

© 1984 ISIJ

垂直曲げ型連铸機の矯正域におけるロール反力 の実測

奥村 治彦*・大西 邦彦*²

Measurements of Roller Forces in Straightening Zones of a Continuous Casting Machine of a Vertical Bending Type

Haruhiko OKUMURA and Kunihiko ONISHI

Synopsis :

Roller forces were measured for the straightening zones (a vertical bending zone and an unbending zone) of a continuous casting machine of a vertical bending type, and the obtained data were analyzed. Further, some numerical calculations were carried out and the measured values of the roller forces were analyzed theoretically.

The following facts were elucidated :

- (1) Very large roller forces appear when a slab head or a slab tail goes through the unbending zone.
- (2) The roller forces are larger at the exit of the unbending zone than those at the entrance.
- (3) The correlation between roller forces and slab width is not distinct and contrary to usual anticipation, the roller forces are not proportional to slab width.
- (4) The characteristics of the straightening forces in the vertical bending zone are the same as those in the unbending zone.

1. 緒 言

昭和 55 年 3 月に稼動した新日本製鉄(株)君津製鉄所 2号連铸機は、高品質铸片の製造を目的とした、直線铸型を用いた垂直曲げ型機である。本機では、最高 1.8m/min に達する高速铸造を、铸片にき裂が発生することなく実現するため、垂直曲げ部および曲げ戻し部には多点矯正方式が採用され、また、ロール配置や冷却帯にも高度な設計がなされている。

このような高性能・新形式連铸機の設計においては、とくに、曲げ部および曲げ戻し部（以下、両者を矯正域と総称する）を適正化することが重要な課題である。すなわち、ロール配置を最適化することにより、矯正による铸片き裂の発生を防止するとともに、矯正によつて生じる荷重によつてロールが損傷することのないよう、矯正点数、フレームの構造、および、ロールの構造・寸法を選定する必要がある。

本報告は後者の目的のため、矯正域のロールに作用する荷重を正確に把握し、その特性を一般化することにより、設計基準を得ようとするものである。

すでに、筆者らは矯正反力を理論的に解析する方法を

検討し、電算機による数値解析プログラムを開発した¹⁾。

しかし、この解析結果と対比できる実測値が少なく、計算の妥当性を十分に確認することができなかつた。

そこで、本機の稼動開始直後に行われた総合計測の一環として、矯正域のロール反力を測定し、反力の発生状況およびその大きさの程度を明らかにするとともに、実測のロール反力から抽出される矯正反力について計算値と実測値を比較することにより理論解析法の精度を調査した。

なお、本報告では、曲げ戻し部を主体に検討を加え、垂直曲げ部については実測結果の一部を例示するにとどめた。これは、垂直曲げ部ではロールの環境条件が悪く、反力測定用のロードセルが長時間の使用に耐えられず、十分な計測値が得られなかつたためである。

2. 計 測 方 法

2.1 ロール配置とセグメント構造

Fig. 1 は計測対象とした連铸機全体のロール配置を示す。本機では、直線铸型から出た铸片は約 2.5m 下部に設けられた相前後する 5 対の矯正用ロールにより、

昭和 58 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 4 月 1 日受付 (Received Apr. 1, 1983)

* 新日本製鉄(株)君津製鉄所 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp.)

*² 日立造船(株)技術研究所 (Technical Research Institute, Hitachi Shipbuilding & Engineering Co., Ltd., 1-3-22 Sakurajima Konohana-ku Osaka 554)

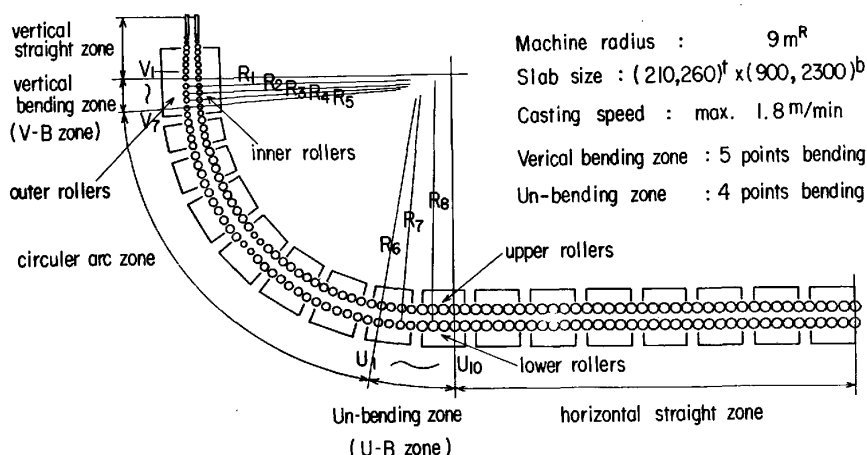


Fig. 1. Roller arrangement of the GCM of a vertical bending type.

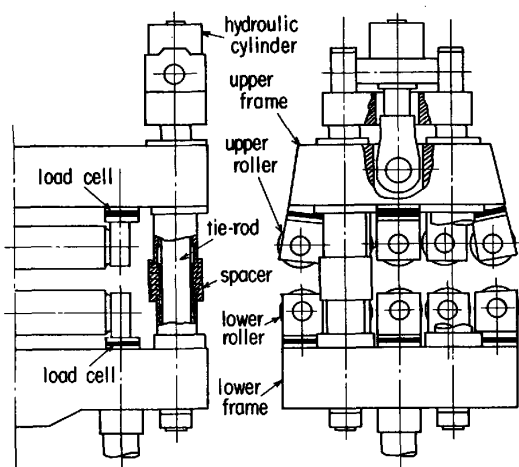


Fig. 2. A construction of the roller segment and load cells for the measurement.

9.0m の円弧に曲げられる。この矯正部は垂直曲げ部と呼ばれている。曲げられた鑄片は一定半径円弧のガイドローラ域を通過したのち、下部の曲げ戻し部で断続的な4点矯正により、再び、真直に矯正される。なお、垂直曲げ部および曲げ戻し部の半径変化量は、いずれも、各矯正点での鑄片の曲率変化量が均一になるよう配分されている。

Fig. 2 は曲げ戻し部のセグメント構造の一例を示すもので、上下のフレームは4本のタイロッドで結合され、タイロッド中央部に設置された環状のスペーサーを介して、上フレームが油圧シリンダーにより下フレームに押しつけられることにより、上下ロールの間隔が所定の値に設定される。なお、ロールは両端に軸受をもつ一体構造の厚肉ロールである。

2.2 ロール反力の測定方法

ロールに作用する荷重は、Fig. 2 に示されるように、ロール軸受箱とフレームの間に組み込まれた円環状のロードセルによって測定された。ロードセルは曲げ戻し部の全ロールに設置されたが、計測点数の制約から、各ロ

Table 1. Casting conditions on the test.

Cast. cond. Test No.	Slab size (mm)		Casting speed (m/min)	C-C charges
	thickness	width		
1	210	1440	1.2 → 1.4	2
2	"	1860	"	3
3	"	1540	1.2	2
4	"	2060	1.0	3
5	"	980	1.2	2
6	"	1520	"	3

ールともストランドの片側軸受部の反力測定を主体とした。なお、両側軸受部の荷重の不均衡を知るため、一部のロールでは、反対側の軸受部の反力も測定された。

また、垂直曲げ部の反力計測にも同種のロードセルが用いられた。なお、この部分のロールは分割構造で4個の軸受を持っているが、主として、荷重の大部分が作用する中央2個の軸受部の反力が測定された。

ロードセルの検定は、現地でセグメントにロードセルを組み込んだのち、各一對の上下ロールごとに油圧ジャッキで負荷し、その時のロードセルの出力ひずみを測定することにより行われた。

2.3 計測時の鑄造条件

総合計測は12種の鑄造条件のもとで行われたが、本報告では、矯正域の特性を検討するためのものとして、これらのうちから Table 1 に示された6種の条件を選んだ。なお、ロール反力の測定結果を分析するために必要なものとして、鑄造速度、鑄片の温度推移、冷却水量、油圧圧力、ロールセグメントの微小移動量が同時に計測された。

3. 計測結果

3.1 ロール反力の発生の状況とその特性

ロール反力は、各鑄造の開始から終了まで、電磁オシログラフに連続的に記録されたが、そのままでは各ロール間の関係がわかりにくいいため、各現象波形の主要ピーク点を選び、計測ロールすべての荷重を同一時刻の値

で読みとることによりロール反力の変化線図を作成した。Fig. 3 はその一例であるが、鋳片の先端が通過し始めてから、定常の鋳造を経て、鋳片の後端が通過し終

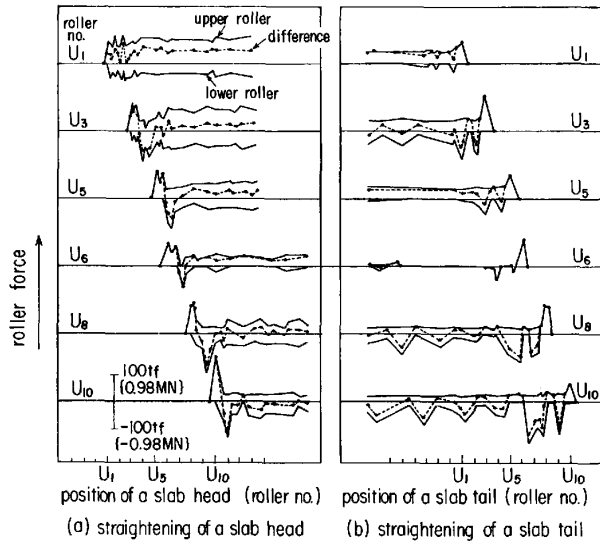


Fig. 3. Roller forces in the U-B zone (test no. 4) slab size : 210×2060 casting speed : 1.0 m/min.

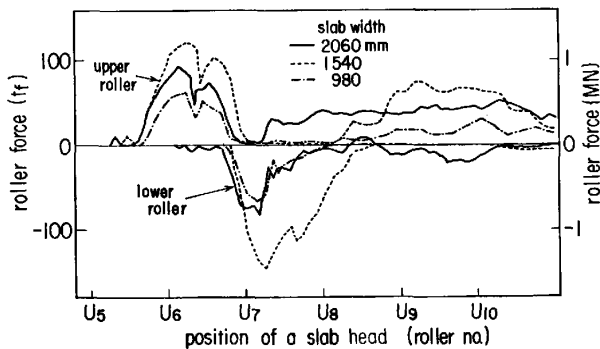


Fig. 4. Influence of the slab width on the roller force (measured value on the U₆ roller).

わるまでの、各ロールの反力の発生状況が示されている。また、Fig. 4 は曲げ戻し部の中央に位置する U₆ ロールの反力を、異なる鋳造条件のあいだで比較したものである。

これらから、各ロールともにその反力の変化状況はほぼ同じであり、一つの定まった変化の型をもっていることが明らかになった。

すなわち、一対の上下ロールに着目すると、鋳片の先端が通過し始めたとき、まず、上ロールに大きな反力が発生し、そののち、前方のロールからの反作用として、下ロールに大きな反力が生じるようになる。さらに、鋳片の先端がこのロールから離れてゆくにしたがい、上下ロールの反力が数回大きな変動を生じたのち、定常状態となる。また、鋳型への注湯が完了したのち、鋳片の後端が引き抜かれるときには、ロール反力の変化は先端が通過するときとは逆の経過をたどる。

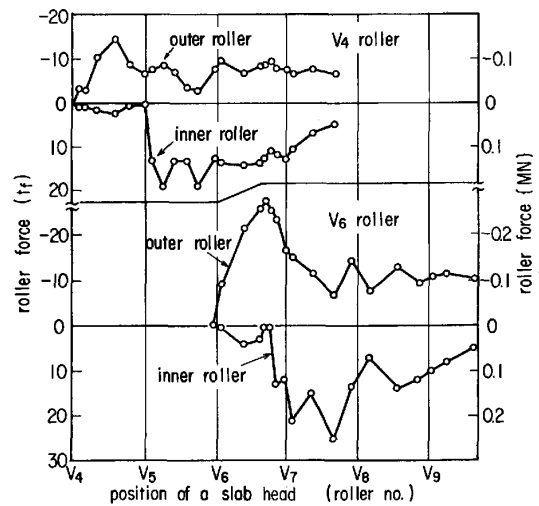


Fig. 5. Roller forces in the V-B zone.

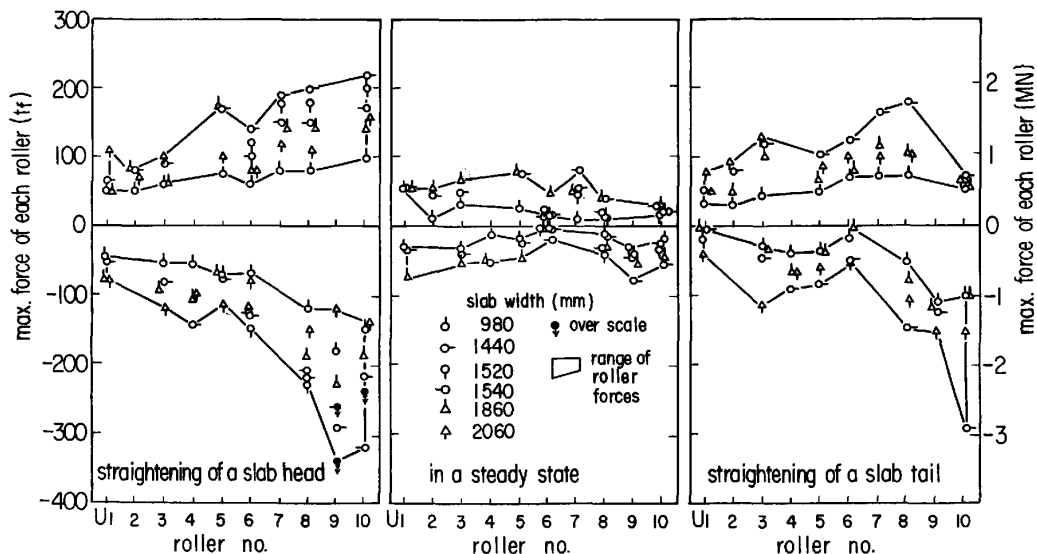


Fig. 6. Maximum force of each roller in the U-B zone.

Fig. 5 は、垂直曲げ部におけるロール反力の測定値の一例を示すが、この部分においては、鋳片の変形方向が曲げ戻し部とは反対であるため、ロール反力の発生方向が逆になつており、また、凝固シユルの厚さが小さいため、反力値も小さく、内部溶鋼の静圧による力（バルジング力）がかなり大きな比重を占めていることなどの差違があるが、これらを考慮して、矯正によつて発生する反力のみをとり出すと、その反力の変化状態は曲げ戻し部におけるものと同様特性をもっていることがわかる。

3.2 ロール反力の大きさ

Fig. 6 は、各鋳造条件において計測された各ロールの反力の最大値を示すが、この結果から、ロール反力の大きさおよびそれを支配する要因が、つぎのように想定される。

(1) 定常鋳造時と非定常時の反力の差違

鋳片の先端あるいは後端が通過するとき（以下、これらを非定常時と呼ぶ）の反力は、定常鋳造時の反力に比べて著しく大きくなつている。

これは、鋳片の先端あるいは後端は、定常部分の鋳片に比べて、より低温であるため矯正に対する変形抵抗が大きいことにもよるが、とくに、端部を変形させるときの特性、いわゆるエッジ効果が大きく現れているものと考えられる。

(2) 先端の通過時と後端の通過時の反力の差違

鋳片の先端が通過するときと後端が通過するときの反力の大きさを比較すると、ほとんどすべてのロールで、前者の方が大きな値となつている。

これは、先端が通過するときには、まず、最も低温で変形抵抗の大きい鋳片端部から矯正作用を受け始めるのに対して、後端が通過するときには、変形抵抗の小さい定常部分から徐々に矯正が及んでくることによるためであろうと考えられる。また、両者には、その端部の凝固状態にも差違があり、その影響を受けていることも考えられる。

(3) 矯正域内の反力の分布

本機の曲げ戻し部は、4つの半径変化点（以下、これを矯正点と呼ぶ）をもつ多点矯正方式であり、各矯正点での曲率変化量が均一になるように設計されている。それにもかかわらず、非定常時には、矯正域の出口に近いロールほど反力が大きくなつている。

これは、鋳片の端部が、各矯正点において、所定の曲率まで完全には変形されず、入口側の矯正点で未矯正量として残された変形が、出口側の矯正点の変形量に付加されるためであろうと思われる。また、この現象から、

鋳片端部は曲げ戻し部を通過したのちも完全に真直には矯正されておらず、曲げ戻し部以降の直線状に配置されたローラー群にもかなり大きな反力が発生しているものと推定される。

一方、定常鋳造時の反力の分布は矯正域内ではほぼ均一なものとなつており、鋳片が正常に矯正されていることが示されている。

(4) 矯正域における反力の最大値

本計測において測定されたロール反力の最大値は、曲げ戻し部出口の下ロールに発生しており、その値は $300 \text{ t} \{2.9 \text{ MN}\}$ を超える大きなものとなつている。しかし、各鋳造条件間で、反力の大きさには相当のばらつきがあり、しかも、鋳片幅が大きいものほど反力も大きくなるような、鋳片寸法との明瞭な対応が見られないことから、反力の大きさには鋳片の冷却条件などの操業条件がかなり大きな影響を及ぼしていると考えられる。したがつて、通常の操業における平均的な反力値を考えれば、その最大値は約 $200 \text{ t} \{2.0 \text{ MN}\}$ 程度と見ることができる。

3.3 矯正反力

前述のロール反力の測定値には、鋳片が矯正されるときに発生する反力（以下、矯正反力と呼ぶ）のほかに、バルジング力や圧延反力が含まれており、矯正現象の特性を分析するためにはこれらの力を分離しておく必要がある。そこで、次式を用いて、ロール反力の測定値から矯正反力を計算した。

$$R = P_U - P_L \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

R : 矯正反力

P_U : 上ロールの反力測定値

P_L : 下ロールの反力測定値

である。

なお、上式は、矯正反力は上下のロールに同時に発生することはなく、一方、バルジング力および圧延反力は常に上下のロールに等しく作用するものと仮定することにより得られるものである。

先に示した Fig. 3 に、(1)式から算出される矯正反力を破線で示しているが、これによれば、非定常時に発生するロール反力は矯正反力が主体であり、一方、定常時にはバルジング力あるいは圧延反力が主体となつていくことがわかる。

4. 理論解析

実機で計測の行われた各鋳造の条件に対し、筆者らが先に作成した矯正解析法¹⁾を用いて矯正反力を計算し、

測定値と比較することにより、理論解析法の妥当性・精度を調査するとともに、矯正現象の特性を考察した。

4.1 理論解析法の原理

ここで使用した解析法を要約すると、つぎの仮定と手法を用いた数値計算法である。

- (1) はり理論： 鋳片をロール点で支えられた連続ばりと考え、その変形を解析する。
- (2) 非定常法： 鋳片の先端が矯正域に突入した状態から計算を始め、鋳片の移動を追跡してゆく。
- (3) 直方体要素分割： 鋳片全体を多数の直方体要素に分割し、それぞれの要素の応力とひずみを計算する。
- (4) せん断変形の考慮： 鋳片の変形として、曲げ変形以外に、せん断変形も考慮する。
- (5) 弾塑性体： 鋳片材を、その相当応力と相当ひずみの関係が折れ線で表される弾塑性体であると仮定し、また、材料定数の温度依存性を考慮する。

なお、計算式の詳細は、先に報告した文献¹⁾に示しており、ここでは説明を省略する。

4.2 計算条件の設定

4.2.1 鋳片の凝固形状と温度

矯正計算においてとくに重要な、鋳片先端部の凝固形状とその温度を推定するため、実機計測において、鋳片先端が鋳型から曲げ戻し部の入口に達するまでの時間を、注湯開始の時刻から曲げ戻し部のロールに大きな反力の現れ始めるまでの時間として算出した。この経過時間は各鋳造ごとに差があり、16 min から 21 min の間にばらついてはいたが、計算の条件としては、それらの平均値をとり、19 min であると仮定した。

なお、定常鋳造時には鋳造速度は加速されているので、湯面から曲げ戻し部に達するまでの経過時間は、鋳造速度が 1 m/min の場合には約 17 min、1.2 m/min の場合には約 14 min となる。

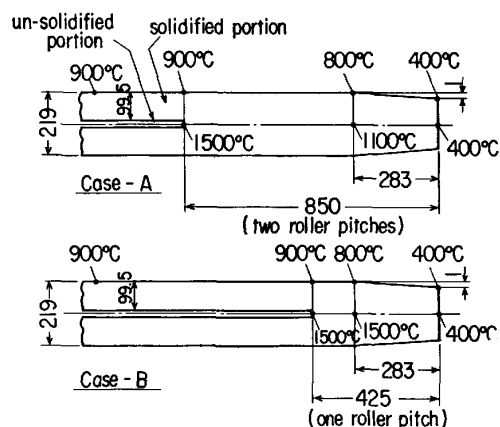


Fig. 7. Assumption of the temperature and the shape of the solidified shell of a slab head.

一方、凝固シェル厚は、凝固係数および経過時間の関数として概算されるが、上記の経過時間に対して、凝固係数を $25 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1/2}$ として、凝固シェル厚を求めると、最も薄い場合でも約 90 mm となり、厚いものでは完全凝固状態となる。これらのことから、計算に用いる鋳片先端の凝固形状および温度分布として、Fig. 7 に示される 2 種の条件を仮定した。なお、鋳片の表面温度は、放射温度計による測定値と目視観察から設定したものである。

4.2.2 ロール・フレームの剛性

ロール・フレームの剛性（荷重と変位の関係）はセグメントを組み立てた状態で上下のロール間に油圧ジャッキを設置して負荷し、ロールおよびフレームの変位を測定して求めた。この測定結果の一例を Fig. 8 に示すが、これからロール 1 本当当たりの剛性を算出すると $0.87 \times 10^5 \text{ kgf/ロール/mm}$ $\{0.85 \times 10^6 \text{ N/ロール/mm}\}$ となる。なお、この値はフレームの剛性（全荷重力とフレーム変位の関係）および、ロールの剛性（ロール 1 本当当たりの荷重とロール変位の関係）の合成値として求められた。そこで、計算に用いる剛性は $1 \times 10^5 \text{ kgf/ロール/mm}$ $\{1 \times 10^6 \text{ N/ロール/mm}\}$ と仮定した。なお、軸受部のがたは、計算値にあまり影響しないと考えられることから、無視した。

しかし、この設定値はセグメント内の全ロールに均一に荷重が作用する場合に対応するもので、ロールごとに異なる荷重が作用する場合にはフレームが傾くため剛性が違った値となる。この状況はセグメントに偏荷重を負荷した試験で明らかにされており、例えば、セグメント出口のロールのみに負荷した場合には、セグメントの剛性が $1.6 \times 10^4 \text{ kgf/ロール/mm}$ $\{1.6 \times 10^5 \text{ N/ロール/mm}\}$

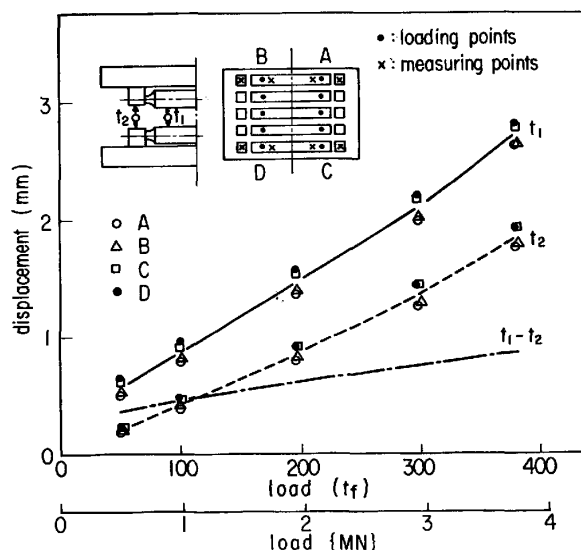


Fig. 8. Stiffness of the roller and frame.

mm} となつた. このような状態が実機でも発生することが考えられることから, $2 \times 10^4 \text{ kgf/ロール/mm}$ ($2 \times 10^5 \text{ N/ロール/mm}$) の剛性を仮定した計算も行った.

4.3 計算結果とその検討

4.3.1 計算値と実測値の比較

先に示した Fig. 4 の実測値に見られるように, ロール反力の変化は鋳片幅が異なつてもほぼ同じ型となることから, 鋳片幅が 1500 mm の場合を代表例として選び, 矯正反力について計算値と実測値を比較した. この結果を Fig. 9 に示す. これによれば, 鋳片先端の完全凝固長さをロール 2 ピッチ相当とし, また, ロール・フレームの剛性を大きく仮定した場合の計算値が実測値に近く, この場合には, 矯正反力の発生状況およびその大きさともに, かなり良く一致したものとなつており, 解析方法が妥当であることが示されている.

4.3.2 鋳片幅と矯正反力の関係

3.3 節で述べたように, 各ロールに作用する最大荷重は矯正反力が主体となつているが, 実測結果では, Fig. 6 に示したように, 鋳片幅とロール反力は比例せず, むしろ, 鋳片幅が 1500 mm 程度の場合に反力が最大となつており, この特性は予想に反するものであつた. そこで, 理論解析において, 鋳片幅のみを変えた数種の計算を行い, 矯正反力に対する鋳片幅の影響を調査した. こ

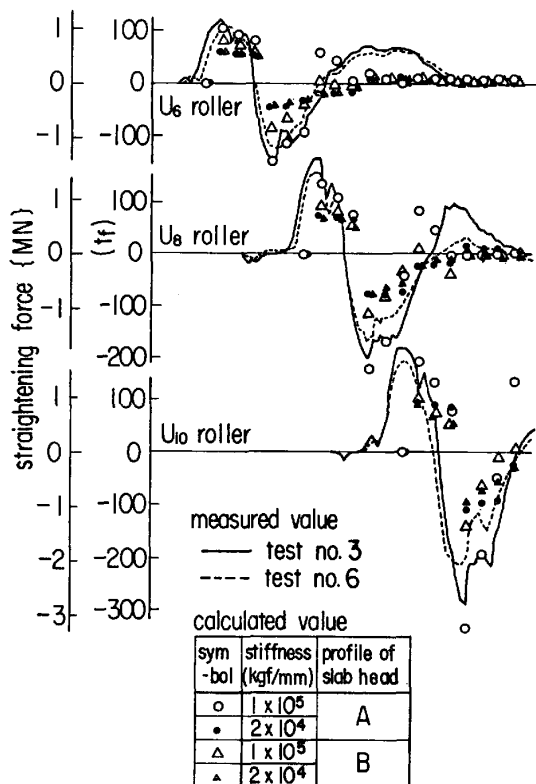


Fig. 9. Comparison between measured values and calculated values of the straightening forces.

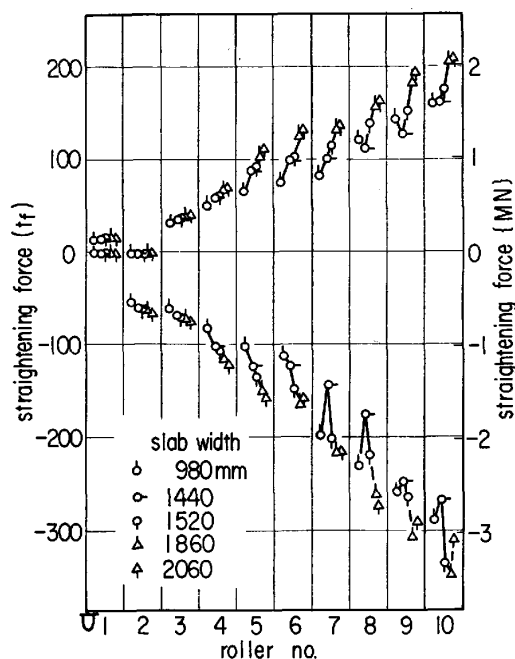


Fig. 10. Relation between straightening forces and slab width (calculated).

の計算結果を Fig. 10 に示すが, これによれば, 全体的には, 鋳片幅が大きくなるほど矯正反力も増加する傾向は見られるものの, その影響の程度はあまり顕著ではなく, とくに, 矯正域の出口側の部分では, その関係は複雑なものとなつている.

これらの特性はつぎのような理由から生じるものと考えられる.

まず, 鋳片の変形を支配しているものは短辺凝固シェルのせん断変形であり, このため, 鋳片幅が変化しても鋳片の矯正に対する抵抗はあまり変化しないことである. このことは, 理論解析で求められた変形量から確認され, また, 本報告には示していないが, 短辺凝固シェルの温度を変えた計算において, その影響が非常に大きいとの結果からも裏づけられるものである.

第2の理由としては, 矯正域の入口部分で鋳片が受ける変形の状態は鋳片幅によって微妙に変化するが, このわずかな差違が矯正域出口部分での矯正状態に影響を及ぼし, 矯正反力の大きさを複雑に変化させることである.

これらのことから, 矯正反力に対して鋳片幅の影響は現れにくく, 実測における各鋳造間の反力の大きさなばらつきは, 鋳片端部の凝固形状とその温度, あるいは短辺部分に対する冷却条件の差などから生じているように思われる.

5. 結 言

垂直曲げ型連鋳機において、矯正域のロールに発生する反力を実測し、曲げ戻し部を主体に、ロール反力の発生状況および反力の大きさの程度を明らかにした。また実測時の鋳造条件に対応した理論解析を行い、矯正反力について、計算値と実測値を比較することにより、解析法の妥当性を確認するとともに、矯正反力と鋳片幅の関係を検討した。

これらから得られた結果はつぎのとおりである。

(1) 定常鋳造時のロール反力は、非定常時（すなわち、鋳片の先端あるいは後端が矯正域を通過するとき）に比べて、非常に小さい。

(2) 非定常時のうち、鋳片の先端が矯正を受けるときと後端が矯正を受けるときのロール反力を比較すると前者の方が大きい。

(3) 曲げ戻し部におけるロール反力の分布は、曲げ戻し部の入口側から出口側にゆくにしたがいしだいに大きくなり、出口部分のロールにおける反力の最大値は、種々の鋳造条件を平均的に見ると、 $200 \text{ t} \{2.0 \text{ MN}\}$ 程度

である。

(4) 鋳片の冷却条件や端部の凝固形状、および、ロール・フレームの剛性によつて、矯正反力の大きさはかなり大きく変化する。

(5) 鋳片幅の増加による矯正反力の増加量はそれほど顕著なものではない。

(6) 電算機を用いた理論解析によつて、矯正反力の発生状況をかなり精度よく再現することができ、反力の大きさも実測値に近いものが得られる。

以上、本研究で得られた成果は、連鋳機の矯正域に関して、操業条件の適正化や装置の構造の改良を行ううえで有用な知見になると考えられる。今後、本研究の結果をさらに詳細に検討し、その活用により、矯正域の最適化を進めてゆきたい。

終わりに、本報告をまとめるにあたり、的確な助言・御指導をいただいた京都大学工学部資源工学科の小門純一教授に深く感謝いたします。

文 献

- 1) 大西邦彦, 長井邦雄, 若林 勝: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 122