

論 文

UDC 621.771.237.016.2 : 621.771.07 : 536.5 : 66.045.5 : 621.771.012 : 531.43

熱間圧延条件のワークロール表面温度に及ぼす影響*

関 本 靖 裕**・田 中 守 通**

沢 田 良 三***・古 賀 政 義***

Effects of Rolling Condition on the Surface Temperature of Work Roll in Hot Strip Mill

Yasuhiro SEKIMOTO, Morimichi TANAKA

Ryozô SAWADA, and Masayoshi KOGA

Synopsis:

The roll surface deterioration is affected by the temperature of roll surface, and it shortens the roll life and decreases the availability of continuous mill products. This paper deals with the roll surface deterioration by analyzing effects of rolling condition on the surface temperature of work rolls in the finishing train of hot strip mill. A FORTRAN program for calculation of roll temperature with pass-schedule has been developed. The following were analytically determined by theoretical calculation.

(1) Roll surface temperature becomes higher at the intermediate stands in a finishing train, but a heated surface layer is the deepest at roughing stands and it is shallower at finishing stands as rolling proceeds.

(2) Roll surface temperature is more affected by rolled materials, and under the thinner gauge rolling it becomes higher, especially at roughing stands.

(3) Surface temperature of work rolls which is continuously in contact with the strip is more affected by roll cooling at the outlet side.

(4) Patterns of heat cracks on roll surface become finer at finishing stands than at roughing stands and they have been determined to be closely connected with heated surface layer of roll surface.

(5) Damages on rolls such as big comet tail and scale banding in strip rolling are caused by severe heating, but it has been determined that such damage on rolls is possibly reduced by roll cooling.

1. 結 言

圧延中のロール表面温度を知ることは、ロール表面の損傷の原因を解明するために重要なことである。これまで計算による推測が試みられてきたが^{1)~5)}、筆者らが解析した結果⁶⁾は最近の実測値⁷⁾⁸⁾とよく一致している。

これまでの計算は圧延材と接触したとき、ロール表面温度を一定とする考え方¹⁾²⁾、あるいは圧延材から一定の熱量がロールに流入すると考えたもので^{3)~5)}、圧延条件そのものとロール表面温度との関係を総合的に論じられたものではない。

熱間圧延機のなかで最も高精度を有するホットストリ

ップミル、とくにその仕上圧延機用ワークロール（以下ロールと略称する）の表面性状は圧延製品の形状と板肌などの製品の品質および圧延製品を生産するに必要なロール消耗量いわゆるロール原単位に大きな影響を与える。薄物製品圧延時あるいはロール冷却が不十分であるときはロール肌が荒れることはよく知られている。またスタンドによつてロールのヒートクラック、摩耗などの損傷程度が異なり⁹⁾スタンド別にロール研削量が経験的に定められている。

本報告はホットストリップミルを対象に、圧延条件のロール表面温度に及ぼす影響を解析し、スタンドの差によるロールの表面損傷ならびに圧延条件のロール表面損

* 昭和 49 年 11 月本会講演大会にて一部発表 昭和 49 年 12 月 3 日受付 (Received Dec. 3, 1974)

** 日立金属(株)若松工場 (Wakamatsu Works, Hitachi Metals, Ltd., 1-9-1 Kitahama Wakamatsu-ku Kitakyushu 808)

*** 日立金属(株)磁材研究所 (Hitachi Metals, Ltd.)

傷に及ぼす影響について考察したものである。

2. ロール表面温度の計算方法

ロールの表面は圧延材と接触するところで加熱されるが、そのとき圧延材からの熱の移動のほかに摩擦熱と圧延材の塑性変形による発熱を考慮する必要がある⁶⁾。そのあとロール表面は圧延材と離れると水冷される。このような加熱冷却の繰り返しを、1本の圧延材が通過する間、仕上げ第1号スタンド（以下 F_1 スタンドと略称する）では 40~60 回、最終仕上げの第6号スタンド（以下 F_6 スタンドと略称する）では 200~300 回繰り返す。

2.1 計算式

計算はロール胴部中央の表面付近を対象とした。Fig. 1 の上部に示すように、ロール表面から中心へ1次元的なセクション (S) を考え、それが回転し、セクションの端面 (α) の境界値が変化するものと考えた。その場合、1次元的取り扱いによる誤差はロール表面近傍の円周方向の温度こう配は半径方向に比べて小さいので本計算範囲では無視できるものと考えた。したがって、ロール表面に原点をとり、ロール内部に向つて x 軸をとると、ロールおよび圧延材の内部の温度は次式にしたがう。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = k \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 $k = \lambda / c\rho$ 、 θ は温度、 t は時間、 λ は熱伝導率、 c は比熱、 ρ は密度である。

(1) 式を Taylor 展開によつて差分方程式に変形すると、

$$\theta_{m,n+1} = \gamma \{ \theta_{m+1,n} - (2 - 1/\gamma) \theta_{m,n} + \theta_{m-1,n} \} \dots (2)$$

$$\gamma = k \Delta t / (\Delta x)^2$$

となる。Fig. 1 のセクションを x 軸方向に Δx の長さに分割したとき、ある時刻 ($n\Delta t$) における $m\Delta x$ の位置の温度を $\theta_{m,n}$ と定義するとある時刻における $m+1$, m , $m-1$ の各点のそれぞれの温度 $\theta_{m+1,n}$, $\theta_{m,n}$, $\theta_{m-1,n}$ がわかれば m 点の Δt 時間後の温度 $\theta_{m,n+1}$ が求まる。

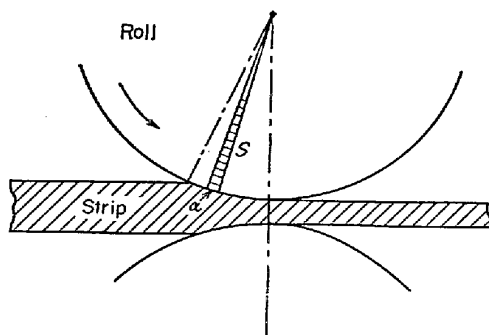


Fig. 1. Calculation model for roll temperature.

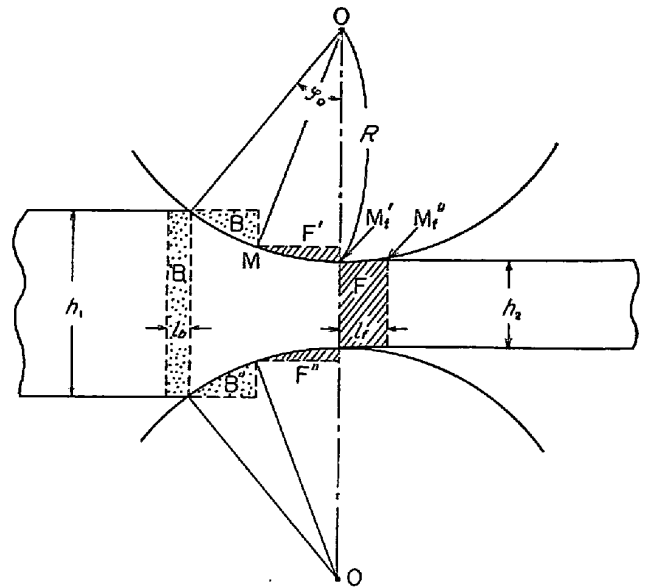


Fig. 2. Flow of strip between the rolls.

数値計算の誤差の収れん性から $\gamma < 1/2$ でなければならない。

ロールと圧延材が接触している境界では両者間の相対滑りによる摩擦、圧延材内部では材料の塑性変形による発熱を考えなければならない。

2.1.1 摩擦による発熱

Fig. 2 にロールギャップでの圧延材の流れを平面模式的に示した。Fig. 2 に示すように、 B' および B'' の部分は後進フローによつて B の部分に押し出され、 F' および F'' の部分は先進フローによつて F の部分に進出する。その境界点は接触弧の中点 M であると仮定して、先進および後進フロー量からロール表面に対する圧延材の相対速度を求めることにした。

接触弧の長さを L 、ロール半径を R とすれば接触角 φ_0 は $\varphi_0 = L/R$ となり $F' + F''$ の面積 F_f は幾何学的に求まり次式で与えられる。

$$F_f = (R^2/2) \cdot 2 \cdot (\varphi_0/2) - (R^2/2) \sin (2 \cdot \varphi_0/2)$$

$$= (R^2/2) (\varphi_0 - \sin \varphi_0) \dots \dots \dots (3)$$

$F' + F''$ の面積と F の面積は相等しいから、圧延材の先進量 l_f は $l_f = F_f/h_2$ となる。ロール表面が M 点から M'_f 点まで進む間に圧延材は M 点から M''_f 点まで進む。この間に要する時間は、接触時間を T とすれば $T/2$ であるから、ロール表面に対する圧延材の相対速度の平均値 v_f は $v_f = 2l_f/T$ となる。 v_f は先進フローの相対速度である。

同様な考えで後進フローの相対速度 v_b を求めることができる。すなわち、 $B' + B''$ の面積 F_b は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 F_b &= (R^2/2)2\varphi_0 - (R^2/2)\sin 2\varphi_0 - (R^2/2)(\varphi_0 - \sin \varphi_0) \\
 &\quad - 2R\sin(\varphi_0/2) \cdot \{R\cos(\varphi_0/2) - R\cos\varphi_0\} \\
 &= (R^2/2)\{\varphi_0 - \sin 2\varphi_0 - \sin \varphi_0 + 4\sin(\varphi_0/2) \cdot \cos\varphi_0\} \\
 &\quad \dots\dots\dots (4)
 \end{aligned}$$

圧延材の後進量 l_b は $l_b = F_b/h_1$ であり、ロール表面に対する板の相対速度の平均値 v_b は $v_b = 2l_b/T$ となる。

ロール表面と圧延材の摩擦によつて単位時間に発生する発熱量は先進フローおよび後進フローの相対速度と接線力の積で表わされる仕事量と考えることができ、その場合次式で与えられる。

$$q_i = v_i \mu p_m / 4.27 \times 10^6 \dots\dots\dots (5)$$

ただし添字 i が f のときは先進フロー、 b のときは後進フローの場合である。 q_i による分割時間 Δt の間の境界セグメント Δx の温度上昇を α_{ij} とすれば、発熱量の半分がロールあるいは圧延材の温度上昇に寄与するので α_{ij} は $(q_i/2) \cdot \Delta t = c_p \Delta x \alpha_{ij}$ なる熱平衡の式を満足し

$$\alpha_{ij} = (k_j / 2\lambda_j) q_i (\Delta t / \Delta x) \dots\dots\dots (6)$$

となる。添字 j が r のときはロール側、 s のときは圧延材側である。(6) 式の項を (2) 式に加えることによつて境界面の摩擦熱による温度上昇を求めることができる。

2.1.2 塑性変形による発熱

圧延材の塑性変形による発熱量を次のように考える。平均圧延圧力 p_m に圧延後の変形率 ϵ を乗じた値を圧延材の単位体積の変形エネルギーとし、このエネルギーがすべて熱に交換されるものと仮定する。接触時間を $N\Delta t$ とすると、塑性変形による圧延材の境界セグメント Δx の分割時間 Δt の温度上昇は、

$$\beta = p_m \epsilon / 427 \times 10^{-3} N c_p \dots\dots\dots (7)$$

で求めることができる。したがつて、圧延材側では (7) 式の値を (2) 式に加える。

2.1.3 水冷による熱放散

ロール表面温度を θ_1 、冷却水の温度を θ_w 、熱伝達係数を H とすれば、単位時間にロール表面単位面積から失われる熱量 q_w は $q_w = H(\theta_1 - \theta_w)$ である。熱間圧延では H にどのような値を用いるかはむずかしい問題である。筆者らは H の値として管内を強制対流で流れる水流と管壁間の STENDER¹⁰⁾ の熱伝達係数を用い、あとで述べる準備計算で実際の結果と対比して修正することにした。 H は次式で与えられる。

$$H = 2900 w^{0.85} (1 + 0.014 \theta_w) \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 w は流速である。CGS 単位に変えた q_w と境界層の Δt の間の温度低下 θ_c との関係は熱平衡の式から $-q_w \Delta t = c_p \Delta x \theta_c$ であるから

$$\theta_c = -k_r (\Delta t / \Delta x) (q_w / \lambda_r) \dots\dots\dots (9)$$

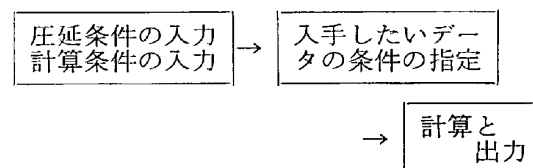
となる。したがつて、ロール表面が圧延材から離れて水冷されるところの表面層の温度は (2) 式において (9) 式の項を加えて

$$\theta_{1,n+1} = \theta_w + \theta_{1,n} + \gamma(\theta_{2,n} - 2\theta_{1,n}) + \theta_c \dots\dots (10)$$

となる。

2.2 数値計算のためのプログラム

前述の数値計算は計算手順にしたがつて電子計算機によつた。プログラミングは FORTRAN で行なつた。プログラムの構成は次の 3 部分からなる。



ここに、圧延条件および冷却条件は Table 1 に示した項目について指定するものである。ロールに複合ロールが使用される場合はロールの外層深さと外層と内層のそれぞれの温度伝導度を入力する。後で述べるように比熱と密度の積を 1 としているので温度伝導度の値は熱伝導

Table 1. Input data for calculation.

Rolling condition:	
Work roll radius	(mm)
Rolling temperature	(°C)
Work roll temperature	(°C)
Cooling water temperature	(°C)
Thickness of strip at inlet	(mm)
Reduction	(%)
Rolling pressure	(kg/mm ²)
Roll speed	(rpm)
Thermal conductivity of roll	(cal/cm·sec·deg)
Thermal conductivity of strip	(cal/cm·sec·deg)
Coefficient of friction between strip and roll	
Thickness of outer shell in roll	(mm)
Thermal conductivity of roll core	(cal/cm·sec·deg)
Specific heat of roll and strip	(cal/g·deg)
Density of roll and strip	(g/cm ³)
Condition of roll cooling:	
Roll angle in degree/Coefficient of heat transfer in cal/cm ² ·sec·deg	
Condition of calculation:	
Number of segment Δx	
Divided number of contact time	
Constant of γ	
Output condition:	
Number of roll rotation	
Distance from roll surface	
Roll angle	

率の値と同じになる。

計算条件とは Table 1 に示した項目を指定する。実際の計算にあたってはロール表面温度の精度を出すために接触時間の分割数を 50 とし、水冷中は誤差が出ない範囲で計算時間を短縮するために逐次 Δt を大きくした。x 軸方向の分割数は温度変化をうける範囲まで包含した。

Table 1 の出力条件とは入手しようとするデータを取る条件を指定する。

2.3 定数の設定

圧延スケジュールから定まらない摩擦係数と熱伝達係数は次のようにして求めた。

ロールギャップの摩擦係数は EKELUND の鋼板圧延の変形抵抗を求める際に用いられたチルドロールと圧延材との摩擦係数の算式¹¹⁾ $\mu = 0.8(0.84 - 0.0004\theta)$ から求め、圧延温度 θ は F_1 スタンドと F_6 スタンド間は直線的に低下するものと仮定し、 $F_1 \sim F_6$ までの摩擦係数の値として、それぞれ 0.35, 0.36, 0.37, 0.38, 0.39, 0.40, の値を用いた。

冷却水がロール表面に接触する点での水圧が 2 kg/cm^2 であると仮定するとその時の流速は $w = 20.2 \text{ m/sec}$ となる。熱伝達係数は (8) 式にこの w 値と、 $\theta_w = 20^\circ\text{C}$ を代入することによって求められ、 $H = 47900 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg} (= 1.33 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg})$ となる。この値がホットストリップミルのロール冷却に対して妥当であるかどうかを準備計算によって検討した。すなわち、 F_1 スタンドにおいて標準的な圧延材として、製品板厚 2.3 mm を圧延する場合について H の値をパラメーターに均一水冷と仮定した時の圧延中のロール表面近傍の温度上昇を計算し、実際のロール温度に類似するような H の値を用いることにした。Fig. 3 に H とロール表面近傍として表面から 10 mm 内部の温度上昇の関係をロール回転によって変化する状況を示す。この計算の結果からロール表面温度は圧延材と接触すると 600°C 近くまで上昇し、水冷によってふたたびもとの温度近くまで低下するが、圧延材通過中はロール表面の最高到達温度は一定の温度に近づいてゆく。その場合、ロール表面が圧延材と接触する直前にロール表面から約 $5 \sim 10 \text{ mm}$ の間に温度分布の極大値が現われ、この温度も圧延材通過中、だんだん上昇し一定の温度に近づいてゆくことが認められた。Fig. 3 はその状況を示したものであるが、この結果から、熱伝達係数を $H/4 = 0.332 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ にとるとロールの温度上昇は 70°C で圧延中のロール表面近傍の到達温度は約 90°C になる。圧延中のロール中心温度の昇温速度は実測から、ロール表面近傍の温度を推定

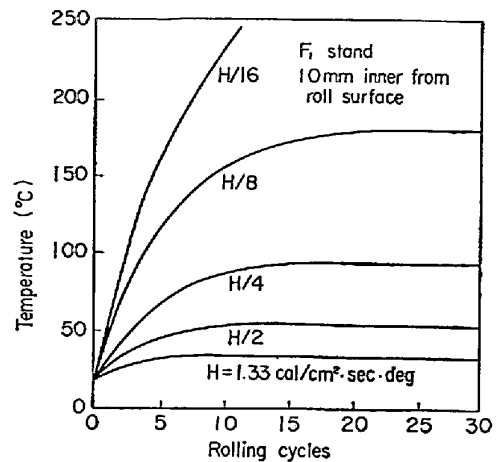


Fig. 3. Variation of roll sub-surface temperature by the value of heat transfer coefficient.

した結果 $80 \sim 100^\circ\text{C}$ と推定されたこと¹²⁾から H の値を $0.332 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ にとることにした。

ロールの熱伝導率は前段スタンドに使用されるアダマイトロールでは $0.07 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ 、後段スタンドに使用される、グレーンロールでは $0.05 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ とし¹³⁾、圧延材の熱伝導率は $0.07 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ とした。ロールおよび圧延材の比熱は $0.13 \text{ cal/g} \cdot \text{deg}$ 、密度は 7.7 g/cm^3 とした。

3. 計算結果

3.1 ロールギャップでの発熱量

Table 2 に計算に用いた 56 インチミルの圧延条件の入力データを示す。圧延材は薄物、標準材および厚物の 3 種を対象とし、それぞれの製品板厚は 1.2 mm , 2.3 mm , および 3.2 mm とした。圧延温度は F_1 スタンド入側と F_6 スタンド出側の温度から比例的に求めた。圧下率は圧延速度と板厚の積が一定と考えて最終スタンドから逆算して各スタンドの板厚を求め、各スタンドの出側および入口側の板厚から求めた。圧延圧力は各スタンドの圧延荷重を、フラットニングを考えない接触面積で除して求めた。

Table 3 に各圧延材について各スタンドのロールギャップにおける発熱量を (5) 式と (7) 式のもとになつた $p_m \epsilon / 427 \times 10^{-3}$ の式から求めた結果を示す。Table 2 と Table 3 を対比してみると次のことがいえる。ロールギャップの発熱量は摩擦によるほうが、塑性変形によるよりも著しく大きい。また摩擦熱は、先進フローのときよりも後進フローのほうが大きくなっている。ロールギャップの発熱量は各圧延材とも後段スタンドにゆくにしたがつて増大する傾向があるが、標準材と厚物では中間スタンドが大きくなっている。圧延材については厚物より

Table 2. Rolling condition.

Thickness of strip (mm)	Stand No.	Roll radius (mm)	Rolling temperature (°C)	Rolling speed (rpm)	Reduction (%)	Rolling pressure (kg/mm ²)
1.2 (Thin gauge)	F ₁	310.5	1 020	51	51.4	26.6
	F ₂	310.8	980	97	47.6	42.5
	F ₃	303.7	940	175	43.2	58.1
	F ₄	300.7	900	256	31.0	77.9
	F ₅	306.3	860	326	23.0	93.2
	F ₆	314.0	820	390	18.2	94.8
2.3 (Standard)	F ₁	310.5	1 010	62	40.9	22.4
	F ₂	310.8	980	104	40.4	28.1
	F ₃	303.7	950	179	40.5	34.8
	F ₄	300.7	920	254	29.0	43.6
	F ₅	306.3	890	310	19.6	47.7
	F ₆	314.0	860	360	16.0	40.2
3.2 (Thick gauge)	F ₁	313.5	980	42	33.0	23.8
	F ₂	308.7	950	67	36.2	27.1
	F ₃	299.5	915	105	34.4	32.8
	F ₄	303.3	880	140	25.9	42.6
	F ₅	310.0	845	170	19.2	26.1
	F ₆	321.8	810	200	18.3	23.8

Table 3. Calories generated by friction and plastic deformation in roll gap.

Thickness of strip (mm)	Stand No.	Contact time (sec)	Calorie by plastic-deformation (cal/cm ³)	Calorie by slip (cal/cm ² ·sec)	
				Backward slip	Forward
1.2 (Thin gauge)	F ₁	0.0346	32.0	746	620
	F ₂	0.0120	47.4	2 220	2 110
	F ₃	0.00466	58.6	5 010	3 530
	F ₄	0.00203	56.3	7 180	4 170
	F ₅	0.00112	50.0	8 810	4 576
	F ₆	0.00073	40.3	8 540	4 180
2.3 (Standard)	F ₁	0.0274	21.4	618	429
	F ₂	0.0125	26.6	1 340	909
	F ₃	0.00567	32.9	2 890	1 910
	F ₄	0.00262	29.6	3 750	2 120
	F ₅	0.00147	21.8	3 540	1 760
	F ₆	0.00102	15.0	2 970	1 420
3.2 (Thick gauge)	F ₁	0.0361	18.4	367	220
	F ₂	0.0195	22.9	747	471
	F ₃	0.00982	26.3	1 330	810
	F ₄	0.00518	25.8	1 820	985
	F ₅	0.00310	11.7	1 100	546
	F ₆	0.00229	10.2	1 140	560

薄物のほうが発熱量が大きくなるなどのことが明らかになった。後段スタンドにゆくにつれ摩擦による発熱量は圧下率が少くなるにもかかわらず低下せず、中間スタンドで大きくなることは(5)式から明らかなように圧延速度の増加によつて圧延材とロールとの間の相対速度が増加することが大きく影響していると考えられる。薄物圧延の場合は圧下率が大きくなり、圧延材のフロー面積が増え、さらに圧延圧力の増大によつて摩擦熱が増加するものと考えられる。

3.2 各スタンドにおけるロール表面温度

Fig. 4, Fig. 5, および Fig. 6 に薄物, 標準材および厚物をそれぞれ圧延したときの各スタンドにおけるロール表面附近の温度分布を計算した結果を示す。これらの温度分布はロール表面が、初めて圧延材と接触したあとと離れる瞬間のロール半径方向の温度分布を示したものである。ロール温度の初期温度は F₁ と F₂ スタンドでは 65°C, F₃ スタンドでは 60°C, F₄ スタンドでは, 55°C, F₅ スタンドでは 50°C, F₆ スタンドでは, 45°C

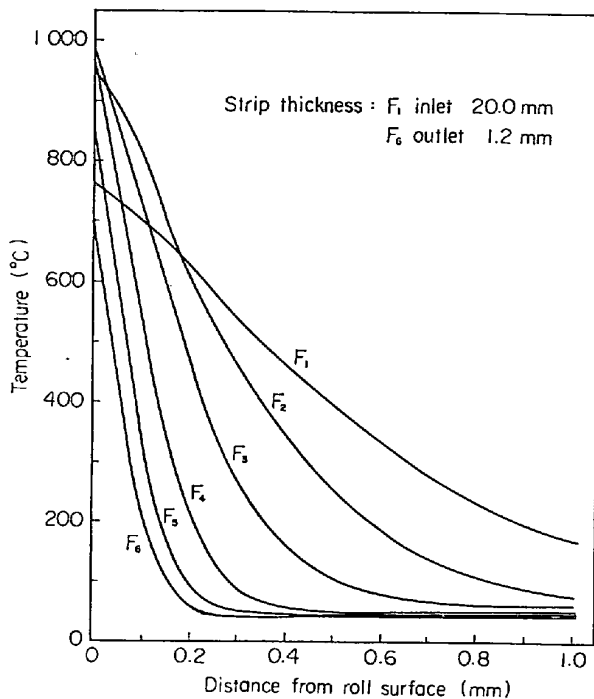


Fig. 4. Roll surface temperature at rolling a thin gauge strip.

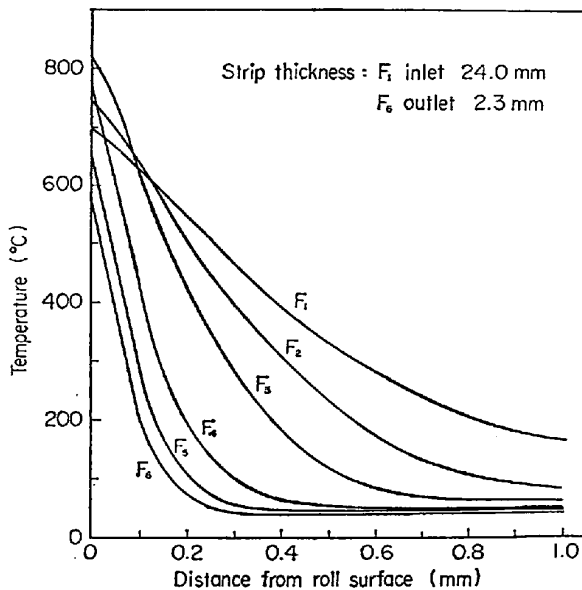


Fig. 5. Roll surface temperature at rolling a standard gauge strip.

とした。また $F_1 \sim F_3$ スタンドのロール材はアダマイト、 $F_4 \sim F_6$ スタンドのロール材は合金グレーンとした。これらの結果から、各圧延材ともロール表面温度は F_2 , F_3 , F_4 スタンドの中間スタンドで高く、 F_1 スタンドでのロール表面温度は、それらの温度よりも低くなることを認められる。その理由は Table 2 と Table 3 で示したように $F_2 \sim F_4$ スタンドの圧延材温度は低下することにかかわらず圧延速度の増加で摩擦熱による温度上昇の影響

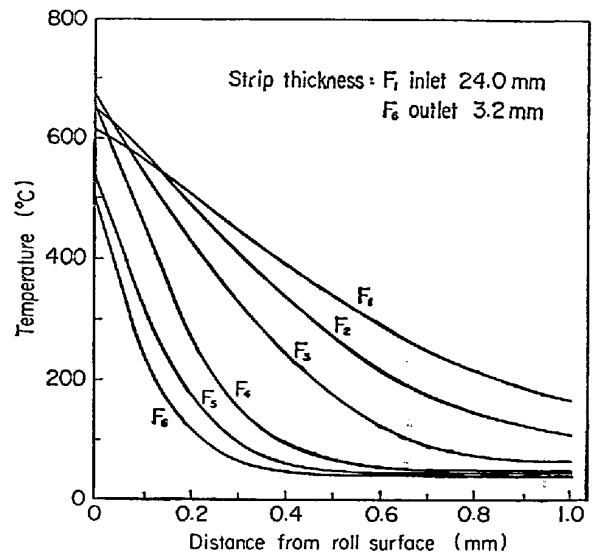


Fig. 6. Roll surface temperature at rolling a thick gauge strip.

響が強くなるためであると考えることができる。ロール表面付近の高温加熱層、例えば 500°C 以上になるロール表層の深さは F_1 スタンドがもつとも深く、後段スタンドにゆくにしたがって、浅くなる傾向がある。これは後段スタンドにゆくにたつれロールと圧延材との接触時間が短くなることが大きな原因であると考えられる。ロール表面の最高到達温度および高温加熱層の深さはロール材の高温特性と関連してロール表面に発生するファイヤクラックパターンおよび肌あれ形態に影響を与えるものと考えられる。

圧延材の板厚のロール表面温度に及ぼす影響については、Fig. 4 と Fig. 5 を比較すると薄物圧延時はとくに前段のスタンドでロール表面の温度が高くなることがわかる。これは薄物圧延では前段で圧下率を大きくしなければならぬために、圧延材のロールギャップでの滑りが増加し摩擦熱が増えるためである。薄物圧延時のこのような熱的負荷は当然ロールの表面損傷に大きく影響を与えるものと考えられる。

3.3 圧延条件のロール表面温度に及ぼす影響

前節で述べた圧延条件のロール表面温度に及ぼす影響を明確にするために F_1 と F_4 スタンドを対象に圧延条件の1つを変化させた場合のロール表面温度の変化を計算した。Fig. 7 にその結果を示す。実線で示した曲線1と7は Table 3 に示した基準圧延条件としての製品板厚 2.3 mm 圧延時の F_1 と F_4 スタンドにおけるロールの温度分布を示す。例えば曲線2は摩擦係数のみを 0.35 から 0.25 (30% 減少) に変化させたときの温度分布を示す。曲線3はロール回転数 62 rpm を 31 rpm (50% 減少) に変化させたときの温度分布を示してい

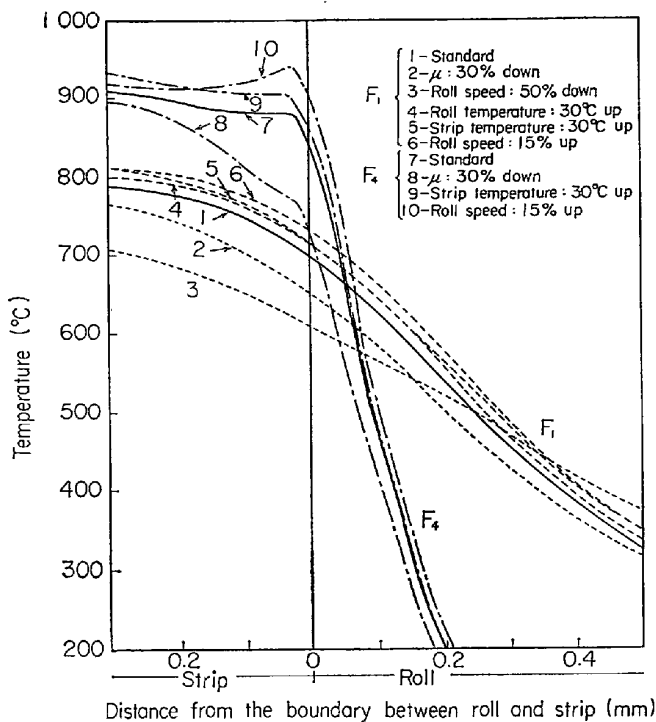


Fig. 7. Variation of roll surface temperature by rolling condition.

る。曲線 1 と 3 を比較すると回転数が小さくなると、ロール表面温度は低下するが、ロール内部の温度が高くなることがわかる。これは回転数の低下により接触時間が長くなるために圧延材とロールとの間の相対速度が小さくなり摩擦熱が減少するが、内部への熱の流入が容易になるためである。Fig. 7 の曲線 2 と 8 を比較すると摩擦係数のロール表面温度に及ぼす影響は前段スタンドより後段スタンドのほうが大なることが認められる。これは後段スタンドのほうが摩擦熱がロール温度上昇に大きく寄与しているために摩擦係数の変動が大きく影響するためであると考えられる。同様に曲線 6 と 10 を比較するとロール回転数のロール表面温度に及ぼす影響についても同じことがいえる。

摩擦熱による温度上昇は (5) 式と (6) 式で示したように μ 比例している。また回転数は相対速度を比例的に増加させて一次的に摩擦熱に影響する。上述の傾向は圧延圧力についても同じである。圧下率は (3) 式と (4) 式で示した圧延材のフロー面積に比例するから、同じ傾向が得られるものと考えられる。ロールおよび圧延材の初期温度の変化はロール表面温度に対しておよそ

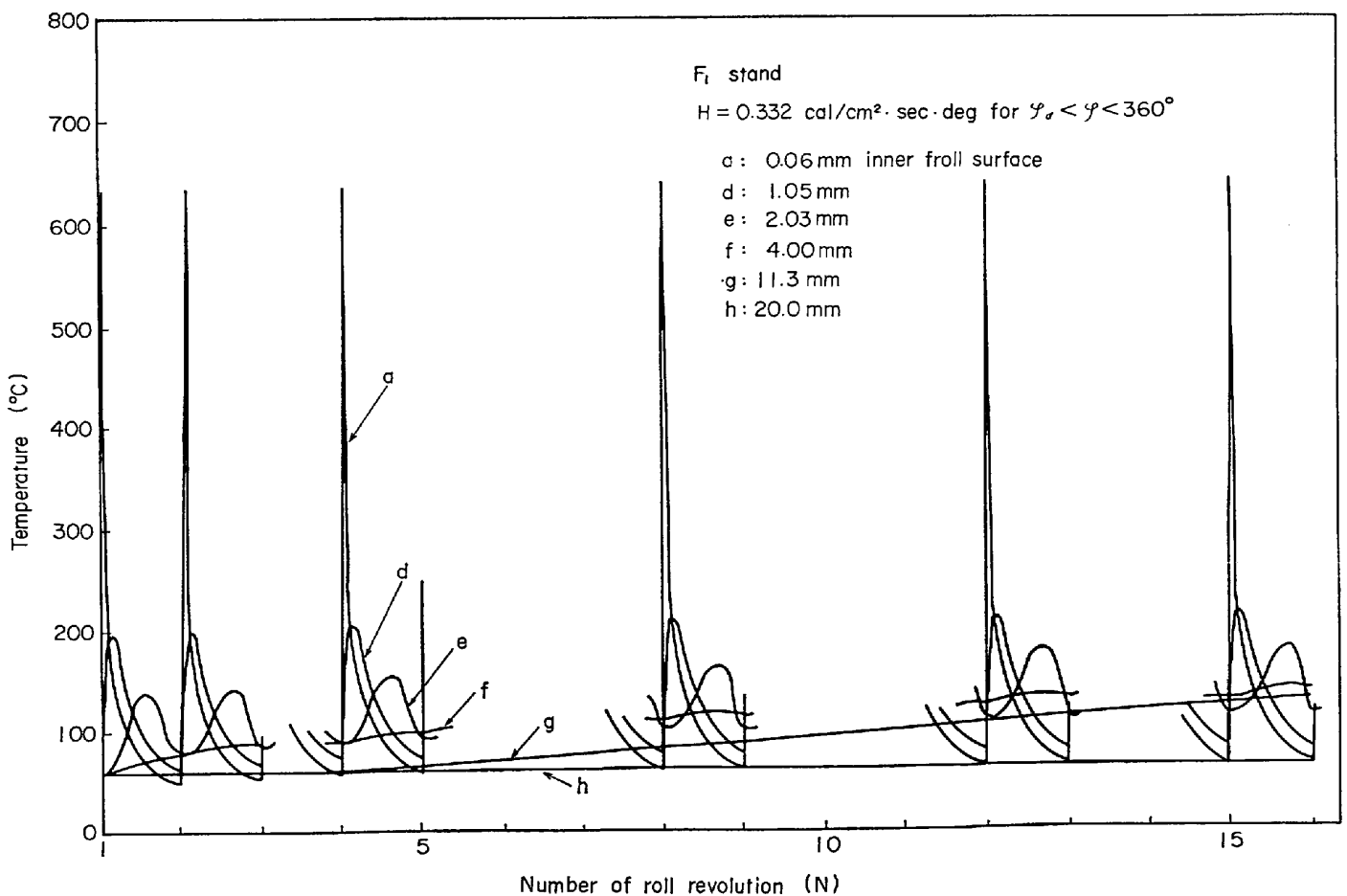


Fig. 8. Variation of roll temperature during roll revolutions.

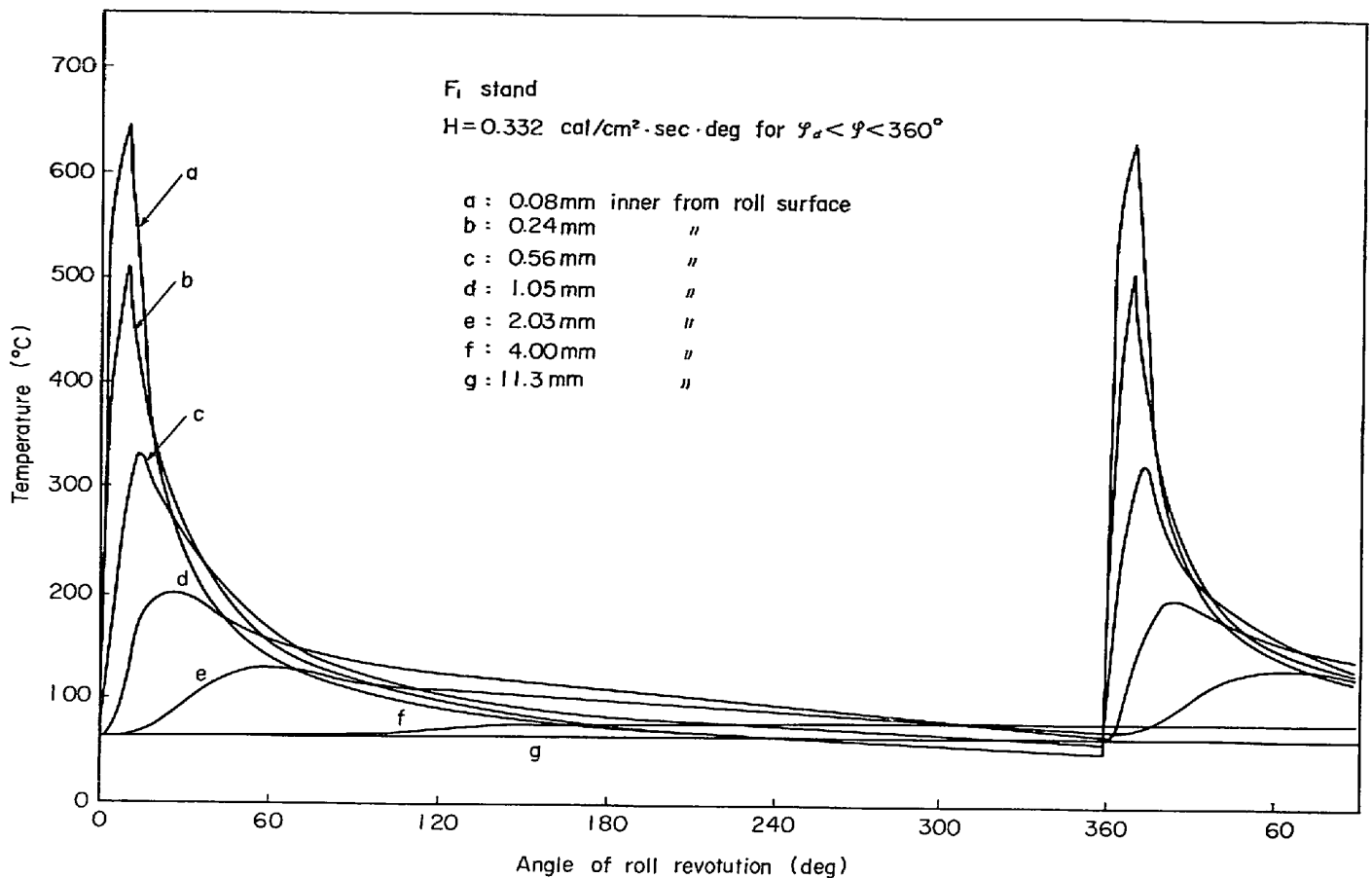


Fig. 9. Variation of roll temperature during first revolution.

50% で影響していることがわかる。

3.4 繰り返し接触した場合のロール温度

Fig. 8 に標準圧延材 (2.3 mm) 圧延時の F₁ スタンドにおけるロール温度の変化を回転数との関係で示した。ロール表面が圧延材と離れて再び接触するまでの間の水冷条件は均一とし、 H の値は $0.332 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ とした。Fig. 9 に最初の 1 回転中のロール温度変化を示す。各曲線にロール表面からの位置を示しているがロール半径方向の分割単位の長さの関係で深さの値が小数点以下の値となつてゐる。表面から約 1 mm 以内はロールが回転するにつれて、同じ温度幅を振動し、その最高到達温度はほぼ一定であることがわかる。ロール表面が圧延材から離れたあと、しばらく空冷される場合として、回転角度 30 度の間を $H = 0.003 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ とし、そのあと $H = 0.332 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ とした場合のロール温度の変化を Fig. 10 に示す。水冷以外の条件は Fig. 8 と同じである。Fig. 11 に最初の 1 回転中のロール温度変化を示す。この場合はロール表面近傍の温度はロール回転とともに急激に上昇してゆき 15 回転目を過ぎると飽和する傾向が認められる。Fig. 12 は 15 回転目に圧延材と接触する前後のロール半径方向の温度

分布を水冷条件によつてどのように変化するかを示したものである。曲線 A は Fig. 10 の場合、曲線 B はロールの前後で強いスプレーがある場合、曲線 C は空冷される回転角度が 30 度で $H = 0.01 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ にした場合、曲線 D は Fig. 8 の場合である。この結果からロール表面が圧延材から離れた直後に水冷することはロール表面温度を下げ、かつ高温加熱層を浅くするのに効果があることがわかる。ロール表面の水冷が遅れるとロール表面の温度振幅が小さくなるが高温度側に移動し、高温加熱層が深くなることがわかる。このようなロール冷却のロール温度に及ぼす変化はロール表面損傷に大きく影響するものと考えられる。

4. ロール温度の表面損傷に及ぼす影響

4.1 高温加熱層深さのファイークラック深さに及ぼす影響

ロール表面は回転毎に急激急冷されるために熱疲労によつてファイークラックが発生する。その機構は急熱された表面層が熱膨張して生じる圧縮応力が高温になつた材料の降伏応力をこえて塑性歪となる。その歪が冷却後に弾性残留引張り歪に変わり、それが材部の引張り強

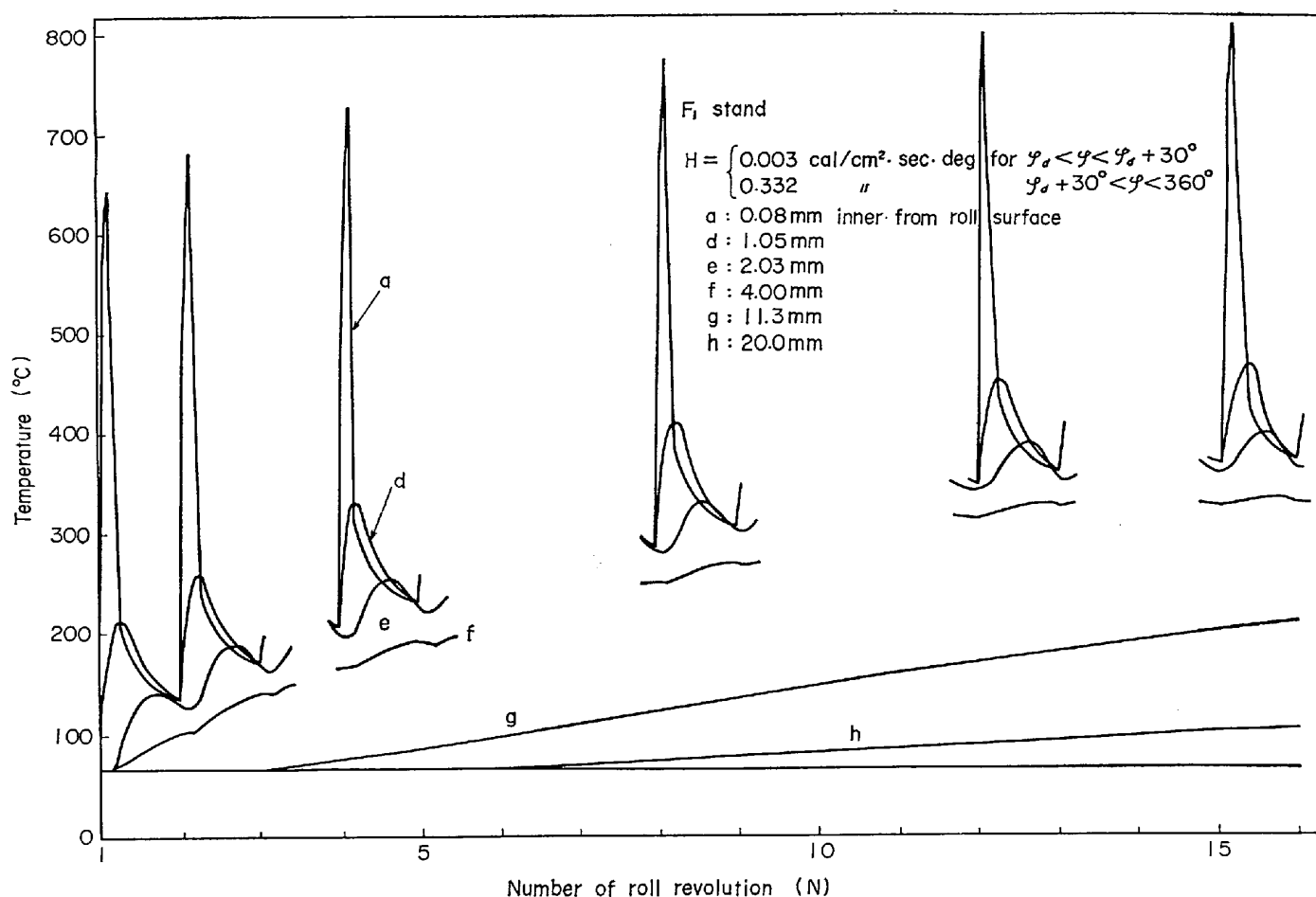


Fig. 10. Variation of roll temperature during roll revolutions.

さ以上になつてクラックが発生するという考え方¹⁾,あるいは加熱冷却のサイクルによつて現われる圧縮・引張応力-歪ヒステリシス曲線による熱疲労によつてクラックが発生するという考え方⁴⁾⁵⁾がある. どちらもロール表面温度および高温に加熱されるロール表面層深さがヒートクラックの深さに関係している.

3章のロール温度計算結果とファイヤークラックの深さとの関係を考えてみる. F_1 スタンドで使用されたアダマイトロールの表面部断面を観察した結果, ファイヤークラックの深さは 0.8~1.0 mm である¹⁴⁾¹⁵⁾. クラック深さはあとで述べるようにロール冷却条件とロール材の耐熱性特性によつて変化するので正確な値を求めるのは困難である. スタンド別あるいは圧延条件によつてファイヤークラック深さが相対的にどのように変化するか推論するためにクラックの発生臨界温度を仮定することにした.

臨界温度の設定には材料の高温におけるヒステリシス曲線とその繰り返し数によるクラック発生条件を明確にする必要がある. STEVENS¹⁶⁾ らの研究によるとダクタイルロール材の熱疲労限を上述の考えにしたがつて約 340

°C と設定している. またそのときの材料の高温硬度は常温に比べ約 15% 低下した温度に対応している. 材料硬度の温度依存性は高温における材料の塑性変形態と関係する. Fig. 13 にホットストリップミルに用いられているロール材の硬度を高温ビッカースで測定した結果を示したものである. 常温硬度から 15% 低下する温度をクラック発生臨界温度と仮定すると, アダマイト材は 300°C, グレーン材は 250°C となる. Fig. 4, Fig. 5, および Fig. 6 においてこの臨界温度に達する深さを求めると Table 4 のようになる. この結果から後段スタ

Table 4. Distance from roll surface which attained to critical temperature (mm).

Gauge Stand No.	Thin gauge	Standard	Thick gauge
F_1	0.66	0.57	0.58
F_2	0.44	0.41	0.46
F_3	0.28	0.29	0.33
F_4	0.18	0.17	0.21
F_5	0.12	0.11	0.14
F_6	0.09	0.09	0.10

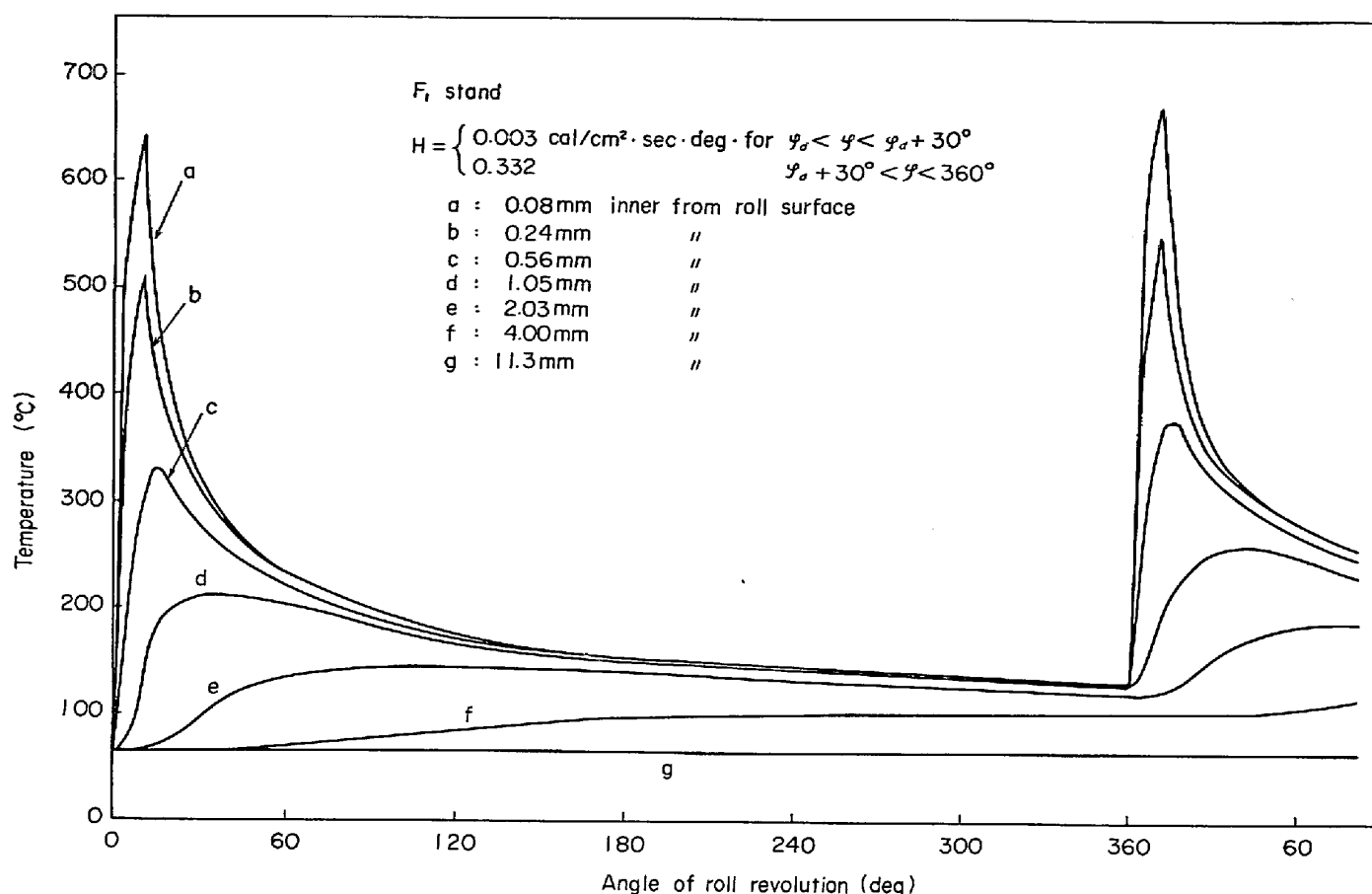


Fig. 11. Variation of roll temperature during first revolution.

ンドにゆくにつれてファイヤークラックは浅くなる。その程度は標準材でみると F_1 スタンドを基準にとれば F_2 スタンドから F_6 スタンドまでそれぞれ F_1 スタンドの約 70%, 50%, 30%, 20%, 15%, となつている。薄物圧延時のロール表面温度は標準材圧延時に比べて高くなるが、高温加熱層は F_1 スタンドで深くなるのみであとのスタンドではそれほど変わらない。逆に、厚物圧延時では高温加熱層が深くなる傾向がみられ、ファイヤークラックの深さも同じ傾向を示すものと考えられる。このような高温加熱層深さの変動は Table 3 から明らかなようにロールと圧延材との接触時間が影響しているといえる。上述のクラック深さの各スタンドの傾向は実体ロールでも観察されている。

4.2 表面温度の摩耗肌荒れに及ぼす影響

前段スタンドとくに F_1 , F_2 スタンドに使用されたアダマイтроールは黒皮といわれる黒色の酸化皮膜におおわれ、ファイヤークラックが発生しているがロールはほとんど摩耗しない⁹⁾。しかし薄物圧延時にはロールの酸化皮膜が不安定で、流星状肌荒れあるいはスケールバンディングが生じやすく、ロールの摩耗量は全体にいちじるしく増大する。また、ロールの摩耗量はスタンドによ

つて差がある。

Fig. 13 から明かなようにアダマイト材の硬度は 700°C 以上ではほぼ一定になる。また材料の特性からこの温度では塑性化されているものと考えられる。薄物圧延時のロール表面温度は Fig. 4 に示したように標準材圧延時に比べ F_1 スタンドでは 60°C, F_{2-5} スタンドでは約 200°C, F_6 スタンドでは 130°C 高くなる。黒皮がロール表面に付着する条件の F_1 , F_2 スタンドにおいてロール表面層が塑性化される温度になると黒皮の下地となつているロール材が流動し黒皮の剝離を誘発しやすくなると考えられる。アダマイトロール材は炭素含有量が 1.5~1.8% であるので組織中には炭化物が存在する。ぜい弱な塊状セメタイトが存在するとファイヤークラックの基点となり¹⁰⁾それを起点としてさらに黒皮の剝離が進行しやすくなると考えられる。

黒皮の付着しないスタンドのロールの摩耗をロール温度とそのときの硬度との関係において考えてみる。圧延中のロール表面温度は圧延材の種類にかかわらず中間スタンドが F_1 および F_5 , F_6 に比べて高くなる。圧延材と接触時のロール表面の硬度は Fig. 13 の高温硬度特性とロール温度と対比すると Table 5 のようになる。

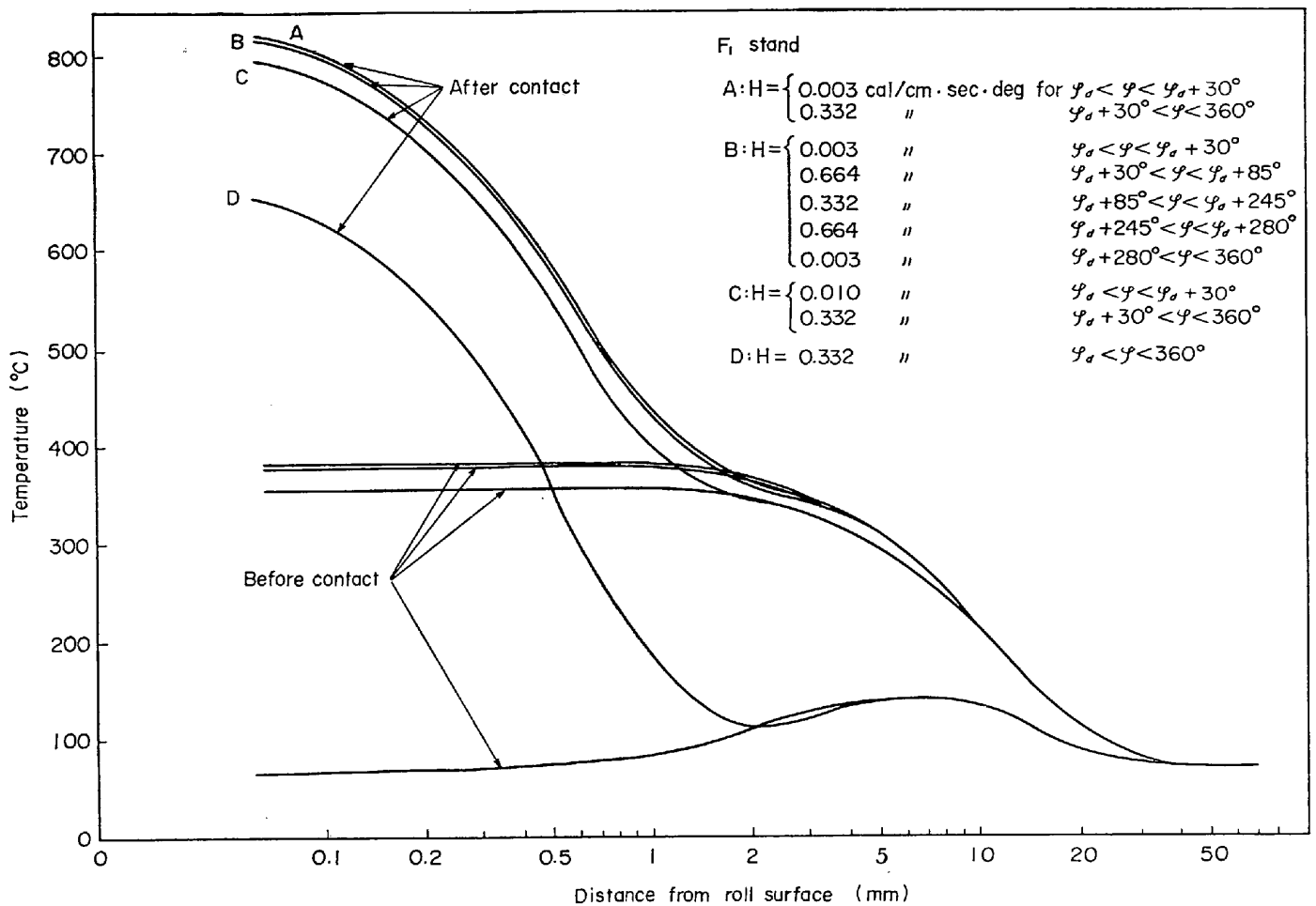


Fig. 12. Variation of roll temperature by cooling conditions.

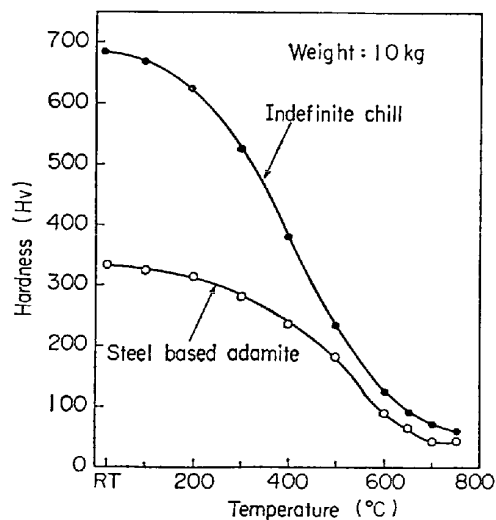


Fig. 13. Variation of hardness of roll materials with temperature.

黒皮の付着しない F₃ スタンド以降では F₃~F₆ にゆくにしたがってロール材の硬度は高くなっているため摩耗量は硬度に逆比例して少なくなるものと考えられる。摩耗には上述の温度のほかに圧延圧力と接線力も関係す

Table 5. Roll surface hardness during contact to strip (Hv).

Gauge	Thin gauge	Standard	Thick gauge
Stand No.			
F ₁	<35	<35	90
F ₂	<35	<35	65
F ₃	<35	<35	50
F ₄	<60	<60	90
F ₅	<60	90	190
F ₆	70	150	230

Adamite for F₁~F₃
Indefinite chill for F₄~F₆

る。Table 2 に示したように圧延圧力は薄物および標準材圧延時では F₃ スタンド以降の変化がないのに対し、厚物圧延時では F₃, F₄ スタンドが最大になっている。接線力は Table 3 の摩擦熱から推定できるが、接線力の変化は上述の圧延圧力の変化と同じ傾向を示している。これらを総合して考えると F₃ および F₄ スタンドではロール摩耗量は最も大きくなっていると考えられる。

4.3 ロール冷却のロール表面損傷に及ぼす影響

Fig. 3 で冷却水とロール表面との間の熱伝達係数を変化させた場合のロール温度を算出した。この結果から水冷効果が低下するとロールのベース温度を高めるのでロール表面温度が高くなる。3.4 項および4.2項で述べたように水冷効果の低下は高温加熱層を深くし、またロール硬度を下げるのでファイヤークラックの発生と摩耗とを助長するものと考えられる。

Fig. 12 に示した結果から圧延材出口側を十分冷却することはロール温度を下げるのに非常に効果があり、前項で述べたロール表面損傷を軽減させるものと考えられる。STEVENS¹⁶⁾ らおよび PARKE⁵⁾ らも同じ結果を報告している。奥本¹⁷⁾らの分塊ロールを対象とした研究によれば冷却水をかける時期はなるべく圧延材出口側から遅らせた方がファイヤークラック防止に有利であると報告している。これらの考え方の差はロールの高温加熱層深さが圧延条件によつて異なることによるものと考えられる。すなわち、分塊圧延機の場合はホットストリップミルに比べロールの回転が遅く、ロール直径が大きいことから接触弧が長くなり、ロール表面が圧延機と接触する時間が長くなるので高温加熱層が深くなる。ロール表面温度が同じと仮定した場合、ロール表面が急激に冷却された時に生じる表面の引張応力は同じであつても高温加熱層が深いとこの引張応力は内部まで発生し、クラックが深くなると考えられる。冷却が遅れると応力こう配はゆるやかになりクラックは浅くなるが、ロール温度が高くなり発生する応力が大きくなる。その意味ではロール表面を除冷したあと十分に冷却するのは効果があるが、ロール回転の早いストリップミルでは Fig. 12 に示したように冷却時間が短かいので十分な冷却が困難であることから早い時期に冷却したほうがよいと考えられる。

5. 結 言

ホットストリップミル仕上スタンドを対象に圧延条件のロール表面温度に及ぼす影響を解析するために、パススケジュールから圧延中のロール温度を求める FORT-RAN プログラムを作製した。このプログラムを用いロール表面温度を計算し、さらにその結果からロール損傷について考察し次の結果がえられた。

(1) ロール表面の温度は中間スタンドで高くなり、ロール表面の高温加熱層は前段スタンドで深くなり後段にゆくにつれて浅くなる。

(2) ロール表面の温度は圧延材のサイズに大きく影響され、薄物圧延時には前段スタンドのロール表面温度は高くなる。

(3) 圧延中のロール温度はロール冷却条件の影響を強くうける。とくに圧延材出口側の冷却条件の影響が大きい。

(4) ロール表面に発生するファイヤークラックのパターンは前段から後段にゆくにつれ微細になり、ロール表面の高温加熱層深さと関係がある。ロールの摩耗肌荒れはロール表面温度に影響される。これらの損傷はロール冷却条件に密接な関係がある。

おわりに、本研究を行なうに当たり、圧延条件をご教示いただき、かつ発表の許可をいただいた日新製鋼呉製鉄所に厚く謝意を表する次第である。

記 号

k : 温度伝導度	(cm^2/sec)
λ : 熱伝導率	($\text{cal}/\text{cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$)
c : 比熱	($\text{cal}/\text{g} \cdot \text{deg}$)
ρ : 密度	(g/cm^3)
θ : 温度	($^{\circ}\text{C}$)
Δt : 分割時間	(sec)
Δx : 分割距離	(cm)
L : 接触弧の長さ	(mm)
R : ロール半径	(mm)
h_1 : 入口側板厚	(mm)
h_2 : 出口側板厚	(mm)
φ_0 : 接触角	(rad)
p_m : 平均圧延圧力	(kg/mm^2)
μ : 摩擦係数	
v_i : 相対速度	(mm/sec)
q_i : 単位時間、単位面積当りの摩擦による発熱量	($\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$)
α_i : 摩擦による温度上昇	($^{\circ}\text{C}$)
N : 接触時間の分割数	
β : 塑性変形による温度上昇	($^{\circ}\text{C}$)
ε : 圧下率	($\%/100$)
q_w : 単位時間、単位面積当りの冷却による拡散熱量	($\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$)
H : 熱伝達係数 ((8) 式において $\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{hr} \cdot \text{deg}$, ほかは $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$)	
w : 流速 ((8) 式において)	(m/sec)
φ : 回転角	($^{\circ}$)
φ_d : 度で表示した接触角	($^{\circ}$)

文 献

- 1) 河原: 日立評論, 33(1951)9, p. 123
- 2) C. F. PECK, J. M. BONNETT, and F. T. MAVIS: Iron Steel Eng., 31(1954)6, p. 45
- 3) S. CERNI, A. S. WEINSTEIN, and C. F. ZOROW-

- SKI: Iron Steel Eng., 44(1963)9, p. 165
- 4) R. V. WILLIAMS and G. M. BOXALL: JISI, 203 (1965)4, p. 369
- 5) D. M. PARKE and J. L. L. BAKER: Iron and Steel Eng., 53(1972)12, p. 83
- 6) 関本: 日立評論, 別冊-42(1961), p. 43
- 7) 奥本, 新山: 鉄と鋼, 50(1964)4, p. 601
- 8) 新山, 高見, 奥本, 森, 田中: 鉄と鋼, 51 (1965)11, p. 195
- 9) 関本: 潤滑, 16(1971)8, p. 54
- 10) シヤック: 応用伝熱(1943), p. 81 [コロナ社]
- 11) S. EKELOUND: Steel, 93(1933), Aug. 21
- 12) 関本: 鑄鍛造, 19(1966)5, p. 48
- 13) 関本: 日立評論, 別冊-33(1959), p. 89
- 14) 堀, 田部: 鉄と鋼, 55(1969)3, p. 163
- 15) 田中, ほか: 日立評論, 50(1968)6, p. 63
- 16) P. G. STEVENS, K. P. IVENS, and P. HARPER: JISI, 209(1971)1, p. 1
- 17) 奥本, ほか: 鉄と鋼, 51(1965)1, p. 39
-