

'96 춘계 학술발표회 논문집
한국원자력학회

부분충수 운전중 잔열제거계통 기능상실사고에 대한
CATHARE2 코드의 민감도 분석

정영종, 김원석, 장원표
한국원자력연구소

요 약

가압경수로의 부분충수 운전중 RHR 계통의 기능상실시 사고완화를 위해 가압기 manway와 증기 발생기 출구공동 manway를 동시에 개방한 경우에 대한 실험결과를 CATHARE2 코드를 이용하여 해석하였다. 해석을 통해 이 경우에 발생하는 물리적 현상을 이해하고 이와 같은 과도기에 대해 코드 예측능력을 평가하므로써, 실제 원전에서 사고시 적절한 사고대응 방안을 강구하는데 참고가 될 수 있도록 해석적 근거를 제시하고자 한다.

연구결과 CATHARE2 코드는 실험을 통해 관측된 주요 물리적 현상들을 타당하게 예측하였으나, 가압기와 밀림관의 DP를 과대 예측하여 원자로 상부공동의 최대압력을 실험보다 약 7 kPa 높게 예측하였다. 노심 노출시간도 노심에서 기포율 분포를 비현실적으로 예측하여 실험보다 약 500 초 지연되었다. 실험과 코드의 모의결과를 통하여 노심 노출은 중력주입에 의한 냉각수 보충만으로 충분히 회복될 수 있음을 확인하였다. CATHARE2 코드는 비록 상세한 현상들에 대해 다소 불확실성을 내포하였으나, 전반적인 거동분석에는 타당한 것으로 판단된다.

CATHARE 코드는 노심에서 계면 마찰력을 줄임으로써 노심의 차압을 개선할 수 있었고, guide 튜브의 위치를 고온관 중심선과 일치시켜 guide 튜브내 액체의 hold-up 기간을 개선할 수 있었으며, 가압기의 계면 마찰력을 증가시켜서 밀림관에서 "plug and clearing" 현상을 모의할 수 있었다.

1. 서론

PWR의 경우 부분충수 운전시 PHR 상실사고가 노심손상으로 이어질 가능성이 크다는 점이 이미 알려졌다 [1]. 전세계적으로 부분충수 운전중 RHR 상실사고시 일어나는 물리적 현상들을 이해하기 위하여 대형 종합실험 장치에서 다수의 실험들이 수행되었고 [2, 3], 이런 실험결과를 이용하여 기존 코드들의 RHR 상실사고시 모의 능력을 동시에 평가하였다. LSTF 실험장치에서 수행한 실험은 비응축성 가스를 포함한 실험으로써 5% 저온관 파단과 이차계통의 safety 밸브에 의하여 1, 2차 계통이 제어되는 사고로써 RELAP5를 이용하여 이 사고를 모의하였다 [4].

본 연구의 목적은 부분충수 운전중 RHR 계통의 기능상실시 가압기 manway와 증기발생기 출구 공동의 manway를 동시에 개방한 경우에 대한 불란서 CEA의 BETHSY 실험결과를 CATHARE2 코드로 해석하고, 또 민감도 분석을 통해 코드의 예측 능력을 평가함으로써, 국내에서 사고에 대한 대응방안을 강구할 때, 이 코드를 활용할 수 있도록 근거를 제시하는 것이다.

2. 코드입력 모델 및 초기상태

BETHSY test 6.9c [3]의 잔열제거 기능 상실사고 해석을 CATHARE2 코드를 이용하여 모의하였다 [5]. Upper head와 downcomer 사이의 우회통로에 밸브를 모의하였으며, 가압기의 윗부분과 증기발생기 출구공동에 vent path를 위한 노즐을 모델하였다. 증기발생기의 이차측은 열전달이 무시될 수 있음을 감안하여 모의하지 않았다.

RHR 계통 기능상실사고를 정확하게 모의하기 위해서는 실험조건과 동일한 정상상태를 구하는 것이 매우 중요하다. 이들을 위하여 실험과 동일한 초기조건과 경계조건을 맞추려고 노력하였다. 정상상태조건을 만족시키기 위하여 하부공동을 통하여 "SINK"와 "SOURCE" 모듈을 이용하여

RCS의 수위를 고온관 중심과 일치하도록 하였다. 표1에 실험과 CATHARE2의 초기조건 계산 결과를 요약하였다. 이때 노심의 출력은 실험에서 기술한 바와 같이 0 kW로 세팅하였으며 노심 입구 출구 온도차이는 1°C 이하이다. 고온관의 온도와 기포율은 101°C, 50%이며 저온관의 온도와 기포율은 92°C, 0% 이다. 저온관 기포율이 0%인 것은 실험장치의 저온관 위치가 고온관보다 0.3 m 더 낮기 때문이다.

3. 기본 계산결과

과도기는 가압기와 증기발생기 출구 manway 밸브를 열고, 노심의 출력을 0 kW에서 140 kW로 상승시키므로써 시작된다. 노심의 출력은 과도기 전 기간 동안 일정한 출력을 유지한다. 표 2에 과도기 진행시 나타나는 주요 현상들을 요약하였으며, 다음 그림들을 통하여 코드의 취약점을 파악한 후 이들 변수에 대한 민감도 분석을 수행한다.

Manway 밸브를 개방하면 고온관에 있던 혼합수위 (mixture level)가 가압기 및 밀림관과 증기발생기1의 입구공동을 거쳐 U-tube upflow 부분으로 이동하게 된다. 그림 1에서 보는 바와 같이, 상부 공동의 압력은 과도기 시작과 함께 노심내 냉각재의 팽창 (swelling)으로 인하여 급격히 상승한다. 압력 증가는 계통의 압력과 대기사이의 압력차이를 더 크게 하여 가압기와 증기발생기 manway를 통한 방출량이 급격히 증가하다가, 증기발생기 manway로 혼합 유체의 다량 방출 후 서서히 감소한다. 증기발생기의 manway로 혼합 유체의 방출이 종료되면서 계통압력은 다시 서서히 증가하다가, 다시 한번 압력 증가로 인한 혼합유체 방출 후 계통압력은 안정한 상태를 유지하게 된다. CATHARE 코드는 크게 3부분을 상이하게 예측하고 있다. 첫째 부분은 과도기 초기 노심 팽창으로 압력이 급격히 팽창하는 약 100초까지의 기간으로 가압 정도를 과대 예측하는데, 그 원인은 swelling시 계면 마찰력을 과대 평가하여 노심내의 증기가 액체를 실제보다 많이 견인하기 때문이다. 따라서 고온관의 기포율은 실험보다 더 낮게 되고 guide 튜브의 유량은 더 크게 나타났으며 노심의 DP는 더 작게 계산 되었다. 둘째 부분은 증기발생기 manway를 통하여 이상 유체 방출 완료 후 다시 압력이 서서히 상승하는 기간이다. 이 기간동안 코드는 가압유를 과소 예측하였는데, 그 원인은 이 기간동안 그림 2에서 보는바와 같이 guide 튜브로 통하는 유량을 실험보다 훨씬 높게 예측하였기 때문이다. 노심에서 발생한 증기중 가압기 쪽으로의 유량이 실험보다 작게 계산되어 (가압기+밀림관) 차압 증가율이 실험 값보다 작게되고, 이와 관련이 있는 계통의 압력 증가율도 작게 되었다. 세 번째 차이점은 증기발생기 manway에서 두 번째 이상유체 방출 후 압력이 감소하는 부분으로 코드는 실험과 상이한 현상을 예측하였다. 실험의 경우는 가압기 쪽으로 증기가 계속 방출되면서 계통의 압력증가로 인하여 증기발생기 manway로 이상 유체가 방출하면, crossover leg의 펌프측 수두가 감소하게 되어 crossover leg의 수두가 진동을 하면서 안정화 상태로 돌아간다. 이때 가압기에 쌓여있던 액체는 모두 역류하여 가압기는 비게된다. 그러나 코드의 경우는 crossover leg에서 Loop Seal Clearing (LSC)이 발생하기 전까지는 압력이 계속 상승하다가 LSC 발생후, SG manway로 이상유체가 방출되고 계통압력이 감소하며 가압기내의 유체도 역류하게 되는데 이때 가압기가 완전히 비지 못하고 과도한 증기 유속으로 인하여 일부는 가압기내에 hold-up되어 있는 상태를 유지한다 (그림3).

그림 4는 밀림관 DP로써 2000초까지는 가압기 및 밀림관에서 요동현상이 나타난다. 이 기간동안 고온관에 mixture가 존재하는 기간으로써 액체가 유입되어 밀림관의 증기유로 면적이 적어져 가압기 manway 방출유량은 감소하게 되고, 가압기에 hold-up된 유체는 고온관으로 역류하여 가압기는 비게 된다. 가압기가 비게 되면 다시 증기의 유동이 원활해지므로 mixture가 밀림관으로 유입되어 가압기와 밀림관의 차압이 증가하게 된다. 이와같은 과정이 고온관에 mixture가 존재하는 2500초까지 반복하게 된다. 2500초 이후는 고온관이 비어 있기 때문에 액체의 유입이 일어나지 않고, 밀림관에는 일정량의 액체가 hold-up 되어 있으며 가압기는 실험 완료시까지 비어 있는 상태가 계속된다. CATHARE2 계산은 앞에서 기술한 현상들이 약간씩 지연되어 나타나는데, 지연의 가장 큰 원인은 500초에 나타나는 밀림관으로 액체의 유입량을 잘못 예측했기 때문으로 보여진다. 이 시점의 고온관 기포율은 실험보다 10% 정도 더 낮은 값임에도 불구하고 밀림관의 DP는 실험보다 더 서서히 증가하였다. 이것은 혼합물이 존재하는 upward 분기관에서 액체

유입량의 잘못 예측으로 볼 수 있다.

과도기가 시작되면서 노심의 출력을 0 kW에서 140 kW로 상승시키기 때문에 과도기 시작과 더불어 노심의 냉각제 온도는 상승하기 시작한다. 냉각제 온도가 상승함에 따라 생성된 증기는 manway를 통하여 대기 중으로 방출되고, 계통의 재고량은 점점 감소한다. 재고량의 감소로 인하여 노심은 노출되고, 핵연료봉 온도는 상승하게 된다. 그림 5는 노심의 압력차이를 나타내는데 하부공동 바닥과 핵연료봉 윗부분 사이의 차압이다. 실험은 노심출력 증가로 인하여 DP가 감소한 후 노심이 노출될 때까지 일정한 차압을 유지하다가 노출 이후는 서서히 감소한다. CATHARE2 계산에서도 전체적인 경향은 실험과 동일하나, 전체적으로 DP를 과소평가하고 있으며 노심이 노출되는 시간도 지연되어 나타나고 있다. 노심의 차압은 과도기 초기부터 차이를 보이고 있는데, 원인으로서는 초기 swelling시 계면마찰력의 과대예측과 노심에서 일어나는 3차원 현상을 2개의 Axial 모듈(active core, bypass)로 정확히 모의할 수 없기 때문이라 판단된다. 과도기가 진행되면 차압은 노심이 노출될 때까지 7 kPa 정도 과소예측하고 노출시간도 500초 지연되었다. 노심에서 생성된 증기량은 실험과 큰 차이가 없음에도 불구하고 노심에 기포가 많이 존재하는 것은, 앞에서 설명한 일차원 모델링의 한계와 계면마찰력의 과대예측의 복합적인 요인 때문이다. CATHARE2가 비교적 높은 압력에서는 노심에서의 상분포를 잘 예측하고 있으나, 저압인 경우는 노심의 우회유량을 과대 예측한 것으로 보인다. 비록 하향통로를 통하여 유입되는 냉각제량이 동일하더라도 노심 우회통로를 통하여 역류하여 내려오는 액체의 양이 많아지면, 노심 입구에서 냉각제 온도가 상승하게 되고 그 만큼 노심의 기포율도 증가하기 때문이다.

4. 매개변수 민감도 분석

CATHARE2의 계산결과는 upper plenum 압력, guide tube DP, core DP, 및 가압기와 surge line DP에서 차이를 보이는데 주원인은 과도 초기 노심에서 swelling 현상의 과대 예측 그리고 guide tube 와 surge line에서의 liquid hold-up 또는 entrainment를 적절히 예측하지 못하였기 때문이다. 이를 개선하기 위하여 입력자료를 면밀히 검토한 후 다음의 민감도 분석을 수행하였다.

o Case 1 : bundle geometry 의 계면 마찰력 감소

그림5의 노심 DP에서 설명한 바와 같이 기본 계산의 경우 과도기가 시작되면서부터 과도 초기의 노심 DP를 약 7 kPa 정도 낮게 예측하였는데 그 원인 중에 하나인 bundle type에 대한 계면 마찰력을 두 가지 방법으로 감소시켰다. 첫 번째 방법은 단순히 기존의 마찰력을 50% 감소하는 방법이었고, 두 번째 방법은 $\tau_i = \tau(\rho, \mu, v_l, v_g)\alpha(1-\alpha)^{pk}$ 에서 bundle type의 값을 저압에서 pipe 또는 annular geometry의 pk값과 유사한 값으로 증가시키므로써 계면 마찰력을 감소시켰다.

$$\tau_i = f(\rho, \mu)\alpha(1-\alpha)^{pk} |v_g - cv_l|(v_g - cv_l)$$

$$pk = 2.0 + 0.488\exp(-275 * \rho_g / \rho_l) \quad (\text{base case})$$

$$pk = 2.0 + 1.578\exp(-275 * \rho_g / \rho_l) \quad (\text{modified})$$

그림 6은 계면 마찰력의 변화가 노심 질량분포에 약간의 영향을 미치고 있음을 볼 수 있다. 노심의 DP는 기준 경우보다 약 1.2 KPa 정도 높게 되어 약 15% 개선되었으나 이것으로 인하여 계통 전체의 거동은 거의 영향을 받지 않았다.

같은 위와 pk값 변경은 유동영역이 bubble flow, churn flow 또는 slug flow인 경우에 적용되는 값으로 유동영역이 annular flow인 경우는 적용되지 않는다. 모든 유동영역에 대하여 계면 마찰력을 50% 줄였다. 이 경우의 계산결과는 앞에서 계산한 계산결과와 동일하였다. 이것은 계산된 과도기간 동안의 노심 유동영역이 bubble, churn flow 영역이었음을 나타낸다.

o. Case 2 및 3 : Guide tube 관련 입력수정

코드의 계산 결과는 mixture level이 upper plenum 내에 존재할 경우 guide 튜브의 DP를 실험보다 매우 높게, 오랜 기간동안 hold-up되는 것으로 예측하였다 (그림 2). 이를 개선하기 위하여 case 2는 기존의 upper plenum내 guide tube junction의 위치를 6cm 위쪽으로 이동시켜 초기상태의 mixture level 위치와 일치시켰다. 또한 case 1에서 적용한 bundle type geometry의 interfacial drag force 50% 감소도 함께 적용하였다. Guide tube 입구 위치를 위쪽으로 이동함으로써 guide tube의 DP는 초기 노심의 swelling시 급격히 증가 후 저온관 압력이 upper plenum 압력과 동일하게 될 때까지 서서히 감소한 반면에, 기본 경우는 mixture level이 junction 위치로 내려올 때까지 일정한 값을 유지하다가 감소하기 시작한다. 그림 7에 의하면 guide tube DP는 약간 개선되었으며 liquid hold-up 기간은 2400초에서 1700초로 상당히 개선되었다. 그러나 hold-up 기간은 실험의 1000 초보다 여전히 700 초 정도 더 길게 예측하고 있다. Case 2의 경우는 junction의 위치가 initial mixture level과 동일한 수준이기 때문에, 1500초까지는 기본경우보다 더 많은 양의 유량이 흐른다 (그림 9). 이때 guide tube내에 유량을 감소시키기 위하여 case 3은 case 2에 추가적으로 guide tube의 interfacial drag를 50% 감소시켰다. 이 경우 guide tube로 흐르는 유량은 상당히 감소하였으나 여전히 실험보다는 많은 양을 예측하고 있다. 그리고 interfacial drag이 감소함으로써 tube 내 liquid hold-up 기간도 1400초로 기본 경우와 비교시 70% 개선되었다.

가압기의 방출유량 감소는 노심에서 생성되는 증기량이 일정하기 때문에 system의 압력상승률을 증가시킨다. 따라서 case 2와 3의 경우는 기본경우보다 upper plenum 압력의 가압률과 guide tube DP를 잘 예측하고 있으나, 가압기와 surge line의 "plug and clearing" 현상이나 crossover에서의 loop seal clearing 현상 등을 적절히 예측하지는 못하였다.

o. Case 4 : 가압기 입력 수정

Hot leg에 mixture level이 존재할 경우 실험은 가압기와 surge line 사이에 "plug and clearing" 현상이 발생하고, level이 hot leg 아래로 내려 갈 경우는 가압기가 비었다. 그러나 계산결과는 "plug and clearing" 현상을 모의하지 못했을 뿐 아니라, 가압기에 liquid가 실험 종료까지 계속 hold-up된 것으로 예측하였다. 가압기의 입력 모델을 "VOLUME"에서 "AXIAL" 모듈로 바꾸어 입력모델의 영향을 분석하였다. CATHARE 코드의 "AXIAL" 모듈도 "VOLUME"과 마찬가지로 과도초기의 "plug and clearing" 현상을 예측하지 못하였으며, 실험 후반부의 가압기가 비게 되는 현상도 적절히 예측하지 못하였다. 가압기의 입력모델 변화로 과도기는 개선되지 않고 CUP 시간은 mesh의 증가로 인하여 약 30% 증가하였다. Case 4는 기본경우의 계산된 가압기 DP 증가율이 실험보다 작다는 사실에 근거하여 가압기의 DP 증가율을 높이기 위해 case 3 경우에 가압기의 interfacial drag force를 50% 증가를 추가시켰다. 가압기의 계면 마찰력을 증가시킬 경우 가압기 내의 DP는 기본 경우인 17 hPa에서 24 hPa로 증가하였으나, DP의 증가율이 증가하여 실험과 유사하게 2번의 "plug and clearing" 현상을 모의 할 수 있었다. (그림 10, 11) 그러나 실험에서 나타나지 않은 2000초 이후의 liquid hold-up 현상은 여전히 나타났다. 그 원인 중에 하나로 다음을 고려해 볼 수 있다. 코드는 고온관의 압력을 실험보다 더 높게 예측하였기 때문에, 경제조건으로 사용한 가압기 manway 출구 압력과 고온관 압력과의 차이가 커져서, 밀림관에서 증기 속도가 실험값보다 빠르게 계산되어 가압기내에 액체가 hold-up되어 있는 것으로 예측하였다. 그림 12의 upper plenum 압력은 surge line과 가압기 압력을 기본 경우보다 높게 예측하였기 때문에, 기본 경우보다 2.5 kPa 더 높은 1.35 bar로 나타났으나 밀림관에서 "plug and clearing" 현상을 모의할 수 있었다.

5. 결론

부분충수 운전중 잔열제거계통 상실 사고시 가압기와 증기발생기 출구공동의 manway를 통하여 노심에서 생성된 증기를 제거할 경우 나타나는 물리적 현상을 CATHARE2 코드를 이용하여 해석하였다. 그결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 가압기와 증기발생기 출구 manway를 통하여 RHRS 상실사고 완화시 노심 노출은 증력에 의한

- 급수만으로 안전하게 회복될 수 있으며, CATHARE 코드는 상세한 현상들에 대하여는 다소 불확실성이 있었으나 실험에서 나타난 전체적인 거동을 비교적 잘 예측하였다.
- 일반적으로 CATHARE2 코드는 swelling시 계면 마찰력을 과대평가하였으며, 특히 bundle 형상에 대한 계면 마찰력이 과대평가되었으므로 swelling의 예측에 대한 개선을 위해 추가적인 분리 효과 실험이 요구된다.
 - Guide 튜브의 junction 위치를 고온관 중심선과 같은 위치로 이동함으로써 튜브내 liquid hold-up 기간을 2400초에서 1700초로 개선할 수 있었으며, 역시 튜브내 계면 마찰력도 과대예측된 것으로 분석되었다.
 - 가압기의 모델 변화는 과도기 예측에 영향을 주지 않았고, 가압기내의 계면 마찰력은 다소 과소평가된 것으로 평가된다.

Reference

- [1] Brisbois, Lanore, Villemeur, "Insights gained form PSAs of French 900 MWe and 300 MWe units", Nuclear engineering international, June, 1991.
- [2] Nakamura, Kukita, "PWR thermal-hydraulics phenomena following loss of residual heat removal during mid loop operation", proceeding on New trends in nuclear system thermohydraulics, PISA, Italy, June, 1994
- [3] Dumont, Lavialle, Noel, Deruaz, "Loss of residual heat removal during mid loop operation : BETHSY experiments", Preceeding NURETH-6, Grenoble, France, 1993
- [4] Hassan, Banerjee, "RELAP5/MOD3 simulation of the loss of the residual heat removal system during a mid loop operation experiment conducted at the ROSA-IV large scale test facility", Nuclear Technology Vol.108, Nov. 1994
- [5] Barre, Bernard, "The CATHARE code strategy and assessment" Nuclear engineering and design Vol.124, No.3, Sept. 1990

Table 1. BETHSY RHRS 상실사고 초기 조건

항 목	실	험	계	산
상부 공동 압력 (bar)	1.04	±0.03		1.04
노심 출력 (kw)	0.0			0.0
펌프 속도 (rpm)	0.0			0.0
일차계통 질량 (kg)	1085	± 15		1085
원자로내 질량 (kg)	700	± 9		698
고온관1 기포율 (-)	0.59			0.51
저온관1 기포율 (-)	0.0			0.0
상부공동 유체온도(°C)	102			102
하부공동 유체온도(°C)	101			102
고온관1 유체온도(°C)	102			101

Table 2. Chronology of Major event

Event	Experi- ment	Calcula- tion
Core power turned on, Manway open	0.0	0.0
Core power 140 KW	15.0	15.0
maximum pressure	946 (1.25bar)	1815 (1.32bar)
Cladding temperature increase	4620	5115
minimum Core level	5040	5960
gravity injection (Tc=250°C)	5660	5985
mixture level reached hot leg	9017	9180
test stop	9688	9500

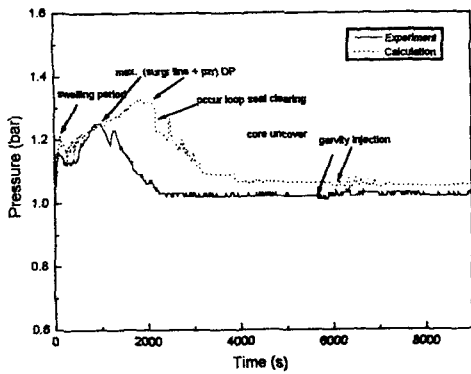


Fig. 1 Upper Plenum Pressure

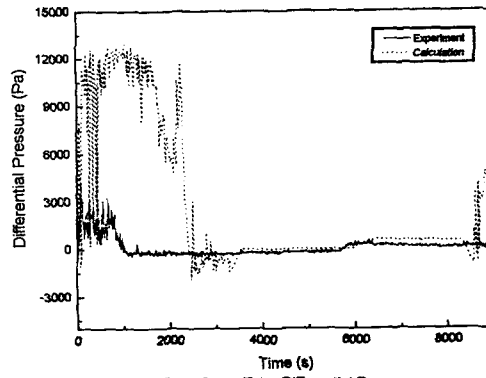


Fig. 2 Guide Tube Differential Pressure

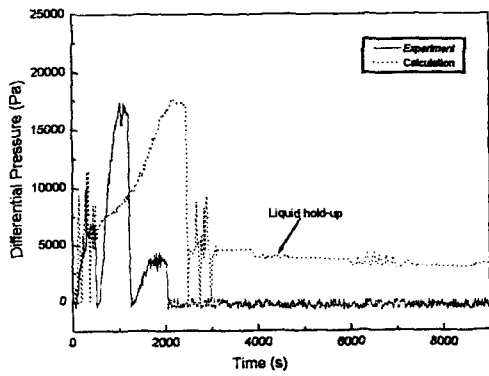


Fig. 3 PRZ Differential Pressure

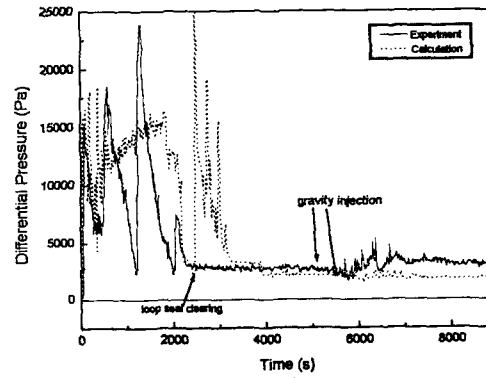


Fig. 4 Surge line Differential Pressure

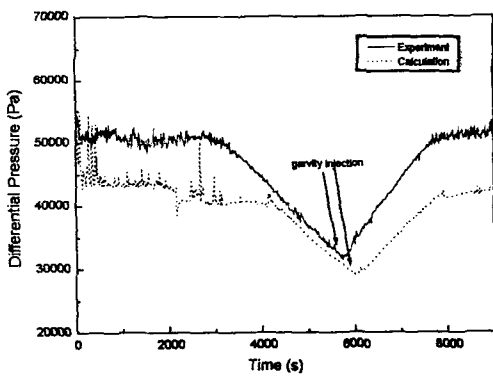


Fig. 5 Core Differential Pressure

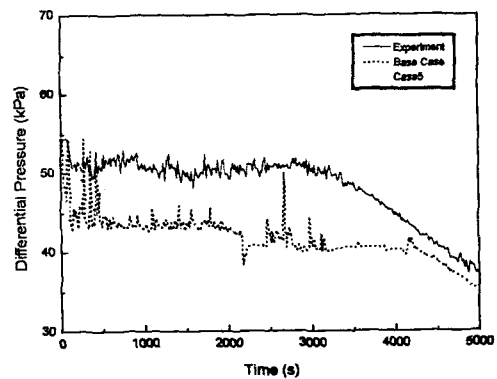


Fig. 6 Core Differential pressure
(Interfacial drag 50% for bubble flow in core)

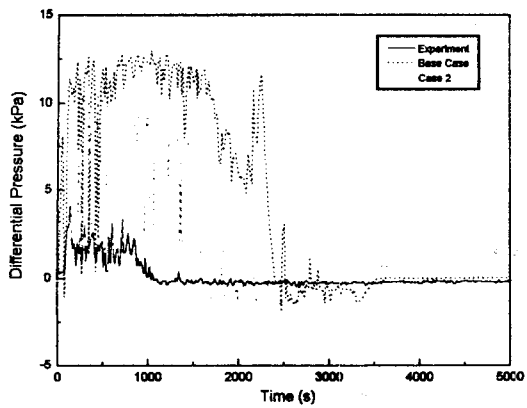


Fig. 7 Guide Tube differential Pressure
(guide tube 6 cm up)

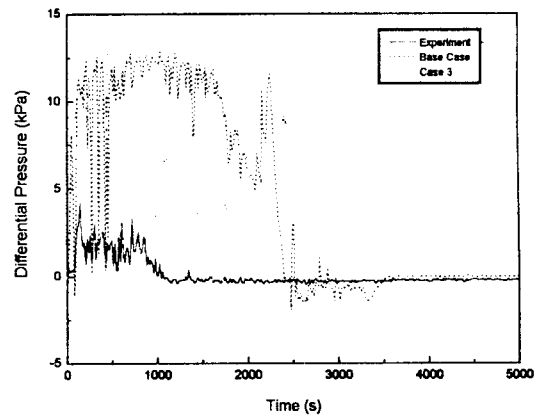


Fig. 8 Guide Tube Differential Pressure
(guide up + guide int. 50%)

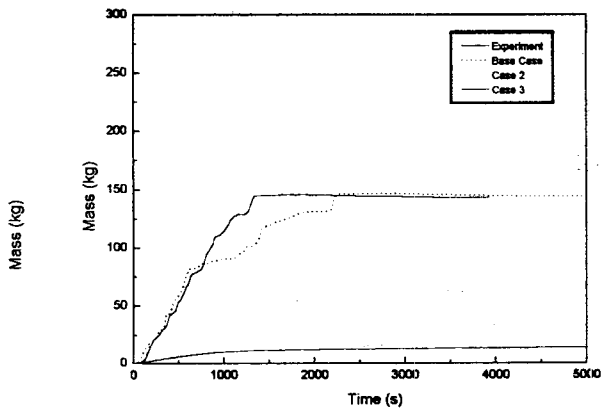


Fig. 9 Integrated Upper Head to Bypass Flow
(guide up + guide int. 50%)

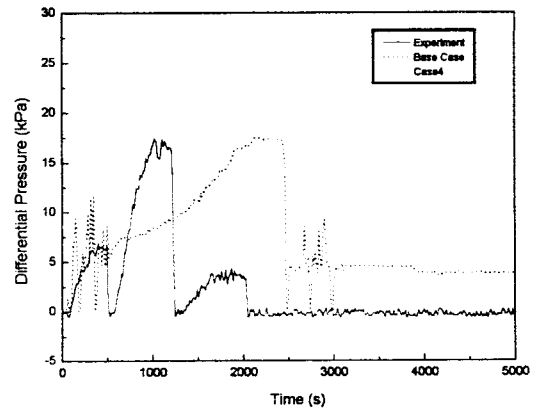


Fig. 10 PRZ Differential Pressure
(guide up + guide int. 50% + prz int. 150%)

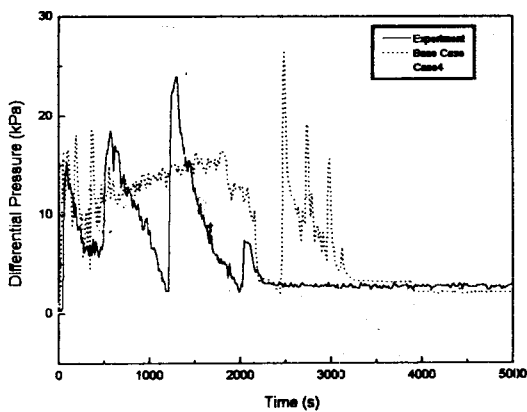


Fig. 11 Surge Line Differential Pressure
(guide up + guide int. 50% + prz int. 150%)

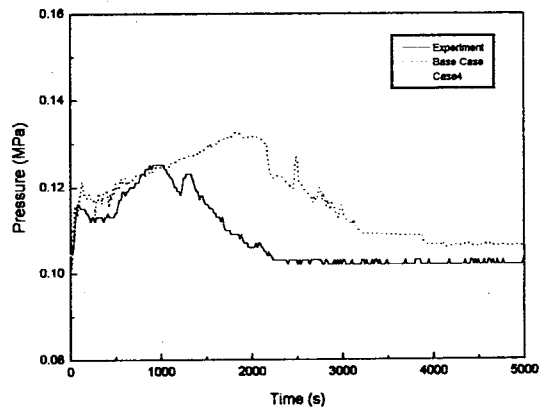


Fig. 12 Upper Plenum Pressure
(guide up + guide int. 50% + prz int. 150%)