

Table 1. Standard concentration,  $C_0$  of each chemical component.

	Standard concentration, $C_0$ , %									
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Al	Ti	Sn	As
Low sulphur steel	0.2	0.3	0.6	0.02	0.01	0.3	0.1	0.02	0.02	0.04
High sulphur steel	0.2	0.3	0.6	0.02	0.03	0.3	0.1	0.02	0.02	0.04

の影響の比較を示す。ただし、影響を論じている成分以外の成分は Table 1 に示すような標準濃度を有するものとする。Fig. 13 の横軸には、変化させる成分の濃度  $C$  と、その成分の標準濃度  $C_0$  との比  $C/C_0$  を取っている。

本題名の報告を完結するに当り、報告 I の末尾に謝辞を呈したつぎの各位にふたたび深甚の感謝の意を表したい。

川村宏矣博士、日本車輛製造株式会社岩垂捨三前社長  
同加藤孝三前鑄造課長、元鑄鋼研究室、鑄物工場および  
材料検査係従業員諸氏。(昭和 32 年 6 月寄稿)

文 献

1) 有川正康, 成田貴一, 本会, 昭和 28 年 4 月講演

大会に発表

- 2) J. M. Middleton, H. T. Protheroe, J. Iron Steel Inst., (1951), Vol. 168, 4, p. 384
- 3) U. K. Bhattacharya, C. M. Adams, H. F. Taylor, AFS Prepr. 78, (1954),  
また Foundry, (1954), July.
- 4) 俄国 一: 鉄鋼化学分析全書
- 5) 木下禾大: 鉄と鋼, (1943), Vol. 29, p. 699, 908.
- 6) D.C.G. Less, Foundry Trade J., Aug. 18, (1949), p. 211
- 7) 沖進: 鉄と鋼, (1954) Vol. 40, p. 979
- 8) 沖進: 鉄と鋼, (1957) Vol. 43, p. 1293

## 継目無鋼管の圧延作業に関する研究 (II)<sup>†</sup>

— プラグ・ミルにおける諸荷重の測定と解析 —

山田嘉昭\*・輪竹千三郎\*・井上勝郎\*\*・野崎 博\*\*

### STUDIES ON THE ROLLING OF SEAMLESS STEEL TUBE (II)

— Measurements and Analyses of Several Loads in Plug Rolling —

*Y. Yamada, S. Watake, K. Inoue, and H. Nozaki*

Synopsis:

Three principal components of loads in plug rolling of seamless steel tube, i. e. mandrel bar force, roll-force and roll-torque were measured by means of resistance wire strain gages. The measurements were made on Aetna plug rolling mill in Nippon Tokushu Steel Tube Co., Ltd. The electromagnetic-oscillograph records of mandrel bar force and roll-force indicated a gradual (nearly linear) decrease as a pierced billet proceeds through the groove (or caliber) of rolls, and those of roll-torque revealed a characteristic vibration of the driving system of the mill.

Above experimental results, especially (i) the response of the driving system of the mill to braking torque exerted by a tube entering into and passing through the groove of rolls, and (ii) the relation among the three components measured, were analysed. An elementary theory, on which the analysis of the three components was based, gave a linear relation between (roll-force) × (radius of roll) and roll-torque, and this agreed well with the experi-

† 昭和 32 年 4 月, 第 53 回講演大会において講演

\* 東京大学生産技術研究所, \*\* 日本特殊鋼管株式会社

mental observations; the coefficient of friction between tube and rolls evaluated from experimental data was 0.07~0.12 at rolling temperature (about 1000°C) of the tubes. Also, an estimation of pressure between tube and rolls was attempted.

1. 緒 言

前報<sup>1)</sup>では、マンネスマン-プラグ・ミル方式による継目無鋼管の圧延過程で芯金棒に作用する軸荷重を測定し、主として芯金棒の強度について考察した。プラグ・ミル圧延加工で材料が受ける変形は複雑であり、さらに加工は熱間で行われるので、力学的に厳密な解析は非常に難しい。そこで、本報では、芯金棒にかかる軸荷重（以後、芯金軸力とよぶ）のほか、ロール圧下力、圧延トルクを測定し、実験的にプラグ・ミル圧延法の基本的特性を明らかにしようと試みた。

測定は抵抗線歪計によつたが、圧延トルクの記録には伝動軸系の振動が明瞭にあらわれたので、伝動軸系の過渡応答を解析し、軸系の固有振動数、圧延作業による軸系の減速、実圧延トルクとその測定値との関係などを検討した。また、管とロールおよび芯金間の接触圧力を均一と仮定した初等理論によつて、芯金軸力、圧下力、圧延トルクの表示式を誘導し、その相互の関連を考察した。理論結果によれば、圧延トルク  $T$  と（圧下力  $P$ ） $\times$ （ロール半径  $R$ ）の間には比例関係が成立し、両者の比  $T/(PR)$  はほぼ  $\pi\mu_0$  ( $\mu_0$ =管とロール間の摩擦係数) に等しくなるが、この比例関係は実験的観察ともよく一致した。またロールと管の間の接触圧力の推定も試みた。

II. 実験条件と測定法

a) 圧延機 圧延機は前報と異り、エトナ式圧延機でその駆動方式および伝動軸系の概要は Fig. 1 に示した通りである。図の上方には、主な集中質量の慣性二次モーメント（計算値）が記入してある。

b) 作業条件 測定は呼び径 2 インチのガス管 (60.5φ × 3.8<sup>t</sup> mm) および一般用鋼管 (60.5φ × 3.9<sup>t</sup> mm) の

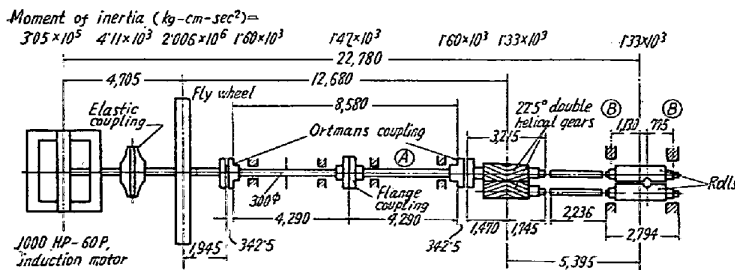


Fig. 1. General arrangement of the driving system of Aetna plug rolling mill in Nippon Tokushu Steel Tube Co

圧延加工について実施したが、Table 1 はガス管の場合の標準作業条件を示したものである。

Table 1. Normal working conditions in rolling 2" gas pipe.

Dimensions of pierced billet	mm	88φ × 6.5 <sup>t</sup> × 4 150
Dimensions of tube leaving plug rolling mill	mm	83φ × 3.75 <sup>t</sup> × 8 100
Reduction (in average)	mm	1st pass 38%, 2nd pass 19%
Diameter of rolls	mm	upper roll 599φ, lower roll 603φ
Revolution of rolls r.p.m		97.5
Peripheral speed of rolls	m/s	3.1
Caliber of rolls	mm	83φ
Screw down of rolls, per each pass	mm	1.5
Diameter of plug	mm	1st pass 73φ, 2nd pass 74φ
Dimensions of mandrel bar	mm	65φ × 15 <sup>t</sup> × 11 385

c) 諸荷重の測定 芯金軸力、圧下力、圧延トルクはいずれも抵抗線歪ゲージを用いて測定し<sup>2)</sup>、電磁オシログラフで記録した。以下に、各荷重測定法のあらましを述べる。

芯金軸力: 前報と同様、Fig. 2 の通りである。

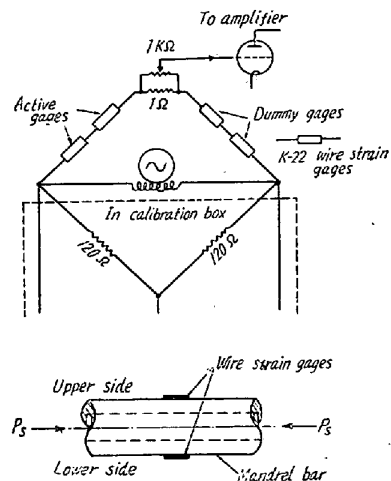


Fig. 2. Bridge circuit in mandrel bar force measurements.

圧下力: 圧下力の測定は Fig. 3 b に示す荷重計を圧延機の左右スタンド (Fig. 1 の B) に一個づつ挿入して行つた。この荷重計の内壁には 8 個の歪

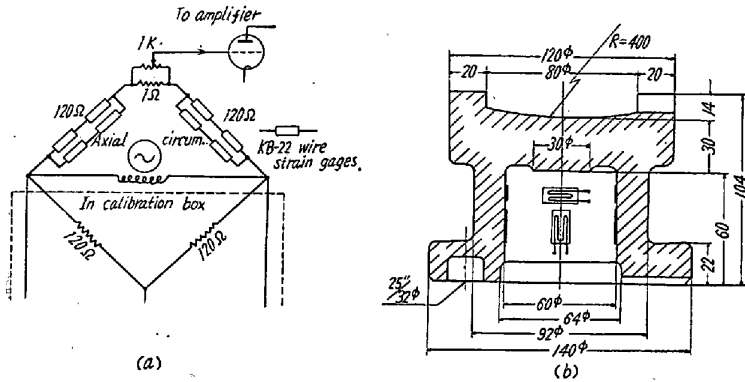


Fig. 3. Bridge circuit and load cell in roll-force measurements.

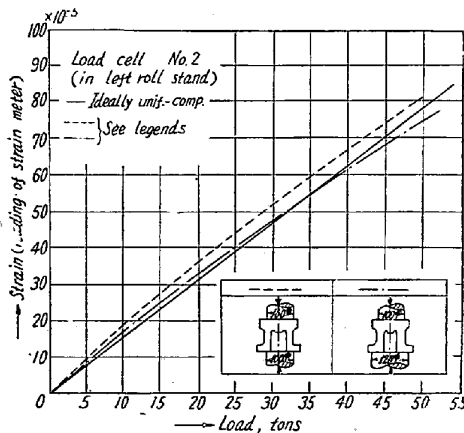


Fig. 4. Calibration curve of one load cell used in roll-force measurements;  $10^{-4}$  of strain reading corresponds to  $1.62 \text{ kg/mm}^2$  in ideally uniform compression of the cell.

ゲージを貼り, Fig. 3 a のブリッジに組んだ.

Fig. 4 の点線と鎖線は荷重計の一つの較正曲線である. 較正の際の圧縮方法は挿入図に示した通りで, 鎖線の場合の圧縮法の方が, 圧延機スタンド内での実際の状態に近い. Fig. 4 の実線は, この荷重計の歪ゲージを貼付けた部分が完全に一樣な圧縮状態にあると仮定した場合に, 指示計にあらわれるべき読みを示している. 図

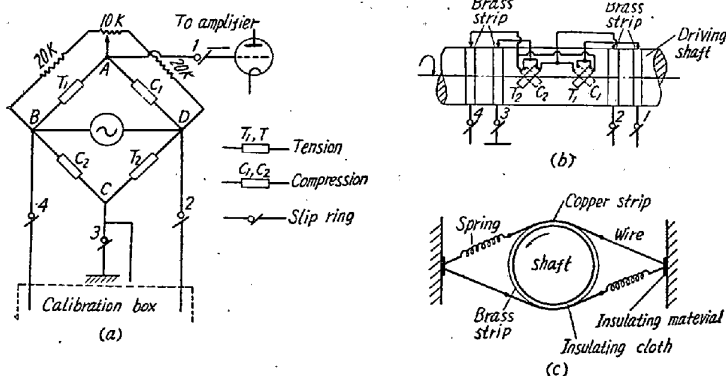


Fig. 5. Bridge circuit and slip rings in roll-torque measurements.

から, 荷重計の設計が圧延機スタンドの寸法によって大きな制約をうけたにもかかわらず, 比較的一様な圧縮状態が得られたことがわかる.

圧延トルク: Fig. 1 の伝動軸系の A 位置に歪ゲージを貼り, Fig. 5 a, b のようにブリッジを組み, Fig. 5 c に示すばね押え式スリップリングでブリッジ出力を取り出した. 他のスリップリング方式も試みたが, 本実験に関しては Fig. 5 c の方法が最もよい成績を収めた.

### III. 測定結果, 芯金軸力・圧下力・圧延トルク相互間の関係

Fig. 6 は芯金軸力, 圧下力, 圧延トルクの記録の一例を示したものである. 図で明らかなように, 芯金軸力と圧下力とは圧延の初め(すなわち鋼管がロールに噛み込まれたとき)に一時大きな値をとるが, それ以後はほぼ直線的に通減する. 他方, 伝動軸上での圧延トルクの記録は, Fig. 1 の伝動軸系に特有な振り振動をあらわしている. 振り振動の周波数の測定値は約  $14.8 \text{ c/s}$  であった.

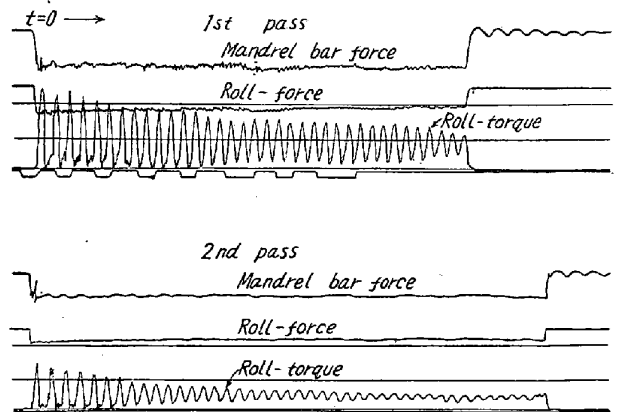


Fig. 6. Typical electromagnetic-oscillograph records.

Table 2 はガス管について得た結果の一部を掲げたものである. ただし, 表の芯金軸力と圧下力には上述の通減直線を時間零に外挿した値を, 圧延トルクには振動の最初の山の  $1/2$  をとった. 圧延馬力はこの圧延トルクから計算した値である. 最後から 2 番目の欄の  $\tau_{max}$  は軸に作用する最大剪断応力をあらわし, 軸系の疲れ強さ検討の資料となるものである. ここで, 圧下力の算出には Fig. 4 の実線を使用したことを附記しておく.

次に, 実験結果を比較検討するために, (i) 鋼管とロールまたは芯金との接触圧力  $p$  は一樣に分布し,

Table 2. A result of experiments (2" gas pipe).

	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)
No. of tests	Rolling temp. °C	Mandrelbar force, kg	Roll-force, kg (P)	Roll-torgue kg-m (T)	Rolling-power, HP	$\tau_{max}$ , kg/mm <sup>2</sup>	$\frac{T}{R \times P^*}$
6-8-1**	1020	12600	75100	9220	1250	1.7	0.41
6-8-2	980	10500	48200	5880	800	1.1	0.41
6-9-1	1040	13200	74600	8850	1200	1.7	0.40
6-9-2	960	9400	43300	5230	710	1.0	0.40
6-10-1	1050	14100	77000	8160	1110	1.5	0.35
6-10-2	980	9700	39900	4700	640	0.9	0.39
6-11-1	1030	13600	78500	8320	1130	1.6	0.35
6-11-2	970	9500	48200	5830	800	1.1	0.40
6-12-1	1020	13900	73700	8260	1120	1.6	0.37
6-12-2	960	9900	43300	4330	590	0.8	0.33
6-13-1	1030	21000	90400	6890	940	1.3	0.25
6-13-2	920	15200	53100	4950	670	0.9	0.31

\* R: Radius of roll  $\approx 0.3m$ .

\*\* The third figures 1 and 2 in no. of tests mean 1st and 2nd pass of rolling respectively.

(ii) 摩擦力は、芯金と管の接触部では管の前進を妨げる方向に、ロールと管の接触部ではその逆の方向に作用するものと仮定して、芯金軸力、圧下力、圧延トルクの表示式を求めることにする。これらの仮定は、一見、実際とかけはなれているように見えるが、プラグ・ミル圧延の初等理論の枠内では、接触圧力  $p$  が一様に分布し、また中性点がロール出口に接近した位置にあるという解析的な根拠がある<sup>3)</sup>。

以上の仮定にもとずき、芯金軸力  $P_s$  および芯金軸に垂直方向の合力  $P_v$  を求めると、芯金の平行部を無視して(脚注1を参照)

$$\left. \begin{aligned} P_s &= \frac{\pi}{4} p (d_i'^2 - d_i^2) (1 + \mu_i \cot \theta), \\ P_v &= \frac{1}{4} p (d_i'^2 - d_i^2) (-\mu_i + \cot \theta) \end{aligned} \right\} \dots (1)$$

が得られる。ただし、 $p$  = 管と芯金の接触圧力、 $d_i'$  = 圧延後の管の内径 ( $\approx$  芯金の外径)、 $d_i$  = 管と芯金の有効接触開始点の内径(脚注2を参照)、 $\mu_i$  = 管と芯金間の摩擦

注1) Fig. 7 では、芯金平行部の始点が二つのロール中心線を含む平面内にあるように画いてあるが、実際には、管の出口側にいくらかずれていることもある。圧延後の管を切断して観察した結果も、平行部での接触は認められなかった。

注2) 有効な接触部とは、管と芯金またはロールの間で大きな接触圧力の働いている部分をいう。したがってたとえば第1パスで、 $d_i$  は中空素管の内径とは一般に一致しない(以下参照)。

係数、 $\theta$  = 芯金の傾斜角である (Fig. 7 参照)。

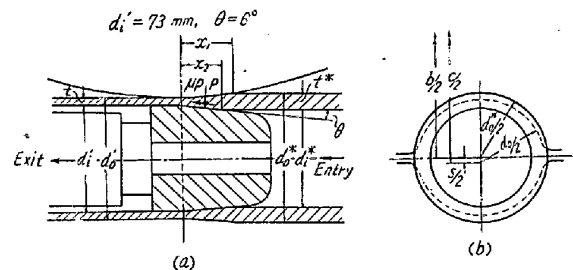


Fig. 7. Plug rolling of seamless tube.

同様に、圧下力  $P$  と圧延トルク  $T$  は

$$\left. \begin{aligned} P &= p d_c R \sin \alpha \left( 1 - \frac{\pi d_c}{8 R} \right) \\ &+ \frac{\pi}{2} \mu_0 p d_c R (1 - \cos \alpha) \left( 1 - \frac{d_c}{\pi R} \right), \\ T &= \pi \mu_0 p d_c R^2 \alpha \left( 1 - \frac{2 d_c}{\pi R} + \frac{d_c^2}{8 R^2} \right) \end{aligned} \right\} (2)$$

となる。 $\mu_0$  = 管とロール間の摩擦係数、 $p$  = 管とロールの接触圧力 ( $\approx$  管と芯金の接触圧力)、 $d_c$  = ロール・カリバー、 $R$  = ロール胴の半径、 $\alpha$  = 接触角で、管とロールはロール中心線を含む傾角  $\alpha$  の半径断面で交わるものとする。

$\theta$ 、 $\alpha$ 、および  $d_c/R$  が小さい場合、(1) は

$$\left. \begin{aligned} \text{芯金軸力 } P_s &= \frac{\pi}{4} p (d_i'^2 - d_i^2) (1 + \mu_i \cot \theta), \\ \text{垂直合力 } P_v &\approx \frac{1}{4} p (d_i'^2 - d_i^2) \cot \theta, \end{aligned} \right\} (1')$$

同様の近似で (2) は

$$\left. \begin{aligned} \text{圧下力 } P &\approx pd_c R \alpha \approx pd_c \sqrt{R(d_0 - d_0')} \\ \text{トルク } T &\approx \pi \mu_0 pd_c R^2 \alpha \approx \pi \mu_0 pd_c R \sqrt{R(d_0 - d_0')} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2')$$

となる。ただし、 $d_0'$  = 圧延後の管の外径、 $d_0$  = 管とロールの有効接触開始点の外径 (脚注 2 を参照)。

$R\alpha \approx \sqrt{R(d_0 - d_0')}$  は接触弧の長さをあらわす。鉛直方向の力の釣合から  $P = P_V$  が成立しなければならないことに注意すると、(1') と (2') から

$$P_S/P = P_S/P_V \approx \pi (\tan \theta + \mu_i), \dots\dots\dots (3)$$

$$T/(PR) \approx \pi \mu_0, \quad R = \text{ロール胴半径} \dots\dots\dots (4)$$

が得られる。Fig. 8 は (4) 式を検討するために実験結果をプロットしたものであるが、図からわかるように  $T$  と  $PR$  の間には近似的に比例関係が成立し、理論結果とよく一致する。そして、Fig. 8 の実験点を結ぶ直線の傾斜を  $\pi \mu_0$  として、摩擦係数  $\mu_0$  を求めると、図の実験系列 No. 5 では 0.07, No. 6 では 0.12 となる。ただし両者差の原因は今のところ著者等には明らかでない。

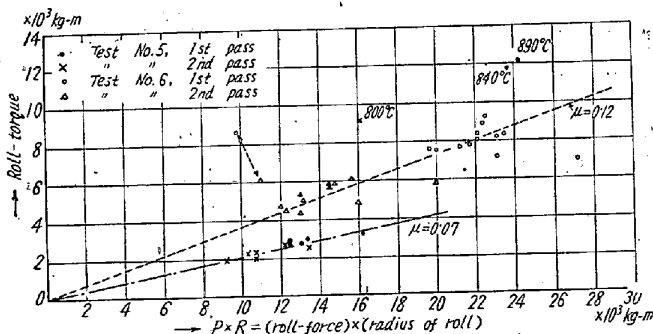


Fig. 8. Relation between roll-force and roll-torque.

他方、(3) は実測可能な量  $P_S/P$  と  $\theta$  から  $\mu_i$  を評価する式であるが、たとえば実験 6-8-1 (Table 2) の数値を用い、 $\theta = 6^\circ$  として  $\mu_i$  を求めると負値 (約 -0.05) を得る。この原因は

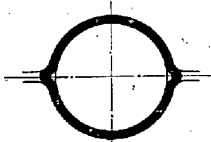


Fig. 9. Section of a tube in 1st pass of plug rolling.

管と芯金およびロール間の実際の接触状況 (たとえば第 1 パスにおける接触状況 Fig. 9 を参照) を (3) 式では考慮していないこと、 $\theta$  の正確な値を確めなかつたこと (脚注 3)、その他初等理論に含まれる誤差にも

注 3)  $\theta = 6^\circ$  は図面上の寸法で、本報告の実験では  $\theta$  の正確な値を調べなかつた。継続中の実験についてはこの点も検討するつもりである。

とづくものであろう。

(2') または (1') を用いるならば、圧延温度、ロールおよび芯金の形状を一定とした加工条件の下で、 $d_i, d_0, d_i', d_0'$  が圧下力と圧延トルクに及ぼす影響を見積ることができる。ただし、定温度の加工では、接触圧力および摩擦係数は幾何学的な加工条件に無関係とする。ところが、 $d_i, d_0, d_i', d_0'$  のうち、 $d_i'$  はほぼ芯金の平行部外径に等しいと考えてよいであろうし、 $d_0'$  は測定可能ではあるが (脚注 4)、前にも少し述べたように  $d_0$  と  $d_i$  は管と芯金およびロール間の有効な接触できまり、たとえば第 1 パスでは、マンネスマン穿孔機を出た中空素管の寸法からはきまらない量とみるべきである。そこで次の四つの前提の下で  $d_0, d_i$  の算出を試みることにする:—

- (i) 圧延後の管の内径  $d_i'$  は芯金平行部外径に等しく既知とする。
- (ii) 圧延前後の管の長さ  $l, l'$  を測定したものとする。 $l, l'$  の測定は容易である。
- (iii) 中空素管の内外径 ( $d_i^*$  および  $d_0^*$ , Fig. 7) がロールおよび芯金に対し、接触長さが異なるような寸法であつたとしても (Fig. 7 で  $x_1 \neq x_2$ )、ロールに噛みこまれて後に両接触長が相等しくなるような変化をうける。

(iv) 中空素管の断面積  $A$  は既知で、上記 (iii) の変化の際に断面積の変化はない。実際には、ロールへの入口側で管がバルジレ、断面積は幾分変わるであろう。

さて、これらの前提の下では、まず (iv) により  $\pi (d_0^2 - d_i^2) / 4 = A, A$ : 中空素管の断面積 (5)

である。 $d_i$  と  $d_0$  は有効な接触の始点での管の内外径をあらわす。次に、圧延後の管の断面積を  $A'$  とし、材料の非圧縮性を用いると、

$$\frac{A'}{A} = \frac{d_0'^2 - d_i'^2}{d_0^2 - d_i^2} = \frac{l}{l'} \dots\dots\dots (6)$$

$l/l'$  は (ii) により既知である。さらに (iii)、すなわち管とロール、管の芯金の接触長さが等しいことから近似的に

$$\sqrt{R(d_0 - d_0')} = \frac{1}{2} (d_i' - d_i) \cot \theta \dots\dots\dots (7)$$

この関係式は、初等理論では、(1') 式の  $P_V$  と (2') 式の  $P$  の相等しいことから導かれる。ただし、 $2d_c \approx (d_i + d_i')$  とする。

注 4) 鋼管の圧延は熱間で行われるから、圧延後の外径  $d_0'$  を個々の管について一々測定することは不可能に近い。以下の解析では、 $d_0'$  の測定を必要としない。

(5), (6), および (7) 式を用い,  $d_0', d_i, d_0$  は次の手順で計算できる.  $d_i', d_0^2-d_i^2, l/l'$  は既知であるから, まず (6) によつて  $d_0'$  を計算する. この  $d_0'$  を (7) に代入した式と (5) を連立させて,  $d_i$  および  $d_0$  を求める. このようにして Table 1 の第1パスについて数値計算した結果は次の通りである. ただし, 圧下率  $r_{ed}$  は

$$r_{ed} = 1 - \frac{A'}{A} = 1 - \frac{l}{l'} \dots\dots\dots (8)$$

で定義されることに注意する.

$$\begin{aligned} d_i &= 68.4, & d_0 &= 84.2, & d_m &= (d_i + d_0)/2 = 76.3, \\ d_i' &= 73.0, & d_0' &= 82.6, & d_m' &= (d_i' + d_0')/2 = 77.8, \\ d_0 - d_0' &= 1.6, & d_i' - d_i &= 4.6, \\ (d_0 - d_i)/2 &= 7.9, & (d_0' - d_i')/2 &= 4.8, \\ \text{接触長さ} &= \sqrt{R(d_0 - d_0')} = 22, & \text{接触弧} & \alpha = 4^\circ 10', \\ \text{接触投影面積} &= d_c \sqrt{R(d_0 - d_0')} = 1830 \text{mm}^2. \end{aligned}$$

上述の方法は, 一応合理的なものではあるが, 一々面倒な計算を要し, 素管の断面積, 厚さ, 圧下率などの影響を評価するに不便である. そこで, 圧延前後の平均直径は不変と仮定して, きわめて大まかに, 圧下力, 圧延トルクなどを見積る式を導いておくことにする. この仮定をおくと,

$$d_i + d_0 = d_i' + d_0' = 2d_m; \quad A = \pi d_m t, \quad A' = \pi d_m t', \dots\dots\dots (9)$$

$$\begin{aligned} \text{よつて} \quad t - t' &= (d_0 - d_i)/2 - (d_0' - d_i')/2 \\ &= d_0 - d_0' = d_i' - d_i, \dots\dots\dots (10) \end{aligned}$$

すなわち, 外径の減少は内径の増加に等しくなる. (9) と (10) を (8) に代入すると, 圧下率は

$$r_{ed} = \frac{t - t'}{t} = \frac{d_0 - d_0'}{t} = \frac{d_i' - d_i}{t},$$

したがつて, (1') と (2') は

$$\left. \begin{aligned} P_s &= \frac{\pi}{4} p_{red} t (d_i' + d_i) (1 + \mu_i \cot \theta) \\ &\approx \frac{1}{2} p_{red} A (1 + \mu_i \cot \theta), \\ P_v &\approx \frac{1}{4} p_{red} t (d_i' + d_i) \cot \theta \\ &\approx \frac{1}{2} p_{red} A \cot \theta / \pi, \end{aligned} \right\} \dots\dots (11)$$

$$P \approx p d_c \sqrt{R r_{ed}}, \quad T \approx \pi \mu p d_c R \sqrt{R r_{ed}} \dots\dots (12)$$

となる.  $t$  および  $A$  には, 正しくは有効な接触を考慮した値をとるべきであろうが, ここでの大まかな近似では中空素管の厚さおよび断面積をとるのが手頃である. そのときは  $P_v = P$  は満足されない.

ここで, 圧下力の実測値と上記の数値例を用い, 接触

圧力  $p$  の値を検討してみることにしよう. 上記数値例によれば, 第1パスの接触投影面積は  $1830 \text{mm}^2$ , 実験 6-8-1 の圧下力は  $75100 \text{kg}$  であるから, この場合の接触圧力  $p$  は (2') により  $41 \text{kg/mm}^2$  となる. 実験系列 No.6 では他の場合にも, 第1パスについて, これに近い値が得られる. 接触弧の長さを  $22 \text{mm}$  とすればこのときの加工時間は, 接触弧長をロール周速  $3.1 \text{m/s}$  で割つて  $7 \times 10^{-3} \text{s}$ , 他方, 厚さ歪は上記数値例では  $(7.9 - 4.8)/7.9 = 0.39$ , 対数歪で約  $0.50$ , したがつて歪速度は  $0.50 \times 10^3 / 7 = 71/\text{s}$  となる. 著者等の一人が引張変形抵抗を測定した結果<sup>4)</sup> から推して, 温度  $1000^\circ \text{C}$ , 歪速度  $70/\text{s}$  程度における引張変形抵抗は  $20 \text{kg/mm}^2$  位と考えられるから, 上記の計算値はこれらの約2倍に当る. このような差の原因として, 接触面積の推定に大きな誤がある場合が考えられるが, 標準的な作業について芯金と管の接触を調査した結果 (Fig. 10) からみて, そのような誤はなさそうに思われる (脚注5). Fig. 10 は管を切断して, 接触状況を透明紙に透しとり, それを展開したものである. 展開面積は約  $2430 \text{mm}^2$  であるから, 接触投影面積は  $1800 \text{mm}^2$  前後であろう. 結局本実験の結果からは, 管の圧延における接触圧力は同温, 同歪速度における引張変形抵抗より大ということになるが, これは今後の研究を要する問題である.

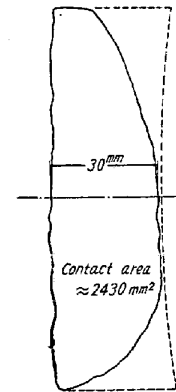


Fig. 10. An example of actual contact between tube and mandrel; dotted line gives pure geometrical contact between tube and rolls.

最後に, 管の圧延が進行するにつれ芯金軸力と圧下力が遞減する理由であるが, 今のところ, 圧延が進むにつれ管の変形の不規則性が少くなると考える以外, 特別な理由は見当らない. さらに, 芯金の傾斜角  $\theta$ , および芯金平行部のおかれる位置と諸荷重との関係も検討を要することがらである. 現用の芯金の傾斜角  $\theta$  は  $6^\circ$  であるが, 引抜の理論と実験結果<sup>5)</sup> から類推して, 圧下力および圧延トルクを最小とする最適の  $\theta$  が存在するかもしれない.

注 5) これは, 諸荷重を測定した管について調べたものでなく, その後, 類似の圧延作業のときに実測したものであるから, 多少の差はあるかもしれない.

IV. 伝動軸系の動的特性

前節 III の始めに述べたごとく、圧延トルクの記録には明瞭な振り振動があらわれた (Fig.6 参照). よつて、Fig. 1 の伝動軸系が、その一端のロール部で、圧延によるブレーキ・トルクを受けたときの過渡応答の検討が必要となる。この検討は、Fig. 1 の A 点で測定したトルクの値と真の圧延トルクの関係を調べる上からも不可欠である。

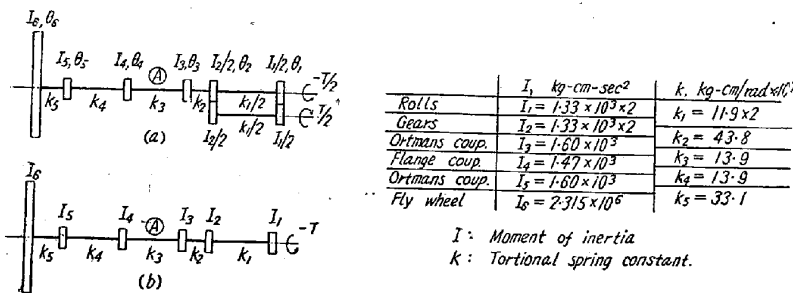


Fig. 11. Driving system of the plug mill concerned and its equivalent.

さて、Fig. 11 a は Fig. 1 の伝動軸系のブロック・ダイアグラムであるが、圧延による逆トルクが二つのロールに等分され、二つのロールの運動は方向が逆の外は全く同一と考えると、これは同図 b の等価軸系におきかえられる。等価軸系の慣性二次モーメント  $I$  と振りばね常数  $k$  は同図に挿入した表の通りである。ただし、はずみ車より電動機側の集中質量の慣性二次モーメントは、はずみ車に含めた。実測最低次振り振動数  $14.8 \text{ c/s}$  を考慮し、Holzer の方法<sup>6)</sup> によつて、等価軸系の固有振動数を計算すると  $13.3 \text{ c/s}$  が得られる。上記の解析に含まれているいろいろな近似を考えると、当然のことながら、実測値と計算値の一致は満足すべきものといえる。

演算子による解析<sup>7)</sup> を行えば、Fig. 1 または Fig. 11 の A 点で測定したトルクと、ロールに作用するトルクの間には、振動項を除いて

$$\left. \begin{aligned} \frac{\text{実測トルク (振動項を除く)}}{\text{ロール端に作用するトルク}} &= \frac{I_4 + I_5 + I_6}{\Sigma I} \approx 1, \\ \Sigma I &= I_1 + I_2 + \dots + I_6 = \text{軸系の全慣性二次モーメント} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

が成立することを容易に証明することができる。ただしロール端に作用する逆トルクは一定とする。本研究の圧延機では、はずみ車の慣性モーメント ( $I_6$ ) が他の質中質量のそれに較べて大であるから、実測トルクは、振動項を除いて、圧延トルクにほぼ等しい——すなわち、記録曲線の最初の山の  $1/2$  をとつて圧延トルクを評価でき

る——ことがわかる。同様の解析を適用して、電動機の負荷特性にもとづく電動機トルクは、圧延トルクの測定値にはほとんど影響を与えないことが証明できる。

最後に、圧延トルクの実測値を用い、2" ガス管の圧延について、軸系の減速を調べておくことにする。逆トルク  $-T$  による Fig. 1 または Fig. 11 の軸系の減速は、振動項を除き、かつ  $T = \text{一定}$  とすれば

$$\dot{\theta}_0 - \dot{\theta} = -Tt / \Sigma I \dots\dots\dots (14)$$

で与えられる。 $\dot{\theta}_0$  は圧延前の軸の一樣な角速度、 $t$  は圧延時間、 $\dot{\theta}$  は時刻  $t$  における軸系の角速度 (振動項を除く) をあらわす。Table 1 と Fig. 11 の数値を用い、実験 6-8-1 について、(14) から軸系の減速を求めると  $(\dot{\theta}_0 - \dot{\theta}) / \dot{\theta}_0 = 8\%$  が得られる。本実験の圧延機の駆動電動機は、滑り率  $2.5\%$  で定格  $1000 \text{ HP}$  の出力を有するから、2" ガス管程度の管の圧延では、軸系の減速は  $2 \sim 3\%$  位であろう。

V. むすび

本研究により、継目無鋼管のプラグ・ミル圧延作業の基本的性質および伝動軸系の動的特性が把握でき、以後の実験の拠り所が得られたので、目下、種々の条件 (材料、圧下率、潤滑の種々の組合せ) の下で実験を継続している。その結果は別報で報告する予定である。

終りに、本研究にあつて御指導と御協力をいただいた東京大学生産技術研究所、大井助教授および浅野、小倉両氏、面倒な現場実験に際し協力を惜しまれなかつた日本特殊鋼管本社工場の関係諸氏に御礼申し上げる。また本研究の実施および実験データの発表を許可された日本特殊鋼管、前社長故須永巳代次氏、現社長安田勇治氏に深く謝意を表す。(昭和 32 年 5 月寄稿)

文 献

- 1) 井上, 山田: 鉄と鋼, 第39年, 9号 (昭28, 9) 958~966
- 2) 大井: 機械学会第 67 回講習会教材, (昭30, 1) 49~62 の第 11, 12 図および大井外 2 名, 生産研究, 7 巻, 1 号 (昭30, 1), 2~6
- 3) O. Hoffman and G. Sachs, *Introduction to the Theory of Plasticity for Engineers* (McGraw-Hill, New York, 1953), 237~239
- 4) 井上: 日本機械学会誌, 58巻, 434 号 (昭30, 3) 177~180, および井上, 鉄と鋼, 第 41 巻 6 号, (昭 30, 6), 593~601
- 5) たとえば R. Hill: *The Mathematical Theory*

of Plasticity (Oxford Press, 1950), 第7章,  
2節 (iv)  
6) たとえば, 互理, 機械力学 (共立全書, 昭 29),  
134~138

7) T. v. Kármán and M. A. Biot, *Mathematical Methods in Engineering* (McGraw-Hill, 1940), Chap. X, Sec. 12

## 混粒に関する研究 (I)\*

鋼質におよぼす混粒の影響について (その 2)

益 子 美 明\*\*

### STUDIES ON DUPLEX-GRAIN STRUCTURES OF AUSTENITE (I)

#### Effect of Duplex-Grain Structures on Properties of Steel (Part-2)

Yoshiaki Masuko

##### Synopsis:

Already described in the previous report of the same title. (Refer to the Part-1 p. 1307, December, 1957 issue of "Tetsu-to-Hagané".)

(昭和 32 年 12 月号 1312 頁よりつゞく)

#### III. C 0.30 および 0.70% 炭素鋼の 衝撃遷移特性におよぼす混粒の影響

15 t 塩基性電気炉で熔製した C 0.30% 炭素鋼の鑄込中期に取鍋より熔鋼を採取し, 7 kg の試験鋼塊に鑄込んでこれを 15 mm. 角に鍛伸したものと中滲炭粒度で, “混在型の混粒” を呈するものおよび細整粒を呈するもの各 1 熔解をえらび, 焼入時のオーステナイト化条件を種々変化させて水焼入を行い, 次いで 680°C×2h→空冷の処理を施して鍛伸方向に V 型切欠シャルピー試験片

を採取し, 前項 I, と同様にして -70~200°C の衝撃試験を実施し, その結果から遷移温度を求めた. Table 2 は以上の実験結果を一括したものである. ただし同表中の結晶粒度は 925°C×6h および 1050°C×6h は滲炭法, 880°C×1h は酸化法<sup>21)</sup>によつて現出し, 前述と同様にしてその平均粒度と混粒度を求めたものである. これから滲炭粒度で “混在型の混粒” を呈する供試鋼 G 1 も 880°C×1h では細粒の粒度形態を示すため, 熱処理条件 I では供試鋼 G 2 とほとんど同等の遷移温度を示すことがわかる. しかし熱処理条件 II では混粒の影響があ

Table 2. Results of investigations for the effect of duplex-grain structures on the impact transition characteristics of carbon steels with 0.30% C.

Mark	Chemical composition								Austenite grain size ( $N \pm \sigma$ )			Transition temperature, $Tr_{15}$ (°C)			Remark
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Sol. Al	Gc (925°C ×6h)	Gc (1050°C ×6h)	Go (880°C ×1h)	Heat treatment I	Heat treatment II	Heat treatment III	
G 1	0.29	0.10	0.65	0.014	0.018	0.18	0.14	0.014	3.3 ±2.1	—	8.2 ±1.4	-97	-10	—	Duplex-grained steel ("Uniform—")
G 2	0.35	0.04	0.84	0.011	0.021	0.17	0.11	0.035	6.9 ±1.1	3.5 ±2.2	8.7 ±1.2	-100	—	-13	Fine-grained steel

Heat treatment I: 880°C×1h→Water cool, 680°C×2h→Air cool

" " II: 925°C×6h  $\xrightarrow{\text{Furnace cool}}$  880°C×1/4h → Water cool, 680°C×2h → Air cool

" " III: 1050°C×6h  $\xrightarrow{\text{Furnace cool}}$  880°C×1/4h → Water cool, 680°C×2h → Air cool

\* 昭和 31 年 4 月, 本会講演大会にて発表 \*\* 住友金属工業株式会社 製鋼所