

論 文

UDC 621.771.22 : 621.771.02 : 539.431 : 539.389.4

分塊ロール材の常温および高温における機械的性質*

鈴木 克巳**・高橋 賢司***・西 正****

小平 博*****・堀 正夫*****

Mechanical Properties of the Slabbing Mill Roll Materials at Room and Elevated Temperatures

Katsumi SUZUKI, Kenji TAKAHASHI, Tadashi NISHI,

Hiroshi KOHIRA, and Masao HORI

Synopsis:

In order to improve the roll material and to prevent the breaking of the slabbing and heavy rougher mill rolls, the thermal fatigue test, rotating bending fatigue test, impact test, and tensile test were carried out for the conventional roll materials. The main results are as follows.

(1) Nickel-chromium cast steel (SNI) is superior to chromium cast steel (SCR) and ductile cast iron (DC) in the properties of toughness, thermal fatigue strength and fatigue notch sensitivity. It is appropriate to use the SNI steel as a roll material to prevent the breaking of the roll.

(2) The fatigue notch factors of the roll materials are smaller than 1.5.

(Received May 9, 1974)

1. 緒 言

大型鍛鋼品は鋳造材と異なり、鋼塊の重量依存性が大きく、また表面部と中心部において、組織、組成が異なり、これに応じて機械的性質も異なってくる。したがって、実体ロールから採取した試験片の機械的性質と組織との関係を明らかにしておくことは、ロールの耐折損性を考えるうえに極めて重要である。ここでとりあげる機械的性質としては、通常の静的引張試験のほかに、高温引張試験、衝撃試験、常温および高温における平滑切欠き疲れ試験および熱疲れ試験である。このような試験を行なうことの意義について以下に説明する。

別報¹⁾で述べたように、分塊ロールの表層部は、被圧延材と接触している状態で、約 700°C に加熱され水冷後は 50°C 前後に冷却される、このため、加熱冷却の熱

サイクルにもとづく繰返し圧縮、引張熱応力をうける。この熱応力は、 $\pm 50 \text{ kg/mm}^2$ に達すると思われ¹⁾、熱き裂を発生せしめる。この発生した熱き裂のあるものがさらに圧延時の曲げモーメントや、衝撃・熱疲れ・熱応力などによつて、内部に進展し折損事故を導く、ロールの破壊に疲れが重要であることは、すでに別報²⁾において説明した通りである。したがって、ロール表層部約 1 mm の部分は熱疲れ強さが^{2)~7)}、これより内部では、20~200°C の衝撃疲れ、回転曲げ疲れ、熱疲れ、引張強さなどが必要で、表面からの距離によつて、これら破壊因子の重要度は異なる。しかしながら、分塊ロール材に関する研究^{8)~11)}の多くは、常温の機械試験、摩耗試験、回転曲げ疲れ試験、熱衝撃試験にとどまっている場合が多く、高温疲れ、熱疲れに関する報告はほとんどない。

ロール寿命に対して、耐熱き裂性またはき裂伝播抵抗

* 昭和 48 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 49 年 5 月 9 日受付

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

*** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所技術研究所
(現)九州工業大学 工博 (Nippon Steel Corp.)

**** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所技術研究所 (Nippon Steel Corp.)

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

Table 1. Relation between rolling tonnage and the depth of the fatigue crack at the fractured surface.

Kind of roll	Roll No	Rolling amount (t)	Depth of fatigue fracture surface h_1 (mm)	Roll diameter at fracture D (mm)	$D - h_1$ (mm)	Remark
Heavy plate rough mill roll	1	535 607	454	1 125	671	
	2	254 963	350	1 160	810	
	3	559 928	400	1 135	735	
	4	558 280	420	1 162	742	
	5	267 014	340	1 222	882	

Table 2. Chemical composition of the rolls.

Notation	Roll material	Chemical composition (%)								Remark
		C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr	
SNI-1	Cast steel	0.68	0.36	0.80	0.031	0.029	0.46	0.54	0.57	Broken roll
N-SNI	"	0.65	0.35	1.02	0.031	0.020	0.44	0.54	0.56	Non used roll
SCR-2	"	0.90	0.51	0.98	0.021	0.019	0.46	0.45	0.82	"
DC-4	Ductile cast iron	2.25	1.91	0.45	0.072	0.008	0.48	1.85	0.33	Broken roll
SCR-2*	Cast steel	0.84	0.40	0.86	0.01	0.01	0.31	0.44	0.93	Non used roll

* for experiment of ingot size effect

のいずれが決定的役割を演じているかということは、重要な問題であるが明らかにされていない。この問題に関し前述した electron fractography, 熱応力計算結果および、現場データの解析結果から次の点が推定された。

(i) 熱疲れにより亀甲割れ、つまりヒートチェックを生ずる部分は、ロール表面下 1 mm までの薄い表面層にすぎない。

(ii) 50~160 mm の間は、圧延中圧縮熱応力が作用しており、ヒートチェックのき裂先端の引張応力は小さくなり、き裂の進行速度が遅くなる。250 mm より内部では引張熱応力が優先するので、ここまで達したき裂は伝播し易くなる。

(iii) ロール破面を観察すると疲れき裂が表面から進行し、有効断面積が小さくなつて外部応力がロールの曲げ応力より大きくなつたところで急速破壊が起こる²⁾。疲れき裂の長さを h_1 折損ロール径を D とすると、急速破断した部分の長さは $D - h_1$ となり、Table 1 に示すように、この長さの短いロールほど寿命が長い。

(iv) 表面に生じた多くの熱き裂のうち、特定のものが疲れき裂になり、内部に進展し折損にいたらしめる。

以上の観察および考察より、寿命を支配する決定的要因は、発生した熱き裂が中温 (~200°C) において疲れき裂に進展する場合の抵抗と、切欠きをもつたロールの粘さであると考えた。熱き裂は、この 2 つの要因に対し次の点でかわりをもっている。

発生した熱き裂の分布が細かい場合回転曲げ応力の作用下で、1 本の熱き裂先端に集中する応力が小さくなる

が、分布が粗で不均一な場合応力が大きくなり、き裂伝播速度が早くなる。したがって分塊ロールの寿命延長を材質面から促進するためには、き裂の発生が避けられないとしたとき、第 1 にロール表面の熱き裂が細かく、均一に浅く発生すること、第 2 にこのき裂が、疲れき裂に進展しにくいこと、第 3 に疲れき裂がかなり深く進行してもなお折損を起こしにくい粘い材質であることなどの性質を具備することが必要であろう。

著者らは、耐折損性の優れた分塊ロール材を開発するに際し、従来使用されてきた、Ni-Cr 鋼 (SNI), Cr 鋼 (SCR) および DC 鋼鉄など各種分塊ロール材のうちいずれの鋼種に焦点を絞つて研究を進めるべきかを明らかにするために、上記鋼種製分塊ロールより採取した試験片について、前述した分塊ロールに要求される諸性質を考慮して常温および高温において引張 (平滑, 切欠き), 衝撃, 回転曲げ疲れ (平滑, 切欠き), 熱疲れ試験を行なった。

一方大型ロールなどのごとく、大鋼塊の性質を明らかにする場合、小型鋼塊の試験で大型鋼塊の試験に代えられないかどうかについても実験を進めた。

2. 試験方法

2.1 試験片

供試材は、折損分塊ロール (SNI, DC) および未使用ロール (NSNI, SCR-1, SCR-2) で、その化学成分は、Table 2 に示すとおりである。ロールは通常 Fig. 1, Fig. 2 に準じた要領で拡散焼なまし (D: diffusion

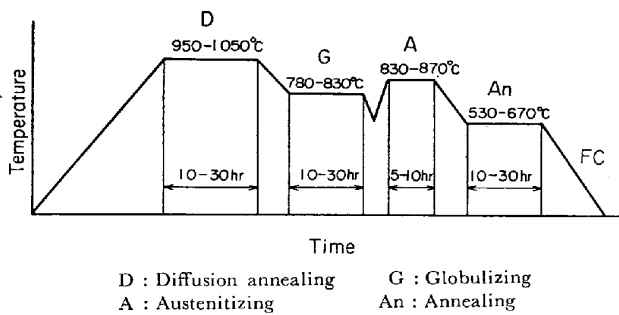


Fig. 1. Heat treatment for the cast steel roll.

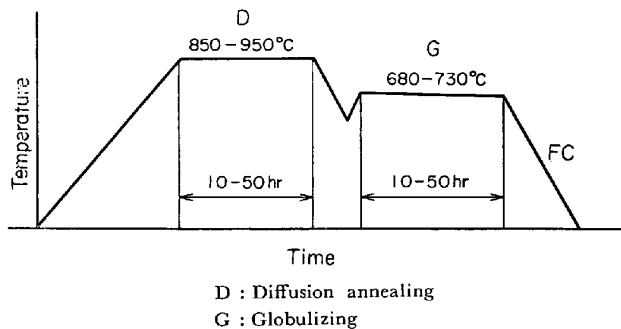


Fig. 2. Heat treatment of the ductile cast iron roll.

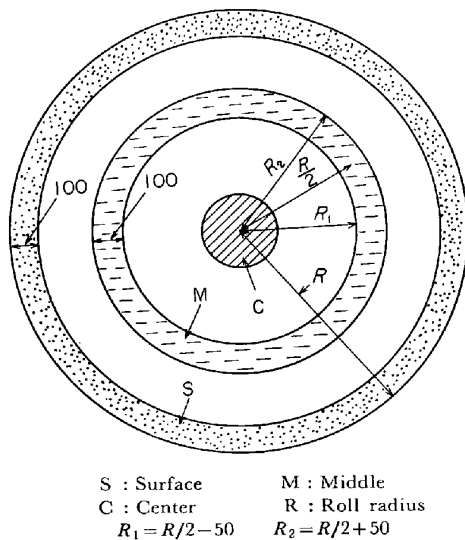


Fig. 3. Sampling positions in the roll section.

Table 3. Stress concentration factors (α) and notch factors (β) of the fatigue and tensile test specimens.

Testing	Testing machine	Notch (factor)	t (mm)	θ deg.	ρ			Remark
					$\alpha = 2$	$\alpha = 3.6$	$\alpha = 5.3$	
Fatigue test	Simplex-type		1.43	60	0.60	0.15	0.06	
	Crause-type		1.2	60	0.51	0.13	0.05	
Tensile test	Test at room temperature		1.43	60	0.72	0.17		
	Test at high temperature		1.2	60	0.61	0.14	0.06	

Kind of specimen	Details of specimens
Rotating bending fatigue test specimen () : for the Crause type testing machine	
Thermal fatigue test specimen	
Tensile test specimen (C type) (SNI)	
Tensile test specimen (D type) (SCR) (DC)	
Notched tensile test specimen () : for the D type specimen	

Fig. 4. Details of the test specimens for fatigue and tensile tests. ($\times 1/3.0$)

annealing) セメントの球状化処理 (G : globulizing or spheroidizing) オーステナイト化処理 (A : austenitizing) および焼なまし An (Annealing) を行なっているが、Table 2 のうち NSNI と鉄系分塊ロール材 DC は、DG 処理のみを施した。これらの素材から、Fig. 3 に示す要領でロール表面、中間、中心部から試験片を採取した。試験片の形状寸法は、Fig. 4 に示す通りである。切欠き試験片の切欠き形状はTable 3 に示した。Photo. 1 に供せられた各種分塊ロール材の表面層の受取まの組織を示す。SNI の表面層は針状の初析フェライトが、もとオーステナイト粒界に析出し、パーライトは球状化をほぼ完了している。中間層は球状化が不完全でパーライトは層状である。

NSNI は、SNI と成分的には同じであるが、A, An

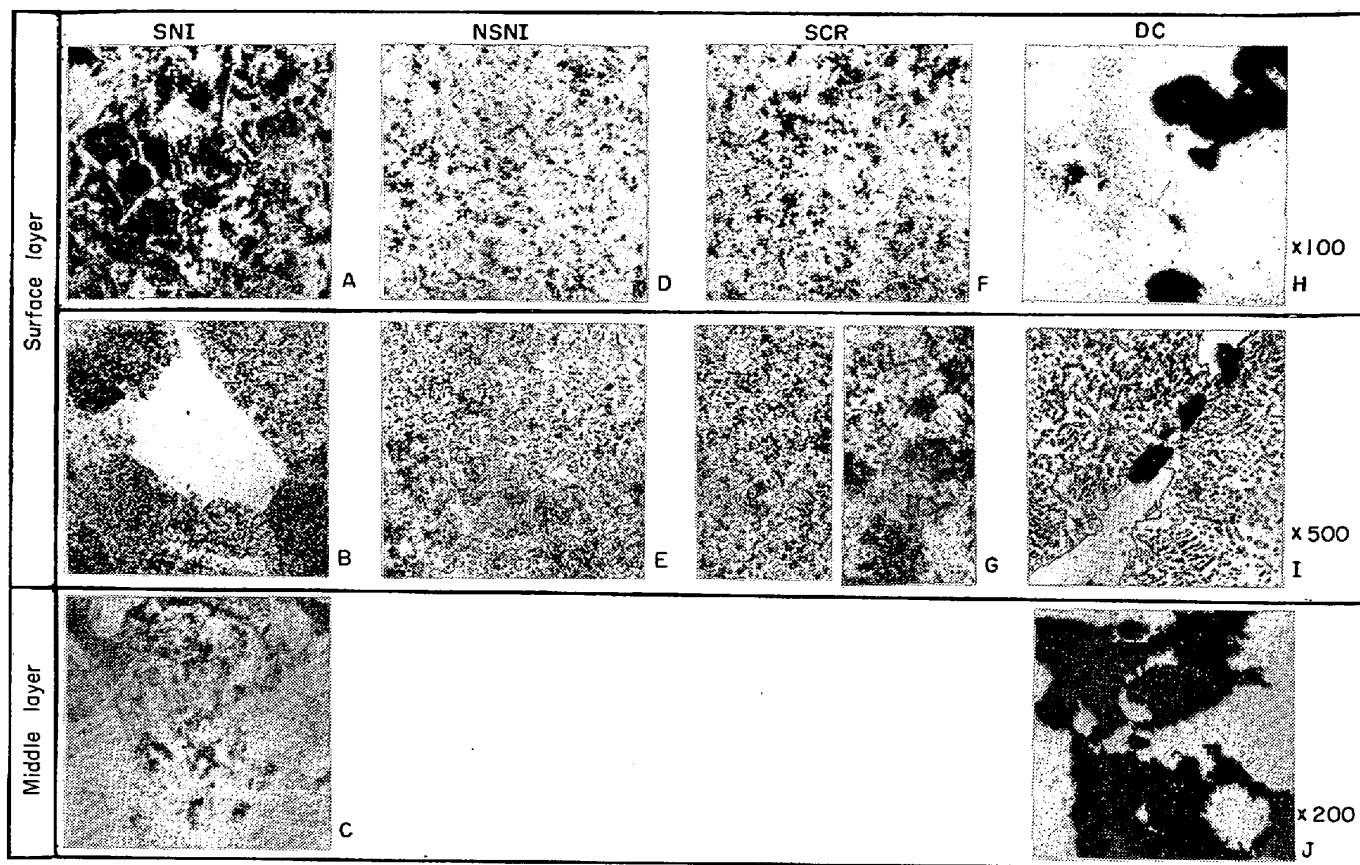


Photo. 1. Microstructures of surface and middle layers in the alloyed cast steel ($\times 1/1.7$) and ductile cast iron roll materials.

Table 4. Chemical composition of various positions in the nickel-chromium cast steel roll.

Distance from the surface (mm)	Chemical composition (%)							
	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr
100	0.51	0.42	0.93	0.018	0.013	0.26	0.50	0.56
200	0.53	0.40	0.93	0.020	0.014	0.24	0.50	0.53
300	0.57	0.43	0.97	0.024	0.019	0.28	0.50	0.54
400	0.60	0.46	0.97	0.026	0.020	0.30	0.51	0.58
500	0.68	0.43	1.03	0.035	0.025	0.29	0.50	0.55
600	0.60	0.45	0.96	0.025	0.018	0.26	0.50	0.55

処理を省略したもので、ここでは針状初析フェライトは見られないが、パーライトの球状化はやや不完全である。

SCR は、パーライトの球状化が発達した部分と、フェライト中に微細な炭化物が粗く析出している部分とがある。

DC は表面層では黒鉛の球状化がかなり進んでいるが、中間層、中心層になると、球状化率が悪くなる。基地は、フェライト、パーライト、セメンタイトで、黒鉛周辺はフェライトが、セメンタイト周辺はパーライトが多い。

SNI 分塊ロールの表面から中心に到る各位置にお

ける化学組成を調べた結果の 1 例を Table 4 に示す。C, Si, Mn, P, S などの元素は、中心ほど多くなっており、これらの各元素のうち特に C, P, S は中心部の粘さを低下し、粒界脆化が大きくなっていると考えられる。

また常温および高温の機械的性質におよぼす、鋼塊重量の影響を明らかにする目的で、Table 2 の SCR-2 の組成をもつ鋼を 20 kg, 250 kg, 1 t, および 13 t 実体ロールに造塊し、これらに Fig. 1 と同じ D, G, A, An 処理を施して、Fig. 5, 6 に示す要領で試料または試験片を採取し、Fig. 4 の試験片を作成した。

Table 5. The type of rotating bending fatigue testing machines used and testing conditions.

Stress concentration factor α Roll material		Temperature (°C)															
		20				100				400				650			
		1	2	3·6	5·3	1	2	3·6	5·3	1	2	3·6	5·3	1	2	3·6	5·3
SNI-1		0	0	0	0	#	#	#		#	#	#	#	###	###	###	###
NSNI-1		0	0	0	0												
SCR-2		0	0	0	0	\$	\$	\$		\$		\$		\$\$\$	\$\$\$	\$\$\$	\$\$\$
DC-4		0		0										\$\$\$		\$	\$

0; Simplex No. 1, #; Simplex No. 2, \$; Crause.

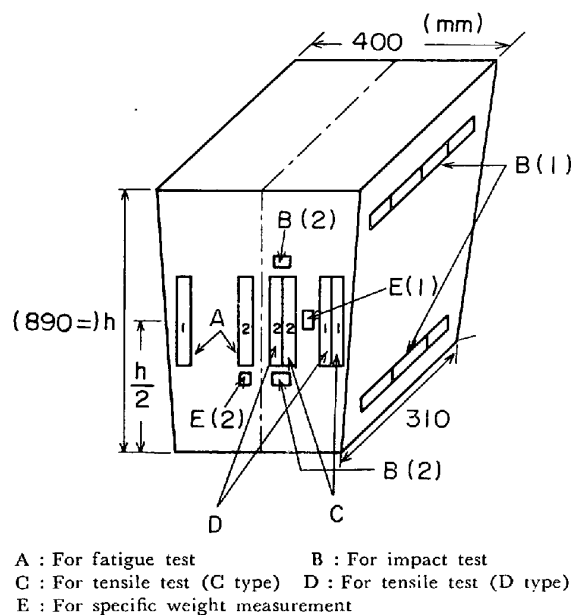


Fig. 5. Sampling positions from the 1t ingot.

2.2 試験方法

高温疲れ試験は、シンプレックスおよびグlaus型の高温回転曲げ疲れ試験機を用いて、常温、100 $^{\circ}\text{C}$ 、400 $^{\circ}\text{C}$ 、650 $^{\circ}\text{C}$ の各温度で行なつた。2つの試験機は、高温保持炉の長さが異なるので両試験機による機差を調べた。この結果は Fig. 7 に示すごとく、シンプレックス型試験機で測定した疲れ強さは、グlaus型試験機で測定した値より、1 kg/mm² 低かつた。各種試験片について、試験機の使いわけは、Table 5 に従つた。

熱疲れ試験は富士電波工機(株)製高周波加熱式熱疲れ試験機を用いた。本装置は、設定されたプログラムに従つて熱および応力サイクルを試験片に与えることができる。

熱疲れ試験条件^{12)~19)}は分塊ロールの使用条件を検討し、試験時間、試験機的能力による技術的制約を考慮して決定した。すなわち、上下限温度をそれぞれ 650 $^{\circ}\text{C}$ 、150 $^{\circ}\text{C}$ とし、高温時に圧縮、低温時に引張応力が熱サイクルに重畳して試験片に作用するようにした。この場合

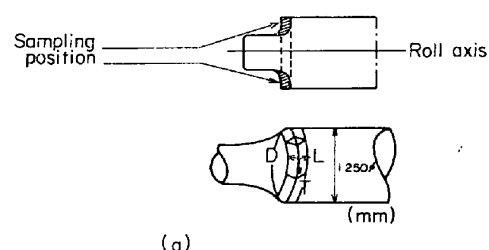


Fig. 6. Sampling positions from the ingot of roll.

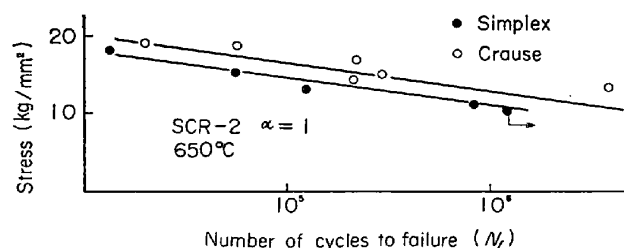


Fig. 7. Comparison of fatigue strengths of chromium cast steels tested by two types of rotating bending fatigue testing machines.

低温側での引張応力を 40~50 kg/mm² にすると、くびれを生じ、熱電対が脱離し、熱サイクルが正常に行なわれなくなる。また少ないと、破断までの試験時間が長くなり、試験効率が悪くなる。そこで各種引張、圧縮応力の組合わせで破断繰返し数と破断状態を検討した。この結果、650 $^{\circ}\text{C}$ ~550 $^{\circ}\text{C}$ 間で 6.3 kg/mm² の圧縮応力、150~250 $^{\circ}\text{C}$ の間で 31.8 kg/mm² の引張応力を熱サイクルに重畳させた熱疲れ試験条件で試験すると、くびれ

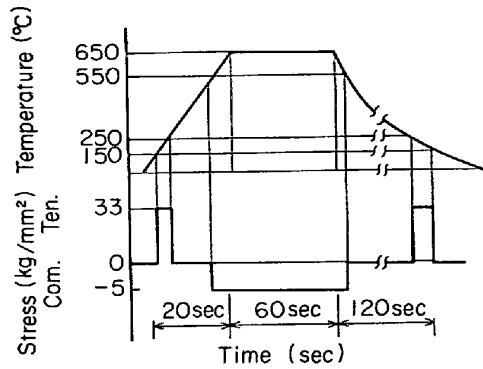


Fig. 8. Combination of thermal and stress cycles in the thermal fatigue test (Except the case of tests under controlled strain).

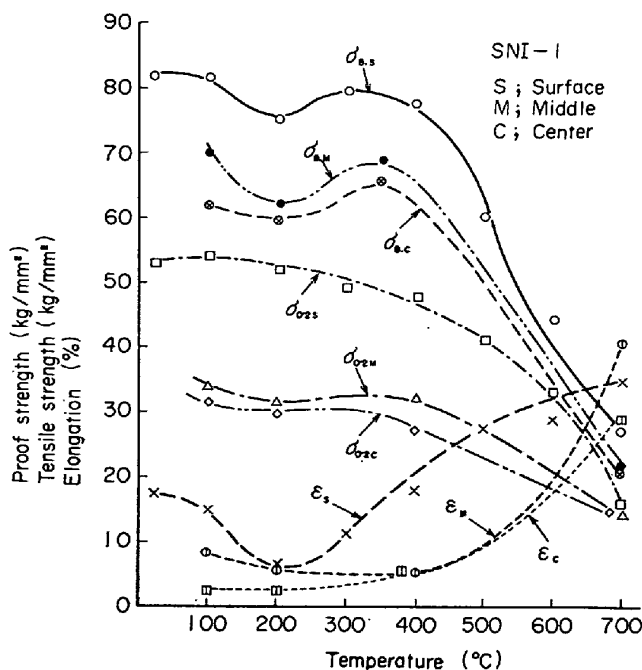


Fig. 9. Tensile strength (σ_B) proof strength ($\sigma_{0.2}$), elongation (ϵ) of nickel-chromium cast steel roll material (SNI-1) at various temperatures.

または座屈による熱電対の脱離が起こらず、比較的短時間で好結果を得ることができた。したがって後で述べる変位制御の試験以外は Fig. 8 に模式的に示した熱および荷重サイクルの条件で試験を行なった。

3. 試験結果および考察

3.1 分塊ロール材の常温および高温における引張りおよび衝撃特性

分塊ロール材, SNI-1, SCR-2, DC-4 の引張試験結果を Fig. 9~Fig. 11 に示す。

Fig. 9 は, Fig. 3 に示す要領で実体ロールから、中心 (C) 中間 (M) 表面層 (S) の試験片を採取して、

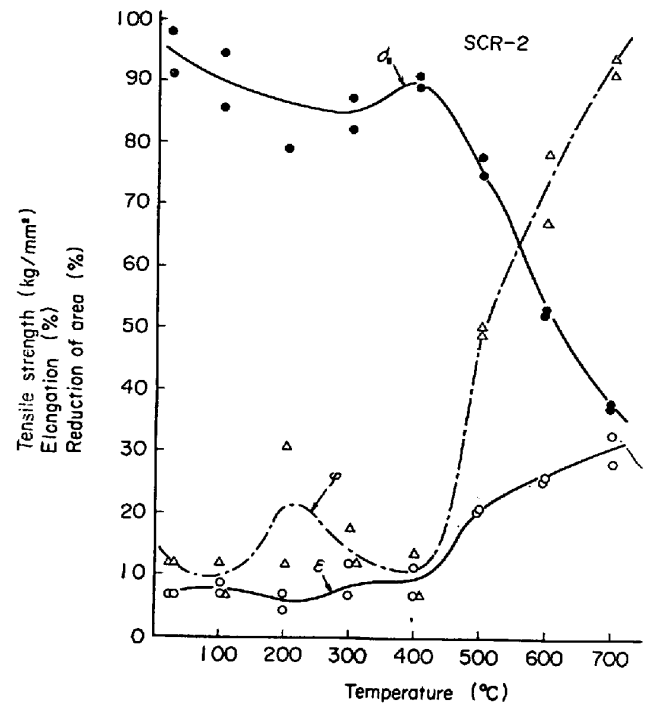


Fig. 10. Tensile strength (σ_B), elongation (ϵ) and reduction of area (ϕ) of specimens cut out from the surface of chromium cast steel roll material (SCR-2) at various temperatures.

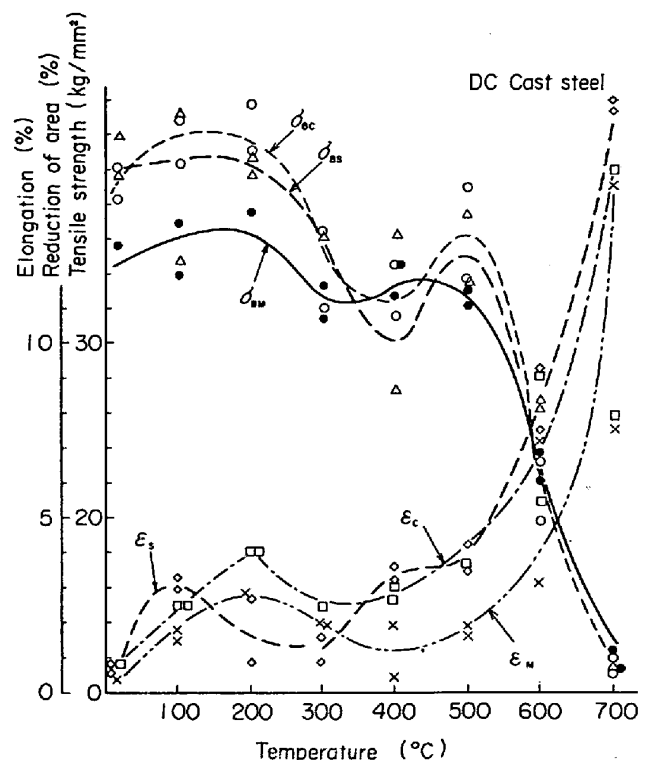


Fig. 11. Tensile strength (σ_B) and elongation (ϵ) of ductile cast iron roll material (DC-4) at various temperatures.

引張試験を行なった結果である。表面、中間、中心層の順に引張強さおよび伸びが低くなっている。この原因の

1 つは鑄造時の欠陥密度によるのではないかと考え表面層と中心層の比重を測定したところ、それぞれ 7.824 および 7.818* で予想したほどはつきりとした差は認められなかった。また Photo. 1 に示すごとく、本ロールの表面層のパーライトは球状化が進んでいるが中間層になると層状パーライトが残っていた。

Fig. 10 は SCR 材表面層についての引張試験結果で、常温での引張強さは、C, Cr 量が多いために SNI 材に比べ 10 kg/mm² 以上高いが、伸びは 400°C まで 10% 以下で、SNI 材より 2~10% 低い。400°C 以上で引張強さは急速に低下するが、伸び絞りが増加し、特に絞りの増加が著しい。

Fig. 11 は DC-4 材についての試験結果で、引張強さ、伸びが SNI 材に比べ 1/2 程度 (<400°C) で、500°C 以上で、引張強さは激減し 700°C で 12 kg/mm² となるが、伸びは 500°C で 2~4% 700°C で 15~17% に増加している。

Fig. 4 および Table 3 に示した各種切欠き試験片について行なつた試験結果を Fig. 12 に示す。この結果から形状係数の大きいものが高い引張強さを示す傾向が認められた。形状係数が大きい場合には、引張応力が多軸応力に分散されるために、強さが大きく現われるものと考えられる²⁰⁾。

一方使用時ロールの内部温度は 50~200°C である。この範囲で鋼塊がロールに衝撃を加えるので、ロール材の衝撃値が高くさらに vT_r は低い方が有利である。50~200°C での衝撃値は、SNI-1 材が 1~4 kgm/cm², SCR-2 材が 0.6~3.5 kg-m/cm², DC-4 材が 0.3~1.2 kgm/cm² で、靱性の点では SNI-1 が最も適しているといえる。

鋼塊重量の機械試験値に及ぼす影響を調べるために、Fig. 5, Fig. 6 の要領で採取した試料または試験片について行なつた試験結果を Fig. 13 に示す。20°C, 100°C では、引張強さ、伸び、絞りともに、1 t までの鋼塊では低下しているが、300°C になるとこの傾向は緩和され、600°C ではほとんど消滅する。1 t 鋼塊の中心部と、13 t 実体ロール表面層 20°C における引張試験値はほぼ同じである。

3.2 分塊ロール材の疲れ特性

Table 2 に示した各種ロール材について、平滑、切欠き ($\alpha=3.6, 5.3$) 試験片を用い常温、100°C, 400°C, 650°C の各温度で試験を行ない、この結果の 1 例を Fig. 14~Fig. 17 に示す。本研究を開始した当時、分

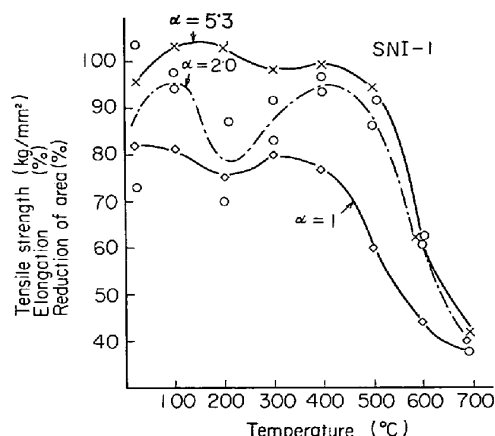


Fig. 12. Effect of stress concentration factors on the tensile strength of nickel-chromium cast steel (SNI-1) at various temperatures.

塊ロールが折損するまでの圧延 t 数は、約 30 万 t で、ロールの回転数に換算して 90 万回であつた。したがつて、100 万回までの疲れ強さを測定した S-N 線図を作り、鋼種間の比較をすれば、耐折損性の優れたものと劣つたものの区別ができると考えそれぞれの S-N 線図から、10⁶ 回疲れ強さ ($\sigma_{w \cdot 10^6}$) での切欠き係数を求め、機械試験値、疲れ限度比とともに Table 6 に示した。常温平滑材の疲れ強さは、SCR が最も強いが、切欠き材では、SNI または NSNI の方が強い。実際に疲れが問題になるのは切欠き疲れであるから、ロール材としては SNI の方が好ましい。100°C でもこの傾向は変わらない。650°C になると、平滑、切欠き材ともに SNI が SCR より強くなっている。DC 材は常温では SNI と大差ないが、650°C になると著しく劣化する。全体を通し、SNI の切欠き係数は SCR より低く、切欠き感受性を考慮して材質を選定する時、SNI が SCR, DC に比べ優れていると判断された。

Fig. 18~Fig. 19 に 10⁶ 回疲れ強さ $\sigma_{w \cdot 10^6}$ の形状係数依存性の例を 20°C と 650°C について示した。形状係数 α を大きくすると、常温および中温では、 $\sigma_{w \cdot 10^6}$ が低下するが、高温 (650°C) ではほとんど低下しない。形状係数をパラメータとした切欠き係数 β の温度依存性の 1 例を、Fig. 20 に示す。切欠き係数の温度による変化は少なく、各種圧延調質鋼に比べると著しく小さい²¹⁾。温度をパラメータとして切欠き係数と形状係数の関係の 1 例を示すと、Fig. 21, Fig. 22 のごとくなり、形状係数が大きくなつても切欠き係数はほとんど大きくならない。 $\sigma_{w \cdot 10^6}$ の α 依存性、 β の α 依存性が低いのは、鑄鋼、鑄鉄には、黒鉛、ボイドなどの微細な内在欠陥が多く、これらが人工的に入れた切欠きと同等またはこれより鋭

* 精度小数点以下 2 桁まで

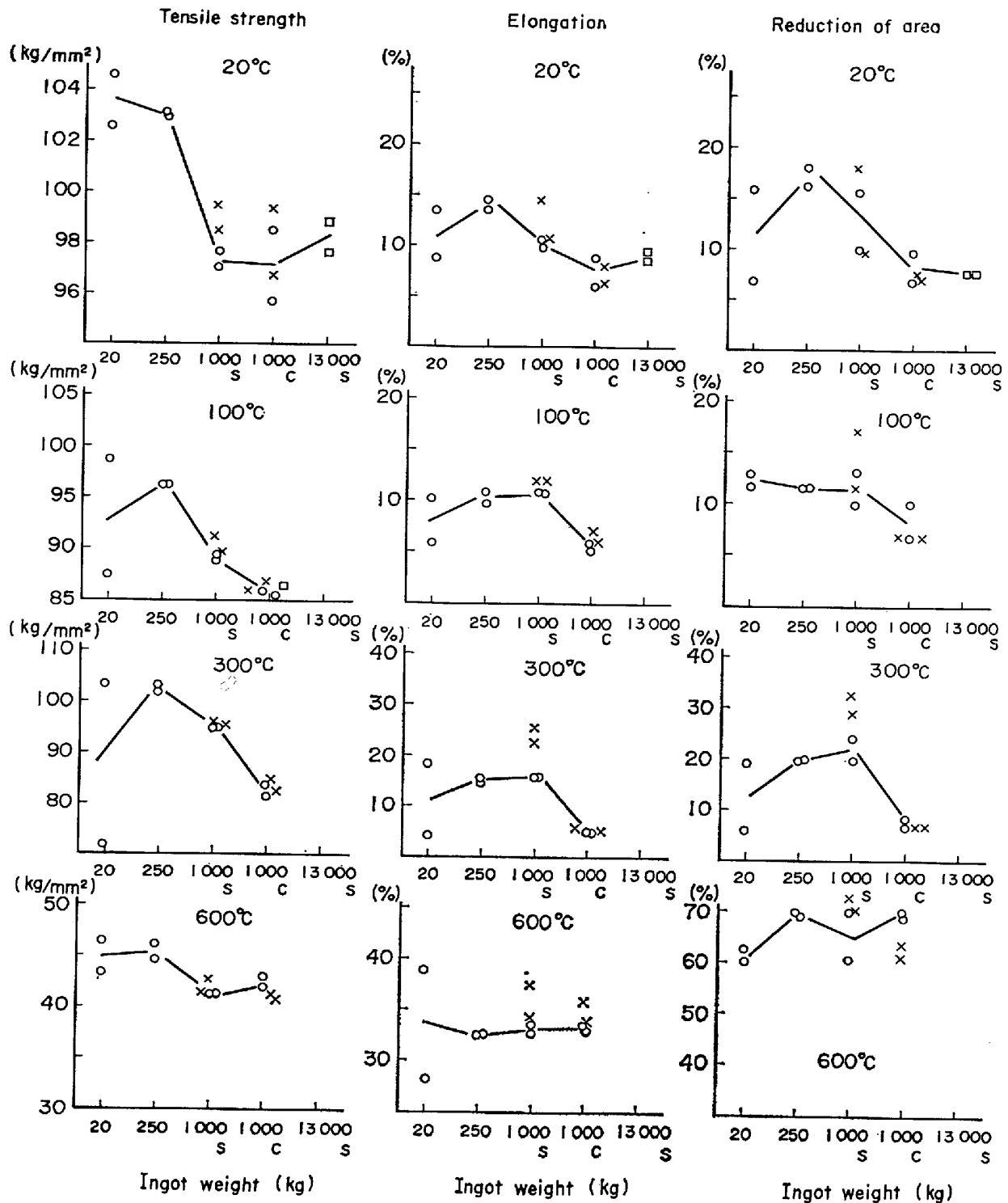


Fig. 13. Relations between tensile strength, elongation, and reduction of area at various temperatures and ingot weight.

い切欠きとして作用するためと考えた。

常温および高温の回転曲げ疲れ試験片の破面近傍における組織を Photo. 2 ~ Photo. 5 に示す。Photo. 2 は、SNI を 20°C および 650°C で応力振幅 18 kg/mm²、

19 kg/mm² でそれぞれ試験を行ない、 106×10^4 、 4.7×10^4 回の繰返しで破断した試験片の破面近傍における組織で、高温試験ではエッチングによる粒界の腐食が激しい。これは粒界にき裂ないしボイドが生成されていた

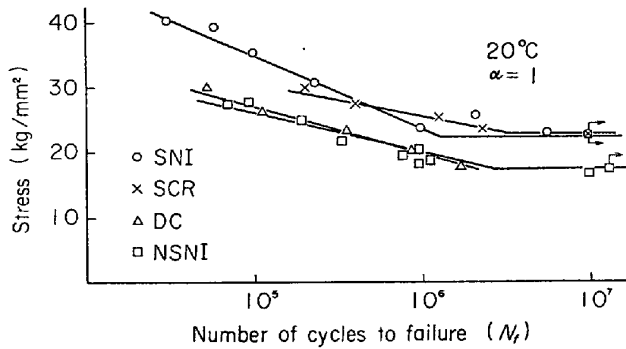


Fig. 14. S-N curves of the plane specimens, cut from the roll materials, tested at room temperature.

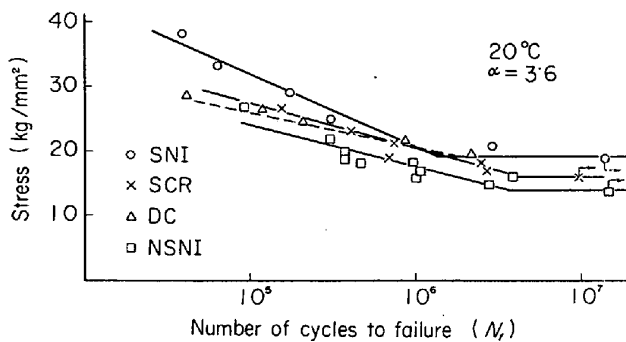


Fig. 15. S-N curves of the notched specimens ($\alpha = 3.6$), cut from the rolls, tested at room temperature.

めと考えられる。Photo. 2 c の高温疲れ破断後の組織に

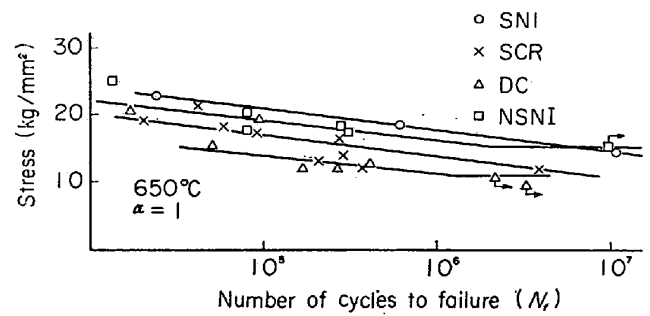


Fig. 16. S-N curves of the plane specimens, cut from the rolls, tested at 650°C.

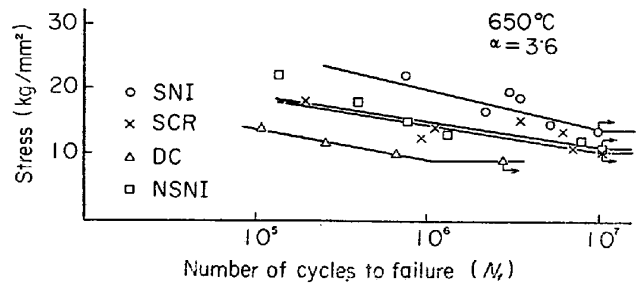


Fig. 17. S-N curves of the notched specimens ($\alpha = 3.6$), cut from the rolls, tested at 650°C.

粒界に生じたき裂がみられ、20°C の試験では粒内の介在物を起点としたき裂や結晶粒を貫通したき裂も見られたが (Photo. 2 b), 650°C になると粒界割れが優先してくる (Photo. 2 c, d)。

Table 6. Results of fatigue and tensile tests of the roll materials.

Roll material Temperature (°C)		Mechanical properties											
		Tensile strength σ_B kg/mm ²	Elongation ε %	Reduction of area φ %	Hardness H _V	Fatigue ratio σ_W/σ_B	$\alpha=1$	$\alpha=2$		$\alpha=3.6$		$\alpha=5.3$	
							$\sigma_W \cdot 10^6$	$\sigma_W \cdot 10^6$	β	$\sigma_W \cdot 10^6$	β	$\sigma_W \cdot 10^6$	β
							kg/mm ²	kg/mm ²		kg/mm ²		kg/mm ²	
20	SNI-1	81.6	17.1	17.9	269	0.28	23	21	1.1	20	1.2	18	1.3
	NSNI-1				239		20	20	1.0	18	1.1	20	1.1
	SCR-2	94.7	6.7	12.0	272	0.25	25	19	1.3	20	1.3	19	1.3
	DC-4	39.0	0.4	0.7		0.51	20			20	1.0		
100	SNI-1	81.5	15.1	21.3			20	20	1.0	16	1.3		
	NSNI-1						23	18	1.3	16	1.4		
	SCR-2	90.5	7.7	9.2									
	DC-4	41.5	2.5	2.2									
400	SNI-1	77.6	17.7	22.6			20	19	1.1	18	1.1	16	1.4
	NSNI-1												
	SCR-2	90.5	9.0	10.3			24			20	1.2		
	DC-4	32.8	3.0	2.7									
650	SNI-1	33.0	33.0	86.1		0.54	18	20	0.9	20	0.9	20	0.9
	NSNI-1						16	15	1.1	15	1.1	16	1.0
	SCR-2	41.8	31.7	82.6		0.33	14	12	1.2	14	1.0	14	1.0
	DC-4	16.0	10.0	14.1		0.69	11			9	1.2	11	1.1

α : Stress concentration factor.

β : Fatigue notch factor.

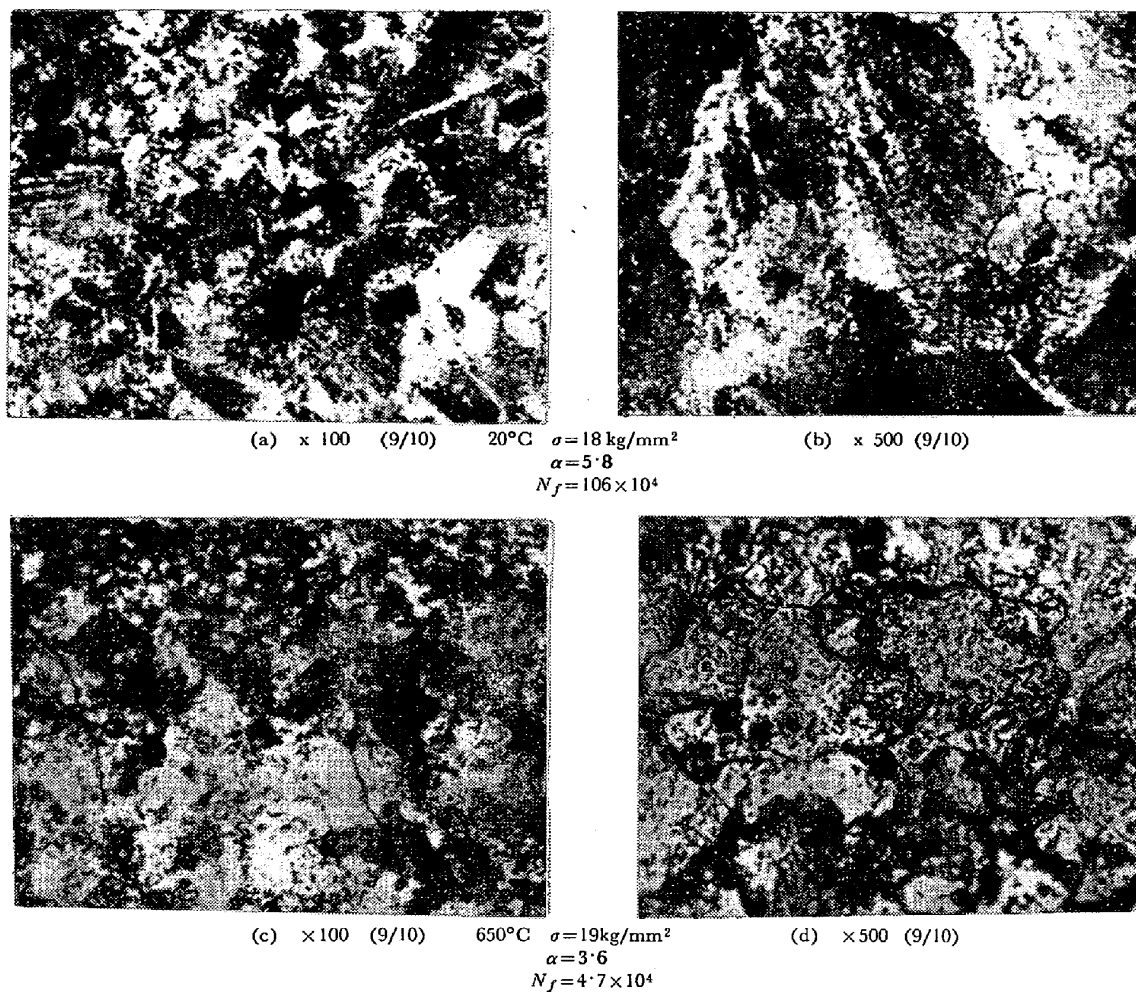


Photo. 2. Microstructures of the specimens fatigue-tested under rotating bending stress at room and elevated temperatures for the nickel-chromium cast steel roll material (SNI-1).

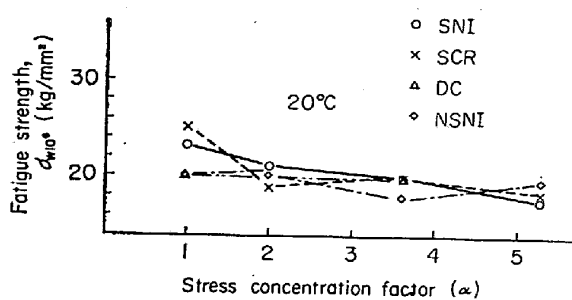


Fig. 18. Relation between stress concentration factor (α) and fatigue strength at 10^6 cycles of the roll materials, at room temperature.

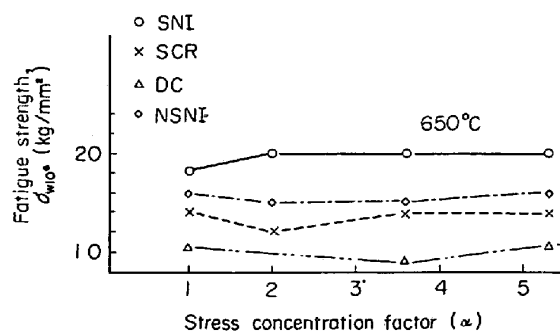


Fig. 19. Relation between stress concentration factor (α) and fatigue strength at 10^6 cycles of the roll materials at 650°C .

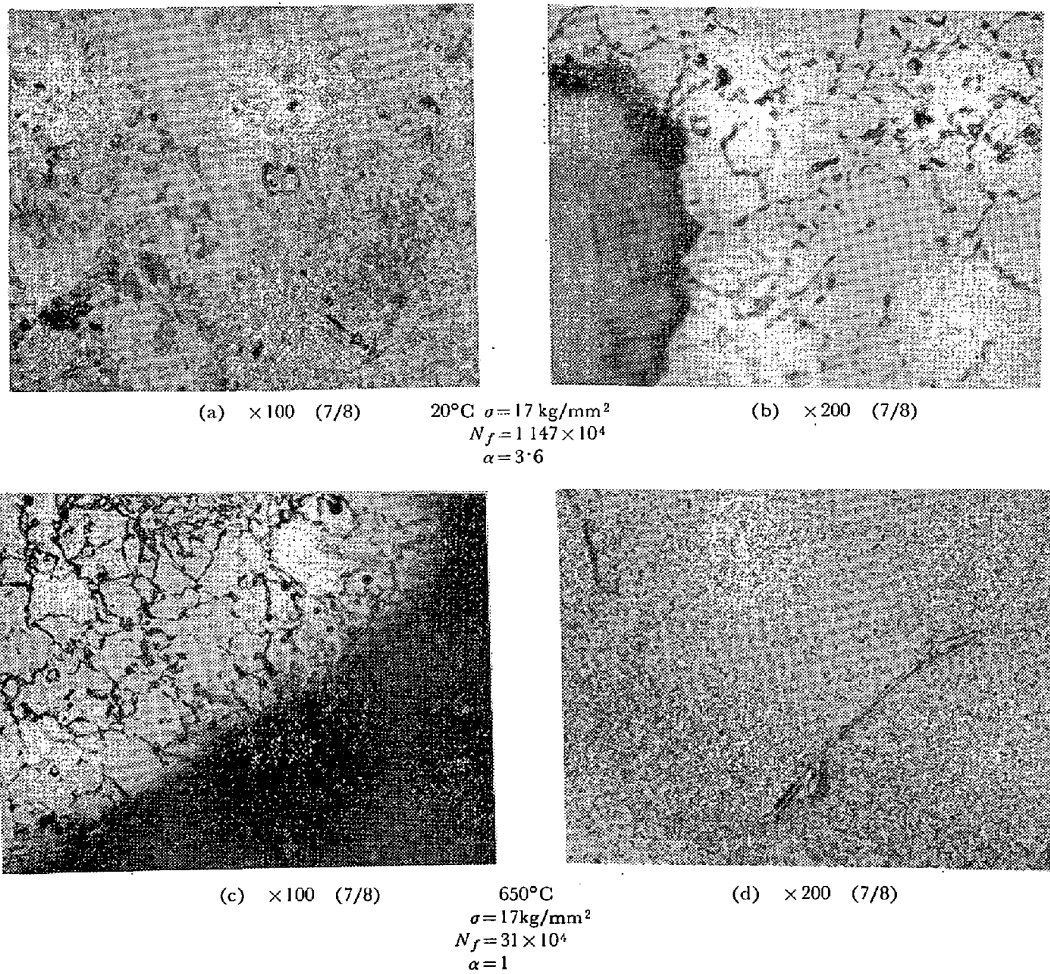


Photo. 3. Microstructures of the specimens fatigue-tested under rotating bending at room and elevated temperatures for the nickel-chromium cast steel roll material (N-SNI-1).

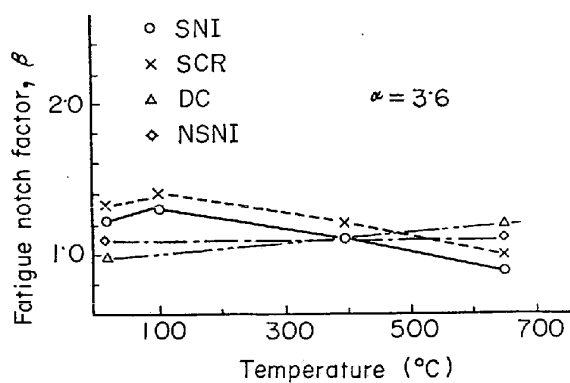


Fig. 20. Effect of testing temperature on the fatigue notch factor (β) of the roll materials in the case of the stress concentration factor (α) is 3.6.

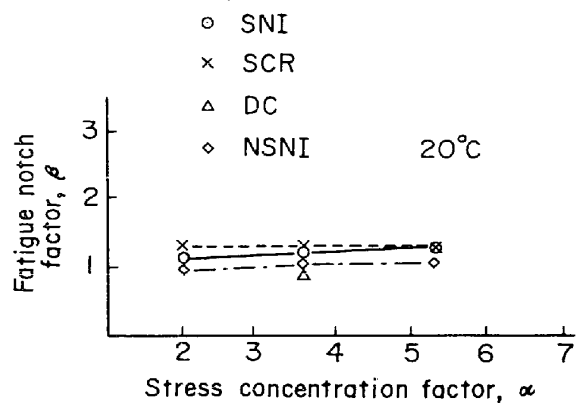


Fig. 21. Relation between the stress concentration factor (α) and the fatigue notch factor (β) of the roll materials at room temperature.

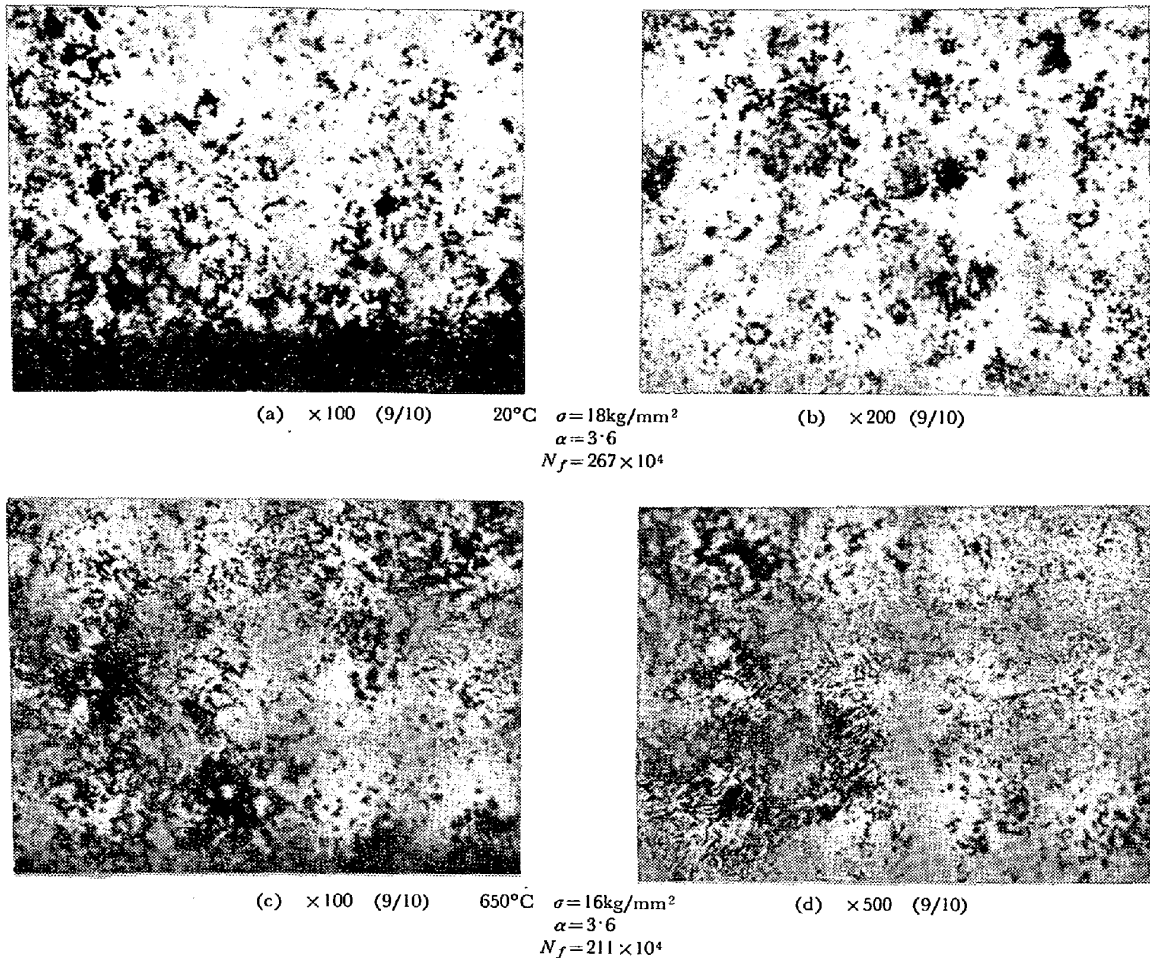


Photo. 4. Microstructures of the specimens fatigue-tested under rotating bending stress at room and elevated temperatures for the chromium cast steel roll material (SCR-2).

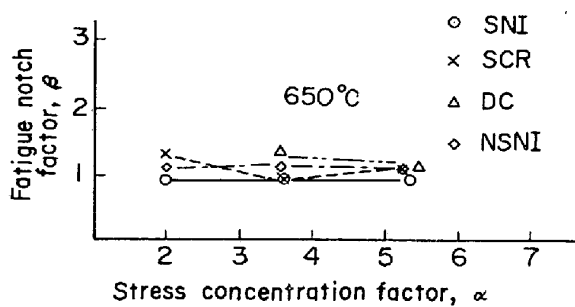


Fig. 22. Relation between the stress concentration factor (α) and the fatigue notch factor (β) of the roll materials at 650°C .

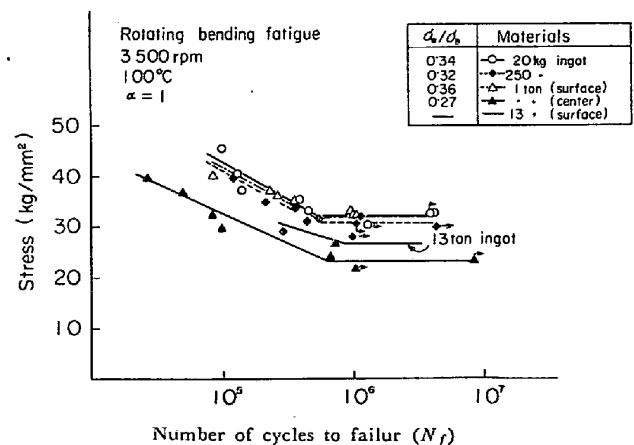
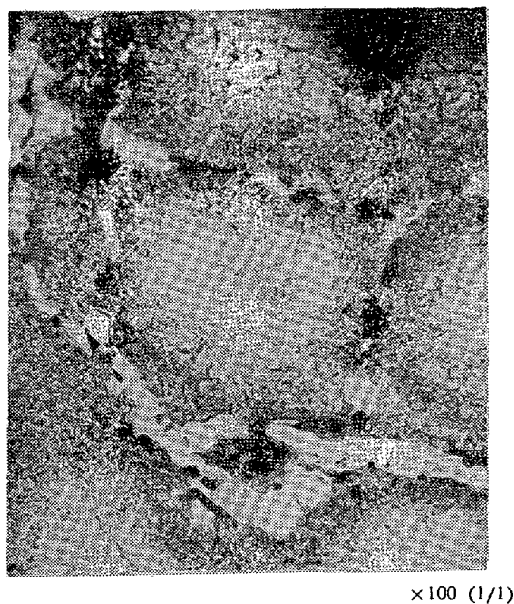


Fig. 23. S-N curve of nickel-chromium cast steel on the ingots of various weights.



660°C
 $\sigma = 14 \text{ kg/mm}^2$
 $N_f = 5 \times 10^4$
 $\alpha = 3.6$

$\times 100$ (1/1)

Photo. 5. Microstructures of the specimens fatigued under rotating bending stress at elevated temperatures for the ductile cast iron roll material (DC-4).

Photo. 3 は、NSNI を 20°C および 650°C、応力振幅 17 kg/mm² 破断までの繰返し数 1.147×10^4 、 31×10^4 回の破面近傍の組織で、高温の場合表面近くの結晶粒は、常温の場合に比べて粗大化し、粒界腐食が著しい。また高温の場合には細長い介在物があつてもそれからはき裂が発達しにくい（Photo. 3 d）、常温の場合には介在物の先端からき裂が発達し易くなる（Photo. 3 a 矢印）。

Photo. 4 は、SCR を 20°C および 650°C で、応力振幅 18 kg/mm²、16 kg/mm²、破断までの繰返し数

267×10^4 、 211×10^4 回の破面近傍の組織で、疲れき裂は表面近傍の粒界に発生しており、650°C の試験後では、脱炭が進んでいるのが認められる。

Photo. 5 は DC-4 を 650°C で応力振幅 14 kg/mm² の試験を行ない、 5×10^4 回の繰返し応力で破断した試験片の破面近傍の組織で、セメントイトからき裂が発生している。

Table 2 に示す化学組成の SCR-2 材について、引張試験と同じ要領で、各種重量の鋼塊から回転曲げ疲れ試験片を採取し、100°C で試験した結果を Fig. 23 に示す。

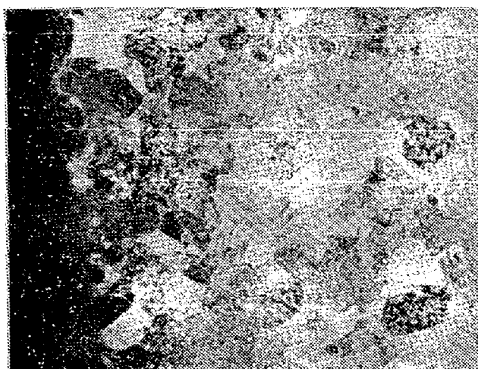
20 kg、250 kg および 1 t 鋼塊の表面層の 10^6 回疲れ強さは、31~32 kg/mm² で大差ないが、1 t 鋼塊中心部で 23 kg/mm²、13 t 実体ロール表面で 27 kg/mm² となり、かなり低下している。これら鋼塊のマクロおよびミクロ組織は、250 kg および 1 t 鋼塊の中心部では、V 偏析が見られ、顕微鏡組織は層状のセメントイトとフェライトで、250 kg 鋼塊より、20 kg 鋼塊の方がパーライトのセメントイト間隔が狭かった。したがって、パーライト間隔の増大、V 偏析などが大型鋼塊の疲れ強さの低下に寄与していると考えられた。

3.3 分塊ロール材の熱疲れ

前述の方法で行なつた熱疲れ試験結果を、Table 7 に示す、同表から DC ロールが、熱疲れに対し最も弱く、

Table 7. Results of thermal fatigue tests of the roll materials.

	Number of cycles to failure (N_f)			Remarks
SNI-1	4 020	4 231		Not fractured Fractured Fractured
SCR-2	790	1 388	4 053	
DC	5	8		



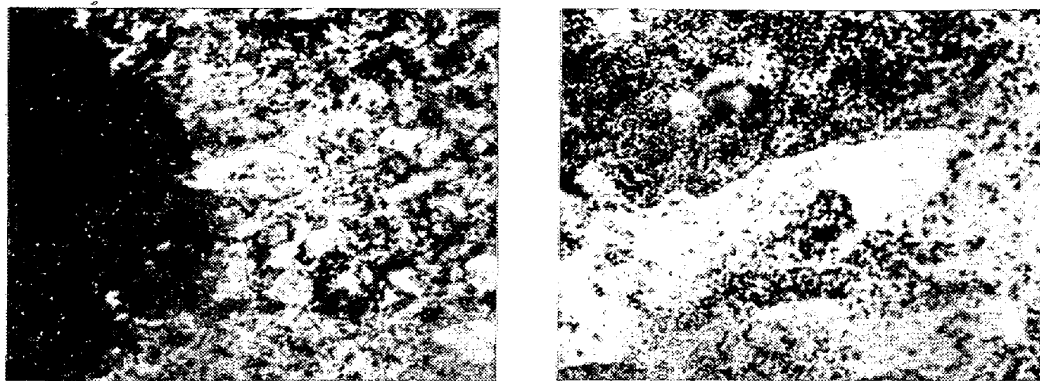
(a) $\times 100$ (5/6)



(b) $\times 500$ (5/6)

$N_f = 4020$

Photo. 6. Microstructures of the specimen, tested under thermal stress and fractured at 4 020 cycles, for the nickel-chromium cast steel roll material (SNI).

(a) $\times 100$ (5/6) $N_f = 128$ (b) $\times 500$ (5/6)

Test under controlled strain.
 Strain=0 650°C-550°C
 Strain=0.5% 250°C-150°C
 (tensile)

Photo. 7. Microstructures of the specimen, tested under thermal fatigue and fractured at 128 cycles, for the nickel-chromium cast steel roll material (SNI-1).

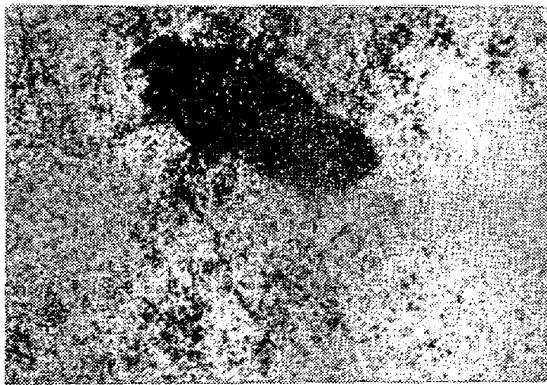
 $N_f = 128$ $\times 500$ (5/6)

Photo. 8. Typical cracks observed near the defects in the specimen, under thermal fatigue, for the nickel-chromium cast steel roll material (SNI-1).

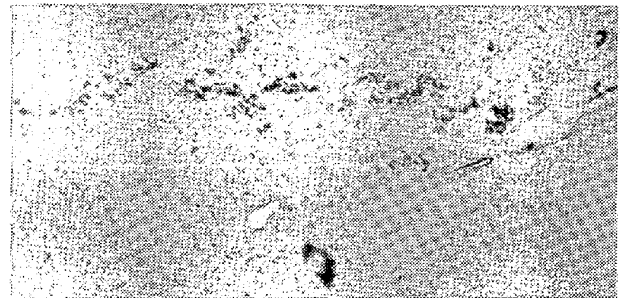
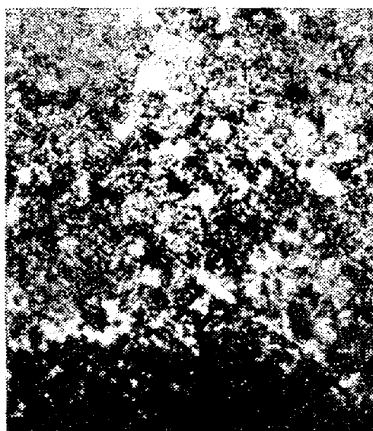
 $N_f = 790$ $\times 500$ (2/3)

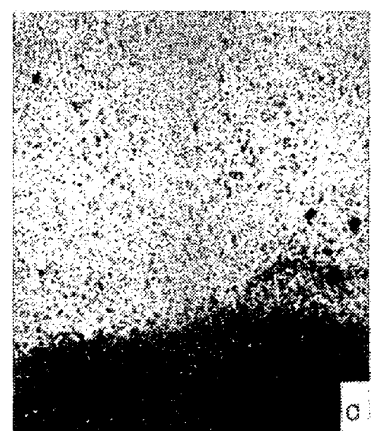
Photo. 10. Discontinuous defects observed near an inclusion in the chromium-cast steel roll materials (SCR-2) tested under thermal fatigue and fractured 790 cycles.



(a)



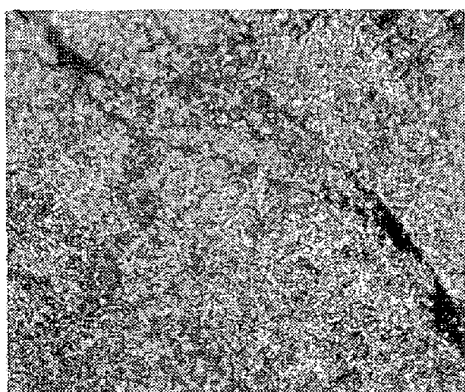
(b)



(c)

 $\times 100$ (4/5)a, b : $N_f = 907$ c : $N_f = 790$

Photo. 9. Microstructures of the specimens, tested under thermal fatigue and fractured at 790 cycles, for the chromium cast steel roll material (SCR-2).



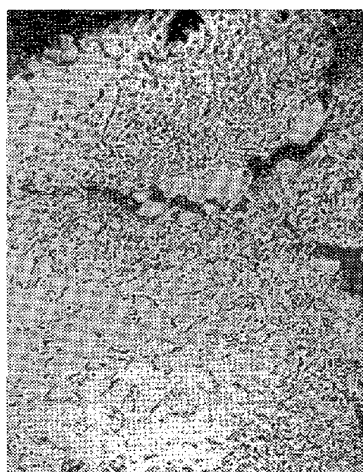
$N_f = 790$ $\times 500$ (8/9)

Photo.11. Typical cracks observed near inclusions in the specimen tested under thermal fatigue and fractured at 790 cycles for the chromium cast steel roll material (SCR-2).

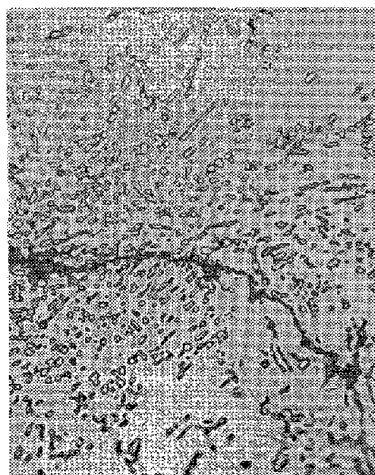


$\times 200$ (8/9)
(650°C $\times$ 15 min $\longleftrightarrow$ Water quenching)

Photo.12. Typical cracks observed in the section of the specimen tested under heat checking at 100 cycles for the nickel-chromium cast steel roll material (SNI-1).



(a) $\times 200$ (8/9)



(b) $\times 500$ (8/9)

$N_f = 35$



(c) $\times 100$ (8/9)



(d) $\times 500$ (8/9)

$N_f = 344$

Photo.13. Typical cracks observed in the specimen tested under thermal fatigue at 35 and 344 cycles for the ductile cast iron roll material (DC-4).

SNI と SCR では、SCR 方が弱く、また SCR は他の 2 鋼種に比べて、ばらつきが大きいことがわかる。

Photo. 6 ~ Photo. 13 に各種分塊ロール材の荷重またはひずみ組合わせ熱疲れ試験を行なった時の破断組織の 1 例を示す。Photo. 6 は、SNI 材について Fig. 8 のパターンに従って、荷重組合わせ熱疲れ試験を行ない、繰返し数 4020 回での表面近傍の組織である。Photo. 7 は、同じ試験片について変位制御の熱疲れ試験を行ない 128 回で破断したものの破面近傍の組織である。破断までの繰返し数 N_f の長い Photo. 6 の場合には、結晶粒の変形は少なくつぶされた結晶粒は認められないが、 N_f が短い Photo. 7 の場合には、結晶粒がつぶされて粒界にき裂が生じている。また、いずれの場合でも、破面の近傍は繰返し引張り、圧縮の熱応力による変形または細粒化が進んでおり、熱疲れ試験後の組織は、受取りのままの組織とかなり変わっている。Photo. 8 は、Photo. 7 と同一試料中で欠陥を起点とするき裂の発生状況を示したものであり、熱疲れ試験において介在物がき裂の起点になり表面から、熱き裂が進行すると共に内部でも局部的に介在物、欠陥を起点としたき裂が生じ材質を劣化していくものと考えられた。

Photo. 9 は上記 SNI と同一条件で荷重組合わせおよびひずみ組合わせ試験を SCR-2 材について行ない、破断までの繰返し数がそれぞれ 907, 790 回の試験片破面近傍の組織である。同一試料でも初析フェライトが多くある部分と、パーライトの多い部分とがあり、組織的に不均一である。破面近傍の結晶粒は微細化し (Photo. 9a), $N_f=907$ の場合、表面近傍は脱炭が進み表面からき裂が内部に進展している (Photo. 9(b))。この現象は表面近傍の炭化物が脱炭して引張強さが低下することによって生ずるようである。Photo. 9(c) は脱炭が進んでいない場所での欠陥を起点としたき裂を示す。

Photo. 10 は、Photo. 9 c と同じ条件で荷重組合わせ熱疲れ試験を行なった際に破面近傍で認められた介在物周辺の微細な連続欠陥を示したもので、熱疲れ試験中に発生したものと考えられた。Photo. 11 は同一試料中介在物を起点としたき裂の伝播状態を示したものである。このときのき裂の進み方は凝固組織と関係があるように思われる。この推察を確かめるため、Photo. 12 に示すごとく熱衝撃試験を行なつてき裂の進展状況について観察した。この結果熱き裂の深さは铸造組織が細いものほど浅いことが確認された²²⁾。

Photo. 13 は DC 材について同じ条件で荷重およびひずみ組合わせ試験を行ない、 $N_f=35$ および 344 回の試験片破面近傍の組織である。Photo. 13(a) はセメンタ

イトにき裂が発生し、析出物をぬつて伝播している。(b) は表面から進行したき裂が黒鉛を連結する形で伝播している。黒鉛のみならず、粗大セメンタイトもまたき裂発生に有害であることを示す証拠であり、本熱疲れ試験結果より判断する限り高炭素の材料は熱間用に適当でないことを示している。(c) は黒鉛を通つて (d) は炭化物を通つてき裂が伝播していく過程を示す。黒鉛の周辺には炭化物の少ない領域が形成されている。

3.4 SNI-1 材と SCR-2 材の強さの相違について

常温および高温の引張試験、疲れ試験および熱疲れ試験結果より、SNI は熱疲れ強さ、短時間側の疲れ強さが、SCR より強く、引張強さ、常温の長時間側疲れ強さは SCR の方が優れていることが確認された。

SCR は、0.9%C, 0.51%Si, 0.5%Mo, 0.45%Ni, 0.82%Cr で共析鋼に近い過共析鋼に属するが、铸造状態の組織はパーライトのみからなり、初析のセメンタイトは認められない。また Cr が SNI より多いため、焼入性が良く、焼戻し状態における靱性が期待できる。SNI は 0.65%C で亜共析鋼に属し初析フェライトが結晶粒界に析出した凝固組織を示すが、初析フェライトは球状化处理で粒状にすることが可能であり、この処理によって粒界の粘りが大きくなるようである。また伸びや靱性に対しても、炭素量が少ない SNI-1 の方が優れている。

熱疲れ強さに対する炭素の影響は、試験条件によつて異なるものと考えられ、この点についての調査はここでは行なっていない。

5. 結 論

Ni-Cr 铸鋼 (SNI-1), Cr 铸鋼 (SCR-2), 延性铸铁 (DC-4) の各ロール材につき分塊ロールとしての適性を検討した結果次の点が確認された。

SNI 系は SCR, DC に比べ熱疲れ強さが著しく強く、耐熱き裂性が優れている。また常温および高温の疲れ強さも短時間 (<10⁶ サイクル) 側ですぐれ、SCR より切欠き感受性が低い、SNI のもつこれら熱き裂性、疲れ強さ、切欠き感受性、などの特性を強調すれば、分塊ロール材としてさらにすぐれた材料ができるはずである。そのためには組織が一様になるよう、焼入性を高め、かつ微細化するとともに適当に粒状のフェライトを均一に分散せしめるのが効果的である。

また大型铸鋼・铸铁の切欠き感受性はひくく、切欠き係数は 1.5 以下で、平滑回転曲げ疲れ強さを切欠き材の回転曲げ疲れ強さと、近似的に考えることができる。

本論文を作成するにあたり、御指導を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) 鈴木, 守末, 神保, 小平, 堀: 鉄と鋼, (投稿中)
- 2) 鈴木, 西, 斉藤, 小平: 鉄と鋼, 61(1975)2, p. 266
- 3) 河原: 日立評論, 鉄鋼特集号, 33(1941), p. 794
- 4) 関本: 日立評論, 金属特集号, 別冊第 42 号 (1961), p. 43
- 5) 藤原: 電気製鋼, 30(1959), p. 72
- 6) 河原, 関本: 日立評論, 45(1963), p. 843
- 7) 歌橋, 柳沢, 蜂須, 奥本, 新山, 渡辺, 柴崎: 鉄と鋼, 51(1965), p. 39
- 8) 吉井: 鑄鍛造, ロール特集, No 2 (1966)
- 9) 蜂須: 日立評論, 金属特集号, 第 4 集 (1959), p. 50
- 10) N. R. ARANT: Iron Steel Eng., 36(1959) Nov., p. 100
- 11) 越智, 星加, 高橋: 住友機械技報, 9(1960), p. 540
- 12) L. F. COFFIN: Trans. ASME, 76(1954), p. 931
- 13) L. F. COFFIN: ASTM, STP, No 165 (1954), p. 31
- 14) E. F. NIPPCS and J. C. Uy: Welding J., 46 (1967), p. 371-S
- 15) F. J. MEHRINGER and R. P. FELGAR: Trans. ASME, 82(1960), p. 661
- 16) O. R. CARPENTER, N. C. JESSEN, J. L. OBERG, and R. D. WYLIE: Proc. ASTM., 50 (1950), p. 809
- 17) 宇野, 山内: 材料試験, 9 (1960), p. 121
- 18) 楠本: 材料, 12(1963), p. 53
- 19) 加藤: 機械学会論文集, 30(1964), p. 129
- 20) W. KOCK, A. KRISCH and A. SCHRÖDER: Arch. Eisenhüttenw., 28(1957), p. 445
- 21) 日本材料学会: 「高温疲労に関する研究」, (1963)
- 22) 鈴木, 西, 牟田: 鉄と鋼, (投稿中)