

탈설계 조건에서 한국표준원전 증기발생기의 열수력 해석

Thermal Hydraulic Analysis of KSNP Steam Generator for Off-Design Conditions.

박수기*, 이종호, 강신철
한국전력공사 전력연구원
대전광역시 유성구 문지동 103-16

요 약

탈설계 조건에서 한국표준원전 증기발생기의 3차원 열수력 해석을 ATHOS3 코드로 수행하였다. 10°F의 원자로 냉각재 온도, 5%의 원자로 열출력, 8%의 관막음률, 10°F의 급수 온도와 같이 4가지의 탈설계 변수를 고려하였다. 증기발생기 이차측 2상유동은 algebraic slip 모델로 해석하였다. 원자로 열출력이 증가하거나 관막음률이 증가함에 따라 기공률이 증가하고, 원자로 냉각재 온도가 감소함에 따라 기공률이 증가하였다. 수직 방향의 기·액 혼합속도는 기공률과 동일한 경향을 나타냈고, 일반적으로 증기 압력이 감소함에 따라 증가하였다. 중앙공동 주위의 41열 83행 전열관에서 수직 틈새 속도에 기초한 최대 동수력 하중이 10°F의 냉각재 온도 감소에 의하여 약 14% 증가하였으며, 5%의 원자로 열출력 증가에 의하여 위와 동일한 전열관에서 최대 동수력 하중이 약 15% 증가하였다.

Abstract

The three dimensional thermal hydraulic analysis of KSNP steam generator for off-design conditions has been carried out by using ATHOS3 code. Four off-design parameters such as the reactor coolant temperature of 10°F, the reactor thermal power of 5%, the steam generator tube plugging of 8%, and the feedwater temperature of 10°F are considered. Algebraic slip model is used for the two-phase flow analysis in the secondary side of steam generator. The void fraction increases with the increase of reactor thermal power or tube plugging rate, and the decrease of reactor coolant temperature. The vertical mixture velocity of steam and liquid shows the same trend to the void fraction and increases in general as the steam pressure decreases. The maximum hydrodynamic load based on normal gap velocity on the tube of 41R-83C around the central cavity increases about 14% as the reactor coolant temperature of 10°F decreases. Also the maximum hydrodynamic load increases about 15% on the tube with the increase of 5% in reactor thermal power.

1. 서론

증기발생기의 열수력 설계는 100% 전출력 운전을 기준으로 설계하며 한국표준원전의 증기발생기는 8%의 관막음을 고려하여 설계하였다. 그러므로 운전 초기는 관막음이 진행되지 않아 설계 조건과 다른 상태가 된다. 최근에는 증기발생기 전열관의 응력부식균열(SCC)을 저감하고자 냉각재 온도 감소 운전(operation at reduced temperature)을 적용하는 발전소가 증가하고 있다. 국내에서도 처음으로 영광 3,4호기에 대한 냉각재 온도 감소 운전 적용을 위하여 발전소 운영허가 변경이 추진되고 있다. 또한 원전의 신규 건설이 중단된 서구에서는 가동 원전의 출력증가를 통하여 발전 용량을 증가시키고 있다. 전열관의 관막음을 변경이나, 냉각재 온도 감소 운전 및 가동 원전의 출력증가 운전은 모두 증기발생기의 탈설계 조건이 된다.

탈설계 조건에서의 운전을 위해서는 원자로 일차계통과 이차계통의 경계이고 열에너지의 전달 매체인 증기발생기의 열수력 특성 변화 및 구조적 건정성 평가가 요구된다. 외국의 경험에 의하면 원자로 냉각재 온도 감소 운전 및 가동 원전 출력증가 운전의 적용이 증기발생기에 의하여 제한되는 경우가 종종 있다. 국내에서도 이와 같은 운전에 대한 관심이 고조되고 있으므로 탈설계 조건에서의 증기발생기 열수력 특성 및 전열관 유동 하중에 대한 이해를 넓히기 위하여 해석을 수행하였다.

본 논문은 냉각재 온도 및 원자로 출력, 관막음을, 급수 온도의 변화에 따른 증기발생기의 열수력 특성에 관한 비교 분석을 다루고 있다. 특히 한국표준원전 증기발생기의 중앙공동(central cavity) 주위에 설치된 전열관의 마모에 영향을 주는 국소 열수력 하중을 비교하고 있다.

2. 한국표준원전 증기발생기의 설계 특성

한국표준원전 증기발생기는 ABB-CE가 개발한 증기발생기와 기본적으로 동일한 U-튜브 재순환증기발생기이다. 다만 일부의 내부 구조물이 변경되었다. 급수는 다운코머와 이코노마이저 두 곳으로 공급된다. 이코노마이저는 수직분리판과 원통구조물(stay cylinder)로 에워싸인 저온관측 부분으로 급수가 전열관과 나란하게 흐르도록 설계되었다. 17번 열까지의 전열관은 U자형이고, 그 외에는 90°씩 두 번 구부러진 형태이다. 영광 3,4호기를 비롯한 한국표준원전의 증기발생기 전열관 개수는 8214개이고 재질은 600MA이다. 전열관 고정대 중앙에 위치한 원통구조물의 높이는 이코노마이저의 높이와 동일하다. 따라서 원통구조물 상부는 U-튜브의 수평관이 지나가는 높이까지 전열관이 없는 빈 공동(central cavity)이다.

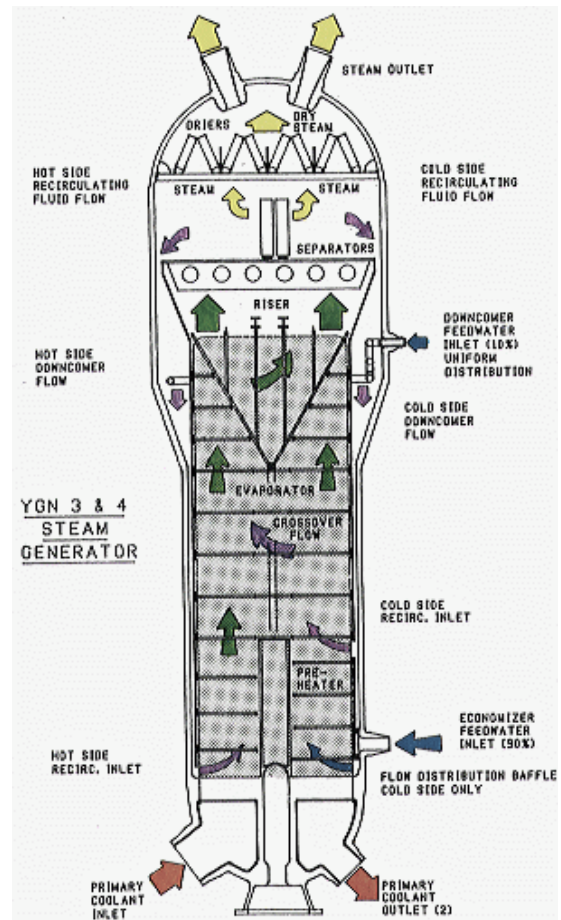


그림 1 표준원전 증기발생기

전열관 지지대는 유동 저항이 비교적 작은 에그크레이트(eggcrate)형이다. 직관 부분의 전 에그크레이트는 5개이며, 곡관 부분의 부분 에그크레이트는 3개이다. 수직 분리관 아래 부분의 반 에그크레이트는 고온관 및 저온관측 각각 3개이다. 곡관 부분은 부분 에그크레이트와 대각선 스트립(diagonal strip) 및 수평, 수직 스트립으로 지지된다. 습분분리기는 144개가 설치되어 있다.

Palo Verde 원전의 운전 경험을 반영하여 한국표준원전의 증기발생기는 부분적인 설계 개선이 이루어졌다. 다운코머 급수창 주변의 전열관 마모를 감소시키기 위하여 급수창을 개선하고 이코노마이저 부분의 전열관 지지대 개수를 증가시켰다. 고온관측 유동 분배관을 제거하여 고온관측 순환비를 증가시키고 저온관측 순환비를 감소시켰다. 대각선 스트립과 수직 스트립을 변경하였다. 따라서 유동에 의한 진동 가능성이 감소되었다. 그러나 이와 같은 설계 개선에도 불구하고 관다발 중앙공동 주위의 전열관 마모는 개선되지 않고 있다. 전열관 지지구조물의 설계가 유사한 San Onofre 2, 3, St. Lucie 2, Waterford 3, Palo Verde 1, 2, 3에 관한 보고에 의하면 중앙공동(central cavity) 주위의 전열관 마모는 특정 지역에 집중하여 발생하는 것으로 알려져 있다[1].

증기발생기 쉬라우드 안쪽 관다발에는 세 곳에서 유체가 공급된다. 이코노마이저 노즐로 유입된 급수는 이코노마이저를 따라 상승한다. 다운코머 노즐로 유입된 급수는 습분분리기에서 분리된 포화수와 합쳐진 후 다운코머를 거쳐 저온관측에서는 이코노마이저 끝 부분 위치에서 공급되고, 고온관측에서는 전열관 고정대 상부로 공급된다. 관다발을 따라 상승하며 비등이 일어나고 습분분리기에서 증기와 포화수가 분리된다. 분리된 포화수는 다운코머로 순환하고 증기는 건조기를 거쳐 증기노즐로 방출된다.

3. 해석 방법

증기발생기 열수력 해석은 ATHOS3 코드를 이용하였다. ATHOS3는 EPRI(Electric Power Research Institute)의 주도로 개발되어 중소규모의 실험 및 원형 발전소의 검증을 거친 코드이고 증기발생기 설계 및 열수력 해석에 널리 사용되는 3차원 2상유동 해석 코드이다[2, 3].

3.1 열수력 모델

ATHOS3 코드는 증기발생기 내부의 전열관 및 복잡한 구조물을 다공성 매질로 모사하고 열전달 및 운동량 전달은 실험 상관식을 사용한다. 2상유동은 균질유동(homogeneous flow) 모델과 algebraic slip 모델이 반영되어 있다. 본 연구에서는 algebraic slip 모델을 적용하였으며 이 모델이 실험 결과와 잘 일치하는 것으로 알려져 있다. 원통 좌표계에서 지배방정식은 다음과 같다.

질량 보존식

$$\text{div}(\beta\rho\bar{V}) = 0$$

식 1

운동량 보존식

$$\begin{aligned} \text{div}[\beta\rho\overline{V}ur - \beta\Gamma_{ur}g\text{grad}(ur)] &= -\beta\left[\frac{\partial p}{\partial\theta} - \frac{2\Gamma_{ur}}{r}\frac{\partial v}{\partial\theta}\right] - f_{\theta} \cdot r \\ \text{div}[\beta\rho\overline{V}v - \beta\Gamma_v g\text{grad}(v)] &= -\beta\left[\frac{\partial p}{\partial r} + \Gamma_v\left(\frac{2}{r^3}\frac{\partial(ur)}{\partial\theta} + \frac{v}{r^2}\right) - \rho\frac{(ur)^2}{r^3}\right] - f_r \end{aligned} \quad \text{식 2}$$

$$\text{div}[\beta\rho_m\overline{V}_m w_m - \beta\Gamma_w g\text{grad}(w_m)] = -\beta\left(\frac{\partial p}{\partial z} + \rho_m g\right) - \frac{\partial}{\partial z}\left(\beta\frac{\rho_g r_g}{\rho_l r_l}\rho_m w_{gm}^2\right) - f_z$$

에너지 보존식

$$\text{div}[\beta\rho_m\overline{V}_m h_m - \beta\Gamma_h g\text{grad}(h_m)] = q_s - \frac{\partial}{\partial z}(\beta\rho_g r_g w_{gm} h_{lg}) \quad \text{식 3}$$

여기서 β 는 단위 체적당 이차측 유체가 차지하는 비율이다. algebraic slip 모델은 기상과 액상의 상대 속도를 고려하는 것으로 식 2에서 z (지면에 수직) 방향에만 고려된다. 위 식의 아래 첨자 g 와 l 은 기상과 액상을 의미하며, m 은 기·액 혼합물을 의미한다. r_g 는 기공률이고 q_s 는 전열관으로부터 전달되는 단위 체적당 열전달률이다.

운동량 보존식에서 f_r, f_{θ}, f_z 은 유체에 대한 내부 구조물의 단위 체적당 마찰력이며 실험 상관식을 이용하여 계산한다. 특히 2상유동에 의해 부가적으로 발생하는 압력 손실은 Thom의 상관식을 적용하였다. w_{gm} 은 기상과 액상의 혼합속도에 대한 증기의 상대속도이다. 기상과 액상의 밀도, 기공률, z 방향의 혼합속도(w_m), 드리프트 속도, 분포 변수의 함수이며 본 해석에서는 Lellouche-Zolotar 상관식으로 계산하였다. 열전달은 단상대류, 포화비등, 과냉비등으로 구분하여 각 영역에 적합한 실험 상관식을 사용하여 계산한다. 본 계산은 EPRI78 옵션을 적용하였다[4].

3.2 계산 격자

유동 해석 범위는 쉬라우드를 둘러싸인 전열관 고정대부터 습분분리기 입구까지이다. 계산은 원주 좌표계에서 수행하였고, 대칭면을 중심으로 절반만 해석하였다. 계산 격자는 그림 2, 3과 같이 반경(r) 방향으로 18개, 원주(θ) 방향으로 20개, 높이(z) 방향으로 45개의 계산 격자를 구성하였다. 그림 2와 3에서 굵은 실선은 전열관 지지대, 쉬라우드, 원통구조물, 수직 분리판 등의 내부 구조물이며 가는 실선은 계산 격자를 나타낸다. 그림 2에서 작은 동그라미는 전열관의 위치이다.

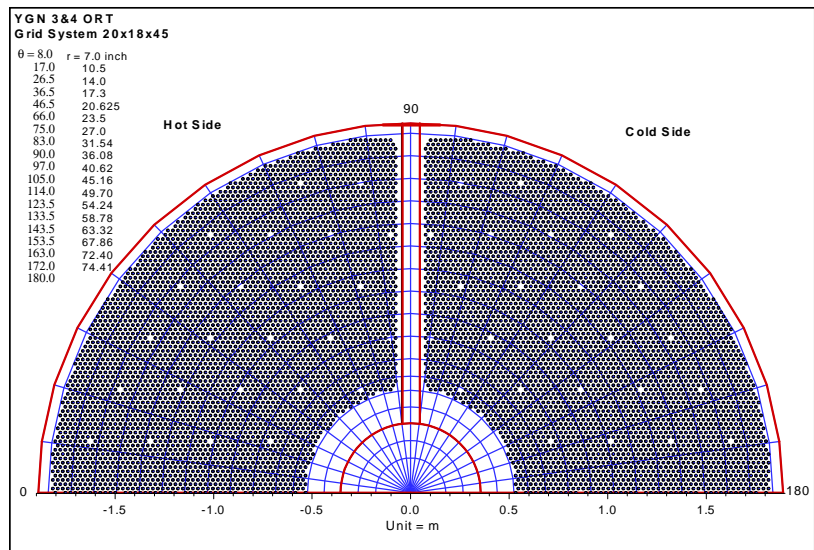


그림 2 수평 단면의 격자

3.3 물성치 및 수렴조건

유체의 물성은 증기압에서의 포화상태를 기준으로

적용하고, 냉각재의 물성은 운전 압력 및 냉각재 평균 온도에서의 값을 사용하였다. 전열관의 열전도도는 냉각재 평균 온도와 이차측 포화온도의 평균에서 구하였다.

최대 압력 보정값이 5.0 N/m^2 보다 작고, 모든 종속 변수의 무차원 오차가 0.002 보다 작으며, 순환비 (circulation ratio)의 연속된 계산값의 변화율이 0.002 보다 작고, 증기발생기 열부하 대비 계산된 열부하와 증기발생기 열부하 차이가 0.002보다 작으면 수렴된 것으로 판단한다. 이 값들은 ATHOS3 코드의 수렴 판단 기준이다[4].

4. 결과 및 고찰

4.1 탈설계 조건의 주요 열수력 변수

가동 원전에서 변경될 수 있는 증기발생기의 주요 변수는 원자로 열출력, 냉각재 온도, 관막음률, 급수 온도이다. 따라서 이 네 가지 변수에 대한 분석을 수행하였으며, 본 논문에서 고려한 상세한 탈설계 조건은 표 1과 같다. Case 1을 기준으로 비교하였다. Case 2는 냉각재 온도를 감소하기 전의 조건이고, Case 3는 5%의 원자로 출력을 증가시킨 경우이다. Case 4는 8%의 관막음을 시행하기 전의 조건이고 Case 5는 급수 온도가 10°F 감소한 경우이다.

관막음률이 변경되지 않은 조건에서 냉각재 유량이 바뀐 것은 냉각재 평균 온도 변경에 의한 밀도 변화가 반영된 것이다. 관막음률이 8%인 경우 보다 0%인 경우(Case 4) 냉각재 유량이 더 큰 것은 증기발생기 일차측 유로 면적의 차이 때문이다. 증기 유량은 증기 노즐에서의 건도를 설계 기준 값인 99.75%로 가정하였을 때의 값이다. 원자로 열출력이 같을 때, 증기 유량은 급수 엔탈피와 포화증기 엔탈피 차이에 의하여 결정된다. 원자로 열출력과 급수 온도가 동일한 Case 1, 2, 4에서 증기 압력이 감소할 수 록 증기 유량도 감소하는 데, 이것은 약 450psia까지는 증기 압력이 감소하면 증기의 엔탈피가 증가하

표 1 탈설계 조건

	원자로열출력 (MW)	냉각재 고온관 온도 ($^\circ\text{F}$)	관막음률 (%)	급수 온도 ($^\circ\text{F}$)	냉각재 유량 ($\times 10^6 \text{ lb/hr}$)	증기압력 (psia)	증기유량 ($\times 10^6 \text{ lb/hr}$)
Case 1	2825	611.0	8	450	61.75	986	6.332
Case 2	2825	621.2	8	450	60.75	1070	6.360
Case 3	2966	611.0	8	450	61.99	959	6.639
Case 4	2825	611.0	0	450	63.20	1014	6.340
Case 5	2825	611.0	8	440	61.75	991	6.241

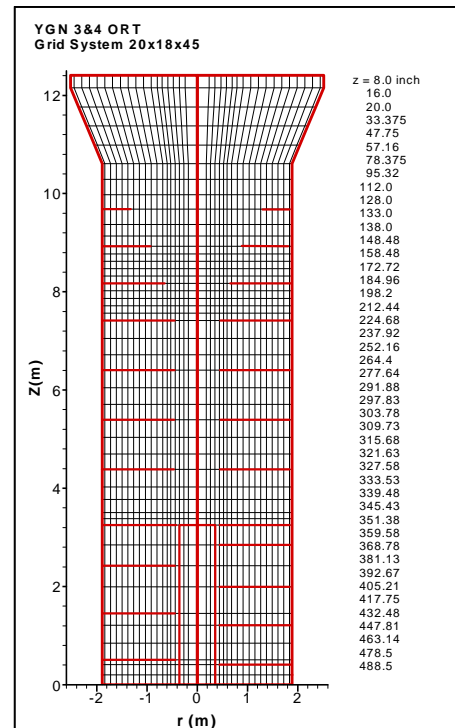


그림 3 수직 단면의 격자

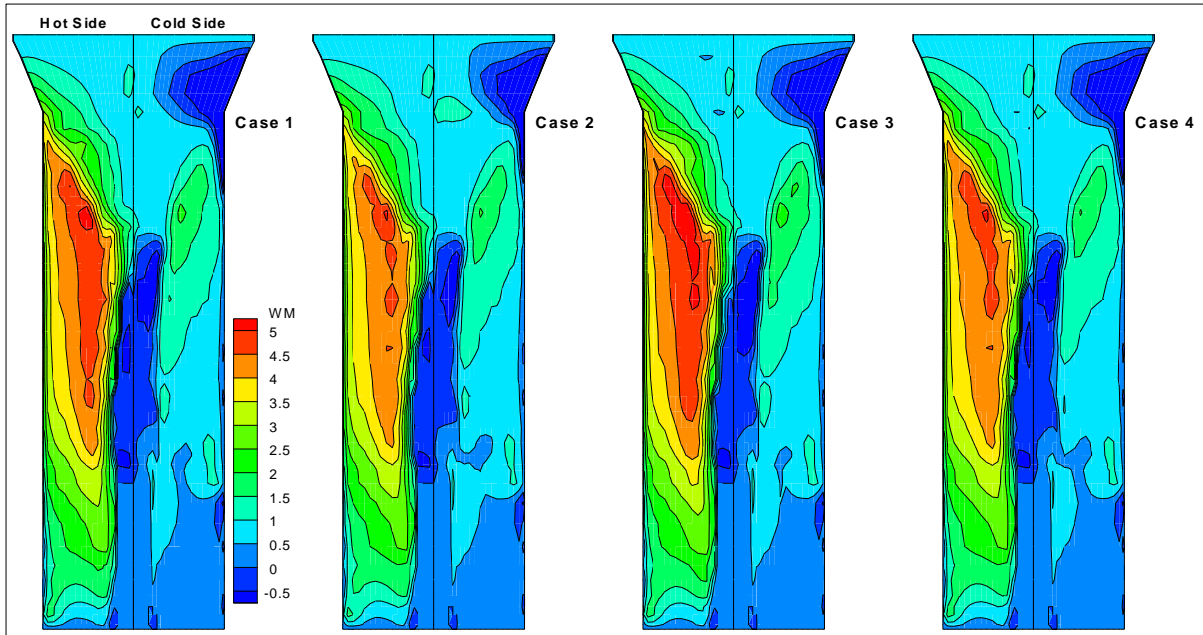


그림 4 대칭면에서 수직 방향의 속도 비교 (m/s)

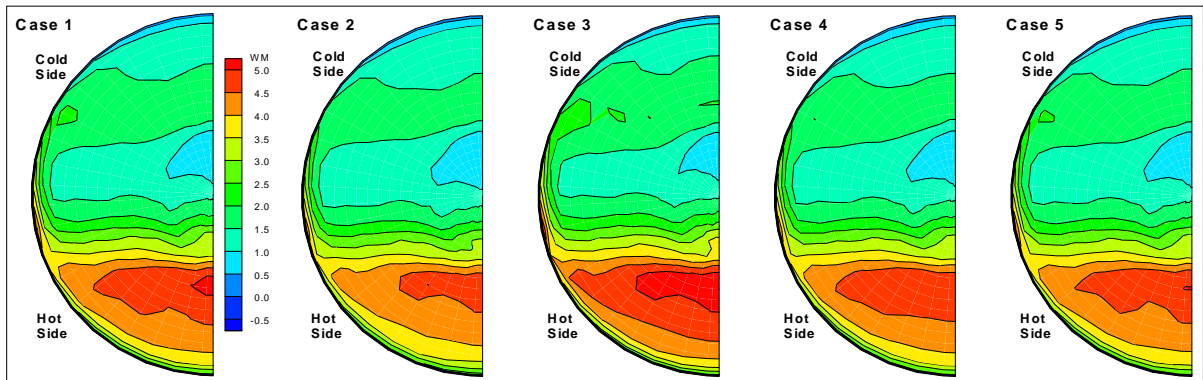


그림 5 41열 전열관 수평 부분 높이에서의 속도 비교 (m/s)

기 때문이다. Case 3은 5%의 원자로 열출력 증가로 인하여 Case 1 보다 약 4.8%의 증기 유량 증가를 보여주고 있다.

다른 변수들이 동일한 조건에서 냉각재 온도가 낮아지거나 관막음률이 증가하면 증기 발생기 압력은 낮아진다. 또한 원자로 열출력이 증가하면 증기발생기 압력은 낮아진다. 동일한 열전달 면적과 동일한 급수 온도에서 증가한 원자로 열출력을 이차측으로 전달하기 위해서는 증기발생기 포화 온도가 낮아져야 하므로 압력이 감소하게 된다. 급수 온도가 감소하면 증기발생기 포화 온도가 증가하고 압력도 증가하게 된다. 낮아진 급수 온도로 인하여 이코노마이저의 열전달률이 증가한 만큼 포화 온도는 증가하고 따라서 포화 압력도 증가하게 된다. 10°F 감소한 Case 5는 Case 1 보다 약 5psi 증가하였다.

4.2 열유동 특성

그림 4는 고온관측과 저온관측의 중심을 지나는 수직 대칭면에서의 액상과 기상의 혼합속도이고, 그림 5는 41열 전열관의 수평 부분 높이에서의 혼합속도이다. 41열 전열관이

유체탄성불안정성에 대한 설계 여유가 가장 작고, 마모가 집중적으로 발생하는 중앙공동 주위에도 위치하기 때문에 비교 대상으로 하였다. 그림 4에서 왼쪽은 고온관측이고 오른쪽은 저온관측이며, 그림 5에서 위 부분은 저온관측이고 아래 부분은 고온관측이다. 고온관측의 속도가 저온관측의 속도 보다 크다. 재순환 증기발생기의 순환 유동은 전열관에서 발생한 기포의 부력에 의한 자연순환이다. 따라서 열유속이 크고 기공률이 큰 고온관측의 속도가 크다. 전체적으로 각 그림의 중심부와 저온측 Riser 부분에 저속의 하강류가 나타난다. 하강류가 나타나는 중심부는 원통구조물 상부의 전열관이 없는 영역이다. 수직 상승류의 원동력인 일차측으로부터의 열전달이 없기 때문에 약한 하강류가 형성되는 것이다. 저온측 Riser 부분에 나타나는 하강류는 Riser에 큰 와류가 있음을 말해준다. 고온측 전열관을 따라 고속으로 상승하는 유체가 습분분리기 입구의 유로 면적 감소로 큰 유동저항을 받아 저온측으로 유동 방향이 바뀌며 큰 와류가 형성된다.

고온관측의 속도를 각 Case 별로 비교하면 전반적으로 Case 2에 비하여 냉각재 고온관 온도가 약 10°F 감소한 Case 1의 수직 상승 속도가 크고, Case 1에 비하여 5%의 열

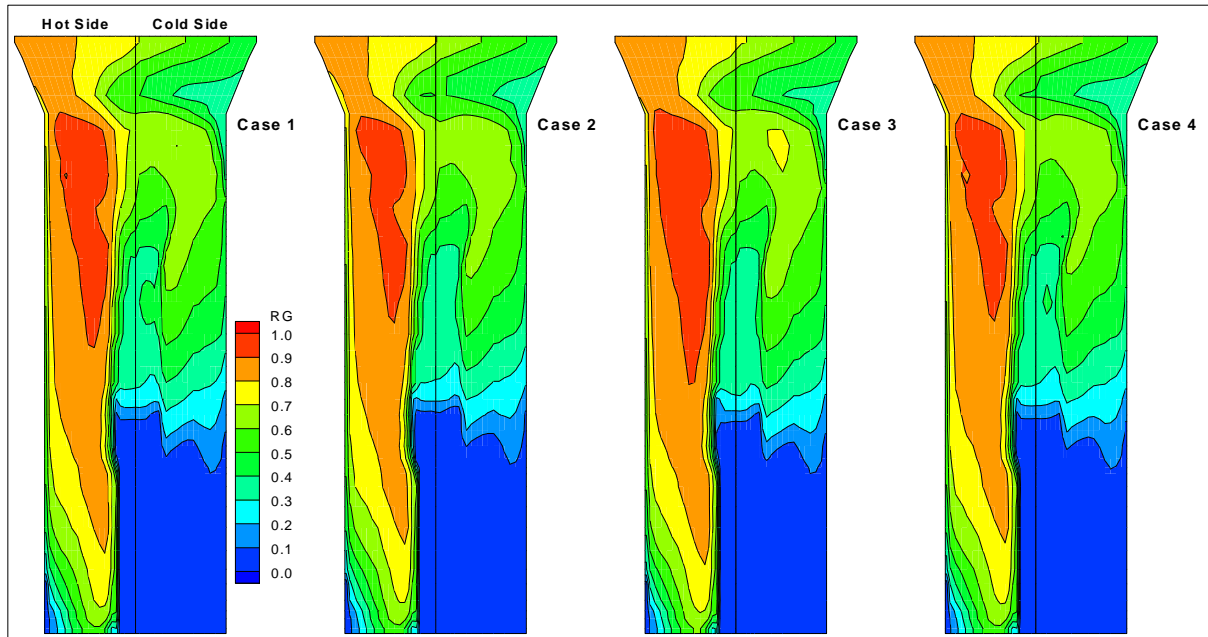


그림 6 대칭면에서 기공률 비교

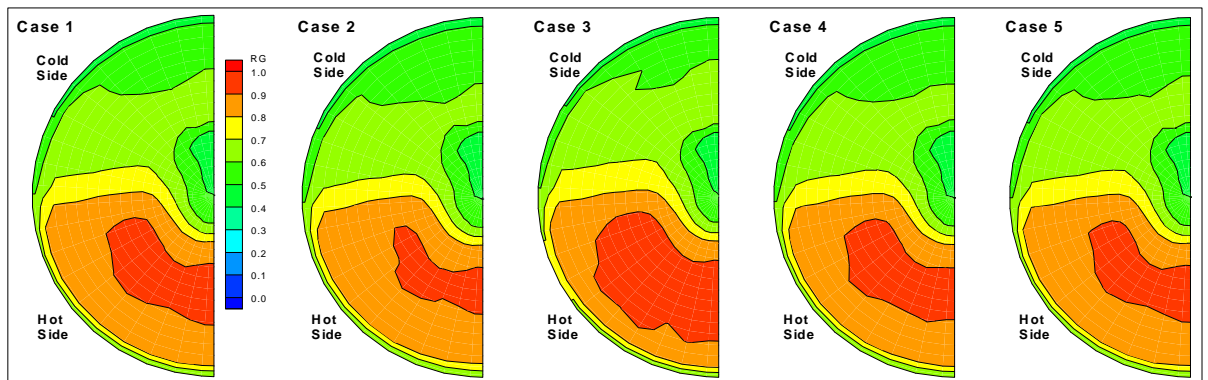


그림 7 41열 전열관 수평 부분 높이에서의 기공률 비교

출력이 증가한 Case 3의 수직 상승 속도가 큰 것을 알 수 있다. Case 4는 Case 1 보다는 작고, Case 2 보다는 조금 큰 결과를 나타내고 있다. 그림 5를 보면 급수 온도가 10°F 감소한 Case 5의 속도 분포는 Case 1 보다는 약간 작고 Case 4보다는 약간 큰 것을 알 수 있다.

그림 6과 7은 각 Case 별 기공률 분포이다. 전체적으로 고온관측의 기공률이 저온관측에 비하여 매우 크다. 특히 고온관측 곡관부 부분이 0.9 이상의 큰 기공률을 갖는다. 각 Case 별 기공률 분포는 속도 분포와 유사하게 고온관측에서 차이가 나타난다. 기공률이 0.9 이상인 부분의 영역을 비교하면 Case 3가 가장 넓고, 그 다음이 Case 1, Case 4, Case 2임을 알 수 있다. Case 5는 Case 1과 유사하다.

그림 4의 속도 크기는 그림 6의 기공률 크기 순서와 일치함을 알 수 있다. 또한 그림 4의 속도 크기 순서는 표 1의 증기발생기 증기 압력의 크기에 역순임을 알 수 있다. 3.1절에 기술한 바와 같이 본 해석에서 2상유동은 algebraic slip 모델을 적용하였고, 드리프트 속도와 분포변수는 Lellouche-Zolotar 상관식을 사용하였다. 이 모델은 기상과 액상의 속도 차이를 고려한다. 증기발생기 압력이 동일한 경우, 기상과 액상의 평균 속도에 대한 기상의 상대 속도는 기공률이 대략 0.7에서 0.9사이일 때 큰 값을 갖는다[4]. 또한 기상의 상대 속도는 포화증기와 포화수의 밀도 차이가 클수록 크며, 밀도 차이는 압력이 낮을수록 크다. 따라서 기공률이 크고, 증기 압력이 작을수록 수직 방향의 속도가 큰 그림 4의 결과는 물리적으로 타당하다.

4.3 중앙공동 주위 전열관에서 열수력 하중 비교

한국표준원전 증기발생기에서 중앙공동 주위의 전열관에 마모가 집중적으로 발생하고 있다. 또한 이 위치에 있는 41번 열의 전열관이 유체탄성불안정성에 대한 설계 여유가 가장 작은 것으로 알려져 있다. 그 원인은 전열관 지지의 구조적 설계 특성과 유동 하중 때문이다. 따라서 원자로 냉각재 온도 감소 운전 및 가동 원전의 출력증가를 시행하기 전에 중앙공동 주위의 전열관에 대한 유체탄성불안정성 및 전열관 마모에 대한 신중한 검토가 요구된다.

그림 8은 41열-83행 전열관에 수직한 틈새 속도를 보여주고 있다. 틈새 속도는 전열관의 유체탄성불안정성 및 마모 평가의 기준이 되는 중요한 유동 변수이다. ATHOS3에서 계산한 속도로부터 각 계산 격자에서 유체가 차지하는 비율과 전열관의 외

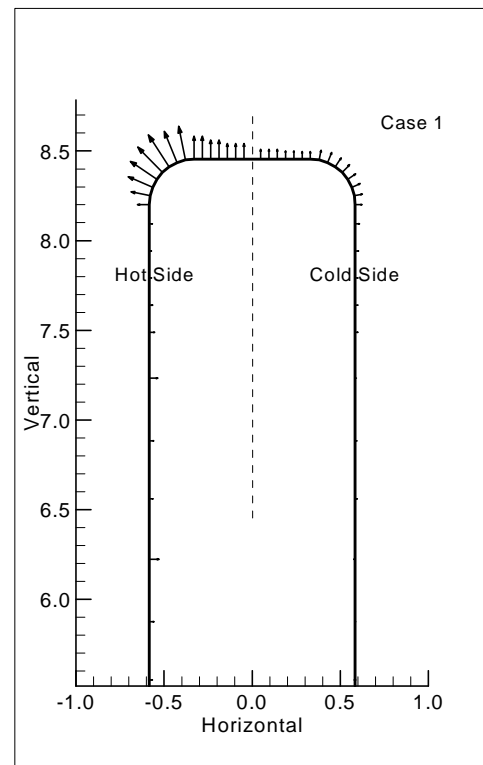


그림 8 전열관의 수직 틈새 속도

경 및 피치를 이용하여 계산한다[4]. 본 해석에서는 삼각 배열을 기준으로 계산한 값이다. 그림 8을 보면 고온관측의 틈새 속도가 저온관측 보다 훨씬 큰 것을 알 수 있다. 특히 고온관측의 90도 구부러진 부분에서 틈새 속도가 유난히 크며 전열관의 중심선에 대하여 비대칭이다. 이와 같이 큰 비대칭성은 전열관의 효과적인 지지를 어렵게 하는 원인이 된다.

그림 9와 10은 각 Case 별 틈새 속도의 비교이다. 전체적으로 고온관측의 90도 곡관부와 수평관 부분의 틈새 속도가 크고 각 Case 별 틈새 속도의 차이도 이 부분이 비교적 크다. Case 1, 2, 3은 비교적 큰 차이를 나타내고 Case 4와 5는 Case 1과 큰 차이가 없다. 최대 수직 틈새 속도에서 비교하면 냉각재 고온관 온도가 10°F 차이 나는 Case 1과 Case 2는 약 9%의 차이가 발생하였다. 한편 5%의 원자로 열출력 차이가 있는 Case 1과 Case 3는 약 9.5%의 차이가 발생하였다. 원자로 출력이 증가한 경우 틈새 속도는 증가하였고, 냉각재 고온관 온도가 감소한 경우 틈새 속도는 증가하였다. 전열관에 대한 유동의 영향은 틈새 속도 그 자체보다는 밀도의 영향이 고려된 동수력 하중에 의하여 결정된다.

그림 11과 12는 수직 틈새 속도를 기준으로 계산한 단위 면적당 동수력 하중이다. 틈새 속도와 유사하게, 밀도의 영향을 반영한 동수력 하중도 원자로 출력이 증가하면 증가하고, 냉각재 고온관 온도가 감소하면 증가하였다. 틈새 속도와 마찬가지로 고온관측의 90도 곡관부와 수평관 부분의 동수력 하중이 전체적으로 큰 값을 나타냈고, 각 Case 별 동수력 하중의 차이도 이 부분에서 크게 나타났다. 틈새 속도와 동수력 하중의 최대 값 위치는 밀도의 영향으로 약간 변경되었다. 동수력 하중이 최대인 위치에서 비교할 때, 냉각재 고온관 온도가 10°F 감소한 Case 1이 Case 2에 비하여 약 14%의 하중 증가를 나타내었다. 한편 5%의 원자로 열출력이 증가한 Case 3가 Case 1에 비하여 약 15%의 하중 증가를 나타내었다. 따라서 냉각재 온도 감소 운전이나 원자로 열출력 증가와 같이 발전소 운전 변수를 변경하여 증기발생기를 탈설계 조건에서 장기간 사용하는 경우 유체탄성불안정성 및 마모와 같은 전열관의 건전성 평가 및 열화 관리 대책이 사전에 충분히 검토되어야 한다.

5. 결론

한국표준원전 증기발생기의 탈설계 조건에서 3차원 열수력 해석을 수행하고 수직 방향의 속도 및 건도를 비교하였다. 또한 마모와 유체탄성불안정성에 가장 취약한 중앙공동 주위의 41열-83행 전열관을 대상으로 수직 틈새 속도 및 동수력 하중을 비교하였다.

본 논문에서 검토한 조건의 경우 원자로 열출력이 증가하거나 냉각재 고온관 온도가 감소하면 수직 방향의 기·액 혼합속도 및 기공률은 전반적으로 증가하였고, 41열-83행 전열관의 각 위치에서 수직 틈새 속도 및 동수력 하중도 증가하였다. 동수력 하중이 최대인 위치에서 비교할 경우 냉각재 고온관 온도가 10°F 감소할 때 단위 면적당 동수력 하중은 약 14% 증가하였고, 원자로 열출력이 5% 증가할 때 약 15% 증가하였다.

참고문헌

- [1] Stanley J. Green, "Thermal, Hydraulic, and Corrosion Aspects of PWR Steam Generator Problems", Heat Transfer Engineering Vol. 9 No. 1, pp. 19 - 64, 1988.
- [2] A. K. Singhal and G. Srikantiah, "A Review of Thermal Hydraulic Analysis Methodology for PWR Steam Generators and ATHOS3 Code Applications", Nuclear Energy, Vol. 25, No. 1, pp. 7-70, 1991.
- [3] S. J. Green and G. Hetsroni, "PWR Steam Generators", Int. J. of Multiphase Flow, Vol. 21, pp. 1-97, 1995.
- [4] ATHOS3 Mod-01: A Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Steam Generators Vol.1, EPRI NP-4604-CCML, 1990

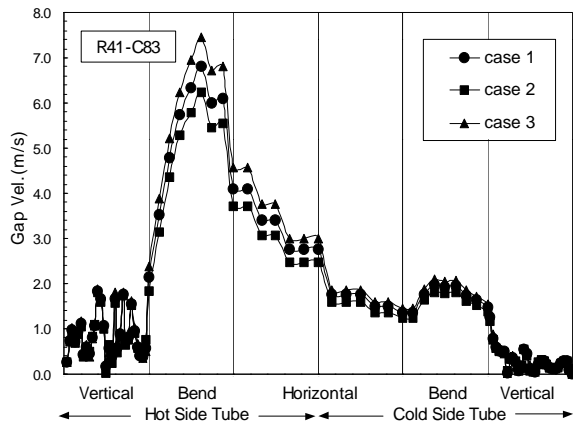


그림 9 수직 틈새 속도 비교

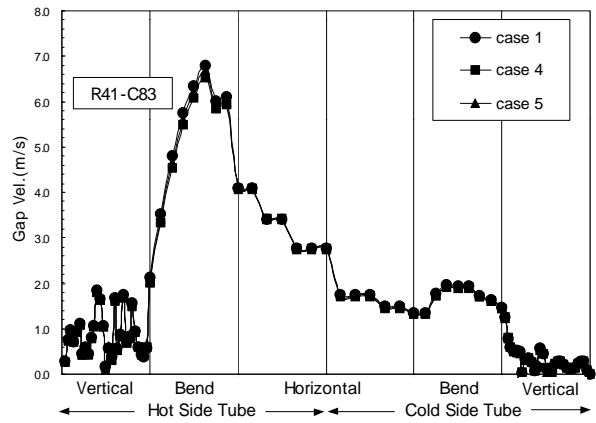


그림 10 수직 틈새 속도 비교

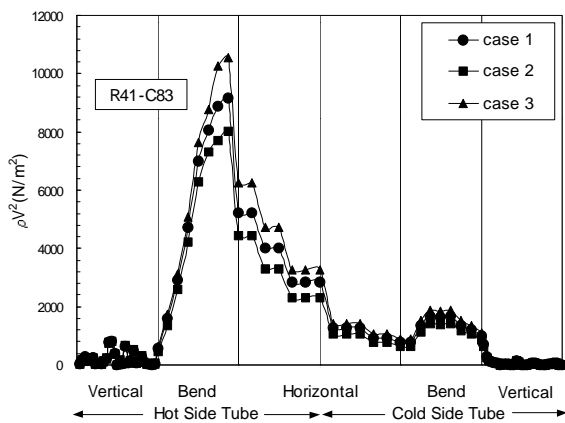


그림 11 단위 면적당 동수력 하중

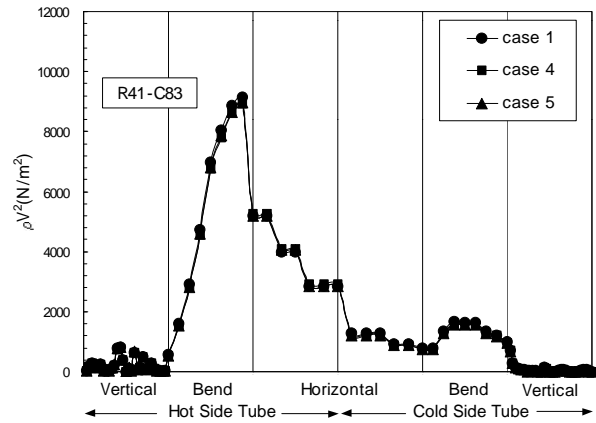


그림 12 단위 면적당 동수력 하중