

2상의 액체를 형성하는 증기의 응축에 대한 평형방법의 평가

김재성
화학공학과

<요 약>

2상의 액체를 형성하는 증기의 응축에 대한 열적 성능 및 압력강하를 예측하기 위해 평형방법을 적용하여 수치모사를 수행하고 실험결과와 비교하였다. 상업적인 실제 설계에 통용되고 있는 평형방법은 2상의 응축액을 형성할 수 있는 증기로부터 단일상만 응축되는 경우의 수치모사에 적용하기에는 극히 적절치 못한 것으로 판명되었다. 이런 유형의 응축현상을 잘 모사하기 위해 수정된 평형방법을 제시하였으며, 이를 통하여 평형방법이 현저히 개선되는 결과를 얻었다.

Evaluation of Equilibrium Methods for Condensation of Vapors Forming Two-Phase Liquid

Kim, Jae-Seong
Dept. of Chemical Engineering

<Abstract>

The ability of the equilibrium method to predict thermal performance and pressure drop in condensation of vapors forming two-phase liquid has been assessed by simulating the experimental data. It has been found that the equilibrium method, as used in current industrial design practice, gives significantly poor predictions of condensation of a single phase alone from a mixture which may form a two-phase condensate. A modification has been suggested to describe this kind of condensation, and this modification gave remarkable improvement over the unmodified equilibrium method.

1. 서 론

다성분 증기혼합물을 응축시키는 경우 열전달은 물론 증기상에서의 물질전달이 중요하게 되므로 이러한 공정의 해석은 매우 복잡해진다. 응축기 설계를 위한 응축공정의 해석방법으로는 평형방법(equilibrium method), 막이론 방법(film theory method) 및 경계층 방법(boundary layer method) 등이 알려져 있다.

Silver[1]에 의해 개발되고 Bell과 Ghaly[2]에 의해 수정 확장된 평형방법은 증기상과 응축액이 증기상의 온도와 압력하에서 평형을 이루고 있다는 가정에 근거를 두고 있다. 이 방법은 증기의 확산에 의한 물질전달 계산을 포함하고 있지 않으므로 정확도는 떨어지지만 간단하여 쉽게 적용할 수 있으므로 응축기의 실제 설계에 널리 이용되고 있다. Colburn과 공동연구자들[3, 4]이 제시한 막이론 방법은 기상에서의 열 및 물질전달이 기-액 경계면에 인접한 얇은 증기막내에서 일어난다는 가정에 근거를 두고 있다. 이 방법은 평형방법 보다는 실제 현상을 잘 설명해 주지만 기-액 평형계산과 물질전달 계산이 복잡하여 상업적으로는 단일성분 또는 2성분 증기의 응축공정 해석에 국한하여 적용되고 있다. 경계층 방법은 기상에서의 열 및 물질전달을 설명하는 경계층식에 대한 수치적 해를 구하는 방법으로 극히 간단한 구조의 응축기에서 일어나는 간단한 증기혼합물의 응축현상을 해석하는데 제한적으로 적용되므로 상업적으로 이용되지 못하고 있다.

단일상의 응축액을 형성하는 다성분 증기의 응축에 대해서 평형방법은 막이론 방법보다 다소 정확도가 떨어지는 결과를 준다고 보고되고 있다[5~7]. 그럼에도 불구하고 평형방법은 계산이 단순하여 쉽게 적용될 수 있다는 이점 때문에 응축기의 실제 설계에 광범위 하게 이용되고 있다.

과열증기의 응축공정을 설계함에 있어서

평형방법은 증기상의 온도가 이슬점에 도달할 때까지 dry wall desuperheating이 일어난다고 가정하고 있으나, 실제로는 응축기의 벽온도가 증기온도보다 훨씬 앞서서 이슬점에 도달하기 때문에 대부분의 경우 wet wall desuperheating이 일어나게 된다. 따라서 이 경우 평형방법은 증기상의 열전달 저항을 지나치게 크게 예측함으로써 전반적으로 응축기를 과대하게 설계하게 된다. 이러한 문제점을 해결하기 위해 여러 연구자들이 개선방안을 제시하였다[8~10].

서로 섞이지 않는 2상의 응축액을 형성하는 응축공정은 수증기 증류 등과 관련되어 있으며, 화학공정 산업에 있어서 중요한 공정 중의 하나이다. 이러한 응축현상과 관련된 초기의 연구는 주로 2상의 응축액에 대한 열전달 계수를 추정하는 것이었다[11~13]. 이러한 응축현상은 단일상의 응축액을 형성하는 경우와는 달리 복잡한 양상을 보이기 때문에 이런 목적에 쓰이는 응축기를 설계하기 위해서는 부차적인 연구수행이 필요하다.

2상-응축액의 열전달 계수를 결정하는 일은 이러한 연구의 극히 일부에 불과하며, 응축기 설계의 전반적인 연구결과는 드물게 나타나고 있다. Sardesai와 Webb[14]은 단일 수직형 관내에서 2상의 응축액을 형성하는 2성분 증기의 응축실험을 수행하고 막이론 방법을 써서 그 결과를 해석하는 설계방법을 개발하였으며, 이 연구는 Spiliotis[15]와 Papaioannou[16]에 의해 확장되었다.

McNanght[9]는 Sardesai와 Webb[14]의 실험결과를 평형방법을 써서 해석한 결과, 막이론 방법에 비해 현저하게 좋지 않음을 알았다. 또 Kim과 Webb[17]은 공업적 규모의 다관형 응축기를 써서 2상의 응축액을 형성하는 탄화수소(4성분)-수증기 혼합증기의 응축실험을 수행하고, 그 결과를 막이론 방법과 평형방법으로 수치모사하였다. 그 결과 열부하(heat load) 예측

에 있어서 막이론 방법은 $\pm 15\%$ 이내의 오차를 보인 반면, 평형방법은 최대 50%까지 과소한 예측을 보이고 있다. 이 연구자들은 2상의 응축액을 형성할 수 있는 혼합증기로부터 단일상의 응축액만 생성되는 경우 평형방법은 극히 부적합하므로 이러한 응축공정의 해석에 평형방법을 적용하기 위해서는 수정이 불가피하다고 제안하고 있다.

이에 본 연구에서는 실제적으로 응축기 설계에 널리 이용되고 있는 평형방법을 2상의 응축액을 형성하는 다성분 증기의 응축의 경우에도 적용할 수 있도록 수정하고, 문헌에 나와 있는 실험결과에 대해 수치모사를 수행하여 수정된 평형방법을 평가하였다.

2. 평형방법의 수정

2.1 Bell & Ghaly의 평형방법

응축이 수반되는 열전달에서 증기로부터 응축액의 계면으로 제거되는 현열에 대한 heat flux, q_s 는 다음과 같이 정의된다.

$$q_s = h_g(T_g - T_s) \quad (1)$$

여기서 h_g 는 증기의 열전달 계수이고, T_g 와 T_s 는 각각 증기와 응축액 표면의 온도이다. 또한 총 heat flux, q_t 는 다음과 같이 주어진다.

$$q_t = U(T_g - T_c) \quad (2)$$

$$q_t = h_o(T_s - T_c) \quad (3)$$

여기서 U 는 총괄 열전달 계수이고, h_o 는 응축액 표면으로부터 냉매까지의 복합 열전달 계수이며, T_c 는 냉매의 온도이다. (1)~(3)식을 결합하면 U 는 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_o} + \frac{q_s}{h_g q_t} \quad (4)$$

(1)~(4)식이 Bell과 Ghaly[2]가 제시한 평형방법이다.

2.2 과열증기의 응축에 대한 수정

평형방법은 기상의 온도가 이슬점과 같고 응축이 일어남에 따라 포화곡선을 따라 변한다고 가정하고 있다. 따라서 증기가 과열 상태로 있을 때, 즉 기상의 온도, T_g 가 이슬점, T_d 보다 높을 경우에는 평형방법을 수정할 필요가 있다.

비록 증기상의 온도가 이슬점보다 높다 하더라도 응축기 벽면의 온도가 이슬점 이하로 유지될 경우에는 실제로 응축이 일어나는 wet wall desuperheating이 일어나게 된다. 이 경우 (4)식을 그대로 쓸 수 있으나 총 heat flux, q_t 에 부가적으로 desuperheating에 대한 heat flux를 포함시켜야 한다. 즉,

$$q_t = q_{sd} + h_g(T_g - T_d) \quad (5)$$

$$= U(T_d - T_c) \quad (6)$$

여기서 q_{sd} 는 이슬점, T_d 에 있는 포화증기에 기준한 총 heat flux이다. 또한 (4)식에 적용될 q_s 는 다음과 같이 표시된다.

$$q_s = h_g(T_d - T_s) \quad (7)$$

증기의 과열도가 지나치게 큰 경우에는 dry wall desuperheating이 먼저 일어나고 wet wall desuperheating이 뒤따르게 됨으로 어느 시점에서 wet wall desuperheating이 일어날 것인지를 결정해야 한다. 이를 위해서 먼저 dry wall desuperheating이 일어난다고 가정하고 다음의 (8)식에 의해 증기와 접하고 있는 벽면의

온도, T_w 를 추산한다.

$$T_w = T_g - (T_g - T_c) \left[\frac{h_o}{h_o + h_g} \right] \quad (8)$$

여기서 h_o 는 응축이 일어나지 않는 경우이기 때문에 벽과 냉매의 복합 열전달 계수이다. $T_w \leq T_d$ 인 경우에는 wet wall desuperheating이 일어나게 됨으로 (4)~(7)식을 적용하면 된다. 벽면의 온도, T_w 가 증기의 T_d 보다 높은 경우에는 단순히 증기의 냉각만 일어나는 dry wall desuperheating이 일어나게 될 것이므로 (1)~(4)식을 적용해야 되며, 이 경우 q_s 는 q_t 와 같고 T_s 는 T_w 가 된다.

2.3 2상의 응축액을 형성하는 증기의 응축에 대한 수정

서로 섞이지 않는 2상의 액체를 형성하는 혼합 증기의 응축공정에서는 세가지 응축 mode가 나타나게 되어 해석이 더욱 복잡해진다. 예로서 2상의 응축액을 형성하는 탄화수소 혼합물-수증기의 다성분 증기의 응축에서 기-액 경계면에 접하고 있는 증기가 공비점에 있게 되면 탄화수소와 물이 동시에 응축된다. 그러나 공비조성에 있지 않는 증기 혼합물을 응축시키는 경우 응축기 전반부에서는 응축추진력이 두 증기를 동시에 응축시킬 만큼 크지 않기 때문에 한 액체가 먼저 생성되고 나중에 다른 상을 형성하는 액체가 증기로부터 함께 응축하게 된다. 즉, 공비조성보다 물이 상대적으로 많이 존재하면 처음에는 물만이 응축되고, 응축이 진행됨에 따라 증기의 조성이 변하여 공비조성에 도달하면 물과 탄화수소가 동시에 응축된다. 공비조성보다 탄화수소가 상대적으로 많이 존재하면 탄화수소가 먼저 응축되고 이어서 탄화수소와 물이 함께 응축된다.

2상의 응축액을 형성할 수 있는 증기로부터

단일상의 응축액만이 형성될 때 평형방법은 적절치 못하다고 서론에서 언급한 바 있다. 실제로 응축액 표면의 온도가 공비점에 도달하면 제2의 액체상이 생성되어야 하지만, 전체 증기상은 공비점보다 높은 이슬점에서 평형을 이루고 있기 때문에 평형방법은 여전히 단일상의 응축액만 형성된다고 예측하게 된다. 따라서 평형방법에 의하면 전체 증기상이 공비상태에 도달할 때까지 제2의 응축액의 생성이 지연되는 결과를 초래한다. 단일상의 응축액만이 형성되는 영역에서는 제2의 응축성분은 비응축성 기체로 작용하게 됨으로 2상의 응축액이 동시에 생성되는 경우보다 증기상의 열전달 저항이 크게 예측되어 결과적으로 평형방법은 heat load를 지나치게 작게 예측해 주게 된다.

단일상의 응축액만 생성되는 영역에서 증기가 과열상태로 존재할 경우에는 (4)~(7)식을 적용하면 된다(포화증기의 경우는 단순히 T_g 를 T_d 로 치환하면 됨). 그러나 이 영역이 2상의 응축액이 동시에 나타나는 영역으로부터 전환되는 시점을 결정하기 위해서는 평형방법을 수정해야 한다. 즉, 응축액 표면의 온도를 추산하여 그 값이 공비점과 같아지게 되면 2상의 응축액이 생성되는 영역이 시작되기 때문에 해석방법을 전환해야 한다. 응축액 표면의 온도는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$T_s = T_c + \frac{U(T_d - T_c)}{h_o} \quad (9)$$

2상의 응축액이 형성되는 영역에 대한 해석도 (4)~(7)식과 유사하게 할 수 있다. 이 경우 이슬점, T_d 는 공비점, T_a 로 치환되어야 한다. 즉,

$$q_t = q_{sa} + h_g(T_g - T_a) \quad (10)$$

$$= U(T_a - T_c) \quad (11)$$

$$q_s = h_g(T_a - T_s) \quad (12)$$

여기서 q_{sa} 는 공비점에 있는 포화증기에 기준한 총 heat flux이다.

3. 수치모사 방법

3.1 실험 Data

수치모사에 사용한 실험 data는 공업적 규모의 E-shell 다관형 응축기를 이용하여 Kim과 Webb[8]이 얻은 것이다. 응축기의 shell 내경은 0.438m이고, 수직으로 35%가 째린 7개의 baffle이 설치되어 있다. Tube는 3/4 in 14 BWG의 규격으로 되

어 있고, tube의 길이는 2.438m이다. 응축기는 1-2형으로 되어 있고 총 tube 수는 204개이며, 열전달 면적은 약 30m²이다. shell측에서 응축이 일어나도록 하였으며 tube속으로는 냉각수를 흐르게 하였다.

상기 연구자들은 응축실험을 수행함에 있어서 순환되는 냉각수의 온도를 증가시켜 부분응축이 일어나게 하여 응축기의 모든 부분이 부하가 걸리도록 하였다. 수치모사에 이용된 실험들은 공업용 헥산(4성분)-수증기 혼합물의 상압응축(20회)과 상압 및 감압하에서의 methyl cyclohexane-toluene-water 혼합증기의 응축(35회)이다. 이들 실험 data에 대한 개요를 Table 1에 나타내었다.

Table 1. Experimental Data

System	1	2
Components	commercial hexane * water	toluene methyl cyclohexane water
No. of Runs	20	35
Pressure(kPa)	Atmospheric	Atmospheric & 22~75
Feed Composition (% H ₂ O)	21.5~88.7	28.3~83.5
Cooling Water(kg/s)	20.6~27.3	15.8~26.3
Heat Load(MW)	0.17~1.17	0.20~0.82
Pressure Drop(kPa)	0.36~4.57	0.86~5.30

*Commercial hexane includes four components; n-hexane, 2-methyl pentane, 3-methyl pentane and methyl cyclopentane.

3.2 평형방법의 modeling

다성분 증기의 응축에 있어서는 일반적으로 더운 유체와 차가운 유체간의 온도차와 총괄 열전달 계수가 열전달 면적의 증가에 따라 비선형적으로 변한다. 이 경우 열전달 속도식의 적분이 필요하지만 수치적분은 불가능하다. 본 연구에서 평형방법을 적용한 컴퓨터 프로그램을 작성함에 있어서 이러한

어려움을 피하기 위하여 heat load 대 온도를 plotting한 응축곡선을 각 구간이 대략적으로 비슷한 heat duty를 갖도록 20개의 구간으로 나누어 단계적으로 계산을 수행하도록 하였다. 이렇게 나눈 각 구간이 필요로 하는 열전달 면적을 추산하고, 이러한 면적 증가분을 응축기의 실제 규격에 바탕을 둔 면적 증가분(baffle space의 1/2)과 일치시키기 위한 별도의 계산을 수행하였

다. 본 연구에서는 적분 응축(integral condensation)에 바탕을 두고 응축곡선을 구하였다.

평형방법의 modeling에 적용한 열전달 계수는 다음과 같은 방법으로 구하였다.

- 냉각수의 열전달 계수 - Dittus와 Boelter[19].
- 응축액의 열전달 계수 - 각 상의 계수를 Nusselt[20]의 식으로 구하고, 응축액이 2상인 경우에는 Bernhardt등[12]이 제시한 shared surface model(각 응축액상의 계수의 부피 평균)에 의해 구한다. Butterworth[5]가 제안한 수정된 Shekriladze 방법을 vapor shear effect를 반영하기 위해 적용하고, 또 inundation 효과에 대한 수정은 Nusselt[20]에 따랐다.
- 증기상의 열전달 계수 - Chilton과 Colburn의 j-factor를 여러 기하학적 형태의 열교환기에 적용할 수 있도록 개발한 Taborek[21]의 방법으로 구했다.
- 오염 계수(dirt & fouling coefficient) - 실험에 사용된 응축기에 대해 Rashtchian과 Webb[22]이 실험을 통해 추정된 값, $7,000 \text{ W/m}^2\text{K}$ 를 사용했다.

응축기의 각 구간에 대해 응축속도를 계산한 후 압력강하를 계산하였다. 압력강하의 계산은 단일상 증기흐름에 대해 개발한 Bell[23]의 방법에 따르고, 증기-액체 2상 흐름의 영향에 대해서는 Ishihara등[24]이 제안한 방법으로 수정하였다. 또한 응축이 일어날 때 증기상과 응축액 경계면 간에 high mass flux가 존재하게 되며, 이로 인해 운동량 전달이 일어나게 되어 경계면 전단과 마찰손실 계수를 변화시킨다. 이러한 영향에 대한 압력강하의 수정은 Owen과 Lee[25]의 제안에 따랐다.

4. 평형방법의 평가 결과 및 고찰

4.1 Bell & Ghaly의 평형방법의 평가

Table 1에 제시한 System 1의 실험에 대한 수치모사를 Bell & Ghaly의 평형방법을 써서 수행하고, 그 예측 결과를 실험치와 비교하여 Fig. 1에 나타내었다. Fig. 1(a)에서는 heat load의 실험치(Q_E)에 대한 예측치(Q_P)를 나타내었고, Fig. 1(b)에서는 압력강하의 실험치(ΔP_E)에 대한 예측치(ΔP_P)를 제시하였다. 두 경우 모두 model이 정확하다면 종축의 값이 1이 되어야 한다. 예측한 바와 같이 Bell & Ghaly의 평형방법은 주어진 실험결과를 해석하는데 있어서 매우 부적절함을 알 수 있다. 즉 heat load 예측은 -30%까지 오차를 나타내고, 압력강하 예측은 +80%까지 오차를 보였다.

Fig. 1을 통하여 두가지 중요한 사실을 알아낼 수 있다. 첫째, 실험치에 대한 예측치의 오차 정도가 응축기에 공급되는 증기의 조성과 무관하지 않다는 점이다. 공급 증기의 조성이 공비조성이나 순수한 성분에 가까울수록, 즉 횡축의 값이 0.2나 1.0에 가까울수록, heat load와 압력강하 모두 양호한 예측 결과를 보이고 있다. 따라서 대부분의 오차는 2상의 응축액을 형성할 수 있는 증기로부터 단일상의 응축액이 생성되는 영역에 기인한다고 추측할 수 있다.

둘째 사실은 heat load 예측과 압력강하의 예측이 무관하지 않다는 것이다. 압력강하는 증기의 선속도 제곱에 대략적으로 비례하기 때문에 heat load의 예측치가 실험값보다 적으면 응축기의 전부분에서 증기의 유속이 실제보다 크게 예측되므로 압력강하가 과대하게 예측되어지고, 오차의 정도도 heat load 예측의 경우보다 훨씬 크게 됨을 알 수 있다. 또한 압력강하가 실제보다 크게 예측되면 응축기의 절대압력이 낮게 예측되고, 이로 인하여 증기의 이슬점이 낮

아저서 열전달의 구동력인 온도차가 작게 예측됨으로 결국 heat load를 과소하게 예측해 주는 요인으로 작용하게 된다. 이러한 현상은 감압응축의 경우 더욱 심각하게 나타날 수 있다. 따라서 압력강하의 예측과 heat load의 예측은 상호 밀접하게 관련되어 있으므로 응축기의 설계에 있어서 압력강하의 계산은 heat load 예측 못지 않게 중요하다고 할 수 있다.

System 2의 실험에 대한 Bell & Ghaly의 평형방법의 예측 결과를 Fig. 2에 나타내었다. System 2의 경우는 System 1의 경우보다 더욱 좋지 않은 예측을 보이고 있으며, System 1에 대한 예측 결과에서 지적인 두가지 사실 중 압력강하의 예측과 heat load의 상관 관계는 System 2에서도 명확히 나타나고 있다. 그러나 공급 증기의 조성이 예측 오차에 미치는 영향은 전혀 나타나지 않고 있다. 따라서 System 2의 실험은 System 1의 실험과는 달리 또 다른 예측 오차의 요인을 갖고 있을 것으로 추측된다.

System 1과 System 2의 실험 data를 비교해 보면 공급 증기의 과열도가 상이함을 알 수 있다. System 1의 경우는 거의 포화상태로 증기가 응축기에 공급되었지만, System 2에서는 공급 증기가 최대 28.5℃까지 과열되어 있다. Bell & Ghaly의 평형방법은 과열 증기의 응축에 대해 성공적인 예측을 주지 못한다고 앞에서 설명한 바 있으므로 이 점에 대해 분석해 보기로 한다.

4.2 Wet Wall Desuperheating Model을 적용한 평형방법의 평가

Bell & Ghaly의 방법에 의하면 과열증기가 응축될 경우 전체 증기의 온도가 이슬점에 도달할 때까지 응축은 일어나지 않고 증기의 단순한 냉각만 진행되는 dry wall desuperheating이 일어난다고 예측된다.

이 영역에서는 기체의 열전달 저항이 매우 크게 나타나서 응축기의 상당 부분이 필요하게 됨으로 총괄 heat load가 매우 적게 예측되어진다. 그러나 실제로는 응축기 벽면의 온도는 훨씬 이전에 이슬점보다 낮은 온도로 유지되어 wet wall desuperheating이 일어난다.

System 2의 모든 실험에 대해 응축기 첫 부분의 벽면 온도를 계산해 본 결과 이슬점보다 낮음을 알 수 있었다. 이는 증기의 과열도가 별로 크지 않기 때문에 나타난 결과이다. 과열 증기의 응축공정을 해석하기 위해서는 평형방법을 수정하여 wet wall desuperheating model을 포함시켜야 한다고 앞에서 논한 바 있다. System 2와 같은 실험은 이러한 수정된 평형방법을 평가하기에 적절하다고 여겨진다.

Wet wall desuperheating model을 포함하는 평형방법을 써서 System 2의 실험들에 대해 수치모사를 수행하고 그 결과를 Fig. 3에 제시하였다. Fig. 2와 Fig. 3을 비교해 보면 평형방법이 현저하게 개선되었음을 알 수 있다. 또한 예측 결과와 공급 증기의 조성과의 상관 관계도 System 1의 경우 (Fig. 1)와 같은 방법으로 설명할 수 있게 되었다.

System 2의 경우는 공급 증기의 조성에 따라 응축기의 앞부분에서 세가지의 서로 다른 유형의 응축현상이 나타났다. 즉 17회의 실험에서는 탄화수소만 먼저 응축되고, 16회의 실험에서는 물만이 먼저 응축된다고 예측된 반면, 공급 증기의 조성이 공비조성에 가까운 2회의 실험의 경우에는 물과 탄화수소가 처음부터 동시에 응축된다고 예측되었다. 단일상의 응축액만이 먼저 생성되는 경우는 어떤 성분이 먼저 응축되느냐에 관계없이 비슷한 예측 오차를 보이고 있다.

평형방법에 wet wall desuperheating을 적용하더라도 System 2의 실험에 대해 heat load는 최대 -40%의 예측 오차를 나타내고, 압력강하는 최대 +80%까지의 오

차를 보였다(Fig. 3). 이 결과를 System 1의 경우와 비교해 보면 System 2의 경우 heat load 예측에서 다소 큰 오차를 나타내고 있음을 알 수 있다.

4.3 2상의 액체를 형성하는 증기의 응축에 대해 수정된 평형방법의 평가

Bell & Ghaly의 평형방법에 wet wall desuperheating model을 적용한다 하더라도 응축기 설계에 이용하기에는 부적절하다. System 1과 System 2의 실험과 같이 2상의 응축액을 형성하는 증기의 응축에 대해 평형방법이 성공적이지 못한 이유는 2·3절에서 논한 바 있다. 이제 2·3절에서 제시한 수정된 평형방법을 평가하기로 한다.

System 1과 System 2의 실험에 대한 수정된 평형방법의 예측 결과를 각각 Fig. 4와 Fig. 5에 나타내었다. 이 결과를 Fig. 1과 Fig. 3의 경우와 비교해보면 평형방법이 현저하게 개선되었음을 알 수 있다. 또한 수정된 평형방법은 예측 오차가 공급 증기의 조성 및 응축 mode에 무관하다는 좋은 결과를 주고 있다.

Fig. 4에 의하면 수정된 평형방법은 System 1에 대해 총괄 heat load는 +5%에서 -10%의 예측 오차를 주고, 압력강하는 +30%에서 -10% 정도의 오차를 나타내고 있다. Kim과 Webb[18]은 동일한 실험에 대해 막이론 방법이 +10%에서 -5% 정도의 heat load 예측 오차와 +10%에서 -30% 정도의 압력강하 예측 오차를 준다고 보고하고 있다. 따라서 System 1의 경우 수정된 평형방법이 막이론 방법에 비해 응축기 설계시 보다 안전한 결과를 줄 수 있으므로 다소 유리하다고 할 수 있다.

한편 System 2에 대해서는 수정된 평형방법은 -30%까지의 heat load 예측 오차와 +30%에서 -5%까지의 압력강하 예측 오차를 주고 있다(Fig. 5 참조, 압력강

하의 경우 2개의 예측치 제외). 반면에 상기 연구자들은 막이론 방법이 +5%에서 -25%까지의 heat load 예측 오차와 +10%에서 -25%까지의 압력강하 예측 오차(한개의 예측치 제외)를 나타낸다고 한다. 이 결과를 비교해 보아도 수정된 평형방법은 막이론 방법과 거의 대등한 정확도를 보이고 있다고 할 수 있다.

System 1의 실험은 모두 대기압하에서 행한 반면에, System 2의 실험 중 7회의 실험은 대기압에서 나머지 28회의 실험은 감압하에서 이루어졌다. 따라서 System 2의 경우에는 System 1에 비해 압력강하가 큰 값을 보일 뿐만 아니라 응축기의 압력변화에 상대적으로 큰 영향을 미치게 된다. 이러한 현상 때문에 System 2의 경우에는 압력강하 예측에서 약간의 오차가 발생해도 이슬점 계산에 영향을 주게되고 결국 열전달의 구동력인 온도차를 잘못 예측하는 결과가 초래된다. 이상의 이유때문에 수정된 평형방법이 System 2의 경우 System 1에 비해 보다 큰 예측 오차를 주는 것이라고 추측된다.

수정된 평형방법에 의해 얻어진 개선 결과를 보다 구체적으로 분석하기 위해 System 1과 System 2의 실험 중 각각 1개씩을 선택하여 응축기내의 온도 변화를 예측하여 Fig. 6에 제시하였다. Bell & Ghaly 방법에 의해 예측된 이슬점과 응축액 표면의 온도 변화도 함께 나타내어 수정된 평형방법의 예측 결과와 비교하였다.

Bell & Ghaly 방법은 전체 증기의 온도가 공비점에 도달해야만 2상의 응축액이 생성된다고 예측해 주는 반면, 수정된 평형방법은 응축액 표면의 온도가 공비점에 도달하면 2상의 응축액이 생성된다고 예측해 준다. 이러한 사실에 준하여 Fig. 6을 살펴보면 수정된 평형방법은 Bell & Ghaly 방법에 비해 2상의 응축액의 출현을 현저하게 조기에 예측해 줌을 알 수 있다. 즉, System 1의 실험에서 수정된 평형방법은

첫번째 baffle space에서, 그리고 Bell & Ghaly 방법은 다섯번째 baffle space에서 2상의 응축액이 처음 나타난다고 예측한다. 또한 System 2의 실험의 경우에도 수정된 방법은 두번째, 그리고 Bell & Ghaly 방법은 일곱번째 baffle space에서 처음으로 2상의 응축액이 나타나는 것으로 예측하고 있다. Kim과 Webb[18]에 의하면 Fig.6에 표시된 측정온도는 기상의 온도를 측정할 목적으로 설치한 열전대에 의해 얻어진 값이지만 실제로는 응축액으로 열전대가 적셔져 있어서 포화온도에 가까운 값을 보일 것이라고 해석하고 있다. Fig.6에서 수정된 평형방법에 의한 예측 결과 위의 논의와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

System 1과 System 2의 모든 실험에 대해 수정된 평형방법으로 총괄 응축속도를 예측하여 실험치와 비교한 결과를 Fig.7에 나타내었다. 응축속도의 예측 오차자 Fig.4(a)와 Fig.5(a)에 보인 heat load의 경우와 비슷한 양상을 보이고 있다. 따라서 System 1과 System 2의 실험에 대해서 heat load가 잘 예측되면 총괄 응축속도 역시 잘 예측되어진다고 할 수 있다.

수정된 평형방법이 개별 성분의 응축속도를 잘 예측해 주는지를 조사하기 위하여 총 응축액 중 물의 조성을 예측하고 실험결과와 비교하여 Fig.8에 제시하였다. System 1에 대해서는 만족스런 결과가 얻어졌지만 System 2에 대해서는 다소 좋지 않은 예측 결과가 얻어졌다. System 2에 대해 얻어진 다소 불만족스러운 결과는 총괄 응축속도의 부정확한 예측에 기인하며(궁극적으로는 부정확한 heat load의 예측 때문임), 응축 mode와도 관계가 있다. 즉 응축속도가 실제보다 작은 값으로 예측되면 나중에 생성되는 응축액 성분의 조성이 상대적으로 작은 값으로 예측된다. Fig.8(b)에서 탄화수소가 먼저 응축되는 경우가 물이 먼저 응축되는 경우에 비해 큰 오차를 보이고 있

다. 이는 이러한 실험들의 경우 증기 중의 물의 함량이 적기 때문에 물의 응축속도 예측에서 발생한 작은 오차가 응축액 중의 물의 조성에 큰 영향을 미치기 때문이다.

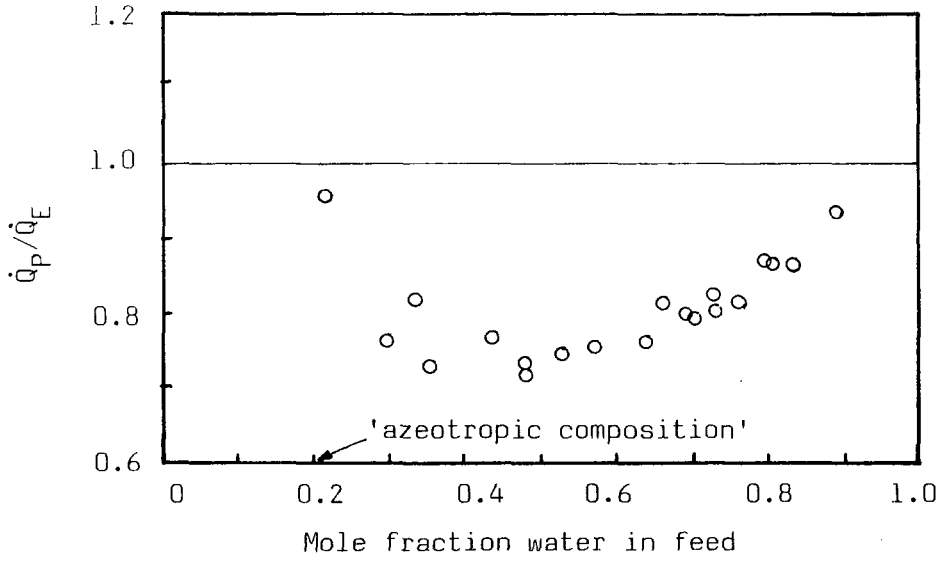
5. 결 론

본 연구에서는 2상의 액체를 형성하는 다 성분 증기의 응축공정을 잘 해석할 수 있도록 평형방법을 수정하고, 실제 실험결과에 대한 수치모사를 통하여 수정된 방법을 평가하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

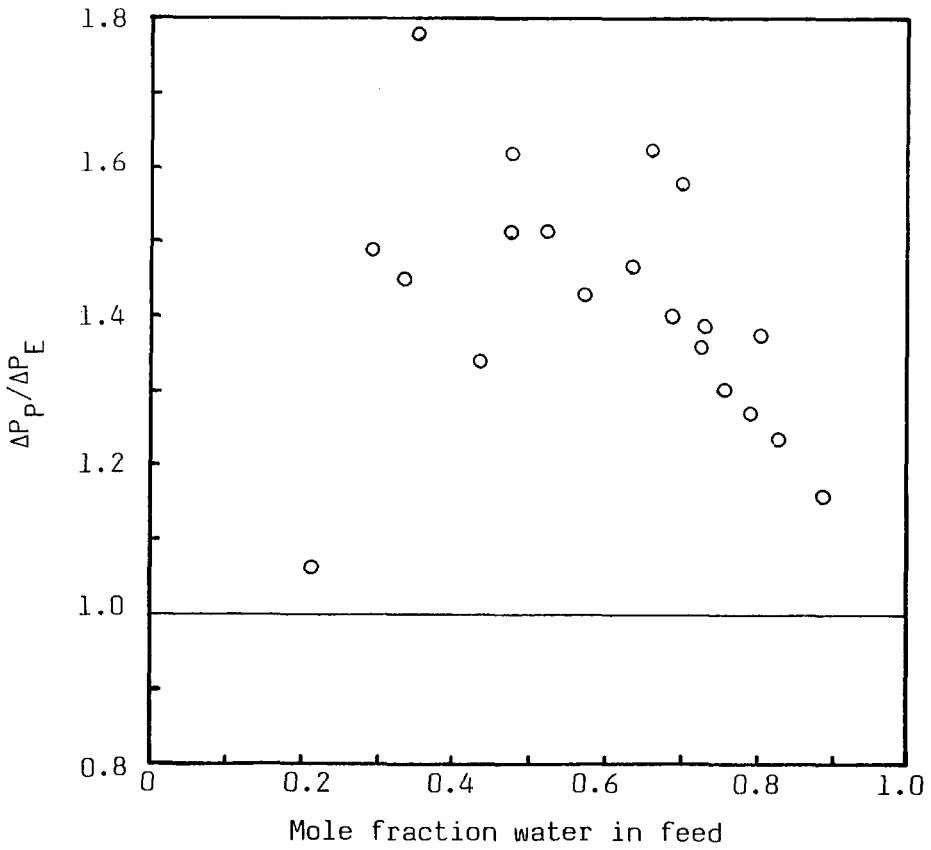
- (1) 과열 증기의 응축공정이나 2상의 액체를 형성하는 혼합 증기의 응축공정을 해석함에 있어서 Bell & Ghaly의 평형방법은 응축 mode를 잘못 예측해 주기 때문에 매우 적절치 못하다.
- (2) Wet wall desuperheating model을 포함시켜 수정한 평형방법은 과열 증기의 응축에 대해 현저한 개선 효과를 나타내었다.
- (3) 2상의 액체를 형성하는 혼합 증기의 응축에 대해 수정한 평형방법은 이러한 응축 실험에 대한 heat load, 압력강하, 응축기내의 온도변화, 총괄 응축속도 및 개별 성분의 응축속도를 잘 예측해 주었다. 수정된 평형방법은 막이론 방법과 거의 대등한 예측 결과를 줄 정도로 현저하게 평형방법을 개선시켰다.
- (4) 다성분 증기의 응축공정 해석에 있어서 압력강하의 예측은 heat load 예측과 밀접한 상관 관계가 있으므로 압력강하의 예측은 열적 성능의 예측 못지않게 중요하며, 특히 감압 응축의 경우에는 매우 정확한 압력강하의 예측이 요청된다.

참고문헌

1. L. Silver, *Trans. I. Chem. E.*, 25, p.30~42, 1947.
2. K. J. Bell and M. A. Ghaly, *AIChE Symp. Series*, 69, p.72~79, 1973.
3. A. P. Colburn and O. A. Hougen, *Ind. Eng. Chem.*, 26, p.1183~1187, 1934.
4. A. P. Colburn and T. B. Drew, *Trans. AIChE*, 33, p.197~215, 1937.
5. D. Butterworth, *ASME Paper* 77-WA/HT-24, 1977.
6. J. M. McNanght, *I. Chem. E. Symp. Series*, No. 75, p.447~458, 1983.
7. D. Panagoulis, Ph.D. Thesis, UMIST, Manchester, 1984.
8. Z. L. Miropolsky, R. I. Shneerova and L. M. Ternakova, *Proc. 5th Int. Heat Trans. Conf.*, 3, p.246~249, Tokyo, 1974.
9. J. M. McNaught, *HTFS Research Symp.*, Paper No. RS 405, 1981.
10. A. P. Coulson, J. F. Richardson and R. K. Sinnott, *Chemical Engineering*, Vol. 6, Pergamon Press, p. 577, 1983.
11. W. W. Akers and M. M. Turner, *AIChE Journal*, 8, p.587~589, 1962.
12. S. H. Bernhardt, J. J. Sheridan and J. W. Westwater, *AIChE Symp. Series*, 68, 118, p.21~37, 1972.
13. G. T. Polley and W. F. Calus, *6th Int. Heat Trans. Conf.*, 2, paper Cs-16, Toronto, 1978.
14. R. G. Sardesai and D. R. Webb, *Chem. Eng. Science*, 37, 4, p.529~537, 1982.
15. X. Spiliotis, Ph.D. Thesis, UMIST, Manchester, 1983.
16. I. K. Papaioannou, Ph.D. Thesis, UMIST, Manchester, 1984.
17. J. S. Kim and D. R. Webb, *Chem. Eng. Res. Des.*, 67, p.87~95, 1989.
18. J. S. Kim and D. R. Webb, *HTFS Research Symp.*, Paper No. RS 807, 1989.
19. F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, *Engineering*, 2, 13, p.443~461, 1930.
20. W. Nusselt, *Ver. Dtsch. Ing.*, 60, p.541~546, 569~575, 1916.
21. J. Taborek, *Shell and Tube Heat Exchangers in Heat Exchanger Design Handbook*, Hemisphere Publishing Co., Washington D.C., 1983.
22. D. Rashtchian and D. R. Webb, *Chem. Eng. Res. Des.*, 65, p.157~164, 1987.
23. K. J. Bell, *University of Delaware Eng. Sta. Bull.*, 5, 1963.
24. K. Ishihara, J. W. Palen and J. Taborek, *ASME Paper* 77-WA/HT-23, 1977.
25. R. G. Owen and W. C. Lee, *I. Chem. E. Symp. Series*, No. 75, p.261~308, 1983.



(a) Heat Load Comparison



(b) Pressure Drop Comparison

Fig. 1 Overall Behavior Predicted by the Bell & Ghaly Method for System 1

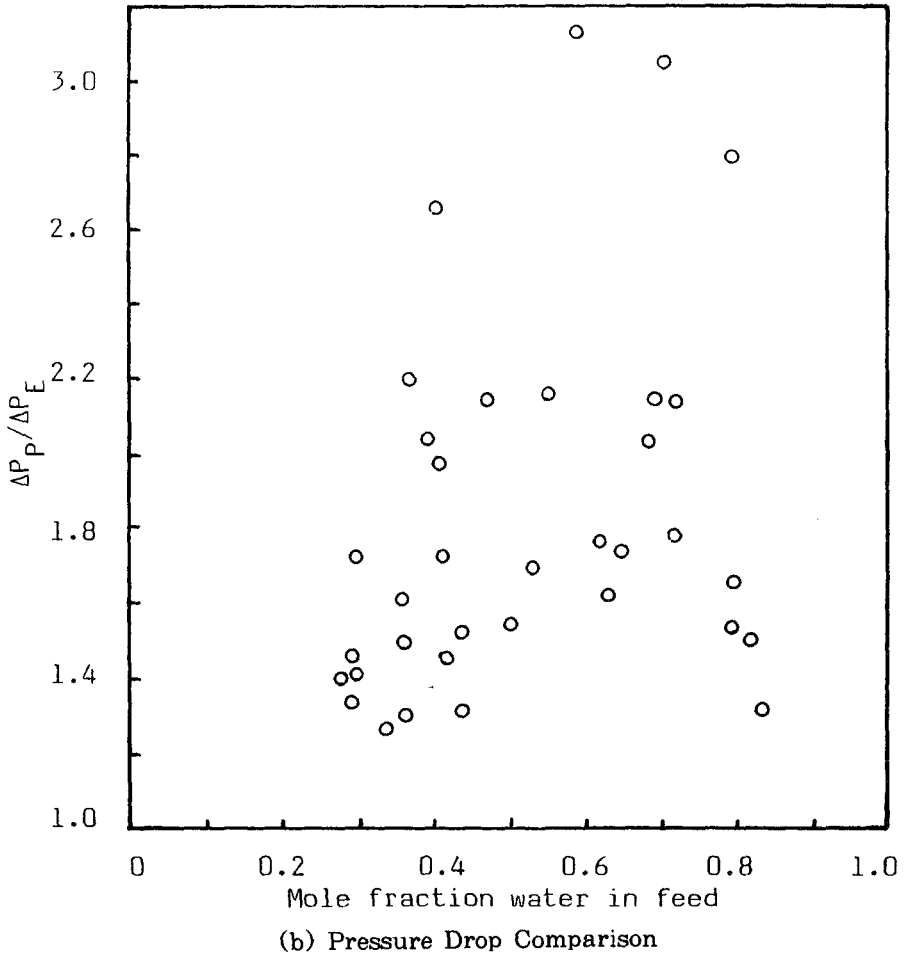
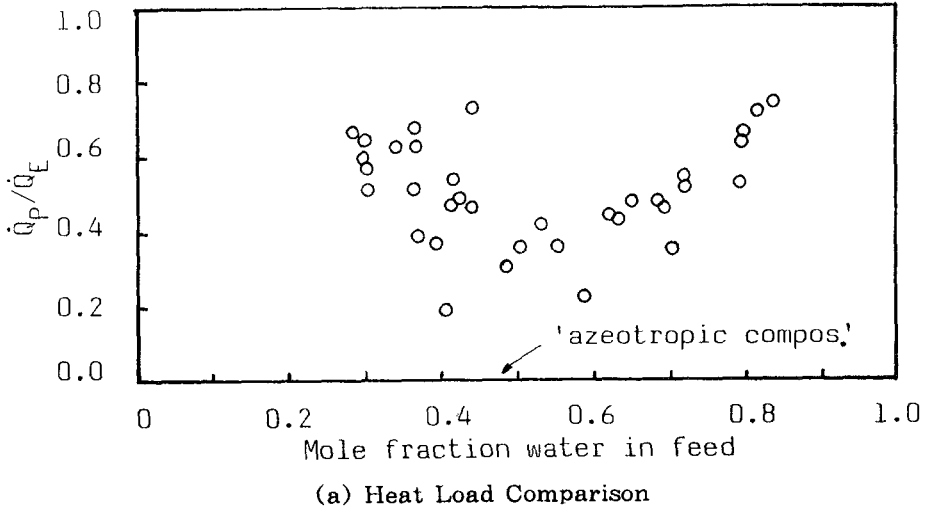
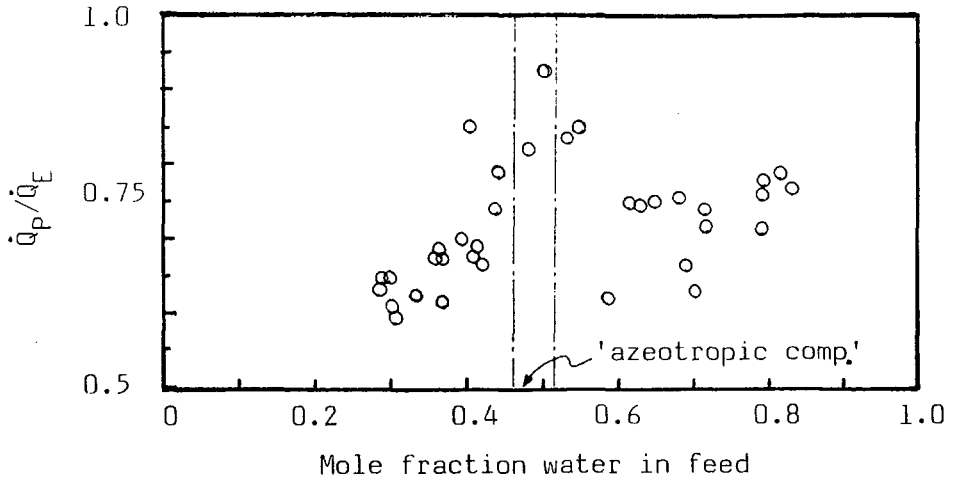
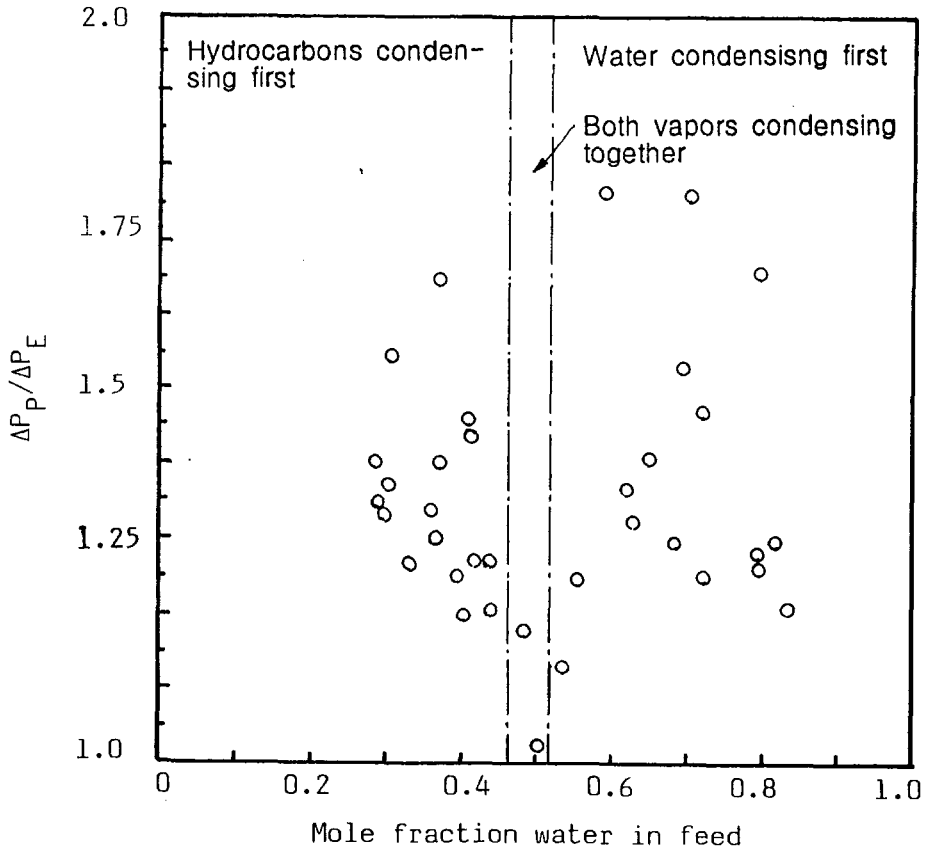


Fig. 2 Overall Behavior Predicted by the Bell & Ghaly Method for System 2

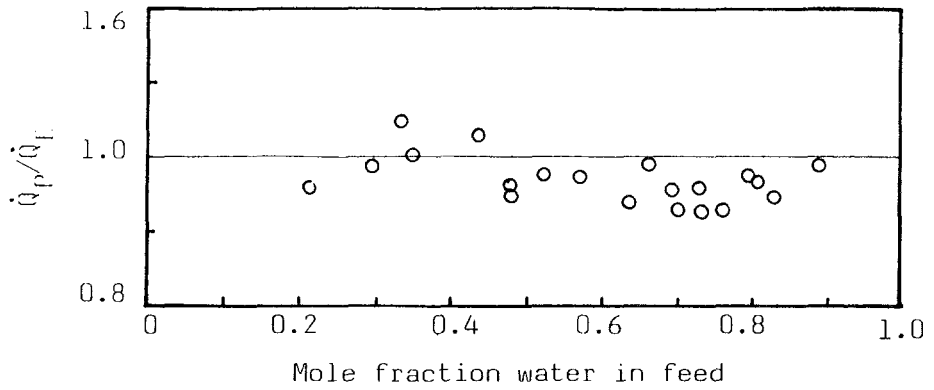


(a) Heat Load Comparison

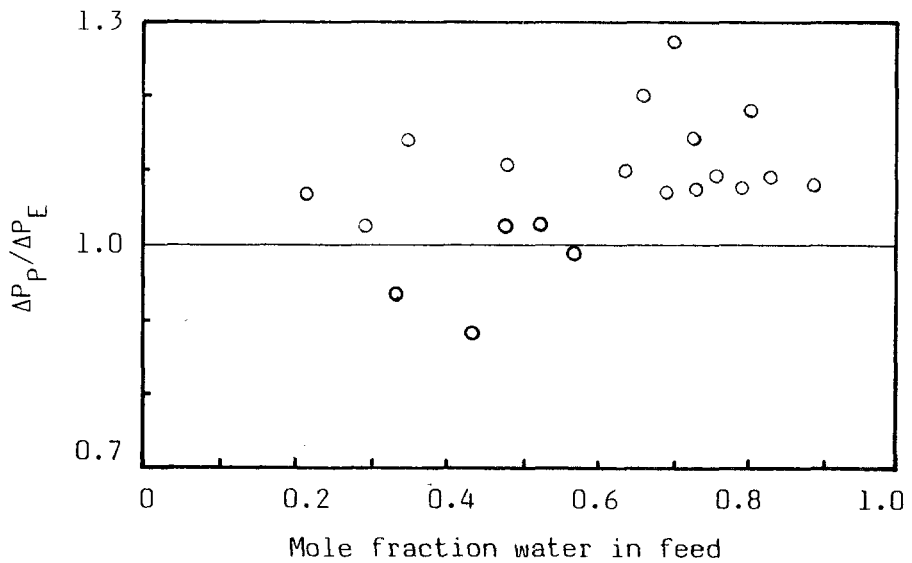


(b) Pressure Drop Comparison

Fig. 3 Overall Behavior Predicted by the Equilibrium Method with the Wet Wall Desuperheating Model for System 2

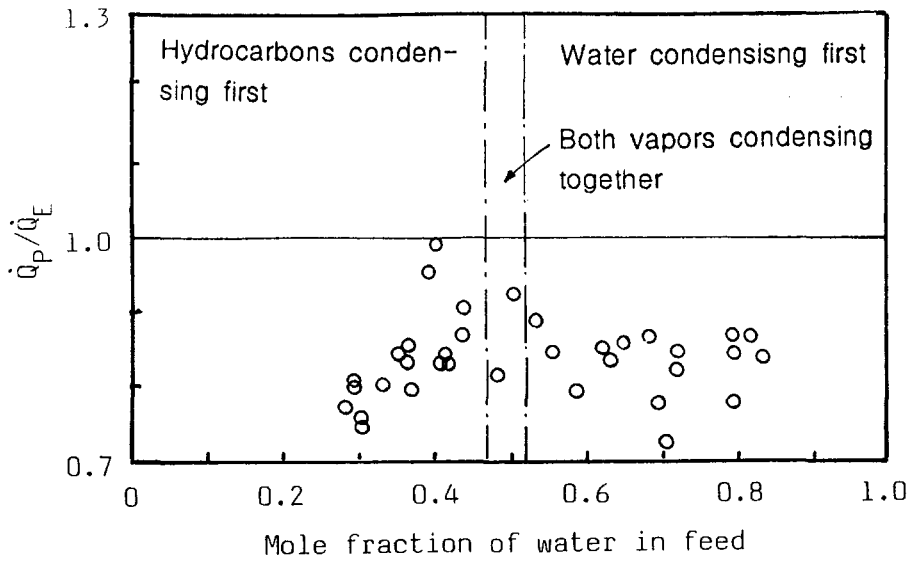


(a) Heat Load Comparison

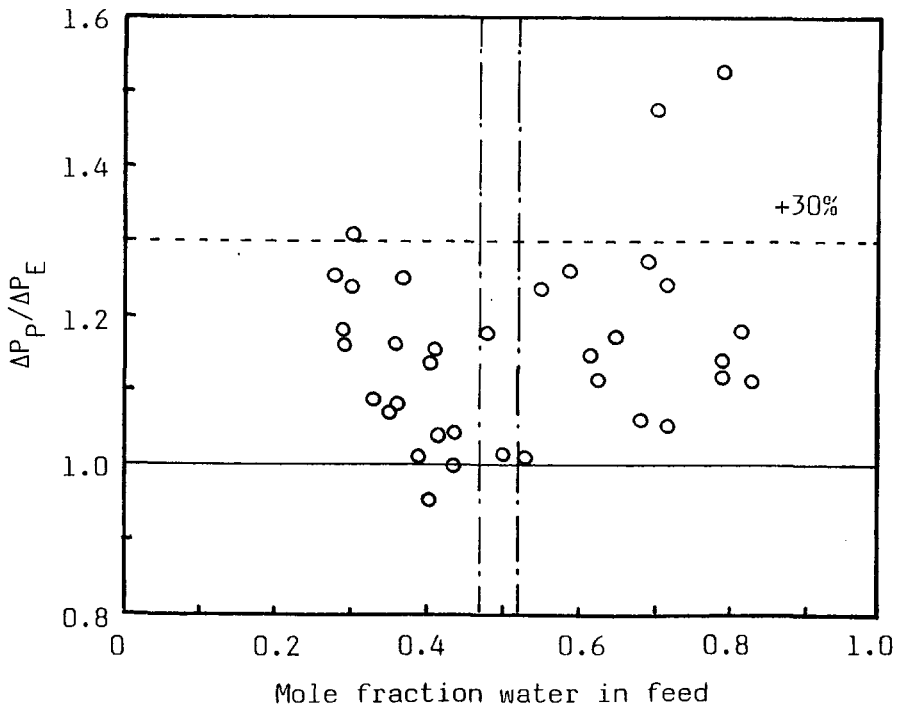


(b) Pressure Drop Comparison

Fig. 4 Overall Heat Loads and Pressure Drops Predicted by the Modified Equilibrium Method for System 1

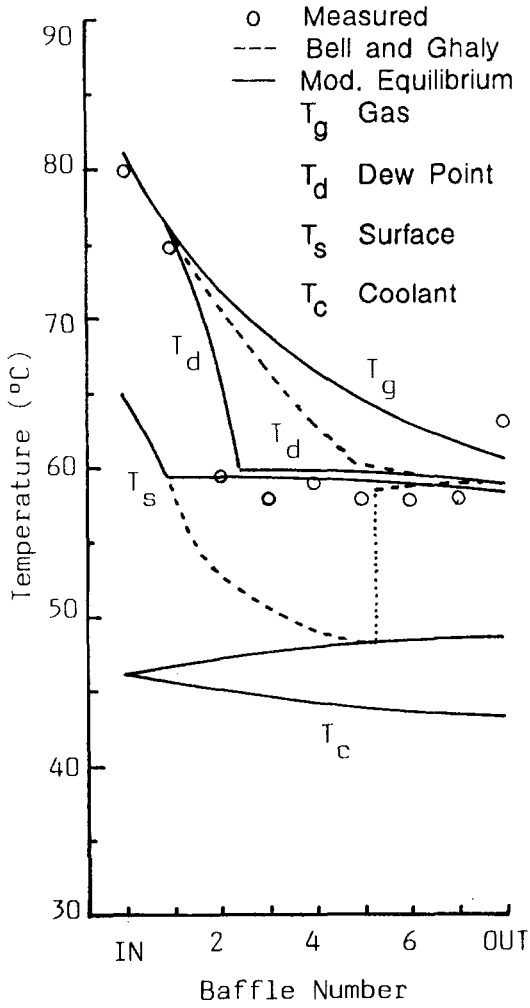


(a) Heat Load Comparison

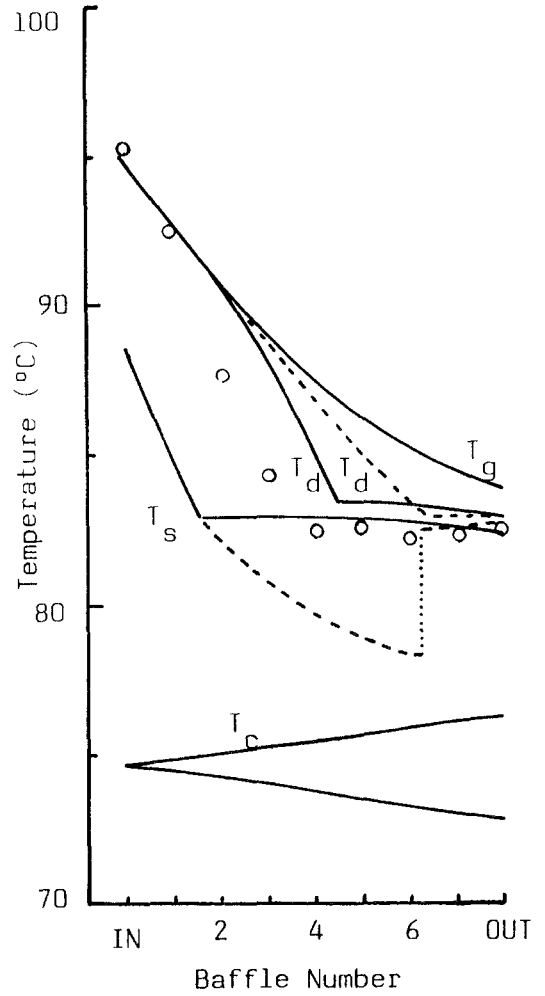


(b) Pressure Drop Comparison

Fig.5 Overall Heat Loads and Pressure Drops Predicted by the Modified Equilibrium Method for System 2

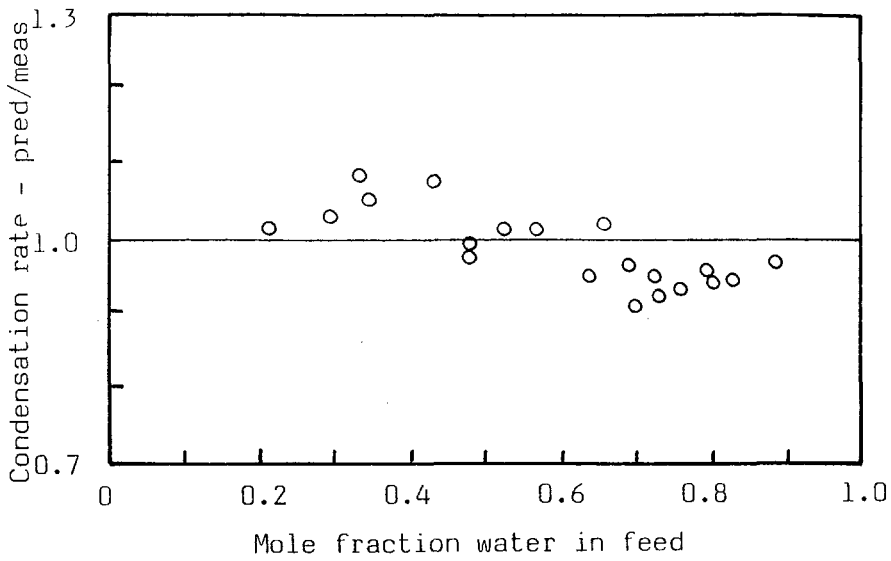


(a) System 1

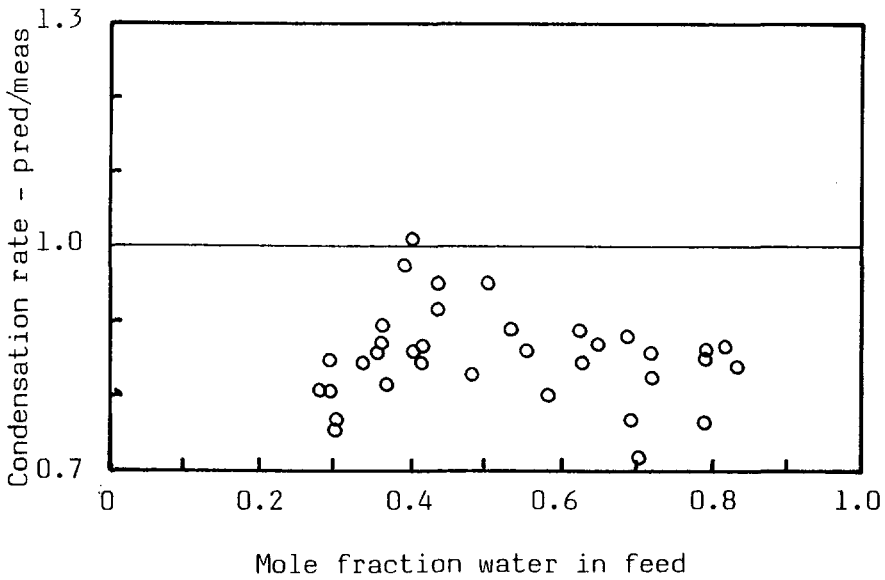


(b) System 2

Fig. 6 Comparison of the Temperature Profiles Predicted by the Modified Equilibrium and Bell & Ghaly Methods



(a) System 1



(b) System 2

Fig. 7 Comparison of Predicted and Measured Overall Condensation Rate

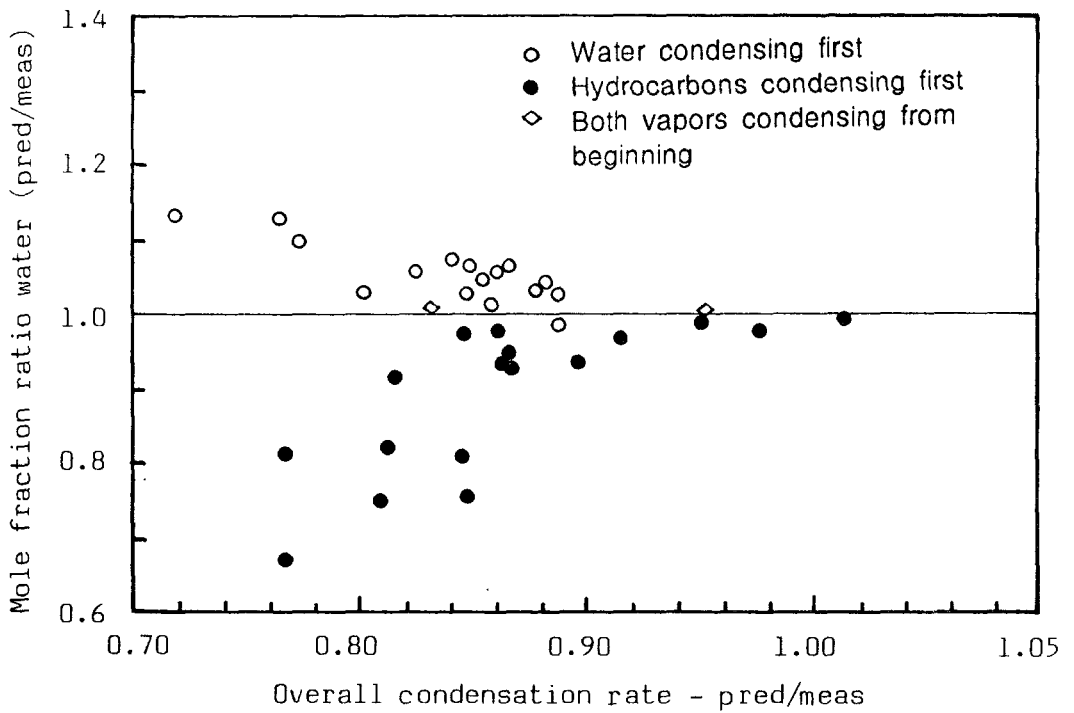
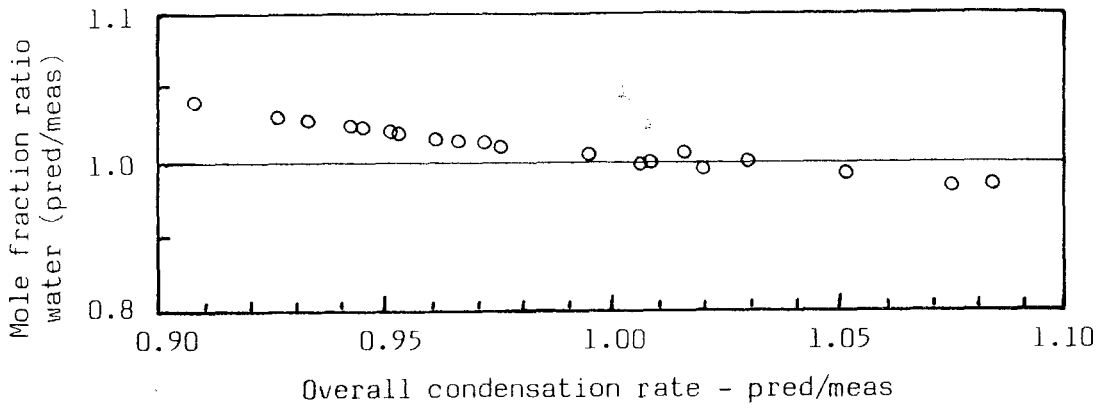


Fig.8 Comparison of Predicted and Measured Mole Fraction of Water in Immiscible Condensate