

大型扁平鋼塊のザクきずの圧着におよぼす 圧延プロセスの影響

喜多村 実*・今村 弘*・朝永 満男*
齋藤 俊二*・津田 統*²

Effect of Rolling Conditions on Annihilation Process of Loose Structure in Large Slab Ingot

Minoru KITAMURA, Hiroshi IMAMURA, Mitsuo TOMONAGA,
Shunji SAITO, and Osamu TSUDA

Synopsis:

The effect of rolling condition on the annihilation process of loose structure in large slab ingot was investigated to clarify the possibility of getting sound heavy steel plate by rolling. The most important parameters for annihilating the loose structure were found to be reduction ratio, rolling shape factor, and deformation resistance ratio. The following formulae were derived to predict the rolling conditions required for annihilating loose structure.

$$a = \sum_{i=1}^n \psi_i (\Delta h / H_0) i \geq 1,$$

$$\psi = (\Delta b / b_0) / (\Delta h / H_0) = 3 \left[1 - \frac{0.14}{1d/hm} \cdot \exp\{-4 \cdot (1d/hm)^{0.77} \cdot P_{av} / k_{oc}\} \right]$$

where a : Critical closing hole index
 Δh : Reduction
 H_0 : Initial thickness
 P_{av} : Average of hydrostatic stress
 Δb : Reduction of hole diameter
 b_0 : Initial hole diameter

ψ : Rate of closing hole
 $1d/hm$: Rolling shape factor
 k_{oc} : Deformation resistance at the center of thickness

1. 緒 言

近年、鉄鋼一貫製鉄所では厚鋼板の大半は連铸で製造され、通常の造塊材は極厚、大単重の高級鋼板などに限られつつある。これらの製造には大型扁平鋼塊が用いられるが、大型鋼塊には通常その軸心部の頭部から高さ中央部にかけてザクきず (Loose Structure) と称する空隙が生ずる。ザクきずの発生は鑄型形状^{1)~3)}、鑄込みおよび押湯保温条件⁴⁾ などにより影響されるが、これらの鑄造条件のみで大型鋼塊中のザクきずを皆無にするには限界があるのでこのザクきずを消滅させ、製品での超音波探傷欠陥を防止するためには圧延プロセスで圧着させる方法を探索する必要がある。圧延加工におけるザクきずの圧着に関しては田川ら⁵⁾、奥村ら⁶⁾ の報告があ

り、圧着の素過程までかなり明らかにされたが、主要なパラメータ、特に板厚方向の温度分布についてはふれられていない。そこで本報では、変形抵抗比と圧延形状比を考慮したプラスチックの空隙閉鎖モデルと実機圧延プロセスでのザクきずの閉鎖-圧着過程を照合し、最適なプロセスの検討を行つたので報告する。

2. プラスティンによる内部空隙閉鎖条件の検討

2.1 実験方法

大型扁平鋼塊のザクきずが、均熱後の圧延工程においてどのような条件の下で閉鎖するかを明らかにするために、断面中央部に貫通孔を有するプラスチック試料を用いて実験を行つた。貫通孔の方向は長手方向で、断面

昭和 55 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 3 月 16 日受付 (Received Mar. 16, 1981)

* (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd., 1 Kanazawa-cho Kakogawa 675-01)

*² (株)神戸製鋼所中央研究所 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

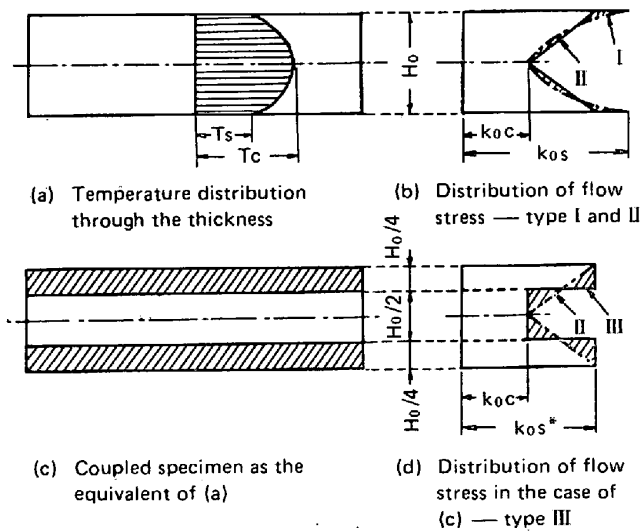


Fig. 1. Assumption of the coupled specimen as a model of an ingot with temperature distribution.

形状は円 (3 mmφ) とした。これは、実際の三次元的なザクきずが平圧延時の平面ひずみ状態にあると仮定した場合、長手方向の貫通孔であればザクきずが流線にそって通過したもののみならずすることができるからである。また、鋼塊のザクきずは回転楕円体と想定した。貫通孔の作成方法は押し出し法で、変形後の形状測定は試料冷却後の破断面を用いた。一方、温度差圧延法をシミュレートするために Fig. 1 に示すプラスチックの重ね合わせ材 (以下、複合材と称す) に同様の貫通孔を開け、表層部と中心部の変形抵抗比 k_{os}^*/k_{oc} (k_{os}^* : 表層部の実質変形抵抗, k_{oc} : 中心部の変形抵抗) による内部空隙の閉鎖条件の違いを検討した。この際、硬軟プラスチックは新しい素材に炭酸カルシウムまたはグリースを混入することにより変形抵抗比を調整した。実験は鋼塊厚から極厚スラブ、製品厚までを対象としたが、プラスチック実験と分塊、厚板操業の比は分塊で 1:10 (一部, 1:22), 厚板で 1:7.5 とした。

2.2 実験結果および検討

2.2.1 貫通孔の閉鎖過程の観察結果

Fig. 2 に長手方向につけた貫通孔の圧下方向における径の変化を示す。均一材 (温度分布のない場合に相当) に比べて複合材の方が急速に、また直線的に閉鎖しはじめていることがわかる。これを圧下方向径が 0 になるまでの総圧下量、すなわち空隙閉鎖圧下率 $r_c\%$ と変形抵抗比 k_{os}^*/k_{oc} との関係で示すと Fig. 3 のようになる。図からわかるように各パスごとの圧下率が 5% の場合と 10% の場合の勾配はほぼ等しく、変形抵抗比 1.0 で 10% の圧下をかけるのと変形抵抗比 1.64 (温度差約 300°C) で 5% の圧下をかけるのとは等価であるこ

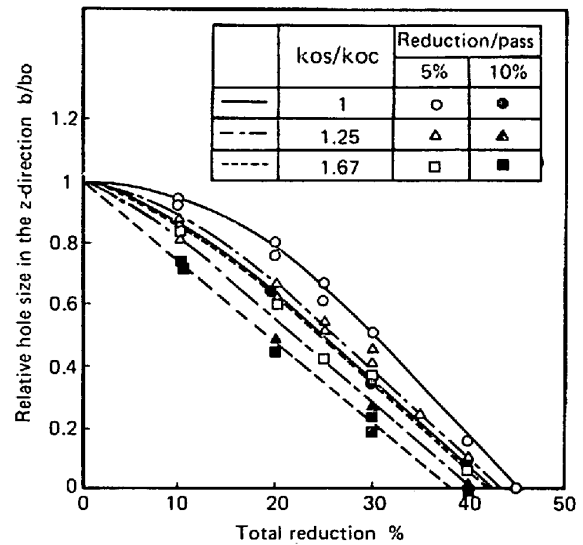


Fig. 2. Variation of the hole size in the z-direction. (Plasticine, Roll dia. 130φ, Specimen 40^t × 180^w × 200^l, Hole dia. 3φ)

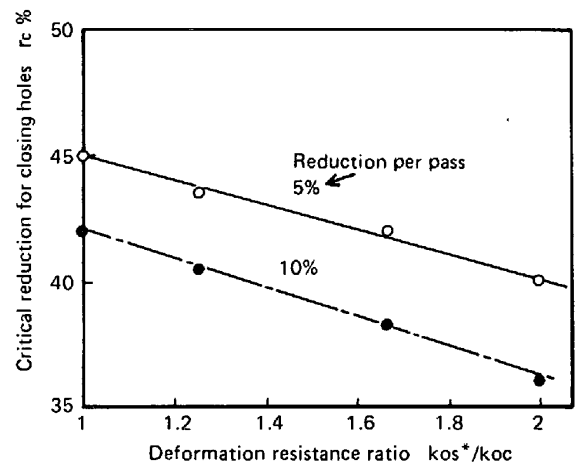


Fig. 3. Critical reduction for closing longitudinal hole of the rolled material. (Plasticine, Roll dia. 130φ, Specimen 40^t × 180^w × 200^l, Hole dia. 3φ)

とがわかった。

2.2.2 内部空隙の閉鎖条件式

貫通孔の閉鎖問題については、中尾ら⁷⁾ が圧延方向の応力と孔径の関係について言及し、また菊竹ら⁸⁾ はロール間隙形状比 l_d/h_m (以下、形状比と称す。 l_d : ロール接触長, h_m : 平均板厚) によつて内部空隙の閉鎖条件を数式化している。このように内部空隙の閉鎖条件が応力と幾何学的形状によつて支配されることは一般に予想されることであるが、温度分布がある場合についての閉鎖条件ははまだ明確になつていない。ここでは、福井⁹⁾ らによつて示された平面ひずみ状態での空隙閉鎖率を次式に変形し、ザクきず閉鎖の指標とする。すなわち、

$$\Psi = (\Delta b/b_0)/(\Delta h/H_0)$$

$$=3 \left[1 - \frac{0.14}{l_d/h_m} \cdot \exp\{-4(l_d/h_m)^{0.77} \cdot P_{av}/k_{oc}\} \right] \dots\dots\dots (1)$$

ここで Ψ : 空隙閉鎖率 b_0 : 空隙の初期圧下方向径
 Δb : 圧下方向の縮少量 H_0 : 初期板厚
 Δh : 圧下量 P_{av} : 平均静水圧

(1)式において定数係数3は本来 H_0/b_0 であるが、
 プラスティシンによる貫通孔の閉鎖圧下率が H_0/b_0 に
 対してあまり敏感でないので、空隙周辺の応力場の攪乱
 が $3 \cdot b_0$ 以内に限定されると仮定しておかれたものであ
 る⁶⁾。また、静水圧成分として平均静水圧 P_{av} を用いた
 のは、ロールバイト中での応力変化を空隙がうけること
 を考慮したものである。(1)式より閉鎖条件は次式で表
 される。

$$\alpha = \sum_{i=1}^n \Psi_i(\Delta h/H_0)_{i \geq 1} \dots\dots\dots (2)$$

ここで α : 臨界閉鎖指数 n : パス回数
 したがって、平均静水圧 P_{av} さえわかればザクきず臨
 界閉鎖指数 α が求められることになる。

2.2.3 内部応力の測定

田川ら⁵⁾はプラスティシン材に圧力センサーを埋め込
 み圧下方向の応力測定を行い、中心部の最大圧縮応力
 σ_{tmax} がロール接触長 l_d /入側板厚 H_0 に対して直線的
 な関係にあることを示した。著者らも同様の式を得てい
 る。

$$\sigma_{tmax} = c_f(2l_d/h_m + 0.25) \dots\dots\dots (3)$$

$$c_f = 1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left\{ 42.72 \left(\frac{\Delta h}{R} \right)^{1.6} \right\} \cdot (k_{os}^*/k_{oc} - 1) \dots\dots\dots (4)$$

ここで c_f : 温度分布がある場合の補正項
 R : ロール半径

上式の σ_{tmax} と実測値との対応を Fig. 4 に示すが、
 よく一致していることがわかる。最大圧縮応力から平均
 静水圧を求めるのは、圧縮応力分布を二次曲線で近似
 し、また降伏条件を用いると次式より求められる。

$$P_{av}/k_{oc} = 2/3 \cdot \sigma_{tmax}/k_{oc} - 0.575 \dots\dots\dots (5)$$

2.2.4 閉鎖条件の検証

1パスのみの圧下による圧下方向の径の変化を Fig. 5
 に、1パス当たりの圧下率 $\Delta h/H_0$ と空隙閉鎖圧下率
 r_c との関係を図. 6 にそれぞれ示す。実験値と(1)
 式による推定値とはかなりよく対応していることが明瞭
 である。また、初期パスにおける形状比(各パスで圧下
 量は一定)と閉鎖圧下率の関係を 1000°C の炭素鋼で
 も検証したが、Fig. 6 と同様の結果を示した。

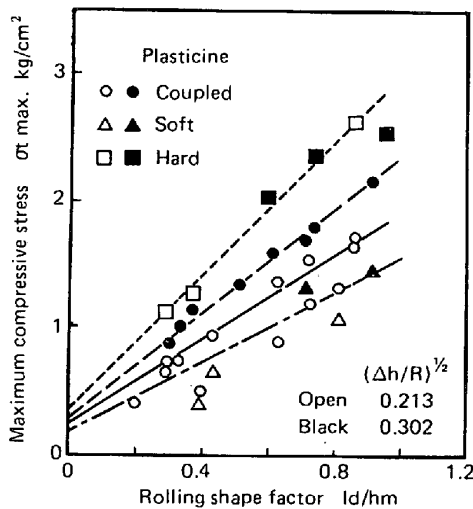


Fig. 4. Relationship between the maximum compressive stress and the rolling shape factor. (Roll dia. 130φ, Deformation resistance ratio 2, 15°C)

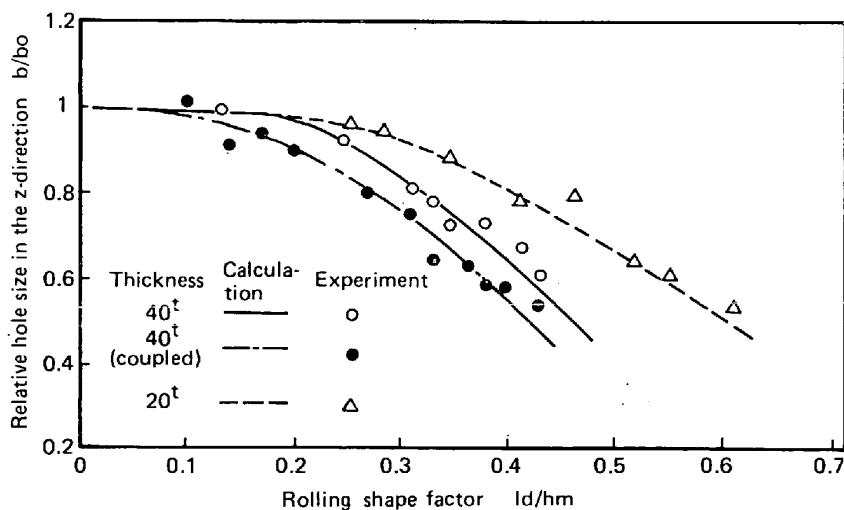


Fig. 5. Decrease of the relative hole size in the z-direction with the increase of the shape factor. (Plasticine, Roll dia 60φ, Hole dia. 3φ, 20°C)

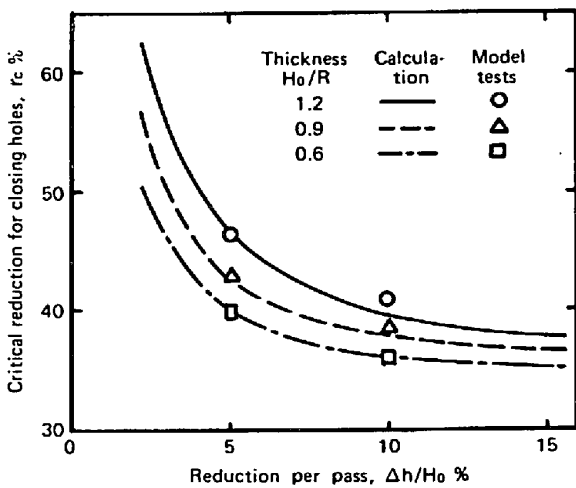


Fig. 6. Relation between critical reduction for closing holes and reduction per pass. (Roll dia. 130φ, Hole dia 3φ, Deformation resistance ratio 2)

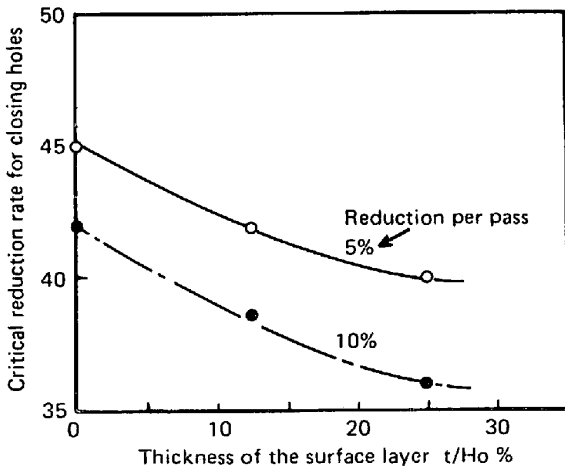


Fig. 7. Relationship between the critical reduction rate for closing holes and the thickness of surface layer. (Plasticine, Roll dia. 130φ Specimen 40^a × 200^b × 200^c, Deformation resistance ratio 2, Hole dia. 3φ)

2.2.5 複合比の影響

Fig. 7 は空隙閉鎖圧下率 r_c にあたる硬いプラスチック層の厚み t の影響を示しているが、空隙閉鎖圧下率 r_c は t/H_0 に対して単調に減少するとともに傾きがゆるやかになる傾向がある。Fig. 2 の仮定にしたがえば、 t/H_0 と表層部変形抵抗 k_{os}^* との関係は次式となる。

$$k_{os}^*/k_{oc} = 4t/H_0(k_{os}/k_{oc} - 1) + 1 \dots\dots (6)$$

$t = 0.25H_0$ のとき $k_{os}^* = k_{oc}$ となり直線的な温度分布となる。 t が減少するにともない実際の温度分布に近づくが、この時閉鎖圧下率 r_c は Fig. 7 に示されるゆるやかな上昇曲線にそつて増大する。一般に温度分布を n 次式で近似した場合

$$k_{os}^*/k_{oc} = (2/n + 1)(k_{os}/k_{oc} - 1) + 1 \dots\dots (7)$$

なる関係が得られるから、(6)、(7)式より

$$t/H_0 = 1/2(n + 1) \dots\dots\dots (8)$$

となる。したがつて、Fig. 7 と(8)式より任意の温度分布に対する閉鎖圧下率の値を予測することができる。

3. 実機圧延による検討

3.1 UT 法によるザクきずの定量化

実際の鋼塊からスラブ、製品にいたるザクきずの分布状態を把握するためには、UT 法を一定条件で行うことが最も望ましい。そこで本報では川和ら¹⁾、木下ら²⁾ が鋼塊のザクきずの定量化に用いた手法をスラブ、製品にも適用し、ザクきずの変形-圧着状況の指標とした。

3.1.1 ザクきず指数測定方法

ザクきずを定量化する方法として次のような UT 法を行つた。供試材は 30 t 鋼塊を分塊圧延した 600 mm 厚スラブの場合を示す。以下に手順を列記する。

(1) Fig. 8 に示すように鋼塊軸心を含み短辺面に平行に 200 mm の試片を切り出し、探傷面を 25 mm ピッチにケガキしてその全格子点を探傷する。

(2) 探傷条件：2 Q30 N¹⁰⁾、接触媒質：機械油

(3) 試験片中の被検部 i 点において第 1 回底面反射波高 B_1 が 50% 以上に達するように探傷器のアッティネイターを調整し、その時の B_1 エコー高さとアッティネイターの読みとから減衰量 (a_1) dB を求める。

(4) スラブ中央部から底部区間の柱状晶域を健全部とみなし、上述の i 点における探傷と同様に減衰量 (a_0) dB を求める。このようにして求めた (a_1) と (a_0) の差 ($\Delta a = a_1 - a_0$) をザク指数と定義した。

3.1.2 ザク指数におよぼす凝固組織とポロシティの影響

ポロシティの分布を調査するために Fig. 8 に示す供試材の頭部から 30%、50% の位置を幅方向に切り出し、スラブ厚方向のマクロ組織、カラーチェックを観察しザク指数と対応させた。その結果、スラブ軸心上のマクロポロシティは分布状況により Fig. 9 に示す 3 パタ

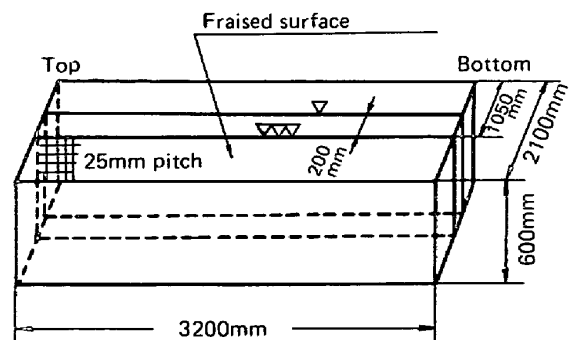


Fig. 8. Sampling in the slab.

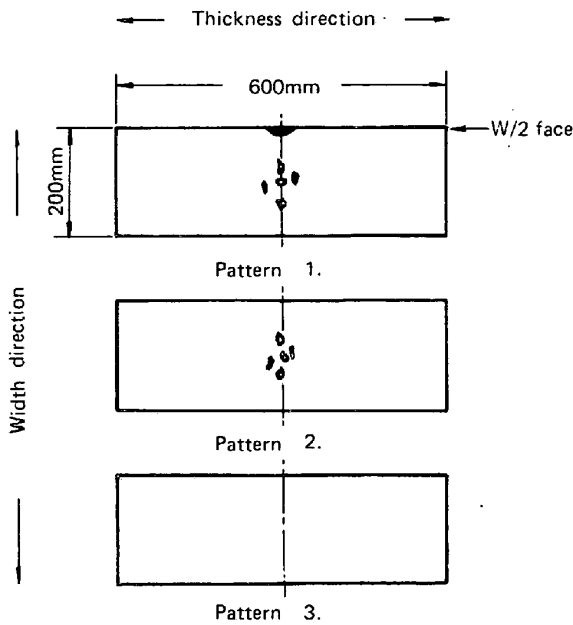


Fig. 9. Classification by color check.

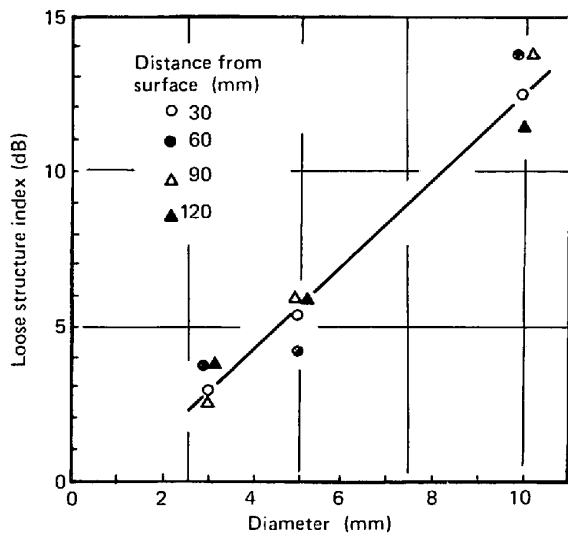


Fig. 10. Effect of defect size on the loose structure index.

ーンに分類できる。

パターン 1.

W/2 面の軸心上に目視可能なポロシティが存在し、かつ幅方向においてもカラーチェックによるポロシティが観察される場合にはザク指数は 15dB 以上の値を示す。

パターン 2.

W/2 面の軸心上に目視可能なポロシティは認められないが幅方向にポロシティが存在する場合には、ザク指数は 7~12 dB である。

パターン 3.

W/2 面、幅方向にもポロシティが観察されない場合にはポロシティによる超音波の減衰は少ないものと考えられ凝固組織による減衰のみを考慮すればよい。したが

って健全部のザク指数の比較から軸心部の凝固組織の違いによる減衰量は 5~6 dB 程度と推定される。

次にパターン 2 の場合におけるザクの大きさと個数を定量化するために、パターン 3 のスラブに人工欠陥（横穴の貫通穴）をあけてザク指数を求めた。ザク指数は、Fig. 10 に示すように探傷面からの距離に影響されず、欠陥の大きさと個数により決まり次式の関係が得られた。

$$A_i = 1.2 \cdot a \cdot n \dots\dots\dots (9)$$

ここで A_i : ザク指数 (dB) a : 欠陥径 (mm ϕ)

n : 個数

本式を用いてカラーチェック面に存在するポロシティの大きさと個数より算出したザク指数と UT 法によるザク指数はよく一致していることから、鋼塊軸心上のザク指数はポロシティの大きさと個数とで決定されることが明らかとなった。

3.2 実機圧延による基礎調査

3.2.1 実験方法

実際の鋼塊中に存在するザクきずが圧延過程においてどのように変形、圧着してゆくかを調査するために Table 1 の鋼塊 A を用いて実機による圧延を実施した。供試鋼の化学組成は Table 2 に示す成分範囲に微量の

Table 1. Dimensions of ingots.

Ingot	D(mm)	W(mm)	H(mm)	Taper (%)	Feeder head (%)
A	786	2228	2500	-4.0	12
B	873	2220	2300	-2.0	14

Table 2. Chemical composition of test slab.

C	Si	Mn	P	S	Al
0.15~0.16	0.35~0.40	1.33~1.42	0.013~0.017	0.008~0.018	0.029~0.041

Table 3. Conditions for experimental rolling.

Rolling ratio	Total reduction (%)	Slab thickness (mm)	Soaking condition	
			Pattern 1	
			Heavy reduction	Conventional reduction
1	0	786	-	○
1.3	24	600	○	○
1.4	30	550	○	-
2.0	49	400	○	○
2.6	62	300	○	○
3.9	75	200	-	○

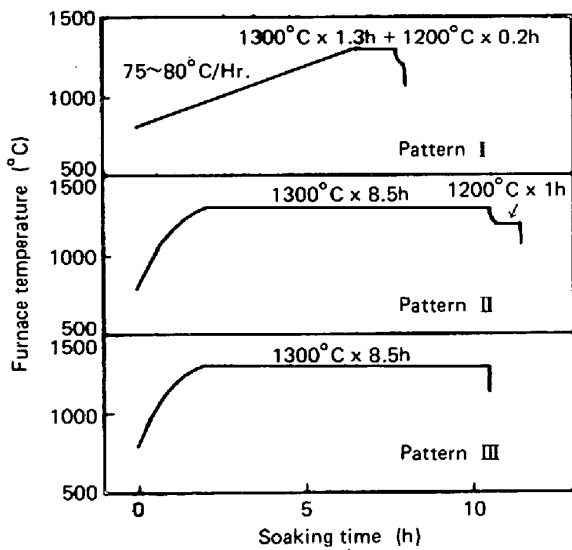


Fig. 11. Classification of soaking patterns.

Nb, あるいはVを添加した 50 キロクラスの Al キルド鋼である。

分塊圧延機の主な仕様は、ロール径 1300mm ϕ 、ロール胴長 2800mm、回転数 35rpm である。圧延方法は通常圧延 (1パス当たりの圧下量 $\sqrt{\Delta h/R}=0.18$) と強圧下圧延法 ($\sqrt{\Delta h/R}=0.21$) の2種類とした。まず、強圧下および全圧下比の影響を調査するために Table 3 に示すように全圧下比を 1.3~3.9 まで変化させて圧延した。また、強圧下パスを圧延初期に行つた場合と圧延後期に行つた場合とを比較するため全圧下比 2.6 の場合に、圧下比 2.0 までを通常圧延、その後を強圧下する方法 (通常+強) 圧下法とその逆の (強+通常) 圧下法を実施した。なお、均熱条件は Fig. 11 のパターン I とした。

次に、全圧下比 2.0, 2.6 の場合において均熱条件を変化させ、鋼塊の表層温度と中心温度により生じる変形抵抗差を利用する温度差圧延法を試みた。圧延時のスラブ表層および中心温度を推定するために、均熱炉操入時までの鋼塊の熱履歴および均熱条件をもとに二次元の伝熱計算モデルにより、均熱炉抽出時の鋼塊の温度分布を求めた。また、圧延時の表面温度を実測し、計算モデルを修正することにより温度分布を正確なものとした。均熱条件を変更したパターン II およびパターン III を Fig. 11 に示すがパターン I の表層と中心の温度差は 260°C、パターン II、230°C、パターン III、200°C であり圧延終了時の表面温度はパターン I、II、III ではそれぞれ 960°C、1000°C、1050°C であつた。圧延方法についても通常、強圧下法を適用した。ザクさずの評価方法は 3.1 で述べたザク指数を用い、その後、温塩酸により腐食しマクロ組織を観察した。

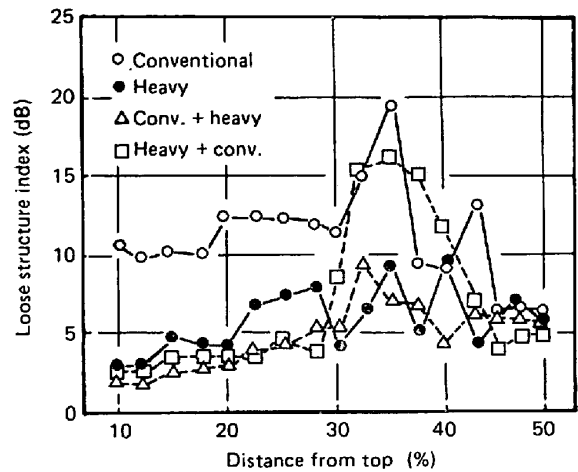


Fig. 12. Distribution of loose structure index. (total reduction, 2.6)

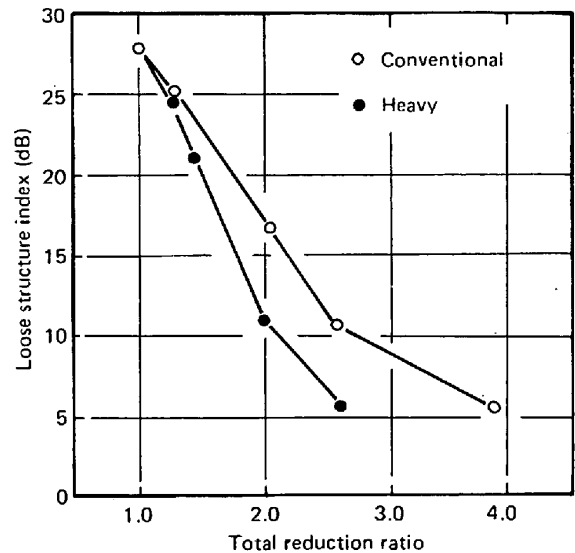


Fig. 13. Relation between total reduction ratio and average index of loose structure.

3.2.2 実験結果

(1) ザク指数におよぼす圧延法および全圧下比の影響。

Fig. 12 に全圧下比 2.6 におけるスラブ頭部から中央部の t/2 位置のザク指数を示す。通常圧延では他の条件に比べザク指数は相対的に高く、特に頭部より 30~40% 付近に著しいピークが存在する。(強+通常) 圧下法でも同位置にザク指数の高い部分が認められるが、強圧下法および (通常+強) 圧下法ではみられない。一方、マクロ組織観察では目視可能なザク指数は 12 dB 以上であり、全圧下比 2.6 で強圧下法および圧延末期に強圧下法を採用すれば目視可能なザクさずは消滅する。次に、スラブ頭部から中央部までのザク指数を平均した平均ザク指数を用いてスラブ全体の代用とした。この平均ザク指数と全圧下比の関係を Fig. 13 に示す。全圧下比

1.3 以下では強圧下法, 通常圧下法でもほとんど差異はなく, ザクきずは鋼塊にあつたそのままに残存する. 全圧下比が大きくなるにつれて平均ザク指数は小さくなるが, 強圧下法の方が通常圧下法に比較しその減少率は大きい. 通常圧延では, 全圧下比 3.9 で強圧下法の場合の 2.6 と同等のザク指数となり, 通常圧延で目視可能なザクきずを消失させるためには全圧下比 3.9 以上が必要である.

(2) ザク指数におよぼす温度差圧延の影響

均熱条件がパターン I の場合の圧延条件の影響について述べたがパターン I の実験は圧延時のスラブ表層と中心の温度差が最も高い状態で行われたものであり, 仕上げ温度からみて実際の操業でこれ以上の温度差をつけることは困難なものである. 次に, それぞれの均熱パターンより圧延時に生じるスラブ表層および中心の温度差を变形抵抗比 (表層部变形抵抗/中心部变形抵抗) で表した. 变形抵抗を求める方法としては美坂ら¹⁴⁾の式を用いた. また, 圧延中のトルクの実測より变形抵抗を算出し計算式を検証した結果, 実測变形抵抗と計算による变形抵抗とはよく一致することがわかった. 变形抵抗比はパ

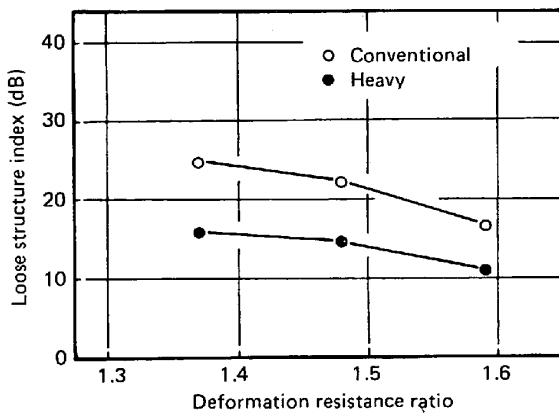


Fig. 14. Effect of deformation resistance ratio on average index of loose structure. (total reduction, 2.0)

ターン I, 1.59, パターン II, 1.48, パターン III, 1.37 となる. 次に全圧下比 2.0 における平均ザク指数と变形抵抗比の関係を Fig. 14 に示す. 变形抵抗比が大きくなるにつれ平均ザク指数は減少し, 強圧下法の効果も明瞭に認められる. 全圧下比 2.6 の場合にも同様の結果を示した. 以上の結果より, ザクきずの变形, 圧着に対して強圧下法, 温度差圧延法は有効な手段であることが明確となつた.

3.3 最適プロセスの検討

鋼塊に存在するザクきずの分布状態は主として鋼塊形状により影響され, 形状因子の中でも H/D が最も大きく影響する. また, 分塊圧延段階ではザクきずを消滅させるには前項で示した全圧下比, 強圧下パス, 变形抵抗比が必要であるが, 極厚鋼板の製造上スラブサイズの範囲がおのずから限定される. そこで, 鋼塊形状の異なる鋼塊を用い, 分塊-厚板圧延での最適条件の検討を行った.

3.3.1 実験方法

圧延プロセスの概要を Table 4 に示す. 鋼塊は Table 1 に示した A, B 両者を使用した. 鋼塊 B は鋼塊 A に比し単重は等しいが H/D が小さくなつている. 均熱条件は前項のパターン I, 分塊圧延は圧下比鋼塊 A 1.3, 鋼塊 B 1.4 として同一厚みのスラブを通常圧延にて製造した. 強圧下の場合には分塊圧下比を通常圧延よりも大きくとつた. 厚板圧延時のスラブ加熱方法は Fig. 11 のパターン III に示す通常加熱と, パターン III の加熱終了後ファンにより強制冷却を行つた温度差圧延法を実施した. 強制冷却を行つた場合, スラブ抽出前の炉内温度は保持温度より 150°C 減少していた. 厚板圧延機の主な仕様はロール径: $940\sim 980\text{ mm}$, ロール胴長 4700 mm , 回転数 $30\sim 35\text{ rpm}$ である. 圧延方法は 1 パス当たり通常圧延 $\sqrt{\Delta h/R}: 0.23$, 強圧下圧延 $\sqrt{\Delta h/R}: 0.27$ を採用し, 強圧下圧延の場合には最終 3 パスのみに限定した. 仕上げ温度は $960\sim 980^{\circ}\text{C}$ の範囲である.

Table 4. Experimental process of plate materials.

Specimen	Ingot	Slab process			Plate process		
		Soaking	Rolling	Slab reduction ratio	Reheating	Rolling	Total reduction ratio
1	A	pattern I	Conventional	1.3	Pattern III	Conventional	3.9
2	A	Pattern I	Conventional	1.3	Pattern III	Heavy	3.9
3	A	Pattern I	Heavy	2.0	Pattern III	Conventional	3.9
4	B	Pattern I	Conventional	1.4	Pattern III	Conventional	4.4
5	B	Pattern I	Conventional	1.4	Modified pattern III	Conventional	4.4

圧延終了後、長時間の脱水素焼鈍を施し UT 法によりザクきずの分布状況を調査した。UT 感度は $V_{15-2.9} = 80\%$ とし、製品中央部 500 mm、鋼塊頭部から中央部に相当する領域を 25 mm ピッチにケガキして、その格子点の探傷を行った。その後、3.1 項で述べたザク指数測定も実施した。また、鋼塊形状が異なつた場合のザクの分布状況がどの程度変化するかを確認するために、鋼塊 B で分塊圧下比 1.4 のスラブのザク指数測定も行った。

3.3.2 実験結果

(1) ザク指数におよぼす鋼塊形状の影響

鋼塊 A, B を圧延した供試材 1 および供試材 4 の頭部から中央部 t/2 のザク指数を Fig. 15 に示す。供試材 1 は供試材 4 に比べザク指数は相対的に高く、特に頭部から 20~40% 区間が高い傾向にある。全圧下比が 1.3 ~ 1.4 の場合でも同様の結果を示し、全圧下比が 3.9,

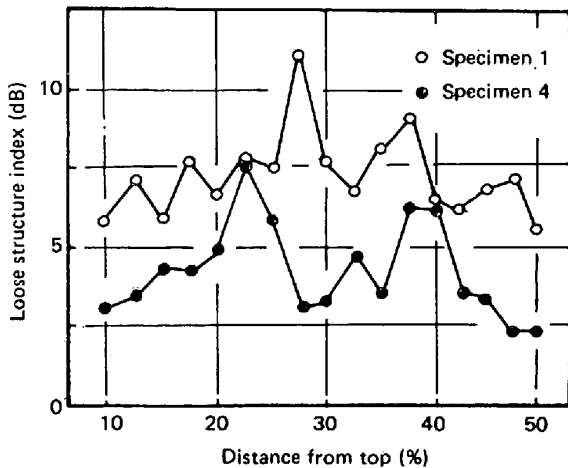


Fig. 15. Distribution of loose structure in plates. (total reduction 3.9, 4.4)

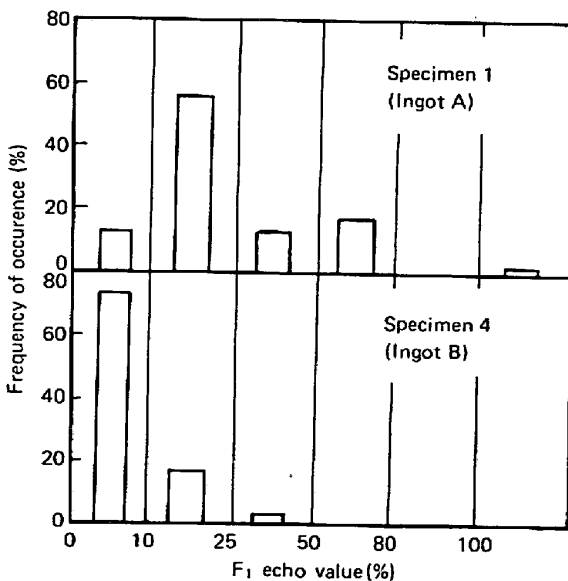


Fig. 16. Erequency of F_1 echo value in plates. (total reduction 3.9, 4.4)

4.4 と大きくなつても鋼塊形状がザクきずの閉鎖程度に影響をおよぼすことがわかつた。また、 F_1 エコー値占有率を Fig. 16 に示すが、供試材 1 では $F_1 > 5\%$ の占有率が供試材 4 と比較すると著しく高く、 $F_1 > 100\%$ 以上の欠陥も認められる。この結果、供試材 1 の製造プロセスでは製品を保証する上において支障をきたすことが明らかである。

(2) F_1 エコー値占有率におよぼす圧延プロセスの影響

供試材 1 よりも分塊および厚板圧延において強圧下した供試材 2, 3 と供試材 1 とを比較することにより、どの工程に強圧下を適用すべきかが把握できる。なお、供試材 2 を厚板強圧下材、供試材 3 を分塊強圧下材と称す。Fig. 17 に F_1 エコー値占有率とこれらの関係を示す。厚板強圧下材は基準材に比べ $F_1 > 25\%$ の占有率はかなり減少するが、分塊強圧下材ではさらに低い占有率を示す。また、鋼塊 B で温度差圧延を施した供試材 5 では $F_1 > 10\%$ 以上の欠陥はほとんど検出されなかつた。本実験のプロセスで欠陥の少ない順に列挙すると(1)供試材 5, (2)供試材 3, (3)供試材 4, (4)供試材 2, (5)供試材 1 となり、本実験範囲内では鋼塊形状の変更を要さずとも最適な圧延プロセスを選択すれば、ザクきずの非常に少ない極厚鋼板が得られることが明らかである。

4. 考 察

プラスチックモデルの空隙閉鎖条件と実機圧延のスラブ、製品のザク指数の挙動を対比することにより、実

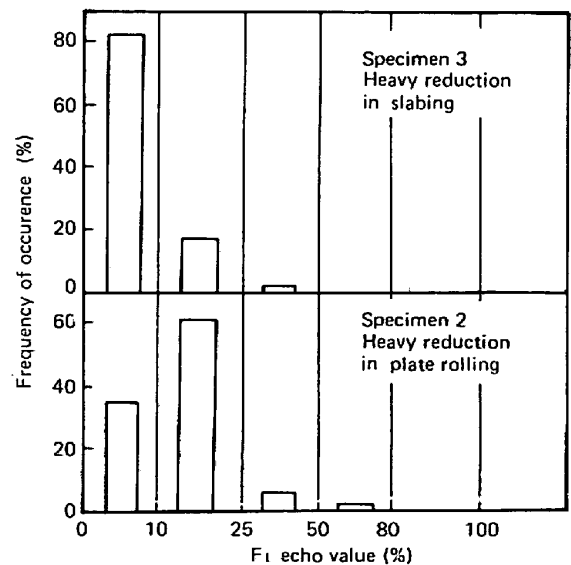


Fig. 17. Effect of heavy reduction process on frequency of F_1 echo value. (total reduction 3.9, 4.4)

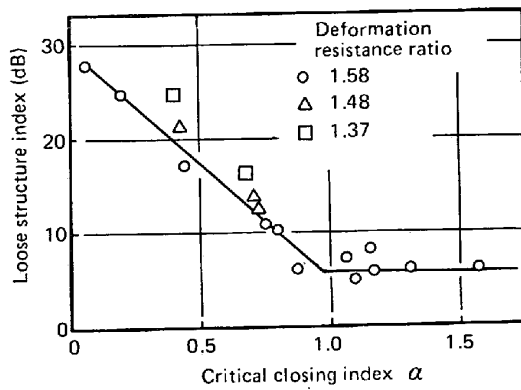


Fig. 18. Relation between loose structure index and critical closing index.

機圧延でのザクきずの閉鎖-圧着条件を検討することができる。2.2 で述べた臨界閉鎖指数 α と平均ザク指数の関係を Fig. 18 に示す。これより以下のようにまとめることができる。

(1) 臨界閉鎖指数 α が大きくなるにつれてザク指数は減少し、閉鎖条件 $\alpha \geq 1$ においてザク指数は一定値(6 dB程度)となり、マクロ組織で観察されるマクロポロシティは消失する。すなわち、臨界閉鎖指数 α はザクきずの閉鎖過程の有効な判定条件となり得る。

(2) しかし、温度差圧延を施した場合の実鋼塊の表層部と中心部の変形抵抗比を用いて α を評価すると、ザク指数の変化に対して α はあまり変化しない。この点からプラスチックを用いた複合材の中心部と実鋼塊軸心部との応力、ひずみ場のモデル的な不一致があるものと思われる。すなわち、実鋼塊における空隙閉鎖についての付加効果は、プラスチック材よりも大きいことがわかる。この問題については臨界閉鎖指数 α のモデル式を実鋼塊に適合する形に修正する必要がある。

(3) Fig. 18 の関係はザクきずの閉鎖条件とザク指数との関係を明確にしたが、一方ザクきずが閉鎖した後に元の内面が互いに圧着する条件についての検討が残されている。圧延中の板厚方向の温度分布(変形抵抗の分布)の影響については、板表面の冷却を行った場合、放冷材に比べて変形抵抗比(板厚表層部の変形抵抗/板厚中心部の変形抵抗)が大きくなり、板厚中心部での最大圧縮応力 σ_{tmax} の増大によりザクきずの圧着に効果的であることを示した報告がある⁹⁾。また、比較的薄い素材では、ポロシティの消滅に仕上げ温度(表面、860~1230°C)の影響は小さいことを示唆した報告もある⁹⁾。しかし、本実験のように板厚の厚いところでのザクきずの閉鎖過程におよぼす温度分布の効果は明確にされていない。本実験では全圧下比2.0(スラブ厚400mm)でも変形抵抗比の有効性が確認された(Fig. 14)ことか

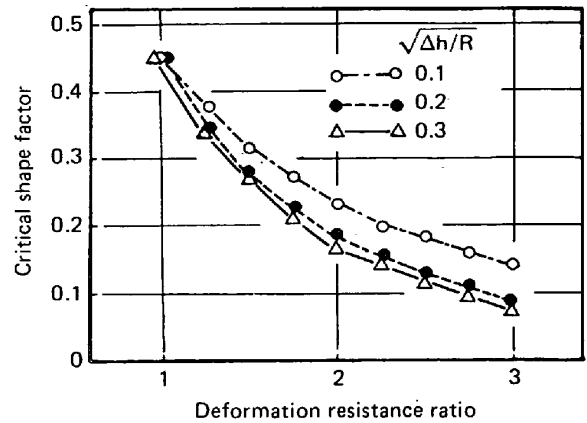


Fig. 19. Relation between deformation resistance ratio and critical shape factor.

ら、最大圧縮応力 σ_{tmax} の増加は単に圧着条件のみならず閉鎖条件にも本質的に重要であることが理解できる。このように内部の応力状態を取り上げると、閉鎖および圧着条件について区別する必要がないように思える。

圧着条件について量的な面について考慮すると次式⁹⁾が仮定できる。

$$\sigma_{tmax} \geq 1.15K_0 \dots \dots \dots (10)$$

この仮定は、ザクきずの内面同志が新生面を形成し、ミクロ的な圧着を進展させる必要性から合理的であると思われる。(10)式と2.2項(3)式を引用することにより変形抵抗比に対する圧着条件としての必要圧延形状比がFig. 19のように求まる。通常の極厚製品においては、最終パスに至るまでに同図の形状比以上で圧延が行われており、閉鎖条件が満たされればザクきずは消滅することになる。

本実験の圧延プロセスについてもほとんどがこの場合に属しているものと思われ、臨界閉鎖指数 α とザク指数の相関が得られたものと考えられる。

5. 結 言

大型扁平鋼塊のザクきずの圧着に関してプラスチックンモデルおよび実圧延を実施し、以下のことを明らかにした。

(1) UT法を用いてザク指数を定義することにより、圧延過程におけるザクきずの閉鎖-圧着挙動を明確にすることができた。

(2) プラスチックンモデルの臨界閉鎖指数 α を用いることにより実圧延でのザクの閉鎖状況を予測することが可能となった。

(3) 実圧延での各プロセス実験の中で、特に分塊段階の圧下比、圧延形状比、変形抵抗比をできるだけ大き

くとり方が臨界閉鎖指数 α を大きくすることができ、サクキズの圧着には効果的である。

文 献

- 1) 川和高穂, 細田義郎, 坂田直起, 伊藤雅治, 三好俊吉: 鉄と鋼, 62 (1976) 13, p. 1668
- 2) 木下勝雄, 北岡英就, 岡野 忍, 江見俊彦: 鉄と鋼, 65 (1979) 13, p. 1868
- 3) 土田 裕, 宮下芳雄, 玉井淳三, 広瀬 猛, 田口喜代美: 鉄と鋼, 66 (1980) 4, S179
- 4) 喜多村実, 小山伸二, 有箇芳昭, 山崎雅臣, 朝永満男: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S181
- 5) 田川寿俊, 田川淳一, 平沢猛志, 角南英八郎: 鉄と鋼, 62 (1976) 13, p. 1720
- 6) 奥村直樹, 久保田猛, 丸山忠克, 南雲道彦: 鉄と鋼, 66 (1980) 2, p. 201
- 7) 中尾仁二, 山場暁太, 青木 至, 川合亜之, 間淵秀里, 高石昭吾: 鉄と鋼, 62 (1976) 13, p. 1708
- 8) 菊竹哲夫, 中尾仁二: 鉄と鋼, 63 (1977) 4, S219
- 9) 福井義典, 米沢純一, 山口喜弘, 水田篤男, 津田統: 塑性と加工, 21 (1980) 11, p. 975
- 10) 超音波探傷試験A (1976) p. 63 [日本非破壊検査協会]
- 11) 圧延理論とその応用 (日本鉄鋼協会編) p. 156 [誠文堂新光社]