

<논 문>

액체금속로 Y-구조물의 비탄성 열응력 해석 및 손상평가에 관한 유한요소해석

곽대영* · 임용택* · 김종범** · 이형연** · 유 봉**

(1996년 4월 25일 접수)

Finite Element Analysis of Inelastic Thermal Stress and Damage Estimation of Y-structure in Liquid Metal Fast Breeder Reactor

D. Y. Kwak, Y. T. Im, J. B. Kim, H. Y. Lee and B. Yoo

Key Words : Creep-Fatigue(크리프-피로), Viscoplastic Constitutive Equation(점소성 구성방정식), Finite Element Method(FEM : 유한요소법), Inelastic Thermal Stress(비탄성 열응력), Liquid Metal Fast Breeder Reactor(LMFBR : 액체금속로)

Abstract

LMFBR(Liquid Metal Fast Breeder Reactor) vessel is operated under the high temperatures of 500~500°C. Thus, transient thermal loads were severe enough to cause inelastic deformation due to creep-fatigue and plasticity. For reduction of such inelastic deformations, Y-piece structure in the form of a thermal sleeve is used in LMFBR vessel under repeated start-up, service and shut-down conditions. Therefore, a systematic method for inelastic analysis is needed for design of the Y-piece structure subjected to such loading conditions. In the present investigation, finite element analyses of heat transfer and inelastic thermal stress were carried out for the Y-piece structure in LMFBR vessel under service conditions. For such analyses, ABAQUS program was employed based on the elasto-plastic and Chaboche viscoplastic constitutive equations. Based on numerical data obtained from the analyses, creep-fatigue damage estimation according to ASME Code Case N-47 was made and compared to each other. Finally, it was found out that the numerical prediction of damage level due to creep based on Chaboche unified viscoplastic constitutive equation was relatively better compared to elasto-plastic constitutive formulation.

1. 서 론

액체금속로(Liquid Metal Fast Breeder Reactor)는 미국, 프랑스, 일본 등과 같은 선진국에서는 이미 연구 개발단계에 있고, 현재 국내에서도 활발한 연구가 진행되고 있는 차세대 원자로로서 액체

금속인 나트륨을 냉각재로 사용하여 고속 증식성을 가질 수 있도록 설계된 원자로이다. 그러나 기존의 가압경수로와는 달리 액체금속로의 경우, 550°C 정도의 고온에서 운전되고, 또한 50 mm 정도의 용기 두께를 갖는 셸구조(shell structure)를 취하고 있어 고온환경 하에서의 안전성 확보가 우선적으로 요구된다. 따라서 이와 관련하여 많은 연구자들이 의하여 열교환기, 파이프, 노즐 및 압력용기 등의 액체금속로 관련 부품들에 대한 비탄성 해석과 수

*회원, 한국과학기술원 기계공학과

**회원, 한국원자력연구소

명예측에 관련된 연구가 수행되어졌다.^(1~5)

특히, 액체금속로의 용기 내에 부착된 Y-구조물은 내부의 높은 온도에 의한 열응력의 영향을 줄이기 위해 설계된 열소매(thermal sleeve)로서 반복적으로 진행되는 기동조건(start up condition) 운전조건(severice conditon) 정지조건(shut down conditon)에 의한 높은 열피로 하중을 받는 부분이다. 또한 이 부분은 냉각재인 나트륨과 직·간접적으로 접해 있어 고온에서의 크리프손상도 크게 나타나기 때문에 고온설계가 우선적으로 요구된다. 이와 관련하여 일본의 전력 중앙연구소에서는 이와 같은 Y-구조물에 대하여 기존의 ABAQUS, MARC와 같은 상용 유한요소해석 프로그램을 이용하여 탄소성 구성방정식을 적용한 비탄성 열응력 해석을 수행한 바 있고, Kasahara 등⁽⁶⁾은 탄성해석을 통하여 Y-구조물에 대한 크리프-피로 손상에 대한 정략적인 계산을 수행한 바 있다. 또한 아직은 초보적인 단계이지만 국내에서도 Kim 등⁽⁷⁾에 의하여 ABAQUS를 이용한 Y-구조물의 비탄성해석이 수행되어졌다.

따라서 본 연구에서는 이러한 Y-구조물에 대하여 실제 운전조건에 근사한 경계조건을 부여하여 열전달 해석을 수행하고, 이로부터 얻은 열전달 해석결과를 이용하여 비탄성 열응력 해석을 수행하고자 하였다. 그러나, 이러한 해석을 정확하게 수행하기 위해서는 고온환경 하에서 재료의 거동을 비교적 정확히 예측할 수 있는 해석 프로그램이 필요한데, 기존의 ABAQUS를 비롯한 상용 유한요소 프로그램들은 크리프와 소성변형을 별도로 계산하는 분리형 모델만을 제공하고 있기 때문에 상용 프로그램만으로는 보다 정확한 비탄성 구조해석을 수행하기에는 한계점을 갖고 있다. 따라서 본 연구에서는 대표적인 통합 점소성 구성방정식 중의 하나인 Chaboche 점소성 구성방정식^(8~11)에 대하여 GMR 시간적분법을 사용하여 수식화하고, 이를 ABAQUS의 user subroutine 프로그램으로 개발하였고, 개발된 프로그램에 대하여 실제로 연구 설계 단계에 있는 액체금속로에 대하여 해석을 수행함으로써 개발된 프로그램에 대한 실제 적용성을 검토하고자 하였다. 또한, 탄소성 구성방정식에 의한 열응력 해석결과와 Chaboche 점소성 구성방정식에 의한 비탄성 열응력 해석결과를 ASME Code Case N-47⁽¹²⁾에서 규정한 비탄성 해석 손상평가법을 적용하여 고온의 열충이 피로하중에 대한 Y-구조물

의 손상을 정량적으로 구하고, 결과를 비교하였다.

2. Chaboche 점소성 구성방정식

Chaboche 점소성 구성방정식은 소성변형과 크리프변형을 동일한 발생기구에 의해서 생겨나는 비탄성변형으로 가정하고, 등적특성을 갖는 내부변수들을 도입하여 재료의 시간에 따른 내부이력을 표현할 수 있도록 함으로써, 고온환경 하에서의 재료의 거동을 보다 정확히 예측할 수 있도록 개발된 모델이다. 특히, 이 모델은 비탄성변형에 대한 항복조건식을 갖는 대표적인 통합 점소성 모델로서 지배방정식은 다음과 같이 나타낸다.

$$\text{전체 변형률속도식: } \dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p + \dot{\epsilon}_{ij}^c \quad (1)$$

$$\text{Hooke's Law: } \dot{\sigma}_{ij} = E_{ijkl} \dot{\epsilon}_{kl} + \dot{T} \frac{\partial E_{ijkl}}{\partial T} \epsilon_{kl} \quad (2)$$

$$\text{열변형률속도식: } \dot{\epsilon}_{ij}^c = \gamma T \delta_{ij} \quad (3)$$

$$\text{유동응력식: } \dot{\epsilon}_{ij}^p = \frac{3}{2} p \frac{\Sigma_{ij}}{J_2(\Sigma_{ij})} \quad (4)$$

$$p = \left(\frac{J_2(\Sigma_{ij}) - x - k}{K} \right)^n \quad (5)$$

$$\Sigma_{ij}' = \sigma_{ij}' - \alpha_{ij}' \quad (6)$$

$$J_2(\Sigma_{ij}) = \frac{1}{2} \Sigma_{ij}' \Sigma_{ij}' \quad (7)$$

$$\text{내부변수의 지배방정식: } \dot{\alpha}_{ij}' = \frac{2}{3} C \dot{\epsilon}_{ij}^p - \gamma \alpha_{ij}' p \quad (8)$$

$$\dot{x} = b(Q - x) p \quad (9)$$

여기에서 σ_{ij}' , x , p 및 α_{ij}' 는 각각 편차응력텐서(deviatoric stress tensor), 등방경화응력(drag stress), 항복조건식 및 편차 이동경화응력텐서(deviatoric back stress tensor)를 각각 나타내는 것으로서, x 는 p 에 의해서 형성되는 항복곡선(yield locus)의 크기를, α_{ij}' 는 항복곡선의 중심이동을 각각 나타내는 양이다. 또한 K , n , C , γ , b , Q , k 등은 온도에 따른 재료상수(material parameter)들로서 인장실험 및 반복인장실험 등을 통하여 구해지는 양이다.

이와 같은 Chaboche 점소성 구성방정식에 대하여 이전의 연구에서 GMR(generalized mid-point rule) 시간적분법과 Newton-Raphson법을 적용하여 수식화하고, 이를 ABAQUS의 UMAT(user material library) 프로그램으로 구현한 바 있다.⁽¹³⁾ 따라서 본 연구에서는 Chaboche 점소성 구성방정식을 적용한 비탄성 열응력 해석의 경우에 개발된

UMAT 프로그램을 ABAQUS에 적용하여 수행하였다.

3. 열전달 해석

액체금속로 Y-구조물의 열응력을 해석하기 위해서는 우선 정확한 열전달 해석이 선행되어야 한다. 일반적으로 열응력은 구조물내에 비선형적인 온도구배를 갖거나 혹은 변형을 구속하는 외부조건에 의해서 발생한다. 변형과 온도분포는 상호의존적 관계를 갖고 있지만 급속한 금속가공과 같이 변형과 온도분포가 밀접히 연계되는 일부 경우를 제외하고는 열전달 해석과 열응력 해석을 분리하여 수행하여도 공학적으로 큰 오차가 없는 것으로 알려져 있다.⁽¹⁴⁾ 따라서 본 해석에서는 열응력을 계산하기 위하여 열전달 해석과 열응력 해석을 분리하여 수행하였다.

Fig. 1에서는 본 해석에서 사용된 Y-구조물의 개략도 및 경계조건을 나타내었다. 특히, Fig. 1에서 나타난 바와 같이 액체금속로의 원자로 용기에는 내부에 고온의 액체금속인, 나트륨과 불활성 기체

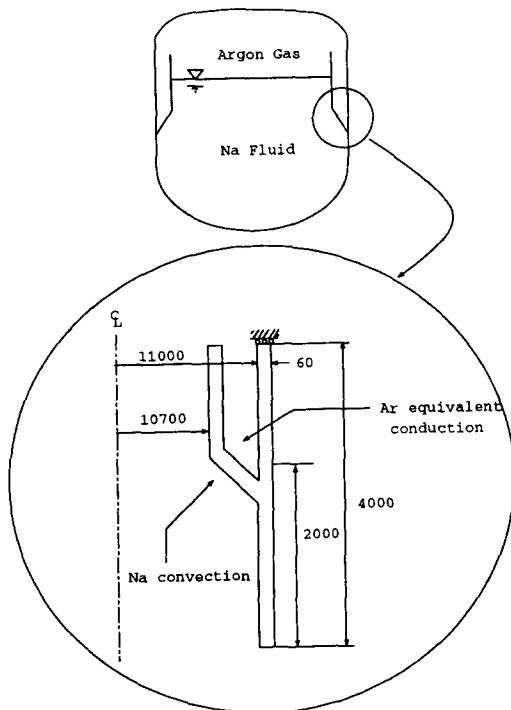


Fig. 1 Schematic diagram of the LMFBR reactor vessel configuration and Y-piece structure

인 아르곤 가스가 존재하고 있고, 고온의 나트륨과 직접적인 접촉을 피할 수 있도록 열소매 구조로 설계되어 있다. 용기내의 나트륨은 Fig. 2와 같이 기동(0~20시간)-운전(20~420시간)-정지(420~440시

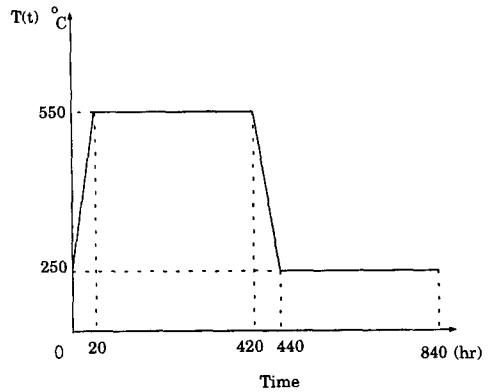


Fig. 2 Temperature variations of Na in the vessel during the start-up, on service, and shut-down periods

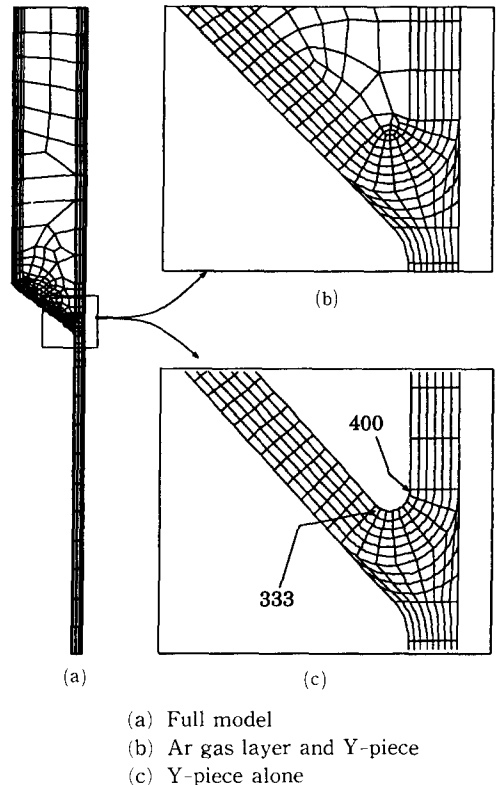


Fig. 3 Schematic diagram of the analysis model used in the present analyses

Table 1 Thermal properties of 316 stainless steel and argon gas used in the present heat transfer analysis

Material	Density (kg/mm ³)	Specific heat (J/kg°C)	Conductivity (J/sec mm ³ °C)
316 stainless steel	8000×10^{-9}	500	21.5×10^{-3}
argon gas	1.78×10^{-9}	522.1	1.3318×10^{-3}

간) 조건에 따라 250°C에서 550°C로 운전됨으로써 용기벽에 열적충격을 가하게 된다. 그러므로 Fig. 1과 같이 Y-구조물의 왼쪽 경계선을 따라 나트륨의 대류 열전달에 의한 열전이 하중이 가해지고, Y-구조물의 접합부에 존재하고 있는 아르곤 가스에 의하여 전도에 의한 열전달과 복사에 의한 열전달이 발생하게 된다. 따라서 본 해석에서는 이러한 경계조건을 고려하여 열전달 해석을 수행하였다.

3.1 열전달 해석조건

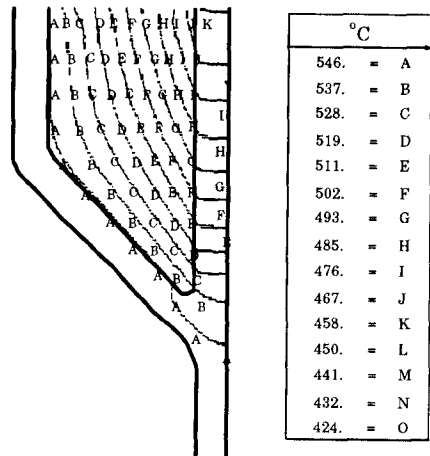
해석에 사용된 요소는 축대칭 8절점 요소를 사용하여 Fig. 3과 같이 Y-구조물과 아르곤 가스층을 모델링하였다. 그림에서 나타난 333번과 400번 요소는 접합부의 왼쪽과 오른쪽부분의 요소번호를 나타낸 것으로 열응력 해석결과에서 논의가 이루어질 것이다. 실제적으로는 아르곤 가스에 의한 전도 열전달과 왼쪽벽과 오른쪽벽의 온도차에 의한 복사 열전달이 함께 고려되어야 하지만 해석의 편의를 위하여 복사 열전달을 전도 열전달에 포함시킨 등가열전도계수를 사용하여 해석하였다. 해석에 사용된 요소 수는 Y-구조물에 512개와 접합부의 아르곤 가스층에 136개를 사용하였고, 해석에 사용된 316 스테인레스강과 아르곤 가스층의 열적상수값들은 Table 1의 값을 사용하였다. Y-구조물의 왼쪽 벽 경계선으로 작용하는 나트륨의 대류 열전달계수는 $5.833 \times 10^{-3} \text{ J/mm}^2\text{°Csec}$ 를 사용하였고, 해석의 편의를 위하여 오른쪽 벽으로는 단열조건을 부과하여 해석하였다.

3.2 열전달 해석결과

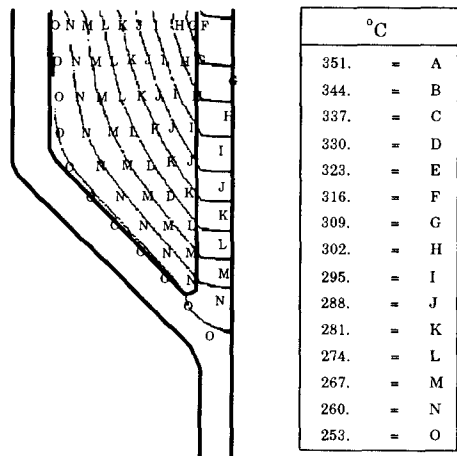
앞절에서 언급된 해석조건에 의하여 열전달 해석을 수행하여 기동과 정지시에서의 온도분포를 Fig. 4(a), (b)에 각각 나타내었다. Fig. 4(a)는 기동시(20시간 후)의 온도분포를 나타내었다. 특히 기동후 112시간 후에는 Y-구조물 전체가 550°C의 정상상태를 도달함을 확인하였다. Fig. 4(b)는 정지시(440시간 후)의 온도분포로서 기동 시의 열전달

양상과 동일하게 생각되는 모습을 나타내었다.

한편, 기동시와 정지시에 발생하는 온도분포로부터 비교적 다른 부분에 비하여 상대적으로 온도구배가 크게 나타나는 접합부 부분에서 열응력의 의한 영향이 크게 발생될 것임을 예측할 수 있었다.



(a) Start-up



(b) Shut-down

Fig. 4 Temperature distributions obtained from heat transfer analyses at different periods

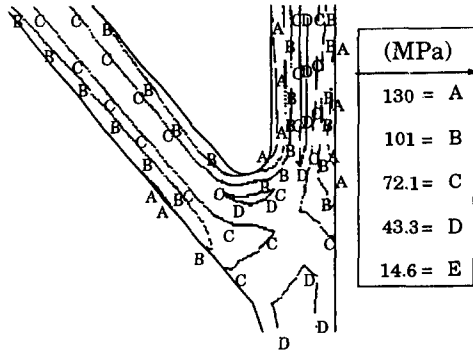
4. 비탄성 열응력 해석

열전달 해석에서 얻어진 온도분포 해석결과를 이용하여 Y-구조물의 열응력 해석을 수행하였다. 해

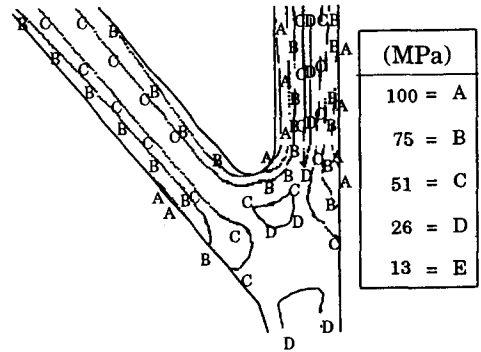
석은 (i) 탄소성 구성방정식을 적용한 비탄성 열응력 해석, 그리고 (ii) Chaboche 점소성 구성방정식을 적용한 비탄성 열응력 해석의 두가지 방법에 의하여 수행하였고, 각 해석방법에 대한 재료상수 값은 Table 2⁽¹⁰⁾에 나타내었다. (i)의 비탄성 열응

Table 2 Material parameters of 316 stainless steel used in two different analyses cases at 600°C⁽¹⁰⁾

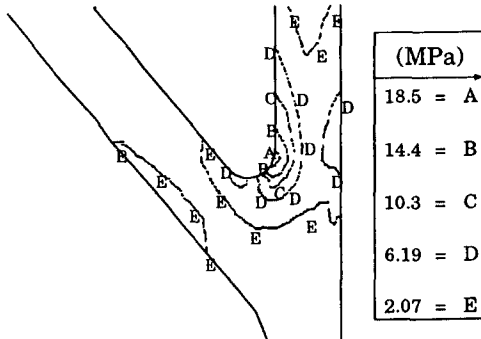
Case (i)	Young's modulus (MPa)	152		Yield stress (MPa)	143		
	Thermal expansion coeff.(1/°C)	18.32 × 10 ⁻⁶			Hardening slope (MPa)	5500	
	Poisson's ratio	0.336					
Case (ii)	n	K (MPa)	k (MPa)	C (MPa)	γ	k+Q (MPa)	b
	12	150	6	24800	300	86	10



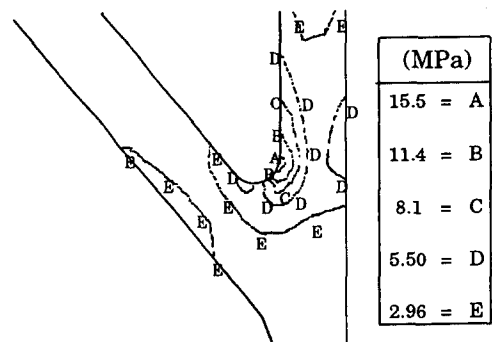
(a) After start-up



(a) After start-up



(b) End of the first cycle



(b) End of the first cycle

Fig. 5 Mises stress distributions obtained from inelastic analysis using the elasto-plastic constitutive equation at two different periods

Fig. 6 Mises stress distributions obtained from inelastic analysis using Chaboche viscoplastic constitutive equation at two different periods

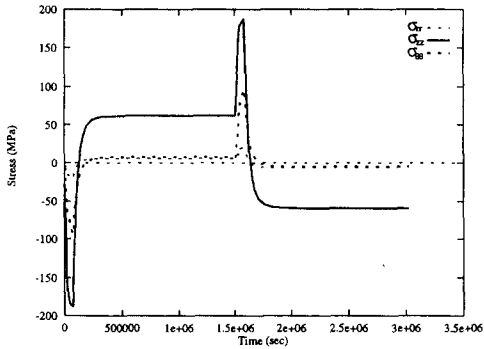
력 해석은 ABAQUS의 기본기능을 사용하여 수행하였으며, (ii)의 비탄성 열응력 해석의 경우에는 Chaboche 점소성 구성방정식을 ABAQUS의 UMAT으로 개발하여 해석을 수행하였다. 특히, (i) 해석의 경우에는 크리프와 응력이완의 영향을 고려하지 않으므로써 (ii)의 경우와 비교가 이루어질 수 있게 하였다.

Fig. 5와 Fig. 6에서는 두가지 해석에 대하여 기동후 (20시간 후)와 사이클의 종료시점(840 시간 후)에서의 Mises 응력분포를 나타낸 것이다. 그림에서 나타난 바와 같이 (i)의 경우에는 기동 후와 사이클 종료시점에서는 최대 Mises 응력값이 각각 130 MPa, 18.5 MPa을 나타낸 반면에 (ii)의 경우에는 각각 100 MPa, 15.5 MPa을 나타내었다. 즉 적용된 구성방정식에 따라서 응력값의 크기가 차이를 나타냄을 알 수 있었다. 그러나 응력분포의 경향은 비교적 유사한 양상을 나타내었고, 또한 접합

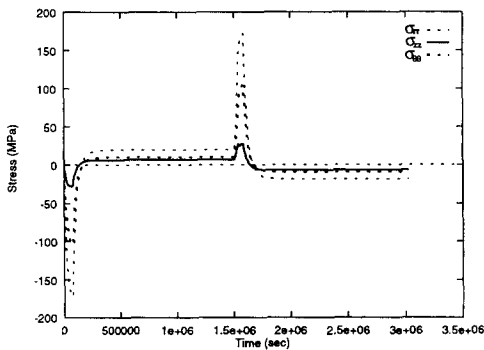
부 부분의 응력값이 두 시점에서 비교적 다른 부분에 비하여 크게 나타남으로써 Y-구조물의 경우에 접합부 부근의 파괴 가능성이 가장 큼을 예측할 수 있다.

Fig. 7과 Fig. 8은 응력집중이 나타난 접합부 부근의 두 지점에 대하여 두가지 해석으로부터 얻은 응력값을 성분별로 비교하여 나타낸 것으로 위치에 따라 지배적인 응력성분이 다른 것으로 나타났다. 접합부 왼쪽이 333번 요소에서는 반경방향(σ_{rr})과 원주방향의 응력성분($\sigma_{\theta\theta}$)이 크게 나타나는 반면에 접합부의 오른쪽 400번 요소에서는 반경방향의 응력성분이 가장 낮게 나타났다. 특히, Fig. 8에서 나타난 바와 같이 점소성 구성방정식을 적용한 비탄성 해석시에는 유지시간동안 응력이완현상이 크게 나타남을 확인할 수 있었다.

Fig. 9(a), (b)는 (i)과 (ii)의 해석시에 접합부 부근의 왼쪽과 오른쪽에서의 히스테리시스곡선

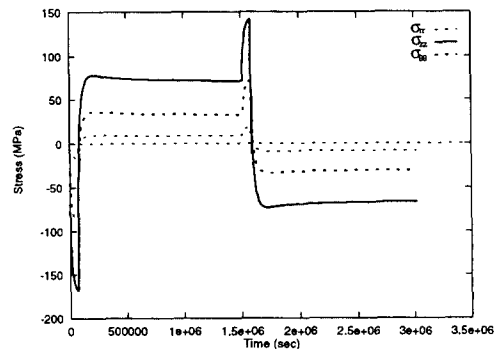


(a) Element no. 400

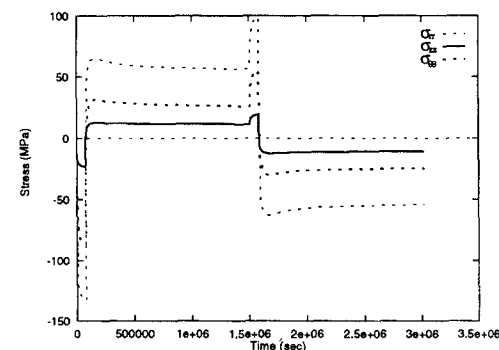


(b) Element no. 333

Fig. 7 Comparison of the stress components with time during the first cycle obtained from inelastic analysis using the elasto-plastic constitutive equation

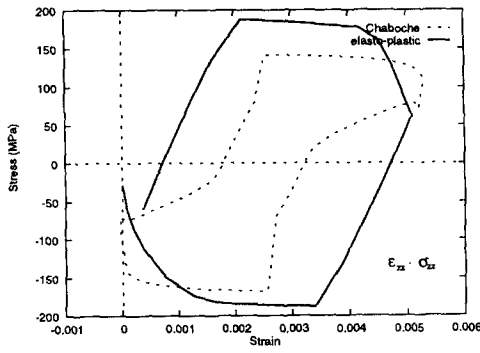


(a) Element no. 400

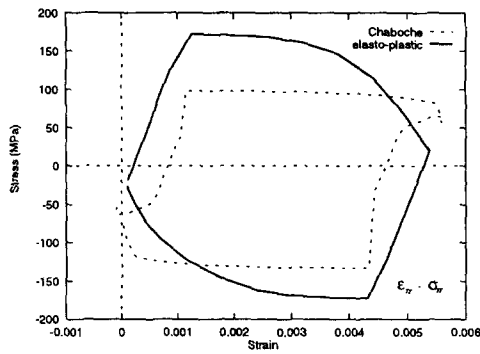


(b) Element no. 333

Fig. 8 Comparison of the stress components with time during the first cycle obtained from inelastic analysis using Chaboche viscoplastic constitutive equation



(a) Element no. 400



(b) Element no. 333

Fig. 9 Comparison of hysteresis curves obtained from the two inelastic analyses at two location

(hysteresis curve)을 각각 나타낸 것으로서 위치에 따라 히스테리시스곡선이 크게 차이가 나타남을 알 수 있었고, 또한 (ii)의 경우가 (i)의 경우에 비하여 히스테리시스곡선의 면적이 작게 나타남으로써 1 사이클의 진행되는 동안의 내부적인 에너지 손실은 (ii)의 경우가 적음을 알 수 있었다.

본 해석에서는 앞서 구한 응력 해석결과를 이용하여 ASME Code Case N-47⁽¹²⁾의 비탄성 손상평가법에 의하여 손상평가를 수행하여 비교하였다. 이는 ASME Code Case N-47에서 규정하고 있는 비탄성 손상평가법이 구성방정식에 따라서 계산되는 손상계수가 차이가 나타나기 때문이다. 따라서 (i) 탄소성 구성방정식을 사용한 경우와 (ii) Chaboche 구성방정식을 사용하여 얻은 응력 해석결과를 이용하여 손상계수를 구하였다. 손상정도를 서로 비교하기 위하여 피로손상계수와 크리프손상계수를 식 (10), (11)과 같이 정의하고 이를 통한 비교를 수행하였다.⁽¹²⁾

Table 3 Results obtained from the damage estimation analysis

	D_f	D_c
Case (i)	0.008	0.00093
Case (ii)	0.011	0.00054

$$\text{피로손상계수} : D_f = \frac{n}{N_d} \quad (10)$$

$$\text{크리프손상계수} : D_c = \frac{\Delta t}{T_d} \quad (11)$$

여기에서 n 은 사이클수, N_d 는 재료에 따른 최대 허용 사이클수를 나타내고, Δt 는 유지시간과 T_d 는 크리프-파단시간 (creep-rupture time)을 각각 나타낸다.

Table 3에서는 100번의 사이클이 가해진 후에 대하여 각 해석절차에 따른 크리프손상계수와 피로손상계수를 나타낸 것으로 (i)의 경우에 피로손상계수와 크리프손상계수가 각각 0.008과 0.00093이고, (ii)경우가 각각 0.011과 0.00054로서 (ii)에 비하여 (i)의 경우가 크리프손상계수는 낮게, 피로손상계수는 높게 나타났다. 이러한 결과는 (i)의 경우에 앞서 언급된 바와 같이 크리프에 의한 영향을 충분히 고려하지 못하는데 비하여 (ii)의 경우에는 점소성 구성방정식에 의한 크리프의 영향이 충분히 고려하고 있기 때문이다. 따라서, 고온환경 하에서 운전되는 고온구조물에 대해서 보다 정확한 구조해석을 수행하기 위해서는 기존의 탄소성 구성방정식을 적용하는 것보다는 Chaboche 점소성 구성방정식을 적용하는 것이 보다 실제 현상과 근사한 결과를 갖을 수 있음을 확인하였다.

6. 결 론

본 연구에서는 액체금속로의 Y-구조물에 대하여 실제 운전환경조건을 모델링하여 열전달 해석과 Chaboche 점소성 구성방정식과 탄소성 구성방정식을 적용한 비탄성 열응력 해석을 수행하고, 또한 열응력 해석결과를 ASME Code Case N-47의 비탄성 손상평가법에 적용하여 손상정도를 계산하여 서로 비교하였다. 이상에서 얻은 결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) 액체금속로 용기내의 Y-구조물에 대하여 열전달 하중에 대한 열전달 해석과 열응력 해석을 수

행하여 접합부 부근에서 응력집중이 발생하는 것을 확인하였고, 이를 통해 반복적인 피로하중이 가해지는 경우에 이 부근에서 파괴 가능성이 가장 높을 수 있었다.

(2) 액체금속로의 Y-구조물에 대하여 ASME Code Case N-47이 규정한 방법으로 비탄성 해석법에 의한 손상평가를 수행하여 크리프-피로에 의한 손상계수를 구하고, 이를 비교함으로써 적용된 구성방정식에 따라서 결과가 크게 차이를 나타내었고 Chaboche 점소성 구성방정식이 크리프에 의한 영향을 충분히 고려함으로써 보다 실제현상을 보다 정확하게 예측함을 확인하였다.

참고문헌

- (1) Takahashi, T. and Tanimoto, K., 1995, "Demonstration of Creep-Fatigue Life Assessment Procedures by Structural Model Tests," *SMIRT 13*, Vol. 1, p. 401.
- (2) Wada, H., Ueta, M., Ichimiya, M., Ueno, T., Hirayama, H. and Takahashi, S., 1995, "Proposal of a New Estimation Method of Thermal Ratchetting behavior of Fast Breeder Reactor Components," *Nuclear Engng. and Design*, Vol. 155, p. 519.
- (3) Tsukimori, K., Yamashita, T., Iwata, K. and Imazu, A., 1995, "Development of FBR Piping Bellows Joints in Japan," *Nuclear Engng. and Design*, Vol. 155, p. 571.
- (4) Sohman, Y. and wada, H. and Igari, T., 1987, "Inelastic Analysis and Life Assessment of Intermediate Heat Exchanger for Fast Breeder Reactor," *SMIRT 9*, Vol. 2, p. 365.
- (5) Wada, H., Sohman, Y. and Nakamura, N., 1987, "Inelastic Analysis and Design Evaluation of a Tank Type FBR Main Vessel," *SMIRT 9*, Vol. 2, p. 407.
- (6) Kasahara, N., Nagata, T., Iwata, K. and Negishi, H., 1995, "Advanced Creep-Fatigue Evaluation Rule for Fast Breeder Reactor Components: Generalization of Elastic Follow-up Model," *Nuclear Engng. and Design*, Vol. 155, p. 499.
- (7) 광대영, 임용택, 김종범, 이형연, 유 봉, 1996., "Chaboche 통합 점소성 구성방정식을 이용한 재료거동해석," 대한기계학회논문집, 제20권, 제11호, p. 3516.
- (8) Chaboche, J. L., 1977, "Viscoplastic Constitutive Equations for the Description of Cyclic and Anisotropic Behavior of Metals," *Bull. De L'Acad. Polonaise Des Sci.*, Vol. 25, p. 33.
- (9) Chaboche, J., L. and Rousselier, G., 1983, "On the Plastic and Viscoplastic Constitutive Equations-Part 1 : Rules Developed with Internal Variable Concept," *J. of Press. Vess. Tech.*, Vol. 15, p. 153.
- (10) Chaboche, J. L., 1990, *Mechanics of Solid Materials*, Cambridge University Press.
- (11) Chaboche, J. L., 1993, "Cyclic Viscoplastic Constitutive Equations Part I : A Thermodynamically Consistent Formulation," *J. Appl. Mech*, Vol. 60, p. 813.
- (12) ASME Code Case N-47, *Class 1 Components at Elevated Temperature*, ASME, New York, 1990.
- (13) 광대영, 1996, "통합형 점소성 구성방정식을 적용한 고온구조물 안전성 평가에 관한 유한요소 해석," 석사학위논문, 한국과학기술원, 대전.
- (14) Boley, B. A. and Weiner, J. H., 1960, *Theory of Thermal Stresses*, John Wiley and Sons Inc..