

© 1989 ISIJ

 論文  
 論 文

 加工熱処理厚鋼板の残留応力と条切り  
 キャンバー

吉原直武\*・神尾 寛\*

 Discussion on Residual Stress and Camber after Longitudinal Cutting in  
 Steel Plates

Naotake YOSHIHARA and Hiroshi KAMIO

## Synopsis :

Camber or in-plane warping of plates after longitudinal cutting occasionally becomes a problem, because it is very difficult to correct the deflection. In particular, the slit camber is large for steel plates by controlled rolling or cooling. As the slit camber is related to the residual stress, we carried out thermal stress analysis on the cooling process of steel plates. Then we considered a one-dimensional longitudinal stress state, thermoelastic-plastic material and stress relaxation. We examined the effect of controlled rolling (CR) and controlled cooling (On-Line Accelerated Cooling, abbreviated to OLAC) on the camber.

The outline of result obtained is as follows.

(1) Stress just after non-uniform deformation in ordinarily controlled rolling with the finishing temperature of 680-780°C causes the residual stress of maximum 100 MPa at room temperature. Therefore, the influence of rolling condition on the slit camber cannot be ignored.

(2) The type of controlled rolling which generates tensile residual stress in the edge of width, reduces the slit camber caused by non-uniform cooling during OLAC.

(3) Optimum value of masked edge for reducing the slit camber is 50-100 mm for 30 mm thickness.

(4) Lower initial temperature or higher end temperature in controlled cooling reduces residual stress and its slope, which results in smaller slit camber.

Key words : controlled rolling ; controlled cooling ; steel plates ; residual stress ; camber ; stress relaxation ; thermo-elastic-plastic material.

## 1. 緒 言

近年、厚板は制御圧延、制御冷却により高強度、高靱性かつ溶接性の優れた製品が製造されている。厚鋼板は大板のまま使われるだけでなく、長手方向に細長く切断、いわゆる「条切り」して船のロンジ材（補強材）や種々の形鋼（構造部材）に使用される。この際、板面内の曲がり（以下、条切りキャンバーと呼ぶ）が問題となることがある。制御圧延技術の進歩と大板の形状確保のための冷却技術の進歩により<sup>1)~5)</sup>、最近厚鋼板のオンライン制御冷却設備が各社に設置されてきている。

しかし、現場の経験では、従来の高温仕上げ厚鋼板にくらべ制御圧延あるいは制御冷却厚鋼板の条切りキャンバーが大きい。キャンバーの原因は面内の残留応力と考

えられ、今まで以上に短いスパンでの応力制御技術が必要になっており、制御冷却条件と残留応力および条切りキャンバーとの関係を定量的に把握することが重要である。この残留応力は、制御圧延工程の不均一変形と制御冷却工程の不均一温度分布に起因する応力によるものと考えられる。しかしながら前者の不均一変形の影響を検討した報告はほとんど見うけられない。後者の不均一温度分布の影響に関して解析を行った報告<sup>6)</sup>は見られるが、前者の影響を考察していない。すなわち、制御圧延材の残留応力は圧延時の応力とその応力緩和現象の両者によって支配されると考えられる。そこで、応力緩和を考慮した熱弾塑性解析により制御圧延材および制御冷却材の残留応力と条切りキャンバーの検討を行った。

昭和 60 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 63 年 11 月 22 日 受付 (Received Nov. 22, 1988)

\* NKK 中央研究所 (Advanced Technology Research Center, NKK Corporation, 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

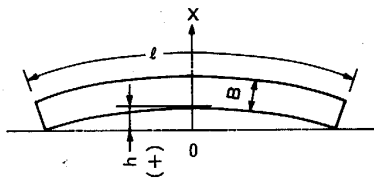


Fig. 1. Definition of slit camber.

2. 解析方法

2.1 条切りキャンバーと残留応力の関係

条切り後一定の曲率に変形するとした場合、条切りキャンバー  $h$  を条切り材の長さ  $l$ 、幅  $B$  により Fig. 1 で定義する。条切り部の長手方向残留応力が幅方向に直線的に変化すると仮定すれば、条切りキャンバーは残留応力の板幅方向勾配に比例する。この関係を次式に示す。

$$\frac{\Delta\sigma_R}{\Delta x} = \frac{8 \cdot E}{l^2} h \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで  $\frac{\Delta\sigma_R}{\Delta x}$  : 長手方向残留応力の板幅方向勾配

$$\left( \frac{\sigma_R(B) - \sigma_R(0)}{B} \right)$$

- $x$  : 板幅方向の座標
- $\sigma_R$  : 残留応力
- $E$  : ヤング率

許容される条切りキャンバーを 10 m 長さ当たり 15 mm に設定すると、(1)式より許容される最大の残留応力勾配  $(\Delta\sigma/\Delta x)^*$  は 250 MPa/m になる。以下、 $(\Delta\sigma/\Delta x)^*$  で条切りキャンバーの大きさを判定する。

2.2 伝熱解析

厚鋼板の長手方向温度は均一とし、これに垂直な断面における 2次元非定常伝熱解析を前進差分法により行った。

キャンバーと関連のある長手方向応力の板幅方向分布は板幅方向温度分布に支配されるので、板厚方向の平均温度を熱応力計算に用いた。制御冷却中、鋼板上の冷却水の横流れによる 2次冷却効果のため<sup>4)</sup>、板幅エッジ近傍の熱伝達係数は急激に大きく変化する。ゆえに、通常 Fig. 2 に示すように遮水板により、上方の落下水による直接の冷却をさえぎり(エッジ水切りと呼ぶ)、板幅方向に均一な冷却を図っている。厚鋼板冷却中の温度測定から熱伝達係数を求めた実験結果によれば、上下面の平均的な熱伝達係数の板幅方向分布は、エッジ水切り幅をパラメーターとして Fig. 3 のように表すことができる。また、水冷中の熱伝達係数と鋼板表面温度の関係は、上下面の水量密度がおのおの 500 l/min・m<sup>2</sup> の場合、板

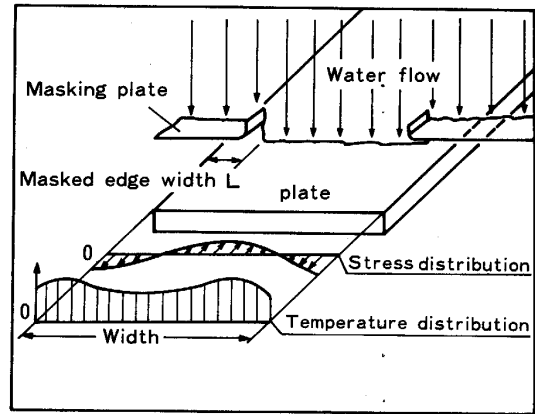


Fig. 2. Controlled cooling method of steel plates.

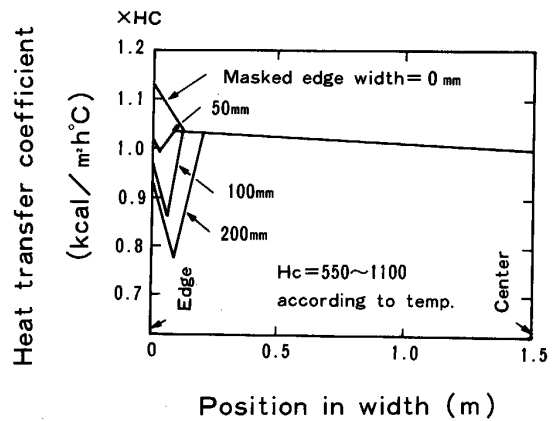


Fig. 3. Distribution of heat transfer coefficient.

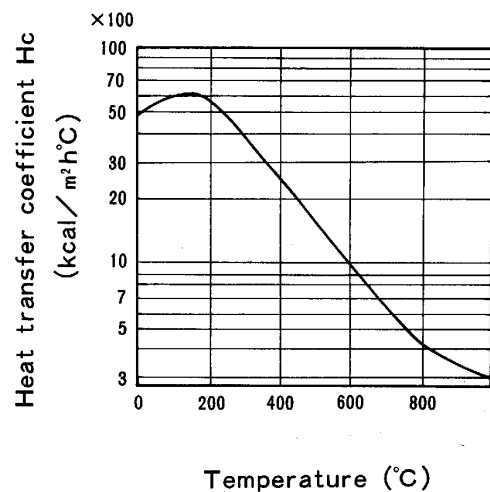


Fig. 4. Relation of heat transfer coefficient to temperature in on-line accelerated cooling.

幅中央部において Fig. 4 に示すようになっている。  
 スラブ加熱から制御圧延、制御冷却までの自然空冷中、側面も冷却されるので、板幅エッジ部付近は中央部より

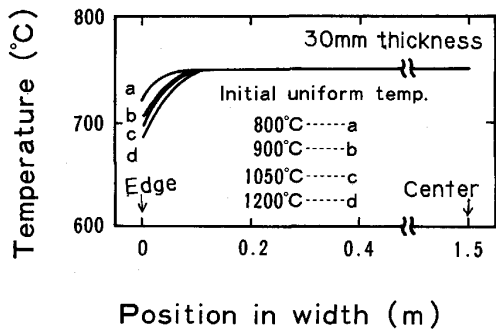


Fig. 5. Initial temperature distribution in on-line accelerated cooling.

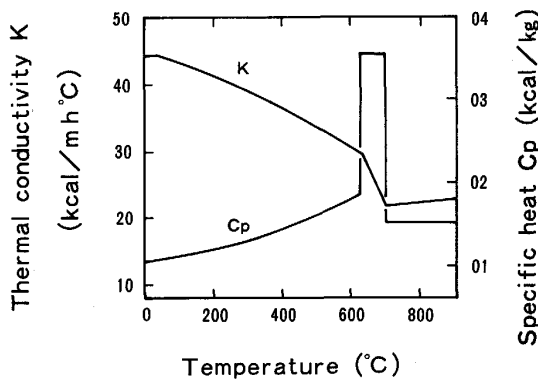


Fig. 6. Relation of thermal conductivity and specific heat to temperature.

も低温になる。この影響を調べるため、制御冷却開始直前の温度分布を次に述べるような方法で伝熱解析により検討した。均一に加熱された厚板を750°Cまで放冷した時の温度分布を計算した。その計算結果をFig. 5に示す。初期温度が900°C以上になると、750°Cまで冷えるのにある程度の時間が経過し、ほぼ定常温度分布パターンになるので放冷後の温度分布はほとんど初期温度の影響を受けなくなる。また、エッジ部が中央部よりも約50°C低い温度分布であるのは、代表的な現場の测温データとも一致している。伝熱計算において制御冷却開始時の温度分布として、一般的なスラブ加熱温度条件に相当する1050°Cから放冷した場合の750°Cにおける温度分布(C分布)を採用した。伝熱解析には、文献8)を参考にし、相変態を考慮してFig. 6に示す熱伝導率および比熱を用いた。

2.3 熱応力解析

キャンバーを支配するのは長手方向応力と長手方向歪みのみと考え、一次元熱応力解析を行った。その際完全弾塑性材料モデルを用いた。計算に用いた機械的物性値としてヤング率は文献9)を参照し、降伏応力、線膨張

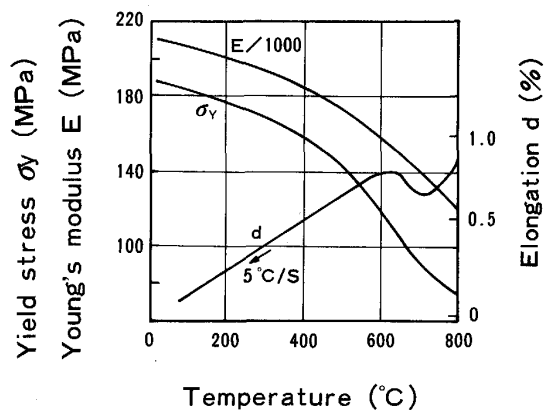


Fig. 7. Mechanical properties.

係数は実験により求めた。これらの測定結果をFig. 7に示す。

計算対象は板幅の半分であり、14要素に分割した。2.2節で述べた伝熱解析で得られる温度履歴に対して熱応力を差分法によって計算した。温度変化の激しい表面では細かく、温度変化の緩やかな中心部では粗くなるように工夫した。

一定温度での応力緩和はクリープ挙動と密接な関係がある。クリープ歪み速度は歪み硬化理論を用いると次式のように表される<sup>10)</sup>。

$$\dot{\epsilon}_c = c \cdot \sigma^m \cdot (\epsilon_c)^n \dots\dots\dots (2)$$

$\dot{\epsilon}_c$ : クリープ歪み速度

$\epsilon_c$ : クリープ歪み

ここで  $\sigma$ : 応力

$c, m, n$ : 定数

厚板製品(0.14% C, 1.5% Mn, 0.5% Siの50 kgf/mm<sup>2</sup>クラス)からASTM-F型試験片(平行部φ6 mm×30 mm)を採取し、引張りによる応力緩和試験を、500°C~800°Cのおおのの一定温度下で行い、応力、時間線図から(2)式のパラメーター  $c, m, n$  を決定した。その結果をTable 1に示す。このパラメーターの値を用いて(2)式から計算により求めた応力緩和曲線と応力緩和試験の実験点をFig. 8に示す。両者はよく一致し、(2)式により、応力緩和をよく表すことができることがわかる。

応力緩和はクリープ歪み増分  $\Delta\epsilon_c$  として、次式による各要素の全歪み増分  $(\Delta\epsilon)_i$  の計算の中に考慮した。

$$(\Delta\epsilon)_i = \Delta\epsilon_0 - \alpha_i \cdot (\Delta T)_i - (\Delta\epsilon_c)_i \dots\dots\dots (3)$$

ここで、添え字  $i$  は要素番号を示す ( $i=1, 14$ )

$\alpha_i$ : 線膨張係数

$(\Delta T)_i$ : タイムステップ間の温度変化

熱応力の計算の流れ図をFig. 9に示す。

Table 1. Characteristics of stress relaxation.

Temperature (°C)	C (1/s)	m	n
500	$1.9 \times 10^{-22}$	9.0	-1.0
600	$1.1 \times 10^{-16}$	6.4	-1.0
700	$9.4 \times 10^{-14}$	5.0	-1.0
800	$2.3 \times 10^{-11}$	3.0	-1.0

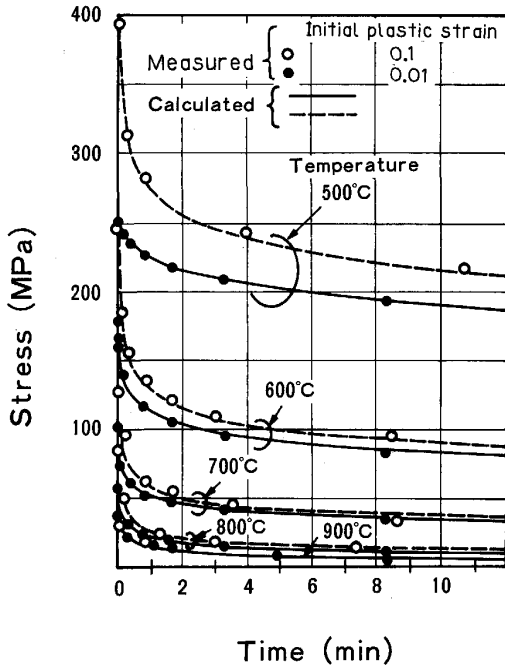


Fig. 8. Stress relaxation curve.

- (1) 初期温度  $T_0$  と初期応力を与える。
  - (2) 各タイムステップ  $N$  ごとに温度  $T$  を計算する。
  - (3) 平均的な歪み増分  $\Delta\epsilon_0$  を設定する。
  - (4) 各要素の応力  $\sigma_i$  を計算する。その際、各要素の応力と歪みは一定であるとした。
  - (5)  $\sigma_i$  の積分値  $F$  が零になるまで、 $\Delta\epsilon_0$  の値の修正をしながら(3)~(5)のステップを繰り返す。
- そして、次のタイムステップ  $N$  に進み、温度が  $30^\circ\text{C}$  均一になるまで、これらの計算を続ける。

### 3. 解析結果と考察

#### 3.1 制御圧延材の残留応力

制御圧延後空冷のみで水冷されない場合には、ほぼ均一に冷却が進行するので、制御圧延直後の応力分布と応力緩和挙動が残留応力を支配する。そして空冷中、応力緩和によりどの程度応力が減少して、冷却後に応力が残留するかを検討した。

##### 3.1.1 圧延による応力分布

板圧延の場合、通常圧延荷重によるロールたわみが存在するため、多少なりとも板幅方向の不均一変形（不均

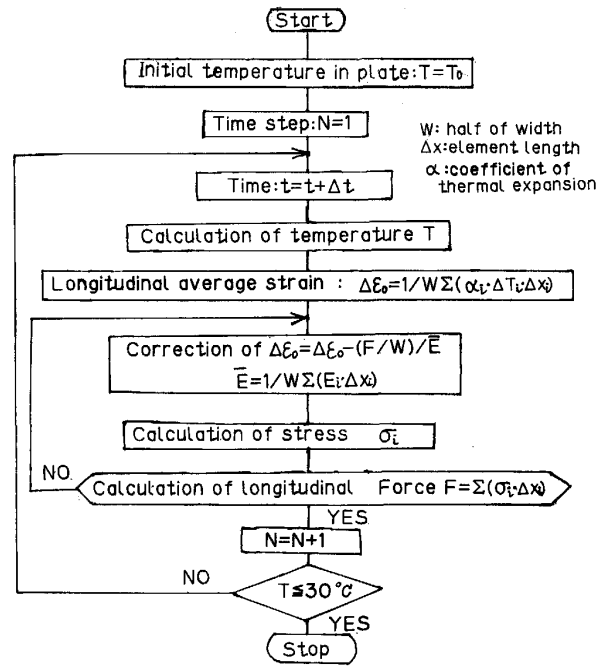


Fig. 9. Calculation flow of residual stress.

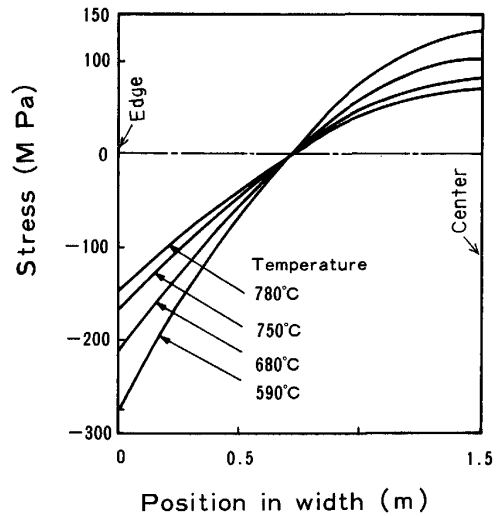


Fig. 10. Residual stress distribution in width just after controlled rolling.

一圧下)は避けられない。この不均一変形により生じる残留応力分布は板幅、圧下率、ロールクラウン、圧延機の剛性などの影響を受け、種々のパターンが存在する<sup>11)</sup>が、解析を容易にするため2次曲線分布を仮定した。この内部応力分布の最大値と最小値の差は、圧延仕上げ時の歪み速度下での降伏応力<sup>12)</sup>の大きさになり得ると考えると、圧延直後に生ずる内部応力は各圧延仕上げ温度  $780\sim 590^\circ\text{C}$  に対して最大で Fig. 10 のような分布を有するであろう。すなわち、低温仕上げ圧延になるほど、大きな応力が圧延直後に存在することになる。

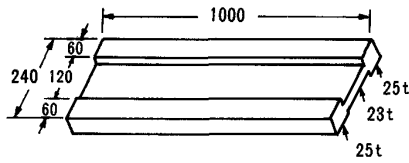


Fig. 11. Test specimen for non-uniform rolling.

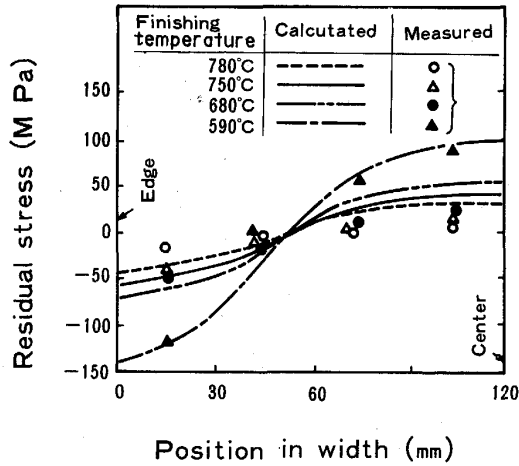


Fig. 12. Influence of finishing temperature in controlled rolling on residual stress.

3・1・2 熱間不均一圧延材の残留応力

厚板製造プロセスにおいて、圧延直後の内部応力は、一般に応力緩和のため小さな量しか残留しないと考えられている。しかし、圧延仕上げ温度の低い制御圧延後に制御冷却を行う場合には、十分な応力緩和が行われず、制御冷却中に発生する応力だけでなく、制御冷却前の応力状態も冷却後の残留応力を決定する可能性が高い。

そこで、Fig. 11 に示す形状の試験材を用いて高温において内部応力を導入し、圧延温度の残留応力への影響を調べた。板厚不均一を有する試験材を全体が均一な20 mm厚まで実験用熱間圧延機を用いて熱間圧延を行った。放冷後、長さ方向8条、等分に鋸切断し、その長さ変化をコンタクトタイプ歪みゲージ（ゲージ長さ100 mm）を用いて残留応力を測定した。圧延終了温度が590°C~780°Cの場合について冷却終了後に測定した残留応力分布をFig. 12に示す。

一方、熱応力解析により圧延仕上げ温度の残留応力への影響を調べ、実験結果と比較した。前節で示したFig. 10の応力を有する鋼板を、ほぼ放冷に相当する熱伝達係数10 kcal/m<sup>2</sup>・h・°C、初期温度590°C~780°Cから冷却した場合の残留応力を計算した。

Fig. 12に示すように計算結果と実測値の残留応力は良く一致しており計算の前提と方法が正しいと考えられ

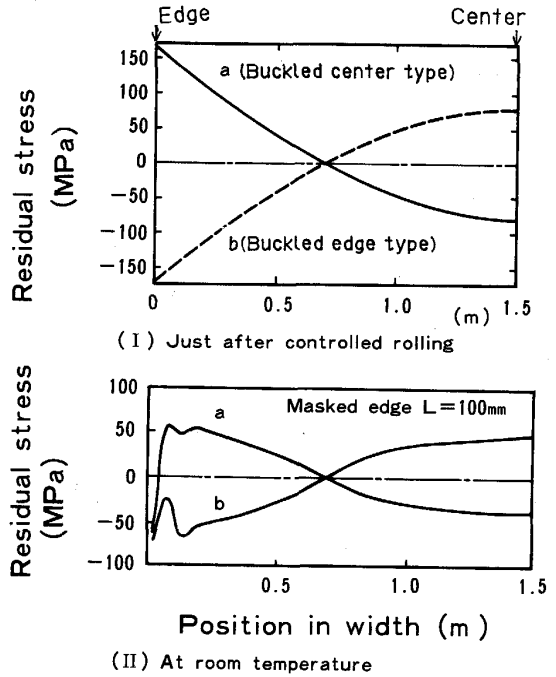


Fig. 13. Influence of non-uniform rolling on residual stress.

る。仕上げ圧延温度が高いほど、圧延直後の内部応力が小さいことと応力緩和が大きいいため、冷却後残留する応力は小さくなる。通常の制御圧延条件では仕上げ温度は680°C~780°Cであり、この場合最大残留応力と最小値の差 $\Delta\sigma_R$ は約100 MPaになることもあると推定される。また、圧延仕上げ温度が590°Cの場合、室温において $\Delta\sigma_R = 250$  MPaの大きな応力が残留する可能性がある。

3・1・3 熱間不均一圧延を受けた制御冷却材の残留応力

熱間圧延時に板幅のエッジをより強く圧下（耳波形状気味）または中央部をより強く圧下（中伸び気味）した場合導入される残留応力は2次曲線形状の仮定と、引張りと圧縮がバランスする条件から、圧延直後の内部応力はFig. 13-(I)のようになる。

さて、このような初期応力分布a, b (Fig. 13)を持つ鋼板を750°Cから550°Cまでエッジ水切り100 mmで制御冷却した場合、室温になった時の残留応力分布の計算結果はFig. 13-(II)になる。中伸び気味に圧延されるとエッジに発生した引張りの応力が、水冷不均一により生ずる圧縮の応力を相殺して小さな残留応力にする。エッジから約100 mmの付近での負の残留応力勾配は、bに比べてaの方が小さいので、この部分の条切りキャンバーは小さく、好ましい条件と考えられる。

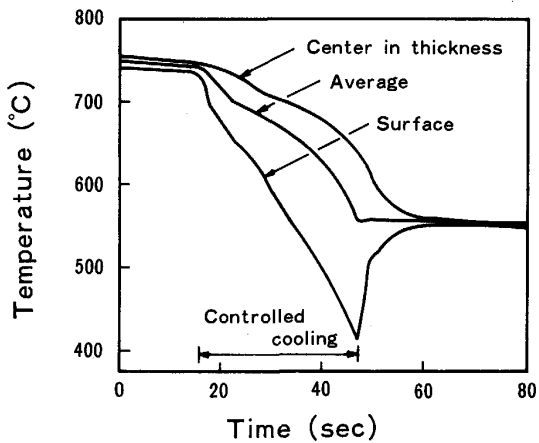


Fig. 14. Thermal history at the center in width of controlled cooled plates.

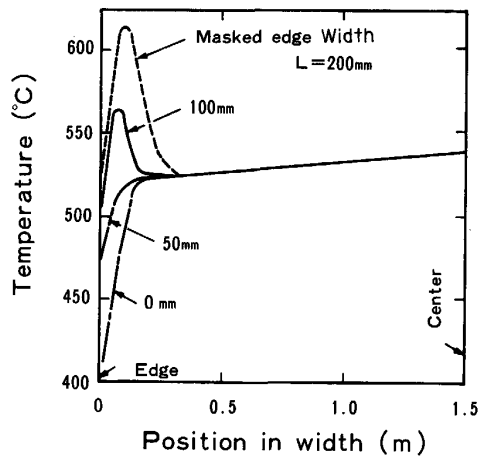


Fig. 15. Temperature distribution in width at 1 min after on-line accelerated cooling.

### 3.2 制御冷却材の残留応力と条切りキャンバー

制御圧延時には均一に変形され、応力が発生していないものとした。制御冷却時のエッジ水切り条件、制御冷却開始温度および停止温度の残留応力と残留応力勾配への影響を検討した。

#### (1) 温度履歴

制御冷却時の温度履歴の計算結果を Fig. 14 に示す。制御圧延された鋼板は約 15 s の自然空冷後、Fig. 4 に示す熱伝達率条件の制御冷却においては、板厚 30 mm の場合  $5\sim 10^{\circ}\text{C}/\text{s}$  の冷却速度で  $750^{\circ}\text{C}\sim 550^{\circ}\text{C}$  まで加速冷却される。水冷停止後、表層部の温度は約 20 s で復熱して、板厚全体の温度はほぼ均一になる。

#### (2) エッジ水切り量の影響

Fig. 15 は、水冷停止後 1 min 経過した時の板幅方向温度分布を示す。エッジ水切り幅  $L=0\text{ mm}$  の場合、水冷中に側面も自然放冷条件で冷却されるので、さらに

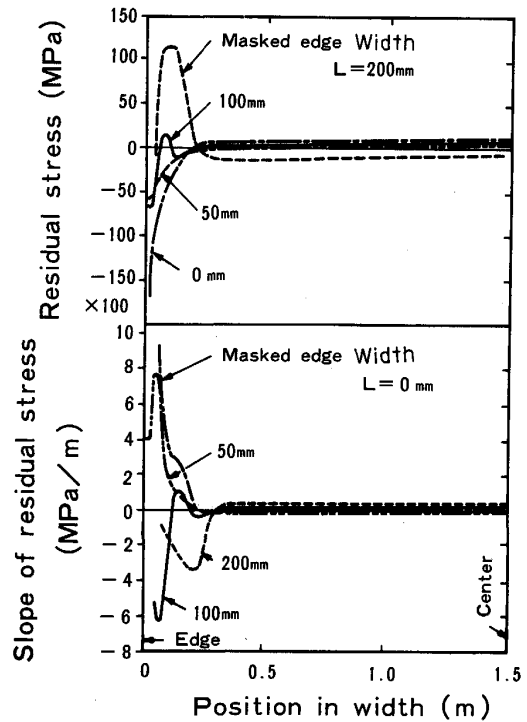


Fig. 16. Distribution of residual stress and its slope.

エッジ部の温度低下の大きい温度分布になる。

$L=100, 200\text{ mm}$  の条件の場合エッジから 100 mm までの部分の温度は水切りの作用で高温になる。また冷却水の横流れによる 2 次冷却効果のため、一般に中央部からエッジに行くにつれて、なだらかに低くなる温度分布になる。

Fig. 16 は、各種のエッジ水切り幅に対応して冷却した時の残留応力分布と残留応力の板幅方向勾配  $\Delta\sigma/\Delta x$  の分布を示す。Fig. 16 の残留応力分布は Fig. 15 の温度分布に比較的似たパターン傾向になっている。

エッジ水切り量  $L=0\sim 50\text{ mm}$  (75 mm) の場合、エッジ部の条切りキャンバーは、 $(\Delta\sigma/\Delta x) > 0$  であるので、外側に凸形状になる。一方、 $L=100\sim 200\text{ mm}$  の場合、 $(\Delta\sigma/\Delta x) < 0$  になり内側に凸形状の条切りキャンバー変形になる。このようにエッジ水切り幅によって条切りキャンバーの符号が異なってくる。

2.1 節より許容される残留応力勾配  $(\Delta\sigma/\Delta x) = 250\text{ MPa}/\text{m}$  とすると、エッジ部の 100 mm 程度は製品とならず切り捨てねばならない。この条切りキャンバー限界を超え切り捨てられる板幅端部の範囲  $a_c$  (mm) は Fig. 16 に示した残留応力勾配分布より、種々のエッジ水切り幅条件に対して求められる。

Table 2 の上方 5 段に示すように、エッジ水切り幅 75 mm の場合に  $a_c$  は最小になり、条切りキャンバー対

Table 2. Relation of zone width with the slit camber over the limit level to the conditions of on-line accelerated cooling and controlled rolling.

OLAC		Masked edge width (mm)	Zone width with the slit camber over the limit (mm)				
Initial temp. (°C)	End temp. (°C)		70	100	150	200	250
750	550	0	[Bar chart showing width ~150]				
750	550	50	[Bar chart showing width ~100]				
750	550	75	[Bar chart showing width ~80]				
750	550	100	[Bar chart showing width ~100]				
750	550	200	[Bar chart showing width ~250]				
800	550	100	[Bar chart showing width ~150]				
600	550	100	[Bar chart showing width ~100]				
750	500	100	[Bar chart showing width ~100]				
750	600	100	[Bar chart showing width ~100]				
750	550	100	[Bar chart with hatched pattern] (Buckled edge)				
750	550	100	[Bar chart with hatched pattern] (Buckled center)				

策上最適条件と考えられる。

### (3) 制御冷却開始および停止温度の影響

エッジ水切り幅  $L = 100$  mm, 制御冷却停止温度  $550^\circ\text{C}$  で, 制御冷却開始温度  $800^\circ\text{C}$  と  $750^\circ\text{C}$  の場合の残留応力を計算し, 許容残留応力勾配から求めた  $a_c$  を比較した。Table 2 に示すように制御冷却開始温度が高くなると,  $a_c$  は大きくなる。

また, エッジ水切り幅  $L = 100$  mm, 制御冷却開始温度  $750^\circ\text{C}$  で, 制御冷却停止温度  $500^\circ\text{C}$  と  $600^\circ\text{C}$  の場合の残留応力を計算し, 許容残留応力勾配から求めた  $a_c$  を比較した。Table 2 に示すように制御冷却停止温度が低くなると  $a_c$  は大きくなる。制御冷却開始温度が低いか, あるいは停止温度が高く, 制御冷却時間の短い条件の場合には, 残留応力, 残留応力勾配ともに小さくなり, 条切りキャンバーも小さいと考えられる。

計算結果 Fig. 13 について残留応力勾配から  $a_c$  を求め, 制御冷却時の不均一変形の影響を調べた。

Table 2 の下方2段に示すように板幅端部圧下量の大きな圧延では, 中央部圧下利用の大きな圧延よりも  $a_c$  は大きい。したがって, 板幅中央部圧下量をやや大きくして中伸び形状気味に圧延するとエッジ水切り幅  $100$  mm,  $750^\circ\text{C}$  から  $550^\circ\text{C}$  までの制御冷却条件では条切りキャンバーを小さくできると考えられる。

## 4. 実機における制御冷却材の条切り試験

実際の制御冷却設備において, 板厚  $15$  mm, 板幅  $3.1$  m, 長さ  $13$  m の鋼板を用いて  $750^\circ\text{C}$  から  $550^\circ\text{C}$  まで制御冷却を行い, 条切り試験を実施した。Fig. 17 は放射温度計による水冷停止時の温度分布の測定結果である。条切りは両エッジ部  $50$  mm を除いて  $300$  mm 幅の条  $10$  本にフレームバーナーで切断した。残留応力はコンタク

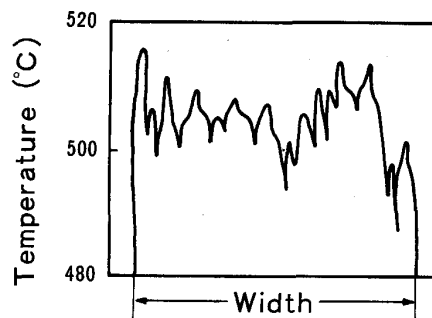


Fig. 17. Measured temperature distribution just after on-line accelerated cooling.

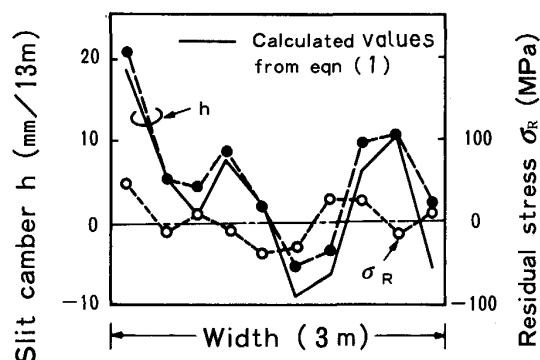


Fig. 18. Experimental results of slit camber and residual stress in actual on-line accelerated cooling.

トタイプ歪みゲージにより板長さの中央部, 各条幅の中央部で測定した。

条切りキャンバーの測定結果 (●印) と残留応力の測定結果 (○印) を Fig. 18 に示す。また, この残留応力  $\sigma_R$  の勾配を用いて(1)式により条切りキャンバー  $h$  を求めた結果を Fig. 18 中に実線で示す。この(1)式から求めた  $h$  と実測した  $h$  は非常に良く一致する。条切りキャンバーは長手方向の残留応力分布に支配され, (1)式から求められることが確認された。

## 5. 結 論

厚鋼板の条切り時に発生するキャンバー問題に関して, 残留応力の観点から制御圧延および制御冷却の操業条件の影響を検討した。

(1) 実機の試験により, 条切りキャンバーは鋼板の長手方向残留応力の板幅方向勾配に比例することが確認された。

(2) モデル実験と熱応力解析結果によると, 制御圧延時の不均一変形によって導入される残留応力は, 通常の仕上げ圧延温度  $680^\circ\text{C} \sim 780^\circ\text{C}$  の場合には最大  $100$  MPa/m 程度, 放冷後室温において残留する。しか

も、仕上げ圧延温度が低いほど残留応力は大きい。従って実機における条切りキャンパーへの圧延条件の影響は無視できない。

(3) 中伸び気味に制御圧延を行うと、制御冷却中のエッジ部過冷により発生する残留応力を減少させるので条切りキャンパーは小さくなる。

(4) 応力緩和を考慮した長手方向の熱応力解析の結果、残留応力勾配の大きさから条切りキャンパーを評価し、次のことがわかった。

(a) 厚鋼板の制御冷却 (750°C~550°C) において均一冷却のために行われる板幅エッジ水切りの条件には、最適値が存在する。板厚 30 mm の場合には条切りキャンパー対策上エッジ水切り幅は 50 mm~75 mm が適切である。

(b) 制御冷却開始温度が低く、停止温度が高い方が冷却時間が短く、より均一な温度で水冷停止できるので、小さな残留応力になり、従って条切りキャンパーを小さくできる。

## 文 献

- 1) 国岡計夫, 上野 康, 神尾 寛, 滝川信敬, 平部謙二, 有方和義: 鉄と鋼, 68 (1982), S 511
- 2) 大友郎紀, 安永繁信, 中尾正和, 田中 毅, 秋山憲昭, 大番屋嘉一: 鉄と鋼, 69 (1983), S 1150
- 3) 大友郎紀, 高塚公郎, 高橋出雲男, 秋山憲昭, 大番屋嘉一: 鉄と鋼, 70 (1984), A 193~A 196
- 4) 神尾 寛, 上野 康, 吉原直武, 平部謙二, 大尾和彦, 滝川信敬: 鉄と鋼, 70 (1984), A 197~A 200
- 5) 中村秀夫, 柳原英矩, 橋崎誠治, 加藤正夫, 有吉敏彦: 鉄と鋼, 70 (1984), A 201~A 204
- 6) 吉原直武, 神尾 寛, 大尾和彦: 鉄と鋼, 71 (1985), S 338
- 7) 松崎捷成, 土岐正弘, 山本政尚: 鉄と鋼, 71 (1985), S 1174
- 8) Physical constants of Some Commercial Steels at Elevated Temperatures, ed. by The British Iron and Steel Research Association, Butterworth Scientific Publications, London (1953), p. 4
- 9) 金属材料の弾性係数 (日本機械学会編) (1980), p. 88
- 10) F. K. G. ODQVIST and J. HULT: クリープ強さの理論 (1980), p. 202 [培風刊]
- 11) 湯川伸樹, 石川孝司, 戸澤康壽: 塑性と加工, 28 (1987) 312, p. 28
- 12) 圧延理論とその応用 (日本鉄鋼協会編) (1975), p. 110 [誠文堂新光社]