

다공성 매질 개념을 이용한 응축기의 응축 열전달에 관한 수치 해석

제준호[†] · 최치웅^{*} · 김무환^{**}

Numerical analysis of condensation in the condenser using the porous medium approach

Junho Je, Chiwoong Choi, Moohwan Kim

Key Words : Porous medium(다공성 물질), Pressure drop(압력강하), Condensation(응축)

Abstract

In this study, the numerical analysis to estimate condensation heat and mass transfer of the condenser was carried out using the PMA (porous medium approach). In the PMA, the details of tube bundle in the condenser are replaced by the porous medium, and the flow resistance term is added in the momentum equation. In this regard, the PMA is quite helpful for the study of tube bundle in the large condenser. The pressure loss through tube bundle can be compensated by viscous and inertial momentum sink terms, which was validated numerically. Value of the pressure drop was compared to that of Butterworth correlation. Three dimensional analysis of condensation for McAllister condenser with the PMA was conducted using Fluent 6.2 and UDFs (use-defined functions). The result of condensation rate was analogous to previous results (experimental and numerical data).

기호설명

- h : 열전달계수(W/m^2)
 h_{fg} : 잠열(kJ/kg)
 C_2 : 점성 손실 계수(viscous loss coefficient)
 $1/\alpha$: 관성 손실 계수 (inertial loss coefficient, $1/m$)
 ΔP : 압력 강하(Pa)
 R : 열저항(m^2K/W)
 v : 속도(m/s)
 F_{inun} : 홍수 효과 계수(coeff. inundation effect)
 β : 공극률 (Porosity)
 S : 소스 항
 μ : 점성계수(Ns/m^2)

1. 서론

응축기의 성능을 향상 시키기 위한 방법으로 응축기 내부의 다관 배열에 따른 응축량의 변화를 예측 할 수 있는 모델이 요구되었다.

다관군을 직접 계산 하는 경우 현재 컴퓨터의 계산 능력으로는 Tord Karlsson⁽¹⁾의 경우에서 볼 수 있듯이 2 차원의 50 개 정도의 관에 대한 계산이 가능한 정도이다. 그러나 실제 현장에서 사용되는 대형 응축기는 수 천개가 넘는 관으로 구성되어 있어 계산상의 부하가 커진다. 이 문제에 대한 대안으로 다관을 다공성 매질로 간주하여 계산량을 감소시킨다.

공극률(Porosity = β)은 전체 부피 분에 유체가 차지하고 있는 부피로 정의되며, 다관군에 PMA 를 적용하면 계산에 사용되는 격자의 수가 수 천분의 일로 감소된다.

Zhang⁽²⁾은 대형응축기에서 공기를 포함한 증기의 응축 현상을 정상 상태와 이상기체로의 가정을 통해 해석하였다. 점성 계수는 상수이며,

[†] 포항공과대학교 대학원

E-mail : sofujuno@postech.ac.kr

TEL : (054)279-5911 FAX : (054)279-3199

^{*} 포항공과대학교

^{**} 포항공과대학교

응축기 내부 유체는 포화상태로 가정하였다. 응축 현상을 계산하기 위해 운동량 방정식에 관균에 의한 압력 강하를 모사하였으며, 질량 제거 항을 사용하여 단위 부피당 응축량에 해당하는 증기를 계산 도메인에서 제거하였다. 이는 통합 열전달 계수를 구한 후 열전달량을 구하게 되며 열전달량과 수증기의 잠열을 통해 응축량을 계산하게 된다. 난류 영역인 증기의 유동을 계산하기 위해 효과 점성 계수를 사용하며, 이때 난류 점성 계수는 상수로 가정하였다.

Ormiston⁽³⁾은 McAllister 응축기에서의 응축 현상을 다공성 매질 개념을 사용하여 해석하였다. 다관 균에서의 압력 강하는 Butterworth⁽⁴⁾에 의해 만들어진 상관식을 사용하였으며, Carlucci⁽⁵⁾의 연구에서 사용된 열저항 식을 사용하여 통합 열전달 계수를 구하였다. 새로운 비응축 가스의 질량 보존 방정식을 구성하였으며, 반복 연산을 통해 계산 되는 열저항 네트워크에서 각 변수가 update 되는 알고리즘을 개선하였으며, 압력과 속도장에 대한 연결을 수정하여 응축 모델의 수렴성을 개선하였다.

Bell⁽⁶⁾은 상용코드인 Fluent 를 사용하여 McAllister 응축기의 상변화 열전달을 해석하였다. 응축량은 Zhang 과 Ormiston 의 연구에 적용된 응축 열전달 상관식을 UDFs(user-defined functions)를 사용하여 구성하였다. 기존 연구자들은 2 차원 계산을 통한 응축기의 응축 열전달 계산을 수행한 반면, Bell 은 3 차원 계산을 통해 McAllister 응축기의 응축량을 계산하였다.

본 연구에서는 응축기 내부의 다관 배열에 따른 응축량의 변화를 예측 할 수 있는 모델을 개발하고, McAllister 응축기의 실험 자료와 선행 연구자의 수치해석 값과 비교를 통해 모델의 성능을 검증하고자 한다. 계산의 도구로는 범용 열유체 해석 프로그램인 Fluent 를 사용하였다.

2. PMA 의 적용시 압력 강하

2.1 압력 강하 계수

Butterworth 상관식은 각 방향에서 속도가 같은 경우 압력 강하는 같다. 따라서 정삼각 배열과 정사각 배열의 다관균에만 적용 가능한 단점이 있다.

이에 본 연구에서는 정삼각 배열이 아닌 임의 규칙적인 다관균 배열을 가지는 경우에도 압력 강하를 계산할 수 있도록 수치적으로 계산을

하였다.

압력 손실은 점성 손실 항(viscous loss term), 관성 손실 항(inertial loss term)으로 구성이 되며, 식 1 과 같다.

$$S = \frac{\mu}{\alpha} v + C_2 \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (1)$$

$1/\alpha$ 와 C_2 는 다공성 매질의 형상에 의해 결정되는 일종의 형상 인자이며, 속도에 대한 압력 강하를 알 경우 식 2 와 같이 속도에 대한 2 차 함수로 표현 할 수 있고, 각 계수 A, B 는 보간(interpolation)을 통해 구할 수 있다. 최종적으로, 식 3 과 식 4 를 통해 각 항의 형상 인자를 결정 할 수 있다.

$$\Delta p = A v^2 + B v \quad (2)$$

$$A = C_2 \frac{1}{2} \rho \Delta n \quad (3)$$

$$B = \frac{\mu}{\alpha} \Delta n \quad (4)$$

2.2 압력 강하 계수 계산

Fig. 1 과 같이 X 축 방향만의 속도 성분을 가지는 다관균의 형상을 계산 영역으로 구성하였으며, 단상 유동 계산을 수행하여 입구 속도(1, 2, 5, 10, 20 m/s)에 대한 압력 강하를 구하였다. Fig. 2 와 같이 속도에 대한 압력 강하를 2 차 함수로 표현하여 $1/\alpha = 120.239$ 와 $C_2 = 3713323.8$ 을 구할 수 있다.

Z 축 방향의 압력 강하 계수도 X 축 방향의 압력 강하 계수를 구하는 방법과 동일한 방법을 적용하여 Fig. 3, 4 를 구했으며, 이를 통해 $1/\alpha = 150.178$ 과 $C_2 = 1287552.9$ 를 구할 수 있다.

2.3 압력 강하 계수의 검증

X 방향 압력 강하 계수를 사용하여 다공성 물질 형상에서 수치 해석을 수행한 결과 Fig. 5 와 같은 압력 강하를 구하였으며, 낮은 속도 영역인 1m/s 에서는 83%의 오차를 보이지만 속도가 증가함에 따라 오차가 작아짐을 확인 할 수 있으며 5m/s 이상의 속도에서는 1%이내의 압력 강하 차이를 보임을 확인하였다.

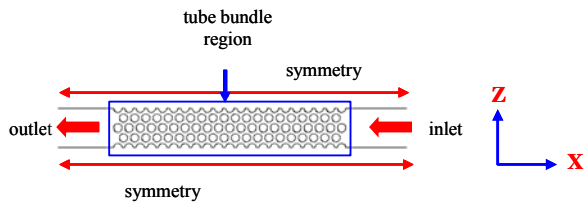


Fig. 1 Computational domain of tube bundle

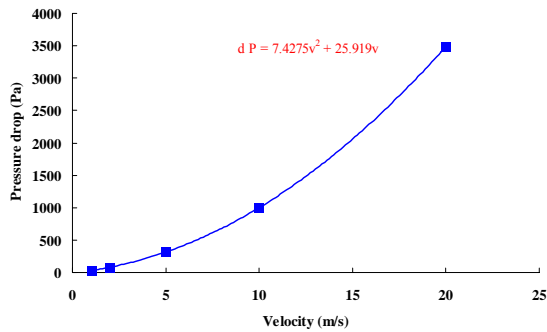


Fig. 2 Evaluation of pressure loss coefficient of X-direction

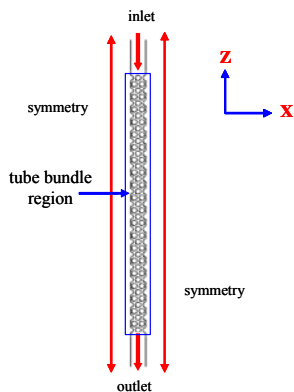


Fig. 3 Computational domain of tube bundle

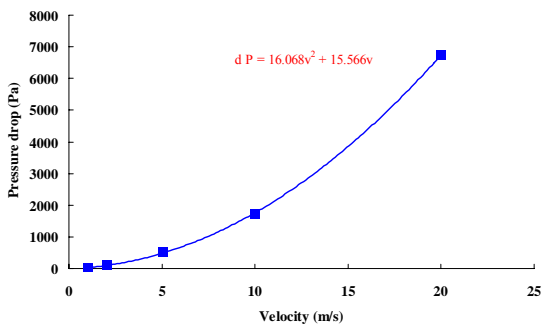


Fig. 4 Evaluation of pressure loss coefficient of Z-direction

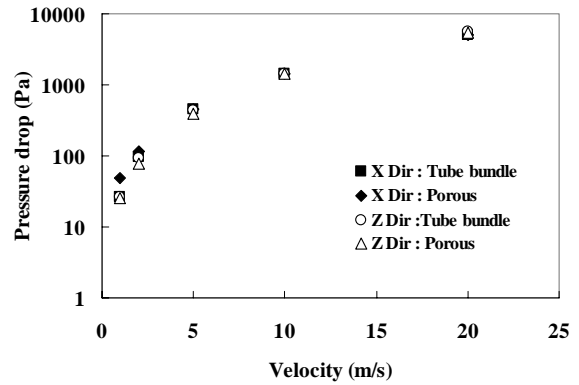


Fig. 5 Result of numerical simulation (tube bundle VS porous)

Z 축 방향의 압력 강하 계수도 X 축 방향의 압력 강하 계수 검증과 동일한 방법으로 검증한 결과 Fig. 5 와 같은 압력 강하를 구하였으며, 2m/s의 속도 영역에서 큰 오차(15.7%)를 보였다.

2.4 Butterworth 상관식과의 비교

Butterworth 상관식과 본 연구에서 사용한 압력 강하를 구하는 방법에 의한 결과 값을 비교하면 Fig. 6 과 같다. 본 연구에서 사용한 압력 강하를 구하는 방법은 Butterworth 상관식보다 압력 강하가 조금 높은 결과를 보였다.

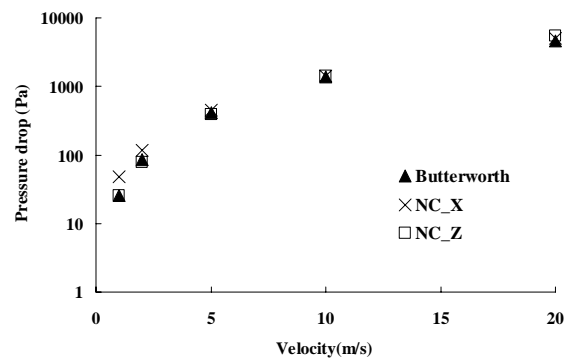


Fig. 6 Comparison of Butterworth correlation with present method

3. 응축량 계산

3.1 응축 모델

본 연구에서는 응축량을 계산하기 위해 Bell의 응축 모델을 적용하였다. PMA를 적용한 응축 모델의 전체적인 개념은 Fig 7과 같다. 응축량은 열전달량을 잠열로 나누어 계산되며, 열전달량은 증기와 냉각수의 온도 차이와 전체 열저항을 통해 계산된다. 이때 증기의 온도는 포화상태라는 가정하에 증기의 압력에 의해 결정된다. 전체 열저항은 냉각수의 열저항⁽⁷⁾과 파울링에 의한 열저항, 관의 열저항, 응축 액막의 열저항⁽⁸⁾, 비응축 가스에 의한 열저항⁽⁹⁾으로 표현된다. McAllister 응축기의 응축 계산에서는 파울링에 의한 열저항은 무시하였다.

$$R_{ov} = R_c \frac{d_o}{d_i} + R_w + \frac{R_l}{f_{inun}} + R_a \quad (5)$$

압력 강하 계수는 Butterworth 상관식을 적용하지 않고 본 연구에서 개발된 압력 강하 계수를 사용하였다.

수치 해석에 적용된 알고리즘을 살펴보면 Fig. 8와 같다. 계산에 사용되는 물성치를 초기화 시키고 공극율과 다관군의 구성을 지정한 후 반복 연산을 통해 해로 수렴해가는 과정은 거치게 된다.

반복 연산 과정은 냉각수의 온도와 응축 액의 질량 유속을 수정하며, 이에 따른 소스 항을 계산하게 되고, 증기의 운동량 방정식을 계산하게 된다. 그리고 지정한 수렴의 정도에 도달하게 되면 계산을 멈추게 되고, 아니면 다시 냉각수의 온도와 응축 액의 질량 유속을 수정하는 과정을 거치게 된다.

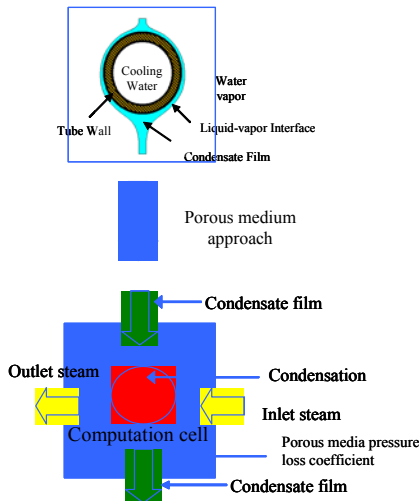


Fig. 7 Modeling of condensation for PMA

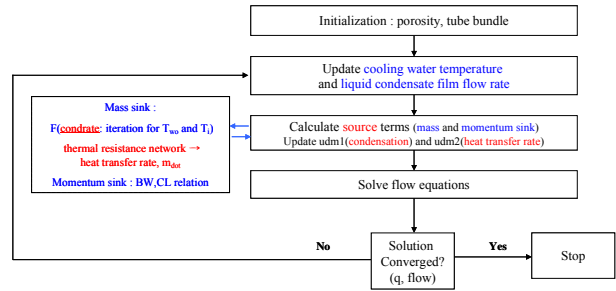


Fig. 8 Solution algorithm

3.2 형상, 경계 조건 및 물성치

응축량 계산에 사용된 McAllister 응축기의 형상을 살펴 보면 다관의 수는 400 개이며, 외경 25.4mm, 내경 24.15mm, 피치는 34.95mm, 공극율은 0.52 이다.

Fig. 9-A와 같이 입구는 일정 압력 조건으로 절대 압력 26.27kPa를 사용하였고, 출구 조건으로 0.01097 kg/s의 혼합물의 질량을 purge 영역에서 제거하는 일정 질량 제거 조건을 적용하였다.

냉각수의 입구 온도는 290.95 K이며, 유속은 1.19 m/s이다. 관의 열전도 계수는 110w/(mK)이고 스팀의 밀도는 0.8305 kg/m³, air의 밀도는 0.283kg/m³, 혼합물의 점도는 1.0 × 10⁻⁵ kg/ms, 입구 비응축 가스의 질량비율은 0.00122를 사용하였다. 난류 효과를 반영하기 위해 난류 점성 계수를 유체의 점성 계수의 100 배 값을 적용함에 따라 앞에서 구한 점성 손실 항을 101로 나눈 값을 적용하였다. 물질 확산 계수는 층류 확산 계수와 난류 확산 계수로 구성된다. 층류 확산 계수는 혼합물의 물성치이고, 난류 확산 계수는 난류 점성 계수에 의해 결정된다.

3.3 격자 구성

전체 계산 도메인에서 정렬 격자를 사용하였고, Y 방향으로 4개의 분절로 구성하였으며, 1개의 분절당 5개의 격자를 사용하였다. 응축기 전체에 사용된 격자 수는 15000 개이며 응축이 발생하는 다관군 영역에서는 8000개의 격자를 사용하여 Fig. 9-B와 같은 격자를 생성하였다.

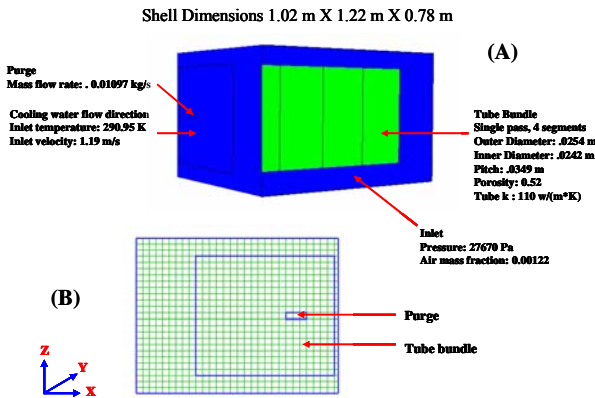


Fig. 9 Boundary conditions, model inputs and grid profile

4. 수치해석 결과

4.1 응축량의 비교

수치해석 결과 McAllister 응축기의 응축량은 1.953kg/s 라는 결과를 얻을 수 있었다. 순수 증기의 응축량 결과와 비교시 비응축 가스에 의한 열저항이 추가되어 33.8% 응축량이 줄어 들었으며, 다관군에 의한 압력 강하의 반영만이 다른 Bell의 계산 결과와 비교를 할 경우 4.56% 낮은 응축량을 보였고, McAllister 응축기의 실험 결과와 비교시 3.3% 낮은 응축량을 보였다.

4.2 비응축 가스의 영향

순수 증기의 경우와 비응축 가스가 포함된 경우의 응축량은 차이를 보인다.

Fig. 10의 왼쪽은 순수 증기의 응축량 분포이며, 오른쪽 그림은 비응축 가스가 포함된 경우의 응축량 분포에 대한 결과이다. 순수 증기 모델의 응축량은 다관군에서 전체적으로 고른 분포를 보이고 있다. 그러나 비응축 가스가 포함된 경우 다관군의 외각에서는 많은 응축량이 발생하지만, 다관군의 중심부에서는 비응축 가스의 질량비가 증가하고, 급격한 응축량의 감소가 나타난다.

응축에 의해 증기의 질량이 감소하면 상대적으로 비응축 가스 질량비가 증가하게 된다. 비응축 가스의 질량비 증가는 비응축 가스의 분압을 높이고, 증기의 분압은 낮추게 된다. 따라서 전체 열저항은 증가하고 응축량은 감소된다. Fig. 10, 11을 보면 비응축 가스의 질량비가 높은 영역에서 응축량이 작은 것을 알 수 있다.

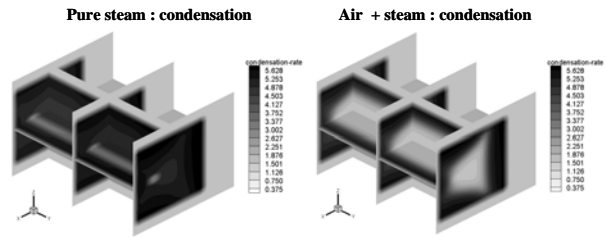


Fig. 10 Volumetric condensation rate (kg/m^3) of pure steam and air + steam

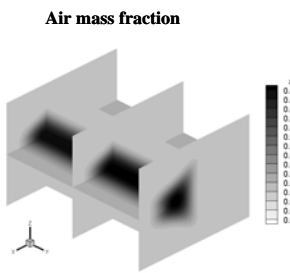


Fig. 11 Air mass fraction

5. 결론

다공성 매질 개념을 이용하여 응축기의 응축 열전달에 관한 수치 해석을 수행하였다. 위의 연구로부터 우리는 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. PMA를 위한 압력 강하 계수의 개발

정삼각형 관군 배열이 아닌 다른 배열에서도 사용할 수 있는 압력 강하 계수를 구하는 방법을 제시하였고, 기존 상관식과 비교하여 이 방법의 타당성을 검증하였다.

2. PMA 응축 모델의 적용 및 검증

McAllister 응축기에 상변화 열전달 모델을 적용하여 응축 열전달에 의한 응축량을 계산하였다. 그리고 실험 및 기존 연구자의 계산 결과와 비교하여 모델의 성능을 검증하였다.

후기

본 연구(논문)는 두산중공업의 후원으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Tord Karlsson, Lennart Vamling, 2005, "Flow fields in shell-and-tube condensers", *International Journal of Refrigeration*, Vol. 28, pp. 706-713.
- (2) C. Zang, A. C. M. Sousa, J. E. S. Venart, 1993, "The Numerical and Experimental Study of a power plant condenser, Vol. 115, pp. 435-445.
- (3) L.N. Carlucci, 1986, "Computation of flow and heat transfer in power plant condensers", *Proceedings of the 8th International heat transfer conference, San Francisco, CA, USA*.
- (4) D. Butterworth, 1979 April, "The correlation of crossflow pressure drop data by means of the permeability concept", *AERE-R-9435*.
- (5) S. J. Ormiston, G. D. Raithby, L. N. Carlucci, 1995, "Numerical Modeling of Power Station Steam Condensers Part 1: Convergence Behavior of a Finite-Volume Model", *Numerical Heat Transfer, Part B*, Vol. 27, pp. 81-102.
- (6) Brian Bell, 2001, "Modeling Shell-and-Tube Condensers with Fluent Using the Porous Medium Approach", *Fluent. Inc.*
- (7) V. Gnielinski, 1976, "New equations for heat and mass transfer in turbulent pipe and channel flow", *International Chemical Engineering*, Vol. 16, pp. 359-368.
- (8) T. Fujii, H. Uehara, K. Hirata and K. Oda, 1972, "Heat transfer and flow resistance in condensation of low pressure steam flowing through tube banks", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 15, pp. 247-260.
- (9) Berman, L.D., 1969, "Determining the mass transfer coefficient in calculations on condensation of steam containing air", *Thermal Engineering*, Vol. 16, no. 10, pp.95-99.