研削過程のシミュレーションに関する研究 (第4報)*

— シミュレーションの適用例 —

酒井保男** 柳下福蔵*** 古川勇二†

Study on the Simulation of Grinding Process (4th Report)
— Applications of Simulation —

Yasuo SAKAI, Hukuzo YAGISHITA and Yuji FURUKAWA

The method of the simulation developed by this study is based on replacing an actual grinding process to a computer program as faithfully as possible, where working model of effective grains, their cutting mechanism, effect of machine rigidity, etc. are taken into account. This paper describes the comparison of the simulated results with the experimental ones in various grinding modes, that is, cylindrical plunge grinding, cylindrical traverse grinding, surface grinding and internal grinding. A CBN wheel is employed in a cylindrical plunge grinding mode, and in other grinding modes an aluminum oxide grain and a green silicon carbide grain wheel are used. Performance of the simulation needs to model cutting edges of grains suitably which are determined by truing-dressing operation, a wheel composition, etc. In any grinding mode the simulated results agree well with the experimental ones. In order to obtain the useful results by the simulation, it is important to input the suitable parameters for the cutting edge wear, standard deviation of cutting edge distribution on wheel and specific grinding force of work material.

Key words: grinding, cylindrical plunge grinding, cylindrical traverse grinding, surface grinding, internal grinding, computer simulation, grinding wheel, ground surface roughness, grinding force

1. 結 言

本研究のシミュレーションは、砥石の仕様諸元、工作物の物性値や研削条件を入力して研削抵抗、仕上げ面粗さなどを出力するものであり、その方法は砥石外周上に存在するランダムな多数の砥粒切れ刃モデルが微小に移動するワーク表面との干渉部分を順次除去し、模擬的に研削仕上げ面モデルを創成する実研削に近いものとしている。その内容は第1報に詳述したが¹⁾、改めてその要点をつぎに列記する。

- (1) 砥粒切れ刃モデルは任意の頂角を有する円すいとし、砥粒は砥石内にて均等かつランダムに配置されているものとする。本報の事例では頂角は 160° とした。
 - (2) 砥石半径方向の切れ刃先端の不ぞろいは正規分布するものとし、その大きさを標準偏差値でインプットする。
 - (3) 砥粒切れ刃モデルの先端には逃げ面に相当する任意の大きさの平坦面が設定できる。
 - (4) 砥粒モデルは砥石の結合剤の弾性で支持されているものとする。
 - (5) 砥粒切れ刃に作用する押付け力と工作物材料の表面硬度の関係により切れ刃のくい込み、または上すべりが発生するものとしその判別を行う。
 - (6) 砥石の実切込み量は研削シミュレーションを予備的に試行した結果から予測する。
 - (7) 対象とする研削状況は定常状態とする。
- しかし、ロジックがまだ不明確であったり、あるいはアルゴリズム化が困難な研削現象については次のような仮定をおいた。
- (1) 仕上げ面は通過した切れ刃の形状どおりに除去されて創成され、切れ刃の両側に盛り上がりは生じない。
 - (2) 砥石の目づまりや砥粒の脱落は生じない。

(3) 研削熱や振動の影響の影響はないものとする。

本報はこのような条件の研削事例を選び、そのシミュレーションの結果がどの程度実研削の結果に近いかを事例を挙げて述べ、また既報¹⁾で触れていないトラバース研削のシミュレーションの方法についても述べる。

2. シミュレーションの適用例

つぎに円筒ブランジ研削、円筒トラバース研削、平面研削、内面研削の各種を事例としてあげ、シミュレーション結果と実研削結果の比較について述べる。なおシミュレーションはランダムな切れ刃モデルを用いるため出力値に変動をともなうので、いずれも7回実施し、その平均値を出力値とした。各項目の見出しは研削方式(工作物の材質/砥石の仕様)とする。

2.1 円筒ブランジ研削 (S50C/ WA60KV)

一般的な研削作業として、表1の条件でシミュレーションならびに研削試験を実施した。

図1はその結果をまとめたもので、横軸は工作物累積回転数 N_i 、縦軸の (a), (b), (c) はそれぞれ砥石切込み量 a の累積値 $\sum a_i$ 、砥石に作用する接線研削抵抗 F_t 、研削仕上げ面粗さ R_a を示している。

研削は (a) の破線が示すように、工作物が累積6回転までは砥石切込み $5 \mu\text{m}$ を与え、以降20回転をゼロカットとした。研削試験は研削過程の切込み量の累積値 $\sum a_i$ および仕上げ面粗さ R_a を測定するためにあらかじめテストピースを複数用意し、

Table 1 Grinding conditions of cylindrical plunge grinding

Grinding wheel: WA60KV	Grinding:
Wheel size: $355 \times 50 \text{ mm}$	Rough grinding
Wheel speed: 1754.3 m/min	Depth of cut: $5 \mu\text{m} \times 6 \text{ rev}$
Workpiece: Steel S50C (HRC 48)	Finish grinding
Work size: $\phi 48.6 \times 12.8 \text{ mm}$	Depth of cut: $0 \mu\text{m} \times 20 \text{ rev}$
Work speed: 18.32 m/min	Dressing:
Grinding width: 12.8 mm	Single point diamond tool
Coolant: Soluble type	Traverse speed: 333 mm/min
Concentration: 3.3 %	(Lead: 0.211 mm/rev)

* 原稿受付 平成8年10月14日

** 正 会 員 酒井技術士事務所 (沼津市大岡1959-8)

*** 正 会 員 沼津工業高等専門学校 (沼津市大岡3600)

† 正 会 員 東京都立大学工学部 (東京都八王子市南大沢 1-1)

Fig. 1 Comparison of simulated results with experimental ones on cylindrical plunge grinding
Work material: S50C, grinding wheel: WA60KV

最初から計測の累積回転数 N_i までの研削を繰り返し実施した。

この場合、切込み量の累積値 Σa_i は砥石の摩耗量が微小なのでこれを無視し、研削前後の工作物の半径差を削除量とした。また研削試験のデータのばらつきを少なくするため研削開始ごとに、同一条件のツーリングを実施した。なお、接線研削抵抗 F_t は砥石専用電動機の入力値から換算して求めた。

切れ刃分布の標準偏差 σ_c (以下、切れ刃分布の σ_c) は粗研削時はツーリング後に $1.2 \mu\text{m}$ と小さく、また仕上げ研削時は粗研削後のためやや大きく $2.4 \mu\text{m}$ と仮定してシミュレーションを行った結果を太線の(2)に示すが、(a), (b), (c)のいずれも ● 印の実研削結果に近い。

なお、(1), (3)は σ_c をそれぞれ (2) の $1/1.5$ および 1.5 倍にした場合のシミュレーション結果を参考までに示すが、特に仕上げ面粗さに大きく影響を及ぼす。

2.2 円筒プランジ研削(SCM435/ CBN80M200V)

ビトリファイドボンドの CBNホイールによる研削の事例として井上が行った実験²⁾について、ホイールのドレッシングリード s_d によって接線研削抵抗 F_t および仕上げ面粗さ R_a が変化する関係がシミュレーション結果と実測値でどの程度一致す

Table 2 Grinding conditions of cylindrical plunge grinding

Grinding wheel: CBN80M200V	Grinding:
Wheel size: $300 \times 15 \times 127 \text{ mm}$	Removal rate: $5.2 \text{ mm}^3/\text{mm} \cdot \text{s}$
Wheel speed: 2700 m/min	Max stock removal: 10^3 mm^3
Workpiece: Steel SCM435 (HRC 48)	Coolant: Soluble type
Work size: $\phi 50 \times 10 \text{ mm}$	Dressing:
Work speed: 27 m/min	Lead: $0.05, 0.1, 0.2 \text{ mm/rev}$
Grinding width: 10 mm	Depth of cut: $\phi 0.04 \text{ mm}$

Fig. 2 Relationship between grinding power P_g and stock removal V during initial grinding with CBN wheel

るかを調査した。なおこの場合の研削条件を表2に示す。

ドレッシング直後の研削では図2に示すように当初は研削動力 P_g が異常に高いが、研削の進行とともに次第に低減し一定値をとるようになる。これは砥石外周の砥粒切れ刃が初期変化を起こし、一定量研削後、安定したためと推測できる。シミュレーションは定常状態の研削現象としているので、研削量が $20 \times 10^3 \text{ mm}^3$ の時点における接線研削抵抗 F_t および仕上げ面粗さ R_a を研削試験結果と比較することとした。

CBNホイールの場合のシミュレーションの方法は第3報に述べたとおり³⁾、ドレッシングにより生成される切れ刃が支配的として、ドレッシングリード s_d を平均切れ刃間隔 f_m とする仮定の微粒砥石による研削とした。なお、これは砥石の幅方向のみであり、円周方向は平均砥粒間隔 f_g とする。

図3はシミュレーション結果と研削試験結果の比較であり、実線がシミュレーション結果、●印が研削試験結果を示している。接線研削抵抗 F_t 、仕上げ面粗さ R_a とも両者は比較的良好に一致していることが分かる。

図3のシミュレーションの場合、ドレッシングリード s_d が 0.05 mm/rev の時の切れ刃分布の σ_c を s_d が 0.1 mm/rev や 0.2 mm/rev と同じ第2報の研究⁶⁾で求めた $2 \mu\text{m}$ にすると接線研削抵抗 F_t が大きくなり過ぎるので σ_c を $4 \mu\text{m}$ にした。すなわちドレッシングリード s_d が 0.05 mm/rev の場合は研削開始直後から定常状態に至るまで切れ刃の状態の変化が激しく σ_c が大きくなるものと推察される。

2.3 円筒トラバース研削(チルド鉄/ GC80V)

第1報にはトラバース研削のシミュレーションの方法が述べられていないので、その概要を述べた後、適用例について述べる。

2.3.1 トラバース研削のシミュレーションの方法

ストロークの両端で切込みをかけるトラバース研削では、図4に示すように砥石作業面が左右対称のステップ状に摩耗するとして、そのステップ幅は工作物1回転あたりのテーブル送り量 b に等しい。

Fig.3 Comparison of simulated results with experimental ones on cylindrical plunge grinding (Work material: SCM435, grinding wheel CBN80M200V)

Fig.4 Schematic drawing of working surface of grinding wheel during cylindrical traverse grinding

砥石幅を B_s 、砥石作業面の中央に残る端数のステップ幅を b_0 とすると、これらの関係は次式で表される。

$$B_s = 2(n-1)b + b_0 \quad (1)$$

ただし、 n は整数； $b_0 < b$ である。

砥石作業面は実際にはある馴染み曲線に沿って摩耗するが、シミュレーションではこれを放物線状とし、砥石端部、すなわちステップ1の摩耗量 w_1 をインプットするとステップ i の摩耗量 w_i は次式により自動的に設定できるものとした。

なお、各ステップの摩耗量は砥石中央の最大直径の作業面から各ステップの作業面までの段差で表す。

$$w_i = w_1 \left\{ 1 - \frac{2b(i-1)}{B_s - b} \right\}^2 \quad (2)$$

次に砥石のステップ 1, i , n の研削における砥石切込み深さ a_1 , a_i , a_n は、

$$a_1 = a - w_1; a_i = w_{i-1} - w_i; a_n = w_n \quad (3)$$

である。ただし、 a は砥石の実切込み深さである。

トラバース研削のシミュレーションはステップ1から n までのプランジ研削を順次実行することにより1パスの研削を終わるとする。なお砥石にかかる研削抵抗はステップ1から n までのプランジ研削の総和である。

砥石の実切込み深さ a を決めるためにはステップ1から n までの予備研削シミュレーションを行い、第1報に述べたプラ

Table 3 Grinding conditions of cylindrical traverse grinding

Grinding wheel: GC80H8V	Grinding:
Wheel size: 305 × 10 mm	Rough grinding
Wheel speed: 1350 m/min	Depth of cut: 5 μm × 10 pass
Workpiece: Chilled cast iron (HRC 48)	Traverse speed: 700 mm/min
Work size: $\phi 122 \times L 110$ mm	Semi-finish grinding
Work speed: 45 m/min	Depth of cut: 2.5 μm × 6 pass
Wheel dressing:	Traverse speed: 390 mm/min
Single point diamond tool	Finish grinding
Depth of cut: $\phi 20 \mu\text{m}$ × 5 pass	Depth of cut: 0 μm × 5 pass
	Traverse speed: 156 mm/min
	Coolant: Soluble type

	S.D. of cutting edge distribution σ_e μm		
Grinding	Rough	Semi-finish	Finish
①	2.0	0.3	0.15
②	3.0	0.5	0.25
③	4.0	1.0	0.5

Fig.5 Comparison of simulated results with experimental ones on cylindrical traverse grinding
Work material: chilled iron, grinding wheel: GC80V

ンジ研削と同じ方法により予測する¹⁾。

シミュレーションプログラムはトラバース研削が両端切込みだけでなく、右端あるいは左端だけの片側切込みの機能も追加し選択できるようにした。

2.3.2 実研削との比較

次に述べる事例は熱間圧延用ワークロールの研削を想定したモデル実験のシミュレーションと実研削結果との比較であり⁴⁾、その研削条件を表3に示す。

高硬度の工作物にわずかな切込みをかけて研削すると砥石作業面の切れ刃先端がそろい、切れ刃分布の σ_e が小さくなることは本研究でも経験され、また一般にも知られている⁵⁾。

ロール研削は本来、工作物が高硬度の難削材であることを利用し、中仕上げ研削から仕上げ研削にかけて砥石作業面の砥粒切れ刃の先端を整えることが重要であり、これが不十分な場合は所期の仕上げ面粗さが得られないだけでなく、送りマークや研削模様の原因になる。

このような現象から本報のシミュレーションでは砥石の切れ刃分布は仕上げ研削に移行するほど小さく、その σ_e を粗、中仕上げ、仕上げ研削の時、それぞれ 3, 0.5, 0.25 μm とした。

図5はトラバース回数に対する研削仕上げ面粗さ R_a の推移を、シミュレーションと実研削結果について比較している。

図中、太線の②が予測のシミュレーション結果であり、①は切れ刃分布の σ_e が②の1/1.5倍と小さく、③は1.3~2倍と大きい場合にどのように変化するかを参考までに示している。

Table 4 Grinding conditions of surface grinding

Grinding wheel: WA46H7V	Grinding:
Wheel size: 150 × 10 mm	Depth of cut: 2 μm × 50 pass
Wheel speed: 1414 m/min	Depth of cut: 0 μm × 4 pass
Workpiece: Steel S50C(HRC 48)	Dressing:
Work size: L78 × b 8 × h23 mm	Single point diamond tool
Traverse speed: 23.6 m/min	Lead: 0.047 mm/rev
Coolant: Soluble type	Depth of cut: φ2 μm × 5 pass

すなわちシミュレーションに際し、 σ_c が入力値として重要であることを示す。

実線のシミュレーション結果は、粗、中仕上げ、仕上げ研削の各工程ごとに仕上げ面粗さ R_a が小さくなっているが、同一工程内では σ_c を一定としているため、ほぼ同じ粗さになっている。

●印で示した実研削結果の仕上げ面粗さ R_a は各工程の終了時だけ測定したが、いずれもシミュレーション結果と良く一致している。切れ刃分布の σ_c は実際には研削中に刻々と変化し、したがって仕上げ面粗さは同一工程内であってもトラバース回数が増すごとに小さくなっていくものと推測される。

2.4 平面研削 (S50C/WA46H7V)

CNC 平面研削盤を用いて焼入れした鋼材 S50C を表 4 に示す研削条件で平面プランジ研削した時の、シミュレーション結果と研削試験結果を比較した。

研削試験において接線研削抵抗 F_t は、研削系の弾性たわみのためにパス回数が増すごとに漸次大きくなる。図 6 は研削試験結果の一例であり、ほぼ 30 パス付近で定常状態となり、以後一定値を示している。

パス回数が 50 の研削を 20 回行い、各 50 パスごとの研削量 V_i 、定常状態の接線研削抵抗 F_t 、および仕上げ面粗さ R_a を測定し整理すると図 7 のように研削量 V の増加に対する接線研削抵抗 F_t および仕上げ面粗さ R_a の推移が求まる。

同図において、ドレッシング直後の初期の研削では接線研削抵抗 F_t は大きい、研削量 V が増すにしたがい減少し、 V が 300 mm³ 近辺からほぼ一定値となっている。また、仕上げ面粗さ R_a は初期は小さいが研削量 V の増加とともに徐々に大きくなる傾向がみられる。

シミュレーションは F_t が一定となった定常状態について実施した。この場合の切れ刃モデルは使用砥石 WA46H7V から平均砥粒間隔 $f_g = 0.336$ mm とした。その結果、接線研削抵抗 $F_t = 20$ N、仕上げ面粗さ $R_a = 0.65$ μm となり、図 7 の研削量 1000 mm³ の位置に ○印で示したとおり実研削値に近い結果となった。この場合の砥石の切れ刃分布の σ_c は第 2 報⁶⁾ に述べた方法により求めた 1.5 μm とした。

研削試験開始直後の接線研削抵抗 F_t が大きいのはドレッシングによる砥石の切れ刃の影響と考え、平均砥粒切れ刃間隔 f_g をドレッシングリード s_d に等しい 0.047 mm (#180 砥石相当)として、第 3 報に述べた CBN ホイールの場合に準じてシミュレーションを行った³⁾。

その結果、接線研削抵抗 F_t は図 7 の研削量 50 mm³ の位置に ○印で示したとおり実研削値に一致する結果が得られた。

このことから、研削開始直後はドレッシングリード s_d による微細な切れ刃により研削が行われ、研削の進行とともにこの切れ刃が徐々に消失し、定常的には砥石本来の砥粒間隔 f_g による切れ刃により安定した研削が行われるようになると推測で

 Fig.6 Tangential grinding force F_t in relation to the grinding pass during surface plunge grinding

 Fig.7 Progress of tangential grinding force F_t and surface roughness R_a in relation to stock removal V during surface plunge grinding

Table 5 Grinding conditions of internal plunge grinding

Grinding wheel: GC80HV	Grinding:
Wheel size: φ40 × 40 mm	Depth of cut: 3 μm × 18 rev
Wheel speed: 1382 m/min (11,000 rpm)	Depth of cut: 1 μm × 15 rev
Workpiece: Nitride Steel (HRC 48)	Depth of cut: 0 μm × 15 rev
Work size: Max. hole φ69 × L40 mm	Dressing:
Work speed: 17.34 m/min (80 rpm)	Single point diamond tool
Coolant: Dry	Traverse speed: 400 mm/min (Lead: 0.036 mm/rev)

Fig.8 Internal plunge grinding of taper hole for main spindle of machine tool

Table 6 Comparison of surface roughness between simulated results and experimental ones on internal plunge grinding

Surface roughness	Simulated result		Experimental result
	Mean cutting edge distance mm		
	$f_g = 0.171$	$f_g = 0.036$	
R_a μ m	0.25	0.091	0.073
R_y μ m	1.73	0.65	0.71

Table 7 Input data for simulations

Grinding mode	Cylindrical plunge grinding	Cylindrical plunge grinding	Cylindrical traverse grinding	Surface plunge grinding	Internal plunge grinding
Grinding wheel	WA60KV	CBN80M200V	GC80H8V	WA46H7V	GC80HV
Dressing lead; S_d mm/rev	0.211	0.05, 0.1, 0.2	0.15	0.047	0.036
Mean grit distance; f_g mm	0.239	0.157	0.171	0.336	0.171
Wear on top of grit model; Δ_w μ m	2.0	0.4, 0.8, 1.6	2	2.7	2 for f_g 0.5 for S_d
Specific grinding force; γ N/mm ² , ε	900, -0.25	2550, -0.25	2550, -0.3	2000, -0.3	900, -0.25
Rigidity of machine; K_m N/ μ m	18.00	6.67	6.67	10.0	5.0
S.D. of cutting edge distribution; σ_c μ m	1.2 for rough 2.4 for finish	4, 2, 2	3 for rough 0.5 for semi-f. 0.25 for finish	1.5	1.0 for rough 0.5 for semi-f. 0.25 for finish

きる。

2.5 テーパ穴の内面ブランジ研削(窒化鋼/GC80HV)

図8は専用の内面研削盤を用いて工作機械用主軸軸端のテーパ穴を研削する状況を示す事例であり、表5はその研削条件である。一般に内面研削は砥石車が高速回転するためドレッシンググリード S_d を小さく、砥石の平均砥粒間隔 f_g より小さな平均間隔 f_m の切れ刃を生成する。しかし前述と同様、初期の研削が進行してこの平均間隔 f_m の小さな切れ刃が消失すると、以後は平均砥粒間隔 f_g に相当する切れ刃により研削が行われるようになる。

本内面研削試験の場合、切れ刃がそのいずれの状態になっているか判然としなない。そこで、シミュレーションは平均切れ刃間隔がドレッシンググリード S_d に等しい $f_m=0.036$ mm の場合と、使用砥石の平均砥粒間隔 $f_g=0.171$ mm の場合の両者について行った。なお、シミュレーションはテーパ穴の口元の最大穴径 69mm を直径とする円筒内面ブランジ研削として実施した。

シミュレーション結果と実研削試験により得られた仕上げ面粗さ R_a および R_y の比較を表6に示す。切れ刃間隔を平均砥粒間隔の $f_g=0.171$ mm としたシミュレーションは仕上げ面粗さの R_a, R_y とも実研削値よりはるかに大きい。切れ刃間隔をドレッシンググリードの $f_m=0.036$ mm とした場合には比較的実研削値に近い値になっている。すなわち、砥石の摩耗が少ない研削では、ドレッシングにより生成された小さな切れ刃による切削が支配的であると理解される。

3. 考 察

適用したシミュレーションについて、入力値の切れ刃モデルの先端摩耗量 Δ_w (平坦な摩耗幅) や切れ刃分布の σ_c ならびに比研削抵抗値のパラメータ γ, ε などを表7に示す。

切れ刃モデルの先端摩耗量 Δ_w は比較的良好に切れる状態として平均切れ刃間隔 f_g の 0.8%, また GC 砥石の場合は f_g の 1.2~1.4% とした。切れ刃分布の σ_c は第2報に述べた方法⁶⁾により求めたものもあるが、ほとんどは実研削事例との対応より妥当と思われる数値を選んだ。また、比研削抵抗はシミュレーションを繰り返して研削試験結果との同定により決めたものである。

現在、これらの数値は資料から入手できるようになっていないが、シミュレーションを有用にするためには研削試験とシミュレーションを繰り返してこれらのデータを蓄積し、データ

ベース化することが必要である。

本シミュレーションの出力である仕上げ面粗さはワーキングモデルの基準長さを平均切れ刃間隔 f_g としているため、JISに定めた表面粗さの基準長さ L に満たない。

そこで本報の事例では (L/f_g) 回数 シミュレーションを実施し、すべての R_y のうち、最大値を出力値の R_y とした。また R_a は (L/f_g) 回の平均値を出力値とした。

4. 結 言

本研究により開発した研削シミュレーションを円筒ブランジ研削、円筒トラバース研削、平面ブランジ研削、内面ブランジ研削の各研削方式に適用して実研削結果と比較、検討した。得られた結果はつぎのように要約される。

- (1) シミュレーション結果は各研削方式とも実研削結果に比較的良好に一致する。
- (2) シミュレーションの入力値の内、砥石の切れ刃先端摩耗量、切れ刃分布の σ_c 、比研削抵抗値などは研削シミュレーションに備えてデータを蓄積しておく必要がある。
- (3) シミュレーションを適用する際には、砥石の切れ刃間隔を平均砥粒間隔にするか、あるいはドレッシンググリードにするかを研削の実態に合わせて決める必要がある。本報の事例では、CBNホイールによる研削と内面ブランジ研削は後者が、その他は前者が実験結果とよく一致した。

本研究の一部は平成6年度文部省科学研究費補助金の助成によって行われたものであり、感謝の意を表します。また、実験にあたり沼津工業高専、柿島寛技官、論文をまとめるにあたり鈴木茂樹講師にご協力頂いた。記して両氏に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 酒井保男, 柳下福蔵, 古川勇二: 研削過程のシミュレーションに関する研究(第1報), - シミュレーションの構成と手順 -, 精密工学会誌, 60, 3 (1994) 370.
- 2) 井上孝二: 高能率研削用ビトリファイド CBN ホイールのドレッシング条件と研削性能, 精密工学会誌, 58, 4 (1992) 586.
- 3) 酒井保男, 柳下福蔵, 古川勇二: 研削過程のシミュレーションに関する研究(第3報), - 砥石の砥粒切れ刃分布が研削仕上げ面粗さおよび研削抵抗に及ぼす影響 -, 精密工学会誌, 62, 12 (1996) 1778.
- 4) 精密工学会産学協同研究協議会: 研削シミュレーション技術の開発に関する研究協力分科会成果報告書 (1992) 117, 124.
- 5) 吉田嘉太郎: 硬脆材の精密加工, セラミックス加工研究会, 第45回研究会資料(1994) 9.
- 6) 酒井保男, 柳下福蔵, 古川勇二: 研削過程のシミュレーションに関する研究(第2報), - 砥石の砥粒切れ刃分布特性 -, 精密工学会誌, 61, 10 (1995) 1443.