

未凝固鋳片圧下時の偏析挙動および変形挙動

瀬々 昌文*・三隅 秀幸*²・長田 修次*³・鈴木 洋夫*⁴

Segregation Behavior and Deformation Behavior during Soft-reduction of Unsolidified Steel Ingot

Masafumi ZEZE, Hideyuki MISUMI, Shūji NAGATA and Hirowo G. SUZUKI

Synopsis : Soft-reduction experiments on the unsolidified steel ingots were conducted to investigate segregation behavior and deformation behavior during reduction. V-type segregation was restrained when soft-reduction was applied under optimum conditions of a reduction value and reduction rate to compensate for the solidification shrinkage. Excess reduction caused inverted V-type segregation, negative segregation (white band) and internal cracks. The reduction rate should be controlled in accordance with the solidification rate of the unsolidified steel ingot. Apparent reduction stress was affected by the fluidity of the liquid core. Stress relaxation during repeated reduction at an interval of 15s was estimated to be about 30%.

Key words : continuous casting; segregation; solidification; soft-reduction; solidification shrinkage.

1. 緒言

連鋳鋳片の中心偏析は、鋼材の冶金的・機械的特性に大きな影響を及ぼす要因として、その生成機構の解明あるいは防止対策について多くの研究がなされてきた¹⁾。

中心偏析の生成機構は、凝固時の溶質成分の固液分配によりデンドライト樹間に濃縮した不純物元素（マイクロ偏析）が、凝固末期での未凝固鋳片のロール間バルジングや凝固収縮に起因するマクロ的な溶鋼流動により、鋳片の厚み中心部に集積して中心偏析を形成すると考えられている¹⁻³⁾。

従来、バルジング起因の溶鋼流動を防止し中心偏析を改善する方法として、鋳片を強冷却して凝固シェル強度を高める方法^{4,6)}、低速鋳造により溶鋼静圧を低減する方法^{4,7)}、あるいはロールピッチを短縮する方法^{6,8)}等の対策がとられてきた。また、バルジング起因の溶鋼流動に加えて、凝固収縮に起因する溶鋼流動を低減する方法として、鋳造中の鋳片の最終凝固部（クレーターエンド）近傍をインライン・リダクションする方法⁹⁻¹¹⁾や鋳片の凝固収縮に応じてロールで軽圧下する方法¹²⁻¹⁵⁾が試みられてきた。

しかしながら、未凝固鋳片を圧下したときの偏析挙動および鋳片の変形挙動については、系統的に研究された例はないようである。そこで、本研究では、小型鋳塊の未凝固圧下実験を行い、偏析挙動に及ぼす圧下条件の影響および圧下時の鋳塊の変形挙動について実験的に検討した。

2. 実験方法

小型鋳塊の未凝固圧下に用いた実験装置の概要を Fig. 1 に示す。まず、組合せ鋳型内に溶鋼を注入した後直ちに鋳型を取り外し、鋳塊を圧下装置のほぼ中央に移動させ、所定の圧下速度で所定の圧下量まで鋳塊を圧下した。このとき、圧下端子の片方は固定とし、実質的な圧下は他方を油圧装置で駆動させることで行った。また、圧下中の圧下量は移動端子側に取り付けた作動トランスにより計測し、圧下荷重は固定端子側に取り付けたロードセルにより計測した。

鋳塊の形状は、Fig. 2 に示すような (a), (b) の2種類とした。(a) は偏析挙動の調査用のもので、実際の連鋳鋳片（例えば、鋳片厚み280 mm、鋳造速度1.20 m/min）のくさび型のクレーターエンドに相当するテーパーを付与したも

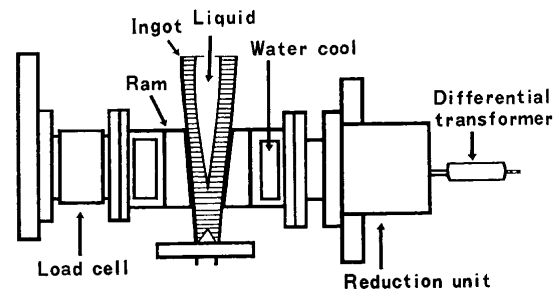


Fig. 1. Experimental apparatus for reduction experiment of unsolidified steel ingot.

平成12年8月7日受付 平成12年11月13日受理 (Received on Aug. 7, 2000; Accepted on Nov. 13, 2000)

* 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: 八幡技術研究部) (Technical Development Bureau, now Yawata R & D Lab., Nippon Steel Corp., 1-1 Tobihata-cho Tobata-ku Kitakyushu 804-8501)

* 2 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: (株) SBC テクノ九州) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now SBC Techno Research Kyushu Co.)

* 3 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: 新居浜工業高等専門学校) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now Niihama National College of Technology)

* 4 新日本製鐵 (株) 技術開発本部 (現: 金属材料技術研究所) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now National Research Institute for Metals)

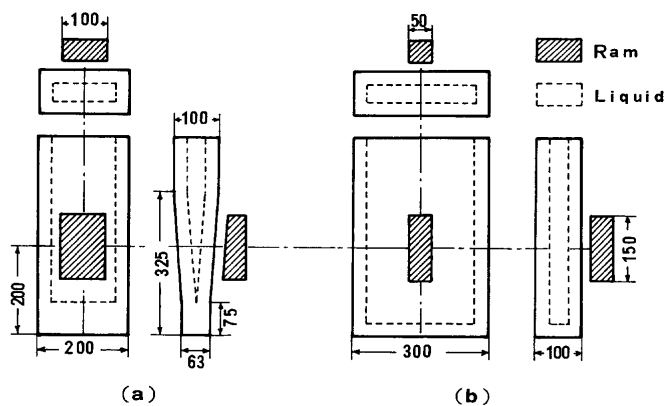


Fig. 2. Dimensions of ingot and ram.

Table 1. Chemical composition of steels.

		(mass%)					
	C	Si	Mn	P	S	T. Al	
Steel A	0.40	0.40	1.00	0.02	0.02	0.04	
Steel B	0.17	0.40	1.40	0.02	0.02	0.02	

のである。鑄型の内寸法は、高さ450 mm、幅200 mm、鑄型下端の厚み63 mm、鑄型上端の厚み100 mm、鑄型底からの高さ75~325 mmの範囲にテーパを付けた。鑄塊の重量は約50 kgである。また、圧下端子の形状は鑄塊表面をできるだけ平行に圧下するため鑄塊の形状に合わせ、鑄塊の下端からの高さ125~275 mmの範囲の幅中央100 mmの部分だけを圧下した。また、(b)は変形挙動の調査を目的としたもので、圧下部の凝固条件がほぼ一定となるように平行鑄型とした。鑄型の内寸法は、高さ450 mm、幅300 mm、厚み100 mm、および、鑄塊の重量は約100 kgである。また、鑄塊の圧下は底からの高さ125~275 mmの範囲の幅中央50 mm部分を圧下し、周囲の凝固シエルの影響を避けた。

圧下時の鑄塊の凝固条件は、鑄込終了から圧下開始までの経過時間で管理し、鑄塊の未凝固部へのS添加実験および鑄塊の内部および表面の温度計測や伝熱差分計算¹⁶⁾により推定した次式に従った。

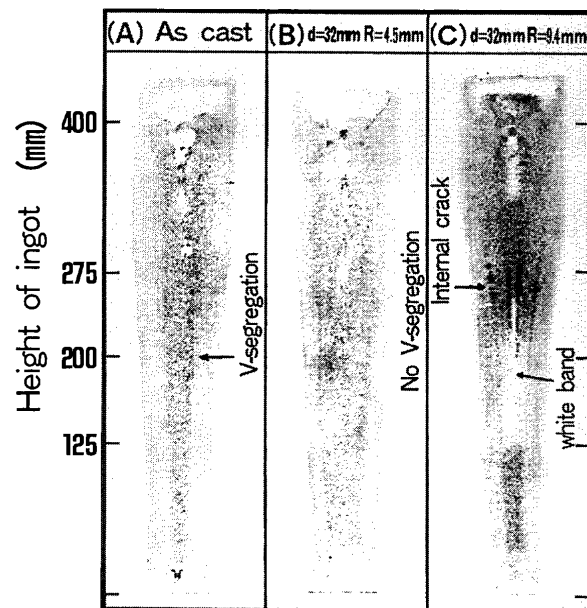
$$D = 13.4t^{0.5} + 7.1 \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 D は凝固厚み (mm)、 t は鑄込終了からの経過時間 (min) である。また、凝固の進行状況を表すパラメータとして、凝固率 F_s を(2)式のように定義した。

$$F_s = 2D/D_0 \times 100 \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 F_s は凝固率 (%), D_0 は鑄片厚み (鑄型内寸) (mm) である。また、とくにことわらない限り、鑄塊の凝固条件は圧下開始時の圧下中央部の値で代表した。

実験に用いた供試鋼の化学成分をTable 1にまとめて示す。偏析挙動の調査には、凝固組織を現出しやすい鋼種A

Fig. 3. Sulfur print of reduced ingots. (Steel A, Reduction rate $V=0.35$ mm/s)

を主に用いて圧下条件の影響などの解析を行った。また、変形挙動の調査には、厚板50キロ鋼相当の鋼種Bを主に用いた。

3. 実験結果

3.1 未凝固圧下時の偏析挙動

3.1.1 圧下後の鑄塊のマクロ組織

Fig. 2(a)の鑄型で鑄込んだ鑄塊を用いて、圧下中央部の未凝固厚み $d=32$ mmの条件で、圧下速度 $V=0.35$ mm/sで圧下した鑄塊の縦断面のサルファープリントをFig. 3に示す。(A) 圧下を行わなかった場合には、鑄塊の厚み中心部に凝固収縮に起因するV状の偏析パターン (V偏析) が認められる。一方、(B) 圧下量 $R=4.5$ mmの圧下を行った場合は、V偏析が防止されスポット状偏析のサイズも小さくなるのがわかる。ただし、さらに圧下量を増やして(C) 圧下量 $R=9.4$ mmの圧下を行った場合は、中心部に負偏析帯 (ホワイトバンド) が形成され、スポット状偏析はさらに小さくなるものの、その周囲には逆V状の偏析パターン (逆V偏析) が認められる。また、圧下端子のエッジに相当する部位には圧下に伴う内部割れが認められる。

3.1.2 圧下量と未凝固厚みの影響

未凝固圧下開始時の鑄塊の圧下中央部の未凝固厚み d (mm)と圧下量 R (mm)が偏析挙動に及ぼす影響について調査した結果をFig. 4に示す。ここで、圧下速度は $V=0.35$ mm/sである。圧下量 R が少ない場合には凝固収縮の補償が不十分で圧下後の鑄片縦断面にはV偏析が残存するが、圧下量 R を増やしていくとV偏析は消滅していく。V偏析が消滅する圧下量 R_c は圧下開始時の未凝固厚み d が大きく

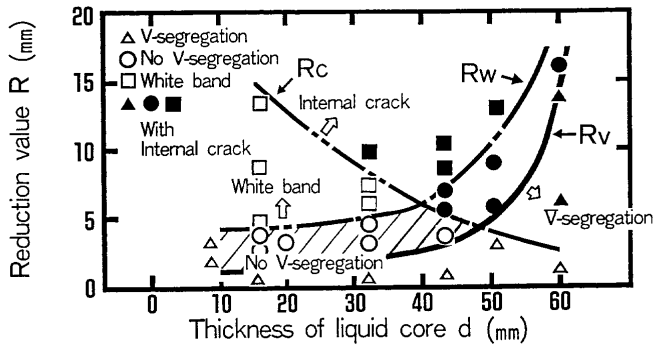


Fig. 4. Effect of reduction on V-segregation. (Steel A, Reduction rate $V=0.35$ mm/s)

なるほど大きくなる傾向にあり、とくに未凝固厚み $d=44$ mm 以上で急激に大きくなる。また、圧下量 R が過剰になると内部溶鋼の逆流によりホワイトバンドや逆V偏析が発生するが、このホワイトバンドと逆V偏析が発生しはじめる圧下量 R_w も同様に圧下開始時の未凝固厚み d が大きくなるほど大きくなる。一方、圧下量 R が過剰な場合に内部割れが発生しはじめる限界圧下量 R_c は、未凝固厚み d が大きいほど、言い換えると凝固シェル厚みが小さくなるほど小さくなる。これは、本実験条件では凝固シェル厚みが小さくなるほど、圧下時に凝固シェル内面に生ずる引張ひずみが大きく、かつ、内部割れが発生する限界ひずみ¹⁷⁾ も小さくなるためと考えられる。

これらの結果をまとめて、未凝固鑄塊の圧下によって副次的に発生するホワイトバンドや逆V偏析および内部割れを伴わずにV偏析を防止できる領域を適正圧下領域とすると図の斜線部となる。

3.1.3 圧下速度の影響

つぎに、凝固収縮は鑄片の凝固の進行に応じて連続的に起こることから、V偏析を防止するためには圧下速度 V についても検討する必要がある。圧下開始時の未凝固厚み $d=32$ mm の場合について、圧下速度 V を変えて圧下したときの偏析挙動をまとめた結果を Fig. 5 に示す。

圧下速度 V が 0.02 mm/s 以下の場合には、圧下量 R をいくら増やしてもV偏析を防止できない。後述するように、未凝固厚み $d=32$ mm の凝固条件では、凝固収縮の速度に応じて未凝固溶鋼の流動を抑制するための適正圧下速度 V_0 は 0.02 mm/s 程度と推定される。したがって、これよりも遅い圧下速度の場合は、凝固による体積減少分を十分に補償できないものと考えられる。一方、圧下速度 V が 0.02 mm/s 以上の場合には、未凝固圧下によりV偏析は消滅するが、圧下速度 V が大きくなると過剰圧下によるホワイトバンドと逆V偏析が発生しやすくなり、発生限界圧下量 R_w が小さくなる。これは、圧下速度 V が大きくなるほど、内部溶鋼の逆流速度が速くなり固液共存域の洗浄効果¹⁸⁾ が大きくなるためと考えられる。また、圧下速度 V が大きくなるほど、凝固シェルのひずみ速度も大きくなり

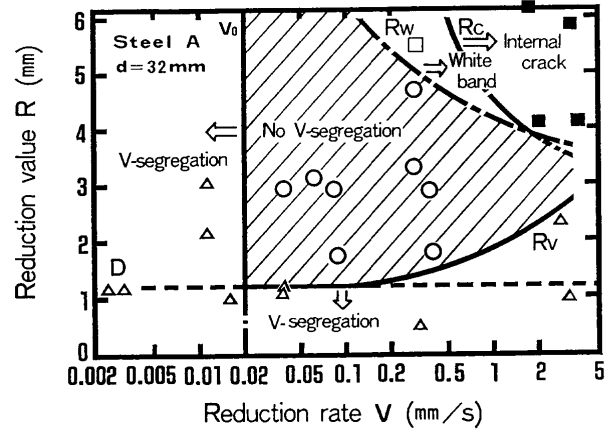


Fig. 5. Effect of reduction rate on V-segregation. (Steel A, Thickness of liquid core $d=32$ mm)

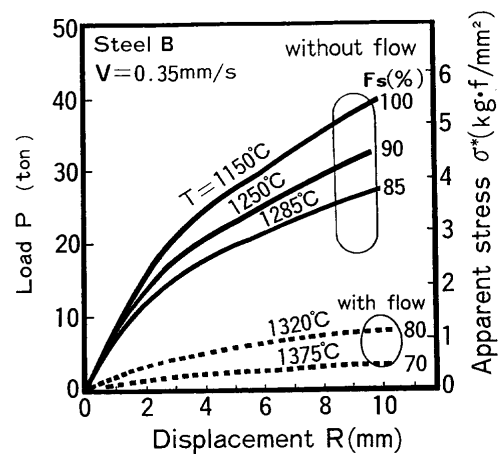


Fig. 6. Load-displacement curves for steel B.

内部割れが発生する限界ひずみ¹⁷⁾ が小さくなるため、内部割れの発生限界圧下量 R_c は小さくなる。一方、圧下速度 V が大きくなると、V偏析を防止するための必要圧下量 R_c は大きくなり、適正圧下範囲が狭くなる。この理由は、圧下量 R が同一であれば、圧下速度 V が大きな場合には圧下中の凝固進行量が少なくなるため、圧下後に残る未凝固溶鋼の量が相対的に多くなるためと考えられる。以上のように未凝固圧下時の偏析挙動は圧下速度の影響を大きく受け、凝固収縮の速度に応じた適正な圧下速度 V_0 が存在することがわかる。

3.2 未凝固圧下時の変形挙動

3.2.1 圧下量と変形抵抗の関係

Fig. 2(b) の鑄型で鑄込んだ鑄塊を用いて種々の凝固状態の下で圧下速度 $V=0.35$ mm/s で未凝固鑄塊を圧下したときの圧下量 R と圧下荷重の関係を Fig. 6 に示す。図の右側縦軸に示した値は、圧下荷重を圧下端子の接触面積で除した値で定義した見かけの変形抵抗である。また、 T は表面温度、 F_s は (2) 式で定義した凝固率である。Fig. 6 に示した結果から、凝固率 F_s が高く、表面温度 T が低いものほど変形抵抗が大きくなることがわかる。また、凝固率 F_s が

80~85%付近を境にして、変形抵抗は急に大きくなる。凝固率 F_s が80~85%よりも小さな場合には圧下後の鑄塊の縦断面にホワイトバンドが認められ内部の溶鋼が急激に流動したことが推測される。

Fig. 7は鑄塊を5mm圧下したときの变形抵抗を圧下開始時の表面温度 T に対して整理した結果であり、凝固率 $F_s=80\sim 85\%$ に対応する表面温度 $T=1300^\circ\text{C}$ 付近を境に変形抵抗が急激に変化することがわかる。

また、本実験で得られた見かけの変形抵抗を、ひずみ ϵ = 圧下量/鑄塊厚みとし表面温度を代表温度として、高温引張り試験で得られている変形抵抗^{19,20)}と比較すると、オーダー的にはほぼ一致する。

3.2.2 繰り返し圧下時の変形挙動

実際に連続鑄造されている鑄片の軽圧下は、多段の圧下ロールによって、断続的に圧下されることが多い。したがって、圧下設備の能力を検討する際には、いったん圧下変形により蓄積された応力が次の圧下までに緩和される割合すなわち応力緩和特性を考慮することが重要である。この応力緩和の時間 τ は、ロール軽圧下を例にとれば、ロールピッチ/鑄造速度となり数10sのオーダーと考えられ

る。しかしながら、鋼の引張変形時の応力緩和特性については前原ら²⁰⁾のような測定例が報告されているが、圧縮変形時の応力緩和や内部に未凝固溶鋼を含む状態での応力緩和特性については検討された例はないようである。

そこで、圧下荷重が10tの一定荷重で、未凝固鑄塊を15s間隔で繰り返し圧下したときの圧下量の変化を実験的に調査した。圧下開始時の鑄塊の凝固率 $F_s=90\%$ 、表面温度 $T=1250^\circ\text{C}$ 、圧下速度 $V=0.35\text{mm/s}$ である。Fig. 8にその結果を示すが、1回目の圧下による変位が1mmであるのに対して、2回目以降の変位増分は非常に小さく圧下回数とともに減少していくことがわかる。すなわち、前原ら²⁰⁾の結果と同様に、圧下応力は完全に緩和されずに逐次蓄積されていくことが推察できる。

4. 考察

4.1 V偏析防止に必要な圧下量 R_v に及ぼす未凝固条件の影響

Fig. 4に示したようにV偏析防止に必要な圧下量 R_v は、圧下開始時の未凝固厚み $d=44\text{mm}$ 以上で急激に大きくな

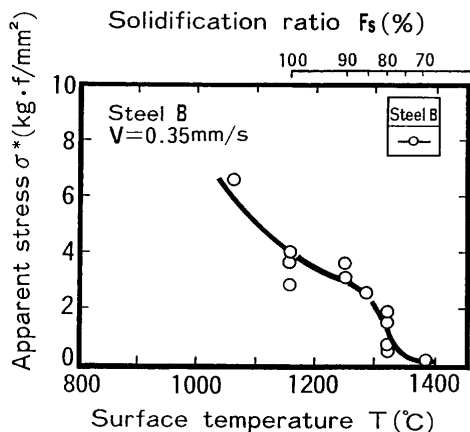


Fig. 7. Relation between surface temperature and apparent stress at $R=5\text{mm}$.

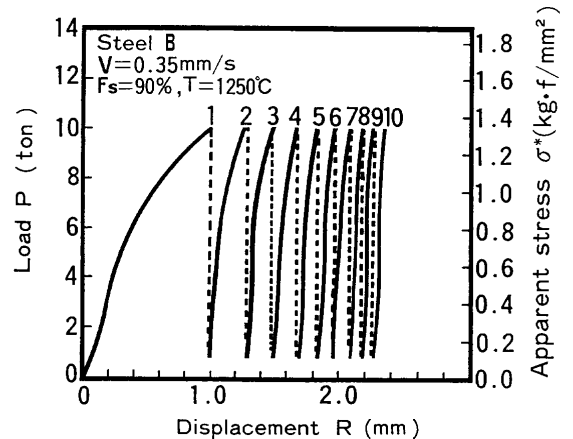


Fig. 8. Load-displacement curves for reduction at intervals of 15 s.

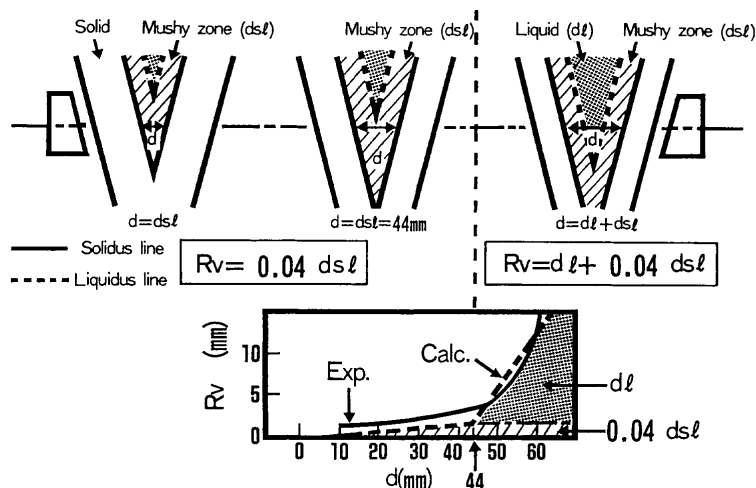


Fig. 9. Reduction value R_v to restrain the formation of V-segregation.

る。これは、圧下開始時の未凝固状況がこの点を境にして変るためと考えられる。Fig. 9 は伝熱差分計算の結果を基に圧下開始時の鑄塊の未凝固状況を模式的に示したものである。本実験条件では、未凝固厚み $d=44\text{ mm}$ のときにほぼ厚み中心に液相線がある状態と推定され、未凝固厚み $d=44\text{ mm}$ 以下では内部はすべて固液共存相で占められ、固液共存相の厚みを d_{sl} とすると未凝固厚みは $d=d_{sl}$ で表される。一方、未凝固厚み $d=44\text{ mm}$ 以上では厚み中心には完全液相の部分が存在し、液相厚みを d_l とすれば未凝固厚みは $d=d_{sl}+d_l$ で表される。V 偏析の発生が等軸晶間での濃化溶鋼の流動²¹⁾ により生じたものと考え、等軸晶の存在しない完全液相が中心にある状態での圧下は完全液相の排出に作用し、固液共存域での溶鋼流動の抑制にはほとんど効果がない。つまり、V 偏析を防止するためには、厚み中心が固液共存域となってからの圧下による凝固収縮補償が重要である。簡略化のため凝固収縮補償量を固液共存域厚みの約 4% (鋼の凝固収縮率^{22,23)}) と仮定すると、V 偏析を防止するための必要圧下量 R_v は、未凝固厚み $d=44\text{ mm}$ 以下では $R_v=0.04 d_{sl}$ 、未凝固厚み $d=44\text{ mm}$ 以上では $R_v=d_l+0.04 d_{sl}$ で表される。Fig. 9 に示すように、計算値は Fig. 4 の実験結果とほぼ一致することがわかる。

4.2 鑄塊の凝固速度と圧下速度の関係

鑄塊の凝固収縮に伴う内部溶鋼の移動速度を Fig. 10 に示すような簡単なモデル解析により検討した。まず、鑄塊の凝固シェル成長は (1) 式で表されるから、この式を時間で微分することで、凝固速度 $f(\text{mm/s})$ が求められる。

$$f=0.112t^{-0.5} \dots \dots \dots (3)$$

圧下中央部より下方の凝固界面の長さを $h(\text{mm})$ 、凝固による体積収縮率を $\Delta\rho (=0.04^{22,23})$ とすれば、圧下中央部より下方の単位時間あたりの凝固による収縮体積 $Q(\text{mm}^3/\text{s})$ は、短辺の凝固の影響を無視して紙面に垂直方向に単位長さ (以下、同様) を取れば、近似的に次式で表される。

$$Q=2\Delta\rho f h \dots \dots \dots (4)$$

Q に見合う量の溶鋼が上方より供給されると仮定すると、圧下中央部の未凝固部の厚みを $d(\text{mm})$ とすれば、圧下中央部断面での平均流速 $v(\text{mm/s})$ は次式で表される。

$$v=Q/d \dots \dots \dots (5)$$

ここで、圧下中央部より下方の圧下域長さを $H(=75\text{ mm})$ とすれば、圧下中央部より下方の凝固収縮による未凝固溶鋼の移動を抑えるための適正圧下速度 $V_0(\text{mm/s})$ は、

$$V_0=Q/H \dots \dots \dots (6)$$

で表される。

Fig. 11 は圧下中央部での凝固収縮による断面平均流速 v

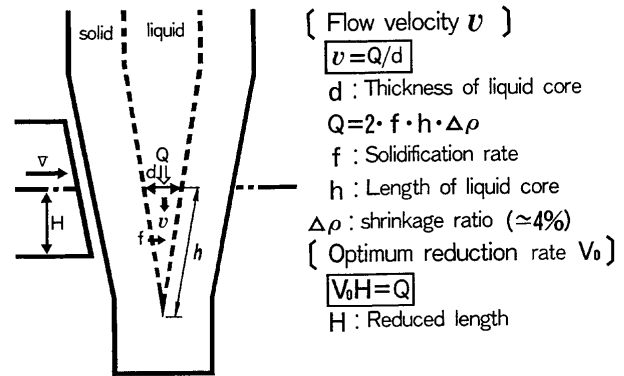


Fig. 10. Simple model to estimate the fluid flow caused by solidification shrinkage.

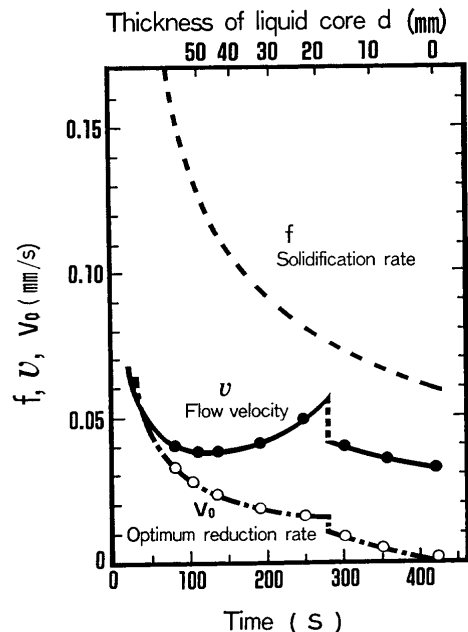


Fig. 11. Calculated values of flow velocity v and optimum reduction rate V_0 to restrain the fluid flow caused by solidification shrinkage.

および凝固収縮を補償するための適正圧下速度 V_0 を鑄込み開始からの時間に対して計算した結果である。鑄込み開始から約 280 s で不連続点が生じるのは、ここを境に下部のテーパがない部分が完全凝固し未凝固部分の形状が変わるためである。凝固収縮流速 v を抑制するための適正圧下速度 V_0 は、時間によって変化するものの未凝固厚みが $d=32\text{ mm}$ の場合には、ほぼ 0.02 mm/s 程度と見積もられ前述の Fig. 5 の結果とほぼ対応する。

4.3 繰り返し圧下時の応力緩和

繰り返し圧下時の変形挙動を示した Fig. 7 の結果から各圧下毎の変位増分を読み取り整理した結果を Fig. 12 に示す。前述したように、1 回目の変位が約 1 mm であるのに対して、2 回目以降の変位は 0.3 mm 以下で圧下回数が増すにつれて変位増分が小さくなっていくことがわかる。ただし、この結果には圧下中の凝固の進行および鑄塊表面温度の低下の影響が含まれているため補正が必要である。

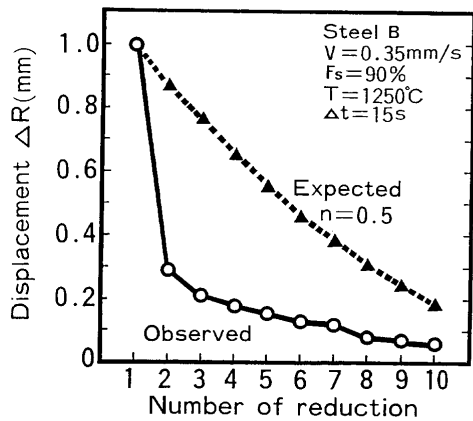


Fig. 12. Displacement of each reduction under $P=10t$. ($n: \sigma = K\epsilon^n$)

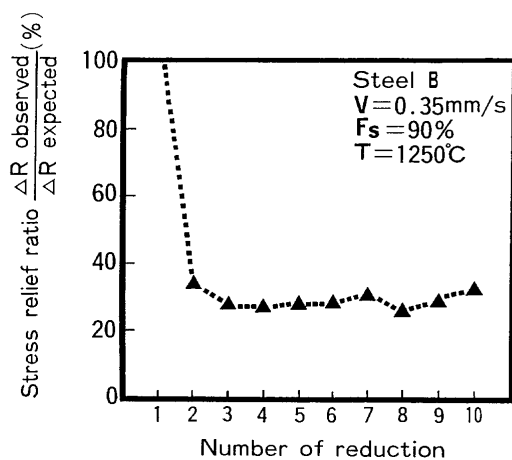


Fig. 13. Stress relief ratio for reduction at intervals of 15s.

そこで、応力緩和が完全に起こると仮定し、各圧下毎の予測変位量を Fig. 7 および Fig. 8 に示したような実験結果を基に求めてみた。まず、圧下時の荷重と変位の関係すなわち応力 σ とひずみ ϵ の関係は、 $\sigma = K\epsilon^n$ で表される一般的な関係式を用いた。 n の値は条件によらず一定と仮定し、Fig. 7 で示した圧下荷重-変位曲線とよく合う $n=0.5$ とした。つぎに、 K の値は条件ごとに内挿して求め、圧下荷重 10t に対応する変位を逆算した。Fig. 12 に応力緩和が完全に起こると仮定して求めた予測変位を実績の変位とともに示した。両者の比を便宜的に応力緩和割合と定義すると、Fig. 13 に示すように応力緩和割合は圧下回数によらず、表面温度が 1250°C で 15s 程度の応力緩和時間では約 30% 程度と推定できる。したがって、圧下ロールで順次鋳片を圧下していく実際の軽圧下設備の設計においては、前段の圧下による応力の蓄積を考慮して、後段の圧下力を増強する等の配慮が望ましい。

5. 結言

鋳片軽圧下時の偏析挙動に及ぼす圧下条件の影響および圧下時の鋳塊の変形挙動について小型鋳塊の未凝固圧下実

験を行い検討した結果、以下の知見を得た。

(1) 凝固収縮流動に起因する V 偏析を防止するためには、圧下量と圧下速度を適正範囲に設定することが重要である。圧下量が不足した場合や圧下速度が遅い場合には十分な凝固収縮の補償効果が得られず V 偏析が残存する。一方、圧下量が過剰に大きな場合や圧下速度が早すぎる場合には、ホワイトバンド（負偏析）や逆 V 偏析および内部割れが発生しやすくなる。

(2) V 偏析改善のための適正圧下条件は、圧下開始時の鋳塊の未凝固厚みや凝固速度に依存する。

(3) 未凝固圧下時の変形抵抗は、鋳塊の凝固率が大きくなるほど、また、表面温度が小さくなるほど大きくなり、内部の未凝固溶鋼の流動状態によっても急激に変化する。

(4) 繰り返し圧下時の応力緩和割合は、表面温度が 1250°C で 15s 程度の応力緩和時間では約 30% 程度と推定できる。

文 献

- 1) わが国における鋼の連続製造技術史、日本鉄鋼協会編、東京、(1996)、515; 572.
- 2) T.Kawawa, H.Sato, S.Miyahara, T.Koyano and H.Nemoto: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 486.
- 3) I.Ohnaka: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 164.
- 4) K.Asano, T.Hiromoto, T.Ohashi and H.Matsunaga: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), A87.
- 5) I.Sugawara, M.Ishiguro, M.Hanmyo and H.Uchibori: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), S465.
- 6) T.Watanabe, A.Sato, K.Yoshida, M.Toyota and M.Kawasaki: *CAMP-ISIJ*, **2** (1989), 1146.
- 7) M.Ishiguro, K.Kawakami, M.Ito and S.Miyoshi: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 885.
- 8) E.Sakamoto, A.Masui, O.Terada and H.Nakajima: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S206.
- 9) B.Tarmann and H.Vonbank: *Electric Furnace Proceedings*, vol. 24, ISS-AIME, Penn., (1966), 30.
- 10) E.Takehara, D.Yamasaki, M.Tsunoi, K.Hayashi and H.Akita: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 875.
- 11) Y.Saiga, K.Fukui, Y.Tsunehisa, T.Shioda, S.Noritomi and T.Noda: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 990.
- 12) M.Ishiguro, S.Miyahara and I.Sugawara: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), S481.
- 13) T.Kitagawa, M.Suzuki, T.Masaoka, S.Mizuoka, H.Kobayashi and Y.Tsuchida: *NKK Tech. Rep.*, **21** (1988), 1.
- 14) M.Yamada, S.Ogibayashi, M.Teizuka and T.Mukai: *Steelmaking Proceedings*, vol. 71, ISS-AIME, Penn., (1988), 77.
- 15) S.Ogibayashi, M.Kobayashi, M.Yamada and T.Mukai: *ISIJ Int.*, **31** (1991), 1400.
- 16) 大中逸雄: コンピュータ伝熱・凝固解析入門 鋳造プロセスへの応用、丸善、東京、(1985)、167.
- 17) S.Nagata, T.Matsumiya, K.Ozawa and T.Ohashi: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 214.
- 18) T.Takahashi, K.Ichikawa, M.Kudou and K.Shimabara: *Tetsu-to-Hagané*, **61** (1975), 2198.
- 19) 連続製造における力学的挙動、日本鉄鋼協会編、東京、(1985)、45; 253.
- 20) Y.Maehara, H.Tomono and Y.Ohmori: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 1170.
- 21) H.Tomono, Y.Hitomi, S.Ura, A.Teraguchi, K.Iwata and K.Yasumoto: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **24** (1984), 917.
- 22) P.J.Wray: *Metall. Trans.*, **5** (1974), 2602.
- 23) T.Yokoyama, Y.Ueshima, Y.Mizukami, H.Kakimi and M.Kato: *Tetsu-to-Hagané*, **83** (1997), 557.