

連続鋳造機内のバルジングの直接測定技術と 数値シミュレーション

Direct Measurement Technique and Numerical Simulation of Bulging in Continuous Casting Machine

大野 浩之 OHNO Hiroyuki JFE スチール スチール研究所 製鋼研究部 主任研究員 (副課長)
外石 圭吾 TOISHI Keigo JFE スチール スチール研究所 製鋼研究部 主任研究員 (副課長)
荒牧 則親 ARAMAKI Norichika JFE スチール スチール研究所 製鋼研究部 主任研究員 (副部長)

要旨

連続鋳造工程においては、要求板厚の増大や耐 HIC (Hydrogen Induced Crack) 鋼の特性向上などの一層厳しくなる鋼材の中心偏析改善要求を満足するために、数々の改善を実施してきた。本研究では、中心偏析改善の重要因子である連続鋳造機ロール間でのバルジング挙動に着目し、JFE スチール 西日本製鉄所 (福山地区) 第 6 連続鋳造機においてセグメント内に水柱式の超音波センサーを設置し、鋳造中のバルジングの直接観察を実施した。測定したバルジング量と湯面レベルセンサーによる鋳型内の湯面変動量との比較を行なった結果、両者に相関があることを確認した。また、ロール間バルジングの挙動を応力シミュレーションにより検討し、鋳型内にて生成されるシェル厚の均一度とバルジング量に相関があることを見出した。

Abstract:

A number of improvements on center segregation have been conducted in a continuous casting process due to increasing demands such as thicker plates and improving quality of anti-hydrogen induced crack (HIC) steel plates. In this research, JFE Steel focused on the inter-roller bulging behavior as an important factors to improve center segregation and observed the bulging behavior during casting by installing a water ultrasonic range finder in the segment at West Japan Works (Fukuyama) No. 6 continuous caster (CC). It was confirmed that there is a correlation between the amount of bulging and mold level fluctuation. Furthermore, from the result of numerical stress simulation of inter-roller bulging behavior, it was found that there is a correlation between the amount of bulging and the uniformity of shell thickness in the mold.

1. はじめに

近年、厚板材では、要求板厚の増大や耐 HIC (Hydrogen Induced Crack) 鋼の特性向上のため、中心偏析への品質要求はますます厳格化している。JFE スチールにおいても、その要求に対応するべく中心偏析を改善するために、凝固収縮時に発生する濃化溶鋼の吸い込みを防止するための軽圧下条件の適正化や、軽圧下効率向上のための 2 次冷却変更によるクレータエンド (最終凝固部) 形状制御を実施してきた。

中心偏析の改善に際して、溶鋼静圧により発生するロール間バルジングが時間で変化する、いわゆる非定常バルジングは、濃化溶鋼の吸い込みを誘発するため、無視できない非常に重要な因子といえる。

過去の研究において、試験連続鋳造機や実際の連続鋳造機内

におけるロール間バルジング量の直接観察について測定例がいくつか報告されている¹⁻⁴⁾。また、ロール間バルジング量の時間変化 (非定常バルジング) についても、湯面変動やセグメント変動の解析によって調査されている⁵⁾。さらには、薄スラブ連続鋳造機における非定常バルジングについて、直接鋳片を測定した報告例⁶⁾もある。非定常バルジングの発生要因についても従来からシミュレーションなどにより検討されてきた⁷⁻¹⁰⁾。

しかしながら、実際のスラブ連続鋳造機での非定常バルジングを、セグメント変動を考慮して直接測定し、湯面変動との相関を比較した研究例は過去にもない。

本研究においては、中心偏析改善の重要因子である非定常バルジングに着目し、西日本製鉄所 (福山地区) 第 6 連続鋳造機のセグメント内に水柱式の超音波距離センサーを設置し、鋳造中鋳片の非定常バルジング挙動を直接測定した。また、鋳型内湯面レベルセンサーで測定した非定常バルジング性湯面変動量との相関も調査した。さらに、セグメ

2016 年 2 月 18 日受付

ント内での非定常バルジング挙動のシミュレーションを実施し、非定常バルジング挙動に影響を与える因子について考察したので、報告する。

2. 連続鋳造機内での非定常バルジングの測定

2.1 測定方法

垂直曲げ型連続鋳造機である西日本製鉄所（福山地区）第6連続鋳造機内に水柱式の超音波距離センサー（以降、超音波センサー）を設置し、鋳造中の非定常バルジング量を断続的に測定した。超音波センサーを設置した連続鋳造機内の位置は、凝固が完了すると考えられた位置より約4 m上流側の上面側セグメントで、この位置は同一ロールピッチが続く領域の開始地点と凝固完了位置のおおよそ中央である。図1に連続鋳造機内に設置した水柱式の超音波距離センサーの模式図を示す¹¹⁾。水柱を介して超音波を鋳片に印加し、超音波の伝播時間と音速から鋳片とセンサー間の相対距離を測定するシステムである。測定システムの分解能は0.01 mmであり、相対距離については0.05 mm以下の測定精度を有する。センサーはセグメントに固定しているため、測定中にセグメントが変動した場合、セグメントの変動量が加算された値を非定常バルジング量として検出してしまふ。そこで、非定常バルジングを測定した位置でのセグメント側の変動も測定するために、地上からセグメントに向けてレーザー式の距離計を設置した。

凝固完了位置は凝固中の鋳片に超音波を印加し、超音波の波形等から算出した。鋳込み初期等の非定常部と考えられた部位は避け、モールドから凝固完了位置までの鋳造速度が一定であった部位を測定した。測定した非定常バルジングやセグメントの変動データは、特定の範囲で移動平均した値を各測定時間での基準位置（=0 mm）とし、基準位置からの差を変動量として算出した。

2.2 測定結果

まず、鋳造中の鋳片に印加した超音波の波形などから算

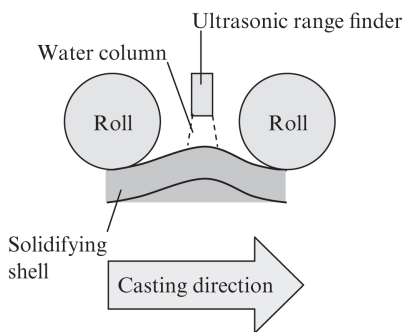


図1 非定常バルジング測定装置の模式図¹¹⁾

Fig. 1 Schematic diagram of equipment for measurement of unsteady bulging

出した凝固完了位置は、狙い通り超音波センサー設置位置より約4 m下流側であった。したがって、非定常バルジング測定位置での鋳片内部は未凝固であることを確認した。

図2に超音波センサーで測定した非定常バルジングの一例を示す。定常部と判断した部位であり、かつ、鋳片がモールドから凝固完了位置に到達するまでの間、鋳込み速度一定で鋳造を行なった部位である。図3には、超音波センサーを設置した位置のセグメントの図2と同時刻の変動を示す。図2と図3に示すように、超音波距離計を設置したセグメント自体の変動量は、非定常バルジング量に対して非常に小さい。したがって、超音波センサーで測定した値にはセグメント自体の変動量はほとんど含まれておらず、値は非定常バルジングそのものであることが判明した。

超音波センサーの設置上の精度の制約から、図2中の縦軸について、0 mmが必ずしもロール間のパスラインと一致しないので、非定常バルジングにおける極大値と極小値のそれぞれの絶対値を測定することはできないが、非定常バルジングにおける極大値と極小値の差、つまり変動量の絶対値については、本試験方法で定量的な測定が可能である。

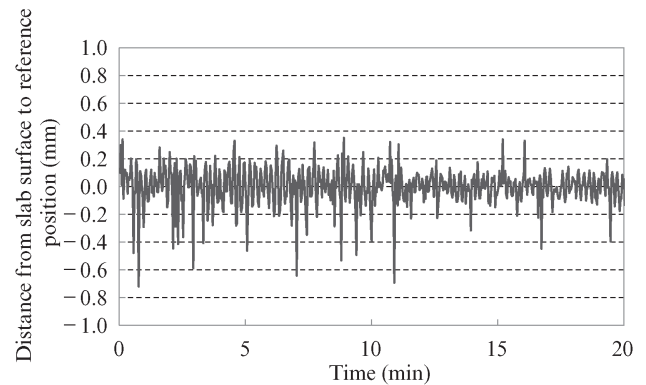


図2 非定常バルジングの一例

Fig. 2 Measurement example of unsteady bulging

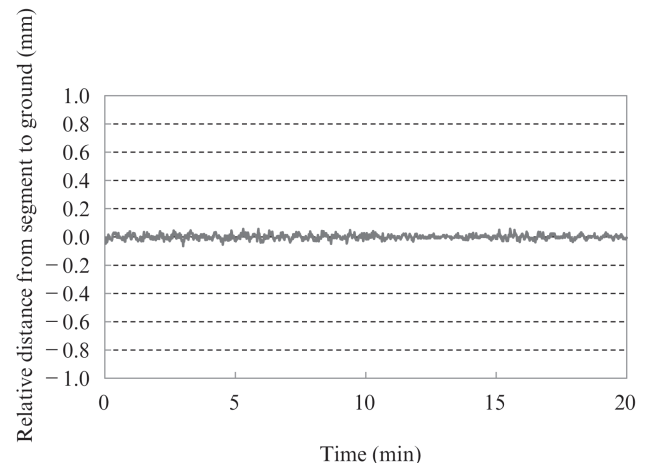


図3 測定装置を設置したセグメントの地上に対する変動

Fig. 3 Fluctuation of relative distance from segment to ground

図4に図2と同時刻の湯面変動のデータを示す。図5には横軸を拡大した同じ時間帯の非定常バルジングと湯面変動を示すが、両者とも同じ周期で変動していた。

なお、図2と図4に示すように、超音波センサーの値のみが大きく変動する時がある。これは、水柱式の超音波センサーでは、水柱が鋳片に当たる際に空気が巻き込まれると異常値となることがあり、それが原因であると考えられる。

図6に、非定常バルジングと湯面変動をフーリエ変換した結果を示す¹¹⁾。両者ともに、 0.087 s^{-1} の周期でピークが発生しており、この周期はロールピッチ÷鋳造速度で算出される周期とおおむね一致した。

以上の結果より、超音波センサーで測定した値が非定常バルジングであることを確認した。

なお、非定常バルジングでは、 0.035 s^{-1} の周期にもピー

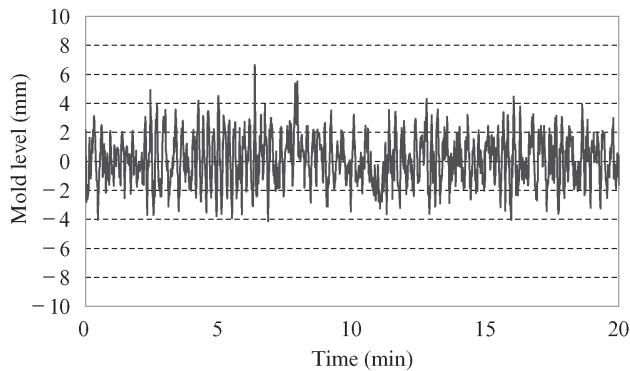


図4 非定常バルジング測定中の湯面変動

Fig. 4 Mold level fluctuation during measurement of unsteady bulging

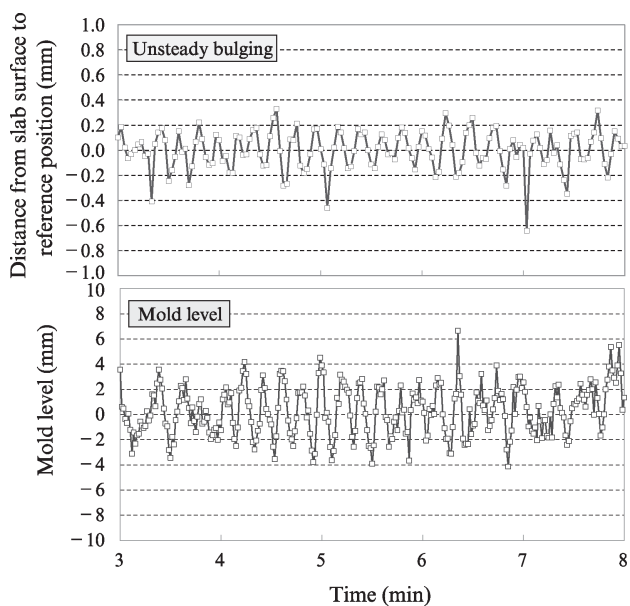


図5 同一時間帯の非定常バルジングと湯面変動

Fig. 5 Unsteady bulging and mold level fluctuation at the same time

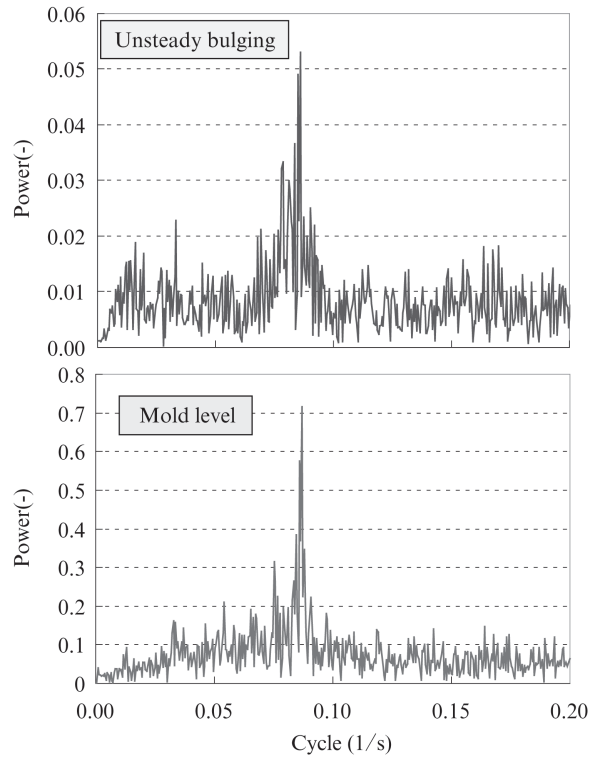


図6 非定常バルジングと湯面変動のFFT解析¹¹⁾

Fig. 6 FFT analyses of unsteady bulging and mold level fluctuation

クが発生しているが、この周期はセグメント内のロールの1周分に相当する。したがって、超音波センサーを設置したセグメントのロールが偏芯しており、その周期のセグメント変動が影響したものと考えられる。

さらに、非定常バルジングにおける振幅の大小について測定可能かどうか確認するために、湯面変動の振幅と比較した。図7に鋳造チャンスごとの湯面変動の振幅の平均値

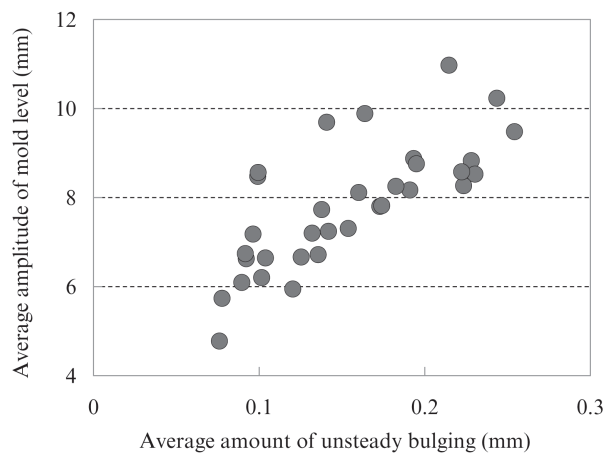


図7 鋳造チャンス毎の湯面変動量と非定常バルジング量の平均値

Fig. 7 Average amplitude of mold level and average amount of unsteady bulging

と非定常バルジング量の平均値の相関を示す。非定常バルジング量が増加するにつれて湯面変動が増加した。したがって、本測定方法においては、非定常バルジングの周期性だけでなく、振幅の大小も測定可能であることを確認した。

以上の結果より、本測定方法によって、非定常バルジングの直接測定が可能となった。

図7に示したように、同じ鋳造条件であっても非定常バルジングと湯面変動のバラつきは大きい。

そこで、非定常バルジングの大小を決定する要因を数値シミュレーションにて検討したので、3章で報告する。

3. 非定常バルジング発生機構についてのFEMシミュレーション

3.1 非定常バルジングの解析モデル

セグメント内での鋳片のバルジング挙動のシミュレーションを実施し、ロール間バルジング変動の大小を決定する要因を数値シミュレーションにて検討した。図8にFEM (Finite Element Method) シミュレーションによる非定常バルジングの弾塑性解析モデルを示す。 σ_x と ε_x を鋳造方向の応力とひずみ、 σ_y と ε_y を厚み方向の応力とひずみとした。鋳片のサイズは厚み1/2、鋳造方向に1m~2m、幅方向を単位長さの二次元L断面モデルとした。ロールは軸心部を固定する剛体とした。鋳片には二次元伝熱計算により求めた温度分布を与え、温度に応じた変形抵抗を与えた。ヤング率、ポアソン比、変形抵抗は低炭素鋼で温度関数として実測した値を用いた。鋳片の未凝固部の変形抵抗を0とし、固相率 F_s (固液共存層の割合を示す指標)が1以下の液相部を自由に変形可能とした。未凝固部と凝固部の境界相に溶鋼静圧 F_p を付与し、鋳片のバルジング力を考慮した。1m~2mに切り出した鋳片の先頭部の変位を拘束し、鋳造方向と厚み方向には変形しないと仮定した。

弾塑性解析により鋳片断片部がロール間を移動するときの鋳片の変形挙動を求めた。凝固シェル厚、静鉄圧、ロールピッチに応じて変化する鋳片バルジング量および未凝固部の変動量を算出した。未凝固部の変動量の概念を図9に

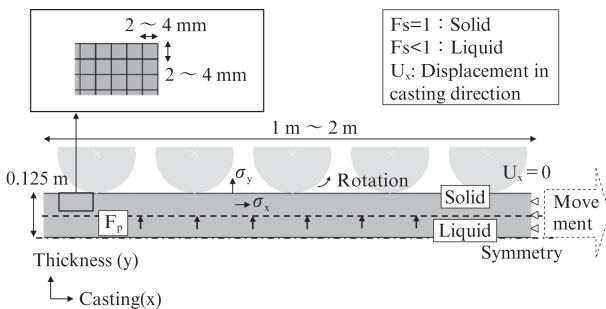


図8 弾塑性解析モデル

Fig. 8 Elasto-plastic analysis model

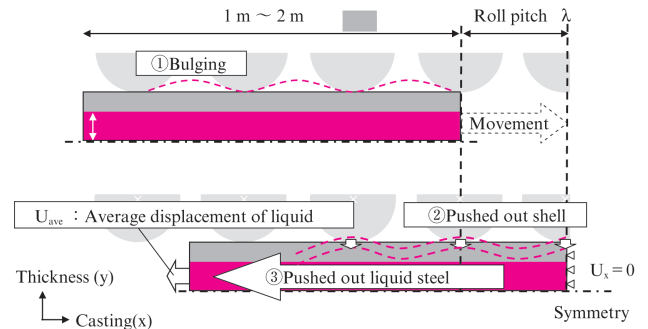


図9 弾塑性解析による液相の変動量の模式図

Fig. 9 Schematic drawing of displacement of liquid in elasto-plastic analysis

示す。非定常バルジングの解析では静鉄圧により鋳片がロール間でバルジングし、バルジングした凝固シェルがロール直下で厚み方向に押し出され、剛性の低い鋳片の未凝固部はセグメントの上流方向に押し出される。鋳片最後面の未凝固部が鋳造方向に変化する量のC断面の平均値を U_{ave} としたとき、鋳造方向に1m~2mの長さの鋳片がロール間を移動する間に U_{ave} の振幅が定常状態となったときの U_{ave} の最大値を未凝固部の最大変位量、すなわち湯面変動量の最大値 U_{max} として評価した。

3.2 シェル厚均一・不均一時のバルジング解析

最初に、二次元伝熱計算により凝固シェル均一時と不均一時のスラブ表面温度を求めた。凝固シェル均一時は鋳造方向に $800 \text{ W/m}^2\text{K}$ で一定の熱伝達係数を与え、凝固シェル不均一時は鋳造方向に50mmのピッチで $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ と $600 \text{ W/m}^2\text{K}$ の熱伝達係数の分布を与えた。凝固シェル均一時と不均一時で平均の凝固シェル厚が等しいとき、鋳片表面の平均温度も等しくなった。伝熱計算で得られた温度分布を初期条件として弾塑性解析を実施した。

表1に非定常バルジングの解析条件を示す。Case-1~3は凝固シェル厚均一とし、Case-4は凝固シェル厚不均一の解析とした。図10にCase-1, Case-4のロールピッチ、静鉄圧を一定として、凝固シェル厚を変更したときのシミュレーションによる未凝固部の変動量を示す¹²⁾。凝固シェル厚の減少とともにバルジング量は増加し、未凝固部の変動量が増加した。凝固シェル不均一時は同一シェル厚と比較すると、シェル均一時よりもバルジング量が増加し、未凝固部の変動量が増加した。また、Case-2, Case-3ではロールピッチあるいは静鉄圧が増加するにつれ鋳片のロール間バルジング量は増加し、未凝固部の変動量が増加した。

3.3 非定常バルジングの発生原因

図11にシェル厚50mmの条件で鋳片がセグメント下流方向に移動したときのスラブ表面の点の厚み方向の変位量を示す¹²⁾。(1)式に川和ら¹³⁾によって提唱された弾性体の

表1 非定常バルジングの解析条件
Table 1 Unsteady bulging analysis condition

	Roll pitch (mm)	Ferrosstatic pressure (MPa)	Shell thickness (mm)			Ununiform pitch: L (mm)
			D _{ave}	D _{min}	D _{max}	
Case-1	280	1.00	50~80			—
Case-2	250~350	1.00	50			—
Case-3	280	0.25~1.50	50			—
Case-4	(a)	1.00	52.5	50	55	50
	(b)		58.5	57	60	
	(c)		68.5	67	70	

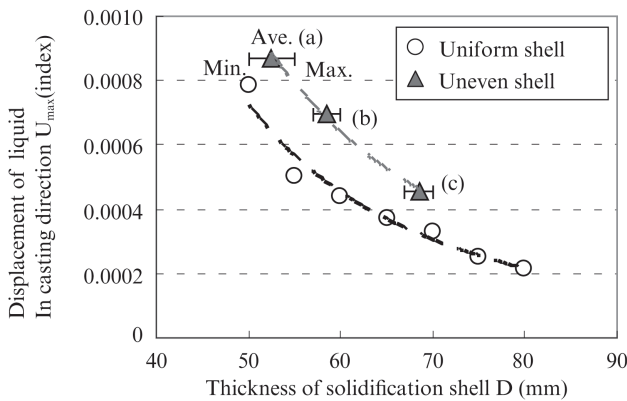


図10 凝固シェル厚と液相の最大変位量¹²⁾

Fig. 10 Relationship of solidification shell thickness and displacement of liquid

梁のモデルによる最大撓み量の算出式を示す。

$$\delta = \frac{60}{384} \times \frac{PL^4}{Ed^3} \dots\dots\dots (1)$$

ここで δ : 最大撓み量 (cm), P : 静鉄圧 (kg/cm^2), L : ロールピッチ (cm), E : ヤング率 (kg/cm^2), d : 凝固シェル厚 (cm)

また、古茂田¹⁴⁾ は弾性梁の撓み量を、B. H. Knell¹⁵⁾ は弾性平板の撓み量を、森田ら¹⁶⁾ は応力解析によるバルジング量をそれぞれ (2) 式, (3) 式, (4) 式のように示した。

$$\delta = \frac{12}{384} \times \frac{PL^4}{Ed^3} \dots\dots\dots (2)$$

$$\delta = \frac{1}{16} \times \frac{PL^2}{Ed^3} \times \left\{ \left(\frac{12}{2} \right) - 3vd^2 + v(b+d)^2 \right\} \dots (3)$$

$$\delta = \frac{P}{220} \times \frac{13.5}{d^3} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 ν (-): ポアソン比, b (cm): スラブ幅
上記式より、本研究においてバルジング量をシミュレーションした条件での、ロール間の最大バルジング量を算出

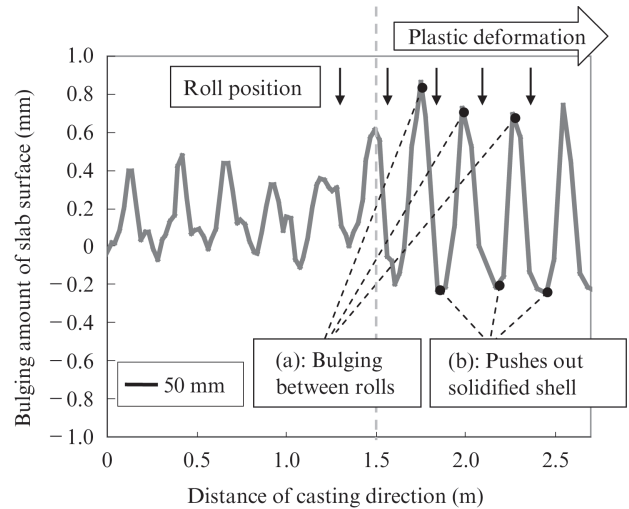


図11 鋳片表面のバルジング量 (シェル厚 50 mm)¹²⁾

Fig. 11 Bulging amount of slab surface (shell thickness 50 mm)

した結果、バルジング量は 0.12~1.2 mm となった。この値は図11に示す本シミュレーションでのバルジング量とおおよそ一致した。

非定常バルジングの発生原因としては Yoon ら⁶⁾ によって報告されているように、塑性変形した凝固シェルがもとの形に戻らずに、ロール直下でシェルが押し込まれるメカニズムが考えられる。図11に示すように、本シミュレーションにおいても、鋳片の移動とともにバルジング量は増加し、ある位置でパスラインよりも負の変形が発生した。これは塑性変形したシェルがロール直下で厚み方向に押し出されていることを意味する。また、ロールピッチが一定の区間で発生した非定常バルジングは、発生したバルジング部が押し出される現象が一齐に生じると考えられる。本シミュレーションにおいても非定常バルジング発生初期は徐々に湯面変動量が増加し、ある程度鋳造方向に進行した位置で未凝固部の変動量の振幅は定常状態となった。以上の結果から、非定常バルジングが拡大するのは同じロールピッチが連続するためであることが推定できる。

3.4 不均一凝固が非定常バルジングに及ぼす影響

本研究での凝固シェル厚均一時のシミュレーションにおいて、シェル厚が薄くなるとともに凝固シェルの歪み量が増加し、塑性変形が生じやすくなるため、ロール間でのバルジング量の増加と共に未凝固部の変動量が増加した。凝固シェル厚の不均一時には、山上らによるこれまでの研究¹⁷⁾でも、鋳型内で発生した不均一凝固により非定常バルジングが発生し易くなると考えられてきた。本解析においても、凝固シェル不均一時に、シェル均一時よりも未凝固部の変動量が増加した。図12-(a)に凝固シェル均一時のシェルの応力分布、図12-(b)に凝固シェル不均一時のシェルの

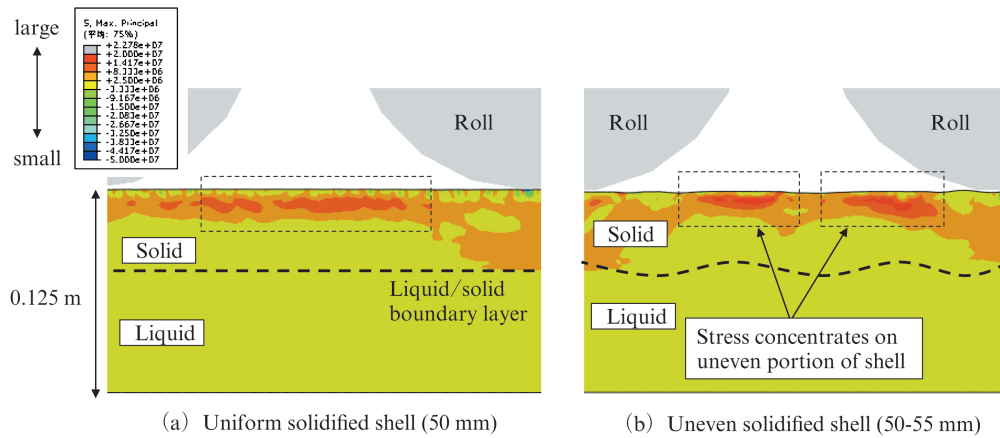


図 12 シミュレーションでの主応力の分布¹²⁾

Fig. 12 Distribution of maximum principal stress in simulation¹²⁾

応力分布を示す¹²⁾。凝固シェル不均一時に未凝固部の変動量が増加したときは凝固シェル不均一時にシェルの凹部に応力が集中した。その結果、シェルの厚み方向の変形が助長され、鋳片のバルジング量が増加することで未凝固部の変動量も増加したと考えられる。同一シェル厚でも凝固シェルの不均一により非正常バルジングが助長されることが明らかとなった。

以上より、ロール間バルジング変動の大小を決定する要因として、静鉄圧、ロールピッチ、凝固シェル厚及び凝固シェル厚の不均一度が影響するということがシミュレーションで明らかとなった。

4. おわりに

要求板厚の増大や、耐 HIC 鋼の特性向上のための中心偏析改善を目的として、今回、実際の連続鋳造機内におけるロール間バルジングの変動量(非正常バルジング)に着目し、直接測定を実施し、湯面変動における周期や振幅の大きさと比較した。その結果、本研究で測定した非正常バルジングは周期性と振幅において共に妥当な値であることが分かった。また、FEM によるバルジング量及び湯面変動量のシミュレーションにおいて、非正常バルジングの発生挙動が再現された。凝固シェル不均一時はシェルの凹部に応力が集中してシェルの変形が助長され、同一シェル厚でも非正常バルジングが助長された。本シミュレーションにより、凝固シェルの不均一を考慮して、非正常バルジングが発生する操業条件の閾値を求められることを見出した。

参考文献

- 1) Maeno, S.; Wada, K.; Itoh, Y.; Nagano, Y. Tetsu-to-Hagané. 1983, vol. 69, s938.
- 2) Kanazawa, T.; Sugitani, Y.; Nakamura, M.; J. Y. Lamant. Tetsu-to-Hagané. 1984, vol. 70, s898.
- 3) Saeki, T.; Imura, H.; Onishi, Y.; Niimi, H.; Miwa, H.; Yoshida, T.; Igari, S.; Kitamine, S. Tetsu-to-Hagané. 1983, vol. 69, A205.
- 4) Kataoka, K.; Ito, M. Denki Seiko. 2006, vol. 77, p. 241.
- 5) J. D. Lee.; C. H. Yim. ISIJ Int. 2000, vol. 40, p. 765.
- 6) U. S. Yoon.; I. W. Bang.; J. H. Rhee.; S. Y. Kim.; J. D. Lee.; K. H. Oh. ISIJ Int. 2002, vol. 42, p. 1103.
- 7) Okamura, K.; Kawashima, H. Tetsu-to-Hagané. 1989, vol. 75, p. 1905.
- 8) Matsumiya, T.; Kajioka, H.; Nakamura, Y. Tetsu-to-Hagané. 1982, vol. 68, A145.
- 9) Nakajima, K.; Kanazawa, A.; Sugiyu, Y.; J. Y. Lamant.; Kawasaki, M. Tetsu-to-Hagané. 1985, vol. 71, s1058.
- 10) Kanai, N.; Horioka, S.; Okada, T.; Saiki, H. Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. 1999, C, vol. 65, no. 631, p. 1207.
- 11) Ohno, H.; Miki, Y.; Nishizawa, Y. Tetsu-to-Hagané. 2015, vol. 101, p. 661.
- 12) Toishi, K.; Miki, Y. Tetsu-to-Hagané. 2015, vol. 101, p. 667.
- 13) Kawawa, T.; Sato, H.; Miyahara, S.; Koyano, T.; Nemoto, H. Tetsu-to-Hagané. 1974, vol. 60, p. 486.
- 14) 古茂田敬一. 第 27・28 回西山記念技術講座. 日本鉄鋼協会, 1970, p. 193.
- 15) B. H. Knell. Steel Times. 1967, vol. 18, p. 189.
- 16) Morita, Y.; Kawashima, H.; Nakamura, M. Sumitomo Met, vol. 35, p. 271.
- 17) Yamagami, A.; Matsumura, C.; Yamamoto, H.; Tsudome, N.; Sera, T.; Yoshii, A. Tetsu-to-Hagané. 1987, vol. 73, s913.



大野 浩之



外石 圭吾



荒牧 則親