

# 砥石表面トポグラフィの測定に関する研究

田牧純一



# 目次

記号表	.....	vi
第1章 序論	.....	1
1.1 研削加工法の歴史	.....	1
1.2 砥石表面トポグラフィの重要性	.....	2
1.3 従来の研究概要	.....	3
1.4 本論文の概要	.....	5
第1章の参考文献	.....	8
第2章 間接法による砥石表面トポグラフィの測定	.....	10
2.1 緒言	.....	10
2.2 砥石表面トポグラフィ測定理論の基礎	.....	10
2.2.1 砥石表面トポグラフィの三次元モデル	.....	10
2.2.2 砥粒切れ刃捕捉確率についての基本概念	.....	13
2.2.3 まとめ	.....	18
2.3 クラスタ法	.....	19
2.3.1 まえがき	.....	19
2.3.2 クラスタ試験の理論解析	.....	19
2.3.3 クラスタ試験の実験的考察	.....	29
2.3.4 クラスタ法のまとめ	.....	34
2.4 引っかけ転写法	.....	35
2.4.1 まえがき	.....	35
2.4.2 引っかけ転写法の理論解析	.....	35
2.4.3 引っかけ転写法の実験的考察	.....	43
2.4.4 簡易引っかけ転写法	.....	45
2.4.5 引っかけ転写法のまとめ	.....	48
2.5 熱電対法	.....	49
2.5.1 まえがき	.....	49
2.5.2 熱電対法の理論解析	.....	49
2.5.3 熱電対法の実験的考察	.....	57
2.5.4 熱電対法のまとめ	.....	62
2.6 レザーブレード法	.....	63
2.6.1 まえがき	.....	63

2.6.2	レザブレード法の理論解析	63
2.6.3	レザブレード法の実験的考察	67
2.6.4	レザブレード法のまとめ	70
2.7	各種測定法の有効切れ刃面積密度による比較	71
2.7.1	まえがき	71
2.7.2	有効切れ刃面積密度の理論値	71
2.7.3	実験結果の検討	73
2.7.4	有効切れ刃面積密度についてのまとめ	74
2.8	第2章の結言	74
	第2章の参考文献	76
第3章	間接的測定法における弾塑性的挙動の影響	77
3.1	緒言	77
3.2	砥粒切れ刃, 工作物の弾塑性的挙動	77
3.2.1	弾性的挙動	77
3.2.2	塑性的挙動	79
3.3	弾塑性的挙動のシミュレーションモデル	79
3.3.1	基準断面の研削過程シミュレーション	79
3.3.2	弾性的挙動のシミュレーションモデル	80
3.3.3	塑性的挙動のシミュレーションモデル	84
3.3.4	シミュレーションモデルについてのまとめ	86
3.4	シミュレーション技法	86
3.4.1	はじめに	86
3.4.2	砥粒切れ刃切削痕プロファイルの表示法	88
3.4.3	有効砥粒切れ刃の判定	89
3.4.4	砥粒切れ刃切削痕形状の決定	89
3.4.5	砥粒切れ刃・工作物の干渉断面積	90
3.4.6	盛り上がり形状の決定	91
3.4.7	シミュレーション技法についてのまとめ	93
3.5	砥石表面トポグラフィ測定法のシミュレーション	95
3.5.1	シミュレーション方法	95
3.5.2	シミュレーション結果	97
3.5.3	シミュレーション結果のまとめ	104



3.6	実験結果の考察	105
3.7	第3章の結言	106
	第3章の参考文献	107
第4章	直接法による砥石表面トポグラフィの測定	108
4.1	緒言	108
4.2	触針による二次元的測定法についての理論解析	108
4.2.1	円錐形触針による捕捉砥粒切れ刃密度	108
4.2.2	ナイフエッジ形触針による捕捉砥粒切れ刃密度	113
4.2.3	円錐形触針先端部の摩耗の影響	118
4.3	触針による二次元的測定法についての実験的考察	119
4.3.1	実験方法	119
4.3.2	実験結果	122
4.4	触針法による砥石表面トポグラフィの三次元測定	126
4.4.1	まえがき	126
4.4.2	測定装置および実験方法	127
4.4.3	実験結果	132
4.5	第4章の結言	141
	第4章の参考文献	143
第5章	砥石表面トポグラフィに及ぼす目直し条件の影響	144
5.1	緒言	144
5.2	トラバース型ダイヤモンド工具による砥石目直し効果	145
5.2.1	まえがき	145
5.2.2	実験方法	147
5.2.3	目直しの巨視的効果についての実験結果	148
5.2.4	目直しの微視的効果についての実験結果	153
5.2.5	研削抵抗測定結果	157
5.2.6	二,三の考察	157
5.2.7	トラバース型ダイヤモンド工具による砥石目直し効果 についてのまとめ	158
5.3	クラッシングによる砥石目直し効果	160
5.3.1	まえがき	160
5.3.2	実験方法	160

5.3.3	実験結果	162
5.3.4	クラッシングによる砥石目直し効果についてのまとめ	171
5.4	クラッシングによる砥石形直し精度	172
5.4.1	まえがき	172
5.4.2	砥石・ロール間のすべり速度	172
5.4.3	実験方法	173
5.4.4	実験結果	175
5.4.5	クラッシングによる砥石形直し精度についてのまとめ	184
5.5	第5章の結言	184
	第5章の参考文献	186
第6章	研削仕上面諸性質と砥石表面トポグラフィの関係	188
6.1	緒言	188
6.2	研削仕上面諸性質の理論的解析	189
6.2.1	まえがき	189
6.2.2	谷底高さ,山頂高さ	190
6.2.3	研削仕上面粗さ曲線のピッチ	197
6.2.4	切断回数,切断長さ	201
6.2.5	パワースペクトルから得られる研削仕上面の諸性質	207
6.3	実験的考察	209
6.4	第6章の結言	213
	第6章の参考文献	214
第7章	メタルボンダイヤ砥石の表面トポグラフィ	215
7.1	緒言	215
7.2	実験装置および方法	216
7.3	実験結果	218
7.3.1	等高線図の作成例	218
7.3.2	砥粒切れ刃密度	219
7.3.3	砥粒切れ刃形状	220
7.3.4	砥粒突出し量	227
7.3.5	クラスタ法による砥石表面トポグラフィの測定	229
7.4	実験結果の考察	231
7.4.1	砥粒切れ刃密度	231

7.4.2	砥粒切れ刃形状 .....	233
7.5	第7章の結言 .....	233
	第7章の参考文献 .....	235
第8章	結論 .....	236
8.1	本研究結果の要約 .....	236
8.2	本研究結果の工学的意義 .....	241
	第8章の参考文献 .....	243
	謝辞 .....	243
	本研究の一部を発表した論文および口頭講演 .....	244

## 記号表

$A(i)$	砥粒切れ刃切削痕プロフィルの勾配
$A_s$	砥粒切れ刃先端部の傾斜角( $A_s = \cot \alpha_c$ )
$a$	引っかけ転写法において砥石最外周部に存在する粗さ有効 砥粒切れ刃の砥石中心線からの距離
$a_c$	クラスタの砥石円周方向長さ
$a_n$	熱電対高温接合部の砥石研削方向長さ
$B(,)$	ベータ関数
$B(i)$	砥粒切れ刃切削痕プロフィルの切片
$b$	工作物幅(研削幅)
$b_c$	熱電対素線径
$b_a$	実質砥粒切削幅
$b_c$	クラスタの砥石軸方向幅
$b_i$	砥粒切れ刃と工作物の干渉幅
$b_k$	ナイフエッジの幅
$b_n$	熱電対高温接合部の砥石軸方向幅
$b_r$	クラッシュロール幅
$b_s$	引っかけ転写法における工作物押し付け幅
$b_t$	レザブレードの幅
$b_w$	円錐形触針先端の摩耗幅
$C_m$	捕捉熱パルス数の接触弧内における線密度
$C_c$	ダイヤ砥石の集中度
$C_R$	粗さ有効切れ刃の面積密度
$C_s$	基準断面有効切れ刃の面積密度
$C_T$	全体有効切れ刃の面積密度
$C_t$	レザブレード法における捕捉砥粒切れ刃面積密度
$c$	砥粒切れ刃位置の弾性変位量
$c'$	砥粒切れ刃・工作物接触領域における弾性変形量
$c'_{eq}$	砥粒切れ刃・工作物接触領域における等価弾性変形量
$c'_s$	砥粒切れ刃先端の弾性変形量
$c'_w$	砥粒切削痕溝底部の弾性回復量

$D$	砥石外径
$D_{\phi}$	クラッシングにおける砥石の転がりピッチ円直径
$D_{bk}(z)$	ナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃密度
$D_c$	クラスタ部を含むアルミ円板の外径
$D_e$	粗さ有効切れ刃密度
$D_{eq}$	相当砥石直径 $\{D_{eq} = D d / (D + d)\}$
$D_{rms}$	捕捉砥粒切れ刃密度の砥石内設定値からの偏差値
$D_{sm}$	弾塑性的挙動を考慮したシミュレーションにより得られる 捕捉砥粒切れ刃密度
$D_{tn}$	シミュレーションにおける砥石内設定砥粒切れ刃密度
$D_w$	簡易引っかけ転写法における粗さ有効切れ刃密度
$D_z$	砥石内の砥粒切れ刃密度
$D_z'$	ねじ山の発生した砥石の砥粒切れ刃密度
$d$	工作物外径
$d_{\phi}$	クラッシュロールの転がりピッチ円直径
$d_r$	クラッシュロール外径
$d_g$	平均砥粒径
$E$	クラッシュロール形状の最高部と最低部の段差
$E_g$	砥粒のヤング率
$E_w$	工作物のヤング率
$e$	クラッシュロール形状最低部のクラッシュロール転がり ピッチ点からの高さ
$e_p$	クラッシュロール上にとった任意点のクラッシュロール転 がりピッチ点からの距離
$e_{op}$	平均すべり速度の最小値を与えるクラッシュロール転がり ピッチ点の位置
$F$	砥石・クラッシュロール間の接触力
$F_a(\alpha)$	砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の累積分布関数
$F_c(j)$	砥粒切れ刃切削痕プロフィルの判別式
$f$	クラッシュロール押し込み速度
$f_c(l_{\overline{H}})$	研削仕上面粗さ曲線の平均高さ $\overline{H}$ 近傍における切断長さ $l_{\overline{H}}$ の確率密度関数

$f_a(\alpha)$	砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の確率密度関数
$f_H(H)$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H$ の確率密度関数
$f_B(H_B)$	谷底高さ $H_B$ の確率密度関数
$f_T(H_T)$	山頂高さ $H_T$ の確率密度関数
$f_d$	ドレッサ送り速度
$f_g(g; x, z = \text{const})$	砥粒切り込み深さ $g$ の確率密度関数
$f_x(g; x = \text{const})$	砥粒切り込み深さ $g$ の確率密度関数
$f_g(g_m)$	最大砥粒切り込み深さ $g_m$ の確率密度関数
$f_{g\delta}(g_m, \delta)$	最大砥粒切り込み深さ $g_m$ の確率密度関数
$f_n$	1個の砥粒切れ刃に作用する垂直荷重
$f_{p_{11}}(p_{11}; H_B = \text{const})$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H_B$ 近傍に生成される半ピッチ $p_{11}$ の確率密度関数
$f_{p_{11}}(p_{11})$	半ピッチ $p_{11}$ の確率密度関数
$f_{p_{10}}(p_{10})$	全ピッチ $p_{10}$ の確率密度関数
$f_r$	研削仕上面粗さ曲線に含まれる周波数成分
$\overline{g(x)}$	砥粒切り込み深さ $g$ の平均値
$G$	研削条件を表わすパラメータ〔 $G = v / (V \sqrt{D})$ 〕
$G_0$	研削条件を表わすパラメータ 〔 $G_0 = v / \{(V + v) \sqrt{D}\}$ 〕
$G_c$	クラスタ条件を表わすパラメータ〔 $G = v / (V \sqrt{D_c})$ 〕
$g$	砥粒切り込み深さ
$g_a$	実質砥粒切り込み深さ
$g_i$	幾何学的に決定される予定砥粒切り込み深さ
$g_i'$	幾何学的に決定される予定砥粒切り込み深さから砥粒切れ 刃先端位置の弾性変位量を差し引いた値
$g_m$	最大砥粒切り込み深さ
$\overline{g_m}$	最大砥粒切り込み深さの平均値
$H$	研削仕上面粗さ曲線の最低基準線からの高さ
$\overline{H}$	研削仕上面粗さ曲線の平均高さ粗さ
$H_B$	研削仕上面粗さ曲線の谷底の最低基準線 $L_0$ からの高さ
$H_d, H_r, H_s$	砥粒切れ刃の切削高さ
$H_r$	切残し量

$H_{rms}$	自乗平均平方根粗さ
$H_T$	前面部砥粒突出し量
$H_R$	後部砥粒突出し量
$H_S$	側面部砥粒突出し量
$(H_{rms})^2$	砥石作業面プロフィルの統計的分散
$H_{max}$	最大高さ粗さ
$H_T$	研削仕上面粗さ曲線の山頂の最低基準線 $L_0$ からの高さ
$H_v$	最大谷底粗さ
$H_z$	十点平均粗さ
$I_H$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H$ における切断回数
$I_H(H_E=const)$	研削仕上面粗さ曲線の谷底高さ $H_E$ 近傍における切断回数
$J$	引っかけ転写法により捕捉される砥粒切れ刃数の砥石左右部の差
$J_n(\xi)$	熱電対法における同時研削砥粒切れ刃数
$J_t$	レーザーブレード法における同時研削砥粒切れ刃数
$K$	クラッシュロール・砥石間の剛性
$L_0$	研削仕上面粗さ曲線の最低基準線
$L(i)$	砥粒切れ刃切削痕プロフィルの線分 $i$ の方程式
$L_a$	砥粒切れ刃形状を表わす直線
$L_H$	研削仕上面粗さ曲線の最低基準線 $L_0$ から高さ $H$ の位置に $L_0$ と平行にひいた直線
$L_S$	ドレッサ進行方向に直交する断面における砥粒切れ刃形状の切れ刃先端平坦部長さ
$L$	ドレッサ進行方向に平行な断面における砥粒切れ刃形状の切れ刃先端平坦部長さ
$l$	触針の砥石円周方向走査長さ
$l_H, \bar{l}_H$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H$ における切断部長さおよびその平均値
$l_H, \bar{l}_H$	研削仕上面粗さ曲線の平均高さ $\bar{H}$ における切断部長さおよびその平均値
$l_{sum}$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H$ における切断部長さの総和
$m \Delta x$	自己相関関数の最大遅れ量

$N, N_0$	一定砥石領域内に存在する砥粒切れ刃数
$N_B$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H_B$ 近傍に存在する谷底数
$N_F(z)$	砥石深さ $z$ 近傍に存在する砥粒切れ刃のなかで円錐形触針により捕捉される砥粒切れ刃の数
$N_I$	基準断面の被切削回数
$N_E$	砥粒切れ刃切削痕プロフィルの極地点の個数
$N_{er}$	砥粒切れ刃捕捉誤差率
$N_m(\xi)$	砥石・工作物接触弧内の位置 $\xi$ における捕捉熱パルス数
$N_{mT}$	熱電対法により捕捉される熱パルス総数
$N_T$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H_T$ 近傍に存在する山頂個数
$N_t$	レザブレード法において捕捉される切削パルス数
$n_r$	クラッシュロール回転数
$N_E$	研削仕上面粗さの創成に關与する砥粒切れ刃総数
$N_S$	基準断面有効切れ刃数
$N_w$	砥石回転数
$n$	砥粒切れ刃分布状態指数
$P_e(\xi, z)$	熱電対法における砥粒切れ刃 $(\xi, z)$ の基準断面有効切れ刃率
$P_{th}$	シミュレーションにより得られる砥石作業面プロフィルの全パワー
$P_m$	実験により得られる砥石作業面プロフィルの全パワー
$P_n$	砥粒切れ刃群による不規則信号成分のパワー
$p, q$	砥粒切れ刃先端半頂角の分布状態指数
$p_c$	クラッシング圧力
$p_m$	工作物の平均降伏応力
$p_{11}, p_{12}$	研削仕上面粗さ曲線の半ピッチ
$\overline{p_{11}}$	研削仕上面粗さ曲線の半ピッチの平均値
$p_{10}, \overline{p_{10}}$	研削仕上面粗さ曲線の全ピッチとその平均値
$P_r(z)$	砥石軸直角断面内において砥石深さ $z$ 近傍に存在する砥粒切れ刃が円錐形触針により捕捉される確率
$P_r(h_T \geq H_T; H_B = \text{const})$	研削仕上面粗さ曲線上の高さ $H_B$ 近傍に高さ $H_T$ 以上の山頂点が生成する確率



$P_r(p_{i1} \geq p_{i1}; H_B = \text{const})$	研削仕上面粗さ曲線上の高さ $H_B$ 近傍に $p_{i1}$ 以上の半ピッチが生成する確率
$P_r(h \geq H; H_B = \text{const})$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H_B$ 近傍において高さ $H$ 以上の粗さが生成される確率
$r$	クラッシュロール形状指数
$S_{i1}, S_{i11}$	砥粒切れ刃切削断面積
$S_{i1}$	砥粒切れ刃と工作物の干渉断面積
$S_{i11}, S_{i12}$	砥粒切れ刃と工作物干渉部の左右断面積
$S_{p1}, S_{p2}$	工作物盛り上がり部分の左右断面積
$S_p(s_k)$	盛り上がり部を構成する平行四辺形要素 $s_k$ の面積
$S(f_r)$	研削仕上面粗さ曲線の周波数 $f_r$ 近傍におけるパワースペクトル
$s_k$	盛り上がり部を構成する平行四辺形要素
$T_h$	砥石内に発生するねじ山の高さ
$[\tan \alpha]$	砥粒切れ刃形状特性値
$\overline{\tan \alpha}$	砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の正接値の平均値
$(\overline{\tan \alpha'})_H$	研削仕上面粗さ曲線の高さ $H$ 近傍における傾斜角の平均勾配
$[(\tan \theta)_{rms}]^2$	研削仕上面粗さ曲線の傾斜角 $\theta$ の分散値
$(\tan \theta)_{rms}$	研削仕上面粗さ曲線の傾斜角 $\theta$ の標準偏差値
$t_e$	定常クラッシング開始時間
$U, U_1, U_2$	砥石内に設定した一定領域の砥石体積
$u_s$	引っかけ転写法における測定用砥石中心線の左右シフト値
$\omega_s$	引っかけ転写法における測定用砥石中心線の上下シフト値
$V, V_w$	砥石周速度
$\overline{V}_s$	砥石・クラッシュロール間のすべり速度
$V_{s, \min}$	砥石・クラッシュロール間平均すべり速度の最小値
$V_r$	クラッシュロールの周速度
$v$	工作物速度
$W_1$	単位砥石深さ $z_1$ 近傍における砥粒切れ刃1個の占める平均砥石体積
$X_e$	砥石・クラッシュロール間の弾性変形量

$X_a(t)$	クラッシング開始 $t$ 秒後の設定ロール押し込み量
$(X_i, Y_i)$	基準断面内における砥粒切削痕プロフィルの極地点 $i$ の座標
$(X_g, Y_g)$	基準断面内における砥粒切れ刃位置の座標
$(X_{b1}, Y_{b1})$	基準断面内における砥粒切れ刃切削痕右端部の座標
$(X_{b2}, Y_{b2})$	基準断面内における砥粒切れ刃切削痕左端部の座標
$(X_{p1}, Y_{p1})$	基準断面内における右側盛り上がり終了点の座標
$(X_{p2}, Y_{p2})$	基準断面内における左側盛り上がり終了点の座標
$(X_{T1}, Y_{T1})$	基準断面内における右側最高盛り上がり点の座標
$(X_{T2}, Y_{T2})$	基準断面内における左側最高盛り上がり点の座標
$x$	砥粒切れ刃の砥石円周方向位置(反時計回りを正とする.)
$y$	砥粒切れ刃の砥石幅方向位置
$z$	砥粒切れ刃の砥石深さ方向位置
$z_1$	単位砥石深さ ( $z_1 = 1 \mu m$ )
$(x', y', z')$	引っかけ転写法により捕捉される砥粒切れ刃の位置を表わす座標
$\Gamma(\quad)$	ガンマ関数
$\Omega$	基準断面
$\Delta$	平面研削における砥石切り込み量
$\Delta_c$	砥石1回転あたりのクラッシュロール押し込み量
$\Delta_d$	ドレッサ切り込み量
$\Delta x$	研削仕上面粗さ曲線のサンプリング間隔
$\alpha_0$	砥粒切れ刃先端半頂角(一定値の場合)
$\alpha$	砥粒切れ刃先端半頂角(変数の場合)
$\alpha_{min}$	砥粒切れ刃先端半頂角の最小値
$\alpha_{max}$	砥粒切れ刃先端半頂角の最大値
$\alpha_{rms}$	砥粒切れ刃先端半頂角の標準偏差値
$\alpha_F$	ドレッサ進行方向に平行な断面における砥粒切れ刃形状の前面部切れ刃先端半頂角
$\alpha_E$	ドレッサ進行方向に平行な断面における砥粒切れ刃形状の後端部切れ刃先端半頂角

$\alpha_{\text{B}}$	ドレッサ進行方向に直交する断面における砥粒切れ刃形状の側面部切れ刃先端半頂角
$\beta_{\text{B}}$	谷底点の生成する確率
$\beta_{\text{T}}$	山頂点の生成する確率素分
$\gamma_{\text{r}}$	弾性回復率
$\gamma_{\text{p}}$	盛り上がり率
$\eta_{\text{r}}(x, z)$	砥粒切れ刃 $(x, z)$ の粗さ有効切れ刃率
$\eta_{\text{r}}(z)$	砥石深さ $z$ の位置にある砥粒切れ刃の粗さ有効切れ刃率
$\overline{\eta_{\text{r}}(z)}$	砥石深さ $z$ の位置にある砥粒切れ刃の平均粗さ有効切れ刃率
$\eta_{\text{s}}(x, z)$	砥粒切れ刃 $(x, z)$ の基準断面有効切れ刃率
$\eta_{\text{t}}(z)$	砥石深さ $z$ の位置にある砥粒切れ刃の全体有効切れ刃率
$\overline{\eta_{\text{t}}(z)}$	砥石深さ $z$ の位置にある砥粒切れ刃の平均全体有効切れ刃率
$\lambda_{\text{F}}$	パワー転写率
$\lambda_{\text{r}}$	クラッシュロール摩耗率
$\xi$	工作物内工作物送り方向に設定した座標上における砥粒切れ刃位置
$\tau$	レーザーブレード法における切削パルス測定時間
$\nu_{\text{s}}$	砥粒のポアソン比
$\nu_{\text{w}}$	工作物のポアソン比
$\phi$	砥粒切れ刃の弾性変形量, 工作物の弾性回復量を決定する実験定数
$\psi$	研削条件を表わすパラメータ
$\omega$	簡易引っかけ転写法における砥粒切れ刃の最低基準線からの高さ

## 第1章 序論

### 1. 1 研削加工法の歴史<sup>1)1)</sup>

砥粒加工法の歴史は古く、その起源は人類が手に道具を持ちはじめ食料を確保し生命を維持するという基本的行為のために矢尻、ナイフを研磨する手段として用いた石器時代にまでさかのぼることができる。その後の青銅、鉄の時代を迎え、自然現象あるいは自然物に積極的に働きかけることにより合目的物を手にいれるという生産活動が行われるようになると、研磨加工(lapping, polishing)の他に切断加工(cut-off)あるいは研削加工(grinding)なども用いられるようになり砥粒加工の分野は大きく広がっていった。例えば、古代最大の建造物であるピラミッドは寸法の正確な石材を1個ずつ積み上げることにより作成したものであるが、石材の切断にはワイヤーソーの原理が用いられ、切断面を平坦化し寸法精度をだす作業には天然砥石による微少研磨加工の用いられたことが歴史的に明らかになっている。

研削加工方式、すなわち固定砥粒から成る一定形状の砥石を回転させることによって工作物を微量削除する加工方式は紀元前2000年頃エジプトで考案された。

彼等は、円形砥石の中心に穴をあけて駆動軸に差し込み回転させる方式がこれまでの棒状砥石による加工方式に比べて多数のものを容易に加工できることを発見し、これを契機に研削方式は生産加工分野で欠くべからざるものとなった。中世期になると、水力あるいは馬力による研削方式が一般化し、武器、装飾品の加工に盛んに用いられた。また、1200年代には研磨布紙の製造が初めてなされた。

ルネッサンス時代を経て産業革命期に入ると、産業構造は手工業から機械工業による大量生産時代へと変化し機械部品についても互換性のある精度の良いものが要求されるようになった。研削加工はこの要求を満たす最適の加工方式として一層の脚光を浴び、その後、精密加工分野における不動の地位を確立していくことになる。大量生産の父と呼ばれるWhitneyが当時の大統領Adamsに「精度の良い銃を大量に短期間で生産するためには研削砥石が必要不可欠である」ことを訴えた話は有名である。

この研削加工技術は、1891年にAchesonが人造炭化珪素の製造に成功し、また1897年にJacobsが人造酸化アルミニウムの製造、実用化に成功して品質の良い安価な砥粒の大量供給を可能にすると、これを契機として急速な近代化を遂げることになる。それに並行して近代的な工作機械も次々に開発され、1860年にはBrown & Sharpe社において実用的な旋盤タイプの研削盤が開発され、1900年には現在汎用されている円筒研削盤の原形がノートン社で製造された。

まもなく21世紀を迎えようとしている現在においても研削加工の重要性は増すば

かりであり、より一層の加工精度を要求されるとともにその加工対象も金属材料から半導体材料、構造用セラミックス等の新素材に到るまで幅広くなっている。

## 1. 2 砥石表面トポグラフィの重要性

研削盤の基本構成は、工作物の切削に直接携わる工具としての研削砥石、砥石を回転し砥石および工作物の位置決めを正確に行うための運動装置、これらを保持し固定するための軸受、コラムなどの構造要素、そして研削油剤供給装置から成る。研削性能は研削盤を構成するこれらの要素すべてが因子として作用する総合的結果として決定されるものであるが、研削作業において最も不確定因子を含んでおり、また作業者が最もフレキシブルに変化させることのできる要素は研削砥石である。したがって「如何にして切れ味の良い砥石を作成しその性状を制御するか」は研削加工にとって永遠の課題であり、研削作業を熟練者の経験と勘にたよる技能から個人に依存しない体系化した技術へ発展させる努力もこの点を中心に行われてきた。

さて研削砥石が他の切削工具と大きく異なる点は、切れ刃が硬脆材である砥粒の劈開面で構成されており複雑な形状をしていること、および砥石作業面表層部に多数かつ不規則に分布しているという点である。そのため、その工具モデルとしてフライス工具のような一定形状の切れ刃が等間隔で先端位置を揃えて配列している平面的モデルを考えることはあまりに単純であり、立体的形状すなわち地形図(topography)として捉えることによって現実的取り扱いが可能となり研削現象を正しく理解することができる。

この砥石作業面の立体的形状すなわち地形図(topography)は研削仕上面粗さ、研削抵抗、研削熱などの研削現象を直接的に決定する重要な因子となり、その状態が不適切の場合には所定の精度が得られないばかりでなく、最悪の場合には研削作業が不可能な事態を招くことにもなる。また、砥石表面トポグラフィは研削作業開始前に目立て作業によって調整され、その後、研削の進行に伴う砥粒切れ刃の摩滅、破碎現象によって、時々刻々と変化していくわけであるが、研削砥石が要求される性能を発揮できなくなるまでの時間すなわち砥石目直し間寿命は表面トポグラフィの初期状態によって決定されることが多い。

したがって、適性な目直しが行われているかどうかを検討しようとする場合、また研削現象を理解し砥粒切れ刃の切削メカニズムを解明しようとする場合には、砥石表面トポグラフィの測定が避けて通れない大きな問題として浮き上がってくる。

### 1. 3 従来の研究概要

砥石表面トポグラフィ測定法の開発および測定実験は1950年頃から活発になった研削理論に関する研究<sup>102)</sup>と並行して行われてきた。これまでに数多くの測定法が提案され研削現象を解明する手段として用いられているが、現在においても、インプロセス測定法の開発は研削加工の自動化にとって重要なテーマであり、作業現場で容易に使用できる装置の開発もまた望まれている。

さて、砥石表面トポグラフィを測定する際に忘れてならないことは「測定装置あるいは試験片が砥石に対してどのような状態で介入しているのか、その結果得られる情報は砥石表面トポグラフィの何を反映しているのか」を把握しておくことである。

この観点から、従来行われてきた砥石表面トポグラフィ測定に関する研究について測定法を中心に整理し分類すると表1.1のようになる。

表1.1 砥石表面トポグラフィ測定法の分類

測定法	直接法	接触法	触針法
		非接触法	顕微鏡観察,光切断法,反射光測定法
	間接法	静的転写法	点算法,テーバプリント法
		粗さ測定法	クラスタ法,傾斜切削法,引っかき転写法
		切削パルス法	熱電対法,レーザーブレード法

すなわち砥石表面トポグラフィ測定法は直接法と間接法の二つに大きく分類することができる。

(1)直接法はその名が示すとおり砥石表面トポグラフィに関する情報を直接的方法で測定するものであり、その方法は砥石を触針で走査する接触法と、砥石とセンサを接触させずに光学的現象などを用いて測定する非接触法に分類される。

触針法によって砥石表面トポグラフィの測定を行った先駆的な例としては織岡<sup>103)</sup> J.Peklenik<sup>104)</sup>等の研究があげられる。

非接触法としては武野ら<sup>105)</sup>の走査電子顕微鏡あるいは田中ら<sup>106)</sup>による位相差金属顕微鏡による表面性状の観察結果が報告されている。光学的情報を定量的に評価する方法としては、津和<sup>107)</sup>の開発したスリット状の光源を砥石作業面に照射する光切断法、須藤<sup>108)</sup>の開発した砥粒切れ刃逃げ面からの反射光強度を光電子倍增管で増幅しゲート回路で砥粒切れ刃数を計測する方法、臼井ら<sup>109)</sup>の開発したレーザー光のス

ポットを砥石作業面に照射しその反射光を光ダイオードで検出する方法，最近では反射光強度をフーリエ変換して得られるパワースペクトルパターンから砥石作業面性状を評価する三好ら<sup>110)</sup>の方法などがあげられる．また，松野ら<sup>111)</sup>は走査電子顕微鏡により撮影したステレオ写真から砥石作業面の立体図を作成する手法を考案した．

(2)間接法は砥石作業面と試験片を一定研削条件あるいは特殊条件下で干渉させることによりその出力を解析する方法である．この方法は，砥石と試験片の間に相対運動を与えずに砥石作業面を転写する静的転写法，砥石・試験片間に準静的あるいは動的運動を与えて特殊条件下における切削加工を行いその仕上面粗さを解析する粗さ測定法，研削加工中における個々の砥粒切れ刃の切削パルスを分離して取り出し作用切れ刃数を測定する切削パルス法の三つに分類することができる．

静的転写法は，カーボン紙などを砥石作業面に押し付けることにより砥粒切れ刃の位置を転写する方法である．この方法は複雑な装置を必要とせずまた実機上での測定が容易であるため多くの研究者が採用しており，データの定量化にもいろいろな工夫がなされている．例えば鈴木ら<sup>112)</sup>は砥粒切れ刃数の計測に点算法を用い，中山<sup>113)</sup>は砥石深さ方向砥粒切れ刃分布の測定が可能なテーパプリント法を開発している．

粗さ測定法の代表的例としては，Kumerら<sup>114)</sup>の開発したクラスタ法(Cluster Over Cut Fly Grinding)，松井ら<sup>115)</sup>の開発した引っかき転写法，および中山ら<sup>116)</sup>の開発した傾斜切削法の三つがあげられるが，クラスタ法および引っかき転写法は第2章で詳しく述べるのでここでの説明は省く．傾斜切削法は砥石軸方向に傾斜させた試験片を低砥石速度および高速工作物速度で研削加工する方法であり，砥石深さ方向の砥粒切れ刃分布を測定する方法である．

切削パルス法には，切削によって生ずる熱パルスを測定する熱電対法<sup>117)</sup>と砥粒切れ刃の切削力を測定するレーザーブレード法<sup>118)</sup>の二つがある．これら測定法の詳細は第2章で述べる．

以上に測定法の分類とその特徴を簡単に述べたが，各研究者により様々な測定法が提案されていることがわかる．これら測定法が異なれば得られる結果も当然異なりそれを確固たるものにし普遍性を持たせるためには，どうしても各種測定法の特徴を検討しそれらの相互関係を明らかにしておく必要がある．また，この作業を行うことにより，目的に応じた最適な測定法を選択することも可能となる．

この問題は1972年2月から2年間にわたって精機学会内に設置された「砥石表面のトポグラフィの測定に関する研究分科会」<sup>119)</sup>で取り上げられ，その中で，「砥

石およびドレッサを順次持ち回りで使用し，規定ドレス条件下で砥石表面トポグラフィを各研究機関独特の手法によって測定する」作業がなされた．その結果，測定結果にある程度の一致性を得ることができ，測定技術の普及という点でも大きな成果があったが，各種測定法の理論的関連性あるいは測定条件の影響，測定精度について結論を得るまでには到らなかった．勿論，砥石表面トポグラフィの定義，どの点を砥粒切れ刃とみなすかによって測定結果は異なってくるであろうが，各種測定法について測定条件と砥石表面トポグラフィの定量的関係を事前に把握しておき，得られる結果を同一土俵で議論できるようにすることは各種測定法の特徴を理解するうえで重要なことであろう．

#### 1. 4 本論文の概要

前節までの議論において，研削機構を理解するためには砥石表面トポグラフィを測定することが基本的課題となること，また，その結果を測定方法および測定条件に依存しない普遍的なものにするためには測定法の特徴を把握し各種測定法の相互関連性を理論的に明確にすることの重要性を述べた．

本論文はこの砥石表面トポグラフィ測定に関して諸種の検討を行ったものであり，その目的は，1)これまでにいろいろ提案されている砥石表面トポグラフィ測定法の理論的解析を行うことによってその特徴を明確にし，出力されるデータと砥石表面トポグラフィ特性値，測定条件との関係を理論的に明確にすること，2)普通砥石に使用されている各種目直し方法が砥石表面トポグラフィに対して及ぼす影響を実験的に検討しそれぞれの目直し工具の特徴を明らかにすること，3)砥石表面トポグラフィが研削仕上面の幾何学的諸性質に対して及ぼす影響を理論的に明らかにすること，4)近年ファインセラミックスの研削加工にその有用性を発揮しているダイヤモンド砥石について，未解明であるところの砥石表面トポグラフィを測定しその特性を明らかにすること，の4点に大別される．

さて本論文は8章で構成されており，各章は次に示す内容を持っている．

第1章は序論であり，はじめに生産加工分野における研削加工の歴史的背景および研削性能を決定する主因子としての砥石表面トポグラフィの重要性について述べている．次に従来の研究概要に触れることによって各種砥石表面トポグラフィ測定法の理論的解析の必要性を述べ，本論文の目的を明らかにしている．

第2章から第4章までは，各種測定法の理論的解析およびその結果の実験的検証を行っている．各章について説明すると，第2章では間接的測定法すなわち砥石作業



面と試験片を一定研削条件あるいは特殊条件下で干渉させることにより間接的に砥石表面トポグラフィを測定する方法について述べており、具体的には仕上面に残る砥粒切れ刃切削痕をデータとして用いる粗さ測定法としてクラスタ法と引っかき転写法を取り上げ、個々の砥粒切れ刃の切削パルスを分離して測定する切削パルス法として熱電対法とレーザーブレード法を取り上げている。これら4種類の測定法について捕捉される砥粒切れ刃と測定条件、砥石表面トポグラフィ特性値との関係が詳細に議論され、砥粒切れ刃位置の測定精度、切削パルスの分離精度についても考察が加えられている。なお、静的転写法(カーボン転写法)については、測定原理が単純なことおよび測定条件を正確に設定できないという難点のため理論解析の対象には取り上げなかった。

さて、間接的測定方法の場合、測定データと砥石表面トポグラフィの間に試験片が介入するわけであるから試験片として幾何学的転写能力の優れたものを使用することが測定精度向上の点で重要となる。しかしながら、砥石と試験片の接触領域には必ず弾塑性的挙動が存在しており、この影響を無視するわけにはいかない。第3章では、第2章で取り上げた4種類の測定法について測定結果に及ぼす弾塑性的挙動の影響をシミュレーションにより検討しており、測定法によってその影響程度の異なることを明らかにしている。

第4章では、直接的測定法の中から接触法すなわち触針法を取り上げ、触針の直線走査によって得られる砥石作業面の二次元的プロフィールから情報を得る場合に留意すべき点として、測定データと砥石表面トポグラフィ特性値の関係および触針形状の影響について議論している。また、触針連続走査方式による三次元表面形状測定器を試作することによって砥石表面トポグラフィの等高線図を作成し、そこから得られる情報、特に砥粒切れ刃の立体的形状について議論している。

なお、もう一方の直接的測定法として光学的測定法(非接触法)がある。この方法は研削過程のインプロセス追跡が可能という優れた点を持っているが、測定量が主として反射光強度であるため試料すなわち砥粒の反射率が測定結果に大きな影響を与える。砥粒切れ刃が鉍物の劈開面から構成されておりその反射率も微妙に異なるという事実を考えるならばこの問題を幾何学的解析あるいは統計的手法だけで議論することには無理がある。したがって本論文では取り扱わなかった。

第5章では、第4章までの理論解析、実験的検討によって明らかになった結果に基づいて砥石表面トポグラフィの測定を行い、目直し条件の砥石表面トポグラフィに及ぼす影響を議論している。目直し方法としては、ダイヤモンド工具を砥石軸平行方

向に移動させるトラバースタイプの目直し方法の他に、砥粒破碎機構の全く異なる目直し方法として焼き入れ鋼など硬度の高いロールを砥石半径方向に押し込むクラッシング方式による目直し方法の2種類を取り上げた。

ダイヤモンド工具によるトラバース型の目直しについては4種類のドレッサを取り上げ、ドレッサ形状の転写性、砥粒切れ刃の鋭利性、および砥粒切れ刃密度について議論している。クラッシングについてはクラッシングによる目直し効果と形直し効果の二つに大別して議論しており、目直し効果の節ではクラッシングの弾性的挙動、砥粒切れ刃密度および砥石真円度とクラッシング条件の関係について述べている。クラッシングの形直し効果の節ではクラッシュロール形状転写率、最適クラッシング条件について議論し、また、砥石形状を維持するためにはクリープフィード研削が有効であることを述べている。

さて、目直し条件と砥石表面トポグラフィの因果関係が明らかになれば一定研削条件下で得られる出力すなわち仕上面粗さ、研削抵抗などの研削性能を推定することができる。これら研削性能の中で加工製品の品質を直接的に決定する因子は研削仕上面の幾何学的性状であるが、最近では高精度仕上面の要求とあいまって、従来用いられている最大高さ粗さなど高さ方向の性質の他に突起高さの分布、周波数特性などの総合的評価の必要性が高まっている。第6章ではこの点に注目し、砥石表面トポグラフィおよび研削条件と研削仕上面幾何学的諸性質(山頂高さ、谷底高さ、切断回数、切断長さ等)の関係式を理論的に求めている。また、パワースペクトルから幾何学的性質を数値計算する場合に留意すべき点としてサンプリング間隔、最大遅れ量の影響についてもシミュレーション法により議論している。

第7章では、ファインセラミックス加工用砥石として多用されているメタルボンドダイヤ砥石について砥石表面トポグラフィの等高線図を作成し、砥粒切れ刃密度、砥粒切れ刃の立体的形状、マトリックスからの砥粒突出し量を測定している。また、その測定結果に基づきダイヤ砥石の砥粒切れ刃密度生成モデルおよび砥粒切れ刃形状モデルを提案している。

第8章は結論であり、各章における主要な研究成果を列記するとともに、本研究で得られた結果の工学的意義について述べている。

## 第1章の参考文献

- 101) W.G. Pinkstone : The Abrasive Ages, Sutter House, USA (1974).  
(ISBN: 0-915010-01-1)
- 102) 例えば, 佐藤健児 : 研削理論(第1報) 砥粒の切込深さと砥粒間隔について, 精密機械 16-3 (1950) 77.
- 103) 織岡貞次郎 : 砥粒切れ刃の分布に基く研削の幾何学的考察, 山梨大学工学報告, 10 (1959) 131.
- 104) J. Peklenik : Versuchsergebnisse zur Ausbildung der Schneidelemente an Schleifwerkzeugen, Industrie Anzeiger, 83-97 (1961) 1929.
- 105) 武野仲勝, 長岡振吉 : 精密研削中の砥粒切れ刃の電子顕微鏡による追跡 - 鏡面研削および普通研削について -, 精密機械, 30.1 (1964) 38.
- 106) 田中義信, 津和秀夫, 河村末久 : 研削砥石の目なおし切れ刃に関する研究, 精密機械, 30.10 (1964) 809.
- 107) 津和秀夫 : 研削における砥粒の挙動について (第1報), 精密機械, 26.4 (1959) 199.
- 108) 須藤徹也 : 砥粒切れ刃の新しい測定装置, 精密機械, 34.9 (1968) 606.
- 109) 臼井英治, 井上誠 : 砥粒面形状測定器の試作と測定例 - 砥石面性状の統計的研究 (第1報) -, 精密機械, 40.5 (1974) 415.
- 110) 三好隆志, 斉藤勝政 : 光学的フーリエ変換による砥石作業面性状の評価, 精密機械 48.8 (1982) 1045.
- 111) Y. Matsuno & H. Yamada : The Microtopography of the Grinding Wheel Surface with SEM, Annals of the CIRP, 24.1 (1975) 237.
- 112) 鈴木憲二, 高橋邦夫 : 研削砥石のドレッシングの研究 (第1報) - 点算法による砥粒分布密度の測定およびドレッシング条件の影響 -, 精密機械, 30.3 (1964) 246.
- 113) K. Nakayama : Grinding Wheel Geometry, New Developments in Grinding, Proceeding of the International Grinding Conference, Carnegie Press Pittsburgh (1972) 197.
- 114) K.V. Kumer & M.C. Shaw : A New Method of Characterizing Grinding Wheels, Annals of the CIRP, 28.1 (1979) 205.
- 115) 松井正己, 庄司克雄 : 研削砥石の有効切れ刃に関する研究, 精密機械, 34.11 (1968) 743.
- 116) 中山一雄, M.C. Shaw : 研削仕上面の粗さ, 日本機械学会論文集 (第3部), 37.293 (1971) 178.

- 117) 牧野秀一, 須藤徹也, 福島英一: 研削過程の実験的研究について, 機械試験所所報, 20.1(1966)11.
- 118) J.N.Brecker & M.C.Shaw: Effective Number of Cutting Points in the Face of a Grinding Wheel, CIRP STC"G" Report, (1973).
- 119) 砥石表面のトポグラフィの測定に関する研究分科会報告, 精密機械, 42.6(1976) 598.

## 第2章 間接法による砥石表面トポグラフィの測定

### 2.1 緒言

砥石・工作物間に特定の研削条件を与え、そこから得られる研削抵抗、仕上面粗さなどの出力を解析することによって砥石表面トポグラフィを測定する方法が間接法である。この場合に留意しておかなければならないことは、その測定結果が程度の差こそあれ研削条件の影響を含んでおり砥石固有の値とはならないという点である。また、測定法の中には、砥石表面トポグラフィという三次元的情報量を測定していながら得られる結果が一次元量あるいは二次元量であるため測定結果相互間の比較ができないというものもある。したがって、測定方法が異なれば砥石表面トポグラフィの定義が異なり更には測定結果もまた異なるという不都合な事態が往々にして生ずることになる。

本章の目的は、これまでにいろいろ提案されている砥石表面トポグラフィの間接的測定方法について砥粒切れ刃と試験片の間の幾何学的関係を理論的に解析し、出力データと砥石表面トポグラフィ特性値および測定条件との関係を明らかにすることである。この作業を行うことによって出力結果から砥石表面トポグラフィの固有値を取り出すことが可能となり、また各種測定法の特徴を把握できるようになる。

本章で取り上げている間接的測定法は、研削仕上面に残る切削痕を使用する粗さ測定法としてクラスタ法<sup>201)</sup>と引っかき転写法<sup>202)</sup>の二つ、切削パルスを測定する方法として熱電対法<sup>203)</sup>とレザブレード法<sup>204)</sup>の二つであり、それぞれの測定法は確率論的手法により解析されている。

なお、以降の章では、特に断らない限り、鋼・非鉄金属など一般加工用素材の研削に使用されている普通砥石(WA, A, GC, C砥石)を議論の対象とする。

### 2.2 砥石表面トポグラフィ測定理論の基礎

#### 2.2.1 砥石表面トポグラフィの三次元モデル

研削砥石は周知のように砥粒、結合剤、気孔で構成されており砥石作業面の表面トポグラフィを考える場合にもこの三要素を基本に据えることになるが、砥石表面トポグラフィという概念を導入することの意味は、研削加工を行った場合に工作物の切削に関わるあるいは関わる可能性のある切れ刃が砥石作業面上のどの点に位置しどのような形状をしているかを定量的に把握することにある。したがってその切れ刃が砥粒切れ刃であるか結合剤切れ刃であるかは数学的モデルを設定する場合には重要な意味を持たず、それらは切れ刃の生成、消失過程を考える場合に破碎しやすい切れ刃あ

るいは摩滅しやすい切れ刃として扱えばよい。また気孔は砥石三次元空間内において砥粒、結合剤の占める領域を差し引いた空間であるから、切れ刃の位置、形状が与えられればおのずと定まるものである。

以上より砥石の表面トポグラフィは砥粒切れ刃位置の分布状態と砥粒切れ刃形状の二つを用いることで定量的に表現できることになる。なおここでいう砥粒切れ刃とは結合剤切れ刃をも含むことになる。

さて実際の砥石の作業面はSEMなどの顕微鏡で観察すると複雑な様相を呈しておりこれを数学的手法で忠実に表現することは不可能であるが、なんらかのパラメータを用いてモデル化しなければならない。本論文では、そのパラメータを選定する際の留意点として、できるだけ単純な表現方法でかつ現実の砥石に比較的近く目直し条件等の及ぼす影響に柔軟に対応できるモデルの選定を念頭においた。

砥石表面トポグラフィモデルを次に説明する。

#### (1) 砥粒切れ刃分布状態

従来の研究成果<sup>2,4,5)</sup>を参考にすると、砥粒切れ刃は砥石円周方向および幅方向には一様に分布していると考えてよいが砥石深さ方向の分布はドレッシング条件等によって変化するようである。そこで、砥粒切れ刃の三次元分布密度 $D_z$  ( $\mu\text{m}^{-3}$ )を砥石深さ $z$ の関数と考え次式で表わすことにする。

$$D_z = \frac{1}{W_1} \left( \frac{z}{z_1} \right)^n \quad (2.1)$$

ここで、 $z_1$ は単位砥石深さ ( $z_1 = 1\text{ }\mu\text{m}$ )、 $W_1$ は単位砥石深さ $z_1$ 近傍における砥粒切れ刃1個の占める平均砥石体積を表わしており以後砥粒切れ刃密度特性値と呼ぶことにする。 $n$ は砥粒切れ刃の分布状態を表わす指数で、 $n = 0$ の場合は一様分布、 $n = 1$ の場合は砥粒切れ刃数が砥石深さに対して直線的に増加する三角分布、 $n = 2$ の場合は砥粒切れ刃数が砥石深さに対して自乗的に増加する放物線分布を表わす。なお、後述する理論解析の都合上、砥粒切れ刃分布状態指数 $n$ のとりうる値は $n > -1$ の領域とする。

式(2.1)における $W_1, n$ の値を任意に変えることにより幅広い砥粒切れ刃分布状態を設定することができる。図2.1に式(2.1)で与えられる砥粒切れ刃密度 $D_z$ の例を示す。

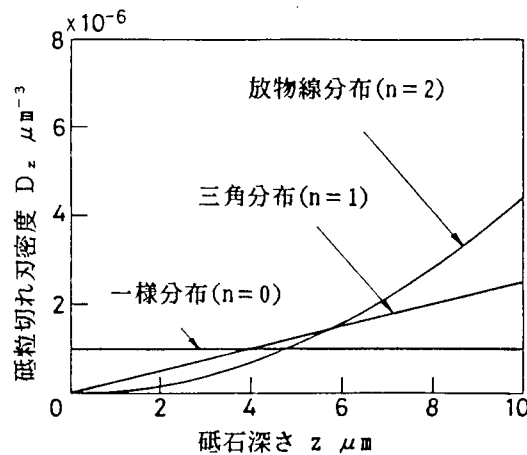


図 2.1 砥粒切れ刃分布モデル

## (2) 砥粒切れ刃先端形状

砥粒切れ刃は鋳物の劈開面で構成されているためその形状は多種多様であり、一つのモデルでその形状を忠実に表現することは不可能に近い。たとえば臼井ら<sup>206)</sup>は砥粒切れ刃形状の光学的測定装置を開発して測定実験を行い、その結果切れ刃形状を10種類のモデルに分類している。

このように砥粒切れ刃形状を現実的な複数のモデルで表現することは砥粒の切削性能、破碎過程など議論の対象を砥粒そのものの性質に限る場合には重要であるが、研削抵抗、仕上面粗さなど砥石の研削性能と結びつけて議論する場合には解析の複雑性をまねき理論的明解性を失うことがある。したがって研削機構の解析に主点をおく場合には、砥粒切れ刃形状として単一形状モデルを用いることが多い。代表的なものとしては円錐、角錐、球形など<sup>207)</sup>の切れ刃モデルがあり、この場合には錐角、曲率半径が切れ刃形状の評価パラメータとなる。また、砥粒切れ刃の逃げ面を考慮した円錐台形切れ刃モデル<sup>208)</sup>も用いられている。

ところで、本論文でこれから議論しようとする内容は、各種砥石表面トポグラフィ測定法における測定条件と測定結果の関係、砥石表面トポグラフィに及ぼす目直し条件の影響、研削仕上面諸性質など、いずれも砥石と工作物あるいは目直し工具間の幾何学的関係が重要なパラメータとなるものである。また、その際の理論解析は、実験結果あるいは測定結果を砥石表面トポグラフィと関連づけて説明できるという要件を損なわない範囲でできるだけ簡素化すべきであり、そのことによってその因果関係を明確に把握できることにもなる。したがって、砥粒切れ刃形状としては解析的取り扱いの容易な単一形状モデルを採用することにし、また、実際に測定される砥粒切

れ刃形状を単一形状モデルで近似する際の容易性をも考慮して次に示す円錐形モデルを設定する。

砥粒切れ刃先端形状は頂角  $2\alpha$  の円錐形である。確率変数としての砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  は  $\alpha_{\min}$  から  $\alpha_{\max}$  の範囲に分布しており、その累積分布関数は  $F_a(\alpha)$  で与えられる。なお理論解析の単純化をはかるために砥粒切れ刃先端半頂角の分布を考えず一定値として扱う場合には、砥粒切れ刃先端半頂角として  $\alpha_0$  を用いるものとする。

ただし、砥粒切れ刃が立体的にどのような形状をとっているのかを実際に測定し、砥粒切れ刃形状を円錐形モデルで近似することの妥当性を検討しておくことは、上述の仮定に基づいて議論を進めるうえで重要な作業である。そこで第4章では、触針式三次元形状測定器による砥粒切れ刃の立体的形状測定結果について議論している。

また、砥石表面トポグラフィの仮定とは別の問題になるが、砥石表面トポグラフィ測定中における砥粒切れ刃と工作物の干渉状態すなわち切削機構を解析する際の仮定として次の二つを設定する。

(3) 砥粒切れ刃および工作物の弾塑性的挙動は存在しない。すなわち砥粒切れ刃と工作物の幾何学的干渉部分はすべて砥粒切れ刃の形状どおりに削りとられ切屑として排出される。

(4) 砥石表面トポグラフィ測定中において砥粒切れ刃密度、砥粒切れ刃形状は変化しない。すなわち砥粒切れ刃の摩滅、破砕、脱落は発生しない。

なお、仮定(3)で述べている砥粒切れ刃、工作物の弾塑性的挙動は砥石表面トポグラフィを議論する範囲がミクロン単位の領域であることを考えると簡単に見逃すことができない問題である。そこで第3章ではこの影響をシミュレーション手法により検討している。

## 2.2.2 砥粒切れ刃捕捉確率についての基本概念

さて、砥粒切れ刃が上述の仮定のように砥石深さ方向において不ぞろいに分布している場合、砥粒切れ刃には工作物の切削に有効に関与する砥粒切れ刃すなわち有効砥粒切れ刃と、先行する有効砥粒切れ刃のかげに隠れて切削に関与しない無効切れ刃が存在することになる。例えば図2.2に示すように砥粒切れ刃Aが工作物に対して描く軌跡をIとするならば、この砥粒切れ刃は基準断面 $\Omega_1$ に対しては有効であり、すなわち工作物を有効に切削しているが、基準断面 $\Omega_2$ との交叉点では先行する砥粒切れ刃Bの描く軌跡IIの上方を通過するため基準断面 $\Omega_2$ に対しては無効となる。



また砥粒切れ刃Cの軌跡は空をきるだけで工作物の切削に関与することができない。

更に、砥粒切れ刃Bのように一定の基準断面 $\Omega$ を有効に切削する砥粒切れ刃群の中でも研削仕表面上に切削痕を残すことのできるものはそのまた一部分に限られる。

このように、砥粒切れ刃には、工作物の切削に関与する全体有効切れ刃、一定基準断面の切削に関与する基準断面有効切れ刃、研削仕上面粗さの創成に関与する粗さ有効切れ刃の三種類が存在することがわかる。

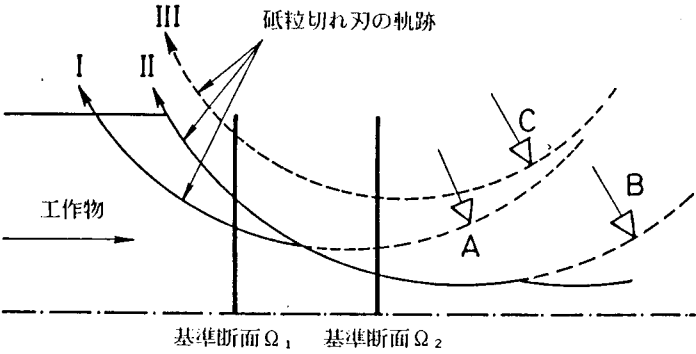


図 2.2 有効切れ刃の概念図

表 2.1 はこれら有効切れ刃の包含関係を示したものである。

砥石表面トポグラフィ測定においても同様の考え方が成立し、現象としては測定法の違いによる捕捉砥粒切れ刃数の差として現れてくる。表 2.2 はこのような有効砥粒切れ刃の考え方にもとづき間接的方法による砥石表面トポグラフィ測定法を分類したものであり、これらの測定法は上述した全体有効切れ刃、基準断面有効切れ刃、粗さ有効切れ刃のうちどれか一つを特殊な条件のもとで測定していると考えてよい。

表 2.1 有効砥粒切れ刃の種類

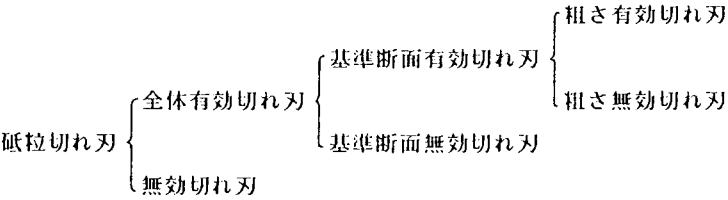


表 2.2 砥石表面トポグラフィの間接的測定方法の分類

間接的測定方法	粗さ有効切れ刃	引っかけ転写法 クラスタ法 傾斜切削法
	基準断面有効切れ刃	熱電対法
	全体有効切れ刃	レーザーブレード法

そこで、個々の測定法の理論解析に入るまえに、三種類の有効切れ刃について、図2.3に示すような一般的な平面研削加工の場合について表面トポグラフィ、研削条件の及ぼす影響を理論的に明らかにしておく。なお、砥粒切れ刃分布状態は一様分布( $n=0$ )の場合に限定し、砥粒切れ刃先端半頂角は一定値 $\alpha$ とする。

なお、以下の関係式は既に松井<sup>205)</sup>によって確率論的手法により導き出されているものである。

さて、図2.3(a)に示すように、外径 $D$ の砥石を用いて砥石周速度 $V$ 、工作物速度 $v$ 、切り込み量 $\Delta$ で上向き平面研削を行うものとする。

いま、工作物内の任意点に工作物送り方向に垂直な断面を考えこれを基準断面と呼ぶことにすると、この基準断面は工作物速度 $v$ で移動し、やがて砥石中心線 $OA$ に達する。砥石内の砥粒切れ刃位置は、この砥石中心線 $OA$ に位置する基準断面から測定した砥石円周方向距離 $x$ (反時計方向を正とする)、砥石端面からの距離 $y$ 、砥石最外周面から測定した砥石深さ方向距離 $z$ で表わすことができる。

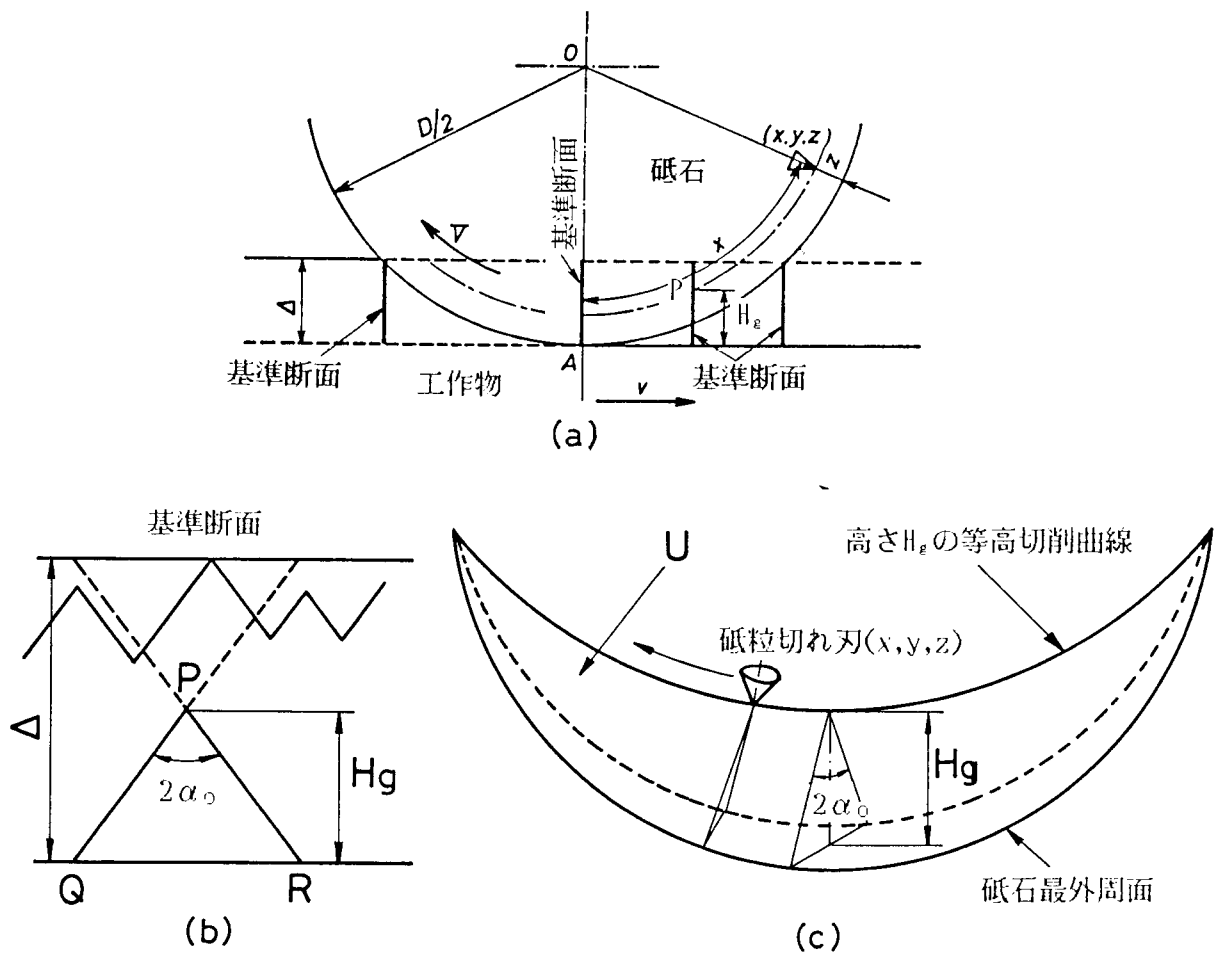


図2.3 平面研削加工モデル

このような三次元座標系を用いると、砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  が基準断面を通過するときの高さ  $H_g$  は次式で表わすことができる。

$$H_g = z + G_0^2 x^2 \quad (2.2)$$

$$\text{ここで, } G_0 = \frac{v}{(V + v) \sqrt{D}} \text{ である。}$$

今後、 $H_g$  を砥粒切れ刃の切削高さと呼ぶことにする。また図 2.3(c) に示すように、切削高さ  $H_g$  を一定にしたときに得られる  $x, z$  の関数を等高切削曲線と呼ぶことにする。

各種の有効切れ刃率はこの切削高さ  $H_g$  を用いて確率論的に求めることができる。以下にその概要を示す。

#### (1) 粗さ有効切れ刃率 $\eta_r(x, z)$

砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  が工作物内に任意に設定した基準断面を切削高さ  $H_g$  で切削し、その基準断面の仕上面プロファイルに切削痕を残すためには、この砥粒切れ刃に先行する砥粒切れ刃群および後続する砥粒切れ刃群が図 2.3(b) に示す基準断面内の三角形領域  $PQR$  を通過しないことが必要である。砥石内で考えると、この三角形領域  $PQR$  内を通過する砥粒切れ刃群の存在領域は図 2.3(c) に示すように等高切削曲線を稜線とし頂角  $2\alpha_0$  の二等辺三角形断面を持つような三日月形砥石空間内に限られる。したがって、この領域内に砥粒切れ刃が 1 個も存在しなければ砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  の切削痕は基準断面の仕上面プロファイルに残り、砥粒切れ刃先端の位置として捕捉されることになる。

その確率  $\eta_r(x, z)$ 、すなわち粗さ有効切れ刃率は、この三日月形砥石空間内に存在する砥粒切れ刃数の平均値を  $N$  とすると次式で表わすことができる。

$$\eta_r(x, z) = \exp(-N) \quad (2.3)$$

砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0$ ) の場合、式 (2.3) は次のように展開できる。

$$\eta_r(x, z) = \exp \left\{ - \frac{1.6 \tan \alpha_0}{1.5 W_1 G_0} H_*^{2.5} \right\} \quad (2.4)$$

なお、上式は  $\sqrt{H_*}/G_0 \leq \pi D/2$  の条件下で成立するものであり、この条件を超えると図 2.3(c) に示す三日月形砥石領域は先端部で重複してしまう。その場合には重複部分を差し引いた砥石空間を考えればよい。

## (2) 基準断面有効切れ刃率 $\eta_s(x, z)$

砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  が研削仕表面上に切削痕を残す必要はなく基準断面を有効に切削するかどうかだけを考えるならば、砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  に先行する砥粒切れ刃群の存在する砥石領域だけに注目すればよい。すなわち図 2.3(c) に示す三日月形砥石領域を考えた場合、砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  の左側部分 U に砥粒切れ刃が 1 個も存在しなければその砥粒切れ刃は基準断面有効切れ刃となる。

その確率  $\eta_s(x, z)$  は次式で与えられる。

$$\eta_s(x, z) = \exp \left[ - \frac{\tan \alpha_0}{W_1} \left\{ H_*^{2.5} x - \frac{2}{3} H_* G_0^2 x^3 + \frac{1}{5} G_0^4 x^5 + \frac{8 H_*^{2.5}}{1.5 G_0} \right\} \right] \quad (2.5)$$

なお上式は  $x, z$  の取り得るすべての値 すなわち  $(-\pi D/2 \leq x \leq \pi D/2)$ 、 $(0 \leq z \leq \Delta)$  に対して成立するわけではない。

いま、砥石深さ  $z$  を固定して考えた場合、 $(-\sqrt{\Delta}/G_0 \leq x \leq -\sqrt{\Delta-z}/G_0)$  および  $(\sqrt{\Delta-z}/G_0 \leq x \leq \sqrt{\Delta}/G_0)$  の範囲にある砥粒切れ刃は基準断面を切削高さ  $\Delta$  以上で通過してしまうためすべて無効切れ刃となる。また、粗さ有効切れ刃の場合と同様砥石領域の重複限界点が存在する。これらの点を考慮すると、式 (2.5) の成立範囲は  $(-\sqrt{\Delta-z}/G_0 \leq x \leq (\pi^2 D^2 G_0^2 - z)/2\pi D G_0^2)$  に限られてくる。

(3) 全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$

砥石深さ  $z$  の位置にある砥粒切れ刃が基準断面にこだわらず工作物のどこかの点を有効に切削する確率  $\eta_t(z)$  は、この砥粒切れ刃が工作物を突き抜ける位置すなわち切削高さ  $H_s$  が  $H_s = \Delta$  となる位置に基準断面を設定しこの基準断面に対する有効切れ刃率  $\eta_s(x, z)$  を考えることで求められる。

このとき、砥粒切れ刃の  $x$  座標は式 (2.2) に  $H_s = \Delta$  を代入することにより得られる。

すなわち

$$\eta_t(z) = \eta_s(-\sqrt{\Delta - z} / G_0, z) \quad (2.6)$$

式 (2.6) を展開すると次式が得られる。

$$\eta_t(z) = \exp \left[ - \frac{\tan \alpha_0}{W_1 G_0} \left\{ -\Delta^2 (\Delta - z)^{0.5} + \frac{2}{3} \Delta (\Delta - z)^{1.5} - \frac{1}{5} (\Delta - z)^{2.5} + \frac{8}{15} \Delta^2 (\Delta - z)^{1.5} \right\} \right] \quad (2.7)$$

なお上式は  $\sqrt{\Delta - z} \geq \sqrt{\Delta} - \pi G_0 D$  の条件下で成立するものである。この条件を超える  $z$  の値では砥粒切れ刃の存在領域に重複化が生ずる。

### 2.2.3 まとめ

砥石表面トポグラフィの三次元モデルを砥粒切れ刃密度、砥粒切れ刃形状の二つを用いて設定した。また、2.3節以降の理論解析において基礎となっている砥石表面トポグラフィ測定の際の仮定および砥粒切れ刃の捕捉確率の概念について述べ、研削作用を介入させることによって砥粒切れ刃を捕捉する間接的測定法においては、粗さ有効切れ刃、基準断面有効切れ刃、全体有効切れ刃の三種類が存在することを説明した。

## 2.3 クラスト法

### 2.3.1 まえがき

クラスタ法とは、砥石小片（クラスタ）を取り付けた回転円板あるいは砥石作業面の微少部分だけが突出するように成形した砥石を用いて微小工作物速度で平面研削を行う方法である。この方法によると、個々の砥粒切れ刃の切削痕が比較的干渉することなく工作物上に残るため特定の砥粒切れ刃の挙動に注目することができる。

K.V.Kumerら<sup>201)</sup>はこの方法をCOFG (cluster overcut fly grinding) と呼び、工作物上に残る切削痕の変化を追跡することにより砥粒切れ刃の摩滅、破碎現象について興味ある結果を発表しているが、工作物上に切削痕として残る砥粒切れ刃の数すなわち捕捉砥粒切れ刃数に及ぼすクラスタ円周方向長さの影響あるいは普通砥石による研削試験との関係については残念ながら未検討である。

本節は、クラスタ試験についてこれらの点を明らかにするとともに、砥石表面トポグラフィ測定法として用いる場合の留意点について理論的および実験的検討を行ったものである。

### 2.3.2 クラスト試験の理論解析

いま、図2.4に示すように金属円板に固定した砥石クラスタを用いて、砥石周速度 $V$ 、工作物速度 $v$ 、切り込み量 $\Delta$ で上向き平面研削を行うものとする。なお、工作物速度 $v$ は砥石周速度 $V$ に比べて十分小さいものとする。このとき、基準断面からの砥石円周方向距離 $x$ （反時計方向を正とする）、砥石端面からの砥石軸方向距離

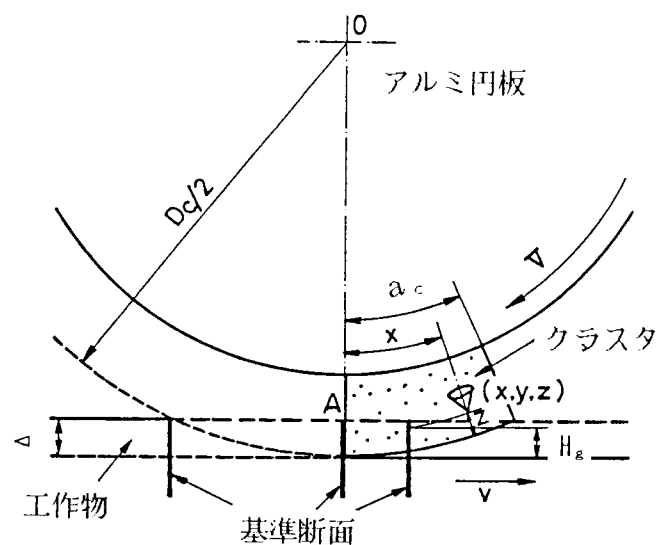


図2.4 クラスト試験の説明図

$y$ ，砥石最外周面からの砥石深さ方向距離  $z$  の位置にある砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  の基準断面通過高さ  $H_g$  は式 (2.2) において  $v/V \ll 1$  の場合を考えることにより得られる。

すなわち

$$H_g = z + G_c \sqrt{x^2} \quad (2.8)$$

ここで、 $G_c = v / (V \sqrt{D_c})$  であり、 $D_c$  はクラスタ部を含む円板の外径である。

なお、クラスタの円周方向長さを  $a_c$ ，砥石軸方向幅を  $b_c$  とする。

#### (1) クラスタ試験における粗さ有効切れ刃率 $\eta_r(z)$

まず初めに、砥粒切れ刃分布状態指数が  $n = 0$  (一様分布) で砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  が一定 ( $\alpha = \alpha_0$ ) の場合に理論解析を限定し、クラスタ最外周面から  $z$  の深さにある砥粒切れ刃の粗さ有効切れ刃率を考える。

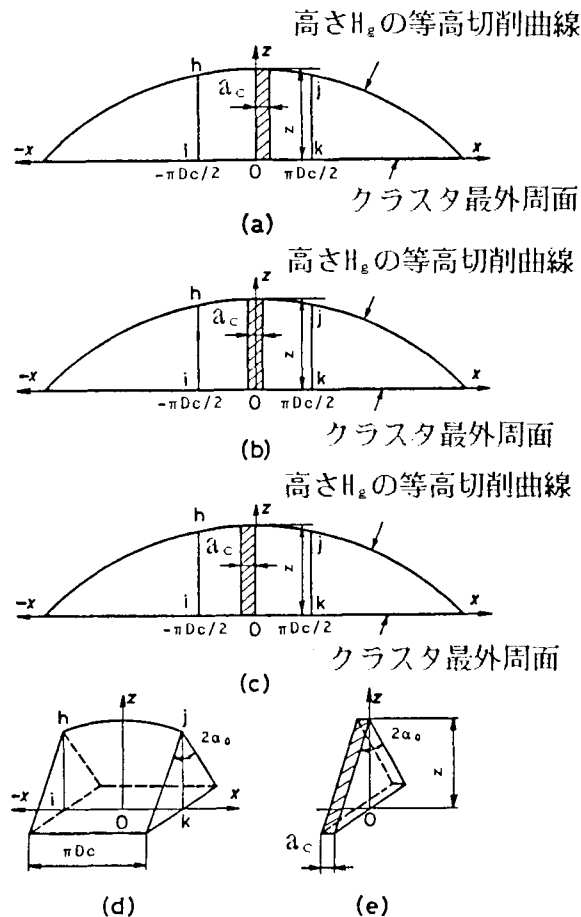


図 2.5 クラスタ試験における粗さ有効切れ刃率の説明図

(i)  $z \leq \Delta - (\pi D_c G_c)^2 / 4$  の場合

この場合、砥粒切れ刃の切削高さ  $H_s$  は常に  $\Delta$  以下となる。いま  $x = 0$  の位置にある砥粒切れ刃について考えると、この砥粒切れ刃のクラスタ内における位置関係については図 2.5 (a)(b)(c) に一例として示すように様々な場合が存在する。

これらの場合において、この砥粒切れ刃が基準断面の仕上面に切削痕を残すためには図 2.5 (d) に示す立体の中に砥粒切れ刃が 1 個も存在しないことが必要である。

このとき砥粒切れ刃はクラスタ内 (斜線部) にしか存在しないから、図 2.5 (e) に示す立体 (この立体の体積は  $a_c z^2 \tan \alpha_o$  で与えられる。) の中に砥粒切れ刃が 1 個も存在しない確率を考えればよい。この確率  $\eta_r(z)$  は次式で与えられる。

$$\eta_r(z) = \exp\left(-\frac{a_c z^2 \tan \alpha_o}{W_1}\right) \quad (2.9)$$

なお、 $x = 0$  以外の位置にある砥粒切れ刃の場合にもその粗さ有効切れ刃率は近似的に式 (2.9) で与えられる。

(ii)  $z > \Delta - (\pi D_c G_c)^2 / 4$  の場合

この場合、 $-\pi D_c / 2 \leq x < -\sqrt{\Delta - z} / G_c$ 、 $\sqrt{\Delta - z} / G_c \leq x < \pi D_c / 2$  の領域にある砥粒切れ刃は基準断面を  $\Delta$  以上で通過するためその粗さ有効切れ刃率は零になる。また、 $-\sqrt{\Delta - z} / G_c \leq x \leq \sqrt{\Delta - z} / G_c$  の領域にある砥粒切れ刃の粗さ有効切れ刃率は式 (2.9) で与えられる。したがって、この場合の粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  は次式に示すように  $x$  方向の平均値として与えられる。

$$\eta_r(z) = \frac{1}{\pi D_c} \int_{-\sqrt{\Delta - z} / G_c}^{\sqrt{\Delta - z} / G_c} \exp\left(-\frac{a_c z^2 \tan \alpha_o}{W_1}\right) dx \quad (2.10)$$

図 2.6 に示す実線は  $D_c = 178 \text{ mm}$ ,  $V = 1928 \text{ m/min}$ ,  $v = 0.73 \text{ m/min}$ ,  $\Delta = 7 \mu\text{m}$ ,  $a_c = 3 \text{ mm}$ ,  $b_c = 3 \text{ mm}$ ,  $W_1 = 3.33 \times 10^6 \mu\text{m}^3$ ,  $\tan \alpha_o = 1.5$  の条件下 (以後標準研削条件と呼ぶ) で粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  と砥石深



さ  $z$  の関係を計算した結果である。

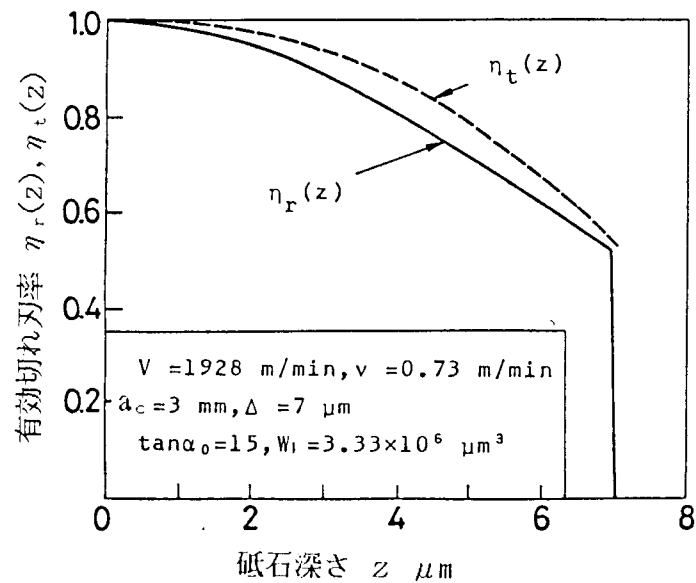


図 2.6 クラスタ試験における粗さ有効切れ刃率,全体有効切れ刃率の計算例

さて  $\eta_r(z)$  のクラスタ切り込み量  $\Delta$  についての平均値を平均粗さ有効切れ刃率  $\overline{\eta_r(z)}$  と呼ぶことにすると,  $\overline{\eta_r(z)}$  は次式で与えられる。

$$\overline{\eta_r(z)} = \frac{1}{\Delta} \int_0^{\Delta} \eta_r(z) dz \quad (2.11)$$

図 2.7 の実線はクラスタ長さ  $a_c$ , 砥石表面トポグラフィ特性値  $W_1$ ,  $\tan \alpha_0$  の値をいろいろ変えて  $\overline{\eta_r(z)}$  を計算した結果である。また, 表 2.3 は  $\overline{\eta_r(z)}$  に及ぼすクラスタ切り込み量  $\Delta$  の影響を, 表 2.4 は  $\overline{\eta_r(z)}$  に及ぼす工作物速度  $v$  の影響を計算した結果である。

以上の理論解析結果より, クラスタ試験によって砥石表層部の砥粒切れ刃分布を求める場合, クラスタ長さ  $a_c$  の影響を考慮する必要があること, 砥粒切れ刃を砥石表面に投影してその面積密度を求める場合には更にクラスタ切り込み量  $\Delta$  を考慮に入れなければならないこと, 一方工作物速度  $v$  の影響は非常に小さいことがわかる。

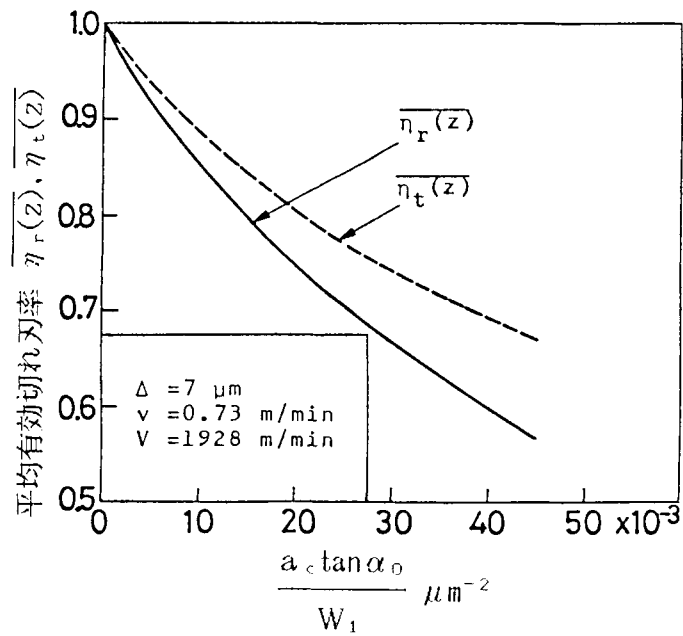


図 2.7 クラスタ試験における平均有効切れ刃率の計算例

表 2.3 クラスタ切り込み量  $\Delta$  の平均有効切れ刃率に及ぼす影響  
( $V=1928\text{m/min}$ ,  $v=0.73\text{m/min}$ ,  $a_c=3\text{mm}$ ,  $\tan \alpha_o=15$ ,  $W_1=3.33 \times 10^6 \mu\text{m}^3$ )

$\Delta \mu\text{m}$	5	7	10
$\overline{\eta_r(z)}$	0.896	0.816	0.685
$\overline{\eta_t(z)}$	0.923	0.858	0.748

表 2.4 工作物速度  $v$  の平均有効切れ刃率に及ぼす影響  
( $V=1928\text{m/min}$ ,  $\Delta=7 \mu\text{m}$ ,  $a_c=3\text{mm}$ ,  $\tan \alpha_o=15$ ,  $W_1=3.33 \times 10^6 \mu\text{m}^3$ )

$v \text{ m/min}$	0.365	0.515	0.73
$\overline{\eta_r(z)}$	0.816	0.816	0.816
$\overline{\eta_t(z)}$	0.839	0.848	0.858

## (2) クラスタ試験における全体有効切れ刃率 $\eta_t(z)$

砥石表面から  $z$  の距離にある砥粒切れ刃についてその全体有効切れ刃率を考えるとその砥粒切れ刃のクラスタ内における位置によって図 2.8 (a)(b)(c) に一例として示すように様々な場合が考えられる。

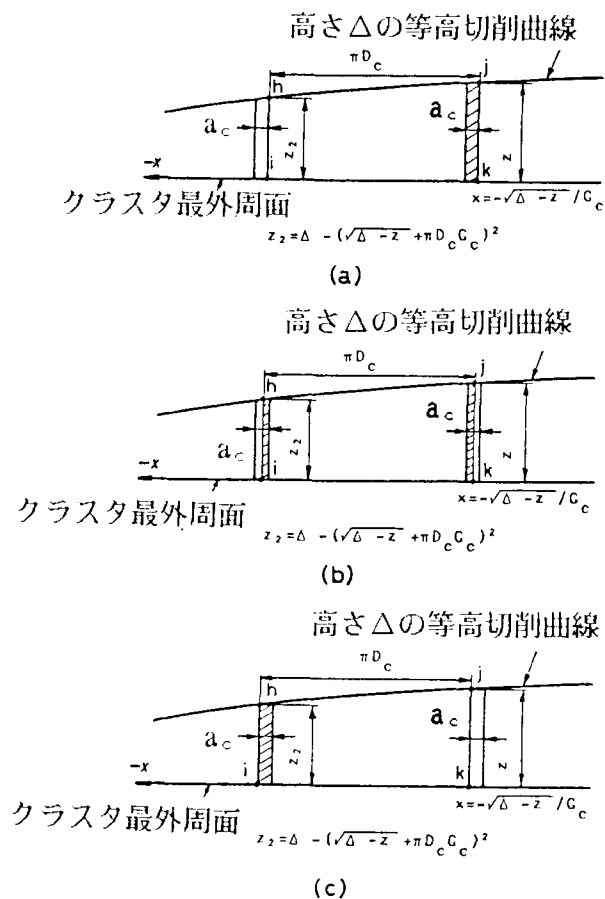


図 2.8 クラスタ試験における全体有効切れ刃率の説明図 1

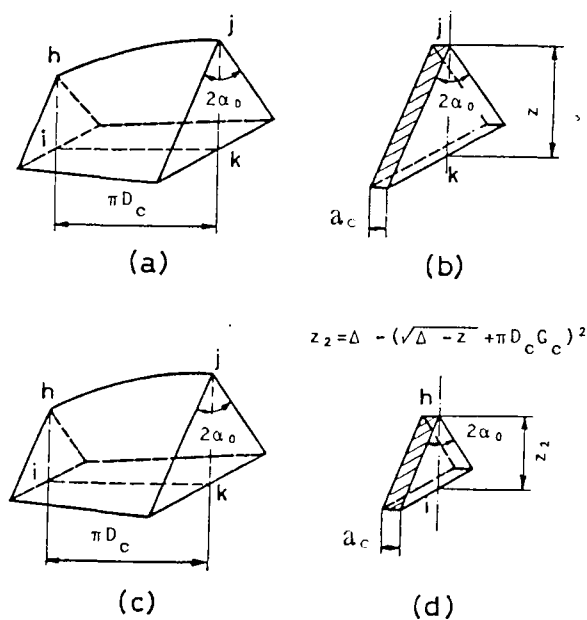


図 2.9 クラスタ試験における全体有効切れ刃率の説明図 2

まず図 2.8 (a) の場合，この砥粒切れ刃が有効であるためには図 2.9 (a) に示す立体の中に砥粒切れ刃が 1 個も存在しないことが必要である． このとき砥粒切れ刃

はクラスタ内（斜線の部分）にしか存在しないから，結局，図 2.9 (b) に示す立体（この立体の体積は  $a_c z^2 \tan \alpha_c$  で与えられる．）の中に砥粒切れ刃が 1 個も存在しないことが必要になる．すなわちこの場合の全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  は次式で表わされる．

$$\eta_t(z) = \exp\left(-\frac{a_c z^2 \tan \alpha_c}{W_1}\right) \quad (2.12)$$

次に図 2.8 (c) の場合，この砥粒切れ刃が有効であるためには図 2.9 (c) に示す立体の中に砥粒切れ刃が 1 個も存在しないことが必要である．このとき砥粒切れ刃はクラスタ内（斜線の部分）にしか存在しないから，結局，図 2.9 (d) に示す立体（この立体の体積は  $a_c \tan \alpha_c \{ \Delta - (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2 \}^2$  で与えられる）の中に砥粒切れ刃が 1 個も存在しないことが必要になる．すなわちこの場合の  $\eta_t(z)$  は次式で与えられる．

$$\eta_t(z) = \exp\left\{-\frac{a_c \tan \alpha_c \{ \Delta - (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2 \}^2}{W_1}\right\} \quad (2.13)$$

なお，上式において  $\Delta - (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2 < 0$  の場合には  $\Delta = (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2$  とする．

また，図 2.8 (b) の場合にも，図 2.8 (a)(c) の場合と同様の考え方をを用いることによって次式が得られる．

$$\eta_t(z) = \exp\left\{-\frac{a_c \tan \alpha_c \{ z^2 + (\Delta - (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2)^2 \}}{2 W_1}\right\} \quad (2.14)$$

なお，上式において  $\Delta - (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2 < 0$  の場合には  $\Delta = (\sqrt{\Delta - z} + \pi D_c G_c)^2$  とする．

結局，全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  は以上のようにして求めた式の平均値として与えられる。

標準研削条件の下で全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  と砥石深さ  $z$  の関係を計算した結果を図 2.6 の点線で示す。

全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  のクラスタ切り込み量  $\Delta$  についての平均値を平均全体有効切れ刃率  $\overline{\eta_t(z)}$  と呼ぶことにすると， $\overline{\eta_t(z)}$  は次式で与えられる。

$$\overline{\eta_t(z)} = \frac{1}{\Delta} \int_0^{\Delta} \eta_t(z) dz \quad (2.15)$$

クラスタ長さ  $a_c$ ，砥石表面トポグラフィ特性値  $W_t, \tan \alpha_c$  の値をいろいろ変えて平均全体有効切れ刃率  $\overline{\eta_t(z)}$  を計算した結果を図 2.7 の点線で示す。

表 2.3 は  $\overline{\eta_t(z)}$  に及ぼすクラスタ切り込み量  $\Delta$  の影響を，表 2.4 は  $\overline{\eta_t(z)}$  に及ぼす工作物速度  $v$  の影響を計算した結果である。

以上の理論解析結果より，クラスタ試験においては全体有効切れ刃率と粗さ有効切れ刃率の差が小さいこと，全体有効切れ刃率の平均値はクラスタ長さ  $a_c$ ，クラスタ切り込み量  $\Delta$  が小さく，工作物速度  $v$  が大きいほど大きくなることわかる。

### (3) クラスタ試験と普通研削試験の関係

M.C.shawらはクラスタ試験で得られた有効切れ刃数をそのまま普通研削試験の場合に使って各種の議論を行っているが，厳密に言えば次のような問題がある。

(i) 砥粒切れ刃の切削挙動を解析する場合には全体有効切れ刃を考えなければならない。ところがクラスタ試験で得られる有効切れ刃は粗さ有効切れ刃であり，全体有効切れ刃ではない。

(ii) 研削砥石の全体有効切れ刃率は研削条件で変化する。したがってある特定の研削条件で行ったクラスタ試験結果を一般的な研削機構の説明に用いることはできない。

さて工作物速度  $v = 2.92 \text{ m/min}$  以外は標準研削条件を使って計算したクラスタ試験の全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  と粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  を図 2.10 の実線で示す。なおこのクラスタ試験条件の場合の最大砥粒切り込み深さ  $g_m$  の確率分布<sup>205)</sup>を統計的手法により計算し，その平均値を求めると  $1.62 \mu\text{m}$  となる。

一方工作物速度  $v = 9.19 \text{ m/min}$  以外は標準研削条件を使って計算した普通研削試験の場合の全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  および基準断面に対する粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  を図 2.10 の点線で示す。なおこの場合の平均最大砥粒切り込み深さ  $\bar{g}_m$  はクラスタ試験と同様に  $1.62 \mu\text{m}$  となる。

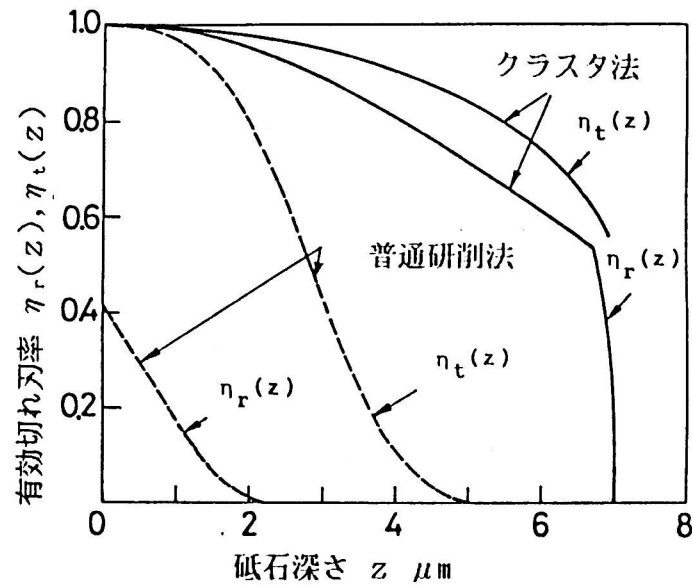


図 2.10 クラスタ試験法と普通研削試験法の有効切れ刃率の違い

図 2.10 の結果より、平均最大砥粒切り込み深さが等しくても、クラスタ試験と普通研削試験では測定される有効切れ刃数が大きく変わってしまうことがわかる。

#### (4) 砥粒切れ刃分布および砥粒切れ刃先端角の分布の影響

これまで述べてきた理論解析においては砥粒切れ刃形状が頂角一定 ( $2\alpha_0$ ) の円錐形で砥粒切れ刃分布が一様分布 ( $n=0$ ) の場合に限定してきたが、任意の砥粒切れ刃分布状態および砥粒切れ刃先端角が  $\alpha_{min}$  から  $\alpha_{max}$  まで分布する場合にも同様の解析手法が適用できる。たとえば、粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  の理論式として次式が得られる。

(i)  $z \leq \Delta - (\pi D_c G_c)^2 / 4$  の場合

$$\eta_r(z) = \exp \left\{ - \frac{2 a_c [\tan \alpha] z^{n+2}}{(n+1)(n+2) W_1} \right\} \quad (2.16)$$

(ii)  $z > \Delta - (\pi D_c G_c)^2 / 4$  の場合

$$\eta_r(z) = \frac{1}{\pi D_c} \int_{-\sqrt{\Delta-z}/G_c}^{\sqrt{\Delta-z}/G_c} \exp \left\{ - \frac{2 a_c [\tan \alpha] z^{n+2}}{(n+1)(n+2) W_1} d\alpha \right\} \quad (2.17)$$

ここで、 $[\tan \alpha]$  は砥粒切れ刃分布状態を考慮した場合の砥粒切れ刃形状特性値であり、次式で定義される値である<sup>(2.13)</sup>。

$$[\tan \alpha] = \int_0^{\alpha_{\max}} \frac{1 - F_a(\alpha)}{\cos^2 \alpha} d\alpha \quad (2.18)$$

ところで、クラスタ内の砥石深さ  $z \sim z + dz$  の範囲に存在する砥粒切れ刃数は  $a_c b_c z^n dz / (z_1^n W_1)$  で与えられるから、砥石深さ  $z$  における粗さ有効切れ刃密度  $D_e (\mu m^{-3})$  は次式で与えられる。

$$D_e = \frac{1}{W_1} \left( \frac{z}{z_1} \right)^n \eta_r(z) \quad (2.19)$$

図 2.11 は式 (2.19) の計算結果例であり、砥粒切れ刃分布状態が三角分布すなわち  $n = 1$ ,  $W_1 = 10^{-6} \mu m^3$  の場合である。実線で示す粗さ有効切れ刃密度  $D_e$  と一点鎖線で示す砥石内に設定した砥粒切れ刃密度  $D_z$  の差は砥石深さ  $z$  が大きくなるほど広がっていくこと、粗さ有効切れ刃密度  $D_e$  はクラスタ長さ  $a_c$  によって大きく変化することがわかる。

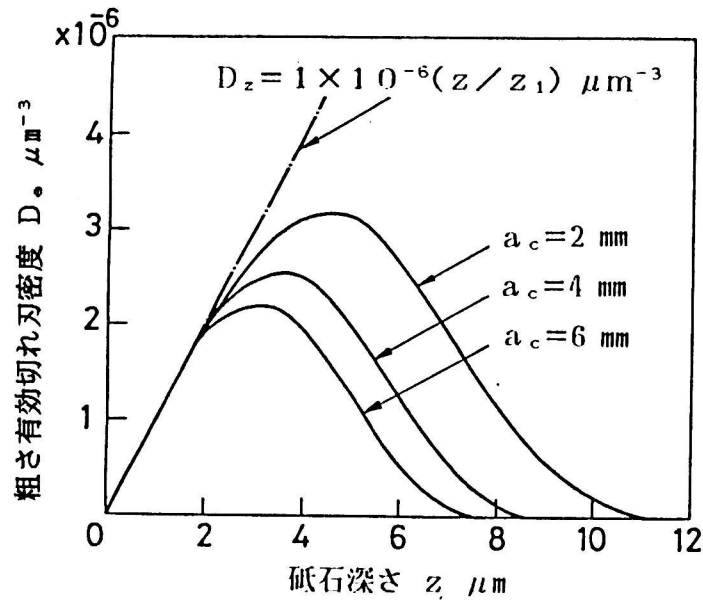


図 2.11 クラスタ法により得られる粗さ有効切れ刃密度の計算例  
(砥粒切れ刃分布状態指数  $n=1$ ,  $[\tan \alpha] = 5.67$ )

### 2.3.3 クラスタ試験の実験的考察

#### (1) クラスタ試験方法

クラスタ試験装置の概要を図 2.12 に示す。円周方向長さ  $a_c$  の異なる 3 個のクラスタ A, B, C をアルミニウム円板に  $120^\circ$  間隔で固定し、このアルミニウム円板を平面研削盤の砥石軸に取り付けてクラスタ試験を行った。切削に関与する各クラスタの凸部分は砥石軸方向に交互にずらして固定してあるため、各クラスタの切削痕プロファイルは重複することなく工作物上に残るようになる。したがって同一ドレッシング条件の下でクラスタ長さ  $a_c$  の影響を知ることができる。

工作物については、前述の 2.2.1 における仮定 (3), (4) に近い状態で切削が行われるように配慮し、比研削抵抗が小さく盛上がり切残しの少ないと考えられる黄銅をラッピング後バフ仕上してから用いた。

工作物送りテーブルはシンクロナスモータを用いたねじ駆動方式により微小速度で移動できるようになっている。



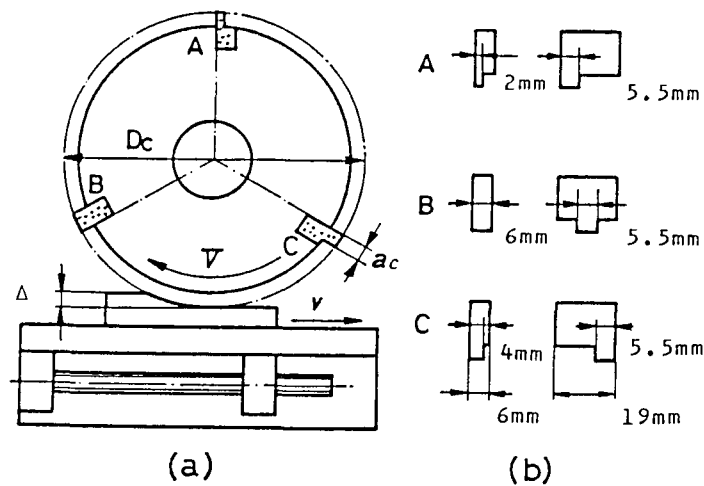


図 2.12 クラスタ法の実験方法説明図

(a)実験装置概略図,(b)クラスタ形状

クラスタ試験の実験条件を表 2.5 に示す。ドレッサ送り速度については、ドレッシングによって砥石表面にねじがたたないように留意し、砥石 1 回転あたりのドレッサ送り量  $f_d$  としてドレッサ摩滅平坦部長さ 0.2 mm 以下の値を用いた。またドレッサ切り込み量  $\Delta_d$  は 15  $\mu\text{m}$  とした。

表 2.5 クラスタ実験条件

クラスタ	WA60J6V, $D_c = 213 \text{ mm}$
工作物	黄銅(ラッピング後にバフ仕上げ)
研削条件	$V = 1900 \text{ m/min}$ , $\Delta = 5 \sim 10 \text{ }\mu\text{m}$ $v = 0, 0.4, 0.8 \text{ m/min}$
目直し条件	単石ダイヤモンド(先端摩滅部の長さ 0.2 mm) $f_d = 0.183 \text{ mm/rev}$ , $\Delta_d = 15 \text{ }\mu\text{m}$
研削油剤	ソリューション型

## (2) クラスタ試験の実験結果ならびに考察

図 2.13 はクラスタ長さ  $a_c$  が 2 mm の場合について、切削痕プロファイルの記録例を示したものである。工作物送り速度  $v$  が変化しても切削痕プロファイルに大きな変化は認められない。これは前述の理論解析で明らかにしたように、微小工作物送り速度 ( $v = 0 \sim 0.8 \text{ m/min}$ ) の範囲内では砥粒切れ刃の最終的な切削高さが

作物送り速度の影響を受けずに砥粒切れ刃の砥石表面からの深さ  $z$  とほぼ一致することによるものである。

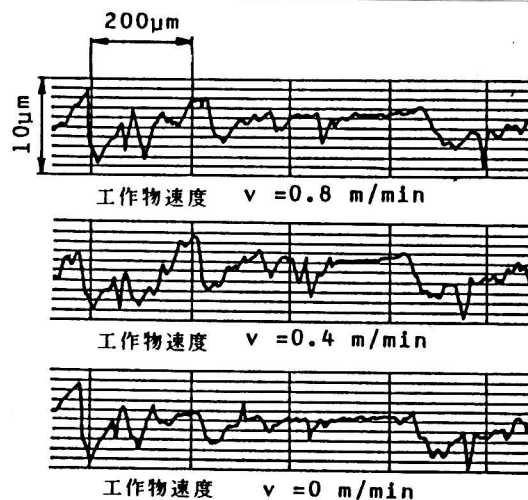


図 2.13 クラスタ試験によって得られた研削仕上面プロフィール  
(クラスタ円周方向長さ  $a_c = 2\text{mm}$ )

切削痕プロフィールの最低基準線から測った個々の谷底の位置すなわち粗さ有効切れ刃の砥石深さ方向位置  $z$  を読み取ることにより粗さ有効切れ刃密度  $D$  を求めることができる。図 2.14 は工作物速度  $v$  が  $0.8\text{ m/min}$  の場合の結果であるが、図 2.11 に示した理論解析結果例と傾向が一致しており、クラスタ内の砥粒切れ刃密度が砥石深さの  $n$  乗に比例して増加していることを示している。

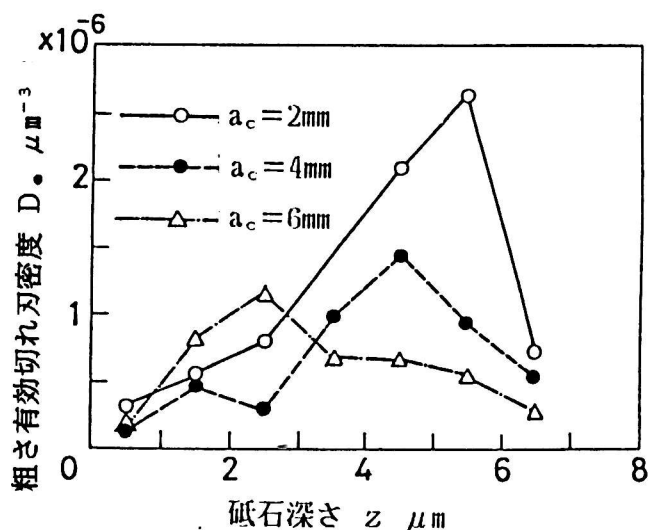


図 2.14 クラスタ法により捕捉された砥粒切れ刃密度の測定例  
(工作物速度  $v = 0.8\text{ m/min}$ )

図 2.15 は切削痕プロフィールから測定した砥粒切れ刃の先端形状特性値  $[\tan \alpha]$  ( $[\tan \alpha] = 9.15$ ) を式 (2.19) に代入し, 更に砥粒切れ刃分布状態特性値  $W_1$ ,  $n$  の値をいろいろ変えながら粗さ有効切れ刃密度  $D_z$  を計算することによって実測値と比較的よい一致性を示す理論曲線を求めた結果である。

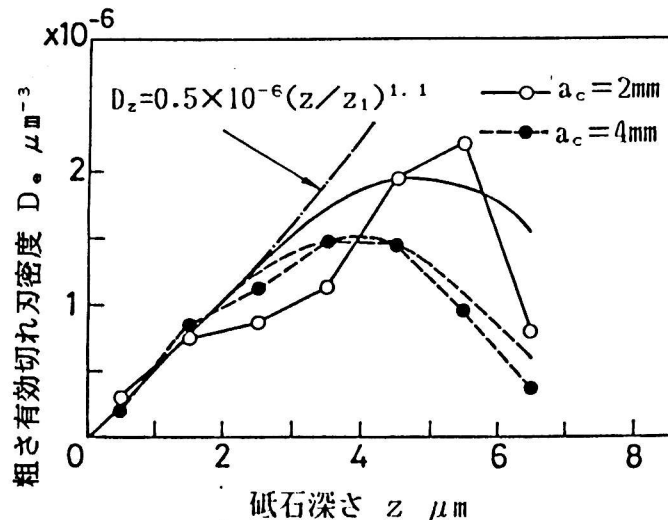


図 2.15 砥石表面トポグラフィ特性値の推定結果  
( $[\tan \alpha] = 9.15$ )

同図より, クラスタ内における砥粒切れ刃密度  $D_z$  の推定値として,  $D_z = 0.5 \times 10^{-6} (z/z_1)^{1.1} (\mu\text{m}^{-3})$  という値が得られる。

さて次に, 研削加工における結合剤切れ刃の挙動を知るために, ビトリファイド結合剤だけから成るクラスタと通常の WA60J6V 砥石クラスタを作成して 2 種類の工作物 (黄銅, S45C 鋼) についてクラスタ試験を行い, 実質切り込み量の変化を追跡した。なお, 設定砥石切り込み量は  $\Delta = 25 \mu\text{m}$  とし, 工作物速度  $v$  として  $v = 0.6 \text{ m/min}$  を用いた。図 2.16 は黄銅材を 10 回研削した後の結合剤クラスタと砥石クラスタについてその実質切り込み量を比較した結果である。図より, 結合剤クラスタによっても研削が可能であることがわかる。

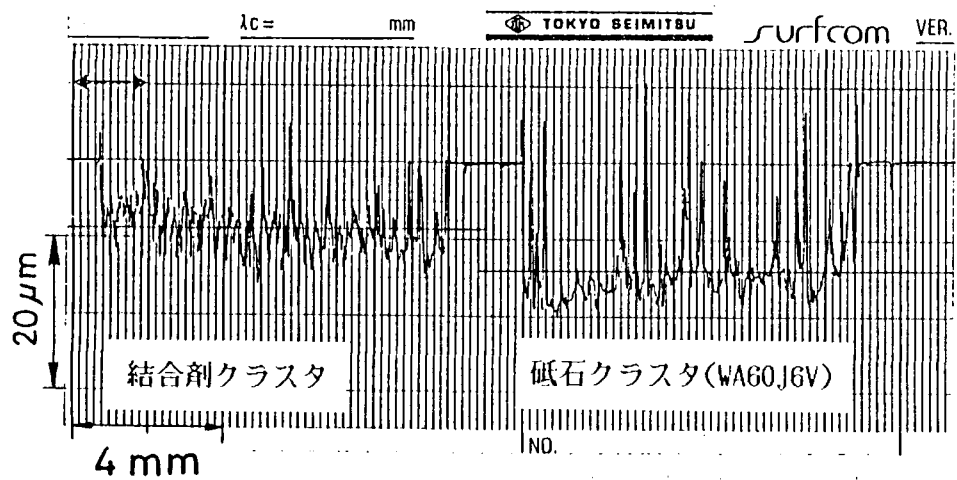


図 2.16 クラスタ試験による通常砥石と結合剤砥石の実質切り込み量の比較

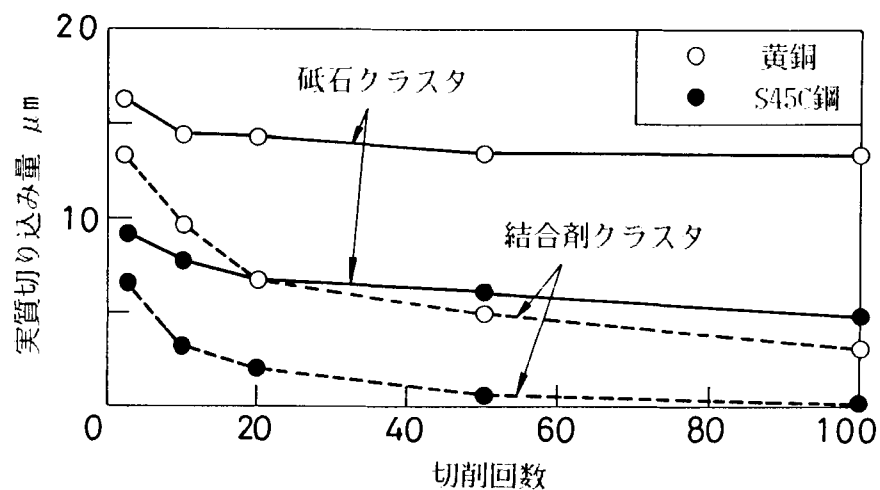


図 2.17 研削時間の経過に伴う通常砥石と結合剤砥石の実質切り込み量の変化

図 2.17 はクラスタ幅方向について平均化した実質切り込み量を縦軸，クラスタの切削回数を横軸にとって研削時間の経過に伴う実質切り込み量の変化を追跡し，工作物材質の影響を検討した結果である。

図より，工作物が黄銅，鋼いずれの場合にも程度の差こそあれ結合剤によって研削できること，すなわち結合剤切れ刃の存在することがわかる。ただし，結合剤クラスタの実質切り込み量は切削回数の経過とともに急速に減少しており，結合剤切れ刃の摩耗が激しいことを意味している。以上の結果は，クラスタ試験などの間接的方法によって砥石表面トポグラフィを測定する場合その結果には結合剤切れ刃の影響が含まれていることを示唆している。

## 2. 3. 4 クラスタ法のまとめ

粗さ有効切れ刃測定法の一つであるクラスタ法について理論的解析，実験を行った結果以下の点が明らかになった。

(1) クラスタ試験の特徴は，普通研削試験の場合とは異なり，粗さ有効切れ刃率と全体有効切れ刃率の差が小さいことである。

(2) 研削砥石の有効切れ刃率は研削条件で変化するから，特定の研削条件下で行ったクラスタ試験の結果をそのまま普通研削の場合に適用することはできない。

(3) クラスタ試験によって砥石表層部の砥粒切れ刃分布状態を求めるときには，クラスタ長さの影響を考慮しなければならない。

(4) 結合剤は工作物種類によって程度に差はあるが切れ刃として作用する。

## 2.4 引っかき転写法

### 2.4.1 まえがき

引っかき転写法は松井, 庄司<sup>202)</sup>が考案した方法であり, 回転しないように固定した砥石の作業面に鏡面仕上した黄銅試験片を押しつけ, その状態で試験片を砥石円周接線方向に移動することにより引っかき痕を生成する方法である。その結果試験片上には図2.18(a)(b)に示すように砥粒切れ刃の相対的位置( $x', y', z'$ )が転写されるから, 砥粒切れ刃位置測定点を( $x', z'$ )座標にプロットし, その座標面内においてそれらの測定点をすべて含むような砥石同心円群を捜しだすことにより砥石深さ方向の砥粒切れ刃密度を推定することができる(図2.18(c)参照)。

また, 図2.18(b)に示す引っかき痕の断面プロファイルを測定することにより個々の砥粒切れ刃形状を知ることができる。

本節では, この引っかき転写法についてクラスタ法の解析と同様砥粒切れ刃捕捉率を求めるとともに測定精度について検討を行ったものである。またデータ整理に費やされる時間を短縮するために考案した簡易引っかき転写法についても述べている。

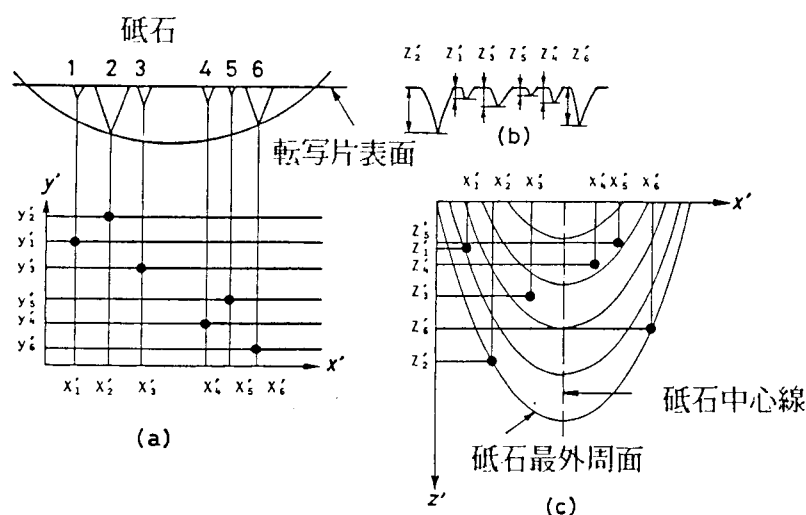


図2.18 引っかき転写法の説明図

(a) 捕捉砥粒切れ刃の( $x', y'$ )座標内の位置

(b) 捕捉砥粒切れ刃の $z'$ 座標および切れ刃形状

(c) 捕捉砥粒切れ刃の砥石内部における位置

### 2.4.2 引っかき転写法の理論解析

#### (1) 引っかき転写法における粗さ有効切れ刃率 $\eta_r(z)$

まず初めに砥粒切れ刃分布状態指数が $n = 0$  (一様分布)で砥粒切れ刃先端半頂角

$\alpha$ が一定 ( $\alpha = \alpha_0$ ) の場合に限って理論解析を行う。

さて図2.19に示すように、回転しないように固定した砥石の作業面に鏡面仕上げした試験片を砥石深さ $\Delta$ だけ押し込んで右方向に移動させ、引っかかり試験を行うものとする。この場合、砥粒切れ刃 ( $x, y, z$ ) が基準断面を通過する高さ  $H_s$  は式 (2.2) において砥石周速度  $V$  を零にした場合に等しく、次式で与えられる。

$$H_s = z + \frac{x^2}{D} \quad (2.20)$$

ここで  $D$  は砥石直径である。また砥石の引っかかり幅を  $b_s$  とする。

式 (2.20) で  $H_s$  を一定にしたとき得られる  $x, z$  の関係曲線 ㉔ ㉕ を等高引っかかり曲線と呼ぶことにする。さて、任意の砥粒切れ刃 ( $x, z$ ) が粗さ有効切れ刃である確率すなわち試験片上に引っかかり痕を残す確率  $\eta_r(x, z)$  は、図2.19に示すように等高引っかかり曲線を稜線に持つ二等辺三角形断面の三日月形立体部  $U$  を砥石内に考えた場合、その中に砥粒切れ刃が1個も存在しない確率に等しく、次式で与えられる。

$$\eta_r(x, z) = \exp \left\{ - \frac{1.6 \tan \alpha_0}{1.5 W_1} \sqrt{D H_s^{3.5}} \right\} \quad (2.21)$$

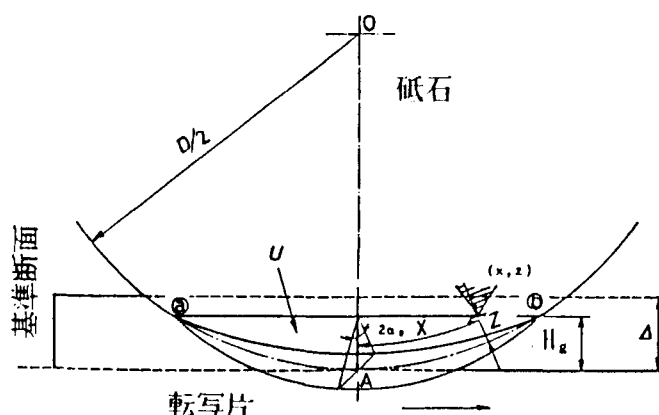


図2.19 引っかかり転写法の理論解析説明図

\* 図2.18(b)に示すように砥粒切れ刃の  $z'$  座標を実際に求める場合、断面プロファイルの測定は砥粒切れ刃 ( $x, z$ ) に先行する砥粒切れ刃の他に後続する砥粒切れ刃の切削痕も現れるような位置において行なわれる。

したがって、砥石深さ  $z$  にある砥粒切れ刃の粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  は  $x$  方向の平均値として次式で表わされる。

$$\eta_r(z) = \frac{1}{2\sqrt{D(\Delta-z)}} \int_{-\sqrt{D(\Delta-z)}}^{\sqrt{D(\Delta-z)}} \eta_r(x, z) dx \quad (2.22)$$

図 2.20 に示す実線は、 $D = 200 \text{ mm}$ 、 $\tan \alpha_0 = 5.67$ 、 $n = 0$ 、 $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$ 、 $\Delta = 3, 5, 7, 10 \mu\text{m}$  の条件下で粗さ有効切れ刃率  $\eta_r(z)$  を計算した結果である。また同図内に点線と一点鎖線で示すヒストグラムは、引っかけ幅  $b_s$  を  $20 \text{ mm}$  に設定し引っかけ深さ  $\Delta = 5 \mu\text{m}$ 、 $10 \mu\text{m}$  の場合についてシミュレーションを 5 回行った結果の平均値を示す。計算結果とシミュレーション結果はよく一致していることがわかる。

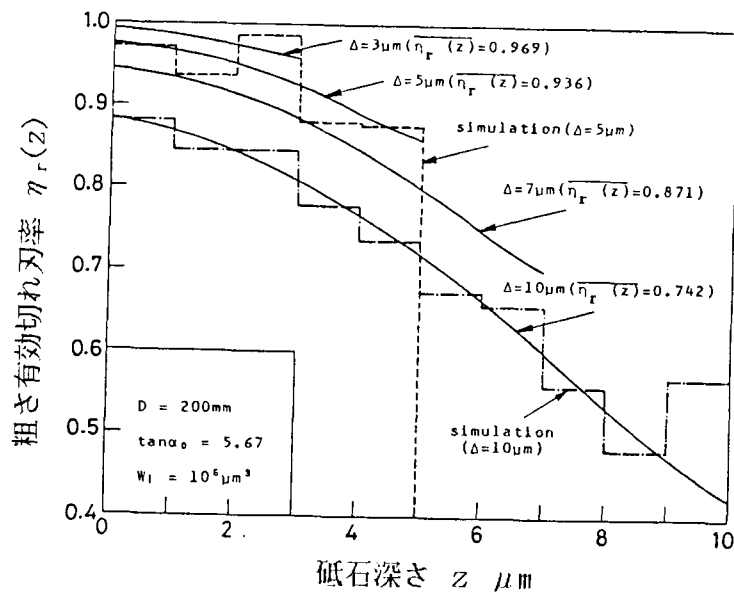


図 2.20 引っかけ転写法の粗さ有効切れ刃率計算例  
(ヒストグラムはシミュレーション結果を示す.)

さて、粗さ有効切れ刃総数を引っかけ痕創成に関与する可能性のある砥粒切れ刃総数すなわち砥石体積  $4 b_s \sqrt{D \Delta} / 3$  内に存在する砥粒切れ刃数でわった値を平均粗さ有効切れ刃率  $\overline{\eta_r(z)}$  と定義すると、これは次式で与えられる。



$$\overline{\eta_r(z)} = \frac{3}{2\Delta} \int_0^{\Delta} \frac{\sqrt{\Delta-z}}{\sqrt{\Delta}} \eta_r(z) dz \quad (2.23)$$

図2.20内には $\overline{\eta_r(z)}$ の計算値が付記してある。平均粗さ有効切れ刃率 $\overline{\eta_r(z)}$ は押し込み深さ $\Delta$ の増加にともない減少しており、測定によって捕捉される砥粒切れ刃数と砥石内に存在する砥粒切れ刃数の差は押し込み深さ $\Delta$ が深くなると大きくなることを示しているが、押し込み深さ $\Delta$ が $5\mu\text{m}$ 程度ではその差は非常に小さいことがわかる。

## (2) 測定用中心線の実際砥石中心線からのずれ

引っかけ転写法によって粗さ有効切れ刃数の分布を測定する場合には、図2.18(c)に示すように、砥石内に任意にとった平面直交座標面 $(x', z')$ 内に砥粒切れ刃数が二分されるような中心線を描き、これを砥石中心線とみなすことになる。

この中心線を測定用中心線と呼ぶことにすると測定用中心線は一般には実際の砥石中心線と一致しない。何故なら図2.21付図に示すように砥石を中心線で左右部 $U_1, U_2$ に分割した場合、 $U_1$ に存在する砥粒切れ刃数と $U_2$ に存在する砥粒切れ刃数の一致する確率はその余事象の確率すなわち一致しない確率より低いからである。一例として左右の砥粒切れ刃数の差 $J$ の発生確率を $D=200\text{mm}$ ,  $b_s=20\text{mm}$ ,  $W_1=10^6\mu\text{m}^3$ ,  $\Delta=10\mu\text{m}$ の条件で計算した結果を図2.21に示す。

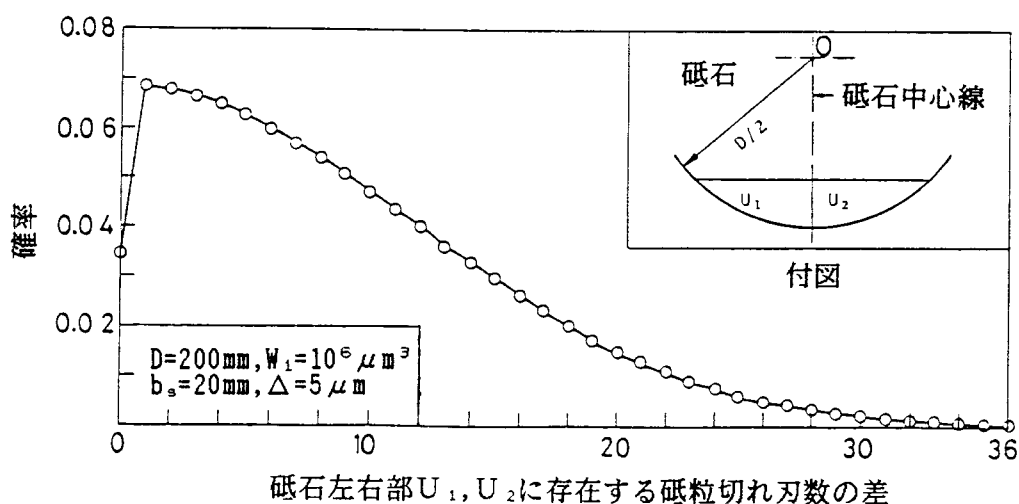


図2.21 砥石左右部 $U_1, U_2$ に存在する砥粒切れ刃数の差の確率分布

さて、砥石の右側部分 $U_2$ 内の粗さ有効切れ刃数が左側部分 $U_1$ 内のそれに比べて $J$ 個だけ大きくなったとする。そのとき測定用中心線は実質砥石中心線よりも右側に $u_s$ だけずれてしまう（図2.22(a)参照）。この左右シフト値 $u_s$ は近似的に次式で表わすことができる。

$$u_s \cong \frac{W_1 J}{2 b_s \int_0^{\Delta} \eta_r(0, z) dz} \quad (2.24)$$

上式は、砥粒切れ刃数の差 $J$ が増加し、引っかけ幅 $b_s$ 、引っかけ深さ $\Delta$ が減少すると左右シフト値 $u_s$ が大きくなり測定精度の劣下することを示している。一例として $D=200\text{ mm}$ 、 $b_s=20\text{ mm}$ 、 $\tan\alpha_0=5.67$ 、 $W_1=10^6\mu\text{ m}^3$ 、 $\Delta=5\mu\text{ m}$ の条件下における $u_s$ と $J$ の計算結果を表2.6に示す。

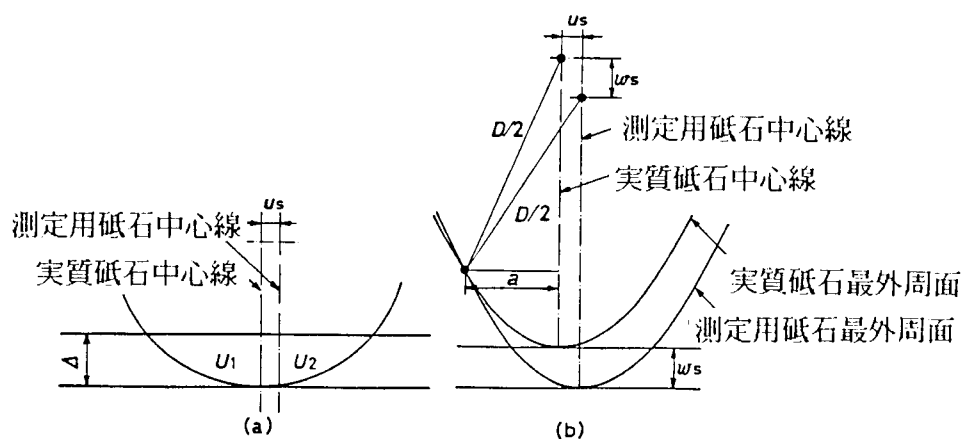


図2.22 測定用砥石中心線と実質砥石中心線の位置関係説明図

表2.6 砥石左右部の砥粒切れ刃数の差 $J$ と砥石中心線左右シフト値 $u_s$ の関係

$J$	2	4	6	8	10	20	30
$u_s, \mu\text{ m}$	10.4	20.9	31.3	41.7	52.2	104	157

引っかけ転写法により砥粒切れ刃分布を求める場合、次に問題となる点として、砥石最外周線の決定精度があげられる。砥石最外周線は、図2.22(b)に示すように、少なくとも1個の粗さ有効切れ刃がその線上に乗るように設定される。したがってこのような方法で求めた測定用砥石中心点の位置は実際の砥石中心点よりも $\omega_s$ だけずれることになる。この $\omega_s$ を上下シフト値と呼ぶことにする。砥石最外周線の決定に関与する粗さ有効切れ刃の位置を実際砥石中心線からの距離 $a$ で表わすと、上下シフト値 $\omega_s$ は次式で与えられる。

$$\omega_s = \frac{u_s^2}{D} + \frac{2 u_s}{D} a \quad (2.25)$$

上式より、左右シフト値 $u_s$ および粗さ有効切れ刃位置 $a$ が大きくなると上下シフト値 $\omega_s$ も大きくなり、砥石最外周線決定精度の劣下することがわかる。

以上の議論より、引っかけ転写法で測定される粗さ有効切れ刃数が砥石左右部で一致しない場合、データ整理の際に設定する砥石中心点が実際の砥石中心点から $u_s$ および $\omega_s$ だけずれてしまい、測定用砥石の最外周部付近に実質砥石の存在しない部分が発生してしまうことがわかる。

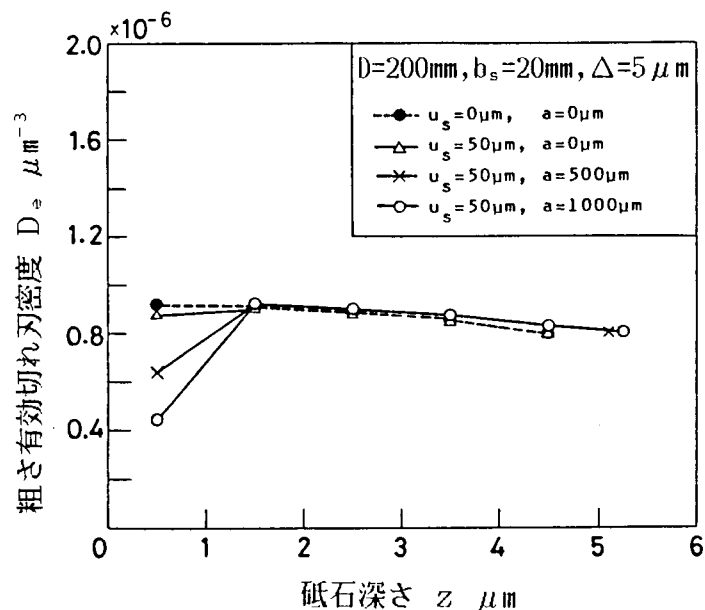


図2.23 捕捉砥粒切れ刃密度に及ぼす砥石中心線シフトの影響

図 2.23 は、この砥石中心線シフト値の砥粒切れ刃分布状態に及ぼす影響を  $D = 200 \text{ mm}$ ,  $b_s = 20 \text{ mm}$ ,  $\tan \alpha_0 = 5.67$ ,  $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$ ,  $\Delta = 5 \mu\text{m}$  の条件下で計算により求めた結果例である。図より、砥石中心線シフト値が大きくなると、測定される粗さ有効切れ刃密度は実際に砥石内に存在している砥粒切れ刃密度に比べて砥石深さの浅いところで小さい値を示すことがわかる。

### (3) 砥粒切れ刃分布および砥粒切れ刃先端角の分布の影響

これまで述べてきた理論解析においては砥粒切れ刃形状が頂角一定 ( $2\alpha_0$ ) の円錐形で砥粒切れ刃分布が一様分布 ( $n=0$ ) の場合に限定してきたが、任意の砥粒切れ刃分布状態および砥粒切れ刃先端角が  $\alpha_{\min}$  から  $\alpha_{\max}$  まで分布する場合にも同様の解析手法が適用できる。すなわち砥粒切れ刃 ( $x, z$ ) が試験片上に引っかき痕を残す確率  $\eta_r(x, z)$  は次式で与えられる。

$$\eta_r(x, z) = \exp \left[ - \frac{2 B(0.5, n+3) \{\tan \alpha\} \sqrt{D}}{(n+1)(n+2) W_1 z_1^n} \left( z + \frac{x^2}{D} \right)^{n+2.5} \right] \quad (2.26)$$

ここで  $B(0.5, n+3)$  はベータ関数である。

さて、砥石深さ  $z \sim z + dz$  の微小砥石部分を考えた場合、その砥石体積  $dU$  およびその中に存在する粗さ有効切れ刃数の期待値  $dN$  はそれぞれ次式で与えられる。

$$dU = 2 b_s \sqrt{D(\Delta - z)} dz \quad (2.27)$$

$$dN = \frac{2 b_s z^n dz}{W_1 z_1^n} \int_0^{D\sqrt{(\Delta-z)}} \eta_r(x, z) dx \quad (2.28)$$

したがって砥石深さ  $z$  における粗さ有効切れ刃密度  $D_0$  ( $\mu\text{m}^{-3}$ ) は次式に示すように  $dN/dU$  で与えられる。

$$D_e = \frac{z^n}{W_1 z_1^n \sqrt{D(\Delta - z)}} \int_0^{\sqrt{D(\Delta - z)}} \eta_r(x, z) dx \quad (2.29)$$

また、測定用砥石中心線の実際砥石中心線からの左右シフト値  $u_s$  は近似的に次式で与えられる。

$$u_s \approx \frac{W_1 z_1^n J}{2 b_s \int_0^{\Delta} z^n \eta_r(0, z) dz} \quad (2.30)$$

図 2.24 は  $D = 200 \text{ mm}$ ,  $[\tan \alpha] = 5.67$ ,  $n = 0$ ,  $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$  の場合の砥石条件を基準にして、転写片と干渉する弓形砥石体積内に存在する砥粒切れ刃数を一定に保ちながら砥粒切れ刃分布状態指数  $n$  を変化させ、粗さ有効切れ刃密度  $D_e$  を計算した結果である。同図より、粗さ有効切れ刃密度  $D_e$  (実線) と砥石内に設

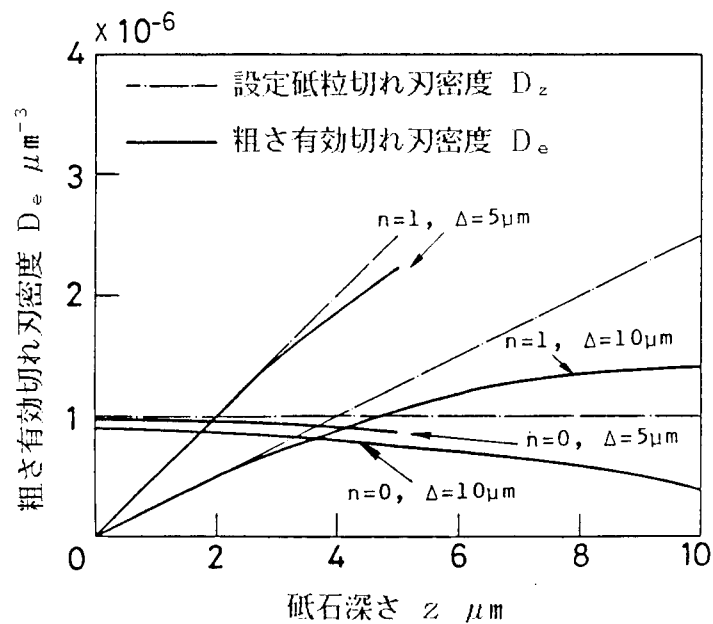


図 2.24 捕捉砥粒切れ刃密度に及ぼす砥粒切れ刃分布状態の影響

定した切れ刃密度 $D_s$ （一点鎖線）の差は砥石深さ $z$ が大きくなるほど、押しつけ深さ $\Delta$ が大きくなるほど広がっていくことがわかる。

図2.25は、図2.24と同一条件下で砥石中心線左右シフト値 $u_s$ を計算した結果である。同図より、砥石中心線左右シフト値 $u_s$ は押しつけ深さ $\Delta$ 、引っかけ幅 $b_s$ の増加にともない減少すること、また砥粒切れ刃分布状態指数 $n$ の値の大きいほど小さくなることがわかる。

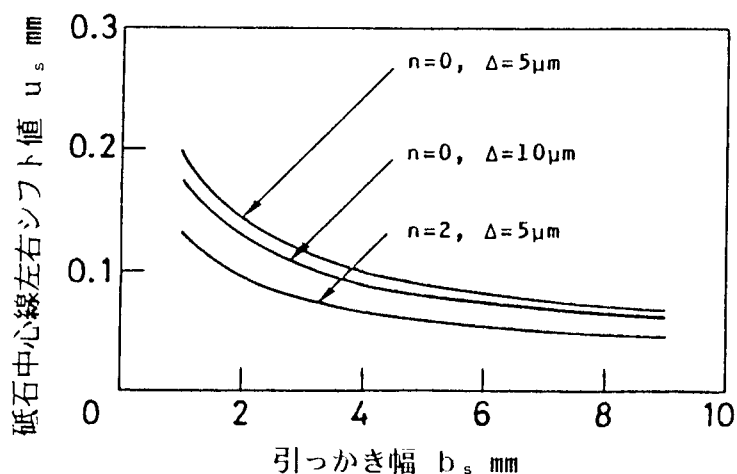


図2.25 砥石中心線左右シフト値 $u_s$ に及ぼす砥粒切れ刃分布状態の影響

#### 2.4.3 引っかけ転写法の実験的考察

引っかけ転写法において測定用砥石中心線が実際の砥石中心線からどの程度ずれているかを検討するためには、あらかじめ実際の砥石中心線位置を知っておく必要がある。そこで、平面研削盤のテーブル上で引っかけ転写実験を行った後に引っかけ終了点に試験片を固定し、次に砥石軸方向に試験片を移動してから砥石を回転させ試験片をプランジ研削する方法をとった。この操作により試験片上には図2.26(a)に示すように引っかけ痕、プランジ研削痕の両者が残ることになる。実際の砥石中心線は円弧形プランジ研削痕に二等分線 $AA'$ を引くことにより求められる。

図2.26(b)は単石ダイヤモンドドレッサで目直したWA60J6V砥石についてこの方法により測定用砥石中心線左右シフト値 $u_s$ に及ぼす引っかけ幅の影響を求めた結果である。なお目直し条件は表2.5に示すクラスタ試験法の場合と同一である。同図において、左右シフト値 $u_s$ は理論解析結果と同様引っかけ幅 $b_s$ の増加により減少していくがその値が5mmを超えるとほぼ一定値に落ち着くことを示している。

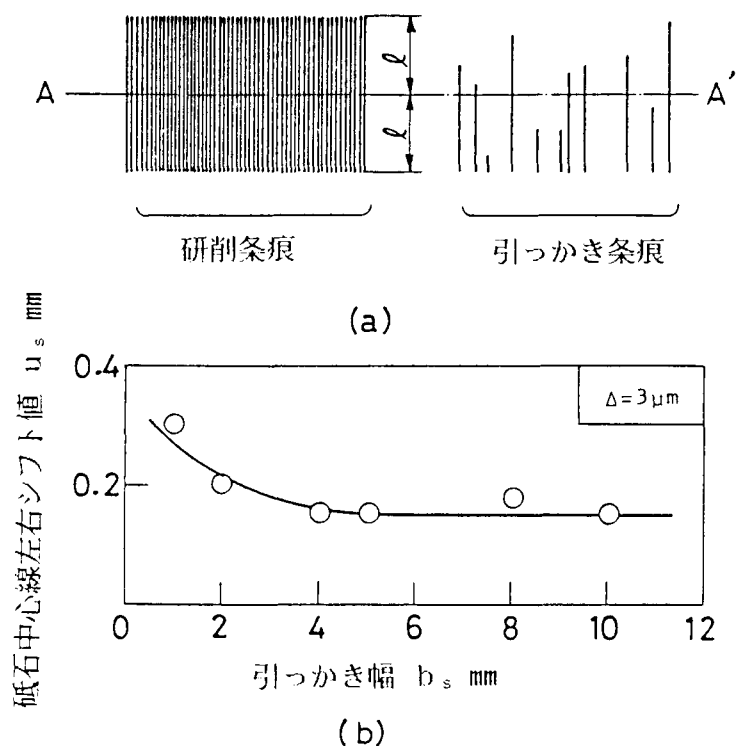


図 2.2 6 砥石中心線左右シフト値の測定実験(WA60J6V砥石)

(a)砥石中心線左右シフト値の測定方法

(b)砥石中心線左右シフト値の測定結果

また,図 2.2 7 は引っかき幅  $b_s$  が 10 mm の場合について粗さ有効切れ刃密度  $D_e$  を測定した結果であるが, この場合, 左右シフト値  $u_s$  は粗さ有効切れ刃密度  $D_e$  にさほど影響を与えていないことがわかる。

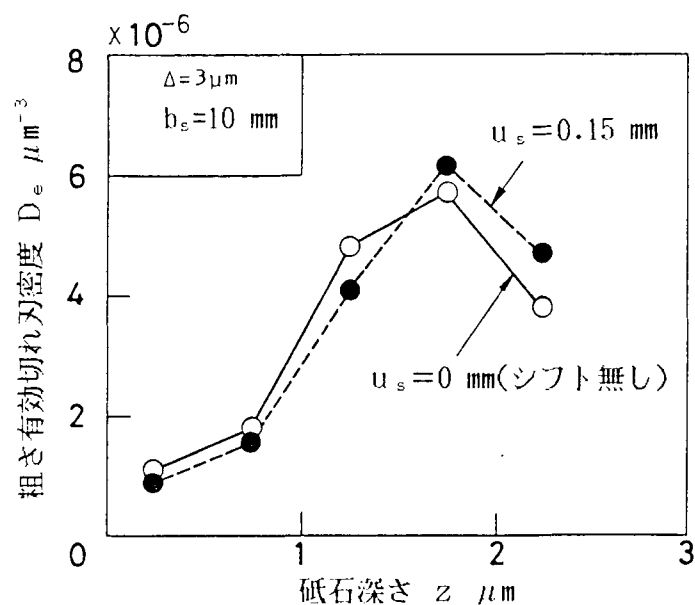


図 2.2 7 引っかき転写法による粗さ有効切れ刃密度の測定結果(WA60J6V砥石)

#### 2.4.4 簡易引っかき転写法

これまで述べてきた引っかき転写法は、試験片上に転写される粗さ有効切れ刃の位置を測定しその点を砥石内に設定した直交座標系内にプロットするという作業を必要としデータ整理にかなりの時間を要する。そこで、測定時間の短縮を図るため、試験片上に残る粗さ有効切れ刃の深さ方向位置を測定するだけで砥石表面トポグラフィを推定する方法を考案した。

##### (1) 簡易引っかき転写法の原理

図2.28に示すように、砥石最外周点Aを通り引っかき方向に平行な直線 $L_0$ をひき、砥粒切れ刃の位置を $L_0$ からの高さ $\omega$ で表わす。

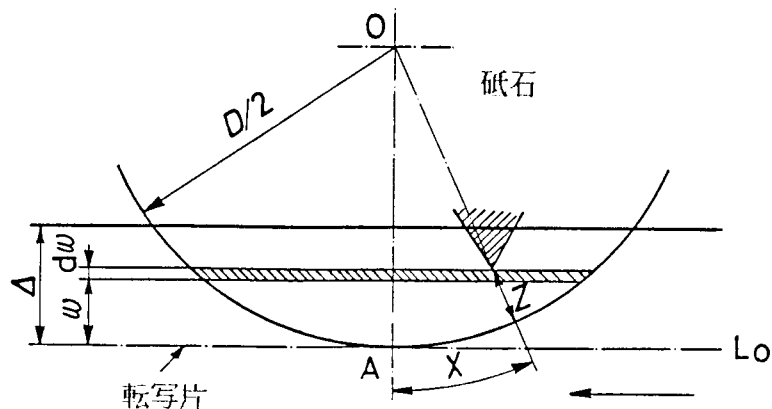


図2.28 簡易引っかき転写法の説明図

そのとき、試験片内の微小範囲( $\omega \sim \omega + d\omega$ )に対応する砥石体積内すなわち斜線部内に存在する砥粒切れ刃数 $N$ は次式で与えられる。

$$N = \frac{b_s \sqrt{DB} (0.5, n+1)}{W_1 z_1^n} \omega^{n+0.5} d\omega \quad (2.31)$$

またこれらの砥粒切れ刃が試験片上に引っかき痕を残す確率は式(2.26)において $\omega = z + (x^2/D)$ とすることにより得られる。したがって、試験片上に残る粗さ有効切れ刃密度 $D_\omega (\mu m^{-2})$ は次式で与えられる。



$$D_w = \frac{\sqrt{D} B(0.5, n+1)}{W_1 z_1^n} \omega^{n+0.5} \\ \times \exp \left\{ - \frac{2 B(0.5, n+3) [\tan \alpha] \sqrt{D}}{(n+1)(n+2) W_1 z_1^n} \omega^{n+2.5} \right\} \quad (2.32)$$

図2.29は $D = 200 \text{ mm}$ ,  $[\tan \alpha] = 5.67$ の条件下で砥粒切れ刃密度特性値 $W_1, n$ を変化させ粗さ有効切れ刃密度 $D_w$ を計算した結果である。なお図中の $D_z$ は砥石内に設定した砥粒切れ刃密度を表わす。

測定値から砥石表面トポグラフィの特性値 $W_1, n$ を求める場合には、 $[\tan \alpha]$ の実測値を式(2.32)に代入し、 $D_w$ の測定値とよく一致する曲線を見出すという推定法を用いることになる。

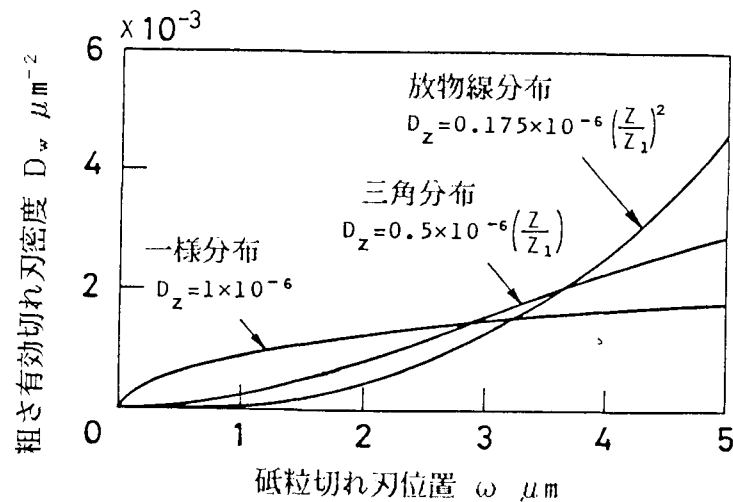


図2.29 簡易引っかけ転写法による粗さ有効切れ刃密度の計算例

## (2) 簡易引っかけ転写法の実験結果

実験装置には円筒研削盤を用い、回転しないように固定した砥石の作業面に対して290rpmで回転する黄銅円筒試験片(外径 $d = 40 \text{ mm}$ )を押し込むことにより引っかけ痕を作成した。この方法は、試験片1回転あたりの押し込み深さを小さくできるため従来の方法に比べて全体の押し込み深さ $\Delta$ 、引っかけ幅 $b$ を大きくできること、引っかけ転写中に生ずる砥粒切れ刃の破碎を極力おさえることができること

などの利点を持っている． なおこの場合，式（2.32）には砥石外径 $D$ の代わりに相当砥石直径 $D_{eq}$  {  $D_{eq} = Dd / (D + d)$  } を代入しなければならない．

図2.30に示すヒストグラムはWA60K9V砥石（ $D = 348\text{ mm}$ ）を単石ダイヤモンドドレッサで目直した場合の粗さ有効切れ刃密度 $D_w$ の測定結果であり，目直し条件は砥石回転数 $1530\text{ rpm}$ ，ドレッサ送り速度 $240\text{ mm/min}$ ，ドレッサ切り込み量 $15\text{ }\mu\text{ m}$ である．

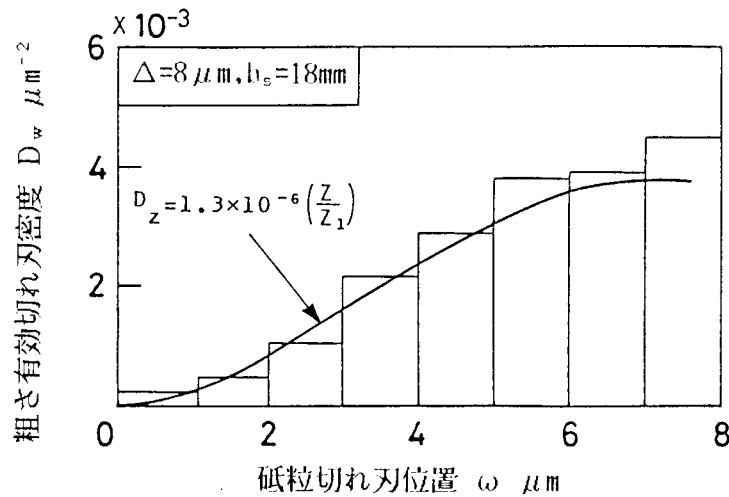


図2.30 簡易引き転写法による粗さ有効切れ刃密度の測定結果  
(WA60K9V砥石,  $D=348\text{ mm}$ ,  $d=40\text{ mm}$ )

〔 $\tan \alpha$ 〕の実測値 $6.9$ および相当砥石直径 $D_{eq}$ の値 $35.8\text{ mm}$ を式（2.32）に代入することにより，実線で示すような粗さ有効切れ刃密度 $D_w$ の推定値が得られる． この場合，砥粒切れ刃密度は $D_z = 1.3 \times 10^{-6} (Z/Z_1) \mu\text{ m}^{-2}$ という値になる．

図2.31のヒストグラムは同一砥石の表面トポグラフィをクラスタ試験によって測定した結果であり，砥粒切れ刃密度の推定値として  $D_z = 1 \times 10^{-6} (Z/Z_1)^{1.2} \mu\text{ m}^{-2}$ という値が得られる． この値は引っかけ転写法による推定結果とよく一致していることがわかる．

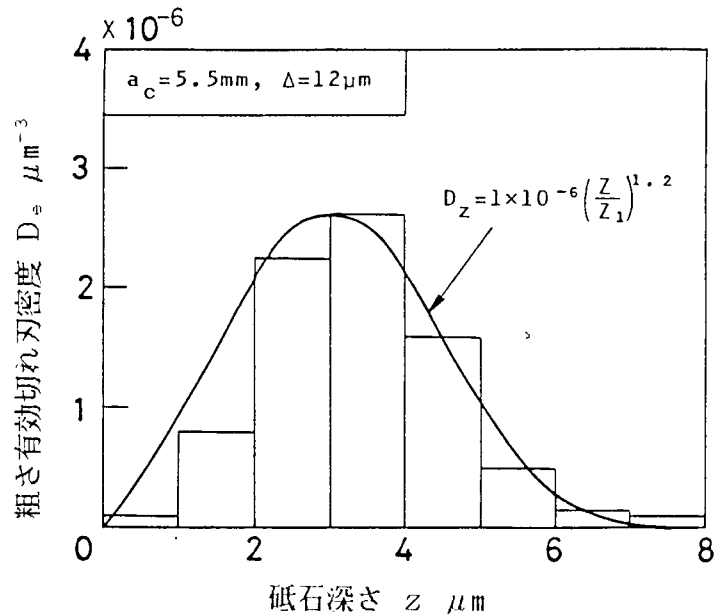


図 2.3.1 クラスタ法による粗さ有効切れ刃密度の測定結果  
(WA60K9V砥石,  $D=348\text{mm}$ ,  $a_c=5.5\text{mm}$ )

#### 2. 4. 5 引っかき転写法のまとめ

粗さ有効切れ刃測定法の一つである引っかき転写法について理論的解析, 実験を行った結果次の点が明らかになった。

(1) 引っかき転写法により捕捉される砥粒切れ刃数は砥石内に存在する砥粒切れ刃数に比べて幾分小さい値を示すが, 両者の差は試験片押し込み深さが小さい場合には無視できる程度である。

(2) 引っかき転写法における砥粒切れ刃分布状態の推定精度は試験片押し込み深さおよび引っかき幅が大きいほど向上する。ただし, 試験片押し込み深さについては砥粒切れ刃破損防止の点から制限がでてくるであろう。

(3) 従来の引っかき転写法ではデータ整理に少なからぬ時間を要したので, 試験片上に残る粗さ有効切れ刃の深さ方向位置を測定するだけで砥石表面トポグラフィを推定する簡易引っかき転写法を考案した。この方法は, 試験片押し込み深さが徐々に増加していくために, 全体の押し込み深さ, 引っかき幅を大きくできるという利点も持っている。

(4) 同一砥石に対して粗さ有効切れ刃測定法である引っかき転写法とクラスタ法の二つを用いて砥石表面トポグラフィを測定した結果, 両者の結果はよく一致した。

## 2.5 熱電対法

### 2.5.1 まえがき

熱電対法とはコンスタンタン、白金等の熱電対素線を雲母等の薄い絶縁膜を介して工作物内に封入し、砥粒切れ刃が工作物を切削する際の金属塑性流動を利用して工作物と熱電対素線の間で半人工的に熱電対を構成させる方法である。Peklenik<sup>210)</sup>によって導入されたこの方法は熱容量の非常に小さい高温接点部を工作物表面上に作成できるという利点を持っているため、砥石研削点温度はもちろん砥粒研削点温度すなわち個々の砥粒切れ刃の切削作用によって発生する熱パルスの測定も可能となる。したがって、研削加工中における動的砥粒切れ刃数の測定に熱電対法が用いられることも多い。

例えば牧野ら<sup>203)</sup>はこの方法を平面研削における連続切れ刃間隔および砥石・工作物間接触弧長さの測定に応用し、連続切れ刃間隔の研削時間の経過に伴う変化を追跡している。同様の研究としては円筒研削について行った Verkerk<sup>211)</sup>の報告がある。

また玉井ら<sup>212)</sup>は砥石深さ方向における砥粒切れ刃分布状態の測定手段として熱電対法を用いている。彼等は複数の熱電対を砥石研削方向に一直線に並べ、個々の熱電対により検出される熱パルスの不対応性を検討することによって砥粒切れ刃の高さ分布を測定した。この手法は非常に独創的であり、三次元砥石モデルを念頭において実験結果を解析しているという点で高く評価されるが、実際には有限値である熱電対幅を零とみなしていること、測定値から計算される切れ刃高さが研削条件の他に挿入される熱電対の間隔の影響をも含んでいるなど理論的明解性に欠ける点を幾つか持っている。

本節は、この熱電対法について、捕捉される熱パルス数と砥石表面トポグラフィ特性値、研削条件との関係を理論的に解析し実験的検証を行うとともに、粗さ有効切れ刃測定法により測定した結果との一致性を検討したものである。

### 2.5.2 熱電対法の理論解析

まず初めに砥粒切れ刃分布状態指数が  $n = 0$  (一様分布) で砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  が一定 ( $\alpha = \alpha_0$ ) の場合に限って理論解析を行う。

また、熱電対の感熱範囲は接合部長さだけで決定されるものとする。すなわち、砥石軸方向に  $b_m$  の幅を持ち工作物送り方向に直交する断面を切削する砥粒切れ刃の熱パルスだけが捕捉されるものとする。

(1) 砥石・工作物接触弧内の任意点における基準断面有効切れ刃率

いま、図2.32に示すような平面研削モデルを考え、砥石・工作物間接触弧内における砥粒切れ刃の位置を砥石最外周面からの深さ $z$ と砥石中心線 $OO'$ からの距離 $\xi$ を用いて $(\xi, z)$ 座標で表わすことにする。なお $\xi$ 座標の原点 $O'$ の右側を正符号とする。

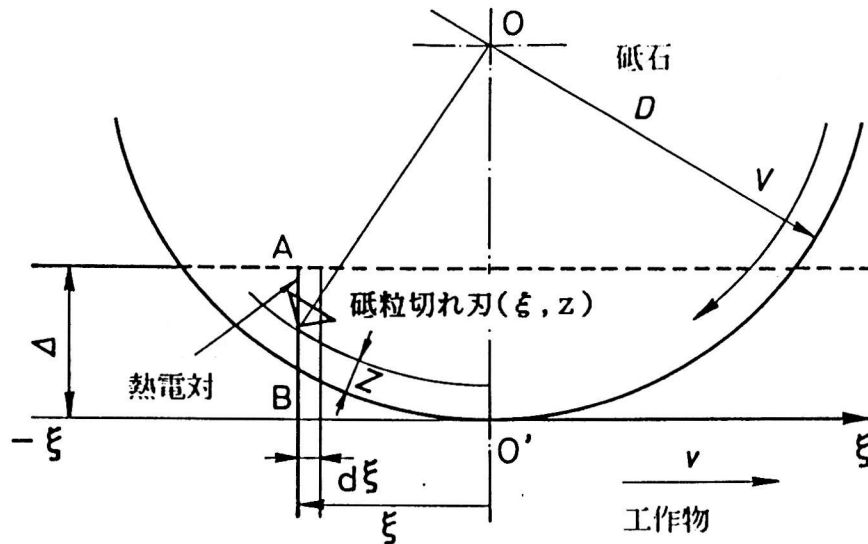


図2.32 熱電対法により捕捉される砥粒切れ刃の説明図

さて、熱電対接合部すなわち工作部内に任意に設定した基準断面が $\xi$ の位置に達した時、砥粒切れ刃 $(\xi, z)$ がこの基準断面を有効に切削する確率 $P_e(\xi, z)$ を考える。この基準断面が $\xi = 0$ の位置まで移動した時、砥粒切れ刃 $(\xi, z)$ は砥石円周方向位置で砥石中心線 $OO'$ から $\xi \times (V/v)$ の点に達している。したがっていま求めようとしている確率 $P_e(\xi, z)$ は2.2節で述べた基準断面有効切れ刃率 $\eta_s(x, z)$ に $x = \xi \times (V/v)$ を代入することにより得られる。

すなわち

$$P_e(\xi, z) = \eta_s(\xi V/v, z) \quad (2.33)$$

また、工作物速度 $v$ が砥石周速度 $V$ に比べて非常に小さく $v/V = 0$ とみなしてよい場合、上式は次のように展開できる。

$$P_0(\xi, z) = \exp \left\{ -\frac{\tan \alpha_0}{W_1} \left( \frac{H_s^2 \xi V}{v} - \frac{2 H_s G^2 \xi^3 V^3}{3 v^3} + \frac{G^4 \xi^5 V^5}{5 v^5} + \frac{8 H_s^{2.5}}{15 G} \right) \right\} \quad (2.34)$$

ここで、 $H_s = z + \xi^2/D$ 、 $G = v/(V\sqrt{D})$ である。

## (2) 砥石・工作物接触弧内における砥粒切り込み深さの分布

2.2節で述べたように砥粒切れ刃と基準断面の位置関係を表わす座標として $x$ を用いた場合、砥粒切れ刃 $(x, z)$ が基準断面を切削する時の砥粒切り込み深さ $g$ の確率密度関数 $f_0(g; x, z = \text{const})$ は次式で与えられる<sup>205)</sup>。

なお、前述の(1)と同様、 $v/V = 0$ とみなす。

$$f_0(g; x, z = \text{const}) = \frac{\tan \alpha_0}{W_1} \left\{ 2(H_s + g)x - \frac{2G^2 x^3}{3} + \frac{4(H_s + g)^{1.5}}{3G} \right\} \\ \times \exp \left[ -\frac{\tan \alpha_0}{W_1} \left\{ (H_s + g)^2 x - \frac{2(H_s + g)G^2 x^3}{3} + \frac{G^4 x^5}{5} + \frac{8(H_s + g)^{2.5}}{15G} \right\} \right] \quad (2.35)$$

したがって、砥石円周方向位置 $x$ にある砥粒切れ刃に対する砥粒切り込み深さの確率密度関数 $f_x(g; x = \text{const})$ は次式で与えられる。

$$f_x(g; x = \text{const}) = \frac{1}{A} \int_0^{\Delta - G^2 x^2} f_0(g; x, z = \text{const}) dz \quad (2.36)$$

ここで、Aの値は $\int_0^{\Delta} f_x(g:x=\text{const}) dg = 1$ となるように設定する。

また、その平均値 $\overline{g(x)}$ は次式で与えられる。

$$\overline{g(x)} = \int_0^{\Delta} f_x(g:x=\text{const}) g dg \quad (2.37)$$

以上の式を砥石・工作物接触弧内における砥粒切れ刃( $\xi, z$ )に対して適用する場合には、(1)と同様 $x = \xi (V/v)$ を代入すればよい。

図2.33内に示す実線は接触弧内における平均砥粒切り込み深さ $\overline{g(\xi)}$ を一様分布( $n=0$ )の場合について計算した結果である。なお計算条件は $D = 140 \text{ mm}$ ,  $V = 1300 \text{ m/min}$ ,  $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$ ,  $n=0$ ,  $\tan \alpha_0 = 5.67$ ,  $v = 5 \text{ m/min}$ ,  $\Delta = 10 \mu\text{m}$ とした。

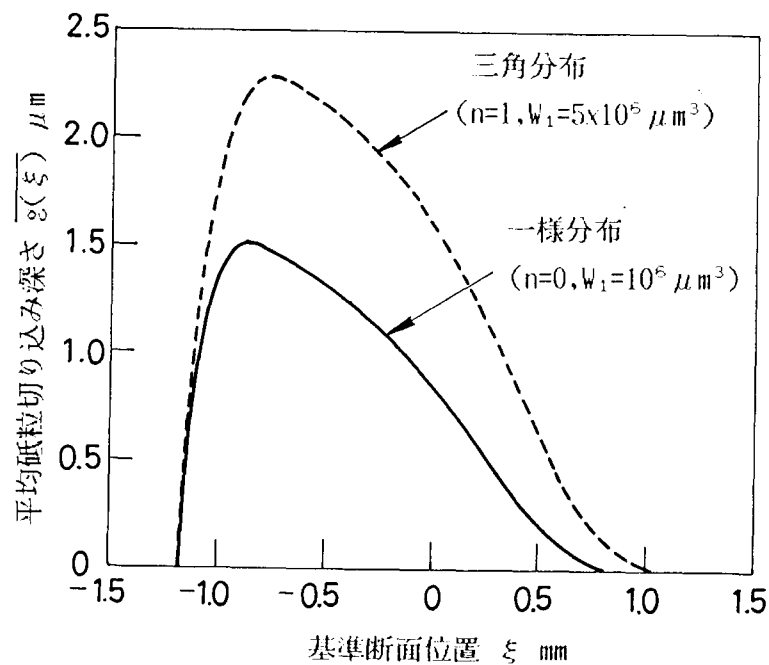


図2.33 砥石・工作物接触弧内における砥粒切り込み深さの分布

### (3) 捕捉熱パルス数

図2.32に示すように熱電対高温接合部ABが $\xi$ から微少量 $d\xi$ だけ移動する場合、その間に捕捉される熱パルス数を $N_m(\xi)$ とする。この場合、断面ABを通過する砥粒切れ刃には、図2.34に示すように、その先端が感熱幅 $b_m$ 内を通過するもの（砥粒切れ刃P）とその錐面部が熱電対と干渉するもの（砥粒切れ刃Q）の2種類が存在する。したがって実質感熱幅は砥粒切り込み深さの関数になるが、その平均値は $\{b_m + 2\overline{g(\xi)}\tan\alpha_o\}$ で与えられる。

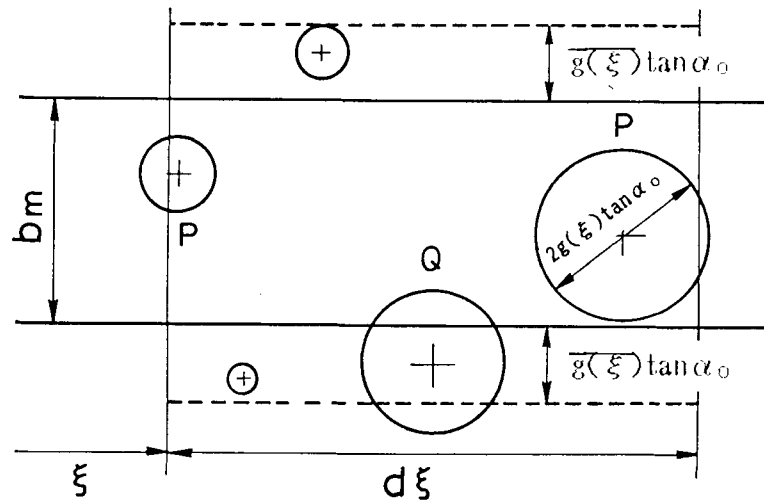


図2.34 熱電対法における砥粒切れ刃捕捉領域の説明図

また、熱電対高温接合部ABの移動量 $d\xi$ に対応する砥石移動量は $(V/v)d\xi$ であるから、結局、捕捉熱パルス数 $N_m(\xi)$ は次式で表わすことができる。

$$N_m(\xi) = \frac{V \{b_m + 2\overline{g(\xi)}\tan\alpha_o\}}{vW_1} d\xi \times \int_0^{\Delta - (\xi^2/D)} P_0(\xi, z) dz \quad (2.38)$$

砥石・工作物接触弧内における捕捉熱パルス数の分布を線密度 $C_m(\text{mm}^{-1})$ で表わすと、 $C_m$ の値は上式を微少移動量 $d\xi$ で除することにより得られる。

図2.35内に実線で示す曲線は一様分布( $n=0$ )の場合について捕捉熱パルス数の線密度 $C_m(\text{mm}^{-1})$ を計算した結果である。なお計算条件は図2.33の場合と同一であり、更に熱電対感熱幅として $b_m=100\mu\text{m}$ を用いた。



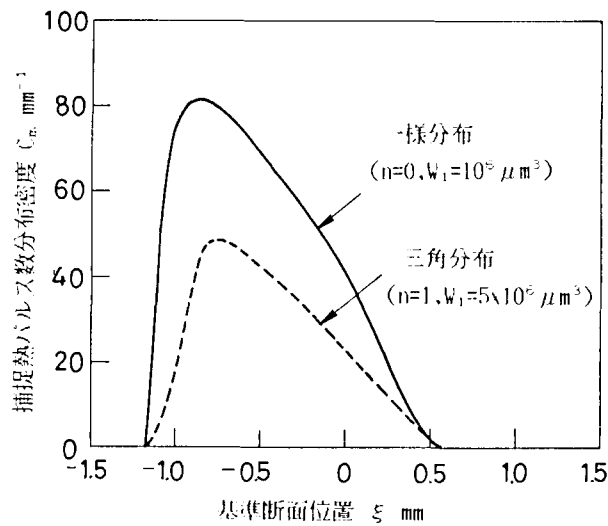


図 2.35 砥石・工作物接触弧領域内における捕捉熱パルス数の分布

熱電対高温接合部が砥石・工作物接触弧の全領域を移動，すなわち基準断面 AB が  $\xi = -\sqrt{D\Delta}$  から  $\xi = \sqrt{D\Delta}$  まで移動することによって捕捉される熱パルス総数  $N_{mT}$  は式 (2.38) を  $\xi$  の領域で積分した値で与えられる。

すなわち

$$N_{mT} = \int_{\xi = -\sqrt{D\Delta}}^{\xi = \sqrt{D\Delta}} N_m(\xi) d\xi \quad (2.39)$$

図 2.36 内に示す実線は一様分布 ( $n = 0$ ) の場合について捕捉熱パルス総数  $N_{mT}$  を計算した結果である。なお計算条件は  $D = 200 \text{ mm}$ ,  $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$ ,  $\tan \alpha_0 = 5$  とした。

図より，捕捉熱パルス総数  $N_{mT}$  は，熱電対幅  $b_m$  に対して直線的に増加すること，同一熱電対幅の下では切り込み量  $\Delta$  が大きく，工作物速度  $v$  が小さくなるほど増加することがわかる。

#### (4) 熱電対の工作物送り方向長さの影響

これまでの議論では熱電対高温接合部を砥石軸に平行な線分として仮定してきたが，実際には高温接合部は工作物送り方向にある程度の広がりを持っており，これが長

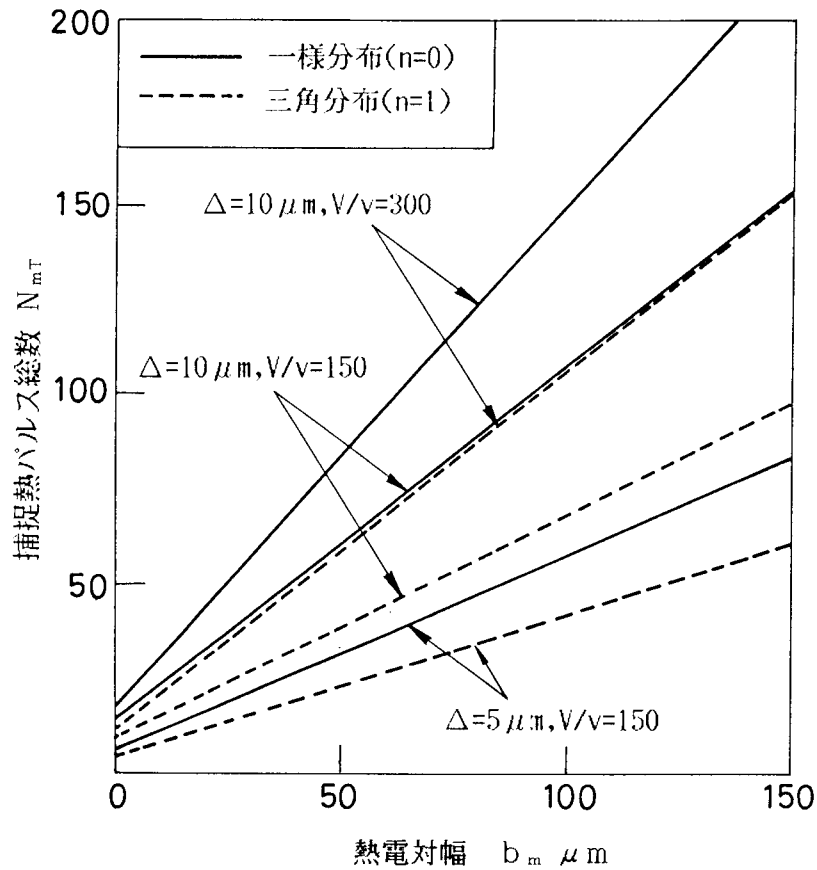


図 2.36 捕捉熱パルス総数に及ぼす測定条件の影響

すぎると複数の砥粒切れ刃が熱電対を同時に切削するという現象が発生し，個々の砥粒切れ刃の熱パルスを分離して検出することができなくなる。

そこで，熱電対の高温接合部が砥石軸方向幅  $b_m$ ，砥石研削方向長さ  $a_m$  の矩形断面を持つ場合について同時研削砥粒切れ刃数に及ぼす影響を検討しておく。

いま，熱電対高温接合部が  $\xi$  の位置にある場合，感熱領域  $(\xi, \xi + a_m)$  における同時研削砥粒切れ刃数の期待値  $J_m(\xi)$  は微小砥石領域  $(\xi, \xi + a_m)$  における捕捉熱パルス数で与えられる。

すなわち

$$J_m(\xi) = \int_{\xi}^{\xi+a_m} \frac{\{b_m + 2\overline{g(\xi)}\tan\alpha_o\}}{W_1} d\xi \times \int_0^{\Delta-(\xi^2/D)} P_e(\xi, z) dz \quad (2.40)$$

図2.37は $D = 140 \text{ mm}$ ,  $V = 1300 \text{ m/min}$ ,  $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$ ,  $n = 0$ ,  $\tan \alpha_0 = 5.67$ ,  $v = 5 \text{ m/min}$ ,  $\Delta = 10 \mu\text{m}$ の条件下で砥石軸方向感熱幅が最大となる位置 $\xi = -923 \mu\text{m}$ における平均同時研削砥粒切れ刃数 $J_m(\xi)$ を計算した結果である。なお熱電対形状は一辺の長さが $b_m$ の正方形に仮定した。通常用いられている熱電対素線径は $0.1 \text{ mm}$ 以下であり、この領域内における $J_m(\xi)$ の値を図2.37から求めると $0.1$ 以下になっている。

この計算結果は一例であるが、熱電対法における同時研削砥粒切れ刃数が非常に小さくなることは十分推察できる。すなわち、熱電対感熱領域を複数の砥粒切れ刃が同時に切削する確率は非常に小さく、したがって工作物送り方向長さの測定結果に及ぼす影響は無視できると考えてよい。

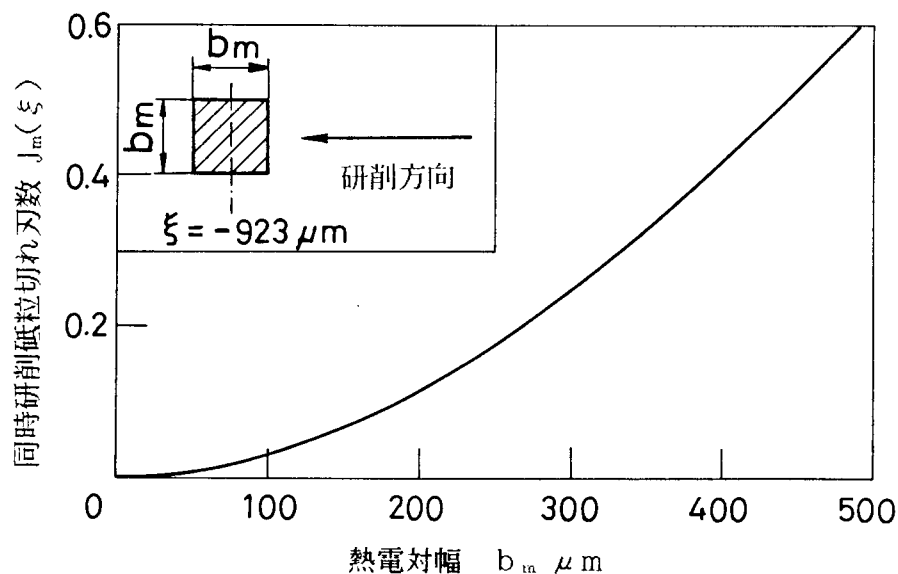


図2.37 同時研削砥粒切れ刃数に及ぼす測定条件の影響

#### (5) 砥粒切れ刃分布状態、切れ刃先端角分布の影響

砥粒切れ刃分布状態が一様分布( $n = 0$ )以外の場合にも全く同様の解析手法を用いることができる。一例として砥粒切れ刃分布状態が三角分布( $n = 1$ )の場合について平均砥粒切り込み深さ $\bar{g}(\xi)$ の計算結果および捕捉熱パルス数線密度 $C_m$ の計算結果をそれぞれ図2.33, 図2.35内に点線で示しておく。同様に捕捉熱パルス総数 $N_{mT}$ の計算結果を図2.36内に点線で示しておく。

砥粒切れ刃先端角の分布を考慮した式を導入する場合には、基準断面有効切れ刃率 $P_e(\xi, z)$ および砥粒切り込み深さの確率密度関数 $f_0(g; x, z = \text{const})$ に関しては $\tan \alpha_0$ の値を $[\tan \alpha]$ で置き換えるだけでよい。また、実質感熱幅に関して

は、図2.34に示したように砥粒切れ刃形状を砥石作業面に投影する際、平均半径として $\overline{g(\xi)} \tan \alpha$ を用いることが必要である。

なお、 $\tan \alpha$ は砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の正接平均値である。

### 2.5.3 熱電対法の実験的考察

#### (1) 実験方法

図2.38(a)に熱電対構成部の詳細図を示す。熱電対を構成する手順として、まず初めに、工作物Aに接着した厚さ1mmの雲母を研削加工によって平坦にしてから使用する熱電対素線に適合する深さのV形溝をダイヤモンドバイトで作成した。

次に、熱電対素線をアラルダイト接着剤と一緒にその溝の中に埋め込み、厚さ10 $\mu$ m程度の雲母を介してもう一方の工作物Bと圧着することによって熱電対を作成した。なお、使用した熱電対素線はコンスタンタン線、工作物はSK3材である。

この熱電対を封入した工作物を図2.38(b)に示すように平面研削加工し、得られる熱起電力をIC増幅器を介して波形記憶器に記録した。

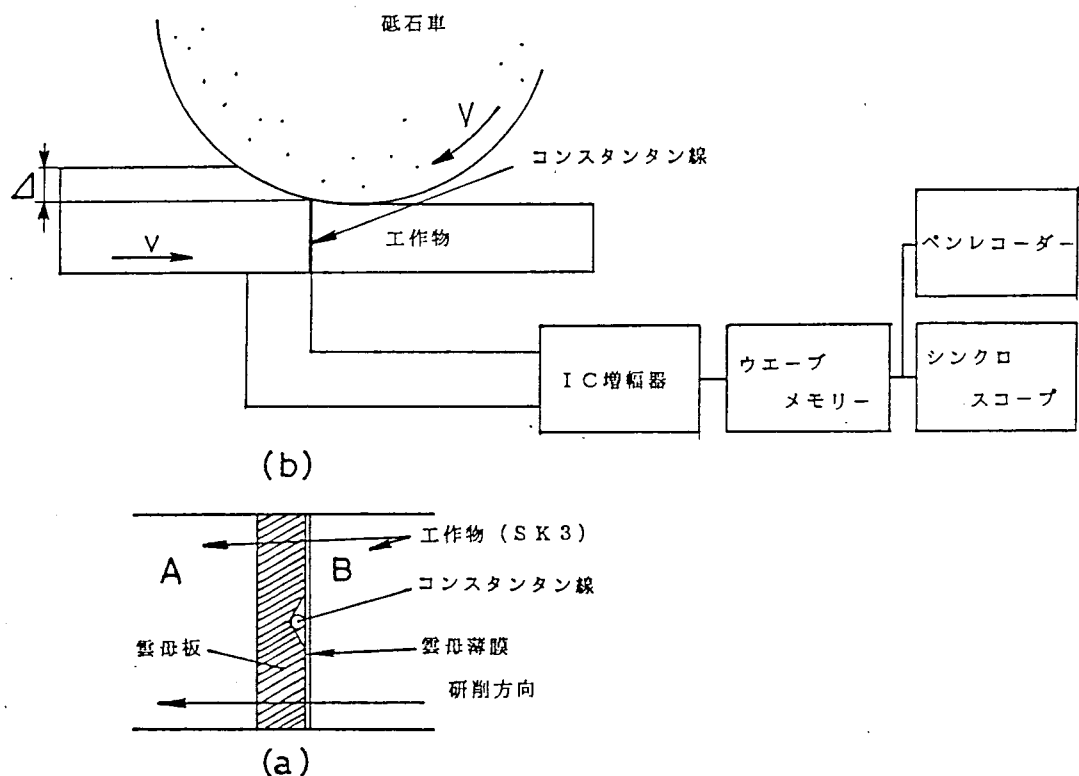


図2.38 熱電対法の実験方法説明図

(a)熱電対高温接合部の詳細図,(b)実験装置の概略図

この測定結果をシンクロスコープで観察し熱電対高温接合部が形成されていることを確認したうえでペンレコーダーに記録した。

また、同一砥石、同一目直し条件でクラスタ試験を行って砥石表面トポグラフィ特性値を求め、その値を使って計算した捕捉熱パルス数を実験の結果得られた熱パルス数と比較した。

熱電対法の実験条件、クラスタ実験条件、目直し条件を表2.7に示す。なお、表中の使用熱電対素線径 $b_c$ は工作物に封入するまえにマイクロメータで測定した値である。

表2.7 熱電対法の実験条件および目直し条件

研削盤	平面研削盤 砥石 WA60J6V 外径 $D=195\text{mm}$ 回転数 $N_w=3000\text{rpm}$
目直し条件	目直し工具 単石ダイヤモンド 送り速度 $f_d=600\text{mm/min}$ 切り込み量 $\Delta_d=10\mu\text{m}\times 3\text{pass}$
クラスタ実験条件	クラスタ長さ $a_c=5.5\text{mm}$ 工作物 黄銅(ラッピング後バフ仕上げ) 切り込み量 $\Delta=20\mu\text{m}$
熱電対実験条件	熱電対素線 コンスタンタン 線径 $b_c=23,72,122\mu\text{m}$ 工作物 SK3( $H_v=213$ ) 切り込み量 $\Delta=5,10,20\mu\text{m}$
研削油剤	W3(希釈率75倍)

## (2) 熱パルス数測定結果

図2.39は、実験条件が切り込み量 $\Delta=10\mu\text{m}$ 、工作物速度 $v=6\text{m/min}$ 、熱電対素線径 $b_c=72\mu\text{m}$ の場合の熱パルス測定結果例である。この場合、捕捉熱パルス総数 $N_{\text{tot}}$ は115個となる。図2.40に白丸で示す実測値は図2.39の記録から砥石・工作物接触弧領域における捕捉熱パルス数の分布密度 $C_m(\text{mm}^{-1})$ を計算した結果であり、その定性的傾向は図2.35に示した $C_m$ の理論計算値と一致していることがわかる。

## (3) 熱電対高温接合部の幅

図2.41は、研削終了後の熱電対高温接合部を金属顕微鏡で観察し写真撮影した結果である。この写真から測定した熱電対高温接合部長さの実測値 $b_m$ を表2.8に示す。

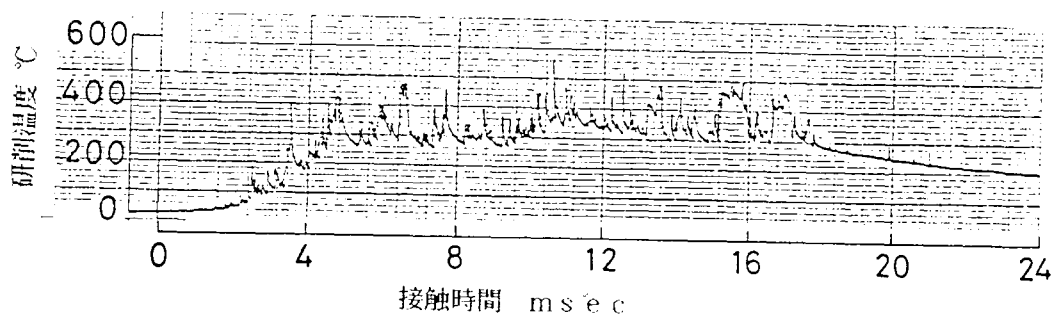


図2.39 熱パルス測定例( $\Delta=10\mu\text{m}$ ,  $v=6\text{m/min}$ ,  $b_0=72\mu\text{m}$ )

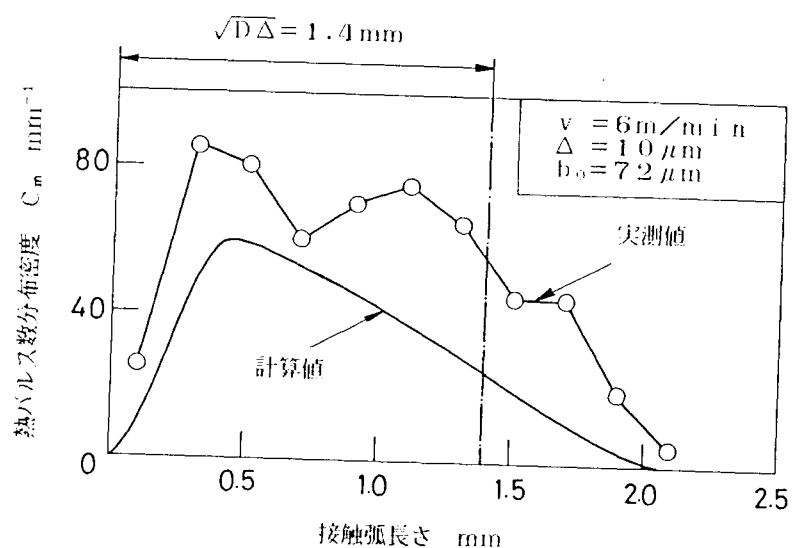


図2.40 砥石・工作物接触弧内における捕捉熱パルス数分布の測定例  
( $\Delta=10\mu\text{m}$ ,  $v=6\text{m/min}$ ,  $b_0=72\mu\text{m}$ )

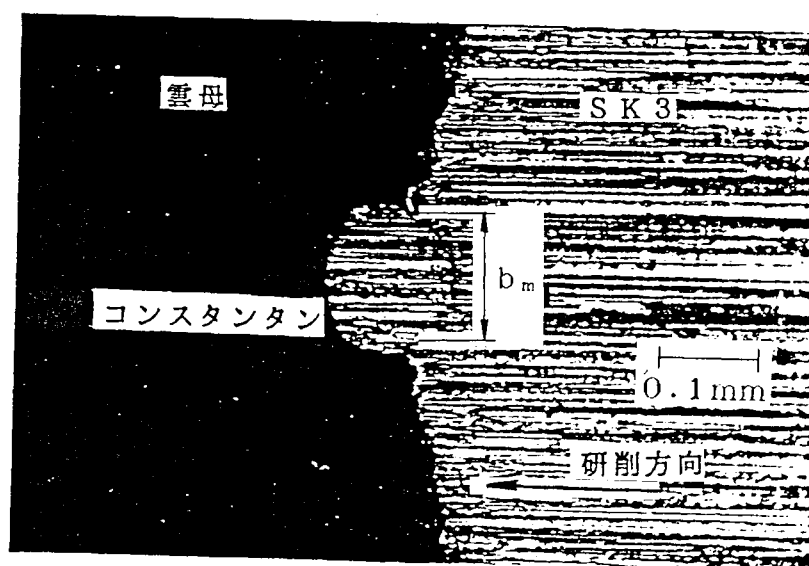


図2.41 熱電対高温接合部の顕微鏡写真(熱電対素線径 $b_0=122\mu\text{m}$ )

表 2.8 熱電対高温接合部幅の実測値

熱電対素線径 $b_o$ $\mu\text{m}$	23	72	122
高温接合部幅 $b_m$ $\mu\text{m}$	44	108	142

熱電対素線径  $b_o$  と比較すると実質接合部長さ  $b_m$  はかなり大きくなっており，研削作用によって熱電対素線の先端が釘の頭部状に塑性変形していることがわかる．

(4) クラスタ法による計算結果との比較

図 2.4 2 は熱電対法と並行して行ったクラスタ試験の結果である．

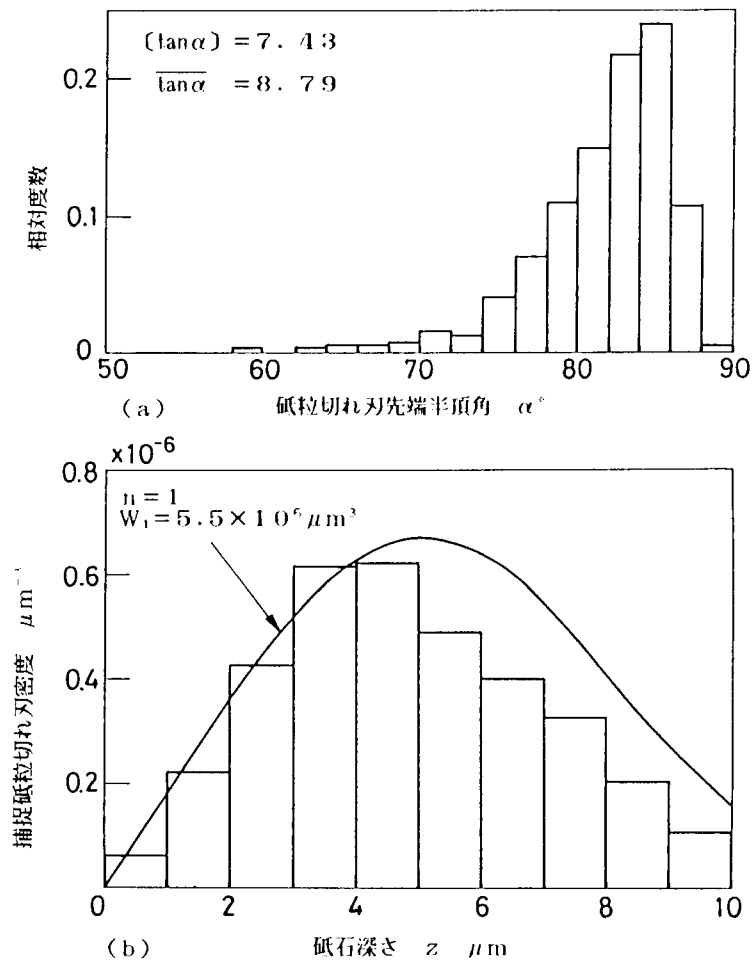


図 2.4 2 クラスタ試験結果(クラスタ長さ  $a_c = 5.5\text{mm}$ )

(a) 砥粒切れ刃形状測定結果, (b) 粗さ有効切れ刃密度測定結果

図2.42(a)に示す砥粒切れ刃形状測定結果から $[\tan \alpha] = 7.43$  ,  $\overline{\tan \alpha} = 8.79$ という特性値が得られる。また図2.42(b)に示す捕捉砥粒切れ刃密度の測定結果から砥粒切れ刃分布状態特性値として、 $n = 1$  ,  $W_1 = 5.5 \times 10^{-6} \mu m^2$ という値が得られる。

これらの値と熱電対接合部幅の実測値 $b_m$  , 研削条件を理論式に代入して砥石・工作物接触弧内における熱パルス数分布密度 $C_m$ を計算した結果を図2.40に示す。

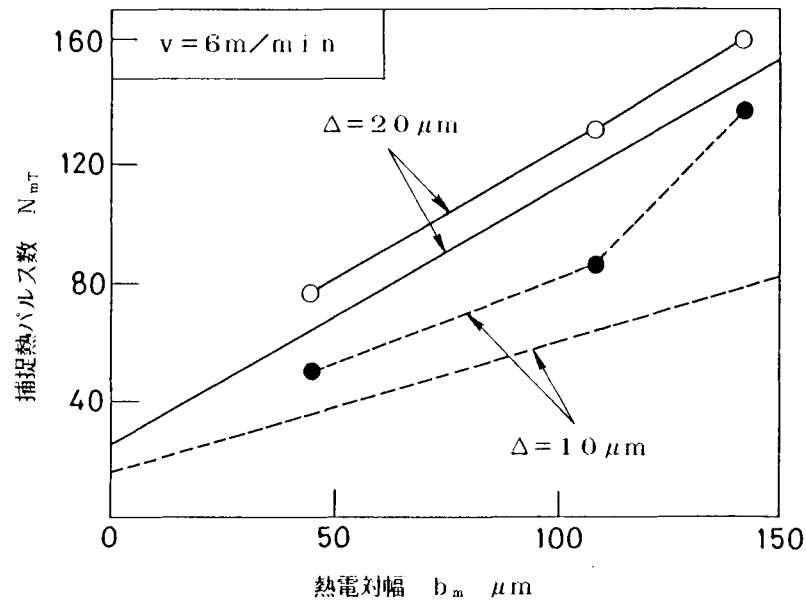


図2.43 捕捉熱パルス数に及ぼす熱電対幅 $b_m$ , 切り込み量 $\Delta$ の影響

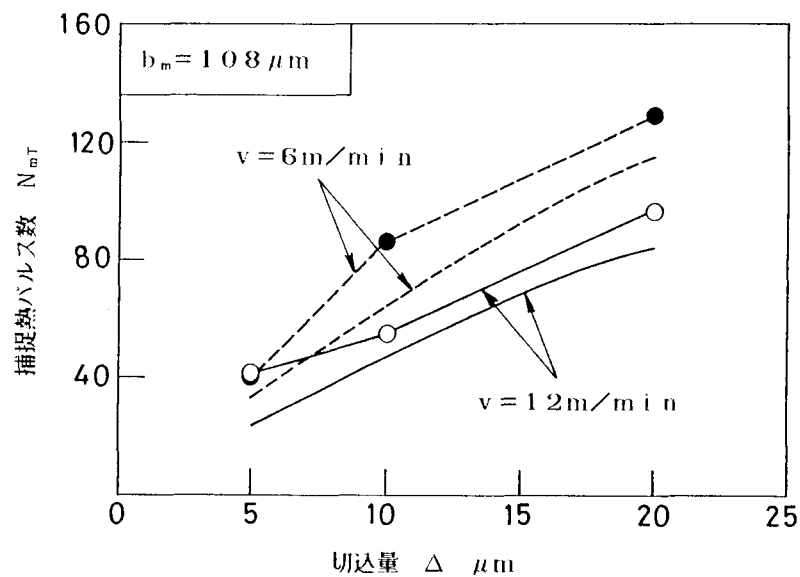


図2.44 捕捉熱パルス数に及ぼす切り込み量 $\Delta$ , 工作物速度 $v$ の影響



また、捕捉熱パルス総数  $N_{mT}$  を計算し実測値と比較した結果を図 2.43, 図 2.44 に示す。いずれの場合にも実測値の方が高い値を示しているが、捕捉熱パルス総数  $N_{mT}$  については、熱電対幅が広くなると増加し、切り込み量  $\Delta$  が大きくなるかあるいは工作物送り速度  $v$  が遅くなると増加するという傾向は良く一致している。

この結果は、クラスタ法が研削仕上面に残る砥粒切れ刃すなわち粗さ有効切れ刃を測定しているのに対して熱電対法が研削加工中の動的砥粒切れ刃すなわち基準断面有効切れ刃を測定しているというまったく異なった測定方法であり、また測定量も異なるものであるが、そこから測定条件の影響を取り除いて得られる砥石固有の値は大体一致するという基本的関係が成立することを検証している。

なお熱電対法による測定値が高い値を示す原因については、牧野ら<sup>(93)</sup>が指摘しているように、高温接合部の感熱領域が顕微鏡等で観測される接合部の外側にも幾分存在するために生じたためか、あるいは、第3章で後述するように、砥粒切れ刃・工作物間の弾塑性的挙動により生じたのか二つの点が考えられる。

#### 2.5.4 熱電対法のまとめ

熱電対素線と工作物の間に半人工的に高温接点部を形成させ、そこから得られる砥粒切れ刃の切削熱パルスを測定することにより砥石表面トポグラフィを推定する方法について理論的解析、実験を行った結果、次の点が明らかになった。

(1) 熱電対法により測定される砥粒切れ刃は基準断面有効切れ刃であり、捕捉される熱パルス数は研削条件の影響を大きく受ける。

(2) 捕捉熱パルス数は高温接合部の砥石軸方向長さすなわち接合部幅の影響を大きく受け、接合部幅が広くなると捕捉熱パルス数も増加するが、接合部の研削方向長さの及ぼす影響は無視できる。

(3) 同一砥石に対して熱電対法の他に粗さ有効切れ刃測定法であるクラスタ法を適用し、クラスタ法から得られる砥石表面トポグラフィ特性値を用いて熱パルス数を計算したところ、計算値は実測値より高い値を示したがその定性的傾向は一致した。

## 2.6 レザーブレード法

### 2.6.1 まえがき

レザーブレード法<sup>[204]</sup>とは剃刀の刃などの非常に薄い工作物をその長手方向が研削方向に対して平行になるように固定した状態で研削し、その際個々の砥粒切れ刃から発生する切削力パルスを押電型動力計で測定する方法である。押電効果を利用して切削力を測定する方法は、最初、単一砥粒による切削の場合について Eiss<sup>[213]</sup>あるいは Crisp<sup>[214]</sup>らにより用いられたが、塩崎<sup>[215]</sup>はこれを研削抵抗の測定に応用し固有振動数が高く静剛性の大きい研削動力計を試作した。この動力計の出現によって研削時における個々の砥粒切れ刃の切削抵抗を測定することが可能となり、松井、庄司<sup>[216]</sup>はこの押電型動力計を用いて連続切れ刃間隔を測定した。同様の研究は Brecker<sup>[204]</sup>が、また CIRP の協同研究として原田<sup>[217]</sup>が行っている。

なお、同時研削砥粒切れ刃数を1以下にするため工作物としてできるだけ厚さの薄いものを用いることが重要であり、レザーブレード法という名称もここに由来している。

本節は、レザーブレード法について、前節と同様の手法により、捕捉切削パルス数と研削条件の関係、工作物幅の影響を検討したものである。

### 2.6.2 レザーブレード法の理論解析

#### (1) レザーブレード法により捕捉される切削パルス数

まず初めに砥粒切れ刃分布状態指数が  $n = 0$  (一様分布) で砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  が一定 ( $\alpha = \alpha_0$ ) の場合について解析を行う。

レザーブレード法により捕捉される砥粒切れ刃は工作物の切削に関わるすべての砥粒切れ刃であり、2.2節で述べた全体有効切れ刃である。したがって、砥石深さ  $z$  の位置にある砥粒切れ刃がレザーブレードを切削する確率すなわち押電型動力計により検出される確率は式(2.7)に示す  $\eta_c(z)$  で与えられる。なお、レザーブレード法の場合、砥石周速度  $V$  は工作物すなわちレザーブレード送り速度  $v$  に対して十分大きい値をとるから式(2.7)において  $V + v = V$  とおいてよい。

次に、図2.45に示すように、レザーブレードの幅を  $b_c$  とした場合、捕捉される砥粒切れ刃には先端がレザーブレード内を通過するもの(砥粒切れ刃P)と円錐面でレザーブレードを切削するもの(砥粒切れ刃Q)の2種類が存在する。したがってレザーブレードの実質幅は  $(b_c + 2\bar{g}_m \tan \alpha_0)$  となる。なお  $\bar{g}_m$  は最大砥粒切り込み深さ  $g_m$  の平均値である。

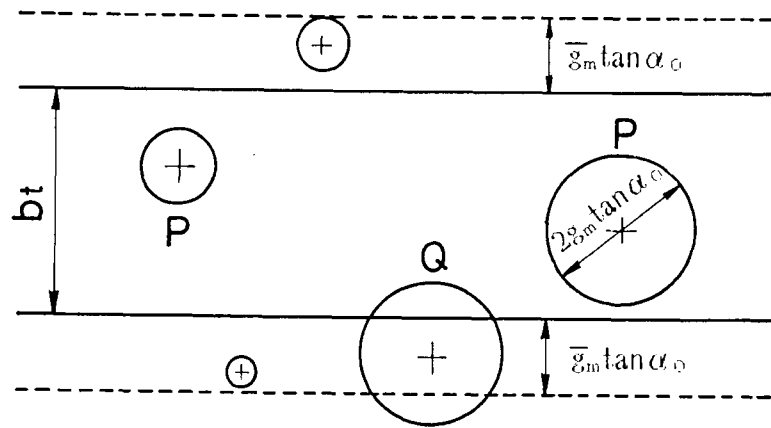


図 2.45 レザーブレード法における砥粒切れ刃捕捉領域の説明図

最大砥粒切り込み深さの確率密度関数  $f_*(g_m)$  (2.45) およびその期待値  $\bar{g}_m$  は次式で与えられる。

$$f_*(g_m) = \frac{1}{A} \int_0^{\Delta - g_m} f_{*0}(g_m, \delta) d\delta \quad (2.41)$$

$$\bar{g}_m = \int_0^{\Delta} f_*(g_m) g_m dg \quad (2.42)$$

上式において、 $A$ の値は  $\int_0^{\Delta} f_*(g_m) dg_m = 1$  になるように設定する。

また、 $f_{*0}(g_m, \delta)$  は次式で与えられる。

$$f_{*0}(g_m, \delta) = \frac{\tan \alpha_0}{W_1 G} \left\{ \frac{1}{2} \Delta^2 (\Delta - g_m - \delta)^{-0.5} - \Delta (\Delta - g_m - \delta)^{0.5} + \frac{1}{2} (\Delta - g_m - \delta)^{1.5} \right\} \\ \times \exp \left[ -\frac{\tan \alpha_0}{W_1 G} \left\{ -\Delta^2 (\Delta - g_m - \delta)^{0.5} + \frac{2}{3} \Delta (\Delta - g_m - \delta)^{1.5} \right\} \right]$$

$$\left. -\frac{1}{5}(\Delta - g_m - \delta)^{2.5} + \frac{8}{15}\Delta^{2.5} \right\} \quad (2.43)$$

上式において、 $(\Delta - g_m - \delta) < 0$  の場合には  $(\Delta - g_m - \delta) = 0$  とする。

さて、測定時間  $\tau$  の間に測定される切削パルス数を  $N_t$  とするならば、その間の砥石走行距離は  $V\tau$  であるから、切削パルス数  $N_t$  は次式で与えられる。

$$N_t = \frac{V\tau(b_t + 2\bar{g}_m \tan \alpha_o)}{W_1} \int_0^\Delta \eta_t(z) dz \quad (2.44)$$

切削パルス数  $N_t$  の実測値から砥粒切れ刃面積密度  $C_t$  を求める場合には次式が用いられる。

$$C_t = \frac{N_t}{V\tau b_t} \quad (2.45)$$

したがって、式(2.44)を式(2.45)に代入することにより、レザブレード法によって捕捉される砥粒切れ刃の面積密度  $C_t$  が得られる。

$$C_t = \frac{1}{W_1} \left( 1 + \frac{2\bar{g}_m \tan \alpha_o}{b_t} \right) \int_0^\Delta \eta_t(z) dz \quad (2.46)$$

図2.46内に実線で示す曲線は一様分布 ( $n=0$ ) の場合について砥粒切れ刃面積密度  $C_t$  を計算した結果である。なお、計算条件は  $D=200\text{ mm}$ ,  $W_1=10^6\text{ }\mu\text{ m}^3$ ,  $\tan \alpha_o=5$  とした。図より、砥粒切れ刃面積密度  $C_t$  は砥石・工作物速度比  $V/v$  の減少、あるいは切り込み量  $\Delta$  の増加に伴い増加すること、レザブレード幅  $b_t$  の影響については  $b_t=0.1\text{ mm}$  以下になるとその影響を強く受けることがわかる。

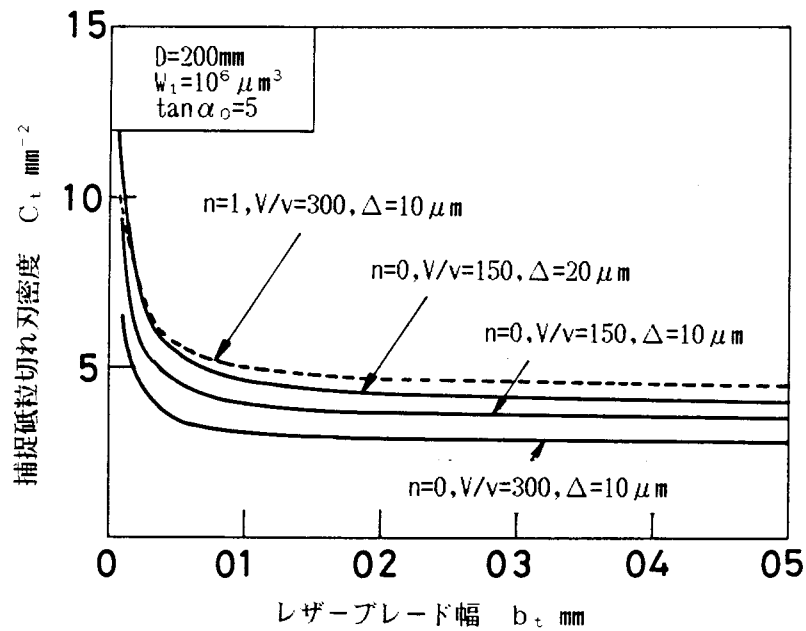


図 2.46 レザーブレード法における捕捉砥粒切れ刃面積密度の計算値

## (2) 同時研削有効砥粒切れ刃数

レザーブレード法における同時研削有効砥粒切れ刃数は、熱電対法を理論解析する際導入した式において、熱電対幅  $b_m$  をレザーブレード幅  $b_t$  に代え、更に砥石研削方向の積分範囲  $(\xi, \xi + a_m)$  を砥石・工作物干渉範囲  $(\xi = -\sqrt{D\Delta}, \xi = \sqrt{D\Delta})$  まで拡張することにより求めることができる。

すなわちレザーブレード法における同時研削有効砥粒切れ刃数  $J_t$  は次式で与えられる。

$$J_t = \int_{\xi = -\sqrt{D\Delta}}^{\xi = \sqrt{D\Delta}} \frac{\{b_t + 2 \overline{g(\xi)} \tan \alpha_0\}}{W_t} d\xi \times \int_0^{\Delta - (\xi^2/D)} P_e(\xi, z) dz \quad (2.47)$$

図 2.47 内に実線で示す直線は一様分布 ( $n=0$ ) の場合について同時研削有効砥粒切れ刃数  $J_t$  を計算した結果である。なお計算条件は図 2.46 と同一である。図より、同時研削有効砥粒切れ刃数  $J_t$  が 1 以下すなわち捕捉される切削パルスが重複しないための条件は研削条件によって異なることがわかる。

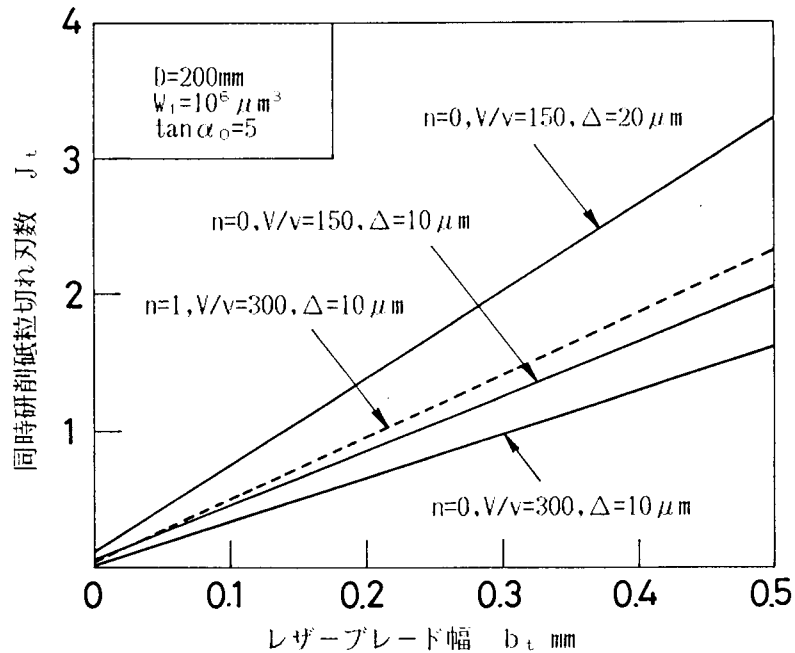


図 2.4.7 レザーブレード法における同時研削砥粒切れ刃数の計算例

### (3) 砥粒切れ刃分布状態、切れ刃先端角分布の影響

砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n = 0$ ) 以外の場合にも全く同様の解析手法を用いることが出来る。一例として、砥粒切れ刃分布状態が三角分布 ( $n = 1$ ) の場合について捕捉砥粒切れ刃の面積密度  $C_t$  の計算結果および同時研削有効砥粒切れ刃数  $J_t$  の計算結果をそれぞれ図 2.4.6, 図 2.4.7 内に点線で示す。

砥粒切れ刃先端角の分布を考慮した式を導入する場合には、全体有効切れ刃率  $\eta_t(z)$  および最大砥粒切り込み深さの確率密度関数  $f_s(g_m)$  に関しては  $\tan \alpha_0$  の値を  $[\tan \alpha]$  で置き換えるだけでよい。また、レザーブレードの実質走査幅に関しては、図 2.4.5 に示したように砥粒切れ刃形状を砥石作業面に投影する際、平均半径として  $\overline{g_m \tan \alpha}$  を用いることが必要である。

## 2.6.3 レザーブレード法の実験的考察

### (1) 実験方法

実験方法は松井, 庄司<sup>216)</sup>が行った方法と同一である。

実験装置の概略を図 2.4.8 に示す。圧電素子としてはジルコチタン酸鉛を用いた。工作物としては市販されている剃刀の刃 (焼き入れ炭素鋼) を用い、これを圧電動力計に接着した工作物ホルダーに挟んだ。

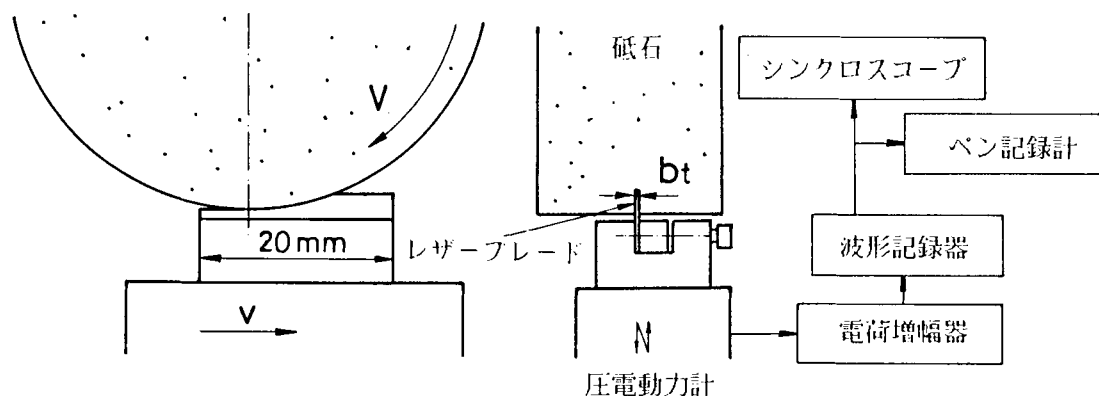


図2.48 レザーブレード法の実験方法説明図

なお、圧電動力計を平面研削盤のテーブルに固定した状態で工作物ホルダーの側面を研削することにより、剃刀の刃が研削方向に対して平行に取り付けられるようにした。この装置の固有振動数を工作物を固定した状態で測定したところ約18kHzと低い値を示したため、切削パルスの周波数が低くなるよう砥石回転数を通常値の1/120すなわち25rpmに減速した。なお砥石回転数の減速に伴い工作物送り速度も微小速度に落とし、砥粒切り込み深さなどの幾何学的パラメータが通常の研削条件と一致するようにした。

圧電動力計からの出力は電荷増幅器、波形記憶器を介してシンクロスコープで観察し、ペンレコーダーに記録した。

実験条件を表2.9に示す。

表2.9 レザーブレード法の実験条件および目直し条件

研削盤	平面研削盤 砥石 WAG0J6V 外径 $D = 192\text{mm}$
目直し条件	目直し工具 単石ダイヤモンド 砥石回転数 $N_w = 3000\text{rpm}$ 送り速度 $f_d = 600\text{mm/min}$ 切り込み量 $\Delta_d = 10\mu\text{m} \times 3\text{pass}$
レザーブレード法 実験条件	砥石回転数 $N_w = 25\text{rpm}$ ( $V_w = 15\text{m/min}$ ) 工作物 焼入炭素鋼 幅 $b_t = 0.1, 0.2, 0.3\text{mm}$ 長さ $l_t = 20\text{mm}$ 工作物送り速度 $v = 50, 100\text{mm/min}$ ( $V/v = 150, 300$ ) 切り込み量 $\Delta = 5, 10, 15, 20\mu\text{m}$
研削油剤	W3(希釈率75倍)

使用砥石，目直し条件は熱電対法で用いたものと同一である． 得られた結果はクラスタ試験による結果と比較した．

## (2) 実験結果

図2.49に切削パルスの測定例を示す．

図2.50, 図2.51は切削パルスの測定結果から砥粒切れ刃の面積密度 $C_t$ を計算した結果である． 測定結果から得られる定性的傾向，すなわち $C_t$ の値はレザーストレード幅 $b_t$ の増加に伴い減少し，切り込み量 $\Delta$ が増加あるいは砥石と工作物の速度比 $V/v$ が減少すると増加するという傾向は，図2.46に示した理論値とよく一致している．

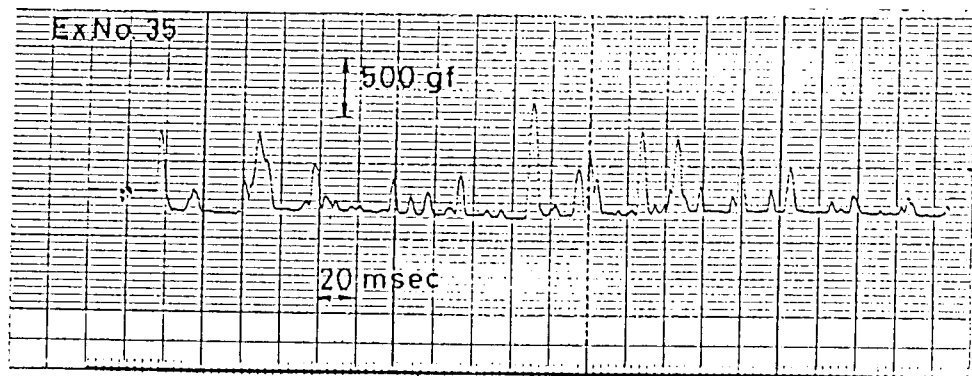


図2.49 切削パルス測定例( $V=15\text{m/min}$ ,  $v=50\text{mm/min}$ ,  $\Delta=5\mu\text{m}$ ,  $b_t=0.2\text{mm}$ )

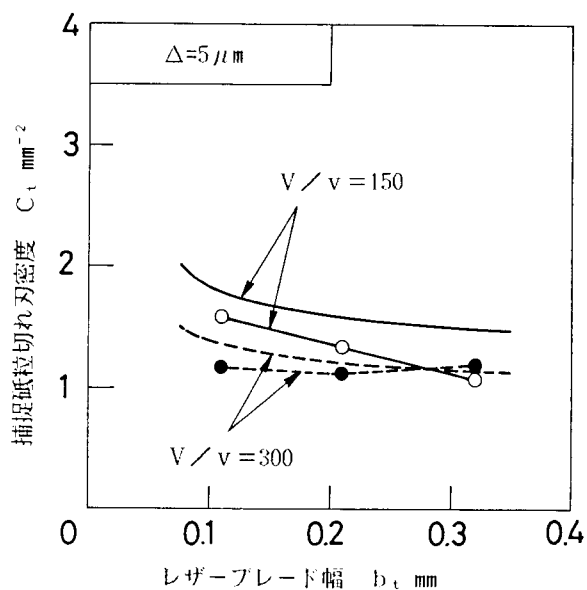


図2.50 捕捉砥粒切れ刃数に及ぼすレーザーブレード幅 $b_t$ ，速度比 $V/v$ の影響



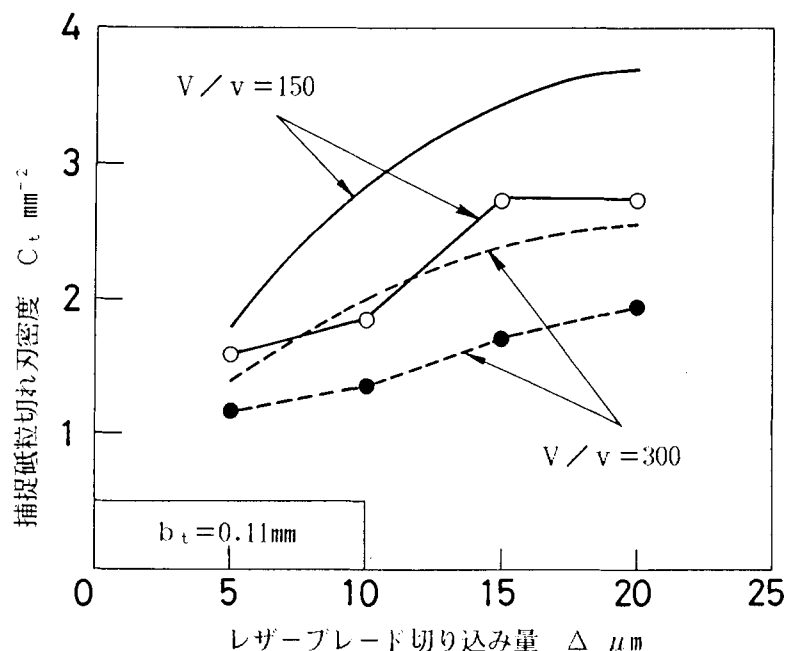


図 2.5.1 捕捉砥粒切れ刃数に及ぼす切り込み量 $\Delta$ ,速度比 $V/v$ の影響

さて、図中に示す曲線はクラスタ試験から得られた砥石表面トポグラフィ特性値を理論式に代入して求めた $C_t$ の値である。理論値と実験値は大体一致しており、熱電対法の実験で得られた結論と同様、測定法が異なってもその影響を取り除いて得られる砥石固有の値は一致することを示している。

#### 2.6.4 レザーブレード法のまとめ

全体有効切れ刃の測定法としてレザーブレード法を取り上げ、捕捉砥粒切れ刃密度、同時研削砥粒切れ刃数について理論解析および実験を行った。その結果、次の点が明らかになった。

- (1) レザーブレード法により測定される砥粒切れ刃数は研削条件の他にレザーブレード幅の影響を受ける。
- (2) レザーブレードの幅は同時研削砥粒切れ刃数が1以下になるようにできるだけ薄くすることが必要であるが、この同時研削砥粒切れ刃数は研削条件、砥石表面トポグラフィの状態によって変化する。
- (3) 同一砥石に対してレザーブレード法の他に粗さ有効切れ刃測定法であるクラスタ法を適用し、クラスタ法から得られる砥石表面トポグラフィ特性値を用いて熱パルス数を計算したところ、計算値と実測値は大体一致した。



この砥石領域内の砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  について砥石深さ方向座標  $z$  を固定して考えると,  $(-\sqrt{\Delta}/G_0, -\sqrt{\Delta-z}/G_0)$  および  $(\sqrt{\Delta-z}/G_0, \sqrt{\Delta}/G_0)$  の範囲に存在する砥粒切れ刃は基準断面を切り込み量  $\Delta$  以上の高さで通過してしまうためすべて無効切れ刃となる。

砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0$ ) で砥粒切れ刃先端角が一定 ( $\alpha=\alpha_0$ ) の場合, 砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  の粗さ有効切れ刃率は式 (2.4) に示したように  $\eta_r(x, z)$  で与えられるから, 研削仕上面粗さの創成に關与する砥粒切れ刃総数  $N_R$  は次式で与えられる。

$$N_R = \frac{b}{W_1} \int_0^{\Delta} dz \int_{-\sqrt{\Delta-z}/G_0}^{\sqrt{\Delta-z}/G_0} \eta_r(x, z) dx \quad (2.48)$$

ここで  $b$  は工作物幅である。

上式を砥石走行面積  $2b\sqrt{\Delta}/G_0$  で除することにより粗さ有効切れ刃面積密度  $C_R$  が得られる。すなわち

$$C_R = \frac{G_0}{2W_1\sqrt{\Delta}} \int_0^{\Delta} dz \int_{-\sqrt{\Delta-z}/G_0}^{\sqrt{\Delta-z}/G_0} \eta_r(x, z) dx \quad (2.49)$$

## (2) 基準断面有効切れ刃面積密度

基準断面有効切れ刃に対しても粗さ有効切れ刃とまったく同様の考え方が成り立ちその面積密度  $C_s$  の理論値として次式が得られる。

$$C_s = \frac{G_0}{2W_1\sqrt{\Delta}} \int_0^{\Delta} dz \int_{-\sqrt{\Delta-z}/G_0}^{\sqrt{\Delta-z}/G_0} \eta_s(x, z) dx \quad (2.50)$$

## (3) 全体有効切れ刃面積密度

全体有効切れ刃については, レザーブレード法の理論解析で求めた式 (2.46) においてレザーブレード幅  $b_t$  が十分広くなった場合, すなわち,  $b_t=\infty$  を考えればよい。したがって全体有効切れ刃面積密度  $C_T$  は次式で与えられる。

$$C_T = \frac{1}{W_1} \int_0^{\Delta} \eta_t(z) dz \quad (2.51)$$

砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0$ ) 以外の場合にも同様の解析手法を用いることが出来る。また砥粒切れ刃先端角の分布を考慮する場合には、上式において  $\tan \alpha_0$  を  $[\tan \alpha]$  で置換すればよい。

### 2.7.3 実験結果の検討

図2.53は各種有効切れ刃面積密度の測定結果である。なお全体有効切れ刃についてはレザブレード法の実験結果の中からレザブレード幅が0.11mmの場合の結果を流用して面積密度  $C_T$  を計算し、基準断面有効切れ刃については熱電対法の実験結果の中から熱電対素線径が72  $\mu\text{m}$  の場合の結果を流用して面積密度  $C_S$  を計算した。粗さ有効切れ刃については、熱電対法の実験で用いたSK3材工作物を熱電対法の場合と同一条件で研削し、仕上面粗さ曲線の谷底数を数えることにより粗さ有効切れ刃の面積密度  $C_R$  を求めた。図より、砥粒切れ刃の面積密度は同一研削条件の下でも有効切れ刃の種類によって異なること、その値は全体有効切れ刃、基準断面有効切れ刃、粗さ有効切れ刃の順に減少していくことがわかる。

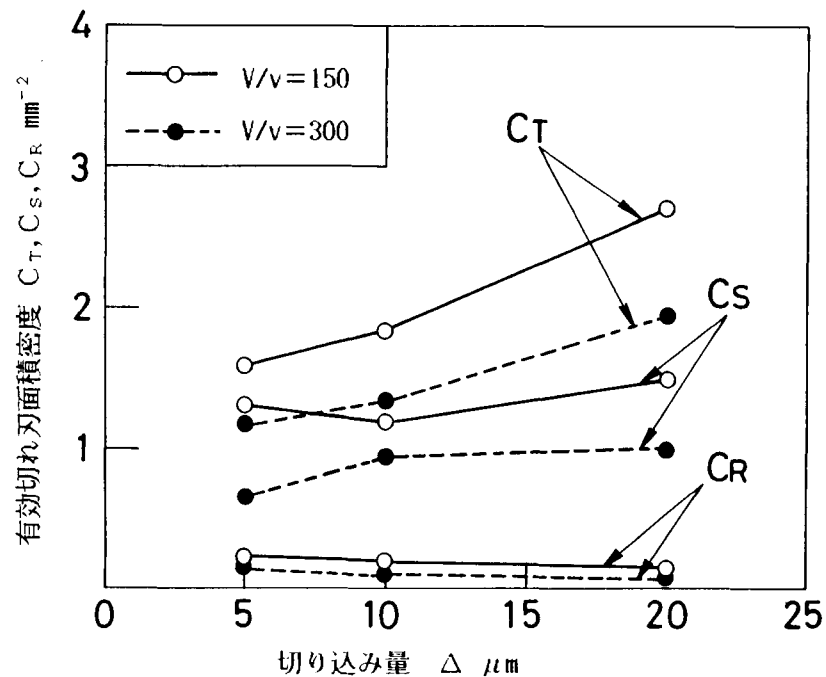


図2.53 有効切れ刃面積密度の測定結果

図2.54は、図2.53に示す実験条件下における砥石表面トポグラフィ特性値の測定値 $n = 1$ ， $W_1 = 5.5 \times 10^{-6} \mu m^3$ ， $[\tan \alpha] = 8.79$ を2.7.2で求めた理論式に代入して計算した面積密度である。図2.54の計算結果は図2.53の実験結果とよく一致している。

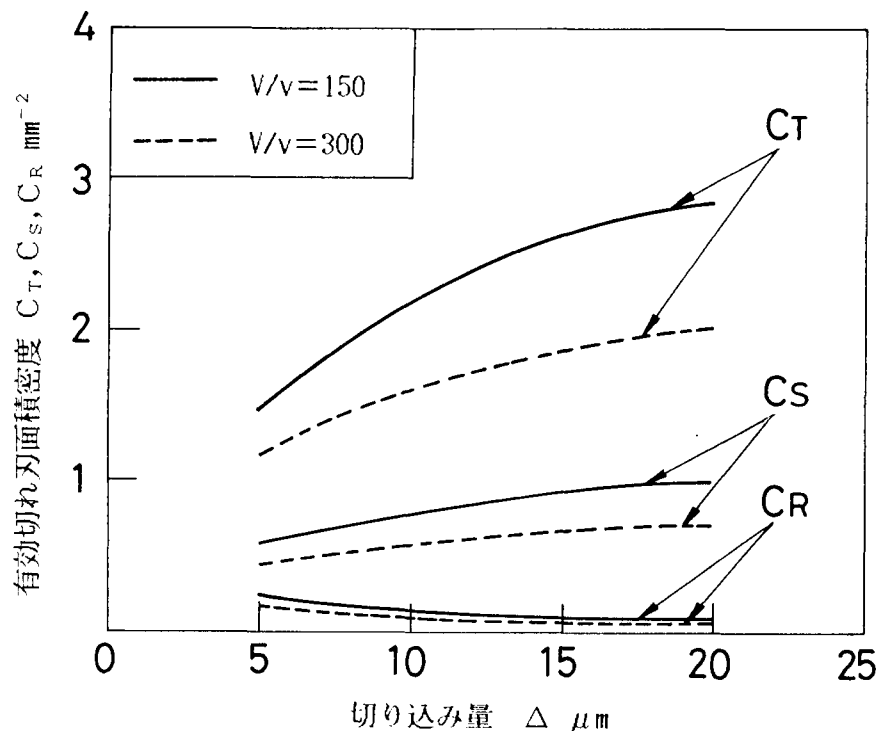


図2.54 有効切れ刃面積密度の理論値

#### 2.7.4 有効切れ刃面積密度についてのまとめ

間接法によって砥石表面トポグラフィを測定する場合に留意しておかねばならない重要な点は、その測定法によって捕捉される砥粒切れ刃がどのような種類の有効切れ刃であるかを理解しておくことである。何故なら、捕捉される砥粒切れ刃数を同一パラメータで表現したとしても、その値は有効切れ刃の種類によって異なってくるからである。本節ではこの点を理論的に説明するとともに、そこで得られる傾向が実験結果にも現れていることを確認した。

#### 2.8 第2章の結言

砥石表面トポグラフィ測定法の中で、砥石・工作物間に特定の運動条件を与えそこから得られる抵抗、仕上面粗さなどの出力を解析する方法を間接的測定法として分類し、捕捉される砥粒切れ刃と測定条件の関係を有効切れ刃という確率論的概念を用い

て明らかにした。

粗さ有効切れ刃すなわち仕上面に切削痕を残す砥粒切れ刃から砥石表面トポグラフィを測定する方法としてはクラスタ法と引っかき転写法の二つをとりあげ、また、基準断面有効切れ刃すなわち工作物内の一断面を切削する砥粒切れ刃の測定法として熱電対法を、全体有効切れ刃すなわち工作物の切削に関与するすべての砥粒切れ刃を測定する方法としてレーザーブレード法をとりあげ、それぞれの測定法について理論解析および実験的検討を行った。

クラスタ法については、クラスタの砥石円周方向長さが測定値に大きく影響を及ぼすことを明らかにし、測定結果から砥石表面トポグラフィ特性値を推定するための式を導入した。

引っかき転写法については、測定条件と測定精度の関係を明らかにし、更に、データ処理時間を短縮できる簡易引っかき転写法を考案し、この方法を用いて砥石表面トポグラフィ特性値を推定するための式を導入した。

熱電対法については、捕捉熱パルス数と研削条件の関係を導き、熱電対高温接合部の砥石軸方向幅が捕捉熱パルス数に大きく影響を及ぼすこと、一方、研削方向長さの影響は無視できることを明らかにした。

レーザーブレード法については、捕捉切削パルス数と研削条件の間関係式を導くとともに、同時研削砥粒切れ刃数が1以下になるように工作物幅をできるだけ薄くすることが重要であることを示した。

最後に、同一研削条件下であっても、捕捉される有効砥粒切れ刃の種類が異なると砥粒切れ刃面積密度の測定値もまた異なることを実験的に検証した。

## 第2章の参考文献

- 201) K.V.Kumer & M.C.Shaw : 文献114)に同じ.
- 202) 松井正己, 庄司克雄 : 文献115)に同じ.
- 203) 牧野秀一, 須藤徹也, 福島英一 : 文献117)に同じ.
- 204) J.N.Brecker & M.C.Shaw : 文献118)に同じ.
- 205) 松井正己, 庄司克雄 : 統計的手法による研削機構の考察 (第2報) - 砥粒切込み深さについて - 精密機械, 36.3(1970)196.
- 206) 臼井英治, 帯川利之, 萩原親作 : 研削における砥粒破碎のマルコフ過程的解析 (第1報) - 切れ刃形状の測定器とパターン認識 -, 精密機械, 50.10(1984)1652.
- 207) 小林昭 : 研削機構に関する最近の研究状況 - その1. 単粒の切削作用について -, 精密機械, 25.4(1959)95.
- 208) 喜田義宏, 井戸守 : 円すい台切れ刃による被削材の挙動 - 研削仕上面に関する研究 (第2報) -, 精密機械, 37.7(1971)527.
- 209) 松井正己 : 研削仕上面あらさに及ぼす砥粒切れ刃先端角と強制振動の影響, 精密機械, 38.12(1972)1055.
- 210) J.Peklenik : Industrie-Anzeiger, 1.3(1958)10.
- 211) J.Verkerk : The Real Contactlength in Cylindrical Plunge Grinding, Annals of the CIRP, 24.1(1975)259.
- 212) 玉井廉人, 河村末久, 寺田勝三 : 研削中における砥石切れ刃高さの分布について - 実験の方法と二, 三の結果 (第1報) -, 精密機械, 36.4(1970)263.
- 213) N.S.Eiss, JR : Fracture of Abrasive Grain in Grinding, Trans. of ASME, Series B, 88, Aug. (1967)463.
- 214) J.Crisp, J.R.Seidal & W.F.Stokey : Measurement of Forces During Cutting with a Single Abrasive Grain, The International J. of Production Research, 7.2(1968)159.
- 215) 塩崎進, 宮下政和 : 研削動力計の試作 - 動力計の動力学と設計 (第2報) -, 精密機械, 35.7(1969)471.
- 216) 松井正己, 庄司克雄 : 統計的手法による研削機構の考察 (第3報) - 二, 三の実験的考察, 精密機械, 37.10(1971)708.
- 217) JSPE Grinding Wheel Topography Committee: CIRP Cooperative Study on Wheel Surface Characteristics in Japan (1st Report), 1974.

### 第3章 間接的測定法における弾塑性的挙動の影響

#### 3.1 緒言

砥石表面トポグラフィの間接的測定法は、第2章で述べたように、特定条件のもとで研削加工を行いそこから得られる仕上面粗さ、切削抵抗などの出力を解析するという方法である。したがって、その理論解析として最初に行わなければならない点は砥粒切れ刃の切削作用を幾何学的に考察しそこから砥粒切れ刃の運動条件すなわち砥石表面トポグラフィ測定条件と測定結果の関係を導き出すことにある。第2章ではこの点に注目し、「砥粒切れ刃と工作物の幾何学的干渉部分はすべて砥粒切れ刃の形状どおりに削りとられ切屑として排出される」という仮定のもとに各種測定法の解析を行ってきた。その結果、結言に述べたとおり、測定値と測定条件の因果関係について数式的表現が可能となり、測定法の違いによって生ずる測定単位系の不一致および測定値の差異は個々の測定条件の影響を取り除くことによって解消できることが明らかになった。

ところで実際の研削加工においては砥粒切れ刃の幾何学的切削作用だけでは説明できない研削条痕の盛り上がりや弾性変形、砥粒切れ刃の上すべりなどの弾塑性的挙動が存在しており、それが研削機構に大きな影響を与えることが報告されている。砥石表面トポグラフィを間接法により測定する場合にもこの弾塑性的挙動の影響は避けて通れない問題であり、また砥石表面トポグラフィが砥石深さで高々十数ミクロンの領域に存在する砥粒切れ刃を測定対象としている点を考えるならばその測定値に及ぼす影響を解明しておくことは一層重要となる。

そこで本章では、第2章で述べたクラスタ法、引っかき転写法、熱電対法、レーザーブレード法の各種測定法についてその測定誤差に及ぼす弾塑性的挙動の影響を検討しその程度を比較している。解析手法としては、弾塑性的挙動に関してこれまで報告されている単粒実験結果を引用し砥石表面トポグラフィの測定をモンテカルロ法によりシミュレートするという方法を採用した。また、シミュレーションにより得られた定性的傾向は実験結果とその一致性を検討した。

#### 3.2 砥粒切れ刃、工作物の弾塑性的挙動

##### 3.2.1 弾性的挙動

砥粒切れ刃・工作物間の接触領域に生ずる弾性的挙動を実験的手法により解明しようとする研究は田中ら<sup>30,31)</sup>が上すべり現象として最初に取り上げ、切り始め深さすな



わち弾性変位量は砥石種類，研削速度，工作物硬度によって変化することを明らかにした．その後，中山ら<sup>302)</sup>は研削点近傍の弾性的挙動を砥粒切れ刃中心位置の弾性変位量（以後弾性変位量と呼ぶ）と砥粒切れ刃・工作物の相対近接量（以後弾性変形量と呼ぶ）に分離して実験的検討を行い，砥粒切れ刃の弾性変位量  $c$  と荷重  $f_n$  の関係について次式に示す実験式を導いている．

$$f_n = 1.75 c^{1.5} \quad (\text{k g f}, \mu \text{ m 単位}) \quad (3.1)$$

砥粒切れ刃の弾性変形および工作物の弾性回復については，その後本多<sup>303)</sup>が詳細な実験的検討を行っている．彼はダイヤモンド円錐工具を用いて単粒切削実験を行い，黒木<sup>304)</sup>の理論解析結果を参考にすることにより次式に示すような弾性回復率  $\gamma_r$  と弾性的物性値，研削条件の関係式を導いた．なお，弾性回復率  $\gamma_r$  とは，設定砥粒切り込み深さを  $g$  とした場合，砥粒切れ刃先端の弾性変形量  $c_s'$  と切削痕溝深さの弾性回復量  $c_w'$  の和が設定切り込み深さ  $g$  にたいして占める割合として定義される．

すなわち

$$\begin{aligned} \gamma_r &= \frac{(c_s' + c_w')}{g} \\ &= \frac{p_m \phi}{1.08 \cot \alpha_o} \left( \frac{1 - \nu_s^2}{E_s} + \frac{1 - \nu_w^2}{E_w} \right) \end{aligned} \quad (3.2)$$

ここで  $p_m$  は工作物の降伏応力， $\nu_s$  および  $\nu_w$  はそれぞれ砥粒，工作物のポアソン比を表わし， $E_s$  および  $E_w$  は砥粒，工作物のヤング率を表わす． $\alpha_o$  は砥粒切れ刃先端半頂角であり， $\phi$  は研削速度および砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha_o$  により決定される実験定数である．

シミュレーションにより砥粒切れ刃，工作物の弾性的挙動を取り扱う場合には，以上に紹介した式 (3.1)，式 (3.2) を個々の砥粒切れ刃の弾性変位量，切れ刃先端の弾性変形量，工作物の弾性回復量の計算に用いるものとする．

### 3. 2. 2 塑性的挙動

砥粒切れ刃と工作物の干渉体積すべてが切屑として排出されずにその一部が切削溝両側へ塑性流動する盛り上がり切残し現象については塩崎、竹中らがその存在を報告して以来、これまでに多くの定性的および定量的解析が行われている<sup>305)</sup>。例えば大越ら<sup>306)</sup>はダイヤモンド三角錐およびWA砥粒を用いて単粒研削実験を行い、盛り上がり率が研削量および研削速度によって変化することを明らかにした。また佐々木ら<sup>307)</sup>は砥粒と材質的に類似しているセラミックバイトを用いて旋削実験を行い、バイト形状によって盛り上がり量が異なることを報告している。工作物材質の影響については、軟らかい材料ほど盛り上がり量の大きくなることが塩崎<sup>308)</sup>により定性的に報告されているが、最近では本多<sup>309)</sup>がダイヤモンド円錐工具を用いた単粒研削実験を詳細に行い、ピッカース硬度から盛り上がり率を推定する実験式を得ている。

このように盛り上がり現象は研削速度、砥粒切れ刃形状、工作物硬度など多くの因子を変数として持つことが報告されているが、本章で行おうとするシミュレーションの目的は砥石表面トポグラフィ測定結果に及ぼす影響を明らかにすることにある。

したがって、塑性的挙動としては、解析を簡単にするため盛り上がり率を工作物材質だけの関数とみなし、盛り上がり面積は砥粒切れ刃と工作物の干渉断面積に比例するものと仮定する。

### 3. 3 弾塑性的挙動のシミュレーションモデル

#### 3. 3. 1 基準断面の研削過程シミュレーション

砥石内における砥粒切れ刃の分布状態を乱数によって設定し複雑な研削機構を解明しようとする方法、すなわちモンテカルロシミュレーションはR.M.Baul<sup>310)</sup>によって導入され、その後、佐田ら<sup>311)</sup>、H.Yoshikawaら<sup>312)</sup>、松井ら<sup>313)</sup>などが現実に近い砥石モデルの設定およびシミュレーション技法の開発を行うことにより実験的解析では測定困難な現象も解明できるようになった。本章でこれから検討しようとする弾塑性的挙動は個々の砥粒切れ刃と工作物の干渉領域内に発生する現象であり、その研削機構に及ぼす総合的効果は個々の弾塑性的現象を積み重ねていくことにより初めて明らかになるものである。したがってモンテカルロシミュレーションが有効な手段となる。

本節では、研削加工のシミュレーションモデルとして松井ら<sup>314)</sup>が導入したモデルを採用しているが、砥石・工作物系に弾塑性的挙動が存在しない場合について、その

概略を説明する．

図 3.1 (a) に示すような平面研削モデルを考え工作物内の任意位置に基準断面を設定する．砥石内に設定する砥粒切れ刃の基準断面に対する砥石円周方向位置，砥石深さ方向位置，及び砥石幅方向位置は乱数により決定される．図 3.1 (b) は砥粒切れ刃が基準断面を通過する状況を示したものである．同図において砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  が基準断面を通過する高さ  $H_i$  は 2.2 節の式 (2.2) で与えられ，砥粒切り込み深さは砥粒切れ刃先端位置から垂線を引き先行する砥粒切れ刃群の残した切削痕プロフィールと交叉する点までの距離  $g_i$  で定義される．また，砥粒切れ刃切削幅は図に示すように  $b_i$  で定義し，砥粒切削断面積は  $S_i$  で表わすことにする．

弾塑性的挙動が存在しない場合，最終的に得られる砥粒切れ刃切削痕プロフィールすなわち仕上面粗さ曲線の最低点は理想的仕上面すなわち最低基準線と一致するが，それ以外の場合には  $H_r$  で与えられる切残し量が発生する．また仕上面粗さの評価には仕上面粗さ曲線の最低点から測定した平均高さ粗さ  $\bar{H}$  を用いることにする．

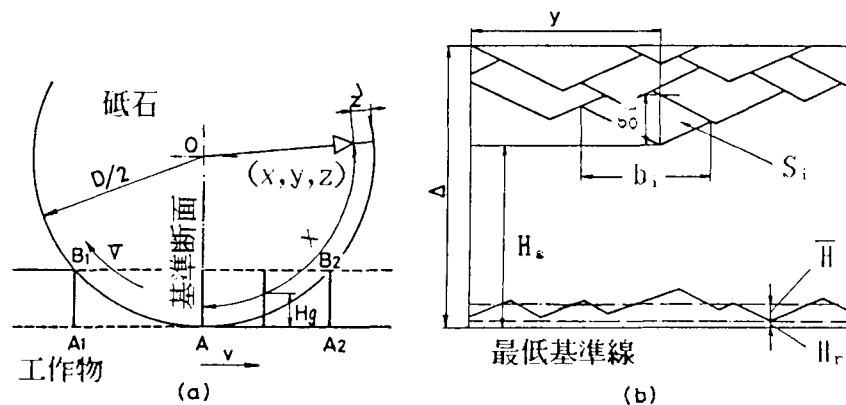


図 3.1 平面研削加工のシミュレーションモデル

(a) 基準断面と砥粒切れ刃の位置関係

(b) 基準断面内における砥粒切れ刃の切削プロセス

### 3.3.2 弾性的挙動のシミュレーションモデル

図 3.1 (a) に示す砥粒切れ刃  $(x, y, z)$  に注目し幾何学的に決定される砥粒切り込み深さを  $g_i$  で表わすと，この砥粒切れ刃が実際に工作物を切削する場合の弾性的挙動は図 3.2 に示すようにモデル化することができる．すなわちこの砥粒切れ刃が工作物と接触した場合その先端位置は  $c$  だけ弾性変位し（図 3.2 (a) 参照），更に  $c_r$  だけ弾性変形する（図 3.2 (b) 参照）．砥粒切れ刃はこの状態で工作物

を切削しその後工作物に残った切削溝は底部で  $c_w$  だけ弾性回復する（図 3.2 (c) 参照）。

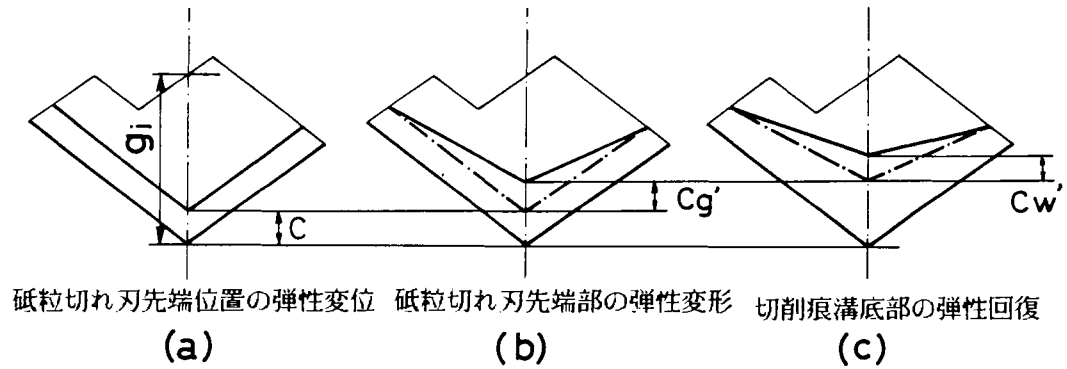


図 3.2 砥粒切れ刃, 工作物の弾性的挙動

(a) 砥粒切れ刃先端位置の弾性変位

(b) 砥粒切れ刃先端部の弾性変形

(c) 工作物切削溝の弾性回復

まず初めに砥粒切れ刃先端位置の弾性変位量  $c$  を考えると, 図 3.2 (a) の状態において砥粒切れ刃に作用している垂直方向切削力  $f_n$  は近似的に次式で与えられる。

$$f_n = p_m \times \frac{\pi}{2} \tan^2 \alpha_d (g_t - c)^2 \quad (3.3)$$

ここで  $p_m$  は工作物の平均降伏応力である。

上式に式 (3.1) に示した弾性変位量と荷重間の実験式を代入することにより次式に示すような幾何学的砥粒切り込み深さ  $g_t$  と弾性変位量  $c$  の関係式が得られる。

$$p_m \times \frac{\pi}{2} \tan^2 \alpha_d (g_t - c)^2 = 1.75 c^{1.5} \quad (3.4)$$

したがって, 研削加工のシミュレーションにおいて砥粒切れ刃先端位置の弾性変位を考慮する場合には, 個々の砥粒切れ刃の予定砥粒切り込み深さ  $g_t$  を用いて弾性変

位置  $c$  を計算し砥粒切れ刃の切削高さを  $H_s$  から  $H_s + c$  に修正すればよい。

次に、砥粒切れ刃の弾性変形、工作物の弾性回復を考えると、切削痕底部の高さ方向座標は更に  $c' = (c_s' + c_w')$  だけ上昇することになる。その量は式 (3.2) に示した弾性回復率  $\gamma_r$  を用いて次式で表わすことができる。

$$c' = (c_s' + c_w') = \gamma_r (g_s - c) \quad (3.5)$$

さて、この弾性変形および弾性回復の影響を図 3.2 (b), 図 3.2 (c) に示すように忠実にシミュレートすることは可能であるが、切削痕プロファイルの傾斜角が個々の砥粒切れ刃によって変化してしまうため次項で述べる盛り上がり切残し現象との総合効果を考える場合にシミュレーション過程が非常に複雑になってしまう。そこで、弾性変形および弾性回復の効果を傾斜角一定の切削痕プロファイルを用いて表現できるような等価モデルを導入することを考える。

いま、図 3.3 に示すような単粒による切削痕プロファイルを考える。

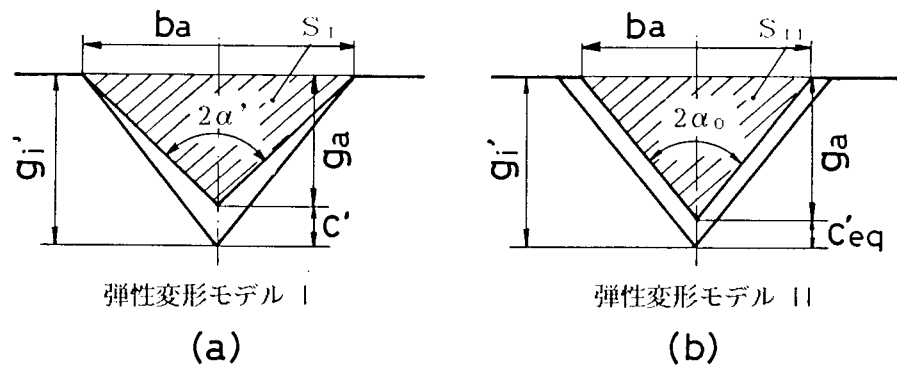


図 3.3 弾性的挙動のシミュレーションモデル

(a)弾性的挙動を忠実にシミュレートしたモデル(モデル I)

(b)等価弾性モデル(モデル II)

図 3.3 (a) は上述の弾性変形挙動を忠実にシミュレートしたモデル (モデル I) である。このモデル I を図 3.3 (b) のモデル II に示すように切削痕プロファイルの傾斜角が弾性変形前後で変化しないようなモデルで近似し、その切削痕底部の移動量を  $c_{eq}'$  で表わすことにすると、モデル I とモデル II の実質切削断面積  $S_1$ ,  $S_2$  はそれぞれ次式で与えられる。

$$S_{II} = g_{II}' (g_{II}' - c') \tan \alpha_0 \quad (3.6)$$

$$S_{III} = (g_{III}' - c'_{eq})^2 \tan \alpha_0 \quad (3.7)$$

なお  $g_{II}'$  は幾何学的に決定される砥粒切り込み深さ  $g_{II}$  から砥粒切れ刃先端位置の弾性変位量  $c$  を差し引いた値である。

両者の実質切削断面積  $S_{II}$ ,  $S_{III}$  が等しくなるものと仮定して実質弾性変形量  $c'$  と等価弾性変形量  $c'_{eq}$  の関係式を求めると次式が得られる。

$$c'_{eq} = g_{II}' (1 - \sqrt{1 - \gamma_r}) \quad (3.8)$$

弾性回復率  $\gamma_r$  は一般に 1 に比べて十分小さい値を取るため、式 (3.8) は次式のように近似できる。

$$c'_{eq} = 0.5 g_{II}' \gamma_r = 0.5 c' \quad (3.9)$$

以上の考察結果より、砥粒切削痕形状を一定に保った状態でその位置を実際の弾性変形量  $c'$  の半分だけ上方に移動させる等価シミュレーション方式は弾性変形挙動を忠実にシミュレートする方式と大体同一の切削断面積を与えることができ、研削機構も同等になることが予想される。

表 3.1 は、モデル I とモデル II のシミュレーションを実際に行い幾何学的砥粒切り込み深さ平均値  $\overline{g_i}$ , 実質砥粒切り込み深さ平均値  $\overline{g_a}$ , 実質砥粒切削幅平均値  $\overline{b_a}$ , 研削仕上面粗さ曲線の平均高さ粗さ  $\overline{H}$ , 基準断面有効切れ刃数  $N_s$  を比較した結果である。なおシミュレーション条件としては、砥石速度  $V = 1300 \text{ m/min}$ , 工作物速度  $v = 5 \text{ m/min}$ , 設定砥石切り込み量  $\Delta = 10 \mu\text{m}$ , 研削幅  $b = 0.5 \text{ mm}$  を用い、砥石表面トポグラフィ特性値として、 $n = 0$ ,  $W_1 = 10^6 \mu\text{m}^3$ ,  $\tan \alpha_0 = 5.67$  を用いた。また弾性回復率  $\gamma_r$  は 0.2 とした。

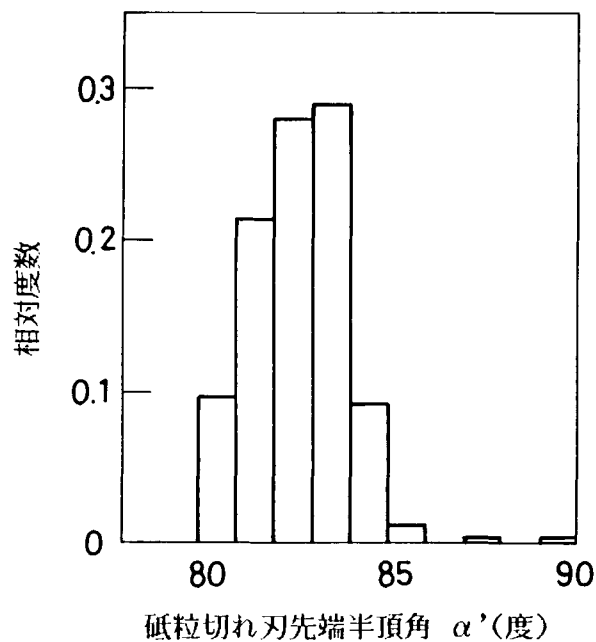
表 3.1 等価弾性モデルが研削機構に及ぼす影響

項目	$\overline{g_i} \mu\text{m}$	$\overline{g_a} \mu\text{m}$	$\overline{b_a} \mu\text{m}$	$\overline{H} \mu\text{m}$	$N_s$
モデル I	1.29	1.03	13.94	0.85	402
モデル II	1.26	1.10	13.98	0.97	407

また図3.4は、モデルⅠの場合について砥粒切れ刃切削痕プロファイルから得られる砥粒切れ刃先端半頂角の分布状態を求めた結果である。

表3.1に示す結果より、モデルⅠとモデルⅠⅠで研削機構に及ぼす影響に大きな差は認められないことがわかる。また図3.4に示す結果より、砥粒切れ刃切削痕プロファイルから得られる砥粒切れ刃先端半頂角の平均値 $\overline{\alpha'}$  ( $\overline{\alpha'} = 82.6^\circ$ )と砥粒切れ刃先端半頂角の設定値 $\alpha_0$  ( $\alpha_0 = 80^\circ$ )の差は $2.6^\circ$ とかなり小さく、モデルⅠⅠのように砥粒切れ刃切削痕の傾斜角を一定とみなしても研削機構に及ぼす影響に大差はないことがわかる。

したがって、研削加工のシミュレーションにおいて砥粒切れ刃の弾性変形および工作物の弾性回復を考慮する場合には、砥粒切れ刃の切削前後において切削痕底部の高さを $c'_{eq} = 0.5 (c'_s + c'_w)$ だけ上昇させればよい。



(平均値 $\overline{\alpha'} = 82.6^\circ$  | 標準偏差 $\alpha'_{rms} = 1.1^\circ$ )

図3.4 砥粒切れ刃先端部の弾性変形および工作物の弾性回復が切削痕形状に及ぼす影響

### 3.3.3 塑性的挙動のシミュレーションモデル

まず初めに切削溝両側の盛り上がり量を決定する方法について述べる。図3.1(b)に示す砥粒切れ刃 $(x, y, z)$ が工作物と干渉する部分を抜き取り、図3.5(a)に示すようにその断面を砥粒切れ刃先端位置を通る垂線で二分し、右側の面積を $S_{11}$ 、

左側の面積を  $S_{i2}$  とする。 左右の盛り上がり面積は、この干渉断面積と盛り上がり率  $\gamma_p$  の積としてそれぞれ  $S_{i1}\gamma_p$ 、 $S_{i2}\gamma_p$  で与えられる。

次に盛り上がり形状を決定する場合、基礎実験から得られた結果を忠実にシミュレートするならば喜田ら<sup>313)</sup>が行ったように盛り上がり形状を図3.5(a)に示すような指数関数で表現しなければならないが、砥粒切れ刃と工作物の干渉回数が増加するに伴い切削痕形状は複雑性を増していく。そこで、砥粒切れ刃の弾性変形および工作物の弾性回復のモデル化の場合と同様、砥粒切削痕プロフィルの傾斜角が一定となるような等価盛り上がり形状を導入する。等価盛り上がり形状は図3.5(b)に示すように盛り上がり面積を平行四辺形面積要素の和として表現することにより決定される。

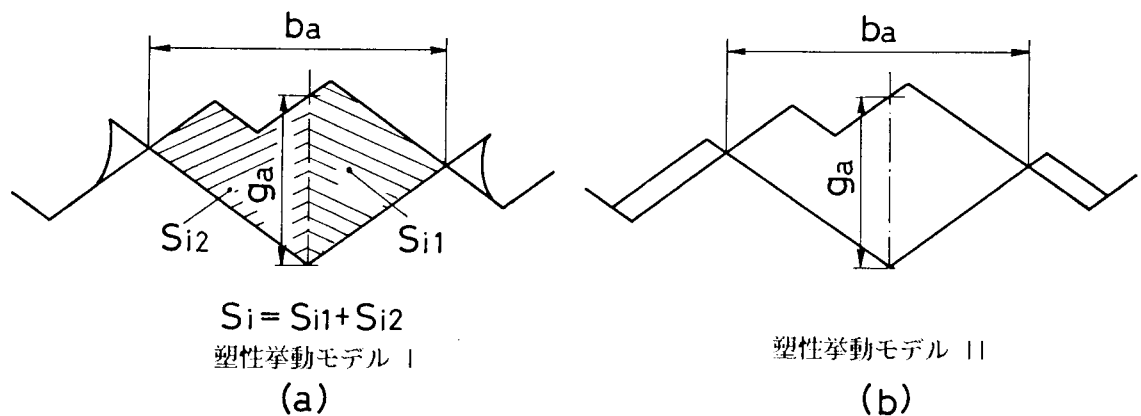


図3.5 塑性的挙動のシミュレーションモデル

(a)塑性的挙動を忠実にシミュレートしたモデル(モデルI)

(b)等価塑性モデル(モデルII)

表3.2 等価塑性モデルが研削機構に及ぼす影響

項目	$\bar{g}_a \text{ } \mu\text{m}$	$\bar{S}_i \text{ } \mu\text{m}^2$	$\bar{b}_a \text{ } \mu\text{m}$	$\bar{H} \text{ } \mu\text{m}$	$H_r \text{ } \mu\text{m}$	$N_s$
モデル I	1.22	14.4	13.4	1.10	0.00	227
モデル II	1.26	15.0	14.7	1.11	0.04	234

表3.2は、図3.5(a)に示す塑性的挙動を忠実にシミュレートしたモデルIと図3.5(b)に示す等価シミュレーションモデルIIが研削機構に及ぼす影響を比較した結果である。なおシミュレーションに用いた研削条件、砥石表面トポグラフィ特性値は表3.1の場合と同一であり、盛り上がり率として  $\gamma_p = 0.3$  を用いた。



表 3.2 に示す実質砥粒切り込み深さ平均値  $\bar{g}_a$ ，実質砥粒切削幅平均値  $\bar{b}_a$ ，砥粒切れ刃・工作物間の干渉断面積平均値  $\bar{S}_i$ ，研削仕上面粗さ曲線の平均高さ粗さ  $\bar{H}$ ，切残し量  $H_r$ ，基準断面有効切れ刃数  $N_s$  の値はすべてモデル I とモデル II で大体一致しており，塑性的挙動をシミュレートする場合，等価盛り上がりモデルを用いて盛り上がり形状を決定してよいことがわかる。

### 3.3.4 シミュレーションモデルについてのまとめ

研削加工における砥粒切れ刃，工作物の弾塑性的挙動は砥粒切れ刃先端位置の弾性変位および先端形状の弾性変形，工作物上に残る切削痕溝の弾性回復，更に切削痕両側への工作物盛り上がり現象に分類することができる。本項ではこれらの現象をシミュレーションで取り扱う場合のモデル化について検討した。その結果，砥粒切れ刃の弾性変形および工作物の弾性回復現象については等価弾性変形モデルを採用することにより切削痕プロファイルの傾斜角を一定に保ったままで研削機構に及ぼす影響を検討できること，更に，盛り上がり現象についても同様に等価塑性変形モデルを採用できることが明らかになった。

## 3.4 シミュレーション技法

### 3.4.1 はじめに

砥粒切れ刃，工作物の弾塑性的挙動をシミュレーションによって検討しようとする場合留意しなければならない点は，弾性変位量および盛り上がり面積がそれぞれ砥粒切り込み深さ，砥粒切れ刃・工作物干渉断面積の数分の一というかなり小さい値となるためこれらの量が切削痕プロファイル内に誤差として吸収されないようにシミュレーションの精度を十分に高めることが必要となることである。この点に関して従来用いられている手法を検討してみると，それらは次に示すようにいくつかの問題点を持っている。

例えば吉川ら<sup>210)</sup>は図 3.6 に示すように基準断面を細柱で離散化し，各分割線の高さを記憶するという方法を用いている。この場合，工作物高さ（分割線の高さ） $H_k$  が砥粒切れ刃の切削高さ  $H_c$  より高ければ切削が行われ，工作物高さは  $H_k$  から  $H_c$  に修正される。一方，工作物高さ  $H_k$  が砥粒切れ刃の切削高さ  $H_c$  より低ければ切削は行われず，工作物高さは変化しない。また，砥粒切削断面積は切削前後における個々の分割線の高さの差に分割線間隔を乗じたものの和として与えられる。

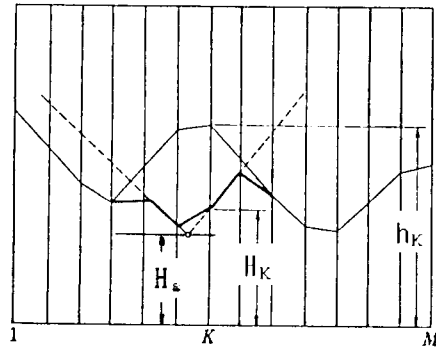


図 3.6 吉川らの開発したシミュレーション技法

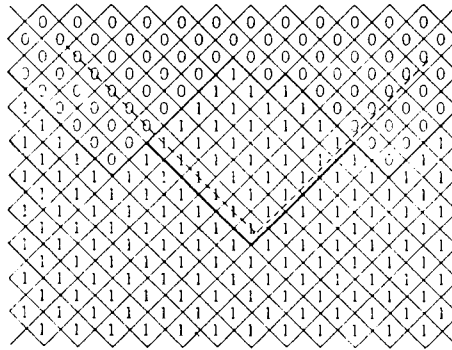


図 3.7 松井らの開発したシミュレーション技法

この手法は任意の砥粒切れ刃形状に対して適応できるという利点を持っているが、上述したように砥粒切れ刃の切削痕プロフィールを正確に表現できず、砥粒切れ刃切削回数の増加に伴って仕上面粗さ曲線が徐々に平滑化されていくという欠点を持っている。この欠点は基準断面の分割幅を十分小さくすることにより避けることができるが、その場合には計算機内に占める記憶容量も比例して増加することになる。

松井ら<sup>312)</sup>は、図 3.7 に示すように、基準断面を砥粒切れ刃形状の傾斜角に等しい勾配を持つ直線で分割することによって菱形要素の集合体として取り扱い、その要素が切削される場合には 0、切削されずに残る場合には 1 として記憶する方法を考案した。この場合、砥粒切れ刃先端部を含む要素の値が 0 ならばその砥粒切れ刃は無効となり、1 ならば有効となる。また、砥粒切削断面積は有効に切削される菱形要素の個数に菱形要素の面積を乗ずることにより与えられる。この方法は吉川らの方法における「研削仕上面粗さ曲線が平滑化される」という欠点を改善したものであるが、砥粒切れ刃形状が変動する場合には適用できない。

そこで筆者は、砥粒・工作物の弾塑性的挙動を精度良く表現できるようなシミュレーション技法を新たに開発した。この方法の特徴は基準断面内の砥粒切削痕プロフ

ルの山頂および谷底位置を順番に記憶することにより砥粒切削痕プロファイルを直線群として表現する点にある。この手法を用いると基準断面を連続する一平面として取り扱うことができるため上述の手法のような離散化による近似誤差が発生せず、また砥粒切れ刃形状の変化にも対応できる。以下にこの手法の概要を述べる。

### 3. 4. 2 砥粒切れ刃切削痕プロファイルの表示法

図3.8に示すように、基準断面内に直交座標 $(X, Y)$ を考え、その中に砥粒切れ刃切削痕プロファイルを与える。X座標は砥粒切れ刃の砥石幅方向位置 $y$ に、Y座標は切削高さ $H_s$ にそれぞれ対応する。

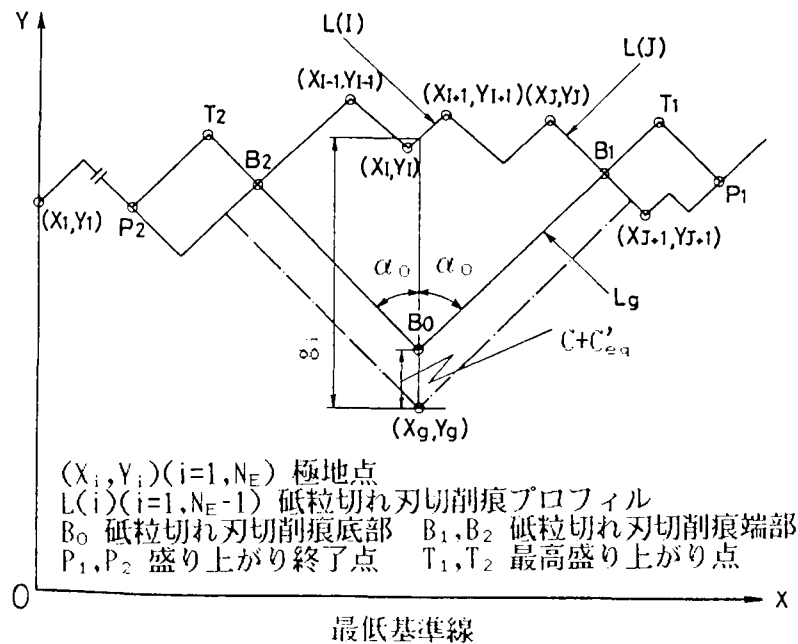


図3.8 砥粒切れ刃切削痕プロファイルの表示法

砥粒切れ刃切削痕プロファイルの山頂および谷底（以後極値点と呼ぶ）をX座標の小さい方から順に $(X_i, Y_i) (i=1, N_E, N_E$ は極値点の個数)で表わすと、任意の極値点 $(X_i, Y_i)$ とそれに隣接する極値点 $(X_{i+1}, Y_{i+1})$ 間の砥粒切れ刃切削痕プロファイル $L(i)$ は次式で与えられる。

$$Y = A(i)X + B(i) \quad (3.10)$$

ここで  $A(i) = \frac{(Y_{i+1} - Y_i)}{(X_{i+1} - X_i)}$  ,  $B(i) = \frac{(X_{i+1}Y_i - X_iY_{i+1})}{(X_{i+1} - X_i)}$  である。

したがって、基準断面内の砥粒切れ刃切削痕プロファイルは線分  $L(i)$  ( $i = 1, N_E - 1$ ) の集合で表わすことができる。

### 3.4.3 有効砥粒切れ刃の判定

図3.8において、予定切削位置が  $(X_*, Y_*)$  である砥粒切れ刃は、その砥粒切れ刃位置に対応する砥粒切れ刃切削痕プロファイル  $L(I)$  が点  $(X_*, Y_*)$  の上方にあるときに限り基準断面を有効に切削する。砥粒切れ刃切削痕プロファイル  $L(I)$  は  $X_*$  と極値点の  $X$  座標  $X_i$  ( $i = 1, N_E$ ) を小さい方から順に比較し、 $X_i - X_* < 0$ 、 $X_{i+1} - X_* \geq 0$  を満足する序数  $I$  を見いだすことにより求められる。

次式において、 $g_i > 0$  ならば砥粒切れ刃  $(X_*, Y_*)$  は有効であり、 $g_i$  は予定砥粒切り込み深さになる。

$$g_i = A(I)X_* + B(I) - Y_* \quad (3.11)$$

### 3.4.4 砥粒切れ刃切削痕形状の決定

3.3節で述べたように砥粒切れ刃先端位置の弾性変位量を  $c$ 、砥粒切れ刃先端形状の弾性変形量および砥粒切れ刃切削痕形状の弾性回復量を合わせた等価弾性変形量を  $c'_{eq}$  で表わすことにすると、砥粒切れ刃切削痕底部  $B_0$  の座標は、図3.8に示すように  $(X_*, Y_* + c + c'_{eq})$  で与えられる。

また砥粒切れ刃切削痕右端部  $B_1$  の座標は砥粒切れ刃切削痕プロファイル  $L(J)$  と次式で与えられる直線  $L_*$  の交点として与えられる。

$$Y = A_*X + (Y_* + c + c'_{eq} - A_*X_*) \quad (3.12)$$

ここで、 $A_* = \cot \alpha_0$  である。

なお砥粒切れ刃切削痕プロファイル  $L(J)$  は次式で与えられる判別式  $F_c(j)$  を用いて、 $F_c(j = J) > 0$ 、 $F_c(j = J + 1) \leq 0$  を満足する序数  $J$  を見いだすことにより求められる。

$$F_c(j) = Y_j - A_*X_j - (Y_* + c + c'_{eq} - A_*X_*) \quad (j = 1, N_E) \quad (3.13)$$

したがって砥粒切れ刃切削痕右端部  $B_1 (X_{b1}, Y_{b1})$  の座標は次式で与えられる。

$$X_{b1} = \frac{B(J) - (Y_g + c + c'_{eq} - A_g X_g)}{A_g - A(J)} \quad (3.14)$$

$$Y_{b1} = \frac{A_g B(J) - A(J) (Y_g + c + c'_{eq} - A_g X_g)}{A_g - A(J)}$$

砥粒切れ刃切削痕左端部  $B_2 (X_{b2}, Y_{b2})$  の座標も同様の方法で求めることができる。

### 3.4.5 砥粒切れ刃・工作物の干涉断面積

ここで対象とする干涉断面積  $S$  は図 3.8 に示す線分  $B_2 B_0$ 、 $B_1 B_0$  と砥粒切れ刃切削痕プロファイルによって囲まれる部分の面積である。

さて図 3.8 から干涉断面部を抜き取り、図 3.9 のように、砥粒切れ刃切削痕端部および極値点の座標を  $X$  座標の小さい方から順に  $(X_r, Y_r)$  ( $r = 1, R$ 、 $R$  は砥粒切れ刃切削痕端部と極値点の総和) で表わす。

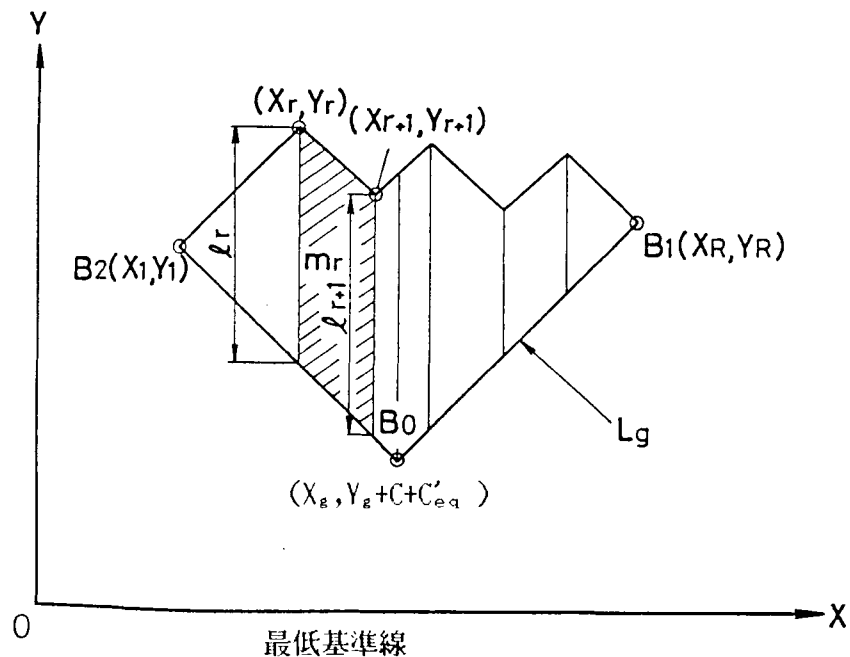


図 3.9 砥粒切れ刃・工作物間干涉断面積の算出方法

この断面を極値点あるいは砥粒切れ刃切削痕底部 $B_0$ を通る垂線で要素 $m_r$ に分割すると、干渉断面積 $S_i$ は次式で与えられる。

$$S_i = \sum_{r=1}^{R-1} m_r = \frac{1}{2} \sum_{r=1}^{R-1} (X_{r+1} - X_r) (l_{r+1} + l_r) \quad (3.15)$$

ここで、 $l_r$ は極値点 $(X_r, Y_r)$ と砥粒切れ刃切削痕とのY方向の距離を表わし、砥粒切れ刃切削痕底部の右側部分における値は次式で与えられる。

$$l_r = Y_r - A_g X_r - (Y_g + c + c'_{eq} - A_g X_g) \quad (3.16)$$

砥粒切れ刃切削痕底部の左側部分における $l_r$ の値は上式において $A_g$ を $-A_g$ におきかえることにより求められる。

### 3.4.6 盛り上がり形状の決定

図3.8に示すように、盛り上がり部分は砥粒切れ刃切削痕の両側に存在する。右側盛り上がり部分 $S_{p1}$ の面積は、右側の干渉断面積 $S_{i1}$ （干渉断面を砥粒切れ刃切削痕底部 $B_0$ を通る垂線で二つに分割したときの右側の部分の面積）に盛り上がり率 $\gamma_p$ を乗じた値である。

すなわち

$$S_{p1} = S_{i1} \gamma_p \quad (3.17)$$

さて、図3.10に示すように、砥粒切れ刃切削痕右端部 $B_1 (X_{b1}, Y_{b1})$ の右側に存在する砥粒切れ刃切削痕プロフィールを図3.8から抜き出し、極値点をX座標の小さい方から順に $(X_k, Y_k)$  ( $k = 1, 2, 3, \dots$ )で表わす。次に、盛り上がりの生ずる可能性のある部分を平行四辺形要素 $s_k$  ( $k = 1, 2, 3, \dots$ )に分割すると、個々の要素の面積 $S_p (s_k)$ は次式で与えられる。

$$S_p (s_k) = 2 (X_{2k} - X_{2k-1}) \left\{ Y_{b1} + \sum_{q=1}^{2n-1} (-1)^q Y_q \right\} \quad (3.18)$$

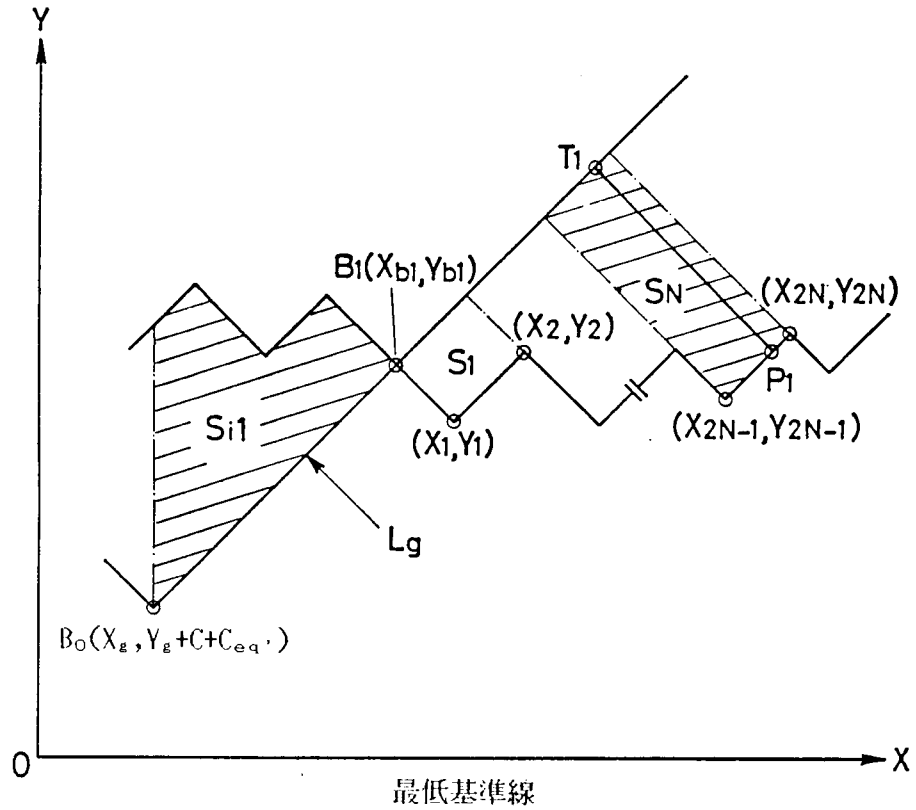


図 3.10 盛り上がり形状の決定方法

右側盛り上がり終了点  $P_1$  の存在する平行四辺形要素  $s_N$  は、 $S_{P1}$  の値と  $S_P(s_k)$  の和を比較し、 $S_{P1} > \sum_{k=1}^{N-1} S_P(s_k)$ 、 $S_{P1} \leq \sum_{k=1}^N S_P(s_k)$  を満足する序数  $N$  を見いだすことにより知ることができる。

したがって右側盛り上がり終了点  $P_1$  の座標  $(X_{P1}, Y_{P1})$  は次式で与えられる。

$$X_{P1} = X_{2N-1} + \frac{S_{P1} - \sum_{k=1}^{N-1} S_P(s_k)}{2 \left\{ Y_{b1} + \sum_{k=1}^{2N-1} (-1)^k Y_q \right\}} \quad (3.19)$$

$$Y_{P1} = Y_{2N-1} + A_g (X_{P1} - X_{2N-1})$$

右側の最高盛り上がり点  $T_1$  は、3.4.4 で述べた砥粒切れ刃切削痕形状を表わす直線  $L_2$  と、右側盛り上がり終了点  $P_1$  を通り勾配が  $-A_2$  の直線との交点として与えられる。

したがって右側最高盛り上がり点  $T_1$  の座標  $(X_{T1}, Y_{T1})$  は次式で与えられる。

$$X_{T1} = \frac{1}{2A_2} \{ Y_{P1} + A_2 X_{P1} - (Y_2 + c + c'_{eq}) + A_2 X_2 \} \quad (3.20)$$

$$Y_{T1} = \frac{1}{2} \{ Y_{P1} + A_2 X_{P1} + (Y_2 + c + c'_{eq}) - A_2 X_2 \}$$

なお、左側盛り上がり終了点  $P_2$ 、左側最高盛り上がり点  $T_2$  の座標も同様な方法で求めることができる。

### 3.4.7 シミュレーション技法についてのまとめ

砥粒切れ刃先端位置の弾性変位および弾性変形、工作物の弾性回復および切削痕両端への盛り上がりを考慮した研削加工のシミュレーションを精度良く行うために、シミュレーション技法を新たに開発した。この方法によれば研削仕上面粗さ曲線を連続する直線群として取り扱うことができるため、従来の技法の欠点であった離散化による近似誤差を除去することができる。図3.11はシミュレーションのフローチャートである。



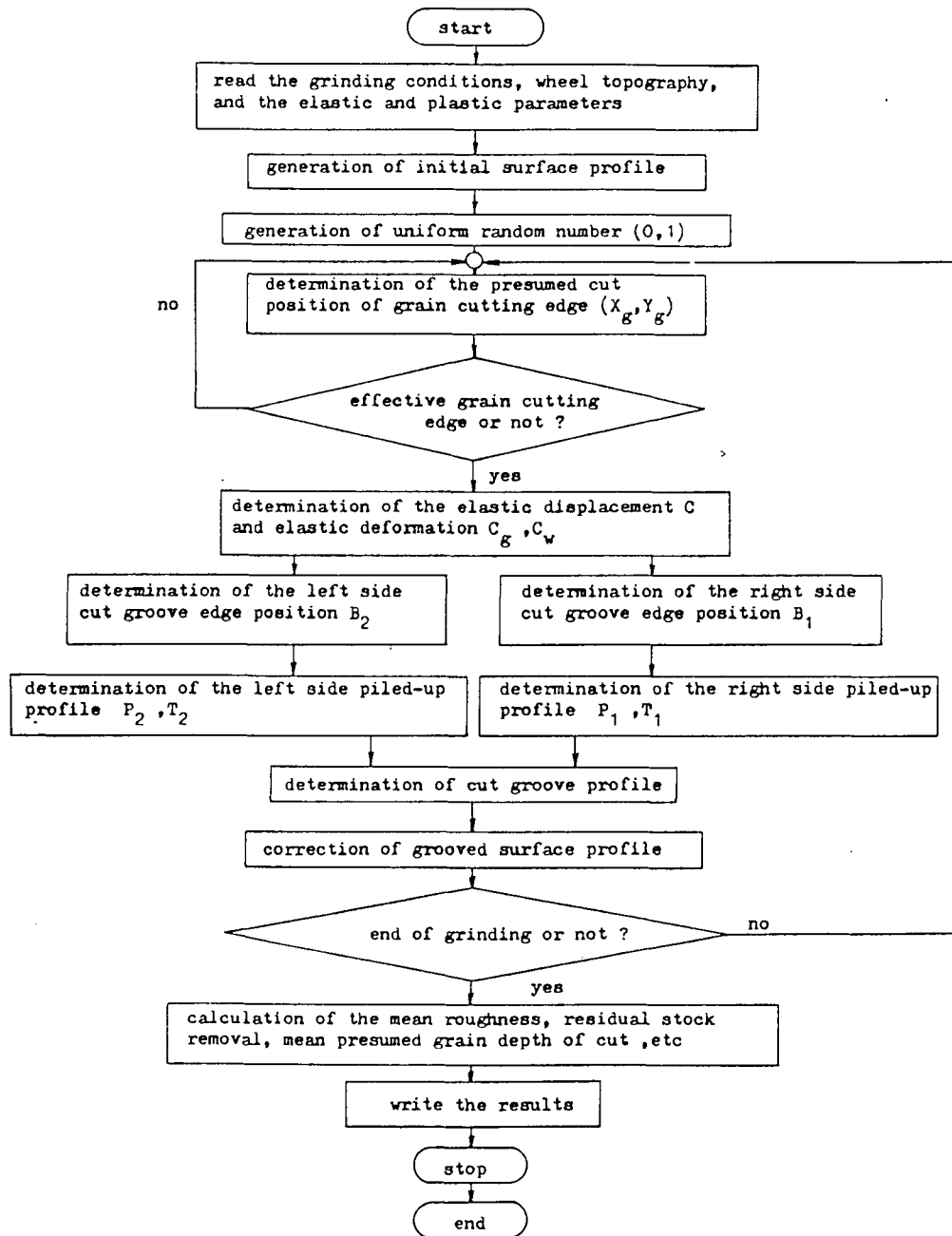


図3.11 弾塑性的挙動を考慮したシミュレーションのフローチャート

### 3.5 砥石表面トポグラフィ測定法のシミュレーション

#### 3.5.1 シミュレーション方法

各種測定法のシミュレーション条件を表3.3に示す。いずれの測定法の場合にもシミュレーション方法は基本的には同じであるが、第2章で述べたように測定法によって基準断面を通過する砥粒切れ刃の切削高さが異なる。

表3.3 各種測定法のシミュレーション条件

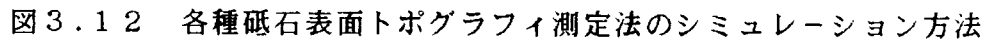
砥石モデル	外径 $D = 140\text{mm}$ 砥粒切れ刃密度 $n = 0, W_1 = 1 \times 10^6 \mu\text{m}^3$ (一様分布) $n = 1, W_1 = 5 \times 10^6 \mu\text{m}^3$ (三角分布) 砥粒切れ刃形状 $\tan \alpha_0 = 5.67$
クラスタ法	砥石周速度 $V = 1300\text{m/min}$ , 工作物速度 $v = 0.8\text{m/min}$ 切り込み量 $\Delta = 5, 10 \mu\text{m}$ クラスタ長さ $a_c = 5\text{mm}$ , クラスタ幅 $b_c = 5\text{mm}$
引っかき転写法	押し込み量 $\Delta = 5, 10 \mu\text{m}$ , 引っかき幅 $b_s = 5\text{mm}$
普通研削法	砥石周速度 $V = 1300\text{m/min}$ , 工作物速度 $v = 7\text{m/min}$ 切り込み量 $\Delta = 5, 10 \mu\text{m}$ , 工作物幅 $b = 0.5\text{mm}$
熱電対法	砥石周速度 $V = 1300\text{m/min}$ , 工作物速度 $v = 7\text{m/min}$ 切り込み量 $\Delta = 5, 10 \mu\text{m}$ , 熱電対幅 $b_m = 0.5\text{mm}$
レーザーブレード法	砥石周速度 $V = 13\text{m/min}$ , 工作物速度 $v = 0.07\text{m/min}$ 切り込み量 $\Delta = 5, 10 \mu\text{m}$ , レザーブレード幅 $b_t = 0.5\text{mm}$

また、粗さ有効切れ刃の測定法であるクラスタ法、引っかき転写法、基準断面有効切れ刃の測定法である熱電対法の場合には一定基準断面にだけ注目してシミュレーションを行えばよいが、全体有効切れ刃の測定法であるレーザーブレード法の場合には工作物送り方向の領域も考慮した三次元シミュレーションを行う必要がある。以下これらの点について説明する。

まず初めにクラスタ法の場合、工作物は微小送り速度で移動するため砥粒切れ刃は基準断面を複数回切削することになる。すなわち図3.12に示す平面研削モデルにおいて基準断面がAA'からBB'まで  $2\sqrt{D\Delta}$  だけ移動する間に砥石は次式で与えられる回数だけ回転する。

$$N_1 = \frac{2\sqrt{D\Delta}V}{v\pi D} \quad (3.21)$$

表3.3に示すクラスタ条件の場合  $N_1 = 8.7$  回となる。したがって、一定の基


$$H_i = z + G^2 \{x + (i - 5) \pi D\}^2 \quad (i = 1, 9) \quad (3.22)$$
$$H_2 = z + \frac{x^2}{D} \quad (3.23)$$
$$H_g = z + G^2 x^2 \quad (3.24)$$

- 96 -

準断面を通過する際の切削高さ $H_c$ は次式で与えられる。

$$H_c = z + G^2 \{ x + j (V/v) d \xi \}^2 \quad (3.25)$$

シミュレーションを実行する際には分割幅として $d\xi = 10\mu\text{m}$ を用いた。したがって、表3.3に示すシミュレーション条件において $\Delta = 10\mu\text{m}$ の場合の基準断面設定数は237枚となる。なお、過渡的切削状態を除去するため有効砥粒切れ刃数の計数は工作物の端面 $BB'$ が砥石中心位置 $OO'$ を通過した後に行った。

表3.4,表3.5にシミュレーションで設定した弾塑性パラメータを示す。弾性的挙動のパラメータである工作物の平均降伏応力 $p_m$ としては、 $p_m = 500, 750, 1000\text{kgf/mm}^2$ の3種類を、塑性的挙動のパラメータである盛り上がり率としては $\gamma_p = 0.3, 0.5, 0.7$ の3種類を設定し、総合的挙動としては、軟かい材料は盛り上がり量が多いという実験報告<sup>308)</sup>を参考にして3種類の組み合わせを考えた。

表3.4 シミュレーションに用いた弾塑性パラメータ

砥粒	ヤング率 $E_g = 37000\text{kgf/mm}^2$ , ボアソン比 $\nu_g = 0.3$
工作物	ヤング率 $E_w = 21000\text{kgf/mm}^2$ , ボアソン比 $\nu_w = 0.29$ 平均降伏応力 $p_m = 500, 750, 1000\text{kgf/mm}^2$ 盛り上がり率 $\gamma_p = 0.3, 0.5, 0.7$

表3.5 シミュレーションに用いた弾塑性パラメータの組み合わせ

	$p_m\text{ kg/mm}^2$	$\gamma_p$
弾性的挙動	500	—
	750	—
	1000	—
塑性的挙動	—	0.3
	—	0.5
	—	0.7
弾塑性的挙動	500	0.7
	750	0.5
	1000	0.3

### 3.5.2 シミュレーション結果

#### (a) クラスタ法

図3.13(a)(b)(c)はクラスタ法の場合について捕捉砥粒切れ刃密度におよぼ

す弾性的挙動，塑性的挙動，弾塑性的挙動の影響を検討した結果であり，図で実線が弾塑性的挙動の存在しない設定値を示し，破線が弾塑性的挙動を考慮したシミュレーション結果を示している。

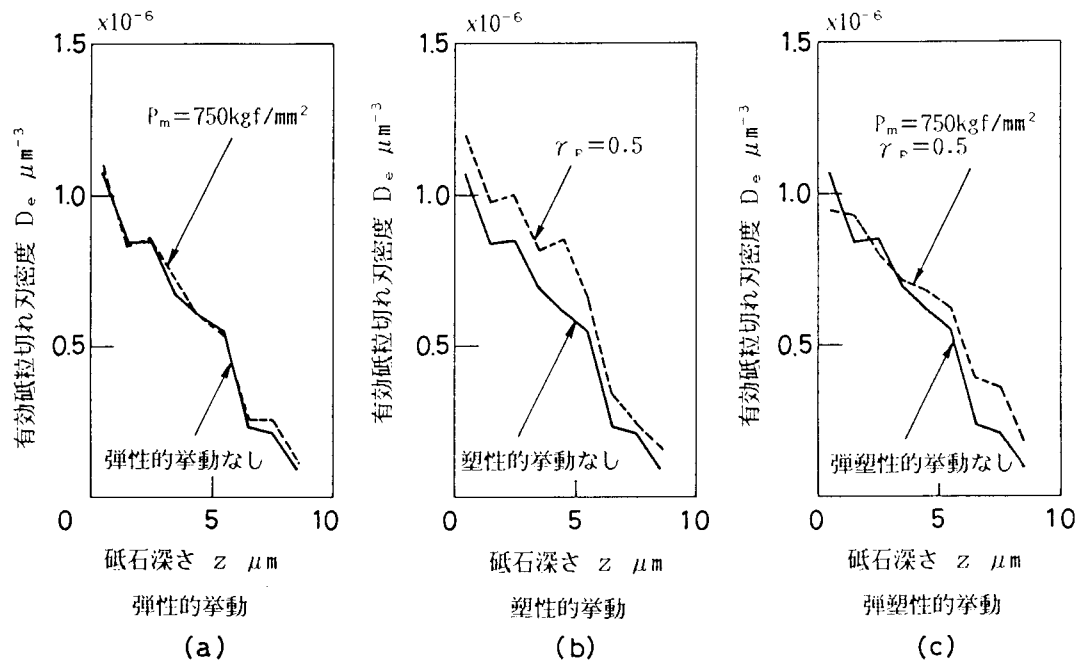


図3.13 クラスタ法のシミュレーション結果( $\Delta = 10 \mu m$ )

(a)弾性的挙動が砥粒切れ刃密度測定値に及ぼす影響

(b)塑性的挙動が砥粒切れ刃密度測定値に及ぼす影響

(c)弾塑性的挙動が砥粒切れ刃密度測定値に及ぼす影響

図より，弾性的挙動に比べて塑性的挙動のほうが強い影響力を及ぼす傾向が認められるが，その程度を定量的に表現するために，砥粒切れ刃密度設定値からの偏差状態を次式で定義することにする。

$$D_{rms} = \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \{ D_{sm}(z_i) - D_{th}(z_i) \}^2} \quad (3.26)$$

上式において  $D_{th}(z_i)$  は設定砥粒切れ刃密度を， $D_{sm}(z_i)$  は弾塑性的挙動の影響を含んだ砥粒切れ刃密度を表わす。また  $m$  はデータ数を表わし，図3.13の場合， $m = 9$  となる。

図3.14(a)(b)は砥粒切れ刃分布状態偏差値 $D_{rms}$ を用いてクラスタ法における弾塑性的挙動の影響を検討した結果である。同図より、砥粒切れ刃密度の測定精度は弾性的挙動および塑性的挙動の存在により劣化すること、総合的影響については硬度の高い工作物のほうが測定精度の向上することがわかる。

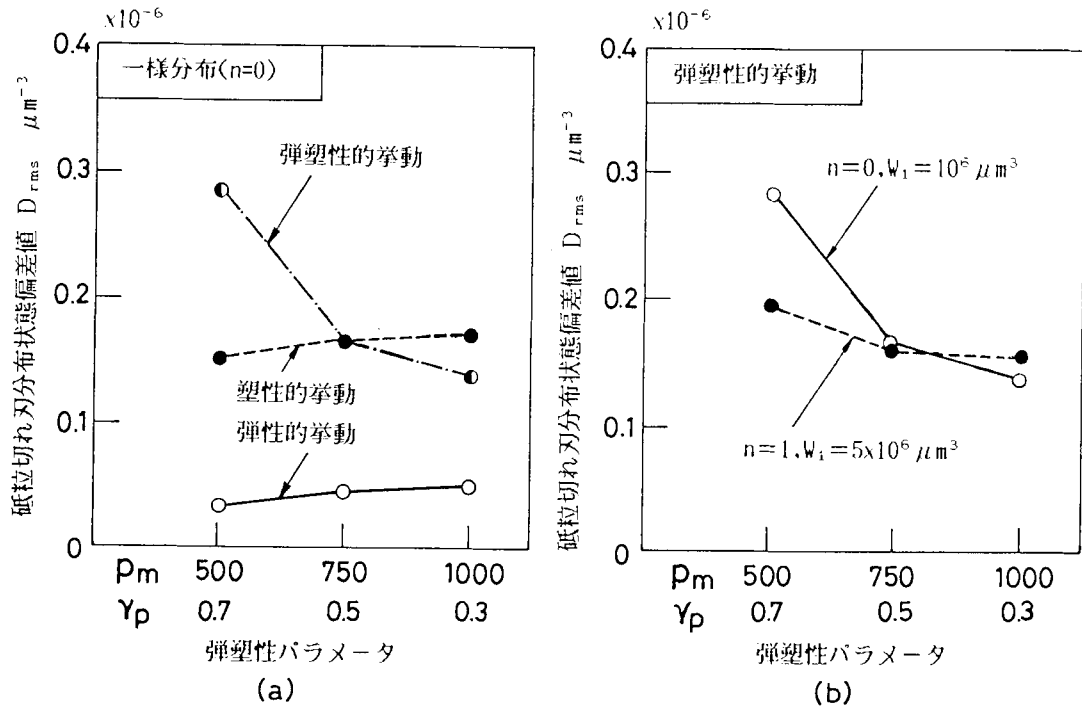


図3.14 クラスタ法において弾塑性的挙動が砥粒切れ刃密度の測定精度に及ぼす影響( $\Delta = 10 \mu m$ )  
(a)弾塑性パラメータの影響  
(b)砥石表面トポグラフィ特性値の影響

図3.15は捕捉砥粒切れ刃総数 $N_{sm}$ の設定値 $N_{th}$ に対する誤差率 $N_{er}$ を比較した結果である。なお誤差率 $N_{er}$ は次式で与えられる。

$$N_{er} = \frac{(N_{sm} - N_{th})}{N_{th}} \times 100 \quad (\%) \quad (3.27)$$

図より、弾性的挙動および塑性的挙動が存在すると個々の砥粒切れ刃の切残しが生じ、そのため切削に関与する砥粒切れ刃数は増加することがわかる。

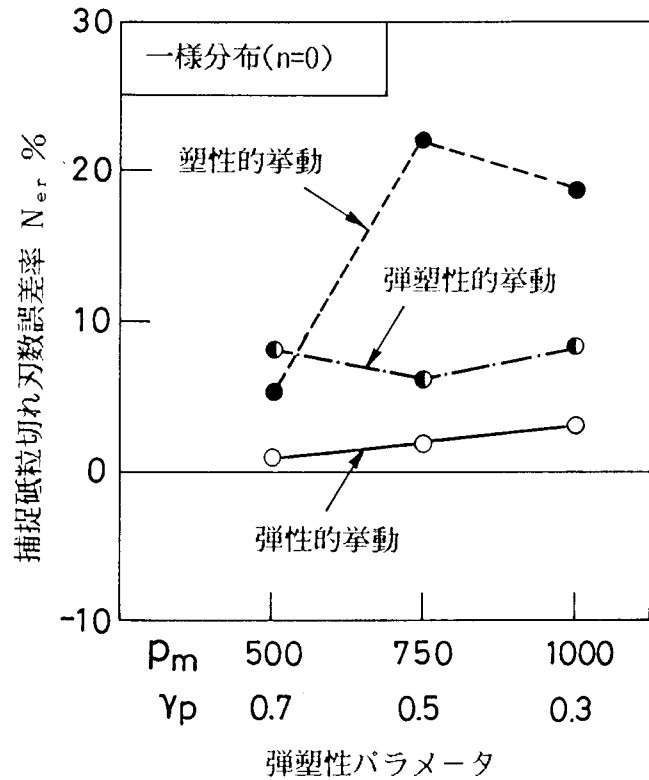


図 3.15 クラスタ法において弾塑性的挙動が捕捉砥粒切れ刃数の測定精度に及ぼす影響( $\Delta = 10 \mu m$ )

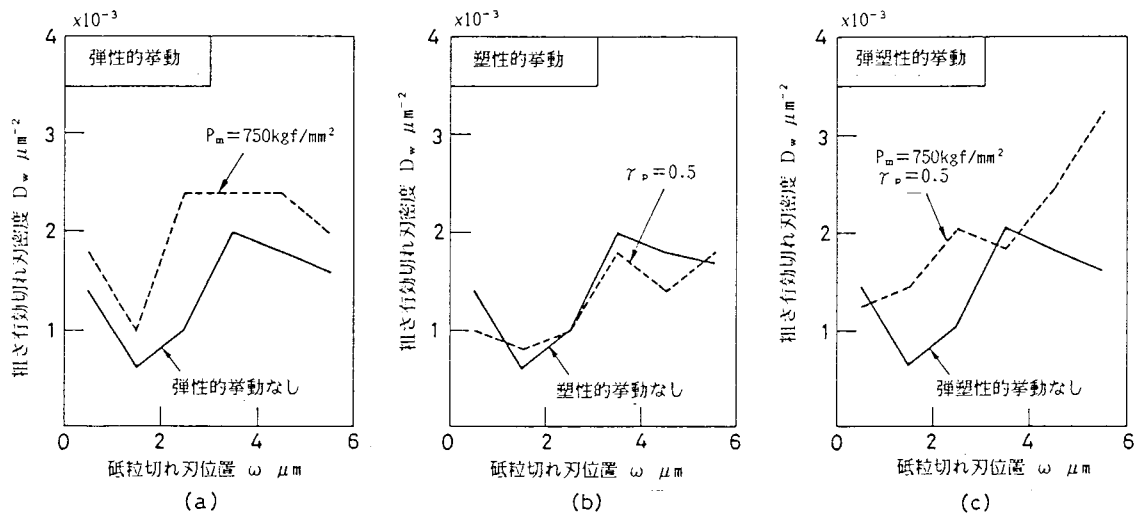


図 3.16 引っかき転写法のシミュレーション結果( $\Delta = 10 \mu m$ )

- (a)弾性的挙動が砥粒切れ刃密度測定値に及ぼす影響
- (b)塑性的挙動が砥粒切れ刃密度測定値に及ぼす影響
- (c)弾塑性的挙動が砥粒切れ刃密度測定値に及ぼす影響

(b) 引っかかり転写法

図3.16(a)(b)(c)に引っかかり転写法の場合のシミュレーション結果を示す。

また、図3.17(a)(b)はその結果を砥粒切れ刃分布状態偏差値 $D_{rms}$ を用いて検討した結果である。

図より、クラスタ法と同様、弾性的挙動および塑性的挙動の存在により砥粒切れ刃密度の測定精度が劣化していることがわかるが、クラスタ法と異なる点は、塑性的挙動に比べて弾性的挙動のほうが大きな偏差値を発生させ測定精度を劣化させるという傾向を持っている点である。また総合的影響を比較すると、引っかかり転写法の場合には軟らかい工作物のほうが測定精度の向上することがわかる。

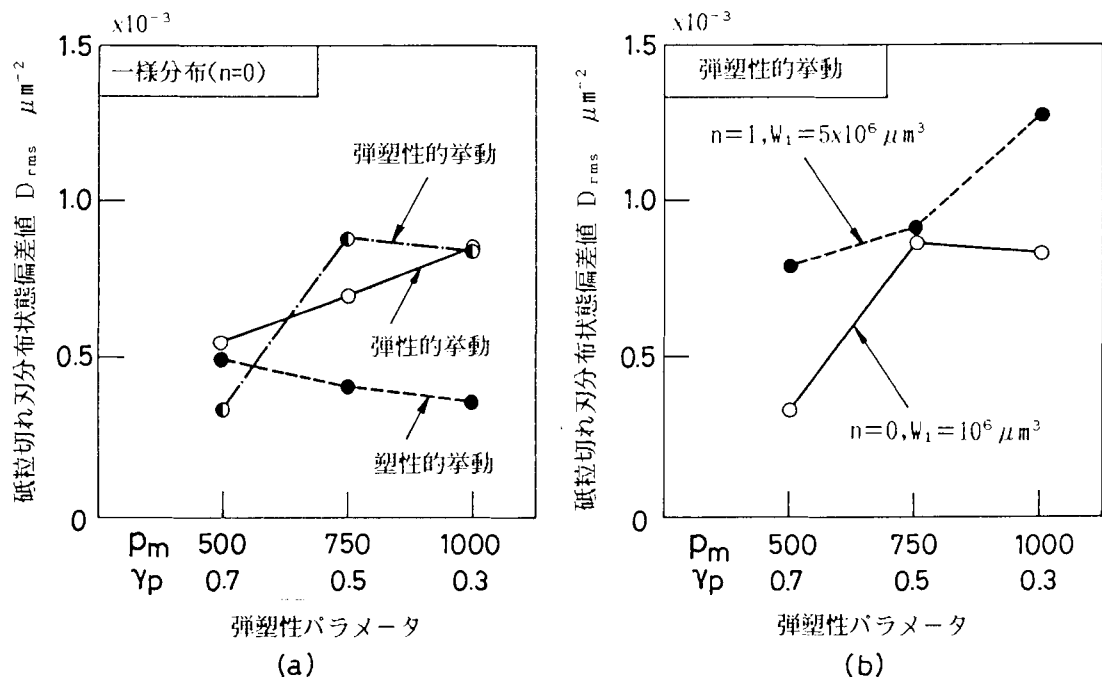


図3.17 引っかかり転写法において弾塑性的挙動が砥粒切れ刃密度の測定精度に及ぼす影響( $\Delta = 10 \mu m$ )

(a)弾塑性パラメータの影響

(b)砥石表面トポグラフィ特性値の影響

図3.18は捕捉砥粒切れ刃総数の測定誤差率に及ぼす影響を検討した結果である。

クラスタ法と比較すると、弾性的挙動によって切削痕数の増加する点は同じであるが、塑性的挙動が存在すると切削痕数は逆に減少する傾向が認められる。これは切削痕の相互干渉作用が原因となって生ずるものと考えられる。



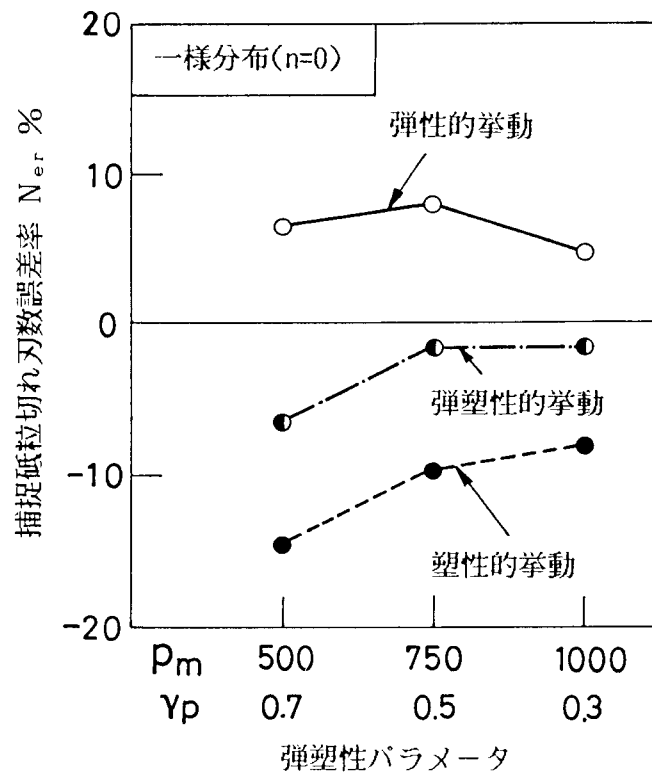


図 3.18 引っかき転写法において弾塑性的挙動が捕捉砥粒切れ刃数の測定精度に及ぼす影響( $\Delta = 10 \mu m$ )

#### (c) 熱電対法

図 3.19 は、熱電対法により捕捉される砥粒切れ刃の数について設定値からの誤差率を計算した結果である。図より、工作物硬度が高くなるかあるいは盛り上がり率が大きくなると測定誤差率の大きくなることが認められるが、これは、弾塑性的挙動によって切り残しが生じるためである。

また、測定精度に及ぼす弾塑性的挙動の総合的影響については、工作物が硬くなるにつれて幾分向上するような傾向が認められる。この傾向は切り込み量を変えた場合にも得られるが、切り込み量の小さいほうが測定精度は向上するようである。この理由として、切り込み量の減少による砥粒切り込み深さの減少、それによって生ずる切り残し量の減少が考えられる。

#### (d) レザーブレード法

図 3.20 は、レザーブレード法について捕捉砥粒切れ刃数測定誤差率を計算した結果である。その結果は熱電対法の場合と同様の傾向を示しているが、全体的にレザーブレード法のほうが測定誤差率の小さいことがわかる。

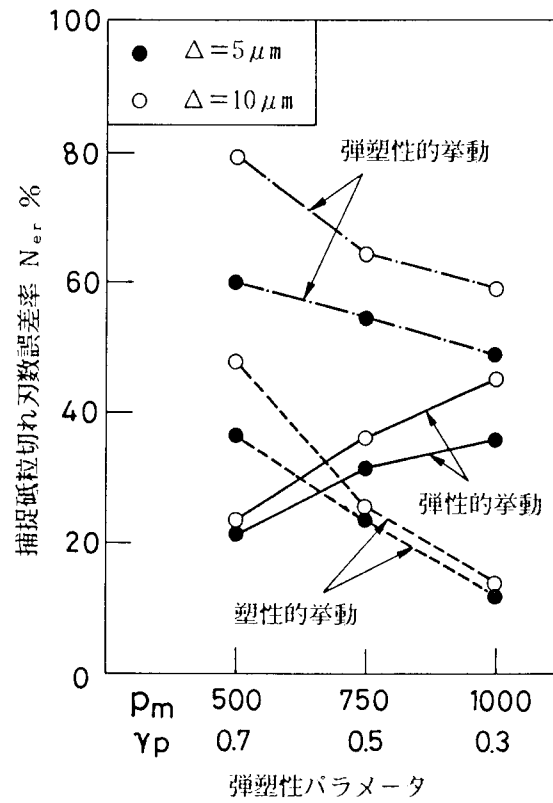


図 3.19 熱電対法のシミュレーション結果

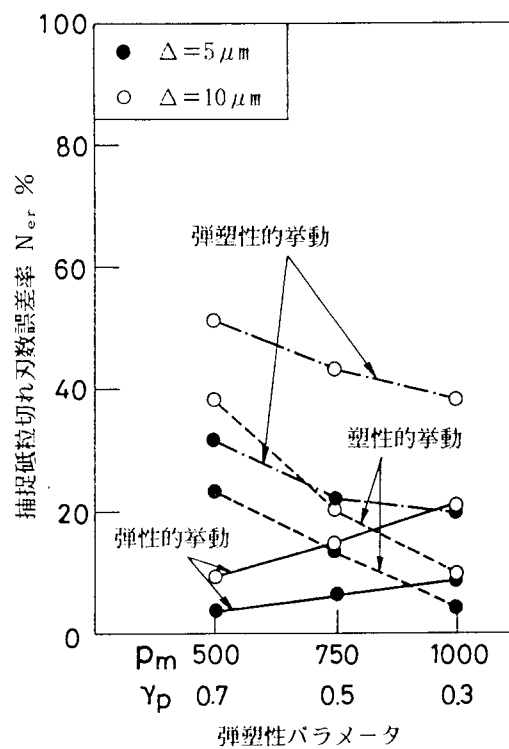


図 3.20 レザーブレード法のシミュレーション結果

### 3.5.3 シミュレーション結果のまとめ

図3.21は、各種測定法の共通変数である捕捉砥粒切れ刃数測定誤差率を用いて測定法の比較を行った結果である。図より、(i)全体有効切れ刃測定法であるレーザーブレード法および基準断面有効切れ刃測定法である熱電対法の測定精度は、粗さ有効切れ刃測定法である引っかき転写法、クラスタ法に比べて弾塑性的挙動の影響を強く受けること、(ii)その結果得られる捕捉砥粒切れ刃数は弾塑性的挙動の無い場合に比べてかなり大きくなるが、熱電対法のほうがレーザーブレード法に比べてより高い値を示すことがわかる。

以上のシミュレーション結果より、砥石表面トポグラフィを測定しようとする場合粗さ有効切れ刃測定法を用いたほうが弾塑性的挙動の影響を低く抑えられることがわかる。

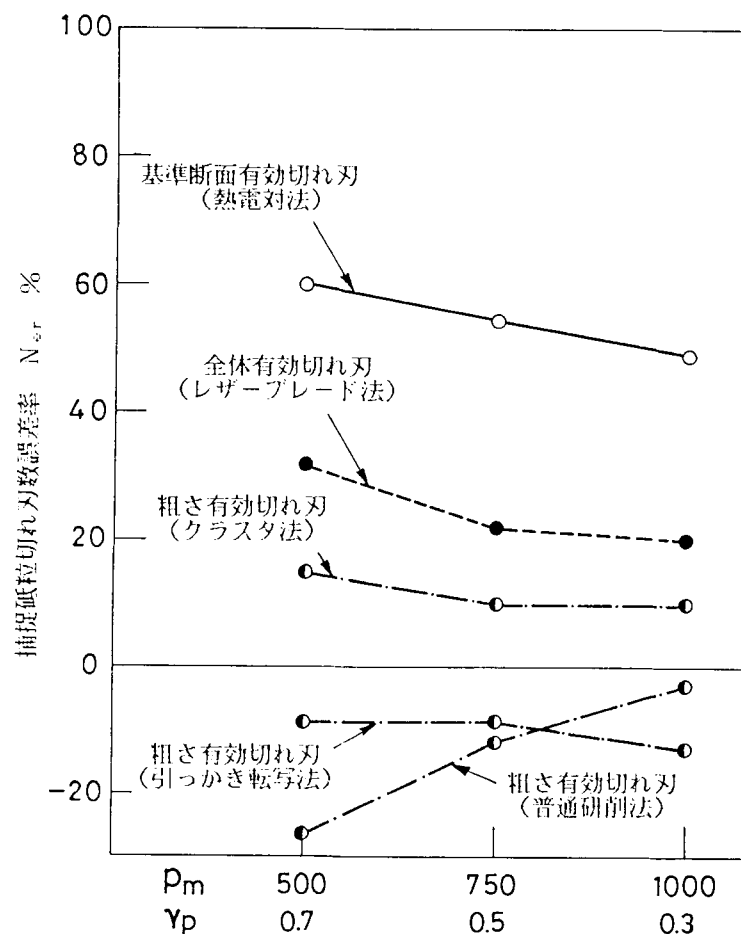


図3.21 各種砥石表面トポグラフィ測定法における捕捉砥粒切れ刃数誤差率の比較(シミュレーション結果,  $\Delta = 5 \mu m$ )

### 3.6 実験結果の考察

シミュレーションにより得られた弾塑性的挙動の定性的傾向が実験結果にも認められるかどうかを検討するために、基準断面有効切れ刃および粗さ有効切れ刃について捕捉砥粒切れ刃数誤差率  $N_{er}$  を測定した。基準断面有効切れ刃数は熱電対法により求め、粗さ有効切れ刃数は熱電対実験を行った後の工作物仕上面粗さプロファイルを測定しそのプロファイルに存在する谷底数すなわち砥粒切れ刃切削痕数を計測することにより求めた。また、捕捉砥粒切れ刃数誤差率  $N_{er}$  を算出する際に用いる砥粒切れ刃数の基準値としては、同一砥石についてクラスタ試験を行った結果から推定される値を用いた。

図3.22にその結果を示す。シミュレーション結果と同様、基準断面有効切れ刃の捕捉誤差率は粗さ有効切れ刃数の誤差率に比べて大きな値を示しており、シミュレーション結果から推定されるような現象が実際に起っていることを示している。

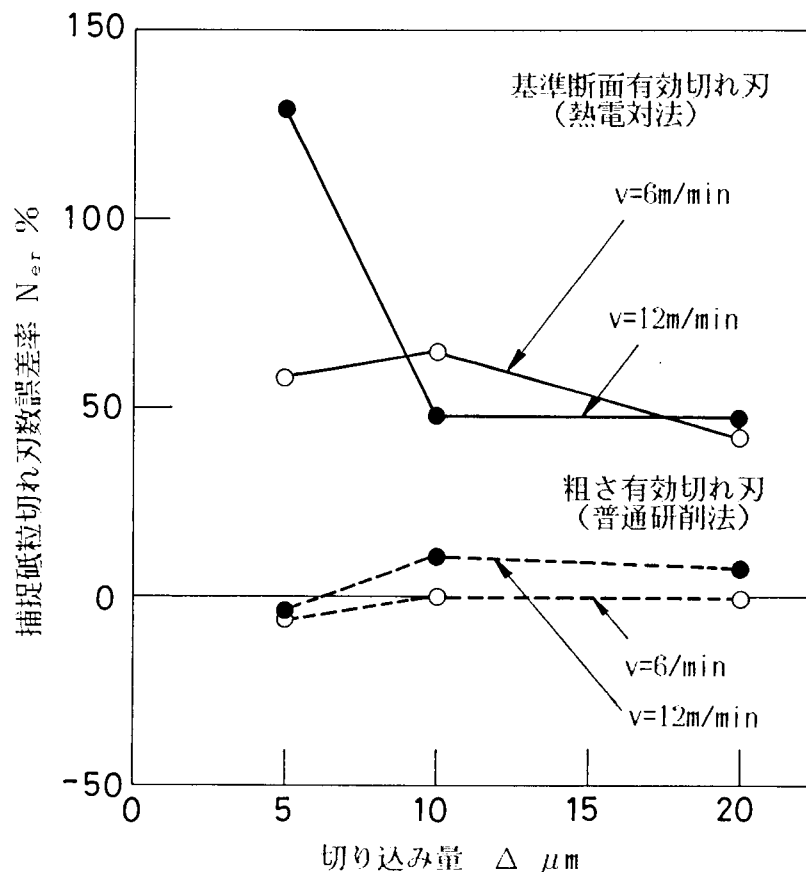


図3.22 各種砥石表面トポグラフィ測定法における  
捕捉砥粒切れ刃数誤差率の比較(実験結果)

### 3.7 第3章の結言

間接的方法により砥石表面トポグラフィを測定する場合について、測定精度に及ぼす砥粒切れ刃・工作物間の弾塑性的挙動の影響をトポグラフィ測定のシミュレーションを行うことにより明らかにした。またその結果を実験的にも検証した。なお、シミュレーション技法として砥粒切削痕プロファイルを連続曲線として取り扱う方法を新たに開発し、そのことによって砥粒切れ刃・工作物間の弾塑性的挙動を精度良く表現することができた。

シミュレーションの結果、全体有効切れ刃測定法であるレザブレード法および基準断面有効切れ刃測定法である熱電対法により捕捉される砥粒切れ刃数は粗さ有効切れ刃測定法である引っかき転写法、クラスタ法に比べて弾塑性的挙動の影響を強く受けること、したがって測定精度も劣ることがわかった。またレザブレード法、熱電対法ともに捕捉される砥粒切れ刃数は弾塑性的挙動の無い場合に比べて大きくなるが、熱電対法のほうがレザブレード法に比べてより高い値を示すことがわかった。

更に基準断面有効切れ刃と粗さ有効切れ刃について同一研削条件下における捕捉砥粒切れ刃数の実測値を比較した結果、シミュレーション結果と同様、基準断面有効切れ刃のほうが高い値を示すことがわかった。

### 第3章の参考文献

- 301) 田中義信, 津和秀夫, 河村末久: 研削加工の諸条件が研削砥石の性能に及ぼす影響について (第2報) - 切れ刃の上すべり -, 精密機械, 30, 12 (1964) 908.
- 302) K. Nakayama, J. Brecker & M. C. Shaw: Grinding Wheel Elasticity, Trans. ASME. Series B, May (1971) 609.
- 303) 本多良辰: 研削仕上面粗さに及ぼす工作物材料の弾塑性的性質の影響, 精密機械 44, 9 (1978) 1057.
- 304) 黒木剛四郎: 材質によるかたさ換算値の相違について, 日本機械学会論文集, 27, 176 (1961) 439.
- 305) 小林昭: 文献207)に同じ.
- 306) 大越淳, 吉川弘之, 佐田登志夫: 単一砥粒の研削機構, 精密機械, 25, 6 (1959) 266.
- 307) 佐々木外喜雄, 岡村健二郎: と粒の切削機構について (第1報, 切削量および盛り上がり量と切削条件の関係), 日本機械学会論文集 (第3部), 26, 163 (1960) 394.
- 308) 塩崎進: 研削作用は何を知れば理解できるだろうか〔1〕, 機械の研究, 12, 7 (1960) 907.
- 309) R. M. Baul: Mechanics of Metal Grinding with Particular Reference to Monte Carlo Simulation, paper presented at the 8th International M.T.D.R Conference Sept., (1967).
- 310) 吉川弘之, 佐田登志夫: モンテカルロシミュレーションによる研削仕上面あらさ創成の研究, 精密機械, 35, 4 (1969) 241.
- 311) H. Yoshikawa & J. Peklenik: Three Dimensional Simulation Technique of the Grinding Process, paper presented at the 18th General Assembly of C.I.R.P., Sept., (1968)
- 312) S. Matsui & K. Syoji: On the Maximum Height Roughness of Ground Surface, Technology Reports, Tohoku Univ., 38, 2 (1973) 615.
- 313) 喜田義宏, 井戸守: モンテカルロシミュレーションによる仕上面の生成機構 - 研削仕上面に関する研究 (第4報) -, 精密機械, 39, 10 (1973) 1068.

## 第4章 直接法による砥石表面トポグラフィの測定

### 4.1 緒言

研削砥石の作業面上を粗さ測定用のダイヤモンド触針あるいは高炭素鋼製のナイフエッジ形触針などを用いて走査することにより砥石表面トポグラフィを測定する方法はその方法が直接的であることから古くから用いられてきた<sup>401)</sup>。また、測定方法にも工夫がなされ、触針を滑らせることなしに、砥石作業面に直角方向に振動する触針の位置と砥石作業面上の測定位置とを同期させることによって砥石プロフィールを測定する方法なども提案されている<sup>402)</sup>。この方法は、触針摩耗によって生ずる出力プロフィールの歪みを抑えることができるという利点を持っている。

最近ではマイクロコンピュータの普及に伴いインプロセスでの大量データの処理が可能となったため触針法の使用は一般化してきている。更に、研磨布紙加工に関しては、触針法によるトポグラフィ測定を三次元空間にまで拡張し等高線図などより多くの情報を得ようとする試みもなされている<sup>403)</sup>。このように触針法は今後とも広く用いられる可能性を持っているが、その一方、触針形状によって測定データが変化するなど砥石表面トポグラフィとの関連性については不明確な点が残っている。

本章は、この点を明らかにするために、砥石表面トポグラフィの二次元的測定の際に一般に用いられている円錐形触針およびナイフエッジ形触針について、捕捉される砥粒切れ刃の分布密度と触針形状の影響を理論的に解析したものである。また理論解析結果は実際の砥石に適用することによって実験結果との一致性を検討した。

更に、触針の直線走査だけでは得られない砥粒切れ刃の立体的形状など砥石表面トポグラフィの三次元的情報を求めるために触針走査式の三次元表面形状測定装置を試作し、砥石表面トポグラフィの等高線図を作成することによって砥粒切れ刃の分布状態および砥粒切れ刃の立体形状を求めた。

### 4.2 触針による二次元的測定法についての理論解析

#### 4.2.1 円錐形触針による捕捉砥粒切れ刃密度

理論解析を容易にするため、まず初めに、砥粒切れ刃先端半頂角が一定値( $\alpha_0$ )の場合に限って議論を展開する。

触針の走査方向を砥石円周方向にとり、図4.1(a)に示すように円錐形触針先端の走査線を含み砥石軸と直交する砥石断面をT面とよぶ。またT面と砥石最外周面の交差線上に原点Oをとり、砥石円周方向をX軸、砥石軸方向をY軸、砥石深さ方

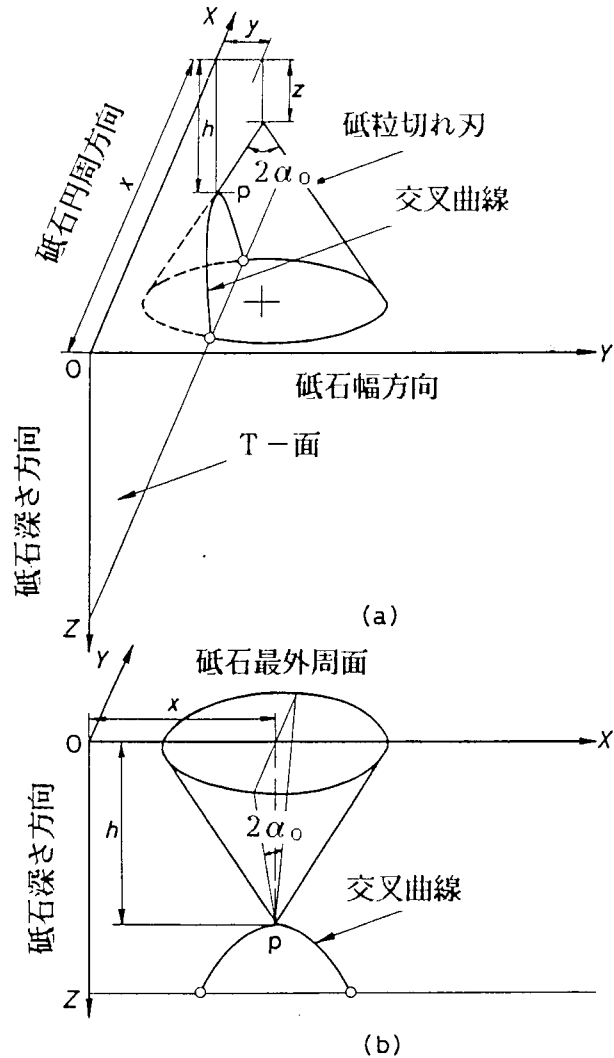


図 4.1 円錐形触針による砥石表面トポグラフィ測定法の説明図

(a)円錐形触針の走査面(T面)と砥粒切れ刃の交叉曲線

(b)砥粒切れ刃が円錐形触針により捕捉される確率

向をZ軸とする直交座標系を定め砥粒切れ刃の位置を $(x, y, z)$ で表わす。

砥粒切れ刃 $(x, y, z)$ はT面と交差し、その交差曲線は双曲線となり頂点pの座標は $(x, 0, z + y \cot \alpha_0)$ で与えられる。これらの交差曲線群の中で頂点pが砥石最外周面からの深さ $h \sim h + dh$ の微小範囲内に入るものの個数 $N(h)$ は砥石円周方向長さを $l$ とすると式(4.1)で与えられる。

$$N(h) = 2l \int_{z=0}^{z=h} \frac{1}{W_1} \left( \frac{z}{z_1} \right)^n \tan \alpha_0 dh dz$$



$$= \frac{2 l \tan \alpha_0 h^{n+1}}{(n+1) W_1 z_1^n} dh \quad (4.1)$$

またこれらの頂点が他の砥粒切れ刃の干渉を受けずに円錐形触針により得られる砥石断面プロフィール上に山頂として残るためには、図 4.1 (b) に示すように頂点 p の上方に頂角  $2\alpha_0$  の円錐形砥石領域を考えた場合、この砥石体積内に砥粒切れ刃が 1 個も存在しないことが必要であり、その確率  $P_r(h)$  は式 (4.2) で与えられる。

$$\begin{aligned} P_r(h) &= \exp \left\{ - \int_{z=0}^{z=h} \frac{\pi}{W_1} \left( \frac{z}{z_1} \right)^n (h-z)^2 \tan^2 \alpha_0 dz \right\} \\ &= \exp \left\{ - \frac{2\pi \tan^2 \alpha_0 h^{n+3}}{(n+1)(n+2)(n+3) W_1 z_1^n} \right\} \end{aligned} \quad (4.2)$$

したがって円錐形触針により得られる砥石断面プロフィール上の山頂密度すなわち捕捉砥粒切れ刃密度  $N_p(h)$  は式 (4.3) で与えられる。

$$\begin{aligned} N_p(h) &= \frac{N(h) P_r(h)}{l dh} \\ &= \frac{2 \tan \alpha_0 h^{n+1}}{(n+1) W_1 z_1} \times \exp \left\{ - \frac{2\pi \tan^2 \alpha_0 h^{n+3}}{(n+1)(n+2)(n+3) W_1 z_1^n} \right\} \end{aligned} \quad (4.3)$$

図 4.2 は円錐形触針による捕捉砥粒切れ刃密度  $N_p(z)$  を式 (4.3) により計

算した結果である。 図より  $N_p(z)$  は砥粒切れ刃分布状態変数  $n$ ， $W_1$  および砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha_0$  の影響を大きく受けること，いずれの場合にも上に凸の分布状態を示すことがわかる。

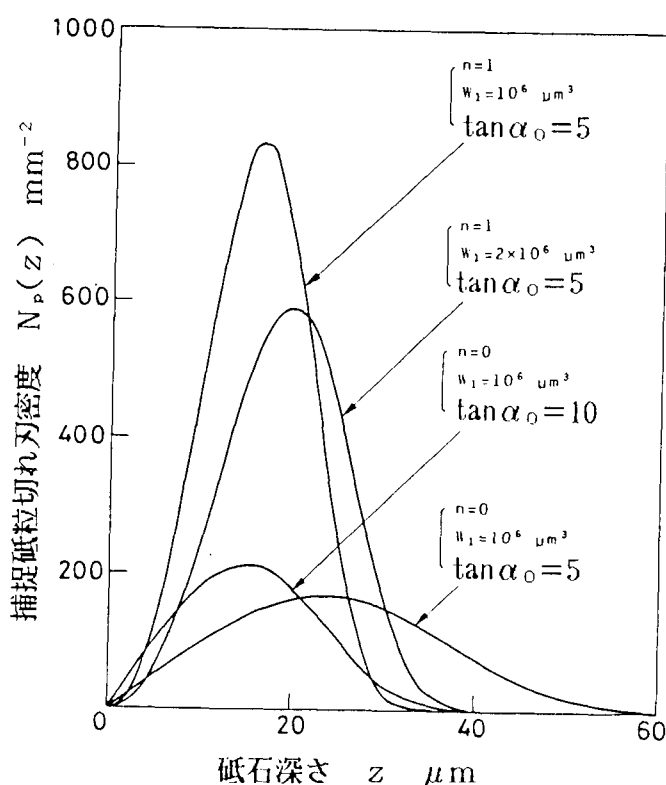


図 4.2 円錐形触針により捕捉される砥粒切れ刃密度の計算例

さて実際の砥石では砥粒切れ刃形状は一定値をとらずその形状を円錐形で近似した場合，半頂角  $\alpha$  は図 4.3 のヒストグラムに示すような分布状態を示す。同図の実線はその確率密度関数を平均値，標準偏差の等しくなるようなベータ分布で近似したものであり，ヒストグラムに示す測定結果とよく一致している。なおベータ分布の確率密度関数  $f_a(\alpha)$  は次式で与えられる。

$$f_a(\alpha) = A \left( \frac{\alpha}{90} \right)^p \left( 1 - \frac{\alpha}{90} \right)^q \quad (4.4)$$

ここで  $A = \Gamma(p+q+2) / \{\Gamma(p+1)\Gamma(q+1)\}$  であり， $p, q (p, q > -1)$  は分布状態を決定する定数である。図 4.3 の場合  $p = 2.4, q = 1$  となる。

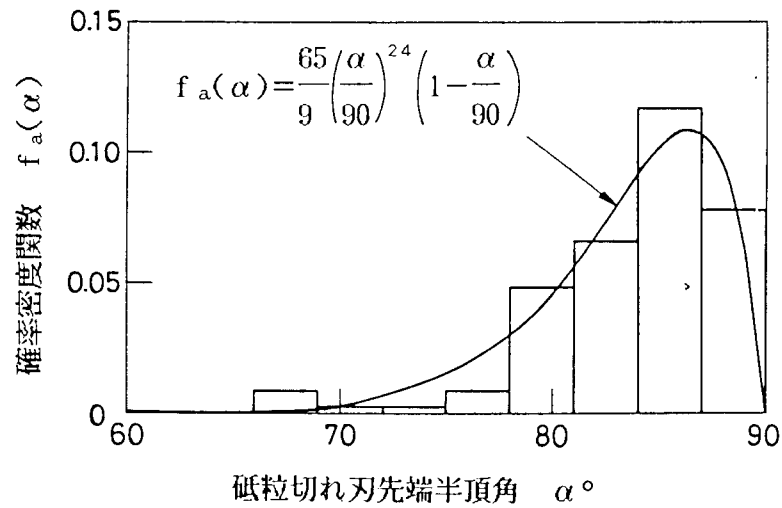


図 4.3 砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ のベータ分布による近似

そこで砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の分布を図 4.3 に示すベータ分布で与え，砥粒切れ刃先端半頂角分布状態の捕捉砥粒切れ刃密度に及ぼす影響をシミュレーションにより検討した． 図 4.4 にその結果を示す．

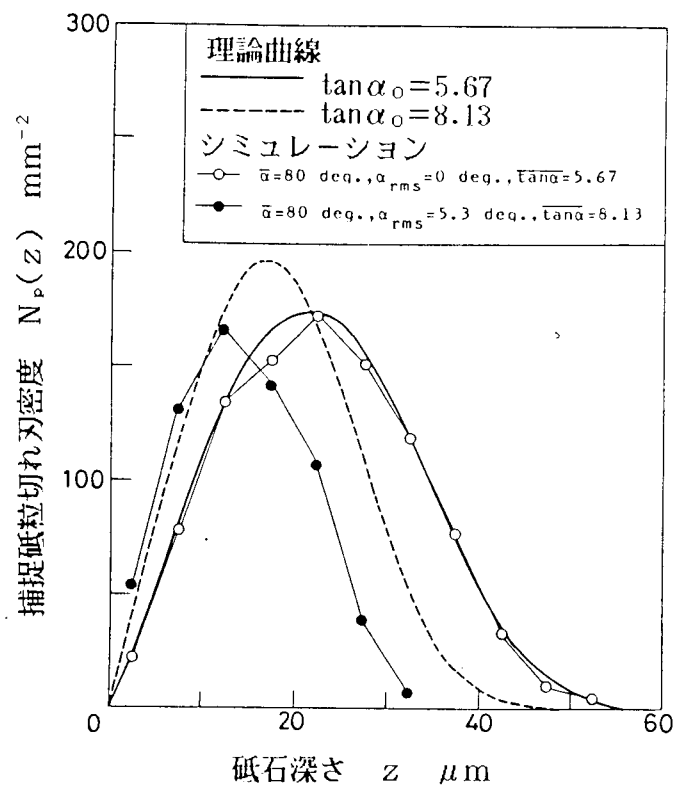
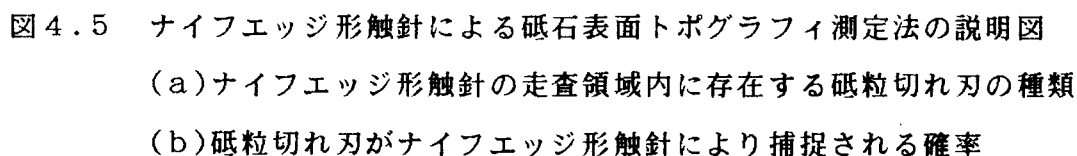


図 4.4 円錐形触針により捕捉される砥粒切れ刃の密度に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響

さて図 4.4 内に破線で示す曲線は標準偏差が存在する場合の砥粒切れ刃先端半頂角の正接平均値  $\overline{\tan \alpha} = 8.13$  を式 (4.3) の  $\tan \alpha_0$  に代入して計算した捕捉砥粒切れ刃密度である。この曲線とシミュレーション結果を比較すると両者は砥石深さ  $10 \mu\text{m}$  程度までは一致しており、式 (4.3) を実際の砥石に適用する場合には  $\tan \alpha_0$  の代わりに砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  の正接平均値  $\overline{\tan \alpha}$  を用いてよいことがわかる。

いま図 4.5 (a) に示すように幅  $b_k$  のナイフエッジ形触針を用いて砥石作業面を砥石円周方向に走査する場合を考える。また円錐形触針の場合と同様に砥粒切れ刃先端半頂角は一定値 ( $\alpha_0$ ) であると仮定する。



この時ナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃数は、ナイフエッジ幅  $b_k$  と砥石円周方向走査長さ  $l$  で限定される砥石領域内に存在する砥粒切れ刃群を砥石軸直交断面に投影し、その断面上の包絡プロフィール曲線の山頂数を求めることにより得られる。この理論解析は次の手順で行えばよい。

(i) 第1解析 ナイフエッジ幅  $b_k$ 、砥石円周方向長さ  $l$  で限定される砥石領域内において砥石深さ  $z \sim z + dz$  の微小部分に山頂が存在するならば、次の二つの場合が考えられる。

第1の場合は砥粒切れ刃先端が山頂となって現れる場合(図4.5(a)の山頂aを参照)である。このような山頂を実現させる可能性を持っている砥粒切れ刃の個数  $N_a(z)$  は式(4.5)で与えられる。

$$N_a(z) = \frac{1}{W_1} \left( \frac{z}{z_1} \right)^n l b_k dz \quad (4.5)$$

第2の場合は砥粒切れ刃錐面の一部が山頂となって現れる場合(図4.5(a)の山頂bを参照)であり、この形の山頂はナイフエッジ両端部に現れる。このような山頂を実現させる可能性を持つ砥粒切れ刃の個数  $N_b(z)$  は式(4.1)において変数  $h$  を  $z$  にかえることにより得られる。

これら二つの場合の山頂が実存するためには、いずれの場合にも、円錐形触針の解析と同様、山頂上部に山頂を頂点とする頂角  $2\alpha_0$  の円錐形砥石領域を考えた場合この砥石領域内に砥粒切れ刃が1個も存在しないことが必要であり、その確率  $P_r(z)$  は式(4.2)において変数  $h$  を  $z$  に代えることにより得られる。したがって砥石深さ  $z \sim z + dz$  の微小範囲内に存在する山頂個数  $N_{a+b}(z)$  は式(4.6)で与えられる。

$$N_{a+b}(z) = \{N_a(z) + N_b(z)\} P_r(z) \quad (4.6)$$

また、砥石深さ  $z \sim z + dz$  の微小範囲内における山頂密度  $D_p(z)$  は上式を微小砥石体積  $l b_k dz$  で除することにより得られる。すなわち

$$D_F(z) = \left\{ \frac{z^n}{W_1 z_1^n} + \frac{2 \tan \alpha_0 z^{n+1}}{(n+1) W_1 z_1^n b_k} \right\} \times \exp \left\{ - \frac{2 \pi \tan^2 \alpha_0 z^{n+3}}{(n+1)(n+2)(n+3) W_1 z_1^n} \right\} \quad (4.7)$$

(ii) 第2解析 上述の解析で得られる山頂がすべてナイフエッジ形触針によって捕捉されるわけではなく、他の山頂の陰に隠れて捕捉されない山頂(図4.5(b)の山頂cを参照)が存在する。すなわちナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃は、図4.5(b)に示すように、交差曲線群の包絡線上に山頂として残るものに限られる。

さて、砥粒切れ刃の交差曲線群は頂角 $2\alpha_0$ の三角形状および交差角 $2\alpha_0$ の2直線を漸近線とする双曲線で与えられるが、以後の解析を容易にするため、すべての交差曲線を頂角 $2\alpha_0$ の三角形状で近似する。この時、砥石深さ $z$ の位置にある山頂がナイフエッジ形触針により捕捉されるためには、図4.5(b)に示すような頂角 $2\alpha_0$ の二等辺三角形断面を持つ幅 $b_k$ のくさび形砥石領域を山頂上部に考えた場合、この砥石領域内に山頂が1個も存在しないことが必要であり、その確率 $P_b(z)$ は式(4.8)で与えられる。

$$P_b(z) = \exp \left\{ - 2 b_k \tan \alpha_0 \int_{h=0}^{h=z} (z-h) D_F(h) dh \right\} \quad (4.8)$$

したがって、幅 $b_k$ のナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃の密度 $D_{bk}(z)$ は式(4.9)で与えられる。

$$D_{bk}(z) = D_F(z) P_b(z) \quad (4.9)$$

図4.6は砥粒切れ刃分布状態が一様分布( $n=0$ ,  $W_1=1.0 \times 10^{-6} \mu m^3$ ,  $\tan \alpha_0=5$ )の場合についてナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃の密度 $D_{bk}(z)$ を

式(4.9)により計算した結果で、同図のヒストグラムはナイフエッジ幅  $b_k$  が 0.5 mm および 1 mm の場合のシミュレーション結果である。計算結果とシミュレーション結果はよく一致している。また図中に一点鎖線で示す設定砥粒切れ刃密度  $D_z$  と比較すると、両者の一致性はナイフエッジ幅  $b_k$  によって変化することがわかる。

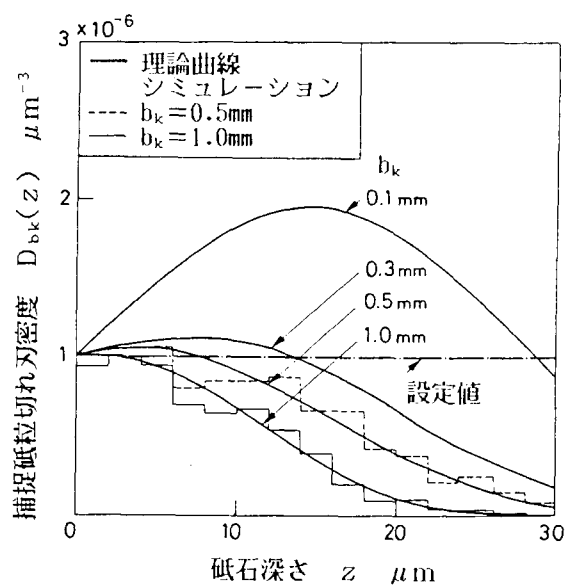


図4.6 ナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃密度の計算例  
(砥粒切れ刃分布状態指数  $n = 0$ )

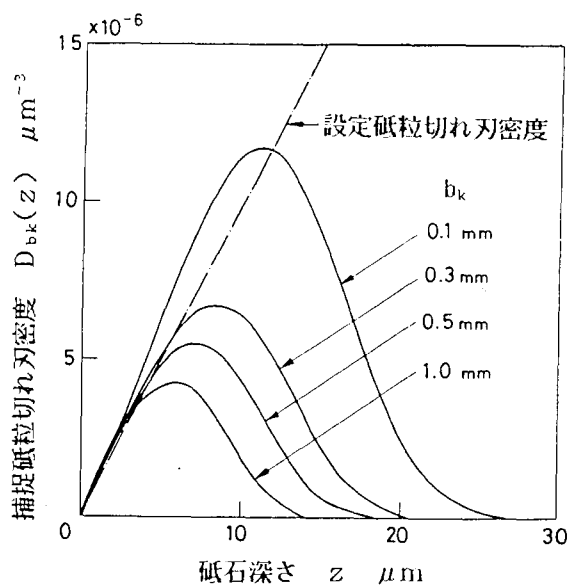


図4.7 ナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃密度の計算例  
(砥粒切れ刃分布状態指数  $n = 1$ )

図 4.7 は砥粒切れ刃分布状態が三角分布( $n = 1, W_1 = 10^6 \mu m^3, \tan \alpha_0 = 5$ )の場合について捕捉砥粒切れ刃密度  $D_{bk}(z)$  を計算した結果である。

図 4.6 と同様、ナイフエッジ幅  $b_k$  の値によって一点鎖線で示す設定砥粒切れ刃密度  $D_z$  と捕捉砥粒切れ刃密度  $D_{bk}(z)$  の一致する砥石深さ範囲が変化している。

図 4.6 と図 4.7 の結果より、本解析条件下では、ナイフエッジ幅が  $0.3 \text{ mm}$  付近において一致砥石深さ範囲の広くなることがわかる。

さて、図 4.8 は、砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  が変動する場合の捕捉砥粒切れ刃密度  $D_{bk}(z)$  をシミュレーションにより求めその影響を検討した結果である。円錐形触針の場合と同様砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  に散らばり ( $\alpha_{rms} = 5.3^\circ$ ) が存在する場合には捕捉砥粒切れ刃密度の分布状態が砥石表層部の方向へ偏ること、散らばりが存在する場合の砥粒切れ刃先端半頂角の正接平均値  $\overline{\tan \alpha} = 8.13$  を式 (4.9) の  $\tan \alpha_0$  に代入して計算した捕捉砥粒切れ刃密度はシミュレーション結果と大体一致することがわかる。したがって、式 (4.9) を実際の砥石に適用する場合には  $\tan \alpha_0$  の代わりに砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  の正接平均値  $\overline{\tan \alpha}$  を用いればよい。

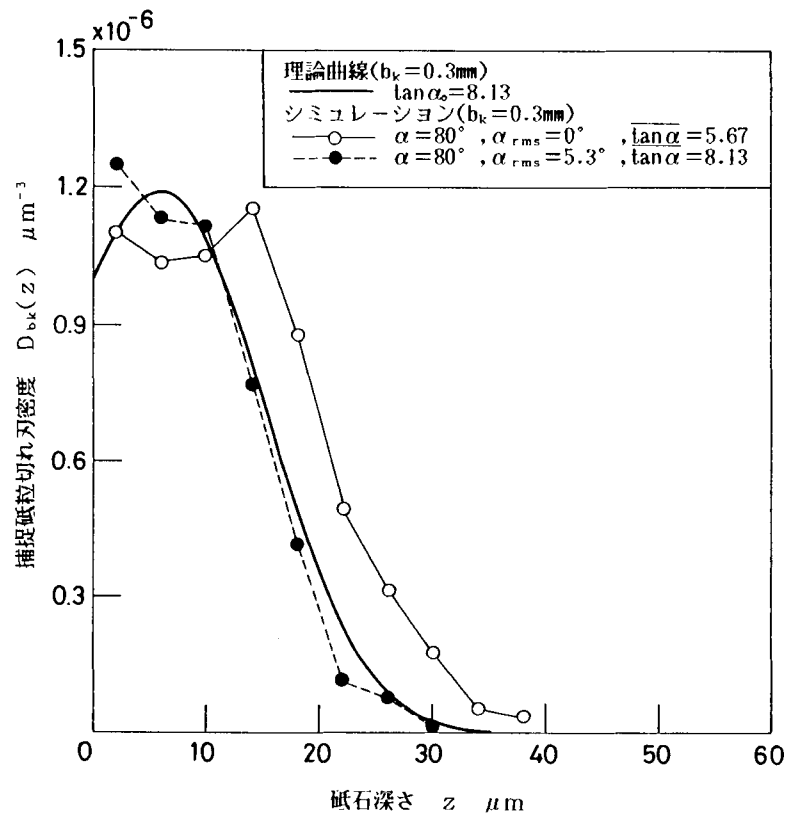


図 4.8 ナイフエッジ形触針により捕捉される砥粒切れ刃の密度に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響



#### 4. 2. 3 円錐形触針先端部の摩耗の影響

円錐形触針を用いて砥石表面トポグラフィを測定する場合に問題となる点として、触針先端の摩耗があげられる。また粗さ測定用として市販されているダイヤモンド触針の先端には半径 $5\mu\text{m}$ 程度の丸みがつけられており厳密には砥石作業面を直線走査しているわけではない。そこで円錐形触針の先端摩耗幅を $b_w$ とした場合にその捕捉砥粒切れ刃密度 $N_p(z)$ に及ぼす影響を検討した。

図4.9は一様分布( $n=0$ ,  $W_1=10^6\mu\text{m}^3$ ,  $\tan\alpha_0=5$ )の場合についてその影響を理論的に解析した結果である。なお、理論的明解性の点では触針先端の摩耗部形状を直径 $b_w$ の円形と仮定すべきであるが、ここでは簡単に長さ $b_w$ の線分とみなしナイフエッジ形触針の解析に用いた手法を代用した。図より、先端摩耗幅 $b_w$ の増加に伴い砥石表層部における捕捉砥粒切れ刃数が増加しているが、その一方、砥石内部における捕捉砥粒切れ刃数は減少しており触針が砥石内部に入りにくくなることを示している。この結果は円錐形触針で砥石表面トポグラフィを測定する場合、先端形状の管理を十分に行うことの重要性を示唆している。

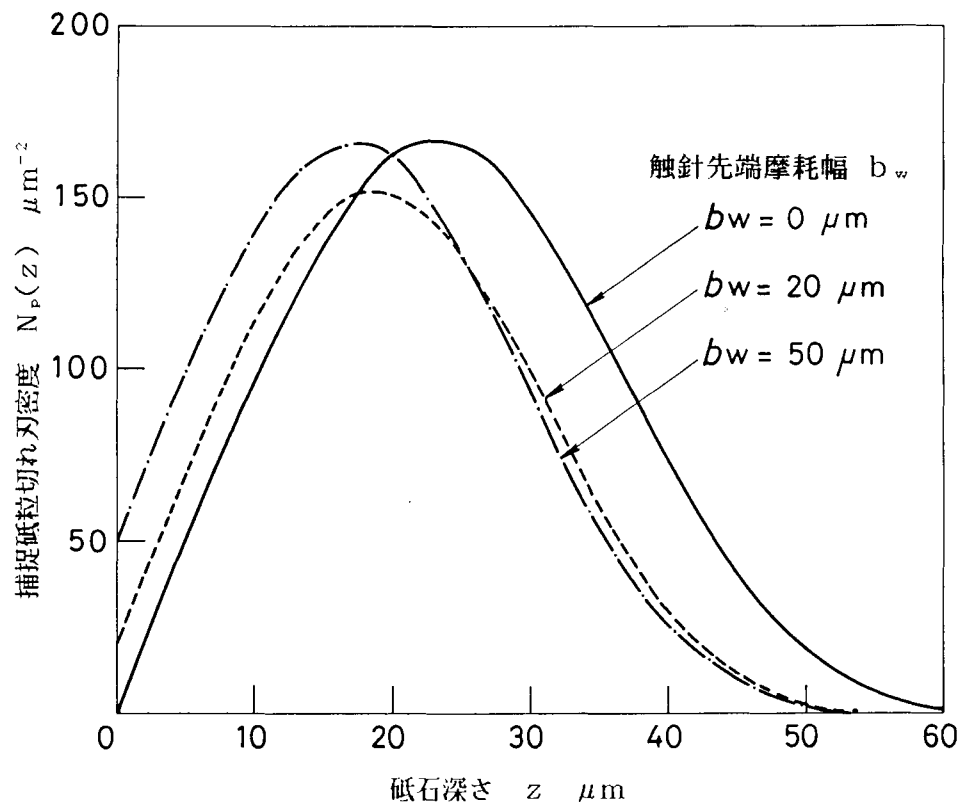


図4.9 円錐形触針の捕捉砥粒切れ刃密度に及ぼす触針先端摩耗幅の影響  
(砥粒切れ刃分布状態指数  $n=0$ )

#### 4.3 触針による二次元的測定法についての実験的考察

##### 4.3.1 実験方法

図4.10に実験方法の概要を示す。実験に用いた研削盤は静圧軸受型の円筒研削盤である。触針法による砥石表面トポグラフィ測定の場合には、図4.10(a)に示すように表面形状測定用のダイヤモンド触針を砥石上部に取り付け0.2 r p hの微小速度で回転する砥石作業面上を走査した。触針先端位置は順次A/D変換されてマイコンに読込まれ砥石断面プロフィール上の山頂が検出されるようになっている。

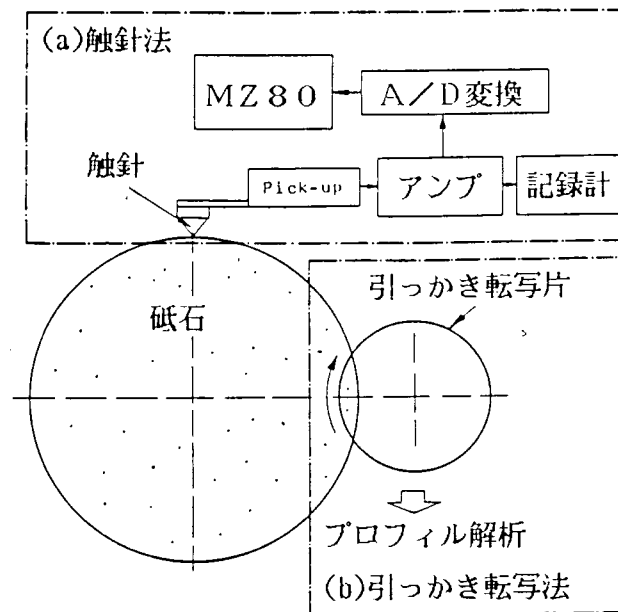


図4.10 実験装置の説明図

さて、触針の走査速度が早すぎる場合には触針先端の摩耗が進行するとともに触針が跳躍現象を起こし測定プロフィールに対する追従性の劣化を招くことが考えられる。

そこで、触針の走査速度が適性であるかどうかを検討するために、予備実験として触針走査速度をいろいろ変えて砥石作業面プロフィールを測定し、走査速度が捕捉される砥粒切れ刃の山頂高さに及ぼす影響を検討した。図4.11に単石ダイヤモンドで目直したWA60J6V砥石の作業面プロフィール測定例を示す。触針走査速度は0.03 mm/secから0.6 mm/secまで5段階に変化させた。図において個々の砥粒切れ刃(1~8)の高さを比較してみるとその高さにばらつきのあることがわかる。図4.12は、走査速度が0.03 mm/secの場合を基準にとって8個の砥粒切れ刃の高さ変動値を平均化しその値に及ぼす走査速度の影響を求めた図で

ある。図より、走査速度が速くなると触針の追従性が悪くなり切れ刃高さ測定精度の劣化することがわかる。本実験条件の場合、使用砥石の外径は表4.1に示すように350mmであるから走査速度は大体0.07mm/secとなり、図4.12を参考にすると、測定精度は0.2 $\mu$ m程度となることがわかる。もちろんこの値は砥石条件および目直し条件によって異なってくるだろうが、ある程度の目安にはなると思われる。

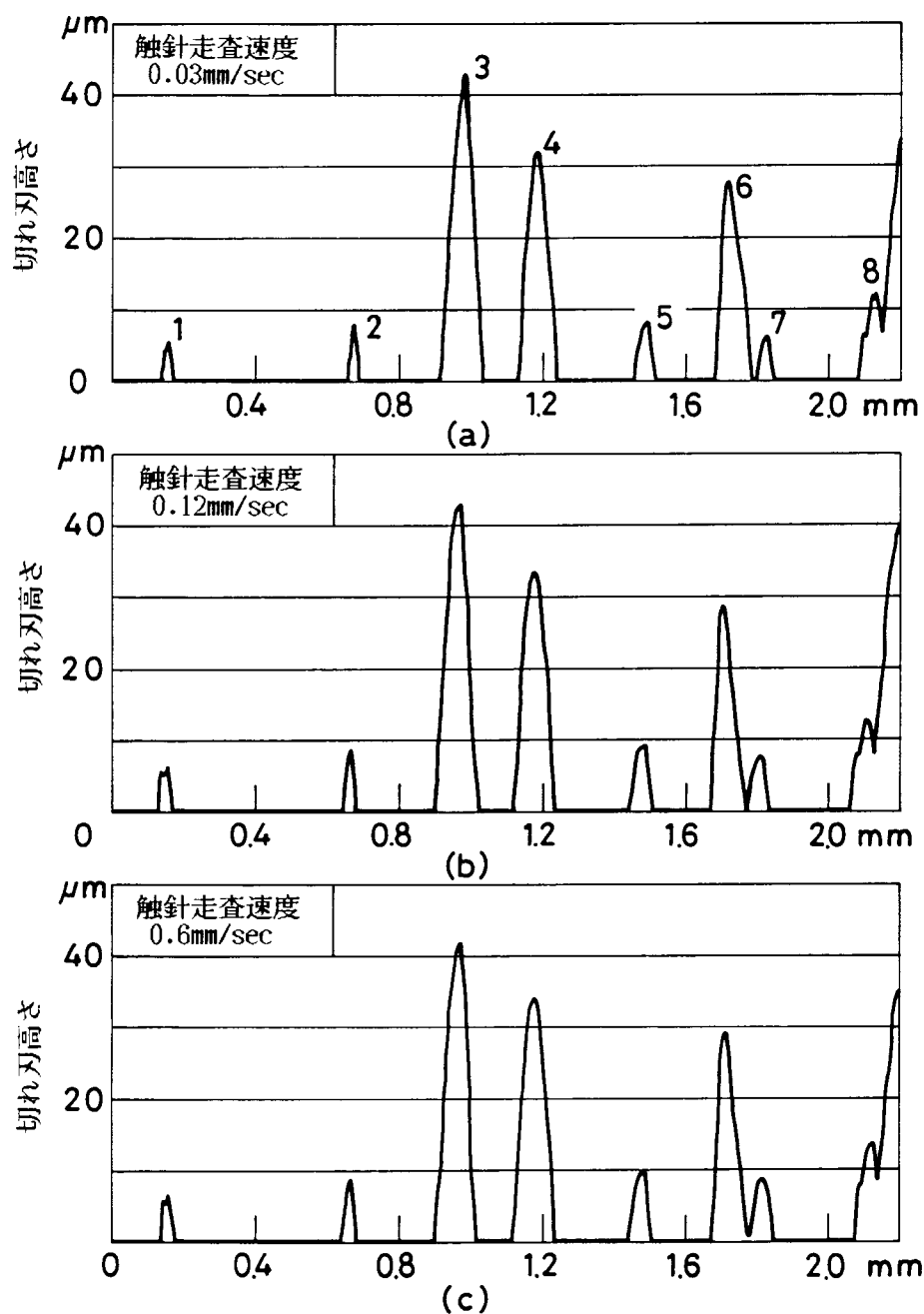


図4.11 砥石作業面プロフィールに及ぼす触針走査速度の影響

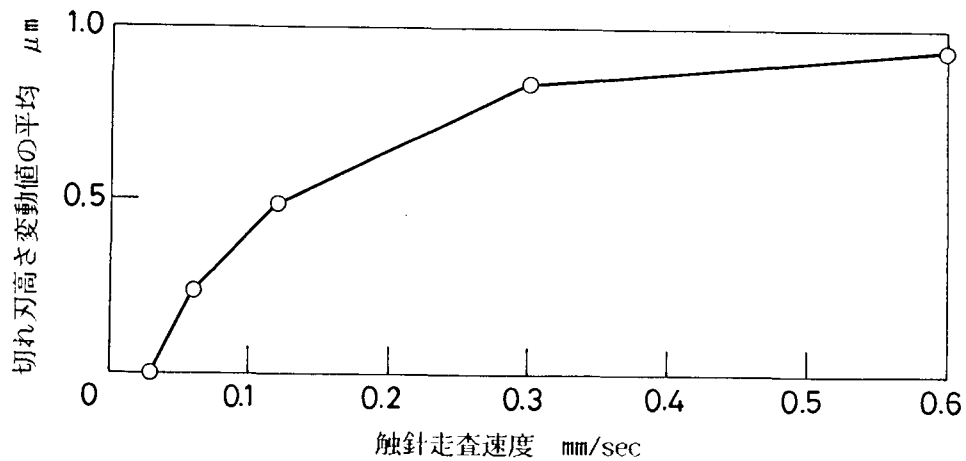


図 4.12 切れ刃高さの測定精度に及ぼす触針走査速度の影響

さて、砥粒切れ刃山頂の判定基準については、記録紙に得られるアナログ出力との比較を行い、また上記の予備実験結果を参考にすることにより、山頂の最低有意高さとして  $0.4 \mu\text{m}$ 、サンプリング間隔として  $12.5 \mu\text{m}$  を採用した。

また触針法による砥石表面トポグラフィ測定法と並行して図 4.10 (b) に示すように簡易引っかかり転写法による測定を行い、その結果を用いて触針法による測定結果を検討した。

砥石表面トポグラフィ測定に用いた砥石および目直し条件を表 4.1 に示す。目直し工具としては、単石ダイヤモンドとクラッシュロールの 2 種類を用いた。クラッシングの場合には、クラッシュロール駆動方式を用い、研削盤に過度の負荷が加わることを避けるためクラッシング幅を  $10 \text{ mm}$  に限定した。

表 4.1 目直し条件

目直し工具	単石ダイヤモンド(2ct.)	クラッシュロール(SK3鋼焼入) 外径 $d_r = 70 \text{ mm}$
研削砥石	WA60K9V, 外径 $D = 350 \text{ mm}$ , 幅 $b = 38 \text{ mm}$	
砥石回転数	$N_w = 1530 \text{ rpm}$	$N_w = 20 \text{ rpm}$
目直し条件	目直し速度 $f_d = 240 \text{ mm/min}$ 切り込み量 $\Delta_d = 10 \mu\text{m}$	押し込み速度 $f = 0.3 \text{ mm/min}$ クラッシング時間 $t = 95 \text{ sec}$
研削油剤	ソリューション型	

#### 4.3.2 実験結果

##### (1) 単石ダイヤモンド目直し面の測定結果

図4.13は単石ダイヤモンドで目直した砥石作業面のトポグラフィを簡易引っかかり転写法により測定した結果である。図4.13(a)より砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の正接平均値として $\overline{\tan \alpha} = 5.86$ が得られ、また図4.13(b)より砥粒切れ刃密度の推定値として $D_z = 1.3 \times 10^{-6} (z/z_1) \mu m^{-3}$ で示す三角分布が得られる。

図4.14のヒストグラムは単石ダイヤモンドで目直した砥石作業面を円錐形触針で走査することにより求めた捕捉砥粒切れ刃密度 $N_p(z)$ の測定値であり、同図内の実線は、簡易引っかかり転写法により得られた砥石表面トポグラフィ特性値 $\overline{\tan \alpha} = 5.86$ ,  $D_z = 1.3 \times 10^{-6} (z/z_1) \mu m^{-3}$ を式(4.3)に代入して計算した捕捉砥粒切れ刃密度 $N_p(z)$ の理論値である。両者を比較すると理論曲線と測定値が一致するのは砥石深さ $z$ が $5 \mu m$ 程度までであり、それ以上の砥石深さになると

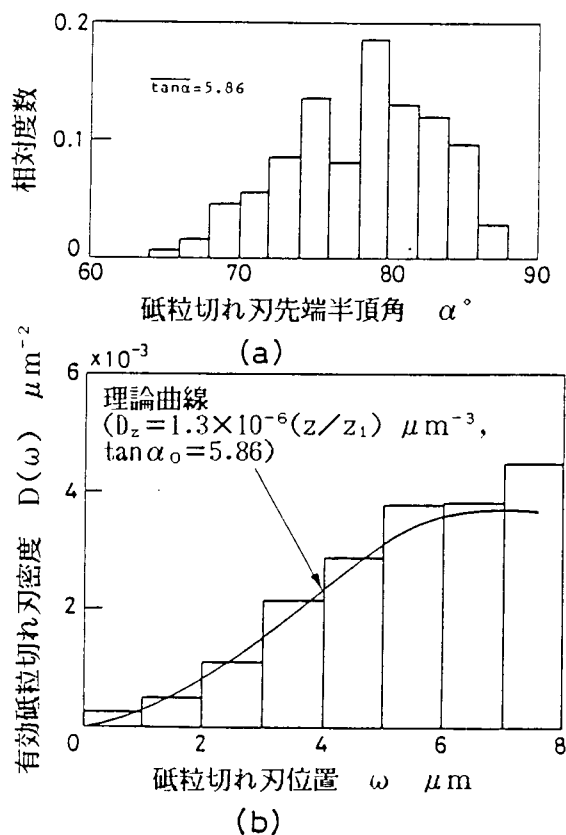


図4.13 引っかけ転写法により求めた単石ダイヤモンド目直し面の砥石表面トポグラフィ測定結果

(a) 砥粒切れ刃先端半頂角の分布

(b) 捕捉砥粒切れ刃密度

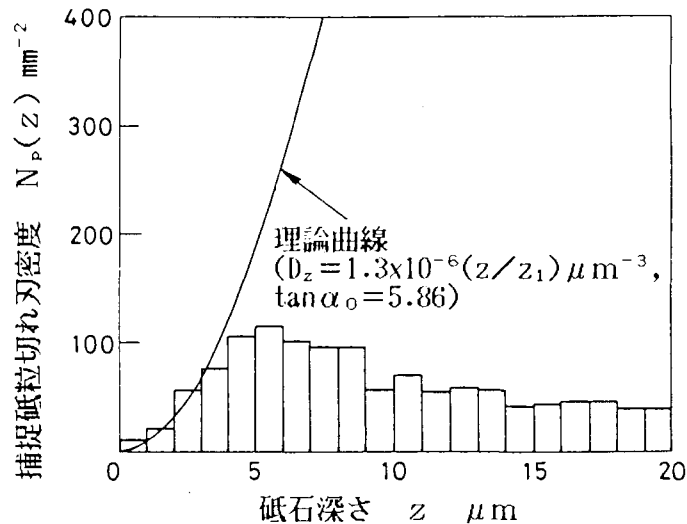


図 4.14 円錐形触針による捕捉砥粒切れ刃密度の測定値  
(単石ダイヤモンド目直し面)

理論値は測定値よりも著しく大きな値をとることがわかる。すなわち単石ダイヤモンドによる目直しの場合、引っかかり転写法による測定結果と触針法による測定結果の一致する範囲は、本実験結果の場合、砥石深さ  $5 \mu\text{m}$  程度までであることがわかる。

## (2) クラッシング面の測定結果

図 4.15 はクラッシングを行った砥石の表面トポグラフィを引っかかり転写法により測定した結果である。単石ダイヤモンドによる目直し砥石作業面の場合と同様に砥粒切れ刃形状特性値として  $\overline{\tan \alpha} = 5.2$  が得られ砥粒切れ刃密度として  $D_z = 0.2 \times 10^{-6} \mu\text{m}^{-3}$  で示される一様分布が得られる。

図 4.16 のヒストグラムはクラッシュロールで目直した砥石作業面を円錐形触針で走査することにより求めた捕捉砥粒切れ刃密度  $N_p(z)$  の測定値である。同図内の実線は簡易引っかかり転写法により得られた砥石表面トポグラフィ特性値を式(4.3)に代入して計算した捕捉砥粒切れ刃密度  $N_p(z)$  の理論値である。

図 4.16 の結果を図 4.14 の結果と比較すると、理論値と測定値の一致する砥石深さ範囲は、図 4.16 すなわちクラッシングにより目直した砥石作業面のほうが約  $30 \mu\text{m}$  と広がっており、引っかかり転写法および触針法両者の方法による測定結果の一致性はクラッシングを行った砥石の方がよいことを示している。このように一致性に差が生じる原因の一つとして両者の目直し機構の違いが考えられる。

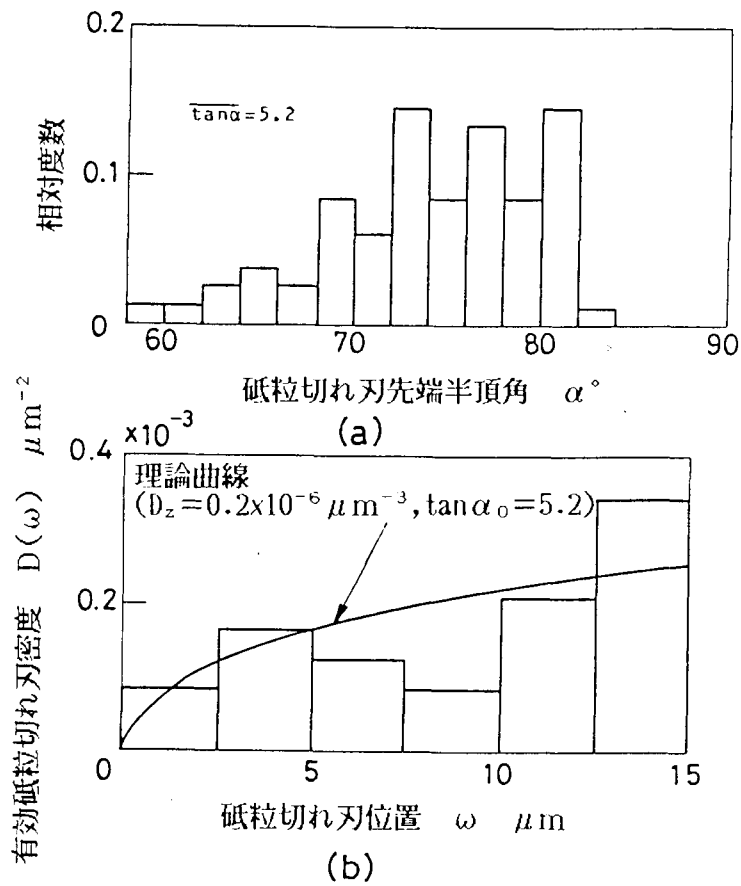


図 4.15 引っかき転写法により求めたクラッシング面の砥石表面  
トポグラフィ測定結果  
(a)砥粒切れ刃先端半頂角の分布  
(b)捕捉砥粒切れ刃密度

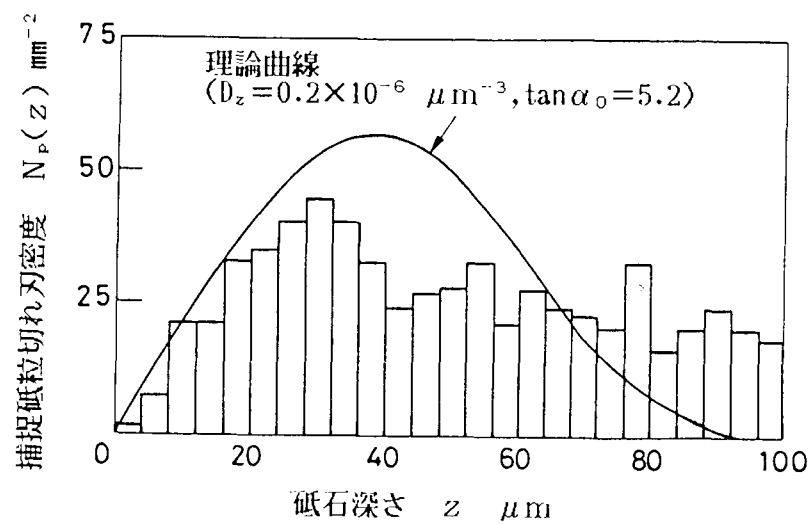


図 4.16 円錐形触針による捕捉砥粒切れ刃密度の測定値  
(クラッシング面)

すなわち単石ダイヤモンドによる目直しの場合には砥粒のせん断破碎が主体となるため目直し効果が砥石表層部に集中するが，クラッシングの場合には砥粒の圧縮破碎が主体となるため目直し効果が砥石内部にまで達し，砥石表層部の砥粒切れ刃分布状態が砥石深さの広い範囲にわたって維持されることがよい一致性を示す原因と考えられる。

図4.17のヒストグラムはクラッシングを行った砥石の作業面を幅1mmのナイフエッジ形触針で走査することにより求めた捕捉砥粒切れ刃密度 $D_{bk}(z)$ の測定値であり，同図内の曲線は引っかけ転写法により求めた砥石表面トポグラフィ特性値を式(4.9)に代入して計算した捕捉砥粒切れ刃密度 $D_{bk}(z)$ の理論値である。両者を比較すると測定値は理論値に比べて上に凸の分布状態の傾向が強いが，この原因の一つとして，砥石作業面に対してナイフエッジを平行に取り付ける作業に正確性を欠いたことによる実質ナイフエッジ幅の減少の影響が考えられる。

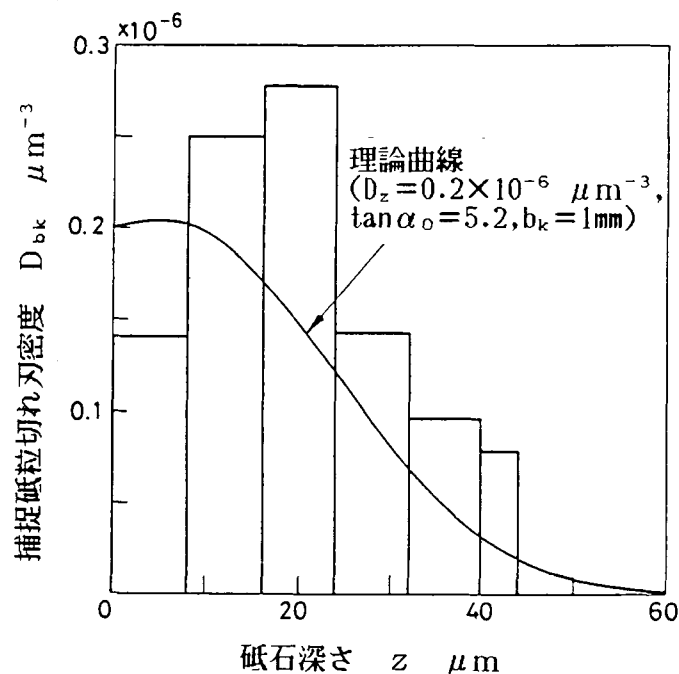


図4.17 ナイフエッジ形触針による捕捉砥粒切れ刃密度の測定結果  
(クラッシング面)



#### 4. 4 触針法による砥石表面トポグラフィの三次元測定

##### 4. 4. 1 まえがき

機械加工による仕上面について粗さなどの幾何学的性質を評価しようとする場合、従来は二次元的情報すなわち任意に測定した加工面の断面曲線についてその性質を議論していたが、1970年頃になると、それだけでは情報量として不足であり、ある広がりを持った面の三次元的表面形状を測定し評価することの必要性がいわれるようになった<sup>404)</sup>。それに呼応するように触針式三次元表面形状測定装置の開発あるいは等高線図作成アルゴリズムなどのデータ処理法について活発な研究がなされはじめ<sup>405) 406)</sup>、現在ではデータ解析装置を含んだ触針式三次元表面形状測定機が製品化されるまでになってきている<sup>407)</sup>。

二次元的測定における情報量の不足という点に関しては、砥石作業面トポグラフィについても同様のことがいえる。触針法による砥石表面トポグラフィの二次元測定法は、測定装置を実機上に取り付けることが容易でありデータを即座に処理できること、データ量も三次元測定法に比べて圧倒的に少なく処理時間が短いという利点を持っている。その反面、4.2節で明らかにしたように、円錐形触針により得られる断面曲線には砥粒切れ刃の形状および分布密度という二つの情報が混在しており両者を分離して定量的に評価することができないという難点を持っている。また、ナイフエッジ形触針についても、砥石表層部の三次元的砥粒切れ刃分布密度を測定できるもののその測定精度はナイフエッジ幅の影響を大きく受ける。触針の直線走査方式による砥石表面トポグラフィの二次元的測定法は以上のような難点を持っているが、三次元的測定法と比較して根本的に不都合な点は、測定される砥粒切れ刃プロファイルが触針走査方向に限られるという点である。この点は第2章で述べた間接的測定法においても同様であり、引っかけ法あるいはクラスタ法など切削痕から求められる砥粒切れ刃形状は砥粒切れ刃の研削方向投影面としての形状である。

砥粒切れ刃形状は砥石表面トポグラフィを構成する二大要素の一つであり、その立体的形状を測定し砥粒切れ刃をモデル化するための基礎的情報を得ることは研削理論を構築するためにも重要である。したがって、砥石表面トポグラフィの三次元的測定は是非とも行なわなければならない作業である。

さて、砥石作業面性状の三次元的測定方法として一般に用いられているものに走査電子顕微鏡による観察(SEM法)がある。SEM法は任意の倍率で任意の箇所を観察できる利点を持っているが、三次元空間内における倍率が一定であるため、高倍率にした場合に観察視野が狭められるという難点を持っている。また、表面凹凸高さ

の定量的評価については、立体写真を解析することにより等高線図を掘り起こすことも可能であるが<sup>403)</sup>、その作業は容易ではない。触針による三次元測定法はSEM観察法に比較して三方向の倍率を独立に変えられる点、定量的データの得られる点が優れており、データ処理法が確立しさえすれば非常に有効な測定法といえる。

しかしながら、砥石作業面を触針によって三次元的に測定したという報告はみあたらず、唯一研磨布紙(A砥粒,#150)について測定した例があるだけである<sup>403)</sup>。

それも測定領域が0.8mm四方に限られており、砥粒切れ刃密度を求めるにはデータ量として不足のように思われる。

本節では、試作した三次元表面形状測定装置について述べるとともに、この装置を用いて砥石表面トポグラフィを測定し、等高線図を作成することによって砥粒切れ刃の立体的形状および砥粒切れ刃密度を求めた結果について述べている。

#### 4. 4. 2 測定装置および実験方法

##### (1) 三次元形状測定装置の概要

図4.18に測定装置の概略図を示す。使用した触針式粗さ計は汎用の二次元表面形状測定器(小坂製SE-3A型)である。この粗さ計の定盤上に触針走査方向(X方向)レベル調整用傾斜テーブル①、触針走査面の直交方向(Y方向)に移動する精密微動テーブル②、Y方向レベル調整用傾斜台③を積み上げることにより三次元測定を可能にした。また、自動測定が行なえるようにするため、触針上下軸(Z軸)および試料移動軸(Y軸)の駆動をステッピングモータ駆動方式に、触針のX方向駆動スイッチをメカニカル方式からマグネトリレー方式に改造した。なお、X方向におけるサンプリング開始点位置の検出は磁気近接センサ④を用いてターゲット⑤の位置を検出することにより行った。また、砥石測定領域の調整は磁気近接センサを固定したマイクロメータヘッド⑥を移動させることにより行なうことができる。

さて、砥石表面トポグラフィを測定する場合には、一般の機械加工面と異なりその凹凸が激しいため、通常行なわれているように一回の触針走査終了後に触針を試料と接触させた状態のまま測定開始点位置まで後退させることができず、いったん触針を上昇させなければならない。したがって、個々の触針走査により得られる断面曲線の高さをそろえるためには触針の高さ方向位置 $Z_0$ を決定する作業が必要となる。そのために、後述するように、ダイヤモンドバイトで切削加工したアルミ片⑦を測定試料に隣接して取り付け、その仕上面を触針で走査することによってZ方向測定基準位置 $Z_0$ を検出した。

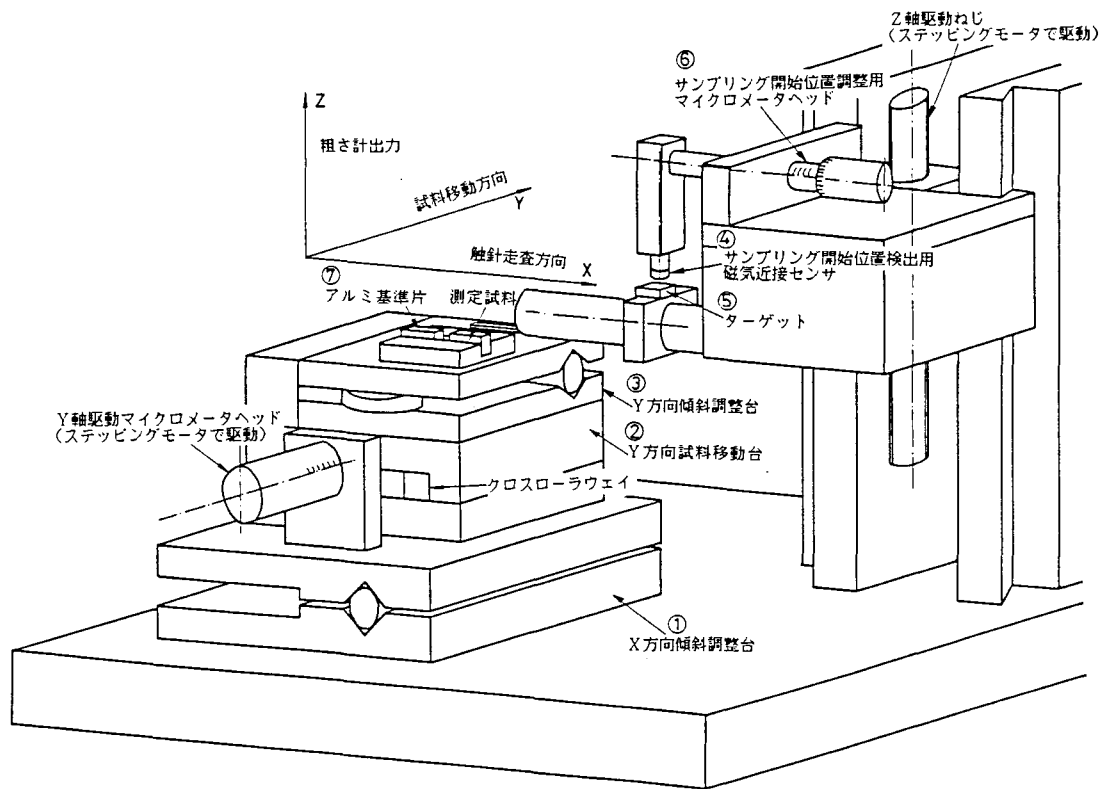


図 4.18 三次元表面形状測定装置の概要

なお、触針走査速度は、その測定精度をあげるために、図 4.12 の結果に示すようにできるだけ遅い値に設定した方がよいが、本測定装置に使用した汎用二次元表面形状測定器(小坂製 S E-3 A 型)の走査速度は  $0.1 \text{ mm/sec}$  に固定されている。

したがって、砥粒切れ刃高さの測定精度は図 4.12 を参考にすると約  $0.4 \mu\text{m}$  となる。

図 4.19 は測定システムの説明図である。

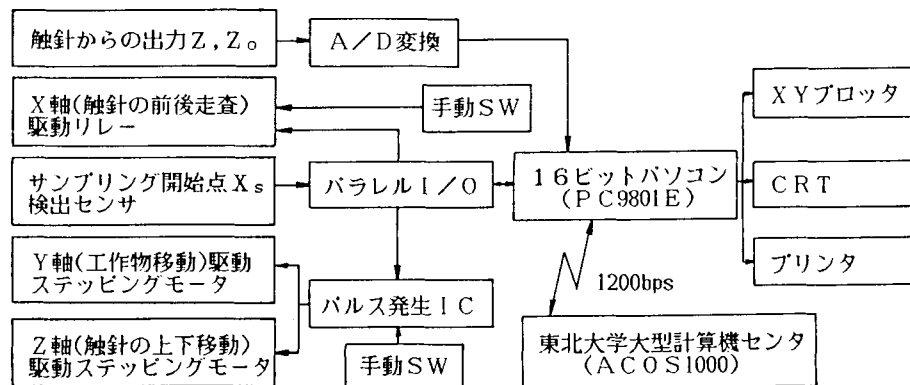


図 4.19 三次元表面形状測定システムの説明図

磁気近接センサから得られるサンプリング開始位置  $X_s$  はパラレル I/O を介して、触針の出力  $Z, Z_0$  は 12 ビット A/D 変換器を介して 16 ビットマイクロコンピュータ PC9801E に取り込まれる。また、 $X, Y, Z$  軸の駆動は I/O ポートを介してマイクロコンピュータにより制御される。したがって、測定面すなわちアルミ基準片のレベル調整を行ないサンプリング条件を入力すればその後の測定は自動的に行なわれるようになっている。

図 4.20 に三次元測定のフローチャートを示す。

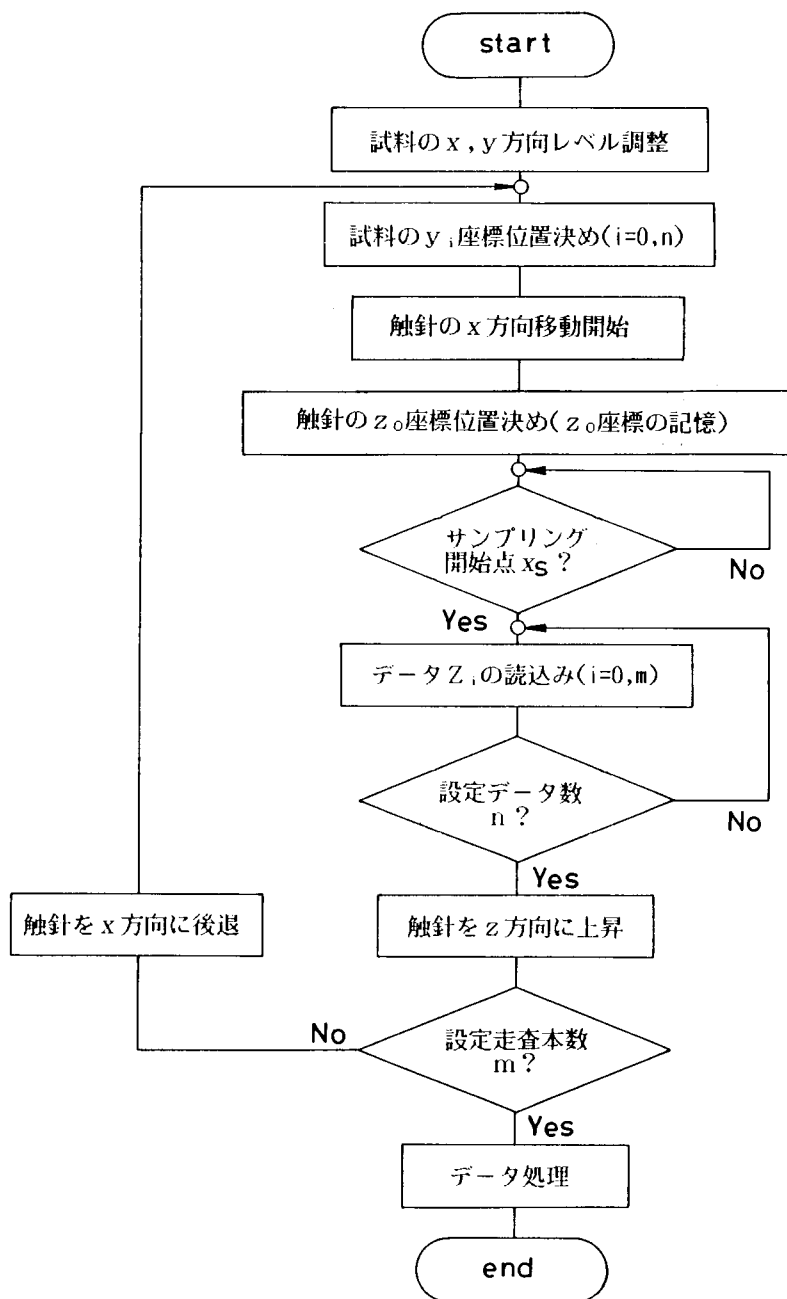


図 4.20 測定方法のフローチャート図

このようにして得られた砥石作業面プロフィールデータは砥石最外周面からの距離に換算され、その高さに応じて色分けしたカラー等高線図がCRTに描かれるようになっている。更に、触針の走査データは東北大学大型計算機センター(ACOS1000)に転送され、センターが有限要素法計算結果の図形処理用として提供している作図ルーチンライブラリを使用することによって等高線図が作成される。そして、その作図ファイルはマイクロコンピュータに転送されCRTおよびXYプロッタに出力されるようになっている。

砥粒切れ刃密度および砥粒切れ刃形状の測定はこのホストコンピュータACOS1000から得られる等高線図とマイクロコンピュータPC9801Eから得られるカラー等高線図の両者を用いて行なった。

## (2) 測定装置の精度

触針を複数回走査させることによって一定領域の三次元形状を測定する場合には、二次元形状測定の場合に要求される精度の他に触針走査方向(X軸)および試料移動方向(Y軸)のサンプリング間隔がどの程度保証されているかが重要な問題となる。特に測定対象物が砥石の場合には触針の横振れ現象(Y方向振動)が顕著となるため、Y方向のサンプリング間隔はあまり小さくできない。これらの点について基礎的実験を行った結果、一回の測定における触針走査距離を2mmに設定した場合、X方向、Y方向の最小サンプリング間隔すなわち分解能は20 $\mu$ mになることがわかった。また、等高線図を作成する場合の切断レベルについても図4.12に示したように有意最小値が存在する。

以上の点を考慮した結果、測定条件としては走査領域2mm $\times$ 2mm四方、サンプリング間隔20 $\mu$ mを採用し、等高線切断レベルとして2 $\mu$ mを採用した。

また、粗さ計の倍率としては500倍を用いた。この場合、測定可能となる最大砥石深さは200 $\mu$ m、A/D変換器の分解能は約0.25 $\mu$ mとなる。

## (3) 実験方法

測定に使用した砥石の目直し方法を図4.21に示す。三次元測定を行なう際の便宜を考えると測定砥石作業面は平面の方が都合がよい。そこで研削盤として工具研削盤を用い、図のように、クラスタ砥石を固定したアルミ円板を砥石軸に取り付けてクラスタの砥石軸直交面を目直しする方式を取った。なお、クラスタ砥石に隣接して取り付けられているアルミ基準片は、前述したように三次元測定において測定面のX

Y方向レベルを調整し、また、触針のZ方向位置を検出する際の基準面として使用するもので、目直し直後にダイヤモンドバイトで精密切削することにより最大高さ粗さで $0.2\mu\text{m}$ 程度の仕上面を得ることができた。

目直し条件を表4.2に示す。目直し工具としては単石ダイヤモンド Dressa(目直し条件1)と粉粒ダイヤ軟質ボンド型のインプリダイヤ Dressa(目直し条件2)の二種類を用いた。目直し条件2の場合にインプリダイヤ Dressaを用い、更に、目直し条件1に比べてかなり遅い Dressa送り速度を設定したのは、砥石作業面に生成される砥粒切れ刃が目つぶれ傾向になることを期待したためである。

砥石クラスタとしては、WA60J6V砥石から切り出した $5\text{mm}\times 10\text{mm}$ 寸法のものを用いた。

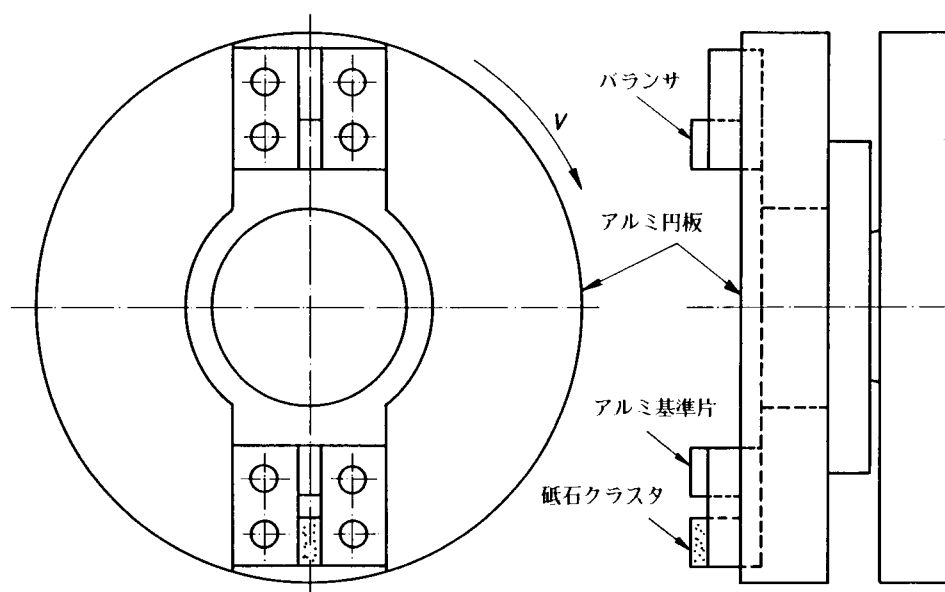


図4.21 砥石クラスタの目直し装置概略図

表4.2 実験条件

研削盤	工具研削盤, 回転数 $N_w = 2689\text{rpm}$
砥石クラスタ	WA60J6V, クラスタ長さ $a_c = 5\text{mm}$ , 幅 $b_c = 10\text{mm}$ アルミ円板外径 $D_c = 140\text{mm}$
目直し条件 1	単石ダイヤモンド Dressa 送り速度 $f_d = 480\text{mm/min}$ 切り込み量 $\Delta_d = 10\mu\text{m/pass}$
目直し条件 2	インプリダイヤモンド Dressa 送り速度 $f_d = 150\text{mm/min}$ 切り込み量 $\Delta_d = 10\mu\text{m/pass}$

#### 4. 4. 3 実験結果

##### (1) 等高線図作成結果

図4.22,図4.23は単石ダイヤドレスサによる砥石作業面の目直し状況について砥石深さを $20\mu\text{m}$ ,および $100\mu\text{m}$ に限定して表示した等高線図である。これらの図より,砥石作業面の表層部は,比較的平坦な台地を持つ砥粒群が散在することによって構成されていること,砥粒切れ刃は,これら散在する砥粒群の台地上に突起部として形成されていることがわかる。

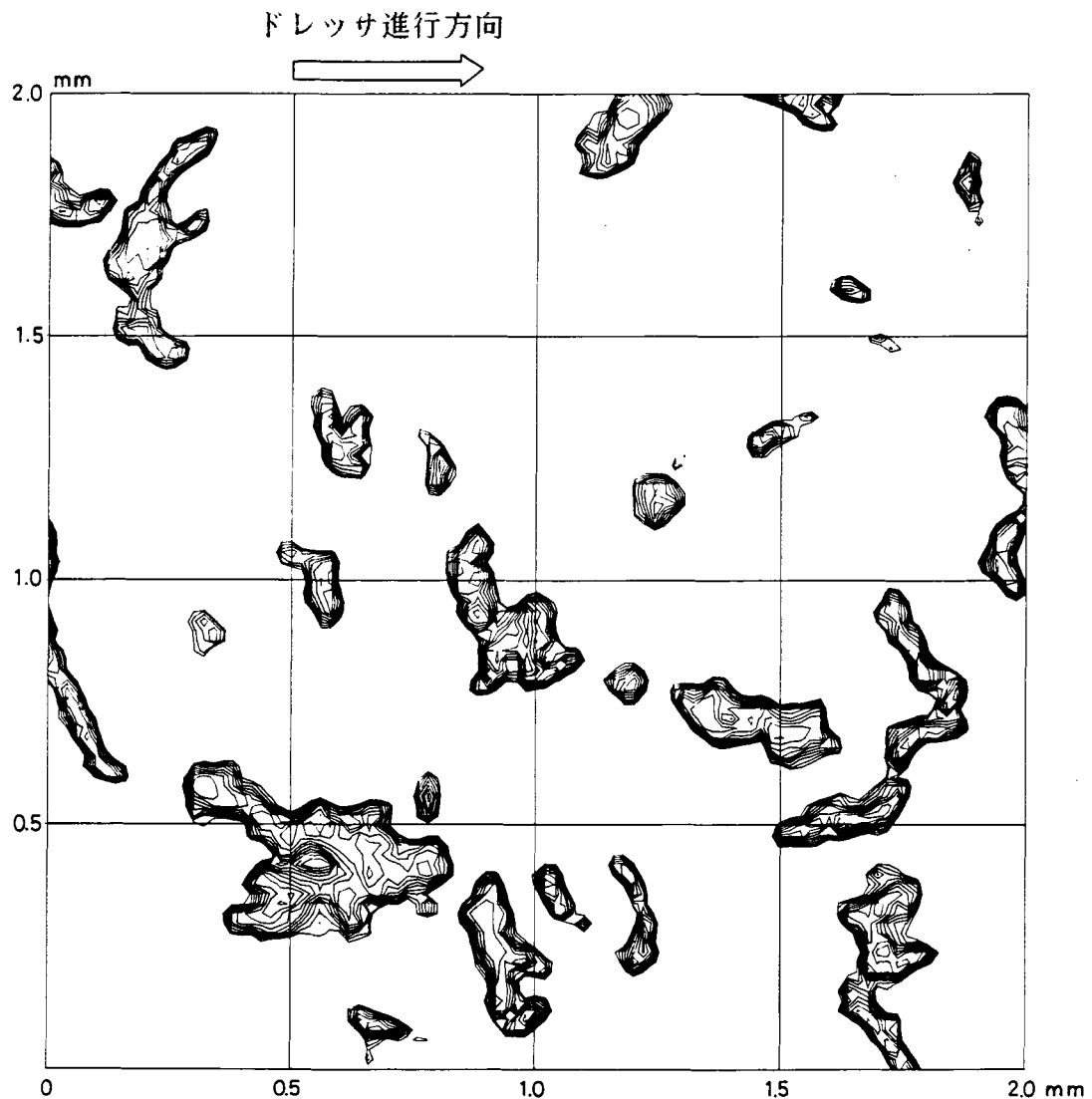


図4.22 単石ダイヤドレスサによる砥石目直し面の等高線図  
(砥石深さ $20\mu\text{m}$ ,等高線切断間隔 $2\mu\text{m}$ )

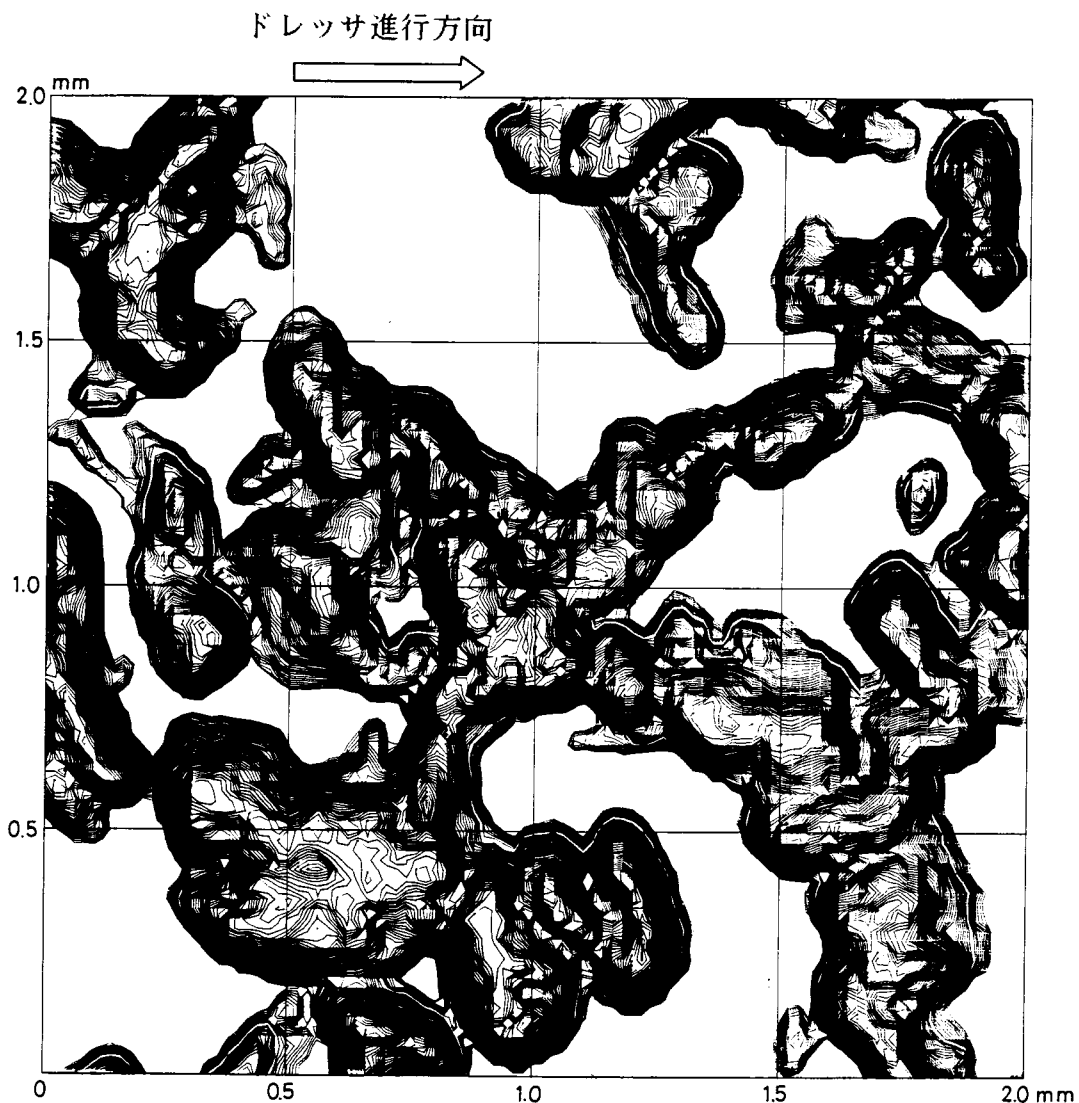


図 4.23 単石ダイヤモンドによる砥石目直し面の等高線図  
(砥石深さ $100\mu\text{m}$ , 等高線切断間隔 $2\mu\text{m}$ )

また図 4.24, 図 4.25 はインプリダイヤモンドによる目直し面の等高線図である。砥粒切れ刃の分布状況は先に述べた単石ダイヤモンドによる目直し面の場合と同様の様相を呈しているが、砥粒の平坦部領域はインプリダイヤモンドによる目直し面のほうが幾分広がっているようである。



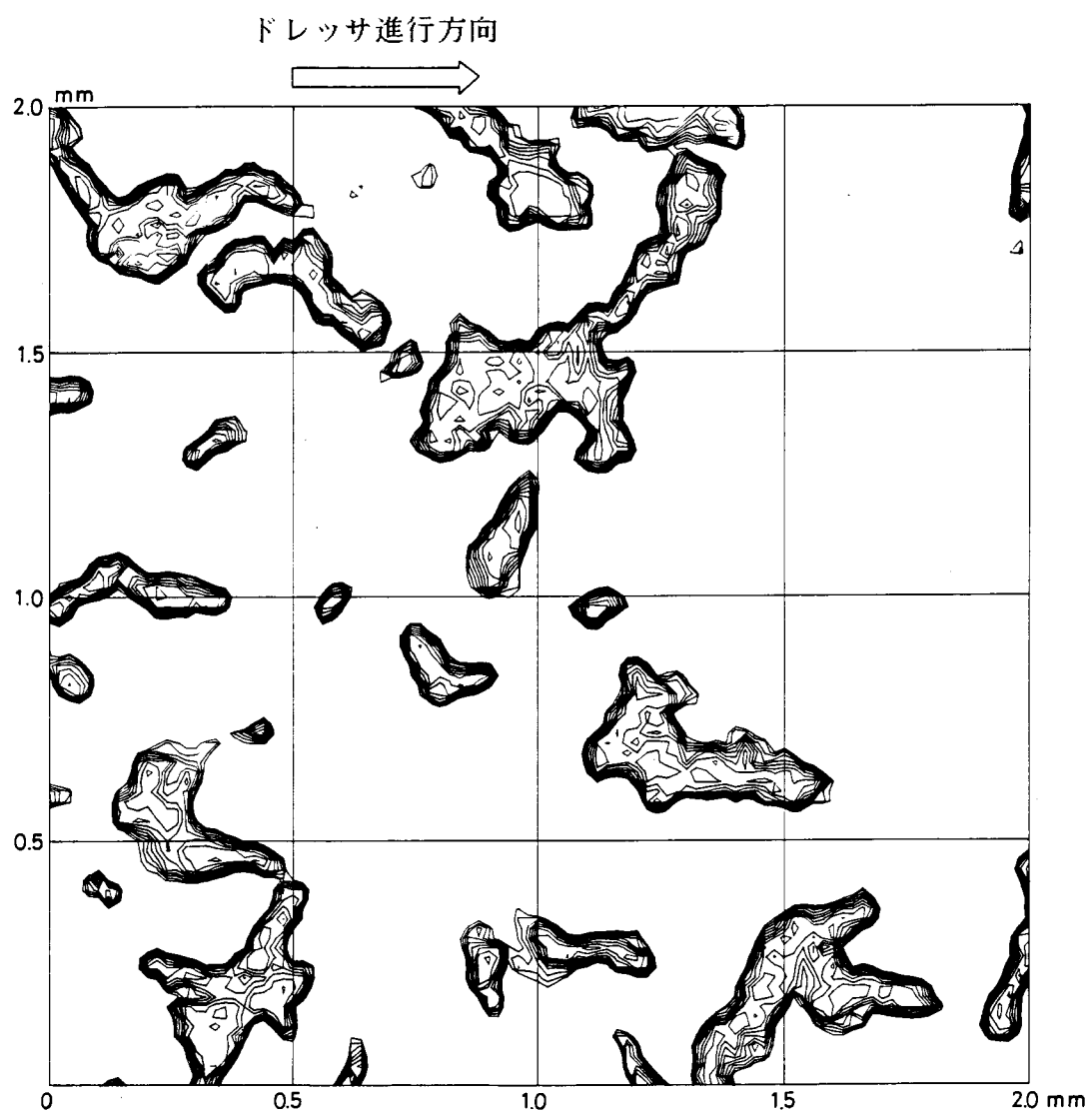


図 4 . 2 4 インプリダイヤモンドドレッサによる砥石目直し面の等高線図  
(砥石深さ  $20\mu\text{m}$  , 等高線切断間隔  $2\mu\text{m}$  )

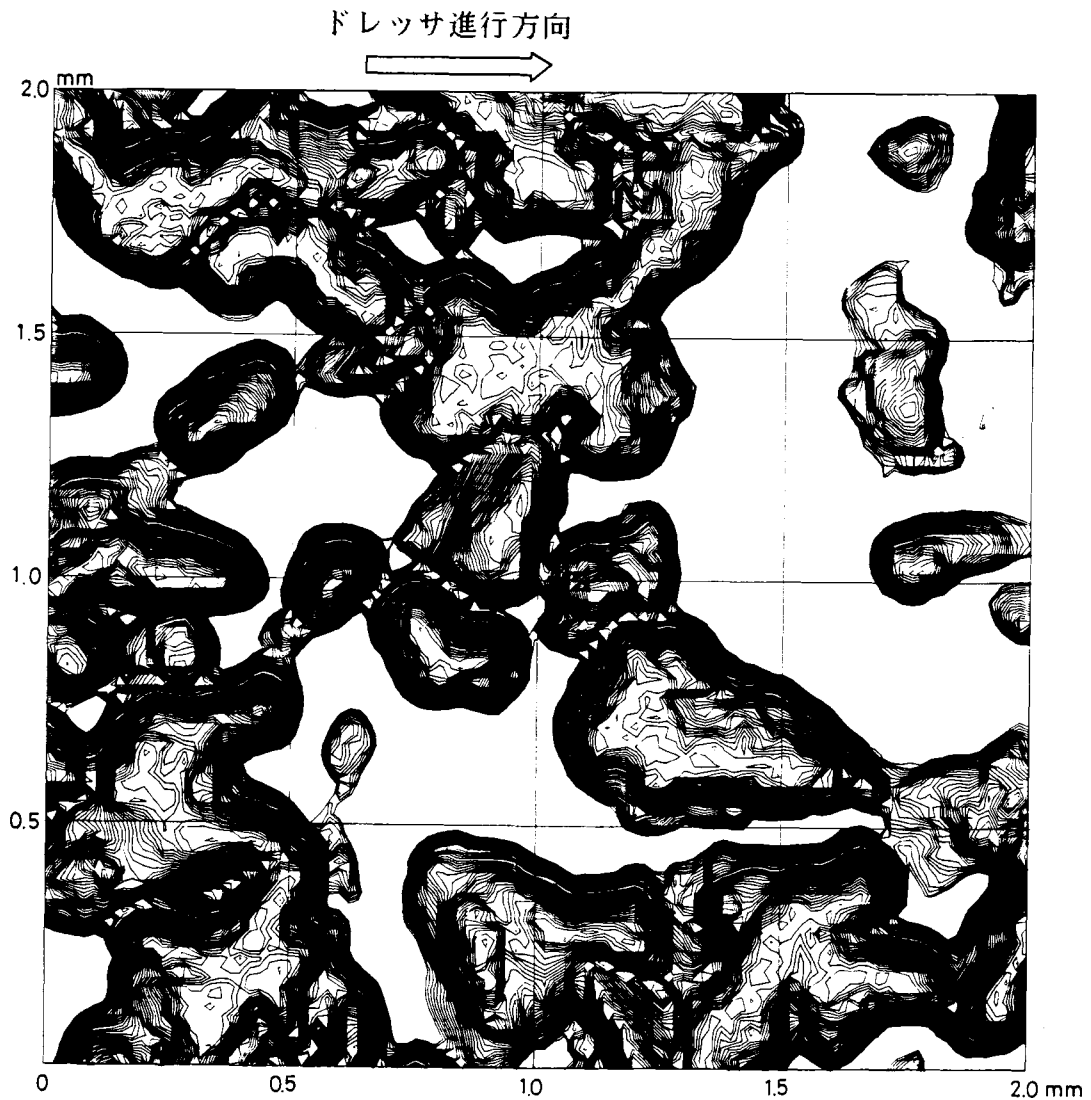


図 4.25 インプリダイヤドレッサによる砥石目直し面の等高線図  
(砥石深さ $100\mu\text{m}$ , 等高線切断間隔 $2\mu\text{m}$ )

図 4.26, 図 4.27 は, この観察結果をより明確にするために砥石深さ $10.5\mu\text{m}$ までの領域に存在する砥粒群を黒く塗りつぶした結果であり, 黒い部分の面積はアボットの負荷面積に相当する. この黒い部分の面積を個々の砥粒について比較してみると, インプリダイヤドレッサを使用して目直しした砥石作業面のほうがその面積の大きいことがこの図によっても認められる.

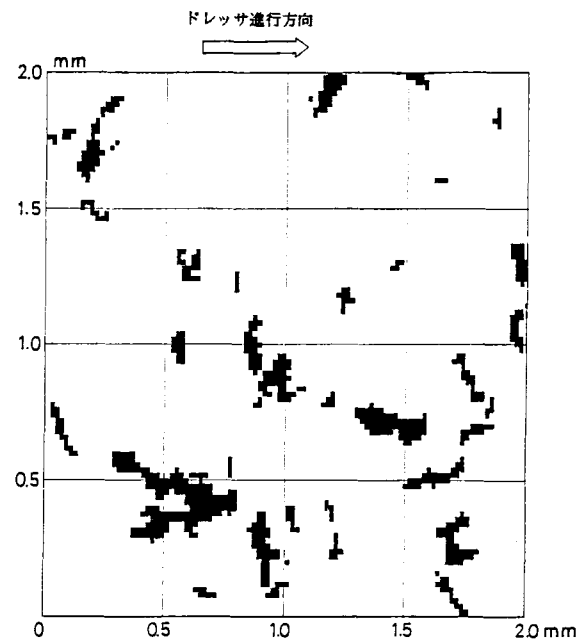


図 4.26 単石ダイヤドレッサによる砥石目直し面の負荷面積図  
(砥石深さ $10.5\mu\text{m}$ )

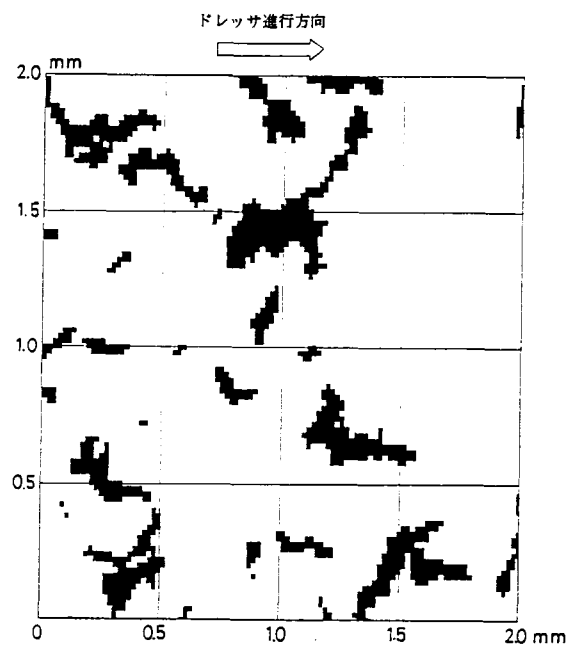


図 4.27 インプリダイヤドレッサによる砥石目直し面の負荷面積図  
(砥石深さ $10.5\mu\text{m}$ )

これら砥粒先端の平坦部はSEM等の顕微鏡観察の際に逃げ面として観察される領域であると考えられる。

触針の三次元走査によって得られるこれらの等高線図は、このように顕微鏡観察で得られるような定性的情報を与えてくれるとともに、次に述べる砥粒切れ刃密度および砥粒切れ刃形状についても有用な情報を提供してくれる。

### (2) 砥粒切れ刃密度

図4.28は砥石深さ20  $\mu\text{m}$ の領域内に存在する砥粒切れ刃について砥粒切れ刃密度を測定した結果である。同図○印で示す単石ダイヤモンド Dressa による目直し面と同図●印で示すインプリダイヤモンド Dressa による目直し面の砥粒切れ刃分布状態を比較すると、インプリダイヤモンド Dressa による目直し面のほうが砥粒切れ刃が砥石表層部に集中して存在していることがわかる。この結果は前述した等高線図観察結果からも推定できるものであるが、同図に示す砥粒切れ刃密度の測定結果は Dressa の違いが砥石表面トポグラフィに及ぼす影響をより明確に示している。

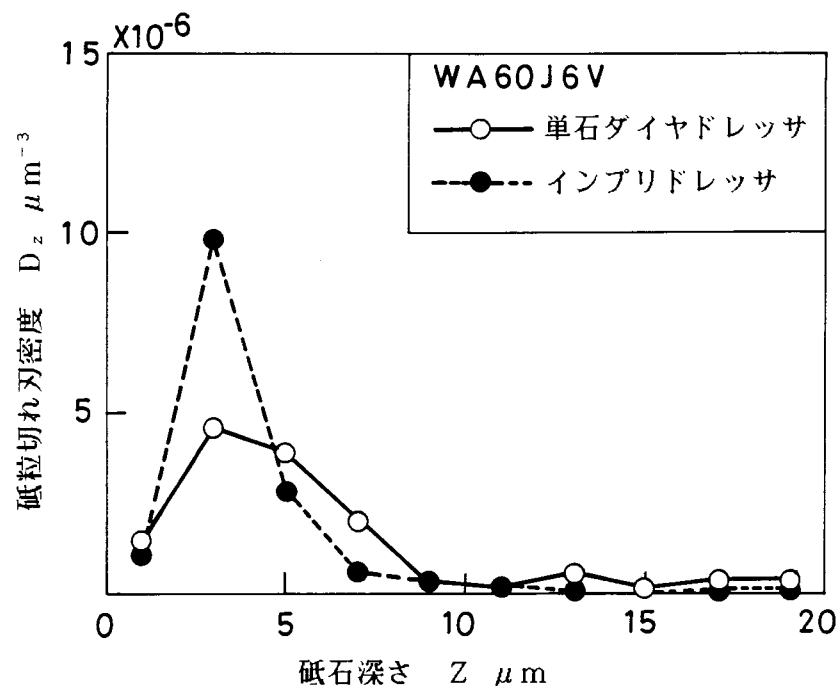


図4.28 砥粒切れ刃密度の測定例

### (3) 砥粒切れ刃形状

図4.29は、単石ダイヤモンド Dressa による目直し面について Dressa 進行方向およびそれに直交する方向の砥粒切れ刃断面形状を堀り起こした例である。

この二方向における砥粒切れ刃断面形状を、同図に示すように先端半頂角  $\alpha_s, \alpha_F$ ,  $\alpha_B$  と先端平坦部長さ  $L_\alpha, L_s$  で特性化する。なお、Dressa 進行方向断面の特性値

$\alpha_F, \alpha_B, L\alpha$ は砥粒切れ刃のすくい角, 逃げ角, 逃げ面を決定するパラメータであり, ドレッサ進行方向直交断面の特性値 $\alpha_s, L_s$ は工作物に残る切削痕形状を決定するパラメータであると考えることができる。

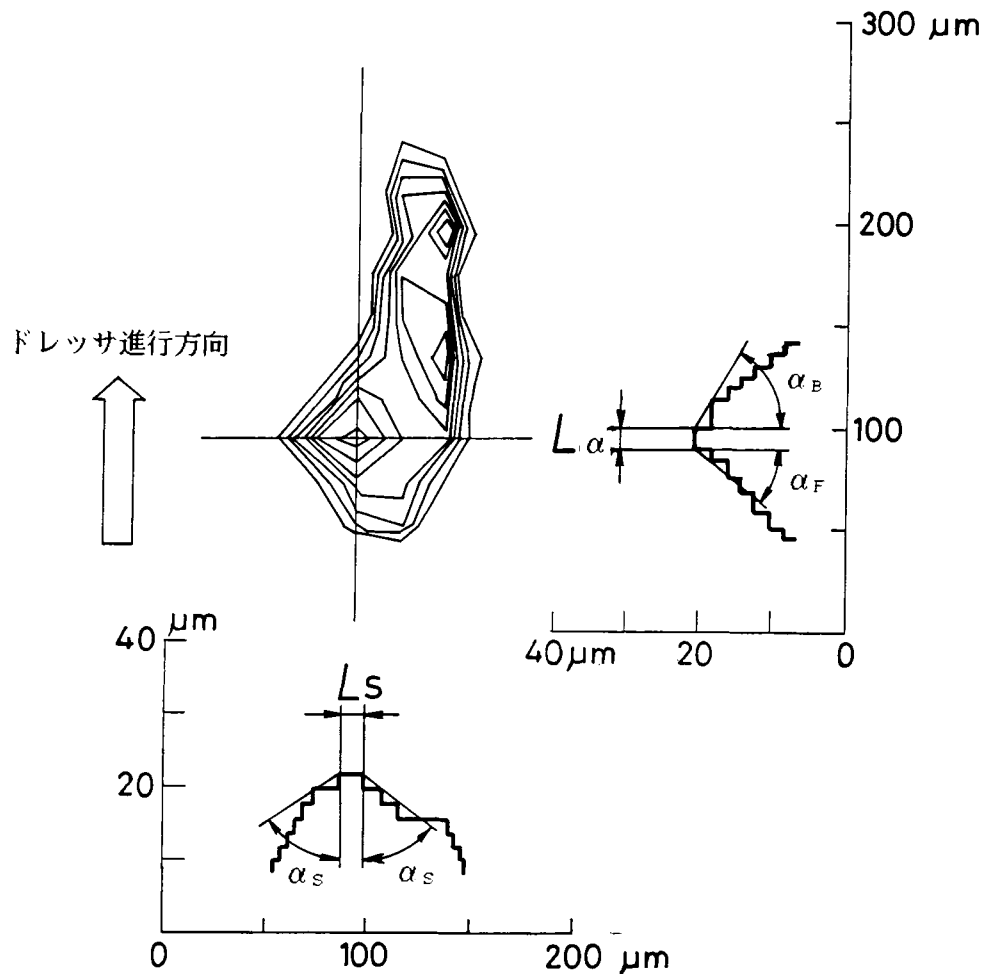


図4.29 砥粒切れ刃断面形状の堀り起し例  
(単石ダイヤドレッサによる砥石目直し面)

図4.30は、砥粒切れ刃先端半頂角の特性値 $\alpha_F, \alpha_B, \alpha_s$ の測定結果であり、同図(a)は単石ダイヤドレッサによる砥石目直し面の場合、同図(b)はインプリダイヤドレッサによる砥石目直し面の場合である。

まず、砥粒切れ刃先端半頂角の分布状態に注目すると、いずれの半頂角ともベータ分布の様相を呈しており、この傾向はクラスタ法、引っかけ転写法など間接法による従来の測定結果と一致している。また、その平均値 $\overline{\alpha_F}, \overline{\alpha_B}, \overline{\alpha_s}$ も大体一定しており、平均的に考えると、個々の砥粒切れ刃面は円錐面でモデル化してよいようである。

ただし、ドレッサの違いは明らかに現れており、単石ダイヤドレッサで目直した砥石作業面のほうが砥粒切れ刃先端角は鋭利になることがわかる。

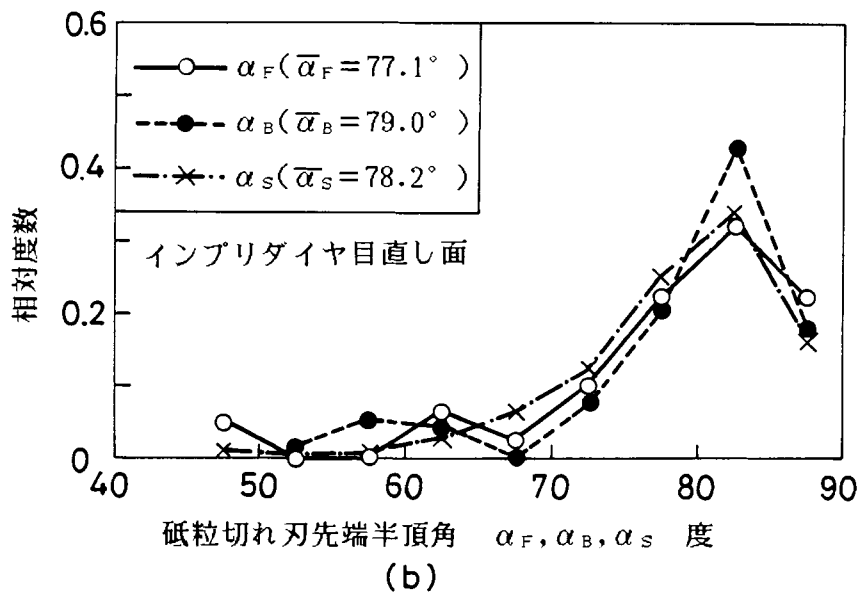
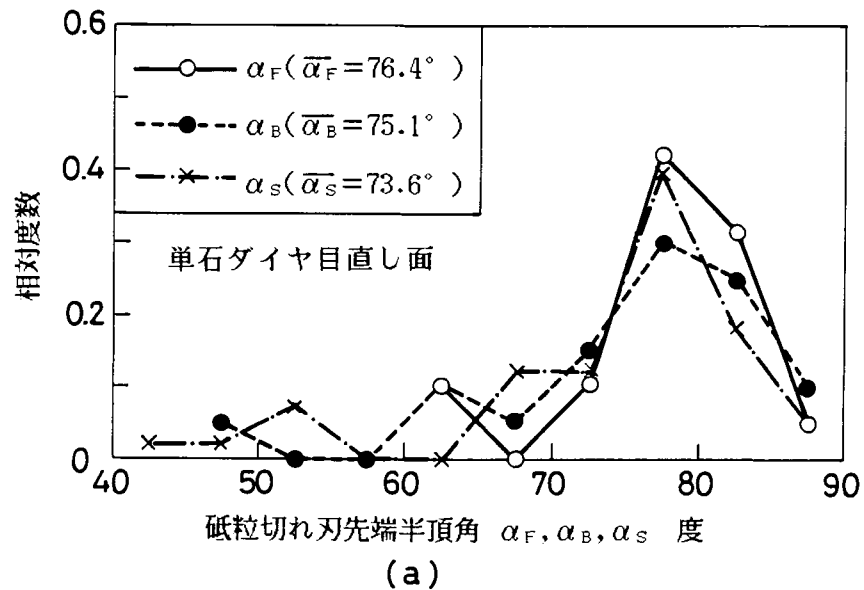


図 4.30 砥粒切れ刃先端半頂角の測定結果

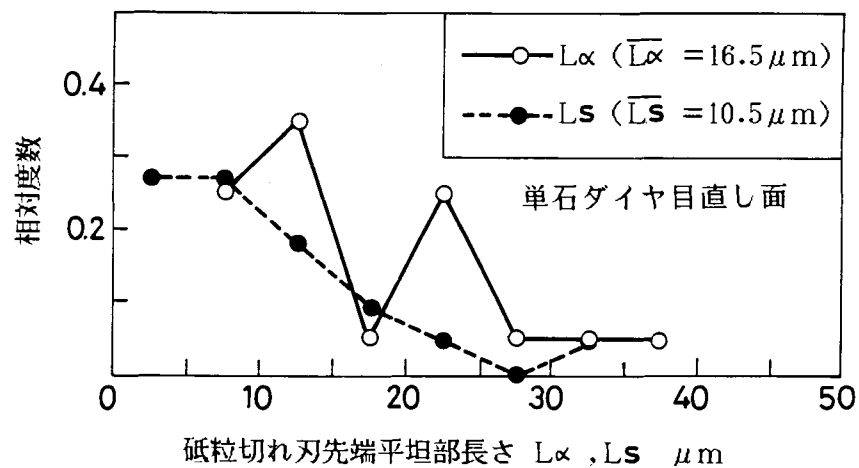
(a) 単石ダイヤドレッサによる目直し面

(b) インプリダイヤドレッサによる目直し面

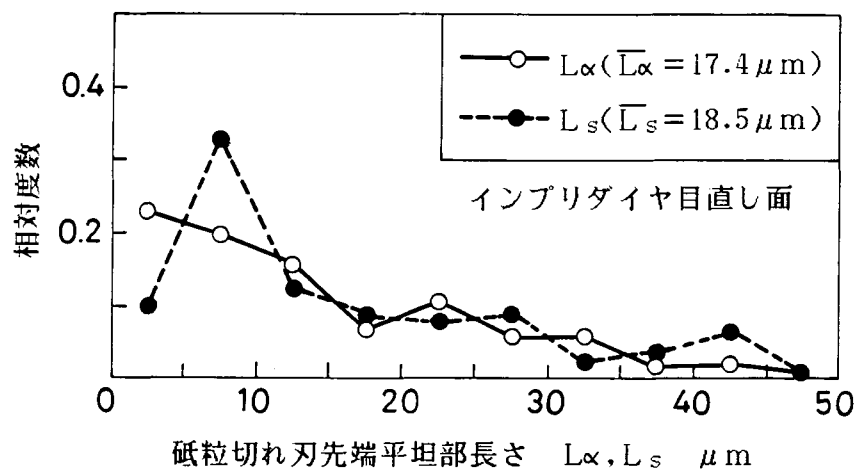
図 4.31 は、砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_\alpha, L_s$  の測定結果であり、同図(a)は単石ダイヤドレッサによる砥石目直し面の場合、同図(b)はインプリダイヤドレッサによる砥石目直し面の場合である。

この測定結果をみると、 $L_\alpha$ ,  $L_s$ とも指数分布の傾向を示していることがわかる。

また、ドレッサの違いを比較した場合、インプリダイヤモンドドレッサで目直しした砥石作業面のほうが砥粒切れ刃先端平坦部長さは幾分長くなるようである。



(a)



(b)

図 4.3 1 砥粒切れ刃先端平坦部長さの測定結果

(a) 単石ダイヤモンドドレッサによる目直し面

(b) インプリダイヤモンドドレッサによる目直し面

表 4.3 は、使用ドレッサの違いがこれら砥粒切れ刃形状特性値に及ぼす影響を平均値でもって比較した結果である。

表 4.3 砥粒切れ刃形状特性値の比較

	砥粒切れ刃先端半頂角			砥粒切れ刃先端平坦部長さ	
	$\overline{\alpha_F}$	$\overline{\alpha_B}$	$\overline{\alpha_S}$	$\overline{L_\alpha}$	$\overline{L_S}$
単石ダイヤモンド	76.4°	75.1°	73.6°	16.5 $\mu\text{m}$	10.5 $\mu\text{m}$
インプリダイヤモンド	77.1°	79.0°	78.2°	17.4 $\mu\text{m}$	18.5 $\mu\text{m}$

この表をながめると、本実験条件の場合、砥粒切れ刃形状は先端部に十数ミクロンの平坦部を持つ截頭円錐形でモデル化できるように思われるが、平坦部長さについては一考を要する。何故ならば、この砥粒切れ刃形状を求める基礎となっている等高線の切断間隔は2  $\mu\text{m}$ であるから、測定される砥粒切れ刃の形状が先端部に平坦部の存在しない半頂角一定( $\alpha_0$ )の円錐形であっても切断位置によっては最大で $4\tan\alpha_0$ の平坦部が等高線図上に現れるからである。

例えば単石ダイヤモンドによる目直し面の場合、 $\overline{L_S}$ の最大測定誤差は $4\tan\alpha_S=13.6\mu\text{m}$ 、 $\overline{L_\alpha}$ の最大測定誤差は $2(\tan\alpha_F+\tan\alpha_B)=15.8\mu\text{m}$ となる。同様にインプリダイヤモンドによる目直し面の場合、 $\overline{L_S}$ の最大測定誤差は17.3  $\mu\text{m}$ 、 $\overline{L_\alpha}$ の最大測定誤差は19.0  $\mu\text{m}$ となる。表 4.3 に示す  $\overline{L_\alpha}$ 、 $\overline{L_S}$  の平均値はこれら最大測定誤差値に比べて小さいかあるいはほぼ近い値となっており、また、図 4.3 1 に示す測定結果を検討すると、サンプル数の6割程度がこの最大測定誤差内に入っている。

したがって、本実験条件の場合、砥粒切れ刃の大部分は截頭円錐形よりも円錐形に近い形状を有するものと考えたほうが妥当であろう。砥粒切れ刃形状は研削作業における累積加工量の増加によって変化する値であり、条件によっては有意な平坦部長さが測定されることを否定するものではないが、目直し直後の砥粒切れ刃に限定するならば、その形状は円錐形モデルで近似できると考えてよいであろう。

#### 4.5 第4章の結言

砥石表面トポグラフィの直接的測定方法として最も一般に使用されている触針法を取り上げ、砥石作業面上を直線的に走査する二次元的測定法について理論解析および測定実験を行った。また、直線走査を複数回繰り返すことによって立体的形状を求める三次元的測定法についても測定装置を試作することにより砥石クラスタの測定を行なった。

二次元的測定法では、捕捉される砥粒切れ刃の密度と触針形状の関係を理論的に解



析し、更に、間接的測定法である引っかかり転写法による測定結果との一致性について実験的に検討した。得られた結果は次のとおりである。

(1) 円錐形触針で砥石作業面を走査する場合、捕捉される砥粒切れ刃の密度は砥石内に存在している砥粒切れ刃密度とは一致しない。したがって、確率論的手法により、測定値から砥粒切れ刃分布状態を推定するための理論式を導入した。

(2) ナイフエッジ形触針で砥石作業面を走査する場合、捕捉砥粒切れ刃密度と砥石内の砥粒切れ刃密度は砥石表層部で大体一致するが、その一致範囲はナイフエッジ幅によって変化する。本解析条件の場合、ナイフエッジ幅の最適値として0.3 mm付近が得られた。

(3) 直接的測定結果すなわち触針法による測定結果と間接的測定結果すなわち引っかかり転写法による測定結果は砥石表層部で大体一致するが、その一致範囲は砥石作業面の目直し状態によって異なることが明らかになった。

三次元的測定法については、砥石表面トポグラフィの等高線図を作成し、この等高線図が、砥粒先端平坦部の存在など従来顕微鏡観察にたよっていた情報を提供してくれることがわかった。

また、等高線図から得られる砥粒切れ刃の立体的形状についてドレッサ進行方向に平行な断面とそれに直交する断面の形状を掘り起して検討した結果、目直し直後の砥石作業面について次の点が明らかになった。

(4) 砥粒切れ刃先端角は前面、後面、側面いずれの方向においてもベータ分布の様相を呈しており、その平均値もまた大体一致している。したがって砥粒切れ刃面は円錐面でモデル化することができる。

(5) 生成される砥粒切れ刃の一部にはその先端に平坦部を有するものもあるが、大部分の砥粒切れ刃の形状は頂点を有する円錐形モデルで近似できる。

#### 第4章の参考文献

- 401) 織岡貞次郎, 村田誠: 砥石表面における砥粒切れ刃の先端形状について, 山梨大学工学報告, 12(1961)44.
- 402) S.J.Deutsch & S.M.Wu: Selection of Sampling Parameters for Modeling Grinding Wheels, Trans.ASME.J of Engineering for Industry(1970)667.
- 403) 長谷川素由, 白山政敏: 定荷重ベルト研削加工に関する研究(第2報)ーベルト切れ刃の時間依存特性ー, 昭和56年度精機学会秋季大会学術講演会論文集(1981)166.
- 404) 奈良治郎: 表面あらさの表示法と評価, 潤滑, 19.2(1974)71.
- 405) T.R.Thomas: Recent Advances in the Measurement and Analysis of Surface Microgeometry, Wear33(1975)205.
- 406) 塚田忠夫, 阿部芳朗, 梅村泰年: 表面おうとつの三次元評価のための一測定法, 精密機械, 46.2(1980)230.
- 407) 宮本紘三, 川端文雄, 菅野清: 三次元表面形状の一評価法, 昭和57年度精機学会秋季大会学術講演会論文集(1982)139.
- 408) 桑原千三, 松野外男, 原田政志: 研削砥石表面のSEMによるマイクロトポグラフィ, 昭和50年度精機学会秋季大会学術講演前刷(1975)9.

## 第5章 砥石表面トポグラフィに及ぼす目直し条件の影響

### 5.1 緒言

研削砥石の目直し作業は研削比、仕上面粗さなどの加工性能を決定する重要な作業であり、目直しに関する研究は国内外において1950年頃から現在にいたるまで精力的に行われている。これらの研究結果を年代順に整理し概観してみると、研究の手法に関して次に示す三つの潮流の存在することがわかる。

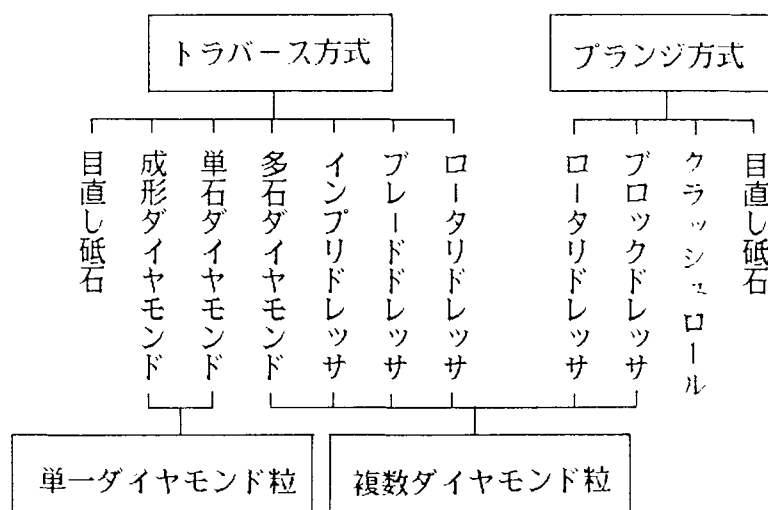
第一は加工速度、研削抵抗、仕上面粗さなどの研削性能を評価することによって目直し効果を検討しようとする手法、第二は砥石表面トポグラフィ測定法を開発することにより砥石表面トポグラフィ特性値でもって直接的に砥石目直し機構を評価しようとする手法、第三は新しい目直し方法を開発しその研削性能に及ぼす効果を検討しようとする方向である。第一の手法の先駆的なものとしては平面研削加工における研削抵抗と目直し条件の関係を検討し臨界目立て速度の存在を明らかにした竹中ら<sup>5.01)</sup>の研究、特殊な研削条件のもとで得られた研削仕上面粗さを測定することによりドレッサ形状が砥石作業面上に転写されることを明らかにした Palitzschら<sup>5.02)</sup>の研究などがあげられる。同じく第二の手法の先駆的なものとしてはスリット光源を砥石作業面に照射しその反射光を顕微鏡で観察することにより連続切れ刃間隔、切れ刃面積率を測定した津和<sup>5.03)</sup>の研究、砥粒切れ刃位置をカーボン紙に転写することによって砥粒切れ刃密度を測定した鈴木ら<sup>5.04)</sup>の研究などがあげられる。更に第三の方向としては原田<sup>5.05)</sup>の開発した超音波振動目直し法、津和ら<sup>5.06)</sup>の開発した砥石軸方向にある間隔で強制的に溝を切る特殊目直し法、最近では中島ら<sup>5.07)</sup>による単石ダイヤモンドをフライス工具のように回転させながら目直しを行う方法などがあげられる。

このような研究の流れに並行して現在までに多種多様のドレッサもまた開発されてきている。表5.1は、これらのドレッサを主に精密研削用に使用されているものについて示したものであるが、ドレッサを砥石軸方向に移動させて用いるトラバース型ドレッサが圧倒的に多く、砥石軸方向に送りを与えないで用いるプランジ型ドレッサはブロックドレッサ、一部のロータリドレッサ、クラッシュロールに限られるようである。

さて、第2章、第4章では幾つかの砥石表面トポグラフィ測定法を取り上げ、捕捉される砥粒切れ刃数と測定条件の関係を確率論的手法により理論的に求めるとともに実験的検討を行った。その結果、有効切れ刃率という概念を用いるならば測定法、測定条件の影響を含まない砥石の固有値である砥石表面トポグラフィ特性値を推定できることがわかった。本章の目的はこの結果をもとに砥石表面トポグラフィに及ぼ

す目直し条件の影響を詳細に検討することになり，上述した研究動向に関して言えば第1および第2の流れの延長線上に位置付けられるものである．ただしこれまでに報告されている研究成果と異なる点は砥石表面トポグラフィを現実の砥石に近い三次元的なものとして捕らえていることである．

表5.1 精密研削加工分野で汎用されている各種目直し工具



砥石目直し工具は表5.1に示すように砥石・目直し工具間の幾何学的関係からみればトラバース型とプランジ型に分類されるが，もう一つ重要な点として砥粒切れ刃の生成過程における力学的相違があげられる．すなわちクラッシュロールあるいはクラッシング方式のロータリドレッサでは砥石・目直し工具間の相対速度が零に近く静的な状態で目直しが行われるため砥粒の圧縮破壊が主体になるのに対して，他のドレッサでは動的な状態で行われ砥粒のせん断破壊が主体になる点である．そこで，5.2節では砥粒のせん断破壊によって目直しを行うドレッサの中で最も多く使われているトラバース型ダイヤモンドドレッサをとりあげ，5.3節，5.4節では砥粒の圧縮破壊によって目直しを行うクラッシュロールをとりあげている．

## 5.2 トラバース型ダイヤモンド工具による砥石目直し効果

### 5.2.1 まえがき

一般砥石に対して現在使用されている各種ドレッサの中でトラバース型ダイヤモンドドレッサは代表的なものであるが，このタイプのドレッサは砥石作業面の生成に対して次に示す二つの効果を持っている．一つはドレッサ形状の砥石作業面に対する

転写性であり，しばしば砥石作業面に発生するねじ溝の原因になるものである． もう一つは目直しによって生成される砥粒切れ刃の鋭利性および分布状態に関するものである． これらの効果は Verkerk ら<sup>503)</sup>により巨視的效果および微視的效果と呼ばれており，この二つの総合効果によって砥石表面トポグラフィが創成される．

さて巨視的效果については，横川<sup>509)</sup>が砥石・ドレッサ間の幾何学的関係に注目して詳細な検討を行い，円筒研削加工の際工作物仕上面に現れる縞目模様の発生原因を明らかにしている． また Verkerk<sup>510)</sup> は目直しによって砥石作業面上に生じたねじ溝が砥石半径方向摩耗量に及ぼす影響について議論している．

一方微視的效果については，砥石表面トポグラフィ測定法の開発と並行しながらその研削性能に及ぼす影響について多くの研究が行われている． 例えば田中ら<sup>511)</sup>は光切断法<sup>503)</sup>により連続切れ刃間隔，切れ刃面積率を測定して砥石作業面の目直し状態を定量的に評価している． また鈴木ら<sup>512)</sup>は目直しによって生ずる砥粒破碎粉の粒径分布と砥粒切れ刃分布密度を測定し，目直しにおいて砥粒の微細，破碎，脱落，三領域の存在することを報告している．

これらの研究はそれぞれ有意義な結果を導き出しているが，目直し工具が主に単石ダイヤモンドドレッサに限られており，また目直しの巨視的效果あるいは微視的效果どちらか一方だけに注目して議論しているという点で両者の相互効果を明らかにするには到っていない． 更に生産現場で汎用されている多種のドレッサの目直し効果について言及したものは資料等<sup>513)</sup>として提供される程度にとどまっていることを考えるならば，トラバース型ダイヤモンドドレッサの目直し効果について検討する余地はまだ十分あると思われる． 本節の目的は，トラバース方式で用いられる各種ダイヤモンドドレッサについて目直しの巨視的效果および微視的效果の両者を同時に検討しながらその総合的效果を明らかにすることにある．

さてトラバース型ダイヤモンドドレッサは，「砥石作業面を切削する」という観点から分類すると単石ダイヤと多石ダイヤに分けることができる． すなわち単石ダイヤは単一刃工具として作用し，多石ダイヤは多刃工具として作用すると考えられる．

また同一種類のドレッサでも刃先形状すなわちドレッサ先端形状によって砥石作業面の切削能力は大きく異なることが知られている．<sup>514)</sup> 以上の点を考慮することにより，検討すべきドレッサとして単石ダイヤモンドドレッサ2種類および多石ダイヤモンドドレッサの特徴が顕著に現れると考えられるインプリドレッサ2種類を選定した．

### 5.2.2 実験方法

実験に使用した研削盤は砥石回転数が連続的に変化するように改造した静圧軸受型の円筒研削盤である。目直し条件を表5.2に示す。使用したドレッサは、単石ダイヤモンドとして先端形状の鋭利なものと摩滅したものの2種類、インプリドレッサとして細粒ダイヤ硬質ボンド型（インプリA）と粉粒ダイヤ軟質ボンド型（インプリB）の2種類である。

表5.2 砥石目直し条件

砥石	WA46,60,80K7V,外径D=327mm,回転数 $N_w=1500\text{rpm}$
目直し工具	単石ダイヤモンド(摩滅型,鋭利型) インプリダイヤ{細粒硬質ボンド(A),微粒軟質ボンド(B)}
ドレッサ送り速度	75~1200mm/min( $f_d=0.05\sim0.8\text{mm/rev}$ )
ドレッサ切り込み量	$\Delta=5,10\mu\text{m}$
研削油剤	W3(希釈率75倍)

表5.3 プランジ研削条件

砥石回転数	$N_w=1469\text{rpm}$
工作物	S45C,外径d=70mm,回転数 $n_w=113\text{rpm}$
プランジ速度	$f_p=0.2\text{mm/min}$
研削油剤	W3(希釈率75倍)

目直しの巨視的効果を評価する方法としては、砥石回転数の工作物回転数に対する比を整数に保った状態で黄銅円筒片のプランジ研削を行い、その研削仕上面に転写される砥石作業面プロフィルの周波数解析を行うという方法<sup>515)</sup>を用いた。また、微視的効果を評価する方法として、2.4節で述べた簡易引っかかり転写法を用いた。

更に、各種目直し工具について目直し過程のシミュレーションを行うとともに、目直しを行った砥石の研削性能を比較するために表5.3に示す条件で円筒プランジ研削を行いその研削抵抗を歪みゲージ式動力計により測定した。

### 5.2.3 目直しの巨視的効果についての実験結果

#### (1) 目直し過程のシミュレーション

図5.1は、各種ドレッサの形状を転写法<sup>516)</sup>により測定した結果である。なお測定は数回行ったが、測定形状が大きく変化することはなかった。図より、インプリドレッサの形状は高さの異なる多数のダイヤモンド粒で構成されていることがわかる。

次に、これらドレッサの描く形状が気孔の存在しない砥石の作業面に完全に転写されるといふ仮定のもとに目直し過程のシミュレーションを行い、砥石作業面プロフィールを創成した。

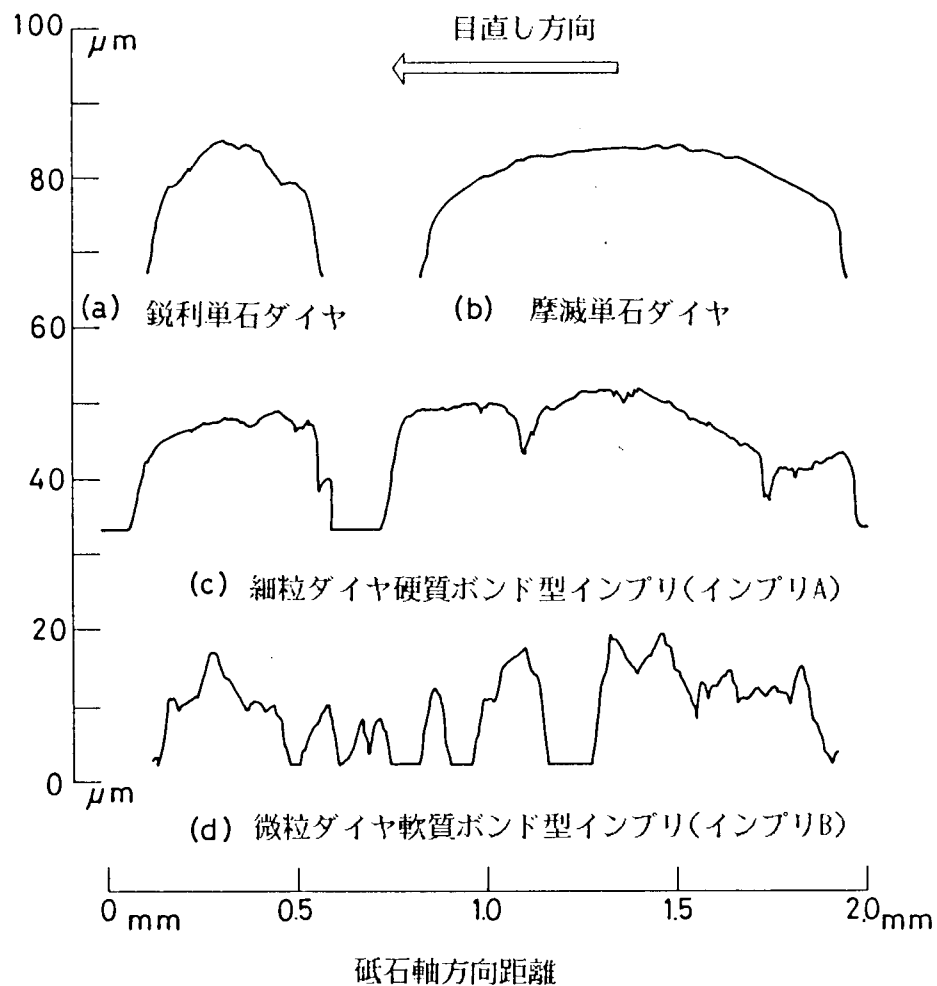
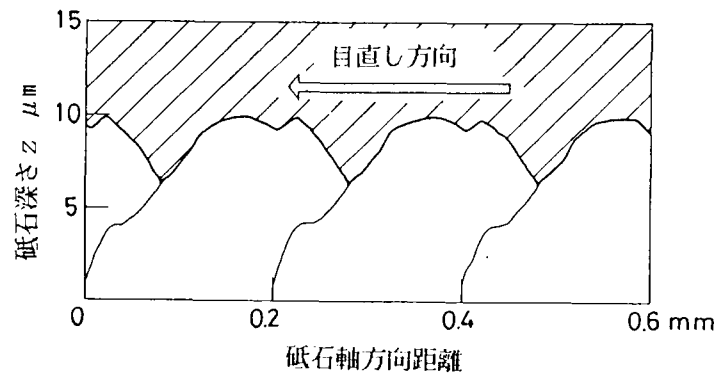


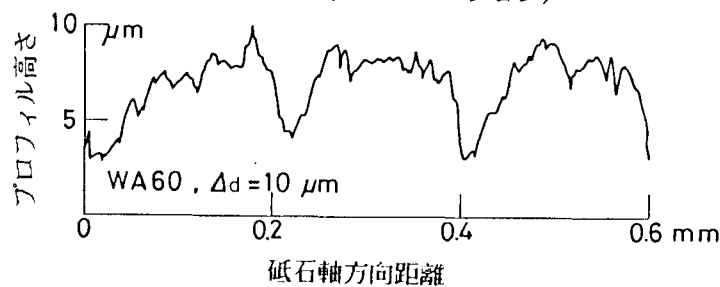
図5.1 転写法により求めた各種ダイヤモンド目直し工具の先端形状測定結果

図5.2(a)(c)は、ドレッサ送り速度が砥石1回転あたり $0.2\text{ mm/rev}$ の場合のシミュレーション結果である。図5.2(a)に示す鋭利単石ダイヤモンドの場合およ

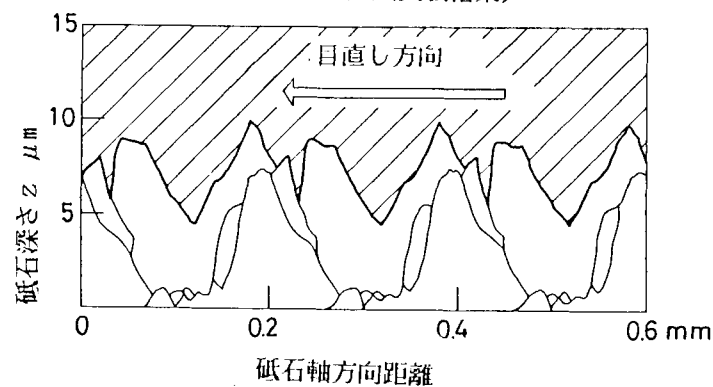
び図5.2(c)に示す粉粒ダイヤ軟質ボンド型インプリ（インプリB）の場合両者ともドレッサ送り量0.2 mmの波長において周期性が認められる。また、インプリドレッサの場合、最終的な砥石作業面プロファイルが創成されるまでにドレッサは砥石を複数回にわたって削除していることがわかる。この結果は、単石ダイヤにくらべてインプリのほうが目直し破碎粉が細かいという実験結果<sup>517)</sup>をよく説明している。



(a) 鋭利単石ダイヤ(シミュレーション)



(b) 鋭利単石ダイヤ(実験結果)



(c) インプリダイヤ(B)(シミュレーション)

図5.2 ドレッサ送り速度が0.2 mm/revの場合の砥石作業面プロファイル

(a) 鋭利単石ダイヤモンドドレッサ(シミュレーション結果)

(b) 鋭利単石ダイヤモンドドレッサ(実験結果)

(c) インプリドレッサB型(シミュレーション結果)



図5.3は、シミュレーションにより幾何学的に得られる砥石作業面プロファイルのねじ山高さを各種ドレッサについて求めた結果である。

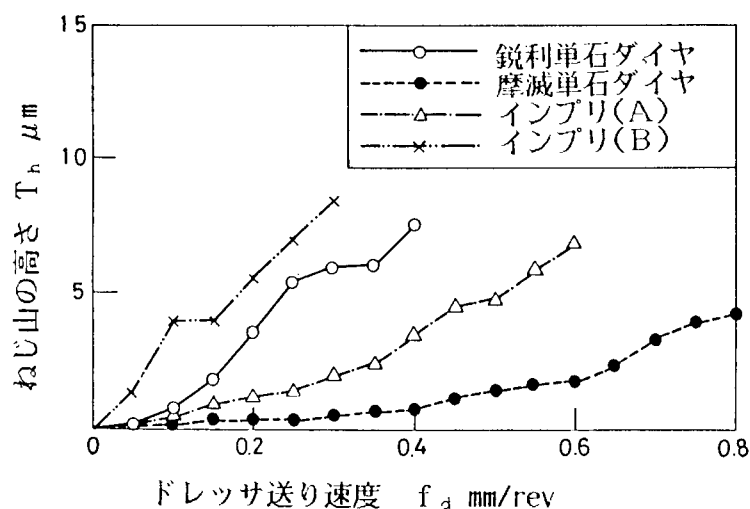


図5.3 シミュレーションにより得られる砥石作業面上のねじ山高さ

## (2) 砥石作業面プロファイルの周期性

鋭利単石ダイヤモンドを用い送り速度  $0.2 \text{ mm/rev}$  で目直した場合の砥石作業面プロファイル測定結果を図5.2(b)に示す。また、図5.2(a)(b)に示す実測プロファイルとシミュレーションプロファイルのパワースペクトルを計算した結果を図5.4に示す。

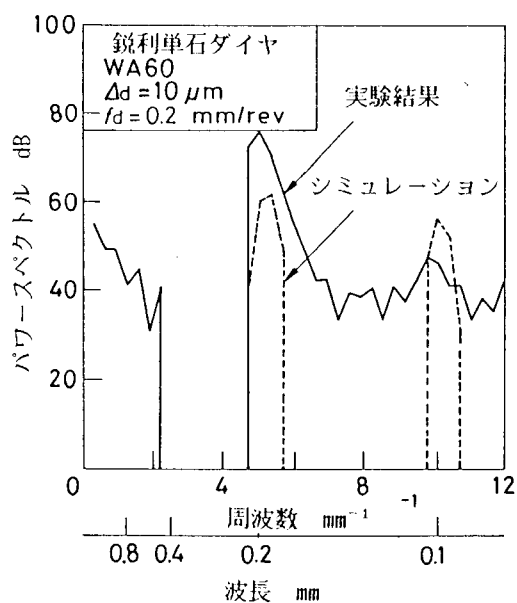


図5.4 砥石作業面プロファイルの周波数解析結果例

シミュレーション結果と同様実測プロフィールにもドレッサ送り量 $0.2\text{ mm}$ の波長において周期性が認められ、ドレッサ形状が砥石作業面に転写されていることを示している。

図5.5は、実験により求めた砥石作業面プロフィールについてそのパワースペクトルを計算し、砥石1回転あたりのドレッサ送り量に相当する周波数付近にパワーピークが発生する状況を各種ドレッサについて示したものである。図で斜線を施した部分がピークの発生する領域である。

この結果と図5.3に示すシミュレーション結果から、(i) 砥石1回転あたりのドレッサ送り量が大きくなり幾何学的に得られるねじ山の高さが増加してくるとそれに応じて砥石作業面に周期性の発生すること、(ii) 各種ドレッサについて比較すると、砥石作業面に周期性の発生する順位は幾何学的に得られるねじ山高さの順位と一致していることがわかる。これらの結果は、いずれのドレッサの場合にも程度の差こそあれその形状が砥石作業面上に転写されることを意味している。

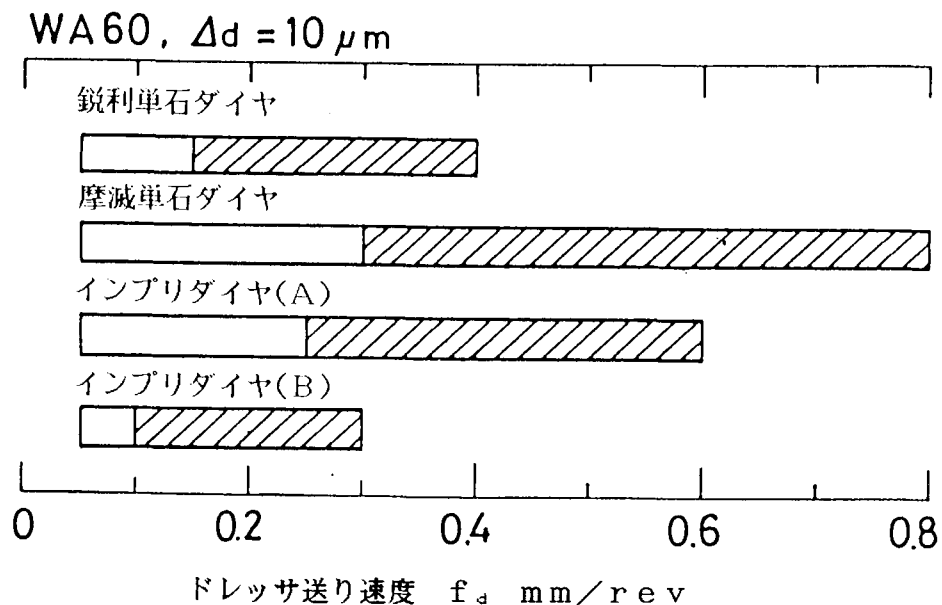


図5.5 砥石作業面の周期性(WA60砥石,  $\Delta d = 10\text{ }\mu\text{m}$ )

### (3) ドレッサ形状の転写性

さて、ドレッサ形状の砥石作業面に対する幾何学的転写性を定量的に評価するために、式(5.1)に示すパワー転写率 $\lambda_p$ を導入する。

$$\lambda_p = \frac{P_{th}}{P_m} = \frac{P_{th}}{(P_{th} + P_n)} = \frac{1}{1 + P_n/P_{th}} \quad (5.1)$$

式(5.1)において、 $P_{th}$ は図5.2(a)(c)に示したようなシミュレーションにより得られる砥石作業面プロファイルの全パワーを表わし、 $P_m$ は図5.2(b)に示したような実験により得られる砥石作業面プロファイルの全パワーを表わす。 $P_{th}$ 、 $P_m$ ともその数学的性質によりプロファイルの統計的分散 $(H_{rms})^2$ と一致し、図5.4に示すパワースペクトルの全周波数領域における総面積に対応する。

ドレッサ形状が砥石作業面上に幾何学的に完全に転写される場合、 $P_m = P_{th}$  が成立しパワー転写率 $\lambda_p$ は $\lambda_p = 1$ になるが、実際の砥石の作業面上にはドレッサの描く幾何学的軌跡に重複して砥粒切れ刃群による不規則信号成分のパワー $P_n$ が存在するためパワー転写率は一般に1より小さな値をとる(式(5.1)参照)。したがって、パワー転写率 $\lambda_p$ が1に近い値をとるほどドレッサ形状転写性は良好であると考えることができる。

図5.6は、摩滅した単石ダイヤモンドドレッサについて、パワー転写率に及ぼす砥石粒度とドレッサ切り込み量、送り速度の影響を求めた結果である。

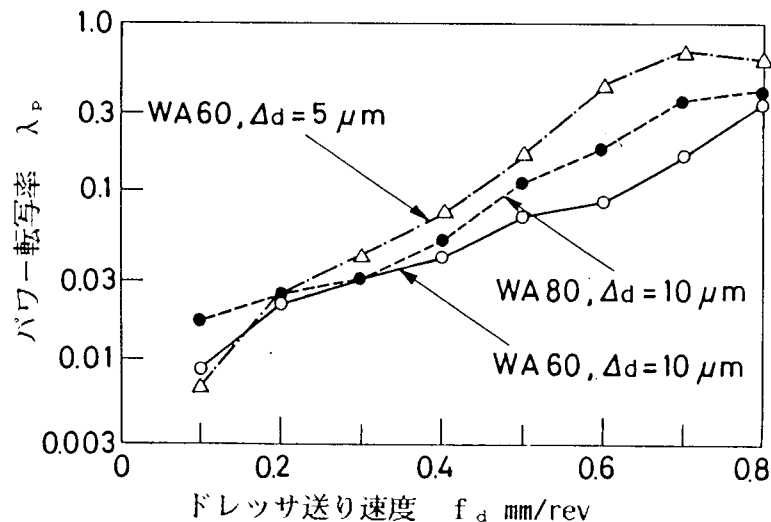


図5.6 パワー転写率に及ぼす砥石粒度、目直し条件の影響  
(摩滅単石ダイヤモンドドレッサ)

図5.6より，(i) パワー転写率は砥石が粗くドレッサ切り込み量が大きくなると減少すること，(ii) 一方，ドレッサ送り速度が速くなるとパワー転写率は増加することがわかる． (i) に示すパワー転写率減少の傾向は，砥石あるいは目直し条件が粗くなると砥粒切れ刃群の不規則信号成分パワー $P_n$ が増加するために生じるものと考えてよいが(ii)の結果はこれだけでは説明できない．これは，ドレッサ送り速度が増加し粗目直し条件になると砥粒切れ刃の破碎脱落傾向が強まり不規則信号成分のパワー $P_n$ が増加するが，それ以上に幾何学的に得られるねじ山高さの増加によって(図5.3参照)ドレッサの描く幾何学的プロファイルのパワー $P_{th}$ も増加するために，それらの総合的效果としてパワー転写率が増加するためであると考えられる．

図5.7は，各種ドレッサについて，幾何学的に得られる砥石作業面プロファイルのねじ山高さを横軸にとりパワー転写率を比較した結果である． 図より，転写されるドレッサ形状のねじ山高さが一定の場合，そのパワー転写率は粉粒ダイヤ軟質ボンド型インプリ(インプリB)が最も大きくてドレッサ形状転写性が良好であること，続いて細粒ダイヤ硬質ボンド型インプリ(インプリA)，摩滅単石ダイヤ，鋭利単石ダイヤの順にドレッサ形状転写性の劣化していくことがわかる．

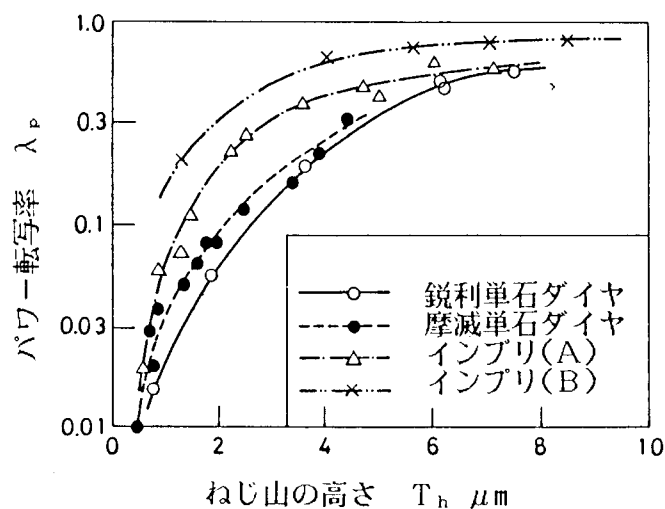


図5.7 各種目直し工具のパワー転写率(WA60砥石,  $\Delta_d = 10 \mu m$ )

#### 5.2.4 目直しの微視的效果についての実験結果

##### (1) 砥粒切れ刃の鋭利性

図5.8は，摩滅単石ダイヤドレッサについて砥粒切れ刃形状特性値  $\overline{\tan \alpha}$  に及ぼす砥石粒度とドレッサ送り速度，切り込み量の影響を求めた結果である． 図5.8

より、砥石あるいは砥石目直し条件が粗くなると砥粒切れ刃形状は鋭利になることがわかる。

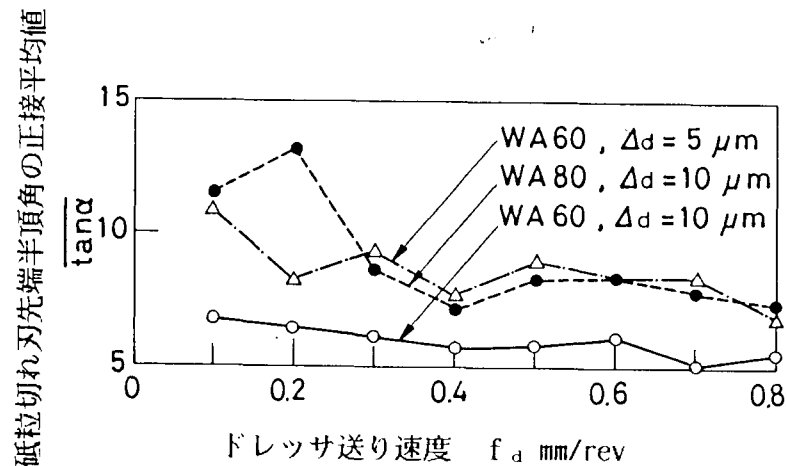


図5.8 砥粒切れ刃の鋭利性に及ぼす砥石粒度,目直し条件の影響  
(摩滅単石ダイヤモンドドレッサ)

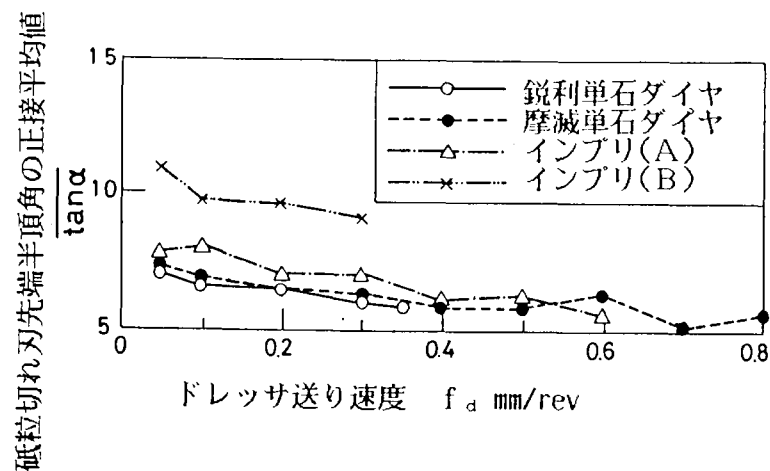


図5.9 砥粒切れ刃の鋭利性に及ぼす各種目直し工具の影響  
(WA60砥石, Δd = 10 μm)

図5.9は、各種ドレッサについて砥粒切れ刃の鋭利性を求めた結果である。図より、(i) 図5.8と同様、ドレッサ送り速度が速くなると砥粒切れ刃は鋭利になること、(ii) 各種ドレッサについて砥粒切れ刃の鋭利性を比較すると、鋭利単石ダイ

ヤが一番優れており，続いて摩滅単石ダイヤ，細粒ダイヤ硬質ボンド型インプリ（インプリA），粉粒ダイヤ軟質ボンド型インプリ（インプリB）の順に鈍化していくことがわかる。

インプリドレッサの場合に砥粒切れ刃の鋭利性が劣るのは，5.2.3(1)で述べたシミュレーション結果が示すようにドレッサと砥石の干涉回数が単石ダイヤドレッサに比べて多くなるため，砥粒破碎サイズの微小化および被目直し回数<sup>518)</sup>の増加による砥粒切れ刃の鈍化が生ずるためであると考えられる。

## (2) 砥粒切れ刃密度

図5.10と図5.11は単石ダイヤドレッサについて砥粒切れ刃分布状態指数 $n$ ，砥粒切れ刃密度特性値 $W_1$ に及ぼす砥石粒度，ドレッサ形状，ドレッサ送り速度の影響を求めた結果である。

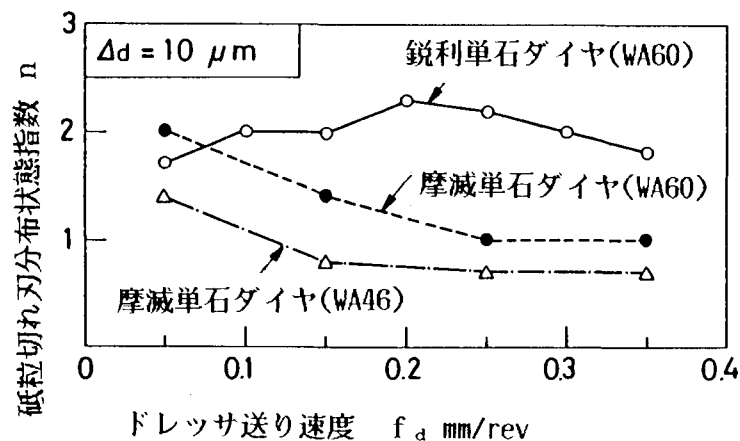


図5.10 砥粒切れ刃分布状態指数 $n$ に及ぼす砥石粒度，ドレッサ送り速度の影響  
(単石ダイヤモンドドレッサ， $\Delta_d = 10 \mu\text{m}$ )

さて図5.10と図5.11に点線および一点鎖線で示す摩滅単石ダイヤドレッサの場合，砥石作業面プロフィール上に目直しの巨視的效果すなわちドレッサ形状の幾何学的影響が顕著に現れるのは，図5.5から明らかなように，ドレッサ送り速度がおおよそ $0.3 \text{ mm/rev}$ 以上の場合である。したがって図5.10および図5.11においてドレッサ送り速度がおおよそ $0.3 \text{ mm/rev}$ 以下の領域では，目直しの巨視的效果が無視でき，砥粒切れ刃密度の変化は目直しの微視的效果だけによって生ずるものと考えてよい。

この点を考慮すると、図5.10と図5.11より単石ダイヤモンドによる目直しの微視的効果として、(i) ドレッサ送り速度が速くなると砥粒切れ刃分布状態は  $n = 2$  すなわち放物線分布に近い状態から  $n = 1$  すなわち三角分布に近い状態へ移行すること、 $W_1$ の値は幾分増加することがわかる。また(ii) 粗い砥石のほうが  $n$  の値は小さく  $W_1$ の値は大きくなることをわかる。

次に図5.10と図5.11に実線で示す鋭利単石ダイヤモンドの場合 目直しの巨視的効果すなわちドレッサ形状の幾何学的影響はドレッサ送り速度が  $0.15 \text{ mm/rev}$  の付近で既に現れており(図5.5参照)、幾何学的に得られるねじ山の高さも摩滅単石ダイヤモンドに比べてかなり高い値を示している(図5.3参照)。

したがって測定される砥粒切れ刃密度には目直しの微視的効果の他に巨視的効果が強く現れていると考えてよい。

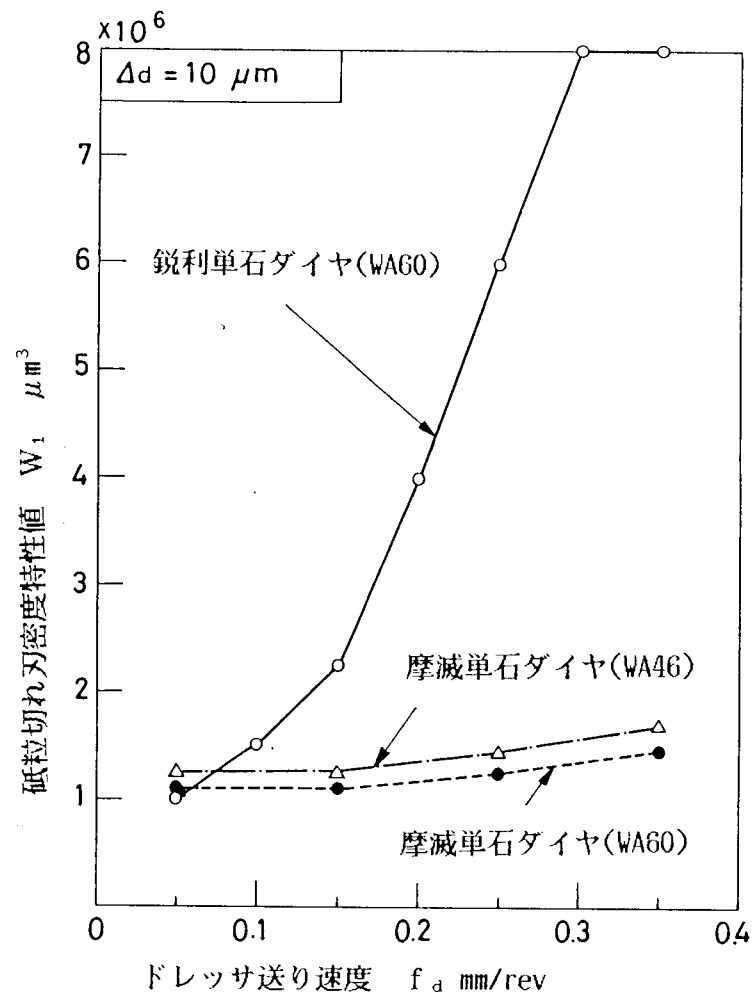


図5.11 砥粒切れ刃密度特性値  $W_1$  に及ぼす砥石粒度、ドレッサ送り速度の影響  
(単石ダイヤモンドドレッサ,  $\Delta_d = 10 \mu\text{m}$ )

以上より、単石ダイヤモンドによる目直しにおいて巨視的效果が現れると、砥粒切れ刃分布状態は  $n = 2$  すなわち放物線分布に近い値を示し、 $W_1$ の値についてはドレッサ送り速度が増加し幾何学的に得られるねじ山の高さが増加するにしたがい急速に増加することがわかる。

### 5. 2. 5 研削抵抗測定結果

図5.12は、各種ドレッサにより目直しを行った砥石を用いて表5.3に示す条件で円筒プランジ研削を行い、その垂直方向研削抵抗を測定した結果である。

図より、(i)ドレッサ送り速度が速くなると研削抵抗は減少すること、(ii)鋭利単石ダイヤモンドの研削抵抗が一番低く、続いて摩滅単石ダイヤモンド、細粒ダイヤモンド硬質ボンド型インプリ（インプリA）、粉粒ダイヤモンド軟質ボンド型インプリ（インプリB）の順に高くなることがわかる。この結果を図5.9に示す砥粒切れ刃形状測定結果と比較すると、砥粒切れ刃が鋭利になると研削抵抗は減少していることがわかる。

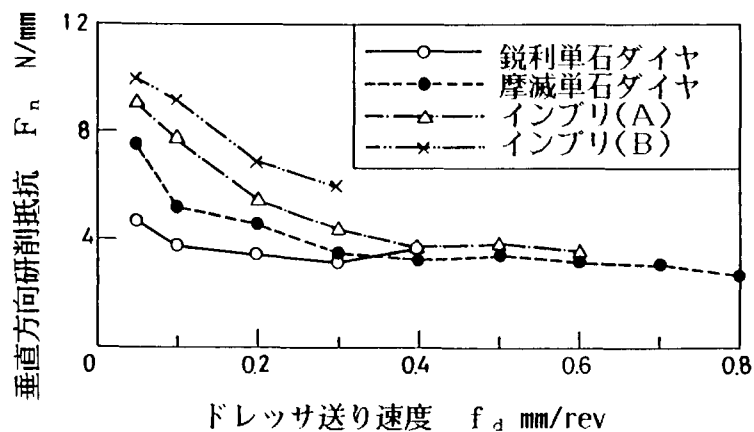


図5.12 各種目直し工具における垂直方向研削抵抗の測定結果  
(WA60砥石,  $\Delta_d = 10 \mu m$ )

### 5. 2. 6 二,三の考察

図5.10および図5.11に示す実験結果より、ドレッサ形状の幾何学的影響が砥石作業面上に現れると砥粒切れ刃分布が大きく変化することがわかった。この点を理論的に考察してみよう。

まず初めに、目直しの巨視的效果が弱く砥石1回転あたりのドレッサ送り量に相当する波長の周期性が砥石作業面プロフィールに発生しない場合を考える。その時の砥粒切れ刃密度  $D_z$  は式(5.2)で与えられるものとする。



$$D_z = \frac{1}{W_1} \left( \frac{Z}{Z_1} \right)^n \quad (5.2)$$

この砥石作業面プロフィールに目直しの巨視的効果が現れ高さ  $T_h$  の三角ねじが発生した場合、砥石作業面表層部には砥粒切れ刃の実存する部分と存在しない部分が生ずるため砥粒切れ刃密度は式 (5.3) に示す  $D_z'$  のように変化する。

$$D_z' = D_z \frac{Z}{T_h} = \frac{Z_1}{T_h W_1} \left( \frac{Z}{Z_1} \right)^{n+1} \quad (5.3)$$

式 (5.3) より、砥石作業面にねじ山が発生した場合、砥粒切れ刃分布状態指数  $n$  はねじ山の発生しない場合に比べて大きくなり、 $W_1$  の値はねじ山高さ  $T_h$  の増加に伴い増加することがわかる。図 5.10 と図 5.11 に示した  $n$ 、 $W_1$  の測定値をこの考察結果と比較するとその挙動は大体一致している。

さて次に、パワー転写率と砥粒切れ刃の鋭利性の関係について考察しよう。パワー転写率が 1 に近づきドレッサ形状転写性が向上するということは、ドレッサの軌跡どおりに砥粒、結合剤の削除される傾向が強いことを意味する。したがって目直し過程は砥粒破碎の少ない切削的なものになり、生成される砥粒切れ刃も鋭利性に劣るものになると考えられる。この点について各種ドレッサの影響を示した図 5.7 と図 5.9 の実験結果を検討すると、単石ダイヤドレッサに比べて砥粒切れ刃の鋭利性に劣るインブリドレッサは 1 に近いパワー転写率すなわち良好なドレッサ形状転写性を示していることがわかる。

#### 5.2.7 トラバース型ダイヤモンド工具による砥石目直し効果についてのまとめ

砥石軸方向にドレッサを移動させる方式の目直しについて、各種ダイヤモンド目直し工具の砥石作業面性状に及ぼす影響を実験的に検討した。その結果、ドレッサ形状の転写性および生成される砥粒切れ刃の分布状態、鋭利性について次の点が明らかになった。

(1) いずれのドレッサの場合にも、程度の差こそあれその形状は砥石作業面上に転写される。ドレッサ形状の転写性はパワー転写率を用いて定量的に評価でき、パワ

- －転写率が1に近い値をとるほどドレッサ形状転写性が良好であることを意味する。
- (2) ドレッサ形状転写性は、砥石が粗くなりドレッサ切り込み量が大きくなるほど劣化する。一方ドレッサ送り速度が増加すると向上する。また砥粒切れ刃の鋭利性については、目直し条件が粗くなるほど鋭利になる。
- (3) インプリドレッサは単石ダイヤドレッサに比べて良好なドレッサ形状転写性を示すが、砥粒切れ刃の鋭利性では劣り、このドレッサで目直しを施した砥石の研削抵抗は高い値を示す。
- (4) 単石ダイヤドレッサを用いた場合、ドレッサ形状転写性の影響が弱い場合にはドレッサ送り速度が増加すると砥粒切れ刃分布状態指数  $n$  は  $n = 2$  (放物線分布) に近い値から  $n = 1$  (三角分布) に近い値へ移行する。また単位砥石深さ近傍における砥粒切れ刃1個の占める平均砥石体積  $W_1$  は幾分増加する。一方ドレッサ形状転写性の影響が強くと現れると砥粒切れ刃分布状態指数  $n$  は増加傾向を示し、 $W_1$  の値はドレッサ送り速度の増加に伴い急速に増加する。

### 5.3 クラッシングによる砥石目直し効果

#### 5.3.1 まえがき

総形研削用砥石の目直し工具にクラッシュロールを用いる方法は古くから行われているが、ロール形状精度の劣化、研削仕上面粗さの悪化などクラッシングの持つ欠点のために、<sup>5.1.3)</sup>その普及は一般化するにいたっていない。特に多量生産分野ではロータリダイヤモンド工具がその主流を占めつつあるのが現状である。しかしながら、クラッシングの持つ低コスト性、形状に対する多様性は見逃せない利点であり、また最近では、ダイヤモンド、CBN砥石の成形にクラッシュロールを用いる方法<sup>5.20)</sup>も報告されている。したがって、クラッシング機構に対するより一層の解明がなされクラッシング条件の選定基準が確立されるならば、総形研削に対するクラッシングの適用範囲は現在よりも広がるであろう。

さてクラッシングに関する研究はこれまでにいくつか報告されている。例えば Helflich<sup>5.21)</sup>はクラッシング圧力の概念を提案し、鈴木ら<sup>5.22)</sup>はクラッシング実用化のための実験的検討を行っている。また佐々木ら<sup>5.23)</sup>は砥石形直し効果の点からクラッシング機構を議論し、Gindy ら<sup>5.24)</sup>は最適クラッシング条件の選定を試みている。

これらの報告はそれぞれ有意義な結果を提供しているが、クラッシングの目直し効果について砥石表面トポグラフィと定量的に対応させて議論したものは見当たらない。本節は、この点に注目し、最適クラッシング条件の選定基準を求めべく、クラッシング条件と実質クラッシング量、砥粒切れ刃密度、切れ刃形状、砥石真円度の関係について実験的な検討を行い、クラッシングにおける弾性的挙動とあわせて、目直し効果に及ぼすクラッシング条件の影響について議論したものである。

#### 5.3.2 実験方法

実験装置の概略を図5.13に示す。実験に使用した研削盤は静圧軸受型の円筒研削盤であり、クラッシング方式としてロール駆動方式を用いた。すなわち工作物支持センタ間にクラッシュロールを取り付け、工作物回転用モータでクラッシュロールを回転させながら砥石を一定速度で押し込むことによりクラッシングを行った。

なお本節における研究の主点はクラッシングの目直し効果にあるため、クラッシュロール形状として単純円筒形のものを用いた。また砥石駆動用モータには無段階連続可変型のものを用い、クラッシング前に砥石とロール間のすべり速度が零になるように砥石回転数を調整することにより、ロールの初期すべり摩耗<sup>5.22)</sup>を極力抑えた。

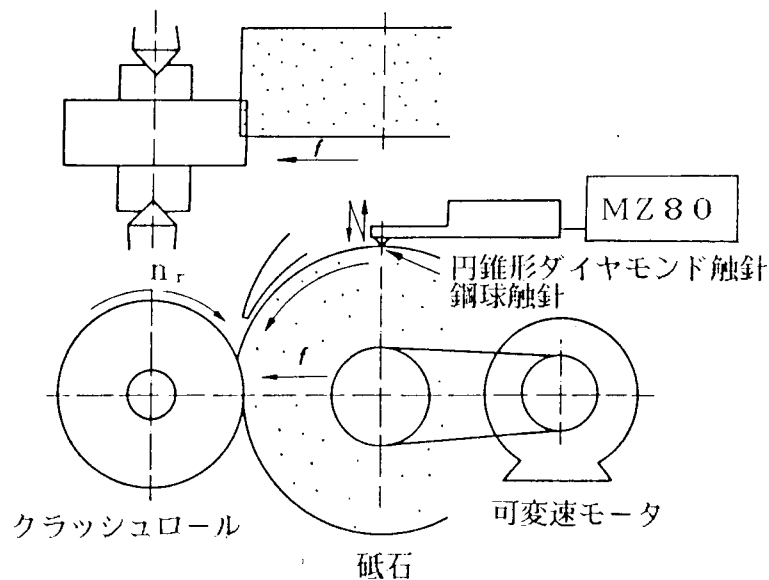


図 5.13 クラッシング実験装置の説明図

表 5.4 クラッシング条件

砥石	WA60K <sub>m</sub> V, 外径 $D = 350\text{mm}$
クラッシュロール	SK3( $H_{RC} = 51$ ), 外径 $d_r = 70\text{mm}$
ロール押し込み速度	$f = 0.1 \sim 0.5\text{mm/min}$
ロール回転数	$n_r = 114 \sim 490\text{rpm}$
クラッシング幅	$b_r = 10\text{mm}$
研削油剤	W3(希釈率75倍)

クラッシング抵抗，すなわち砥石・ロール間接触力  $F$  はロール支持センタに貼付した歪みゲージにより測定し，実質クラッシング量すなわちクラッシングによって生ずる砥石半径減耗量は，クラッシング直後の砥石で軟鋼薄板を研削し，その薄板に転写された砥石プロフィルの段差を触針式粗さ計で測定することにより求めた。

砥石表面トポグラフィの測定には， $0.2\text{ r p h}$  で回転する砥石の作業面を円錐形ダイヤモンド触針で走査する触針法と，円筒黄銅試片を砥石作業面に押し付けて引かく簡易引っかけ転写法の二つを用いた。砥石真円度の測定には， $10\text{ r p h}$  で回転する砥石作業面上に幅  $4\text{mm}$ ，外径  $15\text{mm}$  の軸受用円筒ころを乗せてその変位を触針式粗さ計で測定する方法を用いた。なお触針の変位は逐次マイコンに取り込ま

れ処理されるようにした。

クラッシング条件を表5.4に示す。なおクラッシング前に単石ダイヤモンドドレッサで目直しを行い、砥石作業面性状を一定状態に設定してから実験を行った。

クラッシング幅については研削盤に過度の負荷が働かないよう考慮し、10mmに限定した。

### 5.3.3 実験結果

#### (1) 定常クラッシング開始時間

図5.14(a)(b)はクラッシング抵抗、実質クラッシング量のクラッシング時間の経過に伴う変化を追跡した結果の一例である。

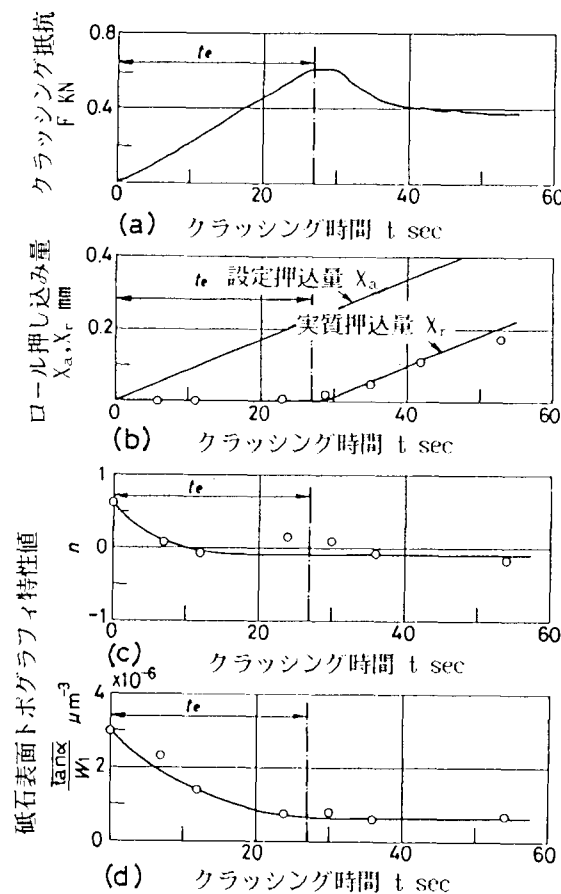


図5.14 クラッシング時間の経過に伴う各種パラメータの変化

(クラッシュロール押し込み速度 $f=0.5\text{mm/min}$ , ロール回転数 $n_r=303\text{rpm}$ )

(a) クラッシング抵抗の変化

(b) クラッシュロール押し込み量の変化

(c), (d) 砥石表面トポグラフィの変化

図より，クラッシュロール押し込み開始後 $t_0$ 秒（図では約2.7秒）間はクラッシング抵抗が増加するだけで砥石の破碎が行われず実質クラッシングによる砥石半径の減少はほとんど認められないこと， $t_0$ 秒を過ぎると砥石破碎が開始されてロール押し込み速度 $f$ とクラッシング速度が一致し，またクラッシング抵抗も幾分減少した後一定値に落ちつくことがわかる．

この結果はロール押し込み量が砥石・ロール間の弾性変形量として吸収され，その量がある値に達してから初めて実質クラッシングが行われるという弾性的挙動，いわゆるかつぎ現象の存在することを意味している．

図5.15はこの現象を単純ばね系でモデル化したものである．図5.15(a)に示すように，砥石・ロール間の接触力 $F$ はばね定数 $K$ と弾性変形量 $X_e$ の積で与えられるものとする．さて実質クラッシングの開始される時間を定常クラッシング開始時間 $t_0$ と呼ぶことにすると，定常クラッシング開始時間 $t_0$ における弾性変形量 $X_e$ は図5.15(b)に示すように $t_0$ における設定ロール押し込み量 $X_a(t_0)$ で与えられる．

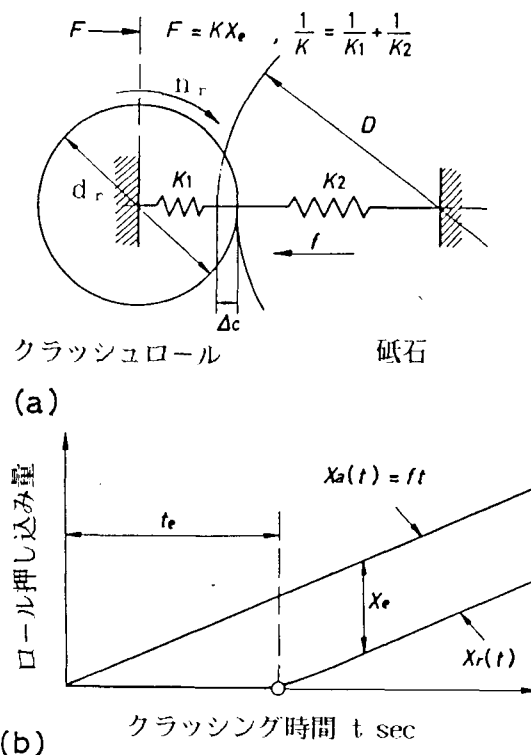


図5.15 クラッシングにおける砥石・ロール間弾性的挙動の説明図

(a)砥石・ロール間弾性的挙動の単純ばねモデル

(b)弾性的挙動のクラッシュロール押し込み量に及ぼす影響

すなわち

$$X_e = X_a(t_e) = f t_e \quad (5.4)$$

ここで  $f$  はロール押し込み速度である。

したがって砥石・ロール間の接触力  $F$  は式 (5.5) で与えられる。

$$F = K X_e = K f t_e \quad (5.5)$$

一方、クラッシング圧力  $p_c^{(5.21)}$  を用いると、接触力  $F$  はクラッシング圧力  $p_c$  と砥石・ロール間接触面積の積として式 (5.6) で与えられる。

$$F = p_c b_r \sqrt{\Delta_c \frac{D d_r}{(D + d_r)}} \quad (5.6)$$

上式で  $b_r$  はクラッシング幅、 $\Delta_c$  は砥石 1 回転あたりのロール押し込み量、 $D$  は砥石外径、 $d_r$  はクラッシュロール外径である。

なお砥石 1 回転あたりのロール押し込み量  $\Delta_c$  は式 (5.7) で与えられる。

$$\Delta_c = \frac{f D}{n_r d_r} \quad (5.7)$$

ここで  $n_r$  はクラッシュロールの回転数である。

式 (5.5)、(5.6) から  $F$  を消去すると、式 (5.8) に示す定常クラッシング開始時間  $t_e$  が得られる。

$$t_e = \frac{p_c b_r D}{K \sqrt{f n_r (D + d_r)}} \quad (5.8)$$

図 5.16 は定常クラッシング開始時点のクラッシング抵抗測定値からクラッシング圧力  $p_c$  を計算した結果である。図よりクラッシング圧力  $p_c$  は本実験条件範囲内では一定値とみなしてよいことがわかる。また、その値  $92 \text{ MPa}$   $\{9.4 \text{ kgf/mm}^2\}$  は鈴木ら<sup>5.2.2)</sup>による WA60K9V 砥石の測定結果  $(9 \text{ kgf/mm}^2)$  と大体一致している。

図 5.17 は砥石・ロール間の弾性変形量  $X_e$  と接触力  $F$  の関係を測定した結果であり、図から砥石・ロール弾性系のばね定数として  $K = 3.1 \text{ kN/mm}$  が得られる。

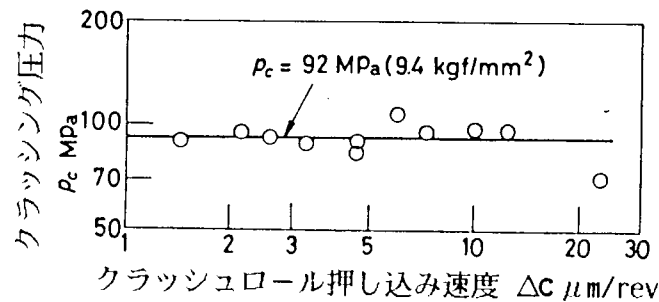


図 5.16 クラッシング圧力  $p_c$  の測定結果

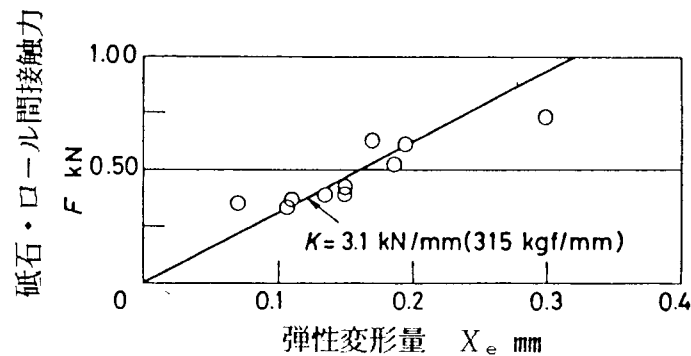


図 5.17 砥石・ロール間接触力と弾性変形量の関係測定結果

図 5.18 はクラッシュロール押し込み速度  $f$ ，クラッシュロール回転数  $n_r$  をいろいろ変化させて定常クラッシング開始時間  $t_e$  を測定した結果であり、図中の曲線は式 (5.8) にクラッシング条件と  $p_c$ 、 $K$  の測定値を代入して計算した  $t_e$  の値である。測定値と計算値は大体一致しており、式 (5.8) を用いて測定結果を説明し得ることを示している。

さて、効率よくクラッシングを行うためにはこの定常クラッシング開始時間をできるだけ短縮しクラッシングに要する時間コストを減少させることが必要である。そのためには、式 (5.8) からわかるように適性クラッシング条件  $f$ ， $n_r$  を選定する



ほかに、砥石・ロール間のばね定数 $K$ を高めるようクラッシング装置を設計することが重要である。一例としてクラッシュロール支持方法を玉軸受を用いた2点支持型に変更した場合、ばね定数 $K$ は $4.8 \text{ kN/mm}$ にまで向上し、定常クラッシング開始時間を約35%短縮することができた。

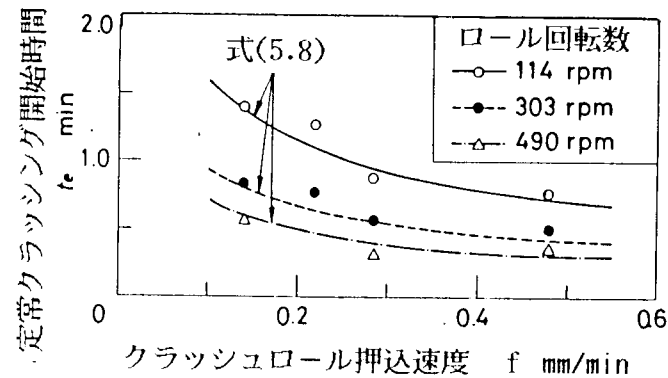


図5.18 定常クラッシング開始時間 $t_e$ の測定結果

## (2) 砥石表面トポグラフィの測定例

図5.19は円錐形ダイヤモンド触針で砥石作業面を走査することにより捕捉される砥粒切れ刃数を砥石軸方向投影単位面積あたりの個数 $N_p(z)$ で表示した結果の一例である。

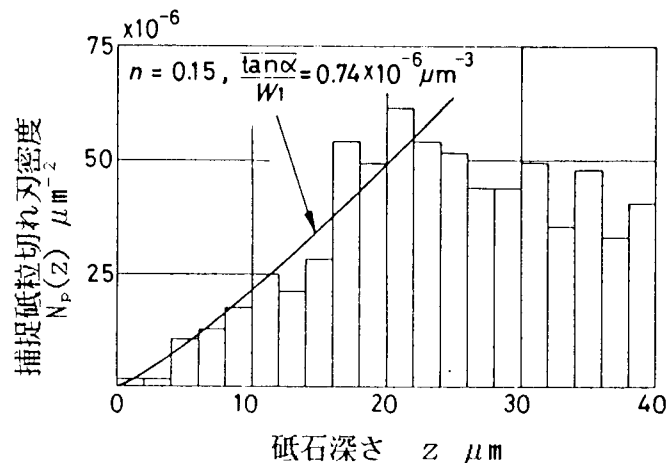


図5.19 円錐形触針により捕捉される砥粒切れ刃密度 $N_p(z)$ の測定結果例  
(クラッシュロール押し込み速度 $f=0.5 \text{ mm/min}$ , ロール回転数 $n_r=303 \text{ rpm}$ ,  
クラッシング時間 $t=24 \text{ sec}$ )

さて、この測定値  $N_p(z)$  と砥石表面トポグラフィ特性値の間には 4.2 節で述べたように砥石表層部において次の近似式が成立する。

$$N_p(z) \approx \frac{2 \overline{\tan \alpha} z^{n+1}}{(n+1) W_1 z_1} \quad (5.9)$$

したがって式 (5.9) を図 5.19 の測定値に適用することによって  $n$  および  $\overline{\tan \alpha} / W_1$  の値を推定することができる。図 5.19 の場合、 $n = 0.15$ 、 $\overline{\tan \alpha} / W_1 = 0.74 \times 10^{-6} \mu m^{-3}$  という値が得られる。

また、砥粒切れ刃先端半頂角の正接平均値  $\overline{\tan \alpha}$  は簡易引っかけ転写法によっても直接求めた。

### (3) 砥石表面トポグラフィとクラッシング時間

図 5.14(c)(d) は砥石表面トポグラフィ特性値のクラッシング時間に伴う変化を追跡した例である。図より、クラッシュロールの押し込み開始と同時に  $n$  および  $\overline{\tan \alpha} / W_1$  の値は減少していき目直し効果の現れること、また、これらの値は定常クラッシング開始時間  $t_c$  を経過すると一定値に落ち着くことがわかる。この結果はクラッシング機構を理解する上でクラッシング時間が重要な因子になることを示している。

### (4) 砥石表面トポグラフィとロール押し込み速度 $\Delta_c$ 。

図 5.20 は、定常クラッシング状態、すなわちロール押し込み速度  $f$  と実質クラッシング速度の一致する領域において、砥石 1 回転あたりのロール押し込み量  $\Delta_c$  と砥石表面トポグラフィ特性値  $n$ 、 $\overline{\tan \alpha}$ 、 $W_1$  の関係を求めた結果である。なお、図 5.20 において  $\Delta_c = 0 \mu m / rev$  における値はクラッシング前、すなわち単石ダイヤモンドドレッサで目直した砥石の表面トポグラフィ特性値を示している。

図より、クラッシングによって (i) 砥粒切れ刃形状は単石ダイヤモンドドレッサによる目直し面に比べて幾分鋭利になること、(ii) 砥粒切れ刃分布状態は砥石深さに対して直線的に増加する三角分布 ( $n = 1$ ) から一様分布 ( $n = 0$ ) に移行すること、(iii) 砥粒切れ刃密度はロール押し込み速度  $\Delta_c$  の増加に伴い急減するが、 $\Delta_c = 8 \mu m / rev$  付近を超えると一定値に落ち着くことがわかる。特に (iii) の結

果は，砥石表面トポグラフィを調整できる範囲には限界のあることを示している。

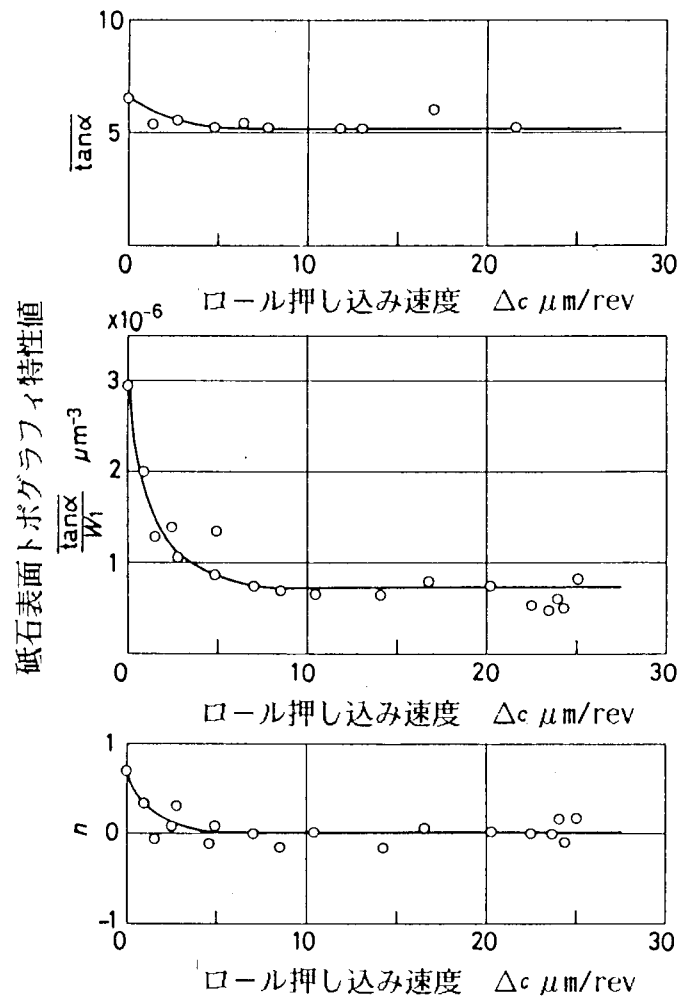


図 5.20 定常クラッシング状態における砥石表面トポグラフィ

特性値とロール押し込み速度  $\Delta c$  の関係測定結果

(a) 砥粒切れ刃形状特性値  $\overline{\tan \alpha}$  に及ぼす影響

(b) 砥粒切れ刃密度および形状特性値  $\overline{\tan \alpha} / W_1$  に及ぼす影響

(c) 砥粒切れ刃分布状態指数  $n$  に及ぼす影響

図 5.21 は以上の結果を検討するためにクラッシング直後の砥石で外径 80 mm，幅 8 mm の S45C 材をプランジ研削し仕上面粗さを測定した結果である。なおプランジ研削条件として砥石回転数 1500 rpm，工作物回転数 114 rpm，プランジ速度 0.1 mm/min を用いた。図 5.21 の結果は図 5.20 (b) の結果から推定できる仕上面粗さと定性的に一致しており，定常クラッシング領域における砥石表面トポグラフィは砥石 1 回転あたりのロール押し込み量  $\Delta c$  の値で決定されるこ

とがわかる。

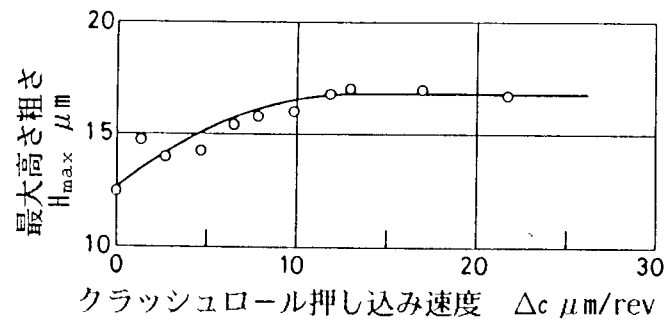
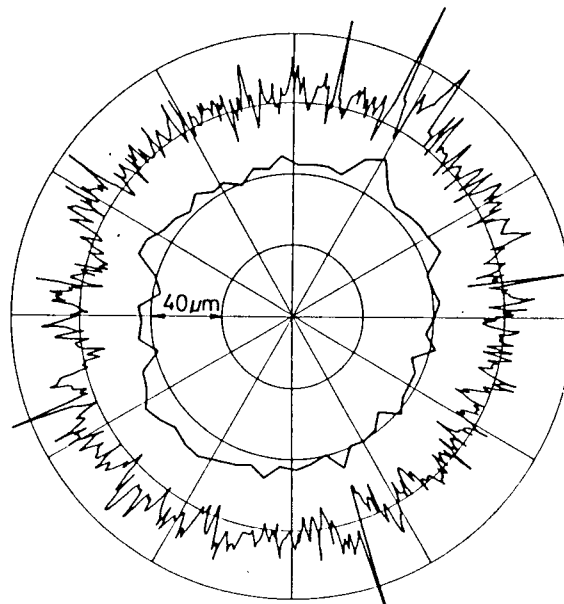


図 5.2.1 研削仕上面粗さの測定結果

#### (5) クラッシングアウトの効果

クラッシングアウトの目的は砥石表面トポグラフィの調整の他に、砥石形状を修正し真円度を向上させることにある。そこで、砥石の被クラッシングアウト回数の増加に伴う砥石表面トポグラフィ、砥石真円度の変化を追跡した。

図 5.2.2 に砥石形状の測定結果例を示す。



砥石作業面形状

図 5.2.2 クラッシング後の砥石作業面プロフィール測定結果例

(クラッシュロール押し込み速度  $f=0.2\text{mm/min}$ , ロール回転数  $n_r=114\text{rpm}$ ,  
クラッシング時間  $t=188\text{sec}$ , クラッシングアウト無し)

砥石真円度を求める場合には、全円周あたり50山程度のフィルタをかけて得られる形状について、その真円度を半径法で表示した。図5.22の場合、砥石真円度として33  $\mu\text{m}$ が得られる。

図5.23(a)は砥石の被クラッシングアウト回数に対する砥石真円度の変化を測定した結果である。なお、図中の一点鎖線は、砥石形状測定装置の測定精度を検討するためにアルミニウム円板を砥石軸に取り付けた状態で切削し、その形状を測定した結果であり、真円度として2  $\mu\text{m}$ が得られた。また、図中の二点鎖線は、クラッシング前すなわち単石ダイヤモンド工具で目直した砥石の真円度3.5  $\mu\text{m}$ を示す直線である。

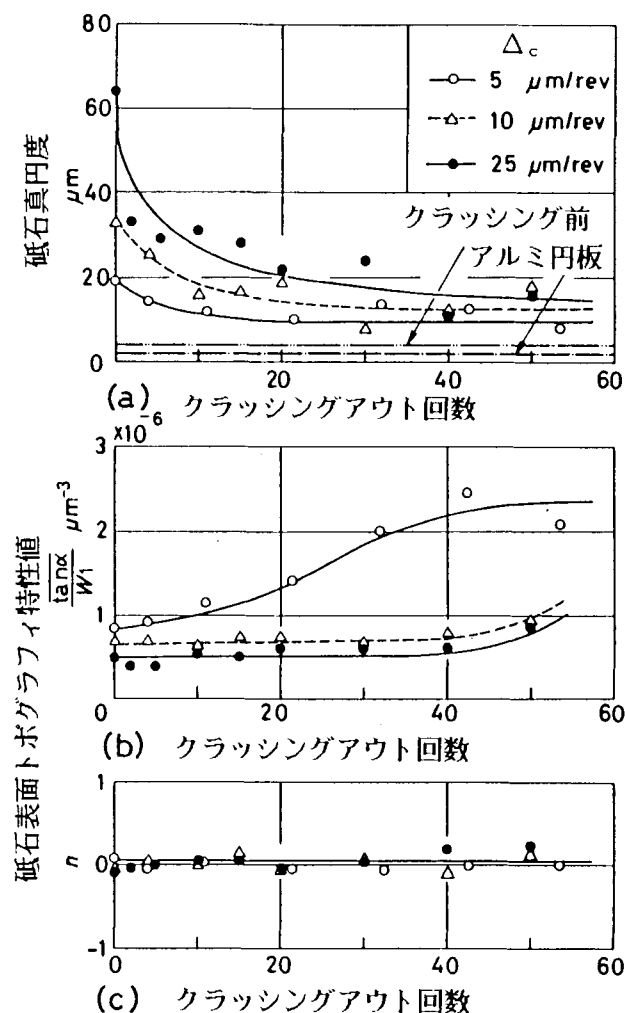


図5.23 クラッシングアウト回数が砥石表面トポグラフィおよび砥石真円度に対して及ぼす影響

(a)砥石真円度に及ぼす影響

(b),(c)砥石表面トポグラフィに及ぼす影響

図5.23(a)において、クラッシング直後、すなわちクラッシングアウト回数零回の時点の砥石真円度は、砥石1回転あたりのロール押し込み量 $\Delta_c$ の大きいほど大きい値を示していることがわかる。

図5.23(b)(c)は砥石表面トポグラフィの測定結果である。図5.23より、クラッシングアウトの効果として、(i)砥石真円度は改善され減少していくが、砥石の被クラッシングアウト回数が20回付近を超えるとほぼ一定値に落ち着くこと、(ii)砥粒切れ刃分布状態が大きく変化することはなく、一様分布状態( $n=0$ )を維持すること、(iii)砥粒切れ刃密度および形状特性値 $\overline{\tan\alpha}/W_1$ の値は砥石1回転あたりのロール押し込み量 $\Delta_c$ が $\Delta_c=5\mu\text{m}/\text{rev}$ の場合にだけ顕著な増加を示すことがわかる。

(iii)の結果は、図5.20に示したロール押し込み速度 $\Delta_c$ と砥石表面トポグラフィの関係曲線を用いて説明できる。すなわち図5.20を見ると、ロール押し込み速度 $\Delta_c$ が $5\mu\text{m}/\text{rev}$ 付近になるとロール押し込み速度の減少に伴う砥粒切れ刃密度および形状特性値 $\overline{\tan\alpha}/W_1$ の増加傾向が急激になっており、したがって、クラッシングアウト中の弾性変形量回復によって生ずるロール押し込み量の減少が砥石表面トポグラフィの向上となって現れたものと考えられる。

クラッシングアウトの効果をより詳細に検討する場合には、このほかに、ロール押し込み量と目直し効果層深さの関係についても議論する必要があるであろう。

#### 5.3.4 クラッシングによる砥石目直し効果についてのまとめ

ロール駆動型のクラッシング装置を用いて、砥石・ロール間の弾性的挙動、砥石表面トポグラフィとクラッシング条件の関係について実験的検討を行った結果、次の点が明らかになった。

(1) クラッシングには、目直し効果だけが現れ砥石破砕のほとんど進行しない過渡的なクラッシングと、その後続く、ロール押し込み速度と実質クラッシング速度の一致する定常クラッシング状態が存在する。

(2) 定常クラッシング開始時間は、クラッシング条件、クラッシング装置系の剛性を用いて計算できる。

(3) 定常クラッシング状態における砥石表面トポグラフィに注目すると、砥粒切れ刃分布状態は砥石深さ方向に対して一様分布となる。また単石ダイヤモンド工具による目直し面に比べて砥粒切れ刃形状は幾分鋭利になり、砥粒切れ刃密度はかなり小さくなる。

(4) 定常クラッシング状態における砥石表面トポグラフィを $\overline{\tan \alpha} / W_1$ で特性化すると、 $\overline{\tan \alpha} / W_1$ の値は砥石1回転あたりのロール押し込み量の増加に伴い減少していくが、やがて一定値に落ち着く。

(5) クラッシングアウトは砥石真円度の向上に効果があるが、砥石表面トポグラフィに関しては、その効果の度合は砥石1回転あたりのロール押し込み量の影響を受ける。

#### 5.4 クラッシングによる砥石形直し精度

##### 5.4.1 まえがき

クラッシングの目的は砥石表面トポグラフィの調整を行う目直し効果と合わせて所定の精度に砥石を成形する形直し効果を得ることにある。特に形直し効果については、クラッシュロールの摩耗を最小限に抑え必要とする形状精度を維持できるよう条件を選定することが重要である。さて、クラッシュロールの摩耗は主に砥石・ロール間の相対すべりによって生ずるものであり、この点について、佐々木ら<sup>5.23)</sup>は特定の形状を持つロールおよび砥石の形状変化を追跡することによって適性ロール形状、クラッシング条件を求めている。また、鈴木ら<sup>5.22)</sup>は単純円筒形状のクラッシュロールについて砥石・ロール間の初期すべり摩耗を除去する実用的な方法を提案している。本節は、総形砥石のクラッシュ成形を行う場合避けることのできないこの砥石・ロール間すべり速度がロール摩耗量、研削加工中の砥石半径減耗量に及ぼす影響を明らかにし、更に、砥石・ロール間の平均すべり速度を最小にするような砥石・ロール間転がりピッチ点の位置、およびクラッシュ成形した砥石に対するクリープフィード研削の有効性について検討したものである。

##### 5.4.2 砥石・ロール間のすべり速度

図5.24はクラッシュロールと砥石の接触状態を幾何学的に示した図であり、一点鎖線で示す二つの円はそれぞれ砥石とクラッシュロールの転がりピッチ円を表わす。このとき、転がりピッチ点Pから距離 $e_p$ の位置にあるA点の相対すべり速度 $V_s$ はA点における砥石速度 $V_w$ とロール速度 $v_r$ の差で与えられる。すなわち

$$\begin{aligned} V_s &= V_w - v_r \\ &= \pi (D_o - 2e_p) N_w - \pi (d_o + 2e_p) n_r \quad (5.10) \end{aligned}$$

ここで、 $D_o$ は砥石の転がりピッチ円直径、 $d_o$ はロールの転がりピッチ円直径、 $N_w$ は砥石回転数、 $n_r$ はロール回転数を表わす。

また、転がりピッチ点Pにおけるすべり速度は零であるから式(5.11)が成立する。

$$\pi D_o N_w - \pi d_o n_r = 0 \quad (5.11)$$

式(5.10)と式(5.11)より、砥石・ロール間すべり速度の表現式として次式が得られる。

$$V_s = 2\pi n_r e_p \left(1 + \frac{d_o}{D_o}\right) \quad (5.12)$$

上式において、 $D_o, d_o \gg e_p$ が成立するならば、 $D_o, d_o$ の代わりに砥石外径Dとロール外径 $d_r$ を用いることができる。

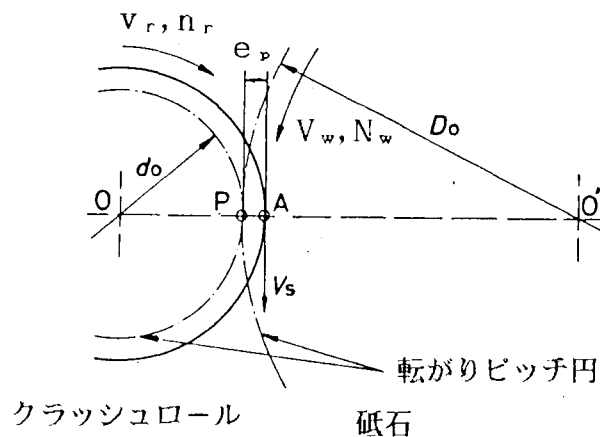


図5.24 クラッシュロール・砥石間の滑り速度説明図

#### 5.4.3 実験方法

使用研削盤およびクラッシング方式は5.3節で用いたものと同一である。図5.25は砥石・ロール間に任意のすべり速度が与えられるよう工夫した砥石およびロール形状の説明図であり、砥石およびロールには高さEの段差がつけられている。

図5.25(c)に示すように砥石とロールの接触はA部とB部で行われるが、B部に比べてA部の接触幅が5倍だけ広いため、A部に働く砥石・ロール間摩擦力が砥石



回転数を決定することになる。すなわち A 部では転がり接触が行われ、B 部では式 (5.12) で与えられるすべり速度で砥石とロールの接触が行われることになる。

クラッシング条件を表 5.5 に示す。なお、クラッシング前にインプリダイヤモンドドレッサで砥石を成形し、砥石作業面性状を一定にした後にクラッシングを行った。また、砥石・ロール間の初期すべり摩耗は、転がり接触部 A 部における砥石とロールの相対周速度が零になるように砥石回転数を調整してからクラッシングを行うという方法をとることにより除去した。

クラッシングによって生ずる砥石半径減耗量、すなわち実質クラッシング量は、クラッシング後の砥石で軟鋼薄板を研削し、その薄板に転写される砥石プロフィルの段差を触針式粗さ計で測定することにより求めた。また、ロール摩耗量は触針式粗さ計で直接測定した。研削加工後の砥石半径減耗量は実質クラッシング量測定の場合と同様の方法で求め、必要に応じて仕上面粗さ、研削抵抗の測定を行った。

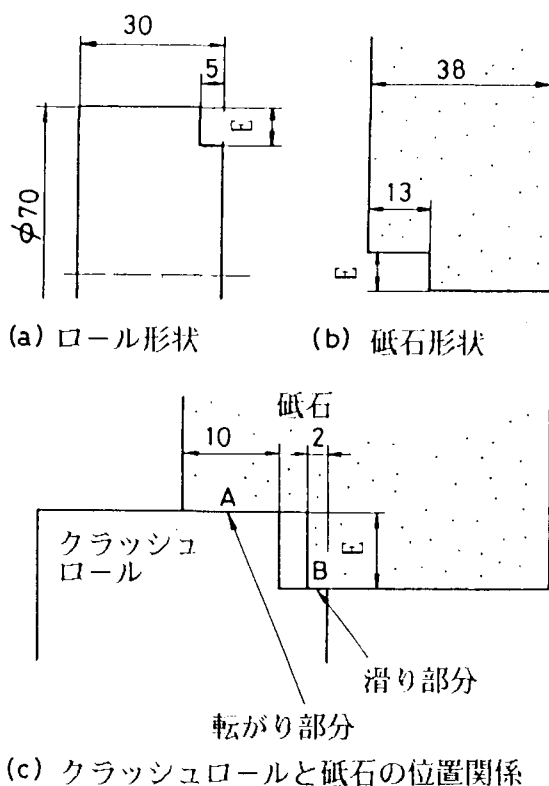


図 5.25 砥石およびクラッシュロールの軸方向形状  
(a)クラッシュロール形状,(b)砥石形状  
(c)砥石とクラッシュロールの位置関係

表5.5 クラッシング条件および研削条件

砥石	WA60K <sub>mv</sub> , 外径 D = 300mm	
クラッシング	クラッシュロール ロール押し込み速度 ロール回転数 クラッシング幅	SK3(H <sub>Rc</sub> = 51), 外径 d <sub>r</sub> = 70mm f = 0.1 ~ 0.5mm/min n <sub>r</sub> = 114 ~ 490rpm b <sub>r</sub> = 12mm
研削	工作物 砥石回転数 プランジ速度	S45C, 外径 d = 80mm N <sub>w</sub> = 1540rpm f <sub>p</sub> = 0.6mm/min
研削油剤	W3(希釈率75倍)	

#### 5.4.4 実験結果

##### (1) クラッシュロールの摩耗とすべり速度の関係

図5.26はロール押し込み速度  $f = 0.1 \text{ mm/min}$  , ロール回転数  $n_r = 490 \text{ rpm}$  という条件のもとでみかけ上  $X_a = 0.45 \text{ mm}$  だけロールを押し込んだ後の転がり接触部A部における砥石形状, ロール形状を測定した結果である。

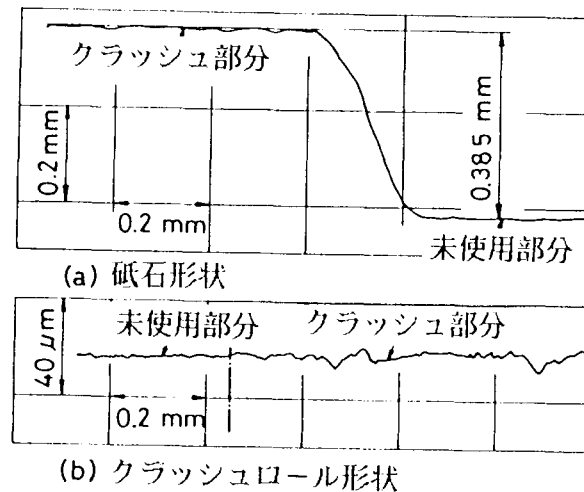
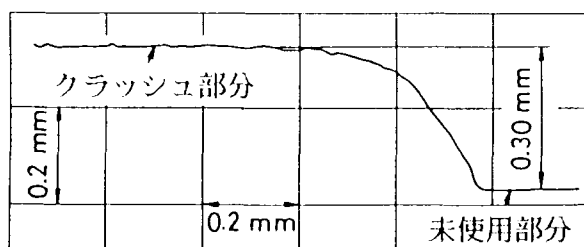


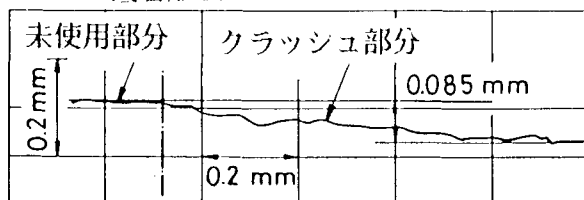
図5.26 転がり接触部における砥石およびロールの形状変化

(ロール押し込み速度  $f = 0.1 \text{ mm/min}$ , ロール回転数  $n_r = 490 \text{ rpm}$ ,  
設定ロール押し込み量  $x_a = 0.45 \text{ mm}$ )

また図5.27は同一条件下におけるすべり接触部B部の砥石形状, ロール形状測定結果である。



(a) 砥石形状



(b) クラッシュロール形状

図 5.27 滑り接触部における砥石およびロールの形状変化

(ロール押し込み速度 $f=0.1\text{mm/min}$ , ロール回転数 $n_r=490\text{rpm}$ ,

設定ロール押し込み量 $x_a=0.45\text{mm}$ )

図 5.26 に示すように、転がり接触部では砥石の実質クラッシング量が $0.385\text{mm}$ であるのに対してロール形状には引っかききずが認められる程度で有意な段差すなわち摩耗は認められない。一方、図 5.27 に示すように、すべり接触部では砥石の実質クラッシング量が $0.3\text{mm}$ であるのに対してロール摩耗量は $0.085\text{mm}$ に達しており、転がり接触部における砥石実質クラッシング量 $0.385\text{mm}$ の一部がロール摩耗量として吸収されていることがわかる。

これらの結果は図 5.25 (c) に示すクラッシング状態が期待どおり行われていることを示している。なお、転がり接触部において設定ロール押し込み量 $X_a=0.45\text{mm}$ と実質クラッシング量 $0.385\text{mm}$ の一致しない理由は、5.3 節で述べたように、砥石・ロール間の弾性的挙動によるものである。

図 5.28 はクラッシング時間の経過に伴う実質クラッシング量の変化を測定した結果の一例であり、図 5.28 (a) と図 5.28 (b) では $n_r$ と $E$ の値すなわち砥石・ロール間すべり速度 $V_s$ の値が異なっている。また図中で一点鎖線はロール押し込み速度 $f$ で決定される設定クラッシング量を示している。

図 5.28 (a) の場合、転がり接触部 A 部とすべり接触部 B 部の実質クラッシング量はほとんど一致しておりロール摩耗の進行度合いが少ないことを示しているが、図 5.28 (b) の場合には A, B 部の実質クラッシング量に差が生じており、ロール段差 $E$ あるいはロール回転数 $n_r$ が増加してすべり速度 $V_s$ が大きくなるとロール摩耗が顕著

になることを示している。

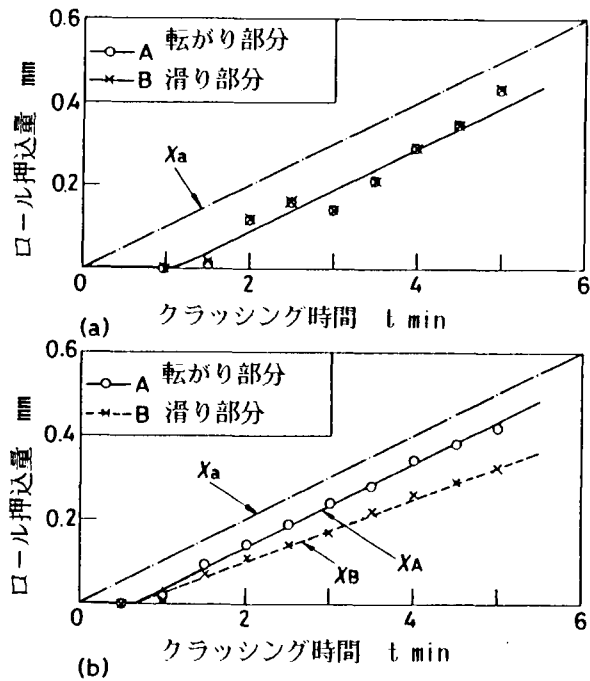


図 5.28 クラッシング時間の経過に伴う実質クラッシング量の変化

- (a) ロール押し込み速度  $f=0.1\text{mm/min}$ , ロール回転数  $n_r=114\text{rpm}$ , 段差  $E=2\text{mm}$ , 砥石・ロール間滑り速度  $V_s=0.03\text{m/sec}$ .  
 (b) ロール押し込み速度  $f=0.1\text{mm/min}$ , ロール回転数  $n_r=490\text{rpm}$ , 段差  $E=8\text{mm}$ , 砥石・ロール間滑り速度  $V_s=0.51\text{m/sec}$ .

さて、A, B 部の実質クラッシング量が同一ならば、A, B 部の段差は一定値に保たれロール形状は正しく砥石に転写されることになる。また、A, B 部の実質クラッシング量が異なる場合、その差は、図 5.28 の結果が示すように、ロール摩耗により生ずるものと考えてよい。そこで、ロール摩耗速度を評価するパラメータとして次に示すロール摩耗率  $\lambda_r$  を導入する。

$$\lambda_r = \frac{X_A - X_B}{X_A} = 1 - \frac{X_B}{X_A} \quad (5.13)$$

すなわち、ロール摩耗率  $\lambda_r$  は転がり接触部の実質クラッシング量  $X_A$  に対するすべり接触部のロール摩耗量  $(X_A - X_B)$  の比で与えられ、 $0 \leq \lambda_r \leq 1$  の値をとる。

$\lambda_r = 0$  の場合にはロール摩耗が発生せず、 $\lambda_r = 1$  の場合にはロール押し込み量の

すべてがロール摩耗量となる現象すなわち研削加工に相当する。

図5.29は砥石・ロール間すべり速度 $V_s$ とロール摩耗率 $\lambda_r$ の関係を整理した結果である。図より、ロール摩耗率は(i)砥石・ロール間すべり速度 $V_s$ の増加に伴い増加すること、(ii)同一すべり速度のもとではロール押し込み速度 $f$ の大きいほど低い値を示すことがわかる。

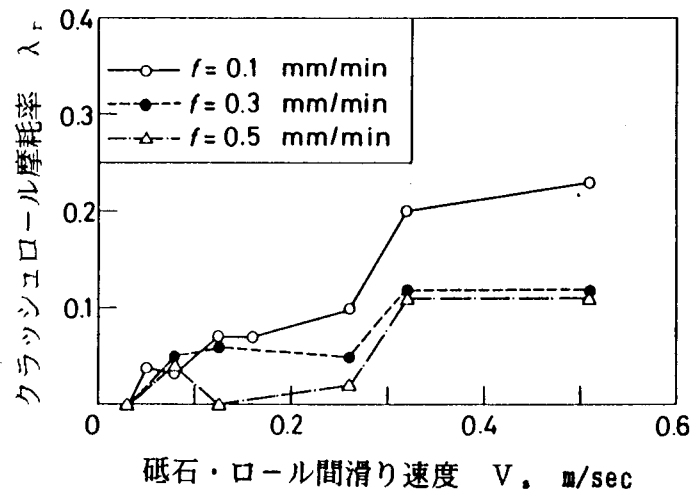


図5.29 クラッシュロール摩耗率 $\lambda_r$ と砥石・ロール間滑り速度 $V_s$ の関係

## (2) 砥石半径減耗量とクラッシング条件の関係

総形研削にとって重要なことは砥石形状精度の維持時間、すなわち砥石形直し間寿命をできるだけ長くすることにある。そこで、クラッシュ成形後の砥石を用いて表5.5に示す条件でS45C材をプランジ研削し、砥石形状変化の原因となる砥石半径減耗量を測定して工作物累積加工量との関係を求めた。なお、クラッシング後の砥石研削性能を安定させるため砥石回転数に換算して40回ほどクラッシングアウトを行ってから研削実験を行うようにした。

図5.30は転がり接触部における砥石半径減耗量の変化を砥石1回転あたりのロール押し込み量 $\Delta_c$ をパラメータとして示した結果である。また、図5.31は砥石1回転あたりのロール押し込み量を一定値 $\Delta_c = 5 \mu\text{m}/\text{rev}$ に保ち、滑り接触部の砥石半径減耗量に及ぼすロール形状段差 $E$ と砥石・ロール間すべり速度 $V_s$ の影響を検討した結果である。図5.30と図5.31より、砥石半径減耗量は(i)砥石1回転あたりのロール押し込み量が増加し粗クラッシング傾向になるにつれて増加すること、(ii)砥石1回転あたりのロール押し込み量が一定の場合には、転がり接触部に比べてすべり接触部のほうが低い値を示すことがわかる。

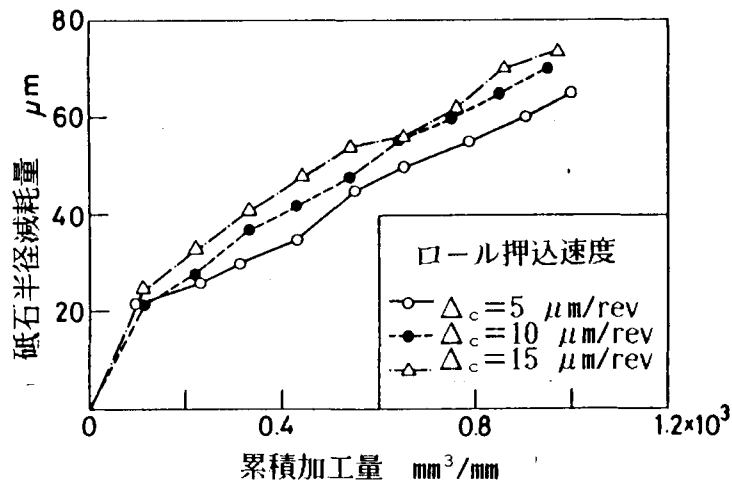


図 5.30 転がり接触部における砥石半径減耗量とロール押し込み速度 $\Delta_c$ の関係  
(ロール回転数 $n_r=114\text{rpm}$ ,クラッシングアウト回数40回)

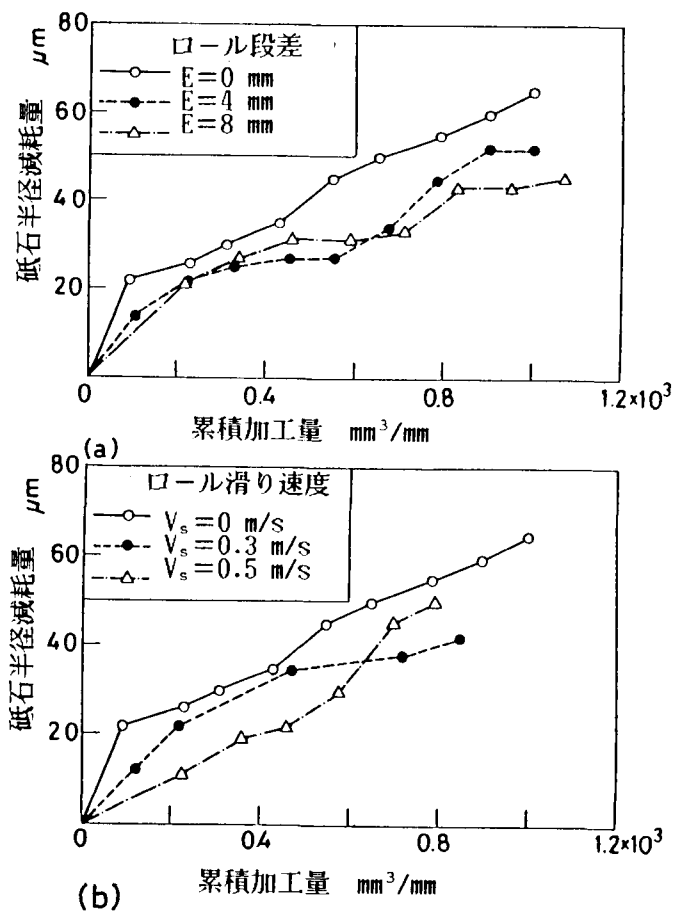


図 5.31 滑り接触部の砥石半径減耗量に及ぼすクラッシング条件の影響  
(a) ロール形状段差 $E$ の影響  
(b) 砥石・ロール間滑り速度 $V_s$ の影響

さて、Murrayら<sup>525)</sup>はロータリダイヤモンドドレッサで目直した砥石を用いて研削実験を行い、その中で、砥石・ロール間すべり速度に対するロール押し込み速度の比が増加すると目直し状態が粗くなり、したがって研削抵抗が減少し仕上面粗さが劣化することを報告している。Murrayらの結果は砥石・ロール間すべり速度の大小によって砥石作業面性状が影響を受けることを示しており、またその傾向は上述の結果(ii)と一致している。

### (3) 砥石・ロール間平均すべり速度と転がりピッチ点位置の関係

上述の実験結果より、砥石成形精度の点からは砥石・ロール間すべり速度を小さくしてロール摩耗を抑えること、砥石形状精度維持の点からはロール各部におけるすべり速度の変動幅を小さくして砥石半径減耗量を一様にすることの重要性が明らかになった。

さて、砥石・ロール間すべり速度は式(5.12)からわかるように転がりピッチ点の位置を変化させることにより調整できる。そこで、図5.32に示すようにクラッシュロール形状を負荷曲線で表わし、転がりピッチ点Pの位置と砥石・ロール間平均すべり速度 $\bar{V}$ の関係を実験的に求めてみる。

なお、クラッシュロール形状の負荷曲線は式(5.14)で与えられるものとする。

$$Y = EX^r \quad (0 \leq X \leq 1) \quad (5.14)$$

ここで、Eはロール形状の最高部と最低部の段差であり、rはロール形状を表わす指数である。

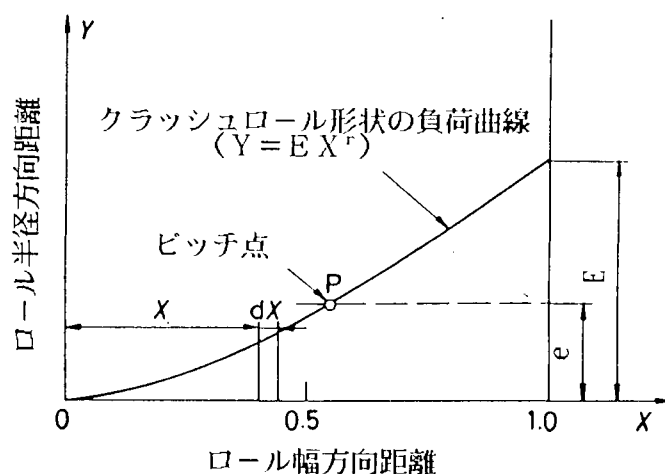


図5.32 砥石・ロール間平均滑り速度 $\bar{V}$ が最小となる転がりピッチ点の位置

図 5.3 2 に示すように転がりピッチ点 P がロール形状最低点からの高さ  $e$  の位置にあるならば，砥石・ロール間の平均すべり速度  $\overline{V}_s$  は次式で与えられる．

$$\overline{V}_s = 2 \pi n_r \left( 1 + \frac{d_r}{D} \right) \left\{ \int_0^{(e/E)^{-r}} (e - E X^r) dX + \int_{(e/E)^{-r}}^1 (E X^r - e) dX \right\} \quad (5.15)$$

上式において  $d\overline{V}_s/d e = 0$  とおくことにより，平均すべり速度の最小値  $\overline{V}_{s, \min}$  とそれを与える転がりピッチ点の位置  $e_{op}$  の値が得られる．

すなわち，

$$\overline{V}_{s, \min} = \frac{2 \pi n_r E}{(r+1)} \left( 1 + \frac{d_r}{D} \right) \left\{ 1 - \left( \frac{1}{2} \right)^r \right\} \quad (5.16)$$

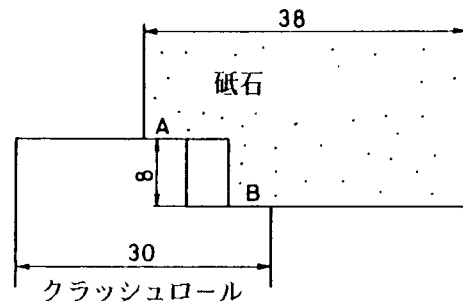
$$e_{op} = \left( \frac{1}{2} \right)^r E$$

式 (5.16) は，ロール形状すなわち  $r$  の値に応じて転がりピッチ点の位置を積極的に移動させることにより砥石・ロール間の平均すべり速度を最小にできることを意味している．

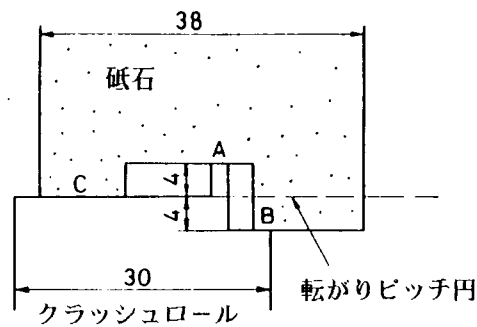
そこで，転がりピッチ点の位置を強制的に移動することにより砥石形状精度を改善できることを確認するために，図 5.3 3 に示す 2 種類の方法で砥石をクラッシュ成



形しその形状精度を追跡した。すなわち、図5.33(a)では通常のクラッシングが行われ転がりピッチ点の位置は不定であるが、図5.33(b)では砥石とロールの接触がA,B部のほかにC部でも行われるためクラッシング時の転がりピッチ点がA,B部段差の中心線上に設定されることになる。



(a) 自由駆動クラッシング



(b) 強制駆動クラッシング

図5.33 クラッシング方式の説明図

(a)自由駆動方式,(b)強制駆動方式

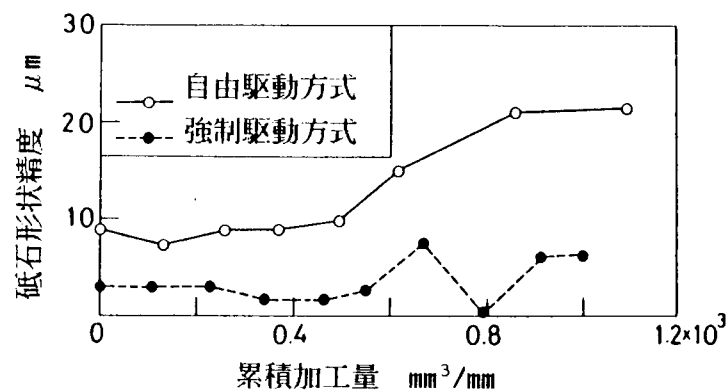


図5.34 クラッシング方式の違いが工作物形状精度に及ぼす影響

(ロール押し込み速度 $f=0.12\text{mm}/\text{min}$ , ロール回転数 $n_r=114\text{rpm}$ , クラッシングアウト回数40回)

図5.34は成形後の砥石を用いて表5.5に示す条件で研削加工を行った場合の砥石形状精度変化をA,B部段差の設定値8mmからの偏差値で示した結果である。

図より，強制クラッシング方式をとることにより形状精度が約1/3に改善されることがわかる。

#### (4) クリープフィード研削方式の有効性

図5.35は，図5.33(a)に示すような砥石形状を自由駆動方式によりクラッシュ成形し，その砥石を用いて表5.5に示す研削条件と同一の加工速度でクリープフィード研削を行い，その研削性能をプランジ研削方式と比較した結果である。この場合，砥石A,B部の研削幅はそれぞれ4mmとし，クリープフィード研削条件として工作物回転数1.2rpm，切り込み量0.5mmという値を用いた。

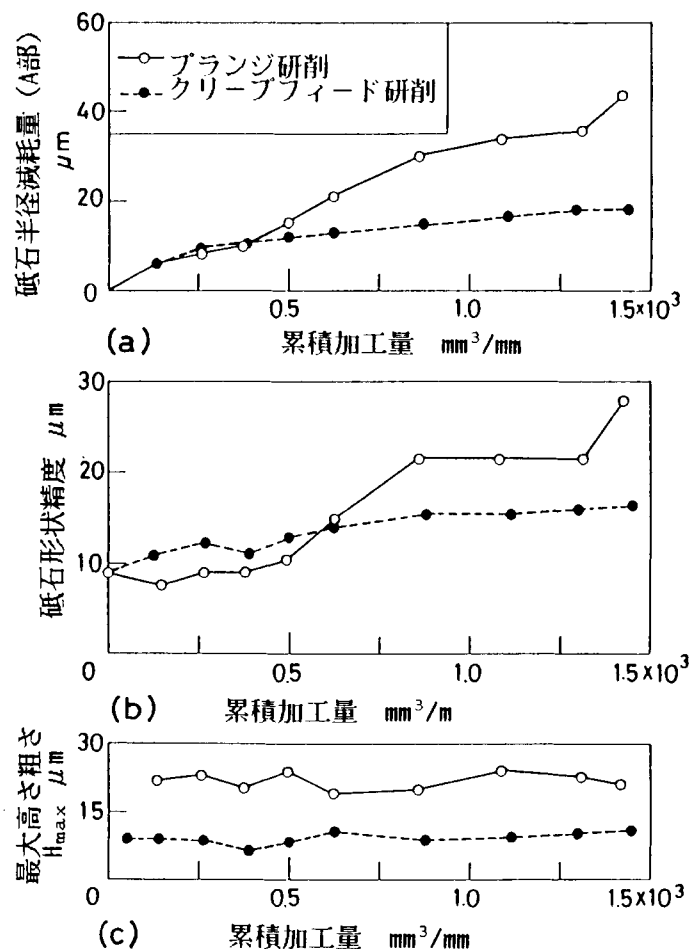


図5.35 クラッシング後の砥石の研削性能に及ぼす研削方式の影響

(ロール押し込み速度 $f=0.1\text{mm}/\text{min}$ , ロール回転数 $n_r=114\text{rpm}$ ,

クラッシングアウト回数40回)

図より，クリープフィード研削方式の方が砥石半径減耗速度，砥石形状精度劣化速度，研削仕上面粗さのいずれとも低い値を示すことがわかる．この結果はクラッシュ成形した砥石に対してクリープフィード研削方式が有効であることを示している．

#### 5. 4. 5 クラッシングによる砥石形直し精度についてのまとめ

クラッシングの形直し効果について砥石・クラッシュロール間のすべり速度に注目して実験的検討を行った結果，次の点が明らかになった．

(1) クラッシュロール摩耗率は砥石・ロール間すべり速度の増加に伴い増加する傾向を示すが，砥石・ロール間すべり速度が同一の場合にはクラッシュロール押し込み速度の大きいほど低い値を示す．

(2) 研削加工中に生ずる砥石半径減耗量は砥石1回転あたりのクラッシュロール押し込み量の大きいほど大きな値を示す．また，砥石・ロール間すべり速度が増加すると砥石半径減耗量は減少する．したがって，研削加工中の砥石形状精度を維持するためには砥石・ロール間すべり速度がロール軸方向で大きく変動しないようクラッシング条件を選定することが必要である．

(3) クラッシュロール形状に応じて砥石・ロール間転がりピッチ点の位置を移動させ砥石・ロール間平均すべり速度を最小にすることにより，クラッシング後および研削加工時の砥石形状精度を向上させることができる．

(4) クラッシュ成形した砥石に対してクリープフィード研削方式を用いることにより，同一加工速度のもとで砥石半径減耗量を低く抑え仕上面粗さを向上させることができる．

#### 5. 5 第5章の結言

精密研削加工分野で汎用されている各種ドレッサを目直し機構の大きく異なるトラバース型ダイヤモンドドレッサとクラッシュロールに大別し，それらの目直し効果を砥石表面トポグラフィに及ぼす影響を中心にして検討した．

5.2節ではトラバース型ダイヤモンドドレッサを取り上げ，ドレッサ形状の砥石作業面に対する転写性すなわち巨視的效果と生成される砥粒切れ刃の分布状態，鋭利性すなわち微視的效果の二つを議論した．その結果，砥石作業面に対して良好な形状転写性を示すドレッサは鋭利な砥粒切れ刃を生成するという能力の点では劣ること，インプリドレッサは単石ダイヤモンドドレッサに比べて良好な形状転写性を示すこと，砥粒切れ刃密度は巨視的效果と微視的效果の相互作用を受けることがわかった．

5.3節ではクラッシュロールの目直し効果について議論し、砥石・ロール間の弾性的挙動、砥石表面トポグラフィに及ぼすクラッシング条件の影響を検討した。その結果、ロール設定押し込み速度と実質クラッシング速度が一致するまでにある程度の時間経過を要するという過渡クラッシング状態の存在すること、クラッシング条件を変えることにより砥石表面トポグラフィを調整できる範囲には限界のあることなどが明らかになった。

5.4節ではクラッシュロールの形直し効果を取り上げ、砥石・ロール間のすべり速度の影響、クリープフィード研削方式の有効性を議論した。その結果、砥石・ロール間の平均すべり速度が最小となる状態で強制的にクラッシングを行うことにより砥石形直し精度の向上すること、クラッシング後の砥石でクリープフィード研削を行うことにより通常プランジ研削に比べて研削性能の向上することがわかった。

## 第5章の参考文献

- 501) 竹中規雄, 笹谷重康: 研削作用に関する研究(第1報といしの目立効果について), 日本機械学会論文集, 18.74(1952)27.
- 502) Pahlitzsch.G & Appun.J: Einfluss der Abrichtbedingungen auf Schleifvorgang und Schleifergebnis beim Rundschleifen, Werkstatttechnik und Maschinenbau, 43.9(1953)396.
- 503) 津和秀夫: 文献107)に同じ.
- 504) 鈴木憲二, 高橋邦夫: 文献112)に同じ.
- 505) 原田政志: 超音波振動および低周波振動による砥石のドレッシングについて, 精密機械, 34.3(1968)166.
- 506) 津和秀夫, 田部悟, 安井平司: 特殊目直し法による連続切れ刃間隔の調整の効果-研削砥石の性能向上に関する研究(第1報), 精密機械, 36.11(1970)739.
- 507) 中島利勝, 宇野義孝, 世俵秀樹: 研削砥石のドレッシングに関する研究(第1報)-単石回転形ドレッシング-, 精密機械, 49.2(1983)222.
- 508) J.Verkerk & A.J.Pekelharing: The Influence of the Dressing Operation on Productivity in Precision Grinding, Annals of the CIRP, 28.2(1979)487.
- 509) 横川和彦: といしドレッシング条件が研削面形状精度におよぼす影響, 日本機械学会論文集(第3部), 34.262(1968)1168.
- 510) J.Verkerk: The effect of Wheel dressing on Wheelwear, Worksurface Roughness and Surface Integrity, Technical Report of Society of Manufacturing Engineers, MRR77-10(1977)1.
- 511) 田中義信, 津和秀夫, 河村末久: 文献106)に同じ.
- 512) 鈴木憲二, 高橋邦夫: 研削砥石のドレッシングの研究(第2報)-ドレッシング条件による破碎砥粒の変化-, 精密機械, 30.4(1964)332.
- 513) 横尾嘉道, 瀬戸雅文, 田戸保: 研削性能に及ぼす目直し速度の影響-単石, 多石, インプリ・ドレッサによる目直しの研究-, 精密機械, 36.9(1970)643.
- 514) 福田理一, 内山浩: ドレッサ先端形状が目直し作用に及ぼす影響, 昭和49年度精機大会秋季大会学術講演会前刷, (1974)332.
- 515) 本多良辰, 杉田忠彰, 松井正己: 研削仕上面粗さの周期性に及ぼすドレッシング条件の影響, 精密機械, 50.2(1984)371.
- 516) Y.Matsuno & H.Yamada: 文献111)に同じ.
- 517) 正野崎友信, 重松日出見, 坂本洋: ボンド(インプリ)ドレッサによる研削砥石の

- 目直しと研削性能,昭和44年度精機学会秋季大会学術講演会前刷,(1969)129.
- 518)松井正己,庄司克雄:ドレッシングにおける砥粒切れ刃の生成機構について-研削砥石のドレッシングに関する研究(第1報)-,精密機械,49.9(1983)1229.
- 519)竹中規雄,佐藤久弥:研削加工のドレッシング・ツルーイング,誠文堂新光社,(1971)131.
- 520)J.Schwaemmle & R.Lowin: Deep Form Grinding with Crush-formed Diamond and CBN Wheels,Ind. Diamond Rev.,(1983)20.
- 521)E.C.Helfrich: Theory and Practice of the Crush Dressing Operation,Trans. ASME,11,(1948)885.
- 522)鈴木憲二,鈴木弘,高橋邦夫:円筒研削盤におけるクラッシングの研究,精密機械 32,12(1966)837.
- 523)佐々木外喜雄,岡村健二郎,豊島敏雄:研削といしのクラッシュドレッシング,日本機械学会論文集,22,114(1956)79.
- 524)N.N.Z Gindy & T.J.Vickerstaff: The Significance of Crushing Roll Infeed Rate in the Grinding Wheel Crushing Operation,Proc. Int. MTDR Conf.,23,(1982)219.
- 525)T.Murray & S.Malkin: Effect of Rotary Dressing on Grinding Performance, Trans. ASME J. Engg. Ind.,100,8,(1978)297.

## 第6章 研削仕上面諸性質と砥石表面トポグラフィの関係

### 6.1 緒言

研削加工の目的は所定の寸法精度を得るとともに品質の良い仕上面を生成することにある。したがって研削砥石の作業面トポグラフィおよび研削条件が仕上面粗さに及ぼす影響を数式的な表現で理解しておくことは非常に重要であり、研削仕上面粗さの理論解析はこれまで数多く行われてきた。例えば、砥粒切れ刃の砥石深さ方向位置が一定であるような砥石モデルを考えて研削仕上面の平均粗さを求めようとする初期の解析手法としては、先駆的なものとして佐藤<sup>601)</sup>、C.T.Yangら<sup>602)</sup>の研究があげられる。また、織岡<sup>603)</sup>が砥粒切れ刃位置の砥石深さ方向における不ぞろいを考慮した現実に近い砥石モデルを導入し確率論に基づいた解析を行って以来、この手法を用いた理論解析は松井ら<sup>604)</sup>、長谷川<sup>605)</sup>など多数の研究者によって行われ現在に到っている。

これらの研究の成果として、研削仕上面の幾何学的性質の中で平均高さ粗さ、自乗平均平方根粗さなど断面曲線の高さ方向の性質に対して一般に用いられているパラメータに関しては研削条件の及ぼす影響がかなり詳細な点まで明らかになっている。

一方、表面粗さの評価法に関してこれまで行われている研究に目をむけてみると、現在JISで定められている中心線平均粗さ、最大高さ粗さなどの他に諸種の性質が議論されており、例えば甲藤<sup>606)</sup>は山頂、谷底分布などの理論解析を行い、中村<sup>607)</sup>、奈良<sup>608)</sup>は横方向の性質すなわち自己相関の及ぶ範囲、パワースペクトルなどを議論している。このように表面粗さを多種のパラメータで評価し多くの情報を取り出すことは、昨今の精密加工技術の進歩に伴う高精度仕上面の要求と関連してますます重要になってきている。

ところが、研削仕上面に関してこれらの幾何学的諸性質を議論している過去の報告をみると、断面曲線の一測定例として研削仕上面を取り上げているものが大部分であり、研削砥石の表面トポグラフィおよび研削条件との関連性に注目して解析を行っているものは見当たらない。本節は、研削仕上面の幾何学的諸性質の中から山頂高さ、谷底高さ、切断長さおよび切断回数、ピッチを取り上げてこれらに及ぼす砥石表面トポグラフィ、研削条件の影響を理論的に解析し、あわせて実験的考察を行ったものである。更に、パワースペクトルから研削仕上面の諸性質を計算する際に留意すべき点をシミュレーション法によって検討したものである。

## 6.2 研削仕上面諸性質の理論的解析

### 6.2.1 まえがき

これから議論しようとする研削仕上面の諸性質は、平面研削加工によって得られる仕上面を工作物送り方向に垂直に切断した時の断面曲線に関するものである。

図6.1に研削仕上面粗さ曲線のモデルを示す。図において直線 $L_0$ は理想的な仕上面プロフィールを表わしており、以後最低基準線と呼ぶことにする。またこの断面曲線を含む平面を基準断面と呼ぶことにする。

山頂、谷底の位置は最低基準線 $L_0$ からの高さ $H_T$ 、 $H_B$ で表わす。また、最低基準線に平行な方向に測定した山頂から谷底までの距離または谷底から山頂までの距離を半ピッチ $p_{i1}$ 、 $p_{i2}$ 、山頂間の距離を全ピッチ $p_{i0}$  ( $p_{i0} = p_{i1} + p_{i2}$ )と呼ぶことにする。切断回数 $I_H$ は最低基準線 $L_0$ に平行な直線を高さ $H$ の位置に引いた時にこの直線が研削仕上面プロフィールを切断する回数を表わす。また、個々の切断長さは $l_H$ で表わすことにする。

なお、理論解析結果の数値計算を行う際に用いる平面研削加工条件は、特に断らないかぎり砥石径 $D = 140 \text{ mm}$ ，砥石速度 $V = 1300 \text{ m/min}$ ，工作物速度 $v = 5 \text{ m/min}$ ，切り込み量 $\Delta = 10 \mu\text{m}$ とする。また、研削幅あるいは測定長さを $b$ で表わすことにする。

更に、理論解析が複雑で単純な数学的表現ができない場合あるいは理論解析が不十分の場合には、第3章で述べたようにモンテカルロシミュレーションによって研削仕上面粗さ曲線を創成しその結果を考察するという手法を併用した。

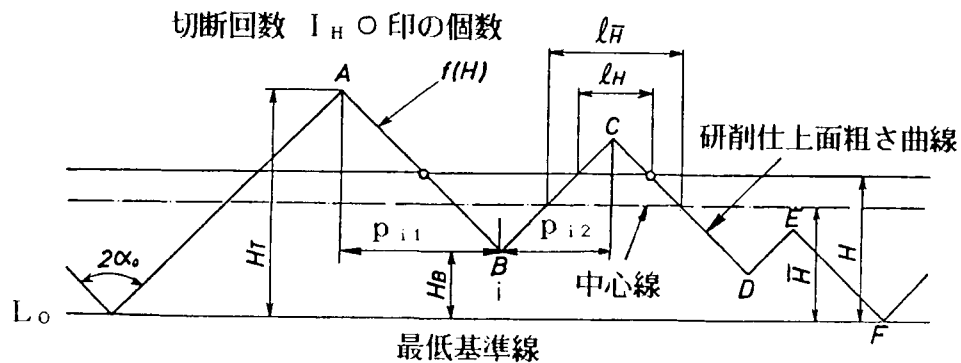


図6.1 研削仕上面の幾何学的諸性質



## 6.2.2 谷底高さ，山頂高さ

### (1) 谷底高さ

まず初めに，理論解析を容易にするため砥粒切れ刃分布状態が一様分布（ $n=0$ ）で砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ が一定（ $\alpha=\alpha_0$ ）の場合について解析を行う．

いま図6.2(a)に示すように基準断面内に高さ $H_E \sim H_E + dH_E$ の微小領域を考えた場合，この微小領域を通過する砥粒切れ刃群すなわち切削高さが $H_E \sim H_E + dH_E$ の範囲内に入る砥粒切れ刃群の砥石内における存在領域は図6.2(b)において斜線を施した領域部で与えられる．この砥石体積は $2\sqrt{DH_E}(V/v)b dH_E$ であるから斜線部内に存在する砥粒切れ刃数 $N_0$ は次式で与えられる．

$$N_0 = \frac{2\sqrt{DH_E}Vb dH_E}{vW_1} \quad (6.1)$$

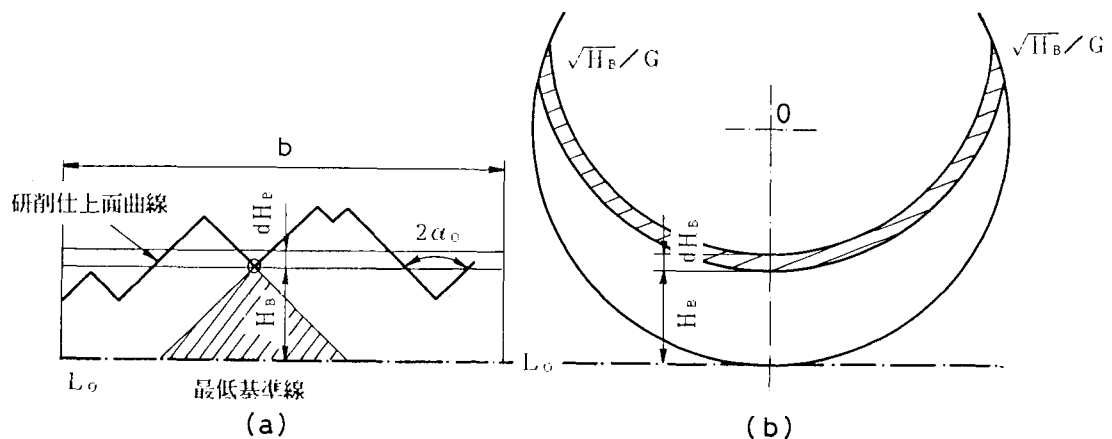


図6.2 谷底高さの理論解析説明図

(a) 谷底高さが $H_E$ となる確率，

(b) 谷底高さ $H_E$ を生じさせる砥粒切れ刃の存在領域

さて，基準断面を高さ $H_E$ で通過する砥粒切れ刃が切削痕を粗さ曲線上に残す確率すなわち高さ $H_E$ の谷底が生成される確率は，図6.2(a)に示すように，基準断面内の斜線を施した三角形領域を砥粒切れ刃が1個も通過しない確率に等しく，この確率 $\beta_E$ は次式で与えられる．

$$\beta_B = \exp \left\{ - \frac{1.6 \tan \alpha_0 H_B^{2.5}}{1.5 W_1 G} \right\} \quad (6.2)$$

ここで  $G = v / (V \sqrt{D})$  とする.

なお上式は  $\sqrt{H_B} / G \leq \pi D / 2$  の条件下で成立するものである.

したがって、高さ  $H_B \sim H_B + dH_B$  の範囲内に存在する谷底数  $N_B$  は次式で与えられる.

$$N_B = N_0 \beta_B \quad (6.3)$$

谷底点総数は  $N_B$  を谷底の存在領域  $0 \leq H_B \leq \Delta$  で積分することにより得られる.

また、谷底高さの確率密度関数  $f_B(H_B)$  は確率素分を考えることにより求めることができる. すなわち

$$\begin{aligned} f_B(H_B) &= \frac{N_B}{\int_{H_B=0}^{H_B=\infty} N_B dH_B} \\ &= \frac{2.5}{\Gamma(0.6)} \psi^{0.6} H_B^{0.6} \times \exp(-\psi H_B^{2.5}) \end{aligned} \quad (6.4)$$

ここで  $\psi = \frac{1.6 \tan \alpha_0}{1.5 W_1 G}$  であり、 $\Gamma(\quad)$  はガンマ関数を表わす.

同様の議論は砥粒切れ刃分布状態が一様分布以外の場合にも成立する.

図 6.3 は、砥粒切れ刃形状特性値を  $\tan \alpha_0 = 5.67$  に固定し、一様分布 ( $n = 0$ ,  $W_1 = 10^{-6} \mu m^3$ ) および三角分布 ( $n = 1$ ,  $W_1 = 5 \times 10^{-6} \mu m^3$ ) の場合について谷底高さの確率密度関数  $f_B(H_B)$  を計算した結果である.

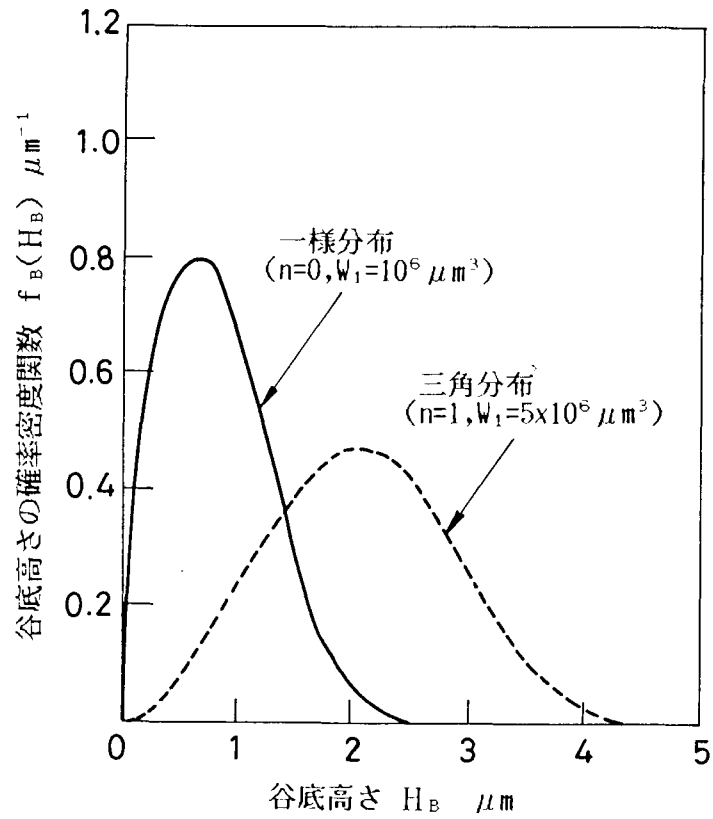


図 6.3 谷底高さの確率密度関数計算例

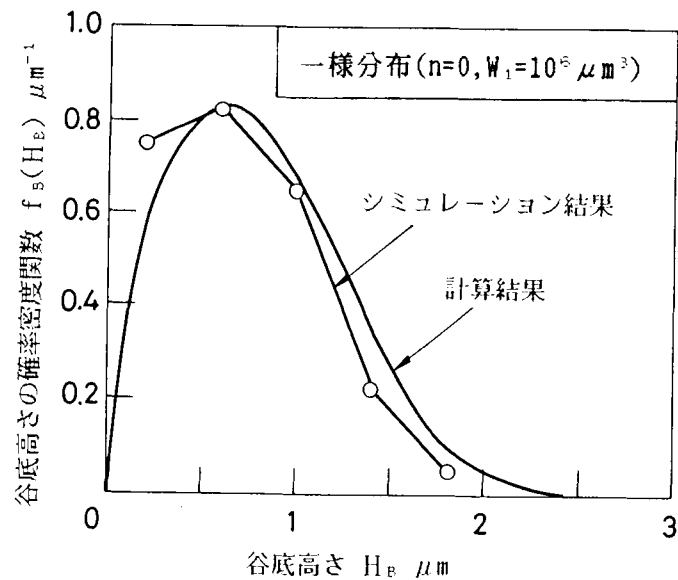


図 6.4 谷底高さの確率密度関数  $f_B(H_B)$  に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響

砥粒切れ刃先端角が変動する場合の理論式は式(6.2)、式(6.4)において砥粒切れ刃形状特性値  $\tan \alpha_0$  のかわりに  $[\tan \alpha]$  の値を用いることにより得られる。

なお $[\tan \alpha]$ の値は第2章第3節の式(2.18)で与えられる。  
 さて、砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ の分布として平均値 $\bar{\alpha} = 80^\circ$ 、標準偏差 $\sigma_{rms} = 4^\circ$ であるような分布を設定すると、この場合の砥粒切れ刃形状特性値は $\overline{\tan \alpha} = 6.6$ 、 $[\tan \alpha] = 6.17$ となる。

図6.4に示す曲線は、 $[\tan \alpha] = 6.17$ という値を式(6.4)の $\tan \alpha_0$ に代入し谷底高さの確率密度関数 $f_B(H_B)$ を計算した結果である。なお、砥粒切れ刃分布状態は一様分布とした。また、図中に示すヒストグラムは上述のモデルについて粗さ曲線創成のシミュレーションを行い谷底高さの確率密度関数を求めた結果である。

シミュレーション結果と計算結果は大体一致していることがわかる。

## (2) 山頂高さ

まず初めに、理論解析を容易にするため砥粒切れ刃分布状態が一様分布( $n=0$ )で砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ が一定( $\alpha = \alpha_0$ )の場合について解析を行う。

図6.5に示すように高さ $H_B$ の谷底点Bが実現したとき、その左上に高さ $H_T$ の山頂点Aが実現する確率を考えよう。

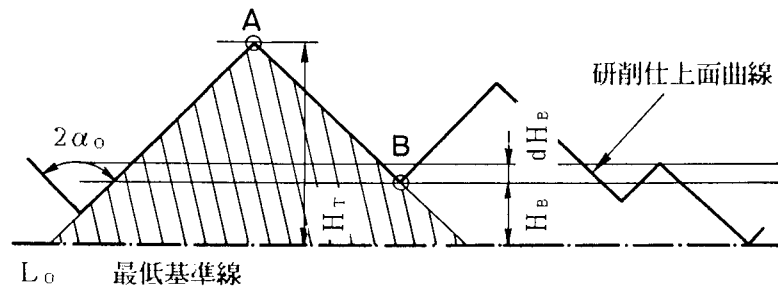


図6.5 山頂高さの理論解析説明図

基準断面を $H_B \sim H_B + dH_B$ の範囲の切削高さで通過する砥粒切れ刃が谷底 $H_B$ を創成しかつその左側に高さ $H_T$ 以上の山頂を創成する確率は、図6.5に示すように基準断面内の斜線を施した三角形領域を砥粒切れ刃が1個も通過しない確率に等しく、この確率 $P_r(h_T \geq H_T : H_B = \text{const})$ は次式で与えられる。

$$P_r(h_T \geq H_T : H_B = \text{const}) = \exp(-\psi H_T^{2.5}) \quad (6.5)$$

なお上式は $\sqrt{H_T}/G \leq \pi D/2$ の条件下で成立するものである。

したがって谷底高さ $H_B$ を一定とした場合に山頂高さが $(H_T \sim H_T + dH_T)$ の範囲

に入る確率素分は次式で与えられる.

$$\beta_T(H_T: H_B = \text{const}) = 2.5 \psi H_T^{1.5} \exp(-\psi H_T^{2.5}) dH_T \quad (6.6)$$

以上より, 谷底高さ  $H_B$  を一定とした場合, その左側に実現する山頂で高さが  $H_T \sim H_T + dH_T$  の範囲内に入るものの個数は  $N_0 \beta_T$  となる.

さて, 谷底高さ  $H_B$  の変動範囲は  $H_B = 0$  から  $H_B = H_T$  までであるから山頂高さ  $H_T$  の実現総数  $N_T$  は次式で与えられる.

$$N_T = \int_{H_B=0}^{H_B=H_T} N_0 \beta_T \quad (6.7)$$

山頂高さの確率密度関数  $f_T(H_T)$  は確率素分を考えることにより得られる.

すなわち

$$\begin{aligned} f_T(H_T) &= \frac{N_T}{\int_{H_T=0}^{H_T=\infty} N_T dH_T} \\ &= \frac{2.5}{\Gamma(1.6)} \psi^{1.5} H_T^2 \times \exp(-\psi H_T^{2.5}) \quad (6.8) \end{aligned}$$

同様の議論は砥粒切れ刃分布状態が一様分布以外の場合にも成立する.

図 6.6 は, 砥粒切れ刃形状特性値を  $\tan \alpha_0 = 5.67$  に固定し, 一様分布 ( $n = 0$ ,  $W_1 = 1.0 \times 10^{-6} \mu m^3$ ) および三角分布 ( $n = 1$ ,  $W_1 = 5 \times 10^{-6} \mu m^3$ ) の場合について山頂高さの確率密度関数  $f_T(H_T)$  を計算した結果である.

砥粒切れ刃先端角の分布状態を考慮した山頂高さの確率密度関数は, 谷底高さの解析の場合に砥粒切れ刃形状特性値  $[\tan \alpha]$  を用いたように単純な理論解析を行うこ

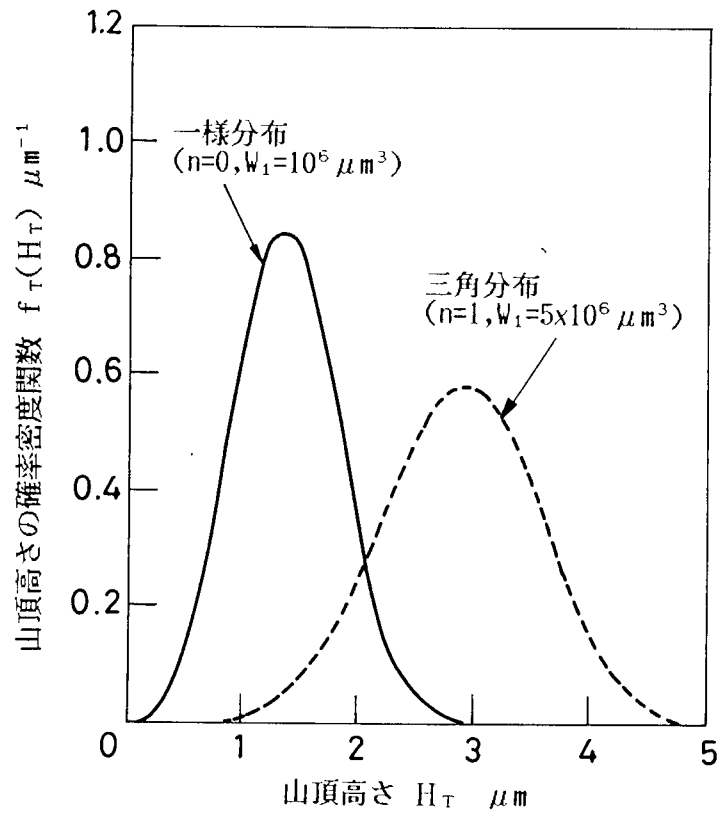


図 6.6 山頂高さの確率密度関数計算結果例

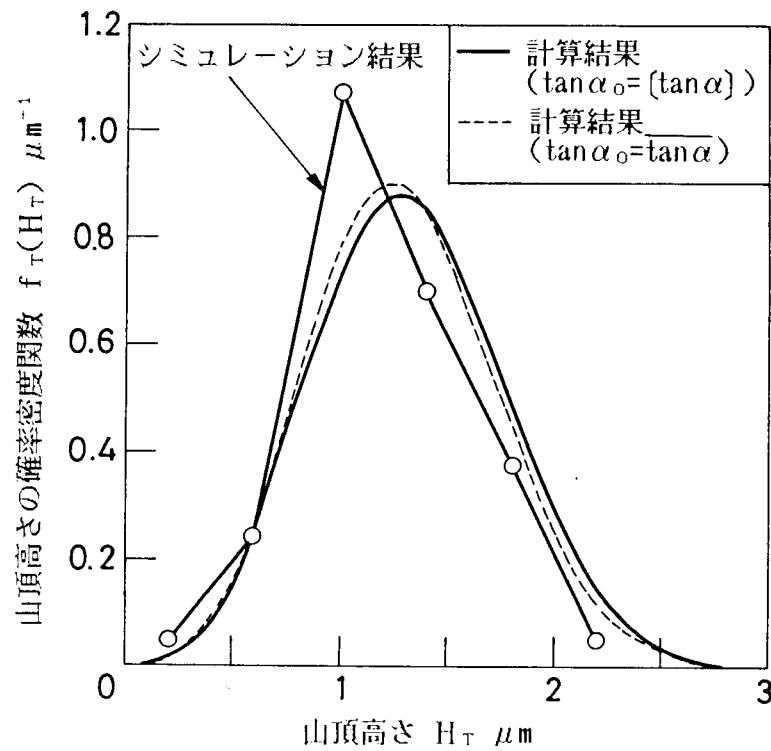


図 6.7 山頂高さの確率密度関数  $f_T(H_T)$  に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響  
 {砥粒切れ刃分布状態, 一様分布 ( $n=0, W_1=10^6 \mu\text{m}^3$ )}

とができない。そこでシミュレーション技法によりその影響を検討した。

図 6.7 に示すヒストグラムは砥粒切れ刃先端半頂角の平均値が  $\bar{\alpha} = 80^\circ$  で標準偏差が  $\alpha_{rms} = 4^\circ$  であるような砥粒切れ刃形状分布を設定して粗さ曲線創成のシミュレーションを行い、山頂高さの確率密度関数を求めた結果である。なお、図中に実線で示す曲線は、谷底高さ解析の際に導入した砥粒切れ刃形状特性値  $[\tan \alpha]$  ( $[\tan \alpha] = 6.17$ ) を式 (6.8) の  $\tan \alpha_0$  に代入して計算した山頂高さの確率密度関数であり、また、破線で示す曲線は同様に式 (6.8) の  $\tan \alpha_0$  に砥粒切れ刃先端半頂角の正接平均値  $\overline{\tan \alpha}$  ( $\overline{\tan \alpha} = 6.6$ ) を代入して得られる結果である。

シミュレーション結果と二つの計算結果との間に顕著な差は認められず、砥粒切れ刃先端角の分布状態を考慮した山頂高さの確率密度関数は砥粒切れ刃先端半頂角が一定の場合の理論式において  $\tan \alpha_0$  の値として  $[\tan \alpha]$  あるいは  $\overline{\tan \alpha}$  の値を代用することにより近似的に得られることがわかる。

### (3) 粗さ評価パラメータに及ぼす測定長さの影響

さて谷底高さと山頂高さの分布がわかると、最大高さ粗さ  $H_{max}$ 、小野<sup>609)</sup>が解析している最大谷底粗さ  $H_v$ 、JIS で決められている十点平均粗さ  $H_z$  を求めることができる。例えば最大谷底粗さ  $H_v$  は谷底高さの最大値と最低値の差で与えられ、また最大高さ粗さ  $H_{max}$  は山頂高さの最大値と谷底高さの最低値の差で与えられる。もちろんこれらの値は研削幅  $b$  すなわち測定長さによって変化する。

図 6.8 は基準断面の高さ方向分割幅を  $0.1 \mu m$  にとり各種の粗さ評価パラメータを計算した結果である。なお計算に用いた砥石表面トポグラフィ特性値は砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ )、砥粒切れ刃先端半頂角は一定値 ( $\alpha_0=80^\circ$ ) である。

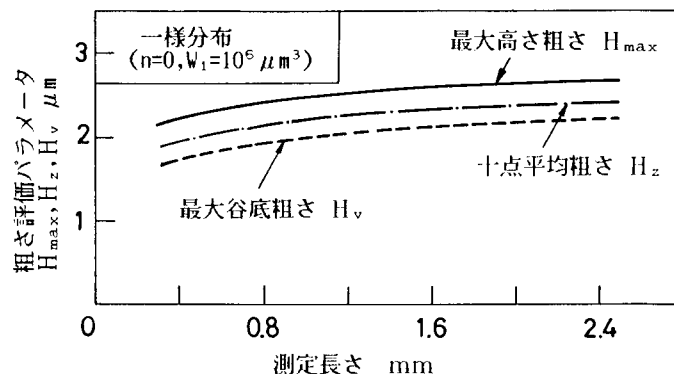


図 6.8 山頂高さ、谷底高さから得られる各種粗さ評価パラメータ

### 6.2.3 研削仕上面粗さ曲線のピッチ

#### (1) 半ピッチ，全ピッチの確率分布

まず初めに，理論解析を容易にするため砥粒切れ刃分布状態が一様分布（ $n=0$ ）で砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha$ が一定（ $\alpha=\alpha_0$ ）の場合について解析を行う。

さて，図6.9に示す研削仕上面粗さ曲線において，隣り合った山頂 $A_i$ と谷底 $B_i$ の距離すなわち半ピッチ $p_{i1}$ の生成確率を考えてみよう。

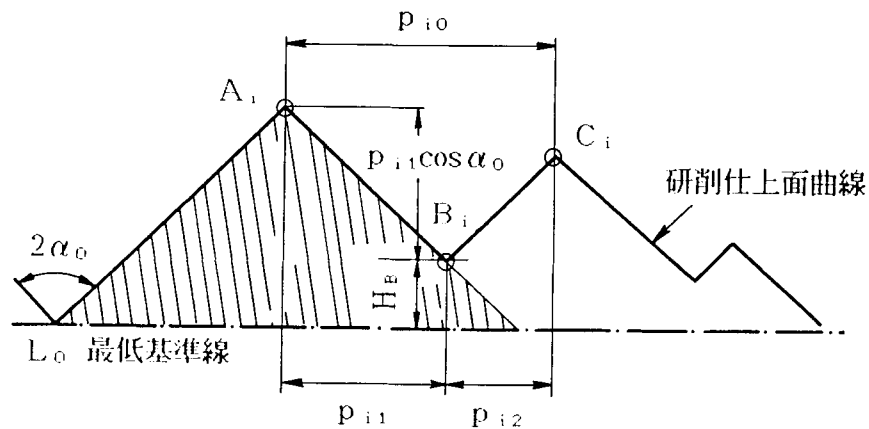


図6.9 半ピッチ，全ピッチの理論解析説明図

最低基準線 $L_0$ から高さ $H_B$ の点に谷底点 $B_i$ が実現した場合，隣接する山頂 $A_i$ までの半ピッチが $p_{i1}$ 以上の値になる確率 $P_r (P_{i1} \geq p_{i1} : H_B = \text{const})$ は式(6.5)において山頂高さ $H_T$ を $(H_B + p_{i1} \cot \alpha_0)$ で置き換えた式で与えられる。

すなわち，高さ $H_B$ の位置にある谷底点に注目した場合その左側に $p_{i1}$ 以上の半ピッチが生成されるためには図6.9に示す斜線部内を砥粒切れ刃が1個も通過しないことが必要であり，その確率 $P_r (P_{i1} \geq p_{i1} : H_B = \text{const})$ は次式で与えられる。

$$P_r (P_{i1} \geq p_{i1} : H_B = \text{const}) = \exp [-\psi (H_B + p_{i1} \cot \alpha_0)^{2.5}] \quad (6.9)$$

なお上式は $\sqrt{H_B + p_{i1} \cot \alpha_0} / G \leq \pi D / 2$ の条件下で成立するものである。

したがって，半ピッチ $p_{i1}$ の確率密度関数 $f_{p1} (p_{i1} : H_B = \text{const})$ は次式で与えられる。



$$f_{p1}(p_{11}; H_B = \text{const}) = - \frac{dP_r(P_{11} \geq p_{11}; H_B = \text{const})}{dp_{11}}$$

$$= 2.5 \psi \cot \alpha_0 (H_B + p_{11} \cot \alpha_0)^{1.5}$$

$$\times \exp[-\psi (H_B + p_{11} \cot \alpha_0)^{2.5}] \quad (6.10)$$

谷底高さ  $H_B$  の変域をも考慮した半ピッチ  $p_{11}$  の確率密度関数  $f_{p1}(p_{11})$  は上式を  $H_B$  の変域  $0 \leq H_B \leq \Delta$  で積分することにより求められる。すなわち

$$f_{p1}(p_{11}) = \frac{1}{A} \int_0^{\Delta} f_{p1}(p_{11}; H = \text{const}) dH_B \quad (6.11)$$

上式において  $A$  の値は  $\int_0^{\Delta \tan \alpha_0} f_{p1}(p_{11}) dp_{11} = 1$  となるように設定する。

半ピッチ  $p_{12}$  の確率密度関数も式 (6.11) と同じ形で表わすことができる。

さて半ピッチ  $p_{11}$  と  $p_{12}$  の発生確率現象が互いに独立であると考えるならば、全ピッチ  $p_{10}$  ( $p_{10} = p_{11} + p_{12}$ ) の確率密度関数  $f_{p0}(p_{10})$  は次式で与えられる。

$$f_{p0}(p_{10}) = \int_0^{p_{10}} f_{p1}(p_{10} - p_{11}) f_{p1}(p_{11}) dp_{11} \quad (6.12)$$

同様の議論は砥粒切れ刃分布状態が一様分布以外の場合にも成立する。

図 6.10 および図 6.11 は砥粒切れ刃形状特性値を  $\tan \alpha_0 = 5.67$  に固定し、一様分布 ( $n = 0, W_1 = 1.0 \times 10^{-6} \mu m^2$ ) および三角分布 ( $n = 1, W_1 = 5 \times 10^{-6} \mu m^2$ ) の場合について半ピッチの確率密度関数  $f_{p1}(p_{11})$  と全ピッチの確率密度関数  $f_{p0}(p_{10})$  を計算した結果である。

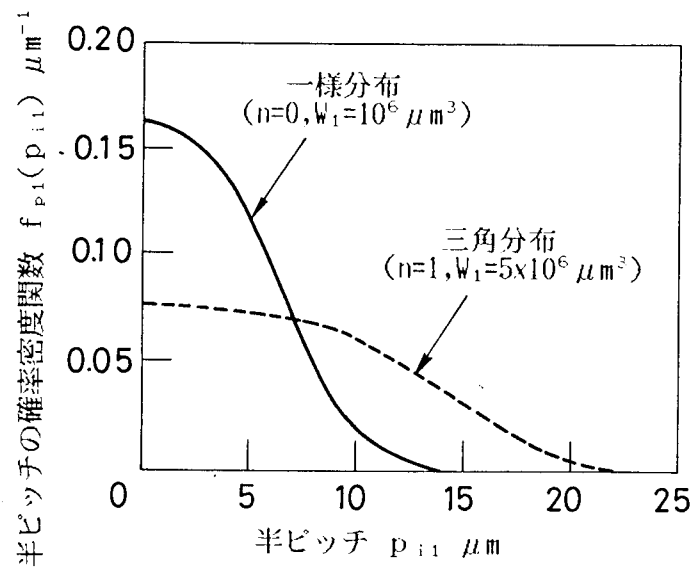


図6.10 半ピッチの確率密度関数計算結果例

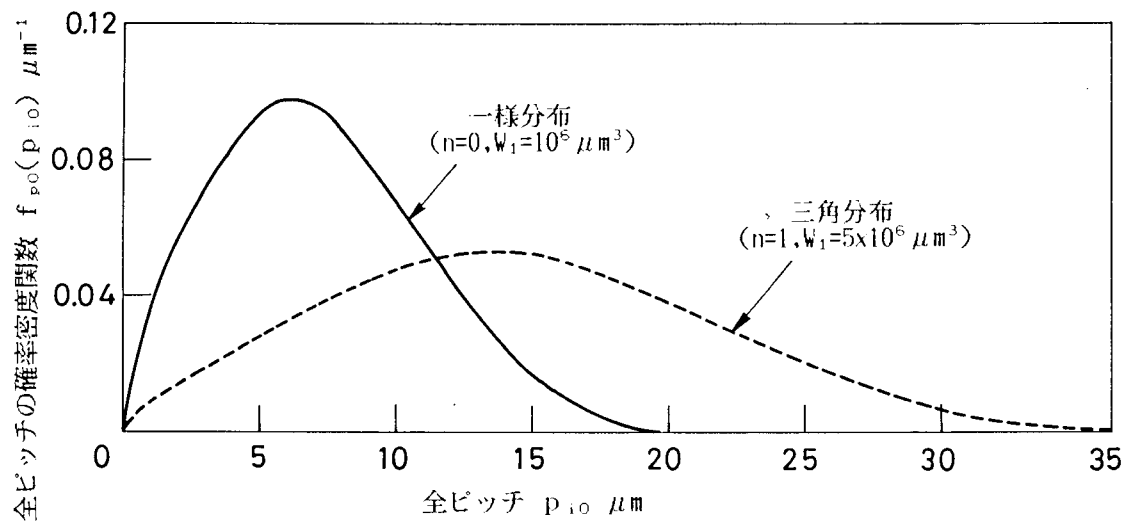


図6.11 全ピッチの確率密度関数計算結果例

砥粒切れ刃先端角の分布状態を考慮したピッチの確率密度関数は山頂高さの解析の場合と同様単純には理論解析ができない。そこでシミュレーション技法によりその影響を検討した。

図6.12のヒストグラムは、砥粒切れ刃先端半頂角分布の及ぼす影響を山頂高さの場合と同一のシミュレーション条件下で検討した結果である。なお、図中に実線で示す曲線は砥粒切れ刃形状特性値 $[\tan \alpha]$  ( $[\tan \alpha] = 6.17$ )を式(6.12)

の $\tan \alpha_0$ に代入して計算した全ピッチの確率密度関数 $f_{p0}(p_{i0})$ であり、また図中の破線は砥粒切れ刃形状特性値として $\tan \alpha$ の平均値である $\overline{\tan \alpha}$  ( $\overline{\tan \alpha} = 6.6$ )を式(6.12)の $\tan \alpha_0$ に代入して得られる計算結果である。シミュレーション結果と二つの計算結果は大体一致しており、砥粒切れ刃先端角が変動するときのピッチの確率密度関数を求める場合、 $\tan \alpha_0$ の値として $[\tan \alpha]$ あるいは $\overline{\tan \alpha}$ の値を代用してよいことがわかる。

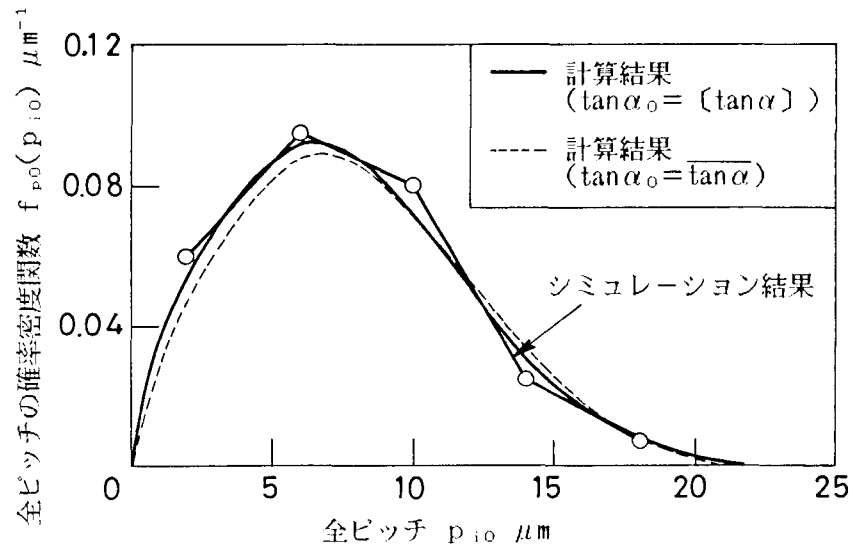


図6.12 全ピッチの確率密度関数に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響  
〔砥粒切れ刃分布状態、一様分布 ( $n=0, W_1=10^{-6} \mu m^3$ )〕

(2) 平均半ピッチと平均高さ粗さ、自乗平均平方根粗さの関係

図6.13は、砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0$ ) の場合について、工作物速度 $v$ と砥粒切れ刃形状特性値 $\tan \alpha_0$ をいろいろ変化させて研削仕上面プロファイルの平均高さ粗さ $\overline{H}$ と半ピッチの平均値 $\overline{p_{i1}}$ を計算し、両者の関係を求めた結果である。

図より、砥粒切れ刃形状特性値が一定の場合には平均高さ粗さ $\overline{H}$ と平均半ピッチ $\overline{p_{i1}}$ が次式で示すような比例関係をとることがわかる。

$$\overline{p_{i1}} = 0.584 \tan \alpha_0 \overline{H} \quad (6.13)$$

同様に自乗平均平方根粗さ $H_{rms}$ についても次の比例関係が成立する。

$$\overline{p_{i1}} = 1.364 \tan \alpha_0 H_{rms} \quad (6.14)$$

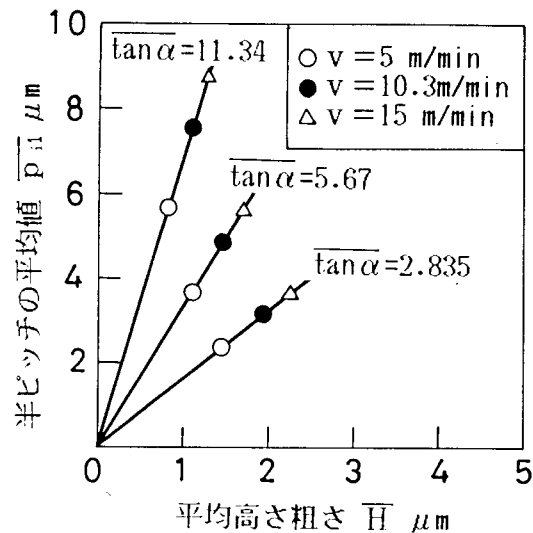


図 6.13 平均半ピッチ  $\overline{p}_{H1}$  と平均高さ粗さ  $\overline{H}$  の関係

式 (6.13) に松井ら<sup>6)4)</sup>によって得られている平均高さ粗さ  $\overline{H}$  と研削条件の関係式  $\overline{H} = 0.887 \psi^{-0.4}$  を代入すると、次に示すような平均半ピッチ  $\overline{p}_{H1}$  と研削条件の関係式が得られる。

$$\overline{p}_{H1} = 0.518 \left( \frac{v}{V} \right)^{0.4} D^{-0.2} W_1^{0.4} (\tan \alpha_0)^{0.6} \quad (6.15)$$

#### 6.2.4 切断回数, 切断長さ

##### (1) 切断回数

まず初めに、理論解析を容易にするため砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0$ ) で砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha$  が一定値 ( $\alpha = \alpha_0$ ) の場合について解析を行う。

図 6.14 に示すように最低基準線  $L_0$  に平行な直線  $L_H$  を高さ  $H$  の位置にひいた場合、この直線により切断される山の数が切断回数  $I_H$  となる。

さて基準断面を  $H_B \sim H_B + dH_B$  なる切削高さで通過する砥粒切れ刃が谷底  $B$  を創成しかつその左側に実現する山頂  $A$  の高さが  $H$  より高くなれば、この山頂  $A$  と谷底  $B$  を結んだ直線  $AB$  は直線  $L_H$  と交叉し粗さ曲線は切断されることになる。この確率  $P_r(h \geq H : H_B = \text{const})$  は、図 6.14 に示すように、基準断面内の斜線を施した領域を砥粒切れ刃が 1 個も通過しない確率で与えられる。

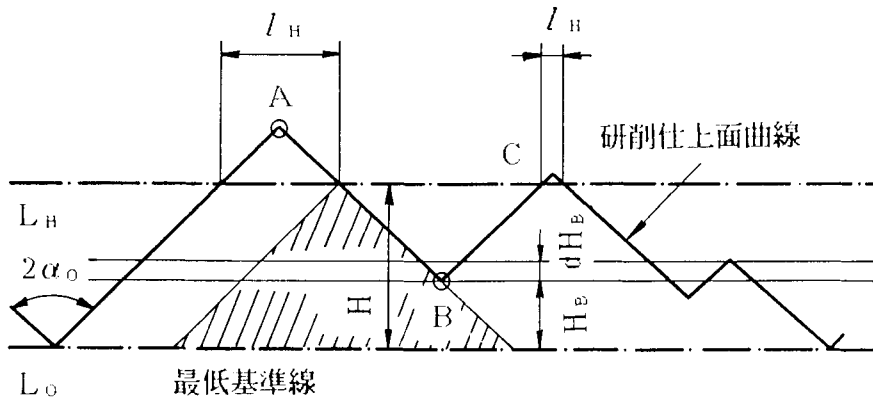


図 6.14 切断回数, 切断長さの理論解析説明図

すなわち

$$P_r(h \geq H : H_B = \text{const}) = \exp(-\psi H^{2.5}) \quad (6.16)$$

なお上式は  $\sqrt{H}/G \leq \pi D/2$  の条件下で成立するものである。

基準断面を  $H_B \sim H_B + dH_B$  なる切削高さで通過する砥粒切れ刃数は式 (6.1) の  $N_0$  で与えられるから, 谷底高さ  $H_B$  を一定としたときの切断回数  $I_H(H_B = \text{const})$  は次式で表わすことができる。

$$I_H(H_B = \text{const}) = N_0 P_r(h \geq H : H_B = \text{const}) \quad (6.17)$$

さて谷底高さ  $H_B$  の取り得る範囲は  $0 \leq H_B \leq H$  であるから, 切断回数の総数  $I_H$  は最終的に次式で与えられる。

$$\begin{aligned} I_H &= \int_{H_B=0}^{H_B=H} I_H(H_B = \text{const}) = \frac{4V\sqrt{D}b}{3vW_1} H^{1.5} \exp(-\psi H^{2.5}) \\ &= 1.25 \frac{b}{\tan \alpha_0} \psi H^{1.5} \exp(-\psi H^{2.5}) \end{aligned} \quad (6.18)$$

ところで, 上式において数式  $2.5 \psi H^{1.5} \exp(-\psi H^{2.5})$  は粗さ曲線の高さ

Hの確率密度関数 $f_H(H)$ を表わしている。<sup>6104)</sup>したがってこの $f_H(H)$ を用いると式(6.18)を次のように書き表わすことができる。

$$I_H = \frac{b}{2 \tan \alpha_0} f_H(H) \quad (6.19)$$

なお上式は $\sqrt{H}/G \leq \pi D/2$ の条件下で成立するものである。

式(6.19)に示す結果は甲藤<sup>610)</sup>の解析結果と一致する。また、同様の議論は砥粒切れ刃分布状態が一様分布以外の場合にも成立する。

図6.15は、砥粒切れ刃形状特性値を $\tan \alpha_0 = 5.67$ 、測定長さ $b$ を $500 \mu m$ に固定し、一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ )および三角分布( $n=1, W_1=5 \times 10^6 \mu m^3$ )の場合について切断回数を計算した結果である。

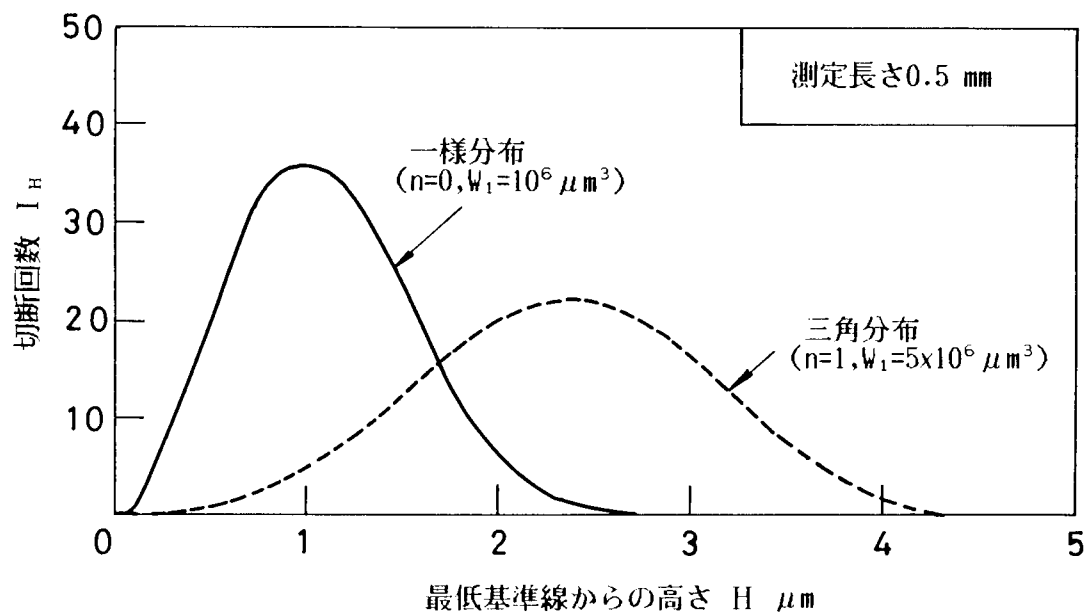


図6.15 切断回数の度数分布計算結果例

砥粒切れ刃先端角が変動する場合の切断回数の理論値はこれまで述べてきた手法を用いては簡単に解析できないが、甲藤<sup>610)</sup>の手法を参考にするとその近似解を得ることができる。

すなわち甲藤の解析結果によれば、切断回数は次式で与えられる。

$$I_H = \frac{b}{2 (\overline{\tan \alpha'})_H} f_H(H) \quad (6.20)$$

上式において  $(\overline{\tan \alpha'})_H$  は最低基準線  $L_0$  からの高さ  $H$  近傍における粗さ曲線の垂直方向に対する勾配の平均値を表わす。したがって、この値は砥粒切れ刃先端半頂角の正接平均値  $\overline{\tan \alpha}$  と近似的に一致すると考えてよい。以上より、砥粒切れ刃先端角分布の影響を考慮した切断回数の値は、式 (6.20) において  $(\overline{\tan \alpha'})_H$  の代わりに  $\overline{\tan \alpha}$  を使い  $f_H(H)$  における  $\tan \alpha_0$  の値として  $[\tan \alpha]$  を代入することにより求めることができる。

図 6.16 に示すヒストグラムは、砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ) の場合について砥粒切れ刃先端角分布が切断回数に及ぼす影響を山頂高さ、ピッチの場合と同様にシミュレーションにより検討した結果である。また、図中の実線は砥粒切れ刃先端半頂角の分布を考慮した切断回数の計算結果である。

シミュレーション結果と計算値は大体一致していることがわかる。

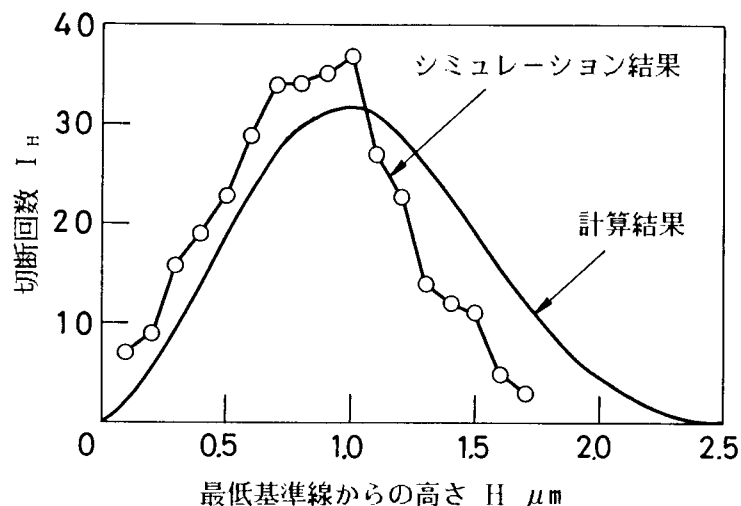


図 6.16 切断回数の度数分布に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響  
 {砥粒切れ刃分布状態, 一様分布 ( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ )}

## (2) 切断長さ

図 6.14 に示すように粗さ曲線を最低基準線  $L_0$  からの高さ  $H$  の直線  $L_H$  で切断した場合、切断部長さ  $l_H$  の総和  $l_{Hsum}$  は粗さ曲線の高さ  $H$  の確率密度関数  $f_H(H)$  を用いて次式で表わすことができる。

$$l_{Hsum} = b \int_{H=H}^{H=\infty} f_H(H) dH$$

したがって、切断長さの平均値  $\bar{l}_H$  は、例えば砥粒切れ刃分布状態が一様分布 ( $n = 0$ ) の場合、次式で与えられる。

$$\bar{l}_H = \frac{l_{Hsum}}{I_H} = \frac{4 \tan \alpha_0}{5 \psi H^{1.5}} \quad (6.21)$$

さて次に、粗さ曲線の中心線 ( $H = \bar{H}$ ) 上における切断長さ  $l_{\bar{H}}$  の確率分布を考えてみる。いま、図 6.17 に示すように粗さ曲線の測定方向を時間軸とみなし切断箇所 (○, ●) の実現する時間がランダムであると仮定するならば、その時間間隔すなわち図中の○丸が出現してから●丸が出現するまでの時間 (切断長さ) は指数分布となる。<sup>(51)</sup> つまり切断長さの確率密度関数は次式で与えられることになる。

$$f_c(l_{\bar{H}}) = \frac{1}{\bar{l}_H} \exp \left( -\frac{l_{\bar{H}}}{\bar{l}_H} \right) \quad (6.22)$$

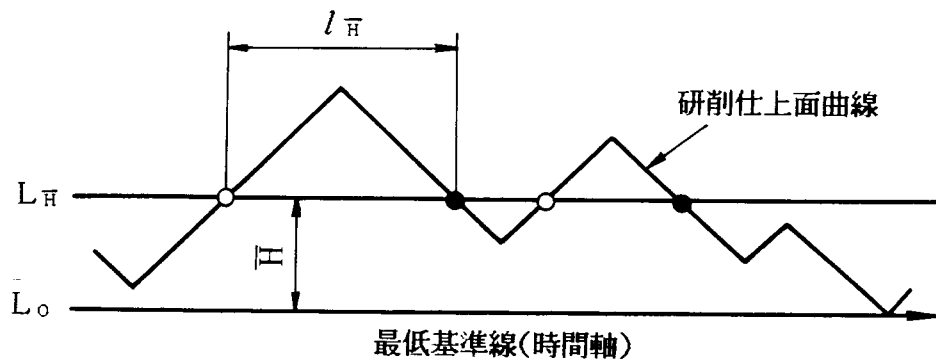


図 6.17 切断長さの確率密度関数についての理論解析説明図

図 6.18 は砥粒切れ刃形状特性値を  $\tan \alpha_0 = 5.67$  に固定し、一様分布 ( $n = 0$ ,  $W_1 = 10^{-6} \mu m^3$ ) および三角分布 ( $n = 1$ ,  $W_1 = 5 \times 10^{-6} \mu m^3$ ) の場合について粗



さ曲線の中心線上における切断長さ  $l_H$  の確率密度関数  $f_c(l_H)$  を計算した結果である。なお、図中のヒストグラムは砥粒切れ刃分布状態が一樣分布の場合についてモンテカルロシミュレーションを行った結果である。計算結果とシミュレーション結果は大体一致しており、切断長さの分布を指数分布とみなしてよいことがわかる。

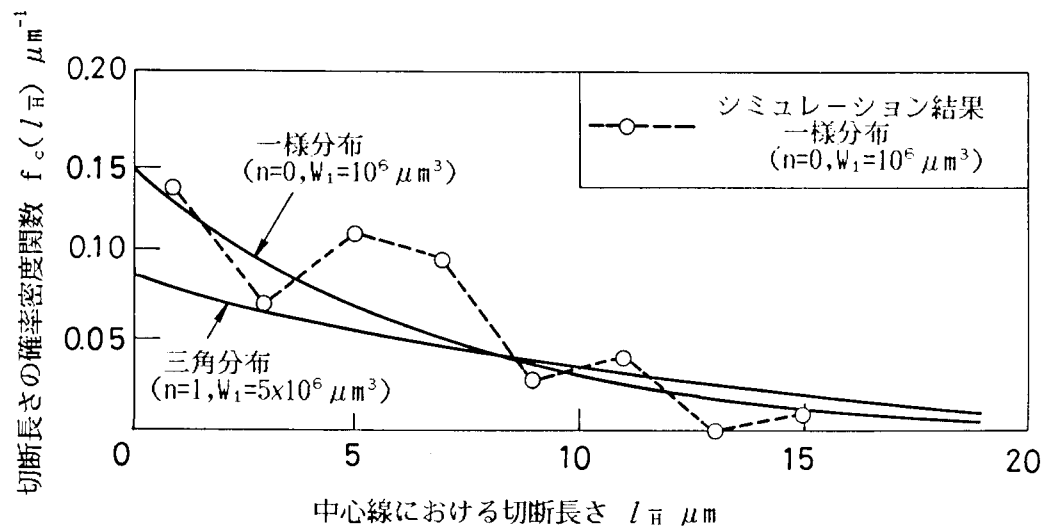


図 6.18 切断長さの確率密度関数計算結果例

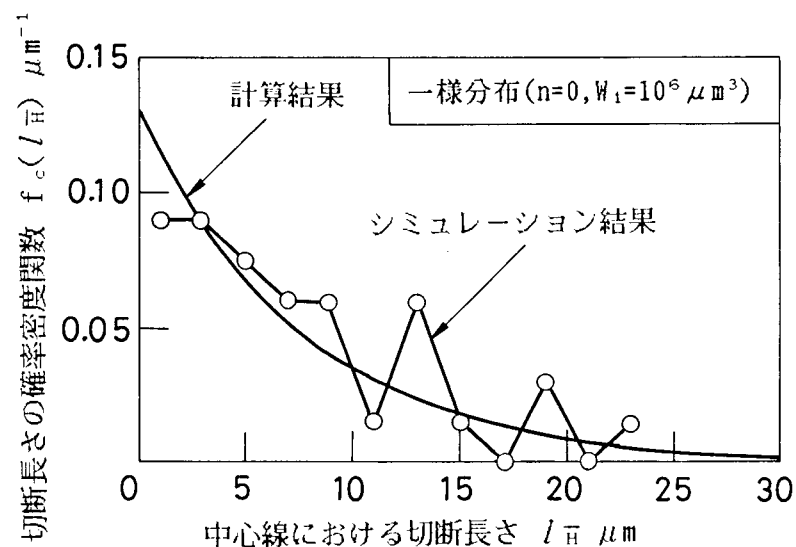


図 6.19 切断長さの確率密度関数に及ぼす砥粒切れ刃先端角分布の影響

図 6.19 に示すヒストグラムは砥粒切れ刃形状分布の影響をシミュレーションにより検討した結果である。同図において、実線で示す曲線は切断回数の解析の場合

と同様に式(6.21)において $\tan \alpha_c$ の値として $\overline{\tan \alpha}$ を代入し、 $\psi$ における $\tan \alpha_c$ の値として $[\tan \alpha]$ を代入することによって平均切断長さを計算し、更にその値を式(6.22)に代入して求めた計算結果である。砥粒切れ刃先端半頂角が一定の場合と同様シミュレーション結果と計算値は大体一致していることがわかる。

#### 6.2.5 パワースペクトルから得られる研削仕上面の諸性質

研削仕上面粗さ曲線を構成している周波数成分を表現する場合には一般にパワースペクトルが用いられるが、パワースペクトルの持つ性質を利用することによりそこから周期性以外の情報をも取り出すことができる。例えば、自乗平均平方根粗さはパワースペクトルの0次モーメントから、傾斜角の分散値はパワースペクトルの二次モーメントから計算することができる。またD.E.Cartwrightら<sup>(6.12)</sup>の解析結果を用いると谷底高さ、山頂高さの確率密度関数、平均全ピッチなどを計算することができる。

一例として、パワースペクトル $S(f_r)$ と傾斜角 $\theta$ の分散値 $[(\tan \theta)_{rms}]^2$ および平均全ピッチ $\overline{p_{1,0}}$ の関係を次式に示す。

$$[(\tan \theta)_{rms}]^2 = 8\pi^2 \int_0^\infty S(f_r) f_r^2 df_r \quad (6.23)$$

$$\overline{p_{1,0}} = \sqrt{\frac{\int_0^\infty S(f_r) f_r^2 df_r}{\int_0^\infty S(f_r) f_r^4 df_r}} \quad (6.24)$$

ところで、これらパワースペクトルの関係式は連続した不規則変動曲線を対象としており、測定長さも無限大とみなしている。したがって、粗さ曲線を解析する際に一般に用いられているように一定長さの粗さ曲線を等間隔のデジタル量に変換しそのデータから自己相関関数、パワースペクトルを計算するという手法をとる場合には、測定長さ、サンプリング間隔などが上述の諸性質の計算値に大きな影響を及ぼすこと

になる。本項ではこの影響を検討する。

なお、解析対象としては研削仕上面の諸性質をあらかじめ厳密に規定できるという理由からモンテカルロシミュレーションにより創成した粗さ曲線を取り上げ、パワースペクトルから求めた計算値とそれらの設定値を比較するという手法を用いた。

自己相関関数からパワースペクトルを計算する方法としてはBlackman & Tukey<sup>613)</sup>の式を用い、パワースペクトルの平滑化にはhanning windowを用いた。粗さ曲線のサンプリング長さは0.5 mmに設定した。

#### (1) 傾斜角の標準偏差 $(\tan \theta)_{rms}$

表6.1は、サンプリング間隔 $\Delta x$ を1  $\mu m$ 、自己相関関数の最大遅れ量 $m \Delta x$ を50  $\mu m$ に固定して粗さ曲線の傾斜角標準偏差を計算した結果である。表中において $(\tan \theta)_{rms, anal}$ が設定値を表わし、 $(\tan \theta)_{rms, cal}$ がパワースペクトルから求めた計算値を表わす。平均的にみると計算値と設定値の誤差は9%程度であり、計算結果は設定値と大体一致すると考えてよい。

表6.2は砥粒切れ刃分布が一様分布の場合のモデル( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3, \alpha_o=80^\circ$ )についてサンプリング間隔 $\Delta x$ と自己相関関数の最大遅れ量 $m \Delta x$ の影響を検討した結果である。最大遅れ量 $m \Delta x$ が短くなると計算値は高い値を示す傾向が認められるが、その度合は設定値の5%程度である。また、サンプリング間隔 $\Delta x$ に関しては $\Delta x$ の増加に伴い $(\tan \theta)_{rms, cal}$ が減少する傾向を示しているが、これはサンプリング間隔が長くなると粗さ曲線が平滑化されるために生ずるものと考えられる。

表6.1 パワースペクトルから求めた傾斜角の標準偏差  $(\tan \theta)_{rms}$

研削モデル	$(\tan \theta)_{rms, anal}$	$(\tan \theta)_{rms, cal}$
一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ), $\alpha_o=80^\circ$	0.176	0.186
三角分布( $n=1, W_1=5 \times 10^6 \mu m^3$ ), $\alpha_o=80^\circ$	0.176	0.201
一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ), $\alpha_o=80^\circ, \alpha_{rms}=4.3^\circ$	0.169	0.177
一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ), スパークアウト $\infty$ 回	0.176	0.194

表6.2  $(\tan \theta)_{rms}$  の計算値に及ぼすサンプリング間隔, 最大遅れ量の影響

サンプリング間隔 $\Delta x \mu m$	$(\tan \theta)_{rms, cal}$	
	$m \Delta x=50 \mu m$	$m \Delta x=100 \mu m$
0.25	0.185	0.174
0.50	0.190	0.180
1.00	0.186	0.177
1.50	0.170	0.162
2.00	0.172	0.164

(2) 平均全ピッチ  $\overline{p_{io}}$

表6.3は、サンプリング間隔 $\Delta x$ を $\Delta x = 1 \mu m$ に固定して粗さ曲線の平均全ピッチを計算した結果である。設定値 $\overline{p_{io, anal}}$ に対する計算値 $\overline{p_{io, cal}}$ の誤差は平均すると26%に達しており傾斜角標準偏差に比べてかなり高い値を示している。

表6.4は砥粒切れ刃分布が一様分布の場合のモデル( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3, \alpha_o=80^\circ$ )についてサンプリング間隔 $\Delta x$ と自己相関関数の最大遅れ量 $m \Delta x$ の影響を検討した結果である。最大遅れ量の影響はほとんど認められないが、平均全ピッチの計算値はサンプリング間隔の増加に伴い大きく増加しており、設定値に対する誤差に換算すると-50%から16%まで変化している。

以上の結果より、パワースペクトルから傾斜角の標準偏差を計算する場合、その計算値は実測値に対する10%程度の誤差内で求めることができるが、平均全ピッチを計算する場合には粗さ曲線の分割幅のとりかたによって計算値が大きく変化することを十分に考慮する必要があることがわかる。

表6.3 パワースペクトルから求めた平均全ピッチ  $\overline{p_{io}}$

研削モデル	$\overline{p_{io, anal}}$		$\overline{p_{io, cal}}$
	$m \Delta x = 50 \mu m$	$m \Delta x = 100 \mu m$	
一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ), $\alpha_o=80^\circ$	$5.48 \mu m$	$5.36 \mu m$	$7.19 \mu m$
三角分布( $n=1, W_1=5 \times 10^6 \mu m^3$ ), $\alpha_o=80^\circ$	$7.41 \mu m$	$7.03 \mu m$	$11.62 \mu m$
一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ), $\alpha_o=80^\circ, \alpha_{rms}=4.3^\circ$	$4.78 \mu m$	$4.69 \mu m$	$7.41 \mu m$
一様分布( $n=0, W_1=10^6 \mu m^3$ ), スパークアウト $\infty$ 回	$3.80 \mu m$	$3.78 \mu m$	$4.13 \mu m$

表6.4  $\overline{p_{io}}$  の計算値に及ぼすサンプリング間隔,最大遅れ量の影響

サンプリング間隔 $\Delta x \mu m$	$\overline{p_{io, cal}} \mu m$	
	$m \Delta x = 50 \mu m$	$m \Delta x = 100 \mu m$
0.25	3.42	3.28
0.50	3.55	3.41
1.00	5.48	5.36
1.50	7.61	7.53
2.00	8.40	8.32

### 6.3 実験的考察

次に、これまで述べてきた理論解析を検討するために二、三の実験を行った。実験は平面研削盤で行い、砥石の目直しには単石ダイヤモンドを用了。使用砥石および実験条件を表6.5に示す。研削仕上面の粗さ曲線は触針式粗さ計(縦倍率

5000倍，横倍率100倍）で測定し，得られた記録を更に万能投影器で20倍に拡大することにより諸種の粗さパラメータを求めた．

表6.5 実験条件

砥石	WA46JmV, 外径D=200 mm
研削条件	砥石周速度V=1860 m/min 工作物 S20C, 工作物速度v=5, 10 m/min 切り込み量 $\Delta=10\mu\text{m}$
研削油剤	W3
目直し条件	単石ダイヤモンド 目直し速度 $f_d=400\text{ mm/min}$ , 切り込み量 $\Delta_d=10\mu\text{m}$

測定結果を図6.20から図6.25まで示す．なお図中に点線で示す曲線および直線は，引っかけ転写法により求めた砥石表面トポグラフィ特性値（表6.6 参照）を用いて計算した理論値である．なお，これらの理論値を求める際には，ドレッシングによって砥石作業面に形成されたねじ（ねじ山高さ $1.4\mu\text{m}$ , ピッチ $135\mu\text{m}$ ）の影響も考慮にいたれた<sup>6.14)</sup>．

表6.6 砥石表面トポグラフィ特性値の測定結果

砥粒切れ刃分布状態	一様分布( $n=0$ ), $W_1=1.5\times 10^6\mu\text{m}^3$
砥粒切れ刃形状	$\overline{\tan\alpha}=8.61$ , $[\tan\alpha]=7.18$

図6.20のヒストグラムは，工作物速度vが5 m/minの場合について全ピッチ $p_{10}$ ，半ピッチ $p_{11}$ の相対度数分布を測定した結果であり，実測値と計算値は大体一致していることがわかる．また，図6.21は平均全ピッチ $\overline{p_{10}}$ と自乗平均平方根粗さ $H_{rms}$ の相関関係を求めた結果である．

図6.22と図6.23に示すヒストグラムはそれぞれ谷底高さと山頂高さの相対度数分布の測定結果である．また図6.24と図6.25は測定長さbを1 mmとして切断回数と切断長さを測定した結果である．これらの実験結果はすべて理論値と大体一致している．

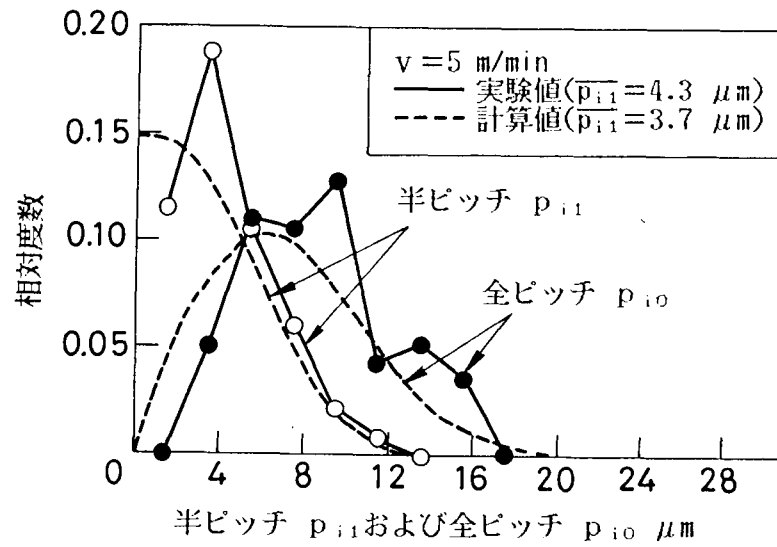


図 6.20 半ピッチ  $p_{11}$ , 全ピッチ  $p_{10}$  の測定結果

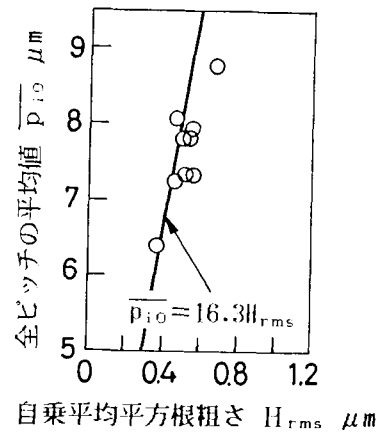


図 6.21 平均全ピッチと自乗平均平方根粗さの関係実験結果

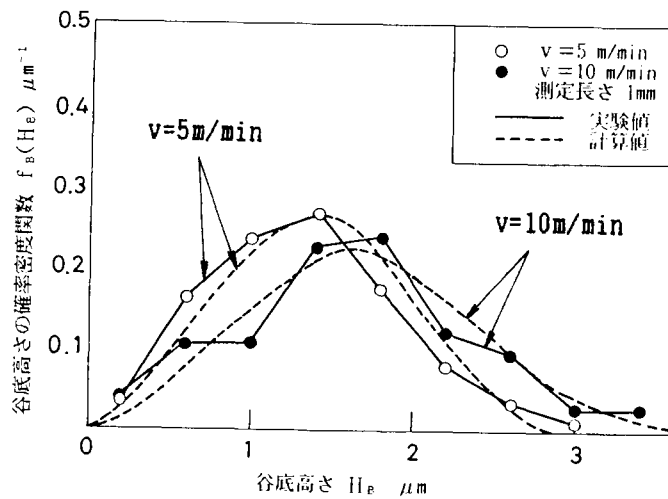


図 6.22 谷底高さの測定結果

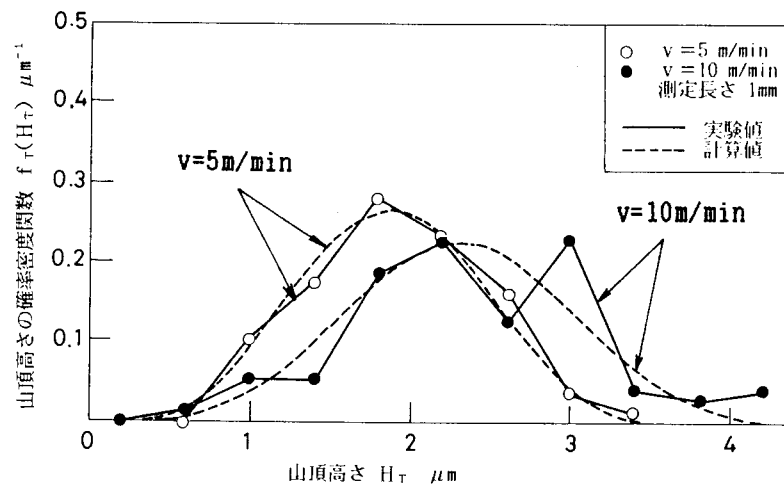


図 6.2.3 山頂高さの測定結果

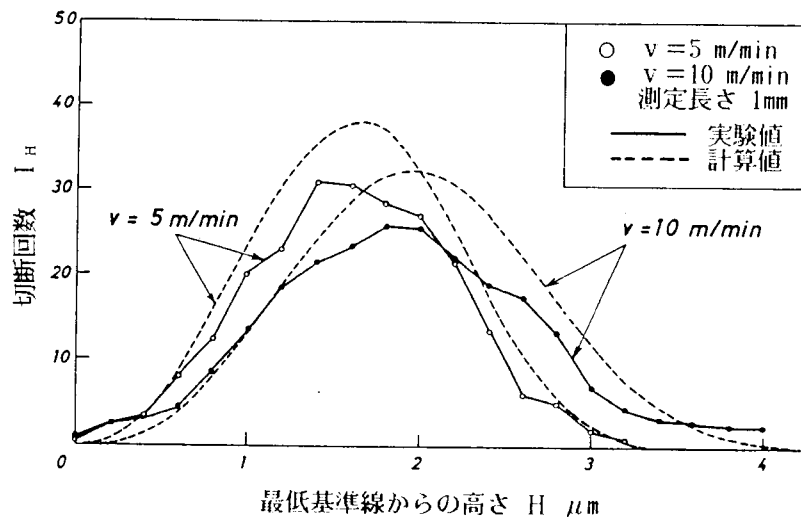


図 6.2.4 切断回数の測定結果

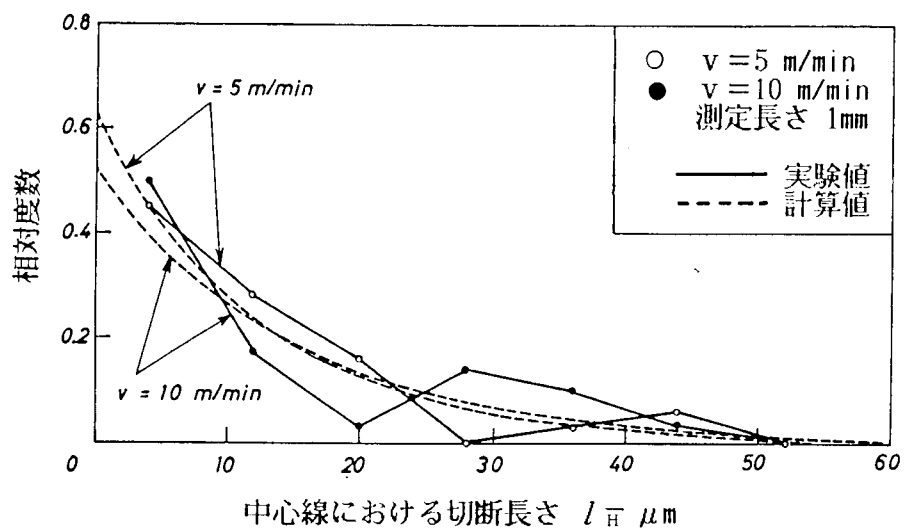


図 6.2.5 粗さ曲線の中心線上における切断長さ測定結果

#### 6. 4 第6章の結言

研削仕上面粗さは研削加工性能を評価する際の重要な因子のひとつであり，砥石表面トポグラフィおよび研削条件が仕上面粗さにどのような影響を及ぼすのかを把握しておくことは研削理論において不可欠のものである．

一方，表面粗さの評価法に注目してみると，現在では最大高さ粗さなど高さ方向の性質の他に微小凹凸の分布，周波数特性など横方向の性質を含んだ総合的評価の必要性が言われている．そこで本章では，研削仕上面の幾何学的諸性質として谷底高さおよび山頂高さの分布，凹凸ピッチの分布，切断回数および切断長さを取り上げ，これらの諸性質と砥石表面トポグラフィ特性値および研削条件の関係式を理論解析およびシミュレーション技法により求めた．更に，J I Sで定められている最大高さ粗さ，十点平均粗さについて測定長さの影響を明らかにした．

また，砥石表面トポグラフィ特性値の実測値および研削条件を理論式に代入してこれらの諸性質を計算し実測値と比較したところ，計算値と実験結果は大体一致することがわかった．

更に，研削仕上面を構成している周波数の分布を表現する場合に用いられるパワースペクトルについて，パワースペクトルから粗さ曲線傾斜角の標準偏差，平均ピッチを計算する際の実測値からの誤差をシミュレーションにより検討した．この結果，サンプリング間隔を大きく取ると傾斜角標準偏差は減少し平均ピッチは増加する傾向を示すが，特に，平均ピッチの計算値はサンプリング間隔のとりかたによって実測値から大きくずれることがわかった．



## 第6章の参考文献

- 601) 佐藤健児：研削理論（2），研削仕上面の粗さ，精密機械，16，4.5(1950)117.
- 602) C.T.Yang & M.C.Shaw：The Grinding of Titanium Alloys, Trans. ASME, 77(1955) 645.
- 603) 織岡貞次郎：確率論を応用した研削仕上面創成の理論，機械学会誌，63.449(1960) 1185.
- 604) 松井正己，庄司克雄：研削仕上面粗さに関する一考察，機械の研究，19.10(1967) 1341.
- 605) 長谷川素由，河村末久，小野浩二：研削仕上面あらさの生成機構－仕上面あらさに及ぼすドレッシング特性の統計学的考察－，精密機械，40.5(1974)403.
- 606) 甲藤好郎：表面あらさ曲線の統計的解析（第2報），機械学会論文集，22.122（第4部）（1956）699.
- 607) 中村常郎：アラサ曲線の解析（第1報）－序論－，精密機械，25.3(1959)56.
- 608) 奈良治郎：砥粒加工面の凹凸の形状解析（Ⅰ）－確率過程的解析－，計量研究所報告，13.1(1964)35.
- 609) 小野浩二：研削仕上，槓書店(1962)68.
- 610) 甲藤好郎：表面あらさ曲線の統計的解析（第1報），機械学会論文集，22.122（第4部）（1956）693.
- 611) 中村常郎：加工面アラサの解析（その1）－アラサ曲線の解析（第5報）－，精密機械，26.4(1960)226.
- 612) D.E.Cartwright & M.S.Longuet-Higgins：Proc. Royal Soc. A, 237(1956)212.
- 613) R.B.Blackman and J.W.Tukey：The Measurement of Power Spectra, Dover Publications, INC. New York(1959)34.
- 614) 松井正己：ドレッシングによってねじの形成された砥石による研削機構，精密機械，40.12(1974)1125.

## 第7章 メタルボンドダイヤ砥石の表面トポグラフィ

### 7.1 緒言

前章までは、一般加工用素材すなわち鋼・非鉄金属などの研削加工に使用されている普通砥石(WA, GC砥石など)の砥石表面トポグラフィについて議論してきた。

鋼を中心とするこれら一般加工用素材が現在および今後とも生産加工分野において大きな役割を果たすことは間違いなく、その加工用工具としての普通研削砥石の持つ優位性が損なわれるものではない。しかしその一方で、新素材としてのファインセラミックスが最近注目されておりその需要は電子機器・機械部品を中心に急増しているという点も見逃せない事実である<sup>701)</sup>。ファインセラミックスは高硬度、耐摩耗性、耐熱性など優れた特性を有しているが、高硬脆材のため一般工具での加工が困難であり、研削加工にはもっぱらダイヤモンド砥石が用いられている。

ダイヤモンド砥石を用いたファインセラミックスの研削加工に関する研究は1983年頃から精力的に行なわれており<sup>702)</sup>、その結果、入力条件すなわち工具種類、加工条件と出力すなわち研削抵抗、仕上面粗さ、研削能率等との関係についてはかなりのことが経験的法則として明らかになってきている。その反面、ファインセラミックスの研削機構を解明する上で重要なパラメータとなる砥石表面トポグラフィ特性値の測定に関する報告は皆無に等しく、わずかに砥粒切れ刃密度について銅板転写法による測定例<sup>703)</sup>、圧電動力形を用いた全体有効切れ刃数の測定例<sup>704)</sup>などが報告されているだけである。ダイヤモンド砥石の表面トポグラフィ測定は、ファインセラミックスの高能率、高精度加工技術を確立するための基礎的情報を提供してくれるという意味で早急に行なわなければならない課題である。

さて、ダイヤモンド砥石は砥粒を保持する結合剤によってメタルボンド砥石、レジンボンド砥石、ビトリファイドボンド砥石、電着砥石の4種類に分類されるが、本章では、砥石表面トポグラフィの測定対象として、この中から粗加工、中仕上げ用砥石として多用されているメタルボンドダイヤモンド砥石を選び、砥粒切れ刃密度、砥粒切れ刃形状、砥粒突出し量を測定した。

測定方法としては直接法を採用し、具体的には4.4節で述べた触針走査による三次元測定法を用いた。

更に、間接的測定法としてアルミナセラミックスを工作物とするクラスタ試験を行ない、砥石表面トポグラフィのアルミナセラミックスに対する転写性を検討した。

## 7.2 実験装置および方法

測定に使用した砥石は作業面寸法が $10\text{mm}\times 5\text{mm}$ のクラスタ砥石であり、このクラスタ砥石をアルミ円板に固定し、アルミ円板を工具研削盤の砥石軸に取り付けて回転させることによりドレッシングを行った。その状況を図7.1に示す。なお、クラスタ砥石固定位置の $180^\circ$ 対面側には回転バランサが取り付けられている。ドレッシング工具にはGCスティック砥石を用い、このスティック砥石を一定切り込み量、一定トラバース送り速度でクラスタ砥石と干渉させ、スティック砥石の累積減耗量が $1500\text{mm}^3$ に達するまでドレッシングを行った。

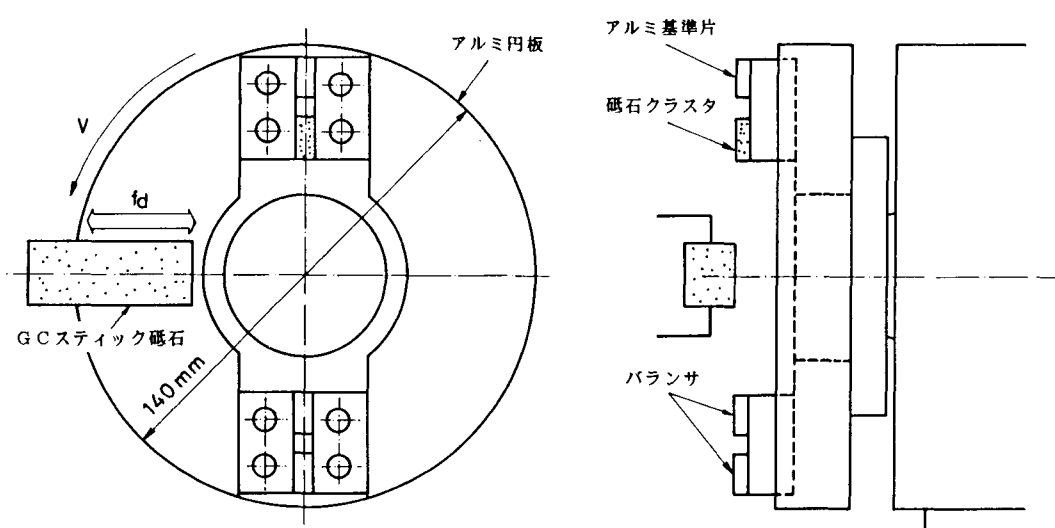


図7.1 メタルボンドダイヤ砥石のドレッシング方法

表7.1 実験条件

研削盤	工具研削盤
砥石クラスタ固定円板	回転数 $2689\text{rpm}$ 外径 $140\text{mm}$
砥石クラスタ	寸法 $10\text{mm}\times 5\text{mm}$ 諸元 SDC100(25,50,100)M
ドレッシング条件	GC180G9Vスティック砥石( $20\text{mm}\times 50\text{mm}$ ) $\Delta_a = 10\mu\text{m/pass}$ $f_a = 250\text{mm/min}$
研削条件	工作物 材質 アルミナセラミックス 寸法 $15\text{mm}\times 5\text{mm}, t = 1.5\text{mm}$ 工作物速度 $v = 30\text{mm/min}$ 切込量 $\Delta = 10\mu\text{m/pass}$
研削油剤	W3種

実験条件を表7.1に示す。使用したメタルボンドダイヤ砥石はSDC100Rであり、集中度が25,50,100の3種類について測定を行った。

さて、ドレッシング終了後のクラスタ砥石をアルミ円板から取りはずしその表面トポグラフィを4.4節で述べたような方法で測定するためには、測定面の傾斜を調整するための基準面が必要となる。そのため、クラスタ砥石の傍には4.4節と同様アルミ片(図7.2参照)が取り付けられており、このアルミ片をドレッシング終了時にダイヤモンドバイトで精密旋削することによりドレッサ移動面すなわち砥石作業面の包絡面が作成されるようになっている。

更に、この測定方法の場合、触針の測定領域内に基準高さを設定することが必要となる。4.4節で測定した普通砥石の場合、アルミ基準片旋削面から10数 $\mu\text{m}$ の位置に砥石最外周面を設定することは比較的容易でありアルミ基準片の旋削面を基準高さとして用いることが可能であるが、ダイヤモンド砥石の場合には砥石最外周面の高さ調整が非常に困難な作業となる。そこで、図7.2に示すように、クラスタ砥石の側面に厚さ1.5mmの黄銅片を接着した状態でドレッシングを行い、ドレッシング終了後にスティック砥石で黄銅面を10 $\mu\text{m}$ 程度研削するようにした。その結果、この黄銅研削面と砥石最外周面の高さの差を70 $\mu\text{m}$ 程度にまで近づけることができ、黄銅の研削面位置を基準高さとして使用することが可能となった。

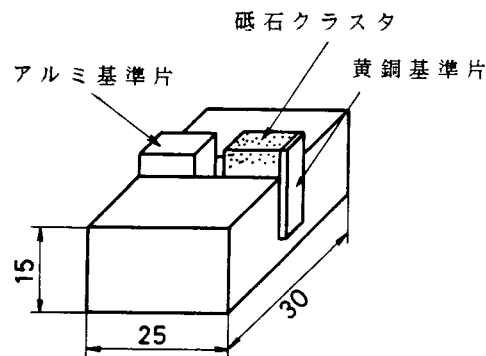


図7.2 砥石クラスタの形状

ところで、第3章で明らかにしたように、クラスタ試験は砥石表面トポグラフィの間接的測定法として非常に有効な方法である。ただし、その工作物として砥粒切れ刃形状転写性に優れた素材を選定することが必要であり、ダイヤモンド砥石についてもそのような素材が見い出されればクラスタ試験が可能となる。そこで、メタルボンドダイヤ砥石に対する比削性が良好であるといわれるアルミナセラミックス<sup>705)</sup>を

用いてクラスタ試験を行いその転写性を検討した。 使用した焼結アルミナ( $Al_2O_3$ )の寸法は厚さ1.5mm,幅15mmで,はじめに表7.1に示す微小トラバース送り速度で一定切り込み研削を行い基準面を作成してからトラバース送りを止め,累積切り込み量で20 $\mu$ m程度プランジ研削を行うことによって砥石表面トポグラフィを転写した。

その他の研削条件は表7.1に示すドレッシング条件と同一である。

### 7.3 実験結果

#### 7.3.1 等高線図の作成例

図7.3は集中度50の砥石について砥石作業面の等高線図を作成した例である。

この場合,等高線作図領域は2mm $\times$ 2mm四方,等高線間隔は2 $\mu$ m,表示砥石深さは150 $\mu$ mである。 図中に矢印で示すようにドレッサすなわちGCスティック砥石は左から右へ移動している。

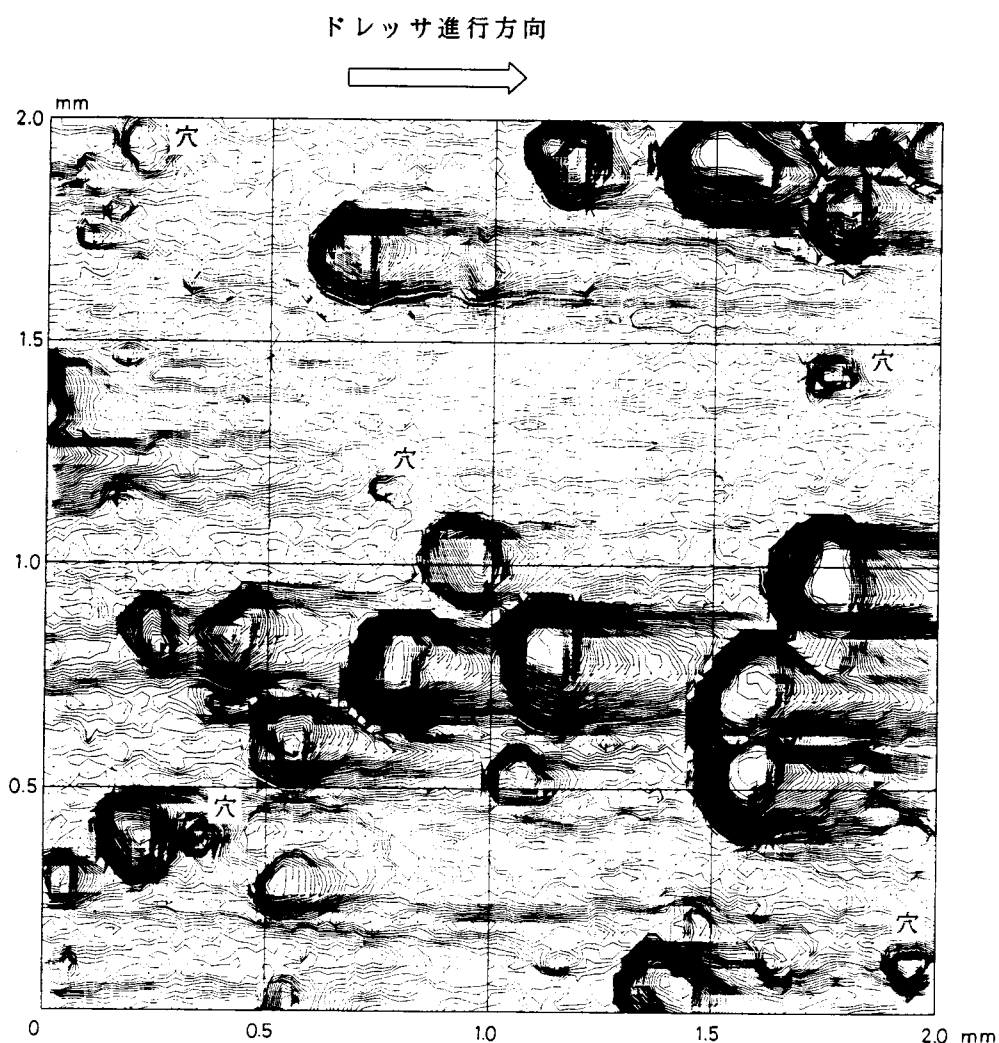


図7.3 砥石表面トポグラフィ等高線図例(SDC100R50M)

この点を考慮して等高線図を観察すると、G C砥石の干渉を強く受ける砥粒前面部および砥粒側面部のマトリックスはG C砥石によって削除されている反面、砥粒後面部のマトリックスは水星が尾を引くように残存していることがよくわかる。また、一部のダイヤ砥粒の先端は摩滅平坦化していること、マトリックス上の数箇所には砥粒の脱落した後が穴として残っている様子もよくわかる。

この等高線図を解析することにより、次に述べるような砥粒切れ刃分布状態、砥粒切れ刃形状、砥粒突出し量を知ることができる。

### 7. 3. 2 砥粒切れ刃密度

図7.4,図7.5は集中度25,50,100の砥石について砥粒切れ刃密度を測定した結果であり、測定領域は4mm×4mmである。図7.4は砥石作業面に存在する砥粒切れ刃すべてについて測定した結果であり、図7.5は砥石表層部の砥石深さ20μmに限定して砥粒切れ刃密度を求めた結果である。

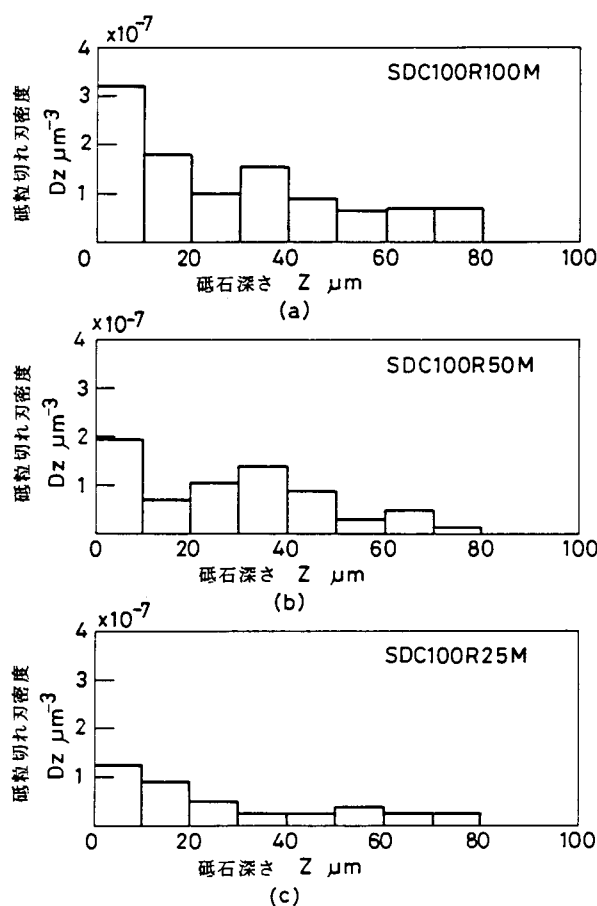


図7.4 砥粒切れ刃密度測定結果  
(砥石深さ100μm)

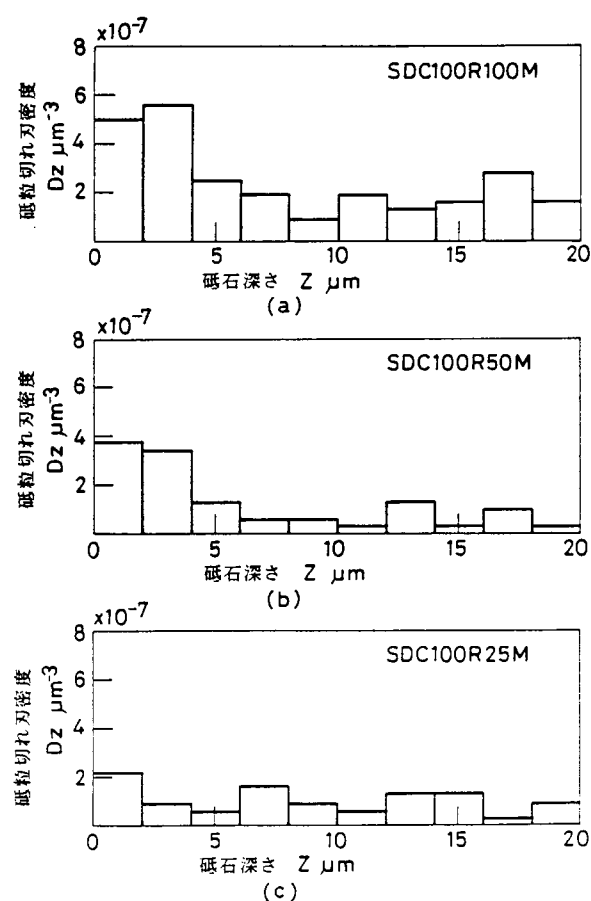


図7.5 砥粒切れ刃密度測定結果  
(砥石深さ20μm)

図 7.4 の結果をみると、いずれの集中度の場合にも砥粒切れ刃の存在する砥石深さ領域は  $80\mu\text{m}$  となっている。これは、砥石深さが  $80\mu\text{m}$  以上になるとマトリックスが現れはじめ、等高線図上では砥粒とマトリックスを識別することができなくなるためである。また、これらの図より、砥粒切れ刃密度は  $1 \times 10^{-7} \mu\text{m}^{-3}$  のオーダーであり、普通砥石の砥粒切れ刃密度(例えば WA60 砥石の場合、 $1 \times 10^{-5} \mu\text{m}^{-3}$ ) に比べて一桁小さい値となること、砥粒切れ刃分布は砥石最外周面で最大値を示し砥石深さが増加するにしたがって序々に減少していくような傾向をとることがわかる。これについての説明は 7.4 節で述べることにする。

### 7.3.3 砥粒切れ刃形状

砥石表面トポグラフィの等高線図から砥粒切れ刃形状を知ることができる。ダイヤ砥粒の切れ刃形状を 4.4 節と同様、図 7.6 に示すような先端半頂角  $\alpha_F, \alpha_S, \alpha_B$  と先端平坦部長さ  $L_F, L_S$  で特性化すると、以下の図に示すような結果が得られる。

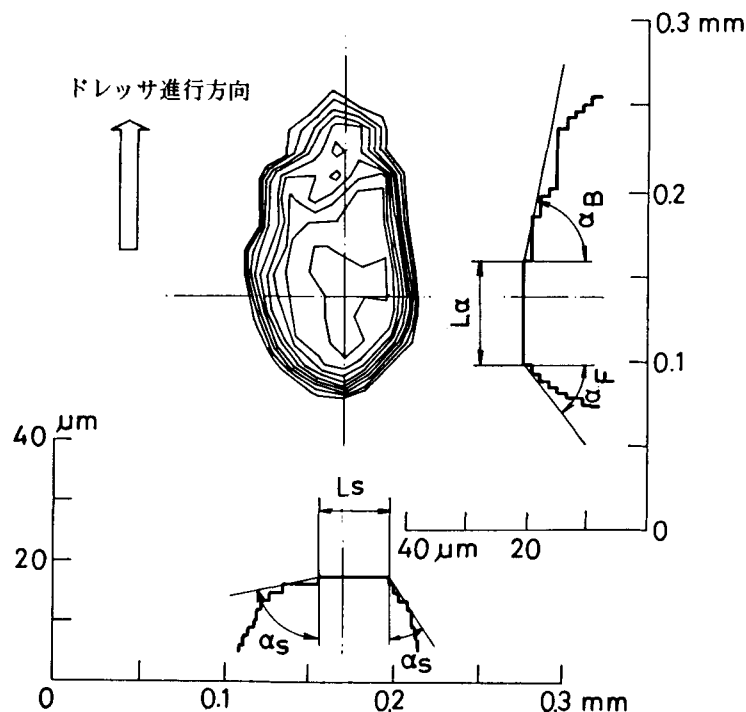


図 7.6 砥粒切れ刃形状の測定例

まずはじめに砥粒切れ刃先端半頂角の測定結果について述べる。

図 7.7 は集中度 50 の砥石について砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha_F, \alpha_S, \alpha_B$  の砥石深さに対する分布状態を示したものである。

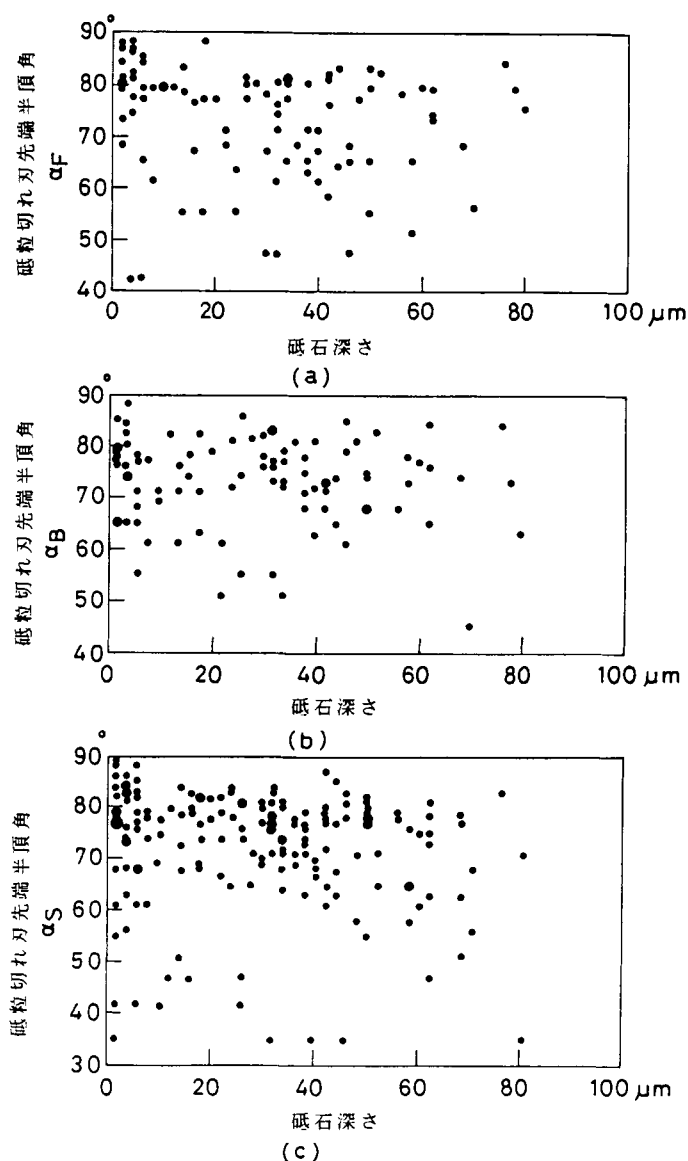


図 7.7 砥粒切れ刃先端半頂角と砥石深さの関係(SDC100R50M)  
(a)  $\alpha_F$ , (b)  $\alpha_B$ , (c)  $\alpha_S$

砥粒切れ刃密度測定結果からわかるように砥粒切れ刃は砥石深さに対して一様に分布していないため、同一砥石深さにおける度数が異なっているが、砥粒切れ刃先端半頂角と砥石深さに顕著な相関は認められないようである。

図 7.8 はこの点を明確にするために同一砥石深さに存在する砥粒切れ刃先端半頂角を平均化し、先端平均半頂角と砥石深さの関係をプロットした図である。なお、図中の実線はサンプル全体の平均値である。いずれの半頂角の場合にもプロット点はこの実線のまわりに分布しており、砥粒切れ刃先端半頂角と砥石深さには相関の無いことがこの図によっても確認できる。

以上の結果より、砥粒切れ刃先端半頂角については砥石深さを考慮することなく一



括してその分布状態を議論してよいことがわかる。

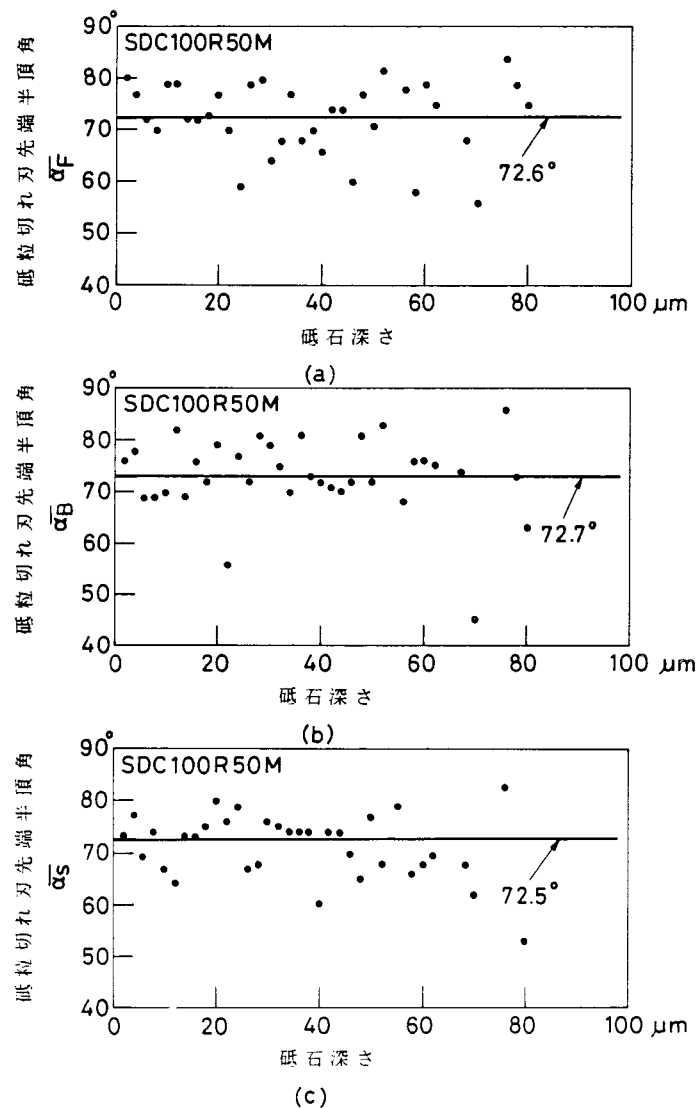


図 7.8 砥粒切れ刃先端平均半頂角と砥石深さの関係(SDC100R50M)  
(a)  $\alpha_F$ , (b)  $\alpha_B$ , (c)  $\alpha_S$

図 7.9 は砥粒切れ刃先端半頂角のヒストグラムを求めた結果である。図より、いずれの砥粒切れ刃先端半頂角  $\alpha_F$ ,  $\alpha_B$ ,  $\alpha_S$  とも普通砥石と同様ベータ分布の様相を示すこと、砥粒切れ刃前面部 ( $\alpha_F$ ), 側面部 ( $\alpha_S$ ), 後面部 ( $\alpha_B$ ) で分布状態が大きく変化することはない、平均値も大体一致していることが認められる。

したがって、ダイヤ砥石の砥粒切れ刃面は普通砥石と同様頂角一定の円錐面で構成されると近似してよいことがわかる。

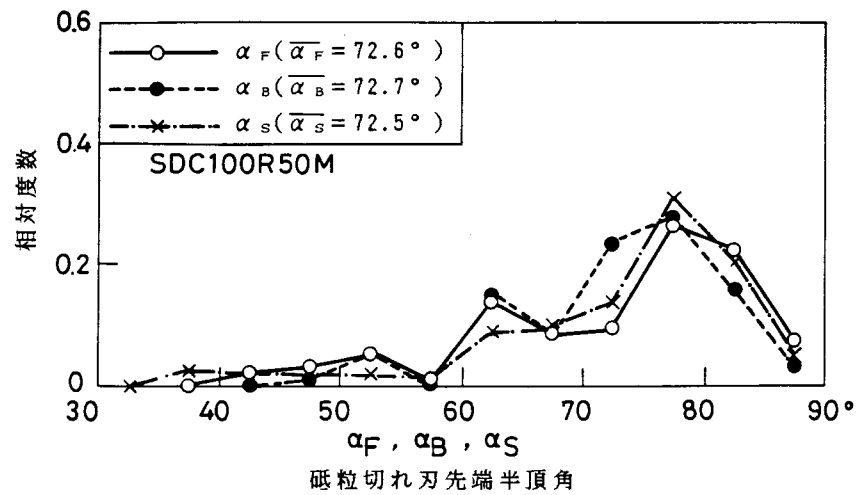


図 7.9 砥粒切れ刃先端半頂角の分布(SDC100R50M)

図 7.10 は側面部砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha_s$ について砥石集中度の及ぼす影響を検討した結果である。この図より、砥石集中度の違いによって分布状態が大きく変化するような傾向は認められず、本実験条件下においては砥粒切れ刃先端半頂角は砥石集中度の影響を受けないと考えてよいようである。

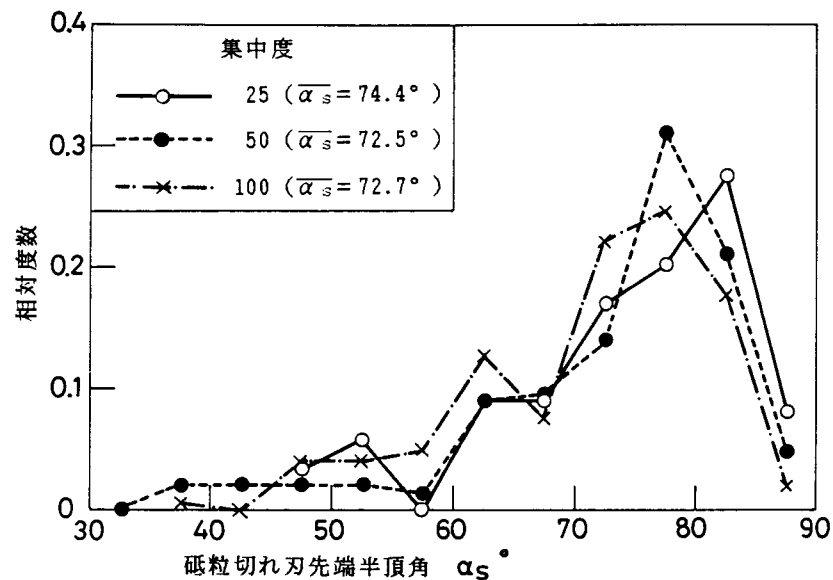


図 7.10 砥粒切れ刃先端半頂角 $\alpha_s$ に及ぼす砥石集中度の影響

次に砥粒切れ刃先端平坦部長さの測定結果について述べる。

図 7.1 1 は集中度50のダイヤ砥石について砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_\alpha$  ,  $L_s$  の砥石深さ方向に対する分布状態を示した図である。

この図において一定砥石深さにおける砥粒切れ刃先端平坦部長さの分布範囲に注目してみると、砥粒切れ刃先端平坦部長さは砥石表層部で  $2\mu\text{m}$  から  $120\sim 130\mu\text{m}$  という広い範囲にわたって分布していること、砥石深さが増加するにしたがいその分布範囲は急速に狭まっていき、砥石深さが  $10\mu\text{m}$  付近を超えると分布範囲は  $2\mu\text{m}\sim 30\mu\text{m}$  の一定領域に収束することがわかる。この結果は先に述べた砥粒切れ刃先端角の結果と大きく異なっている。

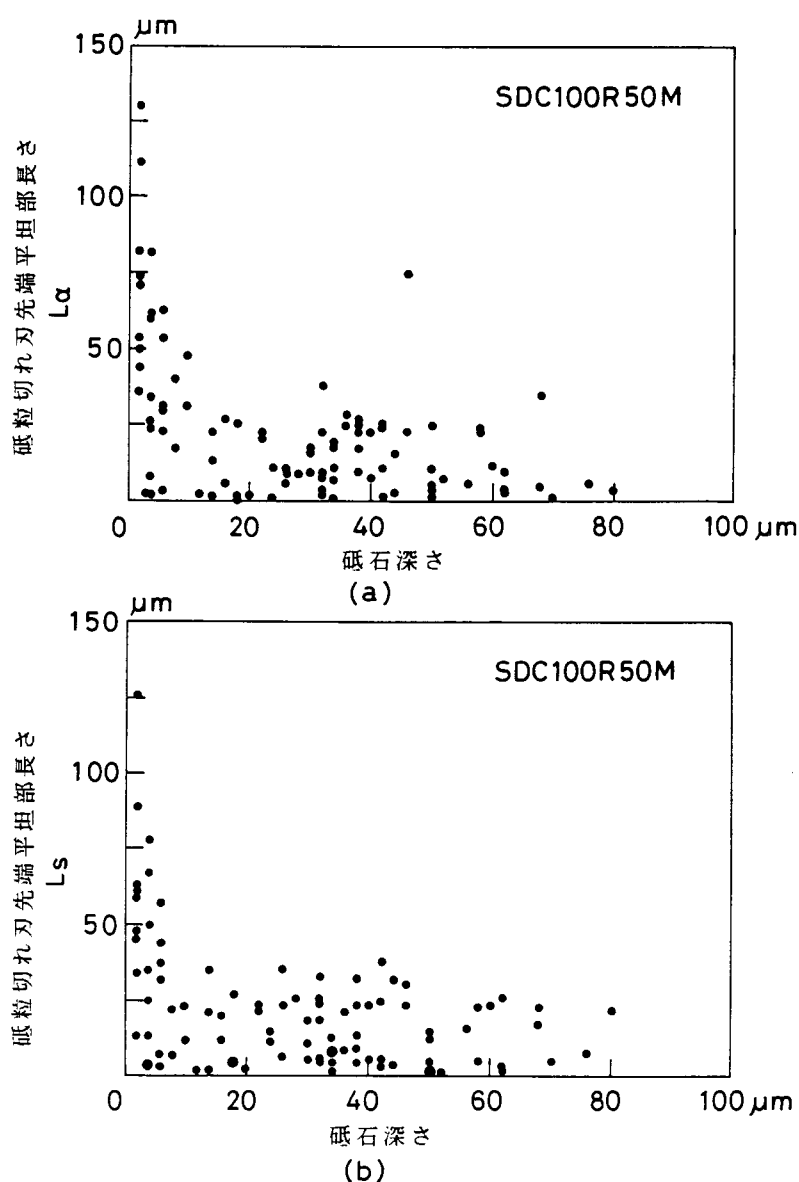


図 7.1 1 砥粒切れ刃先端平坦部長さと砥石深さの関係(SDC100R50M)

図 7.1 2 は、ドレッサ進行方向に平行な断面における砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_{\alpha}$  とドレッサ進行方向に直交する断面における砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_s$  の相関関係を求めた図である。同図より、 $L_{\alpha}$  と  $L_s$  にはかなり強い正の相関関係が認められ、いずれか一方の平坦部長さ、例えば  $L_s$  の値が与えられれば  $L_{\alpha}$  の値も推定できることを意味している。

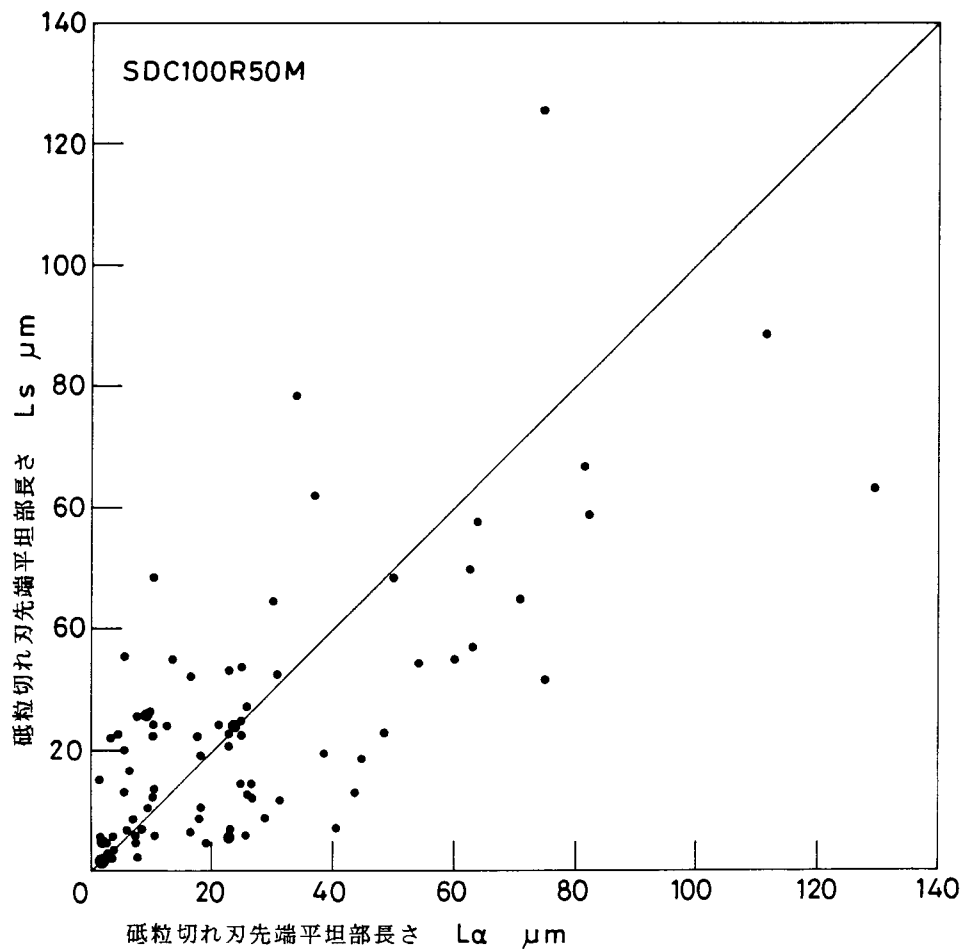


図 7.1 2 砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_{\alpha}$  と  $L_s$  の相関関係 (SDC100R50M)

図 7.1 3 は砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_{\alpha}$  に及ぼす砥石集中度の影響を検討した結果である。図 7.1 1 の結果と同様の傾向がこの図にも認められる。すなわち、砥粒切れ刃先端平坦部長さの分布範囲は砥石最外周面で最大となり、砥石深さの増加とともに急速に狭まっていくが、砥石深さが  $10\mu\text{m}$  を超えると分布範囲はほぼ一定領域に落ち着いている。

表 7.2 は集中度の異なる 3 種類の砥石について、以上の測定結果により得られた砥石表面トポグラフィ特性値の平均値を比較したものである。

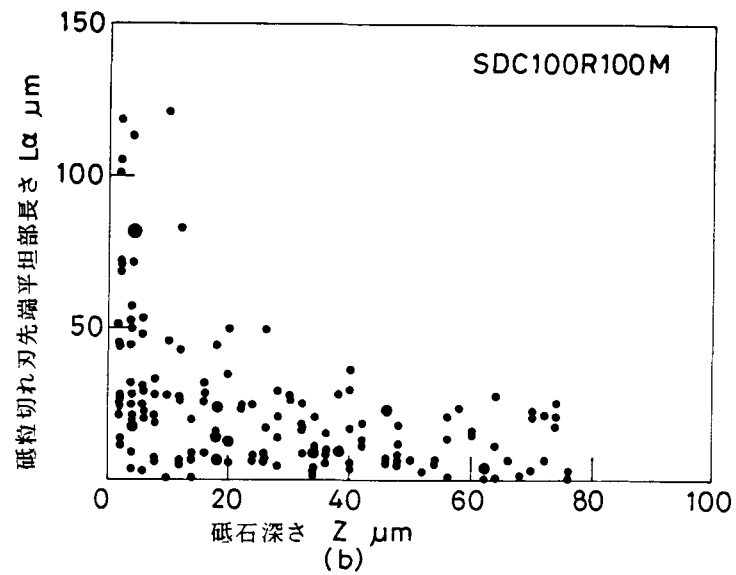
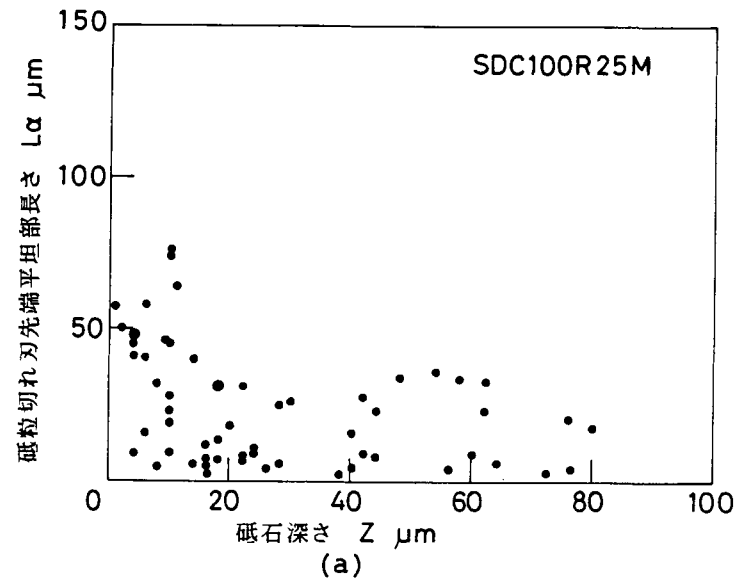


図 7.13 砥粒切れ刃先端平坦部長さ  $L_\alpha$  に及ぼす砥石集中度の影響  
(a) R25, (b) R100

表 7.2 砥石表面トポグラフィ特性値の比較

集中度	切れ刃先端平均半頂角			切れ刃先端平坦部平均長さ	
	$\overline{\alpha_F}$	$\overline{\alpha_B}$	$\overline{\alpha_S}$	$\overline{L_\alpha}(z=20\mu\text{m})$	$\overline{L_S}(z=20\mu\text{m})$
25	77.0°	74.8°	74.4°	30.9 $\mu\text{m}$	31.6 $\mu\text{m}$
50	72.6°	72.7°	72.5°	38.0 $\mu\text{m}$	32.1 $\mu\text{m}$
100	71.9°	72.9°	72.7°	35.4 $\mu\text{m}$	36.6 $\mu\text{m}$

表 7.2 に示した切れ刃先端平坦部の平均長さ  $\overline{L}_\alpha, \overline{L}_s$  は砥石深さ  $20\mu\text{m}$  までの領域内に存在する砥粒切れ刃について平均化した値である。この値を第 4 章表 4.3 に示した普通砥石(WA60)の測定結果と比較すると、 $\overline{L}_\alpha$  で 1.8~2.3 倍、 $\overline{L}_s$  で 1.7~3.5 倍となっており、ダイヤ砥石の砥粒切れ刃には、図 7.3 の等高線図からも観察できるように、先端に平坦部を有するものが多く存在することを定量的に示している。

図 7.1 1, 図 7.1 3 に示した砥粒切れ刃先端平坦部長さの測定結果については後述の 7.4 節で詳しく考察することにする。

#### 7.3.4 砥粒突出し量

レジンボンド砥石、メタルボンド砥石、電着砥石など砥粒がマトリックスによって保持されている砥石においては、マトリックスからの砥粒突出し状態が研削性能を大きく左右する因子となる<sup>7)6)</sup>。すなわち砥粒突出し量が少ないと砥石・工作物間接触領域における切り屑の排出、研削油剤の供給がうまく行われず、工作物仕上面にはチップング、クラックなどが発生する。また、砥粒突出し量が大きすぎると砥粒の異常脱落が発生し研削能率が低下してしまう。

さて、砥粒突出し量の測定法には、主に、砥石作業面にダイヤルインジケータを乗せインジケータの指示値から平均砥粒突出し量を求める方法<sup>7)6)</sup>と触針の直線走査により得られる砥石作業面プロフィールから求める方法<sup>7)7)</sup>の二つがあるが、これらの方法はいずれも砥粒先端位置を特定できず個々の砥粒の突出し状態までは言及できないという欠点を持っている。図 7.3 の等高線図を利用すれば、この欠点を補った測定を容易に行うことができる。

図 7.1 4 は集中度 50 の砥石について等高線図から砥粒突出し状態を堀起した例である。

図に示すように砥粒突出し状態を前面部砥粒突出し量  $H_F$ 、側面部砥粒突出し量  $H_S$ 、後部砥粒突出し量  $H_R$  の 3 変数で定義すると、図 7.1 5 に示すようなヒストグラムが得られる。図より、前面部砥粒突出し量  $H_F$  と側面部砥粒突出し量  $H_S$  の分布状態は大体一致すること、平均値を比較すると後部の平均砥粒突出し量  $\overline{H}_R$  は前面部および側面部のおおよそ 50% であることがわかる。

なお、本実験に用いた砥石のダイヤ粒度は 100 であり公称平均砥粒径は  $125\mu\text{m}$  であるから、この値から平均砥粒突出し率を計算すると、前面部、側面部、後部でそれぞれ 44%, 48%, 24% となり、また全体の平均砥粒突出し率は 39% となる。

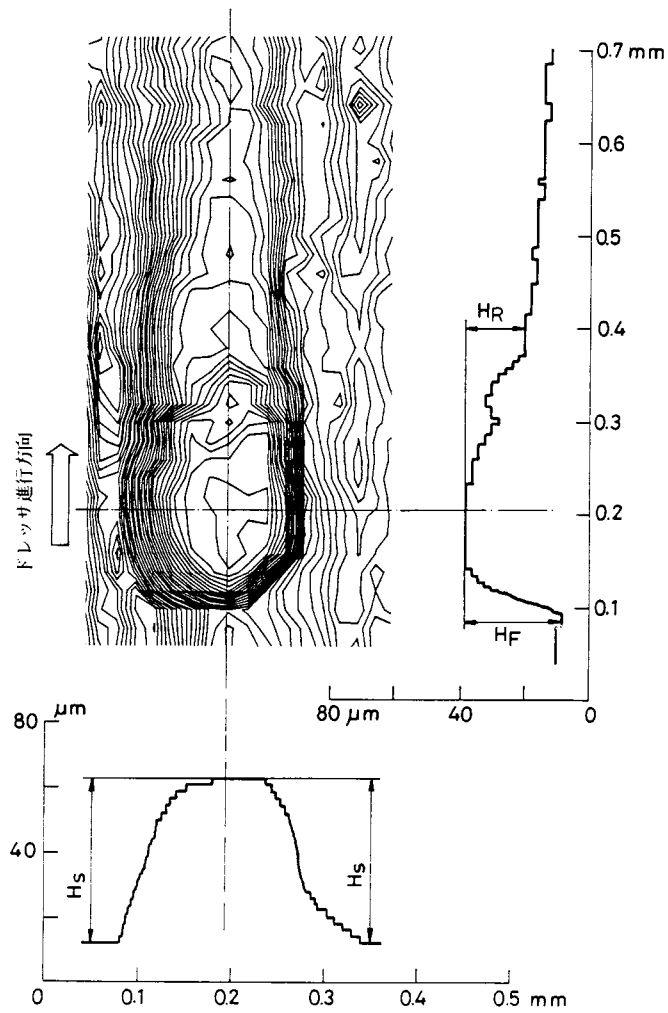


図 7.1 4 砥粒突出し量の定義

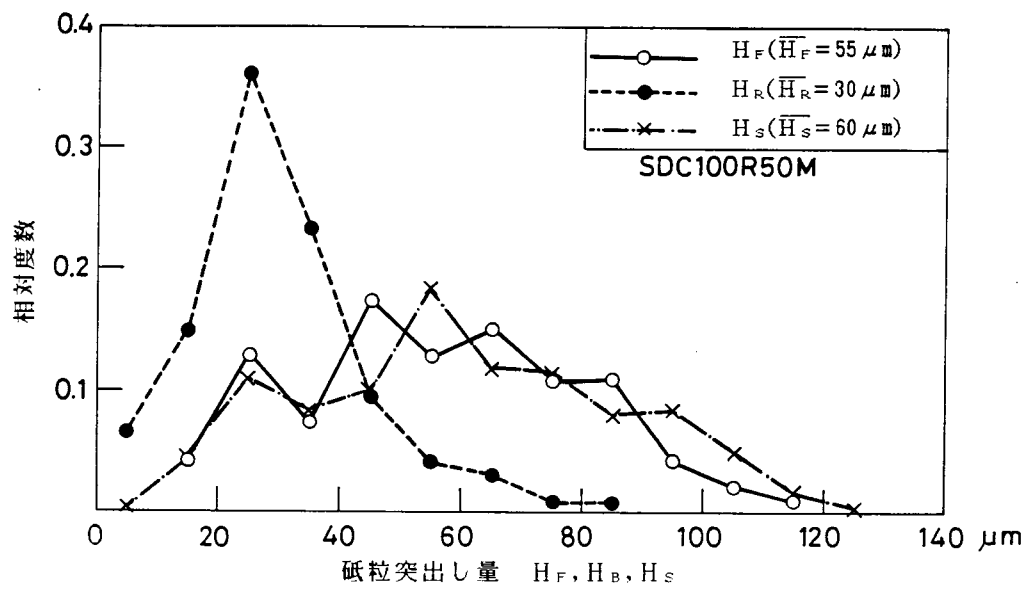


図 7.1 5 砥粒突出し量の分布 (SDC100R50M)

図7.16は側面部砥粒突出し量 $H_s$ について砥石集中度の影響を検討した結果である。図より、本実験条件下では砥石集中度の影響はほとんど認められないことがわかる。

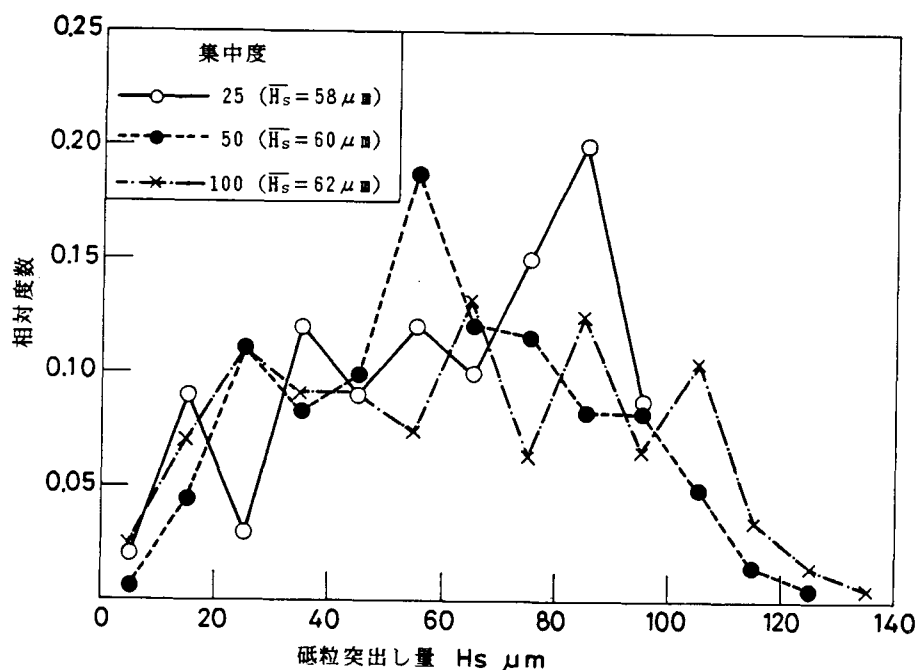


図7.16 砥粒突出し量に及ぼす砥石集中度の影響

表7.3は集中度の異なる3種類の砥石について、以上の測定結果により得られた平均砥粒突出し量を比較したものである。

表7.3 平均砥粒突出し量の比較

集中度	前面部突出し量 $\overline{H_F}$	側面部突出し量 $\overline{H_S}$	後面部突出し量 $\overline{H_R}$
25	56 $\mu\text{m}$	58 $\mu\text{m}$	25 $\mu\text{m}$
50	55 $\mu\text{m}$	60 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$
100	56 $\mu\text{m}$	62 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$

### 7.3.5 クラスタ法による砥石表面トポグラフィの測定

図7.17(b)に示す砥石包絡面プロファイルは、集中度25の砥石についてクラスタ試験を行いその結果アルミナセラムックスに転写される砥石プロファイルを触針式粗さ計



で測定したものである。また、同図(a)に示すプロフィールは、上述した三次元触針走査法により得られる砥石表面トポグラフィの測定データを同一平面上に重ね合せ、その包絡線を求めたものである。したがってこの図7.17(a)に示す砥石包絡面プロフィールには粗さ有効切れ刃だけが現れることになり、砥石表面トポグラフィの幾何学的転写性が成立するならばこのプロフィールはクラスタ試験により得られる砥石表面プロフィール(図7.17(b))と完全に一致することになる。この点に注目して両者を比較すると、そのプロフィールは大体一致していることがわかる。

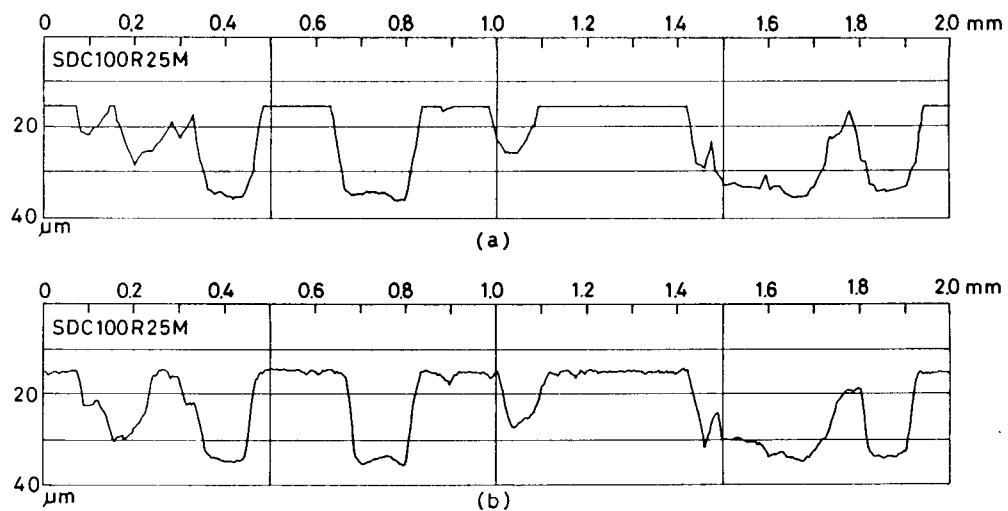


図7.17 砥石表面トポグラフィの包絡面プロフィール(SDC100R25M)  
(a)三次元触針走査法から推定される砥石包絡面プロフィール  
(b)クラスタ試験により得られる砥石表面プロフィール

図7.18は、この点を定量的に評価するために図7.17に示す砥石包絡面プロフィールから有効砥粒切れ刃数を測定した結果である。図7.18(a)は三次元触針走査法(図7.17(a))から推定した捕捉砥粒切れ刃数の分布、図7.18(b)はクラスタ試験(図7.17(b))から得られた捕捉砥粒切れ刃数の分布を示している。両者を比較すると、捕捉砥粒切れ刃総数、捕捉砥粒切れ刃の砥石深さ方向分布状態とも大体一致しており、砥石表面トポグラフィ・工作物間に幾何学的転写性が成立するとみなしてよいことがわかる。

したがって、アルミナセラミックスを工作物として用いたクラスタ試験はメタルボンダイヤ砥石の表面トポグラフィ測定法として有効な手段であることがわかる。

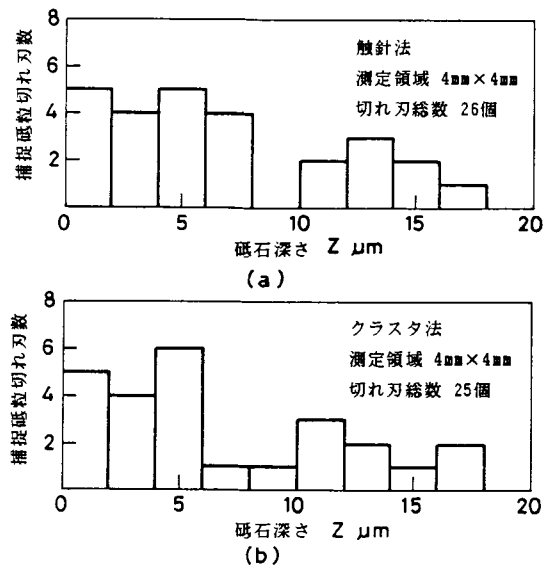


図 7.18 有効砥粒切れ刃数のクラスタ法による測定結果と三次元触針法による推定結果の比較

## 7.4 実験結果の考察

### 7.4.1 砥粒切れ刃密度

ダイヤモンド砥石の製造段階においてダイヤモンド砥粒はマトリックス内に一様に分布していると考えられる。したがって、ドレッシング効果をマトリックスの除去作用だけに限るならば砥粒切れ刃密度も砥石深さに影響されない一様分布( $n=0$ )の傾向を示すはずである。例えば、ダイヤモンド砥粒を球と仮定しその平均径を $d_s$ 、ダイヤモンド砥石の集中度を $C_o$ とするならば、その砥粒切れ刃密度は次式で与えられる。

$$D_z = \frac{1.5 C_o}{100 \pi d_s^3} \quad (7.1)$$

粒度100の砥石の場合、その平均砥粒径は $d_s = 125 \mu\text{m}$ であるから、式(7.1)より、集中度が25, 50, 100の場合の砥粒切れ刃密度はそれぞれ  $0.61 \times 10^{-7} \mu\text{m}^{-3}$ ,  $1.22 \times 10^{-7} \mu\text{m}^{-3}$ ,  $2.44 \times 10^{-7} \mu\text{m}^{-3}$ となる。

この計算値を図7.4, 図7.5の測定結果と比較すると、いずれの場合にも砥石表層部における砥粒切れ刃密度が計算値より大きな値を示し、一方、砥石深さが増加していくと、逆に測定結果が計算値より低くなる傾向を示している。

図7.19はSDC100R100M砥石についてこの傾向を説明した図である。同図の実線

は○印で示す砥粒切れ刃密度測定値を曲線で近似した結果であり、また一点鎖線は式(7.1)による計算値である。

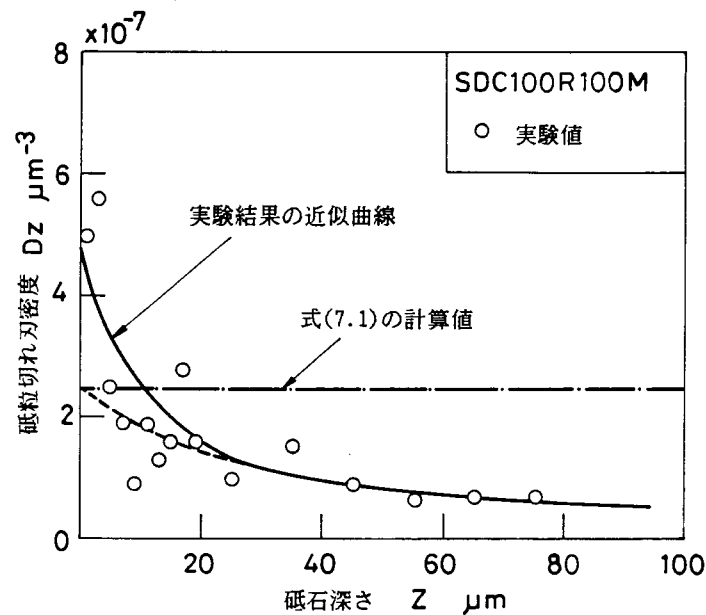


図 7.19 砥粒切れ刃分布状態説明図(SDC100R100M)

測定結果と計算値がこの図に示すような関係になることについては次の二つの効果が考えられる。

まずはじめに、ドレッシング作業を行わない段階においてダイヤ砥粒は上述したようにマトリックス内で一点鎖線で示すような一様分布をしていると考えられる。

ドレッシング作業を開始することにより、マトリックスが取り除かれダイヤ砥粒が砥石作業面上に切れ刃として現れるわけであるが、その場合、マトリックスの除去状態は砥石作業面内で一様ではなく、図 7.3 の等高線図が示すように、砥粒背後のマトリックスは除去されずに残ってしまう。そのため、突出したダイヤ砥粒の後部に位置する砥粒はマトリックス上に現れにくくなり、砥石最外周面に近いダイヤ砥粒ほど切れ刃として生成される確率が高くなる。図 7.19 の破線はこの状態を示した曲線である。

第 2 の効果は砥粒切れ刃の摩滅現象である。砥石表層部に存在するダイヤ砥粒はドレッサである G C スティック砥石と接触する回数が多く、砥石を切削することにより生ずる先端の摩滅速度も速い。そのため、ドレッシングを継続している間にダイヤ砥粒群の先端位置は摩滅によって砥石深さの比較的狭い領域内に揃ってしまうことになる。その結果砥粒切れ刃密度は砥石表層部で急増することになり、図 7.19

の破線で示す曲線は実験値である実線の位置まで移動することになる。

ダイヤ砥石のドレッシング過程にはこの他に砥粒の脱落現象も存在し、この二つの効果だけで砥粒切れ刃密度の生成機構がすべて理解できるわけではないが、実験結果を説明するには充分であると思われる。

#### 7. 4. 2 砥粒切れ刃形状

図7.1 1, 図7.1 3に示した砥粒切れ刃形状の測定結果より、1)砥石表層部に存在する砥粒切れ刃ほどその先端平坦部長さは長くなること、2)砥粒切れ刃先端平坦部長さの分布領域は砥石深さの増加とともに急速に狭まっていくが、砥石深さが $10\mu\text{m}$ を超えると一定領域に落ち着くことが明らかになった。

1)の現象は、砥石表層部に存在する砥粒ほどドレッサとしてのGCスティック砥石との干渉回数が多くなりダイヤ砥粒先端の摩滅を引き起こすために生ずるものと考えられる。また、2)の現象も本実験条件で用いているGCスティック砥石の切り込み量が $10\mu\text{m}$ であるという点を考慮すると同様の理由で説明できる。

すなわち、ドレッシング作業を行うことによってマトリックスが除去されそれと同時に砥粒の先端も摩滅していくが、最終ドレッシング時においてGC砥石の干渉を受けるダイヤ砥粒の存在範囲は砥石最外周面から切り込み量 $10\mu\text{m}$ に等しい砥石深さまでに限定され、それ以上の砥石深さに存在するダイヤ砥粒はGC砥石と接触することができないからである。

なお、等高線図からもわかるようにマトリックスはドレッサ切り込み量をはるかに超える砥石深さの領域まで除去されており、GC砥石との幾何学的干渉だけを考えるならば有り得ないことであるが、これはダイヤ砥粒との干渉によって脱落したGC砥粒粉がマトリックスと衝突し、ラッピング作用によってマトリックスを除去加工するためであると考えられる。

#### 7. 5 第7章の結言

セラミックスの研削に多用されているメタルボンドダイヤ砥石についてその表面トポグラフィを三次元触針走査法を用いて測定した結果次の点が明らかになった。

(1)砥粒切れ刃密度は砥石最外周面で最大値を示し砥石深さの増加とともに序々に減少していくような指数分布に似た分布傾向を示す。砥石最外周面における砥粒切れ刃密度すなわち最大密度は、砥粒切れ刃が一様分布するという仮定のもとに砥石集中度から計算される値よりも2~3倍大きい値となる。

(2)メタルダイヤ砥石の作業面には、明らかに先端が摩滅し平坦化した砥粒切れ刃が存在する。したがって砥粒切れ刃の形状は截頭円錐形としてモデル化しなければならない。その場合、円錐半頂角の分布状態は砥石深さに対して無関係となり、普通砥石と同様ベータ分布で近似できる。また、その平均値は普通砥石(WA60)の測定結果と大体一致し、集中度の違いによって平均値が変化することはない。

砥粒切れ刃先端平坦部長さについては、砥石最外周面に最大値を持ち砥石深さの増加とともに急速に減少していくような分布傾向が明らかに認められる。この傾向は集中度の異なる砥石に対しても得られる。

したがって、ダイヤ砥石の砥粒切れ刃形状は円錐半頂角と砥石深さの関数である先端平坦部長さの2変数によって決定される。

(3)ダイヤ砥粒のマトリックスからの突出し量はドレッサ(スティック砥石)の進行方向と密接な関係を持っており、砥粒前面部および砥粒側面部における砥粒突出し量は大体同程度の値となるが、砥粒後部における砥粒突出し量は前面部、側面部のおおよそ半分の値となる。この傾向は集中度の異なる砥石に対しても認めらる。また平均砥粒突出し量が砥石集中度によって大きく変化することはない。

更に、間接的測定法としてクラスタ法の適用性を検討した結果、次の点が明らかになった。

(4)アルミナセラミックスを用いたクラスタ試験はメタルボンドダイヤ砥石の砥石表面トポグラフィ測定法として有効な手段となる。

## 第7章の参考文献

- 701)中村峯雄,須藤茂紀:セラミックスの精密研削,機械と工具,29.12(1985)51.
- 702)中島利勝:ファインセラミックスの高能率研削加工の研究動向,昭和61年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集,651.
- 703)山田良二,勝田守:セラミックスの円筒研削における砥石面の挙動,昭和60年度精機学会春季大会学術講演会論文集,823.
- 704)長谷川嘉雄,花崎伸作,安富雅典,瀧本雅文:ダイヤモンド砥石による研削加工の一考察,昭和61年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集,17.
- 705)大原保之:ダイヤモンド砥石によるセラミックスの研削加工,機械と工具,23.8(1979)58.
- 706)横川和彦,横川宗彦:超砥粒ホイール(砥石)をどう使うか,機械と工具,29.12(1985)10.
- 707)辻内敏雄:超砥粒研削盤と応用技術,機械と工具,29.12(1985)32.

## 第8章 結論

### 8.1 本研究結果の要約

本研究は、研削作業において砥石の切削性能を決定する重要な因子となる砥石表面トポグラフィに注目し、1) 従来提案されている砥石表面トポグラフィ測定法の理論解析を行うことによってこれら測定法の特徴をつかみ、測定データと砥石表面トポグラフィ特性値との関係およびその測定精度を明らかにすること、2) 普通砥石の目直し工具として目直し機構の異なるトラバース型ダイヤモンド工具とクラッシュロールの二つを取り上げ、これらのドレッサが砥石表面トポグラフィに対して及ぼす影響を明らかにすること、3) 砥石表面トポグラフィ特性値が研削仕上面の幾何学的諸性質に及ぼす影響を理論的に明らかにすること、4) ファインセラミックスの研削加工に多用されているメタルボンドダイヤモンド砥石の砥石表面トポグラフィ特性値を測定しその特徴を明らかにすることの4点を目的として行われたものである。

各章で得られた成果、結果の要約は次のとおりである。

### 第2章

(1) 砥石表面トポグラフィ測定法は、砥石・工作物間に特定の運動条件を与えそこから得られる出力を解析する間接的測定法と砥石表面を直接顕微鏡で観察あるいは触針で走査する直接的測定法に分類することができる。砥石表面トポグラフィを間接法により測定する場合、捕捉される砥粒切れ刃には粗さ有効切れ刃、基準断面有効切れ刃および全体有効切れ刃の三種類が存在する。クラスタ法、引っかけ転写法は粗さ有効切れ刃測定法の一例であり、熱電対法は基準断面有効切れ刃測定法、レーザーブレード法は全体有効切れ刃測定法として分類される。

(2) クラスタ法によって捕捉される砥粒切れ刃の密度すなわち試験片に切削痕を残す砥粒切れ刃の分布密度は砥石表面トポグラフィ特性値およびクラスタ砥石の円周方向長さによって決定される。また、砥石結合剤は工作物種類によって程度に差はあるが切れ刃として作用し、砥石表面トポグラフィ測定結果は結合剤切れ刃の影響を含んでいる。

(3) 引っかけ転写法により測定される砥粒切れ刃密度は砥石表層部における砥粒切れ刃密度と大体一致し、その測定精度は試験片押し込み深さおよび引っかけ幅を増加することにより向上する。ただし、押し込み深さについては砥粒破碎を防止する点からあまり大きくすることはできない。

(4) 従来の方法の難点であったデータ処理の煩わしさを解消するために簡易引っかけ転写法を考案した。この方法によって捕捉される砥粒切れ刃密度は理論的に砥石表面トポグラフィ特性値および砥石・試験片間相対直径の関数となり、測定結果から砥石表面トポグラフィ特性値を推定する場合にはこの関係式を用いることになる。

(5) 熱電対法により砥石表面トポグラフィを測定する場合について、砥石・工作物間接触弧領域内における熱パルス数の分布状態を理論的に求め、その結果を実験により検証した。また、熱電対高温接合部が砥石・工作物間接触弧内を通過する間に捕捉される熱パルス総数すなわち基準断面有効砥粒切れ刃数について、研削条件、砥石表面トポグラフィ特性値および熱電対高温接合部幅との関係を理論的に解明し、その結果を実験的に検証した。

(6) レザブレード法により砥石表面トポグラフィを測定する場合の捕捉切削パルス数すなわち全体有効砥粒切れ刃数について、研削条件、砥石表面トポグラフィ特性値およびレザブレード幅との関係を理論的に解明し、その結果を実験的に検証した。

また、レザブレードの幅は同時研削砥粒切れ刃数が1以下になるようにできるだけ薄くすることが必要であることを明らかにした。

(7) 熱電対法、レザブレード法とも測定結果として得られる値は砥石作業面単位面積あたりの有効切れ刃数であるが、これらの値は、クラスタ法などの粗さ有効切れ刃測定法により求めた砥石表面トポグラフィ特性値から計算される推定値と定性的に一致する。

### 第3章

(1) 間接的方法により砥石表面トポグラフィを測定する場合、砥粒切れ刃と試験片の接触領域内に生ずる弾塑性的挙動は測定精度に大きく影響を及ぼす因子として検討しておかねばならない現象である。この弾塑性的挙動をモンテカルロシミュレーション法を用いて精度良く解析するために、砥粒切削痕プロフィールを連続曲線群として取扱うシミュレーション技法を新たに開発した。

(2) シミュレーションの結果、レザブレード法および熱電対法により捕捉される有効砥粒切れ刃数は引っかけ転写法、クラスタ法による測定結果に比べて弾塑性的挙動の影響を強く受け、したがって測定精度も劣ることがわかった。すなわち、粗さ有効切れ刃測定法(引っかけ転写法, クラスタ法)により捕捉される砥粒切れ刃数は弾塑性的挙動の存在しない場合の理論値と大体一致するが、全体有効切れ刃測定法(レザブレード法)あるいは基準断面有効切れ刃測定法(熱電対法)による捕捉砥粒切れ



刃数は理論値よりもかなり高い値を示す。この結果は実験的にも確かめられた。

(3) 各種測定法の測定精度を砥粒切れ刃・工作物間の弾塑性的挙動により比較すると、粗さ有効切れ刃測定法が一番優れており、続いて、全体有効切れ刃測定法(レザブレード法)、基準断面有効切れ刃測定法(熱電対法)の順に並べることができる。

#### 第4章

(1) 砥石表面トポグラフィの直接的測定法として触針法を取り上げ、砥石作業面を円錐形触針で直線走査する場合に捕捉される砥粒切れ刃数と砥石表面トポグラフィ特性値との関係式を導いた。また、その測定結果は間接的測定法である引っかき転写法の測定結果を用いて推定した値と砥石表層部において大体一致した。更に、円錐形触針で砥石表面トポグラフィを測定する際に留意すべき点として触針先端部摩耗幅の影響を理論的に検討した。

(2) 砥石作業面の走査にナイフエッジ形触針を用いる場合について捕捉砥粒切れ刃密度に及ぼすナイフエッジ幅の影響を理論的に解析した。その結果、捕捉される砥粒切れ刃密度と砥石内の砥粒切れ刃密度は砥石表層部において大体一致すること、ただし、その一致する砥石深さの範囲は砥石表面トポグラフィ特性値およびナイフエッジ幅によって変化することが明らかになった。本論文の研究結果ではその適性値として0.3 mm付近が得られた。

(3) 触針走査方式による三次元表面形状測定器を試作することにより砥石表面トポグラフィの等高線図を作成することができた。この等高線図から砥粒切れ刃の立体形状を掘り起した結果、目直し直後の砥粒切れ刃形状は円錐形でモデル化できることが明らかになった。

#### 第5章

(1) 研削砥石の目直しにトラバース型ダイヤモンドドレッサを用いる場合、その目直し効果にはドレッサ形状の砥石作業面に対する形状転写性(巨視的效果)と生成される砥粒切れ刃の分布および鋭利性に関する効果(微視的效果)の二つが存在する。

(2) 目直し作業の巨視的效果すなわちドレッサ形状転写性はパワー転写率 $\lambda_p$ を用いて評価することができる。パワー転写率 $\lambda_p$ は、ドレッサ形状が気孔の無い砥石に幾何学的に完全に転写されると仮定して計算される砥石作業面プロフィルのパワーが実測パワーに対してなす比として定義され、 $0 \leq \lambda_p \leq 1$ の値をとる。パワー転写率 $\lambda_p$ が1に近い値を取るほど形状転写性が良好であることを意味する。

(3) ドレッサ形状転写性は砥石が粗くなりドレッサ切り込み量が大きくなるほど劣化し、ドレッサ送り速度が増加すると向上する。

(4) インプリドレッサは単石ダイヤドレッサに比べて良好なドレッサ形状転写性を示すが、生成される砥粒切れ刃の鋭利性では劣り、したがって研削抵抗も高い値を示す。

(5) 単石ダイヤモンドを用いる場合、目直しの微視的效果として、砥粒切れ刃分布状態は放物線分布に近い分布から三角分布に近い分布に移行する。また、砥粒切れ刃密度特性値  $W_1$  は徐々に増加する。一方、巨視的效果すなわちドレッサ形状転写性の影響が強くと現れると砥粒切れ刃分布状態指数  $n$  は増加傾向を示し、砥粒切れ刃密度特性値  $W_1$  は急増する。

(6) クラッシングには、初期段階における、目直し効果だけが現れクラッシュロール押し込み量の大部分が弾性変位量として吸収されてしまう過渡状態、および、その後続く、クラッシュロール押し込み速度の設定値と実測値が一致する定常状態の二つの現象が存在する。この定常状態に達するまでの時間すなわち定常クラッシング開始時間はクラッシング条件およびクラッシング装置系の剛性によって決定される。

(7) 定常クラッシングにおける砥石表面トポグラフィに注目すると、砥粒切れ刃分布状態は一様分布を示し、その密度は単石ダイヤモンドドレッサによる目直し面に比べてかなり粗になる。また、砥粒切れ刃形状もいくぶん鋭利になる。

(8) 定常クラッシングにおける砥石表面トポグラフィ特性値は砥石1回転あたりのクラッシュロール押し込み量  $\Delta_c$  と密接な関係にあり、砥石作業面性状は、 $\Delta_c$  の増加に伴い粗くなっていくが、やがて一定状態に落ち着くようになる。すなわちクラッシング条件を変えることによって砥石表面トポグラフィを調整しようとする場合、その調整範囲には限界点が存在する。本研究結果の場合、 $\Delta_c$  の限界値として  $8 \mu\text{m}/\text{rev}$  付近が得られた。

(9) クラッシングアウトは砥石真円度の向上に大きな効果を持っているが、砥石表面トポグラフィに対しては、その効果度は砥石1回転あたりのクラッシュロール押し込み量  $\Delta_c$  に左右される。すなわち、 $\Delta_c$  が大きすぎるとクラッシングアウトによる砥石表面トポグラフィ調整の効果が顕著に現れなくなる。

(10) クラッシングの形直し効果はクラッシング作業中におけるクラッシュロール摩耗率および研削加工時における砥石半径減耗速度の二つの因子により決定される。

(11) クラッシュロール摩耗率は、砥石・ロール間滑り速度の増加に伴い増加するが、砥石・ロール間滑り速度が同一の場合には単位時間あたりのクラッシュロール押

し込み速度が大きいほど低い値を示す。砥石半径減耗量は砥石1回転あたりのクラッシュロール押し込み量 $\Delta_c$ が大きいほど増加し、砥石・ロール間滑り速度が増加すると減少する。

(12) クラッシュロール形状に応じて砥石・ロール間平均滑り速度が最小となる位置に砥石・ロール間転がりピッチ点位置を強制的に移動することにより、クラッシング時および研削時の砥石形状精度を向上させることができる。

(13) クリープフィールド研削方式は、クラッシングを施した砥石の半径減耗を抑え仕上面粗さを向上させるという点で有効な加工法である。

## 第6章

(1) 研削仕上面を研削方向に直角に切断して得られる粗さ曲線について、その幾何学的諸性質と研削条件および砥石表面トポグラフィ特性値との関係を確率論的手法により理論的に解析した。

(2) 研削仕上面の微小凹凸すなわち山頂点と谷底点について高さ位置の確率密度関数および横方向ピッチの確率密度関数を理論的に求め、その結果を実験により検証した。また、最大高さ粗さ、最大谷底粗さ、十点平均粗など従来JISで用いられているパラメータと測定長さとの関係を理論的に検討することができた。

(3) アボットの負荷曲線と密接な関係を持つ切断長さと切断回数について理論的な検討を行った。また、シミュレーション結果および実験結果を検討することによって切断長さの確率密度関数が指数分布で近似できることを明らかにした。

(4) 粗さ曲線を離散化してパワースペクトルを計算しそこから平均傾斜角の分散、平均ピッチ等の情報を取り出す際に留意すべき点として、これらの値に及ぼすサンプリング間隔、最大遅れ量の影響をモンテカルロシミュレーションにより検討した。

その結果、特に平均ピッチについては、サンプリング間隔の取りかたによって理論値から大きくずれることがわかった。

## 第7章

(1) メタルボンドダイヤ砥石をGCスティック砥石で目直しした場合、その砥粒切れ刃密度は砥石最外周面で最大値をとり砥石深さの増加にともなって序々に減少していくような分布状態を示す。砥石最外周面における砥粒切れ刃密度すなわち砥粒切れ刃密度の最大値は、ダイヤ砥粒が一様に分布しているという仮定のもとに集中度から計算される値に比べて2倍ほど高い値を示す。

(2) ダイヤ砥石の作業面には先端の摩滅平坦化した砥粒切れ刃が多く見受けられ、したがって砥粒切れ刃形状を截頭円錐台でモデル化することが必要となる。その場合、円錐半頂角の分布状態は普通砥石と同様ベータ分布で近似できる。また、砥粒切れ刃先端平坦部長さは砥石深さの関数となり、その分布状態は砥石最外周面で最大値をとり砥石深さの増加にともない急速に減少していくような傾向を示す。

(3) ダイヤ砥粒のマトリックスからの突出し状態はドレッサすなわちGCスティック砥石の進行方向と密接な関係を持っており、ダイヤ砥粒前面部および側面部の砥粒突出し量は大体同程度の値となるが砥粒後部のマトリックスは除去されずに残ることがおおく砥粒突出し量は前面部あるいは側面部のおおよそ半分の値となる。

(4) アルミナセラミックスを工作物として用いるクラスタ法はメタルボンドダイヤ砥石の表面トポグラフィ測定法として有効な手段である。

## 8. 2 本研究結果の工学的意義

以上の要約内容が示すとおり、本研究の目的はすべて達成された。これらの研究成果が研削加工技術の発展に貢献し、工学的に果たした役割は次の5点に集約することができる。

(1) 各種砥石表面トポグラフィ測定法における捕捉砥粒切れ刃数と砥石表面トポグラフィ特性値、測定条件の関係を定量的に明確にすることにより、使用する測定法の種類によって測定結果が異なるという不都合な点を排除できるようになった。

このことによって、各種測定法による砥石表面トポグラフィ測定結果を同一のパラメータで評価することが可能となり、研削砥石の性能評価をより厳密にかつ一般性をもって行うことができるようになった。また、測定原理から発生するところの測定精度および測定中の弾塑性的挙動に起因するところの測定精度を明確にすることによって各種砥石表面トポグラフィ測定法の優劣を評価するための指針を与えることができた。

これらの成果は、1972年精機学会(現精密工学会)内に設けられた「砥石表面のトポグラフィの測定に関する研究分科会」の報告<sup>801)</sup>の中で今後の問題点として述べられた「測定精度および切れ刃密度の表現方法」について一定程度の解答を与えるものである。

(2) 精密研削加工分野で汎用されている目直し工具の中からトラバース方式で用いるダイヤモンドドレッサを各種取り上げ、これらのドレッサが砥石表面トポグラフィに対して及ぼす影響を巨視的效果および微視的效果の両面から検討することにより、

その特徴を総合的に明らかにした。

ここで得られた成果は、多種多様のダイヤモンドドレッサの中から加工目的に応じたタイプを適切に選定する際の指針を与え、研削加工のより一層の合理化および効率化に寄与するものである。

(3) 上述のトラバース型ダイヤモンドドレッサと対応するもう一方の目直し方法として、総形砥石の一成形法であり最近では超砥粒砥石の目直しにも用いられているクラッシングを取り上げ、クラッシング条件が砥石表面トポグラフィに対して及ぼす目直し効果および形直し効果を明らかにした。

これまで研削砥石のドレッシングについて発表されている研究報告はそのほとんどがダイヤモンドドレッサに関するものであり、その量からすればクラッシングに関する研究は皆無といってよい。本研究では、目直し効果については、砥石1回転あたりのクラッシュロール押し込み量によって砥石表面トポグラフィが決定されること、形直し効果については、砥石・クラッシュロール間の転がりピッチ点位置を強制的に移動させる「強制クラッシング方式」を採用することによってクラッシュロール摩耗率を減少させ研削加工時の砥石形状精度劣化を抑えることができるなどの貴重な成果をあげることができた。

これらの成果はクラッシング条件を選定する際の重要な指針を提供しており、研削加工分野における今後のクラッシュドレッシングの普及に貢献するものである。

(4) 研削仕上面の幾何学的諸性質について、従来用いられている高さ方向の性質の他に横方向の性質にも注目し、研削条件および砥石表面トポグラフィ特性値との関係を理論的に明らかにした。これらの成果は研削仕上面の総合的品質を砥石表面トポグラフィの面から管理することを可能とするものであり、希望する研削仕上面性状を与えるような砥石あるいは目直し条件を選定する際の基本的情報となるものである。

(5) メタルボンドダイヤ砥石の表面トポグラフィを測定しその特徴を明らかにすることができた。メタルボンドダイヤ砥石に関してこれまで行われている研究はそのほとんどがファインセラミックスに対する研削性能の実験結果であり、ダイヤ砥石の研削機構を解明するうえで重要な因子となる砥石表面トポグラフィの測定は皆無に等しかった。本研究成果は、今後活発に行われるであろうダイヤモンド砥石の研削理論構築にとって貴重な試料となるものである。

## 第8章の参考文献

801) 砥石表面のトポグラフィの測定に関する研究分科会報告：文献119)に同じ。

## 謝辞

本研究を遂行するにあたり，長期にわたる研究の機会を与えていただき，その間懇切丁寧な御指導および御鞭達を賜った東北大学教授松井正己博士に深く感謝いたします。また，研究の論理的な進め方，現象の捕らえ方などについて日常的に助言，御教示をいただきました東北大学助教授庄司克雄博士に感謝いたします。

研究をまとめるにあたり，有益な助言，御教示をいただきました東北大学教授渡邊眞博士ならびに東北大学教授永井伸樹博士に感謝いたします。

精密加工学講座のスタッフとして実験装置などの製作を快く引き受けていただき協力を惜しまれなかった田中憲司技官ならびに石沢清技官，また精密工学科精密加工センターの方々に深く感謝の意を表します。

最後に，松井正己教授の御教示を受ける機会を与えていただきました元山形大学教授故井上和夫博士に厚く感謝の意を表します。

1. 研究論文

- (a)研削仕上面あらさのピッチに関する研究,精密機械,42.12(1976)1197.
- (b)研削仕上面粗さ曲線の諸性質,精密機械,44.8(1978)958.
- (c)研削機構に及ぼす砥粒-工作物の弾性的挙動の影響,精密機械,46.2(1980)177.
- (d)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第1報)-クラスタ試験法-,精密機械,48.8(1982)1057.
- (e)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第2報)-引っかき転写法-,精密機械,49.11(1983)1522.
- (f)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第3報)-レーザブレード法-,精密機械,49.12(1983)1652.
- (g)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第4報)-触針法-,精密機械,50.4(1984)672.
- (h)研削砥石のクラッシングに関する研究(第1報)-クラッシングの目直し効果について-,精密機械,51.4(1985)778.
- (i)研削砥石のクラッシングに関する研究(第2報)-砥石形直し効果について-,精密機械,51.5(1985)1068.
- (j)研削砥石のドレッシングに関する研究-砥石作業面性状に及ぼすドレッサ形状の影響,精密工学会誌,52.4(1986)698.
- (k)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第5報)-熱電対法-,精密工学会誌,53.2(1987)301.
- (l)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第6報)-砥粒切れ刃・工作物間の弾塑性的挙動の影響-,精密工学会誌に投稿中.
- (m)三次元形状測定器による砥石表面トポグラフィの測定  
精密工学会誌に投稿中.
- (n)A Study on the Pitch of Ground Surface Roughness Curve,Bull. Japan Soc. of Prec. Engg.,10.4(1976)161.
- (o)Influence of the elastic displacement of grain cutting edges on grinding mechanism,The Technology Reports of Tohoku Univ.,41.2(1976)73.

- (p)Power Spectrum of Ground Surface Profile,The Technology Reports of Tohoku Univ.,43.1(1978)57.
- (q)Distributions for the Heights of Crests and Troughs on Ground Surface Profile,The Technology Reports of Tohoku Univ.,43.1(1978)73.
- (r)Several Properties of Ground Surface Profile-the number of cuts and the cut length on the center line-,The Technology Reports of Tohoku Univ.,43.2(1978)241.
- (s)Several Properties of Ground Surface Profile-the effect of variation of grain cutting edge tip angles-,The Technology Reports of Tohoku Univ.,44.1(1979)1.
- (t)The Role of Elastic and Plastic Behaviors of Grain and Work in Grinding,The Technology Reports of Tohoku Univ.44.2(1979)303.
- (u)Geometric Properties of Ground Surface Profile Curve,The Technology Reports of Tohoku Univ.,46.1(1981)251.
- (v)Study on Measuring Method of Wheel Surface Topography-COFG(Cluster Overcut Fly Grinding) Test-,The Technology Reports of Tohoku Univ., 47.2(1982)159.
- (w)Study on Measuring Method of Wheel Surface Topography-Scratch Method-The Technology Reports of Tohoku Univ.,48.2(1983)151.
- (x)Study on Measuring Method of Wheel Surface Topography-Stylus Method-The Technology Reports of Tohoku Univ.,49.2(1984)129.
- (y)Effect of Dresser Type on the Surface Topography of Grinding Wheel, Bull. Japan Soc. of Prec. Engg.,20.2(1986)135.
- (z)Study on Measuring Method of Wheel Surface Topography-Effect of Elastic and Plastic Behaviors on the Accuracy of Measurement-The Technology Reports of Tohoku Univ.,52.2(1987)(to be published).



## 2. 口頭講演

- (a)研削機構に及ぼす砥粒切れ刃の弾性変位の影響,昭和50年度精機学会春季大会学術講演会前刷,383.
- (b)研削仕上面粗さのピッチに関する研究(第1報)ーピッチの確率分布についてー昭和50年度精機学会秋季大会学術講演会前刷,41.
- (c)研削仕上面粗さのピッチに関する研究(第2報)ーモンテカルロシミュレーションによる解析ー,昭和50年度精機学会秋季大会学術講演会前刷,43.
- (d)研削仕上面あらさの諸性質(第1報)ー研削仕上面あらさ曲線のパワースペクトルについてー,昭和51年度日本機械学会精機学会東北支部秋田地方講演会論文集, No.761-2(76-6-5)105.
- (e)研削仕上面あらさの諸性質(第2報)ーモンテカルロシミュレーションによる解析ー,昭和51年度精機学会秋季大会学術講演会前刷,203.
- (f)研削仕上面粗さの諸性質(第3報)ー谷底高さおよび山頂高さについてー,昭和52年度精機学会春季大会学術講演会前刷,113.
- (g)研削仕上面粗さの諸性質(第4報)ー中心線による切断回数および切断長さー,昭和52年度精機学会秋季大会学術講演会前刷,343.
- (h)研削仕上面粗さの諸性質(第5報)ー砥粒切れ刃先端角の分布の影響ー,昭和53年度日本機械学会精機学会東北支部盛岡地方講演会論文集(78.6-3)109.
- (i)研削加工における砥粒切れ刃,工作物の弾性的挙動(研削機構に及ぼす砥粒,工作物の弾塑性的挙動の影響,第1報),昭和54年度精機学会春季大会学術講演会論文集,135.
- (j)研削加工における砥粒切れ刃,工作物の弾塑性的挙動(研削機構に及ぼす砥粒,工作物の弾塑性的挙動の影響,第2報),昭和54年度精機学会春季大会学術講演会論文集,137.
- (k)研削機構に及ぼす砥粒,工作物の弾塑性的挙動の影響(第3報,シミュレーションの技法について),昭和54年度精機学会秋季大会学術講演会論文集,145.
- (l)砥石表面トポグラフィの測定に関するー考察,昭和56年度精機学会春季大会学術講演会論文集,564.
- (m)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第1報)ークラスター試験の理論的考察ー,昭和56年度精機学会秋季大会学術講演会論文集,157.

- (n)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第2報)－クラスター試験の実験的考察－,昭和56年度精機学会秋季大会学術講演会論文集,160.
- (o)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第3報)－引っかき転写法の理論的考察－,昭和57年度精機学会春季大会学術講演会論文集,810.
- (p)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第4報)－引っかき転写法の実験的考察－,昭和57年度精機学会秋季大会学術講演会論文集,217.
- (q)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第5報)－触針法について－,昭和58年度精機学会春季大会学術講演会論文集,363.
- (r)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第6報)－レザブレード法－,昭和58年度精機学会春季大会学術講演会論文集,365.
- (s)クラッシング条件の砥石表面トポグラフィに及ぼす影響(クラッシングに関する研究第1報),昭和59年度精機学会春季大会学術講演会論文集,475.
- (t)クラッシング条件の砥石形直し精度に及ぼす影響(クラッシングに関する研究第2報),昭和59年度精機学会春季大会学術講演会論文集,477.
- (u)研削砥石のドレッシングに関する研究－砥石作業面性状に及ぼすドレッサ形状の影響,昭和60年度精機学会春季大会学術講演会論文集,233.
- (v)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第7報)－傾斜切削法－,昭和60年度精機学会春季大会学術講演会論文集,235.
- (w)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第8報)－熱電対法の理論的考察－昭和61年度精密工学会春季大会学術講演会論文集,967.
- (x)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第9報)－熱電対法の実験的考察－昭和61年度精密工学会春季大会学術講演会論文集,969.
- (y)砥石表面トポグラフィの測定に関する研究(第10報)－砥粒切れ刃・工作物間の弾塑性的挙動の影響－,昭和62年度精密工学会春季大会学術講演会論文集,641.
- (z)三次元粗さ測定器による砥石表面トポグラフィの測定,昭和62年度精密工学会春季大会学術講演会論文集,877.