



KR0000516

KAERI/TR-1614/2000

# PCCS 성능해석을 위한 증발액막 모델 개발

Development of the Evaporative Liquid Film Model for the  
Analysis of PCCS

2000.7

한국원자력연구소

Korea Atomic Energy Research Institute

31 / 47

4

**Please be aware that all of the Missing Pages in this document were  
originally blank pages**

## 제 출 문

한국원자력연구소장 귀하

본 보고서를 “일체형원자로 안전해석기술개발”에 대한 기술보고서로 제출합니다.

2000년 7월 일

과 제 명 : 일체형원자로 안전해석기술개발

주 저 자 : 박 홍 준

공동저자 : 황영동 김영인 김희철 장문희

## 요 약 문

피동형 격납건물냉각계통(PCCS)는 철제격납용기 내부에서 발생하는 열을 최종 열침원인 외부 환경으로 제거하여 격납용기 내 압력과 온도를 설계치 이하로 유지하는 기능을 수행한다. PCCS는 철제격납용기 외벽에 살포된 액막의 증발과 자연대류를 이용하여 냉각하는 방식을 채택하기 때문에 액막경계면에서의 증발량과 채널로 유입되는 공기의 속도는 중요한 설계인자라고 할 수 있다.

본 연구에서는 수직채널과 타원 형태로 기울어진 돔 부분을 포함하는 피동형격납용기 철제벽 외부의 증발액막의 거동을 모사할 수 있는 해석모델을 개발하였다. 액막의 두께와 액막 내부의 평균온도를 계산하기 위해 height function 개념을 이용하였고, 액막의 속도 및 온도 분포는 운동량 및 에너지 방정식에서 대류항을 무시한 선형 및 2차원 분포를 이용하였으며, 액막 표면 온도는 경계면에서의 에너지 평형관계식으로부터 결정하였다.

개발된 모델을 범용전산 유체해석 코드인 CFX에서 제공하는 user subroutine을 통하여 코드와 결합시켜 액막경계면에서의 증발 열전달계수를 얻기 위한 수치해석을 수행하였다. 우선 개발된 모델의 적용가능성을 검토하기 위해 해석결과를 Westinghouse 및 Ambrosini 그리고 Kang의 증발관련 실험과 Sun의 해석결과와 비교하였다. 해석결과는 실험에 의한 Sh 수 및 열전달계수를 비교적 잘 예측하였으며, 액막 두께는 채널 윗 부분을 제외하고 Sun의 결과와 비교적 잘 일치하였다.

개발된 액막모델을 실제 모형의 PCCS에 적용하였고, 돔 및 굴뚝효과를 알아보았다. 이 경우 2차원 축대칭구조에서 돔 및 굴뚝을 포함한 전 구조와 수직채널에 대해 각각 수치 해석이 수행되었다. 해석 결과 유동단면적이 감소하고 재순환 유동(recirculation flow)이 발생하는 돔에서의 열전달 계수는 수직채널부분에서보다 낮았다.

액막냉각의 효과를 알아보기 위해 액막에 의한 냉각과 공기만에 의한 냉각에 대해서 각각 해석을 수행하였다. 액막의 증발에 의한 열전달계수는 공기만에 의한 열전달계수에 비해 20배 이상 크게 예측되어, 액막의 증발에 의한 열

전달이 PCCS의 냉각 성능에 있어서 가장 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.

Gap size와 벽 온도가 평균 열전달계수와 채널입구에서 공기의 평균속도에 미치는 영향을 알아보기 위해 민감도 해석이 수행되었다. 벽면의 온도가 증가함에 따라 액막경계면에서 열전달계수와 채널입구에서 공기의 평균유입속도는 거의 비선형적으로 증가하였다. 이는 벽면 온도가 증가하게 될 경우 경계면에서 증기의 분압이 증가하게 되고 이로 인한 증발량의 증가와 부력의 증가에 기인한다고 판단된다. 채널 폭이 증가하면 일반적으로 열전달 계수는 증가하지만 공기의 유입속도는 오히려 감소하게 되므로, 벽면온도의 영향만큼 채널 폭의 증가에 따른 열전달계수의 변화가 크게 나타나지는 않았다.

또한 액막의 유량에 따른 dry point해석에서, wet cooling에 필요한 최소 유량을 평가하였고, 설계시 반영되어야 할 탱크 내 최소 물 용량을 결정하였다.

## SUMMARY

Passive Containment Cooling System(PCCS) is designed to maintain the containment pressure and temperature below the design limits by removing heat to external surroundings during the postulated accidents. The main heat transfer mechanisms of PCCS are evaporation of the liquid film formed outer surface of the steel containment vessel and the natural convection in the channel between the steel containment vessel and the concrete building. Therefore, studies on the evaporation rate of the liquid film and the induced air flow rate into the channel inlet which are important for PCCS design were conducted.

An analytical model was developed to simulate behavior of the liquid film formed on the outside surface of the steel containment vessel of PCCS including the ellipsoidal dome and the vertical wall. The calculational model of the film thickness and the mean film temperature was derived using the height function concept.

The model was coupled with CFX code using the user subroutines provided by the code, and a series of numerical calculations were performed to evaluate the evaporative heat transfer coefficient at the interface. To investigate the applicability of the developed model to the full scale of PCCS, numerical results for Sherwood number and evaporative heat transfer coefficient were compared with the experimental data of Westinghouse, Ambrosini, and Kang. The results were in good agreement with the experimental data. For liquid film thickness, the result was compared with the result of Sun. The calculated result also showed good agreement with that of Sun except an upper portion of the channel.

In the full scale analysis of PCCS with the assumptions of two dimensional and axi-symmetric conditions, the effects of dome and chimney on the evaporation rate were investigated. To do this, analysis was also

performed for the vertical channel region of the prototype PCCS, independently. The results showed that the heat transfer coefficient in the dome region, where the flow cross-sectional area decreases and the swirling occurs, was lower than that of the vertical annulus region.

Analysis also was conducted for the wet cooling and for the dry cooling, respectively, to investigate the effectiveness of the liquid film cooling. The calculated evaporative heat transfer coefficient was about 20 times larger than that of the dry cooling. This suggests that the evaporation of the liquid film be the most important heat transfer mechanism for PCCS.

Sensitivity studies on the gap size and the wall temperature were also performed to figure out their effects on the heat transfer coefficient and inlet air average velocity. As the wall temperature increases, non-linear increase of the interfacial heat transfer coefficient is observed, which is resulted from the abrupt increase of the vapor partial pressure at the interface as the wall temperature increases to near the boiling point of the liquid film. As the wall temperature increases, the induced air velocity increases non-linearly. This non-linearity of mean velocity increase with wall temperature change is supposed to be due to the increase of buoyant force by evaporation. However, the heat transfer coefficient was not influenced significantly with gap size change. This is because the increase of gap size generally increases the heat transfer coefficient, but it also decreases the induced inlet velocity.

Also, the analysis of the dryout point as a function of liquid film flow rate was performed in steady state. The minimum liquid film flow rate to cover the entire surface of the vessel is estimated, and the minimum inventory of water tanks to be considered in PCCS design is also estimated.

# 목 차

요 약 문 .....	ii
SUMMARY .....	iv
1 서 론 .....	1
1.1 개요 .....	1
1.2 기존 관련연구 현황 .....	3
1.3 연구목적 및 범위 .....	8
2 지배방정식 및 경계조건 .....	13
2.1 해석 영역 및 주요현상 .....	13
2.2 지배방정식 .....	13
2.2.1 액막 영역 .....	13
2.2.2 공기-증기 혼합영역 .....	14
2.2.3 난류모델 .....	16
2.3 액막 경계면에서 열 및 질량 전달 .....	17
2.4 물성치 및 bulk 온도 .....	22
3 액막 모델링 .....	25
3.1 액막해석 방법론 .....	25
3.2 액막 속도 및 온도분포 .....	26
3.3 액막 두께 및 온도 차분식 .....	27
3.4 해석 TOOL 및 관련 USER SUBROUTINE .....	31
3.5 해석 방법 .....	32
4 해석 결과 .....	37
4.1 해석에 사용된 가정 .....	37
4.2 입출구 경계조건 .....	37
4.3 수렴조건 및 모델 검증 .....	38
4.4 해석 결과 .....	41
5 결론 .....	56



용어 정의 .....	58
참고 문헌 .....	61
부록 A. 액막에 대한 지배방정식 .....	66
부록 B. USER SUBROUTINES .....	71

## 표 차례

표 1.1 기존 주요 증발관련 연구 .....	11
표 4.1 PCCS 관련 실험조건 .....	45
표 4.2 격자수에 따른 경계면에서의 열속변화 .....	45
표 4.3 해석구조 및 해석조건 .....	46
표 4.4 온도변화에 따른 증발열전달계수와 현열열전달계수 변화 .....	46
표 4.5 온도변화에 따른 채널평균 속도 변화 .....	47

## 그림 차례

그림 1.1 PCCS의 개념도 .....	12
그림 2.1 해석영역 .....	24
그림 3.1 height function 개념을 이용한 액막의 제어체적 .....	35
그림 3.2 관련 서브루틴의 역할 및 구조 .....	35
그림 3.3 해석 셀 및 인자들 .....	36
그림 4.1 해석 격자(Sun) .....	48
그림 4.2 Miyamoto 실험결과에 대한 벽면의 온도 비교 .....	49
그림 4.3 실험에 의한 Sh 수와 해석결과 비교 .....	49
그림 4.4 50℃ 및 70℃에서 Kang의 실험결과와 비교 .....	50
그림 4.5 높이에 따른 질량분률분포 변화( $T_w=70^\circ\text{C}$ ) .....	50
그림 4.6 Fujita와 Ueda의 실험결과 해석결과 비교 .....	51
그림 4.7 액막 두께비교 .....	51
그림 4.8 수직채널에 대한 열전달 계수 비교( $T_w=95^\circ\text{C}$ ) .....	52
그림 4.9 채널 높이에 따른 속도분포 .....	52
그림 4.10 Full Scale에서의 열전달계수 분포( $T_w=95^\circ\text{C}$ ) .....	53
그림 4.11 Gap Size 변화에 따른 열전달계수 변화 .....	53
그림 4.12 벽면온도 변화에 따른 입구 평균속도 변화 .....	54
그림 4.13 온도변화에 따른 채널 평균 열전달계수 변화 .....	54
그림 4.14 액막의 유량에 따른 Dryout Point .....	55

# 1. 서 론

## 1.1 개요

원자력발전소에서 격납용기는 방사능물질의 유출을 차단하고, 이 물질의 방사선으로부터 생물학적 차폐기능을 수행하며, 외부 비산물로부터 격납용기 내부의 주계통을 보호하는 기능을 수행하도록 설계된다. 즉 설계기준사고(design basis accident)중 하나인 LOCA(Loss Of Coolant Accident)와 같은 사고가 발생하여 1차계통의 냉각수가 증기의 형태로 분출될 경우 핵연료 pellet-피복재-RCS-격납용기의 다중방호개념(defense in depth) 중 최종 방호벽(barrier) 역할을 담당하는 기능을 수행하는 것이다. 이와 같은 사고가 발생하면 격납용기 내부의 압력과 온도가 상승하게 되어 격납용기의 건전성에 위협을 줄 수 있으므로 격납용기 내부의 압력과 온도상승을 제압해야 한다. 격납용기 내 증기를 응축시켜 온도 및 압력을 제압하기 위해 기존 원전은 능동안전계통(active safety system) 중 하나인 격납용기 살수 계통(containment spray system)을 장착하고 있으나, 이 계통은 외부전원이나 발전소 내부의 디젤발전기의 전원에 의해 구동되므로 전원공급 중단이 가정된 상태에서 사고가 발생하면 심각한 문제를 초래할 수 있다.

이와 관련하여 최근에는 사고 시 실패할 확률이 있는 격납용기 내부 살수계통과 같은 능동적 설비를 고유의 안전성을 지닌 피동적 계통(passive system)으로 대체하는 개념이 제시되어 왔다. 피동적 계통은 외부 전원에 의한 작동을 배제하는 중력이나 자연대류와 같은 피동적 수단을 이용하므로, 궁극적으로는 신뢰도를 높여 공공에 대한 안전성(public safety) 증대에 기여할 수 있다.

피동적 개념에 근거하여 제시되고 있는 피동형격납건물 냉각계통(PCCS)은 앞에서 언급한 방사능물질의 유출 차단이라는 기존의 격납용기에 대한 기능 외에 기존 격납용기에서 살수계통을 제거하더라도 피동적 수단에 의해 사고 에너지가 외부환경으로 방출될 수 있도록 설계된다. 이러한 기능을 갖

준 PCCS와 관련하여 여러 vendor들에 의해 다양한 형태의 피동형격납 건물 냉각계통이 제시되어 왔다. 이들 중 실현성이 가장 크고 최근 활발한 연구가 진행되고 있는 것은 Westinghouse사 AP600[1]의 피동형격납 건물 냉각계통이다.

그림 1.1과 같이 AP600은 이중 격납 건물 형태로 내부는 밀봉된 철제용기로, 외부는 콘크리트 구조물로 구성되어 있고, 환형공간은 air baffle에 의해 분리되며 사고가 발생하여 철제용기벽의 온도가 상승하면 baffle의 안쪽 환형공간에서 부력이 발생하므로 유동이 형성된다. 즉 AP600은 이 환형 공간에서 부력에 의해 발생한 유동을 이용하여 사고시 현열 및 노심 잔열을 환경으로 방출한다. 또한 사고 후 72시간동안 격납용기 상단의 살수탱크에서 철제용기 외벽으로 물을 살수하고 이 후에는 물을 재 공급하거나 공기에 의한 자연대류에 의해 냉각기능을 수행하도록 하였으며, 살수에 의해 철제용기 외벽에 형성된 액막은 증발하면서 증력에 의해 흘러내리게 된다. 결국 액막표면에서의 증발에 의한 열전달이 heat sink 역할을 하게 되고 용기 내벽의 온도를 낮추어 용기내부에 존재하는 증기가 응축된다. 따라서 철제용기 내부의 온도 및 압력의 제압능력은 격납용기 내벽의 응축에 의한 열전달과 외벽 액막의 증발에 의한 열전달 메커니즘에 주로 의존한다 할 수 있다.

현재까지 기존의 격납용기 내부의 막응축(film condensation)을 포함하여 AP600 PCCS의 압력용기 내벽에서 발생하는 응축 열전달과 관련하여 많은 실험적 해석적 연구가 수행되었지만, PCCS의 압력용기 외벽에서 발생하는 증발과 관련된 연구는 상대적으로 적었다. 특히 PCCS에서 압력용기 외벽 액막의 증발에 의한 열전달량이 용기내벽의 온도를 결정하게 되고 응축현상에서 벽면의 subcooling 정도가 응축열전달량을 결정하는 중요한 인자임을 감안할 때 가압용기 외벽 액막에서의 증발열전달량은 전체 PCCS의 성능을 지배하는 중요한 인자라고 할 수 있다. 이와 함께 외부 채널에서의 유동은 열전달과 질량전달이 결합되어 발생하는 부력에 의해 구동되므로 자연대류에 의한 공기의 유입속도도 계통전체의 열전달에 중요한 영향을 미칠 것으로 판단된다.

따라서 본 연구에서는 PCCS 가압용기 외벽액막을 모사할 수 있는 액막모델을 개발하여 액막경계면에서 발생하는 열 및 물질전달량을 평가할 수 있는 해석체계를 수립하고자 한다.

## 1.2 기존 관련연구 현황

기존에 제시된 다양한 냉각방식의 PCCS 설계개념들 중 실현가능성이 가장 높은 것은 부력을 이용하여 채널로 유입된 공기에 의한 냉각방식(dry cooling)과 격납용기 외부 표면의 액막 증발에 의한 냉각방식(wet cooling)의 두 가지 방식으로 크게 나눌 수 있다. Westinghouse의 AP600은 물막에 의한 습식냉각과 물탱크의 물이 고갈될 경우 공기에 의한 건식냉각의 두 냉각방식을 채택하고, 다른 PCCS들은 대부분 건식냉각방식을 채택하고 있다. 습식냉각방식에서는 열전달이 현열전달(sensible heat transfer)에 의해서도 이루어지지만 상변화에 따른 기화열은 온도를 상승시키는데 필요한 비열에 비해 매우 크므로, 증발에 의한 잠열전달(latent heat transfer)이 전체열전달 중 대부분을 차지한다. 특히 증기는 공기보다 가벼우므로 증발에 의한 부력의 증가는 채널입구속도의 증가를 초래하므로 열전달을 더욱 촉진하게 된다. 따라서 습식냉각은 공기만에 의한 건식냉각 보다 훨씬 효과적인 열전달 수단을 제공하게 된다. 더욱이 AP600의 PCCS와 관련된 기존의 저온관 파단사고에 대한 해석결과에 근거하여 사고 시 격납용기의 내부온도 및 압력변화 추이를 살펴보면 대개 10에서  $10^4$ 초 사이에서 격납용기 내부의 온도 및 압력은 1차 및 2차 peak를 보이고 있다[2]. 이는 사고해석에 있어서 PCCS의 경우 초기 wet cooling에 의한 냉각 메커니즘의 중요성을 암시하고 있다. 따라서 이 절에서는 우선 액막의 열전달 현상을 다룬 기존의 연구들을 검토하여 액막해석 방법론을 알아본 뒤, PCCS 관련 연구들 중 습식냉각과 증발현상을 다룬 연구들을 중심으로 검토하여 요약하였다.

표 1.1에 요약된 기존의 주요 액막열전달 관련 연구들을 살펴보면, 액막 자체의 현열(sensible heat)에 의한 열전달현상과 액막경계면에서 증발에 기인한 잠열(latent heat)에 의한 열전달로 크게 나눌 수 있다. Chun/Seban[3]은 tube 외벽을 따라 흘러내리는 물막의 증발량을 측정하여 원래의 Nusselt 상관식에 파동 효과를 반영한 상관식을 유도하였다. 그는 또한 층류로부터 난류로의 천이가 물막의 Reynolds 수 외에 Kapitza 수에 의존한다고 서술하고 있다.

Fujita/Ueda[4]는 아포화(subcooled) 상태와 포화(saturated) 상태의 물막에 대한 실험을 수행하여 열전달계수 및 물막의 breakdown 조건을 연구하였다. Shmerler/Mudawwar[5]는 난류 물막으로부터의 증발에 관한 실험을 수행하여 채널 평균 열전달계수를 얻었으며 물막의 열적 진화 길이(thermal developing length)가 매우 크다는 것을 관측하였다.

물막표면으로부터 층류 가스 부력유동으로의 증발현상을 몇몇 연구자들은 수치해석적 방법을 도입하여 연구하였다. Chang[6]은 수직관 내에서 흘러내리는 물막으로부터의 열전달 및 증발에 의해 발생된 부력에 의해 유입되는 가스유동에 대한 수치해석을 수행하였다. 그는 물막이 매우 얇다는 가정 하에 물막에 대한 식을 이용하지 않고 가스 지배방정식의 경계조건으로 처리하였으며, 입출구 압력차가 없다는 가정을 이용해 입구속도를 구하였다. 그는 물막표면에서의 열전달은 증발에 의해 지배되며 짧은 관에서 열 및 증발이 활발하게 이루어진다고 서술하고 있다. Nelson[7]은 Chang과 비슷한 지배방정식을 사용하고 Aihara의 속도 입출구 조건을 사용하여 채널내에서의 열 및 질량전달에 대한 이론적 연구를 수행하였다. 이 연구의 결과에 의하면, 긴 채널에서 수치해석 결과는 완전발달된(fully developed) 해석해에 근접하였으며 채널내 열 및 질량 전달량은 특정한 Rayleigh 수 범위에서 수직벽 주위에서의 전달량에 비해 컸다. Tsay[8]는 수직벽에서 흘러내리는 에탄올 막의 증발에 대한 실험과 수치해석을 수행하였고 Yan[9]은 에탄올 막과 물막의 증발에 대한 실험과 수치해석을 수행하였다. 이들의 수치해석에서 특이한 점은, 물막에 대한 단순한 지배방정식을 가스 지배방정식과 함께 풀었고, Yan이 Prandtl-Kolmogorof 가정과 Hirshburg의 파동 자료를 이용해 파동효과를 수치해석에 반영하였다는 것이다. 이 연구에서 입구 유체의 온도가 증가하고 유량이 감소할수록 효과적인 증발이 이루어진다고 언급되고 있다. Chiang[10]은 부력유동에서 Chang과 Lin이 했던 바와 같이 채널의 위와 아래에 큰 부피의 영역을 계산영역에 포함시킴으로서 균일 입구속도 가정을 이용하지 않고 수치해석을 수행하였다.

AP600을 설계한 Westinghouse는 USNRC 인허가를 얻기 위해 일련의 실험을 수행하였으며, 그 결과를 바탕으로 AP600 Standard Safety

Analysis Report(SSAR)를 작성하여 NRC에 제출하였다[11]. 이 실험들은 주로 AP600 격납용기의 냉가능력평가와 관련하여, 액막거동과 wetting 비율 측정 실험, 액막에 의한 증발열전달 및 공기만에 의한 용기표면에서의 열전달 평가에 관한 실험, 외부 채널에서 압력강하 (pressure drop) 측정에 관한 실험 그리고 용기 내부의 증기응축열전달에 관한 실험 등을 포함한다.

또한 Westinghouse는 AP600의 격납용기를 해석하기 위해 WGOTHIC 코드를 개발하였다. 이 코드에서 열전달상관식은 McAdams의 수직벽 주위의 난류부력유동에 대한 상관식과 Colburn의 강제대류 상관식을 조합한 Churchill의 혼합유동 상관식을 이용한 1-D 모델로 이루어져 있다. 물막 표면으로부터의 증발상관식은 열전달상관식으로부터 열 및 질량전달간의 analogy 개념을 도입해 얻어졌다[12]. 실험에서 측정된 결과가 모델에 의해 예측된 결과와 잘 일치한다고 몇몇 논문에서 언급되고 있으나 자세한 실험자료는 공개되지 않고 있다.

Jun[13]은 AP600 격납건물을 모사하기 위해 격납건물을 약 1/10으로 축소한 실험장치를 제작하여 dry cooling과 wet cooling에 대해서 PCCS의 전반적인 열전달 실험을 수행하였다. 이 실험에서 붕괴열을 모사하기 위해 증기발생기가 이용되었다. 실험결과에 의하면 air baffle의 영향은 매우 작았으며 돔 상단부에서의 열전달계수가 수직벽에서의 열전달계수보다 컸다. 하지만 이 실험장치는 단순히 geometric scaling만에 의해서 축소됨으로서 실제 PCCS에 비해 매우 낮은 Gr 수, Re 수에서 실험이 이루어졌으며, 그 결과가 실제 계통의 전반적인 열전달 특성과 일치한다고 판단되지는 않는다.

Ambrosini[14]는 2m 수직 채널을 제작하여 dry cooling과 wet cooling에 대해 실험을 수행하였다. 이 실험의 중요한 결과는 증발 열전달량 계산에 있어서 analogy 개념이 매우 유용하다는 것이다. 한편 비교적 높은 온도에서 물막이 국부적으로 dry patch를 형성한다는 것이 관측되었다. 이 실험과 Westinghouse의 Heated Plate Test에서는 scale down 효과를 보상하기 위해 펌프에 의한 강제유동하에서 열전달 측정이 이루어졌으며 실험결과는 일반적인 강제대류 열전달상관식인 Colburn 상관식(W/H)이나 짧은 채널 효과가 반영된 Kreith 상관식을 이용한 모델과 비교되었다. 실제 PCCS에서 공기는 부



력에 의해서 유입되며, 유입되는 공기의 Re 수는 철제벽에서의 열속과 채널구조에 의존할 것이다. 또한 일반적으로 자연대류에 의한 열전달 특성은 강제대류와 다르다고 알려져 있다. 따라서 강제대류 상관식을 PCCS에 적용하기 위해서는 적절한 공기의 Re 수를 계산해야 하며 부력 효과를 반영하기 위한 보정이 필요하다고 판단된다.

Jung[15]은 전통적인 상사해석(scale analysis)방법을 PCCS에 적용한 연구를 수행하였다. 그는 열 및 질량전달이 일어나는 현상과 부력에 의해 구동되는 공기만의 난류유동이 상사계임을 증명하였으며, 공기만의 부력구동 난류유동에서 얻어진 결과를 이용하여 증발량을 계산할 수 있는 방법론을 제시하였다.

Kang[16]은 PCCS의 수직채널에서 wet cooling과 dry cooling시 열전달계수를 결정하기 위해 난류부력유동에 대한 2차원 수치해석을 수행하였다. 수치해석결과를 기존의 실험결과와 비교한 뒤 증발과정의 현상적 특징과 물막 및 공기 유량, 벽면온도 등이 증발량에 미치는 영향을 평가하였고, 기존에 증발량 계산에서 이용되는 analogy 방법과 수치해석 결과를 비교함으로써 analogy의 타당성을 조사하였다.

Kang[17]은 PCCS를 1/26로 scale down한 구조와 수직채널을 모사한 강제유동실험을 통하여, 공기유량, 액막온도, 액막유량, 그리고 수직채널의 폭 등이 열전달에 미치는 영향을 평가하여 열전달상관식을 결정하였다. 그의 실험 결과에 의하면, 공기의 유입 유량과 액막 온도의 증가는 증발의 증가를 초래하였으나, 액막 유량에 대한 효과는 상대적으로 작았다. 그리고 채널의 폭이 증가함에 따라, 열 및 질량전달이 증가함을 보였다.

기존의 해석적 연구를 살펴보면 크게 나누어 두 가지 방법으로 PCCS에 대한 해석을 수행하고 있는 것을 알 수 있다. 첫 번째 방법은 CONTEMPT와 같은 격납용기 해석코드와 열전달 상관식을 결합시켜 해석을 수행하는 방법으로 증발에 의한 열전달은 열 및 질량간의 상사성 개념에서 얻은 증발상관식으로부터 질량전달계수를 결정하는 방법을 주로 사용하고 있다[12,18]. 이 방법은 비록 full scale에 대한 해석일지라도 사용한 상관식이 자연대류 채널유동에 대한 증발상관식이 아니므로 실제 현상을 모사하는 데 부적절할 수 있다. 두 번째로 CFD방법에 의해 PCCS를 해석하고자 한 연구도 몇몇 있었지만

이 경우에도 대부분 소규모 구조의 수직채널에 국한하여 해석이 수행되었다. 앞에서 언급한 두 가지 방법에 근거한 해석의 특징을 다음과 같이 기술할 수 있다.

Westinghouse에서는 GOTHIC 코드에 액막 대류 에너지 수송모델(Liquid Film Convective Energy Transport Model)이라 하는 1-D mechanistic model을 결합시켜 AP600에 대한 Large Scale Test Facility의 용기압력과 열전달을 계산하였다[12]. 이 모델은 현열전달(sensible heat transfer)에 의한 액막의 온도증가를 해석할 수 있는 과냉각모델(subcooling model)을 포함하고 있다는 점이 특징이며, 액막경계면에서의 열전달 현상을 해석하기 위해 자연대류 및 강제대류 또는 두 현상이 복합적으로 존재하는 혼합유동(mixed flow)에 대해 그리고 내부유동(internal flow)과 외부유동(external flow)에 대해 각각 여러 종류의 열전달상관식을 사용하고 있고, 경계면에서의 질량전달을 해석하기 위해서 열 및 질량전달간의 유사성(heat and mass transfer analogy)에 근거한 상관식을 채택하고 있다.

Argonne National Laboratory (ANL)의 SUN[19]은 3차원 전산유체해석 코드인 COMMIX코드를 이용하여 PCCS 성능해석을 시도하였다. SUN은 열 및 질량전달 현상을 모의하기 위하여 격납용기 해석코드인 CONTAIN 코드의 모델을 사용하였으며, 증기의 응축과 증발에 의하여 격납용기 표면에 형성되는 액막의 열전달 효과를 모의하기 위하여 경계층류형태의 지배방정식을 액막두께에 대해 적분한 식을 차분화하여 얻은 액막추적 모델을 사용하였다. 해석 결과는 Westinghouse의 Small Scale Test의 열전달율을 20%의 오차 범위 내에서 예측하고 있다[20]. 그러나 SUN의 방법론을 범용전산코드에 적용하여 PCCS해석을 수행할 경우 다음과 같은 문제점이 있다.

첫째, 유동 해석에 대한 구체적인 방법론이 결여되어 있다. 즉 해석하고자 하는 유동장에 대한 기술과 지배방정식 및 난류유동에 대한 설명이 없을 뿐만 아니라 해석결과에서 볼 수 있듯이 해석하고자 하는 각 셀의 크기가 고전적인 CFD(Computational Fluid Dynamics) 난류해석 기법에 사용된 크기에 비해 과도하게 크다.

둘째, CONTAIN코드에서 사용하는 열전달 및 질량전달을 위한 실험상관식

을 사용할 경우 벽면온도인  $T_w$ 와 체적평균온도(bulk temperature)  $T_b$ 를 사용하게 된다. 그런데 격납용기 외부 채널 유동과 같이 거의 일정한 형상의 속도 및 온도장을 형성할 경우에는 평균온도와 속도를 부피평균(bulk) 값으로 사용할 수 있으나, 강철 격납용기 내부와 같이 재순환 유동이 발생하는 형상에서는  $T_b$ 를 명확하게 정의할 수가 없으므로 격자형태나 해석 방법에 따라서 결과가 다르게 나타날 가능성이 있다. 또한 범용 전산유체해석코드에서는 일반적으로 벽면과 유동유체와의 상호관계를 고전적인 해석방법을 도입하여 해석하며 PCCS와 같이 두 개의 독립된 유동장을 갖는 유동을 해석할 경우에는 실험상관식을 적용하기가 매우 어려운 점이 있다.

위와 같은 Mechanistic Model에 근거한 해석은 analogy 개념에 대한 다소 비판적인 시각이 존재하고 이와 더불어 특정 현상에 대한 세밀한 정보를 얻는데 한계가 있다는 단점을 가지고 있다. 더욱이 최근 CFD 분야의 발전과 컴퓨터 계산속도의 지속적인 개선에 기인하여 PCCS와 같은 대규모 계통에서의 열전달 현상을 모사하는 것이 가능하게 되었다. 그러나 응축 및 증발과 관련된 액막 거동을 해석하기 위해서는 액막에 대한 모델의 적용이 요구되며, 액막경계면에서의 열 및 질량, 그리고 운동량전달 효과를 고려해 주어야 한다.

### 1.3 연구목적 및 범위

AP600의 PCCS 계통은 벽에 의해 분리된 서로 독립된 두 개의 유동장을 가지는 구조로 구성되므로 철제용기 벽에서 전도에 의한 열전달이 존재하는 반면 벽면을 통한 운동량이나 질량전달은 존재하지 않는다. 그러나 사고시 벽면의 온도증가에 기인한 자연대류에 의해 채널유동이 형성되므로 원칙적으로 격납용기 내부와 외부 채널을 함께 해석하는 것이 타당하지만 이럴 경우 해석영역이 매우 증가하게 되고 철제용기 내부의 구조물에 의한 복잡한 구조를 고려할 때 현재 CFD 기법으로 철제용기의 내부와 외부에 존재하는 모든 물리현상을 해석하는 데는 한계가 있다고 판단된다. 그리고 1.1절에서 언급한 바와 같이 철제용기 외벽액막의 증발에 의한 열전달이 용기 내부의 응축열전달에 대한 내벽의 온도조건을 결정하게 되므로 PCCS의 냉각능력은 주로 용기외벽의

증발에 의한 냉각에 크게 의존할 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 철제용기와 air baffle에 의해 한정된 돔 및 굴뚝부분을 포함하는 전 외부채널에 대해 열유동 해석을 수행하고자 한다.

앞 절에서 언급한 PCCS 관련 기존의 연구들 중 실험적 연구는 대부분의 실험들이 축소된 실험장치와 실제와 다른 구조에서 수행되어져 실제로 높이 50m 정도(유로가 상승하는 지점부터 굴뚝까지) 규모의 full scale PCCS구조에서 열유동현상을 모사 하는데는 많은 제한성을 가지고 있다. 특히 주목할 만한 것은 축소 효과를 보상하기 위해 대부분의 경우 강제유동조건하에서 수직채널에 국한하여 실험이 이루어 졌다. 일반적으로 강제대류는 자연대류에 비해 열전달특성이 다르며, 축소된 소규모의 실험을 통하여 PCCS와 같은 거대한 규모의 열전달현상을 예측하는데 있어서 많은 오류가 포함될 수 있다.

한편 기존의 해석적 연구에서는 대부분의 해석이 수직채널에 국한되어 있는 것을 볼 수 있는데 이는 전체 열전달 중 돔부분에서의 열전달이 차지하는 비율이 적다는 가정과 돔부분에서의 곡선유로와 유로 팽창에 기인하여 수치해석상의 해를 얻기가 쉽지 않다는 사실에 기인한다고 판단된다. 그러나 AP600의 경우 돔영역은 상당히 넓은 열전달면적을 가지고 있으므로, 냉각메카니즘이 자연대류임을 감안할 때 이 영역에서 부가되는 부력효과도 전체 유동장해석에 포함시켜 해석하는 것이 타당하다. 또한, 돔부분에서 유동단면적 및 유로변화에 기인하여 유동불안정성(flow instability) 및 경계층박리(boundary layer separation)와 같은 현상이 발생할 가능성도 배제할 수 없고, 이러한 현상들이 열전달에 미치는 효과도 고려되어야 한다. 돔영역을 포함한 PCCS 외부채널과 같은 유동은 강제대류와 달리 하류의 유동조건이 상류에 영향을 미치는 elliptical problem이므로 돔부분을 수직채널 부분과 함께 해석하는 것이 타당하다고 판단된다. 따라서, 돔과 채널의 두 영역에서 함께 적용될 수 있는 액막 해석 모델이 필요하다.

한편 액막에 의해 냉각이 이루어질 경우 PCCS의 냉각능력은 다음과 같은 인자에 주로 의존할 것으로 판단된다.

- (1) 액막과 증기-공기 혼합가스의 경계면에서 증발에 의한 열전달계수
- (2) 부력에 의해 주어지는 구동력, 즉 채널입구속도

- (3) 공기 유로에서의 압력손실(pressure loss)
- (4) 액막에 의해 적셔 지는 열전달면적과 물의 분포유형
- (5) 바람조건, plant 근처의 지형

위의 항목들 중 마지막 항목은 본 연구의 범위에서 벗어나므로 배제하였고, 네 번째 항목에서 dry patch나 rivulet과 같은 액막의 깨짐(breakdown)현상은 고려하지 않았다.

본 연구의 목적은 PCCS의 냉각능력을 평가하기 위한 것이므로 액막과 혼합가스 경계면에서 증발에 의한 열전달현상을 모델링하였다. 이를 위해 철제벽 외부의 증발 액막을 모사할 수 있는 액막해석 모델을 개발하였고, 이 액막모델을 전체 철제용기 외벽에 적용하는 해석방법론을 수립하였다. 또한 개발한 액막 모델을 기존의 상용코드와 결합하여 돔 및 굴뚝영역을 포함한 전 채널의 full scale구조에 대해 열전달특성을 해석하였으며, PCCS 성능에 중요한 영향을 미치는 다음의 주요인자들을 평가하기 위해 해석을 수행하였다.

- (1) 벽면 온도변화에 따른 채널입구의 공기유입속도변화
- (2) 액막유량이 열전달에 미치는 영향평가
- (3) 돔 및 액막의 존재유무에 따라 달라지는 열전달특성 및 유동특성 해석
- (4) 액막의 dry-out point에 대한 해석
- (5) 채널 폭/벽면의 온도변화가 열전달에 미치는 영향 평가 및 민감도분석
- (6) 액막모델을 통한 증발량 및 열전달량 평가

표 1.1 기존 주요 증발관련 연구

연구자 주요사항	연구방법	연구초점	구조/액막유체	연구결과 및 비고
Chun/Seban (1971)	이론적 연구	액막	수직관외벽/물	관의 길이에 따른 평균열전달계수
Fujita/Ueda (1976)	실험	액막	수직관외벽/물	열전계수에 대한 Data, 액막의 Breakdown 조건.
Chang (1986)	수치해석	경계면/가스	수직관내벽/물	온도, 압력, 관의 길이가 열 및 질량전달에 미치는 영향, 액막을 경계조건으로 처리.
Shmerler/Mudawwar(1987)	실험/수치해석	액막	수직관외벽/물	열전달상관식, 매우 짧은 열적진화길이 예측
Yan/Lin (1990)	실험/수치해석	경계면/가스	수직채널/물, 에탄올	열속에 대한 실험상관식, 잠열에 의한 열전달이 대부분을 차지
Kang (1996)	수치해석	경계면/가스	수직채널/물	수치해석에 의한 열전달상관식

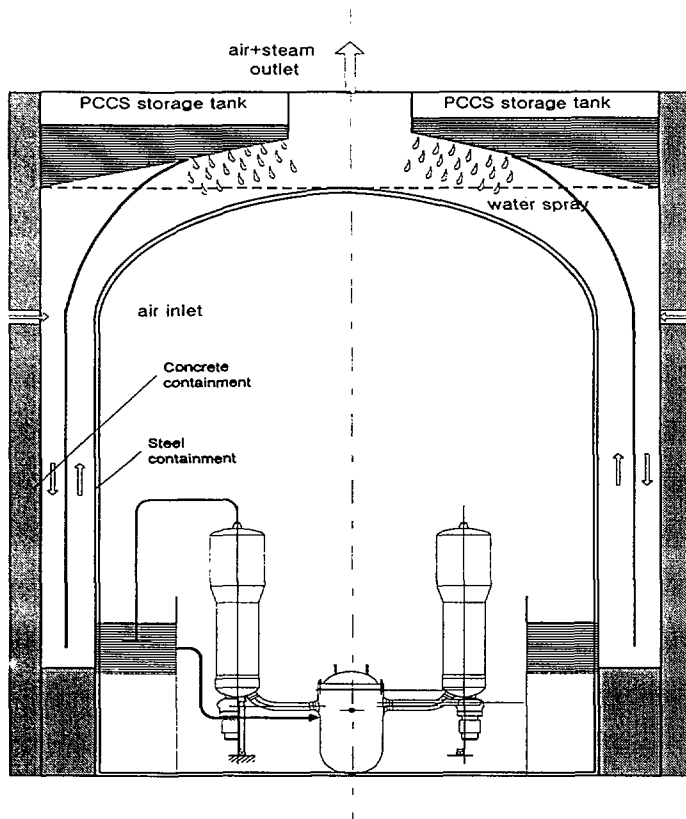


그림 1.1 PCCS의 개념도

## 2 지배방정식 및 경계조건

### 2.1 해석 영역 및 주요현상

본 연구에서는 돔을 포함한 전체 PCCS 외부채널에 대한 해석을 수행하고자 하며, 해석영역은 그림 2.1과 같다. 돔상단부에서 살수된 물은 중력에 의해 물막을 형성하여 돔을 거친 뒤 수직환형공간의 철제벽면을 따라 흘러내린다. 이때 액막표면에서는 액막표면과 공기 쪽의 온도차에 의해 증발 및 현열전달이 발생한다. 열전달 및 질량전달에 의해 증기-공기 혼합영역의 밀도는 주변 (ambient)의 밀도보다 감소하여 부력에 의해 상승하고, 한 지점에서 이 혼합물이 상승하면 그 지점의 빈 공간을 바로 아래에 있는 유체가 채우게되므로 결국 채널입구에서는 외부공기를 빨아들이게 되고, 결과적으로 주유동은 상향으로 형성된다. 따라서 외부 유동은 중력에 의해 하향으로 흘러내리는 액막과 부력에 의해 상향으로 유동하는 혼합체로 구성되는 counter-current 유동특성을 보이게 된다. 따라서 외부채널에서는 순전히 부력에 의해서만 유동이 발생하며, 이 유동은 입구역역 및 환형 공간의 수직 채널영역, 유로 및 유동 단면적이 변하는 돔영역 및 굴뚝영역을 지나 외부로 방출된다.

### 2.2 지배방정식

#### 2.2.1 액막 영역

철제격납용기 표면액막은 단순히 중력에 의해 흘러내리는 유동특성을 가지고 있고, 다음과 같은 지배방정식을 세우기 위한 가정을 적용하고자 한다.

- (1) 모든 현상은 2차원 축대칭이다.
- (2) 액막내부에서는 경계층류 지배방정식이 적용된다.
- (3) 액막내 유동은  $Re_f$ 수가 1500미만으로 층류로 가정한다[15].
- (4) 철제벽면 표면에서 boiling이 발생하지 않는다[15].



- (5) 액막경계면에서의 파동현상 및 운동량 전달은 고려하지 않는다.  
 (6) 액막의 속도가 비교적 작으므로 에너지소산과정은 고려하지 않는다.

위와 같은 가정 하에 비직각좌표계를 도입하여 철제용기 표면의 액막에 미소체적에 대해 경계층류 형태의 지배방정식을 부록 A와 같이 유도할 수 있고, 질량, 운동량, 그리고 에너지 방정식을 기술하면 다음과 같이 나타낼 수 있다 [21].

$$\frac{\partial ru_L}{\partial x} + \frac{\partial rv_L}{\partial y} = 0 \quad (2.1)$$

$$\rho_L \left[ \frac{\partial u_L}{\partial t} + u_L \frac{\partial u_L}{\partial x} + v_L \frac{\partial u_L}{\partial y} \right] = \mu_L \frac{\partial^2 u_L}{\partial y^2} + g \rho_L \cos \beta \quad (2.2)$$

$$\rho_L c_{pL} \left[ \frac{\partial T_L}{\partial t} + u_L \frac{\partial T_L}{\partial x} + v_L \frac{\partial T_L}{\partial y} \right] = k_L \frac{\partial^2 T_L}{\partial y^2} \quad (2.3)$$

이 지배방정식에서 철제격납용기의 중심 축으로부터의 거리  $r$ 이 운동량방정식과 에너지방정식에서 연속조건에 의해 제거되어 연속방정식에서만  $r$ 이 포함되고 나머지 두 방정식은 직각좌표계의 경계층류형태의 지배방정식과 동일하다. 운동량방정식의 부력 항에 있는  $\beta$ 는 중력방향과 철제용기의 접선 사이의 각도로  $\cos \beta$  값은 돔부분에서는 0에서 1사이의 값이 되고, 수직채널부분에서는 1의 값을 가지게 된다.

### 2.2.2 공기-증기 혼합영역

질량전달은 여러 가지 현상으로부터 초래되는데 질량이 한 지점으로부터 다른 지점으로 이동한다는 점을 고려할 때 대류와 관련된다. 이 경우 거시적인 수준에서 질량전달이 발생하며, 유체의 혼합물이 농도 구배를 가지고 존재하면, 고농도 영역에서 저농도 영역으로 확산되므로 질량전달이 발생한다. 따라서, 질량전달현상은 분자척도(molecular scale)에서의 질량확산과 대류의 과정

에서 초래되는 bulk mass transfer를 모두 포함한다. 난류를 포함한 유동에서, 확산은 분자수준에서 뿐 아니라, 혼합과정이 열전달과 점성작용을 증가시키는 것처럼 eddy의 혼합과정에서 질량확산이 가속된다. 일반적으로, 실제의 증발 과정에서는 분자에 의한 확산보다 난류확산과 대류수송에 의해 대부분의 질량 전달이 발생한다.

증기-공기 혼합영역에서는 액막 경계면으로부터 증기를 공급된 증기가 확산과 대류의 과정을 거쳐 수송되므로 연속, 운동량, 에너지 방정식 외에 증기분률에 대한 거동을 모사하기 위한 증기 분률에 대한 추가의 수송방정식이 필요하며 다음과 같은 가정들을 적용하였다.

- (1) 모든 현상은 2차원 축 대칭적이다.
  - (2) 증기-공기의 유동은 입구에서부터 난류이다.
  - (3) 운동량 방정식에서 부력 항을 온도로 근사한다(Boussinesq 가정).
  - (4) 증기-공기 유동의 속도가 작으므로 에너지소산과정은 고려되지 않는다.
- 위의 가정을 사용하여 혼합영역에 대한 지배방정식을 세우면 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_g u_{gj}) = 0 \quad (2.4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_g u_{gi}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_g u_{gj} u_{gi}) = & -\frac{\partial p_d}{\partial x_i} + (\rho_g - \rho_{g\infty})g_i \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ (\mu_g + \mu_{tg}) \left( \frac{\partial u_{gi}}{\partial x_j} + \frac{\partial u_{gj}}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho_g k \delta_{ij} \right\} \end{aligned} \quad (2.5)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_g c_{pg} T_g) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_g c_{pg} u_{gj} T_g) = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left( k_g + \frac{c_{pg} \mu_{tg}}{\text{Pr}_{tg}} \right) \frac{\partial T_g}{\partial x_j} \right\} \\ & - \rho_g D_g (c_{pv} - c_{pa}) \frac{\partial T_g}{\partial x_j} \frac{\partial W_g}{\partial x_j} \end{aligned} \quad (2.6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_g W_g) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_g u_{gj} W_g) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left( \rho_g D_g + \frac{\mu_{tg}}{\text{Sc}_{tg}} \right) \frac{\partial W_g}{\partial x} \right\} \quad (2.7)$$

여기서, 부력 항은 Boussinesq 가정[22,23]을 사용할 경우 질량분률 변화에 의한 밀도변화와 온도변화에 의한 밀도변화로 표현될 수 있고 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\rho - \rho_{g\infty} = \rho_{g\infty} [\alpha(W_g - W_\infty) + \beta(T_g - T_{g\infty})] \quad (2.8)$$

### 2.2.3 난류모델

강제대류의 경우 층류에서 난류로 천이되는 척도로서 Re 수를 사용한다. 관 내유동의 경우 층류에서 난류로 천이되는 영역은  $2000 < Re_d < 4000$  범위이며 여기서 d는 관의 내부 직경을 의미한다[24]. 자연대류의 경우 층류에서 난류로의 천이는 부력과 점성력의 상대적인 크기에 의존하며 이에 대한 척도로서 Gr 수 또는 Ra 수를 사용하고 다음과 같이 정의된다.

$$Gr_x = \frac{g\beta x^3(T_w - T_b)}{\nu^2} \quad (2.9)$$

$$Ra_x = Gr_x Pr = \frac{g\beta x^3(T_w - T_b)}{\nu\alpha} \quad (2.10)$$

수직벽 주위의 자연대류 유동의 경우 층류에서 난류로 천이되는 임계 Ra 수는  $\sim 10^9$  정도이다[25]. 채널유동과 관련하여 Miyamoto와 Hugot[26,27]의 실험 결과에 의하면 다양한 실험조건에 대해 임계 Ra 수는  $\sim 10^5$  정도이고, 1m 미만에서 천이가 발생하였다. PCCS의 철제 벽면과 bulk의 온도차를 30 °C로 가정할 때, 채널입구에서 1m 정도의 높이에서 Pr 수는 약  $4 \times 10^9$ 으로 수직채널 부분만 감안하더라도 23.4m 이고 Ra수는 x의 3제곱에 비례하므로 해석하고자 하는 대부분의 영역이 난류 상태임을 알 수 있다.

전 절의 지배방정식에서  $\mu_{tg}$ 는 난류에 의한 추가의 점성도로 일반적으로

분자간의 점성도에 비해 10배 이상의 값을 가지며 난류를 모델링함으로써 결정되고 이로써 지배방정식은 닫힌 형태(closed form)가 된다. 현재까지 개발된 여러 난류모델이 있으나 각 모델의 적용범위와 한계가 정해져 있고, 유동특성에 따라 다양한 모델이 제시되어 왔다. 본 연구에서는 일반적으로 자연대류 열전달 특성분석에서 실험치와 비교적 잘 맞는다고 알려진 low Reynolds number k- $\epsilon$  난류모델을 사용하고자 한다.

Low Reynolds number k- $\epsilon$  난류모델에서 와점성계수  $\mu_t$ 는 다음과 같은 관계식에 의해 표현된다.

$$\mu_t = C_\mu F_\mu \rho \frac{k^2}{\epsilon} \quad (2.11)$$

여기서, 난류 운동에너지 k와 난류 에너지소산을  $\epsilon$ 는 각각의 수송방정식으로부터 결정되며, 이로부터 와점성계수  $\mu_t$ 가 계산된다.

### 2.3 액막 경계면에서 열 및 질량 전달

물막과 증기-공기 혼합층 사이의 경계면조건(interface condition)으로 제시할 수 있는 물리적 조건은 연속조건과 열역학적 평형조건으로 나눌 수 있다. 액막 경계면에서 속도, 온도, 응력에 대한 연속조건은 다음과 같다.

$$\text{속도} \quad u_L = u_g = u_I \quad (2.12)$$

$$\text{응력} \quad \tau_L = \tau_g = \tau_I \quad (2.13)$$

$$\text{온도} \quad T_L = T_g = T_I \quad (2.14)$$

액막경계면에서 증발이 발생할 경우 경계면에서의 열전달은 경계면의 온도와 bulk의 온도차에 기인한 열전달 및 증발에 의한 잠열전달로 구성되며, 경계면에서 열역학적 평형상태를 가정하면, 질량 및 에너지에 대해 다음과 같은 조건들을 유도할 수 있다.

$$\rho_L(v_L - u_L \frac{d\delta}{dx}) = \rho_g(v_g - u_g \frac{d\delta}{dx}) = \dot{m} \quad (2.15)$$

$$q_L'' = q_g'' = q_I'' = -k_g \frac{\partial T_g}{\partial y} + \rho_g v_g h_{fg} \quad (2.16)$$

식 (2.16)에서 우변의 첫 번째 항은 현열에 의한 열전달을 의미하며, 두 번째 항은 증발에 의한 잠열전달을 의미한다. 이 두 항이 전체 열전달에 미치는 영향은 주로 액막경계면의 온도에 의존하고, 공기의 Re 수에 따른 전체 열속에 대한 증발열속의 비율을 살펴보면 대기압 상태에서 포화 온도인 100°C에 가까워짐에 따라 급격히 증가하는 것을 볼 수 있는데, Kang[16]의 수치해석 결과에 의하면 벽면의 온도가 50°C에서 90°C로 증가하면 온도차 ( $T_w - T_{amb}$ )는 2.3배 증가하는데 비해 증발량은 7배 이상 증가한다고 기술하는데, 이는 온도증가에 따른 액막 경계면에서의 증기의 분압이 비선형적으로 증가하기 때문이다. 그리고, 다음과 같이 전체 열전달계수를 정의할 수 있다. 즉,

$$h_t = h_s + h_e \quad (2.17)$$

여기서,  $h_s$  = 현열 열전달계수

$h_e$  = 증발열전달계수

수치적으로 열유동장을 해석하여 액막 경계면에서의 열전달계수를 구할 경우 위의 두 식에 근거하여 다음과 같이 전체 열전달계수를 정의할 수 있다.

$$q_t'' = h_t(T_I - T_b) = -k_g \frac{\partial T_g}{\partial y} + \rho_g v_g h_{fg} \quad (2.18)$$

여기서  $T_b$ 는 bulk 온도를 의미하며 채널이나 파이프와 같은 내부유동에서 국부 열전달계수(local heat transfer coefficient)를 구할 경우 채널 횡방향에

대한 질량 평균온도를 사용한다. 위의 관계식에서 잠열에 의한 증발열전달계수  $h_e$ 와 이와 관련된 부차원 수인 Nu 수는 다음과 같이 표현된다.

$$h_e = \frac{\rho_g v_g h_{fg}}{(T_I - T_b)} \quad (2.19)$$

$$Nu_x = \frac{h_e D_h}{k} = - \frac{D_h}{(T_I - T_b)} \left. \frac{\partial W}{\partial y} \right|_I \quad (2.20)$$

또한 벽면에서 액막을 통해 열전달이 이루어 질 경우, overall heat transfer coefficient U는 다음과 같이 기술할 수 있다.

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_L} + \frac{1}{h_{gas}} \quad (2.21)$$

일반적으로 액막의 열전달계수  $h_L$ 은 가스의 열전달계수  $h_{gas}$ 보다 훨씬 크고, 따라서 액막내에서의 온도변화가 작다는 것을 의미한다. 이는 비응축성 가스가 존재할 경우 강제대류의 응축문제에서 액막의 열저항을 포함시키는 것은 전체열전달에 큰 영향을 주지 않는다는 Corradini[28]의 언급과 일치한다. 또한 응축문제와 관련하여 가스 영역에 증기 이외에 비응축성 가스가 존재하는 경우 경계면에서의 증기의 부분압을 감소시켜 열저항으로 작용하므로 열전달계수가 크게 감소하는 것으로 알려져 있다[28,29].

경계면에서의 증발 열전달을 계산하기 위해서는 액막경계면에서 증기의 증발에 의한 질량속(Mass Flux)을 계산해야 한다. 증발 및 증축과 관련된 질량속을 이론적으로 구하기 위해 여러 가지 방법이 제시되어 왔다. 이 중 확산이론(diffusion layer theory)은 주로 응축문제와 관련하여 고려되어 왔으며, 질량전달은 얇은 막(thin layer)을 통해 조절되는데, bulk와 interface의 partial pressure 차를 이 압력비에 대한 로그평균으로 나눈 값이 구동력이 된다는 것을 주요 내용으로 하고 있다. 수직벽응축의 경우 laminar boundary layer에 대해서는 Sparrow와 Lin 등[30]이 해석적 연구를 수행했고, Peterson 등[31]이

요약했다. 원자력분야에서는 Uchida 등[32]에 의해 제시된 가스와 steam의 무게비에 대한 열전달계수의 empirical curve fit을 사용해왔다.

액막표면온도는 경계면에서 증기의 분압에 대응하는 포화온도와 일치한다고 가정하면, 경계면에서 y만큼 떨어진 위치에서 공기와 증기의 질량속(molar flux),  $m''_a$  와  $m''_v$ 는[29],

$$m''_a = m'' W_a - D_v \rho \frac{dW_a}{dy} \quad (2.22)$$

$$m''_v = m'' W_v - D_v \rho \frac{dW_v}{dy} \quad (2.23)$$

여기서,  $W_a$ ,  $W_v$  = 공기와 증기의 질량분률

$m''$  = 공기-증기 혼합물의 질량속

$\rho$  = 공기-증기 혼합물의 밀도

$v$  = 공기-증기 혼합물의 속도

$D_v$  = binary diffusion coefficient

$$W_a + W_v = 1 \quad (2.24)$$

$$m'' = m''_a + m''_v = \rho v \quad (2.25)$$

액막 경계면을 비응축성 기체인 공기는 통과할 수 없고, 증기만이 증발을 통해서 통과할 수 있는 반투막(semipermeable plane)이라고 가정하면  $m''_a = 0$ 이고, 질량분률에 대한 제한 조건식 (2.24)를 이용하면 경계면에서의 증기의 속도(blowing velocity)는 다음의 식으로 나타낼 수 있다[33].

$$v_v = - \frac{D_v}{1 - W_v} \frac{\partial W_v}{\partial y} \Big|_I \quad (2.26)$$

여기서,  $W_v$  = 경계면에서 증기의 질량분률이고,  $D_v$ 는 공기-증기 혼합물

에서의 binary diffusion coefficient로 다음과 같이 주어진다[34].

$$D_v = \frac{4.40 \times 10^{-6} T^{2.334}}{P} \quad (2.27)$$

위 식에서 혼합물에 대한 온도 T와 압력 P는 각각 증발이 발생하는 격자에서의 온도와 압력을 의미한다.

위의 관계식을 이용하여 액막경계면에서 질량속  $m''$ 과 Sh 수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$m''_{v,I} = \rho_v v_v = - \frac{\rho_v D_v}{1 - W_v} \frac{\partial W_v}{\partial y} \Big|_I = h_M \rho_v (W_{v,I} - W_{v,b}) \quad (2.28)$$

여기서,  $\rho_v$  = 경계면에서 vapor의 밀도

$h_M$  = 질량전달계수

$W_b$  = bulk에서의 질량분률

$$Sh_x = \frac{h_M D_h}{D_v} = - \frac{D_h}{(W_v - W_b)(1 - W_v)} \frac{\partial W}{\partial y} \Big|_I \quad (2.29)$$

식 (2.26)을 이용하여 증기의 액막의 증발속도를 계산하기 위하여 액막경계면에서의 증기 질량분율의 구배를 계산하여야 하며, 이를 계산하기 위해서는 액막 표면과 유동장내부의 증기 질량분율의 값을 알아야 한다. 유동장내의 증기 질량분율은 각 성분별 질량보존 방정식에 의해서 계산된다. 그러나 액막 경계면에서의 질량분율은 수송방정식에서 결정되지 않으므로 Dalton의 분압법칙과 이상기체 상태방정식을 사용하여 계산한다.

액막 경계면에서 증기의 질량분율은 계산하기 위하여 이상기체의 상태방정식으로부터 증기와 공기의 질량을 다음과 같이 나타낼 수 있다.



$$m_v = \frac{P_v V}{R_v T}, \quad m_a = \frac{P_a V}{R_a T} \quad (2.30)$$

두 개의 이상기체로 이루어진 혼합기체에서 각 성분의 질량분율은 분자량과 분압으로 나타낼 수 있으므로, 수증기의 질량분율을 분자량과 분압으로 나타내면 다음의 식과 같이 된다.

$$w_v = \frac{m_v}{m_v + m_a} = \frac{M_v p_v}{M_v p_v + M_a p_a} = \frac{M_v p_v}{M_v p_v + M_a (p_T - p_v)} \quad (2.31)$$

여기서  $M_v$  = 증기의 분자량,  $M_a$  = 공기의 분자량,  $p_v$  = 액막과 증기/공기 혼합기체의 경계 면에서의 증기의 분압,  $p_T$  = 액막과 증기/공기 혼합기체의 경계 면에서의 총 압력을 의미한다.

## 2.4 물성치 및 bulk 온도

PCCS에서 계통의 압력은 1기압이므로 유동의 변화, 온도변화, 그리고 농도 변화에 의한 압력의 변화는 크지 않을 것으로 판단된다. 따라서 압력 변화에 따른 물성치 변화는 무시하고 온도변화에 따른 영향만을 고려하였다. 우선 증발이 발생하는 액막의 물과 증기에 대해서는 계산이 수행되는 격자의 온도에 따라 ASME steam table로부터 밀도, 점성도, 비열, 그리고 열전도도에 대한 값을 읽어들이어 계산을 수행하도록 하였으며, 공기에 대해서는 다음과 같이 온도변화에 따른 물성치 변화를 fitting 식을 사용하여 온도에 대한 영향을 고려하였다.

$$\rho(T) = 4.473 - 2.106 \times 10^{-2} T + 4.368 \times 10^{-5} T^2 - 3.367 \times 10^{-8} T^3 \quad (2.32)$$

$$k(T) = -6.867 \times 10^{-3} + 1.679 \times 10^{-4} T - 2.261 \times 10^{-7} T^2 + 1.77 \times 10^{-10} T^3 \quad (2.33)$$

$$c_p(T) = 1.011 \times 10^3 - 7.365 \times 10^{-2} T + 1.158 \times 10^{-4} T^2 + 2.015 \times 10^{-7} T^3 \quad (2.34)$$

$$\mu(T) = -8.9 \times 10^{-7} + 8.896 \times 10^{-8}T - 1.036 \times 10^{-10}T^2 + 7.527 \times 10^{-14}T^3 \quad (2.35)$$

$$\beta(T) = \frac{1}{T} \quad (2.36)$$

한편 액막경계면에서 열전달율을 구하기 위해 bulk 온도를 정의해야 하는데, 식 (2.19)과 같이 열전달 계수를 정의할 경우, 수직벽 주위의 유동과 같은 외부유동(external flow)에서는 경계층 밖의 free-stream 조건이 존재하므로 bulk 온도  $T_b$ 를 쉽게 정의할 수 있지만 관내유동, 채널유동, 그리고 캐비티 유동(cavity flow)과 같은 내부유동(internal flow)에서는 일반적으로 free stream 조건이 존재하지 않으므로 에너지-평균 유동온도를 사용하며 관내유동일 경우  $T_b$ 는 다음과 같이 정의된다[24].

$$T_b = \bar{T} = \frac{\int_0^{r_0} \rho \, 2\pi \, dr \, u c_p T}{\int_0^{r_0} \rho \, 2\pi \, dr \, u c_p T} \quad (2.37)$$

위 식에서 분자는 관을 통한 전체 에너지 흐름을, 분모는 질량유량에 비열을 곱하여 유동단면적에 대해 적분한 값으로 bulk 온도  $T_b$ 는 특정위치에서 전체 유동 단면적에 대해 질량-에너지 평균온도를 의미한다. 입구에서부터 완전 발달된(fully developed) 유동을 가정하면 속도 및 온도 분포는 변하지 않으므로 bulk 온도는 유동단면적 평균 온도로부터 계산된다. 따라서 본 연구에서는 열전달계수를 정의할 때 bulk 온도를 면적평균 온도로부터 결정하였다.

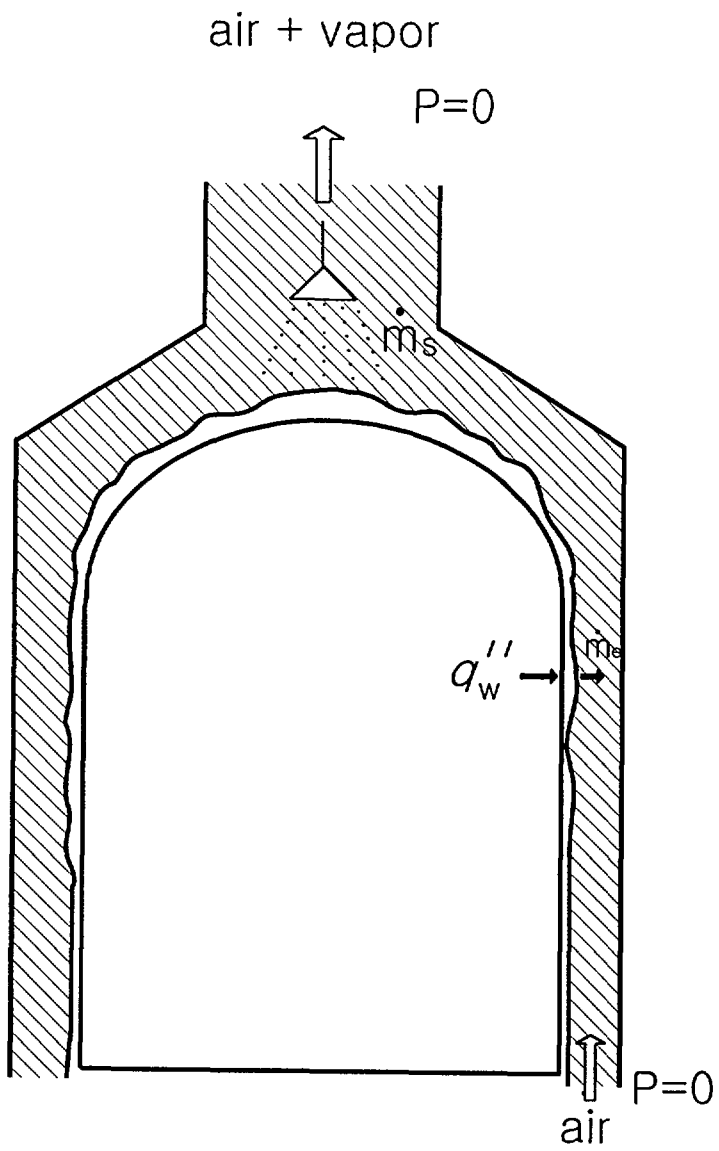


그림 2.1 해석영역

### 3 액막 모델링

#### 3.1 액막해석 방법론

일반적으로 응축과 증발에 관련된 액막을 해석하기 위해 경계층이론에 근거한 해석, 실험상관식에 의한 방법, 그리고 열 및 질량전달간의 상사성을 통한 해석방법의 3가지 범주로 액막모델링방법을 분류할 수 있다[35].

Nusselt는 해석적인 방법으로 수직평판에서의 층류 응축액막에 대한 열전달 계수를 최초로 제시했다. 그는 해석해를 구하기 위해 일정한 물성치, 층류액막, 액막과 증기사이의 drag 무시, 전도만에 의한 열전달, 응축액막의 포화 등을 가정하였다. Nusselt 이후 Dehbi 등[36]과 같은 많은 연구자들은 경계층류 방정식으로부터 수치 해를 구하고자 했다. 이들은 대개 액막과 혼합영역을 따로 풀어 액막경계면에서의 동일한 속도, 응력, 온도, 열속과 같은 조건을 이용하여 수치 해를 구하고자 했다. 그러나 이러한 수치 해의 단점은 수치적으로 미분방정식을 푸는데 있어서의 복잡성과 수치 해를 구하는 과정에서 물리적인 직관이 결여될 수 있다는 점이다. 특히, PCCS 구조와 같은 거대한 규모의 구조에서 액막내에도 계산 셀을 위치시켜 해석할 경우, 해석시간은 물론 수렴된 해를 얻기가 힘들다. 따라서, PCCS 철제벽면에서 증발에 의한 열전달현상을 해석하기 위해서는 좀 더 단순한 모델이 필요하다.

액막에 대한 미분방정식을 푸는 것을 피하는 방법 중 가장 간단한 것은 변수들을 결정하기 위해 실험상관식을 이용하는 것이다. 일반적으로 가장 잘 알려진 상관식은 CONTEMPT와 같은 코드에서 채택하고 있는 Uchida 등에 의한 상관식이다[31,33]. 그러나 이러한 상관식에 의한 해석 방법의 단점은, 실험 조건범위를 벗어나는 경우 적용에 제한성이 있고, 특정 물리현상을 포함하지 않을 수 있으며, 물리적 현상에 대한 충분한 직관을 주기가 어렵다는 점이다.

마지막으로, 경계층 이론에 근거한 해석방법에 비해 다소 비판적인 시각이 있지만, 적용범위가 넓고, 물리현상에 대한 직관을 가질 수 있으면서도 중요한 물리현상을 내포하므로, 현재 CONTEMPT와 같은 격납용기 해석코드에서 채택하고 있는 상사성에 근거한 해석 방법이 있다. 열 및 질량전달간의 상사성

은 Colburn과 Hougen[37]에 의해 최초로 도입된 이후, 최근 Peterson 등[31]에 이르기까지 많은 연구자들은 analogy 개념을 통해 열전달계수로터 질량전달계수를 유추하여 해석에 적용하고 있다.

이 장에서는 위에서 언급한 세 가지 해석방법 중 경계층 형태의 지배방정식에서 출발하여 속도 및 온도분포를 구한 뒤, 이 분포를 이용하여 PCCS 철제외벽면에서 표현될 수 있는 단순화된 액막모델(simplified liquid film model)을 구한 뒤, 이 모델을 적용하는 방법론에 대해 기술하고자 한다.

### 3.2 액막 속도 및 온도분포

Kang[16]이 수행한 수직채널의 증발액막에 대한 수치해석 결과, 액막내부의 속도분포는 포물선형이고 온도는 선형적인 분포라고 언급하고 있다. 특히 그는 액막의 온도를 선형적이라고 가정한 결과와 액막내에서 수많은 격자를 사용하여 해석한 결과 오차는 2%미만이라고 기술하고 있다. 이는 액막이 0.3 mm이하로 아주 얇으므로 액막내부의 열전달은 과동효과를 제외하고는 주로 전도에 의해 지배되기 때문이라고 판단된다. 더욱이 역막을 통한 열전달은 2.3.2절에서 기술한 바와 같이 주로 벽면온도와 액막경계면의 온도차이는 아주 적으므로 온도분포를 선형으로 가정하더라도 해석결과에 큰 영향을 미치지 않을 것으로 판단된다.

이와 더불어 액막내 포물선형 속도 및 선형 온도분포에 대한 타당성을 경계층이론에 근거하여 설명할 수 있다. 관성항은  $\rho_L \delta^2 / \mu_L$ 의 시간척도(time scale)를 가지고, 교란(disturbance)이 발생했을 경우 정상속도분포에 도달하는데 필요한 시간을 의미한다. 두께가 0.1-1mm의 물막인 경우, 상온에서 시간척도(time scale)는 0.01-1sec 정도이므로 주어진 교란의 time scale이 0.01-1sec 보다도 훨씬 클 경우 관성효과는 무시될 수 있다[19]. 물의 경우 Pr수가 크므로 속도분포는 하류로 진행하면서 변화하지 않는 것으로 가정한다. 이 가정으로부터 대류 항에 대해서는,

$$\rho_L \frac{\partial u_L}{\partial t} \approx 0, \quad \frac{\partial u_L}{\partial y} \gg \frac{\partial u_L}{\partial x}, \quad \frac{\partial v_L}{\partial y}, \quad v_L \approx 0 \quad (3.1)$$

와 같이 근사할 수 있다.

따라서, 물막에 대한 운동량 방정식에서 관성항과 대류 항은 무시할 수 있다고 가정하고, 벽면에서의 no-slip 조건과 경계 면에서의 응력은 무시할만하다는 가정 하에 해석 해를 구하면,

$$u_L = \frac{\rho_L g \cos \beta}{\mu} (\delta y - y^2/2) \quad (3.2)$$

이 된다. 여기서  $y$ 는 격납용기 표면으로부터의 수직거리를,  $\beta$ 는 중력방향과 강철격납용기의 접선방향이 이루는 각도를 의미한다.

액막내부의 온도분포에 대해서도 속도분포와 같이 관성항 및 대류항을 무시하면 다음과 같은 선형온도분포를 얻을 수 있다.

$$T_L(y) = \frac{2(T^i - \bar{T})y}{\delta} + 2\bar{T} - T^i \quad 0 \leq y \leq \delta \quad (3.3)$$

여기서,  $\delta$  = 액막의 두께,  $\bar{T} = \frac{(T^i + T^w)}{2}$ ,  $T^i$  = 액막 표면의 온도,

$T^w$  = 강철 격납용기의 표면온도를 나타낸다.

### 3.3 액막 두께 및 온도 차분식

그림 3.1은 height function을 이용하여[38] 액막을 계산하기 위한 모델의 개념도로서, 액막의 미소길이  $dx$ 에 대한 질량보존방정식을 세워  $O(dx^2) \rightarrow 0$  이므로 이를 무시하고, 양변을  $2\pi r$ 로 나누면 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\rho}{r} \frac{\partial(r\bar{u}\delta)}{\partial x} = \dot{m} \quad (3.4)$$

여기서  $r, \delta$ 는 각 셀의 중심에서의 PCCS의 반경과 액막두께를 나타낸다. 액막의 평균속도는 속도분포방정식 (3.2)을 액막의 두께 대하여 적분하여 계산한다.

$$\bar{u} = \frac{1}{\delta} \int_0^\delta u_L dy = \frac{\rho g \cos \beta}{3\mu} \delta^2 \quad (3.5)$$

액막의 두께를 계산하기 위하여 액막의 질량보존방정식에 평균속도방정식 (3.5)을 대입하여 정리하면, 액막의 두께에 대한 다음의 방정식이 유도된다.

$$\frac{\rho^2 g}{3\mu r} \frac{d(r \cos \beta \delta^3)}{dx} = \dot{m} \quad (3.6)$$

여기서  $\dot{m} = \dot{m}_s - \dot{m}_e$ 으로 정의되며,  $\dot{m}_s$ 는 외부에서 격납용기 표면으로 분사되는 질량,  $\dot{m}_e$ 는 액막으로부터 증발되는 증기의 질량이다.

또한 변형된 액막의 질량보존식 (3.6)을 격납용기 미소표면적 ( $rd\theta dx$ )에 대하여 적분하여 차별화하면 다음과 같은 차별식이 유도된다.

$$\begin{aligned} \left( \frac{\rho^2 g d\theta}{3\mu} \right)_i [(r \delta^3 \cos \beta)_{i+1/2} - (r \delta^3 \cos \beta)_{i-1/2}] \\ = \dot{m}_i (rd\theta dx)_i \end{aligned} \quad (3.7)$$

여기서  $A = rd\theta \cdot dx$ 로 정의하고  $\delta_i = (\delta_{i+1/2} + \delta_{i-1/2})/2$ 으로 설정한 뒤,  $\delta_{i+1/2}$ 에 대해서 정리하면 다음의 3차 선형방정식이 된다.

$$a_f \delta_{i+1/2}^3 + c_f = 0 \quad (3.8)$$

$$\text{여기서, } a_f = \left( \frac{\rho g r \cos \beta}{3\mu} \right)_i$$

$$c_f = \frac{A_i(\delta_{i-1} - \delta_{i-1}^0 - \delta_i^0)}{2dt} - \frac{\rho g r_{i-1} \cos(\beta_i) \delta_{i-1}^3}{3\mu} - \frac{\dot{m} A_i}{\rho}$$

이며,  $A_i$ 는 node  $i$ 에서 격납용기 표면적으로서  $A_i = r_i d\theta_i dx_i$ 이고,  $r_i$ 는 격납용기 중심 축에서 node  $i$ 까지의 거리를 의미한다.

액막의 두께에 대한 3차방정식 (3.8)에 대해 해석적인 방법에 의하여 근을 구하면 액막 두께에 대한 다음의 식이 구해진다.

$$\delta_{i+1/2} = \left\{ -\frac{c_f}{a_f} \right\}^{1/3} \quad (3.9)$$

온도에 대해서도 그림 3.1을 참고하여 증발액막에 대한 에너지 보존 식을 설정하면 다음의 식으로 표현된다.

$$\frac{\partial(\rho c_p \delta^2 \bar{T})}{\partial t} + \frac{\partial(\rho c_p r \delta^2 \bar{u} \bar{T})}{r \partial x} = q_{\text{wall}} + q_{\text{spray}} - q_{\text{int}} \quad (3.10)$$

여기서

$$q_{\text{wall}} = -\left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{\text{film}}$$

$$q_{\text{spray}} = (\dot{m}^s \cdot c_p^s \cdot T^s)$$

$$q_{\text{int}} = q_{\text{sens}} + q_{\text{evap}}$$

$$q_{\text{sens}} = -\left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{\text{vapor}} + \dot{m}^e c_p^v (T^i - T^s)$$

$$q_{\text{evap}} = \dot{m}^e \cdot h_{fg}$$

으로 정의되며, 위 식에서 우변의 두 번째 항은 대류항으로 액막에 의한 현열전달을 의미한다. 그리고 좌변에서  $q_{\text{wall}}$ 는 고체벽면에서 액막으로 전도되는 열속(heat flux),  $q_{\text{spray}}$ 는 격납용기 외부에서 분사되는 냉각수에 의한 열



속이고,  $q_{\text{evap}}$ 는 액막의 증발에 의한 열속을 나타낸다.

격납용기 벽면과 액막표면에서의 경계조건은,

$$q_w = - \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{\text{film}} \quad (3.11)$$

$$q_{\text{int}} = - \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_{\text{film}} = q_{\text{sens}} + q_{\text{evap}} \quad (3.12)$$

에너지 보존방정식을 미소체적  $dA_i = r_i d\theta_i dx_i$ 에 대하여 적분하고, 시간에 따라 양해법(explicit scheme)을, 액막의 유동방향에 대해 상류차분도식(upwind scheme)을 이용하여 차분화하면 다음의 식이 유도된다.

$$(\rho c_p r \delta^{\overline{u}} \overline{T})_{i+1/2} - (\rho c_p r \delta^{\overline{u}} \overline{T})_{i-1/2} = A_i [q_{\text{wall}} + q_{\text{spray}} - q_{\text{int}}]_i \quad (3.13)$$

여기서,  $A_i = r_i dx_i$

따라서 위의 경계조건을 에너지 보존식에 적용하면 다음과 같이  $\overline{T}$ 에 대한 일차식으로 정리된다.

$$a_T \overline{T}_i - b_T = 0 \quad (3.14)$$

그리고, 액막온도식에 대한 계수  $a_T$ 와  $b_T$ 는,

$$a_T = c_p^f F_{i+1/2} + A_i \left[ \frac{2k^v k^f + m_e c_p^v k^f \delta^v}{k^f \delta^v + k^v \delta_i^f} \right]$$

$$b_T = c_p^f F_{i-1/2} \overline{T}_{i-1} + A_i m^s c_p^s T^s + A_i \left( \frac{\dot{m}_e c_p^v \delta^v k^f + 2k^v k^f}{k^f \delta^v + k^v \delta_i^f} \right) T_{\text{std}}(i)$$

$$+ \frac{1}{2} A_i \left[ \frac{2q_w'' k^f \delta^v + 2q_w'' k^v \delta_i^f - 2\dot{m}_e h_{fg} k^f \delta^v + \dot{m}_e^2 c_p^v h_{fg} \delta_i^f \delta^v}{k^f \delta^v + k^v \delta_i^f} \right]$$

여기서,  $F_{i+1/2} = \rho(ur\delta)_{i+1/2}^f$ ,  $F_{i-1/2} = \rho(ur\delta)_{i-1/2}^f$ ,

$\delta^v$  = 액막표면과 증기-공기 혼합층의 첫 번째 node point까지의 거리,

$\delta_i^f$  = 강철격납용기 액막의 두께,

$k^f, k^v$  = 액막 및 증기의 열전도 계수,

$h_{fg}$  = 증기의 상변화에 따른 엔탈피 변화,

$c_p^f, c_p^v, c_p^s$  = 액막, 증기 및 spray되는 물의 비열,

$\bar{T}_i$  = 액막의 평균온도,

$T_{fld}(i)$  = 증기방향의 첫 번째 셀의 온도,

계산된 온도  $\bar{T}$  를 이용하여 액막과 증기의 응축 및 증발량 및 에너지를 결정하기 위한 액막표면온도를 계산한다. 액막표면 온도  $T^i$ 는 경계조건식 (3.11), (3.12), 그리고 액막 온도분포 식 (3.3)을 이용하여 다음 식으로 표시 할 수 있다. 즉,

$$T^i = \frac{2k^f \delta^v \bar{T} + 2k^v \delta_i^f T^v - \dot{m}_e h_{fg} \delta^v \delta_i^f}{2(k^f \delta^v + k^v \delta_i^f)} \quad (3.15)$$

### 3.4 해석 TOOL 및 관련 USER SUBROUTINE

본 연구에서는 PCCS 외부 철제벽과 gap사이의 증기-공기 혼합물의 열유동 현상을 모사하기 위해 범용전산유체해석코드인 CFX4.2를 사용하였다[39]. CFX-F3D 코드에서는 다양한 열유동 및 화학반응과 같은 현상을 해석하는데 있어서 사용자의 요구에 따라 필요한 루틴을 첨가할 수 있도록 하기 위해 다양한 사용자서브루틴(user subroutine) 및 utility routine을 제공하고 있으며, 사용자서브루틴은 USR로 시작한다.

본 연구에서는 USRINT, USRSRC, USRCND의 사용자서브루틴과 IPALL, IPREC, IPVERT, GETVAR 등과 같은 utility program을 이용하여 액막모델

링을 수행했다. 본 연구에서 사용한 사용자서브루틴 및 사용자서브루틴의 역할은 다음과 같으며, 액막해석을 위한 전체적인 루틴들이 구조는 그림 3.2와 같다.

(1) USRINT

각 variable의 초기치(initial guess)를 설정, 배열변환 및 address 지정

(2) USRSRC

액막두께 및 온도 계산, source term treatment

(3) USRCND

conductivity의 방향성(isotropic, anisotropic)/effective thermal conductivity

액막의 두께 및 온도는 사용자서브루틴 중 하나인 USRSRC에서 FLMTMP 루틴을 추가하여 해석하였으며, 증기-공기혼합영역 유동현상을 해석하기 위해 CFX solver를 사용하였다.

### 3.5 해석 방법

철제벽면외부에서는 내부에서 전달되는 열에 의해 증발이 발생하고, 경계면을 통한 열 및 질량전달을 통해 유동이 형성된다. 그러나 질량전달을 포함하는 자연대류 난류유동에 대한 기존의 열전달상관식은 존재하지 않으므로, 현재 CFD 분야에서 이용되고 있는 방법으로 열유동장을 해석하고, 이 해석 결과를 이용하여 증발량을 계산하고 계산된 증발량을 통하여 열전달계수를 결정한다. 즉 코드에서 풀 열유동장 영역에서의 해를 반복적으로 액막영역에 고려하여 액막영역의 해를 구한 다음 이 해를 이용하여 증발량을 결정한다.

두 개의 분리된 상으로 구분된 유동을 해석하는 기존의 일반적인 방법은 액막영역과 혼합층영역에서의 지배방정식을 풀기 위해 각각의 영역에 세밀한 격자를 위치시켜 풀 다음 경계 면에서의 연속조건을 만족시키도록 조건을 설정하여 두 영역을 모두 만족시키는 전체적인 해를 구한다. Westinghouse사의

AP600 PCCS에 대한 소규모 실험결과에 따르면[11] 외벽에 형성되어 증발하는 액막유동은  $530 < Re < 900$ 의 Reynolds 수 범위를 가지며  $Pr = 6.5$ 이고, 액막 두께는 0.1mm 오더(orders of magnitude)로 PCCS의 거대한 구조를 감안할 경우 액막 내부에 격자를 위치시키는 것은 타당하지 않다고 판단된다. 따라서 본 연구에서는 액막을 첫 번째 셀 내부에 위치시키도록 했으며, 액막에 대한 고려를 차분화 방정식의 생성항(source term)으로 처리하여, 운동량, 온도, 질량분률 방정식에서 액막을 경계조건으로 인식하도록 하였다.(그리고, 액막 경계면에서는 기존의 방법과 같이 경계 면에서의 연속조건을 만족시키도록 응력과 온도에 대한 조건을 설정하였다.)

그림 3.3에는 해석 Cell 및 관련 인자들을 나타냈는데, 그림 3.2와 3.3으로부터 해석 절차를 다음과 같이 기술 할 수 있다. 우선 액막의 두께를 결정한 후 액막의 평균온도를 계산하고, 이 값을 통해 경계 면에서의 온도를 계산한다. 이 경계면 온도로부터 경계면의 포화압력을 구하고, 이 값과 코드에서 계산한 첫 번째 노드의 증기분율로부터 blowing 속도를 구한다. 즉, 식 (3.15)의 액막 경계면 온도로부터 증기의 부분압이 결정되면 식 (2.26)으로부터 액막을 통과하는 증기와 공기의 blowing 속도가 계산되고, 이 blowing 속도를 이용하면 액막표면에서 증발에 의한 질량속(mass flux)과 질량속에 의한 열속은 다음의 식으로부터 계산할 수 있다.

$$\dot{m}''_e = \rho_v v_v \quad (3.16)$$

$$\dot{q}''_e = \rho_v v_v * h_{fg} \quad (3.17)$$

한편, 강철격납용기 내부와 외부에 형성되는 액막의 유동은 계산영역 내부에 존재하므로 식 (3.16), (3.17)로부터 계산된 질량과 에너지, 그리고 blowing 속도에 의한 운동량을 각 지배방정식에 대한 생성항(source term)에 고려 할 수 있다. 지배방정식을 차분화할 경우 생성항은 다음과 같이 나타낼 수 있다 [40,41].

$$S = S_p \phi_p + S_u \quad (3.18)$$

유한체적법(FVM)에 의해 지배방정식을 차분화할 경우 운동량, 에너지, 질량분률에 대한 차원은 다음과 같다[40,41].

$$\text{운동량} \quad [\text{Mass}][\text{Velocity}]/[\text{Time}]$$

$$\text{에너지} \quad [\text{Energy}]/[\text{Time}]$$

$$\text{질량분률} \quad [\text{Mass}]/[\text{Time}]$$

증발에 의한 각 변수들의 기여치는 식 (3.18)에서  $S_u$ 에 고려 될 수 있으며, 운동량, 에너지, 질량분률에 대해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{운동량} \quad \delta S_u = \dot{m}_e * v_v \quad (3.19)$$

$$\text{에너지} \quad \delta S_u = \dot{m}_e * h_{fg} \quad (3.20)$$

$$\text{질량분율} \quad \delta S_u = \dot{m}_e \quad (3.21)$$

본 연구에서는 위 식에 근거하여 증기 및 공기의 혼합체 유동장을 해석하는 질량 운동량 및 에너지 보존방정식의 source항에 위의 값을 더하여 증기의 증발현상에 의해 증가되는 효과를 고려하였다. 즉 증기의 증발이 일어나는 셀에서 증발에 의한 운동량, 에너지, 그리고 질량분률의 증가량을 각 지배방정식의 source항에 더하여 증발에 의한 효과를 고려하였다. 또한 여기서 계산된 증발에 의한 증발량 및 에너지는 액막의 유동 방정식과 에너지 보존 방정식에 반영되어 액막의 두께와 온도 계산에 사용된다.

앞에서 기술한 액막모델 및 해석 방법론에 입각하여 작성된 사용자 서브프로그램 (user subroutines)은 부록 B에 제시되었다. 사용자 서브프로그램은 그림 3.2와 같이 크게 usrint, usrsrc, 그리고 usrcnd로 구성되어 있으며, source 항 처리와 막 두께 및 온도계산은 usrsrc에서 담당하고 있다.

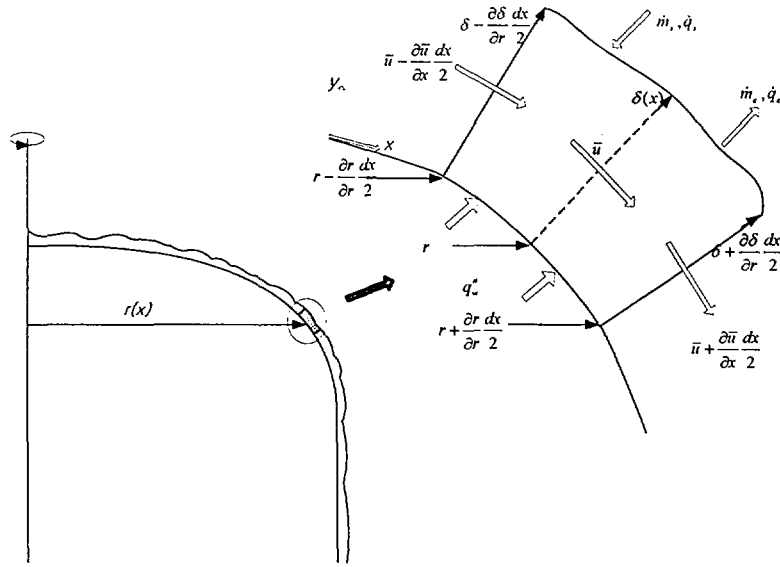
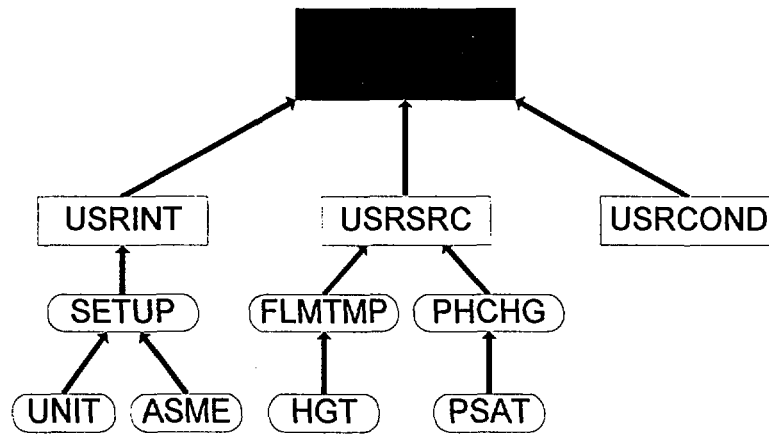


그림 3.1 height function 개념을 이용한 액막의 제어체적



- SETUP** : Geometric Factors
- UNIT** : Cosine, Sine Calculations
- ASME** : Steam Table
- FLMTEMP** : Temperature Calculation
- HGT** : Film Thickness Calculation
- PHCHG** : Blowing Velocity Calculation
- PSAT** : Saturation Pressure Calculation

그림 3.2 관련 서브루틴의 역할 및 구조

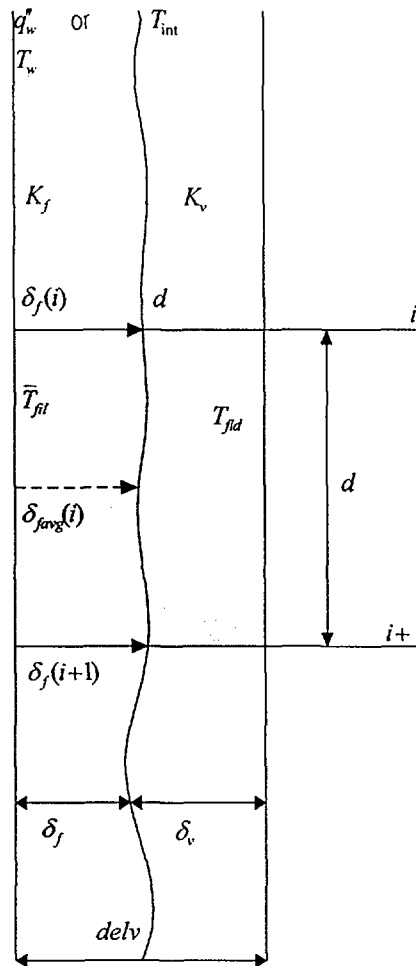


그림 3.3 해석 셀 및 인자들

## 4 해석 결과

### 4.1 해석에 사용된 가정

해석에 사용된 가정들은 다음과 같으며, 또한 본 해석모델을 검증하기 위한 PCCS 관련 실험 조건들을 표 4.1에 요약하였다.

- (1) 액막경계면은 포화상태로 가정
- (2) 철판벽면의 온도는 일정온도 조건 사용
- (3) air baffle은 단열 조건 사용
- (4) 유입공기의 온도 및 살수되는 물의 온도는 상온(298.15 °K)을 가정
- (5) 유입공기의 질량분율은 상대습도에 따라 0.005-0.02를 가정
- (6) 입출구에서 압력경계조건 사용

위의 조건들 중 채널입구에서 온도와 상대습도에 따른 질량분율의 변화는 (2.31)식과 증기를 이상기체로 가정할 경우 다음의 상대습도에 대한 정의로부터 구할 수 있다.

$$\phi = \frac{p_v}{p_g} \quad (4.1)$$

여기서,  $p_v$  = 증기의 분압

$p_g$  = 특정온도에서 증기의 포화압력

예를 들어 대기의 온도가 25°C이고 상대습도가 50%일 경우 위의 관계식으로 부터 질량분율은 0.0102가 된다.

### 4.2 입출구 경계조건

일반적으로 fan과 같이 외력에 의해서 주어지는 강제대류와 달리 온도차에 기인한 밀도 차에 의해 유동이 발생하는 자연대류에서는 압력경계조건이 사용된다.



문헌을 살펴보면, 압력경계조건에 대해서는 아직도 다양한 의견이 제시되고 있는 것을 알 수 있다. 이들 중 Cheung과 Nakamura[42,43]에 의해 제시된 경계조건이 널리 사용된다. 즉, 채널 입구근처에서 정지해 있던 공기가 채널 입구속도  $u_i$ 로 가속되기 위한 압력결손을 가정 하에 입구속도를 일정하다고 보고  $P_d = -\frac{1}{2}\rho u_i^2$  을, 출구에서는 zero static pressure를 사용하였다.

한편 CFX Code의 실제 계산에 있어서 절대적인 압력값보다는 계통의 압력에 상대적인 압력차가 중요하므로 경계조건도 계통압력의 상대적인 값을 부여한다[39]. 기존의 자연대류관련 압력경계조건을 검토하여, 입구에서는 계통압력의 상대압력으로 총압력(total pressure)을 zero로 출구에서는 정지압력(static pressure)을 zero로 사용하고자 하며, 이 압력 경계조건이 다른 연구자들에 의해 제시된 조건에 크게 위배되지 않는다고 판단된다. 총압력과 정지압력과의 관계 그리고 입출구의 압력조건은 다음과 같다.

$$p_0 = p_s + \frac{1}{2}\rho v^2 \quad (4.2)$$

여기서,  $p_0$ 는 total pressure이고  $p_s$ 는 static pressure이다.

입구는  $p_s = 0$ 이고 출구는  $p_t = 0$ 이다.

### 4.3 수렴조건 및 모델 검증

CFX 코드는 격자를 생성하는데 있어서 body-fitted와 multi-block 개념을 채택하고 있으며, 유한체적법(FVM)에 근거한 다양한 형태의 차분화 스킴과 난류모델을 포함한 다양한 모델들을 제공하고 있다. PCCS의 wet cooling에 대한 냉각능력을 평가하기 위해서는 액막경계면에서의 상변화(phase change) 현상 뿐만 아니라 상변화를 거친 증기가 bulk gas에 의해 대류 및 확산과정을

거쳐 수송되는 현상을 함께 고려하여 모델링해야 한다. 즉, 공기 중의 액막 증발현상은 two phases(물-증기), two components(증기-공기) 유동으로 CFX코드를 비롯한 기존의 범용전산 유체해석코드로는 이러한 현상을 동시에 모사할 수 없는 제한성을 가지고 있다. 따라서 본 연구에서는 3장에서 제시한 방법론에 입각하여 질량전달현상을 user subroutine을 통하여 모델링하고자 하며 증기의 대류 및 확산과정에 대해서는 CFX solver에서 제공하는 질량분율에 대한 수송방정식을 통하여 모사하고자 한다.

위에서 기술한 현상에 대한 수치해를 얻기 위해 2차원 축대칭구조에서 격자를 생성하였다. 또한 해의 정확성과 수렴성을 검증하기 위해 격자에 대한 민감도해석을 수행하였다. 일반적으로 해석격자수를 증가시키면, 해의 정확성 및 수렴성은 증가하지만, 이와 더불어 계산시간도 증가한다. 본 연구와 같은 질량전달을 수반한 자연대류 난류유동과 같은 복잡한 현상을 해석하기 위해서는 벽 근처 및 입구에서 조밀한 격자점이 필요하다. 특히 low Reynolds number  $k-\epsilon$  모델은 벽 근처에서 벽함수를 사용하지 않으므로 정확한 해를 얻기 위해서 많은 격자 점을 요구한다. 일반적으로 RNG  $K-\epsilon$  모델이나 Standard  $K-\epsilon$  모델을 사용할 경우에는 대수영역(logarithmic region)에 그리고, low Reynolds number  $k-\epsilon$  모델을 사용할 경우에는 점성층영역(viscous sublayer region)에 벽면으로부터 첫 번째 격자점을 위치시키도록 요구하고 있다. 본 연구에서는 Westinghouse[11]와 Ambrosini[14]의 실험을 모사하기 위한 강제대류 열전달현상을 해석하기 위해서 RNG  $K-\epsilon$  모델을 사용하였고, 자연대류 열전달현상을 해석하기 위해서 low Reynolds number  $k-\epsilon$  모델을 사용하였다. RNG  $K-\epsilon$  모델을 이용할 경우에는 대수영역에 첫 번째 격자점을 위치시키도록 하기 위해  $y^+$ 를 30-100사이에 두고 low Reynolds number  $k-\epsilon$  모델을 사용할 경우에는  $y^+$ 를 5 미만이 되도록 격자점을 조절하였다. 또한 계산시간을 줄이면서도, 입구나 경계면 근처에서, 속도, 온도, 그리고 질량분율의 변화를 충분히 수용하도록 하기 위해, 유동방향과 이를 횡방향에 대해 비균일 격자를 사용하였다. 그리고 이후의 계산에서 사용될 적절한 격자점의 개수를 알기 위해, 다양한

해석 격자의 형상과 수의 조절을 통하여 수렴성을 시험하였으며, 수직 채널의 경우, 격자수의 변화에 따른 경계면에 열속 변화를 표 4.2에 그리고 해석구조 및 해석조건을 표 4.3에 나타내었다. 표 4.2에서 보는 바와 같이 수렴성 검증을 위해서  $20 \times 50$ 에서부터 격자수를 증가시키면서 경계면에서의 열속변화율을 알아보았으며,  $60 \times 200$ 의 격자계와  $80 \times 400$  격자계의 경계면 열속의 변화량은 항상 3%미만임을 알 수 있고, 따라서 이 후의 해석에서는  $60 \times 200$  격자계를 사용하고자 하며, 채널 폭이 증가할 경우 이 격자계를 참고로 격자를 비례적으로 증가시킨 격자계를 사용하고자 한다. 그림 4.1에서는 Sun의 구조와 같은 small scale AP600의 외부 채널에 대한 해석격자를 각각 보여주고 있다.

우선 액막이 없는 공기만에 의한 열전달 문제에 대한 해를 구하기 위해 강제대류와 자연대류에 대해서 각각 수치해석을 수행하였다. 자연대류에 대해서는 공기만에 의한 열전달 문제를 풀기 위해 Miyamoto[26]가 수행한 실험과 같은 조건에 대한 수치해석을 수행하였으며, 결과를 그림 4.2에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 채널의 높이에 대한 벽면의 온도변화는 층류에서 난류로 천이하는 1m 이후 부분에서 최고  $2.7^{\circ}\text{C}$  정도의 온도차이를 보이고 있으나 전반적인 분포에 있어서는 실험치를 잘 따라가고 있다.

본 연구에서 사용한 액막모델을 검증하기 위해서, 수직 채널에 대해서는 Westinghouse[11]와 Ambrosini[14]에 의해 수행된 실험에서 측정된 Sh 수와 액막모델을 통해 계산된 Sh 수를 비교하였다. 그림 4.3에서 볼 수 있듯이 실험결과에 비해 해석결과가 약간 낮은 값을 보여주고 있고, 공기의 유입속도가 증가함에 따라 실험치와의 차이가 증가하는 것을 볼 수 있는데 그 원인은 본 연구에서 고려하지 않은 파동효과 때문이라고 판단된다. Kim[44]의 실험결과로부터 알 수 있듯이, 액막의 표면속도와 공기의 상대속도가 증가함에 따라 경계면에서의 응력(interfacial shear stress)은 비선형적으로 증가하고 따라서 파동효과에 의한 증발량 증가는 더욱더 커지게 된다. 파동효과에 대한 기존의 연구들을 살펴보면 액막 경계면에서 파동에 의한 열전달 증가효과는 연구자들에 따라 차이가 있는 것을 알 수 있다. Duckler[45]는 파동효과가 약 50-70% 정도의 열전달 증가를 가져온다고 언급한 반면, Yan[9]은 30-40% 정도라고 기술하고 있다. 그림 4.4에서는 Kang[17]의 실험에 의한 측정된 열전달 계수

와 해석결과를 비교하였다. 벽면 온도가 70℃일 경우에는 해석결과가 실험결과에 비해 약간 낮은 값을 보여주고 있지만 Westinghouse[11]와 Ambrosini[14]의 결과와 같이 실험결과는 해석결과와 비교적 잘 일치하고 있고 벽면온도가 50℃일 경우에는 채널입구속도 6-7m/sec의 구간을 제외하고는 실험결과와 해석결과는 잘 일치하고 있다. 그림 4.5에서는 Kang[9]의 구조에서 높이에 따른 질량분포를 보여주고 있는데 온도분포와 마찬가지로 높이에 따라 벽으로부터의 농도의 기울기가 완만해져 감을 알 수 있다.

그림 4.6에서는 Fujita와 Ueda의 실험결과와 벽면온도 70℃인 경우 본 해석결과를 나타내고 있다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼 액막의 필름 Re수에 따라 열전달계수는 감소하는 경향을 보이고 있고, 열전달계수 분포는 실험에 의해 제시된 액막이 포화된 상태에서 핵비동이 발생하는 upper bound와 순수히 액막 자체의 현열전달에 의한 열전달이 발생하는 lower bound 사이에 분포하고 있다.

위에서 제시한 바와 같이 본 연구에서 개발한 액막모델에 의한 결과와 실험결과를 비교해 볼 때 공기의 Re 수가 아주 높은 영역을 제외하고는 비교적 잘 일치함을 알 수 있었다. 따라서 본 연구를 통해 개발된 액막모델을 PCCS의 full scale 해석에 사용하고자 한다.

#### 4.4 해석 결과

Sun[18]이 수치해석에서 사용한 구조인 small scale의 AP600에 대해 수치해석을 수행하여 액막두께에 대한 계산결과를 비교하였다. 그림 4.7에서는 유량이 0.5 kg/sec일 경우 Sun의 결과와 본 연구에서의 결과를 비교하고 있는데 액막두께는 Sun의 해석결과에 비해 약간 높지만 비교적 Sun의 결과와 잘 일치하는 것을 볼 수 있다.

현재까지 AP600의 PCCS 냉각능력을 평가하기 위해 많은 실험적 이론적 연구와 격납용기 해석 코드에 의한 해석이 수행되어 왔다. 실험적 연구에서는 앞에서 언급한 바와 같이 scale down한 실험을 보상하기 위해 대부분 강제대류에서 실험이 수행되어 왔으며, 수치해석과 관련하여서는 scale down한 실험

장치를 모사하거나 혹은 기존의 코드에 열전달 상관식을 붙이거나 증발과 관련된 해석에서는 analogy 개념을 사용하여 열전달 상관식으로부터 증발상관식을 유추하여 해석코드와 결합하여 사용하여 왔다. 2.3.2절에서도 언급한 바와 같이 액막표면과 bulk의 온도차에 기인한 증발량은 벽면온도에 따라 선형적으로 증가하지 않으며 열전달계수는 벽온도에 따라 크게 변할 가능성이 크다. 이는 analogy 개념을 도입하여 열전달 상관식으로부터 증발상관식을 구할 경우 많은 오차를 포함할 수 있다는 것을 의미한다. 그리고 자연대류조건하에서 실험이 수행되었을 경우에도 Scale Down한 실험장치에서는 충분한 부력효과나 꿀떡효과와 같은 현상이 포함될 수 없고, 따라서 실제 구조에서 발생한 증발량과는 차이가 있을 것으로 판단된다. 그러므로, PCCS의 냉각능력을 평가하기 위해서는 PCCS의 실제모형(prototype)에 대한 full scale 해석이 필요하며, 열전달에 의한 자연대류 뿐만 아니라 액막표면에서 증기가 발생하면서 발생한 증기의 농도차에 의한 밀도차 때문에 야기된 부력효과도 고려되어야 한다. 따라서 본 연구에서는 실제 PCCS 구조에 대한 해석을 수행하고자 하며, 또한 해석을 통하여 각각의 인자가 냉각능력에 주는 효과를 평가하고자 한다.

우선 돔에 대한 효과를 알아보기 위해 PCCS를 수직채널 부분에 대한 자연대류 해석을 수행한 뒤 dome을 포함한 full scale에 대한 해석을 수행하였다. 그림 4.8에서는 벽온도가 80℃일 경우 vertical 부분에 대한 증발에 의한 열전달 계수와 액막이 없이 공기만에 의해 냉각이 이루어질 경우에 대한 열전달계수의 분포를 보여주고 있다. 액막이 없을 경우 즉, 공기만에 의한 냉각의 경우에 대한 열전달계수는 증발에 의한 열전달계수에 비해 약 1/20정도로 이는 전체 열전달에 있어 잠열에 의한 열전달이 전체 열전달 중 대부분을 차지한다는 사실을 의미한다. 열전달계수의 분포를 살펴보면 스프레이 유량이 시작되는 채널 상단부분에서는 열전달계수가 감소하는 것을 볼 수 있는데 이는 액막내부에서의 현열전달에 의한 열전달을 의미한다. 강제대류의 경우 열전달계수 분포는 채널입구에서부터 출구쪽으로 갈수록 감소하지만 자연대류의 경우에는 현열에 의해 열전달이 이루어지는 출구영역을 제외하고 입구에서 출구로 갈수록 열전달계수는 거의 변화하지 않는 것을 볼 수 있다. 이는 자연대류의 경우 속도분포는 출구부분에서 뜨거운 벽 쪽으로 속도의 최고점이 많이 치우쳐 있고 속도분포의 찌그러짐은 출구쪽으로 갈수록 더 커져 출구쪽으로 갈수록 대

류효과에 의하여 경계면 근처에서의 증기의 질량분률이 강제대류의 경우보다 크기 때문이라고 판단된다. 그림 4.9는 각 채널 높이에서의 속도분포를 보여주고 있는데 출구 쪽으로 갈수록 속도의 최고점이 벽면으로 치우치는 것을 볼 수 있는데 이는 경계면 근처에서 유체의 온도증가와 질량전달에 의한 증기의 질량분률 증가에 의해 부력이 증가하기 때문이다.

그림 4.10은 벽온도 80°C에서 돔을 포함한 full scale에서의 열전달계수 분포이다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼 돔 부분에서의 열전달 계수는 수직채널에 비해 낮게 나타나고 있는데 이는 swirling에 의한 유동의 정체 현상 때문에 bulk 쪽의 온도 및 농도가 높은 상태로 유지되기 때문이라고 판단된다. full scale 및 수직채널에 대한 평균 열전달 계수는 각각 257.4과 288.1 W/ m<sup>2</sup> °K로 돔이 존재할 경우 약간 낮은 값을 보이고 있는데 이는 주로 돔영역에서의 유동단면적 감소에 기인한 것으로 판단된다. 한편 돔이 있을 경우 수직채널부분만을 고려했을 경우의 평균열전달계수는 323.7 W/ m<sup>2</sup> °K로 수직채널의 열전달계수에 비해 더 높았다. 이는 돔이 있을 경우 공기의 유입속도의 증가에 기인하며 돔이 존재할 경우 공기의 유입속도는 수직채널의 경우보다 약 1.6배 정도 증가하였는데 이는 부분적으로는 Jung[15]이 기술한 바와 같이 굴뚝효과(chimney effect)에 의한 것이며, 부분적으로는 돔에서 더해지는 추가의 부력효과에 의한 것으로 판단된다. 전체 열전달량 중 돔부분이 차지하는 비율은 대적으로 작았으며 따라서 돔이 열전달에 미치는 영향은 공기의 유입 속도 증가에 의한 열전달증가가 대부분을 차지한다고 볼 수 있다.

그림 4.11는 수직채널부분의 gap size에 따른 열전달계수 변화를 나타내고 있는데 gap size가 증가함에 따라 열전달계수는 약간 증가하지만 벽면 온도변화에 의한 증가폭보다는 크지 않았다. 표 4.4에는 PCCS 수직채널과 full scale 구조에서의 온도변화에 따른 증발열전달계수와 현열열전달계수의 변화를 동시에 나타내었다. 표에서 알 수 있듯이 현열열전달이 차지하는 비율은 0.6%미만이었으며, 벽면온도가 증가함에 따라 증발열전달계수는 비선형적으로 증가하고 있는 것을 알 수 있다. 그림 4.12은 벽면 온도변화 따른 채널입구의 평균속도를 나타내고 있다. 벽면의 온도에 따라 평균속도는 거의 비선형적으로 증가하고 있으며 Gap Size가 증가함에 따라 속도는 감소하지만 gap size가 0.45m

보다 적을 경우 변화폭은 적었다. 이 비선형성은 증기의 증발량증가에 의한 부력의 증가에 의한 것으로 판단된다. 표 4.5에는 수직 채널과 full scale구조에서 물막의 증발에 의한 공기의 평균유입속도와 공기만에 의한 열전달을 통하여 발생하는 공기의 평균유입속도를 나타내었다. 벽면온도가 증가함에 따라 공기만에 의한 열전달을 통하여 발생하는 공기의 평균유입속도는 거의 선형적으로 증가하는데 비해 액막이 있을 경우에는 벽면온도가 70℃이후에는 속도의 증가폭이 커짐을 알 수 있다. 그림 4.13에서는 full scale 구조에서 벽면의 온도증가에 따른 열전달 계수변화를 나타내고 있다. 벽면의 온도가 증가함에 따라 열전달계수는 증가하는데 이는 경계면의 온도 증가에 따른 증기의 분압이 증가와 공기의 유입속도의 증가에 기인하는 것으로 판단된다.

그림 4.14는 벽온도 70℃인 경우 액막의 유량에 따른 dryout point를 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 돔영역에서 액막의 속도는 수직채널에 비해 낮게 나타나고 있으며 따라서 돔이 있을 경우 액막에 의한 냉각이 원활히 수행되기 위해서는 수직채널의 경우보다 더 많은 유량을 필요로 함을 알 수 있다. dome을 포함한 PCCS 전체 계통을 완전히 적시기 위해서는 액막유량이 0.13 kg/m-sec이상이어야 하고 그 이후에서는 액막이 전체 계통을 잘 적시게 됨을 알 수 있었다. 따라서 실제 PCCS 구조를 감안할 경우 이 액막유량을 형성시키기 위해서 필요한 최소 spray 유량은 약 16 kg/sec 정도이고, 이 유량과 습식냉각에 필요한 시간(AP600인 경우 72시간)을 고려하여 설계되어야 할 최소 물 보유량이 평가될 수 있다.

표 4.1 PCCS 관련 실험조건

	Westing-house[11]	Ambrosini[14]	Kang[17]
$L/D_h$	18	11.67	5.5-23
Heat Flux(kW/m <sup>2</sup> )	5-28	Up to 30	15-30
Film Flow Rate(kg/m-sec)	0.02-0.083	0.013-0.17	up to 0.5
Air Velocity (m/sec)	up to 12	up to 10	up to 8
Air Temp. (°C)	up to 40	25-50	16-25
Water Temp. (°C)	-	-	35-75
Relative Humidity	up to 60	45-85	up to 80

표 4.2 격자수에 따른 경계면에서의 열속변화( $T_w=70^\circ\text{C}$ )

격자수 $x/H$	20×50	40×100	60×200	80×400
0.2	6531.3	6505.4	6493.1	6488.9
0.5	6474.1	6430.8	6418.2	6412.3
0.8	6149.5	6135.3	6118.7	6123.8



표 4.3 해석구조 및 해석조건

	수직채널	Test Run(Sun)	AP600
구조	채널폭; 0.2m 채널높이; 2m	채널폭; 0.2m 굴뚝폭; 0.65m 전체높이; 5m	채널폭; 0.45m 굴뚝폭; 4.87m 전체높이; 50.4m
격자수	5000	38209	74146
입구조건	온도; 15-25℃ 속도; 1-12m/sec 질량분률; 0.01-0.05	온도; 15-25℃ 속도; 2m/sec 질량분률; 0.01-0.05	온도; 15-25℃ 압력경계조건 질량분률; 0.01-0.05
벽면온도	50-95 ℃(hotter)	50-95 ℃(hotter)	50-95℃(hotter)
Spray	0.01-0.1 kg/m-sec	kg/sec	0.5 kg/sec

표 4.4 온도변화에 따른 증발열전달계수와 현열열전달계수 변화  
( $w/m^2 \cdot K$ ,  $S=0.45m$ )

벽온도(℃)	30	50	70	90
수직채널	168.1+8.5	195.8+10.4	223.5+12.3	271.7+14.2
full geom.	192.2+9.8	212.3+11.1	240.1+13.6	298.3+15.7

표 4.5 온도변화에 따른 채널평균 속도 변화

(m/sec, S = 0.45m)

벽온도(°C)	30	50	70	90
수직채널	0.974/0.920	1.141/1.101	1.460/1.236	2.131/1.483
full geom.	1.023/0.947	1.284/1.121	1.518/1.304	2.247/1.631

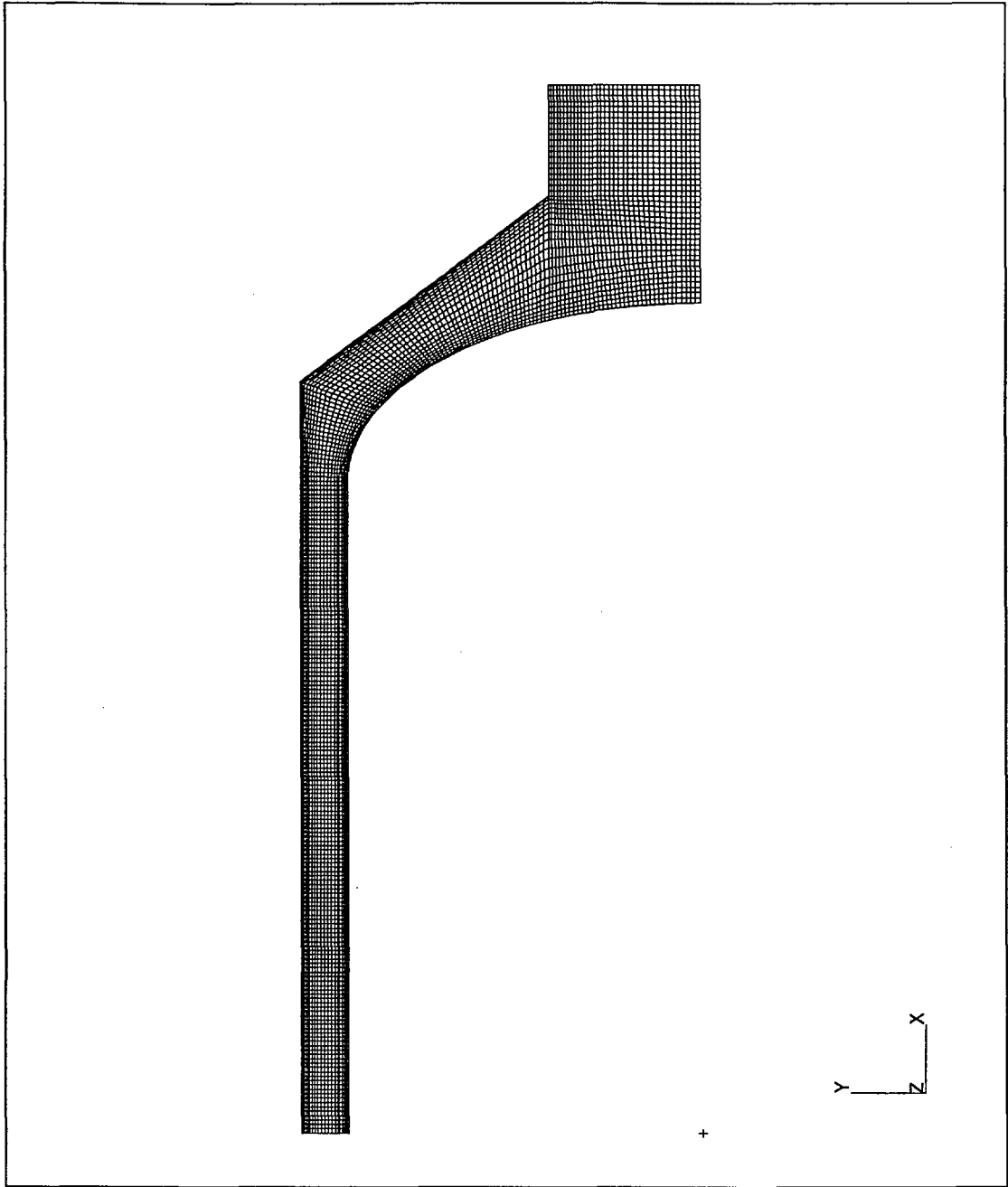


그림 4.1 해석 격자(Sun)

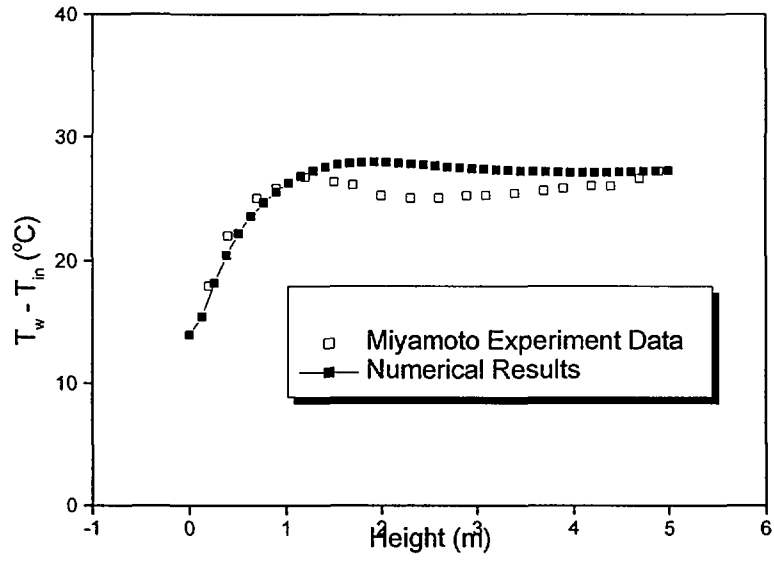


그림 4.2 Miyamoto 실험결과에 대한 벽면의 온도 비교

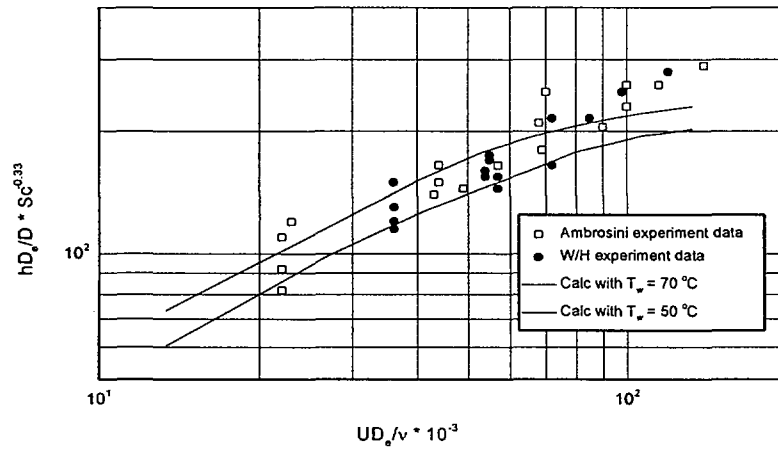


그림 4.3 실험에 의한 Sh 수와 해석결과 비교

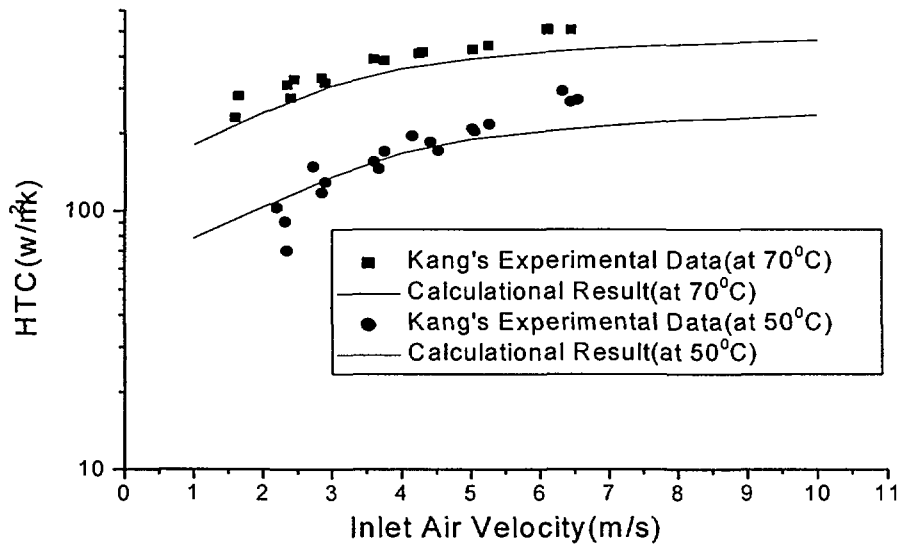


그림 4.4 50°C 및 70°C에서 Kang의 실험결과와 비교

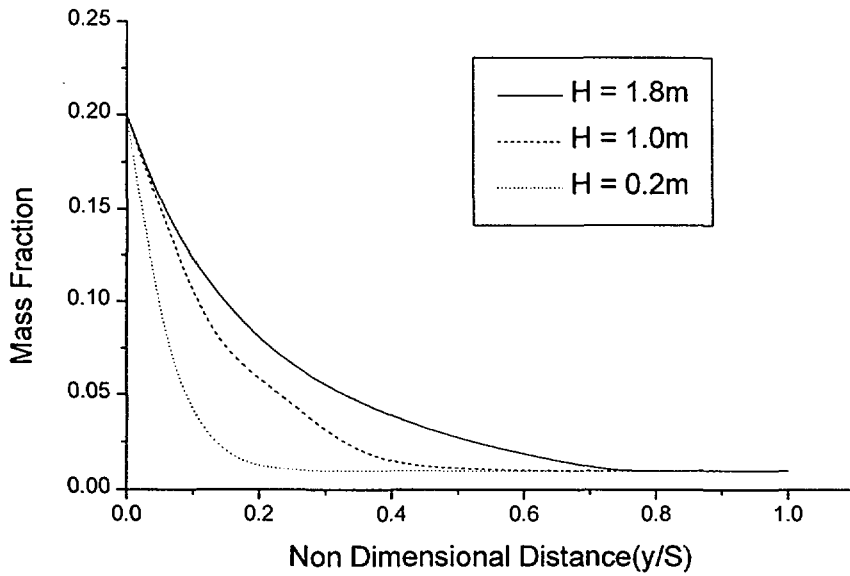


그림 4.5 높이에 따른 질량분률분포 변화( $T_w=70^\circ\text{C}$ )

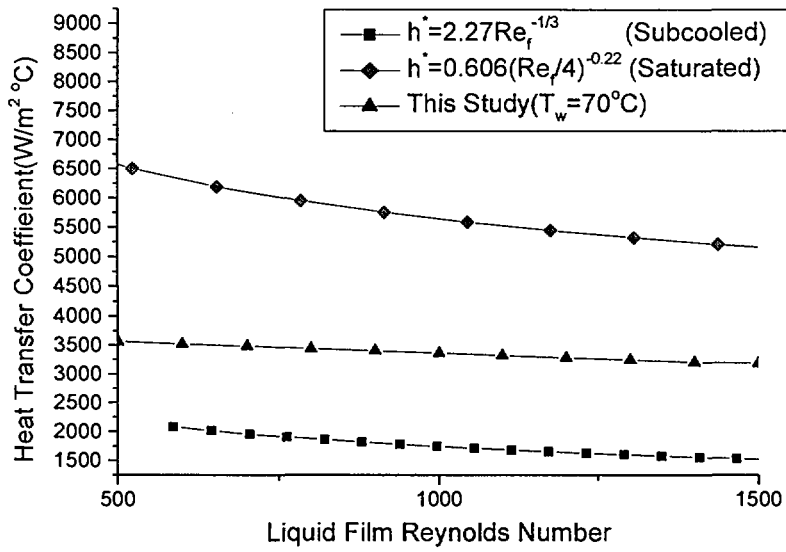


그림 4.6 Fujita와 Ueda의 실험결과 해석결과 비교

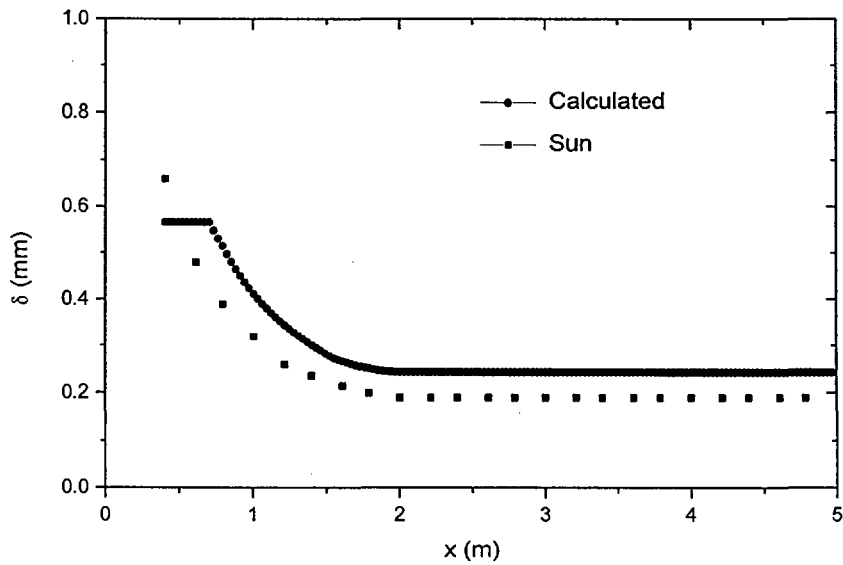


그림 4.7 액막 두께비교

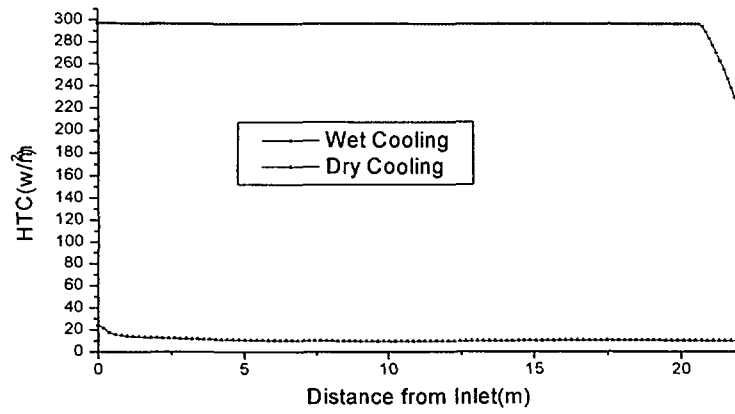


그림 4.8 수직채널에 대한 열열전달 계수 비교( $T_w=95^{\circ}C$ )

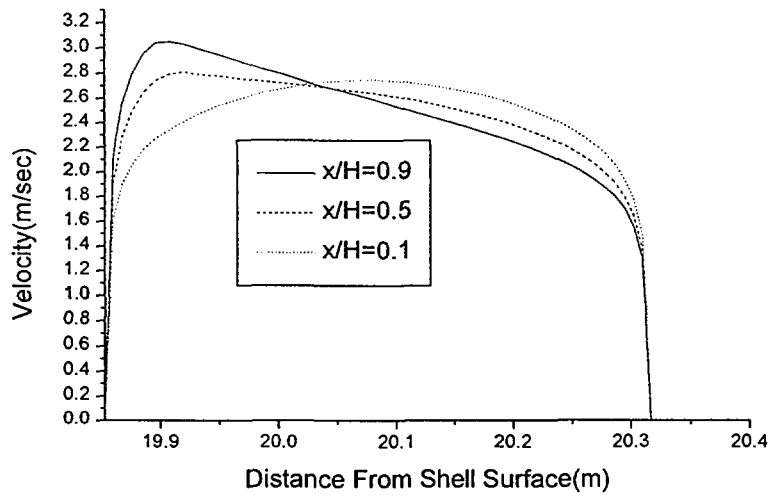


그림 4.9 채널 높이에 따른 속도분포

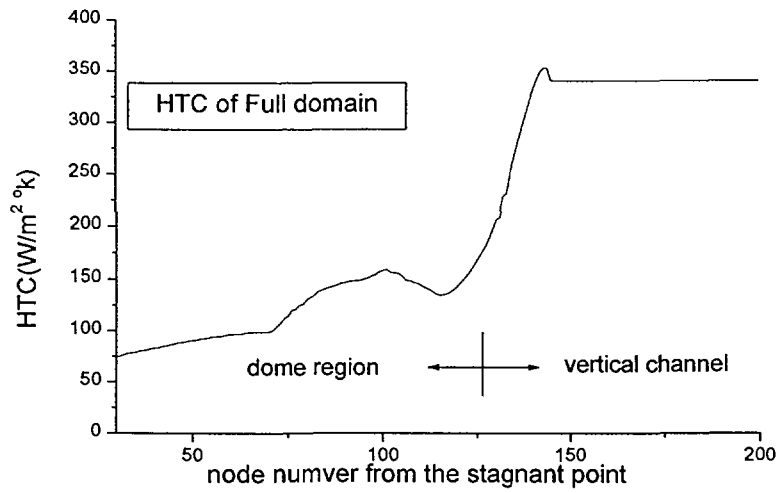


그림 4.10 Full Scale에서의 열전달계수 분포( $T_w=95^\circ\text{C}$ )

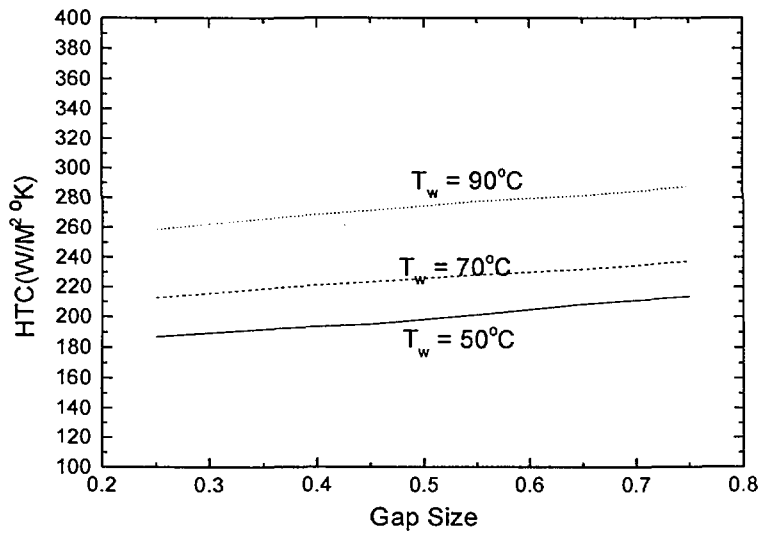


그림 4.11 Gap Size 변화에 따른 열전달계수 변화



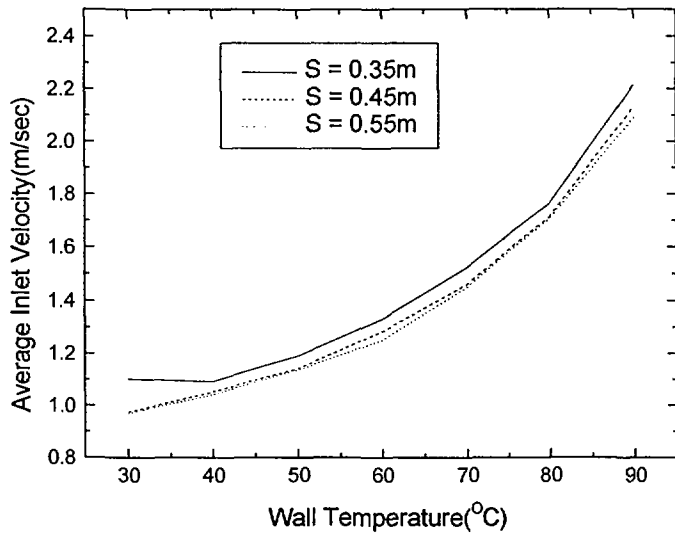


그림 4.12 벽면온도 변화에 따른 입구 평균속도 변화

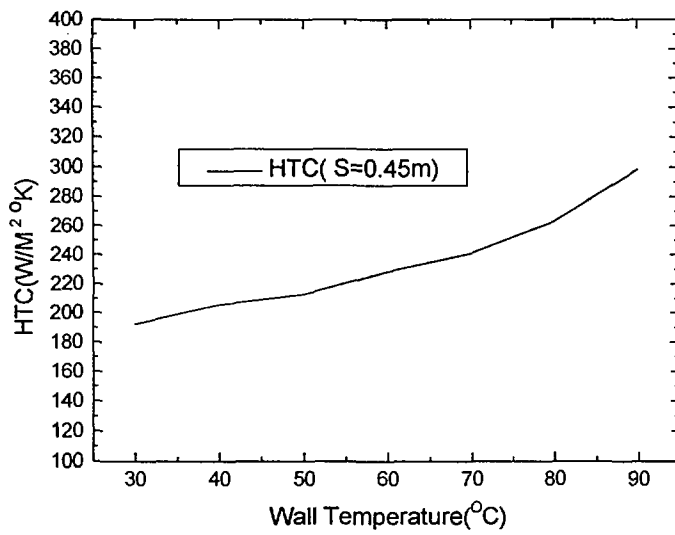


그림 4.13 온도변화에 따른 채널 평균 열전달계수 변화

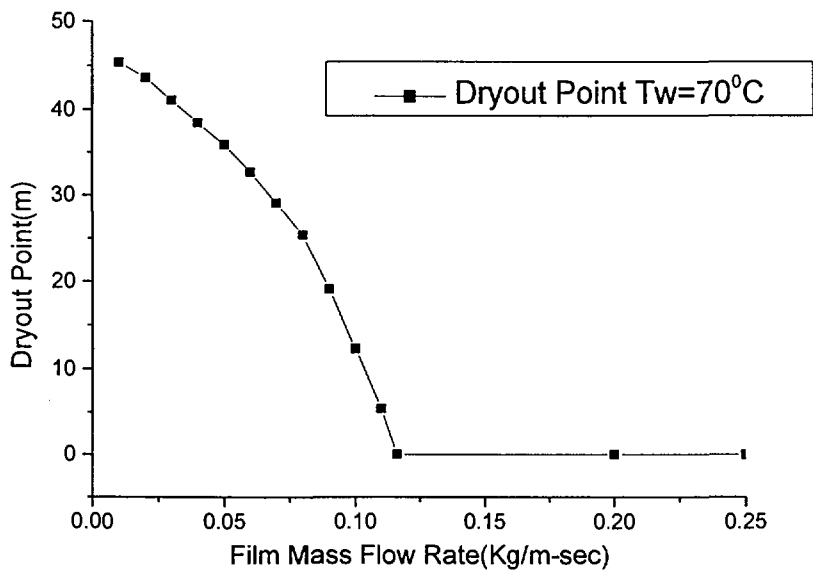


그림 4.14 액막의 유량에 따른 Dryout Point

## 5 결 론

수직채널 부분뿐만 아니라 타원형 형태로 기울어진 피동형 격납용기 철제벽 외부의 증발액막에서 발생하는 액막의 거동을 정상상태와 과도상태에 대해 각각 모사할 수 있고 액막의 증발에 따른 열전달현상을 평가할 수 있는 액막 모델을 개발하였다. 액막의 두께와 액막 내부의 평균온도 계산하기 위해 height function 개념을 이용하였으며, 액막의 속도 및 온도 분포에 대해서는 해석을 단순화하기 위해 Nusselt 가정에서와 같이 대류항을 무시하여 얻은 선형 및 2차원 분포를 가정하여 액막 두께와 온도를 결정하였고 경계면에서의 에너지 평형관계식에 의해 액막 표면온도를 결정하였다.

개발된 모델을 이용하여 wet cooling 시 피동형 격납용기 외벽에서의 증발액막을 모의할 수 있는 해석방법론을 수립하였다. 이 모델을 범용전산 유체해석 코드와 결합하여 액막경계면에서 발생하는 증발현상에 대한 수치해석을 수행하여 Westinghouse 및 Ambosini 그리고 Kang의 증발관련 실험결과와 비교하였다. 실험과 비교한 결과 공기의 유입속도가 6m/sec 이하에서는 해석결과와 실험에 의한 Sh 수 및 열전달계수를 비교적 잘 예측하였다. 그러나 공기의 유입속도가 6m/sec 이상으로 증가하면 증발량의 증가율은 실험치에 비해 차이를 보이고 있는데 이는 모델링에서 고려하지 않은 파동효과에 기인한 것으로 판단된다. 또한 Fujita와 Ueda에 의해 수행된 실험 결과와 비교한 결과 액막의 Re 수에 따른 열전달계수 분포는 핵비등이 발생하는 포화상태에 대한 열전달계수 분포와 액막자체의 현열전달에 의한 열전달 사이에 분포하였다.

해석결과를 기존의 실험결과와 비교한 후 AP600의 PCCS 외부 채널에 대한 수치해석을 수행하였다. 우선 돔에 대한 효과를 살펴보기 위해 PCCS의 수직채널부분에 대한 해석을 수행하여 돔의 존재가 열전달에 미치는 영향을 평가하였다. 돔이 존재하게 되면 유동단면적의 감소에 기인하여 평균 열전달계수는 감소하였지만 돔영역에서의 열전달 계수는 상대적으로 수직채널의 경우보다 작았다. 또한 돔에서는 swirling이 예측되었으며, 이 때문에 증기의 채널평균 질량분률 분포는 채널부분보다 돔부분에서 상당히 증가하였다. 이는 dome 영역에서의 재순환유동과 유동단면적의 감소에 기인하여 bulk에서의 질량분률

증가 때문이라고 판단된다.

액막에 의한 냉각효과를 알아보기 위해 공기만에 의한 열전달과 액막에 의한 열전달증가 정도를 평가하였으며, 채널 폭의 증가가 열전달 계수에 미치는 영향을 평가하기 위해 PCCS의 수직채널 폭에 대한 민감도해석을 수행하였다. 해석결과 액막에 의한 열전달계수는 공기만에 의한 열전달계수 보다 20배 이상 컸고, 채널 폭이 열전달에 미치는 영향은 비교적 적었다. 채널 폭이 증가하면 일반적으로 열전달 계수가 증가하지만 이와 함께 공기의 유입속도도 적어져 서로 상쇄하는 역할 때문에 채널폭의 증가에 따른 열전달계수의 증가가 그리 크게 나타나지는 않았다. 또한 벽면온도의 증가에 따라 액막경계면에서 열전달계수와 채널입구에서 공기의 평균유입속도는 비선형적으로 증가하였는데, 이는 경계면에서의 증기의 분압증가에 의한 증발량 증가와 이로 인한 부력의 증가에 기인한다고 볼 수 있다.

액막의 유량에 따른 dry point해석에서는 wet cooling에 필요한 최소 유량을 평가하였고, 설계시 반영되어야 할 탱크 내 최소 물 보유량을 결정하였다.

본 연구에서 개발한 해석모델은 PCCS계통에서 예측되는 채널입구속도 범위에서는 액막표면에서의 증발량을 실험결과와 비교해 볼 때 비교적 잘 예측하였다. 그러나 증발량에 기인한 열전달계수 및 증발계수는 전반적으로 실험치에 비해 낮게 예측되었다. 이는 부분적으로는 본 모델에서 고려하지 않은 액막과 증기-공기 혼합체의 상대속도에 기인한 파동효과에 주로 기인한다고 판단된다. 따라서 좀 더 정확한 해석을 위해서는 이 효과를 비롯하여, 증발열전달에 영향을 주는 blowing effect에 의한 효과도 포함되어야 할 것이다.

## 용어 정의

$C_p$	specific heat
$D$	diffusion coefficient
$D_h$	hydraulic diameter
$g$	gravitational acceleration
$Gr$	Grashof number, $(g\beta\Delta TS^3)/\nu^2$
$H$	channel height
$h$	heat transfer coefficient
$h_m$	mass transfer coefficient
$h_{fg}$	latent heat of evaporation
$k$	turbulent kinetic energy
$M$	molecular weight
$\dot{m}$	mass flow rate
$m''$	mass flux
$Nu$	Nusselt number, $hD_b/\lambda$
$p$	pressure
$P_d$	dynamic pressure
$Pr$	Prandtl number, $\nu/\alpha$
$q''$	heat flux
$Ra$	Rayleigh number, $(g\beta\Delta TS^3)/\alpha\nu$
$Re$	Reynolds number, $uD_b/\nu$
$S$	channel width
$Sc$	Schmidt number, $\nu/D$
$Sh$	Sherwood number, $h_m D_b/D$
$T$	temperature
$u, v$	velocity components of x,y direction
$W$	vapor mass fraction
$x$	longitudinal coordinate

$y$	transversal coordinate
$y^+$	nondimensional distance $y$ , $yu^*/\nu$
$r$	distance from axis to shell surface

#### Greek letters

$\beta$	thermal expansion coefficient
$\delta$	film thickness
$\eta_T$	inner region length scale, $[(\nu/Pr)^2/(g\beta\Delta T)]^{1/3}$
$\epsilon$	turbulent dissipation rate
$\mu$	viscosity
$\nu$	kinematic viscosity
$\rho$	density

#### Subscripts

a	air
b	bulk
c	convection
e	evaporation
f	film
g	gas
H	channel height
h	hydraulic
I	interface
ij	coordinate index
in	inlet
L	liquid
S	channel width
s	stratic
sen	sensible
sp	spray

T	temperature
t	turbulent
tot	total
v	vapor
w	wall

#### Superscripts

e	evaporation
f	film
i	film surface
o	old
v	vapor
w	wall

## 참고 문헌

1. USNRC, "Severe Accident Risks : An Assessment for Five US Nuclear Power Plants," Final Summary Report, NUREG-1150, Vol.1, December,1990
2. 신형원자로 연구센터, "신형원자로의 개념설계 및 안전성분석 연구", 10장, 1998.
3. K. R. Chun and R. A. Seban, "Heat Transfer to Evaporating Liquid Films," J. Heat Transfer, November, pp. 391-395. 1971
4. T. Fujita and T. Ueda, "Heat Transfer to Falling Liquid Films and Film Breakdown," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 21, pp97-118, 1978
5. J. A. Shmerler and I. Mudawwar, "Local Evaporative Heat Transfer Coefficient in Turbulent Free-Falling Films," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 31, pp713-742, 1988
6. C. J. Chang and T. F. Lin, "Natural Convection Flows in a Vertical, Open Tube Resulting from Combined Buoyancy Effects of Thermal and Mass Diffusion," Int. J. Heat Mass Transfer. Vol. 29, 1543-1552, 1986
7. D. J. Nelson, "Combined Heat and Mass Transfer Natural Convection between Vertical Parallel Plates," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 32, No. 9, pp1779-1787, 1989
8. Y. L. Tsay, "Cooling of a Falling Liquid Film Through Interfacial Heat and Mass Transfer," Int. J. Multiphase Flow Vol.16, No.5, pp853-865, 1990
9. W. M. Yan and T. F. Lin, "Evaporative Cooling of Liquid Film through Interfacial Heat and Mass Transfer in a Vertical Channel-II. Numerical Study," Int. J. Heat Mass Transfer. Vol. 34, pp.



1113-1124, 1991

10. H. Chiang, C. Kleinstreuer, "Analysis of Passive Cooling in a Vertical Finite Channel Using a Falling Liquid Film and Buoyancy-induced Gas-vapor Flow. Int. J. Heat Mass Transfer," Vol. 34, pp. 2389-2349, 1991
11. Van De Venne, T., et al., "The Westinghouse AP600 Passive Containment Cooling Test Analysis Program," ANP'92 International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plants, Tokyo, Japan, October 1992
12. M. D. Kennedy., et al, "Westinghouse-GOTHIC Comparison with 1/10 Passive Containment Cooling System," Proceeding of International Conference on "New Trends in Nuclear System Thermohydraulics", Pisa, 1994
13. H. J. Cha and H. G. Jun, " Heat Transfer in the Passive Containment Cooling System," Proceeding of International Conference on "New Trends in Nuclear System Thermohydraulics", Pisa, 1994
14. W. Ambrosini, F. Mariotti, F. Oriolo and P. Vigni, "Heat Transfer from a Plate Cooled by a water film with Counter-current Air Flow," Proceeding of International Conference on "New Trends in Nuclear System Thermohydraulics", Pisa, 1994
15. 정범진, "격납용기 피동냉각계통에서 발생하는 열 및 질량전달 현상에 대한 상사해석," 공학박사학위논문, 서울대학교, 1994
16. 강한옥, "PCCS 수직 채널내 열전달 및 증발과정에 대한 이론적 모델링 및 상관식 연구," 공학박사학위논문, 서울대학교, 1996
17. Y. M. Kang, "A Study on the Evaporative Heat Transfer Coefficient in PCCS", Ph. D. Thesis, Seoul National University, 1997

18. 황영동 등, 피동형원자로 격납용기 과도현상 해석 코드 개발, KAERI/TR-1058/98, 한국 원자력 연구소, 1998
19. J. G. Sun, et al, "Development of liquid-film tracking models for analysis of AP-600 passive containment cooling system", presented at the ASME winter annual meeting New Orleans, Louisiana, 1993
20. J. G. Sun, et al, "Validation of COMMIX with estinghouse AP-600 PCCS test data", Nuclear Safety, Vol.36, No.2, July-December 1995
21. H. Schlichting, Boundary-Layer Theory, 7th Ed., p.235, McGraw-Hill, 1978.
22. W. K. George and S. P. Capp, "A Theory for Natural Convection Turbulent Boundary Layers Next to Heated Vertical Surfaces," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.22, pp813-826, 1979
23. D. D. Gray, A. Giorgini, "The Validity of the Boussinesq Approximation for Liquids and Gases," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.19, pp545-551, 1976
24. J. P. Holman, Heat Transfer, Chapter 5, Sixth Edition, McGraw-Hill, Inc., 1983
25. Frank P. Incropera and David P. Dewitt, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, Third Edition, Chapter 9, John Wiley & Sons Inc., 1990
26. M. Miyamoto, et al, "Development of Turbulent Characteristics in a Vertical Free Convection Boundary Layer," Proc. 7th Int. Heat Transfer Conference, Vol.2, pp323-328, Munich, 1982
27. G. Hugot, "Study of the Natural Convection Between Two Plane, Vertical, Parallel and Isothermal Plates," Doctorial Dissertation, Univ. Paris, 1972
28. M. Corradini, "Turbulent Condensation on a Cold Wall in the Presence of a Noncondensable Gas," N.T. Vol.64, 1984
29. J. G. Collier, Convective Boiling and Condensation, 2nd ed.

McGraw-Hill Book Company, 1972

30. Sparrow E, M., Lin S. H., Condensation Heat Transfer in the presence of Noncondensable Gas, Journal of Heat and Mass Transfer, v. 9, p. 1125-1144, 1966.
31. Peterson P. F., Schrock V. E., Kageyama T., "Diffusion Layer Theory for Turbulent Vapor Condensation with Noncondensable Gases", Journal of Heat Transfer, Transactions of th ASME, v. 115, pp. 998-1003, 1993.
32. Uchida, A. Oyama and Y. Togo, Evaluation of Post-Incident Cooling Systems of Light-Water Reactors, Proceedings of Third International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Geneva, August 31-Sptember 9, 1964
33. E. R. G. Eckert, Analysis of Heat and Mass Transfer, Chapter 20, International Student Edition, McGraw-Hill, Inc., 1972
34. CONTEMPT4/MOD6 Code Mannual, 1986
35. Mark H. Anderson, "Steam Condensation on Cold Walls of Advanced PWR Containment", Ph. D. Thesis, University of Wisconsin, 1998.
36. Dehbi A. A., Golay M. W. and Kazimi M. S., "Condensation Experiments in Steam/Air and Steam/Air/Helium Mixtures under Turbulent Natural Convection". AIChE symposium Series, v.87,pp. 19-28, 1991.
37. Colburn A. P. and Hougen O. A., "Design of Cooler Condensers for Mixtures of Vapours with Non-condensable Gases"" INd Eng. Chem., Vol 26, No.11, pp 1178-1182, 1934.
38. Frank M. White, Viscous Fluid Flow, 2nd Edition, McGraw-Hill, Inc., 991
39. CFX-F3D Version 4.1: USER Manual, UKAEA(1995.Oct)
40. H. H. Versteeg and W. Malalasekera, An Introduction to Computational Fluid Dynamics(The Finite Volume Method),

Chapter 9, Longman, 1995.

41. S.V. Patankar, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere Publ. Corp., 1980
42. F. B. Cheung and D. Y. Sohn, "Numerical Study of Turbulent Natural Convection in an Innovative Air Cooling System," Numerical Heat Transfer, Part A, Vol.16, pp467-487, 1989
43. T. Aihara, et al, "Laminar Free Convection with Variable Fluid Properties in Vertical Ducts of Different Cross-Sectional Shapes," Proc. 8th Int. Heat Transfer Conf., Vol4, pp1581-1586, 1986
44. M. H. Kim and H. C. Kang, "Experimental Research on the Interfacial Characteristics in a Stratified Flow," Proc.WTPF, pp.102-129, AFERC, Postech, Sep.30, 1991
45. A. E. Dukler, "The Role of Waves in Two Phase Flow: Some New Understanding," Chemical Engineering Education, pp.108-138, 1976

## 부 록 A. 액막에 대한 지배방정식 유도

curvilinear coordinate system을 사용하여, 처음으로 E. Boltz[21]는 회전체 (body of revolution) 주위에 유동에 대한 경계층류 형태의 지배방정식을 유도하였다. 이 방정식은 PCCS 철제용기 외벽의 액막을 기술하는데 적용될 수 있을 것으로 판단되며, 다음과 같이 질량보존, 운동량보존, 그리고 에너지보존 방정식을 유도할 수 있다.

### 질량보존 방정식

그림 A.1에서와 같이, 철제용기 외벽의 어느 지점까지의 거리를  $r$ , 그 점에서 접선 방향을  $x$ 축, 접선에 수직인 방향을  $y$ 축으로, 그리고 azimuthal angle을  $\theta$ 로 정의하면, 미소체적을  $\Delta v = r \Delta \theta \Delta x \Delta y$ 로 나타낼 수 있다. 이 미소체적의  $x$ 축 방향에 수직인 왼쪽 면으로 들어오는 유량(mass flow rate)은  $\dot{m}_x = \rho u \cdot r \Delta \theta \Delta y$ 이고  $y$ 축 방향에 수직인 아랫 면으로 들어오는 유량은  $\dot{m}_y = \rho v \cdot r \Delta \theta \Delta x$ 이 된다.

이 미소체적에 질량보존 원리를 적용하면, 다음 식을 세울 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \Delta v) + (\dot{m}_x + \frac{\partial \dot{m}_x}{\partial x} \Delta x - \dot{m}_x) + (\dot{m}_y + \frac{\partial \dot{m}_y}{\partial y} \Delta y - \dot{m}_y) = 0 \quad (A-1)$$

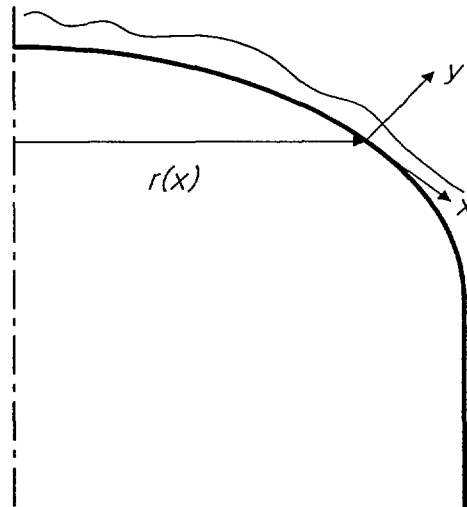


그림 A.1 액막을 기술하기 위한 좌표계

위 식에  $\Delta v$ ,  $\dot{m}_x$ , 그리고  $\dot{m}_y$ 에 대한 표현식을 대입하여 정리하면, 비압축성 유동에 대한 다음의 질량보존 방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x}(ur) + \frac{\partial}{\partial y}(vr) = 0 \quad (A-2)$$

### 운동량보존 방정식

운동량보존 방정식은 그림 A.2에서와 같은 제어체적에 뉴턴의 제 2법칙(law of motion)을 적용하여 얻을 수 있으며, 뉴턴의 제 2법칙은 다음과 같이 기술된다.

$$\sum F_x = \frac{d(mv)_x}{dt} \quad (A-3)$$

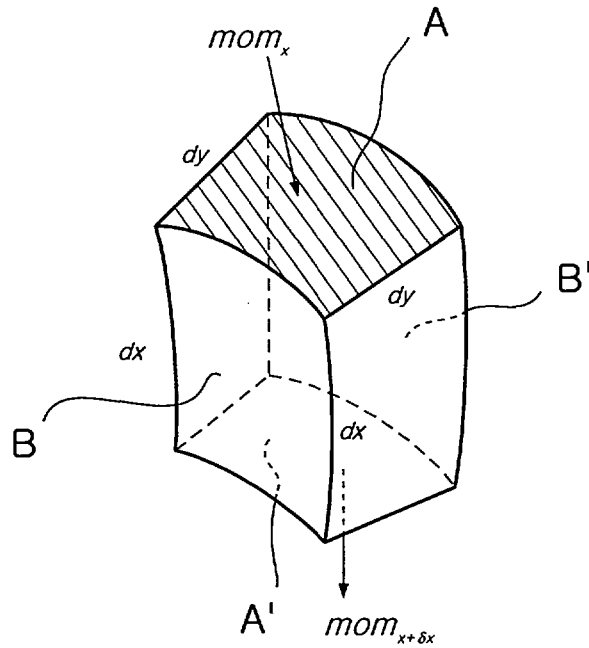


그림 A.2 액막내 제어체적

위의 제어체적에서의 A 및 B 면에 대한, momentum flux와 force는 다음과 같다.

Momentum entering the face A :  $mom_x = \rho u \cdot u \cdot r \Delta \theta \Delta y$

Momentum leaving the face A' :

$$mom_{x+\Delta x} = \rho u \cdot u \cdot r \Delta \theta \Delta y + \frac{\partial}{\partial x} [\rho u \cdot u \cdot r \Delta \theta \Delta y] \Delta x$$

Momentum entering the face B :  $mom_y = \rho v \cdot u \cdot r \Delta \theta \Delta x$

Momentum leaving the face B' :

$$mom_{x+\Delta y} = \rho u \cdot u \cdot r \Delta \theta \Delta y + \frac{\partial}{\partial x} [\rho u \cdot u \cdot r \Delta \theta \Delta y] \Delta x$$

Net pressure force :  $-\frac{\partial p}{\partial x} \cdot r \Delta \theta \Delta y$

Gravitational force :  $B_x = \rho g \cos \beta \cdot r \Delta \theta \Delta x \Delta y$

Shear force on the surface B :  $\tau_y = \mu \frac{\partial u}{\partial y} r \Delta \theta \Delta x$

Shear force on the surface B' :  $\tau_{y+\Delta x} = \mu \left[ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right) \Delta y \right] r \Delta \theta \Delta x$

제어체적에서 pressure drop과 viscous-shear force 항을 무시하고, 위의 표현식들을 식 A-3에 적용하면

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho u \cdot r \Delta \theta \Delta x \Delta y) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho u^2 \cdot r \Delta \theta \Delta y) \Delta x \\ & + \left( u \frac{\partial v}{\partial y} \Delta y + v \frac{\partial u}{\partial y} \Delta y \right) r \Delta \theta \Delta x \\ & = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \cdot r \Delta \theta \Delta x \Delta y + \rho g \cos \beta \cdot r \Delta \theta \Delta x \Delta y \end{aligned} \quad (A-4)$$

위 식을 정리하면,

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x} (\rho u^2 r) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho u v) = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \rho g \cos \beta \quad (A-5)$$

질량보존 방정식 (A-2)를 이용하여 위 식을 단순화하면,

$$\rho \left[ \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right] = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \rho g \cos \beta \quad (A-6)$$

### 에너지보존 방정식

에너지 방정식은 제어체적에 에너지 보존 원리를 적용함으로써 유도된다. 즉,

Energy convected in the x and y direction :

$$E_x = \rho u c_p T \cdot r \Delta \theta \Delta y$$

$$E_y = \rho v c_p T \cdot r \Delta \theta \Delta x$$

Heat conducted in the y direction :



$$E_{ky} = -k \frac{\partial T}{\partial y} r \Delta \theta \Delta x$$

Net viscous energy delivered to the control volume :

$$\mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right) r \Delta \theta \Delta x \cdot \frac{\partial u}{\partial y} \Delta y$$

위에서 기술된 항목들 중 viscous work 항을 무시하여 제어체적에 대한 에너지 평형을 고려하면,

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho c_p T \Delta v] + \frac{\partial E_x}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial E_y}{\partial y} \Delta y = - \frac{\partial E_{ky}}{\partial y} \Delta y + \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 \Delta v \quad (A-7)$$

위 식을 정리하면,

$$\rho c_p \left[ \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial (uTr)}{\partial x} + \frac{\partial (vT)}{\partial y} \right] = \mu \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad (A-8)$$

질량보존 방정식 (A-2)를 이용하여 단순화하면,

$$\rho c_p \left[ \frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right] = k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (A-9)$$

## 부 록 B. User Subroutines

```
C*****
      subroutine usrnt(u,v,w,p,vfrac,den,vis,te,ed,rs,t,h,rf,scal
+           ,conv,xc,yc,zc,yp,zp
+           ,vol,area,vpor,arpor,wfact,diswal,ipt
+           ,iblk,ipvert,ipnodn,ipfacn,ipnodf,ipnodb,ipfacb
+           ,work,iwork,cwork)
c
C*****
c utility subroutine for user-supplied initial field.
C*****
c this subroutine is called by the following subroutine
c   csr  init
C*****
      logical lden,lvis,lturb,ltemp,lbuoy,lscal,lcomp
+           ,lrect,lcyn,laxis,lporos,ltrans
      logical lrdisk,lwdisk
c
      character*(*) cwork
c
c+++++++ user area 1 for usrnt ++++++++
c--- area for users explicitly declared variables
c+++++++ end of user area 1 for usrnt ++++++++
c
      common
+ /all/      nblock,ncell,nbdry,mnode,nface,nvert,ndim
+ /allwrk/   nrws,niws,ncws,iwrfre,iwifre,iwcfre
+ /addims/   nphase,nscal,nvar,nprop
+           ,ndvar,ndprop,ndxnn,ndgeom,ndcoef,nilist,nrlist,ntopol
+ /chkusr/   ivers,iucall,iused
+ /device/   nread,nwrite,nrdisk,nwdisk
+ /idum/     ilen,jlen
+ /iologc/   lrdisk,lwdisk
+ /logic/    lden,lvis,lturb,ltemp,lbuoy,lscal,lcomp
+           ,lrect,lcyn,laxis,lporos,ltrans
```

```

+ /mltgrd/ mlevel,nlevel,ilevel
+ /sgldbl/ iflgpr,ichkpr
+ /transi/ nstep,kstep,mf,incore
+ /transr/ time,dt,dtinvf,tparm
c
c+++++ user area 2 for usrnt ++++++
c---- area for users to declare their own common blocks
c   these should start with the characters 'uc' to ensure
c   no conflict with non-user common blocks
+ /ucgeom/xso(400),yso(400),ddy(400,100),dytot(400)
+   ,cosbeto(400),areaot(400),volot(400)
+   ,delvot(400)
+   ,xed(400,2),yed(400,2),xxed(400,100),yyed(400,100)
+   ,sinbeto(400)
+ /ucnode/ilast,ilastm,jlast,jlastm
+   ,kfluid(400),mfluid(400,100)
+ /ucfilm/hgto(400),zms(400),zme(400)
+   ,hgto_o(400),vinte(400)
+ /uctemp/tfldot(400),tw,htc(400),htcsen(400),rmtc(400)
+   ,tflmot(400),tblk(400),rmfblk(400),ttotal(400)
+   ,rmfttl(400),tflmoto(400)
+   ,tw_o(400),tint_o(400)
+   ,rNu(400),Sh(400)
+ /ucprpo/rkfo,rkvo,denfo,denvo,hfo,hvo,hfvo,rmufo,rmuvo,cpfo,cpvo
+ /ucproc/rks,tsp,cpsp,gra,emf,empf
+ /ucimsi/qinto(400),qsen(400),rmf_flm(400),rmf_out(400),dvap(400)
double precision xin1,xin2,outf,outv
c-----
c   *** material property decription ***
c   denfi/denfo      =   liquid water density
c   rkfi,rkfo        =   liquid water conductivity
c   rks              =   pccs steel wall conductivity
c   rkvi,rkvo        =   pccs inside vapor mixture conductivity
c   fcpi,fcpo        =   liquid water specific heat
c   denfi,denfo      =   liquid water density
c   rmufi,rmufo      =   liquid water viscosity
c   hfi,hfo          =   liquid water enthalpy

```

```

c     hvi,hvo      =      vapor water enthalpy
c     hfv         =      latent heat for evaporation
c     gra        =      gravitational acceleration constants
c     cpfi,cpfo   =      liquid water specific heat
c     cpvi,cpvo   =      vapor water specific heat
c     cpsp       =      specific heat of spray water at the outer steel
c                    containment
c-----
c     *** description of variables ***
c     xsi,ysi     =coordinates of edge point of innermost solid cell
c     xso,yso=coordinates of edge point of outermost solid cell
c     cosbeti=unit normal vector at the center point of innermost solid cell
c     cosbeto=unit normal vector at the center point of outermost solid cell
c     delsin =      thickness of innermost solid cell
c     deltot =      thickness of outermost solid cell
c     delvin =      thickness of innermost fluid cell
c     delvot =      thickness of outermost fluid cell
c     ilast  =      number of of solid cell in the film flow direction
c     ilastm =      ilast-1
c     kfldin,kfldot =      1-D cell address of inner/outermost fluid cell
c     ksldin,ksldot =      1-D cell address of inner/outermost solid cell
c     hgti,hgto   =      inner/outer film thickness
c     zme,zms     =      evaporation,spray mass flow rate
c     tfldin,tfldot =      temperature of inner/outer film flow
c     tsldin,tsldot =      temperature of inner/outermost solid cell
c+++++ end of user area 2 for usrint +++++
c
      dimension
+ u(nnode,nphase),v(nnode,nphase),w(nnode,nphase)
+ ,p(nnode,nphase),vfrac(nnode,nphase)
+ ,te(nnode,nphase),ed(nnode,nphase),rs(nnode,nphase,6)
+ ,t(nnode,nphase),h(nnode,nphase),rf(nnode,nphase,4)
+ ,scal(nnode,nphase,nscal)
+ ,den(nnode,nphase),vis(nnode,nphase),conv(nface,nphase)
      dimension
+ xc(nvert),yc(nvert),zc(nvert),xp(nnode),yp(nnode),zp(nnode)
+ ,vol(ncell),area(nface,3),vpor(ncell),arpor(nface,3)

```

```

+ ,wfact(nface),diswal(ncell)
  dimension
+ ipt(*),iblk(5,nblock)
+ ,ipvert(ncell,8),ipnodn(ncell,6),ipfacn(ncell,6),ipnodf(nface,4)
+ ,ipnodb(nbdry,4),ipfacb(nbdry)
  dimension
+ iwork(niws),work(nrws),cwork(ncws)
c
c+++++++ user area 3 for usrint ++++++++
c---- area for users to dimension their arrays
c
c---- area for users to define data statements
c
c+++++++ end of user area 3 for usrint ++++++++
c
c---- statement function for addressing
      ip(i,j,k)=ipt((k-1)*ilen*jlen+(j-1)*ilen+i)
c
c----version number of user routine and precision flag
c
      ivers=3
      ichkpr = 1
c
c+++++++ user area 4 for usrint ++++++++
c---- to use this user routine first set iused=1
c
      iused=1
c
c+++++++ end of user area 4 for usrint ++++++++
c
      if (iused.eq.0) return
c
c---- frontend checking of user routine
      if (iucall.eq.0) return
c
c ----- area for initial temperature settings -----
      open(8,file='geom1.dat')

```

```

open(9,file='geom.dat')
open(10,file='film.dat')
open(11,file='cond.dat')
open(12,file='check.dat')
open(13,file='intial.dat')
open(17,file='HTC.dat')
open(20,file='interface.dat')
open(21,file='SPR.dat')
open(22,file='SMOM.dat')
open(23,file='SHT.dat')
open(24,file='SMF.dat')
open(25,file='heat.dat')
open(28,file='Numb.dat')
emf=1.0e-6
emp=1.0-emf

```

c

```

call IPALL('*','*','BLOCK','CENTERS',IPT,NPT,CWORK,IWORK)
do iphase=1,nphase
  do i=1,npt
    inode=ipt(i)
    SCAL(inode,1,1)=0.01
    t(inode,iphase)=288
  enddo
enddo

```

c

```

call iprec('BLOCK-NUMBER-1','BLOCK','CENTERS',IPT,ILEN,JLEN,KLEN,
+         CWORK,IWORK)
  iblock1=ilen
  jblock1=jlen
do 100 i=ilen,1,-1
  do j=1,jlen
    do k=2,4,2
      ipoint=iblock1+1-i
      jpoint=j
      ivertnu=k
      jnode=ip(i,j,klen)
      mfluid(ipoint,jpoint)=jnode
    
```

```

        ivert=ipvert(jnode, ivertnu)
    if(k.eq.2) then
        xxed(ipoint, jpoint+1)=xc(ivert)
        yyed(ipoint, jpoint+1)=yc(ivert)
    else
        xxed(ipoint, jpoint)=xc(ivert)
        yyed(ipoint, jpoint)=yc(ivert)
    endif
    enddo
    enddo
100 continue
    do j=1, jlen
        do k=1, 3, 2
            ipoint=iblock1+1
            jpoint=j
            jnode=ip(1, j, klen)
            mfluid(ipoint, jpoint)=jnode
            ivert=ipvert(jnode, k)
        if(k.eq.1) then
            xxed(ipoint, jpoint+1)=xc(ivert)
            yyed(ipoint, jpoint+1)=yc(ivert)
        else
            xxed(ipoint, jpoint)=xc(ivert)
            yyed(ipoint, jpoint)=yc(ivert)
        endif
        enddo
        enddo
    call iprec('BLOCK-NUMBER-1', 'BLOCK', 'CENTERS', IPT, ILEN, JLEN, KLEN,
+           CWORK, IWORK)
    iblock1=ilen
    jblock1=jlen
    do 101 i=ilen, 1, -1
        do k=2, 4, 2
            ipoint=iblock1+1-i
            ivertnu=k
            inode=ip(i, 1, klen)
            kfluid(ipoint)=inode

```

```

        ivert=ipvert(inode, ivertnu)
    if(k.eq.2) then
        xed(ipoint,2)=xc(ivert)
        yed(ipoint,2)=yc(ivert)
    else
        xed(ipoint,1)=xc(ivert)
        yed(ipoint,1)=yc(ivert)
    endif
    enddo
101 continue
    do k=1,3,2
        ipoint=ilen+1
        inode=ip(1,1,klen)
        kfluid(ipoint)=inode
        ivert=ipvert(inode,k)
    if(k.eq.1) then
        xed(ipoint,2)=xc(ivert)
        yed(ipoint,2)=yc(ivert)
    else
        xed(ipoint,1)=xc(ivert)
        yed(ipoint,1)=yc(ivert)
    endif
    enddo
c---- calculate area for contact face between solid and fluid
        ilast=iblock1+1
        jlast=jblock1+1
        ilastm=ilast-1
        jlastm=jlast-1
c***** area for user property data settings *****
c --- assign initial temperature -----
    do i=1,ilastm
        ifld_o=kfluid(i)
        tfldot(i)=t(ifld_o,1)
    enddo
    do j=1,jlastm
        write(8,*)i,xxed(1,j),yyed(1,j),kfluid(10),mfluid(10,20)
    enddo

```



```

c --- assign initial conditions -----
  call setup
  return
  end

      subroutine usrsrc(ieqn, icall, cname, calias, am, sp, su, conv
+           , u, v, w, p, vfrac, den, vis, te, ed, rs, t, h, rf, scal
+           , xp, yp, zp, vol, area, vpor, arpor, wfact, ipt
+           , iblk, ipvert, ipnodn, ipfacn, ipnodf, ipnodb, ipfach
+           , work, iwork, cwork)
c
c*****
c
  logical lden, lvis, lturb, ltemp, lbuoy, lscal, lcomp
+       , lrect, lcyn, laxis, lporos, ltrans
c
  character*(*) cwork
  character      cname*6, calias*24
c
c+++++++ user area 1 for usrsrc ++++++++
c--- area for users explicitly declared variables
c
c+++++++ end of user area 1 for usrsrc ++++++++
c
  common
+ /all/      nblock, ncell, nbdry, nnode, nface, nvert, ndim
+ /allwrk/   nrws, niws, ncws, iwrfre, iwifre, iwcfre
+ /addims/   nphase, nscal, nvar, nprop
+           , ndvar, ndprop, ndxnn, ndgeom, ndcoef, nilist, nrlist, ntopol
+ /chkusr/   ivers, iucall, iused
+ /device/   nread, nwrite, nrdisk, nwdisk
+ /idum/     ilen, jlen
+ /logic/    lden, lvis, lturb, ltemp, lbuoy, lscal, lcomp
+           , lrect, lcyn, laxis, lporos, ltrans
+ /mltgrd/   mlevel, nlevel, ilevel
+ /sgldbl/   iflgpr, ichkpr

```

```

+ /sparm/  small,sormax,niter,indpri,maxit,nodref,nodmon
+ /transi/  nstep,kstep,mf,incore
+ /transr/  time,dt,dtinvf,tparm
c
c+++++ user area 2 for usrsrc ++++++
c---- area for users to declare their own common blocks
c   these should start with the characters 'uc' to ensure
c   no conflict with non-user common blocks
+ /ucgeom/xso(400),yso(400),ddy(400,100),dytot(400)
+   ,cosbeto(400),areaot(400),volot(400)
+   ,delvot(400)
+   ,xed(400,2),yed(400,2),xxed(400,100),yyed(400,100)
+   ,sinbeto(400)
+ /ucnode/ilast,ilastm,jlast,jlastm
+   ,kfluid(400),mfluid(400,100)
+ /ucfilm/hgto(400),zms(400),zme(400)
+   ,hgto_o(400),vinte(400)
+ /uctemp/tfldot(400),tw,htc(400),htcsen(400),rmtc(400)
+   ,tflmot(400),tblk(400),rmfblk(400),ttotal(400)
+   ,rmfttl(400),tflmoto(400)
+   ,tw_o(400),tint_o(400)
+   ,rNu(400),Sh(400)
+ /ucprpo/rkfo,rkvo,denfo,denvo,hfo,hvo,hfvo,rmufo,rmuvo,cpfo,cpvo
+ /ucproc/rks,tsp,cpsp,gra,emf,empf
+ /ucimsi/qinto(400),qsen(400),rmf_flm(400),rmf_out(400),dvap(400)
double precision xin1,xin2,outf,outv
c-----
c   condf = liquid film conductivity
c   conds = pccs steel wall conductivity
c   condv = pccs inside vapor mixture conductivity
c   fcp   = liquid film specific heat
c   frho  = liquid film density
c   fmuc  = liquid film viscosity
c   hfg   = latent heat for evaporation
c   gra   = gravitational acceleration constants
c-----
c

```

```

c+++++++ end of user area 2 for usrsrc ++++++
c
    dimension am(ncell,6,nphase),sp(ncell,nphase),su(ncell,nphase)
    +,conv(nface,nphase)
c
    dimension
    + u(nnode,nphase),v(nnode,nphase),w(nnode,nphase),p(nnode,nphase)
    +,vfrac(nnode,nphase),den(nnode,nphase),vis(nnode,nphase)
    +,te(nnode,nphase),ed(nnode,nphase),rs(nnode,nphase,6)
    +,t(nnode,nphase),h(nnode,nphase),rf(nnode,nphase,4)
    +,scal(nnode,nphase,nscal)
c
    dimension
    + xp(nnode),yp(nnode),zp(nnode)
    +,vol(ncell),area(nface,3),vpor(ncell),arpor(nface,3)
    +,wfact(nface)
    +,ipt(*),iblk(5,nblock)
    +,ipvert(ncell,8),ipnodn(ncell,6),ipfacn(ncell,6),ipnodf(nface,4)
    +,ipnodb(nbdry,4),ipfacb(nbdry)
    +,iwork(*),work(*),cwork(*)
c
c+++++++ user area 3 for usrsrc ++++++
c---- area for users to dimension their arrays
c
c---- area for users to define data statements
c
c+++++++ end of user area 3 for usrsrc ++++++
c
c---- statement function for adressing
    ip(i,j,k)=ipt((k-1)*ilen*jlen+(j-1)*ilen+i)
c
c----version number of user routine and precision flag
c
    ivers=4
    ichkpr = 1
c
c+++++++ user area 4 for usrsrc ++++++

```

```

c---- to use this user routine first set iused=1
c
      iused=1
      if(iused.eq.0) return
c
c+++++ end of user area 4 for usrsrc ++++++
c
c---- frontend checking of user routine
      if(iucall.eq.0) return
c
c---- add to source terms
c this routine is called twice for each iteration after the convection
c and diffusion coefficients have been calculated
c icall=1 ; immediately before modifications for inlets, solid regions,
symmetry, etc.
c icall=2 ; after the equations have been modified for these structures.
c therefore any additional source terms should be added at the first
call(icall=1)
c at the second call , substitute models may overwrite what has been put into
the
c coefficient ans source arrays.
      if (icall.eq.1) then
c
c+++++ user area 5 for usrsrc ++++++
c
c find variable number for enthalpy
c   call getvar('usrsrc','P      ',ipres)
c   call getvar('usrsrc','V      ',iv)
c   call getvar('usrsrc','H      ',ient)
c   call getvar('usrsrc','SCAL  ',ivar)
c+++++ start of source term of pressure eqn ++++++
c   if (ieqn.eq.ipres)then
c
c --- assign bulk air/steam mixture temperature near the wall-----
      do i=1,400
        tttotal(i)=0.0
        rmfttl(i)=0.0

```

```

    dytot(i)=0.0
  enddo
  do i=1, ilastm
    do j=1, jlastm
      jfld_o=mfluid(i, j)
      tttotal(i)=tttotal(i)+t(jfld_o,1)*ddy(i, j)
      rmfttl(i)=rmfttl(i)+SCAL(jfld_o,1,1)*ddy(i, j)
      dytot(i)=dytot(i)+ddy(i, j)
    enddo
    tblk(i)=tttotal(i)/dytot(i)
    rmfblk(i)=rmfttl(i)/dytot(i)
  enddo
  if(niter.eq.maxit)then
    do i=1, ilastm
      write(18, 777) i, jlastm, dytot(i), ddy(i, 1), tblk(i),
    *rmfblk(i)
777 format(i3, 3x, i5, 5x, 2(e14.7, 5x, e14.7))
    enddo
  endif
  do i=1, ilastm
c
    ifld_o=kfluid(i)
    tfldot(i)=t(ifld_o,1)
  enddo
c --- calculate film temperature and thickness -----
  tw=343.15
  call flmtmp
  do 212 k=1, ilastm
c-----
cp    total=tfldin(i)
c-----
c --- evaporated mass flow rate
    ifld_o=kfluid(k)
    rmf_out(k)=max(0., SCAL(ifld_o,1,1))
    dspace=abs((delvot(k)+delvot(k+1))/2. -hgto(k))
c-----
    total=373.15

```

```

c-----
      if((hgto(k)+hgto(k+1))/2.0.gt.emf)then
      call phchgo(k,rmf_out(k),rmf_flm(k),dspace,total,tint_o(k)
*,vinte(k),ptot,pvap,ilastm,dvap(k))
      zme(k)=max(0,vinte(k))*areaot(k)*den(ifld_o,1)
      qinto(k)=max(0,vinte(k))*den(ifld_o,1)*hfvo
      qsen(k)=rkvo*(tint_o(k)-tflidot(k))/dspace
    else
      zme(k)=0.0
      qinto(k)=0.0
    endif
cccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
cp      HTC Caluation
cccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
      if(zme(k).gt.0.0) then
          htc(k)=qinto(k)/(tint_o(k)-tblk(k))
          htcsen(k)=qsen(k)/(tint_o(k)-tblk(k))
          rNu(k)=(htc(k)*0.2)/rkvo
          rmtc(k)=vinte(k)/(rmf_flm(k)-rmfblk(k))
          Sh(k)=(rmtc(k)*0.2)/dvap(k)
          Sh(k)=Sh(k)/((1.569e-5/dvap(k))**0.333)
      else
          htc(k)=0.0
          rmtc(k)=0.0
      endif
212 continue
      zme(1)=(zme(2)+zme(3)+zme(4))/3.
      if(niter.eq.maxit)then
          zmet=0.0
          qtot=0.0
          qstot=0.0
          qltot=0.0
          hlt=0.0
          hst=0.0
          rNut=0.0
          rmtct=0.0
          Sht=0.0

```

```

do i=10, ilastm-41
  zmet=zmet+zme(i)
  ifld_o=kfluid(i)
  qltot=qinto(i)+qltot
  qstot=qsen(i)+qstot
  hlt=HLT+htc(i)
  hst=hst+htcsen(i)
  rNut=rNut+rNu(i)
  rmtct=rmtct+rmtc(i)
  Sht=Sht+Sh(i)
enddo
qtot=qstot+qltot
htclav=HLT/(ilastm-50.0)
htcsav=hst/(ilastm-50.0)
htcavg=(HLT+hst)/(ilastm-50.0)
rNuavg=rNut/(ilastm-50.0)
rmtcag=rmtct/(ilastm-50.0)
Shavg=Sht/(ilastm-50.0)
write(25,2319)
2319 format(20x,'----- Average & Total Value -----',
* /' i' 7x,'htcavg',8x,'mtcavg',9x,'Nuavg',10x,'Shavg',
* 11x,'htclav',10x,'htcsav',10x,'zmet',
* 10x,'qintot')
write(25,7777)i,htcavg,rmtcag,rNuavg,Shavg,htclav,htcsav
* ,zmet,qltot
7777 format(i3,8(1x,e14.7))
endif

if(niter.eq.maxit)then
c --- print out the calculated results
write(28,2221)
2221 format(20x,'----- parameter profile -----',
* /' i',5x,'mtc',15x,'htc',
* 15x,'Sh',15x,'Nu')
do i=1, ilastm
  ifld_o=kfluid(i)
write(28,2223)i,rmtc(i),htc(i),Sh(i),rNu(i)

```

```

2223 format(i3,e14.7,5x,e14.7,5x,e14.7,5x,f10.4,5x,f10.4)
      enddo
      endif

c
c --- add/extract mass source term for steam evaporation effect
      do 100 i=1,ilastm
          ifld_o=kfluid(i)
          su(ifld_o,1) = su(ifld_o,1)
c      endif
100 continue
      if(niter.eq.maxit)then
c --- print out the calculated results
          write(10,2323)
2323 format(20x,'----- Variable Profile -----',
* /' i',5x,'zme',10x,'hgto',
* 15x,'mfout',15x,'tflm',15x,'tint',15x,'tflidot(i)',
* 10x,'HTC')
          do i=1,ilastm
              ifld_o=kfluid(i)
              rmf_out(i)=SCAL(ifld_o,1,1)
              write(10,3232)i,1000*zme(i),1000*hgto(i),rmf_out(i)
*                   ,tflmot(i),tint_o(i),tflidot(i),htc(i)
3232 format(i3,e14.7,5x,e14.7,5x,e14.7,5x,f10.4,5x,f10.4,5x,f10.4,
* 5x,f10.4)
3202 format(i3,e14.7,5x,e14.7,5x,e14.7)
          enddo
          endif
c+++++ end of if(ieqn.eq.ipres)+++++
      if(ieqn.eq.iv)then
          do i=2,ilastm
              if(hgto(i).gt.e-10)then
                  ifld_o=kfluid(i)
                  tflidot(i)=t(ifld_o,1)
                  deltav=zme(i)*vinte(i)
                  su(ifld_o,1) = su(ifld_o,1)+deltav
              if(niter.eq.maxit)then

```



```

        write(22,5555)i,su(ifld_o,1),deltav
5555 format(i3,2(5x,e14.7))
        endif
        end if
        enddo
        end if
c+++++ end of if(ieqn.eq.ivmom)+++++
        if(ieqn.eq.ient)then
            do i=2,ilastm
if(hgto(i).gt.e-10)then
                ifld_o=kfluid(i)
                tfldot(i)=t(ifld_o,1)
                deltah=zme(i)*cpvo*(tw-tfldot(i))
                su(ifld_o,1) = su(ifld_o,1)+deltah
                if(niter.eq.maxit)then
                    write(23,8808)i,su(ifld_o,1),deltah
8808 format(i3,2(5x,e14.7))
                endif
            endif
        enddo
        endif
c+++++ end of if(ieqn.eq.ientlpy)+++++
        if(ieqn.eq.ivar)then
            do i=2,ilastm
if(hgto(i).gt.e-10)then
                ifld_o=kfluid(i)
                deltmf=3*rmf_flm(i)*den(ifld_o,1)*volot(i)
                su(ifld_o,1) = su(ifld_o,1)+deltmf
                if(niter.eq.maxit)then
                    write(24,7770)i,su(ifld_o,1),deltmf,zme(i),tfldot(i)
7770 format(i3,2(5x,e14.7),2(5x,e14.7))
                endif
            endif
        enddo
        endif
c+++++ end of if(ieqn.eq.imass)+++++
c+++++ end of if(icall.eq.1)+++++

```

```

endif
return
end
    subroutine phchgo(k,rmf_blk,rmf_int,ds,ttot,tflm,
* vint,ptot,pvap,ilastm,dvap)
c -----
c This routine is to caculate blowing velocity at the interface of
c evaporating film based on concentration gradient
c     vftot : vapor volume fraction
c     ds : distance from interface to mesh center
c     ttot : mixture gas temperature at the mesh center
c     tflm : liquid film temperature at the interface
c     vint : vapor blowing velocity at the interface
c     rmv, rma : molecular weight of the vapor, and air
c -----
c --- set necessary constants
    rmv=18.0
    rma=29.0
    em6=1.0e-6
    emp=1.-em6
c---- calculation of vapor mass fraction at the interface nodes
    dels=ds
    tflm1=tflm
    ttot1=ttot
    ptot=psat(ttot1)
    pvap=min(ptot,psat(tflm))
    pair=ptot-pvap
cp binary diffusion coeff. from CONTEMPT4
    dvap=(4.40e-6*tflm1**2.334)/ptot
    rmf_int=(rmv*pvap)/(rmv*pvap+rma*pair)
c mass fraction at the interface and first node(linear interpolation)
c ---- calculation of mass fraction derivatives
    vint=(dvap/dels)*(rmf_int-rmf_blk)/(1.-rmf_int)
return
end
SUBROUTINE USRCND(CTROP,COND
+           , U, V, W, P, VFRAC, DEN, VIS, TE, ED, RS, T, H, RF, SCAL

```

```

+           , XP, YP, ZP, VOL, AREA, VPOR, ARPOR, WFACT, IPT
+           , IBLK, IPVERT, IPNODN, IPFACN, IPNODE, IPNODB, IPFACB
+           , WORK, IWORK, CWORK)
C
C*****
C
      LOGICAL LDEN, LVIS, LTURB, LTEMP, LBUOY, LSCAL, LCOMP
+       , LRECT, LCYN, LAXIS, LPOROS, LTRANS
C
      CHARACTER*(*) CWORK
      CHARACTER*6  CTROP
C
C+++++++ USER AREA 1 ++++++++
C---- AREA FOR USERS EXPLICITLY DECLARED VARIABLES
C
C+++++++END OF USER AREA 1 ++++++++
C
      COMMON
+ /ALL/   NBLOCK, NCELL, NBDRY, NNODE, NFACE, NVERT, NDIM
+ /ALLWRK/ NRWS, NIWS, NCWS, IWRFRE, IWIFRE, IWCFRE
+ /ADDIMS/ NPHASE, NSCAL, NVAR, NPROP
+ , NDVAR, NDPROP, NDXNN, NDGEOM, NDCOEF, NILIST, NRLIST, NTOPOL
+ /CHKUSR/ IVERS, IUCALL, IUSED
+ /DEVICE/ NREAD, NWRITE, NRDISK, NWDISK
+ /IDUM/   ILEN, JLEN
+ /LOGIC/  LDEN, LVIS, LTURB, LTEMP, LBUOY, LSCAL, LCOMP
+       , LRECT, LCYN, LAXIS, LPOROS, LTRANS
+ /MLTGRD/ MLEVEL, NLEVEL, ILEVEL
+ /SGLDBL/ IFLGPR, ICHKPR
+ /SPARM/  SMALL, SORMAX, NITER, INDPRI, MAXIT, NODREF, NODMON
+ /SOLCON/ SOLCON
+ /TRANSI/ NSTEP, KSTEP, MF, INCORE
+ /TRANSR/ TIME, DT, DTINVF, TPARM
C
C+++++++USER AREA 2+++++++
C---- AREA FOR USERS TO DECLARE THEIR OWN COMMON BLOCKS
C      THESE SHOULD START WITH THE CHARACTERS 'UC' TO ENSURE

```

```

C    NO CONFLICT WITH NON-USER COMMON BLOCKS
+ /ucgeom/xso(400), yso(400), ddy(400,100), dytot(400)
+     , cosbeto(400), areaot(400), volot(400)
+     , delvot(400)
+     , xed(400,2), yed(400,2), xxed(400,100), yyed(400,100)
+     , sinbeto(400)
+ /ucnode/ilast, ilastm, jlast, jlastm
+     , kfluid(400), mfluid(400,100)
+ /ucfilm/hgto(400), zms(400), zme(400)
+     , hgto_o(400), vinte(400)
+ /uctemp/tfldot(400), tw, htc(400), htcsen(400), rmtc(400)
+     , tflmot(400), tblk(400), rmfblk(400), ttotal(400)
+     , rmfttl(400), tflmoto(400)
+     , tw_o(400), tint_o(400)
+     , rNu(400), Sh(400)
+ /ucprpo/rkfo, rkvo, denfo, denvo, hfo, hvo, hfvo, rmufo, rmuvo, cpfo, cpvo
+ /ucproc/rks, tsp, csp, gra, emf, empf
+ /ucimsi/qinto(400), qsen(400), rmf_flm(400), rmf_out(400), dvap(400)
double precision xin1, xin2, outf, outv

```

```

C
C+++++END OF USER AREA 2 ++++++

```

```

C
    DIMENSION
+ COND(NCELL, NPHASE, *)

```

```

C
    DIMENSION
+ U(NNODE, NPHASE), V(NNODE, NPHASE), W(NNODE, NPHASE)
+ , P(NNODE, NPHASE)
+ , VFRAC(NNODE, NPHASE), DEN(NNODE, NPHASE), VIS(NNODE, NPHASE)
+ , TE(NNODE, NPHASE), ED(NNODE, NPHASE), RS(NNODE, NPHASE, 6)
+ , T(NNODE, NPHASE), H(NNODE, NPHASE), RF(NNODE, NPHASE, 4)
+ , SCAL(NNODE, NPHASE, NSCAL)

```

```

C
    DIMENSION
+ XP(NNODE), YP(NNODE), ZP(NNODE)
+ , VOL(NCELL), AREA(NFACE, 3), VPOR(NCELL), ARPOR(NFACE, 3)
+ , WFACT(NFACE)

```

```

+, IPT(*), IBLK(5, NBLOCK)
+, IPVERT(NCELL, 8), IPNODN(NCELL, 6), IPFACN(NCELL, 6), IPNODEF(NFACE, 4)
+, IPNODEB(NBDRY, 4), IPFACB(NBDRY)
+, IWORK(*), WORK(*), CWORK(*)
C
C+++++ USER AREA 3 ++++++
C---- AREA FOR USERS TO DIMENSION THEIR ARRAYS
C
C---- AREA FOR USERS TO DEFINE DATA STATEMENTS
C
C+++++ END OF USER AREA 3 ++++++
C
C---- STATEMENT FUNCTION FOR ADDRESSING
      IP(I, J, K)=IPT((K-1)*ILEN+JLEN+(J-1)*ILEN+I)
C
C----VERSION NUMBER OF USER ROUTINE AND PRECISION FLAG
C
      IVERS=3
      ICHKPR = 1
C
C+++++ USER AREA 4 ++++++
C---- TO USE THIS USER ROUTINE FIRST SET IUSED=1
C
      IUSED=1
C
C+++++ END OF USER AREA 4 ++++++
C
      IF (IUSED.EQ.0) RETURN
C
C---- FRONTEND CHECKING OF USER ROUTINE
      IF (IUCALL.EQ.0) RETURN
C+++++ USER AREA 6 ++++++
C
C      COND(INODE, IPHASE, 1) = XX-COMPONENT OF CONDUCTION TENSOR.
C      COND(INODE, IPHASE, 2) = YY-COMPONENT OF CONDUCTION TENSOR.
C      COND(INODE, IPHASE, 3) = ZZ-COMPONENT OF CONDUCTION TENSOR.
C      COND(INODE, IPHASE, 4) = XY-COMPONENT OF CONDUCTION TENSOR.

```

```

C   COND(INODE, IPHASE, 5) = YZ-COMPONENT OF CONDUCTION TENSOR.
C   COND(INODE, IPHASE, 6) = ZX-COMPONENT OF CONDUCTION TENSOR.
C ----- CONDUCTIVITY FOR INTERNAL SHELL SURFACE -----
      if(niter.gt.1)return
      tw=343.15

      do 201 i=1, ilastm
      if(qinto(i).le.1.0e-3)go to 201
          ifld_o=kfluid(i)
          dto=abs(tfldot(i)-tw)
          dfvo=delvot(i)-2.*hgto(i)
      if(hgto(i).gt.1.0e-6)then
          rkvoeq=max(0., (qinto(i)*dfvo)/(Tw-Tfldot(i)))
      else
          rkvoeq=rkvo
      endif
      rkvoeq=max(0., min(rkvoeq, 100.))
      COND(ifld_o, 1, 1) = rkvoeq*sinbeto(i)
      COND(ifld_o, 1, 2) = rkvoeq*cosbeto(i)
      COND(ifld_o, 1, 3) = 0.
      COND(ifld_o, 1, 4) = 0.
      COND(ifld_o, 1, 5) = 0.
      COND(ifld_o, 1, 6) = 0.

      write(11, 3232)i, qinto(i), cond(ifld_o, 1, 1), cond(ifld_o, 1, 2),
      * cond(ifld_o, 1, 3), rkvo, rkvoeq, cosbeto(i), sinbeto(i)
3232 format(i3, 'condo= ', 8(3x, e9.3))
      201 CONTINUE
C+++++END OF USER AREA 6 +++++
C   ENDIF
      RETURN
      END

C*****
      subroutine fltmp
C-----

```

```

      common
+ /ucgeom/xso(400), yso(400), ddy(400,100), dytot(400)
+   , cosbeto(400), areaot(400), volot(400)
+   , delvot(400)
+   , xed(400,2), yed(400,2), xxed(400,100), yyed(400,100)
+   , sinbeto(400)
+ /ucnode/ilast, ilastm, jlast, jlastm
+   , kfluid(400), mfluid(400,100)
+ /ucfilm/hgto(400), zms(400), zme(400)
+   , hgto_o(400), vinte(400)
+ /uctemp/tfldot(400), tw, htc(400), htcsen(400), rmtc(400)
+   , tflmot(400), tblk(400), rmfblk(400), ttotal(400)
+   , rmfttl(400), tflmoto(400)
+   , tw_o(400), tint_o(400)
+   , rNu(400), Sh(400)
+ /ucprpo/rkfo, rkvo, denfo, denvo, hfo, hvo, hfvo, rmufo, rmuvo, cpfo, cpvo
+ /ucproc/rks, tsp, cpsp, gra, emf, empf
+ /ucimsi/qinto(400), qsen(400), rmf_flm(400), rmf_out(400), dvap(400)
      double precision xin1, xin2, outf, outv
c
c
c-----
c --- Inside film height (hgti)
c   dels : cell thickness of the interfacing conducting wall
c   zme, zms : mass for evaporation, and spray
c   areain, areaot : area for inner- and outer surface of
c                   the conducting wall
c   ysi, yso : radial distance of the inner- and outer surface
c                   of the conducting wall
c-----
      hgto(1)=(hgto(2)+hgto(3)+hgto(4))/3.
      do 10 i=2, ilast
        im=i-1
        aso +=(denfo*gra*cosbeto(i))/(3.*rmufo)
        cso1=-denfo*gra*cosbeto(im)*hgto(im)**3/(3.*rmufo)
        cso2+=zme(im)*areaot(im)/denfo
c --- sprayed water

```

```

        cs04=-zms(im)*areaot(im)/denfo
        cso =-(cs01+cs02+cs04)
        hgto(i)=hgt1(aso, cso)
10 continue
c-----
c --- calculation of outside film temperature
c     uop, uom : average liquid film velocity
c     hco : convective heat transfer coefficient (outside wall)
c     hvo : vapor entalphy at the interface of the outer ...
c     tbulko : outside bulk temperature
c     cpsp : specific heat of sparyed water
c-----
        do 20 i=2, ilastm
            tw=343.15
            tsp=298.15
            hgtavgo=(hgto(i)+hgto(i+1))/2.
c-----
            dfvo=delvot(i)-2.*hgtavgo
c-----
            uop=denfo*gra*cosbeto(i+1)*hgto(i+1)**2./(3.*rmufo)
            uom=denfo*gra*cosbeto(i)*hgto(i)**2./(3.*rmufo)
            deno_o2=dfvo*rkfo+rkvo*hgtavgo
            cflmot=denfo*cpfo*uop*hgto(i+1)
            *       +areaot(i)*(2*rkfo*rkvo/deno_o2
            *       +2*rkfo/hgtavgo)
c-----
            cfldot=(-2*areaot(i)*rkvo*rkfo)/deno_o2
            cflmom=-denfo*cpfo*uom*hgto(i)
            ctsp=-areaot(i)*zms(i)*cpsp
            cresto=(areaot(i)*rkfo*(-2*tw*rkfo*dfvo-2*tw*rkvo*hgtavgo
            *       +zme(i)*hvo*hgtavg*dfvo))/(hgtavgo*deno_o2)
c-----
            sumo=-(cflmom*tflmot(i-1)
            *       +cfldot*tfldot(i)+crest0+ctsp*tsp)
            if(hgto(i).ge.1.0e-6)then
                if(abs(cflmot).ge.1.0e-6)then

```



```

                                tflmot(i)=sumo/cflmot
else
                                tflmot(i)=tw-0.5
endif
else
                                tflmot(i)=tw-0.5
endif
                                tflmot(i)=max(tfldot(i), tflmot(i))
                                tflmot(i)=min(tw, tflmot(i))
                                if(hgto(i).ge.1.0e-6)then
tint_o(i)=-0.5*(-2*rkfo*dfvo*tflmot(i)
*       +zme(i)*hvo*hgtavgo*dfvo
*       -2*rkvo*hgtavgo*tfldot(i))/deno_o2
else
tint_o(i)=0.0
endif
tint_o(i)=tint_o(i)-1.
20 continue
return
end
*****
function hgt1(as1, cs1)
as=as1
c      bs=bs1*1.0e6
      cs=cs1*1.0e9
if(as.ge.1.0e-9)then
c      hi1=-cs/(2.*as)
c      hi2=bs/(3.*as)
      hi3=sqrt(hi1*hi1)
      hi4p=hi1+hi3
      hi4m=hi1-hi3
      hi5p=sign(1.0, hi4p)*abs(hi4p)**(1./3.)
      hi5m=sign(1.0, hi4m)*abs(hi4m)**(1./3.)
      hi5=hi5p+hi5m
cp     hi5=abs(hi5)
cp     write(15,14)i, hi5
cp 14  format(3x, i4, e14.7)

```

```

        else
            hi5=0.0
        endif
        hgt1=max(1.0e-13,hi5)/1.0e3
    return
end

c -----
c given temperature (t), returns saturation pressure (press).  err
c set true if temperature is below triple point or over critical
c temperature.
c given temperature (t), returns saturation pressure (press).  err
c set true if temperature is below triple point or over critical
c temperature.
c *****
    function psat(t)
        real*8 k(9)
        data k /-7.691234564e0,-26.08023696e0,-168.1706546e0,
*           6.423285504e1,-1.189646225e2, 4.167117320e0,
*           2.097506760e1, 1.e9,6.0e0/
        data crt/647.3e0/,crp/22120000.e0/,ctrp/273.16e0/
c
        if (t.lt.ctrp)then
            psat=0.0
        elseif (t.gt.crt)then
            psat=crp
        else
            fr = t/crt
            fr1 = 1.0- fr
            psat = crp* exp((((k(5)*fr1+k(4))*fr1
*           +k(3))*fr1+k(2))*fr1+k(1))*fr1)
*           /(((k(7)*fr1+k(6))*fr1+1.0)*fr)
*           - fr1/(k(8)*fr1*fr1+k(9)))
        endif
    return
end
c*****

```

subroutine setup

```

c-----
      common
+ /ucgeom/xso(400), yso(400), ddy(400,100), dytot(400)
+       , cosbeto(400), areaot(400), volot(400)
+       , delvot(400)
+       , xed(400,2), yed(400,2), xxed(400,100), yyed(400,100)
+       , sinbeto(400)
+ /ucnode/ilast, ilastm, jlast, jlastm
+       , kfluid(400), mfluid(400,100)
+ /ucfilm/hgto(400), zms(400), zme(400)
+       , hgto_o(400), vinte(400)
+ /uctemp/tfldot(400), tw, htc(400), htcsen(400), rmtc(400)
+       , tflmot(400), tblk(400), rmfblk(400), tttotal(400)
+       , rmfttl(400), tflmoto(400)
+       , tw_o(400), tint_o(400)
+       , rNu(400), Sh(400)
+ /ucprpo/rkfo, rkvo, denfo, denvo, hfo, hvo, hfvo, rmufo, rmuvo, cpfo, cpvo
+ /ucproc/rks, tsp, cpsp, gra, emf, empf
+ /ucimsi/qinto(400), qsen(400), rmf_flm(400), rmf_out(400), dvap(400)
      double precision xin1, xin2, outf, outv
      emf=1.0e-6
      empf=1.0-emf
c --- assign xsi, ysi and xso, yso
      do i=1, ilast
          xso(i)=xed(i,1)
          yso(i)=yed(i,1)
      enddo

c --- calculate inner and outer solid surface area for contact
cp   face between solid and fluid based on cylinder edge
      do i=1, ilastm
          do j=1, jlastm
              ddy(i, j)=sqrt((xxed(i, j+1)-xxed(i, j))**2.
*+(yyed(i, j+1)-yyed(i, j))**2.)
          enddo
      enddo

```

```

do i=1,ilastm
    ysoc=(yso(i)+yso(i+1))/2
    rlntho=sqrt((xso(i+1)-xso(i))**2.+(yso(i+1)-yso(i))**2.)
    areaot(i)=rlntho
enddo

    call unit(xso,yso,ilast,cosbeto,sinbeto)
c --- calculate cell thickness
do i=1,ilast
    delvot(i)=sqrt((xed(i,2)-xed(i,1))**2+(yed(i,2)-yed(i,1))**2)
    volot(i)=areaot(i)*delvot(i)
enddo

c -----
c --- User property data settings
c -----

c --- initial data for liquid film
    tini=323
    tabs=273.15
    tinc=Tini-Tabs
    dt=1.0e10

c --- water property calculation by ASME steam table
C INED = 1 TEMPERATURE / = 2 PRESSURE / = 3 SPECIFIC VOLUME/
C     = 4 SPECIFIC ENTHALPY / = 5 SPECIFIC HEAT/
C     = 6 SPECIFIC ENTROPY / = 7 VISCOSITY/
C     = 8 THERMAL CONDUCTIVITY

    iunt=0
    iwnt=1
    iknw=1
    xin1=tinc

c --- Initial data for PCCS steel
c --- Initial data for spray
    ined=5
    call asme(iunt,iwnt,iknw,ined,xin1,xin2,outf,outv)
    cpsp=outf

c --- Gravity accleration
    gra = 9.8

c --- specific heat calculation
    ined=5

```

```

        call asme(iunt, iwnt, iknw, ined, xin1, xin2, outf, outv)
        cpfo=outf
        cpvo=outv
c --- thermal conductivity calculation
        ined=8
        call asme(iunt, iwnt, iknw, ined, xin1, xin2, outf, outv)
        rkfo=outf
        rkvo=outv
c --- specific density calculation
        ined=3
        call asme(iunt, iwnt, iknw, ined, xin1, xin2, outf, outv)
        denfo=1./outf
        denvo=1./outv
c --- specific enthalpy calculation
        ined=4
        call asme(iunt, iwnt, iknw, ined, xin1, xin2, outf, outv)
        hfo=outf
        hvo=outv
        hfvo=abs(hfo-hvo)
c --- viscosity calculation
        ined=7
        call asme(iunt, iwnt, iknw, ined, xin1, xin2, outf, outv)
        rmufo=outf
        rmuvo=outv
c --- assign initial spray flow rate -----
        do i=1, ilast
            zme(i)=0.0
            zms(i)=0.0
            if(i.ge.15.and.i.le.25)zms(i)=0.5
c            if(i.ge.2.and.i.le.99)tflmot(i)=tsp
        enddo
c---- print out calculated geometric data -----
        write(9,2222)
2222 format(25x, '----- data of xed,yed ----- ')
        do i=1, ilast
            write(9,100)i, (xed(i,k), yed(i,k), k=1,2), cosbeto(i), volot(i)
            *, areaot(i)

```

```

100 format(i3,11f10.5)
  enddo
  close(9)
  return
end

```

C\*\*\*\*\*

```

subroutine unit(x,y,nx,cosbet,sinbet)
dimension x(400),y(400),cosbet(400),sinbet(400)
  do i = 2, nx-1
    x1=x(i-1)
    y1=y(i-1)
    x2=x(i)
    y2=y(i)
    x3=x(i+1)
    y3=y(i+1)
    bunmo=abs((x2-x3)*(x1-x3)*(x1-x2))
    if(bunmo.ge.1.0e-10)then
      cy1= y1*(-x3+x2)**2
      cy2= y2*(x3-x1)*(-x3+2*x2-x1)
      cy3= -y3*(x2-x1)**2
      bunja=cy1+cy2+cy3
      slope=bunja/bunmo
      cosbet(i)=1./sqrt(slope**2+1.)
      sinbet(i)=abs(slope/sqrt(slope**2+1.))
    else
      cosbet(i)=1.0e-6
      sinbet(i)=0.9999
    endif
    cosbet(i)=max(0.024,cosbet(i))
  end do
  cosbet(nx) = cosbet(nx-1)
  cosbet(1)=cosbet(2)
  sinbet(nx) = sinbet(nx-1)
  sinbet(1)=sinbet(2)
return
end

```

서 지 정 보 양 식

수행기관보고서번호	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드
KAERI/TR-1614/2000			
제목/부제	PCCS 성능해석을 위한 증발액막 모델 개발		
연구책임자 및 부서명 (TR, AR인 경우 주저자)	박홍준 (동력로기술개발팀)		
연구자 및 부서명	황영동, 김희철, 김영인, 장문희(동력로기술개발팀)		
출판지	대전	발행기관	한국원자력연구소
페이지		도표	있음( V ), 없음( )
참고사항	일체형원자로 안전해석기술 개발		
비밀여부	공개( V ), 대외비( ), _ 급비밀	보고서종류	기술보고서
연구위탁기관		계약번호	
초록 (15-20줄내외)	<p>수직채널과 타원 형태로 기울어진 돔 부분을 포함하는 피동형격납용기 철회벽 외부의 증발액막의 거동을 모사할 수 있는 해석모델을 개발하였다. 개발된 모델을 범용전산 유체해석 코드인 CFX에서 제공하는 user subroutine을 통하여 코드와 결합시켜 액막경계면에서의 증발 열전달계수를 얻기 위한 수치해석을 수행하였다. 우선 개발된 모델의 적용가능성을 검토하기 위해 해석결과를 기존의 증발관련 실험 및 해석결과와 비교하였다. 해석결과는 실험에 의한 Sh 수 및 열전달계수를 비교적 잘 예측하였으며, 계산된 액막 두께도 채널 Sun의 결과와 잘 일치하였다. 개발된 액막모델을 실제모형의 PCCS에 적용한 결과, 유동단면적이 감소하고 재순환 유동이 발생하는 돔에서의 열전달 계수는 낮았다. 또한 증발에 의한 열전달계수는 공기만에 의한 열전달계수에 비해 20배 이상 크게 예측되었다. gap size와 벽 온도가 평균 열전달계수와 채널입구에서 공기의 평균속도에 미치는 영향을 알아보기 위해 민감도 해석이 수행되었고, 액막의 유량에 따른 dry point해석에서, wet cooling에 필요한 최소 유량을 평가되었다.</p>		
주제명키워드 (10단어내외)	PCCS, 돔, 액막경계면, CFX, user subroutine, wet cooling, 열전달계수, Sh 수, dryout point		

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No. INIS Subject Code	
KAERI/TR- 1614/2000					
Title/ Subtitle		The Development of Evaporative Liquid Film Model for Analyzing the Cooling Capability of Passive Containment Cooling System			
Project Manager and Department		Hong-June Park (Power Reactor Technology Development)			
Researcher and Department		Young-Dong Hwang, Hee-Cheol Kim, Young-In Kim, Moon-Hee Chang (Power Reactor Technology Development)			
Publication Place	Taejon	Publisher	KAERI		Publication Date
Page		Ill. & Tab.	Yes( <input checked="" type="checkbox"/> ), No ( <input type="checkbox"/> )		Size
Note	Korean Next Generation Reactor Development				
Classified	Open( <input checked="" type="checkbox"/> ), Restricted( <input type="checkbox"/> ), __ Class Document		Report Type	Technical Report	
Sponsoring Org.			Contract No.		
Abstract (15-20 Lines)					
<p>An analytical model was developed to simulate behavior of the liquid film formed on the outside surface of the steel containment vessel of PCCS including the ellipsoidal dome and the vertical wall. The model was coupled with CFX code using the user subroutines provided by the code, and a series of numerical calculations were performed to evaluate the evaporative heat transfer coefficient at the interface. Numerical results for Sherwood number and evaporative heat transfer coefficient were compared with the experimental data. The results were in good agreement with the experimental data. The calculated liquid film thickness showed good agreement with that of Sun except an upper portion of the channel. The model was applied to the full scale of PCCS to investigate the effects of dome and chimney on the evaporation rate. The results showed that the heat transfer coefficient in the dome region, where the flow cross-sectional area decreases and the swirling occurs, was lower than that of the vertical annulus region. The calculated evaporative heat transfer coefficient was about 20 times larger than that of the dry cooling. Sensitivity studies on the gap size and the wall temperature were also performed to figure out their effects on the heat transfer coefficient and inlet air average velocity. Through the analysis of the dryout point, the minimum liquid film flow rate to cover the entire surface of the vessel was estimated.</p>					
Subject Keywords (About 10 words)		PCCS, Dome, CFX, user subroutine, wet cooling, dry cooling, evaporative heat transfer coefficient, Sherwood number, dryout point			