

論文

UDC 621.771.016.2 : 620.192.34

連铸スラブ中のポロシティの消滅におよぼす圧延条件の影響*

奥村直樹**・久保田 猛***
丸山忠克****・南雲道彦*****

Effect of Hot Rolling Conditions on Annihilation of Porosities in Continuous Casting Slabs

Naoki OKUMURA, Takeshi KUBOTA

Tadakatu MARUYAMA, and Michihiko NAGUMO

Synopsis:

Effects of hot rolling parameters on the annihilation of porosities in continuous casting slabs or ingots were investigated using specimens which include artificial porosities (sphere and cube). It was revealed that, of hot rolling parameters, the reduction ratio and the rolling shape factor are essential factors for the annihilation, whereas the rolling temperature is less influential. The following formulae was derived to predict the rolling conditions required for the annihilation of porosities.

$$d_0 \frac{H_k}{H_0} - \sum_{j=1}^k \frac{H_k}{H_j} w_0 (c_0 + c_1 m_j + c_2 m_j^2) \leq 0, \quad m_j = 2\sqrt{R(H_{j-1} - H_j)} / (H_{j-1} + H_j) \quad (j=1, 2, \dots, k)$$

where d_0 , w_0 : initial porosity size of thickness and width respectively, j : index of rolling pass schedule, H_j : plate thickness after j -th rolling pass (H_0 : initial thickness), R : radius of work rolls, c_0 , c_1 , c_2 : constants.

1. 緒 言

厚鋼板を製造する際に、鋼塊あるいは連铸スラブ中に存在する空隙欠陥（以後ポロシティと呼ぶ）を圧延または鍛造によって完全に消滅させないと、超音波探傷欠陥として検知される。たとえば鋼塊から極厚鋼板を製造する際には加工量が小さくなるため、ポロシティの未圧着が生じやすい。また連铸スラブのスラブ厚は連铸マシンによって一定し、一般に鋼塊の厚みよりも薄いので厚鋼板を製造する際にはセンターポロシティの未圧着が生じる危険が大きくなる。最近では連铸スラブを用いて板厚の厚い鋼板の製造が指向されている。その場合、加工量の目安としてしばしば圧下比（スラブ厚/成品板厚）が用いられる。長谷部ら¹⁾は鋼板中のセンターポロシティの消滅に必要な圧下比を4としている。また山口ら²⁾も同様な圧延実験を行い、圧下比3で完全にセンターポロシティは消滅するとしている。

他方、圧延によるポロシティの消滅を支配する主要因は圧下比よりもむしろ圧延形状比（ロール接触弧長/平均板厚）、あるいは熱間圧延時の板内応力、特に板厚方向の応力の大きさであるとする考え方がある³⁾⁴⁾。しかし圧下比が大きくなればなる程、ポロシティは扁平化していくことは容易に想像され、ポロシティの消滅におよぼす圧下比の効果を完全に無視することはできない。以上のようにポロシティの消滅に主要な役割を果たすパラメータについて一致した見解が得られていない。また従来の研究では、圧延によるポロシティの消滅の素過程については検討されていない。

鋼塊および連铸スラブ中のポロシティの圧延による消滅に関する研究を大別すると、実際の鋼塊や連铸スラブ中のポロシティをそのまま利用する方法と鋼材やプラスチック等の試験片に人工的に導入したポロシティを利用する方法がある。両者ともにそれぞれ特徴があるが、後者の場合には圧延前後のポロシティの変形を定量的に

* 昭和53年4月本会講演大会にて発表 昭和54年5月2日受付 (Received May 2, 1979)

** 新日本製鉄(株)基礎研究所 工博 (Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp.)

*** 新日本製鉄(株)基礎研究所 (Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp. 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki 211)

**** 新日本製鉄(株)基礎研究所 (現: 八幡製鉄所) (Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp., Now Yawata Works)

***** 新日本製鉄(株)基礎研究所 理博 (Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp.)

把握できる利点がある。しかし、実際の鋼塊や連铸スラブ中のポロシティは材料内部に閉じ込められて存在（内在型と呼ぶ）しているのに対し、人工ポロシティを用いたこれまでの研究³⁾⁴⁾⁵⁾では圧延試験片の板幅方向に貫通したポロシティ（貫通型と呼ぶ）が用いられている。そこで、著者らは内在型の人工ポロシティを用いた試験片による実際の熱間圧延実験を行い、鋼塊あるいはCCスラブ中のポロシティの圧延による消滅の素過程を明らかにすることを試みた。この結果に基づき、ポロシティの消滅におよぼす圧延条件の定量化を行つた。

2. 実験方法

圧延によるポロシティの消滅に関する従来の実験では、貫通型の人工ポロシティが用いられている。それに対し、今回の実験では内在型の人工ポロシティを用いてポロシティ消滅の素過程を明らかにすることを試みた。そこで主として次の諸点に留意して実験を行つた。

(1) 内在型の人工ポロシティとして球形および立方体形の穴を圧延試験片（50 kg/mm² 級鋼）の板厚中心部に導入する。このために板状の粗試験片を板幅中心部で圧延方向に2等分割して、分割面のそれぞれに球形、立方体形の半分をくりぬき、その後分割面を正確に密着

させた (Fig. 1)。

(2) 分割面の密着には試験片の圧延方向先端、および後端部を溶接する。所定の条件で加熱圧延後、分割面で再び2分割し、人工ポロシティ変形度を測定する。

(3) 分割面には人工ポロシティと共に格子線をけがき込み、格子線の変形から圧延後の歪みも同時に測定する。実験手順の詳細を以下に示す。

2.1 試験片の製作

試験片素材（50 kg/mm² 級鋼）を鍛造と熱延により30 mm 厚にした後、400 mm (長) × 240 mm (幅) × 30 mm (厚) の粗試験片を切り出した。板幅は板厚の8倍にとり、圧延による幅広がりを見逃できるように配慮した。今回の実験では内在型の人工ポロシティを導入するために粗試験片に以下の処理を施した。

粗試験片は板幅中央部で圧延方向に2分割し、各々の分割面を研磨する (▽▽▽ 仕上)。分割面の板厚中心部に、直径または一辺の長さが1 mm, 3 mm, 5 mm の半球または半立方体の人工ポロシティを放電加工によって正確にくり抜く。分割面を密着させた時にこれらの穴が正確に球および立方体をなすように、穴の形状加工と相対位置には特別の注意を払った。分割面の片方のみには縦、横3 mm 間隔、深さ0.15 mm, 先端角度60° の格子線をけがき込む。これらの処理を施した後、2分割した粗試験片を板厚方向先端部および後端部で溶接して分割面を密着させ、圧延用試験片とした。この試験片を熱間圧延後、人工ポロシティの変形度および歪みを測定するためには分割面を剝離できることが必要である。そこで、あらかじめ (500~700°C) × 10 min の条件で試験片を加熱して分割面に表面酸化膜を形成させた。表面酸化膜の厚さは約5 μm であり、人工ポロシティの寸法、格子線の深さ、幅に比べて無視できるほど薄い。

2.2 加熱および圧延

ポロシティの消滅におよぼす圧延条件の影響を明らかにするために、主に圧延形状比と圧延温度に着目し、以下の圧延実験を行つた。圧延形状比とは(1)式で定義される m の値である。

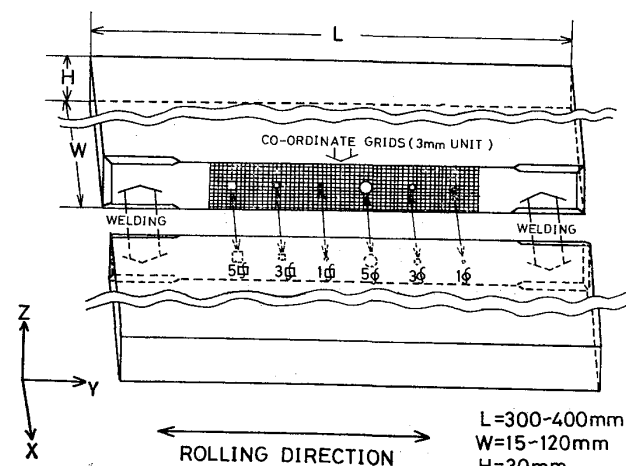


Fig. 1. Schematic illustration of the preparation of a specimen with artificial porosities for hot rolling.

Table 1. Hot rolling conditions of each experiment.

No.	Heating temperature (°C)	Heating time (h)	Rolling temperature (°C)	Reduction ratio	Number of pass	Rolling shape factor	Mean rolling pressure (kg/mm ²)	Rolling pass schedule (mm)
1	1 300	1	1 230	1.4	1	1.50	10.0	30→21
2	1 150	1	1 110	1.4	1	1.50	11.9	30→21
3	1 150	1	1 110	1.4	2	1.05	10.9	30→24.7→21
4	1 150	1	1 110	1.4	5	0.68	7.6	30→27.7→25.7→23.9→22.3→21
5	1 150	1	860	1.4	1	1.50	22.8	30→21

$$m = 2\sqrt{R(H_1 - H_2)} / (H_1 + H_2) \dots\dots\dots (1)$$

ここで R : ロール半径, H_1 : 入側板厚, H_2 : 出側板厚である. なお本実験に用いた熱間圧延機のロール半径は 175 mm である.

Table 1 に圧延実験の条件を示す. 加熱条件は原則として $1150^\circ\text{C} \times 1\text{h}$ 加熱とし, 圧延温度が 1230°C の場合のみ $1300^\circ\text{C} \times 1\text{h}$ 加熱とした. 圧延温度は 1230°C , 1100°C , 860°C の 3 水準とし, 圧延中の鋼板温度は熱電対を板厚中心部に装入して測定した. 圧延形状比も 1.50, 1.05, 0.68 の 3 水準としたが, 圧下比および仕上板厚はそれぞれ 1.4, 21 mm に揃えた. このため圧延形状比が 1.05, 0.68 の場合には多パス圧延となったが, この場合にはかみ込み側が常に試験片の同一側になるように配慮した.

2.3 人工ポロシティの変形度および格子による歪み測定

熱間圧延後, 試験片の溶接部を切断し, 分割面で再分割して人工ポロシティの変形度および格子の歪みを測定した. 寸法の測定には万能投影機を用い, 人工ポロシティの板幅方向の寸法 (ポロシティ幅) 測定には投影機の焦点移動を利用した.

なお, 格子線をけがき込まなかつた試験片の分割面上には, 相対する試験片の格子線が熱間圧延後に圧印されていた. このことは圧延時に分割面は完全に密着し, 板幅方向に応力の伝達があつたことを意味する. 従つて,

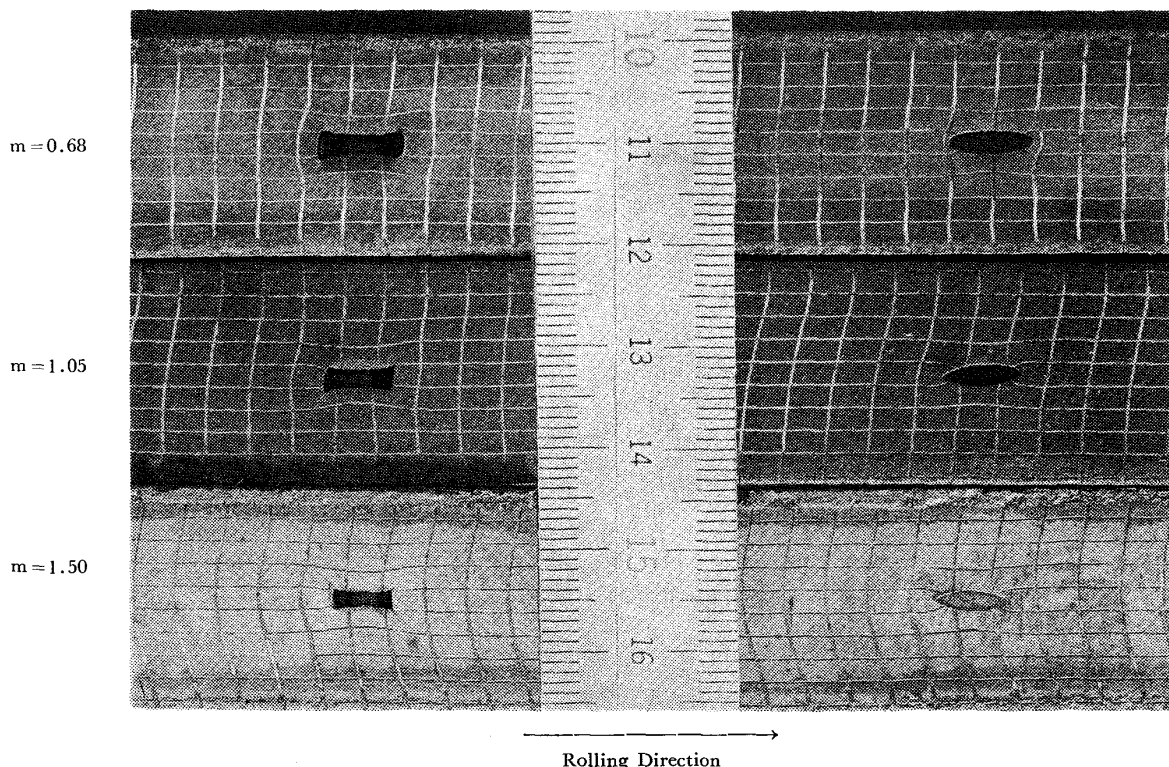
分割して導入した人工ポロシティは圧延時には試験片内部に閉じ込められたポロシティ, すなわち内在型であつたと考えることができる.

以上の手順に従い, 圧延の前後における人工ポロシティの寸法および格子寸法を測定することによつて, 圧延による人工ポロシティの変形度およびその周辺部の歪み分布を求めた.

3. 実験結果

3.1 ポロシティの消滅と圧延形状比

まず, ポロシティの消滅におよぼす圧延形状比の影響について調べた. Photo. 1 は圧延後のポロシティ形状を示す. 同一圧下比であつても圧延形状比の大きさによつて, 圧延後のポロシティ形状が著しく異なつてゐることがわかる. Fig. 2 はポロシティ体積減少度におよぼす圧延形状比の影響を示す. 圧延後のポロシティ形状は Photo. 1 に示したように変形しているのので, 立方体ポロシティについては台形近似, 球形ポロシティについては楕円近似でその体積を算出した. 同一圧下比 (圧下比 1.4) であつても圧延形状比が 0.68, 1.05, 1.50 と大きくなるに伴い, ポロシティは消滅しやすいことが明らかになつた. Fig. 3 はポロシティの各方向の寸法の変化と圧延形状比の関係を示す. 同図において, ポロシティの厚み (d), 長さ (l), 幅 (w) とはそれぞれ板厚, 板長, 板幅



(a) Cubic porosity (b) Spherical porosity
Photo. 1. Deformation of porosities and surrounding grids after hot rolling.

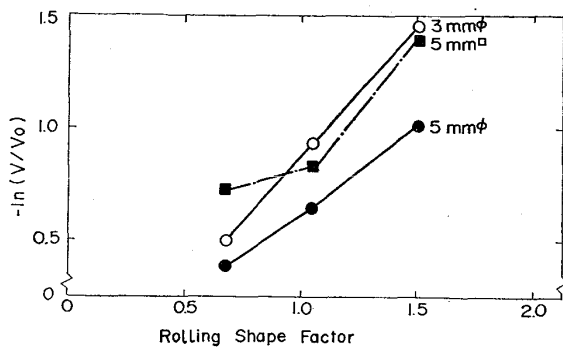


Fig. 2. Dependence of volume change of porosities on rolling shape factor. V_0 and V denote the volumes of porosities before and after rolling respectively.

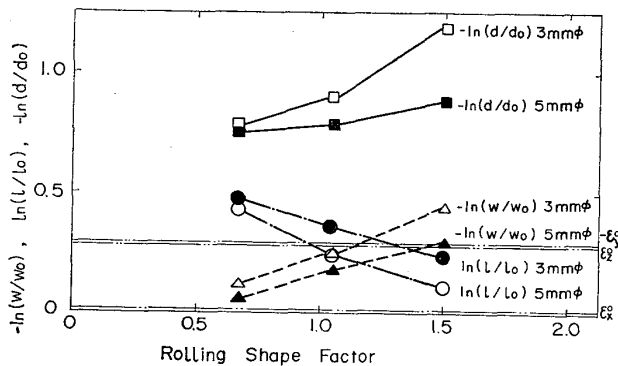


Fig. 3. Dependence of size change of porosities on rolling shape factor. d_0 , l_0 , w_0 , and d , l , w denote thickness, length and width before and after rolling respectively. ϵ_x^0 , ϵ_y^0 , ϵ_z^0 denote normal strains due to rolling at the middle of a specimen far from porosities.

方向の直径または辺の長さを意味する。圧延形状比が大きくなるにつれて、ポロシティの厚み、幅の減少は大きくなるが、長さについては、その増加は反対に小さくなることがわかる。

Fig. 3 において鎖線で示した歪み ϵ_x^0 , ϵ_y^0 , ϵ_z^0 は、ポロシティの存在しない板厚中心部分（以後本論文では健全部と呼ぶ）の板幅、板長、板厚方向の圧縮歪みをあらわす。 ϵ_y^0 , ϵ_z^0 は格子の変形から求めた実測値であるが、 ϵ_x^0 については、 $\epsilon_x^0 = -(\epsilon_y^0 + \epsilon_z^0)$ の関係式から算出した値である。たとえば、ポロシティの厚さ変化 $-\ln(d/d_0)$ と ϵ_z^0 を比較すると、いずれの形状比においてもポロシティの厚さ変化の方が大きい。これは、ポロシティの存在自体に起因している。これに対しポロシティの長さ変化 $\ln(l/l_0)$ と $-\epsilon_y^0$ を比較すると、圧延形状比が 0.68 の場合には $\ln(l/l_0) > -\epsilon_y^0$ 、1.50 の場合には $\ln(l/l_0) < -\epsilon_y^0$ となっている。詳細な議論は 4.「考察」の章で行うが、この原因は、圧延形状比が圧延時の板内応力状態と関係して

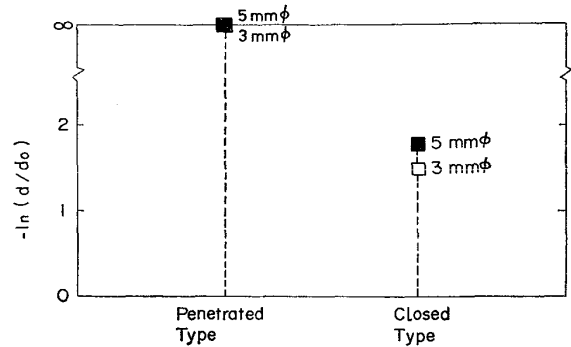


Fig. 4. Effect of geometries of porosities on the change thickness due to the same rolling condition.

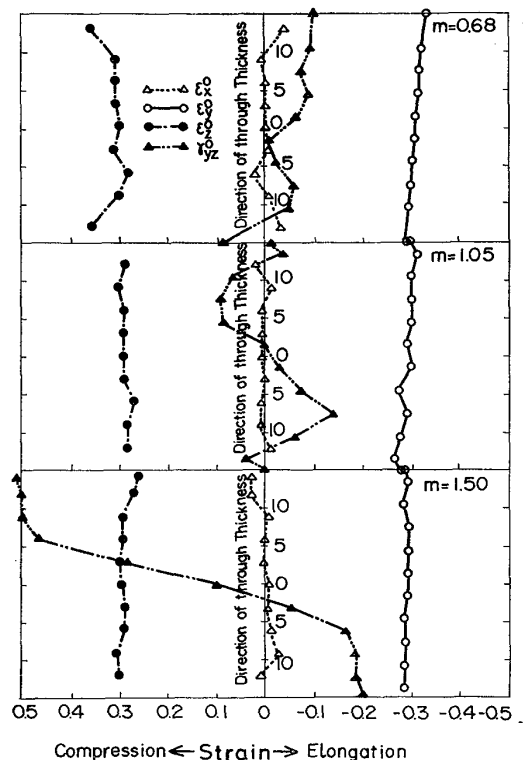


Fig. 5. Strain distribution along the through thickness direction of slabs far from porosities after rolling with different rolling shape factors.

いることにあると考えられる。

比較のために、従来用いられてきた貫通型の人工ポロシティ（ドリル穴）と本実験に用いた内在型の人工ポロシティの変形度の違いを Fig. 4 に示す。いずれの試験片も同一圧延条件（圧下比 1.4, 圧延形状比 1.50, 圧延温度 1100°C）で圧延した。内在型ポロシティは完全には消滅していないのに対し貫通型ポロシティは消滅しており、貫通型ポロシティの方が消滅しやすいことが明らかになった。

3.2 健全部の歪と圧延形状比

熱間圧延試験片の健全部の格子変形から歪み測定を行

い、圧延形状比との関係を調べた。Fig. 5 は各圧延形状比の圧延を行った場合の板厚方向の歪み分布を示す。圧延温度および圧下比はそれぞれ 1100°C 、1.4 に揃え、圧延形状比のみを 0.68, 1.05, 1.50 の3水準に変化させた。 ϵ_y^0 , ϵ_z^0 , γ_{yz}^0 (せん断歪み) は格子の変形から求めた実測値であるが ϵ_z^0 は、非圧縮性の仮定をした計算値である。Fig. 5 より ϵ_z^0 , ϵ_y^0 , ϵ_z^0 は圧延形状比の影響をほとんど受けないこと、試験片の表面近傍を除くと、板厚全体にわたってほぼ均一であることがわかる。

また $|\epsilon_y^0| = |\epsilon_z^0|$, $\epsilon_z^0 \approx 0$ が成り立っている。すなわち、圧延による圧縮歪みはそのまま圧延方向の伸びに転化され、ほぼ平面歪み状態が実現されている。

他方、せん断歪み γ_{yz}^0 はほぼ板厚中心部でゼロになり、その両側では符号が逆転する。圧延形状比が大きいほど、板厚方向に対するせん断歪みの変化は大きくなっている。

3.3 ポロシティ周辺部の歪分布と圧延形状比

Fig. 6, Fig. 7 はそれぞれポロシティ周辺部での歪み ϵ_y , ϵ_z の分布を示したものである。Fig. 5 に示したように健全部においての歪み ϵ_y^0 , ϵ_z^0 はいずれも圧延形状比

に依存せず一定であつたのに対し、ポロシティ周辺部では明瞭な圧延形状比依存性が存在する。なお図中の曲線群は等歪線を表しており、曲線の間隔が狭い程、歪みの変化が大きい部分であることを表している。また、斜線を施した部分は健全部の歪み(たとえば ϵ_y^0 の場合は -0.31) より大きな歪みが導入された部分を示している。

Fig. 6 に示したポロシティ周辺部における板厚方向の歪み ϵ_y の分布に着目すると、圧延形状比が小さい場合 ($m=0.68$) にはポロシティの板厚方向両端に隣接する箇所の $|\epsilon_y|$ は健全部の $|\epsilon_y^0|$ より小さくなっている。すなわち、圧延方向への伸びは健全部よりも小さい。他方、Fig. 3 に示したようにポロシティの伸長は圧延形状比が 0.68 の場合に最も著しい。したがって、この場合にはポロシティの板厚方向両端に隣接する部分の伸びが小さいために、ポロシティ自身の板長方向への伸びが大きくなるものと考えられる。しかし、圧延形状比が 1.50 の場合には傾向が逆になる。すなわち、ポロシティの板長方向両端に隣接する部分の $|\epsilon_y|$ は健全部の $|\epsilon_y^0|$ よりも大きく、圧延方向への伸びが健全部よりも大きいため、ポロシティ自身の板長方向への伸びは小さくなっている。

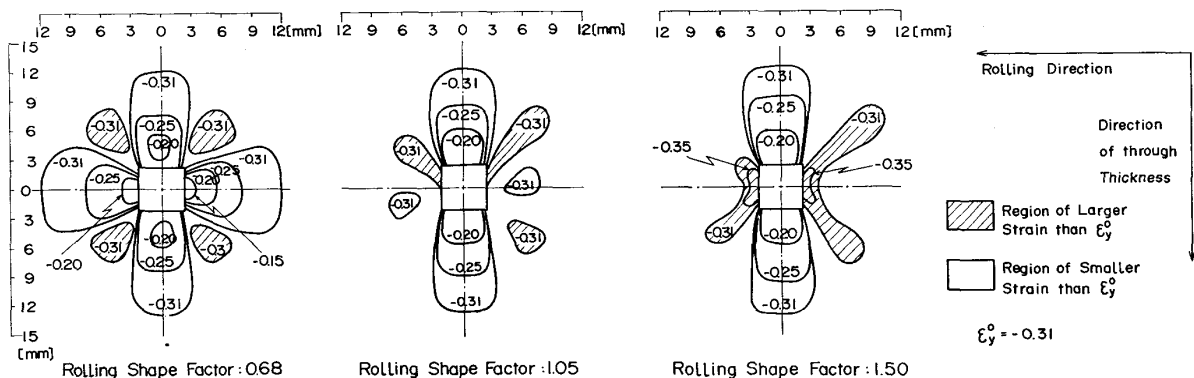


Fig. 6. Distribution of tensile strain along the rolling direction around cubic porosity after rolling with different rolling shape factors. Strain is shown by numbers and strain curves.

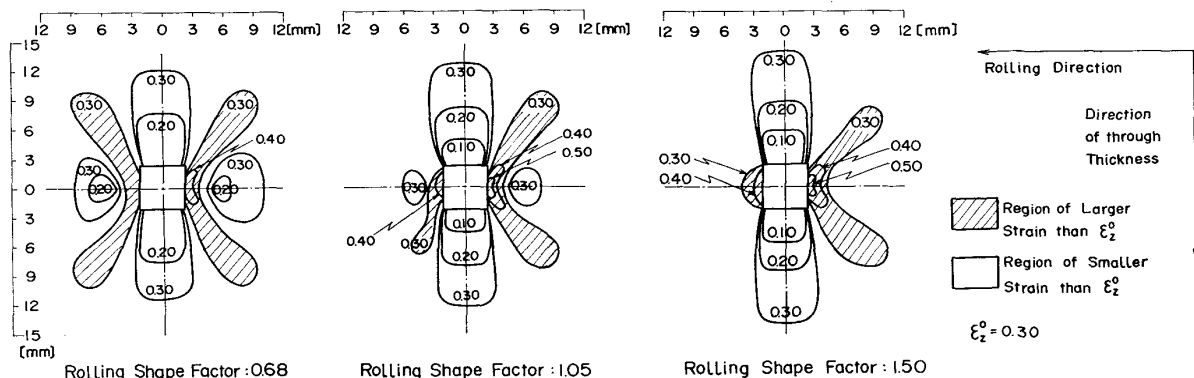


Fig. 7. Distribution of compression strain along the through thickness direction around cubic porosity. Numbers and curves are same as Fig. 6.

次に, Fig. 7 に示したポロシティ周辺部における板厚方向の歪み ϵ_z の分布に注目すると以下のことがわかる. ポロシティの上下面に隣接する部分の ϵ_z には圧延形状比による差異は ϵ_y ほど顕著には認められない. しかし, いずれの場合にも健全部の ϵ_z^0 よりも小さな値になっており, ポロシティに隣接する場所ではほとんどゼロに近い. すなわち, ポロシティの上下面に隣接する箇所は圧延によつて圧縮変形を受けずに, ほぼ平行移動するだけであることがわかった. 他方, Fig. 3 に示したようにポロシティの圧縮変形は健全部の ϵ_z^0 よりもはるかに大きい.

以上の実験結果は圧延によるポロシティの消滅の機構を明らかにする上で重要な知見である.

3.4 ポロシティの消滅と圧延温度

ポロシティの消滅に対して圧延形状比の影響が大きいのは圧延形状比の値によつて圧延材中での圧延材とロールとの固着領域の大きさが異なり, それに伴つて圧延圧力の伝達が違うことが考えられる. そこで圧延温度の影響についても調べた. 圧延条件は Table 1 に示す. 圧下比と圧延形状比をそれぞれ 1.4, 1.50 にそろえ, 圧延温度は 860°C, 1100°C, 1230°C の3水準に変化させた. 用いた試験片は通常の 50 kg/mm² 級鋼であり, いずれの圧延温度においてもオーステナイト組織になっている.

結果はポロシティの体積減少度およびポロシティ周辺部の歪分布とも圧延温度による変化をほとんど示さなかった. このことから, ポロシティの消滅におよぼす圧延温度の影響は圧延形状比の影響の場合とは異なり, ほとんどないといえる.

4. 考 察

4.1 圧延によるポロシティの消滅過程

圧延によるポロシティの圧縮される大きさ (ポロシティの圧縮歪み) が健全部の板厚方向圧縮歪みと同一であるなら, 有限な板厚でポロシティが消滅することはない. ところが実際の鋼塊または連铸スラブでは有限な板厚においてポロシティは消滅していることが確認されている¹⁾²⁾. この現象に対して十分な理解がなされていないのは, 圧延によつて材料内の空隙が消滅する過程そのものが明らかにされているといえないためである. ポロシティを含む材料は, その内部の任意の領域を考えると, 圧延前後で材料の体積は保存されない, 圧縮性物体に相当する.

そこで, 今回得られた実験結果をもとに, 圧延によるポロシティの消滅機構を検討し, 消滅におよぼす圧延条

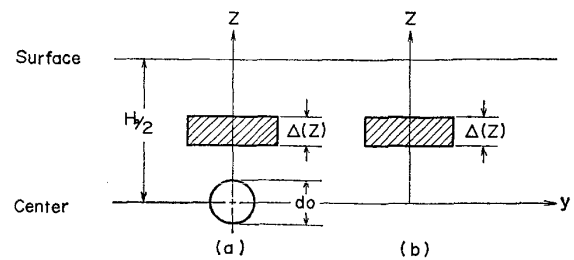


Fig. 8. Volume element within a specimen with coordinate system, y: axis along the rolling direction, z: axis along the direction of through thickness. H_0 : initial slab thickness. d_0 : initial diameter of porosity. $\Delta(z)$: thickness of an infinitely small element at z.

件 (特に圧下比と圧延形状比) の効果を明らかにすることを試みた. Fig. 8 において, 健全部のスラブ内位置 z における, 厚み $\Delta(z)$ の微小要素を考える. この要素が圧延後に Δ' の厚さに変化したとすれば, スラブ厚方向位置 z における板厚方向圧縮歪み $\epsilon_z(z)$ は (2) 式で書ける.

$$\epsilon_z(z) = -\ln\left(\frac{\Delta'}{\Delta(z)}\right) \quad (2)$$

したがつて $\Delta' = \Delta(z) \exp(-\epsilon_z(z))$ となる. ポロシティについても, 圧延前後のポロシティ厚み変化から健全部と同様なポロシティの圧縮歪みが定義できる. そこで (3) 式の Q なる関数を定義する.

$$Q = \int_0^{H_0/2} \exp(-\epsilon_z(z)) dz \quad (3)$$

ただし H_0 はスラブ厚. 関数 Q はスラブ厚方向位置 z における圧縮歪みが $\epsilon_z(z)$ になるように圧延された鋼板の板厚の 1/2 を意味する. 健全部では, 板厚方向の位置によらず $\epsilon_z(z)$ は一定 ($\epsilon_z^0(z) = 0.30$) であるので, (3) 式は容易に積分でき, $Q = H_0/2 \exp(-\epsilon_z^0)$ となり Q の意味が明らかである.

ポロシティが存在する箇所では (3) 式は (4) 式に書ける (Fig. 8 の (a) に相当).

$$Q = \int_0^{d_0/2} \exp(-\epsilon_z^p) dz + \int_{d_0/2}^{H_0/2} \exp(-\epsilon_z(z)) dz \quad (4)$$

ただし, d_0 : ポロシティ直径 (または 1 稜の長さ), $\epsilon_z^p = -\ln(d/d_0)_0$ (4) 式の右辺第一項の ϵ_z^p はポロシティの圧縮歪で Fig. 3 に示してある. また第二項の $\epsilon_z(z)$ は Fig. 7 において z 軸上における板厚方向の圧縮歪分布である. Fig. 3, 7 の結果から, 一稜の長さ 5 mm の立方体ポロシティに対して, $\exp(-\epsilon_z(z))$ の板厚方位依存性を計算すると, Fig. 9 に示す結果になる. Fig. 9 においては, 板厚中心を境に, 板の上下面はほぼ対称な歪み分布をしているので, 板厚の半分についてのみ示す. Fig.

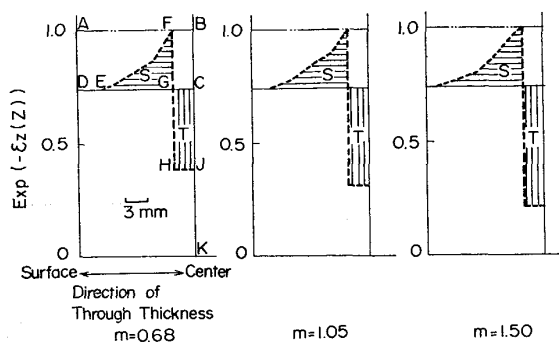


Fig. 9. Distribution of $\exp(-\varepsilon_z(Z))$ along the z -axis after rolling with different rolling shape factors.
 $\varepsilon_z(Z)$: compression strain at z . S : area surrounded by EFG. T : area surrounded by GCJH.

Table 2. Relative value of areas S , T in Fig. 9, obtained experimentally.

Rolling shape factor	0.68	1.05	1.50
Relative value of area			
S	1.03	1.15	1.35
T	1.00*	1.18	1.45

* Standard value

9に示した結果の考え方を圧延形状比が0.68の場合について説明する。図中の記号を用いると、FB(=GC=HJ)はポロシティの厚さの半分に相当(2.5mm)する。また、(3)式における Q の値(健全部、Fig. 8の(b)に相当)は領域ODCKの面積に相当する。他方、ポロシティが存在する箇所での Q の値は領域ODEFGHJKの面積で表される。ところで、通常の熱間圧延においては、材料の幅よりロール幅の方が大きいのでポロシティが消滅する、しないにかかわらず、圧延板の位置で板厚は一定である。従って仕上板厚の半分の意味する Q の値はポロシティの有無、圧延形状比によらずに、圧下比のみによる値で(5)式がなり立つ。

$$Q(\text{健全部}) = Q(\text{ポロシティが存在する部分}) \quad (5)$$

(5)式の条件を使うと、Fig. 9において、領域EFGの面積(S で表示)は領域GCJHの面積(T で表示)となる筈である。そこで、圧延形状比0.68, 1.05, 1.50の各場合について、 S および T の値をFig. 9から算出した(Table 2)。いずれの圧延形状比においてもほぼ $S=T$ が成立していることが明らかである。また圧延形状比が大きくなるほど S および T の値が大きくなっていることもわかる。

ところでFig. 9において、ポロシティに隣接する部分EGにおける $\exp(-\varepsilon_z(z))$ の値が相当するスラブ厚位置の健全部での値(DCのレベル)より大きいことは板厚方向の圧縮歪みがより小さいことを意味している。このことはポロシティを健全部より大きく圧縮し、有限な板厚で消滅させるためには不可欠である。なぜならば、ポロシティをより圧縮して消滅させるにはFig. 9における面積 S を増加させる必要があり、(5)式の条件によるとそれに見合う面積 S の増加が必要だからである。以上の事を実空間で考えると次のようになる。圧延板の板厚方向に作用する、圧延機からの圧縮応力は板内を伝達するがポロシティの表面ではこの応力は解放される。このために、ポロシティの上下面に隣接する圧延板の微小要素の圧縮歪みが小さくなり、むしろポロシティ内部に単に変位する。この移動した変位がポロシティの消滅に寄与し、有限な板厚でポロシティが消滅する原因になつていていることをFig. 9は意味している。健全部の板厚中心部に圧延前の厚さ d_0 のポロシティと同一形状の領域(内部は健全部と同質材で充填され、かつ圧延機からの圧縮応力が伝達できる。以後仮想ポロシティと称する)。を仮定すれば仮想ポロシティは圧延前には $\exp(-\varepsilon_z(z))=1$ (FBのレベル)である。圧延後にはその値はGCのレベルになるはずである。この効果は健全部のそれと同等であり圧下比の効果に相当する。ところが実際のポロシティの圧縮した量を $\exp(-\varepsilon_z(z))$ で示すと、FBのレベルからHJのレベルに変化している。したがって、GCのレベルからHJのレベルへの $\exp(-\varepsilon_z(z))$ の変化が、ポロシティの内部が空隙になつていて圧延機からの圧縮応力が伝達されないことによる効果であると考えられる。このことを実空間で表示すると(6)式で書ける。

$$d_0/H_0 = d_1/H_1 + \delta_z/H_1 \quad (6)$$

ここで d_0, d_1 :それぞれ圧延前、圧延後のポロシティ厚み、 H_0, H_1 圧延前、圧延後の板厚、 δ_z :ポロシティ内部が空隙であることのために生ずるポロシティ表面の変位(Fig. 9においてGCのレベルからHJのレベルへの変化に対応する変位。付加変位と称する)。ポロシティが完全に消滅するためには、HJのレベルがOKのレベル($\varepsilon_z(z)=\infty$)に一致することが必要であるので、有限な板厚においてポロシティが消滅するには $\delta_z > 0$ であることが必要条件であることが理解できる。

以上の結果をまとめると、圧延によるポロシティの消滅の機構について次の知見を得ることができる。圧延によるポロシティの消滅には仮想ポロシティの圧縮変形と付加変位が寄与している。前者は健全部と同様に圧下比

の効果であるが後者が生じているのは以下の理由による。すなわちポロシティはその表面においては圧延機からの圧縮応力を解放しているの、圧延材中のポロシティ上下面に隣接する領域は健全部に比べて小さな圧縮歪みしか受けない。他方、ポロシティの有無にかかわらず圧延板の板厚は板内位置によらず一定であるから、小さな圧縮歪みしか受けないポロシティ隣接部は健全部の圧縮歪みに相当する変位量を補償する必要がある。このために付加変位が生ずる。

4.2 ポロシティの消滅におよぼす圧延形状比の影響

ポロシティの消滅には圧下比と圧延形状比のいずれもが影響をおよぼしていることが明らかになった。圧下比はスラブ厚と仕上板厚の比で定義される値で途中の圧延スケジュールには依らない。他方、圧延形状比は各圧延パスごとに定義される値で、圧延形状比が大きいほどポロシティは消滅しやすい (Fig. 3)。圧延形状比が大きいほどポロシティが消滅しやすいのは、付加変位が大きくなるからである (Fig. 9)。そこで局所的な空隙が存在する場合、空隙部表面の変位におよぼす圧延形状比の効果について検討する。初めにポロシティ表面の付加変位にはポロシティの大きさが有限であることに起因する拘束が存在することに触れる。完全な2枚板の空隙は付加変位に対する拘束が存在しないので無限小の圧縮応力が作用すれば消滅する。ところが板幅方向に貫通したポロシティの場合には、付加変位に対して圧延板の板長方向に拘束が発生する。他方、本論文で取り上げた3次元の閉じ込め型ポロシティでは、板幅方向にもポロシティ寸法が有限であるので、より大きな拘束が存在することになる。この拘束の違いが閉じ込め型ポロシティに比べて貫通型ポロシティの方が消滅しやすい理由と考えられる (Fig. 4)。

ところで厚板圧延のような熱間圧延においては、圧延板とロールの間に摩擦が生じ、固着領域が形成されることが知られている。そこで圧延機からの圧延圧力は板厚方向では一様でなくなり⁶⁾、板厚中心部で最も小さくなる。したがって板表面での圧延圧力が一定であるなら、板厚が厚いほど、すなわち圧延形状比 (1) 式が小さいほど板厚中心部における板厚方向の圧縮応力 (σ_z) は小さくなくなると考えられる。POTAPKIN ら⁹⁾および FILIPPOV ら⁹⁾は圧延における、ポロシティの存在しない圧延板内の変形応力をすべり線場により計算している。彼等の結果によれば圧延形状比の増加とともに δ_z は単調に増加している。塑性変形が進行する板内の応力は、圧延形状比によらず常に平面歪みの下での降伏条件を満たしているために σ_z の増加は必然的に板厚方向の応力 (σ_y) を上

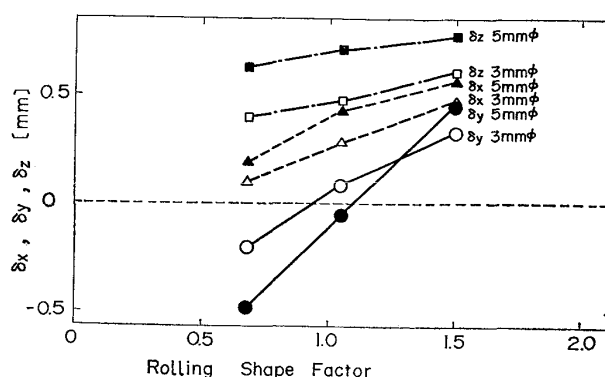


Fig. 10. Dependence of the amount of additional displacements at the surface of porosities on rolling shape factor. δ_x , δ_y , δ_z : additional displacements along the direction of width, length and through thickness of slab respectively. They are defined as the equation (7) in the text.

昇させる。そして圧延形状比が約1を境に σ_z は引張応力から圧縮応力に転ずるとしている。

ところで付加変位の概念はポロシティの厚みのみならず、幅、長さに対しても適用できる。それぞれの付加変位は (7) 式で算出される。

$$\begin{cases} \delta_x = w_0 - w \\ \delta_y = \beta l_0 - l \\ \delta_z = d_0 / \beta - d \end{cases} \quad (7)$$

δ_x , δ_y , δ_z : それぞれ幅、長さ、厚さ方向の付加変位、 β : 圧下比、 w_0 , l_0 , d_0 : 圧延前のポロシティの幅、長さ、厚さ、 w , l , d : 圧延後のポロシティ幅、長さ、厚さ、Fig. 10 に (7) 式から求めた付加変位を示す ($d_0 = 3, 5$ mm)。同図において特に注目すべきことは板長方向の付加変位の圧延形状比依存性である。すなわち圧延形状比が 0.68, 1.05, 1.50 のそれぞれの場合に、 $\delta_x < 0$, $\delta_y \approx 0$, $\delta_z > 0$ となっている。板厚方向の場合と同様に、板長方向についてもポロシティ隣接部の歪み分布と付加変位の相補性が成り立っていることが理解できる (Fig. 6, Fig. 10)。ポロシティの近傍では平面歪み状態が満たされていないので圧延時にポロシティ近傍に生ずる応力については不明である。しかし、健全部からポロシティ近傍に近づくにつれて応力状態は連続的に変化していると考えられるから、測定された δ_y の値からポロシティ近傍での応力の状態 (引張または圧縮) を推定することは可能である。ポロシティ表面では垂直応力が解放されているために、ポロシティに隣接する格子の圧縮または伸び歪みはその格子に作用する垂直応力の状態を反映するからである。 $\epsilon_y > 0$ (圧延形状比 1.50) の場合とは仮想ポロシティの圧延方向の伸長より小さな伸長を意味しており、その正の付加変位は圧延方向の圧縮応力の存在を示唆し

ている。同様に考えると、 $\delta_y < 0$ (圧延形状比 0.68) の場合には引張応力、 $\delta_y \approx 0$ (圧延形状比 1.05) 時には作用する応力はほとんど零と想定される。圧延形状比によつて δ_y が負から正に変化する現象は、計算結果⁹⁾を反映しているものといえる。平面歪条件下で圧延形状比が 0.68~1.50 の範囲では板幅方向に圧縮応力が作用することを計算結果は示しているが、実験結果においても板幅方向の付加変位 δ_x は正の値を示しており、予想される応力の方向と合致している。

したがつてポロシティが消滅する方向である板厚方向の付加変位 δ_z と圧延形状比の関係にも同様な考え方があてはまるものと考えられる。圧延の場合には板厚中心部での板厚方向の応力は常に圧縮応力であり、付加変位は正となる。圧延形状比が大きくなるにつれて圧縮応力も増大するので、付加変位も大きくなり、その結果としてポロシティはより消滅する傾向にあるといえる。

4.3 残存ポロシティ厚の算出

以上の検討結果を基に多パスの厚板圧延時におけるポロシティの変形およびポロシティ消滅に必要な圧延条件の定量化を試みた。

簡単のために、各圧延パス間で材料の機械的特性は顕著には変化しないと仮定する。通常のオーステナイト温度域における熱間圧延はこの仮定に合うといえる。この場合には各圧延パスごとのポロシティの変化は(8)式で書ける。

$$d_j/H_j = d_{j-1}/H_{j-1} - \delta_j/H_j, \quad j=1, 2, 3, \dots \quad (8)$$

ただし d_j : j パス後の板厚方向のポロシティ厚み, H_j : j パス後の板厚, δ_j : j パス目の板厚方向の付加変位 (記号 Z は省略。以下同様)。付加変位 δ_j については前記の検討結果から(9)式に書ける。

$$\delta_j = G(m_j) f_j \dots \dots \dots (9)$$

m_j : j パス目の圧延形状比, $1/f_j$: j パス目の付加変位

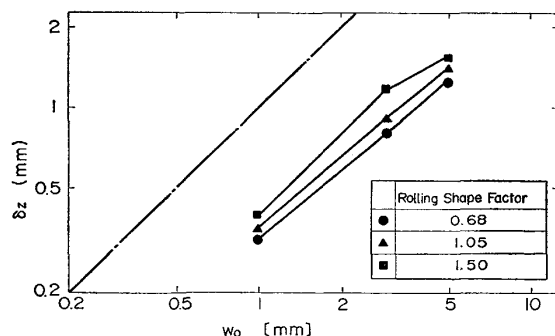


Fig. 11. Dependence of additional displacement δ_z on the width of porosity when rolled with different rolling shape factors.

に対する拘束さを表すパラメータ。 G : 板厚方向の付加変位を生じさせる応力で圧延形状比の単調増加関数。

f_j がポロシティ寸法の単調増加関数になることの定性的な意味は 4.2 に記述したがここでは最も簡単に次式を仮定する。

$$f_j = A w_j^{n-1} \quad (n > 0) \dots \dots \dots (10)$$

ここで A , n : 定数, w_j : j パス後のポロシティ幅。

(10)式において f_j がポロシティ幅の関数になることの意味は次のとおりである。圧縮応力が板厚方向に作用する時、付加変位に対する拘束を与えるのは応力作用方向に直角な平面 (xy 面) 内におけるポロシティ寸法である。今の場合にはポロシティの幅、長さが相当するが寸法の小さい方が主な寄与をすると考えられる¹⁰⁾。ポロシティが消滅していない段階ではポロシティ幅の方が長さより小さい。(10)式における指数 n は実験によつて求めた。直径 1, 3, 5 mm 球形ポロシティの付加変位をポロシティ幅の関数として示すと Fig. 11 が得られる。この結果からほぼ $n=1$ であることがわかつた。

ところで w_j は(8)式と同様に圧延形状比の関数として算出することが可能であるが以下の検討により第一次近似として $w_j = w_0$ (圧延前のポロシティ幅) とおける。板幅方向に付加変位を生じさせる応力を g とすれば、平面歪条件では板厚方向のその値 G に比べると小さい。実際、健全部においては G および g はそれぞれ σ_z , σ_x に等しく、 σ_x , σ_z については(11)式が成立している。

$$\sigma_z - \sigma_x = \frac{1}{2} k \dots \dots \dots (11)$$

ここで k : 2次元圧縮降伏応力。また圧延が進行してポロシティが板面に平行に偏平化すると板幅方向の付加変位に対する拘束は非常に大きくなり、ますますポロシティの幅を狭くすることは困難になると考えられる。

以上の結果、および(8)式、(9)式を用いると、多パス圧延における k パス目の圧延を終了した時点におけるポロシティの板厚方向の寸法 (残存ポロシティ厚) d_k は(12)式で表現できる。

$$d_k = d_0 \frac{H_k}{H_0} - \sum_{j=1}^k \frac{H_k}{H_j} A w_0 G(m_j) \dots \dots \dots (12)$$

ここで H_0 : スラブ厚。したがつて k パス後にポロシティが消滅する条件は $d_k \leq 0$ で与えられる。(12)式の右辺第一項は圧下比によるポロシティ消滅の効果を表しており、スラブ厚と仕上板厚に依存し、途中の圧延スケジュールによらない。また右辺第二項は圧延形状比による効果であつて k パス目までのすべての圧延スケジュールの影響を受けていることがわかる。

(12)式における $AG(m_j)$ を改めて $G'(m_j)$ と定義し、

$G'(m_j)$ を実験的に求める. $G'(m_j)$ を (13) 式のように多項式で近似する.

$$G'(m_j) = \sum_{r=0}^2 c_r m_j^r \dots\dots\dots (13)$$

ここで c_r : 圧延形状比によらない定数. 先に記した検討結果から, 考えている圧延形状比の値の範囲で関数 G' は正かつ単調増加関数である. 今回行つた実験では圧延形状比の水準は 3 水準であるので未知定数 3 個を定めることができる. そこで最も簡単に関数 G' を m_j の 2 次式で展開する. Table 1, (12), (13) 式から c_r ($r=0, 1, 2$) を求めると次のようになる.

$$c_0 = -0.0512, c_1 = 0.0686, c_2 = 0.128 \dots\dots\dots (14)$$

ただし上で求めた定数はポロシティ寸法を [mm] 単位で表した時の数字である. 実験を行つた圧延形状比の範囲では, 関数 G' に要請される条件, $G' \geq 0, dG'/dm_j >$ はいずれも満足されている.

5. 結 言

圧延によるポロシティの消滅に関する従来の研究では, 技術的な困難さのために実際のポロシティ形状に最も近い内在型の人工ポロシティは用いられてこなかつた. 著者らは内在型の人工ポロシティを試験片に導入する手法を考案し, この試験片を用いて実際の熱間圧延を行い, ポロシティの消滅の素過程を塑性学的に解明した. 主要な結果は以下のとおりである.

(1) 圧延によるポロシティの消滅に最も顕著な影響をおよぼす圧延条件は圧下比と圧延形状比である. k パスの圧延の後にポロシティが消滅しているための条件は,

$$d_0 \frac{H_k}{H_0} \leq \sum_{j=1}^k \frac{H_j}{H_0} w_0 (c_0 + c_1 m_j + c_2 m_j^2)$$

で表される. ここで, d_0, w_0 : 圧延前のポロシティ厚み, 幅, H_0 : スラブ厚, H_j : j パス後の板厚, m_j : j パス目の圧延形状比, c_0, c_1, c_2 : 実験的に定められる定数.

(2) ポロシティに隣接する領域の歪み分布は健全部領域の歪み分布とは著しく異なり不均一になる. 特に,

板厚方向に隣接する領域の圧縮歪みが健全部のそれより小さいことがポロシティの消滅を促進する上で重要である.

(3) 圧延形状比が大きい程ポロシティは消滅しやすい. このことはポロシティ表面の付加変位という概念を導入することによつて説明することができた. ポロシティ表面では圧縮応力が解放されているため, 圧延機からの応力はポロシティ表面を変位させる. 圧延形状比が大きい程, 圧縮応力は大きくなるが, それに伴いポロシティ表面の付加変位が大きくなりポロシティは消滅しやすくなる.

(4) 本研究で用いた内在型の人工ポロシティに比べ, 従来用いられてきた圧延材の幅方向に貫通した型の人工ポロシティははるかに消滅しやすい. これは付加変位に対する拘束の大きさの差に起因するものである.

(5) ポロシティの消滅におよぼす圧延温度の影響は小さい ($860 \sim 1230^\circ\text{C}$).

文 献

- 1) 長谷部茂雄, 井関祥浩, 浜中禎雄, 中村昌明: 住友金属, 24 (1972), p. 79
- 2) 山口哲夫, 川和高穂, 石黒守幸, 岩崎宣博, 菅原功夫, 下田達也: 日本鋼管技報, 69 (1976), p. 1
- 3) 田川寿俊, 田中淳一, 平沢猛志, 角南英八郎: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 1720
- 4) 中尾仁二, 菊竹哲夫: 鉄と鋼, 63 (1977), S 219
- 5) M. ENDRLE: Hutu. Listy, 26 (1971), p. 329
- 6) I. Ya. TARNOVSKII, A. A. POZDEYEV, and V. B. LYASHKOV: Deformation of Metals during Rolling, (1965), p. 60 [Pergamon Press]
- 7) O. G. MUZALEVSKII: Stal in English (1970) p. 455
- 8) V. F. POTAPKIN and I. A. BOBUKH: Steel in the USSR, 1 (1971), p. 641
- 9) E. L. FILIPPOV and V. M. KLIMENKO: Steel in the USSR, 1 (1971), p. 461
- 10) 津村利光: 強度設計データブック (1966), p. 709 [裳華房].