

連続鋳造におけるパウダー消費量の評価

堤 康一*・村上 洋*2・西岡 信一*3・多田 光宏*4・中田 正之*5・小松 政美*5

Estimation of Mold Powder Consumption in Continuous Casting

Koichi TSUTSUMI, Hiroshi MURAKAMI, Shin-ichi NISHIOKA, Mitsuhiro TADA, Masayuki NAKADA and Masami KOMATSU

Synopsis : The inflow phenomena of mold powder between mold and solidified shell are very important for continuous casting operation and quality of cast products. In this experimental study, mold powder consumption was measured with an apparatus called 'mold simulator' using several kinds of mold powders. Based on the results from the experiments, the following findings were obtained. Mold powder consumption, Q , was affected by the powder properties, powder viscosity, η , crystallization temperature, T_{cs} , and also affected by the mold oscillation, amplitude, A , and frequency, f , and casting speed, V_c , and deformation ratio β of sinusoidal curve to non-sinusoidal. As the result, the next equation of mold powder consumption was obtained.

$$Q = \frac{k \cdot \beta}{T_{cs}^{1.6} \sqrt{\eta}} \frac{A^{0.4}}{V_c} \cos^{-1} \left(-\frac{1000V_c}{2\pi fA} \right)$$

This equation can be used to find the adequate operation conditions when the mold powder properties and the amplitude of mold oscillation are changed.

Key words: mold powder; oscillation; casting speed; frequency; amplitude; positive strip time; softening temperature; crystallization temperature; viscosity; powder consumption; lubrication.

1. 緒言

現在、連続鋳造で使用されているモールドパウダー（以下、パウダーと略記）は、連続鋳造の歴史とともに様々な改良¹⁾がなされてきた。一般にパウダーの役割としては(1)鋳型内容鋼表面での空気酸化の防止(2)鋳型内で浮上してくる非金属介在物の吸収・除去(3)鋳型内の溶鋼の保温(4)鋳型/鋳片間の抜熱制御(5)鋳型/鋳片間の潤滑が挙げられる。その中でも、鋳型内の潤滑性の悪化は操業上のトラブルと同時に鋳片の品質を大きく劣化させることが知られている。現在、潤滑性の指標として、パウダー消費量（鋳造される鋳片の単位面積あたり使用したパウダー重量：単位 kg/m²）が用いられているが、パウダー消費量を 0.3 kg/m²以上を確保しないとブレイクアウトが発生し易い²⁾ことが経験上得られている。

そのような中、パウダー潤滑のメカニズムに関しては、さまざまなモデル³⁻⁷⁾が提案され、研究がなされてきた。その中で、北川、水上ら⁴⁾らは、鋳型オシレーションの1

cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量 q はポジティブストリップ（以下、 t_p と略記）時間で整理できることを見出した。その知見をもとに、従来使用されていたサイン振動から t_p 時間の長い非サイン振動の開発⁵⁾がなされ、潤滑確保に大きな役割を果たしている。しかし一方では、パウダーの流入はネガティブストリップ（以下、 t_n と略記）期であるとの説⁶⁾もある。これはメニスカス部に形成されたスラグリムによって溶融したパウダーが押し込まれ、鋳型/鋳片間に流入するという説である。また、鋳型/鋳片間の潤滑を液体潤滑と仮定し、Navier-Stokes方程式を解くと、 t_n 期にパウダーが流入している結果⁷⁾となる。

そこで本研究では鋳型内のパウダー流入挙動を明らかにするために鋳造条件の範囲を広げて基礎実験を行い、パウダー消費量に及ぼす鋳造条件・パウダー物性の影響について調査を行った。

平成10年2月26日受付 平成10年6月4日受理 (Received on Feb. 26, 1998; Accepted on June 4, 1998)

* NKK総合材料技術研究所（現：東北大学大学院工学研究科）(Materials & Processing Research Center, NKK Corp., now Graduate School of Engineering, Tohoku University, Aoba-yama 02, Sendai 980-8579)

*2 NKK総合材料技術研究所（現：NKK福山製鉄所）(Materials & Processing Research Center, now Fukuyama Works, NKK Corp.)

*3 NKK総合材料技術研究所（現：新エネルギー・産業技術総合開発機構）(Materials & Processing Research Center, NKK Corp., now NEDO)

*4 NKK総合材料技術研究所（現：東北大学素材工学研究所）(Materials & Processing Research Center, NKK Corp., now Institute for Advanced Materials & Processing, Tohoku University)

*5 NKK総合材料技術研究所 (Materials & Processing Research Center, NKK Corp.)

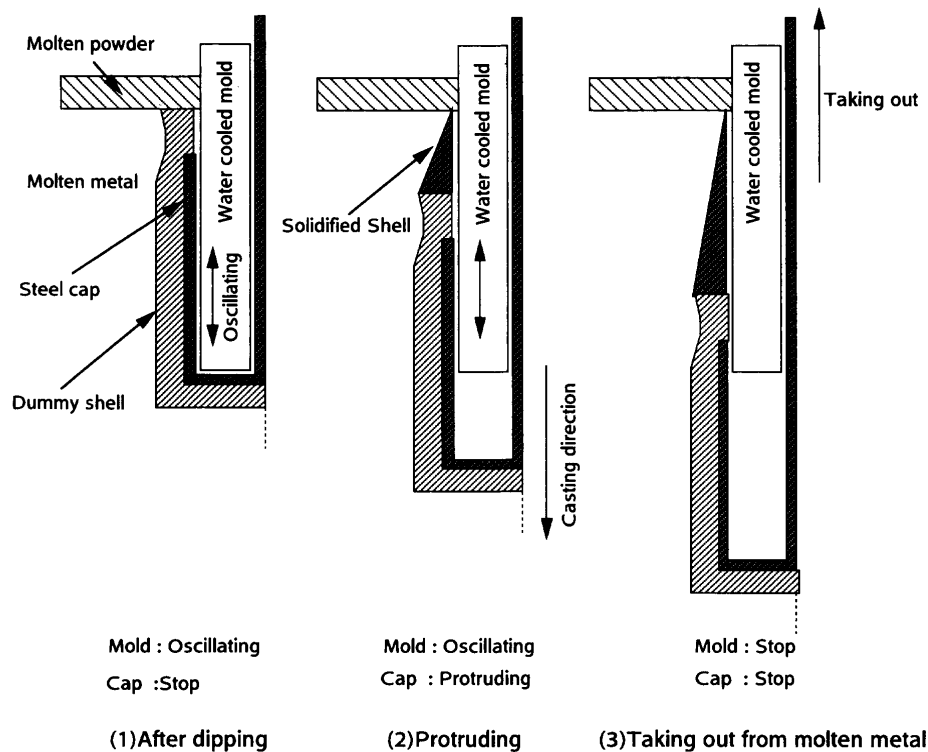


Fig. 1. Schematic view of dip test.

2. 実験方法

2.1 実験装置

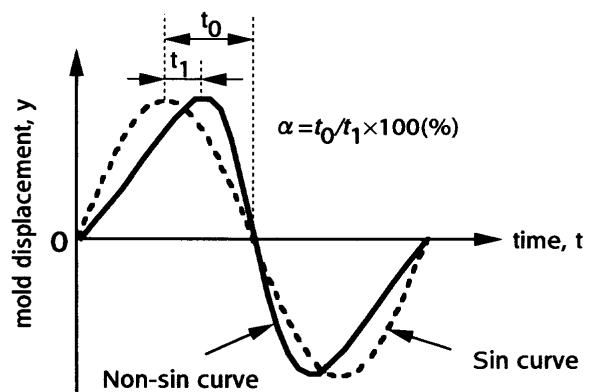
本研究においては、連続鋳造の鋳型部分をシミュレートした「鋳型シミュレーター」⁸⁾を用いて実験を行った。Fig. 1にこのシミュレーターの装置および実験方法の概念図を示す。鋳型は直径70mmのCu製であり、鋳型の下部が鋳片の凝固収縮方向と一致するように10mm/mのテーパで狭くなっている円柱水冷鋳型である。また、この鋳型は $1.7 \times 10^6 \text{ W/m}^2$ と実機と同じ程度の冷却能力を持つものである。また、ダミーバーの代わりには鋼製のキャップを用いており、鋳型と独立して下降させることで凝固シェルを引き抜くことができる。

2.2 実験方法および実験条件

実験方法は、以下の通りである。まず真空溶解炉で約250kgの溶鋼を溶製し、その溶鋼の上に約4kgのパウダーを添加した。その際、短時間で溶融プール厚みを確保するために脱炭したパウダーを最初に添加し、その後、保温に優れる通常のパウダーを添加し、溶鋼の皮張りを防止するように注意した。その後、Fig. 1に示すように水冷鋳型を溶鋼の中に浸漬、振動させ、キャップを下方に150mm押し出した後、水冷鋳型を瞬時に引き上げた。その後、鋳型と鋳片の間に流入したパウダーを回収し、その重量を測定し、引き抜きにより生成した鋳片の表面積で割り、パウダー消費量とした。実験中の水冷鋳型、押し出しキャップの動きは、差動トランスで測定した。Table 1に実験条件を示

Table 1. Experimental conditions.

Oscillation mode	Sinusoidal or Non-Sinusoidal($\alpha = 18, 40\%$)
Casting speed(m/min)	0.5~4.0
Frequency(cpm)	30~284
Amplitude(mm)	2.8~10.0
NSR(%)	0~92
ΔT (°C)	25~35
Mold size(mm)	$\phi 70$
Mold taper(mm/m)	10



α	a_i					Note
	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	
0%	1	0	0	0	0	sin curve
18%	0.965	-0.148	0.007	0	0	non-sin curve
40%	0.888	-0.284	0.088	-0.021	0.003	non-sin curve

$$y = A \sum_{i=1}^5 a_i \cdot \sin(2\pi \cdot f \cdot i \cdot t)$$

Fig. 2. Comparison of mold oscillation between sin curve and non-sin curve and definition of non-sin curve.

す。振動波形はサイン波形と非サイン波形、振動数は30~284 cpm, 振幅は2.8~10 mm, 鋳造速度にあたるダミーバーの押し出し速度は0.5 m/minから4.0 m/minまで変化させた。なお、非サイン振動の定義⁹⁾は、Fig. 2に示す通りである。溶鋼成分としては、Table 2に示す通り0.6 mass%の高炭素鋼を選択し、平居らの式¹⁰⁾から液相線温度を求めると1483°Cとなる。

また実験で使用したパウダーの組成をTable 3に示す。パウダーの粘度と結晶化温度の影響を調べるために合計8種類のパウダーで実験した。パウダーA~Dは低炭素鋼用向け、パウダーE~Hは中炭素鋼用向けである。またパウダー物性の測定方法に関しては、粘度は白金引き上げ法を用いて測定した。また結晶化温度は示差熱分析法により、5°C/minの冷却速度で冷却し、冷却途中に示差熱曲線がずれ始める温度を結晶化温度とした。

3. 実験結果

3.1 パウダー物性とパウダー消費量の関係

3.1.1 パウダーの粘度とパウダー消費量の関係

まず、パウダー粘度がパウダー消費量に及ぼす影響を調査するために以下の条件で実験を行った。オシレーション条件はネガティブストリップ時間率(以下、NSRと略記。定義は記号表を参照)=23%(一定)、歪み率40%の非サイン振動、振幅4.8 mmである。パウダーは、粘度以外の他に結晶化温度の違いがパウダー消費量に影響することが予測されたので、結晶化温度が1040±30°Cとほぼ一定で、さらに粘度が違うパウダーを3種類(パウダーA, C, E)を選定した。Fig. 3に鋳型オシレーションの1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量と t_p 時間との関係を示す。ここで、従来⁴⁾提案されている(1)式

$$q = a \cdot t_p \dots \dots \dots (1)$$

Table 2. Composition of steel.

C	Si	Mn	P	S	sol.Al
0.6	0.2	0.4	0.02	0.02	0.07

(mass%)

Table 3. Properties of mold powders.

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	F	Na ₂ O	MgO	Li ₂ O	T.C.	C/S	Viscosity at 1300°C (poise)	Softening Temp. (°C)	Crystallization Temp. (°C)	Steel grade
powder A	30.3	6.1	29.5	7.8	10.0	2.1	4.1	4.8	0.98	0.9	850	1030	low carbon
powder B	30.8	3.4	31.0	7.8	8.7	2.1	8.0	4.5	1.01	0.5	815	875	low carbon
powder C	34.3	3.8	32.9	7.2	10.7	3.5	1.5	3.3	0.96	1.5	990	1070	low carbon
powder D	33.4	6.5	33.0	5.0	9.9	0.8	0.0	5.8	0.99	2.5	1080	1120	low carbon
powder E	28.3	3.1	41.2	10.4	7.5	2.6	5.1	3.4	1.45	0.2	890	1015	middle carbon
powder F	27.7	3.4	40.1	9.9	6.8	1.9	2.7	4.4	1.45	0.5	930	1135	middle carbon
powder G	30.1	3.4	44.0	10.2	8.0	0.8	2.4	2.7	1.47	0.9	960	1160	middle carbon
powder H	32.7	5.0	42.3	6.9	7.4	2.0	0.0	3.3	1.29	1.7	1140	1200	middle carbon

があてはまると仮定して実験結果を整理した。Fig. 3の直線は、回帰計算を行った結果である。これからパウダーの粘度が低いほど、傾きは大きく、パウダー消費量が多いことがわかる。ここで、縦軸に、(1)式の傾き a を、横軸にパウダーの粘度をプロットしたものがFig. 4である。これよりパウダー消費量はパウダーの粘度の-0.5乗に比例し、実操業の連続鋳機を用いて行った前田らの試験結果¹¹⁾と一致した。

3.1.2 パウダーの結晶化温度とパウダー消費量の関係

次にパウダーの結晶化温度の影響を調べるために、粘度が0.5Pと同じで、結晶化温度が違うパウダーB, Fを用いて、3.1.1と同じオシレーション条件で実験を行った。Fig. 5にその実験結果を示す。これより同じ粘度でも結晶化温度が低いパウダーの方がパウダー消費量が多いという結果が得られた。これは結晶化温度が低いパウダーはモールド側の固着層が薄く、パウダー消費量に寄与すると考えられる液層が厚いことに起因すると推察される。また他のパウダーについても同様に、(1)式の傾き a を求めて結晶化温度について整理したものがFig. 6である。図中には、パウダー消費量は粘度の影響も大きく受けるため、それぞれの粘度ごとにまとめて整理してある。これより、それぞれの粘度ごとに傾きを算出し、その平均値を求めると、-1.6になった。ただし、Fig. 6中には、参考までに0.2PのパウダーEと2.5PのパウダーDをプロットしてある。

3.1.3 パウダーの物性値とパウダー消費量の関係

3.1.1と3.1.2の結果より、横軸に $1/(\sqrt{\eta} \cdot T_{cs}^{1.6})$ を、縦軸には(1)式の傾き a をプロットした図がFig. 7である。なお、図中の直線は、原点を通るように回帰した結果である。多少のばらつきは存在するが、パウダー消費量に及ぼすパウダー物性の影響は、粘度の-0.5乗、結晶化温度の-1.6乗で整理できると考えられる。この他にもパウダーの溶融速度、表面張力などの他の物性の影響も考えられるが、本研究では、操業の目安として使用されている粘度と結晶化温度に対するパウダー消費量の影響を定量化した。

3.2 オシレーション条件の影響

3.2.1 非サイン振動の影響

次にオシレーション条件の影響、特に非サイン振動⁵⁾の

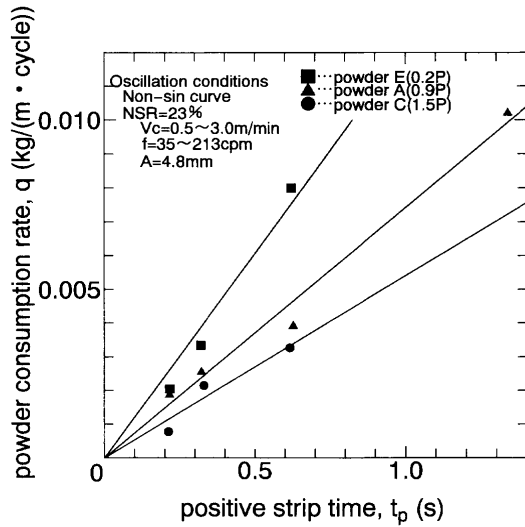


Fig. 3. Relation between positive strip time, t_p , and powder consumption rate, q , when viscosity varied.

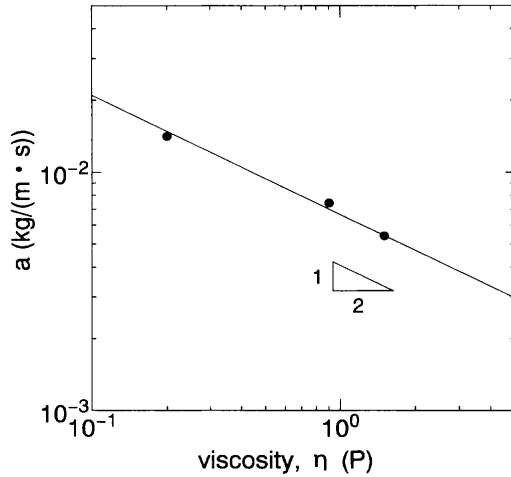


Fig. 4. Influence of viscosity, η , on proportional constant of Eq. (1), a , with 'mold simulator'.

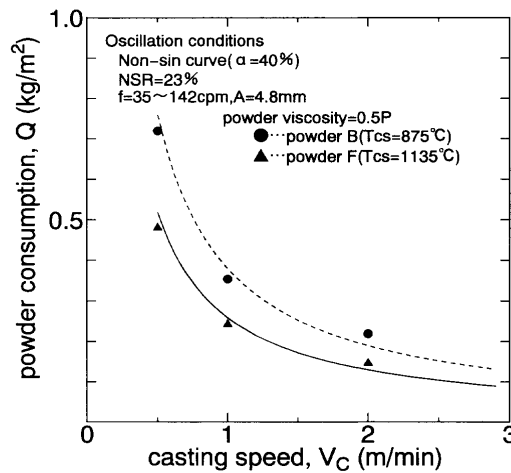


Fig. 5. Effect of crystallization temperature, T_{cs} , on powder consumption, Q .

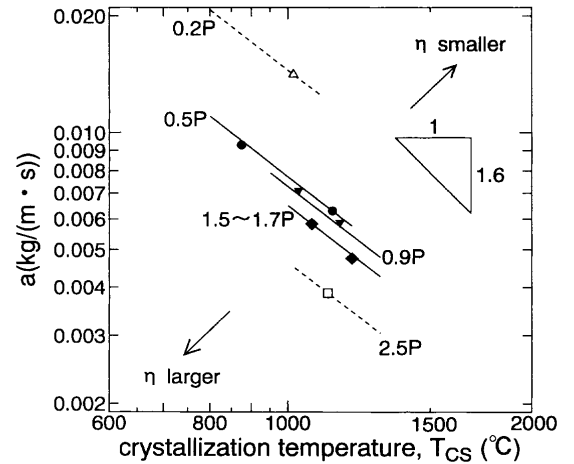


Fig. 6. Influence of crystallization temperature, T_{cs} , and viscosity, η , on proportional constant of Eq. (1), a .

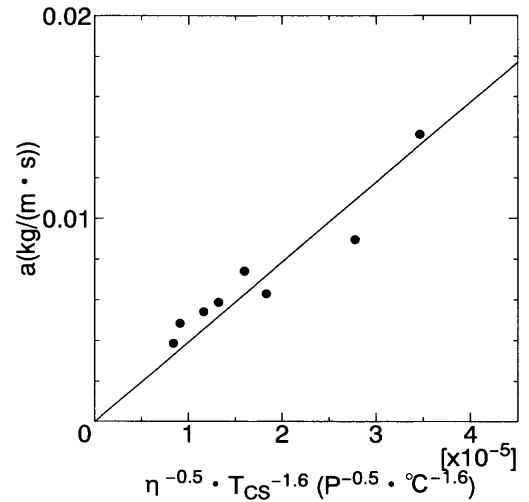


Fig. 7. Influence of powder properties on proportional constant of Eq. (1), a .

影響を調べるために、歪み率を18%と40%の2種類の条件で実験を行った。また歪み率の効果を明確にするために、振幅4.8 mm, $f=70V_c$ の関係を満たすオシレーション条件で実験を行った。またパウダーは powder A の1種類に限定し実験を行った。Fig. 8 に casting speed とパウダー消費量の関係を示す。これから、歪み率が大きいほど、また、低速ほどパウダー消費量は多いことがわかる。

3.2.2 振幅の影響

次に振幅に対するパウダー消費量の影響を調べた。従来の報告では、振幅を一定とした実験が多く、振幅の影響が実験結果に出ていなかった。そこで、本研究では、振幅の影響を明確にするために、振幅を大きく変化させて実験を行った。従来の考え方では、同じ casting speed, 振動数で振幅のみを増加させると t_p 時間は小さくなるため、(1)式からわかるように casting speed の1 cycle 中の casting speed の幅単位長さあたりのパウダー消費量は少なくなる。また、 Q と q の関係は

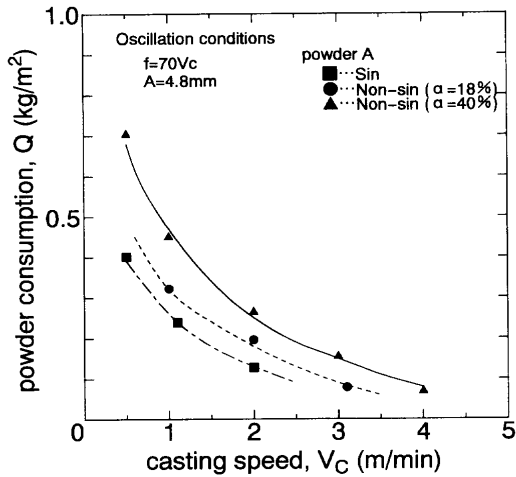


Fig. 8. Effect of non-sin mold oscillation mode on powder consumption, Q .

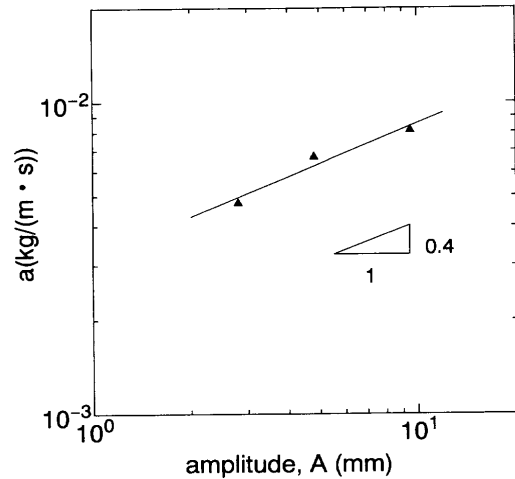


Fig. 10. Influence of amplitude, A , on proportional constant of Eq. (1), a .

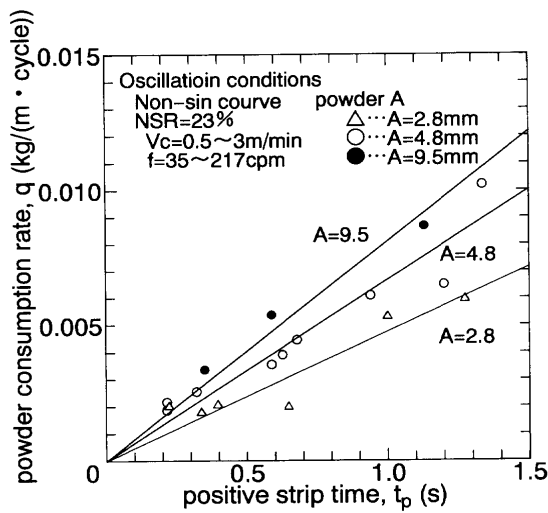


Fig. 9. Relation between positive strip time, t_p , and powder consumption rate, q , when amplitude, A , varied.

$$Q = \frac{f}{V_c} \cdot q \dots\dots\dots (2)$$

(2)式のようなになるから、単位面積あたりのパウダー消費量は減少するものと考えられる。そこで先程と同様に同一パウダーAを用いてNSR=23%のオシレーション条件で振幅を変化させて実験を行った。Fig. 9に(1)式の t_p と q の関係で整理した結果を示す。これから振幅を増加させると(1)式の傾き a が逆に増加し、パウダー消費量が増加する結果となった。また、Fig.10に今までと同様に縦軸に(1)式の傾き a を、横軸には振幅 A をとって整理した。これから、パウダー消費量は振幅の0.4乗に比例することがわかった。

3.3 パウダー消費量の定量化

上記の鋳型シミュレーターを用いた実験から、パウダーの粘度、結晶化温度、非サイン振動、振幅の影響のそれぞれの因子について定量化を行った。これらをまとめ次に示すようなパウダー消費量の評価式を作成した。

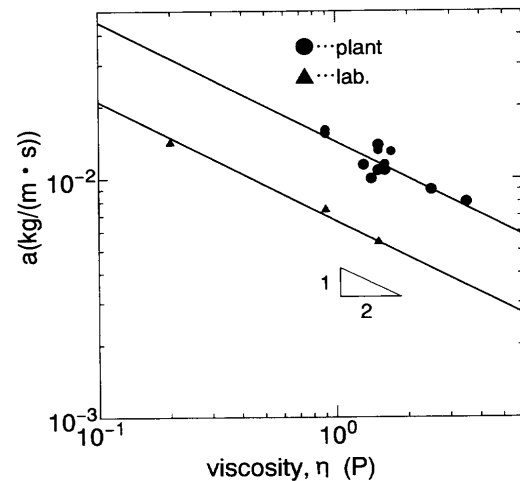


Fig. 11. Influence of viscosity, η , on proportional constant of Eq. (1), a , compared plant data with lab. data.

$$Q = \frac{k \cdot \beta}{T_{cs}^{1.6} \sqrt{\eta}} \cdot \frac{A^{0.4}}{V_c} \cos^{-1} \left(-\frac{1000V_c}{2\pi fA} \right) \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 Q ：パウダー消費量(kg/m²)、 V_c ：鋳造速度(m/min)、 f ：振動数(cpm)、 A ：振幅(mm)、 η ：1300°Cにおけるパウダーの粘度(P)、 T_{cs} ：パウダーの結晶化温度(°C)である。 k は比例定数、 β は後述する(5)式で定義した非サイン振動の歪み率に応じて決定する t_p 時間の増加率(—)である。過去にも粘度のみを考慮に入れたパウダー消費量の式¹²⁾やパウダーフィルム厚さを表す式¹³⁾など様々なものが存在した。しかし、(3)式によってパウダー物性とオシレーション条件の両方を考慮に入れ、さらに非サイン振動の影響も考慮に入れたパウダー消費量の推定式を作成した。

3.4 実機試験データとの比較

次に、実験データと実機での試験データ¹¹⁾との比較を行った。Fig.11には、Fig. 4の実験データと実機での試験データを同じグラフ上にプロットした。縦軸には、(1)式

の傾き a の値、横軸にはパウダーの粘度をとった。これより実機試験の a の値と鋳型シミュレーターの a の値は、絶対値に差はあるが、傾きはほぼ同じで実機と同傾向であることがわかる。ここで実験データと実機試験データの a の値が違う理由については、鋳型シミュレーターの実験では、凝固シェル収縮により鋳型と鋳片の間隔が狭くなるなどの影響でパウダー消費量が少なくなったとも考えられるが、今のところ明確ではない。しかしながら、得られた傾向は実機試験データと同じ傾向を示しており、鋳型シミュレーターで実機を評価することは可能であると考えられる。これより作成した(3)式を実機で用いるには、ある補正係数をかけてやれば良いと言える。

そこで、NKK 京浜製鉄所の第1,3スラブ連鋳機と福山製鉄所第5スラブ連鋳機において種々のパウダーを使用して鋳造試験を行い、パウダー消費量を測定した。ただし、係数 k はあらかじめ各々の連鋳機に応じて決定した値を用いた。この理由は、それぞれの連鋳機においてモールド長や鋳型の冷却水量、材質等が異なるために鋳型内での抜熱量が異なり、その結果、鋳型/鋳片間の固着層厚みが増加するためにそれぞれの連鋳機ごとに固有の k 値を持つと考えられるからである。ここで、実機試験の k の値の範囲は

$$1.0 \times 10^4 \leq k \leq 1.3 \times 10^4 \dots\dots\dots (4)$$

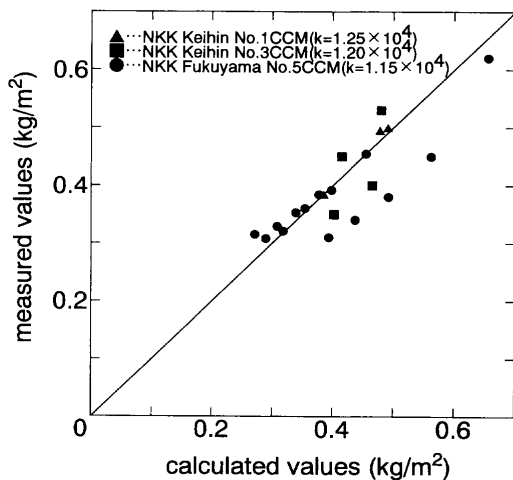


Fig. 12. Comparison of powder consumption between calculated values and measured values.

となった。ここで一例として、Fig.12に(3)式から計算されるパウダー消費量の値と実機試験データとの比較を示す。これより、(3)式から予測されるパウダー消費量と実際に得られたパウダー消費量との間に回帰計算を実施すると、相関係数は $r=0.87$ となった。

4. 考察

4.1 非サイン振動の効果

Fig. 8の結果や鈴木らの報告¹⁴⁾から非サイン振動が鋳型内潤滑に有効なオシレーションであることがわかる。そこで、非サイン振動の結果を考察するために以下のパラメータを導入した。

$$\beta = \frac{t_{p \text{ non-sin}}(V_{c0}, f_0, A_0)}{t_{p \text{ sin}}(V_{c0}, f_0, A_0)}, \quad \gamma = \frac{q_{\text{non-sin}}(V_{c0}, f_0, A_0)}{q_{\text{sin}}(V_{c0}, f_0, A_0)} \dots\dots\dots (5)$$

すなわち、 β は同一のオシレーション条件の時の非サイン振動の t_p 時間とサイン振動の t_p 時間の比であり、 γ は1 cycle中の幅単位長さあたりのパウダー消費量の比である。非サイン振動はFig. 2に示す通り多項式であるために、非サイン振動の t_p 時間は解析的に求めることができず、二分法などで近似解を求めている。しかしながら、(5)式のように同じオシレーション条件なら、正サイン振動の t_p 時間に歪み率に応じて決定する β の値をかけてやれば簡易的に非サイン振動の t_p 時間が求めることができる。Table 4に実際に求めた β の値を示す。そこで、横軸に正サイン振動の t_p 時間の増加率 β を、縦軸に q の増加率 γ をグラフにしたものをFig.13に示す。これから、非サイン振動を使用した時の1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量の増加は t_p 時間の増加率にほぼ等しいことがわかる。これから、パウダー消費量に関する非サイン振動の影響は、非サイン化により t_p 時間が増加し、 t_p 時間の増加率に応じた cycle中の鋳片幅単位長さあたりのパウダー消費量が増加していると推察される。

4.2 振幅の効果

3.2.2より、パウダー消費量は振幅の0.4乗に比例するという結果が得られた。しかしながら、一般に振幅の増加

Table 4. Examples of calculated β values.

	Vc (m/min)	f (cpm)	A (±mm)	tp			β		
				sin.	$\alpha=18\%$	$\alpha=40\%$	sin	$\alpha=18\%$	$\alpha=40\%$
Ex.1	1	70	5	0.557	0.600	0.655	1	1.076	1.176
Ex.2	2	140	5	0.279	0.300	0.328	1	1.076	1.176
Ex.3	3	210	5	0.186	0.200	0.219	1	1.076	1.176
Ex.4	1	60	5	0.678	0.717	0.775	1	1.058	1.143
Ex.5	1	80	5	0.473	0.515	0.568	1	1.089	1.201
Ex.6	1	100	5	0.362	0.401	0.448	1	1.107	1.237
Ex.7	1	80	3	0.548	0.562	0.594	1	1.025	1.083
Ex.8	1	80	4	0.499	0.532	0.578	1	1.066	1.158
Ex.9	1	80	6	0.456	0.503	0.561	1	1.104	1.231

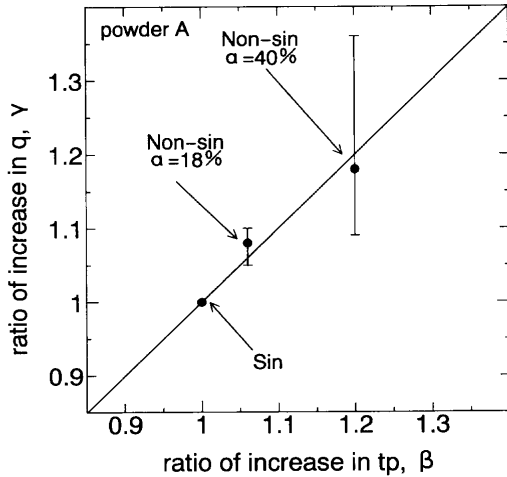


Fig. 13. Comparison of the ratio of increase between positive strip time, t_p , and powder consumption rate, q .

Table 5. Calculation conditions.

oscillation conditions	
casting speed (m/min)	1
frequency (cpm)	70
amplitude (mm)	3, 7
mold powder properties	
viscosity (P)	1
density (kg/m^3)	2.5
thickness of powder film (mm)	0.12

は t_n 時間の増加, つまり t_p 時間の減少を意味しており, 非サイン振動で得られた結果に反する。そこで, 基本的な流入現象を把握するために, 鋳型/鋳片間の潤滑挙動を1次元の平行平板流れと仮定して定常状態の Navier-Stokes 方程式を Table 5 に示す鋳造条件で解き, 流速分布を求めた。この際, 鋳型/鋳片間の隙間の流路幅, つまりパウダーフィルム厚みはパウダー消費量と比例関係にあることから, 本来ならばオシレーション条件の変化に伴い, 鋳型/鋳片間の隙間の流路幅を変化させる必要があるが, 本研究においては流速分布がどのようになっているかに着目するために一定とした。またその一定値は安定鋳造の目安であるパウダー消費量 0.3 kg/m^2 を溶融パウダーの密度を 2.5 kg/m^3 で割って求めた厚さ 0.12 mm とした。Fig.14 に時間と鋳型変位および速度の関係, および, 鋳型/鋳片間の隙間方向の溶融パウダーの速度分布を示す。縦軸の流速が負の値をとる時, 鋳造方向と一致, つまり流入していることを意味している。ここで t_p 期および t_n 期の代表的な時間を Fig.14(a) における時間②, ⑤とすると, t_p 期の時間②においては鋳片近傍は下向きの速度は大きい, 鋳型近傍で逆流している時間帯であること, また, t_n 期である時間⑤は流速は大きくないが, 逆流が存在しない時間帯であることがわかる。

しかしながら, 鋳型近傍の流体の現象は, スラグリムおよび固着層の生成を考慮する必要があり, 特に鋳型近傍で

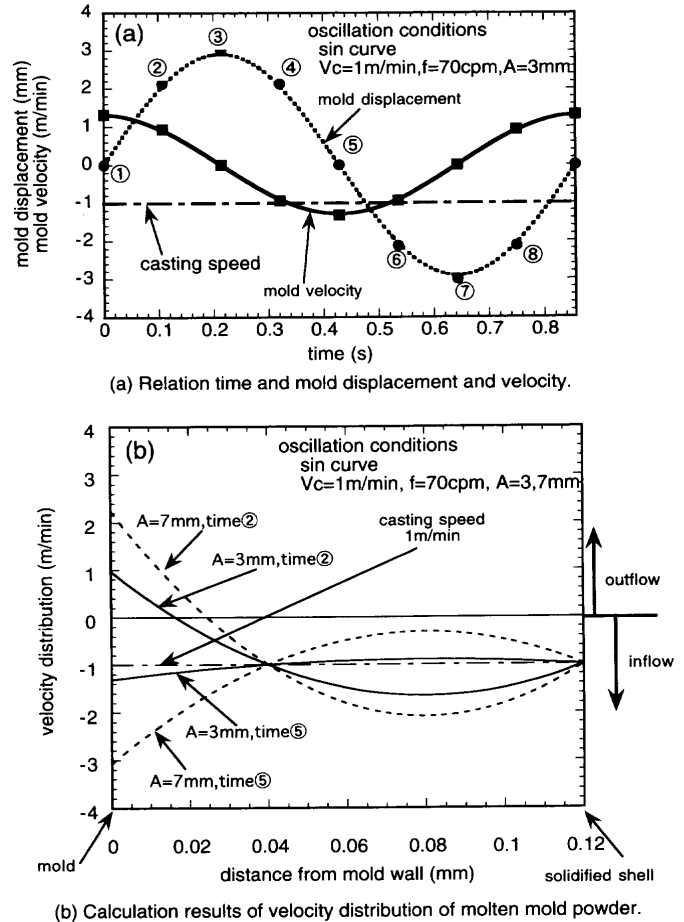


Fig. 14. Change of velocity distribution of molten mold powder between mold wall and solidified shell.

は, 溶融パウダーが液体から固体へと凝固する相変態を伴っていること, またスラグリムがパウダーの流れを変化させていることなどを考慮すると本モデルでは不完全である。

そこで上記の結果に基づき, 以下の流入メカニズムを推定した。鋳型と接している溶融パウダーは鋳型との接触時間が増えると固着層が増える。つまり, 一度, 鋳型/鋳片間に流入したパウダーは鋳型近傍において凝固が進行するため, 計算で得られた鋳型近傍の速度分布は凝固により妨げられる。つまり, 鋳型/鋳片間の潤滑では, 鋳型近傍では流入および逆流が生ぜず, 鋳片側の流速が支配的になると推定した。

そこで上記の仮定に基づき, 鋳型近傍のパウダーはパウダー流入に寄与しないと考え, 鋳型近傍の流速を0と考えた。そこで, 鋳型から流路幅の10%, 20%, 30%が流速が0であると仮定した時のパウダー流入量と振幅との関係を Fig.15 に示す。縦軸はパウダーの速度を流路幅方向に積分し, その積分値にパウダーの密度を乗じたパウダー流入量(単位: kg/min)をとった。この結果から, 溶融パウダーの凝固を無視し逆流が存在する場合は, 鋳型振幅の増加するにつれてパウダー流入量はわずかな減少が見られるが, 溶

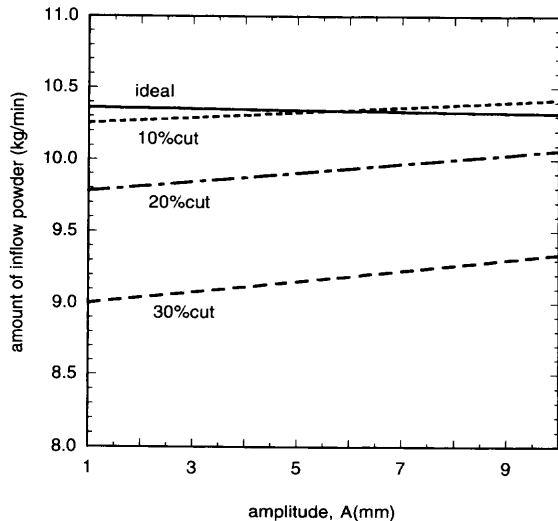


Fig. 15. Relation between amplitude, A and amount of inflow mold powder.

融パウダーの凝固を考慮し逆流は存在しないと仮定した場合は、振幅が増加するにつれてパウダー流入が増える結果となり、本実験結果と一致する結果が得られた。

しかしながら、振幅と t_p との関係については未だに不明な点がある。この点については筆者らが行った可視化による実験¹⁵⁾を改良などしてパウダー流れを直接観察するなどの新しいアプローチで解明していく必要があり、今後の研究課題のひとつであると考えている。

5. 結論

実機の鋳型/鋳片間の潤滑現象をシミュレートするために水冷鋳型とオシレーションおよびダミーバーを有する実験装置である「鋳型シミュレーター」を用いて溶鋼を用いた基礎実験を行い、パウダー消費量について以下の知見を得た。

(1) パウダー物性のパウダー消費量に及ぼす影響を調査した結果、粘度の -0.5 乗に、結晶化温度の -1.6 乗に比例することがわかった。

(2) オシレーション条件のパウダー消費量に及ぼす影響を調査した結果、振幅の 0.4 乗に比例することがわかった。また、非サイン振動のパウダー消費量に対する影響は、 t_p 時間が増加した割合だけ、パウダー消費量も同じ割合で増加することがわかった。

(3) パウダー消費量に及ぼすそれぞれのパラメータの影響を調査し、以下のパウダー消費量に関する評価式を得た。

$$Q = \frac{k \cdot \beta}{T_{cs}^{1.6} \sqrt{\eta}} \frac{A^{0.4}}{V_c} \cos^{-1} \left(-\frac{1000V_c}{2\pi fA} \right)$$

$$1.0 \times 10^4 \leq k \leq 1.3 \times 10^4$$

この評価式より事前に操業上の基準のパウダー消費量 (例えば 0.3 kg/m^2) が確保できるか推定でき、潤滑不良による操業トラブルの回避が期待できる。

記号

- V_c, V_{c0} : 鋳造速度 (m/min)
 f, f_0 : 鋳型オシレーションの振動数 (cpm)
 A, A_0 : 鋳型オシレーションの振幅 (mm)
 T : 鋳型オシレーションの周期 (s)
 Q : 単位面積あたりのパウダー消費量 (kg/m^2)
 q : 1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量 ($\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{cycle})$)
 q_{sin} : 正サイン振動時の1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量 ($\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{cycle})$)
 $q_{\text{non-sin}}$: 非サイン振動時の1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量 ($\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{cycle})$)
 t_p : ポジティブストリップ時間 (s)
 $t_{p \text{ sin}}$: サイン振動時のポジティブストリップ時間 (s)
 $t_{p \text{ non-sin}}$: 非サイン振動時のポジティブストリップ時間 (s)
 t_n : ネガティブストリップ時間 (s)

NSR : ネガティブストリップ時間比率 (%) $\text{NSR} = \frac{t_n}{T} \times 100$

- η : 1300°C におけるパウダーの粘度 (P)
 T_{cs} : パウダーの結晶化温度 ($^\circ\text{C}$)
 T_2 : パウダーの軟化点 ($^\circ\text{C}$)
 k : 連鋳機固有がもつ係数
 a : (1)式における比例定数 ($\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$)
 α : 非サイン振動の歪み率 (%)
 β : 同一オシレーション条件における非サイン振動時の t_p 時間とサイン振動時の t_p 時間の比
 γ : 同一オシレーション条件における非サイン振動時の1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量とサイン振動時の1 cycle中の鋳片の幅単位長さあたりのパウダー消費量の比

文 献

- 1) 例えば、桜谷敏和、江見敏彦、今井卓雄、江本寛治、児玉正範：鉄と鋼，**67** (1981), 1220.
- 2) 例えば、舟之川洋、和田努、森孝志：材料とプロセス，**1** (1988), 140.
- 3) 水上秀昭、川上公成、北川融、鈴木幹雄、内田繁孝、小松喜美：鉄と鋼，**72** (1986), 1862.
- 4) 北川融、水上秀昭、川和高穂、石黒守幸：鉄と鋼，**65** (1979), S704.
- 5) 水上秀昭、川上公成、宮原忍、鈴木幹雄、北川融、寺田修：鉄と鋼，**71** (1985), S247.
- 6) T.Emi, H.Nakato, Y.Iida, K.Emoto, R.Tachibana, T.Imai and H.Bada: Proceedings Open Hearth Conference AIME, **61** (1978), 350.
- 7) 安齋栄尚、安藤貞一、重住忠義、池田順一、中野武人：製鉄研究，**324** (1987), 30.
- 8) 石田寿秋、北川融、川和高穂、宮下芳雄：鉄と鋼，**64** (1978), S665.
- 9) 登録特許第1807646号.
- 10) 第3版鉄鋼便覧第1巻、日本鉄鋼協会編、丸善、東京、(1979), 205.
- 11) 前田浩史、広瀬俊幸、中田正之、森肇、小松政美：材料とプロセス，**6** (1993), 280.
- 12) M.M.Wolf: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **20** (1980), 718.
- 13) 中島敬治、平城正、金沢敬、村上敏彦：材料とプロセス，**5** (1992), 1221.
- 14) M.Suzuki, H.Mizukami, T.Kitagawa, K.Kawakami, S.Uchida and Y.Komatsu: ISIJ Int., **31** (1991), 254.
- 15) 多田光宏、村上洋、西岡信、小松政美、石井俊夫、中田正之：材料とプロセス，**6** (1993), 1180.