

## 継目無鋼管の製造技術について\*

加藤 健 三\*\*

## On the Production Technique of Seamless Steel Tube

Kenzo KATO

## 1. 緒 言

継目無鋼管の製造技術は、戦後の溶接鋼管のめざましい発達に対して、質的な発展を示しているということができよう。すなわち、量的にはもちろんのことであるが質的に高級管化の傾向をたどる。このことは一面から考えれば、溶接鋼管の量的、質的発達に押されて、従来の安易な使用範囲をゆずらざるを得なくなつたというのが実情であろう。しかし、このことが継目無鋼管の製造技術のグレードアップを促進した有効面を考えなければならぬ。そして、つねに継目無鋼管技術と溶接鋼管技術の境界線が高級化の方向に進んでいるというのが現状であり、この現象がどこまで進行するかはきわめて興味のもたれることであろう。

さて、継目無鋼管製造技術は現在、マンネスマン回転穿孔法とユージン・セジュール熱間押し法の二系列が主力となつているわけであるが、前者が古い歴史をもちながら現在なお継目無炭素鋼管製造の主力であり、後者が新しい歴史のなかで継目無ステンレス鋼管製造の主力となつている。わが国においては戦後鉄鋼協会共同研究会鋼管部会において技術上の共同研究が積上げられ、製造技術の進歩に多くの貢献をしていることは注目に値する。

本稿では、製造技術の詳細は鋼管部会報告にまかせることとして、継目無鋼管の製造技術を塑性加工的立場より、その加工中の塑性変形の研究状況を観察しながら、製品疵発生機構について考察を加えることとする。

## 2. 継目無鋼管技術の分類

一般に製造工程別に考えて、穿孔→圧延→冷間加工の3段階に分類するのが普通であろうが、ここでは、塑性加工技術的に分類することとし、圧延、押し出し、引抜きを3種に分けて考える。

## 2.1 圧 延

## 2.1.1 傾斜圧延

## (1) 中実材の場合

マンネスマン回転穿孔, 3ロール回転穿孔

## (2) 心金のある場合

マンネスマン第2穿孔(エロンゲータ), アッセルミル, リーラ

## (3) 心金なしの場合

ローラ矯正

## 2.1.2 直線圧延

## (1) 心金のある場合

プラグミル, ピルガーミル, コンティニューアスミル, コールドピルガー

## (2) 心金なしの場合

サイザー, ストレッチレデューサー

## 2.2 押し出し

## 2.2.1 前方押し出し

(1) ガラス潤滑 ユージン・セジュールネ法

(2) 黒鉛潤滑 ジンガー法

## 2.2.2 エルハルト穿孔押し出し

## 2.3 引抜き

## 2.3.1 空引き

## 2.3.2 プラグ引き

## 2.3.3 マンドレル引き

## 2.3.4 浮きプラグ法

以下、マンネスマン回転穿孔方式(傾斜圧延)とユージン・セジュール熱間押し方式を中心として継目無鋼管製造技術について考えることとする。

## 3. 傾斜圧延について

マンネスマン・プラグミル方式におけるもつとも重要な技術は穿孔であり、穿孔技術の良否により、全工程の能率、製品欠陥の有無が左右される。しかも、最近の穿孔機ではロール速度の増加および薄肉穿孔などの条件のきびしさが加わりつつある。

## 3.1 製品欠陥

マンネスマン・プラグミル方式で発生する欠陥には、内面疵、外面疵、偏肉などがあるが、とくに内面疵は除去しにくいので、発生を防止することが必要である。製品欠陥発生の原因を従来の文献や経験から調査して工程別に一覧表に示したのが表1である。

製品欠陥の発生原因を総括すると、次のようになろう。

(1) 加熱温度不良: 変形能不足のため穿孔疵を生ずる。

\* 昭和45年2月4日受付(依頼技術資料)

\*\* 大阪大学工学部 工博

表 1 マンネスマン・プラグミル方式で発生する欠陥

工 程	欠 陥	原 因
鋼片手入れ	外面ラップ疵	鋼片疵取り残し
加 熱	内面ラップ疵	加熱温度不良
穿 孔	内面ラップ疵	回転鍛造効果過大, 収縮孔, 偏析, 破疵
	内面ウロコ疵	プラグ先端溶融, ロール・プラグ間の肉あまり, プローホール, 収縮孔, 偏析
	偏 肉	不均一加熱, 収縮孔不良, ガイドシューおよび入口出口ガイド不良, マンドレルバーの剛性不足
	外面ラップ疵	ガイドシューマーク, ロールラッキング不良
圧 延	内面すじ疵(内筋)	プラグ表面の焼つきおよびえぐれ
	内面ウロコ疵	プラグ割れ
	外面糸疵	ロールカリバー耳
磨 管	内 段	プラグ・管内面接触部の始点と終点の不良
	内面ラップ疵	プラグ後端の不良
定 径	内面フレ疵	穿孔で割れて, かかれていた疵が開口
	定 径 疵	ロールカリバー耳にスケール焼つき
絞 り	内面フレ疵	穿孔で割れて, かかれていた疵が開口
	内面横切疵	再熱不良, 絞り温度不良, ストレッチ過大
	外 面 糸 疵	ロールカリバー楕円度過大, ロール底肌あれ, ロールカリバー耳のスケール焼つき
	内面角ばり	カリバー楕円度過大

(2) 回転鍛造効果過大: マンネスマン効果による内面割れが大きくなり, 加工で圧着せず疵となる。

(3) 付加的剪断変形過大: マンネスマン穿孔では付加的剪断変形が大きくなりやすく, 材質の欠陥が存在すると開口して疵となる。

(4) 設備の偏心: ロール, ガイド, シュー, プラグ, マンドレルバーなどの偏心は偏肉の原因となる。

(5) ロールカリバー耳: プラグミル, サイザー, レデューサーではカリバー耳において疵を生ずる。

(6) 鋼片表面不良: 材料表面の凹凸の過大は疵となる。

(7) 工具表面摩擦: ロール, ガイド, プラグなどの工具表面と材料表面の接触状態や摩擦状態および材質の転移などは外面疵と関係する。

以上, 穿孔時に発生する欠陥が問題であり, それを中心課題として, 穿孔時の材料の塑性変形および回転鍛造効果の2点について考察を加えることとする。

### 3.2 回転穿孔における塑性変形

製品欠陥の発生は穿孔中に生ずる鋼片の塑性変形のき

びしさと深い関係にある。わが国においても戦後, 池島<sup>1)</sup>, 井上<sup>2)</sup>らが鋼片にボルトなどを封入して塑性変形の研究を行なった例もあるが, 最近ではワックスやプラスチックなどの模型ピレットによる研究が進み, J. L. HOLMQUIST<sup>3)</sup> や T. Z. BLAZYNSKI<sup>4)</sup>らのワックスによる研究, 加藤<sup>5)</sup>や馬場<sup>6)</sup>らのプラスチックによる研究がある。またアッセルミルの開発<sup>7)</sup>は模型ピレットによって行なわれた。

図1は最も多く使用されているバレルタイプ穿孔機のロール, ガイドシュー, プラグの設定状態を示す。2個の円錐型ロールの回転軸を角度 $\theta$ だけ互いに傾斜させ, 同一方向に回転させる。管材が逃げないようにロールの直角方向から2個のガイドシューで押え, 穿孔プラグはマンドレルで水平に支持する。丸鋼片はロール入口からかみこまれ, ロール間隔が最小のゴージ部まで回転前進しながら圧縮され, 回転鍛造効果によって鋼片中心部は開口する。この開口部に穿孔プラグ先端を設定して, 以後, ロール出口側においては2個のロールと1個のプラグから成る3段ロールによりスパイラル状の前進をさせ

ながら管の内外面を圧延し、仕上げて出口から出す。管の回転と前進は、穿孔ロールからあたえられる摩擦力  $F_1$ ,  $F_2$  の成分  $F_1 \cos \theta$ ,  $F_2 \cos \theta$  および  $F_1 \sin \theta$ ,  $F_2 \sin \theta$  による。

マンネスマン回転穿孔で中実丸鋼片を中空素管に変化させる際の塑性変形は、2つの異種の変形に分けて考えられる。1つは中実体から中空体になるための外面形状の変化（平行変形）であり、もう1つは穿孔による材料内部の変形すなわち付加的剪断変形である。後者の変形は一般に素管の外観からはわからない変形である。ところが実際の穿孔ではこの材料内部の変形が問題であり、剪断変形やねじれがあまり増大すると必要動力が増大するばかりでなく、外表面、内表面における欠陥発生の原因となると考えられており、鋼管の品質に関係する。この意味で、付加的剪断変形やねじれ変形が大きくなならない穿孔条件が良好であるという観点から、現在までの変形に関する研究結果をながめてみると、表2、表3のようになる。BLAZYNSKI<sup>4)</sup>が指摘しているように穿孔における変形は数学的表示を行なうことは困難であるので、測定結果に考察を加えなければならない。

表2は井上ら<sup>2)</sup>が丸鋼片により実際作業と中途止め材を測定して求めた結果であり、表3は加藤ら<sup>3)</sup>がプラスチックによつて実際の1/3の模型で管材の変形を測定した結果である。管材の表面ねじれはマンネスマン穿孔において不可避免的に生ずるが、ねじれが大きいほど悪い影響があるとされており、その大きさを表示するために、図2に示すように管軸に平行な基準線とねじれ線のなす角をねじれ角  $\alpha$  とする。管材の長手方向変形については、穿孔を中途止めした材料を縦割りし、図3に示すような縦断面内において白黒層が管材の内外面にあらわれた位置を結んで角度  $\beta$  を求め、長手方向の剪断変形を表示する。また、管材の横断方向変形については、図4に示すような変形をうけて中実断面から中空断面に変化するので、はじめ中実断面の直径線であつた黒白層境界面に接する線をひき、この線と半径線のなす角  $\delta$  を求め、横断方向の剪断変形を表示する。

表1、表2、表3を総括して考えると、穿孔機のセッティングの影響はつぎのようになる。

(1) 管材の表面ねじれは、穿孔中の各位置におけるロール径対管材径の比が一定でないために生ずるものであるが、ロール径の変化は比較的小さいため、実質的には管材外径の場所的变化によつて決まる。管材の周長変化率の大小と、ねじれの大小は一致している。ねじれを少なくするためには、穿孔中の管材周長の急激な変化を避けるような穿孔条件が必要である。

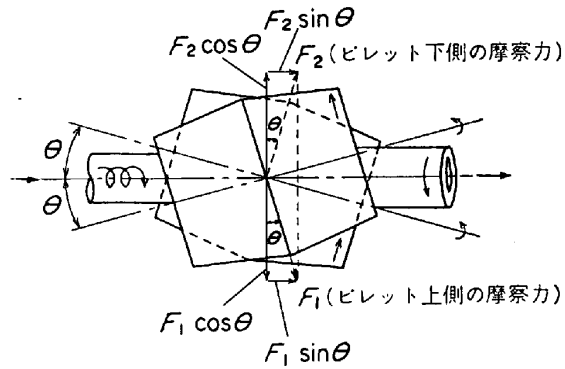
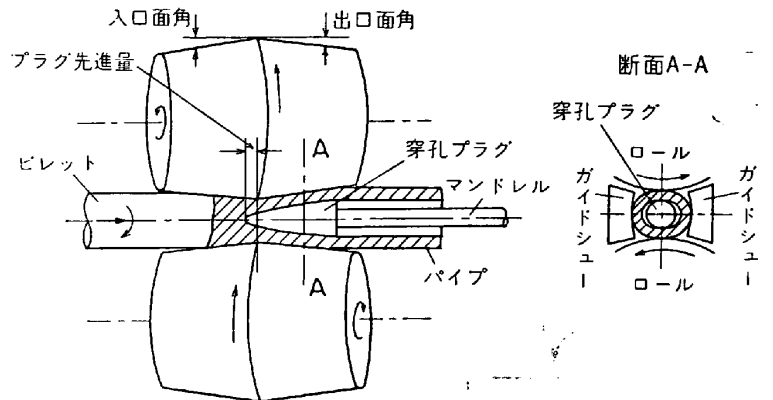


図1 マンネスマン穿孔法

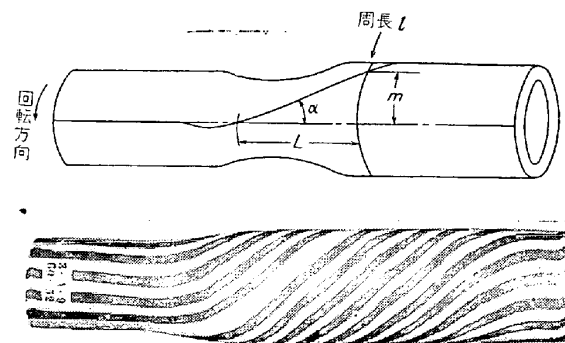


図2 管材の表面ねじれ<sup>5)</sup>

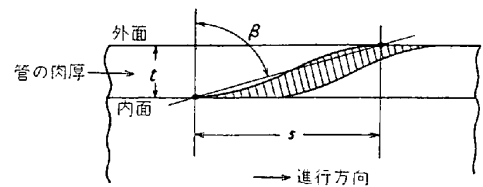


図3 管材の長手方向の剪断変形<sup>3)</sup>

(2) 管材の長手方向剪断変形は、穿孔速度と減面率によつて左右され、穿孔速度が速いほど大きくなり、また、減面率が増すと見かけ上、変形が大きくなる。

表 2 丸鋼片による実験結果 (各特性値を増大させた場合)<sup>2)</sup>

変 化 項 目		傾斜角	ロール間隔	ガイド間隔	プラグ径	プラグ先進	
変 化 範 囲		5°→9°	69→79 mm	86.5→105 mm	65→75 mm	5→60 mm	
ね じ れ	穿 孔 中	大	小	同 一	大	小	
	穿 孔 後	小	小	大	大	小	
前 進 速 度	出 口	速 度	大	小	やや大	不 定	やや小
		スリップ	小	大	やや小	やや小	やや大
	入 口	速 度	大	不 定	やや小	やや大	小
		スリップ	やや小	不 定	やや大	やや小	大
回 転 速 度	出 口	回 転 数	小	やや大	やや大	やや小	やや小
		スリップ	大	不 定	やや大	不 定	やや大
	入 口	回 転 数	小	やや小	やや大	やや小	小
		スリップ	大	やや小	不 定	不 定	やや大
ひ ず み 率	最 大 値	大	小	やや小	大	大	
	分 布 形 状	とがる	たいらになる	同 一	とがる	とがる	
ひ ず み 速 度	最 大 値	同 一	小	同 一	大	大	
	分 布 形 状	同 一	とがる	同 一	とがる	とがる	
パイプの回 転ピッチ	入ロ-プラグ先	小	小	やや大	やや大	やや小	
	プラグ先-出口	小	同 一	大	同 一	やや大	
	合 計	小	小	大	やや大	同 一	
パイプの疵	外 面	大	—	大	—	小	
	内 面	大	小	やや大	やや大	やや大	

(3) 管材の横断方向剪断変形の要因は、複雑であるが、剪断変形の大小と穿孔中の管材楕円率がよく一致した傾向を示していることは注目する必要がある、穿孔中にガイドシューは、ほかに支障がないかぎり、できるだけ押さえて楕円にならないようにして穿孔すべきであろう。

(4) ロール傾斜角を大きくすると、ねじれは減少し長手方向変形、横断方向変形はやや増大する。

(5) ロール間隔を広くすると、ねじれおよびすべての変形が減少する。穿孔加工度が減少するためである。

(6) ガイド間隔を広くすれば、長手方向変形は少し減少するが、ねじれと横断方向変形は著しく大きくなる。

(7) プラグ径を大きくすると、加工度が増大して、すべての変形は大きくなる。ロール間隔をせばめた場合と同じ結果になる。

(8) プラグ先進を大きくすると、ねじれと横断方向変形は減少し、長手方向変形は増加する。

(9) 穿孔中の管材の楕円化は、それが大きくなると、ねじれおよび横断方向変形の両者を著しく大きくするのでガイドシューにより十分押える必要がある。

(10) 実際の鋼片の場合もプラスチックとよく相似しており、ねじれおよび剪断変形の増大する条件は内外面の疵の増加が見られる。したがって、これらの変形が過大にならないように穿孔条件を保持することがマンネスマン穿孔法の重要事項である。

### 3.3 Geometrical pass

マンネスマン穿孔法では、2個のロール、2個のガイドシュー、および1個のプラグによつて形成される空間を管材は回転しながらより狭い空間に向かつて進んでゆき、ロール、ガイドシュー、プラグの作用が終了したときに中空体となる。管材をできるだけスムーズに回転前

表 3 プラスチシンによる実験結果 (各特性値を増大させた場合)<sup>4)</sup>

変 化 項 目	傾 斜 角	ロール間隔	ガイド間隔	プラグ径	プラグ先進	ピレット径
変 化 範 囲	6°→12°	37→39 mm	47→57 mm	27→33 mm	5→25 mm	40→45 mm
ねじれ角 [α°]	小 26.3→20.9	小 29.6→24.8	大 26.0→56.1	大 0.4→26.0	小 34.3→26.0	小 47.7→14.0
長手方向変形 [β°]	やや大 84.3→85.0	小 85.4→83.8	やや小 84.5~84.0	大 78.7→84.5	大 78.7→84.5	大 82.4→85.0
横断方向変形 [γ°]	やや大 79→80	小 83→74	大 79→86	大 59→79	大 80→84.5	大 82.4→85
周長変化率 [%]	やや小 15→14	小 16→13	大 15→26	大 7→15	小 18→15	小 19→12
外径拡大率 [%]	やや大 10.5→11.1	小 11.1→9.6	大 11.1→23.1	大 3.3→11.1	小 14.0→11.1	小 17.7→8.2
減面率 [%]	やや小 58→56	小 60→52	やや小 56→55	大 44→56	大 42→56	やや大 55→58
素管肉厚 [mm]	大 4.8→5.2	大 4.4→5.3	小 5.0→4.7	小 7.4→5.0	小 6.5→5.0	大 4.4→4.7
楕 円 率	やや小 1.17→1.19	小 1.25→1.14	大 1.19→1.43	大 1.08→1.19	小 1.30→1.19	大 1.22→1.33
外径/肉厚	小 10.4→9.6	小 11.4→9.3	大 10.0→11.8	大 6.3→10.0	大 7.9→10.0	やや小 10.7→10.4

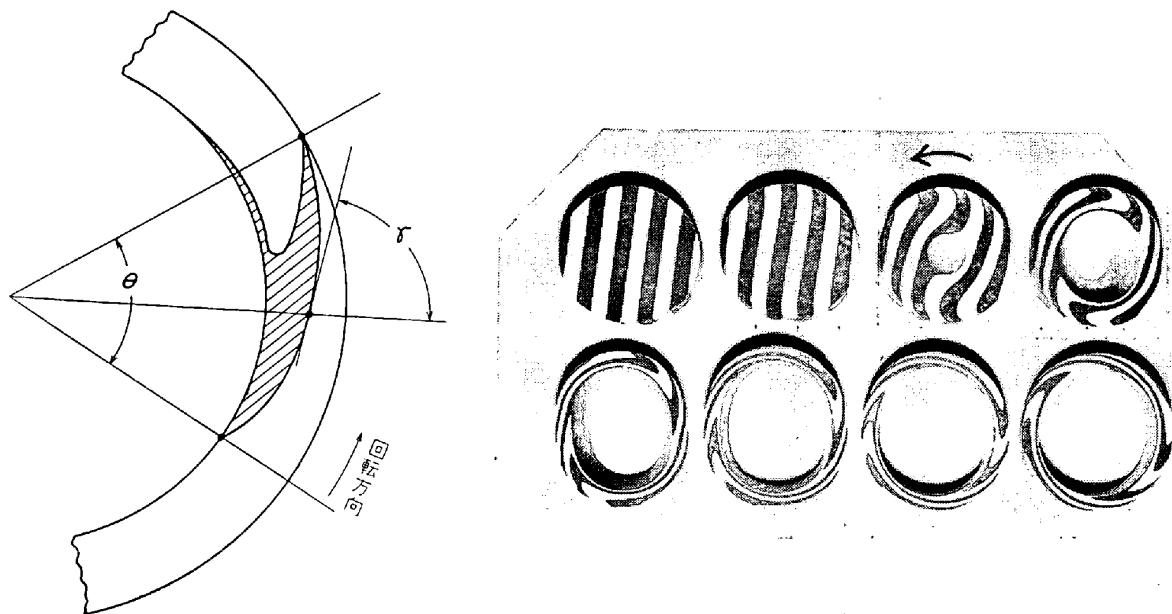


図 4 管材の横断方向の剪断変形<sup>5)</sup>

進させて無理のない変形をあたえるために、穿孔ロール、ガイドシュー、プラグの形状をどのようにするかという重要事項は結局、これら3種の工具で形成される空間をどのような形にし、その空間をせばめてゆく割合をどのようにすればよいかという問題になる。これによって管材がどのような割合で圧下されてゆくかが決まるが

ただ、管材はかならずしもこの空間をつねに充填するとは限らない点注意を要する。管材は回転前進しながら、半回転ごとにロールとプラグにより圧下を加えられて薄肉の中空体になつてゆくわけで、この状態は特殊な3重圧延機の作用とみなすことができる。

以上に説明した状態を示すのが図5である。

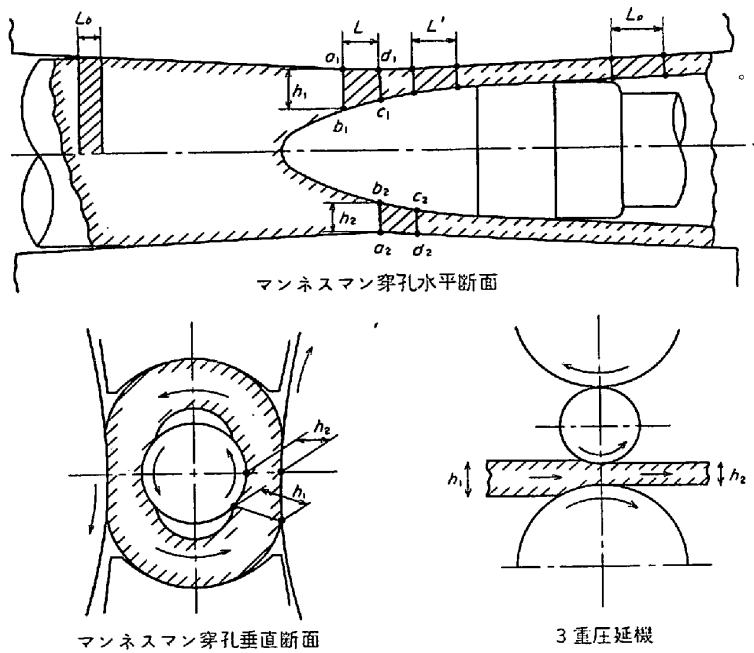


図 5 穿孔加工の過程

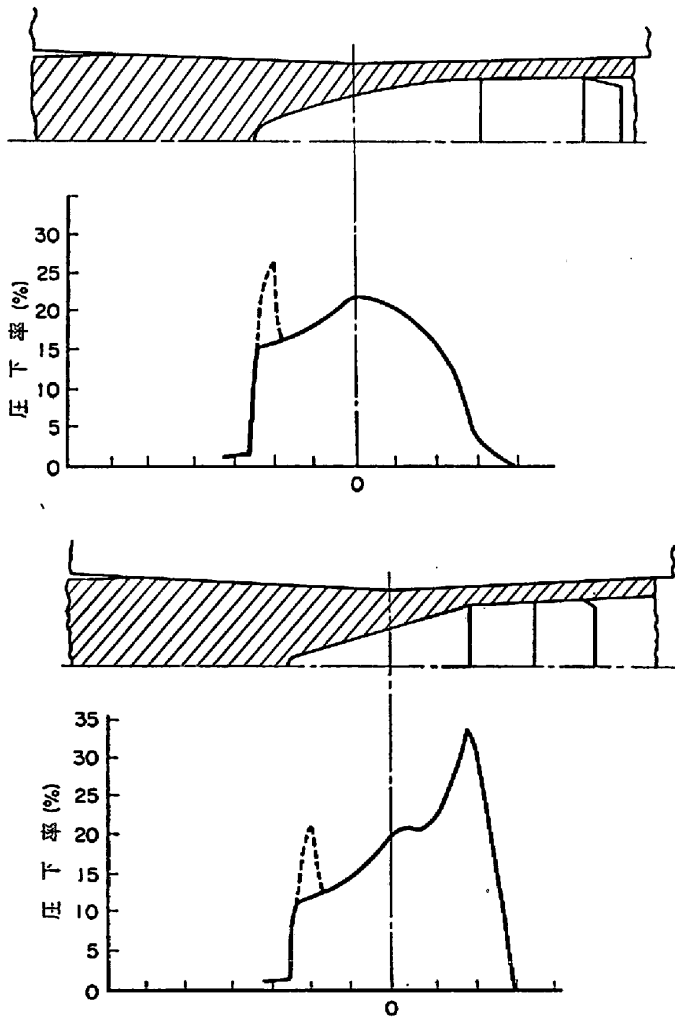


図 6 穿孔過程における圧下率分布の例

穿孔の過程で穿孔機の各位置を単位時間に通過する管材の体積は一定であるから、それぞれの部分の前進長さ  $L_b, L, L', L_p$  部の管材の断面積をそれぞれ  $S_b, S, S', S_p$  とすれば、 $L_b \cdot S_b = L \cdot S = L' \cdot S' = L_p \cdot S_p$  なる関係にある。穿孔中の管材の半回転毎の前進量がピレットで  $L_b$  であつたとすれば、現在  $a_1 b_1 c_1 d_1$  なる位置を通過している管材は、半回転後には圧下されて  $a_2 b_2 c_2 d_2$  なる位置を通過し、さらに半回転後には圧下されて  $a_3 b_3 c_3 d_3$  の位置を通過する。このような作用が繰り返された後に素管となり半回転ごとに  $L_p$  なる前進量で穿孔機より出てゆく。一般に geometrical pass と呼ばれているものは、管材の断面積減少率  $\Delta S/S$  を各位置で等しくするようなパス、すなわち、穿孔中の管材の伸び率  $\Delta L/L$  が一定となるようなパスのことをいう。しかし、穿孔機を3重圧延機と考えた場合は、半回転ごとに管材のうける圧下率  $\Delta H/H$  を一定にするようなパスにするのがより合理的であり、プラグに対してもよい影響をあたえる。 $\Delta S/S$  を一定にする考え方と  $\Delta H/H$  を一定にする考え方は厚肉穿孔の場合には差違がそれほどない。

Geometrical pass の考えは、管材がロールとプラグによつて圧下をうける  $AA'$  と  $BB'$  の間の空間のみについて考えるものであり、その他の部分は別の考えにより設計される。そして、結局は穿孔中の各位置の圧下率（ひずみ率）の平均下をはかることであり、圧下率のピークを生じないようにすることである。図6はその状態を示す。また、表2からも、ひずみ率のピークが高くなる場合には疵発生の可能性が大きくなっていることが明らかであり、ひずみ率の平均化ということは重要なキーポイントになる。

3.4 偏肉

馬場はプラスチックによつて偏肉の原因を調べとくにダブルピアシングにおける第2穿孔機が偏肉発生に重要な影響があるとして、つぎの結果を得た。

- (1) プラグの偏心回転の影響が大きく、肉厚変動の周期はプラグと管材との回転数の差によつて生ずる。
- (2) ガイドシューの間隔を小さくして、管材を押さえるほど偏肉の発生が少ない。
- (3) ロール間隔、プラグ径、マンドレル位置の相対変化は偏肉発生にほとんど影響しない。
- (4) 第2穿孔機で偏肉発生の要因がないかぎり、第2穿孔機で薄肉に拡張するほど素管の

偏肉を矯正しうる。

(5) マンドレルの曲がり、プラグとマンドレルの結合部に、若干の遊びがあれば問題にならない。

しかし、大きな偏心回転は影響するので、長いマンドレルでは偏心回転防止のためのパステディヤその他を必要とする。

3.5 回転鍛造効果

マンネスマン穿孔法の基本的現象として、ロール入口からゴージ部（ロール径最大部）にいたる間に、丸鋼片はスパイラル状に回転前進をしながら圧縮加工をうけ、鋼片中央部にゆるみが生じ、ついに破断して開口するにいたる。通常、回転鍛造効果またマンネスマン効果と呼び、傾斜圧延の重要問題である。この現象はマンネスマンのみならず、丸断面のシャフト類やロールなどを製作する場合に回転鍛造加工を行なうと材料中心部に発生し<sup>8)</sup>、また、最近工業化が進行しつつある異形シャフト加工のためのトランスパス・ローリング<sup>9)</sup>においても問題となっており、新しく注目する必要がある。

回転鍛造効果については、古くは、GRUBER<sup>10)</sup>が管材外表面のねじれによつて中央部が引張応力をうけるために開口するという初歩的な考えを出し、SIEBEL<sup>11)</sup>にいたつて応力と変形の研究が行なわれ、同方向に回転する2個のロールにより横圧縮をうける回転丸鋼片の中心部には引張応力が作用し、とくに短時間に外力の方向が変化するようにしたが、中心部に横断方向に引張応力が生ずることを示した。そして、プラグ先端前において必ずしも開口する必要がなく、プラグを先に出すことができ、傾斜圧延の効果とプラグ圧力の効果を同時に考えることができることを示した。

さて、丸断面の横圧縮については、力学的には図7のような関係となり、丸断面中央部には圧縮方向と直角の方向に引張応力が発生する。これを弾性学的に光弾性実験を用いて研究を行なつたのが FÖPPL<sup>12)</sup>であり、横方向からの圧縮荷重を  $p$ 、円柱の半径を  $a$ 、長さを  $l$  とすると、圧縮応力  $\sigma_1 = -3p/(a \cdot l \cdot \pi)$

$$\text{引張応力 } \sigma_2 = p/(a \cdot l \cdot \pi)$$

塑性学的な研究は比較的新しいものが多いが、とくに最近、西田<sup>13)</sup>が光塑性材料としてセルロイドを使用して丸断面の横圧縮をおこない、図8のような光塑性実験結果を求めており、中央部には最大引張応力が生じていることがわかる。

ソ連においても傾斜圧延における回転鍛造効果に対する検討がかなり行なわれており、SMIRNOV<sup>14)</sup>は傾斜圧延の実験事実にもとづいて、半径方向応力、軸方向応力、切線方向応力を考え、半径方向応力は中心部で最高で外周で0になるが、変形は中心部ではきわめて少ない点に疑問があるとして、外周が変形して拡大するために中心部に対して引張応力が生ずるものとして考察を加えた。

しかし、その後、BROVMAN<sup>15)</sup>は傾斜圧延における材料内

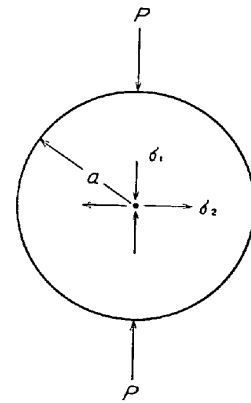


図7 丸断面の横圧縮

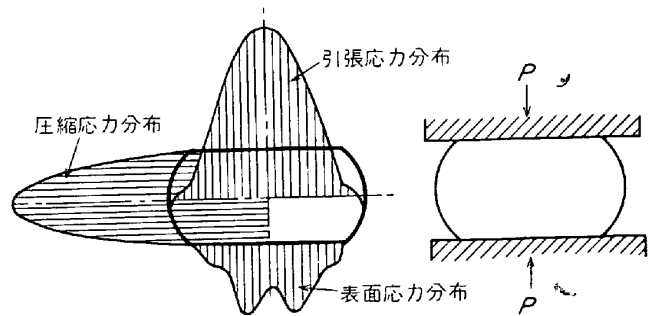


図8 丸断面圧縮における光塑性実験結果（西田）

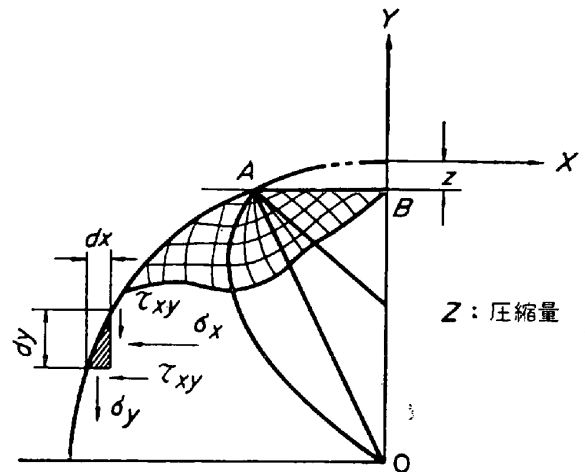


図9 丸断面横圧縮のすべり線<sup>15)</sup>

部の応力および中心部の開口に対して、ピレットの長さが直径の2~3倍以上で圧下率が低い場合として平面ひずみ条件を考え、応力の平衡および図9に示すようなすべり線場を考慮して、 $y$ 方向応力  $\sigma_y$  と  $x$ 方向応力  $\sigma_x$  を求めた。

$$\sigma_y = -k \left[ 1 + \log \left\{ \frac{x^2 + (y+R)^2}{R^2} + \frac{x^2 - (y+R)^2}{x^2 + (y+R)^2} \right\} \right]$$

$$\sigma_x = -k \left[ 1 + \log \left\{ \frac{x^2 + (y+R)^2}{R^2} - \frac{x^2 - (y+R)^2}{x^2 + (y+R)^2} \right\} \right]$$

$$\tau_{xy} = \frac{2kx(y+R)}{x^2 + (y+R)^2}$$

ここで、 $k$  : 変形抵抗、 $R$  : ピレット半径

そこで、ピレット中心では  $y = -R$  として、

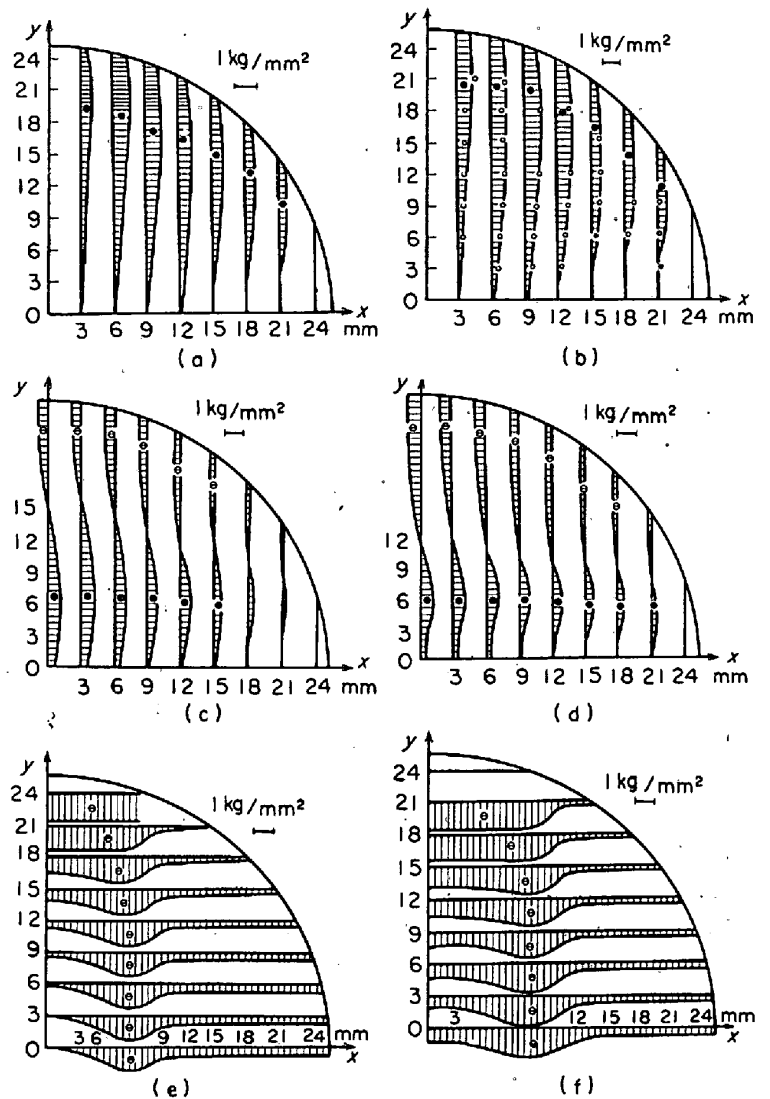
$$\sigma_x = -2k \log(x/R)$$

$x \rightarrow 0$  においては  $x$  方向応力  $\sigma_x$  は無限大となる。中心付近の応力は引張応力であるから、中心の開口を生ずることになる。ウエ・エル・コルモーゴロフ<sup>16)</sup>は従来の研究に実験事実の不足を痛感し、鉛丸棒を縦に半切して格子線をかきウッド合金でろう付けして横圧縮実験を行ない、圧縮荷重と変形の測定を行なった。その結果は、図 10、図 11 に示すとおりで、図 10 は材料内部の剪断応力分布、 $x$  方向応力  $\sigma_x$  の分布および  $y$  方向応力  $\sigma_y$  の分布を圧縮率 9% の場合と 15.3% の場合について比較して示したもので、 $\sigma_x$  は引張応力として中心付近が増大していることがわかる。また、図 11 は材料の回転による鍛造の繰返しを考えた場合の変形量の分布を示し、 $22.5^\circ$  および  $45^\circ$  ずつ回転して圧縮した場合には同一圧縮量でも  $22.5^\circ$  ずつ回転圧縮したほうが変形量が大になっており、いずれの場合も材料の中心部の変形量が最大で、外周部の 4~8 倍になっていることが注目される。

JOHNSON<sup>17)18)</sup> は向かいあつた 1 対の圧子で圧縮する場合に平坦なダイスで圧縮する場合と  $120^\circ$  間隔の 3 個の圧子で圧縮する場合をすべり線場で取りあつかい、図 12 に示すように平坦ダイスの場合にはダイスの直下にデッドメタルができて、自然にくさび状圧縮になり、材料中央部には交差する 1 対の速度不連続線が存在し、中心部の強度が低下する。これに対して 3 個のダイスで圧縮する場合は図 13 のように材料の中心部は剛体で残る可能性があることを示し、鍛造の V 型金敷を用いる鍛造やパイプの 3 ロールによる加工などの場合に類似していることを認めている。マンネスマン回転穿孔法が 2 ロールによる圧縮であるのに対して、3 ロール式の回転穿孔ではピレットの中央では破断による開口が消滅する可能性があることを理論的に示した点は注目する必要がある。

最近わが国でも工藤<sup>19)</sup>が丸棒の横圧縮についてすべり線場を用いて研究し、マンネスマン穿孔におけるような局部変形段階および貫通変形段階に対するすべり線場として図 14 の結果を示している。

さて、マンネスマン兄弟が実用化した時点では、ピレット中央に開口部をつくり、穿孔プラグでパイプ内面を仕上げるといふ考え方があつたが、現在では幾多の経験や実験を経た後に、管材質の高級化、穿孔加工の高速化などと相まって、良質な内面を有する継目無鋼管をつくるためには、ピレット中心部のクラックを大きく発生させた後でプラグにより平滑に圧延仕上げする旧来の方法



a :  $\tau_{yx}$  (9% 圧下)      b :  $\tau_{yx}$  (15.3% 圧下)  
 c :  $\sigma_x$  (9% 圧下)      d :  $\sigma_x$  (15.3% 圧下)  
 e :  $\sigma_y$  (9% 圧下)      f :  $\sigma_y$  (15.3% 圧下)

図 10 鉛丸棒の横圧縮における応力分布<sup>16)</sup>

では内面疵を防止するために不適当であり、ピレット中心部のクラックがまさに開口しようとする点にプラグの先端をセットする方法をとる必要があることがわかってきた。この方法はいわば押抜き法とも考えられる方法で、図 15 に示すごとくであるが、MCLAREN<sup>20)</sup>も指摘しているように、よいパイプと悪いパイプを穿孔途中止めして切断して比較してみればわかるように、プラグの前ですでに材料が割れるとプラグの仕上げ作用だけでは内面割れを除去することができない。これらの現象はとくに、合金成分が含まれた場合には著しく、低炭素鋼では比較的影響は少ない。なお、押抜き穿孔法ではプラグに対する抵抗が増加してプラグ寿命を低下させる心配があるが、一つはプラグ材質や表面の研究が進んだためにプラグ耐久性が増加したこと、および、後述するように回転鍛造効果をうけたピレット中心部はクラックを発生する前にゆるみやマイクロクラックを生ずるためにプラグ



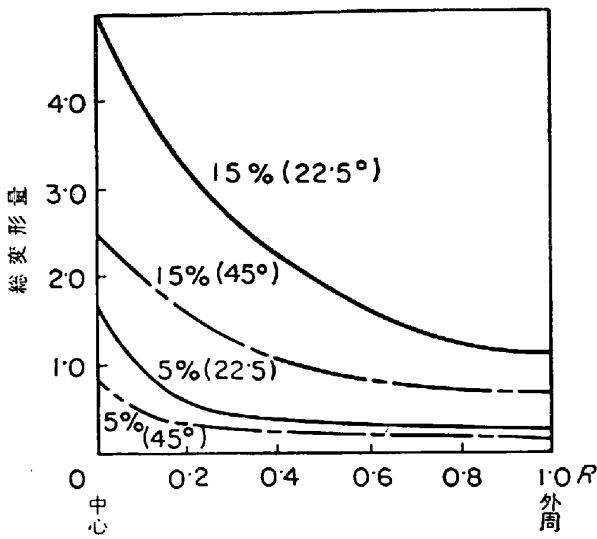


図11 丸棒横圧縮の1回転に対する材料内部の総変形量<sup>16)</sup>  
(圧下: 15%と5%, 回転角22.5°と45°)

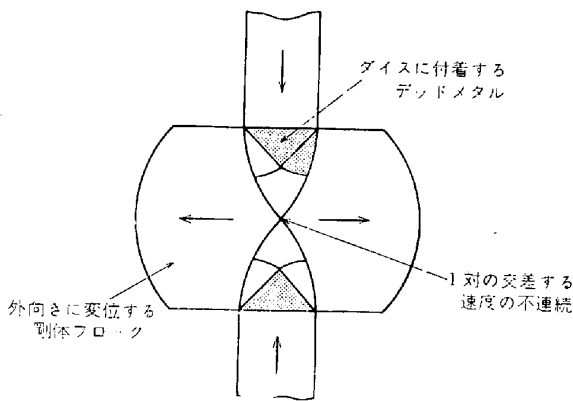


図12 向きあつた2個の圧子による圧縮のすべり線場<sup>17)</sup>

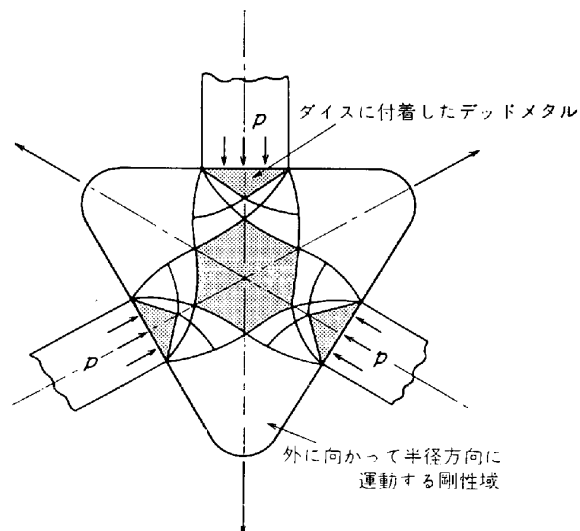
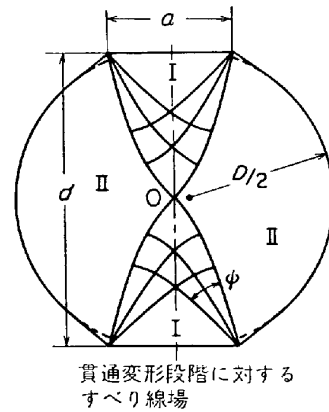


図13 120°の間隔で配列した同一寸法の圧子による圧縮のすべり線場<sup>18)</sup>



貫通変形段階に対するすべり線場

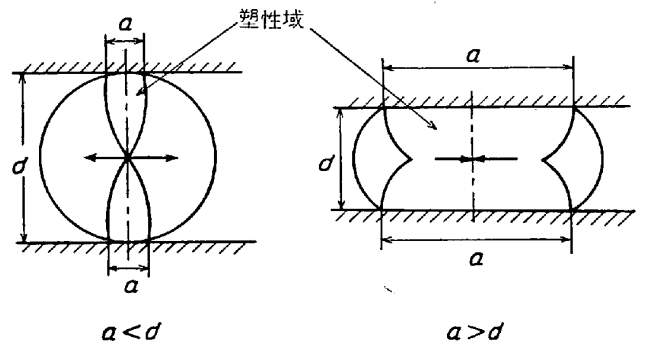


図14 丸棒横圧縮のすべり線場<sup>19)</sup>

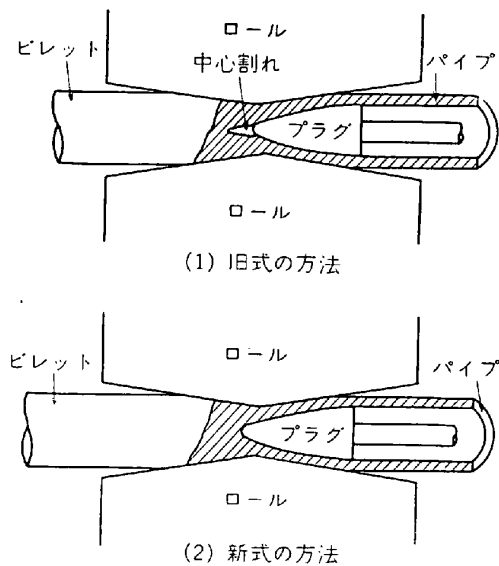


図15 穿孔方法の良否<sup>21)</sup>

に対する抵抗はそれほど大きくならないので心配はない。とにかく、実際のビレットによる中心割れの状態をよく把握することが必要であり、テーパ状のビレットを使用して中心割れ発生の限界圧下率を知ることができる。

以下に著者<sup>21)</sup>が実験した一部を紹介する。実験用傾斜圧延機としては、ロール面角  $3^{\circ}30'$ 、ロール直径(最大)

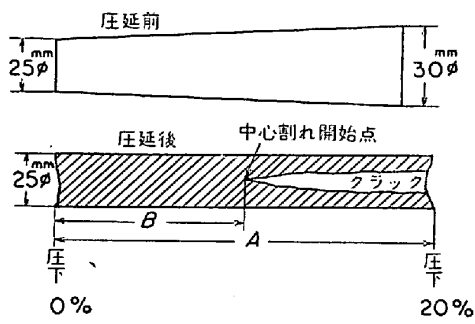


図16 テーパーピレットの1例<sup>21)</sup>

150 mm, ロール傾斜角 3°, ロール回転数 20 rpm, および 40 rpm, モータ 20 kW であり, 使用したテーパピレットおよび傾斜圧延後に縦割りしたピレットの状態を図 16 に示す. たとえば, ロール間隙を 25 mm に一定に保持すれば, 圧下率は 0~20% に分布し, 限界圧下率は中心割れた発生した点に注目して長さ A と B を測定すれば, 次式で求められる.

$$\text{限界圧下率} = 20\% \times (B/A)$$

写真 1 には傾斜圧延後の縦割り写真の 2, 3 を示す. 材質によつて内部の割れの状態は大きく変化しており, 合金成分が増加すると材質を良質化してもなお, 割れの

穿孔温度

限界圧下率

1200°C

10.2%

1150°C

8.4%

1100°C

7.6%

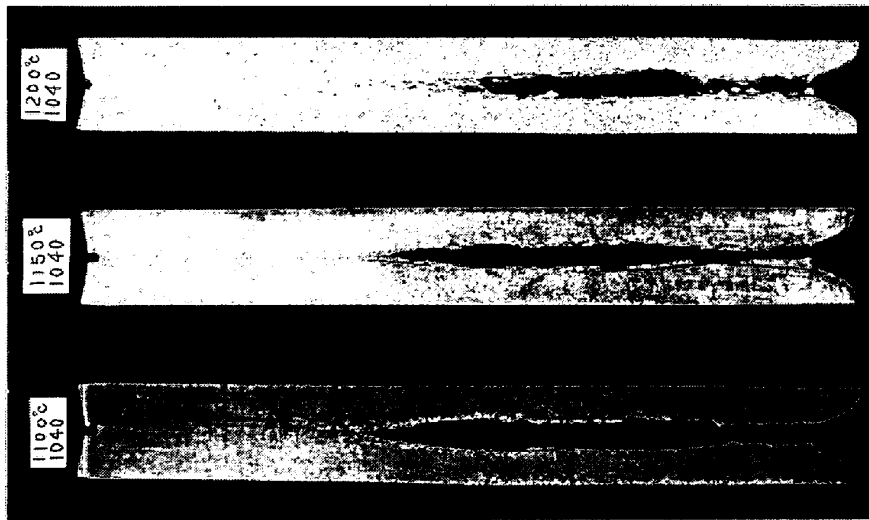


写真 1 (a) 0.4%C 炭素鋼<sup>21)</sup>

穿孔温度

限界圧下率

1250°C

6.4%

1200°C

4.6%

1150°C

5.0%

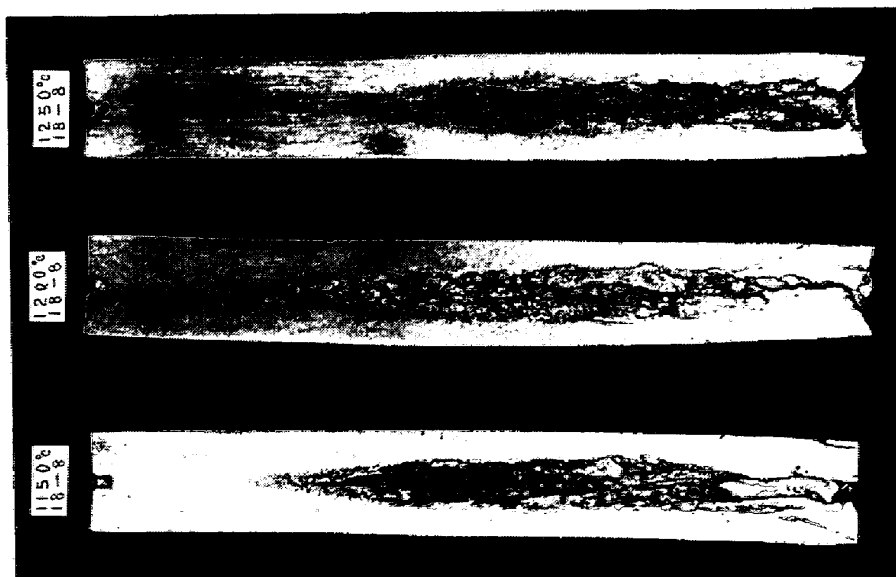


写真 1 (b) 18Cr-8Ni ステンレス鋼<sup>21)</sup>

穿孔温度

限界圧下率

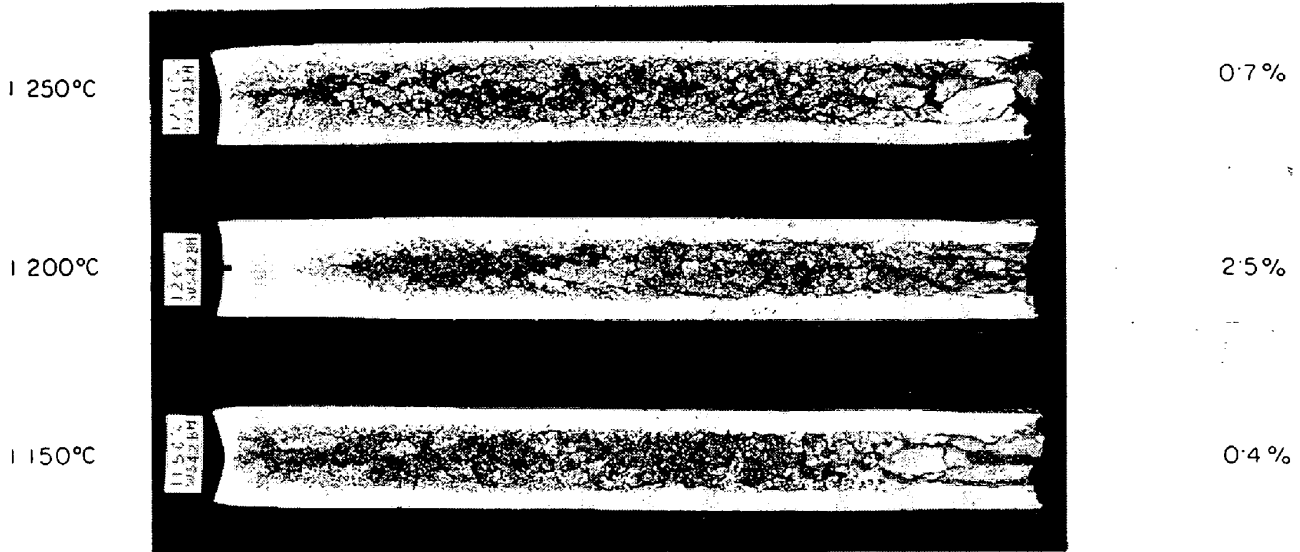


写真 1 (c) 25Cr-20Ni ステンレス鋼<sup>21)</sup> (不良材の例)

状態はきびしく、材質によつてはマンネスマン穿孔が不可能になる。また、同一材質でも穿孔温度が限界圧下率に影響する状態がよく観察され、適当な穿孔温度の選定が必要となる。写真をよく見ると、中心割れの付近においてクラック発生以前にすでに材料のゆるみが生じ、ミクロ的なクラックも見られる。前述のようにこのことは押抜き穿孔法にとつて有利な条件である。とにかく良好な穿孔条件、加熱条件および材質条件としては限界圧下率を高くすることが必要で、また、逆に限界圧下率の低い材質についてはゴージ部圧下を可能な限り小さくすることが必要であろう。なお、限界圧下率と熱間ねじり試験の関係については、両角<sup>22)</sup>の研究がある。

#### 4. 熱間押しについて

継目無鋼管の製造はユージン・セジュール法が開発されるまでは、エルハルト法その他の方法があつたにせよ、マンネスマン穿孔法が主として炭素鋼から低合金鋼さらにステンレス鋼までの製造をおこなつてきた。しかし傾斜圧延法は生産性は良好であるが、高級鋼においては本質的な回転鍛造効果による内面疵の発生が問題となり、穿孔技術の改善によりある程度までは防止できるが、ガラス潤滑押し法の開発された現在ではステンレス鋼管は熱間押し法により、また、炭素鋼管およびCr-Mo 鋼などの低合金鋼はマンネスマン傾斜圧延法によることとなり、さらに押し法の製造範囲が拡大しつつある。そこで、ここでは熱間押し法を傾斜圧延法と比較しながら、その特質を考えてみることにする。

##### 4.1 製品欠陥

ガラス潤滑によつて材料とコンテナ、工具間の摩擦が低下するために付加的剪断変形が減少し、材料全体が圧

縮応力で押出されるために製品欠陥は著しく減少する。しかし、次の諸点には注意を要する。

(1) 表面疵 オーステナイト系ステンレス鋼<sup>23)</sup>では鑄造の凝固時に発達する柱状晶のためにしわができ、押し材表面に縦すじ、肌荒れを生ずる。材料表面はダイス穴以前に鍛造効果をうけることが少ないまま、ダイス穴で大きな剪断変形をうけるため、柱状晶を少なくする必要がある。

(2) 先端異常 押し管の先端部分は加工度が低く、靱性が劣るため拡張率が低い。不均一なフェライト粒を非金属介在物が見られる。押し時の雰囲気为非炭素性にするか押し後熱処理することが有効である。

(3) ディスカード 押し残りであつて、製品欠陥というよりも、むしろ、本質的欠点といふことができる。これはピレット後端がコンテナ内にデッドメタルとして押し残されずに残るものであるが、高級鋼では経済的に不利となる。Sachs<sup>24)</sup>によればディスカードの重量はマンドレルの直径の3乗に比例するといわれる。

(4) 偏肉 不均一加熱、マンドレルなど工具の偏心、センターホールの偏心、偏析、潤滑不良などが考えられる。

(5) 工具疵 潤滑不良で工具が摩耗して製品疵を生ずる。

##### 4.2 熱間押しにおける塑性変形

熱間加工性の悪い鋼種は押し時に表面疵を生ずるが岡本<sup>25)</sup>はダイス穴付近の変形について外表面では剪断変形が大きく、内側では圧縮変形をうけるため、外表面は割れやすく、また、平ダイスではディスカード表面ですでに割れが生じていることに注目し、図 17 のようにダ

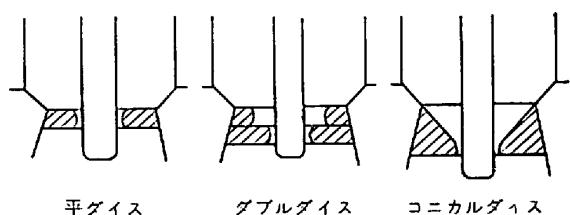


図17 押し出しダイス形状<sup>25)</sup>

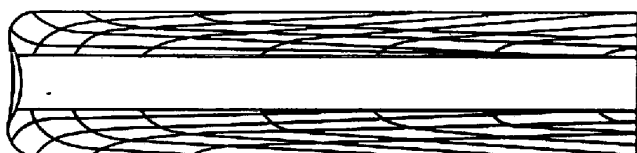


図18 押し出し管の先端部メタルフローの異常性<sup>26)</sup>

ダイス形状を平ダイス、ダブルダイス、コニカルダイスと変化させて油粘土により模型実験を行なった。その結果塑性変形について 45° コニカルダイスが最もすぐれており、30° コニカルダイスよりは条件のよいダブルダイスのほうがよく、平ダイスが不良であり、実用的にはダブルダイスが有効であることを示した。

押し出し先端異状については鋼管部会<sup>26)</sup>で検討され、先端部の塑性変形の異常性を調査し、図 18 のように先端部の加工度が低いことを示した。

小島<sup>27)</sup>はひれ付き管押し出しの塑性変形を調べ、ひれ付き管の管内面ひれ底のひきはプラスチックの変形結果から、押し出し中のピレット内面の圧力の不均一と内面潤滑法に依存することを明らかにした。

4.3 熱間押し技術<sup>28)</sup>

現在使用される方式には 4 とおりがある。

- 1) 予備穿孔→押し出し
- 2) ドリル加工→エキスパンド→押し出し
- 3) ドリル加工→押し出し
- 4) 穴明け加工→穿孔→押し出し

いずれの方法によるかを決定するにはつぎの諸要素を考慮する必要がある。

(a) ピレット手入れ：ピレット表面が押し出し管の表面を決定するので表面仕上げが必要であり、直接熱間押しを行なうためにはマンドレルの入るセンターホールを明けの必要がある。ピレット前端は割れを防止するために丸味をつける。ピレット手入れは一般的に傾斜圧延方式の場合よりもコスト高となる。

(b) 加熱：加熱されたピレットの表面に酸化膜があるとガラス潤滑が均一にできないので、無酸化加熱を必要とする。普通は低周波誘導無酸化加熱<sup>29)~31)</sup>が多いが、直径に制限があり、6 in 以上が経済的である。直接押し出しの穴明けピレットの加熱にはソルトバスを使用するのが普通であるが、加熱と潤滑を同時におこなう回転式も

あり、いずれも加熱前にセンターホールが酸化されないためにガラススールを挿入する<sup>32)33)</sup>。いずれにしる、最終加熱は誘導加熱またはソルトバスを使用するが、それぞれ利点、欠点がある<sup>31)32)34)</sup>。

(c) 潤滑：黒鉛潤滑は主としてドイツで使用されているが小径管に適しており、一般的にはガラス潤滑<sup>34)~38)</sup>が使用される。しかし、つぎの 2 点を考慮して適当な成分のガラスを選定することが必要である。

① 高温のピレットと低温の工具の間に急激な温度勾配があるため、ガラスの急冷が生じ、抵抗が増加する。

② 工具の温度上昇による強度の低下がおこる。

潤滑剤の特性として、熱伝導が不良であること、摩擦係数が低いこと、ピレットの高温酸化を防止できることなどが必要で、押し出し加工中に潤滑膜厚と化学的安定性が一定に保持されるためには粘度と化学組成が要点であり、また、押し出し後に潤滑膜除去が容易であることが必要条件となる。これらの各種条件を満足させるには、黒鉛では不十分で、各種成分変化が可能なガラスが適している。GUIDOBONI<sup>30)</sup>も指摘しているように、ガラスは工具上で固体、高温ピレット上で粘性体であつて急激な熱交換は防止され、また、押し出し中に摩擦による剪断変形はガラス層の中で生じてピレット表面で生じない利点を有している。したがって、剪断変形の増大による製品疵の発生は防止しやすい。

潤滑剤としてのガラス成分については文献が少ないが、GRAHAM<sup>40)</sup>と STRAUSS<sup>41)</sup>の実験例を表 4 に示す。

押し出し力についての SIEBEL<sup>42)</sup>の式はよく使用されるが

$$P = \pi (R^2 - r^2) \rho e^{2\mu} (R-r) \ln(a)$$

ここで、 $P$ ：押し出し力、 $R$ ：コンテナ半径、 $r$ ：管の内半径、 $l$ ：押し出し管の長さ、 $a$ ：押し出し比、 $\rho$ ：変形抵抗

ガラスの摩擦係数は 0.001<sup>34)</sup>程度であるので無視し、ラムにかかる力  $p$  を求めると、

$$p = \rho \ln(a)$$

図 19 は本式に基づいて SEJOURNET<sup>35)</sup> が示したもの

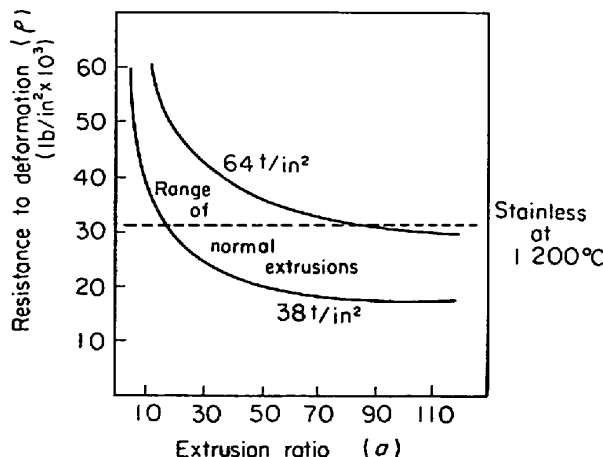


図19 押し出し変形抵抗と押し出し比<sup>35)</sup>

表 4 潤滑用ガラス

成分	Fibre glass	23H tissue	F glass	Pyrex glass	Window glass	Neutral glass	No 1	No 2	No 3
Na <sub>2</sub> O	14.5	13.0	—	3.8	14.5	8.7	14	13	8
SiO <sub>2</sub>	65.0	65.0	54.0	80.5	74.0	67.0	60	72	65
B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	—	6.0	10.0	12.9	—	7.5	—	—	—
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	—	—	—	—	—	—	—	—	—
CaO	11.0	7.5	17.5	—	10.0	4.0	14	8	14
MgO	7.5	4.5	4.5	—	—	0.3	—	—	—
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2.0	3.0	14.5	2.2	1.0	8.5	5	4	4
ZnO	—	1.0	—	—	—	—	—	—	—
SnO	—	—	—	—	—	—	—	—	—
TiO	—	—	—	—	—	—	—	—	—
K <sub>2</sub> O	—	—	—	0.4	—	4.0	—	—	—
その他	—	—	—	—	—	—	7	5	9
軟化温度	710°C	750°C	850°C	—	700°C	—	—	—	—
作業温度	1 120°C	1 095°C	1 350°C	—	940°C	—	—	—	—
文献	A. B. GRAHAM <sup>40)</sup>					J. STRAUSS <sup>41)</sup>			

で、ステンレス鋼はガラス潤滑の場合には押し出し比90%程度まで変形できることがわかる。

(d) センターホール：マンドレルを入れるためのセンターホールの穴明け加工は押し出し法の一つの問題点であり、ドリル加工、機械加工または穿孔加工をおこなう。

ドリル加工、機械加工では直径 30 mm 程度までの穴明けを行なう。押し出し管の偏肉を防止するために不経済であるが必要な工程である。

30 mm~100 mm 程度のセンターホールを明けるにはドリル加工の後にホットエキスパンドを行なう。100 mm 以上の場合は、同一プレスでマンドレルで穿孔して後に押し出す方法と、わずかにテーパのついたコンテナで穿孔して後に別のプレスで押し出す方法がある。前者の方法では偏心の問題が生じるので、ピレット長さを直径の5倍以下にする必要がある。

(e) 押し出し：メカニカルプレスは液圧プレスに比して速度はやや速いが、押し出し中の速度が変化することおよびストロークが短いことで液圧プレスよりも劣る。したがって、横型の液圧プレスの使用が増加した<sup>32)43)</sup>。

ディスクカードは押し出しの問題点であるが、ダイス角を減少させたり、ダイス形式<sup>25)</sup>を変化させるほかに、穿孔一押し2段階方式<sup>24)</sup>などにより改善がはかられる。穿孔一押し2段階方式は SACHS らが考えたもので、第1段階でダイスの位置に固定板をおいて穿孔し、その後ダイスに取りかえて押し出す方式である。

(f) 潤滑膜除去：黒鉛の除去は簡単であるが、ガラスの場合は特別な除去のための液槽を必要とする<sup>44)45)</sup>。普通は4%弗化水素酸と14%硝酸の混合液、または、弗化水素酸と硫酸ナトリウムの混合液を使用する。

### 5. 傾斜圧延と熱間押し出しの比較

ここでは、ステンレス鋼など高級鋼までの継目無鋼管

製造を考えて技術上の比較をしてみたい。

① 材質的には熱間押し出しは難加工材をあつかうことができるが、傾斜圧延法は変形能のすぐれた材料でなければならない。原理的に回転鍛造効果によるため、穿孔ロールとプラグの圧延によつて圧着しないような大きなクラックを生ずる脆性な材料は傾斜圧延に適さない。熱間振り試験<sup>46)</sup>で破断振り回転数値が一定の限度以上にならない材料は熱間押し出しにまわすというのも一方法である。

② 寸法的にはプレスやコンテナの大きさにより、経済的生産のためには、熱間押し出しでは外径 150 mm 以下が普通であり、それ以上の大きさでは傾斜圧延またはエルハルト穿孔による。

③ 生産性については、傾斜圧延法は連続加工方式であり、熱間押し出しは繰り返し方式であるので前者のほうがより量産的である。しかし、後者もプッシュ数の増大の努力はなされつつある。

④ 穴明けピレットの必要とディスクカードの発生は熱間押し出しの欠点で、さらに研究を要する。

以下、継目無鋼管製造のための技術上の各項目について考えてみる。高級鋼管をあつかうとすると、熱間押し出し以外の方法はつぎのようである。

1) エルハルト穿孔→プッシュベンチ→連続加熱炉→ストレッチレデューサ (外径30 mm~110 mm)

2) マンネスマン穿孔→ピルガーマル→ストレッチレデューサ (外径30 mm~500 mm)

3) マンネスマン穿孔→コンティニユアスミル→連続炉→ストレッチレデューサ

4) マンネスマン穿孔→プラグミル→連続炉→ストレッチレデューサ

5) エルハルト穿孔→ピルガーマル→

6) マンネスマン・ダブル穿孔→

(a) ピレット手入れ：傾斜圧延でも高級鋼の場合に

はピレットの外面切削をおこなう。押し出しのようなセンターホールはつけず、ピレット端部にセンターポンチをうつ。

(b) 加熱：標準の回転式加熱炉で  $1250^{\circ}\text{C}$  程度に加熱するので脱スケールが必要である。穿孔後に再熱炉を必要とすることがある。一般的に誘導炉は使用しない。

(c) 潤滑：熱間押し出しではピレットに潤滑膜をつけるが、傾斜圧延では工具に潤滑剤をつける。プラグミルのプラグ、ピルガーミルのマンドレルには黒鉛や塩などが使用され、エルハルト穿孔でもポンチに硫酸ナトリウム、黒鉛、アスベストの混合物が使用される。

(d) センターホール：熱間押し出しでは偏心防止の目的でピレット全長にセンターホールを必要とするが、傾斜圧延では一般的に不要であり、また、偏心は前述のように調整可能である。

(e) 穿孔：2ロール式穿孔ロールではピレット中心割れの問題があり、高級鋼ではとくに回転鍛造効果の影響が大きい。しかし、最近、3ロール式穿孔ロールの研究<sup>47)48)49)</sup>が発展し、3ロールによれば 18-8 ステンレス鋼で 30% 圧下でも中心割れが生じないという実験結果が示されている。また、Tube Investment Ltd.<sup>50)</sup>が3ロール式穿孔に成功し、操業に入ったことが報告された。

つぎに、高級鋼の穿孔においては付加的剪断変形を減少させる必要があり、geometrical pass の採用その他各種穿孔条件の改善が必要である。

(f) 圧延伸長：第2ピャサーへの加工度分配による第1ピャサーの仕事軽減やカルメスエロンゲータ<sup>51)</sup>の採用などがあり、偏肉防止などにも役立てられている。プラグミルの内筋疵の解決のため、マンドレルミルの採用も進み、一般的に生産性のよいストレッチレデューサが使用される。最近プラグミルに対してピルガーミルのほうが結晶粒度が大きくなることも注目される。

(g) 脱スケール：ステンレス鋼の場合にはナトリウム水素化物溶液の後で弗化水素酸と硝酸の混合液を用いる。熱間押し出しのガラス除去よりは簡単である。

## 6. 結 言

継目無鋼管製造技術について、材料の塑性変形および製品欠陥の合理的除去という観点から、マンネスマン穿孔と熱間押し出しに焦点をしばつて考察を加えた。圧延荷重や変形抵抗などの応力計算は Geleji 式<sup>52)</sup>その他の計算でかなり近似値を求めることができるが、一方、製品にとつてもつとも関係の深い変形や欠陥発生機構については理論解析がはなはだ困難なことは残念である。そこで、現在までの研究や実用結果を中心にして考えてみたわけである。なお、今回は最近進歩を示しつつある鋼管の冷間加工、すなわち、コールドピルガー、フローティングプラグ引抜き、コイル巻き引抜きなどにはふれるこ

とができなかつた。

おわりに、わが国における継目無鋼管製造の今後の一層の発展を祈つて筆をおきたい。

## 文 献

- 1) 池島：鉄と鋼, 37 (1951) 2, 37 (1951) 6, 38 (1952) 10
- 2) 井上：鉄と鋼, 38 (1952) 5, 38 (1952) 6, 38 (1952) 12, 39 (1953) 9, 39 (1953) 11, 機械学会誌, 57 (1954) 423
- 3) J. L. HOLMQUIST: Iron Steel Engr., 29 (1952), p. 53
- 4) T. Z. BLAZYNSKI: Proc. Inst. Mech. Eng., 178 (1963-1964) 33, p. 867
- 5) 加藤ほか：日本鋼管技報, 27 (1963) 塑性と加工, 5 (1964) 42, p. 485
- 6) 馬場：塑性と加工, 4(1963)27, p. 247
- 7) C. E. SNEE: Iron Steel Engr., 33(1956). p. 124
- 8) 鉄鋼協会：圧延理論とその応用, (1969), p. 172
- 9) 栗野ほか：塑性と加工, 9 (1968) 88, p. 285
- 10) K. GRUBER: Stahl u. Eisen, 39(1919), p. 1067
- 11) E. SIEBEL: Stahl u. Eisen, 47(1927), p. 1685
- 12) L. FÖPPL: Drang u. Zwang, Bd. III, (1947)
- 13) 西田：私信
- 14) V. S. SMIRNOV: Stal', (1947), p. 511
- 15) M. Ya. BROVMAN: Stal', Rolling and Tube Manufacture Supplement, (1959), p. 22
- 16) ウェ・エル・コルモゴロフ：鉄冶金誌(ソ連), (1963) 11, p. 123
- 17) W. JOHNSON: App. Sci. Res., (A), (1957) 7, p. 65
- 18) W. JOHNSON: Engineer, (1958) 205, p. 348
- 19) 工藤ほか：塑性と加工, 10 (1969) 106, p. 837
- 20) H. R. MCLAREN: Iron Steel Engr., 25 (1948) 4, p. 73
- 21) 加藤：日本金属学会講演前副, (1969) 4 大阪冶金学会誌, 10 (1959), p. 46
- 22) 両角：鉄と鋼, 52 (1966) 13, p. 1859
- 23) R. COX: J. Iron Steel Inst., 202 (1964) 3, p. 246
- 24) G. SACHS et al.: Microtechnic, (1959) 13-2, p. 66
- 25) 岡本ほか：塑性と加工, 6(1965), 51, p. 222
- 26) 原田：鉄と鋼, 53 (1967) 6, p. 641
- 27) 小島ほか：塑性と加工, 6 (1965) 52, p. 263
- 28) T. Z. BLAZYNSKI: Metal Forming, (1968) June, p. 165
- 29) E.K.L. HAFNER et al.: J. Iron Steel Inst., (1960), p. 145
- 30) E.K.L. HAFNER et al.: Neue Hütte, (1960) 5, p. 266
- 31) J.W.R. NADEN: J. Iron Steel Inst., 193(1959), p. 278
- 32) W. DOBRUCKI et al.: Hutnik, (1963) 11, p. 359
- 33) Yu. MATVEEV et al. Stal', (1960) 12
- 34) J. SEJOURNET: J. Amer. Soc. Lub. Eng., 18

- (1962) 7, p. 324
- 35) J. SEJOURNET: Rev. Métall., 53 (1956), p. 897
- 36) J. SEJOURNET: Rev. Métall., 58(1961), p.1029
- 37) B. WILCOX: Steel, (1952) June
- 38) R. COX et al.: J. Iron Steel Inst., (1960), p. 423
- 39) G. GUIDOBONI: U.S. Atomic Energy Commission Report, No NMI-1216, (1960)
- 40) A. B. GRAHAM: Metal Ind., (1960) Dec-2, p. 455
- 41) J. STRAUSS: Meeting of AISI at N.Y., (1952) May 21~22, p. 1
- 42) E. SIEBEL et al.: Mitt. Max-Plank Inst. Eisenforsch., 13 (1931), p. 29
- 43) C. E. PEARSON: The Extrusion of Metals, (1953)
- 44) Anon.: Steel Eng., (1962) April, p. 154
- 45) Anon.: Iron Age, (1954) March
- 46) 鉄鋼協会: 圧延理論とその応用, (1969), p. 165
- 47) P. K. TETERIN et al: Stal', (1957) 2, p. 147
- 48) P. K. TETERIN et al: Stal', (1959) 12, p. 1102
- 49) T. Z. BLAZYNSKI: Engineer, 223 (1967), p.963
- 50) Anon.: Iron Steel(U.K.), (1967) Feb., p. 55
- 51) A. CALMES: Iron Steel Engr., (1958) 2
- 52) 加藤ほか: 塑性と加工, 4 (1963) 27, p. 267