

# 원전 가압경수로 증기발생기 열유동 해석법

최석기\* · 남호윤\* · 김의광\* · 김형남\*\* · 장기상\*\* · 홍승열\*\*

## Thermal Hydraulic Analysis Methodology for PWR Nuclear Power Plant Steam Generators

Seok-Ki Choi, Ho-Yun Nam, Eui-Kwang Kim, Hyung-Nam Kim, Ki-Sang Jang and Sung-Yull Hong

**Key Words :** Steam Generator (증기발생기), Porous Media Approach (다공질매질법), Two Phase Flow (이상유동), PWR (가압경수로).

### Abstract

This paper presents the methodology for thermal hydraulic analysis of Pressurized Water Reactor (PWR) steam generators. Topics include porous media approach, governing equations, physical models and correlations for solid-to-fluid interaction and heat transfer and numerical solution scheme. Some details about the ATHOS3 code currently used widely for thermal hydraulic analysis of PWR steam generators in the industry are presented. The ATHOS3 code is applied to the thermal hydraulic analysis of steam generator in the Korea YGN 3&4 nuclear power plant and the computed results are presented.

### 1. 서론

현재 가동되고 있는 가압경수로에는 설계기준과 발전소 크기에 따라 1 기당 2~4 개의 증기발생기가 있다. 가압경수로의 증기발생기는 30~40 년간 작동되도록 설계되기 때문에, 이 수명기간 동안 증기발생기의 튜브와 내부구조물들은 유체유발 진동, 피로, 마모, 부식, fretting 및 denting 등의 영향으로 손상을 받게 된다. 이러한 기계학적 손상들은 기계학적 설계, 열수력 현상, 유체의 화학적 성질 및 재료의 특성들과 복잡하게 연관되어 있기 때문에, 이들을 규명하기 위해서는 증기발생기 내부의 열 유동 현상에 대한 정보가 필요하다.

지금까지 증기발생기 내부의 유동현상을 해석하기 위하여 많은 전산코드들이 개발되어 왔다. 이들 코드들 중 현재 가장 널리 이용되고 있는 코드는 EPRI의 후원아래 개발된 ATHOS3 코드<sup>(1)</sup>이다. ATHOS3 코드는 증기발생기 2 차측의 속도, 압력, 온도, 보이드율 (void fraction)과 튜브 내부의

온도분포를 3 차원적으로 해석하는 코드이다. ATHOS3 코드에 대한 정확성은 이미 많은 실험자료와 수치해를 비교하여 검증되어 왔다. 이러한 검증의 적용에는 축소 모형실험과 실물크기 모형 실험 및 실제 운전중인 증기발생기에 대한 묘사들이 포함되어 있으며, 모든 경우에 있어서 ATHOS3 코드의 계산결과는 일반적으로 훌륭하게 일치하였다. 아직까지도 코드가 완전히 검증될려면 더 많은 적용과 검증이 필요한 것으로 사료되지만, 현재의 여건으로는 증기발생기 열수력 해석에 있어서 ATHOS3 코드의 유용성은 매우 크다고 할 수 있다.

본 논문에서는 ATHOS3 코드를 중심으로 가압경수로 증기발생기 해석방법을 소개하고자 한다. 이 코드의 이론적 배경 및 적용방법을 좀 더 체계적으로 설명하고, ATHOS3 코드를 실제 가동중인 영광 3-4 호기 증기발생기 열유동해석에 적용하여 계산결과를 설명하고자 한다.

### 2. 해석방법

2.1 내부 고체구조물의 해석  
증기발생기 2 차측의 유동은 다음의 2 종류의

\* 한국원자력연구소

\*\* 한국전력공사 전력연구원

고체구조물의 존재로 인하여 많은 영향을 받는다.

- (1) 분산저항체(distributed resistance)로 간주될 수 있는 세관(tube)이나 tie-rod 같은 물체.
- (2) 집중저항체(concentrated resistance)로 간주될 수 있는 튜브지지판(tube support plate) 이나 baffle 같은 물체.

### 2.1.1 분산저항체의 영향

증기발생기 세관이나 tie-rod 등의 분산저항체의 존재를 고려하기 위하여 다공질매질법을 고려한 연속체 접근법이 사용된다. 다공질매질법을 사용하여 열유동을 해석할 때 다음의 4 가지방식으로 고체물질이 유동현상에 영향을 미친다.

- (1) 체적폐쇄(volume blockage) : 유동해석시 고체물체가 존재하므로 유체가 차지하는 체적이 작아진다. 이 경우, 전체 계산 제어체적에서 유체가 차지하는 비율, 즉 다공율(porosity)을 정의하여 지배방정식에 고려한다. 다공율은 고체구조물의 분포에 따라 위치에 따라 변한다.
- (2) 면적폐쇄(area blockage) : 고체물체가 제어체적내에 존재하므로 제어체적면을 통과하는 유체의 면적이 감소한다. 그러므로 제어체적을 통과하는 유체의 유량을 계산하기 위해서는 국소적으로 면적다공율을 계산하여 전체 제어체적면에 곱하여야 한다. 일반적으로 제어체적면에서의 면적다공율은 이웃한 제어체적들의 체적다공율을 평균하여 계산한다. 국소적으로 면적다공율을 계산할 수 있으나, 사용된 좌표계나 계산격자에 민감하여 전체 계산에 악영향을 미칠 수 있다.
- (3) 유동저항(flow resistance) : 계산영역내의 분산된 고체물들은 유동계산시 저항체 역할을하여 이들 고체물의 존재 때문에 발생하는 저항력을 운동방정식에 고려하여야 한다. 이 저항력은 고체물의 분포 및 형태에 따라 위치 및 방향에 따라 변하며 일반적으로 기존의 문헌에 보고된 상관식(empirical correlation)들을 사용하여 처리한다.
- (4) 열생성항(heat source) : 증기발생기 1 차측에서 2 차측으로의 열전달은 2 차측 열유동해석 관점에서 보면 열생성항이 분포되어 있다고 볼 수 있다. 이 열생성항은 1 차측 유동의 온도분포에 따라 위치에 따라 다르게 분포한다. 증기발생기 유동해석에 있어서는 이 열생성항의 분포가 2 차측유동의 분포에 매우 중요한 역할을 한다.

### 2.1.2 집중저항체의 영향

튜브지지판들은 두께가 매우 얇어 체적폐쇄 영향은 매우 적으므로 무시한다. 그러나 튜브지지판 수직면의 유동방향에 막대한 유동저항을 유발한다.

유동저항은 유동면적의 급확장 및 급축소에 기인하며, 국소 유동조건과 튜브지지판의 유체가 통과하는 구멍의 모양과 크기 등의 기하학적 조건에 의존한다. 그리고 순수 고체판은 유체가 통과하는 구멍이 매우 작고 유동저항이 매우 큰 perforated plate 으로 모사한다.

## 2.2 이상유동 모델(Two Phase Flow Model)

증기발생기 내부 유동해석에 일반적으로 적용되고 있는 이상유동 모델은 균질모델(homogeneous model), 대수 미끌림 모델(algebraic slip model)과 2 유체 모델(two fluid model) 등이다.

- (1) 균질 유동 모델(homogeneous flow model) : 균질 유동 모델에서는 액체(liquid)와 증기(vapor)간의 속도 미끌림(slip) 효과를 무시한다. 즉 액체와 증기가 같은 속도로 움직이고 모든 공간에서 열적평형(thermal equilibrium)을 이룬다고 가정한다. 가압경수로 증기발생기에서는 액체와 증기간의 속도 미끌림 효과를 무시하여도 기하학적 및 열유속적 불균일이 고려되면 균질유동모델도 유용한 정보를 제공한다. 그리고 액체와 증기의 혼합물의 밀도가 증기발생기 전 영역에서 변화하므로 혼합물 유동의 부력효과는 고려된다. 고출력인 경우에는 속도 미끌림 효과가 상대적으로 적다.
- (2) 대수 미끌림 유동 모델(algebraic slip model) : 대수 미끌림 유동 모델에서는 수직방향(중력방향)의 속도 미끌림 영향은 고려하고 횡방향(transverse direction)의 속도 미끌림 효과는 무시한다. 수직방향의 운동방정식 및 에너지방정식에는 속도미끌림 효과를 고려한 항이 첨가되며, 이들 방정식에 들어가는 액체와 증기와의 상대속도는 대수방정식인 상관식으로 처리된다. 대수 미끌림 유동 모델이 균질 유동 모델의 단점을 보완하고 2 유체 모델의 복잡함을 피할 수 있기 때문에 현재 가장 널리 이용되고 있다.

(3) 2 유체 모델(two-fluid model) : 2 유체 모델에서는 액체와 증기 각각의 질량, 운동량 및 에너지 보존식을 쓴다. 이들 방정식들에 존재하는 고체와 유체 및 액체와 증기간의 질량, 운동량 및 에너지 교환 항은 실험에 기초한 상관식으로부터 결정된다. 이 모델을 실제 유동계산에 적용할 때 가장 어려운 점은 액체와 증기간의 질량, 운동량 및 에너지 교환 항에 대한 정확한 물리학적 모델이나 실험상관식이 부족하다는 점이다. 이러한 물리학적 모델이나 상관식들이 이상유동의 발달과정에 따라 형성되거나 구분하기 어려운 유동영역(bubble, slug, churn, annular)에 너무 의존한다는 것이다. 이 모델을 실제 유동계산에 적용하기에는 많은 연구

가 수행되어야 할 것이다.

### 3. 물리학적 모델 및 상관식

#### 3.1 난류확산

증기발생기 내부유동은 대부분 난류유동이므로 난류의 영향을 고려하여야 한다. 지금까지 이상유동, 특히 액체-증기의 유동에 대해서는 적절한 난류모델이 잘 개발되어져 있지 않다. 다행스럽게도 증기발생기 대부분의 영역에서 이차측 유동분포는 고체-유체간의 마찰 및 열전달항에 매우 영향을 받으므로 난류확산항의 정확한 계산의 필요성이 크지 않다. 그러므로 대수난류확산 모델이 매우 적절하다.

#### 3.2 고체와 유체간의 마찰

증기발생기 내 튜브에 의한 유동저항항은 모든 방향의 운동방정식에 적용되고 경험상관식을 사용하여 계산하여야 한다. 예를들어 축방향으로의 마찰항  $f_z$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$f_z = f_a A_{sv} \frac{\rho w^2}{2} \Phi \quad (1)$$

위 식에서  $f_a$ 는 축방향 fanning friction factor 이고  $\Phi$ 는 two phase multiplier 이다. 이  $f_a$ 와  $\Phi$ 는 실험상관식으로 계산된다. 튜브지지판 같은 집중저항체인 경우에도 다음과 같이 마찰항을 계산한다.

$$f_z = K \frac{\rho w^2}{2} \left( \frac{A_f}{A_d} \right)^2 A_f \Phi \quad (2)$$

위 식에서  $K$ 는 급확장 및 급축소에 의한 손실계수이고 튜브지지판 구멍의 모양이나 개수 등의 기하학적 사양에 의해 결정된다.

#### 3.3 고체와 유체간의 열전달

Fig.1 은 1 차유체, 튜브금속 및 2 차유체 사이의 온도분포의 한 예를 보여주고 있다. 이 그림에서  $T_M$ 은 튜브벽 중심에서의 금속온도를 나타낸다. 튜브를 통과하는 에너지 보존식을 수식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{C_{p,M} \beta_M \rho_M V}{\Delta t} (T_M^n - T_M^{n-1}) = -(Q_P + Q_S) \quad (3)$$

$$Q_S = AH_{M-S}(T_M - T_S), \quad Q_P = AH_{M-P}(T_M - T_P) \quad (4)$$

$$\frac{1}{H_{M-S}} = \frac{1}{H_M} + \frac{1}{H_S} + \frac{1}{H_F}, \quad \frac{1}{H_{M-P}} = \frac{1}{H_M} + \frac{1}{H_P} \quad (5)$$

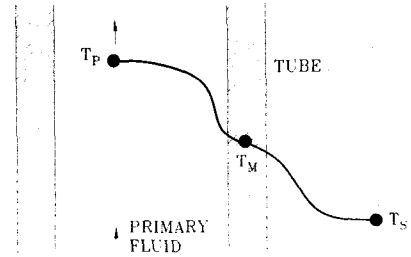


Fig.1 Temperature Distribution Near Tube Wall

위식에서 하첨자  $M$ 은 금속을 나타내고,  $H_M$ 은 벽반두께(half wall thickness)을 기준으로한 튜브금속의 열전도도,  $H_S$ 는 2 차측 유동과의 열전달계수,  $H_F$ 는 튜브 외부표면의 fouling resistance,  $H_P$ 는 1 차측 유동과의 열전달계수를 나타낸다. 이들 중 2 차측 유동과의 열전달계수( $H_S$ )의 계산이 제일 어렵다. 이는  $H_S$ 가 이상유동의 발달과정에 형성되는 여러 유동영역에 너무 의존하기 때문이다.

#### 3.4 경험상관식

고체와 유체의 마찰저항은 튜브군, 셸 및 Shroud 벽을 거쳐가는 축류 및 횡류의 각종 형상들과 집중저항체(튜브지지판, 1 차측분리기 등)에서 급확대와 급축소에 의한 손실들에 대한 경험관계식(2-5)을 사용함으로 계산된다. 2 상유동 영역에서는 모든 저항손실들이 소위 말하는 two-phase multiplier(6-8)를 사용함으로써 수정되며 이러한 two-phase multiplier는 유동이 단상일 때 보다는 2 상일 때 발생하는 다소 큰 손실을 고려하기 위한 것이다. 1 차측 열전달계수에 대해서는 Dittus-Boelter의 관계식(9)이 사용된다. 2 차측 단상 대류 열전달계수 및 2 상 비등열전달계수에 대해서는 Rohsenow, Collier-Pulling의 관계식(10,11), Lellouche-Zolotar의 관계식(12), 축방향 대류유동에 대해서는 Dingee-Chastain의 관계식(13), 횡단 대류유동에 대해서는 Dwyer의 관계식(14), 비등에 관해서는 Rohsenow의 관계식(15,16)과 Chen의 관계식(17)들이 사용된다. 대수 미끌림 유동 모형 계산에 있어서는 Zuber와 Findlay의 기본 drift-flux 형태(18)에 대한 입력으로 요구되는 분배매개변수와 vapor-drift 속도를 경험식으로부터 결정하기 위하여 Lellouche-Zolotar의 관계식(12), Zuber-Ishii의 관계식(18,19) 및 Bankoff의 관계식(20) 등을 선택적으로 사용한다.

## 4. 수치적 해석방법

### 4.1 지배방정식

증기발생기 2 차측 유동을 균질모델로서 해석할 때 원통좌표계에서의 지배방정식은 다음과 같다.

(1) 질량 보존식

$$\frac{\partial}{\partial t}(\beta\rho)+\nabla\cdot(\beta\rho\vec{v})=0 \quad (6)$$

(2) 원주방향 운동량 보존식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\beta\rho ur)+\nabla\cdot[\beta\rho\vec{v}ur-\beta\Gamma_{ur}\nabla(ur)] \\ =-\beta\left(\frac{\partial p}{\partial\theta}-\frac{2\Gamma_{ur}}{r}\frac{\partial v}{\partial\theta}\right)-f_{\theta}r \end{aligned} \quad (7)$$

(3) 반경방향 운동량 보존식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\beta\rho v)+\nabla\cdot[\beta\rho\vec{v}v-\beta\Gamma_v\nabla(v)] \\ =-\beta\left(\frac{\partial p}{\partial r}+\Gamma_v\left(\frac{2}{r^3}\frac{\partial(ur)}{\partial\theta}+\frac{v}{r^2}\right)-\rho\frac{(ur)^2}{r^3}\right)-f_r \end{aligned} \quad (8)$$

(4) 축 방향 운동량 보존식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\beta\rho w)+\nabla\cdot[\beta\rho\vec{v}w-\beta\Gamma_w\nabla(w)] \\ =-\beta\left(\frac{\partial p}{\partial z}+\rho g\right)-f_z \end{aligned} \quad (9)$$

(5) 에너지 보존식

$$\frac{\partial}{\partial t}[\beta(\rho h-p)]+\nabla\cdot[\beta\rho\vec{v}h-\beta\Gamma_h\nabla(h)]=q_s \quad (10)$$

(6) 1 차측 유체 에너지 보존식

$$C_P\beta_P\rho_P\frac{\partial T_P}{\partial t}+C_P\frac{\partial}{\partial s}(\beta_P\rho_P v_P T_P)=q_P \quad (11)$$

위의 2 차측 에너지 방정식으로부터 계산된 엔탈피 ( $h$ )가 2 차측 유체의 상태를 결정한다. 즉,  $h < h_{ls}$  이면 액체상태 (liquid state),  $h_{ls} < h < h_{gs}$  이면 이상영역, 그리고  $h > h_{gs}$  이면 증기상태 (superheated vapor)이다. 그리고  $h_{ls}$  와  $h_{gs}$  는 증기실(steam dome) 또는 국부적인(local) 압력의 함수이다. 이상영역에서 밀도, 건도(quality) 및 보이드율(void fraction)은 다음의 식으로 계산된다.

$$x = \frac{h - h_{ls}}{h_{gs} - h_{ls}}, \quad \alpha = x \frac{\rho}{\rho_{gs}}, \quad \rho = \left[ \frac{1}{\rho_{ls}} + \left( \frac{1}{\rho_{gs}} - \frac{1}{\rho_{ls}} \right) x \right]^{-1}$$

### 4.2 수치해법

ATHOS3 코드의 이론적 배경을 간단히 살펴보면 튜브다발이나 튜브지지판 등의 유동저항체를 모형화 하기 위하여 다공질매질법 (porous media

approach)을 사용하고, 유한체적법을 사용하여 지배방정식을 이산화하며, 엇갈림격자계를 사용하고 있다. 대류항 처리법은 상류차분도식 (upwind differencing scheme)을 사용하며, 난류모델로는 대수난류점성모델 (algebraic turbulent viscosity model)을 사용하고 있다. 속도와 압력의 연계는 SIMPLE 알고리즘을 사용한다. 이상유체 (two phase flow) 해석모델로 균질 유동 모델 (homogeneous flow model)과 대수 미끄럼 유동 모델 (algebraic slip flow model)을 선택적으로 사용할 수 있다.

### 4.3 ATHOS3 코드의 구조

ATHOS3 코드는 ATHOS3 코드의 기하학적 사양을 계산하는 선처리 모듈인 ATHOS3GPP 와 열유동을 해석하는 ATHOS3 로 구성되어 있다. ATHOS3GPP 의 입력자료는 증기발생기 유형, 격자분포, 입구 및 출구에 대한 데이터, shell 과 shroud 에 대한 데이터, stay-cylinder, 수직분할판 및 impingement 판 데이터, 습분분리기 데이터, 분배판 데이터, 튜브지지판 및 배플데이터 및 튜브변들 데이터 등이다. ATHOS3 코드는 통상적인 가압경수로 증기발생기의 열수력 매개변수들의 정상상태 및 천이상태 거동을 계산하며, 정상상태 해석에서 계산되는 총괄변수들은, 1 차 유체의 입구온도, 순환비(circulation ratio), 강수관을 제외한 셀측의 2 차측 저수량, 순환하는 물-수증기의 엔탈피 및 유량 및 강수관 액체저수량, 유량 및 평균엔탈피를 계산한다. 이러한 총괄 매개변수들을 계산하기 위하여 ATHOS3 코드는 먼저 1 차유체 온도, 튜브-급속 벽 내부 중앙온도, 2 차측 2 상유체로의 열유속, 2 차측 유체의 엔탈피 및 온도, 2 차측 유체의 건도 및 보이드율, 수증기와물 혼합물의 3 방향 속도분포 및 2 차측 압력등을 계산한다.

## 5. ATHOS3 코드의 적용

ATHOS3 코드를 국내 원전 중의 하나인 영광 3-4 호기 증기발생기 열유동해석에 적용하였다. 축방향의 계산영역은 튜브고정판 상부면에서 1 차 습분분리기 하구 입구까지이다. 반경방향의 영역은 Shroud 벽면까지이며 강수관은 계산영역에서 제외하였다. 원통좌표계를 사용하여  $12(\theta) \times 10(r) \times 29(z)$  의 격자망을 사용하여 총 3,480 개의 제어체적에 대한 계산을 수행하였다. 원주방향의 격자는 고온측과 저온측 경계면의 근방에 상대적으로 조밀하게 구성하였으며, 반경방향이나 축방향은 증기발생기 내부구조물을 고려하여 적절히 배치하였다.

Fig.2 은 한 수직평면에서의 축방향 속도분포를 보여주고 있다. 일반적으로 고온의 영역에서 속도가 빠르며, 저온영역에서는 증기발생기 상부로 유동이 전진함에 따라 속도가 증가함을 관찰할 수 있다. 고온영역에서는 증기발생기 하부에서부터 속도가 급격히 증가하고 유동이 증기발생기 상부로 전진함에 따라 조금씩 속도가 증가하고 일반적으로 증기발생기 상부에서도 고온측의 유동속도가 저온측의 유동속도보다 큼을 알 수 있다. shroud 가 급격히 확장하는 영역에서는 유동이 반경방향으로 쓸림을 관찰할 수 있고, 중심부에서의 속도는 급격히 감소함을 알 수 있다.

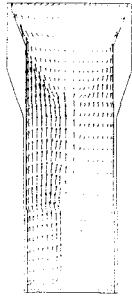


Fig.2. Velocity Distribution at 33.5-213.5 Degree Vertical Plane.

Fig.3 은 한 수직평면에서의 건도(mass quality)의 분포를 보여주고 있다. 저온영역의 건도는 매우 작으며 고온영역에서는 급격히 변함을 관찰할 수 있다. 저온영역과 고온영역이 접촉하는 면에서 멀리 떨어진 부분의 건도분포는 매우 유사하나, 저온영역과 고온영역이 접촉하는 면 근처에서는 건도의 분포가 매우 다름을 관찰할 수 있다. 이 현상은 이 영역에서 고온측과 저온측의 열전달 현상이 활발하게 이루어지고 있기 때문인 것으로 생각된다. 증기발생기 상부에서 저온측과의 열전달 현상이 일어나 shroud 가 확장하는 영역에서 고온측의 건도도 감소함을 관찰할 수 있다.



Fig.3. Mass Quality Distribution at 33.5-213.5 Degree Vertical Plane.

Fig.4 는 한 수직평면에서 보이드올 (void fraction)의 분포를 보여주고 이따. 고온영역에서는

보이드올이 증기발생기 하부에서 급격하게 증가하고, 저온영역에서는 stay cylinder 상부부분에서부터 보이드올이 급격하게 증가함을 관찰할 수 있다. 고온영역과 저온영역에서의 일반적인 분포는 비교적 유사하나, 저온영역과 고온영역이 접촉하는 면 근처에서는 현저히 다름을 관찰할 수 있고, 이것은 이 영역에서 활발한 열전달 현상에 기인하는 것으로 생각된다. 그리고 고온영역에서는 stay cylinder 벽면 근처에서 급격하게 보이드올이 증가함을 관찰할 수 있다. 1 차습분분리기로 유입되는 수증기의 보이드올은 일반적으로 0.8-0.9 인 것으로 계산됨을 알 수 있다.

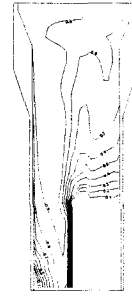


Fig.4. Void Fraction Distribution at 33.5-213.5 Degree Vertical Plane.

Fig.5 은 한 수평면에서의 2 차유동의 속도분포를 보여주고 있다. 급수가 증기발생기 하단에서 유입되고, stay cylinder 를 지나 고온측과 저온측이 혼합됨에 따라 현저한 2 차유동의 변화가 있음을 관찰할 수 있었다. 증기발생기 상부에서의 2 차유동의 강도가 증기발생기 하부에서의 2 차유동의 강도보다 현저하게 증가됨을 알 수 있었고, 2 차유동의 형태가 증기발생기 내부구조에도 영향을 받음을 관찰할 수 있었다.

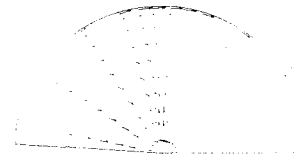


Fig.5 Velocity Distribution at z=5.62m Plane

Fig.6 은 각 수평면에서의 건도의 분포를 보여주고 있다. 이미 수직평면에서의 분포에서 관찰한 것과 같이 저온영역에서는 건도의 분포가 대부분의 증기발생기 영역에서 0.2 이하인 것으로 관찰된다.



Fig.6 Mass Quality Distribution at z=5.62m Plane

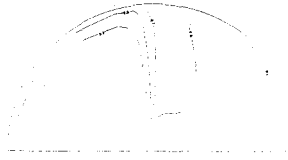


Fig.7 Void Fraction Distribution at z=5.62m Plane

Fig.7 은 한 수평면에서의 보이드율의 분포를 보여 주고 있다. 증기발생기 하부에서는 고온영역에서만 stay cylinder 벽면 근처에서 보이드율의 급격한 변화가 있고 저온영역에서는 보이드율의 변화가 없음을 관찰할 수 있다. 기타 자세한 영광 3-4 호기 증기발생기내 열유동해석 결과는 Choi et al. <sup>(21)</sup>에 설명되어 있다.

## 6. 결론

증기발생기 유동해석에 널리 사용되고 있는 ATHOS3 코드를 중심으로 증기발생기 열유동 해석법을 소개하고 실제 가동중인 원자력발전소의 증기발생기 열유동해석에 적용하여 해석결과의 일부를 설명하였다. 일반적으로 ATHOS3 코드는 증기발생기내 열유동해석에 적절하게 사용될 수 있으나 좀 더 나은 해석결과를 얻기 위해서는 정확한 실험적 결과에 의존한 이상유동에 관한 상관식의 개발이 필요하다.

## 참고문헌

- (1) Keeton, L. W., Singhal, A. K. and Srikantiah, G. S., 1986, ATHOS3: A Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Steam Generator, EPRI NP-4604-CCM, Vol. 1-3.
- (2) Grimisol, E.D., 1937, "Correlation and Utilization of New Data on Flow Resistance and Heat Transfer for Cross Flow over Tube Banks," ASME Trans. , Vol. 59, pp. 583.
- (3) Moody, L.F. , 1944, "Friction Factors for Pipe Flow,"

- Trans. ASME, Vol. 66 pp. 671.
- (4) Bergelin, O.P. , 1950, Colburn, A.P. , and Hull, H.L. , Univ. of Delaware Eng. Expt. Station Bulletin No.2.
- (5) Jacob, M. , 1938, "Heat Transfer and Flow Resistance in Cross Flow of Gases Over Tube Banks," ASME, 60:381
- (6). Thom, J. R. S. , 1964, "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 7, pp. 709.
- (7) Owens, W.L. , 1961, "Two-Phase Pressure Gradient," Int. Heat Transfer Conference, Part II , pp. 363 ~ 368, Univ. of Colorado.
- (8) Martinelli, R.C. , and Nelson, D.B. 1948, "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water," Trans. ASME 70:695
- (9) Dittus, F.W. , and Boelter, L.M. 1930, Univ. of California Publ. Eng., Vol. 2, pp. 443.
- (10) Rohsenow, W.M. , 1951, "A Method of Correlating Heat Transfer Data for Surface Boiling of Liquids," Trans ASME, Vol. 74, pp. 769.
- (11) Collier, J. G. , and Pelling, D. J., 1962, "Heat Transfer to Two-Phase Gas Liquid Systems, Part II : Further Data on Steam-Water Mixtures," U.K. Report AERE-R-3809
- (12) Lellouche, G. S. , and Zolotar, B. A., 1982, " A Mechanistic Model for Predicting Two-Phase Void Fraction for Water in Vertical Tubes, Channels and Rod Bundles," EPRI NP-2246-SR.
- (13) Dingee, D.A. , and Chastain, J.W. , 1968, "Heat Transfer from Parallel Rods in an Axial Flow," ASME, Reactor Heat Transfer Conference, pp. 462.
- (14) Dwyer, O.E. , et al, 1956, "Cross Flow of Water Through a Tube Bank at Reynolds Numbers up to a Million," Industrial and Engineering Chemistry, Vol. 48, No. 10, pp. 1383.
- (15) Rohsenow, W.M., and Bergles, A.E., 1963, "The Determination of Forced Convection Surface Boiling Heat Transfer," ASME-AIChE paper 63-HT-22.
- (16) Collier, J.G. , 1972, "Convective Boiling and Condensation," McGraw Hill Maidenhead, U. K.
- (17) Chen, J.C. , 1963, "A Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow," ASME preprint 63-HT-34.
- (18) Zuber, N., and Findly, J.A. , 1965, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems," J. Heat Transfer, Vol. 87, pp. 453.
- (19) Ishii, M. , "One-Dimensional Drift-Flux Model and Constitutive Equations for Relative Motion Between Phases in Various Two-Phase Flow Regimes," ANL-77-47, pp. 34.
- (20) Bankoff, S.G. , 1960, "A Variable Density Single-Fluid Model for Two-Phase Flow with Particular Reference to Steam-Water Flow," Trans. ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 82, pp. 265.
- (21) Choi, S. K., Nam, H. Y and Kim, E. K., 2000, "Thermal Hydraulic Analysis of Steam Generator," KAERI Internal Report.