

© 1986 ISIJ

高速スラブ連続鋳造機におけるロール配列の最適化による内部割れ防止

論文

大西 邦彦*・長井 邦雄*・橋本 俊栄*

Prevention of Inner Cracks by the Optimum Roller Arrangements in a High Speed Continuous Slab Caster

Kunihiko ONISHI, Kunio NAGAI and Toshie HASHIMOTO

Synopsis:

Concerning a high speed continuous slab caster, strains in a slab were analyzed and a state of loads act on rollers was discussed. From this analysis, the followings were elucidated:

- 1) The maximum strain in a slab caused by bulging is the component in the casting direction on a inner surface of a shell in a broad side of a slab just under a roller.
- 2) The allowable roller pitch to prevent internal cracks of a slab caused by bulging becomes much smaller as a temperature of a slab becomes higher. But the influence of a casting speed on the allowable roller pitch is small.
- 3) Straightening strains in a slab advance not along a designed radius of a machine but along a curvature defined geometrically by a roller arrangement, and the variation of strains of a slab is not linear in a roller pitch and in some cases strain rate becomes very large.
- 4) For high speed casting, multi-straightening is necessary to prevent internal cracks of a slab caused by straightening strains.

Further, using the results of this investigation, a method of the decision of proper arrangements and constructions of rollers to prevent internal cracks of a slab was systematized.

1. 緒 言

最近のスラブ連鋳機では、連鋳機を出た鋳片をそのまま圧延機に送る直送圧延を可能にするため、鋳片が高速かつ高温で鋳造されるようになってきた。この場合、連鋳機内の各位置における鋳片のシェル厚は当然薄くなるが、このことは溶鋼静圧によるシェルの膨れ（バルジング）を増大させ、同時に、曲げや曲げ戻し部における凝固界面に生じる矯正歪みを増加させる。従つて、鋳片内に割れを生じさせることなく高速鋳造が行われるためには、ロールピッチや機械半径等のロール配列の適正化を図ることにより、バルジング歪みや矯正歪みが低減されねばならない。

また、鋳片が高温になるとロール温度も高くなり、ロール損耗が生じやすくなる。これはロール配列にミスアライメントを生じさせ、鋳片の内部割れを生じさせる原因となる。しかも、ロールに働く荷重はロール配列の状態から影響を受けるため、ロール配列の適正化に対しては、鋳片内の歪みと共にロール強度も考慮されねばなら

ない。

本報告では、まず理論解析によつて鋳片内のバルジング歪み及び矯正歪みの発生状態が明らかにされ、それらの歪みに影響を及ぼす要因が考察されている。さらにロール内の温度、熱応力及び曲げ応力の発生状態が考察され、鋳片内の歪みとロール強度の両面から、適正なロール配列の決定法が提案されている。また、ロール及びフレームの構造の改善方法についても考察が加えられている。

2. 鋳片内の歪みの解析

2.1 バルジング歪みの解析

バルジング歪みの解析法として多くの方法^{1)~14)}が報告されているが、それらは解析モデルの種類、鋳片移動の考慮の有無、シェルの材料特性の仮定方法等の組合せが異なり一長一短があることから、目的に応じた方法を選択することも有効な方法であろう。しかし、シェル全体の変形状態が明らかにされた後、バルジング歪みの解析法が決定されることも重要である。

昭和 61 年 5 月 19 日受付 (Received May 19, 1986)

* 日立造船(株)製鉄機械計画部 (Iron & Steel Plant Design Department, Hitachi Zosen Corp. 1-3-40 Sakurajima Konohana-ku Osaka 554)

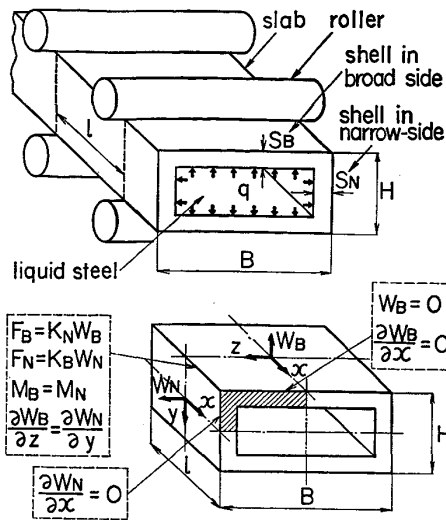


Fig. 1. Model of a slab and its coordinate system for an analysis of bulging.

本研究では、鋳片全体のバルジング状態が分かるよう、鋳片が箱形モデルに置き換えられ、弾性板の曲げ理論による解析法が導かれた。すなわち Fig. 1 に破線で示すロール 1 ピッチ間の鋳片部が取り出され、TIMOSHENKO らの板理論の式¹⁵⁾が、このモデルに適用されて長辺シェルのバルジング変位 W_B が次の式で表された。

$$\begin{aligned}
 W_B = & \frac{q}{24D_B} \times \frac{1}{32} \{16x^4 + 24l^2x^2 + 5l^4\} \\
 & + (16z^4 - 24B^2z^2 + 5B^4) \} \\
 & + \frac{ql^4}{D_B} \sum_{m=1}^{\infty} a_{1m} \cosh \frac{m\pi z}{l} \cos \frac{m\pi x}{l} \\
 & + \frac{qB^4}{D_B} \sum_{m=1}^{\infty} a_{2m} \cosh \frac{m\pi x}{B} \cos \frac{m\pi z}{B} \\
 & + \frac{ql^4}{D_B} \sum_{m=1}^{\infty} a_{3m} \frac{m\pi z}{l} \sinh \frac{m\pi z}{l} \cos \frac{m\pi x}{l} \\
 & + \frac{qB^4}{D_B} \sum_{m=1}^{\infty} a_{4m} \frac{m\pi x}{B} \sinh \frac{m\pi x}{B} \cos \frac{m\pi z}{B} \\
 & \dots \dots \dots (1)
 \end{aligned}$$

短辺シェルに対しても同形の式が適用される。さらに、Fig. 1 に示す境界条件が適用され、長辺及び短辺シェルの変位 W_B , W_N が得られる。また、長辺シェル内面の鋳造方向歪み成分 ϵ_{xB} と幅方向歪み成分 ϵ_{zB} は次式で計算される。

$$\begin{aligned}
 \epsilon_{xB} = & -\partial^2 W_B / \partial x^2 \cdot S_B / 2 \\
 \epsilon_{zB} = & -\partial^2 W_B / \partial z^2 \cdot S_B / 2 \dots \dots \dots (2)
 \end{aligned}$$

短辺シェル内面の歪みも、 W_N から同様に計算される。これらの式により、スラブ鋳片について、Table 1 に示す条件でバルジング計算が行われた。Fig. 2 はシェル内面に生じる歪み分布の計算結果を示すが、これには次の特性が示されている。最大の引張歪みはロール直下

Table 1. Conditions of a calculation of bulging.

| | |
|--------------------------------|--------------------------|
| Roller pitch | 450 mm |
| Slab width | 1 860 mm |
| Slab thickness | 250 mm |
| Shell thickness of broad side | 74.3 mm |
| Shell thickness of narrow side | 74.3 mm |
| Ferrostatic pressure | 0.029kgf/mm ² |
| Elastic modulus of a shell | 2 266kgf/mm ² |
| Poisson's ratio of a shell | 0.3 |

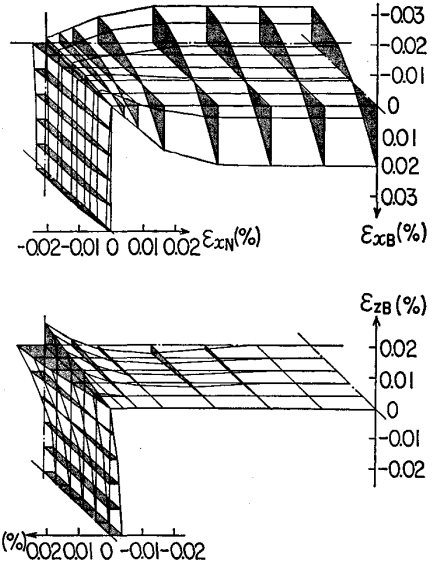


Fig. 2. Distribution of strains in a slab (calculated values).

の長辺シェルに生じる鋳造方向成分 ϵ_{xB} である。また、この歪み成分はスラブ幅方向の広範囲に最大値に近い歪みが均一に分布する。なお、幅方向の歪み成分 ϵ_{zB} , ϵ_{yN} の最大値はロールピッチ中央の鋳片コーナー部に生じるが、この値は ϵ_{xB} の最大値の 1/3 程度である。しかし、コーナー部には歪み集中が生じることから、この歪みによる内部割れ発生の危険性は長辺中央部と同程度であることに注意が必要である。

以上の結果から、バルジング歪みが最も問題となるのは長辺中央部であり、その発生量は短辺シェルの影響を受けないことが分かった。従つてバルジング歪みの解析法として、最も多く用いられている長辺シェルを梁として取り扱う方法は妥当である。しかし、バルジング量は鋳造速度の影響を受けることから弾性解析では不十分である。そこで、本研究では Fig. 3 に示すような両端固定梁に等分布荷重が働く時の変形量を求める式として次式が適用された。

$$\delta_b = \frac{ql^4(1 + \alpha_b \sqrt{At})}{32E_e S^3} = \frac{ql^4(1 + \alpha_b \sqrt{l/1000v})}{32E_e S^3} \dots \dots \dots (3)$$

E_e は鋳片材の応力-歪み曲線から σ と ϵ の比 ($E_e = \sigma/\epsilon$) として求められ、ここでは、 $\epsilon = 0.5\%$ における応力値から E_e を温度の関数として求め、次の近似式が

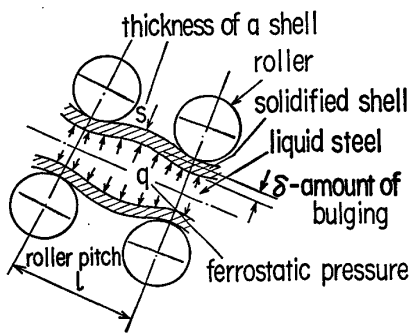


Fig. 3. Schematic figure of bulging.

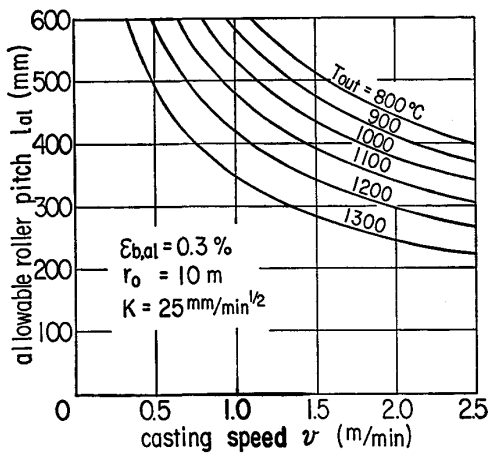


Fig. 4. Relation between casting speed, temperature of a slab and allowable roller pitch at an unbending point.

得られた。

$$E_e = 1.3(T_{sol} - T_m) \dots\dots\dots (4)$$

また、シェル内の温度はシェル厚方向に直線分布と見なされ得ることから T_m は T_{out} を用いて次式で表される。

$$T_m = (T_{sol} + T_{out})/2 \dots\dots\dots (5)$$

α_b は実機におけるバルジング量の実測値から定められる。WÜNNENBERG¹⁶⁾ の測定値を用いると $\alpha_b = 1.0$ $1/\text{min}^{1/2}$ の値が得られた。

一方、Fig. 3 から分かるようにロール直下のシェル内面に最大引張歪みが生じるが、この ϵ_b は梁のたわみの式から次式で与えられる。

$$\epsilon_b = 1600S\delta_b/l^2 \dots\dots\dots (6)$$

(6)式に(3)~(5)式を代入し、次式が得られる。

$$\epsilon_b = 77ql^2(1 + \alpha_b\sqrt{l/1000v})/S^2(T_{sol} - T_{out}) \dots\dots\dots (7)$$

バルジング歪みの許容値が定められると任意の q , S , v , T_{out} に対するロールピッチの許容値 l_{al} が求められる。Fig. 4 は一例として、 r_0 が 10 m の 1 点曲げ円弧型機の曲げ戻し部における l_{al} の計算結果を示す。

この結果によれば、铸片が高温になるほど、铸造が高速になるほど l_{al} は小さくなることが示されている。

2.2 矯正歪みの解析

铸片内に生じる矯正歪みの解析法として数件の報告^{2)10)17)~20)}があるが、用いられる仮定及び理論が異なっており、まだ解析法が確立されるには至っていない。

本研究では、定常铸造時の矯正歪みを求める数値計算法が導かれているが、これは先に報告した铸片を連続梁とする方法¹⁸⁾に、シェルが粘塑性挙動を示すと仮定して、Obqvist らの方法²¹⁾が組み合わされたものである。

理論式が導かれる前に、設計上の r と各ロールの位置により規定される軌道の半径 (この半径の逆数をロール配置曲率 ρ_r と呼ぶ) との差を明確にする必要がある。

Fig. 5 は r と ρ_r の配置関係例であり、次の式が成立

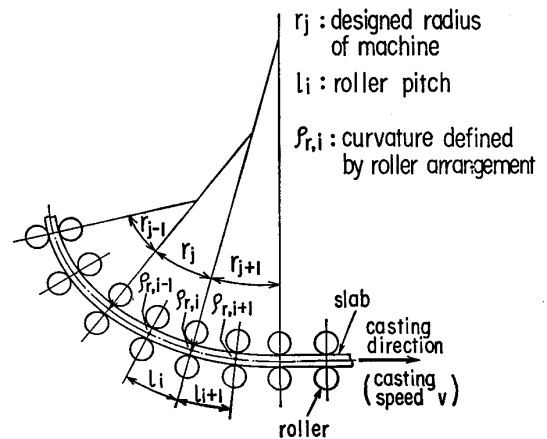


Fig. 5. Relation between designed radius of a machine and curvature of roller arrangement.

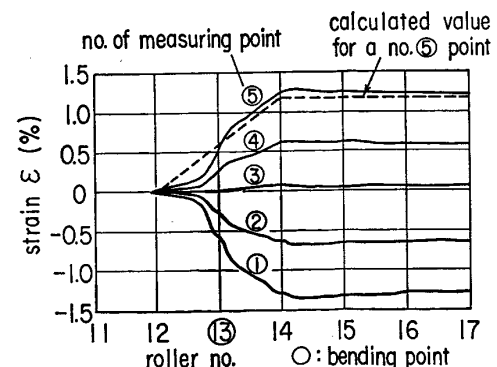
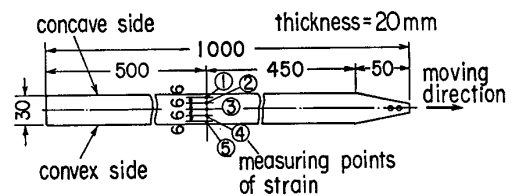


Fig. 6. Straightening strains in a slab (measured values in a model test of one point bending using Al specimen).

する。

$$\rho_{r,i} = (l_i/r_j + l_{i+1}/r_{j+1}) / (l_i + l_{i+1}) \dots\dots\dots (8)$$

鋳片の変形は(8)式の $\rho_{r,i}$ に沿って進むことが模型実験の結果から確認できる。すなわち, Fig. 6 は実機の 1/10 の 1 点曲げ型実験装置¹⁷⁾¹⁸⁾において, 純アルミ製の模擬鋳片が曲げられた時の歪み変化を示している。これによれば, 矯正歪みは矯正点をはさむ二つのスパン内で生じている。一方, この測定値に対する歪みが(8)式により計算されると Fig. 6 の中に示す破線となり, 測定値に近いものとなる。

吉井ら²⁰⁾, 及び, 長田ら²²⁾の模型実験でも同様な特性が得られており, 鋳片の矯正変形は設計上の r ではなく ρ_r に沿って進むことが示されている。以上の特性から, 以下の理論式の誘導は $\rho_{r,i}$ を用いて行われている。

鋳片の矯正変形に対して梁の曲げ理論が適用されるとシェル内の ε , σ , ρ , 及び M の間には次の式が成立する。

$$\varepsilon = \pm \eta(\rho - \rho_0), \quad \rho = d^2 y / dx^2, \quad M = \int_A \sigma \eta dA \dots\dots\dots (9)$$

また, シェルは次の関係をもつ粘塑性体と仮定された。

$$d\varepsilon/dt = k\sigma |\sigma|^{n-1} \dots\dots\dots (10)$$

ここで n, k は鋼種によつて定まる材料定数である。

さらに, 一定 v の定常状態であることから, $dx = 1000 v dt$ の関係を用いると, (9), (10)式から次の式が導かれる。

$$d^3 y / dx^3 = \dot{\rho} = M |M|^{n-1} \times 0.06 / v I^n \dots\dots\dots (11)$$

I はシェル内の温度に依存し, 次式で与えられる。

$$I = \int_A k^{-\frac{1}{n}} \eta^{\frac{n+1}{n}} dA \dots\dots\dots (12)$$

更に計算結果を一般化するため, 次の無次元量が定義され, 基礎式が一般化された。

$$\left. \begin{aligned} \bar{\eta} &= \eta / \frac{H}{2}, \quad \bar{x} = x / l, \quad \bar{t} = t / \frac{l}{1000v} \\ \bar{\rho} &= \rho / (\rho_c - \rho_0) \\ \bar{\varepsilon} &= \varepsilon / \{0.5H(\rho_c - \rho_0)\} \\ \bar{y} &= y / \{(\rho_c - \rho_0) l^2\} \\ \bar{\sigma} &= \left[\frac{0.12kl}{H(\rho_c - \rho_0)v} \right]^{\frac{1}{n}} \sigma \\ \bar{M} &= M / \left[\frac{v(\rho_c - \rho_0)}{0.06l} \right]^{\frac{1}{n}} I \end{aligned} \right\} \dots\dots (13)$$

いつばう, 連鋳機における矯正点では, 鋳片はロールからの集中荷重だけを受けて曲げられるが, この場合(11)式の積分が可能となり, スパン内の鋳片のたわみとして次の式が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{y} &= \frac{1}{F^3} \left[\frac{|\bar{M}|^{n+3} - |\bar{M}_I|^{n+3}}{(n+1)(n+2)(n+3)} \right. \\ &\quad + \left. \left\{ \bar{F}^2 \bar{y}'_I - \frac{\bar{M}_I |\bar{M}_I|^{n+1}}{(n+1)(n+2)} \right\} \bar{F} \bar{x} \right. \\ &\quad + \left. \left. \left\{ \frac{\bar{F} \bar{\rho}_I}{2} - \frac{|\bar{M}_I|^{n+1}}{2(n+1)} \right\} (\bar{F} \bar{x})^2 \right] \right\} \dots (14) \\ \bar{y}' &= \frac{1}{\bar{F}^2} \left[\frac{\bar{M} |\bar{M}|^{n+1} - \bar{M}_I |\bar{M}_I|^{n+1}}{(n+1)(n+2)} \right. \\ &\quad + \left. \left\{ \bar{F} \bar{\rho}_I - \frac{|\bar{M}_I|^{n+1}}{n+1} \right\} \bar{F} \bar{x} \right] + \bar{y}'_I \\ \bar{\rho} &= \frac{1}{\bar{F}} \left[\frac{|\bar{M}|^{n+1} - |\bar{M}_I|^{n+1}}{n+1} \right] + \bar{\rho}_I \end{aligned}$$

(14)式と, 隣接スパン間の変形の連続条件, 及び計算領域の出入口の境界条件 ($M=0$) を用いると, スパン総数が N 個の計算領域全体に対して, 計算領域入口での $\bar{y}'_{i,1}$ 及び, 各スパンの $\bar{F}_i (i=1 \sim N)$ を未知数とする $N+1$ 元の連立方程式が得られる。しかし, これらは非線形となるため, 直接的には解が得られない。そこで Fig. 7 に示す流れで収れん計算を行つた。

この計算法により, 3 点曲げ矯正の鋳片変形が求められた。Fig. 8 は矯正率分配が異なる三種の計算条件を示している。Fig. 9 は鋳片の曲率変化を示し, これから, 鋳片の曲率は, ロール支点では配置曲率に一致するが, スパン内では直線的には変化せず, 歪み速度が非常に大きくなる場合があることが分かる。

なお, 一般化された方程式 {(13), (14)} より分かるように $\bar{\rho}, \bar{\varepsilon}, \bar{\sigma}$ は $\bar{\theta}_i$ と n だけで定まる。従つて, $\bar{\theta}_i$ と n に対する解が得られたら, H, B, v, S, T が $\rho, \varepsilon, \sigma$ に及ぼす影響は(13)式から直接考察される。

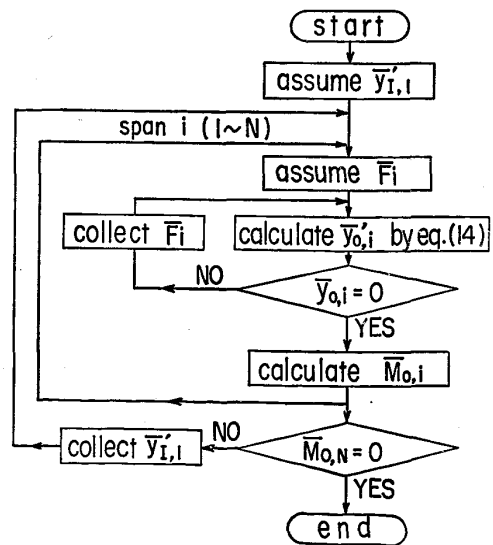


Fig. 7. Flow chart of the calculation of a straightening process.

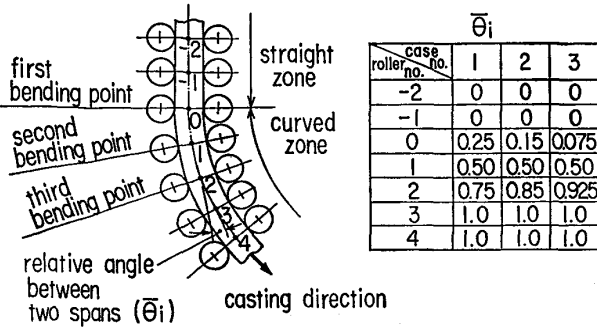


Fig. 8. Roller arrangements for the analysis of a straightening process (Influence of a roller arrangement).

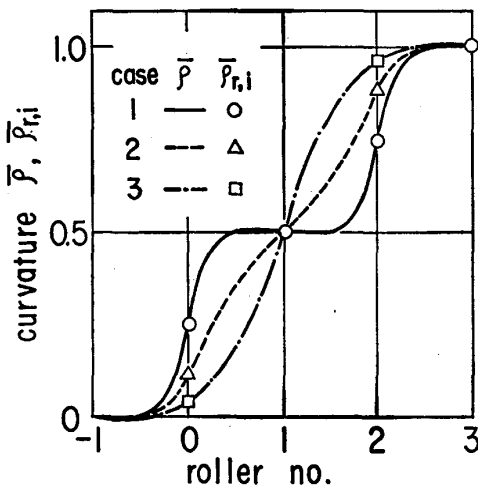


Fig. 9. Influence of roller arrangement on deformations of a slab in a straightening zone.

このような式の特性が考慮されると、矯正歪みを求める次のような近似式が適用できる。すなわち、各矯正点における歪みの変化量は次式で与えられる。

$$\Delta \epsilon_i = \pm \eta (\rho_{r,i} - \rho_{r,i-1}) \dots (15)$$

一方、矯正割れが生じるのは、今までの実績から、各矯正点における引張り側シェル内面の歪み増分が 0.1~0.2% を超える時であると考えられる。引張り側シェル内面の歪み増分は(15)式から求められるが、半径 r_0 から N_s 個の多点矯正によつて真直に曲げ戻される場合、各矯正点の曲率変化量が等しい時には次式となる。

$$\Delta \epsilon_{s,i} = (H/2 - S) / 10N_s r_0 \dots (16)$$

シェル厚は、 K, v, L によつて定まり次式が得られる。

$$\Delta \epsilon_{s,i} = \left(\frac{H}{2} - K \sqrt{\frac{\pi r_0}{2v}} \right) \times \frac{1}{10N_s r_0} \dots (17)$$

従つて、 K, H が設定され、また許容歪み増分 $\Delta \epsilon_{al}$ が仮定されると、 v と r_0 に対して、鋳片内に割れを発生させずに矯正が行われるために必要な矯正点数 $N_{s,al}$ が求められる。Fig. 10 は $K=25 \text{ mm/min}^{1/2}$, $H=250$

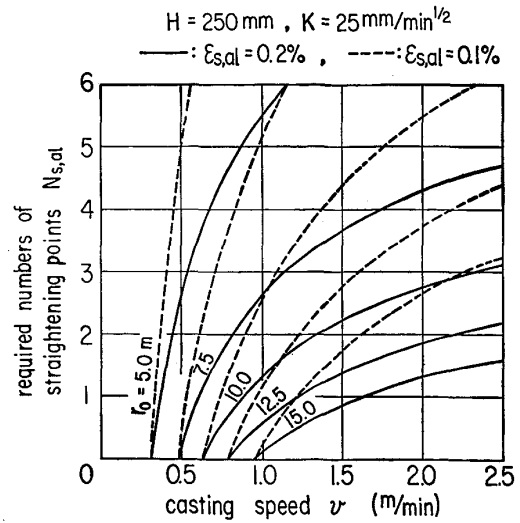


Fig. 10. Relation between casting speed, machine radius and required numbers of straightening points to prevent internal cracks of a slab.

mm の場合の v, r_0 と $N_{s,al}$ の関係を示している。なお、 $\Delta \epsilon_{s,al}$ は 0.2% 及び 0.1% が仮定されている。これによれば、10 m の機械半径の場合には、1点曲げ戻しでは 0.7~0.9 m/min 程度の速度が上限であり、最近の 2 m/min 以上の速度に対しては 3~6 点の多点矯正が必要であることが分かる。また、低機高のために機械半径が小さい場合には、更に必要点数が増える。なお、上述の検討では歪み速度の影響の考慮がないが、歪み速度によつて許容歪みが変わるとの報告もあり、スパン内の歪み速度が小さくなるロール配列が検討されねばならない。しかし、歪み速度の影響を考慮するためには、今後の割れ発生限界に関する研究成果を待たねばならない。

3. ロール配列の適正化と構造の改善

3.1 ロールに必要な強度

ロールには、バルジング力及び矯正反力等の機械的荷重と熱的荷重が働き、これらによつてロール内の応力が過大になると、ロールが損耗し、寿命が短くなると共にロール配列にミスアライメントが生じて内部割れの原因となる。従つて、これらの荷重が軽減され、かつ、十分な強度をもつロールの構造が選ばれねばならない。

筆者らの研究²³⁾²⁴⁾によればロールの負荷状態は次のとおりである。

Fig. 11 は各種の操業条件におけるロール中央断面内の温度分布を示す²³⁾。同図によれば、鋳片が高温になるとロールの温度も上昇し、熱応力も大きくなることが分かる。一方、機械的な荷重によつてロール内に生じる曲げ応力の一チャージ中の変化状態は Fig. 12 に示すよ

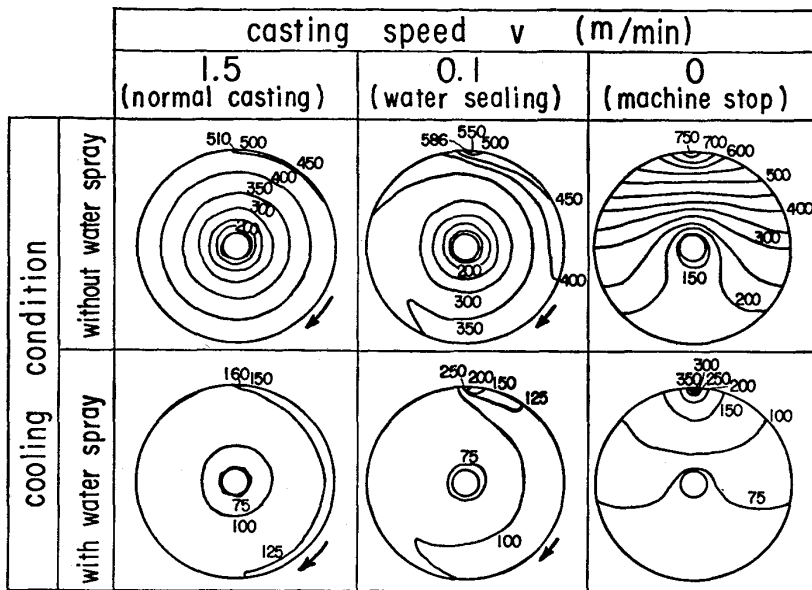


Fig. 11. Distribution of temperature in a roller contacts with a high temperature slab.

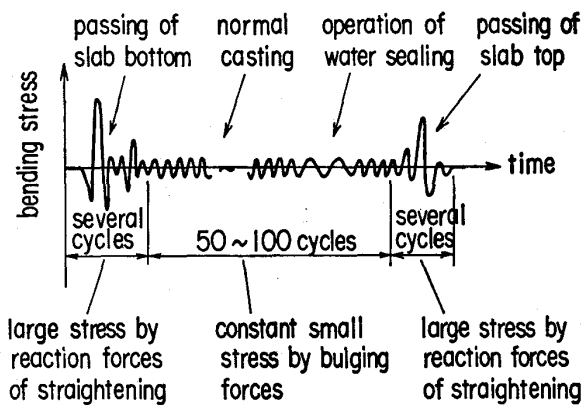


Fig. 12. Schematic diagram of a bending stress in a roller during one charge of a casting.

うになる。すなわち、定常時には、変動の少ない小応力が生じるが、鑄片の先端や後端が通過する時には大きな変動応力が生じる²⁴⁾。従つて、ロールの損耗が防止されるためには、応力変動が考慮された許容応力が設定されねばならない。

3.2 適正ロール配列の決定法

高速、高温鑄造の場合には、シェル内面に割れが生じやすくなるため、ロール配列の適正化が重要である。しかし、そのために機械が高級化されると設備費が高くなるため、要求性能に応じた限界設計により設備費を低減することも重要である。Fig. 13 は、本研究の検討結果から、適正なロール配列の決定法を系統的にまとめられたものである。

3.3 ロールとフレームの構造の改善

バルジングによる鑄片の割れ防止のためにはロールピッチの短縮が重要であるが、このためにロールが小径化

されると、曲げ応力が大きくなり損耗や変形の恐れがある。

そこで、現在の連鑄機には、小径でも曲げ応力が小さい分割ロール、及びロールに大荷重を働かせない荷重緩衝装置が使われている。本節では、これらの装置が使われる場合に配慮されるべき事項を考察する。

Fig. 14 は、分割ロール構造の一例と温度計測値を示す。この例のように、分割ロールは中央の軸受部が高温になりやすく、これを防止するためには冷却水路の形状・寸法が水の流れを考慮して適正化されねばならない。

このように分割ロールの使用は冷却に十分注意を払う必要がある。

一方、荷重緩衝装置は曲げや曲げ戻しの矯正域に用いられる。上下のフレームは皿ばねを介してタイロッドで結合され、この皿ばねに初期締着力を付与する構造となっている。ロールに過大荷重が働く時、この皿ばねにより上下フレームの間隔が広がり、締着力以上の荷重が生じないようになっている。この機構は鑄片の先端や後端が矯正域を通過する時、ロールに生じる応力を緩和している。

4. 結 言

スラブ連鑄機に関して、鑄片内の歪みを解析し、ロールへの負荷状態を考察した。更に、これらを基に、内部割れのない高速鑄造に必要なロール配列とその構造を検討した。これにより次の成果が得られた。

1) 鑄片のバルジングの計算式が導かれ、これを用いた計算により、歪みはロール直下の長辺中央部の内面に

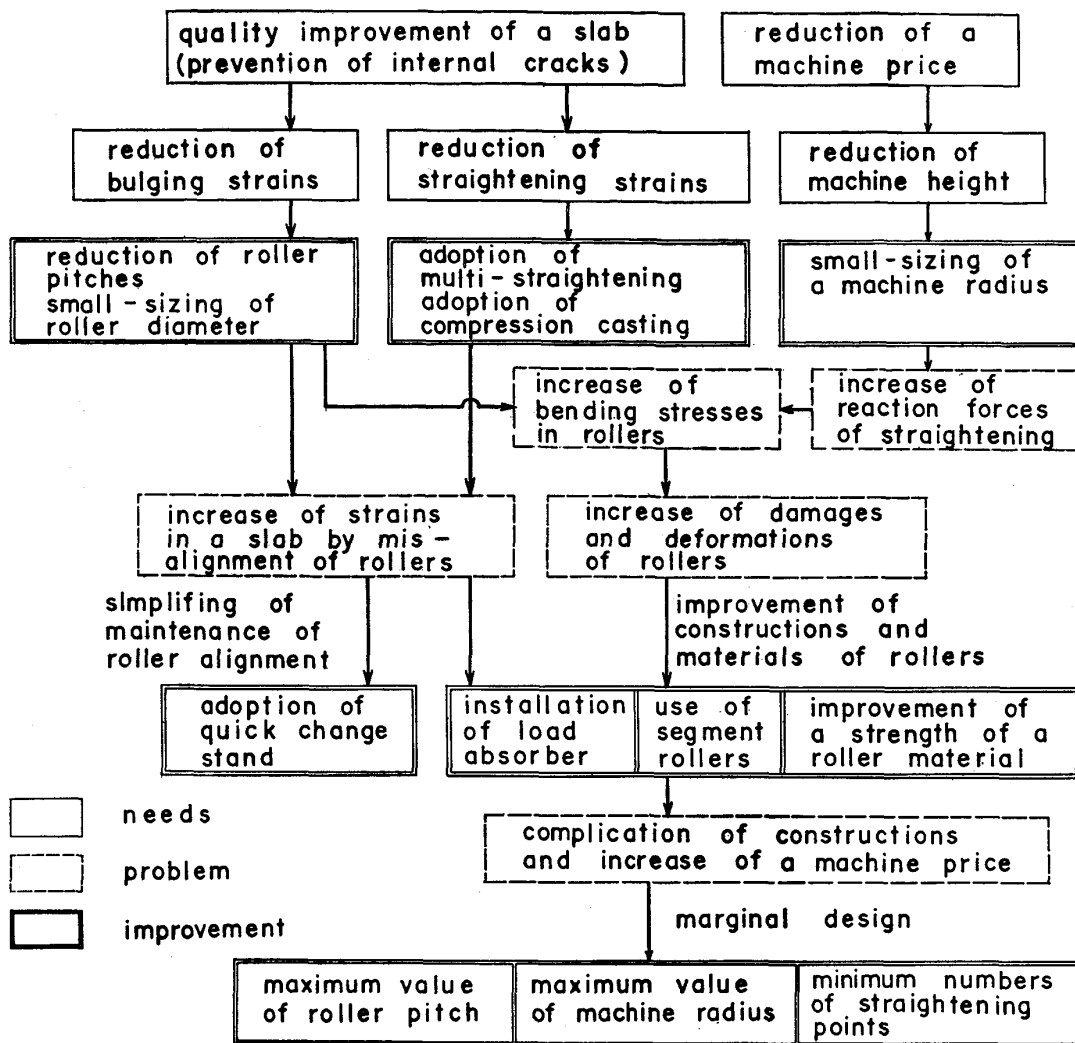
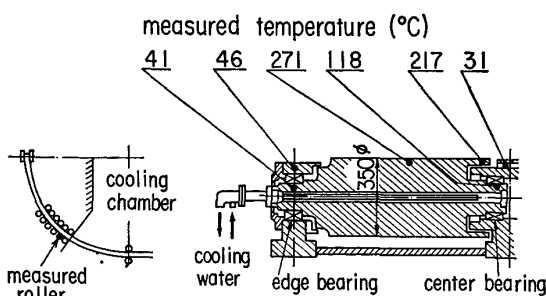


Fig. 13. Systematic diagram for the decision of the proper arrangement of rollers.



Casting conditions
Slab size=260×1850 mm Casting speed=0.55 m/min

Fig. 14. An example of the construction of segment roller and its temperature.

生じる鋳造方向成分が最大であること、並びに、歪みを許容値内に制限するための許容ロールピッチは、鋳片の高温化、及び鋳造の高速化に伴い小さくなることが分かった。

2) 鋳片内の矯正歪みを求めるための数値計算法が導かれ、この方法を用いた計算から、全体的には、鋳片に

発生する歪みは、設計上の機械半径でなく、ロール配置によつて定まる曲率に沿つて変化し、また、部分的には、スパン内では、歪み変化は直線的でなく、歪み速度が非常に大きくなる場合のあることが分かった。更に、この特性を基に、矯正歪みの近似計算式を導き、この式から高速鋳造では、鋳片の内部割れを防止するために多点矯正が必要であることが分かった。

3) ロールのミスアライメントの発生を防止するために必要なロールの強度に関して、ロールに作用する荷重の状態が明らかにされると共に、適正なロール配列の決定法が提案された。

記号

- A: 凝固シェル部の断面積 (mm²)
- a_{1m}~a_{4m}: バルジング変形計算式の未定定数 (-)
- B: 鋳片幅 (mm)
- D: 凝固シェルのたわみ剛性 (kgf·mm)
- E_e: 凝固シェルの等価弾性係数 (kgf/mm²)
- F: 鋳片に作用するせん断力 (kgf)

H : 鋳片厚 (mm)

I : 鋳片断面の曲げ剛性 ($\text{kgf} \cdot \text{s}^{\frac{1}{n}} \cdot \text{mm}^{\frac{n+1}{n}}$)

K : 鋳片の凝固係数 ($\text{mm}/\text{min}^{\frac{1}{2}}$)

k : 凝固セルの粘塑性定数 (温度の関数)
($\text{mm}^{2n}/\text{kgf}^n/\text{s}$)

L : 湯面からの鋳造方向距離 (m)

l : ロールピッチ (mm)

M : 鋳片に作用する曲げモーメント ($\text{kgf} \cdot \text{mm}$)

N : ロールスパンの総数 (-)

N_s : 矯正点の総数 (-)

n : 凝固セルの粘塑性変形の応力指数 (-)

q : 鋳片内部の溶鋼静圧 (kgf/mm^2)

r : 機械半径 (m)

r_0 : 機械の初期半径 (m)

S : 凝固セルの厚さ (mm)

T_m : 凝固セルの平均温度 ($^{\circ}\text{C}$)

T_{out} : 鋳片の外表面温度 ($^{\circ}\text{C}$)

T_{sol} : 鋳片材の凝固温度 (=1520) ($^{\circ}\text{C}$)

t : 湯面からの移動経過時間 (min)

Δt : 鋳片断面のロールピッチ通過時間 (min)

v : 鋳造速度 (m/min)

W : 凝固セルのバルジング変位 (mm)

x : 鋳造方向座標 (mm)

y : 鋳片厚み方向座標 (mm)

y' : 鋳片の鋳造方向に対する傾き角度 (rad)

z : 鋳片幅方向座標 (mm)

α_b : バルジング量に対する補正係数 ($1/\text{min}^{\frac{1}{2}}$)

δ_b : バルジング量 (mm)

ϵ : 鋳片のひずみ (-)

ϵ_b : バルジングひずみ (%)

$\Delta \epsilon$: 矯正ひずみの増分 (%)

$\Delta \epsilon_s$: 凸側セル内面の矯正ひずみの増分 (%)

η : 鋳片中央面からの厚み方向距離 (mm)

θ : 二つの隣接ロールスパンのなす角度 (rad)

ρ : 鋳片の曲率 ($1/\text{mm}$)

$\dot{\rho}$: 鋳片の曲率変化速度 ($1/\text{mm}/\text{s}$)

ρ_c : 鋳片の最終曲率 ($1/\text{mm}$)

ρ_0 : 鋳片の初期曲率 ($1/\text{mm}$)

ρ_r : ロール配置曲率 ($1/\text{mm}$)

σ : 鋳片の応力 (kgf/mm^2)

添 字

al : 許容値

B : 長辺セルに関する値

I : ロールスパン入口における値

i : ロール支点番号

j : 多点矯正における機械半径番号

N : 短辺セルに関する値

x : 鋳造方向成分

y : 鋳片厚み方向成分

z : 鋳片幅方向成分

-: 無次元量

文 献

- 1) 井上俊朗, 小舞忠信, 新美英俊, 斉藤豊一, 秋田靖博: 鉄と鋼, 60 (1974), A103
- 2) O. M. PÜHRINGER: Stahl Eisen, 96 (1976), p. 279
- 3) 藤井博務, 大橋徹郎, 広本 健: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 1813
- 4) 反町健一, 江見俊彦: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 1297
- 5) K. MIYAZAWA and K. SCHWERDTFEGER: Ironmaking Steelmaking, 6 (1979), p. 68
- 6) A. GRILL and K. SCHWERDTFEGER: Ironmaking Steelmaking, 6 (1979), p. 131
- 7) 森田明弘, 年煤和義, 岡本 洋: 神戸製鋼技報, 29 (1979), p. 55
- 8) A. PALMAERS, A. ETIENNE and J. MIGNON: Stahl Eisen, 99 (1979), p. 1039
- 9) 水上秀昭, 北川 融, 川和高穂, 村上勝彦: 鉄と鋼, 65 (1979), S169
- 10) 斉藤貞之, 渋谷 清: 鉄と鋼, 66 (1980), S191
- 11) 加藤一郎, 森田喜保, 河嶋寿一, 中村正宣: 鉄と鋼, 66 (1980), S192
- 12) 府川幸平, 松本紘美, 中島浩衛: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 794
- 13) S. S. DANIEL: Ironmaking Steelmaking, 9 (1982), p. 16
- 14) 松宮 徹, 梶岡博幸, 中村 泰: 鉄と鋼, 68 (1982), A145
- 15) S. TIMOSHENKO and S. WOJNOWSKY-KRIEGER: Theory of Plates and Shells (1959) [McGraw-Hill]
- 16) K. WÜNNENBERG: Stahl Eisen, 98 (1978), p. 254
- 17) 大西邦彦, 長井邦雄, 橋本俊栄: 日本機械学会関西支部 第235回講演会 講演論文集 (1976), p. 40
- 18) 大西邦彦, 長井邦雄, 若林 勝: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1162
- 19) 伊藤幸良, 長田修次, 安田一美, 林田道弥: 鉄と鋼, 68 (1982), S991
- 20) 吉井明彦, 津根清志: 住友重機械技報, 32 (1984), p. 58
- 21) F. K. G. ODQVIST and J. HULT 著, 村上澄男訳: クリープ強さの理論 (1983) [培風館]
- 22) 長田修次, 安田一美, 林田道弥, 森 俊雄: 鉄と鋼, 68 (1982), S990
- 23) 長井邦雄, 大西邦彦, 清水 勇, 中道弘志, 寺田耕輔: 日立造船技報, 43 (1982), p. 72
- 24) 奥村治彦, 大西邦彦: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 201