



機械加工における熱変形と加工精度に関する研究

横山, 和宏

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1986-03-18

(Date of Publication)

2008-05-12

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙1011

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2001011>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

機械加工における熱変形
と加工精度に関する研究

昭和61年1月

横 山 和 宏

目 次

第1章 緒 論	1
第2章 熱源の同定	7
2.1 緒言	7
2.2 加工熱の分配理論	8
2.3 ドリル加工における熱源	10
2.3.1 切削の二次元近似と切刃の諸角度	11
2.3.2 切削抵抗	13
2.3.3 発生熱の分配	15
2.3.4 熱源の強さ	19
2.4 平面研削加工における熱源	22
2.4.1 研削抵抗の測定	23
2.4.2 発生熱の分配と熱源の強さ	24
2.5 ホーニング加工における熱源	27
2.5.1 ホーニング抵抗の測定	27
2.5.2 発生熱の分配	29
2.5.3 熱源モデルと熱源の強さ	32
2.6 結言	34
第3章 温度上昇の解析	35
3.1 緒言	35
3.2 理論解析	35
3.2.1 熱伝導理論とグリーン関数を用いる方法	35
3.2.2 直交座標と円柱座標系におけるグリーン関数	36
3.3 数値解析	38
3.3.1 差分法	38
3.3.2 有限要素法	41
3.4 ドリル加工における温度上昇	43
3.4.1 実験装置と測定方法	44
3.4.2 工作物の温度上昇	45
3.4.3 工具の温度上昇	47
3.5 平面研削加工における温度上昇	51

3.5.1	実験装置と測定方法	52
3.5.2	工作物の温度上昇	52
3.6	ホーニング加工における温度上昇	55
3.6.1	実験装置と測定方法	55
3.6.2	工作物の温度上昇	56
3.6.3	工作物の温度分布	58
3.6.4	動作条件の影響	61
3.6.5	工作物条件の影響	62
3.6.6	工具条件の影響	65
3.6.7	環境条件の影響	67
3.6.8	工作物残留エネルギーの割合	69
3.7	結言	70
第4章	熱変形の解析	71
4.1	緒言	71
4.2	理論解析	71
4.2.1	熱弾性運動方程式	71
4.2.2	変位と境界条件	72
4.3	ドリル加工における熱変形	74
4.3.1	工具の熱膨張	74
4.3.2	工作物の熱変形	75
4.4	平面研削加工における熱変形	75
4.4.1	工作物の熱膨張	76
4.4.2	工作物のそり変形	76
4.4.3	砥石車の熱膨張	79
4.5	ホーニング加工における熱変形	79
4.5.1	工作物熱変形の測定原理	79
4.5.2	測定原理の検討	80
4.5.3	実験装置と測定方法	82
4.5.4	熱変形の算出方法	82
4.5.5	工作物の熱変形	83
4.5.6	動作条件の影響	84
4.5.7	環境条件の影響	86
4.6	結言	87

第5章 寸法精度と熱変形	88
5.1 緒言	88
5.2 工作機械運転時の寸法精度と対策	88
5.2.1 実験装置と測定方法	88
5.2.2 熱源の除去と断熱化	90
5.2.3 空気冷却の効果	93
5.2.4 油冷却の効果	94
5.2.5 機械の温度情報による主軸変位の推定	98
5.2.6 測温棒の温度情報による主軸変位の推定	105
5.3 ホーニング加工における寸法精度と対策	109
5.3.1 自動寸法と寸法精度	109
5.3.2 工作物と工具の温度情報による熱変形量の推定	110
5.3.3 実験装置と実験方法	112
5.3.4 寸法精度の制御	115
5.3.5 工作物と工具の弾性変形	116
5.3.6 実験結果とその検討	119
5.4 結言	124
第6章 形状精度と熱変形	126
6.1 緒言	126
6.2 ドリル加工穴の真直度	126
6.2.1 穴形状の測定	126
6.2.2 解析結果の考察	127
6.3 平面研削加工面の平面度	129
6.3.1 表面形状の測定	129
6.3.2 解析結果の考察	130
6.4 ホーニング加工穴の真直度	135
6.4.1 工作物形状と熱変形の解析	135
6.4.2 実験結果と考察	138
6.5 ホーニング加工穴の真円度	138
6.5.1 工作物形状と熱変形の解析	138
6.5.2 実験結果と考察	140
6.6 結言	141

第7章 結 論	143
参考文献	145
謝 辞	154

論文で用いる記号

a ; 温度伝導率

添字 w, c, d, s, f ; 工作物, 切りくず, ドリル, 砥石, 流体に関する値
添字 1, 2 ; $\bar{\theta}_{sh}, \bar{\theta}_t$ における値

a' ; 切りくず接触長さ

\bar{A} ; 面積係数

a_i, a_j, a_m ; 係数

A_1, A_2, A_3, A_4 ; 係数

A'_1, A'_2, A'_3, A'_4 ; 係数

$2b$; 熱源の幅

b' ; 二次元切削における切削幅

b_s ; 砥石の幅

b_i, b_j, b_m ; 係数

B ; 熱源の長さ

$(c\rho)$; 熱容量 (単位体積当りの)

添字 w, c, s ; 工作物, 切りくず, 砥石に関する値

c_i, c_j, c_m ; 係数

$C_{i,j}$; i, j の要素の熱容量

C_s ; バイトの横切れ刃角に相当する角 (二次元切刃と水平面のなす角)

d ; 内径

d_o ; 下穴の直径

d_b ; プッシュの内径

d_e ; 目標内径

d_p ; 管制部出力に相当する内径

d_s ; ホーニング開始時の内径

d_w ; 空気マイクロメータにより測定される内径

d_{wr} ; ホーニング後の室温における内径

D ; 外径

D_d ; ドリルの直径

D_{hd} ; ホーニングヘッドの空気マイクロメータ用ノズル面間の距離

D_s ; 砥石車の直径

E ; 縦弾性係数

E_s ; 砥石の縦弾性係数

- f_1 ; 1回転当りの送り
- f'_n, f'_r ; 二次元切削切刃 $\overline{A'B'}$ に垂直方向, $\overline{A'B'}$ 方向の作用力 (半径方向の単位長さ当りの)
- f_p ; 砥石台からホーニングヘッドに作用する力
- f_r, f_v, f_z ; ドリルの半径方向, 切削速度方向, 軸心方向の作用力 (半径方向の単位長さ当りの)
- F ; ホーニング抵抗 (砥石1本当りの) $= \sqrt{F_p^2 + F_z^2}$
- $\{F\}$; 熱荷重ベクトル
- F'_n, F'_v ; 二次元切削抵抗の切削速度に垂直方向, 切削速度方向の分力
- F_o ; フーリエ数
- F_f ; すくい面摩擦力
- F_n, F_t ; 研削抵抗の法線, 接線分力
- F_p, F_z ; ホーニング抵抗の周方向分力, スラスト分力 (砥石1本当りの)
- F_r ; 砥石1本当りの拡張力
- F_{sk} ; せん断力
- g ; 重力加速度
- G, G_τ ; グリーン関数, $G_\tau = G(t - \tau)$
- G_x, G_y, G_z ; x, y, z 座標系の一次元グリーン関数
- $G_{r, \varphi}$; r, φ 座標系の二次元グリーン関数
- h ; 相対熱伝達係数 $= \alpha_c / \lambda$
- h_1, h_2, h_3 ; $y = 50\text{mm}$ におけるそり変形
- h_d ; ドリル外周面の h
- $\{H\}$; 熱剛性マトリクス
- H_B ; プリネル硬さ
- I_z ; 断面二次モーメント
- J_{km} ; km 次の第1種ベッセル関数
- π/k ; 近似ドリル (扇形断面柱) の中心角
- k_o ; 砥石車と工作物により決まる定数
- k_1, k_2, k_z ; 積分定数
- k_{hd}, k_w ; 係数
- $2l$; 带状熱源の幅
- l' ; 砥石と工作物との接触長さ
- l_o ; 砥石のオーバーラン
- l_{ot}, l_{ob} ; 上端, 下端における l_o

- l_{cd} ; 工作物上面からドリル先端までの距離
 l_{ch} ; チゼル刃の全長
 l_d ; ドリルのリード
 l_r, l_z ; r 座標, z 座標と表面の外向き法線の方向余弦
 l_s ; 砥石の長さ
 l_t ; 砥石の厚さ
 l_{t1}, l_{t2} ; (砥石+砥石台) の寸法
 l_u ; めれ縁長さ
 L ; 熱源特性値 = $Ul / (2a)$
 L_1, L_2 ; せん断面, すくい面における L
 L_x, L_y, L_z ; 工作物の寸法
 m/l ; 熱源の形状比
 M ; ドリル加工におけるトルク
 n ; 表面の外向き法線座標
 n_{ch}, n_l ; チゼル刃, 主切刃の分割数
 n_s ; 砥石本数
 N ; 主軸回転数
 N_i, N_j, N_m ; 形状関数
 N_u ; ヌッセルト数
 p_{md} ; ホーニング中の砥石面圧
 $[P]$; 熱慣性マトリックス
 P_G ; 砥石拡張用ポンプの吐出圧
 q ; 熱源の強さ (単位時間単位面積当りの発熱量, 流入熱量)
 q_1, q_2 ; せん断面, すくい面における発熱量 (単位時間単位面積当りの)
 q_I, q_{II}, q_{III} ; モデル I, II, III 熱源の q
 q_{ch}, q_l, q_s, q_w ; チゼル部, 主切刃部, 砥石, 工作物上の q
 q_{chj} ; チゼル刃の分割した j 番切刃上の q
 q_{li} ; 主切刃の分割した i 番切刃上の q
 Q_g ; 研削中の発生熱量 (単位時間当りの)
 Q_h ; ホーニング中の発生熱量 (砥石 1 本, 単位時間当りの)
 $Q_{i,j}$; i, j 要素に流入する熱量 (単位時間当りの)
 \bar{Q} ; 流量
 \bar{Q}_c, \bar{Q}_h ; コラム, ヘッド部への冷却油流量
 $\bar{Q}_{gr}, \bar{Q}_{ho}$; 研削油, ホーニング油の流量

r ; 半径座標
 r' ; 熱源位置
 r_i ; 主切刃上の点の半径位置
 $[r_{w1}, r_{w2}]$; 分割切刃 \overline{QR} または $\overline{A'B'}$ により切削される領域
 $2R_1, 2R_2$; ホーニング用工作物の内径, 外径
 R'_1, R'_2 ; q_1, q_2 のうち切りくずへ流入する割合
 R_c, R_s, R_w ; 加工熱のうち切りくず, 砥石, 工作物へ流入する割合
 R_{ch}, R_o ; 近似ドリルのチゼル部半径, 主切刃部半径
 R_i, R_j, R_m ; 節点座標値
 R_{SI} ; 室温における S I ピン先端の半径位置
 S ; 表面積
 S_3 ; 三角形の断面積
 S_e ; 断面積
 t ; 時間
 t'_1 ; 切削厚さ
 t'_2 ; 切りくず厚さ
 t_e ; 加工終了時刻
 t_i ; 分割切刃の midpoint が切削を開始する時刻
 t_m ; 第 m トラバースの研削において研削開始側の工作物端面に砥石車中心が一致する時刻
 t'_m ; 第 m トラバースの研削終了時刻
 T ; ドリル加工におけるスラスト
 T_1, T_2, T_3 ; 工作機械の温度上昇
 T_p ; ホーニング加工におけるトルク
 u_1 ; 研削幅, 1 トラバース当りのサドル移動量
 u_r, u_z ; r, z 方向の変位
 U ; 帯状熱源の移動速度
 U_m ; 平均流速
 v ; 工作物移動速度
 V ; 切削速度, ホーニング速度
 V_o ; 体積
 V_c, V_{sh} ; 切りくず流出速度, せん断速度
 V_p, V_z ; ホーニング速度 V の周方向成分, 軸方向成分
 V_i ; 砥石車の周速, 研削速度

w' ; ウエブ厚さ
 W ; 物体内部の発熱量 (単位時間単位体積当りの)
 x ; 座標
 x' ; 熱源の位置
 x_1 ; 砥石車と工作物との接触弧長さ
 $X_{k_m,s}$; 固有値
 X_{T1}, X_{T2} ; 主軸の相対熱変位
 y ; 座標
 y' ; 熱源の位置
 Y_T ; 主軸の相対熱変位
 z ; 座標
 z' ; 熱源の位置
 Z_i, Z_j, Z_m ; 節点座標値
 Z_T ; 主軸の相対熱変位
 2α ; 交差角
 $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$; 係数
 α_b ; 切刃の傾斜角
 α'_b ; バイトの上すくい角に相当する角
 α_c, α_{cm} ; 熱伝達係数, 平均熱伝達係数
 添字 1, 2 ; 穴内面, 外表面における値
 α_{ch} ; チゼル刃のすくい角
 α_e, α_n ; 有効すくい角, 垂直すくい角
 α_i ; 固有値
 β_{ch} ; チゼル角
 β_d ; 主切刃上の点におけるねじれ角 (バイトの横すくい角に相当する角)
 β_j ; 固有値
 β_p ; ドリル先端角
 β_w ; ウエブ角 = $\sin^{-1}\left(\frac{w'}{D_d}\right)$
 τ_k ; 固有値
 τ_{sh} ; せん断ひずみ
 δ_1 ; 工作物表面から熱源までの距離
 $\delta_{SI}, \delta_{SI_m}$; 室温における SI ピンの突出し長さ, δ_{SI} の平均値
 δ_s ; ホーニング砥石の平均切込み量
 Δ ; 砥石車の真の切込み量

$\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3, \Delta_4, \Delta_5, \Delta_6, \Delta_7, \Delta_8$; 工作物のそり変位

$\Delta_0, \Delta_{50}, \Delta_{100}$; $\Delta_1 \sim \Delta_8$ から計算される $y = 0, 50, 100$ mm におけるそり変位

Δ_a ; 第 2 次研削量 (砥石車の幅方向の後部で工作物の同一点を研削する量)

Δ_g ; 砥石車の半径方向熱膨張量

Δ_n ; 砥石車の設定切込み量

Δ_s ; 砥石軸の弾性変位

Δ_t ; 砥石車の弾性変位

Δ_w ; 砥石車の半径方向減耗量

Δ_{wb} ; 工作物のそり変位

Δ_{we} ; 工作物の弾性変位

Δ_{wt} ; 工作物の厚さ方向の熱膨張量

$\Delta r_{ch}, \Delta r_l$; チゼル刃, 主切刃の分割後の長さ

$2\Delta r_{hd}, 2\Delta r_w$; ホーニングヘッド, 工作物の弾性変形

Δr_{w1} ; 半径方向の差分格子寸法

Δt ; 微少時間々隔

Δz_w ; z 軸方向の差分格子寸法

ΔC ; 加工穴中心の変位

$\Delta D, \Delta D_m$; ホーニング量, ΔD の平均値

ΔR_o ; 近似ドリルの熱膨張量 (半径分の)

$\Delta R_1, \Delta R_2$; 工作物の加工穴, 外径部の熱膨張量 (半径分の)

$\Delta R_{1m}, \Delta R_{2m}$; $\Delta R_1, \Delta R_2$ の平均値

$\overline{\Delta R_2}$; 工作物外径部の測定変位

$\Delta R_d, \Delta R_w$; ドリル, 工作物の熱膨張量 (半径分の)

ΔR_{hd} ; ホーニングヘッドの熱膨張量 (半径分の)

ΔS ; ホーニング砥石 1 本当りの減耗量

$\Delta \theta$; クーラントの出口と入口における温度の差

ϵ ; 砥石車と工作物により決まる定数

ϵ_1, ϵ_2 ; 断面曲線の変位

ϵ_b ; ブッシュとドリルの直径寸法の差

ϵ_T ; 加工穴の拡大量

η ; 熱膨張係数

添字 d, hd, SI, w ; ドリル, ホーニングヘッド, SI ピン, 工作物に関する値

- θ ; 温度上昇
 $\bar{\theta}$; 平均表面温度 (帯状熱源部の定常状態における)
 $\{\theta\}$; 節点温度ベクトル
 θ_o ; 外界温度
 $\bar{\theta}_o$; 工具の周囲温度
 θ_b ; 加工前の工作物温度
 θ_c ; 切りくず温度
 θ_{cm} ; 第 m トラバース研削による研削後の温度上昇
 θ_{cq} ; 前回までの ($q=1\sim(m-1)$) トラバース研削による温度上昇
 θ_d ; ドリルの温度上昇
 $\bar{\theta}_f$; 工具すくい面の平均温度
 θ_{hm} ; 現在の第 m トラバース研削による温度上昇
 $\theta_i, \theta_j, \theta_m$; 節点温度
 θ_m ; 平均温度上昇
 $\theta_{i,j}, \theta'_{i,j}$; i, j 要素の温度, Δt 時間後の i, j 要素の温度
 $\theta_{hd}, \theta_{ho}, \theta_{sl}, \theta_w$; ホーニングヘッド, ホーニング油, SI ピン, 工作物の温度上昇
 $\bar{\theta}_s, \bar{\theta}_w$; 砥石側, 工作物側の接触面平均温度
 $\bar{\theta}_{sh}$; せん断面平均温度
 $\bar{\theta}_t$; 摩擦による切りくずの温度上昇
 λ ; 熱伝導率
 添字 c, d, f, s, w ; 切りくず, ドリル, 流体, 砥石, 工作物
 に関する値
 添字 1, 2 ; $\bar{\theta}_{sh}, \bar{\theta}_t$ における値
 μ_f ; 粘性係数
 μ_s ; 平均砥粒間隔
 ν ; ポアッソン比
 ν_f ; 動粘性係数
 ρ ; 密度
 ρ_f ; 流体の密度
 $\sigma_{rr}, \sigma_{rz}, \sigma_{zz}, \sigma_{\varphi\varphi}$; 応力
 τ ; 熱源が存在している時刻
 τ_o ; ホーニングヘッドの 1 往復に要する時間
 ϕ ; せん断角
 φ ; 角度座標

φ' ; 熱源の位置

x ; 汎関数

x^e ; 要素における汎関数

ψ ; 初期温度分布

第1章 緒 論

機械工業の基幹ともいべき製造業においては、機械加工が最も重要な位置をしめていることは論を待たない。これまで機械加工を含め他の各種加工法に課せられた最も重要な課題は生産能率の増大と加工精度の向上であったとすることができる。これらの課題は、21世紀を迎えんとする現在においても最重要課題であることに相違はないし、また今後もそうあり続けることは容易に想像することができる。生産能率の増大は、基本的には加工速度の高速化および切込み量、送り量の増加という加工条件の変革により実現されてきている。

他方、加工精度の向上は、高品位の製品を製造するという観点からはそれ自体が重要な意義を有することは当然であるが、生産能率増大にも密接に関連するより基礎的な課題でもある。すなわち、加工速度の高速化を達成するためには、例えば、工作機械の主軸が高速回転する条件下で正確な回転運動を行う必要があり、各種の滑り面は高速で正確な直線運動を行う必要がある。これらの正確な運動を実現するためには、機械部品およびそれらを統合した工作機械の精度が十分でなければならず、これはとりもなおさず機械部品および工作機械を製造する際の加工精度の向上に負うところが大きいからである。また、切込み量および送り量の増加は、加工時の抵抗増加を伴い、工具・工作機械系の剛性が加工において重要な役割りを果たすことになる。工具・工作機械系の剛性は、工具および工作機械構成要素単体の剛性に依存するのみならず、工具保持面や構成要素間接触面の加工精度によって大きく影響を受ける。したがって、工具・工作機械系を構成する各要素の加工精度が切込み量や送り量を制限することになる。また、数値制御や適応制御の採用にみられる工作機械の高能率化、省力化さらにはこれらの工作機械を統合した生産システムの能率化が昨今急速に普及しつつあるが、これらはいずれも高額の初期投資を必要とするので生産能率の増大は勿論のこと、高い付加価値を有する製品を製造することが期待され、このことは必然的に高い加工精度が要求されることとなる。

さて、各種の加工法の中でも高い加工精度が要求される機械加工は、大略二つの加工法に分類される。その一つは切削ならびに砥粒加工に代表される除去加工であり、適切な工具を用いて工作物の一部を主として除去することにより所定の製品を得る加工法である。他の一つは塑性加工に代表される変形加工であり、工作物を主として変形させることにより所定の製品を得る加工法である。これら二つの加工法の最近の主眼は、除去加工においては超精密切削、研削などのサブミクロン加工にみられるような加工精度にあり、他方、変形加工においては圧延における100～200 km/hの加工速度にみられるように生産能率にある。変形加工においても、加工精度の向上が重要な課題であることは勿論であるが、除去加工における加工精度がより高く、また加工精度に対する要求もより厳しい現状から考えて、機械加工のうち除去加工についてその加工精度を解析し、その向上をめざすことは他の加工法の加工精度解明にも資するところが大きく、十分に意義あるものと考えられる。

加工精度とは、一般に加工により得られる工作物の精度であり、以下のように分類される。

- (1) 寸法精度
- (2) 形状精度……真直度，直円度，平面度，平行度，直角度
- (3) 表面精度……あらし，うねり

寸法精度は所定の長さに対する精度であり、加工系の静的変形，熱変形および位置決め精度にもとづく工作物と工具との間の相対的位置の精度により決定されるものである。形状精度は理想形状に対する精度であり、加工系の幾何学的精度（直角度，平行度，案内面精度，主軸回転精度），静的変形，熱変形，工具摩耗および工作物取付け方法などにもとづく工作物と工具との間の比較的緩やかな相対的位置変化により決定される。表面精度は平坦な面に対する精度であり、加工機構（構成刃先，バリ），工具摩耗および振動などにもとづく工作物と工具との間の急速な相対的位置変動により決定される。このように、加工精度は究極的には工作物と工具との間の位置関係により決まる。

加工精度に影響を及ぼす要因は多数あるが、高精度加工を旨として検討された要因は時代とともに変遷し、初期の加工システムにおいては工作機械の幾何学的精度が、ついで加工のメカニズムと振動が取り上げられた。加工精度向上の歴史はこれらの要因を解析し、適切な対策を講じることによって創られてきたといえる。

近年、工作機械の幾何学的精度および剛性が向上し、さらに高能率化，省力化をもたらすNC工作機械の開発およびコンピュータに代表されるエレクトロニクス産業の要請にもとづく加工精度の飛躍的向上が試みられるに及んで、工作機械，工作物および工具の熱変形が注目されるに至った。J. B. Bryanの報告¹⁾によればH. Opitzは「多くの場合、熱変形によっておこる誤差は機械的な原因による誤差と同じくらいか、あるいはそれよりも高い割合を占めている。」と述べ、またJ. Peklenikは「工作機械の精度に及ぼす熱の影響はかなり大きく、工作機械が自動化されるほど熱変形の広範な研究が必要である。現在までのデータを見ると、精密加工における工作誤差のうち熱変形によるものは40～70%の割合を占めている。」と述べている。

このような事情を反映して、熱変形に関する研究が国内および国外において精力的に行われてきている。これらの研究をその内容から整理すると、以下のように分類することができる。

- (a) 工作機械の熱変形の実験解析^{2)～8)} および理論^{9)～11)}，数値解析^{12)～16)}に関する研究
- (b) 工作機械の熱変形防止^{17)～19)} および加工精度の制御^{20)～24)}に関する研究
- (c) 工作物，工具の熱変形の実験解析²⁵⁾ および理論^{26)～31)}，数値解析^{32)～34)}に関する研究
- (d) 工作物，工具の熱変形防止³⁵⁾ および加工精度の制御^{36)～38)}に関する研究

(a)に示した工作機械に関する研究は、熱変形に関する研究の当初から数多くみられる。これは研

究対象である工作機械が高価であることに加え大型かつ複雑な構造であり、同一の温度上昇に対して大きな熱変形を示し、また複雑な変形挙動を示すなど研究対象として興味が大きいこと、および同一の解析手法が各種工作機械に適用できるため、解析結果の波及効果が大きいことによるものであろう。

他方、(c)に関する工作物もしくは工具は比較的小型かつ単純な形状であるにもかかわらず、これらの熱変形に関する研究は比較的少なくまた系統的ではない。これは熱変形の解析にあたって、弾性変形および工具摩耗等の影響を分離して測定することが非常に困難であるとともに、これらを同時に解析することが不可欠であること、また工作物ならびに工具の一方もしくは両方が回転または移動するため、これら諸量の測定が非常に困難であること、さらにこれら諸量は同一加工法においてさえも加工形態により加工精度に及ぼす影響が異なること（例えば外径切削時と内径切削時では逆方向の寸法誤差を生じるなど）によるものであろう。

いずれにしても、加工系の構成要素である工作機械、工作物および工具が熱変形をおこすと、工作物と工具との間の相対位置が変化し、工作物の加工精度が低下する。したがって、加工精度の向上を実現するためには、工作機械、工作物および工具の熱変形とこれにもとづく加工精度生成のメカニズムを系統的に解析し、この解析結果をもとにして効果的な対策を講じることが必要となる。

工作機械の熱変形が加工精度に影響を及ぼす基本的なメカニズムは、G. Spur³⁹⁾らによって図 1.1 のように提案された。すなわち、外部から供給された入力エネルギーは加工法の効率に応じた熱を発生し、この熱が工作機械、工作物および工具に伝導することにより各部の温度が上昇する。その結果、各部の寸法が変化し変形が生じる。さらに、この変形が運動系の偏差を生じることにより精度が低下する。

工作機械の熱変形が図 1.1 の機構により生じることは、工作機械の熱変形に関する数々の研究により明らかにされてきている。工作物および工具の熱変形も同様な機構により生じていると考えられるが、実際の加工においてはこれらの熱変形が同時に生じており、さらに工作機械系の静的ならびに動的精度、工作物・工具系の剛性および工具摩耗などが総合的に作用して加工精度が決定される。すなわち、加工系における熱変形と加工精度に関する諸要因の関係は図 1.2 に示す通りであると考えられる。したがって、実際の加工に即した熱変形とこれにもとづく加工精度の生成機構を明らかにするには、工作機械、工作物および工具を含めた加工系における熱変形と加工精度の関係について検討することが重要である。なお、前述したように、工作機械の熱変形については数多くの研究により、その機構がほぼ明らかになっているといえてよい。

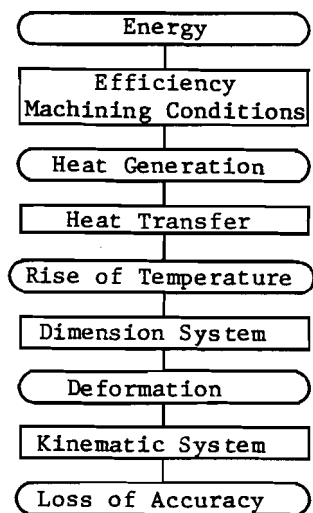


Fig.1.1 Chain of thermal effects³⁹⁾

そこで、本研究では機械加工における主として工作物および工具の熱変形解析法を体系化し、熱変形にもとづく加工精度の生成機構を解明するとともに、加工精度向上のための対策について明らかにする。また、工作機械の熱変形にもとづく加工誤差の制御法についても論じる。本論文の構成は図 1.3 に示すとおりであり、各章の主な論点は以下のとおりである。

第 2 章においては、加工熱にもとづく温度上昇の理論解析および数値解析において必須である熱源の同定法について論じる。加工熱は加工領域における工作物、工具および切りくず間の摩擦および変形に要する仕事にもとづいて発生する。この仕事は加工抵抗と加工速度の積として求められ、この仕事により発生した熱は切削機構にもとづいた割合で工作物、工具および切りくずに伝導する。したがって、加工領域における全発生熱量は正確に求められるが、工作

物、工具および切りくずへの熱の配分割合の決定が困難な問題である。そこで、これら熱源の発熱量および熱の配分割合の決定方法について明らかにする。

第 3 章においては、第 2 章において求められた熱源をもとに、熱変形ひいてはこれにもとづく加工精度を支配する温度上昇について論じる。温度上昇の解析においては、解析対象の形状と加工に伴う形状の変化および境界条件により、解析手法を選定する必要がある。これらの形状および境界条件とそれに対応する理論解析および数値解析の適用方法について論じるとともに、各解析法についても述べる。さらに、熱源の状態なかでも熱源の移動形態によっては理論的に解析可能ではあるが、現実的に解を得ることが時間もしくは費用の点から非常に困難となる場合がかなり多いと考えられ、このような場合の解析方法についても明らかにする。また、以上の解析手法を実際の加工に適用した結果について検討する。

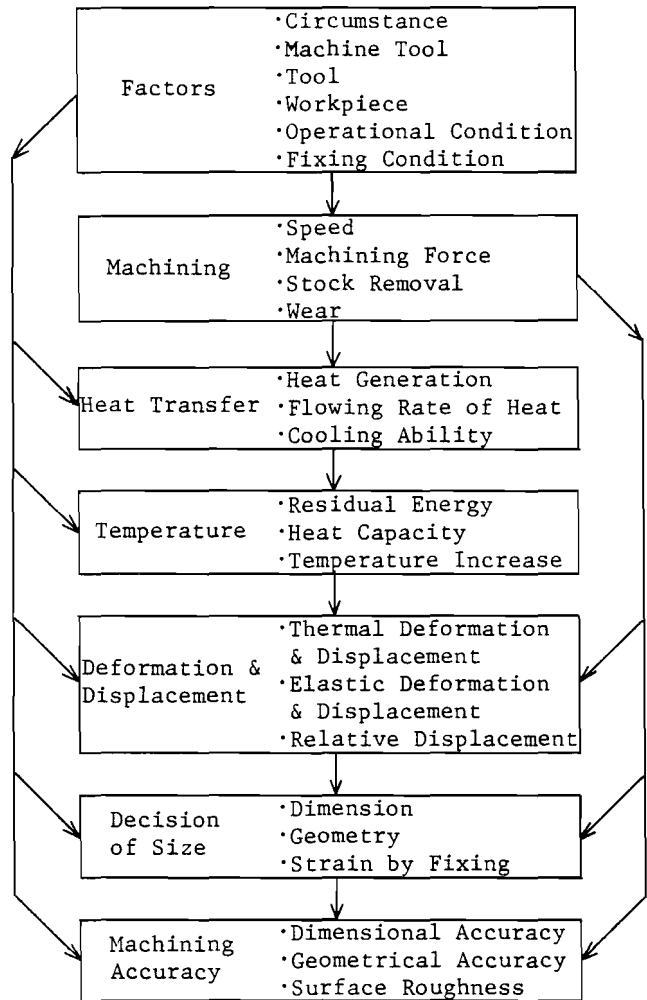


Fig.1.2 Relation between factors on machining accuracy and thermal deformation

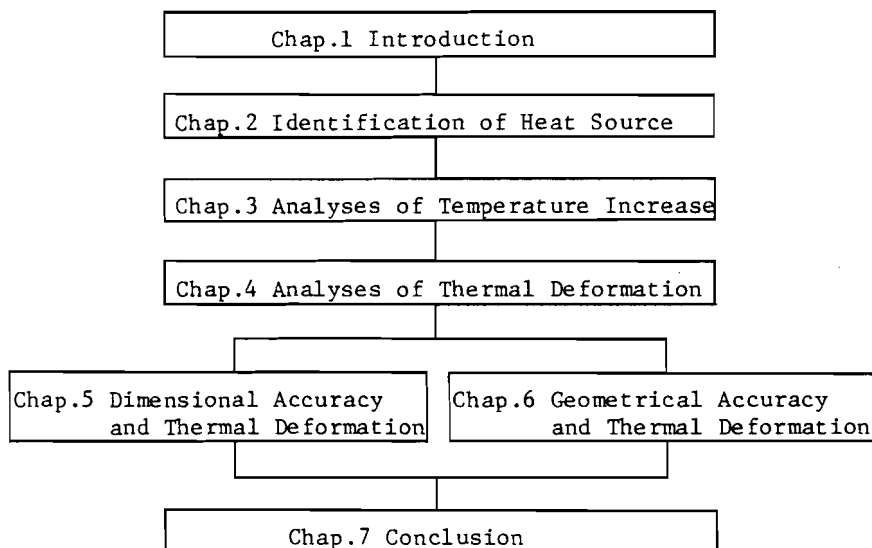


Fig.1.3 Constitution of dissertation

第4章においては、第3章で得られた温度上昇をもとにして、これにもとづく熱変形について論じる。また、熱変形の理論解析法およびその適用について述べる。しかしながら、複雑な温度分布に直接対応する熱変形を理論的に解析するには、何らかの近似を行う必要があり、また理論的解析法自体が十分確立していない場合もある。このような場合には、実験的解析法を併用することが効果的であることが少なくない。さらに、理論解析と比較するためには、これと独立して熱変形量を実験により測定することが重要である。このような場合について、これら解析法の適用方法とその結果について考察する。

第5章においては、第4章までの解析結果にもとづいて、加工精度の中でもより基本的である寸法精度と熱変形の関連および寸法精度の制御法について論じる。一般に、工作機械は工作物および工具に比較して寸法が大きいため、同一の温度上昇に対してより大きな熱変形を示す。そこで、まず工作機械の熱変形を取り上げ、主として寸法精度を向上させるための対策について述べる。すなわち、熱源の除去、断熱および冷却の適用手法ならびに実際の加工において十分適用可能である主軸熱変位の実時間推定法と、それらの結果について明らかにする。つぎに、機械加工の中でも高精度が要求され、最近とみに高速化および高能率化が指向されてきているホーニング加工を取り上げ、自動定寸法における寸法精度の生成機構と工作物および工具の熱変形との関連について検討を加える。これらの結果をもとにして、熱変形にもとづく誤差をインプロセスで補正する新しい自動定寸法を提案するとともに、その実験結果を明らかにして、この自動定寸法が寸法精度の制御法として有効であることを示す。

第6章においては、寸法精度と同様に重要である形状精度と熱変形との関連について論じる。十分な熱変形対策を施した工作機械を使用する場合においても、良好な加工精度が得られないことが

しばしばある。これは工作物および工具の熱源となる加工領域が加工の進行とともに移動し、非定常な熱変形現象を生じることによるものである。そこで、本章においては第4章までの解析結果をもとにして、工作物および工具の非定常な熱変形にもとづく形状精度の生成機構について述べる。また、工作物の形状が不均一な場合には、形状精度の低下することが考えられるので、工作物形状と形状精度についても検討する。

第7章では、本研究で得られた成果を要約する。

第2章 熱源の同定

2.1 緒言

機械加工における熱源は図2.1³⁹⁾に示すように分類されている。加工系における内部熱源には、モータ、軸受および歯車など工作機械要素の運転に伴う損失熱、工作物を加工する際に発生する加工熱やこれから派生する駆動油、切りくずおよび切削油などの熱源がある。外部熱源としては加工系のふん囲気および日光などの熱放射が代表的である。また、空調器や油圧機器による空気の流動も外部熱源である。高精度の加工を行う場合には、加工系全体を恒温室に入れて加工することが実施されており、上記の外部熱源が加工精度に及ぼす影響は非常に少なくなってきている。しかし、このような場合においても、工作機械運転中の機械各部で発生する損失熱および加工領域で発生する加工熱などの内部熱源は除去することができず、これらによって工作機械、工作物および工具の熱変形が生じて、加工精度低下の原因となる。これら内部熱源は、加工に使用される入力エネルギーのごく一部を除いて、ほとんど全てが最終的なエネルギー形態として、熱に変換されるために生じるものである。入力エネルギーがこれらの熱源として消費される様子は、G. Spur⁴⁰⁾らによれば例えば図2.2に示すようにまとめられている。

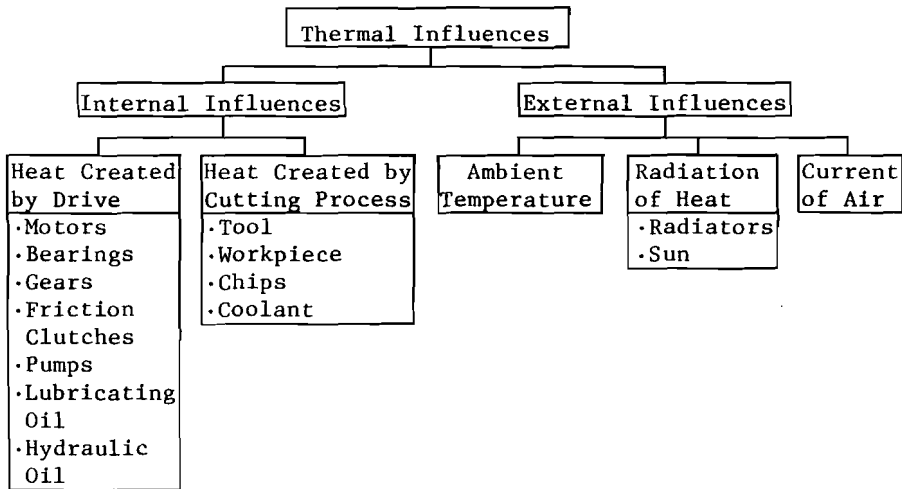


Fig.2.1 Internal and external thermal disturbing influences³⁹⁾

機械加工における温度上昇および熱変形を単に実験的に求める場合には、熱源の同定はとくに必要ではない。しかし、ますます高い加工精度が要求され、しかも加工精度に占める熱変形の割合が高くなりつつある現状を考えると、通常考える方法にとどまらず、機械加工における熱変形機構を究明した上で適切な熱変形対策を講じることが必須である。熱変形機構を明らかにする目的から理論解析および数値解析を行うには、熱伝導および境界条件の方程式が示すように、熱源の位置、形状および発熱量の把握すなわち熱源の同定を行うことが不可欠である。

さて、内部熱源のうち工作機械運転時の主たる熱源は、回転軸における発熱である。この発熱量

を正確に知る方法として回転中のトルクを測定する方法⁴¹⁾があり、またより簡便な手段としてモータの消費電力を測定する方法⁴¹⁾がある。さらに、この場合における熱源位置は、モータ、軸受および歯車などの配置から容易に特定することが可能である。なお、発熱量が少ない空気軸受を主軸に採用し、一定温度に制御

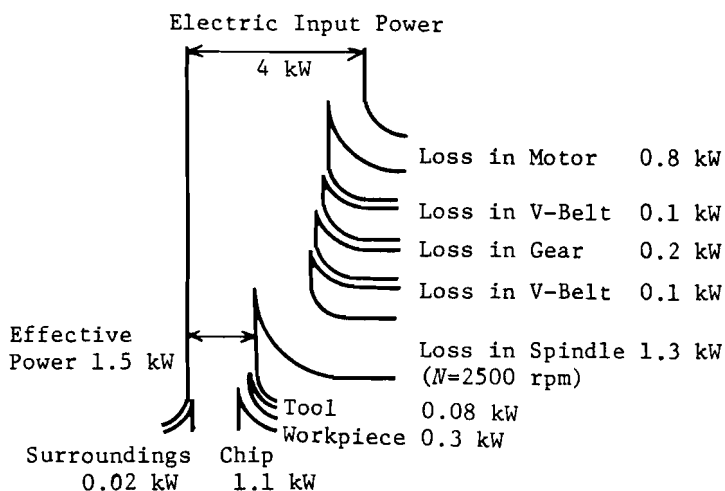


Fig.2.2 Power-diagram⁴⁰⁾ of turning machine under spindle rotation at $N=2500$ rpm

された油シャワーを工作機械に注ぐ場合、機械の熱的挙動はすこぶる安定であると報告⁴²⁾されている。しかし、このような場合においても、加工領域では工具と切りくずとの接触面および切りくずと工作物との間の塑性変形域への切削油の侵入は不十分であり、加工熱による工作物および工具の熱変形を完全に防止することは容易でないと考えられる。

そこで本章では、機械加工における熱源のうち加工抵抗にもとづく発熱（加工熱）を取り上げ、熱源の同定について論じることとする。加工熱は加工抵抗と加工速度からその発生量を比較的容易に求めることができる。しかし、加工熱による工作物および工具の熱変形を求め、それぞれ加工精度に及ぼす影響を明らかにするためには、工作物および工具への熱の流入割合を決定する必要がある。この流入割合は、加工領域における工作物、工具および切りくずの干渉状態およびその変化に支配されるが、これらは極めて複雑であるため問題とする流入割合を決定することは容易でない。このことから、本章で取り扱う熱源の同定は加工熱の流入割合を決定することに帰着させることができる。

2.2 加工熱の分配理論

本節では、工作物、工具および切りくずへの加工熱の流入割合を決定する理論（以下に加工熱の分配理論と呼ぶ）について述べる。熱の流入割合は、加工領域における工作物、工具および切りくずの干渉状態ならびにこれら相互間の熱移動、すなわち温度分布の考え方によって支配される。こうした干渉状態や干渉領域の温度分布を精度よく測定することは非常に困難であるため、干渉領域の温度分布および熱移動について、いくつかの仮定のもとに加工熱の分配理論を展開する。この仮定は工作物、工具および切りくずの干渉状態と密接に関係することから、2.3節～2.5節においては切削または研削など加工法に応じた熱の分配理論を展開する。

本節では、加工熱の分配理論に関する2つの基本的仮定について述べるとともに、この仮定にもとづいた分配理論の展開の筋道を述べる。また、2.3節～2.5節で述べる熱の分配理論すなわち熱源の同定における基礎的事項として、J. C. Jaeger⁴³⁾による移動熱源理論の解析結果について示す。

さて、前述した加工熱の分配理論に関する2つの基本的仮定は以下の通りである。

- (1) 加工に要した仕事はそのほとんど全てが熱に変換される。
- (2) ある境界面で接触する2つの物体の接触面平均温度、もしくは2つの領域にともに接する境界面平均温度は一価である。

まず、第1の基本的仮定について説明する。加工に要した仕事は以下のエネルギーとして消費される。すなわち、

1. せん断面におけるせん断エネルギー
2. すくい面における摩擦エネルギー
3. 加工における創生面の表面エネルギー
4. 工作物のせん断面における方向変化のエネルギー
5. 切りくずの運動エネルギー

以上のうち、3,4および5のエネルギーは1および2のエネルギーに比べて無視し得る^{44), 45)}ほどに小さい。したがって、加工仕事のほとんど全てはせん断エネルギーおよびすくい面摩擦エネルギーとして消費される。これらのエネルギーは最終的なエネルギー形態として熱に変換され、切削熱あるいは研削熱などの加工熱となる。したがって、第1の基本的仮定が成立する。

つぎに、第2の基本的仮定について述べる。流れ型切りくず生成におけるせん断面などに見られるように、連続物体中の境界面上の任意の点における温度が境界面上の各点において一価であることは明らかである。また、表面温度の異なる2つの物体が完全接触する場合、接触時の表面温度は不定であるとしても、その後の完全接触期間における接触面温度は接触面上の各点において一価である。なぜなら、完全接触した2つの物体は温度分布を有する1つの物体とみなしうることから前述した連続物体中の境界面温度が境界面上の各点において一価であることに帰着されるからである。以上のように、境界面上の各点または接触面上の各点における温度が一価であれば、連続物体中の境界面または完全接触面の平均温度もまた一価であることは自明である。すなわち、第2の基本的仮定が厳密な意味で成立するのは、連続物体中の境界面または完全接触面においてのみであるといえる。実際の加工領域では、せん断型切りくず生成の場合などにみられる亀裂およびすくい面と切りくずとの間の摩擦面に存在する微小な凹凸などのために、第2の基本的仮定は厳密な意味では成立しない。しかし、亀裂中に存在する物質の熱容量が小さい場合には、この部分の温度は亀裂に接する両境界面温度の平均値に速やかに到達し、しかも両境界面は亀裂発生の直前までは接続して同一温度であったことから、両境界面および亀裂内部の温度もほぼ同一と考えられる。また、工具すくい面と切りくず間の摩擦面においても完全接触状態にある接触面温度は一価であり、これら接触面の凹凸中に含まれる物質の熱容量が小さい場合には、上記と同様に両接触面およびこれに囲まれ

る内部の温度もほぼ同一であると考えられる。したがって、境界面もしくは接触面の平均温度は一価であると考えられ、第2の基本的仮定が成立する。

以上の基本的仮定をもとに加工熱分配理論を展開するが、それらに共通する理論展開の筋道は図2.3に示す通りである。

つぎに、2.3節～2.5節における接触面平均温度を求めるための基礎的事項として、J. C. Jaegerによる移動熱源理論⁴³⁾の解析結果について述べる。すなわち、図2.4に示すように外界への熱放出がない半無限体表面を幅2*l*の带状熱源が速度

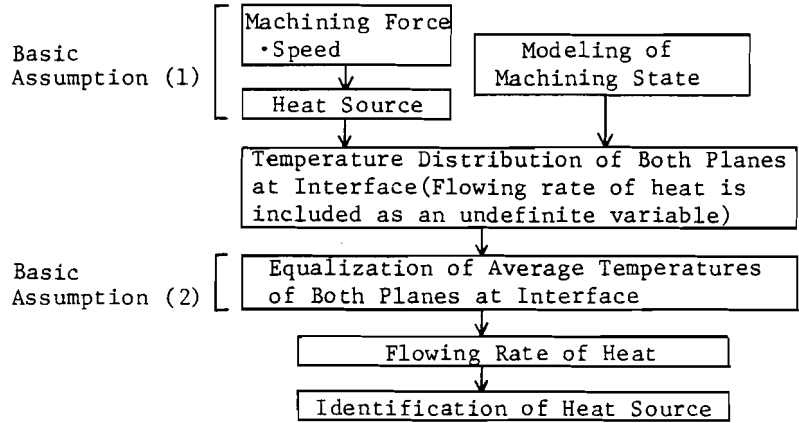


Fig.2.3 Theory on flowing rate of heat

*U*で移動する場合、熱源部の定常状態における平均表面温度 $\bar{\theta}$ は、以下のように表わされる。

$$L = \frac{Ul}{2a} > 5 \text{ において}$$

$$\bar{\theta} = \frac{1.064q}{\lambda} \left(\frac{al}{U}\right)^{\frac{1}{2}} = 0.752 \frac{ql}{\lambda\sqrt{L}} \quad (2.1)$$

$$0.1 < L = \frac{Ul}{2a} < 5 \text{ において}$$

$$\bar{\theta} = 0.6366 \frac{aq}{\lambda U} \bar{f} \quad (2.2)$$

$$L < 0.1 \text{ において}$$

$$\bar{\theta} = \frac{4qa}{\pi\lambda U} (-2.303L \log_{10} 2L + 1.616L) \quad (2.3)$$

ただし、 \bar{f} ; 図2.5に示す係数

また、 $L > 2$ の範囲においては、上記带状熱源の結果は矩形熱源の結果にはほぼ等しいとされている。

2.3 ドリル加工における熱源

本節では、前節の仮定をもとに、切削加工の一形態であるドリル加工における熱源の同定法について述べる。M. C. Shaw⁴⁶⁾らは同様の仮定のもとに、二次元切削における加工熱の分配に

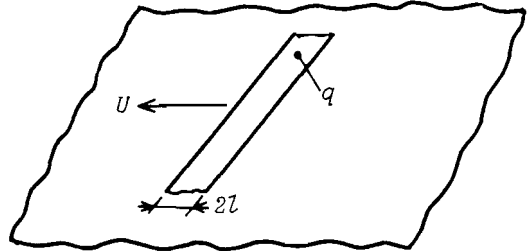


Fig2.4 Band heat source moving on surface of semi-infinite solid

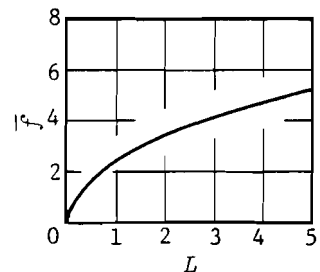


Fig.2.5 Relation between \bar{f} and $L^{4.3}$

ついて解析を行っており、三次元切削である旋削においても適用できると述べている。しかし、ドリル加工においては、切刃の半径位置に沿ってすくい角など切刃の諸角度が著しく変化するため、M.C.Shawらの解析法をそのまま適用することはできない。そこで本節では、ドリル加工における切刃を半径方向に分割し、各分割切刃における切削機構を二次元切削により近似する。近似したそれぞれの二次元切削切刃について、M.C.Shawらの解析と同様な手法を適用し熱源の同定⁴⁷⁾を行う。

2.3.1 切削の二次元近似と切刃の諸角度

本項においては、加工状態の近似および模型化について述べる。ドリルによる切削を二次元切削の集合として近似するため、図2.6に示すように主切刃を n_l 等分、チゼル刃を n_{ch} 等分し、それぞれ長さ $\Delta r_l, \Delta r_{ch}$ の分割切刃について検討を行う。

主切刃における分割切刃 \overline{QR} と二次元切削切刃 $\overline{A'B'}$ の関係を図2.7に示す。同図(a)にみられるように、実際のドリル加工における主切刃は傾斜角 α_b を有する三次元切削を行っているが、分割した切刃 \overline{QR} を傾斜角が零である二次元切削切刃 $\overline{A'B'}$ により近似する。この際、 \overline{QR} による切削量と $\overline{A'B'}$ による切削量の関係は、図2.7から以下ようになる。

$$\begin{aligned} &\overline{QR} \text{ による切削量} \\ &= \overline{A'B'} \text{ による切削量} \\ &(2.4) \end{aligned}$$

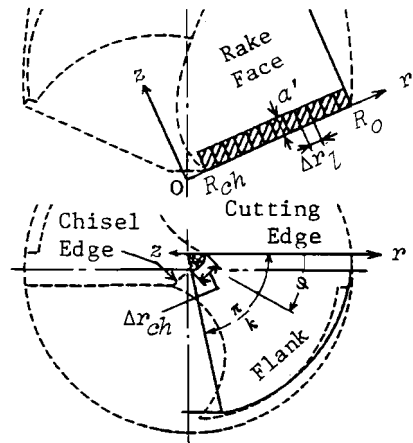
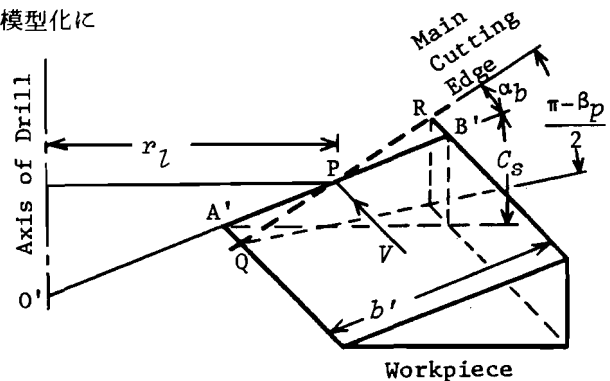
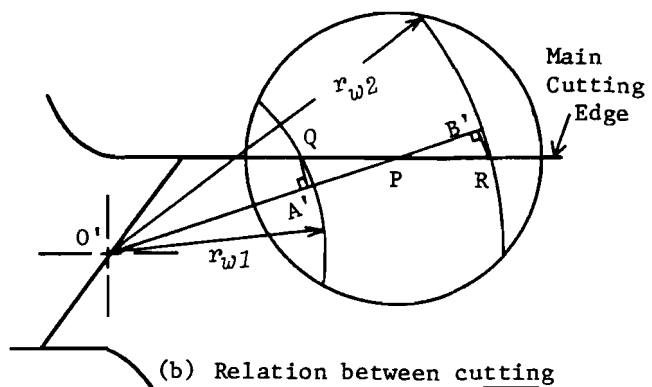


Fig.2.6 Approximation of drill for theoretical analysis
 —; Approximated drill geometry
 ----; True drill geometry



(a) Relation between \overline{QR} and $\overline{A'B'}$
 $\overline{QA'} // \overline{RB'} // V, \Delta r_l = \overline{QR}, b' = \overline{A'B'}$



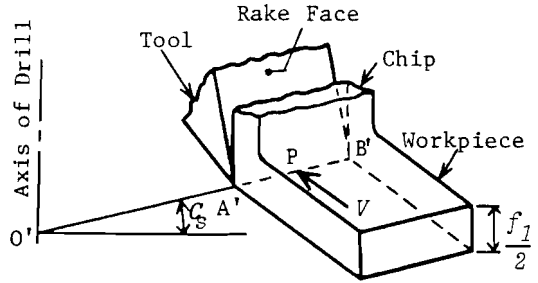
(b) Relation between cutting zone $[r_{w1}, r_{w2}]$ and $\overline{A'B'}$

Fig.2.7 Divided cutting edge \overline{QR} and two-dimensional cutting edge $\overline{A'B'}$ in drilling

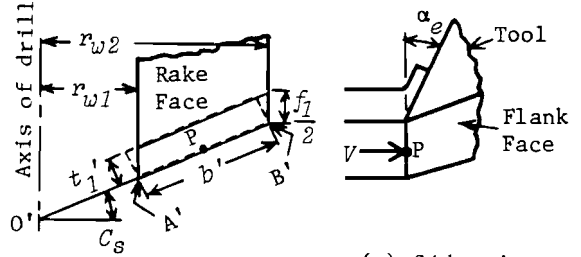
$\overline{A'B'}$ による切削状態を図2.8(a)に示す。同図(b)は、 $\overline{A'B'}$ の切削断面積(：実線で示す)とこれを完全な二次元切削として近似した場合の切削断面積(：破線で示す)との関係を示す。 $\overline{A'B'}$ は図2.7および図2.8からも明らかなように切削速度 V に垂直であるが、水平面と C_s (：バイトの横切刃角に相当する角度) だけ傾いている。したがって分割切刃 \overline{QR} の切削を以下の二次元切削として近似する。

主切刃における二次元切削近似：

$$\begin{aligned} \text{切削幅} ; \overline{A'B'} = b' &= \Delta r_l \cos \alpha_b \\ \text{切削厚さ} ; t'_1 &= \frac{f_1}{2} \cos C_s \\ \text{すくい角} ; \alpha_e & \text{ (} \overline{QR} \text{ の中点 } P \text{ における有効すくい角)} \end{aligned} \quad (2.5)$$



(a) Illustrated view of cutting



(b) Front view

(c) Side view

Fig.2.8 Two-dimensional cutting by an approximate cutting edge $\overline{A'B'}$

n_{ch} 等分したチゼル刃の一つの切刃長さを Δr_{ch} とする。 Δr_{ch} なる切刃は切削速度方向に垂直であり、また水平面内にあることから、この切刃による切削を以下の二次元切削として近似する。

チゼル刃における二次元切削近似：

$$\left. \begin{aligned} \text{切削幅} ; b' &= \Delta r_{ch} \\ \text{切削厚さ} ; t'_1 &= \frac{f_1}{2} \\ \text{すくい角} ; \alpha_{ch} & \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

式(2.5)および式(2.6)において使用される切刃の諸角度は、ドリルの幾何学的関係から以下のように表わされる。^{48), 49)}

主切刃の諸角度：

$$\left. \begin{aligned} \alpha_b &= \sin^{-1} \left(\frac{w'}{2r_l} \sin \frac{\beta_p}{2} \right) \\ C_s &= \sin^{-1} \left(\cos \frac{\beta_p}{2} / \cos \alpha_b \right) \\ \alpha_e &= \sin^{-1} \left(\sin^2 \alpha_b + \cos^2 \alpha_b \cdot \sin \alpha_n \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

ただし、

$$\alpha_n = \tan^{-1} \left(\tan \beta_d \cos C_s + \tan \alpha_b' \sin C_s \right) \cdot \cos \alpha_b$$

$$\beta_d = \tan^{-1} \left(\frac{2\pi r_l}{l_d} \right)$$

$$\alpha_b' = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \beta_d}{\cot C_s} - \frac{\tan \alpha_b}{\cos C_s} \right)$$

$$w' = l_{ch} \sin \beta_{ch}$$

チゼル刃の諸角度：

$$\left. \begin{aligned} \alpha_b &= 0 \\ C_s &= 0 \\ \alpha_{ch} &= -\tan^{-1} \left(\tan \frac{\beta_b}{2} \sin \beta_{ch} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.8)$$

実験に使用したドリルの諸元を表 2.1 に、またこれにもとづいて求めた切刃の諸角度を図 2.9 に示す。

Table 2.1 Details of drill

Outer Diameter	$D_d=20$ mm
Point Angle	$\beta_p=118^\circ$
Lead	$l_d=110$ mm
Web Thickness	$w'=2.4$ mm
Total Length of Chisel Edge	$l_{ch}=2.8$ mm
Material	High Speed Steel (JIS: SKH9)
Chisel Angle	$\beta_{ch}=120^\circ$

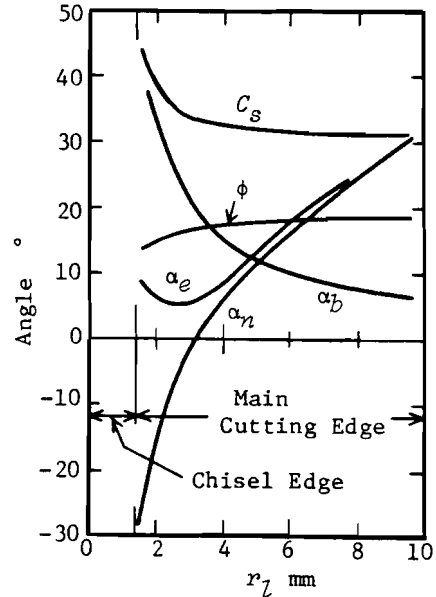


Fig.2.9 Angles of cutting edge of drill

2.3.2 切削抵抗

図 2.3 に示したように、熱源の同定を行うためには加工時の発生熱量を知る必要がある。この発生熱量は、2.2 節で述べた第 1 の基本的仮定からも明らかのように、切削抵抗と切削速度の積として求められる。本項では、ドリル加工に関する M.C. Shaw⁵⁰⁾ による次元解析の結果を使用して、前項で近似した二次元切削切刃 $\overline{A'B'}$ に作用する切削抵抗を求める。

図 2.7 に示すように、 $\overline{A'B'}$ による切削量は実際の切刃を分割した \overline{QR} の切削量とほとんど同一であることから、 $\overline{A'B'}$ にかかる作用力は \overline{QR} にかかる作用力にほぼ等しい。それぞれの分割切刃 \overline{QR} にかかる作用力の総和が、ドリル全体に作用するトルクおよびスラストになると考えられる。このトルク M 、スラスト T は M. C. Shaw らの解析結果によれば、 $\text{kgf} \cdot \text{mm}$ 単位を使用して次式のように表わされる。すなわち、

$$M(H_B, f_1, D_d, l_{ch}) = 0.299 H_B f_1^{0.8} D_d^{1.8} \frac{1 - \left(\frac{l_{ch}}{D_d}\right)^2}{\left(1 + \frac{l_{ch}}{D_d}\right)^{0.2}} + 0.957 H_B f_1^{0.8} l_{ch}^{1.8} \quad (2.9)$$

$$T(H_B, f_1, D_d, l_{ch}) = 0.547 H_B f_1^{0.8} D_d^{0.8} \frac{1 - \frac{l_{ch}}{D_d}}{\left(1 + \frac{l_{ch}}{D_d}\right)^{0.2}} + 1.204 H_B f_1^{0.8} l_{ch}^{0.8} + 0.068 H_B l_{ch}^2 \quad (2.10)$$

ただし、 $H_B \leq 250$

いま、図2.7に示す分割切刃 \overline{QR} が、工作物の (r_{w1}, r_{w2}) なる領域を切削するとする。このとき半径方向の単位長さ当たりの \overline{QR} にかかる切削速度方向の作用力を f_v 、ドリル軸心方向の作用力を f_z とすれば、これらの作用力と式(2.9)、(2.10)で示される M, T の間には、以下の関係式が成立する。すなわち、

$$2 \int_{r_{w1}}^{r_{w2}} f_v r dr = M(H_B, f_1, 2r_{w2}, l_{ch}) - M(H_B, f_1, 2r_{w1}, l_{ch}) \quad (2.11)$$

$$2 \int_{r_{w1}}^{r_{w2}} f_z dr = T(H_B, f_1, 2r_{w2}, l_{ch}) - T(H_B, f_1, 2r_{w1}, l_{ch}) \quad (2.12)$$

いま、領域 (r_{w1}, r_{w2}) において f_v, f_z がほぼ一定であるとすれば、 f_v および f_z は以下の式により求めることができる。

$$f_v = \frac{M(H_B, f_1, 2r_{w2}, l_{ch}) - M(H_B, f_1, 2r_{w1}, l_{ch})}{r_{w2}^2 - r_{w1}^2} \quad (2.13)$$

$$f_z = \frac{T(H_B, f_1, 2r_{w2}, l_{ch}) - T(H_B, f_1, 2r_{w1}, l_{ch})}{2(r_{w2} - r_{w1})} \quad (2.14)$$

表2.1のドリルを用いた切削における、 f_v, f_z の計算結果の一例を図2.10に示す。切刃 \overline{QR} には、図2.11に示すように f_v, f_z 以外に、半径方向に f_r なる作用力が働いているはずである。 f_z, f_r の合成力を、 $\overline{A'B'}$ の方向の成分 f'_r と $\overline{A'B'}$ に垂直方向の成分 f'_n とに分解して考えると、図2.11の関係から次式が成立する。

$$f_z = f'_n \cos C_s + f'_r \sin C_s \quad (2.15)$$

f'_r なる成分は、切刃 \overline{QR} が傾斜角 α_b の傾斜切削を行っていることにもとづくものであり、 $-5^\circ < \alpha_b < 20^\circ$ の範囲では十分小さい。⁵¹⁾ 図2.9にもみられるように、主切刃の一部を除き角度 α_b はこの範囲に入っている。 $\alpha_b \geq 20^\circ$ となる部分は、切削速度が小さい中心寄りの位置であるので、切削抵抗と切削速度の積として得られる発生熱量に及ぼす影響は小さく、したがってチゼル刃および主切刃の全長にわたって、式(2.15)は次式により置き換えられるものとする。

$$f_z \doteq f'_n \cos C_s \quad (2.16)$$

以上の結果、二次元切削切刃 $\overline{A'B'}$ に作用する切削抵抗の速度方向分力 F'_v および $\overline{A'B'}$ に垂直方向の分力 F'_n は、以下のように表わされる。

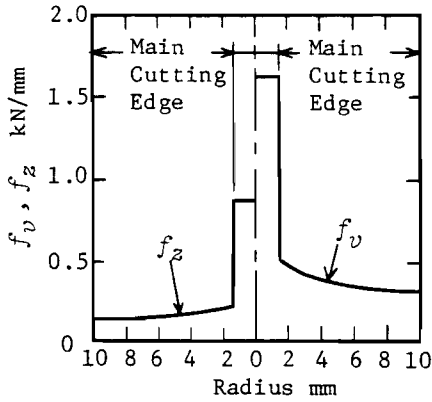


Fig.2.10 Distribution of cutting force
 $f_1=0.2$ mm/rev,workpiece;
 plain carbon steel(JIS:
 S45C), $H_B=190$ (measured)

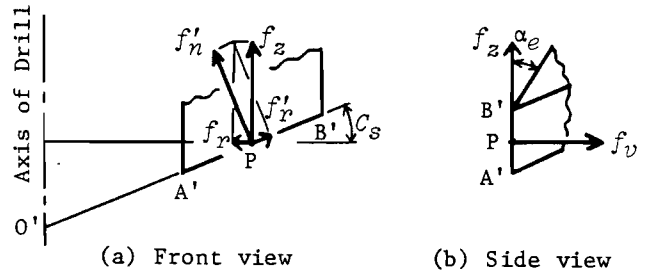


Fig.2.11 Cutting forces acting on $\overline{A'B'}$

$$F'_v = f_v \cdot (r_{w2} - r_{w1})$$

$$= \frac{M(H_B, f_1, 2r_{w2}, l_{ch}) - M(H_B, f_1, 2r_{w1}, l_{ch})}{(r_{w2} + r_{w1})} \quad (2.17)$$

$$F'_n = f'_n (r_{w2} - r_{w1})$$

$$= \frac{f_z}{\cos C_s} (r_{w2} - r_{w1})$$

$$= \frac{T(H_B, f_1, 2r_{w2}, l_{ch}) - T(H_B, f_1, 2r_{w1}, l_{ch})}{2 \cdot \cos C_s} \quad (2.18)$$

以上、加工中の発生熱量を求めるため必要となる切削抵抗の分力は、式(2.17)および式(2.18)により与えられることが明らかとなった。

2.3.3 発生熱の分配

本項では、二次元切削で近似したそれぞれの切刃 $\overline{A'B'}$ について、M.C.Shaw⁴⁶⁾らの解析と同様な手法を用いて熱の流入割合を決定する。

まず、せん断面における発熱量 q_1 (単位面積単位時間当り)のうち切りくずへの流入割合 R'_1 を求め、工作物上の熱源強さ q_w を決定する。切削領域付近のドリル刃先と工作物との関係を図2.12に示す。同図の幅 Δr_{w1} なる差分格子を切削する切刃 \overline{QR} のそれぞれについて前項までに述べた二次元切削の近似を行う。二次元切削における熱源の状態を図2.13に示す。 q_1 のうち $R'_1 q_1$ が切りくずに、 $(1 - R'_1) q_1$ が工作物に流入する。 $R'_1 q_1$ なる熱量が流入したせん断面近くの切りくずは温度上昇し、せん断面平均温度 $\bar{\theta}_{s,h}$ となる。すなわち、以下の式が成立する。

$$q_1 = \frac{F_{sh} V_{sh}}{b' t'_1 \operatorname{cosec} \phi} = \frac{(F_v' \cos \phi - F_n' \sin \phi) \cdot V r_{sh} \sin \phi}{b' t'_1 \operatorname{cosec} \phi} \quad (2.19)$$

$$\bar{\theta}_{sh} = R'_1 q_1 \frac{b' t'_1 \operatorname{cosec} \phi}{(c\rho)_c V b' t'_1} + \theta_b \quad (2.20)$$

ただし、 θ_b : 加工前の工作物温度

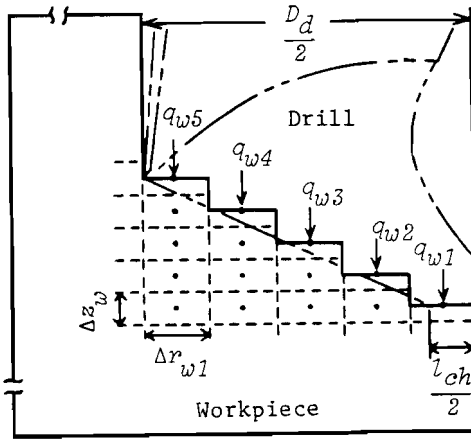


Fig.2.12 Heat source at workpiece in drilling

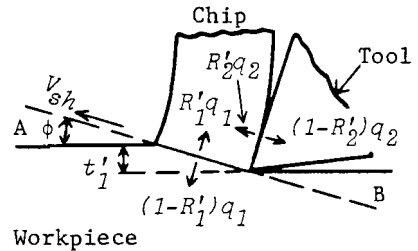


Fig.2.13 Heat sources in two-dimensional cutting⁴⁶⁾

また、工作物側の温度分布からせん断面平均温度を求める。ここで、図 2.13 に示すように工作物の表面はせん断面と同一平面であると仮定する。すなわち、工作物のくさび部分 B をこれと同一熱容量を有する仮想のくさび部分 A に移動させて考える。切削面がせん断面長さ に比べ十分長いとすると、せん断面近くの工作物温度分布は、図 2.4 に示す帯状熱源が半無限体表面を速度 V_{sh} で移動する場合の温度分布に等しいと考えられる。この温度分布は式 (2.1)、(2.2) および式 (2.3) で表わされる J. C. Jaeger の移動熱源問題の解として求められる。M. C. Shaw らの解析と同様に熱源の特性値 L_1 を 2 種類に分類し、式 (2.1) および式 (2.3) を適用する。すなわち、工作物側から求めたせん断面平均温度は以下のように表わされる。

$$L_1 = \frac{V_{sh} \cdot \frac{t'_1 \operatorname{cosec} \phi}{2}}{2 a_{w1}} = \frac{V r_{sh} t'_1}{4 a_{w1}} > 0.2 \text{ において}$$

$$\bar{\theta}_{sh} = 0.752 \frac{(1-R'_1) q_1 \cdot \frac{t'_1 \operatorname{cosec} \phi}{2}}{\lambda_{w1} \sqrt{L_1}} + \theta_b \quad (2.21)$$

$L_1 \leq 0.2$ において

$$\bar{\theta}_{sh} = \frac{4(1-R'_1)q_1 \cdot a_{w1}}{\pi \lambda_{w1} V_{sh}} (-2.303 L_1 \log_{10} 2L_1 + 1.616 L_1) \quad (2.22)$$

ただし、 λ_{w1} および a_{w1} は温度 $\bar{\theta}_{sh}$ における工作物の熱伝導率および温度伝導率である。

ここで、式(2.20)で表わされるせん断面平均温度と式(2.21)または(2.22)のせん断面平均温度は第2の基本的仮定から同一であるので、等置することにより切りくずへの熱流入割合 R'_1 が以下のように求められる。

$L_1 > 0.2$ において

$$R'_1 = \frac{1}{1 + \frac{0.664 r_{sh}}{\sqrt{L_1}}} = \frac{1}{1 + 1.328 \sqrt{\frac{a_{w1} r_{sh}}{V t'_1}}} \quad (2.23)$$

$L_1 \leq 0.2$ において

$$R'_1 = \frac{1}{1 + \frac{0.25 \pi r_{sh}}{-2.303 \log_{10} 2L_1 + 1.616 L_1}} \quad (2.24)$$

上式において、Lee-Shafferのせん断角を用いて得られた R'_1 の計算結果を図2.14に示す。

つぎに、すくい面における発熱量 q_2 (単位時間単位面積当り)のうち、切りくずへの流入割合 R'_2 を求める。ここでは、ドリルの主切刃を切刃に沿って $n_l (= 4)$ 等分し、チゼル刃について角度方向に $n_{ch} (= 1)$ 等分したそれぞれについて、二次元切削として取り扱う。すなわち、図2.13に示すようにすくい面における摩擦熱源から、 $R'_2 q_2$ なる熱量が切りくずに、また $(1 - R'_2) q_2$ が工具に流入するものとし、工具すくい面の平均温度 $\bar{\theta}_t$ を求める。すくい面近くの切りくず温度は、すでに求めたせん断面平均温度 $\bar{\theta}_{sh}$ に比べ、摩擦による温度上昇 $\bar{\theta}_f$ だけ高くなる。したがって、次式が成立する。

$$\bar{\theta}_t = \bar{\theta}_f + \bar{\theta}_{sh} \quad (2.25)$$

$\bar{\theta}_f$ を求めるため、図2.13において切りくずの摩擦面上を $R'_2 q_2$ なる帯状熱源が切りくず速度 V_c で移動するとして、J. C. Jaegerの理論にもとづく式(2.1)を適用すると、 $\bar{\theta}_f$ は以下のように表わされる。

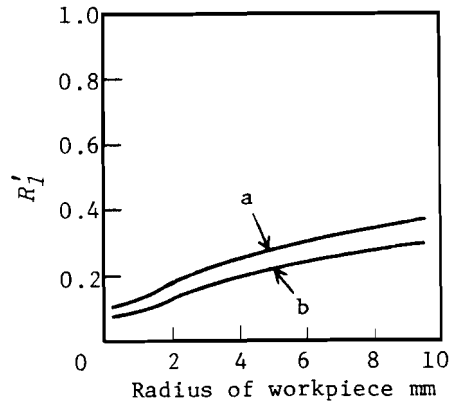


Fig.2.14 Calculated result of R'_1

	N rpm	f_1 mm/rev
a	230	0.2
b	230	0.1
	115	0.2

$$\bar{\theta}_f = \frac{0.752 (R'_2 q_2) \frac{a'}{2}}{\lambda_{c2} \sqrt{L_2}} \quad (2.26)$$

$$q_2 = \frac{F_f V_c}{a' b'} = \frac{(F'_v \sin \alpha_e + F'_n \cos \alpha_e)}{a' b'} \cdot \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha_e)} V \quad (2.27)$$

$$L_2 = \frac{V_c a'}{4 a_{c2}} \quad (2.28)$$

ただし、 λ_{c2} および a_{c2} は温度 $\bar{\theta}_f$ における切りくずの熱伝導率および温度伝導率である。また、切りくずの接触長さ a' は二次元切削における切りくず厚さ^{52), 53)} に等しいものとする。すなわち、

$$a' = t'_2 = \frac{\cos(\phi - \alpha_e)}{\sin \phi} t'_1 \quad (2.29)$$

式 (2.26) を式 (2.25) に代入することによって、工具のすくい面平均温度が得られる。

$$\bar{\theta}_f = \frac{0.752 (R'_2 q_2) a'}{2 \lambda_{c2} \sqrt{L_2}} + \bar{\theta}_{sh} \quad (2.30)$$

他方、すくい面上の摩擦熱源は、工具に対しては $(1 - R'_2) q_2$ の静止熱源であるので、図 2.15(a) に示す場合の解を図 2.15(b) の要領で適用することにより、工具のすくい面平均温度は以下のように⁵⁴⁾ 表わされる。

$$\bar{\theta}_f = \frac{(1 - R'_2) q_2 a'}{\lambda_{d2}} \cdot \bar{A} + \bar{\theta}_o \quad (2.31)$$

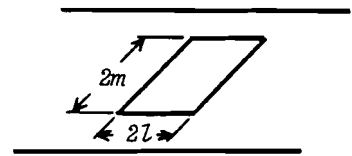
$$\begin{aligned} \bar{A} = & \frac{2}{\pi} \left\{ \sinh^{-1} \left(\frac{m}{l} \right) + \left(\frac{m}{l} \right) \sinh^{-1} \left(\frac{l}{m} \right) \right. \\ & + \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} \right)^2 + \frac{1}{3} \left(\frac{l}{m} \right) - \frac{1}{3} \left[\left(\frac{l}{m} \right) + \left(\frac{m}{l} \right) \right] \\ & \left. \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{m}{l} \right)^2} \right\} \quad (2.32) \end{aligned}$$

ただし、 $\frac{m}{l} = \frac{b'}{2a'}$ (; 二次元切削)

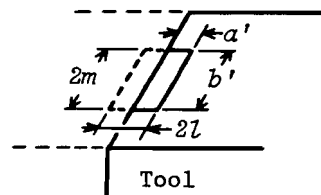
λ_{d2} は温度 $\bar{\theta}_f$ における工具の熱伝導率、 $\bar{\theta}_o$ は工具の周囲温度である。

したがって、式 (2.30) と (2.31) を等置することにより、流入割合 R'_2 が求まる。

$$R'_2 = \frac{q_2 \frac{a' \bar{A}}{\lambda_{d2}} - \bar{\theta}_{sh} + \bar{\theta}_o}{q_2 \frac{a' \bar{A}}{\lambda_{d2}} + q_2 \frac{0.377 a'}{\lambda_{c2} \sqrt{L_2}}} \quad (2.33)$$



(a) Stationary rectangle heat source on the surface of semi-infinite solid



(b) Application of the heat source to cutting tool

Fig.2.15 Stationary heat source on the surface of semi-infinite solid and application of solution to two-dimensional cutting tool

ドリル加工では、高温切りくずが切削領域付近に存在することや工作物の温度上昇により、ドリル刃先近くの温度が高くなる。そこで、 $\bar{\theta}_0$ は穴底に最も近い工作物の穴壁要素の温度に等しいものとする。また、 $\bar{\theta}_{sh}$ はせん断面平均温度であるが、せん断面に最も近い工作物穴底の温度に等しいものとする。これらの温度は加工の進行とともに上昇するため、式(2.33)で求められる R'_2 も加工に伴って変化すると考えられる。この状態を明らかにするため、3.4節で求められる工作物温度から式(2.33)の値を計算した結果を図2.16に示す。4等分した主切刃の中心近くの $R'_{2,1}$ を除いて、 R'_2 はいずれもほぼ一定値となっている。また、 $R'_{2,1}$ も加工開始と終了部のほかはほぼ一定値であることから、以後の解析においてはドリルへの熱流入割合は図2.16の切削深さ40 mm位置における値を採用する。

2.3.4 熱源の強さ

本項では、すでに求められた熱の流入割合を用いて、温度解析に必要なとなる工作物および工具の熱源強さを決定する。

まず、工作物の熱源強さ q_w を求める。単位時間・単位面積当りの発熱量で表わされる熱源強さは流入熱量と熱源面積から計算される。そこで、ここでは温度解析において用いる熱源の分布を図2.17のように定める。図2.17は工作物の1rad当りの要素分割を表わしている。せん断面における発熱量のうち $(1-R'_1)$ の部分が工作物へ流入し、この熱量が図2.17に示すように幅 Δr_{w1} なる円板状熱源として分布すると考える。したがって、工作物の熱源強さは次式により求められる。

$$q_w = \frac{2(1-R'_1)q_1 \cdot b't'_1 \operatorname{cosec} \phi}{\pi(r_{w2}^2 - r_{w1}^2)} = \frac{2(1-R'_1)(F'_0 \cos \phi - F'_n \sin \phi) V r_{sh} \sin \phi}{\pi(r_{w2}^2 - r_{w1}^2)} \quad (2.34)$$

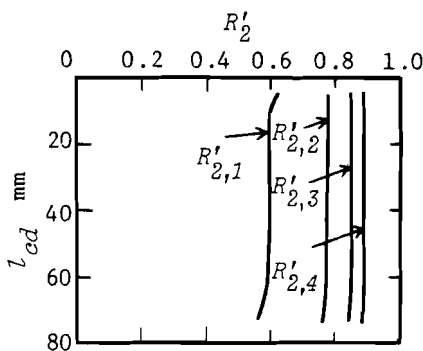


Fig.2.16 Calculated result of R'_2 as function of drilling depth
 $N=230 \text{ rpm}, f_1=0.2 \text{ mm/rev}, d_0=4 \text{ mm}$

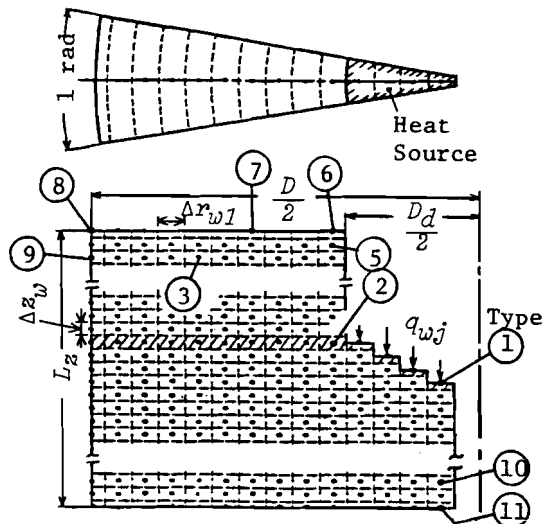


Fig.2.17 Partition of workpiece in temperature calculation

式 (2.17), (2.18) および式 (2.23) または式 (2.24) を用いて、式 (2.34) により計算した工
作物の熱源強さを表 2.2 に示す。 $\Delta r_{w1} = 2 \text{ mm}$, $\Delta z_w = 1 \text{ mm}$ である。

Table 2.2 Calculated value of q_{wj} for workpiece shown in Fig.2.12

N rpm	f_1 mm/rev	j	C_s	ϕ by Lee- Shaffer	t_1' mm	$(1-R_1')q_1$ W/mm ²	q_{wj} W/mm ²
230	0.2	1	0.0°	16.8°	0.1	57.87	5.40
			40.6°	13.9°	0.0759	28.75	
		2	33.3°	16.6°	0.0836	49.68	1.84
		3	31.8°	17.7°	0.0850	70.56	1.48
		4	31.4°	18.2°	0.0854	85.29	1.24
5	31.2°	18.5°	0.0855	96.30	1.07		
230	0.1	1	0.0°	10.0°	0.05	44.10	3.40
			40.6°	13.9°	0.0380	35.00	
		2	33.3°	16.6°	0.0418	60.94	1.13
		3	31.8°	17.7°	0.0425	88.16	0.95
		4	31.4°	18.2°	0.0427	108.04	0.79
5	31.2°	18.5°	0.0428	123.37	0.69		
115	0.2	1	0.0°	16.8°	0.1	30.28	2.93
			40.6°	13.9°	0.0759	15.23	
		2	33.3°	16.6°	0.0835	26.53	0.98
		3	31.8°	17.7°	0.0851	38.37	0.81
		4	31.4°	18.2°	0.0854	47.03	0.69
5	31.2°	18.5°	0.0855	53.70	0.60		

つぎに、ドリルの主切刃における熱源強さ q_l , チゼル刃における熱源強さ q_{ch} を求める。ここでは、
温度解析において用いるドリルの近似形状および熱源分布を図 2.6 のように定める。すくい面にお
ける発熱量のうち $(1-R_2')$ の部分 (図 2.13 参照) が工具に流入し、この熱量が図 2.6 に示す幅 Δr_l ,
長さ a' の熱源として分布すると考える。したがって、 q_l は次式により求められる。

$$\begin{aligned}
 q_l &= \frac{(1-R_2')q_2 \cdot b' a'}{\Delta r_l a'} \\
 &= \frac{(1-R_2') \frac{(F'_v \sin \alpha_e + F'_n \cos \alpha_e)}{a' b'} \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha_e)} V \cdot b' a'}{\Delta r_l a'} \\
 &= \frac{(1-R_2')(F'_v \sin \alpha_e + F'_n \cos \alpha_e) V \sin \phi}{\Delta r_l a' \cos(\phi - \alpha_e)} \quad (2.35)
 \end{aligned}$$

ただし、 Δr_l は主切刃を n_l 等分した長さであり、図 2.18 に示す関係から次式により表わされるも
のをを用いる。

$$\Delta r_l = \frac{R_o - R_{ch}}{n_l} = \frac{1}{n_l} \left[\frac{\sqrt{\left(\frac{D_d}{2}\right)^2 - \left(\frac{w'}{2}\right)^2} - \sqrt{\left(\frac{l_{ch}}{2}\right)^2 - \left(\frac{w'}{2}\right)^2}}{\sin \frac{\beta_p}{2}} \right]$$

$$= \frac{1}{n_l} \frac{\sqrt{D_d^2 - w'^2} - \sqrt{l_{ch}^2 - w'^2}}{2 \sin \frac{\beta_p}{2}}$$

(2.36)

さらに、チゼル刃の切削は図 2.6 に示すドリル逃げ面の角度 $\frac{\pi}{k}$ ($= \frac{\pi}{2}$) を n_{ch} ($= 1$) 等分した切刃による二次元切削に等価であるとみなし、チゼル部への流入熱量が近似ドリル ($\frac{1}{4}$ 円柱) の端面において角度 $\frac{\pi}{k}$ ($= \frac{\pi}{2}$)、半径 R_{ch} に分布する熱源と考える。したがって、チゼル部の熱源強さ q_{ch} は次式により求められる。

$$q_{ch} = \frac{(1 - R'_2) q_2 \cdot a' b'}{\frac{\pi R_{ch}^2}{4}}$$

$$= \frac{(1 - R'_2) \frac{(F'_v \sin \alpha_{ch} + F'_n \cos \alpha_{ch})}{a' b'} \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha_{ch})} V \cdot a' b'}{\frac{\pi R_{ch}^2}{4}}$$

$$= \frac{(1 - R'_2) (F'_v \sin \alpha_{ch} + F'_n \cos \alpha_{ch}) V \sin \phi}{\frac{\pi R_{ch}^2}{4} \cos(\phi - \alpha_{ch})} \quad (2.37)$$

式 (2.37) におけるすくい角 α_{ch} は式 (2.8) によるものである。なお、大きな負のすくい角を有するチゼル刃の切削においては構成刃先が発生しやすく、この構成刃先によってすくい角が事実上正になってしまうことさえあると報告⁴⁸⁾されている。そこで、本研究ではチゼル刃のすくい角として $-10^\circ, 0^\circ, 10^\circ$ の場合について計算し、これらの平均値を用いて工作物およびチゼル部の熱源強さを求めることにする。

以上の方法により、式 (2.35), (2.37) を用いて表 2.1 に示す条件下でのドリル上の熱源強さを求めた結果を表 2.3 および図 2.19 に示す。

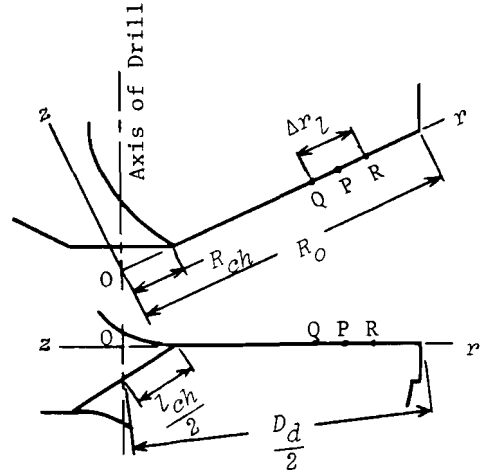


Fig.2.18 Definition of Δr_l

Table 2.3 Calculated values of q_{li} and q_{ch} for drill based on approximation shown in Figs.2.6 and 2.18

N rpm	f_1 mm/rev	d_0 mm	i	a' mm	q_2 W/mm ²	R_b	q_{li}, q_{ch} W/mm ²
230	0.2	0	ch		13.1	0.440	6.28
			1	0.295	10.0	0.533	4.13
			2	0.281	23.2	0.764	5.30
			3	0.275	40.6	0.847	6.11
			4	0.267	61.3	0.890	6.72
230	0.2	4	1	0.295	10.0	0.596	3.57
			2	0.281	23.2	0.777	5.02
			3	0.275	40.6	0.851	5.97
			4	0.267	61.3	0.891	6.65
230	0.1	4	1	0.148	11.5	0.580	4.26
			2	0.140	26.7	0.789	6.24
			3	0.137	46.6	0.834	7.66
			4	0.133	70.4	0.875	8.76
115	0.2	4	1	0.295	5.0	0.526	2.09
			2	0.281	11.6	0.726	3.09
			3	0.275	20.3	0.810	3.81
			4	0.267	30.6	0.857	4.36

2.4 平面研削加工における熱源

前節においては、ドリル加工を例にとり、切削加工における熱源の同定方法について述べた。本節では、精密機械加工の代表例である平面研削を取り上げ、多数の砥粒が切削を行う研削における熱源の同定方法について述べる。

砥粒の各切刃による切削機構および熱の分配は基本的には切削加工における場合と同様であると考えられる。研削熱の流入割合を決定するにあたって、M. C. Shaw⁵⁵⁾らは工作物と切りくずならびに切りくずと砥粒すくい面が接触していると仮定

して解析を行い、長谷川^{56), 57)}らは同様な接触状態の2次元切削モデルを使用した。また、高沢⁵⁸⁾は上述の接触状態に加えて、砥粒逃げ面と工作物との摩擦をも考慮して解析を行っている。これらの解析法は砥粒1個ずつの切削状態に注目していることから、砥粒の切削機構、加工変質層および砥粒の熱応力など研削過程の微視的な解析として重要である。

しかし、砥石の加工面には多数の砥粒が不規則に分布しており、また各砥粒について見れば、加工の進行とともに鋭利な切刃状態から刃先が丸味を有する状態に移行し、さらに自生作用によって再び鋭利な切刃が現れるなど不確実な性質を有している。したがって、熱変形解析のように加工領域から工作物および工具に流入する全熱量が問題となる巨視的な解析においては、多数の砥粒切刃が分布する研削砥石を単一の工具と見なして、加工領域の発熱分布が一様であると仮定する解析法は、実際の研削過程への適用が容易であり、かつ実用的であると考えられる。小野⁵⁹⁾はこのような

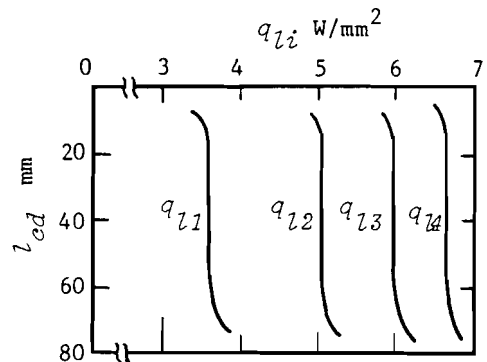


Fig.2.19 Calculated values of q_{li} along drilling depth
 $N=230$ rpm, $f_1=0.2$ mm/rev, $d_0=4$ mm

観点から、研削熱の流入割合の検討を行っている。本節では、この考え方に基づき研削加工における熱の流入割合および熱源を同定する手法について検討する。

2.4.1 研削抵抗の測定

研削加工における熱源強さを決定するためには、熱の流入割合だけでなく研削抵抗、とくにその接線分力を正確に把握する必要がある。小野⁶⁰⁾はこれまでに行われた各研究者の成果を整理して、平面研削における接線研削抵抗を次式で与えている。

$$F_t = k_o u_1 \mu_s^{-2\epsilon} \Delta^{1-\frac{\epsilon}{2}} \left(\frac{v}{V_t}\right)^{1-\epsilon} \left(\frac{1}{D_s}\right)^{-\frac{\epsilon}{2}} \quad (2.38)$$

式(2.38)には砥石車および工作物により決まる定数 k_o, ϵ および平均砥粒間隔 μ_s が含まれている。これらの値は数多くの実験結果から求められており、種々の砥石車と工作物との組合せについて、それぞれ一定値の近傍に分布する。また、砥石は自生作用など不確定な要素を有するため、式(2.38)で与えられる接線研削抵抗が実際の研削抵抗と正確に一致するかどうかは明らかでない。研削抵抗は、研削熱したがって本研究で取り扱う熱変形に直接影響を及ぼす重要な値であることから、ここでは正確を期すために実験によって値を求めることにする。

研削抵抗を測定するための実験方法を図2.20に、また実験条件を表2.4に示す。ここで、上面部の幅が u_1 の工作物を左(または右)方向に速度 v で移動させ、研削点が工作物中央部に到達したときに砥石を急上昇させる。このときの研削抵抗を図2.20に示す八角形弾性リングと動ひずみ測定器を用いて測定する。さらに、研削後の工作物上面の段差を電気マイクロメータで測定することによって、真の切込み量 Δ を求める。得られた結果を同時に測定した法線方向の研削抵抗とともに、図2.21に示す。実験値はいずれも図中の実線で表わされる以下の式でよく近似されることがわかる。

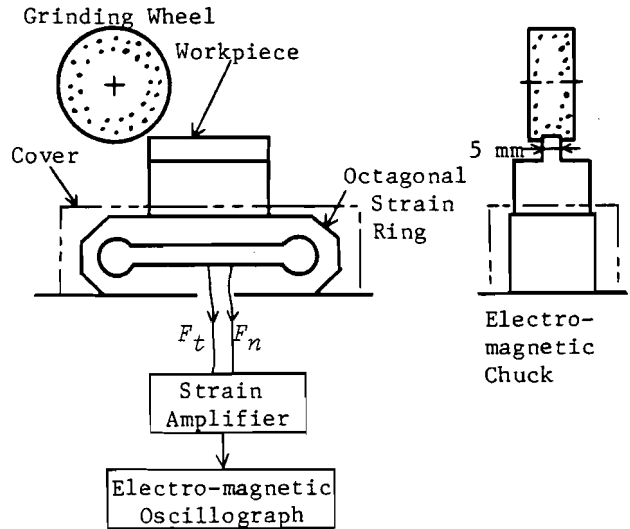


Fig.2.20 Schematic illustration of method of grinding force measurement

$$\begin{cases} F_t (N) = 3.986 \Delta^{0.6232} (\mu m) \\ F_n (N) = 7.812 \Delta^{0.6232} (\mu m) \end{cases} \left\{ \begin{array}{l} F_t (kgf) = 30.1 \Delta^{0.6232} (mm) \\ F_n (kgf) = 59.0 \Delta^{0.6232} (mm) \end{array} \right\} \quad (2.39)$$

Table 2.4 Experimental conditions

$V_t = 20.3 \text{ m/s}$
$u_l = 5 \text{ mm/traverse}$
$v = 100 \text{ mm/s}$
$\Delta = 15\text{-}45 \text{ }\mu\text{m}$
Grinding Wheel; (JIS:SA46I8VC)
Workpiece; Plain Carbon Steel (JIS; S45C)

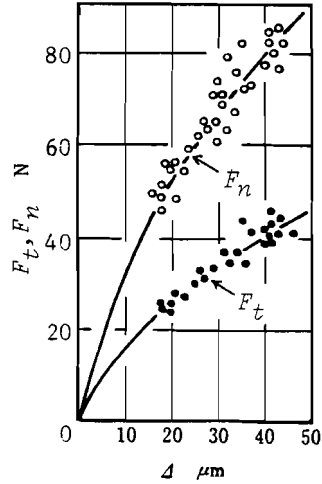


Fig.2.21 Grinding forces measured

2.4.2 発生熱の分配と熱源の強さ

本項においては、多数の切刃を有する砥石を単一の工具と見なし、砥石と工作物との間の接触面平均温度が一価であると仮定して、研削熱の工作物、砥石および切りくずへの流入割合を決定する。

前項で求めた接線研削抵抗は、そのほとんど全てが研削熱として消費される。すなわち、加工領域で発生する研削熱量 Q_g は次式により表わされる。

$$Q_g = F_t V_t \quad (2.40)$$

この研削熱が工作物へ R_w 、砥石車へ R_s 、切りくずへ R_c の割合で流入するとすれば、次式が成立する。

$$R_w + R_s + R_c = 1 \quad (2.41)$$

研削中の砥石と工作物との接触状態は、巨視的にみると図2.22のようになっている。砥石側および工作物側の接触面平均温度 $\bar{\theta}_s$ および $\bar{\theta}_w$ は、2.2節で述べた第2の基本的仮定から一価であり、この領域から生成される切りくずの温度 θ_c もまた同一であるとする、これらの間には次の関係が成立する。

$$\bar{\theta}_w = \bar{\theta}_s = \theta_c \quad (2.42)$$

式(2.41)および式(2.42)から熱の流入割合 R_w 、 R_s および R_c を決定するため、温度 $\bar{\theta}_w$ 、 $\bar{\theta}_s$ および θ_c を以下のように求める。

まず、工作物側の接触面平均温度 $\bar{\theta}_w$ は、図2.22において熱源が工作物上を速度 v で移動していることから、2.2節において示した J. C. Jaeger の理論を用いて求めることができる。すなわち、熱源は長さ x_1 、幅 u_1 なる加工領域において均一な発熱分布をすると考えられる。長さ x_1 は砥石と工作物との接触弧長さであり、次式で与えられる。幅 u_1 は1トラバース

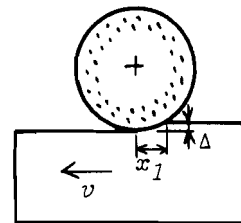


Fig.2.22 Relation between work-piece and grinding wheel

ごとの工作物移動量である。

$$x_1 = \sqrt{D_s \cdot d} \quad (2.43)$$

2.2節で述べたように J. C. Jaeger の解析によれば、熱源の特性値 $L > 2$ において、矩形熱源による平均温度は帯状熱源による平均温度とほぼ同一である。本研究の平面研削における特性値を求めると、以下ようになる。すなわち、

$$d = 40 \mu\text{m} \quad , \quad D_s = \phi 260 \text{ mm}$$

として式 (2.43) から、

$$x_1 = 3.22 \text{ mm}$$

となる。さらに、

$$v = 100 \text{ mm/s} \quad , \quad \frac{x_1}{2} = 1.61 \text{ mm} \quad , \quad a_w = a_{S45C} = 0.053 \text{ m}^2/\text{h}$$

を用いて、式 (2.1) の L は

$$L = \frac{6 \times 60 \times 1.61 \times 10^{-3}}{2 \times 0.053} = 5.47$$

となる。これより、本研究の平面研削における [長さ $x_1 \times$ 幅 u_1] なる矩形熱源を [幅 x_1] なる帯状熱源とみなして、2.2節における式 (2.1) を適用する。すなわち、

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_w &= 0.752 \frac{\left(\frac{R_w Q_g}{u_1 x_1}\right) \frac{x_1}{2}}{\lambda_w \sqrt{\frac{v \frac{x_1}{2}}{2 a_w}}} \\ &= 0.752 \frac{R_w Q_g}{u_1 \sqrt{\lambda_w (c\rho)_w} \sqrt{v x_1}} \end{aligned} \quad (2.44)$$

つぎに、砥石側接触面平均温度 $\bar{\theta}_s$ を求める。図 2.22 において、熱源は砥石の外周面上を砥石の回転と逆方向に移動していると、みなすことができる。そこで、幅 x_1 の熱源が砥石車の周速 V_t と同一速度で移動するものとして、式 (2.1) を適用する。すなわち、

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_s &= 0.752 \frac{\left(\frac{R_s Q_g}{u_1 x_1}\right) \frac{x_1}{2}}{\lambda_s \sqrt{\frac{V_t \frac{x_1}{2}}{2 a_s}}} \\ &= 0.752 \frac{R_s Q_g}{u_1 \sqrt{\lambda_s (c\rho)_s} \sqrt{V_t x_1}} \end{aligned} \quad (2.45)$$

つぎに、切りくず温度 θ_c を求める。切りくずはその体積が小さいことから温度は均一であり、また切りくずへの流入熱は切りくずの温度上昇のみに消費されるものとする。単位時間当りに切りくずとして除去される体積は $(u_1 v d)$ であるから、 θ_c は次式で与えられる。

$$\theta_c = \frac{R_c Q_g}{(u_1 v \Delta)(c\rho)_w} \quad (2.46)$$

得られた式 (2.44), (2.45) および式 (2.46) を式 (2.42) に代入することにより、次式の関係が得られる。

$$\frac{0.752}{\sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{v x_1}} R_w = \frac{0.752}{\sqrt{\lambda_s(c\rho)_s} \sqrt{V_t x_1}} R_s = \frac{1}{v \Delta (c\rho)_w} R_c \quad (2.47)$$

式 (2.41) および式 (2.47) を解くことにより、熱の流入割合 R_w, R_s および R_c は以下のように求められる。すなわち、

$$R_w = \frac{\sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{v x_1}}{\left\{ \sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{v x_1} + \sqrt{\lambda_s(c\rho)_s} \sqrt{V_t x_1} + 0.752 v \Delta (c\rho)_w \right\}} \quad (2.48)$$

$$R_s = \frac{\sqrt{\lambda_s(c\rho)_s} \sqrt{V_t x_1}}{\left\{ \sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{v x_1} + \sqrt{\lambda_s(c\rho)_s} \sqrt{V_t x_1} + 0.752 v \Delta (c\rho)_w \right\}} \quad (2.49)$$

$$R_c = \frac{0.752 v \Delta (c\rho)_w}{\left\{ \sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{v x_1} + \sqrt{\lambda_s(c\rho)_s} \sqrt{V_t x_1} + 0.752 v \Delta (c\rho)_w \right\}} \quad (2.50)$$

式 (2.48), (2.49) および式 (2.50) を用いて R_w, R_s および R_c を計算する上で、同式中の物性値として表 2.5 に示す値を用いる。表 2.5 に示した砥石車の特性値は必ずしも一般に明らかにされていないが、ここでは砥石車中の砥粒の体積割合を 0.5 とし、小野⁶¹⁾の方法により求めた値を用いた。ここで、 $v = 100 \text{ mm/s}$, $V_t = 20.3 \text{ m/s}$, $\Delta = 40 \mu\text{m}$ および $x_1 = 3.22 \text{ mm}$ を用いて計算した結果、 R_w, R_s および R_c は以下のように求められる。

Table 2.5 Material constants

	$\lambda c\rho$ J ² /(m ⁴ ·s·°C ²)	$c\rho$ kJ/(m ³ ·°C)
Workpiece (JIS:S45C)	3.015×10^{-4}	3840×10^{-7}
Grinding Wheel(JIS: SA)	6.766×10^{-8} ⁶¹⁾	/

$$\left. \begin{aligned} R_w &= 0.767 \\ R_s &= 0.198 \\ R_c &= 0.035 \end{aligned} \right\} \quad (2.51)$$

つぎに、工作物および砥石車の熱源強さを決定する。ここで、これらの熱源は〔長さ $x_1 \times$ 幅 u_1 〕の加工領域に均一に分布すると仮定していることから、工作物の熱源強さ q_w および砥石車の熱源強さ q_s は以下のように決定できる。

$$q_w = \frac{R_w Q_g}{u_1 x_1} = R_w \frac{F_t V_t}{u_1 x_1} \quad (2.52)$$

$$q_s = \frac{R_s Q_g}{u_1 x_1} = R_s \frac{F_t V_t}{u_1 x_1} \quad (2.53)$$

2.5 ホーニング加工における熱源

前節までに、切削加工および定切込み砥粒加工における熱源の同定方法について検討を行った。本節では、砥石を使用した加工法のもう一つの形態である定圧式砥粒加工を取り上げ、その代表例であるホーニング加工における熱源の同定方法について検討する。

前節において取り扱った定切込み式の加工法に比べ、定圧式ホーニング加工では砥石と工作物との接触面積が大きいこと切込み量が小さく、また臨界圧以下の作業条件下においては砥石への切りくずの侵入および切刃の摩滅とともに切込み量が減少し、加工形態も切削から磨きに移行する。このように、ホーニング加工においては基本的に切込み量が小さくかつ加工速度が低いため、加工変質層および加工熱の発生が少ないという特徴がある。

こうしたことからホーニング加工に関する従来の研究では熱の問題はあまり取り上げられず、切削機構、切削量および砥石摩耗などの切削性能^{62)~66)}に関するもの、および切削にもとづく加工精度⁶⁷⁾に関する問題が多く検討されている。寺谷らはホーニング盤の熱変形⁶⁸⁾について検討しているが、ほとんど全てのホーニング加工は工具または工作物がフローティングの状態で行われるのでホーニング盤の熱変形は加工精度に影響しない。I. Kh. Chepovetskii⁶⁹⁾はダイヤモンド砥石の砥粒径が総発熱量および工作物温度に及ぼす影響について研究しており、またR. Rosenberger⁶³⁾は加工条件と工作物温度について言及している。しかし、これまでの研究ではいずれも熱変形が加工精度の生成に及ぼす機構の解明や、さらに加工誤差を制御するには至っていない。

ホーニング加工においては、最近高速化⁷⁰⁾ならびに高能率化が指向されており、同時にクーラントの温度制御装置の採用にみられるように、これまで以上に高精度化が要求されている。高速ならびに高能率加工は必然的に加工熱の増大をもたらす、工作物および工具の熱変形にもとづく誤差を増大させる結果となる。また、従来以上の高精度化が要求されるに至って、これまで問題とされなかった熱変形現象を明らかにし、加工精度への影響ならびに加工精度向上の方法について検討することが必要となりつつある。ホーニング加工における熱変形のより詳細な検討を行うためには、実験的解析だけでは不十分で、理論に基づく定量的解析を実行することが有用であると考えられる。そこで、本節ではホーニング加工における加工熱流入割合の特徴を明らかにするとともに、理論および数値解析の基礎となる熱源の同定方法^{71), 72)}について検討する。

2.5.1 ホーニング抵抗の測定

ホーニング加工における熱源強さを決定するためには、熱の流入割合だけでなくホーニング抵抗とくにその速度方向分力を正確に把握する必要がある。定圧式砥粒加工の一つである超仕上加工については、加工抵抗の理論解析^{73), 74)}が行われている。この解析結果によれば、砥粒切刃が鋭利で

あるか摩滅しているかによって異なる式が適用されるため、切刃の切削状態が明らかでなければならぬ。しかし、鏡面が容易に得られるという特長を有する超仕上げおよびホーニング加工における砥粒の切削状態は、加工の初期においては前加工面粗さに応じた自生作用により得られる鋭利な切刃での切削から、砥粒の摩滅ならびに砥石への切りくず侵入による鏡面の磨き加工へと移行する。したがって、全工程にわたる切削状態を的確に把握することが困難であり、上述の理論式を用いて正確な加工抵抗を決定することは容易ではない。加工抵抗は加工時の発生熱、したがって本研究で取り扱う熱変形に直接影響を及ぼすものであることを考慮し、ここでは正確を期すため実験によりその値を求めることにする。

ホーニング加工の実験装置主要部を図 2.23 に、また標準的な実験条件を表 2.6 に示す。使用したホーニング盤は、ラジアルボール盤の主軸を油圧シリンダで上下動するように改造したものである。工作物は図 2.23 に示すように、上下 2 枚のフランジを用いてボルトで固定されている。下側フランジの下部は円筒形の動力計であり、2 組のひずみゲージと動ひずみ計を用いて、砥石から工作物に働くトルクおよびスラストを測定している。スラスト力 F_z (砥石 1 本当たり) とトルクから得られる周方向分力 F_p (砥石 1 本当たり) を合成することにより、ホーニング抵抗 F (砥石 1 本当たり) が次式で求められる。

$$F = \sqrt{F_p^2 + F_z^2} \quad (2.54)$$

式 (2.54) により得られたホーニング抵抗の経時変化の測定例を図 2.24 に示す。本研究における実験条件下では、乾式および湿式のいずれにおいても、ホーニング抵抗はホーニング開始後 3 分までは比較的大きな値を示し、3～5 分において減少したのち定常値に落ち着く様子がみられた。これは実験前に砥石にドレッシングを施しているため、加工開始から 3 分までは鋭利な砥粒切刃による半切削状態にあるが、それ以後は切りくずおよび脱落砥粒の砥石面への侵入あるいは切刃の鈍化による磨き状態に移行するためと考えられる。実験時の所見でも、ホーニング開始から 3 分以内に加工を中止した場合には、工作物の加工面全面にわたって白い切削条痕が認められた。また、10 分後の加工面は少し黒味を帯びた鏡面に近い状態であった。

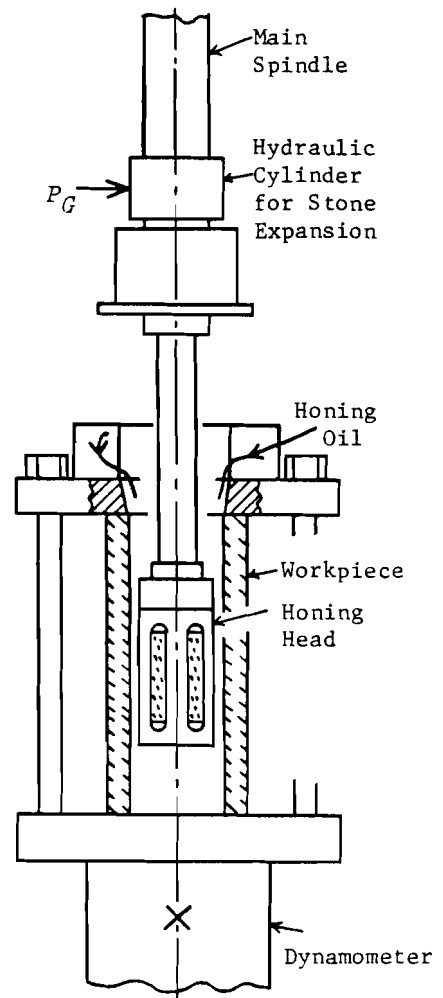


Fig.2.23 Schematic view of experimental set-up

2.5.2 発生熱の分配

本項においては、これまでと同様に多数の切刃を有する砥石を単一の工具とみなし、砥石と工作物との接触面平均温度が一価であると仮定して、ホーニングにおける加工熱の工作物、砥石および切りくずへの流入割合を決定する方法について検討する。

2.2節における第1の基本的仮定によれば、前項で求めたホーニング抵抗の速度方向分力は、そのほとんど全てが加工熱として消費される。すなわち、加工領域で発生する加工熱量は次式で表わされる。

$$Q_h = F \cdot V \quad (2.55)$$

ここで、加工熱が工作物へ R_w 、砥石へ R_s および切りくずへ R_c の割合で流入するとすれば、次式が成立する。

$$R_w + R_s + R_c = 1 \quad (2.56)$$

また、砥石側および工作物側の接触面平均温度 $\bar{\theta}_s$ 、および $\bar{\theta}_w$ は、2.2節で述べた第2の基本的仮定から一価であり、この加工領域から生成される切りくず温度 θ_c もまた同一であるとすれば、これらの間には次式の関係が成立する。

$$\bar{\theta}_w = \bar{\theta}_s = \theta_c \quad (2.57)$$

式(2.56)および式(2.57)から熱の流入割合 R_w 、 R_s および R_c を決定するため、温度 $\bar{\theta}_w$ 、 $\bar{\theta}_s$ および θ_c を以下のように求める。

まず、工作物の接触面平均温度 $\bar{\theta}_w$ を求める。ホーニング加工においてはホーニングヘッド往復中の上死点および下死点の近くを除いて、砥石加工面は

Table 2.6 Standard conditions of experiment

Pressure of Pump Discharge	$P_G=0.892$ MPa
Spindle Speed	$N=158$ rpm
Traverse Speed	$V_z=100$ mm/s
Over-run	$l_0=20$ mm
Honing Oil	Oil-type Fluid(JIS:2-15) for Steel,diluted Twice with Kerosene $\bar{Q}_{ho} = 0$ L/min(;Dry) $= 2$ L/min(;Wet)
Workpiece	Plain Carbon Steel(JIS:S45C), $L_z=150$ mm, $2R_1=\phi 39\sim\phi 40$ mm, $2R_2=\phi 80$ mm
Honing Stone	$l_s=60$ mm, $b_s=6$ mm, 4 Stones, Grain WA#150, Medium Hardness, Vitrified Bond
Final Dressing Conditions	Depth of Cut=10 μ m, 3 Times, Feed=0.049 mm/rev
Honing Time	10 min

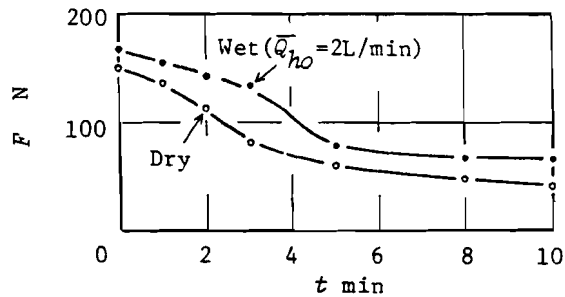
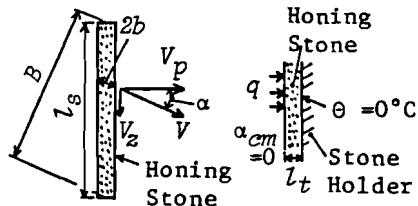


Fig.2.24 Honing force $F = \sqrt{F_p^2 + F_z^2}$ / (one honing stone)
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm, $V_z=100$ mm/s, $l_0=20$ mm



(a) Movement of (b) Boundary heat source condition

Fig.2.25 Illustration of heat source

その全面が工作物加工面に接触している。工作物の円筒加工面に接触する砥石加工面を図 2.25(a)に示す。砥石の接触面は工作物加工面上を速度 V で移動しているが、これと同一面積を有する（幅 $2b \times$ 長さ B ）なる熱源が速度 V で移動すると考え、2.2 節において示した J. C. Jaeger の理論を適用して $\bar{\theta}_w$ を求める。表 2.6 の条件において

$$\text{交差角} : 2\alpha = 35.3^\circ$$

$$\begin{aligned} \text{熱源の幅} : 2b &= 6 \text{ mm} / \cos\left(\frac{35.3^\circ}{2}\right) \\ &= 6.3 \times 10^{-3} \text{ m} \end{aligned}$$

$$\text{熱源の長さ} : B = 60 \text{ mm} \cdot \cos\left(\frac{35.3^\circ}{2}\right) = 57.2 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$\text{熱源の速度} : V = \sqrt{V_p^2 + V_s^2} = 20 \text{ m/min}$$

$$\text{工作物の温度伝導率} : a_w = a_{S45C} = 0.053 \text{ m}^2/\text{h}$$

であるから、式 (2.1) における熱源特性値は

$$L = \frac{Vb}{2a_w} = \frac{20 \times \frac{6.3 \times 10^{-3}}{2}}{2 \times \frac{0.053}{60}} = 35.7 > 2$$

となる。したがって、〔幅 $2b \times$ 長さ B 〕なる矩形熱源を〔幅 $2b$ 〕なる帯状熱源とみなして、2.2 節における式 (2.1) を適用する。すなわち、

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_w &= 0.752 \frac{\left(\frac{R_w Q_h}{B \cdot 2b}\right) \cdot b}{\lambda_w \sqrt{\frac{Vb}{2a_w}}} \\ &= 0.752 \frac{R_w Q_h}{B \sqrt{\lambda_w (c\rho)_w} \sqrt{V \cdot 2b}} \end{aligned} \quad (2.58)$$

つぎに、砥石接触面平均温度 $\bar{\theta}_s$ を求める。砥石加工面は工作物につねに接触していることから、図 2.25 (b) に示すように砥石加工面に熱源が存在する場合の一次元定常熱伝導⁷⁵⁾における温度とする。すなわち、

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_s &= \lim_{t \rightarrow \infty} \left[\frac{a_s}{\lambda_s} \int_0^t \frac{2}{l_t} \sum_{n=1}^{\infty} e^{-\left(\frac{2n-1}{2}\right)^2 \pi^2 \frac{a_s (t-\tau)}{l_t}} \cdot \cos \frac{(2n-1)\pi x}{2l_t} \cdot \cos \frac{(2n-1)\pi x'}{2l_t} \right. \\ &\quad \left. \cdot q_s d\tau \right]_{x=x'=0} \\ &= \frac{8l_t}{\lambda_s \pi^2} \cdot q_s \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2} \\ &= \frac{8l_t}{\lambda_s \pi^2} \cdot \frac{R_s Q_h}{2bB} \cdot 1.22 \end{aligned} \quad (2.59)$$

さらに、切りくず温度 θ_c を求める。切りくずはその体積が小さいことから、その温度は均一とみなす。また、切りくずへの流入熱は切りくずの温度上昇のみに消費されるものとする。単位時間当りに切りくずとして除去される体積は $(BV\delta_s)$ であるので、 θ_c は次式により表わされる。

$$\theta_c = \frac{R_c Q_h}{BV\delta_s(c\rho)_w} \quad (2.60)$$

ただし、 δ_s ; 砥石の平均切込み量

式 (2.58), (2.59) および式 (2.60) を式 (2.57) に代入することにより、次式の関係が得られる。

$$\frac{0.752}{\sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{V \cdot 2b}} R_w = \frac{8l_t}{\lambda_s \pi^2} \cdot \frac{1.22}{2b} R_s = \frac{1}{V\delta_s(c\rho)_w} R_c \quad (2.61)$$

式 (2.56) および式 (2.61) を解くことにより、熱の流入割合 R_w, R_s および R_c は以下のように求められる。すなわち、

$$R_w = \frac{\sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{V \cdot 2b}}{0.752 \{ \Sigma \}} \quad (2.62)$$

$$R_s = \frac{\lambda_s \pi^2 \cdot 2b}{8l_t \cdot 1.22 \{ \Sigma \}} \quad (2.63)$$

$$R_c = \frac{V\delta_s(c\rho)_w}{\{ \Sigma \}} \quad (2.64)$$

$$\text{ただし、} \{ \Sigma \} = \frac{\sqrt{\lambda_w(c\rho)_w} \sqrt{V \cdot 2b}}{0.752} + \frac{\lambda_s \pi^2 \cdot 2b}{8l_t \cdot 1.22} + V\delta_s(c\rho)_w$$

式 (2.62), (2.63) および式 (2.64) を用いて R_w, R_s および R_c を計算するにあたって、同式中の物性値は表 2.7 に示す値を用いる。また、切込み量 δ_s は文献⁷⁶⁾ のホーニング量 $250\text{cm}^3/\text{h}$ および実験時のホーニング量 $464\text{mm}^3/10\text{min}$ (乾式) $\sim 3600\text{mm}^3/10\text{min}$ (湿式) における平均切込み量を使用する。すなわち、 $\delta_s = 3.7, 0.04$ および $0.32\mu\text{m}$ の 3 種類の場合について、 $V = 20\text{m}/\text{min}$, $2b = 6.3 \times 10^{-3}\text{m}$ および $l_t = 4\text{mm}$ として熱の流入割合を計算し、求めた R_w, R_s ならびに R_c の平均値は以下の通りである。

$$\left. \begin{aligned} R_w &= 0.983 \\ R_s &= 0.001 \\ R_c &= 0.016 \end{aligned} \right\} \quad (2.65)$$

以上より、これまでに報告されている切削^{77), 78)} および研削加工^{79) ~ 81)} における場合および 2.3, 2.4 節で得られた場合に比べて、工作物への熱流入割合が大

Table 2.7 Material constants

	$\lambda c\rho$ $\text{J}^2/(\text{m}^4 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}^2)$	$c\rho$ $\text{kJ}/(\text{m}^3 \cdot ^\circ\text{C})$	λ $\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$
Workpiece (JIS;S45C)	3.015×10^{-4}	3840	53.5
Honing Stone (JIS;WA)			0.754 ⁵⁸⁾

きく、ホーニングにおける加工熱のほとんど全てが工作物に流入することが明らかになった。これは砥石の熱伝導率がドリルなどのそれよりもかなり小さく、また同一加工面がつねに加熱されているため、同一の発熱量に対して砥石面温度が上昇しやすいためと考えられる。

2.5.3 熱源モデルと熱源の強さ

本項では、工作物の熱源として3種類の熱源モデルを提案し、それら熱源の強さの同定⁸²⁾を行う。

まず、モデルⅠの熱源を図2.26(a)のように定める。実際の加工状況に対応した熱源である。すなわち、熱源は砥石と加工面の接触部であり、砥石の移動とともに加工面上を移動する。ホーニングヘッドの往復運動中の上死点および下死点付近では、砥石が工作物から突き出し、砥石と工作物との接触面積が減少する。しかし、定圧式であるため砥石拡張力は一定であると考えられ、またホーニング抵抗もストローク全体にわたってほぼ一定であることから、図2.26(b)に示すように熱源強さは上下両死点の近くで増加する。砥石が一往復する間の熱源強さは、例えば以下のように表わされる。

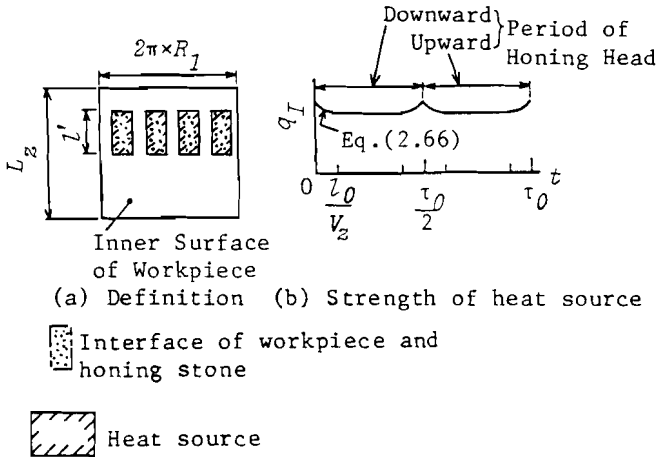


Fig.2.26 Model I of heat source

は上下両死点の近くで増加する。砥石が一往復する間の熱源強さは、例えば以下のように表わされる。

$$0 \leq t \leq \frac{l_0}{V_z}$$

$$q_I = \frac{R_w Q_h}{b_s l'} = \frac{R_w F V}{b_s \{l_0 - l_0 + V_z t\}} \quad (2.66)$$

つぎに、モデルⅡとして熱源を図2.27(a)のように考える。この熱源は砥石と工作物との接触長さ l' と同一高さの円環状であるとして、工作物に流入する熱量を長さ l' の円環領域に均一に分布させたものである。この熱源はホーニングヘッドの往復速度 V_z と同一速度で上下に往復移動する。図2.27(b)に示すように熱源強さはモデルⅠの熱源強さに比例し、以下の式で表わされる。

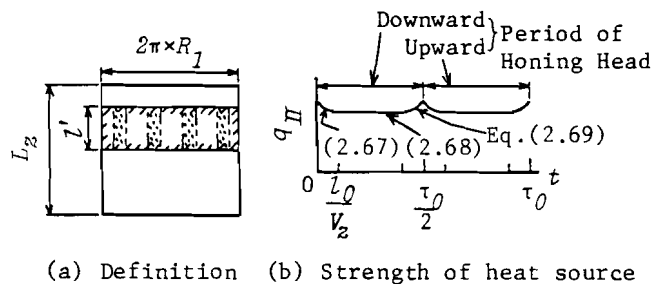


Fig.2.27 Model II of heat source

$$0 \leq t \leq \frac{l_o}{V_z}$$

$$q_{II} = \frac{n_s R_w Q_h}{2\pi R_1 \cdot l'} = \frac{n_s R_w F V}{2\pi R_1 \cdot \{l_s - l_o + V_z t\}} \quad (2.67)$$

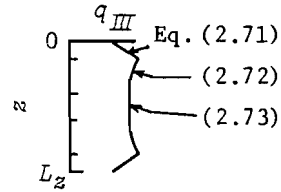
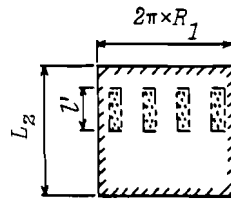
$$\frac{l_o}{V_z} \leq t \leq \frac{\tau_o}{2} - \frac{l_o}{V_z}$$

$$q_{II} = \frac{n_s R_w F V}{2\pi R_1 \cdot l_s} \quad (2.68)$$

$$\frac{\tau_o}{2} - \frac{l_o}{V_z} \leq t \leq \frac{\tau_o}{2}$$

$$q_{II} = \frac{n_s R_w F V}{2\pi R_1 \cdot \{l_s - l_o + V_z (\frac{\tau_o}{2} - t)\}} \quad (2.69)$$

さらに、モデルⅢとして熱源を図2.28(a)のように定める。この熱源は加工する穴表面の全体に分布する静止熱源であり、砥石が上下方向に一往復する間に、 $[z, z + dz]$ なる領域から工作物へ流入する熱量に等しい発熱量を有する。したがって、熱源強さは次式により求められる。



(a) Definition (b) Strength of heat source
Fig.2.28 Model III of heat source

$$q_{III} = \lim_{dz \rightarrow 0} \frac{\int_0^{\tau_o} \left(\frac{n_s R_w Q_h}{b_s l'} b_s dz \right) dt}{2\pi R_1 dz \cdot \tau_o} \quad (2.70)$$

ただし、式(2.70)の被積分項は砥石が領域 $[z, z + dz]$ に存在するときのみその値を持つものとする。式(2.70)より、熱源強さは図2.28(b)に示すように計算され、穴の軸心方向に以下のように分布する。

$$0 \leq z \leq l_s - l_o$$

$$q_{III} = \frac{n_s R_w F V}{2\pi R_1 \cdot \tau_o} \frac{2}{V_z} \left(\log \frac{l_s}{l_s - l_o} + \frac{z}{l_s} \right) \quad (2.71)$$

$$l_s - l_o \leq z \leq l_s$$

$$q_{III} = \frac{n_s R_w F V}{2\pi R_1 \cdot \tau_o} \frac{2}{V_z} \left(\log \frac{l_s}{z} + \frac{z}{l_s} \right) \quad (2.72)$$

$$l_s \leq z \leq L_z - l_s$$

$$q_{III} = \frac{n_s R_w F V}{2\pi R_1 \cdot \tau_o} \frac{2}{V_z} \quad (2.73)$$

2.6 結 言

本章においては、第3章以後に述べる温度解析、熱変形解析および加工精度解析の基礎となる熱源の同定手法を明らかにした。本章における結論を要約すると以下のとおりである。

(1) 熱源の同定すなわち熱源位置と熱源強さを決定するために、次の2つの基本的仮定のもとに加工熱の分配理論を展開した。すなわち、

第1の基本的仮定；加工に要した仕事はそのほとんどすべてが熱に変換される。

第2の基本的仮定；ある境界面で接触する2つの物体の接触面平均温度、もしくは2つの領域にともに接する境界面平均温度は一価である。

(2) 切削加工における加工熱源はせん断面および工具すくい面である。ドリル加工など三次元切削においては、切刃に沿った微小部分ごとの切削を適当な二次元切削で近似し、二次元切削に加工熱の分配理論を適用して熱源の同定を行うことができる。

(3) 研削加工およびホーニング加工など多数の切刃を有する砥石を用いて加工を行う場合には、砥石を単一の工具とみなし、工作物および工具の加工領域に対して、第2の基本的仮定を適用することにより熱源の同定を行うことができる。

(4) 熱の分配理論を適用した結果、ホーニング加工における加工熱のうち工作物へ流入する割合は約98%であり、研削ならびに切削の場合に比べて非常に大きいことが明らかになった。

第3章 温度上昇の解析

3.1 緒言

前章において求めた熱源を用いて、工作物および工具の温度上昇を解析することは、これらの熱変形さらに加工精度を明らかにする上で基本的な課題である。

従来から、工具の温度上昇^{83)~89)}ならびに工作物の温度上昇^{90)~92)}に関する研究は数多く行われている。これらは主として工具摩耗との関係において研究されており、準定常または定常状態の温度上昇が取り扱われている。これに対して、加工精度^{93), 94)}を対象とした工作物および工具の温度上昇の影響を検討した研究はいくつか報告されているが、次に示すいくつかの問題点を残している。

その第1は、実際の加工に対応した非定常状態、加工に伴う工作物の形状変化を考慮した解析が行われていないことである。第2には、熱伝達係数が表面上の各位置で同一でないという複雑な境界条件が取り扱われていない。さらに第3としては、時間・費用の点からみた実用性の高い解析法が十分に検討されていないことである。

そこで本章では、上述の問題点を考慮した解析法ならびに解析法の適用について検討する。まず第1の問題点について、グリーン関数にもとづく理論解析法および差分法・有限要素法を利用した数値解析法の展開ならびに非定常状態の温度解析を行い、解析対象の形状、加工に伴う工作物形状が変化する場合の適用可否について考察する。続いて第2の問題点について、熱伝達に関する境界条件が与えられた状態における解析法について検討する。さらに、以上の解析手法をドリル加工、平面研削およびホーニング加工に適用した場合の計算結果を示すとともに、実験結果との比較検討を行う。

3.2 理論解析

3.2.1 熱伝導理論とグリーン関数を用いる方法

固体内部の熱移動を取り扱う熱伝導理論の基礎方程式は、次式で表わされる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) + \frac{a}{\lambda} W \quad (3.1)$$

境界条件は、固体の表面を通して流入もしくは流出する熱の流動状態を規定するものであり、次式で表わされる。

$$\left[\frac{\partial \theta}{\partial n} + h(\theta - \theta_0) - \frac{q}{\lambda} \right]_S = 0 \quad (3.2)$$

ただし、 S は表面に関するものであることを示す。また、非定常熱伝導問題においてはある特定の時刻における固体内温度分布が指定される。この条件は初期条件と呼ばれ、次式により表わされる。

$$[\theta]_{t=0} = \psi \quad (3.3)$$

さて、固体内部の温度上昇を解析することは、上記の式(3.1)、(3.2)および式(3.3)を満

足す解 θ を求めることに帰着される。温度上昇の理論解析には数種類の方法があるが、ここでは熱伝導理論の適用対象となる物体の形状および境界条件と解析解とが物理的に対応するグリーン関数を用いる方法⁹⁵⁾について述べる。式(3.1),(3.2)および式(3.3)を満足する解の一般的表示は、グリーン関数を用いる方法によれば以下ようになる。

$$\begin{aligned} \theta = & \iiint_{V_0} G \cdot \psi dV_0 + \frac{a}{\lambda} \int_0^t \left[\iiint_{V_0} G_\tau \cdot W dV_0 \right] d\tau \\ & + \frac{a}{\lambda} \int_0^t \left[\iint_S G_\tau \cdot q dS \right] d\tau - a \int_0^t \left[\iint_S \left\{ \frac{\partial G_\tau}{\partial n} \right\}_S \cdot \theta_0 dS \right] d\tau \end{aligned} \quad (3.4)$$

ただし、 V_0 は体積また S は表面積に関する積分であることを表わす。式(3.4)の右辺第1項は初期温度分布 ψ が指定された場合の温度変化を、第2項は物体中に W なる発熱がある場合の温度変化を、また第3項は物体の表面上に q なる発熱がある場合の温度変化を、さらに第4項は外界の温度 θ_0 が指定される場合の温度変化を与えるものである。いずれの場合においても、温度変化の原因である初期温度分布および物体内発熱などを表わす関数と G もしくは G_τ で表わされるグリーン関数の積を全領域にわたって積分することにより、解 θ が得られることがわかる。グリーン関数 G は物体の形状と境界条件のみにより決まる関数であるので、グリーン関数が既知の問題については、式(3.4)の積分を直接実行することにより解を得ることができる。

3.2.2 直交座標と円柱座標系におけるグリーン関数

以下に、式(3.4)で用いられるグリーン関数の詳細を3.4節および3.5節で取り扱う問題について具体的に求めることとする。

まず、直交座標系におけるグリーン関数を示す。図3.1に示すように、工作物である直方体の底面は断熱とし、他の五面は周囲の空気と相対熱伝達率 h なる熱伝達を行っているものと仮定する。この場合のグリーン関数 G は、 x 、 y および z の各軸方向の一次元熱伝導問題における一次元グリーン関数 G_x 、 G_y および G_z の積として求められる。すなわち、

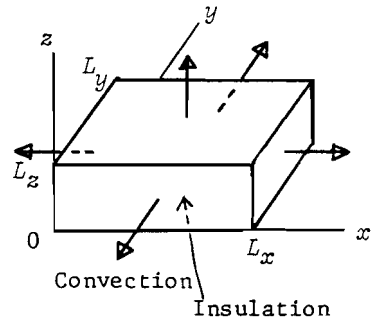


Fig.3.1 Boundary conditions of workpiece in surface grinding

$$G_x = 2 \sum_{i=1}^{\infty} e^{-a\alpha_i^2 t} \frac{(h \sin \alpha_i x + \alpha_i \cos \alpha_i x)}{\{(h^2 + \alpha_i^2)L_x + 2h\}} \cdot (h \sin \alpha_i x' + \alpha_i \cos \alpha_i x') \quad (3.5)$$

$$G_y = 2 \sum_{j=1}^{\infty} e^{-a\beta_j^2 t} \frac{(h \sin \beta_j y + \beta_j \cos \beta_j y)}{\{(h^2 + \beta_j^2)L_y + 2h\}} \cdot (h \sin \beta_j y' + \beta_j \cos \beta_j y') \quad (3.6)$$

$$G_z = 2 \sum_{k=1}^{\infty} e^{-a r_k^2 t} \cdot \frac{(h^2 + r_k^2)}{\{(h^2 + r_k^2)L_z + h\}} \cdot \cos r_k z \cos r_k z' \quad (3.7)$$

$$G(t) = G_x \cdot G_y \cdot G_z \quad (3.8)$$

ただし、 α_i ; $\tan \alpha L_x = \frac{2\alpha h}{\alpha^2 - h^2}$ を満足する i 番目の正根
 β_j ; $\tan \beta L_y = \frac{2\beta h}{\beta^2 - h^2}$ を満足する j 番目の正根
 r_k ; $r \tan r L_z = h$ を満足する k 番目の正根

以上のグリーン関数 G は、はじめ一様に温度 0° にあった物体中の特定位置 (x', y', z') で、時刻 $t=0$ において瞬間的に λ/a なる熱量を発生して直ちに消える瞬間熱源が生じた場合の時刻 $t=0$ 以後の物体内の温度変化を表わしている。これに対して、式 (3.4) 中に含まれている G_τ は時刻 $t=\tau$ において、上記と同様な瞬間的熱源が生じた場合の時刻 $t=\tau$ 以後の温度変化を与えるものであり、式 (3.8) の $G(t)$ と次式の関係がある。

$$G_\tau = G(t - \tau) \quad (3.9)$$

実際の問題において現われる熱源は時間的に継続したものであり、この連続熱源にもとづく温度変化は式 (3.9) の G_τ を用い、式 (3.4) の第 2～第 4 項のようにたたみ込み積分として求められる。また、加工の進行とともに熱源位置が移動する場合には、熱源の位置を τ の関数として与えればよい。

つぎに、円柱座標系におけるグリーン関数を示す。図 3.2 に示すように中心角 π/k なる扇形断面を有する半無限柱において、外周面は相対熱伝達係数 h_d なる熱伝達をし、他の 3 面は断熱と仮定する。この場合のグリーン関数は、一次元グリーン関数 G_z と二次元グリーン関数 $G_{r, \varphi}$ の積として与えられる。すなわち、

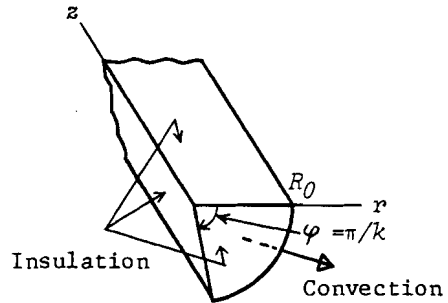


Fig.3.2 Boundary conditions of fan-shaped semi-infinite prism in drilling

$$G_z = \frac{1}{2\sqrt{\pi at}} \left[e^{-\frac{(z-z')^2}{4at}} + e^{-\frac{(z+z')^2}{4at}} \right] \quad (3.10)$$

$$G_{r, \varphi} = \frac{2k}{\pi R_0^2} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\varepsilon_m X_{km,s}^2}{[X_{km,s}^2 - (km)^2 + (h_d R_0)^2] [J_{km}(X_{km,s})]^2} \cdot e^{-a \frac{X_{km,s}^2}{R_0^2} t} \cdot J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_0} r\right) \cdot J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_0} r'\right) \cdot \cos km \varphi \cos km \varphi' \quad (3.11)$$

$$G = G_z \cdot G_{r, \varphi} \quad (3.12)$$

ただし、 $\epsilon_0 = 1$ $\epsilon_{m \neq 0} = 2$

$$X_{km,s} ; X J_{km+1}(X) - (h_d R_0 + km) J_{km}(X) = 0 \text{ の小さい方から } s \text{ 番目の正根}$$

$$J_{km} ; km \text{ 次の第1種ベッセル関数}$$

この場合、グリーン関数 G を式 (3.8) のように各座標に対する一次元グリーン関数の積として求めることはできない。これは角度座標 φ のみが独立に問題となる一次元熱伝導問題が存在しないことによるものである。なお、瞬間熱源、連続熱源および移動熱源に対する取扱いは図 3.1 の場合と同様である。

3.3 数値解析

前節において、熱伝導方程式の厳密解法であるグリーン関数を用いる方法について述べた。厳密解法は定式化された問題に対する解の精度という点では、これ以上のものはない。しかし、厳密解法を現実の問題に適用する場合には、物体形状の不規則さおよび境界条件を可能な限り現実に近い状態で定式化した問題を解くことが必要となる。また、機械加工においては工作物形状が加工とともに大幅に変化したり、熱伝達係数が位置により大きく変化していることから、上記のような定式化が不可能となる場合も多い。すなわち、グリーン関数法においては式 (3.4) の積分を実行することに先立ってグリーン関数そのものの決定が極めて重要である。例えば、工作物形状が加工とともに大幅に変化したり熱伝達係数が場所により異なる場合にはグリーン関数そのものを求めることが出来ず、厳密な定式化は非常に困難もしくは不可能になる。また、熱源が繰り返し与えられる場合には、例えば式 (3.4) における第2および第3項の夫々は熱源の繰返し回数に応じて積分を総和する形に展開されるため、計算を行うための時間および費用が膨大になり、事実上解析的に解くことは困難になる。

本節では、上述のような場合における温度上昇を解析する手法として数値解析法について述べる。

3.3.1 差分法

本項においては、熱伝導方程式および境界条件を差分近似した問題として取り扱う差分法⁹⁶⁾について検討する。3.4節において適用する問題の便宜上、ここでは円柱座標系の非定常二次元問題を取り上げるものとする。

図 2.17 に示すように工作物を差分要素に分割し、各要素の代表温度点を定める。これらの要素では

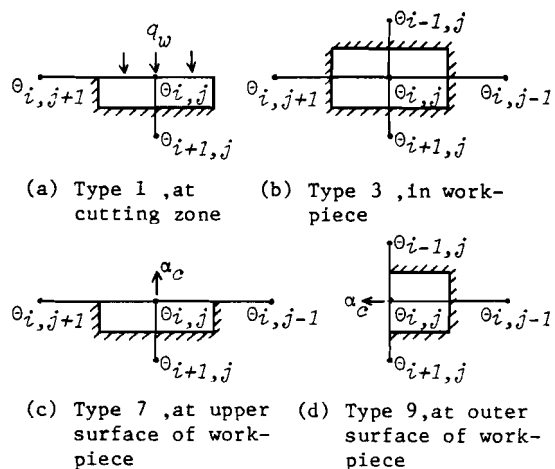


Fig.3.3 Examples of nodes in temperature calculation by finite difference method (Shaded part is a plane through which heat conduction occurs)

以下の(a)~(k)で表わされる種類の熱移動が生じる。このうちの代表的な熱移動の状態を図 3.3 に示す。各要素における差分式は、その要素が含む境界面を通じての熱移動および隣接要素との間の熱移動を考えることにより、以下のように求められる。各タイプの要素の位置を図 2.17 に示す。

(a) タイプ1の要素

図 3.3(a)に示す要素の時刻 t における温度を $\theta_{i,j}$ とする。この要素に流入する熱量が単位時間当たり $Q_{i,j}$ であるとし、 Δt 後における要素温度を $\theta'_{i,j}$ とすると、次式が成立する。

$$Q_{i,j} \Delta t = C_{i,j} (\theta'_{i,j} - \theta_{i,j}) \quad (3.13)$$

ただし、 $C_{i,j}$ は要素の熱容量であり、次式により表わされる。

$$C_{i,j} = \frac{1}{2} (c\rho)_w (j - \frac{1}{2}) \Delta r_{w1}^2 \Delta z_w \quad (3.14)$$

他方、要素への単位時間当たりの流入熱量は、隣接要素との熱伝導、外界との熱伝達および加工領域からの流入熱量を考慮して、次式のように求められる。

$$Q_{i,j} = \lambda_w \frac{\theta_{i,j+1} - \theta_{i,j}}{\Delta r_{w1}} (j \Delta r_{w1} \frac{\Delta z_w}{2}) + \lambda_w \frac{\theta_{i+1,j} - \theta_{i,j}}{\Delta r_{w1}} (j - \frac{1}{2}) \Delta r_{w1}^2 + q_w (j - \frac{1}{2}) \Delta r_{w1}^2 \quad (3.15)$$

ここで、式 (3.15) を式 (3.13) に代入し整理すると、次の差分式が得られる。

$$\theta'_{i,j} = 2F_0 \left[\frac{j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} + \frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \frac{\Delta r_{w1} q_w}{\lambda_w} \right] + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{j}{2j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \right\} \right] \theta_{i,j} \quad (3.16)$$

ただし、 $F_0 = \frac{\lambda_w \Delta t}{(c\rho)_w \Delta r_{w1}^2}$; フーリエ数
である。

同様にして求められる、各要素に関する差分式を以下にまとめて示す。

(b) タイプ2の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = F_0 \left[\frac{j-1}{2j-1} \theta_{i,j-1} + \frac{2j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i-1,j} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ + \left[1 - F_0 \left\{ \frac{3j-1}{2j-1} + 2 \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.17)$$

(c) タイプ3の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = F_0 \left[\frac{2(j-1)}{2j-1} \theta_{i,j-1} + \frac{2j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i-1,j} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ + \left[1 - 2F_0 \left\{ 1 + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.18)$$

(d) タイプ4の要素 (予備の要素; タイプ7の上面から q_w の流入熱のみがある場合)

$$\theta'_{i,j} = 2F_0 \left[\frac{j-1}{2j-1} \theta_{i,j-1} + \frac{j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} + \frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \frac{\Delta r_{w1} q_w}{\lambda_w} \right]$$

$$+ \left[1 - 2F_0 \left\{ 1 + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \right\} \right] \theta_{i,j} \quad (3.19)$$

(e) タイプ5の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = F_0 & \left[\frac{2j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i-1,j} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ & + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{j}{2j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.20)$$

(f) タイプ6の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = 2F_0 & \left[\frac{j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ & + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{j}{2j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right) N_u \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.21)$$

ただし、 $N_u = \alpha_c \Delta r_{w1} / \lambda_w$; ヌツセルト数
である。

(g) タイプ7の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = 2F_0 & \left[\frac{j-1}{2j-1} \theta_{i,j-1} + \frac{j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ & + \left[1 - 2F_0 \left\{ 1 + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right) N_u \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.22)$$

(h) タイプ8の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = 2F_0 & \left[\frac{4(j-1)}{4j-3} \theta_{i,j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ & + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{4(j-1)}{4j-3} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} + \frac{2(2j-1)}{4j-3} \right) N_u \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.23)$$

(i) タイプ9の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = F_0 & \left[\frac{8(j-1)}{4j-3} \theta_{i,j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i-1,j} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ & + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{4(j-1)}{4j-3} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 + \frac{2j-1}{4j-3} N_u \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.24)$$

(j) タイプ10の要素

$$\begin{aligned} \theta'_{i,j} = F_0 & \left[\frac{2j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i-1,j} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i+1,j} \right] \\ & + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{j}{2j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 + \frac{2(j-1)}{2j-1} \left(1 - \frac{2}{2+N_u} \right) \right\} \right] \theta_{i,j} \end{aligned} \quad (3.25)$$

(k) タイプ11の要素

$$\theta'_{i,j} = 2F_0 \left[\frac{j}{2j-1} \theta_{i,j+1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 \theta_{i-1,j} \right] + \left[1 - 2F_0 \left\{ \frac{j}{2j-1} + \left(\frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} \right)^2 + \frac{2(j-1)}{2j-1} \left(1 - \frac{2}{2+N_u} \right) + \frac{\Delta r_{w1}}{\Delta z_w} N_u \right\} \right] \theta_{i,j} \quad (3.26)$$

以上の式 (3.16)～(3.26) を解析対象に順次適用することにより、時間間隔 Δt ごとの温度分布を求めることができる。

3.3.2 有限要素法

本項では、数値解析法として最近多く用いられている有限要素法⁹⁷⁾について検討する。3.6節において適用する問題の便宜上、ここでは円柱座標系の非定常二次元問題を取り扱うものとする。

工作物の軸対称な非定常温度上昇は、以下の熱伝導方程式および境界条件を満足する解により表わされる。

$$c\rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} + \frac{\lambda}{r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + W \quad (3.27)$$

$$\lambda \frac{\partial \theta}{\partial r} l_r + \lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} l_z + \alpha_c (\theta - \theta_o) - q = 0 \quad (3.28)$$

これらに対応して、次式で表わされる汎関数を考える。

$$\chi = \iint_{V_0} \left[\frac{\lambda}{2} \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right)^2 + \frac{\lambda}{2} \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)^2 - (W - c\rho \frac{\partial \theta}{\partial t}) \theta \right] r dr dz + \int_S \left(\frac{1}{2} \alpha_c \theta^2 - \alpha_c \theta_o \theta - q \theta \right) r dS \quad (3.29)$$

ただし、 \iint_{V_0} ; 解析する領域全体にわたる積分
 \int_S ; 解析する領域の周辺にわたる積分

である。式 (3.29) で表わされる汎関数を最小とする解は、式 (3.27)、および (3.28) を満足することが Euler の変分原理から導かれる。しかし、その逆は必ずしも明らかではない。したがって、物理的に解が唯一つであるという経験則を適用することにより、式 (3.27) および式 (3.28) を満足する解は式 (3.29) の値を最小化することによって求める有限要素法の解に一致する。

有限要素法による定式化は以下のようなになる。図 3.4 に示す任意の有限要素について、要素内の温度分布を次式により仮定する。

$$\theta = \alpha_1 + \alpha_2 r + \alpha_3 z \quad (3.30)$$

したがって、要素の各節点温度は次式により表わされる。

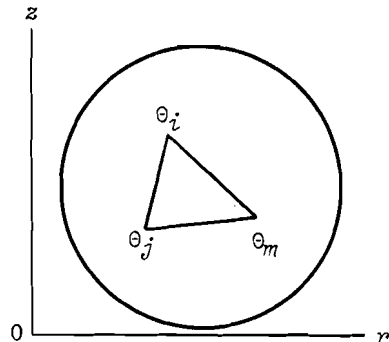


Fig.3.4 Circular ring element with triangular section in finite element method

$$\left. \begin{aligned} \theta_i &= \alpha_1 + \alpha_2 R_i + \alpha_3 Z_i \\ \theta_j &= \alpha_1 + \alpha_2 R_j + \alpha_3 Z_j \\ \theta_m &= \alpha_1 + \alpha_2 R_m + \alpha_3 Z_m \end{aligned} \right\} \quad (3.31)$$

式 (3.31) から係数 α_1 , α_2 および α_3 が以下のように求められる。

$$\alpha_1 = \frac{(R_j Z_m - R_m Z_j) \theta_i + (R_m Z_i - R_i Z_m) \theta_j + (R_i Z_j - R_j Z_m) \theta_m}{\begin{vmatrix} 1 & R_i & Z_i \\ 1 & R_j & Z_j \\ 1 & R_m & Z_m \end{vmatrix}} = \frac{a_i \theta_i + a_j \theta_j + a_m \theta_m}{2 S_3} \quad (3.32)$$

$$\alpha_2 = \frac{(Z_j - Z_m) \theta_i + (Z_m - Z_i) \theta_j + (Z_i - Z_j) \theta_m}{2 S_3} = \frac{b_i \theta_i + b_j \theta_j + b_m \theta_m}{2 S_3} \quad (3.33)$$

$$\alpha_3 = \frac{(R_m - R_j) \theta_i + (R_i - R_m) \theta_j + (R_j - R_i) \theta_m}{2 S_3} = \frac{c_i \theta_i + c_j \theta_j + c_m \theta_m}{2 S_3} \quad (3.34)$$

これらの式を式 (3.30) に代入することにより、要素内の温度分布は節点温度を用いて次式のよ
うに表わされる。

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{1}{2 S_3} \left\{ (a_i + b_i r + c_i z) \theta_i + (a_j + b_j r + c_j z) \theta_j + (a_m + b_m r + c_m z) \theta_m \right\} \\ &= N_i \theta_i + N_j \theta_j + N_m \theta_m \end{aligned} \quad (3.35)$$

さて、式 (3.29) で表わされる汎関数が最小である必要条件是次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \chi}{\partial \theta_i} &= \Sigma \frac{\partial \chi^e}{\partial \theta_i} = 0 \\ \frac{\partial \chi}{\partial \theta_j} &= \Sigma \frac{\partial \chi^e}{\partial \theta_j} = 0 \\ \frac{\partial \chi}{\partial \theta_m} &= \Sigma \frac{\partial \chi^e}{\partial \theta_m} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (3.36)$$

ここで、 χ^e はある要素における汎関数であり、 Σ は解析する領域における全ての要素に関する総和を表わすものである。式 (3.36) に示される要素における偏微分は、例えば次式のようになる。

$$\begin{aligned} \frac{\partial \chi^e}{\partial \theta_i} &= \iint_{V_0} \left[\lambda \frac{\partial \theta}{\partial r} \frac{\partial}{\partial \theta_i} \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right) + \lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial}{\partial \theta_i} \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right) - (W - c \rho \frac{\partial \theta}{\partial t}) \frac{\partial \theta}{\partial \theta_i} \right] r dr dz \\ &\quad + \int_S \left(\alpha_c \theta \frac{\partial \theta}{\partial \theta_i} - \alpha_c \theta_o \frac{\partial \theta}{\partial \theta_i} - q \frac{\partial \theta}{\partial \theta_i} \right) r dS \end{aligned} \quad (3.37)$$

他の節点温度による偏微分についても、同様な式が得られる。これらの式に式(3.35)を代入して得られる結果を整理すると、次式が得られる。

$$[H]^e \{ \theta \}^e + [P]^e \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\}^e + \{ F \}^e = 0 \quad (3.38)$$

解析する領域の全ての要素について得られる式(3.38)の総和を求めると、次式が得られる。

$$[H]\{\theta\} + [P]\left\{\frac{\partial \theta}{\partial t}\right\} + \{F\} = 0 \quad (3.39)$$

式(3.39)は解析領域に含まれる節点数と同数の多元連立一次方程式である。上式から、節点の温度ベクトルは時間刻み Δt ごとに得られる。この Δt が大きすぎると解が不安定となるので、ここでは安定性と精度にすぐれたWilsonとClough⁹⁸⁾による方法を適用する。すなわち、 $\left\{\frac{\partial \theta}{\partial t}\right\}$ の値は時間に比例して変化するものとする、次式の関係が成立する。

$$\{\theta\}_t = \{\theta\}_{t-\Delta t} + \left(\left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\}_{t-\Delta t} + \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\}_t \right) \frac{1}{2} \Delta t \quad (3.40)$$

この式はまた次のように表わすことができる。

$$\left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\}_t = - \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\}_{t-\Delta t} + \left(\{\theta\}_t - \{\theta\}_{t-\Delta t} \right) \frac{2}{\Delta t} \quad (3.41)$$

上式を時刻 t における式(3.39)に代入することにより、次の漸化式が得られる。

$$\left([H] + \frac{6}{\Delta t} [P] \right) \{\theta\}_t = [P] \left(\frac{2}{\Delta t} \{\theta\}_{t-\Delta t} + \left\{ \frac{\partial \theta}{\partial t} \right\}_{t-\Delta t} \right) - \{F\}_t \quad (3.42)$$

式(3.42)の数値解析を実行することにより、式(3.27)および(3.28)を満足する非定常温度上昇を求めることができる。実際の計算のためのフローチャートを図3.5に示す。

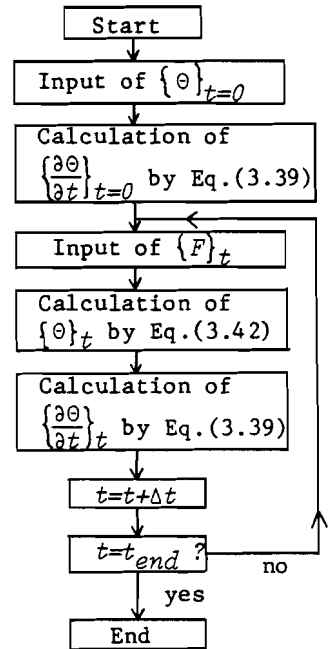


Fig.3.5 Flow chart for calculation of unsteady temperature increase by finite element method

3.4 ドリル加工における温度上昇

代表的な切削加工法の一つであるドリル加工では加工領域

が工作物の内部に位置し、高温の切りくずが穴の中に滞留し外界への熱放出が小さいため、工具の温度上昇が大きくなる。このため、工具^{99)~101)}および工作物の温度上昇^{102), 103)}に関する数多くの研究が行われている。本節では、ドリル加工における工作物および工具の熱変形が加工精度に及ぼす影響¹⁰⁴⁾を明らかにするため、2.3節で求めた熱源を用いて、工作物および工具の温度上昇を数値解析および理論解析する方法について検討するとともに解析結果と実験結果の比較を行う。

3.4.1 実験装置と測定方法

温度上昇の測定を行うための実験装置の概要を図 3.6 に示す。実験はドリル加工用ブッシュをはめ込んだ治具に工作物を固定し、その治具を NC フライス盤のテーブル上に設置して行った。ブッシュ、工作物および主轴の芯出しは芯出し顕微鏡を用いて行っている。使用した工作物の詳細を表 3.1 に示す。表中の硬度はビッカース硬度計により求めた測定値をブリネル硬度に換算したものである。工作物の上下端面は研削仕上げしている。使用したドリルの詳細を表 3.2 に示す。ドリルは刃先を研削し、工具顕微鏡によりリップハイト差、チゼル刃の偏心および半角差を測定し、刃先の対称性が良好なもののみを選んで使用した。実験において使用した切削条件を表 3.3 に示す。実験はいずれも乾式である。

工作物の温度上昇を測定するため表 3.4 に示す各位置に直径 0.3 mm のコンスタンタン線を設置し、図 3.6 に示す工作物-コンスタンタン熱電対を形成した。また工具刃先の温度上昇を測定するため表 3.5 に示す位置に上記と同様のコンスタンタン線を設置し、図 3.6 に示すように水銀槽を経由して工具-コンスタンタン熱電対を形成した。表 3.5 の 2ヶ所に挿入してあるコンスタンタン線は、ドリルのチゼル刃によってまず切削され、ついで加工の進行とともに主切刃により切削されるので、切刃の半径方向温度分布には

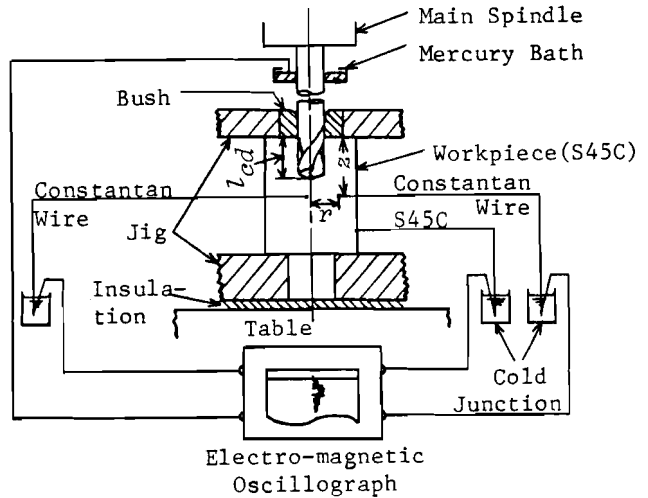


Fig.3.6 Schematic illustration of experimental set-up for temperature measurement

Table 3.1 Details of workpiece

Material	Plain Carbon Steel (JIS;S45C)
Heat Treatment	Stress Relief Annealing(600°C,2.5 h)
Outer Diameter	$D = \phi 58$ mm
Length	$L_z = 80$ mm
Hardness	$H_B = 190$

Table 3.2 Details of drill

Material	High Speed Steel (JIS;SKH9)
Diameter	$D_d = \phi 20$ mm
Length of Chisel Edge	$l_{ch} = 2.8$ mm
Web Thickness	$w' = 2.4$ mm
Point Angle	$\beta_p = 118^\circ$
Lead	$l_d = 110$ mm

Table 3.3 Experimental conditions

Symbol	N rpm	f_1 mm/rev	d_0 mm
A	230	0.2	0
B	230	0.2	4
C	230	0.1	4
D	115	0.2	4

ほぼ等しい温度分布を測定することができる。表 3.1～表 3.3 の条件下において、一回の切削に要する時間は最大 4 分弱と比較的短時間であることから、冷接点には水を使用した。

Table 3.4 Positions where temperature of workpiece is measured
r; Radius, z; Axial distance beneath upper surface of workpiece

For Radial Distribution	(r, z) mm=(1, 24), (5, 24), (11, 24), (17, 24), (23, 24) (1, 48), (5, 48), (11, 48), (17, 48), (23, 48)
For Axial Distribution	(r, z) mm=(5, 12), (15, 12), (5, 24), (15, 24), (5, 36), (15, 36), (5, 48), (15, 48), (5, 60), (15, 60), (5, 72), (15, 72)

3.4.2 工作物の温度上昇

本項においては、2.3 節で求めた工作物の熱源強さを用い、3.3 節で導入した差分法を適用することにより工作物の温度上昇を求める。また、数値解析結果を実験値と比較しその妥当性を検討するとともに、工作物内部の温度分布を明らかにする。

差分法を用いて工作物内部の温度上昇を解析するために使用した要素分割は図 2.17 の通りである。表 3.3 に示す切削条件から明らかなように、ドリルの軸方向移動速度に比べ回転速度が速いことから、工作物の加工穴を中心とする円周方向に温度

勾配はないものとし、半径方向および軸方向の二次元非定常熱伝導問題として解析を行う。すなわち、熱源は穴底に分布し、その強さは半径方向にのみ変化するものとする。熱源位置は加工の進行とともに工作物の軸方向に移動する。加工穴の内面および穴底には高温の切りくずおよびドリルが存在するため、加工穴の内面および穴底面は断熱とする。工作物の表面は空気との間で熱伝達をするものとし、熱伝達係数 $9.2 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ($0.22 \times 10^{-8} \text{ kcal}/(\text{mm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C})$) を用いる。数値解析における時間間隔は $\Delta t = 0.03$ 秒とした。また、工作物の物性値は表 3.6 に示す値を用いた。差分法による数値解析および実験により得られた工作物温度上昇の時間的変化の一例を図 3.7 に示す。B₂ の一部を除いて差分法による結果と実験値はよく一致している。同図の B₁ の場合、温度測定位置が工作物中心に近いので、ドリル切刃（すなわち熱源）が近づくにつれて急激に温度が上昇し、測定位置に切刃が到達するとコンスタン線が切削され測定を終了する。B₂ の場合、温度測定位置は $r = 11 \text{ mm}$ と加工穴内壁から 1 mm 外側に設定されている。加工の進行とともに切刃が接近し、温度が上昇する。切刃の外周が温度測定位置を通過した直後に温度上昇は最大値を示し、その後減少してほぼ

Table 3.5 Positions where temperature of drill edge is measured

(r, z) mm=(1 \sim 10, 24), (1 \sim 10, 48)
--

Table 3.6 Material constants

Material	λ W/(m \cdot °C)	α (mm ² /s)	η (°C ⁻¹)
Workpiece (S45C)	53.5	14.7	11.2×10^{-6}
Drill (SKH9)	20.1	4.6	11.0×10^{-6}
Chip (S45C)	46.0	11.7	

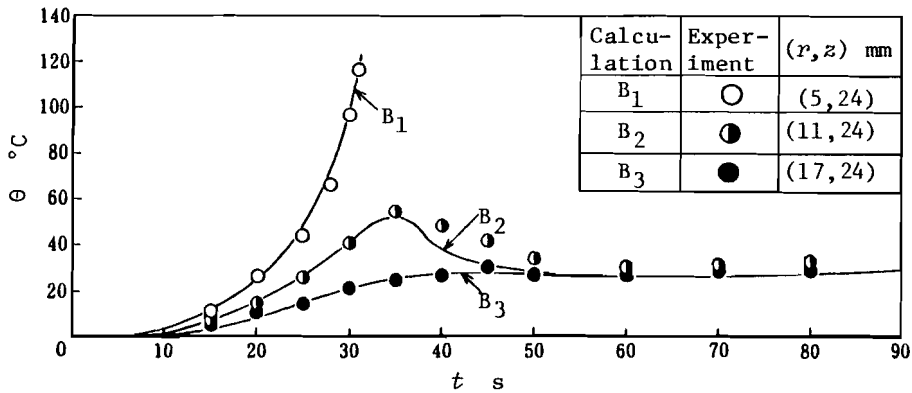


Fig.3.7 Temperature increase in workpiece
 $N=230$ rpm, $f_1=0.2$ mm/rev, $d_0=3.6$ mm
 ($d_0=4$ mm for calculation)

均一な温度分布になる傾向がみられる。最高の温度に到達した後、実験値の一部が差分法による解析結果に比べ若干高い温度上昇を示している。これは差分法では穴壁における境界条件を断熱としているのに対し、実際の加工では切削直後の高温の切りくずからの熱流入が実在することによるものと考えられる。曲線B₃の場合は、温度測定位置が $r=17$ mmと切削領域から離れているため、温度上昇は最大値を示すことなく単調に増加する。

同様の実験から、工作物半径方向の温度分布が加工の進行とともにどのように変化するかを数値解析と比較した結果を図 3.8 に示す。同図は、工作物の上端から24 mmの位置に分布する測定点における温度上昇を示しており、数値解析の結果と実験値はよく一致している。ドリル先端位置が14 mmの位置における温度分布(曲線A₁)に比べ、曲線A₂およびA₃においては切削領域における温度上昇が大きい。

また、工作物の軸方向における温度分布を明らかにするため、表 3.4 の測定点における温度上昇を求めた結果を図 3.9 に示す。切削領域内に含まれる測定点 ($r=5$ mm) が示す曲線C₁, C'₁の形状から、切削領域の前方における温度勾配が大きいことが明らかである。曲線C₂, C'₂が示すように主切削刃外周から5 mmの位置 ($r=15$ mm) においては緩やかな温度上昇の分布を示し、主切削刃外周が通過したのちはほぼ均一な温度分布になる傾向が見られる。

以上の結果は、表 3.3 に示す切削条件B (下穴がある) の場合に求めたものである。A (下穴がない) の場合は、上述の結果に比べチゼル刃付近

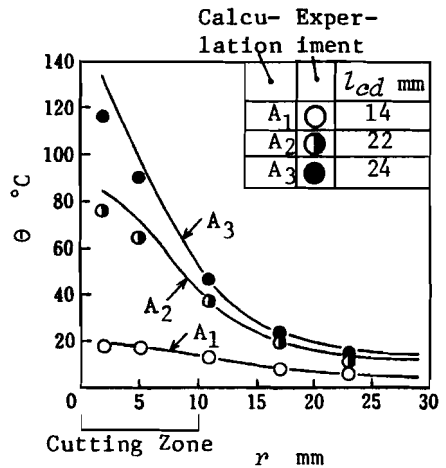


Fig.3.8 Temperature distribution in workpiece along radial direction
 $z=24$ mm
 $N=230$ rpm, $f_1=0.2$ mm/rev, $d_0=3.6$ mm ($d_0=4$ mm for calculation)

の切削が加わるため、工作物中心部において特に大きな温度上昇を示すが、温度上昇および温度分布の全般的な傾向は同一である。また、切削条件がC, Dの場合は主軸回転数および送り異なるが、これらの積として表わされる加工能率が同一となっている。CおよびDにおける温度上昇はほぼ同一であり、全体的な温度上昇および温度分布の傾向は他の切削条件下のそれと同様であった。

図3.7～図3.9に示すように、実験値と数値解析結果がよく一致していることから、工作物の温度分布を明らかにするため、表3.3の切削条件における数値解析結果をもとに、工作物内の温度分布を示すと図3.10のようになる。同図(a)の下穴がない場合には同図(b)の下穴がある場合に比べて穴底の等温線が密であることから、特に工作物の中心付近における温度上昇が大きく、全体的に温度上昇は高めとなっている。また、同図からいずれの切削条件においても加工領域である穴底付近の温度勾配は大きい、ドリル切刃が通過した部分の温度分布は等温分布に近づいて行く様子がみられる。

さらに、加工を終了する直前の工作物温度分布を図3.11に示す。切削領域と工作物下面との間の体積が小さく、かつ工作物下面からの熱伝達が小さいため、工作物下面の近くに熱が蓄積し、穴底付近の温度上昇が特に大きくなっている。この現象は4.3節に述べる工作物の熱変形および6.2節に詳述する加工穴の形状精度に重要な影響を及ぼす。

3.4.3 工具の温度上昇

本項では、ドリル加工穴の加工精度を支配する因子の一つである工具の熱膨張を求めめるため、工具の温度上昇を求めめる。

工具の温度上昇を求めめるため、3.2節において展開したグリーン関数を用いる方法を適用する。また、工具であるドリルを図2.6に示すように、フランク面角度 $\frac{\pi}{k}$ ($=\frac{\pi}{2}$) を有する扇形断面柱2個の組合せて近似する。これはドリルの熱膨張が刃先部で大きく、したがって加工精度を支配する工具の熱膨張のうち特に工具刃先部の熱膨張を解析すればよいと考えられることによる。解析においては、ドリルおよび熱源が対称であるため、扇形断面柱1個について解析を行う。円柱座標系 (r, φ, z) を使用し、主切刃は $\varphi=0^\circ$ の r 軸とした。ドリルのフランク面を $z=0$ とし、 z 軸方向

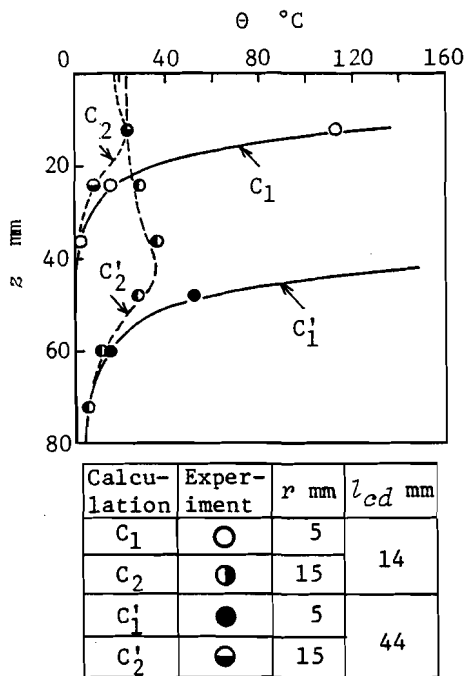
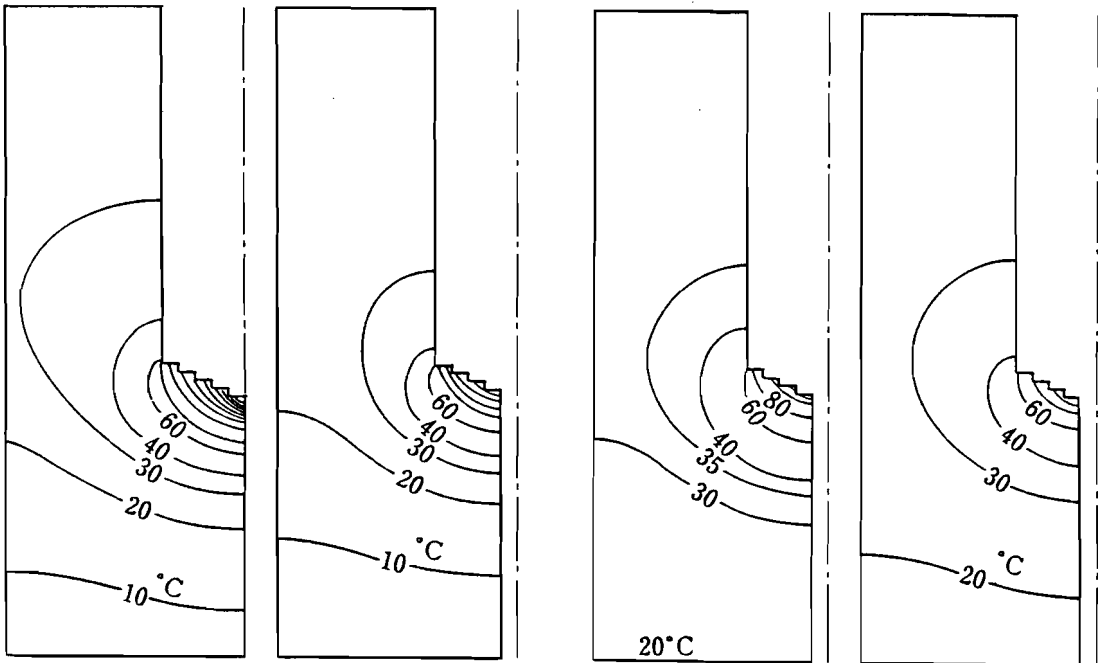


Fig. 3.9 Temperature distribution in workpiece along axial direction
 $N=230$ rpm, $f_f=0.2$ mm/rev, $d_0=3.6$ mm ($d_0=4$ mm for calculation)



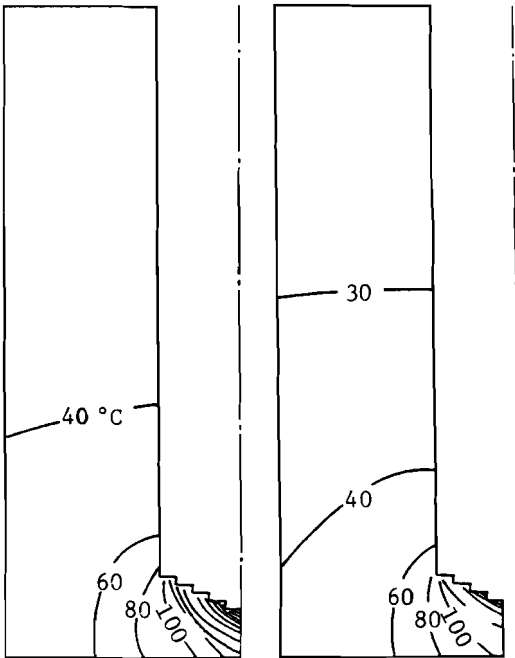
(a) $N=230\text{rpm}$
 $f_i=0.2\text{mm/rev}$
 $d_o=0\text{ mm}$

(b) $N=230\text{rpm}$
 $f_i=0.2\text{mm/rev}$
 $d_o=4\text{ mm}$

(c) $N=230\text{rpm}$
 $f_i=0.1\text{mm/rev}$
 $d_o=4\text{ mm}$

(d) $N=115\text{rpm}$
 $f_i=0.2\text{mm/rev}$
 $d_o=4\text{ mm}$

Fig.3.10 Calculated temperature distribution in workpiece
 $l_{cd}=48\text{ mm}$
 Isotherms beyond 40°C are drawn with a step of 20°C



(a) $N=230\text{rpm}$
 $f_i=0.2\text{mm/rev}$
 $d_o=0\text{ mm}$

(b) $N=230\text{rpm}$
 $f_i=0.2\text{mm/rev}$
 $d_o=4\text{ mm}$

Fig.3.11 Calculated temperature distribution in workpiece
 $l_{cd}=72\text{ mm}$

に半無限の扇形断面柱を仮定している。ドリルの外周面では、空気との熱伝達を考慮し $h_d = 0.2 \times 10^{-3} \text{ 1/mm}$ とした。それ以外の表面では、切りくずが存在するので断熱状態を仮定した。熱源は図 2.6 の斜線部に分布し、2.3 節で求めた熱源強さを用いる。熱源の強さは半径方向に変化するのて主切刃を r 方向に $n_l (= 4)$ 等分、チゼル刃を φ 方向に $n_{ch} (= 1)$ 等分し、それぞれの区間において一定量の発熱を行うものとする。このように時間的に連続した熱源が分布するとき、図 2.6 における近似ドリルの温度上昇は、3.2 節における式 (3.4) および式 (3.12) から、以下のように求められる。すくい面に分布する熱源は物体表面における発熱であるから、式 (3.4) における右辺第 3 項のみを計算すればよいことになる。すなわち、

$$\begin{aligned}
 \theta_d(r, \varphi, z, t) &= \frac{a_d}{\lambda_d} \int_0^t \iint_S G_\tau \cdot q dS d\tau \\
 &= \frac{a_d}{\lambda_d} \int_0^t \iint_{S_{ch}} G_\tau \cdot \sum_{j=1}^{n_{ch}} q_{chj} dS d\tau + \frac{a_d}{\lambda_d} \int_0^t \iint_{S_l} G_\tau \cdot \sum_{i=1}^{n_l} q_{li} dS d\tau \\
 &= \frac{a_d}{\lambda_d} \int_0^t \iint_{S_{ch}} G_\tau \sum_{j=1}^{n_{ch}} q_{chj} r' dr' d\varphi' d\tau + \frac{a_d}{\lambda_d} \sum_{i=1}^{n_l} \int_{t_i}^t \iint_{S_l} G_\tau \cdot q_{li} dr' dz' d\tau
 \end{aligned} \tag{3.43}$$

ただし、 $\iint_{S_{ch}}$; チゼル刃表面に関する積分
 \iint_{S_l} ; 主切刃すくい面に関する積分
 q_{chj} ; チゼル刃の j 番目分割切刃の熱源強さ
 q_{li} ; 主切刃の i 番目分割切刃の熱源強さ

である。さらに、式 (3.9) ~ 式 (3.12) の関係から G_τ は次式で表わされる。

$$\begin{aligned}
 G_\tau &= G(t - \tau) \\
 &= \frac{1}{2\sqrt{\pi a(t - \tau)}} \left[e^{-\frac{(z - z')^2}{4a(t - \tau)}} + e^{-\frac{(z + z')^2}{4a(t - \tau)}} \right] \cdot \\
 &\quad \frac{2k}{\pi R_o^2} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\epsilon_m X_{km,s}^2}{[X_{km,s}^2 - (km)^2 + (h_d R_o)^2] [J_{km}(X_{km,s})]^2} \\
 &\quad \cdot e^{-\frac{X_{km,s}^2}{R_o^2}(t - \tau)} \cdot J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} r\right) \cdot J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} r'\right) \cdot \cos km\varphi \cdot \cos km\varphi'
 \end{aligned} \tag{3.44}$$

また、式 (3.43) の第 2 項における積分の下限を t_i としたのは、ドリル先端が工作物を切削し始める時刻を $t = 0$ とし、 n_l 等分した分割切刃の midpoint が工作物上面を切削し始めるまでに t_i なる時間を要するためである。

さて、すでに述べたように穴の加工精度を支配する熱変形はドリルの刃先部の熱膨張であり、これに直接関係するのは刃先の温度上昇であると考えられることから、式 (3.43) をもとにドリル刃先の温度上昇は次式で表わされる。

$$\theta_d(r, 0, 0, t) = \frac{2k}{\lambda_d \pi R_o} \frac{n_{ch}}{\sum_{j=1}^{\infty} q_{chj}} \frac{\sum_{m=0}^{\infty} \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\epsilon_m X_{km,s}}{\{X^2_{km,s} - (km)^2 + (h_d R_o)^2\} [J_{km}(X_{km,s})]^2}}{\times I'_{r'}{}^{ch} I'_{\varphi}{}^{ch} \operatorname{erf}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} \sqrt{a_d t}\right) J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} r\right)} \\ + \frac{2k a_d}{\lambda_d \pi R_o^2} \frac{n_l}{\sum_{i=1}^{\infty} q_{li}} \frac{\sum_{m=0}^{\infty} \sum_{s=1}^{\infty} \frac{\epsilon_m X_{km,s}^2}{\{X^2_{km,s} - (km)^2 + (h_d R_o)^2\} [J_{km}(X_{km,s})]^2}}{\times I'_{r'}{}^l I'_{z't}{}^l J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} r\right)} \quad (3.45)$$

$$\text{ただし、} I'_{r'}{}^{ch} = \int_0^{R_{ch}} r' J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} r'\right) dr'$$

$$I'_{\varphi}{}^{ch} = \begin{cases} m=0 \text{ のとき} & 4\varphi \\ m \neq 0 \text{ のとき} & 2 \{ \cos\{km(j-\frac{1}{2})\Delta\varphi\} \sin(km\Delta\varphi) \} / (km) \end{cases}$$

$$I'_{r'}{}^l = \int_{R_{ch} + (i-1)\Delta r_l}^{R_{ch} + i\Delta r_l} J_{km}\left(\frac{X_{km,s}}{R_o} r'\right) dr'$$

$$I'_{z't}{}^l = \int_0^{t-t_i} e^{-a_d \frac{X_{km,s}^2}{R_o^2} \xi} \cdot \operatorname{erf}\left(\frac{a_i'}{2\sqrt{a_d} \xi}\right) d\xi$$

$$\operatorname{erf}(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-\eta^2} d\eta$$

$$\epsilon_0 = 1, \epsilon_1 = \epsilon_2 = \epsilon_3 = \dots = 2$$

$$X_{km,s} : X J_{km+1}(X) - (h_d R_o + km) J_{km}(X) = 0 \text{ を満足する}$$

小さい方から s 番目の正根 (固有値)

J_{km} : km 次の第 1 種ベッセル関数

表 3.3 の切削条件 B におけるドリル刃先の温度分布を式 (3.45) を用いて理論的に求めた結果と実験結果の一例を図 3.12 に示す。この場合の実験においては、工作物の上面から 24 mm の位置に半径方向にコンスタンタン線を挿入しておき、これをドリル切刃が切削する際に形成されるドリルーコンスタンタン熱電対回路を用いて、
図 3.6 に示す要領でドリル切刃温度の測定を行っている。実験開始時において、コンスタンタン線は先端が工作物に接触しないように設置してある。ドリルが軸方向に進行し、図 3.12 に示す D_1 の時刻で切刃がコンスタンタン線を削り始める。同図に示す各ピーク値は、ドリル切刃がコンスタンタン線を切削するときに得ら

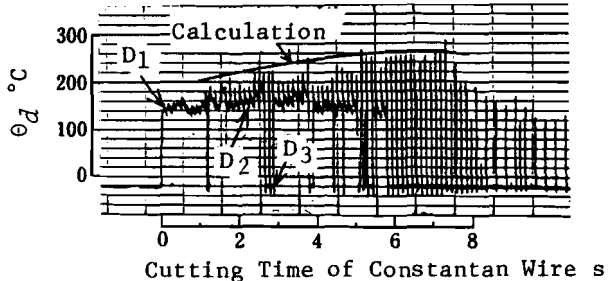


Fig.3.12 Oscillogram of cutting edge temperature ($l_{cd}=24\sim 30$ mm) and calculated temperature ($l_{cd}=27$ mm)
 $N=230$ rpm, $f_1=0.2$ mm/rev, $d_0=3.6$ mm
($d_0=4$ mm, $q_{ch}=0$ W/mm² for calculation)

れる。 D_2 は切刃がコンスタンタン線を切削したあと、コンスタンタン線が直接工作物に接触するかあるいは切りくずを介して工作物に接触している状態を示している。また、 D_3 は切刃による切削のあと、コンスタンタン線が工作物あるいは切りくずのいずれにも接触しないため、ドリルーコンスタンタン熱電対回路が形成されない状態になっている場合に対応するものと考えられる。さて、ドリル切刃は水平に挿入されているコンスタンタン線に対し傾斜しているため、切刃がコンスタンタン線を切削する位置は加工の進行とともに外周に向かって移動する。したがって、図3.12で得られる各ピーク温度の包絡線はドリル刃先の半径方向における温度分布を与えるものと考えられる。同図中に記入した理論解析による刃先温度分布は各ピーク値の包絡線とほぼ一致している。

以上のように、2.3節における熱源にもとづいた本項における理論解析結果が実験値によく一致することをふまえ、表3.3の各切削条件におけるドリル切刃の温度分布を理論的に求めた結果を図3.13に示す。同図はドリル先端が工作物上面から27mmの位置に到達したときの温度分布である。下穴のない条件Aにおける切刃の温度分布は下穴のあるBの場合に比べ全体的に高く、チゼル刃に近い中心部の温度がBの場合に比べ著しく高いことが明らかである。また、加工能率が同一であるCおよびDの場合を比べてみると、切削速度が速いCにおける切刃温度は送り大きいDの場合のそれよりも多少高くなることがわかる。

また、前項で求められた工作物の温度上昇は工作物中心に近づくほど高いのに対し、工具切刃の温度上昇は切削速度が大きい切刃外周に近づくほど高くなるという特徴が明らかになった。

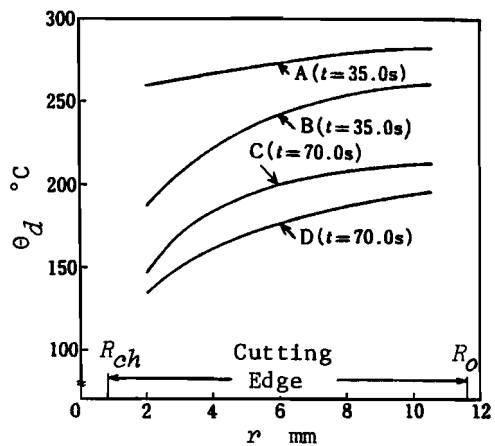


Fig.3.13 Calculated temperature of cutting edge
 $l_{cd}=27$ mm

3.5 平面研削加工における温度上昇

前節では、ドリル加工における温度上昇を求める方法について述べた。仕上げ加工法の代表例である研削加工における温度上昇^{105)~107)}についても従来から多くの研究が行われている。研削加工においては、研削焼け¹⁰⁸⁾、研削割れ、硬度変化^{109)~111)}および残留応力¹¹²⁾が注目され、これらの現象を明らかにするため、主として工作物の温度上昇が取り上げられている。また、プランジ研削における温度上昇^{113), 114)}および砥石車の温度上昇¹¹⁵⁾についても研究が行われている。本節では、研削加工のなかでも広く用いられているトラバース式平面研削における加工精度を明らかにすることを目的とし、工作物および工具の温度上昇を理論的および実験的に解析する¹¹⁶⁾方法について論じる。

3.5.1 実験装置と測定方法

実験には横軸テーブル往復形平面研削盤を使用し、トラバース研削を行った。使用した砥石および工作物の諸元を表 3.7 に示す。また、研削条件を表 3.8 に示す。研削盤の熱変形にもとづく切込み量の変化を避けるため、約 1 時間の暖気運転を行ったのち実験を開始した。工作物の温度上昇測定点は図 3.14 に示す点 $(x, y, z) = (100, 7, 37 \text{ mm})$ である。ここでは、工作物上面から 3 mm 下方の位置に、前面から深さ 7 mm まで直径 0.6 mm の穴をあけ、この穴に先端をとがらせた直径 0.3 mm のコンスタンタン線を挿入し穴底に押し付けることにより、工作物-コンスタンタン熱電対回路を形成して、工作物温度上昇を測定した。コンスタンタン線の先端部は約 30 mm の長さにならってサンドペーパーによりその直径を細くしてある。先端部丸味の半径は約 $40 \mu\text{m}$ である。また、コンスタンタン線は先端だけが工作物に接触することが必要であるため、工作物へ挿入される部分のコンスタンタン線の外周に薄くのばしたガラス管を接着し電気的に絶縁している。

Table 3.7 Details of grinding wheel and workpiece

Grinding Wheel	JIS;SA46I8VC, $D_s = \phi 260 \text{ mm}$, Thickness=32 mm
Workpiece	Plain Carbon Steel(JIS; S45C), Stress Relief Annealing(600°C , 2 h), $(L_x, L_y, L_z) = (200, 100, 40) \text{ mm}$

Table 3.8 Grinding conditions

Method	Dry Cutting, Traverse Surface Grinding
Grinding Speed	$V_t = 20.3 \text{ m/s}$
Traverse Speed	$v = 100 \text{ mm/s}$
Feed of Workpiece	$u_1 = 5 \text{ mm/Traverse}$
Nominal Depth of Cut	$\Delta_n = 45 \mu\text{m}$
Dressing Condition	Depth of Cut=5 μm , 2 Times, Final Depth of Cut=2.5 μm , 2 Times, Speed of Dresser Feed=300 mm/min

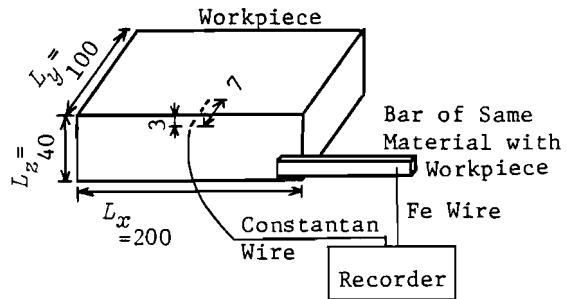


Fig.3.14 Measuring method of temperature increase in workpiece

3.5.2 工作物の温度上昇

本項においては、2.4 節において求めた熱源強さを用い、3.2 節における直交座標系のグリーン関数を適用して、工作物の温度上昇を解析するとともに理論解析の結果と実験値との比較検討を行う。

工作物に固定した直交座標系および工作物の熱源との関係を図 3.15 に示す。同図に示す工作物上面の手前

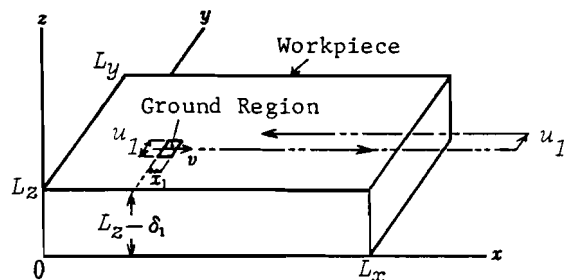


Fig.3.15 Schematic view of the grinding process

側を左端から研削し始め、工作物右端に至る第1トラバース研削の終了後、工作物が y 軸方向に送り量 u_1 だけ移動し第2トラバースの研削を行う。以下同様にして、工作物の上面をトラバース研削する。したがって、熱源となる研削領域は $(x=0, y=0\sim 5\text{mm})$ の位置からテーブル速度 v で x 軸の正方向へ移動し、サドル送り量 u_1 だけ y 軸の正方向へ移動したのち、 x 軸の負方向へ移動すると考えることにより工作物の温度上昇を解析する。熱源は $(u_1 \times \text{幾何学的接触長さ})$ の面熱源とし z 軸方向の位置は $(L_z - \delta_1)$ とする。また、研削により工作物の高さは減少するが、この減少量は工作物高さに比べて十分小さいので、工作物の高さは研削により変化しないものとする。工作物の下面は電磁チャックと接していることから、工作物とチャックとの間の熱移動があると考えられる。しかし、工作物上面の研削に要する時間の範囲 $(0\sim 70\text{s})$ では、工作物下面における温度上昇はほとんどみられない。したがって、工作物とチャックとの間の熱移動はないものとして、工作物下面は断熱状態にあると仮定する。さらに、他の五面においては空気が平板上を砥石車の周速と同一速度で流れる乱流熱伝達を行うと仮定する。理論解析に用いた工作物の物性値および熱伝達の境界条件をそれぞれ表3.9、表3.10に示す。

Table 3.9 Material constants of workpiece in Table 3.7

	λ W/(m \cdot °C)	α mm ² /s
Workpiece (JIS;S45C)	53.5	14.7

Table 3.10 Boundary conditions of heat convection of workpiece

At Bottom Surface	$\alpha_{cm}=0, h=0$
At Other Surface	$\alpha_{cm}=91.2\text{ W/(m}^2\cdot\text{°C)},$ $h=1.70\text{ 1/m}$

さて、式(3.8)で求められるグリーン関数を用い、式(3.4)の第2項により工作物の温度上昇は以下の式で示される。すなわち、

$$\theta = \frac{a_w}{\lambda_w} \int_0^t \left[\iiint_{V_0} G_\tau \cdot W dV_0 \right] d\tau \quad (3.46)$$

ただし、式(3.5)～式(3.9)の関係から G_τ は次式で表わされる。

$$\begin{aligned} G_\tau &= G(t-\tau) \\ &= 8 \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} e^{-a \cdot (\alpha_i^2 + \beta_j^2 + \gamma_k^2)(t-\tau)} \cdot \\ &\quad \frac{(h \sin \alpha_i x + \alpha_i \cos \alpha_i x)}{\{(h^2 + \alpha_i^2)L_x + 2h\}} \frac{(h \sin \beta_j y + \beta_j \cos \beta_j y)}{\{(h^2 + \beta_j^2)L_y + 2h\}} \frac{(h^2 + \gamma_k^2) \cos \gamma_k z}{\{(h^2 + \gamma_k^2)L_z + h\}} \cdot \\ &\quad (h \sin \alpha_i x' + \alpha_i \cos \alpha_i x') (h \sin \beta_j y' + \beta_j \cos \beta_j y') \cos \gamma_k z' \end{aligned} \quad (3.47)$$

また、熱源を図3.15のように定義したので、式(3.46)における積分 dV_0 を実行するには、 G_τ 中の熱源位置 z' を次式のように代入し、熱源にわたる面積分を行えばよいことになる。

$$\iiint_{V_0} G_\tau \cdot W dV_0 = \iint G_\tau(z'=L_z - \delta_1) \cdot W dx' dy' \quad (3.48)$$

したがって、式(3.46)で表わされる工作物温度上昇は次式ようになる。

$$\theta = \frac{a_w}{\lambda_w} \int_0^t \left[\iint G_r(z'=L_z-\delta_1) \cdot W dx' dy' \right] d\tau \quad (3.49)$$

図3.15に示すように、各々の研削トラバースの間にはオーバーランが存在するので、熱源全体の発熱量は図3.16に示すように時間的に変化することになる。ただし、 t_m ($m=1, 2, \dots$) は砥石車の回転中心が第 m トラバースにおける研削開始側の工作物端面(右または左端面)にある時刻とする。同図中の $[-\frac{x_1}{v}, t_m], [t'_m - \frac{x_1}{v}, t'_m]$ における変化は図3.15における接触弧長さ x_1 がトラバース中の研削開始および終了時に増加あるいは減少することによるものである。ここで、第 m トラバース研削のみによる工作物温度上昇を次式により表わす。

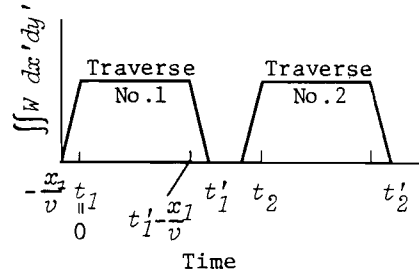


Fig.3.16 Change of heat quantity per unit time

$$\bullet t_m - \frac{x_1}{v} \leq t \leq t'_m \quad (\text{第 } m \text{ トラバース研削中})$$

$$\theta_{hm} = \frac{a_w}{\lambda_w} \int_{t_m - \frac{x_1}{v}}^t \iint G_{t-\tau} \cdot W dx' dy' d\tau \quad (3.50)$$

$$\bullet t'_m \leq t \quad (\text{第 } m \text{ トラバース研削後})$$

$$\theta_{cm} = \frac{a_w}{\lambda_w} \int_{t_m - \frac{x_1}{v}}^{t'_m} \iint G_{t-\tau} \cdot W dx' dy' d\tau \quad (3.51)$$

したがって、第 m トラバース研削中の温度上昇は第1～ m トラバースによる温度上昇の総和として次式のように表わされる。

$$\theta(t, x, y, z) = \sum_{q=1}^{m-1} \theta_{cq} + \theta_{hm} \quad (3.52)$$

また、第 m トラバース研削後の温度上昇は同様にして次式により表わされる。

$$\theta(t, x, y, z) = \sum_{q=1}^{m-1} \theta_{cq} + \theta_{cm} \quad (3.53)$$

式(3.52)および式(3.53)により求められる工作物温度上昇の計算結果を実験値とともに図3.17に示す。同式の計算においては、式(3.47)にみられるように三重級数の和を求める必要がある。ここでは、計算結果の収束状況を見て $i=1 \sim 150$, $j=1 \sim 70$, $k=1 \sim 30$ について計算を行った。また、実験値は次の要領で求めた。まず、温度測定点から上面までの距離が3mm以上の工作物を用いて実験を開始する。実験時の切込み量および次回実験用の基準面作成時の切込み量をそれぞれ同一として、実験を繰返し行い温度上昇を測定する。温度測定点から上面までの距離が3mm以下になったとき、工作物を切断し温度測定点から上面までの距離を測定する。この結果得られる各実験時の上面と温度測定点との間の距離が、3mmに最も近い場合の温度変化を採用した。図3.17に

示すように、グリーン関数を用いる方法による理論計算値と実験結果は比較的良好に一致することがわかる。

3.6 ホーニング加工における温度上昇

本節では、定圧式砥粒加工の代表例である、ホーニング加工における工作物の温度上昇について検討する。ホーニング加工は加工変質層が少なく高品質の仕上面が得られる加工法として、各種シリンダの内面仕上加工に多く用いられている。従来の加工条件では、加工熱による温度上昇はあまり大きくない。このため、温度上昇^{(117)~(119)}については系統的な検討はなされていない。しかし、最近の傾向として高速⁽¹²⁰⁾・高能率化を実現するとともにこれまでと同程度

あるいはそれ以上の高精度を得ることが期待されている。高速・高能率化を行うことにより必然的にホーニング抵抗および発生熱量が増加するため、高い加工精度を実現するためには、工作物の温度上昇について詳細な解析を行うことが肝要であると考えられる。

以上の観点から、本節では定圧式ホーニング加工における工作物の温度分布および各種の加工条件が温度上昇に及ぼす影響^{(121), (122)}について検討する。また、ホーニング加工においては加工時の熱源がひんぱんに加工面上を往復する。このような場合、前節で取り扱ったグリーン関数を用いる方法では式(3.52),(3.53)に示すトラバース数 m の値が非常に大きくなり、理論計算を実行するためには多大の時間および費用が必要となる。しかも、工作物全体の温度分布を求めるにはさらに多くの点において上記の計算を行わねばならないことから、こうした計算を行うことは理論的には可能であっても現実的ではないと考えられる。そこで、計算の時間および費用が少なく、また熱変形解析にも適用可能な有限要素法による解析⁽¹²³⁾を試みる。

3.6.1 実験装置と測定方法

実験に使用したホーニング盤は、ラジアルボール盤の主軸を往復用油圧シリンダで上下動するように改造したものである。ホーニングヘッドは油圧拡張式のものを使用し、ヘッドフローティング方式で実験を行った。図3.18に工作物を取り付けた実験装置の主要部を示す。上部の油圧シリンダに砥石拡張用ポンプの油圧が加わると、内部の油圧ピストン、押し棒およびホーンヘッド内部のテーパコーンが押し下げられ、砥石が拡張する。工作物は、位置決め用のポリメタクリル酸メチル（通称アクリル）製台座を介して、上下2枚のフランジにより上下方向に4本のボルトで固定されている。上側フランジの上部にあるクーラント供給フランジの内側4ヶ所には接線方向の流路を設けてあり、この流路からクーラントを供給することにより、工作物内周にわたる均一な冷却を行うことができるようになっている。下側フランジの下方は円筒で、2対のひずみゲージを貼り付けて

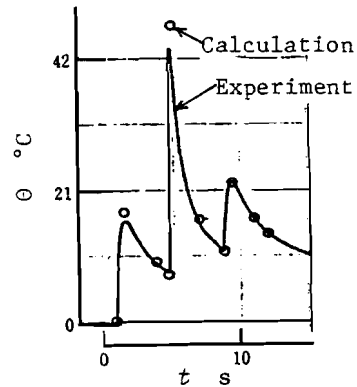


Fig.3.17 Temperature increase of workpiece
(x, y, z)=(100, 7, 37)mm

ホーニング中のトルクおよびスラストを測定する動力計として使用する。また、この内部を通過してクーラントは動力計下部からクーラントタンクへ還流する。

実験に使用した代表的な工作物、砥石およびホーニング条件をそれぞれ表 3.11 に示す。各種要因の影響を明らかにするために行った実験の条件はそれぞれ関連する項において示す。ホーニング時間は表 3.11 に示すように一定とした。一般に広く用いられている湿式だけでなく、乾式においても実験を行った。これは温度上昇が顕著な状態で熱変形現象を把握するためである。工作物の温度上昇を測定するため、図 3.19 に示すように工作物にあげた直径 1.5 mm の穴に直径 0.3 mm のコンスタンタン線を挿入し、工作物-コンスタンタン熱電対を用いた。コンスタンタン線は先端丸味半径約 40 μm に尖らせ、コイルバネで工作物に押し付けてある。温度測定は主として 12 点用の打点レコーダにより記録した。温度測定点の位置を表 3.12 に示す。

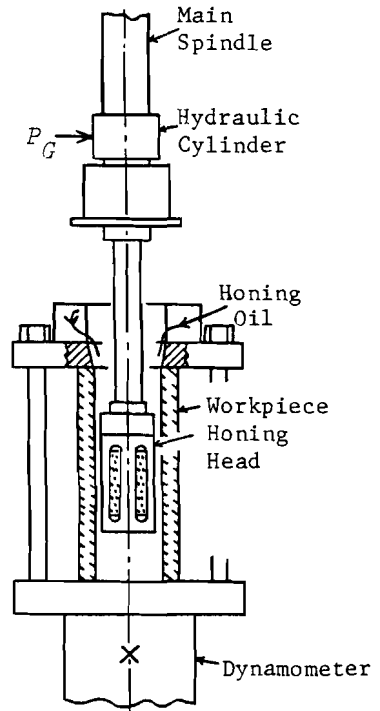


Fig.3.18 Schematic view of experimental set-up

3.6.2 工作物の温度上昇

ホーニング加工中の加工面近くの温度上昇を、連続的に記録した例を図 3.20 に示す。ホーニングヘッドの上下移動速度は 33 mm/s で、他の条件は表 3.11 に示す通りである。加工の初期においてはヘッドの上下動に相当する周期の温度変化が現われているが、主軸回転の影響はみられない。

また、時間とともに図 2.24 に示すホーニング抵抗の減少に対応して、温度変動の振幅が減少している。

ここで、変動を伴う温度上昇が、主として実験に用いた打点レコーダの離散的な記録値とどのように対応するかを検討するため、まず 3.3 節において展開した有限要素法による解析を行った。解析に用いた有限要素の分割を図 3.21 に示す。各要素は三角形断面の円環であり、熱源は砥石の上下動とともに移動する円環状の熱源 (図 2.27 参照) を用いた。熱源の強さは図 2.27 に示すように 1 t

Table 3.11 Standard conditions of experiment

Workpiece	Plain Carbon Steel (JIS;S45C), Stress Relief Annealing (600°C, 2 h), $2R_2=\phi 80$ mm, $2R_1=\phi 39\sim 40$ mm, $L_2=150$ mm
Honing Stone	Grain WA #150, Medium Hardness, Vitri-fied Bond, $l_s=60$ mm, $b_s=6$ mm, 4 Stones
Honing Conditions	Pressure of Pump Discharge for Stone Expansion $P_G=0.892$ MPa, Spindle Speed $N=158$ rpm, Traverse Speed $V_2=100$ mm/s, Over-run $l_0=20$ mm, Flow Rate of Honing Oil $\overline{q}_{ho}=0,2$ L/min, Honing Time 10 min

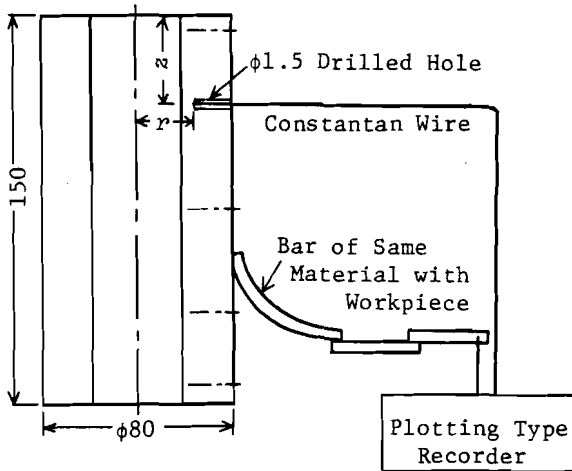


Fig. 3.19 Measuring method of temperature increase of workpiece

Table 3.12 Positions where temperature of workpiece is measured

r mm	φ	z mm
20	0°	5
20	0°	35
20	0°	75
20	0°	115
20	0°	145
20	30°	75
20	60°	75
25	90°	75
30	180°	75
35	270°	75

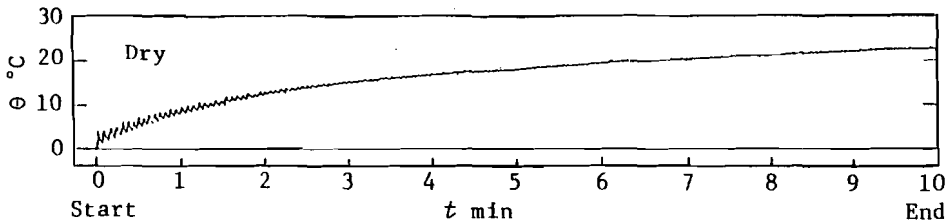


Fig. 3.20 Temperature increase of workpiece measured ($r=20$ mm, $z=75$ mm)
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm, $V_g=33$ mm/s, $l_0=20$ mm

ラバース中に変化させるとともに、図 2.24 に示すホーニング抵抗の減少に従って時間的にも変化させて解析した。計算において用いた工作物の条件を表 3.13 に、また他の解析をも含めた計算条件を表 3.14 に示す。数値解析の結果と打点レコーダに記録された測定結果を図 3.22 に示す。同図から、打点レコーダに記録される測定値は変動する温度の平均値になっていることがわかる。以上の結果から、本研究で取り扱う熱変形およびこれにもとづく加工精度を解析する上では、微細な温度変動よりも温度変動の平均値に着目する方がよいと考えられるので、上述の打点レコーダを用いて多数点の温度上昇を測定することとした。一例として図 3.23 に打点レコーダに記録された乾式ホーニングにおける温度上昇を示す。温度上昇を示すデータの勾配が時間とともに減少するのは、図 2.24 に示すようにホーニング抵抗が

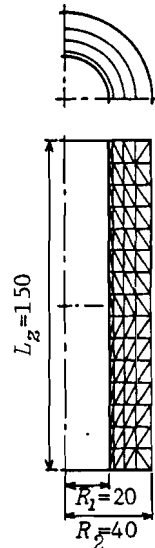


Fig. 3.21 Partition of workpiece into circular-ring elements (120 elements, 80 nodes)

Table 3.13 Parameter values for calculation

	λ_w W/(m·°C)	$c_w \rho_w$ kJ/(m ³ ·°C)	η_w 1/°C	R_w	V_z mm/s	α_{cm2} W/(m ² ·°C)
Workpiece (JIS;S45C)	53.5	3840	10.73×10^{-6}	0.983	100	14

Table 3.14 Conditions for calculation

Calculation No.	l_0 mm	α_{cm1} W/(m ² ·°C)	Remarks
(4)	20	0 Dry	Experiment No.11
(6)	0	0 Dry	
(7)	40	0 Dry	
(8)	20	250 Wet	
(9)	20	1498 Wet	
(10)	20	250 Wet	

$\bar{Q}_{ho}=2$ L/min
 $\bar{Q}_{gr}=2$ L/min
 $\bar{Q}_{ho}=2$ L/min,
 $\theta_{ho}=10^\circ\text{C}$

Experiment No.11; $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm,
 $V_z=100$ mm/s, $l_0=20$ mm

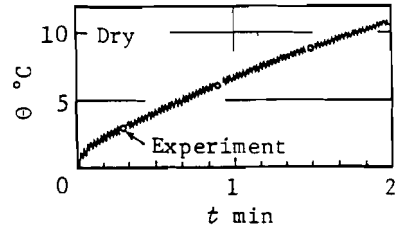


Fig.3.22 Temperature fluctuation due to passage of heat source (Model II, (4), ($r=21, z=75$) mm)

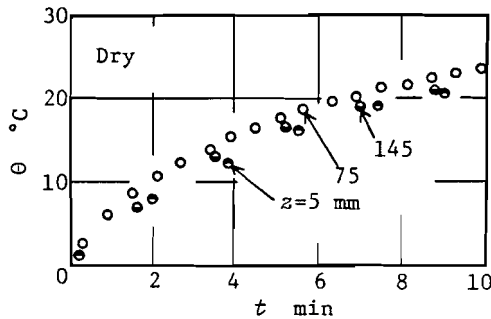


Fig.3.23 Example of temperature increase of workpiece measured
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm,
 $V_z=100$ mm/s, $l_0=20$ mm

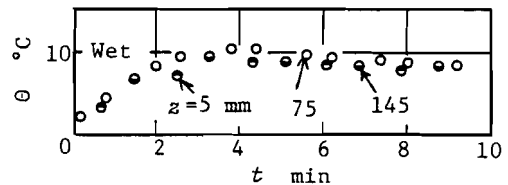


Fig.3.24 Example of temperature increase of workpiece measured ($\bar{Q}_{ho}=2$ L/min)
Honing conditions are same with those in Fig.3.23

減少することによるものと考えられる。図 3.24 には湿式ホーニングにおける温度上昇の測定例を示す。温度上昇の勾配は乾式の場合と同じ理由により、時間とともに減少している。

3.6.3 工作物の温度分布

工作物の温度分布を明らかにするため、表 3.12 の各点における温度上昇を測定するとともに、表 3.14 に示す条件において数値解析を行った。数値解析に用いたホーニング油の物性値と工作物内面の熱伝達係数を表 3.15 に示す。クーラントは穴の内面を重力により自然流下するとし、流下速度を式 (3.54) により、また熱伝達係数を平板の層流熱伝達式¹²⁴⁾ (3.55) により求めた。

Table 3.15 Material constants and calculating conditions of coolant

	ρ_f kg/m ³	μ_f mPa·s	λ_f W/(m·°C)	ν_f m ² /s	α_f m ² /s	U_m m/s	α_{cm1} W/(m ² ·°C)
Honing Oil	840	3.71	0.138	4.41×10 ⁻⁶	8.59×10 ⁻⁸	0.357	250
Grinding Coolant	998	1.01	0.599	1.01×10 ⁻⁶	14.33×10 ⁻⁸	0.584	1498

$$Q = 2 \text{ L/min}, l_u = 0.126 \text{ m}, L_z = 0.15 \text{ m}$$

$$U_m = \left(\frac{7}{24} \frac{\rho_f g \bar{Q}^2}{\mu_f l_u^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.54)$$

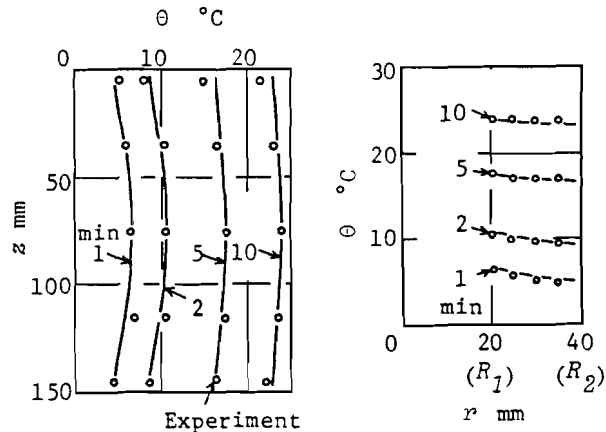
$$\alpha_{cm} = \frac{\lambda_f}{L_z} 0.664 \left(\frac{U_m L_z}{\nu_f} \right)^{0.5} \left(\frac{\nu_f}{\alpha_f} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.55)$$

乾式ホーニングにおける加工穴内面の境界条件は断熱と仮定した。なぜなら、穴内部の空気の熱容量が小さく、したがってこの空気の温度は工作物からの熱放出により工作物温度とほぼ同じ値を示すと考えられるからである。

これらの値を用いて数値解析を行った結果と実験値を図 3.25, 図 3.26 および図 3.27 に示す。乾式および湿式のいずれの実験においても、工作物の長手方向における中央 ($z = 75 \text{ mm}$) 部の温度上昇が高めになっている。上端に近い位置 ($z = 5 \text{ mm}$) の温度上昇が下端部 ($z = 145 \text{ mm}$) よりも若干小さい理由として、乾式ホーニングの場合は、下部の動力計部が密閉されているのに対し、工作物上端部からホーニングヘッドの上下動により室温の空気が流入することが考えられる。また湿式においては、上端部からクーラントを供給していることが理由として考えられる。 $z = 5 \text{ mm}$ における温度上昇は $z = 75 \text{ mm}$ における温度上昇に比べ、10 min 間のホーニング中、最大 2.5 °C の温度差が生じている。また、 $z = 145$

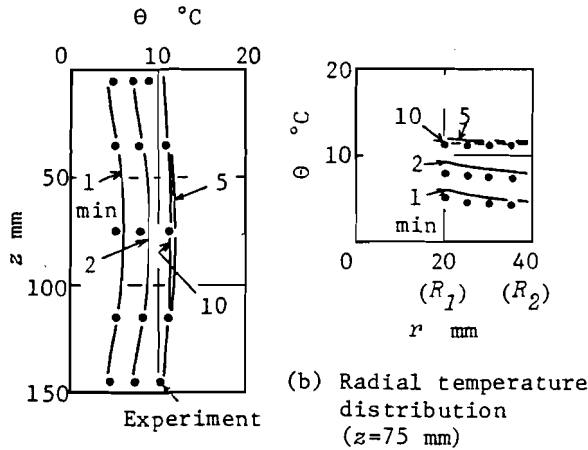
mm と $z = 75 \text{ mm}$ における温度差は最大 1.5 °C であったが、それ以外の部分においてはほとんど等温分布であると考えられる。半径方向の温度上昇は加工の進行とともに等温分布になることが明らかになった。さらに、工作物の円周方向には温度差は認められなかった。

砥石のオーバーラン l_o は経験的に砥石長さの $\frac{1}{3}$ 程度⁽²⁵⁾にすることが多い。これは加工



(a) Axial temperature distribution ($r=21 \text{ mm}$) (b) Radial temperature distribution ($z=75 \text{ mm}$)

Fig.3.25 Temperature distribution in workpiece (Heat source Model II, ④ dry honing)



(a) Axial temperature distribution
($r=21$ mm)

Fig.3.26 Temperature distribution in workpiece (Heat source Model II, ⑧ wet honing with honing oil)

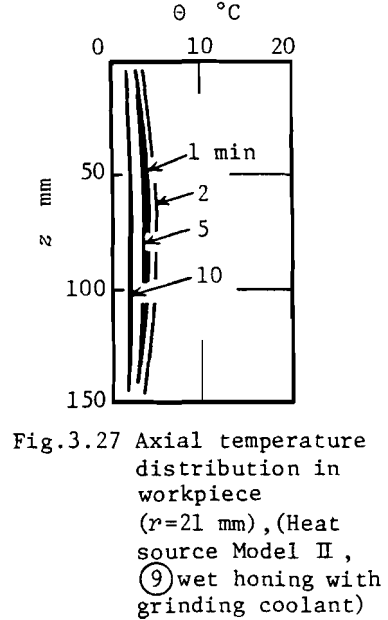


Fig.3.27 Axial temperature distribution in workpiece ($r=21$ mm), (Heat source Model II, ⑨ wet honing with grinding coolant)

穴真直度の観点から決定されるため、オーバーランを自由に変更することはできないが、ここでは工作物の温度分布に及ぼす影響を知るため $l_0 = 0, 40$ mm についても解析を行った。その結果を図 3.28 および図 3.29 に示す。図 3.25 の場合に比べると、図 3.28 においては工作物の長手方向中央部の温度上昇がより顕著になっている。これは図 2.27 の式 (2.67) および式 (2.69) で示される部分の熱源がなくなり、トラバース全域において式 (2.68) で示される熱源強さになるためである。また、図 3.28 に比べ図 3.29 における温度上昇は長手方向により均一な分布を示す。これは図 2.27 中の式 (2.67) および式 (2.69) で示される熱源がより長時間存在することによるものである。

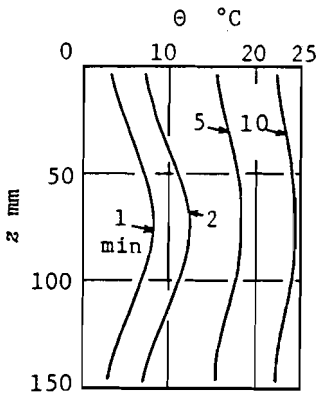


Fig.3.28 Axial temperature distribution in workpiece ($r=21$ mm), (Heat source Model II, ⑥ $l_0=0$ mm)

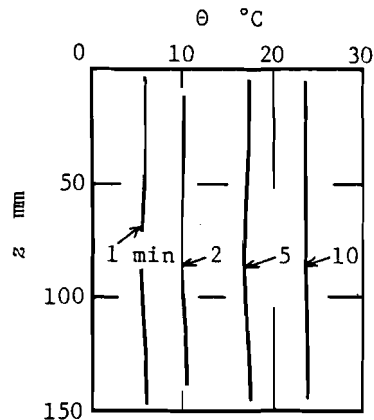


Fig.3.29 Axial temperature distribution in workpiece ($r=21$ mm), (Heat source Model II, ⑦ $l_0=40$ mm)

3.6.4 動作条件の影響

前項における検討の結果、常用される砥石オーバーランの条件下において工作物の温度上昇はほぼ等温的であることが明らかになった。そこで、工作物の長手方向5ヶ所における温度上昇を測定し、これらの平均値を用いて各種の条件が工作物温度上昇に及ぼす影響を明らかにする。本項においては、砥石拡張用ポンプ油圧、主軸回転数および砥石オーバーランを取り上げ、ホーニングにおける動作条件の影響を検討する。

動作条件の中でも砥石拡張用ポンプ油圧は砥粒の切込みに直接関係する重要な因子であると考えられる。そこで、種々の砥石拡張用ポンプ油圧のもとに実験を行い、工作物の加工終了時(10min)における温度上昇の平均値を求めた結果を図3.30(a)に示す。ポンプ油圧以外の実験条件は表3.11の通りである。同図(b)は加工に要した消費エネルギーを示している。消費エネルギーは実験中の測定時刻におけるトルクおよびスラストからホーニング抵抗を求め、ホーニング速度との積を時間積分して得たものである。ここでは、上記の測定時刻間のホーニング抵抗は直線的に変化すると考えた。図3.30(a)にみられるように、ポンプ油圧 P_G が増加すると工作物の平均温度上昇はほぼ直線的に増加する。乾式における実験値の一部に大きな値を示すものがあるが、これらはいずれもホーニング抵抗が時間とともに減少しなかった場合に得られたものである。これらの場合には、図3.30(b)における消費エネルギーも大きな値を示すが、ホーニング抵抗が時間とともに減少する場合には乾式および湿式ホーニングにおける消費エネルギーもポンプ油圧 P_G に対してほぼ直線的に増加する。

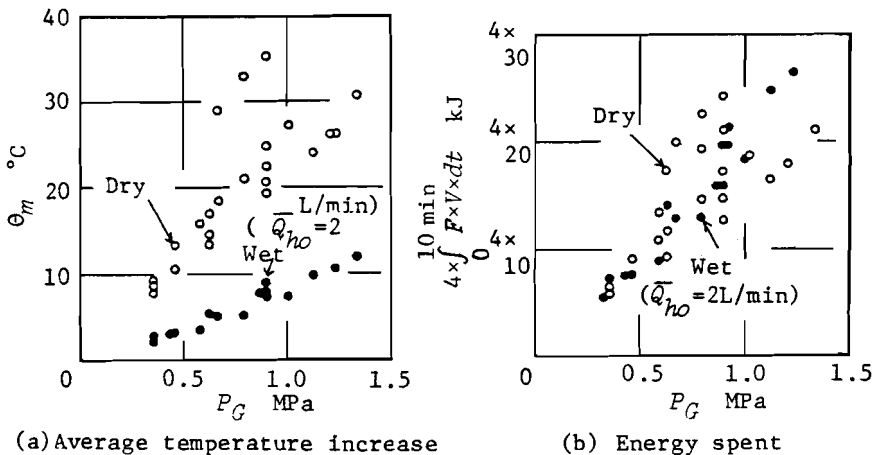


Fig.3.30 Effect of P_G at 10 min after start of honing
 $N=150$ rpm, $V_z=100$ mm/s, $l_0=20$ mm

最近試行されつつあるホーニング加工の高速化を実現させるためには、主軸回転数を増加させる必要がある。したがって、主軸回転数が工作物温度上昇に及ぼす影響を明らかにすることにより、高速ホーニングを実施する際の熱変形にもとづく加工精度を検討するために重要な知見が得られると考えられる。そこで、表3.11の実験条件のうち、主軸回転数のみを変えて実験を行った結果を図3.31に示す。乾式においては、主軸回転数の増加とともにホーニング速度が速くなるため、工作物

の温度上昇がほぼ直線的に増加する。湿式ホーニングにおいては、この傾向は乾式の場合に比べ顕著でない。これは、ホーニング速度が増加するとともに、砥石前方のクーラントが工作物に対してより高速度で移動し、加工面における熱伝達係数の増加がホーニング速度増加による温度上昇の効果を打ち消す傾向を有するためであると考えられる。

前項においても述べたように、砥石のオーバーラン l_0 は加工穴の真直度に支配的な影響を及ぼす因子であるため、オーバーランを自由に変更することはできない。ここでは、工作物の温度上昇を求め加工精度に及ぼす影響を明らかにするため、表 3.11 の実験条件のうち、砥石オーバーランのみを変えて実験を行った結果を図 3.32 に示す。オーバーランの増加とともに、乾式および湿式のいずれにおいても、工作物の温度上昇が増加している。研井ら¹²⁶⁾の研究からも明らかなように、オーバーランした砥石部分はその弾性変形が回復し、この回復量が工作物への砥石再貫入時に砥石をドレッシングする効果を有する。オーバーランが増加すると弾性変形が回復する砥石部分の長さが増加し、

上述のドレッシング効果が増大するため砥石面の自生作用が促進される。その結果、ホーニング抵抗が増加することにより工作物の温度上昇が増加することになるものと考えられる。前項に示した図 3.28 および図 3.29 における 10 min 時の平均温度上昇は図 3.32 の値と異なっているが、これは図 3.28 および図 3.29 の解析においてはオーバーランにもとづく工作物軸方向の温度分布形状に注目することとし、図 3.25 の場合（砥石オーバーラン 20 mm）に得られたホーニング抵抗を用いたことによるものである。

3.6.5 工作物条件の影響

工作物のなかには、6.4 節で取り上げるフィン付エンジンシリンダのように、その一部が薄肉となっているものがある。また、小物の工作物の中には全体が薄肉となっているものが多い。このよ

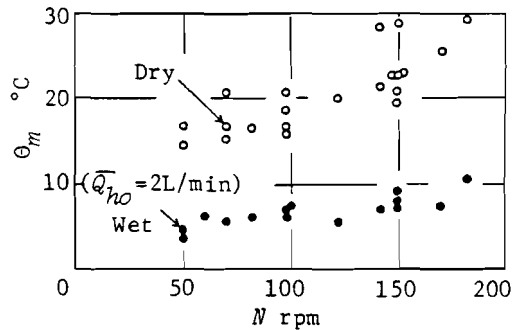


Fig.3.31 Effect of N upon θ_m at 10 min after start of honing
 $P_G=0.892$ MPa, $V_Z=100$ mm, $l_0=20$ mm

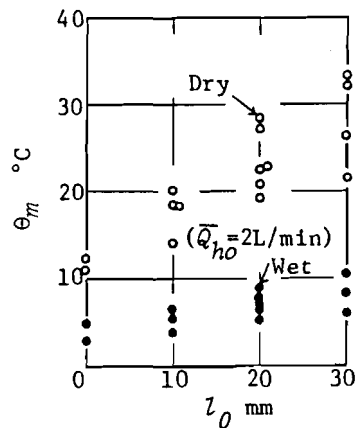


Fig.3.32 Effect of l_0 upon θ_m at 10 min after start of honing
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm, $V_Z=100$ mm/s

うな工作物は短時間でホーニングを終了することが多いが、厚肉の工作物に比べその熱容量が小さいため、短時間のホーニングであっても温度上昇が小さいかどうかは明らかでない。

本項では、工作物の熱容量が温度上昇に及ぼす影響を検討する。表3.16に示すように肉厚の異なる工作物およびアルミ製工作物を用いて実験を行った。実験の結果を図3.33

Table 3.16 Heat capacity and thickness of workpiece

	Plain Carbon Steel (JIS;S45C)				Aluminium Alloy (JIS;A5056)
	φ80	φ60	φ50	φ45	φ80
Outer Diameter mm	φ80	φ60	φ50	φ45	φ80
Thickness mm	20	10	5.4	2.9	20
Heat Capacity kJ/°C	2.17	0.91	0.43	0.22	1.35

および図3.34に示す。図3.33に示すように、乾式においては肉厚が薄いほど温度上昇が高くなる。また、湿式ホーニングにおいては図3.34(a)より明らかなように、厚肉の工作物では熱容量が大きいいため、その温度上昇 θ_m は時間とともに緩やかに増加する。他方、薄肉の工作物では熱容量が小さいため、ホーニング開始の直後から急速に温度上昇することがわかる。

アルミ製工作物において得られたホーニング抵抗は切削中ほぼ一定であった。S45C鋼製工作物の場合における抵抗は加工初期にほぼ一定値を示すが、3~5minの間において減少したあと一定値になる。そこで、S45C鋼の場合においてホーニング抵抗がほぼ一定である加工初期の温度上昇とアルミ製工作物の温度上昇を比較することにする。アルミ製工作物はS45C鋼製工作物に比べて比切削抵抗が小さいため、0~2min間の加工に要した消費エネルギーはS45C鋼の場合の75~80%であった。そこで、消費エネルギーがS45C鋼の場合のそれと同一であったと考えて、アルミ製工作

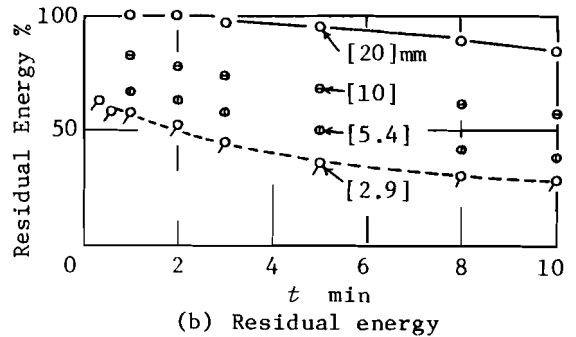
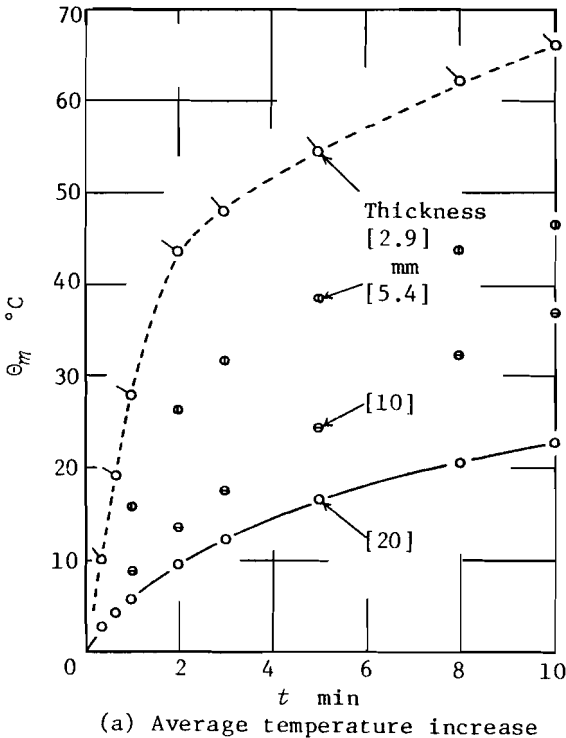


Fig.3.33 Effect of thickness of workpiece (Dry honing)

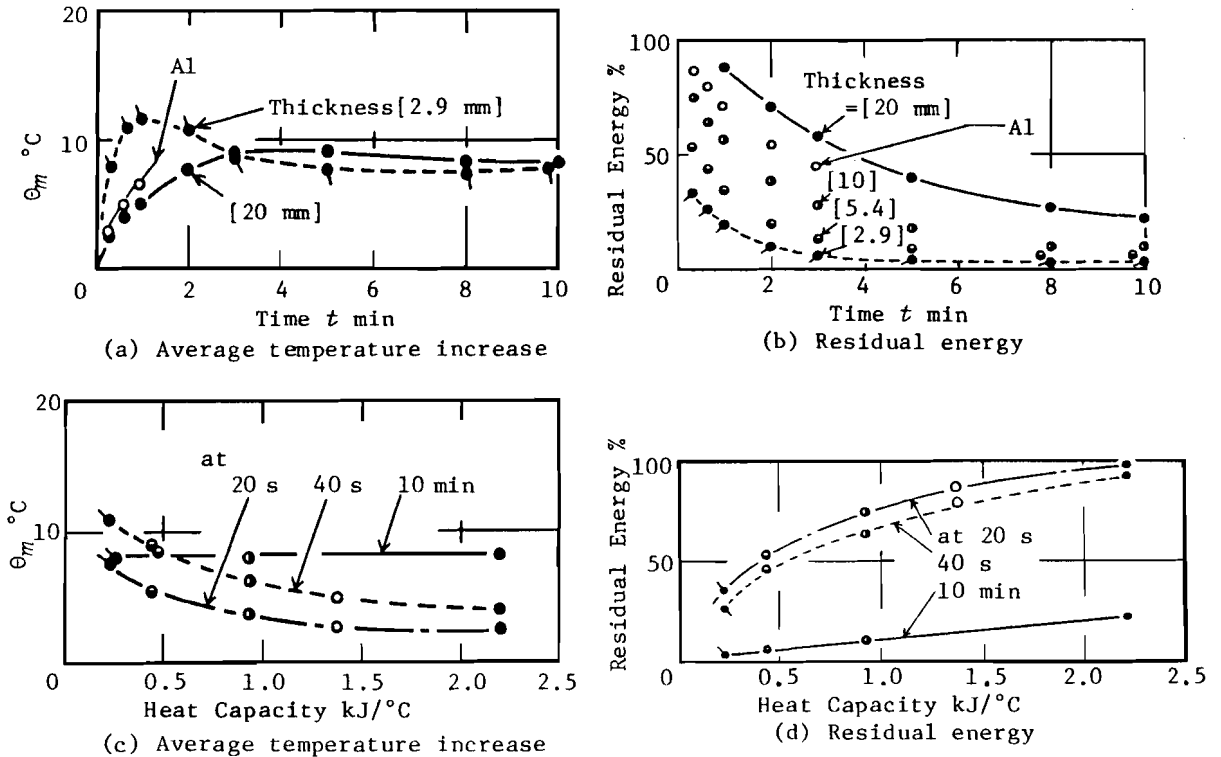


Fig.3.34 Effect of thickness and heat capacity of workpiece (Wet honing $\bar{Q}_{h0}=2$ L/min)

物の温度上昇を補正した値を図 3.34(a)中に示す。アルミ製工作物の熱容量は同一寸法の S 45 C 鋼製工作物の約 62% であることから、S 45 C の場合に比べてより急激な温度上昇を示すことがわかる。

図 3.34(b) に工作物の残留エネルギー割合を示す。同一材質の S 45 C 鋼製工作物の場合においては、熱容量が小さい薄肉工作物ほどホーニングの全工程において残留エネルギー割合が小さく、冷却効果が大きいことがわかる。また、S 45 C 鋼製工作物と同一の寸法形状を有するアルミ製工作物を比較すると、アルミ製工作物ではその材料特性によって熱容量が小さいため、同様な効果が現われている。すなわち、熱容量が小さい工作物は冷却効果が大きい、加工初期に急速な温度上昇を示すという特徴があると考えられる。

以上に述べた図 3.34(a) および同図(b)の結果を、熱容量に注目して整理しなおした結果を同図(c) および(d)に示す。同図から、工作物の肉厚もしくは材質の相違による温度上昇傾向の差は、熱容量の差によるものであるとの統一的解釈が成立すると考えられる。

図 3.34(a)において、3 min 以後の温度上昇は肉厚によらずほぼ同一の値を示す。この際、0 ~ 10 min 間の消費エネルギーは肉厚 2.9 mm の工作物では 4×16.51 kJ (4×1684 kgf · m)、また肉厚 20 mm の工作物では 4×19.18 kJ (4×1956 kgf · m) である。肉厚 2.9 mm の場合の消費エネルギーが肉厚 20 mm の場合と同一であったと考えて補正を行うと、肉厚 2.9 mm の工作物温度上昇は肉厚 20 mm のそれに比べ約 1°C 高くなるにすぎない。すなわち、前述のように 3 min 以後の工作物温度上昇は表 3.16 の肉厚

の範囲では、肉厚によらずほぼ同一の値を示す。これはホーニング油の冷却効果（；工作物の単位体積当りの放出熱量）にもとづく温度上昇の抑制と同一保有熱量に対して熱容量の差にもとづく温度上昇との二つの要因がバランスすることによるものと考えられる。

3.6.6 工具条件の影響

本項においては、工具であるホーニング砥石の性質が工作物の温度上昇に及ぼす影響を明らかにする。使用する砥石の粒度のみが異なる場合（5種類）、結合度のみが異なる場合（6種類）および充填処理のみが異なる場合（3種類）の3つのグループについて実験を行った。それ以外の条件は表 3.11 と同一である。これらのパラメータは砥石の自生作用にも大きな影響を及ぼすと考えられるので、温度上昇だけでなく砥石減耗および研削比についても検討を行った。砥石減耗は図 3.35 に示す寸法 l_{t1} および l_{t2} を砥石 4 本について測定し、実験前後の寸法差の平均値から求めた。

砥粒の粒度が #500～#80 の範囲にある 5 種類の砥石について行った実験結果を図 3.36 に示す。粒度が #80～#220 の範囲では、#150 における工作物の温度上昇が低くなっ

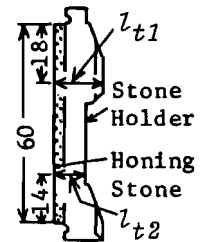
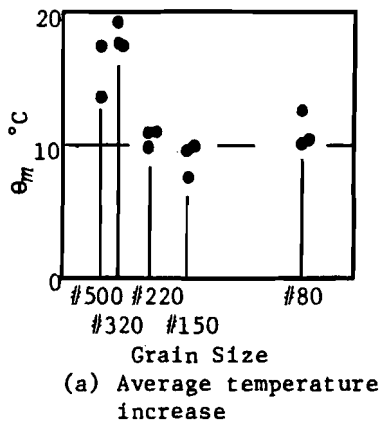
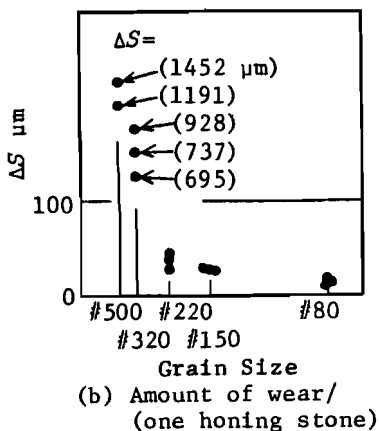


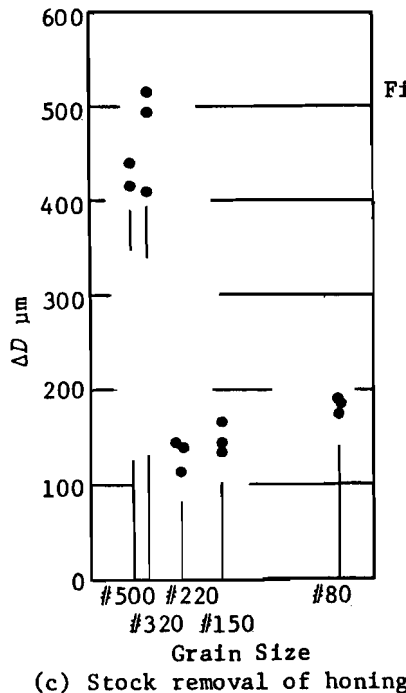
Fig.3.35 Measurement of amount of wear of honing stone



(a) Average temperature increase



(b) Amount of wear/ (one honing stone)



(c) Stock removal of honing

Fig.3.36 Effect of grain size upon honing parameters at 10 min after start of honing
Honing stone;WA,medium hardness,non-filled treatment

ているが、#80、#220との差は小さい。これに比べ、細粒の#320砥石において高い温度上昇がみられるが、さらに細粒の#500では#320の場合に比べ温度上昇はやや低い値を示す。加工に要した消費エネルギーは同図(a)に示す温度上昇と同一の傾向を示す。前述の工作物温度上昇は、図3.36(a)および同図(c)の比較から明らかなように、おおむねホーニング量と同様な傾向を示す。

また、粒度が#320および#500において温度上昇が高くなっている。これは図3.36(b)および同図(c)からも明らかなように活発な自生作用が生じているためで、これらの条件下ではつねに鋭利な切刃が切削を行い、ホーニングの全行程において大きな抵抗が持続し、消費エネルギーが増加する¹²⁷⁾ことによるものと考えられる。#500における一部の試験では、実験開始後6分30秒で砥石接着面が露出し、実験を中断せざるを得なかった。また、研削比は砥粒が細くなる程小さくなる。

つぎに、砥石結合度が極軟から極々硬の範囲にある6種類の砥石について行った実験結果を図3.37に示す。結合度が極々硬から中へと変わるとともに工作物温度上昇は緩やかに減少するが、軟の砥石の場合に急に増加する。さらに、極軟の砥石では、軟の場合と同程度の温度上昇を示している。この傾向は同図(c)に示すホーニング量と同一の傾向となっている。結合度が軟および極軟の場合の温度上昇が大きいのは、同図(b)にみられるように自生作用の活発化および砥粒の脱落が多くなり、つねに鋭利な切刃が切削を行うためと考えられる。研削比は結合度が軟らかいほど小さくなる。

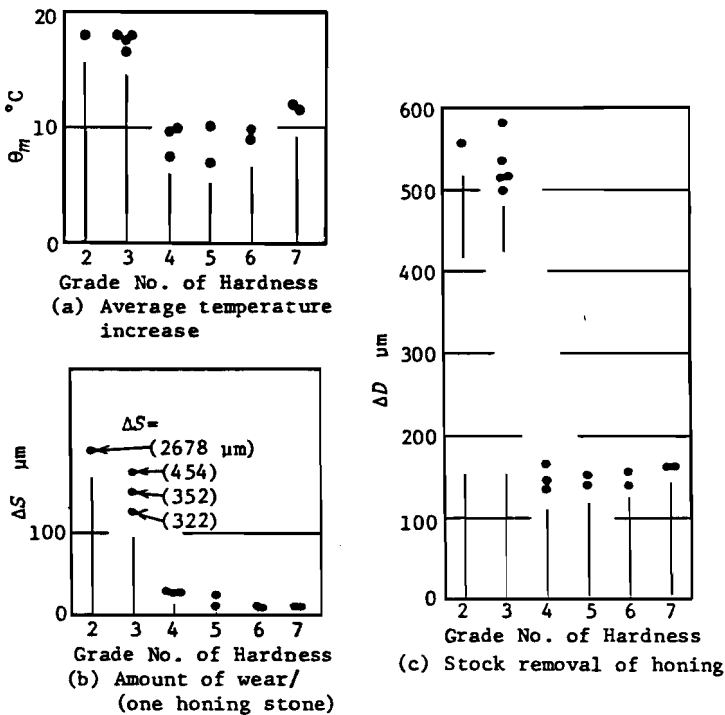


Fig.3.37 Effect of hardness upon honing parameters at 10 min after start of honing
Honing stone ;WA,#150,non-filled treatment

Grade No.	2	3	4	5	6	7
Hardness	More Soft	Soft	Medium	Hard	More Hard	Most Hard

さらに、砥石への充填処理の影響を明らかにするため、WA砥粒・#150・結合度中の無処理、硫黄充填およびパラフィン充填の砥石3種類について行った実験の結果を図3.38に示す。工作物の温度上昇、ホーニング量および砥石減耗はパラフィン充填砥石の場合が最も大きく、ついで硫黄充填砥石・無処理砥石の順に小さくなる。パラフィン充填砥石においては、砥石の目づまりはほとんど見られなかった。硫黄充填砥石では無処理砥石に比べホーニング量は大きい、硫黄の補強効果¹²⁸⁾などにより砥石減耗は増加しない。このため、研削比は硫黄充填砥石の場合が最も大きい。

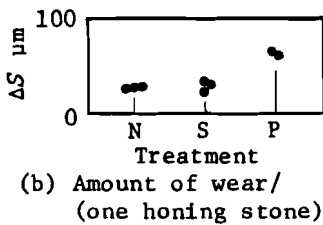
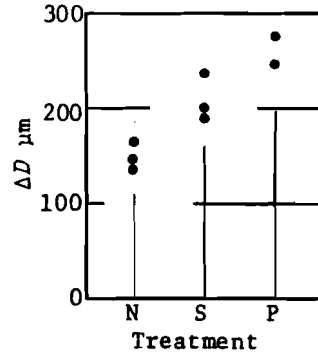
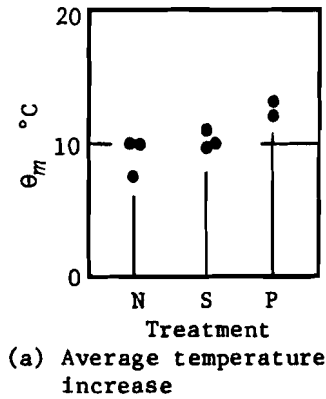


Fig.3.38 Effect of filling-up material of honing stone upon honing parameters at 10 min after start of honing

Honing stone;WA,#150,medium hardness

Material	Non	Sulphur	Paraffin
Symbol	N	S	P

3.6.7 環境条件の影響

本項では、ホーニングにおける環境条件としてクーラントを取り上げ、クーラントの冷却効果について検討を行う。表3.11に示す条件のうち、クーラントの流量、種類およびクーラント温度による影響について述べる。

クーラントの種類と流量が異なる条件下での工作物温度上昇を図3.39に示す。クーラントにはホーニング油および研削油を用いた。ホーニング油は不水溶性JIS2種15号に分類される鉄合金用(富士ホーニング工業製C-3)油を灯油で倍量に希釈したもの、また研削油は水溶性JISW2種1号に分類されるユシロケン水を水で80倍に希釈したものをを用いた。いずれのクーラントを使用した場合にも、流量の増加とともに工作物温度上昇は指数関数的に減少する。ホーニング油では1.4L/min、研削油では1L/minの流量で冷却効果が飽和する。これらクーラントの物性値は表3.15のと

おりであり、研削油は水とほとんど同じ物性値を有するため十分な冷却効果が現れている。つぎに、冷却効果をクーラントの温度上昇から検討するため、クーラントの出口温度と入口温度との差を実験により求めた結果を図3.40に示す。同図(a)は、ホーニング油を使用した湿式ホーニングにおける加工中のクーラント温度差の時間的変化を示したものである。図2.24に示したように加工開始の直後からホーニング抵抗が大きな値を示すことに比べ、 $\Delta\theta$ は緩やかに上昇している。加工終了時(10 min)における $\Delta\theta$ の急激な減少は、加工領域からホーニング油への直接的な熱移動がなくなることによるものであり、それ以後の緩やかな減少はすでに温度上昇している工作物からの熱移動によるものと考えられる。 $\Delta\theta$ の急激な減少が温度差の50%程度でしかないこと、および加工開始時における $\Delta\theta$ の緩やかな上昇をも考慮すると、加工により発生する熱は加工領域からクーラントへ直接的に移動するだけでなく、工作物に流入したのち工作物からクーラントへ間接的に放出される割合がかなり多いことがわかる。これは加工領域への冷却油の侵入が十分でないことによるものと考えられる。

図3.40(b)はホーニング油を用いた場合および研削油を用いた場合における上述の温度差を比較したものである。図3.39に示したように、研削油を用いた場合の工作物温度上昇はホーニング油を用いた場合に比べ小さいことから、前者の方がクーラントへの移動熱量が大きいことになる。しかし図3.40(b)から明らかなように研削油の出口・入口温度差がホーニング油に比べて小さいのは、研削油が水とほとんど同一の物性値を有し、ホーニング油に比べて熱容量が大きいことによるものと考えられる。

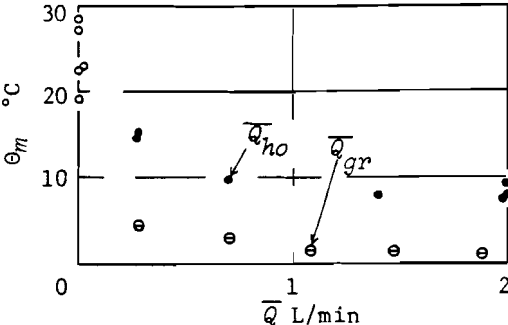
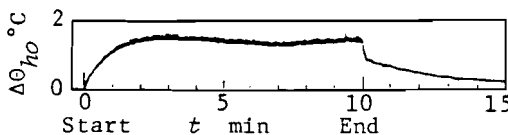
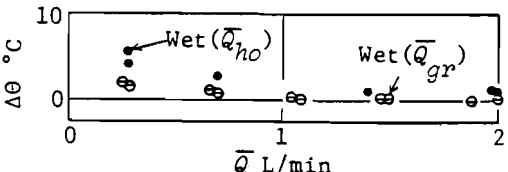


Fig.3.39 Effect of \bar{Q}_{ho} and \bar{Q}_{gr} upon θ_m at 10 min after start of honing
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm, $V_z=100$ mm/s, $L_0=20$ mm



(a) Change of temperature difference
 $P_G=1.078$ MPa, $\bar{Q}_{ho}=2$ L/min



(b) Temperature difference at 10 min after start of honing

Fig.3.40 Temperature difference of coolant at outlet and inlet
Honing conditions are same as Fig.3.39

3.6.8 工作物残留エネルギーの割合

本節の前項までにおいては、工作物の温度上昇および温度分布の様子を明らかにし、またホーニングにおける各種の条件が工作物温度上昇に及ぼす影響を検討した。しかし、各実験において自生作用などにもとづく切削状態を同一とすることが非常に困難であるため、得られるホーニング抵抗の値は同一ホーニング条件下においても必ずしも同一ではなかった。すなわち、一部の実験においては図2.24の傾向と異なり抵抗値が減少しないものが見られた。したがって、加工精度に及ぼす熱変形現象の機構を明らかにするため、その基本である温度上昇の効果を統一的に理解するには、前項までに行った各種パラメータの影響を検討するだけでは十分でないと考えられる。

そこで、本項では各種の条件下における冷却状態について統一的な知見を得るため、砥石拡張用ポンプ油圧、主軸回転数、砥石オーバーランおよびクーラントの種類と流量が異なる場合の全ての実験について、加工終了時（10 min）における工作物温度上昇と消費エネルギーの関係を整理し図3.41に示す。同図中の工作物残留エネルギーの割合は、加工に要した消費エネルギーに対する工作物残留エネルギーの百分率で表わしてある。消費エネルギーは（ホーニング抵抗×ホーニング速度）を加工時間で積分して求めた。

工作物残留エネルギーは

（工作物の長さ方向5ヶ所における温度上昇の平均値×工作物熱容量）とした。同図から明らかなように、砥石拡張用ポンプ油圧などの加工条件およびホーニング抵抗が時間的に減少した場合もしくは減少しなかった場合など砥石の切れ味にも関係なく、工作物の温度上昇と消費エネルギーの関係は冷却条件のみにより決定されることがわかる。工作物残留

エネルギーの割合は乾式では81%であり、ホーニング油を使用した湿式では22%まで、研削油を使用した湿式では4%まで減少させることができる。

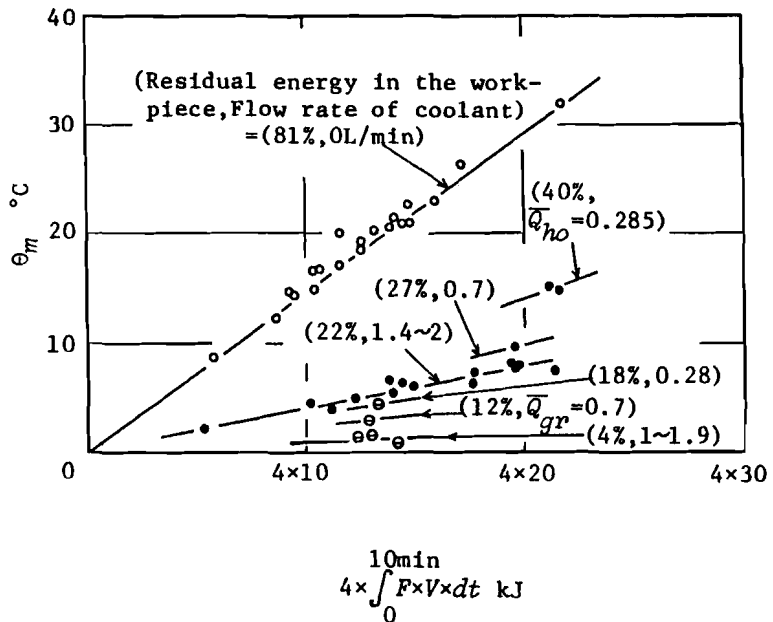


Fig.3.41 Average temperature increase of workpiece and energy spent at 10 min after start of honing

さて、工作物残留エネルギーの割合が加工時間とともにどの様に变化するかを、表3.14の条件について数値解析した結果と実験値を比較して図3.42に示す。乾式(④)においては、解析結果と実験値がよく一致している。ホーニング油を使用した湿式(⑧)および研削油を使用した湿式(⑨)においては、いずれも実験値が解析結果より小さくなっている。これは3.6.4項の主軸回転数による影響について述べたように、クーラントが重力に

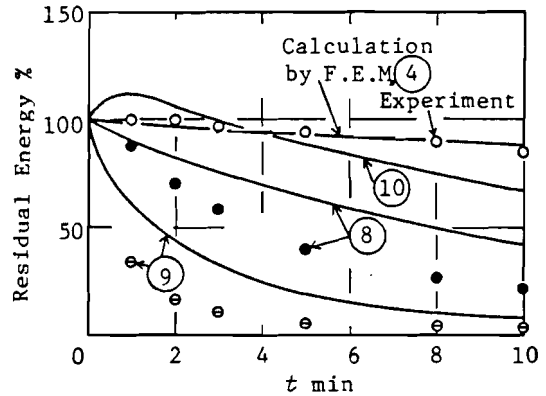


Fig.3.42 Residual energy in workpiece
Conditions for calculation No.
④~⑩ are shown in Table 3.14

より流下すると仮定した数値解析の場合に比べ、実際にはクーラントが砥石の回転により攪拌され、より大きな熱伝達係数を有するためと考えられる。また、すでに述べたように、冷却能力が大きい研削油の場合は加工の初期から非常に大きな冷却効果が現われている。これに対してホーニング油を使用した湿式ホーニングでは、短時間(例えば1min以内)の加工においてはむしろ乾式に近い冷却効果しかなく、冷却よりも洗浄による生産能率向上を目的とする加工であると言える。表3.14に示すように、⑩はホーニング油の温度が室温に比べ10°C高い場合の結果である。加工初期には、加工熱だけでなくホーニング油から工作物への熱移動があるため、乾式の場合よりも残留エネルギー割合が大きい。また、その後も十分な冷却効果が得られないことがわかる。

3.7 結 言

本章においては、第2章で求めた熱源強さをもとにして、工作物および工具の温度上昇を理論解析または数値解析するとともに、これらの結果と実験値の比較検討を行った。本章における結論は以下のように要約できる。

(1) 熱変形解析および加工精度解析の基本となる工作物および工具の温度上昇を解析する手法の特徴ならびに適用方法の問題点を明らかにした。

厳密解を求める理論解析法は急激な温度変化を解析する場合には有効であるが、物体の形状および境界条件が単純な場合に限られる。また、熱源が断続的に多数回にわたって加えられる場合には、理論解を計算することは時間および費用の面から考えて現実的ではない。

解析対象の形状、境界条件ならびに熱源が複雑である場合には、理論解析法の欠点を補う方法として、差分法もしくは有限要素法を活用することが有効であると考えられる。この方法は比較的容易に、しかも物体全体の温度上昇を解析することができる。

(2) (1)の解析方法を適用して工作物および工具の温度上昇を求めた結果、実験値とよい一致を見た。このことから第2章における熱源の同定方法が妥当であることが確認された。

第4章 熱変形の解析

4.1 緒言

温度上昇の解析結果にもとづいて加工系の熱変形を解析することは、加工精度への影響を明らかにする上で必須の課題である。

加工系の3要素である工作機械、工作物および工具の熱変形が加工精度に及ぼす影響を解明する必要性は、かなり以前から認識されてきた。これら3要素のうち工作機械の熱変形に関する研究¹²⁹⁾～¹³⁶⁾は近年精力的に実施され、解析精度の向上を除けば当初の目的をほぼ達成したものと考えられる。

他方、工作物および工具の熱変形は常に同時に現われる現象であり、また弾性変形を伴うことから、それぞれを単独に測定することは容易でない。しかも、加工精度を解析するとき問題となるのは、主として加工領域における工作物および工具の熱変形である。加工領域には工具および切りくずなどが存在し、場合によっては工作物内部に加工領域があるなど熱変形の直接測定を阻害する環境にある。

このような事情を反映して、理論解析ならびに実験が多く行われてきた。¹³⁷⁾しかし、理論結果の妥当性を評価するための実験は、大部分が工具や工作物の熱変形を総合した形で取り扱っていた。熱変形のより詳細な検討を進めるには、工具、工作物のそれぞれについて理論と実験の対応を調べることが極めて重要と考えられる。

本章では、工作物および工具を主対象として、加工熱にもとづく熱変形量を求めるため理論解析による方法、理論解析と実験解析を併用する方法を検討し、同時に加工領域を含めた熱変形量を実験的に解析する方法について考察する。また、これらの方法をドリル加工、平面研削加工およびホーニング加工に適用した結果について考察する。

4.2 理論解析

4.2.1 熱弾性運動方程式

本項では、円柱座標系の熱変形量を求めるため、通常の応力に熱応力を加味した熱弾性運動方程式¹³⁸⁾を導入する。後述の加工問題への応用を考慮して、物体の温度分布は角度に無関係であると仮定する。また、熱衝撃のような急激な温度変化がない場合を取り扱うことから、軸方向の温度勾配にもとづく半径方向変位への影響は無視し得るものとする。すなわち、物体の温度分布は半径の関数とすると、応力とひずみとの関係は次式により表わされる。

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_{rr} &= \frac{E}{(1+\nu)} \left\{ \frac{1-\nu}{1-2\nu} \frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\nu}{1-2\nu} \left(\frac{u_r}{r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) \right\} - \frac{E}{(1-2\nu)} \eta \theta \\
 \sigma_{\varphi\varphi} &= \frac{E}{(1+\nu)} \left\{ \frac{1-\nu}{1-2\nu} \frac{u_r}{r} + \frac{\nu}{1-2\nu} \left(\frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) \right\} - \frac{E}{(1-2\nu)} \eta \theta \\
 \sigma_{zz} &= \frac{E}{(1+\nu)} \left\{ \frac{1-\nu}{1-2\nu} \frac{\partial u_z}{\partial z} + \frac{\nu}{1-2\nu} \left(\frac{\partial u_r}{\partial r} + \frac{u_r}{r} \right) \right\} - \frac{E}{(1-2\nu)} \eta \theta \\
 \sigma_{rz} &= 0
 \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

また、応力成分によるつり合方程式は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} &= 0 \\
 \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} &= 0
 \end{aligned} \right\} \quad (4.2)$$

上の式 (4.2) に式 (4.1) を代入すると、次の熱弾性運動方程式が得られる。

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{d^2 u_r}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du_r}{dr} - \frac{u_r}{r^2} &= \frac{1+\nu}{1-\nu} \eta \frac{d\theta}{dr} \\
 \frac{d^2 u_z}{dz^2} &= 0
 \end{aligned} \right\} \quad (4.3)$$

4.2.2 変位と境界条件

前項において導入された熱弾性運動方程式(4.3)は、変位成分により表示されているので式 (4.3) を境界条件のもとで解くと、求めたい変位が得られることになる。式 (4.3) は次のように変形できる。

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{d}{dr} \left\{ \frac{1}{r} \frac{d(ru_r)}{dr} \right\} &= \frac{1+\nu}{1-\nu} \eta \frac{d\theta}{dr} \\
 \frac{d^2 u_z}{dz^2} &= 0
 \end{aligned} \right\} \quad (4.4)$$

上式を積分すると、変位は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned}
 u_r &= \frac{1+\nu}{1-\nu} \cdot \frac{\eta}{r} \int \frac{r}{2} \theta r dr + k_1 r + \frac{k_2}{r} \\
 \frac{du_z}{dz} &= \text{const} = k_z
 \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

式 (4.5) に現われる積分定数 k_1, k_2 および k_z を決定するため、以下の境界条件が与えられるものとする。

$$\left. \begin{aligned} r = \frac{d}{2}, \frac{D}{2} \text{ において} \quad \sigma_{rr} &= 0 \\ 2\pi \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \sigma_{zz} r dr &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (4.6)$$

式(4.6)の第1式は半径方向に外力が作用していないことを、第2式は軸方向に外力が作用していないことを表わしている。式(4.5)の第1式を式(4.1)に代入すると、次式が得られる。

$$\sigma_{rr} = \frac{E}{1+\nu} \left(-\frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{\eta}{r^2} \int_{\frac{d}{2}}^r \theta r dr + \frac{k_1}{1-2\nu} - \frac{k_2}{r^2} + \frac{\nu}{1-2\nu} k_z \right) \quad (4.7)$$

この式に式(4.6)の第1式で表わされる境界条件を適用して、 k_1 および k_2 を求める。

$$\left. \begin{aligned} k_1 &= \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{1-\nu} \frac{\eta}{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr - \nu k_z \\ k_2 &= \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} \cdot \frac{\eta \left(\frac{d}{2}\right)^2}{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

上式の k_z を求めるため、式(4.5)を用いて式(4.1)から次式を得る。

$$\sigma_{zz} = k_z E - \frac{\eta E \theta}{1-\nu} + \frac{2\nu \eta E}{(1-\nu) \left\{ \left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2 \right\}} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr \quad (4.9)$$

式(4.9)を式(4.6)の第2式に代入すると、 k_z は次式により求められる。

$$k_z = \frac{2\eta}{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr \quad (4.10)$$

以上、半径方向の変位は次式から求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} u_r &= \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{\eta}{r} \int_{\frac{d}{2}}^r \theta r dr + k_1 r + \frac{k_2}{r} \\ k_1 &= \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1-\nu)} \frac{\eta}{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr - \nu k_z \\ k_2 &= \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} \frac{\eta \left(\frac{d}{2}\right)^2}{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr \\ k_z &= \frac{2\eta}{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} \theta r dr \end{aligned} \right\} \quad (4.11)$$

4.3 ドリル加工における熱変形

本節においては、前章で得られた温度分布の解析結果を用いて、熱変形を理論的に解析する¹³⁹⁾方法について述べる。後の4.5節において示すように、熱変形を実験的に求める方法は、超アンバ合金が低い熱膨張特性を示す $-110^{\circ}\text{C} \sim 230^{\circ}\text{C}$ の温度範囲に対してのみ有効である。熱変形量を実験的に求めなかったのは、本節で取り上げるドリル加工においては、図3.10～3.13に示すように温度がこの範囲をこえる可能性があるためである。

4.3.1 工具の熱膨張

工具であるドリルの温度が上昇するとその直径が増加し、加工穴は予定寸法より大きくなる。熱変形によりドリルは長手方向にも膨張するが、加工精度にとってより重要な因子は半径方向の膨張である。ドリルの主な熱源は主切刃とチゼル刃であるが、ドリルにはバックテーパが付いており、加工精度を支配する熱膨張量は切刃部の半径方向熱膨張量であると考えられる。式(3.45)で表わされる温度上昇により、図2.6に示す扇形断面柱の半径は ΔR_o だけ増加する。この半径増加分を自由膨張と仮定して求めると、式(3.45)の温度上昇から次式を得ることができる。

$$\Delta R_o = \int_0^{R_o} \eta_d \theta_d(r, 0, 0, t) dr \quad (4.12)$$

式(4.12)で表わされる扇形断面柱の半径増加分と加工精度を支配する切刃部の半径方向熱膨張量 ΔR_d は図4.1に示す関係になっている。したがって、次式の関係が成立する。

$$\begin{aligned} \Delta R_d &= \frac{\sin \frac{\beta_p}{2}}{\cos \beta_w} \cdot \Delta R_o \\ &= \frac{\sin \frac{\beta_p}{2}}{\cos \beta_w} \int_0^{R_o} \eta_d \theta_d(r, 0, 0, t) dr \\ &= \frac{\sin \frac{\beta_p}{2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{w'}{D_d}\right)^2}} \\ &\quad \cdot \int_0^{R_o} \eta_d \theta_d(r, 0, 0, t) dr \end{aligned} \quad (4.13)$$

グリーン関数にもとづく温度上昇式(3.45)を用いて、式(4.13)の計算を行った結果の一例を図4.2に示す。同図において、工作物上端における熱膨張量が零となっていないのはドリル中心部が工作物を切削し始めてから、主切刃外周部が軸方向の距離零の位置

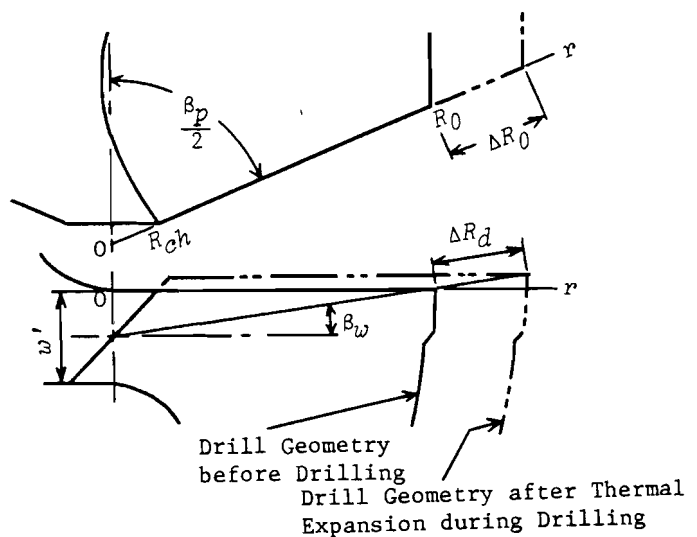


Fig.4.1 Thermal expansion ΔR_d of drill edge

に到達するまでに切削熱が発生し、それによってドリルが熱膨張するためである。ドリルの熱膨張係数としては表 3.6 の値を用いた。

4.3.2 工作物の熱変形

ドリル加工時の切削熱により、工作物もまた熱変形を生じる。工作物においても、加工穴の寸法および形状精度に支配的であるのは半径方向の熱変形である。いま、3.4 節で求めた差分法による工作物の温度上昇を用いて、式 (4.11) により熱変形量を求める。切削前の状態として工作物の半径 $D_d/2$ に位置していた点は、切削時には $(D_d/2 + \Delta R_w)$ なる位置に変位する。式 (4.11) で用いる温度は図 2.17 に示した斜線部の温度上昇であり、また工作物の熱膨張係数は表 3.6 の値である。

工作物が ΔR_w だけ熱変形すると、加工穴の室温における寸法は予定寸法に比べ半径分で ΔR_w だけ小さくなる。この ΔR_w を軸方向の各位置において計算した結果の一例を図 4.3 に示す。工作物の上端において ΔR_w が零でないのは、前項と同じく切削開始から主切刃外周が工作物上端を切削するまでの切削熱の影響によるものである。切削を終了する工作物下端の直前において ΔR_w が急に増加するのは、図 3.11 にも示したように、工作物下端部に熱が蓄積して急激に温度上昇を生じることによるものと考えられる。前項および本項で述べた熱変形量にもとづいて生じる加工穴形状の特徴については、6.2 節において述べる。

4.4 平面研削加工における熱変形

本節においては、熱変形を理論解析するだけでなく実験値を併用¹⁴⁰⁾する場合について検討する。平面研削加工における熱変形の特徴は、切削加工に比べて工作物への熱流入割合が大きいことだけでなく、工作物の上面のみが加熱されることにより、工作物が上方への膨張とそり変形を生じるこ

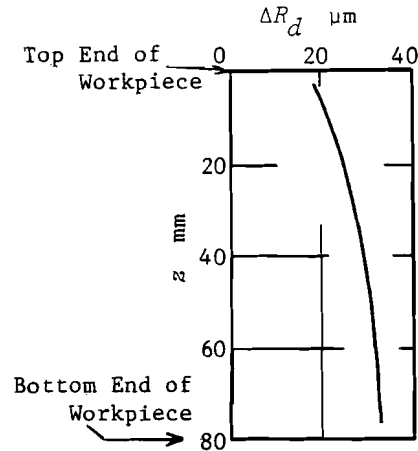


Fig.4.2 Theoretical thermal expansion of drill

$N=230 \text{ rpm}, f_1=0.2 \text{ mm/rev}, d_0=4 \text{ mm}$

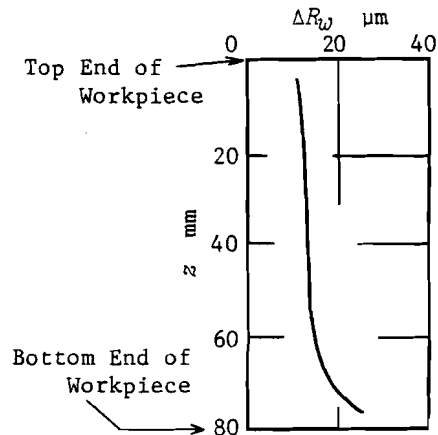


Fig.4.3 Calculated thermal expansion of work-piece at radius of $D_d/2$

$N=230 \text{ rpm}, f_1=0.2 \text{ mm/rev}, d_0=4 \text{ mm}$

とである。このそり変形は、工作物の上面側が高温となる不均一な温度上昇にもとづくものである。そり変形の解析については、プランジ研削を対象とした研究^{141), 142)}が行われているが、本研究の対象となるトラバース研削については、殆んど試みられていない。トラバース研削では、いわゆる非定常状態におけるそり変形となる。しかし、これを求める方法はまだ確立されていないので、工作物のそり変形については実験により求めることにする。

4.4.1 工作物の熱膨張

平面研削における加工精度は、工作物上面における真の切込み量の分布を求めることにより明らかにすることができる。真の切込み量を決定する工作物側の要因は、工作物の上方向への熱膨張とそり変形にもとづく上方向への変位である。このうち、本項では上方向への熱膨張量を求める。この熱膨張量は3.5節において得られた温度上昇を示す式(3.52)を積分して、次式のように表わされる。

$$\Delta_{wt}(x, y) = \int_0^{L_z} \eta \cdot \theta(x, y, z) dz \quad (4.14)$$

ここで、式(4.14)に用いられる $\theta(x, y, z)$ は、式(3.52)において次式の関係を代入して得られる温度上昇である。

$$t = f(x, y) \quad (4.15)$$

すなわち、 Δ_{wt} は注目している点 (x, y) に、砥石の最下点(砥石車の中心)が到達したときの工作物厚さ方向の温度上昇を積分して求める。計算結果を図4.4に示す。図より、熱源の移動方向(x 方向)における熱膨張量はほとんど同一であることがわかる。他方、 x 方向に直角なサドル送りの方向(y 方向)においては、加工終了時ほど大きな膨張が現われる。これはテーブルの移動速度に比べてサドル方向の移動速度が小さいために生じたものと考えられる。

4.4.2 工作物のそり変形

本項では、工作物が上方に凸にそり変形を生じる結果得られる上方向への変位を実験的に求める。そりにもとづく変位を測定するため、図4.5に示すように工作物下方の周囲8ヶ所に溝を入れ、この溝の上面に同図(b)の要領で電気マイクロメータを設置した。ここで溝の下面の変位を測定対象としなかったのは、溝下面と工作物下面にはさまれる厚さが薄いため、工作物のそり変形に伴って特に角部

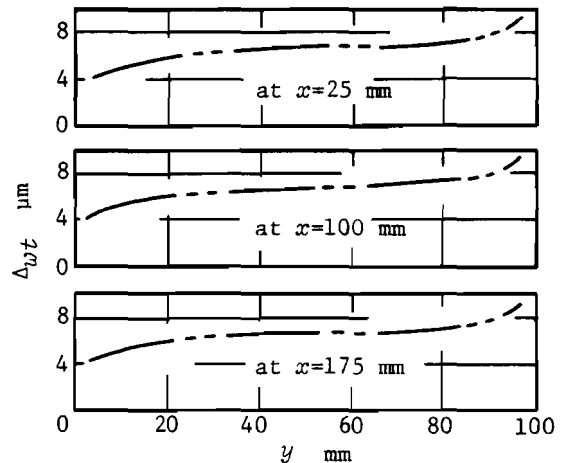
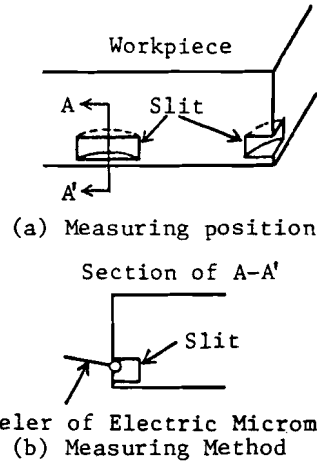


Fig.4.4 Theoretical thermal expansion of workpiece

の4ヶ所において弾性変形が生じる可能性があると考えられたからである。図4.6に測定された変位の一例を示す。工作物角部の4ヶ所においては、いずれも明らかに下方への負変位がみとめられた。

測定される変位は主として工作物の不均一温度上昇にもとづくものであるが、一部に工作物の弾性変形および研削残留応力による変位も含んでいる。これらの影響については後述の6.3節において検討する。測定された各点の変位から、以下のようにして真の切込み量に及ぼすそり変形の影響を計算する。本研究では、この影響量を工作物のそり変位 Δ_{wb} と呼ぶこととする。図4.7に工作物底面の变形前後の様子を示す。同図において、工作物の周囲4辺はそれぞれ円弧状に変形すると仮定する。各円弧の半径は各辺に属する3点の測定値から求める。任意の点 (x, y) におけるそり変位を求めるフローチャートを図4.8に示す。この結果求められたそり変位 Δ_{wb} の分布を図4.9に示す。そり変位の影響は x および y 軸方向のいずれにも現われており、このことは表面形状にかなりの影響を及ぼすものと考えられる。



Feeler of Electric Micrometer
(b) Measuring Method

Fig.4.5 Measurement of displacement of workpiece due to bending

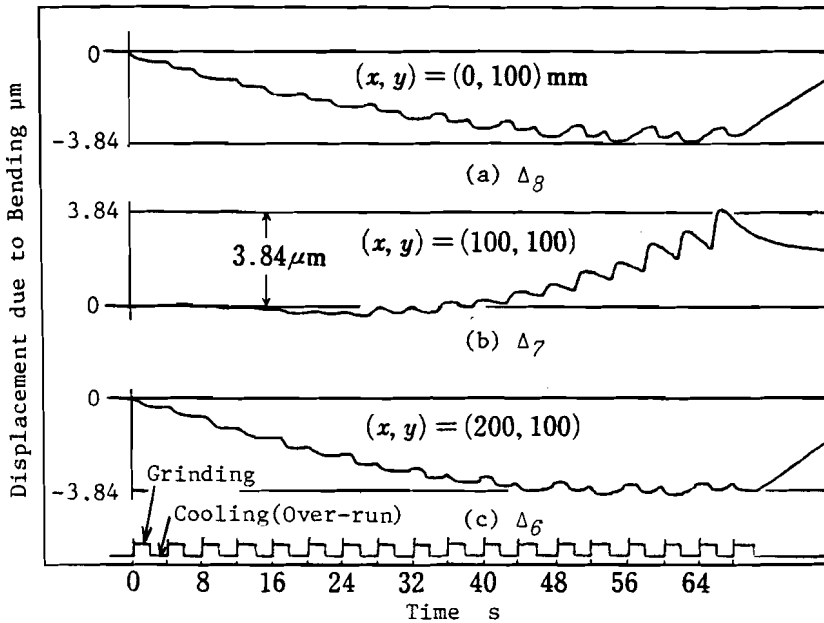


Fig.4.6 Examples of displacement of workpiece due to bending

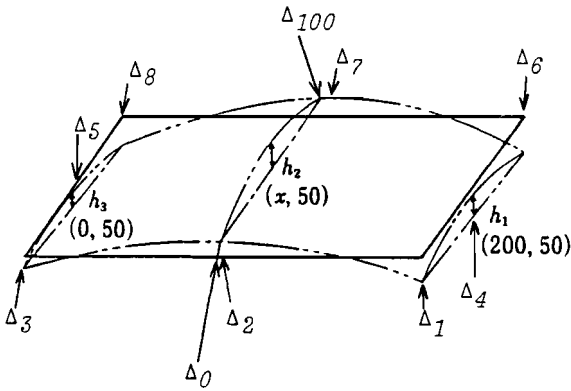


Fig.4.7 Illustrated view of deformation of workpiece due to bending
 ———; Before deformation due to bending
 - - - -; After deformation due to bending

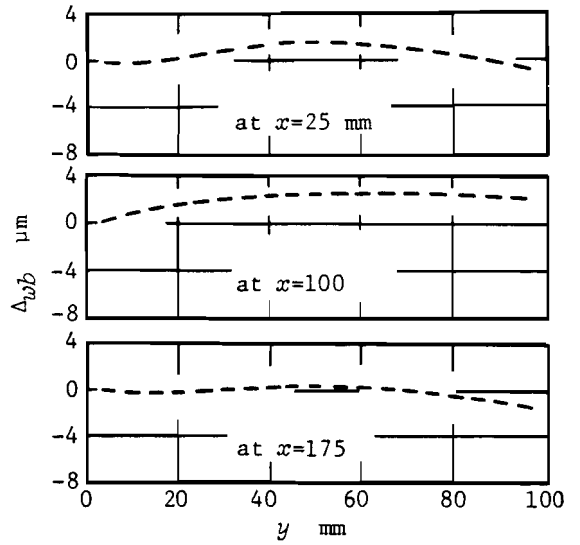


Fig.4.9 Experimental displacement of workpiece due to bending

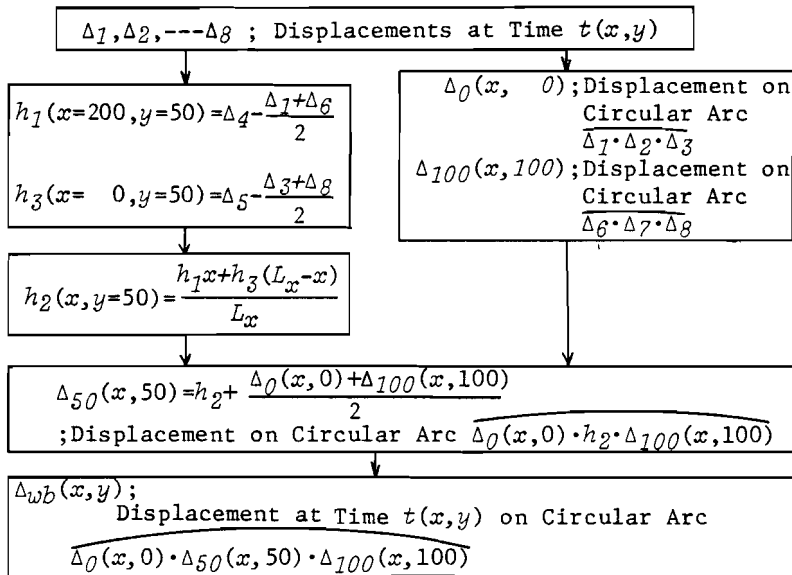


Fig.4.8 Calculation of $\Delta_{wb}(x, y)$

All displacements in flow-chart are defined at time $t(x, y)$ when the lowest point of wheel arrives at (x, y) in workpiece

4.4.3 砥石車の熱膨張

研削熱の一部は砥石車へ流入し、この熱にもとづき砥石車は Δ_g だけ熱膨張する。 Δ_g を実験的に求めることは非常に困難であり、また砥石車内の温度上昇を正確に測定することも砥石車の温度伝導率が小さく、さらに砥粒、結合剤および空隙などが不規則に分布しているため容易ではない。そこで、 Δ_g については6.3.2項で後述するが、砥石軸および砥石車の弾性変形とあわせて評価することとした。

4.5 ホーニング加工における熱変形

本節においては、ホーニング加工に伴う温度上昇から工作物の熱変形を理論的に解析¹⁴³⁾するとともに、実験的検討¹⁴⁴⁾を行う。

4.5.1 工作物熱変形の測定原理

本研究で取り扱っている内面ホーニング加工において、加工精度に影響を及ぼすのは加工穴の内面(すなわち加工面)における熱変形量である。本項では、この熱変形量を実験的に求めるため、超アンパ製ピン(以後SIピンと呼ぶ)を使用した工作物熱変形の測定原理について述べる。SIピンの一端は工作物外径部に固定され、他の部分は工作物にけられた穴の内部でスライドできるようになっている。図4.10に示す工作物をホーニングすると工作物およびSIピンの温度が上昇する。SIピンの先端は工作物の内面と同時に加工され、ホーニング終了時においては、図4.11(a)に示すようにSIピン先

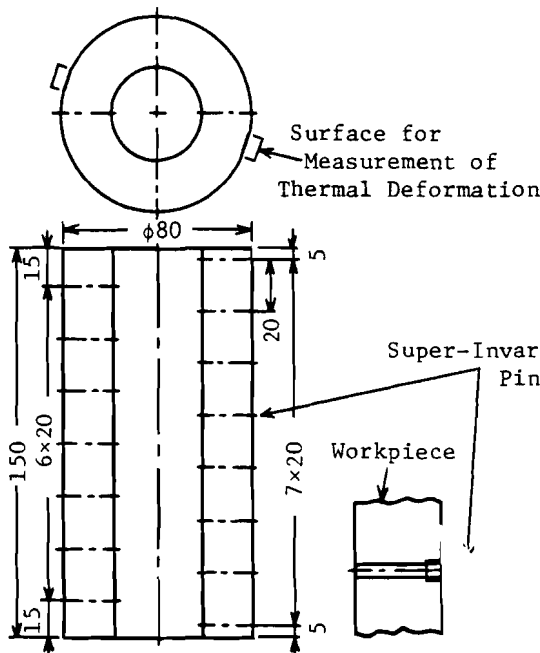
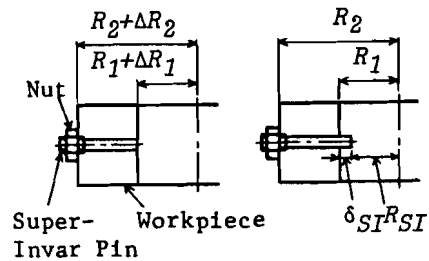


Fig.4.10 Workpiece and super-invar pin



(a) At end of honing (b) At room temperature after honing

Fig.4.11 Measuring principle of thermal deformation ΔR_1

端と工作物内面が一致していると仮定する。そのうち、室温まで冷却した状態では、同図(b)に示すようにSIピン先端は工作物内面の内部に δ_{SI} だけ突き出すものとする。この突出し長さは次式で表わされる。

$$\delta_{SI} = R_1 - R_{SI} \quad (4.16)$$

式(4.16)の R_{SI} は、SIピンが工作物の外径部で固定されていることから、次式により求められる。

$$R_{SI} = (R_1 + \Delta R_1) - \Delta R_2 + \int_{R_1 + \Delta R_1}^{R_2 + \Delta R_2} \eta_{SI} \theta_{SI} dr \quad (4.17)$$

式(4.17)を式(4.16)に代入して次式を得る。

$$\delta_{SI} = (\Delta R_2 - \Delta R_1) - \int_{R_1 + \Delta R_1}^{R_2 + \Delta R_2} \eta_{SI} \theta_{SI} dr \quad (4.18)$$

式(4.18)の右辺括弧で示す項は工作物の半径方向肉厚における熱膨張量であり、積分項はSIピンの全長における熱膨張量を示す。SIピンの熱膨張量が工作物の熱膨張量に比べて十分小さいと仮定すれば、式(4.18)の積分項を無視して次式を得ることができる。

$$\Delta R_1 = \Delta R_2 - \delta_{SI} \quad (4.19)$$

したがって、加工終了時の工作物外径部における熱変形量 ΔR_2 と加工後の室温状態におけるSIピン突出し長さ δ_{SI} から、加工終了時の工作物穴内面における熱変形量 ΔR_1 を求めることができる。

4.5.2 測定原理の検討

前項で述べた測定原理は2つの仮定に基いている。本項ではこれらの仮定が妥当であるかどうかについて検討を行う。

まず、図4.11のように加工終了時にSIピン先端は加工面と一致していると仮定の妥当性について、以下の要領で確認実験を行った。工作物の上下方向の中央に図4.12の上部に示す形状のSIピンを設置する。このSIピンは工作物外径部に固定され、表裏に貼り付けた2枚のひずみゲージを用いて、SIピンの加工時に発生する圧縮信号を検出する。このSIピンにより検出された信号を同図(a)~(d)に示す。

SI Pin for Measurement of Honing Signal

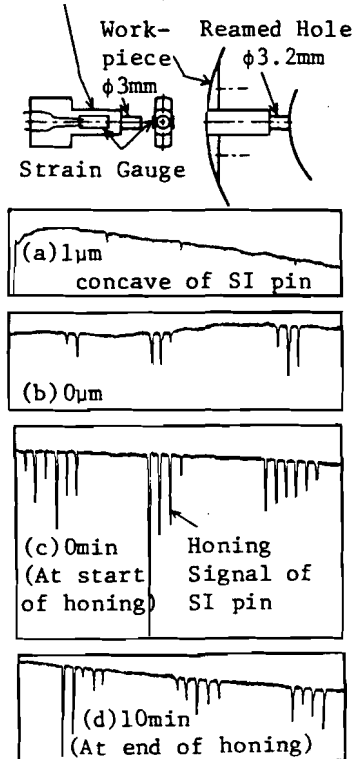


Fig.4.12 Honing signal and set-up of SI pin
Dry honing, $P_G=0.892$ MPa,
 $N=150$ rpm, $V_z=100$ mm/s,
 $L_0=20$ mm

同図(a)は、S I ピンの先端が工作物内面より凹んだ状態からホーニングを開始し、最初に現われた信号を示している。加工の開始時にはS I ピン先端はホーニングされないため圧縮信号は現われないが、加工が進行すると工作物が切削され始め、同図(a)のような信号が検出されるようになる。この信号が現われた直後に加工を停止しS I ピンの先端の位置を測定したところ工作物内面から1 μ mだけ凹んだ状態であった。そののち加工を再開したところ、その直後に同図(b)に示す明瞭な信号が現われたので、加工を停止してピン先端位置を測定したところ加工面に一致していた。したがって、同図(b)のように明瞭な信号が現われた状態では、S I ピン先端は加工面に一致していると見なすことができる。さらに、あらたにドレッシングした砥石を用いて実験したときの圧縮信号を同図(c), (d)に示す。同図(c)はホーニング開始時の信号であり、新しい切刃により切削されるため非常に明瞭な信号が現われている。また同図(d)においても明瞭な信号が得られていることから、加工終了時においてもS I ピン先端は加工面に一致していると考えることができる。さらに、同図(c), (d)にみられる圧縮信号のピーク数は、砥石寸法および表 3.11の加工条件から、このS I ピンがホーニングヘッドの片往復中に切削される回数(5~6回)にはほぼ一致している。

以上の実験はいずれも乾式で行ったものである。乾式においては、ホーニング量が少なくまた工作物の熱変形が大きいため、湿式に比べS I ピンの先端が加工終了時において工作物内面から凹んだ状態となることが想像できる。しかし、上述の実験結果から、乾式の場合においてS I ピン先端が加工面に一致していることが明らかにされたことにより、乾式および湿式のいずれのホーニングにおいても第1の仮定の妥当性が確認された。

つぎに、第2の仮定は式(4.18)右辺の積分で表わされるS I ピンの熱膨張量が工作物の熱膨張量に比べて十分小さいというものである。この仮定が妥当であるかどうかを確認するため、S I ピンおよび工作物の熱膨張係数を測定した。その結果と組成を表 4.1 に示す。外径80mmの工作物(表 3.11参照)を対象とした3.6節の実験で測定された温度上昇(最大36 $^{\circ}$ C)の範囲では、S I ピンの熱膨張がほとんど測定されなかった。そこで、表 4.1においてS I ピンの熱膨張係数はメーカーの公称値を用いている。また、S I ピンは小さく、工作物と同程度の温度上昇しか示さないと考えられる。すなわち、熱膨張係数と温度上昇の積を積分して得られる式(4.18)の積分項は他の項に比べ十分小さいと考えられる。したがって、式(4.18)の積分項を無視して得られる式(4.19)は近似的に妥当なものであるということが出来る。なお、表 4.1のアンバー特性は約-110 $^{\circ}$ C~230 $^{\circ}$ Cの範囲においてのみ現れる。

以上の検討を通じて、加工終了時の加工面における熱変形量は式(4.19)により求めて差し支えないことが明らかにになった。

Table 4.1 Composition and material constants

	Composition %					η 1/ $^{\circ}$ C	λ W/(m \cdot $^{\circ}$ C)
	C	Si	Mn	Ni	Co		
Workpiece (S45C)	0.45	0.27	0.52	0.12	—	10.73×10^{-6}	53.5
SI Pin	0.01	0.12	0.48	32	5	$\pm 0.1 \times 10^{-6}$	—

4.5.3 実験装置と測定方法

ホーニング加工における工作物の熱変形を測定するための工作物および実験装置は図4.10および図4.13の通りである。工作物、砥石およびホーニング条件は表3.11と同様である。工作物には、図4.10のように対向する角度位置に、ピッチ20mmで超アンバ製ピン(SIピン)を取り付けているが、対向する位置は相互に10mmずらし、合計15本のSIピンを設置している。また、工作物の別の角度位置に全長150mmにわたって互いに平行な研削面を加工し、工作物外径部の変位測定面として

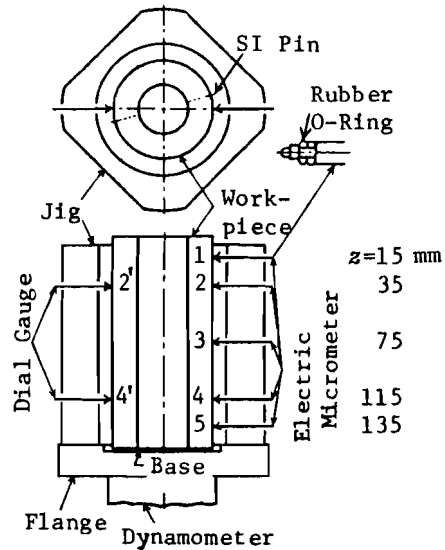


Fig.4.13 Schematic view of experimental set-up for measurement of thermal deformation

ある。対向する2つの測定面間の平行度が十分に得られるように、これら2面の2個の工作物を固定した状態で平面研削し、面を創成している。図4.13は上部フランジを取り外した状態を示しているが、工作物は3.6節と同様に上下2枚のフランジと周囲4本のボルトを用いて上下方向に固定している。工作物外径部の熱変形を測定するため、電気マイクロメータおよびダイヤルゲージを使用する。これらを固定するため、図4.13に示す治具を下部フランジにのみ固定している。これは上下フランジに治具を固定する方法では、工作物の上下方向の熱膨張により治具が変形し、測定誤差が生じるのを避けるためである。電気マイクロメータおよびダイヤルゲージのスピンドルには同図中に示すようにOリングを取り付け、スピンドル先端が工作物の変位測定面につねに接触するようにしている。電気マイクロメータは多点切替式のものを用い、その出力をペンレコーダに記録する。ダイヤルゲージは、対向する電気マイクロメータと同時刻における値を直読している。

4.5.4 熱変形の算出方法

本項においては、式(4.19)のピン突出し長さ δ_{SI} および工作物外径部の熱変形量 ΔR_2 を求める方法について述べる。

ピンの突出し長さは、加工後室温まで冷却した図4.11(b)の状態において、シリンダーゲージを用いてSIピン先端とこれに対向する工作物内面の距離を測定し、さらにSIピン近くの工作物内面の直径を測定し、これら二者の差として求める。

つぎに、工作物外径部の熱変形量 ΔR_2 を求める方法について述べる。変位の計算は全て加工後の室温まで冷却した状態を基準とする。工作物は上下方向に固定されているが、その中心が固定されているわけではないため、加工中および加工後の室温まで冷却する間に工作物の中心が静止してい

るかどうかは明確でない。これに関する誤差を避けるため、図 4.10 に示すように工作物外径部の対向する位置に幅約 5 mm の平行面を研削により作製し、この 1 面に電気マイクロメータを押し当て、他方、対向する他の面にダイヤルゲージを押し当て変位を測定する。すなわち、電気マイクロメータによる測定においては、図 4.13 の端子番号 1, 2, 3, 4 および 5 の順に一定時間隔毎に切替えて記録するが、番号 2 および 4 の記録と同時に対向するダイヤルゲージ 2' および 4' の値を測定する。このようにして得られる変位を $\overline{\Delta R_2}$ とする。 $\overline{\Delta R_2}$ から、図 4.11 または式 (4.19) の ΔR_2 を求める手順は図 4.14 のようにまとめられる。また、 $\overline{\Delta R_2}$ と加工中の工作物中心位置 ΔC および ΔR_2 の関係を図 4.15 に示す。室温まで冷却したときの工作物中心を z 軸にとり、加工中の中心を破線で示している。3.6 節にも示したように工作物の円周方向には温度差がないことから、 $z = 35$ および 115 mm における中心位置はそれぞれ次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta C(2) &= \frac{\overline{\Delta R_2}(2) - \overline{\Delta R_2}(2')}{2} \\ \Delta C(4) &= \frac{\overline{\Delta R_2}(4) - \overline{\Delta R_2}(4')}{2} \end{aligned} \right\} \quad (4.20)$$

したがって、番号 1, 2, …, 5 の各測定位置における ΔR_2 は、次式により求めることができる。

$$\Delta R_2 = \overline{\Delta R_2} - \left\{ \frac{\Delta C(4) - \Delta C(2)}{80} (z - 35) + \Delta C(2) \right\} \quad (4.21)$$

以上のように求めた工作物上下方向の 5 ケ所における δ_{st} および ΔR_2 を、式 (4.19) に代入することにより、加工面における熱変形量 ΔR_1 を実験的に求めることができる。

4.5.5 工作物の熱変形

表 3.11 に示す実験条件の各パラメータを変えて実験を行い、前述した方法により工作物の熱変形量を求めた。得られた ΔR_2 の一例を図 4.16 に示す。乾式および湿式のいずれにおいても、熱変形量を示す曲線の勾配が時間とともに減少するのは、ホーニング抵抗が加工の進行とともに減少し、工作物への流入熱量が減少するためであると考えられる。ホーニング油を使用した湿式においては、10min 時の熱変形量は乾式に比べて小さいが、加工初期の 0 ~ 4 min では乾式の場合とほぼ同程度

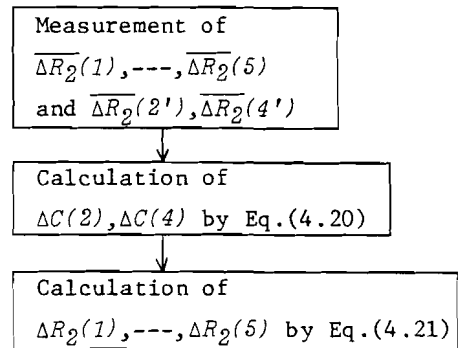


Fig.4.14 Flow chart of calculation of ΔR_2

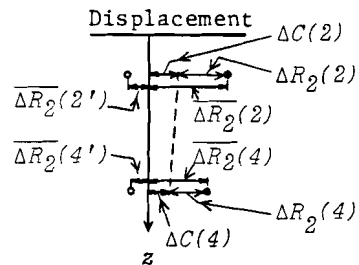


Fig.4.15 Relation between $\overline{\Delta R_2}$ and ΔR_2
 ----; Center of work-piece during honing
 z-axis; Center of work-piece after cooling

の値を示している。これに比べ研削油を使用した湿式では、加工の全工程にわたって熱変形量が非常に小さいことがわかる。これらの現象はいずれも3.6節の工作物の温度上昇によく対応するものである。

つぎに、加工終了時における工作物熱変形の z 方向分布を図4.17に示す。 z 方向の各位置において、ほぼ均一な熱変形を生じていることがわかる。乾式および湿式のいずれにおいても中央部が大きい変形を示し、つづいて下部および上部の順に小さくなっている。上部の熱変形が下部のそれに比べて小さいのは、3.6節の温度分布の場合と同様に、乾式ではホーニングヘッドの上下動により室温の空気が工作物上方から流入するためと考えられる。また、湿式では工作物の上方からクーラントが供給されることによるものと考えられる。

4.5.6 動作条件の影響

図4.17に示すように熱変形量が工作物の z 方向の各位置においてはほぼ均一であることを根拠として、これらの平均値を用いて動作条件である砥石拡張用ポンプ油圧、主軸回転数および砥石オーバーランのそれぞれが工作物の熱変形量に及ぼす影響を明らかにする。

まず、砥石拡張用ポンプ油圧の影響を明らかにするため、表3.11における P_G が0.392～

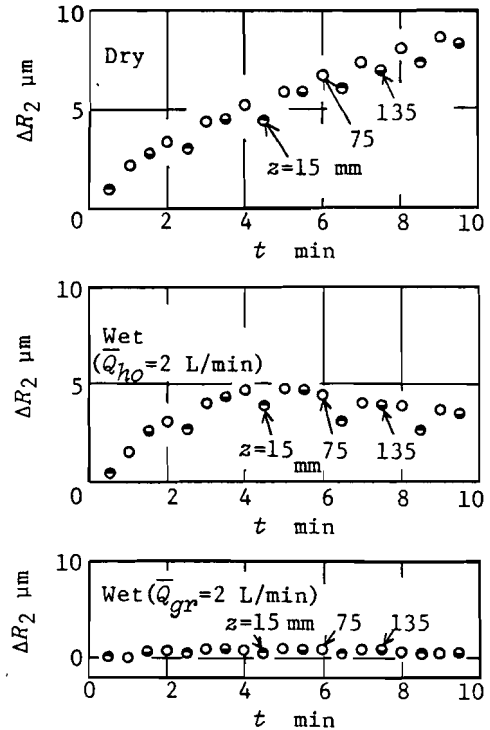


Fig.4.16 Thermal deformation of work-piece
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm, $V_z=100$ mm/s, $L_0=20$ mm

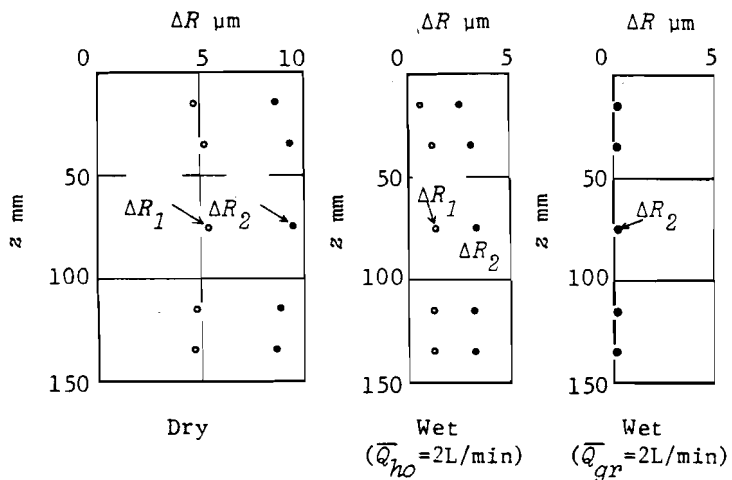
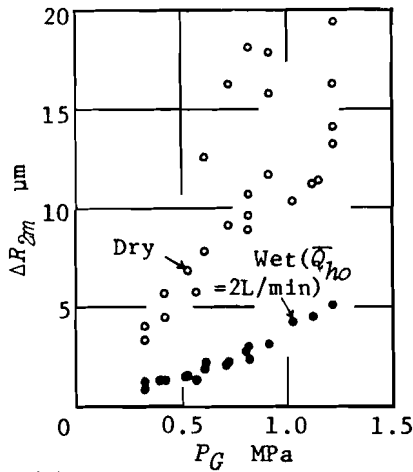
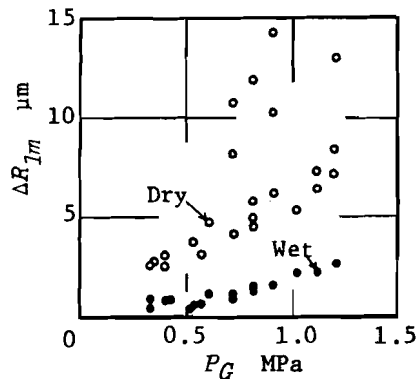


Fig.4.17 Distribution of thermal deformation at 10 min after start of honing
 Honing conditions are same as Fig.4.16

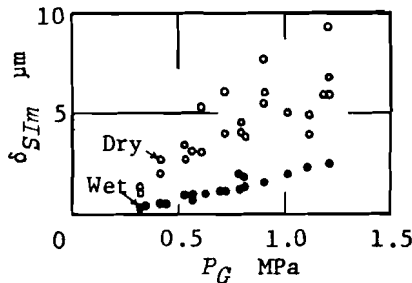


(a) Average value of ΔR_{2m}



(b) Average value of ΔR_{1m}

1.275 MPa {4~13kgf/cm²} の範囲で、種々異なる場合について実験を行った。他の条件は表3.11と同様である。その結果を図4.18に示す。 P_G の増加とともに



(c) Average value of δ_{SI}

Fig.4.18 Effects of P_G upon honing parameter at 10 min after start of honing $N=150$ rpm, $V_z=100$ mm/s, $L_0=20$ mm

ΔR_{2m} , ΔR_{1m} および δ_{SI} はいずれもほぼ直線的に増加している。乾式の一部に大きな値を示すものがあるが、これらはホーニング抵抗が時間とともに減少しなかった場合に対応している。湿式においては、一部に大きな熱変形量が現われていないが、これは加工初期における自生作用が十分な状態から不十分な状態に移行する過程が、ホーニング油の介在ならびに洗浄により比較的安定して生じていること、およびクーラントの冷却作用により熱変形量の差が目立たなくなることによるものと考えられる。

図4.19に、主軸回転数が50rpm~182rpmの範囲で種々異なる場合の実験結果を示す。主軸回転数の増加とともに、熱変形量が増加する傾向が認められる。湿式の場合この増加傾向が顕著でないのは、3.6節におけると同様に回転数の増加にともない加工面における熱伝達係数が増加し、ホーニング速度の増加による温度上昇の効果を打消す傾向があるためと考えられる。

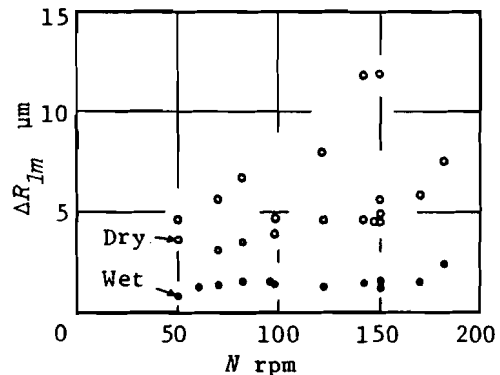


Fig.4.19 Effect of N upon ΔR_{1m} at 10 min after start of honing $P_G=0.892$ MPa, $V_z=100$ mm/s, $L_0=20$ mm

図4.20に砥石オーバーランの影響を示す。オーバーランは加工穴の真直度から決定される条件であるが、ここでは加工精度への影響を明らかにするため、工作物の熱変形量を求めた。オーバーランの増加とともに、熱変形量が増加することがわかる。

4.5.7 環境条件の影響

本項では、加工条件のうちクーラントの種類と流量が熱変形量に及ぼす影響を明らかにする。実験の結果を図4.21に示す。同図中の \bar{Q}_{ho} はクーラントに鉄合金用の油（不水溶性JIS2種15号）を灯油で倍量に希釈したホーニング油を用いたことを示す。 \bar{Q}_{gr} は水で80倍に希釈した研削油（水溶性JISW2種1号）を用いている。ホーニング油を用いた場合にはほぼ1.4 L/min、研削油ではほぼ1 L/minの流量で冷却効果が飽和することがわかる。研削油ではホーニング油の場合に比べ熱変形量が小さいことをも考えると、クーラントは流量を十分に流すだけではなく、表3.15に示した物性値にも注目する必要があることがわかる。

また、クーラントの温度が室温より高い場合を含めて、表3.14の条件における熱変形量を計算した結果を図4.22に示す。前述した図3.42の場合と同様に、クーラントの温度が室温より高い場合(⑩)は、加工初期において加工熱だけでなくホーニング油から工作物への熱移動を伴うことにより、乾式の場合(④)よりも熱変形量が大きくなる。また、その後も十分な冷却効果が得られないことがわかる。

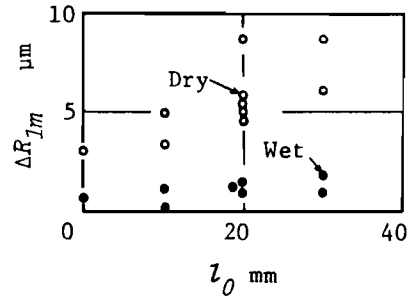


Fig.4.20 Effect of l_0 upon ΔR_{1m} at 10 min after start of honing
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm,
 $V_z=100$ mm/s

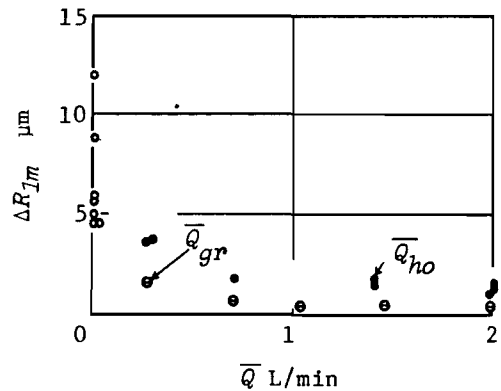


Fig.4.21 Effect of \bar{Q} upon ΔR_{1m} at 10 min after start of honing
 $P_G=0.892$ MPa, $N=150$ rpm,
 $V_z=100$ mm/s, $l_0=20$ mm

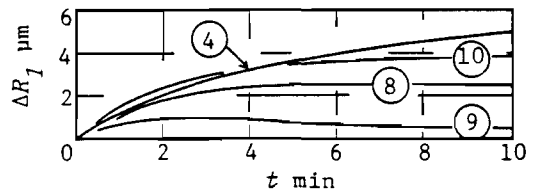


Fig.4.22 Thermal deformation of workpiece $z=75$ mm, (Heat source Model II)
 Conditions for calculation No. ④~⑩ are shown in Table 3.14

4.6 結 言

本章においては、加工熱にもとづく工作物および工具の熱変形を求める手法として、解析解による方法、解析解と実験値を併用する方法および実験値を独立して求める方法の3種類の手法について検討を行った。本章における結論は以下のように要約できる。

- (1) 前章で求めたドリル加工における温度上昇をもとに、工作物および工具の熱変形量を理論的に求めた。加工の進行とともに、工作物は緩やかに熱膨張し、加工終了の直前で急激に熱膨張する。これは工作物の加工終了側端面の近くに熱が蓄積することによるものである。一方、工具の熱膨張量は加工の進行とともに単調に増大する。
- (2) 平面研削加工では、工作物の厚さ方向の熱膨張量を理論的に解析し、そり変形を実験的に求めた。加工領域の移動速度が小さい(サドル移動)方向に、工作物の厚さ方向熱膨張量の変化が生じる。また、上面が加熱され、そり変形が生じることにより、テーブルの移動方向およびサドル送り方向のいずれにも熱変形量が増加する。
- (3) ホーニング加工では、これまで測定されていなかった加工面における熱変形量を実験的に求める方法を提案し、具体的な検討を行った。その結果、円筒形工作物は前章で明らかになった温度分布に対応して、工作物の上下部における熱変形量に比べ中央部でやや大きい熱変形量を示すがほぼ等温膨張することが明らかになった。また、砥石拡張圧力、主軸回転数、クーラントの温度および流量などの加工条件が熱変形量に及ぼす影響を明らかにした。

第5章 寸法精度と熱変形

5.1 緒言

前章までに、基本となる熱源の同定方法およびこれにもとづく温度上昇と熱変形の解析手法について考察した。本章においては、加工精度のなかでも最も基本的な精度項目である寸法精度を取り上げ、熱変形が寸法精度に及ぼす影響を検討する。同時に、熱変形や弾性変形が寸法精度を低下させることを防止するため、より現実的な寸法精度の制御方法を提案する。

機械加工における熱変形が寸法精度に影響を及ぼす場合の形態としては、運転時の工作機械本体の熱変形と工作物および工具の熱変形に分類できる。工作機械の熱変形は、その結果として工作物および工具の相対位置すなわち位置決め精度を低下させる。最近普及しているNC工作機械を用いた加工系においては、加工工程の途中で作業による寸法計測が行われなため、工作機械の熱変形が製品の加工精度に直接反映されることになる。また、加工熱により生じる工作物および工具の熱変形は、加工における切込み量やインプロセス検出量に影響を及ぼし寸法精度を支配する。

5.2 工作機械運転時の寸法精度と対策

寸法精度を支配する要因のうち、工作機械に関する要因としてはその幾何学および運動学的精度の他に工作機械の熱変形および弾性変形があげられる。工作機械の幾何学および運動学的精度が高精度になるとともに、熱変形に関する研究が重要になってきたという歴史的背景から、本節においては、工作機械における寸法精度を支配する要因として、運転中の工作機械そのものの熱変形を実験的に解析する。まず、熱変形量の測定方法を示し、数種類の熱変形対策を実施してその効果を求めるとともに、工作機械の熱変形特性とこれに対する対策の有効性を明らかにする。さらに、これらの結果明らかになった熱変形に関する知見をもとにして、加工中においても測定可能な温度上昇から、熱変形の制御を実施するために必要となる工作機械熱変形量の推定手法を提案し、その有効性を明らかにする。

5.2.1 実験装置と測定方法

実験に使用した装置はNCフライス盤であり、その構造を図5.1に示す。一般に、フライス盤のモータはコラム下部のモータ室内蔵されている場合が多いが、本実験では熱源の除去と断熱化の目的(次項参照)から図のようにモータ取付板を介してコラム外面に取り付けている。本フライス盤の仕様は表5.1の通りである。熱変形対策として空冷により機械を冷却する場合には、送風機またはコンプレッサを使用した。ヘッドおよびコラムに温度制御した潤滑油(タービン油#90L)を供給する場合には油温制御装置を使用した。油温制御装置の性能を表5.2に示す。

実験におけるフライス盤の温度上昇、絶対変位および主軸相対変位の測定位置を図5.2に示す。温度上昇の測定では、各位置に直径1.5mmの穴を明け、直径0.32mmの銅-コンスタンタン熱電対を

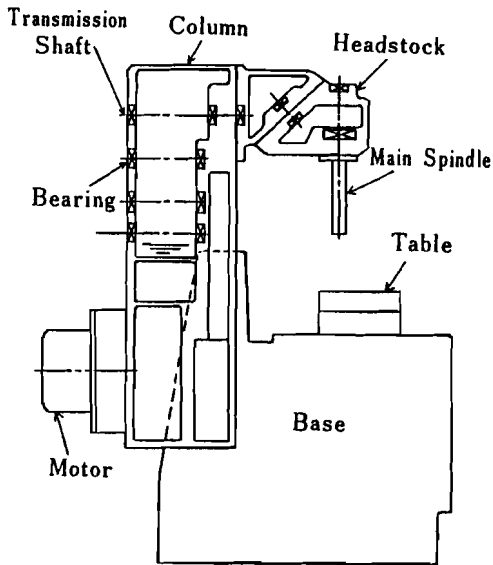


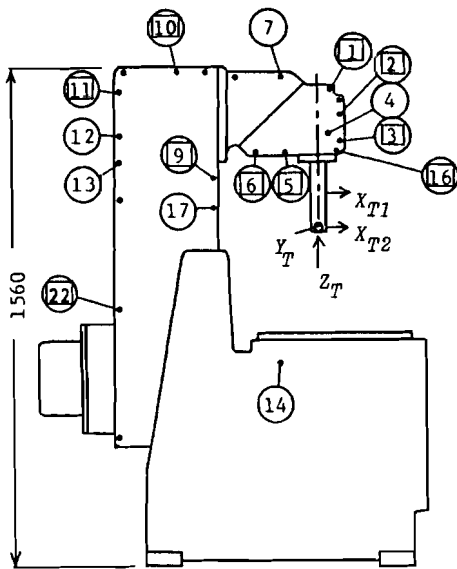
Fig.5.1 NC milling machine

Table 5.1 Specifications of NC milling machine used

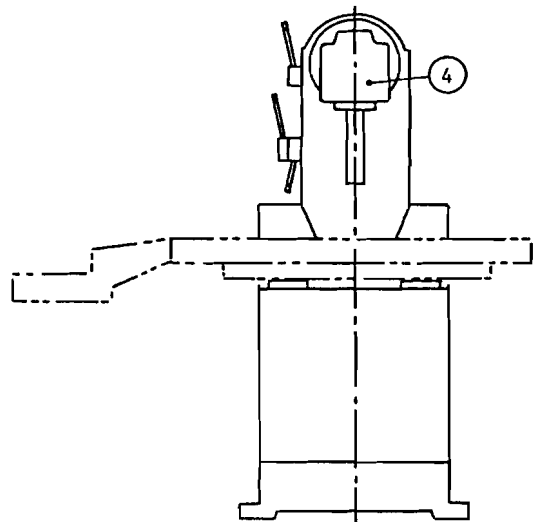
Spindle Speed	40~1750 rpm, 12 Steps
Table Traverse	Max. 700 mm
Saddle Traverse	Max. 280 mm
Column Traverse	Max. 380 mm
Motor	3.7 kW
Weight	19.95 kN

Table 5.2 Specifications of oil temperature control unit used

Oil Temperature at Outlet of Tank	Set Value $\pm 1^\circ\text{C}$
Flow Rate	Max. 28 L/min
Cooling Capacity	6400 kW
Heating Capacity	2000 kW
Tank Capacity	100 L



(a) Side view



(b) Front view

Fig.5.2 Measuring points of thermal displacement and temperature increase
 ○; for temperature increase, measuring points except ④ are near in the plane of symmetry
 □; for absolute thermal displacement
 X_{T1}, X_{T2}, Y_T, Z_T ; relative thermal displacement

図 5.3 の要領で押し付けた。なお、銅およびコンスタンタンはビニール管を用いてそれぞれ被覆している。工作機械の熱容量が大きく、長時間にわたって温度上昇を測定するため、冷接点は氷冷式とした。絶対変位を測定する実験においては、工作機械の周囲にチャンネルおよびアングルで作った測定枠を設置し、これに図 5.4 に示すようにひずみゲージを用いた測定子を固定して測定した。測定枠にはグラスウールを巻き付け、保温効果を持たせた。主軸相対変位の測定においては、主軸にテストバーを取り付け、テーブル上に設置した空気マイクロメータを用いて、図 5.2 に示す位置でテーブルと主軸との相対変位を測定した。また、主軸が回転していない状態の変位を測定する場合には、電気マイクロメータを使用した。これは、空気マイクロメータから噴出する空気によりテストバーがそり変形を生じることを防ぐためである。

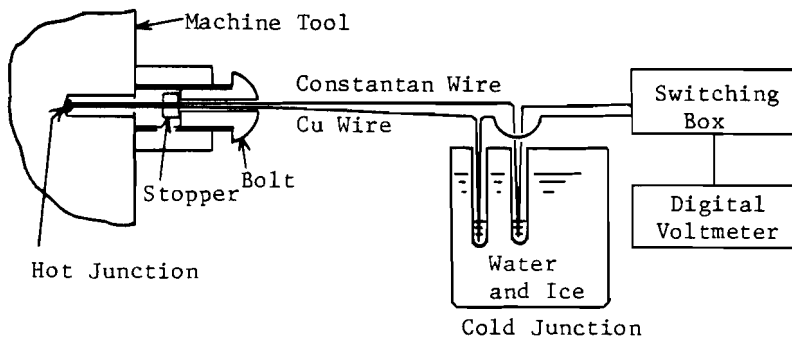


Fig.5.3 Measurement of temperature increase

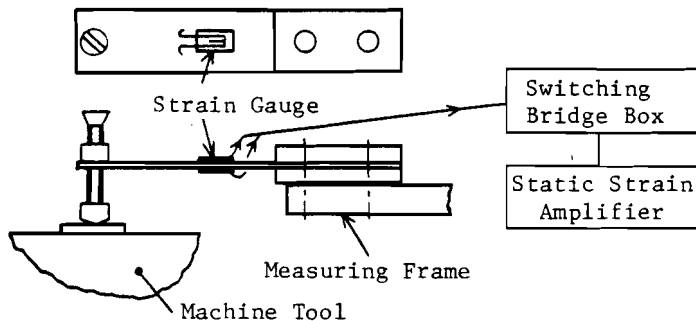


Fig.5.4 Measurement of absolute thermal displacement of machine tool

5.2.2 熱源の除去と断熱化

すでに、第 1 章の図 1.1 に示した熱的效果のフローにも見られるように、熱源となる部分を工作機械から除去することは、機械本体への熱伝導源をなくすることになるため、熱変形対策として設計段階においてまず第 1 に考慮すべき方法である。しかし、工作機械の熱源の中にはこのような除去が困難なものも少なくない。本項では、その一例としてモータを取り上げ、完全な除去が不可能な場合にも熱源を遠ざけ断熱材を挿入することにより、除去とほぼ同様な効果が期待できるか否かに

ついて検討する。

まず、モータを内蔵した状態でフライス盤各部の絶対変位を測定すると図 5.5 の実験結果が得られた。同図にみられるコラムの前傾はコラムに内蔵してあるモータによる熱変形が主たる要因であると考えられる。そこで、モータのみを回転させ、その他の軸が静止している状態で実験を行い、モータによる熱変形を求めた。その結果を図 5.6 に示す。同図と図 5.5 を比較すると、コラムの前傾はほぼ同一の値を示しており、この変形はモータがコラム後面に直接固定されていることと深い関連を持っていることを推測させる。図 5.6 (b) のモータ取付部(コラム後面の下部)における温度上昇もコラム前傾の傾向を裏づけている。熱源であるモータを工作機械から除去することが以上の変形を防止するために有効

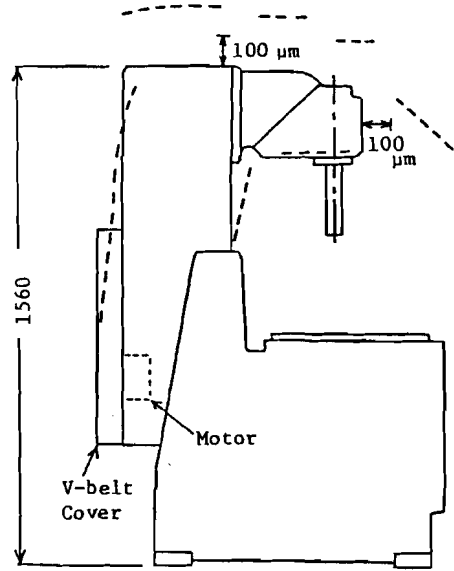


Fig.5.5 Thermal deformation at 225 min after start of running
 $N=870$ rpm, main spindle, all shafts and motor are running

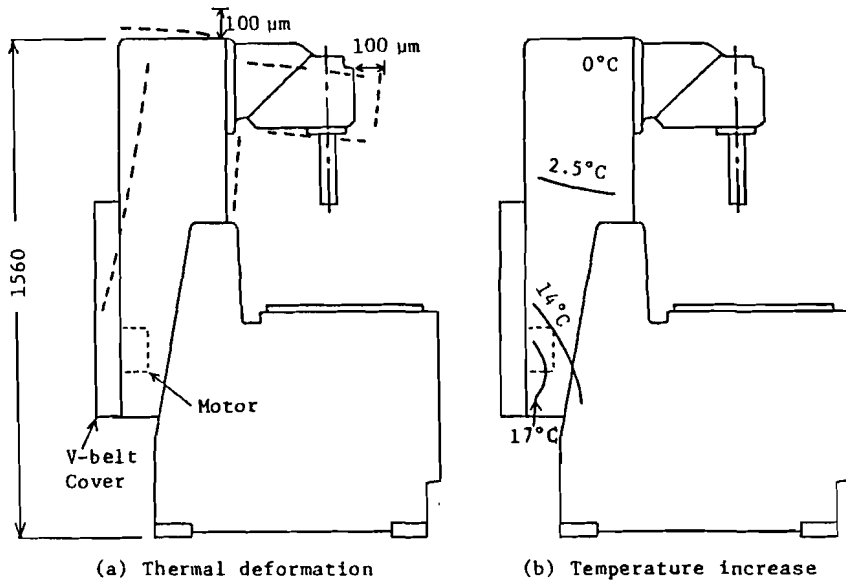


Fig.5.6 Thermal deformation and temperature increase at 225 min after start of running
 Only the motor is running in 1420 rpm

であると考えられるが、このフライス盤はコラムが上下動する形式の機械であるため、モータを機械本体から分離することはできない。そこで、図5.7の要領でモータをコラム後面から遠ざけ、その中間に断熱用のベークライト板を挿入した。また、空気の流れによる放熱に都合がよいようにベルトカバーを取り外した。この状態でフライス盤の熱変形量と温度上昇の分布を測定すると、図5.8に示す結果が得られた。同図から明らかなように、コラムはほとんど前傾しなくなっている。また、コラムの熱膨張が小さくなり、コラムの上方への熱変位が抑制されていることがわかる。

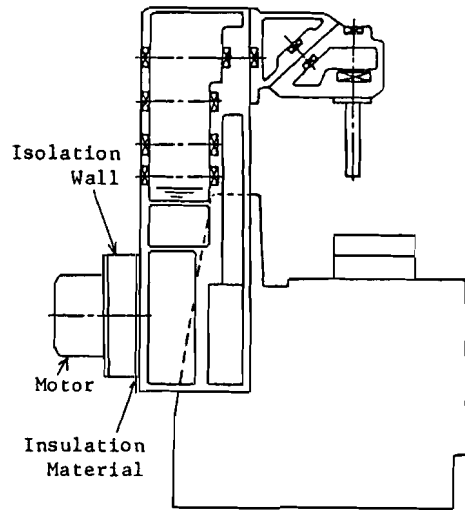


Fig.5.7 Installation of motor outside machine frame

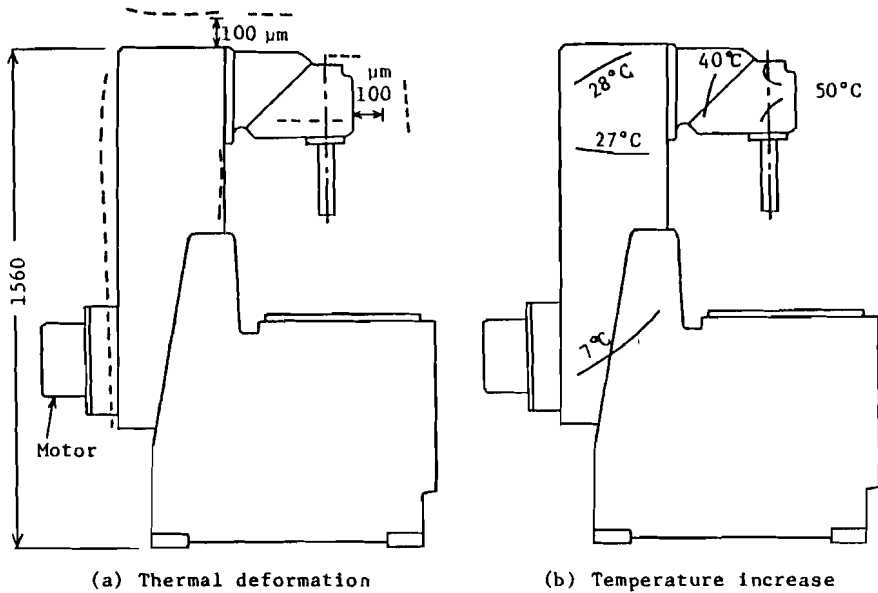


Fig.5.8 Thermal deformation and temperature increase at 225 min after start of running when motor is installed outside machine frame
 $N=870$ rpm, main spindle, all shafts and motor are running

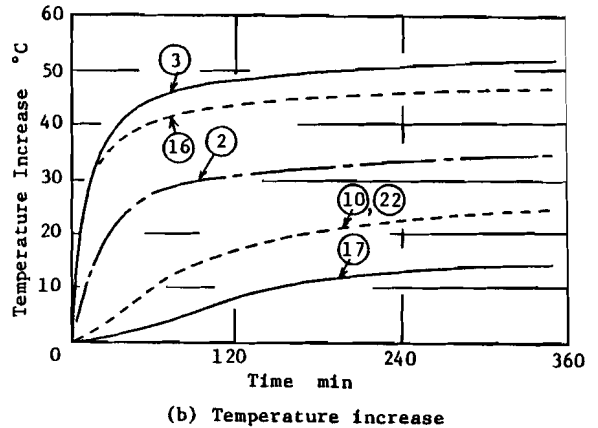
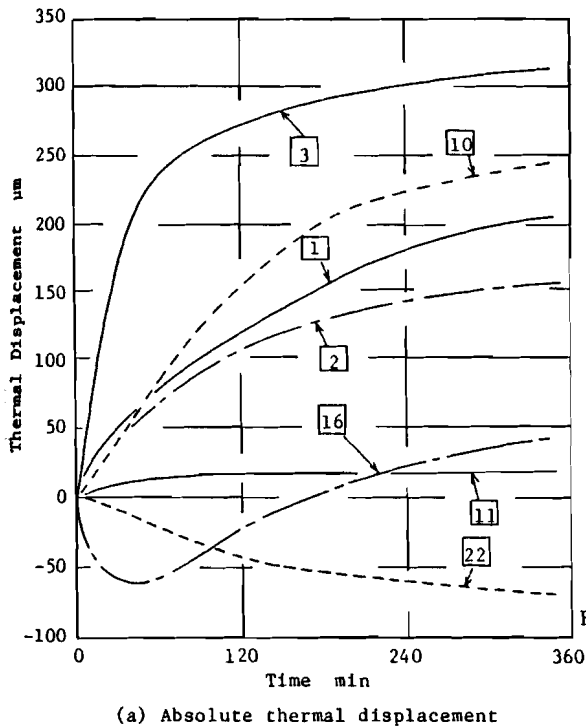


Fig.5.9 Absolute thermal deformation and temperature increase for case shown in Fig.5.5
Measuring points are shown in Fig.5.2

5.2.3 空気冷却の効果

本項においては、熱変形対策の1つとして室温の空気による冷却を実施し、その効果について明らかにする。一般に、冷却による熱変形対策は考えつき易いため広く用いられる方法であるが、ただ単に採用するだけでは冷却用に多大のエネルギーを必要とするだけでなく、十分な効果が得られない。そこで、冷却方法の特性と熱変形の低減に及ぼす効果についても検討を加える。

まず、室温の空気をフライス盤のヘッドおよびモータ室に供給した場合について検討する。モータはコラム下部のモータ室に内蔵されている。通常の運転中における機械各部の温度上昇と絶対変位の一例を図5.9に示す。これに対しヘッド部およびモータ室の内部に、コンプレッサから室温の空気を供給して空冷を行った場合の結果を図5.10に示す。両図の比較から明らかなように、空冷によりヘッド部前面の温度上昇は約 10°C また変形量は約 $70\mu\text{m}$ だけ減少するが、モータ室近くのコラム後面の温度上昇および熱変形量はほぼ同一の値を示している。すなわち、空冷は給気および排気用の配管が簡単であるが、空冷だけでは熱変形対策として不十分である。また、かなり高温である部分に対してはその効果が現われるが、室温とほぼ同程度の低い温度上昇の部分についてはほとんど効果がない。これは空冷時の熱伝達係数が潤滑油を用いた場合のそれに比べ小さく、また空気の熱容量が小さいことにもとづくものと考えられる。このため、温度が高くない初期の非定常状態には効果がなく温度上昇が高くなった場合にのみ効果を生じることになる。

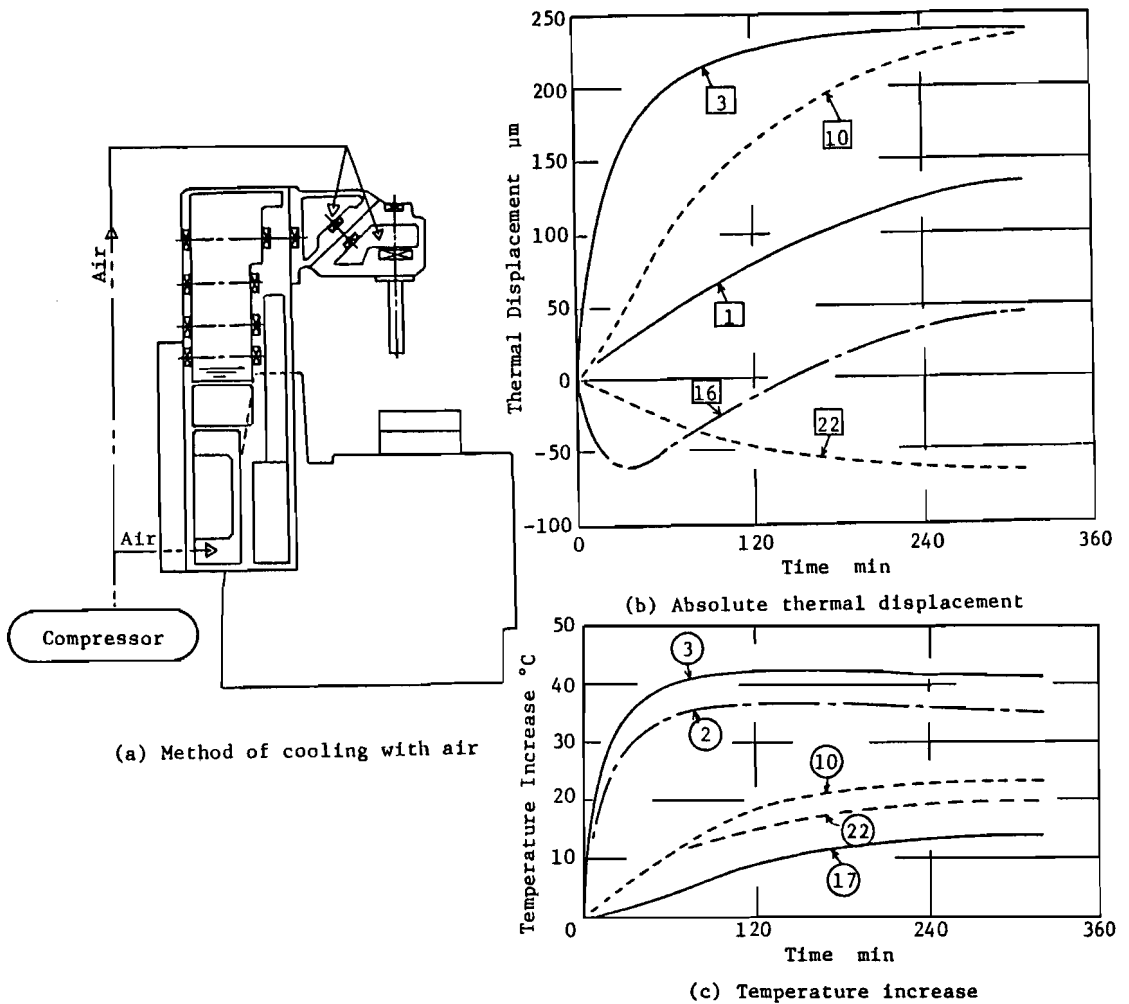
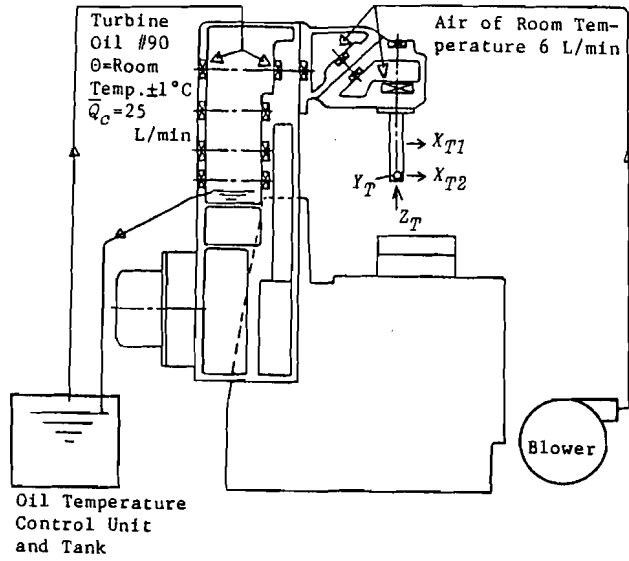


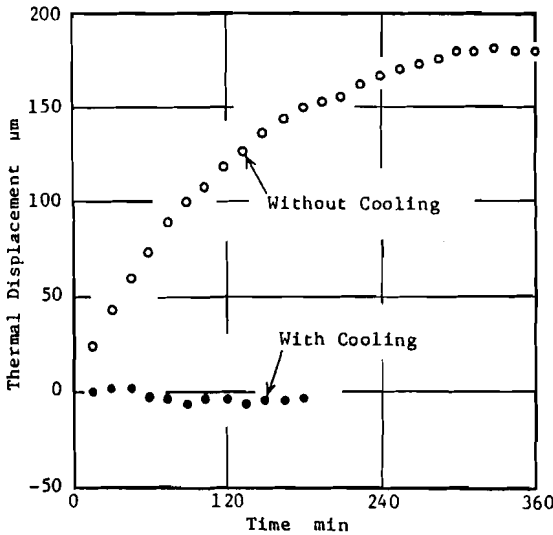
Fig.5.10 Thermal displacement and temperature increase under running with air blown for cooling
 $N=870$ rpm

5.2.4 油冷却の効果

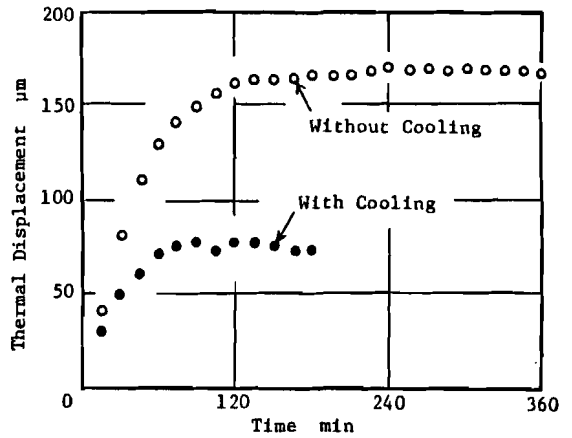
本項においては、空冷に比べて冷却効果が著しく大きい油冷却による熱変形防止について検討する。油を媒体とした冷却は、冷却用にかなり大きなエネルギー消費を伴うが、得られる熱伝達係数が大きく、また油の熱容量が比較的大きいため、従来から用いられてきている。さらに工作機械系においては潤滑油および切削油を媒体として使用することは、発錆性がなく特別な構造変更をしないで使用できることも大きな理由の一つである。しかし、簡単に大きな冷却効果が期待できることから単に大量の油を流すだけでは、不適切な流量分布となる場合や不必要なエネルギー消費を伴うことが考えられる。そこで本項では、まずコラムにおける熱変形の防止に及ぼす油冷却の効果を確認し、



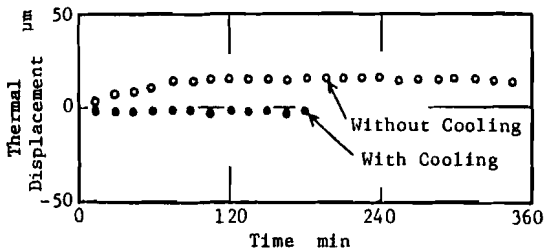
(a) Cooling method of column by applying oil of room temperature



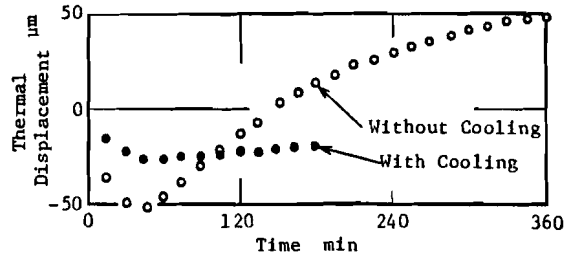
(b) Absolute thermal displacement at point 10



(d) Absolute thermal displacement at point 2



(c) Absolute thermal displacement at point 9



(e) Absolute thermal displacement at point 16

Fig.5.11 Effect of cooling of column with oil of room temperature
 $N=870$ rpm

ついで主たる熱源である主軸ヘッド部への冷却油流量を決定するという手順により、効果的な冷却状態が得られるよう考慮した。

まず、コラム部の冷却効果について述べる。実験に使用したフライス盤は、図 5.1 のようにモータを外付けとした場合である。主軸回転数を 870rpm とし、ヘッド部の各軸受はグリース潤滑とした。冷却方法としてヘッド部に室温空気を 6L/min 供給し、コラムには油温制御装置から室温 $\pm 1^{\circ}\text{C}$ の油を 25L/min 供給した。フライス盤本体の絶対変位を求めた結果を、非冷却の場合の変位と比較して図 5.11 に示す。同図(b)および(c)に見られるように、コラムの変位は非常に小さくなっており、十分な冷却効果が現われている。また同図(d)からヘッド部の変位もかなり小さくなっていることがわかる。同図(e)においては変位の傾向が異っている。非冷却の場合、下方への変位が現われたのち上方へ変位している。これはヘッド部における発熱量が大きく熱容量が小さいため、これにもとづく下方への熱膨張が速やかに生じることによる。これに対して、コラム部の発熱量は比較的小さくその熱容量が大きいため、コラムのそり変形は緩やかに現われる。図 5.1 に示す構造から、点回の変位は上述の変位が加算されたものであるので、下方への変位が現われたのち上方への変位が生じることになる。他方、コラムを冷却した場合には、図 5.11 (b)および(c)から推測できるようにコラムのそり変形および熱膨張が非常に小さくなり、ヘッド部の熱膨張だけが測定される。この結果、同図(e)の冷却時のように下方への変位のみが現われるものと考えられる。

以上のように、工作機械本体の変位を解析することは、機械の各部がいかなる機構で熱変形を生じさせるかを把握し、有効な熱変形対策を講じるための重要なアプローチであると考えられる。他方、加工精度は最終的には工作物と工具の相対位置により決定される。そこで、この相対位置の変化に対応する主軸相対変位を、以上と同一の非冷却およびコラム油冷却の場合について求めた結果を図 5.12 に示す。フライス盤の主軸はいづれも前方に変位している。同図(a)に示す非冷却の場合に比べ、同図(b)に示すコラム油冷却の場合には主軸の変位が定常状態において約 $65\mu\text{m}$ だけ小さくなっている。これは図 5.11(c)から明らかなように、冷却によりコラムの前方への変位がほとんど零になっていること、および前項で明らかにしたヘッド部空冷の効果によるものと考えられる。図 5.12 (b)に示すように、左右方向の主軸相対変位 Y_T はもともと非常に小さいことがわかる。これはフライス盤が左右方向にほぼ対称な構造を有し、熱源配置が左右のほぼ中央に分布しているなど熱的に対称であるためと考えられる。しかし、図 5.12(b)の主軸相対変位は定常状態で $130\sim 135\mu\text{m}$ を示しており、本フライス盤の最小移動量 $10\mu\text{m}$ に比べ大きい。これはコラムの熱変形はほとんど零となっているが、ヘッド部が空冷であるためその冷却効果が不十分なことにより、コラムと主軸間の熱膨張が生じているためである。

そこで、前方への変位を十分小さくするため、室温 $\pm 1^{\circ}\text{C}$ の潤滑油を主軸の上下軸受に供給し、軸受を貫流した油をヘッド部から油温制御装置へ還流させる。この様子を図 5.13 に示す。実験に使用した油温制御装置は表 5.2 に示すように最大流量が 28L/min となっている。この流量の範囲内で主軸変位を小さくするには、ヘッドおよびコラム部に供給する油の流量を適正に配分する

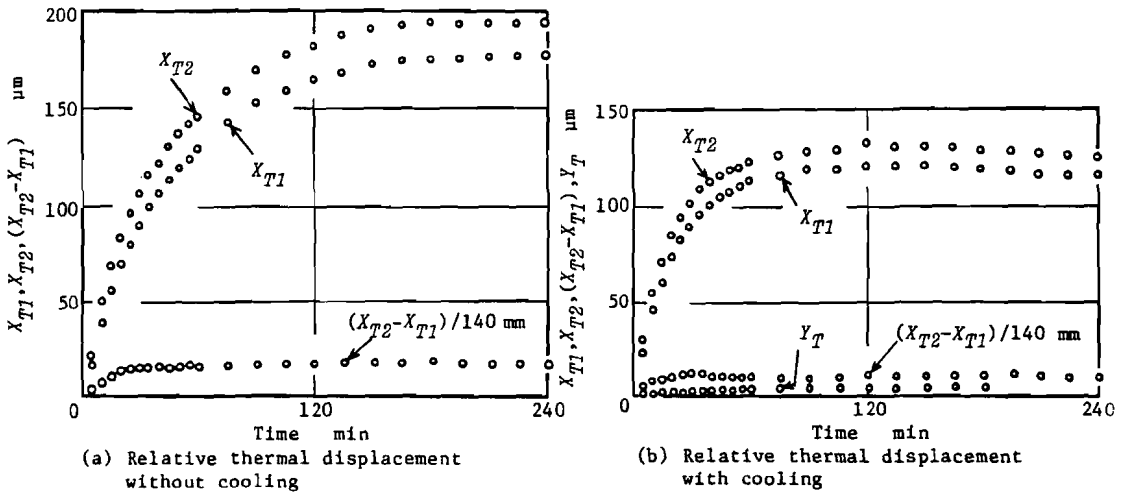


Fig.5.12 Effect of cooling of column with oil of room temperature
 $N=870$ rpm

必要がある。そこで、油流量の組合せ10種類について実験を行い、主軸相対変位と主軸の傾きを測定した結果を図5.14に示す。同図(a)から、主軸相対変位を防止するには、ヘッド部への油流量は次式を満足する必要があると考えられる。

$$\bar{Q}_h \geq 14 \text{ L/min} \quad (5.1)$$

また同図(b)から、主軸の傾きを防止するには、コラムへの油流量は次の関係を満たさねばならない。

$$\bar{Q}_c \geq 5 \text{ L/min} \quad (5.2)$$

さらに、これらの流量は装置の最大流量から次式の制約内になければならない。

$$\bar{Q}_c + \bar{Q}_h \leq 28 \text{ L/min} \quad (5.3)$$

上述の実験結果を参考にして、ここでは次式の流量で実験を行った。

$$\left. \begin{aligned} \bar{Q}_c &= 7 \text{ L/min} \\ \bar{Q}_h &= 20 \text{ L/min} \end{aligned} \right\} \quad (5.4)$$

主軸回転数はこれまでと同じ870 rpmであり、油温は室温 $\pm 1^\circ\text{C}$ とした。その結果を図5.15に示す。同図(a)に示す前後方向の主軸相対変位と主軸傾き、ならびに

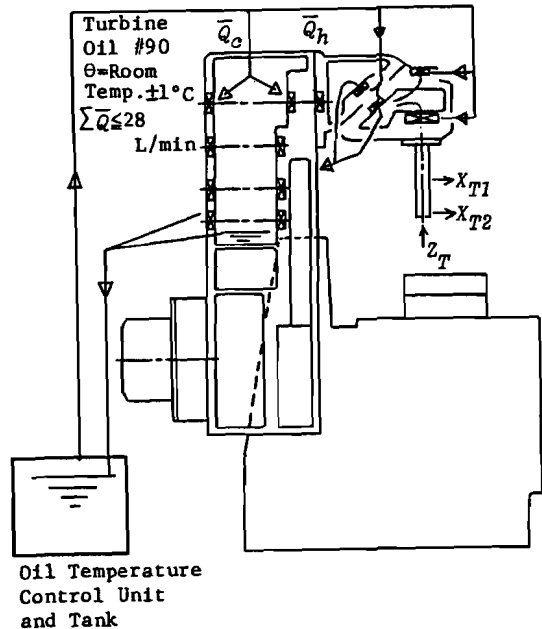


Fig.5.13 Cooling method of head and column by applying oil of room temperature

同図(b)に示す上下方向の主軸相対変位はいずれも $20\mu\text{m}$ 以内であり本フライス盤の最小移動量の2倍程度に抑えられている。図5.14(b)の主軸変位の傾向から考えると、本フライス盤においては、これ以上の油流量を用いてもこれ以上の熱変形防止は困難であろう。熱変形にもとづく変位をさらに小さくする必要がある超精密工作機械などの場合を除けば、一般的な汎用フライス盤の熱変形対策としては、ほぼ十分な効果が得られているものと考えられる。

5.2.5 機械の温度情報による主軸変位の推定
前項までにおいて、熱変形対策として空冷および潤滑油による冷却を実施し、冷却方法と熱変形特性の関係について明らかにした。また、熱

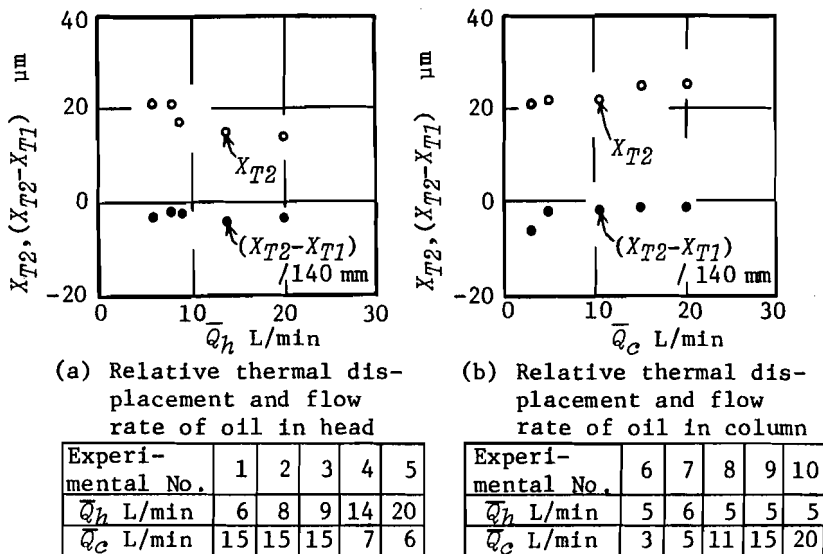


Fig.5.14 Effect of flow rate of oil upon thermal displacement at steady state
 $N=870$ rpm

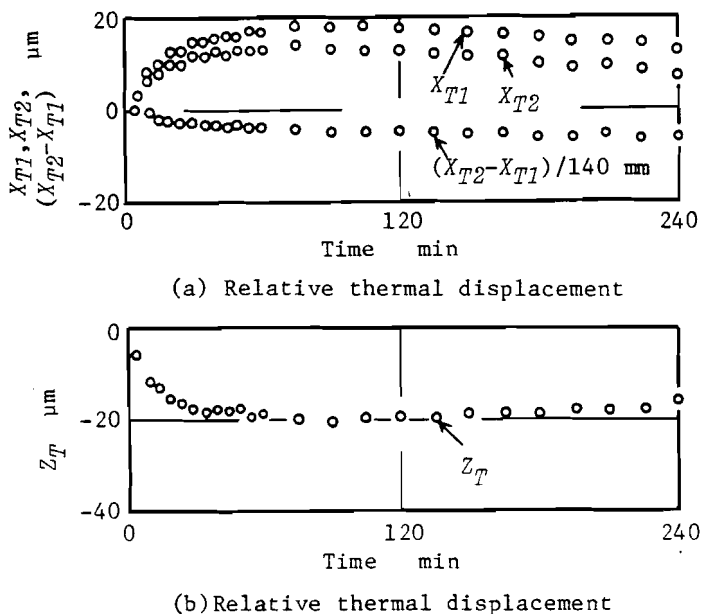


Fig.5.15 Effect of cooling of head and column with oil of room temperature
 $N=870$ rpm, $\bar{Q}_h=20$ L/min, $\bar{Q}_c=7$ L/min

変形対策として潤滑油を用いる方法を述べるとともに、この方法は汎用工作機械に対して十分な冷却効果を期待できることを明らかにした。しかし、さらに高い加工精度が要求される精密工作機械¹⁴⁵⁾などには、前項の方法によるだけでは熱変形対策として十分ではないと考えられる。

そこで本項では、工作機械の温度情報を用いて、主軸の相対変位を加工中により高精度で推定する方法^{146), 147)}について述べる。主軸相対変位の推定式は、以下のように温度上昇に係数を乗じ、これらの一次式として表現する。

$$X_{T2} = A_1 T_1 + A_4 \quad (5.5)$$

$$X_{T2} = A_1 T_1 + A_2 T_2 + A_4 \quad (5.6)$$

$$\left. \begin{aligned} X_{T2} &= A_1 T_1 + A_2 T_2 + A_3 T_3 + A_4 \\ Z_T &= A'_1 T_1 + A'_2 T_2 + A'_3 T_3 + A'_4 \end{aligned} \right\} \quad (5.7)$$

推定方法の第1は、コラム内を一定温度の潤滑油で冷却するとともに、ヘッド内部の熱源部を高湿空気で加熱する場合に関する方法である。この加熱は主軸変位の非正常時間を短縮するために実施したものであり、一定時間の加熱後は室温空気でヘッド部を冷却する。実験時の潤滑油および空気の流動経路を図5.16に示す。この条件における主軸変位を推定するため式(5.5)を採用する。この理由はコラムを潤滑油で冷却しているため、前述のように、コラムの熱変形の主軸変位に及ぼす影響が比較的小さく、空気加熱および主軸軸受の発熱などヘッド部の熱変形が主軸変位の主たる要因であると考えられるからである。主軸変位の測定値および式(5.5)による推定値を図5.17に示す。式(5.5)の係数 A_1 および A_4 を決定するために最小自乗法を適用した。すなわち、5分ごとの主軸変位と温度上昇の測定値を式(5.5)に代入し、得られる推定値と主軸変位の測定値の差の自乗和が最小となるよう係数を決定した。同図から、いずれの場合にも第1回目の運転開始時には約 $13\mu\text{m}$ の推定誤差があるが、定常時およびその後の主軸変位推定値と実験値の差は $10\mu\text{m}$ 以下となっている。

第2の推定方法は、ヘッドおよびコラムの温度情報を用いる方法である。主軸変位の推定には式(5.6)を適用する。ここではヘッド部の熱変形だけでなく、コラムの熱変形が主軸変位に及ぼす影響を考慮するため、図5.18に示すようにヘッドおよび

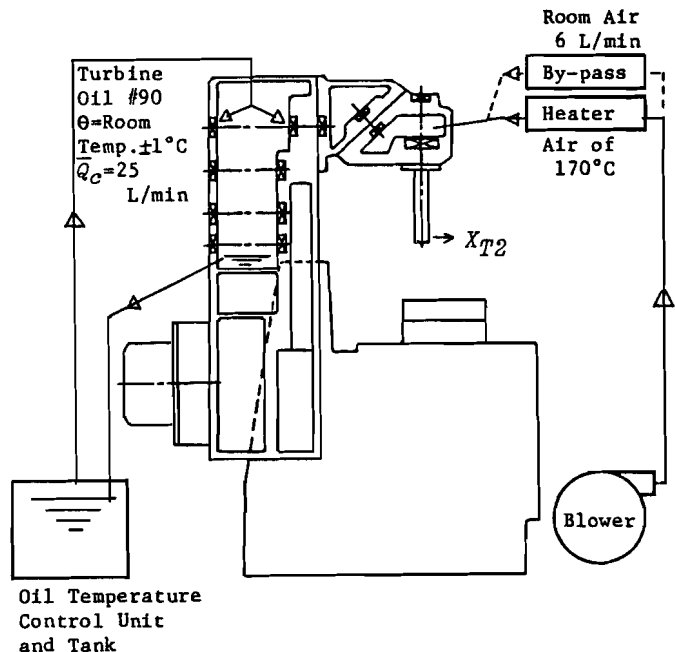
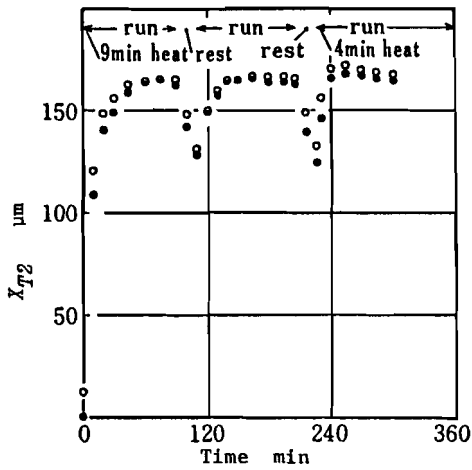
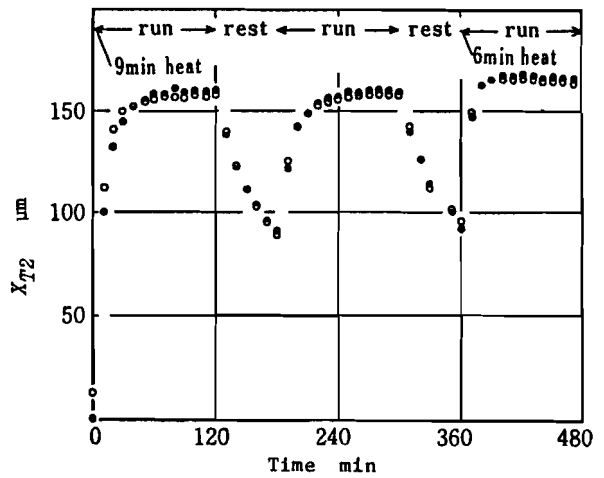


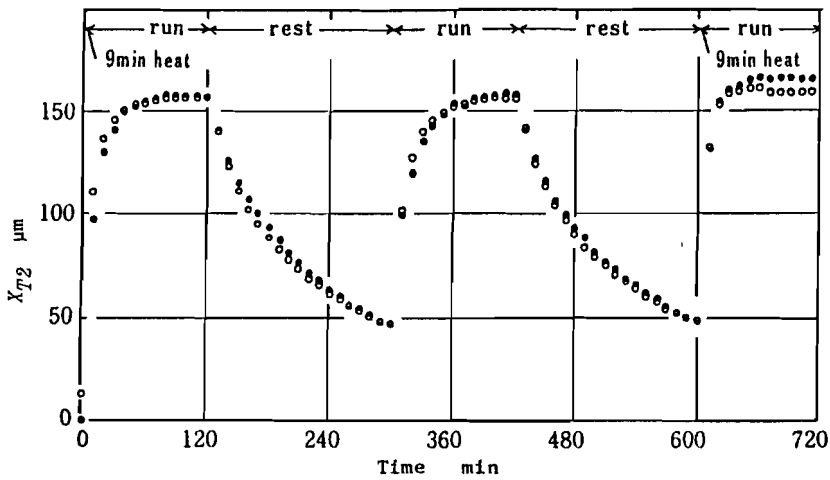
Fig.5.16 Cooling method of column and heating method of head



(a) Rest duration=20 min



(b) Rest duration=60 min



(c) Rest duration=180 min

Fig.5.17 Relative thermal displacement of main spindle operated with cooling and heating shown in Fig.5.16

$N=870$ rpm, ●; Measured displacement

○; Calculated displacement

$$X_{T2} = 4.0 \cdot T_1 + 13.0 \quad T_1: \textcircled{4}$$

びコラムの内部は特別な冷却を行わない通常の状態
 実験を行った。すなわち、コラム内にははねかけ給油ま
 たヘッド部の軸受はグリース潤滑とする。主軸変位の
 実験値と推定値を比較して図 5.19 に示す。式 (5.6)
 における係数 A_1, A_2 および A_4 を決定する方法は、上述
 と同様に最小自乗法を使用した。図 5.17 の場合に比べ
 推定値の精度が高くなっていることがわかる。

第 3 の推定方法は、ヘッドおよびコラムだけでなく
 ベース部の熱変形をも考慮し、それらの温度情報を用
 いて主軸変位を推定する方法である。主軸変位の推定
 には式 (5.7) を適用する。実験時の潤滑油の経路を
 図 5.20 に示す。式 (5.7) の係数は前述したのと同様
 に最小自乗法により決定した。また、主軸変位の推定
 値と実験値を比較して図 5.21 に示す。同図中に記入した推定式 (5.7) の係数を比較すると、係数
 は各主軸回転数に対して同一の値とはならなかった。これは図 5.22 に示すように、フライス盤にお
 ける各軸の回転数、いかえれば各軸受の発熱分布が異なることによるものと考えられる。しかし
 それぞれの主軸回転数において、図 5.21 の結果と図 5.17 および図 5.19 のそれを比べてみると、主軸
 変位の推定精度がかなり良好であることがわかる。

以上の方法を適用して推定式を求めるとき非常に重要なことは、必要な温度測定点（以下に代表
 温度点と呼ぶ）が存在するか否か、さらにいかなる範囲に存在するかということである。このこと
 を明らかにするため、図 5.21 の推定で用いた点（②, ⑪, ⑭）以外の温度測定点における温度情
 報を用いて、主軸変位を推定した結果を図 5.23 に示す。同図に示すように、推定値と主軸変位の差
 は図 5.21 (b) に比べやや大きくなっているが、かなり良い推定値が得られていることがわかる。した
 がって、主軸変位を推定する式 (5.5), (5.6) および (5.7) において、使用する代表温度点は
 工作機械本体のかなり広い範囲に存在していると考えられる。

上述の範囲をさらに明らかにするため、代表温度点が熱源に近すぎる場合および遠すぎる場合の
 推定結果を図 5.24 に示す。同図 a) においては代表温度点③および⑫がヘッドもしくはコラムの熱源
 に近すぎるため、温度上昇が急速に変化する。このため、主軸変位の推定値は実測値に比べて急速
 に増加または減少して、推定精度が悪くなっている。これとは逆に、同図 b) においては代表温度点
 ⑦および⑨が熱源から遠すぎるため、温度上昇の変化が遅い。このため、主軸変位の推定値の変化
 は実測値に比べて遅く、推定精度が悪くなる。

以上の結果から、上述の主軸変位の推定法において使用できる代表温度点の探索方針は図 5.25 の
 ように集約することができる。

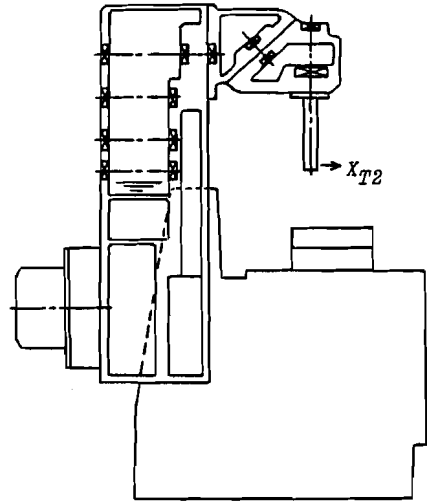
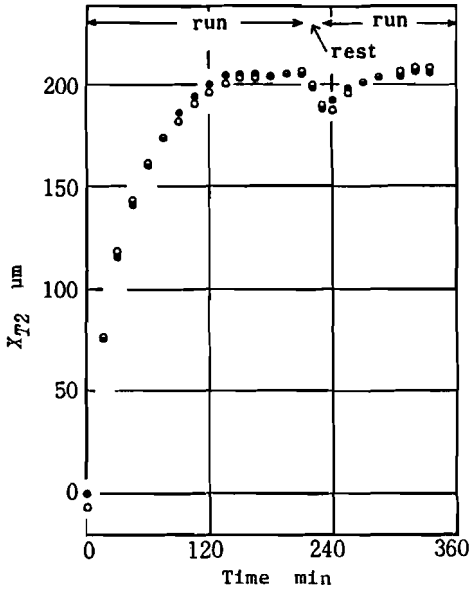
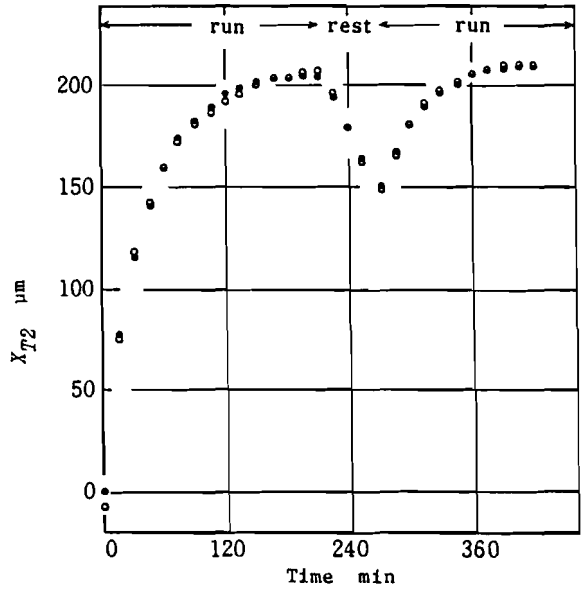


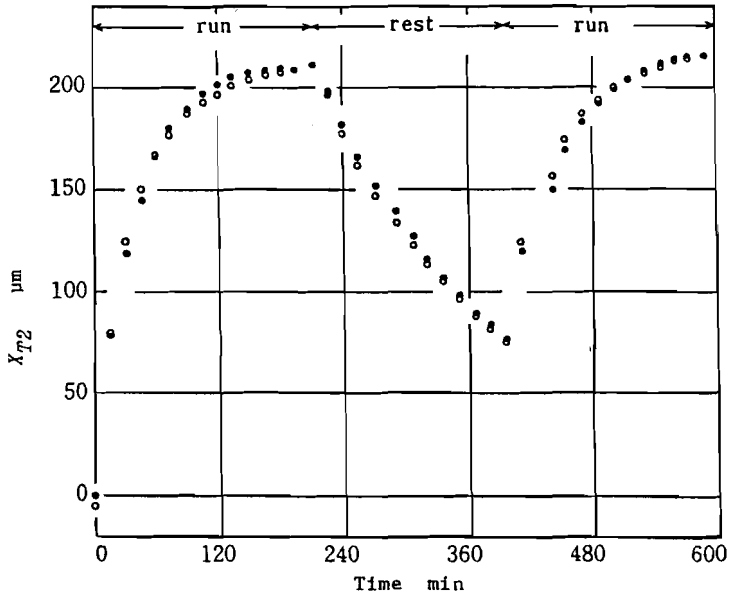
Fig.5.18 Idle running of machine
 without heating and cooling



(a) Rest duration=20 min



(b) Rest duration=60 min



(c) Rest duration=180 min

Fig.5.19 Relative thermal displacement of main spindle operated without heating and cooling shown in Fig.5.18

$N=870$ rpm, ●; Measured displacement

○; Calculated displacement

$$X_{T2} = 4.8 \cdot T_1 - 0.2 \cdot T_2 - 6.7 \quad T_1: (6) \quad T_2: (11)$$

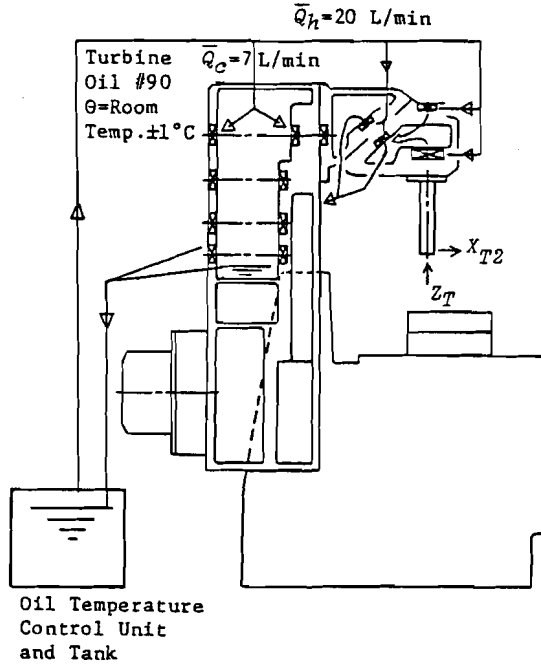
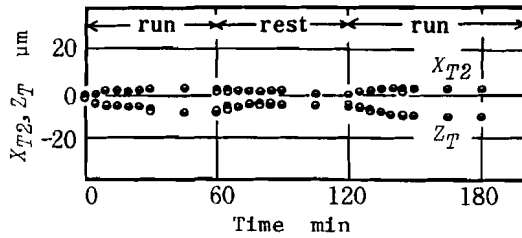
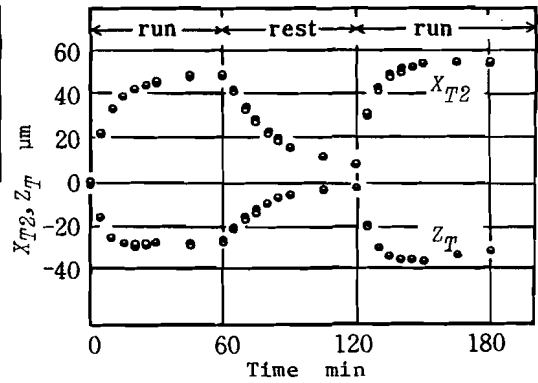


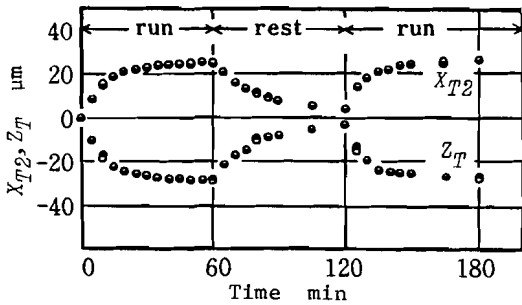
Fig.5.20 Cooling method of head and column



(a) Main spindle; 160 rpm
 $X_{T2} = 0.7 \cdot T_1 + 0.6 \cdot T_2 + 1.5 \cdot T_3 - 0.5$
 $Z_T = -4.1 \cdot T_1 - 1.5 \cdot T_2 - 5.3 \cdot T_3 - 1.1$



(c) Main spindle; 1750 rpm
 $X_{T2} = 1.4 \cdot T_1 + 1.7 \cdot T_2 + 3.0 \cdot T_3 - 1.0$
 $Z_T = -2.2 \cdot T_1 - 0.5 \cdot T_2 - 1.4 \cdot T_3 + 1.9$



(b) Main spindle; 870 rpm
 $X_{T2} = 1.4 \cdot T_1 + 1.3 \cdot T_2 + 3.5 \cdot T_3 - 1.8$
 $Z_T = -2.3 \cdot T_1 - 1.3 \cdot T_2 - 2.4 \cdot T_3 + 2.0$

Fig.5.21 Relative thermal displacement of main spindle operated with cooling shown in Fig.5.20

●; Measured displacement
 ○; Calculated displacement
 $T_1: \textcircled{2} \quad T_2: \textcircled{11} \quad T_3: \textcircled{14}$

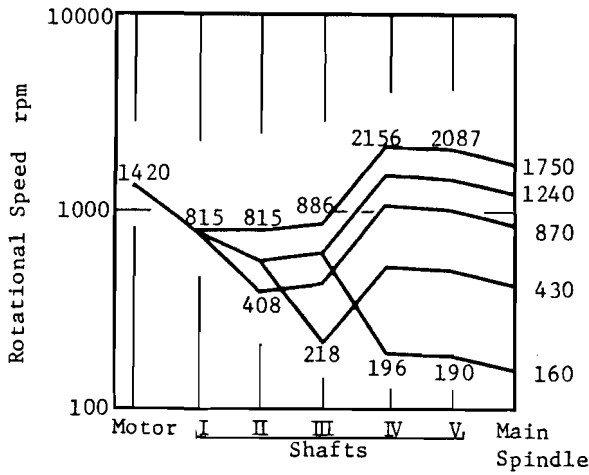
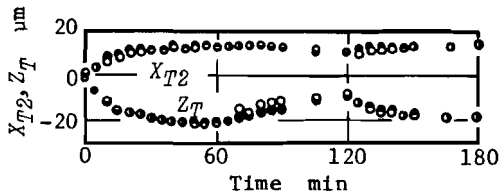
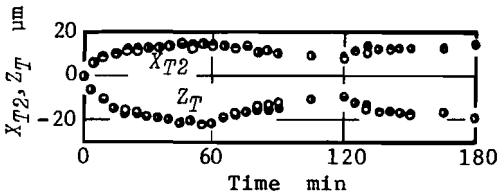


Fig. 5.22 Rotational speed of main spindle, other shafts and motor



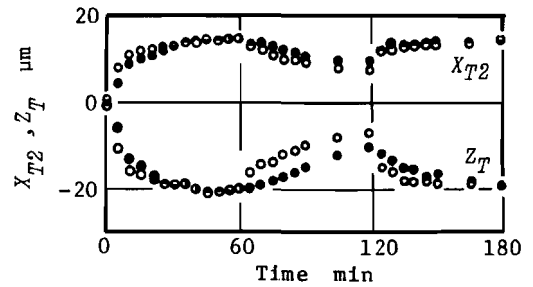
(a) $X_{T2} = 2.5 \cdot T_1 + 1.4 \cdot T_2 - 0.9 \cdot T_3 + 0.7$
 $Z_T = -1.2 \cdot T_1 - 2.8 \cdot T_2 + 5.2 \cdot T_3 - 0.5$
 $T_1: (4) \quad T_2: (11) \quad T_3: (14)$



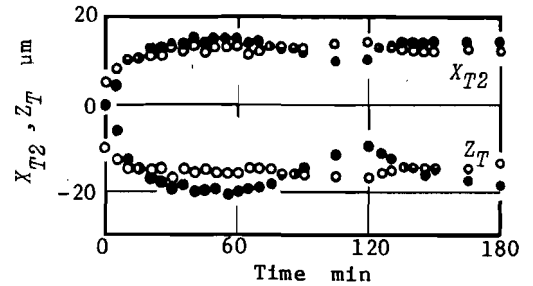
(b) $X_{T2} = 4.0 \cdot T_1 + 1.1 \cdot T_2 - 2.6 \cdot T_3 + 0.1$
 $Z_T = -3.0 \cdot T_1 - 2.2 \cdot T_2 + 6.1 \cdot T_3 + 0.3$
 $T_1: (6) \quad T_2: (13) \quad T_3: (14)$

Fig. 5.23 Examples of representative points of temperature measurement with good result

Conditions are same as Fig. 5.21(b)
 ●; Measured displacement
 ○; Calculated displacement



(a) Too near positions to the heat source
 $X_{T2} = 2.9 \cdot T_1 + 0.6 \cdot T_2 - 0.4 \cdot T_3 + 1.2$
 $Z_T = -2.0 \cdot T_1 - 1.8 \cdot T_2 + 4.4 \cdot T_3 - 0.6$
 $T_1: (3) \quad T_2: (12) \quad T_3: (14)$



(b) Too far positions to the heat source
 $X_{T2} = 5.1 \cdot T_1 + 0.1 \cdot T_2 - 1.1 \cdot T_3 + 5.2$
 $Z_T = -4.6 \cdot T_1 + 2.0 \cdot T_2 + 0.2 \cdot T_3 - 10.5$
 $T_1: (7) \quad T_2: (9) \quad T_3: (14)$

Fig. 5.24 Examples of representative points of temperature measurement without good result

Conditions are same as Fig. 5.21(b)
 ●; Measured displacement
 ○; Calculated displacement

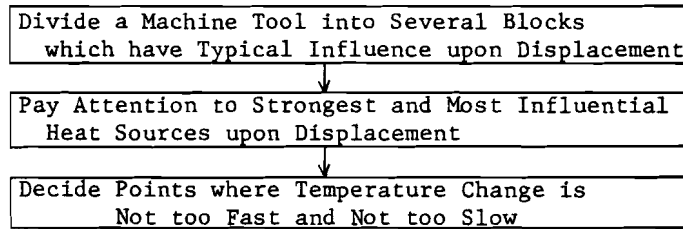


Fig.5.25 Decision rule of representative points of temperature measurement

5.2.6 測温棒の温度情報による主軸変位の推定

前項においては、工作機械本体の温度情報から主軸変位を推定する方法について述べた。そこで用いた代表温度点を確定するには、工作機械本体上の温度測定位置を決定しなければならない。また、工作機械本体の厚さ方向の測定位置で温度変化の速さが異なる場合には、代表温度点を決定するため厚さ方向の位置についても検討しなければならない。このような二次元または三次元探索を行うには、多大の時間と労力を要する。温度情報から主軸熱変位を推定する方法を現実的な手法とするには、この探索を容易に実施できることが重要となる。

本項においては、このような観点から、代表温度点を一次元探索により容易に求める方法を提案する。この方法により代表温度点を決定する場合の探索方針を図 5.26 に示す。実験において使用した測温棒および測温棒の工作機械への取付位置を図 5.27 に示す。測温棒は工作機械の主たる熱源に近い表面にボルトで固定し、測温棒円周面にグラスウールを巻き付けてある。

図 5.20 の場合と同一の冷却条件において、主軸変位と測温棒内の温度情報から得られた推定変位の結果を図 5.28 に示す。代表温度点は、本フライス盤の主軸回転数 160rpm ~ 1750rpm の全実験結果（8種類）から、適切であると考えられる⑬、⑭および⑮とした。いずれの主軸回転数におい

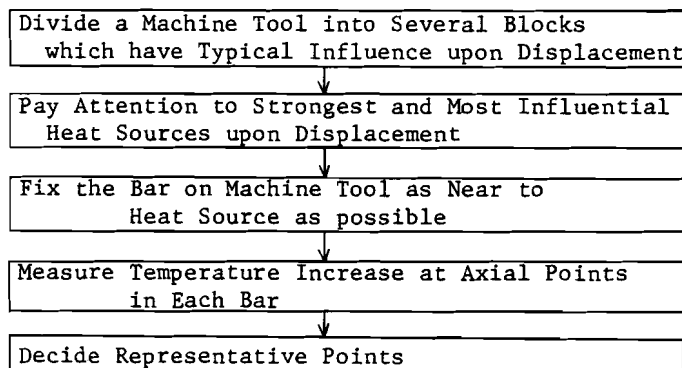


Fig.5.26 Decision rule of representative points in bar fixed on machine tool

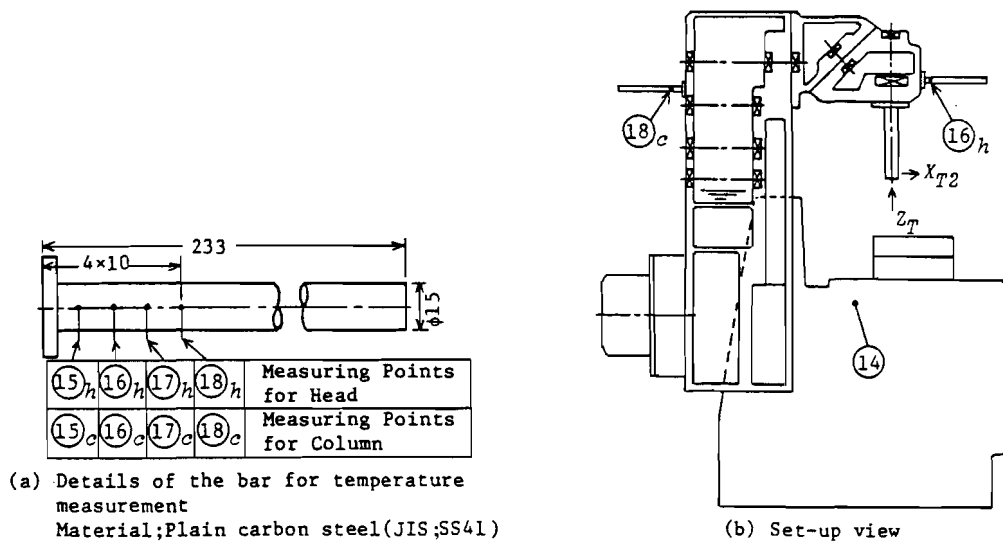


Fig.5.27 Details and set-up view of the bar

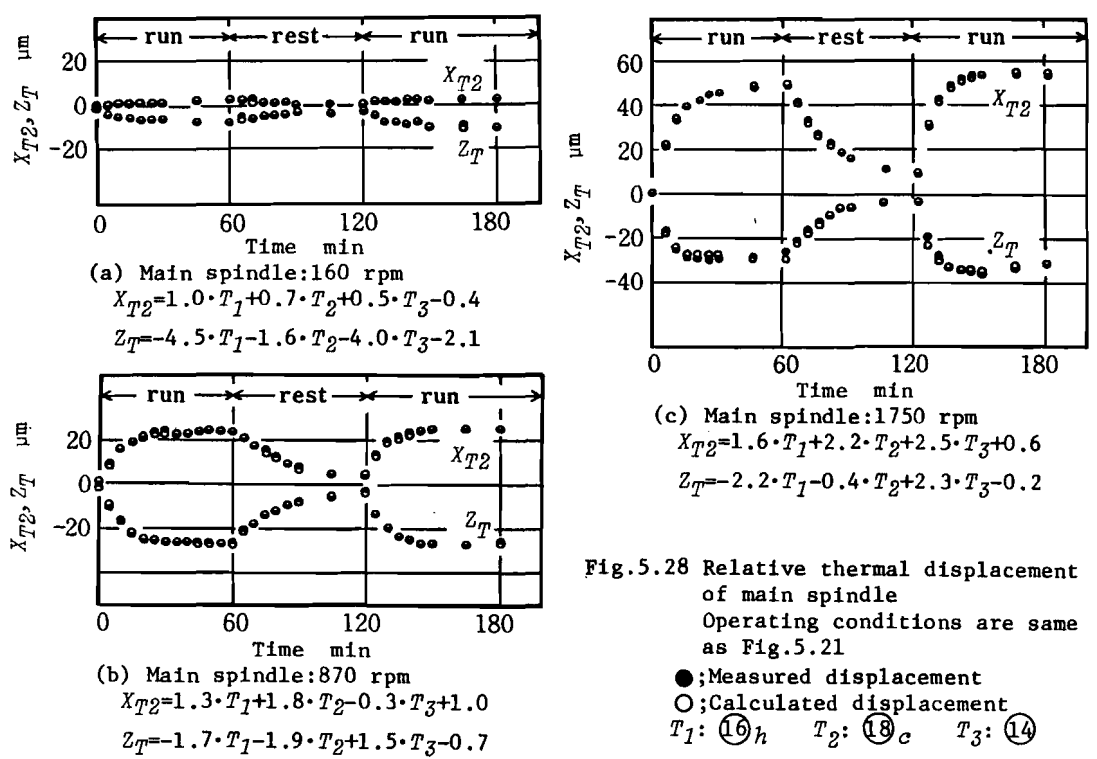


Fig.5.28 Relative thermal displacement of main spindle
Operating conditions are same as Fig.5.21

でも、推定値は主軸変位によく一致していることから、測温棒の温度情報から主軸変位を精度よく推定する手法^{147), 148)}の有効性が明らかになった。

上述の実験においては、測温棒にグラスウールを巻き付けて断熱を行っている。グラスウールを巻き付けた状態で使用することは、作業環境から考えてあまり好ましいとはいえない。そこで、測温棒の円周面を断熱せず、室温空気との熱伝達がある状態において推定を行った。あわせて測温棒の代表点として、図 5.28 で用いた⑮_h、⑮_c および⑭ 以外の各温度点を使用することが可能かどうか、すなわち代表温度点の存在する範囲についても検討した。図 5.27 に示す⑮_h～⑮_c および⑮_c～⑮_h の温度情報から求めた推定値と主軸変位は、断熱を行った場合および行わなかった場合においてもよく一致する結果が得られた。これらの結果から、測温棒に十分な断熱を施す必要がないことがわかる。また、代表温度点として採用できる温度測定点はかなり広い範囲に存在しており、本項で述べた次元探索による代表温度点の決定手法は、実用性の観点からも有効であることが明らかになった。

つづいて、実用性をさらに高める観点から、取付け面の表面状態、主軸回転数の影響について若干の考察を加える。図 5.27(a) に示す測温棒の取付け面近くの温度変化を比較して、測温棒取付け面における温度差を求めた。測温棒取付け部の機械表面における温度上昇と取付け面近くの測温棒内部の温度上昇を測定した結果を図 5.29 に示す。機械の表面はフライス加工、また測温棒取付け面は旋削による並仕上程度の表面である。図 5.29 に示した温度測定点は、取付け面から 10mm の等ピッチで分布している。取付け面と⑮_c および⑮_c と⑮_h との間の温度差は図 5.29 のようにほぼ同一であることから取付け面における接触熱抵抗はあまり大きくないと考えられ、測温棒取付け面の仕上は並仕上程度でよいことがわかる。

つぎに、本フライス盤は汎用の工作機械であるため表 5.1 に示すように 12 種類の主軸回転数を有している。このような汎用工作機械においては、必要に応じた数種類の主軸回転数を使用して加工を行うことが少なくない。そこで、異なる主軸回転数を切り替えて使用する場合の主軸熱変位を測定し、推定値と比較した。その結果を図 5.30 に示す。推定式の各係数は同図中に示したように、それぞれの主軸回転数に対して図 5.28 の実験において求められた値を使用した。図 5.30 から明らかなように、主軸回転数が異なる場合には上下方向の変位の一部で推定値と主軸変位の差がかなり大きくなっている。

したがって、熱変形が温度と密接な関係を有するという基本的性質から、前項および本項で述べた温度情報を用いて主軸熱変位を推定する手法は、主軸変位にもとづく誤差をインプロセスで制御することへの可能性を示唆しているといえる。さらに、主軸回転数が一定で使用される超精密工作機械などの専用機に

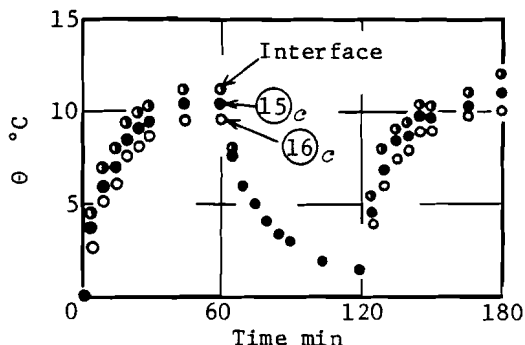


Fig. 5.29 Temperature change at interface and measuring points in the bar

対しては、この手法が特に有効であると考えられる。本節における解析結果から、工作機械の熱変形対策を実施する場合のフローチャートを図 5.31 に示す。

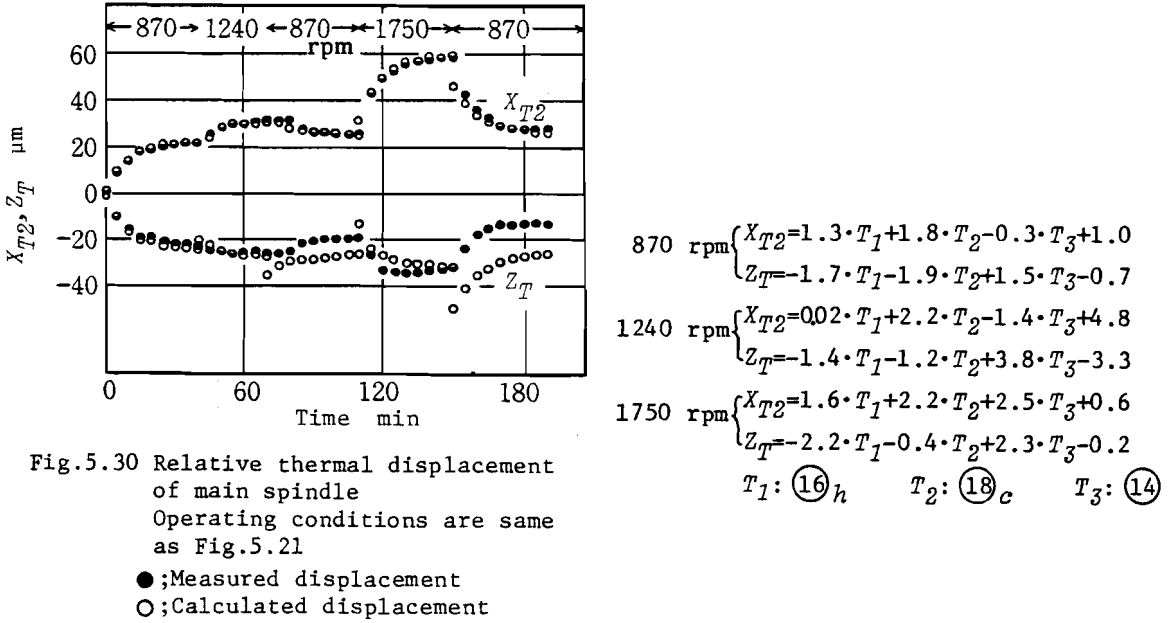


Fig.5.30 Relative thermal displacement of main spindle
Operating conditions are same as Fig.5.21

●; Measured displacement
○; Calculated displacement

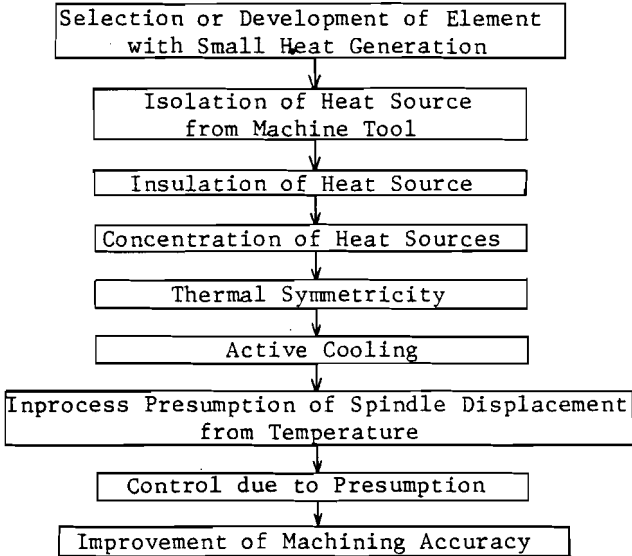


Fig.5.31 Procedures to improve machining accuracy from view point of thermal deformation of machine tool
The upper method is more elemental than the lower method

5.3 ホーニング加工における寸法精度と対策

前節においては、機械加工系の重要な構成要素である工作機械を対象として、熱変形と寸法精度との関連を検討するとともに総合的な熱変形対策の一指針を与えた。機械加工系の他の重要な構成要素として、工作物と工具をあげることができる。これらの熱変形および弾性変形もまた寸法精度を支配する重要な要因であることはいうまでもない。とくに、加工領域においては工作物、工具および切りくずが直接接触しているので、非常に高い加工精度が要求される場合においては、クーラントによる冷却だけでなく何らかの制御により加工精度を改善^{149), 150)}することが必要になる。

本節では、高い加工精度が要求されるホーニング加工を取り上げ、その寸法精度の制御方法^{151), 152)}について検討する。まず、各種の自動定寸法における寸法精度の誤差要因について考察し、前章までの結果をもとにして、寸法精度を制御するための温度情報と熱変形の関係を詳細に解析する。同時に、弾性変形と寸法精度の関係についても明らかにする。これらの解析結果にもとづいて、寸法精度の制御システムを実現し、その効果について評価する。

5.3.1 自動定寸法と寸法精度

ホーニング加工においては、従来から各種の自動定寸法が開発され実用化されている。これら各種の自動定寸法は、検出寸法の種類および検出方法（例えば最大寸法、最小寸法、空気式または電気式）により分類されている。本研究においては、これら各種の自動定寸法を一括して従来の自動定寸法と呼ぶことにする。これに対して、図5.32に示す熱変形補正型インプロセス自動定寸法は工作物および工具の温度情報を検出し、従来の自動定寸法では本質的に制御できなかった熱変形にもとづく精度の低下を補正・制御する機能を持つ。もう一段上の理想的な自動定寸法では、工作物ならびに工具の弾性変形にもとづく精

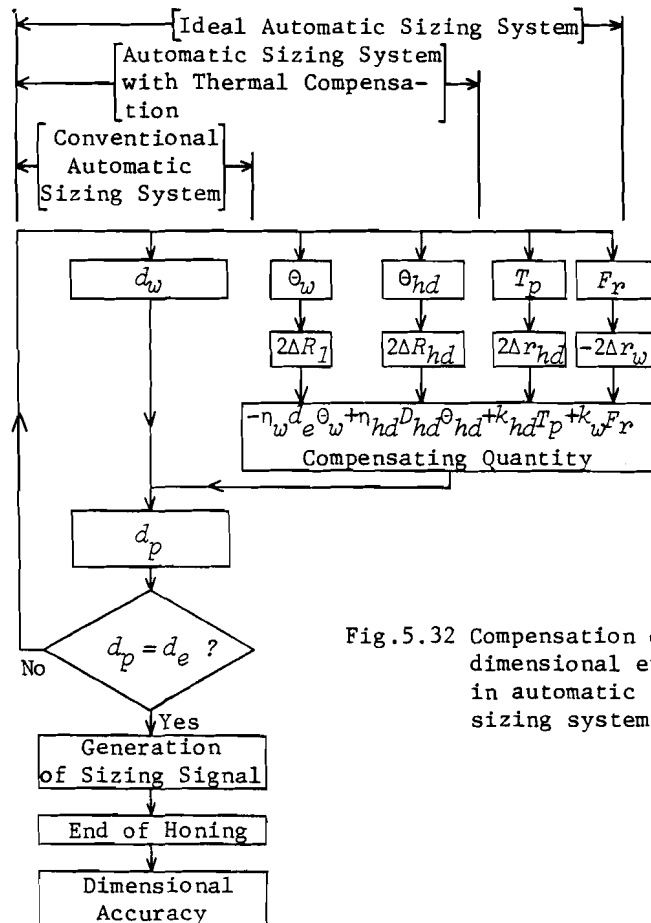


Fig.5.32 Compensation of dimensional error in automatic sizing system

度低下の制御も可能にする機能を有する。なお、図 5.32には自動定寸法と寸法精度の関係がまとめられている。また、これらの自動定寸法における検出量の時間的推移と寸法誤差の要因、および理論上到達可能な寸法精度を表 5.3 に整理して示している。

Table 5.3 True diameter and theoretical relation on dimensional accuracy

	True Diameter	In Conventional Automatic Sizing System	In Automatic Sizing System with Thermal Compensation	In Ideal Automatic Sizing System
At Start of Honing	d_s	$d_p = d_s$	$d_p = d_s$	$d_p = d_s$
At End of Honing	$d_s + \Delta D + 2\Delta R_1$	$d_p = d_w = d_e$	$d_p = d_w + \{-n_w d_e \theta_w + n_{hd} D_{hd} \theta_{hd}\} = d_e$	$d_p = d_w + \{-n_w d_e \theta_w + n_{hd} D_{hd} \theta_{hd}\} + \{k_{hd} T_p + k_w F_r\} = d_e$
At Room Temperature	$d_{wr} = d_s + \Delta D$	$d_{wr} = d_e + \left[\begin{matrix} -2\Delta R_1 + 2\Delta R_{hd} \\ +2\Delta R_w + 2\Delta R_{hd} \end{matrix} \right]_{t=t_e}$	$d_{wr} = d_e + \left[2\Delta R_w + 2\Delta R_{hd} \right]_{t=t_e}$	$d_{wr} = d_e$

{ }; Dimensional error, { }; Compensating quantity

5.3.2 工作物と工具の温度情報による熱変形量の推定

本項においては、まず工作物および工具の熱変形量をそれぞれの温度上昇から推定する方法について述べる。つぎに、ホーニング量から工作物の熱変形量を推定する方法についても検討する。

(1) 温度上昇から熱変形量を推定する方法

3.6節の実験解析によって得られた工作物温度上昇とS Iピン突出し長さの関係を図 5.33 に示す。

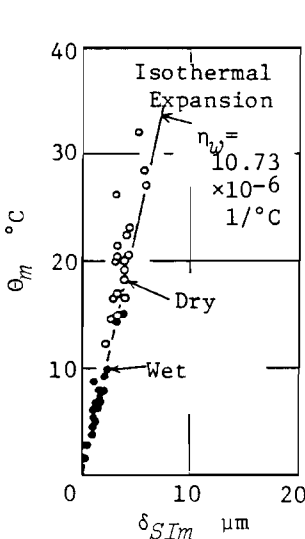


Fig.5.33 Relation between θ_m and δ_{SI_m} at 10 min after start of honing

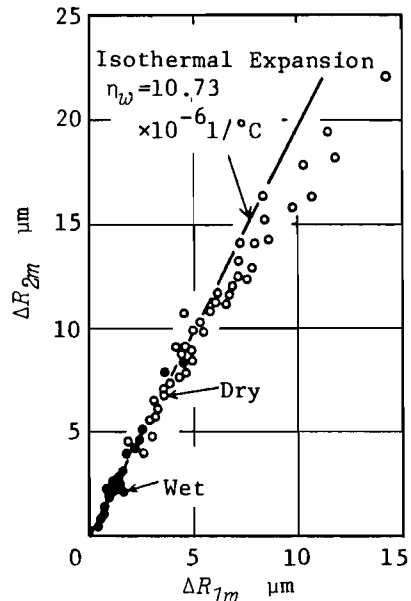


Fig.5.34 Relation between ΔR_{1m} and ΔR_{2m} at 10 min after start of honing

工作物は外径80 mmおよび内径約40 mmである。したがって、工作物の肉厚と加工穴の半径はそれぞれ約20 mmである。S I ピンの突出し長さ δ_{sI} は工作物肉厚の熱膨張量とS I ピン熱膨張量の差に等しく、S I ピンの熱膨張が無視できるほど小さいので、突出し長さ δ_{sI} は工作物の肉厚20 mmにおける熱膨張量に等しいと考えられる。加工穴の半径が約20 mmであるので、工作物が等温膨張する場合の θ と δ_{sI} の理論的關係は図 5.33中の実線で表わされる。同図中の各点は 3.6 節の実験により得られた値を記したものである。各種のホーニング条件にかかわらず、各点は等温膨張の理論直線の近くに分布していることから、工作物はほぼ等温膨張していると推測することができる。

このことをさらに熱変形量から明らかにするため、4.5 節において得られた外半径における熱変形量と加工面における熱変形量の関係を求めると図 5.34 となる。同図においても、各点は等温膨張を示す理論直線の近くに分布しており、加工条件にはほぼ無関係に工作物はほぼ等温膨張しているものと考えられる。図 5.33 および図 5.34 において、温度上昇または熱変形量が大きい場合に、乾式ホーニングの実験値が等温膨張を示す理論直線から離れる傾向がみられる。これは加工終了近くにおいて、単位時間当りのホーニング量が単位時間当りの熱変形量より小さく、従ってS I ピンが削られなくなり、S I ピン先端が加工穴の内面から工作物内に凹んでいたことによるものと考えられる。すなわち、ピン突出し長さ δ_{sI} が図 4.11(b)の場合より小さくなり、式 (4.19) で求められる ΔR_1 が図 4.11(b)の場合に比べて大きくなったことによるものと思われる。以上のように、工作物の熱変形がほぼ等温膨張であると考えられることから、工作物の寸法精度に影響を及ぼす加工穴位置における熱変形量を、次式により推定することができる。

$$2\Delta R_1 = \eta_w \cdot \theta_w \cdot 2R_1$$

$$\approx \eta_w \cdot \theta_w \cdot d_o \quad (5.8)$$

図 5.33 および図 5.34 に示す結果はいずれも加工終了時 (10min) における値であることから、式 (5.8) に現われる ΔR_1 および θ_w は10min時の値である。このことは式 (5.8) が加工終了時において成立することを意味している。しかし、自動定寸法においては穴寸法が目標寸法に一致するとき加工を終了するので、加工終了時刻は未定であり、同一工作物のホーニング加工においても一定であるとは考えられない。そこで、式 (5.8) が任意の時刻において成立するかどうかを検討する。また、工作物温度情報の測定点を工作物中に設定するには、工作物に温度測定用の穴を加工する必要があるので現実的ではない。そこで、工作物の表面温度を式 (5.8) の θ_w として採用できるかどうかについても併せて検討する。

図 3.25 および図 3.26 に示したように、数値解析結果が実験値によく一致していることから、有限要素法による数値解析を用いて、式(5.8)の關係が任意時刻において成立するかどうかを考

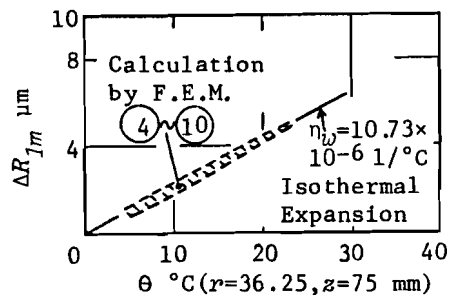


Fig.5.35 Calculated relation between ΔR_{1m} and θ during honing
Conditions for calculation
No. (4)・(10) are shown in
Table 3.14

察する。数値解析により得られた熱変形量と工作物外表面の温度上昇の関係を図5.35に示す。同図にみられるように、各種の加工条件および任意時刻において、工作物外表面の温度上昇と工作物熱変形量の関係は等温膨張を示す理論直線によく一致している。したがって、工作物外表面の温度上昇を用いても、式(5.8)は任意時刻において成立することが明らかである。

いいかえれば、式(5.8)による工作物の熱変形量の推定、推定値にもとづく熱変形補正型インプロセス自動定寸法により、寸法精度の制御が可能であるといえる。

また、図5.38(b)に示すように、工具であるホーニングヘッドに穴直径検出用の空気マイクロメータノズルを組込んであるため、ホーニングヘッドの熱変形が寸法精度に影響を及ぼすと考えられる。ホーニングヘッドには周方向に等ピッチで4本の砥石が装着されており、湿式ホーニングにおいてはクーラントがホーニングヘッドに均等にそそがれることから、ホーニングヘッドの熱膨張についても次式が成立すると仮定する。

$$2\Delta R_{hd} = \eta_{hd} \theta_{hd} D_{hd} \quad (5.9)$$

(2) ホーニング量から熱変形量を推定する方法

以上述べた推定法に対し、工作物のホーニング量から熱変形量を推定する方法についても検討を行った。一般に、加工前の寸法と目標寸法は既知であるので、この方法が可能であればインプロセスで温度情報を測定する必要はなく、これに付随する補正装置も不要となる利点がある。4.5節において得られた工作物熱変形量とホーニング量の関係を図5.36に示す。乾式においては、ホーニング量がほとんど $60\mu\text{m}$ 以下と小さく、ホーニング量から熱変形量を推定することは不可能である。湿式ホーニングにおいては、ホーニング量と熱変形量の間にはかなり比例的な傾向がみられるが、推定の精度は十分でないと考えられる。さらに、工作物の肉厚が異なる場合およびクーラントの種類もしくは流量が異なる場合には、図5.36に相当する関係を予め求めておかねばならず、このことはホーニング作業条件の変化する場合に十分対応できないという欠点が附随する。

以上のような検討結果から、熱変形量の推定にもとづいて寸法精度を制御する方法として、式(5.8)および(5.9)を適用する熱変形補正型インプロセス自動定寸法が、各種のホーニング条件に対して柔軟に対応する方式であることが明らかとなった。

5.3.3 実験装置と実験方法

熱変形補正型インプロセス自動定寸法ならびに5.3.5の項に述べる弾性変形を補正する自動定寸法および従来の自動定寸法における工作物の寸法精度を比較するために

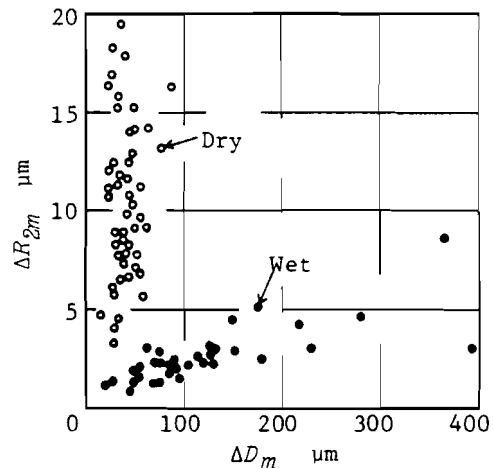


Fig.5.36 Relation between ΔD_m and ΔR_{2m} at 10 min after start of honing

製作した実験装置の主要部を図 5.37 に示す。使用したホーニングヘッドは、図 5.38 に示すように対向する一対の空気マイクロメータ用ノズルを持っている。コンプレッサからの空気は、圧力調整弁で 147kPa (15kgf/cm^2) の定圧となり、ホーニングヘッド上方の主軸に取り付けられたロータリーアダプタを經由して、空気管によりホーニングヘッドに導かれる。ヘッド内部の空気用溝穴を通過した空気は、一対の空気ノズル（ノズル内径 2mm ）から半径方向に流出する。この空気マイクロメータの背圧は空気圧—電気信号変換器で電気信号に変換され、図 5.37 に示す管制部にその値が表示される。以上の方法は、従来の自動定寸法におけるものと基本的に同一である。

上述の自動定寸法に熱変形補正機能を付加するため、工作物および工具の温度上昇の測定値にもとづく熱変形量の計算およびこれら計算値と加工寸法の加減算が、図 5.37 に示す演算部で行われる。工作物の温度情報は工作物—コンスタンタン

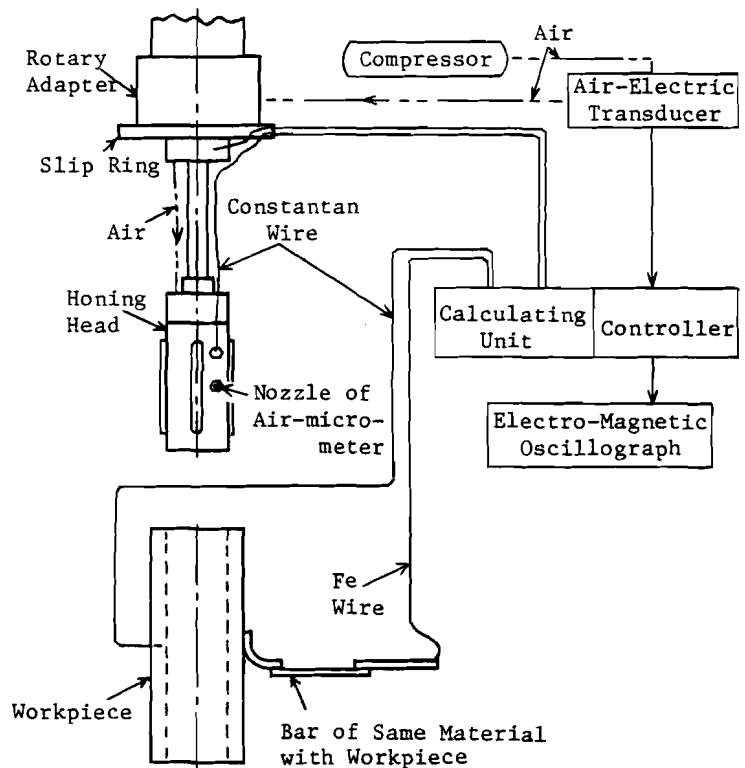


Fig. 5.37 Experimental set-up of automatic sizing systems

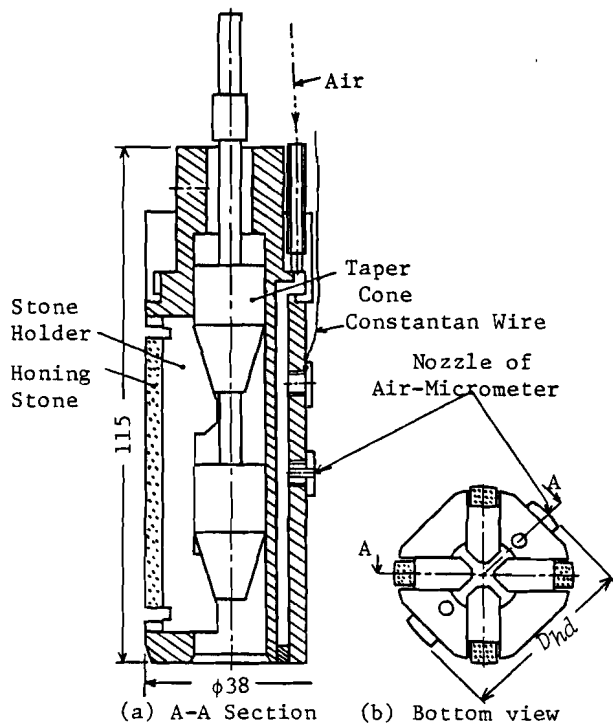


Fig. 5.38 Details of honing head used for experimental equipment shown in Fig. 5.37

熱電対回路を用いて抽出される。すなわち、コンスタンタン線を工作物の1点に押し付け、他の部分には工作物と同一材質の補助棒を取り付け、その先端にFe線を接続した。このFe線とコンスタンタン線を演算部に結線して熱電対回路を構成した。補助棒とFe線の接続部には脱脂綿を巻き付け、これに水を含ませることにより、室温変動および工作物から補助棒への熱移動が工作物温度情報に影響を与えないように配慮した。

工具の温度情報を抽出するために、図 5.38 に示す盲栓とホーニングヘッドの間にコンスタンタン線をはさみ込んで、ホーニングヘッド（SCM21 鋼製）ーコンスタンタン熱電対回路を構成した。コンスタンタン線の長さは約 300 mm で、その先端に Fe 線を接続した。この接続部にも脱脂綿を巻き付け、室温変化が工具温度情報に影響を与えないよう注意した。Fe 線の他端は図 5.37 に示すスリッピング（SS41 鋼製）に接続した。他方、ホーニングヘッドは自在継手（S45C 鋼製）および連接棒（SS41 鋼製）を經由して主軸下部（S45C 鋼製）に連結されているので、主軸下部に Fe 線を接続し Fe 線の他端をスリッピングに結線した。ホーニングヘッドの材料である SCM21 鋼と SS41 鋼、S45C 鋼および Fe 線は、いずれもコンスタンタン線に対する熱起電力特性がほぼ同一であるので、上記の配線によりホーニングヘッドーコンスタンタン熱電対回路とみなすことができる。1 対のスリッピングにはそれぞれ軟鋼線のブラシが接触し、Fe 線により演算部に結線させてある。

本節の実験で使用した条件は表 5.4 に示す通りである。また、ホーニングヘッドおよび工作物の熱膨張係数とコンスタンタンに対する熱起電力特性を表 5.5 に示す。実験においては、目標寸法になると管制部パネルのランプ表示が（OK）ランプから（-NG）ランプに切り替わるよう設定した。

加工穴直径の測定値に工作物および工具の熱変形補正量を加減算して得られる演算値が目標寸法に一致したとき、上記の（-NG）ランプが点灯してホーニングを停止させる。ホーニングヘッドは上下に 120 mm 移動するが、ホーニングヘッドに組み込まれた空気マイクロメータのノズルは長さ

Table 5.4 Experimental conditions

Pressure of Pump Discharge	$P_G=0.892, 0.59, 0.29$ MPa
Spindle Speed	$N=158$ rpm
Traverse Speed	$V_z=100$ mm/s
Over-run	$l_{ot}=10, l_{ob}=20$ mm
Flow Rate of Honing Oil	$\bar{Q}_{ho}=1$ L/min
Honing Stone	WA#800, More Hard, Medium Structure, Vitrified Bond, $l_s=60$ mm, $b_s=6$ mm
Workpiece	Aluminium Alloy (JIS:A5056), $2R_2=\phi 60$ mm, $2R_1=\phi 39\sim 40$ mm, $L_z=150$ mm

Table 5.5 Material constants measured

		η 1/°C	Electrical Output of Honing Head-Constantan or Workpiece-Constantan Thermo-Couple mV/°C
Honing Head	Cr-Mo Steel (JIS; SCM21)	12.89×10^{-6}	4.85×10^{-2}
Work-piece	Aluminium Alloy (JIS; A5056)	28.25×10^{-6}	3.88×10^{-2}

150 mmの工作物の加工穴の中につねに位置するので、加工穴の直径寸法および演算値を連続的に測定記録できる。また、管制部はこれらの出力および工作物と工具の温度上昇さらに定寸信号(+NG, OK, -NG信号)を同時に出力できるようになっている。

5.3.4 寸法精度の制御

本項においては、熱変形補正型インプロセス自動定寸法の原理について詳述する。この基礎として、工作物と工具の熱変形量、加工穴直径の測定値およびこれらの演算結果として得られる管制部出力ならびに目標寸法と加工後の室温における加工穴直径の関係を明らかにする。

従来の自動定寸法においては、工作物が温度上昇すると、空気マイクロメータによる加工穴直径の測定値 d_w は切削による直径 ($d_s + \Delta D$) に比べ、式 (5.8) の熱変形量だけ大きい値を示す。また工具であるホーニングヘッドが温度上昇すると、図 5.38(b) のようにホーニングヘッドに取り付けられた空気マイクロメータのノズルは外方向に移動するので、測定値 d_w は ($d_s + \Delta D$) に比べ式 (5.9) の熱変形量だけ小さい値を示す。したがって、空気マイクロメータによる加工穴直径の測定値 d_w は工作物およびホーニングヘッドの熱膨張を考慮すると、次式により表わされる。

$$d_w = d_s + \Delta D + 2\Delta R_1 - 2\Delta R_{hd} \quad (5.10)$$

従来の自動定寸装置においては、式 (5.10) の値がそのまま管制部出力 d_p となるので、次式が成立する。

$$d_p = d_w \quad (5.11)$$

この出力 d_p が目標寸法 d_e に一致したとき加工を終了するので、加工終了時においては次式が成立する。

$$d_e = d_p \quad (5.12)$$

その後、室温まで冷却された加工穴の直径寸法 d_{wr} は、式 (5.10) ~ (5.12) の関係を用いて次のように表わされる。

$$\begin{aligned} d_{wr} &\equiv d_s + \Delta D \\ &= d_e - 2\Delta R_1 + 2\Delta R_{hd} \end{aligned} \quad (5.13)$$

すなわち、室温における加工穴の直径は、目標寸法から ($-2\Delta R_1 + 2\Delta R_{hd}$) だけ異なる値となる。

本研究で開発した熱変形補正型インプロセス自動定寸法では、式 (5.13) に含まれる寸法誤差 ($-2\Delta R_1 + 2\Delta R_{hd}$) が寸法精度に影響を及ぼさないことを目的としている。すなわち、式 (5.8) で求められる工作物熱変形量に相当する電圧が図 5.37 に示す演算部において発生する。また、ホーニングヘッドの温度情報から式 (5.9) で求められるホーニングヘッド熱変形量に相当する電圧が発生する。さらに、演算部ではこれらの電圧と空気マイクロメータによる加工穴直径の測定値 d_w との間で減算および加算が行われる。したがって、 d_w は式 (5.10) と同一となるが、管制部出力 d_p は式 (5.11) の代りに次式で表わされることとなる。

$$d_p = d_w - \eta_w \theta_w d_e + \eta_{hd} \theta_{hd} D_{hd} \quad (5.14)$$

られているため、工作物が弾性変形すると加工穴直径の測定値 d_w は砥石拡張力が作用しない場合の直径に比べて、工作物の弾性変形量 $2\Delta r_w$ だけ小さい値を示す。

ホーニングヘッドの弾性変形は、砥石面に作用するホーニング抵抗が砥石および砥石台を介してホーニングヘッドに加わることにより生じる。ホーニングヘッドが弾性変形すると、図 5.38 に示すようにヘッド本体に固定された空気マイクロメータのノズルはヘッド本体とともに移動し、加工穴直径の測定値 d_w が変化する。ホーニングヘッドの弾性変形にもとづく d_w への影響を検討するため、砥石 1 本当りに作用するホーニング速度方向の抵抗 F を、上下方向に作用するスラスト分力 F_z とトルクとして作用する円周接線分力 F_p に分解する。上下方向のスラスト分力 F_z は、ホーニングヘッド上昇中には砥石および砥石台を介してヘッド本体に引張ひずみを生じるように作用する。 F_z によるホーニングヘッドの弾性変形は、ホーニングヘッドの材質（SCM21 鋼）、寸法および第 2 章で測定された F_z の値から考えると非常に小さく、これにもとづく d_w への影響は無視できると考えられる。トルクとして作用する円周方向の接線分力 F_p が働く場合のホーニングヘッドの各作用力およびこれらにもとづくホーニングヘッド弾性変形の状況は図 5.40 に示すようになる。同図から明らかなように、 F_p が砥石表面に作用すると、砥石および砥石台はホーニングヘッドの砥石台用の溝の中で反時計方向に回転しようとする。このため、砥石台からホーニングヘッドには、溝の内部および外部において同図のように f_p なる力が作用する。 f_p の空気マイクロメータノズル方向の成分 $f_p \cos \frac{\pi}{4}$ により、ホーニングヘッドは外方にそれぞれ Δr_{hd} だけ変位する。この結果、加工穴直径の測定値 d_w は、接線分力 F_p が零の場合に比べて、 $2\Delta r_{hd}$ だけ小さな値を示すことになる。

したがって、工作物およびホーニングヘッドがホーニング抵抗により弾性変形することをも考慮すると、加工穴直径の測定値 d_w は次式により表わされる。

$$d_w = d_s + 4D + 2\Delta R_1 - 2\Delta R_{hd} - 2\Delta r_w - 2\Delta r_{hd} \quad (5.17)$$

式 (5.17) の d_w に対し、式 (5.14) と同様の補正を行うと管制部出力 d_p が得られる。 d_p が目標寸法 d_e に一致したとき加工を終了するので、以下の式が成立する。

$$d_p = d_w - \eta_w \theta_w d_e + \eta_{hd} \theta_{hd} D_{hd} \quad (5.18)$$

$$d_e = d_p \quad (5.19)$$

その後、室温まで冷却された加工穴の直径寸法 d_{wr} は、式 (5.17)～(5.19) および式 (5.8) と (5.9) の関係を用いて次式により表わされる。

$$\begin{aligned} d_{wr} &\equiv d_s + 4D \\ &= d_e + (\eta_w \theta_w d_e - 2\Delta R_1) + (-\eta_{hd} \theta_{hd} D_{hd} + 2\Delta R_{hd}) + 2\Delta r_w + 2\Delta r_{hd} \end{aligned}$$

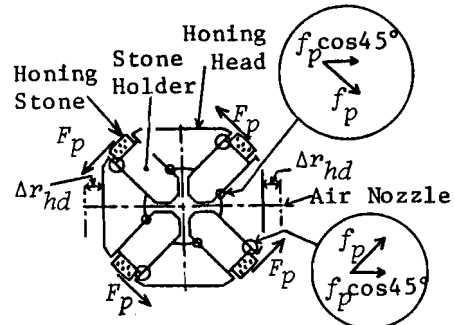


Fig.5.40 Elastic deformation of honing head

$$\cong d_e + 2\Delta r_w + 2\Delta r_{hd} \quad (5.20)$$

上式から、工作物および工具の弾性変形はいずれも加工穴の寸法を目標寸法より大きくする効果があることがわかる。

式(5.20)の $2\Delta r_w$ および $2\Delta r_{hd}$ を理論的または実験的に解析した結果を以下に示す。工作物の弾性変形($-2\Delta r_w$)を実験的に求めるため、表5.4の工作物に静的な砥石拡張力を加えたが、同表の砥石拡張用ポンプ吐出圧の範囲ではほとんど変形が見られなかった。そこで図5.39に示すように、円筒形工作物の内面に砥石拡張力が長手方向に等分布する場合について、曲り梁の弾性学的理論解析¹⁵³⁾により求めた($-2\Delta r_w$)は、次式のように表わされる。

$$-2\Delta r_w = 2\sqrt{2} \left\{ -0.00381 \frac{F_r \cdot \left(\frac{D+d}{2}\right)^3}{E \cdot I_z} + 0.44635 \frac{F_r \cdot \left(\frac{D+d}{2}\right)}{E \cdot S_e} \right\} \quad (5.21)$$

表5.4の工作物について、上式を用いて計算した $-2\Delta r_w$ の値は表5.6のようになる。比較のため鋳鉄およびS45C鋼製工作物についても表示した。工作物長さ150mmに対して砥石長さは60mmであるので、実際のホーニング加工における弾性変形量は表5.6の値より小さいものと考えられる。

つぎに、ホーニング抵抗の円周方向接線分力 F_p にもとづくホーニングヘッドの弾性変形 $2\Delta r_{hd}$ を求める。このために行った実験の要領を図5.41に示す。トルクは砥石を拡張した状態において、主軸に取り付けたトルク付加用治具により手動で加えられる。このとき得られる管制部出力の変化と工作物下方の動力計によるトルク出力の変化とを電磁オシログラフに記録し、同一時刻におけるこれら出力の関係を求めた結果を図5.42(a)に示す。同図から明らかなように、ホーニングヘッドの弾性変形およびこれにもとづく管制部出力への影響は、付加トルクに比例することがわかる。この特性は次式により表わされる。

$$\begin{aligned} -2\Delta r_{hd} (\mu\text{m}) &= -0.2366 T_p (\text{N} \cdot \text{m}) \\ &= -0.2366 \times 2 F_p d_w \end{aligned} \quad (5.22)$$

また、次項で述べる熱変形補正型インプロセス自動定寸法の実験において得られた結果から、ホーニング開始時のトルク負荷および終了時のトルク除荷などのトルク変化量とこれに対応する管制部出力の変化(すなわち、ホーニングヘッドの弾性

Table 5.6 Calculated value of ($-2\Delta r_w$) under conditions given in Table 5.4

	Workpiece		
	Aluminium Alloy (JIS;A5056)	Continuous Casting Iron E2(JIS;FC20)	Plain Carbon Steel(JIS;S45C)
E GPa	70.6~72.6	98.1~127.5	205.0
$2R_2$ mm	$\phi 60$	$\phi 60$	$\phi 60$
$2R_1$ mm	$\phi 39$	$\phi 39$	$\phi 39$
$\frac{-2\Delta r_w}{F_r}$ $\mu\text{m}/\text{N}$	-6.36×10^{-4}	-3.80×10^{-4}	-2.18×10^{-4}
$-2\Delta r_w$ μm	$-0.3 \sim -0.4$	$\cong 0$	$\cong 0$

変形による影響)との関係は図5.42(b)のようになる。同図中の実線で示す直線は同図(a)において求められた特性直線である。同図(b)では、全ての結果が上記特性直線によく一致していることから、ホーニング加工中のヘッド本体の弾性変形による加工穴の寸法精度への影響が明らかになった。

したがって、理想的な自動定寸法においては、式(5.20)に含まれる弾性変形量についても図5.32に示すように適切な制御を行う必要がある。このためには、加工中のトルクおよび砥石面圧をインプロセスで測定することが必要となるが、砥石面圧の測定¹⁵⁴⁾では工作物形状に制約があるためこれらの測定は容易でない。しかし、表5.6および図5.42の結果から、砥石面圧およびトルクが小さい状態で加工を終了すれば、工作物および工具の弾性変形にもとづく寸法精度の低下を防止することができるものと考えられる。この考え方をホーニング加工に適用する現実的な方法は、熱変形補

正型インプロセス自動定寸法において目標寸法の直前で砥石拡張力を減少させるランアウト工程を導入することである。この方法により、理想的な自動定寸法とほぼ等価なホーニング加工システムが実現できるものと考えられる。

5.3.6 実験結果とその検討

本項においては、従来の自動定寸法、熱変形補正型インプロセス自動定寸法ならびにランアウト付熱変形補正型インプロセス自動定寸法について行った実験の結果について述べる。

実験に用いた装置および実験方法は5.3.3項に述べた通りである。熱変形補正型インプロセス自動定寸法の実験において得られた各出力の記録例を図5.43に示す。主軸上下および砥石拡張のあと

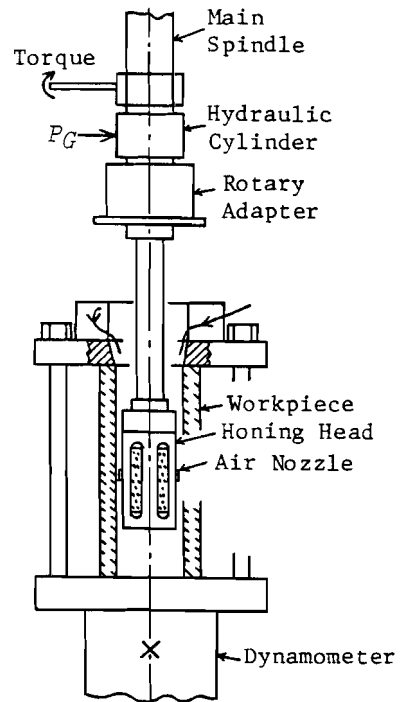
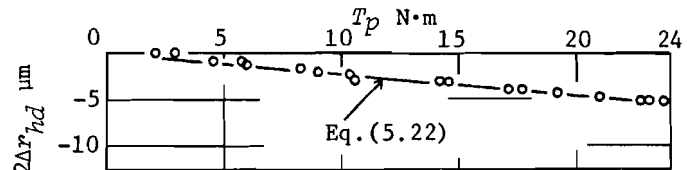
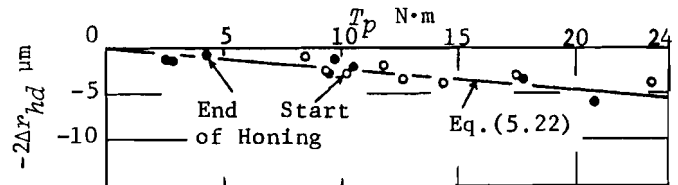


Fig.5.41 Experimental set-up for measurement of elastic deformation of honing head



(a) Relation between $-2\Delta r_{hd}$ and T_p obtained in experiment of Fig.5.41

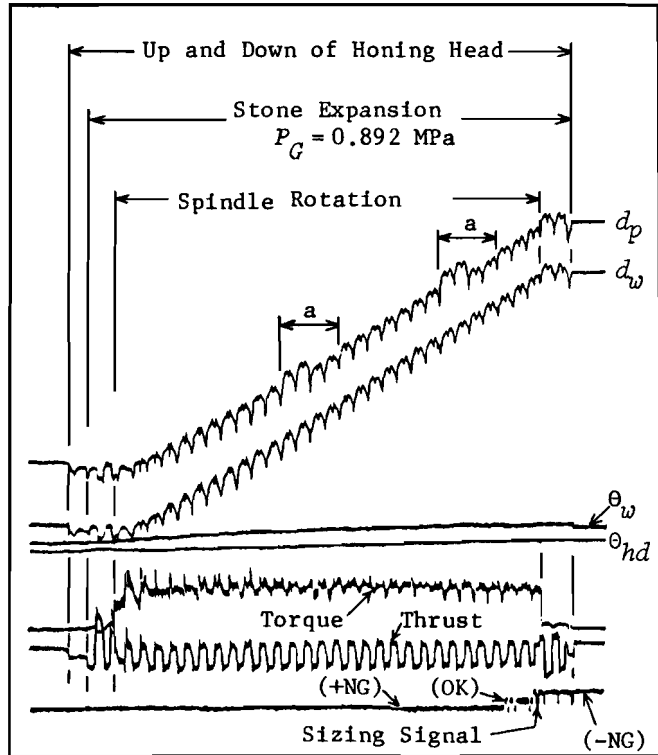


(b) Relation between $-2\Delta r_{hd}$ and T_p during honing operation

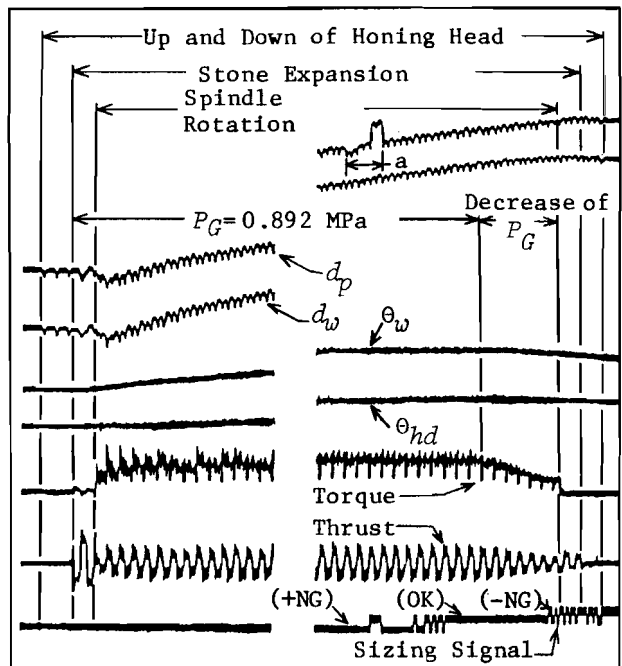
Fig.5.42 Effect of elastic deformation of honing head upon controller output

主軸回転を行うことによりホーニング加工が開始される。図中の d_p は、式(5.14)で表わされるように、工作物および工具の熱変形による影響を補正した熱変形補正型インプロセス自動定寸法における管制部の出力である。加工の進行とともに、加工穴が切削されその直径が増大するため、図中の d_p の値が増加している。出力信号 d_p の一部分(記号a)では式(5.14)の補正量 $(-\eta_w \theta_w d_e)$ および $(\eta_{hd} \theta_{hd} D_{hd})$ をそれぞれOFFにしており、このため d_p の値が上または下に移動している。 d_p の値が目標寸法に比べ $10\mu\text{m}$ 小さい値になると、図5.43下方の定寸信号が(+NG)から(OK)に変化する。さらに、 d_p の値が増加し目標寸法に一致すると、定寸信号は(OK)から(-NG)に変化する。本研究では、定寸信号が(OK)から(-NG)に変化したとき加工を終了する。

図5.43(a)においては、加工終了の直後に d_p の値が少し増加する。これは主軸回転が停止するため、同図に示すようにトルクが零となり、図5.42で明らかにしたホーニングヘッドの弾性変形が零になるためである。これに比べて、図5.43(b)においては加工終了前に P_G を減少させランアウトを行っているため、加工終了時に d_p の値はほとんど変化しない。すなわち、加工終了時においては式(5.20)の弾性変形の影響が小さくな



(a) An example of oscillogram obtained by honing without run-out process



(b) An example of oscillogram obtained by honing with run-out process

Fig.5.43 Oscillogram showing experimental results obtained by automatic sizing with compensation

ていることがわかる。

図 5.43(a)に示す d_w は式 (5.10) で表わされる加工穴の直径測定値であり、従来の自動定寸法における管制部出力に相当する。 d_p を得るための補正演算を行う直前の信号を d_w として測定した。 d_p と d_w を同時に測定したのは、同一実験における両者の値を比較することにより、実験相互間の誤差を含まない状態で熱変形補正の効果を明らかにするためである。なお、 d_p および d_w の出力が振動しているのは、主としてホーニングヘッド上下動の切替え時に生じるショックによるものと考えられる。また、工作物とホーニングヘッドの温度上昇ならびに加工中のトルクとスラストについても同時に測定した。

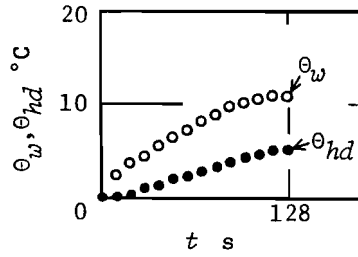
得られた記録から温度上昇および管制部出力を読み取り、整理した結果が図 5.44 である。同図(a)に示すように、加工の進行とともに工作物およびホーニングヘッドの温度が上昇する。同図(b)および(c)に示すように、加工穴の直径が増大し管制部の出力信号 d_p および d_w が増加している。なお、 d_p と d_w の値は1ストローク（すなわち、 $\frac{1}{2}$ 往復）中における出力の最大値により表示した。これは定寸信号の（OK）から（-NG）への変化が管制部出力の最大値により生じるためである。前述したように、 d_w は補正演算を行う前の信号であることから、 d_w は熱変形補正のない従来の自動定寸法における管制部出力とみなすことができる。すなわち、図 5.44(b)および(c)における d_p と d_w の上下方向の差が、工作物およびホーニングヘッドの温度上昇にもとづく熱変形量である。主軸の回転を停止した直後の d_p および d_w を図中の右側に示す。この d_p および d_w と加工終了時における d_p および d_w の値との差が、主としてホーニングヘッドの弾性変形量である。さらにその右側に、室温まで冷却した状態における工作物の穴直径を、三点式内側マイクロメータで測定した値 d_{wr} を示す。図 5.44(c)に示すように、三点式内側マイクロメータによる加工穴の直径測定値は、主軸回転を停止した直後の d_p の値によく一致している。したがって、理想的な自動定寸法もしくはランアウト付熱変形補正型インプロセス自動定寸法を実施することにより、ホーニング加工における寸法精度を向上させることが可能である。

つぎに、各実験において次式により表わされる寸法誤差について整理した結果を図 5.45 に示す。

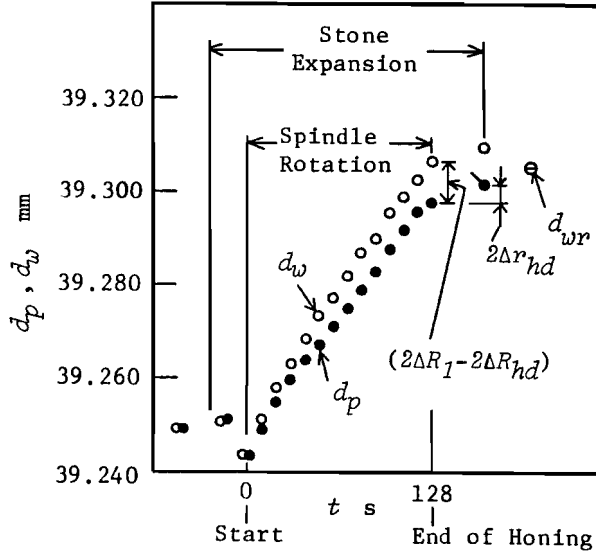
$$\begin{aligned} \text{寸法誤差} &= d_{wr} - d_e \\ &= (\text{室温における三点式内側マイクロメータによる測定直径}) - (\text{目標直径}) \end{aligned} \quad (5.23)$$

図 5.45(a)は熱変形補正型インプロセス自動定寸法と従来の自動定寸法の結果を比較したものである。式 (5.23) における d_e として、例えば図 5.44(b)の 128s(加工終了時刻)における d_p および d_w を用いたものである。熱変形量を補正しない従来の自動定寸法の場合がむしろよい結果になっている。これは、図 5.45(a)において黒丸(熱変形補正あり)および白丸(熱変形補正なし)のいずれの場合も、式 (5.20) に示すようにホーニングヘッドおよび工作物の弾性変形により、 d_{wr} は d_e に比べて大きな値となるためと考えられる。

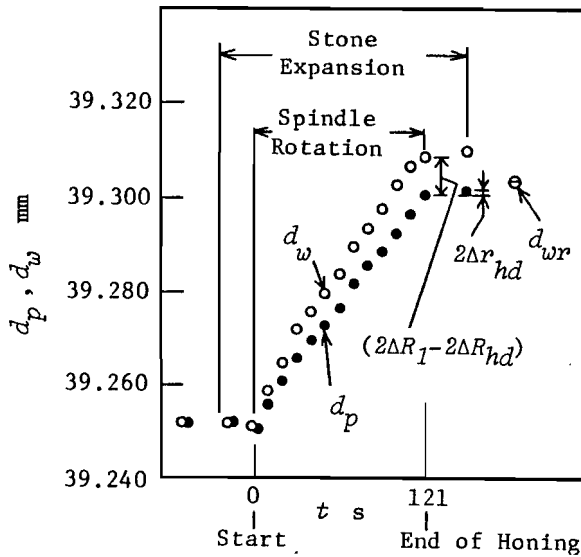
そこで、理想的な自動定寸法における寸法誤差と比較するため、図 5.44(b)に示す実験の主軸回転



(a) Temperature increase

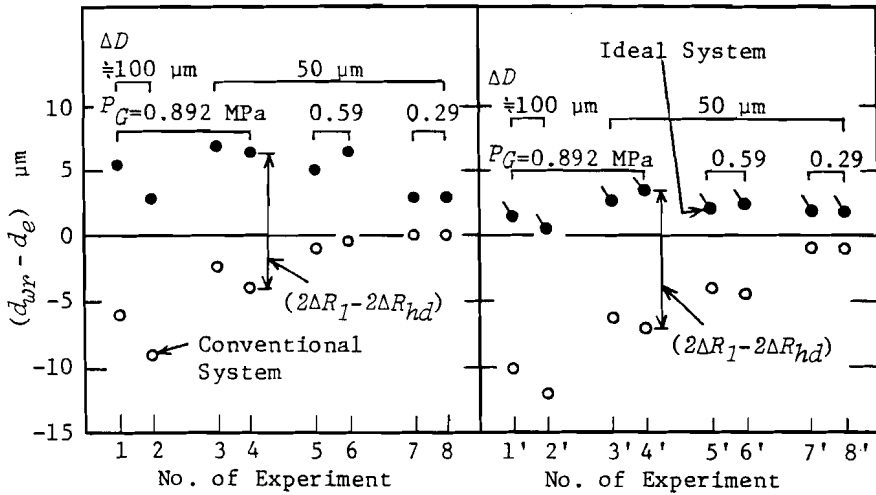


(b) d_p and d_w without run-out process

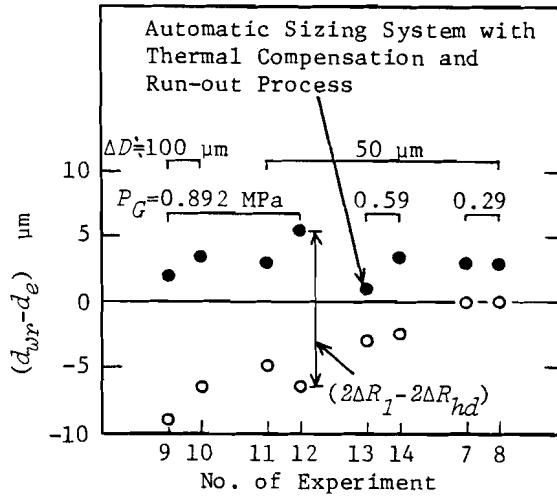


(c) d_p and d_w with run-out process

Fig.5.44 Experimental results



(a) Without run-out process (b) Estimation from result in Fig.5.45(a)



(c) With run-out process

Fig.5.45 Dimensional error = $(d_{wyr} - d_e)$ obtained experimentally under conditions given in Table 5.4

● ; With } thermal compensation
○ ; Without }

が停止した後の d_p (●で示す) を式 (5.23) における d_e として、整理した結果を図 5.45(b)に示した。全般的に、熱変形補正を行った場合の寸法精度が向上することがわかる。

本研究においては、実験装置の制約からホーニング速度は20m/minとしているが、生産工場のホーニング速度は50～60 m/minであることも少なくない。また、最近用いられている CBN 砥石では75～90 m/minと高速であり、さらに高速もしくは高能率な加工も検討されつつある。ホーニング速度がより高速になると加工時の発生熱量が増大するので、工作物および工具の熱変形量がますます増加する。他方、ホーニング抵抗は主として工作物材質によるものと考えられることから、ホーニング速度の影響はさほど大きくないと考えられる。すなわち、図 5.45(b)において熱変形の補正あり(；黒丸)のデータと補正なし(；白丸)のデータ間の上下方向の差が増加する。このとき、熱変形補正ありの場合の寸法誤差を示す各データは図 5.45(b)とほぼ同程度と考えられる。他方、熱変形補正なしを示す白丸の値は図 5.45(b)に比べさらに負の方向へ移動するため、寸法精度が劣下することになる。

続いて、ランアウトを行った場合の寸法誤差を求めため行った実験の結果を図 5.45(c)に示す。ランアウト付熱変形補正型インプロセス自動寸法の結果(黒丸で示す)は、同図(b)に示す理想的な自動寸法における結果と同程度であることが明らかになった。

以上のように、従来の自動寸法においては熱変形および弾性変形にもとづく寸法精度の低下を防止することはできない。ホーニング速度の高速化を指向する現状からみて、熱変形および弾性変形を考慮した理想的な自動寸法、もしくはこれとほぼ等価なランアウト付熱変形補正型インプロセス自動寸法の実施は不可欠であり、これによって各種の加工条件下における寸法精度の向上を期待しうるものと考えられる。

5.4 結 言

本章においては、前章までに行った温度上昇と熱変形の解析結果をもとにして、寸法精度と熱変形の関係を明らかにするとともに、より高い寸法精度を実現するための対策について検討を加えた。本章において得られた結論は、以下のように要約できる。

- (1) 機械加工において寸法精度に影響を及ぼす熱変形は、工作機械の熱変形と工作物ならびに工具の熱変形に大別される。
- (2) 工作機械の熱変形は、運転に伴う各部熱源における発熱にもとづき、工作物と工具との相対位置すなわち位置決め精度に影響を与える。
- (3) 工作機械の熱変形を抑制または防止するため、以下の対策について検討し、その効果を明らかにした。
 - (a) 熱源の除去と断熱化
 - (b) 潤滑油による冷却
 - (c) 空気による冷却

(a)の方法は、主軸受などの熱源には適用できないことが多いという制約はあるが、熱変形の発生機構から考えて、最も基本的かつ重要な方法である。(b)の方法は適用可能な熱源が多く、冷却用のエネルギーを消費するものの、冷却効果が非常に大きい方法である。(c)の方法は冷却効果が不十分である。

- (4) 工作機械の熱変形に対する他の対策として、熱変形にもとづく主軸相対変位の制御がある。この主軸相対変位は、工作機械内の数点の温度情報から一次式を用いて精度よく求めることができる。
- (5) また、工作機械に取り付けた測温棒の長手方向に分布させた温度測定点の中から、上記(4)に採用できる温度情報測定点を容易に見いだすことができる。これらの制御法を上記(3)と併用することにより、非常によい寸法精度の制御が可能と考えられる。
- (6) 工作物および工具の熱変形は、加工熱にもとづいて生じ、切込みおよび検出寸法に影響を与える。
- (7) 工作物および工具の熱変形を抑制するため、一般に温度制御された切削油を用いる湿式加工が実施される。しかし、切削油の加工領域への侵入が十分でないため、加工熱の一部が工作物および工具に伝導するのを完全に防止することは不可能である。
- (8) 高い加工精度が要求されるホーニング加工を例にとり、加工熱にもとづく工作物および工具の熱変形が寸法精度を支配する機構を明らかにした。
- (9) 従来の自動定寸法では、工作物と工具の熱変形および弾性変形が、寸法精度を低下させる主たる要因であることが明らかになった。
- (10) 前章までの解析結果を参照することによって、円筒形工作物の熱変形は温度情報から精度よく推定できることを明らかにした。このことは、工作物内の温度分布が等温的であることにもとづいており、各種の加工条件および時刻において成立する。
- (11) ホーニング量と工作物の熱変形量はほぼ比例する傾向が見られるが、その対応は十分でない。
- (12) 上記(10)の結果にもとづき、工作物および工具の温度情報を用いて、これらの熱変形量が寸法精度に及ぼす影響を制御する新しい方法として、熱変形補正型インプロセス自動定寸法を提示するとともに、その有効性を確認した。
- (13) さらに、工作物および工具の弾性変形が寸法精度に及ぼす影響を明らかにし、これらをも考慮したランアウト付熱変形補正型インプロセス自動定寸法を提案するとともに、その有効性を明らかにした。

第6章 形状精度と熱変形

6.1 緒言

前章においては、加工精度のうち、より基本的な寸法精度と熱変形の関係について述べるとともに、寸法精度の制御法についても検討した。本章では、形状精度と熱変形の関係について検討する。

形状精度は円筒度、真円度、真直度および平面度を含み、加工部品の組立およびこれらを統合した機械類の静的および動的精度に影響を及ぼす重要な因子である。十分な熱変形対策を施した工作機械を使用する場合においても、上述の形状精度が十分でないことがしばしばある。これは熱源である加工領域が加工の進行とともに移動し、工作物に対しては移動熱源、また工具に対しては定置熱源となることが原因となって、工作物および工具の不均一な非定常熱変形を生じさせることによる。

これまでも形状精度と熱変形に関する研究¹⁵⁵⁾が行われているが、切削量が大きい場合熱源強さが大きい場合や加工様式が三次元非定常問題である場合などについては、十分な検討が行われていない。さらに、加工熱源が定置熱源であると仮定できる場合においても、工作物の形状が不均一な場合の形状精度についての考察が残されている。

そこで本章では、形状精度のうち、とくに真直度、真円度および平面度に注目し、上述の諸問題の解決を目的として、工作物および工具の熱変形が工作物の形状精度に及ぼす影響を検討した結果について述べる。

6.2 ドリル加工穴の真直度

本節では、4.3節において求められた工作物と工具の熱変形から、これらの熱変形が加工穴の真直度に及ぼす影響¹⁵⁶⁾を明らかにするとともに、加工穴の形状寸法を実験的に測定することにより、これら両者の比較検討を行う。

6.2.1 穴形状の測定

加工ののち、室温まで冷却した工作物の加工穴の軸方向形状の測定要領を図6.1に示す。同図のように、NCフライス盤に固定した電気マイクロメータ端子を工作物上部の押え板に圧入されたドリル用ブッシュ（精密級）の内面および加工穴の内面にあて、コラムを下降させることによって測定した。ペンレコーダにより記録されたブッシ

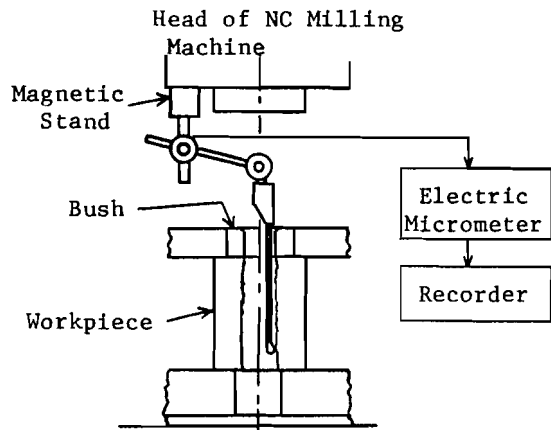


Fig.6.1 Schematic view of measurement of axial geometry of drilled hole

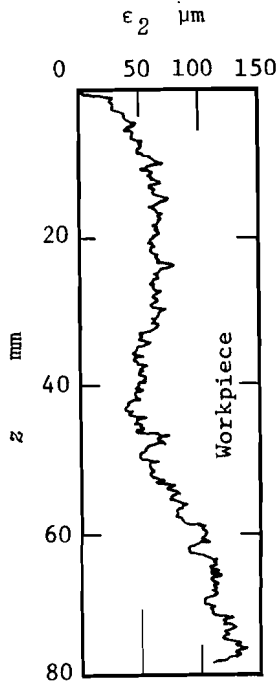


Fig. 6.2 Example of measured axial geometry of drilled hole

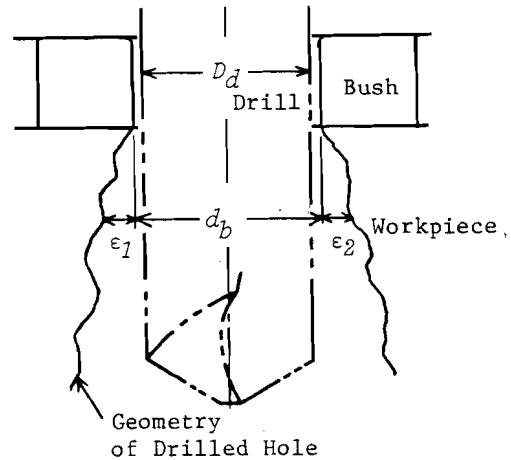


Fig. 6.3 Definition of dimensional error ϵ_T in drilling experiment

図 6.2 の断面形状および加工穴形状の例を図 6.2 に示す。

6.2.2 解析結果の考察

前項の測定により得られた加工穴の断面形状から、以下のようにして穴の拡大量を求め、4.3 節の工作物および工具の熱変形解析から求められる穴の拡大量と比較検討を行う。

図 6.2 の断面形状曲線から加工穴の表面はかなり粗いことがわかる。表面粗さの影響を避けるため、断面形状を表わす粗さ曲線の中心線を読み取る。対向する位置の断面形状曲線の測定値 ϵ_1 および ϵ_2 から次式により穴の拡大量 ϵ_T を求める。また、各値の関係を図 6.3 に示す。

$$\begin{aligned} \epsilon_T &= \epsilon_1 + \epsilon_2 + d_b - D_d \\ &= \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_b \end{aligned} \quad (6.1)$$

ただし、本実験で使用したブッシュおよびドリルの組合せでは $\epsilon_b = 13 \mu\text{m}$ であった。また、4.3 節に述べた工作物および工具の熱変形量の理論および数値解析から求められる穴の拡大量 ϵ_T は、次式により表わされる。

$$\epsilon_T = 2(\Delta R_d - \Delta R_w) \quad (6.2)$$

式 (6.2) により求められる穴の拡大量と式 (6.1) で表わされる実験による穴の拡大量を比較して図 6.4 に示す。穴の拡大量は、切削開始位置である工作物上面において正の値を有し、その後の加工の進行とともに増大する。切削終了位置である工作物下面の近くで穴の拡大量は最大値を示

したあと、減少することがわかる。工作物上面における穴の拡大量が正の値となるのはドリル主切刃の外周部が工作物上面に到達する前に、ドリル中心部の加工熱により工作物およびドリルが熱膨張することによる。一般に、ドリル刃先部の熱容量は工作物のそれに比べて小さいため、ドリル刃先の温度上昇および熱膨張は工作物のそれに比べて急速に生じる。ドリル主切刃の外周部が工作物上面に到達したときのドリルの熱膨張量は、図 4.2 および図 4.3 の比較から明らかのように、同時刻における工作物上面の熱膨張量より大きく、工作物上面における穴の拡大量が正の値を示すことになる。

また、切削終了位置である工作物下面の近くで加工穴が最大となり、そののち縮小するのは以下の理由によるものと考えられる。すなわち、ドリルは加工穴の内部にあるためほぼ一定の流入熱量により、図 4.2 に示すように緩やかに熱膨張するが、切削終了位置の近くでは工作物下端の熱伝達係数が小さく、同時に加工穴底と工作物下面との間の体積いかえれば熱容量が減少して、この部分に工作物への流入熱量が蓄積する。このため、工作物は図 4.3 に示すように急速に熱膨張する。この結果、両者の熱膨張量の差が減少して、穴の拡大量が減少するものと考えられる。

図 6.4 のいずれの場合においても、実験結果より求められた穴の拡大量は、理論および数値解析により求められた穴の拡大量に比べかなり大きい値を示している。これは式 (6.2) においては 4.3 節で求められた工作物および工具の熱変形量の影響を求めているのに比べ、式 (6.1) の実験においては、上記の熱変形量だけでなくドリルの剛性、刃先の非対称性および工作物とドリルの取付け状態などが加工精度に影響を及ぼすことによるものと考えられる。しかし、両者の加工穴の軸方向形状がほぼ同一の傾向を示していることから、工作物および工具の熱変形は加工穴の形状精度を低下させる重要な要因の一つであると考えられる。

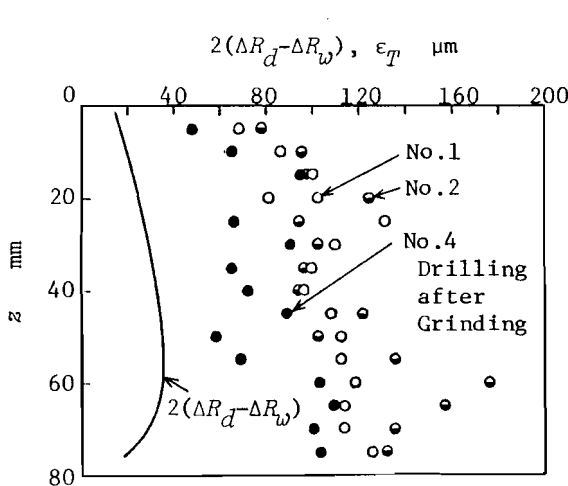


Fig.6.4 Calculated dimensional error and experimental dimensional error

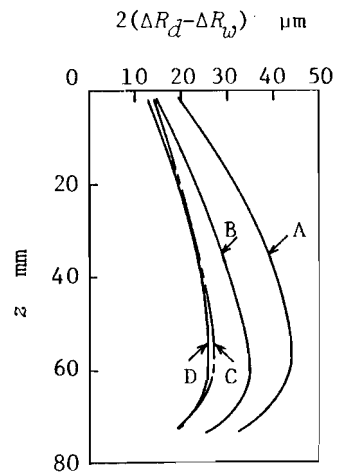


Fig.6.5 Calculated results of dimensional error Conditions of A,B,C and D are shown in Table 3.3

つぎに、切削条件が加工穴の形状精度に及ぼす影響を明らかにするため、各種の切削条件下における穴の拡大量を式(6.2)により求めた結果を図6.5に示す。いずれの切削条件においても、切削の進行とともに加工穴が拡大し、切削終了端近くで最大径を示したのち縮小する傾向は、前述したのと同様である。同図の曲線AとBを比較すると、下穴が無い場合(A)における穴の拡大量は、下穴がある場合(B)に比べて軸方向のいずれの位置においても大きな値を示す。これは下穴に相当するドリル中心部の切刃による加工熱の影響によるものである。また、曲線CとDを比較すると穴の拡大量はほぼ同一であることから、切削能率が同一である場合には熱変形にもとづく穴の拡大量はほぼ同一であることを示唆している。さらに、曲線Bの場合の切削能率はCもしくはDにおけるその2倍である。主軸回転数または送り量が増加して切削能率が增大すると、工作物および工具の熱変形にもとづく穴の拡大量は増加することがわかる。

6.3 平面研削加工面の平面度

本節では、直方体形状をした工作物の平面度に及ぼす熱変形の影響について述べる。平面研削加工においては、工作物の上面のみが研削熱により加熱されるため、工作物の上下方向への熱膨張だけでなく工作物が上方に凸にそり変形を生じるという特徴がある。これらの熱膨張および上下方向の温度差にもとづくそり変形は、工作物の寸法精度だけでなく形状精度を支配する^{(157)~(159)}重要な要因であると考えられる。そこで、本節では4.4節において求めた熱変形の結果に弾性変形および砥石摩耗を考慮して真の砥石切込み量を解析する。この解析結果と加工後の工作物表面形状を比較検討することにより、研削熱にもとづく熱変形が寸法精度および形状精度に及ぼす影響⁽¹¹⁶⁾を明らかにする。

6.3.1 表面形状の測定

実験における工作物表面形状の測定方法を図6.6に示す。研削加工が終了したあと、工作物を取り付けたままクラントによる冷却および空冷を行った。工作物の表面形状を測定するため、砥石の主軸フレームに治具を用いて電気マイクロメータの端子を固定し、その状態で研削盤のサドルを移動させた。測定位置は左右方向の11ヶ所である。前後方向の奥 ($y=90\sim 100$ mm)にある工作物の基準面は、実験に先だってスパークアウト研削

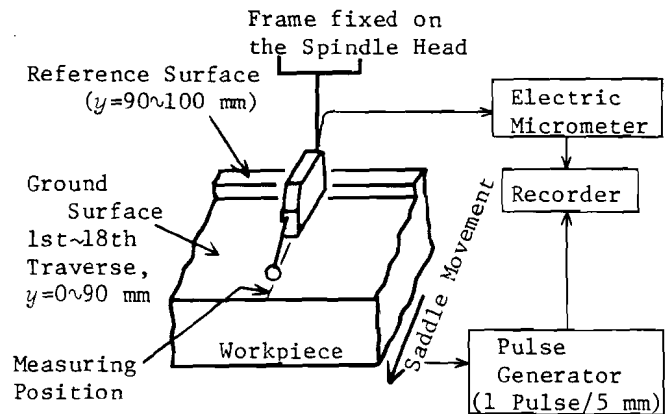


Fig.6.6 Schematic view of profile measurement of ground surface

により設けたもので、実験後に研削表面と基準面を連続的に測定記録することにより、研削表面の各位置における真の切込み量を正確に求めることができる。測定時のサドル移動は早送り機能を使用し、可能な限り低速で移動させたため、サドルの移動速度は一定でない。そこで、工作物の表面形状における前後方向の y 座標位置が正確に定められるよう、サドルに取り付けたパルス発生装置によりサドル移動 5 mm ごとにパルスを発生させ、表面形状の測定と同時に記録した。表面形状の一例を図 6.7 に示す。基準面と研削表面の差が各位置における真の切込み量となる。

6.3.2 解析結果の

本項においては、4.4 節で求められた熱変形の解析結果に弾性変形および砥石摩耗などを考慮することにより砥石の真の切込み量を明らかにし、これによる結果と前項の測定による実測値を比較検討することにより、工作物の寸法精度および形状精度に及ぼす熱変形の影響について考察を行う。

工作物の形状精度と寸法精度を直接支配するのは、砥石の真の切込み量である。この真の切込み量は加工時の設定切込み量と図 6.8 の関係にあると考えられる。同図の関係を定式化すると次のようになる。

$$\begin{aligned} \Delta &= \Delta_n + \Delta_{wt} + \Delta_{wb} - \Delta_{we} - \Delta_s - \Delta_t \\ &\quad + \Delta_g - \Delta_w + \Delta_a \end{aligned} \quad (6.3)$$

以下、式 (6.3) における右辺第 2～9 項の特性を求め、これらの諸特性を用いて設定切込み量から真の切込み量を決定する。後述する実験結果から、式 (6.3) の右辺第 4～9 項は以下の式を満足することがわかる。

$$\Delta_{we} \doteq 0 \quad (6.4)$$

$$-\Delta_s - \Delta_t + \Delta_g \doteq -\Delta_s \quad (6.5)$$

$$-\Delta_w + \Delta_a \doteq 0 \quad (6.6)$$

式 (6.4)～(6.6) の関係を式 (6.3) に代入することにより、次式を得る。

$$\Delta = \Delta_n + \Delta_{wt} + \Delta_{wb} - \Delta_s \quad (6.7)$$

したがって、現実的立場にたてば、砥石の設定切込み量 Δ_n と真の切込み量 Δ の間には

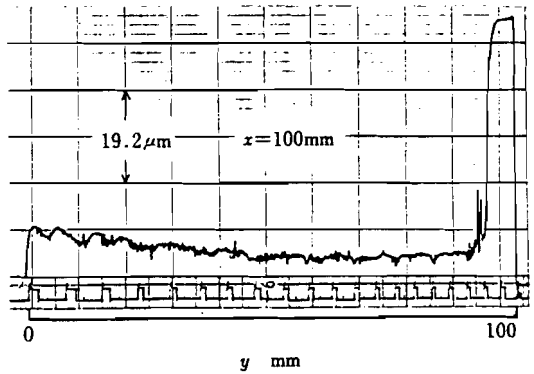


Fig.6.7 Profile of ground surface measured in y -direction

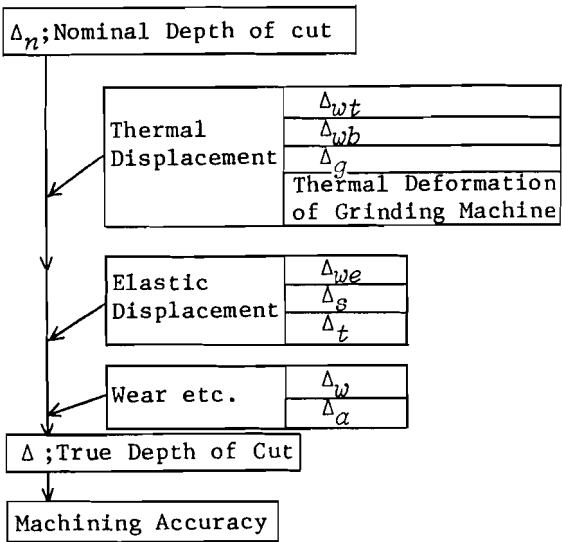


Fig.6.8 Relation between Δ_n and Δ

式 (6.7) の関係がある。

まず、式 (6.3) の右辺第 4～9 項の諸特性および関係が式 (6.4)～(6.6) で表わされることを以下に示す。式 (6.4) の Δ_{we} は工作物の弾性変位であるから、工作物の支持条件と研削抵抗の法線分力に依存する。すでに、4.4.2 項において明らかにしたように、研削熱が加工面にのみ供給され工作物上下方向の温度差にもとづき工作物は上方に凸にそり変形を生じている。研削抵抗の法線分力は下方に作用するため、研削抵抗は工作物の研削熱にもとづくそり変形を減少させる効果を有する。 Δ_{we} に影響を及ぼす工作物の支持状態すなわち工作物底面と電磁チャック面の接触状況について、中野ら¹⁵⁸⁾は幅20mm長さ60mmの工作物をプランジ研削した研究において「工作物下面の支持反力が両端付近に集中し……工作物の両端はチャック面にめりこんでいる。」と考え、両端バネ支持であると推定している。その際の仕事物両端における測定変位は約 $1\ \mu\text{m}$ である。しかし、本研究におけるトラバース研削実験では、図 4.6 に示すように最大約 $4\ \mu\text{m}$ の下方への変位が生じている。一般に、工作物の周辺部には“だれ”が存在し、加工前の状態では工作物の周辺において工作物とチャック面との間には“だれ”にもとづくすき間があるものと考えられる。図 4.6 に示す工作物周辺部の下方への変位は、工作物の上方に凸となるそり変形にもとづき、上述のすき間が減少することによるものであると考えた。また、そり変形により工作物は四点支持となる可能性があるが、

工作物周囲の測定点 $(x,y)=(0,0)\text{mm}$, $(0,50)$, $(0,100)$, $(200,0)$, $(200,50)$ および $(200,100)$ における変位は、研削中いずれも負または零であることから、工作物はその底面積より少しせまい領域で支持されていると考えられる。上述の点を模型的に整理すると図 6.9 に示すようになる。そこで、実験よりも大きな変位を示すと考えられる両端支持

の条件下において、研削抵抗の法線分力による工作物の弾性変位を計算した。実験中に得られた法線分力の最大値 $F_n \text{max}$ は図 2.21 から約 83.4N { 8.5kgf } であり、これにより工作物中央に生じる変位は約 $0.12\ \mu\text{m}$ となる。上述のように実際の支持状態における工作物の弾性変位はこの値よりさらに小さいと考えられるので、式 (6.4) が近似的に成立する。

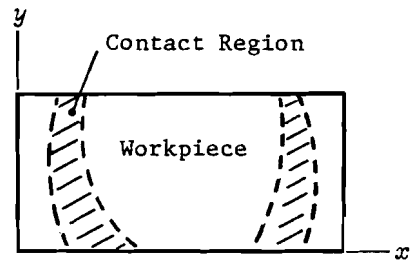


Fig.6.9 Illustrated view of contact between workpiece and electric-magnetic chuck

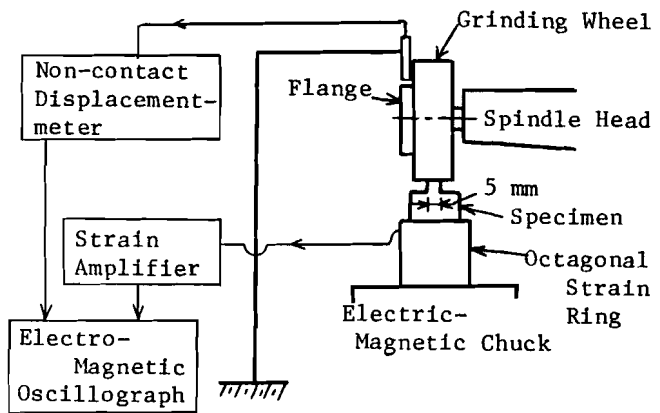


Fig.6.10 Schematic view of measurement of Δ_g

式(6.5)における砥石軸の弾性変位 Δ_s の特性を明らかにするために行った実験の要領を図6.10に示す。図中の試料は、研削される上部の幅が1トラバース当りのサドル送り量と同一のものを用いた。表3.8に示す研削条件のうち切込みを種々変えた研削を行い、このとき得られる研削抵抗および砥石軸の変位を測定した。研削抵抗は八角形弾性リングと動ひずみ計を用い、砥石軸の変位は無接触変位計を用いて測定記録した。この結果を図6.11に示す。砥石軸の弾性変位は研削抵抗の法線分力にはほぼ比例すると考えられることから、この関係を図中の直線で近似すると次式が得られる。

$$\Delta_s (\mu\text{m}) = 0.115 F_n (\text{N})$$

$$\{ = 1.13 F_n (\text{kgf}) \} \quad (6.8)$$

続いて、砥石車の弾性変位 Δ_t と F_n の関係を明らかにするためにに行った実験の要領を図6.12に示す。上部を5mm幅に仕上げた試料の一端を三角柱により支持し、他端にロードセルを設置した。砥石車を下降させて、試料に砥石車と同一の曲率半径を有する凹部を研削した。凹部の長さは研削中における砥石車と工作物との接触長さにはほぼ等しくした。砥石車の回転を停止した状態で、砥石車を微量ずつ下降させて静的荷重を加える。砥石車の弾性変形は砥石車上部と試料間の相対変位を電気マイクロメータで測定することにより求めた。砥石軸の傾きによる誤差を避けるため、電気マイクロメータの測定子先端が砥石軸に直角な同一面内に位置するよう注意した。得られた結果を図6.12に示す。荷重が78.5N(8kgf)までの範囲では、荷重が増加すると砥石車の弾性変形量が直線的に増加している。 $F_n > 78.5\text{N} \{ 8\text{kgf} \}$ において急激な変形が生じている。これは砥粒を保持している結合剤が破壊することによると考えられる。しかし、加工中の砥石摩耗は図6.13に示すように緩やかに進行することから、図6.12に現われた変形量の急激な変化は研削中においては生じていないものと推測される。この際、弾性変形の範囲で最大の変形量は $F_n = 78.5\text{N}$ において $0.3\mu\text{m}$ であった。この値は中山¹⁶⁰⁾およびKrug¹⁶¹⁾らの研究に示された次式で求められる砥石車の弾性変形量とほぼ一致する。

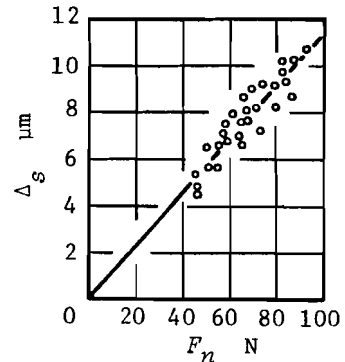


Fig.6.11 Elastic deformation of spindle

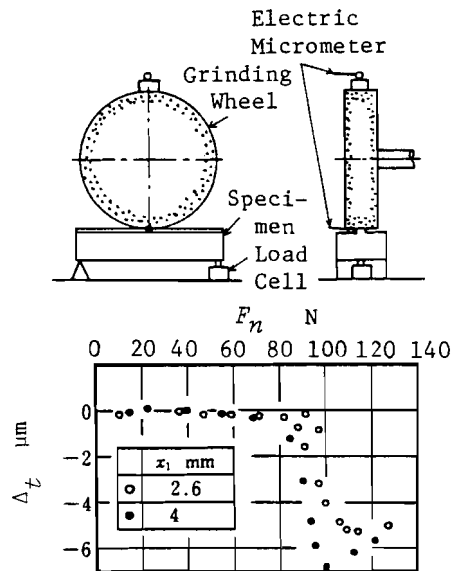


Fig.6.12 Elastic deformation of grinding wheel
 $x_1 = (\Delta \cdot D_s)^{0.5}$
 $= 3.2 \sim 3.4 \text{ mm for grinding}$

$$\Delta_t = \frac{\pi F_n}{4E_s u_1} = 0.251 \mu\text{m} \quad (6.9)$$

式(6.5)の Δ_g は砥石車の熱膨張量である。砥石車内の温度上昇を正確に測定することは、その温度伝導率が小さくまた砥粒、結合剤および空隙などが不規則に分布しているため、非常に困難である。砥石車の温度伝導率は $0.00185\text{m}^2/\text{h}^{162)}$ であり、工作物のそれ($0.053\text{m}^2/\text{h}$)に比べ小さいので、砥石車の温度上昇は外周面のごく近傍に限られると考えられる。また、すでに2.4節で求めたように、研削熱のうち砥石車へ流入する熱の割合は小さく、砥石車は高速回転しているので空気による冷却効果も大きい。したがって、 Δ_g はかなり小さな値になるものと推定され、さらに式(6.5)に示すように Δ_t と Δ_g は互いに打ち消すことならびに $(-\Delta_t + \Delta_g)$ の値は後述の実験結果(図6.17参照)より、 Δ_s に比べて十分小さいとみなしうることから、近似的に式(6.5)が成立するものと考えられる。

式(6.6)の Δ_w は砥石摩耗による砥石車の半径減耗量である。工作物の左右に設置した転写材を湿式で研削し、このときの転写材形状を図6.6と同様に測定して Δ_w を求めた。その結果を図6.13に示す。 Δ_w は加工の進行とともに緩やかに増加している。同図中に示した転写材の形状から、砥石摩耗は1トラバース当りのサドル送り量($u_1 = 5\text{mm}$)に相当する部分にのみ生じていることがわかる。

式(6.6)の Δ_a は砥石車後部(幅方向)で工作物の同一点を研削する量(第2次研削量と呼ぶ)である。 Δ_a を求めるため、砥石車が工作物の左右方向の中央に達したとき砥石車を急上昇させ、研削領域の左および右位置における工作物表面形状を測定した例を図6.14に示す。同図の表面形状は、図6.13に示す幅5mmにおける Δ_w に相当する部分を除いてなめらかに変化しており、 $\Delta_w > \Delta_a$ なる場合に現われると考えられる階段状のプロフィールはみられない。したがって $\Delta_w > \Delta_a$ であると推測しうる。また、図6.13から Δ_w は砥石車の幅5mmの部分にのみ生じており、それ以外のところでは砥石摩耗は生じていない。さらに、研削中の火花は主として幅5mmの部分に集中しており、第2次研削を行う部分を含めた幅10mm以外には認められなかった。したがって、砥石摩耗 Δ_w にもとづく削り残しの部分は第2次研削

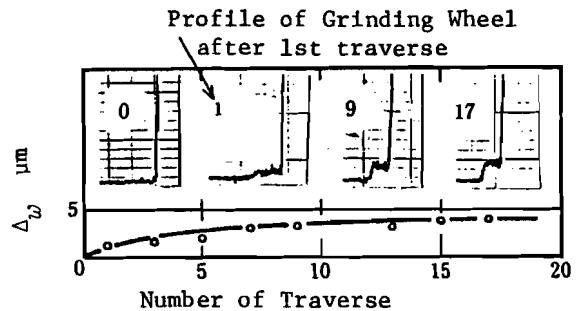


Fig.6.13 Wheel wear in radius

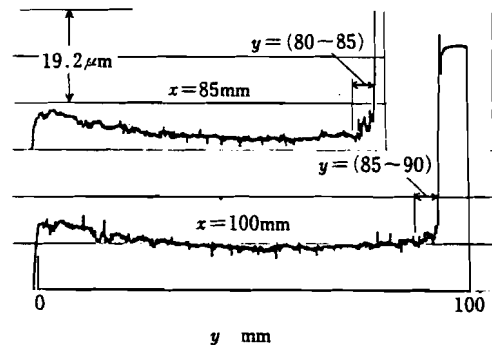


Fig.6.14 Secondary depth of cut Δ_a

量 Δ_n として除去されるものと考えられる。このことは式(6.6)が近似的に成立することの背景を与える。

以上の検討結果から、真の切込み量を求めるにあたっては式(6.3)の代りに式(6.7)を用いればよいことが明らかになった。

式(6.7)を適用して、設定切込み量から真の切込み量を求める際のフローチャートを図6.15に示す。同図の計算から求められた結果ならびに表面形状の測定から得られた実験結果を図6.16に示す。両者はかなりよく一致していることが明らかである。

式(6.7)右辺の各項が真の切込み量に及ぼす影響を整理すると、図6.17のようにまとめられる。図は Δ_n を基準にして、真の切込み量が小さくなる場合を正として表わした。 Δ_s は工作物の寸法精度に最も大きな影響を与えるが、表面形状への影響は大きくない。 Δ_{wt} は寸法および形状精度にかなり大きな影響を及ぼし、 x 軸方向に比べて y 軸方向の形状精度により大きな影響を与えるものであることが

わかる。これは研削熱の伝導がテーブル速度に比べて小さく、主として y 軸方向に影響するためであると考えられる。 Δ_{wb} は主として工作物の形状精度に影響する。 Δ_{wt} に比べて、 y 軸方向のみならず x 軸方向への影響が現れている。形状精度に注目すれば、 Δ_{wb} は Δ_{wt} とはほぼ同じオーダの影響を与えるものであることが明らかである。

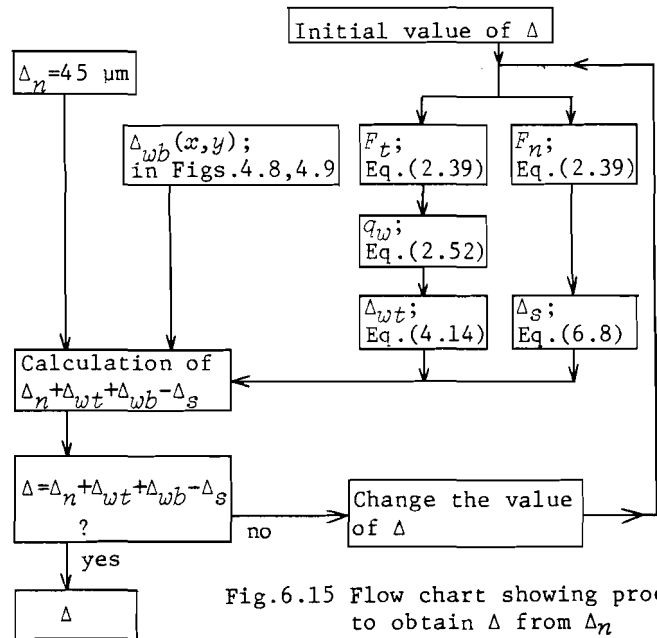


Fig.6.15 Flow chart showing procedure to obtain Δ from Δ_n

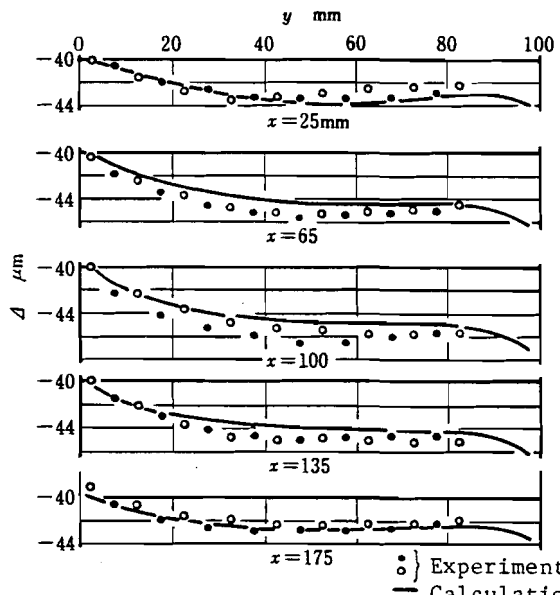


Fig.6.16 Experimentally obtained and calculated profiles of ground surface

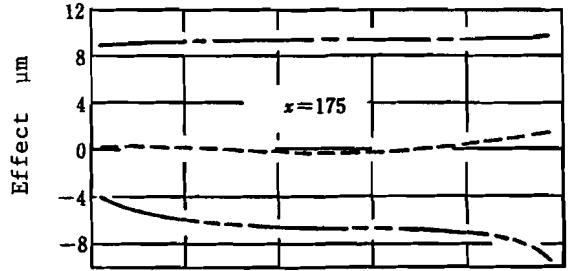
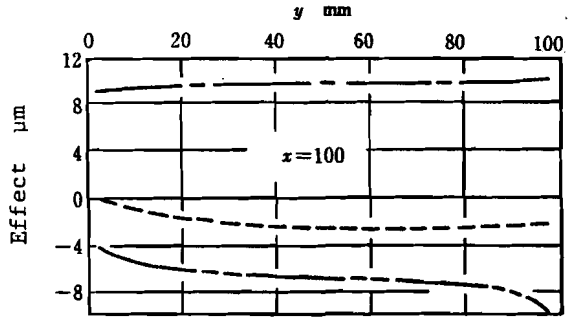
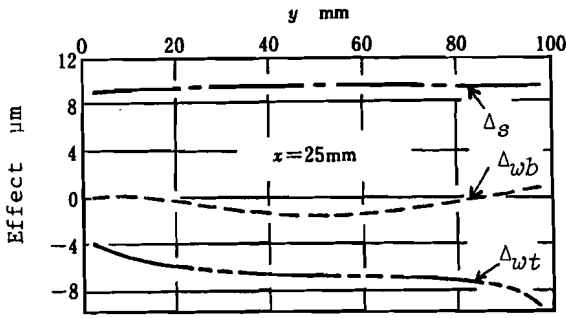


Fig.6.17 Effects of Δ_{wb} , Δ_s and Δ_{wt} upon profile of ground surface

6.4 ホーニング加工穴の真直度

本節では、半径方向の熱変形が工作物軸方向の場所によって変化する場を取り上げ、これにもとづく加工穴の真直度への影響について述べる。このような軸方向に熱変形が異なる工作物の代表例としてフィン付エンジンシリンダがある。

6.4.1 工作物形状と熱変形の解析

熱変形にもとづく真直度への影響を解析するため、図6.18に示すフィン付エンジンシリンダについて、有限要素法により温度上昇を解析¹⁶³⁾した。解析に用いた要素は三角形断面の円環状要素である。ホーニング抵抗は3.6節と同様に時間とともに変化するものとした。3.6節の結果と比較できるように、物性値および熱伝達係数は表3.13および表3.14と同一の値を用いた。

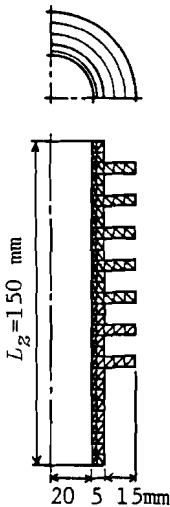


Fig.6.18 Partition of workpiece with cooling fin into circular-ring elements (162 elements, 135 nodes)

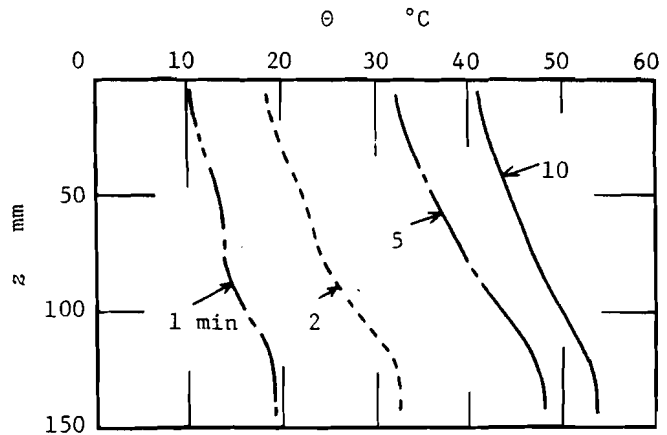
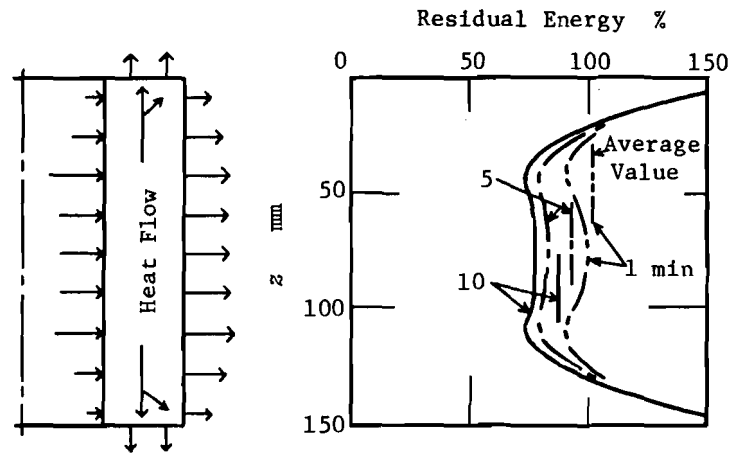


Fig.6.19 Temperature distribution in workpiece $r = 21$ mm (With cooling fin, heat source Model III, ④ dry honing)

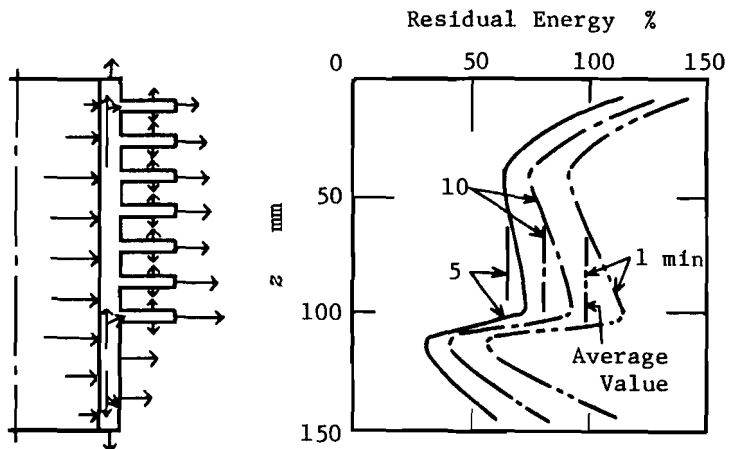
解析の結果を図6.19に示す。図3.25に示した円筒形工作物の温度上昇に比べ、図6.19に示すフィン付工作物の温度上昇は大きい。これはフィン付工作物の熱容量が円筒形工作物のそれに比べて小さいことによるものである。また、軸方向にはフィンのないスカート部の温度上昇が大きい。これもスカート部の熱容量がフィン付の部分のそれに比べて小さいことによるものと考えられる。このような温度分布を示すとき、工作物の軸方向には温度差にもとづく熱移動があるものと考えられる。この様子を明らかにするため、工作物の軸方向の各位置における残留エネルギー割合の分布を、次式により計算した結果を図6.20に示す。

$$\text{残留エネルギー割合} = \frac{[z, z+dz] \text{ に残留しているエネルギー}}{[z, z+dz] \text{ から工作物に流入したエネルギー}} \times 100 (\%) \quad (6.10)$$

式(6.10)における分母と分子の各項は、有限要素法による数値解析結果から求められる。図6.20(a)は円筒形工作物における残留エネルギー割合の軸方向分布である。工作物内部における熱移動は、残留エネルギー割合が小さい部分から大きい部分に向かって生じると考えられる。工作物内部の軸方向の熱移動および工作物における熱流入と熱流出の様子を同図左に示す。工作物中央部から上下端面への熱移動が認められる。図6.20(b)はフィン付工作物における結果である。工作物の上下端面における熱の移動状況は同図(a)の場合と同様であるが、 $z = 100 \text{ mm}$ 付近において熱容量および表面積の小さいスカート部からフィンを有する部分への特微的な熱移動が認められる。



(a) Cylindrical workpiece



(b) Workpiece with cooling fin

Fig.6.20 Distribution of residual energy in workpiece calculated for condition of dry honing
Vertical straight line is an average value of residual energy throughout workpiece

図 6.19 の温度分布にもとづく工作物の熱変形を、4.2 節に述べた理論解析法により求めた結果を図 6.21 に示す。軸方向の温度分布と同様な軸方向の熱変形量の分布が現われている。フィンを有する工作物上部の熱変形量が小さく、これに比べて熱容量および表面積の小さいスカート部の熱変形量が大きい。同図の熱変形状態で加工を終了すると、室温において加工穴の直径は $2\Delta R_1$ だけ減少する。加工終了時において加工穴が真直であるとすれば室温における加工穴はフィンを有する部分の直径が大きく、スカート部の直径が小さいものとなる。図 6.21 に示す熱変形量の分布から、工作物上端 ($z = 0$ mm) における熱変形量に比べ下端 ($z = 150$ mm) におけるそれは約 30% 大きい。このことは、軸方向の各位置における熱変

形量の差にもとづく真直度への影響は寸法精度への影響の約 30% であるといえる。図 6.18 の工作物形状から、工作物下端部は肉厚が薄いため砥石拡張力により弾性変形し、工作物上部に比べて切削量が少なく、したがって加工穴直径が小さくなると考えられる。この場合、熱変形にもとづく真直度誤差は弾性変形にもとづくそれと同様な効果を有し、軸方向の形状精度を低下させる要因の一つであることがわかる。

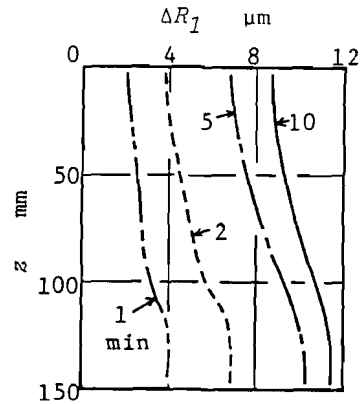
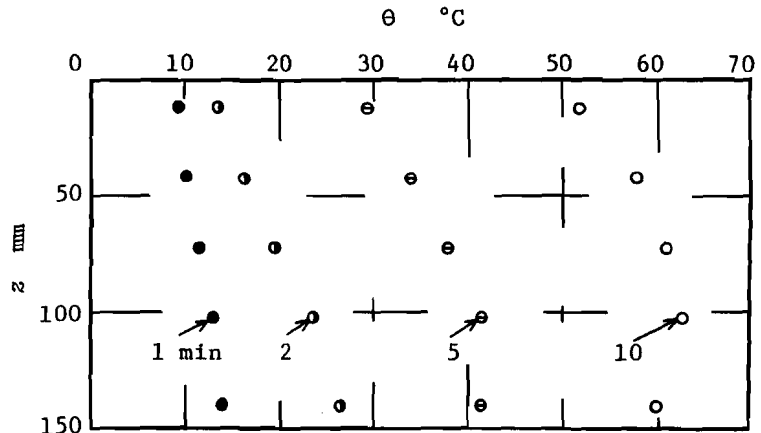
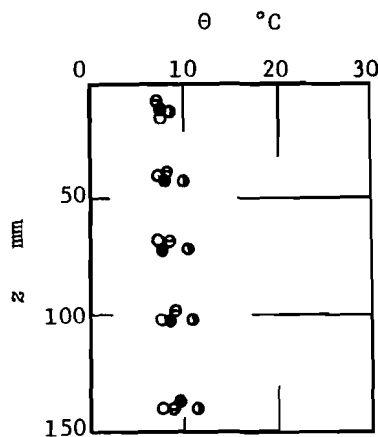


Fig.6.21 Thermal deformation of workpiece shown in Fig.6.18 (With cooling fin, heat source Model III, (4) dry honing)



(a) Dry honing



(b) Wet honing $\bar{Q}_{ho} = 2$ L/min

Fig.6.22 Experimentally obtained temperature increase in workpiece with cooling fin
 $r = 21$ mm
 $P_G = 0.892$ MPa, $N = 158$ rpm,
 $V_z = 100$ mm/s, $L_0 = 20$ mm

6.4.2 実験結果と考察

本項では、フィン付工作物の温度上昇を実験により求めた結果と前項における解析結果について比較検討を行う。図 6.19 に対応する実験で得られた工作物の温度上昇および湿式ホーニングにおける温度上昇を図 6.22 に示す。同図 a) に示す乾式ホーニングにおける軸方向温度分布の傾向は、図 6.19 の場合と同様である。他方、図 6.22 b) に示す湿式ホーニングにおいては、乾式の場合に比べ軸方向の温度差が非常に小さくなっている。この現象は図 3.34 に示した異なる肉厚を有する工作物の温度上昇に関する場合と同一の現象である。すなわち、フィンを有する工作物上部は厚肉の工作物、またフィンのない下部は薄肉の工作物に相当し、熱容量の差にもとづく影響と冷却効果の差による影響が相殺するため、加工開始後 10 分における軸方向の温度差は小さくなるものと考えられる。また、ホーニング開始後 1 分および 2 分において工作物下部の温度上昇が大きいのは、上部に比べて熱容量が小さく急速な温度上昇を示すことによるものである。

以上の結果から、乾式ホーニングに比べ湿式ホーニングにおいては、工作物の熱変形にもとづく加工穴真直度への影響はかなり小さいものであると考えることができる。

6.5 ホーニング加工穴の真円度

前節、4.5 節および 6.2 節において明らかにしたように、軸対称な工作物の熱変形は寸法精度および軸方向形状精度にのみ影響を与える。本節では、工作物の熱変形が形状精度のもう一つの重要な因子である真円度に及ぼす影響¹⁶³⁾について述べる。

6.5.1 工作物形状と熱変形の解析

工作物の熱変形が真円度に影響を及ぼすと考えられる工作物形状としては、加工穴の円周方向に不等肉厚を有するものがある。このような工作物の代表例にエンジン用のコネクティングロッドがある。コネクティングロッドのホーニングにおいては夫々 1 個ずつ加工することもあるが、複数個を積み重ねて同時に加工するスタックホーニングも実施されている。ここでは、穴の円周方向における不等肉厚が円周方向の温度分布および熱変形量に及ぼす影響に注目して、上下方向の中央部に位置する工作物について解析を行う。このため、熱源強さは加工穴の軸方向に均一に分布するものとし、式(2.73)で表わされる加工面に分布する静止熱源を用いた。解析において用いたコネクティングロッドの有限要素分割様式を図 6.23 に示す。同図のように、コネクティングロッドは直交する 2 つの対称面を有する。

すなわち、 $\varphi=0^\circ$ で示される x 座標軸と加工穴中心線を含む面および加工穴中心線に垂直な厚さ 25mm の中央に位置する面に関して、コネクティングロッドは

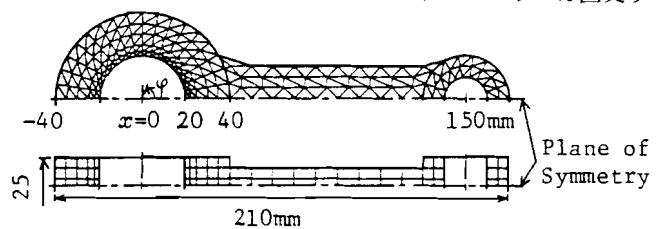


Fig.6.23 Partition of workpiece (connecting rod) into triangular prisms(770 elements,684 nodes)

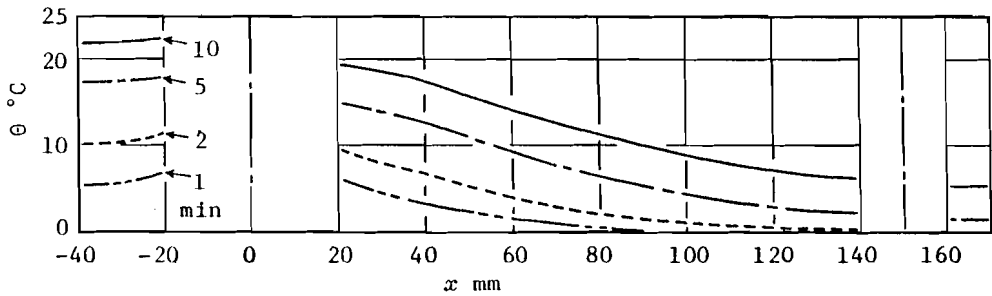


Fig.6.24 Temperature distribution in workpiece shown in Fig.6.23 (Heat source Model III, (4) dry honing)

対称な形状となっている。熱源の分布もまた、これら2つの面に関して対称であることから、解析にあたってはこれら2つの対称面で区分されるコネクティングロッドの $\frac{1}{4}$ の領域について、温度上昇および熱変形を求めた。解析に用いた有限要素は、図6.23から明らかのように三角柱であり、6節点を有するセレンディピティ族¹⁶⁴⁾としてその特性を求めた。計算における物性値および外界との熱伝達係数は表3.13と同一である。

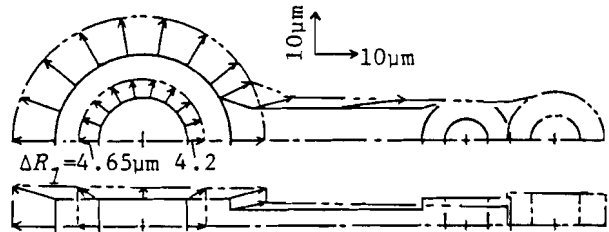


Fig.6.25 Thermal deformation of workpiece shown in Fig.6.24 at 10 min after start of honing

数値解析の結果、得られた工作物の長手方向の中心線に隣接する要素の温度分布を図6.24に示す。加工開始から10分間のいずれの時刻においても、腕部の方向 ($x > 0$) に熱が流入する様子が認められ、これと反対側 ($x < 0$) の温度上昇に比べ腕部側の温度上昇が小さくなっている。25mmの厚さ方向には殆んど温度差はみとめられなかった。コネクティングロッドの熱変形が真円度に及ぼす影響を明らかにするため、図6.24の10分後における熱変形を有限要素法により解析した結果を図6.25に示す。加工穴の中心 ($x = 0$) を固定し、対称面上の節点はつねに対称面上にあるとして計算を行った。加工穴の内面における半径方向の熱変形量は角度 φ とともにゆるやかに変化する。 $\varphi = 0^\circ$ における熱変形量が最も小さく $4.2 \mu\text{m}$ 、また $\varphi = 180^\circ$ における熱変形量が最も大きく $4.65 \mu\text{m}$ となっている。すなわち、両者の差は $0.45 \mu\text{m}$ である。図6.25の変形状況において加工を終了したときの加工穴が真円であるとすれば、室温まで冷却した工作物の加工穴は $\varphi = 0^\circ$ および 180° の角度方向においてそれぞれ $4.2 \mu\text{m}$ 、 $4.65 \mu\text{m}$ だけ縮少する。両者の直径分における最大差は $0.45 \mu\text{m}$ である。したがって、真円度に及ぼす影響は $0.225 \mu\text{m}$ となり、寸法精度への影響に比べて約5%である。

6.5.2 実験結果と考察

本項では、コネクティングロッドに類似した形状の工作物を用いて、図6.24に対応する工作物の温度上昇を実験により求め、前項における解析結果と比較検討を行う。使用した工作物はS 45C鋼製であり、その形状寸法を図6.26に示す。工作物の形状寸法を除けば、加工条件は表3.11と同様である。実験により得られた乾式および湿式ホーニングにおける工作物の温度上昇を図6.27に示す。同図(a)の乾式ホーニングにおける結果では、図6.24と同様に腕部側における温度上昇がこれと反対側の温度上昇に比べて小さくなっており、温度分布の傾向がよく一致している。図6.27(b)に示す湿式ホーニングにおける温度分布にも同様な傾向が認められるが、全体的に温度上昇が小さくなるとともに温度差が減少している。このため、湿式ホーニングにおける熱変形が真円度に及ぼす影響は乾式の場合に比べてさらに小さくなると考えられる。

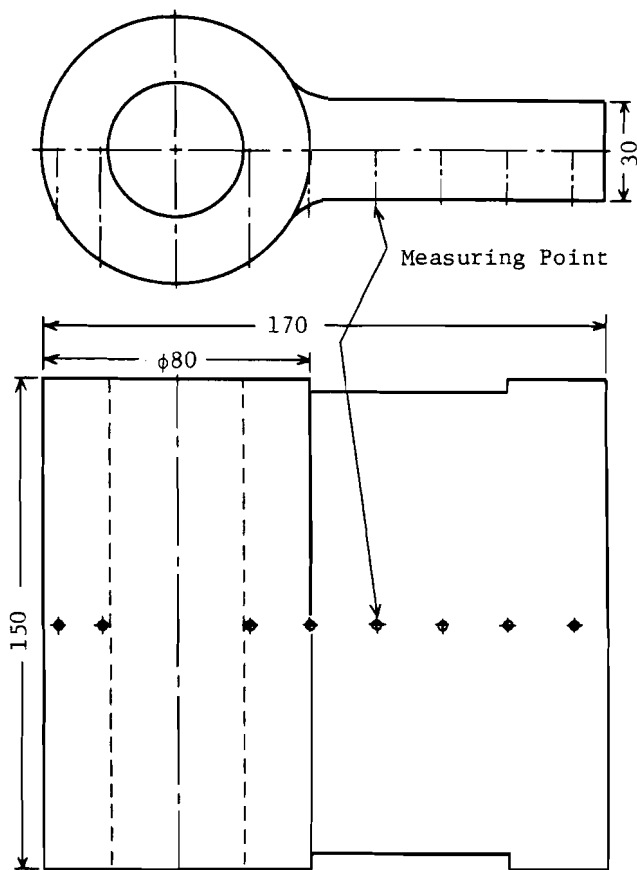


Fig.6.26 Points where temperature increase is measured and details of connecting rod honed in experiment

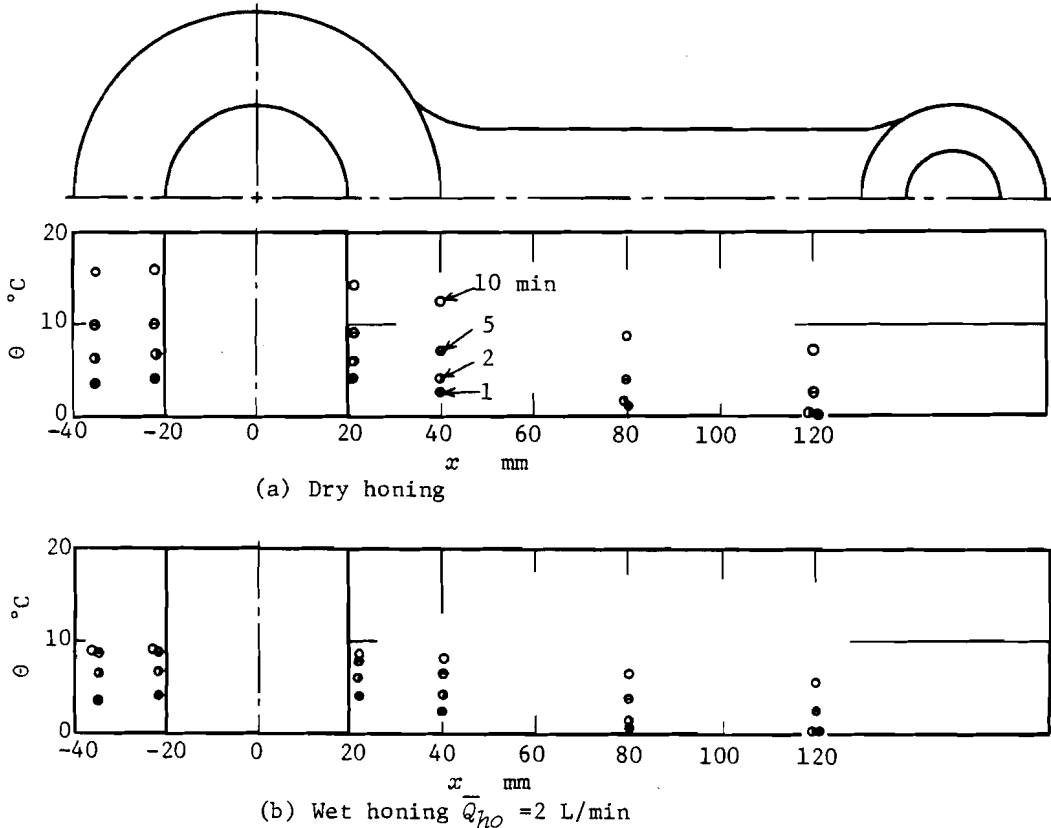


Fig.6.27 Experimental temperature distribution in workpiece shown in Fig.6.26
 $P_G = 0.892$ MPa, $N = 158$ rpm, $V_z = 100$ mm/s, $l_0 = 20$ mm

6.6 結 言

本章においては、加工精度のうち、真直度、真円度および平面度で代表される形状精度と工作物および工具の熱変形との関連について検討を行った。本章において得られた結論は以下のように要約できる。

- (1) ドリル加工やエンドミル加工などのように熱源強さが比較的大きく、熱源である加工領域が加工穴の軸中心線方向に低速度で移動する場合には、工作物および工具の非定常な熱変形量の差によって真の切込み量が変化し、加工穴の真直度を低下させる。加工開始端においては、一般に工作物の熱容量に比べて工具のそれが小さいため、工具が急速に熱膨張して穴の直径は大きくなる。その後、工作物および工具はそれぞれほぼ一定速度で熱変形を生じるため、穴の直径は加工の進行とともに緩やかに変化する。加工終了端付近では、工作物端面と切削領域間に熱が蓄積し工作物が急速に温度上昇するため、穴の直径は最大となり、その後終了端面近くで減少する。
- (2) 平面研削加工のように工作物の一表面のみが加工される場合には、加工面に垂直方向の熱膨張だけでなくこの方向の温度差によるそり変形を生じる。垂直方向の熱膨張は、寸法精度およびサドル送り方向における形状精度にかなり大きな影響を及ぼす。この影響は、上の(1)における加工

穴中心線方向をサドル送りの方向に置きかえて考えれば、ほぼ同様な現象として理解できる。加工面に垂直方向の温度差によって生じるそり変形は、主として表面形状にのみ影響を及ぼし平面度を低下させる。

- (3) ホーニング加工においては、切削もしくは研削加工に比べて加工熱が小さく、熱源が加工面全体にわたって多数回通過する。このような場合の真直度および真円度に影響を及ぼす熱変形量の差は、工作物の各部分における熱容量分布に大きく依存する。乾式ホーニングにおいては、熱容量が小さい部分の穴直径は熱容量が大きい部分のそれに比べて小さくなるため真直度が低下する。しかし、湿式ホーニングにおいては熱容量が小さい部分において温度上昇が増加する効果と冷却能率が増加する効果が相殺するため、真直度への影響は乾式ホーニングに比べてかなり小さくなる。真円度に及ぼす熱変形の影響については、加工穴の中心線方向の熱容量分布を角度方向の熱容量分布に置き替えることにより、上述と同様に理解できる。

第7章 結 論

加工精度の向上を目的として、機械加工における熱変形と加工精度の解析手法について論じるとともに、解析結果をもとにして熱変形に対処するための新しい加工精度の制御方法を提案した。本論文の各章における内容を要約し、得られた研究成果を総括すると以下ようになる。

(1) 第2章では、機械加工において避けられない加工熱を取り上げ、工作物と工具の温度上昇および熱変形、さらにこれらにもとづく加工精度を理論的あるいは数値的に解析するための基礎として重要である熱源の同定法を論じた。熱源を同定するには、全発生熱量および熱源面積もさることながら、加工熱の工作物および工具への流入割合の決定が非常に重要である。この流入割合を決定するため、次の2つの基本的仮定にもとづく加工熱の分配理論を提示した。

(i) 加工に要した仕事はそのほとんど全てが熱に変換される。

(ii) ある境界面で接触する2つの物体の接触面平均温度、もしくは2つの領域にともに接する境界面平均温度は一価である。

ドリルによる加工では、せん断面およびすくい面を熱源と考え、これに上述の仮定を適用することにより熱源の同定を行うことができる。また、砥石など多数の切刃を有する工具による加工では、砥石を単一刃の工具とみなして熱源の同定を行うことができる。上述の分配理論を用いた熱源の同定法が有効であることは、第3章以後の温度上昇、熱変形および加工精度の解析の結果から明らかにされた。

(2) 第3章では、第2章において同定された熱源を用いて、工作物および工具の温度上昇を理論的あるいは数値的に解析するとともに実験的に解析した。理論的あるいは数値的解析にあたっては、対象とする工作物および工具の形状と加工にもなう形状の変化および境界条件により、解析手法を選定する必要があることを明らかにした。また、熱源の移動状況によっては理論解析が原理的には可能であるが、現実的に解を得るには時間もしくは費用の点から非常に困難である場合がある。この場合の解析法を検討するとともに、その方法を用いて工作物および工具の温度上昇を解析し、実験結果とよく一致することを確認した。

(3) 第4章では、第3章において求めた温度上昇から、工作物および工具の熱変形を解析した。加工精度に影響を及ぼすこれらの熱変形を求めるには、加工領域から固定部にわたる部分の解析が必要である。しかし、加工領域にはつねに工具および切りくずなどが存在するため、加工領域をも含めた熱変形の実験解析は一般に容易ではない。そこで、理論解析による方法、理論と実験解析を併用する方法および実験により解析する方法の適用範囲と適用方法について検討し、その特徴および有用性を明らかにした。

(4) 第5章では、加工精度の中でもより基本的である寸法精度に注目して、工作機械、工作物および工具の熱変形が寸法精度に及ぼす影響を論じるとともに、これへの対策として寸法精度の制御法を提示した。工作機械の熱変形については各種の対策による効果を明らかにし、これらの知見

にもとづき、機械の温度情報から主軸熱変位を精度よく推定する方法を見出した。この推定方法をさらに実用的なものとするため、機械に取り付けた測温棒の温度情報を用いて主軸熱変位を推定することが可能であることを明らかにした。

加工熱にもとづく工作物および工具の熱変形については、精密仕上法であるホーニング加工を取り上げ、熱変形量と寸法精度の関係を定式化した。第3章および第4章において得られた温度上昇と熱変形量の関係から、工作物および工具の温度情報を用いて熱変形にもとづく誤差を補正し、寸法精度を制御向上させうる新しい熱変形補正型インプロセス自動定寸法を提案した。また、弾性変形についても検討を加え、これにもとづく誤差をも補正するランアウト付熱変形補正型インプロセス自動定寸法を提示した。さらに、これらの定寸法の総合的精度についても考察した。上述した加工精度の制御法は、熱変形が温度上昇により生じるという物理的メカニズムを有効に利用したものである。

- (5) 第6章では、真直度、真円度および平面度に注目して形状精度と熱変形の関係について論じた。これら工作物の形状精度は、加工領域が加工の進行とともに移動し、工作物および工具の非定常な熱変形現象に大きく影響されることを明らかにした。また、平面研削加工のように、一面のみが加工され非対称なそり変形が生じる場合には、この非対称性が工作物の形状精度に影響を及ぼすことを明らかにした。さらに、熱源の発熱分布がほぼ均一な場合においては、他の要因である熱容量の不均一さが形状精度に影響を与えることを示した。

以上のように、本論文は機械加工における熱変形の解析手法を体系化し、これにもとづく加工精度の解析および現実的な加工精度の制御方法について検討を行ったものである。

なお、今後の課題としては、温度上昇の解析においては熱伝達境界条件の把握、熱変形の解析においては固定条件および固定部の接触状況を究明することが重要である。また、寸法精度の制御に比べて形状精度の制御は一般に容易ではないため、熱変形現象の詳細な解析結果にもとづいて効果的な加工条件を見出すことによる間接的な制御法を確立することが現実的であると考えられる。

参 考 文 献

- (1) J. B. Bryan: International Status of Thermal Error Research, Annals of the C. I. R. P., 16, (1968) 203.
- (2) J. Jedrzejewski, J. Portrykus: Die Wärmeableitung an Werkzeugmaschinen-Spindel-lagerungen, Maschinenbautechnik, 17, 8 (1968) 423.
- (3) G. Spur, H. Fischer: Untersuchung des Thermischen Verhaltens der Tischgruppe einer Grosswerkzeugmaschine, Annals of the CIRP, 16 (1968) 75.
- (4) B. Dencker, H. Fischer: Über das thermische Verhalten von Drehmaschinen, Ind-Anz, 91, 61 (1969) 27.
- (5) B. Dencker: Untersuchungen thermischer Verformungen von Werkzeugmaschinen, Ind-Anz, 91, 67 (1969) 1614.
- (6) G. Köhler: Statische, dynamische und thermische Steifigkeit von Fräsmaschinen, Ind-Anz, 93, 51 (1971) 1179.
- (7) Ivõ Novotny: Thermal Deformations of Gear-cutting Machines --- Simulation of Machining by Hydraulic Braking, Proceedings of the 10th MTDR Conference (1969) 137.
- (8) 山本晃, 大塚二郎: ねじの加工精度と熱変形, 精密機械, 36, 1 (1979) 70.
- (9) V. I. Alferov: Temperature Misalignments in Machine Tools, Machines & Tooling, 44, 10 (1973) 18.
- (10) 吉田嘉太郎: 円筒研削盤の熱変形の研究 (熱変形と工作精度), 日本機械学会論文集, 37, 293 (1971) 187.
- (11) 本田富士雄, 吉田嘉太郎: 工作機械の熱変形—立てフライス盤について—, 日本機械学会誌, 67, 546 (1964) 1062.
- (12) 佐藤和信, 竹内芳美, 大久保信行, 佐田登志夫: 有限要素法を利用した機械構造内の熱源強さの同定法とその応用, 精密機械, 44, 12 (1978) 1452.
- (13) H. Brauning, L. Zangs: Berechnung der instationären Temperaturverteilung und Temperaturdeformation an Werkzeugmaschinen, VDI-Z, 115, 11 (1973) 923.
- (14) 奥島啓式, 垣野義昭, 沢井浩次, 菊池敏彦: 工作機械の熱変形に関する研究 (第1報) 精密機械, 38, 3 (1972) 283.
- (15) 奥島啓式, 垣野義昭, 菊池敏彦: 工作機械の熱変形に関する研究 (第3報), 精密機械, 39, 2 (1973) 230.
- (16) G. Spur, H. Fischer, P. de Haas: Thermisches Verhalten von Werkzeugmaschinen, Annals of the CIRP, 21 (1972) 121.

- (17) Ferdynand Zawistowski : Temperature Controlled Machine Tools, *Microtecnic*, 19, 6 (1965) 336.
- (18) J. B. Bryan, R. R. Donaldson, E. R. McClure, R. R. Clouser : A Practical Solution to the Thermal Stability Problem in Machine Tools, UCRL-73577 Preprint, Lawrence Livermore Laboratory, December 1(1971)
- (19) 武野仲勝, 中村峯雄 : 油圧装置を除いた内面研削盤の基本特性, *精密機械*, 33, 11 (1967) 702.
- (20) G. Spur, G. Lechler, U. Heisel : Methods for Reducing Thermal Influences on the Accuracy of Machine Tools, *Proc. of 3rd ICPE* (1977) 10.
- (21) G. Spur, U. Heisel : Automatic Compensation of Thermal Disturbances in Machine Tools, *Proc. of 3rd ICPE* (1977) 119.
- (22) Toshio Sata, Yoshimi Takeuchi, Kazuyuki Hiramoto, Hiroichi Suzuki, Makoto Sato : Improvement of Working Accuracy of a Machine Tool by Computer Control Compensation, *Proc. of 3rd ICPE* (1977) 123.
- (23) 竹内芳美, 大久保信行, 佐田登志夫 : 温度分布測定による工作機械構造の実時間熱変形制御, *精密機械*, 42, 11 (1976) 1043.
- (24) K. Okushima, Y. Kakino, A. Higashimoto : Compensation of Thermal Displacement by Coordinate System Correction, *Annals of the CIRP*, 24, 1 (1975) 327.
- (25) 高田祥三, 小尾誠, 佐田登志夫 : 旋削加工における加工精度の解析, *精密機械*, 40, 8 (1974) 678.
- (26) V. A. Kruglov : Effect of Thermal Deformation on Machining Accuracy, *Russian Engineering Journal*, 47, 2 (1967) 56.
- (27) 一宮亮一 : 高温切削における精度の研究 (第2報), *精密機械*, 31, 9 (1965) 759.
- (28) 一宮亮一 : 高温切削における精度の研究 (第3報), *精密機械*, 34, 4 (1968) 235.
- (29) R. Ichimiya, Y. Usuzaka : Analysis of Thermal Expansion in Face-Cutting Operations, *Trans ASME*, 96 (1974) 1222.
- (30) 奥山繁樹, 河村末久 : 研削における干渉領域内の温度分布と局部的熱変形, *精密機械*, 45, 5 (1979) 536.
- (31) J. H. L. The, R. F. Scrutton : Thermal Expansions and Grinding Forces Accompanying Plunge-Cut Surface Grinding, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 13 (1973) 287.
- (32) 秋山俊彦, 覚知尚志, 岸浪建史, 斉藤勝政 : 有限要素法による切削工具の熱変形解析 (切削工具モデルによる熱変形のシミュレーション), *精密機械*, 41, 6 (1975) 512.
- (33) 中野嘉邦, 太田勝彦 : 平面研削における工作物の熱変形の研究 (第2報), *精密機械*,

- 41, 4 (1975) 364.
- (34) 鍵和田忠夫, 齊藤勝政: 研削点近傍における被削材の熱変形と熱応力, 日本機械学会論文集, 43, 372 (1977) 3125.
- (35) 貴志浩三, 江田弘: 難削材の研削加工の改善に関する研究 (第2報), 精密機械, 39, 6 (1973) 613.
- (36) Z. SH. Geiler: Compensation for Thermal Deformations in Honing, Machines & Tooling, 44, 11 (1973) 46.
- (37) 中野嘉邦, 橋本一雄: 工作機械の弾性変形を利用する加工精度向上の研究 (第2報), 精密機械, 45, 3 (1979) 336.
- (38) 竹内芳美, 坂本正史, 佐田登志夫: NC旋盤の工具熱変形補正による加工精度の向上, 精密機械, 46, 11 (1980) 1392.
- (39) G. Spur & H. Fisher: Thermal Behavior of Machine Tools, Advance MTDR Conf. (1969) 147.
- (40) G. Spur & B. Dencker: Wärmeentwicklung und Wärmeaustausch an Werkzeugmaschinen, Werkstattstechnik, 58, 6 (1968) 260.
- (41) 垣野義昭: 工作機械のダイナミクス(9), 機械の研究, 30, 10 (1978) 1221.
- (42) (18)と同じ.
- (43) J. C. Jaeger: Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts, Proceedings of the Royal Society of New South Wales, 76 (1942) 203.
- (44) 小野浩二: 研削仕上, 榎書店 (1972) 45.
- (45) 臼井英治: 切削・研削加工学, 共立出版 (1971) 上巻 22.
- (46) E. G. Lowen & M. C. Shaw: On the Analysis of Cutting-Tool Temperatures, Trans ASME, 76 (1954) 217.
- (47) 渡辺和信, 横山和宏, 一宮亮一: ドリル加工における被削材およびドリルの温度分布と加工穴精度への熱影響, 精密機械, 41, 11 (1975) 1078.
- (48) C. J. Oxford, J. R. Rochester: On the Drilling of Metals 1 Basic Mechanics of the Process, Trans ASME, 77 (1955) 103.
- (49) (45)の331.
- (50) M. C. Shaw, C. J. Oxford: On the Drilling of Metals 2—The Torque and Thrust in Drilling, Trans ASME, 79 (1957) 139.
- (51) (45)の84.
- (52) 奥島啓式, 人見勝人: 二次元切削機構の解析, 日本機械学会論文集, 25, 150 (1959) 54.
- (53) J. H. Creveling, T. F. Jordan, E. G. Thomsen: Some Studies of Angle Relation-

- ships in Metal Cutting, Trans ASME, 79 (1957) 127.
- (54) (46)に同じ.
- (55) J. O. Outwater, M. C. Shaw: Surface Temperatures in Grinding, Trans ASME, 74 (1952) 73.
- (56) 長谷川嘉雄, 奥山繁樹: 研削熱の流入割合の理論, 精密機械, 47, 7 (1981) 867.
- (57) 長谷川嘉雄, 奥山繁樹, 今井正彦: 研削熱の工作物への流入割合, 精密機械, 47, 10 (1981) 1223.
- (58) 高沢孝哉: 研削温度に関する理論的解析 (第2報), 精密機械, 30, 12 (1964) 914.
- (59) (44)に同じ.
- (60) (44)の22.
- (61) (44)の46.
- (62) 佐々木外喜雄, 岡村健二郎: ホーニングの切削機構について, 日本機械学会論文集, 24, 142 (1958) 372.
- (63) R. Rosenberger: Zusammenfassung verschiedener Forschungs und Versuchsarbeiten über das Honen, Werkstattstechnik, 52, 2, (1962) 55.
- (64) 吉川昌範, 西本廉, 浅枝敏夫: MPといしによるはだ焼鋼のホーン仕上, 日本機械学会論文集, 33, 246 (1967) 303.
- (65) 研井堅, 津和秀夫: ホーニング加工に関する研究 (第2報), 精密機械, 35, 4 (1969) 221.
- (66) 山本明, 上田隆司: ホーニング用処理砥石におけるイオウの働きについて (第2報), 精密機械, 43, 9 (1977) 1025.
- (67) 研井堅, 津和秀夫: ホーニング加工に関する研究 (第3報), 精密機械, 35, 12 (1969) 780.
- (68) 寺谷忠郎, 研井堅: ホーニング概論, マシニスト, 11, (1969) 27.
- (69) I. Kh. Chepovetskii: Thermal Phenomena in Diamond and Abrasive Honing, Machines & Tooling, 37, 12 (1966) 39.
- (70) 上田隆司, 山本明: ホーニング加工の高効率化 (第1報), 精密機械, 46, 7 (1980) 818.
- (71) 横山和宏, 一宮亮一: ホーニング加工における加工物の熱変形 (第2報), 精密機械, 48, 4 (1982) 486.
- (72) 同 上 (第3報), 精密機械, 48, 7 (1982) 919.
- (73) 松井正己, 中里昭三: 超仕上作業とその原理, 養賢堂 (1965) 126.
- (74) 新井典久, 松森昇, 恩地好晶, 畑中一孝: 超仕上加工におけるいおう処理砥石の切削抵抗に及ぼす影響, 精密機械, 46, 7 (1980) 830.
- (75) 橘藤雄, 甲藤好郎: 熱伝達論・熱伝導論, 共立出版, (1967) 64.

- (76) 精機学会：新訂精密工作便覧，コロナ社，(1970)702.
- (77) (47)に同じ.
- (78) A. O. Schmidt, J. D. Roubik : Distribution of Heat Genenated in Drilling, Trans ASME, 71 (1949)245.
- (79) 佐藤健児：研削理論 (第5報)，精密機械，19,1 (1953)7.
- (80) (56)~(60)
- (81) 鍵和田忠男，斉藤勝政：研削における発生熱の配分割合，日本機械学会論文集，43,375 (1977)3500.
- (82) (72)に同じ.
- (83) B. T. Chao, K. J. Trigger : The Significance of the Thermal Number in Metal Machining, Trans ASME, 75 (1953)109.
- (84) (46)に同じ.
- (85) A. C. Rapier : A Theoretical Investigation of the Temperature Distribution in the Metal Cutting Process, British Journal of Applied Physics, 5, November (1954)400.
- (86) S. Kato, K. Yamaguchi, Y. Watanabe, Y. Hiraiwa : Measurement of Temperature Distribution within Tool using Powders of Constant Melting Point, Trans ASME, 98 (1976)607.
- (87) 岩田一明，元田隆文：回転切削工具に関する基礎的研究 (第2報)，精密機械，37,6 (1971)425.
- (88) 井原透，白樫高洋，臼井英治：断続切削における切刃欠損の解析的予測に関する研究 (第4報)，精密機械，48,6 (1982)757.
- (89) K. J. Trigger, B. T. Chao : The Mechanism of Crater Wear of Cemented Carbide Tools, Trans ASME, 78 (1956)1119.
- (90) 垣野義昭，奥島啓式：被削材温度分布の残留応力に及ぼす影響の理論的解析 (第2報)，精密機械，35,12 (1969)775.
- (91) D. G. Lee, R. D. Zerkle, N. R. DesRuisseaux : An Experimental Study of Thermal Aspects of Cylindrical Plunge Grinding, Trans ASME, 94 (1972)1206.
- (92) R. G. Watts : Temperature Distributions in Solid and Hollow Cylinders due to Moving Circumferential Ring Heat Source, Trans ASME, 91 (1969)465.
- (93) 一宮亮一，川原英昭：切削加工における熱変形に関する研究 (第1報)，日本機械学会論文集，37,296 (1971)826.
- (94) 山本晃，大塚二郎：精密ねじ研削に関する研究 (研削熱がねじのピッチ精度に及ぼす影響)，日本機械学会論文集，34,266 (1968)185.

- (95) 例えば, 橘藤雄, 甲藤好郎: 熱伝達論・熱伝導論, 共立出版(1967).
- (96) 例えば, 片山功蔵, 斉藤彬夫: 非定常熱伝導の数値解法(第4報), 日本機械学会論文集 39, 317(1973) 242.
- (97) 例えば, O. C. Zienkiewicz, 吉識雅夫, 山田嘉昭: 基礎工学におけるマトリックス有限要素法, 培風館(1975).
- (98) O. C. Zienkiewicz, Y. K. Cheung, 吉識雅夫: マトリックス有限要素法, 培風館(1971) 183.
- (99) U. K. Saxena, M. F. DeVries, S. M. Wu: Drill Temperature Distributions by Numerical Solutions, Trans ASME, 93(1971) 1057.
- (100) 津枝正介, 長谷川嘉雄, 仁科豊: ドリル刃先温度の研究(第1報), 日本機械学会論文集, 27, 181(1961) 1423.
- (101) 西田修三, 尾崎省太郎, 中山了, 白石亭寿, 名倉慶司: ドリル加工に関する研究(第2報), 機械試験所所報, 16, 1(1962) 7.
- (102) 津枝正介, 長谷川嘉雄, 石田庸治: きりもみにおける被削材の温度上昇の研究(第1報) 日本機械学会論文集, 28, 187(1962) 384.
- (103) 同 上 (第2報), 日本機械学会論文集, 28, 187(1962) 392.
- (104) (47)に同じ.
- (105) 高沢孝哉: 研削温度に関する理論的解析(第1報), 精密機械, 30, 11(1964) 851.
- (106) 鍵和田忠男, 斉藤勝政: 平面研削における被削材温度の測定, 日本機械学会論文集, 42, 358(1976) 1925.
- (107) N. R. Des Ruisseaux, R. D. Zerkle: Thermal Analysis of the Grinding Process, Trans ASME, 92(1970) 428.
- (108) 小野浩二: 研削温度および研削焼けについて, 新潟大学工学部研究報告, 6(1957) 123.
- (109) K. Takazawa: Effects of Grinding Variables on Surface Structure of Hardened Steel, Bulletin of JSPE, 2, 1(1966) 14.
- (110) 北嶋弘一, 田中行雄, 田中義信: ベルト研削に関する研究(第3報), 精密機械, 44, 2(1978) 220.
- (111) (55)に同じ.
- (112) 江田弘, 貴志浩三, 大久保昌典, 上野秀雄: 有限要素法による研削加工層の残留応力のシミュレーション解析(続報), 精密機械, 47, 3(1981) 314.
- (113) I. P. Karaim: Influence of Cooling Method on Grinding-Zone Temperature, Machines & Tooling 40, 6(1969) 42.
- (114) (91)に同じ.
- (115) 斉藤勝政, 鍵和田忠男: 平面研削における砥石温度の測定, 精密機械, 42, 12(1976)

1165.

- (116) 横山和宏, 一宮亮一: 平面研削における加工物の熱変形, 精密機械, 42, 10 (1976) 967.
- (117) (63)に同じ.
- (118) (69)に同じ.
- (119) 研井堅, 島 修, 堀尾和正: 球面部分のホーニングについて, 日本機械学会秋季大会前刷 (1966) 185.
- (120) (70)に同じ.
- (121) (71)に同じ.
- (122) 横山和宏, 一宮亮一, 岩田一明, 森脇俊道: ホーニング加工における加工物の熱変形 (第5報), 精密機械, 51, 12 (1985) 2302.
- (123) (72)に同じ.
- (124) 日本機械学会編: 機械工学便覧, 日本機械学会 (1963) 11-24.
- (125) 精機学会: 精密工作便覧, コロナ社 (1970) 701.
- (126) (67)に同じ.
- (127) 横山和宏, 一宮亮一, 岩田一明, 森脇俊道: ホーニング加工における加工物の熱変形 (第4報), 精密機械, 51, 10 (1985) 1928.
- (128) 山本明, 上田隆司: ホーニング用処理砥石におけるイオウの動きについて (第1報), 精密機械, 43, 3 (1977) 305.
- (129) (1)に同じ.
- (130) 奥島啓式, 垣野義昭, 菊池敏彦: 工作機械の熱変形に関する研究 (第2報), 精密機械, 38, 7 (1972) 565.
- (131) 竹内芳美, 大久保信行, 佐藤和信, 佐田登志夫: 工作機械の剛性解析システム (第2報) 精密機械, 43, 1 (1977) 67.
- (132) (10)に同じ.
- (133) (39)に同じ.
- (134) G. Spur, P. DeHaas: Thermal Behaviour of NC Machine Tools, 14th M. T. D. R. (1974) 267.
- (135) H. Fisher: Untersuchung des thermischen Verhaltens der Tischgruppe einer Grosswerkzeugmaschine, Ind-Anz, 91, 61 (1969) 25.
- (136) Yu. M. Solomentsev: Effect of Thermal Deformation on the Accuracy of Semi-Automatic Hydraulic Copy-lathes, Russian Engineering Journal, 48, 5 (1968) 51.
- (137) (25)~(34)に同じ.
- (138) 竹内洋一郎: 熱応力, 日新出版 (1971) 76.

- (139) (47)に同じ.
- (140) (116)に同じ.
- (141) (33)に同じ.
- (142) 斉藤義夫, 斉藤努, 西脇信彦, 伊東誼: 平面研削加工の精度に及ぼす熱変形の影響, 精密機械, 50,4(1984)679.
- (143) (72)に同じ.
- (144) 横山和宏, 一宮亮一: ホーニング加工における加工物の熱変形(第1報), 精密機械, 48,3(1982)323.
- (145) (18)に同じ.
- (146) (24)に同じ.
- (147) R. Ichimiya, K. Yokoyama, Y. Watanabe: Experimental Study on Thermal Deformation of Machine Tool, 新潟大学工学部研究報告, 25(1976)1.
- (148) G. Spur, U. Heisel: Automatic Compensation of Thermal Disturbances in Machine Tools, Proc. of 3-th ICPE, Kyoto(1977)119
- (149) 山本晃, 大塚二郎: 数値制御補正による精密親ねじ研削の研究, 日本機械学会論文集, 35,275(1969)1551.
- (150) S. I. Kulikov, V. A. Romanchuk: Thermal Compensation in a Honing Machine Automatic-sizing System, Russian Engineering Journal, 55,1(1975)75.
- (151) 横山和宏, 一宮亮一, 岩田一明, 森脇俊道: ホーニング加工における加工物の熱変形(第7報), 昭和58年度精機学会秋季大会学術講演会論文集, 77.
- (152) 横山和宏, 一宮亮一: ホーニング加工における加工物の熱変形(第8報), 昭和59年度精機学会秋季大会学術講演会論文集, 555.
- (153) 桜井忠一: 新版材料力学, 産業図書出版(1964)178.
- (154) (127)に同じ.
- (155) (25), (27)~(29), (31), (33), (35), (37), (38)に同じ.
- (156) (47)に同じ.
- (157) M. Masuda, S. Shiozaki: Out-of-Straightness of Workpiece, Considering the Effect of Thermal Work Expansion on Depth of Cut in Grinding, Annals of the CIRP, 23,1(1974)91.
- (158) 中野嘉邦, 太田勝彦: 平面研削における工作物の熱変形の研究(第1報), 精密機械, 41,4(1973)225.
- (159) (142)に同じ.
- (160) 中山一雄: 研削点近傍の弾性変形, 精密機械, 36,12(1970)826.
- (161) H. Krug, G. Honcia: Die elastische Verformung bei Schleifwerkzeugen,

Werkstattstechnik, 54, 2 (1964) 53.

(162) (58)に同じ.

(163) (72)に同じ.

(164) (97)の127.

謝 辞

本研究において終始ご懇切なる御指導と御鞭撻を頂いた神戸大学岩田一明教授に衷心より感謝いたします。また、本研究の遂行にあたり、終始ご懇切なる御指導と御鞭撻を頂いた新潟大学一宮亮一教授に深甚なる感謝の意を表します。また、多大なる御教示を賜った神戸大学森脇俊道教授に深く感謝いたします。本論文をまとめるにあたり、有益なるご教示とご懇切な校閲を賜りました神戸大学松本隆一教授、森脇俊道教授に厚く感謝いたします。

さらに、著者の研究についてご激励を頂いた広島大学小坂田宏造教授、神戸大学杉村延広助手、静岡大学荒井栄司助教授、名古屋商科大学安田一彦講師に感謝いたします。また、研究に用いた装置製作にご協力頂いた新潟大学工学部機械工学科一宮研究室の方々、およびお世話になりました神戸大学工学部生産機械工学科岩田研究室の方々に厚くお礼申し上げます。