2003 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

반복 크립하중을 받는 고온구조물의 강화크립 평가해석

On the evaluation of enhanced creep of high temperature structure subjected to cyclic creep loadings

김종범, 이형연, 이종민, 이재한
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요약

액체금속로의 고온구조물들은 530~550°C 의 고온 소듐 운전 환경으로 인해 소성변형과 크립변형에 의한 비탄성거동을 하게 된다. 또한 장시간의 고온유지시간 동안 크립변형이 발생하여 응력완화와 재분포 및 진행성변형과 연계되어 일차응력만 작용하는 경우보다 크립변형을 증가시키는 강화크립이 발생할 수 있는데 고도의 비탄성 거동이기 때문에 고온구조 설계해석에서 세심한 주의를 기울여서 평가해야 한다.

본 연구에서는 Core Stress 개념을 적용한 강화크립 평가 방법을 분석하여 적용 기술을 정립하였고, 인장하중을 받는 배관에 고온유지시간을 갖는 열과도하중이 작용하는 경우에 대하여 탄성해석을 이용한 단순평가방법으로 강화크립을 구하고 이를 상세 비탄성해석을 수행한 결과와 비교분석하여 단순평가방법의 보수성을 확인하였다.

Abstract

High temperature structures of LMR experience inelastic deformation shuch as plasticity and creep due to high temperature operating temperature of 530~550°C. The generated creep strains are connected with the stress relaxations, redistributions and/or progressive deformations. The superposition of primary and secondary stresses may lead to enhanced creep deformations and the interchange of elastoplastic and creep strains is important for its understanding. It is necessary to secure the proper analysis technique to evaluate inelastic strain due to enhanced creep because of highly nonlinear structural behavior.

In this project, the simplified evaluation method for enhanced creep using Core Stress concept was investigated and the enhanced creep of pipe subjected to sustained axial tensile loading and transient thermal loading with hold time was evaluated by detailed inelastic analysis. The simplified evaluation method using Core Stress concept yields conservative result as expected. It is necessary to systematize the simplified evaluation procedure and to analyze the adequacy and the conservatism of the method.

1. 서론

액체금속로의 고온구조물들은 530~550°C 의 고온 소듐 운전 환경으로 인해 소성변형과 크립변형에 의한 비탄성병형을 하게 된다. 과도한 열하중으로 발생한 이차응력으로 인해 소성변형이 발생하고 열하중이 반복적으로 작용할 때 사이클마다 소성변형이 발생하여 지속적으로 누적되는 현상을 보일 수 있는데 이를 열라체팅이라 한다[1]. 또한 장시간의 고온유지시간 동안 발생하는 크립변형은 응력완화, 응력재분포, 및 진행성변형과 연관이 있는데 열 이차응력이 일차응력과 연계되어 일차응력만 있는 경우보다 크립변형을 더 유발시키는데 이 현상을 강화크립(Enhanced Creep)이라 한다[2, 3].

액체금속로의 고온 정상운전 조건에서 구조물에 발생하는 응력으로는 하중 제어 응력인 일차응력은 일반적으로 낮고 변형률 제어 응력인 열응력이 큰 특징이 있다. 이러한 열응력은 변형률제어 특성으로 완화하는 양상을 보이지만 하중 사이클 마다 다시 생성되어 구조물의 피로 손상에 큰 영향을 미치게 된다. 또한 낮은 일차응력이라도 이차응력과의 조합으로 진행성 변형을 유발할 수 있고 특히 고온유지시간이 길어져서 크립이 발생하게 되면 이것이 하중 사이클마다 진행성 변형으로 나타날 수 있고 또한 크립피로 손상을 유발할 수 있기 때문에 세심한 주의가 필요하다.

본 연구에서는 강화크립 현상과 이의 평가기술을 분석하여 액체금속로 고온구조물의 구조건전성을 확보하는데 활용할 수 있게 하였다.

2. 강화크립 발생 현상 분석과 중심응력(Core Stress) 개념을 이용한 평가방법

강화크립의 발생을 설명하기 위해 간단한 예를 들어 설명하기로 한다. 그림 1 에 보인 것과 같이 두 개의 막대가 축방향으로 인장하중을 받고 있고, 오른쪽 막대에 저온열충격과 고온유지시간을 갖는 열과도하중이 작용하는 경우를 살펴보면 열과도하중으로 인해 발생한 이차응력이 축방향 인장하중에 의한 일차응력과의 조합으로 인해 열과도하중을 받지 않는 경우보다 크립변형이 증가하여 결과적으로 막대가 더 늘어나는 것을 알 수 있다[4]. 이를 발생 단계로 구분하여 설명하면 다음과 같다.

그림 1 에 보인 것과 같이 A1 과 A2 로 구성된 구조물에 하중 P 를 가하고 있으면 이로 인한 일차응력이 각각 발생한다. 이 때 저온 열충격을 가하였다가 다시 온도를 올리는 열하중을 고려하면 A1 막대가 저온 열충격을 받아 응력이 증가하여 표면부터 항복이 발생하기 시작하고 A2 막대는 아직 저온 열충격이 전달되지 않아 응력이 낮거나 압축응력 상태에 있다. A1 막대에 가한 저온 열충격 하중이 A2 막대에 전달되면 A2 막대는 응력이 증가하기 시작하여 인장응력에 의한 항복이 발생하고 A1 막대는 응력이 줄어든다. 이 상태에서 조금 전의 응력상태가 그대로 변하지 않도록 온도를 서서히 처음의 온도 T 로 증가시킨다. 이렇게 일차응력에 변동 이차응력이 더하여져서 구조물의 내외부에 항복이 번갈아 발생하게 되면 이로 인해 소성변형이 발생하고 하중 사이클이 반복하여 가해지면 소성변형도 반복하여 누적할수 있는데 이것을 소성 라체팅 현상이라 하고 이는 시간과는

무관하다.

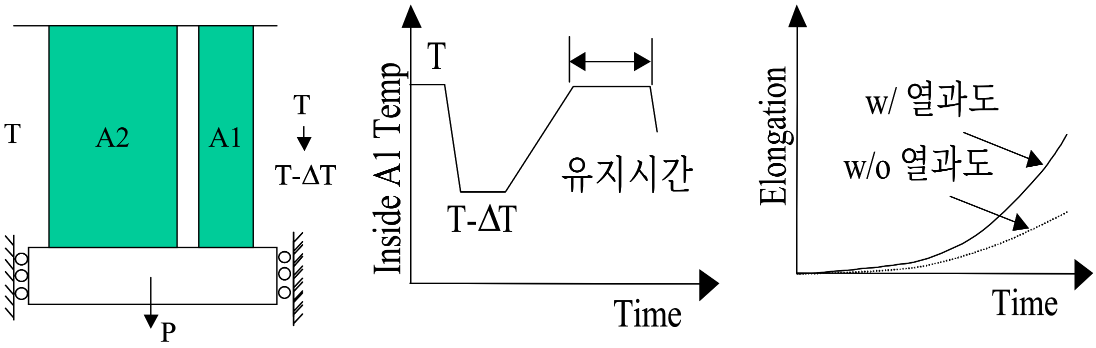

그림 1. 강화크립 발생 모델, 하중 상태, 및 변형증가 비교

앞에서 온도를 T 로 높여서 고온 유지시간이 시작될 때 구조물에는 저온 열충격응로 인한 잔류응력이 형성되어 있고 이들의 평균응력은 하중 P 에 의한 일차응력과 같다. A2 막대는 일차응력보다 큰 잔류응력 상태이므로 일차응력만 있을 경우보다 유지시간 동안 크립변형이 더 발생하게 되는데 이 현상을 강화크립이라 한다. A2 막대의 높은 인장응력은 크립이 발생하며 완화되고 구조물 전체적으로 응력의 재분포가 발생한다. 이와 같은 하중 사이클이 반복될 때마다 강화크립이 발생하여 그림 1 에 도식적으로 나타낸 것과 같이 막대의 길이는 고온유지시간을 포함하는 열과도하중을 받지 않는 경우보다 늘어나게 된다.

강화크립 발생 현상을 실린더 구조의 단면 응력 상태로써 다음과 같이 도식적으로 분석해보았다. 그림 2 는 내압과 반복열하중을 받는 실린더의 단면 응력상태를 나타낸 것인데 일차 막응력 σ_p 가 항복응력 σ_y 의 0.5 배이고 이차 굽힘응력이 σ_y 의 1.5 배인 경우를 고려하고 탄성-강소성 거동을 고려하였다. 막응력과 굽힘응력을 더하면 실린더 내면에서는 항복이 발생하지 않지만 외면에서는 항복이 발생하여 응력이 재분포하게 되는데 이때 응력의 재분포 과정에서 외면에서 소성변형의 증가가 발생하게 되어 (d)와 같이 된다. 여기서 고려한 $1.5\sigma_y$ 의 이차굽힘응력으로는 첫사이클에서만 소성변형이 발생하고 그 후 다시 발생하지 않기 때문에 ASME NH 에서는 셰이크다운(Shakedown)되었다고 규정하고 그림 3 의 등가크립응력 결정선도의 S1 영역에 속하게 된다. 만일 일차응력이 $0.5\sigma_y$ 인 상태에서 이차굽힘응력이 $2.0\sigma_y$ 이상이 작용되면 이차응력을 제거한 뒤에도 항복응력보다 큰 잔류응력이 발생하고 다시 이차응력을 가했을 때 응력의 재분포로 인해 소성변형이 또 발생하게 되고 매 사이클 누적되는데 이를 라체팅이라 한다[5]. 그림 2 의 경우에는 재분포한 탄소성 응력상태에서 이차굽힘응력을 제거하면 (f)와 같이 항복응력보다 작은 잔류응력이 분포가 발생하게 되는데 $0.77\sigma_y$ 의 평탄한 탄성응력 영역이 존재하게 된다. 이를 중심응력(Core Stress), 또는 등가크립응력(σ_c)이라고 정의하고[2, 3] 그림 3 의 선도에서 일차응력과 이차응력의 상태에 따라 등가크립응력계수 Z 를 찾아서 다음과 같이 구한다.

$$\sigma_c = Z \cdot \sigma_{yL} \quad \textit{where } \sigma_{yL} \textit{ is yield stress at lower extreme}$$

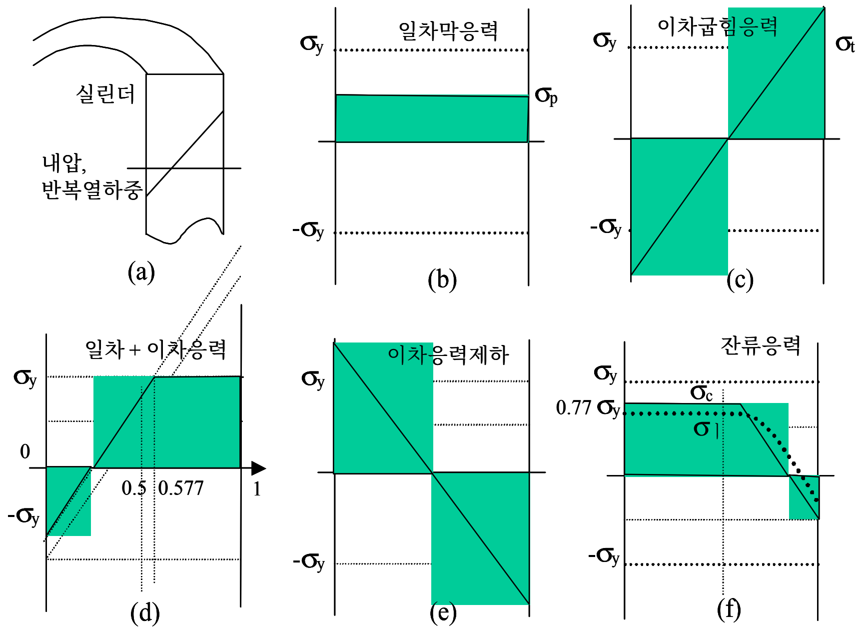

그림 2 S1 영역에서 Core Stress 및 완화과정

라체팅 영역인 R1, R2 를 제외한 경우에는 Core Stress σ_c 가 구조물 단면에 평탄한 탄성응력으로 나타나지만, 라체팅 영역에서는 평탄한 영역이 없이 Core Stress 가 항복응력보다 큰 값으로 계산되어 이 경우는 $[\sigma_c]$로 표시한다. ASME NH T-1332 에서는 $1.25\sigma_c$ 를 Isochronous Curve 에 적용하여 구조물이 수명동안 겪는 비탄성변형률을 계산하는 보수적인 방법을 제시하고 있다.

앞에서의 보수성을 줄이기 위한 방법으로 Core Stress 개념을 적용하여 강화크립 변형률을 평가한 뒤 총비탄성 변형률을 구할 수 있다. 그림 2 의 잔류응력 상태에서 고온유지시간이 적용되면 Core Stress σ_c 가 σ_l ($\sigma_l > \sigma_p$)로 완화되고 이때 크립변형의 증가(δ)가 발생하는데 이것이 강화크립으로 에너지 소멸 법칙에 따라 한 사이클에 대한 강화크립은 다음과 같이 계산한다.

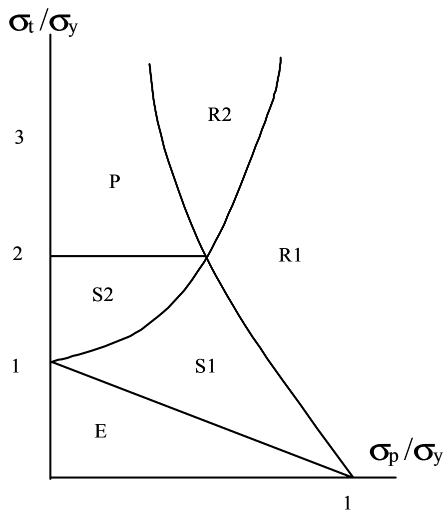

그림 3. 등가크립계수결정선도

$$\delta = \frac{1}{E}\frac{\sigma_c^2 - \sigma_l^2}{\sigma_l}$$

여기서 완화응력 σ_l 은 완화응력을 유지시간동안 Isochronous Curve 에 적용하여 구한 비탄성변형과 위에서 구한 강화크립을 더한 값이 실제 구조물이 겪는 비탄성변형을 포괄할 수 있도록 정한다. 예를 들어, 550°C 에서 영률 153GPa, 항복응력 120MPa 인 고온구조물에 일차막응력이 60MPa, 반복 이차굽힘응력이 180MPa 작용할 경우 등가크립응력계수 Z=0.5x1.5=0.75 가 되고 σ_c=90MPa 로 계산된다. σ_c 를 30 만 시간동안 작용한다고 가정하고

ASME-NH T-1332 의 방법에 따라 Isochronous Curve 에 적용하면 약 0.24%의 비탄성변형률이 발생하는데 이 경우는 고온유지시간 동안 Core Stress 의 완화를 고려하지 않은 것이다. 앞에서 설명한 것과 같이 응력완화에 의한 강화크립을 고려하고 σ_l 을 일차막응력보다 조금 큰 70MPa 이라고 하면 위 식에 따라 강화크립은 0.03% 발생하고 70MPa 에 의한 비탄성변형률은 0.09%로 되어 총비탄성변형률은 0.12%가 되고, σ_l 이 80MPa 이면 강화크립은 0.01% 발생하고 80MPa 에 의한 비탄성변형률은 0.15%로 되어 총비탄성변형률은 0.16%가 되어 고온 유지시간 동안 Core Stress 의 완화를 고려하면 ASME-NH T-1332 를 따른 것보다 보수성을 줄일 수 있음을 알 수 있다.

앞에서 라체팅이 발생하지 않는 영역에서 강화크립을 평가하는 방법을 살펴보았는데, 라체팅이 발생하는 영역에서의 강화크립을 일차응력이 $0.75\sigma_y$ 이고 열과도하중에 의한 이차응력이 $1.5\sigma_y$ 인 경우 이차응력의 부하 및 제하에 따른 잔류응력 발생 과정을 그림 4 에 설명하였다.

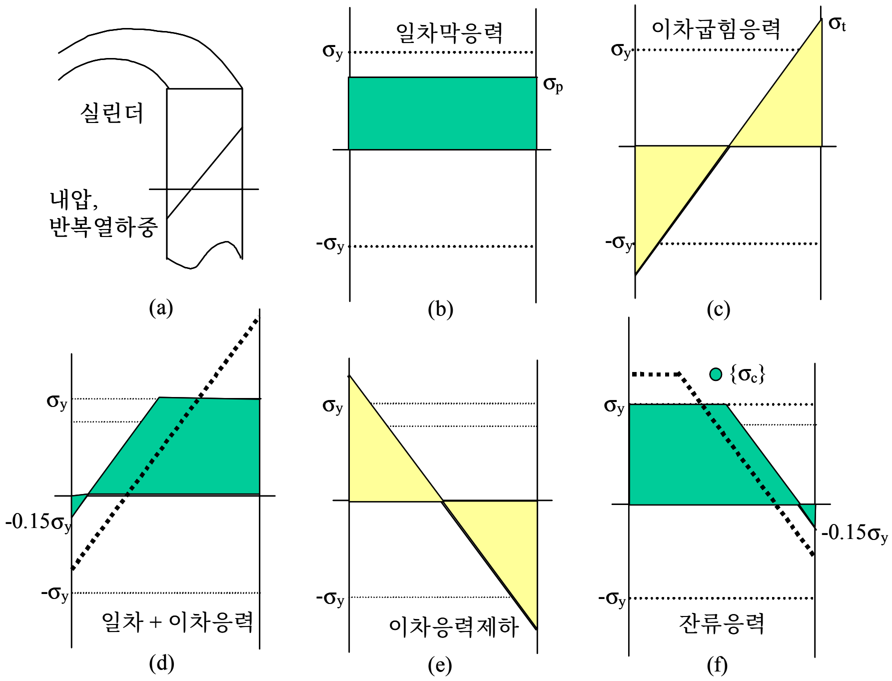

그림 4 R1 영역에서 Core Stress 및 완화과정

여기서 잔류응력 (f)에서 소성변형이 발생하였고 이와 같은 하중사이클을 반복할 때마다 소성변형이 계속 발생하여 누적되게 된다. 이 경우는 잔류응력이 인장에서만 항복이 발생하여 라체팅 발생 영역 R1 에 해당하게 되고 만일 인장과 압축 방향 모두에서 잔류응력으로 항복이 발생하면 라체팅 영역 R2 에 해당하게 된다. 라체팅 영역에서는 구조물의 단면에 평탄한 Core Stress 영역이 존재하지 않고 (f)에 보인 것과 같이 항복값보다 크게 계산되기 때문에 편의상 괄호를 적용하여 표시한다.

R1, R2 영역에서는 큰 열응력이 발생하는 심한 과도하중이 몇 회 발생하지 않을 경우 구조물이 수명동안 겪는 비탄성변형률은 다음과 같이 구한다.

$$\Sigma\varepsilon = \Sigma\nu(\sigma_c) + \Sigma\delta([\sigma_{cL}] \rightarrow \sigma_c) + \Sigma\eta$$

$$When\ [\sigma_{cL}] \geq S_{yH}\ ,\ \delta_{(n)} = \frac{S_{yH}^2 - \sigma_c^2}{E_H \sigma_c}$$

$$When\ [\sigma_{cL}] < S_{yH}\ ,\ \delta_{(n)} = \frac{[\sigma_{cL}]^2 - \sigma_c^2}{E_H \sigma_c}$$

$$[\sigma_c] = Z \cdot S_{yL}\ ,$$

$$Z = X \cdot Y \quad in \quad R2,$$

$$Z = Y + 1 - \sqrt{(1-X)Y} \quad in \quad R1$$

여기서 ν는 Isochronous Curve 에서 구한 비탄성변형률, η는 소성 라체팅변형률이고 δ는 강화크립변형률이다. $[\sigma_c]$는 몇 회의 심한 열과도하중으로 인한 값이고 σ_c 는 심한 열과도하중을 제외한 경우에 구한 탄성응력 값이다. 강화크립 δ는 $[\sigma_c]$가 항복응력보다 큰 경우에는 항복응력 값이 σ_c 로 완화되며 발생하는 크립변형률로 계산되고 $[\sigma_c]$가 항복응력보다 작은 경우에는 $[\sigma_c]$가 σ_c 로 완화되며 발생하는 크립변형률의 크기로 계산한다.

위 식의 적용 예로써 그림 5 에 보인 60MPa 의 인장하중을 받는 316 스테인레스 실린더 내부(내경 6.92m, 높이 2.5m, 두께 5cm)에 열과도하중이 작용하는 경우에 대한 탄성 열응력해석을 범용 유한요소해석코드인 ANSYS 를 사용하여 수행하여 축방향의 강화크립을 평가하였다[6]. 550°C 에서 영률(E_H)과 항복응력(S_H)은 153GPa, 120MPa 이고 400 ° C 에서 영률(E_L)과 항복응력(S_L)은 167GPa, 123MPa 이다. 열과도하중으로 큰 응력이 발생하였을 때 막응력 61MPa 에 의한 X 값은 0.5 이고 굽힘응력 278MPa 에 의한 Y 값은 2.26 으로 Z_L=XY=1.13 이 된다. 따라서 $[\sigma_{cL}]$=1.13x123=139MPa 이 되고 고온유지시간이 시작할 때의 막응력 59.6MPa 에 의한 X 값은 0.5 이고 굽힘응력 154MPa 에 의한 Y 값은 1.28 로 Z=XY=0.64 가 되고 Core Stress σ_c 는 0.64x120=79MPa 로 계산되었다. 이 값들을 위 식에 적용하면 강화크립변형률은 <u>0.07%</u>로 계산된다.

3. 고온구조설계코드에 반영된 강화크립의 고려

시간에 의존하지 않는 라체팅 변형과 시간에 의존하는 강화크립 변형은 하중 형태에 따라 동시 또는 별도로 발생할 수도 있고 주어진 구조물의 형상과 구속조건 및 하중형태에 따라 두 변형 기구가 서로 영향을 줄 수도 있고 주지 않을 수도 있다. 이와 같이 라체팅과 강화크립의 현상이 복잡하기 때문에 정교한 비탄성 해석이 필요하게 되고 ASME-NH 는 라체팅 현상을 더 고려되야 하는 여부를 결정하기 위한 스크리닝 요건을 T-1320 에 몇가지로 제시하였는데 그 중의 기본적인 것은 다음과 같다.

$$3\overline{S_m} = 1.5 S_{mc} + S_{rH}$$

기존의 가압경수로 설계코드인 ASME B&PV Code Sec.III Subsection NB 에서는 세이크다운

조건으로 일차응력과 이차응력의 합이 $3S_m$ 을 만족시키면 되는데 고온 환경에서는 Subsection NH 에 제시된 것과 같이 응력의 완화를 고려하여 $3S_m$ 을 수정한 $3\overline{S_m}$ 조건을 사용하며 여기서 S_{rH} 는 고온에서의 완화응력을 나타낸다. 일차응력과 이차응력의 합이 $3\overline{S_m}$ 보다 작으면 라체팅이 발생하지 않게 되지만 주의해야 할 점은 앞에서 설명한 것과 같이 셰이크다운 영역에서도 고온 유지시간을 수반하는 하중을 받으면 크립이 발생하고 이로 인해 크립-라체팅이 발생할 수 있기 때문에 강화크립을 고려해야 한다는 점이다.

ASME NH 에서는 앞에서 설명한 보수성이 큰 셰이크다운 조건 외에 T-1332 에 설명한 것과 같이 등가크립계수 Z 를 구하여 Core Stress 에 1.25 배를 하여 $1.25\sigma_c$ 를 그림 6 에 보인 등시응력-변형률 선도에 적용하여 수명동안의 총비탄성변형률을 구하여 모재에 대해서는 1%, 용접재에 대해서는 0.5%의 제한값을 만족하도록 하였다. T-1333 에서는 보수성을 좀 더 줄이기 위해 축대칭 구조물이 수명동안 과도한 하중 사이클을 여러 번 받지 않는 경우에 적용하여 총비탄성 변형률을 구할 수 있는 방법을 제시했는데 이는 앞에서 설명한 바와 같다.

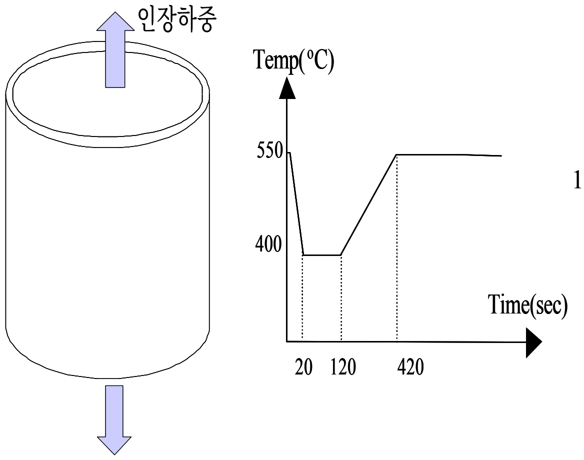

그림 5. 강화크립 해석 모델

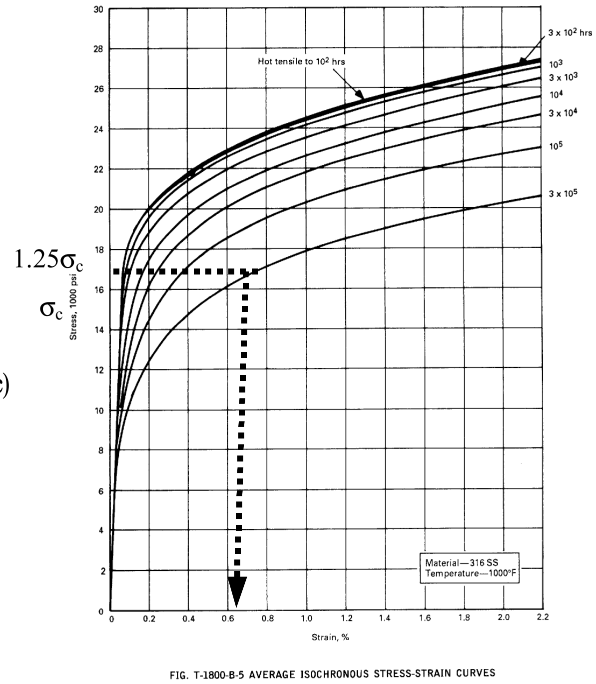

그림 6. 등시 응력-변형률곡선

영국은 고온구조 건전성평가지침서인 R5[7]에서 강화크립 영향을 고려한 크립변형과 크립손상을 평가하기 위해 앞에서 설명한 것과 유사한 Core Stress 개념을 사용하고 있다. 그리고 강화크립의 크기를 결정하는 방법으로는 크립구성식을 이용하여 고온유지시간이 시작할 때의 응력값을 참조응력법으로 정한 뒤 참조응력의 완화량과 이에 상응하는 변형의 증가량을 구하도록 하였다. 총비탄성변형은 그림 7 에 보인 것과 같이 $\Delta\sigma_{max}$ 값에 크립으로 인한 응력완화 $\Delta\sigma_r$ 을 구하고 $\Delta\sigma_{max}+\Delta\sigma_r$ 값을 응력-변형률 사이클 곡선에서 노이버룰을

적용하여 구하도록 하였다. R5 지침의 특징은 수명동안의 변형률 제한값을 설정하지 않고 크립사용계수 W 를 구하여 이 값이 1 보다 작으면 건전성을 확보하는 것으로 제시하였다.

$$W = \sum_{r=1}^{k} \left[\frac{t}{t_f(\sigma_c, T_{ref})} \right]_r \le 1$$

일본은 미국의 ASME 고온구조설계지침을 기초로 자국의 설계지침인 BDS[8]를 개발하고 꾸준한 연구노력을 기울여 최근 개정판인 DDS 설계코드를 만들었는데 여기에 강화크립 평가가 추가되었다. 축대칭구조물에 대해 강화크립은 다음과 같이 구한다.

$$\varepsilon_{EC} = \sum_i \left\{ \varepsilon_c(\sigma_o) \right\}_i + \sum_j \frac{\sigma_{cj}^2 - \sigma_o^2}{E\sigma_o}$$

여기서 $\left\{ \varepsilon_c(\sigma_o) \right\}_i$ 는 평균온도 T_i 에서 응력 σ_o 미치 온도 T_i 의 누적시간 T_i 에 대한 크립변형률이고 σ_o 는 강화크립이 적절한 수준이 되는 응력을 나타내고 σ_{cj} 는 하중 사이클에 대해 정해지는 Core Stress 를 나타내고 위 식의 오른 쪽 두번째 항은 양수가 될 경우에만 더하고 음수가 될 경우에는 오른 쪽 첫번째 항만 적용한다. 고온 구조물이 운전수명 동안 겪는 총비탄성 변형률은 강화크립과 라체팅 및 탄성추종변형의 합으로 정하고 이를 수명동안 막변형률 1%, 굽힙변형률 2%로 제한하고 있다.

프랑스의 RCC-MR[9]에서는 변형률 범위를 구할 때 크립에 의한 변령률 증가를 계산하는데 기존에는 고온유지시간 동안 응력완화를 고려하지 않았는데 로 인한 크립변형의 증가를 고려할 수 있도록 하였는데 1993 년 개정판에서는 응력완화와 강화크립를 다음과 같이 고려할 수 있도록 하였다.

$$\dot{\sigma}_r = -E\dot{\varepsilon}_{cr} / C_r \qquad (\dot{\varepsilon}_{cr}\ is\ creep\ strain\ rate)$$

$$\varepsilon^{cr}(t) = \frac{C_r}{E}\{K_s \overline{\Delta\sigma^*} - \sigma(t)\}$$

여기서 C_r 은 탄성추종과 삼축응력을 고려한 계수로 3 을 사용하고 $\dot{\varepsilon}_{cr}$ 은 크립변형률속도를 나타낸다.

4. 고온 배관의 강화크립 해석평가

강화크립이 발생하는 고온구조물의 예로써 그림 8 에 보인 것과 같이 80MPa 의 균일 축방향 인장하중을 받는 316 스테인레스강 배관에 흐르는 소듐의 온도가 300°C 에서 20 시간동안 550°C 로 증가하여 400 시간 유지되고 다시 20 시간동안 300°C 로 낮아져서 400 시간 유지되는 열과도 하중이 5 사이클 반복되는 경우에 대한 비탄성해석을 수행하였다. 배관의 크기는 내경이 1m, 두께는 5cm, 길이는 75cm 이며 열과도하중이 적용되는 배관의 내부 열전달 계수는 5833J/m^2 °C sec 을 사용하였고 배관의 외부는 300°C 온도와 열전달 계수 1000J/m^2 °C sec 을 적용하였다.

해석은 범용유한요소해석코드인 ABAQUS[10]를 사용하였으며 해석모델은 8-절점 축대칭 열전달 요소인 DCAX8 를 50 개 사용하고, 205 개의 절점으로 구성되었다. 열전달 해석결과 구한 온도분포에 대하여 열응력 해석을 수행할 때 8 절점 구조요소인 CAX8 요소를 사용하였고 강화크립 거동을 모사하는 정도를 비교분석하기 위하여 등방경화모델, 이동경화모델, 및 결합경화모델을 Norton's Creep 구성식과 연계하여 해석을 수행하였다.

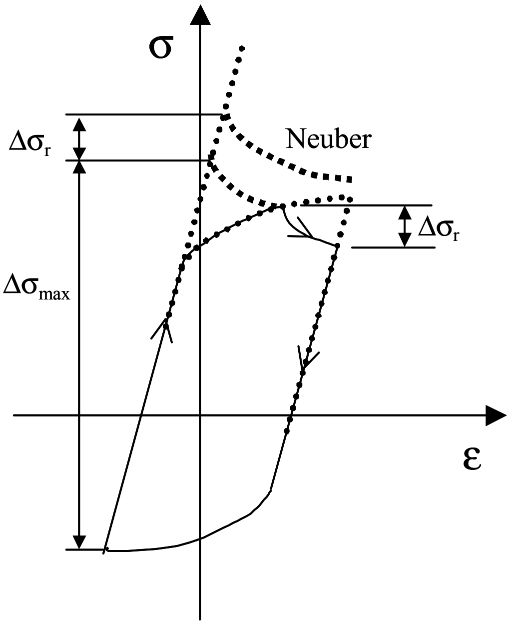

그림 7. 크립을 고려한 비탄성변형률 결정

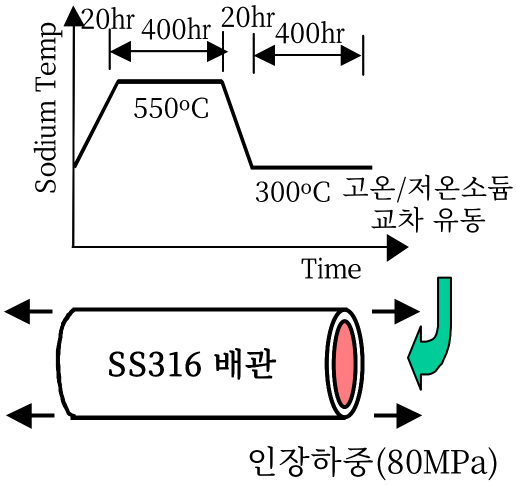

그림 8. 강화크립 해석모델

등방경화와 이동경화모델에 사용된 물성치로 영률과 포와송비는 300°C 와 550°C 일 때 각각 175.4GPa, 0.288 과 155.3GPa, 0.305 이고 소성경화를 모사하는 응력, 변형률은 124MPa, 0.과 179MPa, 0.00885 와 191MPa, 0.021 이다. 열팽창계수는 300°C 와 550°C 일 때 각각 1.7308×10^{-5}, 1.8393×10^{-5} 이고 크립상수 A 와 n 은 각각 $6.37 \times 10^{-75} Pa^{-n}/s$, 7.9[11]이다.

등방경화모델을 사용한 해석결과 배관의 외면에서 축방향의 응력-변형률선도를 그림 9 에 나타내었다. 첫번째 하중사이클의 고온유지시간 시작시 응력과 변형률은 156.5MPa, 0.00259 이고 400 시간의 유지시간이 끝난 뒤 크립 및 응력완화되어 144.7MPa, 0.00266 이 되어 크립변형 증가는 0.013%로 나타났다. 하중 사이클이 반복될수록 소성변형량이 누적되고 또한 고온 유지시간에서 크립완화로 인한 강화크립이 발생하여 전형적인 크립-라체팅 거동을 하고 있음을 알 수 있다. 다만, 등방경화 모델의 특성상 바우징어 효과를 모사하지 못하고 사이클 경화를 모사하고 있어서 하중사이클이 반복할수록 고온 유지시간 시작시의 응력상태가 커짐에 따라 강화크립도 증가하는 것으로 나타나서 첫 사이클에서 0.013%인 것이 다섯번째 사이클에서 0.027%로 증가하였다. 그림 10 은 이동경화모델을 적용한 배관 외면의 응력-변형률 선도를 나타내었는데 등방경화모델의 경우와 마찬가지로 크립-라체팅 거동을 보이고 있지만 316 스테인레스강에서 강하게 나타나는 바우징어 효과가 확연히 나타나고 사이클경화는 그다지 크지 않음 볼 수 있다. 첫번째 사이클에서 크립변형 증가는 등방경화모델의 경우와 같이 0.013%로 계산되었고 하중사이클이 진행할수록 조금씩

증가하여 다섯번째 사이클에서는 0.017%가 되었지만 앞에서 등방경화를 적용한 경우와 확연한 차이를 볼 수 있다. 결합경화모델을 사용한 배관 외면의 응력-변형률 선도를 그림 11 에 나타내었는데 첫번째 사이클의 고온유지시간 시작시 외면에서 응력과 변형률이 201MPa, 0.00252 였는데 400 시간의 유지시간 후에 각각 157MPa, 0.00265 로 크립과 응력완화 현상이 등방경화모델과 이동경화모델의 경우보다 뚜렷하게 나타났고 하중 사이클이 반복됨에 따라 크립-라체팅 거동을 잘 모사하고 있다. 첫사이클에 대한 강화크립은 0.037%로 등방경화나 이동경화모델의 경우보다 크게 나타났고 하중 사이클이 진행할수록 평균응력의 완화현상도 나타나서 다섯번째 사이클에서 강화크립은 0.023%로 줄어들었다.

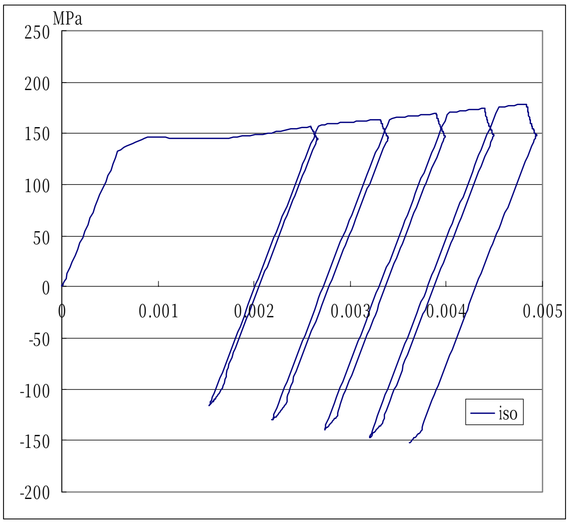

그림 9. 배관 외면의 축방향 응력-변형률 (등방경화 + 크립)

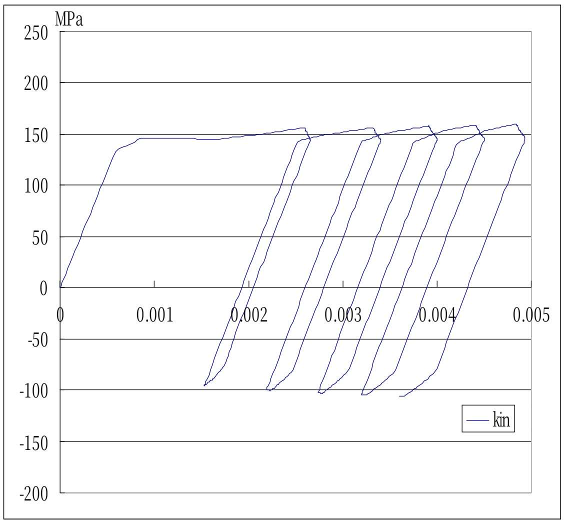

그림 10. 배관 외면의 축방향 응력-변형률 (이동경화 + 크립)

지금까지 여러가지 비탄성 해석모델을 사용한 해석을 수행하여 강화크립을 산출하였는데 앞장에서 설명하였던 단순평가 절차를 따라 강화크립을 평가해 보았다. 이를 위해 탄성해석을 수행하여 강화크립을 평가하였다. 일차응력 지수 X 는 0.65 이고 이차응력 지수 Y 는 2.44 가 되어 R1 라체팅 영역에 해당하였고, 유효크립 지수 Z=Y+1-2√(Y(1-x)) = 1.59 가 되어 $\{\sigma_c\}$=195.6MPa 이 된다. 1.25σ_c 는 244.5MPa 이 되므로 Isochronous Curve 의 영역을 넘으므로 T-1332 를 따른 평가는 할 수 없고 T-1333 을 따라 강화크립을 평가하면 0.07%가 된다.

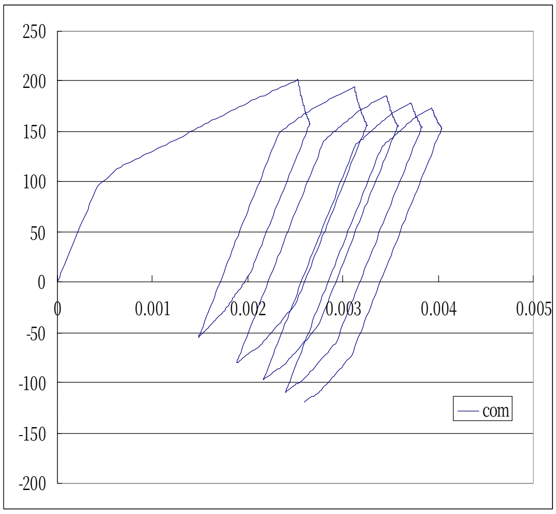

그림 11. 배관 외면의 축방향 응력-변형률 (결합경화 + 크립)

앞에서 등방경화, 이동경화 및 결합경화모델을 사용한 비탄성 해석결과로부터 구한 사이클 당 강화크립은 각각 0.013% ~ 0.037%이므로 탄성해석법으로 구한 0.07%는 무척

보수적으로 평가되었음을 알 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 Core Stress 개념을 적용한 강화크립 평가 방법을 분석하여 적용 기술을 정립하였고 미국, 영국, 프랑스, 일본의 고온구조설계코드에서 강화크립을 고려하고 있는 방법을 살펴보았다. 인장하중을 받는 배관에 고온유지시간을 갖는 열과도하중이 작용하는 경우에 대하여 탄성해석을 이용한 단순평가방법으로 강화크립을 평가하고 이를 비탄성해석을 수행한 결과와 비교하였다. Core Stress 개념을 적용한 단순평가방법으로 구한 강화크립 변형률이 보수적인 결과인 점을 확인하였지만 단순평가방법을 좀더 체계화할 필요성이 있다.

강화크립은 소성 라체팅과 동시에 발생하기 쉽기 때문에 영국, 프랑스 및 일본과 같은 이 분야 기술 선진국들은 현재에도 고온 구조물의 설계시 강화크립 평가의 중요성을 인식하여 기술 개선에 많은 노력을 기울이고 있다. 본 연구에서도 향후 보다 다양한 고온구조물과 운전환경에 대하여 상세 비탄성해석을 수행하여 강화크립평가의 타당성을 분석하고 또한 Core Stress 개념을 적용한 단순평가방법의 적용절차를 보다 체계화하고 평가의 보수성과 적용범위를 분석할 예정이다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부 원자력연구개발 사업의 일환으로 수행되었기에 감사의 뜻을 표한다.

참고 문헌

[1] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Div. 1, Subsection NH, Class 1 Components in Elevated Temperature Service, ASME, (2001).

[2] J.S.Porowski, M.L.Badlani, and W.J.O'Donnell, "Bounds on Creep Ratchetting in ASME Code", pp19-30, PVP Vol.163, ASME, 1989

[3] J.S.Porowski, W.J.O'Donnell, "Creep Ratchetting Bounds Based on Elastic Core Concept", L10/3, Transactions of the SMiRT Conference, Berlin, 1979

[4] G. Breitbach, et.al, "Experimental and Theoretical Work for the Analysis of Creep Ratchetting and Creep Buckling of HTR Components", pp183-190, Proceedings of a Specialists Meeting held in Cracow, IWG on GCR, IAEA, 1988

[5] 이형연, 김종범, 이재한, “원통구조물의 열라체팅 변형기구 해석”, 2001 추계학술발표대회 논문집, 한국원자력학회, 2001

[6] ANSYS Users Manual for Revision 6.2, 2002

[7] R.A..Ainsworth, et.al., An Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures (R5), Nuclear Electric Ltd, UK, 1998

[8] Structural Design Guide for Class 1 Components of Prototype Fast Breeder Reactor for Elevated Temperature Service, PNC N241 84-08 TR, PNC, 1984

[9] RCC-MR : Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands, section 1 – Subsection B: Class 1 Components, AFCEN, 1993

[10] ABAQUS Users Manual for Revision 6.2, 2002

[11] H. Riedel, Fracture at High Temperatures, Springer-Verlag, 1987