

가압경수로 주증기관 파단시 증기발생기 2차측 과도 열수력 응답에 미치는 오리피스형 유량제한기의 영향

조 증 철,* 민 복 기

한국원자력안전기술원 계통평가실

EFFECTS OF AN ORIFICE-TYPE FLOW RESTRICTOR ON THE TRANSIENT THERMAL-HYDRAULIC RESPONSE OF THE SECONDARY SIDE OF A PWR STEAM GENERATOR TO A MAIN STEAM LINE BREAK

J.C. Jo* and B.K. Min

Reactor System Evaluation Department, Korea Institute of Nuclear Safety

In this study, a numerical analysis was performed to simulate the thermal-hydraulic response of the secondary side of a steam generator(SG) model equipped with an orifice-type SG outlet flow restrictor to a main steam line break(MSLB) at a pressurized water reactor(PWR) plant. The SG analysis model includes the SG upper steam space and the part of the main steam pipe between the SG outlet and the broken pipe end. By comparing the numerical calculation results for the present SG model to those obtained for a simple SG model having no flow restrictor, the effects of the flow restrictor on the thermal-hydraulic response of SG to the MSLB were investigated.

Key Words : 과도열수력응답(Transient Thermal-Hydraulic Response), 증기발생기(Steam Generator; SG), 주증기관파단(Main Steam Line Break; MSLB), 블로우다운(Blowdown), 유량제한기(Flow Restrictor), 수치해석(Numerical Analysis), 속도교란(Velocity Disturbance), 압력파(Pressure Wave), 수력동하중(Hydro-Dynamic Load), 주증기격리밸브(Main Steam Isolation Valve; MSIV)

1. 서 론

n가동 중인 가압경수로형 원자력발전소 주증기관 파단 이후의 블로우다운 과정에서 SG내 압력 및 속도 변동으로 발생하는 과도 수력하중은 SG 내부구조물 및 튜브의 건전성을 위협하는 부가 하중으로 작용할 수 있다.

따라서 주증기관 파단시 SG내 2차측 과도 유동 응답을 파악하는 것은 매우 중요하다. 증기관 파단 등에 의한 블로우다운에 대한 원자로냉각재 계통의 과도열수력 응답을 이해하기 위한 몇몇의 실험적 또는 수치적 연구들[1-3]이 수행된 바 있다.

그러나 그러한 연구들에서는 SG를 채용하지 않는 비등수형 등 가압수형이 아닌 원자로형을 대상으로 하였다. 최근에 Hamouda et al.[4,5]이 가압수형 원자로 주증기관 파단으로 인한 블로우다운 중에 SG 튜브에 미치는 수력하중을 측정하는 실험적 연구를 위한 예비점검시험연구를 수행하였다.

최근에 Jo and Min[6], Jo and Moody[7]가 가압경수로 주증기관 파단시 SG 과도열수력 응답의 기본적 특성을 조사하기 위하여 유량제한기와 내부구조물을 고려하지 않은 단순 SG 모델에 대한 수치해석을 수행하였다.

본 연구에서는 주증기관 파단 사고 발생 시 환경으로 유출되는 증기유량 제한으로 원자로 냉각재 상실을 제한하여 노심을 보호하고 방사성물질의 환경방출을 제한하기 위하여 SG 출구에 설치하는 유량제한기가 블로우다운 중 2차측 열수력 응답에 미치는 영향을 상용 CFD 코드[8]를 사용하여 조사하였다. 본 연구를 위하여 오리피스형 유량제한기가 SG 출구 하류에 설치된 해석모델(Fig. 1 참조)에 대한 수치계산결과와

Received: August 3, 2015, Revised: August 28, 2015,

Accepted: August 31, 2015.

* Corresponding author, E-mail: jcho@kins.re.kr

DOI <http://dx.doi.org/10.6112/kscfe.2015.20.3.87>

© KSCFE 2015

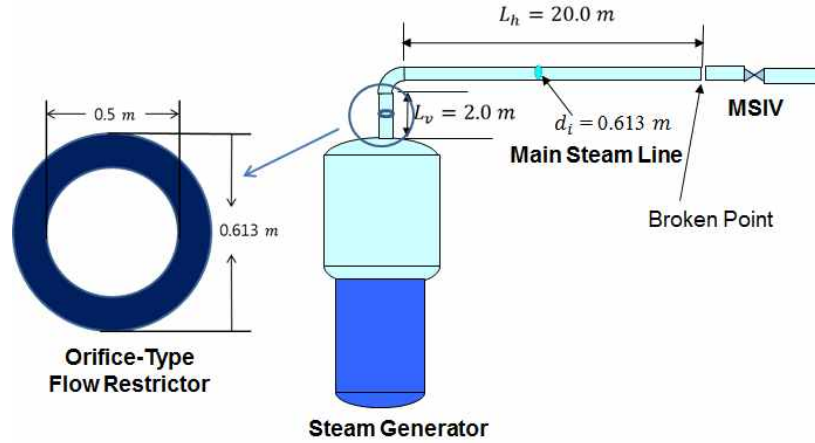


Fig. 1 SG model with an orifice-type flow restrictor

유량제한기가 없는 해석 모델에 대한 계산결과를 비교 검토하였다.

2. 해석

2.1 해석 모델

해석을 단순화하기 위하여 Fig. 1으로 나타낸 SG U-bend 영역과 그 상부의 수증기 공간과 SG 출구 노즐로부터 양단 파단 발생 부위(주증기 격리밸브 전단의 임의 위치)까지의 주증기관의 유동공간을 해석대상 유동장으로 선정하였다.

그리고 주증기관의 치수와 SG 정상운전 조건[9]은 실제 가압경수로 SG와 거의 유사하게 설정하였다.

본 연구는 주증기관 파단후의 SG 내부 유동장 과도 특성을 정상 운전조건하에서의 SG 내부 유동장과 상대적 비교를 수행하는데 목적을 두기 때문에 SG내 튜브 U-bend부, 습분분리기, 지지구조물 등의 존재는 무시하였다. 다만 주증기관 노즐 인접 하류 부위에 설치되는 유량제어장치는 보통 벤츨리형으로 설계하지만 본 연구에서는 유량제한의 기능은 유지하되 CFD 계산의 단순화를 위하여 오리피스 형으로 모형화하였다. 오리피스를 통한 유로면적은 주증기관 유로면적의 약 66.58%으로 설정하였다.

이와 같이 단순화된 해석 모델은 Fig. 2 및 Fig. 3와 같이 내부 직경과 높이가 모두 4 m인 원통으로 단순화한 SG 2차측 상부 수증기 공간과 SG 출구 노즐에서 수직으로 2 m 연장하고 다시 수평으로 20 m 연장한 내부 직경 0.61 m의 배관으로 단순화한 주증기관 유동장으로 구성된다.

수치해석을 위하여 해석모델을 120,000개의 직육면체 체적 요소로 분할하였다(Fig. 2 참조). 또한 수증기를 실재가스(real gas)[8]로 다루고 해석 증기 유동장 모형에서의 난류유동을 SST(Shear Stress Transport) 모형[10]으로 모사하였다.

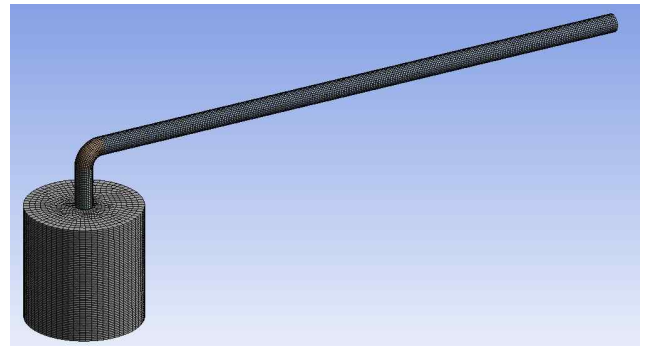


Fig. 2 Discretized analysis model

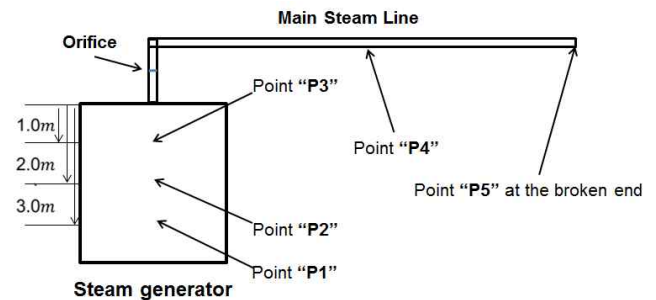


Fig. 3 Five monitoring points

2.2 해석 방법

정상상태에서는 SG 1차측으로부터 2차측으로 전달되는 열에 의해 일정하게 발생하는 포화수증기는 급수유량과 동일하게 일정하게 유지되는 것으로 가정하였다. 주증기관 파단 사고 후 급수 밸브 차단까지는 약 30초의 시간이 소요되고 SG 2차측 냉각수 저장량을 고려할 때, 짧은 시간 동안에는 SG내 수증기의 발생이 지속되므로 주증기관 파단부에서 유출되는 수증기 유량만큼 SG 모델의 하부 면에서 수증기가 발생하는

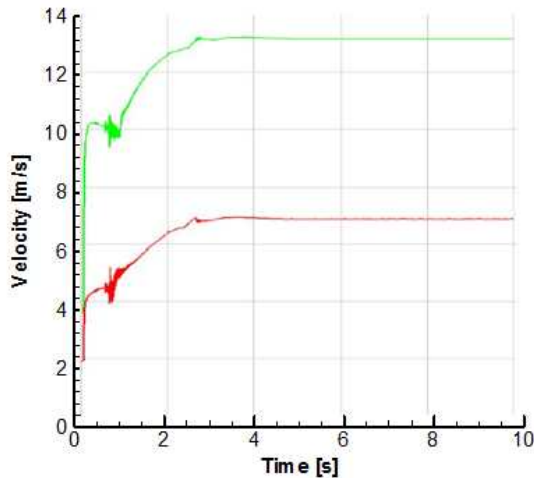


Fig. 4 Transient steam velocity responses to the MSLB at the points 'P2' (red line) and 'P3' (green line) calculated with a time step of 1.0 ms

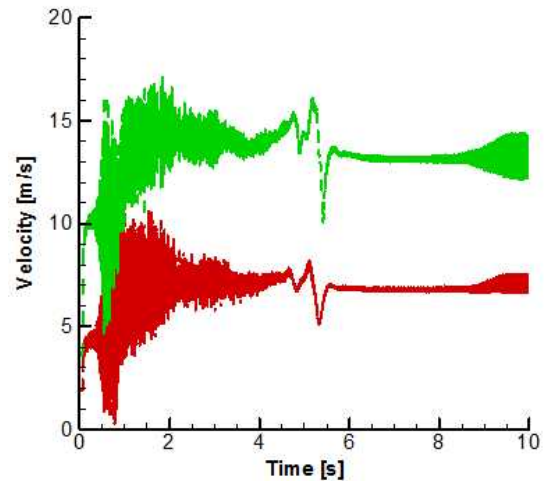


Fig. 5 Transient steam velocity responses to the MSLB at the points 'P2' (red line) and 'P3' (green line) calculated with a time step of 0.1 ms[7]

것으로 가정하였다.

초기에 7.33855 MPa의 포화 수증기가 주증기관을 통하여 터빈 발전기로 공급되며, 주증기관 파단은 주증기격리밸브 전단에서 양단파단의 형태로 매우 짧은 시간(본 해석에서는 1.0 ms 로 가정)에 발생하는 것으로 하고 파단된 주증기관 끝단의 압력은 초기상태인 7.33855 MPa에서 순간적으로 대기압으로 감소하는 것으로 가정하였다. 블로우다운 과정 중에 SG내 수증기의 과도 압력과 속도를 알아보기 위하여 SG 모델 상부 출구 노즐 중앙으로부터 하향 수직방향으로 각각 1 m, 2 m 및 3 m 떨어진 세 군데 위치 "P1", "P2", "P3" 및 파단 주증기관 수평부의 중간지점 "P4"와 파단지점 "P5"를 대표 탐지점으로 정하였다(Fig. 3 참조). 대기압에 노출되는 주증기관 파단 개구부에는 출구 경계조건이 적용되었다. SG 및 주증기관 내부경계는 No slip의 단열로 간주되었다.

주증기관 파단부위에서 발생하여 SG 내부로 빠른 속도로 전파되는 블로우다운 유발 동압교란(Blowdown-induced dynamic pressure disturbance)을 수치 모사하기에 충분하도록 과도 수치 계산 시간간격(time step)을 다음의 민감도 분석 결과에 근거하여 0.1 ms 로 설정하고 전체 계산은 주증기관 파단 후 5초간 수행되었다. 그리고 수증기의 성질은 압력과 온도에 따라 변하는 특성을 고려하였다.

2.3 계산 시간단계 민감도 분석

주증기관 파단후 SG 블로우다운 과도 과정을 수치 계산하는데 적절한 시간단계(time step)의 크기를 결정하기 위하여 1 ms와 0.1 ms의 두 경우의 시간단계를 검토하였다.

0.1 ms보다 더 작은 시간단계로써 계산하는 것은 현실적으로 수용하기 어려울 정도의 과도한 계산시간을 필요로 한다.

실제로 0.1 ms의 시간단계로써 계산하는 경우에도 실제 MSLB 이후 10 s 간의 과도시간 계산에 120 cores(30 CPUs)의 전산기로 70시간 이상 소요되었다.

적절한 시간단계를 설정하기 위하여 오리피스가 장착되지 않은 단순 SG 해석 모형에 대하여 MSLB시의 SG 2차측 내부 열수력 과도 변동을 시간단계 1 ms와 0.1 ms를 적용하여 계산한 결과를 상호 비교하였다.

탐지점 "P2"와 "P3"에서의 증기 속도의 계산 결과를 Fig. 4와 Fig. 5, Jo and Moody[7]에 나타내어 놓았다. Fig. 4와 Fig. 5를 비교해 보면 1 ms의 시간단계를 사용한 계산에서는 블로우다운 초기에 파단면으로부터 전파되는 압력파에 의하여 예상되는 SG내 압력(속도) 요동이 모사되지 못하는 반면에 0.1 ms의 시간단계를 사용한 계산에서는 SG내 압력(속도) 요동이 제대로 모사되고 있음을 알 수 있다.

이와 같이 계산 시간단계 값을 0.1 ms으로 적용하는 경우에 블로우다운 초기 열수력 과도응답의 모사결과가 물리적 타당성을 보인다는 사실과 다음의 CFD 계산 모형 적용성 검증의 결과에 근거하여 계산 시간단계 값을 0.1 ms로 결정하여 후속 계산을 수행하였다.

3. CFD해석 모형 적용성 검증

MSLB에 대한 SG 2차측 열수력응답 수치모사를 위하여 본 연구에서 사용하는 CFD 해석모형의 적용성을 Jo and Moody[7]가 검증한 바 있다.

동 연구[7]에서 본 연구에서 사용하는 3차원 CFD해석 모형의 적용성 검증을 위하여 실험연구를 수행하는 것이 경제적인

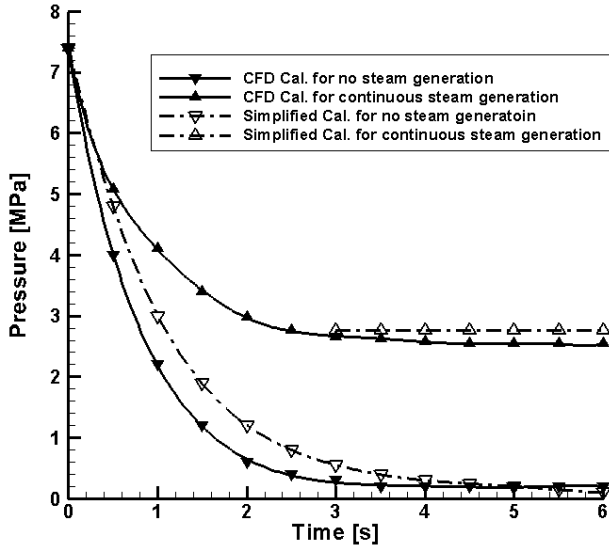


Fig. 6 Comparison of the decompressions predicted by both the CFD simulation and the simple model for the two cases with or without steam generations[7]

로나 기술적으로 수반되는 어려움으로 오리피스 유량제한기의 존재를 무시한 단순 SG 모형에서 블로우다운 중에 추가 증기 발생이 없는 경우와 일정 율의 증기발생이 지속되는 두 경우에 대한 과도 정압변동을 CFD 해석모형 적용 계산결과를 lumped SG 모델 적용 단순 해석해[11]와 비교 평가하였다.

그 결과, 아래 Fig. 6와 같이 두 경우 모두 CFD 계산결과들과 단순 해석해와 잘 일치하였다. 여기서 참고로 강조해 두고자 하는 점은 lumped SG 모델 적용시 블로우다운 중에 SG 내부의 평균(lumped) 정압변동과 유출유량에 관한 해석하는 유도 가능하지만 그 밖에 특정 국소 위치의 과도 유속과 동하중에 대한 공간좌표 종속 해석해의 유도가 불가능하다는 사실이다.

4. 결과 및 토의

4.1 유량제한기 미장착 SG 모형의 과도응답

Fig. 5에 나타난 바와 같은 유량제한기가 없는 SG 모형에 대한 블로우다운 응답해석 결과와 토의에 대한 상세 사항은 Jo and Min[6], Jo and Moody[7]에 수록되어 있다. 여기서는 오리피스 형 유량제한기 존재의 영향을 비교평가하기 위해서 그 요지만을 소개한다. Fig. 7은 블로우다운 과정에서 SG 내부 과도 증기 유속 분포 contour를 나타낸 것이다.

주증기관 파단면으로부터의 전달된 압력과의 SG 내벽에서의 반사로 발생하는 요동으로 증기의 유속(또는 동압)이 시간과 공간에 종속인 불균일한 과도 현상이 잘 나타나 있다.

Fig. 5와 Fig. 7에 나타나 있듯이 초기에 SG U-bend 영역의

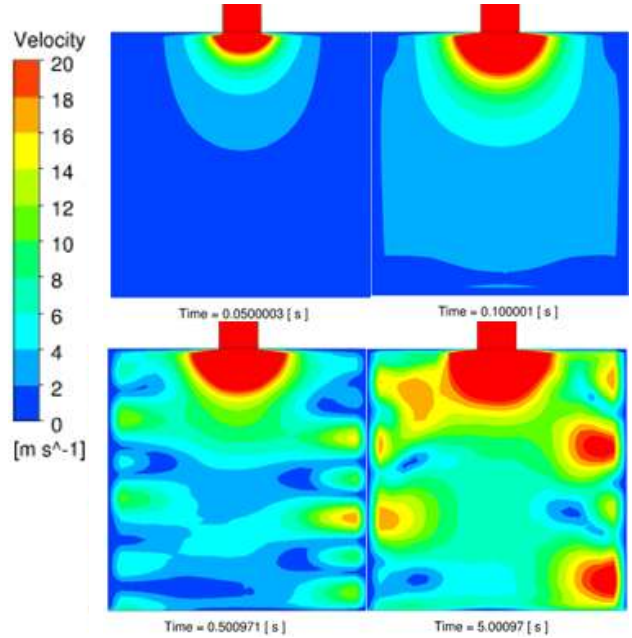


Fig. 7 Transient velocity contours inside the SG model without the orifice flow restrictor[7]

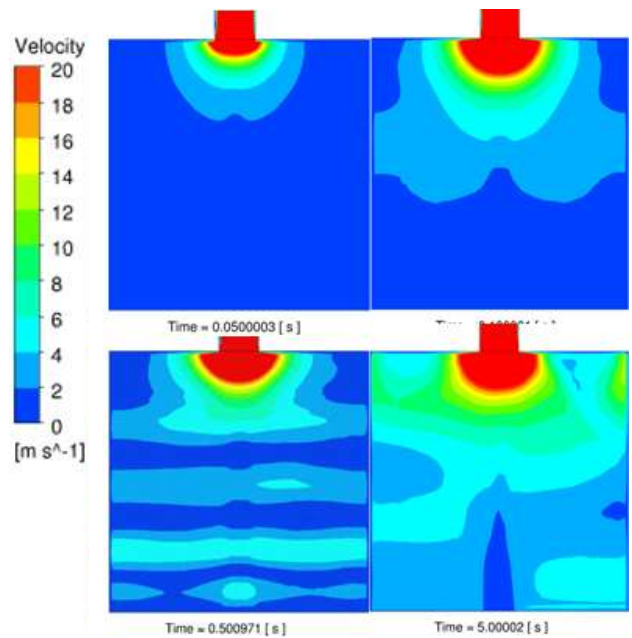


Fig. 8 Transient velocity contours inside the SG model with the orifice flow restrictor

증기 유속이 2 m/s 이내로 유지되지만 블로우다운 개시 후 0.1 s가 경과한 이후부터 약 2 s까지는 두 탐지점에서 유속이 각각 약 0 ~ 11 m/s 및 5 ~ 16 m/s의 범위에서 변동하다가 그 후 4 s까지는 탐지점 “P2”와 “P3”에서 유속이 각각 6 ~ 8.5 m/s, 12.5 ~ 15.5 m/s의 범위에서 요동하다가 약 5.5 s 이후부터는 각각 약 13 m/s 및 7 m/s 로 안정화되어 지속된다.

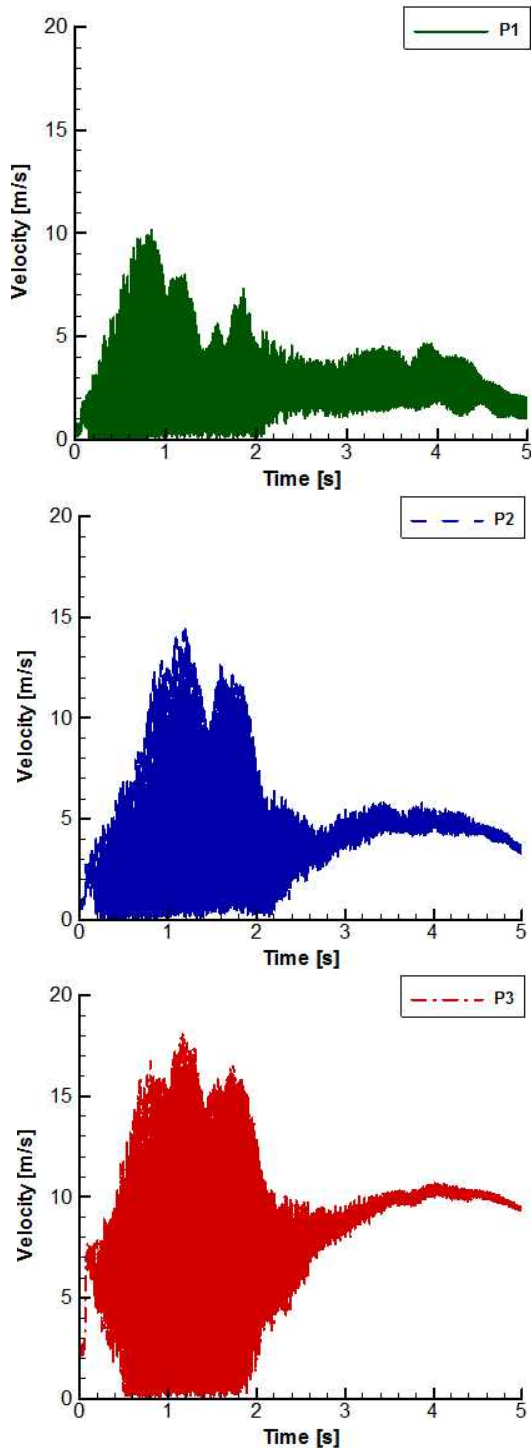


Fig. 9 Transient steam velocity responses to the MSLB at the points “P1”, “P2” and “P3” for the SG model with the flow restrictor

유량제한기가 있는 SG 모형에 대한 블로우다운 중 과도 유속 분포 contour를 Fig. 8에 나타내어 놓았다. 또한 탐지점 “P1”, “P2” 및 “P3”에서와 탐지점 “P4” 및 “P5”에서의 과도

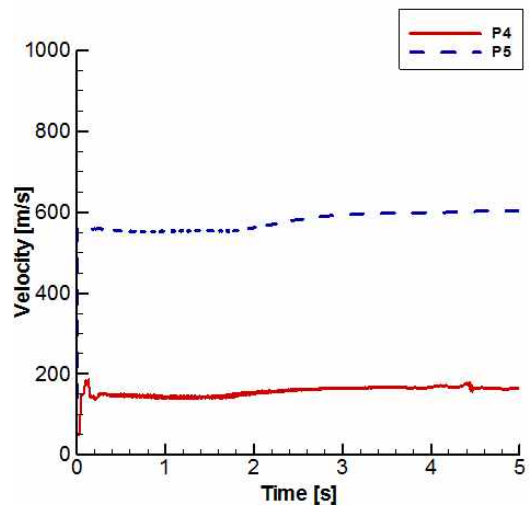


Fig. 10 Transient steam velocity responses to the MSLB at the points “P4” and “P5” for the SG model with the flow restrictor

유속 응답을 각각 Fig. 9과 Fig. 10에 각각 나타내어 놓았다.

4.2 유량제한기 장착 SG 모형의 과도응답

Fig. 8에 나타낸 유량제한기 장착 SG 모형에 대한 과도 증기 유속고관(압력파) 응답특성이 Fig. 7에서와 같이 유사하게 나타나는 점에 미루어 블로우다운 시 유량제한기를 통한 증기 압력파가 감쇠되지 않음을 알 수 있다.

유량제한기 장착 SG의 U-bend 영역의 초기 증기 유속 2 m/s 이내로 유지되고 블로우다운 개시 후 0.1 s가 경과한 이후부터 약 2 s까지는 세 탐지점에서 유속이 각각 약 0 ~ 10 m/s, 0 ~ 14 m/s 및 0 ~ 18 m/s의 범위에서 심하게 요동한다. 그 후 약 4 s까지는 탐지점 “P1”, “P2” 및 “P3”에서 유속이 각각 1.5 ~ 4 m/s, 2 ~ 6 m/s, 4 ~ 10.5 m/s의 범위에서 변동한다. 그리고 약 4 s부터는 점차 감소하는 경향을 보이고 5 s에서는 탐지점 “P1”, “P2” 및 “P3”에서 각각 약 2 m/s, 3.5 m/s 및 9.5 m/s에 도달하고 있음을 알 수 있다.

이는 유량제한기의 설치로 블로우다운 초기 시간 구간 약 5 s 동안에는 증기발생기내 2차측 증기의 높은 유속으로 튜브 등 내부구조물의 과 진동을 유발할 수 있으나 5 s 이후에는 시간경과에 따라 그 영향이 감소하게 됨을 시사한다.

또한 Fig. 10에 나타낸 바와 같이 탐지점 “P4” 및 “P5”에서의 과도유속은 블로우다운 개시와 함께 정상상태에서의 주증기관 증기 유속인 약 40 ~ 50 m/s에서 순간적으로 각각 약 150 m/s 와 550 m/s로 급증 후 다소 서서히 미미한 감소경향을 보이다가 약 2 s 후부터 다시 약간 증가하여 약 5 s 후부터는 각 탐지점에서 약 180 m/s 및 600 m/s의 안정된 유속을 유지한다.

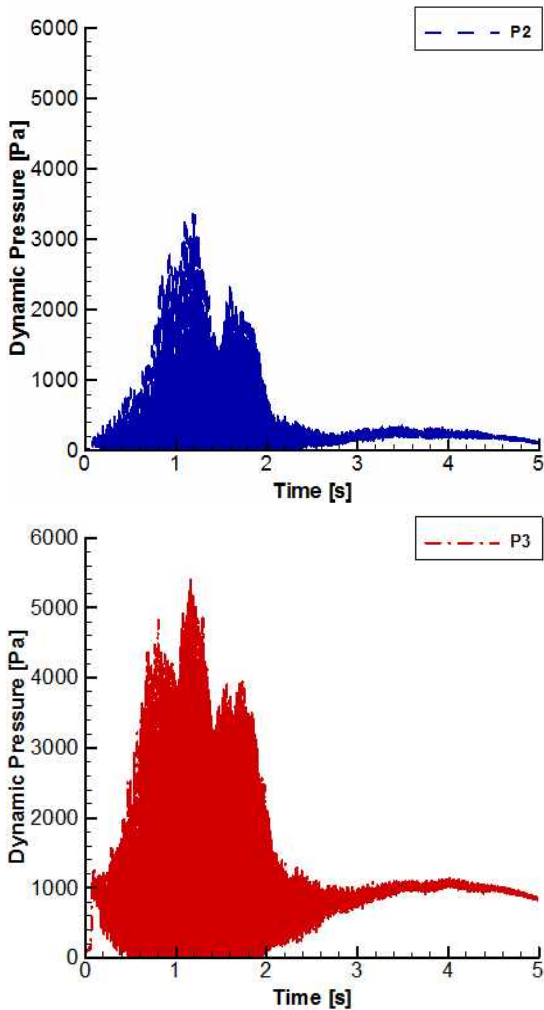


Fig. 11 Transient dynamic pressure response to the MSLB at the points "P2" (blue) and "P3" (red) for the SG model with the flow restrictor

Fig. 11은 블로우다운 중 SG내 탐지점 "P2"와 "P3"에서의 과도 동압변동 시간이력을 나타낸 것이다. 그림으로부터 알 수 있듯이 블로우다운 개시 후 약 2 s까지 각각의 지점에 최대 약 3.2 kPa 및 5.2 kPa의 작용한다. 그러나 시간 경과에 따라 감소되어 약 2.8 s에는 각각 약 0.2 kPa 및 1.0 kPa 급격히 감소하다가 다시 미세하게 증가하며 4.5 s 이후부터는 감소하면서 5 s에서는 각각 약 0.1 kPa 및 0.9 kPa 에 도달하며 그 이후에도 더 감소하면서 안정화 된다. Jo and Min[6], Jo and Moody[7]에 제시되어 있는 바와 같이 유량제한기가 없는 단순 증기발생기 모형에 대한 MSLB에 의한 블로우다운 중 동하중 응답 특성이 블로우다운 초기 2 s 이내에는 탐지점 "P2" 및 "P3"에서 각각 최대 3.6 kPa 및 1.6 kPa이고 5 s 이후에 각각 약 0.5 kPa 및 0.95 kPa로 안정화되는 것을 고려해 보면, 유량제한기가 장착된 경우가 최대 동하중의 크기는 높고 과

도 요동 지연시간은 약 1 s 더 짧게 나타내고 있다. 이로써 유량제한기가 블로우다운 초기 단시간 동안 과도하중의 최대치는 약간 더 높이지만 5 s 이후에는 더 낮은 상태로 안정화됨을 알 수 있다.

5. 결론

가동 중인 가압경수로형 원자력발전소 주증기관 파단 이후의 블로우다운 과정에서 SG 출구 측에 설치되는 유량조절기가 SG내 증기 속도 및 수력동압의 과도 응답에 미치는 영향을 다차원 CFD 해석을 통하여 조사·분석하였다. 이를 위하여 동 해석결과를 유량조절기가 미장착된 SG에서의 열수력 응답 특성에 대한 기존의 CFD 해석 결과와 비교·평가하였다. 그 결과, 다음과 같은 사실이 밝혀졌다.

- (1) MSLB로 인한 블로우다운 초기에 SG 2차측 증기 공간에 전파되는 유속교란(압력파)의 거동에 유량제한기가 미치는 영향은 미미하다.
- (2) 유량조절기 장착 SG의 경우에는 MSLB로 인한 블로우다운 초기에는 SG 2차측 증기 과도 유속과 수력동압의 진동 폭과 최대치들이 유량조절기가 없는 경우에 비해서 다소 높게 나타났으나 그 지속 시간은 더 짧다.
- (3) 유량조절기 장착 SG의 경우에는 블로우다운 개시 5초 이후의 안정화된 유속과 동압은 유량조절기 미장착의 경우보다 더 낮다.

Note

This paper is a revised version of the paper "Effects of an Orifice-Type Flow Restrictor on the Transient Thermal-Hydraulic Response of the Secondary Side of a PWR Steam Generator to a Main Steam Line Break" presented at the KSCFE 2014 Autumn Annual meeting, Gyeongsang University, Jinju, November 13-14, 2014.

References

- [1] 1980, Kalra, S. and Adams, G., "Thermal hydraulics of steam line break transients in thermal reactors-simulation experiments," *ANS International Conference*, Trans. ANS, Washington, DC, Nov.17-21, 1980, Vol.35, No.CONF-801107.
- [2] 1982, Wolf, L., "Experimental results of coupled fluid-structure interactions during blowdown of the HDR-vessel and comparisons with pre- and post-test

- predictions," *Nucl. Eng. Des.*, Vol.70, No.3, pp.269-308.
- [3] 2002, Tinoco, H., "Three-dimensional modeling of a steam-line break in a boiling water reactor," *Nucl. Sci. Eng.*, Vol.140, No.2, ISSN: 00295639, pp.152-164.
- [4] 2013, Hamouda, Q., Weaver, D.S. and Riznic, J., "Commissioning Tests for an Experimental Study of Steam Generator Tube Loading during Blowdown," PVP2013-97809, *Proc. ASME 2013 PVPD Conf.*, Jul. 14-18, 2014, Paris, France.
- [5] 2014, Hamouda, O., Weaver, D.S. and Riznic, J., "Instrumentation Development and Validation for an Experimental Study of Steam Generator Tube Loading during Blowdown," PVP2014-28137, *Proc. ASME 2014 PVPD Conf.*, Jul. 20-24, 2014, Anaheim, CA, USA.
- [6] 2014, Jo, J.C. and Min, B.K., "Numerical Simulation of the PWR Steam Generator Blowdown Following a Main Steam Line Break," *Proc. KSME 2014 Thermal Eng. Div. Spring Meeting*, Jeju Univ., April 23-26, 2014, pp.66-67.
- [7] 2015, Jo, J.C. and Moody, F.J., "Transient Thermal-Hydraulic Responses of the Nuclear Steam Generator Secondary Side to a Main Steam Line Break," *ASME JPVT*, Vol.137. pp.041301-1~7.
- [8] 2012, ANSYS CFX User's Guide-14, *ANSYS Inc.*, New York.
- [9] 1992, Jo, J.C., Lee, S.K., Kim, W.S., Shin, W.K., Kim, H.Y. and Ha, J.T., "A Study on the Thermal-hydraulic and Flow-induced Tube Vibration Analysis of Nuclear Steam Generators," *KINS Technical Report*, KINS/AR-198, Korea Institute of Nuclear Safety.
- [10] 1994, Menter, F.R., "Two Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications," *AIAA J.*, Vol.32, pp.1598-1604.
- [11] 1990, Moody, F.J., "Introduction to Unsteady Thermofluid Mechanics," *John Wiley & Sons*, New York, pp.89-102.