ドリル加工における切りくず生成状態と 切削抵抗の解析的予測 (第2報)*

——エネルギー解法による計算値と実測値との比較検討——

広 田 明 彦** 笠 原 和 夫***

Analytical Prediction of Chip Formation and
Cutting Forces in Drilling Operation

(2nd Report)

—Comparison of Predicted and Experimental
Results—

Akihiko HIROTA and Kazuo KASAHARA

In the 1st part of this investigation a cutting model considering the condition of side curl of the chip was proposed, and the energy method was extended to the case of drilling process for predicting the chip formation and the cutting forces. In this paper a dynamometer with piezo-electric load washer is constructed and used to measure the cutting forces. In order to freeze the actual process of chip forma-

tion for measurement of chip flow angles along the cutting edge, a quick-stop apparatus is also designed and constructed. The experimental tests are run with various pilot holes. The cutting forces and the chip formation such as chip flow angle, normal shear angle, radius of side curl of the chip are measured and compared with those from the theoretical prediction. It is clarified that the process of chip formation depends on the width of the engaged cutting edge with the workpiece. The predicted results appear to give good qualitative and quantitative explanations of the experimental results.

Key words: cutting model, energy method, drilling process, chip formation, cutting forces, dynamometer, quick-stop apparatus.

1. ま え が き

前報¹⁾において切れ刃位置によって切削速度、垂直すくい角および切れ刃傾斜角が変化するドリル切削の主切れ刃に沿う全体の切削機構を切れ刃の微小部分で異なる傾斜切削の集積としてとらえ、切りくずの横向きカールの条件を考慮した切削模型を提案した。そして主切れ刃に沿う切りくず流出角、せん断角といった切りくず生成状態および切削トルク、スラストを定量的に求めるためエネルギー解法が適用され、ドリル切削の場合に拡張された。

本報告では下穴のある被削材を種々の切削条件でドリル切削し、試作した切削動力計と瞬間停止装置を利用して得られた切削抵抗、切りくず生成状態に関する実験結果と解析結果とを比較検討した。

2. ドリルによる切削実験

被削材は前報で述べた二次元切削実験に用いたのと同様な6-4黄銅板(圧延材, BsP 3-1/2 H, H_RB=68, 板

厚15 mm), ドリルは市販のねじれ刃ドリル(SKH 9)を用いた。実験に使用したドリルの形状を表1に示す。刃先先端角は118°に、逃げ面は切れ刃基準で逃げ角を10°与え平面研削法で研削した。平面研削法の採用により回転時のドリルの左右切れ刃の高さの差を小さくすることができ、ドリル軸方向でこの差は0.015 mm以内に抑えられた。このため切削トルク、スラストの変動は少なかった。実験には直立ボール盤(特殊工機製作所, 3B-F型)を用いた。主軸回転数は250 rpm(一定), 送り s は0.3および0.2 mm/revの2種類とし、すべて乾切削で実験した。

切削トルク、スラストの測定には2分力測定用の水晶圧電素子(ロードワッシャ, キスラー社製)を利用した高剛性の切削動力計を試作しこれを用いた。図1はこの切削動力計を示したもので、水晶圧電素子は中央の太い1本のボルトと周囲の3本のボルトで約90 MN{9 tf}の

表1 ドリル形状

ドリル径 D (mm)	24.90	20.90	16.94	12.96
ウェブの厚さ $2e$ (mm)	4.46	3.73	3.04	2.32
リード L (mm)	125	109	88	67.5
ねじれ角 δ (°)	32.0	31.1	31.2	31.1
刃先先端角 2ϵ (°)	118			
逃げ角 ν (°)	10			

* 原稿受付 昭和55年11月7日。昭和54年度精機学会春季大会学術講演会(昭和54年3月29日)にて発表。

** 正会員 成蹊大学工学部(武蔵野市吉祥寺北町3-3-1)

*** 学生会員 成蹊大学大学院(現・正会員, 株木建設(株); 東京都豊島区高田3-31-5)

図1 切削動力計

図2 瞬間停止装置

予荷重がかけられている。負荷と直記式電磁オシログラフ上に得られる出力との関係は周囲のボルトの影響を受けず線形であった。また装置の軸方向の固有振動数は約5.7 kHzと高いものである。

主切れ刃に沿う切りくず流出角の変化を測定するため、切削状態を凍結できる瞬間停止装置を製作した。この装置は Oxford, Jr.²⁾ が製作したものと類似しており、図2に示したようにスピンドル、ニードルラジアルベアリング、コイルばね、ピンおよび固定わくよりなる。被削材が固定されるスピンドルはピンを抜くと滑らかに回転できるように作られている。従って切削中にてこを用いてピンを衝撃的に引抜くと、スピンドルはコイルばねによってドリルに押付けられボール盤の主軸と同一回転数で回転し、切削状態が凍結される。その後被削材を主切れ刃を含みドリル軸に平行な面で切断し、工具顕微鏡により主切れ刃に沿う切りくず流出方向の変化を調べた。

切りくずの厚さおよび横向きカール半径は切りくずを平面的にのばしポイントマイクロメータおよびノギス、投影機を用いてそれぞれ測定した。

また切削される穴の深さが切りくず生成状態、切削抵抗に及ぼす影響を検討するため、被削材を3枚重ね(厚さは45 mm となる)し、ドリル径24.9 mm について

ドリル: 高速度鋼 (SKH 9), ドリル径: 24.9 mm, ウェブの厚さ: 4.46 mm, リード: 125 mm, 被削材: 6-4 黄銅, 最大径: 24.9 mm, 最小径: 5.7 mm, 肉厚: 1.6 mm, 送り: 0.3 mm/rev, 回転数: 250 rpm, 乾切削

図3 円環状被削材を切削した場合の主切れ刃に沿う切削抵抗成分の分布

予備実験した。この結果、定常な円すいらせん形切りくずが生成されている場合には、1枚の被削材を切削しているときと切りくず生成状態、切削抵抗に有意な差は生じないことが確認された。本報告では穿孔した穴による拘束が少なく円すいらせん形の切りくずが生成される場合をとりあげる。

3. 解析法の適用結果と検討

3.1 切削抵抗の検討

すくい面が曲面からなるねじれ刃ドリルの切削では、切削速度と切りくず流出速度の方向と大きさが変化するため切りくず内部ではこれらの干渉によって塑性変形仕事が生ずると考えられる。ここではこれらの干渉量の程度を評価する目的で、肉厚が1.6 mmの円環状に加工した6種の被削材を用いて切削実験を行った。なお、この6種の被削材は組合わせると外径が24.9 mm、内径が5.7 mmとなる。図3は得られた結果であり、切削幅の中央位置を示す半径 ρ_1 に対する主切れ刃単位幅あたりの平均切削抵抗の変化が示されている。同図の結果はマージン部が切削に関与しておらず、 M_{z1} (N·cm/mm), $F_{\theta 1}$ (N/mm), F_{z1} (N/mm)は切削抵抗のトルク、円周方向、軸方向の成分をそれぞれ示し、次式によって得られた値である。

$$\left. \begin{aligned} M_{z1} &= M_{z2} / (2\Delta w) \\ F_{\theta 1} &= M_{z2} / (2\rho_1 \Delta w) \\ F_{z1} &= F_{z2} / (2\Delta w) \\ \Delta w &= 1.6 / \sin \varepsilon' \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ただし, M_{z2} , F_{z2} は左右の切れ刃が切削している場合の切削トルク, 切削スラストである。以後両刃で切削しているときにはこの記号を使用する。また Δw は切削幅に相当し, ε' は前報の式 (15) で与えられるドリル軸心と切れ刃の任意の位置を含む面内での角度であり, 切削幅の中央位置の半径 ρ_1 でこの値は指定された。●○印と実線は実測値を示している。二次元切削実験によってせん断角, すくい面摩擦角およびせん断面せん断応力とすくい角との関係は既に求められており (前報の式 (31)~(33)), また切れ刃の微小部分に対する切削動力を示す式も切りくずの横向きカール半径および流出角の関数として前報の式 (11) で与えられている。そこで切削幅の中央位置で有効せん断角と有効すくい角との関係を指定し, さらに任意の横向きカール半径を与え, 式 (11) の切削動力の切削幅に沿っての積分値が最小となる状態を求める。この状態について前報の式 (11) および (14) を用いて切削トルク M_{z2} , スラスト F_{z2} を得る。破線は計算で得られた M_{z2} , F_{z2} を式 (1) を用いて処理し, 計算値を滑らかに結んだものである。 $F_{\theta 1}$, F_{z1} の値はドリル軸心に向かうほど値が増大している。垂直すくい角 α_n の減少によるためと考えられる。一方, M_{z1} の値は ρ_1 の減少によって, $F_{\theta 1}$, F_{z1} の傾向と異なりドリル軸心に向かうほど減少している。そして切削抵抗の各成分の変化に対し, 計算値は実測値と良好な一致を示している。これは二次元切削に基づくデータが適切であること, また Δw がこの実験のように $\Delta w \approx 1.87$ mm 程度の微小切削幅であれば切りくず内部の塑性変形仕事量は小であることを示していると思われる。なお, このようなドリル切れ刃に沿う切削抵抗の分布は既に報告されているが³⁾, 同図の結果は主切れ刃全体にわたり切りくずが一体として生成されたものでないから, 主切れ刃に沿う切削抵抗の完全な分布を示したものでない。

図 4 は一体の被削材を用い, 下穴径 d を変化させた場合の切削トルク M_{z2} , スラスト F_{z2} の変化を示したものである。計算値は実測値と良好な一致を示している。なお, 計算値は d が 5.7 mm の位置までしか示されていないのは, 前報の式 (22) で与えられるせん断線の長さ k (ρ) がチゼル刃の長さに相当する位置で虚数になり計算不可能となるためである。チゼル刃付近では垂直すくい角 α_n が極端な負の値になることから, 実際にはせん断領域がかなり広がり単純せん断面で切りくずが生成されるとする近似が成立しなくなるためと思われる。さて図

被削材形状を除き他の切削条件は図 3 に同じ
図 4 一体の被削材で下穴径を変化させた場合の切削抵抗分力の実測値と計算値との比較

3 は肉厚が 1.6 mm の被削材を切削した場合の結果であったが, 6 種の被削材を組合わせると外径 24.9 mm, 内径 5.7 mm になるから, 図 4 で示された一体の被削材を切削した場合と比較してみる。実測値に関して図 4 の下穴径 5.7 mm での切削トルク, スラストをそれぞれ M_{z2} (一体), F_{z2} (一体) とし, 図 3 に関する実験で得られた内径 5.7 mm までの切削トルク, スラストの和をそれぞれ M_{z2} (分割), F_{z2} (分割) とすれば, これらの値の比は M_{z2} (一体)/ M_{z2} (分割) = 3 970 N·cm {405 kgf·cm}/3 530 N·cm {360 kgf·cm} = 1.12, F_{z2} (一体)/ F_{z2} (分割) = 1 700 N {173 kgf}/1 520 N {155 kgf} = 1.12 となる。従って両者の実験結果に約 10% の差が生じ, 一体の被削材を切削する方が分割した被削材を切削するより若干切削抵抗は大である。これは後にせん断角に関する結果で議論されるように, 切りくずが極端に横向きカールするドリル切削の場合, ある与えられた切削幅で一体となった切りくずが安定な状態で生成されるときには切削幅に応じて実現する切削状態が変化するためである。しかし 9.6 mm と 1.87 mm の異なる切削幅での実験結果の差が 10% 程度にとどまることから, ドリル切削において切りくず内部で生じる塑性変形仕事は小であると言える。

次に径の異なるドリルを用いた場合の切削抵抗に関する計算値と実測値を比較検討する。使用した 4 種のドリル形状は表 1 に示したものである。予備実験から下穴径 d とドリル径 D との比が一定であれば, D に対する切削抵抗各分力の変化が直線的になることが確認されたた

ドリル形状は表1に同じ, $d/D=0.3$, 送り: 0.2, 0.3 mm/rev, 他の切削条件は図4に同じ

図5 ドリル径を変化させた場合の切削抵抗分力の
実測値と計算値の比較

下穴なし, 他の切削条件は図4に同じ

図6 主切れ刃に沿う切りくず生成状態

め, ここでは $d/D=0.3$ なる条件で切削実験を行った。図5が得られた結果であり, 当然ながら D の増大に伴い切削トルク M_{z2} , スラスト F_{z2} は増大している。同図には送り s が 0.2 mm/rev のときの結果も示されている。二次元切削に基づくデータは s が 0.3 mm/rev の場合に対応する値がとられたが, 両送りの場合とも計算値は実測値に良く追従し 12.96 mm から 24.9 mm にわたる D の変化に対しても切削トルク, スラストの定量的予測は十分可能である。

3.2 切りくず流出方向の検討

2章で述べた瞬間停止装置を用いて 切りくず生成状態を凍結し, 切れ刃を含む面に垂直な方向から切りくずを写真撮影したものを図6に示す。ドリル切削では主切れ刃に沿う垂直すくい角 α_n , 切れ刃傾斜角 i が変化するので同図に見られるように切りくずの流出方向も切れ刃に沿ってかなり変化している。工具顕微鏡で測定できる切

下穴径: 6.0 mm, 他の切削条件は図4に同じ

図7 主切れ刃に沿う切りくず流出角の切れ刃傾斜角に
対する変化

りくず流出角は主切れ刃を含みドリル軸心に平行な面に投影された角度である。この角度を図6に示すように η_p とすれば, すくい面内における切りくず流出角 η_c と η_p は次式で関係づけられる。

$$\eta_c = \tan^{-1} \{ \tan \eta_p \cos(\alpha_n + \Omega) \} \quad (2)$$

ただし,

$$\Omega = \tan^{-1} (e \cos \epsilon / \sqrt{\rho^2 - e^2 \cos^2 \epsilon}) \quad (3)$$

であり, この Ω は送り速度を無視した場合の仕上面の法線と η_p を測定する面内で切れ刃にたてた垂線とのなす角度を表している。また ϵ, e, ρ はそれぞれ刃先先端角の半角, ウェブの厚さの 1/2, 任意の切れ刃位置を示す半径である。

図7は下穴径 6.0 mm の場合について式(2), (3)を用いて得られた η_c の実測値とエネルギー解法による計算値を切れ刃傾斜角 i に対して示したものである。計算値と実測値はチゼル刃近傍の i が大なる領域で差を生じるが, かなり良好な一致を示している。また計算値, 実測値とも図中に一点鎖線で表した Stabler 則 ($i = \eta_c$) とは一致せず, η_c は i より大になる傾向をもっている。この結果は被削材材種および実験条件は異なるものの, Oxford, Jr. が報告している結果²⁾と類似している。ドリルによる切削ではすくい面が単一平面ではないこと, さらに切りくずの極端な横向きカールの存在, 主切れ刃に沿う摩擦の分布等がこのような切りくず流出角の変化を与えるものと思われる。

3.3 セン断角と切りくずの横向きカールの検討

エネルギー解法による計算で切削動力が最小になるとき, 前報に示した式(4)の ϕ_n の値を求めればこれが実現する垂直せん断角になる。一方, 切りくず表面のすじが切れ刃の方向に一致するとみなせば, 切りくず厚さ t_2 の測定によって切れ刃に沿う任意点での ϕ_n の実測値を次

図8 主切れ刃に沿う α_n, α_e, i および ϕ_n の変化

式によって得ることができる。

$$\phi_n = \tan^{-1} \left(\frac{t_1 \cos \alpha_n}{t_2 - t_1 \sin \alpha_n} \right) \quad (4)$$

ただし, t_1 は送り速度を無視した場合の切削厚さで次式で定義される。

$$t_1 = (s \sin \epsilon') / 2 \quad (5)$$

図8は下穴径 $d=6.0$ mm の切削で得られた切りくずの厚さ t_2 をポイントマイクロメータで測定し, 式(4), (5) で求めた ϕ_n の実測値と計算値を切れ刃に沿う距離 ρ_2 (前報式(3)) で与えられる) に対して示したものである。なお同図にはドリルの形状を示す α_n, i およびエネルギー解法で解になる状態での η_e を用いて決定された有効すくい角 α_e が併記されている。 ϕ_n の実測値は, α_n, i の大きな変化にもかかわらず, 切削幅の中央から切れ刃外周まではほぼ一定値をとり, ドリル軸心側でわずかに低下するにすぎない。破線で示された計算値は切りくず外周での横向きカール半径 r_0 (実際の計算では切削幅の中央での横向きカール半径 r_m を変数として与えたが, 前報に示した式(7)を用いれば r_0 が求まる) が16.8 mm のときに得られ, ドリル軸心側で実測値より大なる値, 外周側で若干小なる値となっているが, 二次元切削に基づくデータを指定する中央ではほぼ同一値を与えている。特に前報で得られた二次元切削に基づくデータ式(3)が単に切れ刃に沿う α_e あるいは α_n の関数と考えるならば, 実測値と全く異なる ϕ_n の分布を与えることが指摘される。すなわち切りくずの横向きカールの ϕ_n に及ぼす影響が大である。そこで ϕ_n の切れ刃に沿う分布に及ぼす横向きカール半径の影響を検討してみる。後に示される

図9 図3に対応した場合の垂直せん断角, 横向きカール半径の変化と, 一体の被削材を加工した場合の切れ刃に沿う垂直せん断角の変化

ように, $d=6.0$ mm のときに実測された切りくず外周のカール半径 r_0 は14.0 mm で計算で得られた値16.8 mm と若干異なる。切削幅の中央での切りくず流出角を一定とし, r_0 をこの実測値に一致させて ϕ_n の切れ刃に沿う分布を求めれば, 図中の二点鎖線で示すものとなり, 切れ刃全体にわたり実測値とほとんど一致する。これはドリルのすくい面が曲面からなっているが, 前報で述べた横向きカールの条件がドリル切削での切りくず生成状態を良く近似でき, 上向きカールの影響が小さいことを示していると思われる。

図9は図3(被削材が分割されている場合)に対応した場合の結果で, 切削幅中央の半径 ρ_1 に対する切削幅の中央における垂直せん断角 ϕ_{nm} および切りくず外周の横向きカール半径 r_0 の変化を示したものである。また同図には $d=6.0$ mm で一体の切りくずが生成される場合の垂直せん断角の実測値 ϕ_n の分布(▲印と実線)が任意の切れ刃上の位置を示す半径 ρ に対しても示されている。 ϕ_{nm} と ϕ_n を比較すると ρ_1, ρ が7 mm 付近で ϕ_{nm} と ϕ_n の値は一致しているが, ドリル軸心側とマージン側で大きな差が生じており, 既に指摘したように被削材を分割した場合と小さな下穴径まで一体となった被削材を加工する場合とは異なった状況で切削が行われることがわかる。 ϕ_{nm} は ρ_1 の減少に伴い低下する。 α_e の減少によるためである。 ϕ_{nm} に関する計算値は実測値に良く追従し良好な一致を示しており, 切削幅の中央で α_e に対応する ϕ_e の二次元切削に基づくデータを指定することが妥当であることを示している。横向きカール半径 r_0 の実測値は ρ_1 が7 mm 以下でほぼ一定値をとっている。従って円環状に加工した被削材の外径の変化と r_0 の変化は必ずしも1対1に対応していない。計算値と実測値との差は約2.5 mm あるが, ρ_1 による r_0 の変化を定性的に良く説明している。

切削条件は図4に同じ

図10 下穴径による垂直せん断角と横向きカル半径の変化

送り: 0.3 mm/rev, 他の切削条件は図5に同じ

図11 ドリル径による垂直せん断角, 横向きカル半径の変化

次に切削幅が変化する場合に対応する垂直せん断角と横向きカル半径の変化について検討する。図10は下穴径 d による垂直せん断角 ϕ_{no} と r_0 の変化を示している。ただし、 ϕ_{no} は切りくずの外周から 1 mm 内側の位置で求められたせん断角である。 d の減少に伴い ϕ_{no} は減少する⁵⁾。すべての実験条件について検討してはいないが、垂直せん断角 ϕ_n の切れ刃に沿う分布は図8で示されたように切削幅の中央から切れ刃外周までほぼ一様な傾向をもつことからこの変化を説明し得る。すなわち切削するドリル径が同じであっても d の減少により切削幅の中央位置がすくい角の小なる方に移行するため、せん断角の減少を生じるものと考えられる。一方、 r_0 は d の減少すなわち切削幅の増大に伴い増大する傾向を示している⁶⁾。 r_0, ϕ_{no} とも計算値は実測値と定量的にも十分な一致を示している。

図11はドリル径 D に対する垂直せん断角 ϕ_{no} と横向きカル半径 r_0 の変化であり、計算値と実測値との良好な一致が再び示されている。なお s が 0.2 mm/rev の

ドリル形状は表1に同じ

図12 ドリル径による垂直すくい角, 切れ刃傾斜角の変化と ϕ_e に関するデータの指定位置

ときの結果もほとんど変わらないため、同図には $s=0.3$ mm/rev の場合の結果のみ示した。 r_0 は D の減少に伴い減少している。一方、 ϕ_{no} は D によらずほぼ一定値をとっている。これは図12に○印で示したように、ドリル径 D は異なるものの ϕ に関する二次元切削に基づくデータを指定する切削幅中央での α_n, i がほとんど同一値をとり、この結果有効すくい角 α_e も変化しない状態で実現する解が得られたためと考えられる。

4. 結 論

前報で提案した切りくずの横向きカルを考慮した切削模型とエネルギー解法の妥当性を検討するため水晶圧電素子を利用した切削動力計、切りくず生成状態を凍結する瞬間停止装置を製作し、切削抵抗、切りくず生成状態に関する実測値と計算値との比較検討を行い以下の結論を得た。

- (1) 下穴をもつ一体の被削材と微小切削幅の円環状に加工した被削材をドリル切削した実験の比較から、ドリル切削では切削幅に応じて実現する切削状態が容易に変化することが明らかにされた。また両者の場合の切削抵抗の比較から切削速度および切りくず流出速度の変化による切りくず内部での塑性変形仕事量は小であることが見出された。
- (2) 横向きカールの条件を考慮した切削模型は、有効すくい角の関数である有効せん断角を切削幅の中央で指定することによって、ドリル切削の主切れ刃に沿う切りくず生成状態を良好に近似できる。
- (3) 下穴径、ドリル径等を変化させた場合の切削トルク、スラストおよび切りくず生成状態(切りくず流

出角, 垂直せん断角, 横向きカール半径)を測定し
実測値と計算値とを比較した結果, 定性的および定
量的にもこれらは十分な一致をみた。

なお, 本研究では下穴がある場合のみ取扱ったが, チ
ゼル部はスラストに関して大きな影響を及ぼす。チゼル
刃による変形については後に報告したい。本研究の遂行
にあたり, 御協力いただいた本学学部生渡辺洋士(現,
越山鉄工所勤務), 前田秀也(現, (株)岡本工作機械製作
所勤務)両氏に厚く御礼申し上げる。また本研究の一部
は, 昭和53年度文部省科学研究費補助金(一般研究D)
によって行われた。さらに本研究をまとめるにあたって
は私学研修福祉会の補助を受けた。記して感謝の意を表
す。

文 献

- 1) 広田明彦, 笠原和夫: ドリル加工における切りくず生成
状態と切削抵抗の解析的予測(第1報), 精密機械, **47**, 8
(1981) 987.
- 2) C. J. Oxford, Jr.: On the Drilling of Metals 1, Trans.
ASME, **77**, (1955) 103.
- 3) 津枝正介, 長谷川嘉雄, 仁科 豊, 二川曉美, 藤川 猛:
ドリル刃先の切削抵抗の分布, 日本機械学会論文集, **30**,
214 (1964) 704.
- 4) G. V. Stabler: The Fundamental Geometry of Cutting
Tools, Proc. Inst. Mech. Engr., **165**, 1, (1951) 14.
- 5) 中山一雄, 小川 誠: 切りくず形状から見たねじれ刃ド
リルの切削性能, 精密機械, **43**, 4 (1977) 427.

情 報

工場自動化の動向と問題点

機械化工場のオートメーションが急進展するなかで,
通産省系の経営問題研究機関である全日本能率連盟・人
間能力開発センター(所長・鹿野龍俊氏, 電話 03-503-
7675)では最近の工場自動化の動向と問題点をさぐり,
今後の工場オートメーションの進め方を提言した調査研
究をまとめた。

この調査研究は渡辺茂東大名誉教授を中心にプロジェ
クトチームを組み, 1年がかりでまとめたもので, 自動
化の歩みと現状分析, 将来展望やロボット産業の現状と
将来, FMS(フレキシブル生産システム)とGT(グル
ープテクノロジー)自動化の社会的影響などを考察する
一方, 富士通ファナックなど最新の7つの自動化生産シ

ステムをケーススタディしている。

また, これと同時に総論編の完全無人化工場の展開と
各論編の高度自動化工場の現状と問題と題するレポート
を刊行する計画で, 工場のオートメーションに深いかか
わりを持つ機械業界など関係業界の関心を呼んでいる。

それによると, 最近の工場オートメーションは, FMS
やDNC(群制御)ラインの導入や産業用ロボットの採用
などにみられるように, 最新のエレクトロニクス技術を
駆使して生産効率や加工精度の高い高度な自動化生産加
工システムを築きあげつつあり, オートメーションの最
終目標である完全無人化工場の実現に向けてダイナミッ
クな動きをみせている。

(p. 1121 へ続く)

会 社 名	生産加工品目	生産品種 と 生産規模	ロボットの 利用 (ワーク の自動着 脱機能)	自動倉庫と ラインの連 動(機械間 自動搬送機 能)	モニタジ システム (自己診 断機能)	工具の自 動交換機 能	DNC 又は CNC	稼 動 状 況 (56年3月現在)	
								最高無人 稼働時間 (h)	夜間運転の有 無と夜勤人員
富士通ファナック (富士工場)	産業用ロボット 放電加工機	多種少量	有	有	有	有	CNC	24	有 監視要員1名
第二精工舎 (高塚工場)	腕時計部品 (地板, 受け)	中種多量	—	(検討課題)	—	—	—	約16	有 監視要員3名 (6ライン)
加藤スプリング (柏崎工場)	精密ばね ゼンマイ	多種多量	—	(計画中)	—	—	—	24	有 監視要員2名
スター精密 (清水工場)	腕時計部品 (巻針, ねじなど)	中種多量	—	—	—	—	—	24~63	有 監視要員2名 (1フロア)
ブラザー工業 (瑞穂工場)	ミシンフレーム	中種多量	—	—	有	有	DNC CNC	24	有 0名
東芝タンガロイ (川崎事業所)	超硬工具用カッタ ボディ	多種少量	(検討中)	(検討中)	有	有	DNC	24	有 0名