

論 文

UDC 621.771.22.07 : 539.377 : 536.5 : 620.193.94

分塊ロールの温度および熱応力分布*

鈴木 克巳**・守末 利弥***・神保 昌平****

小平 博*****・堀 正夫*****

Distributions of the Temperature and Thermal Stress in the Slab Mill Roll

Katsumi SUZUKI, Toshiya MORISUE, Shohei JINPO,

Hiroshi KOHIRA, and Masao HORI

Synopsis:

The temperature distributions in the slab mill roll were measured experimentally, and the thermal stresses in roll were calculated from the temperature distributions. The following results were obtained.

1. The maximum temperature measured in this experiment is 220°C; inside 3 mm from the surface.
2. The maximum temperature at the center of the roll is 120°C.
3. The thermal stress in the roll surface layer by the rolling with cooling water after rolling without colling water is tensile and less than 10 kg/mm².
4. The thermal stress at the center of the roll is tensile and less than 20 kg/mm².
5. The neutral point where the sign of stress changes is about 16 cm from the roll surface.
6. The required properties of the roll are as follows;
 - (1) The surface layer (0-1 mm from the surface); strength to heat checking,
 - (2) The middle part (1-250 mm); fatigue strength, and
 - (3) The inner part (250 mm-center); toughness.

1. 緒 言

ロールを折損に導く原因には、もちろん外力が重要であるが、同時に圧延時の温度変動およびこれに伴う熱応力の発生が特に重要であり、両者が重畳して、熱き裂あるいは疲れき裂に発達し伝播される。したがってロール温度変化についての資料を求め、これに伴って発生する応力を明らかにし、折損を防止する対策を講ずる必要がある。

ロールの折損事故を軽減させる対策を大別すると、製造、使用条件および材質の3つになる。とくに、分塊ロール、厚板粗ロールのごとく、苛酷な、熱的、機械的条件のもとで使用されるロールでは、折損事故におよぼす使用条件の影響が著しく大きい。

熱延ロールの熱応力に関する計算例は、いくつか公表

されているが^{1)~4)}、ホットストリップミルのごとく同一条件のもとで圧延が行なわれ周期的な熱サイクルを受けた場合の計算結果が多い。

一方ロール折損は、連続注水圧延のみの場合は少なく、無注水圧延と注水圧延とを組合わせた時に多いことが経験的に認められている。したがって、現実的な、最も苛酷な条件下において、ロールに発生する熱応力の変化状態を明らかにし、熱応力的に安全な使用条件をは握すべきであると考えた。しかし圧延品種構成は、ロールスタンドごとに異なり、しかも圧延スケジュールなども、かなり差があり、特殊な圧延品種の組合わせ時における熱応力の発生状態にいたつては、全く公表されていない。

したがって、圧延条件の改善を計るため、折損頻度の高い圧延品種構成を選定し、この圧延過程における熱応力発生状態を調べ、この点から適正使用条件を明らかに

* 昭和 48 年 10 月、49 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 49 年 5 月 9 日受付 (Received May 9, 1974)

** 新日本製鉄(株)製品技術研究所 工博 (Products R & D Laboratories, Nippon Steel Corp. 5-10-1, Fuchinobe Sagamihara 229)

*** 新日本製鉄(株)製産技術研究所 工博 (Nippon Steel Corp.)

**** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (Nippon Steel Corp.)

***** 新日本製鉄(株)工作本部 (Nippon Steel Corp.)

3, 6, 10, 100, 500 mm の位置に、シース熱電対の先端をセットし、6 mm ϕ の2つの溝に6本の熱電対をそれぞれ3本ずつ通して、治具の1端から引き出し、左右一対の治具をボルト締めしてロール径方向にあけた孔に埋込んだ。

温度測定時の圧延スケジュールは、Table 1 に示すとおりである。

2.1.2 実体ロールの温度測定結果

Table 1 に従つて、無注水、制限注水、注水圧延を行なつた場合のロール各部の温度変化を Fig. 3~Fig. 6 に示す。

第1回目の無注水圧延を 16.7 min 連続して行ない、

[illegible]

Fig. 2. The steel rod to be inserted in the roll, with thermo couples cemented in the holes.

Table 1. Rolling schedule used in measuring the roll temperature by the experiment.

Time (min)	50					100		
Rolling operation	no. W (3)	A (4)	no. W (5)	A (6)		LW	W	no. W
Time (min)	150			200			250	
Rolling operation	no. W		A	W				

W; Rolling with cooling water, no. W; Rolling without cooling water, LW; Rolling with limited cooling water, A; Air cooling, (3)-(6); The appointed times which are used in comparison of the measured temperatures with the calculated temperatures.

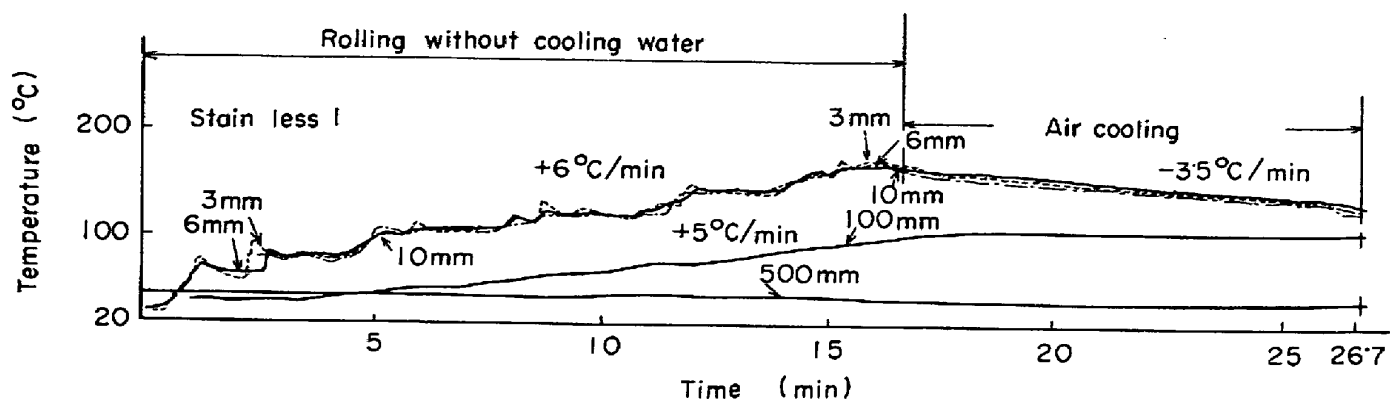


Fig. 3. Changes of the roll temperatures with the changes of the rolling operations.
(First rolling without the cooling water → air cooling)

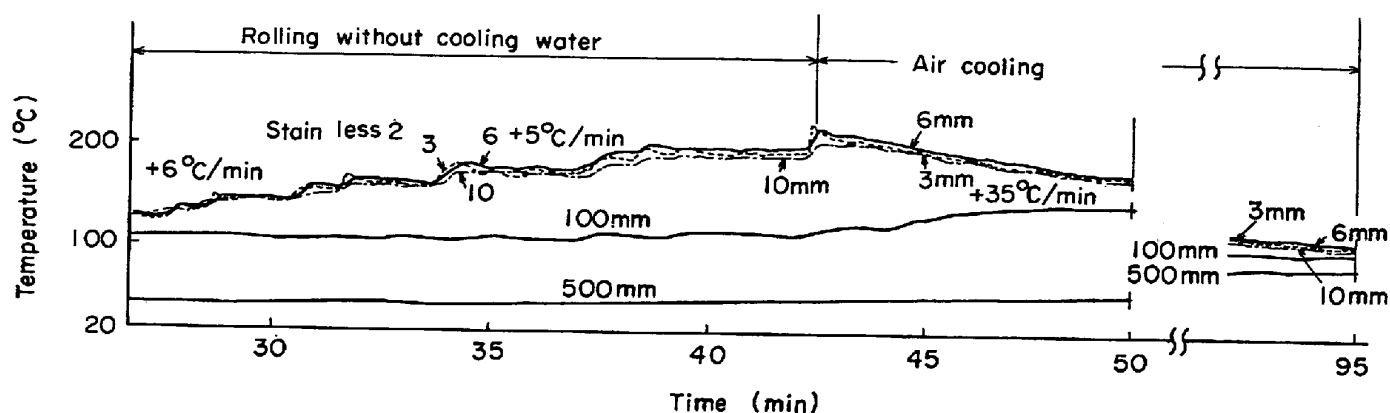


Fig. 4. Changes of the roll temperatures with the changes of the rolling operations.
(Second rolling without the cooling water → air cooling)

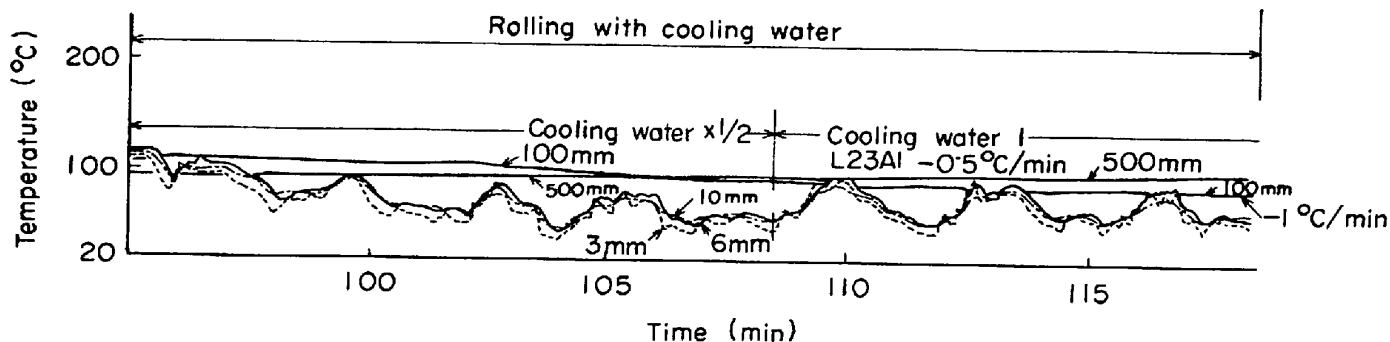


Fig. 5. Changes of the roll temperatures with the changes of the rolling operations.
(Rolling with limited to the half cooling water → rolling with the cooling water)

さらに 10 min 間徐動空冷した時、ロール各部の温度変化を Fig. 3 に示す。圧延の経過に伴って、表面から 10 mm までの部分はほぼ同様に漸次温度が上昇し、165°C に到達する。100 mm の部分は圧延開始後約 5 min から昇温を開始している。500 mm の部分ではほとんど温度変化は認められない。曲線に示されている +6°C/min +5°C/min および -3.5°C/min はそれぞれの昇温 (+) 降温 (-) 速度をあらわしている。

第 1 回目の無注水圧延完了後徐動空冷時のロール各部

の温度変化はロール表面から 10 mm までの部分は 165°C から 135°C に下がる。一方 100 mm, 500 mm の部分では、ほとんど温度の変化は認められない。

Fig. 3 の徐動空冷後第 2 回目の無注水圧延を行ないさらに 52 min 間徐動空冷した時の温度変化を Fig. 4 に示す。表面から 10 mm までの部分は 1 パスごとに昇温し最高温度 210°C に達する。ここでも、100 mm および 500 mm の部分の温度変化は認められない。圧延完了後徐動空冷した時の温度変化は、表面から 10 mm までの

Table 2. Weight and length of the ingots in the rolling schedule.

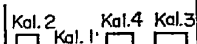
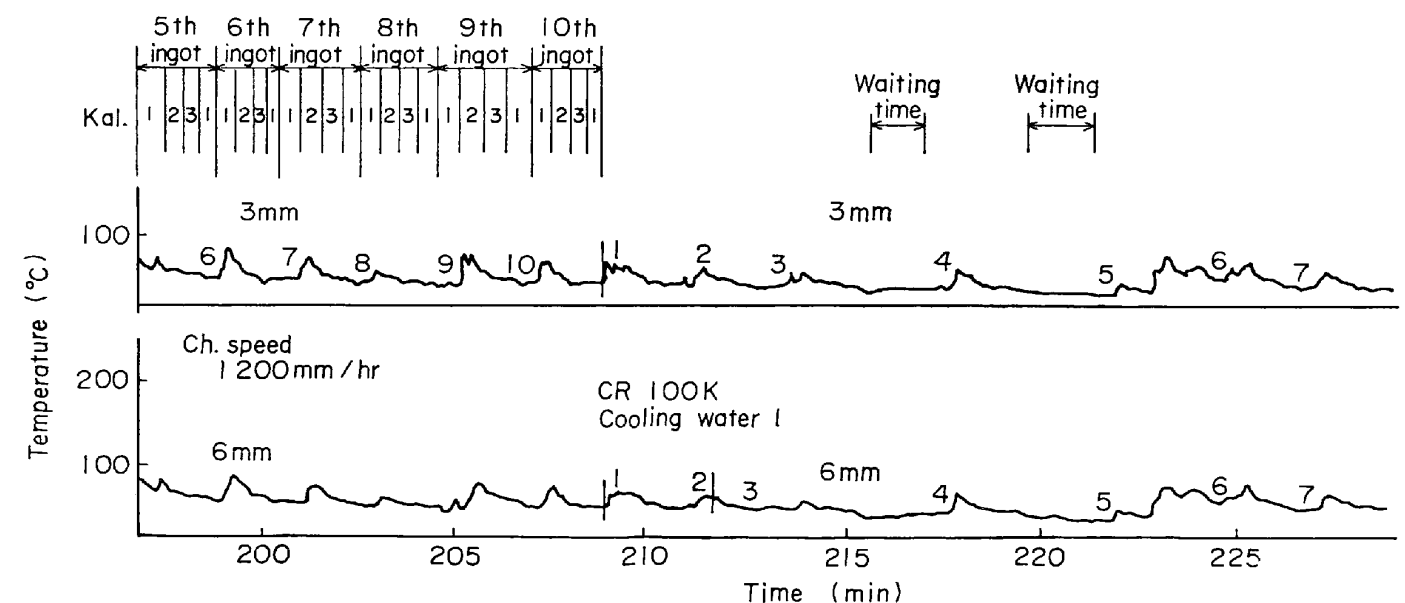
Rolling time (min)	Ingot		Number of rolled ingot	Used kalibers	Cooling water	Kalibers
	Weight	Initial length				
0 ~ 16.7	6 t	789 mm	5	No 1, No 4	no W	
26.7 ~ 42.7	6	789	4	No 1, No 4	no W	
95 ~ 108.5	16 ~ 19	1629	4	No 1, No 2	L, W	
108.5 ~ 123	19	1629	4	No 1, No 2	W	
123 ~ 178	6	897 ~ 947	30	No 1, No 3	no W	
				No 1, No 4	"	
188 ~ 238	7	897	20	No 1, No 2, No 3	W	

Fig. 6. Changes of the roll temperatures with the changes of the rolling operations.
(Air cooling—rolling with the cooling water)



部分は 210°C から 110°C まで減少するが、100 mm の部分は、初めは 110°C から 140°C まで温度が上がり、それ以後は漸次降下して約 53 min 後には 100°C に達し、表面部の温度との差が約 10°C になる。

第2回目の徐動空冷後，制限注水圧延を行なった時の温度変化を Fig. 5 に示す．表面から 10 mm までの部分は 40°C~100°C の間で変動しているが，100 mm の部

分は 110°C から 80°C に漸次降温し、500 mm の部分は 90°C から 100°C にゆるやかに昇温している。したがって、表面部分より内部の方が高温になる。

Fig. 6 に長時間の無注水圧延後空冷して、表面下 10 mm までの温度が 170°C, 100 mm と 500 mm の温度がそれぞれ 155°C, 100°C に達してから、注水圧延した時の温度変化を示す。表面下 10 mm までの温度は、次

第に降下し 35°C~85°C になり, 制限注水の場合に比べ温度変動も少なくなっているようである。

Table 1 に示す圧延スケジュール下で圧延した鋼塊の重量サイズ, 圧延に使用した kal の番号などを Table 2 に示し, 鋼塊を圧延したときのピッチ間隔, 使用した kal の順序などを Fig. 7 に示した。

2.2 温度分布の計算⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾

2.2.1 計算方法

ロール内温度分布の計算は Fig. 8 に示すとき, 接触状況下で,

- (1) ロール表層部の短周期現象 (ロールが 1 回転する間の温度変化)
 - (2) ロール内部の長周期現象
- の 2 つに分けて行なう。

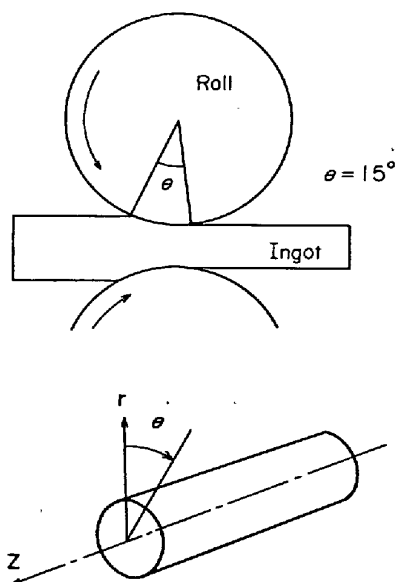


Fig. 8. The touched situation of the roll with the ingot and definition of r , θ , and z directions in the roll.

Table 3. Definition of the marks used in the calculation of the temperature.

$\theta_R(r, t)$	Temperature distribution in the roll (r : position t : time)
$\theta_I(r, t)$	Temperature distribution in the ingot
a_R	Thermometric conductivity of the roll
a_I	Thermometric conductivity of the ingot
K_R	Thermal conductivity of the roll
K_I	Thermal conductivity of the ingot
h_W	Coefficient of heat transfer
θ_W	Room temperature or temperature of cooling water
t_n	n th contacted time of the roll with the ingot
r_0	Constant (e.g. $r_0 = 4$ cm for Fig. 9 (a))

なお, ロール内温度分布は, 半径方向に勾配を有し, 軸方向には, 一様であると仮定する. したがって 2 次元熱伝導問題となるが, ロールに固定した座標系を採用して, 半径方向のみの 1 次元熱伝導と仮定して以下計算を行なった。

(1) ロール表層部の温度分布

計算に用いた諸元を, Table 3 に示す。

ロール表層部およびインゴット表層部の熱伝導方程式は, (1), (2) 式である。

$$\frac{\partial \theta_R}{\partial t} = a_R \cdot \frac{\partial^2 \theta_R}{\partial r^2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\frac{\partial \theta_I}{\partial t} = a_I \cdot \frac{\partial^2 \theta_I}{\partial r^2} \quad \dots\dots\dots (2)$$

境界条件として, ロールとインゴットの接触時には,

$$K_R \frac{\partial \theta_R}{\partial r} = K_I \frac{\partial \theta_I}{\partial r} \bigg|_{r=0} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ロールとインゴットの非接触時には

$$K_R \cdot \frac{\partial \theta_R}{\partial r} = h_W (\theta_W - \theta_R) \bigg|_{r=0} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\frac{\partial \theta_R}{\partial r} = 0 \bigg|_{r=r_0} \quad \dots\dots\dots (5)$$

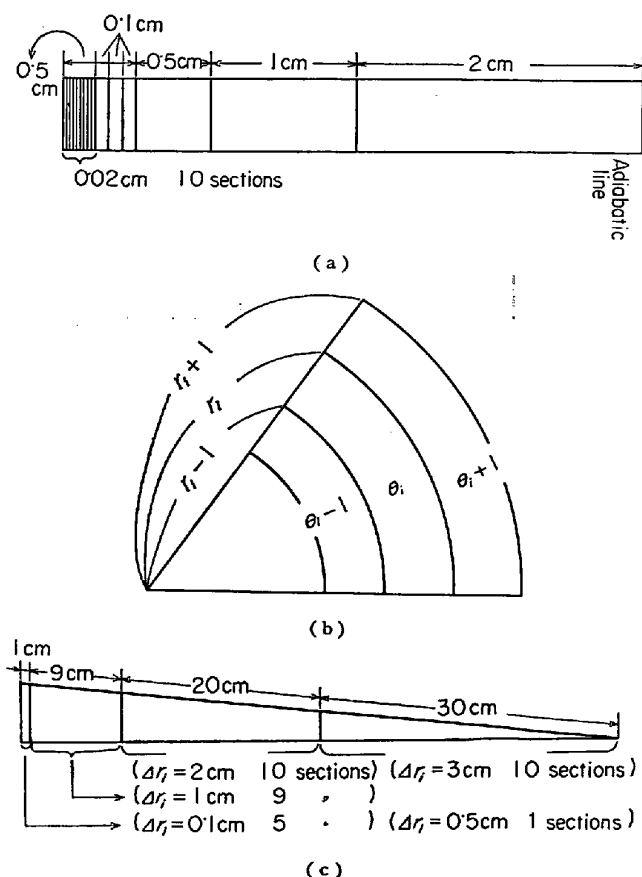


Fig. 9. (a) The divided sections of the roll surface for some temperatures studies.
(b) The divided sections of the inner parts of the roll using the cylindrical coordinate.
(c) The divided sections of the inner parts of the roll using the cylindrical coordinate.

$$\partial\theta_I/\partial r=0|_{r=r_0} \dots\dots\dots (6)$$

初期条件

$$\begin{cases} \theta_R(r, 0) = 25^\circ\text{C} \\ \theta_I(r, t_n) = 1200^\circ\text{C} \end{cases} \dots\dots\dots (7)$$

数値計算は、(1)～(6)式を差分式に書き直してコンピュータで行なう。ロール、インゴットとも区間分割は、Fig. 9(a)に示すようにした。

(2) ロール内温度分布

ロール内の長時間的溫度分布は、(8)式に従って行なつた。

$$\partial\theta_R/\partial t = a_R(\partial^2\theta_R/\partial r^2 + 1/r\partial\theta_R/\partial r) \dots\dots\dots (8)$$

インゴット内は、(2)式を使用する。境界条件は(5)式を除き、全く(1)の場合と同じである。なお実際に使用した、円柱座標系差分熱伝導方程式は、次のものである。

$$\Delta\theta_i/\Delta t = \frac{4a_R}{(r_i^2 - r_{i-1}^2)} \left\{ \frac{r_i}{r_{i+1} - r_{i-1}} (\theta_{i+1} - \theta_i) + \frac{r_{i-1}}{r_i - r_{i-2}} (\theta_{i-1} - \theta_i) \right\} \dots\dots\dots (9)$$

(Fig. 9(b)参照)

ロールの区間分割は、Fig. 9(c)* に示すようにした。

上記の熱伝導モデルでは、ロール、インゴットの接触に伴う摩擦熱およびインゴットの変形に伴う発熱は過去の熱計算の実質から無視しうると考えて考慮していない。ロールインゴットの接触状況および計算に用いた諸

* 計算に用いたロール径は削量のはとんどない新しいロールのもので、実験に用いたのは廃棄寸前のロールで径は約 100mm 小さくなっている。計算結果と実験値の厳密な比較を行なうためにはこの点も考慮すべきであるが、本研究では、耐折損性ロール材の開発に必要な熱疲れサイクル、熱応力分布を半定量化することを目的としたため、計算値の精度などについての十分な考察は行なわなかった。

元を Fig. 10, Table 4～6 に示した。

2.2.2 計算結果

(1) 短周期熱サイクル

Fig. 11 にロール表層部の短周期間（ロール表面の特定点がインゴットに接触してから、再び接触するまでの時間）の温度分布の 1 例を示す。ロール表層は、インゴ

Table 4. Times of keep in touch at one point of the roll with the ingot. (In the case of rolling with cooling water.)

Pass No.	Time (sec)	Contacted time with ingot (sec)
1	0	0.166
2	5.4	0.166
3	15.0	0.149
4	20.4	0.141
5	22.5	0.135
6	27.4	0.123
7	29.7	0.113
8	34.6	0.105
9	36.9	0.094
10	42.2	0.114
11	52.7	0.114
12	58.5	0.114
13	69.0	0.094
14	74.4	0.082
15	77.7	0.091
16	83.6	0.084
17	87.3	0.077
18	89.1	0.077
19	91.5	0.076
20	93.5	0.076
21	104.8	0.076
22	106.6	0.076
23	109.0	0.076
24	110.8	0.076
25	122.0	0.076
26	124.0	0.076
27	134.5	

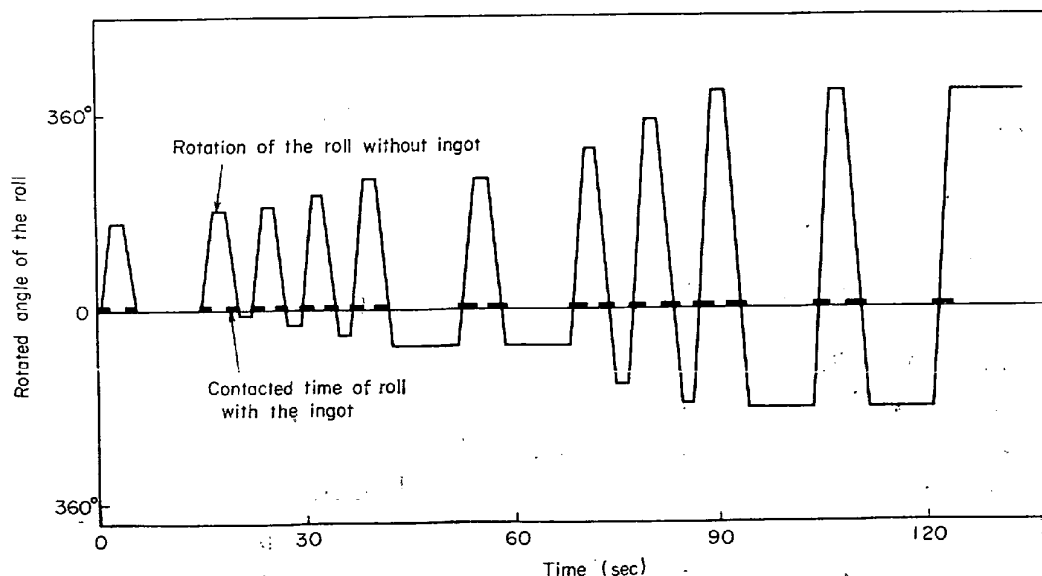


Fig. 10. The rotation patterns of the slab mill roll.

Table 5. Times of keep in touch at one point of the roll with the ingot. (In the case of rolling without cooling water.)

Pass No.	Time (sec)	Contacted time with ingot (sec)
1	0	0.188
2	3.6	0.188
3	12.6	0.176
4	16.2	0.166
5	19.8	0.166
6	23.4	0.157
7	32.4	0.157
8	36.0	0.157
9	45.0	0.157
10	48.6	0.148
11	52.2	0.141
12	55.8	0.134
13	59.4	0.128
14	63.0	0.117
15	66.6	0.108
16	70.2	0.100
17	73.8	0.125
18	78.0	0.124
19	87.6	0.124
20	91.8	0.124
21	96.0	0.124
22	100.2	0.124
23	109.8	0.122
24	114.0	0.093
25	118.2	0.098
26	123.0	0.082
27	133.2	0.082
28	138.0	0.082
29	148.2	0.079
30	153.0	0.074
31	163.2	0.072
32	168.0	0.072
33	178.2	0.072
34	183.0	0.084
35	193.8	0.081

Table 6. Physical constants and other factors used in the calculation of the temperatures.

Roll diameter	120cm
Contacted angle between roll and ingot	15°
$a_R = 0.111 \text{ cm}^2/\text{sec}$	
$k_R = 0.102 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$	
$a_1 = 0.05 \text{ cm}^2/\text{sec}$	(C steel)
$= 0.06$	(Alloy steel)
$k_1 = 0.065 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$	(C steel)
$= 0.069$	(Alloy steel)
$h_W = 0.05 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$	(with cooling water)
$= 0.002$	(without cooling water)

ットと接触時、最高 700°C に達し、接触が終ると、表面温度は急速に降下して、約 100°C になる。短周期熱サイクルによつて、温度が激変する部分は、表面から約 1 mm までの範囲である。

(2) 長周期熱サイクル

折損事故の多い、注水圧延、無注水圧延を組合わせた圧延スケジュール下におけるロール温度分布とその経時

変化を調べた。

Fig. 12 は圧延開始後の経過時間をパラメーターとしたロール温度分布で、同図中に示すごとく、圧延スケジュールの中で特に、熱的に重要と考えられる部分のみを示した。

各曲線に付した数字は、図中のスケジュールに付した同一数字の時刻における温度分布を意味する。

計算結果より、ロール温度は Table 6 に示す熱伝達係数 h_W のとり方、(たとえば曲線 3, 5 の空冷の場合、 $0.002 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ 曲線 1, 2 の水冷の場合 $0.05 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$) で著しく異なる。Table 6 に示す値は鋼塊の冷却時の熱伝達係数をロールに適用したものであり、ロールの熱伝達係数として特に求めた値ではない。したがって温度の絶対値そのものにはあまり意味はない。

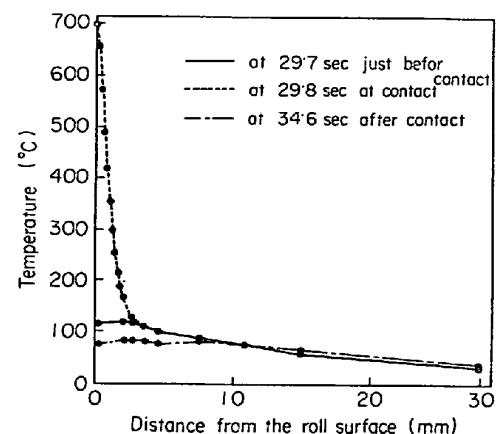


Fig. 11. The temperature distributions in the surface layer of the roll.

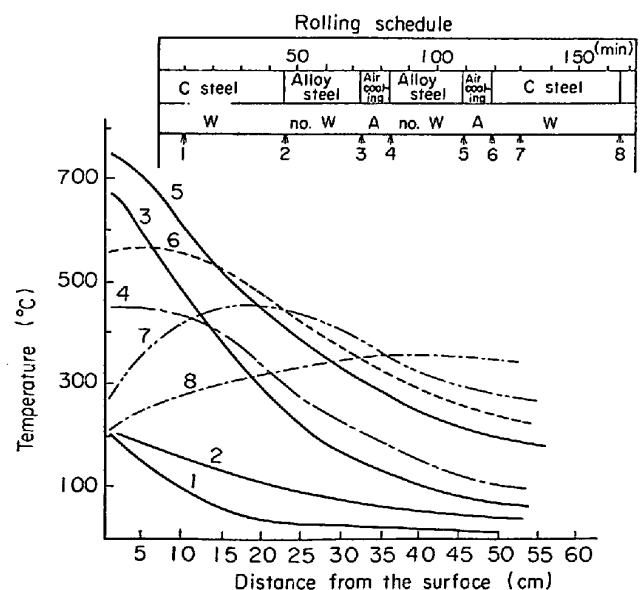


Fig. 12. The calculated temperature distributions in the direction of the roll radius.

しかしロール内の温度分布、無注水圧延→注水圧延時の温度分布の変化などの傾向をは握するのに計算結果を利用することはできよう。

以上の考えで Fig. 12 を見ると、注水圧延から無注水圧延に変わると特に表面層の温度が急激に上昇し（曲線 3）、無注水圧延から空冷または注水圧延に移ると、ロールの中間層に温度が最も高くなる部分が生ずる（曲線 6, 7）。したがってこの時点でロール表面層に引張熱応力が発生し、ロールが折損し易くなる。

Fig. 13 には、同図に示した圧延スケジュール中、↑印の時点におけるロール温度分布を、Fig. 12 の計算結果と比較するために示したものである。これら 2 組の曲線群の対応関係は、Table 7 に示すとおりである。

無注水圧延時の計算曲線 3, 5 に対応する測定曲線は A, B であり空冷時の計算曲線 4, 6 に対応する曲線は C, D 無注水圧延後の注水圧延時の計算曲線 7, 8 に対応する曲線は E, F で、それぞれ定性的にはよく似た形をしており、計算結果は、定性的には測定値と一致することが確認された。

しかし定量的には、計算値と測定値の間にはかなりの開きがある。これは ①計算値は kal/l だけで圧延した場合の値であるが、実験測では他の kal を使っており、 Kal/l の使用頻度は $1/2 \sim 1/3$ になっている。②ロールとインゴットが接触したときの境界の熱伝導率は ∞ と仮

定しているが、実際には境界には有限な熱伝導率が存在する。③熱伝達係数が実際のも的一致しないなどの理由によるものと考えられる。したがって計算値はかなりマクロ的な値であり定量的には意味がうすく、圧延作業変更時ロール温度分布状態の変化の定性的な傾向をは握する上で意味がある。

3. 分塊ロールの熱応力

3.1 熱応力の計算方法

(1) ロール表層部の短周期熱応力

短周期で変動する温度分布の範囲は、ロール表面から約 2mm である。ロール表層部は短周期的には、周方向軸方向に拘束されていると仮定すると、

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon_z = 0 \quad \dots\dots\dots (10)$$

材質は等方性と仮定する。すなわち、

$$\sigma_\theta = \sigma_z \quad \dots\dots\dots (11)$$

ロール、インゴット接触時は、

$$\sigma_r = -P \quad \dots\dots\dots (12)$$

ロール、インゴット非接触時は、

$$\sigma_r = 0 \quad \dots\dots\dots (12')$$

応力増分-歪増分関係式は、

$$0 = d\varepsilon_z^p + \frac{1-\nu}{E} d\sigma_z + d\alpha \cdot T \quad \dots\dots\dots (13)$$

塑性歪方程式は、($|\sigma_z - \sigma_r| > \sigma_y$ のとき)

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_z^p &= \frac{d|\sigma_z - \sigma_r|}{2H'|\sigma_z - \sigma_r|} \cdot (\sigma_z - \sigma_r) \\ d\varepsilon_\theta^p &= d\varepsilon_z^p \\ d\varepsilon_r^p &= -2d\varepsilon_z^p \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここに

ε_K = K 方向全直歪

ε_K^p = " 塑性歪

ε_K = " 直応力

p = 圧延圧力 ($10 \sim 20 \text{ kg/mm}^2$)

E = ヤング率

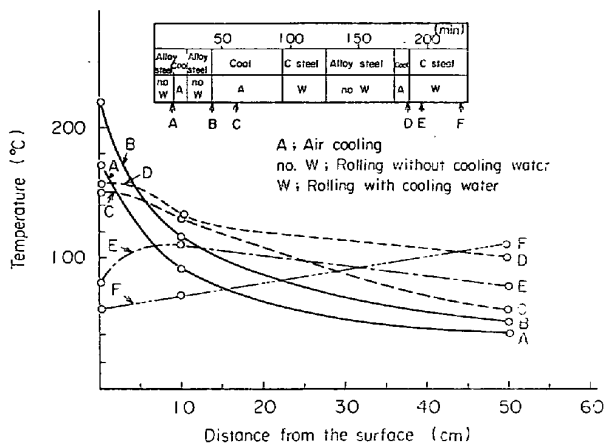


Fig. 13. The measured temperature distribution in the direction of the roll radius.

Table 7. Notations of curves having correspondence in rolling schedules in Fig. 12 and 13.

	Rolling without cooling water		Air cooling	Rolling with cooling water after rolling without cooling water	
Calculated	3	5	4	6	7
Measured	A	B	C	D	E
					F

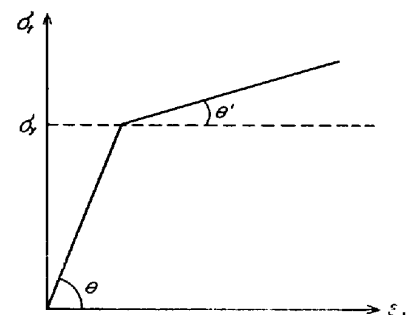


Fig. 14. Schematic stress-strain curve, defining H in the equation (14).

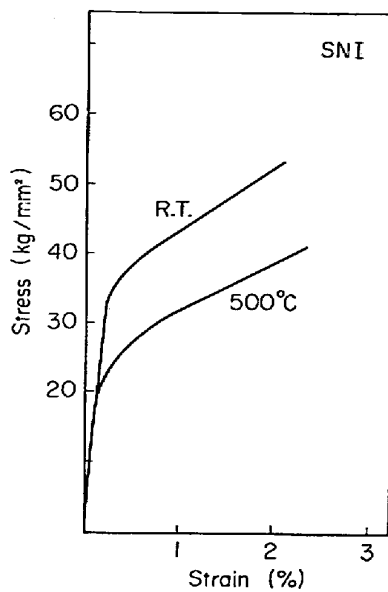


Fig. 15. Stress-strain curves of Ni-Cr cast steel.

ν = ポアソン比

$H = 1$ 軸引張試験の応力-歪曲線から定まる関数

$\sigma_t = H(\epsilon_t^p)$ Fig. 14

σ_y = 分塊ロール材の降伏点

1 軸引張試験の応力-歪曲線を Fig. 15 のごとく近似すれば

$$H' = \frac{d\sigma_t}{d\epsilon_t^p} = \frac{1}{\frac{1}{\tan \theta'} - \frac{1}{\tan \theta}} \quad (15)$$

(12), (14) 式より応力および塑性歪が求まる.

(2) ロール内部の熱応力

ロール内部温度勾配は、半径方向のみと仮定しているので、熱応力、歪も半径方向のみとなる.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_K(r, \theta, z) &= \sigma_K(r) \\ \epsilon_K(r, \theta, z) &= \epsilon_K(r) \\ K &= r, \theta, z \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

繊維を避けるために、平面歪問題として考えることにする. すなわち、

$$\epsilon_z(r) = \text{const} \quad (17)$$

(イ) 弾性域における熱応力

応力関係の物性値を定数と仮定すると、半径方向、周方向および軸方向の熱応力は、それぞれ次のようになる.

$$\sigma_r(r) = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ \frac{1}{R^2} \int_0^R T(r) r dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r T(r) r dr \right\}$$

$$\sigma_\theta(r) = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ \frac{1}{R^2} \int_0^R T(r) r dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r T(r) r dr - T(r) \right\}$$

$$\sigma_z(r) = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ \frac{2}{R^2} \int_0^R T(r) r dr - T(r) \right\}$$

$$\dots\dots\dots (18)$$

ここに R = ロール半径

$T(r)$ = ロール内温度分布

(ロ) 塑性域における熱応力

塑性域における熱応力は、非線型方程式で表わされるため、計算はコンピュータで実行しなければならない.

したがって、系を集中定数系 (ロールの円形断面を r 個の環状セクションに分割したもの) で近似して解析する.

応力の平衡条件

$$\begin{aligned} 2 \int_0^{\pi/2} \sigma_r(r_{i-1}) \cdot \cos \theta \cdot r_{i-1} d\theta + 2 \sigma_\theta(r_{i-1/2}) (r_i - r_{i-1}) \\ = 2 \int_0^{\pi/2} \sigma_r(r_i) \cdot \cos \theta \cdot r_i d\theta \end{aligned}$$

すなわち

$$\begin{aligned} \sigma_\theta(r_{i-1/2}) &= \frac{r_i}{r_i - r_{i-1}} \sigma_r(r_i) - \frac{r_{i-1}}{r_i - r_{i-1}} \sigma_r(r_{i-1}) \\ i &= 1, 2, \dots, n \quad (19) \end{aligned}$$

応力の境界条件

$$\sigma_r(r_n) = 0 \quad (20)$$

応力と外力の釣合条件

$$\sum_{i=1}^n \sigma_z(r_{i-1/2}) \pi (r_i^2 - r_{i-1}^2) = 0 \quad (21)$$

歪-変位関係

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_r(i) &= \frac{1}{r_i - r_{i-1}} \{ u_r(r_i) - u_r(r_{i-1}) \} \\ \epsilon_\theta(i) &= \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{r_i} u_r(r_i) + \frac{1}{r_{i-1}} u_r(r_{i-1}) \right\} \\ \epsilon_z(i) &= \text{const} \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

ここに u_r = 半径方向の変位

応力増分-歪増分関係

$$\begin{aligned} d\epsilon_r(i) &= d\epsilon_r^p(i) + \frac{1}{E(i)} \\ &\quad \{ d\sigma_r(i) - \nu d\sigma_\theta(i) - \nu d\sigma_z(i) \} + d\alpha T \\ d\epsilon_\theta(i) &= d\epsilon_\theta^p(i) + \frac{1}{E(i)} \\ &\quad \{ d\sigma_\theta(i) - \nu d\sigma_z(i) - \nu d\sigma_r(i) \} + d\alpha T \\ d\epsilon_z(i) &= d\epsilon_z^p(i) + \frac{1}{E(i)} \\ &\quad \{ d\sigma_z(i) - \nu d\sigma_r(i) - \nu d\sigma_\theta(i) \} + d\alpha T \\ i &= 1, 2, \dots, n \quad (23) \end{aligned}$$

ここに $\sigma_K(i) = \sigma_K(r_{i-1/2})$

塑性歪方程式

REUSS の歪増分理論式を使用して

$$d\epsilon_r^p(i) = \frac{d\bar{\epsilon}_p(i)}{\bar{\sigma}(i)} \left[\sigma_r(i) - \frac{1}{2} \{ \sigma_\theta(i) + \sigma_z(i) \} \right]$$

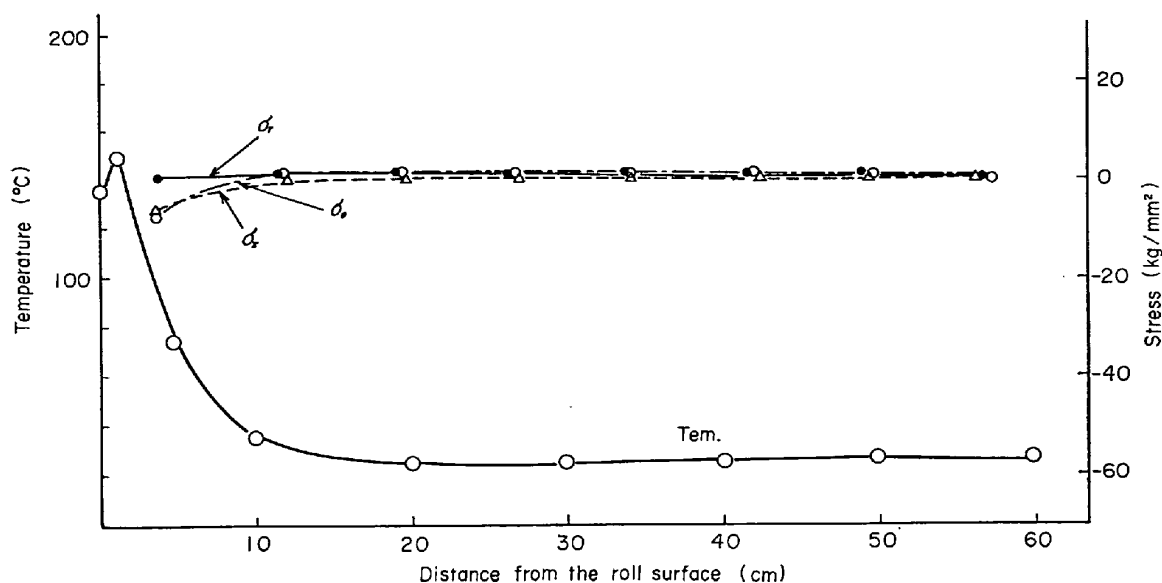


Fig. 16. The temperature and thermal stress distributions in the roll.

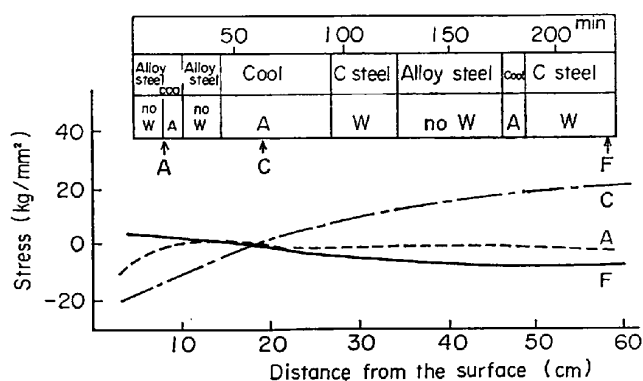


Fig. 17. The distributions of the thermal stress in the direction of the roll axis at the several times shown by the arrows in the rolling schedule in this figure.

$$d\bar{\varepsilon}_\theta^p(i) = \frac{d\bar{\varepsilon}_p(i)}{\bar{\sigma}(i)} \left[\sigma_\theta(i) - \frac{1}{2} \{ \sigma_z(i) + \sigma_r(i) \} \right]$$

$$d\bar{\varepsilon}_z^p(i) = \frac{d\bar{\varepsilon}_p(i)}{\bar{\sigma}(i)} \left[\sigma_z(i) - \frac{1}{2} \{ \sigma_r(i) + \sigma_\theta(i) \} \right]$$

$$i = 1, 2, \dots, n \quad (24)$$

ここに

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 \}}$$

$$d\bar{\sigma}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \{ (d\bar{\varepsilon}_r^p)^2 + (d\bar{\varepsilon}_\theta^p)^2 + (d\bar{\varepsilon}_z^p)^2 \}}$$

$$\sigma = H \left(\int d\bar{\varepsilon}_p \right) \quad d\bar{\sigma} = H' d\bar{\varepsilon}_p$$

関数 H は前出…………… (25)

方程式系(19)～(25)を解くことにより、ロール内部の熱応力および塑性歪が求まる。

3.2 熱応力計算結果

いろいろの作業条件下の理論的温度分布曲線の中から Fig. 13 の温度分布曲線に似たものを抽出した。抽出した代表的な3つの曲線について熱応力を求めた。この1例を Fig. 16 に示す。Fig. 13 の曲線の中で代表的な曲線 A, C, F について Fig. 16 の要領で求めた熱応力曲線を Fig. 17 に示す。

図から明らかなごとく、ロール表面に近い部分は、圧縮応力が優先し、この値はせいぜい 20 kg/mm² である。無注水圧延より、徐動空冷を経て注水圧延によつて表面に引張応力を生ずるが、この場合でもせいぜい 7 kg/mm² である。

表面から 17 cm の位置は圧縮応力 ↔ 引張応力の変化が起こる中立点と考えられ、中心部では引張熱応力が優先し、約 20 kg/mm² に達する。

ロール各部に発生する熱応力の種類、推定値到達最高温度およびロール各部に要求される性質を一括して、Fig. 18 に示した。図中左の逆三角形はロール断面の一部で、左端の縦軸は表面からの距離を表わし、ロール断面各部の説明は、それぞれの領域に作用する熱応力の特徴を表わしたものである。上欄および横軸は、圧延スケジュールおよび時間を示し、図中の数字は発生する熱応力の大きさを示し、その位置は発生時点を示している。

なお同図に示したロール表面の熱応力 ±50 kg/mm² はロールインゴットの接触と同期する短周期熱応力の計算値である。

他の報告によると表面到達温度は約 700°C といわれており、Fig. 11 から表面温度計算結果は実測値に近い

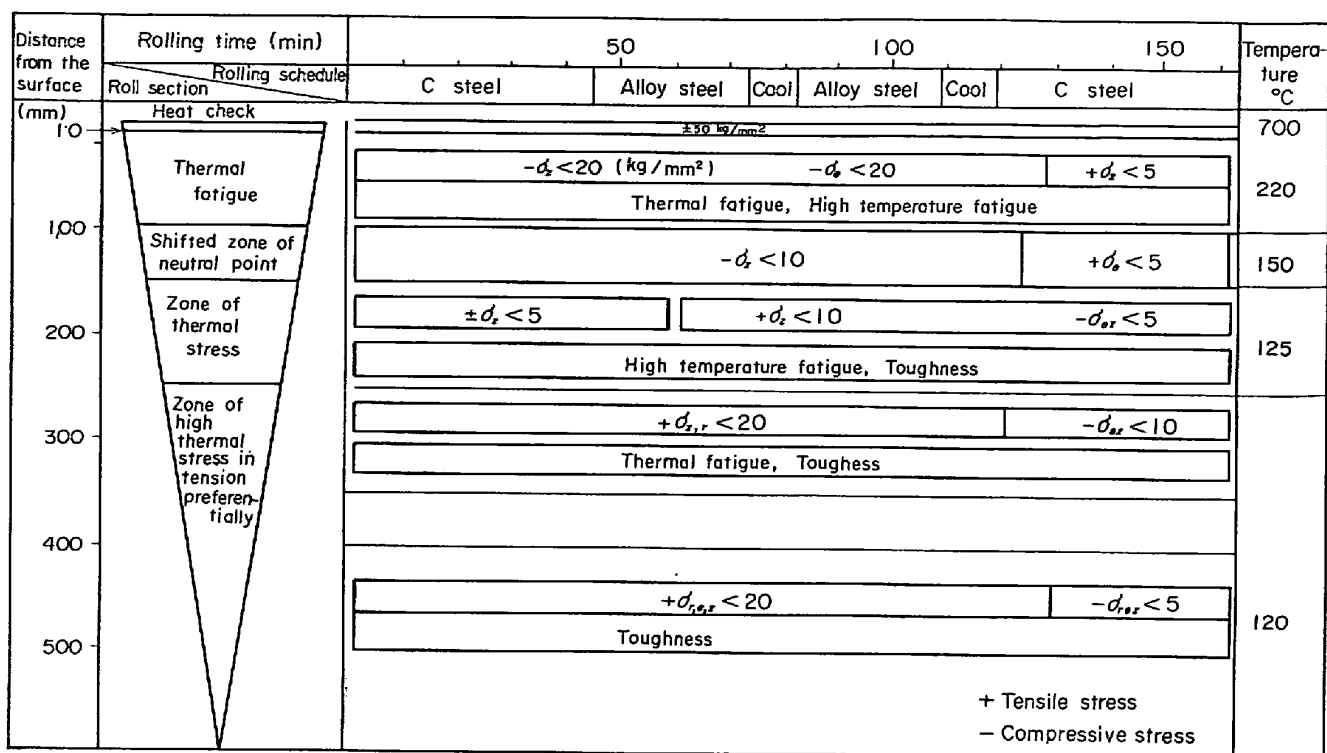


Fig. 18. The characteristics of the thermal stresses in the different parts of the roll at the same times in the rolling schedule.

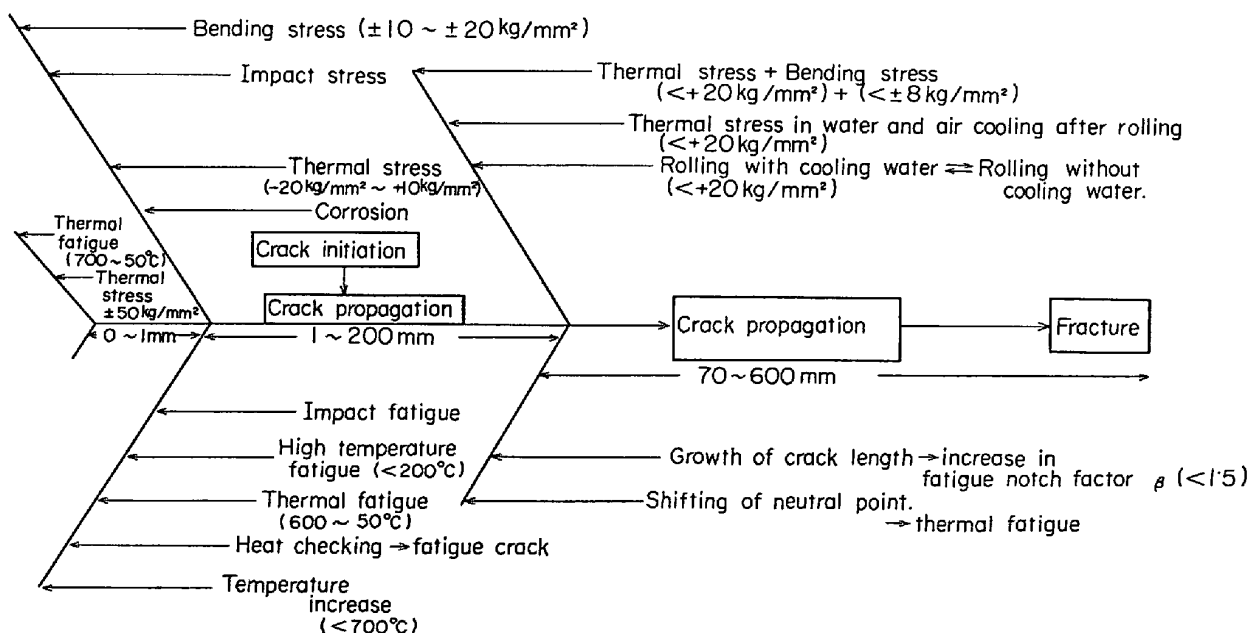


Fig. 19. Analysis of the process on the fracture of the roll.

ものと考えられ、熱応力値も妥当な値であろうと推定した。

4. 考 察

分塊ロール表面の熱き裂の発生から破壊に到る過程と諸要因との関係を解析した結果を Fig. 19 に示す。

ロール表面から 1 mm までの部分には、ロールの回転周期に同期した短周期熱サイクルに基づく約 50 kg/mm^2 の引張、圧縮熱応力が作用する。これに圧延による機械的応力 ($10 \sim 20 \text{ kg/mm}^2$) が作用するので、これら重畳された熱応力により熱疲れを生じ、熱き裂を発生するものと考えられる。1 mm ~ 200 mm までの部分は、圧延休

止中の引張熱応力 ($5 \text{ kg/mm}^2 \sim 7 \text{ kg/mm}^2$), 繰返し曲げ応力 ($10 \sim 20 \text{ kg/mm}^2$), 繰返し衝撃, 圧延応力 ($10 \sim 30 \text{ kg/mm}^2$)⁵⁾⁶⁾, き裂成長による切欠係数 β の増加 ($\beta < 1.5$), き裂先端の冷却水による腐食などによつてき裂が進行する。

一方圧延作業中蓄積される高温疲れ, 衝撃疲れ, 熱疲れおよび熱応力によつて, ロールに潜在している欠陥を起点として, 熱き裂が成長し, 材質を劣化せしめる。しかしこの部分には, 注水圧延中圧縮応力が優先するのでき裂進行速度は発生する圧縮応力 ($< 20 \text{ kg/mm}^2$) の大きさに応じて制限される。無注水圧延, 徐動空冷後の注水圧延時には $1 \sim 170 \text{ mm}$ までの表面層に引張熱応力が作用するので, この時点ではき裂の伝播が促進される。

170 mm より内部では, 注水圧延時に引張熱応力 ($< 20 \text{ kg/mm}^2$) が作用するばかりでなく, 無注水圧延時においても引張熱応力が作用する場合がある。またここまですべて到達したき裂は, 先端部における応力拡大係数 K 値が大きくなり, き裂伝播速度は早くなる。

ロール表面から 1 mm までの間では 50 kg/mm^2 の短周期熱応力が作用し, 熱き裂を生ぜしめる。熱き裂はき裂長さ, 圧延時機械的応力の均一分散効果などの点から, 細かく, 均一に分散させるのが好ましく, このためにはロール表面組織を細かく均一にしなければならない。このき裂は, 使用中, 熱的機械的応力の繰返しにより内部に進行するが, この進展速度を遅くするためには, パーライトは球状化させるとともに, フェライトは初析フェライトの形でオーステナイト結晶粒界に偏析させずに粒状化せしめて均一に分散させ衝撃抵抗を高めるのが有利であると思われる。

き裂がさらに成長して 170 mm 以上にもなると, 前に述べたように, き裂先端が引張熱応力場に入るので折損に対して, 材料の粘さが重要な役割をもつてくる。すなわち靱性に富んだものは, 有効断面積が少なくても十分に使用に耐えうることになる。

5. 結 言

温度, 熱応力に関する実験, 計算結果を要約すると次のごとくなる。

1. 注水, 無注水圧延下における実体ロール各部の温度を, ロールに埋込んだ熱電対で測定した。この結果ロール表面下 3 mm の部分で 220°C , 中心部で 120°C に

到達することを確認した。

2. 実測した温度分布曲線に近似した計算による温度分布曲線に基づいて熱応力を計算し, 表面下 3 mm での引張強さは, せいぜい 7 kg/mm^2 , 圧縮応力 $< 20 \text{ kg/mm}^2$, 中心部での引張応力 $< 20 \text{ kg/mm}^2$ であることを示した。

3. ロール表面には, $\pm 50 \text{ kg/mm}^2$ の熱応力がロールの回転周期に同期して発生し, これによつて熱き裂が生成される。この熱き裂は疲れき裂に発達し内部に進展するが, 表面下 17 cm までは, 圧縮熱力が優先するため, き裂の進展は抑制される。 17 cm より中心部にき裂が進むと, この領域には引張熱応力が優先しているため, き裂進行速度は早くなる。

4. ロール各部に要求される性質を, 耐熱き裂性, き裂伝播抵抗, 強靱性の点から分類すると次のごとくなる。ロール表面から 1 mm までの部分: 結晶粒が細かくき裂が細かく, 均一に, 浅く入ることが好ましい。 $1 \text{ mm} \sim 160 \text{ mm}$: き裂が伝播しにくい組織たとえば, 層状パーライトを避け球状パーライトとする。

$160 \text{ mm} \sim$ 中心: 組織を細かくし, フェライト粒を適当に分散させるなどして, 粘さの優れたものとする。

本論文を作成するにあたり, 御指導いただいた東北大学名誉教授門間改三博士, 東北大学教授須藤一博士に感謝いたします。

文 献

- 1) 河原: 日立評論鉄鋼特集号, 33 (1941), p. 794
- 2) C. F. PECK, J. M. BONETTI, and F. T. MAVIS: Iron Steel Eng., 31 (1954) Jan., p. 45
- 3) S. CERNI, A. S. WEINSTEIN, and C. E. ZORWSKI: Iron Steel Eng., 40 (1963) Sept., p. 165
- 4) 関本: 日立評論金属特集号, 別冊第 42 号, (1961), p. 43
- 5) 歌橋, 柳沢, 蜂須, 奥本, 新山, 渡辺, 柴崎: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 39
- 6) 藤原: 電気製鋼, 30 (1959), p. 72
- 7) C. F. PECK and F. T. MAVIS: Iron Steel Eng., 33 (1956) March, p. 58
- 8) A. M. BELANSKI and C. F. PECK: Iron Steel Eng., 33 (1956) March, p. 62
- 9) R. HILL: The Mathematical theory of plasticity, Oxford, 1950
- 10) 山本, 堀: 固体力学 I, II (1968), 岩波
- 11) 川下: 熱伝導論, (1943), 河出書房