

継目無鋼管製造における直接焼入れプロセス 技術報告

三原 豊*・上野 康*・神尾 寛*・畑中 政之*²

Direct Quenching Process in Seamless Tube Manufacturing

Yutaka MIHARA, Yasushi UENO, Hiroshi KAMIO and Masayuki HATANAKA

Synopsis:

Direct quenching in a seamless tube production mill contributes to a considerable amount of energy saving because a high proportion of the seamless tubes is heat treated. Moreover, it contributes to an improvement of mechanical properties of tubes due to a high hardenability of direct quenching. For its application to a production mill, the most important point is to secure enough temperature of tubes at the quenching zone and to develop a suitable cooling method for on-line quenching. This report refers to temperature evaluation of tubes throughout the rolling process by a theoretical model and also refers to the development of new quenching facilities installed in a new mill. In order to secure high temperature at the end of the rolling train, special rolling processes, such as bar retract operation system in 3-roll transval mill and tandem arrangement of retained mandrel mill with sizing mill, are adopted for the new mill. Those special processes enable the direct quenching even without any reheating furnace. In the processes the uniform and non-deformation cooling system of a long tube up to 29 m is accomplished by the rotation of the tube with rapid longitudinal jet flow inside and the curtain wall laminar flow along the outer surface of the tube.

1. 緒 言

熱間圧延後に素材の持つ顕熱を利用して焼入れを行う直接焼入れ法 (Direct Quench 法, 以後 DQ 法と記す.) は, 大幅な省エネルギーが可能なることから, 熱間圧延を行う製品を対象に古くから研究されてきた. 特に, 材質的な研究は多く, 従来の焼入れ法と比較し, その特徴が明確にされ, DQ 法が実用に供し得ることが確認されている. 一方, DQ 法の設備化にあたっては, DQ に必要な温度条件を満足させる圧延プロセスおよび適正な冷却設備などプロセス技術としての検討が必要となるが, これらの研究はほとんどなく, DQ の設備化が遅れていた一つの理由と考えられる.

筆者らは, 昭和 58 年に稼働を開始した日本鋼管京浜製鉄所中径継目無管工場¹⁾ が新設されるのを機会に, 中径管に適した DQ プロセスの実用化研究を実施した. 本研究では, 対象とする製品の材質的な仕様を満足する焼入条件の決定, およびこの条件に適した圧延プロセスと冷却設備の開発が重要な技術課題であった.

2. DQ プロセスの開発目標

2.1 焼入条件

焼入開始温度は通常の焼入れと同じく A₃ 変態点以上

の温度であればよく, 現行の鋼種では 750°C~800°C である. また, 冷却速度は材質面より 30°C/s 以上あれば十分である (Fig. 1) が, 焼入能率に関連した管 1 本の処理サイクルタイムより規定される冷却速度のほうが厳しく 40~50°C/s が必要であった. 以上より, 750°C の冷却開始温度と 50°C/s の冷却速度をプロセス開発の前提とした.

2.2 管の長さ

本ミルでは, 生産性の向上, 歩留向上, 矯正, NDI の

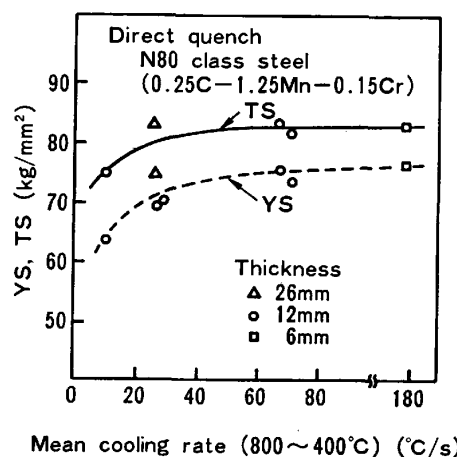


Fig. 1. Effect of cooling rate in direct quenching on mechanical property.

昭和 58 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 59 年 8 月 13 日受付 (Received Aug. 13, 1984)

* 日本鋼管(株)中央研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*2 日本鋼管(株)京浜製鉄所 (Keihin Works, Nippon Kokan K. K.)

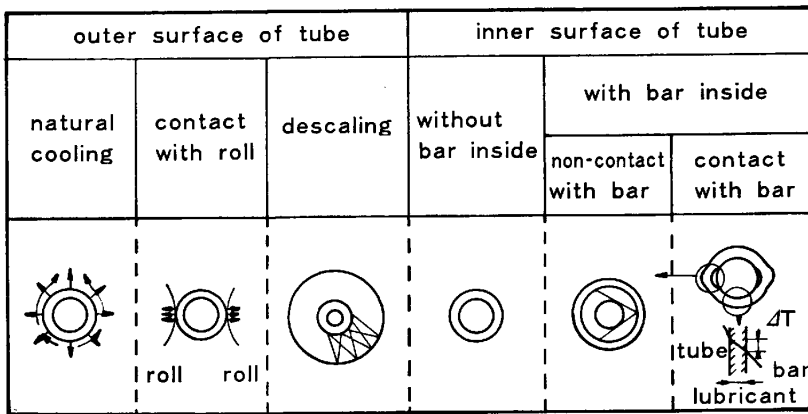


Fig. 2. Thermal boundary conditions during seamless tube rolling process.

管端部対応の軽減を図るため、最大 29m の長尺処理を基本とした。長尺管を中間切断することなくそのまま焼入れると、従来の焼入れに比べ、曲り等のひずみが発生しやすく、また管の前後端部での冷却速度に大きな差が生じ材質の面でも問題となる。また、パスタタイムも長くなることから、温度低下は増大しプロセス全体を決定するさいの制約が厳しいものとなる。

3. 圧延工程における素管の温度変化

3.1 解析方法

前述のように、DQ に適した圧延工程を考える場合、焼入開始温度を確保する観点より、対象とする管の全サイズについて素管の最終温度を知る必要があった。そこで、圧延工程を通し、管の温度変化を予測できる理論解析プログラムを開発した。温度予測の計算には熱伝導式(フーリエの式)を差分化し、用いた²⁾。また、解析対象は管状で、円周方向、長手方向には急激な温度変化は存在しないため、軸対称の式を基本とした。

内外表面の境界条件を Fig. 2 に示す。空冷や工具との接触など種々の条件に分類されるが、計算にあたっては、おのおのの状態に合うように境界条件を組み合わせ、使用した。マンドレルバーと管の接触熱抵抗値は管の温度を大きく左右するため、基礎実験により求めた。実験においては、素材を模擬した熱間鋼とマンドレルを模擬した冷間鋼との間に潤滑剤として黒鉛の厚みを変えてはさみ、押圧力も変化させて熱抵抗値を求めた³⁾。一方、加工時に発生する加工熱は素材内部に均一に発生するものと仮定し、ロールと工具の摩擦発熱は両者の表面に均等に伝わりと仮定した。Fig. 3 に計算フローチャートを示す。

3.2 計算結果と実測結果

本計算方式の妥当性を確認するため、マンドレル圧延工場において管温度を実測し計算結果と比較した。Fig.

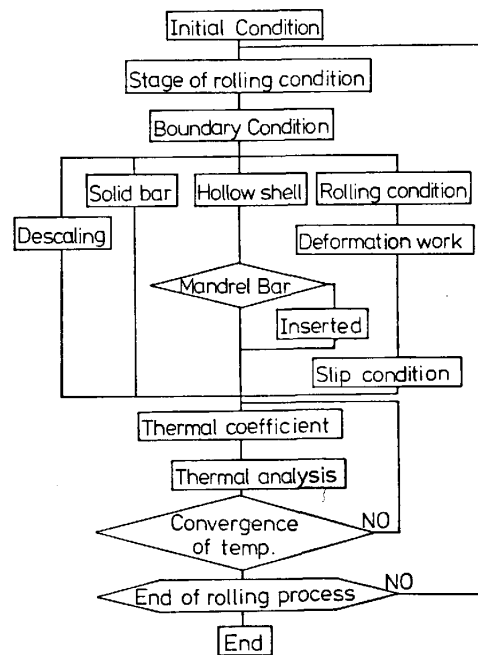


Fig. 3. Flow diagram for the simulation of temperature change during seamless tube rolling.

4 に穿孔機出側における管温度の実測値、計算値を示す。1250°C で加熱炉を出たビレットは 59 秒後に穿孔される。穿孔後の計算で求められた素材温度分布は外表面近傍でロールとの接触、および放冷により急激な温度の低下がみられる。一方、☆印で示した実測値は放射温度計で測定した外表面温度であるが、図にみられるように両者の温度はほぼ一致している。つぎに、マンドレル圧延直後 1.5m の位置に設置された放射温度計で測定された温度分布と計算により求められた結果を Fig. 5 に示す。管端部を除き、ほぼ ±20°C 以内で温度予測できることがわかった。

立場を変え、マンドレルバーの温度変化より境界条件の与え方の妥当性を検討してみた。実測温度と理論計算の比較を Fig. 6 に示す。実験は 2 スタンド圧延によつ

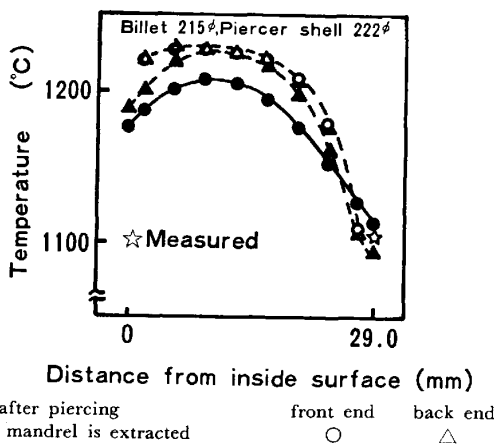


Fig. 4. Calculated temperature distribution and the measured surface temperature.

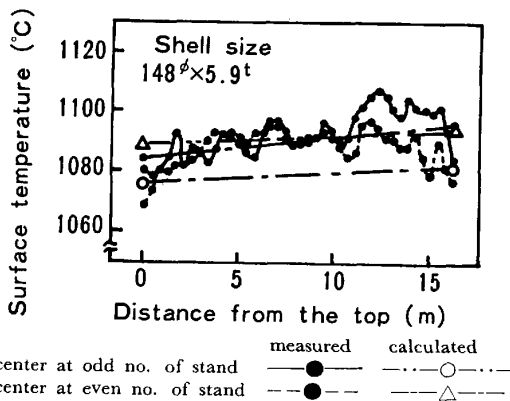
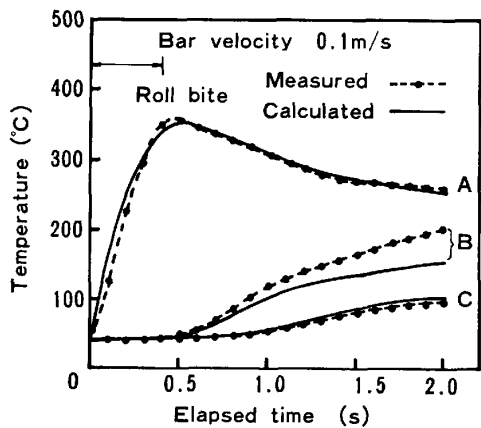


Fig. 5. Measured and calculated results of temperature at the exit of #8 stand of mandrel mill.



A : 1.5mm from the surface B : 3.0mm from the surface
C : 4.5mm from the surface

Fig. 6. Temperature change of mandrel bar on a single stand rolling.

た。バーの表面近傍温度は初期に急激に上昇し、その後内部の温度が追従して上昇する。実測値と計算値はよく一致しており、計算に使った境界条件が適正であったことを裏付けている。

3.3 新圧延プロセスの評価

形状精度、表面肌、生産性などの観点から決定された、下記に示す当社特有の圧延プロセスを基本とし、圧延工程における素材の温度変化を調査した。

マンネスマン・ピアサー → 3ロールエロンゲータ

→ リストレインド・マンドレルミル → サイザー

しかし、各圧延機に従来の方式を用いた場合、理想的にパイプが流れたとしても最終サイザー出側の温度は 700 °C 以下となることが現存ミルのデータより推測される。従つて、従来どおりの圧延方式をとつて DQ を実施する場合、3ロールエロンゲータミル後またはリストレインド・マンドレルミル後に再加熱炉を設置する必要がある。しかし、これでは省エネルギー、設備費低減の効果が薄いため、個々の圧延プロセスの改善により管温度の低下を防止する方式を追求した。

上記圧延プロセス中、温度低下が大きい原因としては、エロンゲータ圧延後、およびマンドレル圧延後のバーの引き抜きまでに要する時間が長く、バーに奪われる熱量が大きいことと、マンドレル圧延後では肉厚が薄くなっているため、放冷の効くことがあげられる。そこで、これらの原因を取り除くためにつぎの2方式を検討した。

(1) 3ロールエロンゲータにおけるマンドレルバーのリトラクト方式

本方式は圧延に使用されるマンドレルバーの操作方法を変えるもので、従来の圧延ではバーを圧延方向に自由に送り出したのに対し、バーを保持し圧延時に圧延方向と逆方向に引き抜くものである。このリトラクト方式圧延では、マンドレルバーは初期に圧延機より前方まで突き出され、圧延開始とともに圧延と逆方向に引き抜かれる。そして、圧延終了時にバーの先端は圧延機の直前にきて、圧延終了とともにバーは管より抜き去られる。従つて、バーを引き抜く工程が省略されると同時に次工程へ移る時間も短縮でき、温度低下を軽減できる。Fig. 7 に本方式を利用した場合の管の温度変化の1例を示す。この肉厚サイズでは従来方式に比べて約 70°C の高温化が期待できる。

(2) リストレインド・マンドレルミルとサイザーの直結

本方式はマンドレルミルとサイザーを直結し、素材がマンドレルミルを抜けた時点より、サイザーの引張力によつて素材をバーから引き抜く方式であり、バー引抜工程を同一ラインで行うものである。本方式により、バー滞留時間、バー引き抜きまでの時間を短縮できる。Fig. 8 にこの効果を示すように、本直結型では従来型に対し

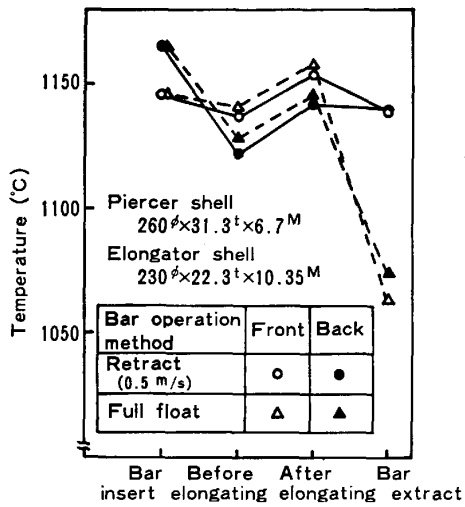


Fig. 7. Effect of bar operation method on temperature changes in elongator rolling.

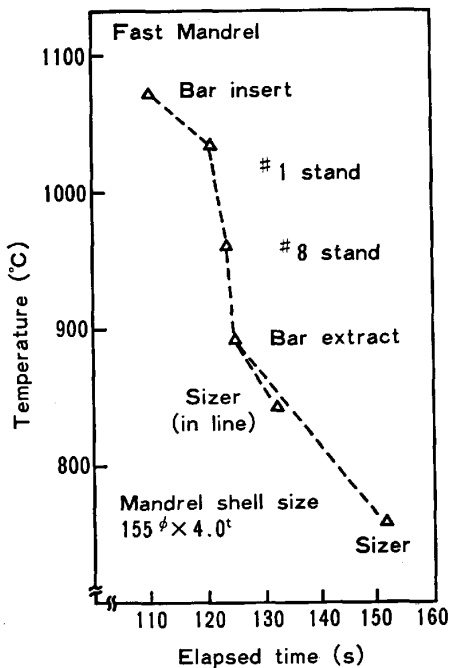


Fig. 8. Effect of continuous arrangement of mandrel mill and sizing mill on the temperature changes of tubes.

て約 100°C の高温化が図れる。

以上のように、両方式を採用することにより、従来方式に比べて 150~200°C の高温化が期待でき、再加熱炉なしでも長尺管 DQ の可能性のあることが推察された。そこで、これら新しい方式を採用した圧延プロセスを通じ、素管の温度履歴を対象全サイズについて計算してみた。結果の代表例を Fig. 9 に示す。肉厚の薄い 4.5 t mm 管においても 750°C の温度が確保されており、これよりも厚肉の焼入対象材については十分に DQ

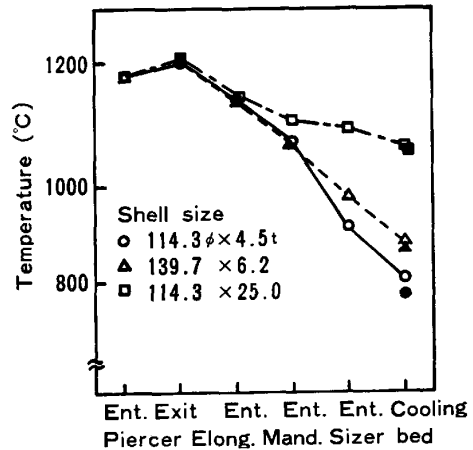


Fig. 9. Temperature changes during the rolling process. Open marks for the front end and solid marks for the trailing end.

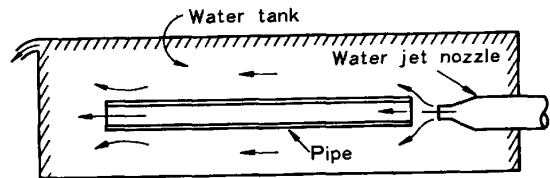


Fig. 10. Schematic view of conventional quenching facility.

の可能なことがわかった。また、図中、黒く塗り潰した点はボトム部の温度であり、長尺材でも先後端の温度差は高々 35°C と少なく、材質的にも問題のないことがわかった。

なお、中径管工場稼働に際し、穿孔機出側、エロンゲータ出側、マンドレルミル出側、サイザー出側において管温度を測定したが、±20°C 以内で温度予測ができており、実際の DQ に対しても十分な温度が確保され、問題ないことを確認している。

そこで、つぎに長尺管を DQ する冷却方式および周辺エンジニアリングについて検討した。

4. DQ 冷却方式の選択

圧延ままの長尺鋼管を DQ できれば生産性、歩留りの向上、省エネルギーの面で大きな利点となる。鋼管の焼入れでは、Fig. 10 に示す従来方式のように管の片端から水噴流を吹き込む管内噴流冷却を主体とする冷却方式が形状的特徴からして合理的である⁴⁾。しかし、30m にも及ぶ長尺管となると噴流が加熱管内を進むにつれて水温が上昇し、ついには沸騰状態になることもある。高温水の冷却能力は相当に弱く、管ボトム側の冷却速度が不十分のため材質面およびサイクル時間などに支障をきたす。そこで、長尺管における管内噴流の冷却特性をまず検討し、それに適合した冷却方式の選択を行った。

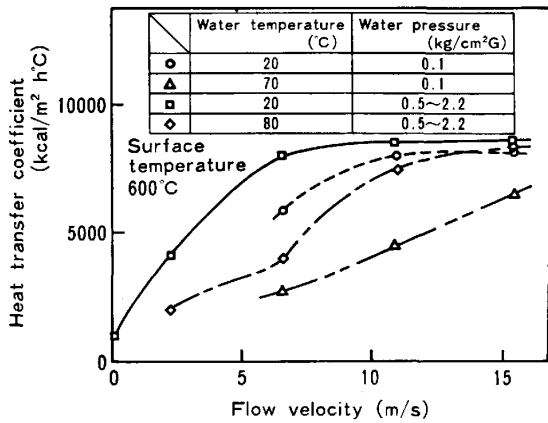


Fig. 11. Effect of flow velocity, temperature and pressure on heat transfer coefficient obtained by water flow inside pipe.

4.1 管内噴流の冷却能力

加熱した小径短管に通水して、管内噴流冷却の熱伝達係数を管内表面温度、流速、水温、水圧をパラメータとして測定した。結果の1例を Fig. 11 に示す。

70°C を超える高温水では、熱伝達係数は相当に小さくなり、特に低流速で水圧の低い条件では著しく劣化する。しかし、熱水でも高速流になると常温水の冷却能力にかなり近づく。従って、流速を極力増大することは、流量増加で水温上昇を抑えることと、たとえ熱水状態になつても常温水と大差ない熱伝達係数が得られる2重の利点がある。

この熱伝達係数をもとに、管内の水圧分布と水温上昇を予測しつつ長尺材の温度解析をしてみた。低流速域ではやはり水温上昇が激しく、特に小径サイズでは管ボトム側での沸騰状態が長時間継続し、トップ側の冷却速度と比べて極端に劣化してしまう。一方、管内流速を 10 m/s 以上にすると小径サイズでも沸騰状態は短時間であり、管長手方向の冷却速度差も 30% 程度ですみ、ボトム側でも目標の冷却速度が得られることがわかった。また、Fig. 10 の従来法を想定して外面に浸漬冷却を併用した温度解析をした結果、大径厚肉サイズのボトム側でも十分な冷却速度が達成される見通しを得た。

このことから、管内流速は少なくとも 10 m/s 以上、また管外面は浸漬冷却と同等以上の冷却能力とする内外併用冷却を長尺鋼管の DQ に必要な基本要件と設定した。しかし、管内高速流を実現しようとすると圧力損失が極めて大きいため、吹き込みノズルと管端をクランプする必要がある。従って、Fig. 10 のような水タンク方式ではノズルから管外面にまわる攪拌流がなくなり均一な外面冷却ができない。2 次的な攪拌流を別途設ければよいのだが、水中での 30m にわたつての制御は相当

に困難が予想された。そこで、従来の水タンク方式に代わる管外面の冷却方法を検討した。

4.2 管外面のフラットラミナーの冷却能力

管外面の冷却方法にはスリットノズルから水膜を流下させるフラットラミナーにより円周方向を水膜で覆う方法、管のまわりに複数のノズルを配置し液滴を噴射する方法、そして管外面に軸方向流れを形成する方法⁵⁾が考えられる。これらの中で、長尺鋼管を均一に冷却しうる観点から、管を回転させながらフラットラミナーを上面に流下させる方式が最適であると判断し、回転中の平均冷却能力を実験検討した。

短尺実寸径の鋼管を回転させながらその頂上線にフラットラミナーを流下させ、この回転中の平均熱伝達係数を測定した。Fig. 12 に流量の影響を示す。0.4 m³/min/m 以上の水量になると、平均熱伝達係数は飽和する。浸漬冷却と比較すると、フラットラミナーの飽和時の熱伝達係数は表面温度の低温側では低いが、高温側では高く、全体的にみて優れており、前述の基本要件は満たされている。また、管長手方向の冷却の均一性も十分であった。管径に対する熱伝達係数は、周長に対する強冷却域の占める割合が大きい小径サイズの方が有利であるが、大径サイズにおいても浸漬冷却と同等以上であり、問題なかった。

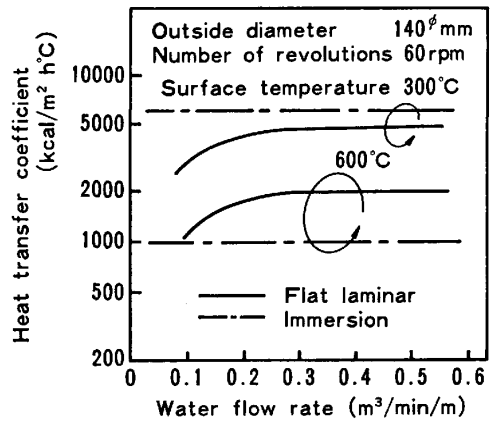


Fig. 12. Relationship between water flow rate and heat transfer coefficient of flat laminar on revolved pipe.

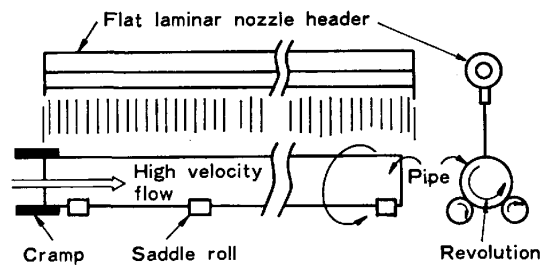


Fig. 13. New type method of direct quenching.

Table 1. Calculated mean cooling rate of long pipe obtained by new quenching method.

Size	Velocity of jet flow inside pipe (m/s)	Outside cooling	Mean cooling rate (800~400°C)* (°C/s)		
			Top	Middle	Bottom
Small diameter	13	—	92	79	65
		F.L	117	96	78
	17	—	92	84	71
		F.L	117	109	96
Large diameter	13	—	48	46	43
		F.L	65	64	61
	17	—	48	46	44
		F.L	65	64	63

Small diameter size : 114.3φ×8.56 t×29 000mm
 Large diameter size : 244.5φ×13.48 t×29 000 mm
 F.L : Flat laminar
 * : Mean temperature within the pipe wall.

4.3 新冷却方式による長尺管の焼入特性

Fig. 13 に新冷却方式による DQ の概略を示す。管をサドルロールに乗せ、片端をクランプするとともに回転を加え、クランプ側から高速噴流を吹き込む。同時に管頂上線にフラットラミナーを流下させ管外面を冷却する方式である。本方式の主な利点は、管内高速流が実現でき、長尺管でも長手方向に均一な強冷却ができること、および適正な回転数さえ確保すれば円周方向の均一化のため従来法よりも曲がりを軽減できることである。

肉厚方向、長手方向 2 次元の温度解析により本冷却方式をシミュレーションした結果の代表例を Table 1 に示す。管内流速を 13 m/s、管外面を 0.4 m³/min/m で内外面冷却すると、管ボトム側でも肉厚平均冷却速度 60°C/s 以上が確保でき開発目標を十分に達成できる。特に小径サイズでは管内面冷却のみでも十分と判断される。また、管トップ側を外表面冷却なし、ボトム側を外表面冷却ありとするテーパ型の流量分布を与えた外表面冷却をしたときの状況を同表から類推すると、管長手方向の冷却速度の差が大幅に縮小することも期待できる。

5. 周辺エンジニアリングの検討

前章では、DQ の基本的な冷却方式について述べたが、ここでは、管内の 2 相流化による圧損増加や冷却曲がりの軽減およびフラットラミナーの適正条件の把握といった本方式に関連した周辺エンジニアリングについて述べる。

5.1 2 相流による管内圧損増分

小径長尺管では噴流が管内を進むにつれて水温上昇し、ついには沸点に達し熱水と蒸気の 2 相流がある時間継続することもある。この状況をモデル実験した例を Fig. 14 に示す。冷却開始後数秒間は 2 相状態になっていることが認められる。また入口水圧は 2 相流の噴出時に単相流圧損よりも ΔP だけ高くなる。この ΔP 分が 2 相流化による圧損増分とみなせる。

噴流の圧力と沸騰温度との関係および圧力損失式を連

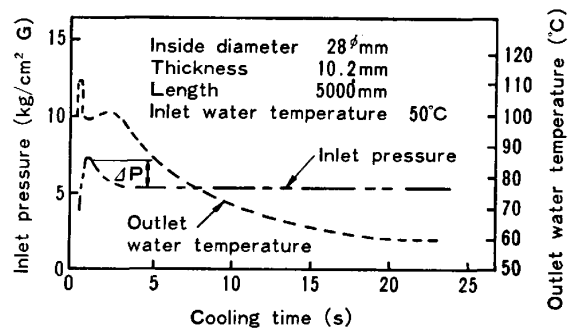


Fig. 14. An experimental example of inlet pressure change during inside cooling of pipe.

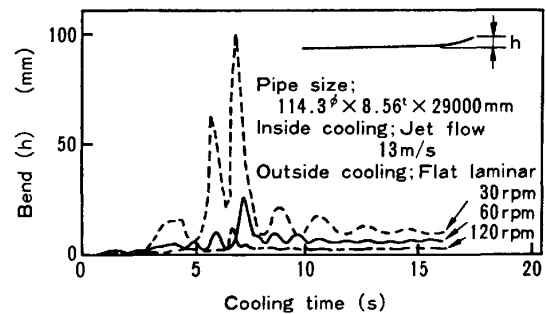


Fig. 15. Influence of revolution on bend of pipe during inside and outside cooling (theoretical).

立させて管内圧力分布を求める解析モデルをベースに検討したところ、もつとも 2 相流化しやすい小径長尺管においてもその圧損増分は 3 kg/cm² 程度であると推定される。また、管端の圧力分布からすると管内圧が低くて冷却不足が懸念される範囲もクロップロスの中にとどまることが確認できた。

5.2 冷却曲がりの軽減

管外面はフラットラミナーを管上面に流下させる冷却であり、円周方向に対しては衝突点での冷却が極めて強い分布となる。従つて、管の回転が遅すぎると曲がつてしまう。この観点から曲がりと回転数の関係を検討した。

Fig. 15 は管端曲がりの時間的変化を解析した例である。本計算は、管内流冷却とフラットラミナーによる外

面冷却を併用したときの温度変化をまず求め、つぎに応力と変形を弾塑性計算でフォローしたものである。管中央部の上方曲がりには自重により拘束されるため、長尺管の曲がりが見在化するのは無拘束のボトム側のみである。管端曲がりには変態点を通過する時点で最大となる。回転数を上げていくと、冷却後の残留曲がりはもちろん最大曲がりも減少できる。60 rpm 以上にすれば実質的に問題ないのはもちろんのこと従来レベル以上の真直度が期待できる。

5.3 フラットラミナーの適正条件

フラットラミナーは熱延ランナウト冷却など板冷却に使われ始めた新しい冷却法である。それだけに、流量分布の均一な膜状ラミナーを得るためのヘッダーまわりの諸条件は十分に解明されておらず、幅広く条件を振らせ検討した。主な結果はつぎのとおりである。

(i) ヘッダー内にバッフル板を多段に設けると配管からの流れを整流化でき、幅方向に均一な流量分布が得られる。ヘッダーは負圧状態の運転がよく、層流を得るには気密性が重要である。

(ii) ノズルの長さ L とノズルギャップ G は $L/G \geq 12$ が望ましい。ノズル出口からの空気の吸引が抑えられる。

(iii) フラットラミナーの流下長さは、長過ぎると冷却能力が劣化する⁹⁾。ノズル出口の高さが 1 m 前後であればラミナー状態で管に衝突させられ冷却効率も良い。

以上のように、長尺鋼管を DQ する方式として、回転を与えた鋼管に、内面を高速噴流で、外面をフラットラミナーで冷却する方式を選択し、本冷却方式の最適化が図れる、流量、圧力、回転速度などの仕様を決定した。

6. 結 言

直接焼入れにかかわる圧延と冷却の基本的な方式、仕様が本研究を通じて決定され、昭和 58 年の春から新中継目無管工場が稼働に至った。焼入れ前の温度レベルならびにオンライン冷却の能力と均一性とも予想どおりに実現しており、直接焼入れによつて高性能な製品品質が得られている。なお長尺材の直接焼入れなどの寄与によつて新工場の燃料原単位は大幅に向上した。

文 献

- 1) 八城重興, 鶴岡寛治, 川畑成夫, 稲垣慎太郎, 秋田真次, 沼野正睦: 日本鋼管技報 (1983) 99, p. 43
- 2) 甲藤好郎: 伝熱概論 (1970) [養賢堂]
- 3) 水島三知, 岡田 純: 炭素材料 (1970) [共立出版]
- 4) 上野正勝, 板橋義則, 高橋 渉, 伊藤亀太郎: 鉄と鋼, 65 (1979), S 818
- 5) 滝谷敬一郎, 上野雄夫, 蓮野貞夫, 大島谷敏男, 三村幸宏, 田上俊久: 鉄と鋼, 67 (1981), S 1301
- 6) 神尾 寛, 田頭基司, 上野 康, 国岡計夫, 野口孝男, 藪内捷文: 鉄と鋼, 70 (1984), S 376