

Fig. 4. Strip cooling by radiation.

(8)式に下記の数値を代入して得られた図表がFig. 4である. $\eta^4=0.04$, $c=0.155 \text{ kcal/kg}^\circ\text{C}$, $a=0.80$, $c_s=4.88 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{K}(100)^\circ\text{C}$

V. 結 言

ホットランテーブル全長にわたって全力注水した場合あるいは無注水の場合は、(6)式あるいは(8)式によつて捲取温度を求めることができる。この場合、 θ_1 , θ_1 は仕上圧延終了温度で、 θ_2 , θ_2 は捲取温度である。

ホットランテーブルで前半注水、後半無注水の場合は(6)あるいは(6)'式にて $\theta_2=\theta_M$ (注水後温度) とおいて、

$$\theta_M = e^{-2\alpha L_1 / (c\rho hV)} (\theta_1 - \theta_W) + \theta_W$$

(L_1 : 注水長さ)

より θ_M を求め次いで (8) 式にて

$$\theta_2 = \theta_2 - 273 = 1 / \{ (1 - \eta^4) 3K_R L_2 / (hV) + 1 / \theta_M^3 \}^{1/3} - 273$$

より捲取温度 θ_2 が求まる。(L_2 : 無注水長さ) 逆に任意の θ_1 から所要の捲取温度 θ_2 を求めるための注水長さ L_1 を計算することができる。

621, 771, 237, 016, 2, 01
 (105) ストリップ冷却状態の解析式の実作業への適用 63/105

(ホットストリップミルのホットランテーブルにおけるストリップの冷却に関する研究—II)
 八幡製鉄所戸畑製造所 484~486.
 福田宣雄・木村達也・○和田浩爾

Application of the Strip-Cooling Formula to Actual Operations.

(Study of strip-cooling on a hot-run table of a hot strip mill— I)

Nobuo FUKUDA, Tatsuya KIMURA and Kouji WADA.

I. 結 言

第1報で述べたごとく、われわれはホットランテーブルにおけるストリップの冷却状態を表わす数式を求めることができた。ここではこの数式と実験値との比較および数式の適用例について述べる。なお、実験は八幡製鉄(株)戸畑製造所、第2熱延工場において行なつたものである。

II. 数式と実験値との比較

まず、第2熱延工場のホットランテーブル注水装置について説明すると、注水長さは80mで、これは8コのセクションに分けられている。通常各セクションはそれぞれ一定の注水圧力に設定されており、捲取温度の調整は諸条件に応じて適当にいくつかのセクションを撰択し、オンオフ操作によつて行なつている。

捲取温度 θ_2 とそれに影響する諸要因の関係は、式(6)および式(8)(いずれも第1報参照)で与えられ、熱伝達係数 α 以外は一定数値として取扱うるものであるかまたは、測定することによつて容易に求め得るが、 α は注水圧力によつて定まる値である。

従つて本実験は、注水圧力と α の関係を求めること、および注水圧力を一定にした場合(すなわち α 一定)に理論式が実験値とどの程度の精度で一致するかを求めることにある。現状では全セクションを同一の注水圧力に設定して各種サイズの板についての実験を数多く行なうことは困難であつたので、注水圧力最高(圧力=10kg/cm²)の場合と注水圧力4.5kg/cm²の2つの場合について実験した。

Table 1に実験値および実験を行なつたときの諸条件を代入して数式より求めた計算値を示す。

Table 1を図示したのが Fig. 1 である。

Table 1における K の値は (6)' 式(第1報参照)において注水長さ L を注水セクション数で表示し、板厚を mm, ストリップの速度を fpm で表わし、 $c=0.15 \text{ kcal/kg}^\circ\text{C}$, $\rho=7.85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ を代入したときの $2\alpha/c\rho (=K)$ である。

最高注水圧力の場合と注水圧力4.5kg/cm²の場合のそれぞれの K の値を α に換算すると

$$\begin{aligned} \text{注水圧力 } 10 \text{ kg/cm}^2 & \quad \alpha = 148 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C} \\ \text{注水圧力 } 4.5 \text{ kg/cm}^2 & \quad \alpha = 97 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C} \end{aligned}$$

となり、純粋膜沸騰時の α の値より幾分低目となるが、

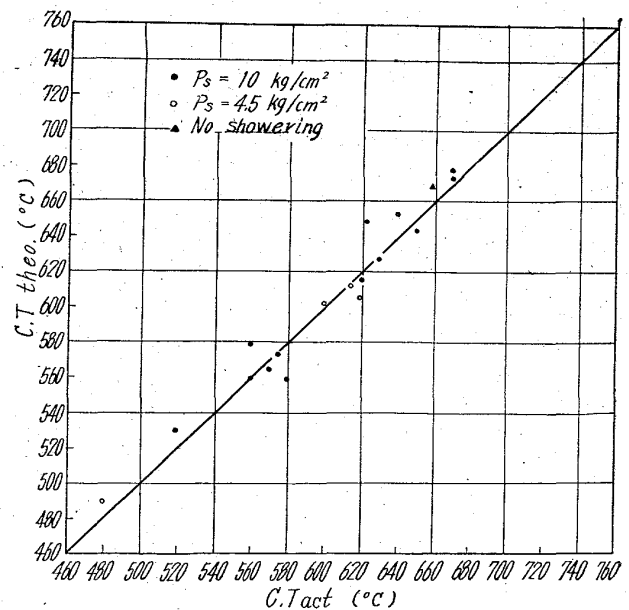


Fig. 1. Comparison of the actual coiling temperature with the calculated temperature.

Table 1. Comparison of the actual coiling temperature with the calculated temperature.

Showering pressure	Rolling size	Showering sections	Strip speed fpm	F. T. θ_1 °C	C. T_{act} θ_2 °C	K	C. T_{theo} θ_2 °C
$P_s=10 \text{ kg/cm}^2$ $\bar{K}=370$	9'0 × 3' × C	1, 2, 3, 4, 5	660	890	650	360	645
	"	"	750	900	670	384	675
	"	"	800	890	670	394	679
	6'0 × 3' × C	1, 2, 3, 4, 5	720	870	570	356	565
	"	"	750	870	575	364	573
	4'5 × 3' × C	1, 2, 3, 4, 8	1100	870	620	—	617
	3'2 × 3' × C	1, 2, 3, 4	1100	870	580	327	560
	2'8 × 3' × C	1, 2, 3, 4	1180	855	520	388	530
$P_s=4.5 \text{ kg/cm}^2$ $\bar{K}=240$	"	1, 2, 3, 4, 8	1400	855	560	—	560
	"	1, 2, 3	1200	840	560	416	580
	6'0 × 5' × C	1, 2, 3, 4, 5, 6	700	855	600	245	603
	6'35 × 5' × C	"	750	860	630	238	628
	6'35 × 4' × C	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7	690	890	620	224	606
	4'76 × 4' × C	1, 2, 3, 4, 5	860	845	615	238	612
	4'0 × 4' × C	1, 2, 3, 4	960	870	640	261	654
3'2 × 4' × C	1~8	1100	825	480	250	490	
Non showering	"	2, 3, 4	1100	855	660	232	652
	2'3 × 4' × C	—	1600	865	750	—	745
	1'6 × 3' × C	—	1550	820	660	—	670

F. T. = Delivery temperature of finishing train.

C. T_{act} = Actual coiling temperature.

C. T_{theo} = Coiling temperature calculated from the formula.

これは注水ノズルの間隔が粗であることによると思われる。Fig. 1 より見て理論式は可成り良好な精度で実験値と一致することが判明した。なお、Fig. 1 には、ホットランテーブル無注水も 2 例示してあるがこれも、理論式と実験値は良く一致している。

III. 捲取温度の精度 (数式の適用例 1)

注水による冷却の場合の捲取温度の精度は、(6)' 式にて注水長さを l_w 、注水前後の板の温度をそれぞれに θ_1 、 θ_M とすれば、 $\theta_M = e^{-Kl_w/(hV)}(\theta_1 - \theta_w) + \theta_w$

θ_w 、 K および l_w は通板中一定であるとして、 h 、 V および θ_1 の通板中の変動 (いずれもホットストリップミルでは、程度の差はあるが固有の変動を示す) に対して θ_M がどの程度変動するかを求めるために、上式を微分すると、

$$\frac{\delta\theta_M}{(\theta_M - \theta_w)} = \frac{\delta\theta_1}{(\theta_1 - \theta_w)} + Kl_w/(hV) \cdot (\delta V/V + \delta h/h) \dots\dots\dots (9)$$

同様にして注水の場合は

$$\frac{\delta\theta_2}{\theta_2} = 1/3 \cdot (\delta h/h + \delta V/V) (1 - \theta_2^3/\theta_M^3) + \theta_2^3/\theta_M^3 \cdot \delta\theta_M/\theta_M \dots\dots\dots (10)$$

ただし θ_M 、 θ_2 は無注水箇所前後の板の温度 °K である。

ここで標準サイズ圧延時の捲取温度の変動を計算してみる。サイズ 2'3 × 3' × coil, $V=1600 \text{ fpm}$, $l_w=1, 2, 3, 4, 5$ セクション, $\theta_1=870^\circ\text{C}$, $\theta_M=630^\circ\text{C}$, $\theta_w=30^\circ\text{C}$, $\delta\theta_1=-5^\circ\text{C}$, $\delta V/V=0.12$, $\delta h/h=0.07$, $K=240$, $\theta_2=600^\circ\text{C}$

以上の数値を (9) 式に代入して

$$\frac{\delta\theta_M}{(\theta_M - \theta_w)} = -5/(870 - 30) + 240 \times 5 / (2.3 \times 1600) \cdot (0.12 + 0.07) = 0.056$$

$$\therefore \frac{\delta\theta_M}{\theta_M} = 34/630$$

(10) 式に代入して

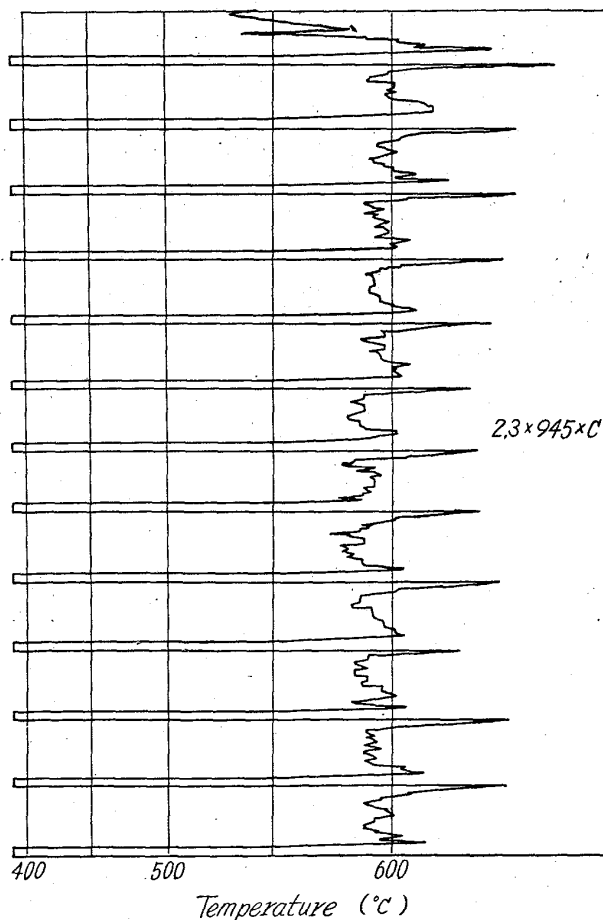


Fig. 2. Data of coiling temperature.

$$\delta\theta_2/\theta_2 = 1/3 \cdot (0.07 + 0.12) (1 - 873^3/903^3) \\ + 873^3/903^3 \cdot 34/903 = 0.034$$

$$\therefore \delta\theta_2 = 0.034 \times \theta_2 = 30^\circ\text{C} (= \delta\theta_2)$$

ストリップの尾部は 30°C 捲取温度が上昇する。実際の捲取温度の記録を Fig. 2 に示す。

IV. 圧延速度上昇に伴う捲取温度の変動 (数式の適用例 2)

最近の新しいホットストリップミルでは能率および品質向上を目的として、ストリップの頭部が捲取機に捲付いた後、速度を上昇させて圧延するミルが多い。

ある工場では板厚 2.3mm, 巾 3フィートの圧延を、最初は $V_1 = 1700 \text{ fpm}$ で圧延を行ない、ストリップの頭部が捲取機に捲付いた後、 $V_2 = 2700 \text{ fpm}$ に速度を上昇して圧延する。その工場のホットランテーブル注水装置の詳細は不明であるが、仕上出口温度 870°C、捲取温度 600°C を目標にまず 1700 fpm で圧延し、のちに 1000 fpm 速度上昇することによつてどの程度捲取温度が上昇するかを試算してみる。

$$600 = e^{-Kl/(C^2 \cdot 3 \times 1700)} (870 - 30) + 30 \text{ より } Kl = 1510$$

$$\therefore \theta_2 = e^{-1510/(C^2 \cdot 3 \times 1700)} \cdot (870 - 30) + 30 = 690^\circ\text{C}$$

従つて注水条件が同一で圧延速度を上昇させた場合は捲取温度が 90°C 上昇する。

このような圧延速度の加速中および加速後の温度変動を補償するための注水セクションの撰択あるいは注水圧力の調整は (6) 式, (8) 式によつて容易に計算できる。

V. 結 言

われわれは、ストリップの冷却状態を理論的に解析しこれを数式化することができた。もちろん、数式化する際に 2, 3 の仮定を設けてはいるが、得られた数式を実験値と比較することによつてこの数式が實際上充分使用に供せるといえる。われわれはこの数式を窮極的にはホットストリップミルのコンピューターコントロールに使用することを考えている。2, 3 適用例を挙げたが、この数式は、コンピューターコントロールに限らず、各種部門の作業管理に広く適用できると思う。

621,774,35,014,2

(106) マンネスマン穿孔条件の管材変形 に対する影響

(模型ビレットによる穿孔法の研究—I)

日本鋼管技術研究所

工博○加藤 健三・日下部 俊
籠田 三郎・平沢 猛志

Effect of Setting Conditions on the
Metal Flow in Mannesmann Piercing
Process.

(Studies on the piercing process with model
plasticine billets—I)

Dr. Kenzo KATO, Takashi KUSAKABE
Saburo KOMOTA and Takeshi HIRASAWA.

I. 緒 言

鋼管のマンネスマン穿孔機でビレットを穿孔する際に

は管材は複雑な変形を生ずる。特に最新の高速薄肉穿孔では変形量もいちじるしく大きい。

従来、穿孔時の変形については鋼ビレットに線をつけたり、ボルトを埋込んだりした報告も見られるが、ロール、プラグ、ガイドシューなどの各種の複雑な条件について総べて調査することは極めて困難である。

そこでわれわれは実物ビレットよりもはるかに広範囲の研究をするために中経管工場の 1/3 の模型穿孔機を製作し、plasticine を用いて実験を行なつた。なお、ワックスビレットによる経験もあるが、ワックスは取扱いがむづかしいためすべて plasticine を用いることとした。

II. 模型穿孔機

模型穿孔機は鋼製の本体と木製のロール、ガイドおよび樹脂製のプラグから成り、本体フレーム下部には駆動モーターおよび変速機がある。Photo. 1はその外観である。模型穿孔機の主要項目をつぎに示す。

1. ロール寸法 最大胴径 305mm, 最大胴長 235mm
2. ロール傾斜角調整範囲 0~15°
3. ロール八の字調整範囲 0~6.5°
4. ロール間隔調整範囲 0~200mm
5. ガイドシュー調整範囲 0~150mm
6. ホローピース長さ 最大 400mm
7. 素材寸法 直径 30~100mm, 長さ 200mm 以下
8. マンドレルバー 直径 25mm, 長さ 600mm
9. ロール回転数 7~60 rpm
10. モーター 2HP, 1500 rpm

今回の実験では穿孔ロールとしては最大直径 292mm 胴長 220mm, 入口面角 3°30', 出口面角 3° のものを用い、ガイドシューはセミパラレル型、プラグはエトナ型の径 27, 30, 33mm を用いた。

実験方法としては、ビレット 45φ×150mm, ロール傾斜角 9°, ロール間隔 38mm, ガイドシュー間隔 47mm, プラグ径 33mm, プラグ先進 25mm, ロール回転数 75 rpm を標準条件としてその前後に変化させた。

III. 測定方法および結果

① 管材の表面捩れ

Fig. 1 に示すような方法で角度 ϕ をもつて示すこととした。ロール傾斜角、ロール間隔の影響はあまり大きくないがガイド間隔が大きい場合およびビレット径が小さい場合は管外径がビレット径に比して大きくなるに従い捩れは大となる。プラグ径が小さい場合は捩れは激減しプラグ先進が大きい場合も小さい。

② 管材の長手方向剪断変形

層状ビレットを穿孔中止めして縦割したものを Fig. 2 に示す。剪断変形は管の内面および外面の近くで大であり、特にプラグに接する内面はいちじるしい。このように肉厚内の変形が一樣でないため、Fig. 2 のように白黒の境界層が管の内外面に現われた所の長手方向の距離 S を求めて管の肉厚 t とから角 β を求めた。肉厚中央部の層の傾き δ は拡大写真から求めた。

ロール傾斜角が大きくなると軸方向速度成分が増加し、長手方向剪断変形は大きくなる。ロール間隔とガイド間隔は狭いほど、またプラグ径とプラグ先進は大きい