

## 상승관과 유동층 반응기로 이루어진 가압순환공정의 압력수지

권학선, 김의식, 이경우, 조성호\*, 진경태\*, 이창근\*  
 충북대학교 화학공학과  
 \*한국에너지기술연구원 유동층기술연구센터

### Pressure Balance in a Pressurized Circulating System Consisting of a Riser and a Fluidized Reactor

H.S. Kwon, E.S. Kim, G.W. Lee, S.H. Cho\*, G.T. Jin\*, C.K. Yi\*  
 Department of Chemical Engineering, Chungbuk National University  
 \*Fluidization Research Center, KIER

#### 1. 서론

고온건식 탈황, FCC 공정등은 두개의 유동층 반응기로 이루어져 있으며, 두 반응기사이의 기체 혼합을 최소화하면서 고체를 연속적으로 순환시켜야 한다. 이러한 기-고 시스템에 있어서 고체 순환에 따른 압력수지가 안정적인 조업을 위해서 중요하다. 상승관 내부의 고체입자의 분포와 고체 순환 속도는 시스템의 각 영역에서의 압력변화에 크게 영향을 준다. 상승관과 유동층 반응기로 이루어진 가압순환 루프 내의 압력수지를 얻기 위해서는 고체체류량 분포가 중요하다.

본 연구에서는 loop-seal로 연결된 상승관과 유동층 반응기 전체 루프에 대한 압력수지를 조사하였다. 반응기의 압력, 유속 및 고체 순환량, 초기 충전량을 변화시킬때, 각각의 실험조건에서 압력수지에 따른 시스템에 미치는 영향을 분석하여 이를 고온건식탈황 공정에 적용하고자 한다.

#### 2. 실험장치 및 방법

Fig.1 은 고온고체순환 벤치규모 장치의 개략도이다. 본 장치는 크게 상승관, 유동층반응기(fluidized bed reactor), 사이클론과 loop-seal, standpipe와 수평관으로 구성되어 있다. 유동층반응기는 직경이 0.097 m, 높이가 1.2 m이고, 상승관은 밑부분의 직경이 0.035 m, 높이 0.6 m이고, 위부분은 직경 0.025 m, 높이 5.2 m로써, 분산판으로부터 상승관 상단까지의 높이는 5.8 m이다. 상승관과 유동층반응기는 loopseal로 연결되어 있고,

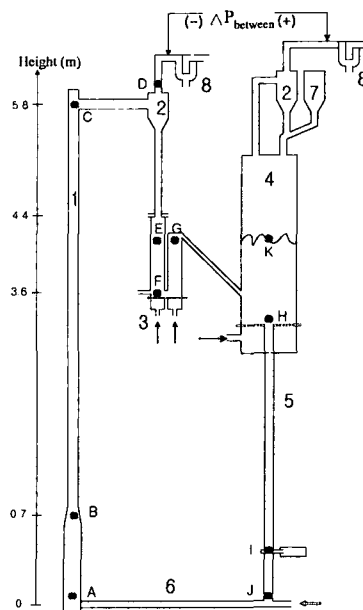


Fig.1 Schematic diagram  
 1.Riser 2.Cyclone 3.Loopseal  
 4.Fluidized bed 5.Downcomer  
 6.Horizontal pipe 7.Hopper  
 8.Bag filter

수평관으로부터 3.6 m 위치에 있다. Standpipe는 직경 0.025 m × 높이 2.83 m 이고, 고체의 원활한 하강을 위해 수평관 연결지점 1 m 상단으로부터 purge gas를 주입할수 있도록 0.5 m간격의 4개의 tab을 설치하였다. 고체순환속도를 조절하기 위해 수평관 상단 0.57 m 지점에 슬라이드밸브를 설치하였고 수평관은 직경 0.014 m × 길이 1.1 m 이다. 수평관의 압력강하 측정을 위해 0.27 m 간격의 tab과 고체흐름의 육안 확인을 위해 석영 유리관을 설치하였다. 각 압력점에서 차압변압기를 설치하여 축방향 고체체류량과 층높이를 측정하였다. 측정된 모든 값은 PLC를 거쳐 컴퓨터에 저장된다. 초기에 탈황제를 유동층반응기에 주입후 온도, 압력, 유속등의 각 조건을 맞추후 슬라이드밸브를 열어 고체를 순환시키고, 시스템이 정상상태에 도달한후 loopseal로 유입되는 기체의 흐름을 차단했을때 유동층반응기의 층높이 감소로써 고체순환속도를 측정하였다. 유동층반응기 하부에서 배출된 탈황제는 standpipe, 수평관, 상승관을 통과한후 사이클론에서 포집되어 loopseal을 거쳐 유동층반응기로 들어가게 된다. 수평관에서 주입된 기체는 전량 상승관으로 통과하여 사이클론을 빠져나간다. 각 반응기 후단에는 필터가 설치되어 미분의 시료를 포집한다. 실험에 사용된 시료는 분무건조법에 의하여 제조된 아연계 탈황제 ZAC-25N을 사용하였다. 아연계 탈황제의 평균입경은 92 μm, 입자밀도는 1420 kg/m<sup>3</sup>이다.

### 3. 이론

전체 시스템을 구성하는 압력수지는 수평관, 상승관, 사이클론에서의 압력강하와 loopseal, 유동층반응기, downcomer, 슬라이드 밸브에서의 압력강하가 균형을 이루면서 조업된다.

$$\Delta P_{hr} + \Delta P_r + \Delta P_c = \Delta P_b + \Delta P_f + \Delta P_d + \Delta P_v \quad (1)$$

#### 3-1 수평관에서의 압력강하

희박상(dilute phase) 수송에 대한 수평관에서 압력강하는 다음과 같다.

$$\Delta P = \frac{1}{2} \epsilon \rho_g U_g^2 + \frac{1}{2} (1 - \epsilon) \rho_s U_s^2 + F_{gw}L + F_{sw}L \quad (2)$$

$F_{sw}$ 는 Hinkle(1953)이 제안한 다음 식을 이용하였다.

$$F_{sw}L = \frac{2f_s \rho_s (1 - \epsilon) U_s^2 L}{D_t} \quad (3)$$

$$U_s = U(1 - 0.0638 d_p^{0.3} \rho_s^{0.5}) \quad (4)$$

$$f_s = \frac{3}{8} \frac{\rho_g D_t}{\rho_s d_p} C_D \left[ \frac{U_g - U_s}{U_s} \right]^2 \quad (5)$$

기체와 관벽과의 마찰은 Fanning friction factor로 나타낼수 있다.

$$F_{gw}L = \frac{2f_g \rho_g U_g^2 L}{D_t} \quad (6)$$

#### 3-2 상승관에서의 압력강하

상승관은 크게 하부 농후상과 상부 희박상 영역으로 나눌수 있다.

$$\Delta P_r = \rho_g \left( \epsilon_{sd} z_d + \int_{z_o}^{z_d} \epsilon_s dz \right) \quad (7)$$

본 연구에서 출구효과를 받지 않는 상승관 하부에서의 고체체류량 분포를 구하기 위해 기존 smooth exit를 갖는 상승관에서 제안된 식을 사용한다.

$$\frac{\epsilon_{s, \text{without reflux}} - \epsilon_s^*}{\epsilon_{sd} - \epsilon_s^*} = \exp[-a(z - z_d)] \quad (8)$$

감쇄상수,  $a$ 는 Lei 와 Horio(1998)가 제시한 식을 사용하였다.

$$aD_r = \left[ \frac{U_g}{\sqrt{(gD_r)}} \right]^{-0.32} \left[ \frac{G_s}{\rho_g U_g} \right]^{-0.22} \left[ \frac{\rho_s - \rho_g}{\rho_g} \right]^{0.41} \quad (9)$$

식(8)에서 하부 농후상 및 무한 높이에서 고체체류량을 구하기 위해서는 Bai 와 Kato(1999)가 제시한 식을 사용하였다.

$$\epsilon_{sd} = \left[ 1 + 6.14 \times 10^{-3} \left( \frac{U_g}{G_s / \rho_s} \right)^{-0.23} \left( \frac{\rho_s - \rho_g}{\rho_g} \right)^{1.21} \left( \frac{U_g}{\sqrt{g D_r}} \right)^{-0.383} \right] \epsilon_{se} \quad (10)$$

$$\epsilon_s^* = 4.04 \epsilon_e^{1.214} \quad (11)$$

$$\epsilon_{se} = G_s / [\rho_s (U_g - U_d)] \quad (12)$$

출구효과 고려에 대해 최근에 Kunii 와 Levenspiel(1995)은 그 차이를 다음과 같이 제시하였다.

$$\Delta \epsilon = \epsilon_s - \epsilon_{s, \text{without reflux}} = C_e \epsilon_{se} \exp[-a_e (H_r - z_f)] \quad (13)$$

$$C_e = 0.046 \left[ \frac{(U_g - U_d)^2}{g D_r} \right]^{0.46} \left[ \frac{G_s}{\rho_s (U_g - U_d)} \right]^{-0.31} \left[ \frac{H_r}{d_p} \right]^{0.38} \left[ \frac{D_e}{D_r} \right]^{-0.72} \quad \text{by Kim(2000)} \quad (14)$$

$a_e$ 는 Kunii 와 Levenspiel(1991)이 제시한 유속과의 관계 그래프로부터 구하였다.

### 3-3 유동층반응기에서의 압력강하

기포유동층으로 조업되는 유동층반응기의 압력강하는 다음과 같다.

$$\Delta P_f = (\rho_s - \rho_g)(1 - \epsilon_j) g L_f \quad (15)$$

### 3-4 standpipe에서 압력강하

Underflow standpipe에서의 압력강하는 moving bed형태로 고체가 순환하기 때문에 고체입자의 무게에 지배를 받는다.

$$\Delta P = (1 - \epsilon)(\rho_s - \rho_g) g L_d \quad (16)$$

## 4. 결과 및 고찰

### 4-1 고체순환속도에 따른 압력수지

초기입자 7 kg을 반응기에 충전하고 유동층반응기 유속 0.05 m/s, loopseal 0.01 m/s, 상승관 상부 유속을 3 m/s로 일정하게 유지한후 standpipe 하단의 슬라이드밸브를 이용하여 고체 순환량을 변화시켰을때 고체체류량분포 및 압력수지를 Fig. 2 에 나타내었다.

고체체류량분포는 하부 농후상과 상부 희박상이 나타남을 알수 있고, 고체순환속도가 증가할수록 상승관에서 축방향 고체체류량이 증가하였으며 모델과 잘 일치하였다. 상온상압의 조건에서 고체순환속도가 증가할수록 상승관 압력강하는 증가하고, 직경이 상승관의 16배인 유동층반응기 압력강하는 아주 작게 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 유동층 층높이 영향에 따라 loopseal 압력강하도 아주 미세하게 감소하였다.

### 4-2 유속변화에 따른 압력수지

1 atm, 400 °C 조건에서 충전탈황제 4.8 kg, 반응기 유속 0.05 m/s 조건에서 일정한 고체순환속도에서 상승관의 유속을 2.3~3.8 m/s로 변화시켰을 때, 상승관의 축방향 고체체류량분포와 공정의 압력수지를 Fig. 3 에 나타내었다. 유속이 2.3 m/s 낮을 때에는 하부 농후상과 상부 희박상이 실험값과 모델값 모두 뚜렷하게 구별되지만 유속이 3.3 m/s 이상일때는 하부 농후상과 상부 희박상 구별이 모호해짐을 실험값을 통해 알수 있다. 두반응기 압력차가 상승관측이 유동층보다 180~400 mmH<sub>2</sub>O 높게 조업되었으며, 모델결과도 이를 고려하였다. 상승관의 유속이 증가할수록 압력강하는 감소하고, 유동층반응기의 층높이는 증가하였다. Loopseal의 압력강하는 두반응기 압력차와 유동층의 압력강하와 관련이 있는데 실

협조건에서는 상승관측의 압력이 유동층측 압력보다 클수록 loopseal의 압력강하는 감소하였음을 알 수 있다.

#### 4-3 시스템의 압력변화에 따른 압력수지

200 ℃, 유속 3 m/s 에서 고체순환속도가 33 kg/m<sup>2</sup>s 로 일정할 때 압력의 영향을 나타낸 것이다. 실험값과 모델 모두 상승관 하부의 농후상에서 압력이 증가함에 따라 고체체류량분포가 감소함을 알 수 있는데 이것은 압력이 증가함에 따라 요동(fluctuation)이 감소하기 때문이다. 압력이 증가할수록 수평관에서의 압력강하는 증가하였는데, 이것은 압력 증가에 따라 기체의 밀도가 증가하여 식(5)에서 고체와 수평관과의 마찰손실이 커졌기 때문이다.

#### 4-4 상승관과 유동층반응기 사이의 차압( $\Delta P_{\text{between}}$ )에 따른 압력수지

상승관과 유동층반응기의 조업 유속이 다르기 때문에 미세 분진이 필터에 포집되는 양이 다르게 된다. 따라서 가압공정에서 상승관과 유동층반응기 사이에 차압이 생기고 되고 이는 역흐름 방지를 위한 loopseal 조업을 결정하는 핵심인자가 된다. 상승관과 유동층반응기 사이의 압력차가 없을 때( $\Delta P_{\text{between}}=0$ ), 가장 이상적인 조업을 할 수가 있다. 그러나 본 장치는 loopseal 상단에서 사이클론까지 standpipe 길이가 1.4 m로 짧기 때문에 안정적인 조업을 위해서는 두 반응기 사이의 차압을 제어하는 것이 중요하다.

고체충전량이 5.9 kg이고 5 atm, 200 ℃에서 유속 3 m/s, 고체순환속도가 32 kg/m<sup>2</sup>s 조건에서 두 반응기 사이의 압력차에 대한 모델 결과를 Fig. 5 에 나타내었고 우측 그림은 확대된 것이다. 유동층반응기측(+)의 압력이 상승관측(-)의 압력보다 600 mmH<sub>2</sub>O 높으면( $\Delta P_{\text{between}}=+600$  mmH<sub>2</sub>O, (f)그림) standpipe에 고체가 꽂차서 사이클론으로 overflow하게 된다. 따라서 안정적인 고체순환을 위해 상승관측의 압력을 조금씩 높혀 loopseal 고체층을 낮춰야 한다.  $\Delta P_{\text{between}}$ 을 점점 낮춰(f→c) -320 mmH<sub>2</sub>O 가 되면 loopseal 양측 입자층높이가 거의 같게 되고 F<sub>1</sub>만큼의 압력강하가 걸리게 된다. 이때 유동층반응기 층높이(K-분산판높이 3.4 m)는 0.644 m 였다. Loopseal의 고체층 높이가 점점 낮아져 (a)와 같이 되면 모두 비게 되어 seal로서의 기능을 상실한다. 이때 유동층의 층높이는 0.658 m 이고, 상승관측이 유동층보다 동압 1000 mmH<sub>2</sub>O가 높게 된다. 따라서 loopseal의 운전범위를 상승관과 유동층반응기 사이 차압,  $\Delta P_{\text{between}}$ 을 -1000~+600 mmH<sub>2</sub>O 사이에 운전할 것을 모델로 설명할 수 있다.

#### 4-5 충전량( $W_s$ )에 따른 압력수지

5 atm, 500 ℃에서 유속이 3 m/s, 고체순환속도가 32 kg/m<sup>2</sup>s 로 일정할 때 고체충전량에 따른 시스템의 압력변화 모델 결과를 Fig. 6 에 나타내었다. 두 반응기 사이의 압력을 같도록 유지했을 때, 충전량이 2.5 kg 에서 10 kg 으로 증가할수록 유동층반응기의 압력강하는 증가하고, 유동층반응기의 층높이 증가에 따라 loopseal에서의 고체층 높이도 증가함을 알 수 있다. 2.5 kg 일때는 유동층 반응기가 텅 비게 되고사이클론으로 고체가 overflow 되지 않도록 하기 위해서는 충전량이 증가할수록 두 반응기 사이의 압력차,  $\Delta P_{\text{between}}$ 를 고려해야 함을 알 수 있다.

### 4. 결론

시스템의 고체순환속도, 유속, 압력, 초기 충전량의 변화에 따른 압력수지모델결과 다음과 같다. 상온 상압, 3m/s 조건에서 고체순환속도가 21, 37 kg/m<sup>2</sup>s 일 때 상승관에서 압력

강하는 각각 170, 350 mmH<sub>2</sub>O로 고체순환속도가 증가할수록 압력강하는 증가하였고 유동층 반응기에서는 20 mmH<sub>2</sub>O정도 감소하여 실험과 모델 잘 일치하였다. 1 atm, 400 °C, 21 kg/m<sup>2</sup>s 조건에서 유속이 2.3, 3.8 m/s 일 때 상승관에서 압력강하는 각각 295, 150 mmH<sub>2</sub>O로 유속이 증가할수록 압력강하는 감소하였다. 200 °C, 3 m/s, 33 kg/m<sup>2</sup>s 조건에서 시스템의 압력이 1, 3 atm 일 때 상승관 압력강하는 각각 305, 165 mmH<sub>2</sub>O로 압력이 증가할수록 압력강하는 감소하였다. 원활한 고체순환을 위해 고체충전량에 따른 두반응기사이의 압력차를 모델로 결정하여 조업범위를 결정하였다. 5 atm, 200 °C, 3 m/s, 32 kg/m<sup>2</sup>s 조건에서 5.9kg 충전시에 loopseal의 원활한 흐름을 위해 상승관과 유동층반응기 사이의 압력차를 -1000 ~ +600 mmH<sub>2</sub>O 범위로 조절해야 함을 모델로 결정하였다. 또한 충전량에 따른 압력균형곡선으로부터 5 atm, 500 °C, 3 m/s, 32 kg/m<sup>2</sup>s 조건에서 2.5~10 kg까지 조업 가능하였다.

### 감사의 글

본 연구는 대체에너지 선도기술개발(G7)사업의 일환으로 수행되었습니다. 연구비지원에 감사드립니다.

### 기호 설명

$\epsilon_{se}$	solid volume fraction of riser exit, - ( $\epsilon_{sc}=G_s/\rho_p(U_g-U_t)$ )
$\epsilon_{sd}$	solid volume fraction of riser dense bed, -
$\epsilon_s$	solid volume fraction at saturation carrying capacity, -
$\epsilon_s$	solid volume fraction, -
$\rho_s$	particle density, kg/m <sup>3</sup>
$\rho_g$	gas density, kg/m <sup>3</sup>
$U_g$	gas velocity, m/s
$U_t$	terminal velocity, m/s
$G_s$	solid circulation rate, kg/m <sup>2</sup> /s
$G_s^*$	saturation carrying capacity, kg/m <sup>2</sup> /s, $G_s^*d_p=0.125 Fr^{1.85} Ar^{0.63} [(\rho_s-\rho_g)/\rho_g]^{-0.44} \mu$
$a$	decay constant, 1/m
$a_e$	decay constant for riser exit, 1/m
$C_e$	coefficient for riser exit, -
$H_r$	total riser height, m
$z_d$	dense bed height, m
$g$	gravity acceleration, m/s <sup>2</sup>
$D_r$	riser diameter, m
$D_e$	riser exit diameter, m
$d_p$	particle diameter, m

### 참고문헌

1. 김성원, 안정렬, 김상돈, 한국에너지공학회, 143(2000)
2. Bai D., Kato K., Powder Tech., 101, 183(1999)
3. Hinkle,B.L. PhD Thesis, Georgia Institute of Technology
4. Kunii D., Levenspiel O., Powder Tech., 84, 83(1995)
5. Kunii D., Levenspiel O., "Fluidization Engineering" 2nd ed., Butterworth-Heinemann(1991)
6. Lei H., Horio M., J. Chem. Eng. Japan, 31, 83(1998)
7. Yi C.K., Cho S.H., Bae D.H., Shun D.W., Jin G.T., Son J.E., J. Chem. Eng. Japan, 34(2), 269(2001)

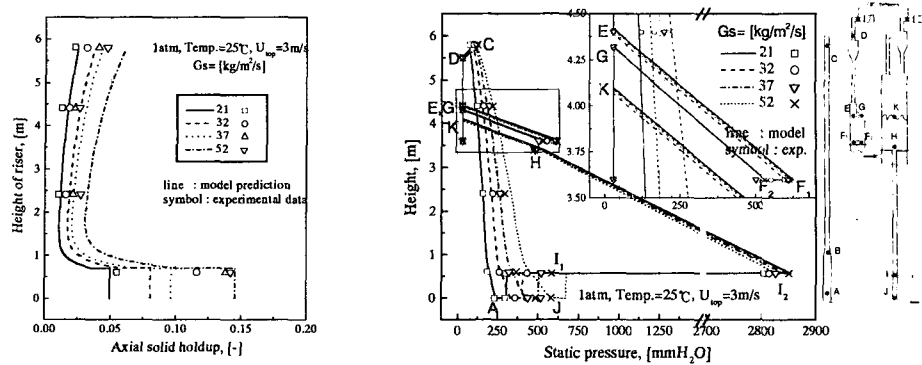


Fig. 2 Effect of solid circulation rate at axial solid holdup profiles and overall pressure balance

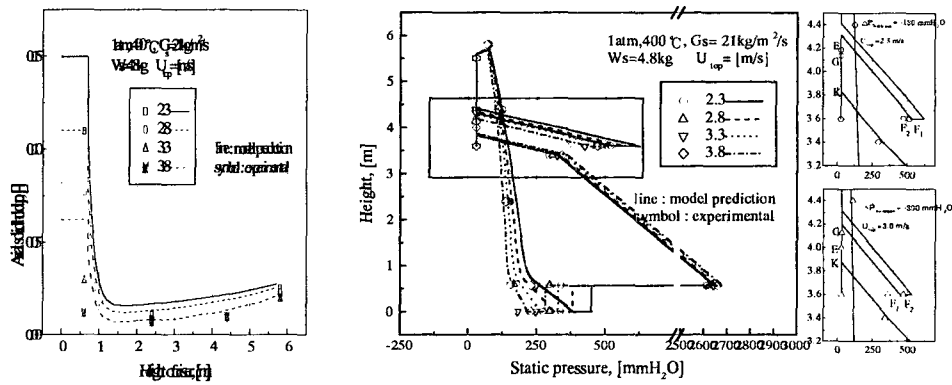


Fig. 3 Effect of gas velocity of riser at axial solid holdup profiles and overall pressure balance

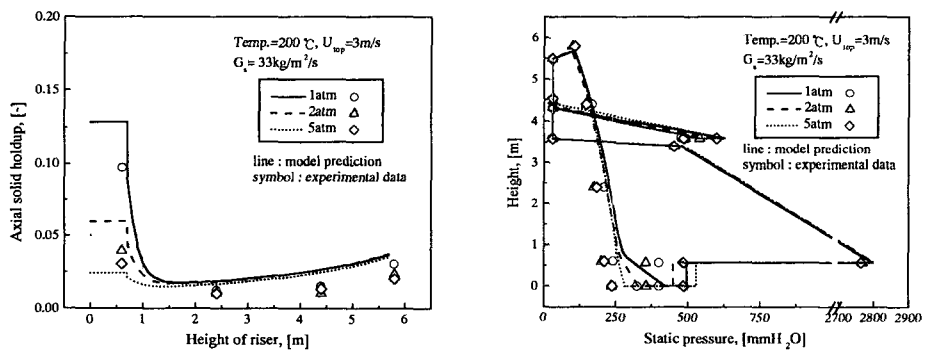


Fig. 4 Effect of pressure at axial solid holdup profiles and overall pressure balance

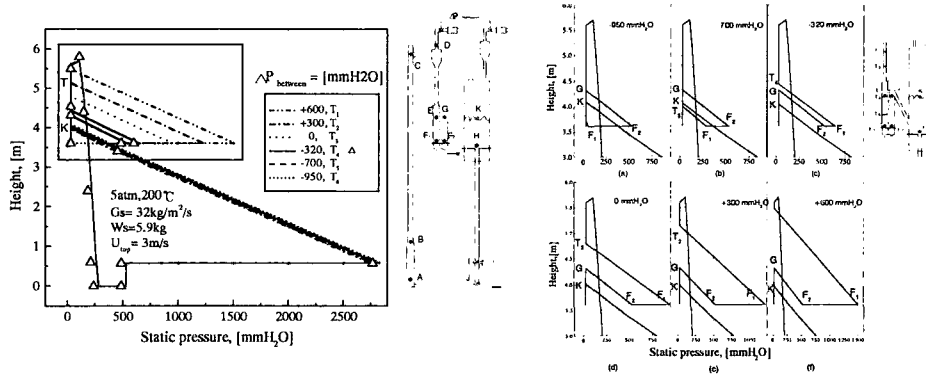


Fig. 5 Pressure balance for variation of pressure difference between a riser and a fluidized bed

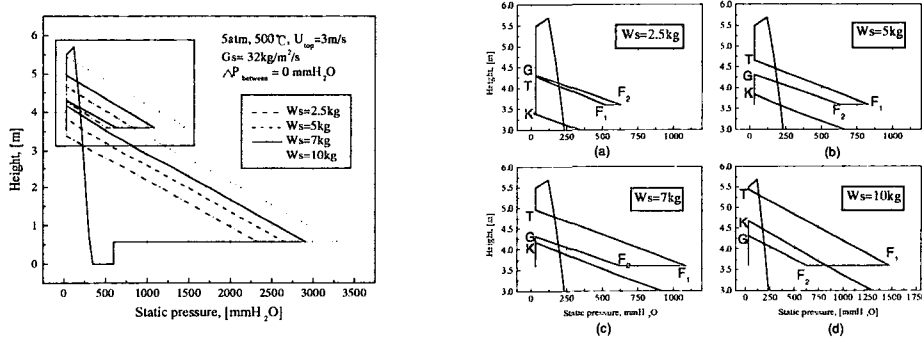


Fig. 6 Pressure balance for variation of total solid inventory