

論 文

冷間圧延用作用ロールの熱衝撃割れについて*

(耐事故性ロールの開発)

阪部喜代三** 田部博輔**

Some Investigations on the Thermal Shock Crack of Cold Strip Mill Work Roll Materials

Kiyozo SAKABE and Hirotsuke TABE

Synopsis:

Slipping, pitching and other behaviors of roll for cold strip mill, especially work roll bring about thermal shock cracks on this surface in their service condition, which will affect roll life.

This paper describes on the investigation as to the influence of material compositions and heat treatment conditions on the thermal shock crack depth and shows the superior of 3~5% Cr-Mo steel containing more chromium than ordinal 1~2% Cr-Mo Steel. The practical rolling mill use of new type roll of 3~5% Cr-Mo steel proved the extremely extended roll life.

A thermal shock testing machine which utilizing frictional heat generated by contacting rotating disc and test specimen was developed for the present investigation and quantitative measure of crack depth in the test specimen due to the thermal shock was introduced for the evaluation of roll materials.

(Received Oct. 8, 1970)

1. 緒 言

最近の圧延機は大型化すると同時に圧延速度も高速化する傾向にある。大型化、高速化は圧延作業中に発生する被圧延材とロール間のすべり、被圧延材の破断、その結果発生する絞り込みなどの事故^{1)~4)}も増加するため、これらの圧延機に使用されるロールに対しても、より苛酷な条件に耐えるような特性のものが強く要望される。

上記のごとき圧延作業中の事故は、ロール表面に過大な局所的な異常圧力と衝撃的な発熱現象を伴い、割れを発生せしめるから、この種の事故に対して強いロール、いわゆる耐事故性ロールの開発が最近の研究課題となってきた。この耐事故性はロール表面に発生する局所的、衝撃的な発熱現象、すなわち熱衝撃に対して強いロールあるいは熱衝撃によつて割れが発生しても、その割れが軽微なものですむようなロール特性を指し、このようなロールの開発によつて圧延作業をいちじるしく容易にし、ロール寿命をも改善することが可能となる。

熱衝撃割れについては、従来より焼入れした鋼を研削する際の研摩焼け、研摩割れ、グラインデング割れ、あ

るいはテンパー割れとしてよく知られている現象と同一のものであつて、発生する表面割れの機構や対策についても経験的な事実としていくつかかが得られている。

しかし、熱衝撃に強い耐事故性ロールを開発していくためには、従来の研究結果をそのまま応用することはできず、材質、熱処理などの製造上の諸条件と熱衝撃割れとの関係を系統的、定量的に究明する必要に迫られる。すなわち従来の熱衝撃割れに関する研究は、ある特定の熱衝撃条件の下で割れが発生したか、しなかつたかという定性的な判断によつている。さらに実際の割れは、材料の表面からある深さにわたる立体的な3軸方向に生ずるものであるにもかかわらず、材料表面の1軸についてのみの平面的な観察結果^{11)~12)}に基づいている。ロールの場合、とくに冷間圧延用作用ロールの場合、ロール表面のわずか12~15mm前後の限定された焼入れ硬化層によつてロール寿命が決定されるため、熱衝撃割れに対してもロール表面の割れの大小や割れ発生数よりもむしろ割れ深さの定量的な比較が重要なものとなる。したがつ

* 昭和45年10月8日受付

** (株)日本製鋼所

て、ロールの熱衝撃特性を研究するにあつては、適切な試験方法、結果の判定方法などの実験手段の確立をも含めることが必須の条件となる。

本報告は熱衝撃割れに対する抵抗力の強いロール材の開発を試みた研究結果の概要を取纏めたものであるが、とくに上記のごとき観点から、できるだけ実際の冷間圧延用作用動ロールに発生するような熱衝撃を小試片に再現せしめるため、円板の回転モーメントと周速を利用して、これに試験片を接触せしめ、試験片表面に局部的、かつ急激な摩擦熱を与えることが可能な専用の熱衝撃試験機の試作¹³⁾と、この試験機による熱衝撃割れと材質、熱処理条件などとの関連を明らかにしたものである。また、研究結果から得られた知見をもとに耐事故性ロールを製作、このロールの実際の圧延作業成績についても敷衍した。

2. ロール表面の熱衝撃割れと 試作熱衝撃試験機

2.1 ロール表面の熱衝撃割れ

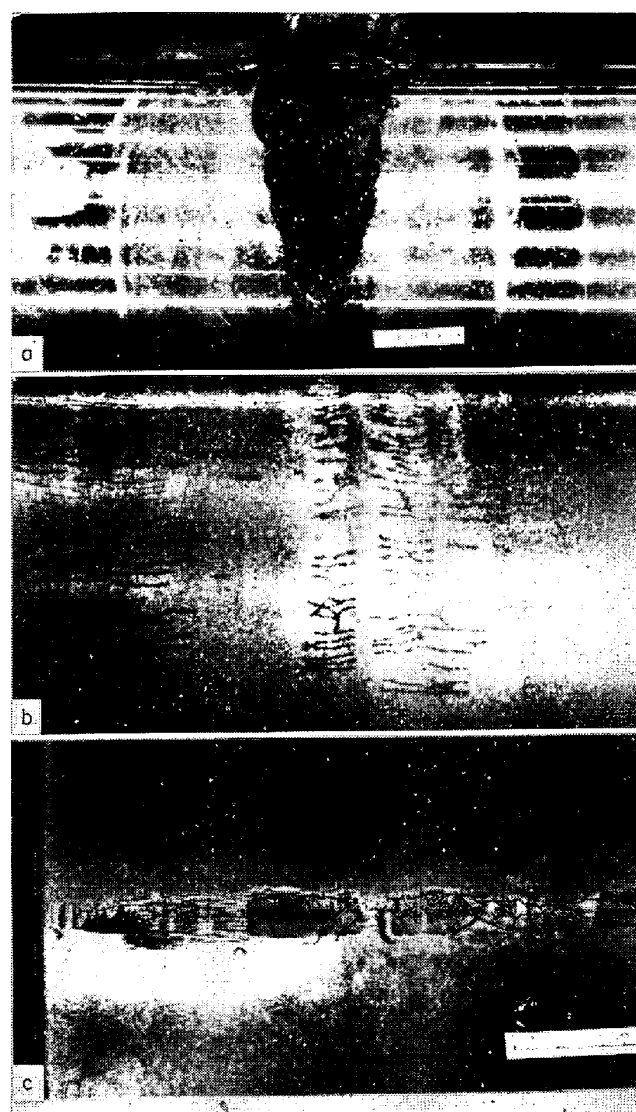
ロールの熱衝撃割れはすでに述べたようにロール表面に作用する摩擦と圧下力の異常増加による発生熱によつてごく短時間に急速加熱-急速冷却せしめられるために発生するものと理解されている。

Photo. 1(a) および Photo. 1(b) は冷間圧延用作用動ロールの一例を示したもので、前者は鋼圧延における絞り込みによるもの^{11)~13)15)16)}また後者は非鉄圧延におけるスリップによつて発生した熱衝撃割れであるが、程度の相異はあつても圧延条件によつて鉄、非鉄圧延にかかわらず発生する¹¹⁾。一般にこれらのロールは 1~2% Cr を含む共折鋼を水焼入れしたもので、ロール表面層はほとんど完全なマルテンサイトよりなり、硬さも Hs 90 以上で使用されるものである。したがつて圧延作業中にロール表面に発生する熱量、温度によつて割れの大きさが変化すると同時に再硬化層、不完全再硬化層あるいは焼戻し層などが、全面的あるいは局部的に生ぜしめられる。

このような熱衝撃割れは高い表面硬さを要求される冷間圧延用作用動ロールに多発しやすいものであるが、比較的硬さの低い補強ロールや熱間圧延用作用動ロールにあつても発生することが珍しくない。Photo. 1(c) は熱間圧延用補強ロールに発生したものを示すが、割れ発生の機構は冷間圧延用作用動ロールとまったく同一と考えられる。

2.2 試作熱衝撃試験機

熱衝撃による割れ発生の機構を再現させるためには材料に急速加熱、冷却の条件を与えねばならず、このため



(a) by pitching, (b) by slipping of cold work roll,
(c) by slipping of hot back-up roll.

Photo. 1. Typical thermal shock cracks in roll surface.

高周波加熱¹⁴⁾、火焰加熱、直接通電加熱¹¹⁾や溶融金属¹⁷⁾¹⁸⁾を使用する方法などが試みられているほか、摩擦熱を利用する方法などがある。前記のごときロール表面の熱衝撃割れは過大な圧力とそれに付随する摩擦熱によるものであるため、実際のロール材質の改善に対しては摩擦熱を利用する方法の採用が好ましいものと考えられる。このため熱衝撃再試験のための試験機¹³⁾も Fig. 1 に示すような構造の回転円盤に試験片を接触せしめた際、発生する摩擦熱を利用する方法によつた。

Fig. 1 において回転円盤 3 に試験片 7 を接触せしめるが、試験片は試験中に移動したり曲げ応力が発生しないように、抑え金具 8 を介して加圧レバー 4 に取り付けられる。加圧レバー先端には最大 60 kg までの重錘をかけ

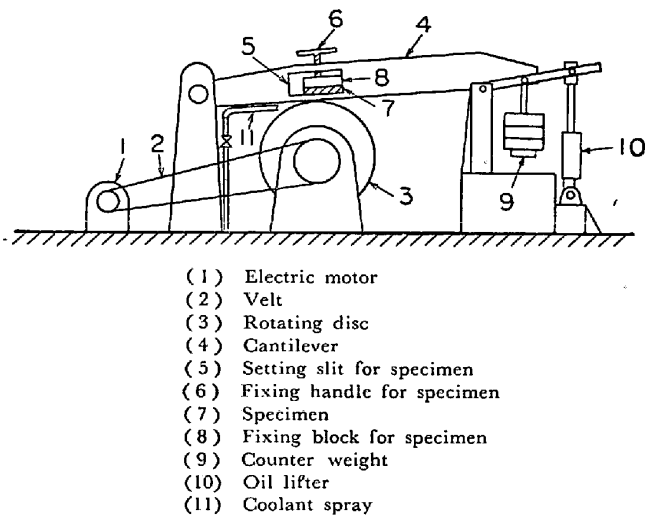
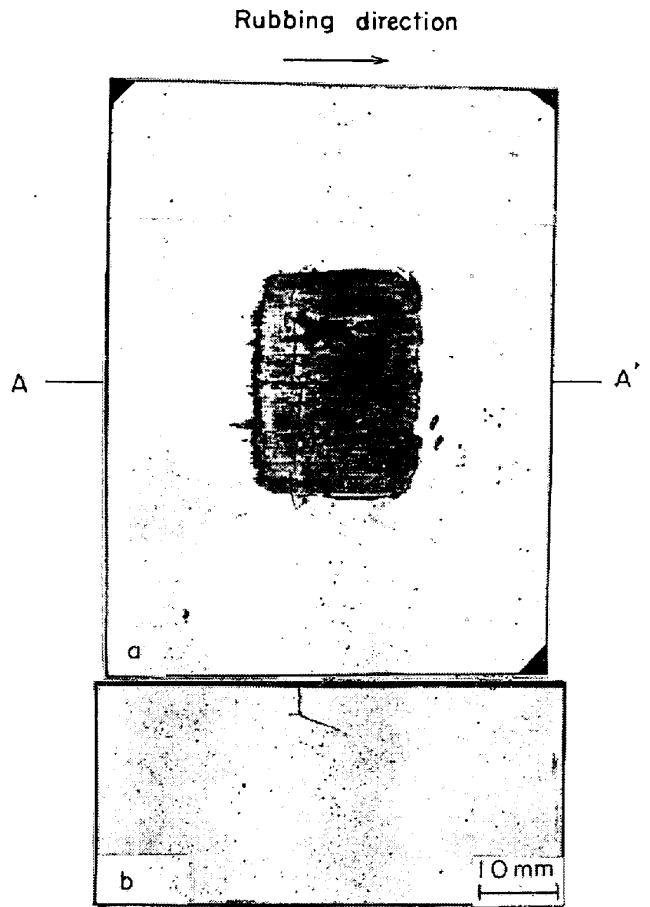


Fig. 1. Schematic figure of thermal shock tester.

うるよう考慮されており、60 kgの重錘を加えた場合、回転円板と試験片との間におよそ 350 kg の圧下力を発生せしめる。回転円盤は直径 550 mm、幅 30 mm としているが、材質は通常の圧延鋼材と同様の 0.08% C の軟鋼を使用した。また、試験片は各種のロール材の試験が容易にできるよう、長さ 80 mm、幅 60 mm として厚さは最大 50 mm まで試験ができるようにしてある。

なお試験に際し、回転円盤が1055 rpm の定常回転数に達するまでは円板と試験片が接触しないよう、油圧リフター 10 によつて一定間隙を保ち、定常回転数に達した後クラッチ操作によつて瞬間的に負荷せしめる。負荷時、実際の圧延作業と同様摩擦面にスプレー 11 より冷却水を噴射せしめ、より大きな熱衝撃効果を期待している。

本試験によつても、摩擦によつて発生する単位時間当たりの熱量、最高温度、熱分布あるいは熱応力は厳密には明らかにせしめてはならず、工業的な意味の再現試験ないしは比較試験の域を脱していない。しかし後記のごとき試験状件の相異による割れ発生状況より、標準試験状件を設定、一定条件下で試験を実施することとしたの



(a) rubbed surface, (b) center section (A-A' section)

Photo. 2. An example of thermal shock cracking appeared on 2% Cr-Mo steel specimen tested.

で十分定量的な比較試験を可能にせしめえたものと考えられる。

2.3 試作熱衝撃試験機による熱衝撃割れの発生状況

本試験機による熱衝撃割れの発生状況を Photo. 2 に示した。Photo. 2 の試験片は Table 1 中の 2% Cr-Mo 鋼を用い、熱処理のみを変え、焼入れのままの状態で試験したが、Photo. 2 (a) の試験片外観から割れは摩擦方

Table 1. Materials for the examination.

Material	Chemical composition (%)										Standard Pre-treatment	Standard Quenching tempering
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Co			
2%Cr-Mo steel	0.79	0.32	0.34	0.018	0.009	2.20	0.34	—	—	Forged, Spherodized	860°C × 1hr → Oil, 150°C × 5hr → FC	
3%Cr-Mo steel	0.92	0.58	0.32	0.012	0.007	2.96	0.30	—	—	"	"	
4%Cr-Mo steel	0.90	0.60	0.31	0.013	0.009	4.17	0.34	—	—	"	920°C × 1hr → Oil, 150°C × 5hr → FC	
5%Cr-Mo steel	0.89	0.52	0.25	0.011	0.008	5.00	0.34	—	—	"	"	
1.5%Cr-Mo steel	0.82	0.61	1.56	0.028	0.005	1.87	0.28	—	—	Cast, Spherodized	900°C × 1hr → Oil, 150°C × 5hr → FC	
12%Cr-Mo-V-Co steel	1.62	0.24	0.32	0.019	0.021	12.3	0.82	0.57	0.64	Forged, Spherodized	1050°C × 1hr → Oil, 150°C × 5hr → FC	

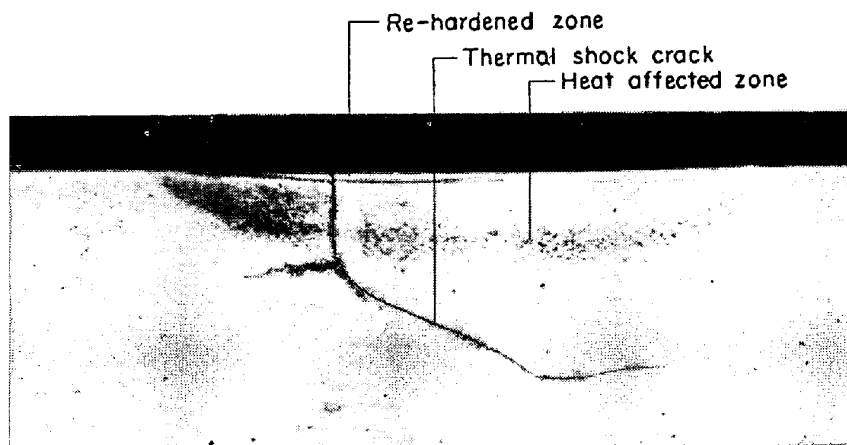


Photo. 3. Structure of center section of the same specimen as shown in Photo. 2.

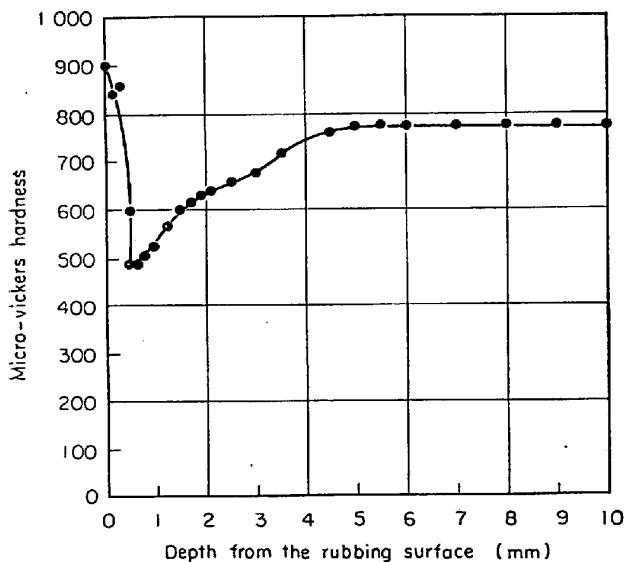


Fig. 2. Hardness distribution along the depth of center section in 2% Cr-Mo steel specimen tested.

向に直角に発生すること、また Photo. 2 (b) の同じ試験片摩擦面の横断面から約 8 mm 深さまで割れが発達していることが観察される。

この試験片断面の割れの部分を硝酸腐食し、拡大して示すと、Photo. 3 のごとく摩擦面直下より最大 0.4 mm 前後の深さまで、摩擦熱による再焼入れ硬化層が発生し、それに続く熱影響層すなわち焼戻し軟化層の発生が認められる。Fig. 2 は Photo. 3 の断面中央の硬さ分布であるが、これより再焼入れ硬化層を含む熱影響層の深さは摩擦面よりおよそ 5 mm 程度までと判断される。このように入熱量の大きさ熱衝撃が与えられた場合の割れは、熱影響層よりも深く入る傾向が認められ、実際のロール表面に発生する割れの状況をよく再現せしめているものといえる。試験片の摩擦面に発生する割れの本

数、深さは鋼種、試験条件などによつて異なるが、試験片断面の割れ深さの比較によつて、熱衝撃に対する感受性あるいは被害度を定量的に評価することが可能である。

なお、本試作熱衝撃試験機による試験中の試片温度を断面の硬さ変化から推定すると、摩擦面では少なくとも 850°C 以上に局部的に昇温、加熱されており、摩擦面から深さ 1 mm までの表面層の間で 500°C / mm 以上の急激な温度勾配が得られ、熱衝撃試験方法としてはすぐれているものと判断される。

2.4 試作熱衝撃試験機における摩擦時間、荷重、試験片厚さの割れにおよぼす影響

摩擦熱を利用した試作熱衝撃試験機¹³⁾がロール表面に発生する熱衝撃割れの状況をよく再現しうることに、小型試験片を利用できることからすぐれた試験方法であると判断されるが、各種の材料あるいは熱処理による熱衝撃割れ感受性を定量化するには、摩擦時間、荷重、試験片厚さなどの試験条件上の因子が、熱衝撃割れ発生に及ぼす影響を明らかにしておく必要があるため、Table 1 中の標準 2%Cr-Mo 鋼を用い、これらの影響について試験した。

2.4.1 摩擦時間の影響

上記因子のうち、摩擦時間のみを変化せしめた試験において、発生した試験片表面の摩擦長さおよび試験片断面の割れの深さを測定した結果を Fig. 3 に示した。これより摩擦時間の増加とともに摩擦長さはほぼ直線的に増加するが、割れ深さは摩擦時間 5 sec まで急激に増加したのち、5~10 sec 以上摩擦時間を増加しても割れ深さにはあまり変化は認められず、飽和する傾向を示す。

2.4.2 荷重の影響

試験片を保持している加圧レバー先端の重錘の大きさを変化せしめた試験結果を Fig. 4 に示す。試験結果は

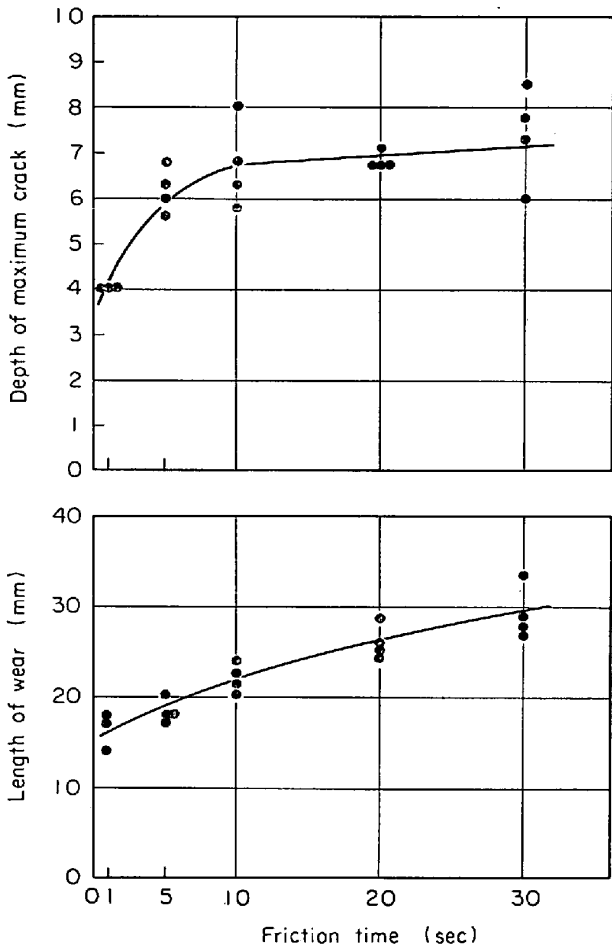


Fig. 3. Influence of friction time on depth of maximum crack in 2% Cr-Mo steel specimen tested.

摩擦時間の影響と同様の傾向をたどり、重錘の大きさ、すなわち加圧力の増加につれて、摩耗長さはほぼ直線的に増加するのに反し、割れ深さは 40 kg までの荷重の増加に対して増大するが、それ以上荷重が増加しても割れ深さは増大せず、ほぼ一定の深さに飽和する傾向を示す。

2.4.3 試験片厚さの影響

摩擦時間、荷重一定の条件で試験片厚さのみを変化せしめた場合の結果は、摩擦時間、荷重を変化せしめた場合の試験結果とは異なり、摩耗長さに影響はなかつたが、Fig. 5 のごとく試験片厚さの増加とともに割れ深さは増大の傾向を明りように示した。この結果は試験中に発生する熱応力に対する拘束条件が、試験片厚さの増加とともに苛酷になるためと考えられ、熱衝撃割れをできる限り容易に発生せしめるためには試験片厚さが厚いほど（試験範囲の厚さ 50 mm までにおいて）有利であるといえる。

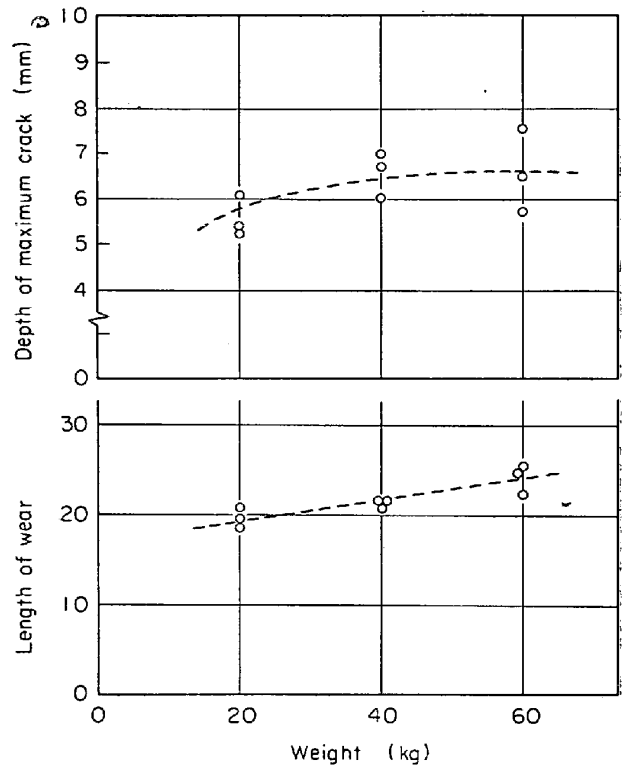


Fig. 4. Influence of counter weight on depth of maximum crack in 2% Cr-Mo steel specimen tested.

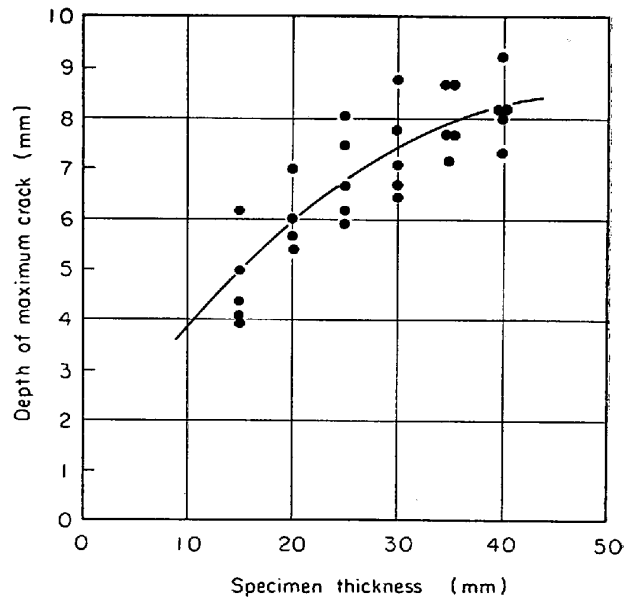


Fig. 5. Influence of specimen thickness on depth of maximum crack in 2% Cr-Mo steel specimen tested.

2.5 標準試験条件と試験結果の再現性

試作熱衝撃試験機による熱衝撃割れの感受性あるいは被害度の定量化は、試片断面の割れ発生の有無、割れ深さの相对比较によつて十分可能であることを確かめることができたが、実際に各種の試験片について試験を実施

Table 2. Standard test condition.

Size of specimen	Thickness : 30 mm, Width : 60 mm, Length : 80 mm
Size of rotating disc	Thickness : 30 mm, Diameter : 550 mm
Revolution of disc (quder load)	1 040rpm
Counter weight	60 kg
Load between disc and specimen	350 kg
Loading(testing)time	10 Sec

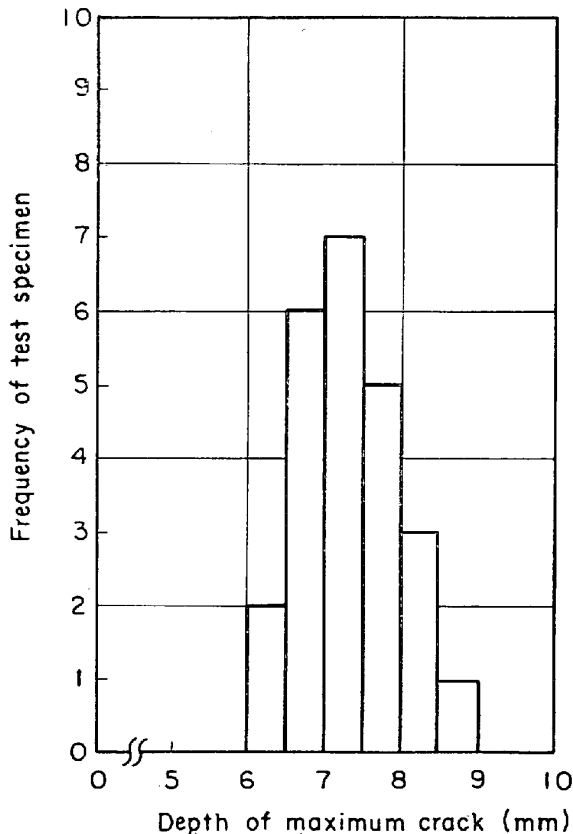


Fig. 6. Deviation of the test result on the 2% Cr-Mo steel specimens.

するにあたっては、さらに試験結果の再現性についても把握しておく必要がある。

このため、Table 1 の標準 2%Cr-Mo 鋼の試験片 24 個について再現性確認の試験を実施した。標準試験条件としては、前記各種の試験要因に対する試験結果から、Table 2 のごとく決定した。すなわち摩擦時間、荷重としてそれぞれ 10 sec, 60 kg を選択した理由は、それらの変動が極端に割れ深さに変化を与えぬことによる。また、30 mm の試験片厚さは割れが容易に発生する条件内で、かつ試験片の調整が容易な点から決定したものである。

24 個の試験片についての試験結果を割れ発生深さ別に示すと、Fig. 6 のごとく頻度を現わし、最大割れ深さ

の平均値 7.27 mm, 標準偏差として 0.62 mm が得られた。この程度の偏差であれば、工業的な意味の試験方法として、各種の試験片についての結果を定量的に評価できるものと考えられる。なお、次項以降の試験にあたっては上記標準試験条件によつている。

3. ロールの製造要因と熱衝撃割れ特性

前記熱衝撃試験機を使用し、鍛造比、鋼種、熱処理法などの 2~3 のロールの製造要因と熱衝撃割れとの関係についてつぎのごとき方法で探求した。

3.1 鍛造および焼鈍組織の影響

Table 1 中の 2%Cr-Mo 鋼鑄造状態のままのものとして鍛造比 3 まで加工したものそれぞれについて、900°C 以上の炉冷焼鈍および球状化焼鈍を施したのち、標準の焼入れ、焼戻し処理をした試験片の熱衝撃割れ深さを Fig. 7 に示した。これより鍛造有無、球状化焼鈍処理の有無は熱衝撃割れ特性にほとんど影響しないといえる。

また、Fig. 8 は鍛造した試験材について試験片採取方向を変え、熱衝撃れ深さに及ぼす鍛造方向性に影響を示すものであるが、鍛造方向に対する X, Y, Z の 3 方向の相異なる影響を認められていない。このことは鍛造加工の有無による影響がなかつたことから当然予測されることで当たるが、本報告においてとくに注記しないかぎり鍛鋼材は鍛造比 3 をとり、X 方向(鍛造方向)に試験片採取位置を一定とした。

3.2 化学成分の影響

ロール材の主要成分である C, Cr, Si および Mn 量

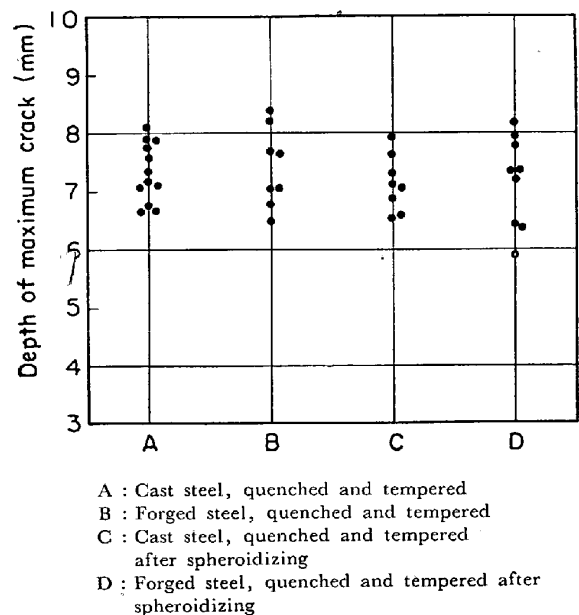


Fig. 7. Influence of forging and spheroidizing on depth of maximum crack of the 2%Cr-Mo steel specimens.

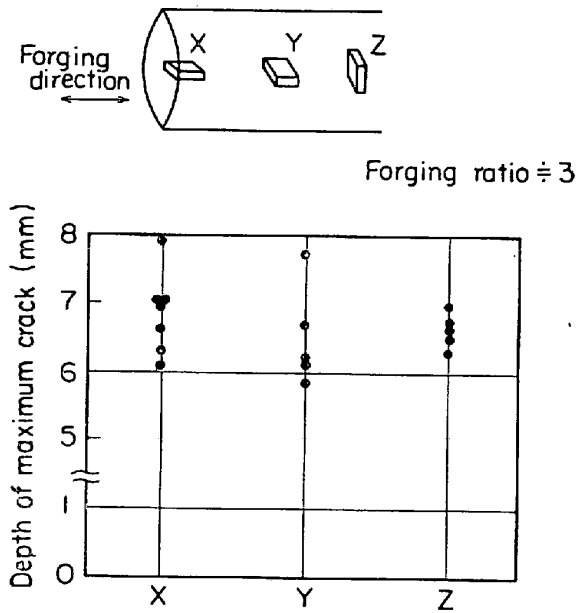


Fig. 8. Influence of cut-out direction of specimen on depth of maximum crack of the 3%Cr-Mo steel.

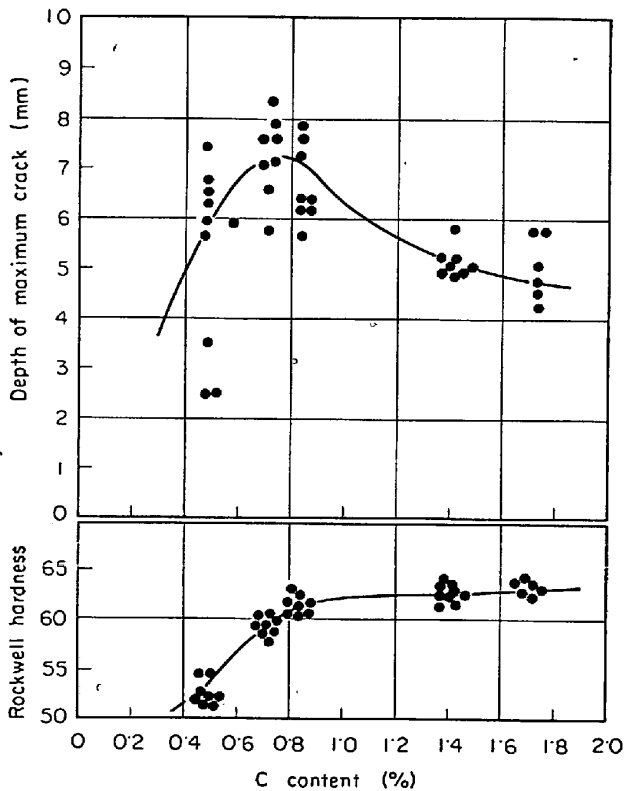


Fig. 9. Influence of C-content on depth of maximum crack of the 3%Cr-Mo steel.

の影響を知るために、Table 1 中の標準鋼3%Cr-Mo について、それぞれ単独に C: 0.4~1.8%, Cr: 2~5%, Si: 0.6~2.0%, Mn: 0.4~1.9% の範囲に変化せしめた試験片を製作して熱衝撃試験を実施した。

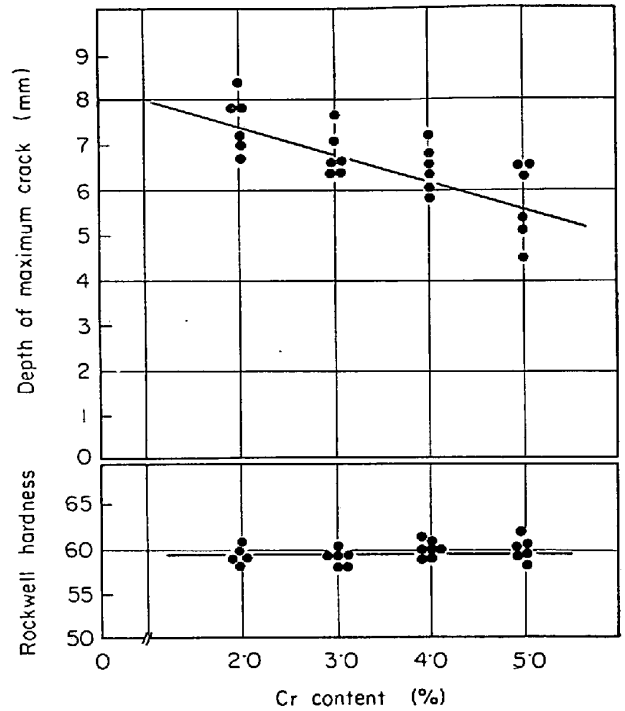


Fig. 10. Influence of Cr-content on depth of maximum crack of the Cr-Mn steel.

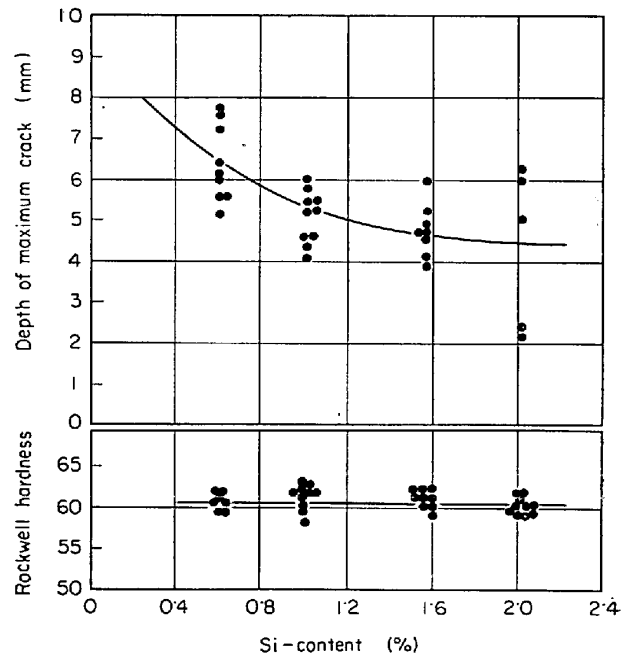


Fig. 11. Influence of Si-content on depth of maximum crack of the 3%Cr-Mo steel.

Fig. 9~12 はその試験結果を示したものであるが、C量の場合、およそ 0.8% C までの増加に伴い焼入れ硬さを急激に増加し、それ以上はC量の増加によつても硬さはほとんど増加しない。熱衝撃割れ深さは硬さの変化の傾向とは一致せず、割れ深さはC量増加とともに増

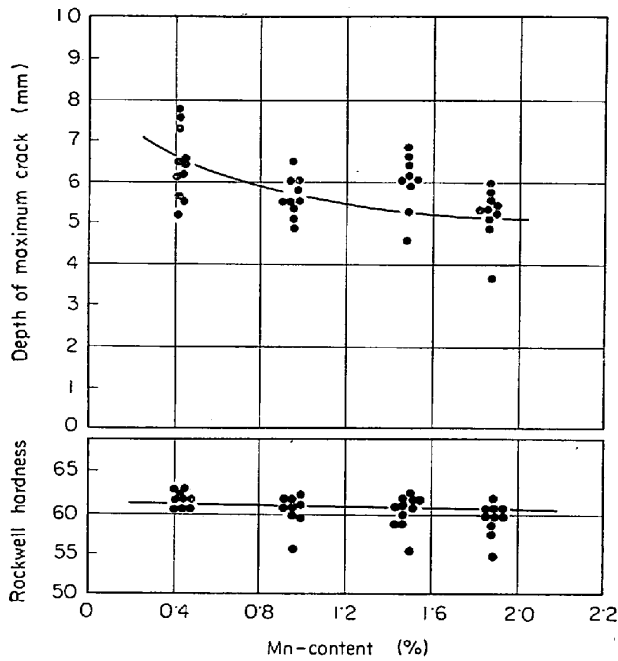


Fig. 12. Influence of Mn-content on depth of maximum crack of the 3% Cr-Mo steel.

大し、0.7~0.8% C で最大深さを示したのち、それ以上のC量の増加につれ割れ深さが減少する傾向に転ずる。したがって熱衝撃による割れ深さを減少せしめるためには0.7~0.8% C の範囲を避けた低C量とすべきか、あるいは逆に高C量とする2方法のうちのいずれかを選択することができる。しかし実際のロール場合、熱衝撃特性以外に摩耗その他の特性も重要であつて、硬さの高いロールが要求されるのが通例であるから、必然的に高C量側のほうを選択することとなる。

Cr 量の場合、Cr 量を増加せしめることによつて、焼入れ温度を幾分高めなければ高い硬さが得られないという傾向は存在するが、Cr 量の増加に対し割れ深さは減少し、その関係はほぼ直線的な傾向を示す。したがって熱衝撃割れのみ観点からすれば、Cr 量の高いほど、優れたロールが得られるといえよう。

Si, Mn 量の場合、合金量の増加に伴い、硬さに変化がほとんど認められないのに対して、割れ深さは暫減の傾向を示す。また割れ減少におよぼす影響は、いずれも1%程度までの増加に対して顕著に作用するものように判断される。

上記の試験結果から、化学成分の変化は熱衝撃割れの深さに大きな影響を与えることを明らかにしたが、本試験の範囲は、各合金元素が単独に増減した場合のみであつて、各合金元素が複合の重量作用などについては、今後検討すべき重要課題と考える。

3.3 熱処理条件の影響

すでに焼鈍方法ないしは焼鈍組織が熱衝撃割れにおよぼす作用はほとんど認められないことを明らかにしたが熱処理すなわち焼入れ、焼戻し処理温度のいかんはロール諸特性にいちじるしい影響を与えるものである点から、熱衝撃特性に対してもいかなる作用を示すものかについての試験を実施した。

3.3.1 焼入れ温度の影響¹⁹⁾

Table 1 中の 2%Cr-Mo 鋼および 1.5%Mn, 1.5% Cr 鋼について焼入れ温度のみを変えた熱衝撃割れ試験の実験結果を Fig. 13 に示す。

Fig. 13 より鋼種によつて割れ発生傾向は明らかに相異し、1.5%Mn-1.5%Cr 鋼の場合、焼入れ温度の上昇に伴い割れ深さが増大するのに対し、2%Cr-Mo 鋼にあつては焼入れ温度 840°C で割れの深さが最大となり、それより焼入れ温度が上昇するにつれて割れ深さは漸次浅くなる傾向を示す。一方、2%Cr-Mo 鋼の硬さは、焼入れ温度の相異によつてあまり大きな変化は示さないが、およそ 900°C 前後の焼入れ温度で最高値を示しているので適切な焼入れ温度を選択することにより、高い硬さにもかかわらず熱衝撃割れ深さを浅くすることができるといえる。

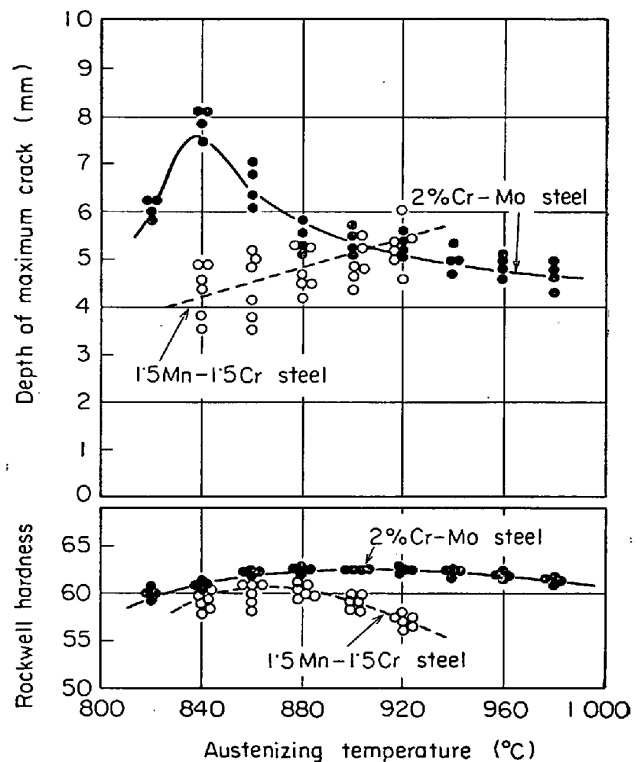
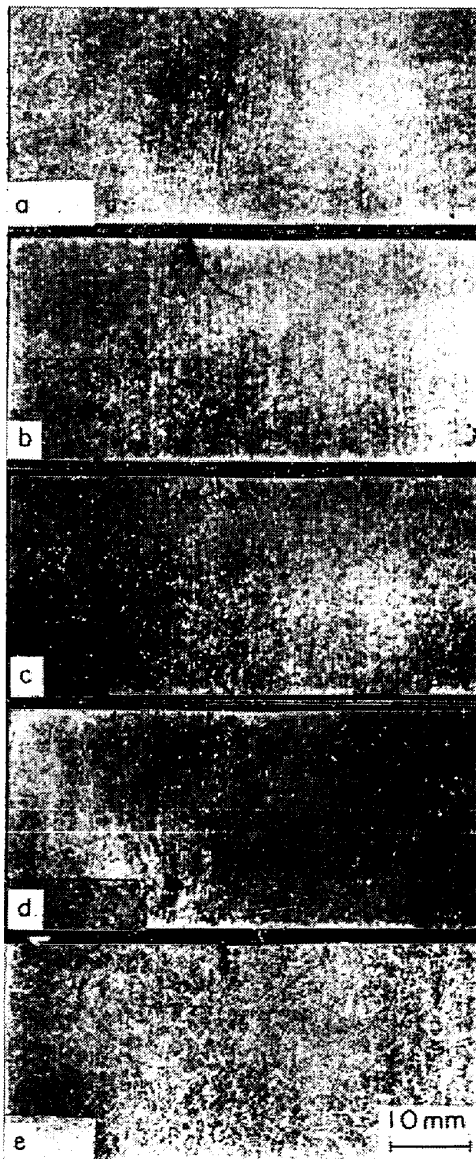


Fig. 13. Influence of austenizing temperature on depth of maximum crack of the 2% Cr-Mo steel and the 1.5Mn-1.5Cr steel.

鋼種により焼入れ温度と割れ深さの関係が異なる点から、熱衝撃割れ被害の少ないロールを開発する場合、他の特性の確認とともに熱衝撃試験による割れに対する特性の把握の重要性を示唆するものと思われる。なお、2%Cr-Mo 鋼試験片断面の割れの状況を Photo. 4 に示した。焼入れ温度の上昇とともに割れの発生数は増加するが、この原因は明らかでない。

3.3.2 焼戻し温度の影響²⁰⁾

一般に熱衝撃割れは焼戻し温度の高いほど発生し難い¹⁰⁾といわれているが、Table 1 中の 3%Cr-Mo 鋼と 12%Cr-Mo-V 鋼について焼戻し温度のみを変化せしめ



(a) 820°C, (b) 840°C, (c) 860°C, (d) 900°C, (e) 980°C
Photo. 4. Variations of thermal shock crack depth in the center section of 2%Cr-Mo steel quenched from various austenizing temperatures.

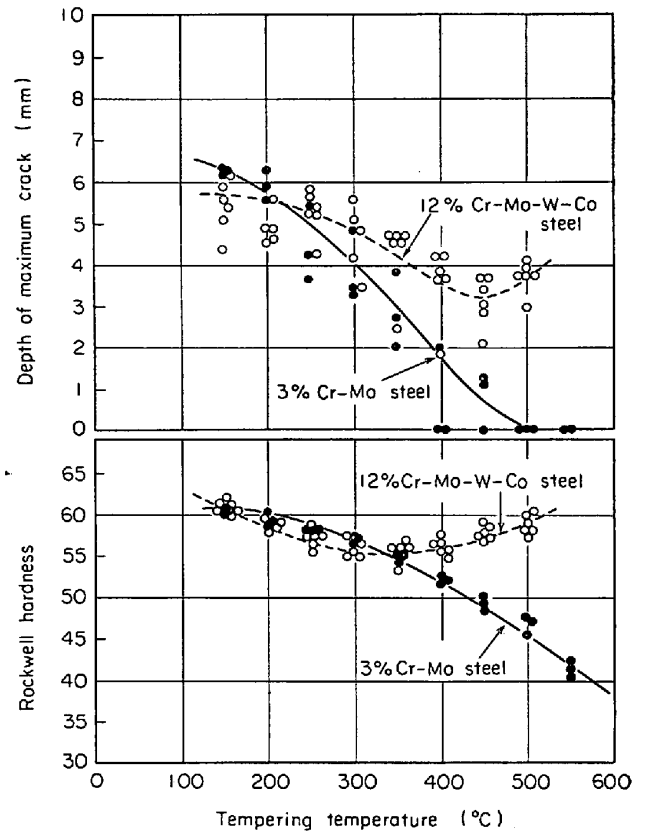


Fig. 14. Influence of tempering temperature on depth of maximum crack of the 3%Cr-Mo steel and the 12%Cr-Mo-W-Co steel.

た場合の割れ深さとの関係は Fig. 14 のごとき結果を示した。

2%Cr-Mo 鋼の場合、焼戻し温度の上昇とともに硬さが漸次低下し、同時に割れの最大深さも減少し、一般の通説の通りの結果が得られた。これに対し、12%Cr-Mo-V 鋼にあつては焼戻し温度の上昇により割れ深さも減ずるが、およそ 450°C の焼戻し温度において割れ深さが最小値を示した後、ふたたび割れ深さが増大傾向に転ずる。焼戻し温度と硬さの関係から、本鋼種では二次硬化現象を示すものであることがうかがわれる。焼戻し軟化に伴う割れ深さの軽減効果と二次硬化に因る割れ深さの増大傾向が重畳した結果のように考えられるが、二次硬化による硬さの増加と割れ深さの増大傾向とは完全には一致しておらず、断言しがたい。いずれにしても、このような鋼種の場合は熱衝撃割れに対する特性を明らかにすることによつて、同一硬さでも熱衝撃割れ被害の小さな条件の焼戻し温度を決定することが可能となる。

3.4 試験結果に対する 2, 3 の検討

熱衝撃割れ深さに作用する因子として多数のものをあげることができ、これらの因子がそれぞれ単独に、あるいは重畳して、割れ深さを支配するものと考えられるが

前記の熱衝撃試験においては、単に現象面から割れ深さにおよぼす 1~2 の因子の作用の観察に止まり、割れの発生や割れ深さを決定する機構については明らかにする段階に至っていない。したがって、これらの問題については今後の研究の進展とともに逐次改めて報告する予定であるが、割れ深さを左右するものとしては、材料表面に加えられた衝撃的な加熱、冷却に伴う熱応力、変態特性、組織および強度がとくに支配的な因子であることを容易に推測しうるので、この点に 2~3 の検討を加えた。

熱衝撃割れの発生状態を示す Photo. 3 より、材料表面の最高温度が A_{c1} 変態点を超すか、超さないかによつて再焼入硬化層の発生の有無に相異が生ずるが、たとえ再焼入硬化層が発生しても容積比の点からすると、熱影響層すなわち焼戻軟化層のそれがきわめて大きいから、この層の特性が割れに直接作用するとも考えることができる。熱衝撃を受けた面についての残留応力の測定結果は焼戻し軟化層に大きな引張り応力の存在が認められたが、標準熱処理を施した Table 1 の 2% Cr-Mo, 3% Cr-Mo, 5% Cr-Mo 鋼の直径 5 mm, 長さ 70 mm の試験片について、750°C までの温度に 2 hr, 真空加熱後の長さの変化を測定した結果, Fig. 15 のごとくいずれもマルテンサイトからソルバイトへの変化の過程で収縮し、引張り応力の発生源、すなわち割れ発生源となりうることを示した。さらに、これら 3 鋼種間を比較すると、300°C 以下の低温側を徐き高 Cr 量の方が収縮量が小さいこと、および Cr 含有量と割れ深さの関係を求めた Fig. 10 で Cr 含有量の増加とともに割れ深さが減少することから、鋼種の合金成分量の相異に伴う焼戻し過程の体積収縮特性が熱衝撃割れの発生を左右しているといえる。

熱衝撃の際の温度上昇に伴う焼戻し過程の体積収縮すなわち引張り応力の発生が、割れの起因であるとしても、さらに、割れの発生はその部分の材料のき裂発生特性によつて異なるはずである。この特性判定のための試験方法もいくつか推奨されているが、熱衝撃の際の予想される温度における 2% Cr-Mo 鋼と 5% Cr-Mo 鋼の引張り強さを比較すると、Fig. 16 のごとく 5% Cr-Mo 鋼の方が高く、とくに 300°C 以下の低温領域でいちじるしい差異を示す。したがって Cr 含有量の増加により熱衝撃の結果生ずる引張り応力を減少せしめると同時に割れ発生に対して抵抗する強さを増加せしめるものといえる。割れの深さについては、材料のき裂伝播特性やき裂停止特性が当然作用するものと考えられるが、現段階では明らかにしえない。

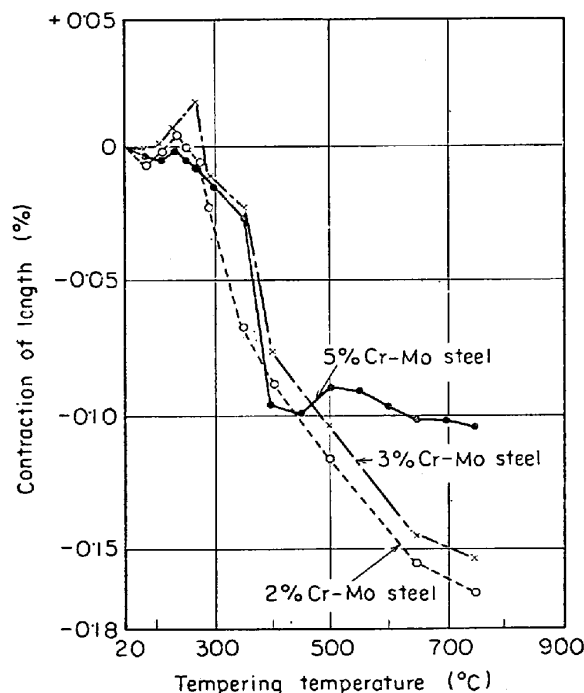


Fig. 15. Relation between tempering temperature and contraction of length of three kind steel specimens tested.

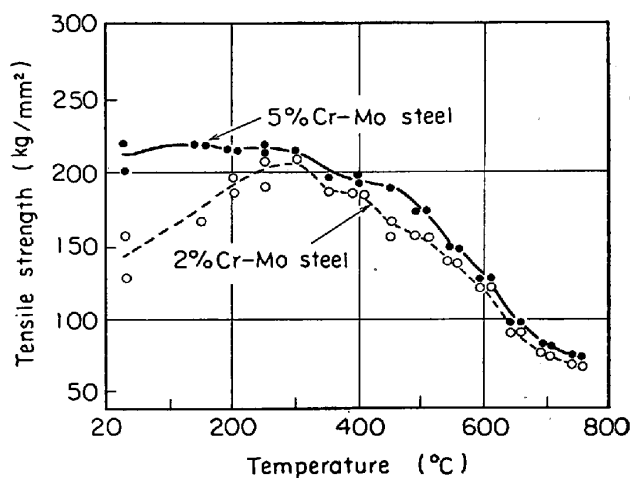


Fig. 16. Tensile strength of two kind steel specimens tested at high temperature.

なお、本研究に供したような高炭素鋼は、一般に焼入れ温度がある限界以上に至ると急激に引張り強さを始めとする機械的特性を劣化せしめられるにもかかわらず、焼入れ温度と割れ深さを示す Fig. 13 において、2% Cr-Mo の鋼の場合は、840°C 以上の焼入れ温度になるにしたがい割れ深さが減少し、異なつた傾向を示した。供試材はいずれも Photo. 5 のごとく、マルテンサイト地中に微細な残留炭化物が分布した組織を有するもので、合金元素は地質、炭化物それぞれに固溶せしめられているが炭化物の分析から逆に地質中の C および Cr の固溶量を

Table 3. C and Cr contents in the matrix.

Material	C (%)	Cr (%)
2 %Cr-Mo Steel	0.54	1.56
3 %Cr-Mo Steel	0.55	1.68
5 %Cr-Mo Steel	0.53	3.17

求めると鋼種により Table 3 の結果が得られ, Cr 含有量の多い鋼種ほど地質中の Cr 量を増加せしめている。すでに Cr 含有量の多い鋼種ほど, 熱衝撃割れ深さが軽減されることを明らかにしたが, 割れ深さに対して炭化物自体はあまり大きな作用を与えないと考えられることから, マルテンサイト地質の Cr 量が割れ深さに大きな影響を与えているものと考えられる。Fig. 13 の 2% Cr-Mo 鋼では, 焼入れ温度を上昇せしめることによつて, 炭化物より地質中への Cr 固溶量を増加せしめた結果, 熱衝撃による割れ深さが減少したものと考えられる。したがつて, このことはマルテンサイト地中へ固溶される合金元素とその含有量が, き裂発生や伝播特性にいかなる作用を与えるかを追求することによつて, よりすぐれた耐事故性ロールの開発が可能であることを示唆するものといえよう。

4. 耐事故性ロール

熱衝撃割れ抵抗性の高いロールの開発

前記熱衝撃試験機による実験結果より, 絞り込み, 焼き付きなどの圧延作業時の事故の際の熱衝撃割れに対する被害を軽減せしめる方策として, 鋼種, 熱処理法などについてほぼ明確にされたため, Table 1 中の 3%Cr-Mo 鋼および 5% Cr-Mo 鋼を用いたロールを製作し, 実用試験に供つた結果, 実験結果を立証しうる成績が得られた。

本ロールの組織, ロール表面の硬さおよびロール断面の硬化深度を Photo. 5, Fig. 17 に示したが, 硬化深

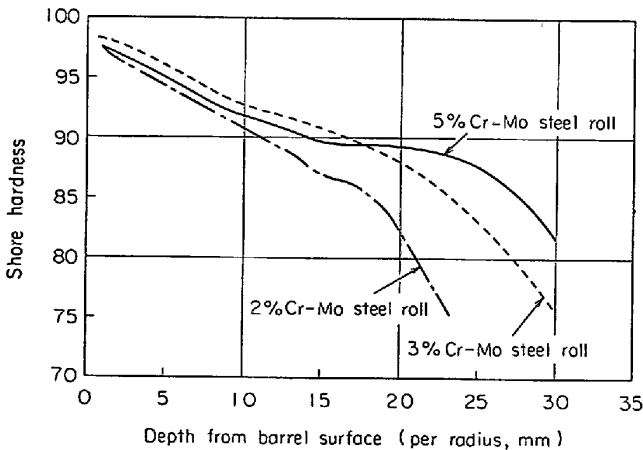
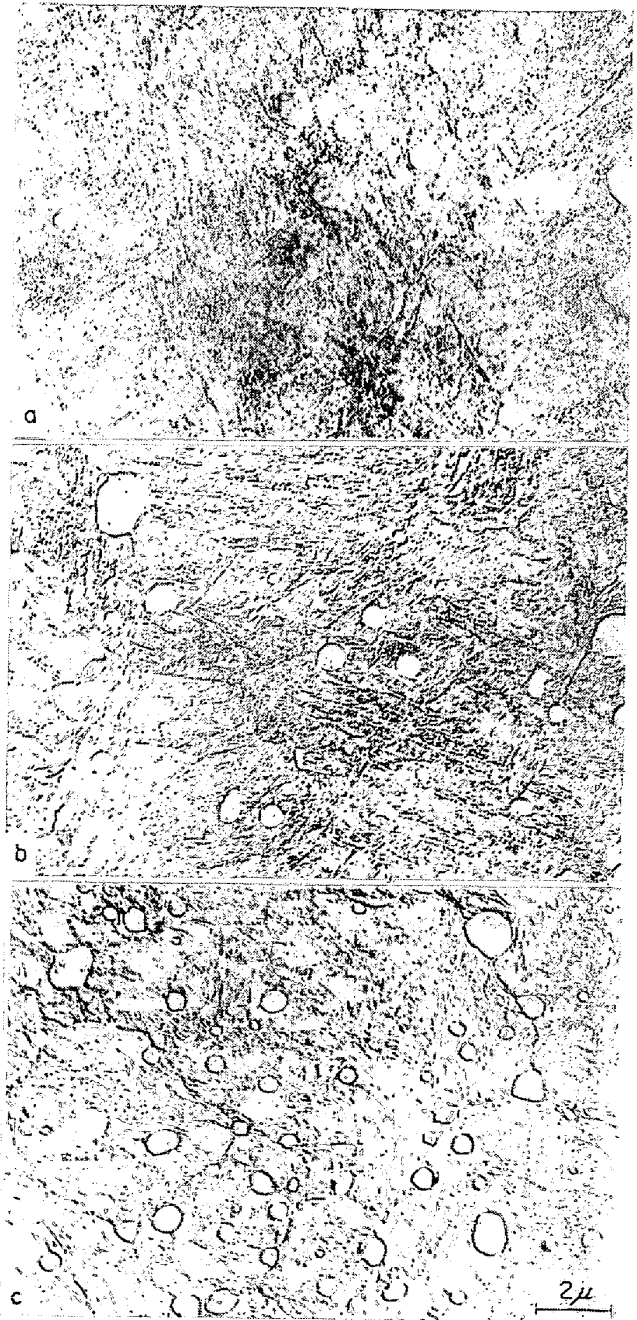


Fig. 17. Hardness penetration curves of the rolls.

度は従来の 2% Cr-Mo 鋼製ロールよりも増加し, とくに 5% Cr-Mo 鋼の場合ロール表面より 15~25 mm の範囲の硬さの低下がきわめて小さい。また, ロール表面の焼入れ硬化部の組織は 2% Cr-Mo 鋼, 3% Cr-Mo 鋼, 5% Cr-Mo 鋼の順に残留炭化物量を増加し, 地質のマルテンサイト組織も微細化し, 冷間圧延用作用ロールとして重要な耐摩耗性や肌荒れ性に対しても改善されたことを¹⁶⁾示している。

Table 4 は reverse および 5 tandem cold strip mill



(a) 2%Cr-Mo steel, (b) 3%Cr-Mo steel, (c) 5%Cr-Mo steel

Photo. 5. Electronmicrostructure of the cold work rolls.

Table 4. Performance date of the work roll in the cold strip mills.

Reversing mill shop A :	Ordinal roll	Newly roll
Type of roll	2%Cr-Mo steel	3%Cr-Mo steel
Number of roll	10	6
Rolling tons/grinding roll diameter, mm		
Heavy gauge rolling	303	386
Light gauge rolling	261	262
Mean	282	315
Grinding roll diameter, mm/grinding time		
Heavy gauge rolling	0.45	0.34
Light gauge rolling	0.41	0.41
Mean	0.43	0.38
No 5 stand in 5 tandem mill shop B :		
Type of roll	2%Cr-Mo steel	3%Cr-Mo steel
Number of roll	13	5
Rolling tons/grinding roll diameter, mm		
Heavy gauge rolling	1.615	1.142
Light gauge rolling	285	458
Mean	496	602
Grinding roll diameter mm/grinding time in case of pitching		
Heavy gauge rolling	1.79	1.44
Light gauge rolling	3.79	1.87
Mean	3.48	1.76
5 Tandem mill shop C :		
Type of roll	2%Cr-Mo steel	5%Cr-Mo steel
Number of roll	10	4
Rolling tons/grinding roll diameter, mm		
No 4 stand	297	408
No 5 stand	358	409
Grinding roll diameter, mm/grinding time in case of pitching		
Heavy gauge rolling	2.94	0.89
Light gauge rolling	1.35	0.91

におけるこれらのロールの使用実績を示したものである。本実績はそれぞれの圧延工場において、同一作業期間中に無作意抽出によつたロールについて示したもので、一回の絞り込み事故当たりのロール研削量を従来のロールに比べ $1/2 \sim 1/3$ とすることができた。このことは絞り込みの際の割れ深さが、従来ロールの $1/2 \sim 1/3$ になつてゐることを意味しロール直径の研削量 mm 当たりの総圧延トンもいちじるしく改善せしめた。この結果から熱衝撃割れに対する抵抗性の高い耐事故性ロールとしては一応成功したものと判断される。

5. 結 言

冷間圧延用作用ロールを対象に、圧延作業中に発生するすべり、絞り込みなどの事故によるロール表面の熱衝撃割れの試験方法として、回転円盤による摩擦方式を用いた熱衝撃試験機を製作し、従来の試験法のごとき焼きついたり、つかなくつたか、あるいは割れたか、割れな

かつたかという定性的な判定法から、割れ深さの測定による定量的な比較検討が容易な試験方法を確立した。

割れ発生や割れ深さを決定する機構については、現段階では明らかにしえず、今後の研究課題であるが、割れ深さにおよぼす材質、熱処理条件などについては、ある程度まで明確にせしめえた。

また試験結果を実際のロールに適用し、3%Cr-Mo₂鋼および5%Cr-Mo鋼によるロールを製作し、実用試験の結果、熱衝撃割れに対して抵抗性の高い耐事故性ロールを開発することができた。

文 献

- 1) 阪部, 柴崎: 日本製鋼所技報, 12(1966), p. 31
- 2) 堀, 荒木田, 田部: 鉄と鋼, 51 (1965) 11, p. 50
- 3) 堀, 荒木田, 田部: 塑性と加工, 8, 76(1967)5, p. 261
- 4) 工藤: 日本製鋼所技報, 26(1969), p. 3053
- 5) W. E. LITTMANN and J. W. WULFF: ASM, 47 (1955), p. 692

- L. P. TARASOV and C. O. LUNDBERG: ASM, 4(1949), p. 893*
- 6) 松井, 本多, 瀬戸口: 精密機械, 3(1965) 12, p. 996
 - 7) 小野: 新潟大学工学部報告, 6(1957), p. 123
 - 8) 高沢: 精密機械学会春季大会講演前刷Ⅱ, (1956), p. 43
 - 9) 山川, 小野: 日本金属学会誌, 18(1954)1, p. 33
 - 10) 門間: 鉄と鋼, 22 (1936) 6, p. 425
 - 11) 佐藤, 竹内, 三浦, 坂下: 塑性と加工, 10, 101 (1969) 6, p. 405
 - 12) 日立評論, 47(1965) 1, p. 164
 - 13) 田部, 山下, 堀: 鉄と鋼, 55 (1969) 11, S 583
 - 14) 下田, 阪部, 荒木田, 松尾: 鉄と鋼, 52(1966)4, p. 667
 - 15) 標, 小沢: 鉄と鋼, 41 (1955) 3, p. 341
 - 16) 田部: 日本製鋼所技報, 20 (1965), p. 18
 - 17) 渡辺, 柴崎, 熊田: 日本製鋼所技報, 9(1962), p. 47
 - 18) 堀, 荒木田, 田部: 鉄と鋼, 55(1969) 11, S 583
 - 19) 田部, 堀: 鉄と鋼, 56 (1970) 4, S 583
 - 20) 田部, 堀: 鉄と鋼, 55 (1969) 11, S 138
-