               | 0.37               | $\mu\text{m}$   |
| 20 | 接触弧当たりワーク移動量 ( $\lambda_c$ )      | 0.030              | 0.042              | 0.042              | 0.042              | 0.042              | mm              |

ク速度にほとんど依存しない。これは従来モデルの接線抵抗の基本式がワーク速度に比例する考え方との大きな違いである。

$$L_c = \sqrt{Z_c D} \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\lambda_c = \frac{V_w}{V_s} L_c = \frac{V_w}{N\pi D} L_c \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$\frac{L_c + \lambda_c}{L_c} = 1 + \frac{\lambda_c}{L_c} = 1 + \frac{V_w}{V_s} \cong 1 \quad \dots\dots\dots (14)$$

## 4 研削抵抗の推定値と実測値の比較

### 4.1 被削材物性値の影響比較

ここでは、研削抵抗への影響が大きい被削材質と切込み量の影響について推定値と実測値の比較を行った。まず、被削材質の比較結果を示す。表1に、5種類の被削材質SUS304, SS400, S55C, NAK55, FC250の物性値と研削条件を示す。推定に必要な物性データは引張り強度と伸びである(残りの高温軟化率とといしと被削材間の静止摩擦係数の物性値については表2に示す)。研削条件の切込み量は10 $\mu\text{m}$ とした。ただし、SUS304は10 $\mu\text{m}$ の実機テストが過負荷となったことから5 $\mu\text{m}$ とした。

表2に、研削抵抗に関連するパラメータの推定値の一覧を示す。計算方法は3章で述べた通りである。表2の#3行の高温軟化率は図4から一律5%とした。#13行の静止摩擦係数は実機テストの二分力比の平均値の逆数を用いた。#4行の研削時の等価せん断応力は#1行のせん断強度より2桁程度低いことが分かる。FC250の常温伸びは1%と低く、ほかの被削

材より等価せん断応力が著しく低下し、推定値が実測値と乖離することから実機の等価せん断応力を用いた。

#8行の公称せん断面積は、接触弧長さ×研削幅である。これに#6行の接触弧せん断率を掛けると正味せん断面積になる。せん断率は90%とし、接触弧の前半10%はといしが上滑りすると仮定した。#9行がせん断抵抗で、#12行が滑り摩擦抵抗とせん断抵抗の割合を加味した接線抵抗推定値である。滑り摩擦抵抗の推定に#10行の静止動摩擦係数比2.0を用いた。

#12行の接線抵抗推定値はといし接触率が100%の場合を示し、これはツルーイング面の抵抗相当と考えられる。といしは切れ味を良くするためにドレッシングが行われ、といしと被削材の接触率はドレス条件により変化する。たとえばドレスピッチ0.5mm、ドレス溝幅0.25mmの場合、接触率は50%になり、せん断面積が減少する<sup>10)</sup>。したがって、ドレッシングにより接線抵抗は#15行の接触率を乗じた値に低下すると考えられる。ここでは、#16行に接触率30%の場合の接線抵抗推定値を示し、#17行に法線抵抗推定値を示した。法線抵抗推定値は、接線抵抗推定値に静止摩擦係数データの代わりに実機テストの二分力比を直接乗じて求めた。

図6に、実測値のボックスプロットと推定値の折れ線グラフを重ねて示す。といしはN3A46H(クレトイシ製)を用い、研削条件は表1の通りである。データ総数は155件で、SUS304が15件、SS400が9件、S55Cが24件、NAK55が30件、FC250が77件である。ボックスプロット幅のばらつきは、ドレス条件とドレス層の摩耗の違いの影響である。研削抵抗は被削材質により大きく変化し、ドレス条件にも影響される。二分力比は被削材質で変化し、ドレス条件の影響は小

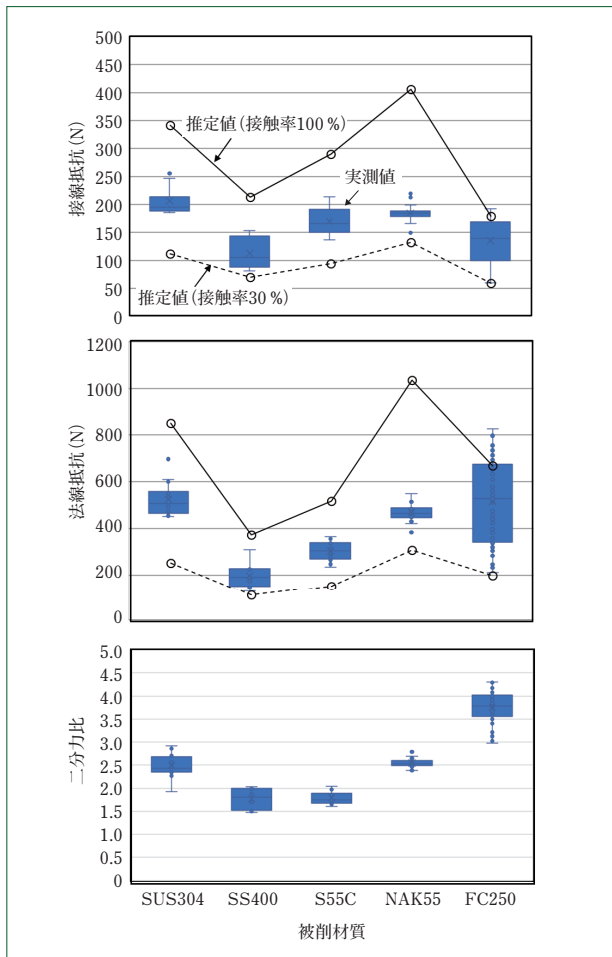


図6 被削材の研削抵抗の実測値と推定値の比較  
Comparison between estimated results and actual machine results for grinding force

さい。二分量比の逆数は摩擦係数相当と考えられるので、摩擦係数は被削材ごとに異なると考えられる。

折れ線は、表2の#12, #14, #16, #17行の接触率100%と30%の場合の接線抵抗と法線抵抗の推定値である。100%はツルーイング面相当に該当し、30%は引引き率が高めのドレス面相当に該当する。FC250は前述の通り常温伸びが小さいことから実機の接線抵抗の最大値をせん断面積で割った等価せん断応力を用いて推定した。実機の等価せん断応力2.13MPaから逆算した高温時の伸びは29.5%である。

実機テスト結果はおおむね推定範囲内に分布し、被削材との傾向もおおむね合っている。これから提案方法によりツルーイング面を含むドレス面に対して研削抵抗が推定可能と考えられる。従来方式の課題である研削抵抗に対するドレス条件の影響についても、といし接触率により推定が可能となった。

接線抵抗の推定値の上限はすべての被削材質に対して実測値より高くなり、特にNAK55が高く出ている(FC250は推定に実機データを用いたので一致している)。表3に、実機のボックスプロットの接線抵抗の最大値をせん断面積で割った等価せん断応力と推定値の比較を示す。推定値と実測値の比はNAK55が2倍、それ以外は約1.5倍であった。これから設定した高温軟化率5%は、この比率だけ高かったと考えられ

表3 等価せん断応力の実測値と推定値の比較

Comparison between estimated results and actual machine results for equivalent shear stress

|         | SUS304 | SS400 | S55C | NAK55 | FC250 | 単位  |
|---------|--------|-------|------|-------|-------|-----|
| 実測値     | 4.09   | 1.70  | 2.37 | 2.43  | 2.13  | MPa |
| 推定値     | 5.77   | 2.54  | 3.46 | 4.85  | 2.13  | MPa |
| 推定値/実測値 | 1.41   | 1.50  | 1.46 | 1.99  | 1.00  | -   |

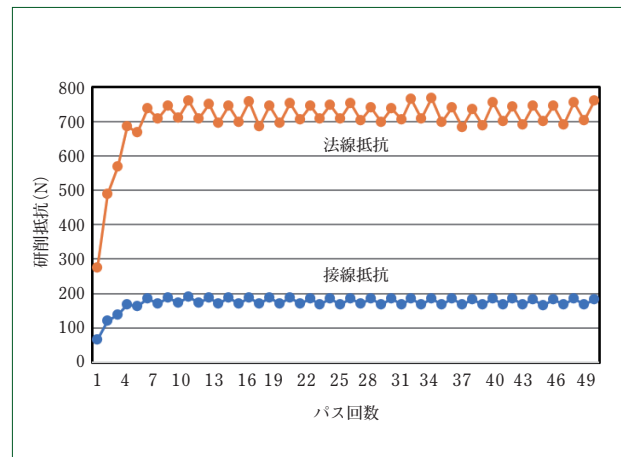


図7 法線抵抗トレンド波形例  
Example of normal force trend waveform

る。被削材物性値に合った高温軟化率の設定が推定精度の向上には重要であり、FC250のように伸びがゼロに近い被削材は高温時の伸びの設定も必須と考えられる。

続いて法線抵抗を考察する。表2の#19行の最大切込み深さ $h_{max}$ は、切込み量 $10\mu\text{m}$ でも $0.374\mu\text{m}$ と極めて小さな値である。これはといしと被削材の干渉量であるから、この干渉量とといしと被削材間の接触剛性から法線抵抗が求まる。

接触剛性はといしと研削盤のシリーズ結合となるので、いずれか小さい方の剛性を超えることはない。一般的な高剛性研削盤の切込み剛性を $100\text{N}/\mu\text{m}$ とすると、法線抵抗は $37.4\text{N}$ である。この値は図6で示した実機の法線抵抗より1桁以上低い値であり、切込み深さによりせん断力に必要な接線抵抗は発生できないことが分かる。では、なぜ実機の法線抵抗は高いのか。その理由は、実機では切込み剛性×担ぎ量の荷重が加算されるからである。すなわち、法線抵抗は切込み深さの成分よりも担ぎ量成分の方が大きく支配的であるといえる。

図7に、実機の50パス分の接線抵抗と法線抵抗のパスごとの平均値のトレンド波形の例を示す。被削材はFC250、研削条件は表1の通りである。波形のパスごとのジグザグの変動はアップカットとダウンカットの影響である。法線抵抗は、研削開始からパスを重ねるごとに切残し、量が累積して弾性変位が増加し上昇する。この弾性変位が担ぎ量である。6パス目で約 $730\text{N}$ の法線抵抗にバランスしている。このときの切込み量と除去量は $10\mu\text{m}$ で釣り合っている。6パス目の接線抵抗は約 $180\text{N}$ で、この接線抵抗を発生させるために必要なといしの接触力が法線抵抗の約 $730\text{N}$ である。この値は切込み深さから求めた接触力 $37.4\text{N}$ の約20倍に相当し、せ

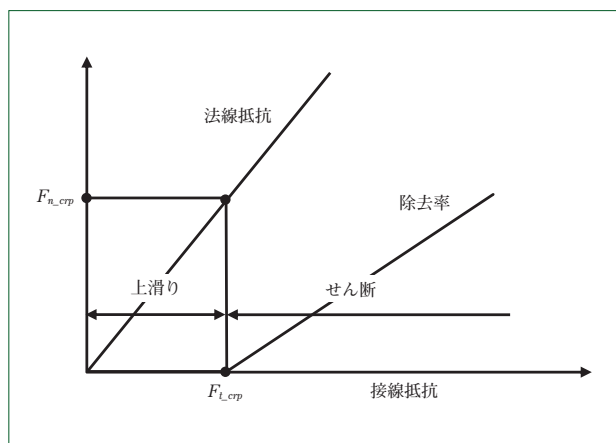


図8 除去率と研削抵抗の関係  
Relationship between removal rate and grinding force

ん断に必要な接触力は担ぎ量により発生することが分かる。

1パス当たりの除去量は切込み量ではなくせん断力により決まり、そのせん断力は担ぎ量に比例する接触力と切りくず接触面間の摩擦係数の積の摩擦力に等しい。研削の定常状態は、切込み量と除去量が釣り合うことから切込み量で除去量が決定するように見えるが、実態は切込み量により担ぎ量に変化し、接触力のレベルを変えることで摩擦力が変化して除去量をコントロールしていると考えられる。これは研削開始後の過渡状態や、切込み停止後のゼロカット状態の除去量が切込み量ではなく法線抵抗により変化することからも分かる。

切りくずがせん断される条件として、切りくず接触面間の摩擦力により切りくずせん断面が被削材の等価せん断応力の臨界点を超える必要があるということが挙げられる。臨界点に達しなければ切りくず接触面を上滑りし削ることはできない。また、摩擦力の発生には接触力(=法線抵抗)が必要で、接触力は切残しによる担ぎ量に比例する。接触力と接線抵抗の変換効率が摩擦係数である。すなわち、摩擦係数が大きいほど小さな接触力でせん断に必要な摩擦力が得られる。

この摩擦係数は被削材と切りくず間の接触状態が決まる物性値であり、ここでは実測値の二分力比のデータを用いて法線抵抗を求めたが、摩擦係数の物性データが入手できれば接線抵抗に摩擦係数の逆数を乗じて法線抵抗が求まる。このように、法線抵抗は負のすくい角に作用する面圧で生じるのではなく、もっと単純なせん断に必要な摩擦力を発生させる接触面圧の反作用と考えられる。

こうした関係をまとめ、図8にイメージで示す。横軸に接線抵抗を、縦軸に除去率と法線抵抗を取り、せん断が開始される接線抵抗の臨界点は $F_{t\_crp}$ である。この値は被削材物性値の等価せん断応力とせん断面積の積である。このせん断力は、法線抵抗 $F_{n\_crp}$ と静止摩擦係数 $\mu$ の積の摩擦力で発生する。

#### 4.2 切込み量の影響比較

続いてFC250に対する切込み量の影響について実測値と推定値を比較した。表4に、計算条件とその結果を示す。FC250の研削抵抗は、常温伸びを使用すると推定値と実測値のレベルが合わないことから、表3に示した切込み量10 $\mu$ m

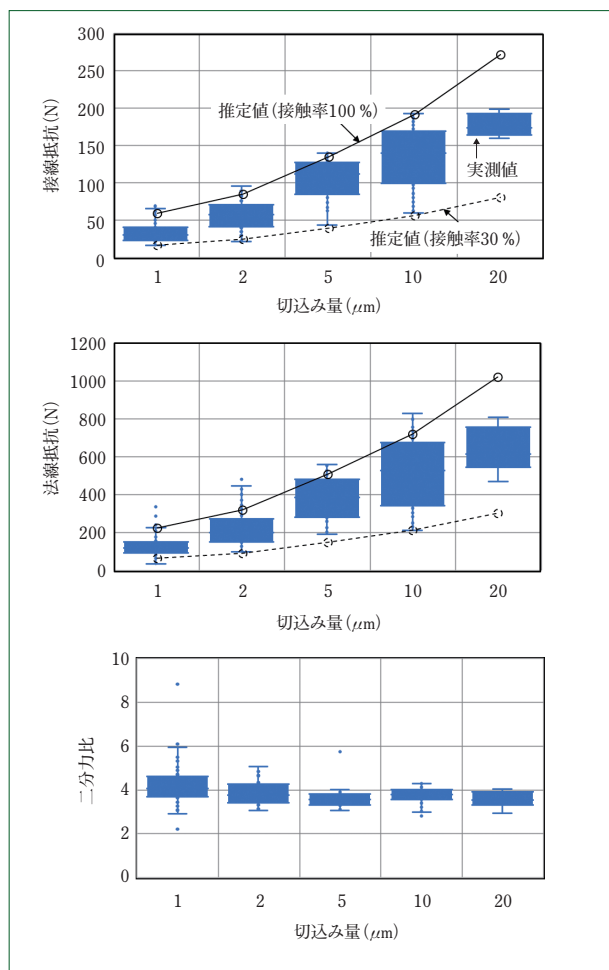


図9 FC250の切込み量に対する研削抵抗の実測値と推定値の比較  
Comparison between estimated results and actual machine results for grinding force to depth of cut of FC250

の実機の等価せん断応力2.13 MPaを接線抵抗の推定計算に用いた。#3行の強度補正係数は、伸びと高温軟化率の積である。0.015は研削時のせん断強度が常温の1.5%に低下することを意味する。#1～#8行が被削材物性値と研削条件を示し、#9、#18行が実機データ、残りは推定値である。切込み量は#7行に示すように1～20 $\mu$ mである。

図9に、実機テストのボックスプロットと推定値の折れ線グラフを重ねて示す。これはN3A46H(クレティシ製)である。データ総数は283件、切込み量1 $\mu$ mが113件、2 $\mu$ mが51件、5 $\mu$ mが36件、10 $\mu$ mが77件、20 $\mu$ mが6件である。ボックスプロット幅のばらつきは、ドレス条件とドレス層の摩耗の違いの影響である。実機と推定値は切込み量に対する研削抵抗の傾向がおおむね一致している。法線抵抗は接線抵抗÷摩擦係数である。摩擦係数は二分力比の逆数より、法線抵抗は接線抵抗に実機283件の二分力比の平均値を掛けて求めた。このことから、摩擦係数(二分力比の逆数)が平均値より低い実機のボックスプロットの一部の点が推定折れ線グラフからはみ出ている。

しかし、実機と推定値は切込み量に対する研削抵抗の傾向はおおむね一致している。従来の比研削エネルギーの面圧モデルは切込み量に比例した研削抵抗となるので、切込み量が小さい側では抵抗が低めになる。一方で、提案する切りくず

表 4 切込み量に対する研削抵抗の推定結果  
Estimated results of grinding force to depth of cut

| #  | 項目                              | 被削材 FC250         |                   |                   |                   |                   | 単位            |
|----|---------------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|---------------|
|    |                                 | 1 $\mu\text{m}$   | 2 $\mu\text{m}$   | 5 $\mu\text{m}$   | 10 $\mu\text{m}$  | 20 $\mu\text{m}$  | -             |
| 1  | 引張り強度 ( $\sigma_{\text{max}}$ ) | 250               | 250               | 250               | 250               | 250               | MPa           |
| 2  | せん断強度 ( $\tau_{\text{max}}$ )   | 144.3             | 144.3             | 144.3             | 144.3             | 144.3             | MPa           |
| 3  | 強度補正係数                          | 0.015             | 0.015             | 0.015             | 0.015             | 0.015             | -             |
| 4  | といし径 ( $\phi D$ )               | 510               | 510               | 510               | 510               | 510               | mm            |
| 5  | といし回転数 ( $N$ )                  | 1000              | 1000              | 1000              | 1000              | 1000              | r/min         |
| 6  | テーブル速度 ( $V_w$ )                | 30                | 30                | 30                | 30                | 30                | m/min         |
| 7  | 研削切込み量 ( $Z_c$ )                | 1                 | 2                 | 5                 | 10                | 20                | $\mu\text{m}$ |
| 8  | 研削幅 ( $b$ )                     | 40                | 40                | 40                | 40                | 40                | mm            |
| 9  | 等価せん断応力 ( $\tau_{eq}$ )         | 2.13              | 2.13              | 2.13              | 2.13              | 2.13              | MPa           |
| 10 | 接触弧長さ ( $L_c$ )                 | 0.71              | 1.01              | 1.60              | 2.26              | 3.19              | mm            |
| 11 | 接触弧せん断率 ( $\eta_s=L_c/L_c$ )    | 1.0               | 1.0               | 1.0               | 1.0               | 1.0               | -             |
| 12 | せん断長さ ( $L_s=L_c\times\eta_s$ ) | 0.71              | 1.01              | 1.60              | 2.26              | 3.19              | mm            |
| 13 | 公称せん断面積 ( $S=bL_c$ )            | 28.6              | 40.4              | 63.9              | 90.3              | 127.7             | $\text{mm}^2$ |
| 14 | せん断抵抗 ( $F_s$ )                 | 60.9              | 86.2              | 136.3             | 192.7             | 272.5             | N             |
| 15 | 静止動摩擦係数比                        | 2.0               | 2.0               | 2.0               | 2.0               | 2.0               | -             |
| 16 | 滑り摩擦抵抗                          | 15.2              | 21.5              | 34.1              | 48.2              | 68.1              | N             |
| 17 | 接線抵抗推定値 ( $F_{t,est}$ )         | 60.9              | 86.2              | 136.3             | 192.7             | 272.5             | N             |
| 18 | 静止摩擦係数 ( $\mu$ )                | 0.27              | 0.27              | 0.27              | 0.27              | 0.27              | -             |
| 19 | 法線抵抗推定値 ( $F_{n,est}$ )         | 228.6             | 323.3             | 511.2             | 722.9             | 1022.3            | N             |
| 20 | 接触弧面接触率 ( $\eta_c$ )            | 0.3               | 0.3               | 0.3               | 0.3               | 0.3               | -             |
| 21 | ドレス面接線抵抗推定値 ( $F_{td,est}$ )    | 18.3              | 25.9              | 40.9              | 57.8              | 81.8              | N             |
| 22 | ドレス面法線抵抗推定値 ( $F_{nd,est}$ )    | 68.6              | 97.0              | 153.3             | 216.9             | 306.7             | N             |
| 23 | 接触弧通過時間 ( $\Delta t_c$ )        | $3\times 10^{-5}$ | $4\times 10^{-5}$ | $6\times 10^{-5}$ | $8\times 10^{-5}$ | $1\times 10^{-4}$ | s             |
| 24 | 最大切込み深さ ( $h_{\text{max}}$ )    | 0.04              | 0.07              | 0.19              | 0.37              | 0.75              | $\mu\text{m}$ |
| 25 | 接触弧当たりワーク移動量 ( $\lambda_c$ )    | 0.013             | 0.019             | 0.030             | 0.042             | 0.060             | mm            |

せん断モデルの研削抵抗は接触弧長さに比例し、接触弧長さは切込み量の平方根に比例するので、切込み量が小さいほど単位切込み量当たりの抵抗が増加する現象が再現できている。

6 むすび

従来の比研削エネルギーの面圧と切込み断面積に基づく研削抵抗モデルに対して、被削材物性値と研削条件から接線抵抗と法線抵抗を求める切りくずせん断モデルを提案した。その推定値は実測値とおおむね一致した。切りくずせん断モデルの知見を次にまとめる。

- (1) 切りくずせん断モデルから被削材物性値を、研削条件から接線抵抗と法線抵抗を求める方法を提案した。
- (2) せん断抵抗は、被削材のせん断強度と伸びと高温軟化率を掛けた等価せん断応力とせん断面積の積から求まる。
- (3) せん断面積のせん断長さの最大値は、といし接触弧長さ  $L_c$  と接触弧当たりのといし移動量  $\lambda_c$  の和と考えられる。
- (4) 実測値と推定値は接線抵抗の被削材質の傾向と大きさがおおむね一致し、FC250の検証より切込み量に対しても接線抵抗はおおむね一致した。
- (5) 二分力比は被削材質とといし間の摩擦係数で決まると考えられる。
- (6) 切りくずの上滑りからせん断状態への遷移は、接線抵

抗をせん断面積で割ったせん断応力が被削材物性値で決定される等価せん断応力の臨界点で起こると考えられる。  
(7) ドレッシングで切れ味が変化する原因は、といし作業面の間引きによる接触面圧の上昇とせん断面積の減少と考えられる。

(参考文献)

- (1) 市原浩一, 研削抵抗の被削材物性値と研削条件からの計算予測, 砥粒加工学会誌 68-8 (2024), 28-35.
- (2) 市原浩一, 多条ドレス砥石の研削メーカーニズムの研究 第2報: 研削効率の評価方法と被削材質の影響, 砥粒加工学会学術講演会講演論文集, (2020), B26.
- (3) 庄司克雄, 研削加工学, (2004), 88, 養賢堂.
- (4) 庄司克雄, 研削技術者のための3Dで見る『考える研削加工』へのアプローチ, 機械と工具, (2016-2月号), 61.
- (5) 奥山茂樹, 若手技術者のための研削工学 第5回研削抵抗とその変化, 砥粒加工学会誌, 59-6 (2015), 355-358.
- (6) 経済産業省, 別表第1 鉄鋼材料の各温度における許容引張応力, [https://www.meti.go.jp/policy/safety\\_security/industrial\\_safety/oshirase/2005/files/171214-3.pdf](https://www.meti.go.jp/policy/safety_security/industrial_safety/oshirase/2005/files/171214-3.pdf)
- (7) (財)機械振興協会 技術研究所, 加工技術データファイル基礎編 研削研磨加工初版, (2002), 35.
- (8) 庄司克雄, 研削加工学, (2004), 72, 養賢堂.
- (9) 河村末久他, 研削加工と砥粒加工, (1984), 32, 共立出版.
- (10) 市原浩一, ドレス層の研削メーカーニズムと多条ドレス, 砥粒加工学会誌, 67-2 (2023), 63-66.