OUKA
Osaka University Knowledge Archive

| | |
|---|---|
| Title | 研磨ベルトによる装飾仕上面の視覚評価に関する研究 |
| Author(s) | 白山, 政敏 |
| Citation | 大阪大学, 1989, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://hdl.handle.net/11094/328 |
| rights | |
| Note | |

*Osaka University Knowledge Archive : OUKA*

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

Osaka University

# 研磨ベルトによる装飾仕上面の
# 視覚評価に関する研究

平成元年１月

白　山　政　敏

# 目　　次

第１章　　緒　論 ……1

第２章　　研磨ベルトによる装飾仕上面の粗さ生成機構 ……8

２．１　緒　言 ……8

２．２　実験装置および方法……8

２．３　実験結果および考察 ……10

２．３．１　ベルト切れ刃の分布特性 ……10

２．３．１．１　切れ刃分布形 ……10

２．３．１．２　切れ刃高さ分布の形状係数　12

２．３．２　仕上面粗さの分布特性 ……14

２．３．２．１　粗さの厳密分布 ……14

２．３．２．２　粗さの漸近分布 ……15

２．３．２．３　サンプルサイズ ……16

２．３．２．４　仕上面粗さの理論分布
の吟味と評価 ……17

２．４　結　言 ……19

第３章　切れ刃寿命の信頼性解析 ……21

３．１　緒　言 ……21

３．２　実験装置および方法 ……21

３．２．１　測定装置 ……21

３．２．２　実験条件 ……22

３．３　摩耗切れ刃の確率過程モデル ……23

３．４　実験結果および考察 ……25
３．４．１　ランド分布の時間依存性 ……25
３．４．２　ランド分布の確率過程 ……28
３．４．３　ランドの規準値 ……29
３．４．４　ベルト粒度と切れ刃寿命特性 ……30
３．４．５　加工条件と切れ刃寿命特性 ……32
３．４．６　ベルトの硬さ・変性度と
切れ刃寿命特性 ……34
３．５　結　言 ……36

第４章　装飾仕上面の最適加工条件 ……38
４．１　緒　言 ……38
４．２　実験装置および方法 ……38
４．３　加工性能の評価モデル ……40
４．４　実験結果および考察 ……42
４．４．１　加工性能の評価関数 ……42
４．４．２　２次元応答曲面 ……47
４．５　結　言 ……50

第５章　仕上面の光学特性粗さ$S_N$と３次元粗さ形状特性値
との関連性 ……52
５．１　緒　言 ……52
５．２　表面微細形状の評価法 ……52
５．２．１　断面曲線の定常確率過程表示 ……53
５．２．２　３次元粗さ形状パラメータの評価量 ……54

５．２．３　長峰性突起の数と装飾品位の
評価量 ……55
５．３　実験装置および方法 ……56
５．３．１　測定試料 ……56
５．３．２　$S_N$測定装置 ……57
５．３．３　散乱光パターンの撮影法 ……58
５．４　実験結果 ……58
５．４．１　仕上面の光学特性粗さ ……58
５．４．２　仕上面のスペクトルモーメント特性 ……60
５．４．３　光学特性粗さと３次元
粗さ形状パラメータ ……61
５．４．４　光学特性粗さと谷底の曲率 ……63
５．４．５　光学特性粗さと中心線平均粗さ ……63
５．４．６　光学特性粗さと突起の数 ……64
５．４．７　光学特性粗さとスペクトルモーメント
の不変量 ……64
５．５　結　言 ……67

第６章　仕上面の視覚評価と３次元粗さ形状特性値の
因子分析 ……69
６．１　緒　言 ……69
６．２　実験装置および方法 ……69
６．２．１　測定試料 ……69
６．２．２　視覚評価と因子分析 ……70
６．２．３　仕上面の目通り性のむらと
光学特性粗さ$S_N$ ……71

6．3　測定結果および考察 ……71
6．3．1　視覚評価得点の因子分析結果 ……71
6．3．2　視覚評価の高級品質感と3次元粗さ形状特性値との関連性 ……75
6．3．2．1　突起の平均曲率$\overline{\zeta}$と平均傾斜角$\overline{\Psi}$ ……75
6．3．2．2　光学特性粗さ$S_N$と中心線平均粗さRa ……75
6．3．2．3　ピーク数Dpとゼロクロシング数Dz ……76
6．3．3　視覚評価の目通り性と3次元粗さ形状特性値との関連性 ……77
6．3．3．1　突起の平均曲率$\overline{\zeta}$と平均傾斜角$\overline{\Psi}$ ……77
6．3．3．2　光学特性粗さ$S_N$と中心線平均粗さRa ……77
6．3．4　すじ目むらの評価 ……78
6．4　結　言 ……82

第7章　研磨温度と仕上面の色彩評価 ……84
7．1　緒　言 ……84
7．2　実験装置および方法 ……84
7．2．1　ベルト作業面温度のインプロセス計測法 ……84
7．2．2　色彩の計測法 ……87
7．2．3　被削材および実験条件 ……89

７．３　実験結果および考察 ……89
７．３．１　砥粒切れ刃作業面温度 ……89
７．３．２　仕上面の測色結果 ……93
７．３．２．１　仕上面の色彩 ……93
７．３．２．２　仕上面の色差 ……96
７．４　結　言 ……97

第８章　総　括 ……99

第９章　補　遺 ……102

謝　辞 ……110

# 第１章　緒　　論

研磨ベルト加工された装飾仕上面は、金属地肌がヘアライン模様となっており、その美しさの故に高級装飾部品の意匠面に利用され、製品の付加価値を高めるのに役立っている[1)]。しかし、このヘアライン模様の評価に関しては、現在主として眼による官能検査に頼っている[2)]。

官能検査では、検査員の主観やさまざまな影響が入るため評価結果にバラツキが生じ易く信頼性が得られにくい[3)]。製品の品質を均一にし、評価の安定性を確保する上からも、装飾仕上面の視覚品位に関する工学的評価基準の早期確立が望まれている[4)~7)]。視覚品位の評価は一種の美の評価である。美を加工面の幾何学的な表面性状に絞って考えるとき、官能検査項目として取り上げられるべき３次元粗さ形状特性値はどのような項目であり、この値がどのような特徴を有するときに高い視覚品位を表示し、また視覚品位の高い表面性状を創成するための最適加工条件はどのようにして得られるのかといった点について工学的に明らかにすることは興味深い。仕上面の意匠性は、一般に表面反射光からの情報に基づき視覚的に判断される。　従って、光学式粗さ計で表示される客観的な一つの特性値[8)~24)]と人の眼が高品位と評価する項目との定量関係が明らかになると、その特性値が視覚品位の客観的な評価尺度となりうる。しかし、この評価量に関しては未だ不明である。この理由としては、次の点が考えられる。

①非等方性工学表面の一般的な３次元粗さ形状解析法が理論的に十分確立されておらず、特にベルト研磨面のような強非等方性表面に活用できる手法が確認されていない。

②視覚品位を評価するための計測法として触針式および光学式粗さ計があるが、光学式粗さ計を用いた場合得られる特性値が表面微細形状のどのような幾何学的項目を強く表示するのかは明らかにされていない。

③官能検査（高級品質感、目通り性）の内容は光学粗さ特性値や３次元粗さ形状特性値の各項目とどのような定量的関係にあるのか不明である。

ここで、①に関して過去の論文の主要点をみると、１９５７年にＬonguet－Higgins[25)~27)]は海洋面の波高を三角関数で表示しそのエネルギー密度のスペクトルモーメントと、波のピーク数、ゼロクロシング数、サミット数等※との関係を理論的に導出した。１９７１年、Ｎayarkはこの等方性表面解析手法を工学表面の解析に応用する基礎を築いた。一般に粗い工学表面の統計には高さ、傾斜、曲率の情報が必要である。Ｎayarkは表面の各特性値すなわち高さ、傾斜、曲率を確率変数とする同時確率分布が多次元の正規分布で表せることを基にＬonguet－Higginsの手法を統計学的に書き改めた[28)29)]。しかしこの手法を、実際の工学表面に応用する場合、スペクトルモーメントの算出法は精度のよいものでなければならない。しかし、従来の算出法は、粗さ曲線のピーク数とゼロクロシング数から逆算したり、エネルギー密度を積分するもの、または自己共分散関数を用いるものであった。これらの方法では、スペクトルモーメントの値が測定方向やサンプル間隔に依存する欠点があり、計算精度は十分なものとはいえない[30)31)]。これに対し、Wu,Ｐanditらが１９７４年に発表したＤ．Ｄ．Ｓ．手法[32)~34)]は工学表面の微細形状をより精度よく求めようとするものであるといえる。このＤ．Ｄ．Ｓ．手法は粗さ曲線の離散データから元の連続な断面曲線の性状を正規性定常確率過程解析によって推定しようとするものであり、スペクトルモーメントは連続型自己回帰移動平均ＡＭ（ｎ，ｍ）モデルの特性根より算出する。

ここで問題になるのはモデルの次数推定である。代表的な手法としてＦ．Ｐ．Ｅ（最終予測誤差）法[35)]が用いられるが、ランダムな表面ほど次数は収束せず数十次の高次数となる場合が多い[36)]。そこで長谷川は、実際の等方性工学表面として放電加工面をとりあげ、次数ｎと自己回帰係数の関係を調べた結果、

---

※　第６章，図６．１　参照

Ｆ．Ｐ．Ｅ法で計測される適性次数よりも極めて低い４次のモデルで十分な精度のスペクトルモーメントが得られることを明らかにした[37]。このようにＤ．Ｄ．Ｓ手法の拡張とスペクトルモーメント法との併用によって等方性工学表面の３次元粗さ形状解析法が進展した。

そこで著者は、非等方性表面であるベルト研磨面の解析にこの手法を適用し、断面曲線を連続型自己回帰過程Ａ（５）モデルで同定して解析をすすめる。

②に関しては、近年、超精密加工技術の進歩とともに仕上面の粗さ測定に非接触型光学式粗さ計を利用することが多くなってきているが、この光学式粗さ特性値のうちどの特性値を視覚評価項目として選定するかにかかっている。　現在、代表的な特性値となりうるのは光学特性粗さ$S_N$[38]であるが、これは仕上面からの反射光の回折と干渉の度合によって増減し、突起の長峰性とも関連が深いことから光学特性粗さ$S_N$が視覚品位の評価尺度となりうるかどうか検討する[39]。さらに、$S_N$が触針式粗さ計で計測される幾何学的な特性値とどのような関係にあるのか　測定データを基に統計学的に検討する。

③に関しては塚田ら[40]の報告があるが、本研究では方向性の強いベルト研磨面の美しさについて、男女５０名の人の眼による官能検査を実施し、これを因子分析法を用いて解析を行うとともに高い評価が得られるベルト研磨面の幾何学的特徴を要因分析し、官能検査結果の内容について検討する。

本論文では以上に述べた３項目が中心となるが、初めに装飾仕上面粗さ解析の前提となる粗さの生成機構を述べ、次に切れ刃寿命と最適加工条件について考察し、さらに色彩評価の観点から研磨時の加工温度と仕上面の色彩との相互関係についても検討を試みる。

以下に、本論文の構成を述べる。

第２章では、ベルトのランダムな切れ刃による表面粗さの生成機構を統計学的に考察する。生成される粗さの漸近理論分布を導出し、計測された粗さヒストグラムと対応するかどうかを明らかにする。また、導出された理論分布はその形状

係数を検討すると正規分布にかなり近くなることを明らかにするとともに、定常確率過程の前提が成立することを述べる。

第３章では、視覚品位の高い仕上面を得るために必要な、切れ刃の寿命過程を取り上げる。切れ刃ランドの時間依存性を確率過程論的に考察し、視覚品位の信頼性解析を試みる。視覚品位の高い加工が継続できる信頼性関数および視覚品位低下率関数は、ランドが研磨速度、押付荷重、粒度、硬さ、変性度および研磨時間によってどのように関数表示できるか実験結果をもとに多変量解析し、導出する。

第４章では、意匠設計を目的とした仕上面の最適加工条件について検討する。累積研磨時間と共に変化するベルト切れ刃の加工能力を表面粗さから評価することを試み、研磨時間を考慮した最適加工条件をシンプレックス法を適用して明らかにする。

第５章では、仕上面の光学特性粗さ$S_N$と３次元粗さ形状特性値との関連性について統計的評価を行う、$S_N$は、触針式粗さ計で計測された何次のスペクトルモーメントと最も強い相関性を示すのかを検討する。すなわち、高視覚品位を表示する$S_N$が持つ仕上面の幾何学的意味について明らかにする。

第６章では、人の眼による仕上面の視覚評価と３次元粗さ形状特性値との関連性について定量的に検討する。因子分析法によって要因分析を行い、３次元粗さ形状特性値として取り上げた突起の長峰性、平均曲率、平均傾斜角、ピーク数、中心線平均粗さと人の眼の評価の関係について明らかにする。

第７章では、ベルト作業面温度を光ファイバーでインプロセス計測できる装置を製作し、研磨温度と仕上面の色彩および色差との相互関係を実験的に明らかにする。研磨温度が上昇すると仕上面にやけが発生するが、測色を行い、色彩は、彩度、色相、明度のうちどの項目が最も強く変化するか表面の視覚評価の観点からＳＵＳ３０４、Ｓ４５Ｃ、Ｓ２０Ｃの研磨試料について考察を行う。

第８章は本論文の総括である。

# 文　　献


1）　精機学会「新しいベルト研削加工システムに関する調査研究分科会編：－ベルト研削の原理と応用－」(1982)59.

2）　氷見谷剋麿：種々の模様の加工方式、精密機械、42,12,(1976)1130.

3）　奈良治郎：表面粗さの感覚的計測、精密機械、42,12(1976)1088.

4）　高藤英生、石田次雄、草鹿履一郎（新日本製鉄・基礎研究所）：新しい粗度評価法と鋼板面での光の散乱特性解析への応用、62,6(1976)679.

5）　中村孝男、永山和彦（日立製作所）：研磨ベルトによる表面仕上とその評価、精機学会講演論文集(1980-秋)467.

6）　浅野雄一郎、栗田邦夫、平橋明、増田清隆、藤原俊二（川崎製鉄）：レーザー光を利用したオンライン表面粗度計の開発、日本金属学会会報、23,5(1984)413.

7）　小園東雄、浅井徹、荒川勲、杉本雅彦（新日本製鉄・八幡製鉄）：冷延鋼板の表面粗さ解析システム、精機学会講演論文集（1985-秋)731.

8）　精機学会「光を用いた工学表面の性状評価分科会編：非接触方式による精密加工表面の性状評価－基礎と光学方式の応用-」、理工企画(1985).

9）　P.Beckmann and A.Spizzichino, The Scattering of Electromagnetic Waves from Roughness Surfaces ,Pargamon press ,Oxford,(1963)80/97.

10）　J.C.Dainty:Laser Speckle and Related Phenomena, Springer-Verlag (1984)68/74.

11)　藤本定正：虹面の種類に及ぼす表面の微細形状の影響、精密機械、37,3(1971)184.

12）　H.Fujii and T.Asakura: Roughness Measurements of Metal Surface Using Laser Speckle,J.Opt.Soc.Amer.,67,9(1977)1171.

13)　E.L.Church: The Measurement of Surface Texture and Topography by Differential Light Scattering ,Wear,57(1979)93.

14）　E.L.Church,H.A.Jenkinson and J.M.Zavada: Measurement of the Finish of Daiamond-Turned Metal Surfaces by Differential Light Scattering. Opt.Engng.,16(1977)360.

15）　酒井泉、沢辺雅二：光学的反射方式による表面粗さ測定の研究、精密機械、48,11(1982)1478.

16) 井上順章、稲崎一郎、米津栄：光学ファイバーによる研削仕上面あらさのインプロセス測定、日本機械学会論文集、47,424(1981)1672.

17) 関口博、竹山秀彦、村田良司、松崎寛：切削仕面粗さのインプロセス測定に関する研究、日本機械学会論文集、43,374(1977)3893.

18) E.G.Thwaite:The Direct Measurement of the Power Spectrum of Rough Surface by Optical Fourier Transformation,Wear,57(1979)71.

19) R.D.Young,T.V.Vorburger,E.C.Teague: In-Process and On-Line Measurement of Surface Finish,Annals of the C.I.R.P.,29,1(1980)435.

20) E.L.Church,H.A.Jenkinson,and J.M.Zavada:Relationship between Surface Scattering and Microtopographic Features, Opt. Engng.,18, 2 (1979)125.

21) 案達正明、林昭博、沖田耕二：反射レーザ光拡がりによる金属表面粗さ形状のモニタリング、計測自動制御学会論文集、20,6(1984)536.

22) 案達正明、林昭博、沖田耕二：反射されたレーザ光の拡がりを用いる曲面上の粗面のモニタリング、精密工学会誌、52,6(1986)1043.

23) T.Tsukada and K.Yanagi: An Application of CCD Image Sensor to a Measurement of Surface Roughness,Bull.Japan Soc.of Prec.Engng.,17, 3(1983)209.

24) 柳　和久、前田哲二、塚田忠夫：反射レーザ光強度分布測定による精密加工面粗さの非接触評価技法、精密工学会誌、52,4(1986)723.

25) M.S.Longuet-Higgins:Statistical Properties of an Isotropic Radom Surface,Philos.Trans.Roy.Soc.,Ser.A,249(1957a)157/174.

26) M.S.Longuet-Higgins: The Statistical Analysis of a Random Moving Surface ,Philos.Trans.Roy.Soc.,Ser.A,249(1957b)321/387.

27) M.S.Longuet-Higgins:The Statistical Geometry of Random Surfaces, In Hydrodynamic Stability, Proc.13th Sympo.on Appl.Maths.,Am.Math. Soc.(1962)105/143.

28) P.R.Nayak :Random Process Model of Rough Surfaces, Trans. of the A.S.M.E.,J of Lub.Tech.,93,(1971)398.

29) P.R.Nayak :Some Aspects of Surface Roughness Measurement, Wear, 26 (1973)165.

30) R.S.Sayles,T.R.Thomas :Measurement of the Statistical Microgeometry of Engineering Surfaces,Trans.of the A.S.M.E., J.of Lub.Tech., 101 (1979)409.

31) T.R.Thomas: Rough Surfaces,Longman Group Limited,New York(1982)136

32) S.M.Pandit and S.M.Wu:Data Dependent Sysytem —A New Approach to Manufacturing System Analysis, Proc. of the I.C.P.E, Tokyo, Japan, Aug.26-29,(1974)82.

33) S.M.Wu:Dynamic Data System -A New Modeling Approach-Trans. of the A.S.M.E.,J. of Engng.for Industry,99,3(1977)708.

34) S.M.Pandit,F.Nassirpour,S.M.Wu:Stochastic Geometry of Anisotropic Random Surfaces with Application to Coated Abrasives,Trans.of the A.S.M.E.,J. of Engng. for Industry,Feb(1977)218.

35) 赤池弘次、中川東一郎：ダイナミックシステムの統計的解析と制御、サイエンス社（1972)53.

36) 長谷川素由：研削仕上面の粗さ生成機構に関する研究(第５報）－断面曲線の確率過程モデル－、精密機械、46,4(1980)416.

37) 長谷川素由：定常確率過程による放電加工表面の粗さ形状解析、精密機械、47,7(1981)842.

38) R.Brodmann:Optishes Ruaheitsmessgerat für die Fertigung, Feinwerktechnik Und.Messtechnik,91,2(1983)63.

39) R.Brodmann,G.Hubner,N.Rau,W.Staiger:Surface Quality Inspection in Rocker Arm Manufacturing Using an Optical Roughness Measuring Device,Industrial & Produc.Engng.3(1983)126.

40) 塚田忠夫、椎野龍雄：表面の粗さと視覚による品位について、精機学会講演論文集、(1983-秋）275.および文献 8）118.

# 第２章　研磨ベルトによる装飾仕上面の粗さ生成機構

## ２．１　緒　言

意匠部品などの表面仕上げでは、仕上面に視覚評価が高い美的な微細模様を創成することが要求される。この装飾仕上面の粗さ生成機構については、これまでの報告がコンタクトホイール型に限られている[1)2)]ため不明な点が多い。

まず、本章ではプラテン型定荷重方式による研磨ベルト仕上加工法を取り上げ、高視覚品位の表面粗さの生成機構について理論的に検討する。

研磨ベルトを使った粗さ生成機構には次のような特徴がある。①砥石に比べ砥粒の長短比が大きく、さらに切れ刃が互いに独立しているため視覚評価の高い長峰性突起を瞬時に創成することができる。②砥粒が基材に単層に静電塗装されているため、粗さ生成に関与する範囲はおおよそ切れ刃分布の平均の位置までに限られる。③鋭利な切れ刃による装飾仕上加工であるため、切れ刃の摩耗が仕上面の微細構造に対し直接的に影響を及ぼす。そこで、プラテン型研磨ベルトの粗さ生成機構の解析に当たっては、砥粒分布に代表される切れ刃のランダム性をどのように関数表示するかが問題となる[3)4)]。

ここでは、切れ刃の摩耗を考慮して切れ刃分布の時間依存性を実験的に明かにするとともに、粗さ生成機構を砥粒切れ刃分布から任意に抽出された互いに独立でランダムな切れ刃による確率統計量で表示されるものと考えて理論的考察を行い、実験的検証を試みる。

## ２．２　実験装置および方法

図２．１は試作した定荷重プラテン型ベルト研磨装置の概略を示したものである。図において工作物④は保持具に取付け、荷重は電磁石②を通る連結棒③先端のウェイト①によってプレート面⑤上のベルト⑨に垂直にかけられる。所定時間研磨するとロータリエンコーダ⑪を備えた距離計⑧からのリレー信号⑦によって

電動機⑩（定格出力３ｋＷ）は、自動的に停止する。停止命令が入力されると瞬時に電磁石が作動し、励磁力によって試料が持ち上げられ所望の加工条件が正確に設定できる。実験は、$3^3$ 要因計画法に基づき表２．１に示す加工条件についてベルト切れ刃分布の時間依存性をそれぞれ調べた。切れ刃分布の時間依存性は、使用したベルトの累積研磨時間 $t$ が同表に示した７個の設定値に達したとき、実験装置からベルトを取りはずし、図２．２に示すテンション治具①にベルト②を取り付け、小坂式万能粗さ形状測定器（ＳＥ－３Ｃ）③により先端角６０°の触針を使い研磨方向と直角にベルト表面を走査して求めた。

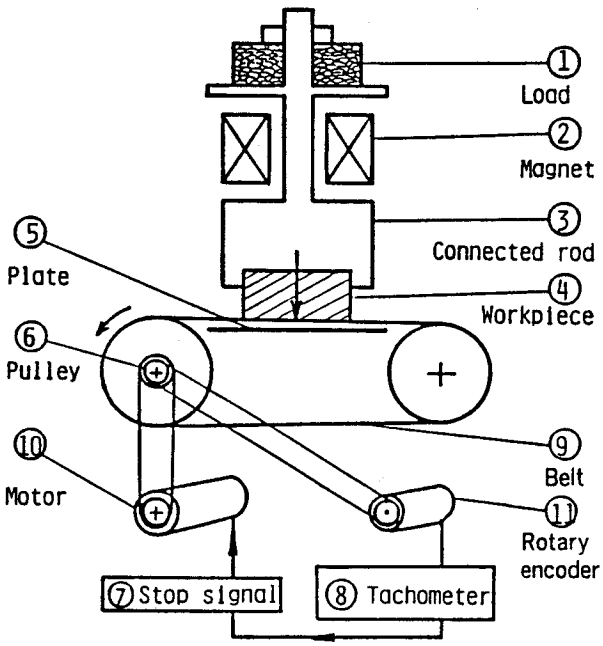



図２．１　ベルト研磨実験装置

表２．１　実験条件

| | |
|---|---|
| Coated abrasive belt (Ricken-Norton Co.) | A#80, A#150, A#240 Resin-bonded, HM=9.4 (100(W)x915(L)mm) |
| Grinding V speed | 480, 960, 1440 m/min {8} {16} {24 } m/s |
| Contact pressure W | 17, 35 , 50 kPa |
| Workpiece material | Carbon steel JIS-S45C (HB=200) (30x30x15mm) |
| Grinding fluid | None |
| Grinding time t | 10,30,100,300 1000,1800,3600 S |

このときベルトプロフィールの変化を正確にとらえるため、けがき針を使ってけがいた＋印を常にスタート点とした。これにはパルスモータ（２．５μm／ｐｕｌｓｅ）⑥を使い、テーブル⑦を前後に微動させ＋印を確認しながらプロフィールを測定した。この方法ではベルト表面上、ほぼ同一箇所を走査することができる。走査したベルトプロフィールのサンプリング間隔は５μm、測定長さはベルト表面上の２０．４８mm（サンプル数は４０９６個）である。また解析にはミニコンピュータ（アイ電子製ＡＩＣＯＭ－Ｃ６）⑤を用いた。

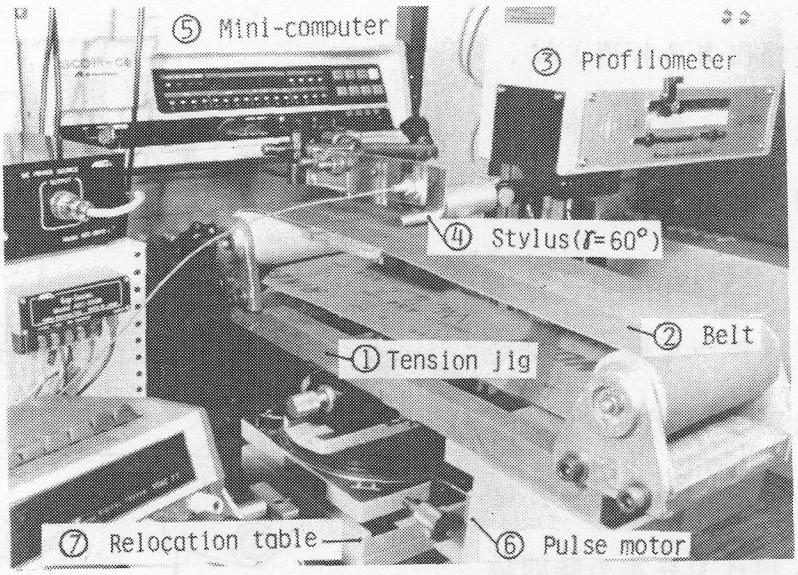



図２．２　ベルト切れ刃プロフィールの測定装置

## ２．３　実験結果および考察

### ２．３．１　ベルト切れ刃の分布特性

#### ２．３．１．１　切れ刃分布形

研磨ベルトに使用される砥粒の形状は細長い楕円体であり、砥石に比べその先端は鋭利である。電着前の砥粒形状を調べた結果を表２．２に示す。表から明らかなように砥粒切れ刃の高さｈとその直径ｄの比すなわち長短比は平均で約１．５３と大きい。このような砥粒がベルト基材に対して垂直に静電塗装されるが、コーティング剤の厚さむらがあって、研磨ベルトは一般に上びきと呼ばれる突出した切れ刃が多くなるのが特徴である。図２．３は、触針式粗さ計で測定した粒度１５０番のベルト切れ刃プロフィールの時間的変化を示したものである。初期（ℓ＝１Ｓ）のベルトのプロフィールには、突出した切れ刃が多いが、研磨時間の経過とともに切れ刃が摩耗し、累積研磨時間が

表２．２　研磨ベルトの砥粒形状

| G (#) | h (μm) | d (μm) | h/d | G | h (μm) | d (μm) | h/d |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 24 | 1206 | 814 | 1.47 | 150 | 149 | 91 | 1.64 |
| 30 | 1045 | 717 | 1.46 | 180 | 125 | 82 | 1.52 |
| 36 | 914 | 606 | 1.51 | 240 | 102 | 68 | 1.50 |
| 40 | 712 | 483 | 1.47 | 280 | 81 | 53 | 1.53 |
| 50 | 590 | 392 | 1.51 | 320 | 69 | 58 | 1.42 |
| 60 | 422 | 294 | 1.44 | 400 | 47 | 31 | 1.52 |
| 80 | 306 | 193 | 1.59 | 500 | 39 | 24 | 1.63 |
| 100 | 239 | 158 | 1.51 | 600 | 30 | 20 | 1.50 |
| 120 | 203 | 119 | 1.71 | Mean of h/d | | | 1.53 |

G: grain size number　h: height of grain　d: diameter of grain

１００秒になると切れ刃の高さが整合されてくる。さらに、摩耗が進行してｔが１０００秒以上になると表面プロフィールには、砥粒の脱落や欠損が認められるようになる。また、ｔが３６００秒に到達したベルトでは、切れ刃の平坦化が進行しているのがよくわかる。

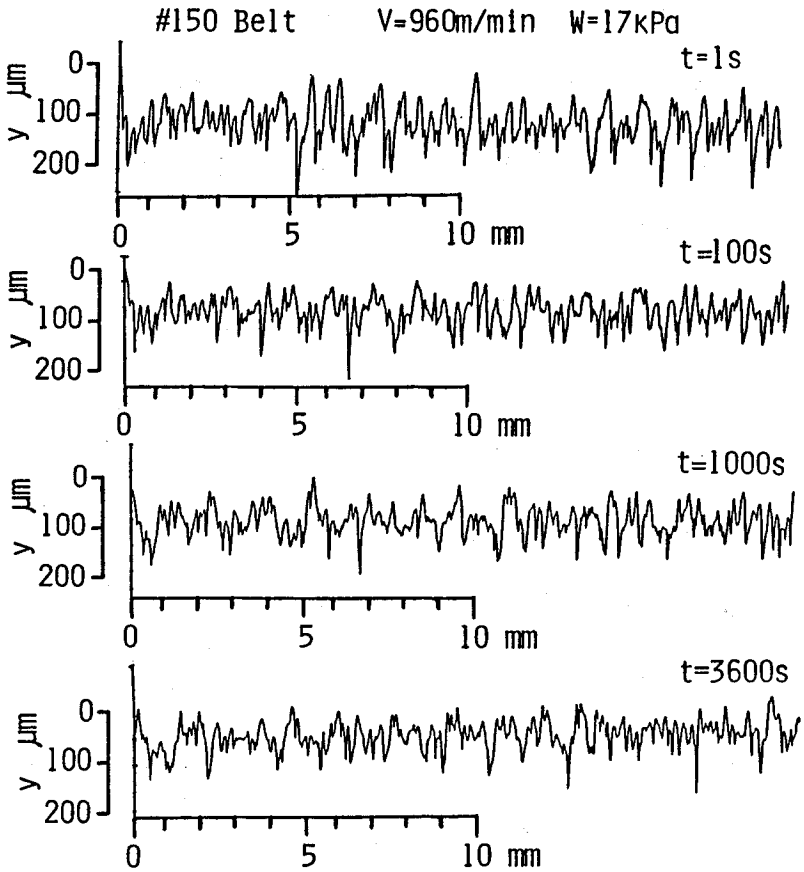



図２．３　切れ刃プロフィールの時間的変化

図２．４は、切れ刃高さの時間依存性を確率分布で示したものである。この確率分布の座標ｙは最も高い切れ刃頂点を基準にとり、切れ刃プロフィールまでの測った距離を表す。図は、切れ刃の全領域について全般的な切れ刃の時間的変化を把握するため次の正規分布で比較した。累積研磨時間の増加とともに、切れ刃分布範囲は狭くなり、母数の値が小さくなることがわかる。

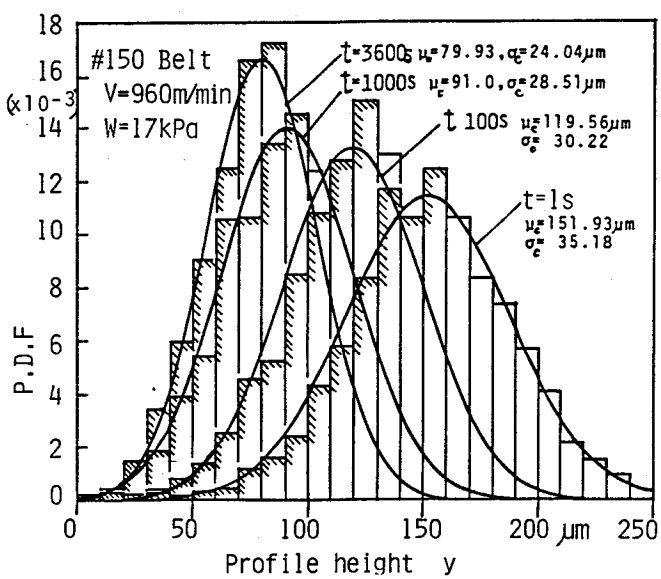



図２．４　切れ刃高さ分布の時間的変化

$$f(y)=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_c}\exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{y-\mu_c}{\sigma_c}\right)^2\right\} \qquad (2.1)$$

上式で、$\mu_c$ と $\sigma_c$ は、切れ刃高さ分布の平均値と標準偏差である。切れ刃高さ分布の時間依存性が正規分布で定量的に比較できることがわかったので、分布形の母数である平均値 $\mu_c$ と標準偏差 $\sigma_c$ についてその時間依存性を各加工条件について計測した結果の一例を示すと図２．５のようになる。$\mu_c$ と $\sigma_c$ の計測結果を多変量解析すると、次式でそれぞれ表示できる。

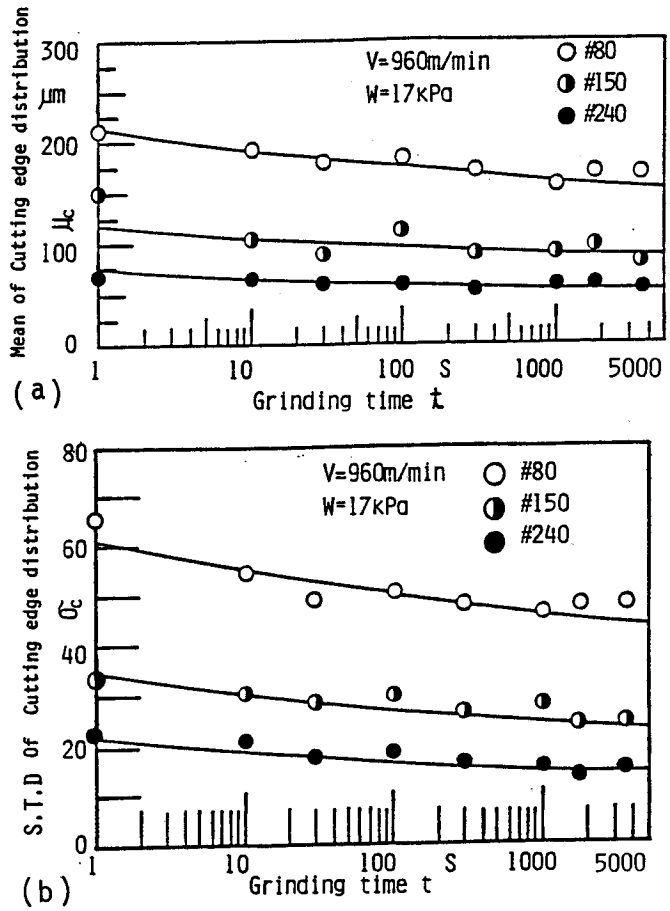



図２．５　切れ刃高さ分布の(a) 平均値 $\mu_c$
(b) 標準偏差 $\sigma_c$

$$\mu_c = 30282.24 G^{-1.04} V^{-0.03} W^{-0.05} t^{-0.04} \quad (R^2 = 79.6\%) \quad (2.2)$$

$$\sigma_c = 6845.83 G^{-0.98} V^{-0.03} W^{-0.06} t^{-0.03} \quad (R^2 = 78.1\%) \quad (2.3)$$

式中、Ｇは粒度番号、Ｖは研磨速度 (m/min)、Ｗは押付荷重（kPa)およびｔは累積研磨時間（秒）である。なお、（　）の$R^2$ は寄与率である。

### ２．３．１．２　切れ刃高さ分布の形状係数

前項において、切れ刃高さ分布の時間依存性を、全領域の切れ刃を取り上げ正規分布関数で表示した。しかし、表面粗さの生成機構を理論解析するに当たっては全領域の切れ刃が切削に関与するわけではないから、切り込み量よりも大きい平均の位置までの切れ刃分布を考慮すれば十分である。

図２．６は、ベルト研磨仕上げ工程に多用される＃１５０番のベルトの初期分布を例にとり、式（２．２）で得られる平均の位置までの切れ刃分布を打ち切り型放物線分布で表されることを示したものである。この場合、対象となる有効切れ刃分布関数Ｆ（ｙ）およびその確率密度関数ｆ（ｙ）はそれぞれ次式で表される。

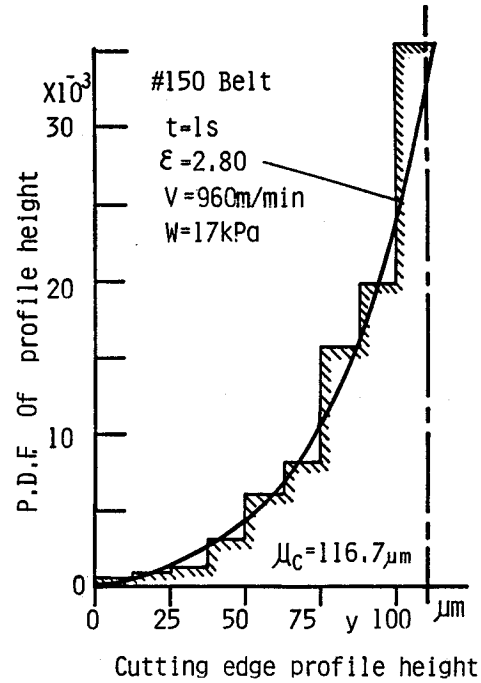



図２．６　切れ刃の打ち切り型放物線分布

$$F(y) = \left(\frac{y}{\mu_c}\right)^{\varepsilon+1} \qquad (2.4)$$

$$f(y) = \frac{\varepsilon+1}{\mu_c}\left(\frac{y}{\mu_c}\right)^{\varepsilon} \qquad (2.5)$$

ここでｙは、切れ刃頂点を基準にとり、切れ刃までの測った距離、$\varepsilon$ は切れ刃分布の形状係数である。理論展開を行う上で、切れ刃分布の形状係数は実測する必要がある。

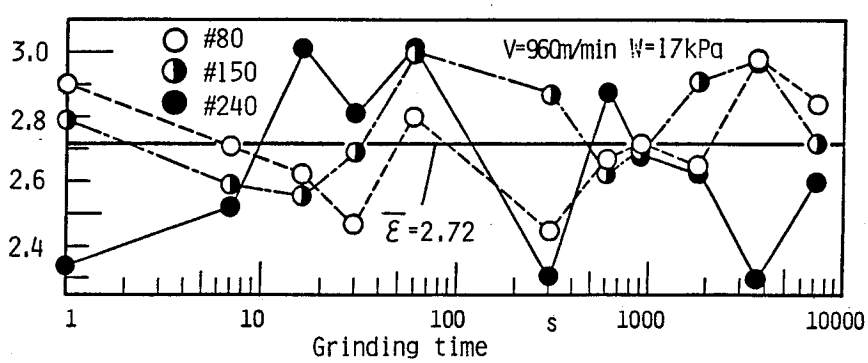



図２．７　切れ刃分布の形状係数

図２．７は、＃８０，＃１５０，＃２４０の３種類のベルトについて形状係数を計測した結果である。実験結果を基に、$\varepsilon$ とベルト粒度Ｇおよび累積研磨時間ｔとの関係を求めると次式で表される。

$$\varepsilon = 2.93 t^{0.002} G^{-0.018} \qquad (2.6)$$

ここに採用した加工条件についてεの平均値は約２．７２である。

## ２．３．２　仕上面粗さの分布特性

### ２．３．２．１　粗さの厳密分布

切れ刃分布の測定結果から、切れ刃分布は有限型分布で表示されることがわかったので、これを基に研磨ベルトによって創成される仕上面粗さの理論分布を導出する。図２．８は、本研磨方式で仕上面粗さが生成される機構を示している。

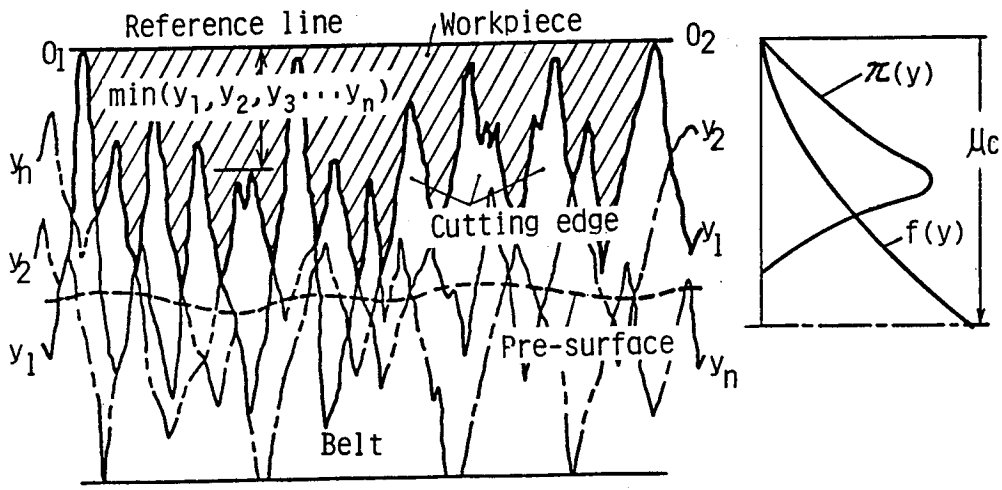



図２．８　仕上面粗さの生成機構に関する確率モデル

基準線（$\overline{O_1 O_2}$）を切れ刃頂点に設定すると、ベルトのランダムな切れ刃$y_1$，$y_2$，…$y_n$によって創成される仕上面粗さの厳密分布は、基準線から測った切れ刃までの距離の最小値の分布で表される。いま、粗さの確率分布をＧ（ｙ）で表すと次式のように導ける。ｎは粗さの生成に関与した切れ刃のサンプルサイズである。

$$
\begin{aligned}
G(y) &= Pr\{\min(y_1, y_2, \cdots y_n) \leqq y\} \\
&= 1 - Pr\{\text{All } y_i > y\} \\
&= 1 - Pr\{y_1 \geqq y\}\, Pr\{y_2 \geqq y\} \cdots Pr\{y_n \geqq y\} \\
&= 1 - [1 - F(y)]^n \qquad (2.7)
\end{aligned}
$$

この確率密度関数ｇ（ｙ）は、上の式を微分して次のように得られる。

$$
g(y) = n \cdot f(y) \{1 - F(y)\}^{n-1} \qquad (2.8)
$$

上式において、切れ刃分布の分布形とサンプルサイズがわかると粗さの分布が

厳密に計算できる。ところで、研磨ベルト仕上加工では、切れ刃の数nが十分多いと考えられるので、この場合の仕上面粗さの分布、すなわち仕上面粗さの漸近分布について考察する。

### ２．３．２．２　粗さの漸近分布

粗さの分布関数Ｇ（ｙ）は、研磨ベルト仕上加工の場合、切削に関与するサンプルサイズが十分大きいと考えられるから、次式で定義される特性極値 $\rho$ を導入し、

$$F(y)\Big|_{y=\rho} = \frac{1}{n} \qquad (2.9)$$

仕上面粗さの極限分布すなわち漸近確率分布を $\Pi(y)$ で表わすと $\Pi(y)$ は、式（２．７）～（２．９）を用いて次のように導ける[5]。

$$\begin{aligned}
\Pi(y) &= \lim_{n\to\infty} G(y) \\
&= \lim_{n\to\infty} \{1-[1-F(y)]^n\} \\
&= 1-\lim_{n\to\infty}\left[1-\frac{1}{n}\left(\frac{F(y)}{F(\rho)}\right)\right]^n \\
&= 1-\exp\left[-\left(\frac{F(y)}{F(\rho)}\right)\right] \\
&= 1-\exp\left[-\left(\frac{y}{\rho}\right)^{\omega}\right] \quad (\omega=\varepsilon+1)
\end{aligned} \qquad (2.10)$$

また、この確率密度関数 $\pi(y)$ は下記のように表される。

$$\pi(y) = \left(\frac{\omega}{\rho}\right)\left(\frac{y}{\rho}\right)^{\omega-1}\cdot \exp\left[-\left(\frac{y}{\rho}\right)^{\omega}\right] \qquad (2.11)$$

これは、統計学における第３漸近最小値分布に相当し、一般にはワイブル分布と呼ばれる。この自乗平均平方根Ｒｑは、次式で表される。

$$Rq = \rho\left[\Gamma(1+2/\omega)-\Gamma^2(1+1/\omega)\right]^{1/2} \qquad (2.12)$$

上式でΓは、ガンマ関数を表わす。

### ２．３．２．３　サンプルサイズ

前節までで、仕上面粗さの確率分布が導出された。ここで、問題となるのは工作物内の任意の一点を通過した互いに独立な切れ刃の数、すなわちサンプルサイズｎの求め方である。

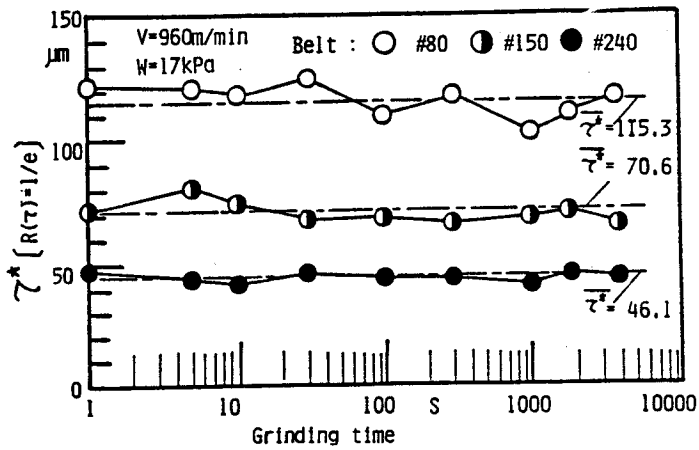



図２．９　切れ刃プロフィルの相関の及ばない距離

一般に、サンプルサイズはベルト切れ刃プロフィールについて互いに相関の及ばない距離で分割した切れ刃の数と考えられる。図２．９は、このプロフィールの自己相関係数ｒ（τ）の値が1/e になるときの距離τ* を３種類の粒度別に整理したものである。また、図２．１０（ａ）（ｂ）（ｃ）は、切れ刃ピーク値の分布の測定結果である。図中、$\mu_p$ と $\sigma_p$ は、平均値と標準偏差である。既出の図２．４は、切れ刃の表面全体についてその統計的特性を示したが、図２．１０のピーク値の場合も図２．４と同様に正規分布で表示できることがわかる。ここで装飾仕上加工は図２．３からも明かなように、ベルト上の突出した切れ刃が主に目通り性のある長峰性突起を創成する主因であるから、切削に関与する切れ刃は分布の平均の位置まで測った切れ刃分布範囲の中で浅い部分を占めるに過ぎな

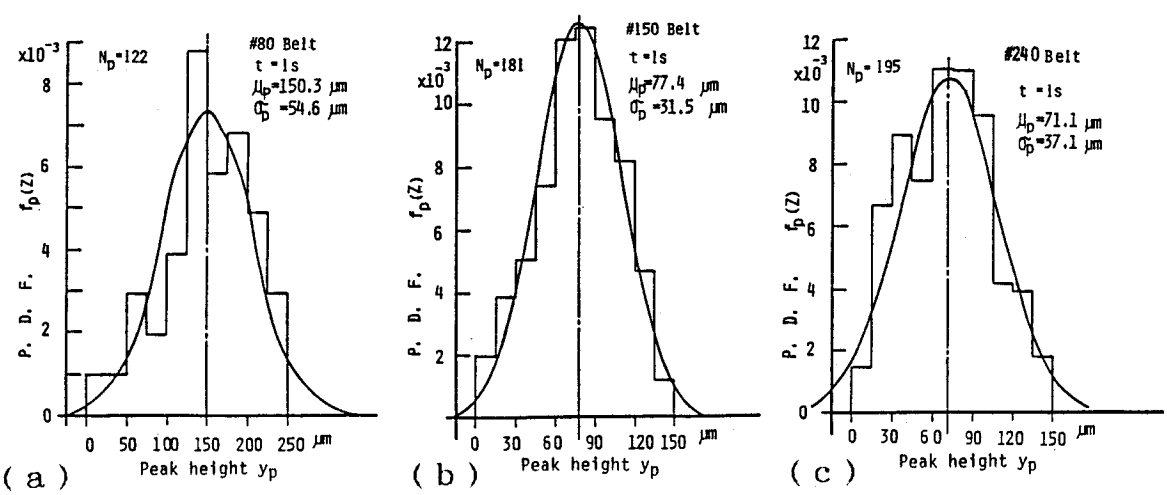



図２．１０　切れ刃ピーク値の分布（$L_b$=915mm, $L_p$=10mm）

い。したがってサンプルサイズの計算に当たって、いま切れ刃頂点より測った深さ（$\mu_p - \sigma_p$）の位置までが切削に関与するものと考えると、サンプルサイズnはピーク値の測定を行ったベルトの測定長さを$L_p$、そのピーク数を$N_p$、ベルトの全長$L_b$，研磨時間を t 、研磨速度をVとすると次式が導ける。

$$n = Np \cdot \left(\frac{L_b}{L_p}\right) \cdot \int_{-\infty}^{-\sigma_p} f_p(z)\,dz + \frac{V \cdot t}{L_b} \qquad (2.13)$$

ここで、$f_p(Z)$ は次式の切れ刃ピーク値の分布を表す。

$$f_p(Z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left\{-\frac{1}{2} Z^2\right\}, \quad Z = \frac{y - \mu_p}{\sigma_p} \qquad (2.14)$$

この式は、標準正規分布N（０，１）と呼ばれる。いま切れ刃頂点から（$\mu_p - \sigma_p$）の位置までが切削に関与するとその確率は０．１５８になるから、サンプルサイズは次の近似式で表せる。

$$n = 0.158\ Np\left(\frac{L_b}{L_p}\right) + \frac{V \cdot t}{L_b} \qquad (2.15)$$

### ２．３．２．４　仕上面粗さの理論分布の吟味と評価

#### a）仕上面粗さの確率分布

図２．１１(a),(b),(c) はサンプルサイズnおよび切れ刃分布の形状係数εの測定結果を基に＃８０，＃１５０，＃２４０の研磨初期のベルトを使って生成した仕上面粗さ分布のヒストグラムである。図中の曲線は、式（２．１１）と実験条件から計算によって求めた理論曲線であり、ヒス

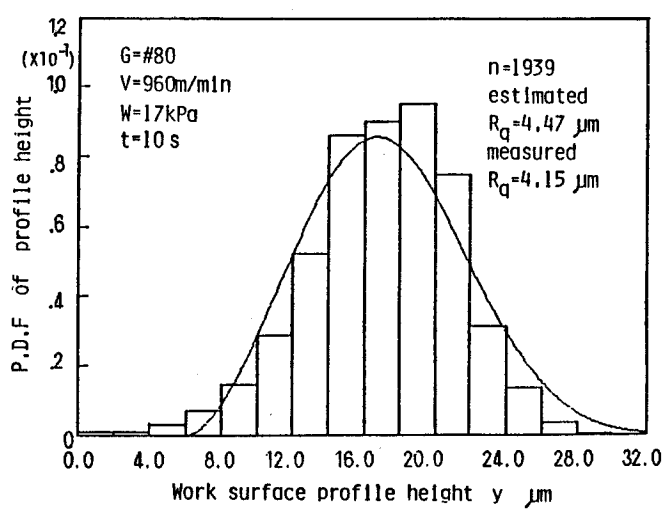



図２．１１（ａ）　仕上面粗さの理論分布
（ベルト粒度＃８０）

トグラムの傾向と良い一致を示している。また、図中の数値は、仕上面粗さの理論値および測定値である。理論値は、式（２．１２）から求めたものであるが、測定値と比較的よく一致している。図２．１２は、理論的考察が成立する限界を把握するためワイブル確率紙を用いて実験値と理論値の対応関係を調べた結果である。図からわかるように累積研磨時間が１０００秒までは両者はよく一致しているが、累積研磨時間が１８００秒以上になると適合性が低下する。このことから、砥粒切れ刃が摩耗すると粗さの統計的性質がワイブル確率から離れてくることがわかる。

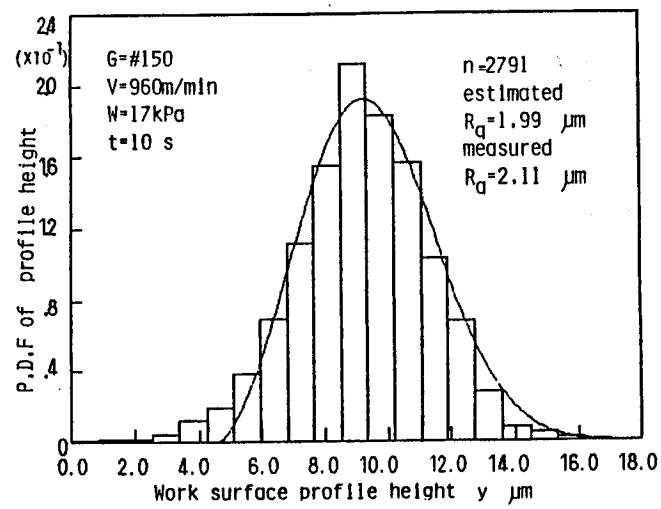



図２．１１（ｂ）　仕上面粗さの理論分布
（ベルト粒度＃１５０）

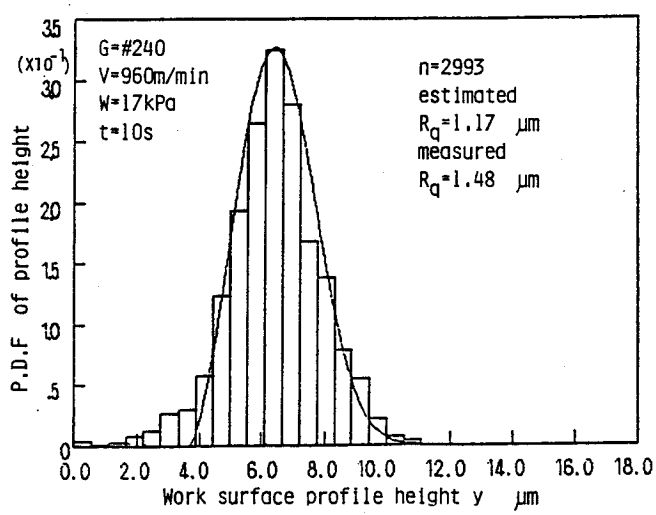
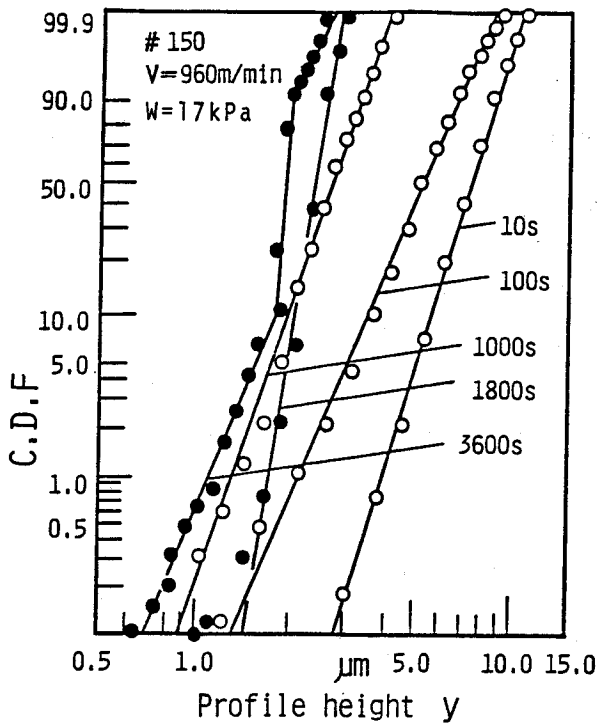



図２．１１（Ｃ）　仕上面粗さの理論分布
（ベルト粒度＃２４０）

ｂ）サンプルサイズ

図２．１３は、各粒度のベルトについてサンプルサイズｎを式（２．１５）から計算した結果を示す。サンプルサイズに関しては、前項で導出した式（２．１２）でＲｑとωの値が実験から測定されておれば逆算できる。そこで式（２．１２）よりサンプルサイズを逆算し、同図に示すと破線のようになる。両者の値にはわずかに差が認められるが両者の傾向は良く一致している。



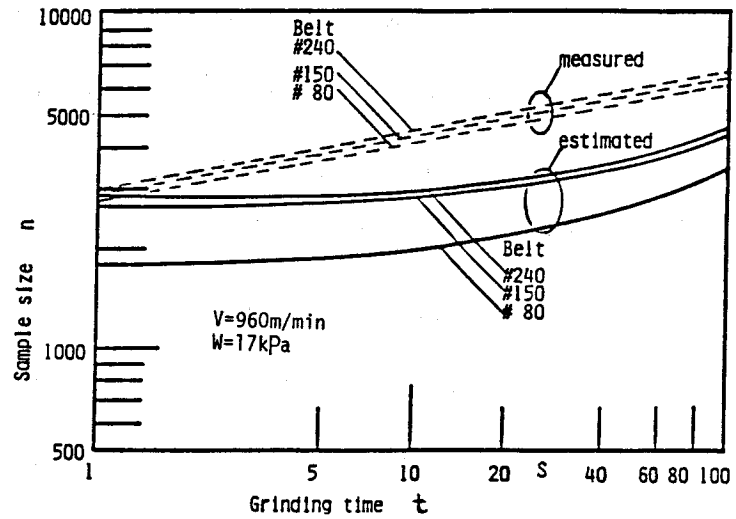




図２．１２　仕上面粗さの確率分布の検定　図２．１３　切れ刃サンプルサイズｎの変化

## ２．４　結　言

本章ではベルトのランダムな切れ刃による仕上面粗さの生成機構を統計学的に考察した。得られた主な結果は、次のとおりである。

(1) ベルトの切れ刃高さ分布は、＃８０，＃１５０，＃２４０についてその平均値までを測定した結果、打切り型放物線形で表示でき、その形状係数は、時間依存性が低く約２．７２である。

(2) 切れ刃高さの時間依存性を特に切れ刃全領域について検討すると、正規分布で表示できる。

(3) 仕上面粗さの確率分布は、基準線を切れ刃頂点に設定すると、切れ刃の最小値の分布で表され、その漸近分布はワイブル分布で表される。
しかし、ワイブル分布の形状係数は$\omega = 3.6$のとき正規分布となるが、実測値が$\omega = 3.72$となるためこの分布は正規分布にかなり近い。

(4) 仕上面粗さ分布の統計的性質は、ベルトの累積研磨時間が１０００秒を過ぎるとワイブル分布法則からはずれてくる。

## 参 考 文 献


1) 難波義治、津和秀夫；ベルト研削に関する研究（第５報）－研削仕上面あらさの解析－，精密機械，41,5(1975)374.

2) 樋口静一、花岡忠昭；ベルト研削における研磨ベルト厚さ分布の変化と仕上面粗さの関係，精密機械，48,7(1982)881.

3) 織岡貞次郎；確率論を応用した研削仕上面創成の理論，日本機械学会誌，63,499(1960)1185.

4) k.Bruckner,Die Schneideflache der schleifscheibe und ihr einfluss auf schnittkrafte beim Ausenrundschleifen,Industrie Anzeiger,86,11,(1964)173.

5) M.Hasegawa;Order Statistical Approach to Ground Surface Generation , Trans.A.S.M.E,103,1(1981)22.

# 第３章 切れ刃寿命の信頼性解析

## ３．１ 緒 言

第２章では、装飾仕上面の粗さ生成機構を統計学的に考察した結果、粗さ分布の性質はベルトの累積研磨時間が１０００秒を過ぎると生成機構が変化し、ワイブル法則が適合しなくなることを述べた。一般に、装飾仕上面の品位はベルトの切れ刃の状態に依存し、切れ刃の摩耗がある限界量すなわち寿命を超えるとその視覚品位が低下し始める。 そこで、本章では砥粒切れ刃の摩耗分布を一定の累積研磨時間ごとに測定し、これを基に切れ刃の寿命過程を確率論的に考察する。

これまでに報告された切れ刃寿命の研究を概観すると、摩耗過程をモンテカルロシミュレーションしたもの、研削機構に摩耗を考慮した解析などがあるが[1)2)]、視覚品位の高い仕上面を得るための切れ刃の時間依存特性すなわち切れ刃寿命の信頼性解析を試みたものはほとんど見当たらない。ここでは、切れ刃の寿命特性を研磨時間との関係で明らかにするため切れ刃のランドの変化に着目する。ランドが研磨速度、押付荷重、粒度、硬さ、変性度および累積研磨時間によってどのように関数表現できるか実験結果を基に多変量解析を行う。さらに、ランドの分布が確率過程で表示できることを示すとともに、これを基に切れ刃の視覚品位に関する信頼性解析を試みる。

## ３．２ 実験装置および方法

### ３．２．１ 測定装置

摩耗実験は、第２章の実験に使用したプラテン型ベルト研磨装置で行った。図３．１は、切れ刃のランドを測定するシステムを示す。工具顕微鏡のテーブル上にベルトのテンション治具①を取付け、

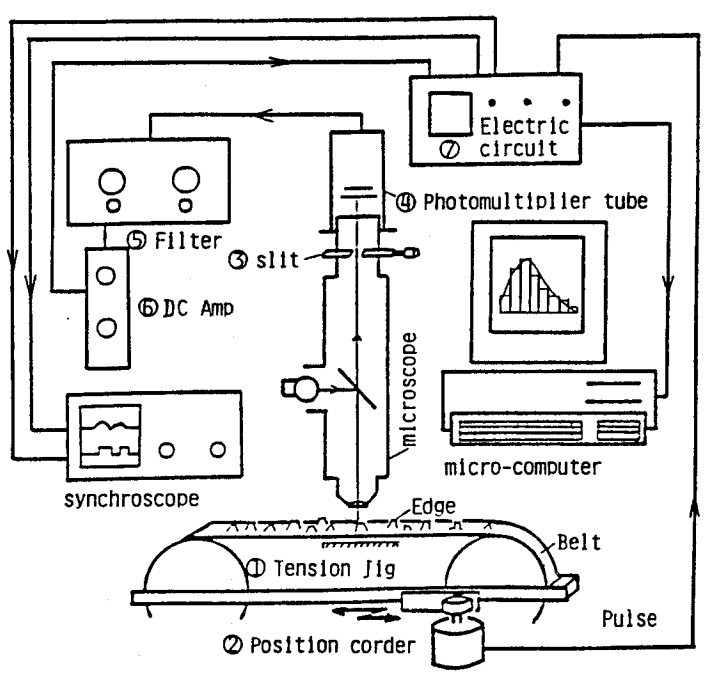



図３．１ 切れ刃ランドの測定装置

バネ力を利用し一方向にテーブルを定速で移動させる。このときテーブルの移動量は摩擦車を介しポジションコーダ②を回転させ、その出力パルス数を計測すると得られる。さらに、顕微鏡上部のスリット③を通して光電子倍増管④で切れ刃のランドに対応した反射光の強さを光電変換する。変換信号はフィルター⑤と直流増幅器⑥を使い、波形整形回路⑦により矩形波に整形される。切れ刃のランドは、この矩形幅をパルス数に換算して連続的に求められる。　図３．２は、ランドを測定する原理を示している。ランドの測定精度は、スリットの形状に影響される。スリット寸法については、長さ$\ell$は測定すべき砥

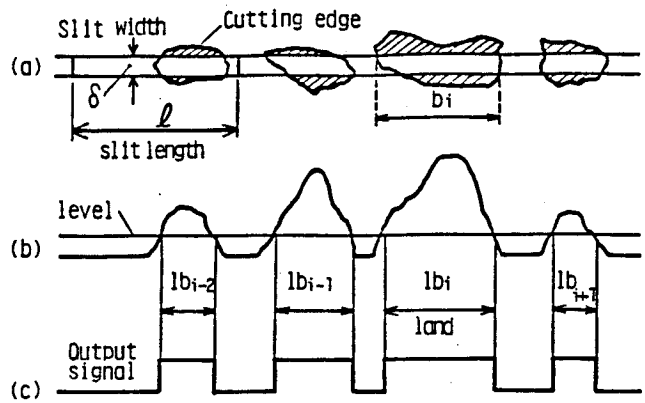



図３．２（ａ）摩耗切れ刃とスリット幅、スリット長さ
（ｂ）光電子倍増管の出力波形
（ｃ）波形整形された矩形出力

粒径の２～３倍が最適とされているから[3]、ベルト切れ刃の構造を考慮して平均的砥粒短径の３倍に、またスリット幅は５０$\mu$ｍ程度に設定した。

### ３．２．２　実験条件

表３．１は、実験条件を示す。実験は２要因３水準の要因計画法に基づき実施した。ランドの分布はベルトの累積研磨時間が表に示す値に達したとき、実験装置からベルトを取り外し、図３．１の測定装置で１００個の切れ刃のランド分布を計測した。また、切れ刃の寿命にベルトの硬さと変性度が及ぼす影響を調べるため３種類のアルミナＡ系研磨ベルトを試作し実験を行った。

表３．１　実験条件

| No. | V m/min | W kPa | Remarks |
|---|---|---|---|
| 1 | 480 | 17 | Grinding belt; A#150 |
| 2 | 480 | 35 | (100(W)x915(L);mm) |
| 3 | 480 | 50 | (Resin bonded,HM=9.4) |
| 4 | 960 | 17 | Workpiece materials; |
| 5 | 960 | 35 | Steel-S45C(HB=200) |
| 6 | 960 | 50 | Grinding fluid;none |
| 7 | 1440 | 17 | Measuring time of wear land;3,10, |
| 8 | 1440 | 35 | 30,100,300,1000,1800,3600 s |
| 9 | 1440 | 50 | |

## ３．３　摩耗切れ刃の確率過程モデル

図３．３は、切れ刃の摩耗過程を示す。ベルト上の多数の切れ刃の摩耗をランド$l_b$で表したとき、その平均値$\mu$は累積研磨時間ｔの増加関数で表される。このモデルは次のように説明できる[4)5)]。図３.３において、いま研磨過程中に増大する$l_b$が図に示す規準値$l_b^*$を越える確率Ｐｒ［$l_b > l_b^*$］は、ランドの分布関数とその密度関数をそれぞれＦ（$l_b$），ｆ（$l_b$）で表すと次式で定義される。

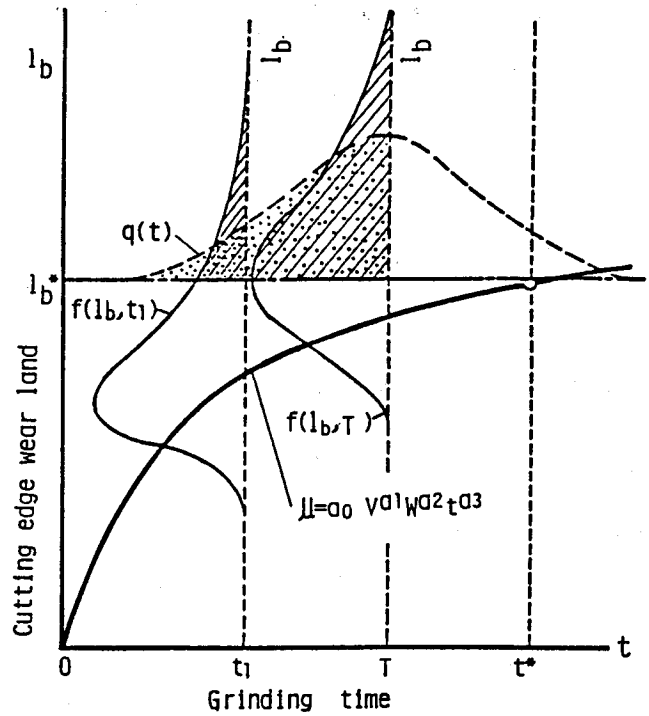



図３．３　ランド分布と寿命分布モデル

$$Pr[l_b > l_b^*] = 1 - F(l_b^*) = 1 - \int_0^{l_b^*} f(l_b)\, dl_b \qquad (3.1)$$

式（３.１）は、同図に示すように切れ刃が任意の時間Ｔまでに寿命に達する確率 Ｐｒ［ｔ＜Ｔ］と等価である。したがって、次式が成立する。

$$Pr[t < T] = \int_0^T q(t)\, dt = 1 - \int_0^{l_b^*} f(l_b)\, dl_b \qquad (3.2)$$

ここで、ｑ（ｔ）は切れ刃の寿命分布である。

いまランド分布ｆ（$l_b$）が対数正規確率過程で変化すると、式（３.１）は次式で書き換えられる。

$$\int_0^T q(t)\,dt = 1 - \int_{-\infty}^{\frac{\ln l_b^* - \ln \mu(t)}{\sigma}} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{l_b^2}{2}} \cdot dl_b \qquad (3.3)$$

ただし、$\mu$、$\sigma$はそれぞれランドの分布の平均および標準偏差である。切れ刃の寿命分布q（t）は、式（3.3）を微分すると得られる。

$$q(t) = \frac{\mu'}{\mu} \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot \sigma \cdot l_b^*} \cdot e^{-\frac{(\ln l_b^* - \ln \mu)^2}{2\sigma^2}} \qquad (3.4)$$

上式において、$\mu' = d\mu / dt$ である。

式（3.4）の$\mu$と$\sigma$は多変量解析により研磨速度V、押付荷重Wおよび累積研磨時間tを含む次の形で計測できる。$a_0 \sim a_3$および$b_0 \sim b_3$は定数である。

$$\left.\begin{aligned} \mu &= a_0 \cdot V^{a1} \cdot W^{a2} \cdot t^{a3} \\ \sigma &= b_0 \cdot V^{b1} \cdot W^{b2} \cdot t^{b3} \end{aligned}\right\} \qquad (3.5)$$

また、式（3.4）の指数関数の分布は次式から求める。

$$\ln l_b^* - \ln \mu = a_3 (\ln t^* - \ln t) \qquad (3.6)$$

既に図3.3に示したとおり、摩耗の規準値$l_b^*$に対応する切れ刃の寿命時間$t^*$を設定すると式（3.6）の関係から、切れ刃の寿命分布q（t）は次のように決定できる。

$$q(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\,(\sigma/a_3)\,t} \cdot e^{-\frac{(\ln t - \ln t^*)^2}{2(\sigma/a_3)^2}} \qquad (3.7)$$

q（t）が決まると、ランダムな切れ刃で生成する表面粗さは切れ刃の確率統計量で表されるから仕上面の視覚品位の信頼性関数R(t)およびその瞬間低下率関数λ（t）は切れ刃の寿命分布q（t）を用いてそれぞれ次のように表される。

$$R(t) = 1 - \int_0^t q(t)\,dt = 1 - \Phi\left(\frac{\ln t - \ln t^*}{\sigma / a_3}\right) \qquad (3.8)$$

$$\lambda(t) = \frac{q(t)}{R(t)} = \frac{\phi\left(\frac{\ln t - \ln t^*}{\sigma / a_3}\right)}{1 - \Phi\left(\frac{\ln t - \ln t^*}{\sigma / a_3}\right)} \qquad (3.9)$$

ここで、Φとφは標準正規分布関数および確率密度関数をそれぞれ表す。

## 3．4　実験結果および考察

### 3．4．1　ランド分布の時間依存性

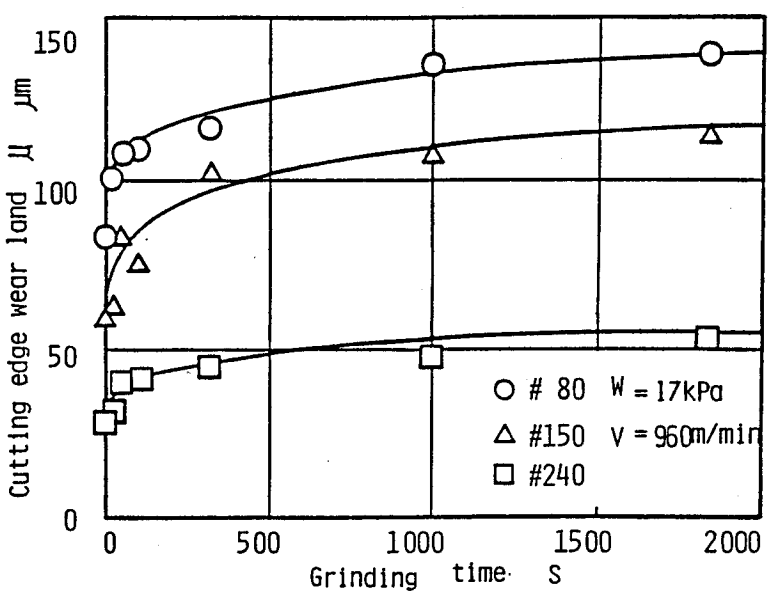



図３．４　ランド分布平均値μと累積研磨時間ｔとの関係
（ベルト粒度の影響）

図３．４は、粒度の異なる研磨ベルトの切れ刃ランド分布の平均値μと累積研磨時間ｔとの関係を示している。この場合のμとσについて得られた回帰式は次のようになる。以下$R^2$は寄与率を表す。

$$\left.\begin{array}{ll} \mu = 80.51 t^{0.07} & (R^2 = 82.3\%) \\ \sigma = 35.42 t^{0.09} & (R^2 = 71.5\%) \end{array}\right\} \quad (3.10)$$

#80 ・・・

$$\left.\begin{array}{ll} \mu = 51.92 t^{0.11} & (R^2 = 80.9\%) \\ \sigma = 22.84 t^{0.11} & (R^2 = 73.6\%) \end{array}\right\} \quad (3.11)$$

#150・・・

$$\left.\begin{array}{ll} \mu = 26.13 t^{0.10} & (R^2 = 84.6\%) \\ \sigma = 11.52 t^{0.11} & (R^2 = 76.9\%) \end{array}\right\} \quad (3.12)$$

#240・・・

3種類の粒度についてランドの大きさを比較すると#80、#150，#240の順に小さく、粒度による差が明瞭に現われている。一方、$\mu$と$\sigma$の時間依存性をtの指数から比較すると粒度による差異は少なく、押付荷重W＝17kPa、研磨速度V＝960m／minの加工条件の場合、3種類の粒度ともランドの平均値$\mu$は時間tの約0．1乗で変化する。次に、装飾仕上げ用ベルトとして使用頻度の高い#150を選定し、表3．1の加工条件V、Wの2要因につきランドの時間依存性を調べた結果、平均値$\mu$および標準偏差$\sigma$を式（3．5）の形で表すると次のようになる。

$$\left.\begin{array}{ll} \mu = 22.39 V^{0.071} W^{0.078} t^{0.13} & (R^2 = 90.5\%) \\ \sigma = 14.45 V^{0.151} W^{-0.287} t^{0.16} & (R^2 = 78.7\%) \end{array}\right\} \quad (3.13)$$

図3．5は、式（3．13）を基にランドの平均値が加工条件でどのように変化するか応答曲面と等高線図で示したものである。同図からベルト切れ刃の摩耗が定量的に把握できる。

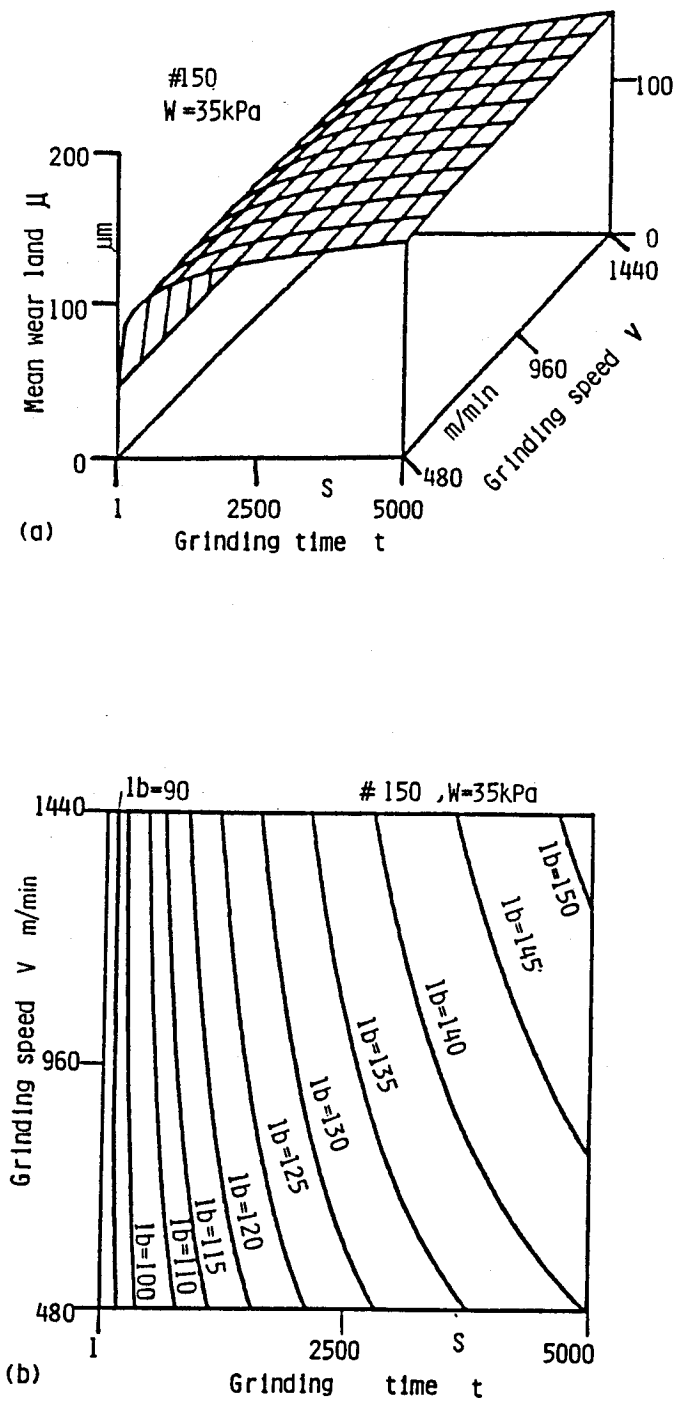



図３．５　ランド分布の平均値$\mu$の（ａ）応答曲面と（ｂ）等高線図

（粒度＃１５０，加工条件Ｖ－ｔ，ｌｂ：$\mu$ｍ）

### ３．４．２　ランド分布の確率過程

ランドの確率過程を推定するために測定したランドのヒストグラムの一例を図３．６に示す。図中の２つの曲線は正規分布および対数正規分布である。図からヒストグラムは正規分布でも表されるが、対数正規分布の方が比較的よく適合していることがうかがえる。そこで、式（３．３）のモデル化に当たってはランド分布として予想される正規、対数正規分布はもとより２重指数分布およびワイブル分布の４つの確率過程について$\chi^2$検定で検討を試みた。表３．２は、この結果である。表中の数値は$\chi^2$値で、★印は検定により棄却されるべき値を示している。この結果からランド分布としては図３．６からもわかるように対数正規分

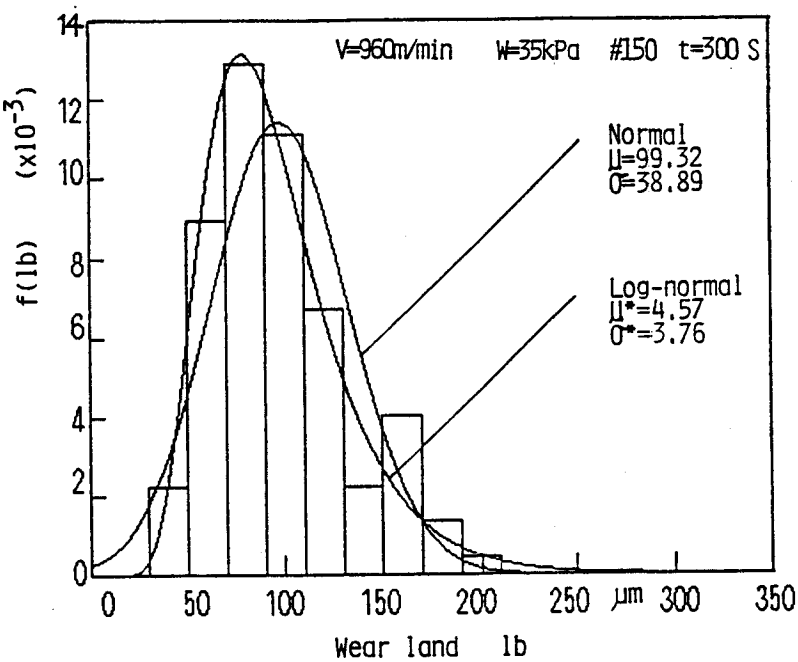



図３．６　切れ刃ランドのヒストグラム

表３．２　ランドのヒストグラムに対する$\chi^2$検定結果
V=960m/min W=35kPa

| Time s | Normal | Log-Normal | Double-Exponential | Weibull |
|---|---|---|---|---|
| 3 | 25.663 * | 16.393 | 28.547 * | 25.281 * |
| 10 | 4.205 | 7.159 | 10.933 | 6.738 |
| 30 | 13.149 | 11.197 | 10.028 | 8.264 |
| 100 | 13.799 | 9.790 | 10.519 | 8.189 |
| 300 | 9.695 | 7.078 | 13.746 | 4.647 |
| 1000 | 14.672 | 5.329 | 13.138 | 5.961 |
| 1800 | 20.766 * | 9.085 | 16.829 | 29.235 * |
| 3600 | 20.638 * | 10.372 | 15.710 | 9.798 |

$\chi^2(8,0.05)=15.507$, $\chi^2(9,0.05)=16.919$
$\chi^2(8,0.01)=20.090$, $\chi^2(9,0.01)=21.666$

布がよく適合している。いま適合性が高い対数正規分布でランド分布の変化を示すと図３．７のようになる。

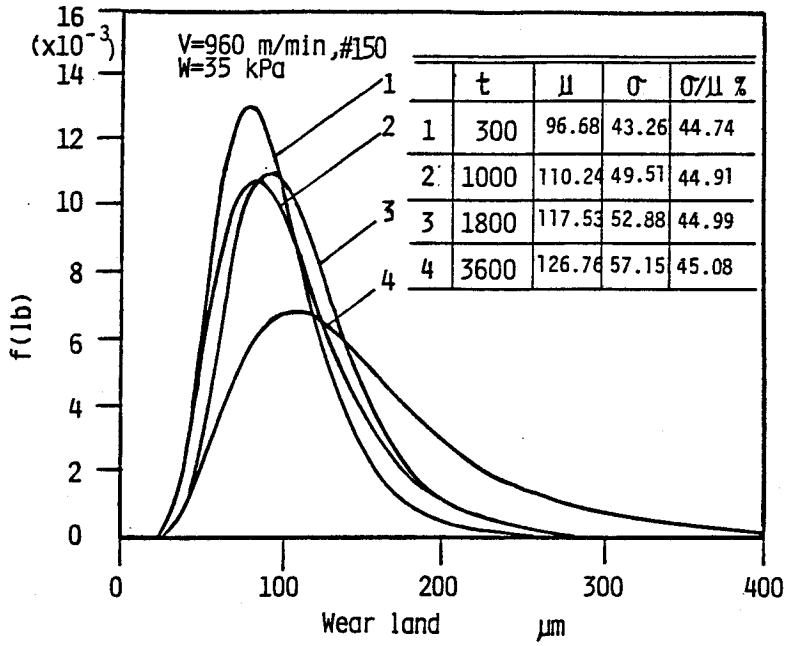



図３．７　対数正規型ランド分布の時間的変化

### ３．４．３　ランドの規準値

式（３．６）を計算する上で必要なランドの規準値$l_b$*を取り上げる。図３．８は切れ刃の摩耗が仕上面粗さに及ぼす影響を調べたものである。図から各粒度

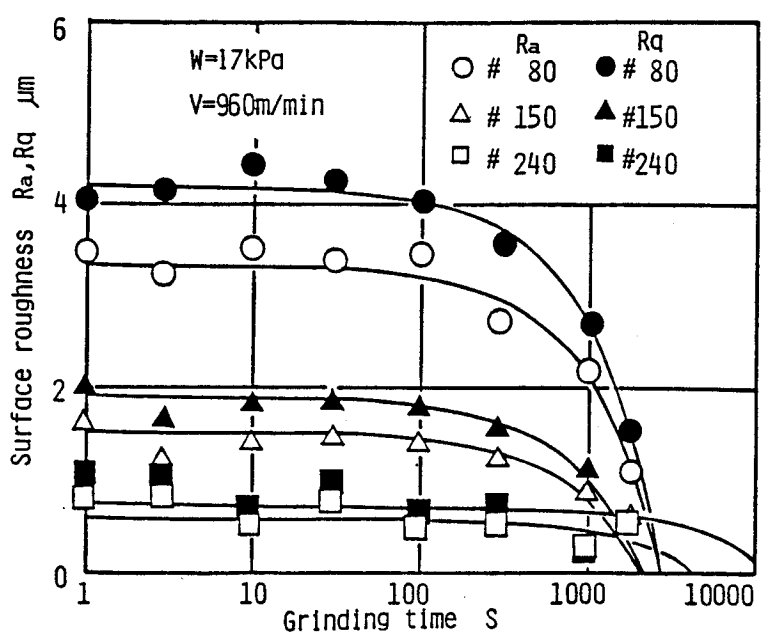
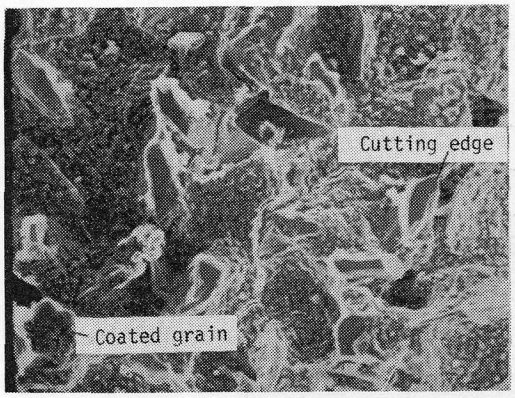
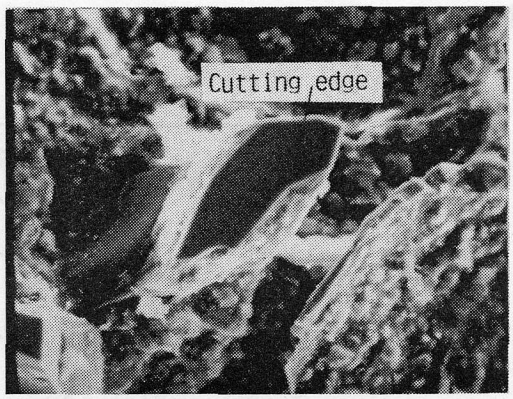



図３．８　研磨ベルト仕上面粗さRa，Rqの時間依存性




（ａ）　(x100)




（ｂ）　(x400)

0　50　μm　100

図３．９　ベルト切れ刃の電子顕微鏡（ＳＥＭ）写真
（＃150, W＝17kPa, V＝960m/min, t=1000s）

ともｔ＝１０００秒を超えると仕上面粗さは急激に小さくなる。この状態を走査型電子顕微鏡で観察したのが図３．９である。同図（ａ）に示すように砥粒がベルトのほぼ全周にわたり均等に摩耗しており、また同図（ｂ）の拡大写真に示す切れ刃のように先端がすり減り摩耗を起こし、摩耗域がほぼ砥粒最大短径にまで到達して、切れ刃が加飾能力の限界に達していることがわかる。このような切れ刃で加飾した仕上面はヘアライン模様の目通り性が悪く、視覚品位が低いものとなる。

押付荷重が３５および５０ｋＰａの場合も含めて考察した結果、ここではランドの規準値$l_b^*$は切れ刃の推定寿命時間ｔ*が１０００秒に対応するものと考え、以下の解析を進めることにする。

### ３．４．４　ベルト粒度と切れ刃寿命特性

図３．１０（ａ）、（ｂ）、（ｃ）は、粒度別に切れ刃寿命分布ｑ（ｔ）、信頼性関数Ｒ（ｔ）および瞬間低下率関数λ（ｔ）の解析結果をそれぞれ示している。これらは図３．４のランドの時間依存性のデータを基に ｔ*＝１０００秒として式（３．７）～（３．９）を用いて解析した結果である。この場合のランドの規準値$l_b^*$は＃８０、＃１５０および＃２４０に対して、１３５μｍ、１１０

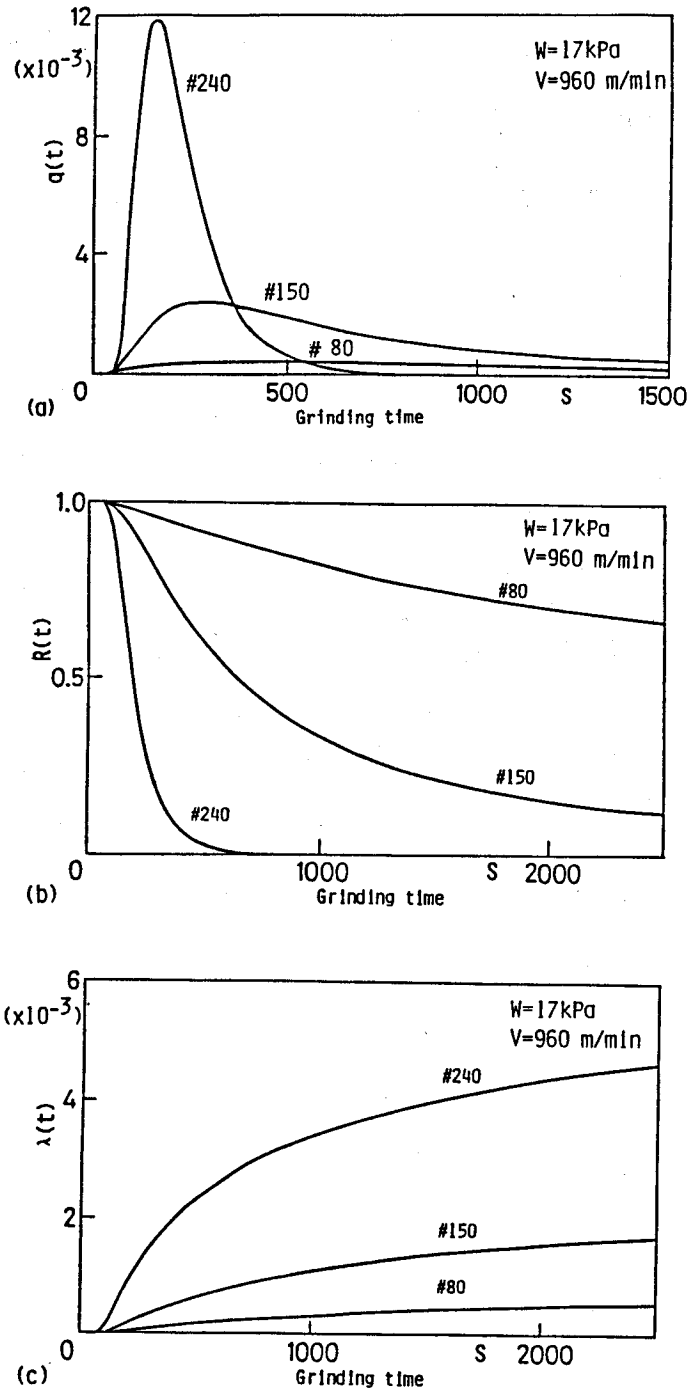



図３．１０　（ａ）寿命分布，（ｂ）信頼性関数，（ｃ）瞬間低下率関数のベルト粒度の影響

μｍおよび５５μｍである。３種類の粒度による差異を比較すると＃８０、＃１５０、＃２４０の順に切れ刃寿命分布の最確最頻値は小さくなり、信頼性関数は粒度番号が大きいほど急激に低下している。また瞬間低下率は粒度番号が大きいほど急増することがわかる。

### ３．４．５　加工条件と切れ刃寿命特性

粒度１５０番のベルトを取り上げ、寿命分布、信頼性関数および瞬間低下率関数に対する押付荷重Ｗの影響を調べた結果を図３．１１（ａ）、（ｂ）、（ｃ）にそれぞれ示す。当然のことながら、この図からＷの増大とともに切れ刃の寿命

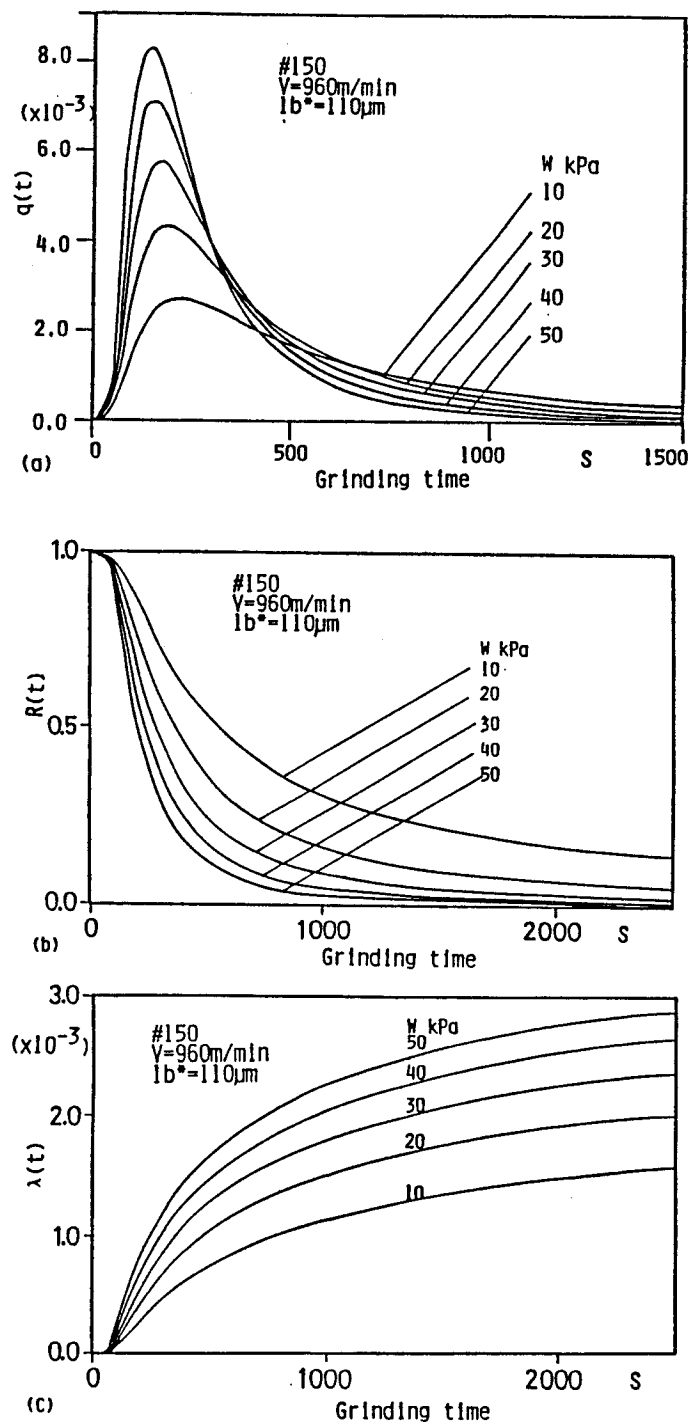



図３．１１　(ａ)寿命分布，(ｂ)信頼性関数，(ｃ)瞬間低下率関数
の押付荷重Ｗの影響

が短くなり、信頼性関数は急激に低下し、そして瞬間低下率が急増することがよくわかる。また図３．１２に示すように、研磨速度Ｖの影響は押付荷重Ｗと同様の傾向を示した。

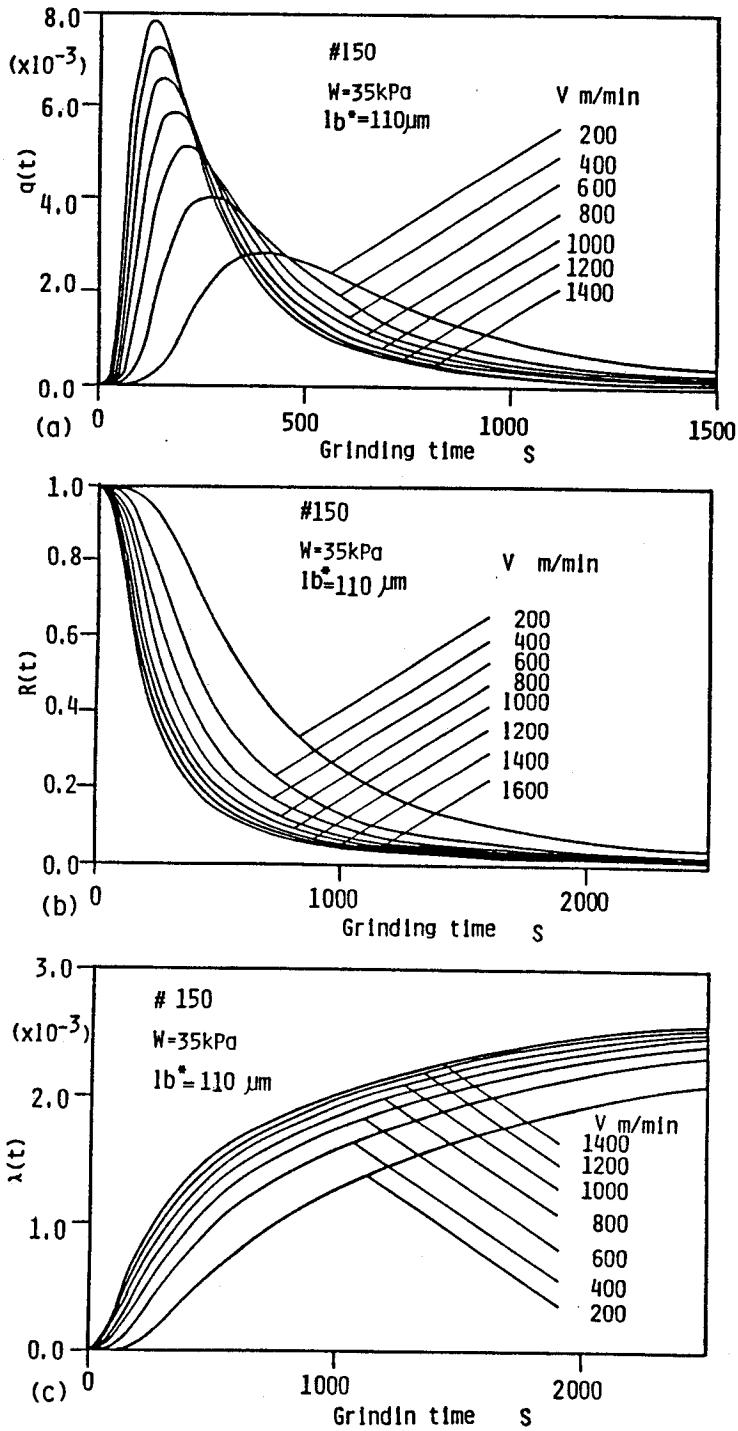



図３．１２　(a)寿命分布，(b)信頼性関数，(c)瞬間低下率関数の研磨速度Ｖの影響

### ３．４．６　ベルトの硬さ・変性度と切れ刃寿命特性

ベルトの硬さは、基材と接着剤および砥粒を含めた剛性と強度を表すが、８段階のうち特に金属に用いられる６と７を選んだ。変性度は、砥粒の保持力を一般に示すが、９段階のうち通常よく用いられる４と６をここでは選んだ。図３．１３はランドの時間依存性を示す。記号の第１番目の数値は硬さを、第２番目の数値は変性度を表す。なお市販のベルトはＡ６４に相当する。ここでは、ベルトの硬さ・変性度のわずかな違いをランドの変化から調べるために、研磨時間ｔ＝１００秒ごとにランド分布を計測している。

図の曲線は平均値$\mu$の回帰式である。この場合の$\mu$および$\sigma$について得られた回帰式は次式で表される。

Ａ６４　　$\mu = 52.48\,t^{0.11}$　　（$R^2 = 90.6\%$）
　　$\sigma = 13.65\,t^{0.15}$　　（$R^2 = 89.7\%$）　　（３．14）

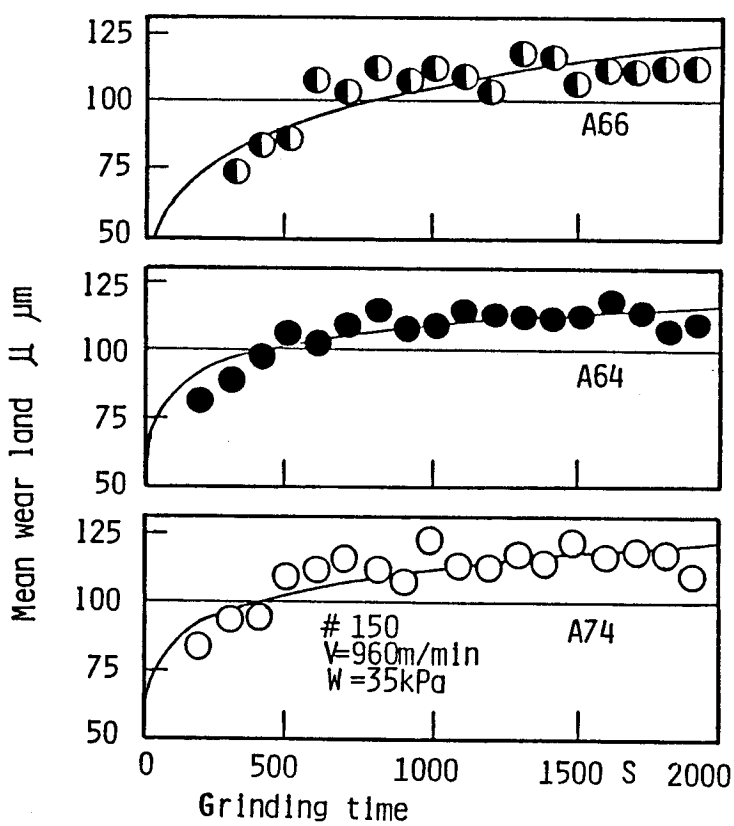



図３．１３　ランド分布平均値$\mu$と累積研磨時間ｔの関係
（ベルトの硬さ・変性度の影響）

A66　　$\mu = 28.18t^{0.19}$　　$(R^2 = 90.1\%)$
　　$\sigma = 13.54t^{0.16}$　　$(R^2 = 76.3\%)$　　(3.15)

A74　　$\mu = 52.24t^{0.11}$　　$(R^2 = 93.4\%)$
　　$\sigma = 13.68t^{0.16}$　　$(R^2 = 79.3\%)$　　(3.16)

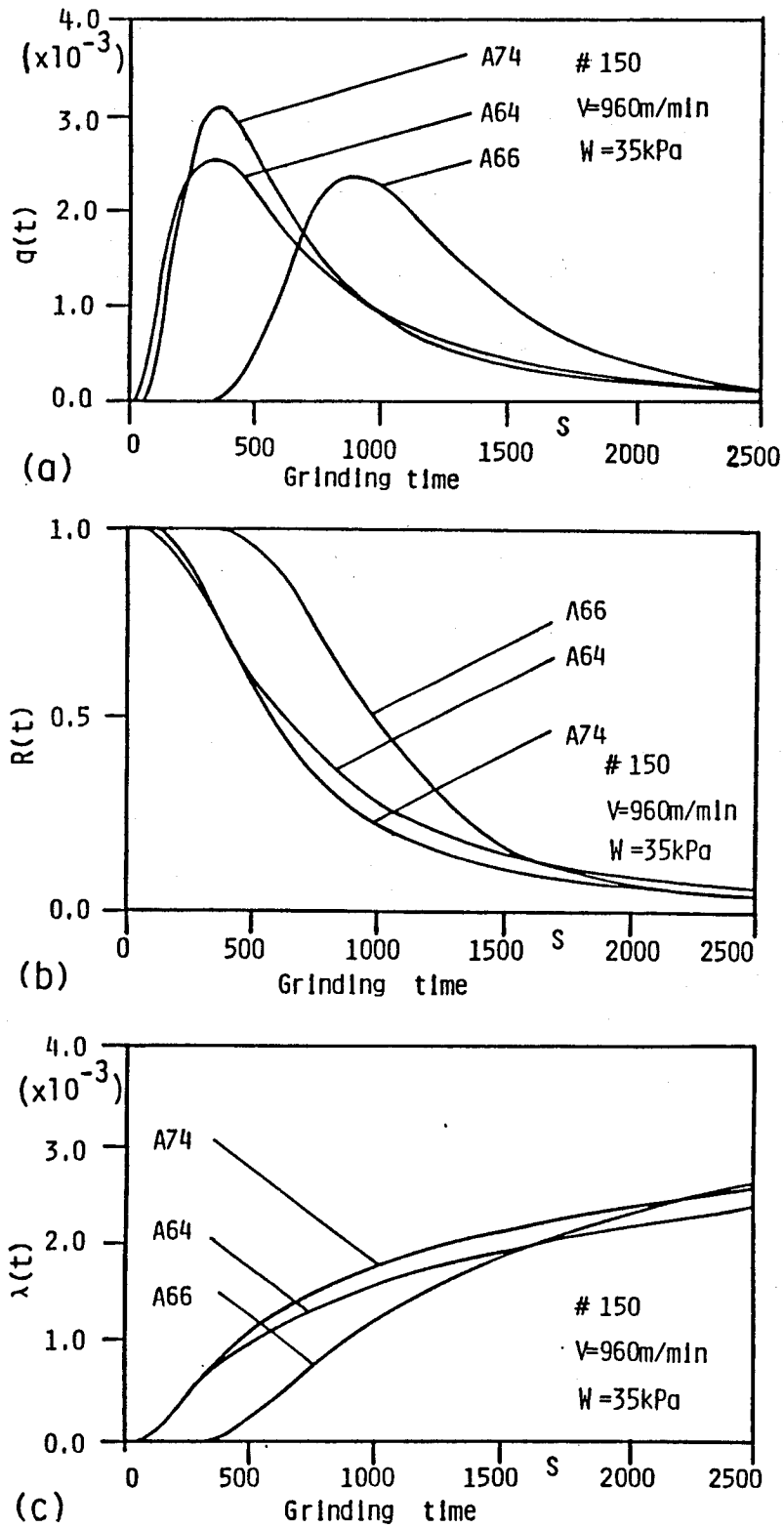



図3．14　(a)寿命分布，(b)信頼性関数，(c)瞬間低下率関数のベルト硬さ・変性度の影響

図３．１４は、図３．１３の測定結果に基づき信頼性解析を行った結果である。図からＡ７４とＡ６４を比較するとＡ６４の方が寿命が延びている。寿命特性に対して硬さが及ぼす影響は、硬さが大きくなるとベルト自体が工作物に対して硬く作用する結果、摩耗が進行しやすいものと考えられる。また変性度の大きなＡ６６は、装飾仕上加工のような軽切削の場合は、切れ刃の保持力が相対的に強く作用し、砥粒脱落の割合が少ないため、累積研磨時間が増大すると変性度の小さなＡ６４に比べ、ベルト全体の有効切れ刃数が多くなる。そのため切れ刃１個が負担する荷重が減少して摩耗量が少なくなり寿命が延びるものと考えられる。

## ３．５．　結　言

本章では、装飾用仕上加工に用いられる研磨ベルトの切れ刃寿命過程を明らかにするため、切れ刃のランドに着目して確率過程論的考察を行い信頼性解析を試みた。得られた主な結果は、次のとおりである。

（１）切れ刃の摩耗はランドの変化で表され、ランドを加工条件すなわち研磨ベルトの粒度、硬さ、変性度、押付荷重、研磨速度および累積研磨時間等で多変量解析した結果、高有意性の実験式を導出した。

（２）視覚品位の高い仕上加工が期待できる切れ刃の寿命時間は、粒度１５０番のベルト（周長９１５ｍｍ）の場合、加工条件が押付荷重１７～５０ｋＰａ、研磨速度４８０～１４４０ｍ／ｍｉｎでは、ほぼ１０００秒である。

（３）ランドの分布は、研磨時間を考慮した場合対数正規確率過程で表せる。

（４）視覚品位の高い加工が継続できるか否かを定量的に判断する上で有用な視覚品位信頼性関数および視覚品位低下率関数を導出した。

## 参 考 文 献


1) 難波義治、津和秀夫：ベルト研削に関する研究（第３報）－研磨ベルトの摩耗過程－、精密機械 38,2,(1972) 202.

2) 米津栄、稲崎一郎、柴田順二、黒崎武文：研削ベルトの研削作用に関する研究（第２報）－研削ベルトの摩耗と研削特性－、精密機械 40.3.(1974)221.

3) 須藤徹也：砥石切れ刃の新しい測定装置、精密機械 34,9,(1968) 606.

4) Patrick.D.T. O'connor : Practical Reliability Engineering, John Wiley & Sons. New York 36(1985)

5) S.Ramalingam : Tool-Life Distributions, Part2, Multiple-Injury Tool-Life Model,A.S.M.E , Journal of Engineering for Industry, August(1977) 523.

# 第４章　装飾仕上面の最適加工条件

## ４．１．　緒　言

第３章では、切れ刃寿命の信頼性解析から、視覚品位信頼性関数と視覚品位低下率関数を導出した。これらの関数は、表面の品質管理上最適なベルトの取り替え時期を示してくれる。本章では、ベルトが摩耗してきた時点で、さらに高視覚品位が維持できる最適な加工条件を設定するための検討を試みる。一般に、研磨ベルトは、砥石と違い砥粒切れ刃の自生作用が少なく加工中に切れ刃が摩耗して平坦化すると、上すべりを起こして加工能力が低下する。そこで工作物を美しいヘアライン模様に仕上げるためには、押付荷重、研磨速度などの加工条件をベルトの累積研磨時間に対応して調整することが必要となる。

一般に研磨時間の経過に対応して仕上加工条件を設定する際、従来この分野で報告されている最適加工条件には、時間に関する情報が欠けている。しかも加工法の多くはコンタクトホイール型を採用した場合が多い[1)2)]。

本章ではとくに、意匠部品の仕上法としてよく用いられる定荷重プラテン型研磨ベルト加工法を取り上げ、その仕上面の最適加工条件について検討する。プラテン型のベルト加工では、粗さ創成因子としてベルトの粒度、研磨速度および押付荷重の３要因が特に重要になる。これらの要因実験計画を基に、所定の時間研磨した後の切れ刃の加工能力を仕上面粗さから評価することを試み、研磨時間を考慮した最適加工条件をシンプレックス法[3)]を応用して明らかにする。

## ４．２．　実験装置および方法

実験は、第２章の実験に用いたプラテン型ベルト研磨装置により行った。表４．１は、採用した実験条件を示す。実験は$3^3$要因計画法に基づき実施し、図４．１の番号で示す２７個の各々の加工条件において切れ刃の加工能力の時間依存性を調べた。累積研磨時間が表４．１に示した８個の設定値に到達すると、新しい試料と取り替えて瞬間研磨を行い、切れ刃を工作物に転写して解析した。

実験に用いた試料は前加工粗さが０．２μｍ$R_{max}$程度にバフ研磨仕上げされている。表面の３次元粗さ形状特性を立体的に把握するため、小坂式万能粗さ形状測定器（ＳＥ－３Ｃ）とパルスモータ駆動テーブルをミニコンピュータ（ＡＩＣＯＭ－Ｃ６）で制御して、加工表面のほぼ中央位置でサンプリング間隔を研磨方向に２．５μｍ、研磨方向と直角方向に２μｍとし、研磨ベルトによる仕上面の立体透視図を作成した。透視図で示された表面の長峰性の有無から研磨条件と切れ刃の加工能力との関係を視覚的に判断した。

仕上面粗さの評価は研磨方向に直角な方向の工作物の断面曲線を選び、サンプリング間隔を２．５μｍ、データ点数を４０９６個（測定長１０．２４ｍｍ）についてデータ解析した結果を基にしている。

表４．１　実験条件

| | |
|---|---|
| Coated abrasive belts (Riken-Norton Co.) | A#80,A#150,A#240 resin-bonded,HM=9.4 (100(W)×915(L)mm) |
| Workpiece material | carbon steel JIS S45C (HB=200) (30×30×15mm) |
| Grinding fluid | none |
| Grinding time t s | 1,3,10,30,100,300, 1000,1800 |
| Grinding speed V | 480,960,1440 (m/min) {8},{16},{24} (m/s) |
| Contact pressure W kPa | 17,35,50 |

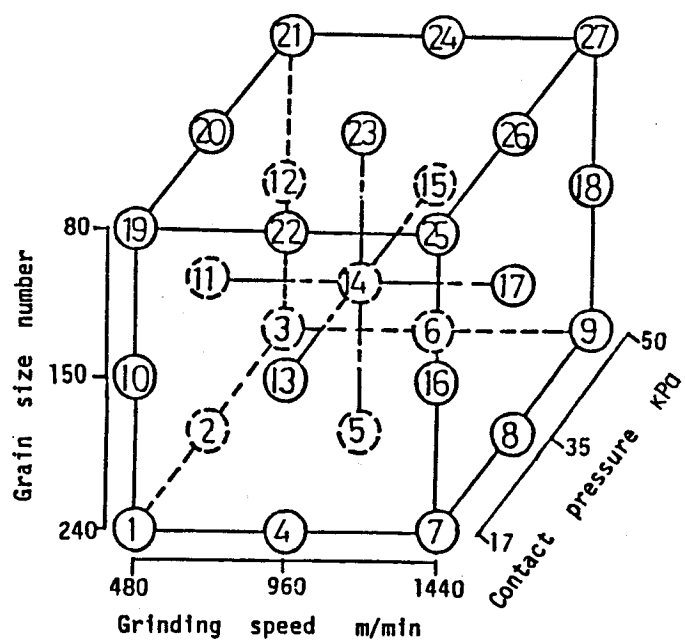



図４．１　$3^3$－要因計画法

## ４．３．　加工性能の評価モデル

切れ刃の加工能力を表面粗さで評価するため、加工条件と表面粗さの関係を表示できる加工性能の評価モデルを導出する。

いま、Ｐ個の加工条件$\xi_P$と表面粗さの特性値$\eta$は、一般に次の数学モデルで表される。

$$\eta = \beta_0 + \beta_1 \xi_1 + \beta_2 \xi_2 + \cdots + \beta_P \xi_P + \varepsilon \qquad (4.1)$$

ここで、$\beta_i$（ｉ＝０，１，２・・・，Ｐ）は回帰係数、$\varepsilon$は誤差の項を示している。式（４．１）の粗さと加工条件の関数関係を立体曲面表示したものが応答曲面である。応答曲面をシンプレックス法により極値探索すると、切れ刃の加工能力が評価できる最適加工条件が求められる。ここでは表面粗さで加工性能を評価する目的のため、中心線平均粗さＲａと自乗平均平方根粗さＲｑの両者について、特に時間依存性を考慮した４つの説明変数の２次元モデルを取り上げる。

$$\begin{aligned} Y = {} & \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \beta_4 X_4 \\ & + \beta_{12} X_1 X_2 + \beta_{13} X_1 X_3 + \beta_{14} X_1 X_4 + \beta_{23} X_2 X_3 \\ & + \beta_{24} X_2 X_4 + \beta_{34} X_3 X_4 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 \\ & + \beta_{33} X_3^2 + \beta_{44} X_4^2 + \varepsilon \end{aligned} \qquad (4.2)$$

上式でＹは表面粗さ、Ｘｉは説明変数で、これは次に示す式（４．３）、（４．４）を用いて変数変換したものである。モデルの導出に当たっては、非対数および対数型モデルの両方について検討する。

i） 非対数モデル用変換式

$$X_1 = \frac{G-150}{240-150}$$

$$X_2 = \frac{V-960}{1440-960}$$

$$X_3 = \frac{W-35}{50-35}$$

$$X_4 = \frac{t-100}{100-30}$$

（4．3）

ii） 対数型モデル用変換式

$$X_1 = \frac{\log_{10} G - \log_{10} 150}{\log_{10} 240 - \log_{10} 150}$$

$$X_2 = \frac{\log_{10} V - \log_{10} 960}{\log_{10} 1440 - \log_{10} 960}$$

$$X_3 = \frac{\log_{10} W - \log_{10} 35}{\log_{10} 50 - \log_{10} 35}$$

$$X_4 = \frac{\log_{10} t - \log_{10} 100}{\log_{10} 100 - \log_{10} 30}$$

（4．4）

なお式中記号G、V、W、tはそれぞれベルトの粒度番号、研磨速度、押付荷重、累積研磨時間を表す。

計算精度を上げるため実験条件の高水準、中水準、低水準、をそれぞれ　＋1、0、－1に整えるようにした。表4．2および表4．3は、それぞれ非対数型および対数型の計算用コードを示す。なお、加工性能の評価モデルの有意性の向上を図るため変数増減法を採用し、式（4．2）の各項の有意性はt分布検定で、また式（4．2）全体の有意性はF分布検定と寄与率$R^2$を併用して評価モデルを決定した。

表4．2　非対数型モデルの計算用コード

| | Cording | | |
|---|---|---|---|
| Variables | Low | Med. | High |
| $X_1$ | -0.778 | 0 | +1 |
| $X_2$ | -1 | 0 | +1 |
| $X_3$ | -1.2 | 0 | +1 |
| $X_4$ | -1.414 | 0 | +24.285 |

表4．3　対数型モデルの計算用コード

| | Cording | | |
|---|---|---|---|
| Variables | Low | Med. | High |
| $X_1$ | -1.338 | 0 | +1 |
| $X_2$ | -1.709 | 0 | +1 |
| $X_3$ | -2.023 | 0 | +1 |
| $X_4$ | -3.824 | 0 | +2.4 |

## ４．４　実験結果および考察

### ４．４．１　加工性能の評価関数

実験データから加工性能の評価関数は、中心線平均粗さＲａと自乗平均平方根粗さＲｑについてｔ分布検定およびＦ分布検定を併用して導出した。ＲａとＲｑについて計測したそれぞれの評価関数を整理すると以下の式（４．５）～（４．14）のようになる。これら評価関数は加工条件の因子間の交互作用を適確に表すため用いた変換式（４．３）、（４．４）によって、［１］非対数型と［２］対数型に分けられる。このモデルは有意水準５％の打切り規準のもとＴＯＳＢＡＣ－３４００で計算した。

**中心線平均粗さＲａによる加工性能の評価関数**

［１］非対数型評価関数

①主効果モデル

$$Y=1.637-1.071X_1-0.206X_2-0.001X_3-0.042X \qquad (4.5)$$

$(F=122.667, F(4,211;0.05)=2.41, R^2=0.696)$

②交互作用を含む２次元モデル

$$Y=1.39-1.363X_1-0.256X_2-0.019X_3-0.049X_4+0.283X_1X_2+0.043X_1X_4+0.775X_1^2-0.218X_2^2 \qquad (4.6)$$

$(R^2=0.879)$

［２］対数型評価関数

①主効果モデル

$$\log_{10}Y=0.024-0.244X_1-0.032X_2+0.004X_3-0.057X_4 \qquad (4.7)$$

$(F=156.723, F(4,211;0.05)=2.41, R^2=0.786)$

①' G，V，W，tのべき乗積モデル

$$Ra = 1959.115 G^{-1.194} V^{-0.182} W^{0.027} t^{-0.108} \quad (4.8)$$

②交互作用を含む2次元モデル

$$\log_{10} Y = 0.076 - 0.225 X_1 - 0.065 X_2 + 0.001 X_3 - 0.078 X_4 + 0.035 X_1 X_2 + 0.012 X_1 X_4 - 0.04 X_2^2 - 0.016 X_4^2 \quad (4.9)$$

$(F=137.875, F(8,207;0.05)=1.98, R^2=0.838)$

**自乗平均平方根粗さRqによる加工性能の評価関数**

[1] 非対数型評価関数

①主効果モデル

$$Y = 2.121 - 1.274 X_1 - 0.244 X_2 + 0.012 X_3 - 0.052 X_4 \quad (4.10)$$

$(F=113.409, F(4,211;0.05)=2.41, R^2=0.684)$

②2次元モデル

$$Y = 1.815 - 1.725 X_1 - 0.308 X_2 - 0.012 X_3 - 0.061 X_4 + 0.351 X_1 X_2 + 0.057 X_1 X_4 + 0.985 X_1^2 - 0.288 X_2^2 \quad (4.11)$$

$(R^2=0.878)$

[2] 対数型評価関数

①主効果モデル

$$\log_{10} Y = 0.109 - 0.23 X_1 - 0.026 X_2 + 0.008 X_3 - 0.051 X_4 \quad (4.12)$$

$(F=134.201, F(4,211;0.05)=2.41, R^2=0.772)$

①' G，V，W，Tのべき乗積モデル

$$Rq = 1284.695 G^{-1.126} V^{-0.145} W^{0.05} t^{-0.097} \quad (4.13)$$

② 2次元モデル

$$\log_{10} Y = 0.206 - 0.209 X_1 - 0.06 X_2 + 0.005 X_3 - 0.07 X_4 + 0.031 X_1 X_2 + 0.017 X_1 X_4 - 0.041 X_1^2 - 0.014 X_2^2 \quad (4.14)$$

$(F=119.688, F(8,207;0.05)=1.98, R^2=0.813)$

括弧内の$R^2$は寄与率である。当然のことながら、RaとRqのそれぞれの評価関数とも寄与率が示すように、主効果モデルよりも因子の交互作用を含む2次元モデルの方が実験データを高精度に説明できることを示している。

中心線平均粗さRaによる評価関数の式（4．6）と、自乗平均平方根粗さRqによる評価関数の式（4．11）は、それぞれ2次元モデルとして計測できる最良のものである。この分散分析結果および回帰係数の標準誤差とt分布値は表4．4（a），（b）および表4．5（a），（b）のようになった。結果の分散比および各回帰係数のt分布値から、式（4．6）、（4．11）が有意性を備えていると

表4．4（a） 式（4．6）の分散分析表

| Source | S S | d.f | V | F-Ratio |
|---|---|---|---|---|
| Regression | 189.941 | 8 | 23.743 | 196.223 |
| Residual | 25.030 | 207 | 0.121 | |
| Total | 214.972 | 215 | 0.999 | |
| Remarks | $R^2$=0.8791,F(8,207;0.05)=1.98<br>Standard Error=0.348 | | | |

表4．4（b） 式（4．6）の回帰係数とT値

| Variables | Coef. + | Err. | T-value |
|---|---|---|---|
| $X_1$ | -1.363 | 0.041 | -33.261 |
| $X_2$ | -0.256 | 0.031 | -8.243 |
| $X_3$ | -0.019 | 0.028 | -0.696 |
| $X_4$ | -0.049 | 0.003 | -15.834 |
| $X_1X_2$ | 0.283 | 0.042 | 6.783 |
| $X_1X_4$ | 0.043 | 0.004 | 10.503 |
| $X_1^2$ | 0.775 | 0.068 | 11.345 |
| $X_2^2$ | -0.218 | 0.052 | -4.161 |
| Remarks | t(207;0.05)=1.975 | | |

表4．5（a） 式（4．11）の分散分析表

| Source | S S | d.f | V | F-Ratio |
|---|---|---|---|---|
| Regression | 299.859 | 8 | 37.482 | 195.219 |
| Residual | 39.818 | 207 | 0.192 | |
| Total | 339.677 | 215 | 1.580 | |
| Remarks | $R^2$=0.8782,F(8,207;0.05)=1.98<br>Standard Error=0.438 | | | |

いえる。また、これらの表から仕上面粗さに影響を及ぼす加工条件の重要度は、①ベルトの粒度が最高で、次いで②累積研磨時間、③研磨速度の順になることがわかる。以上、交互作用と２次要因を考慮することにより仕上面粗さによる加工性能を約８８％まで統計的に評価することができた。ここで、評価関数（４．６）の有効性を検討するため、評価関数（４．６）の誤差と推定値との関係を図４．２に示す。図からわかるように誤差と推定値の間には依存性がなく、本実験結果について得られた評価関数は十分有効である。

図４．３は、採用した式（４．６）、（４．11）の計算値と実験結果との対比を示したものである。図からベルトの粒度番号が小さいほど仕上面粗さは大きく、また切れ刃の摩耗速度が大きくなることがわかる。特に、粒度番号が小さいベルトでは研磨時間が３００ｓを過ぎるころより粗さ曲線は徐々に下降し始め、１０００ｓを超えると急激に減少し、１８００ｓに達すると加工能力が大幅に低下することがわかる。

表4．5（b）　式（4．11）の回帰係数とT値

| Variables | Coef. ± Err. | | T-value |
|---|---|---|---|
| $X_1$ | -1.725 | 0.052 | -33.257 |
| $X_2$ | -0.308 | 0.039 | -7.841 |
| $X_3$ | -0.012 | 0.035 | -0.329 |
| $X_4$ | -0.061 | 0.004 | -15.641 |
| $X_1X_2$ | 0.351 | 0.053 | 6.632 |
| $X_1X_4$ | 0.057 | 0.005 | 11.098 |
| $X_1^2$ | 0.985 | 0.087 | 11.387 |
| $X_2^2$ | -0.288 | 0.066 | -4.353 |
| Remarks | t(207;0.05)=1.975 | | |

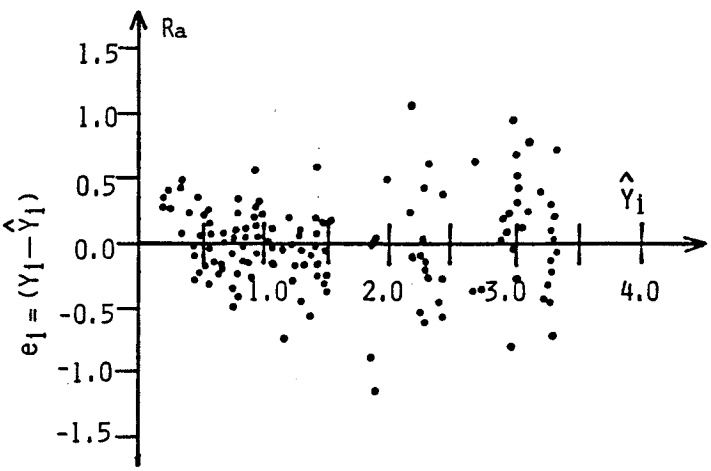



図4．2　式（4．6）の誤差と推定値の関係

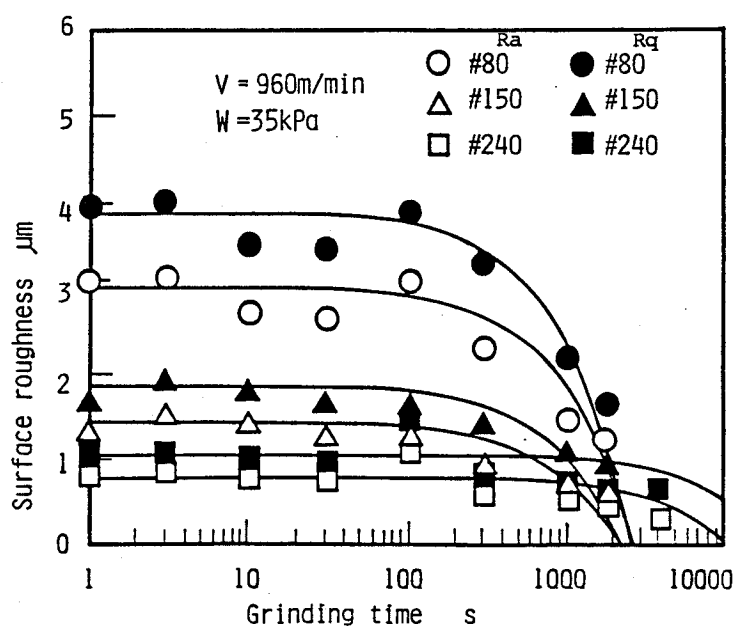
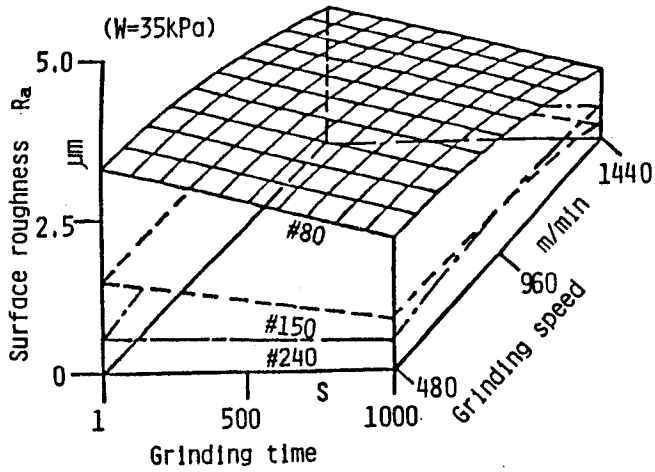
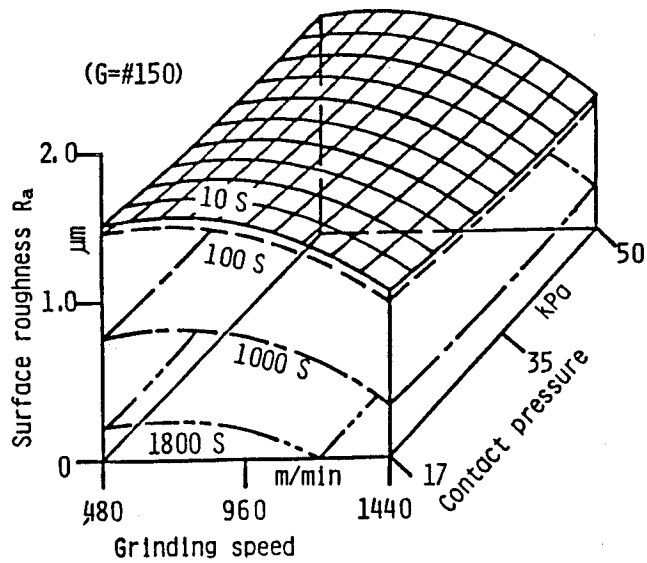


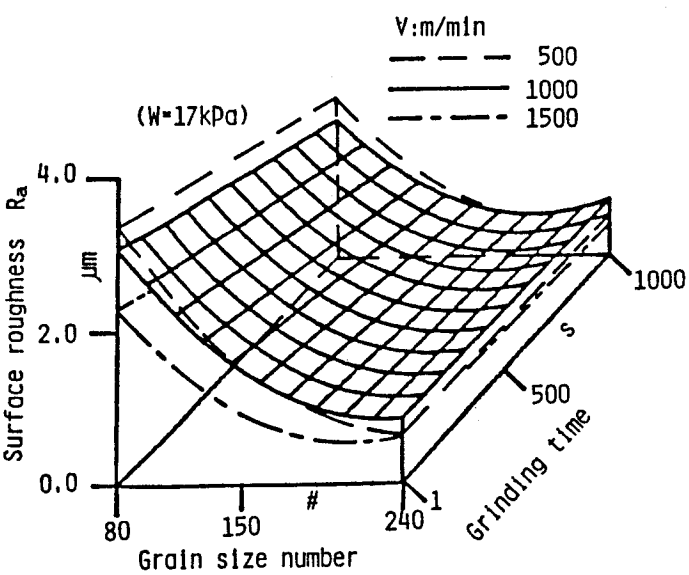

図4．3　評価関数（4．6）および（4．11）と実験データの比較




(a) t-V

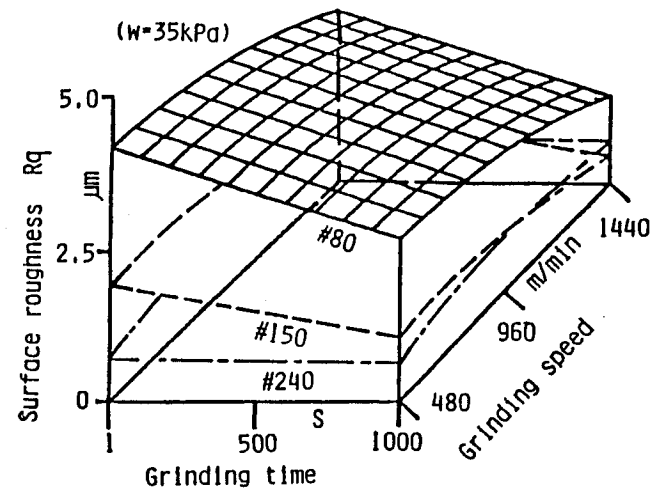



(b) V-W

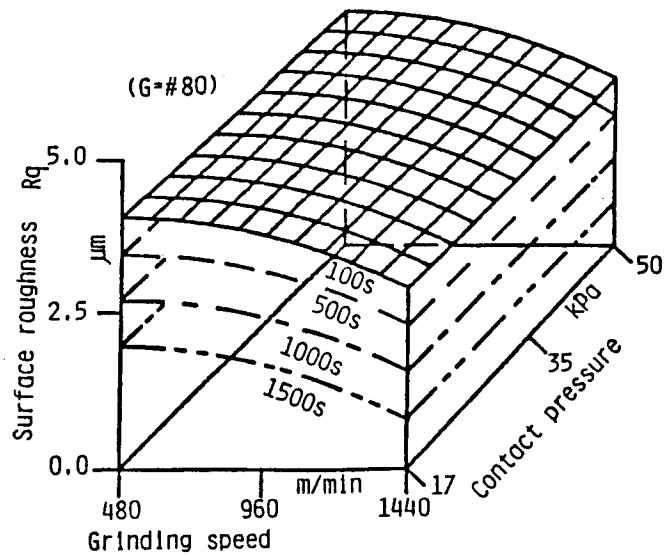



(c) G-t

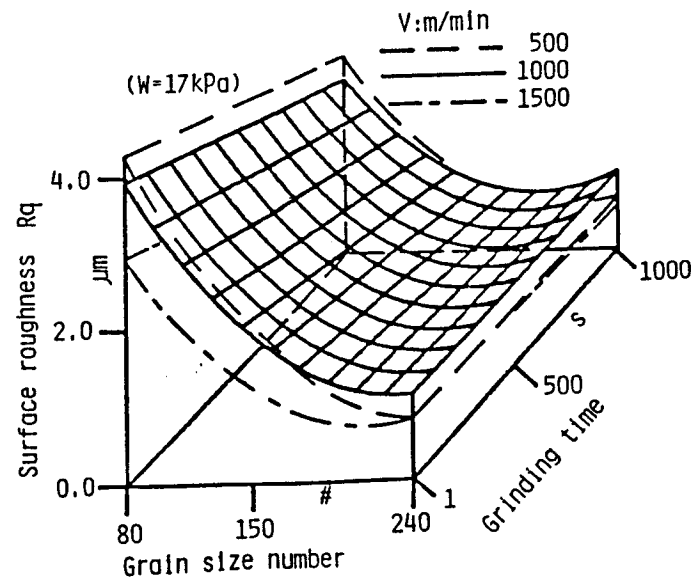
図４．４ 中心線平均粗さＲａの応答曲面




(a) t-V




(b) V-W




(c) G-t

図４．５ 自乗平均平方根粗さＲｑの応答曲面

### ４．４．２　２次元応答曲面

図４．４、５は、式（４．６）、（４．11）に示した非対数型モデルをもとに、中心線平均粗さＲａおよび自乗平均平方根粗さＲｑの応答曲面と加工条件との３次元的な関係を立体出図したものである。図４．４、５の（ａ）は、３種類の粒度の違いを表す応答曲面で、同図の（ｂ）は、ベルトの累積研磨時間に対応する応答曲面の変化を粒度１５０番と８０番のベルトについて表している。また、図４．４、５の（ｃ）に示す応答曲面は、研磨速度の違いを表している。さらに、図４．４（ａ）の応答曲面から粗さと加工条件の定量関係を等高線図に表したものが図４．６（ａ）、（ｂ）、（ｃ）である。これらの等高線図は意匠部品の仕上面粗さの設計に有用であろう。

一般の仕上加工では表面の粗さは小さいことが望ましい。しかし、研磨ベルトによる加工では、加工面の装飾効果を上げるため粗さの谷と峰とが明確に示される長峰性の突起が出来るほど意匠性が高い。また、こ

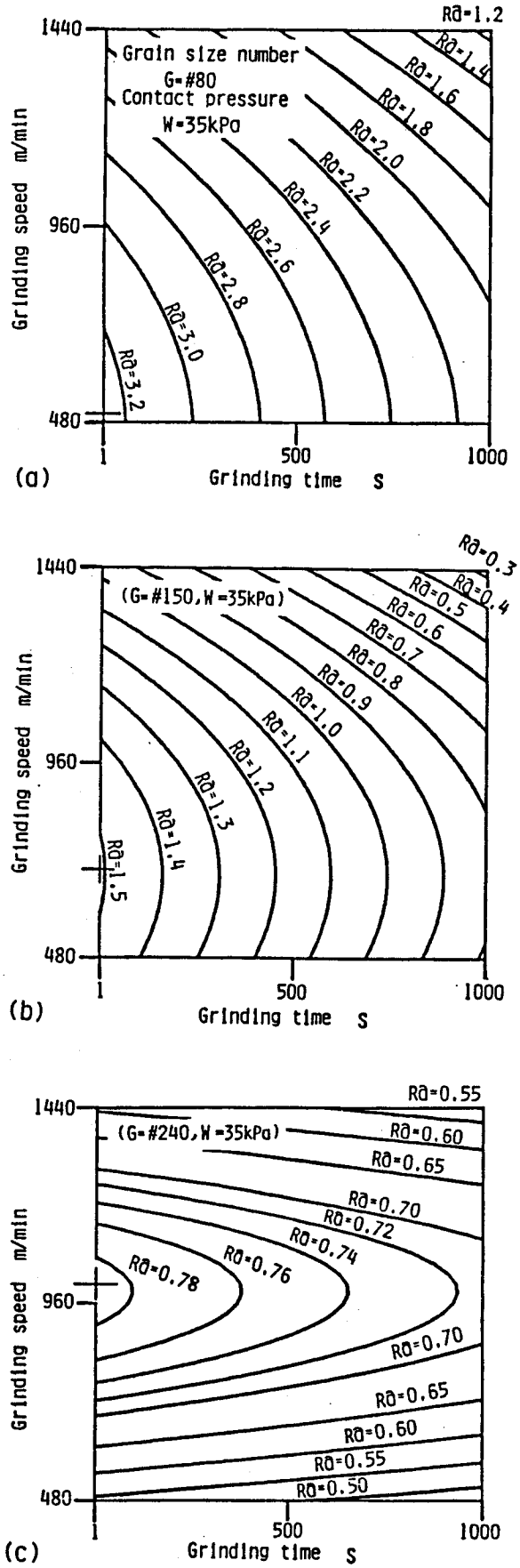



図４．６　中心線平均粗さＲａの等高線図

のような表面性状を造り出す能力が切れ刃にあるほど装飾効果が高いものと考えられる。このような評価にたつと、ある限度内で※、表面粗さ特性値の値は大きいほど効果的で、その値に到達できる加工条件が切れ刃の最適加工条件と対応するものと考えられる。　そこで、シンプレックス法を図４．４（ａ）に示した応答曲面に適用して表面粗さ特性値の最大値を計算する。式（４．３）と式（４．６）から決まる応答曲面上で三角形（シンプレックス）の３頂点の（ｘ，ｙ）座標を鏡映、拡大および、縮小しながら３頂点のＺ座標をそれぞれ評価関数と比較計算し、曲面の最大値を極地探索させた結果の一例が図４．６の ＋ 印である。この（ｘ，ｙ）座標は評価関数の最大値すなわち切れ刃の加工能力が最大に発揮される加工条件を示す。この場合当然ながら、ベルトの累積研磨時間が一番短い ｔ＝１ｓ の時に最大値が決まる。いいかえればこの図は、研磨初期の鋭利な切れ刃を持つベルトに対する最適加工条件を表すことになる。図は、粒度８０番、１５０番、２４０番の新ベルトに対して押付荷重を３５ｋＰａに選ぶと研磨速度をそれぞれ　４８５、６７０、９８５ ｍ／ｍｉｎ とする必要があることを示している。

表４．６　最適加工条件の時間依存性

| Grain size number G | Grinding time t(s) | Grinding speed V(m/min) | Contact pressure W(kPa) | Surface roughness from Eq.(4.6),Eq.(4.11) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | | | $R_a$(μm) | Rq(μm) |
| 80# | 10 | 496.48 | 17.16 | 3.36 | 4.20 |
| | 100 | 484.77 | 35.49 | 3.18 | 4.05 |
| | 1000 | 481.45 | 39.02 | 2.11 | 2.69 |
| | 1800 | 480.44 | 47.55 | 1.22 | 1.48 |
| 150# | 10 | 680.52 | 36.14 | 1.53 | 1.98 |
| | 100 | 671.44 | 48.52 | 1.45 | 1.89 |
| | 1000 | 649.98 | 49.12 | 0.82 | 1.10 |
| | 1800 | 628.89 | 49.66 | 0.36 | 0.40 |
| 240# | 10 | 1018.15 | 17.13 | 0.85 | 1.10 |
| | 100 | 1018.15 | 17.13 | 0.83 | 1.09 |
| | 1000 | 990.55 | 19.00 | 0.76 | 1.04 |
| | 1800 | 959.44 | 49.87 | 0.73 | 0.97 |

次にベルトの累積研磨時間が増大し、切れ刃の摩耗がある程度進んだ応答曲面，図４．４（ｂ）について同様の手法を用い最適加工条件を明らかにした。その結果を表４．６に示す。この解析結果は、ベルトの切れ刃の加工能力を最大に発揮

※　第６章、図６．５(b)　参照、

させるには研磨時間の増大とともに押付荷重を増加させ、一方研磨速度は減少させていく、いわゆるパワープログラミング方式の有用性を示唆している。さらに表４．６に得られた解析結果を視覚的に評価するために加工面の立体透視図を描くと、粒度１５０番については図４．７のようになる。累積研磨時間が１０ｓおよび１００ｓの場合は、それぞれ高い意匠性が得られる長峰性の突起で表面が構成されている。しかし、累積研磨時間ｔ＝１０００ｓの場合には仕上面性状はなだらかになり、図４．３の結果と合わせてもわかるように、意匠性のほぼ限界、切れ刃の加工能力の限界に達していることがうかがえる。

図４．４、５で示した式(４．６)、(４．11)の応答曲面は表面粗さのわずかな変化を加工条件で評価しようとしているが、この有効性について確率密度関数を調べてみると図４．８のようになる。図４．４、５でわずかにみられる粗さの変化も確率密度で表すとその分布形、平均値、および標準偏差は全く異なっている。　以上のことから、ここで採用した最適加工条件に関する評価法が有効であることが確認できる。

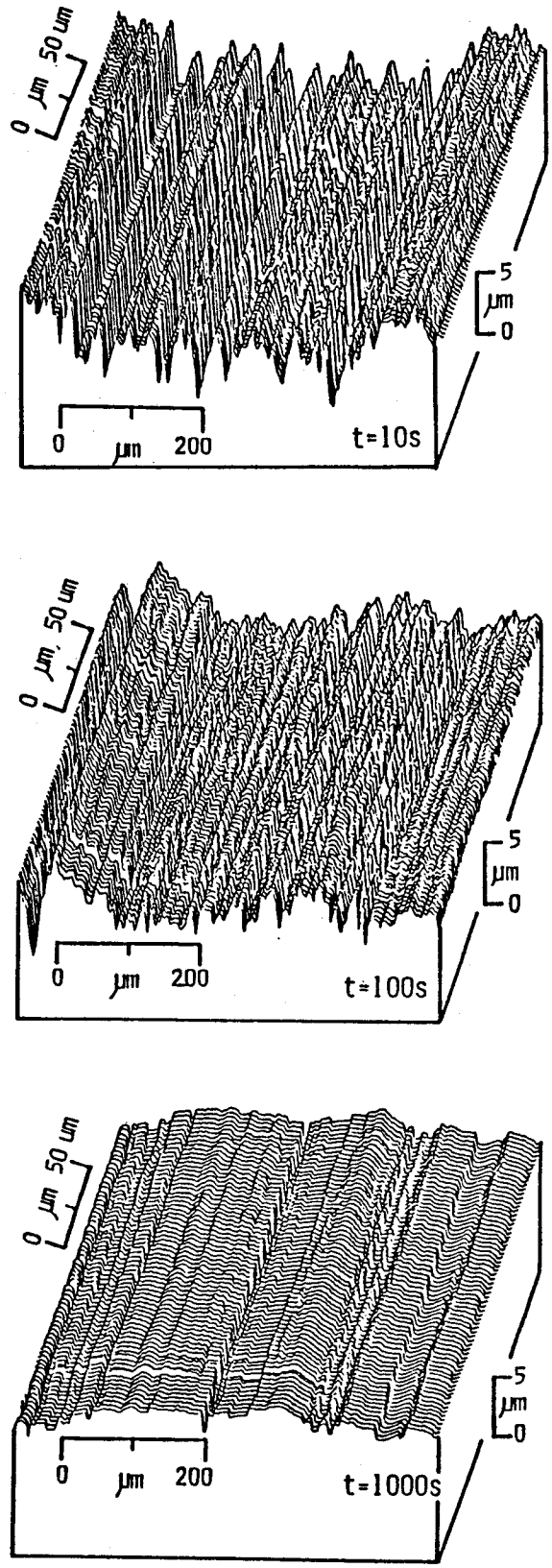



図４．７　仕上面の３次元透視図
（＃１５０，加工条件；表４．６参照）

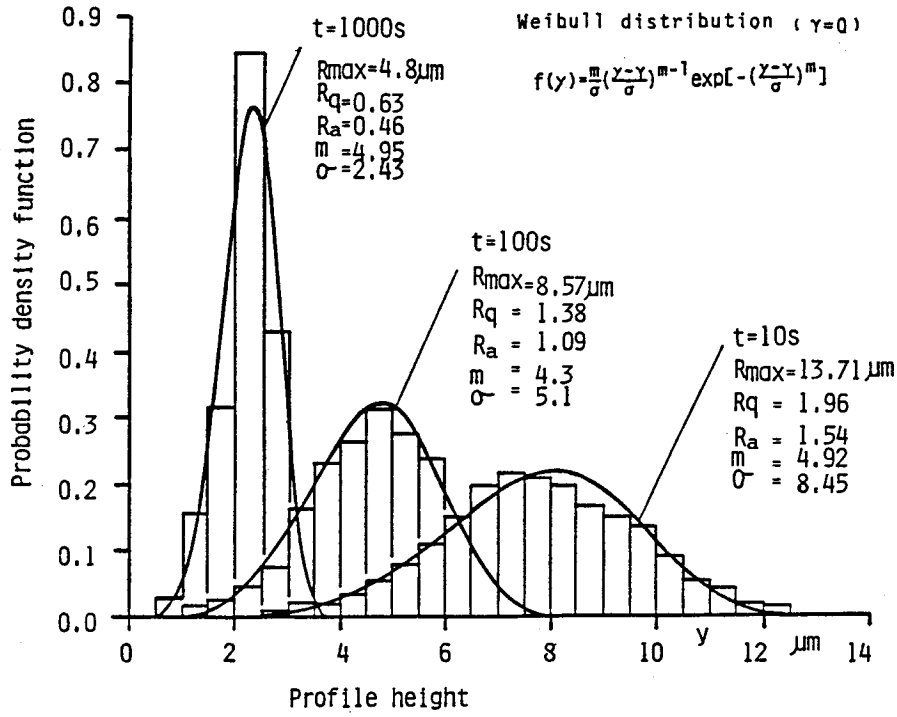



図４．８　仕上面粗さの確率密度関数

## ４．５　結　　言

本章では、ベルトの累積研磨時間を考慮した仕上面の最適加工条件を要因実験計画を基に明らかにした。得られた主な結果は、次のとおりである。

（１）　中心線平均粗さおよび自乗平均平方根粗さを基に、切れ刃の加工能力が研磨時間との関係で評価できる評価関数を統計学的に導出した。

（２）　装飾仕上面の生成に及ぼす加工条件の影響は、ベルトの粒度が最大で、累積研磨時間、研磨速度の順に低くなる。

（３）　表面粗さを基にシンプレックス法で最適加工条件を算出し、加工条件と仕上面粗さの関係を３次元的に評価できるように立体透視図を用いて図示した。

# 参　考　文　献


1）　米津　栄、稲崎一郎、柴田順次、黒崎武文：研磨ベルトの研削作用に関する研究（第３報）―ベルト研削における加工条件の選定―、精密機械、40、5（1974）384.

2）　花岡忠昭、樋口静一：ベルト研削におけるコンタクトホイールの弾性効果に関する研究、精密機械、47、4（1981）466.

3）　J．A．Nelder & R．Mead：A Simplex Method for Function Minimization, Computer J.,7 (1965) 308.

# 第５章　仕上面の光学特性粗さ$S_N$と３次元粗さ形状特性値との関連性

## ５．１　緒　言

第４章までで述べたように、装飾用に用いられる研磨ベルト仕上加工では、表面がヘアラインと呼ばれる長峰性突起で構成されるほど仕上面の装飾品位が向上する。この仕上面に装飾加工した長峰性突起の有無を判定する簡便な方法は、一般にコヒーレントな光を表面に照射し、反射光の散乱、干渉の状態を評価することである。光学式粗さ形状測定においては、Ｒｏｄｅｎｓｔｏｃｋ社が開発した測定器（ＲＭシリーズ）で採用されている光学特性粗さあるいは光散乱分散特性値と呼ばれる$S_N$が、現在表面微細形状を定量化する簡便な評価量の一つである。この$S_N$は、その性格上装飾用仕上表面の視覚品位を定量評価するうえで代表的な尺度になりうると考えられる[1)2)]。しかし、光学特性粗さ$S_N$と触針式粗さ計で測定された粗さ特性値との関係については詳しい報告はいまだ行われてはいない。

そこで本章では、$S_N$を装飾仕上面の視覚品位評価量として用いるに当たって、触針式粗さ計で計測される種々の幾何学的な３次元粗さ形状特性値との対応関係がどのように成立するか統計的評価を行う。実験は定荷重方式で、押付荷重、ベルト粒度および累積研磨時間の３要因の基に炭素鋼を瞬間研磨し、得られた表面性状の異なる約３０個の試料を対象にこれらの微細形状面素、例えば突起の曲率や傾斜角、ゼロクロシング数、ピーク数、スペクトルモーメント比、単位幅当たりの突起数、不変量、谷底の曲率および中心線平均粗さ等と$S_N$との関係を定量的に明らかにすると共に$S_N$の幾何学的意味について考察する。

## ５．２　表面微細形状の評価法

反射光の光学特性粗さ$S_N$は、試料面の立体的微小面素の性質と密接に関係し

ていることが考えられる。この点を明確にするために、まず最初に微小面素の構成要因と考えられる突起の数やその曲率、傾斜角等表面の微細形状パラメータを定量的に把握しておく必要がある。本測定に当たっては、第２章で述べたように仕上面粗さの分布形状が正規分布に近いことを基礎にして、断面曲線を定常確率過程で表し、これを基に導出されるスペクトルモーメントを用いて３次元表面の微細形状パラメータを算出する[3)4)]。

### ５．２．１　断面曲線の定常確率過程表示

研磨ベルト仕上面の断面曲線は、次の連続型自己回帰移動平均確率過程モデルＡＭ（ｎ，ｍ）で表される。

$$\frac{d^n Y(t)}{dt^n} + a_{n-1}\frac{d^{n-1} Y(t)}{dt^{n-1}} + \cdots + a_0 Y(t) = Z(t) + b_1\frac{dZ(t)}{dt} + b_2\frac{d^2 Z(t)}{dt^2} + \cdots + b_m\frac{d^m Z(t)}{dt^m} \quad (5.1)$$

$$E[Z(t)] = 0,\ E[Z(t)\cdot Z(t+u)] = \begin{cases} \sigma_Z^2 & (u=0) \\ 0 & (u\neq 0) \end{cases}$$

ここで、Ｙ(t)は断面曲線の高さ、Ｚ(t)は白色性雑音、$a_0$～$a_{n-1}$ は自己回帰係数、$b_1$～$b_m$は移動平均パラメータ、Ｅは期待値作用素である。この連続型確率過程モデルＡＭ（ｎ，ｍ）は、データから直接推定できないから、ランダムな断面曲線を一定サンプリング間隔Δｔで標本化した離散時間における値の系列からなる標本過程$Y_t$を用いて推定する。標本過程$Y_t$は同様に正規性雑音を入力とする線形システムの出力として、一般にＡＲＭＡ（ｎ，ｎ－１）モデルと呼ばれる次式で表される。

$$Y_t - \sum_{i=1}^{n} \alpha_i Y_{t-i} = e_i - \sum_{i=1}^{n-1} \beta_i \cdot e_{t-i} \qquad (5.2)$$

$$E[e_t] = 0,\ E[e_t \cdot e_{t-k}] = \begin{cases} \sigma_e^2 & (K=0) \\ 0 & (K \neq 0) \end{cases}$$

ここで、$e_t$は正規性雑音、$\sigma_e^2$は誤差の分散、$\alpha_i$（i＝1，2，…，n）は自己回帰パラメータ、$\beta_i$（i＝1，2，…，n－1）は移動平均パラメータである。突起パラメータを計測する上で必要なS次のプロフィールスペクトルモーメントmsの次数Sは、AMモデルの次数n，mと次式の関係を満足する。

$$S < 2(n-m) \qquad (5.3)$$

ところで、突起パラメータを計測するには一般に10次以下のスペクトルモーメントが計測できれば十分である。従って、ここでは断面曲線を、連続型自己回帰過程A（5）モデルで同定することを考える。また、スペクトルモーメントの計算に当たっては、Longuet－HigginsおよびWuらの報告したD．D．S手法を拡張して行った[5)6)]

### 5．2．2　3次元粗さ形状パラメータの評価量

断面曲線の確率関数が同定できれば、これから表面スペクトルモーメント$m_{pq}$が計算でき、下記の表面微細形状パラメータがそれぞれ求まる。

i）　突起の平均曲率

$$\bar{\xi} = \sqrt{\frac{\pi}{8}}\left(\sqrt{m_{04}} + \sqrt{m_{40}}\right) \qquad (5.4)$$

ii）　突起の平均傾斜角

$$\bar{\psi} = \sqrt{\frac{\pi}{2}(m_{02} + m_{20})} \qquad (5.5)$$

iii）　ゼロクロシング数

$$D_Z = \frac{1}{\pi}\sqrt{\frac{m_{02}}{m_{00}}} \qquad (5.6)$$

iv）　ピーク数

$$D_P = \frac{1}{\pi}\sqrt{\frac{m_{04}}{m_{20}}} \qquad (5.7)$$

v）　スペクトルモーメント比

$$\gamma = \left| \frac{\min(m_{04}, m_{40})}{\max(m_{04}, m_{40})} \right| \qquad (0 \leqq \gamma \leqq 1) \qquad (5.8)$$

### 5．2．3　長峰性突起の数と装飾品位の評価量

研磨ベルト仕上面は、長峰性突起で構成されているが、ここでは、単位幅当りの長峰性突起の数とSNとの対応関係を検討する。

突起の数$D_{Su}$は、次式で表される。

$$D_{Su} = \frac{1}{2\pi^2}\sqrt{\frac{w_2 \cdot w_3}{I_3}} \cdot \left( \sqrt{\frac{w_2 - w_1}{w_2}} \cdot E_{(k, \frac{\pi}{2})} - \sqrt{\frac{w_2 - w_1}{w_2}} \cdot F_{(k, \frac{\pi}{2})} \right) \qquad (5.9)$$

ここで、

$$k = \sqrt{\frac{w_1 (w_3 - w_2)}{w_3 (w_1 - w_2)}}$$

式中、$F_{(k, \frac{\pi}{2})}$、$E_{(k, \frac{\pi}{2})}$はそれぞれ第１種、第２種Ｌｅｇｅｎｄｒｅの楕円積分であり、$w_1$，$w_2$，$w_3$は次式の根である。

$$w^3 - \frac{3}{4} I_5 w - \frac{1}{4} I_7 = 0 \qquad (5.10)$$

また、３根$w_1$，$w_2$，$w_3$の間には次の関係がある。

$$\left.\begin{aligned} &w_1 + w_2 + w_3 = 0 \\ &w_1 \cdot w_2 \cdot w_3 = \frac{1}{4} I_7 \\ &w_1 > 0 > w_2 \geqq w_3 \end{aligned}\right\} \qquad (5.11)$$

上式で、$I_3$、$I_5$、$I_7$は$m_{pq}$のマトリックスから決まる不変量である。これらはそれぞれ次のように表せる。

$$I_3 = m_{20} \cdot m_{02} - m_{11}^2 \qquad (5.12)$$

$$I_5 = m_{40} \cdot m_{04} - 4 m_{31} \cdot m_{13} + 3 m_{22}^2 \qquad (5.13)$$

$$I_7 = m_{40}(m_{22} m_{04} - m_{13}^2) - m_{31}(m_{31} m_{04} - m_{13} m_{22}) + m_{22}(m_{31} m_{13} - m_{22}^2) \qquad (5.14)$$

一方、表面解析の不変量としては、式（５．９）の計算には関与しないが、このほかに更に４個の不変量$I_1$、$I_2$、$I_4$、$I_6$が存在する[5]。従って、これらの不変量も非等方性表面からの光学特性粗さ$S_N$と表面微細形状との関連性を検討する上で有効と考えられるので併せてここで取り上げてみる。これらの不変量は、それぞれ次のように表される。

$$I_1 = m_{00} \qquad (5.15)$$

$$I_2 = m_{20} + m_{02} \qquad (5.16)$$

$$I_4 = m_{40} + 2m_{22} + m_{04} \qquad (5.17)$$

$$I_6 = (m_{40} + m_{22}) \cdot (m_{22} + m_{04}) - (m_{31} + m_{13})^2 \qquad (5.18)$$

上記の７個の不変量は次のような物理的意味を持っている。$I_1$は、表面粗さの分散を表し、$I_2$は、突起の傾斜の分散である。また、$I_3$は微細表面の傾斜分布を表す共分散行列の展開式である。$I_4$と$I_5$は、それぞれ２方向について突起の曲率を測定した値の和と積の分散の平均値に関係した物理量である。$I_4$と$I_5$の値が大きいとき表面の突起の形は鋭く、突起間隔が狭い。逆に、これらの値が小さいと表面は滑らかである。$I_6$は式（５．18）から明らかなように$I_3$を４次モーメントで置き換えた形になっている。

## ５．３　実験装置および方法

### ５．３．１　測定試料

$S_N$測定用の試料は、粒度８０、１５０、２４０番の各ベルトで炭素鋼Ｓ４５Ｃを瞬間研磨して作成した。特に$S_N$が仕上面の装飾品位を表示しうるかどうかを切れ刃の累積研磨時間との関係から調べるため，ベルトの累積研磨時間ｔを１０、１００、１０００秒と変化させて炭素鋼を瞬間研磨し試料を準備した。

また、研磨面の立体的透視図は、触針式粗さ計にパルスモータ駆動テーブルを取付け、２．５μm間隔で試料表面を研磨方向と直角に断面曲線を７０回走査して出画させた。

### ５．３．２　$S_N$測定装置

試料表面の$S_N$測定はＲｏｄｅｎｓｔｏｃｋ社製の光学式粗さ測定器ＲＭ４００を用いた。図５．１は、この測定器の原理図である。本器は、波長８１０ｎｍ、直径約１．８ｍｍの赤外線光束を試料表面に照射し、反射光の強度分布をビームスプリッタを通して２０個のフォト・ダイオード列で光電検出する光散乱法の原理に基づいている。一般に、光散乱法は表面突起の振幅が使用する光の波長以下の場合、散乱光強度分布に正反射光成分が大きく現われるのでこれを緩和する工夫が必要である。本システムでは、正反射光成分が検出値に現われたとき、これに重みをつけて散乱光成分を増幅させ相対的に正反射光の影響をできるだけ少なくして精度を高めている。$S_N$は、相対的な散乱光強度分布の２次モーメントで、次式で表せる。

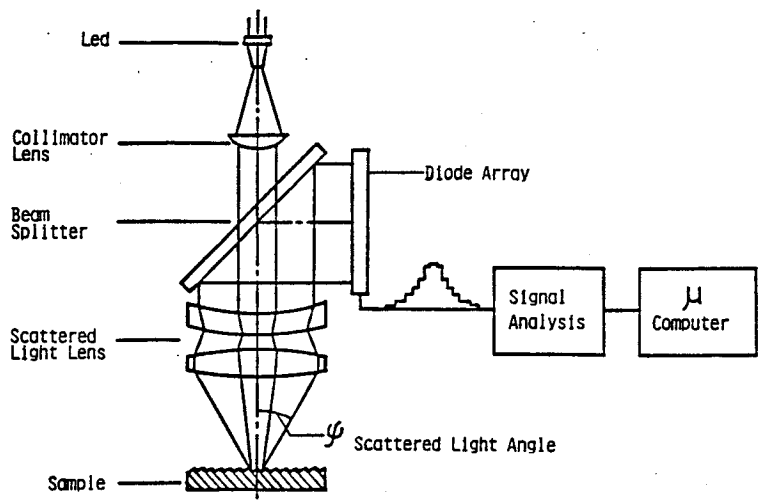



図５．１　$S_N$測定器の原理

$$S_N = K\int_{-\pi/2}^{\pi/2}(\psi_i - \bar{\psi}_i)^2 \cdot P(\psi_i)\, d\psi \qquad (5.19)$$

上式で、$\psi_i$はｉ番目のダイオードが検出する散乱角度、$\overline{\psi_i}$はその平均値、Ｐ（$\psi_i$）は全強度で規格化されたｉ番目のダイオードの検出値である。なおＫは材質による修正係数である。また、この測定器の散乱角$\psi$の範囲は－１５°＜$\psi$＜１５°，光の入射角は８．４°に設定されている。

### ５．３．３　散乱光パターンの撮影法

採用した測定システムＲＭ４００は、散乱光の光反射強度分布とＳ$_N$の代表値を示すが、この欠点の１つは同じＳ$_N$の値でも加工表面の性状が必ずしも同一でないことである。そこで加工面の性状の違いを確認するため図５．２のような計測システムを製作した。図に示すように、Ｈｅ－Ｎｅガスレーザ発振器（１ｍＷ）光源を用い、Ｓ$_N$の測定と並行して表面の散乱光パターンをスリガラス上で撮影できるようになっている。　波長は６３２．８ｎｍ、光束は０．７ｍｍのレーザ光を入射角４５°で試料表面に照射し、４５°の反射角の方向に約６０ｃｍ離れた位置に垂直に立てたスリガラス面上に映る散乱光パターンを写真撮影すると表面性状が評価できる。この場合、散乱角の範囲は約±２０°である。

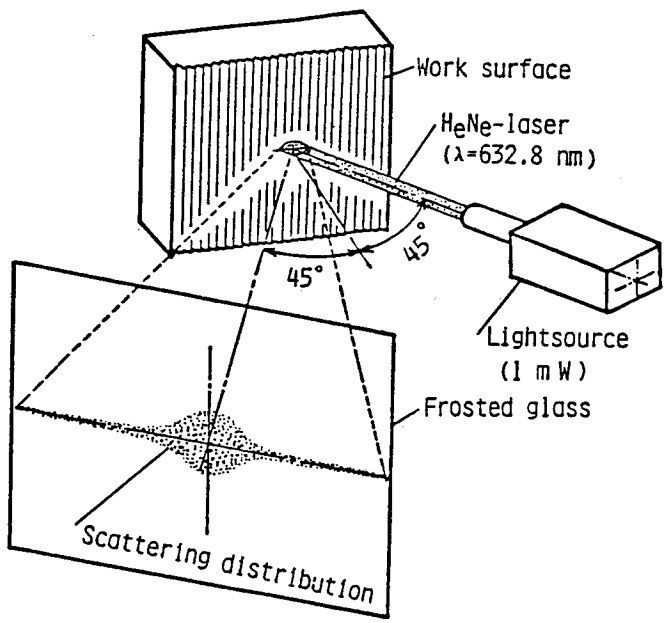



図５．２　散乱光パターンの撮影法

## ５．４　実験結果

### ５．４．１　仕上面の光学特性粗さ

図５．３は、試料表面の３次元透視図とこの面で測定した光学特性粗さＳ$_N$および回折パターンを示している。　ベルトの累積研磨時間ｔは、１０、１００、１０００秒とした。累積研磨時間が短い仕上面ほど長峰性の突起で表面が構成され、谷と峰の違いが明瞭に現われている。ｔ＝１０秒のレーザ光の散乱写真は、回折像が左右に細長くのびており、これは長峰性突起の規則成分による回折が強く現われるためである。回折像中央部の散乱光は、突起の不規則成分に基づいている。これに対し累積研磨時間が長くなると切れ刃の摩耗が進行する。累積研磨

時間が１０００秒の試料の透視図を見ると、生成突起は滑らかになるため、最大反射強度が３０９と大きくなり、一方$S_N$は、５１．８と小さくなっている。一般に、研磨ベルト仕上面のように長峰性を有するいわゆる非等方性表面構造からの$S_N$は測定方向に依存する。$S_N$の測定方向依存性を明らかにするためベルト仕上面の３６０°

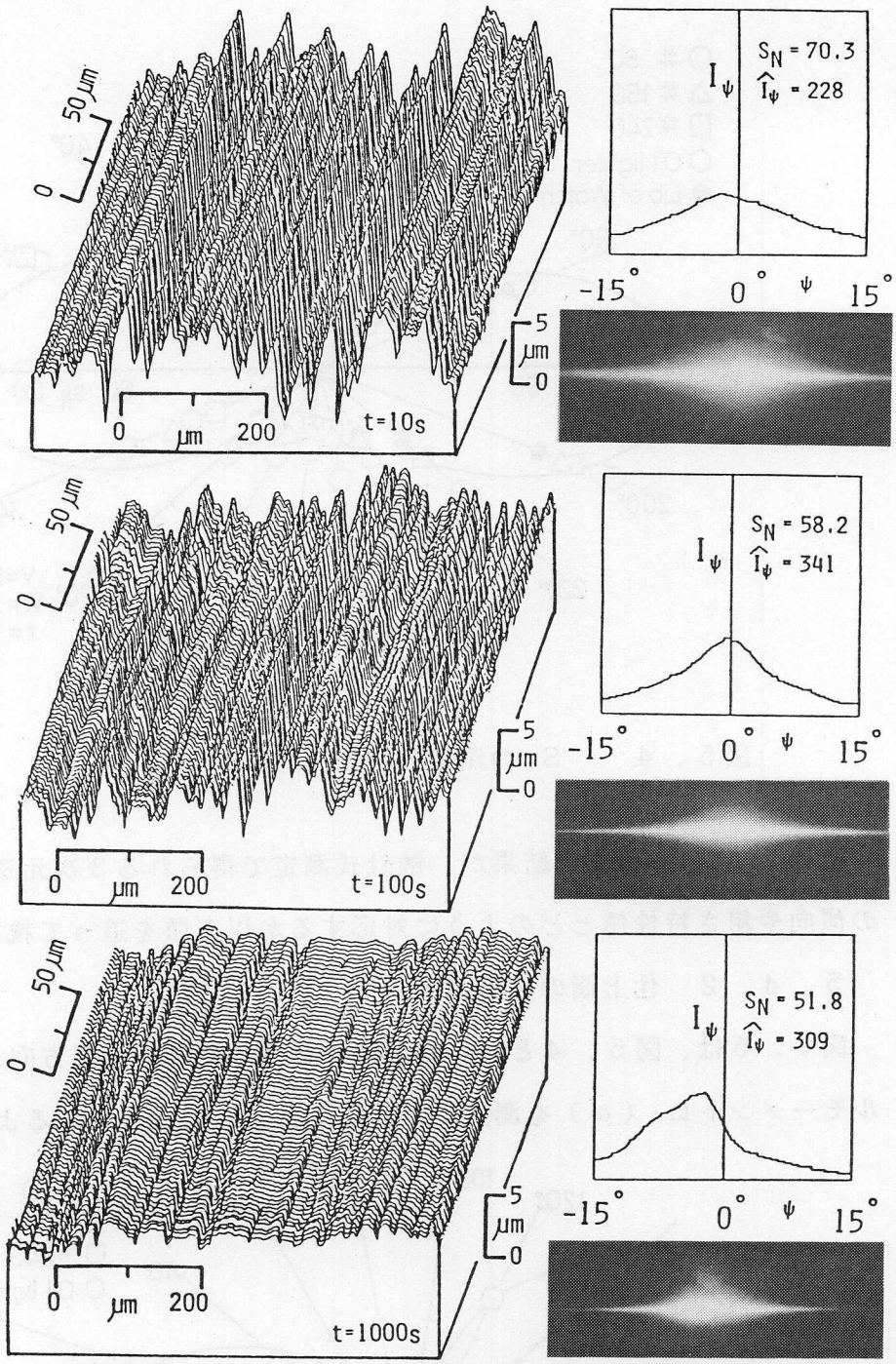



図５．３　仕上面の透視図、$S_N$および回折パターン
（$\hat{I}_\psi$：散乱光の最大反射強度　）

方向について$S_N$を測定してみると図５．４のようになった。図には、研磨ベルト加工で装飾仕上げされたライター表面と腕時計裏ぶたについて測定した結果も併せて示している。この図は視覚品位の高い表面を得やすい粒度８０、１５０、２４０番のベルトで瞬間研磨した場合の結果である。測定した$S_N$を円周方向の滑らかな線でつなぐと非等方性表面を示す特徴的な双輪曲線となる。

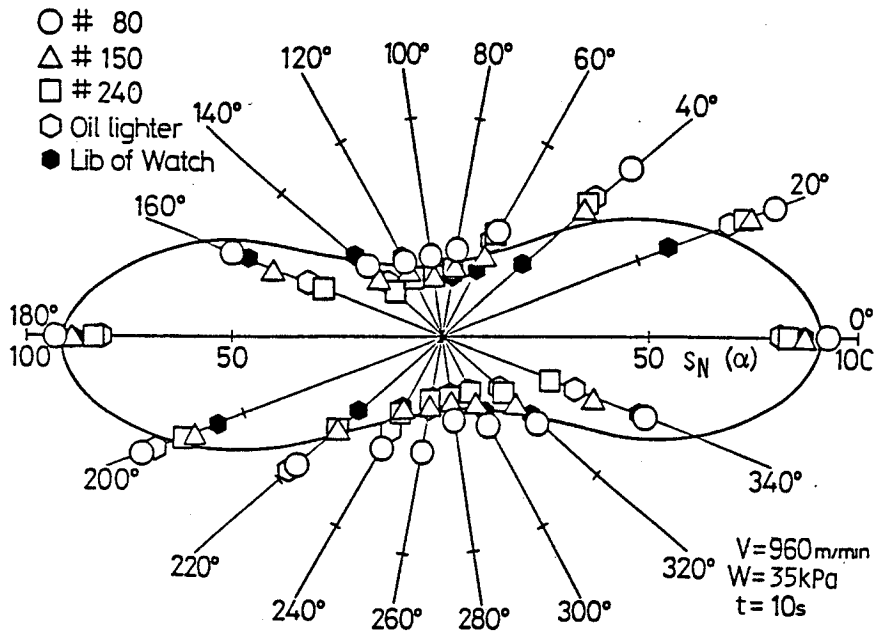



図５．４　　$S_N$の測定方向依存性

次に、この$S_N$の測定結果が、触針式測定で得られる３次元透視図の表面性状の傾向や粗さ特性値とどのように対応するか以下順を追って検討する。

５．４．２　仕上面のスペクトルモーメント特性

図５．５は、図５．４と同じ仕上面を２０°間隔で全周方向に０次のスペクトルモーメント$m_0(\alpha)$を測定した結果である。図からわかるようにヘアライン

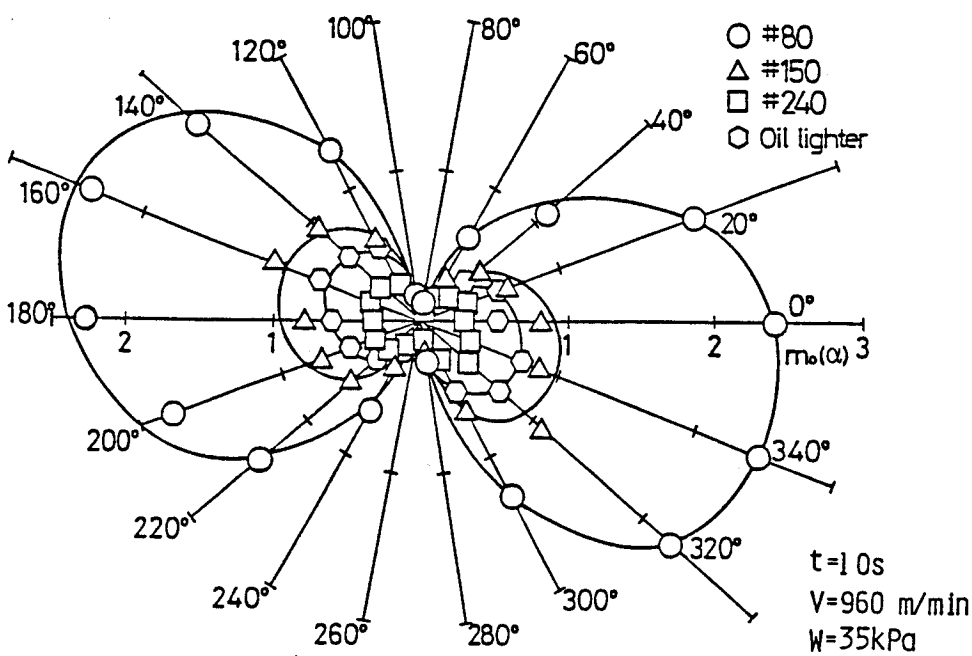



図５．５　スペクトルモーメント$m_0(\alpha)$の測定方向依存性

と呼ばれる装飾仕上面のスペクトルモーメント$m_0$は双輪を示し、この計測結果は図５．４の$S_N$の結果とよく対応している。

### ５．４．３　光学特性粗さと３次元粗さ形状パラメータ

図５．６（ａ）、（ｂ）、（ｃ）は、$S_N$と突起の平均曲率$\overline{\zeta}$、突起の平均傾斜角$\overline{\psi}$およびスペクトルモーメント比$\overline{\gamma}$の関係を式（５．４）～（５．８）を用いて求めた結果の一例である。図中の実線は、得られた回帰直線を示し、破線はその信頼限界を示す。$S_N$と$\overline{\zeta}$、$\overline{\psi}$および$\overline{\gamma}$との関係はそれぞれ次式で表される。ｒは相関係数である。

$$S_N = 7.22 + 9970\overline{\zeta} \qquad (r = 0.89) \qquad (5.20)$$

$$S_N = 17.57 + 11.17\overline{\psi} \qquad (r = 0.77) \qquad (5.21)$$

$$S_N = 47.30 + 37.89\overline{\gamma} \qquad (r = 0.32) \qquad (5.22)$$

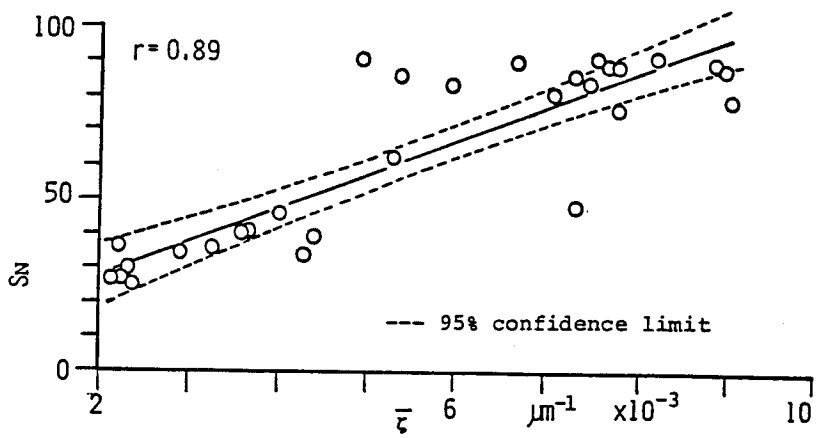



図５．６（ａ）　$S_N$と突起の平均曲率$\overline{\zeta}$の関係

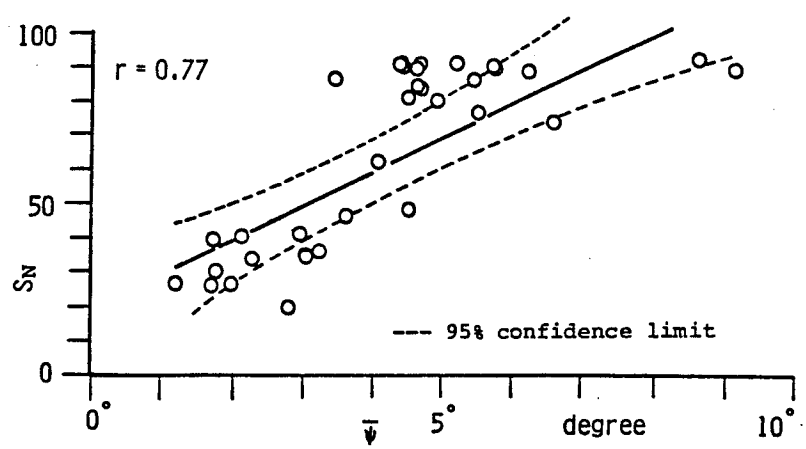



図５．６（ｂ）　$S_N$と突起の平均傾斜角$\overline{\psi}$の関係

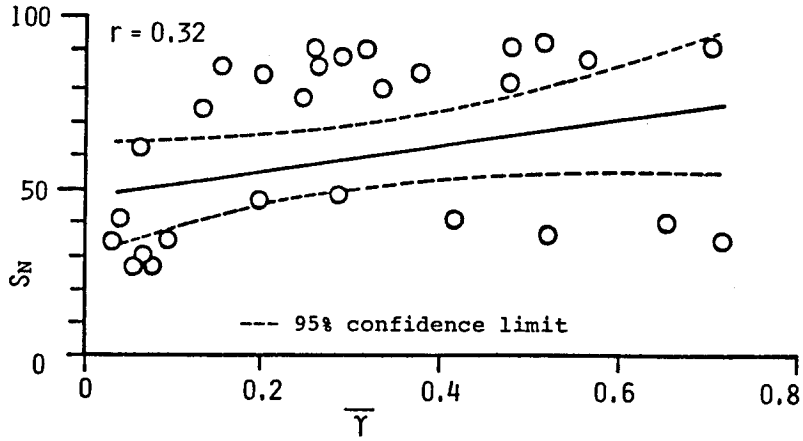



図５．６（Ｃ）　$S_N$とスペクトルモーメント比$\overline{\gamma}$の関係

$S_N$の幾何学的粗さ形状特性について考察すると、スペクトルモーメント比との相関性は小さいが、突起曲率とその傾斜角との相関性は極めて高い。そこで断面曲線から求めた面素の傾斜角$\psi = \tan^{-1}\left(\frac{\Delta Y}{\Delta t}\right)$の分布を計算し、その標準偏差$\sigma_\psi$を図示すると図５．７のようになる。図は、図５．４，５．５と同じ傾向を示すことがわかる。

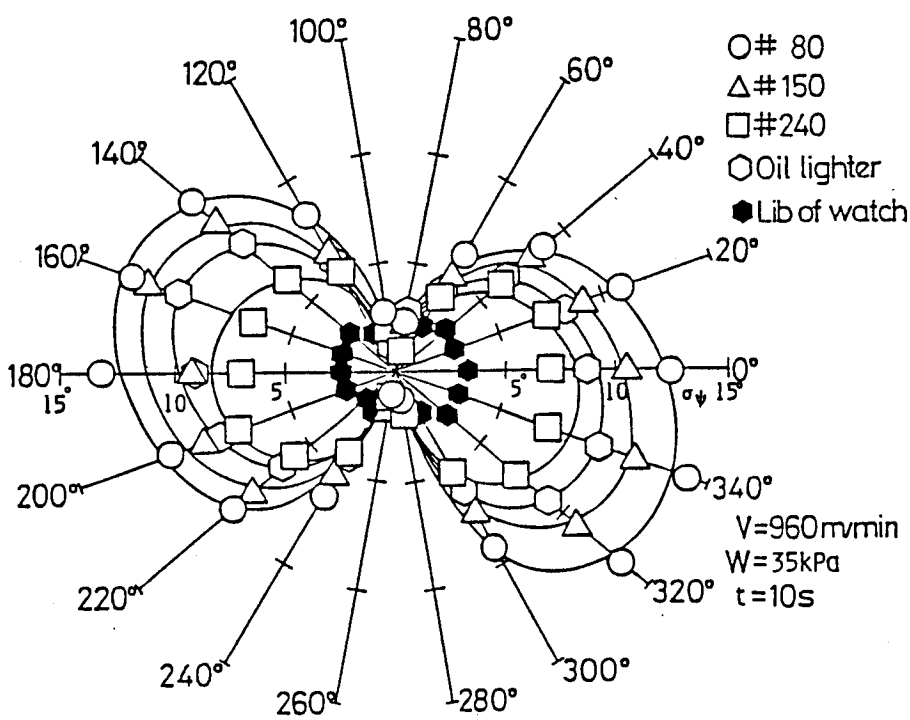



図５．７　突起傾斜角の標準偏差$\sigma_\psi$の測定方向依存性

### ５．４．４　光学特性粗さと突起の谷底の曲率

図５．８は、研磨方向に直角な断面曲線から測定した谷底の平均曲率$\overline{\xi}$とＳＮとの関係を示す。またその関係は次式で表される。

$$S_N = 11.06 + 901.7\,\overline{\xi} \qquad (r = 0.58) \qquad (5.23)$$

一般に谷底の曲率が大きくなると、ＳＮの値も大きくなる。

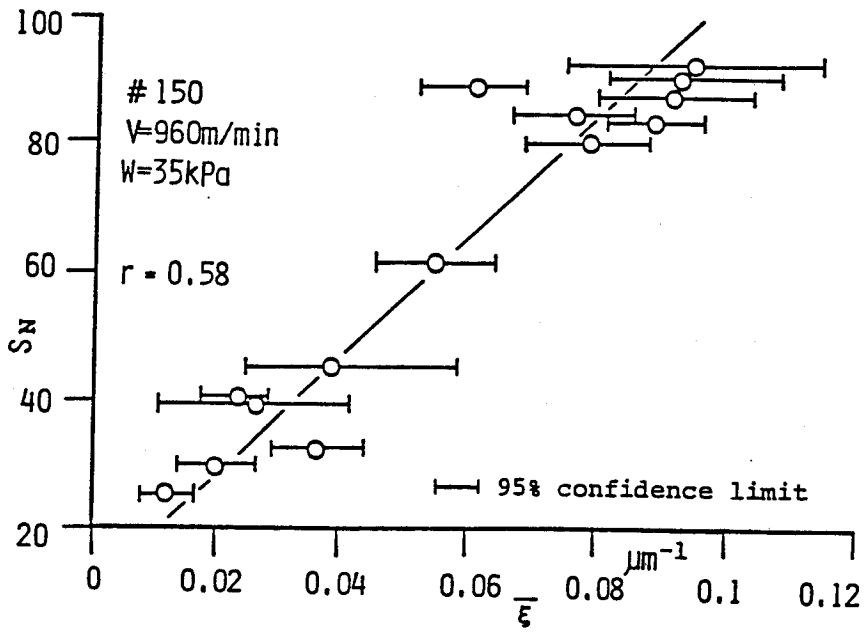



図５．８　ＳＮと谷底の平均曲率$\overline{\xi}$の関係

### ５．４．５　光学特性粗さと中心線平均粗さ

図５．９は、ＳＮと中心線平均粗さＲａとの関係を示す。粒度番号が大きい程Ｒａは小さく、同じＲａに対して粒度番号が大きくなるとＳＮは高く、Ｒａの増加とともにＳＮも増大することが

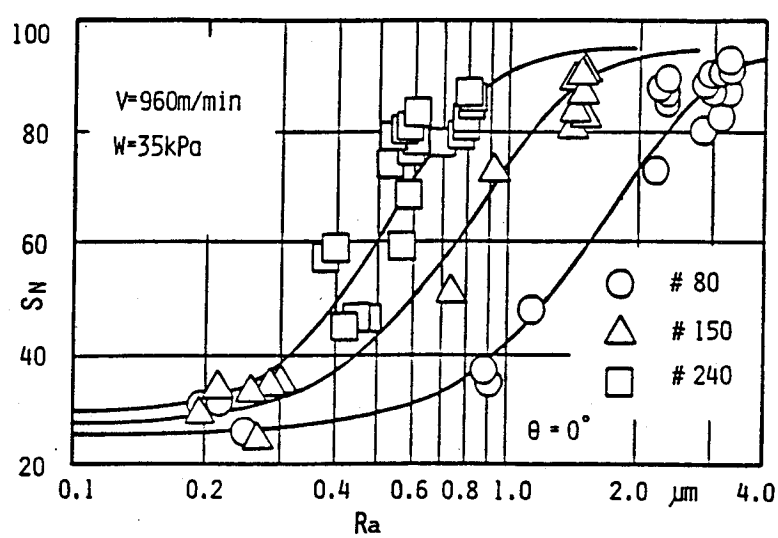



図５．９　ＳＮと中心線平均粗さＲａの関係

わかる。RaとSNとの関係は次式の非線形性のゴンパーツ関数を用いて表される。

$$\#80 \quad S_N = 2.1 + 70.3 \times \left(\frac{5}{1000}\right)^{EXP\{-1.30Ra\}} \qquad (5.24)$$

$$\#150 \quad S_N = 27.3 + 68.9 \times \left(\frac{3}{1000}\right)^{EXP\{-2.73Ra\}} \qquad (5.25)$$

$$\#240 \quad S_N = 30.1 + 65.1 \times \left(\frac{1}{1000}\right)^{EXP\{-5.0Ra\}} \qquad (5.26)$$

図の曲線は、それぞれ式（5.24）、（5.25）、（5.26）に対応している。

### 5．4．6　光学特性粗さと突起の数

図5．10は、SNと式（5.9）で計算した単位幅当たりの突起の数DSUとの関係を示している。式（5．9）の計算過程には、I3、I5、I7の3個の不変量が含まれている。SNとDSUとの相関性は次式で表されるように予想以上に低い。

$$S_N = 37.11 + 0.031 D_{SU} \qquad (r = 0.34) \qquad (5.27)$$

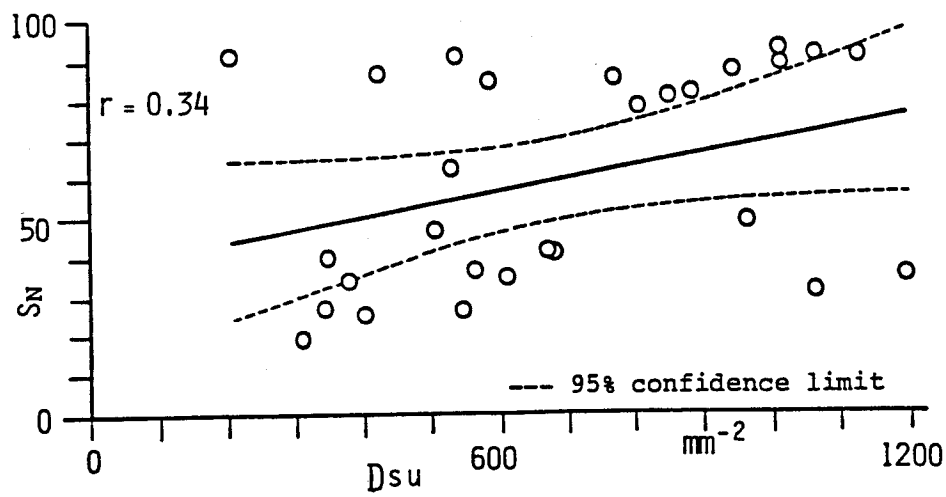



図5．10　SNと突起密度DSUの関係

### 5．4．7　光学特性粗さとスペクトルモーメントの不変量

図5．11（a）、（b）、（c）は、既述したスペクトルモーメントのうち、相関係数rが0．8以上の値を示した不変量I1、I2、I4とSNとの関係を整理

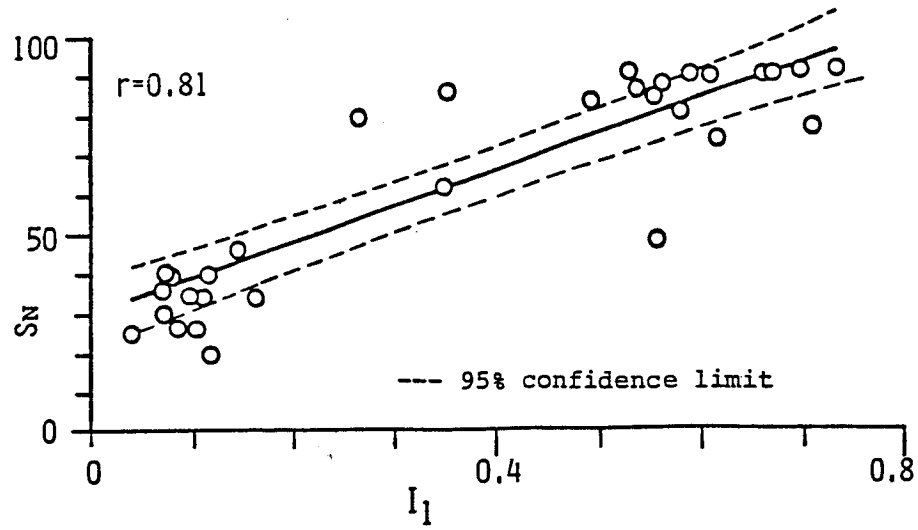



図５．１１（ａ）$S_N$と不変量$I_1$との関係

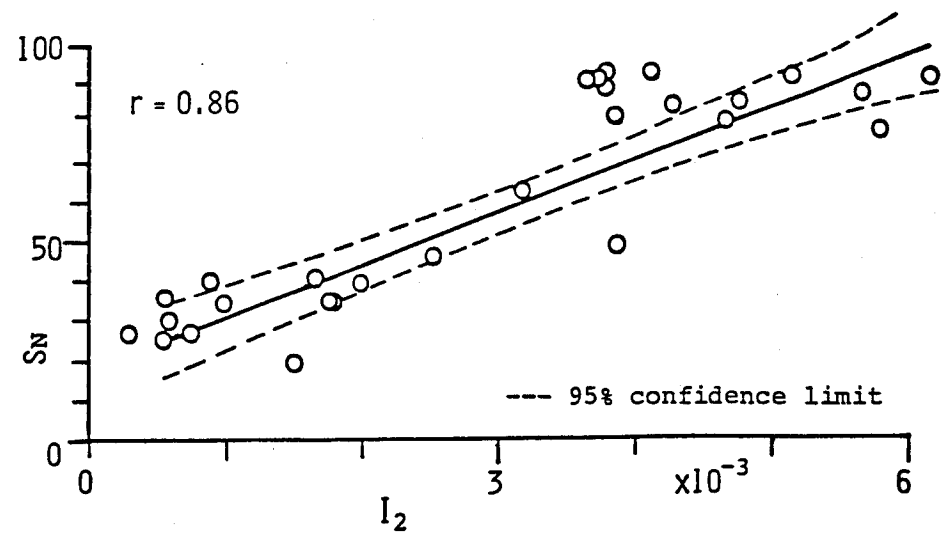



図５．１１（ｂ） $S_N$と不変量$I_2$との関係

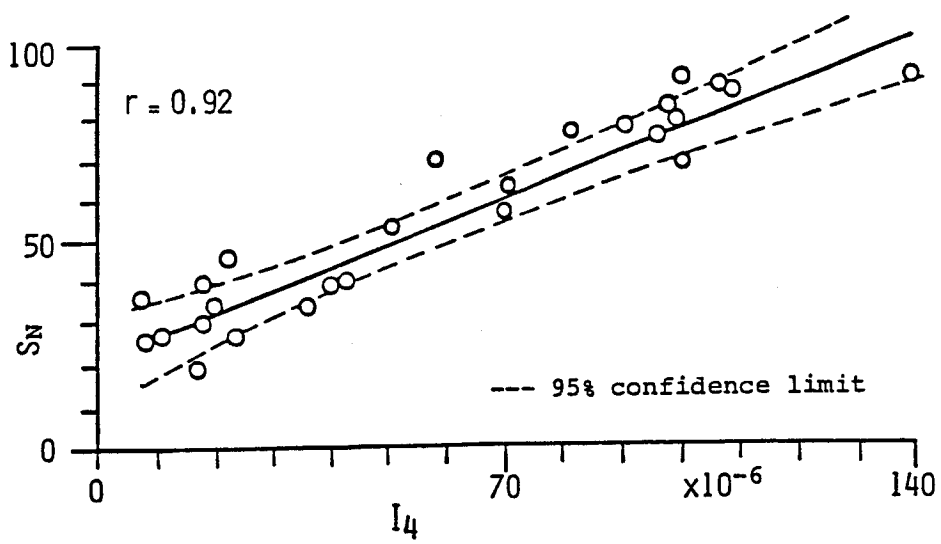



図５．１１（ｃ）$S_N$と不変量$I_4$との関係

した結果で、それぞれ次式で表される。

$$S_N = 29.7 + 90.4 I_1 \quad (r = 0.81) \tag{5.28}$$

$$S_N = 17.49 + 13005 I_2 \quad (r = 0.86) \tag{5.29}$$

$$S_N = 20.36 + 585400 I_4 \quad (r = 0.92) \tag{5.30}$$

一般に実験結果は各図ともかなりばらつくが、$S_N$は不変量$I_1$、$I_2$、$I_4$と相関性が高く、中でも$I_4$と$I_2$が相関が極めて高い。$I_4$と$I_2$は突起の曲率と傾斜角の分散にそれぞれ相当する値である。従って、測定結果からいえることは$S_N$は、表面微細形状パラメータのうち突起の曲率とその傾斜角を同時に強く表すことを意味していることである。このほか、$S_N$の幾何学的意味を明らかにするためゼロクロシング数、ピーク数、バンド幅等２次元特性についても同様の検討を試みたが、その相関係数の値は、０．３以下で相関性は低かった。 $I_3$、$I_5$、$I_6$、$I_7$および３次元粗さ特性値と$S_N$との関係を相関係数でまとめると表５．１のようになる。

表５．１　$S_N$と不変量および３次元粗さ形状パラメータとの相関係数

| Surface roughness parameter | Correlation coefficient r | Surface invariant | Correlation coefficient r |
|---|---|---|---|
| $\bar{\zeta}$ | 0.89 | $I_1$ | 0.81 |
| $\bar{\psi}$ | 0.77 | $I_2$ | 0.86 |
| $\bar{\xi}$ | 0.58 | $I_3$ | 0.74 |
| $\gamma$ | 0.32 | $I_4$ | 0.92 |
| Dz | 0.23 | $I_5$ | 0.71 |
| Dp | 0.20 | $I_6$ | 0.70 |
| Dsu | 0.34 | $I_7$ | 0.53 |

## 5．5 結 言

本章では、光学特性粗さ$S_N$と３次元粗さ形状特性値との関連性を実験的に明らかにした。得られた主な結果は、次のとおりである。

（１）研磨ベルト仕上面を非接触式粗さ計で測定した光学特性粗さ$S_N$と接触式粗さ計で測定したスペクトルモーメントの値は、共に双峰曲線を示し、両者の傾向はよく対応する。また仕上面の断面曲線に関する０次のスペクトルモーメントが双峰曲線を明確に示すほど視覚品位は向上する。

（２）光学特性粗さ$S_N$は、触針式粗さ計で計測された４次と２次の表面スペクトルモーメントと極めて高い相関性を示し、その幾何学的意味は突起の曲率とその傾斜角の大きさを同時に表示することである。

（３）光学特性粗さ$S_N$は３次元表面の不変量$I_1$, $I_2$, $I_3$, $I_4$との相関性が高いが、一方、突起の数、ゼロクロシング数、およびピーク数との相関性は低い。

## 参 考 文 献


1)R.Brodman, Th.Gast ; An Optical Instrument for Measuring the Surface Roughness in Production Control, Annals of the C.I.R.P. Vol.33,1, (1984)403.

2)R.Brodman, O.Gerstofer, G.Thurn ; Optical Roughness Measuring Instrument for Fine-machined Surfaces, Optical Engineering, May/June,24,3, (1985)408.

3)長谷川素由；定常確率過程による放電加工表面の粗さ形状解析、精密機械、47,7(1981)842.

4)T.R.Thomas ; Rough Surface, Longman Group Limited (1982)119.

5)M.S.Longuet-Higgins ; The Statistical Analysis of a Random Moving Surface, Philos, Trans. of the Royal Society,A.249(1957)321.

6)S.M.Wu ; Dynamic Data System - A New Modeling Approach -Trans. A.S.M.E. J. of Engineering for Industry,Vol.99,No.3(1977)708.

# 第６章　仕上面の視覚評価と３次元粗さ形状特性値の因子分析

## ６．１　緒　言

第５章では、視覚品位の計量評価値として光学特性粗さ$S_N$[1]を提案した。この値と表面微細形状との関連性について、触針式粗さ計による測定結果を用いて検討した結果、$S_N$は突起の曲率と傾斜角を同時に表示し、その表示量はこれらの二つの値が大きくなれば増大し、視覚品位も一般に向上することが明らかになった。

ところで、この光散乱方式の非接触粗さ計の計測結果が、人間の視覚評価と対応するかどうかは興味あるところである。視覚評価は、一種の美の評価であり、美の認識・評価について、この種の計測器で表示される客観的な一つの特性値のみによってどれ程まで表示しうるものかは、いまだ詳しく報告されていない。本章ではこの問題を取り上げ、光学式非接触粗さ計で高品位と評価された結果に対して実際に人の眼で評価し、眼が評価項目に対して反応した評価結果が計測器の表示結果とどう対応し、また表面微細形状特性値とどのような関連性を持つかを定量的に検討する。

視覚評価のデータは、健常学生５０名（年齢１８～２０歳）から乱数表を使って選出した検査者に、２要因３水準の実験計画の基に加工された表面について視覚官能検査を行わせて作成した。一方、同一試料の表面微細形状を触針式粗さ計で解析するとともに、この解析結果と視覚評価結果との関係を因子分析法によって要因分析を行い、視覚評価結果の物理的意味について考察する。

## ６．２．　実験装置および方法

### ６．２．１　測定試料

表６．１は、視覚評価用の供試材料である炭素鋼の加工条件を示す。供試材の

表６．１　実験条件

| | |
|---|---|
| Coated abrasive belt<br>(Riken -Norton Co.) | A#80, A#150, A#240<br>resin-bonded, HM=9.4<br>(100(W)x915(L)mm) |
| Workpiece material | carbon steel<br>JIS S45C (HB=200)<br>(30 x 30 x 15 mm) |
| Grinding time t s | 1,10,100,1000,1800 |
| Grinding speed V | 480, 960, 1440(m/min)<br>{8}, {16},{24}(m/s) |
| Contact pressure W kPa | 35 (constant) |

形状は３０×３０×２０ｍｍのブロック形とし、視覚評価の対象とする範囲を統一し、広さによるバラツキを防ぐため試料を絹張りの厚紙枠でマスキングしてその中央窓に現われる部分を評価対象とした。さらに背景の条件を一定にするため机上に厚地の黒布を敷き、その上で視覚評価を行った。

試料の表面性状は、特に切れ刃の摩耗状況が視覚評価に及ぼす影響を調べるため、押付荷重Ｗを３５ｋＰａと一定にし、ベルトの粒度Ｇ、研磨速度Ｖを主要因に、累積研削時間ｔは１、１０、１００、１０００および１８００秒の５段階に変化させた。なお、前加工の影響を取り除くため、前加工面は０．２$\mu$ｍ$R_{max}$以下にバフ研磨し、これを採用加工条件の下で瞬間研磨加工を行った。

### ６．２．２　視覚評価と因子分析

視覚評価は、学生５０名（男子２５名、女子２５名）から乱数表を使って選び出し、Ｓｃｈｅｆｆｅの一対比較法による評価を行った[2)]。ここでは、パネリストの群分けを行わず、各パネリストが１個の試料$A_i$を選定し、これを基準に残りの試料$A_j$を一つずつ対比させてつくった各対の組（$A_i$, $A_j$）をそれぞれ１回だけ視覚評価する。研磨面の品位の評価量として高級品質感の有無と、目通性すなわち生成突起の長峰性の良し悪しをここでは取り上げる。　対比させる試料の評価得点は、次の５点系で評価する。いま、試料の１対の組（$A_i$, $A_j$）の高級品質感および目通り性の評価得点をＲで表示すると比較点系は次のようになる。

$A_i$が$A_j$より非常に良い　；　Ｒ＝＋２

$A_i$が$A_j$よりいくらか良い　；　Ｒ＝＋１

$A_i$と$A_j$の差がほとんどない　　；　R＝　0

$A_i$が$A_j$よりいくらか劣る　　；　R＝－1

$A_i$が$A_j$より非常に劣る　　；　R＝－2

当然のことながら上記の評価量は、正の値は評価量の高水準を、負の値は低水準を、0はＡｉとＡｊに差がほとんど無いことを示す。

次に、得られた視覚評価得点と、表面微細形状との関係は、因子分析を用いて明らかにする。因子分析は、主因子解法を採用してパソコンで因子負荷量を計算し、因子得点から両者の相関図を作成した[3)]。

### ６．２．３　仕上面の目通り性のむらと光学特性粗さ$S_N$

次に、生成された長峰性突起の目通り性のむら、すなわちすじ目むらに着目し、これを関数表示することにより視覚評価の客観的表示法を考える。測定には、前章で述べたＲｏｄｅｎｓｔｏｃｋ社製の光散乱方式の$S_N$測定器ＲＭ４００を使用した。すじ目むらを評価するには$S_N$の感度をよくしなければならないため、レーザ光は、光束０．２ｍｍに絞り、試料はリニヤテーブルを用いて研磨方向と直角に定速で移動させた。$S_N$時系列データのサンプリング間隔は約４０μｍである。

## ６．３．　測定結果および考察

### ６．３．１　視覚評価得点の因子分析結果

ここで採用した主因子解法では一対の組（$A_i$，$A_j$）は、高級品質感および目通り性の二つの評価項目についてそれぞれ５０個の評価得点を得る。そこで、この５０個の視覚評価得点の平均値と表面

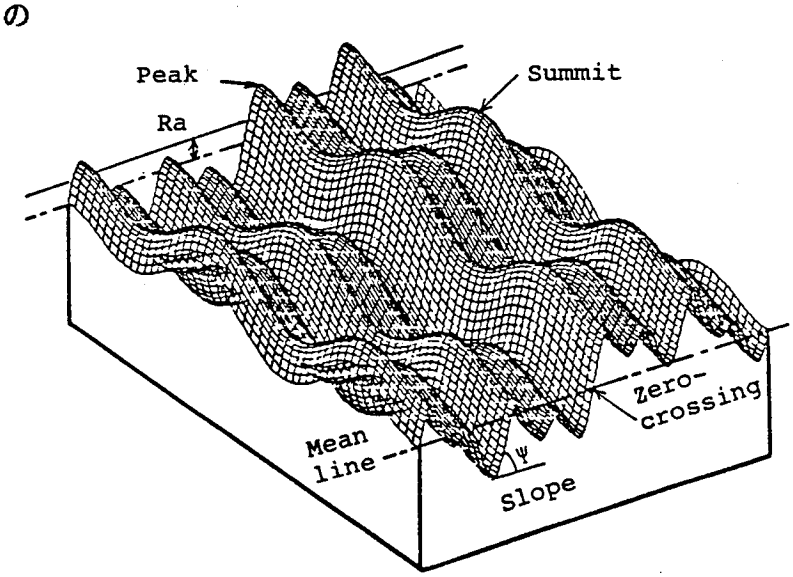



図６．１　研磨ベルト仕上面のモデル

微細形状特性値、ここでは突起の平均曲率$\overline{\zeta}$、平均傾斜角$\overline{\psi}$、ピーク数$D_P$、光学特性粗さ$S_N$、中心線平均粗さRa、および、ゼロクロシング数$D_Z$の6個を取り上げて両者の因子分析を行った。

表6．2　因子負荷量（バリマックス法）

| | Variable \ Factor axis | I | II | Communalities |
|---|---|---|---|---|
| Visual estimation | High quality | | | |
| | Male | -0.25 | 0.83 | 0.87 |
| | Female | 0.28 | 0.83 | 0.90 |
| | Long crestedness | | | |
| | Male | 0.79 | 0.25 | 0.97 |
| | Female | 0.71 | 0.41 | 0.96 |
| Surface roughness parameter | Mean curvature $\overline{\zeta}$ | 0.96 | -0.08 | 0.96 |
| | Mean slope $\overline{\psi}$ | 0.94 | -0.03 | 0.97 |
| | Number of peaks $D_p$ | -0.29 | 0.83 | 0.82 |
| | Optical characteristic roughness $S_N$ | 0.75 | 0.20 | 0.89 |
| | Center line-average roughness Ra | 0.74 | -0.37 | 0.91 |
| | Zero-crossing $D_Z$ | -0.02 | 0.38 | 0.95 |
| | Eigenvalue $\lambda$ | 6.3 | 4.1 | |
| | Coefficient of determination | 0.27 | 0.20 | |

図6．1は、意匠用に使われる非等方性表面のモデルを示している。表6．2は、因子分析の結果である。因子負荷行列の固有値λが大きいものを2個（$\lambda=6.3$，$\lambda=4.1$）とり、それぞれ第Ⅰ、第Ⅱ因子とする。第Ⅰ因子は、視覚評価のうち目通り性（Long crestedness）に関する因子で、また突起の平均曲率$\overline{\zeta}$、平均傾斜角$\overline{\psi}$、$S_N$、Raの因子負荷量の値が高いことから、表面の微細形状と密接に関係している。第Ⅱ因子についてみると、因子負荷量は高級品質感（High quality）とピーク数の二つの項目が他の因子に比べて大きい値を示している。このことは、第Ⅱ因子が主に視覚評価の高級品質感に関連する因子であることを意味している。同表からわかるように第Ⅰ、第Ⅱ因子を合わせた累積寄与率は47％と高い。これは、第Ⅰ、第Ⅱ因子二つを用いるだけで加工面の視覚評価が約50％までできることを意味している。また、人の眼で視覚評価する場合、表面微細形状のうち突起の長峰性、平均曲率、平均傾斜角、ピーク数および粗さの大小関係を同時に判別していることがわかる。このことが$S_N$に関する既報の評価結果と異なるところで、人間の眼の評価の方が$S_N$より表面の評価項目の数が多いことは興味深い。

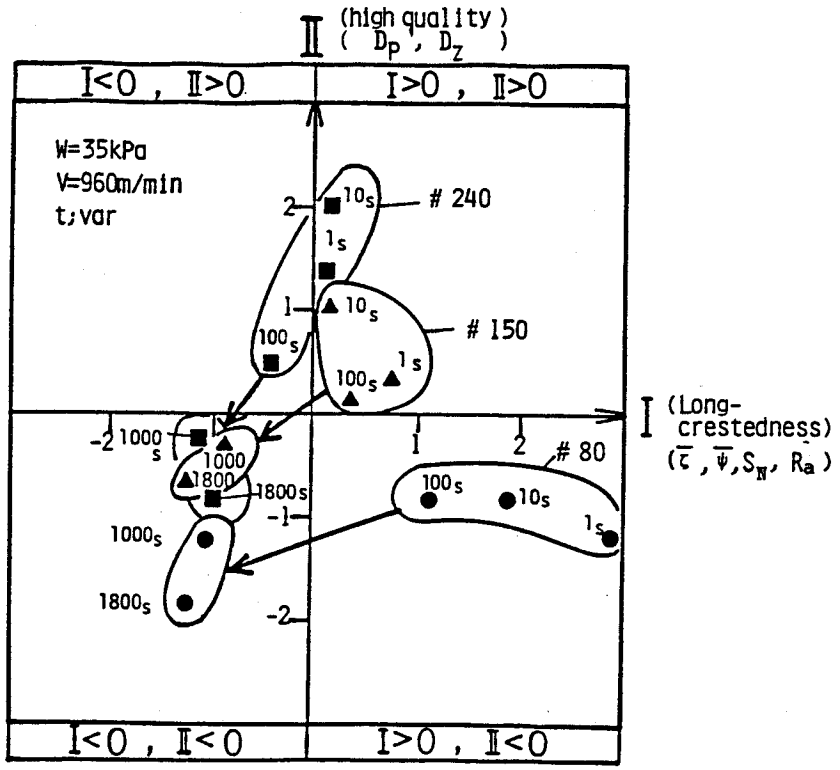



図 6．2　第Ⅰおよび第Ⅱ因子得点の相関図

次に、加工面の視覚評価（高級品質感と目通り性）と表面微細形状特性値との関係を両者の因子負荷量から計算した因子得点で表すことを試みる。図６．２は、押付荷重３５ｋＰａ、研磨速度９６０ｍ／ｍｉｎで累積研磨時間ｔを変えた場合の散布図である。横軸の第Ⅰ因子は、主に表面微細形状特性値のうち、突起の平均曲率、平均傾斜角など特に突起の鋭さ、大きさを表す因子であり、縦軸の第Ⅱ因子は、主に高級品質感を表す。この図を見ると、研磨時間が１０００秒以下の比較的摩耗の少ないベルトで研磨された試料は、高級品質感と目通り性によって定まる第１、第４象限内で粒度ごとに三つのグループに類別される。さらに内容的に見ると、粒度番号が大きいほど第Ⅱ因子の値は高く、従って，視覚品位の高い順に示せば、＃２４０，＃１５０、＃８０となる。これに対し＃８０のように粒度番号の小さいものは、第Ⅰ因子の値が大きく目通り性に関連する因子が高いことがわかる。これらを考察すると、本実験範囲内では粒度番号の大きいベルトで仕上げられた比較的突起の小さな加工面に、高級品質感が高く出る傾向があり

反対に傾斜角や突起の鋭いベルト、例えば粒度８０番のベルトで仕上げられた加工面には高級品質感が低く出る傾向がみられる。また研磨時間が増大して１０００秒を超える場合の加工面の因子得点は、図の第３象限に移動して集まり、高級品質感および突起形状の鮮明さが共に低下することがわかる。図６．３は、図６．２を補足する意味でベルト仕上面の立体透視図を示したものである。粒度による仕上面性状の相違がよく表われている。

以上の因子分析結果から視覚評価と表面微細形状との関連性が把握できたが、しかし因子分析では単位を除去し、データの標準化を行うので物理的意味が一般にわかりにくい。そこで表６．２と図６．２を基に、視覚評価の高級品質感および目通り性と表面の微細形状との定量関係について以下検討する。

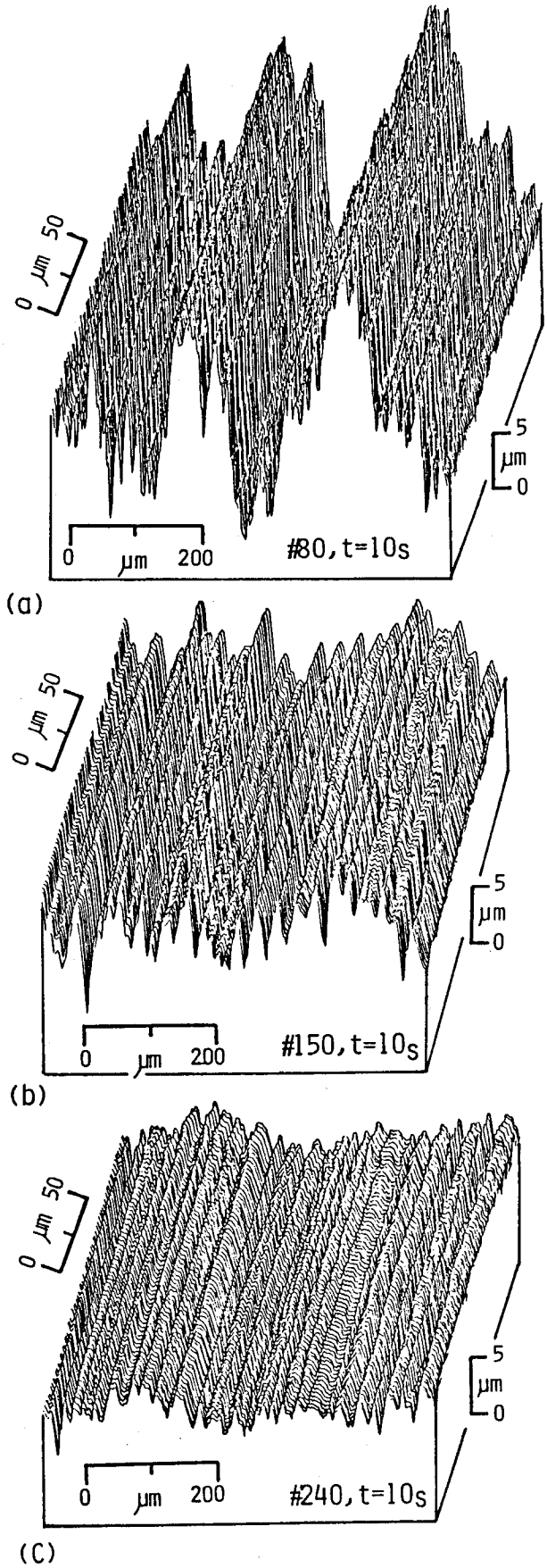



図 ６．３　仕上面の透視図
（W＝35 kPa ，V＝960m/min）

### ６．３．２　視覚評価の高級品質感と３次元粗さ形状特性値との関連性

#### ６．３．２．１　突起の平均曲率$\overline{\zeta}$と平均傾斜角$\overline{\psi}$

図６．４（ａ）、（ｂ）は、高級品質感と突起の平均曲率、平均傾斜角との関係を示したもので、図中の実線は平均線である。図からこれら二つの特性値と高級品質感は増加関数で表されないが、平均曲率は３～９（×１０$^{-3}$）$\mu m^{-1}$の範囲で正の値を、平均傾斜角は３～７°の範囲で正の評価が与えられる。

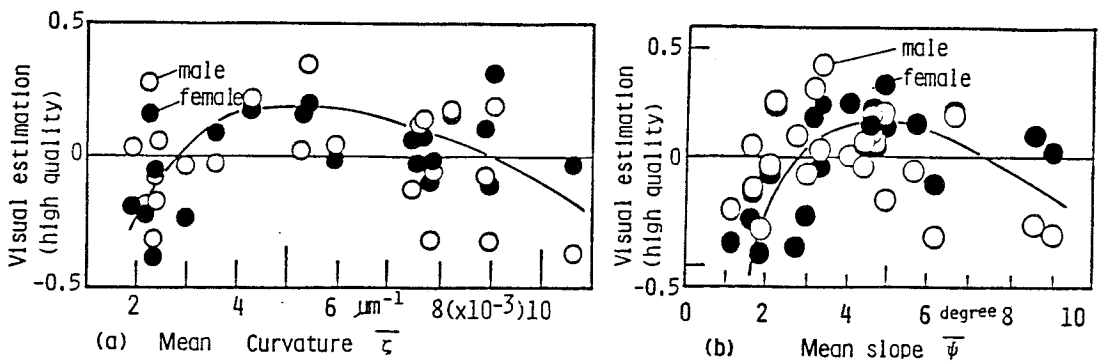



図　６．４　高級品質感と（ａ）突起の平均曲率$\overline{\zeta}$（ｂ）突起の平均傾斜角 $\overline{\psi}$

#### ６．３．２．２　光学特性粗さ$S_N$と中心線平均粗さＲａ

図６．５（ａ）、（ｂ）は、高級品質感と$S_N$、Ｒａの関係を示す。図から$S_N$は、その値が３０～８０の範囲で正の評価が得られており、必ずしも$S_N$が高く

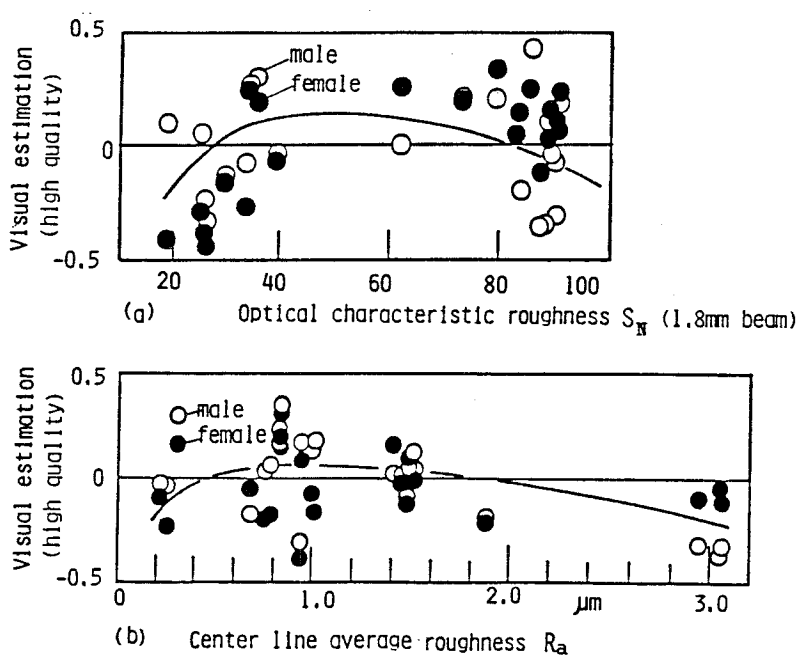



図　６．５　高級品質感と（ａ）　光学特性粗さ$S_N$（ｂ）中心線平均粗さＲａ

なると高級品質感が高くなるとは限らない。またＲａは０．５～１．８μｍの範囲にわずかに正の値がみられるが、Ｒａだけでは高級品質感が決まらないことがわかる。

### ６．３．２．３　ピーク数Ｄｐとゼロクロシング数Ｄｚ

図６．６（ａ）、（ｂ）は、高級品質感とピーク数、ゼロクロシング数との関係を示す。これらは本実験における表面微細形状の中では高級品質感と最も正の相関が強い結果が得られている。すなわち具体的に示すと、ピーク数は４２個／ｍｍ以上、ゼロクロシング数は２７個／ｍｍ以上で正の高級品質感を示し、ピーク数をピッチに換算すると約２５μｍに相当する。次に目通り性と表面微細形状の定量関係について述べる。

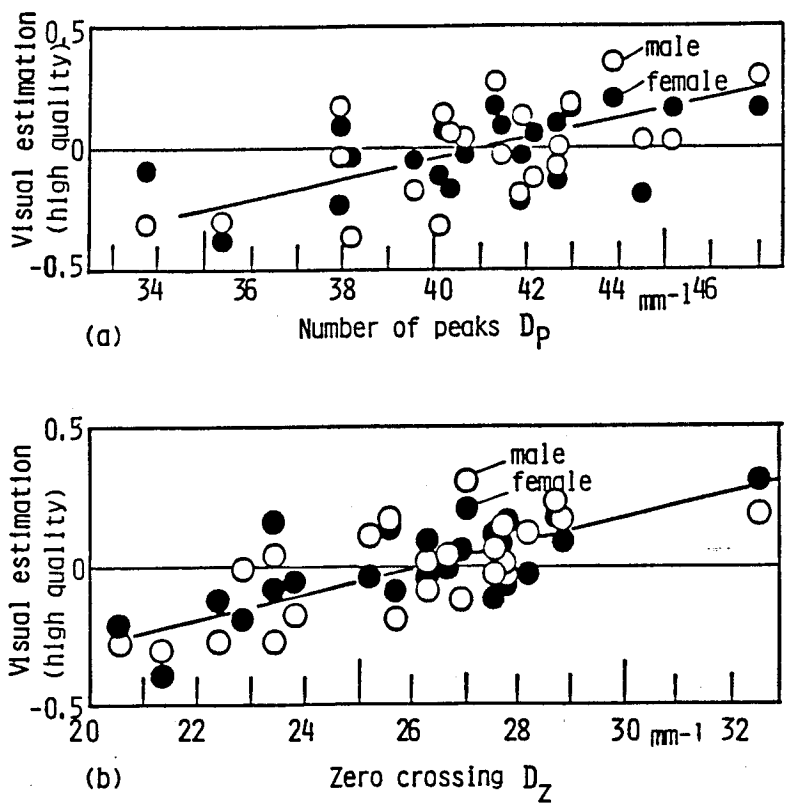



図　６．６　高級品質感と（ａ）ピーク数Ｄｐ

（ｂ）ゼロクロシング数Ｄｚ

### ６．３．３　視覚評価の目通り性と３次元粗さ形状特性値との関連性

#### ６．３．３．１　突起の平均曲率$\overline{\zeta}$と平均傾斜角$\overline{\psi}$

図６．７（ａ）、（ｂ）は、目通り性と突起の平均曲率、平均傾斜角との定量関係を示している。平均曲率、平均傾斜角は両者とも増加関数で表せる。$\overline{\zeta}$は５×１０$^{-3}$$\mu$m$^{-1}$以上で、$\overline{\psi}$は３°以上でそれぞれ目通り性がよい。

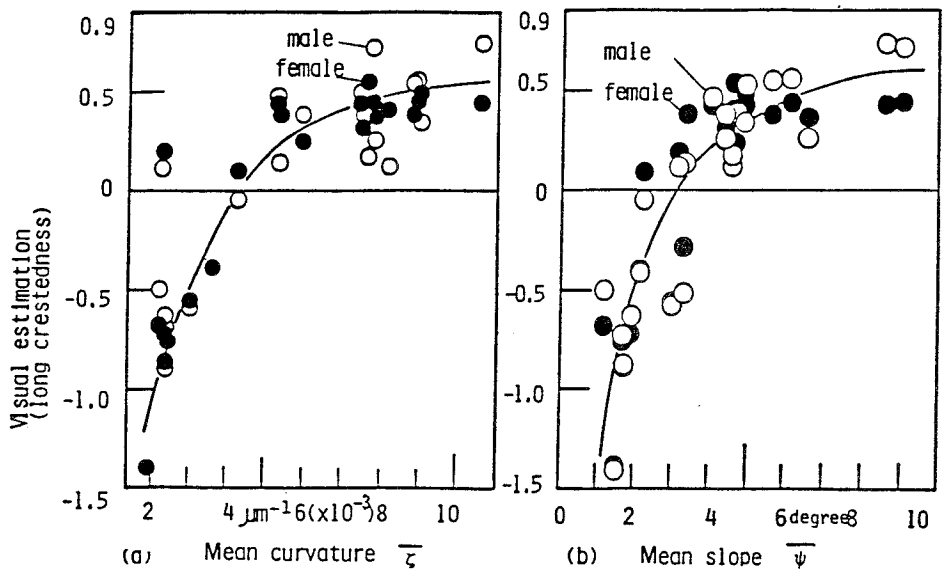



図 ６．７ 目通り性と（ａ）突起の平均曲率 $\overline{\zeta}$（ｂ）突起の平均傾斜角 $\overline{\psi}$

#### ６．３．３．２　光学特性粗さ$S_N$と中心線平均粗さＲａ

図６．８（ａ）、（ｂ）は、目通り性と$S_N$およびＲａの関係を示す。両者の傾向は、共に増加関数で表される。$S_N$は４５以上の、またＲａは０．７$\mu$ｍ以上の平均的な挙動に注目すると正の目通り性があることがわかる。

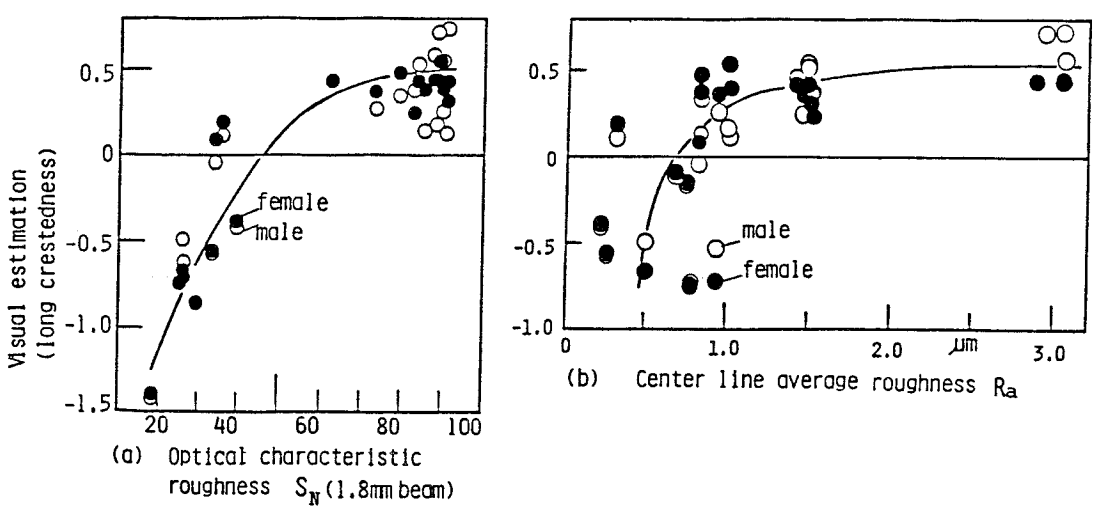



図 ６．８　目通り性と（ａ）光学特性粗さ$S_N$（ｂ）中心線平均粗さＲａ

以上をまとめると、高級品質感と目通り性の２因子を基に総合視覚評価を行った結果、正の評価が得られた表面微細形状特性値の大きさをその順位で示すとそれぞれ以下のように整理できる。これらは、視覚評価の判定基準となりうるものである。

1）　$4\times10^{-3}\mu m^{-1}$ ≦ 平均突起曲率$\overline{\zeta}$ ≦ $9\times10^{-3}\mu m^{-1}$

2）　3° ≦ 平均突起傾斜角$\overline{\psi}$ ≦ 7°

3）　$42 mm^{-1}$ ≦ ピーク数Dp

4）　45 ≦ 光学特性粗さ$S_N$ ≦ 80

5）　0．7μm ≦ 中心線平均粗さRa ≦ 1．8μm

6）　$27 mm^{-1}$ ≦ ゼロクロシング数$D_z$

### ６．３．４　すじ目むらの評価

これまでの考察から、人の眼による研磨ベルト仕上面の視覚評価は加工面の目通り性を高く評価していることがわかったが、この目通り性は研磨面の３次元粗さ形状の研磨方向における代表的な特徴である。この目通り性の評価は観点を変えると、研磨方向に直角に現われる目通りのむら、すなわちすじ目のむらと表裏一体の関係にある。そこで、すじ目のむらを取り上げ、視覚評価を一つの関数で表示する方法について考える。　図６．９は、視覚評価が高い研磨初期の各ベルトで得られた加工面の$S_N$に関する時系列データの一例である。図から$S_N$は、

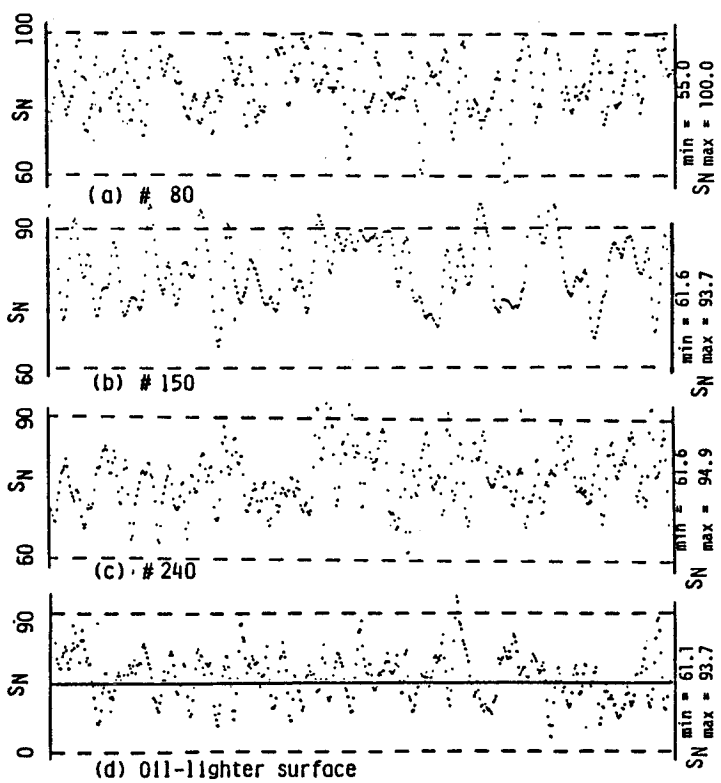



図　６．９　仕上面の$S_N$時系列データ

（W＝35 kPa, t=10s, V＝960m/min）

６０～１００の範囲で変動しており、視覚評価の高い表面の場合ではそのすじ目の微細な変化に対応して変動を示す。　そこで、表面上の微小領域からの$S_N$の離散型時系列データを分析すれば、表面のすじ目むらの微細な変化を定量評価できる。図６．１０は、$S_N$の変動を粒度別に確率分布で表したものである。図から粒度番号の大きいベルトで仕上げられた表面ほど$S_N$の変動が小さく、すじ目むらの変化は小さい。また図には、ライター意匠表面の測定結果も併せて示したが、他の３個の試料と同様に$S_N$の変化は正規分布で表される。視覚評価関数の決定に当たっては、$S_N$に関する時系列データを自己回帰移動平均定常確率過程ＡＲＭＡ（ｎ，ｍ）モデルで同定を試みる[4]。次数が決定すると、これから導かれる次式のグリーン関数を計算し、計算結果の違いによってすじ目むらを評価する。

$$G_j = \sum_{\ell=1}^{n} \lambda_\ell^j \cdot \theta_j(\lambda_\ell) \qquad j < m \qquad (6.1)$$

$$= \sum_{\ell=1}^{n} \lambda_\ell^j \cdot \theta_m(\lambda_\ell) \qquad j \geqq m \qquad (6.2)$$

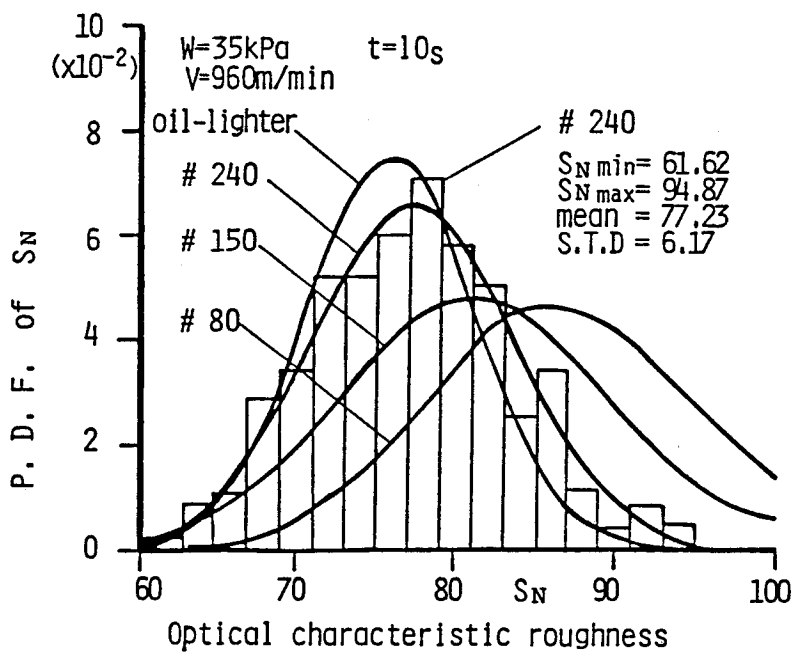



図　６．１０　$S_N$時系列データの分布

上式で、$\lambda_1$、$\lambda_2$、…$\lambda_n$は特性根で、ＡＲＭＡ（ｎ，ｍ）モデルの自己回帰パラメータ$\phi_1$、$\phi_2$、…$\phi_n$がわかれば、次式の関係より求まる。

$$\lambda^n - \phi_1\lambda^{n-1} - \phi_2\lambda^{n-2} - \cdots - \phi_n$$

$$= (\lambda - \lambda_1)(\lambda - \lambda_2)\cdots(\lambda - \lambda_n) \qquad (6.3)$$

また式（６．１）の$\theta_j$は、モデルの移動平均パラメータである。ＡＲＭＡモデルの次数決定法には、種々の方法があるが、ここではＡ．Ｉ．Ｃ．法と最尤法を併用する。$S_N$時系列データのＡＲＭＡ解析は、サンプリング間隔４０$\mu$ｍの５１２個の$S_N$デジタルデータについて行った。この結果、一般に因子分析で示された総合視覚評価の高い加工面（図６．９参照）は、ＡＲＭＡ（４，３）モデルで同定できることがわかった。表６．３は、ＡＲＭＡ（４，３）モデルの係数の値を示している。これを基にしてグリーン関数を導出すると、図６．１１のようになる。この図からわかることは，バージンな状態から１０秒間使用後の粒度８０、１５０、２４０番の各ベルトで仕上げられた研磨面の$S_N$特性は、収束性が速くすじ目むらが少ないことを示している。

表６．３ $S_N$による視覚評価関数ＡＲＭＡ（４，３）のパラメータ

| Parameter / workpiece | $\phi_1$ | $\phi_2$ | $\phi_3$ | $\phi_4$ | $\theta_1$ | $\theta_2$ | $\theta_3$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| # 80 | 0.9599 | -0.7717 | 0.7771 | -0.3607 | -0.3841 | -0.8153 | -0.1549 |
| # 150 | 2.4358 | -2.2568 | 0.8916 | -0.1104 | 0.5427 | -0.1594 | -0.1320 |
| # 240 | 1.3331 | -0.9584 | 0.2106 | 0.0522 | -0.4488 | -0.4410 | -0.3079 |
| oil-lighter | 1.4893 | -.0.9584 | 0.2378 | 0.0096 | 0.6537 | -0.4638 | -0.0798 |

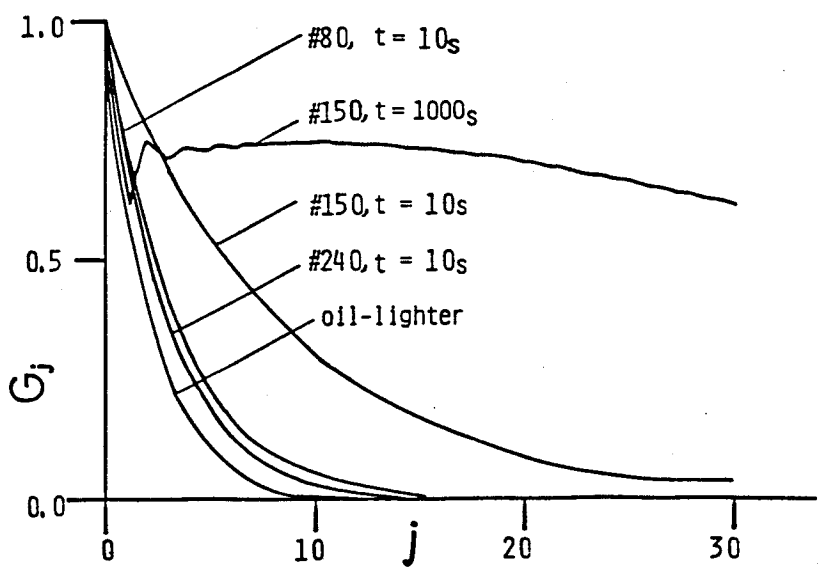



図 ６．１１ $S_N$時系列データのグリーン関数

図には市販ライターの結果も併せて示しているが、 この種の高品位商品は$S_N$のグリーン関数の収束性が速く、安定なシステムを構成していることがわかる。 一方、一例として、図６．２の第３象限に入る累積研磨時間１０００秒、＃１５０のベルトで仕上げた研磨面を解析してみると、$S_N$特性は図に示すように発散型になり極めて収束性が低い。従って、ＡＲＭＡモデルとグリーン関数を用いると加工面の意匠性がよく評価できることがわかる。この関係を更に詳しく調べるために切れ味の良い研磨初期のベルト（＃１５０、Ｗ＝３５ｋＰａ、Ｖ＝９６０ｍ／ｍｉｎ、ｔ＝１０ｓ）と、累積研磨時間が１０００秒を経過して切れ味が劣化したベルトで研磨した仕上面のすじ目むらの違いを、等高線図で比較すると図６．１２のようにになる。この図から、$S_N$の視覚評価関数としてＡＲＭＡ（４，３）モデルを用いると表面のすじ目むらの評価に関して両者が対応することからグリーン関数によって明確に推定できることがわかる。

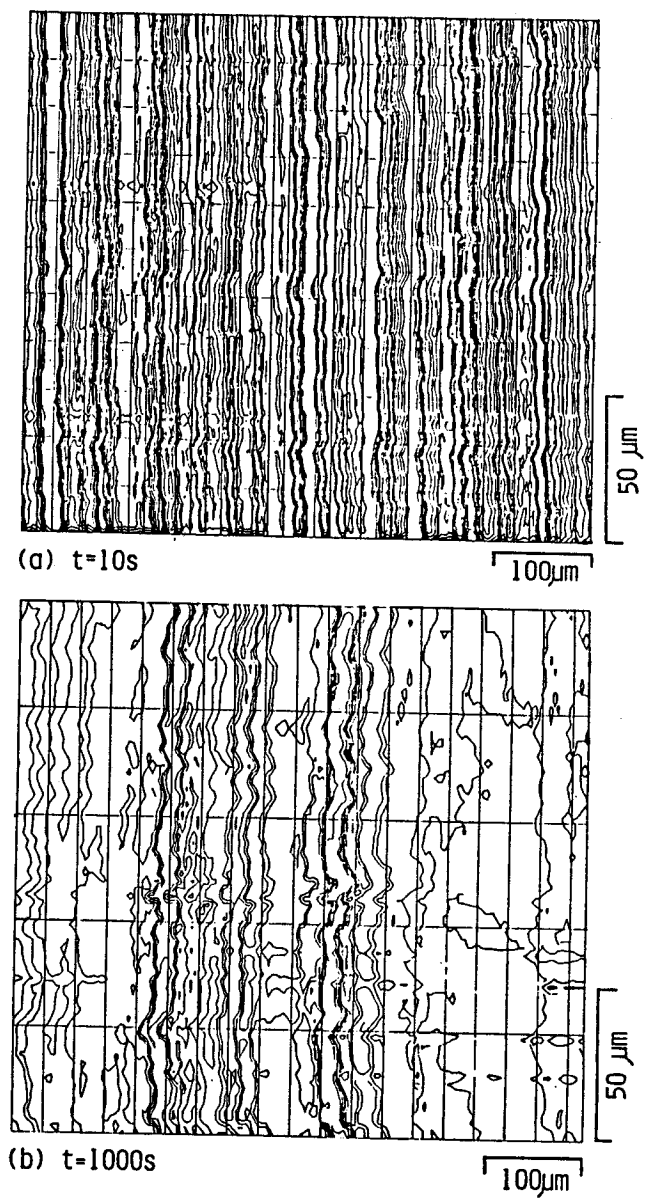



図 ６．１２ 仕上面のすじ目むら

（ａ）累積研磨時間ｔ＝１０ｓ
（ｂ）累積研磨時間ｔ＝１０００ｓ

## ６．４　　結　言

本章では、研磨ベルト仕上面の視覚評価を３次元粗さ形状特性値について分析した。得られた主な結果は、次のとおりである。

（１）人の眼による視覚評価は、視覚評価得点を因子分析した結果、高級品質感と目通り性の２因子で約５０％までできる。

（２）人の眼は、表面微細形状特性値のうち、主として①突起の長峰性、②平均曲率、③平均傾斜角、④ピーク数、⑤中心線平均粗さに敏感に反応し、これらを瞬時に視覚評価する。

（３）視覚評価が高い仕上面の表面微細形状特性値の値を整理すると下記の通りである。

1)　$4\times10^{-3}\,\mu m^{-1}$ ≦ 平均突起曲率$\overline{\zeta}$ ≦ $9\times10^{-3}\,\mu m^{-1}$

2)　3° ≦ 平均突起傾斜角$\overline{\varphi}$ ≦ 7°

3)　$42\,mm^{-1}$ ≦ ピーク数 Dp

4)　45 ≦ 光学特性粗さ$S_N$ ≦ 80

5)　0．7 μm ≦ 中心線平均粗さRa ≦1．8μm

6)　$27\,mm^{-1}$ ≦ ゼロクロシング数$D_z$

（４）累積研磨時間が１０００秒を超えると、ベルトの粒度番号に関係なく加工面の視覚品位は低下する。

（５）光学特性粗さ$S_N$の視覚評価関数としては、自己回帰移動平均確率過程ＡＲＭＡ（４，３）モデルが有効である。

## 参 考 文 献


1) R.Brodman:Optishes Rauheitsmessgerat für die Fertigung ,Feinwerk-technik und Messtechnik,91,2 (1983)63.

2) 佐藤　信；統計的官能検査法、日科技連(1985)245.

3) 共祐順；因子分析入門、サイエンス社(1979)221.

4) 中溝高好；線形離散時間システムの同定手法、システムと制御,25,12(1982)755

# 第７章 研磨温度と仕上面の色彩評価

## ７．１ 緒 言

研磨ベルト仕上面の視覚品位は、第一次要因として仕上面に生成される幾何学的な突起の長峰性によって左右される。前章では、この長峰性突起を生成するための最適加工条件や突起の幾何学的性状と仕上面からの光散乱特性との関係を明らかにした。 しかし、仕上面の視覚品位を更に詳しく定量的に評価するためには、突起の長峰性という幾何学的条件の他に研磨時の研磨熱によって生成される仕上面の色彩が問題になる。従来の研削焼けに関する報告を見ると、仕上面の測色結果は、評価を肉眼に頼っているため測定者の主観が入り易く、また、色彩の三つの尺度、彩度、色相および明度のうち色相のみに絞られ、他の二つの尺度、彩度と明度に関する情報が欠けている[1)2)3)]。研磨熱によって仕上面に生成される色彩の違いが定量評価できると、仕上面の視覚品位は色差によって評価できる。そこで本章では、研磨温度を推定するために研磨直後のベルト作業面温度をインプロセス測定できるセンサを製作し、これを用いて研磨温度を推測するとともに、また、色差計を用いて仕上面の測色を行い、両者の関係から仕上面の視覚品位について検討を試みる。

## ７．２ 実験装置および方法

### ７．２．１ ベルト作業面温度のインプロセス計測法

仕上面の視覚品位を色彩によって管理するためには、焼けを生成するベルト作業面温度がインプロセスで計測できなければならない。図７．１は、焼けを生成するベルト作業面温度のインプロセス計測システムである。

計測システムには、光ファイバで伝送される研磨ベルト作業面からの放射エネルギーを高周波数領域まで低ＳＮ比の下、速い応答速度でインプロセス計測できる低廉なセンサが必要である。この条件を満たすものとして、センサには、液体

窒素で冷却する必要がなくかつ低廉価で取り扱いが容易なＧｅフォトダイオード（立ち上がり時間２μs）を採用した。このＧｅ素子の光電変換回路には、ベルトの周速度に対応できるだけの周波数特性を持たせる必要がある[4]。

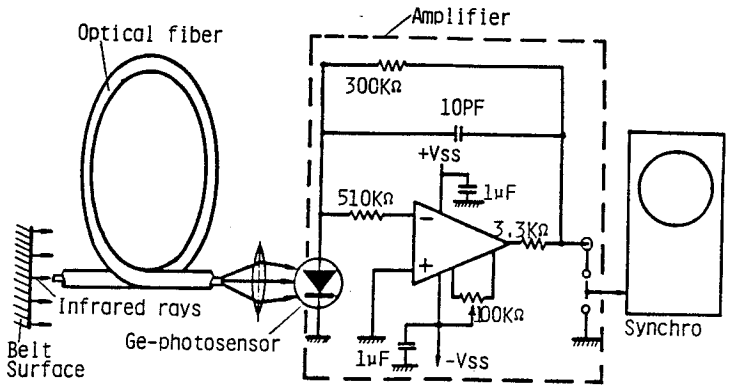



図７．１　光ファイバとＧｅフォトダイオードを用いたベルト作業面温度測定装置

図７．２(a) は、高インピーダンス低雑音アンプを含む温度測定装置の周波数特性検定法の概略である。まず、白色タングステンランプ（発熱点温度２５８３℃、放射エネルギー０．５３ｍＷ／㎠）からの赤外線をロータリエンコーダを使って矩形波の信号に変換する。エンコーダの回転速度はフォトタコメータで正確に測定しながら、出力の周波数特性を調べた。なお、使用した石英ファイバの赤外線伝送波長域は、０．９～１．９μmである。周波数特性の測定結果は、図７．２(b) のようになる。

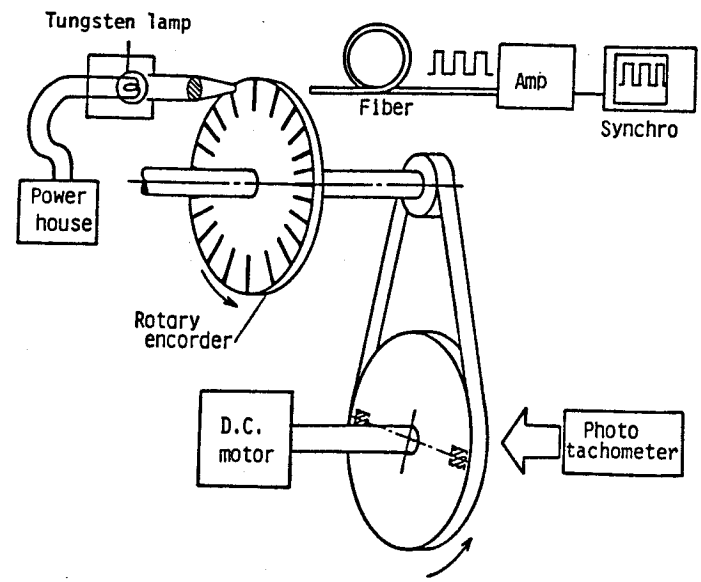



図７．２(a) 温度測定装置の周波数特性検定法

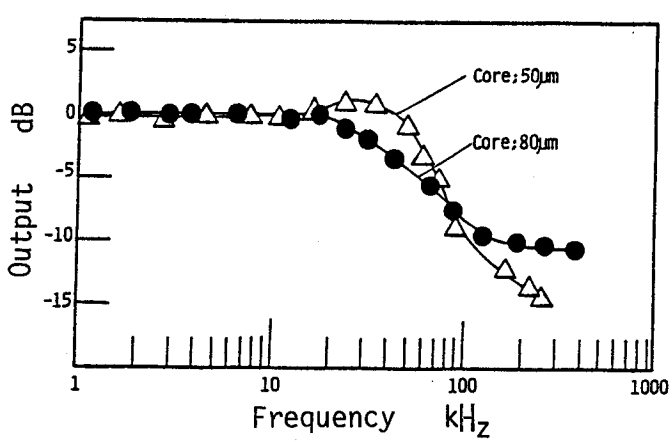



図７．２(b) 温度測定装置の周波数特性

図より、この温度測定装置は、本実験で用いたコア径８０㎛の石英ファイバを接続した場合、約２０ｋＨｚまでの信号に対して減衰せず出力特性が保証される。

さらに、図７．２(c) は、本実験を行うに当たって、コア径８０μmのファイバを接続したときの各被削材を加熱して得られた出力電圧と温度との校正線図である。測定結果を整理すると各被削材について校正温度θ（℃）と校正電圧E(ｍＶ）との間には、次式の関係が得られた。

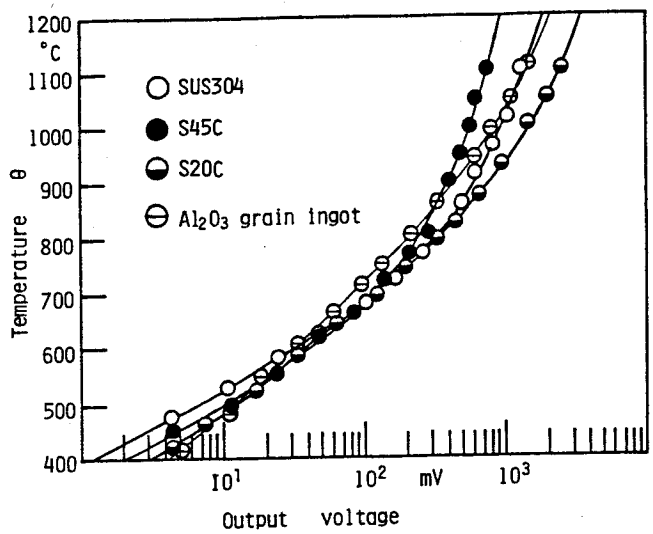


図７．２(c)　温度測定装置の出力校正線図

$$\text{SUS304} : \theta = 386.99 + 0.22E + 135.50\log E \quad (℃) \qquad (7.1)$$

$$\text{S45C} : \theta = 348.31 + 0.46E + 142.62\log E \quad (℃) \qquad (7.2)$$

$$\text{S20C} : \theta = 299.60 + 0.07E + 187.62\log E \quad (℃) \qquad (7.3)$$

ところで、ファイバ先端の設定位置を決めるに当たっては、測定面とファイバの設定位置との関係を調べた結果、測定面からファイバ先端の設定位置が離れると出力電圧が減少することがわかったので、精度を保つためにファイバは測定面から５０μm以内の位置に設定した。

図７．３は、この測定装置を組み込んだベルト作業面温度測定系の全体図である。図において、光ファイバ①は、マクロメータ②のスピンド

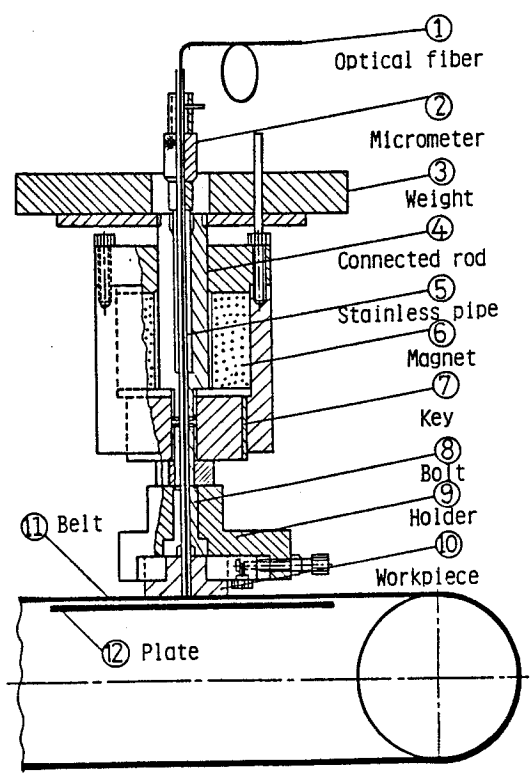


図７．３　ベルト作業面温度の測定方法

ルに細穴を開けて外径１．８mmのステンレスパイプに収容しマイクロメータに固定する。このときファイバのコア端面は、測温感度に最も影響を及ぼすため測定の前に鋭利な超硬製ファイバカッタで切断しておく。ベルト作業面の温度測定に当たって、ファイバはパイプとともに円形の被削材⑩の中央部に開けられた細穴に挿入する。　この被削材表面はバフで鏡面研磨されており、この表面上５０μm以内の位置にマイクロメータでファイバ先端を設定する。なお、被削材は、試料ホルダ⑨で固定されるとともに、連結棒④を通し、重錘③によりプレート⑫上を走るベルト⑪表面に垂直に押し付けられる。

### ７．２．２　色彩の計測法

色彩の測定は、三属性の彩度（Chroma）、色相(Hue)および明度(Lightness)を測定しなければならない。図７．４は、彩度、色相、明度を表す色立体である。ａ軸は左右、ｂ軸は前後の彩度を表す。

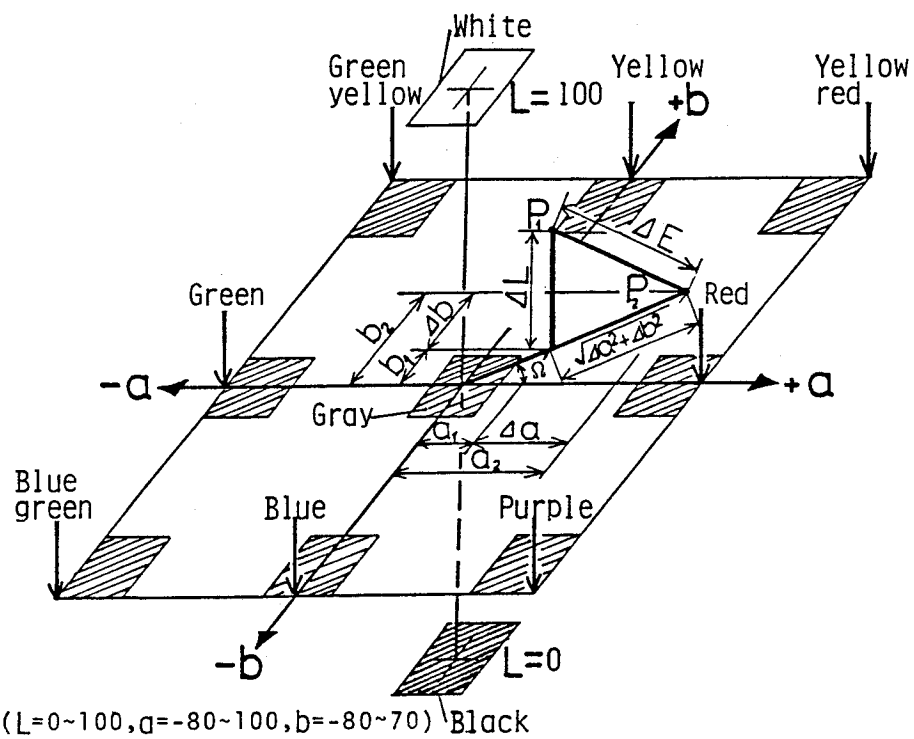



図７．４　色立体モデル

a軸は（＋）側の数値が大きい程赤の度合いが、また（－）側では緑の度合いがそれぞれ大きくなる。b軸では（＋）側で黄の度合いが、また（－）側では青の度合いがそれぞれ大きい。L軸は明度を表し、その値が大きい程明るい。

図において２つの色の色差△Eは、サンプル$P_1$（$a_1$，$b_1$，$L_1$），$P_2$（$a_2$，$b_2$，$L_2$）間の立体的な距離として次式で求められる。

$$\triangle E = \sqrt{\triangle a^2 + \triangle b^2 + \triangle L^2} \qquad (7.4)$$

ここで、

$$\triangle a = a_1 - a_2 \qquad (7.5)$$

$$\triangle b = b_1 - b_2 \qquad (7.6)$$

$$\triangle L = L_1 - L_2 \qquad (7.7)$$

$\sqrt{(\triangle a)^2 + (\triangle b)^2}$ は彩度差を、$\tan\Omega = \left(\frac{b}{a}\right)$ は色相を、また△Lは明度差を示している。この彩度と色相を合わせたものが色調である。実際の色差計は、１９７６年国際照明委員会（ＣＩＥ）が定めたＣＩＥ－L* a* b* を採用しており、これは次式で定義される。

$$a^* = 500\left[(X/X_0)^{1/3} - (Y/Y_0)^{1/3}\right] \qquad (7.8)$$

$$b^* = 200\left[(X/X_0)^{1/3} - (Z/Z_0)^{1/3}\right] \qquad (7.9)$$

$$L^* = 116\ (Y/Y_0)^{1/3} - 16 \qquad (7.10)$$

ここで、

X ，Y ，Z　；対象色刺激の３刺激値

$X_0$，$Y_0$，$Z_0$　；照明用光源の３刺激値

X／$X_0$，Y／$Y_0$，Z／$Z_0$，＞0.008856

（通常の色差計では、$X_0$ ＝98.072，$Y_0$ ＝100.00，$Z_0$ ＝118.225）

従って、座標（$a_1$*，$b_1$*，$L_1$*）の基準サンプルと座標（$a_2$*，$b_2$*，$L_2$*）の供試研磨面との色差△E* は次式で定義される。

$$\Delta E^* = [ (a_1^* - a_2^*)^2 + (b_1^* - b_2^*)^2 + (L_1^* - L_2^*)^2 ]^{1/2}$$

$$= [ (\Delta a^*)^2 + (\Delta b^*)^2 + (\Delta L^*)^2 ]^{1/2} \quad (7.11)$$

測色の手順は、初めに基準サンプルを計測し、次に供試研磨面との色差を測定する。

### ７．２．３　被削材および実験条件

研磨用被削材は、ベルト仕上加工が多用されるステンレス鋼（SUS304）と炭素鋼(S45C,S20C)を用いた。表７．１は、実験条件を示す。ここで、測色の基準サンプルには、第４章で述べた最適加工条件で仕上げられた視覚評価の高い試料を選定した。これら試料の測色結果を以下に示す。括弧内の計測値は、供試研磨面の３箇所からの測定結果の平均値である。

表７．１　実験条件

| | |
|---|---|
| Coated abrasive belt (Riken -Norton Co.) | A#80 resin-bonded,HM=9,4 (100(W)x915(L)mm) |
| Workpiece material (Size: φ35x20 mm) | SUS304 (HB=305)<br>S45C (HB=200)<br>S20C (HB=145) |
| Grinding time t s | 10 (constant) |
| Grinding speed V m/min {m/s} | 480, 960,1440,1920<br>{ 8 }{ 16 }{24}{ 32 } |
| Contact pressure W KPa | 11.2,22.9,34.2,45.6 |

(SUS304: $a^* = 0.07$, $b^* = 3.99$, $L^* = 76.22$)

(S45C : $a^* = 0.21$, $b^* = 1.39$, $L^* = 72.60$)

(S20C : $a^* = 0.07$, $b^* = 0.73$, $L^* = 72.57$)

## ７．３　実験結果および考察

### ７．３．１　砥粒切れ刃作業面温度

図７．５は、本測定装置を用いて研磨直後の切れ刃作業面から連続的に発生する熱パルスを測定した結果の一例である。測定結果は、パソコンの管面上で観察できるようになっており、同図はこの波形の一部を拡大して示してある。熱パルス波形の記録には、ウェーブメモリを用い、サンプリング間隔は１０μsで計測した。１回のサンプル数は、８０００点，測定長は８０msである。なお、図の縦軸

の温度は、出力校正式（７．１）を用いて計算した値である。図７．６は、図７．５に示した熱パルスのヒストグラムを表す。この研磨条件のベルト作業面温度は、平均６２２℃、最高９２３℃に達していることがわかる。図７．７は、被削材SUS304について、図７．８は、被削材S45Cについて測定した熱パルスの温度分布である。研磨条件の温度分布に及ぼす影響は、ベルトの粒度番号が小さい程、また研磨速度、　押付荷重が大きいほど、分布の平均値が高温側に位置する傾向を示した。これらの図は、温度校正との関係を用い熱パルスから求めた砥粒切れ刃作業面温度分布である。本計測装置では発熱体の放射エネルギーを測っているため、測定結果には、研磨直後の砥粒切れ刃作業面温度の他に作業面に付着した被削材の一部および切りくずの温度も同時に検出することがある。しかし、これらの温度を分離して独立に計測できない[5]のでここではこの測定結果を砥粒切れ刃作業面温度とみなす。温度分布は、確率紙を用いて検定した結果、次式（7.12）の２重指数分布で表せることがわかったので、測定結果は全て２重指数分布で表示した。

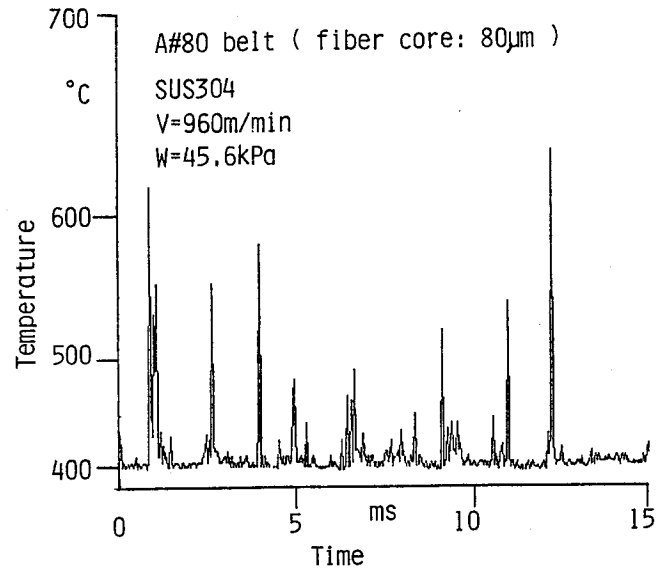



図７．５　熱パルスの測定例

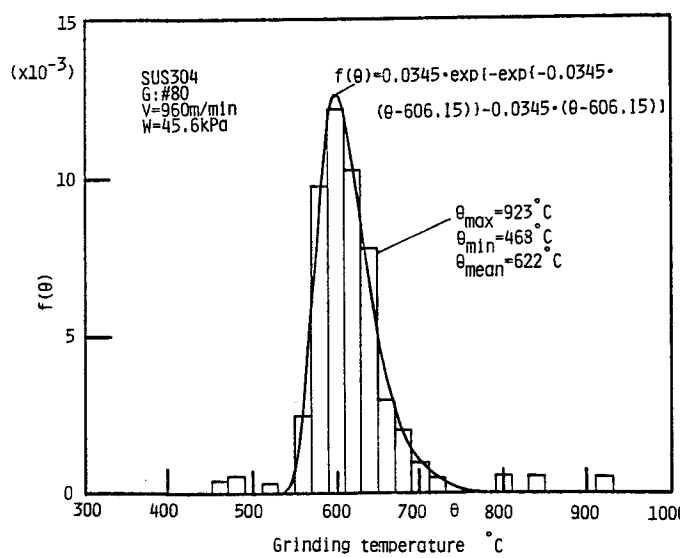
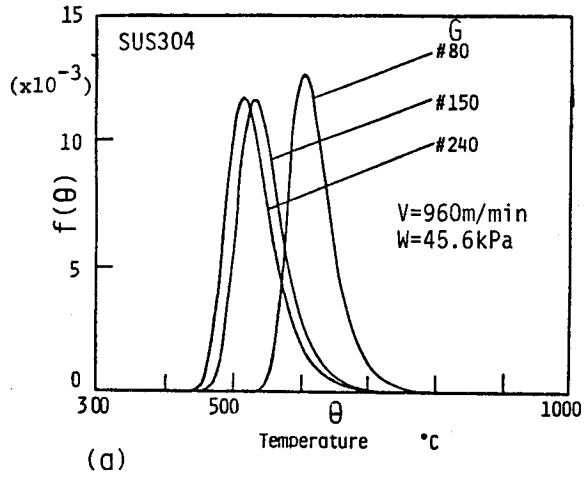
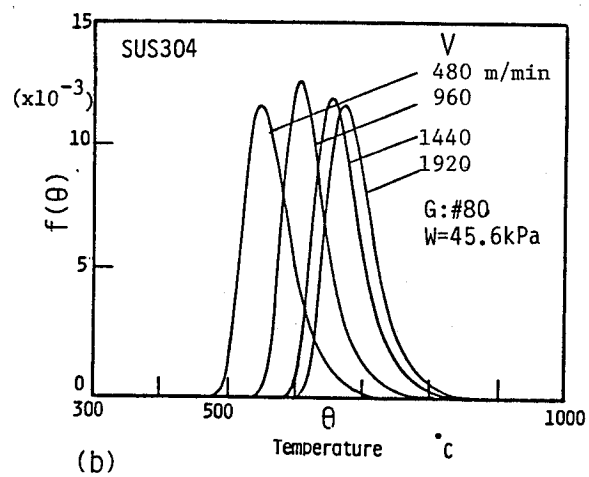



図７．６　熱パルスの温度分布

$$f(\theta) = \alpha \cdot \exp\left[-\exp\left\{-\alpha \cdot (\theta - \beta)\right\} - \alpha \cdot (\theta - \beta)\right] \quad (7.12)$$



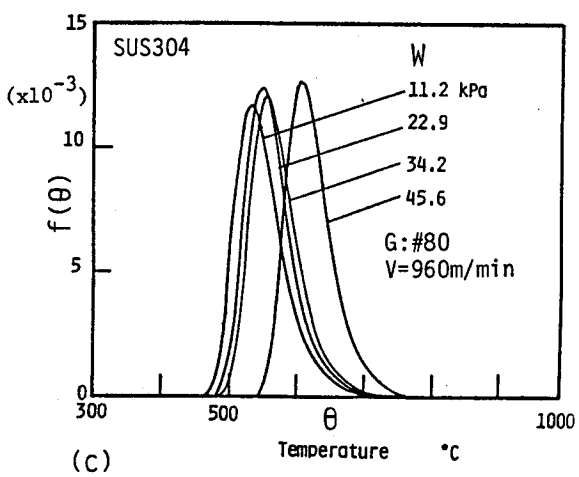



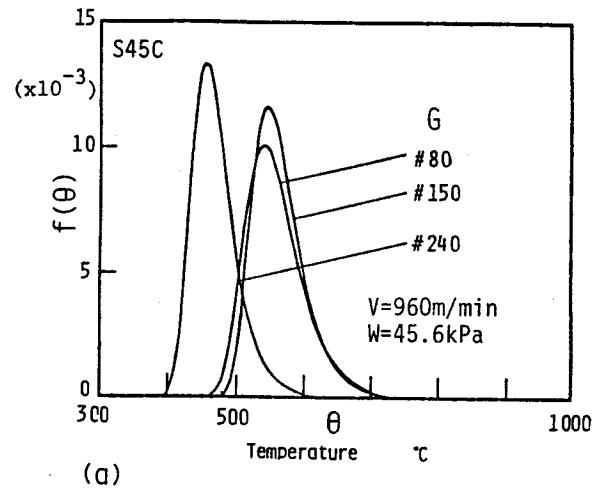

図７．７　熱パルスの温度分布変化

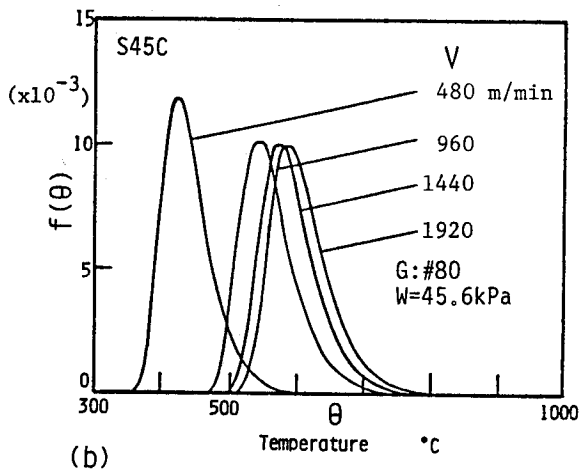
（ＳＵＳ３０４）

（ａ）ベルト粒度Ｇの影響

（ｂ）研磨速度Ｖの影響

（ｃ）押付荷重Ｗの影響



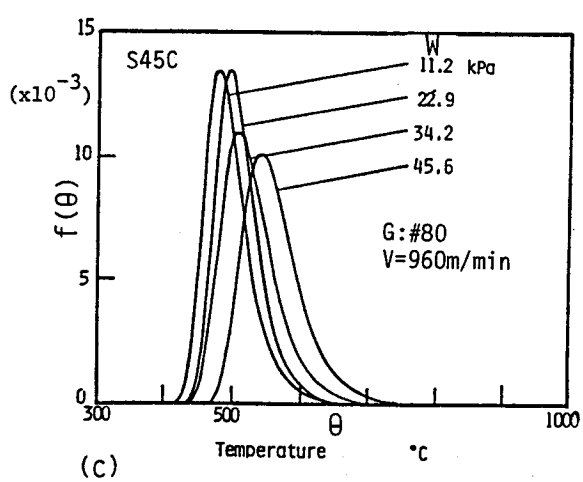




図７．８　熱パルスの温度分布変化

（Ｓ４５Ｃ）

（ａ）ベルト粒度Ｇの影響

（ｂ）研磨速度Ｖの影響

（ｃ）押付荷重Ｗの影響

上式で、$\alpha$と$\beta$は実験から決まる定数である。表７．２は、本実験条件について測定した式(7.12)の$\alpha$と$\beta$の値である。式(7.12)と表７．２を用いると砥粒切れ刃作業面温度の平均値$\overline{\theta}$，モード$\hat{\theta}$およびメディアン$\breve{\theta}$はそれぞれ次式から計算できる。この計測結果は、砥粒切れ刃による突起生成時の仕上面温度特性を推定する上で有用である。

$$\overline{\theta} = \beta + 0.57722 \ / \ \alpha \qquad (7.13)$$

$$\hat{\theta} = \beta \qquad (7.14)$$

$$\breve{\theta} = \beta + 0.36651 \ / \ \alpha \qquad (7.15)$$

図７．９は、温度分布の平均値を整理した結果である。平均温度は、５００℃を越えており、測定された最高温度は約１０００℃に達し、その値は研磨速度が増大する程高くなる。図には示さなかったが、押付荷重の温度に及ぼす影響も同じ傾向を示した。また、被削材別にみるとSUS304，S45CおよびS20Cの順に温度が高い。

表７．２　温度分布のパラメータ（$\alpha$，$\beta$）

| Workpiece / Grinding condition | SUS304 | | S45C | | S20C | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| V (W=45.6kPa) m/min | α | β | α | β | α | β |
| 480 | 0.0318 | 550.10 | 0.0377 | 448.32 | 0.0290 | 423.10 |
| 960 | 0.0345 | 606.15 | 0.0274 | 545.22 | 0.0227 | 510.25 |
| 1440 | 0.0325 | 654.22 | 0.0274 | 575.86 | 0.0199 | 547.20 |
| 1920 | 0.0318 | 672.64 | 0.0269 | 598.08 | 0.0205 | 568.14 |
| W (V=960 m/min) | α | β | α | β | α | β |
| 11.2 kPa | 0.0281 | 529.05 | 0.0363 | 479.95 | 0.0299 | 439.39 |
| 22.9 kPa | 0.0353 | 541.18 | 0.0360 | 488.66 | 0.0331 | 487.75 |
| 34.2 kPa | 0.0325 | 557.72 | 0.0299 | 509.85 | 0.0228 | 504.97 |
| 45.6 kPa | 0.0345 | 606.15 | 0.0274 | 545.22 | 0.0227 | 510.25 |

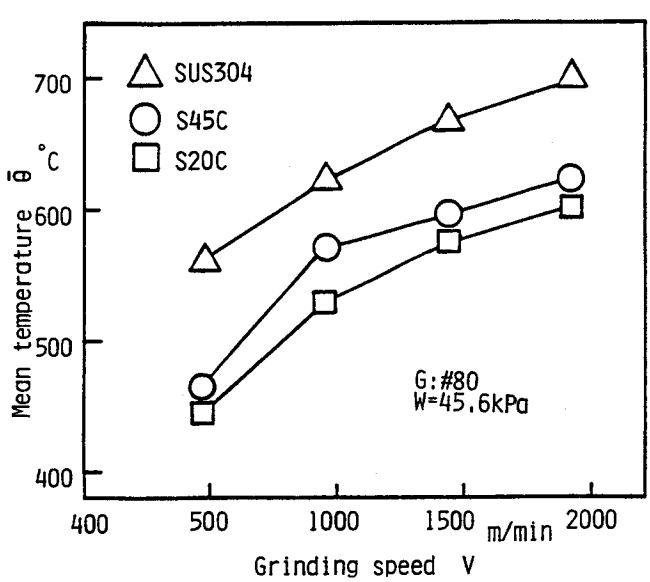



図７．９　平均研磨温度と研磨速度との関係

### ７．３．２　仕上面の測色結果

#### ７．３．２．１　仕上面の色彩

研磨熱の影響によって仕上面の色彩すなわち彩度、色相および明度がどのように変化するかについて、色差計で測定した結果について述べる。

**i)研磨速度の影響**

図７．１０は、仕上面の色彩と研磨条件との関係を明らかにするため被削材SUS304，S45Cの研磨後の色彩を計測し、色座標にプロットした結果である。この図は、色彩管理図と呼ばれ、色で品質管理を行う上で有効である。理解を容易にするため説明を補足すると、横軸△ａ* は正方向に赤味が、負方向には緑が増加する。一方、縦軸△ｂ* は正方向に黄味が、負方向には青味が増加する。また、△Ｌ* は色立体における明度差である。なお、$\overline{\Delta L^*}$ は測定データの平均値を示す。研磨速度が仕上面の色彩に及ぼす影響をみると、被削材SUS304，S45Cともに

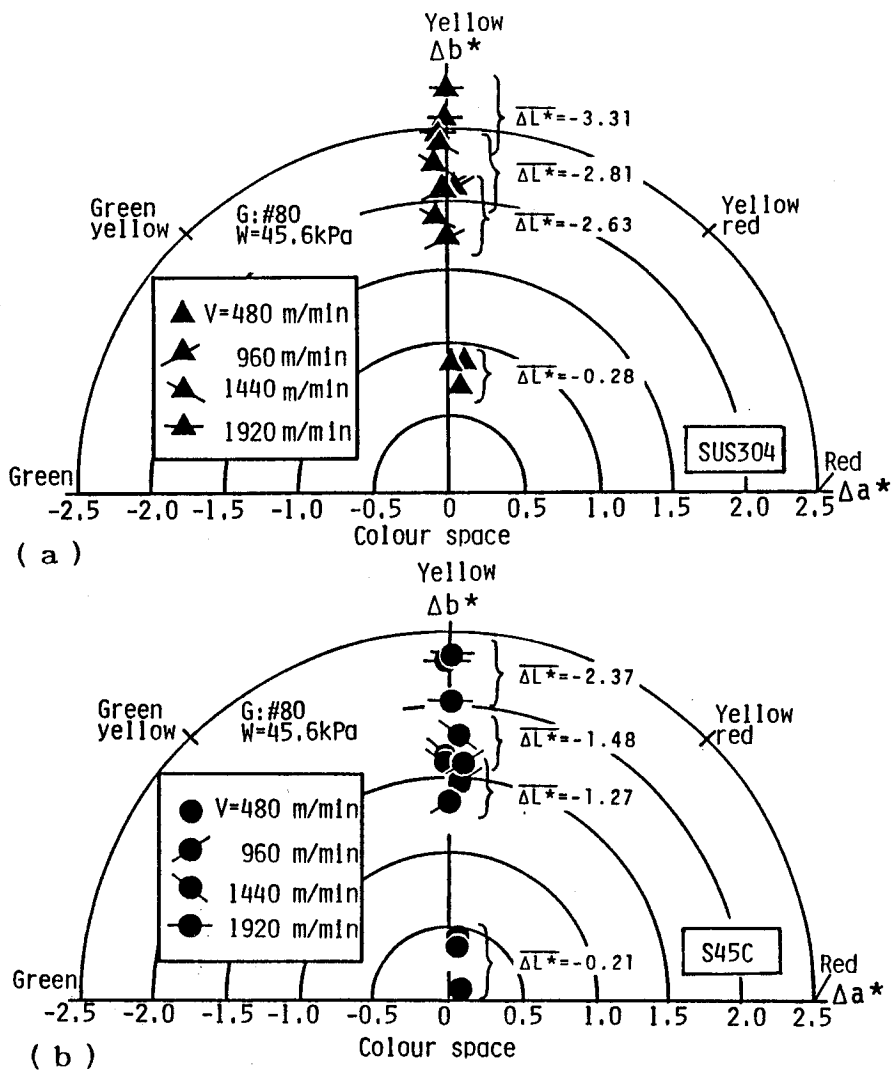



図７．１０　仕上げ面の色彩と研磨速度の関係　（被削材：(a)SUS304，(b)S45C）

△ａ* に差がないが、研磨速度が増大すると△ｂ* が上昇し、被削材表面全体に黄色味が増してゆくことがわかる。　彩度に関しては、△ａ* ＝０であるから△ｂ* の等距離円で示され、図からわかるように研磨速度が増大すると彩度は高くなる。色相に関しては、計測結果はΩ≒９０° で黄色軸上に在ることがわかる。明度に関しては、△Ｌ* の値が全て負の値を示すことから、色は標準サンプルに比べて黒色の方へ偏り、研磨速度の上昇とともに研磨面の明るさが低下する。また、被削材で比較すると、炭素鋼に比べてSUS304の方が彩度の変化が大きい。

ii)　押付荷重の影響

押付荷重の仕上面の色彩に及ぼす影響を整理すると、図７．１１のようになる。被削材SUS304，S45Cともに荷重が増大すると、彩度は（＋）側に増加し、仕上面の焼けによる色は黄色になる。

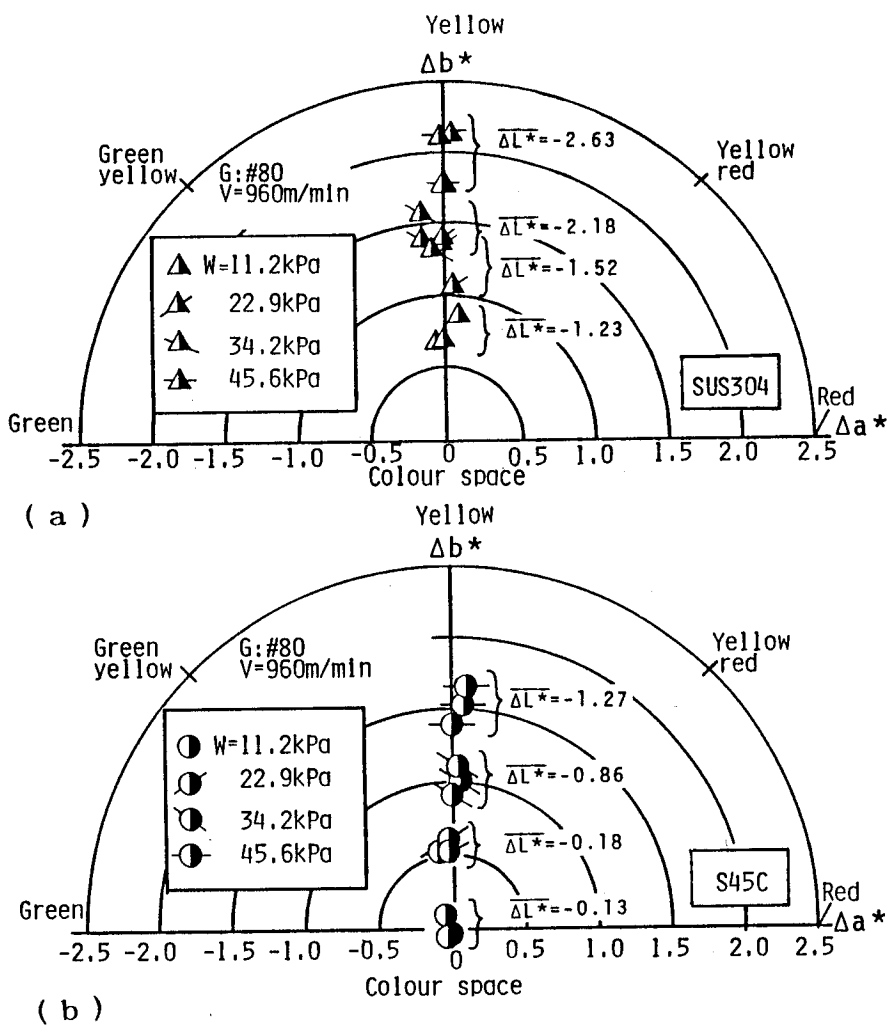



図７．１１　仕上面の色彩と押付荷重の関係（被削材:(a)SUS304,(b)S45C）

色相に関しては、Ω≒９０°で仕上面はほとんど赤味を帯びない。明度に関しては、負の値をとり、荷重の増大とともに明るさが低下する。

iii) 累積研磨時間の影響

図７．１２は、ベルトの累積研磨時間に対応する仕上面の焼けによる測色結果である。被削材SUS304の場合、累積研磨時間が増大し、摩耗した切れ刃で仕上げられた表面の色彩は、彩度の絶対値が大きくなり、黄色から黄赤色に色相が変化する。また焼けにより仕上面が赤色がかるのは、SUS304よりもS45Cの方がやや鮮明である。明度については、測定結果は負の値を示し累積研磨時間が増加するとともにその絶対値が大きくなることから明るさがなくなり品質が低下していくことがわかる。

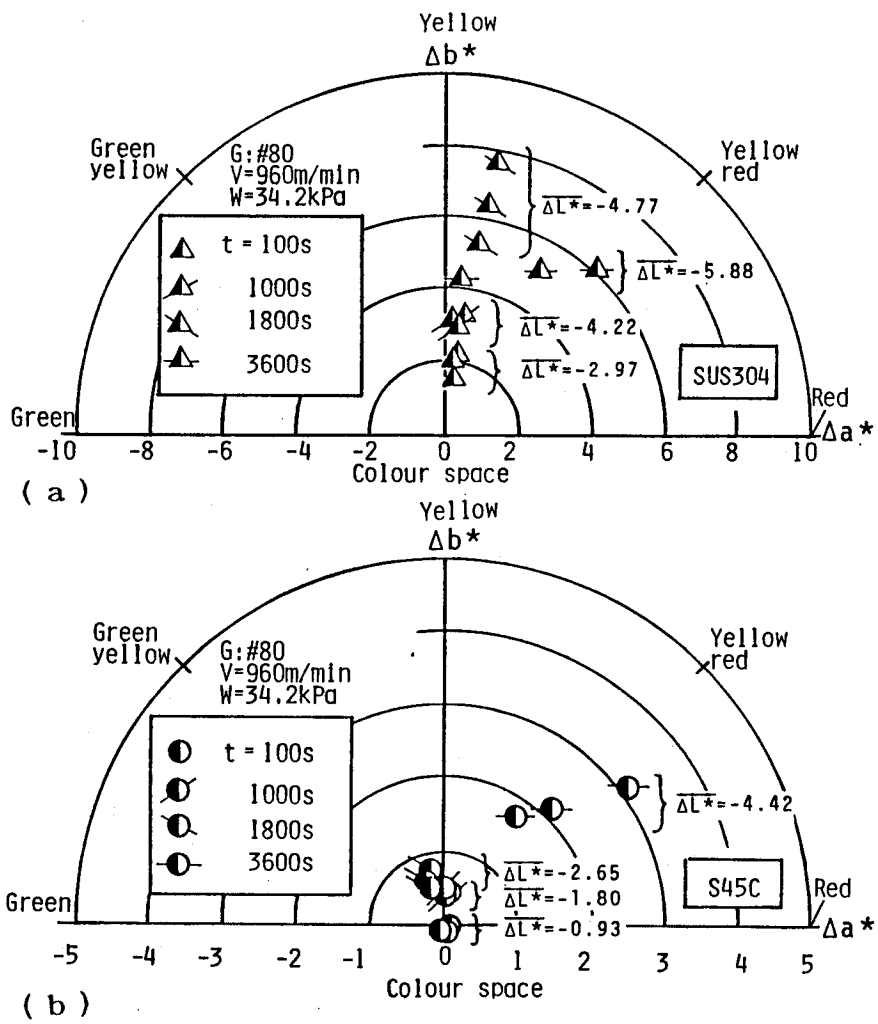



図７．１２　仕上面の色彩と累積研磨時間の関係

（被削材：(a)SUS304,(b)S45C）

### ７．３．２．２　仕上面の色差

色差計（東京電色製ＴＣ－１８００）を用いて式(7.11)に基づき、被削材と基準サンプルの色差を測定し、前節の砥粒切れ刃作業面温度と対応させると図7.13のようになる。図には被削材S20Cの場合も加えてある。縦軸の△Ｅ＊（ＮＢＳ単位）を肉眼による感覚的な色差と砥粒切れ刃作業面平均温度で整理すると以下に示す４つに区分される。図には、この区分も縦軸に示してある。

| ＮＢＳ単位 | 感覚的色差 | 砥粒切れ刃作業面平均温度範囲 |
|---|---|---|
| 0 ≦△Ｅ＊≦0.5 | ①かすかな色差 | ≦500 ℃ |
| 0.5 ≦△Ｅ＊≦1.5 | ②わずかな色差 | ＞500 ℃ |
| 1.5 ≦△Ｅ＊≦3.0 | ③肉眼に感知しうる色差 | ≧550 ℃ |
| 3.0 ≦△Ｅ＊≦6.0 | ④目立つほどの色差 | ≧600 ℃ |

いま、ＮＢＳ単位と感覚的な色の差とを対応させると肉眼で焼けが感知し得る色差は△Ｅ≧１．５である[6]。この値を温度に換算すると約５５０℃に相当する。また色差を被削材別にみると、SUS304，S45CおよびS20Cの順に温度の影響を強く受けている。一般に、色差△Ｅ＊の値が大きい程、品質は低下する。

以上の測定結果より、研磨面を色で視覚評価するにはここに述べた研磨温度計測法と色差計を併用するのが有効である。

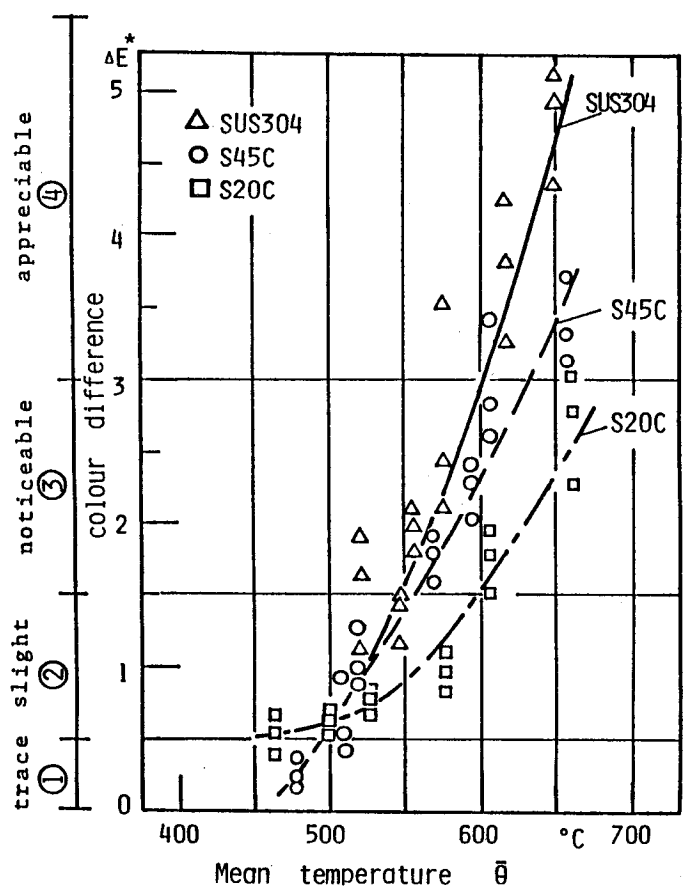



図７．１３　仕上面の色差（△Ｅ＊）と平均研磨温度$\overline{\theta}$の関係

## ７．４　結　言

本章では、光ファイバ組込式半導体Ｇｅセンサを用いた温度測定装置を製作して砥粒作業面温度をインプロセスで測定し、研磨温度と研磨熱によって生成される仕上面の色彩との関係を実験的に明らかにした。得られた主な結果は、次のとおりである。

（１）　砥粒作業面温度分布は２重指数分布で表される。

（２）　研磨速度が４８０～１９２０m/min，押付荷重が１１．２～４５．６ｋＰａおよびベルトの累積研磨時間が１００～３６００Ｓの研磨条件の範囲で仕上面の色彩を計測した結果、被削材SUS304およびS45C，S20Cの色相は約９０°の黄色で、また、研磨速度および押付荷重の増加に伴い仕上面の彩度はあざやかさを増してくるとともに、明度は低下する。

（３）　焼けによる仕上面の視覚評価を測色で行うには、色彩の三属性のうち彩度と明度が重要である。

（４）　仕上面の測色評価は、インプロセス・タイプの温度測定装置と色差計を併用すると可能である。また、仕上面の視覚品位は、砥粒切れ刃作業面平均温度が５５０℃以上になると低下し始める。

## 参　考　文　献

1)小野浩二；研削仕上、槙書店(1962)142.

2)松井正己、本田良辰、瀬戸口良三；研削焼けに関する研究、精密機械、31,12 (1965) 996.

3)河村末久、西口重雄、岩尾幸博；研削焼けの基礎的研究（第１報）－皮膜の成長過程と膜厚の計算－、精密機械、43,6 (1976)702.

4)上田隆司、細川晃；光ファイバーを用いた赤外線輻射温度計の開発、材料、36,403(1986)404.

5)上田隆司、細川晃、山本明；平面研削における砥粒切れ刃の熱挙動、精密機械,51,9(1985)1732.

6)日本色彩学会編、新編色彩科学ハンドブック、東大出版会(1985)262.

# 第８章　総　括

研磨ベルトによる装飾仕上面の品質や美しさの評価については、これまで人の眼による官能検査に多くを頼ってきたが、消費者の品質および美しさに関する要求は近年高くなってきている。この要求に対応するため、業界では表面粗さのデータ解析やレーザ光利用のオンライン表面粗度計などでの管理を試み、品質の向上を図っているが総合的な評価基準が未だ確立されていないのが現状である。

そこで本研究では、装飾仕上面の視覚品位に関する工学的評価基準を明確にすることを目的として、触針式粗さ計で計測される３次元粗さ形状特性値および光学式粗さ計で計測される光学特性粗さ$S_N$と人の眼による視覚評価との関連性を調べた。さらに高視覚品位仕上面の粗さ生成機構を理論的に検討し、視覚品位の高い加工が維持できる信頼性関数および視覚品位低下率関数を導出するとともに、研磨時間を考慮した最適加工条件を統計学を応用して明らかにした。また研磨加工温度と仕上面の色彩および色差との関係について実験的に調べた。

得られた主な結果を要約すると次のようになる。

(1) 第２章では、表面粗さの生成機構を統計学的に考察した結果、仕上面粗さの確率分布は、切れ刃頂点を基準に解折すると切れ刃の最小値の分布、すなわちワイブル分布で理論的に表されるが、ベルトの累積研磨時間が１０００秒を超えると生成された仕上面粗さの確率分布はワイブル法則からはずれてくることを明らかにした。

(2) 第３章では、視覚品位の高い仕上加工が期待できる切れ刃の寿命時間は、粒度１５０番のベルト（周長９１５mm）の場合、加工条件が押付荷重１７～３５ｋＰａ、研磨速度４８０～１４４０ m／mim では、ほぼ１０００秒であり、切れ刃の摩耗はランドで表現されるが、この切れ刃ランドの分布系は研磨時間を考慮して対数正規確率過程で表されることを明らかにした。

(3) 第４章では、装飾仕上面の生成機構に及ぼす加工条件の重要度を要因実験計画を基に検討した結果、ベルトの粒度が最も重要で、累積研磨時間、研磨速度の順に重要度が低くなることを確めた。さらに仕上面粗さと加工条件との関係を応答曲面によって表示し、この評価関数とシンプレックス法とを併用してベルトの累積研磨時間を考慮した最適加工条件を求めた。その結果、ベルト粒度８０～２４０番、押付荷重１７～５０ｋＰａ、研磨速度４８０～１４４０ m／min の範囲では累積研磨時間が増大したとき仕上面粗さは押付荷重を大きく、研磨速度を小さくすると粗くなり、ある限度内で仕上面の視覚品位が向上することを明らかにした。

(4) 第５章では、光学特性粗さ$S_N$と３次元粗さ形状特性値との関連性を検討した結果、仕上面の３６０°方向に測定した$S_N$と０次のスペクトルモーメント$m_0$（$\alpha$）の値はともに双輪曲線を示し、両者の傾向はよく対応することから仕上面の断面曲線に関する０次のスペクトルモーメントが双輪曲線を明確に示すほど視覚品位は良くなることを明らかにした。さらに$S_N$が、４次と２次の表面スペクトルモーメントと極めて高い相関性を示し、その幾何学的意味は長峰性突起の曲率と傾斜角の大きさを同時に強く表示することから、仕上面の美しさの工学的評価関数として４次と２次の表面スペクトルモーメント　$m_{pq}$ (p, q=2,4) を提案した。

(5) 第６章では、人の眼による仕上面の美的評価は、その視覚評価得点の因子分析から、高級品質感と目通り性の２因子で約５０％まで判断していることを明らかにした。さらに、これら２因子と表面の微細形状との定量関係を検討した結果、視覚評価の高くなる仕上面の３次元粗さ形状特性値の特徴は、下記の通りに整理できた。この値は視覚評価の判断基準として用いられる。

① $4\times10^{-3}\mu m^{-1} \leqq$ 平均突起曲率$\overline{\zeta} \leqq 9\times10^{-3}\mu m^{-1}$

② $3° \leqq$ 平均突起傾斜角$\overline{\Psi} \leqq 7°$

③ $42 mm^{-1} \leqq$ ピーク数Ｄｐ

④　　４５　　≦　光学特性粗さ$S_N$　≦　　８０

⑤　　０．７μm　　≦　中心線平均粗さＲａ≦　１．８μm

⑥　　２７$mm^{-1}$　　≦　ゼロクロシング数Ｄｚ

(6) 第７章では、焼けによる仕上面視覚評価を測色で検討した。研磨後の被削材SUS304,S45C とS20Cの表面を測色した結果、色相は約９０°の黄色であり、また研磨速度および押付荷重の増大に伴ないその彩度はあざやかさを帯びてくるとともに、明度は低下すること、また平均研磨温度が５５０°Ｃ以上になると視覚品位が低下し始めることを明らかにした。

# 補　　遺

## 1．　プロフィールスペクトルモーメントの推定

スペクトルモーメントは、本論文の理論解析で中心的な役割を演ずるが、究極においてこれは実データから推定しなければならない。また、推定の手順が統計的な意味において最良でなければ、計算結果は信頼できなくなる。本章では、定常確率過程解析に基づく表面スペクトルモーメントの計算法について簡単にその流れを述べる。

S．M．Pandit，S．M．Wu（1974）は、任意の定常確率過程にあるランダムプロフィールY（t）は次式によって完全に表示できることを示した。

$$\frac{d^n Y(t)}{dt^n} + a_{n-1}\frac{d^{n-1}Y(t)}{dt^{n-1}} + \cdots + a_1\frac{dY(t)}{dt} + a_0 Y(t)$$

$$= b_m\frac{d^m Z(t)}{dt^m} + \cdots + b_1\frac{dZ(t)}{dt} + Z(t) \qquad (A.1)$$

$$m \leq n-1$$

$$E[Z(t)] = 0$$

$$E[Z(t)Z(t+u)] = \begin{cases} \sigma_Z^2 & (u=0) \\ 0 & (u\neq 0) \end{cases} \qquad (A.2)$$

ここで、Y（t）は断面曲線、Z（t）は白色雑音、$a_0$、$a_1$、…$a_{n-1}$は自己回帰パラメータであり、$b_1$、$b_2$、…$b_m$は移動平均パラメータである。このモデルを（n、m）次の連続型自己回帰移動平均モデルと呼び、これをAM（n、m）で表わす。さて上式で、Y（t）は断面曲線を一定サンプリング間隔△tで標本化した離散時間における値の系列からなる標本過程$Y_t$から推定する。$Y_t$は、同様に正規性雑音を入力とする線形システムの出力として次の式で表される。

$$Y_t - \phi_1 Y_{t-1} - \phi_2 Y_{t-2} \cdots - \phi_n Y_{t-n}$$

$$= e_t - \theta_1 e_{t-1} - \theta_2 e_{t-2} \cdots - \theta_{n-1} e_{t-n+1} \qquad (A.3)$$

$$E(e_t) = 0$$

$$E(e_t e_{t-K}) = \begin{cases} \sigma_e^2 & (K=0) \\ 0 & (K \neq 0) \end{cases} \qquad (A.4)$$

ここで、$e_t$は正規性誤差、$\sigma_e^2$は誤差の分散、$\Phi_i$は自己回帰係数、$\theta_i$は移動平均係数である。これは、離散型自己回帰移動平均モデルＡＲＭＡ（ｎ、ｎ－１）で表す。

いま、$\mu_i$、$\lambda_i$をそれぞれ式（Ａ．１）と式（Ａ．３）の特性根とすると、ＡＭ（ｎ、ｍ）モデルとＡＲＭＡ（ｎ、ｎ－１）モデルの係数関係は次式で表される。

$$\mu^n + a_{n-1}\mu^{n-1} + \ldots a_1\mu + a_0 = (\mu-\mu_1)(\mu-\mu_2) \cdots (\mu-\mu_n) \qquad (A.5)$$

また、

$$\lambda^n - \phi_1\lambda^{n-1} - \phi_2\lambda^{n-2} \cdots - \phi_n = (\lambda-\lambda_1)(\lambda-\lambda_2) \cdots (\lambda-\lambda_n) \qquad (A.6)$$

ここで、

$$\lambda_i = e^{\mu_i \Delta}, \quad i=1,2 \cdots n \qquad (A.7)$$

および、

$$\theta_\ell = \frac{\sum_{i,j=1}^{n} R(\mu_i)\bar{R}(\mu_j) \dfrac{V_i \bar{V}_j}{\mu_i + \bar{\mu}_j} (\lambda_i \bar{\lambda}_j - 1) \sum_{K=0}^{\ell} \phi_K \lambda_i^{K-\ell}}{\sum_{i,j=1}^{n} R(\mu_i)\bar{R}(\mu_j) \dfrac{V_i \bar{V}_j}{\mu_i + \bar{\mu}_j} (\lambda_i \bar{\lambda}_j - 1)} \qquad (A.8)$$

$$\ell = 1,2,\ldots,n-1, \quad \phi_0 = -1$$

$$\sigma_e^2 = \frac{\sigma_Z^2}{|V|^2} \sum_{i,j=1}^{n} R(\mu_i)\bar{R}(\mu_j)\frac{V_i\bar{V}_j}{\mu_i+\bar{\mu}_i}(\lambda_i\bar{\lambda}_j-1) \qquad (A.9)$$

ここで、

$$V = \prod_{\substack{i,j=1 \\ i>j}}^{n} (\mu_i-\mu_j) \qquad (A.10)$$

$$V_K = (-1)^{n+K} \prod_{\substack{i,j=1 \\ i,j\neq K \\ i>j}}^{n} (\mu_i-\mu_j),\ K=1,2 \cdots n \qquad (A.11)$$

および、

$$R(\mu_i) = 1 + \sum_{j=1}^{m} b_j \mu_i^j \qquad (A.12)$$

ここで、上記の$\bar{R}(\mu_j)$、$\bar{V}_j$はそれぞれ$R(\mu_j)$と$V_j$の複素共役根である。自己共分散$r(s)$とプロフィールスペクトルモーメント$m_r$は、それぞれ次のように定義される。

$$r(s) = \frac{-\sigma_Z^2}{|V|^2} \sum_{i,j=1}^{n} R(\mu_i)\bar{R}(\mu_j)V_i\bar{V}_j\frac{e^{\mu_i s}}{(\mu_i+\bar{\mu}_j)} \qquad (A.13)$$

また、

$$m_r = (-1)^{\frac{r}{2}+1}\frac{\sigma_Z^2}{|V|^2} \sum_{i,j=1}^{n} R(\mu_i)\bar{R}(\mu_j)V_i\bar{V}_j\frac{\mu_i^r}{(\mu_i+\bar{\mu}_j)} \qquad (A.14)$$

## 2．　表面スペクトルモーメントの計算

いま、２次元プロフィールを１変数ｔの定常確率関数で表示するためにＹ（ｔ）を用い、また、３次元表面のプロフィールを２変数$t_1$、$t_2$の確率関数で表示するためにＹ（$t_1$、$t_2$）で表す。

また、プロフィールに対する自己共分散ｒ（ｓ）と自己スペクトル、あるいはパワー・スペクトルｆ（λ）を次式で表す。

$$r(s) = E[Y(t)\ Y(t-s)] \qquad (A.15)$$

$$f(\lambda) = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\lambda s}\,\gamma(s)ds \qquad (A.16)$$

表面に対しては次式を考える。

$$r(s_1,s_2) = E[Y(t_1,t_2)Y(t_1-s_1,t_2-s_2)] \qquad (A.17)$$

$$f(\lambda_1,\lambda_2) = \frac{1}{4\pi^2}\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-\infty}^{\infty}\gamma(s_1,s_2)e^{-i(s_1\lambda_1+s_2\lambda_2)}ds_1ds_2 \qquad (A.18)$$

ここで、Ｅは期待値作用素を示している。式（Ａ．１5)～(Ａ．１８）からわかるように自己共分散関数とスペクトルは互いにＦｏｕｒｉｅｒ変換の関係になっている。

一方、定常確率プロフィールつまり、ランダム表面の２次元および３次元特性は、Ｌｏｎｇｕｅｔ　Ｈｉｇｇｉｎｓ（１９６７）及びＮａｙａｋ（１９７４）らにより研究された結果、次式で定義されるプロフィールおよび表面スペクトルモーメントで表示できる。

$$m_r = \int_{-\infty}^{\infty}\lambda^r f(\lambda)d\lambda \qquad (A.19)$$

$$m_{pq} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \lambda_1^p \lambda_2^q f(\lambda_1, \lambda_2) d\lambda_1 d\lambda_2 \qquad (A.20)$$

いま、式（A．16）の逆変換をとると、

$$\gamma(s) = \int_{-\infty}^{\infty} e^{i\lambda s} f(\lambda) d\lambda \qquad (A.21)$$

また、偶数rに対して両辺を微分すると、

$$m_r = (-1)^{r/2} \left. \frac{d^r \gamma(s)}{ds^r} \right|_{s=0} \qquad (A.22)$$

かつ

$$m_{pq} = (-1)^r \left. \frac{d^{2r} \gamma(s_1, s_2)}{ds_1^p \, ds_2^q} \right|_{s_1 = s_2 = 0} \qquad (A.23)$$

ここで、関係：r＝p＋q　が成立し、r番目のモーメントが存在する。式（A．21）と（A．22）からm（0）＝r（0）、これは分散そのものであり、スペクトルの曲線下の面積に等しくなる。

ところが、全表面を測定してモーメント$m_{pq}$の最良値を決定することは困難である。しかし、2次元プロフィールのモーメントは、Longuet－Higginsによって次式の関係があることが示されている。

$$m_r(\alpha) = m_{r,0} \cos^r \alpha + \binom{r}{1} m_{r-1,1} \cos^{r-1} \alpha \sin \alpha + \cdots + m_{0,r} \sin^r \alpha \qquad (A.24)$$

ゆえに、３次元表面のスペクトルモーメント$m_{pq}$の値は、式（Ａ．２４）とプロフィールのスペクトルモーメント$m_r$の値がわかれば求めることができる。式（Ａ．２４）から０次の表面スペクトルモーメントは０次のプロフィールスペクトルモーメントに等しくなることがわかる。

$$m_{00} = m_0(\alpha_i) \qquad i = 1,2,3 \ldots n \qquad (A.25)$$

上式は等方性の特性の一つを示すことになる。すなわち、任意の方向におけるプロフィールの分散は表面の分散に等しい。

実際、$m_0(\alpha_i)$，i＝１，２，３，４，５が推定されても、その値は互いに等しくなく、また$m_{00}$はそれらの平均値とみなし得る。

式（Ａ．２４）を用いて、２次の表面スペクトルモーメント$m_{20}$，$m_{11}$そして$m_{02}$は軸$t_1$に対して任意の方向$\alpha_1$，$\alpha_2$，$\alpha_3$における３つの２次元プロフィールのスペクトルモーメントから導ける。これらは、

$$\begin{pmatrix} m_{20} \\ m_{11} \\ m_{02} \end{pmatrix} = \underset{\sim}{T}_2^{-1} \begin{pmatrix} m_2(\alpha_1) \\ m_2(\alpha_2) \\ m_2(\alpha_3) \end{pmatrix} \qquad (A.26)$$

ここで

$$\underset{\sim}{T}_2 = \begin{pmatrix} \cos^2\alpha_1 & 2\sin\alpha_1\cos\alpha_1 & \sin^2\alpha_1 \\ \cos^2\alpha_2 & 2\sin\alpha_2\cos\alpha_2 & \sin^2\alpha_2 \\ \cos^2\alpha_3 & 2\sin\alpha_3\cos\alpha_3 & \sin^2\alpha_3 \end{pmatrix} \qquad (A.27)$$

もし、$\alpha_1 = 0°$，$\alpha_2 = 45°$，$\alpha_3 = 90°$とおくと、式（Ａ．２６）は

$$\begin{cases} m_{20} = m_2(0) \\ m_{11} = m_2(45) - \frac{1}{2} m_2(0) - \frac{1}{2} m_2(90) \\ m_{02} = m_2(90) \end{cases} \qquad (A.28)$$

これから、すなわち$m_{20}$がゼロ方向の傾斜の分散であり、$m_{02}$が直角方向の傾斜の分散であるとすると、$m_{11}$はこれらの２方向の傾斜の共分散に相当する。

再び、式（Ａ．２４）から３次元表面の４次のスペクトルモーメント$m_{40}$, $m_{31}$, $m_{22}$, $m_{13}$, $m_{04}$は、$t_1$軸に対する任意の方向$\alpha_1$, $\alpha_2$, $\alpha_3$, $\alpha_4$, $\alpha_5$の４次のプロフィールスペクトルモーメントから求められる。

これらは、

$$\begin{pmatrix} m_{40} \\ m_{31} \\ m_{22} \\ m_{13} \\ m_{04} \end{pmatrix} = \underset{\sim}{T_4}^{-1} \begin{pmatrix} m_4(\alpha_1) \\ m_4(\alpha_2) \\ m_4(\alpha_3) \\ m_4(\alpha_4) \\ m_4(\alpha_5) \end{pmatrix} \qquad (A.29)$$

ここで、

$$\underset{\sim}{T_4} = \begin{pmatrix} \cos^4\alpha_1 & 4\sin\alpha_1\cos^3\alpha_1 & 6\cos^2\alpha_1\sin^2\alpha_1 & 4\cos\alpha_1\sin^3\alpha_1 & \sin^4\alpha_1 \\ \cos^4\alpha_2 & 4\sin\alpha_2\cos^3\alpha_2 & 6\cos^2\alpha_2\sin^2\alpha_2 & 4\cos\alpha_2\sin^3\alpha_2 & \sin^4\alpha_2 \\ \cos^4\alpha_3 & 4\sin\alpha_3\cos^3\alpha_3 & 6\cos^2\alpha_3\sin^2\alpha_3 & 4\cos\alpha_3\sin^3\alpha_3 & \sin^4\alpha_3 \\ \cos^4\alpha_4 & 4\sin\alpha_4\cos^3\alpha_4 & 6\cos^2\alpha_4\sin^2\alpha_4 & 4\cos\alpha_4\sin^3\alpha_4 & \sin^4\alpha_4 \\ \cos^4\alpha_5 & 4\sin\alpha_5\cos^3\alpha_5 & 6\cos^2\alpha_5\sin^2\alpha_5 & 4\cos\alpha_5\sin^3\alpha_5 & \sin^4\alpha_5 \end{pmatrix}$$

（Ａ．３０）

$m_{40}$と$m_{04}$の値は、互いに直角方向にある２つのプロフィールの曲率の分散である。また$m_{22}$はこれら２つの曲率間の共分散である。$m_{31}$と$m_{13}$の値も、同様に直角方向の２つの曲率間の共分散である。曲率の共分散はそれぞれ次式で定義される。

$$\begin{cases} m_{31} = E\left[\left(\dfrac{d^2Y}{dt_1^2}\right)^{\frac{3}{2}}\left(\dfrac{d^2Y}{dt_1dt_2}\right)^{\frac{1}{2}}\right] \\ \\ m_{13} = E\left[\left(\dfrac{d^2Y}{dt_1dt_2}\right)^{\frac{1}{2}}\left(\dfrac{d^2Y}{dt_2^2}\right)^{\frac{3}{2}}\right] \end{cases} \qquad (A.31)$$

これより、所望の表面特性は式（Ａ．２４）に示した２次元スペクトルモーメントから計測でききる。

ここで表面スペクトルモーメント$m_r$の次数ｒとＡＭ（ｎ，ｍ）モデルの次数（ｎ，ｍ）の重要な関係について述べる。

いま、ＡＭ（ｎ，ｍ）モデルのパラメータがわかれば、この関数としてパワースペクトルが求まる。

$$f(\lambda) = \frac{\sigma_z^2}{2\pi} \frac{|b_m(i\lambda)^m+\ldots+ b_1(i\lambda)+1|^2}{|(i\lambda)^n+a_{n-1}(i\lambda)^{n-1}+\ldots+a_0|^2} \qquad (A.32)$$

ここで、

$$i = \sqrt{-1}$$

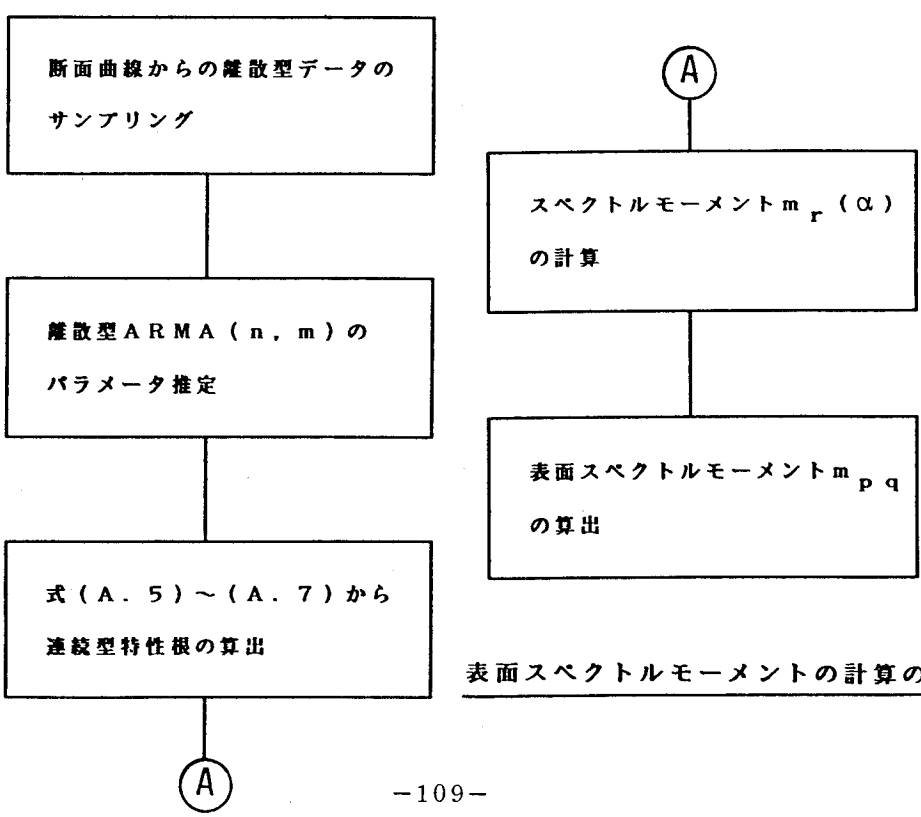
この式を前述の式（Ａ．１９）に代入すればわかるように

$\lambda \to \infty$で　　$r + 2m - 2n < 0$

つまり　　$r < 2(n-m)$　　（Ａ．３３）

を満足する次数のときのみスペクトルモーメントが存在する。

以上、３次元粗さ形状解析の基本概念を述べた。おわりにプログラムの流れを下図に示す。




表面スペクトルモーメントの計算の流れ

# 謝　　辞

本論文をまとめるにあたり、終始懇篤な御指導と周密な御校閲を賜った大阪大学　花﨑伸作教授に謹んで深甚な感謝の意を表します。

また本論文に対し有益な御助言を賜った大阪大学　井川直哉教授、森勇蔵教授、ならびに長谷川嘉雄名誉教授に厚く御礼申し上げます。

本研究全般の遂行にあたり直接御指導下さいました姫路工業大学　長谷川素由教授に心から感謝の意を表します。

また本研究に関して、終始暖かい御支援を戴きました富山大学　高辻雄三教授に深く感謝致します。

さらに本研究の遂行にさいして、多大な御援助を賜った富山工業高等専門学校長　桐栄良三博士に厚く御礼申し上げます。