

환이 달린 수소저장합금 베드의 수소저장 성능의 수치적 예측

김 명 찬* · 이 상 용* · 구 재 학*

(1997년 10월 14일 접수)

Numerical Prediction of Hydrogen Storing Performance of Finned Metal Hydride Beds

Myoung Chan Kim, Sang Yong Lee and Jae Hark Goo

Key Words : Metal Hydride Bed(수소저장합금 베드), Fin Spacing(환간격), Absorption Rate (흡장 속도)

Abstract

Heat and mass transfer behaviors of metal hydride beds were predicted by solving a set of volume-averaged equations numerically both for the gas(hydrogen) and the solid(metal hydride) phases. Time variations of temperature and hydrogen concentration ratio distributions were obtained for internally cooled, cylindrical-shaped beds with metal(aluminum) fins imbedded in them. Also, time variations of the space-averaged hydrogen concentration ratio were obtained. Temperature and velocity of the coolant, hydrogen pressure at the gas inlet, and the fin spacing were taken as the parameters. The hydrogen absorption rate increases with the higher velocity and the lower temperature of the coolant, and with the decrease of the fin spacing. Increasing of the hydrogen pressure at the gas inlet also promotes the rate of absorption though the increasing rate gradually slows down. The amount of the hydrogen storage per unit volume of the bed decreases with the tighter fin spacing despite of the higher absorption rate ; therefore, there should be an optimum fin spacing for a given volume of the system and the amount of the hydrogen storage, in which the absorption rate is the highest.

기호 설명	
a, b : 상수	\dot{m} : 단위 시간·부피 당 수소발생량, $\text{kg/m}^3 \cdot \text{s}$
D : 관내경, m	P : 압력 N/m^2
E : 수소화산에너지, J/mol	\bar{R} : 일반기체상수, $\text{J/mol} \cdot \text{K}$
Gr : Grashof 수	T : 온도, K
h : 대류열전달 계수, $\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$	\vec{v} : 속도벡터, m/s
K : 투과율, m^2	C : 비열, $\text{J/kg} \cdot \text{s}$
Kn : Knudsen 수	d : 입경, m
M : 몰중량, kg/mol	f : 환 두께, m
	ΔH : 수소흡착열, J/kg
	$[H/M]$: 수소와 합금의 조성비(수소원자수/합금원

*한국과학기술원 기계공학과

자수)

- k : 열전도도, $W/m \cdot K$
- L : 길이, m
- MH : 금속수소화합물
- Pr : Prandtl수
- R : 기체상수, $J/kg \cdot K$
- Re : Reynolds 수
- t : 시간, s

그리스문자

- β : 평형 상수
- η : 변수
- μ : 점성계수, $kg/m \cdot s$
- ρ : 밀도, kg/m^3
- ϵ : 공극률
- λ : 평균자유경로, m
- ξ : 유효투과율상수
- ψ, ψ_0 : 히스테리시스 상수

삼첨자

- ' : 공간편차
- : 수소저장합금 베드전체 체적평균
- g : 가스
- s : 고체
- : 단위시간당량
- ~ : 평균
- i : 반복횟수

하첨자

- av : 수소합금 부분의 체적평균
- D : 관내경
- eff : 유효
- g : 기체
- o : 외부
- p : 판, 정압
- s : 고체
- ss : 고체의 포화 흡장상태
- Cu : 구리
- Da : Darcy
- eq : 평형
- i : 초기
- oil : 기름
- r : 반지름 방향
- sg : 고체와 기체

1. 서 론

수소를 이용하는 방법 중 안전하고 수소의 다량 저장이 가능하며, 저온열원을 구동원으로 하는 열 펌프 및 냉동기 제작이 가능한 수소저장합금에 대한 연구가 주목을 받게 되었다. 또한, 수소저장합금은 수소 저장을 위한 자동차용 연료탱크와 배기 가스 같은 저온열원을 이용한 버스의 냉방장치에 사용이 시도되었다.⁽¹⁾

수소저장합금을 이용하는데 있어 해결해야 할 문제점으로는 두 가지가 있다. 첫째, 합금단위질량당 수소저장량이 적다. 둘째, 분말 상태의 수소저장합금의 열전도도가 낮으며 또한 분말입자 사이의 좁은 공간을 수소가 통과하여 내부로 전달되는 과정에서 수소저장합금 반응관 전체의 흡탈장 속도가 재료 자체의 고유한 반응속도보다 느려진다는 점이다. 합금의 단위질량당 수소저장량의 증대는 새로운 합금 개발로 가능하지만 수소저장합금 반응용기 전체의 수소 흡탈장 속도를 증진시키기 위해서는 반응용기 형상에 대한 적절한 설계가 필수적이다.

반응용기내 수소화 반응의 역학은 수소저장합금의 온도, 수소흡장 상태와 수소의 압력에 의해 지배되므로 적절한 열 및 물질전달 모델이 매우 중요하다. 이러한 모델 제시를 위해 수소 흡·탈장과 정 동안의 수소저장합금의 동적 특성을 위한 연구가 여러 수소저장합금에 대해 실험적으로 이루어졌다.⁽²⁾

비정상 상태에서 열 및 물질전달에 대한 1차원 모델을 Mayer⁽³⁾가 제시하고 실험과 비교하였다. Sun과 Deng⁽⁴⁾은 수소의 압력이 반응용기 전체에서 일정하다고 가정하고 1차원과 2차원 열전달 모델을 제시하였다. Choi와 Mills⁽⁵⁾는 대류효과와 수소압력 변화를 고려한 1차원 모델을 사용하여 최적의 수소저장합금 베드의 최적두께 범위를 보였다. Jemni⁽⁶⁾는 수소와 수소저장합금 분말 사이의 열교환 계수를 이용한 모델을 제시하였다. Kuznetsov는 기존 모델들에 사용된 가정을 정리하고 적용 가능한 범위를 해석적으로 보였다.⁽⁷⁾

이 연구에서는 대류효과와 내부 수소 압력변화를 포함한 더 정확한 해석적 모델을 제시하고 실제 시스템에 적용이 가능하도록 흰이 삽입된 원통형 반응용기에 대한 계산을 수행하였다. 이를 통해 주요 변수(수소 압력, 열전달 매체 온도, 흰 간격 등)들

이 수소 흡장량 변화에 미치는 영향을 살펴보았다.

2. 본 론

2.1 해석 모델

알루미늄 환이 달린 원통형 수소저장합금 반응용기의 해석 모델을 Fig. 1에 나타내었다.

스크린으로 둘러 쌓인 외벽을 통해 수소가 들어와서 흡장되며 반응용기 중심부에 있는 동관 내부를 흐르는 유체에 의해 흡장과정에서 발생된 열이 제거된다. 반응용기 전체는 동일한 구조의 반복이므로 계산 영역은 Fig. 1에 점선부분(A)으로 제한하였다.

2.2 지배방정식 및 경계조건

수소저장합금에 대한 해석적 연구를 위해 통상적으로 적용되는 가정은 다음과 같다.⁽⁷⁾

- 수소저장합금 분말 사이의 공간(pore)에 존재하는 수소는 분자량이 작은 단일 화합물이고, 본 연구에서는 20기압 이하의 낮은 압력범위를 대상으로 하므로 이상기체로 본다.
- 베드를 구성하는 기공의 특성길이가 수 μm 으로 매우 작고 또한 내부온도의 차이가 크지 않은 관계로 수소기체의 $\frac{Gr}{Re^2}$ 값이 매우 작아 자연 대류 효과는 무시한다.
- 수소저장합금은 수 μm 의 작은 입자들로 쪼개지면서 균일하게 다져져서 채운 것이므로 수소저장

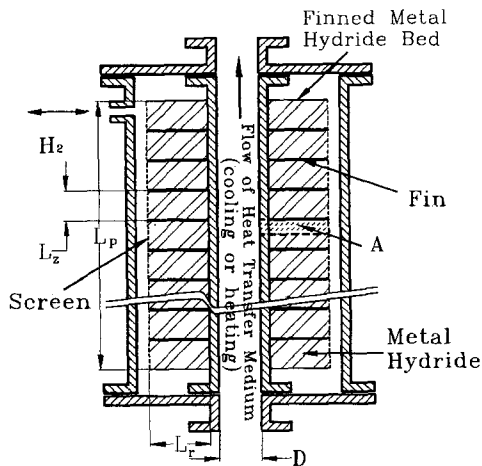


Fig. 1 Cylindrical metal hydride reactor with aluminum fins.

합금 매트릭스는 일정한 공극률을 가지고 등방성으로 본다.

· 베드 내부의 온도 차이가 크지 않으므로 입자간의 복사열전달은 무시한다.

기체 및 고체의 체적 영역에 대한 값을 적분하기 위해 물리량 η 의 고유한 체적평균 값(intrinsic volume-averaged value)을 다음처럼 정의하였다.

$$\langle \mu_g \rangle^g = \frac{1}{V_g} \int_{V_g} \eta_g dV = \langle \eta \rangle^g \quad (1)$$

$$\langle \eta_s \rangle^s = \frac{1}{V_s} \int_{V_s} \eta_s dV = \langle \eta \rangle^s \quad (2)$$

수소저장합금의 경우 입자 크기가 수 마이크로 정도로 작고, 합금입자의 열전도도가 수소의 열전도도에 비해 매우 크며 수소의 유동 속도가 매우 느리므로 국소 열평형이 성립한다고 볼 수 있다. 국소 열평형은 다음과 같은 관계로 나타낼 수 있다.

$$\langle T \rangle^g = \langle T \rangle^s = \langle T \rangle \quad (3)$$

Fig. 1의 점선 부분으로 표시된 단위 셀(cell)을 확대해 보면 Fig. 2와 같다.

Fig. 2의 계산 영역 중 수소저장합금 부분에서의 지배방정식은 앞서의 통상적인 가정들과 함께 식 (3)의 국소 열평형으로부터 Table 1과 같이 정리할 수 있다.

Table 1 Governing equations.

Continuity eq. for hydrogen	$\epsilon \frac{\partial \langle \rho \rangle^g}{\partial t} + \epsilon \nabla \cdot \langle \rho \rangle^g \langle \vec{v} \rangle^g = \langle \dot{m} \rangle$ (4)
Continuity eq. for metal hydride	$(1 - \epsilon) \frac{\partial \langle \rho \rangle^s}{\partial t} = -\langle \dot{m} \rangle$ (5)
Momentum Eq. for hydrogen	$-\nabla \langle P \rangle^g = \frac{\mu_g}{K_{eff}} \epsilon \langle \vec{v} \rangle^g$ (6)
Energy eq.	$\frac{\partial (\epsilon C_{pg} \langle \rho \rangle^g + (1 - \epsilon) C_{ps} \langle \rho \rangle^s) \langle T \rangle}{\partial t} + \epsilon C_{pg} \nabla \cdot \langle \rho \rangle^g \langle \vec{v} \rangle^g \langle T \rangle = \nabla^2 k_e \langle T \rangle - \langle \dot{m} \rangle \Delta H$ (7)

동관과 알루미늄 환에서의 에너지 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial C \langle \rho \rangle \langle T \rangle}{\partial t} = \nabla^2 k \langle T \rangle \quad (8)$$

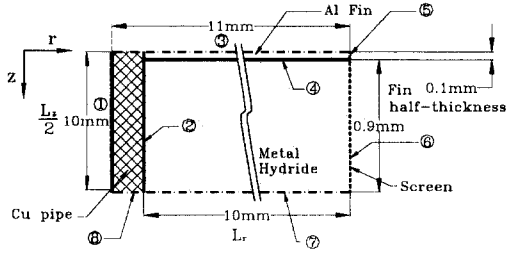


Fig. 2 Unit cell for computations.

Table 1에서 기체상에 대한 연속방정식 (4)의 속도 $\langle \vec{v} \rangle^g$ 에 기체상 운동량 방정식 (6)을 대입하고, 여기에 이상기체 상태방정식

$$\langle P \rangle^g = \langle \rho \rangle^g R \langle T \rangle \quad (9)$$

을 사용하여 다시 정리하면 압력에 대하여 다음과 같은 방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial \left(\frac{\varepsilon}{R_g \langle T \rangle} \langle P \rangle^g \right)}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\frac{\langle \rho \rangle^g K_{eff}}{\mu_g} \nabla \langle P \rangle^g \right) + \langle \dot{m} \rangle \quad (10)$$

식 (8)의 유효 투과율 (effective permeability) K_{eff} 는 Frederking 등⁽⁸⁾에 의해 제시된 다음과 같은 값을 사용하였다.

$$K_{eff} = K_{Da} [1 + \xi Kn] \quad (11)$$

여기서, 수소저장합금에 수소를 흡장하는 경우는 Kn 는 1부근의 값을 가지는 철이 영역에 속하는데⁽⁵⁾ 이 때의 ξ 는 1.15가 되며,

$$K_{Da} = \frac{d^2 \varepsilon^3}{180(1-\varepsilon)^2} \quad (12)$$

$$Kn = \frac{\lambda}{\sqrt{K_{Da}}} \quad (13)$$

$$\lambda = \frac{\mu_g}{\langle P \rangle^g} \sqrt{\frac{\pi R \langle T \rangle^g}{2 M_g}} \quad (14)$$

와 같이 나타난다.

단위 부피 · 시간 당 수소발생량 $\langle \dot{m} \rangle$ 에 대해서는 Mayer 등⁽³⁾의 실험결과식을 사용한다.

$$\langle \dot{m} \rangle = -C_a \exp \left(-\frac{E}{R \langle T \rangle} \right) \ln \left(\frac{\langle P \rangle^g}{P_{eq}} \right) (\rho_{ss} - \langle \rho \rangle^g) \quad (15)$$

식 (15)의 C_a 값은 흡착 시 열확산 계수 (adsorbed thermal diffusion coefficient)로서 실험적으로 구하는 값이다. 식 (15)는 온도 증가에 따른 흡착력

Table 2 Values of constants in Eq. (16) for $\text{LaNi}_{4.7}\text{Al}_{0.3}$ at equilibrium pressure.

a	b	ψ	ψ_0	β
12.92	4068.00	0.30	0.005	0.098

Table 3 Boundary conditions for unit cell shown in Fig. 2.

	Temperature ($\langle T \rangle$)	Pressure ($\langle P \rangle^g$)
①	$-k_{Cu} \frac{\partial \langle T \rangle}{\partial r} = h_{oil} (\langle T \rangle - T_{oil})$	
②	conjugate heat transfer	$\frac{\partial \langle P \rangle^g}{\partial r} = 0$
③	$\frac{\partial \langle T \rangle}{\partial z} = 0$	
④	conjugate heat transfer	$\frac{\partial \langle P \rangle^g}{\partial z} = 0$
⑤	$\frac{\partial \langle T \rangle}{\partial r} = 0$	
⑥	$-k_{eff} \frac{\partial \langle T \rangle}{\partial r} = \langle \rho \rangle^g C_{pg} \varepsilon \langle \vec{v} \rangle^g (T_o - \langle T \rangle)$	$\langle P \rangle^g = P_o$
⑦	$\frac{\partial \langle T \rangle}{\partial z} = 0$	$\frac{\partial \langle P \rangle^g}{\partial z} = 0$
⑧	$\frac{\partial \langle T \rangle}{\partial z} = 0$	

감소, 수소압력과 수소저장합금의 평형압력 차 감소에 따른 구동력 감소, 그리고 금속격자내에 수소 원자가 포화되었을 때의 합금밀도 ρ_{ss} 와 현재 밀도 ρ 가 가까워짐에 따라 수소흡착력이 감소함을 나타낸다.

평형 수소압력은 Nishizaki⁽⁹⁾에 의해 제시된 다음의 실험식으로부터 얻을 수 있다.

$$\ln \frac{P_{eq}}{1.013 \times 10^5} = a - \frac{b}{\langle T \rangle} + (\psi \pm \psi_0) \tan \left\{ \pi \left[\left[\frac{H}{M} \right] - 0.5 \right] \right\} \pm \frac{\beta}{2} \quad (16)$$

여기서 $[H/M]$ 은 수소저장합금 원자수에 대한 수소원자수를 나타내는 무차원 수로서 $[H/M]$ 의

Table 4 Constants used to obtain the convection heat transfer coefficient

L_p [m]	D [m]	Re_D	Pr	k_{oil} [W/m ² K]
0.2	0.01705	435	525	0.1305

최대값은 수소저장합금의 종류에 따라 변한다. 위의 식에서 ϕ_0 및 β 앞의 부호가 +일 때는 흡장과정을, -일 때는 탈장과정을 나타내며 각 상수값 $a, b, \psi, \phi_0, \beta$ 들은 LaNi_{4.7}Al_{0.3} 수소저장합금의 경우 Table 2와 같다.⁽⁹⁾

경계조건은 아래의 Table 3과 같다.

2.3 결과 및 고찰

수소저장합금으로부터 발생된 열을 제거하기 위한 오일(BP Transcal N)의 속도가 낮을 경우에는 유동이 완전히 발달되지 않으므로 대류 열전달 관계식으로는 입구 영향을 포함하는 Hausen⁽¹⁰⁾의 층류 대류 열전달식이 적합하다.

$$\tilde{Nu}_D = 3.66 + \frac{0.0668(D/L_p) Re_D Pr}{1 + 0.04[(D/L_p) Re_D Pr]^{2/3}} \quad (17)$$

이 때 계산에 사용된 값들은 Table 4와 같다.

식 (15)의 C_a 값은 Fig. 3과 같이 Supper 등⁽¹¹⁾의 실험 결과를 이용하면 $6.65 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ 의 값이 얻어진다.

계산의 초기값으로는 T_i 는 114°C, $[H/M]_i$ 는 0.14를 사용하고 $\langle P \rangle$ 는 그때의 평형압력을 취하였다.

2.3.1 온도분포 비교

우선 환의 유무가 열전달에 미치는 영향을 살펴

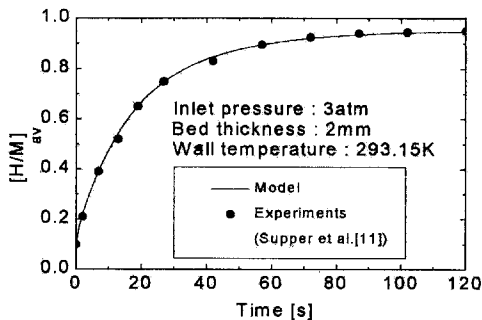
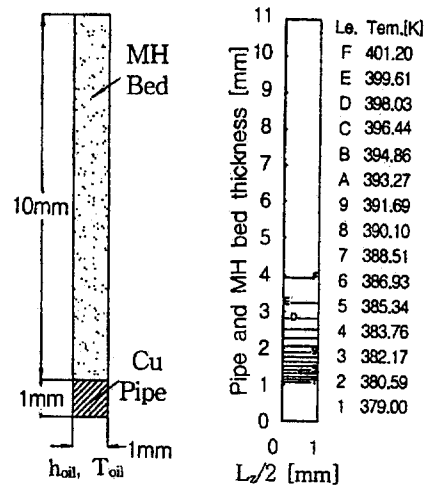


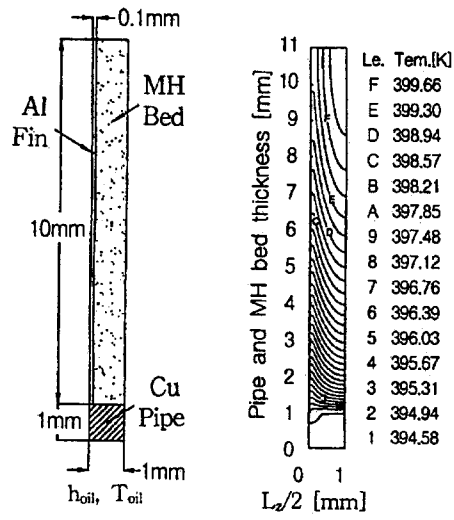
Fig. 3 Determination of C_a in Eq. (15) from the experimental result by Supper et al.⁽¹¹⁾

보았다. Fig. 4(a)는 환이 없는 경우, (b)는 환이 있는 경우의 10초 경과하였을 때 위치에 따른 온도 분포를 나타내고 Fig. 5(a)와 (b)는 이 때 위치에 따른 $[H/M]$ 의 분포를 보여준다. 환이 없는 경우는 냉각관의 구리 벽면과 인접한 수소저장합금 베드 부분에서 급격한 온도 증가를 보이고 그 이외의 대부분의 영역에서는 수소저장합금이 높은 온도 분포를 가지게 된다[Fig. 4(a)].

높은 온도에서는 수소저장합금의 평형압력이 증



(a) Unfinned



(b) Finned ($\frac{L_z}{L_r} = 0.2$)

Fig. 4 Temperature distribution at $t=10\text{s}$ ($h_{oil}=360 \text{ W/m}^2\text{K}$, $T_{oil}=303.15\text{K}$, $P_o=10 \text{ atm}$).

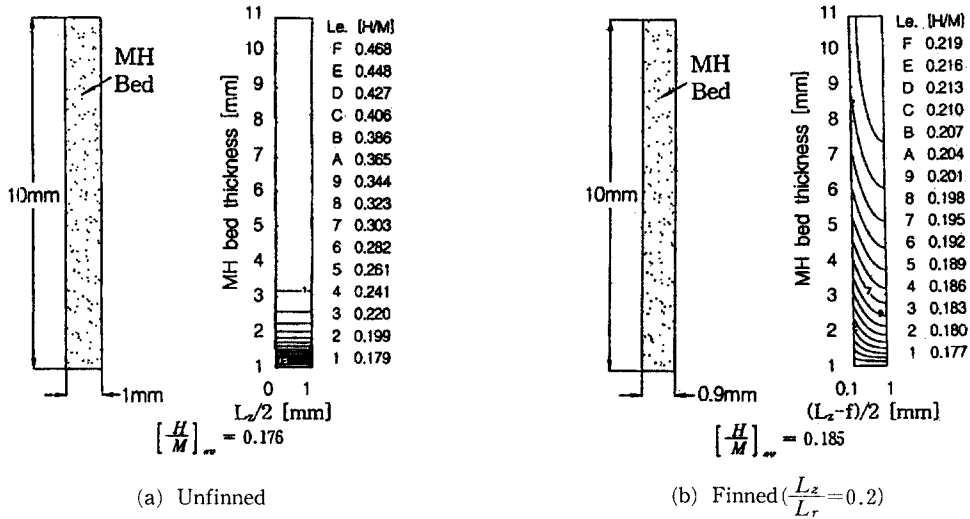


Fig. 5 $[H/M]$ distribution at $t=10s$ ($h_{oi}=360W/m^2K$, $T_{oi}=303.15K$, $P_o=10$ atm).

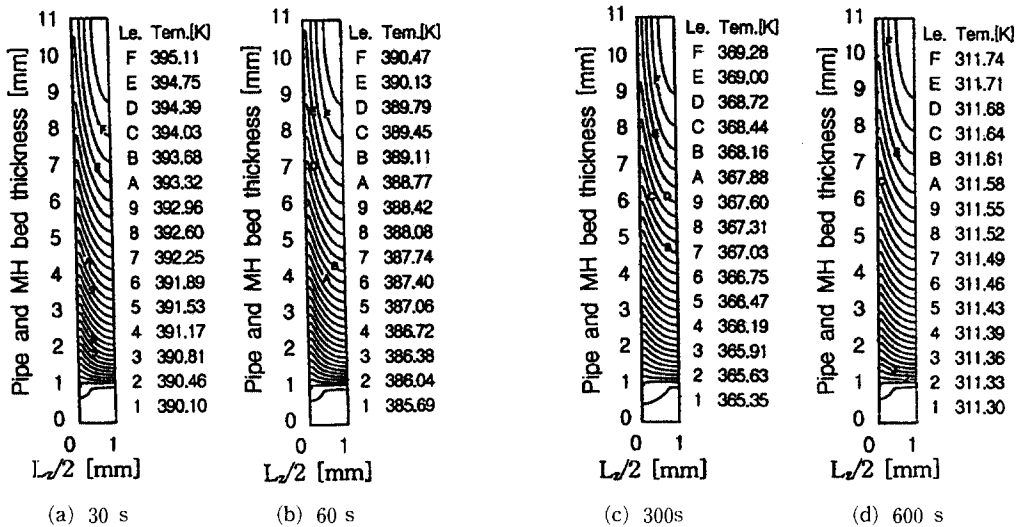


Fig. 6 Time-space evolution of temperature ($h_{oi}=360 W/m^2K$, $T_{oi}=303.15 K$, $P_o=10$ atm).

가하므로 수소 흡장을 위한 구동력이 감소한다. 따라서, 수소를 주로 흡장하는 부분은 구리벽면 근처로 제한된다[Fig.5(a)]. 그러나, 흰이 있는 경우에는 수소저장합금 베드내의 위치에 따른 온도 변화가 감소하므로[Fig.4(b)] 훨씬 넓은 범위의 베드에서 수소흡장이 일어나게 된다[Fig.5(b)].

Fig.6은 흰이 있는 경우에 수소흡장 개시후 각각 30, 60, 300, 600초가 경과하였을 때의 온도분포를 보여준다. 알루미늄 흰 부분은 동일한 반경방향 위치에서 상대적으로 낮은 온도를 가지므로 흰

을 통해 주위의 열이 모여 빠져나감을 알 수 있다. 시간이 지남에 따라(즉, Fig.6의 (a)에서 (d)로 갈수록) 최대 온도차는 감소하지만 온도분포 유형은 동일하다. 따라서, 충분한 시간이 흘러 수소흡장이 완료되면 베드의 온도는 결국 냉각오일의 온도와 같아진다.

Fig.7은 흰이 있는 경우에 수소흡장 개시후 30, 60, 300, 600초가 경과하였을 때(즉 Fig.6(a)~(d)의 경우에) $[H/M]$ 의 분포를 보여준다. 수소흡장량은 온도의 영향을 지배적으로 받으므로

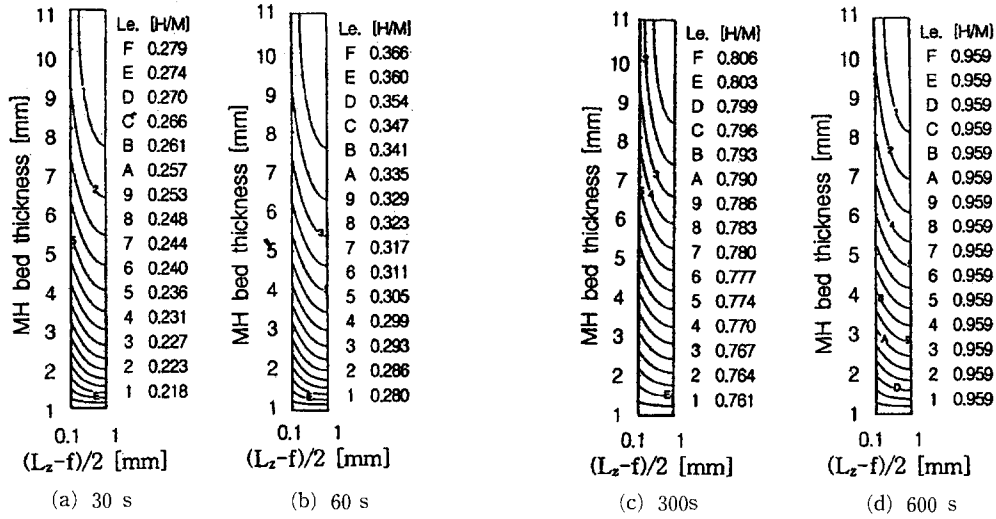


Fig. 7 Time-space evolution of (H/M) ($h_{oil}=360 \text{ W/m}^2\text{K}$, $T_{oil}=303.15 \text{ K}$, $P_o=10 \text{ atm}$).

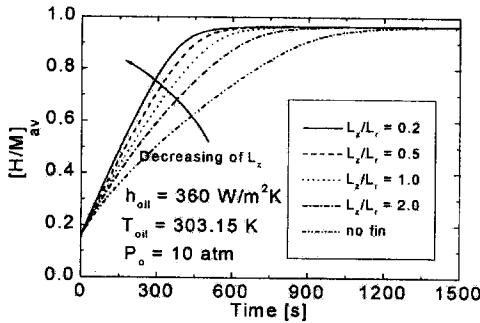


Fig. 8 Space-averaged hydrogen concentration ratio with different fin spacing.

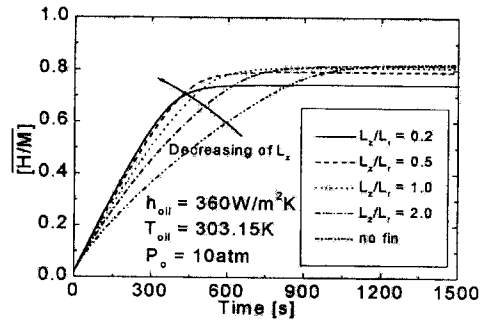


Fig. 9 Total hydrogen mass absorbed by the same reactor-volume.

$[H/M]$ 의 분포는 온도분포와 유사함을 알 수 있다.

2.3.2 흰 간격 변화에 따른 수소흡장량 변화

Fig. 8은 수소저장합금 베드의 반경방향 길이 L_r 을 일정하게 두고 흰을 포함한 흰 사이의 거리 L_z 을 $0.2L_r$, $0.5L_r$, $1.0L_r$, $2.0L_r$, ∞ 로 변화시켰을 때 $[H/M]_{av}$ 가 시간에 따라서 변하는 상태를 비교한 그림이다. 여기서 $[H/M]_{av}$ 는 $[H/M]$ 값을 수소저장합금에 대해 체적 평균한 값이다. 흰 간격이 좁을수록 베드내에 수소저장합금이 차지하는 체적이 감소하고 발생된 열이 잘 제거되므로 수소저장합금의 수소흡장속도는 빨라짐을 볼 수 있다.

Fig. 9는 수소합금 조성비 $[H/M]$ 을 흰을 포함

하는 베드 전체 체적으로 평균한 값 $(\overline{[H/M]})$ 이다. Fig. 9에서 흰 사이의 거리가 좁아질 수록 흰 자체의 체적이 증가하므로 동일 체적을 갖는 베드 내에 들어갈 수 있는 수소저장합금의 양이 감소하고 이에 따라서 최대 수소의 장입량이 감소한다. 또한, 흰 간격의 감소는 수소저장합금 반응용기의 부피와 무게를 증가시키고 좁은 흰간격 사이에 수소저장합금을 장입하려면 기술적 어려움이 따른다. 따라서, 흰 간격은 포화 상태에서 동일 체적의 반응용기에 흡장되는 수소의 총량과 흡장 속도 및 흡장주기 등을 동시에 고려하여 선택하는 것이 바람직하다.

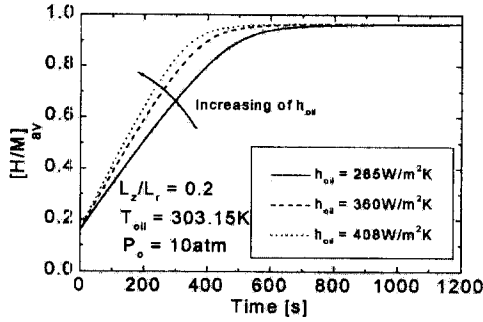
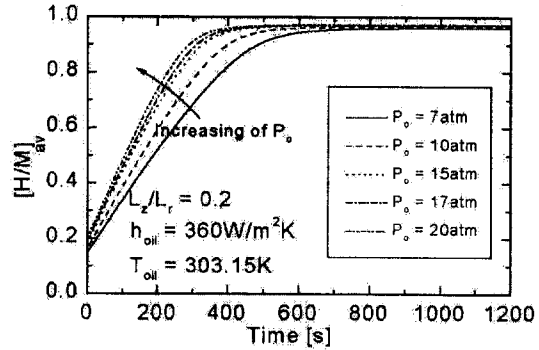


Fig. 10 Effect of oil velocity (convection heat transfer coefficient) on hydrogen concentration ratio.



(a) 1-1200 s

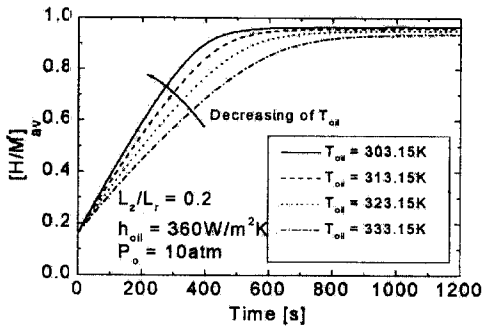
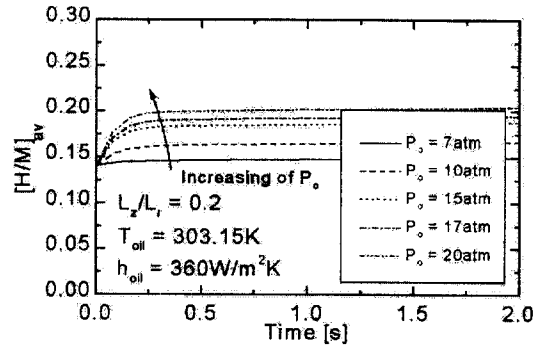


Fig. 11 Effect of oil temperature on hydrogen concentration ratio.



(b) 1-2 s

Fig. 12 Effect of inlet hydrogen pressure variation on hydrogen concentration ratio.

2.3.3 대류열전달 계수 변화에 따른 수소흡장량 변화

Fig. 10은 오일의 속도가 0.5, 1.0, 1.5m/s(h_{oil} 의 값이 각각 285, 360, 408 W/m²K에 해당) 일 때 수소흡장량의 변화를 나타낸다. 오일의 속도 증가와 함께 오일층의 대류열전달 계수도 증가하므로 더 많은 양의 열을 제거할 수 있어서 수소저장합금의 온도가 떨어진다. 따라서, 수소를 흡착할 수 있는 구동력이 증가하므로 결과적으로 수소흡장속도는 빨라지게 된다. 대류열전달 계수의 증가에 따라 수소흡장속도는 증가하지만 충분한 시간이 지나면 포화 수소흡장량은 동일해짐을 볼 수 있다.

2.3.4 냉각오일 온도변화에 따른 수소흡장량 변화

Fig. 11은 동일한 단위셀에 대하여 오일의 온도가 30, 40, 50, 60°C일 때 시간에 따른 수소흡장량의 변화를 비교한 그림이다. 오일의 온도가 상승함에 따라 구리벽면과 오일 사이의 온도차가 감소하므로 오일이 흡수하는 단위 시간 당 열량 또한 감소한다. 따라서, 오일의 온도 상승과 함께 단위 시

간 당 수소 흡장량은 감소하게 된다.

포화상태에서도 수소흡장량은 오일의 온도에 따라 다르게 나타난다. 충분한 시간이 흐르면 오일과 수소저장합금의 온도는 같아지고 외부에서 들어오는 수소의 압력이 일정하므로 수소저장합금은 흡장할 수 있는 최대량(포화 수소흡장량)을 흡장한다. 이 때 여기서 오일의 온도가 높으면 최종 상태에서 수소저장합금의 온도도 높으므로 합금이 함유할 수 있는 수소의 양이 감소되어 오일의 온도에 따라서 다른 값을 보인다.

2.3.5 입구 수소압력 변화에 따른 수소흡장량 변화

Fig. 12(a)는 반응용기로 유입되는 수소의 압력 P_o 가 각각 7, 10, 15, 17, 20 기압일 때 수소흡장량의 변화를 보여준다. 여기서 압력 P_o 가 7 기압에서 10 기압으로 3 기압만큼 늘어날 때의 수소흡장량의 증가와 10 기압에서 15 기압으로 5 기압 증가할 때의 수소흡장량의 증가가 비슷함을 볼 수 있다. 이는 식⁽¹⁵⁾에서와 같이 수소흡장량은 수소 압

력의 대수값과 평형압력의 대수값의 차에 비례하기 때문이며, 수소저장합금 반응용기에 가해지는 압력이 높을수록 압력의 증가에 따른 수소흡장속도 증가는 상대적으로 둔화된다.

또한, Fig. 12(a)에서 입구압력이 증가함에 따라 포화 수소흡장량이 증가함을 볼 수 있다. 포화 상태에서 수소저장합금 베드의 온도는 결국 냉각 열 전달매체인 오일의 온도와 같아지므로 최대흡장량은 수소의 압력에 의해 정해진다. 포화 상태의 수소저장합금의 평형압력은 수소흡장량이 조금만 증가해도 급격하게 커지므로 유입 수소압력의 선형적 증가에 비해 포화 수소흡장량의 증가율은 떨어진다.

Fig. 12(b)는 Fig. 12(a)를 확대하여 0~2초 동안만 나타낸 그림이다. 초기에는 유입 압력 P_0 에 따라 수소흡장량이 큰 차이를 보인다. 이는 반응 시작시 초기에 수소저장합금의 평형압력보다 유입수소의 압력이 높으므로 수소저장합금의 평형압력이 수소의 압력과 어느 정도 같아질 때 까지 베드 전체를 통해 수소흡장이 빠르게 일어나기 때문이다.

3. 결 론

(1) 흰 베드 전체의 온도를 균일하게 분포시켜 주므로 수소흡장 반응이 베드전체에서 잘 일어날 수 있도록 하는 역할을 한다. 그러나, 흰 간격은 포화 상태에서 동일 체적의 반응용기에 흡장되는 수소의 총량과 흡장 속도 및 흡장주기 등을 종합적으로 고려하여 선택하여야 한다.

(2) 냉각오일에 의한 대류열전달 계수의 증가는 수소흡장속도를 증가시킨다.

(3) 열전달 매체의 온도가 높아지면 수소흡장속도와 함께 포화 수소흡장량이 감소한다.

(4) 반응용기에 유입되는 수소의 압력이 증가하면 수소 흡장속도가 빨라지고 포화 수소흡장량도 증가한다. 그러나, 수소저장합금 반응용기에 가해지는 압력이 높을수록 압력증가에 의한 수소흡장속도 증가율은 상대적으로 둔화된다.

후 기

본 연구는 G-7과제 “수소를 사용하는 저공해 엔진 개발사업” 및 한국과학기술원 학위논문 연구비 지원으로 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Ron, M., 1984, “A Hydrogen Heat Pump as a Bus Air Conditioner,” *J. Less-Common Met.*, Vol. 104, pp. 259~278.
- (2) Zhang, W., Cimato, J. and Goudy, A. J., 1993, “The Hydriding and Dehydriding Kinetics of Some $\text{LaNi}_{5-x}\text{Al}_x$ Alloys,” *J. Alloys and Compounds*, Vol. 201, pp. 175~179.
- (3) Mayer, U., Groll, M. and Supper, W., 1987, “Heat and Mass Transfer in Metal Hydride Reaction Beds: Experimental and Theoretical Results,” *J. Less-Common Met.*, Vol. 131, pp. 235~244.
- (4) Sun, D. W. and Deng, S. J., 1989, “Study of the Heat and Mass Transfer Characteristics of Metal Hydride Beds: A Two-Dimensional Model,” *J. Less-Common Met.*, Vol. 155, pp. 271~279.
- (5) Choi, H. and Mills, A. F., 1990, “Heat and Mass Transfer in Metal Hydride Beds for Heat Pump Applications,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 33, pp. 1281~1288.
- (6) Jemni, A. and Nasrallah, S. B., (1995), “Study of Two-Dimensional Heat and Mass Transfer during Absorption in a Metal-Hydrogen Reactor,” *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 20, pp. 43~52.
- (7) Kuznetsov, A. V., 1995, “Analytical Comparison and Criteria for Heat and Mass Transfer models in Metal Hydride Packed Beds,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 38, pp. 2873~2884.
- (8) Frederking, T. H. K., Hepler, W. A. and Khandhar, P. K. 1987, Slip Effects Associated with Knudsen Transport Phenomena in Porous Media, Space Cryog. Workshop, Madison, Wisconsin, Paper B-5.
- (9) Nishizaki, T., Miyamoto, K. and Yoshida, K., 1983, “Coefficients of Performance of Hydride Heat Pumps,” *J. Less-Common Met.*, Vol. 89, pp. 559~566.
- (10) Hausen, H., 1943, *Z. VDI beih. Verfahrenstechn.*, Vol. 4, pp. 91, cited by F. P. Incropera, “Fundamentals of Heat and Mass Transfer,”

