

連続鋳造における拘束性ブレイクアウトの 予知・防止システムの開発

川崎製鉄技報
20 (1988) 3, 177-182

Development of System for Predicting and Preventing Sticking Type Breakout in Continuous Casting



糸山 誓司
Seiji Itoyama

鉄鋼研究所 プロセス
研究部製鋼研究室



寺嶋 司
Tsukasa Terashima

千葉製鉄所 製鋼部製
鋼技術室



田中 修二
Syuji Tanaka

千葉製鉄所 設備技術
部電気計装技術室



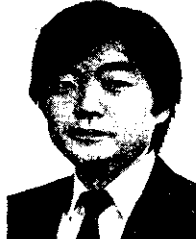
山中 啓充
Hiromitsu Yamanaka

千葉製鉄所 製鋼部製
鋼技術室 部長



弓手 崇生
Takao Yunde

千葉製鉄所 設備技術
部機械技術室



井口 弘明
Hiroaki Iguchi

千葉製鉄所 設備技術
部電気計装技術室

1 結 言

連続鋳造時における生産性を増大させ、かつ高温鋳片の製造と直送圧延プロセスを安定化させるためには、高速鋳造技術が重要となる。高速鋳造技術を確立するに当たって最も懸念される問題点は、拘束性ブレイクアウトの増大である¹⁾。これは、鋳型内鋳片凝固殻の薄肉化による凝固殻強度の低下、鋳片と鋳型間の潤滑不良による摩擦力の増大、さらには鋳型温度上昇などに起因するといわれている²⁻⁴⁾。当社での全ブレイクアウト件数に対する拘束性ブレイクアウトの発生率は50%以上を占め、それによる損害は多大である。拘束性ブレイクアウトを防止するために、とくにモールドパウダーの粘度の低下²⁾、ガラス化促進(結晶化の抑制)⁵⁾を考慮したモールドパウダー設計による潤滑性の向上がなされている。しかし、これらのパウダー特性を、鋳造速度、溶鋼温度、浸漬ノズル形状、および鋳造鋼種等の変化や、その他突発的かつ急激な鋳造条件の変化にすばやく追従させることは困難である。

要旨

高温鋳片の製造と直送圧延プロセスを支えるために必須である高速連続鋳造の安定化を図るため、鋳型銅板測温法により拘束性ブレイクアウトの発生を予知・防止するシステムを千葉製鉄所の第1および第3連鋳機で開発した。拘束性ブレイクアウト予知の信頼性向上は、鋳型幅方向の多点測温により可能であり、検出率は100%、予知率は85.7%、誤報発生頻度は0.0002回/ヒートである。拘束性ブレイクアウト予知後、鋳造速度を減少してブレイクアウトを回避するための最小減速量を、ブレイクアウト予知時の鋳造速度によって変えることにより、ブレイクアウトを回避している。

Synopsis:

A method to detect and prevent a sticking type breakout in continuous casting was studied in order to avoid operational trouble associated with breakout at high speed casting. After intensive studies, the method was applied as a prediction and prevention system first to No. 1 and then to No. 3 continuous casters in Chiba Works. Test operation showed that the system was a powerful aid for preventing the breakout, and the system was effectively used in commercial operation. Results obtained are summarized as follows:

- (1) The breakout can be successfully predicted by thermocouples installed in parallel to meniscus in the mold copper plate.
- (2) All the breakout can be detected, but 14.3% of breakout alarms are false and the frequency of the false alarm is 0.0002 time per heat.
- (3) When the breakout sensor alarms, the casting speed is instantly lowered down to the predetermined allowable level to avoid the breakout.

このような背景をふまえ、著者らは、スラブ連鋳時の拘束性ブレイクアウトの予知・防止の開発に着手した。拘束性ブレイクアウトの予知については、常岡ら⁶⁾や村瀬ら⁷⁾の鋳型銅板測温方式、梨和ら⁸⁾のロードセル方式、さらには鋳型振動測定方式⁹⁻¹¹⁾がある。これらの方法はいずれも拘束性ブレイクアウト直前の鋳型内での温度や摩擦力の変化に着目したものである。また、拘束性ブレイクアウトの防止については、拘束が検知された場合に鋳造速度を減速するとブレイクアウトを回避できるという椿原ら¹²⁾の報告がある。しかし、高速鋳造時の急激な減速や鋳造の停止は、鋳片表面品質や生産性、さらには鋳造制御の観点から避ける必要があるため、拘束性ブレイクアウトを回避するための鋳造速度の減速量を最小とすることは意義がある。もちろん、不必要な減速は操業を擾乱するので拘束性ブレイクアウト予知の信頼性を高める必要がある。鋳型測温方式

* 昭和63年3月29日原稿受付

による拘束性ブレイクアウトの検出率は100%¹³⁾であるのに対し、鋳型鋳片間の摩擦力の変化に起因する特性値変化を利用する場合の検出率は60%¹⁰⁾～64%⁹⁾といわれている。この差は特性値を計測するセンサーと鋳型との距離の差に起因すると思われる。しかし、鋳型測温方式の場合の予知の誤報率は68%¹³⁾と多く、信頼性の向上が必要である。

本報告では、この点を考慮して、鋳型銅板測温法による拘束性ブレイクアウト予知の信頼性向上とそれに引き続く減速による確実な回避方法について検討した。また、検討結果に基づいて、開発した拘束性ブレイクアウトの予知・防止システム¹⁴⁾について述べる。

2 鋳型銅板測温方法と拘束性ブレイクアウト予知原理

拘束性ブレイクアウト予知は、Fig. 1の(1)～(5)のブレイクアウト発生過程⁹⁾において、V字形をした凝固殻の破断部 (constricted line of shell) が縦横に成長、伝播しながら鋳型下端まで下降する際、破断部が通過する位置に対応した複数の測温部で急激な温度上昇とそれに引続く下降現象が検出されることを利用している。

予知方式は、これまで紹介されている鋳込方向(縦方向)での上下段温度の逆転現象を利用する方法¹⁵⁾と異なり、破断部の幅方向(横方向)への伝播を時間遅れをとまなう温度上昇挙動によって判断する⁷⁾ものである。

測温方向(横、縦)の違いは、破断部が横と縦に伝播する時間に影響する。横、縦方向の測温間隔を、それぞれ W_x , W_z とすると、横と縦方向への伝播時間 t_x , t_z は、次式で表される。

$$t_x = W_x \tan \beta / \alpha V_0 = W_x / V_x \quad (1)$$

$$t_z = W_z / \alpha V_0 = W_z / V_z \quad (2)$$

ここで、 β : 破断線の水平線となす角度

α : 鋳込速度 V_0 に対する破断線の下降速度の比

V_x , V_z : 破断線の横と縦方向への伝播速度。

拘束性ブレイクアウト時に鋳型内に残存した凝固殻の β 値は、Fig. 2に示すように、 V_0 の増加とともに大きくなる傾向を示し $V_0 = 0.7 \sim 1.6$ m/min で $30 \sim 53^\circ$ であった。しかし、(1), (2) 式中の

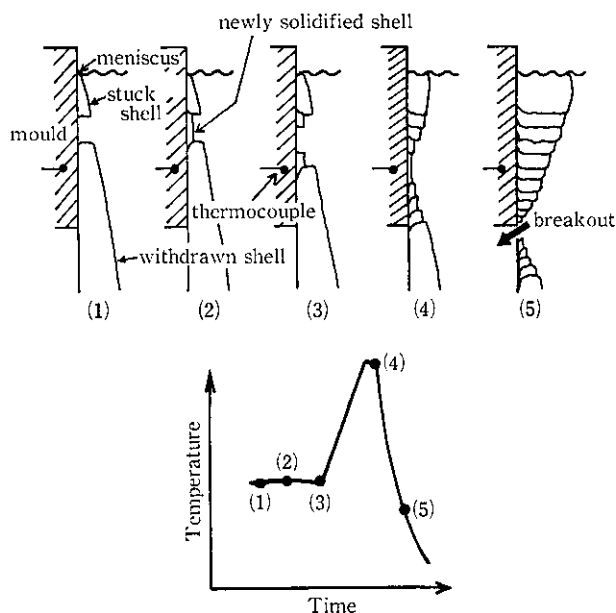


Fig. 1 Mechanism of sticking type breakout and its temperature change in mold plate

V_x と V_z を実験的に得られた t_x と t_z から求め、(3) 式より鋳型内で伝播中のV字型破断線の β 値を推算すると、 $20 \sim 45^\circ$ であった。

$$\beta = \tan^{-1}(V_z/V_x) \quad (3)$$

Fig. 2に示すように、この β 値に及ぼす V_0 や鋳片幅の影響は明確でなかった。Fig. 3には、ブレイクアウト直前の β 値の変化を、シェル拘束位置を基点として、鋳片幅方向に示す。 β 値は破断線の伝播の進行にともない大きくなっていることがわかる。この現象は、Photo 1に示すように、ブレイクアウト時の拘束シェル表面のリッブルマーク模様(シェル破断線の軌跡に相当)の角度が、拘束位置を基点として幅方向および鋳片引抜き方向に広がるにしたがい、だんだん大きくなっていることから理解できる。

以上より $\beta = 20 \sim 45^\circ$ とし、測温条件が同じ、つまり測温間隔が横と縦方向で等しい場合の t_x と t_z の関係を求めると(4) 式となる。

$$t_x \leq t_z, t_x/t_z = 0.36 \sim 1.0 \quad (4)$$

よって、横方向で測温する方式が、シェル破断現象を、より早く検知できる可能性が大きい。

高速連鋳の場合、鋳型内での凝固殻の滞留時間はより短くなるため、ブレイクアウトを予知してから発生するまでの猶予時間も短くなる。したがって、少しでも早くシェル破断現象をとらえることがブレイクアウトを回避するうえで重要となる。もちろん、測温間隔を短くすれば、それだけ早く予知が可能になり測温方向の影響を

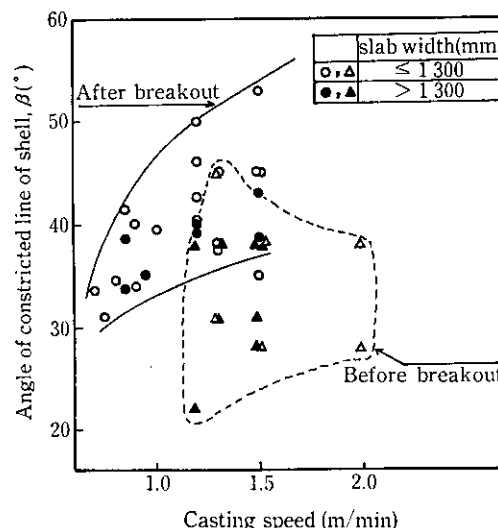


Fig. 2 Effect of casting speed and slab width on the angle of constricted line of shell, β , before and after the breakout

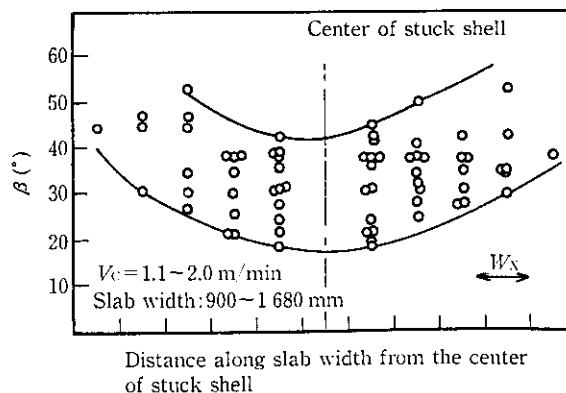


Fig. 3 Change in angle β along slab width from the center of stuck shell

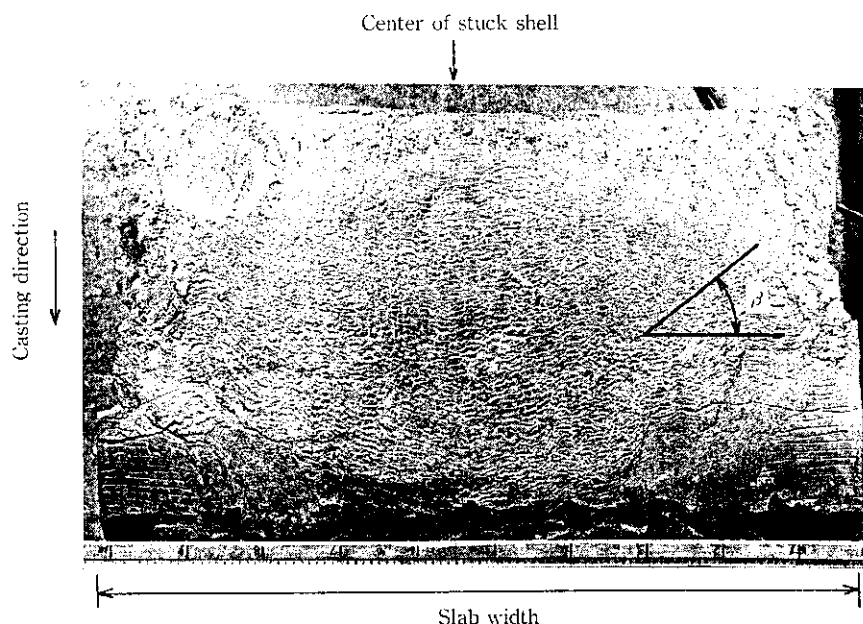


Photo 1 Surface of shell remained in mold after the sticking type breakout

くすこともできる。しかし、逆に測温点数の増加を招き、測温センサーの保守・点検の負荷が増すので、条件が許す限り測温間隔は広くする方が望ましい。以上の点を考慮して、横方向での測温方式を採用している。

測温は、銅板とバックアッププレート（水箱）を固定しているスタッドボルトの軸芯を中空化し、その穴を通した着脱可能なシーstype熱電対をスプリングにより銅板背面に押し付けて行った。測温のための鋳型の分解や銅板の溝加工は不要で、測温深さは稼働面から22~33 mmである。熱電対先端には水封処理を施して、冷却水が浸入しないように工夫し、測温を行った。

このため、測温位置はスタッドボルト位置に制限されるが、ブレイクアウトの予知から回避のための作業アクションが十分余裕を持って行える時間 t_B が、予知から発生までの時間よりも短くなるように、(5)、(6)式から測温位置 l および W_X を決めた。

$$t_B < l_c / \alpha V_c - t_{cr} \dots\dots\dots (5)$$

$$l_c = L - l - \frac{n}{2} W_X \tan \beta \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 l_c : 破断部が n 箇所の測温点を通した位置から鋳型下端までの最小距離

L : 鋳型長さ

l : 測温点の鋳型上端からの距離

n : 拘束性ブレイクアウトの予知判断を下すのに必要な最少の測温点数

t_{cr} : n 箇所での温度変化検出からブレイクアウトの警報を出すまでの予知判定時間

α : 0.55~0.90 (実測値であり、加藤ら¹⁶⁾ とほぼ同じ値)

3 開発経緯および実作業結果

Fig. 4は、千葉製鉄所の第1および第3連鋳機における拘束性ブレイクアウト予知・防止システムの流れを、また、Table 1は鋳造条件を示す。ブレイクアウト予知に必要な基本的なパラメータは温

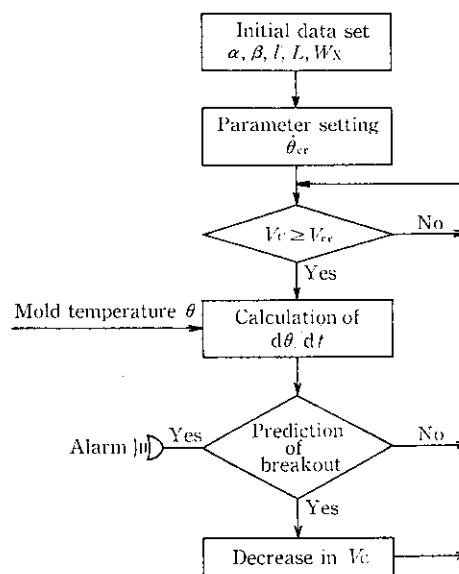


Fig. 4 Flow chart of prediction and prevention system of sticking type breakout for No. 3 continuous casting machine at Chiba Works

度変化速度の臨界値 θ_{cr} のみであり、この値より大きい温度変化速度が検出されればシェルの拘束と破断が生じたものと判断する。この臨界値は、過去の拘束性ブレイクアウト時の銅板温度変化速度の測定値に基づいて決めた。

当初、ブレイクアウト予知の基本ソフトの研究開発は、ブレイクアウト発生時の損害の大きい特殊鋼を鋳造する第1連鋳機にて行い、その後、第3連鋳機でも行った。Table 2および3には、研究開発期間中の鋼種別のブレイクアウト予知誤警報発生頻度を示す。鋼種依存性が大きく、かつその発生頻度も多いので第3連鋳機での高速鋳造時に適用した場合、生産性の障害が懸念された。このため、予知プログラムの初期値 α 、 β やパラメータ θ_{cr} の最適化などの改善を行った。その結果、Table 4の第3連鋳での工程使用結果から

Table 1 Casting conditions at No. 1 and No. 3 continuous casters in Chiba Works

	No. 1 CCM	No. 3 CCM
Cast steel	- Stainless steel - High carbon steel	- Low carbon and ultra low carbon steels for cold rolled sheet - Middle carbon steel (C/0.08-0.14%)
Slab size		
Thickness	200, 260 mm	230, 260 mm
Width	800-1 250 mm	800-2 000 mm
Casting speed	0.6-1.1 m/min	1.1-2.0 m/min
Mold oscillation		
Stroke	2-8 mm	7.8 mm
Frequency	70-200 cpm	110-140 cpm
Negative stripping time ratio	5-60%	5-30%

Table 2 Experimental results of the breakout prediction system at No. 1 caster in Chiba Works

Steel grade	Frequency of false alarm* (time/heat)	Ratio of prediction** (%)
AISI 304	0.032	22
AISI 430	0.0048	33
AISI 410	0.0089	50
High carbon steel	0	0
Other steel	0	0
Average	0.011	26

* Frequency of false alarm = $\frac{(\text{Alarmed heats}) - (\text{BO predicted heats})}{\text{Total heats}}$

** Ratio of prediction = $\frac{(\text{BO predicted heats})}{\text{Alarmed heats}} \times 100$

Table 3 Experimental results of the breakout prediction system at No. 3 caster in Chiba Works

Steel grade	Frequency of false alarm* (time/heat)	Ratio of Prediction** (%)
Middle carbon steel	0.016	78
Al killed steel	0.0068	25
Low carbon pseudo-rimmed steel	0	0
Other steel	0	0
Average	0.0058	37

(*, ** See Table 2)

Table 4 Operation results at No. 3 caster in Chiba Works

Total number of heat A	Frequency of false alarm B (time/heat)	Ratio of prediction* C (%)	Ratio of detection** D (%)	Time of prevention (prediction) E	Time of miss-prediction F
8 775	0.00023	85.7	100	12	0

* $C = 100E / (A \times B + E + F)$ ** $D = 100E / (E + F)$

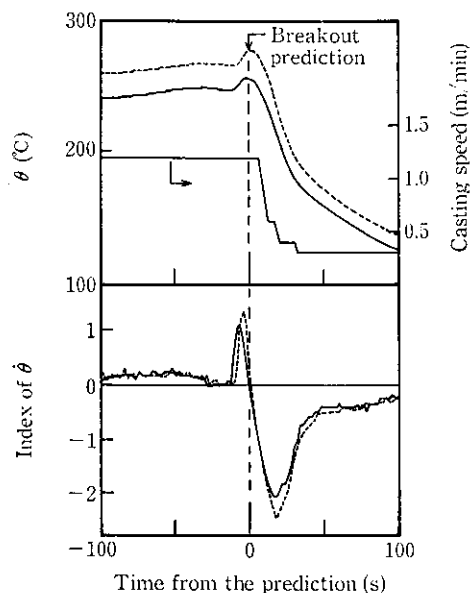


Fig. 5 Changes in temperature and its differential with time during the breakout prediction and prevention process

わかるように、誤警報発生率が激減し、高速鋳造時においても操業攪乱することなく、かつ信頼性高いブレイクアウト予知システムが完成した。

Fig. 5 は、ブレイクアウトを予知して回避した時の鋳型銅板温度、温度変化速度および鋳造速度の変化を示す。鋳造速度を減速させることによって、拘束性ブレイクアウトを回避できることが確認できた。誤報発生率は14.3%、頻度は2ストランド当たり0.0002回/ヒートで、誤報は鋳造速度の増加時や急激な湯面変動時に発生するものの、温度変動の激しい中炭素鋼 (C/0.08~0.14%) における誤報の増加は見られず、ブレイクアウトの見逃し率は0%であった。

4 拘束性ブレイクアウト回避に対する考え方⁽⁴⁾

減速により拘束性ブレイクアウトを回避するためには、次の3条件が満足される必要がある。

- (1) 減速によって、拘束シェルが鋳型から解放される。
- (2) 解放された拘束シェルが鋳片と一緒に引き抜かれる。
- (3) 解放された拘束シェル破断部が鋳型の下端に達した際にその位置での静鉄圧に耐えうる強度を有する。

以下に、(1)~(3)を満足させる鋳造条件について検討する。

4.1 減速による拘束シェルの解放条件

減速によって拘束シェルが鋳型から解放される定性的な理由は、Fig. 6 によって説明できる。すなわち、鋳型にシェルが拘束されていて鋳型と同一の運動をする場合、定常速度 V_c でのネガティブ時

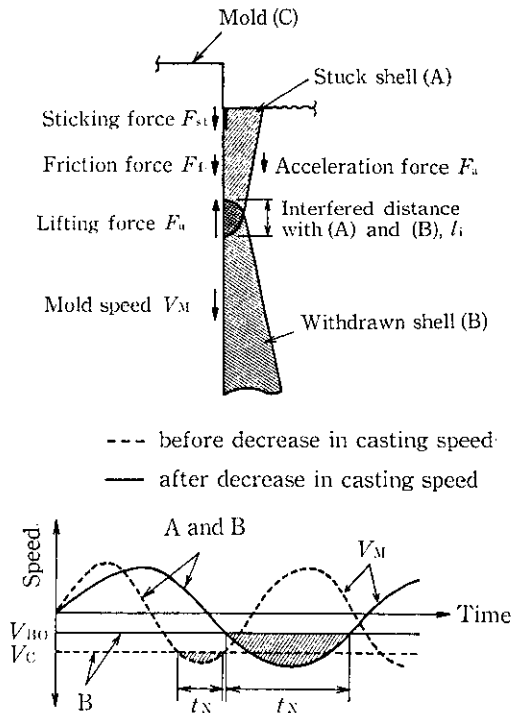


Fig. 6 Schematic presentation of behaviors of forces induced by interference with stuck shell and withdrawn shell, and comparison of interfering time t_N between before and after the decrease in casting speed for the breakout prevention

間 t_N は、拘束シェルAが引き抜かれるシェルBを l_i だけ押し込む時間に相当する。シェルBからすれば、この押し込みにより拘束シェルAに押し上げ力 F_u が作用する。この時、拘束シェルに作用する力のバランスを取ると、次式となる。

$$F_{st} + F_f + F_a + F_g > F_u \quad (7)$$

ここで、 F_{st} : 鋳型と拘束シェル間の拘束力

F_a : 拘束シェルの慣性力

F_g : 拘束シェルの重力による力

F_f : 鋳型と拘束シェル間の摩擦力

減速すると t_N は長くなり、したがって破断部のシェル厚も増すことになる。これは (7) 式中の F_u の増加につながる。よって、

$$F_{st} + F_f + F_a + F_g < F_u \quad (8)$$

の条件になれば、拘束シェルは鋳型から解放されることになる。

つまり、減速すること自体が拘束シェルに解放力を与えるように作用することになる。しかし、どこまで減速すべきかについては、 F_{st} が不明であるので、経験的に求めざるを得ない。

4.2 拘束が解放されたシェルの引抜き条件

拘束が解放されたシェルを引き抜く条件は、シェルに作用する力のバランスから (9) 式で表現できる。

$$F_t < F_T + F_g \quad (9)$$

ここで、 F_T : t_N 時間内に破断部で成長したシェルの引張強度

この場合も、減速によって t_N 時間が長くなると F_T が増大するので解放された拘束シェルは引き抜かれやすくなる。通常、シェルの引張強度は圧縮強度よりも小さいので、拘束シェルが引き抜かれる鋳造速度は、拘束シェルが解放される鋳造速度よりも小さいことが推定される。よって拘束シェルが引き抜かれる速度を求めれば、条件 (1) は満足されると考えられる。

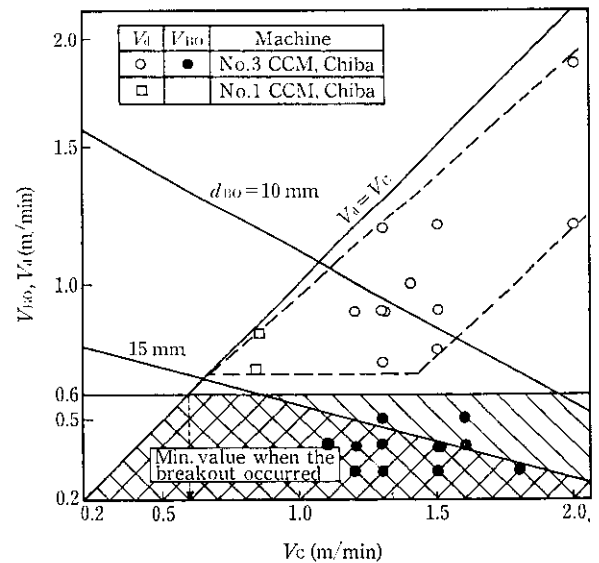


Fig. 7 Relations among casting speed (V_C) at the breakout prediction, descending speed (V_d) of perimeter of stuck shell, and casting speed (V_{BO} , hatched part) after the decrease in casting speed for preventing the breakout

さて、第1, 3連鋳では 0.6 m/min 未満の鋳造速度での拘束性ブレイクアウト発生経験がない。この理由として、次の2点が考えられる。

- (1) 低速鋳造のためシェルの引張強度が鋳型と鋳片間の摩擦力あるいは拘束力よりも大きいのでシェル破断が起こらない。
- (2) もし、シェルの拘束が発生しても、 t_N が大きいため、(8)、(9) 式が成立して容易に拘束が解放される条件にある。

一方、拘束シェル破断線の下降速度 V_d と鋳造速度 V_C の関係は、Fig. 7 の破線部のように表される。もし、上述の (1)、(2) の理由で、ブレイクアウトの発生しない上限の臨界鋳造速度が存在すると仮定すると、この値は $V_d = V_C$ になる値に相当し、それ以下ではシェルの拘束は発生しないと考えられる。図中からこの臨界鋳造速度を推定すると約 0.7 m/min となる。この値は、前述の拘束性ブレイクアウトの発生する最低鋳造速度 0.6 m/min に近く、解放された拘束シェルを引き抜くための最大値と見なせよう。

以上は、これまでに得られたデータをもとに推定したものであり、臨界鋳造速度は鋼の高温強度や鋳型と鋳片間の摩擦力にも依存するものと考えられる。

4.3 解放された拘束シェル破断部の鋳型下端でのブレイクアウト防止条件

ブレイクアウトを予知し減速する時点での、V形の拘束シェル破断部の先端から鋳型下端までの距離 l_B は、(10) 式で与えられる。ただし、減速は直ちに行われるものとする。

$$l_B = l_C - \alpha V_C t_d \quad (10)$$

ここで、 t_d は温度変化検知から減速開始までの時間。また、鋳型下端でのブレイクアウト回避に必要なシェル厚を d_{BO} とすると、

$$d_{BO} < k_s \left[\frac{l_B}{V_{BO}} - t_1 \right]^{0.5} \quad (11)$$

ここで、 k_s : 鋳型内凝固速度定数

V_{BO} : 減速後の鋳造速度

t_1 : 減速して、拘束シェルが解放されるまでの時間

(10), (11) 式より, ブレイクアウト回避に必要な V_{BO} は (12) 式となる。

$$V_{BO} < \frac{l_B}{\left[\frac{d_{BO}}{k_s} \right]^2 + t_1} \quad (12)$$

Fig. 7 には, (12) 式を用いて d_{BO} をパラメータに計算した V_{BO} と減速前の V_0 の関係を示す。ただし, $k_s = 20 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-0.5}$, $t_1 = 0 \text{ sec}$, $\alpha = 0.7$, $\beta = 35^\circ$ とした。なお, d_{BO} は, 鋳型下端でパルジングしない条件として求めればよいが, ここでは, d_{BO} は V_0 に依存せず一定として与えた。

4.4 拘束性ブレイクアウト回避条件の推定

以上より, ブレイクアウト回避に必要な減速後の鋳造速度 V_{BO} は, 解放されたシェルの引抜速度と解放シェルの破断部が鋳型下端でブレイクアウトしない引抜速度のいずれかの最小値となる。椿原ら¹²⁾ は, V_{BO} を経験的に (13) 式で与えている。

$$\frac{\pi f V_{BO}}{3600} \times \left[\frac{\pi}{2} - \sin^{-1} \left(\frac{V_{BO}}{\pi f S} \right) \right]^{-1} < 4.5 \times 10^{-2} \quad (13)$$

(13) 式は, V_{BO} でのネガティブ時間 t_N を表す (14) 式を用いれば (15) 式となり, これは, ブレイクアウトの回避には t_N が関係することを示唆するものである。

$$t_N = \frac{1}{\pi f} \left[\frac{\pi}{2} - \sin^{-1} \left(\frac{V_{BO}}{\pi f S} \right) \right] \quad (14)$$

$$V_{BO} < 162 t_N \quad (15)$$

一方, V_{BO} と鋳型振動条件との関係を示す (16) 式と (13) 式から f を消去すると (17) 式が得られ, この式から, V_{BO} が簡単に求まる。

$$V_{BO} = 2fS / (1 + N_s) \quad (16)$$

$$V_{BO} < \left[\frac{324S \left\{ \frac{\pi}{2} - \sin^{-1} \left(\frac{2}{\pi(1+N_s)} \right) \right\}}{\pi(1+N_s)} \right]^{0.5} \quad (17)$$

ここで, S : オッシレーションの全振幅 (m)

f : 鋳型振動数 (cpm)

N_s : ネガティブストリップ速度率 (%)

(17) 式から, 第3連鋳機の場合 ($S = 7.8 \text{ mm}$, $N_s = 5 \sim 30\%$) の

V_{BO} を求めると, 0.81 m/min 以下となり, この値は, 前述の拘束性ブレイクアウトが発生しない臨界鋳造速度の $0.6 \sim 0.7 \text{ m/min}$ に近い。

Fig. 7 には, ブレイクアウト回避に必要な前述の条件 (2), (3) を満足する鋳造速度の範囲を斜線部で示す。ただし, 条件 (2) を満足する鋳造速度は, 0.6 m/min とした。なお, 図中には拘束性ブレイクアウトを回避した時のデータも示した。 V_{BO} は, d_{BO} が薄い場合 (10 mm) は, 条件 (2), (3) によって制限される。一方, d_{BO} が厚い場合 (15 mm) には, 条件 (3) のみでは制限されることになる。

これにより, 予知後のブレイクアウト回避に必要な減速後の鋳造速度 V_{BO} は, 減速前の鋳造速度によって変化させる必要のあることが推定される。つまり, V_0 が大きくなるほど V_{BO} を小さくする必要があり, 高速鋳造の場合, 確実にブレイクアウトを回避するためにはとくに (10) 式の l_B を大きくするよう測温位置や鋳造速度の減速方法を工夫する必要がある。

第3連鋳においては, 以上のような考え方で, 拘束性ブレイクアウトを回避している。

5 結 言

高速連鋳操業の安定化のため, 拘束性ブレイクアウトの発生を回避するための鋳型測温方式による予知・防止方法を検討した。その結果, 信頼性のある拘束性ブレイクアウトの予知・防止システムを開発した。得られた結果は, 以下のとおりである。

- (1) 鋳型測温方式による拘束性ブレイクアウト予知の信頼性向上は, 鋳型幅方向での多点測温により可能である。
- (2) ブレイクアウト検出率は 100% である。
- (3) ブレイクアウト予知の誤判定率は 14.3%, 誤報発生頻度は 0.0002 回/ヒートである。
- (4) 拘束性ブレイクアウトの予知後, 鋳込速度を減少することによってブレイクアウトを確実に回避するためには, ブレイクアウト予知時の鋳造速度に応じて減速量を変える必要のあることが推定された。

参 考 文 献

- 1) 井上俊朗, 田中英記: 製鉄研究, No. 294 (1978)
- 2) 糸山誓司, 垣生泰弘, 反町健一, 川原田昭, 矢部 直: 鉄と鋼, 68 (1982) 7, 784
- 3) 水上秀明, 川上公成, 北川 融, 鈴木幹雄, 内田重孝, 小松喜美: 鉄と鋼, 72 (1986) 14, 1862
- 4) 平田早苗, 柳沢 健, 山田 衛, 神田克典: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S158
- 5) 山中啓充, 西川 廣, 丸元 清, 反町健一, 久我正昭, 中戸 参: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S154
- 6) 常岡 聡, 須藤有務, 山本利樹, 桐生幸雄, 斎藤昭光: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S155
- 7) 村瀬文夫, 上田徹雄, 大西正之, 大岩美貴, 八百 升, 永井 潤: 鉄と鋼, 67 (1981) 12, S910
- 8) 梨和 甫, 吉田圭治, 友野 宏, 木村 隆, 辻田 進: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S856
- 9) A. Delhalle, J. F. Mariotton, J. P. Birat, J. Foussal, M. Larreco, and G. Tourscher: "New Development in Quality and Process Monitoring on Solmer's Slab Caster", Proceedings of 67th Steelmaking Conference, AIME, Chicago, April (1984)
- 10) 中森幸雄, 藤懸洋一, 常盤憲司, 片岡冬里, 常岡 聡, 三隅秀幸: 鉄と鋼, 70 (1984) 9, 1262
- 11) 中重文隆, 松永 滋, 中川卓夫, 上杉考興: 日新製鋼技報, No. 53 (1985), 58
- 12) 椿原 治, 藤本紘一, 松下 昭, 大橋 渡, 庄司武志: 鉄と鋼, 70 (1984) 4, S206
- 13) A. Tsuneoka, W. Ohashi, S. Ishitobi, T. Kataoka and M. Tenma: "Measurement and Control System of Solidification in Continuous Casting Mold", Proceedings of 68th Steelmaking Conference, AIME, (1985)
- 14) 糸山誓司, 鷲尾 勝, 西川 廣, 山中啓充, 田中修二, 藤井徹也: 鉄と鋼, 74 (1988) 7, 1274
- 15) 日本鉄鋼協会: 第78回製鋼部会 (1981), 新日本製鉄 (株) (私信)
- 16) 加藤正彦, 大橋 渡, 松下 昭, 天満雅美, 庄司武志: 鉄と鋼, 71 (1985) 4, S164