
熱間仕上圧延におけるロールの摩耗およびサーマルクラウンの解析

An Analysis of Wear and Thermal Crown of Work Rolls in Hot Strip Rolling

鎌田 征雄(Ikuo Yarita) 玉井 敏行(Toshiyuki Tamai) 北村 邦雄(Kunio Kitamura) 相原 正樹(Masaki Aihara) 中川 喜左衛門(Kichizaemon Nakagawa) 福島 巖(Iwao Fukushima)

要旨：

熱間圧延材の幅方向の板厚精度の向上を図るため、仕上圧延時のワークロールの表面温度、摩耗およびサーマルクラウンの変化を千葉製鉄所熱間圧延工場仕上圧延機において調査し、これらを定量的に把握するとともに、板プロフィールに及ぼす影響を明らかにした。また、有限要素法による熱伝導解析を行い、圧延材からの熱流束、熱伝達係数、クーラントのゾーン制御および圧延ピッチがサーマルクラウンに及ぼす影響を定性的に明らかにした。この結果をもとに、ロールクーラント流量、クーラントのゾーン制御および圧延ピッチなどによるサーマルクラウンの制御効果を実機圧延機により検討し、これを定量的に明らかにした。

Synopsis：

In order to improve the uniformity of transverse thickness of hot rolled strip, the surface temperature distributions, the wear profiles and change of the thermal crowns of work rolls in hot rolling were investigated and quantitatively analyzed at finishing mills of Hot Strip Mill in Chiba Works, Kawasaki Steel Corp., and their influences on strip profile were also clarified. Furthermore, effects of heat flow from strip to work roll, heat transfer coefficient, zone control of coolant and rolling pitch on roll thermal crown were theoretically analyzed by heat transfer analysis of axi-symmetric roll by applying the finite element method. On the basis of both analyses, practical control methods of the thermal crown were made clear at actual mill.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

熱間仕上げ圧延におけるロールの摩耗およびサーマルクラウンの解析

An Analysis of Wear and Thermal Crown of Work Rolls in Hot Strip Rolling

鎌田 征雄*

Ikuo Yarita

玉井 敏行**

Toshiyuki Tamai

北村 邦雄***

Kunio Kitamura

相原 正樹****

Masaki Aihara

中川 吉左衛門*****

Kichizaemon Nakagawa

福島 巖*****

Iwao Fukushima

Synopsis:

In order to improve the uniformity of transverse thickness of hot rolled strip, the surface temperature distributions, the wear profiles and change of the thermal crowns of work rolls in hot rolling were investigated and quantitatively analyzed at finishing mills of Hot Strip Mill in Chiba Works, Kawasaki Steel Corp., and their influences on strip profile were also clarified. Furthermore, effects of heat flow from strip to work roll, heat transfer coefficient, zone control of coolant and rolling pitch on roll thermal crown were theoretically analyzed by heat transfer analysis of axi-symmetric roll by applying the finite element method.

On the basis of both analyses, practical control methods of the thermal crown were made clear at actual mill.

1. 緒 言

熱間圧延において圧延材のプロファイルは板厚品質や歩留りに大きな影響を及ぼすとともに、冷間圧延材のプロファイルや形状にも影響を及ぼす¹⁻³⁾ことから、これを適正化することは重要な課題である。

熱間圧延材のプロファイルは、①初期クラウン、摩耗およびサーマルクラウンにより構成されるロールのプロファイル、②圧延荷重によるロールの弾性はりとしての撓み変形、バックアップロール(以下 B.U.R. と記す)とワークロール(以下 W.R. と記す)の接触による Hertz 変形および W.R. と圧延材の接触による扁平変形により構成されるロールの諸変形、とにより決定される⁴⁾。

* 技術研究所加工研究室主任研究員
*** 技術研究所加工研究室
***** 技術研究所加工研究室室長・工博
(昭和53年11月8日原稿受付)

** 千葉製鉄所熱間圧延部熱延技術室
**** 千葉製鉄所熱間圧延部熱延技術室主査(掛長待遇)
***** 千葉製鉄所熱間圧延部熱延技術室主査(課長待遇)

この圧延材のプロファイルを制御する装置としてロールベンダーがある。これは形状の制御に対しては有効であるが、プロファイルの制御に対しては能力的に大きな効果を期待できない⁹⁾のが実状である。したがって、熱間圧延時の板プロファイルを制御するには、ロールの摩耗やサーマルクラウンの変化挙動を十分に把握したうえで、圧延荷重特性を制御することが有効な手段となる^{9,10)}。このように、第一にはロールの摩耗およびサーマルクラウンの実態を把握することが必要となる。

熱間仕上圧延時の W.R. の摩耗、サーマルクラウンおよびロールの弾性変形に関する検討は、J.G. Sibakin¹¹⁾や S. Wilmotte¹²⁾によりすでに行われており基本的には明らかにされている。W.R. の摩耗プロファイルの予測式には平野らの研究⁸⁾がある。また、W.R. のサーマルクラウンについての理論的な計算例はいくつかある^{7,9-11)}が、実操業時の挙動を調査した報告はほとんどない。

筆者らは、千葉製鉄所熱間圧延工場仕上圧延機により W.R. の摩耗とサーマルクラウンの1サイクル圧延における変化の実態を調査し、圧延材プロファイルとの関係を明らかにした。さらに、有限要素法によりサーマルクラウンの解析を行い、圧延材からの熱流束、熱伝達係数、クーラントのゾーン制御および圧延ピッチの影響を検討する¹²⁾とともに、これらの結果をもとに実機圧延機においてサーマルクラウンの制御方法を検討した。本報告はそれらの結果をまとめたものである。

2. W.R.の摩耗およびサーマルクラウンの実態

2-1 実験方法

実験は7スタンド仕上圧延機において行った。圧延材は低炭リムド鋼材で代表的な仕上板厚は3.2mmである。実験圧延サイクルにおける幅構成はFig.1に示すようにcoffin scheduleであり、900mm→1200mm→900mmと変化している。このスケジュールに沿って30コイル、55コイル、80コイルの実験サイクルを組んだ。Table 1に圧延ピッチや温度条件を示す。平均圧延ピッチは約2min、仕上出側温度は840°~885°Cである。Table 2にロールクーラントの流量を、Table 3にW.R.の諸仕様

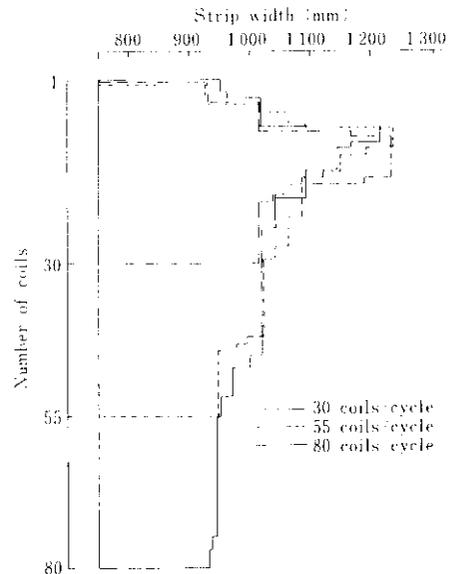


Fig.1 Rolling schedules (coffin schedules) for investigation of wear and thermal crown of work rolls

Table 1 Rolling conditions for investigation of wear and thermal crown of work rolls

Rolling schedule	30 coils/cycle	55 coils/cycle	80 coils/cycle
Mean rolling pitch	1' 58"	1' 58"	2' 00"
Mean rolling interval	58"	52"	55"
Ambient temperature	27°C	26°C	27.5°C
Coolant temperature	32°C	32.5°C	32°C
Finishing entry temperature	1000°~1080°C	1000°~1080°C	1000°~1080°C
Finishing delivery temperature	840°~885°C	840°~885°C	840°~885°C

Table 2 Roll coolant flow rate (m³/h)

Stand No.	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7
Upper roll	184	189	172	159	85	85	85
Lower roll	280	215	172	159	153	152	152

Supplied by 3 pumps

を示す。

なお、W.R.のプロファイルはおもにF1(前段スタンド代表)、F4(中間スタンド代表)、F7(後段スタンド代表)につき、マイクロメータ

Table 3 Specifications of work rolls

Stand No.	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7	
Initial crown (mm)	Upper roll	0.1	-0.1	-0.1	0.05	0.05	0	0
	Lower roll	-0.1	0.1	0.1	0.05	0.05	0	-0.05
Diameter (mm)	660	699	678	650	672	690	702	
Barrel length (mm)	2030							
Material of rolls	Adamite			Ni grain				

を使用し、圧延前 (C_{1t})、圧延直後 (C_{2t})、完全冷却後 (C_{3t}) に測定した。したがって、摩耗プロフィール (C_{Wt}) やサーマルクラウン (C_{Tt}) は次式のように表される。

$$C_{Wt} = C_{1t} - C_{3t} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$C_{Tt} = C_{2t} - C_{3t} \quad \dots\dots\dots (2)$$

測定結果は断わりのないかぎり幅方向の各部 (C_{Wt} , C_{Tt}) と最小値 (C_{Wmin} , C_{Tmin}) との差 ($C_{Wt} - C_{Wmin}$, $C_{Tt} - C_{Tmin}$) であり、すべて直径に対する値である。なお、圧延直後のロールの表面温度やプロフィールは、圧延終了後に 4~19min で測定している。

2・2 実験結果と検討

2・2・1 表面温度分布

Fig.2 に F1, F4, F7 スタンドの上 W.R. の表面温度の測定結果を示す。幅方向にはほぼ放物線的に分布しており、圧延材端部相当で温度は急激に変

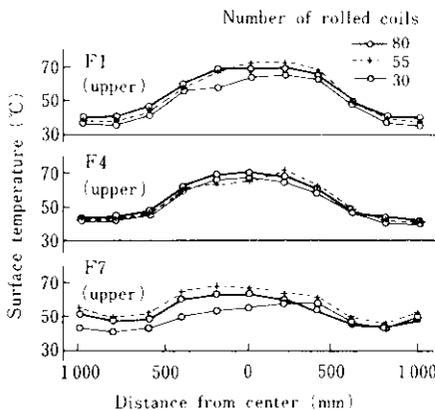


Fig.2 Surface temperature distributions of work rolls at F1, F4 and F7 stands

化する。F7 スタンドではロール両端で温度が高くなり、中央部との温度差は小さくなる。これはロール回転が速く、ベアリング部の発熱が大きくなるためと考えられる。この傾向は F5 スタンドから徐々に大きくなる。

2・2・2 摩 耗

Fig.3 に F1, F4, F7 スタンドの W.R. の摩耗分布を示す。F1 スタンドではアダマイトロールを使用しており、黒皮が生成されるために摩耗はほとんど起こらない。F4, F7 スタンドのロールは圧延材の通過部だけが摩耗しており、ほぼ矩形になる。Fig.4 は F4, F7 スタンド W.R. の累積ロール負荷 (圧延荷重×圧延長さ/板幅の累積値: $\Sigma(P \cdot L/W)$) とロール中央部の摩耗量との関係を示したものである。両者の間には直線的な関係が成り立つことがわかる。また下ロールのほうが摩耗量は小さい。Fig.5 は、80 コイル圧延後の F7 スタンドの上ロールにつき摩耗分布と前述の累積ロール負荷分布とを比較したものである。幅方向の全域にわたり両者は良く一致しており、摩耗量は累積ロール負荷により予測できることがわかる。ロール摩耗の軽減化については、圧延荷重を減少させる立場から、熱間圧延油の使用による対策が多くの製鉄所において検討されている。

2・2・3 サーマルクラウン

Fig.6 に F1, F4, F7 スタンドにつき、上 W.R. のサーマルクラウン分布を示す。表面温度と同様に、幅方向にはほぼ放物線的に分布している。F1 スタンドはサーマルクラウンが最も大きい。F7 スタンドでは端部から約 300mm の位置に最小点があり、端部にいくにしたがい増大傾向にある。

Fig.7 はロール中央部のサーマルクラウンの圧

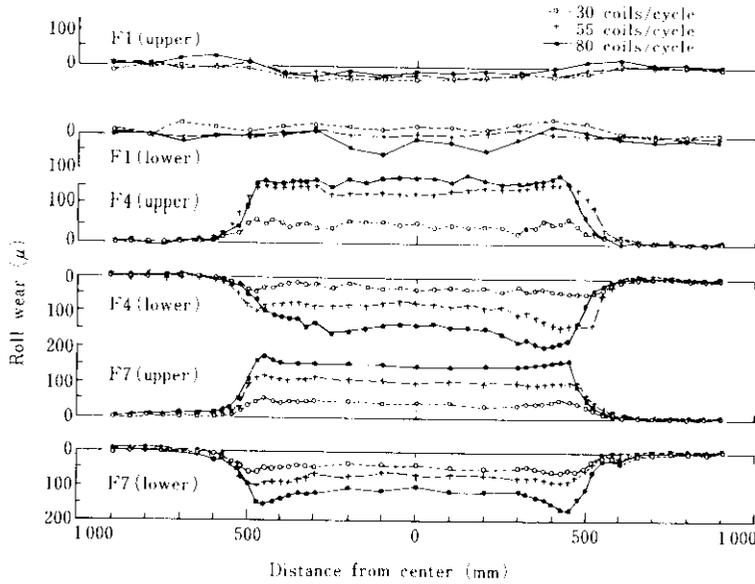
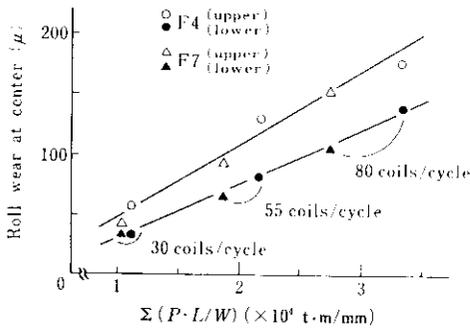


Fig.3 Wear distributions of work rolls at F1, F4 and F7 stands



P: Rolling load, W: Strip width, L: Strip length

Fig.4 Changes of roll wear at F4 and F7 stands with $\Sigma(P \cdot L / W)$

延コイル数や圧延時間による変化を示したものである。これから、サーマルクラウンは圧延コイル数により指数関数的に増大し、圧延開始後55コイル程度までは急激に増大するが、それ以後は飽和してくる。80コイル圧延後にはF1スタンドで275 μ 、F4スタンドで225 μ 、F7スタンドで150 μ 程度になる。

2.2.4 圧延直後のW.R.プロフィールと板クラウンの変化

各実験圧延サイクルにつきF1, F4, F7スタンドの圧延終了直後の上W.R.プロフィールの測定結果をFig.8に示す。30コイル圧延直後では、摩耗が小さいためサーマルクラウンの分布に近いプロフ

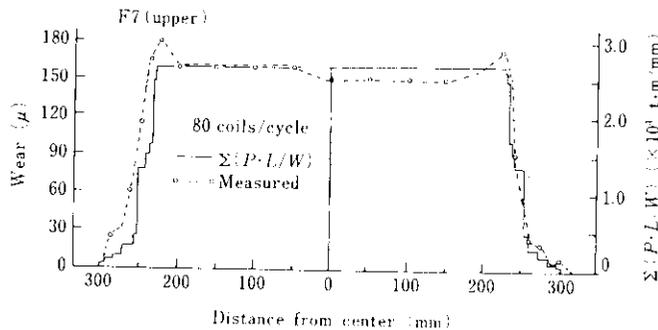


Fig.5 Distribution comparison of measured wear of upper work roll after rolling 80 coils and $\Sigma(P \cdot L / W)$ at F7 stand

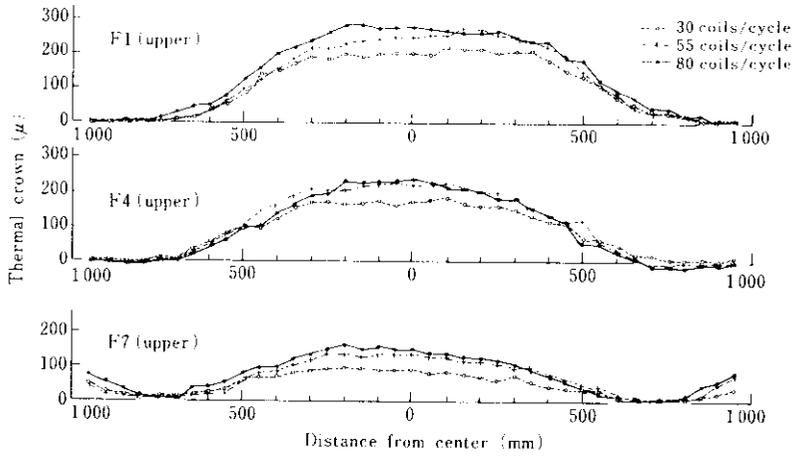


Fig.6 Thermal crown distributions of work rolls at F1, F4 and F7 stands

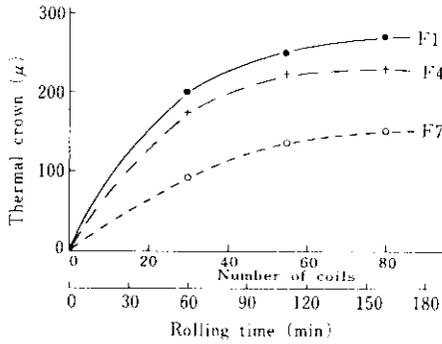


Fig.7 Changes of thermal crown of work rolls at F1, F4 and F7 stands with the number of coils rolled or rolling time

イルを示している。55コイル、80コイルとなるにしたがい摩耗は顕著になり、圧延材の通過部では摩耗プロファイルのなかにサーマルクラウンによる凸クラウンがついた複合プロファイルになっている。したがって、Fig.9に示すように、圧延材のプロフは凸型から徐々に矩形型へと変化していく。さらに圧延コイルが増すと凹型プロファイルになることは十分に予想される。また、W.R.のサーマルクラウンの変化は端部近傍を除いた板プロファイル、すなわち板クラウンに大きな影響を及ぼし、摩耗は板端相当部で変わり方が顕著になるため、エッ

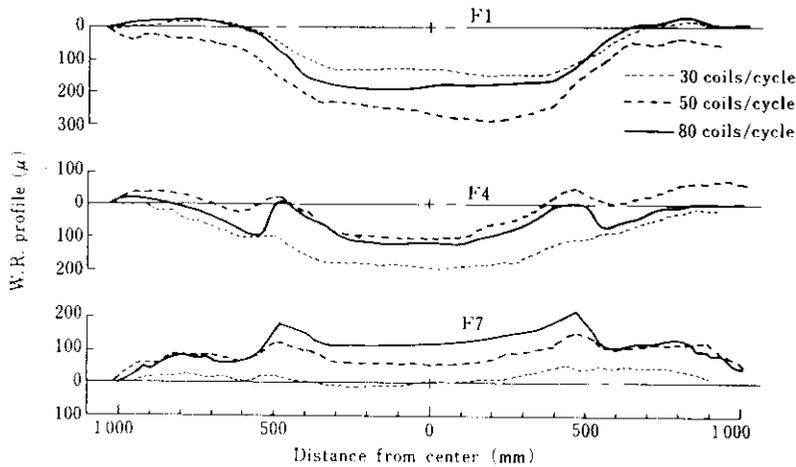


Fig.8 Upper work roll profiles at F1, F4 and F7 stands immediately after rolling

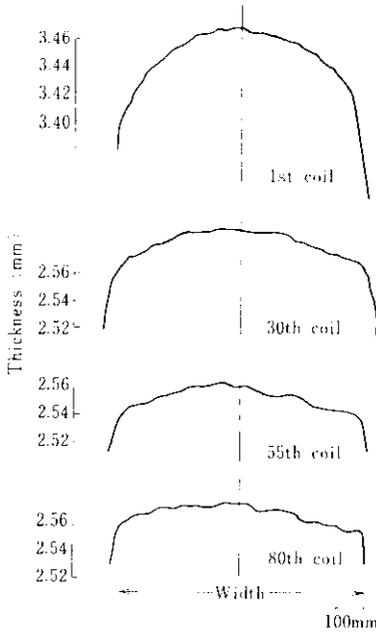


Fig.9 Changes of strip transverse thickness distributions in rolling schedule of 80 coils/cycle

ジドロップの挙動に影響を及ぼすことがわかる。

Fig.10は端部から30mm位置の板クラウンの圧延コイル数による変化を示したものである。板クラウンは圧延初期において約 100μ であり、55コイル前後までは急激に減少し、それ以後の変化は小さく、80コイル目では約 20μ になる。この変化の挙動はW.R.のサーマルクラウンの変化と定性的には逆の関係になっている。

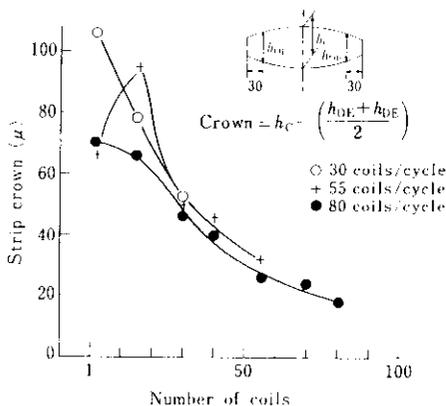


Fig.10 Changes of strip crown with the number of coils rolled

以上の結果から、圧延サイクル内における板のプロファイルの変化はW.R.の摩耗やサーマルクラウンの変化によるものであり、とくに板クラウンの変化はサーマルクラウンの変化に大きく左右される。

3. サーマルクラウンの制御に関する理論的検討

圧延中のロールの熱サイクルは、ロールの1回転ごとの熱サイクルと、1コイル圧延ごとの熱サイクルがある。P.G.Stevensら¹³⁾により報告されているように、ロールの1回転ごとの熱サイクルはロール表面における温度が数 10°C から 400°C ~ 500°C の昇降を繰り返すが、ロール表面から7mm程度内部になるとこの変化がほとんどなくなる。このように、ロールが回転する短時間における急激な温度変化はロールのごく表面に限られるので、本計算ではこれを無視する。いっぽう、1コイル圧延ごとの熱サイクルは、A.M.Belanskyらにより報告¹⁴⁾されているように、ロール表面から18mm程度内部においても数 10°C の温度変化があり無視できない。

本計算では1コイルごとの熱サイクルを考慮し、ロールの1回転ごとの熱サイクルは平均化して考える。さらに、円周方向には一様とした軸対称2次元モデルに置きかえ^{9,10)}、有限要素法により熱伝導、熱応力解析を行い、圧延材の温度の影響として熱流束、ロールクーラントの影響として熱伝達係数、クーラントのゾーン制御および圧延ピッチなどによるサーマルクラウンの制御の可能性を検討した。

3.1 計算方法

ロールは軸対称でしかも左右対称とし、Fig.11に示すような1/4のモデルを考える。ロール内部の熱伝導方程式は(3)式のように与えられる。

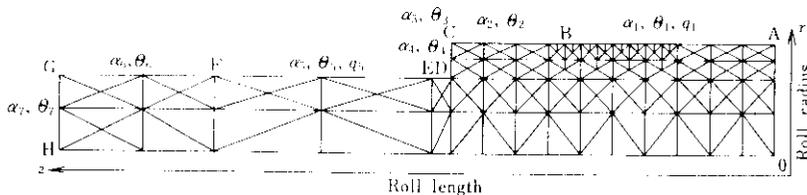
$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \dots (3)$$

ここで、 θ : ロール温度

t : 時間

r : 半径方向座標

z : 軸方向座標



AB: Contact part with strip of roll barrel α : Heat transfer coefficient
 BC: Non contact part of roll barrel θ : Ambient temperature
 CD: Edge part of roll barrel
 DE, FG: Non bearing part of roll neck q : Heat flow
 EF: Bearing part of roll neck
 GH: Edge part of roll neck

Fig.11 Finite element discretization and boundary conditions of work roll for calculating model

a : 温度伝導率 ($=k/\rho C$)
 k : 熱伝導率
 C : 比熱
 ρ : 密度

境界条件は以下のように表される。

AB部(圧延胴長部):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha_1 (\theta - \theta_1) - q_1 \quad \dots\dots\dots (4)$$

BC部(非圧延胴長部):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha_2 (\theta - \theta_2) \quad \dots\dots\dots (5)$$

CD部(胴長端面):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} = \alpha_3 (\theta - \theta_3) \quad \dots\dots\dots (6)$$

DE部(ネック非ベアリング部):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha_4 (\theta - \theta_4) \quad \dots\dots\dots (7)$$

EF部(ネックベアリング部):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha_5 (\theta - \theta_5) - q_5 \quad \dots\dots\dots (8)$$

FG部(ネック最端部):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} = \alpha_6 (\theta - \theta_6) \quad \dots\dots\dots (9)$$

GH部(ネック端面):

$$-k \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} = \alpha_7 (\theta - \theta_7) \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 α_i : 各領域での相当熱伝達係数
 θ_i : 各領域での相当周囲温度
 q_i : ロール表面における相当熱流束

なお、計算では、

$$\text{圧延時: } q_1 = q_1, q_5 = 0$$

インターバル時: $q_1 = 0, q_5 = 0$

とした。

ロール内の温度分布が計算されると、熱膨張は(11)式から計算される。

$$u(r) = \frac{\beta}{r} \left\{ (1+\nu) \int_0^r \theta \cdot r \cdot dr + (1-\nu) \left(\frac{r}{R} \right)^2 \int_0^R \theta \cdot r \cdot dr \right\} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 u : 熱膨張量

β : ロールの線膨張係数

R : ロール半径

ν : ポアソン比

3.2 計算条件

本計算では、Fig.11に示したように1/4のロールモデルを200の3角形要素に分割し、節点数は126とした。ロール表面近傍および板幅変化部は温度変化が大きいので分割を細かくしており、幅変化量の最小値は50mmとした。計算に用いた圧延スケジュールは、Fig.1の実験スケジュールにできるかぎり近づけたFig.12に示すものである。

計算条件については、1コイルの圧延時間を60sで一定とし、圧延ピッチの影響を検討するためインターバルを20, 40, 60sとした。周囲温度 θ_i やロール初期温度は30℃とした。本計算において最も問題となるのは、クーラントの影響を示すロール胴長部における相当熱伝達係数 α_1, α_2 と、圧延材温度の影響を示す相当熱流束 q_1 の決め方である。これらが実機圧延状態においてどのような値をとるかは正確に測定された例はない。そこで、 α_1 と α_2 は岩脇らや鈴木らの報告^{15,16)}から1000

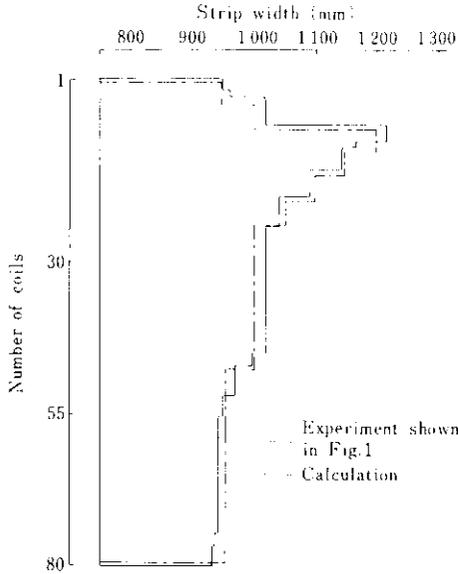


Fig.12 Rolling schedules for calculation

$\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ を標準とし、この影響を検討するため 500, 1500 $\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ についても計算した。また、空冷部の相当熱伝達係数 $\alpha_3 \sim \alpha_7$ は 50 $\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした¹⁷⁾。 q_1 は藤田らの報告¹⁰⁾ から 75 000 $\text{kcal/m}^2\text{h}$ を標準とし、50 000, 100 000 $\text{kcal/m}^2\text{h}$ についても計算した。ロールの熱伝導率 k は、F1

スタンドのアグマイトロールを対象としたので 25.2 $\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした¹⁸⁾。以上の計算に用いた代表的な境界条件を Table 4 に示す。

3.3 計算結果と検討

3.3.1 ロール温度分布の計算例

Table 4 の case 1 の場合についてロール幅方向の温度分布を Fig.13 に示す。これは 32 コイル圧延終了後のもので、温度の計算値は圧延直後 (63 min 後) とインターバル終了後 (64 min 後) の平均をとった。ロール表面温度は圧延材通過部では加熱され、非通過部では冷却されているために板端

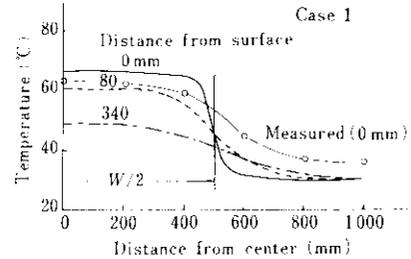


Fig.13 Calculated results of roll temperature distributions (mean temperature at 63 and 64 min after the start of rolling)

Table 4 Boundary conditions for calculation of thermal crown

Case	Heat flow q_1 ($\text{kcal/m}^2\text{h}$)	Heat transfer coefficient α_1, α_2 ($\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)	Heat transfer coefficient (zone control) α_2 ($\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)	Interval (s)	Note
1	75 000	1 000		60	Standard
2	50 000	1 000	—	60	Effect of heat flow
3	100 000	1 000	—	60	
4	75 000	500	—	60	Effect of heat transfer coefficient
5	75 000	1 500	—	60	
6	75 000	1 000	50 (from the beginning)	60	Effect of zone control of coolant
7	75 000	1 000	50 (after 60 min passed)	60	
8	75 000	1 000		20	Effect of rolling interval
9	75 000	1 000		40	

相当部では急激に低下する。ロールの内部になるにしたがい幅方向の温度変化は小さくなっており、非通過部では表面温度より内部温度のほうが高くなる。また、実測表面温度のほうが温度変化は小さいが、これは計算においてベアリング部の発熱を無視したことと、実測値は圧延後に数min経過したものであることのためである。

3・3・2 サーマルクラウンの経時変化

Case 1の場合のサーマルクラウン分布の圧延時間による変化を Fig. 14 に示す。板幅が変化することによるサーマルクラウン分布の変化がよくわかる。サーマルクラウンは圧延開始から 95min 程度までは急速に増大し約 230 μ になる。しかし、その後の増加量は少なく 127min 後では約 240 μ である。なお、1 コイルごとの圧延終了直後とインターバル直後とのサーマルクラウンの差は 10~20 μ である。

3・3・3 圧延材からの熱流束の影響

圧延中にロールが圧延材から受ける熱流束とサーマルクラウンとの関係を Fig. 15 に示す。熱流束が大きくなるにしたがいサーマルクラウンは直線的に増大することがわかる。なお、実機圧延においては圧延材温度、圧下率、圧延速度などの圧延条件により各スタンドの熱流束がどの程度か不明であり、これを今後明らかにする必要がある。

3・3・4 熱伝達係数の影響

熱伝達係数とサーマルクラウンとの関係を Fig. 16 に示す。熱伝達係数が小さいほどサーマルクラウンは大きくなる。また、熱伝達係数を 1000 kcal/m²h^oC から 500 kcal/m²h^oC あるいは 1500 kcal/m²h^oC

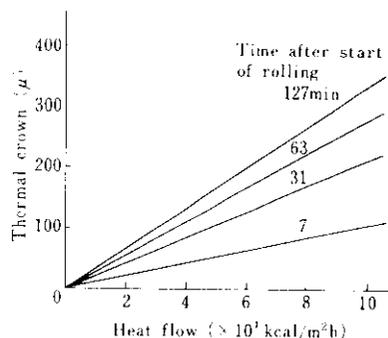


Fig. 15 Calculated effect of heat flow on thermal crown

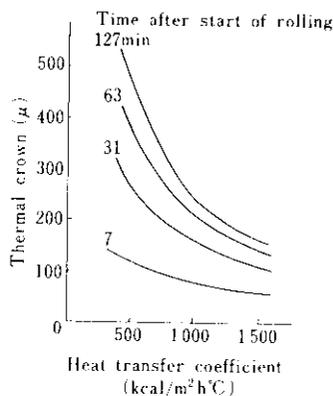


Fig. 16 Calculated effect of heat transfer coefficient on thermal crown

に増減させた場合に、500 kcal/m²h^oC に減少させた場合のほうがサーマルクラウンの変化量は大きい。すなわち、熱伝達係数を小さくするとサーマルクラウンは大きくなるが、逆に熱伝達係数を大きくしてもサーマルクラウンはあまり小さくならないことがわかる。これから、ロールクーラントの流量を増加させてもサーマルクラウンを小さくすることは困難であることが示唆される。

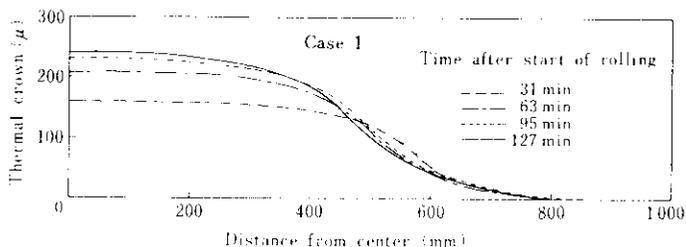


Fig. 14 Calculated thermal crown distributions of work roll

しかし、サーマルクラウンを一定に制御するには圧延サイクルの前半コイルに対してほとんど冷却を行わず熱伝達係数を小さくし、後半コイルになるにしたがいクーラント流量を増し熱伝達係数を大きくしてやればよい。ただし、この方法はロールの寿命や圧延材の温度に影響を及ぼすので品質的な面などから問題があろう。

3.3.5 クーラントのゾーン制御の影響

板端部から外側に100mmだけクーラントを完全に作用させない場合を想定し、この部分の熱伝達係数 α_2 を $50\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ として、圧延開始時からゾーン制御を行った場合と圧延開始後60minからゾーン制御を行った場合について検討した。Fig. 17に板幅あたりのサーマルクラウンの圧延時間による変化を示す。圧延開始時からゾーン制御を行った場合、120min後には板幅あたりでゾーン制御なしと比べ約 30μ しか減少効果がみられない。60min後からゾーン制御を行った場合でも120min後ではやはり約 26μ しか減少効果はない。これから、クーラントのゾーン制御は完全に水切りが行われても大きな効果は期待できない。

3.3.6 圧延ピッチの影響

圧延インターバルとサーマルクラウンとの関係をFig. 18に示す。インターバルが長くなるとサー

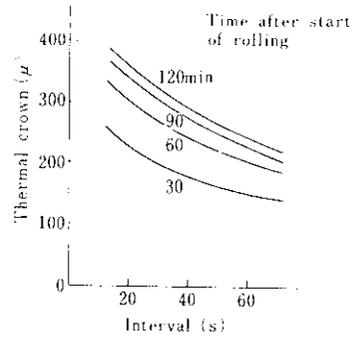


Fig. 18 Calculated effect of rolling interval on thermal crown

マルクラウンは小さくなる。圧延開始後120minではインターバルが20sの場合に 350μ 、40sの場合に 290μ 、60sの場合に 240μ となる。Fig. 7に示したように、インターバルが60sの場合にF1スタンドにおけるサーマルクラウンは120min(60コイル圧延)後には約 250μ になっており、圧延ピッチによりサーマルクラウンを小さくするにはインターバルをかなり長くしなければならない。これは圧延率を低下させることになる。しかし、サーマルクラウンを一定に制御するには、圧延サイクルの前半コイルに対してはインターバルを短くし、後半コイルになるにしたがいインターバルを長くしていけばよいことが示唆される。

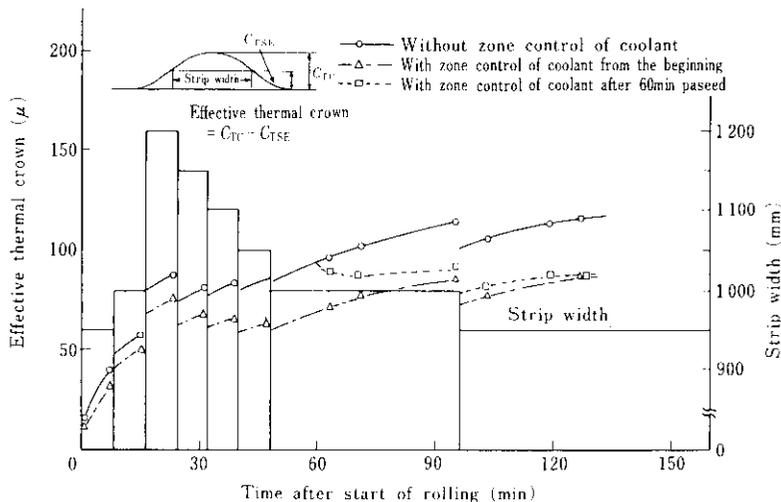


Fig. 17 Calculated effects of zone control of coolant flow rate on effective thermal crown

4. サーマルクラウムの制御に関する実験的検討

前章の検討結果をもとに、ロールクーラントの流量やゾーン制御および圧延ピッチなどがサーマルクラウムの減少に及ぼす影響を実機圧延機の設備範囲内で実験的に検討した。

4.1 クーラント流量の効果

4.1.1 実験方法

圧延材は低炭リムド鋼材で代表的な仕上げ板厚は3.2mmである。圧延サイクルの幅構成や圧延ピッチなどの諸条件は2.で示した条件とほぼ同様である。Table 5にロールクーラントの流量を示す。ポンプを4台駆動した場合は、3台駆動した場合より流量が約10%増大している。

4.1.2 実験結果

Fig.19にF1, F4, F7 スタンドにつき上W.R.のサーマルクラウムの変化を示す。クーラントの流量を多くしても、55コイル圧延後において各ス

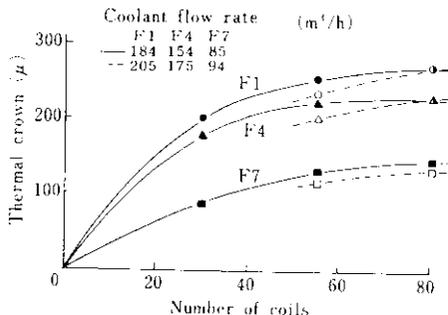


Fig.19 Effect of coolant flow rate on thermal crown of upper work roll by experiment

タンドとも約10μしかサーマルクラウムの減少していない。80コイル圧延後ではほとんど差はない。ただし、ポンプを3台駆動した場合は55コイル圧延後にはほぼ飽和してくるが、4台駆動した場合には80コイル圧延後でもまだ増加傾向にある。

計算結果からも判明したように、クーラントの流量を増大してもサーマルクラウムの減少に対しては大きな期待がもてないことが実験結果からも明らかにされた。なお、この場合のロールの摩耗量は両者の間では差がなかった。

4.2 クーラントのゾーン制御の効果

4.2.1 実験方法

F3スタンドだけに関して、Fig.1に示したような80コイルの圧延スケジュールのなかで50コイル圧延終了後に15min圧延を停止し、ロールの中央部1000mm以外の端部側クーラントのバルブを閉じ再び圧延した場合と、50コイル圧延後にクーラントの調節を行わず15minだけ圧延を停止した後に再び圧延を行った場合とのサーマルクラウムの比較した。そのほかの圧延条件は、圧延ピッチ110s、インターバルは45s、ポンプは3台駆動であり、圧延材は低炭リムド鋼材(代表仕上げ板厚は3.2mm)である。

4.2.2 実験結果

Fig.20に80コイル圧延後のF3スタンドにおける上W.R.のサーマルクラウムの分布を示す。両者とも大差なく、クーラントのゾーン制御による効果はみられない。これは、クーラントヘッダーからロールに噴射される水量は調節しているが、ロール表面からワイパー上に流れる水により端部も冷却されるためと考えられる。積極的にゾーン制

Table 5 Roll coolant flow rate at experiments on actual mill

Stand No.	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7
Supplied by 3 pumps (m ³ /h)	184/280	189/215	172/172	159/159	85/153	85/152	85/152
Supplied by 4 pumps (m ³ /h)	205/315	222/243	197/197	175/175	94/169	94/168	94/168
Volume ratio 4pumps/3pumps	1.11/1.13	1.17/1.13	1.15/1.15	1.10/1.10	1.10/1.10	1.10/1.10	1.10/1.10

Upper roll/Lower roll

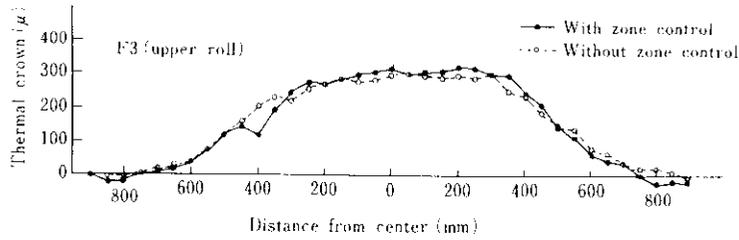


Fig.20 Effect of zone control of coolant flow rate on thermal crown distribution by experiment

御を行うにはワイパーなどの設備的な改善が必要であるが、計算結果から判断しても大きな効果は期待できない。

4.3 圧延ピッチによる効果

4.3.1 実験方法

Fig.1に示したような80コイル圧延サイクルを組み、クーラントポンプを4台駆動させて、圧延ピッチを90s(インターバルを30s)と120s(インターバルを60s)にした場合について、前述の実験材と同様に低炭リムド鋼材を使用して実験した。

4.3.2 実験結果

Fig.21に80コイル圧延後のF1、F4、F7スタン

ドのサーマルクラウンの測定結果を示す。F1、F4スタンドでは圧延ピッチを30s短くすることにより、ロール中央部で40~50μ大きくなる。さらにF7スタンドでは100μも大きくなっており、圧延ピッチの効果が現れている。

製品プロフィールが後段スタンドのロールプロフィールや圧延条件の影響を大きくうけることや、前述のように、クーラント制御では水切りなどの設備的要因により効果を期待できないことを考慮すると、圧延ピッチによるサーマルクラウンの制御は比較的有効であることが示唆される。しかし、サーマルクラウンを小さくし、かつ一定に制御するには圧延能率との兼ね合いが問題となろう。

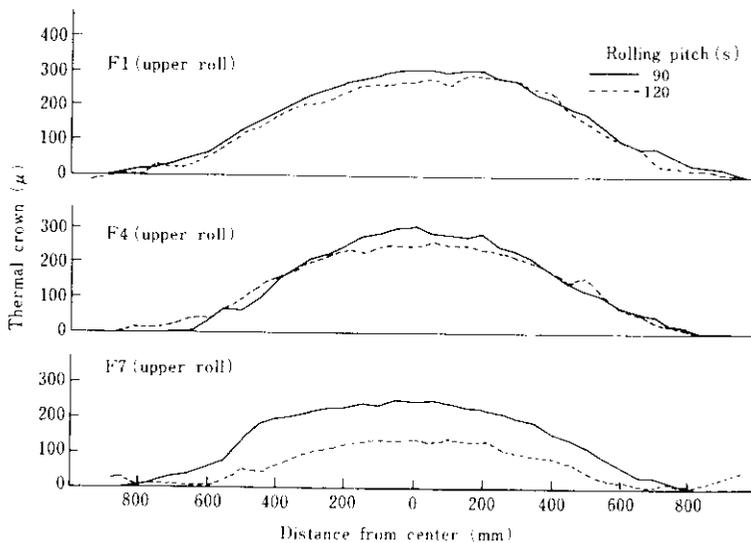


Fig.21 Effect of rolling pitch on thermal crown distribution by experiment

5. 結 言

熱間仕上圧延におけるロールの摩耗やサーマルクラウンについて、実機圧延実験によりその変化を調査した。また、有限要素法によるロールの熱伝導解析や実機圧延実験によりサーマルクラウンの制御方法を検討した。これらの結果から以下の事項が判明した。

- (1) ロールの摩耗は、アダマイトロールを使用している F1～F3 スタンドでは表面に黒皮スケールが生成されるため非常に小さい。ニッケルグレンロールを使用している F4～F7 スタンドでは、累積ロール負荷 $\Sigma(P \cdot L/W)$ にしたがって直線的に摩耗量が增大する。また、下ロールより上ロールのほうが摩耗量は大きい。
- (2) ロールのサーマルクラウンは幅方向にはほぼ放物線的に分布する。また、圧延コイル数により指数関数的に増大し、約55コイル圧延までは急激に増大する。80コイル圧延後には、F1 スタンドで約 250μ 、F4 スタンドで約 225μ 、F7 スタンドで約 130μ になる。
- (3) 圧延材のクラウンは圧延初期では約 100μ あり、55コイル前後までは急激に減少し、80コイル圧延

後には約 20μ になり、サイクル内では約 80μ の変化がある。この変化はサーマルクラウンとは定性的に逆の関係になる。

- (4) 熱伝達係数が $1000 \sim 2000 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$ とされる実機クーラント条件では、熱伝達係数を小さくするとサーマルクラウンは大きくなるが、逆にクーラント流量を増して熱伝達係数を大きくしてもサーマルクラウンを小さくする効果は期待できない。
- (5) 圧延インターバルを短くするとサーマルクラウンは増大する。圧延初期ではインターバルを短く、圧延コイル数が増すにしたがいインターバルを長くすると、サーマルクラウンを一定に制御することが可能であることが示唆された。

以上の検討結果から、サーマルクラウンを減少させ、しかも一定値に制御することは非常に困難なことが判明した。筆者らは仕上圧延において、圧延の進行にともない圧下配分モードを変更する方法によりサーマルクラウンの変化を補償し、常に一定の適正な板クラウンに制御する技術を開発している。

なお、理論計算については千葉製鉄所システム部の協力を得た。

参 考 文 献

- 1) J.G.Sibakin, J.S.Ride and W.Sherwood: Flat Rolled Products, Rolling and Treatment, 1 (1959), 3, [Interscience Publishers, New York]
- 2) G.R.Christoph and J.F.Griffin: Flat Rolled Products, Rolling and Treatment, 1 (1959), 47, [Interscience Publishers, New York]
- 3) 鏑田, 北村, 中川, 高崎, 松田: 鉄と鋼, 63 (1977) 11, S668
- 4) 戸沢, 上田: 塑性と加工, 11 (1970) 108, 29
- 5) 土屋, 福田, 若子, 猪井: 鉄と鋼, 61 (1975) 12, S552
- 6) 鏑田, 北村, 中川, 玉井, 足立, 福島, 君嶋: 鉄と鋼, 63 (1977) 9, A107
- 7) S.Wilmotte and J.Mignon: CRM, (1973) 34, 17
- 8) 平野, 小久保, 大池, 木崎: R & D 神戸製鋼技報, 27 (1977) 3, 31
- 9) 石村, 岡戸, 藤田: 塑性と加工, 16 (1975) 168, 44
- 10) 藤田, 水田: 第24回塑性加工連合講演会講演論文集, (1973), 73
- 11) G.F.Bryant: Automation of Tandem Mills, (1973), 320, [Lund Humphries, Bradford]
- 12) 北村, 鏑田, 中川, 玉井, 相原, 福島: 鉄と鋼, 62 (1976) 11, S616
- 13) P.G.Stevens, K.P.Ivens and P.Harper: JISI, 209 (1971) 1, 1
- 14) A.M.Belansky and C.F.Peck, Jr.: Iron Steel Eng., 33 (1956) 3, 61
- 15) 岩崎, 塩崎, 関, 東藤: 昭和49年塑性加工春季講演会講演論文集, (1974), 303

- 16) 鈴木, 杉山, 望月: 第25回塑性加工連合講演会講演論文集, (1974), 33
- 17) U. Grigull: 熱伝達の基礎, (1963), 162, [朝倉書店]
- 18) 関本: 日立評論, 4 (1959) 33, 89

