

일체형 원자로용 관류식 직관형 증기발생기 열수력 해석 코드 개발

박영재* · 김일진* · 강경준** · 강한옥** · 김영인** · 김형대*[†]

*경희대학교 원자력공학과, **한국원자력연구원 SMART 개발부

(2015년 1월 16일 접수, 2015년 4월 14일 수정, 2015년 4월 17일 채택)

Development of a thermal-hydraulic analysis code for once-through steam generators using straight tubes for SMRs

Youngjae Park*, Iljin Kim*, Kyungjun Kang**, Hanok Kang**, Youngin Kim**, Hyungdae Kim*[†]

*Department of Nuclear Engineering, Kyung Hee University,

**Department of SMART development, Korea Atomic Energy Research Institute

(Received 16 January 2015, Revised 14 April 2015, Accepted 17 April 2015)

요 약

관류식 직관형 증기발생기의 열수력 설계와 성능분석을 위한 해석코드를 개발하였다. 개발한 물리적 모델과 수치 해석 코드를 검증하기 위해 설계 제원이 공개되어 사용되고 있는 관류식 직관형 증기발생기를 개발된 코드를 이용해 해석하고 설계 자료와 비교하였다. 또한 동일한 증기발생기를 최적 열수력 안전해석코드인 MARS를 이용하여 해석한 뒤 비교분석하였다. 열전달면적, 압력 및 온도분포 등의 계산 결과는 설계 자료 및 MARS 코드의 계산 결과와 대부분 일치하게 나타났다. 최종적으로 개발된 코드가 직관형 증기발생기의 열적 설계 최적화 및 민감도 분석을 목적으로 폭넓게 사용될 수 있음을 확인하였다.

주요어 : 관류식 증기발생기, 직관, 열수력 설계

Abstract - A thermal-hydraulic design and performance analysis computer code for a once-through steam generator using straight tubes is developed. To benchmark the developed physical models and computer code, an once-through steam generator developed by other designer is simulated and the calculated results are compared with the design data. Also, the same steam generator is analyzed with the best-estimate thermal-hydraulic system code, MARS, for the code-to-code validation. The overall characteristics of heat transfer area, pressure and temperature distributions calculated by the developed code show general agreements with the published design data as well as the analysis results of MARS. It is demonstrated that the developed code can be utilized for diverse purposes, such as, sensitivity analyses and optimum thermal design of a once-through steam generator.

Key words : Once-through steam generator, Straight tube, Thermal-hydraulic design

- 기호설명 -

A : 열전달면적 (m^2)
 D : 직경(외경) (m)

D_H : 수력학적 직경 (m)

f : 마찰계수

g : 증력가속도(m/s^2)

G : 질량유속 (kg/m^2s)

Gap : 간격 (m)

[†]To whom corresponding should be addressed.

Department of Nuclear Engineering, Kyung Hee University
Tel : 031)201-3322 E-mail : hdkims@khu.ac.kr

h	: 열전달계수 (W/m^2K)
i	: 엔탈피 (kJ/kg)
k	: 열전도도 (W/mK)
L	: 길이 (m)
$LMTD$: 대수평균온도차 ($^{\circ}C$)
\dot{m}	: 질량유량 (kg/s)
p_H	: 둘레길이(m)
P	: 압력 (Pa)
q''	: 열 유속 (W/m^2)
q''_{avg}	: 평균 열 유속 (W/m^2)
Q	: 열전달 량 (W)
Q_{total}	: 전체 열전달 량 (W)
RPV	: 원자로 압력용기
t	: 두께 (m)
T	: 온도 ($^{\circ}C$)
u	: 속도 (m/s)
U	: 총괄열전달계수 (W/m^2K)
V/Q	: 단위 열 전달량 당 체적 비율
(m^3/MW)	
x_e	: 건도

Greek symbols

π	: 원주율
ρ	: 밀도 (kg/m^3)
$\bar{\rho}$: 평균밀도 (kg/m^3)
τ	: 전단응력 (N/m^2)
v	: 비체적 (m^3/kg)
ΔT_{sup}	: 과열도 ($^{\circ}C$)

Subscripts

$1st$: 1차 측
$2nd$: 2차 측
A	: 가속(Accelerational, 상변화)
$boiling$: 비등구간
f	: 액체
fg	: 증발
F	: 마찰(Frictional)
g	: 기체

G	: 중력(Gravitational)
in	: 입구영역
$inner$: 내부
out	: 출구영역
$outer$: 외부
$subcooled$: 과랭구간
$superheated$: 과열구간
SG	: 증기발생기
$tube$: 전열관
TP	: 2상(Two-Phase)
w	: 전열관 벽면

1. 서론

최근 세계적으로 노심, 증기발생기, 원자로 펌프, 가압기 등의 원전 주요 기기를 하나의 원자로 압력용기 내에 배치하여 안전성을 향상시킨 중소형 일체형 원자로의 개발이 활발히 진행되고 있다[1~5]. 중소형 일체형 원자력발전소는 전 세계 발전소의 97 % 이상을 차지하는 300 MWe 이하의 소형 발전소 중 약 30,000기의 30년 이상 노후화 된 화력발전소의 대체 수단으로 주목받고 있으며[6,7], 경제규모가 작은 개발도상국에서 분산형 전력망의 안정적인 전원공급을 위해 도입을 희망하고 있는 것으로 확인된다[6]. 그럼에도 대형 원전의 출력당 건설비용과 비교하여 중소형 일체형 원자로의 출력당 건설비용이 상대적으로 높게 평가되어 경제성의 제고가 필요한 상황이다. 원자로의 건설비용 중 대부분은 부지건설 및 계통 설계에 사용되며 일체형 원자로 주요기기의 최적화를 통해 건설비용을 감축할 수 있을 것으로 예상된다. 일체형 원자로의 압력용기 및 격납건물의 크기는 압력용기 내에 존재하는 1차 측 냉각재의 양에 의해 결정되므로 압력용기의 외부 직경을 결정하는 노심, 증기발생기, 가압기, 냉각재 펌프와 같은 기기들의 크기를 최적화하여 설계하는 것이 필요하다. 특히 일체형 원자로에서 단일기기로 가장 큰 부피를 차지하는 증기발생기의 최적화 설계를 통한 직경 감소는 원자로 압력용기의 직경 및 냉각재의 용량을 비례적으로 감소시켜 격납건물의 크기를 감소시킬 수 있다.

일체형 원자로에는 증기분리기를 배제함으로써 압력용기 내의 증기발생기 부피를 최소화하기 위해 과열증기를 생산하는 나선형 또는 직관형 전열관을 가지는 관류식 증기발생기가 주로 적용되어 있다[3]. 관류

식 증기발생기의 설계는 요구되는 열전달량, 압력강하, 생산되는 증기의 온도 및 압력 조건들을 만족시키면서, 증기발생기의 전체 크기가 최소화될 수 있도록 전열관의 직경 및 두께, 배치 형태 및 간격들을 최적화하는 과정으로 이루어진다. 해석 결과의 신뢰성이 검증된 원자로 발전소용 열수력 해석 코드인 RELAP5[8] 또는 MARS[9]를 이용하여 위와 같은 최적화 설계를 위한 해석이 가능하긴 하나, 해당 코드들은 원전 열수력 계통의 주어진 설계 조건을 기반으로 정상 또는 사고해석을 수행하는 것을 목적으로 증기발생기와 같은 단일기기의 설계 최적화를 위한 상세해석 도구로 사용함에 있어서 편리성이 부족하다[10]. 증기발생기는 ATHOS3[11]와 같은 전용 해석코드를 사용하여 설계하는 것이 일반적이지만 해당 코드들은 증기발생기 상세설계를 위해 3차원 해석을 수행하기 때문에 증기발생기 개념 설계 단계에서 다양한 설계를 분석하기에 편리하지 않다. 따라서 관류식 증기발생기 설계 개념의 최적화를 위해서 전열관 직경, 간격, 배치 형태와 같은 설계인자의 변경이 용이하며 기존 원자로 발전소용 열수력 해석 코드의 신뢰성을 가지는 증기발생기용 열수력 해석 코드의 개발이 필요하다.

본 연구에서는 1차원 균질유동모델을 이용하여 관류식 증기발생기 열수력 설계용 코드를 개발하며, 신뢰성이 검증된 열수력 해석 코드인 MARS와의 비교를 통해 해석의 정확성을 검증한다. 최종적으로 개발된 코드를 활용하여 일체형 원자로에 적용 가능한 관류식 직관형 증기발생기의 설계 개념 최적화 분석이 가능함을 예시를 통해 검증한다.

2. 코드 개발

2-1. 문제 정의 및 가정

코드의 계산을 단순화하기 위해 관류식 증기발생기를 하나의 특성 전열관으로 모의한다[10]. 2차 측 급수는 증기발생기 아래쪽에서 전열관 외부로 과랭상태

로 유입되고 증기발생기 위쪽에서 포화증기 또는 과열증기 상태로 배출되며, 전열관 내부의 1차 측 냉각재로부터 가열된다. 1차 측 냉각재는 2차 측 유동과 반대방향으로 전열관 내부를 흐르며, 입구에서 출구까지 모두 과랭액체 상태이다. 본 연구에서는 2상유동 모델로 균질평형유동 모델을 적용하며, 단순화된 코드 계산을 위해 다음과 같은 가정을 두고 있다.

- 유동 면적에 대한 기체/액체 간의 동일한 속도분포 ($u_g = u_f = u$)
- 유동 면적에 대한 기체/액체 간의 동일한 압력분포 ($P_g = P_f = P$)
- 유동 면적에 대한 기체/액체 간의 동일한 온도분포 ($T_g = T_f = T$)
- 축방향 전열관 벽면을 통한 전도열전달 무시

위의 가정들을 통해 증기발생기 내부의 복잡한 3차원 유동 효과를 배제하고, 균일한 대칭분포를 이루는 증기발생기로 단순화하여 계산할 수 있다. 또한 벽면과 유체간의 단상 및 2상유동 열전달 상관식을 사용하며, 입/출력 값으로 Table 1과 같은 변수를 사용한다.

2-2. 지배방정식

개발된 코드는 전열관 길이방향에 대한 1차원 해석 코드로써 계산 시 유동면적이 일정하다. 따라서 전체 구간에 대한 유량이 식 (1)과 같이 일정한 값이 되어 질량보존을 만족한다.

$$\dot{m} = \bar{\rho} u A = GA = Constant \quad (A = Constant) \quad (1)$$

1차 측 냉각재 및 2차 측 급수는 전열관을 사이에 두고 열 교환하는 형태이며, 이때 각 유체의 단위 길이 당 엔탈피 변화는 전열관 둘레를 통해 들어오거나 나가는 열전달 량 변화와 일치해야 한다. 이는 식 (2)와 같이 정리되어 에너지 보존을 만족하게 된다.

Table 1. Input and output parameters for the developed code

	Input parameters	Output parameters
Steam generator	$Q_{total}, D_{SG}, D_{tube}, t_{tube}, Gap_{tube}$	$L_{tube}, A, U, LMTD, number\ of\ tube,$
Primary side	$T_{in, 1st}, \dot{m}_{1st}, P_{in, 1st}$	$G_{1st}, T_{f, 1st}(z), T_{w, 1st}(z), P_{f, 1st}(z), h_{1st}(z)$
Secondary side	$T_{in, 2nd}, \dot{m}_{2nd}, P_{out, 2nd}$	$G_{2nd}, T_{f, 2nd}(z), T_{w, 2nd}(z), P_{f, 2nd}(z), h_{2nd}(z)$

$$Q = q'' p_H = \dot{m} \frac{di}{dz} = \dot{m} i_{fg} \frac{dx_e}{dz} \quad (2)$$

1차원 정상유동에 대한 운동량 보존 방정식은 식 (3)과 같이 단위길이 당 압력변화로 단순화 될 수 있다.

$$\left(-\frac{dP}{dz}\right) = -\left[\left(\frac{dP}{dz}\right)_F + \left(\frac{dP}{dz}\right)_A + \left(\frac{dP}{dz}\right)_G\right] = \frac{\tau_F p_H}{A} + G \frac{du}{dz} + \bar{\rho} g \sin\theta \quad (3)$$

식 (3)은 마찰(Frictional), 상변화(Accelerational), 중력(Gravitational)에 의한 항으로 나누어질 수 있으며, 각각 다음 식들을 통해 압력강하에 의한 전체 운동량을 보존하게 된다.

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_F = \frac{\tau_F p_H}{A} = \frac{2}{D_H} f_{TP} \frac{G^2}{\rho} \quad (4)$$

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_A = G \frac{du}{dz} = G^2 v_{fg} \frac{dx}{dz} \quad (5)$$

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_G = \bar{\rho} g \sin\theta \quad (6)$$

$$\Delta P = \frac{2}{D_H} f_{TP} \frac{G^2}{\rho} L + G^2 v_{fg} \Delta x + \bar{\rho} g \sin\theta L \quad (7)$$

압력강하 계산 시 식 (7)을 사용하며, 마찰 압력강하 계산에 사용되는 2상유동 마찰계수 (Two-phase friction factor)는 McAdams[12]의 Mixture viscosity 모델을 사용한다.

2-3. 열전달 계산 및 상관식

열전달 계산은 Table 2의 열전달계수 상관식을 통해 계산된다. 단상유동 구간에서는 비교적 최근에 개발되어 오차를 줄일 수 있는 Gnielinski[13]상관식을 사용하며, 마찰계수는 광범위한 난류영역에서 적용 가

능한 Petukov[14] 상관식을 사용한다. 비등구간에 대해서는 많은 실험을 통해 검증되어 MARS 코드에 적용되어 있는 Chen[15] 상관식을 사용한다. 계산된 열전달계수를 바탕으로 식 (8)과 같이 총괄열전달 계수를 계산한 뒤 식 (9)와 같이 열전달 면적을 계산한다. 이때, 관막음 여유도, 운전불확실성에 의한 여유도 등을 고려하여 열전달 면적을 계산할 수 있다.

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_{1st}} \frac{D_{outer}}{D_{inner}} + \frac{D_{outer}}{2k_{tube}} \ln \frac{D_{outer}}{D_{inner}} + \frac{1}{h_{2nd}} \quad (8)$$

$$A = \pi D_{tube} L \times \text{number of tube} = \frac{Q_{total}}{U \times LMTD} \times \text{margin} \quad (9)$$

2-4. 전열관 노드화

Fig. 1과 같이 한 개의 특성 전열관으로 표현된 증기발생기는 2차 측 출구조건에 따라 과열구간, 비등구간, 과열구간 등의 열전달구간으로 나누어 해석한다. 열전달 구간의 구분은 2차 측 급수의 온도 및 포화증기의 건도 상태량에 따라 결정된다. 본 연구에서 개발하는 코드는 상세해석보다는 개념설계 최적화를 목적으로 하고 있으므로 상대적으로 작은 영역에서 나타나는 완전발달 과열유동비등(Fully developed subcooled flow boiling) 및 분무유동 증발(Mist flow evaporation) 현상은 고려하지 않는다.

2차 측 출구조건을 기준으로 포화증기(재순환형)와 과열증기 두 가지 개념의 증기발생기 해석을 위해서는 각각 별도의 열전달 구간 설정이 필요하다. 열전달 구간 설정을 위해서는 2차 측 출구조건에 예측이 먼저 수행되어야 한다. 입력조건인 2차 측 입구온도 및 압력을 통해 과열구간의 전체 열전달량을 계산한 뒤, 전체 열전달량과의 차와 비등구간의 열전달량을 비교하여 비등구간의 열전달량이 더 클 경우 포화증기 출구조건, 작을 경우 과열증기 출구조건으로 노드를 구성한다.

Table 2. Wall-fluid heat transfer relations

Region	Shell-side	Tube-side
Superheated region (Vapor)	Gnielinski[13]	Gnielinski[13]
Boiling region (Two-phase)	Chen[15]	
Subcooled region (Liquid)	Gnielinski[13]	
Friction factor	Petukov[14] McAdams[12]	

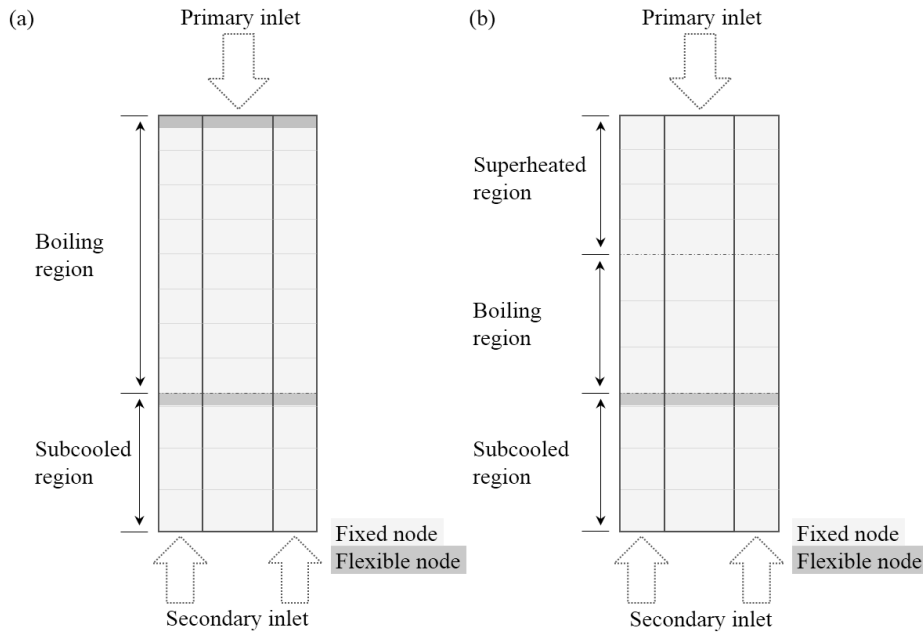


Fig. 1. Schematic of nodalization for saturated steam exit condition (a) and superheated steam exit condition (b)

○ 포화증기 출구조건

2차 측 포화증기 출구조건의 증기발생기는 전체 구간을 Fig. 1(a)와 같이 과랭구간과 비등구간 두 개로 설정한다. 2차 측 입구에서부터 유체의 온도가 포화온도에 도달하는 지점까지를 첫 번째 열전달 구간인 과랭구간으로 설정한다. 과랭액체 구간의 노드 구성은 고정적 노드와 유동적 노드 두 가지로 구성되어 있다. 고정적 노드(Fixed node)의 경우 각 노드의 열전달량이 동일하며, 2차 측 입구온도와 각 노드의 열전달량을 통해 순차적으로 각 노드의 출구 및 다음 노드의 입구온도를 계산한다. 유동적 노드(Flexible node)의 경우 과랭구간의 마지막 고정적 노드의 출구온도와 비등구간의 입구온도의 차이를 보정하기 위해 적용되며, 유동적 노드의 입구/출구온도를 이용해 열전달량을 계산한다. 두 번째 열전달 구간인 비등구간에서 2차 측의 유체온도는 해당 노드의 압력에 해당하는 포화온도로 일정하므로 건도차이에 의한 노드 구성을 수행한다. 이때, 2차 측 출구조건이 포화증기이므로 전체 열전달량과 과랭구간의 열전달량 계산을 통해 비등구간 전체의 열전달량 및 2차 측 출구 건도조건을 알 수 있다. 따라서 일정한 건도 증가량으로 비등구간의 고정적 노드를 설정한 뒤, 마지막 고정적 노드와 2차 측 출구사이의 유동적 노드설정을 통해 전체 열전달량을 보존한다.

○ 과열증기 출구조건

2차 측 과열증기 출구조건의 증기발생기는 전열 구간을 Fig. 1(b)와 같이 과랭구간과 비등구간, 과열구간 세 개로 설정한다. 과랭구간의 경우 앞서 설명한 포화증기 출구조건과 동일한 방법으로 노드를 구성하며, 비등구간의 경우 일정한 건도 증가량을 바탕으로 건도 0 - 1 까지 모두 고정적 노드로 구성한다. 이후 전체 열전달량과 과랭구간, 비등구간의 열전달량을 바탕으로 과열구간의 열전달량 계산이 가능하며, 고정적 노드의 출구온도 계산을 통해 2차 측 과열증기 출구온도를 계산할 수 있다.

2-5. 계산 알고리즘

Fig. 2는 계산 알고리즘을 나타낸다. 구간설정 및 노드구성 과정에서 계산된 온도를 바탕으로 유체의 물성치를 갱신하여 반복계산을 수행한다. 이때 각 노드 출구온도의 수렴도를 판단하여 수렴도가 1.0×10^{-6} 이하를 만족할 시 다음 계산을 수행한다. 이후 전열관 벽면온도 가정 및 열전달계수를 계산하고 전열관 벽면온도를 갱신한다. 이때 전열관 벽면온도 계산의 수렴도를 판단하여 다음 계산을 수행한다. 열전달 계수와 벽면온도 계산을 바탕으로 열전달 면적 및 전열관 길이를 계산하며, 전열관 길이는 압력강하 계산에 사용된다. 계산된 압력강하 값을 이용하여 전체 계산을

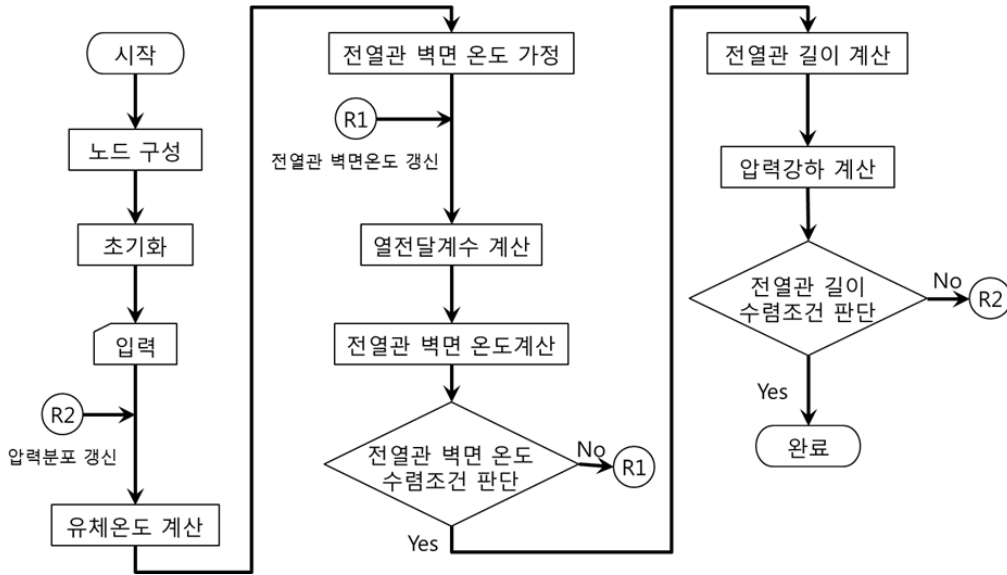


Fig. 2. Calculation algorithm of the developed code

다시 반복수행하며, 압력강하 계산 이전의 열전달 면적 또는 전열관 길이와 압력강하 계산 이후의 열전달 면적 또는 전열관 길이의 수렴도를 판단한 뒤, 계산결과를 출력하고 코드를 종료한다.

3. 코드 검증

3-1. 검증 방법

개발된 코드를 검증하기 위해 Table 3과 같이 설계 제원이 공개되어 있는 Babcock & Wilcox (B&W)의 관류식 증기발생기를 선정하여 분석하였다[16]. B&W 증기발생기는 2차 측 급수가 증기발생기 하단에서 전열관 외부로 유입되며, 증기발생기 상단으로 배출되는 형태이다. 1차 측 냉각재는 2차 측 급수와 반대방향으로 흐르며, 2차 측 출구조건은 약 33 °C 의 과열도를 가지는 과열증기로 배출된다. 따라서 B&W 관류식 증기발생기와 본 코드의 구성이 동일하므로 본 코드의 계산을 검증하는데 적절한 대상이다.

B&W의 관류식 증기발생기 제원을 입력조건으로 하여 계산함과 동시에 열수력 계통해석 코드인 MARS 코드로 동일한 계산을 수행하였다. 이때, 두 코드의 계산 방식의 차이로 인해 개발된 코드는 전열관 길이를 계산하는 반면, MARS 코드는 주어진 길이 및 형상에 대해 열수력 해석을 하여 열전달량을 계산한다.

Table 3. Specification of B&W once-through steam generator(16)

Parameters	Value	
Thermal power (MW_{th})	1284	
Number of tubes	15531	
Tube length (m)	15.96	
Tube out diameter (mm)	15.875	
Tube wall thickness (mm)	0.864	
Tube pitch (mm)	22.225	
	Primary side	Secondary side
T_{in} (°C)	317.7	237.8
T_{out} (°C)	290.0	312.8
P (bar)	151.7	63.8
\dot{m} (kg/s)	8273.16	680.4
Superheating	-	33.2

3-2. 열전달 결과

Table 4는 개발된 코드와 MARS 코드를 통해 계산된 B&W 관류식 증기발생기 분석 결과이다. 두 결과 모두 1차 측 및 2차 측 유체의 출구온도를 계산하는데 있어서 큰 오차를 보이지 않았다. 계산된 전열관 길이와 열전달 면적 또한 약 3.5 %의 오차를 나타내었다.

Table 4. Calculation results of the developed code and MARS code

Parameters	Design value	Calculation result	
		The developed code	MARS
$T_{out, 1st}$ (°C)	290.0	289.9	289.5
$T_{out, 2nd}$ (°C)	312.8	312.4	312.9
L_{tube} (m)	15.96	16.51	15.96 (Input)
A (m ²)	12356	12798	12356 (Input)
$L_{subcooled}$ (m)	-	2.81	1.71
$L_{boiling}$ (m)	-	7.61	7.98
$L_{superheated}$ (m)	-	6.09	6.27

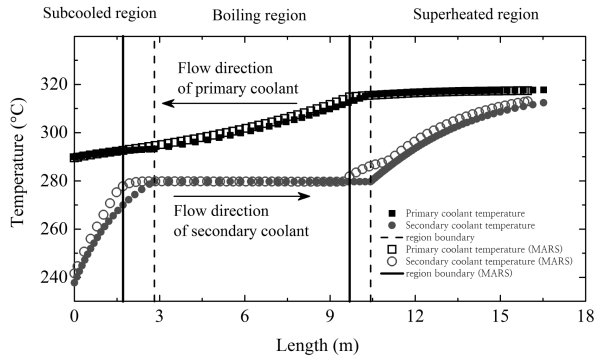


Fig. 3. Calculated coolant temperature distribution of the developed and MARS codes

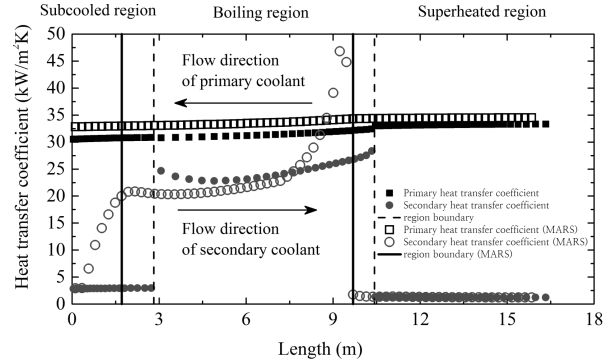


Fig. 5. Calculated heat transfer coefficient distribution of the developed and MARS codes

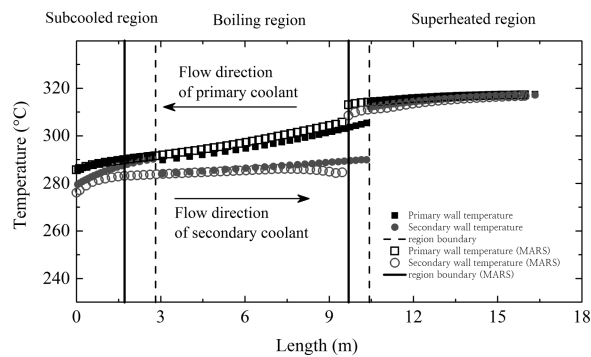


Fig. 4. Calculated wall temperature distribution of the developed and MARS codes

Fig. 3의 유체 온도분포 결과는 두 코드에서 유사한 결과를 나타내었으며, Fig. 4의 전열관 벽면온도 또한 유사한 경향성을 보였다. 그러나 개발된 코드의 경우 과랭구간의 길이를 MARS 코드를 이용한 해석 결과

보다 길게 예측하는 결과를 보였는데, 이는 해당 영역에 대한 열전달계수의 차이 때문인 것으로 판단된다. MARS 코드의 경우 과랭비등 모델이 적용되어 있어, Fig. 5의 열전달계수 그래프에서 살펴볼 수 있듯이 포화구간 이전부터 과랭비등 열전달이 시작된다[9]. 이로 인해 해당 구간에서 높은 열전달계수를 가지며 효율적으로 열을 전달시켜 유체온도가 포화온도까지 이르기 위한 과랭구간의 길이를 짧게 만드는 효과를 가져 온다.

Fig. 5는 본 연구에서 개발한 코드와 MARS 코드를 이용하여 분석한 열전달계수 결과를 보여준다. 앞서 언급한 과랭구간 뿐만 아니라 비등열전달 구간에서도 열전달계수의 차이가 나타난다. 이는 MARS 코드의 경우 2상유동 양식 지도를 활용하여 유동 양식 변화에 의한 열전달 특성 변화의 효과를 반영하는 반면, 본 연구에서 개발한 코드는 열역학적 건도만을 이

용하여 유동 양식의 효과를 표현하였기 때문에 오차가 발생한 것으로 예상된다. 그러나 이러한 차이에도 불구하고 두 코드의 과열구간 길이는 5 % 이내의 오차를 나타내어 본 연구의 개념설계용 열수력 해석 코드 개발 목적에 부합하였다.

3-3. 압력분포 결과

두 코드의 2차 측 압력분포 계산 결과는 Fig. 6과 같이 전체 구간에서 유사한 경향을 나타내며, 최대 약 10 %의 오차를 보였다. 두 코드의 과열비등 구간 압력강하는 Table 5와 같이 개발된 코드에서 21.56 kPa, MARS 코드에서 13.12 kPa를 나타내었는데, 이는 길이 계산 차이에 따른 것으로 분석된다. 그러나 비등구간과 과열구간의 압력강하는 길이 차이에 비해 큰 오차를 보였으며, 이는 마찰계수 계산 시 사용되는 상관식의 차이로 판단된다. 개발된 코드는 초창기에 개발된 마찰계수 상관식과 균질유동모델을 사용하고 있어 높은 오차를 발생시킬 수 있다. 그러나 MARS 코드[9]는 드리프트 플럭스 모델(Drift flux model)을 사용하고 있으며, Baroczy 상관식[17]과 Lockhart-Martelli 모델[18]이 사용되어 개발된 코드와 차이가 있을

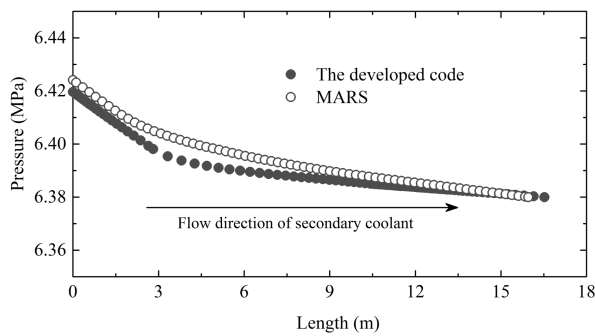


Fig. 6. Pressure distribution of secondary side with the developed and MARS codes

수 있다. 반면 과열구간의 경우 구간 길이가 짧을 뿐만 아니라, 액체상태의 유체로 인해 마찰에 의한 압력강하보다 증력에 의한 압력강하가 크게 나타난다. 이로 인해 두 계산결과와 과열구간 압력강하 차이가 길이 차에 비해 크지 않게 나타났다.

3-4. 코드 검증 결과

B&W 관류식 증기발생기를 대상으로 개발된 코드와 MARS 코드의 계산을 비교한 결과, 단순화된 2상 유동 모델 및 가정으로 인해 국소적으로 큰 오차가 발생하였으나 전열관 길이 및 각 유체의 출구온도 등 주요 설계 인자의 계산 결과는 최대 10 % 이내의 오차를 보였다. 따라서 개발된 코드를 이용하여 증기발생기의 개념 설계를 수행할 경우 증기발생기 부피는 약 10 % 이내의 오차를 가질 것이라고 예상되며, 해당 값은 관류식 증기발생기 최적화를 위한 개념설계 용도로 적절한 해석 정확도를 가진다고 판단된다.

4. 증기발생기 개념설계 분석

본 연구에서 개발한 코드를 이용하여 일체형 원자로의 증기발생기 개념설계 분석이 가능함을 확인하기 위해 제한된 설계조건을 바탕으로 Westinghouse SMR [19]과 같은 형태의 증기발생기를 분석해 보았다. 분석대상 증기발생기로 기준조건인 B&W 관류식 증기발생기와 비교조건으로 선정된 Westinghouse SMR 형태의 과열증기 출구조건의 증기발생기 (Superheated OTSG for WH-SMR) 및 포화증기 출구조건의 증기발생기 (Recirculated OTSG for WH-SMR)를 분석하고 각 증기발생기의 열적성능과 체적을 비교하였다.

4-1. 설계조건

Westinghouse SMR은 현재 개발되고 있는 일체형

Table 5. Pressure drop calculation results for the secondary side with the developed and MARS codes

Regions	The developed code		MARS	
	ΔP (kPa)	ΔL (m)	ΔP (kPa)	ΔL (m)
Subcooled region	21.56	2.81	13.12	1.71
Boiling region	13.01	7.61	22.31	7.98
Superheated region	5.08	6.09	8.66	6.27
Total	39.65	16.51	44.09	15.96

원자로 중 거의 유일하게 포화증기 출구조건의 관류식 재순환 증기발생기를 사용하고 있다. 일체형 원자로에 재순환 증기발생기를 사용할 경우 과열증기 생산을 위한 과열구간이 불필요하게 되며, 원자로 압력용기 외부에 증기드럼(Steam drum)을 배치하여 압력용기의 크기가 크게 작아질 수 있다. 또한, 자연 순환에 의한 냉각성능 확보를 위해 증기발생기를 얇고 길게 설계할 경우 원자로 압력용기의 직경 감소효과를 가져올 수 있다. 이는 압력경계 확보에 필요한 압력용기 두께 감소를 통해 제작비용을 감소시킬 수 있어 원자로의 건설비용 감축에 영향을 미칠 것으로 판단된다. 이러한 재순환 증기발생기의 일체형 원자로 적용

가능성을 개발된 코드를 이용하여 정성적인 분석을 수행하였다. Table 6은 Westinghouse SMR 증기발생기의 제원 중 일부 공개되어 있는 자료를 바탕으로 가정한 가상의 재순환 증기발생기의 제원을 나타낸 것이다.

4-2. 분석 결과

해당 재순환 증기발생기 설계를 분석한 결과 Table 7과 같은 결과를 얻었다. 전열관 길이인 7.62 m를 만족하는 조건에서 증기발생기 바깥직경이 3.0 m, 안쪽 직경이 1.79 m로 계산되었다. 이는 Westinghouse SMR의 압력용기 직경이 약 3.5 m임을 고려하고, 증기발생기

Table 6. Specification of simulated recirculation steam generator for integral nuclear reactors

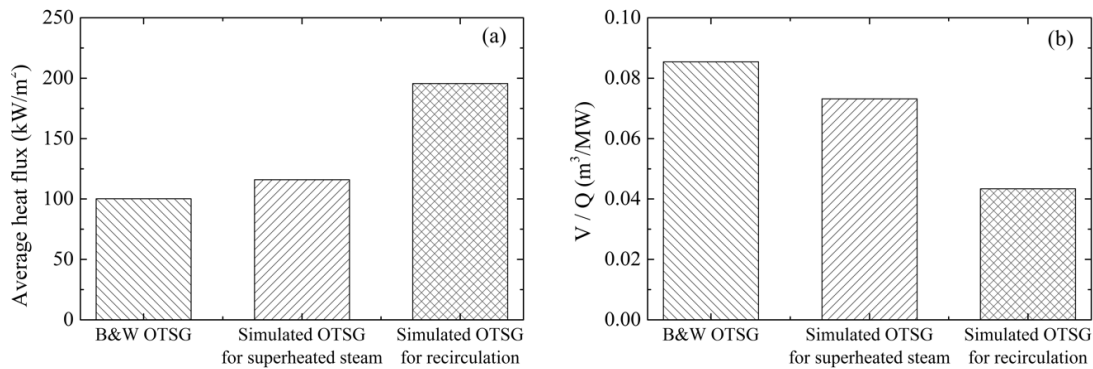
Parameters	Value	
Thermal power (MW_{th})	800	
active tube length (m)	7.62	
Out diameter (mm)	15.875	
Wall thickness (mm)	0.864	
Pitch (mm)	22.225	
	Primary side	Secondary side
T_{in} (°C)	325.7	260.9
P (bar)	155	63.8
\dot{m} (kg/s)	4446.3	446.1
circulation ratio	-	2.59

Table 7. Calculation results of simulated recirculation steam generator

Parameters	Calculation result
$T_{out,1st}$ (°C)	294.7
$T_{out,2nd}$ (°C)	279.6
L_{tube} (m)	7.62
A (m^2)	4088.7
Number of tube	10757
$L_{subcooled}$ (m)	2.11
$L_{boiling}$ (m)	5.51
Exit quality	0.385
Outer diameter of SG (m)	3.0
Inner diameter of SG (m)	1.79

Table 8. Comparison of thermal design specification between B&W OTSG, simulated OTSG for superheated steam and recirculation

Parameters	B&W OTSG	Simulated OTSG	
		for superheated steam	for recirculation
Volume of SG (m^3)	109.69	58.56	34.75
Effective height of SG (m)	16.51	12.84	7.62
A (m^2)	12798	6889.4	4088.6
Number of tube	15531	10757	10757
G_{2nd} (kg/m^2s)	190.6	183.5	475.5
Secondary exit condition	superheated steam ($\Delta T_{sup} = 33.2^\circ C$)	superheated steam ($\Delta T_{sup} = 37.9^\circ C$)	saturated steam ($x_{out} = 0.385$)
Average heat flux (kW/m^2)	100.3	116.1	195.6
V/Q (m^3/MW)	0.0854	0.0732	0.0434

**Fig. 7.** Comparison between B&W OTSG, simulated OTSG for superheated steam and recirculation: (a) average heat flux and (b) ratio of volume and thermal power

바깥쪽의 급수 입구부분의 다운코머(Downcomer)와 고온의 1차 측 냉각재 이동 통로인 고온상승관(Hot leg riser)의 직경을 감안하였을 때 적절하다고 판단된다. 2차 측 증기 출구전도 또한 증기드럼으로 유입되는 0.3 - 0.4의 범위에 적합한 0.385로 계산되었다.

4-3. 증기발생기 개념설계 분석

Table 8과 Fig. 7은 증기발생기 개념설계 분석을 위해 선정된 세 가지 증기발생기의 해석결과를 비교한 결과이다. 과열증기 출구조건인 증기발생기 분석 결과 약 $38^\circ C$ 의 과열증기 생산을 위해 12.84 m의 전열관 길이가 필요했다. 이때 B&W 관류식 증기발생기와 전열관 평균 열유속 및 단위 열전달 량 당 증기발생기 체적 비율(V/Q)에서 각각 14%, 16% 차이를 보이는데 그쳐 비슷한 열적 성능을 가진 것으로 판단된다.

한편, 포화증기 출구조건인 증기발생기 설계분석 결과, 2차 측 포화증기 출구조건으로 인해 열전달계수가 낮은 과열구간이 존재하지 않기 때문에 열전달에 필요한 면적이 크게 감소하여 q''_{avg} 가 95% 증가하였으며, V/Q 또한 B&W 관류식 증기발생기 대비 49% 감소하였다.

5. 결론

본 연구에서는 일체형 원자로 적용을 위한 1차원 관류식 증기발생기 설계 프로그램을 개발하였으며, B&W 관류식 증기발생기를 대상으로 MARS 코드와 비교하여 검증하였다. 또한, Westinghouse SMR에 적용된 증기발생기 설계개념에 대한 설계분석을 수행하였다. 본 연구의 결론은 아래와 같다.

- 개발된 코드는 전열관 직경, 간격, 두께 등 증기발생기 설계인자의 변경을 용이하게 하면서 균질평형 유동을 적용함으로써 계산을 단순화 하여 다양한 증기발생기 설계개념의 분석을 수행하는 것이 가능하다.
- B&W 관류식 증기발생기를 대상으로 개발된 프로그램과 MARS 코드의 계산을 분석한 결과 전체 전열관 길이 계산에서 최대 3.5 %의 오차를 나타내었으며, 2차 측 압력강하 계산 시 10 %이내의 차이를 보이며 계산되었다.
- 일체형 원자로의 압력용기 크기 감소를 위한 증기발생기 설계 적용을 위해 B&W 관류식 증기발생기와 Westinghouse SMR의 증기발생기를 모델로 과열증기 출구조건 및 포화증기 출구조건을 갖는 가상의 증기발생기 설계를 분석한 결과, 과열영역이 존재하지 않는 재순환형 관류식 증기발생기 설계가 부피를 가장 크게 감소시킬 수 있었다.

감사의 글

본 연구는 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행되었음. (NRF-2012M2A8A4025974)

References

1. IAEA: "Status report 77 - System-integrated modular reactor (SMART)", (2011)
2. Carelli, M.D., Conway, L.E., Oriani, L., Petrović, B., Lombardi, C.V., Ricotti, M.E., Barroso, A.C.O., Collado, J.M., Cinotti, L., Todreas, N.E., Grgić, D., Moraes, M.M., Boroughs, R.D., Ninokata, H., Ingersoll, D.T., Oriolo, F.: "The design and safety features of the IRIS reactor", Nuclear Engineering and Design, vol. 230, 151-167, (2004)
3. IAEA: "Status of small and medium sized reactor designs - a supplement to the IAEA advanced reactors information system", (2012)
4. IAEA: "Status report 106 - NuScale power modular and scalable reactor (NuScale)", (2011)
5. Magan, H. B., Delmastro, D.F., Markiewicz, M., Lopasso, E., Diez, F., Giménez, M., Rauschert, A., Halpert, S., Chocrón, M., Dezzutti, J.C., Pirani, H., Balbi, C., Fittipaldi, A., Schlamp, M., Murmis, G.M., and Lis, H.: "CAREM project status", Science and Technology of Nuclear Installations, 140373, 6, (2011)
6. White paper of nuclear energy, Ministry of Science, ICT, and Future Planning, in Korean, (2014)
7. KAERI, KEPCO consortium, "The new flagship product of Korean nuclear energy, SMART reactor", Press kit for standard design approval of SMART reactor, in Korean, (2013)
8. The RELAP5 Development Team: "RELAP5/MOD3 Code Manual: models and correlations", NUREG/CR-5535, INEL-95/0174, (1995)
9. KAERI: "MARS code manual: models and correlations", KAERI/TR-3872/2009, (2010)
10. Yoon, J., Kim, J.P., Kim, H.Y., Lee, D.J., Chang, M.H.: "Development of a computer code, ONCESG, for the thermal-hydraulic design of a once-through steam generator", Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, vol. 37, no. 5, 445-454, (2000)
11. Green, S.J., and Hetsroni, G.: "PWR steam generators", *Int. J. Multiphase Flow*, vol. 21, 1-97, (1995)
12. McAdams, W.H., Woods, W.K., Heroman, L.C.: "Vaporization inside horizontal tubes II : benzene-oil mixtures", *Trans. ASME*, vol. 64, no. 3, 193-200, (1942)
13. Incropera, F.P., DeWitt, D.P., Bergman, T.L., Lavine, A.S.: "Introduction to Heat Transfer", 5th Edition, John Wiley & Sons, Inc., (2007)
14. Petukhov, B.S.: "Heat transfer and friction in turbulent pipe flow with variable physical properties", in *Advances in Heat Transfer*, J. P. Hartnett and T. F. Irvine, Eds., pp. 504-564, Academic Press, New York, NY, USA, (1970)
15. Chen, J.C.: "Correlation for boiling heat transfer to saturated fluids in convective flow", *I&EC PROCESS DESIGN AND DEVELOPMENT*, vol. 5, no. 3, 322, (1996)
16. Kitto, J.B. and Stultz, S.C.: "Steam: its generation and use", The Babcock & Wilcox Com-

- pany, (2005)
17. Chaxton, K.T., Collier, J.G. and Ward, J.A.: “H.T.F.S. correlation for two-phase pressure drop and void fraction in tubes”, AERE-R7162. (1972)
 18. Lockhart, R.W. and Martinelli, R.C.: “Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes”, Chemical Engineering Progress, vol. 45, no. 1, 39-48, (1949)
 19. Fetterman, R.J., Harkness, A.W., Smith, M.C. and Taylor, C.: “An overview of the westinghouse small modular reactor”, ASME 2011 Small Modular Reactors Symposium, Washington, DC, USA, September 28-30, (2011)