

マンネスマンプロセスにおける 高合金継目無鋼管製造技術の開発*

川崎製鉄技報
29 (1997) 2, 57-63

Development of Manufacturing Technology for High Alloy Steel Seamless Pipe by Mannesmann Process



森岡 信彦
Nobuhiko Morioka

知多製造所 シームレス管部シームレス管課長



岡 弘
Hiromu Oka

知多製造所 シームレス管部シームレス管技術室 主査(課長)



清水 哲雄
Tetsuo Simizu

技術研究所 薄板研究部門 主任研究員(課長)

要旨

川崎製鉄では小径および中径シームレス管工場において、マンネスマンプロセスによる高合金継目無鋼管の製造技術確立に取り組んだ。開発した技術の要点は、(1) ビレット加熱温度とピアサー穿孔速度制御によるビレット温度制御技術の開発、(2) ピアサー設定最適化技術の確立、(3) MAP システムとバルジ幅計の開発およびロールの穴型形状やバルジ幅の適正化によるマンドレルミル圧延技術の確立、(4) 圧延工具の寿命向上技術の開発などである。これらの技術開発によって、高品質な高合金継目無鋼管を高生産性で製造することが可能になった。その結果、1996 年には 13% Cr 鋼や SUS 304 などの高合金継目無鋼管を 40 000 t/y 以上生産できるようになった。

Synopsis:

Kawasaki Steel has developed manufacturing technology for high alloy steel seamless pipe by Mannesmann process. Main features of the technology are, as follows: (1) Application of appropriate billet heating temperature and controlling of deformation speed in piercing high alloy steel billets. (2) Improvement of rolling technology in Mannesmann piercer with disk shoes. (3) Development of MAP system and a bulge gauge, and controlling of the bulge width of the shell rolled in mandrel mill. (4) Development of technology for increasing the life of piercing plugs and shoes, and furthermore, the life of rolls of mandrel mill, hot stretch reducer and sizing mill. Through these manufacturing technologies, high quality seamless pipes of high alloy steels have been manufactured with high productivity in small- and medium-diameter seamless pipe mills at Kawasaki Steel.

1 緒 言

近年、高腐食環境にある油井の増加にともないステンレス継目無鋼管の需要が急増している。特に、13%Cr マルテンサイト系ステンレス鋼油井管は、腐食環境下で炭素鋼油井管にインヒビターを併用した場合と比較して、ランニングコストを考慮すればより安価であるという報告¹⁾もあり、需要の増加が著しい。これらのステンレス鋼を始めとする高合金鋼は熱間での変形能が低い²⁾ため、マンネスマンプロセスによる継目無鋼管圧延の際には内外面疵が発生しやすい³⁻⁶⁾。また、圧延工具の寿命が著しく短く⁷⁾、生産性も低いなどの問題が多いため、従来は主に熱間押出しプロセスにより製造されていた。

川崎製鉄ではマンネスマンプロセスにより 1982 年から 13%Cr 鋼管の製造を始め、高合金継目無鋼管の品質および生産性の向上、さらには圧延工具の寿命向上に関する製造技術の開発に取り組ん

だ⁸⁻²⁰⁾。以下に、開発した技術の概要を報告する。

2 高合金継目無鋼管圧延時の問題点

Fig. 1 に知多製造所における継目無鋼管の圧延プロセスを示す。水島製鉄所の鋼片工場にて圧延された丸ビレットを、所定の長さに切断し、回転炉¹⁾で加熱した後マンネスマンピアサーを用いて穿孔する。小径シームレス管の場合、得られた中空素管をマンドレルミルにて延伸圧延し再加熱の後、ホットストレッチリデューサーにて所定の外径に定径する。一方、中径シームレス管の場合、中空素管をエロンゲーター、プラグミル、リーラーにて圧延し再加熱の後サイザーミルにて定径する。

Fig. 2 に従来技術による高合金継目無鋼管の内外面疵の発生率を炭素鋼の値と比較して示す。高合金鋼圧延時に発生する内外面疵は 7% 程度で炭素鋼の約 8 倍以上である。高合金鋼の場合、熱間での変形能が低いので内外面の疵が発生しやすい。また、後述するように圧延工具の寿命が著しく短いため、工具の焼き付き、損耗に起因する疵も多く発生する。

* 平成 9 年 5 月 21 日原稿受付

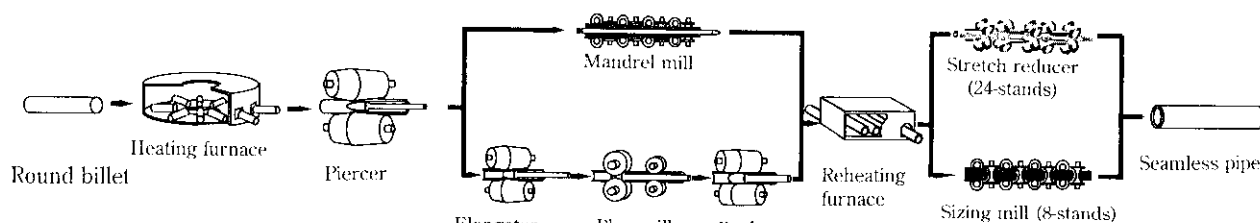


Fig. 1 Schematic flow diagram of manufacturing process of seamless pipe in Kawasaki Steel

Fig. 3 に高合金鋼ビレット穿孔時のピアサープラグおよびシュアの寿命を炭素鋼の場合と比較して示す。高合金鋼穿孔時のプラグ寿命は4本程度と極端に短く、炭素鋼の約1/80である。同様に固定式ガイドシュアを用いた場合、高合金鋼圧延時の寿命は15

本程度と炭素鋼の1/20以下である。このため、工具原単位の悪化はもちろん、工具の交換頻度が高いので生産性の低下も著しい。

3 高合金鋼圧延技術の開発

3.1 ビレット温度制御技術

継目無鋼管に用いられる代表的な高合金鋼のグリーブル試験結果を炭素鋼の値と合せて Fig. 4 に示す。ピアサー穿孔温度である1200℃以上の高温では、高合金鋼の変形抵抗は60 MPa以上で炭素鋼の約1.5倍になる。変形抵抗は温度の上昇とともに低下するので、穿孔時の安定性を確保するためには、ビレットの温度はより高い方が望ましいと思われる。

一方、13%Cr鋼は1280℃以上で、また、SUS 304や316Lでは1300℃以上でグリーブル試験における直径減少率は急激に減少する。13%Cr鋼の場合は δ フェライトの析出^{8,9)}によって、一方、SUS 304や316Lでは粒界の溶融^{10,11)}により熱間変形能が著しく低下する。したがって、高合金鋼の圧延に際してはビレットの加熱中および穿孔中に、 δ フェライトの析出あるいは粒界の溶融が生じないような圧延条件を決定する必要がある。

そこで、高合金鋼ビレットの穿孔中に被圧延材の温度がどのように推移するかを求めるため、加工発熱と摩擦発熱を考慮した伝熱解

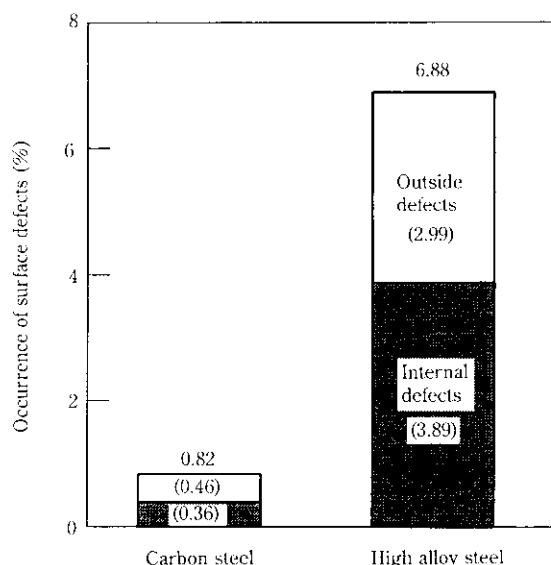


Fig. 2 Comparison with occurrence of surface defects between carbon steel and high alloy steel seamless pipe

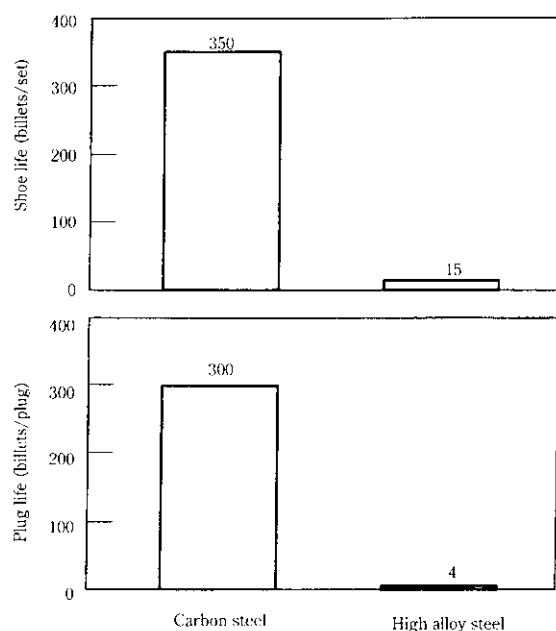


Fig. 3 Comparison with plug and shoe life for piercing between carbon steel and high alloy steel billets

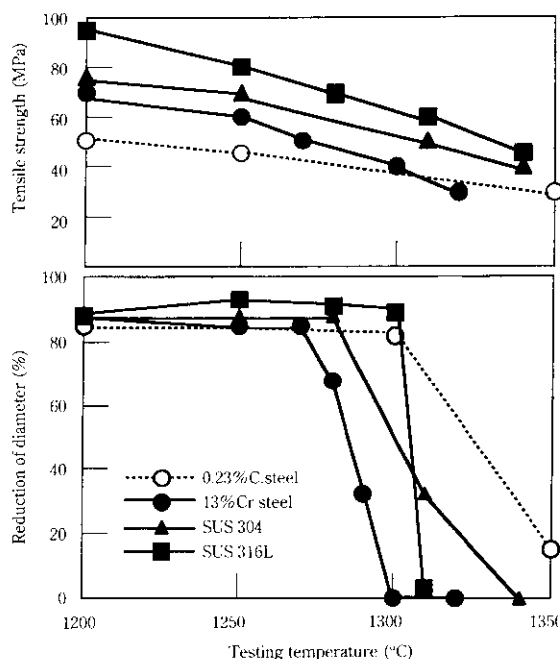


Fig. 4 Influence of testing temperature on reduction of diameter and tensile strength (on heating gleeble test)

析モデルによる温度シミュレーションを実施した¹⁰⁾。解析は以下に示す基本的な仮定のもとでプラグ、被圧延材、ロール間の伝熱を2次元軸対称のスラブ法温度解析モデルにより実施した。

- (1) 入側で矩形であった被圧延材は出側でも矩形を保つ（付加的剪断歪は考慮しない）。
- (2) 加工発熱量には付加的剪断歪の効果を考慮する。
- (3) 円周方向の熱の流れは無視する。
- (4) 被圧延材はロールバイト内で真円を保つ。
- (5) 圧延入側ビレットの長手方向の温度変化はない。

ピアサーにて高合金鋼ビレットを穿孔した場合、付加的剪断歪量が大きいため、加工発熱と摩擦発熱によって被圧延材は初期の加熱温度よりも高くなる。Fig. 5 に 1230°C に加熱した SUS 316L ビレ

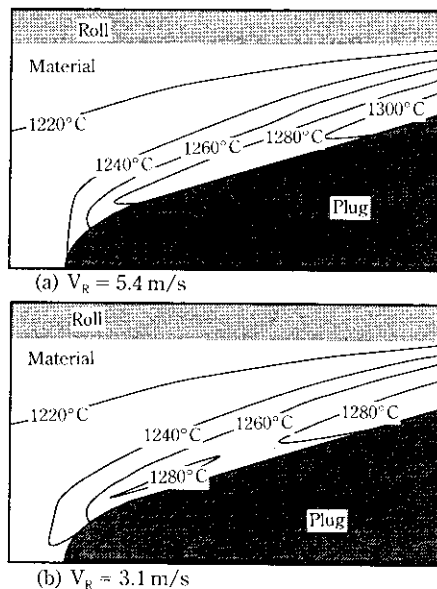


Fig. 5 Temperature distribution of SUS316L in piercing heating temperature of billet: 1230°C, roll peripheral speed (V_R): (a) 5.4 m/s, (b) 3.1 m/s

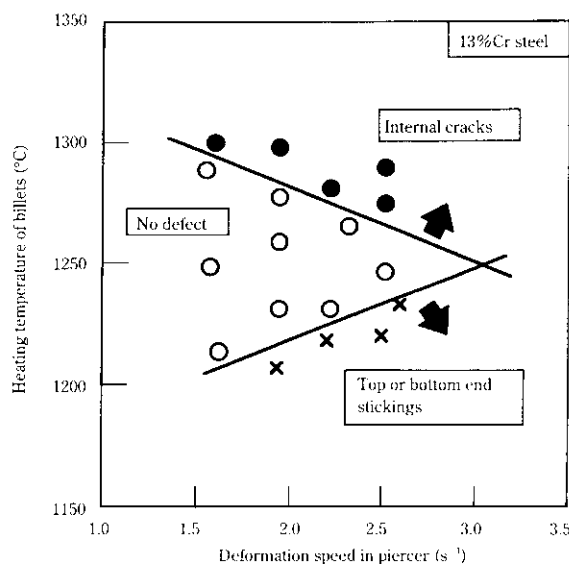


Fig. 6 Influence of heating temperature of billets and deformation speed in piercer on internal cracks and top or bottom end stickings

ットをロール周速 5.4 および 3.1 m/s で穿孔した場合の被圧延材の温度分布を示す。ロール周速 5.4 m/s で穿孔した場合、被圧延材は初期加熱温度よりもはるかに高い 1300°C 以上にまで達する。一方、ロール周速が 3.1 m/s の場合には最高到達温度は 1280°C 程度である。すなわち、ロール周速の増加に伴い被圧延材の歪速度が大きくなり、結果として加工発熱量も大きくなったものと推察される。したがって、ロール周速を変える事により被圧延材の温度も制御することがわかった。逆に、高合金鋼ビレットをピアサーにて穿孔する場合、被圧延材の加工発熱量を抑制して内面疵の発生を防止するためにはロール周速の制御、すなわち、穿孔歪速度の制御が重要である。

Fig. 6 に小径シームレス管における 13%Cr 鋼のビレット加熱温度とピアサー穿孔歪速度の適正範囲を示す。加熱温度が高いほど、また、歪速度が速いほど内面カブレ疵が発生する。歪速度が速くなると加工発熱量が増加するため、穿孔中にフェライトが析出しやすくなり、結果として内面カブレ疵が発生するものと推察される。一方、加熱温度が低いほど、穿孔時に噴込み不良や尻抜け不良が発生しやすくなる。

以上のように、高合金鋼をピアサーにて安定的に穿孔し、かつ、内面疵を発生させないためにはビレット温度の制御技術、すなわち、加熱温度と穿孔歪速度の制御が重要である。そこで、小径および中径シームレス管工場において 13%Cr 鋼や SUS 304 などの高合金鋼それぞれのビレット加熱温度と穿孔歪速度の適正化を行った結果、安定的に高品質な継目無鋼管の製造が可能となった。

3.2 ピアサー設定最適化技術

近年、ガイドシュアの寿命向上および品質の向上を目的として傾斜圧延機にロータリーディスクシュア（ディスクシュア）が採用されている。当社の小径シームレス管工場においても 1988 年に、固定式ガイドシュアからディスクシュア方式にピアサーを改造した。

Fig. 7 にディスクシュア方式のピアサー概念図を示す。ピアサーでは同一外径 (D_h)、肉厚 (T_h) のホローブルーム（中空素管）を得るための設定、すなわち、ゴージ (E)、リード (L)、シュア間隔

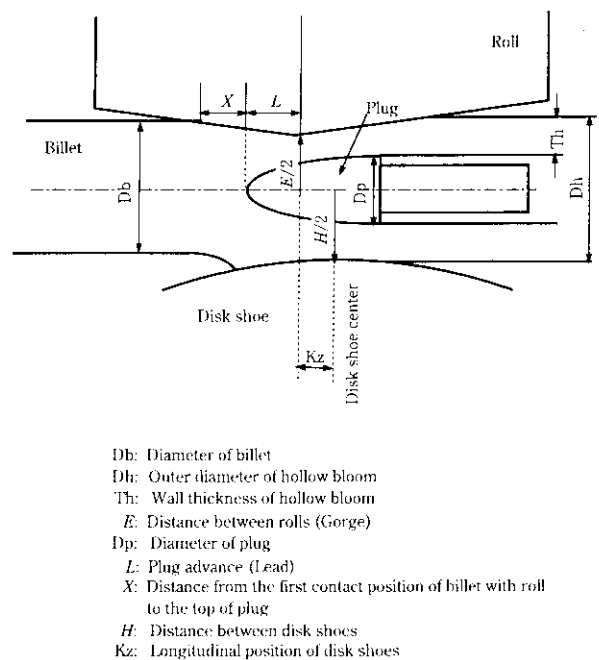
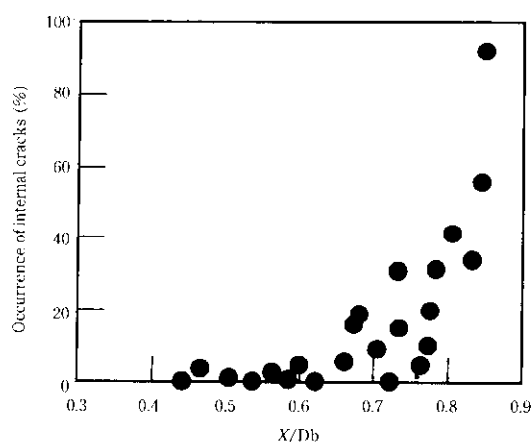


Fig. 7 Concept and notations of piercer with disk shoe

Fig. 8 Relation between X/Db and occurrence of internal cracks

(H) およびプラグ径 (D_p) の組合せにおける自由度が大きい。しかしながら、その設定によっては内外面疵や偏肉不良、さらには噛込みおよび尻抜け不良などのミスロールが発生しやすくなる。特に、高合金鋼ではその傾向が著しい。したがって、高合金鋼の圧延に際しては品質の向上と穿孔の安定化の両面から、ピアサーの各設定を最適化することが重要である。

Fig. 8 にピアサーにおけるビレットの噛込み位置からプラグ先端までの距離とビレット径の比 (X/Db) と内面カブレ疵の発生率との関係を示す。 X/Db が 0.6 を超えると内面カブレ疵の発生率が急激に増加することがわかる。 X が大きくなると、ビレットがロールに噛込んでからプラグで穿孔されるまでの空探回数が増加する。この結果、プラグで穿孔される前のビレットにマンネスマン効果による先割れが生じやすくなるので、内面カブレ疵の発生率が高くなるものと推察される。

高合金鋼においてピアサー設定と内外面疵の発生率や偏肉率、および、噛込み不良や尻抜け不良の発生率との関係を調査し、ピアサー設定の最適範囲を求めた。その結果を Fig. 9 (a), (b) に示す。Fig. 8 に示したように X/Db を 0.6 より大きくすると内面疵の発生率は高くなる。逆に、 X/Db を 0.4 より小さくすると、すなわち、 E および L を大きくし過ぎると噛込み不良の発生率が高くなる。一方、 E を小さくして L と H を大きくすると、穿孔後の中空素管の偏肉率が大きくなり寸法精度は悪化する。逆に、 E を大きくして L と H を小さくするとディスクシューが焼付きやすくなり、その結果、外面疵の発生率が高くなる。さらに、ディスクシューの管軸位置 (K_z) と H を大きくしすぎると尻抜け不良の発生率が高くなり、逆に、 K_z と H を小さくしすぎると噛込み不良の発生率が高くなる。

したがって、内外面疵やミスロールを発生させないで高合金鋼を穿孔するためには、ピアサーの各設定、すなわち、 E 、 L 、 H および K_z を Fig. 9 に示す適正範囲内とする必要がある。逆に、ピアサー設定の適正化により内外面の疵を発生させないで、13%Cr 鋼や SUS 304 などの高合金鋼ビレットを安定的に穿孔できることがわかった。

3.3 マンドレルミル圧延技術

ピアサーにてビレットを穿孔して得られた中空素管をマンドレルミルで延伸圧延する。マンドレルミルにおける圧延断面の概念図を Fig. 10 に示す。マンドレルミルでは上下2つの穴型ロールとマンドレルバーを用いて中空素管を圧延し、その後マンドレルバーを引

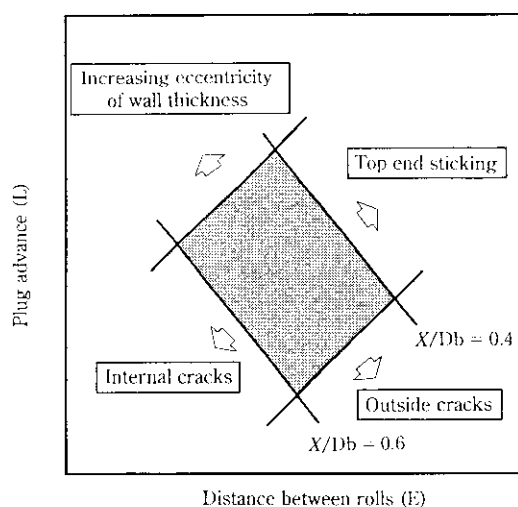


Fig. 9(a) Influence of distance between rolls and plug advance in piercer on internal and outside cracks, top and bottom end stickings, eccentricity of wall thickness

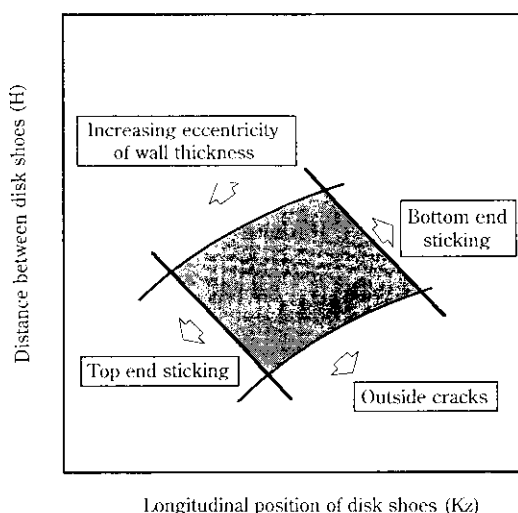


Fig. 9(b) Influence of distance and longitudinal position of disk shoes in piercer on internal and outside cracks, top and bottom end stickings, eccentricity of wall thickness

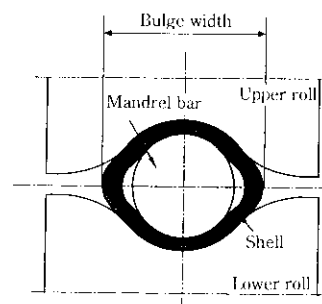


Fig. 10 Cross section profile of shell in rolling at mandrel mill

抜く。しかしながら、圧延後の素管形状・寸法によっては引抜き不良となる場合がある。特に、圧延素管が薄肉あるいは高合金鋼の場合引抜き不良の発生率が高い。

したがって、マンドレルミルの圧延に際してはパススケジュールやロール間隔および回転数の設定さらにはロール穴型形状の設計が

重要である。そこで、マンドレルミルのパススケジュールおよびロール穴型形状の設計技術（MAPシステム）を開発した^{12,13)}。これによって、高合金鋼および炭素鋼薄肉材が安定して圧延できるようになった。

一方、マンドレルミルでは、Fig. 10 に示すように、フランジ部で圧延材が張り出す、いわゆるバルジが発生する。このバルジ幅が過大になると内面疵（バルジ疵）が発生し、逆に、小さすぎるとマンドレルバーの引抜き不良となる。特に、高合金鋼は炭素鋼と比較してバルジ疵が発生しやすく、また、マンドレルバーの引抜き不良にもなりやすい。さらに、引抜き不良とはならない程度のバルジ幅であっても、圧延素管内面にマンドレルバーによる擦り疵が発生し内面疵となる。

そこで、このバルジ幅を圧延中に測定できるバルジ幅計を開発した¹⁴⁾。Fig. 11 に 13%Cr 鋼における No. 4 スタンドのバルジ幅と内面疵の発生率との関係を示す。なお、バルジ幅はロールの穴型形状とロール間隔とで求められる計算値で無次元化して示した。バルジ幅が 1.15 より大きくなるとバルジ疵が発生する。一方、1.05 よりバルジ幅が小さくなるとバーの擦り疵が発生する。すなわち、No. 4 スタンドのバルジ幅を 1.05～1.15 の範囲の中で制御することによって、内面疵の発生を防止できることがわかった。

以上、小径シームレス管工場のマンドレルミルにおいて MAP システムとバルジ幅計を開発し、ロール穴型形状やバルジ幅を適正化することなどによって、13%Cr 鋼を始めとする高合金継目無鋼管を高品質で安定的に圧延することが可能となった。

4 圧延工具寿命向上技術の開発

川崎製鉄ではプラグ、シュー、ロールなどの圧延工具それぞれにおいて寿命向上技術を開発した¹⁵⁾。以下に、その概要を紹介する。

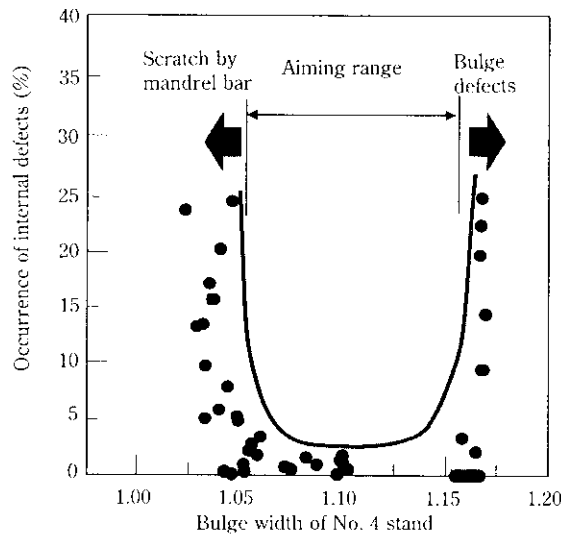


Fig. 11 Relation between bulge width on No. 4 stand and occurrence of internal defects

前述のように、13%Cr 鋼などの高合金鋼を圧延した場合、炭素鋼と比較して、圧延工具の寿命が著しく短い。特に、ピアサープラグの寿命が極端に短い。そこで、高合金鋼用ピアサープラグを新たに開発した¹⁶⁾。Table 1 に開発したプラグの化学成分、熱間強度、表面スケールの厚みおよびその寿命を従来材と比較して示す。3%Cr-1%Ni 鋼の従来材に対して、Cr を0.5%まで減らし、Nb, Mo, W および Co を添加することによって、熱間強度が向上しプラグ表面のスケール厚みが増加する。この結果、プラグ寿命は3倍以上に向上した。

次に、シュー寿命向上技術について紹介する。前節で述べたように小径シームレス管工場のピアサーにはディスクシューを導入している。円盤型のシューが軸方向に回転しているディスクシューでは、圧延材とシューの軸方向の滑りが低減することおよび接触面が絶えず変化するのでシューの温度上昇が少ない。このため、固定式ガイドシューと比較して寿命が大幅に向上する。しかしながら、圧延材とシューとは軸方向よりも円周方向の滑りの方が圧倒的に大きいため、高合金鋼を圧延した場合には圧延材とディスクシューとの焼付きが発生する。そこで、小径シームレス管工場ではディスクシュー潤滑技術を開発した¹⁷⁾。

一方、中径シームレス管工場では Fig. 12 に示すようなドライブローラーシューを開発した¹⁸⁾。ドライブローラーシューは円周方向に回転するので圧延材とシューとの滑りが極めて少ない。このため、炭素鋼はもちろん高合金鋼を圧延しても全く焼付きは発生しない。また、シューの摩耗も少ないのでその寿命は 30 000 本以上で、これは、固定式ガイドシューの約 100 倍にもなる。さらに、ドライブローラーシューは圧延効率の向上および加工（摩擦）発熱量の低減などの効果があるので、生産性の向上および内面疵の低減も図ることができる。この結果、中径シームレス管工場では高品質な高合金継目無鋼管を高い生産性にて製造することが可能となった。

最後にロール寿命向上技術を紹介する。最近、鋼板の熱間圧延で

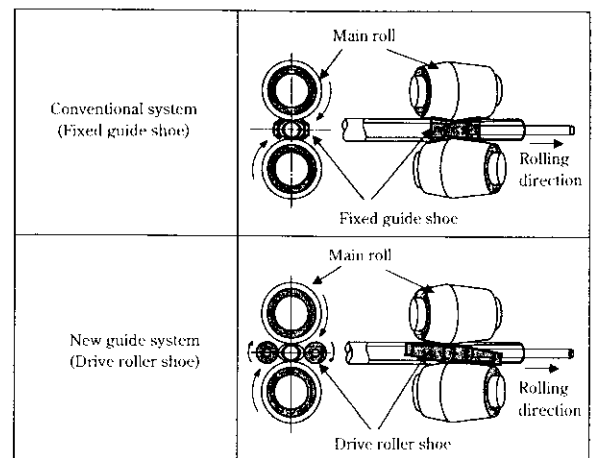


Fig. 12 Schematic diagrams of conventional fixed guide shoe and new guide, "Drive roller shoe", in elongator mill

Table 1 Comparison with chemical compositions, tensile strength, thickness of surface oxide and plug life between the conventional plug and improved one

Plug	Chemical composition (wt%)								Tensile strength at 1 200°C (MPa)	Thickness of surface oxide (mm)	Plug life (billets/plug)
	C	Cr	Ni	Nb	Mo	W	Co	Fe			
Conventional	0.3	3.0	1.0	—	—	—	—	bal.	49	0.35	4
Improved	0.3	0.5	1.0	0.5	1.5	3.0	1.0	bal.	127	0.55	13

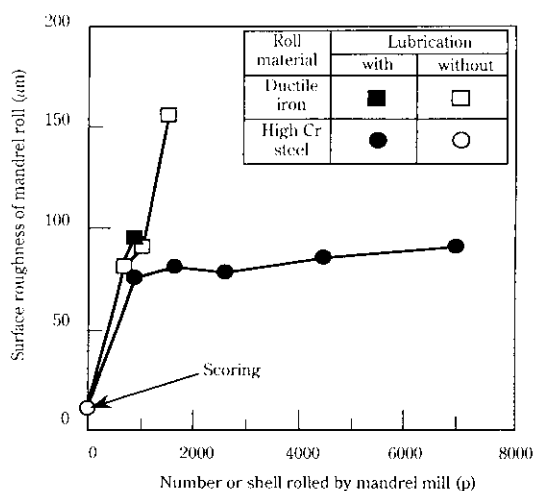


Fig. 13 Effect of roll material and lubrication on surface roughness of mandrel roll

はロール寿命の向上を目的として、ロール材質にハイスや高クロム鋳鋼が用いられている。しかしながら、マンドレルミルやサイザーミルなどの穴型ロール圧延機では、穴型の溝底部とフランジ部とで周速が異なるためロールと素管との焼付きが生じやすい。特に、ロール材質にハイスや高クロム鋳鋼を用いて 13%Cr 鋼などの高合金鋼を多く圧延するとフランジ部で焼付きが発生する。

そこで、ロール潤滑技術を開発した¹⁹⁾。Fig. 13 にマンドレルミルにおいてロール材質にダクタイル鋳鉄と高クロム鋳鋼を用いた場合のロール表面粗さに及ぼす潤滑の効果を示す。ダクタイル鋳鉄ロールの場合圧延本数の増加とともに表面粗さが急激に大きくなるため、2000 本程度でロールを交換しなければならない。一方、高クロム鋳鋼ロールで高合金鋼を圧延した場合、圧延直後に焼付きが発生する。しかしながら、高クロム鋳鋼を用いてもロール潤滑を併用すれば焼付きは発生しない。さらに、ロールの表面粗さも 100 μm 程度でほぼ安定しているので 7000 本以上の圧延が可能である。また、最近の実験では、ハイスロールに潤滑を併せて用いることによって 12000 本以上の圧延が可能となった。

同様にして、ホットストレッチレデューサーやサイザーミルにおいてもロール潤滑技術を開発した²⁰⁾。これによって、高合金鋼を多く圧延してもロールの焼き付きを発生させずに、高寿命でロールを

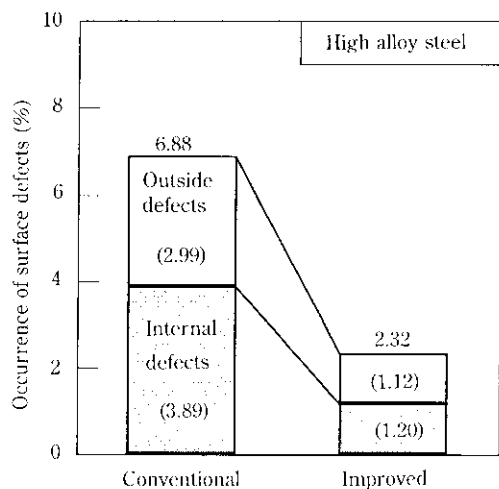


Fig. 14 Comparison with occurrence of surface defects of high alloy steel seamless pipe

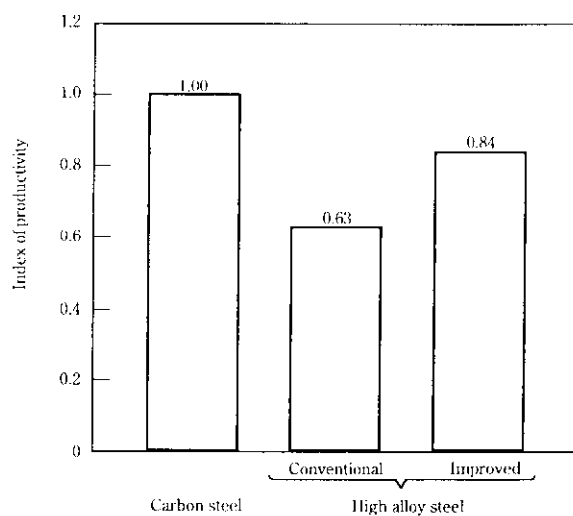


Fig. 15 Comparison with productivity of carbon steel and high alloy steel seamless pipe rolled by Mannesmann process

使用することが可能となった。

5 高合金継目無鋼管の品質および生産性の向上

前節で示したように、小径および中径シームレス管において高合金鋼の圧延技術および圧延工具の寿命向上技術を開発した。13%Cr 鋼や SUS 304 などの高合金継目無鋼管における内外面疵の発生率を技術開発の前後で比較して Fig. 14 に示す。高合金鋼圧延技術の開発および圧延工具の寿命向上技術の開発によって、内面疵および外面疵は共に約 1/3 にまで低減できた。

Fig. 15 に高合金鋼圧延時の生産性を技術開発の前後で炭素鋼の生産性と比較して示す。従来、高合金鋼の生産性は炭素鋼の 63% 程度であった。圧延工具の寿命向上技術の開発などによって、高合金鋼の生産性は約 30% 以上向上した。

すなわち、高合金継目無鋼管の内外面疵は 1/3 にまで発生率は低減し、生産性は約 30% 向上した。また、圧延工具の寿命は約 3~100 倍にまで向上した。これに伴い高合金継目無鋼管の生産量が飛躍的に増加した。Fig. 16 に川崎製鉄における高合金継目無鋼管の

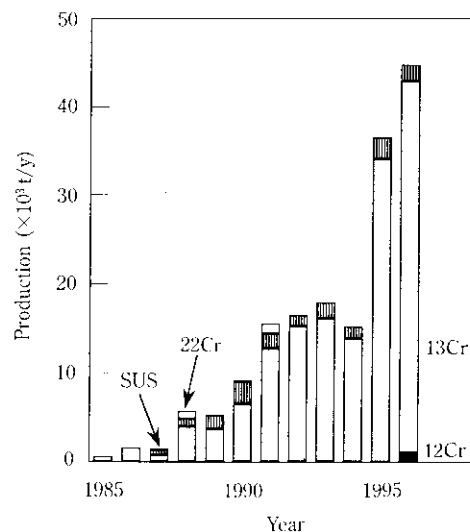


Fig. 16 Production of high alloy steel seamless pipes by Kawasaki Steel

生産量の推移を示す。1982年より13%Cr鋼管を、また、1987年よりSUS 304などのオーステナイト系ステンレス鋼管を、さらに、1988年には22%Cr鋼管を製造し始めた。1991年に初めて年間の生産量が10000tを超え、その後、飛躍的に増加した結果、1996年には生産量が40000t以上に至った。特に、油井管用の13%Cr鋼管の生産量増加が著しい。さらに、1996年には、ラインパイプ用のWeldable-12%Cr鋼管を新たに開発した。

以上に示したように、高合金鋼の圧延技術および圧延工具の寿命向上技術などの開発によって、13%Cr鋼やSUS 304などの高合金継目無鋼管を高品質で、かつ、高い生産性にて製造することが可能になった。この結果、川崎製鉄では年間40000t以上の高合金継目無鋼管を生産できるようになった。

6 結 言

川崎製鉄では小径および中径シームレス管工場において、13%Cr鋼やSUS 304などの高合金継目無鋼管の製造技術開発に取組み、以下の成果が得られた。

(1) 高合金鋼圧延技術としてビレット加熱温度とピアサー穿孔歪

速度制御によるビレット温度制御技術を開発した。

- (2) 高合金鋼ビレットの穿孔においても内外面疵や噴込みおよび尻抜け不良などの発生を抑制できるピアサー設定最適化技術を確立した。
- (3) MAPシステムとバルジ幅計の開発およびロールの穴型形状やバルジ幅の適正化によるマンドレルミル圧延技術を確立した。
- (4) 高合金鋼圧延時の工具寿命の向上技術として、高合金鋼用ピアサープラグ、ディスクシュー潤滑技術、ドライブローラーシュー、および、マンドレルミルなどのロール潤滑技術を開発した。
- (5) 上記の技術開発によって、高合金継目無鋼管の内外面疵発生率は1/3にまで低減し、また、生産性は約30%向上した。さらに、高合金鋼圧延時の工具寿命は3~100倍以上向上した。
- (6) 以上の結果、13%Cr鋼やSUS 304などの高合金継目無鋼管が高品質で、かつ、高い生産性にて製造する事が可能になった。これによって、高合金継目無鋼管の生産量は飛躍的に増加し、1996年には40000t/y以上生産できるようになった。

参 考 文 献

- 1) D. A. Baudoin, D. K. Barbin, and J. Skogsberg: CORROSION 95, (1995) Paper No. 639
- 2) 曾谷保博, 宇田川辰郎, 三原 豊: 材料とプロセス, **6**(1993), 374
- 3) 朝日 均, 川上 哲, 坂本俊治, 上野正勝, 高橋明彦, 小川洋之, 佐藤久美, 竹内栄三: 材料とプロセス, **6**(1993), 360
- 4) 小川富夫, 林 千博: 材料とプロセス, **6**(1993), 364
- 5) 坪内憲治, 中西哲也, 藤井 悟, 永瀬 豊: 材料とプロセス, **6**(1993), 386
- 6) 佐藤克二, 中西哲也: 材料とプロセス, **6**(1993), 1358
- 7) 生井賢治, 畑中政之, 曾谷保博, 高瀬 朗, 三原 豊: 材料とプロセス, **6**(1993), 390
- 8) 清水哲雄, 岡 弘, 粕谷利昭: 材料とプロセス, **5**(1992), 527
- 9) 岡 弘, 粕谷利昭, 森岡信彦, 上坂勇貴, 清水哲雄, 依藤 章: 材料とプロセス, **5**(1992), 528
- 10) 清水哲雄, 岡 弘, 粕谷利昭, 望月亮輔: 材料とプロセス, **6**(1993), 370
- 11) N. Morioka, T. Kasuya, and T. Simizu: 34th Mechanical Working & Steel Proc. Conf., Canada, (1993), 241
- 12) 今江敏夫, 岡 弘, 山本健一: 塑性と加工, **34**(1993)390, 800
- 13) 今江敏夫, 山本健一, 岡 弘: 塑性と加工, **34**(1993)390, 806
- 14) 岡 弘, 村瀬文夫, 紺屋範雄, 船生 豊, 山本健一, 今江敏夫: 鉄と鋼, **72**(1986)4, S404
- 15) 依藤 章, 豊岡高明, 金山太郎: 川崎製鉄技報, **29**(1997)2, 64
- 16) 岡 弘, 粕谷利昭, 森岡信彦, 依藤 章, 清水哲雄: 材料とプロセス, **6**(1993), 382
- 17) A. Yorifuji, S. Kanari, R. Mochizuki, N. Morioka, and N. Michitani: Proc. of Japan Int. Tribology Conf. Nagoya, (1990), 1773
- 18) K. Takahashi, E. Yokoyama, M. Kodaka, M. Kagawa, T. Kobayashi, and S. Kanari: 31th Mechanical Working & Steel Proc. Conf., USA, (1989), 565
- 19) 依藤 章, 市野健司, 森岡信彦, 粕谷利昭, 岡 弘: 材料とプロセス, **6**(1993), 1359
- 20) 森岡信彦, 粕谷利昭, 岡 弘, 片桐忠夫, 相山茂樹, 清水哲雄: 材料とプロセス, **4**(1991), 1566