

0°C, -20°C は試片をアルコール中に浸漬し, 液体酸素によりアルコールを所定の温度に冷却して行なつた。また +50°C は恒温槽を使用した。

シャルピー値 10 ft-lb (1.383 kg-m) および 15 ft-lb (2.074 kg-m) を遷移温度として比較すると圧延のままの Mn 軌条では 10 ft-lb の点が 30°C 付近にあるのに対し, C 軌条では 60~70°C 程度のところに, また Cr 軌条では 30°C 付近にあつた。熱処理材については C 軌条の 15 ft-lb の点が -20°C 付近にあるのに対し Mn 軌条では -35°C~-40°C 程度の温度にある。

IV. 結 言

以上 Mn 軌条 (U. I. C. 規格) C 軌条 (国鉄規格) および Cr 軌条 (試作硬頭軌条) の 3 種について比較試験を行なつた結果はつぎの通りである。

(i) Mn 軌条は靱性 (低温衝撃値) 展延性および焼入性などについては C 軌条に比し優れている。

(ii) Mn 軌条の耐摩耗性は C 軌条に比し数段劣り, 熱処理により強度および硬度を高めても圧延のままの C 軌条よりも耐摩耗性が劣る。

(iii) 疲労試験の成績では Mn 軌条と C 軌条の間にほとんど差異がない。

(iv) Cr 軌条は調査の範囲内ではすぐれた性質を有し耐摩耗性においては熱処理をした C 軌条よりも優つている。

今回の磨耗試験はアムスラー式によつて行なつたが, 実際の軌条がタイヤにより磨耗する条件とは異なるのでこれなど相互の関係についても検討する必要がある。

その他ここに示した実験方法や成績ではなお不備な点もあるので目下引きつづき実験中であるからそれらの結果についても発表する予定である。

(60) プラグミルにおける大径継目無し鋼管の圧延荷重の測定結果

(プラグミルにおける継目無し鋼管の圧延に関する研究—I)

住友金属工業, 和歌山製造所 工 宮 本 和 美  
 " 第一製管課 工 田 中 孝 秀  
 " 工 白 井 俊 雄  
 " 研究試験課 理 〇 馬 場 善 祿

Measurements of Rolling Loads in a Large Seamless Tubing Plug Mill.

(Studies of rolling in seamless tubing plug mill—I)

Kazumi Miyamoto, Takahide Tanaka, Toshio Shirai, Zenroku Baba.

I. 結 言

プラグミルは, マンネスマン穿孔機で穿孔された素管を, ロールと芯金間に通して圧延を行う, 最も代表的な継目無し鋼管圧延機である, 一昨年, 径 15" までの大径鋼管製造設備が新設され, プラグミルの圧延作業についても, 種々調査する必要に迫られた。今回は, これら大径鋼管の全寸法にわたつて圧下力, 圧延トルク, 芯金軸力, モーター回転数等を測定した結果について報告し, 管圧延における圧延圧力の分布についても, その解析を行なつた。

II. 諸荷重の測定方法とその結果

圧下力の測定には, 圧下スクリューとロール軸受間の圧下ウスを改造して荷重計となし, その内壁に歪ゲージ

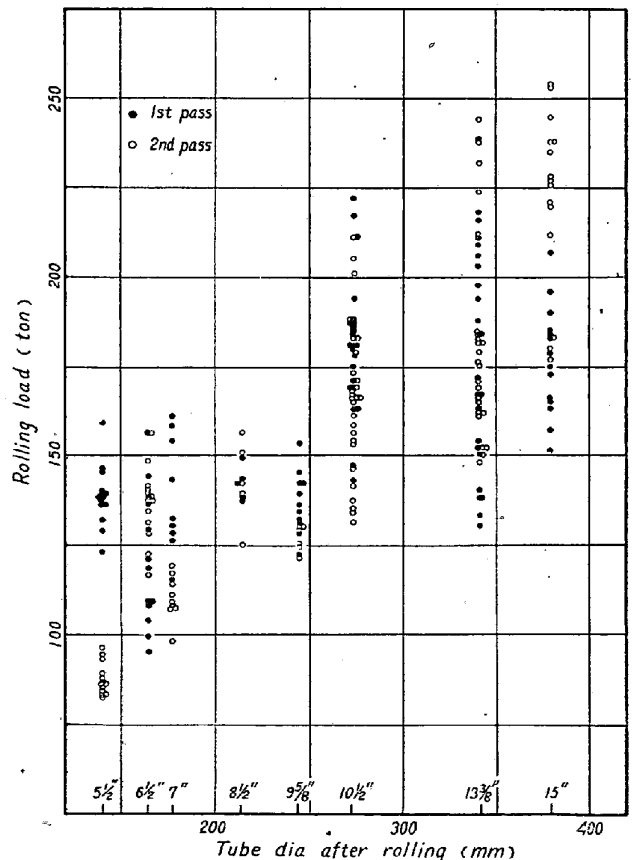


Fig. 1. Rolling load for tubing size.

Rolling temp.—1 st pass 1120°C (+40 -30)

—2 nd pass 1060°C (+30 -40)

Reduction (in average) 1 st 22.8%

2 nd 15.7%

Tube material—Low C. semi-killed steel.

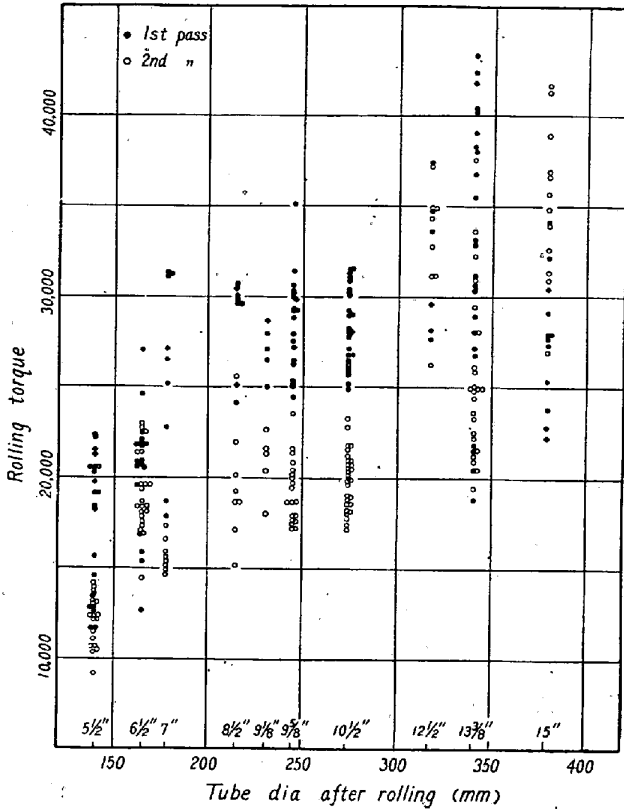


Fig. 2. Rolling torque for tubing size.

を貼付した。芯金軸力の測定には、製管寸法に応じたりングを作製し、これを芯金の末端に取り付けて、このリングに働く圧縮荷重を歪ゲージで測定した。圧下ウスとリングの較正試験に際しては、それらが現場において受ける応力状態を再現するために、そのアタッチメントに留意した。トルクの測定には、カムワルツと減速機間のスピンドルにゲージを貼付し、スリップリングで出力を取った。モーター回転数の測定には、モーター軸に直流発電機を直結して、その出力をオシロに自記した。

測定した製管寸法は、外径 5½" ~ 15" である。製管寸法によつて、第 1 パスと第 2 パスの間にバラツキがあるが、圧下力、トルクともに製管寸法にたいして直線関係を有する。(Fig. 1, 2) 同一圧延条件について、圧下力とトルク、圧下力と芯金軸力との間にも、明らかな直線関係が存在する。(Fig. 3) このことは、管内外面の接触圧力と摩擦力が全接触面にわたつて一様であると仮定した。初等理論によつても確められる。例えば、圧下力とトルクの場合、

合は、

$$\begin{aligned}
 T &= (\text{管円周方向の接触長さ}) \times \int_0^\phi R \times \tau (R d\phi) \\
 &= (\pi d_c) \times (R^2 \cdot \mu \cdot p \cdot \phi) \\
 &= \pi \cdot \mu \cdot R \times (p \cdot d_c \cdot R \cdot \phi) \\
 &= \pi \cdot \mu \cdot R \cdot P \dots\dots\dots (1)
 \end{aligned}$$

T = トルク, P = 圧下力, p = 接触圧力, φ = 接触角, R = (ロール胴径)/2, d<sub>c</sub> = ロール溝径, τ = せん断応力 (= μ · p と仮定) μ = 摩擦係数

Fig. 3 より、芯金軸力の圧下力にたいする比の平均 0.15 と摩擦係数 μ = 0.11 を得た。圧延時間にたいするロール回転数の変化 (Fig. 4) から、モーターの負荷曲線と、フライホイールの放出エネルギーを求めた。測定したトルクの値から、減速歯車に作用する静、動荷重を計算し、ギヤーとそのホルダー間の焼ばめ応力の適正值

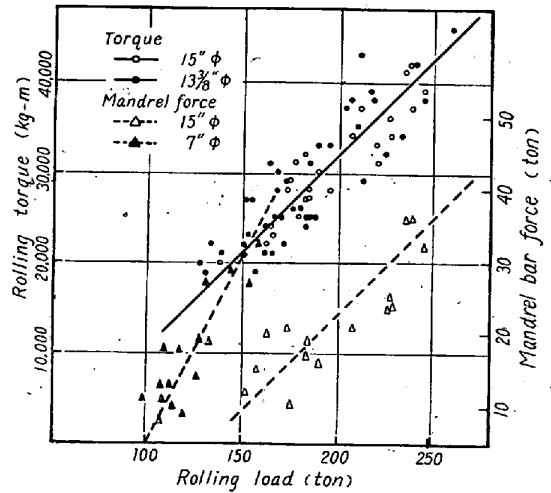


Fig. 3. Rolling torque and mandrel bar force for rolling load.

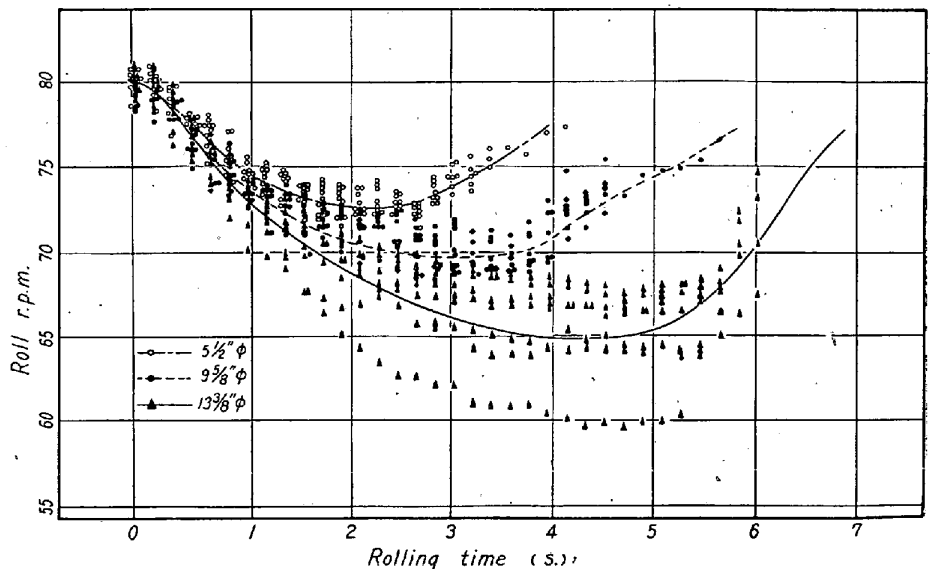


Fig. 4. Change in roll rotation.

と歯形誤差にたする許容圧延トルクを求めた。

III. 圧延圧力の計算

プラグミルの圧延では、管がロールと接触してから、内面がプラグに接触するまで、プラグとの接触点からロール出口までの、2つの部分に分けて考えねばならぬ。ロールとの接触角  $\phi_1$  は、 $\phi_1 = \cos^{-1}\{1 - \sqrt{r_1^2 - R_c^2}/R\}$ 、 $R_c = d_c/2$ 、 $r_1$  = 素管の外半径。管がロールのみに接触している間の管の変形について、その軸方向、切線方向半径方向の偏差応力が、それぞれの対数歪に比例することから、 $(\sigma_t - s) : (\sigma_l - s) : (\sigma_r - s) = \varphi_t : \varphi_l : \varphi_r$ 。ただし  $s = (\sigma_t + \sigma_l + \sigma_r)/3$ 。降伏条件  $\sigma_t - \sigma_l = K_f$ 、体積不変条件  $\varphi_t + \varphi_l + \varphi_r = 0$ 、外径変化の条件  $\varphi_t = -\ln(r/r_1)$  の3条件を、上の比例式に代入すれば、ロールとの接触弧内の  $\sigma_t$  と  $\varphi_r$  を求めることができる。近似的に、 $\varphi_r = 0$  とすれば、プラグとの接触点での軸方向応力  $\sigma_{12}$  は  $\sigma_{12} = K_f/2$ 。なお、その点での位置角と管外半径は、

$$\phi_2 = \sqrt{\tan^2 \beta + \frac{2(r_p + t_1 - R_c)}{R - R_c}} - \tan \beta \dots (2)$$

$$r_2 = R - (R - R_c) \cos \phi_2 \dots (3)$$

$\beta$  = プラグ傾斜角、 $r_p$  = プラグ半径、 $t_1$  = 素管の肉厚、管とプラグとの接触後は、管内外面の単位面積に働く管半径方向のロール圧力 ( $p$ ) とプラグ圧力とが等しいと考えられる。管軸方向に長さ  $dx$  の断面の上半分要素に作用する水平諸力を考える。ロール圧力の水平分力  $= 2pr dl \tan \phi$ 、ロールとの摩擦力の水平分力  $= \mp 2\mu p \cdot r dl$  (中性点より入口側が一)、プラグ圧力の水平分力  $= 2pr_i dl \tan \beta$ 、プラグとの摩擦力の水平分力  $= 2\mu r_i dl$ 。これらの力によつて、材料内には管を引戻す方向に  $(\pi/2)(r^2 - r_i^2)\sigma_t$ 、管を押込む方向に、 $(\pi/2)\{(r + dr)^2$

$-(r_i - dr_i)^2\}(\sigma_t + d\sigma_t)$  の応力が働く。2次以上の微分項を略せば、水平方向力の平衡式は、

$$2pr(\tan \phi \mp \mu) dl + 2pr_i(\tan \beta + \mu) dl = \frac{\pi}{2} [2(r dr + r_i dr_i) \sigma_t + (r^2 - r_i^2) d\sigma_t]$$

$dl = dr/\tan \phi$ 、 $dr_i = (\tan \beta/\tan \phi) dr$ 、降伏条件、 $\sigma_t - p = K_f$  を代入すれば、

$$2pr \left(1 \mp \frac{\mu}{\tan \phi}\right) dr + 2pr_i \left(\frac{\tan \beta + \mu}{\tan \phi}\right) dr = \pi(p - K_f) \left(r + \frac{\tan \beta}{\tan \phi} r_i\right) dr + \frac{\pi}{2} (r^2 - r_i^2) dp$$

$\theta$ 、 $r_i$  の変化が小さいので、これらを常数として扱い、 $\theta = \phi_2/2$ 、 $r_i = r_i(\theta = \phi_2/2)$  とし、また  $(4/\pi)(\pi/2 \pm \mu/\tan \phi - 1) = H_{1,2}$ 、 $(2r_i/\pi \tan \phi) \{(\pi - 2)\tan \beta - 2\mu\} = K(\tan \beta/\tan \phi) r_i = G$  とおけば、

$$\frac{dp}{dr} + p \left(\frac{H_{1,2} r + K}{r^2 - r_i^2}\right) = 2K_f \left(\frac{r + G}{r^2 - r_i^2}\right)$$

$$\therefore p_{1,2} = e^{-\int \frac{H_{1,2} \cdot r + K}{r^2 - r_i^2} \cdot dr} \left\{ 2K_f \right.$$

$$\left. \times \int \left(\frac{r + G}{r^2 - r_i^2}\right) e^{\int \frac{H_{1,2} \cdot r + K}{r^2 - r_i^2} dr} + c_{1,2} \right\}$$

積分常数  $c_{1,2}$  はそれぞれ、 $r = r_2$  のとき、 $p_1 = 3K_f/2(1 + \mu \tan \phi_2)$ 、 $r = R_c$  のとき  $p_2 = K_f$  として求めることができる。ゆえに、管がプラグに接触してから後の全圧下力  $P$  は、

$$P = 2 \left\{ \int_0^{l_m} p_2 r dl + \int_{l_m}^{l_2} p_1 r dl \right\}$$

$l_m$ 、 $l_0$  は、それぞれ出口から中性点、プラグとの接触点まで距離である。このようにして求めた数値計算の結果と実験値との比較については、次回で報告する。

理 化 学 研 究 所 学 術 講 演 会

理化学研究所では 12 月 1 日 (火) から 4 日 (金) までの 4 日間学士会館講堂 (東京都千代田区神田錦町 3 の 28) で毎日午前 9 時から学術講演会を開催します。

金属、金属物理の関係では、12月3日 (木) 午前 9 時より下記のような講演を予定しております。

1. 原子炉用アルミニウムとその合金
2. 原子炉用アルミニウムとステンレス鋼の耐蝕性におよぼす溶接の影響
3. 有機熱交換体による原子炉材料の腐蝕
4. 陰極防蝕用陽極マグネシウム
5. 原子炉用ジルコニウムとその合金
6. 加工した金属の回復に伴う熱放出
7. 低温で加工した Au および Cu の内部摩擦
8. 金属結晶中の急冷凍結原子空孔