

## 論 文

# 極厚鋼板のザク圧着圧延条件と中心強圧下 圧延法の開発

© 1985 ISIJ

津山 青史\*・升田 貞和\*・田川 寿俊\*  
平沢 猛志\*・鈴木 治雄\*<sup>2</sup>

## Rolling Conditions for Annihilation of Micro Porosities and Development of Center-portion Heavy Reduction Rolling

Seishi TSUYAMA, Sadakazu MASUDA, Hisatoshi TAGAWA,  
Takesi HIRASAWA and Haruo SUZUKI

## Synopsis :

The authors investigated the method to get the sound heavy gauge plates only by rolling process, and developed the Low-speed Heavy Reduction Rolling process, the purpose of which was to secure the necessary temperature, time and compressive stress for annihilating micro porosities. Furthermore, taking notice that most of micro porosities are distributed in the about 50-60% region of mid-width of ingots, they have developed the Center-portion Heavy Reduction Rolling process which reduce only the high density area of micro porosities partially by the low speed and heavy reduction rolling. In such a partial rolling, the compressive stress in midthickness increases notably as a result of the binding force caused by the un-rolled edge parts and an increase in the reduction amount per pass.

It would be possible to manufacture the sound heavy gauge plates stably from the conventional ingots by the application of this developed rolling process.

### 1. 緒 言

エネルギー産業の発展に伴い、ボイラおよび圧力容器の大型化が進み、使用鋼材に要求される板厚・単重も極厚・大単重化の傾向にある。このような極厚大単重の圧延鋼板になると大型鋼塊から小圧下比で製造せざるをえないため、板厚中心部、特に鋼塊頭部から中央部相当位置の軸芯部にかけて微細空隙すなわち未圧着ザク性欠陥が残存する可能性が大きくなる。この種の内部欠陥は材料の健全性を損ない、ひいては構造物の安全性に悪影響を及ぼすため、その防止に対して種々の対策が講じられている。これらの対策は大別してザク発生の抑制とザク圧着の促進の二つに分類され、通常造塊法における鋳型設計の最適化<sup>1)2)</sup> や押湯および頭部保温状況の改善ならびに一方向凝固鑄造法<sup>3)</sup> は前者に属し、加工段階での強加工<sup>4)~6)</sup> は後者に属する。通常の造塊法ではザクが皆無であるような大型鋼塊を製造することは困難であり<sup>3)</sup>、加工段階でのザクの圧着が必須の条件となる。ザクの圧着には強度の鍛錬が効果的であることが古くから知られており<sup>4)~6)</sup>、極厚鋼板の製造に際しても、圧延に先立つ

て予備鍛錬が実施されることが多い。しかし、予備鍛錬処理は大幅な価格の上昇を伴うために極厚鋼板の経済性が損なわれていることも否定できない。

そこで、筆者らは予備鍛錬なしに圧延工程のみで健全な極厚鋼板を得ることを目的として、製鋼～造塊条件の改善<sup>1)2)</sup>と併せて、圧延法の改善に関する検討を行った。その結果、ザク圧着過程が拡散による接合過程であることに着目し、圧縮応力だけでなく拡散に必要な温度および時間の確保を要件とした低速強圧下圧延法(スラブ高温加熱前提)を考案した。そして、さらにこの考え方を一歩進め、ザク密集域のみに局部的に高圧縮応力を負荷する中心強圧下圧延法を考案した。

本報では、健全鋼板を得るために必要な圧延条件を明らかにし、ザク圧着の程度を評価する式を導くとともに、低速強圧下圧延法の有効性について述べる。また、中心強圧下圧延法の基礎特性および板厚 300 mm 鋼板の実機製造試験の結果についても述べる。

### 2. 健全鋼板を得るために必要な圧延条件

筆者らはすでに報告したように<sup>8)</sup>、プラスチックンおよ

昭和 56 年 4 月・57 年 9 月本会講演大会にて発表 昭和 59 年 5 月 23 日受付 (Received May 23, 1984)

\* 日本鋼管(株)中央研究所福山研究所 (Fukuyama Research Laboratories, Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

\*<sup>2</sup> 日本鋼管(株)中央研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

び大型鋼塊のザク密集域から切り出した鋼片を使用してザク圧着におよぼす圧延プロセスの影響に関する基礎的検討を行い、以下の結果を得た。

(1) ザクの圧着に対しては、歪みよりも最大圧縮応力の方が重要であり、板厚中心部の最大圧縮応力  $\sigma_{tmax}$  を高めるには、大径ロールで、かつ1パスの圧下量を大きくとる強圧下圧延が有効である。

(2) また、高温圧延および低速圧延もザク圧着に対し有効である。

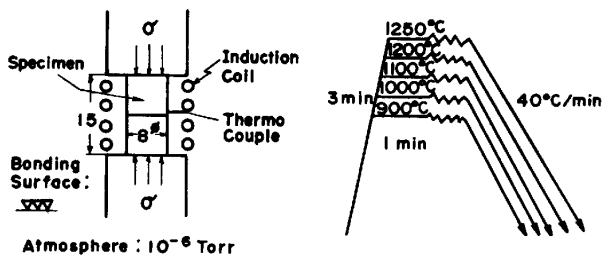
本章では、上記の結果を踏まえ、ザク圧着のメカニズムと健全鋼板を得るために必要な圧延条件を明らかにする目的で実施した実験室検討結果について述べる。

2.1 実験条件

圧着挙動におよぼす圧縮応力、温度および変形速度の影響を熱間圧縮試験機を用いて調査した。供試材は通常の 40 kgf/mm<sup>2</sup> 鋼である。熱間圧縮試験に用いた装置および熱サイクルの模式図を Fig. 1 に示す。また、実験条件を Table 1 に示す。このように、いつたん熱間圧縮した試料より引張試験片 (6 mmφ) を切り出し、圧縮軸と引張軸が一致するように室温で引張試験を実施した。圧着の程度は絞り値により評価した。

2.2 実験結果

Fig. 2 に圧縮変形時の絶対温度の逆数と絞り値の関係を示す。変形温度の上昇、変形時間の増大および最大圧縮応力  $\sigma_{tmax}$  の上昇に伴い絞り値 (すなわち圧着の程度) が向上する。また、絞り値が絶対温度の逆数と直線関係にあることから、圧着過程は熱活性化過程であることがわかる。直線の傾きから圧着の活性化エネルギーは約 40 kcal/mol となり、これは鉄の自己拡散の活性化



Atmosphere : 10<sup>-6</sup> Torr

Fig. 1. Hot compression testing equipment and experimental procedures.

Table 1. Experimental conditions.

Deforming temp. (°C)	Deforming time (s)	Max. compressive stress (kgf/mm <sup>2</sup> )
1250	0.05	5
~	~	~
900	0.5	9

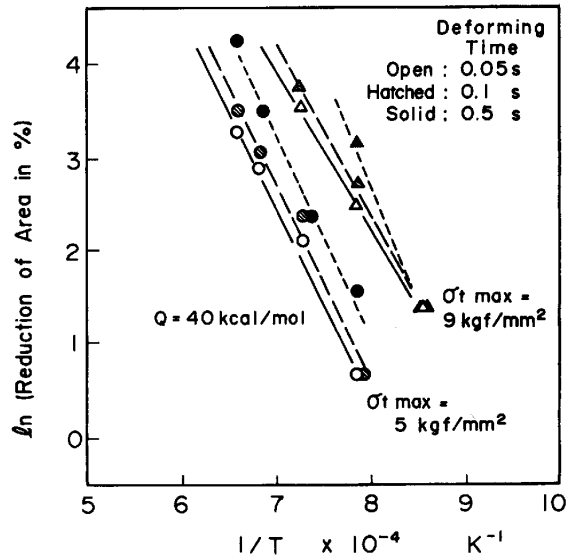


Fig. 2. Relation between the reciprocal of the absolute deformation temperature and reduction of area.

エネルギーに等しい。また、変形時間の増大および最大圧縮応力の上昇に伴い絞り値は向上するが傾きは変化しない。つまり、変形時間および最大圧縮応力は圧着を促進するものの、拡散係数そのものにはほとんど寄与しないことになる。これらの結果から、圧着に必要な因子は圧縮応力、温度および時間であることが確認された。圧延によるザクの圧着過程を考えた場合、まずマイクロポロシティの変形、内面間接触が起こり、次に拡散によりマイクロポロシティの消滅すなわちザクの圧着が進行すると推定される。ここで最大圧縮応力の増大は内面間接触の助長に寄与し、温度および時間の増加は拡散の促進に寄与するものと考えられる。

3. 低速強圧下圧延法

3.1 試験方法

以上の検討結果にもとづきザク圧着に必要な温度、時間および圧力の条件を把握する目的で、実機圧延機により板厚 250 mm および 200 mm 極厚鋼板の製造を行った。供試材は通常の 50 kgf/mm<sup>2</sup> 級鋼であり、34 t 鋼塊を用い、分塊圧延後試験圧延に供した。厚板圧延における代表的なパススケジュールを Fig. 3 に示す。図中 ( ) 内の数字は1パス圧下率を示し、板厚 200 mm の鋼板Aでは最大圧下率 19.7%、250 mm の鋼板Cでは最大圧下率 15.2% の強圧下圧延となっている。なお、スラブは高温 (約 1300°C) で均熱し、10~20 rpm (通常 40 rpm) の低速圧延とした。

このようにして得た鋼板に対して、JIS 基準相当の感度で全面スライド超音波探傷 (以下 UST と略す) を実

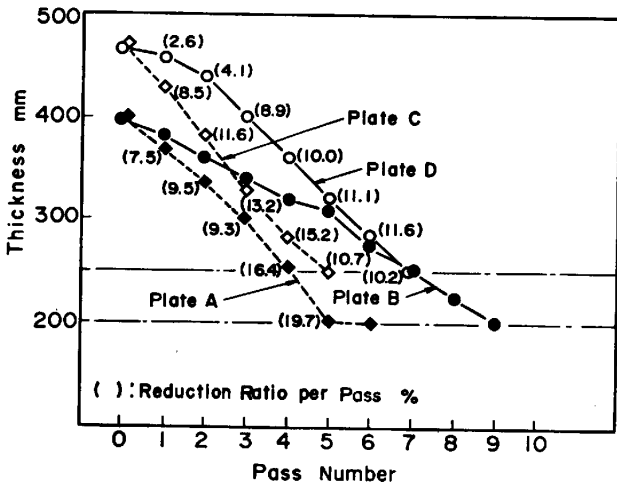


Fig. 3. Typical pass schedules in plate rolling.

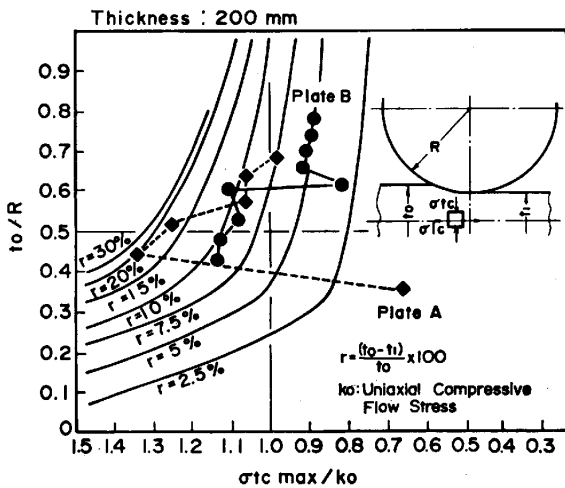


Fig. 4. Changes of rolling stress in 200 mm thick plates.

施した。

3.2 結果と考察

強圧下圧延を実施した鋼板A(板厚 200 mm), 鋼板C(板厚 250 mm) はどちらも無欠陥であつたが, 軽圧下圧延である鋼板 B(板厚 200 mm), 鋼板 D(板厚 250 mm) は, かなり欠陥が残存する結果となつていた。

このような結果は, 前述の基礎検討から, 圧延パススケジュールの相違による圧延応力の差に起因すると考えられる。そこで, とくに板厚中心部のザクきずの圧着の観点から, 圧延中における板厚中心部の圧延応力の推移を推定した。Fig. 4 は, 実験的に求めた  $t_0/R$  と  $\sigma_{tcm\_max}/k_0$  の関係図中に, 例として板厚 200 mm の鋼板 A, B の実績をプロットしたものである。強圧下パスの鋼板 A の方が, 高応力側の圧延となつていることがわかる。ここで,  $t_0, R, k_0$  はそれぞれ入側板厚, ロール半径, 純粋変形抵抗(一軸圧縮変形抵抗)を意味する。

このような圧延応力を定量化し, UST 結果との相関

をみるために, 以下の試みを行つた。

(1) 鋼中に存在するザクきずの圧着には少なくとも板厚中心部の最大圧縮応力  $\sigma_{tcm\_max}$  が純粋変形抵抗  $k_0$  を超えることが必要である。このような圧延パスにおける  $\sigma_{tcm\_max}/k_0$  から 1 を差し引いた値が圧着に寄与するものと考えられる。(1)式にこれらの総和を示し, 圧延スケジュールを通して加えられる有効圧延応力  $S_{eff}$  として定義する。

$$S_{eff} = \sum (\sigma_{tcm\_max}/k_0 - 1) \dots\dots\dots (1)$$

ただし,  $\sigma_{tcm\_max}/k_0 - 1 < 0$  は加算しない。

ここで,  $\sigma_{tcm\_max}/k_0$  は Fig. 4 より近似的に(2)式で表される。

$$\sigma_{tcm\_max}/k_0 = c/(t_0/R - b) + a \dots\dots\dots (2)$$

$$a = 0.004r + 1.8, \quad b = 1/(r + 2.5)$$

$$c = 0.018r - 0.05 \quad (5 < r < 10)$$

$$= 0.006r + 0.07 \quad (10 \leq r < 20)$$

$t_0$ : 入側板厚 mm

$R$ : ロール半径 mm

$r$ : 圧下率 %

(2) UST 欠陥の程度を表す因子として, 重欠陥の個数, 欠陥 1 個の最大指示長さ, 密集度, 占積率などがあるが, 鋼板全体の健全性を定量的に示す指標としては, 欠陥密集度が最適であると考えられる。ここでいう密集度とは, 鋼板 1 m<sup>2</sup> 当たり存在する中欠陥換算個数 {中欠陥(△)個数 + 軽欠陥(○)個数 ÷ 2 + 重欠陥(×)個数 × 2} の最大値をいい, ここでは鋼板中央部に存在する欠陥を, より厳密に判定するため幅 500 mm × 長さ 2000 mm (=1 m<sup>2</sup>) 当たりの値とした。なお, ○, △および×の欠陥分類は JIS G 0801 に準じた。

このようにして定義した有効圧延応力  $S_{eff}$  と UST 欠陥密集度の関係<sup>9)</sup>を Fig. 5 に示す(図中には, 前述の鋼板 A, B, C, D 以外の結果も含まれている)。図か

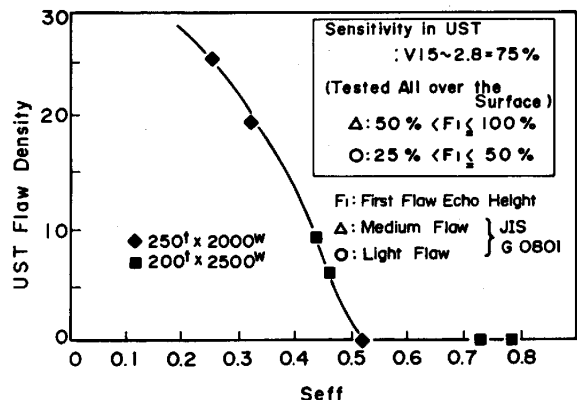


Fig. 5. Effect of summation of effective rolling stress factor on UST flaw density.

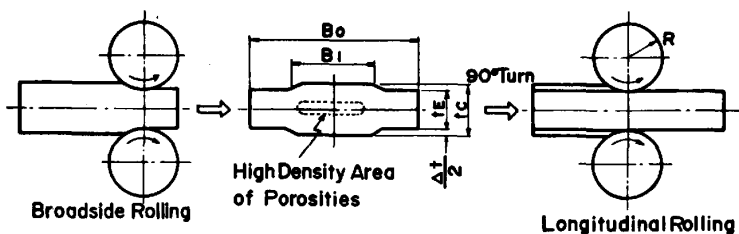


Fig. 6. Method of CHR (Center-portion Heavy Reduction Rolling).

ら、有効圧延応力  $S_{eff}$  値が大きくなるにつれて UST 欠陥密集度が急激に低下し、 $S_{eff}=0.5$  ではほぼ密集度=0 の健全な極厚鋼板が得られることがわかる。以上の結果から、①スラブ高温加熱、②低速圧延および③  $S_{eff} > 0.5$  を満足する強圧下パススケジュールの圧延を組み合わせさせた圧延法（これを以下低速強圧下圧延法という）により、板厚 250 mm までの健全な極厚鋼板の製造が可能であることが確認された。

なお、健全な極厚鋼板を得るための限界  $S_{eff}$  は鋳型形状および鋳型寸法により変化し、30~50 t クラスの上広鋳型を用いた場合は 0.5 程度であるが、さらに小型鋳型を用いる場合は限界  $S_{eff}$  も小さくなる。

#### 4. 中心強圧下圧延法

予備鍛錬なしに圧延工程のみで健全な極厚鋼板を製造する方法として、低速強圧下圧延法が有効であることを前章で述べたが、板幅および圧延機的能力等により十分な  $S_{eff}$  が確保できない場合が起こりうる。このような場合には、低速強圧下圧延法をさらに発展させた中心強圧下圧延 (Center-portion Heavy Reduction Rolling: 以下 CHR と略す) 法の適用により大幅な  $S_{eff}$  の上昇が可能となる。

CHR 法は、鋼塊内のザク性欠陥が鋼塊幅中央領域に全幅の 50~60% の広がりをもつて分布することに着目し、このザク密集域に対し局部的に高圧縮応力を負荷しようとするものである。すなわち、Fig. 6 のように幅方向圧延時に噛みもどし圧延により材料を凸形状の断面とし、これを 90° 転回して長手方向圧延時に低速で幅中央部すなわちザク密集域に強圧下を加える圧延法である。

##### 4.1 モデル実験による検討

###### 4.1.1 実験方法

モデル材料としてはプラスチックおよび純鉛を使用した<sup>9)</sup>。また、模型圧延機の主な仕様はロール径: 75~240 mmφ、ロール材質: 鋼および樹脂、材料厚: 20~150 mm、ロール回転数: 30~120 rpm である。なお、モデル比は 1/15 および 1/13.5 を採用した。

圧延応力はプラスチック試片内に小型の圧力計 (6mm

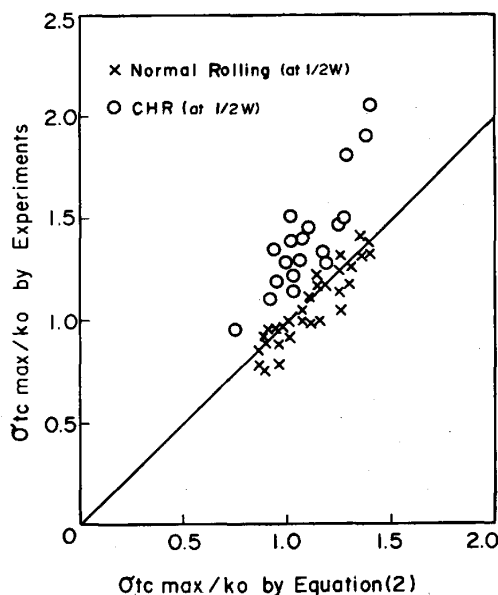


Fig. 7. Relation between  $\sigma_{tcm\max}/k_0$  by equation (2) and experiments.

$\phi \times 0.6$  mm) を埋め込み、その電気的出力により測定し、同時にロードセルにより圧延荷重の測定も行った。

###### 4.1.2 結果と考察

Fig. 7 に (2) 式の計算値とプラスチック圧延により種々の条件で実験的に求めた通常圧延時および CHR 時の  $\sigma_{tcm\max}/k_0$  を示す。通常圧延時は計算値と実験値がよく一致するが、CHR 時の実験値が (2) による計算値より高い値を示す。この原因として両端非圧延部の拘束力による応力上昇が考えられる。すなわち、中央凸部圧延時には、両端非圧延部の拘束力により、中央部に長手方向の圧縮応力が作用し、板厚方向の圧縮応力も増加する。これを表したものが (3) 式である。

$$\sigma_t = k_f + (\sigma_l + \sigma_{bl}) \dots\dots\dots (3)$$

- $\sigma_t$ : 幅中央部板厚方向応力
- $\sigma_l$ : 拘束力が作用しない時の長手方向応力
- $\sigma_{bl}$ : 拘束力による長手方向応力
- $k_f$ : 2次元変形抵抗

この CHR 法による応力上昇を考慮した、CHR 時の  $\sigma_{tcm\max}$  (CHR) は (4) 式で表され、応力上昇比  $\eta_{tc}$  は Fig. 8 に示すように種々の CHR 条件の影響を受け、

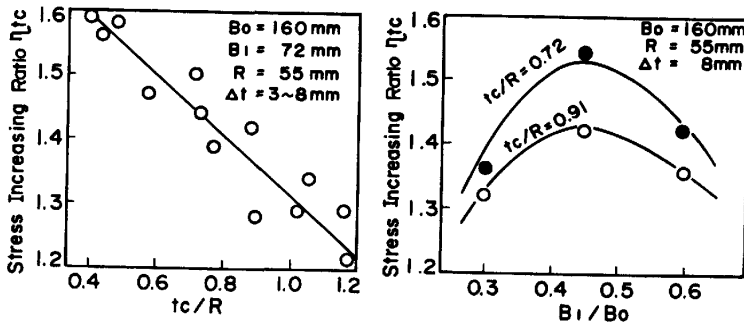


Fig. 8. Relation among  $t_c/R$ ,  $B_1/B_0$  and stress increasing ratio.

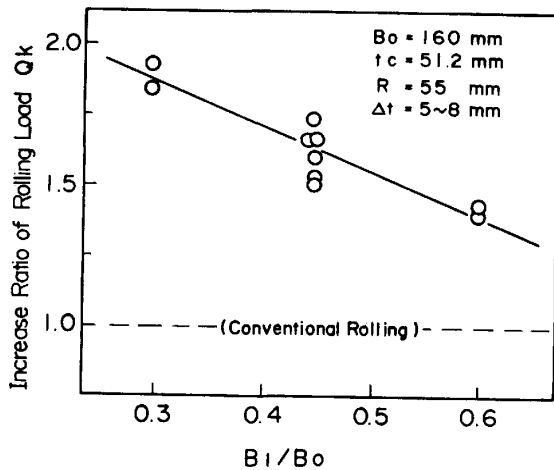


Fig. 9. Effect of  $B_1/B_0$  on increase ratio of rolling load.

(5) 式のような関数で表されると考えられる。

$$\sigma_{tcmax}(\text{CHR}) = \eta_{tc} \cdot \sigma_{tcmax} \dots \dots \dots (4)$$

$$\eta_{tc} = f(B_1/B_0, t_c/R, B_1/t_c, \Delta t/t_c) \dots \dots \dots (5)$$

$B_0$ : 全幅,  $B_1$ : 凸部幅,

$t_c$ : 凸部板厚,  $\Delta t$ : 凸部圧下量

実機適用を想定した本実験の範囲内では  $\eta_{tc} = 1.2 \sim 1.6$  の値を示した。図からわかるように  $\eta_{tc}$  は板厚比  $t_c/R$  が小さいほど大きい。これは分塊圧延時よりも厚板圧延時に CHR を実施する方がザクの圧着に有利であることを意味する。また、 $\eta_{tc}$  は板幅比  $B_1/B_0$  が 0.5 弱で最も大きくなる。メタル流動がない場合は  $B_1/B_0$  が小さくなるほど、拘束力による長手方向応力は上昇するものの、実際には、幅方向へのメタル流動が大きくなるために、 $\eta_{tc}$  は上記のようにある  $B_1/B_0$  で最大値をとるものと考えられる。CHR 法によるもう一つの応力上昇効果として局部圧下による 1 パス当たりにとりうる最大圧下量の増大が挙げられる。

Fig. 9 に鉛モデル圧延による CHR 時の圧延荷重に及ぼす板幅比  $B_1/B_0$  の影響を示す。通常圧延に対して局部的な圧下を行うことによる荷重の増加する割合、すなわち局部圧下力係数  $Q_k$  は、本実験範囲内では凸部幅  $B_1$  が狭いほど、ほぼ直線的に増大する。なお、 $Q_k$

は(6)式からの逆算値を示している。

$$P^* = P \cdot Q_k = k_m \cdot W \cdot l_d \cdot Q_p \cdot Q_k \dots \dots \dots (6)$$

$P^*$ : 局部圧延時の荷重

$P$ : 通常圧延の荷重

$k_m$ : 平均変形抵抗

$W$ : 圧延幅 ( $B_1$  で計算)

$l_d$ : 接触弧長

$Q_p$ : 圧下力関数

これらの結果から、局部圧延時は圧延幅が 1/2 になつたとしても、2 倍の圧下は加えられないことになる。しかし、圧延幅が 1/2 になれば  $Q_k$  は約 1.6 となるものの、圧延荷重としては 0.8 となり、圧下量を一定とすれば局部圧延時の荷重は通常圧延時の荷重 (圧延幅  $B_0$  で計算) より小さくなる。言い換えると、中心強圧下圧延では、局部圧下による圧延荷重の上昇を考慮しても、1 パス当たりにとりうる最大圧下量が増大することになり、結果的に板厚中心部の圧縮応力は著しく高くなる。

#### 4.2 CHR 法により製造した 300 mm 極厚鋼板の健全性

##### 4.2.1 試験方法

モデル実験結果を基に、実機圧延機により 300 mm 極厚大単重鋼板の製造を行った。供試材は通常の 40 kgf/mm<sup>2</sup> 級鋼であり、鋼塊位置に対する影響を分離するため、1 鋼塊 (43 t 鋳型使用) → 1 スラブとした。次

Table 2. CHR conditions of 300 mm thick plates.

Plate	$t_c$ (mm)	$\Delta t$ (mm)	$B_1$ (mm)	$S_{eff}$
I	—	—	—	0.03
VII	415	40	1 500	0.44
II	410	60	1 000	0.51
III	415	80	1 500	0.73
IV	425	80	1 350	0.85
V	415	80	850	0.88
VI	425	80	1 200	0.99

Slab size 530 t × 1 950 w mm

Plate size 300 t × 2 500 w mm

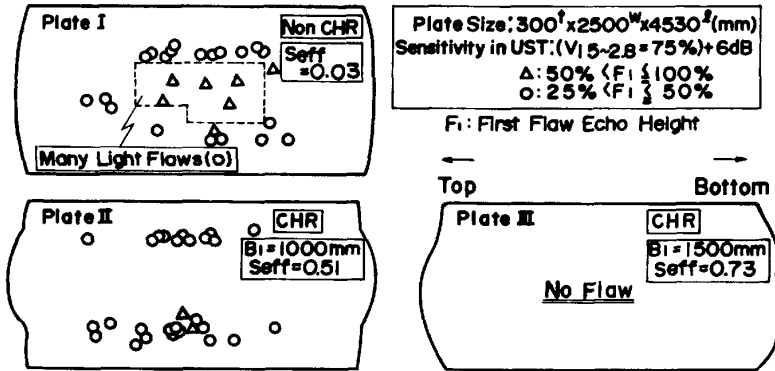


Fig. 10. Results of UST on 300 mm thick plates.

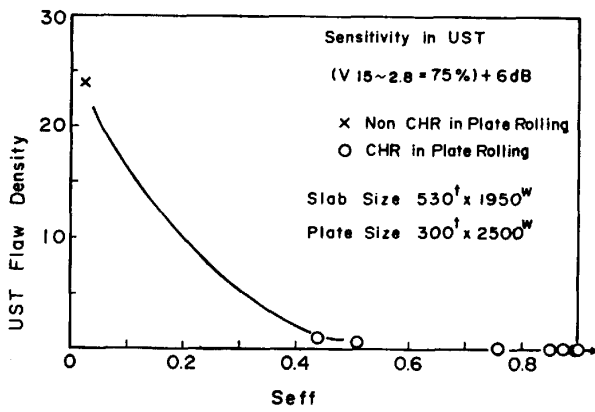


Fig. 11. Effect of summation of effective rolling stress factor on UST flaw density.

にスラブ厚 530 mm より調整パス、幅出しパスおよび仕上げパスにより製品厚を 300 mm とした。なお、調整パスと幅出しパスの組み合わせにより任意の中間スラブ形状 ( $B_1$ ,  $At$  など) を得ることが可能である。

Table 2 に CHR 条件および算定  $S_{eff}$  を示す。なお、分塊圧延は通常圧延であり、分塊圧延における  $S_{eff}$  は 0 である。厚板圧延後、全面スライド UST、およびザク観察により鋼板の健全性を評価し、CHR 法の有効性の確認を行った。

#### 4.2.2 試験結果

Fig. 10 に鋼板 UST 探傷スケッチ (一部) を示す。なお、UST は JIS 基準の倍の感度で実施した。通常圧延材の鋼板 I は、板幅中央に重欠陥  $\Delta$  が残存し、軽欠陥  $\circ$  も  $\square$  内に密集している。ただし、1/4 幅近傍では軽欠陥のみとなっている。これに対し、CHR 材は鋼板 III のように十分な  $B_1/B_0$  と  $S_{eff}$  を与えることにより、全面無欠陥の鋼板となっている。ただし、鋼板 II のように  $B_1/B_0$  が不十分な場合は凸部の外側に UST 欠陥が残る。Fig. 11 に  $S_{eff}$  と凸部すなわち強圧下部の UST 欠陥密集度 (幅 500 mm  $\times$  長さ 2000 mm で測定) の関係を示す。通常圧延では  $S_{eff}=0.03$  であり、欠陥密集

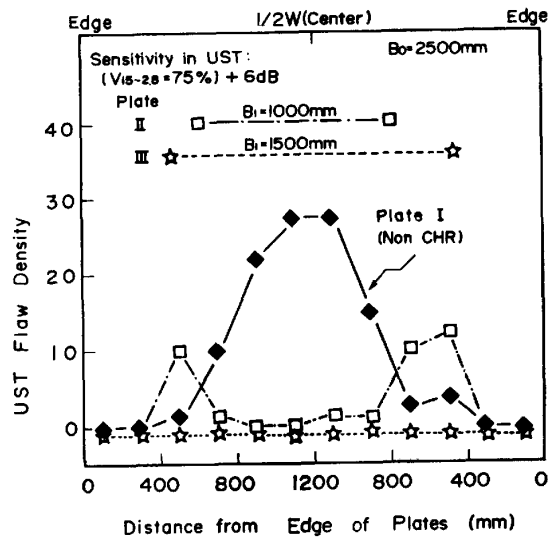


Fig. 12. UST flaw density distribution in plate width.

度も高い値となつているのに対し、CHR 材はほとんどの条件で  $S_{eff}>0.5$  となり、UST 欠陥も完全に消滅している。また、この図より CHR 法に対しても  $S_{eff}$  を適用してザクの有無を判定することの妥当性が確認された。

$B_1/B_0$  と UST 欠陥幅方向分布の関係を詳しくみるために、Fig. 12 に鋼板 I ~ III の板幅方向の UST 欠陥密集度分布を示す。ここでは、3 章で実施した条件よりさらに厳密に判定するため、欠陥密集度として幅 200 mm  $\times$  長さ 2000 mm (=0.4 m<sup>2</sup>) で測定し、その 2.5 倍の値を採用した。通常圧延材の UST 欠陥は鋼塊のポロシティ分布に対応して板幅中央をピークに幅全体の 50 ~ 60% の広がりをもつて分布している。これに対し、このような領域に強圧下を加えた CHR 材は板幅中央の欠陥が消滅するものの、 $B_1/B_0$  が不十分な場合は凸部の外側で UST 欠陥が残る。通常圧延材に比べ欠陥密集度もやや高い値を示している。これは凸部では強圧下時に非圧延部からの拘束力により長手方向に圧縮応力が働

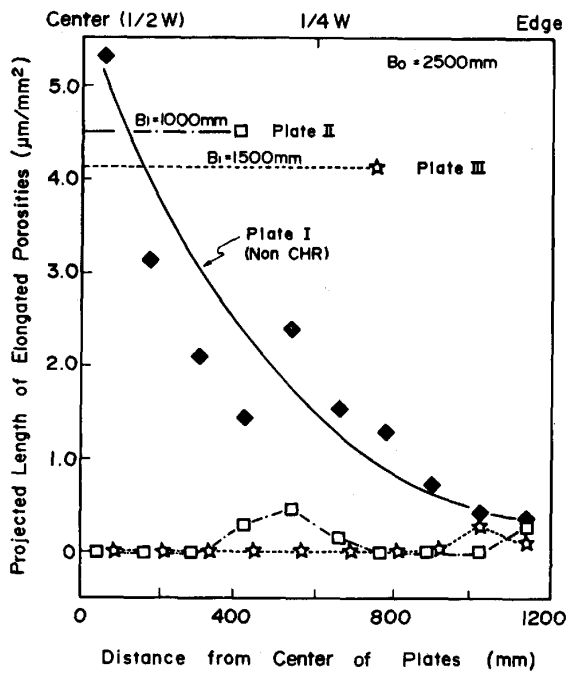


Fig. 13. Elongated porosities distribution in plate width.

くのに対し、凸部の外側すなわち非圧延部は逆に引張応力が働くため、見かけ上ザク面積が増大するからである。しかし、このような凸部外側の欠陥密集度の増加も  $B_1/B_0$  が 0.6 程度の場合にはわずかであり、実際上は問題とならない。Fig. 13 には鋼塊高さ 50% 相当位置、板厚中心部における研磨面上のザクの単位面積当たり総長さ (Projected length) の板幅方向分布を示す。(Fig. 12 の左半幅のみ) Fig. 12 と Fig. 13 から欠陥密集度の増加はザクの増加 (大きさおよび個数) に起因するものであることがわかる。

以上、実機試験の結果から、健全な極厚鋼板を製造するための CHR 条件として、0.5 以上の有効圧延応力  $S_{eff}$  と 0.6 程度の板幅比  $B_1/B_0$  の確保が必要であることが明確になった。

## 5. 結 言

圧延工程のみで健全な極厚鋼板を製造する方法をモデ

ル実験および実機試験により検討し、以下に示す結果を得た。

(1) ザク圧着過程は拡散による接合過程であることから、圧縮応力のみならず、温度および時間の確保によりザクの圧着が促進される。

(2) ザク圧着には、板厚中心部の最大圧縮応力  $\sigma_{icmax}$  が少なくとも材料の純粋変形抵抗  $k_0$  を越えることが必要である。圧延スケジュールを通して加えられるこの圧着に有効な  $\sigma_{icmax}/k_0$  から 1 を差し引いた値の総和を意味する有効圧延応力  $S_{eff}$  によりザク圧着の程度が評価できる。

(3) スラブ高温加熱、低速圧延および強圧下圧延を組み合わせた低速強圧下圧延法により、板厚 250 mm までの健全な極厚鋼板の製造が可能である。

(4) 中心強圧下圧延法はザク性欠陥が鋼塊幅中央領域に全幅の 50~60% の広がりをもつて分布することに着目し、このザク密集域に局部的に低速で強圧下を加える圧延法である。このような局部圧下においては、両端非圧延部の拘束力による応力上昇と 1 パス当たりにとりうる最大圧下量の増加により、板厚中心部の圧縮応力は著しく高くなる。

(5) 0.5 以上の有効圧延応力  $S_{eff}$  と 0.6 程度の板幅比  $B_1/B_0$  の確保により、中心強圧下圧延法で板厚 300 mm の健全な極厚鋼板の安定製造が可能である。

## 文 献

- 1) 土田 裕, 宮下芳雄, 今井寮一郎, 玉井淳三, 広瀬 猛, 田口喜代美: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2488
- 2) 田代晃一, 渡辺司郎, 北川幾次郎, 田村 至: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 103
- 3) 中田正之, 北川 融, 矢野幸三, 浅野信成, 榊井明, 玉置稔夫: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1433
- 4) A. TOMLINSON and J. D. STRINGER: JISI, 188 (1958) 3, p. 209
- 5) B. SOMMER: Hutn Listy, 7 (1971), p. 487
- 6) 鹿野昭一: 塑性と加工, 7 (1966) 61, p. 83
- 7) 川和高穂, 細田義郎, 坂田直起, 伊藤雅治, 三好俊吉: 鉄と鋼, 62 (1979), p. 1688
- 8) 田川寿俊, 田中淳一, 平沢猛志, 角南英八郎: 鉄と鋼, 62 (1979), p. 1720