

凝固末期軽圧下における連続鋳片の変形挙動

萩林 成章*・西原 良治*²・佐藤 哲*³

Deformation Behavior of Continuously Cast Strand during Soft Reduction

Shigeaki OGIBAYASHI, Ryoji NISHIHARA and Satoshi SATOH

Synopsis : Three dimensional deformation behavior of continuously cast strand during soft reduction, which is considered to be an important factor when applying optimum reduction rate in soft reduction technology for reducing center segregation, was experimentally and theoretically analyzed and following results were obtained.

(1) Continuously cast strand deforms during soft reduction not only in the thickness direction but also in the width and casting directions. The longitudinal elongation and width spreading are proportional to the reduction amount.

(2) Theoretical model to simulate deformation behavior during soft reduction has been developed.

(3) Reduction efficiency defined as the ratio of reduction area for unsoftened region to the total reduction area is expressed as a function of the ratio of unsoftened width to the total strand width and decreases with the decreases in unsoftened width and aspect ratio of the strand.

Key words : continuous casting; solidification; segregation; carbon steel; plastic deformation; soft reduction; measurement; modeling; mechanical property; rolling.

1. 緒言

連続鋳造鋳片における中心偏析低減対策として凝固末期軽圧下が有効であり、スラブ連続およびブルーム連続について適正な圧下時期および圧下量が明らかにされている¹⁻⁶⁾。これらの内、凝固収縮流動を防止するための適正圧下量は圧下速度(全圧下量/圧下帯通過時間)で表示することにより鋳造速度によらない定数とみなせる²⁾が、適正圧下速度は鋳片形状によって異なり、偏平比が小さいほど大きな値となることが実験的に見いだされている^{4,6)}。これは未凝固部に伝わる実質的な圧下の量が圧下に伴う鋳片の変形挙動によって異なるためと考えられ、その変形挙動は鋳片形状のみならず圧下時期やロール形状等によっても変化すると想定される。従って凝固収縮流動を防止するための適正圧下条件を理論的に明らかにするためには、圧下に伴う鋳片の変形挙動を定量的に明らかにすることが必要である。

未凝固鋳片を軽圧下した時に凝固殻の鋳造方向伸びや幅広がりが生じることは、宮沢らによって物質収支式に基づき定性的に指摘されている⁷⁾が、それらを実際に検証した例はなく、未凝固鋳片軽圧下時の鋳片変形挙動についてはこれまで殆ど明らかにされていない。

本研究では軽圧下時の3次元鋳片変形挙動を実験的および理論的に解析し、鋳片変形挙動に及ぼす鋳造・圧下条件

の影響について検討した。

2. 鋳片変形挙動の実験的検討

2.1 実験方法

新日本製鐵(株)八幡製鐵所のブルーム連続機(湾曲型、一点矯正、曲率半径=14m)において一對のロールによる圧下試験を実施し、軽圧下時の鋳片の3次元変形挙動を調査した。圧下条件をTable 1に、鋳造条件をTable 2に示す。圧下ロールとして矯正ロールであるNo. 1ピンチロール(湯面から21.3m)を使用し、圧下量を0, 3, 5, 7 mmの4水準変化させて、各圧下水準における鋳片の断面形状および鋳造方向伸びを後述する方法で実測した。圧下量はロール間隔を軸受け部のスペーサー厚みによって変更することにより設定した。また、所定の圧下力に対する圧下量増加を図るため、鋳片上面側のみロール形状をFig. 1に示す凸型ロール(凸部高さ15mm)とした。鋳片下面側は従来の一体ロール(以後フラットロールと称す)である。

鋳造後、各圧下水準における鋳片の幅方向断面形状を1 mmセクションペーパーに写し取り、図式積分法により鋳片の圧下面積 ΔA および鋳片幅広がり面積 ΔB を測定した。軽圧下時の鋳片変形の模式図をFig. 2に示す。

軽圧下による実績圧下量は、各圧下水準における最小鋳

平成8年7月12日受付 平成8年9月9日受理 (Received on July 12, 1996; Accepted on Sep. 9, 1996)

* 新日本製鐵(株)プロセス技術研究所 (Process Technology Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 293)

* 2 新日本製鐵(株)八幡製鐵所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

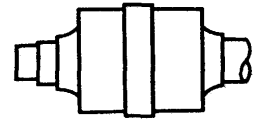
* 3 新日本製鐵(株)機械・プラント事業部 (Plant & Machinery Division, Nippon Steel Corp.)

Table 1. Reduction conditions.

Continuous caster	Yavata Bloom CC
Reduction roll	No.1 pinch roll (Unbending roll)
Distance from meniscus	21.3m
Roll pitch of pinch rolls	2.0m
Reduction force	47ton/bloom-roll
Setting of reduction amount	Spacer is used.

Table 2. Casting conditions.

Steel composition (mass%)	C	Si	Mn	P	S
	0.80	0.22	0.90	0.023	0.0024
Bloom size	315mm×315mm				
Casting speed	0.8 m/min				
Superheat in tundish	15~35°C				
Specific water ratio	0.5 l/kg				



(Convex-shape roll)

Fig. 1. Convex-shape roll used for the reduction test.

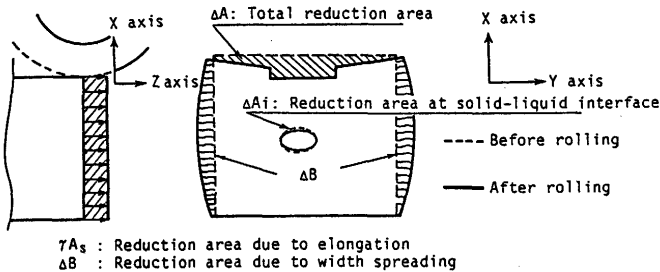


Fig. 2. Schematic view of shell deformation during rolling by a convex-shape roll.

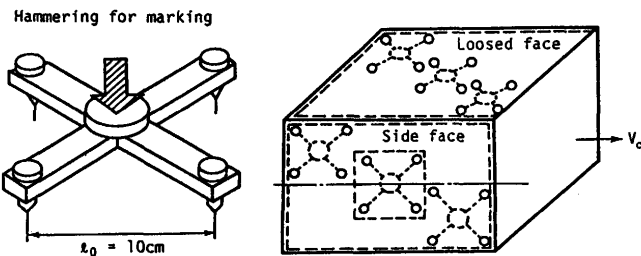


Fig. 3. Measuring method for elongation of bloom in the casting direction.

片厚みと各設定圧下量との直線回帰により軽圧下なし時の最小鋳片厚みを推定し、その値と各圧下水準の最小鋳片厚みとの差により算出した。その結果、各圧下水準における実績圧下量はそれぞれ0, 3.6, 6.3, 8.5mmであった。

鋳片の鋳造方向の伸びはFig. 3に示すように、標点間距離を100mmに設定したポンチ治具を軽圧下鋳造中に圧下ロールの上流側(上面は1m, 側面は4m)において鋳片表面にハンマーで打撃することにより、鋳片の上面および側面にマーキングし、鋳片冷却後、鋳片のマーキング点間距離を測定することにより実測した。この際、軽圧下ロール通過前のマーキング点間距離を基準標点間距離と定義し、基準標点間距離の熱間状態と冷間状態との換算は軽圧下なし鋳片の短辺面中心部(矯正なし)の冷片標点間距離を測定することにより行なった。この結果熱片から冷片への収縮率は1.5%であった。また本実験では矯正ロールを圧下ロールとして使用しているので、圧下なし鋳片のマーキング点間距離/基準標点間距離から矯正による鋳造方向伸びを求め、軽圧下鋳片の全伸びと矯正伸びの差を軽圧下による鋳造方向伸びと定義した。

鋳片断面内の平均的な軽圧下による鋳造方向伸びを γ とおき、圧下前の単位長さあたりの鋳片を考えれば、軽圧下前後の物質収支は(1)式であらわされる。さらに、 γ が小さい

ことから $\gamma/(1+\gamma)$ を γ に等しいと近似して(1)式を整理すれば(2)式が導かれる。また圧下効率は(3)式で定義した。

$$As = (1 + \gamma)(As - \Delta A + \Delta Ai + \Delta B) \dots\dots\dots (1)$$

$$\Delta A = \Delta Ai + \Delta B + \gamma As \dots\dots\dots (2)$$

$$\eta = \Delta Ai / \Delta A \dots\dots\dots (3)$$

各鋳片変形の測定結果 ΔA , ΔB , γ を基に、(2)式および(3)式に基づいて、圧下による未凝固部分の断面積減少量 ΔAi , および圧下効率 η を求めた。この際、(2)式の γ の値には、鋳片上面および側面の軽圧下による鋳造方向伸びの平均値を用いた。また As は、未凝固部分の断面積を鋳片の伝熱解析による固相率0.7の界面より内側の面積として計算し、鋳片全断面積との差を算出することにより求めた。

2.2 実験結果

鋳片厚みの幅方向分布をFig. 4に、鋳片幅の厚み方向分布をFig. 5に示す。Fig. 4に示すように鋳片厚みは圧下量が増すにつれて減少し、凸型ロールが鋳片と接していない凸部以外の領域も、圧下量の増加により鋳片厚みが減少している。またFig. 5より、圧下量の増加と共に鋳片幅が増加しており、(2)式から予想される通りに圧下による幅広がりが生じていることがわかる。

Fig. 6に鋳造方向伸びの測定結果を示す。圧下なし鋳片の矯正による伸び γ_0 は鋳片上面側表面で平均1.31%であり単純曲げ矯正の式から求めた伸びとほぼ一致している。軽圧下による鋳造方向の伸びは鋳片上面側と側面側で共に観察され、鋳片の厚み方向部位にかかわらず圧下量に比例して増加している。

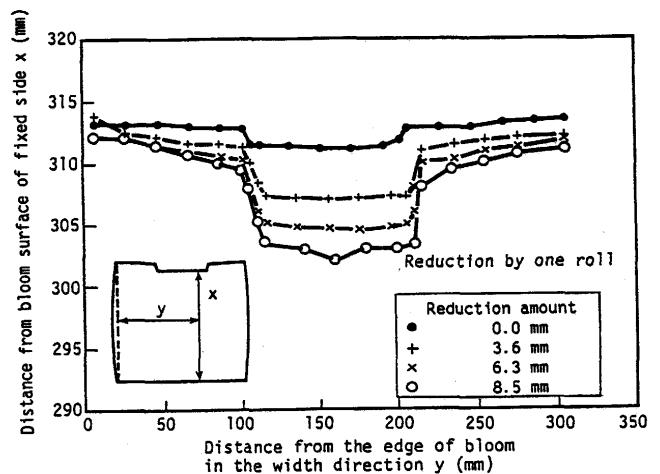


Fig. 4. Bloom deformation in the thickness direction due to soft reduction by one pair of reduction roll.

以上の測定結果から、各軽圧下水準における ΔA 、 ΔB 、および γA_s を算出し、(2)式に基づき ΔA_i を求めた結果をFig. 7に示す。

Fig. 7より、 ΔA 、 ΔB 、および γA_s はいずれも圧下量に比例して増加しているが、このことは圧下効率が圧下量に依存しない定数であることを示している。本実験条件の場合、

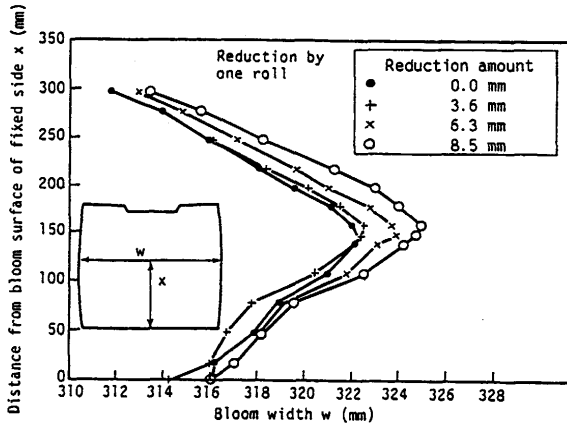


Fig. 5. Shell deformation in the width direction due to soft reduction by one pair of reduction roll.

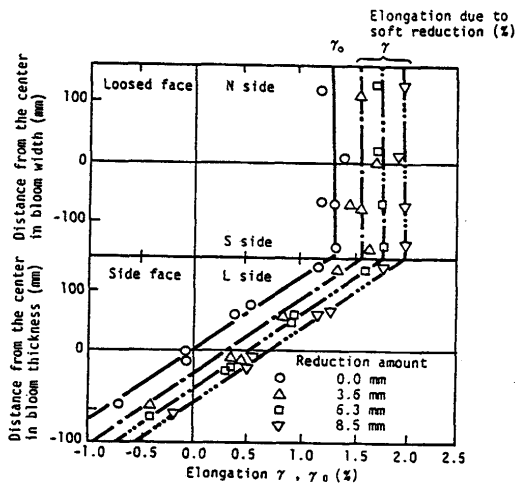


Fig. 6. Elongations in loosed face and side face caused by unbending and soft reduction.

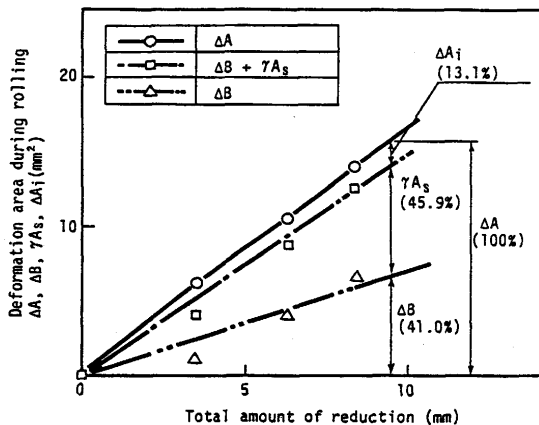


Fig. 7. Deformation area of bloom caused by soft reduction as a function of reduction amount.

合、鋳片の圧下面積の内41.0%が幅広がり、45.9%が鋳片伸びに消費され、未凝固断面の減少に寄与する割合、すなわち圧下効率は13.1%であることが分かった。

3. 鋳片変形挙動および圧下効率の理論解析

上記鋳片変形挙動の測定結果を理論的に説明し一般化するため、鋳片弾塑性解析を行ない、上記測定結果と比較すると共に、鋳片変形挙動に及ぼす鋳造・圧下条件の影響について解析した。

3.1 解析方法

軽圧下時の3次元鋳片変形挙動を汎用有限要素法プログラムMARCを用いて計算した。解析は凸型ロールおよびフラットロールについておこなった。計算方法の概要をTable 3に示す。計算に用いた最大の仮定は、ロールの回転を無視(押し付け変形を仮定)したこと、および鋳片変形に関わる実質的な固液界面を固相率0.7の界面と仮定し、未凝固部の変形抵抗を無視して未凝固部を空洞と仮定した点にある。また固液共存域内の等温線形状は、伝熱解析の結果から凝固末期にはほぼ楕円形に近い形状であるので、未凝固部の形状は1/2厚部の未凝固幅を長径とし幅中央部の未凝固厚みを短径とする楕円形で近似した。

Fig. 8に要素分割の概要を示す。計算領域は圧下ロールから上流側および下流側にそれぞれ300mmの長短辺半幅(1/4断面)とした。境界条件として、Fig. 8の矢印に示すようにロール直下およびそれより下流側の鋳片表面に、ロール形状を考慮した強制変位(圧下量)を5段階に分割して与え、鋳造方向の伸びを考慮するため鋳造方向の拘束はなしとした。計算前提としての鋳片断面温度分布は鋳片の鋳造実績

Table 3. Method of calculation for bloom deformation caused by soft reduction.

Program for calculation	Elasto-plastic 3 dimensional analysis by MARC
Assumptions	1) Rotary movement of roll is neglected. (Displacement of bloom is assumed to be caused by pressing.) 2) Shape of unsolidified cross section is assumed to be elliptical. 3) Deformation resistance of unsolidified region is neglected. 4) Distribution of temperature and shell thickness in bloom at a roll position is assumed to be constant in casting direction.
Distribution of temp. and shell	Result of 2 dimensional calculation is used. Shell thickness is defined by $f_s=0.7$ at the solidification boundary.
Forced deformation at bloom surface	Roll shape is taken into account. Total amount of reduction is given being divided into 5 small ones.
Constraint condition	No constraint in width and casting direction.
Analyzed region	1/4 cross section of bloom. 300mm upstream and downstream from roll in casting direction.

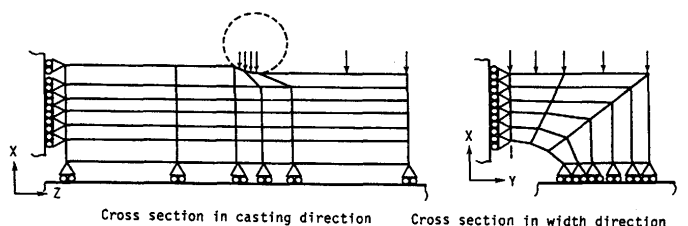


Fig. 8. Mesh distribution used for calculation.

Table 4. Mechanical properties used for calculation.

Temp. Range(°C)	σ_y (Mpa)	C_0 (Mpa)	C_1
$T < 800$	$-0.28784 T + 255.569$	$-0.6235 T + 560.696$	$0.000076 T + 0.0471$
$800 \leq T < 900$	$-0.18883 T + 176.363$	$0.3205 T + 194.490$	$0.002158 T - 1.6185$
$900 \leq T < 1000$	$-0.01861 T + 23.158$	$-0.4581 T + 506.275$	$-0.000393 T + 0.6774$
$1000 \leq T < 1100$	$-0.00675 T + 11.305$	$-0.1909 T + 239.020$	$-0.000415 T + 0.6994$
$1100 \leq T < 1200$	$-0.00969 T + 14.529$	$-0.0457 T + 79.304$	$0.000543 T - 0.3544$
$1200 \leq T$	$-0.00969 T + 14.529$	$-0.0684 T + 106.569$	$0.000418 T - 0.2044$

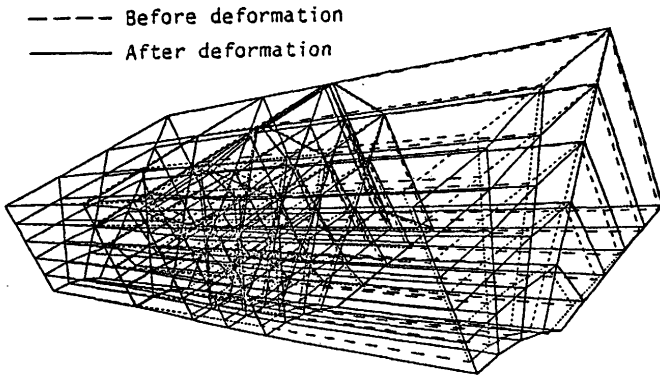


Fig. 9. Calculated 3-dimensional deformation of bloom during rolling by a convex-shape roll.

に基づき2次元伝熱解析により求め、上記鑄造方向計算領域内では断面温度分布および凝固シェル厚は一定とした。

応力-歪関係式は松宮らの低歪域における応力-歪曲線の測定結果⁶⁾に基づき(4)式のように定め、各定数の値は中炭素Al-Siキルド鋼の実験データ⁸⁾からTable 4の様に定めた。この際、歪速度は $6.7 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$ に固定した。また弾塑性物性モデルを構成するため、 $\epsilon = 0.00025$ における応力を仮想降伏応力 σ_y とし、 $\epsilon \leq 0.00025$ を弾性域として取り扱った。

$$\sigma = C_0 \epsilon^{C_1} \dots \dots \dots (4)$$

圧下による鑄片形状変化の解析結果に基づき、(5)式、(6)式に従い圧下効率 η_{FEM} および鑄造方向伸び γ_{FEM} を求めた。

$$\eta_{FEM} = \Delta A_i / \Delta A \dots \dots \dots (5)$$

$$\gamma_{FEM} = (\Delta A - \Delta A_i - \Delta B) / A_s \dots \dots \dots (6)$$

3・2 解析結果

3・2・1 軽圧下時の鑄片の3次元変形挙動の計算結果および実測値との比較

Fig. 9に凸型ロール軽圧下による鑄片の3次元変形計算値の鳥瞰図の一例を示す。(2)式から予想されるように、鑄片が軽圧下によって、鑄片厚み方向だけでなく幅方向および鑄造方向にも変形する挙動が計算でも再現されている。

Fig. 10に凸型ロールを用いた前記実験条件における各圧下断面積変化量と圧下量の関係の計算結果を示す。各断面積変化量は圧下量に比例して増加しており、Fig. 7の実測値と良く一致した結果が得られている。このことから軽圧下による ΔA_i 、 ΔB および γ は圧下量に比例し、 η は圧下量に依存しないことがわかる。これは連鑄鑄片の場合、表面温度が内部温度に比べて大幅に低く、且つ圧下量が小さいために全体の鑄片変形量に対して表面近傍の剪断変形の寄与が小さいことによると考えられる。同様の比例関係はフラ

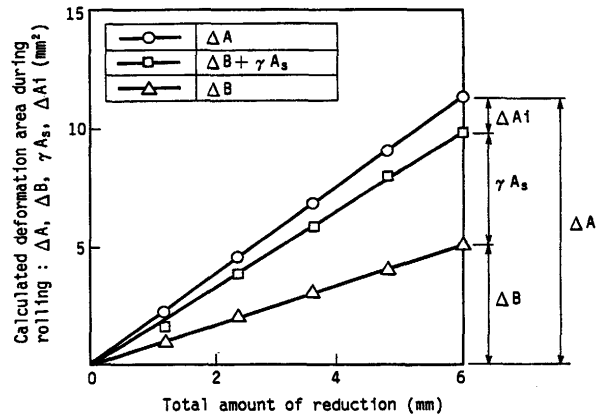


Fig. 10. Change in cross-sectional area of bloom due to soft reduction by a convex-shape roll as a function of reduction amount.

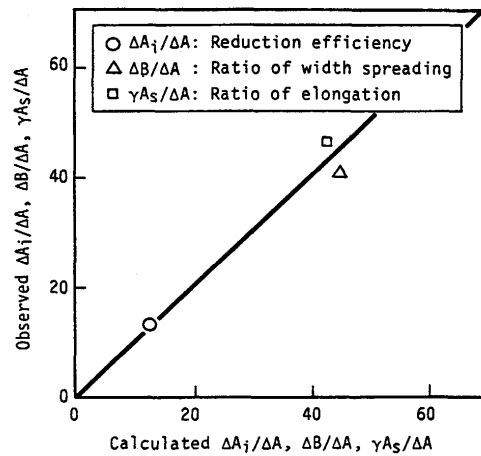


Fig. 11. Comparison between calculated and observed bloom deformation caused by soft reduction.

ットロールによる軽圧下の場合の計算結果でも認められた。

Fig. 11に凸型ロールにおける各断面積変化量の計算値と実測値の比較を示す。両者は良く一致しており、特に、軽圧下において最も重要な因子である圧下効率については計算値と実測値の一致は極めて良好である。このことから、本解析方法は軽圧下における鑄片変形挙動を十分にシミュレートしていると考えられる。

3・2・2 圧下効率に及ぼす諸要因の影響

圧下効率に及ぼす諸要因の影響について解析した結果、ロール径、圧下量、溶鋼静圧および鑄片表面温度の影響は小さく、圧下効率は主として未凝固幅によって決まっていることが分かった。

Fig. 12に未凝固幅と鑄片幅との比 C_w/W と圧下効率の関係を示す。ロール形状が同一であれば、圧下効率は鑄片形状に依らず C_w/W により統一的に整理できることが分かる。また同一 C_w/W で比較すると、凸型ロールの方がフラットロールより若干圧下効率が大きい。

3・2・3 鑄片伸びに及ぼす諸要因の影響

Fig. 10の結果から鑄片伸びは圧下量に比例して増加するので、その比例係数を α' として(7)式で定義する。

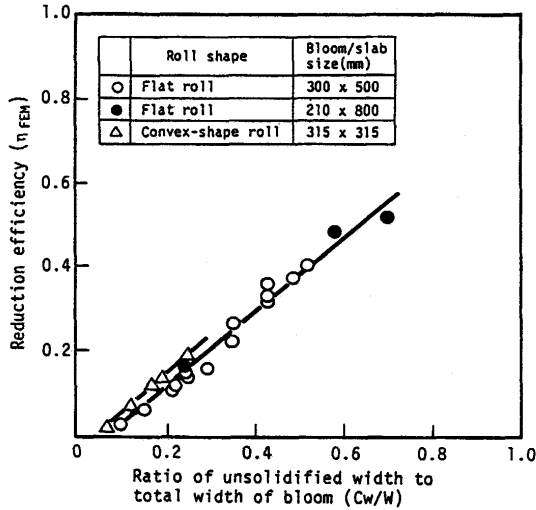


Fig. 12. Relationship between reduction efficiency and normalized width of unconsolidated region of bloom.

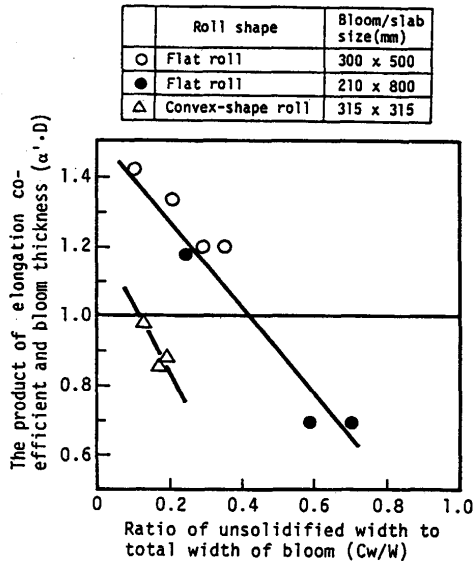


Fig. 13. Relationship between elongation coefficient and normalized width of unconsolidated region of bloom.

$$\gamma_{FEM} = \alpha' \times H \dots \dots \dots (7)$$

鑄片伸びと未凝固幅の関係は、Fig. 13に示す様に α' と鑄片厚みDの積 $\alpha' \cdot D$ をとることにより、同一ロール形状に対して鑄片形状によらず Cw/W で統一的に整理でき、 Cw/W が大きいかほど鑄片伸びが小さい。また、Fig. 13より同一の Cw/W および鑄片厚みであれば、凸型ロールの方がフラットロールに比べ鑄片伸びが小さいことがわかる。

3.2.4 圧下効率および鑄片伸びの鑄造方向変化

Fig. 14, Fig. 15にブルームおよびスラブのフラットロール軽圧下における圧下効率および鑄片伸びの鑄造方向変化を示す。計算前提としての圧下量はロール位置によらず片側1mmとした。圧下効率および鑄片伸びが未凝固幅に大きく依存する結果、Fig. 14, Fig. 15に見られるように、圧下効率は鑄造方向に減少し、鑄片伸びは鑄造方向に増加する。

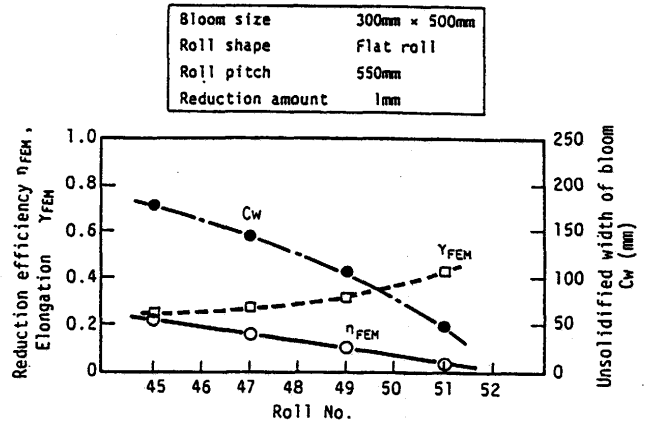


Fig. 14. An example of the calculated variation of reduction efficiency of bloom in the casting direction.

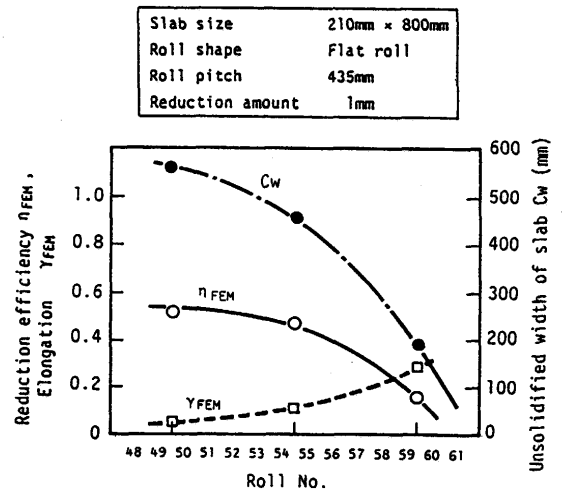


Fig. 15. An example of the calculated variation of reduction efficiency of slab in the casting direction.

また、Fig. 14をFig. 15と比較することにより、偏平比の小さいブルームの軽圧下の場合には、スラブの軽圧下に比べて圧下効率が低いことが分かる。このことは、鑄片の偏平比が小さいほど圧下効率が小さくなり、同じ量の未凝固部圧下を付与するための鑄片表面圧下量が大きくなることを示しており、偏平比が小さいほど適正圧下速度が大きくなるという実験事実⁶⁾と符合している。

4. 考察

本解析では、ロールの回転を無視し未凝固部を空洞と仮定した。以下にその妥当性について考察する。

Fig. 11に示したように本解析結果は実測値と良く一致しているが、詳細に比較すると計算値の方が実測値に比べ、幅広がり約10%大きく鑄造方向伸びは約7%小さい。これは本解析においてロール回転を無視している影響が現れているものと考えられる。しかし計算値と実測値の差は小さいことから、ロール回転無視の仮定は少なくとも連続鑄

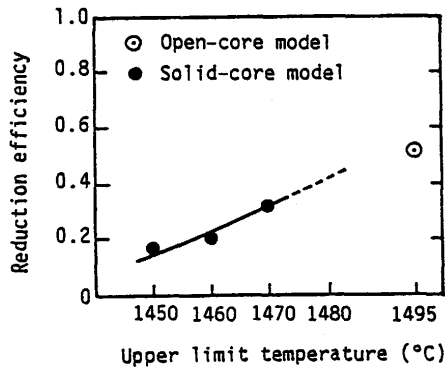


Fig. 16. Comparison of reduction efficiency between the open-core model (model in present work) and the solid-core model where upper limit temperature for yield strength was changed.

造の軽圧下のようにロール当たりの圧下量が圧延に比べて非常に小さい場合にはほぼ妥当と考えられる。

次に未凝固部内空洞の仮定の妥当性について考察する。上記仮定の妥当性を評価するため、210mm×800mmサイズのスラブを例にとって、他の条件を同一にして未凝固部内を完全に固体とした中実モデルの解析を行ない、本モデルとの圧下効率の比較を行なった。この際、ロール形状はフラットロール、固相線温度は1470°C、液相線温度は1520°Cとし、固液共存相温度範囲内での潜熱の配分は温度に比例するとした。従って固相率0.7の界面は温度1495°Cの界面に相当する。未凝固界面は2次元伝熱解析で得られた固相率0.7の界面で定義し、中実モデルでは、この界面で囲まれる未凝固部相当断面積の圧下による変化量を解析した。また中実モデルでは鑄片1/2厚部は拘束条件とし、FEM計算上、内部応力が0近傍になると解が発散するため、鑄片内部温度の上限値を1450°C、1460°C、1470°Cの3種類として、これ以上の鑄片内温度では高温強度を一定と仮定して解析した。この解析条件は鑄片中心近傍における変形を小さ目に、即ち圧下効率を小さい側に評価することに相当する。

Fig. 16に解析結果を示す。中実モデルでは鑄片内部温度の上限値を上げるに伴い、圧下効率は上昇している。固液共存相内の固相の存在の影響を評価するためには、中実モデルでの1495°Cにおける圧下効率の外挿値を空洞モデルである本解析モデルの圧下効率と比較するのが妥当と考えられるが、Fig. 16に示すように、両者はほぼ一致している。このことは、未凝固界面内部を仮に完全固相としても、その変形抵抗は極めて小さく、凝固殻の変形抵抗に比べほとんど無視しうることを示していると理解される。

以上より、軽圧下による鑄片変形の解析に空洞モデルを仮定することは、ほぼ妥当と考えられ、固液共存相内固相の変形抵抗を考慮するかしないかは、ほとんど解析の誤差範囲内と思われる。

5. 結言

連続鑄造鑄片軽圧下時の3次元鑄片変形挙動を実験的および理論的に解析し、次の結論を得た。

(1) 軽圧下により鑄片は厚み方向だけでなく幅方向に広がり、かつ鑄造方向に延伸し、その幅広がり量および鑄造方向伸びは圧下量に比例して増加する。

(2) 軽圧下による未凝固断面積の減少量は、鑄片表面の圧下断面積と、幅広がりによる断面積変化量および鑄造方向伸びによる断面積変化量の和、との差で表される。本実験条件の場合鑄片表面に与えた圧下は、その大半が鑄片の幅広がりと凝固殻の鑄造方向伸びに消費され、未凝固断面積の減少に寄与する割合、即ち圧下効率は約13%であった。

(3) 軽圧下に伴う鑄片の3次元変形挙動を解析しうるFEM解析モデルを開発した。実測値と計算値との比較から、軽圧下における変形挙動解析ではロール回転および未凝固部内の変形抵抗は無視できることがわかった。これは圧下量が小さく、固液共存域の高温強度が凝固殻に比べて極めて小さいためと考えられる。

(4) 圧下効率および鑄造方向伸びは、ロール形状が同一であれば鑄片形状に関わらず未凝固幅/鑄片幅の関数で表される。その結果、凝固末期ほど圧下効率は低下し、同一圧下条件では偏平比の小さいブルームはスラブに比べ圧下効率が小さい値となる。

(5) 鑄片の幅中央付近を選択的に圧下する凸型ロールはフラットロールに比べ鑄片の伸びが小さく圧下効率が大きい。

記号

ΔA : 鑄片上下面側の圧下による断面積変化量(mm²), ΔA_i : 圧下による未凝固部分の断面積変化量(mm²), ΔB : 幅広がりによる断面積変化量(mm²), A_s : 鑄片固相部分の全断面積(mm²), γ : 軽圧下による鑄造方向伸び(-), γ_0 : 矯正による鑄造方向伸び(-), η : 圧下効率(-), η_{FEM} : FEM解析モデルによって求めた圧下効率(-), σ : 応力(Mpa), σ_y : 降伏応力(Mpa), ϵ : 歪み(-), C_0 : 高温強度式の比例定数(Mpa), C_1 : 加工硬化指数(-), α' : 鑄造方向伸び係数(mm⁻¹), H : 片側圧下量(mm), D : 鑄片厚み(mm), W : 鑄片幅(mm), C_w : 未凝固幅(mm)

文献

- 1) S.Ogibayashi, M.Yamada, Y.Yoshida and T.Mukai: ISIJ Int., **31** (1991), 1400.
- 2) M.Yamada, S.Ogibayashi, M.Tezuka and T.Mukai: Steelmaking Conference Proceedings, **71** (1988), 77.
- 3) S.Ogibayashi, M.Uchimura, K.Isobe, H.Maede, R.Nishihara and S.Satoh: Proceedings of the 6th International Iron and Steel Congress, Nagoya, October, **3** (1990), 271.
- 4) 萩林成章, 内村光雄, 平居正純, 丸木保雄: 鉄と鋼, **73** (1987), S207.
- 5) 萩林成章, 内村光雄, 平居正純, 丸木保雄, 水越大二郎: 材料とプロセス, **1** (1988), 205.
- 6) 西原良治, 下笠知治, 今村 晃, 沖森麻佑巳, 草野昭彦, 鎌取英宏, 金丸和雄, 宮村 紘: 材料とプロセス, **1** (1988), 206.
- 7) 宮沢憲一, 大橋鉄郎: 鉄と鋼, **72** (1986), S192.
- 8) 松宮 徹, 阿部義男, 今村 淳: 鉄と鋼, **72** (1986), S162.