

厚板圧延における先端反りにおよぼす影響因子の解析と制御技術の検討

大江 憲一*・上田 太次*・谷 徳孝*・須藤 正樹*²

Examination of Effective Factor on Curling and Curling Control in Plate Rolling

Ken-ichi OHE, Taiji UEDA, Tokutaka TANI and Masaki SUDOU

Synopsis : To realize a technique for the control of curling during plate rolling, the curling behavior in actual rolling was investigated by examining the real nature in an actual mill and by the deformation analysis of the plate during rolling based on rigid-plastic FEM. Main results were the following: (1) In addition to factors that has been investigated previously, the curling behavior is remarkably influenced by the asymmetry in the phase transformation and residual strain due to the asymmetrical temperature distribution in the thickness direction. (2) To control the asymmetry in these factors, it is necessary to control the asymmetrical temperature distribution in the thickness direction with a consideration of its effect upon these factors in not only rolling process, but also the preceding process of it. On the basis of the results obtained, effectiveness of a technique for controlling curling based on the control of the vertical temperature difference in the whole process, from reheating to rolling, was confirmed.

Key words : rolling; plate; curling control; TMCP plate; phase transformation; strain recovery; rigid-plastic FEM.

1. 緒言

需要家における切断・加工の自動化、鋼構造物の大型化に伴い、平坦で材質ばらつきの小さい鋼板への要求が強くなってきている。厚板圧延で発生する先端反りは、TMCP (Thermo Mechanical Control Process) 鋼板において不均一冷却による形状悪化や材質不良を招くため、その防止技術の確立は重要な課題になっている。

先端反りは、鋼板の上下温度差、上下ロールの周速差、ピックアップなどの多くの非対称圧延要因により発生することが知られており、これまでに、それらの要因の影響に関して実験^{1,2)}あるいは数値解析³⁻⁷⁾により検討がなされている。制御圧延においては普通圧延の場合と異なり、先端反りの発生には材質的な要因も重畳して複雑な挙動を呈する。

本報では、先端反りの実態調査と実機での反り状態を再現した剛塑性FEMによる変形解析により実機における先端反り挙動を明らかにし、それらの結果を基に先端反り制御方法を検討した。

2. 実機における先端反り挙動の解明

2.1 仕上圧延における先端反りの実態

圧延ロールの組み替えから数百本のスラブが圧延される

中で仕上圧延で発生する反り量を調査した結果をFig. 1に示す。同一の鋼種であっても圧延チャンスによって反り挙動が大きく異なることが観察される。この原因をスラブ寸法やHCR等によって変動するスラブの加熱度合いに着目して調べた。その結果をFig. 2に示す。反り挙動は、加熱炉抽出時のスラブ上下温度差に大きく影響を受けていることがわかる。

2種類の成分系の異なる鋼板について、普通圧延および制御圧延した場合の仕上圧延工程における反り挙動をFig. 3に示す。オーステナイト (γ) 域で圧延される普通圧延と未再結晶域あるいは2相域で圧延される制御圧延では反り挙動が全く異なることがわかる。すなわち、Si-Mn 鋼の場合には普通圧延に比べ制御圧延での反り量は小さいが、

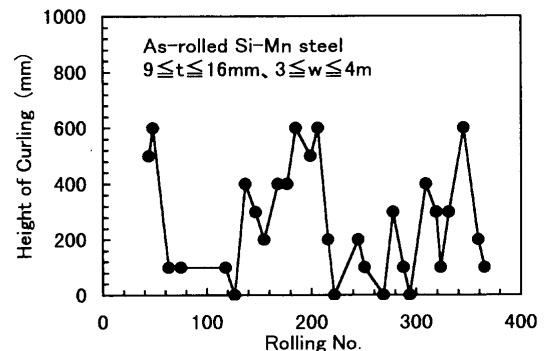


Fig. 1. Relation of rolling No. and height of curling.

平成11年2月1日受付 平成11年4月29日受理 (Received on Feb. 1, 1999; Accepted on Apr. 29, 1999)

* (株) 神戸製鋼所加古川製鉄所技術研究センター (Research and Development Laboratories, Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd., 2222-1 Ikeda Onoe-cho Kakogawa 675-0023)

* 2 (株) 神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

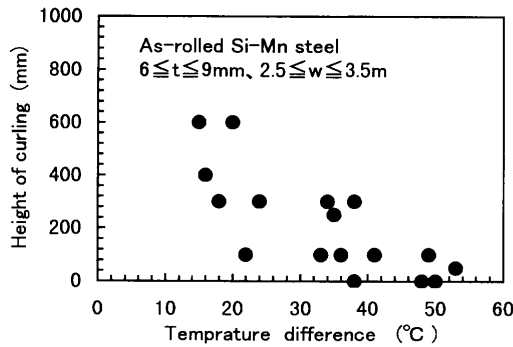


Fig. 2. Variation of curling with temperature difference of upper and lower surface of slab at reheating process.

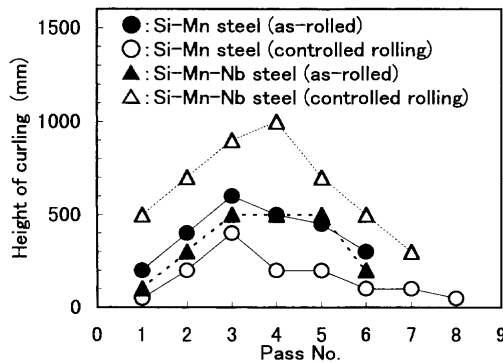


Fig. 3. Curling behavior in finishing rolling of typical plate.

Si-Mn-Nb鋼（以下、Nb鋼と称する）の場合には普通圧延に比べ制御圧延での反り量は逆に大きくなっている。

2・2 剛塑性FEMによる制御圧延材の先端反り解析

前述の制御圧延材の先端反り挙動は、これまでに種々研究されてきた γ 域における上下ロールの周速差や鋼板の上下温度差等の非対称圧延要因の影響のみでは説明できないため、制御圧延の特徴である未再結晶域および2相域における圧延時の反り挙動を剛塑性FEMによる変形解析により調べた。

2・2・1 解析方法と解析条件

解析には、ペナルティー法に基づく2次元剛塑性FEMによる非定常解析法⁸⁾を用いた。さらに、実圧延での反りの形成状態に近づくために鋼板の自重効果を体積力項として考慮した。また制御圧延では、仕上圧延前に水冷等による温度調整（以下、温調と称す）が行われる。その際、鋼板の先端部では水乗り等により板厚方向の温度分布が非対称になる傾向にあるため、板厚方向に非対称な温度分布が温調で形成されたとの前提で2相域圧延および未再結晶域の影響としてそれぞれ変態塑性および累積歪みの影響度解析を行った。

相変態の影響についての計算条件を Table 1 に示す。計算は、温調直後の上下面温度差 ΔT_w （上面温度－下面温度）を $\pm 50^\circ\text{C}$ の範囲とし、仕上圧延の各偶数パスを対象とし

Table 1. Calculated conditions.

Pass schedule (Thickness)	57→47⇒ 38→30 ⇒ 25→21⇒18 mm ⇒:calculated pass
Workroll radius	500 mm
Rolling speed	4.3 rad/sec
Frictional condition	Coulomb's friction $\mu=0.3$
Pickup	25 mm

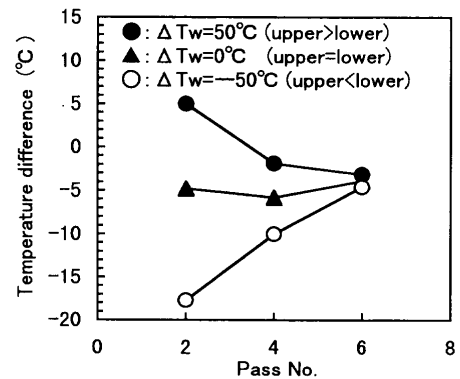


Fig. 4. Temperature difference between upper and lower surface at each pass in finishing rolling (ΔT_w : temperature difference between upper and lower surface just after water cooling before finishing rolling).

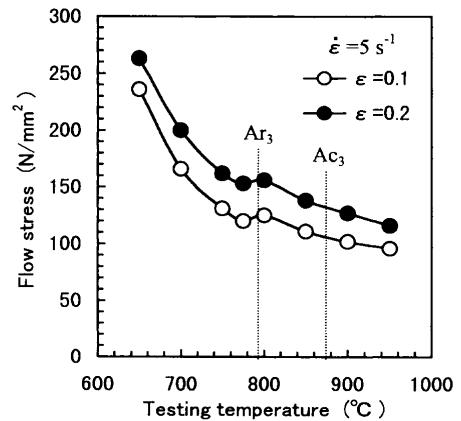


Fig. 5. Deformation resistance of typical Si-Mn steel.

た。伝熱解析により求めた仕上圧延での板厚方向の上下面温度差を Fig. 4 に示す。解析に用いた Si-Mn 鋼の熱間加工シミュレータにより測定した変形抵抗-温度特性を Fig. 5 に示す。Ar₃点以下の領域で変態塑性の影響により変形抵抗の低下が認められる。板厚方向の変形抵抗分布は、Fig. 5 の変形抵抗-温度特性から各板厚方向位置における温度履歴に応じた変形抵抗値を設定することにより決定した。その際、温調時に Ar₃点以下の温度になり復熱時に Ac₃点以上の温度とならない位置については、変態点から γ と α 相の分率を近似的に決定し、それぞれの分率に対応した変形抵抗値を設定した。

累積歪みの影響については、その効果が大きい Nb 鋼を

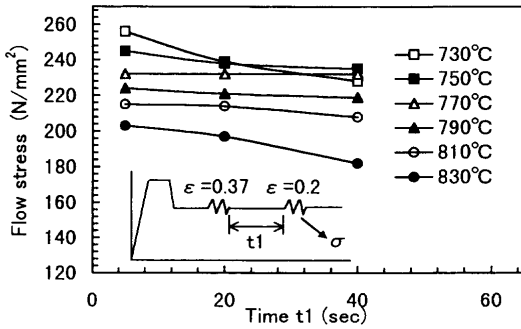


Fig. 6. Deformation resistance of Si-Mn-Nb steel.

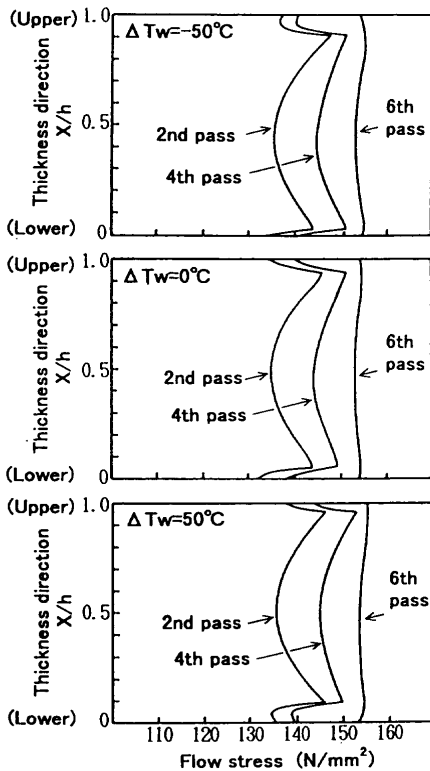


Fig. 7. Distribution of deformation resistance in thickness direction of Si-Mn steel.

対象に温調後の上下温度差が100°C（上面<下面）の場合について調べた。計算に際してのパススケジュールと温度履歴は上述の相変態の場合と同一である。熱間加工シミュレータにより測定した各温度での回復に伴う変形抵抗の低下度を Fig. 6 に示す。板厚方向の変形抵抗分布は、Fig. 6 から求めたパス間時間に対応した歪み回復率をもとに、板厚方向の各位置での温度とパス間時間から矢田の方法⁹⁾により累積歪みを計算し、それらに対応した変形抵抗を設定することにより求めた。

2.2.2 解析結果

(1) 相変態の影響

仕上圧延の各パスにおける板厚方向の変形抵抗分布を Fig. 7 に示す。表層部近傍での板厚方向の変形抵抗分布は、2, 4パスの圧延において温調およびそれ以降に形成された

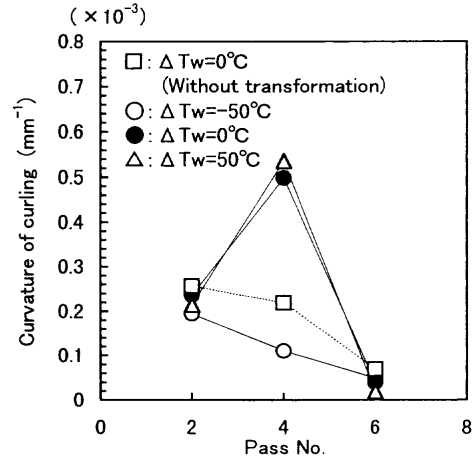


Fig. 8. Curvature of curling at each pass in finishing rolling.

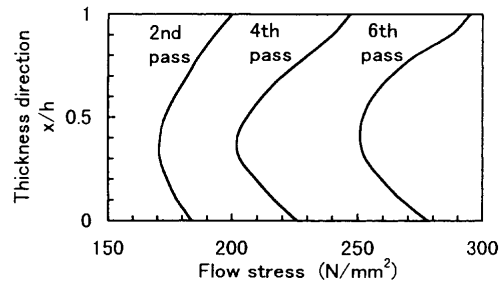


Fig. 9. Distribution of deformation resistance in thickness direction of Si-Mn-Nb steel.

フェライト相の影響により低下している。表層部を除く領域では、温度分布の非対称性に支配されている。

これらの変形抵抗を用いた時の仕上圧延の各偶数パスにおける反り状態を Fig. 8 に示す。相変態の影響を考慮した場合とそれを考慮しなかった場合の反り状態の違いは顕著であり、上下面の温度差による板厚方向の相変態の進展度合いの差が大きく影響していることがわかる。さらに、上面温度が過冷された場合には、温度低下による変形抵抗の上昇と変態歪みによるその低下が打ち消しあって反り曲率は小さくなっている。

(2) 累積歪みの影響

仕上圧延における板厚方向の変形抵抗分布を Fig. 9 に示す。Nb鋼の場合、変態温度が前述のSi-Mn鋼に比べて低い（温調工程での冷速下で約700°C）ために変態により生成されるα相の影響はなく累積歪みの影響が大きく、板厚方向の非対称は上下面温度差に起因したパス間での板厚方向での歪み回復度合い差によって助長されている。この条件下における仕上圧延での反り挙動を Fig.10 に示す。先端反りは、累積歪みの影響がない場合に比べて最大2倍程度の大きさになっており、累積歪みの影響が大きいことがわかる。

以上のFEM解析結果から、制御圧延における先端反り挙動には、仕上圧延およびその前工程で形成される板厚方

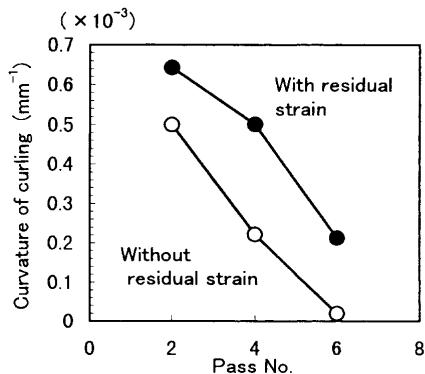


Fig. 10. Curvature of curling at each pass in finishing rolling.

向の非対称温度分布に起因した相変態の進展度および累積歪みの影響度における対称性の崩れが大きく影響することがわかる。これらの知見より、実圧延での先端反りは、再結晶温度以上の γ 単相域で圧延される普通圧延の場合、これまで研究されてきた圧延工程での機械的要因や上下温度差それ自体の影響を受けており、再結晶温度以下で圧延される制御圧延の場合には、それらに加えて累積歪みあるいは相変態の影響を大きく受けていることが示唆される。このため、実圧延では、圧延材毎の圧延温度域に応じて複雑な反り挙動を呈しているものと推察される。

3. 先端反り制御技術の具体化と考察

ロール組み替えから数百本のスラブが圧延される中での効率的な先端反り制御の実現には、圧延工程での機械的要因と上下温度差による冶金的要因の影響を反映させた圧延材の上下面温度の制御が重要である。

3.1 基本構想

構築に際しての考え方は、以下のとおりである。

(1) 加熱工程および温調工程において、スラブの上下面温度を制御して仕上圧延での比較的大きな反りの発生を防止する。

(2) 仕上圧延において、前工程での温度制御のばらつきやピックアップ等の機械的要因により生じる小さな反りを上下の非対称冷却により制御する。

3.2 仕上圧延以前での上下温度差の制御効果

(1) 加熱工程

Si-Mn鋼について、加熱炉の設定温度の上下差と仕上圧延での反り量の関係を調査した結果をFig.11に示す。加熱状態に応じて上下設定温度差を適切に設定することにより、仕上圧延での大反りの発生を安定的に防止可能であることがわかる。しかし、制御圧延材の中でNb鋼については、加熱時の上下面温度差の制御だけでは大反りの防止効果は認められなかった。

(2) 温調工程

制御圧延されるNb鋼について、温調後の鋼板の上下面

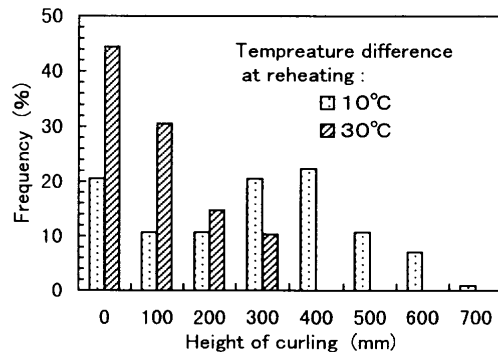


Fig. 11. Influence of set temperature difference between upper and lower portion of slab upon curling in finishing rolling with Si-Mn steel.

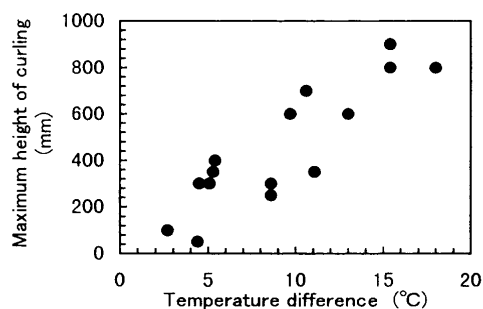


Fig. 12. Influence of temperature difference between upper and lower surface before rolling of plate applied water cooling on curling in rolling with Si-Mn-Nb steel.

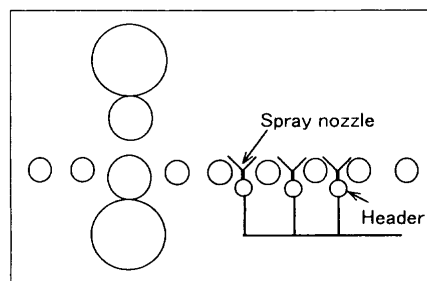
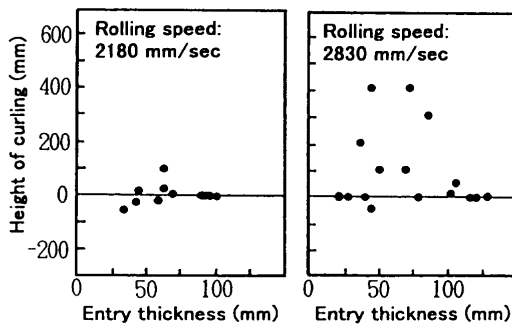


Fig. 13. Experimental equipment.

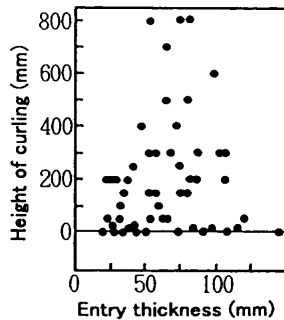
温度差と仕上圧延での反り量の関係をFig.12に示す。温調時に上面が過冷された場合に仕上圧延において大きな反りが発生している。これは、温調時に形成された板厚方向の非対称温度分布によって、前述したように板厚方向の累積歪み分布の対称性が破れた結果として発現したものである。このため、累積歪みの影響が顕著な圧延材では、特に温調時の上面過冷の防止は大反りを制御する上で有効な手段であることがわかる。

3.3 圧延工程での上下面の非対称冷却による制御効果

圧延工程での反り制御手段として、実機圧延機の前面にFig.13に示す実験設備を設置し、上下非対称冷却による圧延材の上下面温度制御（以下、下面冷却法と称す）の有効性を調べるとともに下面冷却条件の設定のための反り制御



(a) With lower surface cooling



(b) Without lower surface cooling

Fig. 14. Effect of curling control by lower surface cooling (ordinary rolling).

モデルについて検討した。

(1) 実験方法

対象は、Si-Mn 系の普通圧延材（圧延仕上温度 $\geq 950^{\circ}\text{C}$ ）と制御圧延材（圧延仕上温度 $= 830\sim 860^{\circ}\text{C}$ ）の2種類にした。その際、下面冷却の水量は一定として圧延速度を変えることにより下面冷却時間を変化させた。その冷却範囲はミル噛み込み時に先端部から数mの領域とした。さらに、反り量はサイドガイド高さを基準に計測した。

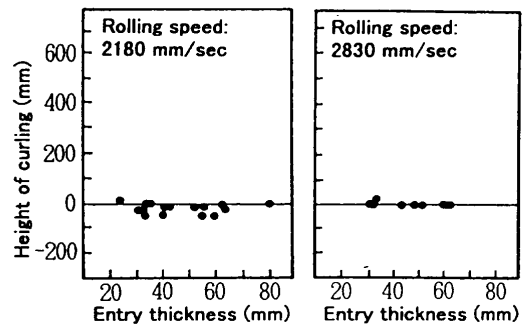
(2) 実験結果

普通圧延材についての実験結果をFig.14に示す。下面冷却時間の増加とともに上反りは減少しており十分な反り低減効果がある。次に、制御圧延材についての実験結果をFig.15に示す。制御圧延材の場合には前述したように相変態の影響を受けているために、実機で発生する反り量は普通圧延材よりも小さく、その結果、下面冷却時間を短く設定することで制御できることが確認された。

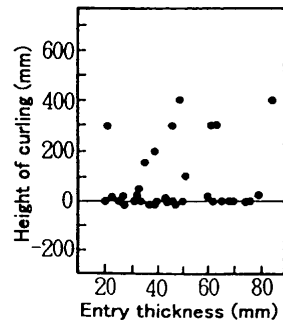
(3) 反り制御モデルの検討

下面冷却制御では、先端反りに及ぼす機械的および冶金的要因の非対称性を変形抵抗分布に等価換算して、2パス前の反り量を基に制御対象パスでの上下面の変形抵抗差を適正にして先端反り制御する。

その基礎となる反り量と上下変形抵抗差の関係は、平板圧縮時の変形を基に求める。具体的には、板厚方向における長手方向歪み分布 $\epsilon x(y)$ および変形抵抗分布 $\bar{\sigma}(y)$ を(1)、(2)式のように線形近似する。



(a) With lower surface cooling



(b) Without lower surface cooling

Fig. 15. Effect of curling control by lower surface cooling (controlled rolling).

$$\epsilon x(y) = a_1 y + a_2 \dots\dots\dots(1)$$

$$\bar{\sigma}(y) = b_1 y + b_2 \dots\dots\dots(2)$$

ただし、 x ：圧延方向位置、 y ：板厚方向位置
この時、体積一定の条件と以下の(3)~(5)の関係式

$$\sigma_a = (\int_h \bar{\sigma}(y) dy) / h \dots\dots\dots(3)$$

$$r = (\int_h \epsilon y(y) dy) / h \dots\dots\dots(4)$$

$$\kappa = 2 \{ \epsilon x(0) - \epsilon x(h) \} / [h \{ \epsilon x(0) + \epsilon x(h) \}] \dots\dots\dots(5)$$

ただし、 σ_a ：平均変形抵抗、 r ：圧下率、 h ：板厚、 κ ：反り曲率

が成立する中で汎関数(6)式の停留条件を満たす変形状態を求めると、上下変形抵抗差 $\Delta\sigma$ と反り曲率 κ の関係式 G が得られる。

$$W = \int_v \bar{\epsilon}^2(y) \bar{\sigma}(y) dV \dots\dots\dots(6)$$

$$\Delta\sigma = G(\kappa) = h [1 + \{1/(1-r)\}^4] \sigma_a \kappa \dots\dots\dots(7)$$

上記の関係を基礎として、2パス前の反り量から制御パスにおける上下面変形抵抗差を算出する。具体的には、各パスで発生する反り曲率 κ を機械的要因の影響項 κ_m と変形抵抗分布の非対称性要因の影響項 κ_r の単純和としてあらわされると仮定すると、

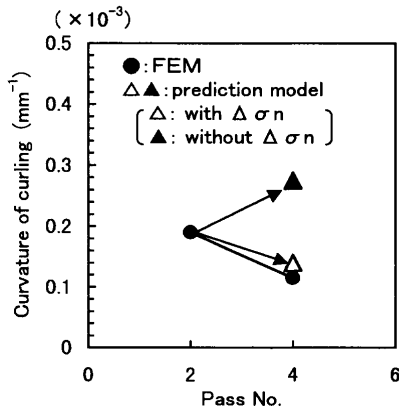


Fig. 16. Comparison of calculated results of curvature using FEM and prediction model ($\Delta\sigma_n$: change in distribution of deformation resistance between 2nd pass and 4th pass).

$$\kappa = \kappa_m + \kappa_r \dots\dots\dots (8)$$

2パス前の変形抵抗分布の非対称性による上下変形抵抗差は(7)式より、

$$\Delta\sigma_2 = G(\kappa_2 - \kappa_{2,m}) \dots\dots\dots (9)$$

ただし、添字0, 2: 制御パスと2パス前の圧延を表す。となり、制御パスにおける機械的要因の影響を含む上下変形抵抗差 $\Delta\sigma$ は下式のように導出される。

$$\Delta\sigma = G(\kappa_{0,m}) + G(\kappa_2 - \kappa_{2,m}) + \Delta\sigma_n \dots\dots\dots (10)$$

ただし、 $\Delta\sigma_n$: 2パス前と制御パス間での上下面変形抵抗差の変化量

制御対象パスではこの上下変形抵抗差 $\Delta\sigma$ を打ち消すのに必要な上下面温度差 ΔT が付与されるように下面冷却時間を設定する。

$$\Delta T = \Delta\sigma / (\partial\sigma / \partial T) \dots\dots\dots (11)$$

本方法の有効性を前掲の剛塑性FEMによる変形解析結果Fig. 8を例として、2パスでの反り状態から4パスでの反り状態を(7), (10)式より求めた場合と $\Delta\sigma_n$ を無視してそ

れらより求めた場合についてFEM解析による反り状態の比較を行った。その際、機械的要因の影響はピックアップのみを考慮し、剛塑性FEMにより求めた反り状態を近似表示した式より求めた。

その結果をFig.16に示す。2パス前での上下変形抵抗差が保持されとした場合での予測値は解析結果に比べ大きくずれてしまうが、パス間での上下変形抵抗差の変化を考慮すれば、両者はほぼ同等の値となる。

これらのことから、(11)式により下面冷却時間が適正に設定され先端反り制御が可能となることがわかる。

4. 結言

実機での反り挙動の調査および実機サイズの剛塑性FEMによる変形解析により、制御圧延における先端反りの発生に機械的要因以外に圧延材の上下面温度差に伴う板厚方向の相変態の進展および累積歪み分布の対称性の崩れが大きく影響していることを明らかにした。さらにこれらの結果を基に、加熱から圧延までの一貫工程における冶金的要因を考慮した上下温度差制御による反り制御法の具体化とそれらの有効性を明確にした。

文 献

- 1) M.Motomura and Y.Tanaka: Proc.25th Japanese Joint Conf. Technol. Plast., Jpn. Soc. Technol. Plast., Tokyo, (1974), 117.
- 2) K.Nakajima, H.Yamamoto, M.Kawaharada, Y.Uehori and H.Matsumoto: Proc. 31th Japanese Joint Conf. Technol. Plast., Jpn. Soc. Technol. Plast., Tokyo, (1980), 328.
- 3) P.Dewhurst, I.F.Collins and W.Johnson: *Int. J. Mech. Sci.*, **16** (1974), 389.
- 4) M.Kiuchi and S.Mukou: Proc. 34th Japanese Joint Conf. Technol. Plast., Jpn. Soc. Technol. Plast., Tokyo, (1983), 201.
- 5) S.Hamauzu, K.Yamada, T.Kawanami and K.Mori: *Computational Plasticity*, 2 (1987), 1087.
- 6) R.Shivpuri, P.C.Chou and C.W.Lau: *Int. J. Mech. Sci.*, **30** (1988), 625.
- 7) A.B.Richelsen: *J. Mater. Process. Technol.*, **45** (1994), 149.
- 8) M.Moriga, A.Maeda, S.Hattori, T.Matshita and S.Toyoshima: Proc. 39th Japanese Joint Conf. Technol. Plast., Jpn. Soc. Technol. Plast., Tokyo, (1988), 605.
- 9) 矢田 浩: 第131・132回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会, 東京, (1989), 151.