

# 連続焼鈍ライン通板材の延性に及ぼす 張力とロール曲げの影響

的場 哲\*・青木 至\*<sup>2</sup>・柴田 充蔵\*<sup>3</sup>・水山 弥一郎\*<sup>4</sup>

Effect of Strain Induced by Hearth Rolls and Tension on Ductility of Strip  
Processed on Continuous Annealing and Processing Line

Tetsu MATOBA, Itaru AOKI, Juzo SHIBATA and Yaichiro MIZUYAMA

**Synopsis** : Unlike the steel strip annealed in the laboratory, the strip processed on continuous annealing and processing line (C.A.P.L.) contains considerable dislocation. Such dislocation, or plastic strain, is considered to deteriorate the ductility of continuously annealed material.

Since the strip near the soaking furnace is softened, the effect of strip tension is considerably large. Therefore, assuming that C.A.P.L. also functions as a tension leveler, the relationship is obtained between the amount of plastic strain, which is imparted to the strip, and the strip tension with respect to roll diameters. As a result, the strip is stretched each time it passes between rolls. The experiment shows that the amount of strain imparted to the strip is proportional to the degree of deterioration in the total elongation.

In order to improve the mechanical properties of continuously annealed material, it is effective to reduce strip tension and increase roll diameters. In particular, if the strip tension:  $\alpha$  is maintained below the certain value obtainable by the next equation,  $\alpha \leq D\alpha_e^2/2hE$ , where  $D$ : roll diameter,  $\alpha_e$ : yield stress,  $h$ : thickness of strip and  $E$ : modulus of elasticity, there exists a condition which practically enables no-strain annealing where strain does not accumulate even when the strip passes between rolls.

**Key words** : heat treatment; continuous annealing; cold rolled product; ductility; strain; bending; tension; tension leveler; dislocation, hearth roll.

## 1. はじめに

初期の連続焼鈍法では自動車用途などのプレス加工用の軟質鋼板を得るのが困難であったが<sup>1</sup>, 製鋼, 熱延, 冷延, 焼鈍の全工程を抜本的に見直すことにより, 今や箱型焼鈍法を置き換えてしまうところまできている。

その研究の過程で, 連続焼鈍では熱サイクルだけでなく, 焼鈍ライン内のロール径および張力の影響も考慮する必要があることがわかってきた。焼鈍ライン下流側にある過時効炉内(300~400°C)のロール曲げ応力(弾性範囲)が材質に影響を与えることはすでに知られていたが<sup>2)</sup>, より高温側の均熱炉内ロールや張力が材質に及ぼす影響については, 論じられていない。

本研究では, 高温におけるひずみと鋼板の延性の関係を調べた。張力下のロール曲げて鋼板が塑性変形して延伸し, その塑性ひずみ量に比例して延性劣化が生じることがわかり, 材質劣化を抑える条件を提案することができた。

## 2. 実験方法および結果

### 2・1 供試材の高温特性と通板条件

主な検討を熱延巻取温度 $CT \approx 700^\circ\text{C}$ ,  $C \approx 0.04\text{mass}\%$ のAl-killed鋼でおこない,  $CT \approx 600^\circ\text{C}$ ,  $C \approx 0.004\text{mass}\%$ の極低炭素Ti-killed鋼も対象に含めた。

高温における降伏応力 $\sigma_e$ は, 圧延率75%の冷間圧延板を高温引張試験機にかけ, 板温を所定温度に60s保持後, ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = 3 \times 10^{-3}\text{s}^{-1}$ で求めた。Fig. 1に結果を示す。図には原ら<sup>3)</sup>が求めた弾性係数 $E$ の温度依存性も示す。 $E$ は成分やひずみ速度に依存しないと報告されている。

実機のひずみ速度はロール間の変形では $\dot{\epsilon} \sim 10^{-4}\text{s}^{-1}$ , ロール上では $\dot{\epsilon} = 10^{-2} \sim 10^{-3}\text{s}^{-1}$ である。

### 2・2 連続焼鈍ライン通板材の転位観察

実験室で得られた熱処理条件を実機に適用すると, 実機通板材の方が硬く, 延性が劣る傾向を示すことが多い。

焼鈍後で調質圧延前の実験室材と実機材について, 表面,

平成6年6月20日受付 平成7年2月10日受理 (Received on June 20, 1994; Accepted on Feb. 10, 1995)

\* 新日本製鉄(株)名古屋製鉄所 (Nagoya Works, Nippon Steel Corp., 5-3 Tokaimachi Tokai, 476)

\* 2 日本鉄鋼協会 (The Iron and Steel Institute of Japan)

\* 3 新日本製鉄(株)名古屋技術研究部 (Nagoya R&D Lab., Nippon Steel Corp.)

\* 4 (株)日鉄テクノリサーチ (Nippon Steel Technoresearch Corp.)

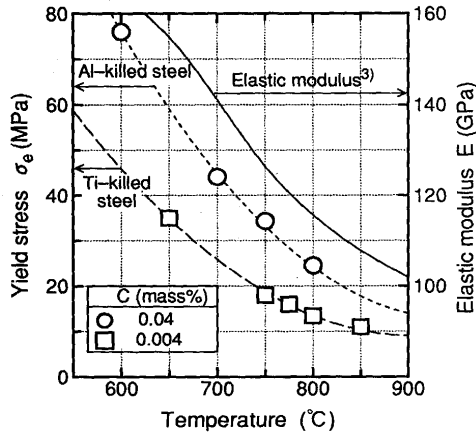


Fig. 1. Variation of yield stress and elastic modulus with temperature. (Yield stress was measured at the strain rate of  $3 \times 10^{-3} \text{s}^{-1}$ )

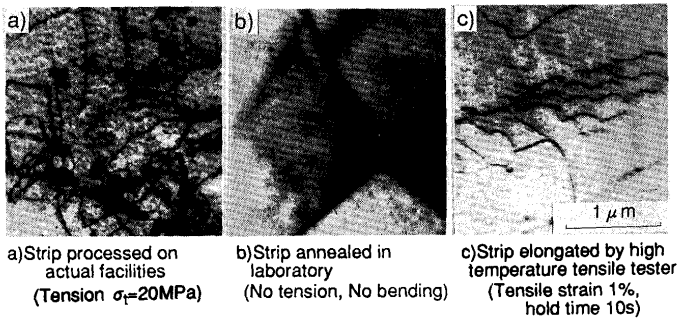


Fig. 2. Transmission electron micrographs of dislocation of continuously annealed strip. (Al-killed steel, C=0.04mass%, h=0.8mm, Annealing temp.=800°C.)

板厚1/4, 板厚中心部の透過電子顕微鏡観察をおこなった。いずれの条件, 測定場所においても実験室材には転位がほとんど無いのに, 実機材では大量の転位が見出された。Fig. 2に板厚中心部の観察例を示す。

Fig. 2cには高温引張試験機でひずみを1%与え, 10s保持した結果を示す。実機材に似て転位が多い。実機の焼鈍時間なみの60sまで保持しても転位は消えない。この転位が硬さの上昇, 延性の劣化の原因と考えられた。

### 2.3 ひずみの付与実験

実機なみのロール径と張力を備えた連続焼鈍の実験装置を作るのが実験技術上, コスト上困難だったので, 簡易的な次の二つの実験でひずみの影響を調べた。

#### (1) 実験 I (Fig. 3)

焼鈍中の板を炉外に取り出してひずみを与えた。再結晶温度以上でひずみを与える条件(650~700°C)としたが, 空冷中なので保持時間はとれていない(Fig. 3a)。

引張ひずみは, 試験片に重りをぶら下げて与えた。曲げひずみは, 温度確保を優先するため保温したパイプ(直径D=200mmφ)に厚さh=0.6mmの板を無張力で繰り返し押し付けて与えた(Fig. 3b)。1回曲げて平らに曲げ戻す時間は0.5s

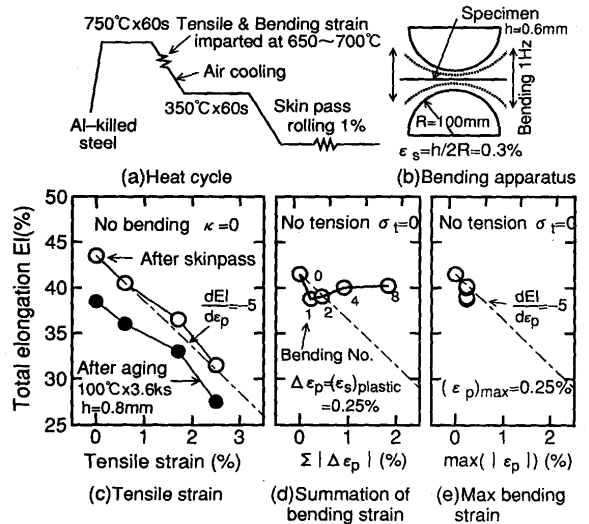


Fig. 3. Effect of strain on total elongation deterioration and comparison of calculation method of bending strain.

で1~8回繰り返し曲げを与えた。Fig. 3bの上下パイプに押し付けられるたびに曲げひずみ  $\epsilon_b (=h/D)$  が  $\pm 0.3\%$  繰り返し加わる。

Fig. 3cに示すように, 引張ではひずみ量1%当たり全伸びで5%程度の延性劣化がみられる。一方, Fig. 3dに示す曲げでは, 劣化が曲げ回数に依存していない。曲げの多い所で延性が回復しているようにも見えるが, 測定ばらつきの範囲内と考えられる。Fig. 3dの横軸は曲げひずみの塑性成分が曲げ毎に蓄積するとした指標である。

Fig. 3eは, 曲げひずみの塑性成分の最大値で整理し直したものである。横軸の変動範囲が少ないが, 引張ひずみでの材質劣化傾向に近いともいえる。塑性ひずみの計算法は次の章で議論する。

#### (2) 実験 II (Fig. 4)

前の実験では保持時間がとれてないが, 実機でひずみが入る場合, 焼鈍時間(30~60s)の半分程度の保持時間が期待できる。これを模擬するために, 再結晶後の板に室温で圧

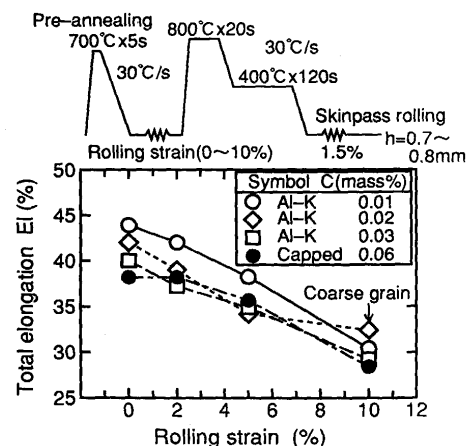


Fig. 4. Effect of strain by suspended annealing on elongation of strip.

延ひずみを付与し、それを再度、焼鈍して延性の変化を調べた。Fig. 4 に結果を示す。

ひずみ量(伸び率) 1% 当たり全伸びが1.5%程度劣化している。実験 I に比べて劣化が少なく、ひずみの回復が起きていることを示すが、元の状態には戻っていない。

ひずみが大きい条件で、2次再結晶により結晶粒が粗大化した。結晶粒の粗大化現象は、実機で極低炭素鋼を通板するときしばしば発生しており、実機でも大きいひずみが入っていることが推定される。

### 3. 応力とひずみの解析

実験の結果、①連続焼鈍ラインでは板厚中央までひずみが入っている、②ひずみに比例して材質劣化が生じる、③曲げひずみも材質劣化を起こすが、曲げ回数に依存していないらしい、などの結論が得られた。これらの結論と焼鈍ライン内のひずみを結びつけるため、連続焼鈍ラインの炉内ロール配列をテンションレベラと見なし、板に入るひずみを解析した。

#### 3.1 解析に用いる仮定

- 仮定(1) 板は弾完全塑性体とし、加工硬化を無視する。
- 仮定(2) 応力は長手方向のみを考慮する。
- 仮定(3) 均熱炉付近のみを考え、一定温度(降伏応力一定)で張力、曲率も同一であるとする。
- 仮定(4) ロール間でのクリープ変形は無視する。

仮定(2)について、検討対象とした縦型の連続焼鈍ラインでは板幅縮みが無視できないので、平面ひずみ条件ではなく、幅方向応力を無視した単純曲げで解析する。

仮定(4)のクリープ変形は、板がロールに巻きつかない横型焼鈍ラインでの幅縮みが小さいので無視した。

#### 3.2 ひずみと応力の計算論理

曲げ過程にある板を板厚方向(座標 $z$ )に分割し、各層毎に引張、圧縮変形を受けると考える。 $\epsilon(z)$ を板厚中心から $z$ の位置にある層の長手方向ひずみとすると、板曲率 $\kappa$ と板厚中心部のひずみ $\epsilon_c$ から、

$$\epsilon(z) = \epsilon_c + \kappa z \quad \dots\dots\dots (1)$$

と書ける。ここで、 $\kappa=1/R$ で $R$ はロール半径。

式(1)のひずみに弾完全塑性体の応力ひずみ関係を適用し、各層毎の長手方向応力 $\sigma(z)$ を求める。これが、単位断面積当たりの通板張力 $\sigma_t$ と釣り合う条件、

$$\sigma_t = \frac{1}{2a} \int_{-a}^a \sigma(z) dz \quad \dots\dots\dots (2)$$

から、板厚中心ひずみ $\epsilon_c$ が求まる<sup>4)</sup>。aは板厚 $h$ の半分で $a=h/2$ 。

後の議論のために弾性係数 $E$ と降伏応力 $\sigma_e$ を用いて、降伏ひずみ $\epsilon_e$ 、降伏曲率 $\kappa_e$ を次のように定義し、これらから張力

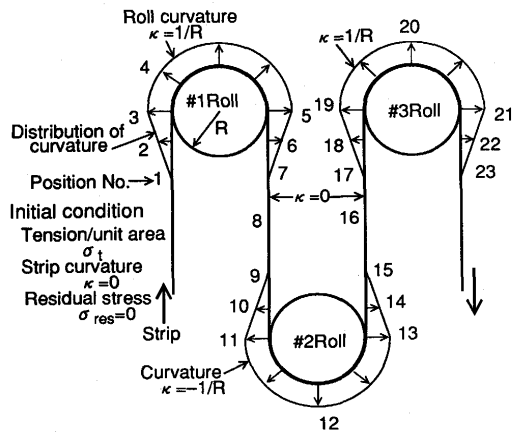


Fig. 5. Distribution of curvature in a continuous annealing and processing line.

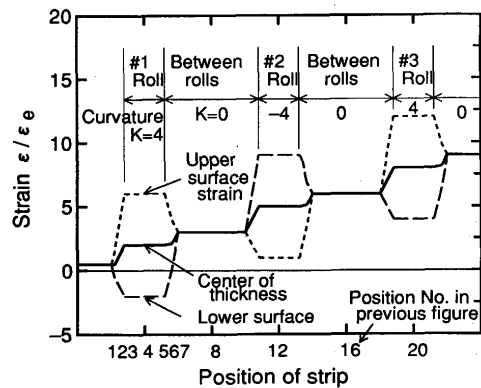


Fig. 6. Strain changes along the strip pass line. (Tension  $T = \sigma_t / \sigma_e = 0.5$ , Roll curvature  $K = \kappa / \kappa_e = 4$ .)

$\sigma_t$ 、曲率 $\kappa$ 、ひずみ $\epsilon$ を無次元化表示する。

$$\epsilon_e = \sigma_e / E, \quad \kappa_e = \sigma_e / aE = 2\sigma_e / hE \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$T = \sigma_t / \sigma_e, \quad K = \kappa / \kappa_e, \quad e = \epsilon / \epsilon_e \quad \dots\dots\dots (4)$$

また、座標、応力も $Z=z/a$ 、 $S = \sigma / \sigma_e$ と定義する。

Fig. 5 に連続焼鈍ラインを通過する板の曲率変化を模式的に示す。Fig. 6 には張力 $T=0.5$ 、曲率変化 $K = \pm 4$ を例に、板厚中心と表裏面のひずみを上記理論に基づいた数値解析プログラム<sup>5)</sup>で計算して示す。表裏面に曲げひずみが入りながら板全体として伸びてゆく。

#### 3.3 板厚中心部の延伸量

焼鈍温度が一定で、曲率 $K$ と張力 $T$ が一定の場合には、弾性域近くを除いて解析解がある。数値計算より見通しがきくので、以下は解析的な方法で検討を進める。

Fig. 5 の#1ロール上の位置4から、板が曲げ戻しと逆曲げを受け、#2ロール上の位置12まで進行した場合を考える。#1、#2ロール上の板厚内のひずみ分布は式(1)であり、Fig. 7 a のような関係にある。無次元化表示して、

$$e_1(Z) = e_{c1} + KZ, \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$e_2(Z) = e_{c2} - KZ. \quad \dots\dots\dots (6)$$

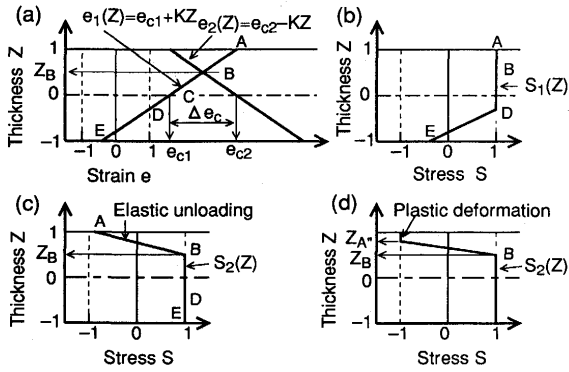


Fig. 7. Changes of strain and stress distributions from #1 roll to #2 roll. ((a) Strain distribution on #1 & #2 roll, (b) Stress on #1 roll, (c) Stress on #2 roll, (d) Stress on #2 roll; both surface are plastically deformed.)

#1ロールから#2ロールまでのひずみ変形 $\Delta e(Z)$ は、板厚中心のひずみ増加を $\Delta e_c$ として

$$\Delta e(Z) = \Delta e_c - 2KZ \quad \dots\dots\dots (7)$$

である。ここで $\Delta e_c = e_{c2} - e_{c1}$ で、板厚中心まで塑性変形する条件 $1 < e_{c1} < e_{c2}$ を満たしているとする。

Fig. 7bに#1ロール上で張力Tと釣り合い状態にある板厚内応力分布を $S_1(Z)$ を示す。これが#2ロール上で $S_2(Z)$ になるとする。Fig. 7aにおいて式(5)と(6)が交差する板厚位置B(座標を $Z_B$ )は $\Delta e(Z_B) = 0$ より、

$$Z_B = \Delta e_c / 2K \quad \dots\dots\dots (8)$$

である。Fig. 7a,bの区間B~Eではひずみ増加領域となり、Fig. 7cのように $S_2(Z)$ は引張側で降伏応力に達する。

$$S_2(Z) = 1, \quad -1 \leq Z \leq Z_B \quad \dots\dots\dots (9)$$

一方、区間A~B( $Z_B < Z \leq 1$ )は除荷領域となる。除荷ひずみが小さいと弾性変形なので $S_2(Z)$ は除荷ひずみの一次式となり、

$$S_2(Z) = S_1(Z) + \Delta e(Z) = 1 + \Delta e_c - 2KZ \quad \dots\dots\dots (10)$$

であり、Fig. 7cに示す区間A~Bの応力分布となる。

Kが大きいと式(10)は、 $S_2(Z) \leq -1$ となり、圧縮側で降伏を始める。この位置A'の座標を $Z_{A'}$ とすると、

$$Z_{A'} = (\Delta e_c + 2) / 2K, \quad \dots\dots\dots (11)$$

である。したがって $Z_{A'} < 1$ を満たせば、Fig. 7dのように板の上下面が塑性変形する両側塑性の条件となり、

$$S_2(Z) = -1, \quad Z_{A'} < Z < 1 \quad \dots\dots\dots (12)$$

となる。 $S_2(Z)$ と式(2)よりひずみ増加 $\Delta e_c$ を得る。

片側が塑性変形するFig. 7cでは式(9)(10)を区間 $[-1, Z_B]$ 、 $[Z_B, 1]$ で積分すると $T = 1 - (2K - \Delta e_c)^2 / 8K$ となり、

正負に注意して $\Delta e_c$ について解くと、

$$\Delta e_c = 2K - 2\sqrt{2K(1-T)} \quad \dots\dots\dots (13)$$

両側塑性のFig. 7dでは式(9)(10)(12)を積分して、 $T = (Z_B + Z_{A'}) / 2 = (\Delta e_c + 1) / 2K$ であるから、

$$\Delta e_c = 2KT - 1, \quad \dots\dots\dots (14)$$

となる。式(14)は曾田が示した式である<sup>6)</sup>。

任意の#iロールから#i+1ロール間の応力・ひずみ変化についても、式(5)以下で添字を変え、曲率の正負に応じて座標Zの符号が逆になることに注意すれば(式(13)(14)では|K|とする)、これまでの関係式がそのまま成立する。つまり式(13)(14)は、ロール一本を通過するたびに板厚中心に加わる延伸ひずみ量である。

式(13)の片側塑性の式が成立する範囲は、 $\Delta e_c > 0$ と式(11)で $Z_{A'} \geq 1$ を用いて次のように求められる。

$$0.5 \leq T < 1 \quad 2(1-T) \leq K \leq 1/2(1-T) \quad \dots\dots\dots (15)$$

式(14)の板両表面が塑性変形する条件は、

$$K \geq 1/2T \quad \text{かつ} \quad K > 1/2(1-T) \quad \dots\dots\dots (16)$$

となり、片側塑性の式(13)より高曲率側で成立する。

また、板厚全部が弾性範囲に止まるのは、式(5)(6)のひずみが、塑性ひずみ1を越えない条件から求められ、

$$K + T < 1, \quad \dots\dots\dots (17)$$

である。式(15)~(17)に属さない領域は、板表面は塑性変形するが、パス毎には板が延伸しない( $\Delta e_c = 0$ )領域である(この領域の詳細検討には数値解析が必要)。

Fig. 8に張力Tと、曲率Kに対するロール一本当たりの(パス毎の)ひずみ量 $\Delta e_c$ を式(13)(14)を用いて計算して示す。

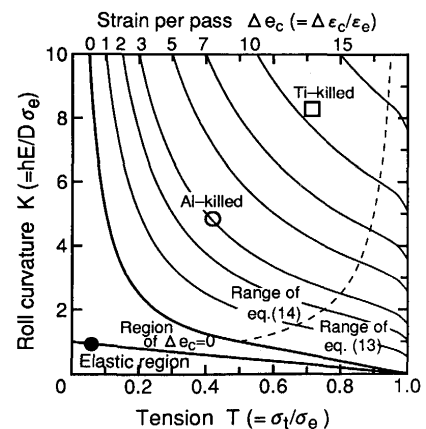


Fig. 8. The amount of plastic strain which accumulates when strip passes over a roll. (○□: Actual value of Al-killed & Ti-killed. h=0.8mm, D=800mm, annealing temp.=800°C, tension: σt=10MPa. ●: Al-killed in over aging furnace, D=1.2m, temp.=400°C)

無張力下の曲げと異なり、張力下の繰り返し曲げでは、板がパス毎に伸びてゆくことがわかる。

また、Fig. 8には実機において、Al-killed鋼とTi-killed鋼がどこにくるか例も示してある。温度が400°C以下の過時効炉は弾性変形範囲であるが、高温の均熱炉部分では、ロールを通過する毎に板が延伸してゆく条件範囲に入っている。

実機では張力が降伏応力に近く  $T \approx 1$  であると板破断の危険が増すので  $T = 0.4 \sim 0.8$  程度で操業する。したがって、実機では概ね式(14)が適用範囲になるので、以後では式(14)を主に検討をおこなう。

### 3・4 平均塑性ひずみ量の計算

本項では、材質に対応する転位量の尺度としての塑性ひずみ量を検討する。

引張のように単純な変形ではひずみの塑性成分と導入される転位量は1:1に対応すると考えられるが、除荷を含む繰り返し変形で転位量の尺度としての塑性ひずみ量をどう計算するかは検討を要する。そのとき塑性ひずみ量として、次の二つの計算方法が考えられる。

仮定(a) 転位量はひずみの絶対値の和に比例する。

ひずみ方向が繰り返し変わるとき、ひずみが塑性域に入るときに新たな転位が増殖すると考える。このとき板厚内のZの位置の塑性ひずみ量  $e_p$  は、

$$e_p = \sum |\Delta e(Z)_p| \dots\dots\dots (18)$$

となる。ここで、 $\Delta e(Z)_p$  は式(7)の塑性ひずみ成分。

仮定(b) 転位量はひずみの最大値に比例する。

一度導入された転位は、固着されない限り自由に運動できるので、曲げのように形状が元に戻る変形では、最大ひずみに対応して転位ができると、それより小さいひずみでは転位が増殖しないと考える。このときの転位に対応する塑性ひずみ量は、

$$e_p = \text{Max} |e_n(Z)_p| \dots\dots\dots (19)$$

で計算できる。 $e_n(Z)_p$  は1~nパス目のどれか。

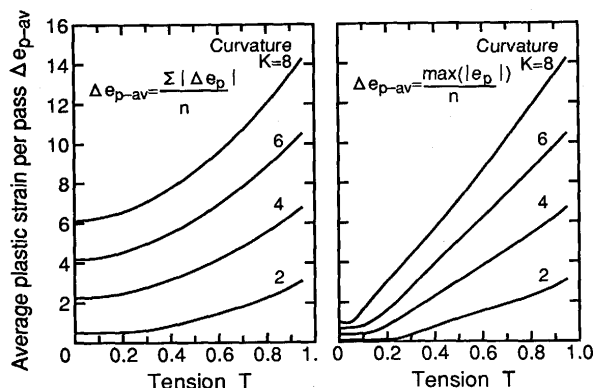
板厚中心のように一方向に延伸されてゆくときは、式(18)、(19)は同じ値になるが、純曲げでは差が大きい。

引張試験で得る材料の機械的性質は板厚全体の平均なので、塑性ひずみ量も板厚平均で考え、それを平均塑性ひずみ  $e_{p-av}$  (具体値で  $\epsilon_{p-av}$ ) としておく。

仮定(a)の式(18)を板両側が塑性変形する条件で計算すると、3.3項の議論から  $[-1, Z_B]$  の区間での塑性ひずみは  $|\Delta e_c - 2KZ|$ 、 $[Z_{A^*}, 1]$  では  $|\Delta e_c - 2KZ + 2|$  なので、これを各区間で積分し、板厚平均をとれば、1パス当たり、

$$\begin{aligned} \Delta e_{p-av} &= \Delta e_c + (K/2) [(1-Z_B)^2 + (1-Z_{A^*})^2] \\ &= (2KT-1) + K(1-T)^2 + (1/4K) \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

となる。ここで  $\Delta e_c, Z_B, Z_{A^*}$  に式(14)(8)(11)を用いた。



(a)  $e_{p-av}$  depends on strain (b)  $e_{p-av}$  depends on max. strain path, i.e. equivalent strain

Fig. 9. Average plastic strain increment per pass which corresponds to increment of dislocation density.

張力が低いときは式(20)で  $\Delta e_c = 0, Z_{A^*} = Z_B$  において、

$$\Delta e_{p-av} = K(1-1/K)^2 \dots\dots\dots (21)$$

したがって、nパス通過した板の平均塑性ひずみ  $e_{p-av}$  は、式(20)(21)のn倍として求められる。

一方、仮定(b)では、転位の増殖は形状が新たに変わるときだけ生じるので、最終的な最大ひずみは、nパスの板厚中心ひずみ分に、1パス分の曲げ塑性ひずみ分、式(20)の付加項程度を加えたものとしてできる。したがって、パス当たりになると、 $\Delta e_c > 0$  の条件で、

$$\Delta e_{p-av} \doteq (2KT-1) + K(1-T)^2/n \dots\dots\dots (22)$$

$\Delta e_c = 0$  のときには、式(21)の1パス分だけ考えて、

$$\Delta e_{p-av} = [K(1-1/K)^2]/n \doteq (K-2)/n \dots\dots\dots (23)$$

両方の式で、1/Kの項は小さいとして無視した。

この両者の仮定をもとに計算した1パス当たりの平均塑性ひずみ  $\Delta e_{p-av}$  を  $n=6$  で求め、Fig. 9に示す。張力の低い側では、仮定(a)の方が平均塑性ひずみ量は大きくなり、張力0でもパス毎にひずみが蓄積する。

## 4. 考察

前章の解析結果を実機データと比較した。まず、板が延伸される式を検討した。式(14)を具体的に延伸ひずみ量にするとローラー一本当たり次のように書ける。

$$\Delta \epsilon_c = (2h\sigma_t/\sigma_e D) - \sigma_e/E. \dots\dots\dots (24)$$

実機での延伸量の直接測定が難しいので、板幅縮みの実測値で式(24)の評価を試みた。延伸ひずみの半分程度が幅縮みに現れるとすると、板幅縮み量  $\Delta w$  は、パス数nと板幅wにより、

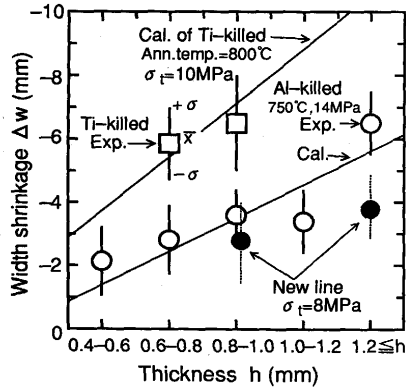


Fig. 10. Width shrinkage which occurs in continuous annealing line. (Comparison between experimental result ( $w=1.1\sim 1.3m$ ) and calculated width shrinkage ( $\Delta W = -n\epsilon_{p-av}/2, w=1220mm, n=8pass$ ))

$$\Delta w = -nw\Delta\epsilon_c/2 \dots\dots\dots (25)$$

と求まる。Fig.10には、実機の幅縮み $\Delta w$ と式(25)で求めた計算値を比較して示す。差異はあるが焼鈍中の幅縮みが、ロール曲げて説明できると考えてよいであろう。図中の黒丸は、低張力操業での実測値を示す。

また、式(24)において、 $\Delta\epsilon_c=0$ になる条件、

$$\sigma_t = D\sigma_e^2/2hE \dots\dots\dots (26)$$

に張力を下げると転位が急速に少なくなると予測され、これは、電子顕微鏡での転位観察で確認できた。

次に、平均塑性ひずみと材質の関係を検討した。連続焼鈍タイプの溶融亜鉛めっき加工用グレード(過時効は箱型焼鈍でおこなう方式で、過時効でのロール曲げの影響はない)と、これに対応するグレードの箱型焼鈍材の全伸びを比較すると、連続焼鈍材の方が延性が低く、特に板厚の大きいほど差が大きくなる。全体としての延性の差は、焼鈍プロセスの違いによる $r$ 値、結晶粒径などの影響を受けたためであろうが、差の板厚依存性は、それらでは説明できない。この全伸びの差の板厚依存性を前章で解析した塑性ひずみの影響と考えて解析した。

塑性ひずみの求め方としては、実験Iで曲げ回数に材質劣化が依存していないことや、無張力のローラレベラでは加工硬化が少ないという操業経験などから、仮定(b)の最大ひずみで評価する方が実際に近いと考えられた。

式(22)を用いて平均塑性ひずみ量を求め、Fig.11のように整理した。連続焼鈍材と箱型焼鈍材は全体として全伸びで1.5%の差があり、その上に塑性ひずみ1%当たり全伸びの

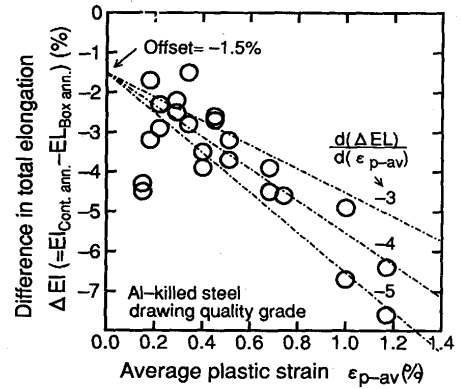


Fig. 11. Average plastic strain during continuous annealing (hot-dip galvanizing) and total elongation deterioration.

劣化が-4%程度あると認められる。

連続焼鈍ラインを新日本製鉄(株)名古屋製鉄所に新設するにあたり、低張力にすれば、材質劣化が低減されること、また、ヒートバックルと呼ばれる欠陥にも望ましいことがわかったので、新設ラインは低張力側で安定して通板できるように設計した。このラインは、自動車用の加工用鋼板を大量、且つ、安定的に製造している。また、張力が既存ラインより低いので延伸量を減らすことができ幅縮みがFig.10に例を示すように減少し、寸法精度向上にも成果をあげている。

## 5. むすび

連続焼鈍ラインは、軟化した鋼板にとって一種のテンションレベラとして働き、ロールを通過する毎に、板は延伸されてゆく。パス毎の延伸ひずみ量は両側が塑性変形するテンションレベラの理論式で計算できる。

高温で導入された塑性ひずみ1%当たりの鋼板の全伸び劣化代は4%前後と推定される。

## 文 献

- 1) 戸田健三, 権藤 永, 武智 弘, 阿部光延, 上原規正, 小宮邦彦: 鉄と鋼, 61 (1975), p.2363
- 2) 久保寺治朗, 中岡一秀, 荒木健治, 渡辺 馨, 西本昭彦, 岩瀬耕二: 鉄と鋼, 62 (1976), p.624
- 3) 原 隆啓, 高田正男, 太田邦夫, 烏谷 徹: 鉄と鋼, 49 (1963), p.1885
- 4) 久保田稔, 鈴木 弘: 塑性と加工, 12 (1971), p.671
- 5) 的場 哲, 阿高松男, 青木 至, 土井公明: 第33回塑性加工連合講演会, (1982), p.167
- 6) 曾田長一郎: 塑性と加工, 10 (1969), p.853
- 7) 的場 哲, 阿高松男, 青木 至, 神馬 敬: 鉄と鋼, 80 (1994), p.641