

국부 취화부와 용접 잔류응력 효과를 고려한 원자로 출구노즐 용접부의 피로강도 평가

이 세 환*

*한국원자력연구소

Fatigue Assessment of Reactor Vessel Outlet Nozzle Weld Considering the LBZ and Welding Residual Stress Effects

Se-Hwan Lee*

*Korea Atomic Energy Research Institute, P.O Box 105, Yuseong Daejeon, 305-600, Korea

Abstract

The fatigue strength of the welds is affected by such factors as the weld geometry, microstructures, tensile properties and residual stresses caused by fabrication. It is very important to evaluate the structural integrity of the welds in nuclear power plant because the weldment undergoes the most of damage and failure mechanisms. In this study, the fatigue assessments for a reactor vessel outlet nozzle with the weldment to the piping system are performed considering the welding residual stresses as well as the effect of local brittle zone in the vicinity of the weld fusion line. The analytical approaches employed are the microstructure and mechanical properties prediction by semi-analytical method, the thermal and stress analysis including the welding residual stress analysis by finite element method, the fatigue life assessment by following the ASME Code rules. The calculated results of cumulative usage factors(CUF) are compared for cases of the elastic and elasto-plastic analysis, and with or without residual stress and local brittle zone effects, respectively. Finally, the fatigue life of reactor vessel outlet nozzle weld is slightly affected by the local brittle zone and welding residual stresses.

*Corresponding author : sehlee@kaeri.re.kr

(Received September 16, 2005)

Key Words : Fatigue assessment, Reactor vessel outlet nozzle, Welding residual stress, Local brittle zone

1. 서 론

원전 설비를 포함한 기존 산업 구조물들은 다수의 용접부를 포함하고 있다. 이러한 용접부는 구조물의 구조 건전성, 특히 피로강도 측면에서 취약한 부위로 널리 알려져 있다. 이러한 원인은 용접부의 고유 특성으로 용접 공정의 특성상 발생하는 용접결함과 용접 잔류응력의 영향으로 균열의 생성 및 성장 가능성이 높기 때문이다. 또한 주로 저합금강의 다층 용접(multi-pass welding)시 재료의 미세구조의 변화로 생성되는 국부

취화부(local brittle zone: LBZ)가 존재하게 된다¹⁾. 이러한 취성영역의 위치는 용착 금속이 용융되어지는 경계(Fusion line)로부터 최대 5mm 정도로 아주 작으며 용접 열영향부 (Heat Affected Zone)내에 존재하게 되며 재료의 인장강도와 파괴 인성치 등이 비정상적으로 낮아지는 성질을 갖는다²⁾.

이러한 재료의 국부적인 인장강도 저하 효과는 구조물의 재료측면의 불연속성에 의한 노치효과(notch effect)로 표현되며 구조물에 응력 집중을 발생시킬 수 있다. 특히 저주기피로(low cycle fatigue) 범위에서는 LBZ를 제외한 용접부가 적은 소성변형을 가져오더

라도 LBZ에서는 국부적인 큰 반복 소성을 일으킬 수 있다³⁾. 그러나 기존 설계과정에는 피로 측면에서 LBZ와 잔류응력을 고려하지 않고 있다.

그러므로 본 연구에서는 원전 용접부의 용접 잔류응력 효과와 용접부의 국부 취화 효과를 고려하여 피로강도 평가를 수행하였다. 연구 대상 원전 용접부는 원자로 압력용기 출구 노즐 배관 용접부로 선정하였으며 용접 잔류응력의 계산은 비정상 열/탄소성 유한요소해석을 통하여 수행하였다. 국부 취화부의 인장 물성치 저하는 기존 연구 결과를²⁾ 사용하여 예측하고 피로강도 평가에 적용하였다. 용접 잔류응력을 고려한 피로강도의 평가는 기본적으로 ASME B&PV Code, Section III의 평가 절차를 따르며, 용접 잔류응력의 영향은 수정식을 사용하여 고려하여 평가하였다.

2. 용접 잔류응력 해석

2.1 해석 모델 및 해석 절차

본 연구에서는 해석 대상으로 한국 표준형 원전(KSNP)에 사용된 원자로 압력용기 출구 노즐의 배관 용접부를 선정하였다. Fig. 1에 원자로 압력용기 출구 노즐부위와 배관부위를 그 치수와 함께 표시하였다. 노즐 및 배관에 사용된 재질은 각각 SA508 Gr.3, Cl.1

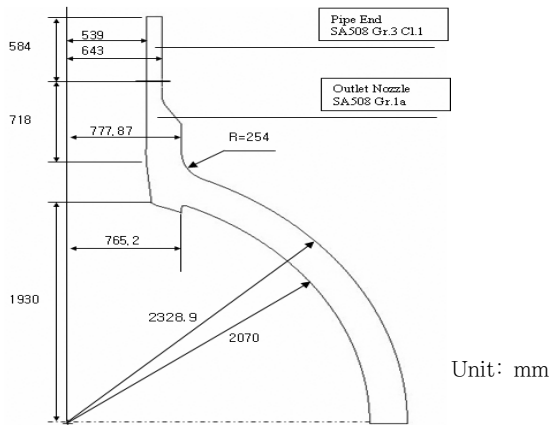


Fig. 1 Shape and size of the reactor vessel outlet nozzle for KSNP

Table 1 Chemical composition of materials (Unit: Weight %)

Comp. Mat'l	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	V
SA508 Gr.3, Cl.1	0.25 max	1.2 -1.5	0.025 max	0.025 max	0.15 -0.4	0.4 -1.0	0.25 max	0.45 -0.6	0.05 max
SA508 Gr.1a	0.3 max	0.7 -1.35	0.025 max	0.025 max	0.15 -0.4	0.4 max	0.25 max	0.1 max	0.05 max
E7016	0.08	1.2	0.02	0.015	0.4-0.75	0.1-0.3	0.1	-	-

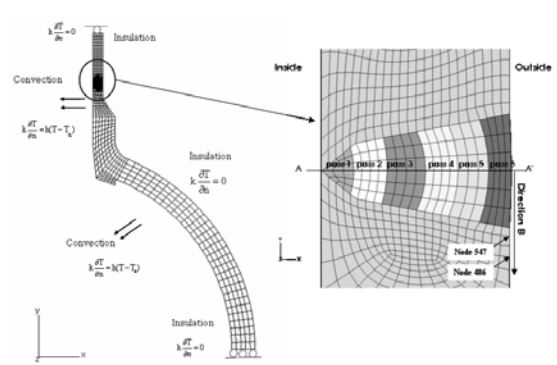


Fig. 2 FE mesh generation and boundary conditions with weldment details

및 SA508 Gr.1a이며 Table 1에 용가재(filler metal)와 함께 각 재료의 화학조성을 나타내었다. 전체 해석에 사용된 유한요소의 형상은 Fig.2와 같으며 온도 구배가 심한 용접부 부분은 정확한 해석을 위하여 보다 조밀한 요소 형태로 상세 그림과 같이 구성하였으며, 4절점 요소를 사용하였다. 절점(node) 수는 1164 개, 요소(element) 수는 1065개로 구성하였다. 온도분포 해석 및 응력 해석에 사용된 모델은 같으며, 이차원 축대칭 모델을 사용하였다.

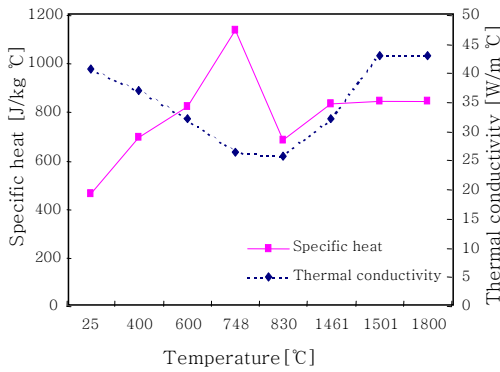
용접 잔류응력 분포를 구하기 위한 해석 절차는 용접 열원에 의한 가열 및 냉각을 포함하는 온도분포 해석을 먼저 수행하고 그 온도 분포 결과를 이용하여 응력을 구하는 열/탄소성 해석을 수행하였다.

2.2 온도분포해석

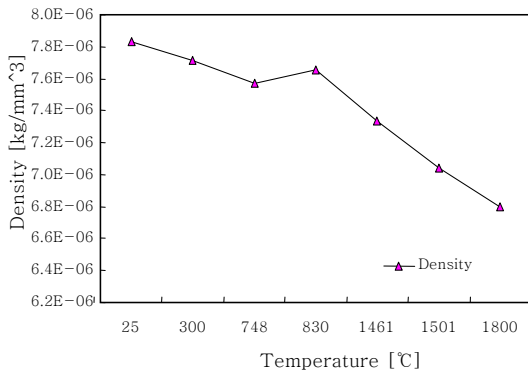
2.2.1 재료 물성치 및 경계조건

노즐 및 배관 그리고 용가재로 사용된 각 재료의 열적 재료물성치는 실제 거의 동일하며 배관 모재인 SA508 Gr.3, Cl.1의 재료물성치로 가정하였다⁴⁻⁵⁾. 온도분포 해석 및 응력 해석에 사용된 재료물성은 온도에 따라 변화하는 값을 사용하여 재료 물성 변화의 비선형성을 고려하였다. 온도 해석에 사용된 물성치는 Fig. 3과 같다.

해석시간 및 계산의 효율성을 위하여 열전도 Lumped pass 모델을 사용하였다⁶⁾. 또한 각 패스의 용입은 요소 추가 및 제거 (element birth and death) 기능을 이용하여 모델링 하였다⁷⁾. Fig. 3에 나타낸 바와 같이 전체 용접부는 6개의 각 용접 패스로 구분하였으며 초기 온도는 25°C로 용접 패스의 용접 가열온도는 용융 온도로 가정하고 입력하였다. 또한 용접 예열 및 층간 온도 조건도 해석에 반영하였으며 그 조건은 Table 2와 같다. 용접부 열적 경계조건은 Fig. 3에 나타낸 것과 같이 배관부 끝단 및 노즐 헤드부 1/4끝단은 단열



(a) Specific heat and conductivity



(b) Density

Fig. 3 Thermal properties for temperature analysis

Table 2 Specifications of welding parameters

Welding Process	Parameters				
	Voltage (V)	Current (A)	Speed (Cm/min)	Pre-heat temp. (C)	Inter-pass Temp. (C)
SMAW	22-28	90~180	6~15	121 min.	250 max.

조건을 적용하였고 용접부 근처와 그 외 나머지 부분은 다음 (1)식과 같이 대류 조건을 적용하였다.

$$k \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_a) \text{ at inner and outer surface}$$

$$k \frac{\partial T}{\partial n} = 0 \text{ at pipe end and } 1/4 \text{ nozzle end (1)}$$

여기서 k는 열전도도, h는 대류열전달 계수, n은 표면에서의 수직방향 벡터이고 외부온도 T_a 는 25°C로 가정하였다.

2.2.2 온도분포 계산결과

Fig. 4는 Fig. 3의 상세 그림에 표시된 여섯 번째 용접 패스 근처의 두 절점에서의 온도분포 이력을 나타

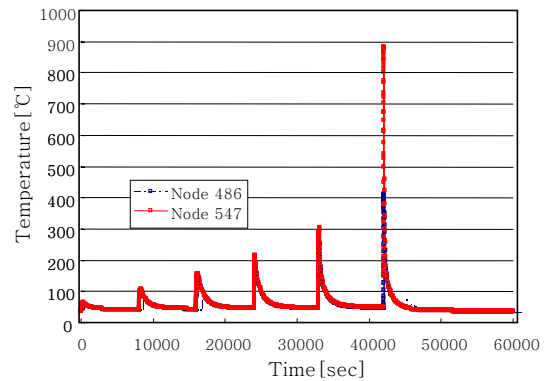


Fig. 4 Temperature vs. time history at nodes

내고 있다. 가로축은 해석 시간을 나타내고 세로축은 온도를 표시 하며, 첫 번째 용접패스의 용입부터 마지막 여섯 번째 용접 패스가 용입되고 냉각될 때까지 전체 용접시간에 대한 온도분포 이력을 나타낸다.

결과는 다층 패스 용접의 결과로 생긴 가열과 냉각을 반복하는 결과를 나타냄을 알 수 있다. 기존 다층 용접 (multi-pass welding)에서 볼 수 있는 전형적인 톱니 형태의 온도분포 경향을 나타내고 있다⁸⁾.

2.3 잔류응력 해석

2.3.1 재료 물성치 및 경계조건

잔류응력 해석은 온도분포 해석 결과를 이용하여 탄/소성 응력해석을 수행하였다. 온도분포 해석과 마찬가지로 용접부, 노즐 및 배관재료에 대한 기계적 재료물성치는 SA508 Gr.3 Cl.1으로 동일한 값으로 가정하였으며 온도변화에 따른 각 물성치는 Fig. 5에 나타내었으며⁴⁻⁵⁾ 포와송 비(Poisson ratio)는 동일하게 0.29로 가정하였다. 재료의 탄소성 거동을 모사하기 위해 사용된 모델은 재료의 항복개시 조건에 von Mises 항복기준을 사용하였고, 소성거동의 유동법칙(flow rule)은 온도에 따른 항복응력과 소성 변형률로 정의되는 linear kinematic hardening 모델을 사용하였다. 경계조건의 적용은 Fig.3에 나타난 바와 같이 배관부 끝단에서 y방향으로 고정하고, 노즐부 하단에서는 단면에 수직한 방향, 즉 y 방향으로 고정함으로써 강체 운동을 구속하였다. 이러한 경계조건은 잔류응력 해석 및 천이 응력해석에 동일하게 적용하였다.

2.3.2 잔류응력 해석결과

용접부 잔류응력 해석은 상용 유한요소 패키지인 ABAQUS를 사용하였다. 2차원의 축대칭 요소를 사용하고 열탄소성 해석 방법을 이용하여 용접 잔류응력 해

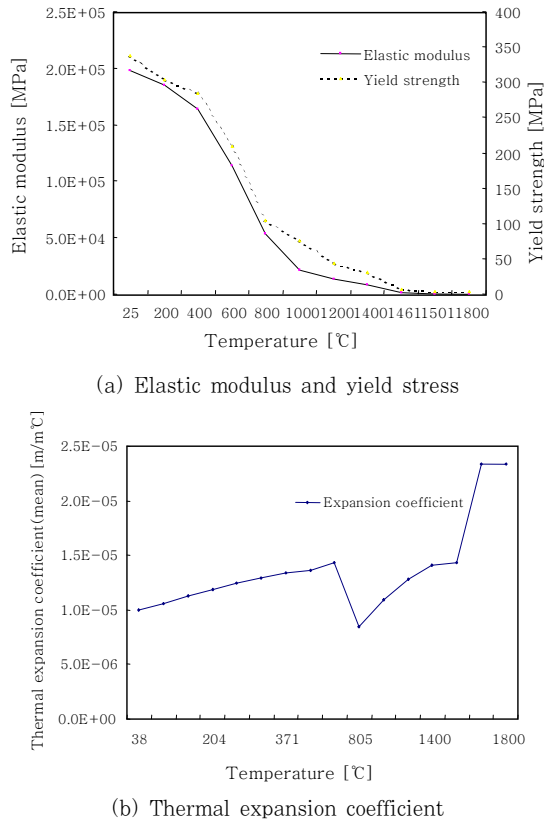


Fig. 5 Mechanical material properties for stress analysis

석을 수행한 결과는 다음과 같다. Fig. 6은 Fig. 3의 상세 그림에 나타난 용접 중심선에서의 잔류응력 분포를 나타내고 있다. 대부분의 응력성분들이 다층용접에 의한 응력구배의 영향으로 구부러진 분포를 보인다. 그러나 전체적인 경향은 용접중심선을 따라 배관부 내면에서는 압축응력이 작용하고 외면에서는 항복응력을 초과하는 큰 인장 잔류응력을 갖는 굽힘 형태의 잔류응력 분포를 나타내었다. 축방향 응력(axial stress: σ_{yy})은 내면에서 압축 잔류응력을 가지다 배관 두께의 절반

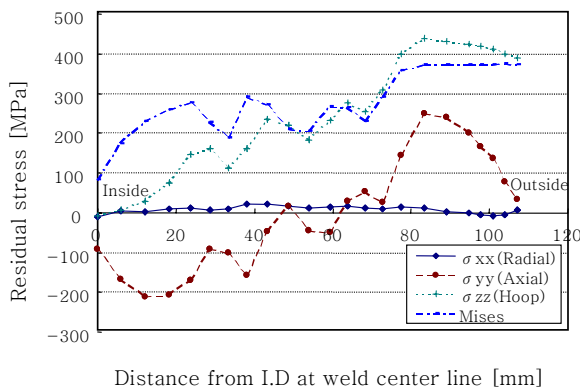


Fig. 6 Residual stress distributions at the weld center line (section A-A' in Fig. 3)

이후부터 인장을 보이다 평형을 이루는 거동을 보였다. 또한 두께방향 응력(radial stress: σ_{xx})은 크기가 상대적으로 작으며 외경부분에서는 원주방향 응력(hoop stress: σ_{zz})이 가장 큰 응력성분으로 나타났다.

배관 외경 부위에서의 잔류응력 분포의 한 예는 Fig. 7에 나타내고 있다. Fig. 3의 상세 그림에 표시한 것처럼 외경부 용접 중심선으로부터 B방향으로 일정거리까지의 잔류응력 분포를 나타내고 있으며, 용접부 중심에서 원주방향 응력(σ_{zz})이 항복강도 이상 존재하며 중심선으로부터 거리가 멀어지면 그 크기가 영(zero)에 가깝게 줄어들었다. 두께방향 응력성분은 용접부 중심선에서와 마찬가지로 상대적으로 그 크기가 작게 분포하였다. 축방향의 응력은 주어진 구간에서 모두 인장을 나타내며 항복강도 이상의 크기를 나타내고 있다.

3. 국부 취화부 예측

3.1 미세조직 예측

원자로 압력용기 노즐 및 배관에 사용된 SA508 Gr.3 Cl.1의 온도에 따른 평형 상태도는 Fig. 8에 나타난 것과 같이 계산되어진다⁹⁾. 용접부와 모재의 경계선(fusion line)으로부터 일정부분 떨어진 크기에 존재하는 열영향부(HAZ)의 결정립의 크기(grain size)를 고려하고 결정립의 성장 결과를 이용한 TTT 선도를 이용하여 SA508 Gr.3, Cl.1 재료에 대한 CCT 선도를 Fig. 9와 같이 예측하였다^{10,11)}.

3.2 기계적 강도 예측

재료의 기계적 강도의 예측은 석출상의 체적률을 이용한 경험식^{12,13)}에 근거하고, Vickers 경도로부터 항복강도(σ_y)와 인장강도(σ_u)를 예측하는 다음 식 (2)를

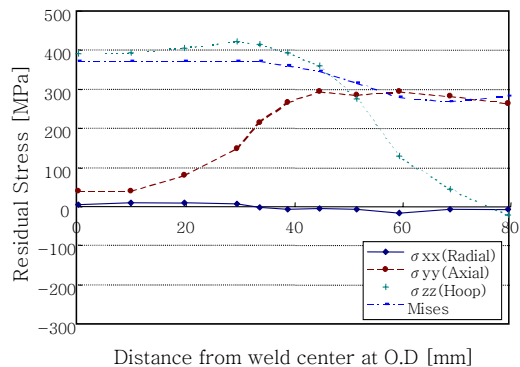


Fig. 7 Residual stress distributions at the outer diameter from weld center line (direction B in Fig. 3)

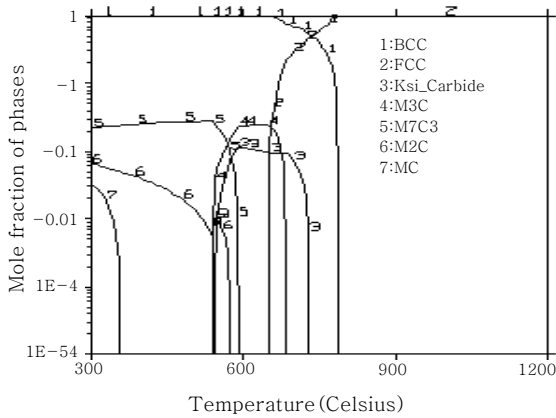


Fig. 8 Equilibrium phase diagram of SA508 Gr.3, Cl.1

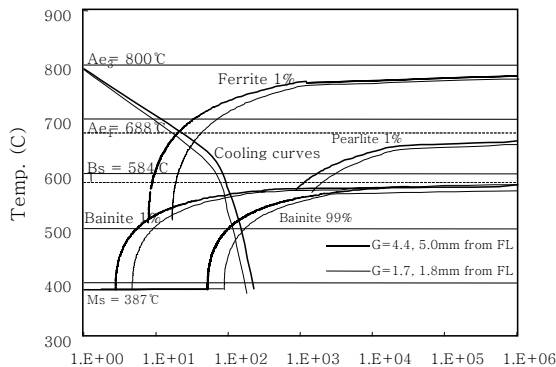


Fig. 9 CCT diagram of SA508 Gr.3, Cl.1

이용하여 압력용기 배관 용접부의 기계적 강도를 예측하였다.

$$\sigma_y = 3.1 H_v (0.1)^n - 80$$

$$\sigma_u = 3.5 H_v (1 - n) \left(\frac{12.4}{1 - n} \right)^n - 92$$

$$n = 0.065 \Delta t_{800/500}^{0.17} \quad (2)$$

여기서, H_v 는 비커스경도(Vickers hardness)를 의미하고 $\Delta t_{800/500}$ 은 800°C와 500°C 사이의 냉각시간을 나타낸다. 인장강도 예측 시 필요한 H_v 후 즉 비커스 경도는 석출상의 분율과 석출상에 대한 경도의 혼합법칙 식을 통하여 계산하였다^{2,14)}.

용접 경계선으로부터 Fig. 10에 나타낸 C-C' 선을 따라 각 경우의 인장강도 결과를 나타내면 Fig. 11과 같으며 참고문헌^{2,15)}의 결과와도 거의 동일한 결과를 나타내었다. 열처리 경우와 처리를 하지 않은 경우의 인장강도 분포 차이를 나타내고 있으며, 약 5mm 부근에서 최소의 인장강도를 나타내고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 결과로부터, 본 해석에서는 용융선으로부터

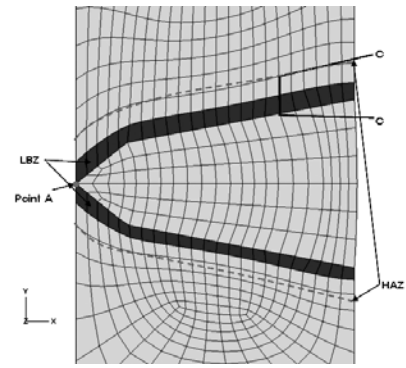


Fig. 10 Defined interesting section, point, HAZ and LBZ

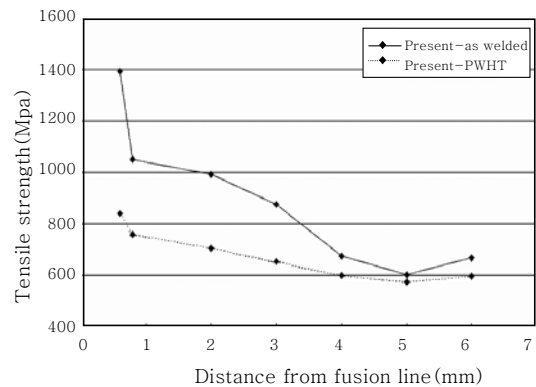


Fig. 11 Tensile strength distributions along the line C-C shown in Fig. 10

약 5mm 부근까지를 LBZ로 정의하고(Fig.10-11참조) 인장강도의 저하를 모재 항복강도의 70%와 50%로 가정하여 강도 저하를 고려하였다.

4. 천이해석 및 피로평가

천이 해석(transient analysis)은 실제 운전 가동 시 운전 조건에 의해 구조물에 발생하는 응력상태를 구하기 위하여 수행한다. 천이 해석 과정은 실제 가동 중 운전의 열수력(thermal-hydraulic) 데이터를 기초로 하여 온도 분포해석을 먼저 수행하고 그에 상응하는 열응력 및 하중조건에 의한 응력 해석으로 구성된다. 열/탄소성 해석모델은 용접 잔류응력 해석의 경우와 동일한 절차와 방법을 사용하였다.

4.1 천이 온도 및 응력 해석

천이 온도 해석은 해당 열수력 데이터를 참조하여 각 천이 조건별 온도, 압력 및 유량 이력을 Fig. 12에 나타낸 것과 같이 보수적으로 단순하게 재구성하여 천이

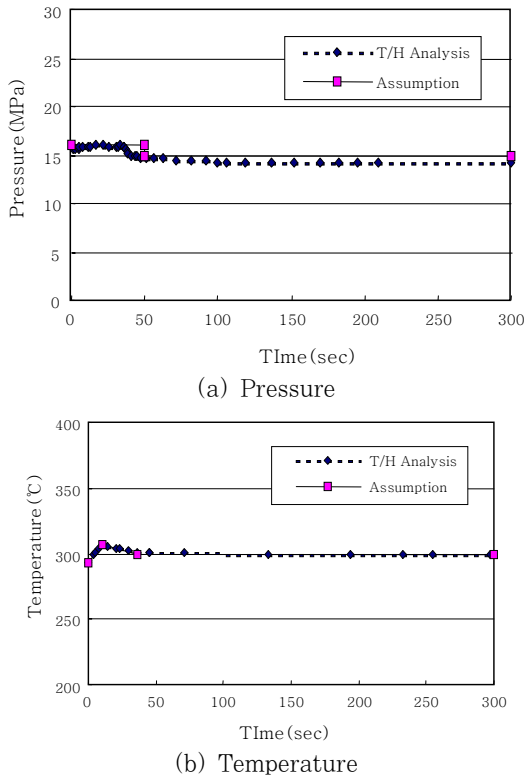


Fig. 12 Thermal and hydraulic data

온도해석을 수행하였다. 천이 온도 해석 시 경계조건은 노즐부 내면에서 유한요소 모델에 포함되지 않은 클래딩(cladding) 부분을 등가 열전달 계수(equivalent heat transfer coefficient)를 이용하여 고려하였고 외경부위에서는 단열 조건으로 열전달 해석을 수행하였다. 천이 응력 해석은 앞에서 얻어진 온도분포 결과를 이용하여 열응력 해석과 동시에, 하중 및 경계 조건을 적용하여 최종 응력 해석을 동시에 수행하였다. 해석에 사용된 천이 조건은 초기 21개에서 그룹화를 거쳐 최종 15개의 천이 상태에 대해 해석을 수행하였다. Table 3에는 최종 그룹화 된 15개의 천이상태의 종류와 40년 설계수명 동안의 발생횟수를 나타내고 있다.

천이 응력 해석은 탄성, 탄소성 그리고 Fig. 10에 정의한 LBZ의 인장강도 저하를 재료의 항복강도 값의 저하로 고려하여 각각 모재 항복강도의 70%와 50%로 가정하고 구분하여 응력 해석을 수행하였다. 응력 해석의 고찰은 국부 취화부를 포함하고 응력 해석결과 주응력의 차이가 가장 큰 부위로 Fig. 10 나타낸 A점으로 결정하였다.

4.2 응력해석 결과

먼저 잔류응력과 국부 취화부의 효과를 고려하지 않

은 탄성 해석과 탄소성 해석에 의한 응력 해석 결과, A 점에서의 주응력 차이는 Fig. 13(a)와 (b)와 같이 나타난다. 상단의 숫자는 Table 3에 나타난 천이 조건의 그룹 숫자를 나타낸다. 그림으로부터 응력해석 결과 탄성 해석의 경우 응력차이가 탄소성 해석의 경우보다 크게 나타남을 알 수 있고 이는 소성에 의한 응력완화가 고려되었기 때문으로 유추할 수 있다.

Table 4에는 아래 (3)식과 같이 응력차로부터 구한 반복응력강도(alternating stress intensity)의 최대값을 각 해석 방법에 대하여 나타내고 있다. 여기서는 피로수명에 영향을 미치는 주요 천이경우 4가지에 대해 나타내고 있다.

$$S_a ij = 0.5 S_r ij \tag{3}$$

여기서, $S_r ij$ 는 응력차(S_{ij})의 절대크기이며 $S_a ij$ 의 최대값을 S_a 라 한다.

결과로부터 탄성 해석에 의한 응력강도가 탄소성 해석에 의한 값보다 전반적으로 크게 나타났다. 또한 국부 취화부를 고려한 해석에서는 강도저하를 모재 항복강도의 50%로 가정한 경우가 70%로 가정한 경우보다 더 크게 나타남을 알 수 있었다. 이와 같은 결과로부터 국부 취화부의 강도저하는 피로 수명에 영향을 미치고 있음을 확인할 수 있다.

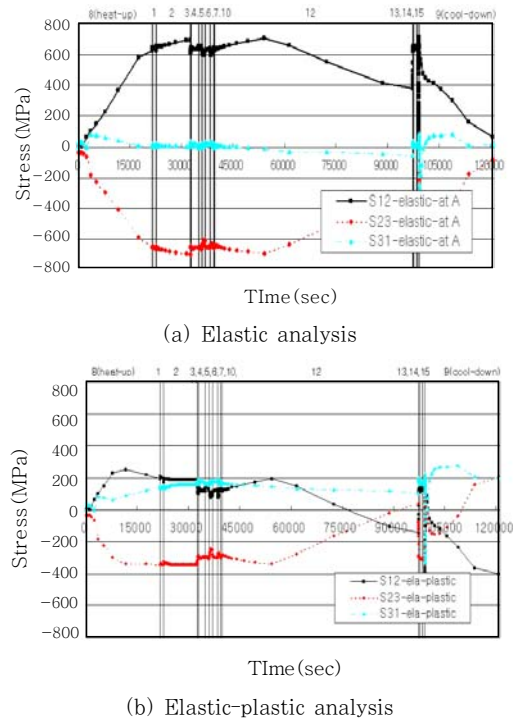


Fig. 13 Stress changes for various transients conditions (at point A shown in Fig. 10)

Table 3 List of combined transients employed in the fatigue analysis

Type	Transients	Group No.	Name	Occurrence (40 yrs)	Remark
Normal	Steady State Operation (Increasing)	1	N1A	1000000	Group No. 1: N1A+N1B
	Steady State Operation (Decreasing)	1	N1B	1000000	
	Daily load follow cycle (100-50%)	2	N2A	15000	Group No. 2: N2A+N2B
	Daily load follow cycle (50-100%)	2	N2B	15000	
	Turbine step load change (+10%)	3	N3A	4000	Group No. 3: N3A+N3B+N3C
	Turbine step load change (-10%)	3	N3B	4000	
	Large turbine load step decrease	3	N3C	180	
	Turbine ramp load change-increase	4	N4A	17000	Group No. 4: N4A+N4B
	Turbine ramp load change-decrease	4	N4B	17040	
	Non-load change events (Planned)	5	N5	9000	Group No. 5
	Non-load change events (Unplanned)	6	N6	200	Group No. 6
	Plant events below power operation	7	N7	4580	Group No. 7
	Plant heat up	8	N8	500	Group No. 8
Plant cool down	9	N9	500	Group No. 9	
Upset	Increase in heat removal by the secondary system	10	U1	70	Group No. 10
	Decrease in heat removal by the secondary system	11	U2	100	Group No. 11
	Decrease in R.C.S. flow rate	12	U3	30	Group No. 12
	Reactivity and power distribution Anomalies	13	U4	40	Group No. 13
	Increase in R.C.S. inventory	14	U5	30	Group No. 14
	Decrease in R.C.S. inventory	15	U6	20	Group No. 15

Table 4 Calculated results of alternating stresses at point A by elastic and elastic-plastic stress analysis

Group No.	S_a (MPa)				
	Transient name	Elastic	Elasto-plastic	LBZ (70% yield)	LBZ (50% yield)
8	N8	542.0503	287.3267	344.7303	350.2090
9	N9	542.7013	513.7958	526.3881	535.2948
12	U3	300.7889	300.8361	305.5888	317.4916
13	U4	283.2776	282.3140	287.8733	289.8867

4.3 누적손상 평가결과

본 해석에 사용한 기본적인 피로강도 평가 방법은 ASME B&PV Code Sec.III NB의 절차에 따라 응력 해석 결과를 이용하여 누적사용계수(Cumulative Usage Factor: CUF) 값을 계산하여 피로수명을 평가하였다. 위에 제시한 코드에서는 각 재료별 설계피로수명곡선 (design fatigue curve)을 제시하고 평가하고자 하는 기기의 설계수명을 그래프로부터 계산한다. 각 천이조건의 S_a 를 위 식(3)으로부터 결정하고 각 S_a 에 대한

해당 설계피로선도를 사용하여 각 천이조건의 최대 허용반복횟수(N)를 결정한다. 각 천이조건의 사용계수 (usage factor)는 기기의 수명기간동안 응력범위별 반복되는 유형의 사이클을 중첩을 고려하여 중첩결과 얻어진 사이클 유형(n)을 허용반복횟수(N)로 나눈 값으로 계산되어진다. 이러한 각 유형의 응력 사이클에 대해 각각의 사용계수를 구하여 합한 값이 누적사용계수 (CUF: U)로 계산되어지며 그 값이 1 이상일 경우 설계를 변경하거나 다른 해석방법 등으로 평가하도록 규정하고 있다¹⁶⁾.

Table 5에는 각 해석 방법에 따른 CUF 계산 결과

Table 5 Compared results of CUF values at point A for various cases

Case No.	Analysis Type	CUF
1	Elastic	0.317123
2	Elasto-plastic	0.156337
3	Elasto-plastic with LBZ (70%-Yield Stress)	0.167798
4	Elasto-plastic with LBZ (50%-Yield Stress)	0.176102
5	Elastic with residual stress (no mean stress)	0.328057
6	Elasto-plastic with LBZ (70%-Yield Stress) and weld residual stress (no mean stress)	0.184336
7	Elasto-plastic with LBZ (50%-Yield Stress) and weld residual stress (no mean stress)	0.194537
8	Elastic with residual stress (mean stress)	0.332952
9	Elasto-plastic with LBZ (70%-Yield Stress) and weld residual stress (mean stress)	0.184662
10	Elasto-plastic with LBZ (50%-Yield Stress) and weld residual stress (mean stress)	0.194836

를 나타내고 있다. 탄성 해석의 경우 CUF값이 탄소성 효과를 고려한 경우보다 2배 가량 증가함을 알 수 있다. 마찬가지로, 탄소성 효과와 동시에 국부 취화부의 강도 저하를 고려한 경우의 응력 분포는 국부 취화부를 고려하지 않은 탄소성 해석 결과보다 약 7% 이상 그 크기가 증가하여 나타남을 알 수 있다. 이러한 결과는 강도저하로 인한 누적손상의 효과가 반영되어 CUF가 증가함을 알 수 있었다. 항복 강도의 변화에 의한 국부 취화부의 CUF 계산 결과는 항복강도가 70%에서 50%로 떨어지게 되면 약 5% 정도 증가하였다.

잔류응력을 고려한 경우, 탄성, 탄소성 및 국부 취화부를 고려한 해석의 경우 10% 내외의 응력강도의 증가를 보였으며 CUF 결과에 반영되어 나타났다(Table 5 참조). 그러나 주응력 차이로 평가하는 기존 응력강도 방법은 평균응력의 효과가 고려되지 않기 때문에 그 효과를 고려하기 위하여 아래와 같은 수정 Goodman 식(4)를 이용하여 평균응력(mean stress)으로 잔류응력 효과를 고려하였다¹⁷⁾.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_{mean}}{\sigma_u} = 1 \tag{4}$$

여기서, $\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$ 이고 $\sigma_{mean} = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$

로 정의되며 σ_u 는 인장강도를 나타낸다.

일반적으로 용접 잔류응력은 후열처리 후에도 존재하는 것이 대부분이지만 본 해석의 경우 전체 천이 사이클을 1회 거친 후 거의 소멸되는 것으로 판명되었다.

따라서, CUF 계산시 처음1회 사이클에서는 잔류응력에 의한 평균응력을 고려하고 나머지 사이클은 잔류응력에 의한 효과를 배제하였다. 그 결과 잔류응력 효과를 고려하지 않은 탄성 해석시의 결과보다 5% 이상 증가함을 알 수 있었다. 각 경우의 CUF 계산 결과는 Table 5에 비교하여 나타내고 있다.

4. 결 론

실제 원전 용접부에 존재하는 국부 취화부의 기계적 강도 저하와 용접에 의한 잔류응력이 피로수명에 미치는 영향을 예측하였다. 국부 취화부의 미세조직과 인장강도를 기존 예측 방법에 의하여 계산하였고 용접에 의한 잔류응력 해석은 열/탄소성 유한요소 해석 방법을 이용하여 수행하였으며, 피로강도 평가는 기존 ASME Code 방법에 추가적으로 탄소성 해석 및 국부 취화부의 인장강도 저하 성질을 고려하였고 잔류응력의 효과를 동시에 고려하여 평가한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 유한요소 해석 결과 잔류응력은 최대값이 항복강도 이상의 크기로 일정 분포를 가지며 존재하였다. 이러한 잔류응력 분포는 수정 Goodman식을 사용하여 평균응력 효과로 피로수명 평가에 고려한 결과 피로수명에 적지만 영향을 미치게 됨을 알 수 있었다.
- 2) 탄소성 해석 결과 누적사용계수(CUF)값은 기존 탄성 해석의 경우보다 약 2배 이상 작게 나타남을 알 수 있었으며, 이는 탄성해석의 보수성이 과다하게 적용되고 있음을 증명한다.
- 3) 탄소성 효과와 동시에 국부 취화부의 강도 저하를

고려한 경우의 응력 분포는 국부 취화부를 고려하지 않은 탄소성 해석 결과보다 약 7% 이상 그 크기가 증가하여 나타남을 알 수 있다. 이러한 결과는 강도저하로 인한 누적손상의 효과가 반영되어 CUF가 증가함을 알 수 있었다.

4) 용접 잔류응력의 효과를 평균응력으로 고려한 경우 과도한 보수성을 가지는 기존 탄성해석의 경우보다 더 큰 CUF 결과를 가짐을 알 수 있었으며 이러한 결과는 피로강도 평가시 잔류응력의 영향이 중요함을 판단할 수 있었다.

참 고 문 헌

1. Kenji Ikeuchi, Jinsun Liao, Hiroki Tananbe and Fukuhisa Matsuda : Effect of Temper-bead Thermal Cycle on Toughness of Weld ICCGHAZ of Low Alloy Steel, *ISIJ International*, **35-10**(1995), 1203-1212
2. J. S., Lee, S. G. and Jin, T. E., : Development and evaluation of predictive model for microstructures and mechanical material properties in heat affected zone of pressure vessel steel weld, *Trans. of KSME, A*, **26-11**(2002), 2399-2408.
3. Jaske, C. E. : Fatigue Strength Reduction and Stress Concentration Factors for Welds in Pressure Vessels and Piping, *WRC Bulletin 432*, (1998)
4. ASME Boiler and Pressure Vessel Codes, Sec. II, Part D, Nuclear Reactor Vessels, American Society of Mechanical Engineers, NY, 1998
5. Hunt, S., Gross, D., and Broussard, J. : Welding Residual Stress Models Material Properties, NRC tech. staff meeting, 2002
6. Dong, P., Zhang J. and Bouchard P. J. : Effects of Repair Weld Length on Residual Stress Distribution, *Transaction of the ASME*, **124-1**(2002), 74-80
7. HKS Inc., : ABAQUS Standard User's Manual, Version 5.8., 1998
8. Murugan S., Gill T. P. S., Kumar P. V., Raj B. and Bose M. S. C. : Numerical Modelling of Temperature Distribution during Multipass Welding of Plates, *Science and Technology of Welding and Joining*, **5-4**(2000), 208-214.
9. Thermo-Calc AB, : Thermo-Calc User's Manual, Version M., 1999
10. Leblond, J.B. and Devauk, J. : A New Kinetic Model for Anisothermal Metallurgical Transformations in Steels Including Effect of Austenite Grain Size, *Acta Metall*, **32-1**(1984), 137-146.
11. Avrami, M. : Kinetics of Phase Change. I: General Theory. *J. Chem. Phys.*, **7**(1939), 1103-1112
12. Maynier, P., Jungmann, B. and Dollet, J. : Hardenability concepts with applications to steels, The Metallurgical Society of AIME, Warrendale, Pennsylvania, 1978, 518-545
13. Svensson, L.E. : Control of Microstructures & Properties in Steel Arc Welds, CRC Press, 1993
14. Li, M.V., David, V., Lemmy, L.M., and David, G.A. : A Computational Model for the prediction of Steel Hardenability, *Met. and Mat. Trans. B*, **29B**(1998), 661-672
15. Kang, S.Y., Kim, S.H., Oh, S.J., Kwon, S.J., Lee, S.H., Kim, J.H., and Hong, J.H. : Correlation of Microstructure and Impact Toughness of Heat Affected Zones of SA 508 Steel, *J. Kor. Inst. Met. & Mater.*, **37-4**(1999), 423-434
16. ASME Boiler and Pressure Vessel Codes, Sec. III, Nuclear Reactor Vessels, American Society of Mechanical Engineers, NY, 1998
17. Dowling, N. E. : Mechanical behavior of materials, 2nd edition, Prentice Hall International, Inc., New Jersey, 1999