
H 形鋼圧延用ロールの改善について

On the Improvement of Rolls for Producing H-Shapes

松田 省吾(Syogo Matsuda) 松室 知視(Tomomi Matsumuro) 山中 栄輔(Eisuke Yamanaka) 田中 敏夫(Toshio Tanaka) 稲葉 和夫(Kazuo Inaba)

要旨：

川崎製鉄（株）葺合工場では、3 基の 3 重式粗圧延機、2 基のユニバーサルミル、1 基のエッジャーミルで H 形鋼の圧延を行っている。各圧延機に使用しているロールに起因するトラブルによる休止時間は、全休止時間の 1/3 を占めていた。このような問題点を解消するため下記に示す種々の改善を図った結果、従来に比べてロール寿命を約 20%延長し、ロールトラブルによる休止時間を約 40%減少することができた。(1)粗圧延機用ロールの肉盛材質改善 (2)垂直ロールの焼きつき減少のための材質改善 (3)水平ロールのスリーブ割れ防止のためのスリーブ寸法の改善 (4)ロール寿命の延長と、強度向上のための水平ロールスリーブ材質の改善

Synopsis：

H-shapes are produced using three 3-high rougher mills, two universal mills and one 2-high edger mill at Fukiai Works. About 30% of the downtime was caused by the trouble of the rolls for these mills. By the following improvements on the rolls, the roll life has been prolonged by about 20% and the downtime by the roll trouble decreased by about 40%. (1) Improved hardfacing of the rougher rolls. (2) Improved vertical roll material in order to decrease the sticking of rolled products to the roll. (3) Dimensional improvement of the horizontal roll sleeve to prevent the shrinkage crack. (4) Improved material for the horizontal roll sleeve in order to prolong the roll life and to increase the strength.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

H形鋼圧延用ロールの改善について

On the Improvement of Rolls for Producing H-Shapes

松 田 省 吾*

Shyogo Matsuda

松 室 知 視**

Tomomi Matsumuro

山 中 栄 輔***

Eisuke Yamanaka

田 中 敏 夫***

Toshio Tanaka

稲 葉 和 夫****

Kazuo Inaba

Synopsis :

H-shapes are produced using three 3-high rougher mills, two universal mills and one 2-high edger mill at Fukiai Works. About 30% of the downtime was caused by the trouble of the rolls for these mills. By the following improvements on the rolls, the roll life has been prolonged by about 20% and the downtime by the roll trouble decreased by about 40%.

- (1) Improved hardfacing of the rougher rolls.
- (2) Improved vertical roll material in order to decrease the sticking of rolled products to the roll.
- (3) Dimensional improvement of the horizontal roll sleeve to prevent the shrinkage crack.
- (4) Improved material for the horizontal roll sleeve in order to prolong the roll life and to increase the strength.

1. 緒 言

圧延工場において、圧延用各種ロールが生産能率や製品品質におよぼす影響は非常に大きい。当工場では、3基の粗圧延機、2基のユニバーサルミル、1基のエッシャーミルでH形鋼の圧延を行っている¹⁾が、ロールのトラブルによる圧延休止は、全休止時間の1/3を占めていた。

粗圧延機用ロール(Rロール)は、肉盛再生し

ているが、肉盛材質の摩耗性に起因するトラブルが多かった。ロールトラブルのうちユニバーサルミルの水平ロール(Hロール)関係が最も多く、スリーブ割損事故、偏摩耗による組替休止、スリーブの中心ずれ、ロール本体の折損事故などが多かった。

このような問題点を解消するため、Rロールについては肉盛材質を改善し耐摩耗性の向上を図るとともに、Hロールについては、スリーブ材質をダクタイル(DCI)からアダマイト(ASCA)に

* 葦合工場製造部条鋼課課長

*** 葦合工場製造部条鋼課

** 葦合工場製造部条鋼課課長

**** 葦合工場電機部機械課

変更し、さらにまた ASCA の材質改善を進め、硬さ上昇、耐摩耗性向上をはかった。

その他、ユニバーサルミル用垂直ロール (V ロール) の焼つき防止のための材質改善など、種々の改善を実施し、稼動率向上による生産性向上・品質面のトラブル減少などに成果をあげることができた。以下これらの改善経過について報告する。

2. 従来の圧延上の問題点

2.1 Rロール

肉盛溶接により再生した R ロールは、溶接不良などのため、圧延中に割れが発生し、製品にキズを生じたり、材質上の問題から偏摩耗による製品きずの発生や、スクレーパ突掛り、ロールへの材料巻きつき事故および摩耗量増大による中間組替をせざるをえない状況であった。

2.2 H, Vロール

ユニバーサルミルの縦ロール (V ロール) は DCI を使用していたが、摩耗が激しく、偏摩耗による製品品質の低下と組替回数増加の原因となっていたため、材質を DCI から ASCA に変更し、耐摩耗性の向上をはかった。しかしその結果、ロールに被圧延材が焼つき、製品にへこみきずが発生するなど新たなトラブルが多発するようになった。

H ロールについても V ロールと同様の理由から、スリーブ材質を DCI から ASCA へ変更したが、スリーブの強度不足により圧延中に変形を生じ、ウェブにテイルマークや、フランジにテーパを生じるトラブルが発生した。耐摩耗性についても、他メーカー製のロールに比較して満足できるものではなかった。また DCI スリーブで多発していたスリーブ割損事故もなくなるなどの問題があった。

3. Rロール肉盛材質の改善

R ロールはカリバー摩耗が進み基準値に達すると、開先切削をしたあと溶接によって肉盛補修を行い再生している (Fig. 1 参照)。肉盛用溶着金

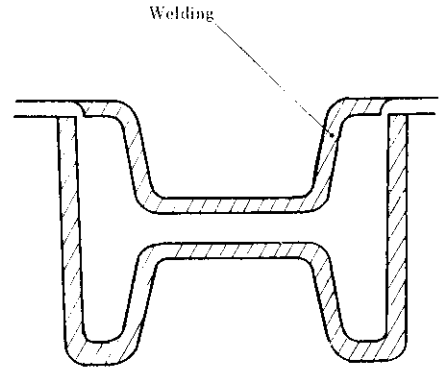


Fig. 1 Caliber reformation by welding

属は、一般に合金元素を含んでいるが、ユニオンメルト溶接による合金元素の添加方法は、軟鋼心線と合金元素を添加したフラックスを用い、フラックスから合金元素を添加する方法と、合金心線とフラックス、またはコンポジットチューブとフラックスを用い、主として合金心線、またはコンポジットチューブから合金元素を添加する方法があるが、高合金溶着鋼を得るには後者が用いられている。

現在、当工場で R ロール再生のために行っている肉盛溶接の方法は前者である。この方法を使って Table 1 に示した心線とフラックスの組合せで、Table 2 に示した組成のロールに肉盛溶接を行い、圧延による耐摩耗性について調べた。なお従来使用していた組合せは、KW43+KBH250 である。

Table 1 に示した溶着金属成分の一例のうち、KW43+KBH250, KW40C+KBH250 の分析値は、ロールに肉盛溶接後カリバー肉盛部の最上層から採取した試料についてのものであり、他はカタログの値である。KW40C+KBH250 で肉盛補修後圧延に使用したロールから手直し時に採取した試料では、C 量が 0.21%, Si 量が 0.21%, Mn 量が 1.46% になっており、母材の影響が現われている。また、KW43+KBH250 について、SM41 の厚さ 20mm 板に 5 層肉盛したときの溶着金属表面層の成分は、C 量 0.06%, Si 量 0.3%, Mn 量 1.46%, Cr 量 1.5%, Mo 量 1.0% であり、Table 1 に示す溶着金属成分と若干差があり、肉盛表面層でも母材の影響があるようである。

Table 1 Chemical composition of welded metal and wire

Wire + Flux	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Ni
KW43+KBH250	0.10	0.16	0.96	0.02	0.01	0.80	0.92	0.01	0.03
KW43+KBH300	0.16	0.33	1.22	0.015	0.010	1.51			
KW43+KBH350	0.18	0.32	1.28	0.013	0.012	2.20			tr.
KW40C+KBH250	0.11	0.16	1.63	0.01	0.01	0.86	1.12	0.01	0.04
Y6145+YF40	0.30	0.70	1.20			0.80		0.15	tr.
KW43	0.06	0.01	0.54						
KW40C	0.09	0.04	1.53				0.57		

Table 2 Chemical composition of rougher rolls

(wt%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Al	Mg
Alloy cast steel	0.81	0.52	0.83	0.009	0.011	0.07	0.05	0.48	0.27	0.33	—

心線とワイヤーの各組合せとも層間温度は300°~350°Cで、肉盛溶接後アスベスト保温して冷却しているが、C量が若干多いKW43+KBH350とY6145+YF40については、圧延中に生じるクラック防止のため肉盛溶接後残留応力除去焼なまし(S.R.)を行った(Fig. 2 参照)。これらの肉盛ロールによる圧延結果をTable 3に示す。従来のKW43+KBH250の圧延成績と比較すれば、KW40C+KBH250は約46%、Y6145+YF40は約28%良好な結果を示しており、KW40C

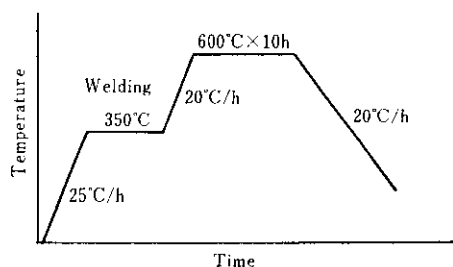


Fig. 2 Heat cycle for hardfacing roll

Table 3 Wear resistivity of hardfacing roll (Rougher roll)

Classification wire+flux	Size of H shapes	Roll stand	Rolling result $\times 10^{-4}$ mm/t	Hardness (H _s)	Time of use	Remarks
New roll	H200×100	R3	5.80	37~40	2	
KW43+KBH250	H200×100	R3	6.16	30~38	8	
KW43+KBH300	H200×100	R3	7.90	27~40	2	
KW43+KBH350	H200×100	R3	6.53	33~45	2	With S.R.
Y6145+YF40	H200×100	R3	4.82	39~42	6	With S.R.
KW43+KBH250	Mix	R1	2.81	30~38	—	
KW40C+KBH250	Mix	R1	1.92	37~50	—	

Rolling result = $\frac{\text{Wear amount of caliber side surface}}{\text{Weight of rolled products}}$

+KBH250 が最もすぐれている。切削完了後のカリパー表面硬さも同様に KW40C+KBH250 が高くなっており、硬さが高くなると、圧延成績もよくなる傾向にある。溶着金属成分は、前述のように母材の影響を受けるため、厳密には肉盛再生回数、溶接条件などによって変化するはずであるが、詳細については確認していない。

コスト面では、KW40C+KBH250 のようなパーライト鋼系ハードフェイシングは、溶接作業性が良好で、残留応力除去または軟化焼なましが必要であるため安価である。以上のような各種肉盛材質の圧延成績、コスト、溶接性、内部欠陥などを調査の結果、現在では KW40C+KBH250 を使用している。

その他肉盛材質として Cr, Mo, V, Co などを多量に添加し、残留応力除去焼なましと同時に、析出硬化を行い、硬さを H₆₀~80 程度まで上昇させ、耐摩耗性と熱間強度の上昇をはかったものがあり、使用の結果きわめてすぐれていることが実証されている。

4. H, V ロール

4.1 V ロール焼つき防止

焼つきは、H ロールの R 部にも認められるが、特に大きく成長しないかぎり製品にきずなどを生じることはない。

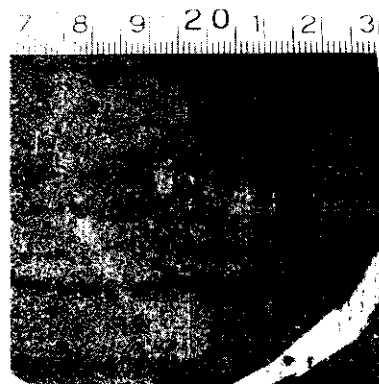
しかし、仕上げユニバーサルミルの V ロールに発生した焼つきは、製品のフランジ面にへこみき

ずを生じる原因となる。また V ロールの焼つきは、DCI ロールには発生せず、ASCA ロールに特有のものである。このような焼つき防止策としては、圧下量の減少やロール冷却の強化が有効な手段であるが、ロール材質面から考えると、ロール材の熱伝導を良好にして、ロール表面に蓄積される熱を速やかに放散することが好ましい。Ni や Cr などの合金成分添加によって硬さを高めたロールは、耐摩耗性は良好であるが、反面熱伝導率が低下するため、焼つきを生じやすくなるといわれている²⁾。また被圧延材は、セメントイトより基体組織に焼つきやすいので適量のセメントイトは必要である。しかし、塊状および網目状のセメントイトが存在すると、これを起点にヒートクラックが発生し、セメントイトの脱落によって、被圧延材やスケールが押し込まれ焼つきの原因となるため、セメントイトを微細化し均一に分布させることが必要である。

焼つきについては、同一材質のロールでも使用スタンド、使用サイズによって発生状況が異なることがあり³⁾、圧延条件、ロール冷却条件の影響を大きく受けていると考えられる。DCI から変更当初の ASCA ロール (C 量 1.7%, Ni 量 0.1%) に生じた焼つきを **Photo. 1** に示す。焼つきは被圧延材が凝着したもので、断面のマイクロ写真 (**Photo. 2** 参照) に示すように、ロール表面のヒートクラック部で発生しており、ロールの回転と逆方向に尾を引いている。ロール表面には多くのヒートクラックを生じているが、被圧延材



V-roll



Sticking of rolled products

Photo. 1 Sticking of rolled products on V-roll surface

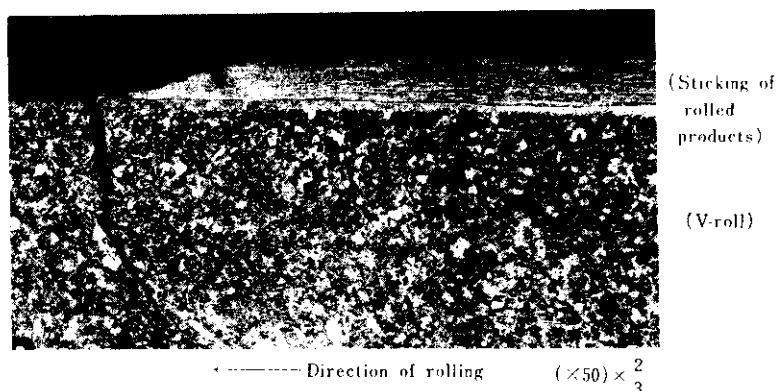


Photo. 2 Microstructure of sticking (Cross-section of the V-roll)

Table 4 Chemical composition of V-roll

(%)

Material	Type	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo
ASCA	I	1.70	0.60	0.80	0.10	1.00	0.40
	II	1.40	0.50	0.80	1.00	1.00	0.60
	III	1.70	0.70	0.80	1.30	1.00	0.30
	IV	1.40	0.50	0.80	1.50	1.00	0.60

が押し込まれているのは、比較的幅の広いクラックで、しかもクラック内に酸化スケールなどがはいっていないものに限られている。このようなクラックは、初品セメントaitを伝って発達している。また塊状のセメントaitの脱落によるピットが認められることがある。焼つきの大部分は、このようなピットまたはクラック部から発生しており、焼つき防止をはかるためにはセメントaitを微細化し、組織内に均一分布させることが必要である。

塊状セメントaitを減少させるには、C量を下げることが有効であるが、C量1.3~1.4%のASCAロールで焼つきを生じたという報告²⁾もある。また、Ni, Cr量を増し硬さを上昇させ耐摩耗性を向上させたロールについても、前述の理由から焼つきが増加する恐れがある。このように、焼つき防止は耐摩耗性向上と相反することがあるため、Table 4に示す4種類の目標化学組成のロールについて、焼つきの発生状況を調査した。その結果、焼つき発生率（発生回数/圧延回数）は、タイプIは1.82%、タイプIIは0.60%、

タイプIIIは1.10%、タイプIVは3.79%であり、タイプIIのC量1.4%、Ni量1.0%のものが最もすぐれていることがわかった。現在タイプIIのロールを使用しており、さらにロール冷却条件の改善、サイズ構成の変更などにより、焼つき発生率は0.4%に減少し、この問題はほぼ解消された。

4.2 Hロールスリーブ割れ防止のための スリーブ寸法の改善

ユニバーサルミルのHロールは、焼ばめロールを使用しているが、圧延中スリーブずれを生じたり、スリーブが割損するトラブルが多発していた。スリーブ割れの原因は、スリーブの焼ばめ応力と、圧延中にスリーブとロール本体間に発生する温度差による熱応力によるものであるが、これらは、スリーブ寸法形状と焼ばめ代とに密接な関係がある。またスリーブずれは、一定のトルクを伝達するために確保すべき焼ばめ圧力 P_m に関係があるが、これもスリーブ寸法形状によって変化し、必要圧力を確保するために焼ばめ代を大きくとると、焼ばめ応力も大きくなり、スリーブ割

れを生じやすくなる。したがって、必要な焼ばめ圧力 P_m を確保し、かつ、そのときスリーブに生じる応力を許容値内におさめるよう焼ばめ代、スリーブ寸法形状を定めなければならない。

スリーブをロール本体に焼ばめするとき、スリーブが本体を締め付ける焼ばめ圧力 P_m は(1)式で与えられる。

$$P_m = \left[\frac{2\delta}{2r} + \frac{2R^2 P_0}{E_s(R^2 - r^2)} \right] / \left[\frac{1-\nu_a}{E_a} - \frac{1-\nu_s}{E_s} + \frac{2R^2}{E_s(R^2 - r^2)} \right] \quad (1)$$

2δ : 焼ばめ代

P_0 : 外圧

r : ロール本体外半径

R : スリーブ外半径

ν : ポアソン比

E : 縦弾性係数

添字 a, s はそれぞれロール本体およびスリーブを示す。

焼ばめ圧力 P_m のとき、焼ばめスリーブが伝達できるトルク T は(2)式で与えられる。

$$T = 2\pi\mu B P_m \cdot r^2 \quad (2)$$

μ : スリーブとロール本体間の摩擦係数

B : スリーブ幅

(1), (2)式より T と 2δ の関係は(3)式のようにになる。

$$T = 2\pi\mu B r^2 \left[\frac{2\delta}{2r} + \frac{2R^2 P_0}{E_s(R^2 - r^2)} \right] / \left[\frac{1-\nu_a}{E_a} - \frac{1-\nu_s}{E_s} + \frac{2R^2}{E_s(R^2 - r^2)} \right] \quad (3)$$

次にスリーブにおいて、半径 x の位置に発生する円周方向応力 σ_t と、半径方向応力 σ_r はそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} \sigma_t &= \frac{1}{R^2 - R_i^2} \cdot \left[\frac{R^2 R_i^2}{x^2} (P_1 - P_2) + P_1 R_i^2 - P_2 R^2 \right] \\ \sigma_r &= \frac{1}{R^2 - R_i^2} \cdot \left[-\frac{R^2 R_i^2}{x^2} (P_1 - P_2) + P_1 R_i^2 - P_2 R^2 \right] \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

R_i : スリーブ内半径

P_1 : 内圧

P_2 : 外圧

となる。(4)式で $P_1 = P_m$, $P_2 = P_0 = 0$, $R_i = r - \delta$ とすれば、 σ_t , σ_r の最大値は $x = r$ の位置で

生じ次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{t\max} &= \frac{R^2 + r^2}{R^2 - r^2} P_m \\ \sigma_{r\max} &= -P_m \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

最大主応力 $\sigma_{t\max}$ と焼ばめ代の関係は外圧なしのとき、(1), (5)式より(6)式で与えられる。

$$\sigma_{t\max} = \frac{R^2 + r^2}{R^2 - r^2} \cdot \frac{2\sigma}{2r} / \left[\frac{1-\nu_a}{E_a} - \frac{1-\nu_s}{E_s} + \frac{2R^2}{E_s(R^2 - r^2)} \right] \quad (6)$$

DCI スリーブおよび ASCA スリーブについて、焼ばめ応力 $\sigma_{t\max}$ 、焼ばめ代 2δ 、スリーブ幅 B の関係は、(3), (6)式より計算すると Fig. 3 のようになる。なお同図より DCI および ASCA スリ

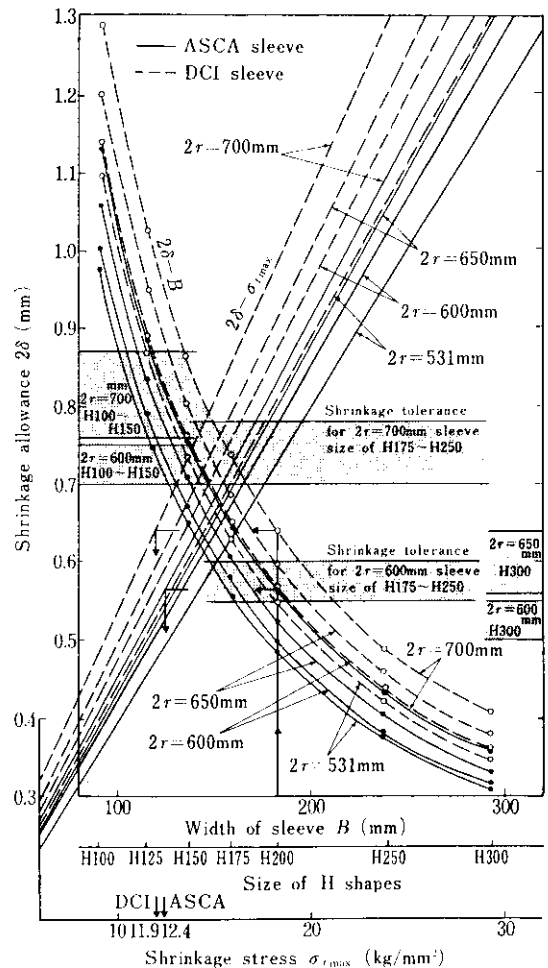


Fig. 3 Relation between shrinkage stress and shrinkage allowance for each size of H shape

ープの σ_{tmax} をたとえば $2r=700\text{mm}$ の場合 H200 について求めるとそれぞれ 11.9kg/mm^2 , 12.4kg/mm^2 が求まる。ただし

$$T=51\,500\text{kg}\cdot\text{m}$$

$$E_s=1.8\times 10^4\text{kg/mm}^2 \text{ (DCI)}$$

$$=2.1\times 10^4\text{kg/mm}^2 \text{ (ASCA)}$$

$$\nu_s=\nu_a=0.3$$

$\mu=0.1$ (真の接触面積がみかけの接触面の $\frac{1}{2}$ 程度になるので、固体接触の場合 $\mu \approx 0.3$ の $\frac{1}{2}$ を使用)

$$2R=1\,030\sim 930\text{mm}$$

ロール本体外半径 r はパラメータ表示しているが、 σ_{tmax} と r の関係は、(2), (5) 式より

$$\sigma_{tmax} = \frac{T}{2\pi\mu B} \cdot \frac{R^2 + r^2}{r^2(R^2 - r^2)} \quad \dots\dots\dots (7)$$

となり、 $T/2\pi\mu B = \text{一定}$, $R = \text{一定}$ とすれば σ_{tmax} は r のみの関数となり $r = \pm \sqrt{\sqrt{2}-1} \cdot R$ で極小値を有する。したがってスリーブ重量の増加を無視すれば、 σ_{tmax} を小さくするには $r = \sqrt{\sqrt{2}-1} \cdot R$

が望ましい。

一方、焼ばめ代については、圧延中事故などで圧延が中断したとき、スリーブとロール本体間の冷却速度の差により、スリーブ温度がロール本体温度より低くなるため、実際の焼ばめ代は見かけの焼ばめ代 2δ よりも大きくなる。温度差による焼ばめ代の増加量 $2\Delta\delta$ は

$$2\Delta\delta = 2r \cdot \alpha \cdot \Delta t \quad \dots\dots\dots (8)$$

α : スリーブの線膨張係数

Δt : 温度差

となり、実際の焼ばめ応力計算には $2(\delta + \Delta\delta)$ を用いなければならない。またスリーブの破損を防止しようとするとき、最大主応力 σ_{tmax} が、ある限界値 σ_a 以下になるように焼ばめ代を定める必要がある。温度差による焼ばめ代の増加量を考慮した現実のスリーブに生ずる σ_{tmax} および $T=51\,500\text{kg}\cdot\text{m}$ を伝達するのに必要な焼ばめ代を確保した場合に生じる σ_{tmax} とスリーブ幅との関係を Fig. 4, Fig. 5 に示す。なお σ_a は過去の

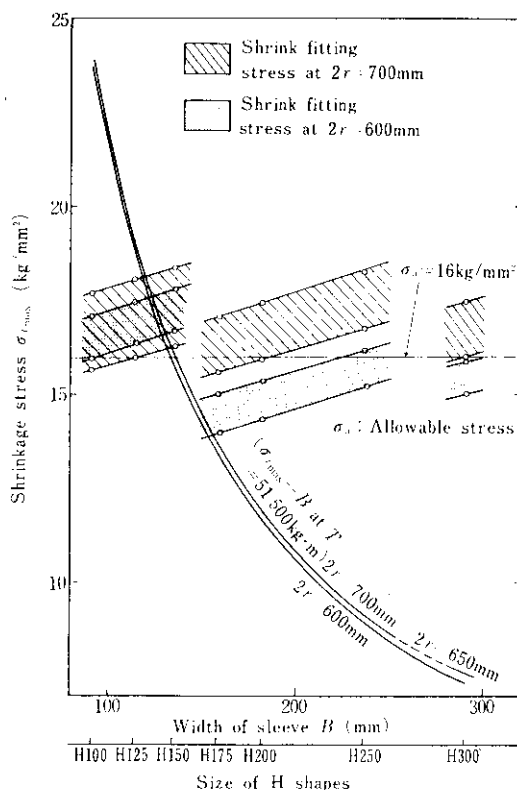


Fig. 4 Shrinkage stress, considering thermal influence on ductile (DCI) sleeve

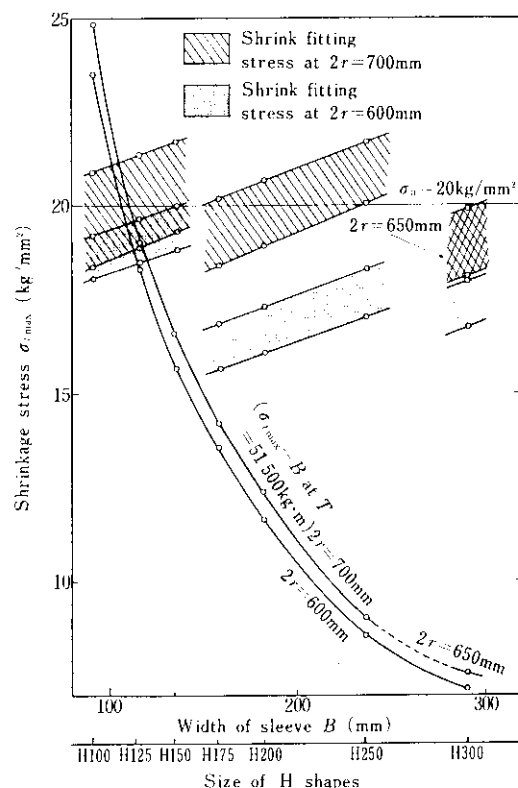


Fig. 5 Shrinkage stress, considering thermal influence on adamite (ASCA) sleeve

経験をもとに、DCI スリーブの場合 16kg/mm^2 、ASCA では 20kg/mm^2 としている。焼ばめ応力が σ_k より小さく、曲線で示される値より上でなければスリーブのすべりおよびスリーブ割損が生じる危険性がある。また Fig. 4, Fig. 5 から次のことがわかる。

- (1) ASCA スリーブは焼ばめ応力の許容値 σ_k が DCI より大きいので、スリーブすべり、割れ防止上望ましい。
- (2) 従来の $2r=700\text{mm}$ より $2r=600\text{mm}$ の方が一定トルクを伝達するのに必要な焼ばめ応力が小さくなるため、スリーブのすべりおよび割れ防止上すぐれている。
- (3) スリーブ幅が狭い小形サイズでは、焼ばめ応力の許容範囲が著しく狭いか許容範囲からはずれることになるのでスリーブがすべりやすく割れやすい。
- (4) 現実の焼ばめ応力が最も小さくとれる H175

が最もすべりにくく割れにくい。

- (5) ウェブ高さが大きくなるにつれてスリーブ幅が広くなるためすべりにくくなるがロール本体内の熱放散が悪くなるため本体とスリーブの温度差による影響は大きくなる。

一方、実際のトラブル発生率とサイズの関係は Fig. 6, Fig. 7 に示すように上記の説明とよく一致している。したがって、スリーブ材質を DCI から ASCA に変更し、本体外径を従来の $2r=700\text{mm}$ から最小スリーブ直径の $\sqrt{\sqrt{2}-1}$ 倍に相当する $2r=600\text{mm}$ に変更することにより、スリーブのすべりおよび割損トラブルをほぼ解消することができた。

4.3 H ロールの耐摩耗性および耐変形性の改善

H ロールスリーブ用材質として、操業開始当初は DCI を使用していたが、前述のように DCI ス

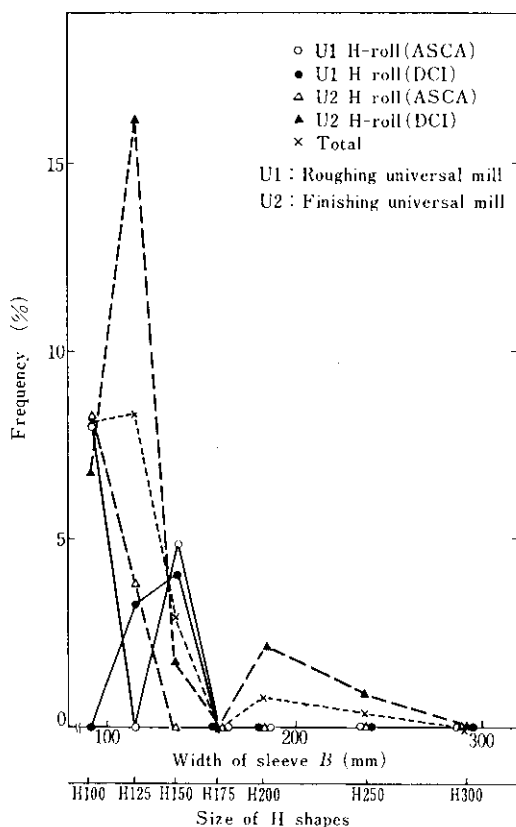


Fig. 6 Relation between sleeve slipping trouble and the width of the sleeve

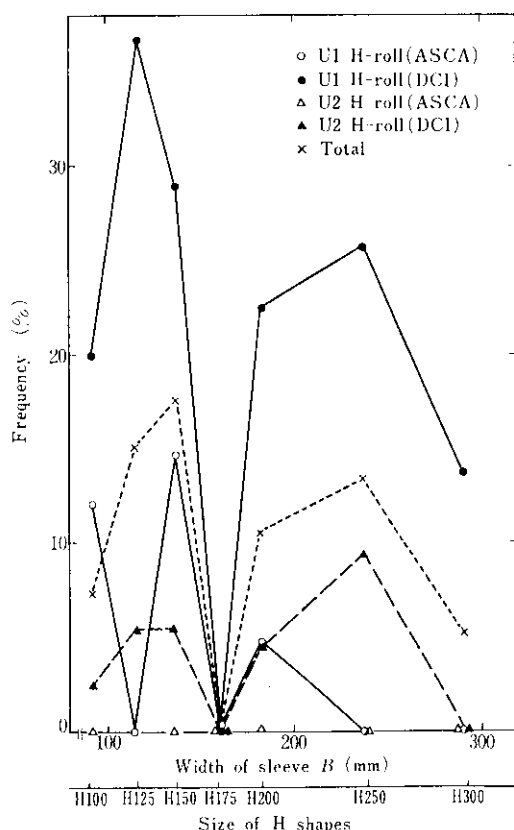


Fig. 7 Relation between shrinkage crack of the sleeve and the width of the sleeve

スリーブは、スリーブ割れおよびずれによるトラブルが多いこと、またHロールはRロールに比較して圧延条件が厳しく、摩耗による組替頻度が高いことなどから、トラブルを解消し耐摩耗性を向上させ組替回数の減少をはかるために、昭和45年～46年にかけてスリーブ材質をASCAに変更した。しかし、スリーブ強度不足によって変形を生じるトラブルが新たに発生し、また耐摩耗性についても期待どおりの成績を得ることができなかった。したがって、これらの問題を解消するために、化学組成および硬さを改善した各種スリーブについて調査を行った。

(1) 化学組成

ASCAにおいて、C量の多少は、凝固条件とともにセメンタイトの析出量および形状に影響を与え、Ni、Moなどの合金元素は熱処理条件、基体組織および硬さに影響を与えることが知られている。

調査したスリーブの化学組成をTable 5に示す。Table 5でタイプAはDCIから変更当初使用していた組成で、C量1.7%と高く、セメンタイトを多量に析出させ、耐摩耗性の向上をはかったものであるが、Ni量が0.1%と少なく、空気焼入れは行っていないため硬さがH_s45と低い。タイプBは、塊状セメンタイトを減少させるためC量を少なくし、焼入れ性を改善し、空気焼入れによって硬さを上昇させるためにNi量を1.0%に増したもので、硬さもH_s55前後である。タイプC、Dは、タイプBよりさらにNi量を増し、硬さの上昇をはかろうとしたものである。タイプE、Fは、C量を増加しNi量を調整して耐摩耗性向

上および硬さ上昇をはかったものである。

(2) 硬さ

ASCA製スリーブは、一般に熱処理を行って組織の微細化、セメンタイト形状の改良、硬さ上昇、耐摩耗性向上、残留応力除去をはかっている。

熱処理工程は、均質化焼なまし、焼ならし（空気焼入れ）、焼もどしからなっており、焼ならし時の温度、冷却速度および焼もどし温度が硬さに大きな影響を与える。しかし、ASCAスリーブの場合、C量が多く合金元素が少ないため、焼入れ性は悪く、冷却速度の影響を受けにくい、冷却速度が大きいと基体組織はベイナイトの割合が増加し、小さいとパーライトの割合が増加する。

スリーブの要求硬さはH_s55前後であり、この硬さを得るためには、冷却速度をあまり大きく取る必要はないとされている。Table 5に示すタイプAは、硬度がH_s45と低く、圧延中にスリーブの変形によって製品にテイルマークやフランジ部にテーバーを生じていた。このような変形は、硬さの低いものに発生し、高いものには発生しない。そしてその限界値は、圧延サイズ、材料温度など圧延条件によって一定ではないが、当工場の実績では、Fig. 8に示すようにH_s55以上のものにはスリーブ変形トラブルは発生せず、トラブル防止上H_s55以上にすることが望ましいことがわかった。

スリーブ内部の硬さ分布は、Fig. 9に示すように各タイプとも内部へ進むにつれて硬さが低下しており、熱処理の効果が内部まで十分におよんでいない。しかしタイプB～Fは、圧延に使用する

Table 5 Chemical composition of adamite (ASCA) sleeve

Type	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo
A	1.70	0.60	0.80	0.10	1.00	0.40
B	1.40	0.50	0.80	1.00	1.00	0.60
C	1.40	0.50	0.85	1.50	1.00	0.60
D	1.40	0.50	0.85	2.00	1.00	0.60
E	1.70	0.70	0.80	1.50	1.00	0.50
F	1.70	0.80	0.80	1.70	1.00	0.50

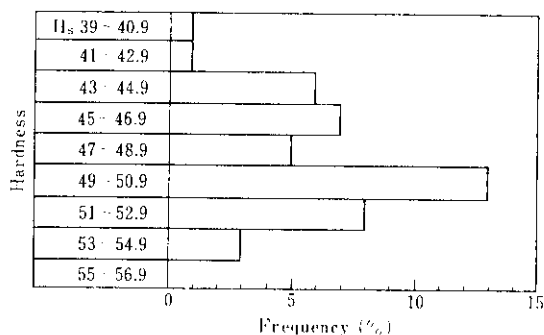


Fig. 8 Relation between sleeve deformation trouble and sleeve hardness (December, 1971 ~ May, 1974)

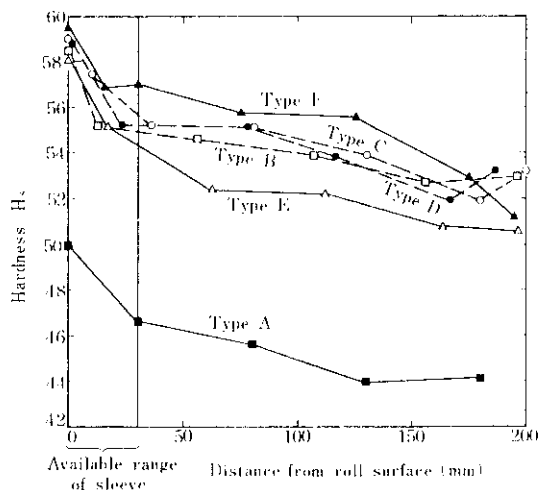


Fig. 9 Distribution of hardness in the sleeve

範囲内では $H_s 55$ は確保されており使用上問題はない。タイプ A とタイプ B ~ F 間の硬さの差は、空気焼入れの有無によるものであるが、タイプ B ~ F 間のそれぞれの差については、熱処理の影響が大きく化学組成の影響による明りょうな差は認められなかった。

(3) マクロ組織

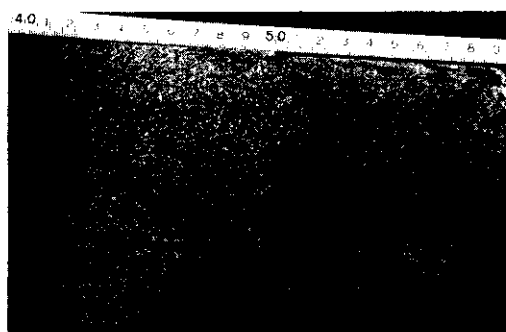
Photo. 3, 4 に各タイプの廃却スリーブ断面マクロ組織を示す。各タイプとも、スリーブ外周部の圧延面付近の組織は細かい柱状晶が発達しているが、内部は等軸晶が出て、いくぶん粗くなっている。これはスリーブ半径方向での熱処理効果の差によるものである。また空気焼入れなしのタイプ A は、タイプ B ~ F より粗い組織になっている。

(4) ミクロ組織

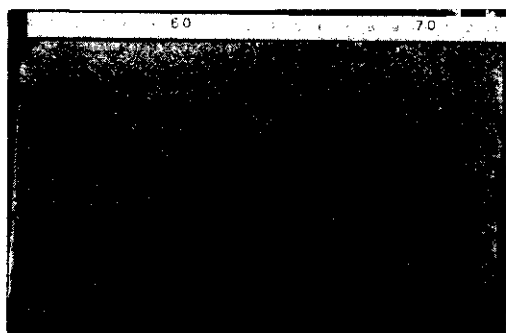
ASCA スリーブでは、凝固および熱処理条件とともに化学組成がミクロ組織に与える影響は大きい。C 含有量は、セメンタイトの析出量と形状に影響し、Ni, Mo 量は、熱処理条件とともに基体組織および硬さに影響を与える。

Photo. 5 に各タイプのスリーブ断面ミクロ組織を示すが、C 量の多いタイプ A, E, F は、セメンタイトの析出量が多く、粒状および針状のほかに塊状セメンタイトが析出している。またこのような塊状セメンタイトは、ヒートクラックの発生や肌荒れの原因となり好ましくない。

Ni 量は焼入れ性改善効果が大きく、Ni 量が少ない場合、基体組織はパーライト（黒色部）が多くベイナイトは少ないが、Ni 量が増すとベイナイト量も増加し、硬さも $H_s 60$ 以上のものを得ることができる。Photo. 5 に示すように、ベイナイト量は Ni 量が最も多いタイプ D が最も多

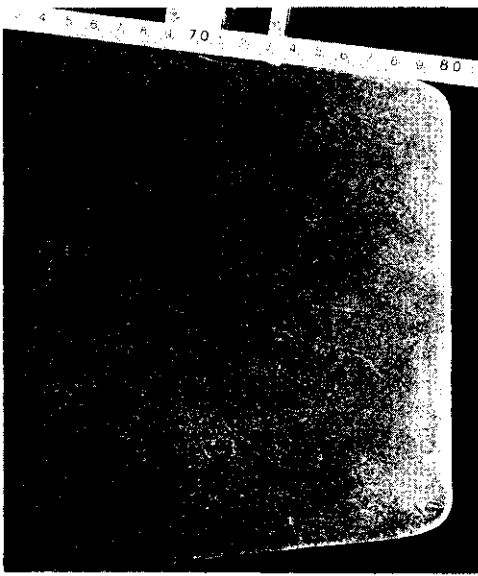


Type A C 1.7%, Ni 0.1%

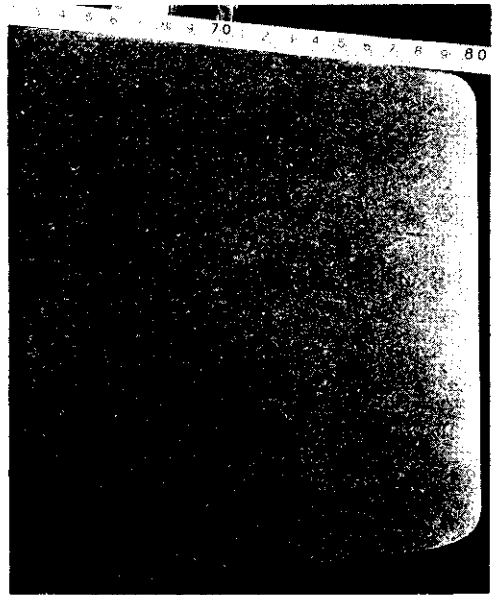


Type B C 1.4% Ni 1.0%

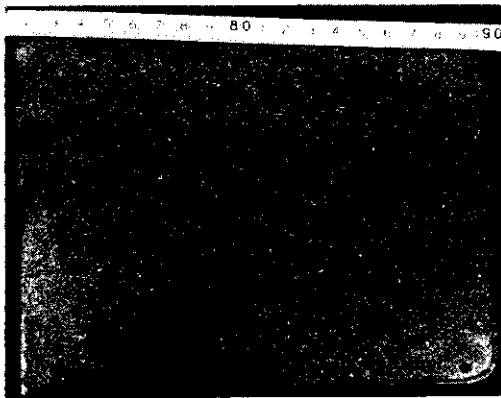
Photo. 3 Macrostructure of H-roll sleeve cross section



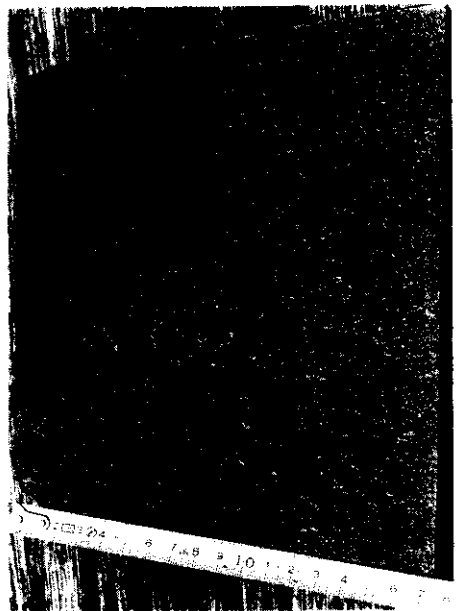
Type C 1.4%C, 1.5%Ni



Type D 1.4%C, 2.0%Ni



Type E 1.7%C, 1.5%Ni



Type F 1.7%C, 1.7%Ni

Photo. 4 Macrostructure of H-roll sleeve cross section

く、Ni 量0.1%のタイプAの基地組織は全面ハートライトになっており、Ni 量の影響は明りょうで

ある

スリーブ表面は、Photo. 6 に示すようにヒー

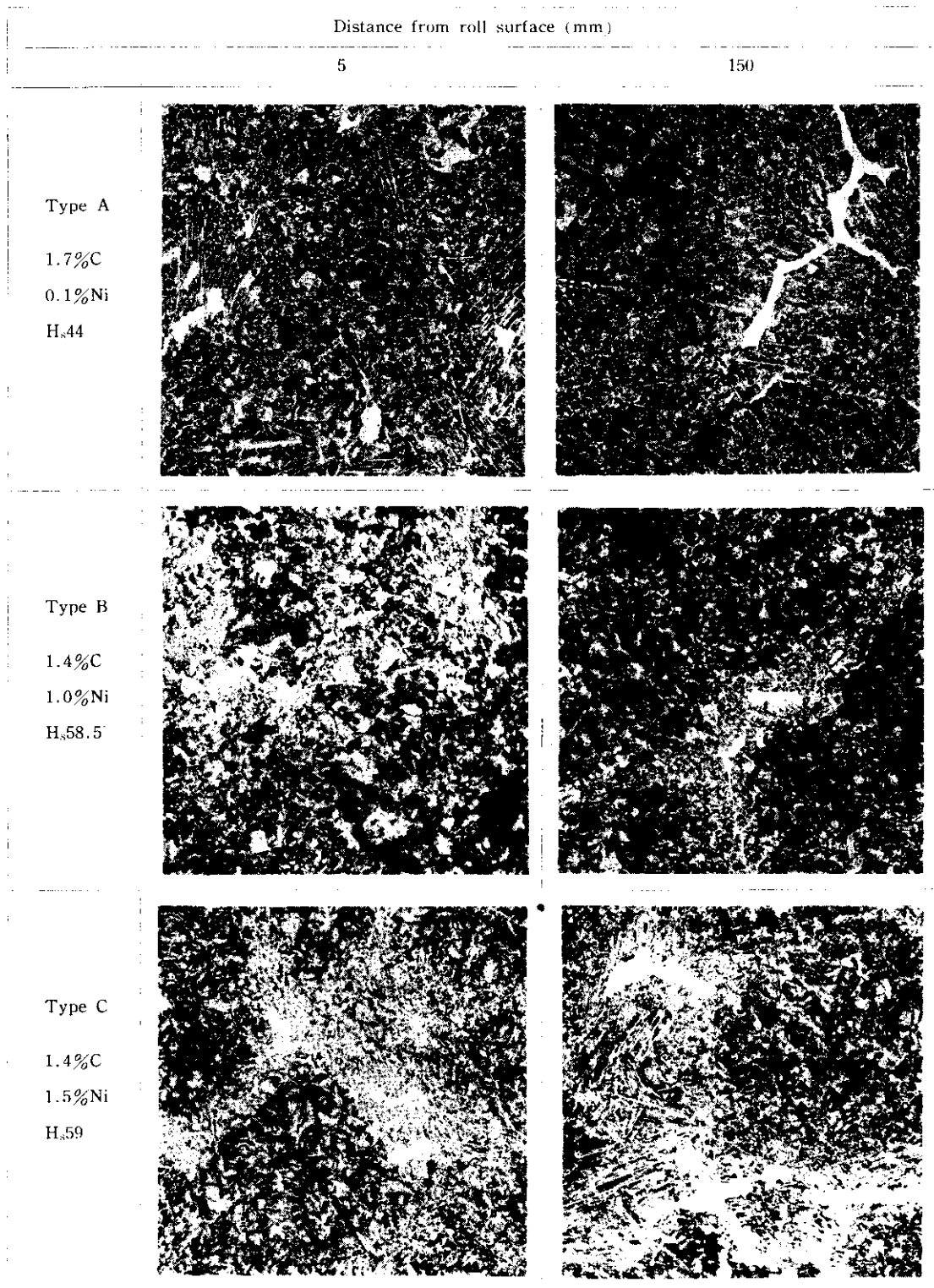


Photo. 5 Microstructure of H-roll sleeve

Distance from roll surface (mm)

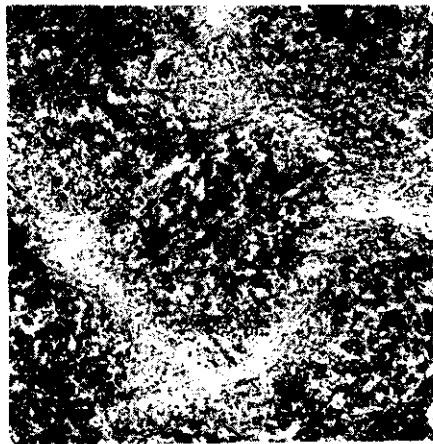
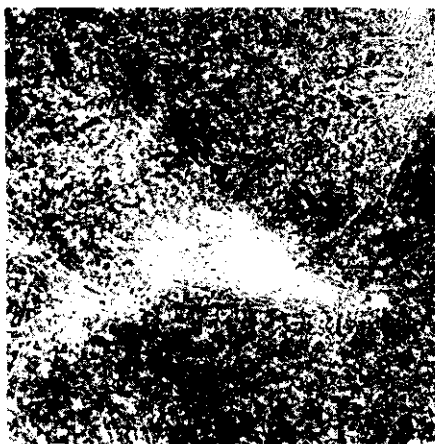
5

150

Type D

1.4%C

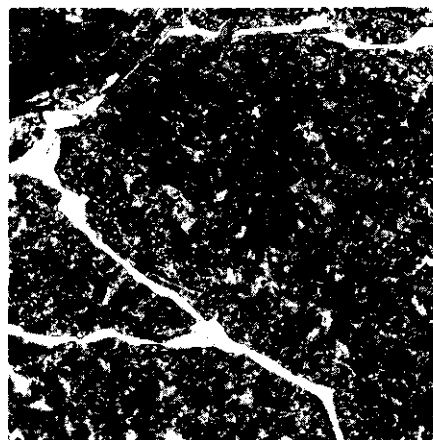
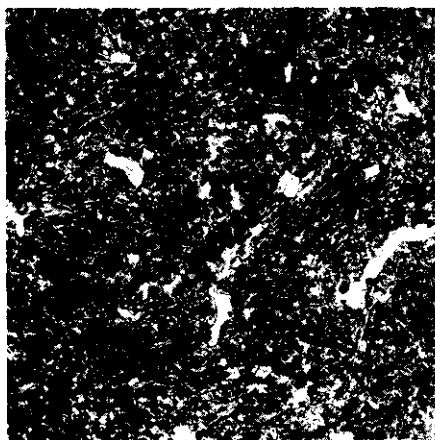
2.0%Ni

H_s59

Type E

1.7%C

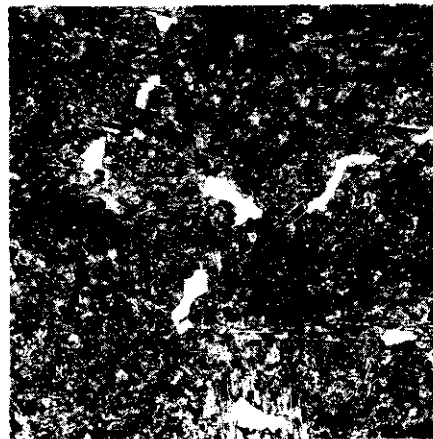
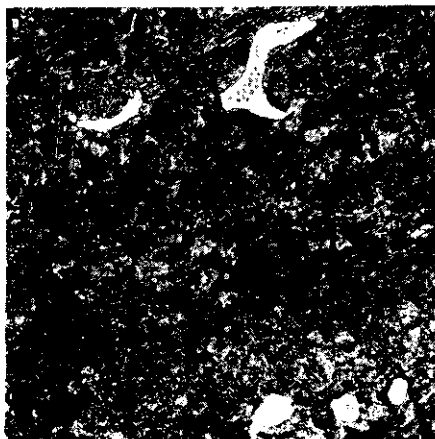
1.5%Ni

H_s58

Type F

1.7%C

1.7%Ni

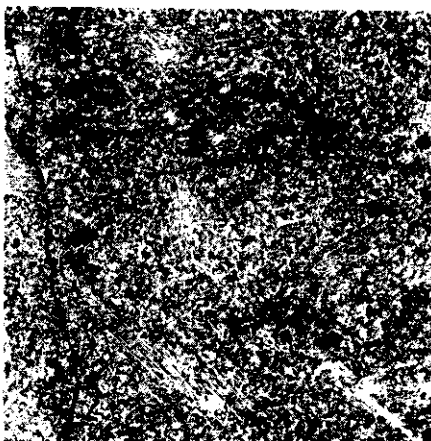
H_s60.5

cross section

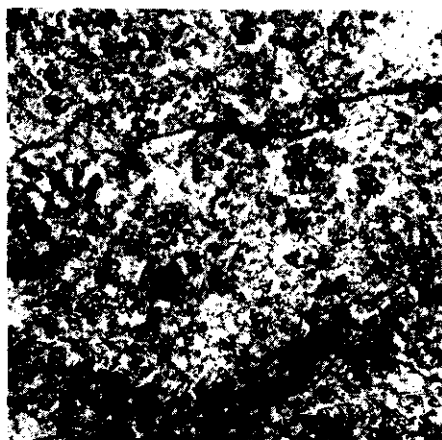
(×100)



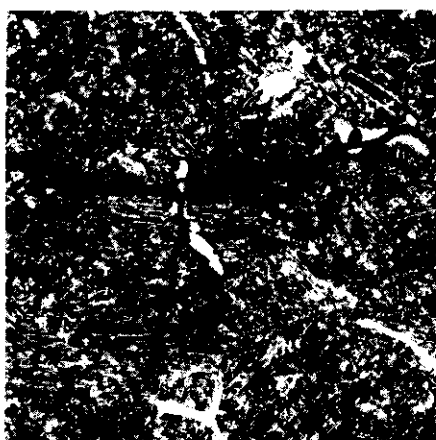
Type A 1.7%C, 0.1%Ni



Type D 1.4%C, 2.0%Ni



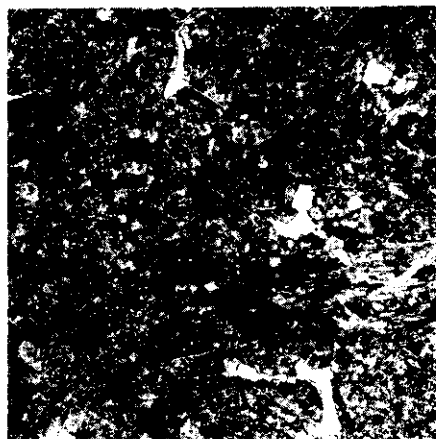
Type B 1.4%C, 1.0%Ni



Type E 1.7%C, 1.5%Ni



Type C 1.4%C, 1.5%Ni



Type F 1.7%C, 1.7%Ni

(×100)

Photo. 6 Microstructure of H-roll sleeve surface

トクラックが生じている。これらのクラックの深さは 0.2~0.3mm 程度であり、必ずしも析出セメントに沿って伝播していない。またクラック発生量は、圧延サイズやロール冷却水などの圧延条件の影響が大きく、タイプによる差は明りようではない。

(5) 機械的性質

常温での機械的性質は、Table 6 に示すように、C 量が多く Ni 量が少ないタイプ A は、引張り強さが 50kg/mm² と低いが、Ni 量を 1.0% 以上添加すると、引張り強さは 70~80kg/mm² まで改善され、硬さも H_s60 を得ることができる。反面伸びが減少し靱性が低下するため、過度の添加はスリーブ割損などのトラブルを生じる恐れがある。したがって、一体スリーブ材としてはこの程度が限度であり、これ以上の硬さ上昇を望むには、複合スリーブの採用を検討すべきであると考えられる。

熱間圧延において、ロール表面が高温の被圧延材と接しながら圧延圧力を受け、さらに、その後水冷により急速に冷却されることにより、激しい繰返し熱応力を受けて塑性変形やヒートクラックなどを発生するため、スリーブの高温における機械的性質は重要なポイントである。

Table 6 Mechanical properties of adamite sleeve

Type	Tensile strength (kg/mm ²)	Yield stress (kg/mm ²)	Elongation (%)	Impact value * (kg·m/cm ²)
A	49.8	48.9	0.84	0.21
	53.3	47.6	1.00	0.26
B	71.6	71.0	0.60	0.40
	72.2	70.3	0.62	0.40
C	71.6	69.3	0.48	0.35
	78.7	—	0.40	0.36
D	79.9	—	0.48	0.36
	78.8	—	0.45	0.35
E	77.7	—	0.35	0.26
	79.1	—	0.35	0.25
F	73.3	—	0.23	0.26

* Charpy impact test with 2mm U notch

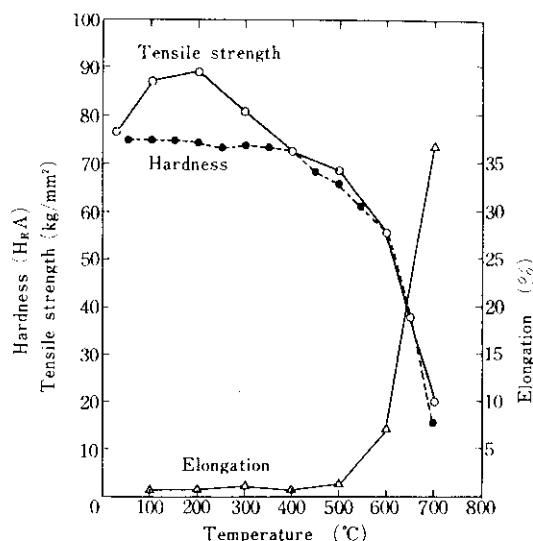


Fig. 10 Mechanical properties of adamite sleeve at high temperatures

高温におけるタイプ D の機械的性質の変化を Fig. 10 に示す。Fig. 10 より引張り強さは 200°C で最大値となり、温度の上昇とともに減少をはじめ、600°C~700°C で急激に減少する。伸びおよび硬さの変化についても同様で、500°C を越えるあたりから変化が大きくなり、600°C~700°C で著しく変化している。したがって、ロール表面温度を左右する圧延サイズやロール冷却水などの圧延条件は、耐摩耗性に影響を与えることが考えられる。

(6) 圧延成績

H ロールの組替時期は、主として圧延時負荷の大きい R 部とフランジ部を圧下するスリーブ面の摩耗によって決まる。したがって耐摩耗性を向上させ、この部分の摩耗および肌荒れを改善することにより、ロール寿命を延ばすことができる。

R 部、フランジ部の圧延面の状況は、サイズや使用スタンドによって若干異なるが、Photo. 7 に示すように摩耗量とともに変化する。すなわち、摩耗の少ない間は、スリーブ表面に細かな凹凸のある針状の組織模様を生じ、さらに摩耗が進むと R 部に被圧延材の焼つきを生じ、フランジ圧延面に大きな凹凸を生じるようになり、R 部付近からヒートクラックが成長し亀甲状を呈するようになる。フランジ圧延面の摩耗量 (Fig. 11 参照)

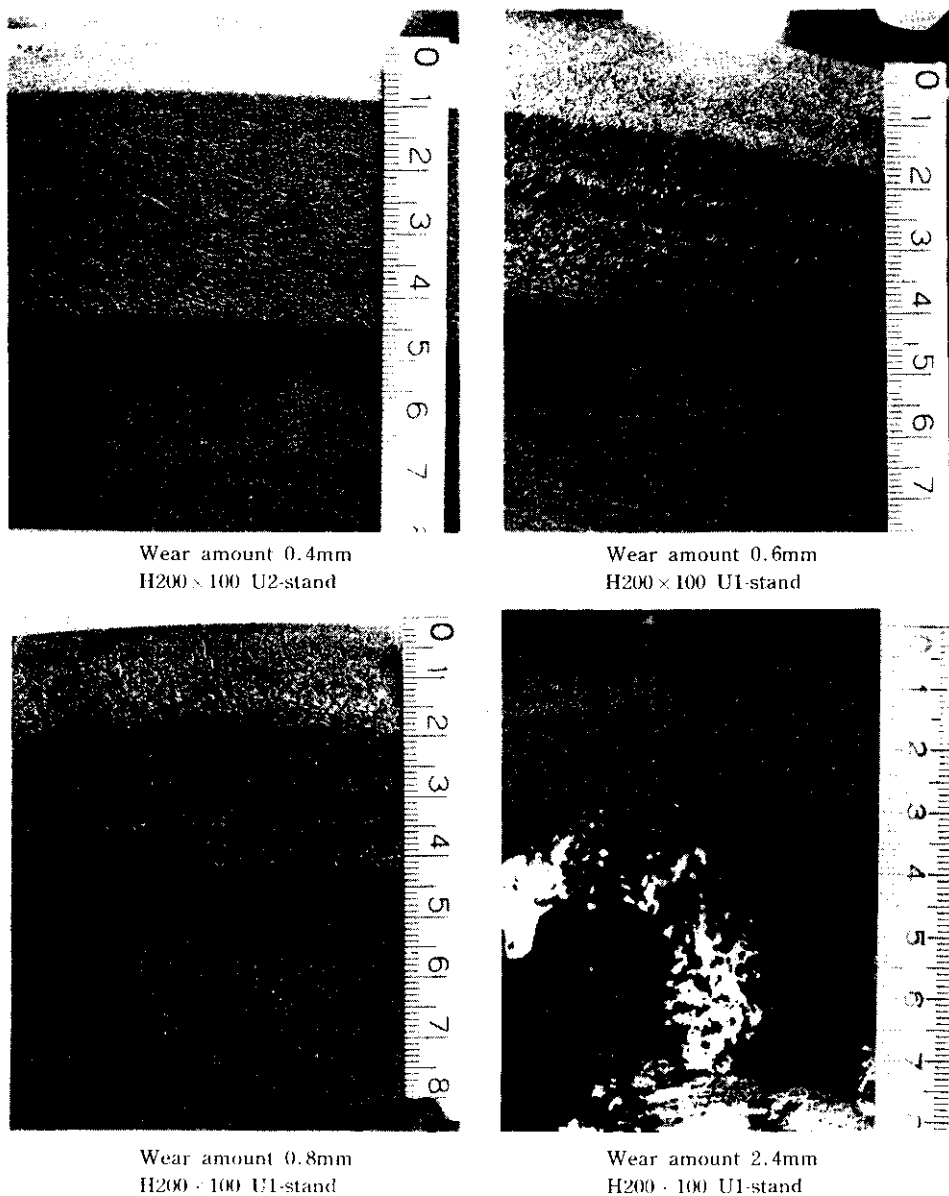


Photo. 7 Surface roughing of H-roll (1.4%C, 1.5%Ni)

と圧延量の関係の一例を Fig. 12~14 に示す

Fig. 12~14 より、従来の DCI スリーブとタイプ A の ASCA スリーブについては、U1 スタンドの場合タイプ A がすぐれている。U2 スタンドについては摩耗なしのものがあるが、これは圧延中スリーブが変形しているためで、見かけの摩耗は少ないが、変形によるトラブルが発生している。タイプ B~F については、圧延量当りの摩耗

量が少なく、ロールチャンス当りの圧延量も増加し、タイプ A よりもすぐれていることが判明した。このような結果から、Ni 量を 1.0% 程度添加し、空気焼入れによる基地の強化は、耐変形性および耐摩耗性の向上にきわめて有効であるといえる。タイプ B~F の耐摩耗性および耐変形性については明らかな差は認められないため、現在では Ni 添加量の少ないタイプ B を使用している。

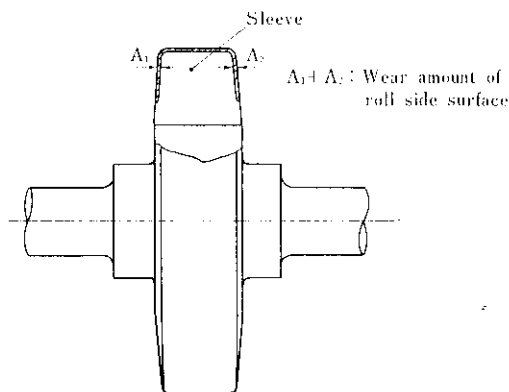


Fig. 11 H-roll for universal mill

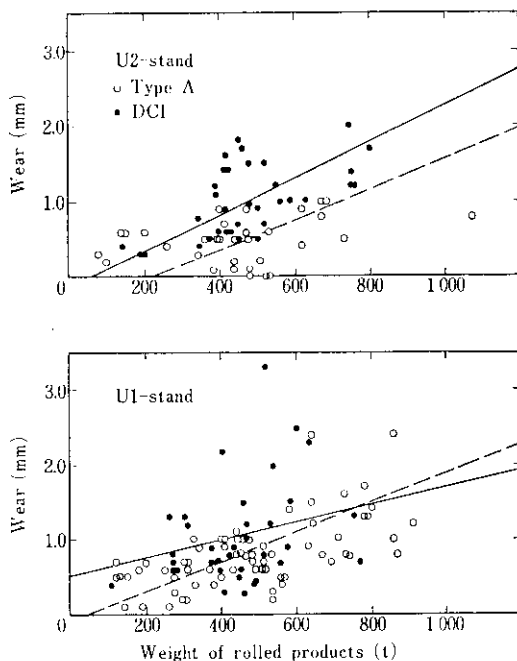


Fig. 12 Relation between wear and weight of rolled products (H200×100 H-roll)

4.4 効果

Rロールの肉盛材質改善による耐摩耗性の向上, Vロール材質改善による焼つき防止, Hロールスリーブ形状変更によるスリーブ割れおよびずれの防止, さらにHロールスリーブ材質改善による耐摩耗性, 耐変形性向上によって, ロールトラブルによる休止時間は昭和44年当時と比較して約

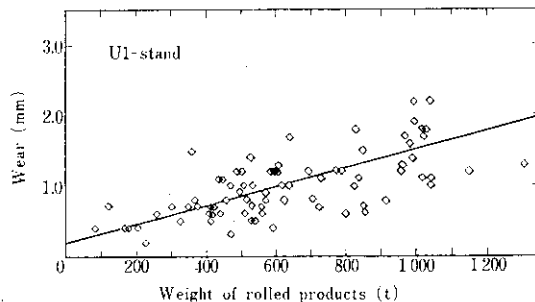
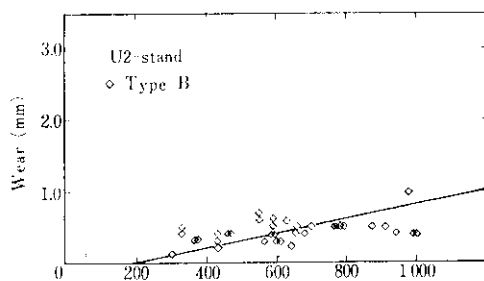


Fig. 13 Relation between wear and weight of rolled products (H200×100 H-roll)

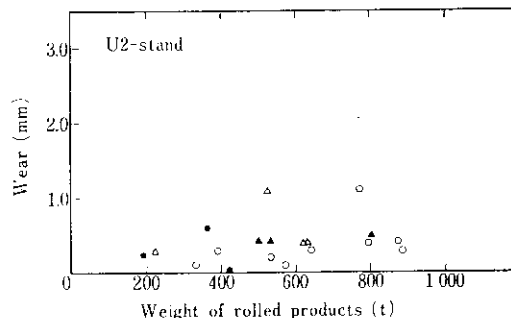
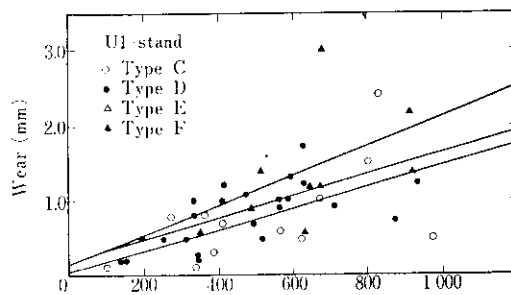


Fig. 14 Relation between wear and weight of rolled products (H200×100 H-roll)

40%減少した (Fig. 15 参照)。Hロール原単位も, サイズ構成が変化したため一時悪化した, 約20%低減することができた (Fig. 16 参照)。

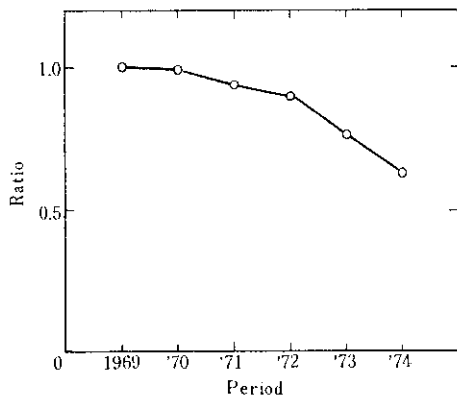


Fig. 15 Downtime by roll trouble

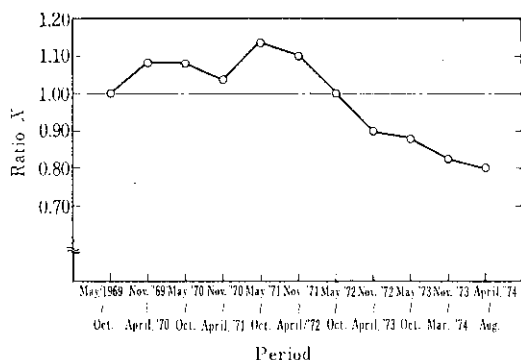


Fig. 16 Rolling result for H-roll sleeve

$$R = \frac{\text{weight amount of rolled products}}{\text{weight of the H-roll sleeve}}$$

$$\text{Ratio } X = \frac{R \text{ at each period}}{R \text{ at May} \sim \text{Oct., 1969}}$$

5. ま と め

- (1) Vロールへの焼つき防止には、塊状セメン

タイトの析出を減少させることが有効であるが、Ni添加量があまり多くなると熱伝導率が低下し、逆に焼つきを生じやすくなる。

(2) 焼ばめ式のHロールにおいて、一定のトルクを伝達するとき、ロール本体内径をスリーブ外径の $\sqrt{\sqrt{2}-1}$ 倍にすれば、焼ばめ応力を最小にすることができ、スリーブ割れ、ずれの防止のためには有効である。ただし、内径を小さくするとスリーブ重量が増加しロール原単位が悪化するため、実際の使用に当っては、トラブルが生じない程度までこの値に近づけることが望ましい。

(3) Hロールスリーブ材としては、DCIよりASCAの方がすぐれており、ASCAについては、Ni量を1.0%以上添加し空気焼入れを行って硬さを上昇させる方法は、耐摩耗性の向上に効果がある。

(4) ASCAスリーブのマイクロ組織は、基底がパーライトとベイナイトの混合組織であり、セメントタイトが多数析出している。セメントタイトは、C量の増加とともに塊状のものが増加する。また、Ni量を増加するとベイナイトの割合が増加し硬さが上昇する。

(5) 圧延中スリーブに変形を生じないためには、H₅₅以上の硬さを確保する必要がある。

(6) スリーブの半径方向の材質変化については、硬さが内部で低下していることと、セメントタイトの粗大化が多少みられる程度で、化学組成に変化はなく偏析もないため、圧延に使用する範囲内では使用上特に問題はない。

おわりにあたり、本報告を作成するに際してご協力いただいた技術研究所知多研究室渡辺靖夫氏および知多工場鑄造部の関係諸氏に感謝の意を表する。

参 考 文 献

- 1) 小野, 有重, 松室: 川崎製鉄技報, 4 (1972) 2, 190
- 2) 河原: 鉄と鋼, 57 (1971) 5, 69
- 3) 有村, 黒津, 福永: 鉄と鋼, 57 (1971) 5, 60
- 4) 有村, 黒津, 福永: 鉄と鋼, 56 (1970) 4, 283
- 5) 伊東: 摩耗とハードフェーシング, (1964), 188, [産報]
- 6) 伊藤: 鋼材の性質と試験 (日本鉄鋼協会編), (1969), 394, [地人書院]