

技術報告

UDC 621.746.047 : 620.191 : 620.192

ウォーキングバーカーブリーニア型連続鋳造設備の特徴

小山 伸二*・二宮 嘉和*²・安西 章*²
 原田 新一*²・森 隆資*³

The Characteristics of Walking Bar Type Curvilinear Continuous Caster

Shinji KOYAMA, Yoshikazu NIMIYA, Akira YASUNISHI
 Shinichi HARADA, and Takasuke MORI

Synopsis :

Walking Bar type curvilinear continuous caster holds the slab by surface contact with W.B.*¹ and straightens it with low-strain and low-strain rate. The slab bulging and its thermal stress are analyzed by the elasto-plastic finite element method which is supported by the results of the mechanical properties of metals at high temperatures, the composite driven rivet tests and the analytical simulation of the slab internal temperature distributions.

The slab supported with W.B. has only about 1/2-1/7 bulging compared with the slab supported with rolls.

As the observation of the casting stop test, it is confirmed that the parts of the slab supported with W.B. have extremely small deflection but the one of the slab supported with rolls have much deflection.

It is recognized that W.B. indirect cooling system is rather excellent in thermal stress prevention than spray cooling system.

*) W.B. : Walking Bar

1. 緒 言

連続鋳造における、品質形成上の大きな問題は、鋳型直下の鋳片凝固シェルが薄く、高温度であるため、溶鋼静圧に起因するバルジングによる鋳片内部割れが起りやすいことである。このバルジングを低く抑え、内部割れを防止するには、鋳片強度を向上させる必要がある。この手段として一般にスプレー冷却法が用いられている。しかし、スプレー冷却は鋳片を急冷するため、鋳片表層部に熱サイクル及び冷却の不均一による熱応力が必然的に大きくなり、表面割れを誘発しやすい。いつぼう、生産性の向上には高速鋳造が、また省エネルギー化には高温出片が要求される。この場合、鋳片は未凝固状態での矯正を強いられるので凝固シェルは凝固界面近傍で変形を受け、割れが発生しやすい。これら連鋳に課せられた諸問題を解決するためには、W. B. カーブリーニア型連鋳機が有効な機能を兼ね備えていると考えられる。すなわち、鋳型を出た鋳片は、鋳型直下に設置された W. B. により上下両面より支持されるため、溶鋼静圧によるバ

ルジングを生じることなく、高温の凝固シェルがそのまま成長し引き抜かれる。また、この間、均一な間接冷却を行うことによつて鋳片表面の熱応力を小さく抑えることが可能である。さらに、この未凝固鋳片は、2次冷却帯後半部でカーブリーニアと呼ばれる歪み速度一定の矯正域で矯正されるなどの配慮がなされている。本報告では、これら表面割れ及び内部割れに対応する基本的な考え方を示し、その結果について述べたい。

Fig. 1 は、鋳型下に W. B. さらに下方には各ロールスタンドに駆動ロールを持つ、W. B. カーブリーニア型連鋳機の概略を示す。

2. 鋳片に発生する弾塑性応力の解析法

2.1 鋳片の高温物性値

鋳片のバルジングを解析する場合、計算に使用する物性値の信頼性が解析結果の精度を大きく左右する。実際の鋳片と同様な高温領域でのデータは非常に少ない。

Fig. 2 にグリーンブル試験機を用いて採取し解析に用いた高温域の応力歪みのデータ¹⁾を示す。

昭和 55 年 11 月 7 日受付 (Received Nov. 7, 1980)

* (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 工博 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

*² (株)神戸製鋼所本社 (Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakinocho Chuo-ku Kobe 651)

*³ (株)神戸製鋼所中央研究所 工博 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

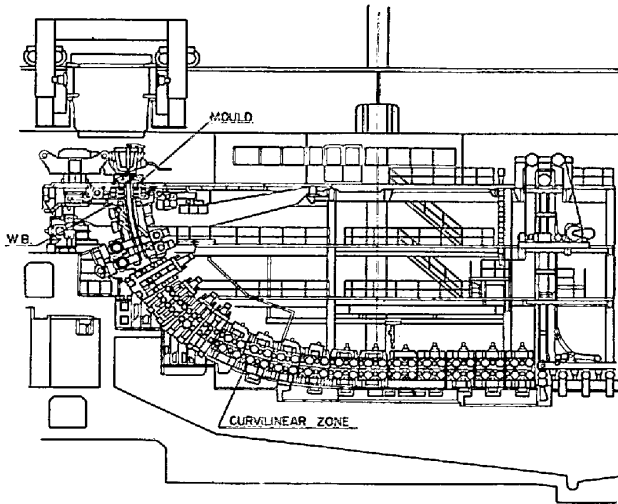


Fig. 1. Side view of the walking bar type curvilinear continuous caster.

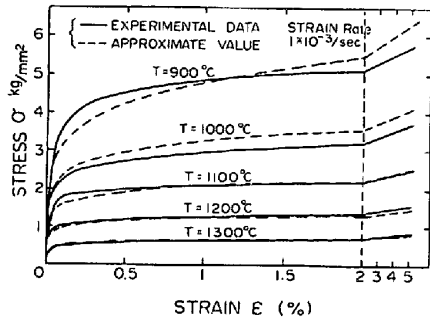


Fig. 2. Stress-strain curve of 40k Si-killed steel.

2.2 鑄片温度シミュレーション

弾塑性解析をおこなうにはまず鑄片内部の温度分布とその変化を把握する必要がある。そこで、2次元非定常熱伝導偏微分方程式²⁾をもとにした連続鑄造シミュレーションプログラム(差分法)を作成し、凝固計算を行った。鑄型内はサルファ添加法、W. B.以降は複合鋅³⁾⁻⁵⁾打法によりシェル厚及び内部温度を実測した。これらの実測値をもとにシミュレート計算した。その結果、実測値を十分満足する境界条件が得られた。この時の計算結果を Fig. 3 に示す。これらの結果をもとに W. B. 内のシェル厚及び温度分布の推定が可能になった。以上の結果をもとに、鑄片内のシェル厚及び温度分布の変化を求めた。

2.3 弾塑性バルジング解析

有限要素法汎用プログラムである MARC-STRESS を用いて溶鋼静圧による鑄片のバルジング計算を行った。計算条件として凝固シェルは各ロールで支持され、温度分布を持った梁と仮定し、また、鑄片幅はロールピッチに比較して十分大きく、鑄片短辺の影響は無視できるとして2次元モデルにより鑄片中央断面の解析を行つ

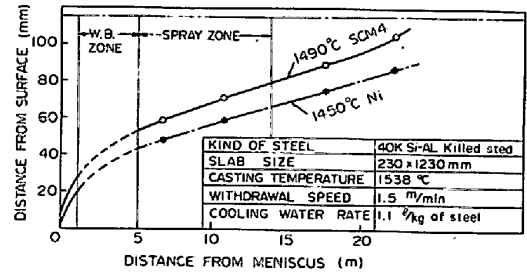


Fig. 3. Result of temperature measurement in the shell by composite rivet.

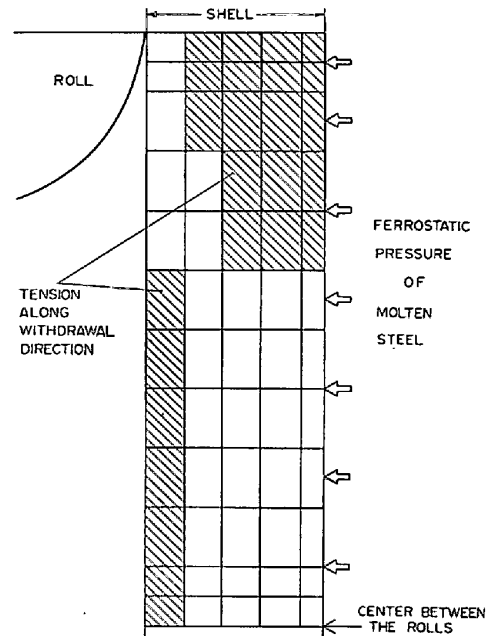


Fig. 4. Mesh layout for the elasto-plastic analysis of bulging by finite element method.

た。凝固シェル厚および溶鋼静圧はメニスカスからの距離により変化するため、各ロール間の平均値として計算した。また、計算を進めるにあたり凝固シェルは Fig. 4 で示す各要素に分割し、各要素の温度に対応して Fig. 2 に示す機械的性質を与えた。Fig. 4 はロールとロールの 1/2 の部分を示し、右側には溶鋼静圧がかかっている。また、同図には、計算結果から鑄片内で引張応力がかかる領域を斜線で示した。これよりバルジングによる内部割れはロール部で、表面割れはロールとロールの中間部に起こりやすいことがわかる。今もし、この部分の引張力とその部分の許容応力を越えた場合、その場所に割れが発生することになる。

2.4 熱応力解析

鑄片凝固シェル内部に発生する熱応力をシミュレートするために 2.3 項に用いたプログラムを用いて解析を行った。この場合、鑄片幅方向の冷却能は均一であると、スラブ中央部の厚み方向の断面において、冷却、復

熱のくり返しによつて生じる铸片内部熱応力を算出した。計算にあつて凝固シェルは Fig. 4 と同じ分割法を用い、W. B. の冷却条件は $320 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ 、スプレー部の冷却条件は平均 $900\sim 1800 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした。ただしスプレーは铸片に垂直にあたり、ロールの影の部分には当たらないと仮定した。

3. 解析結果および検討

3.1 バルジングに対する検討

W. B. カービリニア型連铸機の操業条件のもとで铸片の W. B. 部バルジング量を算出し、これと対比するために W. B. 部をロール支持方法に置き換えたと仮定してバルジング量の差異がどの程度生じるかを以下に検討する。W. B. の機構図を Fig. 5 に示す。W. B. は図に示すごとく铸片を上下両面から支持するため狭面壁のない自ら移動する铸型とも言えるもので、铸型直下で凝固シェルが薄く、高温の铸片も、強冷することなく支持が可能である。W. B. 部と比較を行うロール配列を Fig. 6 のごとく仮定した。W. B. は 170 mm 幅の長さ約 4000 mm のバー本体 11 枚の平行組み合わせで奇数バー系統 6 枚、偶数バー系統 5 枚がそれぞれ独立に交互に铸片を支持している。そこで便宜上、幅方向に 170 mm ピッチのロール配列と仮定しバルジング量の算出を行った。いつぼう、この W. B. に対するロールは同図右に示したごとく、 $150 \text{ mm}\phi$ 、 $160 \text{ mm}\phi$ 及び $190 \text{ mm}\phi$ のロールを、また、ピッチは各々 195 mm 、 205 mm 、及び 235 mm とした。その両者の凝固シェル厚を同一と仮定した時のバルジング量の計算結果を Fig. 7 に示す。図において実線は W. B. 支持の場合、破線はロール支持の場合を示す。W. B. の場合メナスカス下 1.1 m から 2.2 m までにおいて铸片支持ピッチが同じであるにもかかわらず、 2.2 m 位置のバルジング量が大きくなっているが、これは铸型と比較して W. B. 内での抜熱量が小さいため铸片表面が復熱を起しバルジング量が一時的に増大したためである。いつぼう、铸片からの抽出熱量を一定にしてロールピッチを変えた場合は、ロールピッ

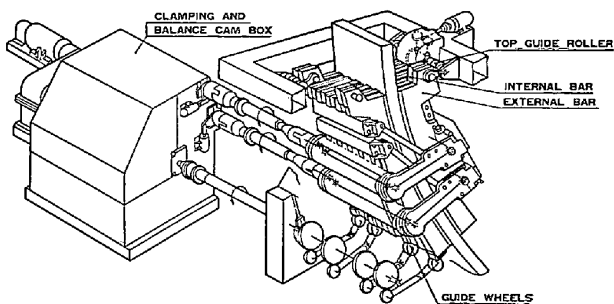


Fig. 5. Walking bar equipment.

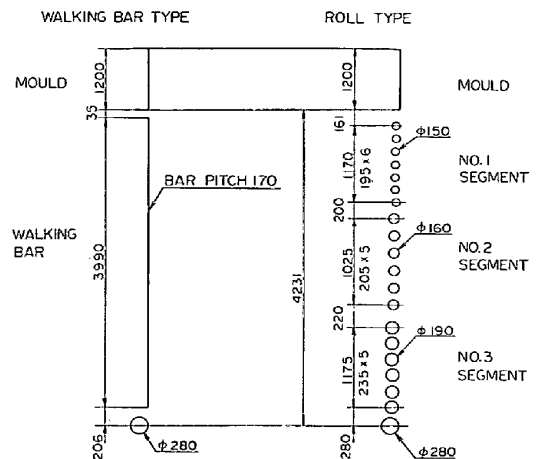


Fig. 6. Profiles of the walking bar type machine and the roll type machine just under the mould.

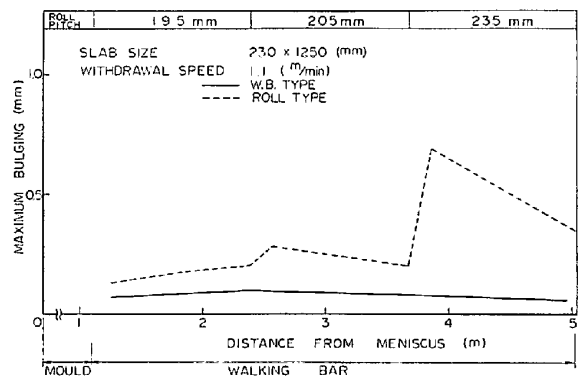


Fig. 7. Calculated maximum bulging of slab in walking bar and in roll segment.

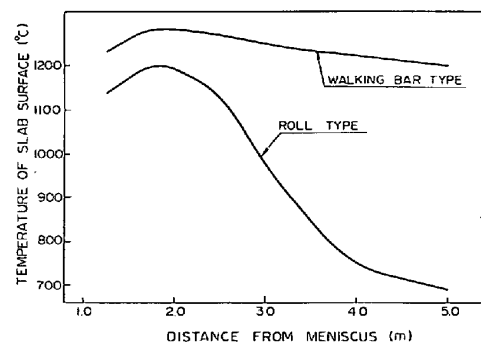


Fig. 8. Comparison of calculated temperature of slab surface casted by walking bar type caster and roll type caster on the condition that the thickness of the strand shell and the bulging of slab are the same.

チが拡大する場所でバルジングが大きくなり、铸片冷却が進むにつれて小さくなっていく。3.1 項のような仮定の場合 W. B. 支持のものはロール支持の場合に比して $1/2\sim 1/7$ 程度のバルジング量になっている。

Fig. 6 に示したロール支持の铸片バルジング量を

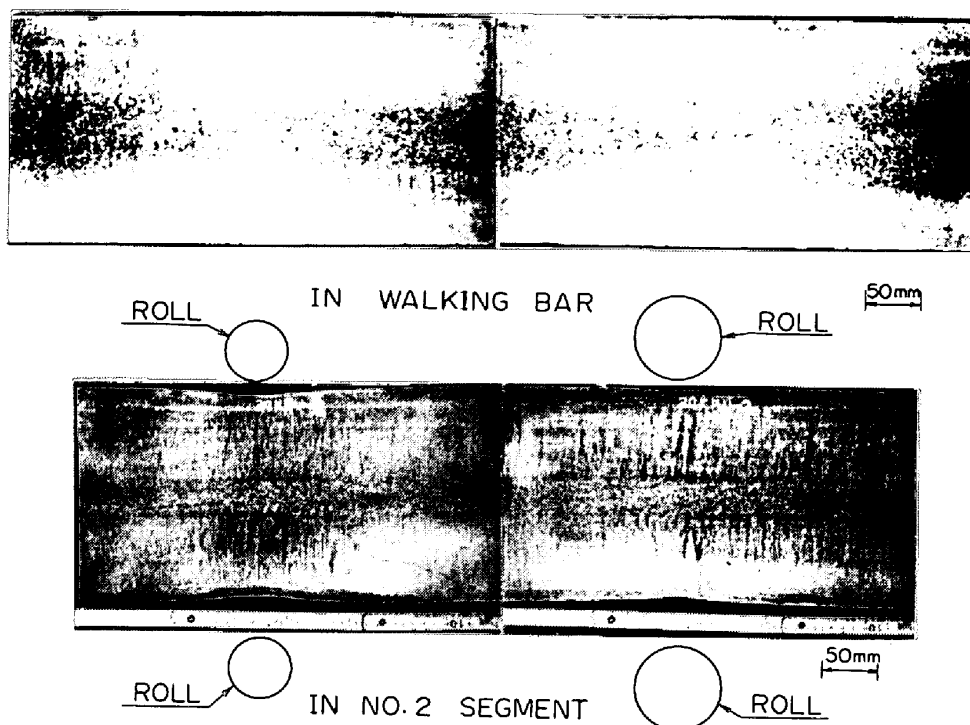


Photo. 1. Macro-structures on the longitudinal section of slab in walking bar and in No. 2 roll segment at casting stop test.

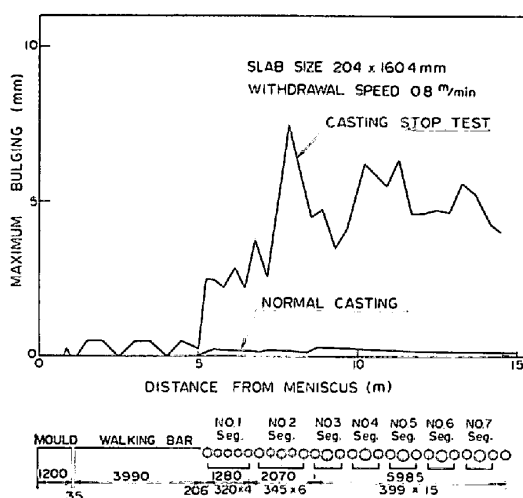


Fig. 9. Bulging of slab on the longitudinal section at casting stop test.

W. B. 支持と同等の値とするためには凝固シェルを強化する必要がある。 Fig. 8 はバルジング量を同一とした時の両者の表面温度を計算により求めたものである。同図によればメニスカス下 2m で 100°C, 5m の場所では 500°C 程度の温度差が生じている。

次に W. B. カーピリア型連铸機におけるバルジングの状況を検討する。 Photo. 1 は铸造中に一時完全停止させた铸片の縦断面マクロ写真を示し、 Fig. 9 には同铸片を実測して得た変形量を示した。 W. B. 部において

は、バー本体の支持のたわみに起因する若干の変形が認められるが、W. B. の秀れた対バルジング性を示すものと考えられる。これに較べて、W. B. より下方に位置するロール部では、ロール間で大きな変形が認められる。

ロール部の、この大きな変形は以下のごとく考えられる。定常時、メニスカス下 8880 mm 位置のバルジング量は実測値によれば 0.5~1.0 mm であるが、停止時には同位置近傍の変形量は 3~7 mm にも達している。これは、定常時のバルジング量に铸片停止時の冷却停止による铸片の復熱に起因するバルジングとクリープ変形が加わつたためと考えられる。

Photo. 2 は上記停止铸片の W. B. 部の铸片断面マクロ写真である。縦断面、横断面の変形は、W. B. 本体のたわみ、および調整不備によるもののみであると考えられる。

3.2 表層部熱応力に関する検討

W. B. による铸片支持方式は、铸片幅方向に 170 mm ピッチの間接冷却水冷板 11 枚が奇数、偶数の組にわかれて交互に铸片を支持することに相当する。一方ロール支持の場合、ロール間で空冷帯、スプレー冷却帯およびロールとの接触熱伝導帯へと抜熱効果に大きな差のある領域を順次通過する。したがって、铸片表層部に大きな熱引張応力が発生し表面割れの原因となりうる。そこで W. B. 方式とロール方式の冷却条件の違いによる铸片の

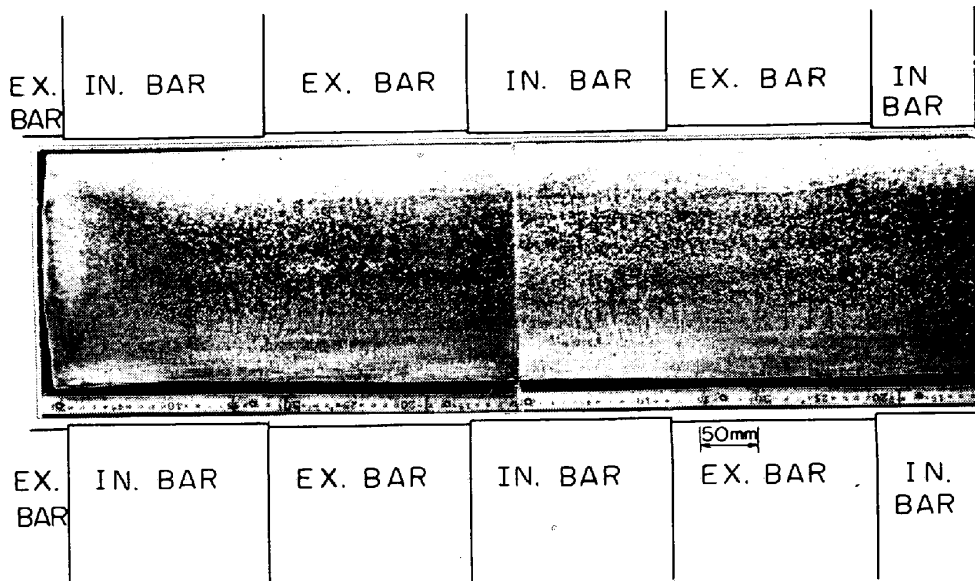


Photo. 2. Macro-structures on the cross section of slab in walking bar at casting stop test.

温度履歴を追跡し鋳片内部の熱応力分布を解析してみる。方法は、Appendix(1)に示すとおりでありその計算結果の鋳片表面の温度の履歴を Fig. 10 に、これをもとにして計算した熱応力の発生状況を Fig. 11 に示す。計算に用いた鋳造条件は、溶鋼の鋳込温度 1540°C 、引き抜き速度 1.1m/min 、W. B. の冷却能 $320\text{ kcal/m}^2\text{h}^{\circ}\text{C}$ スプレーの比水量 1.1 l/kg-steel を仮定した。Fig. 11 に鋳込み後の経過時間 206 s を基準において鋳片表面の温度変化および熱応力の変化を示す。

206 s (メニスカス下約 3.5 m) からの温度変化および熱応力変化を見ると、ロール支持の場合には約 2 s 間で表面温度は約 170°C 冷却され、いつぼう熱応力は約 3.5 kg/mm^2 まで上昇する。W. B. 支持の場合には表面温度そのものの変化量が小さく熱応力への影響はほとんどみられない。

4. カービリニア矯正、引抜機構に関する検討

4.1 カービリニア矯正

一般に鋳型に鋳込まれた鋳片は円弧部から水平部へと引き抜かれるが、この間において、鋳片はロールにより矯正される。いつぼう未凝固鋳片の凝固界面近傍の割れ発生限界値に関しては、一般にひずみとひずみ速度に依存している。その限界値の一例を Fig. 12⁶⁾ に示す。カービリニア矯正法とは、鋳片が円弧部から水平部へと移動する矯正帯全長さにわたって矯正ひずみ速度を一定に、例えば $1 \times 10^{-5} 1/\text{s}$ のオーダーとなるよう矯正帯長さおよび矯正ロール配列を設定し、凝固界面での過大な矯正ひずみによる割れを防止するロールプロフィールをい

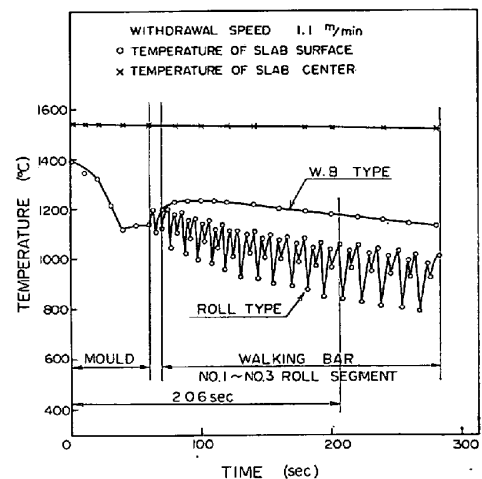


Fig. 10. Calculated results of temperature distribution in slab.

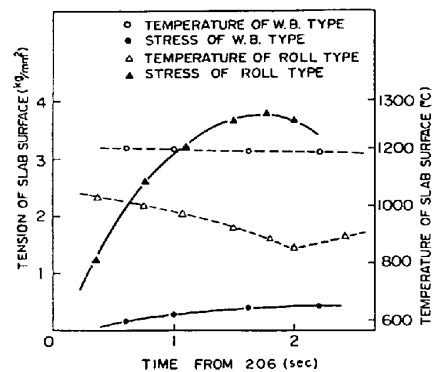


Fig. 11. Temperature and thermal stress of slab surface.

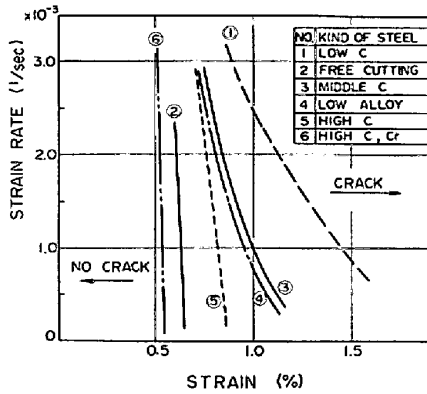


Fig. 12. Critical condition of internal crack's occurrence.

う。以下にこの矯正法について検討する。

1 点矯正とカービリニア矯正との曲げ矯正時に発生する凝固界面ひずみ率およびひずみ速度を実操業の条件で仮定し、計算した結果を Table 1 に示す。表からわかるように、カービリニア矯正する場合は一点矯正の場合に較べて、ひずみ量で約 1/6~1/7, ひずみ速度で 1/6~1/10 程度に小さくなることわかる。

4.2 鋳片引き抜き法

連鋳設備においては、鋳片を引き抜く装置が必要である。この場合、多大の引き抜き力を鋳片に付加すると引き抜き力により鋳片に引張応力が発生し鋳片内部に割れが生じる心配がある。そこで連鋳設備において発生する引き抜き抵抗の理論解析を行い、鋳片に生じる引張力を計算した。

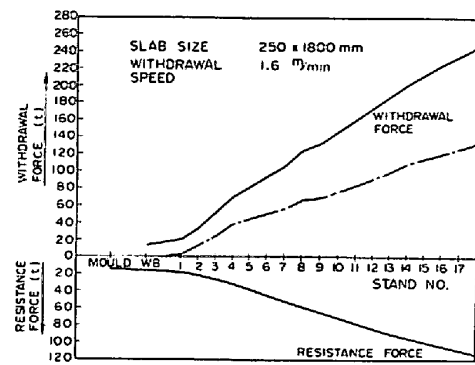


Fig. 13. Withdrawal force and resistance force for the slab.

$$F = \frac{\mu Q r}{R} + \frac{C Q}{R} + W$$

$$P = \frac{T}{R} + G$$

F : 引き抜き抵抗

μ : ベアリングのコロガリ抵抗

Q : ロールにかかる静圧力および矯正反力

r : ベアリング半径

R : ロール半径

C : 鋳片とロールとの相対接触長さ

W : 鋳型内凝固シェルと銅壁との間の摩擦抵抗

P : 引き抜き力

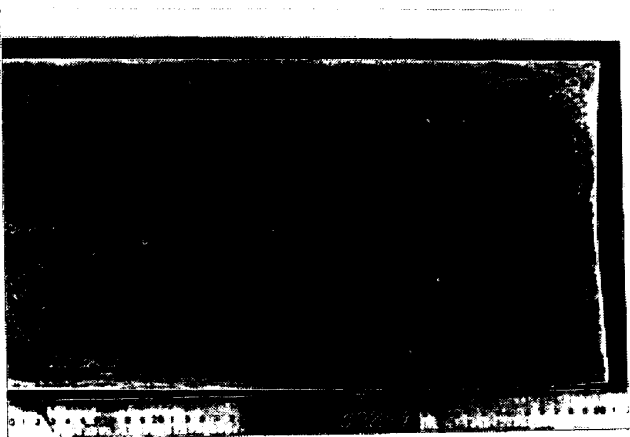
T : 電動機による駆動トルク

G : W. B. の自重による引き抜き力

Fig. 13 は上記の式を用いた実操業条件における W. B. カービリニア型連鋳機の各部の引き抜き抵抗および引き抜き力の計算値を示す。最終スタンドのみで鋳片を引き抜くと仮定すれば、鋳片には約 110 t もの大きな引張力が作用する。W. B. マルチドライブ方式においては、各ロールスタンドに引き抜き抵抗を相殺するよう駆動ロールが配置されており、鋳片には各ロールスタンド間の引き抜き抵抗の差として引張力が作用し、約 10 t

Table 1. Strain and strain rate inside of the strand shell.

SLAB SIZE		230 x 1250 mm			
INITIAL RADIUS OF SLAB		10 m			
SOLIDIFICATION FACTOR		24 mm/min ^{1/2}			
TYPE OF STRAIGHTENING SYSTEM		ONE POINT STRAIGHTENING	CURVILINEAR STRAIGHTENING		
WITHDRAWAL SPEED	m/min	1.1	1.5	1.1	1.5
STRAIN INSIDE OF STRAND SHELL	%	0.233	0.364	0.037	0.041
STRAIN RATE INSIDE OF STRAND SHELL	1/sec	1.068 x 10 ⁻⁴	2.276 x 10 ⁻⁴	1.697 x 10 ⁻⁵	2.563 x 10 ⁻⁵



Kind of steel 50k Al-Killed steel
 Slab size 230 x 1600mm
 Casting temperature 1537°C
 Withdrawal speed 0.8 m/min
 Cooling water rate 0.82 l/kg of steel

Photo. 3. Typical example of macro-structure on the cross section of slab cast by walking bar type curvilinear caster.

と非常に小さな力となることがわかる。図中に一・一線で示されたものは引き抜き力と引き抜き抵抗との差であり、引き抜き力の余裕の大きさを示したものである。

W. B. カーピリニア型連続鋳機により鋳造された鋳片の1例を Photo. 3 に示す。

5. 結 言

W. B. カーピリニア型連続鋳造設備の特徴を理論的解析により検討した。その結果、W. B. は凝固シェルの薄い鋳片を鋳型直下において面支持しているため溶鋼静圧によるバルジングひずみは皆無とみなせる。いつぼうロール支持法でバルジングを防止するには極端にロールピッチを短縮するか、あるいは極端に表面温度を低下させる必要がある。

W. B. が鋳型直下の鋳片を面支持しているため、鋳片を強冷する必要がなく熱応力による表面の割れ欠陥防止に対しても非常に有効である。

さらに、連続鋳造の高速化にともない鋳片の未凝固矯正が必要になる。この場合カーピリニア矯正は鋳片の凝固界面近傍の矯正ひずみおよびひずみ速度を、その割れ限界値内の低いレベルに抑えることが可能である。

鋳片引き抜き機構においても、マルチドライブ機構の採用により鋳片に過大な引張応力をかけずに鋳片を引き抜くため鋳片に割れ欠陥を発生させない。

Appendix (1) 鋳片温度計算境界条件

1. W.B. 密着部分

$$\lambda \frac{d\theta}{dy} = \alpha_m (\theta_S - \theta_B)$$

$$\alpha_m = (1 - \omega_B) \left(\frac{\lambda_G}{\delta_B} + \alpha_R \right) + \omega_B \frac{\lambda_G}{\delta_B}$$

$$\alpha_R = \frac{B}{1/E_1 + 1/E_2 - 1} \times \frac{(\theta_S + 273)^4 - (\theta_B + 273)^4}{\theta_S - \theta_B}$$

ω_B : 相対接触面積比

λ_G : ガス体熱伝導率

δ_B : パー表面と鋳片とのすきま

α_R : 副射熱伝達係数

B : $1.36 \times 10^{-12} \text{ cal/cm}^2 \text{ s } ^\circ\text{K}^4$

E_1 : 鋳片副射率

E_2 : 水冷板副射率

θ_S : スラブ表面温度

θ_B : 水冷板表面温度

2. W.B. 間隙部分

$$\lambda \frac{d\theta}{dy} = \alpha_m (\theta_S - \theta_B)$$

$$\alpha_m = \alpha_R + \alpha_C$$

$$\alpha_R = \frac{B}{1/E_1 + 1/E_2 - 1} \times \frac{(\theta_S + 273)^4 - (\theta_B + 273)^4}{\theta_S - \theta_B}$$

α_C : 対流熱伝達係数

3. スプレー冷却帯

スプレー帯での抜熱はスプレーが直接当たっている部分での抜熱とスプレーが直接当たらない部分とに分けて境界条件を採用し、既に報告されているスプレーの熱伝達係数をもとに計算を行った⁷⁾⁸⁾。

文 献

- 1) 森田明弘, 年楳和義, 岡本 洋: 神戸製鋼技報, 29 (1979), p. 55
- 2) 成田貴一, 森 隆資: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 1323
- 3) 森 隆資, 長岡 豊, 綾田研三, 副島利行: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 1033
- 4) 神戸製鋼所 中央研究所: 第 65 回計測部会, (1977)
- 5) 神戸製鋼所 中央研究所: 第 71 回製鋼部会, (1978)
- 6) 成田貴一, 野崎輝彦, 森 隆資, 宮崎 純: 鉄と鋼, 66 (1980), S 806
- 7) 三塚正志: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1457
- 8) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 川崎守夫, 鉄と鋼, 65 (1979), p. 90