

|||||||
論 文
|||||||

강의 연속주조시 Mold Oscillation에 따른 Flux 층 내의 동적 압력변화 해석

박태호[†] · 김지훈^{*} · 최 주^{**} · 예병준

The Analysis of Dynamic Pressure in the Molten Flux near the Meniscus during Mold Oscillation for the Continuous Casting of Steel

Tae-Ho Park[†], Ji-Hun Kim^{*}, Joo Choi^{**}, and Byung-Joon Ye

Abstract

The pressure of the mold flux acting on the meniscus shell was investigated through the coupling analysis of heat transfer in the mold and fluid flow in the flux caused by the mold oscillation. Finite element method was employed to solve the conservation equation associated with appropriate boundary conditions. As reported by previous workers, the axial pressure is positive on the negative strip time and negative on the positive strip time. A maximum pressure is predicted toward the top of the meniscus shell which has the thin shell and a maximum value is in proportion to the relative mold oscillation velocity. The relative mold oscillation velocity was changed by the effect of meniscus level fluctuation. Therefore the pressure of the mold flux acting on the meniscus shell was different each cycle of the mold oscillation due to the irregularity of relative mold oscillation velocity

Key words : Continuous casting, Oscillation marks, Meniscus shell, Pressure

(Received September 19, 2003 ; Accepted October 6, 2003)

1. 서 론

강의 연속주조법은 1933년 Junghans가 주형진동장치를 개발함으로써 기존의 고정식 주형을 사용할 때 발생하는 잦은 shell sticking에 의한 breakout을 현저히 줄일 수 있게 되어 실용화의 전환점을 이루었고, 2차 세계대전 이후 공업화에 성공하였다. 또한 주형과 주편사이의 윤활제로 사용되던 oil의 경우 mold level과 주조속도 조절의 불안정성으로 인해 주형과 주편사이의 윤활능이 떨어져서 윤활제로 다소 비효과적인 매체였지만 mold flux로 대체함으로써 보다 효과적인 윤활능을 얻을 수 있게 되었다[1].

하지만 연속주조된 주편의 표면에 나타나는

oscillation mark(OSM)의 형성과 관련해서는 flux를 사용한 경우가 oil에 비해 더 깊은 OSM를 형성시키는 것으로 알려져 있는데 이는 주형진동의 down stroke시 액상의 flux층에서 형성된 압력 때문에 meniscus shell이 melt 내부로 더 크게 변형되기 때문인 것으로 알려져 있다[2].

이러한 OSM의 형성으로 인해 국부적 열저항이 증가되어 응고층의 성장이 지연되므로 세로 크랙 등을 유발할 수 있고 편석, 비금속 개재물 등의 표면결함과도 관련되어 있다[3]. 또한 austenitic stainless steel slab의 경우 깊이가 0.3 mm 이상인 OSM가 있으면 표면 scarfing 처리 없이 후속공정으로의 진행이 불가능하므로 깊은 OSM는 그 자체로도 결함으로 취급된다[4].

경북대학교 금속공학과(Dept. of Materials Science and Metallurgy, Kyungpook National University, Taegu 702-842, Korea)
^{*}연세대학교 공과대학 재료공학부 준결정재료연구단(Center for Noncrystalline Materials, Department of Metallurgical Engineering Yonsei University, Seoul 120-140, Korea)
^{**}포스코 기술연구소(Iron & Steel Making Research Team, Technical Research Laboratories, POSCO, Pohang 790-785, Korea)
[†]E-mail : thpark@ye.knu.ac.kr

여기에서 σ 는 steel/flux의 계면장력, ρ_s 는 용탕의 밀도, ρ_f 는 flux의 밀도, g 는 중력가속도를 각각 나타낸다.

주형 진동에 따른 flux층 내의 유동 및 온도변화를 위해 사용된 지배방정식은 다음과 같다.

$$\nabla \cdot u = 0 \tag{4}$$

$$\rho u \cdot \nabla u = -\nabla P + \mu(T) \nabla \cdot \nabla u \tag{5}$$

$$\rho c_p [u \cdot \nabla T] = \nabla \cdot (k(T) \nabla T) \tag{6}$$

여기에서 u 는 속도 벡터, ρ 는 밀도, P 는 압력, μ 는 점도, c_p 는 비열, k 는 열전도도, T 는 온도를 각각 의미한다.

해석 모델에 도입된 가정은 다음과 같다.

1) Flux는 등방성의 Newtonian 유체와 같이 거동하며 층류로 가정하고, 용탕 내부의 유동은 아래 식으로 표현되는 유효 열전도도(effective thermal conductivity)를 도입하여 고려하는 것으로 한다[5].

$$k_{eff}(T) = k(T)[1 + 6(1 - f_s)] \tag{7}$$

여기에서 k_{eff} 는 유효 열전도도, k 는 열전도도, f_s 는 고상분율, T 는 온도를 각각 나타낸다.

2) 주 관심영역에서의 meniscus와 주형과 주편 사이의 flux channel의 모양은 주형 진동에 따라 바뀌지 않는다.

3) 주형 폭 방향으로의 flux층 유속은 주조방향으로의 유속에 비해 무시할 수 있다.

4) 주형 진동은 규칙적인 sine 파형으로 거동한다.

5) 주조 방향으로의 열전달은 주형으로의 열전달에 비해 무시할 수 있다.

본 연구에 사용된 탄소강의 조성은 Table 1에 나타내었고 탄소강과 flux 및 주형의 물성치는 Table 2에 나타내었다. 그리고 해석 강종의 액상선 온도와 고상선 온도는 다음 식을 사용하여 계산하였다[8].

$$\begin{aligned} T_L = & 1536 - 78(\text{wt.}\%C) - 7.6(\text{wt.}\%Si) \\ & - 4.9(\text{wt.}\%Mn) - 34.4(\text{wt.}\%P) - 38(\text{wt.}\%S) \\ & - 4.7(\text{wt.}\%Cu) - 3.1(\text{wt.}\%Ni) - 1.3(\text{wt.}\%Cr) \\ & - 3.6(\text{wt.}\%Al) \end{aligned} \tag{8}$$

$$\begin{aligned} = & 1536 - 415.5(\text{wt.}\%C) - 12.3(\text{wt.}\%Si) \\ & - 6.8(\text{wt.}\%Mn) - 124.5(\text{wt.}\%P) - 183.9(\text{wt.}\%S) \\ & - 4.3(\text{wt.}\%Ni) - 1.4(\text{wt.}\%Cr) - 4.1(\text{wt.}\%Al) \end{aligned} \tag{9}$$

Table 1. Chemical compositions of medium-carbon steel

Element	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
Wt%	0.1	0.03	0.4	0.02	0.02	0.06	0.06	0.06

Table 2. Thermal and physical properties of medium-carbon steel, mold flux, and Cu mold

	Steel	Mold flux	Cu Mold
Density (g/cm ³)	7.2	2.8	8.95
Thermal conductivity (W/cm ² °C)	0.36	0.023	3.53
Specific heat (J/g ² °C)	0.67	1.26	0.38
Viscosity (g/cm sec)	0.385	0.73	
Latent heat (J/g)	262		
Liquidus (°C)			
Solidus (°C)	1524	1485	
Superheat (°C)	5		
Melting temperature (°C)		1050	

온도에 따른 flux의 점도 계산에는 Sorimachi가 제안한 실험적 관계식으로부터 도출하였다[14].

$$\log \mu_f = (0.578 \times 10^4) \times \left(\frac{1}{T_f + 273} \right) - 2.978 \tag{10}$$

여기에서 μ_f 는 flux의 점도, T_f 는 flux의 용융온도를 나타낸다.

연속 주조기에서 주형 진동속도는 일반적으로 다음과 같이 주어지며 주조속도에 따른 상대적 주형 진동속도 ($V_m - V_s$)가 flux층에 실제적인 영향을 미치게 될 것이다. 따라서 주조속도를 고려한 상대적 주형 진동속도를 주형 벽면의 속도 경계조건으로 적용하였다.

$$V_m = \pi f s \cos 2\pi f t \tag{11}$$

여기에서 V_m 은 주형 진동속도, V_s 는 주조속도(m/min), f 는 진동수(cpm), s 는 진폭(mm), t 는 시간(sec)을 각각 의미하며 본 해석에 사용된 조건은 주조속도 1.5 m/min, 진동수 108 cpm, 진폭 12 mm로 각각 설정하였다.

주형과 flux 계면의 열전달계수는 5.83 KW/m²K, 주형과 냉각수간의 열전달 계수는 40 KW/m²K로 설정하였으며 주편 위에 존재하는 flux층 상단에서의 열전달 계수는 0.35 KW/m²K로 설정하였다[10, 11, 15-17]. 그리고 주편과 flux층 계면 사이의 열전달 계수는 Table 3에 나타내었다.

Table 3. Temperature dependence of heat transfer coefficient between the mold flux and strand surface

Temperature description	heat transfer coefficient (W/m ² K)
Mold flux crystalline temperature	1000
Mold flux softening temperature	2000
Metal solidus Temperature	10000
Metal liquidus Temperature	20000

3. 해석결과 및 고찰

해석에 적용된 주형 진동 속도는 Fig. 3과 같고 주조속도보다 주형의 하강 속도가 빠른 시간을 negative strip time(t_N), 그 반대의 경우는 positive strip time(t_p)이라 한다. 따라서 주편의 입장에서 고려되는 주형의 상대적 운동은 t_N 동안에는 아래로 움직이다가 t_p 동안에는 위로 상승하는 것으로 파악할 수 있다.

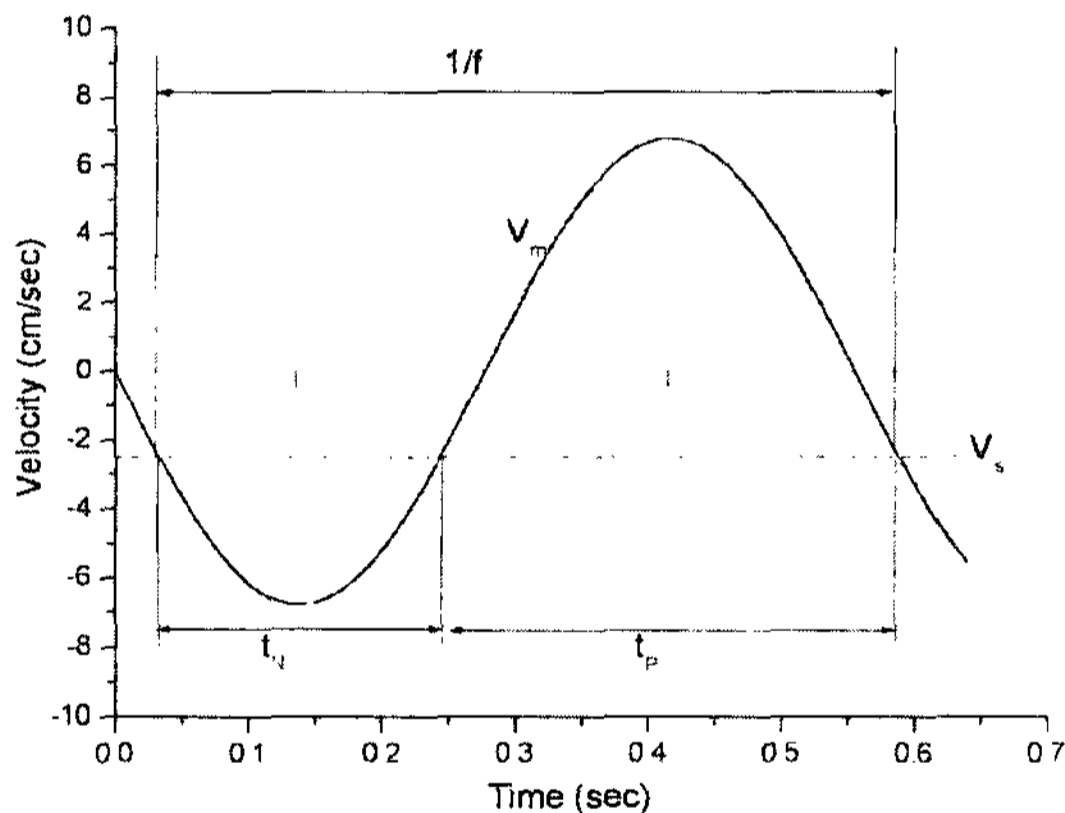


Fig. 3. Sinusoidal mold oscillation velocity and casting speed for computation (mold oscillation conditions and casting speed assumed to be: $V_s = 1.5$ m/min, $f = 108$ cpm, $s = 12$ mm).

주형 진동에 따른 meniscus 근처의 flux층 속도 분포에 대한 해석 결과를 각 strip time중 최대 속력을 보이는 시점과 주형진동 속도가 주조속도와 같아지는 시점으로 나누어 Fig. 4에 나타내었다. 주형 벽면 근처의 flux층에서 속도 변화가 가장 큰 것으로 나타났고, 주조속도를 고려한 주형의 상승 및 하강에 대한 상대적 진동 속도에 따라 flux층 속도 분포도 급격히 변하게 된다는 것을 해석결과로 알 수 있었다. 또한 주형의 진동속도가 주조속도와 같아지는 시점에서는 일시적으로 flux층 내부의 속도장이 소멸되는 특징이 나타났다. 특히 주형 벽면 근처의 meniscus 곡률부에서는 flux층의 속도 분포가 주형 벽면과 반대로 나타났는데 이것은 Takeuchi의 해석결과와 일치한다[8].

해석결과로 얻은 flux층의 속도 분포로부터 계산된 shear stress는 주형 진동시 t_p 기간 중 최대 속력을 나타낼 때 meniscus 곡률부의 시작점인 y_0 에서 약 190 N/m²의 최대값을 나타내었다. 이것은 shear stress가 주조속도에 따른 주형의 상대적 진동속도에 의존하며 최대 속력을 나타내는 시점에서 그 최대값이 나타난다는 기존의 연구결과와 같은 해석결과였고, 주형 진동시 주편과 주형 사이의 flux층에 대한 윤활성(lubricity)에 초점을 두는 경우 중요한 인자로 취급되어져 왔다[1,18].

주형 내의 flux층에 대한 유동해석 모델과 열전달과 유동의 연계 해석 모델에서 주형 진동 1 cycle 동안 주형 벽면에 위치한 flux층 내의 압력분포에 대한 해석결과를 Fig. 5에 나타내었다. 이전 연구자들의 해석결과와 같이 t_N 기간에는 주편을 주형으로부터 밀어내는 압력이 작용하고, t_p 기간에는 주편을 주형쪽으로 당기는 압력이 작용된다는 해석결과를 얻었다. 이러한 압력의 변화는 meniscus가 주형 벽면을 향해 굽어져 있기 때문에 flux channel의 폭이 좁아져 생성되는 것

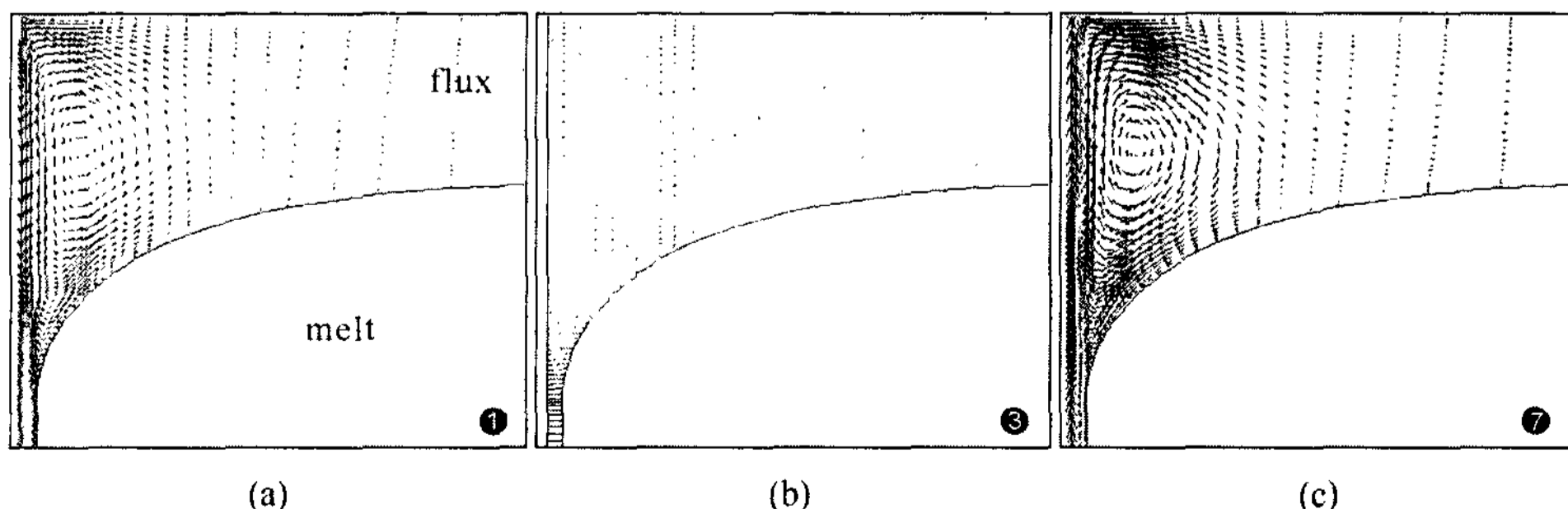


Fig. 4. Predicted relative velocity distributions in the flux near the meniscus at time of (a) maximum downward velocity and (b) zero velocity, and (c) maximum upward velocity of the mold ($V_s = 1.5$ m/min, $f = 108$ cpm, $s = 12$ mm).

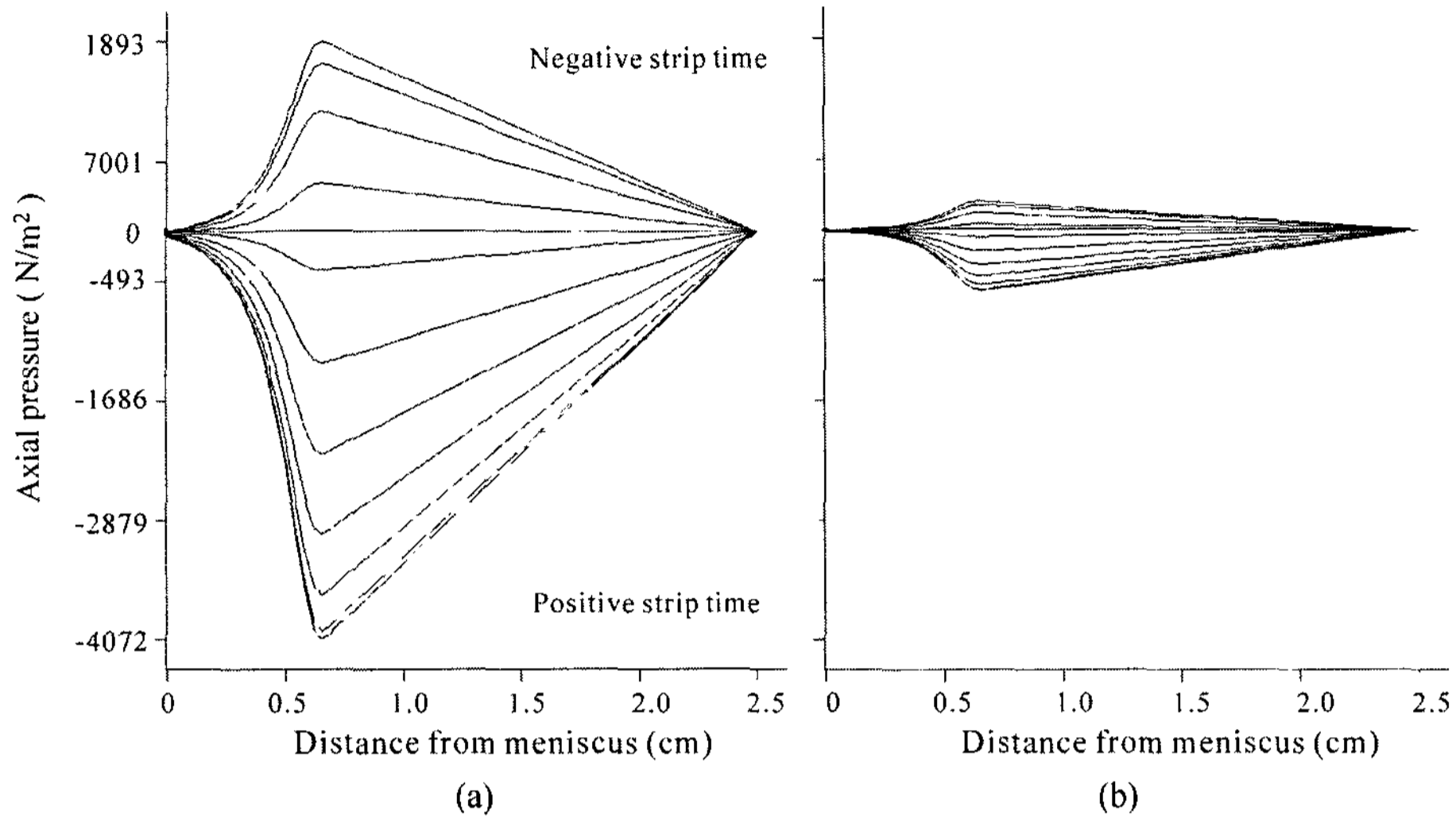


Fig. 5. Predicted axial pressure profiles in the flux channel near the meniscus of (a) coupled fluid flow and heat transfer model and (b) isothermal fluid flow model ($V_s = 1.5$ m/min, $f = 108$ cpm, $s = 12$ mm).

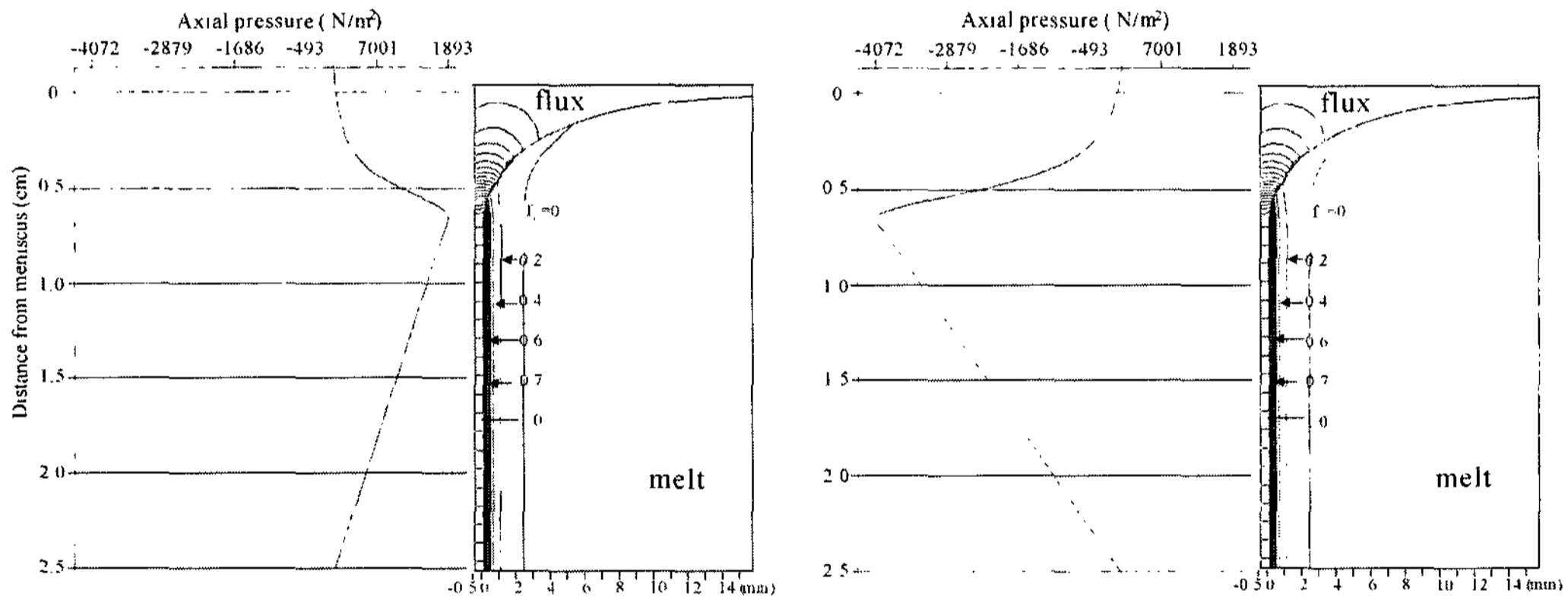


Fig. 6. Predicted pressure profiles in the flux acting on the meniscus shell as a compare of axial pressure of coupled fluid flow and heat transfer model at time of (a) negative strip peak velocity and (b) positive strip peak velocity of the mold.

이며 연계해석 모델의 경우에 주형 진동에 따라 유동 해석 모델에 비해 더 큰 폭으로 압력이 변화하는 것은 주형 벽면 근처의 flux층 온도가 낮아서 flux의 점성이 급격히 증가하기 때문으로 판단된다[8]. 또한 Fig. 3의 주형 진동 속도와 비교해볼 때 flux층 내의 압력분포의 변화가 주조속도에 대한 상대적 주형 진동속도의 크기에 따라서 변하게 된다는 사실도 확인할 수 있었다.

Fig. 6은 t_N 과 t_p 기간 중 각각 가장 큰 속력(negative and positive strip peak velocity)을 보이는 시점에서의 주형 벽면과 flux층 내부의 압력분포에 대한 해석 결과이다. 초기 응고층에 작용되는 flux층의 최대 압력

변화는 주형 벽면에서의 해석결과와 동일하게 응고층 상단부에 해당하는 y_0 위치에서 나타나며 유동해석 모델에서는 $-594 \sim 288$ N/m²의 압력이, 열전달과 유동의 연계해석 모델에서는 $-4.07 \sim 1.89$ KN/m²의 압력이 작용된다는 결과를 얻었고 Tada의 해석모델에서 계산된 flux층 최대 작용 압력이 약 1.7 KN/m²라는 결과와 유사한 점을 보인다[19]. 따라서 응고층의 두께가 얇게 형성된 상단부에 flux층의 최대 압력이 작용된다는 점으로부터 초기 응고층 상단부의 변형이 가장 크게 일어날 수 있다는 사실도 예측할 수 있다. 또한 초기 응고층에 작용되는 flux층의 압력에 비해 shear stress의

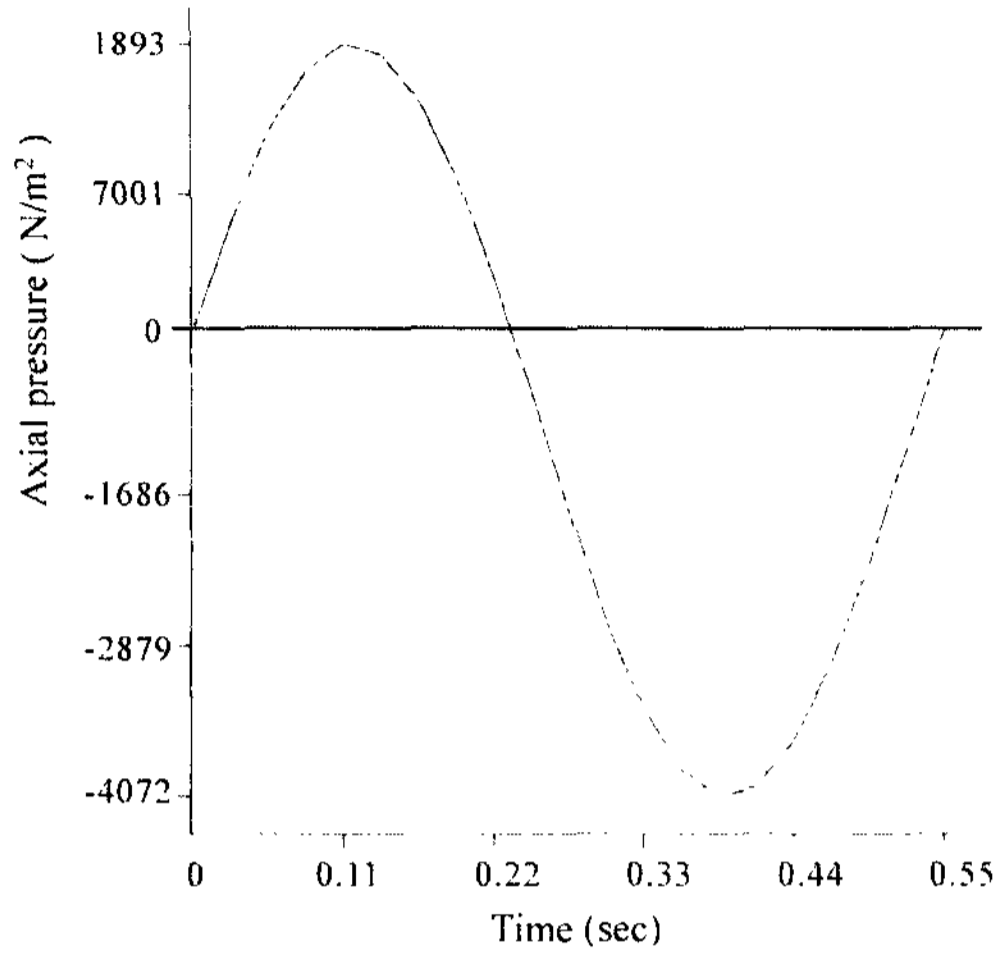


Fig. 7. Predicted history profiles of peak axial pressure according to relative mold oscillation.

크기가 작다는 점으로부터 shear stress가 주형내의 전체적인 유힬을 위해서는 중요하나 meniscus에서 일어나는 초기 응고층의 변형에 영향을 미치는 주요 인자는 아니라는 사실을 확인할 수 있었다[8].

주형 벽면에 위치한 flux층 내의 최대 압력변화를 나타내는 위치에서 주형 진동 1 cycle에 대한 flux층의 압력변화를 Fig. 7에 나타내었다. 해석결과에서 flux층 내의 압력변화는 주편의 주조속도에 대한 주형의 상대적 진동속도에 따라 변한다는 사실을 재확인할 수 있었다.

고 진동수와 작은 진폭을 적용한 주형 진동 조건에

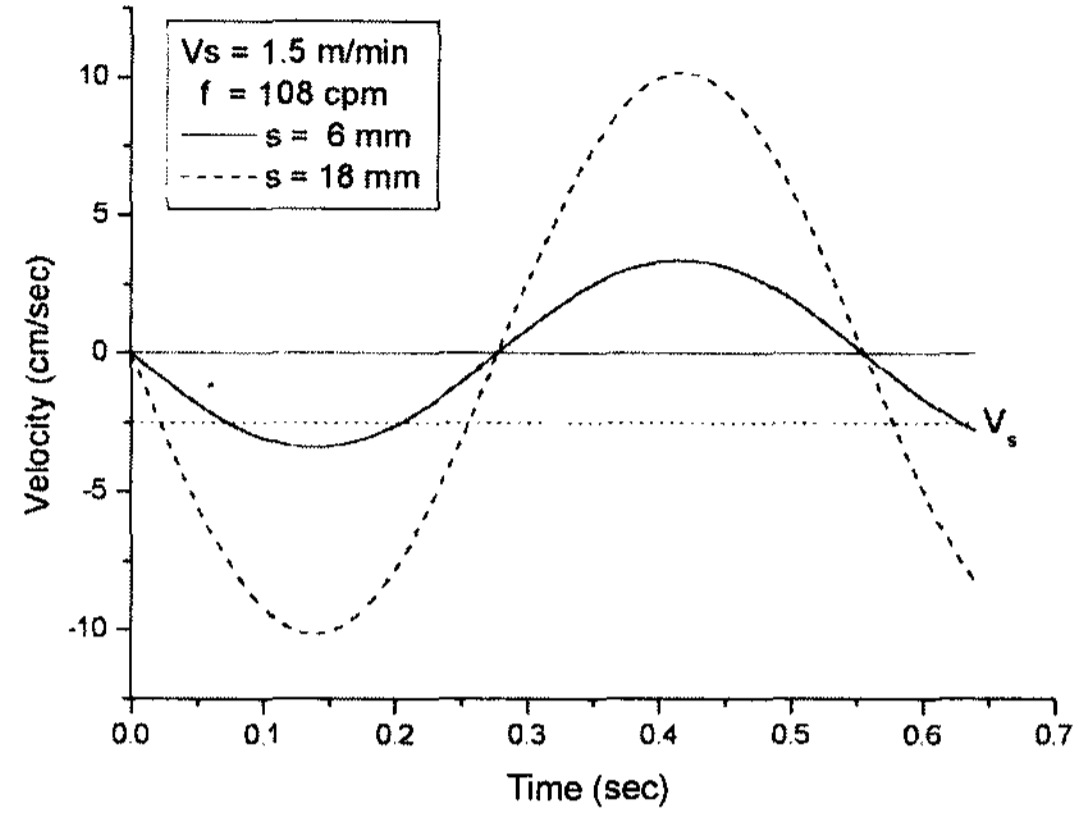


Fig. 8. Influence of stroke on sinusoidal mold oscillation velocity for computation.

서 주변 표면에 형성된 OSM의 깊이가 감소된다는 많은 연구결과가 보고되어져 있다[20]. 따라서 주형 진동시 초기 응고층의 변형에 의한 OSM의 형성과정에서 매우 중요한 인자인 flux층 내의 압력변화에 미치는 주형 진동 조건의 영향을 고찰해 보았다.

주형 진동수가 일정한 경우 진폭의 변화에 따른 주형 진동속도의 변화를 Fig. 8에 나타내었는데 주형 진동 진폭이 증가할수록 t_p 는 감소하고 t_N 은 증가하게 되며 주조속도에 대한 주형의 상대적 진동속도의 변화 폭이 매우 커지는 결과를 알 수 있다. Fig. 9는 진폭의 변화에 따른 flux층 내의 압력변화에 대한 해석결과로 flux층 내의 압력변화도 진폭이 증가할수록 더욱 큰 폭으로 변화한다는 사실을 확인할 수 있다. 또한

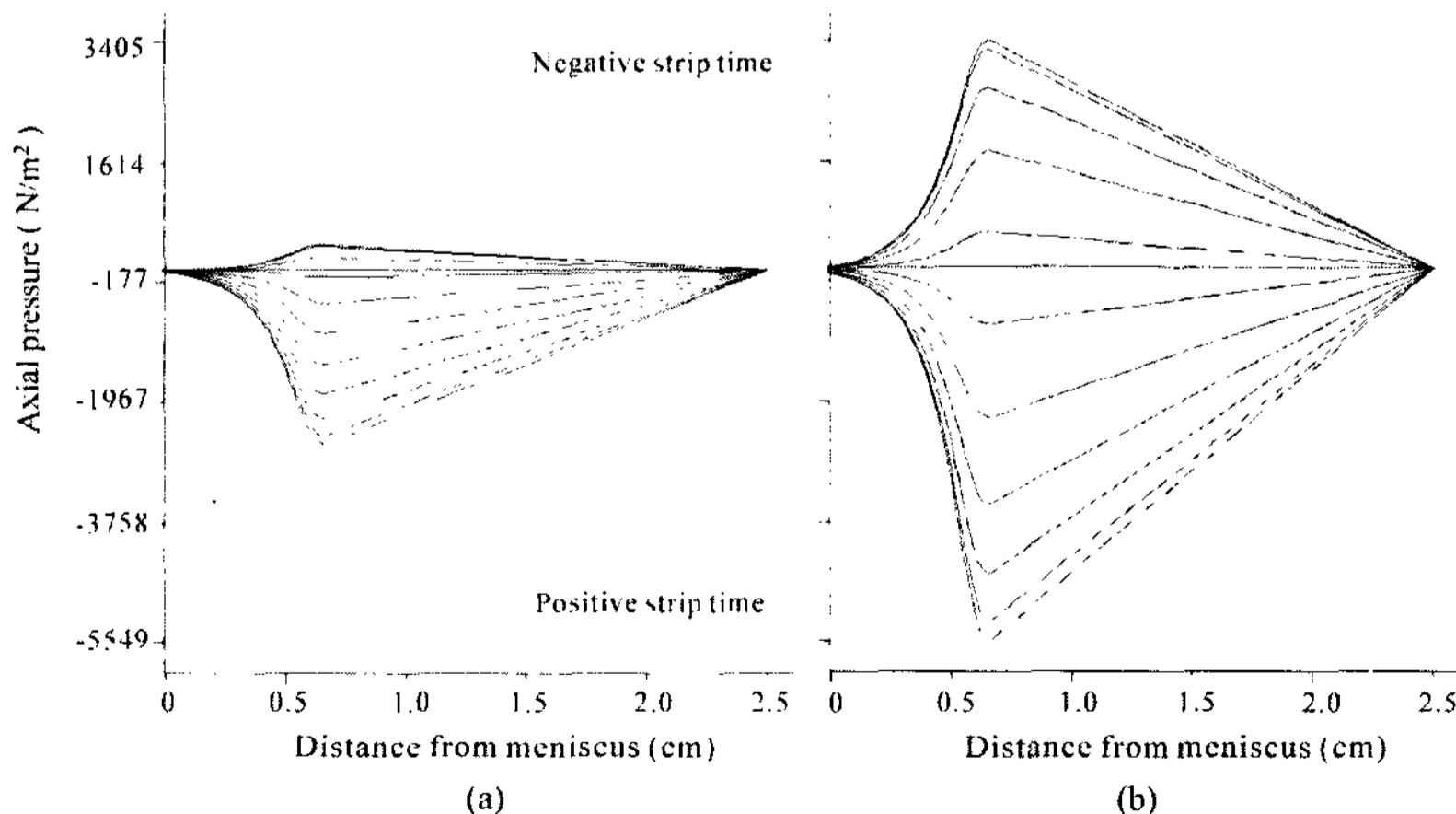


Fig. 9. Influence of stroke on axial pressure profiles in the flux channel near the meniscus during the mold oscillation ($V_s = 1.5$ m/min, $f = 108$ cpm). (a) $s = 6$ mm, (b) $s = 12$ mm.

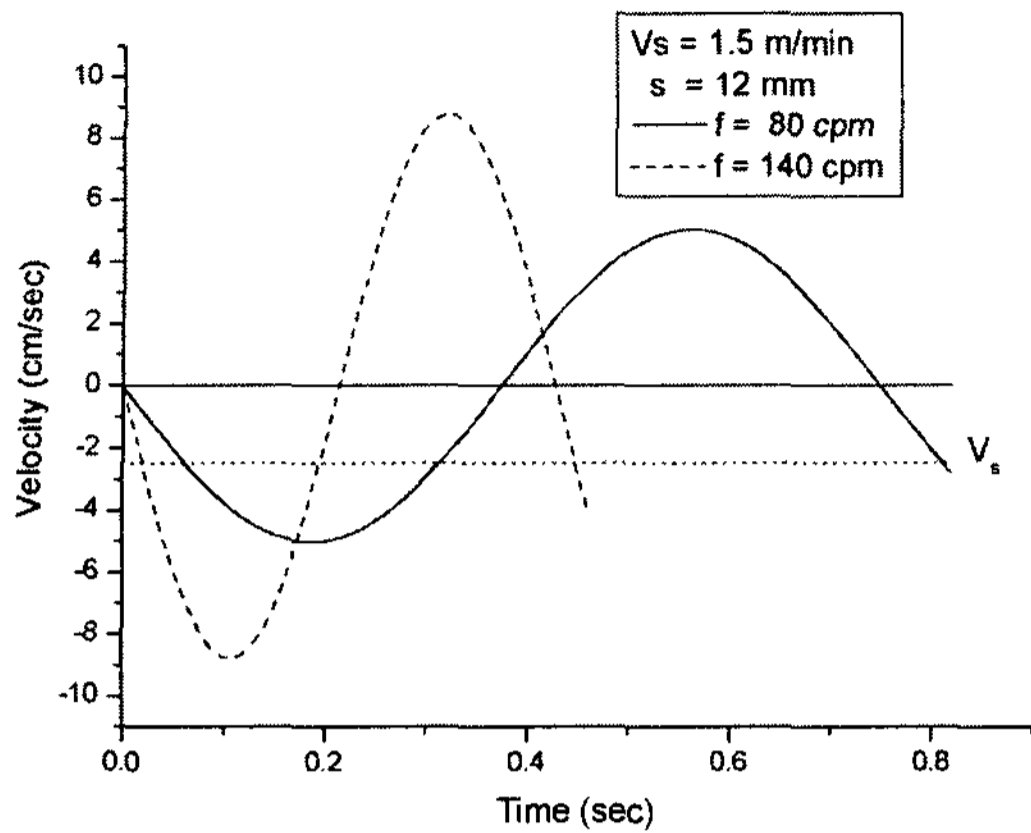


Fig. 10. Influence of frequency on sinusoidal mold oscillation velocity for computation.

진폭의 감소에 따른 주형의 상대적 진동속도의 감소가 t_N 에서 더욱 현저해지므로 t_N 기간 중 초기 응고층의 상단부를 변형시키는 flux층 내의 압력도 현저하게 감소되는 결과를 알 수 있었다. 이를 통해 주형 진동 진폭의 감소는 t_N 기간 중 초기 응고층 상단부의 변형폭을 감소시키게 되므로 결과적으로 OSM의 깊이가 줄어들게 된다고 사료된다.

주형 진동 진폭이 일정한 경우 진동수의 변화에 따른 주형 진동속도의 변화와 flux층 내의 압력변화에 대한 해석결과를 Fig. 10과 Fig. 11에 나타내었다. 주형 진동수가 증가할수록 각 cycle time은 줄어들게 되므로 t_p 와 t_N 역시 줄어들게 되지만 주형의 상대적 진동속도

는 더욱 큰 폭으로 변화하는 것을 알 수 있고 이에 따른 해석 결과에서도 고 진동수의 경우 초기 응고층 상단부에 작용되는 flux층 압력의 변화폭이 증가된다는 사실을 확인할 수 있었다. 따라서 해석 결과에 따르면 응고층 상단부의 변형폭이 커질 것으로 예상되나 고 진동수의 경우 OSM의 깊이가 감소된다는 기존 연구자들의 실험결과와는 상반되는 것을 알 수 있다. 이점에 대해 Schwerdtfeger는 초기 응고층의 변형이 고온에서 일어나는 크립(creep) 변형에 의한 것이므로 일정한 진동수를 넘어서게 되면 줄어드는 t_N 에 의해 초기 응고층의 크립 변형을 위한 시간이 줄어들게 되므로 결과적으로 적은 변형만을 초래한다고 지적하고 있다[11]. 따라서 주형 진동수를 증가시키는 경우에는 응고층에 작용되는 압력의 크기보다 압력이 작용되는 시간에 대한 영향이 더욱 커진다는 사실을 알 수 있다.

한편 Nakato는 용탕 탕면 변동의 영향으로 규칙적인 주형 진동이 변형되어 실제로 주편에 영향을 미치는 주형 진동 패턴이 각 cycle 마다 달라지게 된다는 점을 제안하였다. 즉 t_p 와 t_N 이 주형 진동 각 cycle 마다 달라지게 되고, 상대적 주형 진동속도 역시 불규칙해진다는 것이다. 하지만 Nakato는 OSM가 t_N 에서 형성된다고 가정하였기 때문에 OSM의 깊이가 불규칙해지는 것을 단지 t_N 의 변화로만 설명하여 미흡한 결론을 도출하였다[21].

용탕 탕면의 변동에 의해 주조속도에 대한 주형의 상대적 진동속도가 각 cycle 마다 달라지게 되므로 초

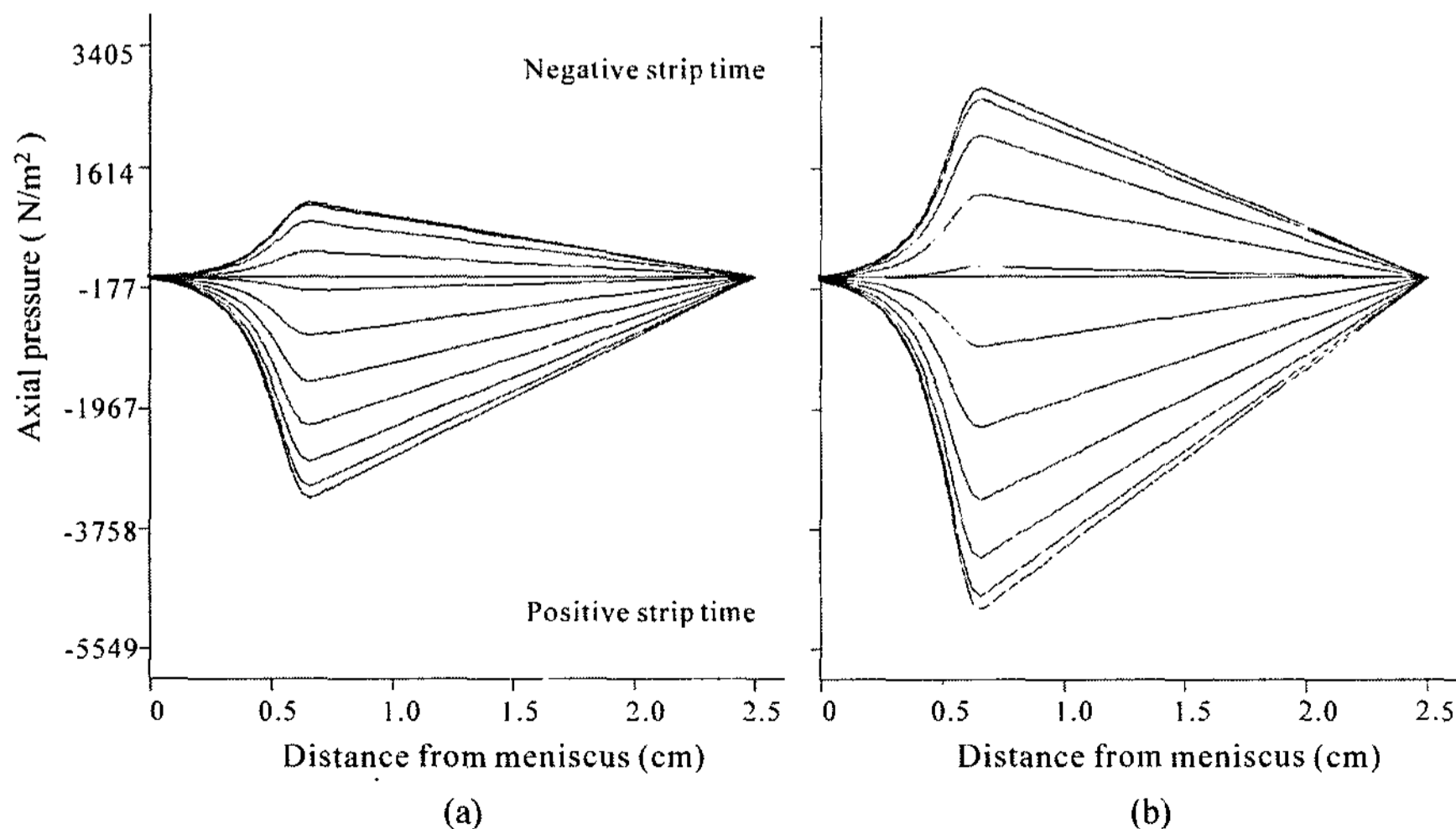


Fig. 11. Influence of frequency on axial pressure profiles in the flux channel near the meniscus during the mold oscillation ($V_s = 1.5$ m/min, $s = 12$ mm). (a) $f = 80$ cpm, (b) $f = 140$ cpm.

기 응고층에 작용되는 flux층의 압력도 각 cycle 마다 불규칙해지는 결과가 초래될 것으로 예측되며 아울러 t_N 과 t_p 의 변화는 초기 응고층 상단부의 크립 변형에 영향을 미치게 되므로 초기 응고층의 변형은 각 cycle 에서 매우 다른 양상으로 진행될 것이다. 그 결과 동일한 주조조건에서도 매우 불규칙한 OSM의 형성이 가능한 것으로 예측된다. 따라서 불규칙한 OSM의 형성에 대해서 용탕 탕면 변동으로 인해 주편에 대한 주형 진동의 영향이 불규칙해진다는 제안과 초기 응고층에 대한 flux층의 작용 압력이 상대적 주형 진동속도에 의존한다는 해석결과를 토대로 이해할 때 좀 더 명확한 접근이 가능하다고 판단된다.

4. 결 론

주형 내의 meniscus에서 주편에 작용되는 mold flux의 압력변화에 대한 주형 진동의 영향을 탄소 함량이 0.1 wt.%인 중탄소강을 대상으로 열전달과 유동에 대한 2차원 비정상 상태의 수치해석 모델을 통해 검토한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 주형 진동에 따른 flux층 내의 압력 변화는 주조 속도에 대한 주형의 상대적 진동속도의 크기에 의존하며 주형 벽면 근처의 flux층 온도가 낮아서 flux의 점성이 급격히 증가하기 때문에 유동해석의 경우에 비해 최대 작용압력이 약 7배 정도 크게 나타난다.

2. 응고층에 작용되는 flux층의 압력은 두께가 얇은 응고층 상단 부분에 가장 큰 변화폭으로 작용되므로 응고층 상단부에서의 변형이 가장 크게 일어날 것으로 예측된다.

3. 주형 진동 진폭의 감소에 따른 주형의 상대적 진동속도의 감소가 t_N 에서 더욱 현저해지므로 t_N 기간 중 초기 응고층의 상단부를 변형시키는 flux층 내의 압력도 현저하게 감소된다. 하지만 고 진동수의 경우 flux층 내의 압력변화는 크게 나타나지만 초기 응고층의 크립 변형에 소요되는 시간이 불충분하여 응고층의 변형폭은 감소된다.

참 고 문 헌

- [1] M. M. Wolf : Steelmaking conf. Proc., "Mold oscillation guidelines", 74 (1991) 51-70.
- [2] I. Saucedo, J. Beech, and G. J. Davies : Metal Tech., "Influence of meniscus freezing on surface defect formation in cast products", 9 (1982) 282-291.
- [3] E. Takeuchi and J. K. Brimacombe : Met. Trans., "Effect of oscillation-mark formation on the surface quality of continuously cast steel slabs", 16B (1985) 605-625.
- [4] M. Wolf : Ironmaking and Steelmaking, "Strand surface quality of austenitic stainless steels: part 1 macroscopic shell growth and ferrite distribution", 13 (1986) 248-257.
- [5] RIST : Continuous casting of steel (1991)
- [6] T. Emi, H. Nakato, Y. Iida, K. Emoto, R. Tachibana, T. Imai, and H. Bada : NOH-BOSC, "Influence of physical and chemical properties of mold powders on the solidification and occurrence of surface defects of strand cast slabs", 61 (1978) 350-361.
- [7] H. Tomono, P. Ackermann, W. Kurz, and W. Heinemann : TMS-AIME, Warrendale, PA, "Elements of surface mark formation in continuous casting of steel", (1982) 55-73.
- [8] E. Takeuchi and J. K. Brimacombe : Met. Trans., "The Formation of Oscillation Marks in the Continuous Casting of Steel Slabs", 15B (1984) 493-509.
- [9] R. Bommaraju and E. Saad : Steelmaking conf. Proc., "Mathematical modelling of lubrication capacity of mold fluxes", 73 (1990) 281-296.
- [10] B. Ho: Master's Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, IL, (1992)
- [11] K. Schwerdtfeger and H. Sha : Met. Trans., "Depth of oscillation marks forming in continuous casting of steel", 31B (2000) 813-826.
- [12] J. J. Bikerman : Physical Surfaces, Academic Press, (1970) 12.
- [13] E. Matijevic : Surface and Colloid Science, Wiley-Interscience, 1 (1969) 81.
- [14] K. Sorimachi : in Proc. Of Modeling of Casting and Welding ProcessesII, "Crystallization of mould powder affecting quality of strand cast slabs", (1983) 369-375.
- [15] Y. M. Won, T. Yeo, K. H. Oh, J. Park, J. Choi and C. H. Yim : ISIJ int., "Analysis of mold wear during continuous casting of slab", 38(1) (1998) 53-62.
- [16] H. Tada, S. Nishioka, M. Komatsu and H. Murakami : ISIJ, "Initial stage solidification of steel", (1995) 60.
- [17] H. S. Park : POSCO Technical report "Heat transfer in meniscus zone during casting", 3(1) (1989) 69-76.
- [18] G. J. W. Kor : Proc. of 2nd Process Technology Conf. on Continuous Casting of Steel, "An analysis of the fluid flow of liquid mold powder in the space between the continuous casting mold and the steel shell", 2 (1981) 124-132.
- [19] K. I. Tada, J. P. Birat, P. V. Riboud, M. Larrecq and H. Hackl : Trans. ISIJ, "Modelling of slag rim formation and pressure in molten flux near the meniscus", 24 (1984) B382
- [20] K. Kawakami, T. Kitagawa, H. Mizukami, H. Uchibori, S. Miyahara, M. Suzuki and Y. Shiratani : Tetsu-to-Haganè, "Fundamental study and its application of surface defects of powder cast strands", 67 (1981) 150-159.
- [21] H. Nakato, T. Nozaki, Y. Habu, H. Oka, T. Ueda, Y. Kitano and T. Koshikawa : Steelmaking Conf. Proc., "Improvement of surface quality of continuously cast slabs by high frequency mold oscillation", 68 (1985) 361-365.