

원자로 직접주입노즐의 피로평가에 미치는 응력집중계수의 영향

김태순[†] · 이재곤

한국수력원자력(주) 원자력발전기술원

(2010. 9. 17. 접수 / 2010. 12. 10. 채택)

Effect of Stress Concentration Factors on the Fatigue Evaluation of the Direct Vessel Injection Nozzle

Tae Soon Kim[†] · Jae Gon Lee

Nuclear Environment Technology Institute, Korea Hydro Nuclear Power Company Ltd.

(Received September 17, 2010 / Accepted December 10, 2010)

Abstract : A fatigue damage caused by cyclic load is considered as one of the important failure mechanisms that threaten the integrity of structures and components in a nuclear power plant. In ASME code section III NB, the fatigue analysis procedure and standard S-N curves for the class 1 components are described and these criteria should be met at the design step of components. As the current ASME S-N curves are based on the very conservative assumptions such as a local stress concentration effect, immoderate transient frequencies and a constant Young's modulus, however, they can not precisely address the fatigue behavior of components. In order to find out the technical solution for these problems, a number of researches and discussion have been carried out continuously at home and abroad over the decades. In this study, detailed fatigue analyses for DVI nozzle with various mesh density of finite elements were performed to evaluate effect of stress concentration factors on the fatigue analysis procedure and the excessive conservatism of stress concentration factors are confirmed through the analysis results.

Key Words : fatigue analysis, DVI(direct vessel injection) nozzle, stress concentration factor, alternative stress intensity, S-N curve, CUF(cumulative usage factor)

1. 서론

반복적인 하중에 의한 기기 및 구조물의 피로손상은 원자력발전소의 건전성을 위협하는 대표적인 손상기구의 하나이다. 따라서 ASME Code Sec. III NB를 적용하는 안전 1등급 기기의 설계에서는 피로를 중요한 파손기구로 고려하도록 명시하고 있다. 이를 위해 설계 단계에서 수행해야할 피로해석 절차와 기준 설계피로곡선(S-N curve)을 ASME Code에서 제시하고 있으며, 이 기준의 만족 여부에 따라 원자력발전소의 건전성을 확인하여 왔다¹⁾.

그러나 ASME Code는 기기의 실제적인 피로수명 평가 보다는 새로 건설하는 원전기기에 대해서 보수적인 누적피로계수(CUF, cumulative usage factor)를 예측하는데 목적이 있었다. 즉, ASME Code Sec. III의 피로설계 절차는 설계 단계에서 하중 및

국부적인 응력집중 효과에 의한 보수적인 과도운전조건 및 발생 빈도수를 가정하여 기기의 피로거동을 평가하는 방법이다. 그러므로 실제 원자력발전소 운전 시 발생하는 각 계통의 상태나 조건을 정확히 반영하지 못하고 있는 것이 사실이다.

더욱이 피로평가에 사용되는 S-N curve는 약 40여 년 전에 수행된 상온 공기 환경의 평활한 모재시편 피로시험 데이터를 토대로 한 것으로, 시험조건이 갖는 한계를 극복하기 위해 과도한 보수성을 고려할 수밖에 없었다. 그러므로 기기의 피로파손에 대한 명시적인 안전계수의 개념을 갖기 보다는 피로시험 데이터의 산포, 시편 크기, 표면 조도 및 당시 산업계의 분위기 등을 고려한 공학적 판단에 의해 결정된 보정계수를 반영한 곡선이라고 할 수 있다.

이러한 기존의 피로설계 절차에 대한 문제제기는 초기 원자력발전소의 계속운전을 위한 인허가 갱신과 60년 이상의 장수명 원전 설계가 진행되면

[†] To whom correspondence should be addressed.
ktsoon@khnp.co.kr

서 본격화되었다²⁾. 특히, 1980년대 이후 운전 중인 원자력발전소 1, 2차측 압력계기 기기의 재료는 환경조장기구에 의해 피로균열의 생성과 성장이 촉진되는 것으로 알려지면서, 환경피로 문제가 가동 중인 원전은 물론 신규 건설 원전의 최대 현안으로 자리 잡게 되었다³⁻⁵⁾. 더구나 최근 NRC(Nuclear Regulatory Commission) 가 보다 강화된 환경피로 신규 규제지침으로 발간한 Reg. Guide 1.207에 따르면 스테인리스강 및 니켈합금강의 CUF 값이 크게 증가할 것으로 예측되고 있다^{6,7)}. 따라서 환경피로에 상대적으로 취약할 것으로 예상되는 스테인리스강과 니켈합금강으로 제작되는 밀림관이나 각종 노즐부에 대한 상세 해석을 통해 기존 피로해석절차가 갖는 과도한 보수성을 최적화하는 것이 반드시 필요하다.

기존 피로해석 절차가 갖는 과보수적인 요소들 중에 응력집중계수(stress concentration factor)를 고려하는 것은 컴퓨터를 통한 해석 기능의 발전에 따라 우선적으로 최적화해야할 요소이다. 피로해석 과정에서 직경이 달라지거나 노즐이 연결되는 부분과 같은 구조 불연속부의 응력집중 효과를 반영하기 위해, 실험적으로 또는 해석적으로 미리 구해놓은 응력집중계수를 고려하고 있다⁸⁾. 그러나 이러한 방법은 유한요소 모델의 메시가 세밀하지 못할 경우에 불가피하게 적용하는 방법으로 메시를 충분히 세밀하게 할 경우 응력집중계수는 고려하지 않아도 될 것으로 예상된다. 본 연구에서는 대표적인 구조적 불연속부인 원자로 직접주입(DVI, direct vessel injection) 노즐을 대상으로 3차원 상세 피로 해석을 통해 응력집중계수가 피로 보수성에 미치는 영향을 평가하고자 하였다.

2. 피로해석 절차

2.1. ASME Code에 의한 피로해석 절차

안전 1등급 기기의 경우 기본적으로 ASME Code Sec. III NB-3600에 따라 피로해석이 이루어지지만, NB-3600의 피로해석이 상대적으로 보수적이므로 이 규정을 만족하지 못할 경우, Fig. 1에 나타난 것과 같은 ASME Code Sec. III NB-3200의 절차를 적용할 수 있도록 하고 있다.

피로평가를 위해서는 우선 NB-3216의 절차에 따라 원자력발전소의 정상운전 각 조건에서 시간에 대한 주응력 S 와 교변응력강도(alternating stress intensity) S_{alt} 를 계산한다. 이때 국부구조 불연속 부

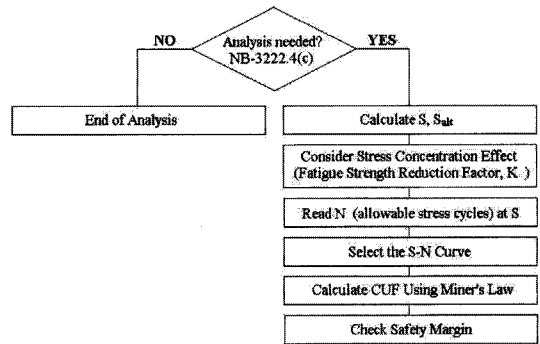


Fig. 1. Fatigue evaluation procedure according to the ASME Code NB-3200.

위에서는 응력의 집중효과가 아주 크기 때문에 이론적, 실험적, 광탄성(photoelastic)에 의한 연구 또는 수치적 응력 해석(numerical stress analysis) 기법으로 결정되는 응력집중계수나 다음과 같이 실험적으로 정한 피로강도감소계수(fatigue strength reduction factors; FSRFs) K_e 를 사용한다.

$$\begin{aligned}
 K_e &= 1.0, \text{ for } S_n \leq 3S_m \\
 &= 1.0 + [(1-n) / n(m-1)](S_n / 3S_m - 1), \text{ for } 3S_m < S_n < 3mS_m \\
 &= 1/n, \text{ for } S_n \geq 3mS_m
 \end{aligned} \tag{1}$$

여기에서 S_m 은 설계응력강도를 나타내며 S_n 은 1차응력강도와 2차응력강도의 합, 그리고 m, n 은 재료상수이다.

다음으로 ASME Sec. III App. I Figure I-9.0에 수록되어 있는 설계피로곡선으로부터 각각의 S_{alt} 에 해당하는 허용반복횟수 N 를 구한다. 이때 상온, 평균응력 '0'인 상태의 탄성계수를 해석조건에 맞게 보정해준 반복피로응력강도 S_{alt} 에 대응하는 허용반복 횟수 N 를 설계피로곡선에서 읽어 낸다.

기기의 수명기간 동안 1개부터 n 개까지 과도조건(transient)을 각각 $n_1, n_2, n_3, \dots, n_n$ 으로 표시한 후, 각 응력 사이클의 형태에 대해 교변응력강도 S_{alt} 를 $S_{alt,1}, S_{alt,2}, S_{alt,3}, \dots, S_{alt,n}$ 이라 표시한다.

다음으로 각 $S_{alt,1}, S_{alt,2}, S_{alt,3}, \dots, S_{alt,n}$ 만큼에 해당하는 S_e 값을 설계피로 곡선의 종축에서 읽고, 그때의 최대 허용반복횟수 $N_1, N_2, N_3, \dots, N_n$ 과 각 응력 사이클별 $\frac{n_1}{N_1}, \frac{n_2}{N_2}, \frac{n_3}{N_3}, \dots, \frac{n_n}{N_n}$ 를 구하고, 이 비율에 따른 피로사용계수(usage factor) $U_1, U_2, U_3, \dots, U_n$ 를 식 (2)와 같이 합산하여 구한다.

$$U = \sum_{i=1}^k U_i \tag{2}$$

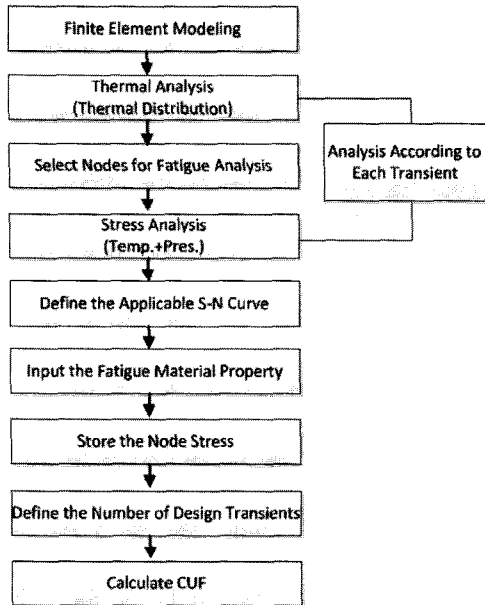


Fig. 2. Fatigue analysis in ANSYS Code.

2.2. 최적 피로해석 절차

본 연구에서 수행한 3차원 유한요소법을 이용한 상세피로해석 방법의 개략적 절차는 Fig. 2와 같다. 먼저, ANSYS 를 이용해서 전체 과도조건에 대한 열해석을 수행하고 이 결과를 참고하여 온도구배가 클 것으로 예상되는 피로해석 부위를 선정한다.

선정된 피로해석 부위에서 내·외측의 온도구배가 가장 적은 시간과 가장 큰 시간을 선정하고, 열해석으로부터 구한 이 시간의 온도분포와 작용 압력을 적용하여 각 과도상태별 응력강도를 구한다. 운전 중 발생할 수 있는 전체 과도상태에 대한 응력강도가 구해지면 ANSYS 의 후처리 모듈에서 전체 과도상태의 교번응력강도와 수명기간 동안 발생횟수를 Rain-flow method 를 이용하여 계산한다.

그러나 ANSYS의 피로해석 모듈은 ASME Code 에 명시된 S-N 선도의 탄성계수와 실제 재료의 온도에 따른 탄성계수와와의 비를 나타내는 탄성계수비(elastic modulus ratio)와 교번응력 S_m 가 설계응력 강도 S_m 의 3배를 초과할 때 즉, $S_m \geq 3S_m$ 일 때 고려해야 하는 피로강도감소계수 K_f 를 제대로 반영할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 Fortran 프로그래밍 언어를 이용한 별도의 프로그램으로 탄성계수비와 피로강도감소계수를 반영한 CUF를 구할 수 있도록 하였다.

이외에도 현행 기술기준 범위 내에서 해석과정의 보수성 요소들을 완화할 수 있는 상세피로해석 방

안을 도출하였다. 즉, 하중조건들을 포괄하는 과정을 최적화하거나 스테인리스강의 경우 ASME Code 피로곡선의 선택 시 10^6 주기 이상의 고사이클 영역에서 용접부 유무 및 응력수준을 고려한 선택을 함으로써 보수성을 최적화 하였다. 그리고 상당히 높은 유한요소 밀도를 가진 유한요소해석에 의해 응력을 구하고도 구조적 불연속부위에 응력집중계수를 곱해줌으로써 응력집중의 효과가 이중으로 고려되는 것을 방지하기 위해 최적의 유한요소 밀도를 갖도록 하였다.

3. 원자로 직접주입노즐의 피로해석

본 연구에서 제시한 최적 피로해석 절차의 검증을 위해 신형경수로 1400의 DVI 노즐에 대한 피로해석을 수행하였다.

DVI 노즐은 원자로 냉각재 상실 사고 시 발전소를 안전하게 정지 시키는 역할을 하는 기존 안전주입계통(safety injection system)의 안전주입노즐(safety injection nozzle)을 대신하여 신형경수로 1400에 채택된 원자로 용기 직접 주입 방식의 노즐이다. DVI 노즐은 원자로 저온관의 중심부로부터 82.75 in. 위쪽에 각각 4개가 설치되어 있으며, 내경은 8.5 in. 이다. 개략적인 형상은 Fig. 3에 나타내었다.

3.1. 열해석

DVI 노즐의 CUF를 구하기 위해서 먼저 설계 사양(design specification)에 명시된 과도상태에 따라 노즐에 미치는 온도분포해석을 수행하였다. ANSYS

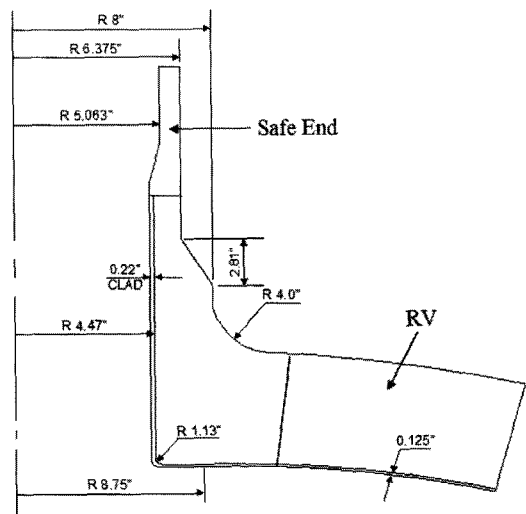


Fig. 3. Configuration of DVI nozzle.

를 이용한 온도분포해석을 위해서는 우선 설계도면을 이용해서 DVI 노즐 및 원자로의 노즐 인접 부분에 대한 기하학적 형상을 생성하여야 한다.

노즐의 온도분포해석 및 응력해석 모델링은 노즐이 부착된 안전단(safe end) 및 배관을 포함해야 하는데, 노즐의 해석결과에 영향을 주지 않는 충분한 길이를 확보하여야 한다. 열해석 및 응력해석을 위해 노즐 부분에 작용하중으로부터 영향을 받지 않는 안전단과 원자로 셸(shell)의 모델링 길이는 다음 식과 같이 계산되는 최소 길이 L_{MIN} 을 갖는다.

$$L_{MIN} = \frac{3.0}{\beta} \quad (3)$$

여기에서 $\beta = \sqrt[4]{\frac{3(1-\nu^2)}{R^2 t^2}}$ 이고, ν 는 푸아송비(Poisson's ratio), R 은 셸 또는 노즐의 반경이고, t 는 두께이다. 위의 계산에 의해 DVI 노즐의 안전단은 7.0 in., 원자로 셸은 80.0 in.까지 모델링 범위에 포함시켰으며, 유한요소 생성을 위해 Fig. 4와 같이 3차원 형상 모델을 생성하였다.

Fig. 4와 같은 형상모델로부터 ANSYS의 mesh 기능을 이용하여 열해석을 위한 유한요소 모델을 생성하였다. 열해석에 사용된 요소의 종류는 ANSYS 10.0의 SURF152와 SOLID70 요소이다. 내부 유체에 의한 표면의 열전달 효과를 고려하기 위해 SURF152 요소가 사용되었고, SOLID70은 열해석을 위한 3차원 brick 요소로 DVI 노즐 자체를 모델링하는데 사용되었다. 열해석을 위한 모델링에 사용된 전체 절점 수는 30,800개이고 유한요소의 수는 29,380개이다.

노즐과 셸의 바깥 면은 완전 단열로 가정하였으며 대칭성을 고려하여 1/4만 모델링하고 대칭면에

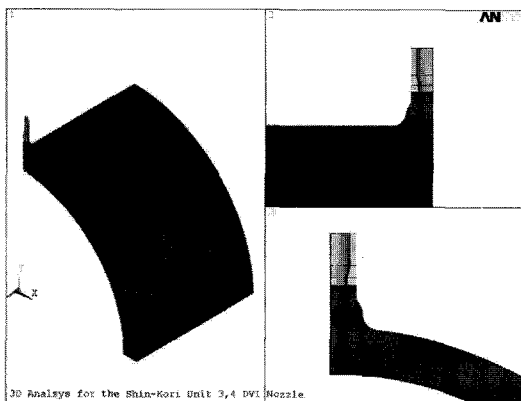


Fig. 4. Finite element model for thermal analysis of DVI nozzle.

수직 방향으로 열의 이동이 일어나지 않는다고 가정하여 완전 단열 경계조건을 설정하였다. 또한 온도에 따라 변하는 재료의 열전달 물성치와 clad와 thermal linear 사이에 채워진 물의 열전달계수를 고려하여 모델링 하였다.

열해석에서 고려된 과도상태는 normal event와 upset event이며, 각 과도 상태의 상세 온도이력은 설계사양서를 바탕으로 결정했다. 내부유체의 온도에 의한 열전달은 대류조건으로 가정하였으며, 열전달 해석에 필요한 대류계수(convection coefficient)는 노즐 과 원자로 셸 안쪽의 강제대류와 자연대류 시 각각 다음과 같이 구해진다⁹⁾.

$$\begin{aligned} h_c &= 0.023(k/L) P_r^{1/3} R_e^{0.8} \\ h_c &= 0.13(k/L) (G_r \cdot P_r^{1/3}) \end{aligned} \quad (4)$$

여기에서, G_r 은 Grashof number, P_r 은 Prandtl number, R_e 는 Reynolds number, k 는 열전도 계수이고, L 은 노즐의 내경각이다.

과도상태의 온도분포는 시간의 함수로 결정되기 때문에 온도분포 해석은 과도 상태의 시간 변화에 따라 구해야 한다. Fig. 5에 운전시 과도상태 중에서 피로해석 결과에 큰 영향을 주는 주요 과도상태의 하나인 수동 모드에서 heatup 운전 시작 후 4.87시간이 경과했을 때의 온도분포 해석 결과를 나타내었다.

3.2. 응력강도 해석

ASME Code에 따르면 열해석과 달리 응력강도 해석에서는 Clad의 두께가 셸 두께의 1/10 이하인 경우 응력강도에는 큰 영향을 주지 않기 때문에 Clad는 해석 대상에서 제외한다¹⁾. Fig. 6은 열해석 모델

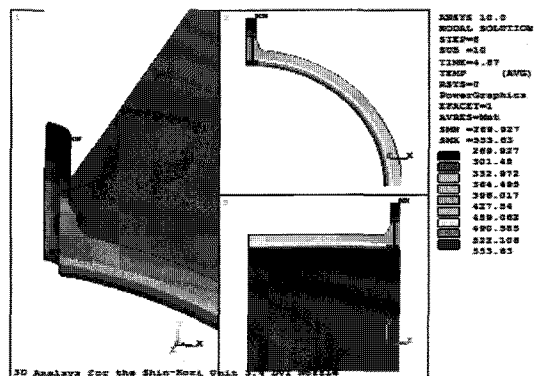


Fig. 5. Thermal distribution of plant heatup at 4.87hr.

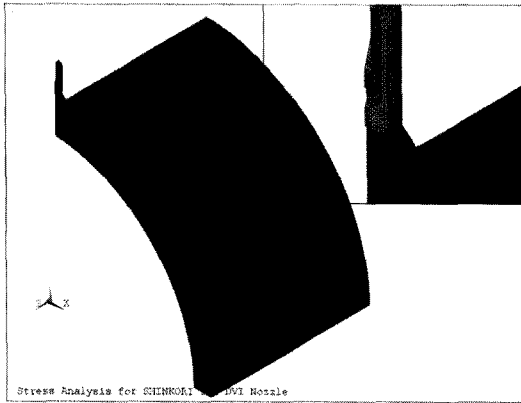


Fig. 6. Finite elements for stress intensity calculation of DVI nozzle.

에서 Clad를 제거한 DVI 노즐의 유한요소 모델이다. 22,958개의 절점과 19,818개의 SOLID45 요소로 모델링되었으며, 모델링 범위에 포함된 안전단의 유효길이는 열해석과 동일하며, 응력해석은 압력뿐만 아니라 온도에 의한 열응력을 고려해야 하므로 온도변화에 따라 재료 물성치도 변화시켜줘야 한다.

응력강도해석에서 작용하중은 시간이력(time history)에 따른 열해석 결과를 분석하여 선정된 단면의 안쪽면과 바깥면의 온도구배가 가장 클 때 안쪽 혹은 바깥면에서 응력강도가 가장 크기 때문에 그 시점에서 기기에 작용하는 온도분포에 의한 열하중과 최대압력 및 최소압력을 하중으로 적용하여 교변응력강도를 계산하였다.

열응력 해석을 위해 1/4 해석 모델의 대칭면에는 각각 X 방향과 Z 방향의 변위를 제한하는 대칭경계 조건을 적용하였다. 열응력 해석은 열해석 결과로부터 열해석 시작과 마지막 시점 그리고 최대, 최소 온도 기울기를 갖는 시점에 대하여 정적해석(static analysis)을 수행하였으며, 설계 시방서에 나타난 과도상태의 최대, 최소 압력을 적용하였다. 이때 적용 압력에 기인하는 Blow-off Load 를 노즐의 안전단 끝과 원자로 셀에 고려해 주었다. 안전단 끝에 작용하는 Blow-off Load는 다음과 같이 계산된다.

$$\text{Blow-off Load} = - \frac{(\pi r_i^2 P)}{\pi(r_0^2 - r_i^2)} \quad (5)$$

여기서, r_0 는 노즐 또는 원통형 용기의 외부 반지름, r_i 는 노즐 또는 원통형 용기의 내부 반지름, P 는 적용 압력이다. 노즐하중은 6개의 자유도를 가

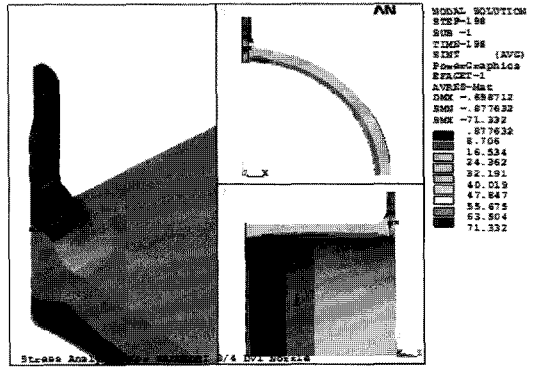


Fig. 7. Stress intensity for NSSS operation with the control system in the manual mode.

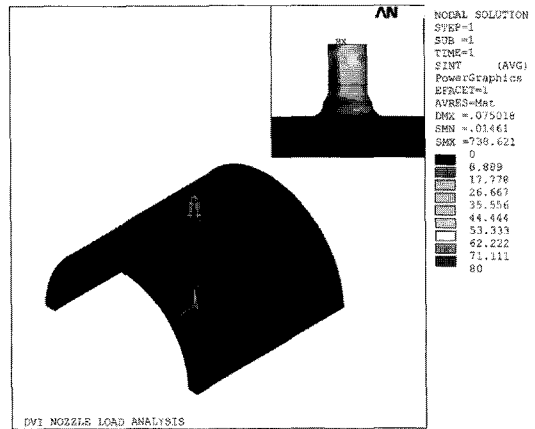


Fig. 8. Result of stress analysis by a nozzle load.

지기 때문에 1/4 모델에는 적용할 수 없다. 따라서 1/4 모델로부터 MPC184 요소의 rigid beam 요소 옵션을 이용해서 노즐 중앙에서 작용하도록 모델링하였다.

Fig. 7은 선택된 열해석 시점에서 최대, 최소 압력을 적용했을 때, heatup 조건에서의 응력분포를 대표적으로 보여주고 있다. Fig. 8은 노즐하중에 대한 응력해석 결과를 보여주고 있다. 노즐하중에 의한 응력해석에서 MPC184 요소와 노즐의 연결부에서는 매우 큰 국부응력이 발생하지만, 이것은 경계 조건에 의한 영향으로 평가단면에는 영향을 미치지 않으므로 무시하고 노즐 부위에서 응력 분포가 표시되도록 하였다.

3.3. 피로해석

피로해석을 위해서는 먼저 적절한 피로해석 부위를 선정하여야 한다. 열해석 결과를 토대로 하여 단면에서의 온도구배가 크거나, 응력집중이 심할 것

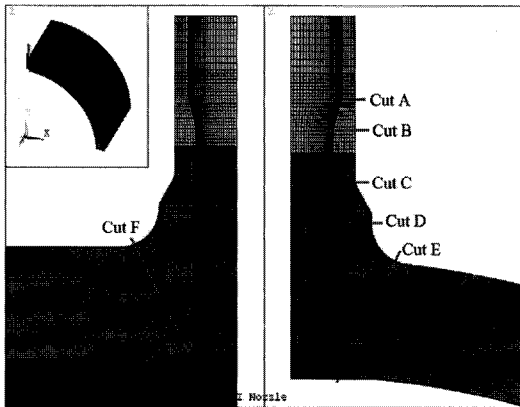


Fig. 9. Cut location of DVI nozzle for fatigue evaluation.

Table 1. Stress concentration factors on each cut location

Location	Inside	Outside
Cut-A	1.27	1.0
Cut-B	1.3	1.0
Cut-C	1.0	1.61
Cut-D	1.0	1.5
Cut-E	1.0	1.5
Cut-F	1.0	1.5

Table 2. Finite elements of 7 meshes

Mesh No.	No. of Elements
Mesh 1	1100
Mesh 2	3200
Mesh 3	4860
Mesh 4	6960
Mesh 5	9548
Mesh 6	11968
Mesh 7	13464

으로 예상되는 불연속 부위들이 피로해석 평가 단면으로 선정되었다. 본 연구에서 고려된 DVI 노즐의 피로평가 위치를 Fig. 9에 나타내었다.

본 DVI 노즐의 과도조건 해석에서 CUF가 가장 큰 부위는 Cut A이었다. 따라서 응력집중계수의 영향을 파악하기 위하여 Table 2와 같이 Cut A를 포함한 전체 모델의 유한요소 밀도를 조절하여 각각 모델링하였다. 각각의 모델에서 그림에 보인 부분의 유한요소 개수는 Table 1과 같고, 각각의 유한요소 모델에 대해 하중조건을 추가하여 피로해석을 수행하였다.

Fig. 10은 CUF를 구한 결과이다. 유한요소 수가 증가할수록 누적피로계수가 0.4에 수렴함을 알 수 있다. 이것은 Cut A의 피크응력 성분이 유한요소

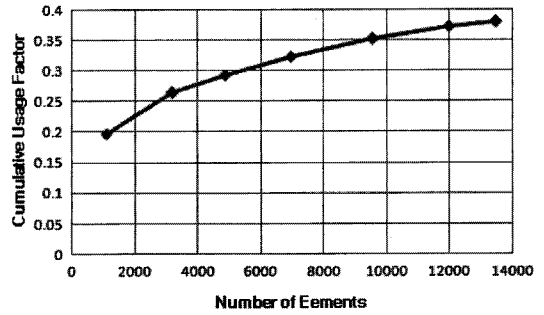


Fig. 10. Cumulative usage factors at Cut A.

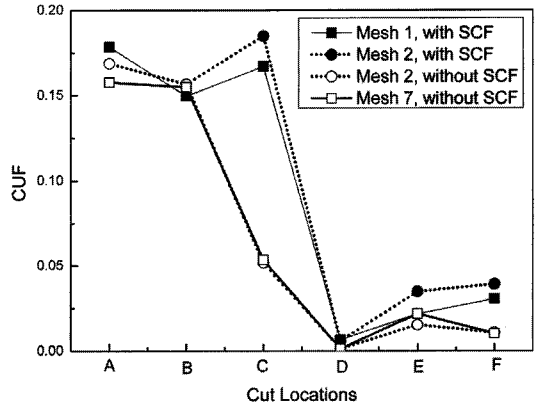


Fig. 11. Cumulative usage factors at Cut A.

밀도가 증가하면서 수렴해 가기 때문인 것으로 판단된다. 따라서 유한요소 밀도를 증가시킬 경우 응력집중효과가 충분히 고려되었기 때문에 이론적인 응력집중계수를 다시 고려해 주게 되면 지나치게 보수적인 결과를 얻게 된다.

Fig. 11은 유한요소 밀도가 가장 낮은 Mesh 1과 Mesh 2, 그리고 유한요소 밀도가 가장 높은 Mesh 7의 경우에 대해, 각 해당 cut location 에 응력집중계수를 적용한 경우와 응력집중계수를 적용하지 않았을 경우의 CUF 계산 결과를 비교한 것이다. CUF가 가장 큰 Cut A와 Cut C의 경우 응력집중계수를 고려했을 때 CUF는 유한요소 밀도를 세밀하게 모델링하여 응력집중계수를 고려하지 않은 경우 보다 보수적인 결과를 가져오는 것을 알 수 있다. 특히, Cut C의 경우 노즐부 형상이 구조적으로 불연속이므로 미리 계산된 응력집중계수를 적용하는 것은 과도하게 보수적인 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있다.

4. 결론

3차원 유한요소 모델을 이용하여 DVI Nozzle

에 대한 피로해석을 수행하였다. ANSYS를 이용하여 열전달 해석 결과로부터 최대 응력강도 변동폭을 계산하기 위해 열응력이 최대, 최소가 되는 열응력해석 시점을 결정하였다. 응력강도 해석 결과는 ANSYS의 피로해석 모듈을 이용하여 각 과도 상태에 대한 응력강도 변동폭과 CUF를 계산하는데 사용되었다. 보다 정확한 CUF를 계산하기 위해 탄성계수비를 보정하여 최종 CUF를 계산하였다.

또한, 응력집중계수의 보수성을 평가하기 위해 유한요소 밀도를 조절하여 각각의 유한요소모델에 대한 CUF를 구하였다. 해석결과 유한요소 밀도가 증가할수록 응력집중 부위에서의 피크응력 성분이 수렴함에 따라 응력집중계수의 고려 없이 누적 피로계수를 구할 수 있었다. 따라서 높은 밀도의 유한요소를 갖는 피로 해석의 경우 충분히 보수적인 결과를 얻을 수 있으며, 추가로 응력집중계수를 고려할 경우 오히려 과도하게 보수적인 결과를 얻게 됨을 확인하였다.

참고문헌

- 1) ASME B&PV Code Section III, "Rules for Construction of Nuclear Power Plant Component", 1998 Edition, 1998.
- 2) A. C. Thadani, "Closeout of Generic Safety Issue 190 : Fatigue Evaluation of Metal Components for 60 Year Plant Life", USNRC Memorandum, 1999.
- 3) S. Majumdar, O.K. Chopra and W.J. Shack, "Interim Fatigue Design Curves for Carbon, Low-alloy, and Austenitic Stainless Steel in LWR Environments", NUREG/CR-5999, 1993.
- 4) A.G. Ware, D.K. Morton and M.E. Nitzel, "Application of NUREG/CR-5999 Interim Fatigue Curves to Selected Nuclear Power Plant Components", NUREG/CR-6260, 1995.
- 5) J. Keisler, O.K. Chopra and W.J. Shack, "Fatigue Strain-Life Behavior of Carbon and Low-Alloy Steels, Austenitic Stainless Steels, and Alloy 600 in LWR Environments", NUREG/CR-6335, 1995.
- 6) U.S. NRC, Regulatory Guide 1.207, "Guidelines for Evaluating Fatigue Analyses Incorporating the Life Reduction of Metal Components due to the Effects of the Light-Water Reactor Environment for New Reactors", March 2007.
- 7) U.S. NRC, NUREG/CR-6909, ANL-06/08, "Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials", Final Report, February 2007.
- 8) R.E. Peterson, "Stress Concentration Design Factors", John Willey and Sons Inc., 1974.
- 9) J.P. Holman, "Heat Transfer", 6th Edition, McGraw-Hill Inc., 1986.