

연료유 회수를 위한 폐윤활유 박막증발장치의 모델구성

이득기 · 박상도 · 김성현 · 이주엽* · 이기형* · 이광순*

한국에너지기술연구소 에너지환경연구부

*서강대학교 이공대학 화학공학과

(1992년 6월 1일 접수, 1992년 9월 17일 채택)

Model Formation of a Thin Film Evaporator for Recovery of Waste Lubricating Oil as Fuel

Deuk Ki Lee, Sang Do Park, Sung Hyun Kim, Joo Youp Lee*,
Ki Hyung Lee* and Kwang Soon Lee*

Energy and Environment Research Division, Korea Institute of Energy Research

**Department of Chemical Engineering, Sogang University*

[Received 1 June 1992; accepted 17 September 1992]

요 약

폐윤활유로부터 연료유를 회수하기 위한 박막증발장치의 수학적 모델을 제시하였다. 제시된 모델은 축방향에 따른 온도, 수율 뿐만 아니라 압력분포도 예측할 수 있도록 구성되었다. 실험 데이터와 계산된 공정변수 예측치를 비교해 본 결과, 제시된 모델이 상당한 정확도로 박막증발장치의 실제 특성을 예측해 줌을 확인할 수 있었다.

Abstract—A mathematical model is proposed for a thin film evaporator that is used for fuel oil recovery from waste lubricating oil. The model is constructed to predict pressure, temperature, and yield distributions along the axial direction. Comparison of the calculated values of the process variables with the experimental data has shown that the proposed model can represent the thin film evaporator with good accuracy.

1. 서 론

근래에 들어 자동차 수요의 증가와 함께 그 부산물의 하나인 폐윤활유의 처리문제가 중요한 환경문제로 대두되고 있다. 폐윤활유는 일반 연료유와는 달리 소모성 물질이 아니며, 폐윤활유의 재정제를 통한 재활용은 윤활유의 출현과 더불어 시작되어 오랜 역사를 갖고 있다. 재정제 기술은 2차 대전을 거치며 큰 발전을 하여 재정제유의 시장 점유율이 한때 상당한 수준에 이른 때도 있었으나 석유값의 하락, 저품질에 기인된 시장확보문제, 폐윤활유 수집문제 그리고 재정제시 새로이 발생

되는 폐기물의 공해문제 등으로 그 후 상당히 위축되었다. 그러나, 장기적으로 볼 때, 석유값의 상승은 필연적인 수밖에 없으며, 특히 석유자원이 전혀 없으며 좁은 국토에 산업화가 가속되고 있는 우리의 현실로서는 자원절약, 환경보존 등의 측면에서 폐윤활유의 재활용 연구는 지속적인 연구가 이루어져야 할 부문이라 할 것이다.

현재 재정제공정으로 연구개발된 공정은 산/백토 처리공정, 용제처리공정, 증류처리공정 등이 있으나, 앞의 두 공정은 산슬러지와 같은 공해물질을 부가적으로 생성하며, 또한 오늘날에는 첨가제의 종류와 사용량이 점차

증가하여 재정제시 화학약품 사용량이 많고, 수율 역시 낮다는 문제를 안고 있다. 반면에 증류처리는 첨가제나 폐윤활유 성상에 영향을 거의 받지 않아 가장 이상적인 재정제 공정으로 생각된다. 이 증류처리에서 가장 핵심적인 부분이 박막증발장치를 이용한 감압증류공정으로서 최소의 체류시간과 초진공하의 낮은 반응온도로 oil과 첨가제의 cracking이 방지되며, 점성이 있는 물질의 재정제에 대단히 효과적인 것으로 입증되고 있다. 또한 증류탑보다 분리성능면에서는 떨어지나 비교적 간단한 내부구조를 갖기 때문에 재정제시 필연적으로 발생하는 산슬러지와 금속마모분 등의 분리와 장치유지면에서 증류탑보다는 상대적인 잇점을 갖고 있다. 이 박막증발장치로는 스위스의 LUWA corporation에서 제작하여 상업화하였으나 이에 대한 기술적인 자료는 공개되지 않고 있는 실정이다.

본 연구는 연료유 회수를 위한 박막증발장치의 국산화를 위해 그에 따른 인적, 물적 요구를 최소화하기 위해서 기존의 실험결과를 잘 표현할 수 있는 박막증발장치의 감압증류공정에 대해 모델을 구성하고, 컴퓨터를 이용한 모사실험을 통해 원하는 수율을 얻을 수 있는 설계 및 운전자료를 얻는 것을 그 목적으로 하였다.

이를 위하여 본 연구에서는 폐윤활유와 열매체유의 유량, 온도, 물성 등과 장치규격, blade의 회전속도 등의 변화에 따른 수율, 압력 및 온도분포의 영향을 수치모사를 통해 조사하였다. 특히 박막증발장치 내에서 일어나는 현상을 명확히 규명하여 장치 내에서 발생하는 압력분포를 모델에 고려함으로써 온도, 압력과 수율의 예측오차를 최소화하였다. 둘째로, 대다수 물성치들이 실험에 의존하기 보다는 문헌을 통해 얻을 수밖에 없었으므로 상평형, 온도에 따른 밀도 및 열용량에 대한 자료 등의 정확한 수집을 위해 철저한 문헌조사를 통해 물성치에 의한 오차를 최소화하였다. 셋째로, secant method를 이용하여 two point boundary value problem으로 표현되는 모델의 수치해석을 수행하였다.

2. 박막증발장치 내 증발현상

2-1. 장치의 개요

Fig. 1에 한국에너지기술연구소에서 소장하여 기존의 실험을 수행하는데 사용하였던 박막증발장치의 개략도를 보였다. 이 장치는 이중자켓을 가지고 있으며 자켓을 통해서 열매체유가 하부에서 상부로 흐르며 폐윤활유는 실린더 상부에서 공급되는 구조를 갖고 있다. 실린더 내부에는 4개의 blade를 부착시킨 회전축을 설치하여 blade 끝부분과 실린더의 내벽면 사이가 아주 좁은 간격으로 유지되면서 회전축이 동심적으로 회전할 수 있게

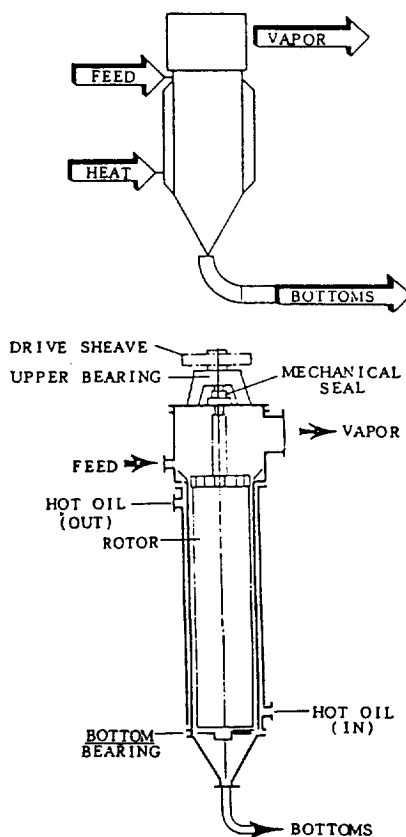


Fig. 1. Schematic diagram of the TFE.

하였다.

이 박막증발장치에서 장치상부로부터 공급된 폐윤활유는 distributor와 blade에 의해 실린더 벽면상에 박막을 형성하게 되고, 열매체유로부터 열을 공급받아 증발이 일어나며 첨가제나 금속마모분 등이 농축되어 중력에 의해 하부로 흐른다. 한편 윤활기유의 증기는 장치상부로 올라가며 액상과 접촉하여 정류과정을 거쳐 응축기를 통과하게 된다.

2-2. 장치 내 축방향에 따른 공정변수들의 분포

증발에 따른 공정변수들의 축방향에 따른 분포를 Fig. 2에 나타내었다. 상부에서 투입된 폐윤활유는 하부로 흐르면서 온도가 상승할 것이며 자켓을 따라 하부로부터 흐르는 열매체유는 상부로 흐르며 온도가 낮아질 것이다.

폐윤활유는 고비점 성분들로 구성되어 있기 때문에 고온에 의한 열분해가 일어나지 않도록 하기 위해서는 감압하에서 증발조작을 수행하여야 한다. 이를 위해 장치상부에서는 적절한 진공을 유지하여야 하며 하부

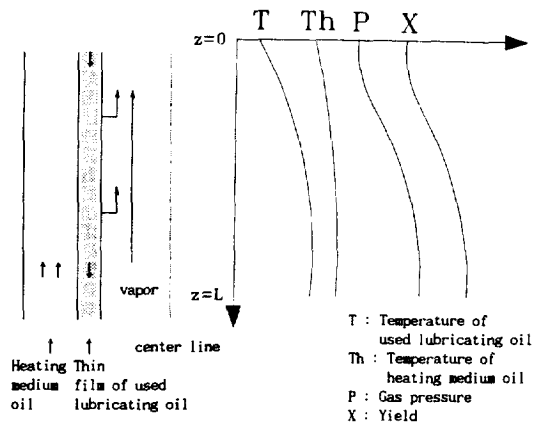


Fig. 2. Distribution of process variables in the TFE.

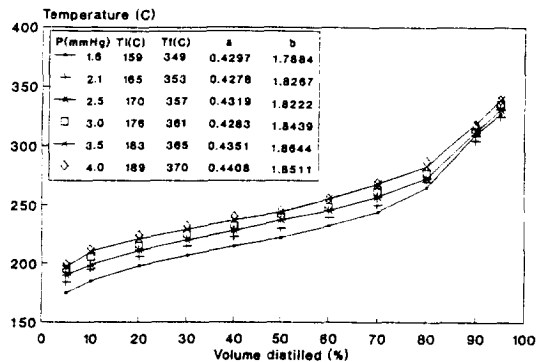


Fig. 3. Distribution curve by ASTM D 1160 method.

에서 증발이 일어나 장치상부로 흐름에 따라 Fig. 2에 보인 것과 같은 압력 분포가 형성될 것이다.

한편 증발이 진행됨에 따라 수율 X(원료유 단위 질량 중 기상으로 회수된 분율)도 그림에서와 같은 분포를 보일 것이다.

2-3. ASTM 증발곡선에 의한 증발현상의 표현

박막증발장치에서는 기액간의 접촉이 전혀 없다면 주어진 축방향 위치에서 기액 조성의 상관관계는 ASTM 증류곡선을 따르게 될 것이며, 만약 충분한 접촉이 이루어져 완전한 평형에 이른다면 T.B.P.(True Boiling Point)곡선에 의해 표현될 수 있을 것이다.

박막증발장치는 구조상 기액접촉이 충분치 않기 때문에 본 연구에서는 기액조성의 상관관계를 ASTM 곡선으로 표현하였으며 T.B.P.축으로 다소간 치우치는 경향에 의해 수율예측치가 실측치와 달라지는 것을 후에 효율개념을 도입하여 보정하였다.

Fig. 3에 ASTM D 1160 방법에 의해 구한 자동차 폐윤

활유의 ASTM 증류곡선을 보였다. 증류곡선이 석유류의 것과 유사한 형태를 가지고 있음을 볼 수 있으며, 이에 따라 석유류 ASTM 증류곡선을 표현하는 상관식 (1)을 이용하여 그 관계를 표현하였으며 해당 파라미터 값을 Fig. 3에 함께 보였다. 여기서 파라미터 a, b는 압력의 regression식으로 표현하였다.

$$V = 100 \times [1 - \exp\{- (T^*/a)^b\}] \quad (1)$$

2-4. 각종 물성의 표현

모델의 구성시 요구되는 폐윤활유의 물성은 비중(API gravity)[4], 밀도[2], 비열[2], 잠열[2], 열전도도[1] 및 점도[4]이다. 이 물성들은 문헌에 나와있는 석유류 물성을 인용하여 사용하였으며, 점도의 경우는 ASTM D 341 방법에 의해 실험적으로 결정하였다. 그리고, 이 물성들은 내삽을 위한 regression model을 구성하여 사용하였다.

이 때 Fig. 3의 평형관계가 만족된다고 가정할 때 온도, 압력, 수율의 세 변수 중 나머지 한 변수는 다른 두 변수에 의해 결정된다. 따라서 석유류의 물성들은 대부분의 문헌에서 비중과 온도의 함수로서 표현하고 있는데, 본 연구에서는 수율에 따른 잔류액상의 비중을 ASTM D 1298에 의한 방법을 사용하여 실험으로 결정하였으며, 이들 물성을 수율과 온도에 대한 내삽모델을 구하여 이용하였다.

2-5. 액체 박막형성에 관한 고찰

박막증발장치 내에서 폐윤활유 유체의 흐름 특성은 장치 내에서의 열전달 및 물질전달 현상을 이해하는데 매우 중요한 구실을 할 것이다. 실제 액막의 형성은 Fig. 4에서처럼 회전하는 방향의 blade 앞쪽으로 h_b 의 높이와 같이 불균일하게 폐윤활유가 모이게 되고, 이것이 심하게 되면 박막증발장치 내 유효단면적을 좁히게 되어 증발되는 기체의 흐름을 방해할 뿐만 아니라, 열전달이 원활히 이루어지지 않아 증발성능을 현격하게 감소시킬 여지가 있다. 그러나 불행히도 이를 표현할 적당한 모델을 고려하기는 어렵다. 장치상부에서는 유량이 크며, 또한 낮은 온도로 인해 점도가 높아지게 되어 이러한 현상이 심해지나, 폐윤활유가 축방향으로 하강함에 따라 상당량의 성분이 기상으로 회수되므로 박막의 두께가 하단으로 내려가면서 크게 감소될 것이다. 5절의 결과 및 고찰에서 언급하겠지만, 박막이 형성되는 경우 그 두께는 중력에 의해 수직으로 흐르는 "flow of falling film"으로 가정할 수 있을 것이며, 식 (22)에 의해 예측이 가능하다. 식 (22)에 의한 δ 를 blade와 실린더 벽면사이의 간격과 비교함으로써 박막이 형성된 영역을 예측할 수 있다.

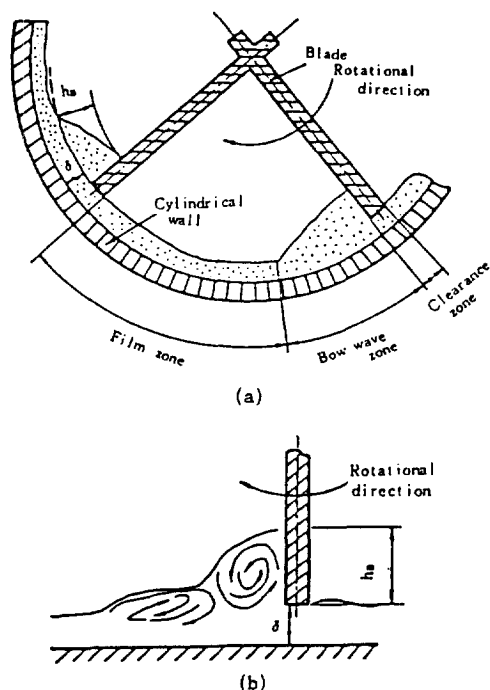


Fig. 4. (a) Schematic diagram showing 3 zones of flow formed by rotating blades.
(b) Details of turbulent bow wave zones.

3. 수지식의 구성

수지식을 구성하기 위한 단면도를 Fig. 5에 나타내었다. 그림에서와 같이 열매체유와 폐윤활유는 서로 반대 방향으로 흐르며 내벽면을 통해 열이 전달되며, 박막증발장치 내부에서 폐윤활유는 해당압력에서 초기비점 이상으로 온도가 상승되면 증발되기 시작한다. 수지식을 구성하는데 다음과 같은 가정들을 도입하였다.

- (1) 모든 폐윤활유는 박막을 형성한다.
- (2) 모든 공정변수들의 분포는 축방향만을 고려하며, 반경방향의 분포는 무시한다.
- (3) 증발시 특정위치 z 에서의 기액간의 평형관계는 ASTM 증류곡선에 의해 표현된다.

3-1. 물질수지식(폐윤활유 액상부분)

먼저 정상상태하에서 미소구간 dz 에서의 액상전체의 물질수지식은 식 (2)와 같이 유도된다.

$$\frac{dm}{dz} = -r \quad (2)$$

식 (2)에서 r 은 박막증발장치에서 축방향으로의 단위

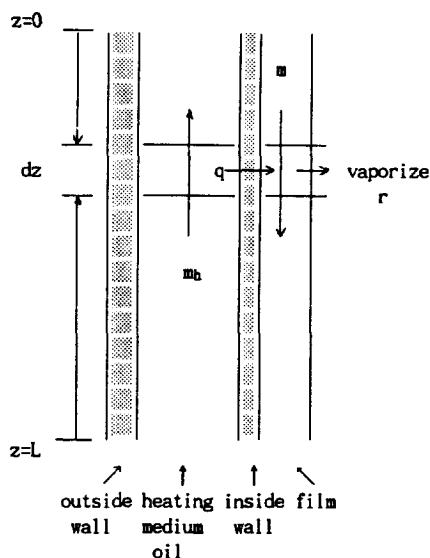


Fig. 5. TFE model.

길이당 폐윤활유의 증발속도이며, m 은 질량흐름속도로써 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$m = \rho \cdot v \quad (3)$$

초기온도 T_1 에서 박막증발장치로 공급되는 폐윤활유의 초기유량 v_1 과 공급한 폐윤활유 중 기체로 증발된 양을 온도 T_1 의 상태로 환산한 값, $v_1 - v'$ 의 비를 수율로 정의하면 수율 X 는 식 (4)와 같이 표현된다.

$$X = \frac{v_1 - v'}{v_1} \quad (4)$$

여기서 v' 은 T_1 을 기준으로 한 체적유량속도이므로 실제 온도 T 에서의 체적유량속도 v 를 구하기 위해서는 다음과 같은 식이 필요하다.

$$v' = \frac{\rho \cdot v}{\rho'} \quad (5)$$

여기서 ρ' 은 온도 T_1 및 수율 X 에서의 폐윤활유의 밀도이다. 식 (5)를 이용하여 식 (4)에서 v' 을 소거하면 수율 X 는 식 (6)과 같이 나타내어진다.

$$X = 1 - \frac{v}{v_1} \frac{\rho}{\rho'} \quad (6)$$

따라서, 임의의 온도 T 에서 수율 X 만큼 증류되고 남은 폐윤활유의 체적유량속도 v 는 식 (7)과 같이 표현된다.

$$v = (1 - X) v_1 \frac{\rho'}{\rho} \quad (7)$$

식 (7)을 이용하여 식 (3)의 질량흐름속도를 다시 나타내면 다음과 같다.

$$m = \rho' v_1 (1 - X) \quad (8)$$

여기서 식 (8)을 식 (2)에 대입하면

$$\frac{d}{dz} [\rho' v_1 (1 - X)] = -r, \quad \text{B.C. } X=0 \text{ at } z=0 \quad (9)$$

여기서 ρ' 과 X 는 온도와 압력의 함수이므로, 이를 고려하기 위해 chain rule을 이용하여 식을 정리하면 식 (10)과 같이 정리된다.

$$r = v_1 \left[\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X} \right] \left[\left(\frac{\partial X}{\partial T} \right)_P \frac{dT}{dz} + \left(\frac{\partial X}{\partial P} \right)_T \frac{dP}{dz} \right] \quad (10)$$

3-2. 열수지식

3-2-1. 폐윤활유 액상부분

폐윤활유 액상부분에 사용된 열수지식은 다음과 같다.

$$\frac{d}{dz} [m C_p T] = q - r \lambda, \quad \text{B.C. } T=T_{in} \text{ at } z=0 \quad (11)$$

여기서 $q = 2\pi R_i U_i (T_h - T)$ 과 식 (10)을 식 (11)에 대입하여 정리하면, 식 (12)와 같이 정리된다.

$$\frac{dT}{dz} = \frac{2\pi R_i U_i (T_h - T) - v_1 \left[\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X} \right] \left[\left(\frac{\partial X}{\partial P} \right)_T \frac{dP}{dz} \right] \lambda}{(1-X) \rho' v_1 C_p + v_1 \left[\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X} \right] \left[\left(\frac{\partial X}{\partial T} \right)_P \right] \lambda} \quad (12)$$

3-2-2. 열매체유 부분

열매체유 부분에 사용된 열수지식은 다음과 같이 정리된다.

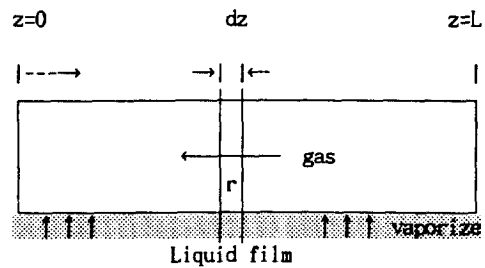
$$\frac{d}{dz} [m_h C_{ph} T_h] = q, \quad \text{B.C. } T_h=T_{hin} \text{ at } z=L \quad (13)$$

식 (13)에 $q = 2\pi R_i U_i (T_h - T)$ 를 대입하여 정리하면 다음과 같다.

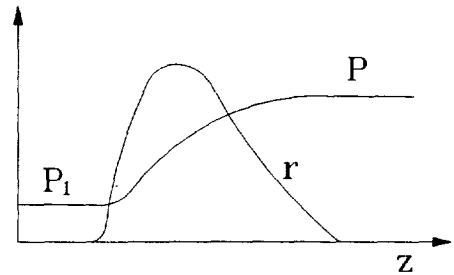
$$\frac{dT_h}{dz} = \frac{2\pi R_i U_i (T_h - T)}{m_h C_{ph}} \quad (14)$$

3-3. 경험에 의한 압력분포식의 도출

정확한 수율의 예측을 위해서는 기상의 압력분포를 아는 것이 매우 중요하다. 그것은 Fig.3에서 볼 수 있는 바와 같이 폐윤활유의 증발정도가 압력에 의해 크게 영향을 받기 때문이다.



(a)



(b)

Fig. 6. (a) Vaporization model in the TFE.

(b) Distributions of pressure and evaporation rate along the axial direction.

Fig.6에 증발에 의해 기상이 형성되는 현상과 함께, 축방향에 따른 증발속도와 압력분포의 개략적인 형태를 보였다. Fig.6에서 알 수 있듯이 폐윤활유가 투입되기 전에는 장치상부제어압력 P_1 으로 장치 내 압력이 일정하게 유지되다가 폐윤활유가 투입되어 증발하기 시작하면 기체는 장치 상부와 하부로 이동할 것이나, 하부에서는 기체가 배출되지 못하므로 결국에는 그림에 나타난 것과 같은 형태의 압력구배를 형성하면서 상부로 배출될 것이다.

이와 같은 압력분포를 수학적으로 모델링하기 위해서는 기상의 공정변수에 대한 정보가 요구되며 또한 blade 회전에 의한 수력학적인 현상을 해석하여야 한다. 즉 액상의 경우는 정확한 조성을 몰라도 온도와 비중 (API gravity)에 의해 물성추정이 가능하지만 기상의 상태를 표현하기 위해서는 조성에 대한 정보가 요구된다. 기상의 조성을 알기 위해 상평형관계를 도입하려면 기상의 온도, 압력과 액상의 조성을 알아야 하나, 폐윤활유와 같은 다성분계 혼합물의 액상의 조성을 알기란 매우 어렵다. 이외에도 blade가 회전하고 있기 때문에 기상의 온도를 측정하는 것이 사실상 불가능하며, 압력측정점도 여러 곳에 설치할 수 없는 문제점이 있다. 뿐만 아니라 기상의 조성을 안다할 지라도 석유류의 기체의 물성을 상관식으로 표현한 것을 문헌에서 찾기는

매우 어렵다.

이와 같은 문제점으로 인하여 본 연구에서는 식 (15)에서 (18)의 네 가지 관계를 시도하여, $z=0.04$ m(투입구), 0.6 m 및 1.2 m(배출구)의 세 곳에서의 압력측정치를 가장 잘 예측해 줄 수 있는 모델식을 도출하고자 하였다.

$$\frac{dP}{dz} \propto u \propto \int_z^L r dz \quad (15)$$

$$\frac{dP}{dz} \propto u^2 \propto \left[\int_z^L r dz \right]^2 \quad (16)$$

$$\frac{dP}{dz} \propto r \quad (17)$$

$$\frac{dP}{Pd z} \propto r \quad (18)$$

식 (15)는 기체의 축방향 평균흐름을 층류로, 식 (16)은 난류로 가정하여 이 때 성립되는 유속과 압력강하 사이의 관계식을 이용하여 보고자 한 것이며 식 (17)은 압력의 기울기가 증발속도에 비례한다고 가정하여 관계를 지어본 것이다. 그러나 이 세시도는 모두 실패하였으며 실험결과를 잘 예측할 수 있는 모델을 제시해 주지 못하였다. 이에 반하여 폐유허활유의 증발속도가 dP/P 에 비례한다고 가정한 식 (18)의 관계가 압력분포를 잘 표현해 줌을 확인할 수 있었으며, 이 식을 이용하여 압력분포를 예측해 주는 모델을 구성할 수 있었다.

식 (18)은 먼저 식 (19)와 같은 무차원화한 식으로 나타내었으며, 이 때 rdz 는 control volume 내로 유입되는 폐유허활유의 증발속도이므로 이를 무차원화하기 위하여 장치 내로 유입되는 폐유허활유의 초기유량 $\rho' \cdot v_1$ 을 도입하였다. 이 매개변수 α 에 미치는 영향을 실험 결과로부터 고려해 본 결과, α 는 초기압력 P_1 , 전체 압

력차 ΔP 와 초기유량 v_1 의 함수임을 알 수 있었다. 우선 실험결과로부터 α 와 $[P(L)-P_1]/P_1$ 간에 비례관계가 존재함을 알 수 있었고, 또 이 비례관계가 v_1 에 의존함을 알 수 있었다. 여기서 α 와 $[P(L)-P_1]/P_1$ 의 매개변수인 β 를 초기유량에 대해 least square fitting을 함으로써 식 (20)과 같이 장치크기에 구애받지 않는 형태로 정리할 수 있었다. 그리고 식 (20)의 r 에 식 (10)을 도입하여 나타내면 식 (21)과 같이 표현된다.

$$\frac{dP}{dz} = \alpha \frac{P r}{\rho' v_1} \quad (19)$$

$$= \beta \left[\frac{P(L)-P_1}{P_1} \right] \frac{P r}{\rho' v_1} \quad \text{B.C. } P=P_1 \text{ at } z=0 \quad (20)$$

$$= \frac{\beta \left[\frac{P(L)-P_1}{P_1} \right] P [\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X}] \left[\frac{\partial X}{\partial T} \right]_r \left[\frac{dT}{dz} \right]}{\rho' - \beta \left[\frac{P(L)-P_1}{P_1} \right] P \left[\frac{\partial X}{\partial P} \right]_r} \quad (21)$$

여기서

$$\beta = -8.489 (\text{hr}/\text{m}^3) v_1 \frac{A_1}{A_E} + 1.02516 [\text{dimensionless}]$$

식에서 A_1 은 현 장치에서의 유효단면적(0.0056 m²)이며, A_E 는 scale up될 장치의 유효단면적으로서 $\pi(R_s^2 - R_c^2)$ 로 표현되는 실제 기체가 차지할 수 있는 단면적이다. 이는 장치크기에 따른 압력분포를 고려하기 위해 현 장치와 scale up될 장치와의 비로써 도입한 것이다.

4. 계산 방법

열매체유의 온도, 폐유허활유의 온도 및 압력분포를 얻기 위해 풀어야 할 최종식들은 다음과 같다.

$$\frac{dT}{dz} = \frac{2 \pi R_i U_i (T_h - T) - v_1 \left[\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X} \right] \left[\frac{\partial X}{\partial P} \right]_r \frac{dP}{dz} \lambda}{(1-X) \pi' v_1 C_p + v_1 \left[\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X} \right] \left[\frac{\partial X}{\partial T} \right]_r \lambda} \quad \text{B.C. } T=T_{in} \text{ at } z=0 \quad (12)$$

$$\frac{dT_h}{dz} = \frac{2 \pi R_i U_i (T_h - T)}{m_h C_{ph}} \quad \text{B.C. } T_h=T_{hin} \text{ at } z=L \quad (14)$$

$$\frac{dP}{dz} = \frac{\beta \left[\frac{P(L)-P_1}{P_1} \right] P \left[\rho' + (X-1) \frac{\partial \rho'}{\partial X} \right] \left[\frac{\partial X}{\partial T} \right]_r \left[\frac{dT}{dz} \right]}{\rho' - \beta \left[\frac{P(L)-P_1}{P_1} \right] P \left[\frac{\partial X}{\partial P} \right]_r} \quad \text{B.C. } P=P_1 \text{ at } z=0 \quad (21)$$

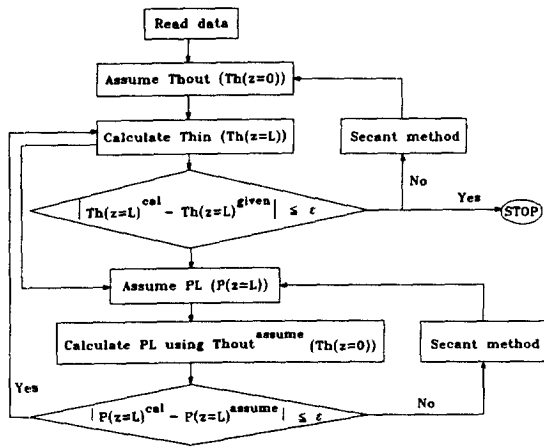


Fig. 7. Solution algorithm.

식에서도 알 수 있듯이 이 문제는 $T(z=0)$, $T_h(z=0)$, $P(z=0)$ 및 $T_h(z=L)$ 와 $P(z=L)$ 도 만족해야 하는 two point boundary value problem으로서 본 문제를 풀기 위해서는 $z=0$ 에서 모든 독립변수의 초기조건을 가정하고 $z=L$ 까지 적분한 후 $T_h(z=L)$ 과 $P(z=L)$ 이 주어진 값과 일치할 때까지 초기치를 개선하는 과정이 필요하다.

이 문제의 해법으로는 secant method를 이용하였으며, 그 계산과정을 Fig. 7에 도시하였다. 우선 입력자료로서 현 장치제원과 $T(z=0)$, $T_h(z=L)$, $P(z=0)$ 등의 운전조건을 읽어들이고, $T_h(z=0)$ 의 초기조건을 가정하여 $z=L$ 까지 적분을 수행한다. 이 때 $T_h(z=L)$ 을 계산하기 위하여 식 (21)에서 가정한 $P(z=L)$ 과 계산하여 얻은 $P(z=L)$ 이 허용하는 오차의 범위 내로 수렴할 때까지 secant method를 이용하여 $P(z=L)$ 을 찾는다.

Table 1. Specifications of the TFE

Feed inlet position	0.04 m
Feed outlet position	1.2 m
Inside radius	0.0514 m
Outside radius	0.0570 m
Jacket radius	0.0796 m
Clearance	0.0020 m
Number of blades	4

이후 $P(z=L)$ 이 수렴할 때 계산하여 얻은 $T_h(z=L)$ 이 입력자료로 주어진 $T_h(z=L)$ 과 비교하여 허용하는 오차의 범위 내로 수렴할 때까지 역시 secant method를 이용하여 새로운 $T_h(z=0)$ 를 찾아나가면서 위의 계산 과정을 반복 수행한다.

5. 결과 및 고찰

참고로 현 장치의 제원을 Table 1에 나타내었으며, 이상에서 설명한 수식들과 계산방법을 이용하여 얻은 수치모사결과를 실험결과와 비교하여 Table 2에 나타내었다. Table 2에 있는 10개의 실험결과에서 열매체유의 유량(V_h)은 $3.2 \text{ m}^3/\text{hr}$, 축 회전속도는 450 rpm으로 공통으로 사용하였으며 열매체유로는 KSK 330을 이용하였다. 전산모사에서 수율은 전적으로 ASTM D 1160에 의한 증류곡선에 의존하였으므로 장치 하단부의 온도범위에서는 수율이 90% 이상으로 예측된다. 따라서 여기서는 앞에서 설명한 바와 같이 ASTM에 의존한 수율에 효율개념을 도입하여 $\eta = \text{yield}(\text{실험})/\text{yield}(\text{계산})$ 로 정의하여 보정하였다. 실험결과와 비교해 볼 때 η 의 범위는 여섯번째 실험결과($\eta=0.74$)를 제외하고는 0.82에서 0.89안에 포함되었는데 여기서는 이 중 여섯

Table 2. Comparison with experimental results and simulation results

Run #	Experiment									Simulation results			
	Operation condition				Experimental results								
	v_1 (ml/min)	T_{in} (°C)	T_{thin} (°C)	P_1 (mmHg)	T_{out} (°C)	T_{hout} (°C)	P_3 (mmHg)	yield (%)		T_{out} (°C)	T_{hout} (°C)	P_3 (mmHg)	yield (%)
1	50	35	326	2.5	326	324	2.6	80.0		326	325	2.6	80.6
2	100	40	324	2.5	324	322	2.6	79.6		324	322	2.6	80.6
3	150	40	323	2.5	323	321	3.3	78.5		323	320	2.62	80.6
4	200	42	321	2.5	321	319	3.8	76.5		321	317	3.13	79.8
5	300	45	319	2.5	319	315	3.9	75.0		319	313	3.7	78.1
6	400	43	315	2.5	316	311	4.6	65.2		314	307	4.7	73.1
7	150	40	322	1.6	322	320	1.8	86.0		322	319	1.7	81.5
8	200	48	321	1.9	321	319	2.05	80.4		321	317	2.01	80.6
9	150	45	321	1.7	321	320	2.0	82.5		321	318	1.80	81.5
10	80	40	322	2.0	322	320	2.2	83.6		322	320	2.10	81.5

(註) simulation results의 yield는 효율을 84%로 적용한 결과임.

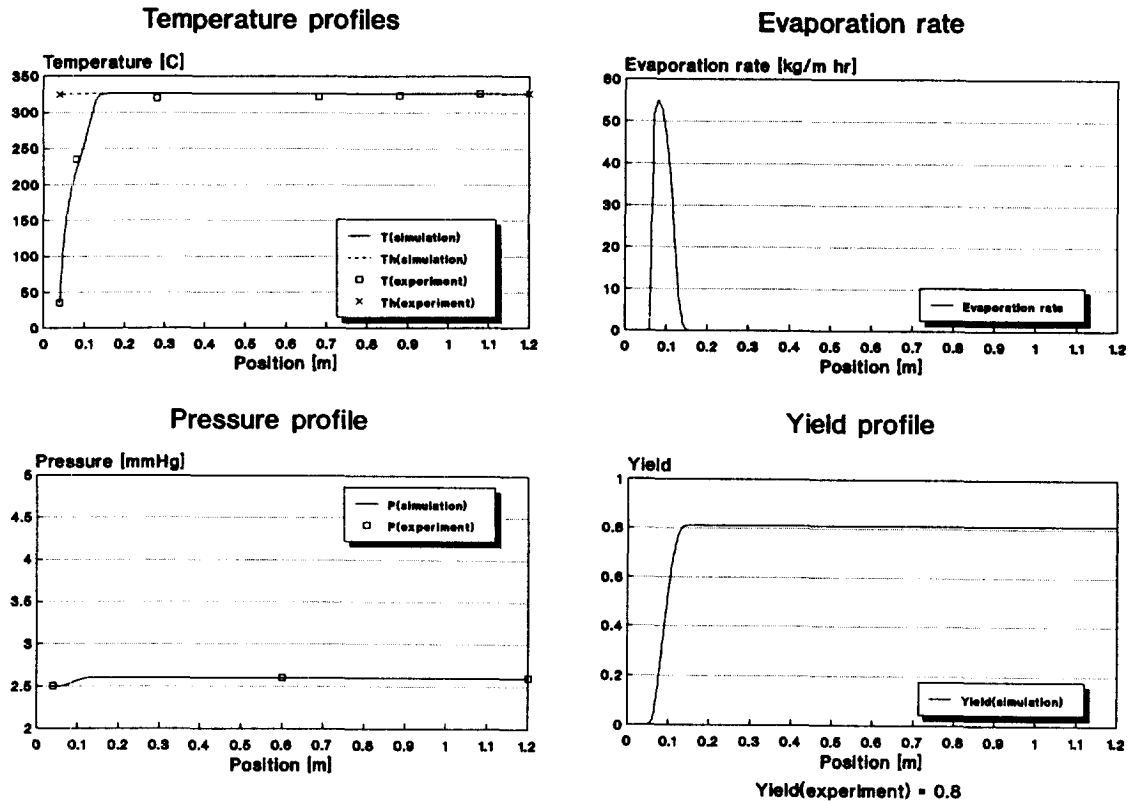


Fig. 8. Comparison between run #1 and simulation result.

번째 실험결과를 제외한 나머지 효율의 평균값인 0.84를 취하였다.

먼저 Table 2에서 볼 수 있는 바와 같이 실험으로 측정된 공정변수와 모델에 의해 예측된 값이 전체적으로 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 첫번째 실험결과에서 여섯번째 실험결과는 유입되는 폐유허유의 온도를 거의 비슷한 범위 내에서 유지하고, 장치상부제어압력(P_1)을 모두 2.5 mmHg로 유지한 것이다. 유입되는 폐유허유의 유량을 증가시킨 결과, 장치하부압력(P_3)이 증가하고, 수율은 반대로 감소함을 볼 수 있다. 이는 유입되는 폐유허유의 양이 증가함에 따라 증발되는 폐유허유 증기의 양이 많아지고, 이에 따라 기체의 holdup이 많아져 압력이 상승되고, 이로 인해 비등점상승을 일으켜 수율이 감소하는 형태를 가져왔다고 할 수 있다.

이 중 첫번째와 여섯번째 실험결과에서의 측정된 공정변수와 모사를 통해 예측한 분포를 Fig. 8과 Fig. 9에 비교하였다. 첫번째 실험결과인 Fig. 8에서는 폐유허유의 온도가 장치 앞부분에서 이미 ASTM 증류곡선상에서 더 이상 증발이 잘 일어나지 않는 열매체유의 온도에 도달하기 때문에 장치하단부로 내려가도 더 이상 증발이

일어나지 않으며 이에 따라 압력과 수율이 더 이상 증가되지 않는 것을 볼 수 있다. 따라서 초기유량이 50 ml/min으로 유입되는 경우 박막증발장치의 유효길이, 즉 실제 증발에 기여한 장치의 길이는 20 cm 정도 밖에 되지 않는다고 할 수 있다. 반면에 여섯번째 실험결과인 Fig. 9에서는 증발이 장치 전구간에 걸쳐 일어나는 것을 볼 수 있다. 한편 장치하단부에서의 압력은 첫번째 실험결과에서는 2.5 mmHg로 유지되나 여섯번째 실험결과에서는 4.6 mmHg로 유지된다. 이에 따라 수율도 낮아져 적정수율(80%)에 훨씬 미치지 못하는 결과를 주고 있다. 따라서 원하는 수율을 얻기 위해서는 상부에서의 압력을 더 낮게 제어하든지 아니면 장치의 내경을 크게 하여 하부에서의 압력이 더 낮아지도록 하여야 할 것이다.

제시된 모델은 세번째와 네번째 실험에서의 P_3 값과 다소 차이를 보이고 있을 뿐 전체적으로 온도, 압력, 수율값을 상당히 잘 예측해 주고 있다. 따라서 이 모델을 이용하여 처리용량에 따라 원하는 수율을 주는 장치의 적정내경 및 길이를 결정할 수 있을 것이다.

일곱번째부터 열번째 실험은 장치상부에서의 압력을 2.5

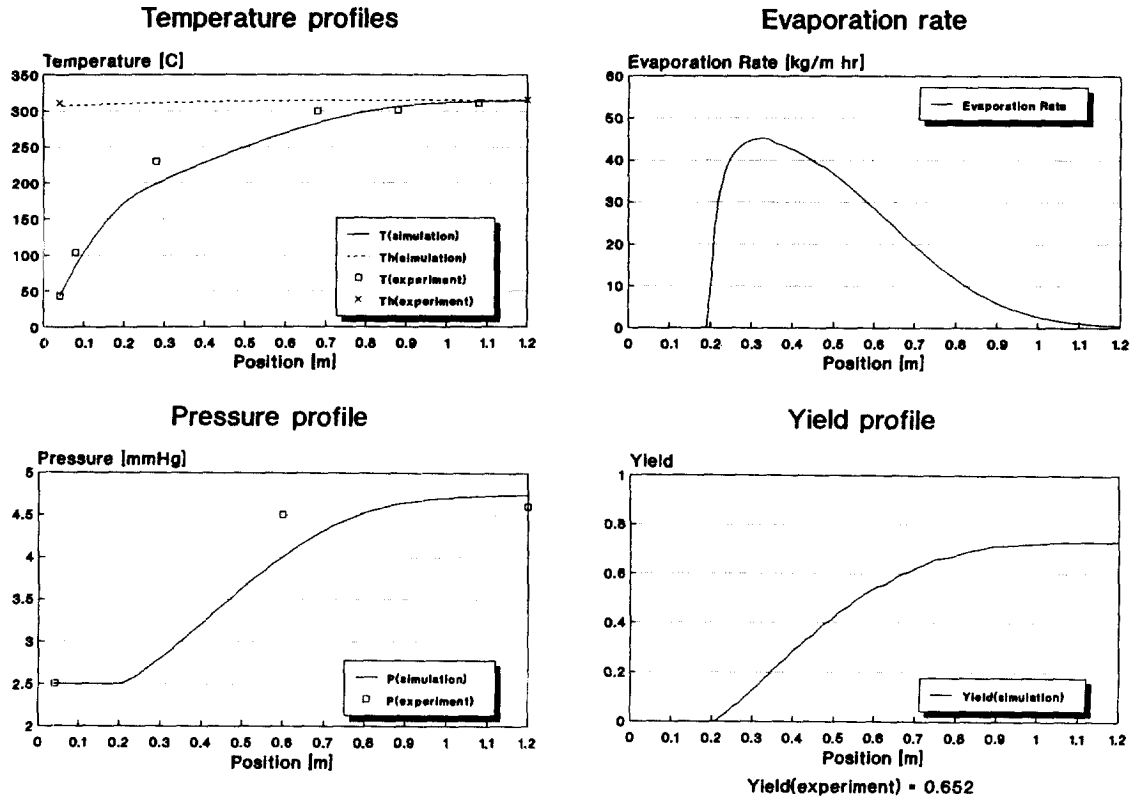


Fig. 9. Comparison between run #6 and simulation result.

Table 3. Kinematic viscosity ν [m²/hr]

T(C) \ X(%)	0	20	40	60	80
40	3.60×10^{-1}	6.51×10^{-1}	1.31×10^0	3.14×10^0	9.26×10^0
100	6.23×10^{-2}	1.02×10^{-1}	1.73×10^{-1}	3.31×10^{-1}	7.01×10^{-1}
200	1.42×10^{-2}	2.04×10^{-2}	3.02×10^{-2}	4.71×10^{-2}	7.61×10^{-2}
250	8.77×10^{-3}	1.22×10^{-2}	1.76×10^{-2}	2.61×10^{-2}	3.33×10^{-2}
300	6.26×10^{-3}	8.50×10^{-3}	1.18×10^{-2}	1.68×10^{-2}	2.39×10^{-2}

mmHg 이하로 유지하고 행한 것이다. 폐윤활유 유입량이 같을 경우 압력을 낮출수록 수율이 상승함을 볼 수 있으며, 이 경우도 구성된 모델이 실험결과를 잘 예측해 줌을 확인할 수 있다. 참고로 상업규모의 장치에서 압력을 2 mmHg 이하로 낮추는 것은 진공펌프 선정에 따른 제약으로 문제가 있는 것으로 생각된다.

참고로 앞에서 언급한 박막의 두께를 계산해 보았다. 물론 이 경우는 축방향으로의 특정위치에서의 박막의 두께를 나타내는 것으로 식 (22)와 같이 표현된다[5].

$$\delta = \left[\frac{3 \mu \Gamma}{\rho^2 g \cos \theta} \right]^{1/3} \quad (22)$$

Table 3은 온도와 수율에 따른 폐윤활유의 동점도 변화를 나타낸 것으로서 동점도는 ASTM 곡선을 따라 대체로 대각선 방향을 향하게 된다. 이 중 동점도의 대표적인 세 값을 두 가지 유량에 대해 액막의 두께를 계산한 것을 Table 4에 나타내었다. 표에서 알 수 있듯이 폐윤활유가 장치하단부로 내려가면서 증발함에 따라 액막의 두께가 현격하게 감소함을 알 수 있다. 박막증발장치에서 장치내벽면과 blade의 간격인 clearance를 2 mm에서 3 mm로 유지시키는 것을 감안하면 대체로 수율이 60% 이전에서는 폐윤활유가 blade앞쪽에 묻치는 현상이 발생함을 알 수 있다.

이상의 결과로부터 모델이 실제 현상을 잘 표현해

Table 4. Film thickness δ [mm]

v_1 (ml/min)	200			400		
v (m ² /hr)	3.60×10^{-1}	2.61×10^{-2}	2.39×10^{-2}	3.60×10^{-1}	2.61×10^{-2}	2.39×10^{-2}
δ (mm)	7.221	2.295	1.767	9.098	2.891	2.226

증을 알 수 있으며 이 모델을 이용하여 폐윤활유 박막 증발장치를 설계하는 과정을 정리하면 다음과 같다. 먼저, 진공시스템의 특성에 근거하여 장치상부에서의 압력을 결정 한 후, 장치의 내경을 변화시키며 수치모사를 행하여 적정 압력 분포와 수율을 주는 내경을 결정한다. 이 때 수치모사를 통해 실제 증발에 참여하는 장치의 유효 길이도 일단 결정이 된다. 식 (22)를 통해 축방향 각 위치에서의 박막의 두께를 결정하고, blade와 내벽면 사이의 clearance를 비교하여 실제 박막이 형성되는 지점을 확인한다. 이 결과를 참조하여 장치내경을 조정하거나 유효길이를 보정하여 설계치를 수정한다. 이 때 장치내경과 유효길이 중 어느 것을 보정할 것인가를 결정하는 것은 장치가격의 증가에 따른 최적 화개념을 도입할 필요가 있고, 내경을 증가시키는 경우 처리량의 유연성을 얻을 수 있다는 점이 고려될 필요가 있다.

6. 결 론

폐윤활유를 정제하여 연료유를 얻기 위한 박막증발 장치의 모델을 구성하고, 컴퓨터 모사를 수행하였다. 이 연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 구성된 모델을 이용하여 컴퓨터모사를 수행한 결과, 실험결과와 상당한 정확도로 잘 일치하였다.

(2) 박막증발장치 내에서 일어나는 증발현상이 ASTM 증류곡선에 의해 합리적으로 표현될 수 있음을 알 수 있었으며, 실제 ASTM 증류곡선의 특성에서 벗어나는 오차에 의해 수율예측치와 실측치가 달라지는 것을 효율개념을 도입하여 보정할 수 있었다.

(3) 압력분포식을 이용하여 실험결과를 잘 예측할 수 있었으며, 이에 따라 박막증발장치 내 온도분포 및 수율예측 등의 정확성을 증진시킬 수 있었다.

(4) 상업규모 박막증발장치의 내경과 길이의 기본설계자료를 제시할 수 있는 토대를 마련하였다.

감 사

본 연구는 한국에너지기술연구소와 지능자동화연구 센터의 지원에 의해 수행되었으며 이에 감사를 드립니다.

사용기호

- a : constant defined in eq. (1)
- b : constant defined in eq. (1)
- C_p : specific heat of used lubricating oil [J/kg °C]
- $C_{p,h}$: specific heat of heating medium oil [J/kg °C]
- g : gravitational acceleration constant [m/hr²]
- L : length of T.F.E. [m]
- m : mass flow rate of used lubricating oil in T.F.E. [kg/hr]
- m_h : mass flow rate of heating medium oil [kg/hr]
- P : vapor pressure [mmHg]
- P_1 : vapor pressure at the inlet section of the T.F.E. [mmHg]
- P_3 : vapor pressure at the outlet section of the T.F.E. [mmHg]
- q : heat transferred rate per unit length of T.F.E. [J/m hr]
- r : evaporation rate of used lubricating oil per unit length of T.F.E. [kg/m hr]
- R_i : inside radius of T.F.E. [m]
- R_s : shaft radius of T.F.E. [m]
- T : temperature of used lubricating oil [°C]
- T_f : final boiling temperature in the ASTM D 1160 experiment [°C]
- T_i : initial boiling temperature in the ASTM D 1160 experiment [°C]
- T^* : dimensionless temperature, $(T - T_i)/(T_f - T_i)$
- T.F.E. : thin film evaporator
- Thin : temperature of heating medium oil entering the T.F.E. [°C]
- Thout : temperature of heating medium oil leaving the T.F.E. [°C]
- Tin : temperature of used lubricating oil entering the T.F.E. [°C]
- Tout : temperature of used lubricating oil leaving the T.F.E. [°C]
- U_i : local inside overall heat transfer coefficient in T.F.E. [W/m² °C]
- u : linear velocity of gas [m/hr]
- v : volumetric flow rate of used lubricating oil in T.F.E. [m³/hr]
- v_1 : volumetric flow rate of used lubricating oil at

- inlet position in T.F.E. [m^3/hr]
 v' : volumetric flow rate of used lubricating oil based on inlet temperature T_1 of T.F.E. [m^3/hr]
 V : volume percent distilled of used lubricating oil at temperature T [%]
 X : yield of lubricating base oil from used lubricating oil
 z : axial distance from inlet of T.F.E. [m]

그리스 문자

- α : parameter defined in eq. (19)
 β : parameter defined in eq. (21)
 Γ : mass flow rate per unit width of wall [$\text{kg}/\text{m hr}$]
 δ : film thickness [m]
 λ : latent heat of vaporization of used lubricating oil at any pressure [J/kg]
 ρ : density of used lubricating oil [kg/m^3]
 ρ' : density of used lubricating oil based on feed inlet temperature T_1 [kg/m^3]
 μ : viscosity of used lubricating oil [$\text{kg}/\text{m hr}$]
 θ : angles between an inclined plane & a direction

- of gravity [rad]
 η : efficiency of yield

참고문헌

1. Maxwell, T. B.: "Data Book on Hydrocarbons"; D. Van Nostard Company Inc., New York, NY(1950).
2. Nelson, W. L.: "Petroleum Refinery Engineering", 4th ed. McGraw-Hill, Tokyo(1964).
3. Edmister, W. C.: "Applied Hydrocarbon Thermodynamics", Vol. 1, Gulf Publishing Company, Texas(1961).
4. 최익수, 이인철, 김종기, 박상도, 이득기, 이종섭 : "폐윤활유의 재정제에 관한 연구(I-V)", 한국에너지기술연구소, KE-86-15(1983-1987).
5. Bird, R. B., Stewart, W. E. and Lightfoot, E. N.: "Transport Phenomena", John Wiley & Sons, Inc. (1984).
6. Dhulesia, H.: *Hydrocarbon Processing*, **179**, September(1984).