

論 文

UDC 669.14-412 : 620.192.363 : 621.771.23.01

大型鋼塊のザクきずの圧着におよぼす圧延プロセスの影響*

田 川 寿 俊**・田 中 淳 一**
平 沢 猛 志**・角 南 英八郎***Effect of Rolling Practices on Annihilation Process of Micro-Porosity
in Big IngotHisatoshi TAGAWA, Junichi TANAKA,
Takeshi HIRASAWA, and Eihachiro SUNAMI

Synopsis:

The effect of rolling conditions on the process of the annihilation of the micro-porosities in the big ingot was investigated to clarify the possibility to get the sound ultra-heavy plate only by rolling, eliminating pre-forging process.

It was deduced from the results of the experiments that the most important factor for the annihilation of the micro-porosities at the center of the thickness was the compressive stress perpendicular to the rolling plane at the center of the thickness. It was clearly demonstrated that the micro-porosities were easily annihilated in the early stage of rolling under such rolling conditions that enabled the compressive stress to exceed the resistance to deformation significantly. These conditions were realized by the rolling process with the large amount of reduction per rolling pass ("heavy reduction-rolling") utilizing the work roll with large diameter, while in the case of light reduction-rolling the micro-porosities retained as the elongated imperfections up to the late stage of rolling. It was also confirmed that both slow rolling speed and high rolling temperature assisted the annihilation of thin elongated micro-imperfections. This phenomenon can be interpreted in terms of the effect of time and temperature on the annihilation of interfaces by means of diffusion and viscous flow processes. It was concluded that it should be possible to manufacture the sound ultra-heavy plates without pre-forging process, provided that the combination of aforementioned considerations were taken into account for the rolling process.

1. 緒 言

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、ザクきずと称する微細空隙が生ずる^{1)~3)}。ザクきずの発生の程度は、鋳型の寸法および形状⁴⁾、造塊条件、押湯および頭部保温状況により左右されるが、現実的な問題としてはESR⁵⁾などの特殊な方法を使用しない限り、ザクきずが皆無の大型鋼塊を製造することは極めて困難であると考えられている。このザクきずは外部には開口していないので、圧延などの加工の過程で圧着してしまい、製品になった段階では影響が残らないのが普通であるが、大型発電機の軸材や極厚鋼板のように鋼塊厚さ(または径)と製品厚さ(径)との比(全圧下比)が小さ

い場合にはザクきずは必ずしも完全には圧着せず、製品の内部に残留して超音波探傷などにより内部欠陥として検出されることがある。この種の内部欠陥は材料を使用する上で極めて危険な存在であり、極厚鋼板や大型軸類の品質の本質的な問題であるため、欠陥の発生防止のために種々の対策が講じられている。すなわち、ザクきずの発生を最少におさえるような造塊上の配慮がなされることはもちろんであるが、上述のように通常の大型鋼塊においてはこれを皆無にすることができないので、加工の段階においてザクきずを消滅させることが必要であり、この技術についてのくふうもかなり試みられている。

ザクきずの圧着には強度の鍛錬 (forging) が効果的であることが古くから知られており^{6)~8)}、事実大型軸類の

* 昭和49年11月, 昭和50年4月本会講演大会にて発表 昭和51年2月20日受付 (Received Feb. 20, 1976)

** 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K.K., 1-1 Minamiwatarida Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*** 日本鋼管(株)京浜製鉄所 (Keihin Works, Nippon Kokan K.K.)

Table 1. Characteristic values of the materials used for simulation.

Materials		Steel 0.1~0.5% (C)	Lead 99.9% (Pb)	Plasticine 60% (CaCO ₃)
Flow stress	k_0 (kg/mm ²)	6~24 ($\dot{\epsilon}=10 \text{ sec}^{-1}$)	0.8~2.0 ($\dot{\epsilon}=0.3 \text{ sec}^{-1}$)	$1.2\sim3.5 \times 10^{-2}$ ($\dot{\epsilon}=0.1 \text{ sec}^{-1}$)
$k_0 = K \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m \cdot \exp(A/T)$	T (°K)	1070~1470	290~470	280~295
	n	0.25	0.3	0.2
	m	0.15	0.07	0.08
	A	4450	650	4620
	K	0.44	0.39	0.38×10^{-6}
Friction coefficient	μ	0.35~0.5 (no-lubri.)	0.2~0.3 (no-lubri.)	0.4~0.5 (CaCO ₃ -lubri)
Thermal diffusivity	α (cm ² /sec)	0.069 (1000°C)	0.239 (100°C)	0.0045 (20°C)

ϵ : strain $\dot{\epsilon}$: strain-rate n, m, A, K : constant

製造にはこの鍛錬は欠かせないものとされている⁹⁾が、形状的には圧延のみによつて製造が可能なはずの極厚鋼板においても、圧延に先立つて予備鍛錬が実施されることが多い。したがつて、ザクきずの圧着に関する従来の研究もほとんど鍛錬過程についてのものであり、圧延によるザクきずの圧着を論じたものはほとんど見られない。しかし、極厚鋼板の製造に関しては、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そこなわれていることも否定できない。本報はこの観点から圧延プロセスのみによつてザクきずを圧着させる可能性を検討したもので、健全な極厚鋼板を製造するために必要な圧延上の諸条件を明らかにすることを目的としている。手順としては、モデル材料を使用したシミュレーション実験により圧着に必要な歪、応力条件を明らかにした後、実際の大型鋼塊のザクきず密集領域から採取した試験鋼片を試験圧延機で圧延することにより圧延中のザクきずの圧着の過程を解明し、これらの結果にもとづいて圧着に必要な加工条件を推定した。変動因子としては、1パスあたりの圧下率のほかに全圧下比、圧延速度、鋼板の温度および厚さ方向の温度分布を考慮した。参考のために鍛錬加工の効果についても検討をおこない、圧延の結果と対比させて実験結果の妥当性を判断する際の一助とした。

2. プラスチシンと鉛による予備実験

ザクきずの圧着に対しては、加工による歪だけでなくザクきずの部分に加えられる応力の影響が重要であると考えられるが、応力に関する検討はほとんどなされていない。本実験は、特にこの点を考慮して加工中の歪分布のほかに重要な因子と考えられる材料内部の応力分布

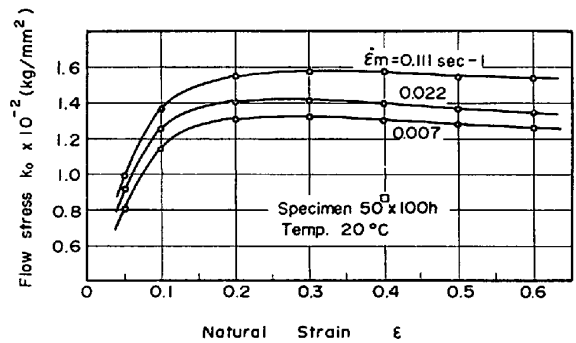


Fig. 1. Stress-strain curve of plasticine.

について、モデル実験により調査した。加工法は圧延と鍛錬を対象とし、使用したモデル材料はプラスチシン (plasticine : 油粘土の一種) を主とし、一部鉛を使用した。

2.1 実験方法

2.1.1 モデル実験装置

模型圧延機的主要仕様は、ロール径 75~240 mm, ロール胴長 : 150~250 mm, ロール回転数 : 60~120 rpm であり、また模型鍛錬機的主要仕様は、金型幅 : 10~160 mm, 金型長さ : 160 mm, 金型圧下速度 : 0~100 mm/sec である。

2.1.2 モデル材料の特性

プラスチシン、鉛および熱間鋼の純粋変形抵抗 (単軸圧縮変形抵抗) k_0 を次のような一般的な表示式¹⁰⁾で示した場合の諸数値は Table 1 のごとくである。

$$k_0 = K \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m \cdot \exp(A/T) \dots\dots\dots (1)$$

ϵ : 対数歪 $\dot{\epsilon}$: 歪速度 (sec⁻¹)

T : 温度 (°K) n, m, K, A : 定数

同表には、工具と材料間の摩擦係数 μ および各材料の温度伝導率 α も示してある。また、プラスチシンの歪 ϵ

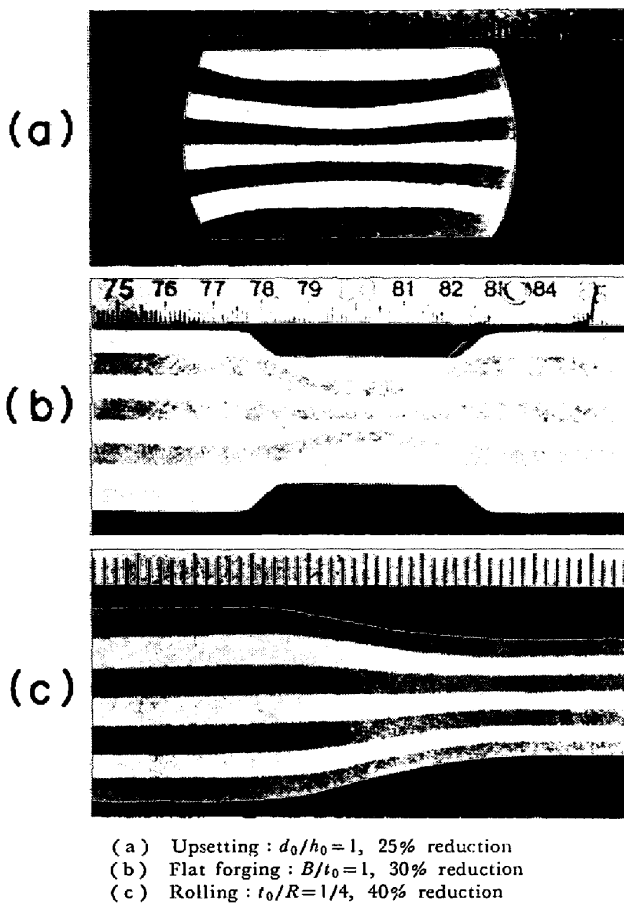


Photo. 1. Deformation of the horizontal layers in vertical cross-sections on various deformation processes (plasticine model).

と変形抵抗 k_0 の関係の一例を Fig. 1 に示した。なお、プラスチックと鉛は熱間加工のモデル材料として最も一般的に使用されているものである。

2.1.3 加工歪および加工応力の測定法

加工による歪の測定は、色の異なるプラスチックを積層した試片によった。また、加工中の応力測定は、プラスチック試片内の所定の位置に小型の圧力計 (直径 6 mm, 厚さ 0.6 mm) を埋め込み、その電気的出力を記録した。同時に、ロードセルにより圧延荷重の測定も行ない、実験精度のチェックを行なった。

2.2 実験結果および考察

加工中の材料内部の応力や歪に関しては、いくつかの検討が加え始められているが⁽¹¹⁾⁽¹²⁾、理論的には確立していない。したがって、ここでは実験結果についての検討を行なうにとどめる。

2.2.1 鍛錬および圧延における歪分布

鍛錬 (据込み、平打ち) および圧延により材料内の歪がどのように分布するかを、層状のプラスチック試片により調査した。なお、据込み鍛錬は材料全面を圧縮する

方法であり、平打ち鍛錬は扁平材料を平らな上下金型で部分的に圧縮する方法である。

Photo. 1 に、それぞれの場合の結果の一例を示す。実際の極厚鋼板製造の場合、平打ち鍛錬と圧延は写真に示されているような大きな圧下は一般には加えられない。したがって、Photo. 1 は極端な圧下の場合の例となる。据込み鍛錬の結果では、試片の高さ h_0 と径 d_0 の比 d_0/h_0 が 0.5~2 の範囲ではいずれも材料中心部に歪が集中し、工具直下の歪は小さくなる。工具面の摩擦を小さくすると、中心部への歪の集中は弱まり、一様な歪分布に近づいてくる。平打ち鍛錬でも材料中心部に歪が集中する傾向にあるが、金型幅 B が材料厚さ t_0 に対し狭い場合 ($B/t_0=1/4$) では、表層からほぼ $1/4 t_0$ の位置で歪が最大となる。これは金型両端からほぼ 45° の範囲内に生ずるデッドメタル (dead metal) 領域の影響を受けるためである。

一方、圧延での変形は上述の鍛錬の場合と異なり、表層は主としてロール入側付近で変形が起こり、中心層はロール出側付近の変形が大きく、結果的に厚さ方向の歪は内外層で均一になる。鍛錬をくり返し行なった材料では、デッドメタルの影響で内部のメタルフロー (metal flow) に乱れを生じ、特に表層での凹凸が著しい。また、一回の鍛錬で中心部に集中した歪もくり返し鍛錬を行なうことにより平均化され、特に中心部の歪が大きくなることはなくなる。これに対し、圧延では材料前後端の一部 (フィッシュテール影響部) を除き、滑らかなメタルフローと均一な歪分布を示す。したがって、くり返し鍛錬を行なった材料も、圧延だけによる材料も、全圧下比が同じ場合には中心部の歪は同じになることが実験的に確かめられた。

2.2.2 鍛錬および圧延における応力分布

ザクきずの圧着に関しては、材料の厚さ中心部に問題を生じるケースが多いため、ここでは主として中心部の応力状態について検討した。

Fig. 2 は、据込み鍛錬時の材料中心部の最大圧縮応力を、また Fig. 3 は、平打ち鍛錬時の中心部の最大圧縮応力を示す。図では最大圧縮応力 $\sigma_{tc \max}$ と純粋変形抵抗 k_0 との比 $\sigma_{tc \max}/k_0$ で表わしてある。据込み鍛錬では材料高さ h_0 と径 d_0 の比がほぼ $d_0/h_0 \geq 1$ の状態で $\sigma_{tc \max}$ は k_0 以上の値となり、平打ち鍛錬では金型幅 B と材料厚さ t_0 の比がほぼ $B/t_0 \geq 1/2$ の状態で $\sigma_{tc \max}$ が k_0 の値を上回ることがわかる。通常、鋼塊の据込み鍛錬では $d_0/h_0=1/2$ 、平打ち鍛錬では $B'/t_0=1/2 \sim 2/3$ (B' は圧下幅) 程度であるため、中心部の応力上昇に関しては平打ち鍛錬の効果が大きいといえる。これらの応

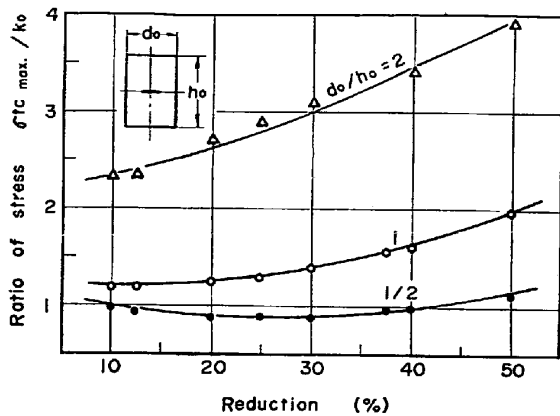


Fig. 2. Maximum compressive stress at the center of the material on upsetting (plasticine model).

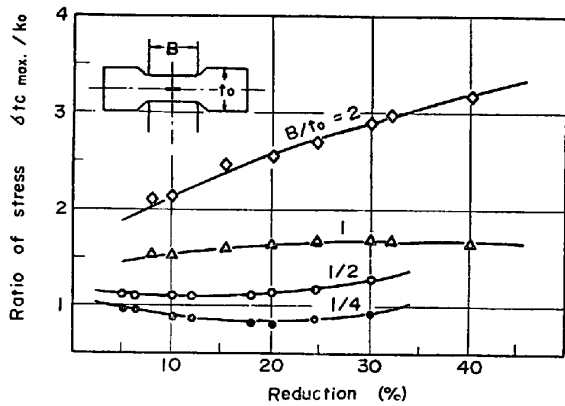
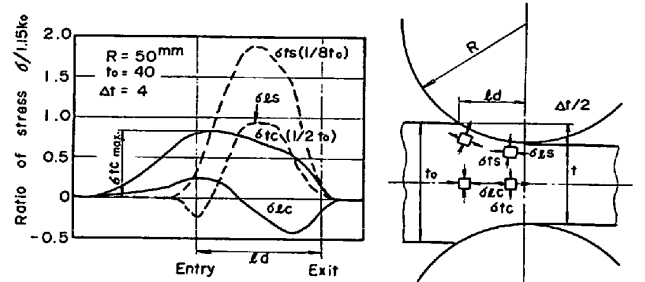


Fig. 3. Maximum compressive stress at the center of the material on flat-forging (plasticine model).

力はいずれも材料中心部の応力であり、表層に近づくほど工具面摩擦の影響を受け、歪は小さいが付加応力は上昇する。逆に工具中心線上から幅方向にずれた位置では、応力は低下することになる。また、金型幅が狭い場合に圧下率の増加につれて $\sigma_{tc \max}/k_0$ がいつたん低下するのは、中心部で幅方向への張力が発生していることを示すものである。

以上の鍛錬時の応力に対して、圧延時の内部応力はどうのようになっていくかを実験的に検討してみた。

Fig. 4 は、ロール径に対し比較的材料が厚い場合の圧延中の材料内応力分布の測定結果である。材料中心部では、応力の付加範囲がロール入口より前方にまで広がっており、圧縮応力のピーク $\sigma_{tc \max}$ は小さい。さらに、中心部では圧延方向に引張応力が生じてくる。これは金型幅の狭い平打ち鍛錬の場合と類似している。また、主応力差が $\sigma_1 - \sigma_1 = 1.0 \sim 1.15 k_0$ となる位置は、表層では主としてロール入側近くであり、中心部ではロール出側近くであることから、前述の変形位置(歪分布の項)



σ_{tc} : vertical stress cross the flow line of center ($1/2 t_0$)
 σ_{ts} : idem near the surface ($1/8 t_0$)
 σ_{1c} : longitudinal stress along the flow line of center ($1/2 t_0$)
 σ_{1s} : idem, near the surface ($1/8 t_0$)

Fig. 4. Diagram of the stress distribution in the longitudinal section and the states of stresses during rolling (plasticine model).

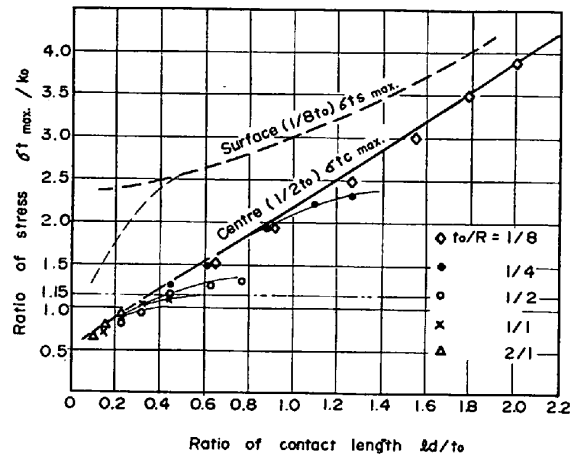


Fig. 5. Maximum compressive stress at the center and near the surface of the material on rolling (plasticine model).

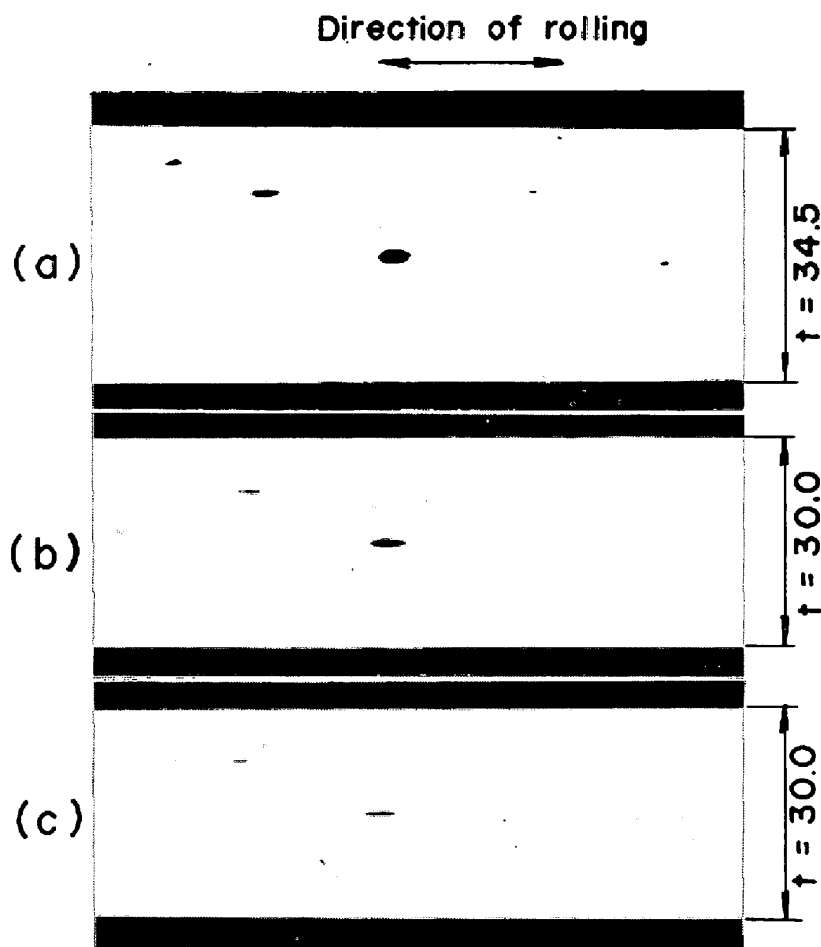
との対応が確認される。

Fig. 5 は、圧延材の投影接触長 l_d と入側板厚 t_0 の比 l_d/t_0 と、中心部の最大圧縮応力 $\sigma_{tc \max}$ との関係を示したものである。図には表層 ($1/8 t_0$) での最大圧縮応力 $\sigma_{ts \max}$ も付記した。図より、 l_d/t_0 の小さい条件では、 $\sigma_{tc \max}$ は $\sigma_{ts \max}$ の $1/2$ 以下となることがわかる。また、 $\sigma_{tc \max}$ は l_d/t_0 とほぼ直線関係にあり、次の実験式で表わすことができる。

$$\sigma_{tc \max} = k_0 (1.67 \sqrt{\Delta t \cdot R} / t_0 + 0.5) \dots \dots (2)$$

Δt : 圧下量 R : ロール半径 $\sqrt{\Delta t \cdot R} = l_d$

一定厚さの材料に対し $\sigma_{tc \max}$ を大きくするためには、大径ロールで強圧下を行なうのが効果的である。同じ l_d/t_0 においても、小径ロールで大きな圧下を加える条件では、上式の関係からずれて図中で小さめの値を示している。また、 l_d/t_0 が $0.4 \sim 0.5$ 以下の条件になると、 $\sigma_{tc \max}$ が平面歪(広幅材の圧延状態)の変形抵抗 $1.15 k_0$ より小さな値となってくるのは、圧延方向の引張応力



Original thickness of specimens : 40 mm, Diameter of holes : 1 mm & 3 mm, Positions : $1/8 t_0$, $1/4 t_0$, $1/2 t_0$
 (a) light reduction (3 passes with value of $l_d/t_0=0.28$), roll dia. : 120 mm
 (b) idem, 6 passes
 (c) heavy reduction (2 passes with value of $l_d/t_0=0.56$), roll dia. : 160 mm

Photo. 2. Deformed holes in the lead specimens after rolling.

の影響によるものと考えられる。

中心部のザクきず圧着という点に関しては、圧延では内外層とも均一な歪が生じるため、中心部の欠陥はマクロ的には変形が進行するが、圧縮応力の面からミクロ的には圧着不十分な状態が考えられる。圧着の前段階として、中心部の小さな空隙を押しつぶすのに要する応力を $\sigma_{tc \max.} \geq 1.15 k_0$ (平面歪の変形抵抗) になると仮定して最小限の必要な圧下率を求めれば、次の実験式で表現できる。

$$r_c \geq a \cdot D^\beta \cdot t_0 + b \dots\dots\dots (3)$$

r_c : $\sigma_{tc \max.} \geq 1.15 k_0$ となる圧下率

D : ロール径 t_0 : 材料入側厚

ロール径 800~1400 mm, 材料厚 150~400 mm の範囲では, $a=0.144$, $\beta=-0.8$, $b=-0.02$ となる。

次に、鍛錬および圧延時に材料表面を冷却して材料内の温度分布すなわち変形抵抗分布を変えた場合の応力分布の変化を調査した。材料中心部 ($1/2 t_0$) と表層部 ($1/8$

t_0) の温度を、熱間鋼の変形抵抗に換算して 280°C 程度の温度差とした場合、 $\sigma_{tc \max.}$ の値は均一な温度分布の場合に比べて、鍛錬で 15~20% 上昇し (材料幅が金型幅の 1.5 倍のとき)、圧延では 5~10% 上昇する (ロール半径と材料厚さが等しいとき) ことが認められた。一般に、中心部が高温の材料ほど断面がたいこ形に変形することからも、温度勾配を付加した場合の効果は推測される。同様な傾向として、工具面の摩擦を大きくした場合も $\sigma_{tc \max.}$ の上昇が見られる。

2.2.3 鉛材圧延での空孔の変形

Photo. 2 は、40 mm 厚の鉛の試片の断面 $1/2 t_0$, $1/4 t_0$, $1/8 t_0$ の各位置に、それぞれ 1 mm ϕ と 3 mm ϕ の空孔をあけ、強圧下 ($l_d/t_0=0.56$) と軽圧下 ($l_d/t_0=0.28$) の圧延を行なった場合の空孔の変形状況である。(a) の条件では 1 mm ϕ の空孔も残っている。また、軽圧下 (b) と強圧下 (c) ではマクロ的な変形段階でも差が生じている。鉛の特性 (摩擦係数が小さいことな

Table 2. Chemical composition of test slabs cut from big ingot.

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	H (ppm)
0.12	0.26	0.91	0.014	0.008	0.24	1.34	0.72	0.40	0.04	0.002	2.3

ど)により、同一条件でのプラスチシン試片での結果より空孔の変形は全般的に少ないが、中心部の空孔が圧着しにくい傾向が確認される。

以上、鍛錬および圧延における材料内の歪と応力状態について実験的に検討を行なった結果、以下のことを明らかにした。すなわち、歪については、鍛錬の場合一時的に中心部の歪が大きくなるが、平均的には圧延の場合と変わらない。また、圧延においては、いかなる圧下法をとつても内外層の歪は等しくなる。したがって、ザクきずの圧着に対して圧延よりも鍛錬の方が効果的であるとすれば、その理由は歪ではなく材料中心部における加工中の応力の差によるものであるということができ

3. 試験圧延機による検討

3.1 実験方法

モデル実験の結果からザクきずを圧着させるためには板厚中心部の圧縮応力 ($\sigma_{tc \max.}/k_0$) を大きくする必要があり、および σ_{tc}/k_0 はロール径が大きく、材料厚が小さいほど、また1パスの圧下量が大きいほど大きくなることが明らかとなった。そこで、実際の鋼中に存在するザクきずが圧延によりどのような変形-圧着過程をたどるかを調査するため、大型偏平鋼塊のザクきず密集域から採取した試片 (サイズ: 150 mm t × 200 mm w × 450 mm l) により試験圧延を実施した。化学組成は Table 2 に示すような焼入れ-焼戻し型の 80 kg/mm² 級鋼である。ここで、圧延のパススケジュールを設定するため、モデル実験の結果 (Fig. 5) から、1パスの圧下率 r をパラメーターにとつた場合の t_0/R と $\sigma_{tc \max.}/k_0$ の関係を Fig. 6 のように整理してみた。パススケジュールは図中にプロットで示したように、全圧下比による $\sigma_{tc \max.}/k_0$ の変化を現場材とほぼ同等にとつた軽圧下圧延 (r はほぼ 2.5% 一定) と、 r を 5%~10% (全圧下比 4.4 において) とつた強圧下圧延の2種類を基準となるように設定した。

まず、ザクきずの圧着におよぼすパススケジュールおよび全圧下比の影響をみるため、Table 3 に示すように強圧下圧延と軽圧下圧延につき全圧下比を 1 (圧延温度に昇温後空冷) ~4.4 まで変化させて圧延した。次に、軽圧下パススケジュールを基準として、Table 4 に示す

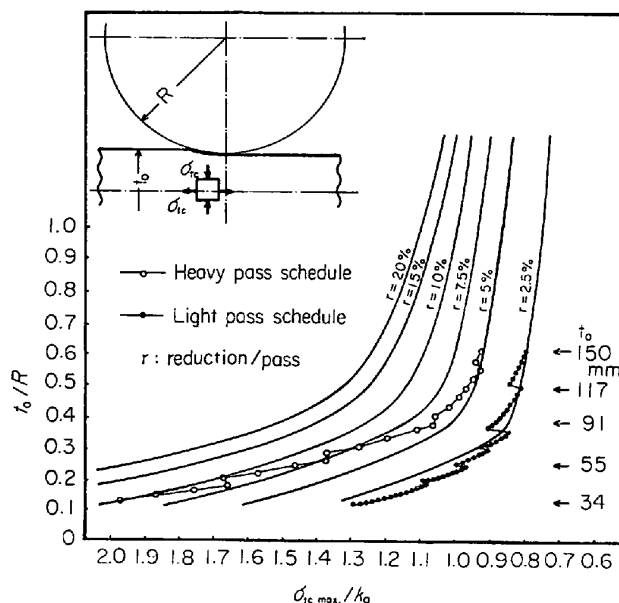


Fig. 6. Relation between rolling pass schedules and the compressive stress at the center of material (plasticine model).

Table 3. Experimental items of rolling (1).

Rolling ratio	Total reduction %	Plate thickness mm	Heavy reduction pass schedule rolling	Light reduction pass schedule rolling
1	0	150	—	—
1.3	22	117	○	○
1.7	39	91	○	○
2.1	53	71	—	○
2.7	63	55	○	○
4.4	77	34	○	○

ような4種類の圧延法を実施した。(1)の(軽+強)圧下圧延法は、ある板厚まで軽圧下圧延し最終数パスを強圧下圧延する方法で、本実験では仕上厚を 55 mm 一定として、最終1パスおよび3パスを強圧下圧延する2種類について実施した。(2)の低速圧延法は、板厚 71.5 mm 以下において通常のロール周速 1.2 m/sec を 0.7 m/sec までおそくして圧延する方法で、仕上厚は 55 mm と 34 mm の2種類とした。(3)の再加熱圧延法は、圧延途中で、鋼板を再び均熱温度まで加熱して圧延する方法で、最終仕上厚は 71 mm, 55 mm および 34 mm (分塊圧延材)とした。(4)の表面冷却圧延法は、鋼板の板

Table 4. Experimental items of rolling (II).

Rolling method	Plate thickness (mm)	Rolling ratio	Total reduction (%)	Rolling schedule (t : mm)
(1) Combined pass schedule (light+heavy reduction) rolling	55	2.7	63	150→60→55
	55	2.7	63	150→70→65→60→55
(2) Low speed rolling	55	2.7	63	150→71.5→55 (Low speed)
	34	4.4	77	150→71.5→34 (Low speed)
(3) Reheat rolling	71	2.1	53	150→80→71 (Reheating)
	55	2.7	63	150→62→55 (Reheating)
	34	4.4	77	150→55.55→34 (Reheating)
(4) Surface cooled rolling	55	2.7	63	150→60→55 (Mist cooling)
	55	2.7	63	150→60→55 (Air cooling)

→ Heavy reduction pass, → Light reduction pass.

Table 5. Experimental processes of preforged materials.

Preforging		Rolling		Total reduction Ratio*
Schedule (Pass times)	Forging ratio	Schedule	Rolling ratio	
Upsetting : 340 h → 275 h (1)	1.24	150 t → 55 t (Light red)	2.7	3.85
Edge forging : 220 w → 200 w (1)	1.10			
Flat forging : 180 t → 155 t (2)	1.15			
Upsetting : 390 h → 200 h (1)	1.95	150 t → 91 t (Light red)	1.7	5.37
Edge forging : 260 w → 200 w (1)	1.30			
Flat forging t 250 t → 155 t (5)	1.62	150 t → 91 t (Light red)	2.7	8.53

* Assumption : Total reduction ratio = Upsetting ratio × Flatforging ratio × Rolling ratio

厚方向の温度勾配を大きくして圧延する方法で、板厚 60 mm において表面冷却を実施し 55 mm まで圧延した。比較のため、板厚中心部における鋼板温度が表面冷却材と等しくなるまで放冷した材料についても実施したが、板厚中心部と表層部（表層から 1/6 板厚）の温度差は、放冷材の 90°C に対して、表面冷却材では 240°C であった。

また、比較のために行なつた予備鍛錬-圧延法の概要を Table 5 に示す。鍛錬は、800 t 油圧プレスにより軽鍛錬と強鍛錬の 2 種類を実施した。ここで、軽鍛錬とは、試片 (150 mm t × 200 mm w × 340 mm h) を、据込比:

1.24、幅打比: 1.10、平打比: 1.15 の条件で鍛錬した場合をさし、強鍛錬とは、試片 (150 mm t × 200 mm w × 390 h) を、据込比: 1.95、幅打比: 1.30、平打比: 1.62 の条件で鍛錬した場合をさす。また、この場合の鍛錬比（鍛錬による圧下比）は、据込比かけ平打比と仮定した。その後の圧延は全て軽圧下圧延とし、圧延比（圧延による圧下比）は 2.7 および 1.7 の 2 水準をとつた。

素材および圧延材の探傷方法としては、超音波探傷試験、磁粉探傷試験、染色探傷試験および密度測定を検討した。磁粉探傷試験、染色探傷試験により欠陥の変化はある程度推定できるが、バラツキが大きくザクきずの残

Table 6. Conditions of ultra-sonic testing.

Machine	KRAUT KRÄMER USIT 10W
Probe	Q2MC
Sensitivity	$V_{15-2.8}=80\%$
Medium	Machine oil
Pitch	40×40 mm
Surface condition	▽▽▽ △△△

Table 7. Rating system of imperfections in ultra-sonic testing.

Mark	F/B
▲	100~80%
△	80~50%
□	50~25%
○	25~10%

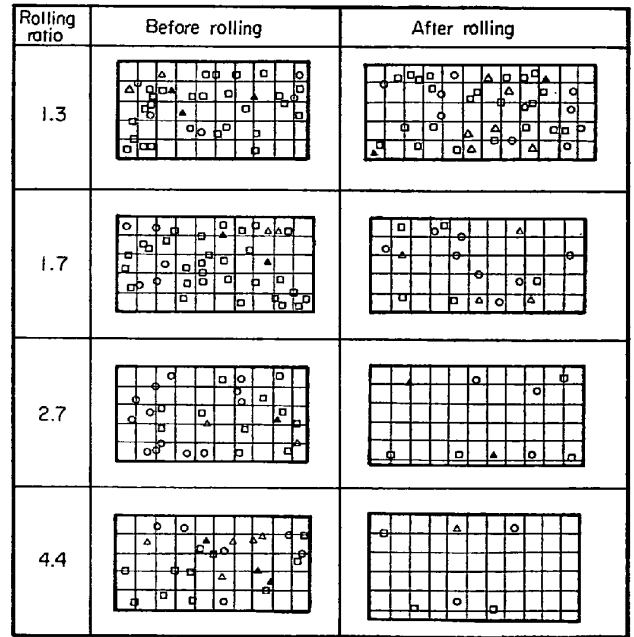
存状態を総合的に評価することは困難であった。密度測定によると、初期におけるザクきず量の変化は判断できるが、圧着寸前のザクきずは体積分率が小さいため、その存在を評価することが困難であった。一方、超音波探傷試験は、試料全面が探傷できるうえ、探傷面に平行な欠陥に対してとくに感度が高いため、ザクきずの総合評価に最も適していた。それゆえ、以後の実験では超音波探傷試験のみを行なった。超音波探傷条件は、板厚によらず Table 6 のように設定した。また、欠陥の判定基準は Table 7 によるものとした。

3.2 実験結果および考察

3.2.1 ザクきずによる超音波欠陥におよぼす圧延法および全圧下比の影響

強圧下圧延材および軽圧下圧延材の超音波探傷試験結果を Fig. 7 および Fig. 8 に示す。強圧下圧延の場合、全圧下比が大きくなるにしたがって超音波欠陥は急激に減少し、全圧下比 2.7 ですでに健全な鋼板が得られるものと思われる。これに対し、軽圧下圧延の場合、全圧下比の増大に伴う欠陥の減少がおそく、全圧下比 2.7 の鋼板では逆に欠陥が増加している傾向さえうかがえる。さらに全圧下比を増大していくと欠陥は減少していくが、欠陥の完全な圧着には大きな全圧下比を必要とすることがわかる。

次に、各種の圧延法による圧延材の超音波探傷試験結果について述べる（図面は省略）。（軽+強）圧下圧延の場合、Fig. 8 の軽圧下圧延の全圧下比 2.7 の圧延材と比較すると、最終 1 パスの強圧下圧延ではそれほど大きな



Polished surface

Mark F/B
 ▲ 100 ~ 80%
 △ 80 ~ 50%
 □ 50 ~ 25%
 ○ 25 ~ 10%

Fig. 7. Results of ultra-sonic testing before and after the rolling of alloy steel (heavy reduction pass schedule).

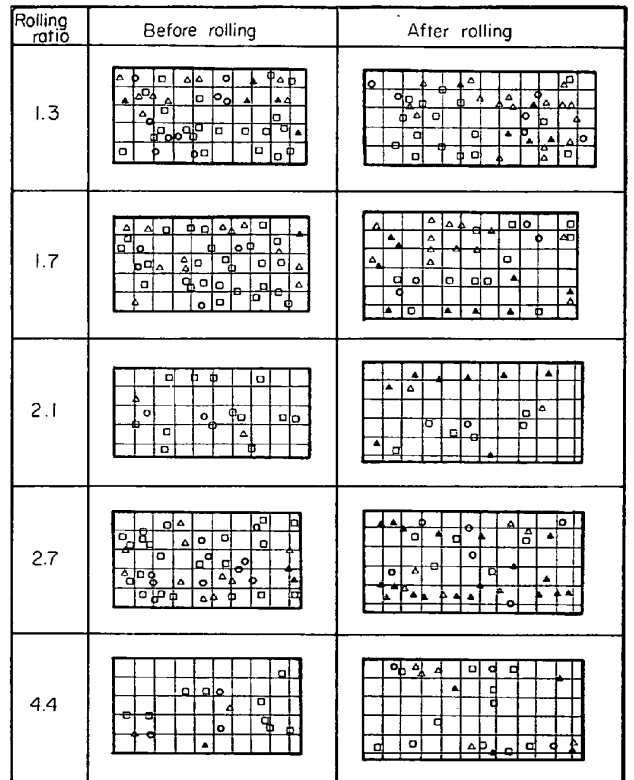


Fig. 8. Results of ultra-sonic testing before and after the rolling of alloy steel (light reduction pass schedule).

改善は見られないが、最終3パスの強圧下圧延では超音波欠陥が大幅に減少していた。低速圧延の場合は、軽圧下パススケジュールであるにもかかわらず全圧下比2.7ですでに強圧下圧延材と同程度の結果が得られていた。再加熱圧延の場合、全圧下比2.1では軽圧下圧延材と大差ないが、全圧下比2.7以上になると軽圧下圧延材に比較して超音波欠陥はかなり改善されていた。表面冷却圧延の場合は、放冷材と比べると同じパススケジュール(軽圧下パススケジュール)であつても、欠陥の程度には相当の差があり、かなり改善されていた。このように、超音波欠陥減少に対する低速圧延、再加熱圧延および表面冷却圧延の効果は圧下比2.7以上(本実験の場合、 $\sigma_{tc \max.}/k_0 \geq 1$)になると顕著に表われ、軽圧下パスであつても強圧下圧延材に匹敵する程度まで欠陥は改善されることが見い出された。

また、比較のために実施した予備鍛錬-圧延試験の結果から鍛錬のスケジュール(軽鍛錬および強鍛錬)によらず、予備鍛錬までの段階ですでに小さな欠陥しか残つておらず、その後の軽圧下圧延により超音波欠陥は非常に少なくなつていくことがわかつた。

3.2.2 超音波探傷試験結果の定量比

前項で述べた超音波探傷試験結果により、圧延法および全圧下比による超音波欠陥の変化の状況はおおむね理解することができた。しかし、これらの結果を比較検討する場合には、素材の欠陥程度の差、圧延材の板幅、板厚の差およびこれに伴う探傷感度の差などを補正する必要がある。このため、以下の手順により超音波探傷試験結果の定量化を試みた。

(I). 2 MHz, $V_{15-2.8} = 80\%$ により検出した欠陥のうち、 $\blacktriangle (100\% > F/B > 80\%)$ の個数に係数として1を、 $\triangle (80\% > F/B > 50\%)$ の個数に係数として0.8を、 $\square (50\% > F/B > 25\%)$ の個数に係数として0.4を、 $\circ (25\% > F/B > 10\%)$ の個数に係数として0.2をかけて、これらの数値を合計する。

(II). (I) で得られた数値を全探傷面積である。

(III). 本実験の場合板厚により探傷感度を変えていないので、板厚に関する補正をするため次の式を引用する¹³⁾。

$$F_n/B_n = \frac{1}{\sqrt{\gamma}} \cdot \frac{\sqrt{G}}{1 - (G+H)} \cdot e^{\nu(t-x)} \dots \dots \dots (4)$$

B_n : 第 n 次底面反射波高値

F_n : 第 n 次欠陥反射波高値

γ : 底面の音波に対するエネルギー反射率

G : 欠陥部のエネルギー反射率

H : 欠陥部のエネルギー散乱率

ν : 音波減衰率

t : 板厚

x : 表面から欠陥までの深さ

本実験の超音波探傷用試料の表面仕上げは一定($\nabla\nabla\nabla$)としたので、 γ はどの試料も一定値となる。 $(=1)$ 。 G および H については、欠陥の内面状態が同様であると仮定すれば一定値となる。また、板厚中心部に存在する欠陥について考える場合、 $x=t/2$ となる。以上の仮定によると、板厚中心部にある欠陥の場合(4)式は

$$F_n/B_n = K' \cdot e^{\nu t/2} \dots \dots \dots (5)$$

K' : 定数

となる。 ν は材質によつて決まる値であり、0.008 neper/mm 一定とすると、圧延素材 150 mm 厚の F_n/B_n は、

$$(F_n/B_n)_{150} = 1.82K' \dots \dots \dots (6)$$

となる。厚さ 117 mm, 91 mm, 55 mm, 34 mm の F_n/B_n 値を計算し、 $(F_n/B_n)_{150}$ との比をとると、それぞれ

$$\frac{(F_n/B_n)_{117}}{(F_n/B_n)_{150}} = 1.14, \quad \frac{(F_n/B_n)_{91}}{(F_n/B_n)_{150}} = 1.26$$

$$\frac{(F_n/B_n)_{55}}{(F_n/B_n)_{150}} = 1.46, \quad \frac{(F_n/B_n)_{34}}{(F_n/B_n)_{150}} = 1.60 \dots \dots \dots (7)$$

となる。(III) で得られた数値をこれらの係数でわり、この値を S とする。

(IV). 圧延前の S 値を S_0 とし、この値で圧延後の S 値 (S_1) をわつた値 S_1/S_0 を UST 相対欠陥率と定義する。

以上のように定義した UST 相対欠陥率は、加工による超音波欠陥の改善程度を表わし、この値が小さいほど鋼板は良質である。この UST 相対欠陥率を、強圧下圧延材について算出し整理した結果を Fig. 9 に示す。強圧下圧延の場合欠陥率は全圧下比の増大により急激に低下しているが、軽圧下圧延の場合はいつたん減少した欠陥率が全圧下比2.1のところ逆になり高くなり再度減少する傾向が見られる。これは、軽圧下圧延ではザクきずは

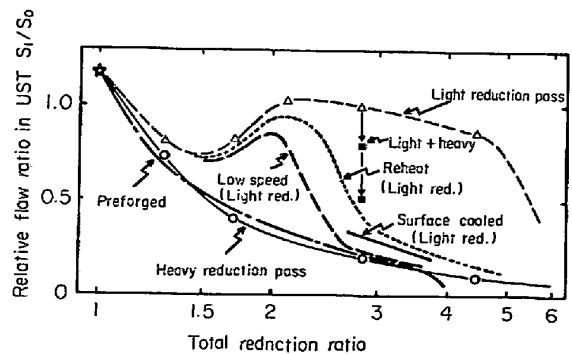


Fig. 9. Relation between total reduction ratio and relative flaw ratio in various rolling practices (alloy steel).

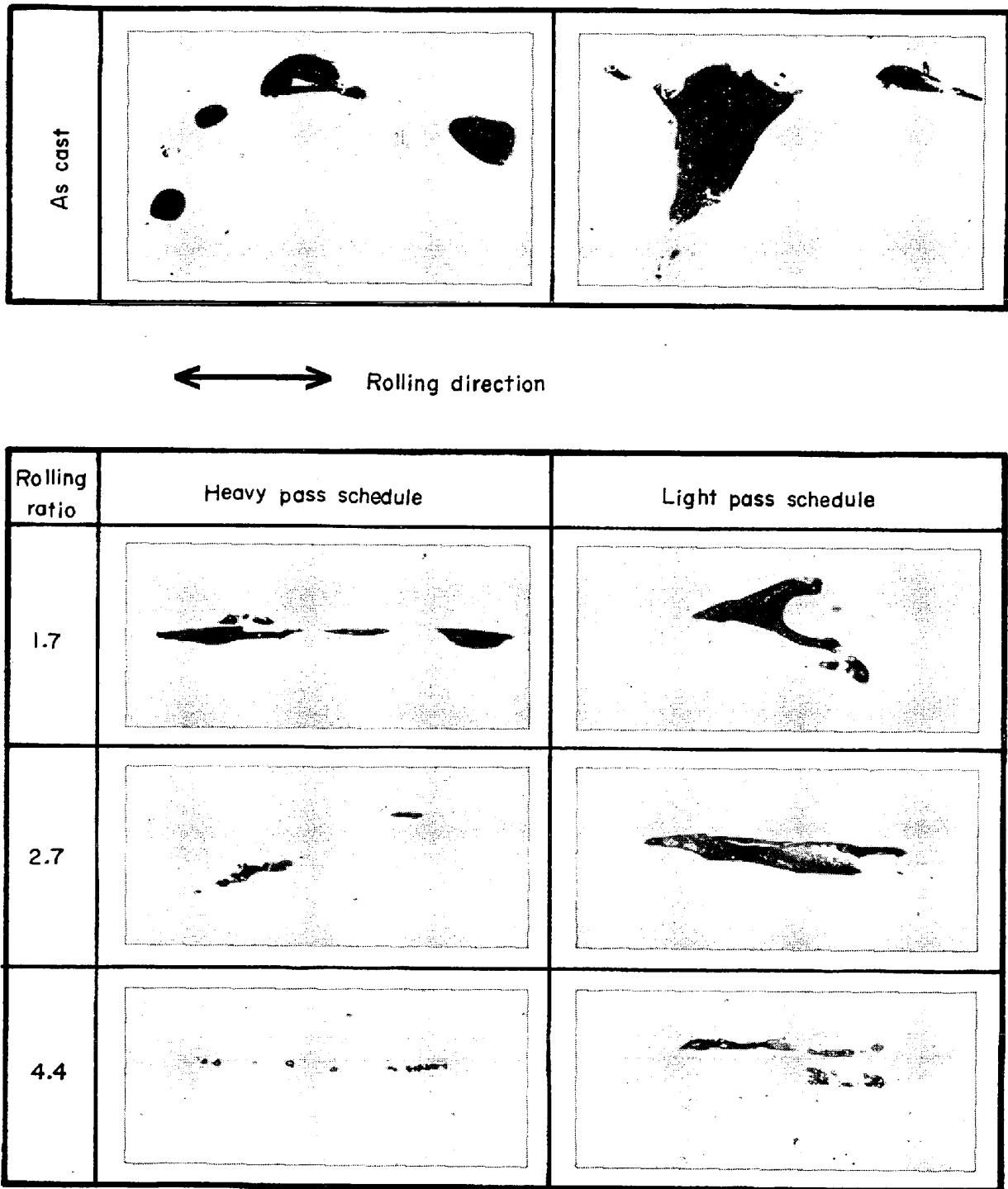
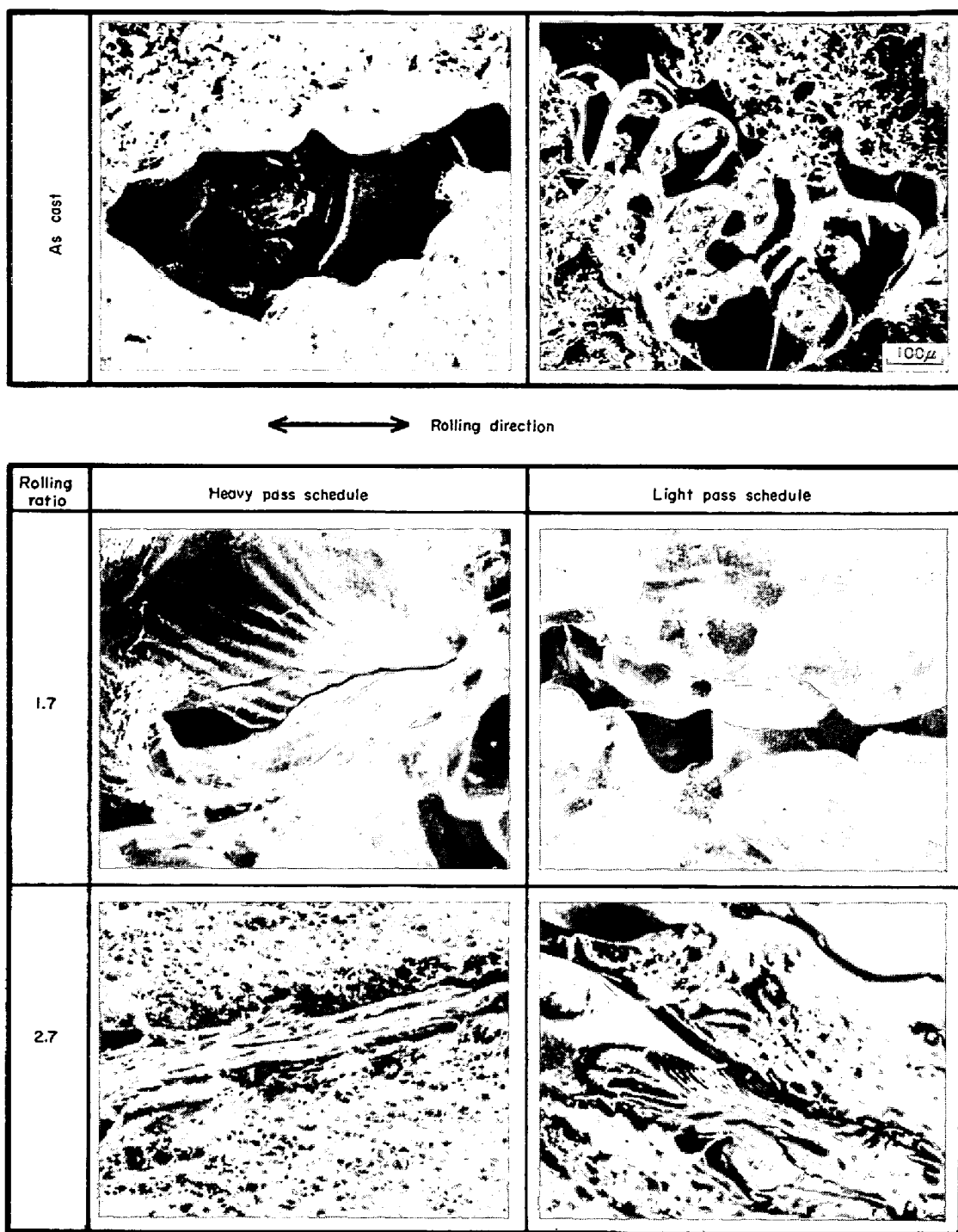


Photo. 3. Optical micrographs of micro-porosities in steel.

水平方向の引張応力で圧延方向に伸ばされるが、板厚中心部の垂直最大圧縮応力が小さいため圧着されるまでには至っておらず、この板面に平行に拡張したザクきずが超音波に検出されやすくなっているためであろうと思われる。

次に、鍛錬を含めた各種の圧延法による圧延材について UST 相対欠陥率を算出し整理した結果を Fig. 9 に付記した。予備鍛錬-圧延材の欠陥率は、全圧下比の増

大により急激に低下し4以上になるとほとんど検出されない。しかし、全圧下比4までの変化は強圧下圧延の場合と同等であり、本実験の強圧下圧延の効果は予備鍛錬-圧延に匹敵するものであることがわかる。(軽+強) 圧下圧延における欠陥率の変化をみると、最終強圧下パス回数の増加により欠陥率は急激に減少しており、この時点 ($\sigma_{tc \max.}/k_0=1$) における強圧下圧延はザクきず圧着に極めて効果的であることがわかる。低速圧延の場



Fracture surface of T direction

Photo. 4. Fractographic observation of micro-porosities in steel by means of SEM.

合、全圧下比 2.7 では、軽圧下パススケジュールであっても強圧下圧延材と同等の欠陥率となつている。また、再加熱圧延の場合には、低速圧延ほどの改善はされていないが軽圧下圧延と比べると同じパススケジュールでもかなり低い欠陥率となつており、全圧下比 4 以上では十分健全な鋼板が得られることがわかる。しかし、これら低速圧延および再加熱圧延の効果は、軽圧下パススケジ

ュールにおいて $\sigma_{tc \max.}/k_0$ が 1 を超える条件（全圧下比 2.5 以上）でのみその効果が実際的な意味を持つことに注意しなければならない。次に、表面冷却圧延の場合、軽圧下圧延材と比べると同じパススケジュールであつても欠陥率は大幅に改善されており、本実験で実施した全圧下比 2.7 においては、強圧下圧延材に近い値となつていくことがわかる。

3.2.3 圧延法および全圧下比によるザクきずの変化

実際の鋼板中におけるザクきずの変形過程を検討するため、強圧下圧延材および軽圧下圧延材のザクきずを中心に、光学顕微鏡および走査型電子顕微鏡により調査した。まず、研磨面上に観察されたザクきずの代表例を Photo. 3 に示す。ザクきずの大きさおよび形状は圧延により変化していき、強圧下圧延の場合全圧下比 2.7 になると圧着が相当進行するため小さなきずしか観察されない。これに対し、軽圧下圧延の場合には、全圧下比 2.7 では圧延方向に長く伸ばされたザクきずが見られ、これらが前述の顕著な超音波欠陥として現われるものと思われる。さらに圧延しても圧着の進行がおそく、全圧下比 4.4 に至つてもまだ大きなきずが見られる。次に、圧延方向と直角の方向 (T 方向) の破断面に見られたザクきずの例を Photo. 4 (走査型電子顕微鏡写真) に示す。鑄込みままでは、最終凝固部において形成された滑らかな内面を持つ粗大な等軸晶が見られ、これらの空げき部がザクきずである。これらの材料を圧延していくと、ザクきず内面同士が接触し、圧着に至ると考えられる。強圧下圧延では、全圧下比 1.7 ですでにザクきず内面間の接触が見られ、全圧下比 2.7 ではほぼ圧着している様子が観察される。しかし、軽圧下圧延では、全圧下比 2.7 においてザクきずは相当変形しているが、接触部分が少なく圧着には至っていないことがわかる。

これらのザクきずの観察から、代表的なザクきずの変形過程をほぼ把握することができた。そこで、さらにこれらのザクきずの変形-圧着による減少過程を総合的に検討するため、研磨面上のザクきずの単位面積当たり総長さ (projected length) と、強圧下圧延および軽圧下圧延の全圧下比との関係をとつてみると、Fig. 10 のように整理することができる。この図から、ザクきずは強圧下圧延、軽圧下圧延ともに圧下比の増大に伴つて減少はするが、強圧下圧延の方が減少が著しく、また L、T 断面による差も少なくなつてきていることがわかる。強圧下圧延の方が L、T 断面による差が小さいことから、ザクきずの圧着は主として圧延方向における内面接触により起こつているものと考えられる。ここで、軽圧下圧延において UST 相対欠陥率 S_1/S_0 が全圧下比 2 前後で上昇する傾向があるのに対し、ザクきずの単位面積当たり総長さにはそのような傾向は見られず一様に減少している。これは、ザクきずの単位面積当たり総長さの場合、超音波探傷試験に比べて非常に微視的であり、全体の情報をとらえていないための結果であろうと思われる。また、本論文では割愛したが、これらの材料の延性値 (とくに板厚方向) の変化も超音波探傷試験結果と同様な傾

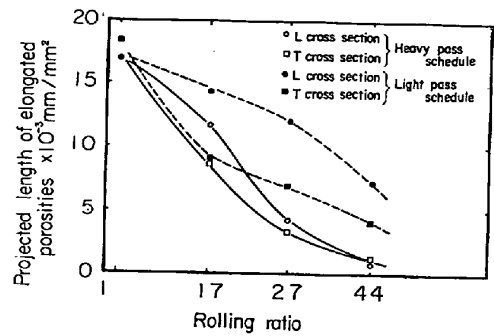


Fig. 10. Relation between the projected length of elongated porosities and the rolling ratio (alloy steel).

Rolling ratio	1	1.5	2	3	5	6
Heavy pass schedule						
Light pass schedule						

Fig. 11. Schematic presentation of the profile change of micro-porosities during rolling (longitudinal cross section).

向を示しており、単位面積当たり総長さよりも UST 相対欠陥率の方がザクきずの残存状態をより適確にとらえているものと思われる。

3.2.4 ザクきずの圧着機構に関する検討

以上のザクきずの観察結果および単位面積当たり総長さ測定結果と超音波探傷試験結果 (Fig. 9) をあわせて考察すると、強圧下圧延および軽圧下圧延におけるザクきずの変形過程を模式化して考えることが可能である。今、鑄込みままのザクきずを球と仮定した場合、L 断面におけるザクきずの変形過程の模式図は Fig. 11 のようになると考えられる。強圧下圧延および軽圧下圧延による変形過程の相違は、前述のごとく最大圧縮応力 $\sigma_{tc \max}$ と純粋変形抵抗 k_0 の比 $\sigma_{tc \max}/k_0$ の違いにより生ずるものであつて、圧延による長手方向および板厚方向の歪は強圧下の場合も軽圧下の場合もほとんど同じであると考えてよい。すなわち、強圧下圧延の場合伸長したザクきずは十分大きな圧縮応力により容易に圧着し全圧下比 3 程度で十分健全な鋼板が得られるのに対し、軽圧下圧延の場合ザクきずは圧延長手方向の引張応力により伸長するが圧縮応力が不十分なため容易には圧着せず、さらに圧延していくと板厚の減少 (すなわちロール径一定の場合 t_0/R の減少) により $\sigma_{tc \max}/k_0$ がしだいに大きくなり全圧下比 6 程度で健全な鋼板が得られるものと思われる。

このようにザクきずの圧着は主として圧延時の応力に

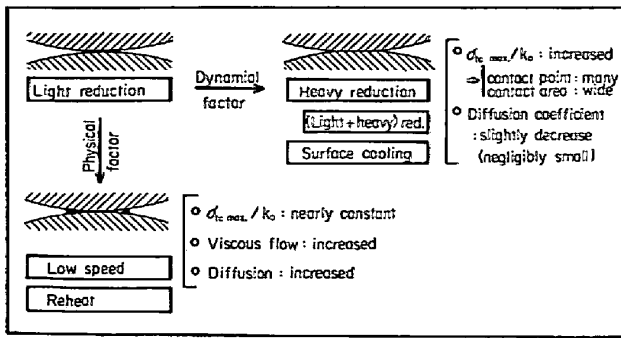


Fig. 12. Characterization of the effects of compressive stress, time, temperature and temperature gradient on annihilation of micro-porosity.

支配されていると考えられるが、一方実験結果によれば応力の低い軽圧下圧延であつても、低速圧延、再加熱圧延、表面冷却圧延などの方法により効果的にザクきずを圧着させることが可能である。これらのうち、低速圧延と再加熱圧延は圧着の際の時間と温度に関連するもので、応力の影響では説明できないと考えられるが、表面冷却圧延についてはモデル実験の結果からも明らかなように温度分布の変化による応力の変化によつて説明可能と考えられる。すなわち、表面冷却圧延においては、純粋変形抵抗の板厚内分布は2・2で述べたように中心部から表層部に移るにしたがって高くなつていく。それゆえ、表層部の圧縮応力 σ_{ts} は、ロール半径、材料長さ、圧下量および摩擦係数が一定の場合放冷材よりも表面冷却材の方が大きくなる。圧延荷重が中心部にまで伝えられるとすると、板厚中心部における圧縮応力 σ_{tc} も放冷材より表面冷却材の方が大きくなる。 σ_{tc} の増大に伴つて $\sigma_{tc \max.}$ も増大するため、軽圧下パスであつても大きな圧縮応力が得られることになり、板厚中心部においては強圧下圧延に準ずる効果が得られたものと解釈することができる。

つまり、ザクきずの圧着に影響のある因子としては、応力 ($\sigma_{tc \max.}/k_0$)、時間 (圧延速度)、温度 (圧延時の板厚中心部の温度-たとえば再加熱圧延) の三つが本質的なものとして残ることになる。これらの因子がザクきずの圧着に影響する機構は明らかではないが、一応以下のような推測が可能ではないかと思われる。すなわち、圧着のメカニズムは本質的にはザクきずの内面同志の接触点 (面) においてその界面が拡散および粘性流動によつて消滅していく過程であると考えられるので、接触時間の増加あるいは温度の上昇により、ザクきずの内面同志の接触点 (面) 近傍における拡散および粘性流動が助長され接触点 (面) での結合が強化されて圧着が促進

されるものと考えられる。この考え方は、KUCZYNSKI¹⁴⁾ および FRENKEL¹⁵⁾ の焼結に関するモデルによつても定性的にうらづけられる。一方、応力に関しては拡散および粘性流動への影響は必ずしも明らかではなく、この面からの考察は今後の検討に待たねばならないが、応力の増大によつてもたらされる結果としては、ザクきず内面の接触面積および接触のおこる頻度が増加することが考えられる。

これらの考え方を模式的に整理すると Fig. 12 のようになる。実際の圧延作業では、圧下は1回ではなく数多くの圧下作業のくり返して構成されているので、1回の圧延パスで合体した部分が、圧延応力が除去されたときにスプリングバック¹⁶⁾による板厚方向の引張応力により再度分離されないだけの強さがなければザクきずの圧着は進行しないと考えられる。この意味においても、圧延応力が大きいほど、圧延温度が高いほどまた時間が長いほどザクきずの圧着が効果的に進行するものと思われる。

4. 結 言

大型鋼塊に内在するザクきずの圧着におよぼす圧延条件の影響を、モデル材料を使用したシミュレーション実験および試験圧延機による試験鋼片の圧延により検討した。得られた結果を整理すると以下のようにまとめることができる。

(1) ザクきずの圧着には圧延の際の歪よりも圧延の際の板厚中心部の垂直方向の圧縮応力が重要であり、この値が鋼の変形抵抗を上まわるような条件で圧延を行なうことによりザクきずは効果的に圧着される。

(2) 変形抵抗に比べて板厚中心部の垂直方向の圧縮応力が小さい場合には、ザクきずは圧延方向に平行な引張応力により変形し圧延方向に長く伸ばされるが、圧着するまでには至らず欠陥として残留する。

(3) 板厚中心部における垂直方向の圧縮応力を大きくするには、ロール径と板厚の比が大きい条件下で1パス当りの圧下率を大きくとつて圧延することが必要である。また、板の表面温度を板厚中心部よりも大幅に低下させることによつてもある程度の効果が期待できる。

(4) このような条件が満たされない場合でも、圧延速度を低下させる、あるいは板厚中心部の温度が高い状態を保つて圧延するなどの配慮を行えば、ザクきずの圧着は効果的に促進される。

(5) これらの条件を組み合わせて圧延を行なうことにより、予備鍛錬後に圧延を行なう方式と同等な健全性を持つ鋼板を、圧延のみによつて製造できる可能性があ

ることが確認された。

文 献

- 1) Report on the Heterogeneity of Steel Ingots; JISI, 113 (1926), p. 39
- 2) E. MARBURG; J. Metals, 5 (1953), p. 157
- 3) 鈴木: 日本製鋼所技報, 31 (1972), p. 25
- 4) 川和, 細田, 坂田, 藤井: 鉄と鋼, 61 (1975) 4, p. 106
- 5) 宮脇, 三浦, 松本: R & D, 21 (1971) 3, p.10
- 6) A. TOMLINSON and J. D. STRINGER: JISI, 188 (1958) 3, p. 209
- 7) B. SOMMER: Hutn Listy, 7 (1971), p. 487
- 8) 鹿野: 塑性と加工, 7 (1966) 61, p. 83
- 9) 館野, 鹿野: 塑性と加工, 7 (1966) 65, p. 299
- 10) 井上: 鉄と鋼, 41 (1955) 5~8
- 11) G. C. CORNFIELD and R. H. JOHNSON: JISI, 211 (1973), p. 567
- 12) 豊島, 古賀: 塑性と加工, 16 (1975) 179, p.1125
- 13) 大竹, 青木, 佐々木: 製鉄研究, 226 (1959), p. 48
- 14) G. C. KUCZYNSKI; Trans, AIME, 185 (1949), p. 169
- 15) J. FRENKEL: J. Phys. (U.S.S.R.), 9 (1945), p. 385
- 16) 鉄鋼技術共同研究会編: 圧延理論と変形抵抗 (1960) [誠文堂新光社]