

RH 탈가스 처리시 래들내 유동현상 해석

구윤서·이상민·이성우·신영길

산업과학기술연구소 제강연구부
(1988년 7월 25일 접수, 1988년 11월 30일 채택)

Analysis of Flow Pattern in the Ladle of RH Degassing Process

Youn-Seo Koo, Sang-Min Lee, Sung-Woo Lee, and Young-Kil Shin

Steelmaking Research Dept., Research Institute of Industrial Science and Technology, P.O. Box 135,
Pohang 790-330, Korea

(Received 25 July 1988; accepted 30 November 1988)

요 약

2차원 $k-\epsilon$ 난류모델과 1/5 크기의 축소 수모델 실험을 통해 용강의 RH 탈가스 처리시 래들내 유동특성과 환류량에 미치는 조업변수들의 영향에 대해 조사했다.

RH 탈가스시 래들내 용강흐름은 강한 난류특성을 나타내어 래들내 정체지역이 존재하지 않으며, 용강 혼합이 잘 일어난다. 수모델 실험결과로부터 환류량과 조업변수와의 상관관계를 유도하여 환류량 계산식을 제시했다. 상승관에서 이상류 흐름을 고려한 RH 탈가스계의 에너지 수지는 각 조업변수에 따른 환류량 예측에 매우 유용한 수단임을 확인했다.

Abstract—In order to recognize the effects of the process parameters on the flow pattern in the ladle during RH degassing process, a numerical approach of $k-\epsilon$ turbulent model and a water model experiment were carried out.

It was found that molten steel flows in the ladle have high turbulent characteristics and RH degasser is an excellent mixer. The maximum values of turbulent energy as well as dissipation rate of turbulent energy occur in the vicinity of the snorkel. The computation formula of circulation rate was derived from the results of the water model experiment. Furthermore, it was proved that the energy balance in RH degassing process is the effective means for predicting circulation rate.

1. 서 론

최근 생산성 향상, 고급강 제조 및 성에너지를 목적으로 제강공정에서 노외정련법 또는 래들정련법이라는 각종 이차정련법이 활발히 개발되어 실용화되고 있다. 이차정련법 중에서 대량의 용강을 효율적으로 처리할 수 있는 RH(Ruhrstal Hereaus) 탈가스법이 일관제 철소를 중심으로 설치하여 이용하고 있다[1-5].

Fig. 1과 같은 용강의 RH 탈가스공정에서 야금반응 효율은 용강 환류량 및 래들내 용강유동과 매우 밀접한 관계가 있으며, 환류량은 환류관 직경, 환류가스유량, 환류가스 취입위치 등에 크게 영향을 받는다고 보고되어 있다. 따라서 RH 탈가스설비의 공정개선 및 효율적인 운용을 위해서는 RH 탈가스처리시 유동현상의 이해 및 환류량에 미치는 조업변수의 영향에 대한 해석이 필요하다.

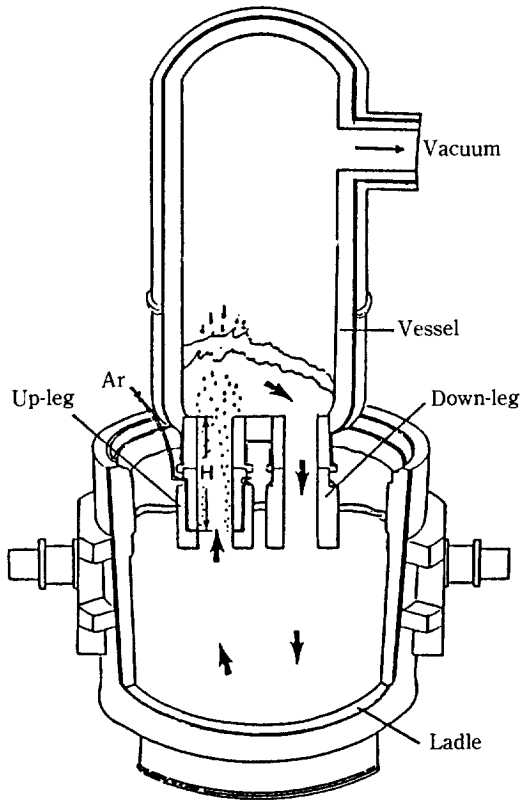


Fig. 1. Schematic diagram of RH degassing process.

용강의 유동현상을 이해하는 데는 $k-\epsilon$ 난류모델을 이용한 수치해석으로 래들내 혼합상태를 파악하는 수학적 방법[5, 7, 8]과 실제 RH 탈가스설비를 대상으로 수모델 실험을 하여 환류량과 조업변수와의 상관관계를 규명하는 실험적 방법이 있다.

따라서 본 연구에서는 2차원 $k-\epsilon$ 난류모델과 1/5크기의 축소 수모델 실험을 통해 POSCO(Pohang Iron & Steel Co., LTD) 300t RH 탈가스공정에서 래들내 channelling flow의 형성, 정체지역의 존재여부 및 혼합거동을 파악하며, 환류량 측정실험을 통해 조업변수와 환류량과의 관계식을 도출함으로써 현장조업에 유용한 자료를 제시하고자 한다.

2. 이 론

2-1. 래들내 용강 유동해석

래들내 용강 유동 계산의 단순화를 위해 1984년 Szekely 등[7]이 100t 래들 유동해석시 도입한 아래와

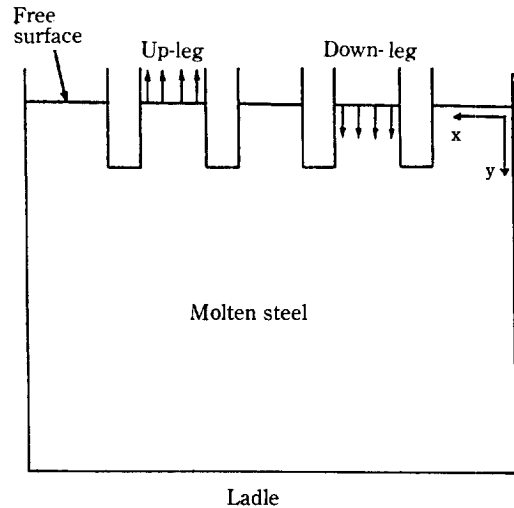


Fig. 2. Schematic representation of flow system in the ladle for mathematical modelling.

같은 가정을 이용한다.

1. Fig. 1과 같은 RH 탈가스공정에서 래들내 유동은 3차원 현상을 나타내나, 상승관과 하강관의 공통 중심면을 통과하는 평면만을 흐름영역으로 고려하여 Fig. 2와 같이 2차원 유동으로 단순화 한다.

2. 래들 벽면 경사도는 수직면에 대해 4.7° 경사져 있으나, 벽면 경사도가 작기 때문에 수치계산의 간편함을 위해 벽면 경사도를 무시하고 계산한다.

3. 용강흐름을 정상상태로 가정하고, 래들내 용강제면을 자유제면(free surface)으로 생각한다.

이상과 같은 가정하에서 래들내 용강흐름에 대한 지배방정식은 일반적인 종속변수(ϕ)에 대해서 식 (1)과 같이 표현되고, 식 (1)의 각 종속변수와 계수는 Table 1에 있다[5, 9-12].

$$\frac{\partial}{\partial x} (\rho u \phi) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v \phi) = \frac{\partial}{\partial x} (\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial y}) + S_\phi \quad (1)$$

식 (1)과 Table 1에서 유효점성계수(effective viscosity, μ_e)는 용강의 분자점성계수(molecular viscosity, μ)와 용강의 난류운동에 의한 난류점성계수(turbulent viscosity, μ_t)의 합으로 표현된다.

$$\mu_e = \mu + \mu_t \quad (2)$$

한편 μ_t 를 계산하는 데는 여러 형태의 난류모델이 제시되어 있으나, 본 연구에서는 일반적으로 용강 난류유동해석에 널리 이용되는 $k-\epsilon$ 난류모델을 적용하면 μ_t

Table 1. Expressions for the exchange coefficient Γ_ϕ and source terms S_ϕ for ϕ

Conservation of	ϕ	Γ_ϕ	S_ϕ
mass	1	0	0
x-momentum	u	μ_e	$-\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}(\mu_e \frac{\partial u}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\mu_e \frac{\partial v}{\partial x})$
y-momentum	v	μ_e	$-\frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x}(\mu_e \frac{\partial u}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial y}(\mu_e \frac{\partial v}{\partial y})$
kinetic energy	k	μ_e	$G - C_{D\rho}\epsilon$
dissipation rate	ϵ	μ_e	$C_{1k}\frac{\epsilon}{k}G - C_{2k}\rho\frac{\epsilon^2}{k}$

$$G = \mu_t \left[2 \left\{ \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right\} + \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right]$$

Table 2. Constants in turbulence model

C_1	C_2	C_μ	σ_k	σ_ϵ
1.43	1.92	0.09	0.9	1.1

는 다음과 같이 계산된다.

$$\mu_t = C_\mu \rho k^2 / \epsilon \quad (3)$$

식 (3)의 난류운동에너지(turbulent kinetic energy, k)와 난류운동에너지 소실율(dissipation rate of turbulent kinetic energy, ϵ)은 Table 1의 방정식으로부터 계산된다. 한편 식 (3)과 Table 1의 방정식들에 있는 상수값들은 1974년 Launder와 Spalding[11]이 제시한 Table 2의 값을 채택했다.

위에서 설명한 지배방정식을 이용하여 래들내 용강유동을 해석하기 위한 경계조건들은 아래와 같다.

1. At the down-leg

$$v = V_0$$

$$k = k_0 (=0.005V_0^2)$$

$$\epsilon = \epsilon_0 (=0.1k_0^3)$$

2. At the free surface

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0, \quad v = 0$$

$$\frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \epsilon}{\partial y} = 0$$

3. At the wall of ladle

Wall function

4. At the up-leg

$$\frac{\partial v}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial k}{\partial y} = \frac{\partial \epsilon}{\partial y} = 0$$

한편 래들내 혼합상태를 파악하기 위해서 래들의 용강 유입구인 하강관에 추적자(tracer)를 투입시 래들내 추적자 농도(c) 분포에 대한 지배방정식은 식 (4)와 같다.

$$\frac{\partial c}{\partial t} + U \frac{\partial c}{\partial x} + v \frac{\partial c}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} (D_e \frac{\partial c}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (D_e \frac{\partial c}{\partial y}) \quad (4)$$

식 (4)에서 유효확산계수(effective diffusivity, D_e)는 $D_e = D + D_t$ 이고, D_t 는 μ_t 로부터 계산된다[13].

$$\frac{\mu_t}{\epsilon D_t} \approx 1 \quad (5)$$

식 (4)의 농도방정식을 계산하기 위해서 초기조건으로 하강관에 $C = C_{in}$ 의 농도를 주고, 경계조건으로 벽면에서 물질전달이 없다고 생각하면 $C = 0$ 이다. 또한 자유계면에서는 농도구배가 없어 $\frac{\partial c}{\partial y} = 0$ 이다.

본 연구에서는 Patankar[10]의 엇갈린 격자점(staggered grid)을 이용한 검사체적공식을 기본으로 차분방정식을 유도했고, 차분방정식을 수치계산하는데는 SIMPLE(Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) algorithm을 이용했다. 계산순서는 Fig. 3에 나타냈다.

2-2. 에너지 수지에 의한 환류량 계산

Fig. 4와 같이 용강이 진공조와 래들을 환류할 때 상승관에서 취입노즐을 통해 취입된 환류가스는 진공조로 유입되어 용강의 온도와 압력에 의해서 팽창하면서 용강 환류에 필요한 에너지를 주고, 이 유입된 에너지는 용강이 진공조와 래들을 환류하면서 소실된다.

환류가스에 의해서 RH계에 주어진 일량(W)은 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

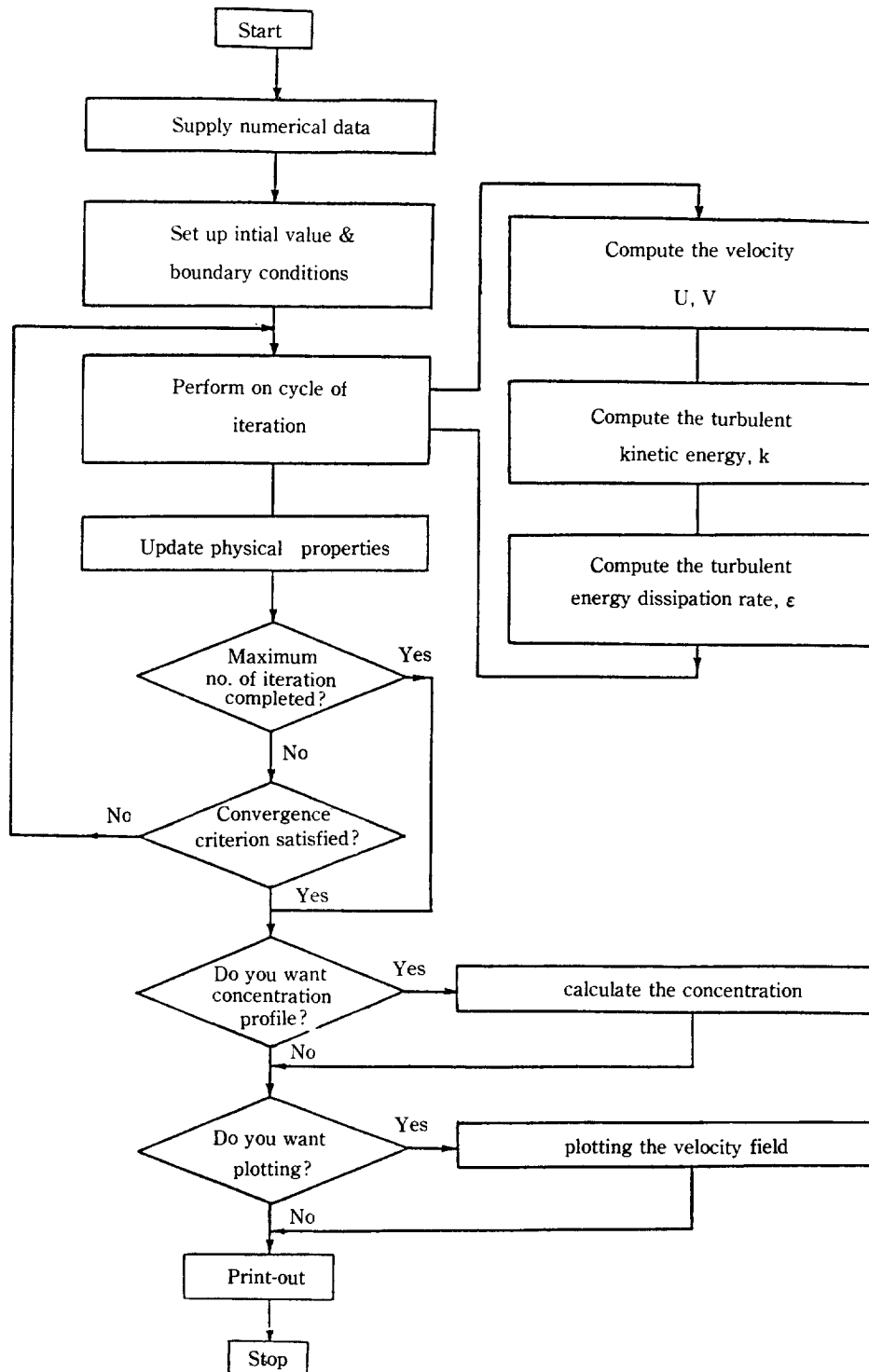


Fig. 3. Simplified block diagram of the computer program.

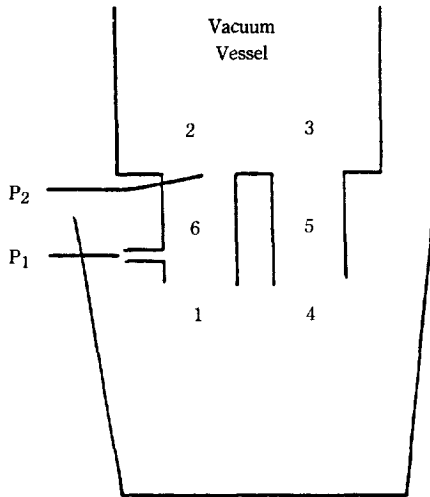


Fig. 4. Energy losses in the RH degassing process.

- 1 : Contraction ladle/ Up-leg
- 2 : Expansion up-leg/vacuum vessel
- 3 : Contraction vacuum vessel/ Down-leg
- 4 : Expansion down-leg/Ladle
- 5 : Friction down-leg
- 6 : Friction up-leg
- P₁ : Pressure at the injection point
- P₂ : Pressure at the top of up-leg

$$dW = V_g dP$$

$$-W = NRT \ln P_2/P_1$$

$$= \frac{Q_g}{1344} \cdot RT \cdot \ln P_2/P_1 \quad (6)$$

한편 용강이 래들과 진공조를 환류하면서 손실되는 에너지는 형태별로 분류하면 아래와 같다.

1. 환류관 마찰에 의한 손실에너지 (Fig. 4의 5와 6)

$$F_f = \frac{\pi}{2} \rho D_s L_s f V^3 \left(1 + \frac{1}{\phi_b^2}\right) \quad (7)$$

2. 관 축소에 의한 손실에너지 (Fig. 4의 1과 3)

$$F_c = \frac{\pi}{4} \rho D_s^2 \eta V^3 \quad (8)$$

3. 관 팽창에 의한 손실에너지 (Fig. 4의 2와 4)

$$F_e = \frac{\pi}{8} \rho D_s^2 \xi V^3 \left(1 + \frac{1}{\phi_b^2}\right) \quad (9)$$

4. 하강관에서 용강의 운동에너지

$$F_k = \frac{\pi}{8} \rho D_s^2 V^3 \quad (10)$$

식 (7)과 (9)에서 상승관에서 환류가스 취입으로 인해 용강과 환류가스가 공존하는 이상류흐름이 형성되므

Table 3. Parameters used in the energy balance for the water model and industrial unit

Parameter	Unit	Model	Industrial unit
Gas flow rate (Q _g)	NI/min	60-400	2800
Leg length (L _s)	m	0.3	1.5
Snorkel Diameter (D _s)	m	0.12	0.6
Friction factor (f)	m	0.0092	0.0083
Contraction coefficient (η)	—	0.42	0.42
Expansion coefficient (ξ)	—	1	1
Temp. (T)	K	293	1873
Fraction of liquid (φ _b)	—	0.7	0.2

Table 4. Process variables in the dimensional analysis

Parameter	Variable	Dimension
Velocity of liquid in the down-leg	V _o	Lt ⁻¹
Internal diameter of snorkel	D _s	L
Liquid density	ρ	ML ⁻³
Liquid viscosity	μ	ML ⁻¹ t ⁻¹
Acceleration due to gravity	g	Lt ⁻²
Gas flow rate	Q _g	L ³ t ⁻¹

로 손실에너지 계산시 용강 부피분율(φ_b)에 대한 영향을 고려했다.

RH계로 유입된 에너지는 손실에너지의 총합과 같다는 에너지 수지 개념으로부터 식 (11)의 관계가 성립한다.

$$-W = F_f + F_c + F_e + F_k \quad (11)$$

윗 식들의 전개에 포함된 상수값들은 조업조건에 따라 유동적이거나, 대표적인 예를 Table 3에 나타냈다.

한편 환류량은 환류속도(V)로부터 식 (12)와 같이 계산된다.

$$Q_e = \rho S V = \rho \frac{\pi}{4} D_s^2 V \quad (12)$$

2-3. 수모델 실험의 상사조건

1/5크기의 축소 수모델 장치를 이용하여 수모델 실험을 하는 경우에 실제 RH계를 모사하기 위해서 수모델 실험의 동력학적 변수인 환류가스 취입유량과 그에 따

Table 5. Parameters for the industrial unit and for the water model

Parameter	Industrial unit	Water model
Gas flow rate (Nl/min)	Max. 2800	Max. 400
Vacuum (torr)	1	739
Density of gas (g/cm ³)	0.000262 (Ar)	0.00125 (N ₂)
Density of liquid (g/cm ³)	7.2	1.0
Temperature (°C)	1600	20
Diameter of gas injection nozzle (mm)	3	3

른 환류가스 취입노즐 크기를 결정해야 한다. Table 4와 같은 RH 공정에 영향을 미치는 지배적인 조업변수들을 차원해석하여 구한 무차원변수들로부터 유도한 수모델 실험조건은 Table 5에 있다.

차원해석방법 및 무차원변수들은 참고문헌에 잘 나타나 있다[6].

3. 수모델 실험

3-1. 실험장치

POSCO RH 탈가스설비를 대상으로 1/5크기로 축소 제작한 실험장치는 Photo 1과 Fig. 5에 각각 나타났다.

안에서 일어나는 유동현상을 용이하게 관찰하기 위해서 래들 및 진공조를 투명 아크릴로 제작했고, 래들내 유동현상 관찰시 래들의 곡면에 의해 빛이 굴절되는 것을 방지하기 위해서 래들 외부에 사각 수조(water reservoir)를 설치했다. 환류가스인 질소는 유량계와



Photo 1. 1/5 scale water model for RH degassing process.

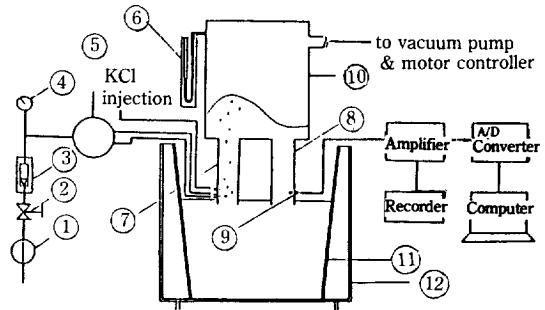


Fig. 5. Schematic diagram of the apparatus.

1. Regulator
2. Valve
3. Flowmeter
4. Pressure gauge
5. Manifold
6. Manometer
7. Up-leg
8. Down-leg
9. Pt-sensor
10. Vacuum vessel
11. Ladle
12. Water reservoir

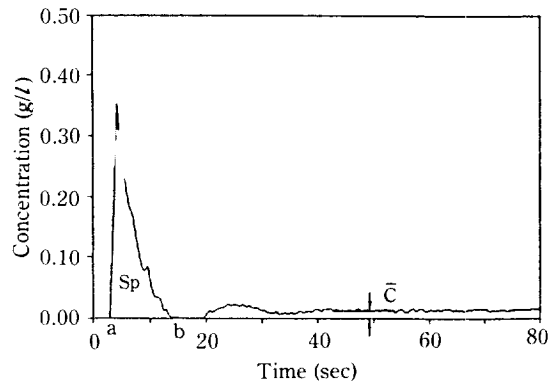


Fig. 6. Typical response curve in the down-leg after injection of tracer in the up-leg.

압력조절계로 전체유량을 조절한 후에 12개의 환류가스 취입노즐로 고르게 공급하기 위해서 다기관(manifold)을 설치했다.

환류량을 측정하기 위해서 30 wt% KCl용액을 상승관에 설치한 주입구(injection pot)에서 순간적으로 투입하고, 하강관에 설치한 pt-sensor를 이용하여 시간에 따른 KCl 농도변화를 측정했다.

KCl 농도에 따른 pt-sensor의 기전력 변화는 증폭기(amplifier)를 통해 증폭되고, A/D 변환기와 계산기를 이용하여 측정하고 분석했다.

한편 진공조내의 진공도는 진공펌프(수봉식)에 연결된 모터의 회전수를 환류가스유량에 따라 조절함으로써 진공도 240-320 mmH₂O 범위내에서 실험을 했다.

3-2. 실험방법

래들내 유동현상을 관찰하기 위해서 methylene

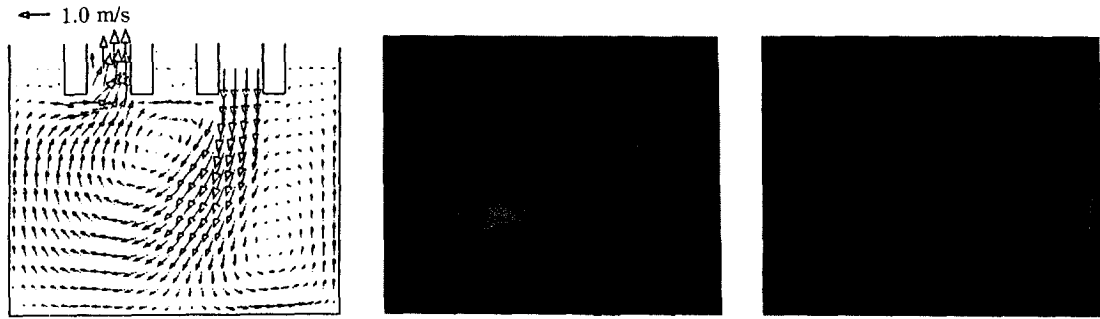


Fig. 7. Comparison of computed velocity profile with observed flow pattern ($D_s = 0.6M$).

blue를 진공조에 투입하여 래들에서 methylene blue의 거동을 연속적으로 사진촬영했다.

한편 환류량을 측정하기 위해서 상승관의 주입구에 순간적으로 KCl용액을 주입하고, 하강관에서 시간에 따른 KCl농도변화를 측정하면 Fig. 6과 같은 곡선을 얻을 수 있다. RH계는 진공조와 래들이 폐쇄순환계(closed circulation system)이므로 peak area법을 이용하면 다음과 같다.

먼저 Fig. 6의 농도곡선으로부터 투입된 KCl 총량(G_t)을 구할 수 있다[6, 8].

$$G_t = \int_a^b C(t) Q_t dt = Q_t \int_a^b C(t) dt = Q_t \cdot S_p \quad (13)$$

한편 충분한 시간이 경과한 후에 래들 및 진공조가 완전히 혼합되었을 때 농도를 \bar{C} 라고 하면, 투입된 KCl 총량은 다음과 같다.

$$G_t = \bar{C} \cdot V_L \quad (14)$$

식 (13)과 (14)로부터 환류량을 계산할 수 있다.

$$Q_t = \frac{\bar{C} \cdot V_L}{\int_a^b C(t) dt} \quad (15)$$

4. 결과 및 고찰

4-1. 래들내 유동현상

2차원 $k-\epsilon$ 난류모델을 이용하여 계산한 래들내 용강 유속분포와 수모델 실험에서 관찰한 유동과의 비교를 Fig. 7에 나타냈다. 계산결과와 타당성은 유속측정기를 이용하여 래들내 유속 및 난류값 측정을 통한 비교가 이상적이나, 본 연구에서는 유속측정장치가 없기 때문에 차선택으로 methylene blue를 이용하여 관찰된 유동 pattern과 계산한 유속분포와 비교했다. 하강관을 빠져나온 토출류가 래들 바닥에 충돌한 후에 래들 벽

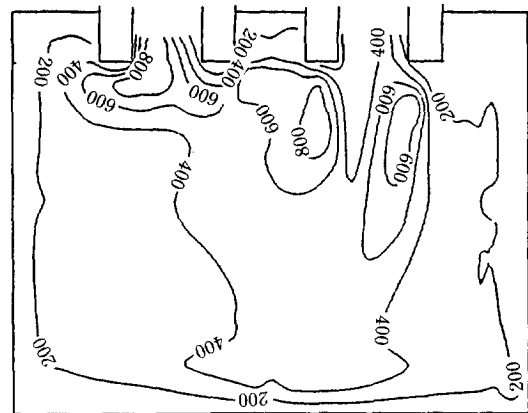


Fig. 8. The computed map of the turbulent kinetic energy in cm^2/sec^2 .

을 따라 계면으로 상승하면서, 환류(recirculating flow)를 형성하는 것은 계산된 유속분포와 관찰한 유동 pattern과 대체로 일치하나, 2차원으로 계산된 유속분포는 하강관을 빠져나온 토출류가 래들 벽의 영향으로 래들 중심방향으로 기울어지면서 전개되는 것에 비해서 수모델 실험에서 관찰한 유동 pattern의 토출류는 곧바로 래들바닥에 충돌하는 것을 알 수 있다. 이는 래들내 3차원 유동을 2차원 모델로 해석하는데 기인한다고 생각된다. 따라서 래들내 유동현상을 보다 정량적으로 모사하기 위해서는 3차원 난류모델에 의한 해석이 필요하다. Fig. 7의 유동을 관찰하면 POSCO 300t 래들내에서는 상승관과 하강관 사이에 channelling flow 현상이 나타나지 않는 것을 알 수 있다.

한편 Fig. 8은 난류운동에너지 분포를, Fig. 9는 난류에너지 소실을 분포를, Fig. 10은 μ_e/μ 의 분포를 각각 나타내고 있다. Fig. 7-10을 관찰하면 래들내 유동은 매우 강한 난류특성을 나타내며, 난류에너지와 난류에너지 소실율이 하강관과 상승관 부근에서 최대값이

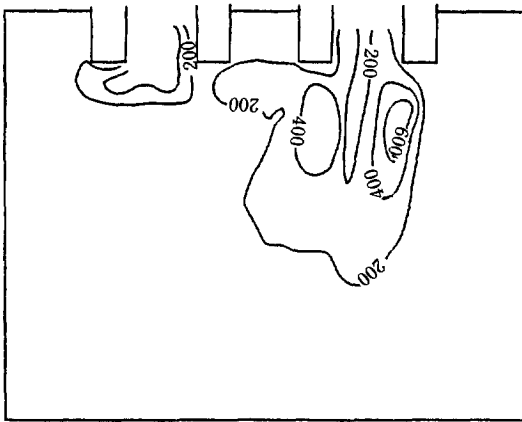


Fig. 9. The computed map of the turbulent energy dissipation in cm^2/sec^3 .

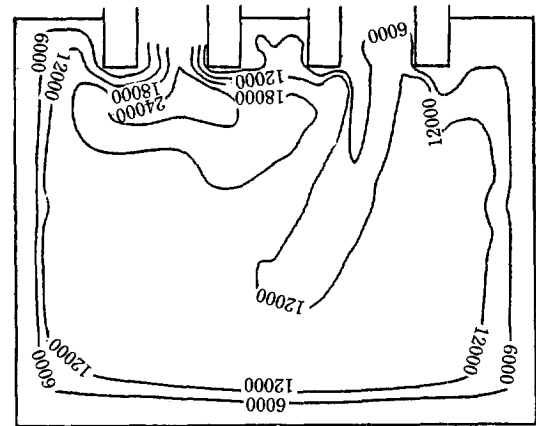
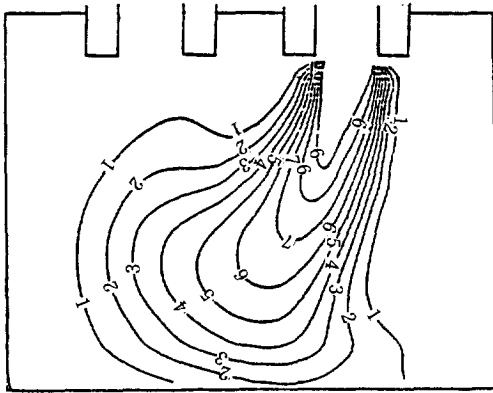
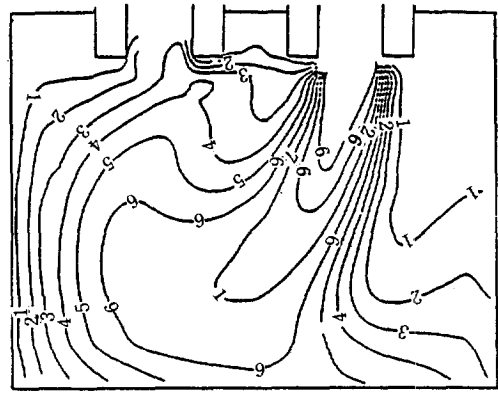


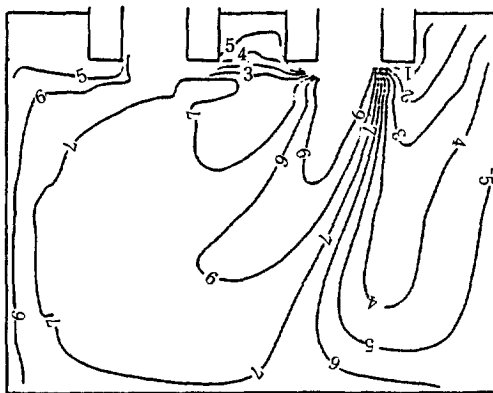
Fig. 10. The computed map of the ratio: μ_0/μ .



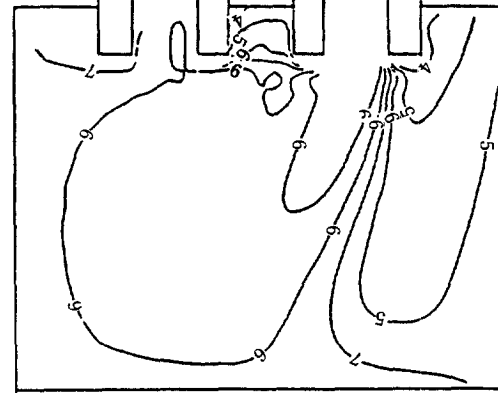
(a) $t = 5 \text{ sec}$



(b) $t = 10 \text{ sec}$



(c) $t = 20 \text{ sec}$



(d) $t = 30 \text{ sec}$

Fig. 11. The variation of concentration profiles with elapse time(t).

분포하고 있다. Fig. 11은 $t=0$ 에서 하강관에서 추적자 농도 $C=C_{in}$ 으로 주입하고 래들내 시간에 따른 농도분포 $(\frac{C}{C_{in}} \times 10)$ 의 변화를 나타낸 것이다. 래들내 용강의 난류특성이 강해 추적자의 난류확산이 매우 잘 일어나서 래들내 정체지역(dead zone)이 존재하지 않는 것을 알 수 있다.

이는 RH 탈가스시 래들내 용강 혼합이 잘 일어난다는 다른 연구자들의 견해와도 일치하는 것이다[5, 7, 8].

4-2. 환류량 관계식

환류량에 영향을 미치는 주요한 조업변수는 환류가스 유량, 환류관 직경, 환류가스 취입위치이므로 각 조업 변수와 환류량과의 관계는 식 (16)과 같이 나타낼 수 있다[2, 3].

$$Q_r = K \cdot Q_g^\alpha \cdot D_g^\beta H^\epsilon \quad (16)$$

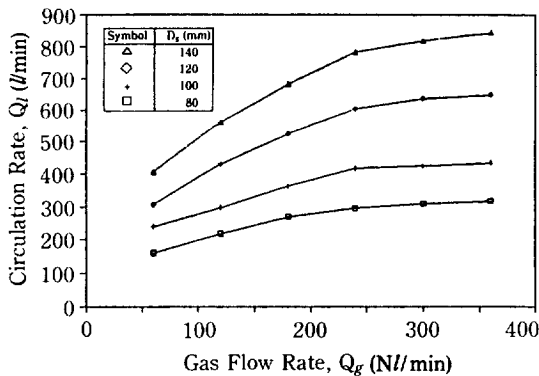


Fig. 12. Influence of gas flow rate on circulation rate with the various diameters of snorkel.

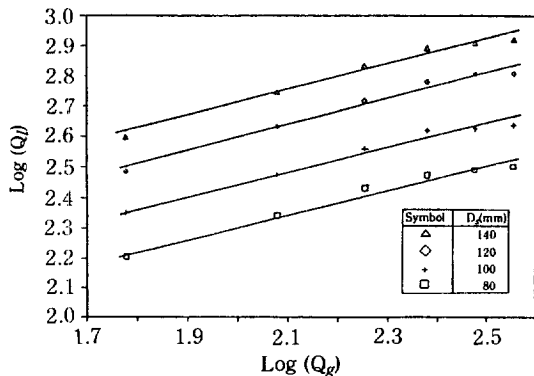


Fig. 13. $\text{Log}(Q_r)$ vs. $\text{Log}(Q_g)$.

한편 수모델 실험에서 여러 환류량 직경에 대해서 환류가스유량을 변화시키면서 측정한 환류량을 Fig. 12에 나타냈다.

일반적으로 환류관 직경에 관계없이 환류가스유량이 증가할수록 환류량은 증가하며, 같은 환류가스유량에서 환류관 직경 확대에 따른 환류량 증대효과는 크게 나타나지 않는다.

식 (16)의 지수값들을 결정하기 위해서 환류가스유량 및 환류관 직경과 환류량의 관계를 Fig. 13과 14와 같이 회귀분석(linear regression analysis)을 한 결과, 양호한 직선성을 나타내고 있다. 이로부터 식 (16)에서 $\alpha=0.44$, $\beta=1.31$ 의 값을 구했다.

한편 환류가스 취입위치(H)에 따른 환류가스유량 변화에 대해 측정한 환류량을 Fig. 15에 나타냈다. 여기서 환류가스 취입위치는 진공조 하단에서부터 환류가스 취입노즐까지의 거리를 의미한다. 같은 환류가스유량에서 H가 커지면 환류량이 증가하는 것을 알 수 있고,

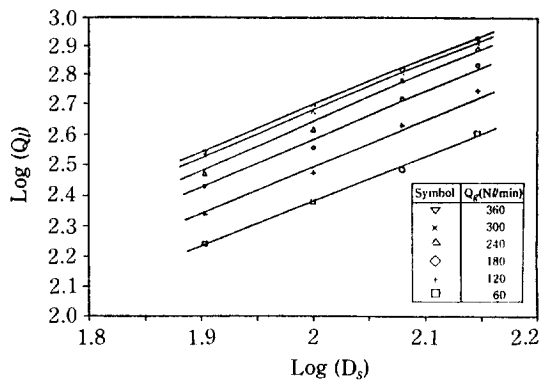


Fig. 14. $\text{Log}(D_g)$ vs. $\text{Log}(Q_r)$

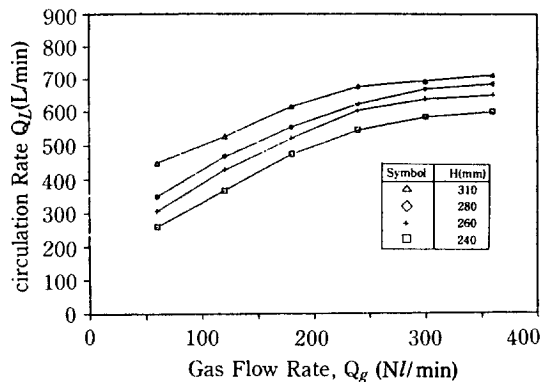


Fig. 15. Influence of depth of gas injection on circulation rate.

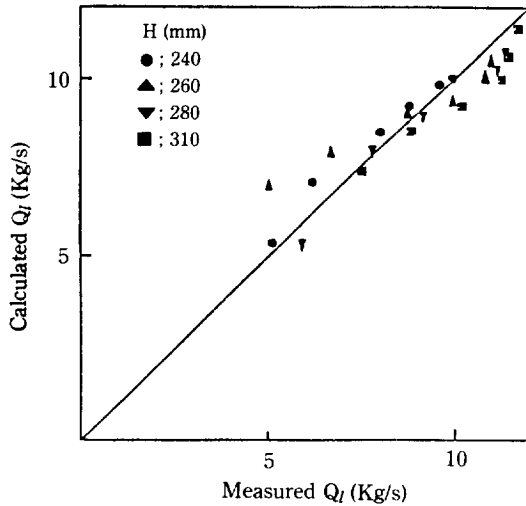


Fig. 16. Comparison between the measured circulation rate and the calculated circulation rate.

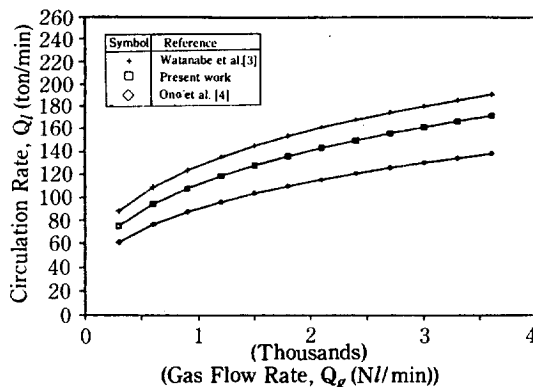


Fig. 17. Comparison of circulation rate calculated by energy balance with those of formulas proposed by other researchers.

회귀분석한 결과 $\sigma=0.5$ 의 값을 구했다.

이와 같이 H가 커지면서 환류량이 증가하는 것은 환류가스 취입노즐 선단에서 압력(P_1)값이 커져서 같은 환류가스유량에서 RH제에 주어진 일량의 증가에 기인한다고 생각된다.

이상의 결과로부터 수모델 실험에 의한 각 조업변수들과 환류량과의 관계식을 다음과 같이 구할 수 있었다.

$$Q_l = K \cdot Q_g^{0.44} \cdot D_s^{1.31} \cdot H^{0.5} \quad (17)$$

식 (17)에서 수모델 실험인 경우 $K=4 \times 10^{-14}$ 이다.

4-3. 에너지 수지에 의한 환류량 계산

수모델 실험에서 측정한 환류량과 식 (11)의 에너지 수지로부터 계산한 환류량의 비교를 Fig. 16에 나타냈다. 계산치와 측정치가 잘 일치하는 것을 보이고 있는데 이는 앞에서 유도한 에너지 수지가 타당한 것을 시사하는 것이다[2, 3].

Fig. 17은 다른 연구자들이 제시한 실제 용강에서의 환류량 관계식과 에너지 수지에 의해 계산된 환류량과의 비교를 나타낸 것이다. 각 연구자에 따라서 환류량의 차이는 있으나 본 연구에서 제시한 에너지 수지에 의한 환류량 계산이 각 조업변수에 따른 환류량 예측에 유용한 수단임을 알 수 있다.

5. 결 론

2차원 k- ϵ 난류모델과 1/5크기의 축소 수모델 실험을 통해 RH 탈가스 처리시 래들내 유동특성과 환류량에 미치는 조업변수들의 영향에 대해 연구하여 다음의 결과를 얻었다.

1. RH 탈가스시 래들내 용강흐름은 강한 난류특성을 나타내어 정체지역이 존재하지 않으며, 용강 혼합이 잘 일어난다.
2. 환류량과 각 조업변수와의 관계식은 다음과 같다.

$$Q_l = K \cdot Q_g^{0.44} \cdot D_s^{1.31} \cdot H^{0.5}$$

3. 이상류흐름을 고려한 환류량 계산은 각 조업변수에 따른 환류량 예측에 매우 유용한 방법임을 확인했다.
4. 래들내 용강유동을 보다 정량적으로 모사하기 위해서는 3차원 유동으로 해석하는 것이 바람직하다.

REFERENCES

1. Lee, T.C. and Lee, W.Y.: Proceedings of the 69th Steelmaking Conference, 1987.
2. 官川一男, 野村悦男, 野崎善藏 等: 鐵と鋼, **53**, 302(1967).
3. 小野清雄, 柳田稔, 加藤時夫 等: 電氣製鋼, **52**, 149(1981).
4. Ueda, T., Furuyama, S., and Nakagawa, R.: Trans. ISIJ, **21**, 716(1981).
5. Sbirabe, K. and Szekely, T.: Trans. ISIJ, **23**, 465(1983).
6. Seshadri, V. and De Souza Costa, S.L.: Trans. ISIJ, **26**, 133 (1986).

7. Szekely, J. and El-Kaddah, N.: *I & SM*, Jan., 22(1984).
8. Nakanish, K., Szekely, J., and Chang, C.W.: *Iron-making & Steelmaking (Quarterly)*, No. 2, 115(1975).
9. Gosmann, A.D., Pun, W.M., Runchal, A.K., and Spalding, D.B.: "Heat and Mass Transfer in Recirculating Flows", Academic Press, (1969).
10. Patankar, S.V.: "Numerical Heat Transfer & Fluid Flows", McGraw-Hill, New York, NY (1980).
11. Launder, B.E. and Spalding, D.B.: *Computer Method in Applied Mechanics & Engineering*, **3**, 269 (1974).
12. 구윤서, 이상민, 이성우, 신영길 : 한국화학공학회 춘계학술발표회, 1988.
13. Reynolds, A.J.: "Turbulent Flows in Engineering", John Wiley & Sons, New York, NY (1974).