

5. 結 言

以上エルハルト製管法における押抜加工工程に対して押抜力と寸法変化の点より最適ダイス半角を鋼小試片によつて検討したが、ダイス半角 4° , 7° , 15° , 30° の模型ダイスについて結果をまとめると次の4点になる。

1. 潤滑を行なつた場合の芯金押抜応力は無潤滑の場合に較べ約 30% 少なく、しかも最低押抜応力の得られるダイス角度は潤滑を行なつた方が小角の方に寄つている。

2. 最小押抜力を与えるダイス半角は減面率大略 17~32% の範囲に対しては、 15° 前後である。また押抜加工限界としては、 4° 程度では押抜力の過大、 30° 程度では切断の現象があり、 15° 前後の場合が最も広く取り得るものとする。

3. 押抜加工におけるピレットの外径、肉厚に対して均一な寸法変化を与えるダイス半角は、 $4\sim 15^\circ$ の範囲では大差はないが、やや小角の方が良好であり、 30° 程度では、極めて不安定な状態となる。

4. 押抜力を与える実験式としては、次の丸棒の引抜の式が適用でき、 $k=16.4 \text{ kg/mm}^2$, $\mu=0.2$ とおいた場合に相当する。

$$\frac{P}{kA_2} = (1 + \mu \cot \alpha) \ln \frac{A_1}{A_2} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \alpha$$

文 献

- 1) Max VATER, Fritz ANKE, Friedrich FISCHER and Karl BECKER: Stahl und Eisen, 86 (1966) 9, S. 532~542
- 2) 益田, 室田: 工業塑性力学, 養賢堂(1965) p. 189

マンネスマン穿孔機による鋼管肉厚の変動解析*

日本鋼管, 川崎製鉄所

生嶋 栄次・五十部賢次郎

辻 齊・上村 治男・笹生 宏明

The Variation Analysis of Tube Wall

Thickness on Mannesmann Piercer

Eiji IKUSHIMA, Kenjiro ISOBE

Hitoshi TSUJI, Haruo KAMIMURA

and Hiroaki SASAO

1. 緒 言

マンネスマン穿孔機を用いてピレットから継目無鋼管を熱間で製造する際の変形については、すでにいくつかの研究が発表されているが、肉厚変動についての研究は少ない。ここでは、鋼管品質上の偏肉発生原因をより究明するために、マンネスマン穿孔過程で発生する肉厚変動とマンドレルバー、ホロピースなどの挙動との関係を主に、各種計測技術ならびに統計的手法(数学的手法)を用いて、工場実験を含め研究調査したので、その結果を報告する。

2. 実験方法

実験はすべて実際の穿孔機を用い、ロール周速、プ

ラの自由、固定などの穿孔条件を変え、鋼管肉厚、穿孔時のマンドレルバー、ホロピースなどの挙動、穿孔ロールのスピンドルトルクおよびプラグ荷重を測定した。

2.1 穿孔機の諸元と実験条件

2.1.1 穿孔機諸元

型式: スティーフェルマンネスマン式
(樽型穿孔ロール)

穿孔ロール: 最大径 915 mm, 胴長 660 mm,
回転数 80~210 rpm

主電動機: DC 2200kW

2.1.2 供試材

材質: 炭素鋼

寸法: ピレット, $140 \phi \times 212.5 \text{ kg} \times 1760 \text{ mm}$

ホロピース $146.0 \phi \times 12 \text{ mm} \times 5260 \text{ mm}$

鋼管: $139.8 \phi \times 6 \text{ mm} \times 10250 \text{ mm}$

2.1.3 実験条件

ロール周速(空転時): 5.2, 5.7, 6.2 m/s

3水準

プラグ

: 固定, 自由 2水準

ほか、ロール傾斜角度、ロール間隔、フェー間隔、プラグ形状などの条件はすべて同一。

2.2 測定項目と寸法

2.2.1 鋼管肉厚 円周4カ所(等分点・A, B, C, D), 管軸方向 20 mm 間隔で管全長にわたつて超音波厚み計(精度 $\pm 0.05 \text{ mm}$)を用いて測定。

2.2.2 ピレット, マンドレルバー, ホロピース挙動 中速度カメラを用いて、ピレットの回転周期, マンドレルバー, ホロピースの振動周期, 振巾, 回転周期, ホワールの回転周期方向, ロール回転周期を測定。

2.2.3 荷重 ストレーンゲージを用いて、ロールのスピンドルトルクならびにプラグ荷重を測定。

3. 測定値解析方法

鋼管肉厚およびマンドレルバー, ホロピースの挙動測定値は間欠的かつある一定周期毎に採取したので、肉厚あるいは挙動の解析は確率過程論の手法により自己相関関数とパワースペクトルを求めて検討した。

3.1 自己相関関数

自己相関関数は、次の式により規準化した相関関数の型で IBM 7074 により算出した。

$$\varphi(l, \Delta t) = \frac{\sum_{i=1}^{N-l} \left[\left(x_i - \frac{1}{N-l} \sum_{j=1}^{N-l} x_j \right) \left(x_{i+l} - \frac{1}{N-l} \sum_{j=l+1}^N x_j \right) \right]}{\sum_{i=1}^{N-l} \left(x_i - \frac{1}{N-l} \sum_{j=1}^{N-l} x_j \right)^2 \sum_{i=l+1}^N \left(x_i - \frac{1}{N-l} \sum_{j=l+1}^N x_j \right)^2}$$

ただし、 $l=0, 1, 2, \dots, h$, N : データ数, Δt : 測定ピッチ, x_i : 測定値

3.2 パワースペクトル

パワースペクトル $\phi(f)$ は、自己相関関数 $\varphi(\tau)$ のフーリエ変換でつぎのごとく一般には定義される。

$$\phi(f) = \int_{-\infty}^{\infty} \varphi(\tau) e^{-2\pi f \tau} d\tau$$

ところが、実際にはデジタル計算機で離散的データかつ有限データを用いる場合には、フーリエ変換を数値積分の型で求めることはできないので、自己相関関数 $\varphi(l, \Delta t)$ のフーリエ変換 $P(f)$ は

* 第73回講演大会にて発表 講演番号 140 昭和42年5月12日受付

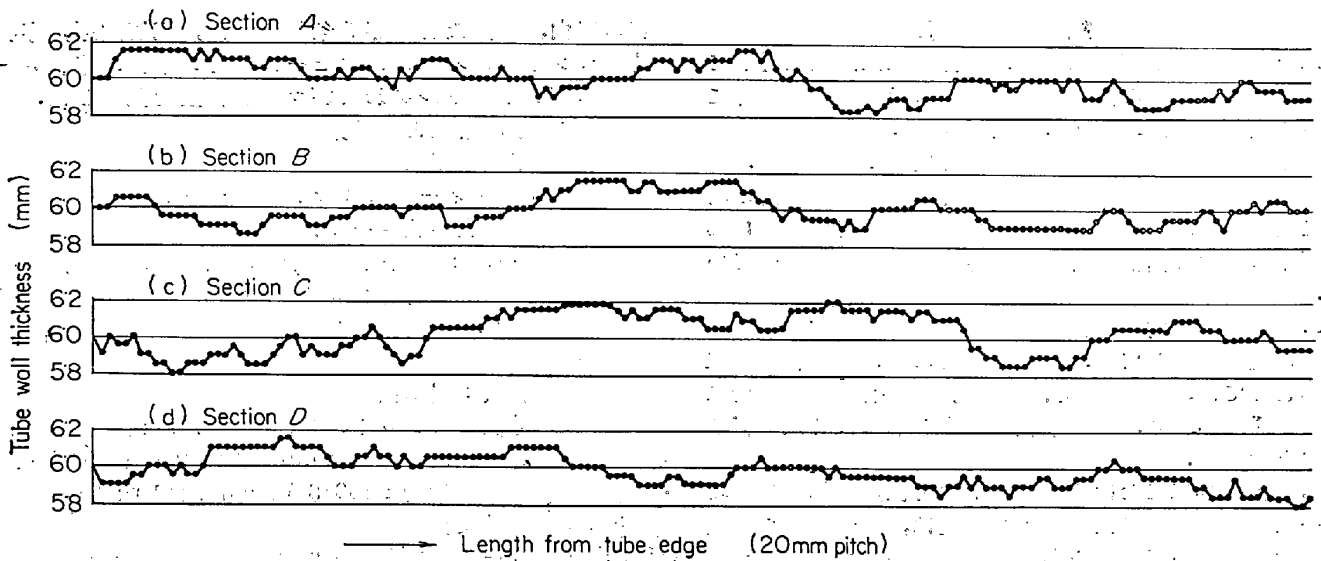


Fig. 1. The vibration graph of the tube wall thickness (Tube size 139.8φ×6 mm×10250 mm, plug free).

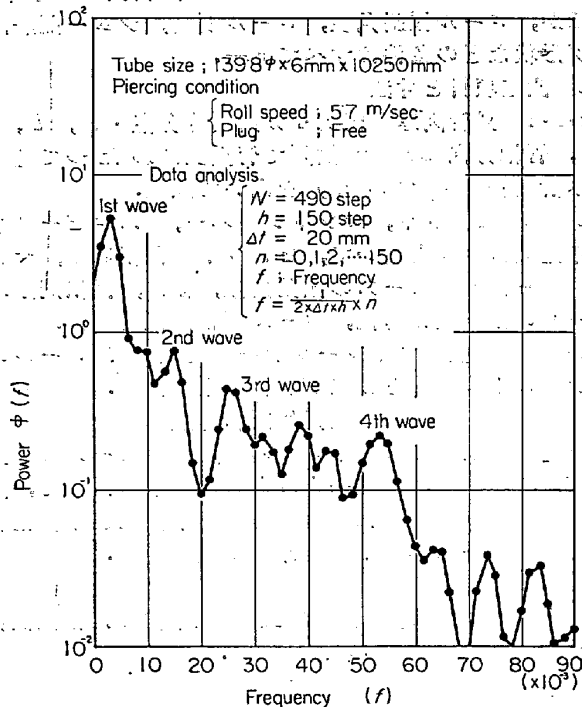


Fig. 2. The vibration power spectrum of the tube wall thickness.

$$P(f) = \Delta t \sum_{l=0}^n \phi(l, \Delta t) \cos(2\pi f l \Delta t)$$

の型で IBM 7074 を用いて算出した。

4. 結 果

4.1 鋼管肉厚パターン

鋼管肉厚パターンの管軸方向肉厚変動グラフ例を Fig. 1, さらにこの肉厚パターンの管軸方向の周期性を調査するために算出したパワースペクトルグラフを Fig. 2 に示す。

4.1.1 肉厚パターンの構成 パワースペクトル結果より得られる肉厚パターンの主なる周期波は 4 種である。

4.1.2 各周期波と肉厚変動 各周期波と肉厚変動中

Table 1. Results of piercing plug fixed to mandrel-bar.

Variation patterns of tube wall thickness	Wave pitch (mm)	Twist direction on tube surface	Variation value of wall thickness (mm)
1st wave	1800~2000	left	0.2
2nd wave	650~750	left	0.2
3rd wave	180~200	unknown	0.1<
4th wave	140	right	

Table 2. Results of piercing plug loose-fitted to mandrel-bar.

Variation patterns of tube wall thickness	Wave pitch (mm)	Twist direction on tube surface	Variation value of wall thickness (mm)
1st wave	2900~3000	left	0.2
2nd wave	550~600	left	0.1
3rd wave	180~200	unknown	0.1<
4th wave	120~150	right	

との関係は、肉厚変動グラフ Fig. 1 と考え合せてみると Table 1, 2 のようになる。

4.1.3 ロール周速による影響 肉厚パターンの周期波、肉厚変動中には、単純な関係は認められない。

4.2 外表面の振れ

ピレットの軸方向につけたキー溝の鋼管上での振れピッチは、プラグ固定時 2000~2100 mm, プラグ自由時 2900~3000 mm である。

4.3 マンドレルバー、ホロピースの挙動

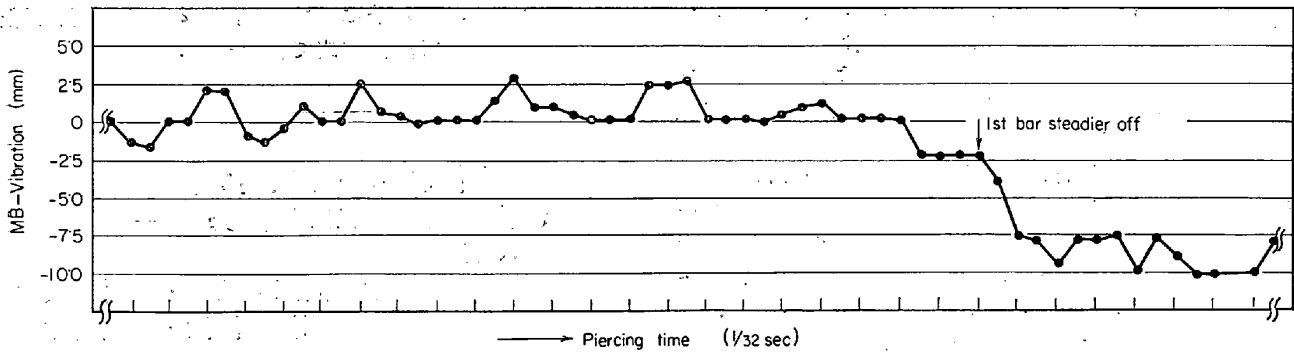


Fig. 3. The vibration graph of the mandrel-bar (MB),
(Tube size $139.8\phi \times 6 \text{ mm} \times 10250 \text{ mm}$, Plug free)

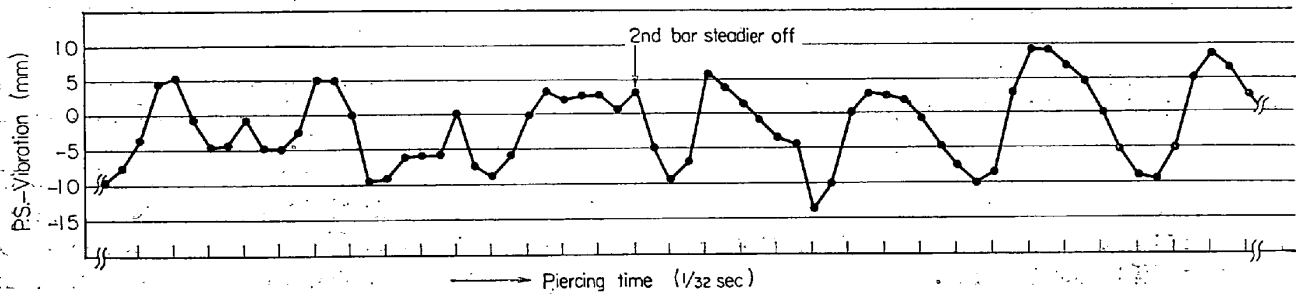


Fig. 4. The vibration graph of the pierced shell (PS),
(Tube size $139.8\phi \times 6 \text{ mm} \times 10250 \text{ mm}$, Plug free)

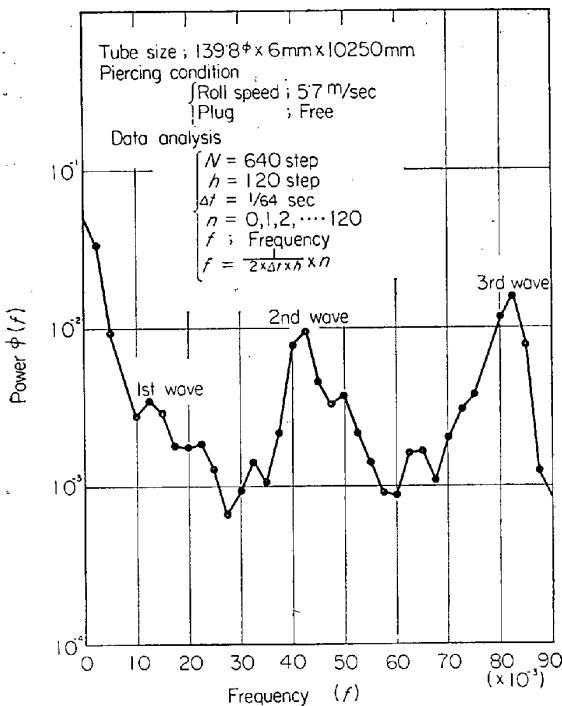


Fig. 5. The vibration power spectrum of the mandrel-bar.

穿孔過程中のマンドレルバーならびにホロピースの振動測定例を Fig. 3, 4 に、振動パターンのパワースペクトル例を Fig. 5 に示す。これら振動パターンを構成

する主なる周期波は、3~4種であり、挙動は、バーステディの開放前後で顕著な変化をしている。

4.4 ロールのスピンドルトルクおよびプラグ荷重

ロールのスピンドルトルク、プラグ荷重は、穿孔開始後特に顕著な変化は認められない。

5. 考察

5.1 プラグ回転とマンドレルバー回転の関係

プラグ自由で穿孔する場合のプラグは、プラグの固定自由でのマンドレルバー回転周期がほぼ同じであることより、マンドレルバーとほとんどスリップのない状態で回転していると見なせる。

5.2 プラグの自由、固定と偏肉

実験鋼管のそれぞれについて、同一断面における偏肉値をサンプリングし、分散検定を行なった結果、ロール周速同一の場合は1%有意でプラグ固定の方が偏肉が大きい。この傾向は馬場のモデルピアサによる実験¹⁾と同様の結果であり、プラグ自由の方が穿孔過程でプラグ自体の浮遊性がよいので自動調芯できるためと推察される。

5.3 ロール周速と偏肉

ロール周速と偏肉との関係は、偏肉値につき分散検定した結果、特に有意差は認められない。

5.4 肉厚パターンについて

(1) 第1周期波 この左巻き周期波は、周期が外表面の振れピッチと一致していることより、ピレットがホロピースになる過程での表面振れと見なすことができ、ピレットの円周方向の偏熱が肉厚変動に影響しているものと考えられる。またプラグ自由と固定との周期の違いは、プラグ自由の方がより浮遊性があるので、ゴージ後でのホロピースとロールとの接触面のスリップが大きく、

プラグ自由での振れが少なくなるものと推察される。

(2) 第2周期波 この左巻き周期波は、穿孔時のメカニカルな現象すなわちホロピースの運動、プラグの運動さらにホロピースの前進運動との相互関係によつて生じてくるものと推察される。

(3) 第3, 4周期波 第3周期波については原因不明である。第4周期波は、右巻きでこの方向はホロピースの回転向き(右回転)で決まり、周期はホロピースの前進ピッチに相当しているの、肉厚変動の発生はリーリング部での設計誤差が影響するものと考えられる。

5.5 マンドレルバー、ホロピースの挙動

(1) マンドレルバー、ホロピースの振動振巾

マンドレルバー、ホロピースともにパーステディアを開放するたびに振動振巾、振動基準が変り、この開放前後における振動振巾の顕著な変動割合に対し、肉厚パターンの顕著な変動が見当らないことにより、これらの振動振巾の大小は肉厚変動と単純な関係はない。マンドレルバーの振動が偏肉に関係しないことは馬場¹⁾のマンドレルバーの曲りが偏肉に影響しないという考え方と同じ理由によるものであろう。

(2) 振動周期波と肉厚周期波の関係

振動周期波と肉厚周期波とは同期する周期波が存在しないため単純な関係は認められない。

6. 結 言

継目無鋼管の穿孔過程を中心に工場実験を行ない、それら実験データを統計的手法を用いて解析した結果、

(1) 鋼管の肉厚パターンは、数種の規則的スパイラル状の肉厚部(薄肉部)が重畳して形成されている。

(2) ロール周速 5.2~6.2m/sec 変動範囲では、肉厚変動に関係は認められない。

(3) マンドレルバーに対するプラグの結合は、自由にした方が、固定より偏肉は少ない。

(4) ビレット加熱に円周方向の偏熱があるホロピースの振れピッチに相当するスパイラル状の肉厚変動が発生する。

(5) 穿孔中のマンドレルバー、ホロピースの挙動ならびにプラグ、ロール荷重は、肉厚変動と単純な関係はない、などの点が明らかとなった。

文 献

1) 馬場: 塑性と加工, 27 (1963), p. 247

一 討 論

[質問] 八幡鋼管 吉原征四郎

第1長周期偏肉(1800~2000mm 長)が管材の片焼けに起因するということであるのか、その片焼けの高温側と低温側ではどちらが肉厚が厚くなるのか。

[回答]

ビレットに円周方向の偏熱(片焼け)がある場合には高温部が厚肉、低温部が薄肉となり、この実験では高温部と低温部の温度差は20~30°C位であった。なおこの関係についてはさらに調査中である。

[質問]

超音波厚み計で肉厚を測定したとのことであるが、接触子に何か特別の配慮がなされたのか。(油だけでは雑音がかかり入ると考えるが)

[回答]

肉厚の測定には Branson 社の Model 14B の超音波

厚み計を用い、探触子は1.6MC, 1/2" ZA型で媒体には油を塗布して直接方式で行なった。

引抜き限界について*

(鋼管の冷間加工に関する研究—IV)

八幡鋼管

工博 向江協公雄・田村 映生

深津 清治・目崎勝太郎

On the Limit for Cold Drawing

(Studies on the cold working of steel tubes—IV)

Dr. Kimio MUKAEWAKI, Teruo TAMURA

Seiji FUKATSU and Katsutaro MEZAKI

1. 緒 言

伸管加工における破断要因は、材質的欠陥によるもの、熱間工程で発生した疵によるものおよび加工法によるものなどにわけることができる。

これらの要因のうち、over reduction (減面率のかけすぎ)、あるいは不完全な潤滑作用が原因で伸管中破断することがある。最近表面処理法の改善によりパス当りの減面率が高くなる傾向があり、伸管能率、品質の向上を計るため適正な減面率を設定する必要となった。

著者らは、継目無炭素鋼管について、しん引きおよび空引きの引抜き限界値(前者はダイスとプラグを用い、破断するまで外径および肉厚の減少を行なうときの最高減面率で、後者はダイスのみで、破断するまで外径減少を行なうときの最高減面率をいう)におよぼす熱処理と平均伸び(以下伸びと略す)の影響を調査しあわせて顕微鏡組織についても検討を行なった結果を報告する。

2. 試料および実験方法

供試材は炭素含有量が異なる3種類の熱間絞り仕上り材(外径34φmm×肉厚32mm)で化学成分をTable 1に示す。

試料は絞り仕上りのまま、650~900°Cで30minおよび60minの熱処理を行なった。さらに再結晶組織による差異を調べるために、素管に25%の減面率を与え、650°C, 700°Cおよび750°C, 60minの熱処理を行なった。表面処理剤として、造膜剤に燐酸亜鉛系、潤滑剤にはソーダ石けんを用いた。引抜き方法は、しん引きの場合円錐ダイス(ダイス半角12°)と円筒プラグを、空引きの場合は同じダイス半角の円錐ダイスを用いた。あらかじめJIS Z 2201, 11号試験片より標点距離を50mmにとつて求めた平均伸びをもとにして、しん引きの場合外径および肉厚減少率が等しくなるように減面率を設定し、速度14m/minで引抜きを行なった。

Table 1. Chemical composition of specimens (%).

Specimen No.	C	Si	Mn	P	S
K 1	0.11	0.25	0.54	0.012	0.010
K 2	0.22	0.25	0.50	0.013	0.009
K 3	0.41	0.28	0.64	0.012	0.013

* 第73回講演大会にて発表 講演番号 147 昭和42年5月10日受付