KAERI/TR-3383/2007

고온구조 건전성평가절차 기본지침서
제2부 고온구조건전성평가지침

Preliminary Guideline for High Temperature

Structure Integrity Assessment Procedure

Part II. High Temperature Structural Integrity Assessment

KAERI

2007. 2.

한 국 원 자 력 연 구 소

제 출 문

한국원자력연구소소장 귀하

본 보고서를 "액체금속로 기계설계기술개발" 과제의 기술보고서로 제출합니다.

2007년 2월 28일

과 제 명 : 액체금속로 기계설계기술개발

주 저 자 : 이재한

공동저자 : 김종범, 이형연, 박창규, 주영상, 구경회, 김석훈

요 약 문

본 지침서는 국내 액체금속로 고온구조물의 고온구조건전성 평가의 지침을 제시하기 위해 기본지침서의 Part 2로 작성되었다. 주요 내용은 고온에서 크립-피로 균열의 발생과 성장 평가 기술과 고온 LBB 평가절차를 제시하였고 용접부의 비탄성평가 기술도 수록하였다. 부록으로 고온 원자로구조물에서 나타나는 비탄성거동을 적절하게 해석하는 비탄성해석기술의 제반적 사항과 ANSYS, ABAQUS와 같은 범용 유한요소해석코드를 이용한 비탄성해석절차를 제시하였고 또한 본 연구에서 개발한 비탄성해석코드 NONSTA의 사용 지침을 수록하였다. 지침서는 다음 단계에서도 액체금속로 고온구조물의 설계해석 및 건전성평가에 적용성을 향상시켜 국내 독자적 기술자립을 이루기 위해 지속적인 수정-보완이 요구된다.

Summary

A high temperature structural integrity assessment belongs to the Part II of a whole preliminary guideline for the high temperature structure. The main contents of this guideline are the evaluation procedures of the creep-fatigue crack initiation and growth in high temperature condition, the high temperature LBB evaluation procedure, and the inelastic evaluations of the welded joints in SFR structures. The methodologies for the proper inelastic analysis of an SFR structures in high temperatures are explained and the guidelines of inelastic analysis options using ANSYS and ABAQUS are suggested. In addition, user guidelines for the developed NONSTA code are included. This guidelines need to be continuously revised to improve the applicability to the design and analysis of the SFR structures.

목 차

표 목 차

그 림 목 차

1. 개 요

본 고온구조 건전성평가지침은 고온에서 운전되는 구조물의 건전성 평가를 수행하기 위한 기본 지침으로 주요 적용대상은 액체금속로 고온구조물이다. 지침의 작성에서는 영국의 고온구조 평가지침인 R5와 부분적으로 영국의 저온 구조 평가지침인 R6와 BS7910도 참조하였다. 또한 프랑스 액체금속로 설계코드 RCC-MR과 고온 LBB 평가 및 결함평가지침 부록인 A16 등을 참조하였다. 고온 균열 개시(crack initiation) 및 성장 평가를 위해서는 A16 절차를, 상온 용접구조물의 잔류응력 평가를 위해서는 영국의 R6와 BS7910의 절차를 따랐고, 고온구조물에 대해서는 액체금속로 설계기술개발 과제연구에서 수행한 내용을 기초로 절차를 제시하였다. 본 지침서는 향후 지속적인 연구개발을 토대로 수정보완해 나갈 예정이다.

2. 고온 크립-피로 균열개시 평가

고온구조의 크립-피로 균열개시 평가에 대해서는 프랑스의 고온구조 설계지침 RCC-MR의 부록 A16와 영국의 고온구조건전성 평가지침인 R5의 Volume 2,3에서 가장 잘 제시되어 있지만 실질적인 이용성 측면에서 A16이 유리하다. 그 이유는 R5의 경우에는 평가절차는 잘 제시되어 있지만 평가를 위한 재료물성치 DB인 R66이 대외비로 분류되어 있어 실제 R5를 이용한 평가를 수행하기 어렵다. 따라서 본 지침에서는 A16의 방법을 기반으로 하여 균열개시 평가절차를 다음과 같이 기술하였다. 현재 지침서에는 편의상 필요한 부분은 RCC-MR과 A16의 내용을 언급하면서 절차를 제시하였다.

2.1 균열 개시 평가절차

2.1.1 결함 평가 개요

결함의 형상은 크게 내부결함, 표면결함, 복잡한 방위(complex orientation)의 결함 및 다수 결함(Multiple defects)로 분류하고, 특히 다수의 결함이 존재하는 경우 상호작용 이론(Interaction criteria) 등을 고려한다. 이렇게 기하학적 결함의 형상이 결정된 후 결함 성장 평가는 다음 두 단계의 절차를 따라 수행한다. 여기서 주목할 점은 균열의 개시(initiation)라는 용어의 사용인데 이는 균열의 선단에서 발생하는 메커니즘에 의해 특정 크기만큼 균열이 열리기 시작하여 이후 균열의 성장해석으로 이어질 단계를 나타낸다.

(a) 결함 진전(evolution) 계산

결함이 있는 구조물이 크립을 무시할 수 있을 때 피로평가에서 균열 개시 평가단계에 대해서는 2.1.2.1.(a)를 따르고, 균열 성장단계에서는 2.1.2.1.(b)를 따른다. 크립 영역에서의 크립-피로 해석은 2.1.2.2.(a) 및 2.1.2.2.(b)에 제시되어 있다. 피로 또는 크립-피로 해석을 위한 하중 사이클은 시방서에서 결정되며 RCC-MR RB/RC 3263을 참고할 수 있다.

(b) 최종 결함의 존재가 파단과 불안정성(instability) 위험을 초래하지 않음의 입증

찢김 개시(tear initiation)는 작용 하중 하에서 균열 진전 양이 0.2mm를 초과하는 경우 발생하는 것으로 가정한다. 찢김 개시에 대해서는 차후 다룰 예정이지만, 결함

영역에서 크립을 무시할 수 있을 때(RB/RC 3216.1) 만족해야 할 조건식과 크립영역에 있을 경우의 방법론을 4장에서 설명한다.

2.1.2 오스테나이트강 기기의 피로균열 및 크립-피로 균열의 개시 및 성장

2.1.2.1 크립을 무시할 수 있을 때

기기의 가동 전 발견된 제작결함에 대해 결함의 성장 평가 이전에 균열개시 여부를 평가하는 개시단계에 대한 해석이 선행되어야 한다. 균열개시에 관한 해석은 아래에 설명하는 σ_d 방법을 이용해 평가하고, 이미 하중 사이클이 이 개시 사이클을 초과할 경우 초기 결함에 대해 균열성장 해석을 수행한다.

(a) 피로균열 개시

- σ_d 방법을 적용하여 균열의 개시를 평가한다.

- 결함선단으로부터 거리 '*d*' 만큼 떨어진 곳에서 실제 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_i}$ 를 결정한다. 여기서 오스테나이트 스테인리스강의 경우 거리 결함 선단으로부터 떨어진 거리 '*d*'는 50μm로 제시되어 있다. Blunt crack에 대해 제시된 Creager formula로부터 거리 '*d*'만큼 떨어진 곳에서 탄성적으로 결정한 응력범위 $\overline{\Delta\sigma_{dei}}$ 로부터 비탄성 변형률을 결정하고, 이로부터 피로 및 크립 손상을 결정하는데, 크립-피로 손상 계산치가 허용 이직선과 만나면 평가 위치에서 결함은 균열 개시가 발생한 것으로 간주한다. Creager formula는 다음과 같다.

$$\sigma_y(r) = (1+\frac{\rho}{2r})\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}$$

여기서 ρ는 결함선단의 곡률반경이고 r은 결함선단으로부터 거리를 나타낸다.

- 균열개시 피로 사용계수 $A_i = n_i / N_{ai}$ 의 결정.

$$A = \sum Ai = \sum \frac{n_i}{N_{ai}} \qquad (2\text{-}1)$$

여기서 n_i: 타입 사이클의 발생횟수,

N_{ai}: RCC-MR의 재료물성치 데이터인 부록 A3에 명시된 재료의 최대 온도에서의 피로곡선 물성치에 1.5를 나눈 값 ($\overline{\Delta\varepsilon_i}$/1.5)이다.

여기서 시간 $0 \sim t_f$ 동안 누적된 총 사용률(total usage fraction) A는 모든 하중 사이클에 대해 선형으로 합산한다. 여기서 사용계수 A가 1보다 작으면 초기 결함은 기기의 운전 종료시각인 t_f까지 균열개시가 발생하지 않는다는 것을 의미한다. A가 1보다 크면 균열개시 해석을 완료하고, 2.1.1.(b)를 따라 나머지 잔여 사이클에 n_{ir}에 대해 균열 성장해석을 수행한다. t_o는 결함을 발견한 시간, t_f는 수명 종료시간일 때 균열개시가 발생하는 시간 t_a는 다음의 식 (2-2)에서와 같이 표현된다.

$$t_a = \frac{t_f}{\sum \left(n_i / N_{ai} \right)} = \frac{t_f}{A} \tag{2-2}$$

그러면 각 i타입 사이클에 대한 잔여 사이클 n_{ir}은 다음 식으로 표현된다.

$$n_{ir} = n_i \left[1 - \frac{t_a}{t_f} \right] \quad \text{if } t_a > t_o \tag{2-3}$$

$$n_{ir} = n_i \left[1 - \frac{t_o}{t_f} \right] \quad \text{if } t_a \le t_o \tag{2-4}$$

(b) 피로균열 성장

이 해석은 초기 결함 발견시간 t_o로부터 수명말기 시간인 t_f에서의 최종 균열 형상과, 여기에 소요되는 사이클 수를 평가하는데 있다. 본 결함 평가에서는 피로 이외의 현상을 고려하지 않는다. 예비 균열개시 해석은 σ_d 방법을 이용한 위의 절차를 따르고, 균열성장 해석에서 고려해야 할 사이클 수는 n_{ir}이다.

평가절차는 다음과 같다.

- 각 사이클 타입 i에서
  - ΔJ_s 범위를 계산한다(A16.7300).
  - 유효 응력강도계수 ΔK_{eff} 범위는 소성과 균열 닫힘을 고려하여 다음의 (2-5) 식으로부터 결정한다.

$$\Delta K_{eff} = q \cdot \sqrt{E^* \Delta J_s} \tag{2-5}$$

여기서 q값은 재료에 따라 다르며, 닫힘(R<0) 및 평균응력(R>0)에 따라 결정되는 상수로 A16.9000에 제시되어 있다. E^*는 하중 사이클 동안 J_s를 계산하는데 사용되는 등가 영률, R은 하중 비율(load ratio)이다.

발생횟수 n_{ir}에 대한 결함의 성장은 A16.9000에 제시된 균열성장 법칙을 따른다.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[\Delta K_{eff} \right]^n \tag{2-6}$$

그러면

$$\delta a_i = \sum_{N=0}^{n_{ir}} C \cdot \left[\Delta K_{eff}\right]^n \qquad (2\text{-}7)$$

t_f에서의 최종 결함 크기는 모든 하중 사이클에 따른 결함 성장량을 더하여 결정한다. 타원형 결함에 대해서는 본 해석에서는 결함이 타원형상을 유지하면서 성장된다고 가정한다.

2.1.2.2 크립 영역에 있을 때

기기의 가동 이전에 발견된 제작결함에 대해 결함의 성장 이전에 개시 단계에 대한 해석이 수행되어야 한다. 균열개시에 관한 해석은 아래의 크립-피로 균열개시 절차 또는 크립-피로 균열성장 절차에 따라 수행한다.

(a) 크립-피로 균열개시

다음 절차를 따라 균열개시에 소요되는 사이클 수를 결정한다.

- 결함으로부터 거리 '*d*'만큼 떨어진 곳에서의 실제 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_i}$ 를 결정하고, 균열개시 평가관련 사용계수 $A = \sum \frac{n_i}{N_{ai}}$ 를 결정한다. 여기서 n_i는 기기의 i타입 하중 사이클에서의 발생횟수이고, N_{ai}는 최대 온도에서 A3에 제시된 변형률 범위 $\left|\overline{\Delta\varepsilon_{el+pl}} + \overline{\Delta\varepsilon_{fl}}\right|_i / k$ 에 따른 재료의 피로수명이다. 여기서 별도로 명시하지 않은 경우에는 k=1.5이다.

- 유지시간 동안의 응력 $(\sigma_{kd})_i$ 의 결정

크립파단 사용률 $W_i\left[(\sigma_{kd})_i / K\right]$은 응력 $(\sigma_{kd})_i$ 을 A3의 크립 안전계수 K로 나눈 값을 이용해 결정한다. 별도의 설명이 없으면 K=1이다. (이 계수는 RCC-MR RB-3200의 0.9와 ASME-NH의 0.67에 비해 보수적으로 설정된 값이다.) 여기서 결함 선단으로부터 거리 d만큼 떨어진 곳에서의 실제 변형률 $\overline{\Delta\varepsilon_i}$ 는 Creager의 formula를 이용하는 σ_d 방법에 의해 $\left|\overline{\Delta\sigma_{de}}\right|_i$ 로부터 소성 및 크립에 따른 변형률 $\Delta\varepsilon_i = \left|\overline{\Delta\sigma_{el+pl}} + \overline{\Delta\varepsilon_{fl}}\right|_i$ 을 결정할 수 있다.

균열 개시에 관한 전체 피로 사용률 A 및 크립 사용률 W는 모든 하중 사이클에 대한 선형합산으로 다음 식에서와 같이 나타난다.

$$A + W = \sum A_i + \sum W_i \tag{2-8}$$

만일 (A, W) 점이 A3.58의 크립-피로 이직선 선도(bilinear interaction diagram) 내에 들어가면 초기 결함은 하중 작용시간 t동안 개시하지 않는 것으로 간주한다. 4장의 방법론을 따른 속성 파단(fast rupture) 해석은 초기 결함에 대해 수행한다.

여기서 (A,W)가 크립-피로 이직선 선도 바깥에 있으면 개시 해석을 완료하고, 나머지 잔여 사이클에 n_{ir}에 대해 성장해석을 수행해야 한다.

다음 식의 결함을 발견한 시간 t_a에서 각 i타입에 대한 잔여 사이클 n_{ir}은 식 (2-2)와 같이 표현되고, 잔류 사이클은 식 (2-3)과 (2-4)와 같이 정의된다.

본 지침은 균열개시에 대해 기본적으로 σ_d 방법에 기초하여 평가하고 있다. 오스테나이트강에 대해 특성길이 ‘d’를 50μm(0.05mm)로 규정하고 있으며, 균열개시 평가에서 사용하는 응력과 변형률은 모두 ‘d’위치에서의 값을 이용한다. 이 평가에서 주의를 요하는 것은 피로평가에서는 RCC-MR의 RB-3200에서와는 달리 변형률 범위에 당초 포함되어 있는 안전계수(변형률 범위에 2, 수명에 20)에 대해 인자(K=1.5)를 나누어줌으로써 피로곡선 데이터를 Best estimate 곡선에서 가까운 데이터를 사용한다는 점이다. 피로수명, N_d는 이 수명곡선에 기초하여 결정한다. 또한 크립평가에서는 RCC-MR의 RB-3200에서와는 달리 유지응력(sustained stress) 결정시 σ_k/k에 안전계수로 고려했던 k(=0.9)를 나누지 않고(c.f. ASME NH에서는 k=0.67), k=1의 값을 그대로 사용한다는 점도 특기할만한 사항이다.

(b) 크립-피로 균열성장

초기 결함 발견시간 t_o로부터 수명말기 시간인 t_f에서의 최종 균열 형상과, 여기에 소요되는 사이클 수를 평가한다. 본 결함 평가에서 결함 형상의 기하학적 변화는 전적으로 크립-피로 균열 성장에 의해서만 발생한 것으로 가정한다.

크립-피로 하중에서의 균열개시 해석은 위의 크립-피로 균열개시에 제시된 절차를 따른다. 균열성장해석에서 각 과도기에 대해 고려해야 할 사이클수는 앞에서 언급된 바와 같이 n_{ir}이다. 평가절차는 다음과 같다.

각 사이클 타입 i에서 피로성장량 $(\delta a_{fa})_i$ 및 크립 성장량$(\delta a_{fa})_i$은 다음과 같다.

• 피로 균열성장량 $(\delta a_{fa})_i$의 계산

소성영향을 고려하여 수정된 최대 응력강도범위 $(\Delta K_{eff})_i$를 식(2-5)~(2-8) 과정을 거쳐 계산하고, 이를 이용해 다음과 같이 피로균열 진전량을 결정한다.

$$(\delta a)_i = C \cdot \left\lfloor (\Delta K_{eff})_i \right\rfloor_n \tag{2-9}$$

그러면 새로운 결함 크기는 $a+(\delta a_{fa})_i$가 된다.

• 크립 균열성장량 $(\delta a_{fl})_i$의 계산

고온 유지시간 동안 A16.7700을 따라 $C_i^*(t)$을 계산한다.
유지시간 t_i동안 균열 성장법칙을 따라 크립에 따른 손상의 성장을 다음 식을 이용하여 계산한다.

$$(\delta a_{fl})_i = \int_{t_i}^{t_i+t_{mi}} A\left(C_i^*(t)\right)^q dt \tag{2-10}$$

그러면 피로 및 크립하중에 따른 결함의 새로운 크기는 $a+(\delta a_{fa})_i+(\delta a_{fl})_i$가 된다.

t_f에서의 최종 결함의 크기는 모든 하중 사이클에 따른 결함 성장량을 더해서 얻는다. 타원형 결함에 대해 본 해석에서는 결함이 타원형 형상을 유지하면서 성장한다고 가정한다. 여기서 기기 내의 결함이 진전함에 따라 C^* 적분을 다시 계산해야 되는데, 하중 사이클이 바뀔 때나 결함이 초기 결함 크기의 10%만큼 성장할 때마다 적어도 한 번씩은 재계산을 수행해야 한다.

(c) 소성 불안정성

기기의 수명이 종료되는 시점 t에서 운전조건 A, B, C기준(A16.1000)에 명시된 하중 및 결함형상에 대해 결함부의 줄어든 단면에서 RCC-MR RB, RC 3251(크립 무시할 수 있을 때), RB, RC 3252에 명시된 일차 응력요건을 만족시켜야 한다. 이 규칙은 4장의 균열불안정성 평가에서 자세히 다루기로 한다.

2.1.3 균열개시 평가를 위한 σ_d 방법

균열이 본격적인 성장을 하기 직전까지의 상태를 균열개시라 하고 균열개시를 평가하는데 앞의 절차들에서 사용한 것과 같이 균열선단으로부터 특성 길이 '*d*'만큼 떨어진 곳에서 얻은 응력 σ_d를 이용한 방법을 적용하는데 이에 대한 기술적 내용을 설명하였다. 특성길이 '*d*'는 재료에 의존하는 재료상수로써 실험과 해석에 의거하여 특정한 방법에 의해 구해지며, 오스테나이트강에 대해서는 50μm로 규정한다. (Mod.9Cr-1Mo 강에 대해서는 향후 결정될 예정이다.)

- Creager의 공식(Formulae)

균열체에서 Creager의 공식은 특이 탄성장 응력 σ_{de}에 대해 균열 선단의 거리 *r*과 위상각도 θ 의 함수로 표현되는 해석적 해를 제시한다. 반경 ρ가 3.236*d* (*d*는 특성길이)보다 크거나 같을 때 거리 그림 2.1에서 *r*은 다음 식에서와 같이 둥근 형태의 노치에 대해 응력평가를 위한 선단 부근의 좌표는 $(\rho/2+r)$로 곡률 반경의 반을 고려하여 계산한다.

$$r = d + \frac{\rho}{2} \qquad (2\text{-}11)$$

그 외의 경우로서 반경 ρ가 3.236*d*보다 작을 경우에는 ρ=0으로 간주한다.

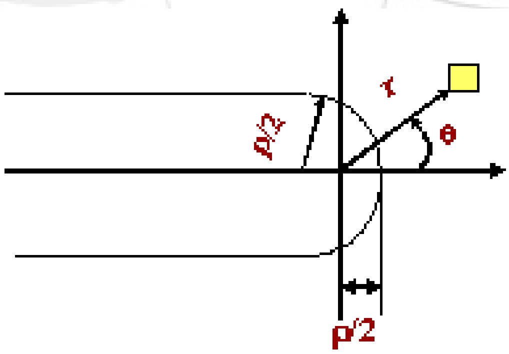


그림2.1 결함선단 형상

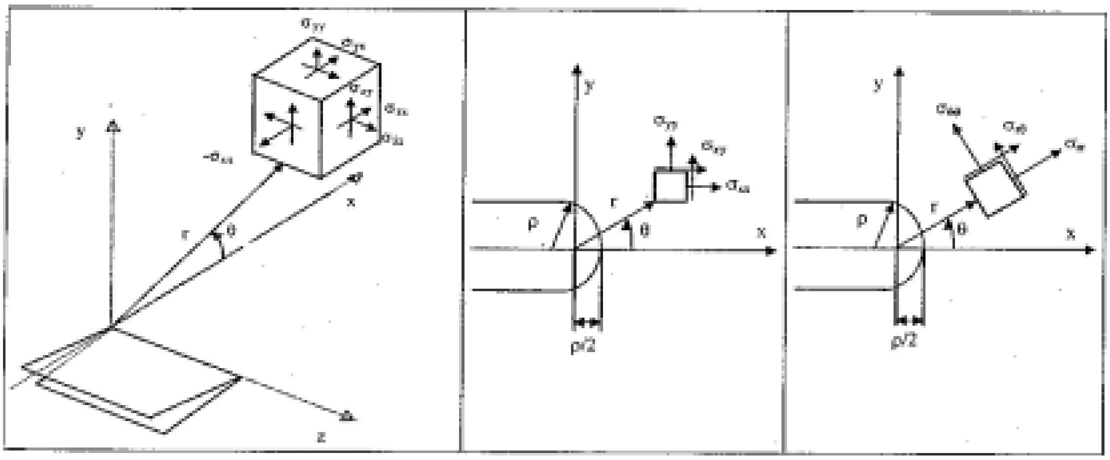


그림2.2 균열선단 부근에서의 응력성분 정의

결함부의 크립-피로 평가를 위해 제시된 ‘σ_d 방법’은 결함이 없는 구조물에서 RCC-MR의 절차를 따라 크립-피로 손상평가를 수행하여 손상값이 1에 도달하면 균열이 발생한 것으로 간주하는 방법을 결함이 있는 구조물에 확장 적용하는 방법이다. 즉, 결함 선단에서 ‘d’ 만큼 떨어진 지점에서 크립-피로 손상평가를 수행하여 손상값이 1에 도달하면 균열개시(즉, 균열이 성장하기 시작)가 발행한 것으로 평가하는 것이다. ‘σ_d 방법’에서는 불연속 부위로부터 특성길이(characteristic length) '*d*' 만큼 떨어진 위치에서의 응력과 변형률을 이용하여 손상을 평가하며 오스테나이트강의 경우 특성길이 ‘*d*’는 50μm로 설정되어 있다. 상세한평가절차는 다음과 같다.

2.1.3.1 Creager-Neuber 식을 이용한 $\overline{\Delta\sigma_{de}}$ 의 계산

탄성적으로 계산한 위치 ‘*d*’에서의 응력 $\overline{\Delta\sigma_{de}}$ 와 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_1}$ 은 소성을 고려하지 못한 것이다. 실제적인 변형률 범위는 $\overline{\Delta\varepsilon_i}$ 는 다음 절차를 이용해 결정한다.

- 각 하중 사이클에서 응력 σ_{de} 를 계산한다.
- 시간 *t*와 *t'*에서 응력범위 $\sigma_{de}(t,t')$ 를 의미하는 텐서는 다음 식으로부터 결정한다.

$$\sigma_{de}(t,t') = \sigma_{de}(t) - \sigma_{de}(t') \tag{2-12}$$

- 균열면 텐서 $\sigma_{de}(t,t')$ 에서 Rankine 등가응력(응력텐서의 최대 주응력) $\overline{\sigma_{de}(t,t')}$ 을 계산한다.
- 해석대상 사이클에서 등가 응력범위 $\overline{\Delta\sigma_{de}}$ 는 모든 시간 조합(*t,t'*)에서 $\overline{\sigma_{de}(t,t')}$ 이 최대값이 되는 응력범위이다.

$$\overline{\Delta\sigma_{de}} = Max_{t,t'}\left[\overline{\sigma_{de}(t,t')}\right] = \left[Max_{t,t'}[\overline{\sigma_{de}(t) - \sigma_{de}(t')}\right] \quad (2\text{-}13)$$

각 사이클 i에서 실제 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_i}$ 는 다음과 같이 네 개의 변형률 성분을 합산하여 구한다.

$$\overline{\Delta\varepsilon_i} = \overline{\Delta\varepsilon_1} + \overline{\Delta\varepsilon_2} + \overline{\Delta\varepsilon_3} + \overline{\Delta\varepsilon_4} \quad (2\text{-}14)$$

각 항들은 최대 온도에서 RCC-MR A3.59의 다축 사이클릭 곡선을 이용하여 결정하며, 세 개 변형률 범위의 식은 그림 2.3과 같고, 각 항은 다음과 같이 계산된다.

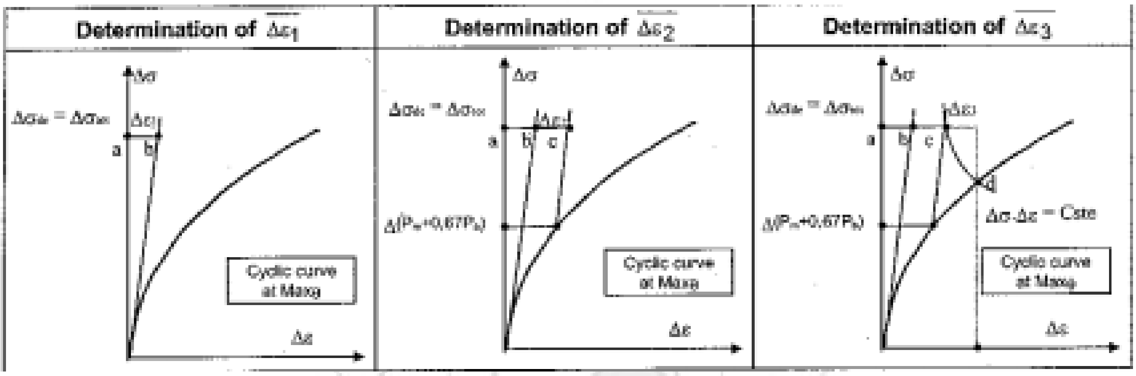


그림2.3 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_1}$, $\overline{\Delta\varepsilon_2}$, $\overline{\Delta\varepsilon_3}$ 의 결정

- $\overline{\Delta\varepsilon_1}$ 의 계산 : 탄성 변형률 범위로 그림 2.3의 첫 번째 그림에 변형률이 나타나 있다.

$$\Delta\varepsilon_1 = \frac{2\cdot(1+\nu)}{3}\cdot\frac{\overline{\Delta\sigma_{de}}}{E} \quad (2\text{-}15)$$

- $\overline{\Delta\varepsilon_2}$ 의 계산

일차응력 변화에 따른 소성 gain을 의미한다. 특히 탄성추종이 발생할 때 고려한다.

- $\overline{\Delta\varepsilon_3}$ 의 계산

노이버 룰을 따른 소성 gain으로 그림 2.3의 세 번째 그림에 변형률이 나타나 있다.

$$\overline{\Delta\varepsilon}\cdot\overline{\Delta\sigma} = \left(\overline{\Delta\varepsilon_1} + \overline{\Delta\varepsilon_2}\right)\cdot\overline{\Delta\sigma_{de}} \quad (2\text{-}16)$$

- $\overline{\Delta\varepsilon_4}$ 의 계산 : 삼축응력 상태에 따른 변형률의 소성 gain

$$\overline{\Delta\varepsilon_4} = (K_v - 1) \cdot \overline{\Delta\varepsilon_1} \tag{2-17}$$

여기서 계수 K_v는 A3.59의 $\overline{\Delta\sigma_{de}}$ 곡선으로부터 결정한다.

2.1.3.2 σ_d의 결정

탄성적으로 계산한 $\overline{\Delta\sigma_{de}}$ 와 $\overline{\Delta\varepsilon_1}$ 은 소성이 반영되어 있지 않으므로 노치 선단으로부터 거리 '*d*'만큼 떨어진 위치에서 소성을 고려한 실제 응력 σ_d 는 다음의 Creager-Neuber 룰을 이용해 결정한다.

- 균열 면에서 Rankine 등가응력 형태로 Creager 공식을 이용해 $\overline{\sigma_{de}}$ 를 계산한다.
- 사용온도에서의 평균 재료 인장곡선과 노이버 절차를 이용해 그림 2.4에서와 같이 탄소성 응력 σ_d를 결정한다.

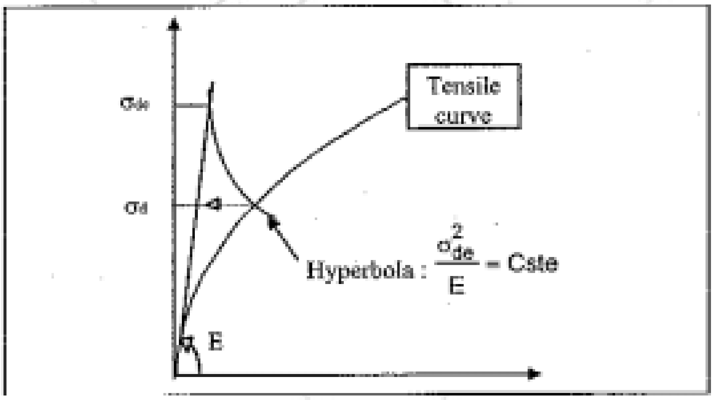


그림2.4 노이버 룰을 따른 σ_d의 결정

2.1.3.3 σ_d 방법을 이용한 크립 균열 개시 평가

탄성해석 결과를 이용하여 다음과 같이 크립-피로 균열개시를 평가할 수 있다.

- $\overline{\Delta\varepsilon}$ 의 계산

전체 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon}$ 는 탄소성에 의한 변형률과 크립에 의한 변형률을 합산하여 다음과 같이 계산된다.

$$\overline{\Delta\varepsilon} = \overline{\Delta\varepsilon_{el+pl}} + \overline{\Delta\varepsilon_{fl}} \tag{2-18}$$

- 소성에 의한 변형률 증폭 $\overline{\Delta\varepsilon_{el+pl}}$

  : 탄소성 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_{el+pl}}$ 는 앞에서 구한 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_i}$ 이다. 물성치에 관한 RCC-MR A3의 데이터를 이용해 변형률 범위를 결정한다.

- 크립에 의한 변형률 증폭 $\overline{\Delta\varepsilon_{fl}}$

  크립변형률 $\overline{\Delta\varepsilon_{fl}}$ 의 평가는 하중 사이클 동안 최대온도에서 A3.63에 제시된 σ_{kd} 응력에 따른 크립 power law를 이용하여 결정한다. 크립 손상을 평가하기 위한 유지응력 σ_{kd} 의 결정과정은 다음과 같다.

- σ_{kd} 의 계산

각 하중 사이클에서 결합선단으로부터 'd'만큼 떨어진 위치에서의 응력 σ_{kd} 는 유지시간 동안에 대해 결정한다.

* 각 유지 시간의 초기에 σ_{kd} 는 다음 식으로 주어진다.

탄소성 변형률 범위가 결정되면 그림 2.5와 같은 최대온대에서의 사이클릭 곡선을 이용하여 $\overline{\Delta\varepsilon_{el+pl}}$ 로부터 $\Delta\sigma^*$ 를 결정한다. 유지시간 초기의 응력은 $\sigma_{kd} = 0.5\Delta\sigma^*$ 이며, 이를 이용해 크립 손상을 평가할 경우 간단하지만 보수적인 결과를 얻는다.

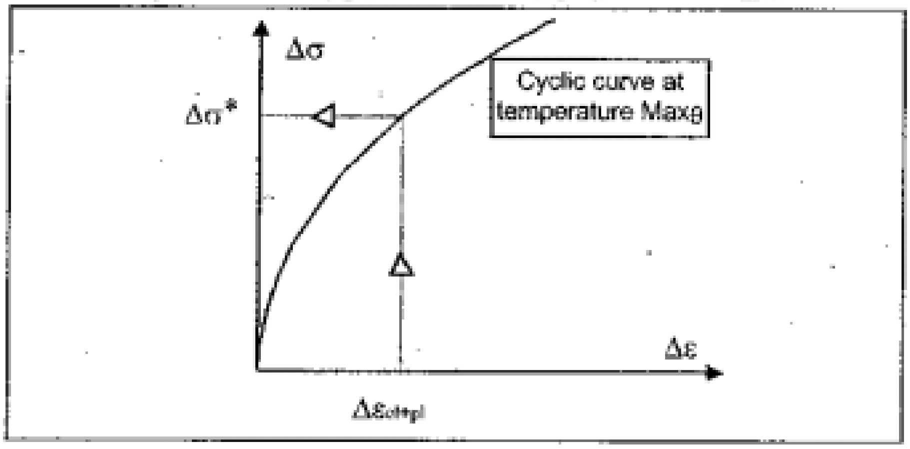


그림2.5 $\Delta\sigma^*$ 의 결정

* 유지시간 동안에는 응력이 일반적으로 일정하게 유지된다. 유지시간 동안 응력완화가 제한적으로 일어나는 경우에는 σ_{kd} 가 덜 보수적으로 계산된다. 응력완화에 대한 threshold 값, 즉 더 이상 완화가 되지 않는 일차응력 수준은 $\sigma_{seuil} = P_m + 0.67P_b$ 이다.

응력완화는 다음 속도로 발생한다.

$$\dot{\sigma}(t) = -\frac{E\dot{\varepsilon}_{fl}}{C_r} \tag{2-19}$$

여기서 E는 영률, C_r은 탄성추종 및 삼축응력 계수로 일반적으로 ‘3’으로 주어지고 설계자가 정당화시킬 수 있다면 3보다 작은 수를 쓸 수도 있다. 또한 $\dot{\varepsilon}_{fl}$ 은 크립 변형률 속도로 응력 σ(t)와 크립 변형률 $\varepsilon_{fl} = \frac{C_r}{E}\cdot\left(0.5\cdot\Delta\sigma^* - \sigma(t)\right)$에 대해 A.63에서 크립 power law로 제시하고 있는 크립 변형률이다.

2.1.4 FMS강 기기의 피로균열 및 크립-피로 균열의 개시 및 성장

(주 : 기계핵심기반기술개발 과제와 GEN-IV 고온 LBB 평가기술 개발 과제에서 중점적으로 추진하고 있는 항목으로 추후 작성 및 보완될 것임.)

3. 고온 크립-피로 균열 성장 평가

3.1 평가절차

고온 구조물에 대한 크립-피로 균열 성장을 평가하기 위하여 원자력 기술선진국에서 개발한 코드에는 프랑스 RCC-MR의 A16, 영국의 R5/R6 그리고 일본의 JNC 평가법 등이 있다. 이들 코드들은 공통적으로 크립-피로 균열 성장량을 크립 균열 성장량과 피로 균열 성장량을 각각 계산하여 이들의 선형합으로써 계산한다. 본 지침서에서는 2002년 발간된 RCC-MR A16 평가 절차에 의한 크립-피로 균열 성장 평가법을 제시하였다.

크립-피로 균열 성장 평가의 목적은 t_0 에서의 초기 균열 형상이 시간 t_f 에서 각 하중사이클에 따른 균열의 형상을 평가하기 위한 것으로 균열의 형상은 크립-피로 균열 성장에만 전적으로 의존하며 변한다.

예비적으로 균열 개시 해석이 2장의 절차에 따라 먼저 이루어져야 한다. 평가에 고려되는 하중 사이클은 그림 3.1에서 정의되는 잔류사이클 수(n_{ir})과 총사이클수 (n_i) 이다.

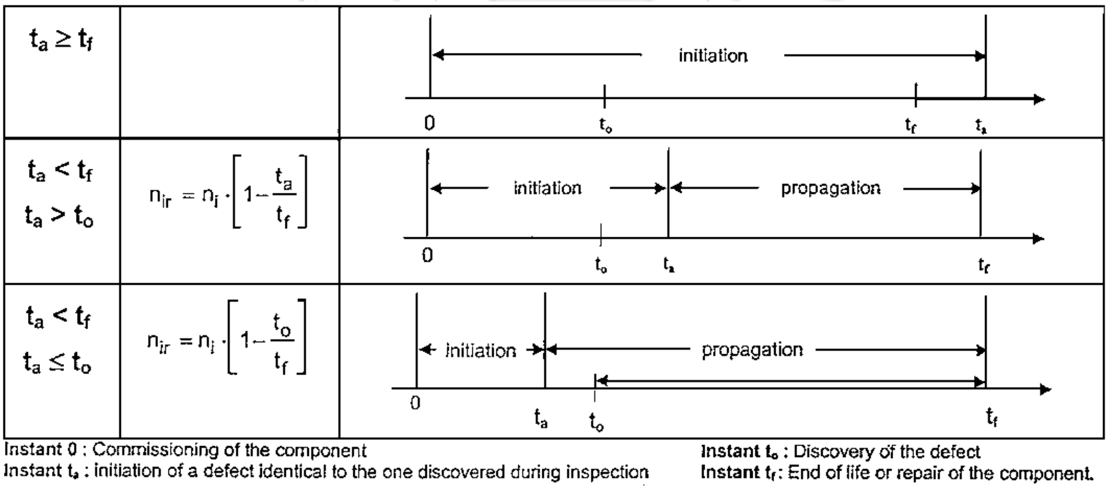


그림 3.1 잔류사이클(n_{ir}) 결정 방법

i 번째 종류의 사이클에 대하여 하중 사이클 및 잔류사이클을 고려한 피로 균열 성장 $(\delta a_{fa})_i$ 과 크립 균열성장 $(\delta a_{fl})_i$ 을 아래의 절차에 따라 수행한다.

i) 피로 균열성장 평가 $(\delta a_{fa})_i$

* A16.3213 절차를 따른 소성 영향을 고려한 최대 유효응력 강도계수$(\Delta K_{eff})_i$

를 계산한다.

* A16.9000에서 정의된 재료 물성치를 이용한 피로 피로 균열 성장 평가식에 따라서 균열 성장량을 평가한다.

$$(\delta a_{fa})_i = C \cdot \left[\left(\Delta K_{eff} \right)_i \right]^n \tag{3-1}$$

* 새로운 균열의 크기를 계산한다. $a + (\delta a_{fa})_i$

ii) 크립 균열성장 평가 $(\delta a_{fl})_i$

* A16.7700 절차에 따른 유지시간 동안의 크립 균열 성장 매개변수인 $C_i^*(t)$ 를 계산한다.

* A16.9000에서 정의된 재료 물성치를 이용한 크립 균열성장 평가식에 따라서 유지시간 동안 크립에 의한 균열 성장량을 평가한다.

$$(\delta a_{fl})_i = \int_{t_i}^{t_i + t_{mi}} A \cdot \left(C_i^*(t) \right)^q dt \tag{3-2}$$

* 새로운 균열의 크기를 계산한다. $a + (\delta a_{fa})_i + (\delta a_{fl})_i$

iii) t_f 에서의 최종 균열크기는 사이클 유형에 대하여 하중사이클 수에 따른 성장량을 계산하여 이들을 모두 더함으로써 구해진다.

$$a_f = \sum_{i=1}^{n} a + (\delta a_{fa})_i + (\delta a_{fl})_i$$

반타원형 균열의 경우, 균열이 성장함에 따라 타원형 형상은 유지된다고 가정한다. 균열 성장 평가는 타원의 꼭지점(그림 3-2)에 적용된다. 평가 절차의 마지막에는 시간 t_f 에서의 최종 길이 L_f 와 최종 깊이 a_f 가 결정되고 급속파단 해석이 이루어질 균열 크기를 결정한다.

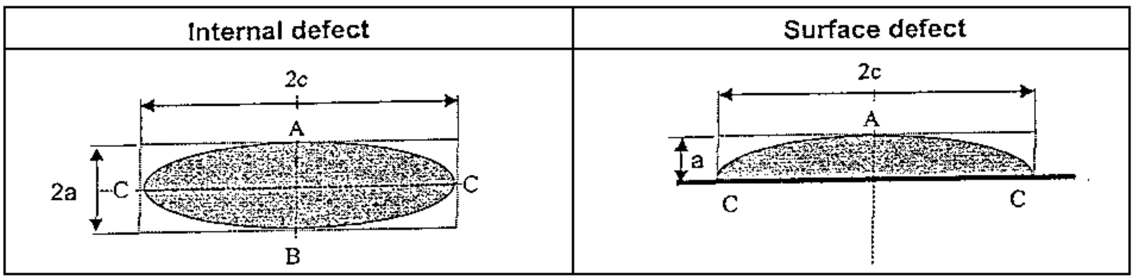


그림 3.2 타원 꼭지점(Apex of the ellipse)

이때 주의할 것은 균열이 성장함에 따라 $C_i^*(t)$ 계산은 초기 균열이 아니라 크기가 바뀐 균열으로 갱신하면서 평가해야 한다는 점이다. 성장량이 초기 길이의 10%에 이르는 매 시간 또는 전 사이클 동안에는 균열 크기를 성장된 균열 크기로 갱신하여 계산되어야 한다.

3.2 평가절차 적용예시

균열의 성장평가의 예로써 그림 3.3에 보인 것과 같이 KALIMER-600의 IHTS 배관을 선정하여 평가절차를 적용함으로써 본 지침서 사용자의 이해를 돕도록 하였다.

온도조건은 정격 조건으로부터 530℃로 설정하였고 배관의 내압은 정상 상태 압력이 약 0.35MPa 이지만, 여기서는 보수적인 계산을 위하여 편의상 1.5MPa를 적용하였다. 막응력은 축하중, 내압에 의해 발생하지만, IHTS 배관은 단열되기 때문에 배관의 내외부 온도차에 의한 굽힘 응력은 막응력에 비해 무시할만큼 작은 값이므로 여기서는 배제하였다. 막응력값은 22.1MPa이고 참조응력 및 참조변형률 값은 각각 101.6MPa, 0.0815%로 계산되었으며, k_m, k_b는 각각 1, 0.5135이다.

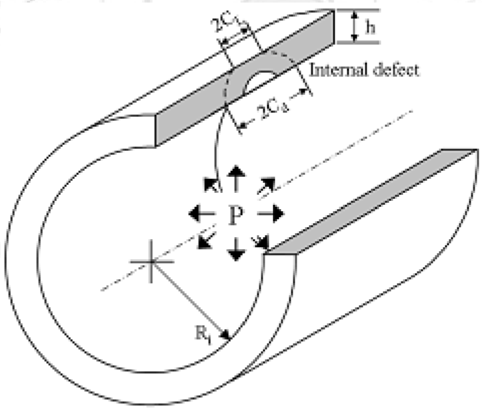


그림 3.3 적용 배관 모델 및 하중 요건

IHTS 배관의 가상 균열에 대한 크립-피로 성장 평가 모델은 임계 균열평가에 적용한 것과 동일한 모델이지만 초기 균열의 크기는 하중 요건에 따른 균열 성장 양상을 고려하여 설정하였다. 초기 균열은 배관 내부의 반타원 형상으로 설정하였으며, 하중 사이클 및 고온 유지시간이 진행됨에 따라 균열이 관통하는 것으로 가정하였다. 배관의 내부에 존재하는 반타원형 균열이 점차 성장하여 관통이 발생할 때의 균열 크기는 A16의 Master Curve로부터 계산된다. 임계 균열평가에 적용한 동일

한 형상 및 조건을 Master Curve에 적용한 결과 관통이 발생할 때의 내부 균열의 크기는 2.793cm로 나타났다. 관통 균열도 미관통 균열과 마찬가지로 하중 사이클이 반복됨에 따라 크립-피로 하중에 의한 균열이 성장하므로 관통이 발생한 배관의 외부 결함도 이에 따라 성장한다. 그러므로 본 연구에서는 초기 균열로서 배관의 내부 크기는 2.85cm, 외부 크기는 0.057mm로 설정하였다.

초기 설정된 관통 균열에 대하여 균열 성장을 평가하였다. 크립-피로 균열 성장량은 크립 균열 성장량과 피로 균열 성장량을 각각 계산하여 이들의 산술합으로 평가한다. 초기 균열의 크기가 Master Curve에서 구한 균열크기 이하의 값이므로 관통 균열은 배관의 내·외부에서 동시에 성장한다고 보았다.

피로 균열성장

KALIMER-600 IHTS 배관은 단열을 하므로 배관 내외면 온도차에 의한 열응력은 발생하지 않는 것으로 가정하였다. 하지만 배관 전체배치에서의 열팽창에 의한 발생하는 하중들은 모멘트, 축하중 및 하중 등으로 배관에 작용한다. 오스테나이트 계열의 강에 대한 피로 균열성장은 A16.1R에 나타난 바와 같이 식 (3-3)로 계산된다. 식 (2-3)에서 C 값은 온도 범위에 따라 정의된 값으로부터 계산되는데 526℃에서의 값은 아래의 식 (3-3)으로 표현된다.

$$\delta a_f = C \cdot \left[\Delta K_{eff}\right]^n = 4.52\times10^{-8} \cdot \left[\Delta K_{eff}\right]^{3.3} \quad (3\text{-}3)$$

유효 응력강도계수범위(ΔK_{eff})는 J-적분 매개변수로부터 계산되는데, 열하중이 없는 조건에서의 단순화된 J-적분 매개변수는 식 (3-4)로부터 계산된다.

$$J_s = J_{el}^{me} \cdot \left[\frac{E \cdot \varepsilon_{ref}^{me}}{\sigma_{ref}^{me}} + \psi\right] \quad (3\text{-}4)$$

원주방향 관통균열에 대한배관 구조물의 응력강도계수는 식 (3-5)로부터 계산된다.

$$K_I = \left[\sigma_m \cdot F_m + \sigma_b \cdot F_b + \sigma_{gb} \cdot F_{gb}\right] \cdot \sqrt{\pi \cdot c} \quad (3\text{-}5)$$

이 관계식으로부터 계산된 J-적분값은 $J_s = 1.41[MPa \cdot mm]$ 이며, 유효 응력강도계수범위는 $\Delta K_{eff} = 14.59[MPa \cdot m^{1/2}]$ 가 되어 피로 균열 성장량은 식 (3-6)으로부터 평가된다.

$$\frac{da}{dN} = 3.14\times10^{-4}[mm/cycle] \quad (3\text{-}6)$$

크립 균열성장

크립 균열성장량은 본 연구에서 고려중인 240,000시간 고온 유지조건을 고려하여 이루어진다. 오스테나이트 계열의 강에 대한 피로균열성장은 A16.1R에 나타난 바와 같이 식 (3-7)로 계산된다. A16.1R에서 식 (3-7)의 A, q 값은 온도 범위가 550℃~625℃인 경우에 정의된 값이지만, 정상상태 배관 온도가 526℃인 점을 고려할 때 설정 온도와 적용가능 온도 사이의 온도 차가 크지 않으므로 식 (3-7)을 적용해도 어느 정도 보수적인 평가가 되겠지만 타당할 것으로 판단된다.

$$\delta a_c = A \cdot \left[C^*\right]^q = 8.05 \times 10^{-2} \cdot \left[C^*\right]^{0.81} \tag{3-7}$$

기계적 하중이 작용하는 경우 식 (3-7)의 매개변수인 C^* 는 식 (3-8)의 단순화된 관계식으로부터 계산된다.

$$C_s^* = J_{el} \cdot \left[\frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_{ref}}{\sigma_{ref}}\right] \tag{3-8}$$

참조변형률속도($\dot{\varepsilon}_{ref}$)는 A3에 수록된변형률 관계식으로부터 계산된다. 이로부터 계산된 매개변수의 값은 $C_s^* = 9.043 \times 10^{-9} [MPa \cdot mm/hr]$ 이 되어 시간에 따른 균열성장량은 식 (3-9)로부터 계산된다.

$$\frac{da}{dt} = 2.457 \times 10^{-8} [mm/hr] \tag{3-9}$$

원자로 고온 유지시간이 240,000시간이고, 운전수명동안 고려되는 기동/정지 횟수를 20회라고 가정할 경우 사이클당 고온 유지시간은 12,000시간이 된다. 그러므로 식 (3-6)과 (3-9)로부터 계산되는 원자로 기동/정지반복하중에 따른 크립-피로 균열성장은 식 (3-10)로부터 계산된다.

$$\frac{da}{dN} = 3.14 \times 10^{-4} + 2.948 \times 10^{-8} [mm/cycle] \tag{3-10}$$

20 사이클(240,000시간) 후의 균열 성장량은 0.0122mm로 평가되었다. 이 값을 초기균열 크기에 적용하면 내부 균열과 외부 균열의 크기는 각각 28.51mm, 0.582mm가 된다.

4. 고온구조 LBB 평가

파단전누설(Leak Before Break; LBB) 해석의 목적은 유체를 담고있는 용기나 배관 구조물에서 누설이 발생할 때, 누설 균열부에서 구조 파단이 발생하기 전에 누설량을 운전 상태에서 감지할 수 있는지를 결정하기 위한 것이다. 원자로 구조물들은 결함이 없도록 설계 및 제작되어야 하지만 대부분의 구조물들은 처음부터 재료에 결함이 존재하거나 용접, 제작 및 설치 중에 균열이 발생할 수 있는 결함을 포함할 수 있고, 또한 운전하중에 의해 결함이나 균열이 발생하여 가동중검사시 발견될 수 있다. 따라서 결함이나 균열을 포함하거나 발생 가능성이 있는 고온구조물의 운전하중에 대한 구조적 거동을 정확히 예측하는 기술이 필요하다.

그림 4.1은 가압경수로와 액체금속로에 대한 LBB 적용에 따른 차이점을 나타낸 것이다. 크립 손상이 발생하지 않는 400℃ 이하에서 운전되는 가압경수로의 설계에는 파단전누설 기술이 비교적 잘 정립되어 경제성을 향상시키는 목적으로 널리 사용되고 있다. 고온에서 운전되는 액체금속로에 적용할 고온구조 파단전누설은 피로손상 뿐만 아니라 고온 크립 손상에 대한 파괴역학적 평가 기술을 바탕으로 원자로의 경제성 및 안전성의 향상을 주목적으로 하고 있다. 500℃ 이상 고온에서 운전되는 원자로에서 적은 비용을 투자하여 다량의 소듐 누출을 일으키는 배관양단파단(DEGB)이 발생되지 않음을 기술적으로 입증하고자 하는 것이다.

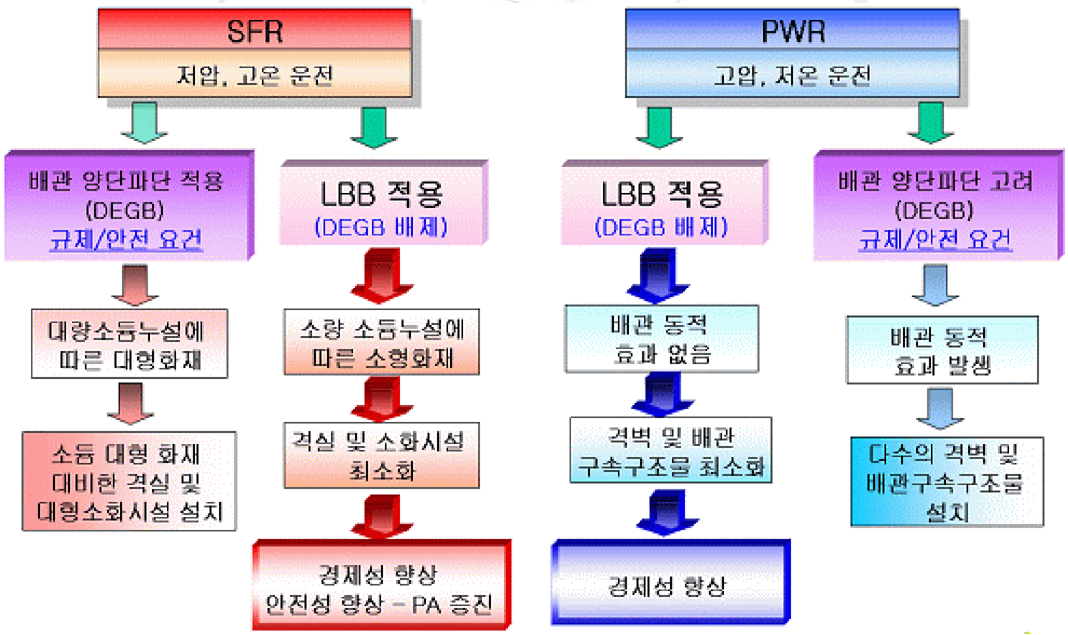


그림 4.1 파단전누설 적용 비교

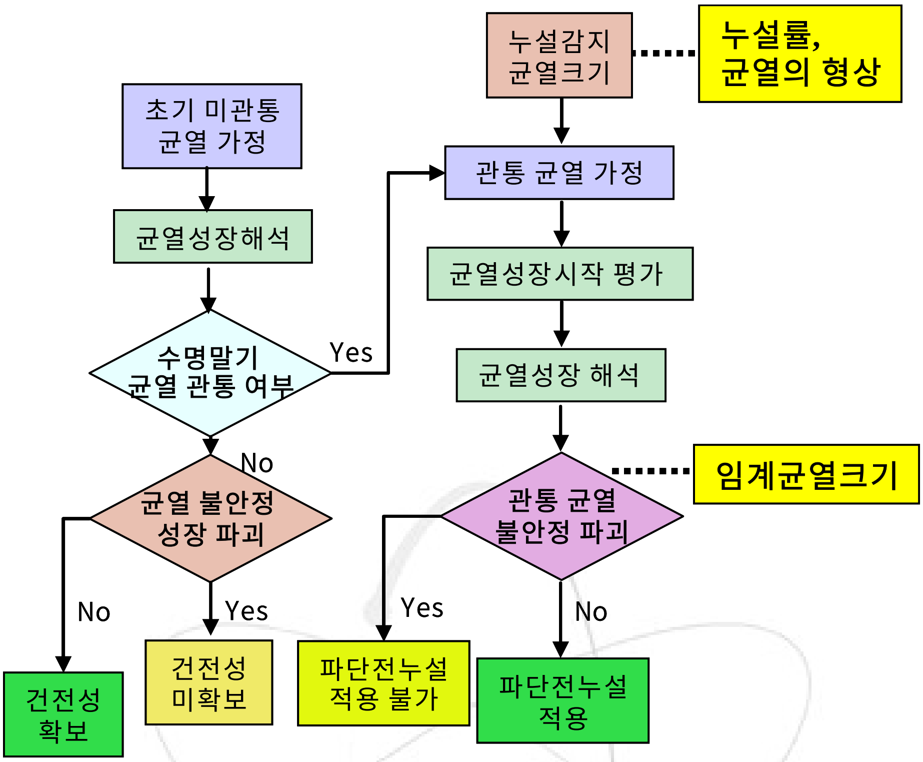


그림 4.2 고온 파단전누설 평가흐름도

고온 파단전누설의 전체적인 평가 흐름은 그림 4.2와 같다. 먼저 파단전누설을 적용할 관심 부위를 응력 해석 등의 방법을 통해 결정한다. 그리고 초기 미관통 균열을 가정하고, 고온 균열 성장 해석을 수행하여 균열의 불안정 파괴의 발생여부 평가한다. 마지막으로 누설을 수반하는 관통균열을 가정하고, 고온 균열 성장 평가를 수행하여 임계균열로 성장하는지를 평가한다. 엄밀한 의미에서 미관통균열의 관통균열로 성장하는지 여부를 판단하는 것은 구조건전성 평가에 관한 것이고 관통균열이 파단에 이르는 임계균열로 성장하는지 여부를 판단하는 것이 파단전누설에 관한 것인데 본 지침에서는 구조건전성 평가에서 사용되는 고온균열의 개시와 성장 평가기술은 파단전누설 평가기술과 공통된 부분이므로 그림 4.2에 보인 것과 같이 구조건전성 평가를 광의의 파단전누설에 포함하여 기술하였다.

본 지침서는 고온 파단전누설 평가법의 초안으로써 파괴역학 개념을 바탕으로 고온 파단전누설 평가 절차 및 단순화된 방법을 수록하였는데 RCC-MR 코드의 RB와 A16의 세부 절차를 주된 기반으로 적용하였다. 향후에는 상세한 절차를 추가하여 본 절차서만으로도 고온 파단전누설 평가가 가능하도록 보완해 나갈 예정이다.

4.1 누설감지

(Later)

4.2 누설률 및 누설균열 크기

4.2.1 최소 감지가능 누설량 결정

최소 감지가능 누설량 $(Q_{\min})$ 은 누설 감지방법과 누설감지에 사용되는 장비에 따라 달라진다. 감지가능 균열면적을 결정하기 위해 사용되는 감지가능 누설량 $(Q_{\det})$ 은 별도의 규정이 없으면 최소 감지가능 누설량의 10배로 설정한다. 즉, $Q_{\det} = 10 \cdot Q_{\min}$

a. 감지가능 균열 형상 치수

균열면의 형상은 복잡한 불규칙 형상이지만 그림 4.3과 같은 타원형이라고 가정한다. 감지가능 누설량을 알 수 있으면, 감지가능 균열의 폭 (δ) 과 크기 $(2c_L)$ 는 아래의 절차로 계산된다.

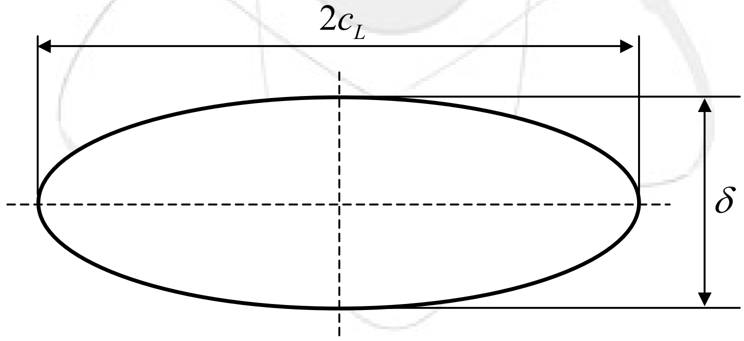


그림 4.3 균열 치수

b. 균열 열림 (δ) 계산

가상의 타원 균열에 대한 열림 (δ) 은 막응력 (σ_m) 과 굽힘응력 (σ_b), 균열의 길이 $(2c_L)$ 및 치수의 함수이다. 1단계 및 2단계 운전조건에서 누설은 운전중에 감지될 수 있다고 가정하면, 균열의 열림은 다음과 같이 결정된다.

* 4.2.3의 균열 열림 계산 절차에 따른 균열 열림은 $\delta = \delta_{el} \cdot \dfrac{E.\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}}$

평판의 관통 균열과 배관의 소형 균열의 경우, 계수 k_m, k_b는 표 4.1과 같이 주어진다. 탄성 균열 열림(δ)은 $(k_m \cdot \sigma_m - k_b \cdot \sigma_b) > C$일 때 적용 가능하며 그 값은 $\delta_{el} = \frac{4 \cdot c_L}{E} \cdot (k_m \cdot \sigma_m - k_b \cdot \sigma_b)$로 부터 결정된다.

표 4.1 평판 관통 균열 및 배관 소형 균열에 대한 k_m, k_b

a/b	k_m	k_b b/h=5	k_b b/h=20	k_b b/h=50	k_b b/h=500
0.000	1.000				
0.056	1.000	0.848	0.589	0.482	0.394
0.111	1.006	0.731	0.508	0.448	0.398
0.167	1.013	0.655	0.478	0.434	0.398
0.222	1.030	0.613	0.467	0.432	0.402
0.278	1.046	0.587	0.462	0.432	0.406
0.333	1.071	0.575	0.463	0.436	0.412
0.389	1.099	0.569	0.466	0.442	0.419
0.444	1.136	0.572	0.474	0.451	0.429
0.500	1.179	0.579	0.484	0.461	0.440
0.556	1.233	0.591	0.498	0.475	0.454
0.611	1.303	0.612	0.517	0.494	0.472
0.667	1.388	0.639	0.541	0.517	0.494
0.722	1.500	0.679	0.573	0.547	0.522
0.778	1.648	0.733	0.615	0.586	0.559
0.833	1.858	0.816	0.677	0.643	0.610
0.889	2.179	0.954	0.776	0.730	0.687
0.944	2.787	1.228	0.904	0.826	0.759

* 유한요소해석을 따르면 $\delta = f\left(\sigma_{m,}\sigma_{b,} \frac{c_L}{\sqrt{r_m h}}\right)$이다. 여기서, r_m은 평균 반지름이고 h는 두께를 나타낸다.

c. 레이놀즈 수(R_e) 계산

균열면을 회전하면서 통과하는 유동을 층류라고 가정하면 $(R_e)_{lam}$는 다음과 같이 계산된다.

* 유체의 층류속도 : $V_{lam} = \frac{\Delta P \cdot D_H^2}{48 \cdot \mu_{Na} \cdot h}$

* 타원이라 가정할 할 때의 수력 직경 : $D_H = \frac{\pi \cdot \delta}{2}$

* 그러므로 레이놀즈 수는 다음의 관계식으로 나타난다.

$$\left(R_e\right)_{lam} = \frac{p_{Na} \cdot V_{lam} \cdot D_H}{\mu_{Na}}$$

여기서, ΔP : 벽 내외면 사이에서의 압력차

h : 벽 두께

p_{Na} : 주어진 온도에서의 소듐 밀도

μ_{Na} : 주어진 온도에서의 소듐 동점성

$$Log_e\left(\mu_{Na}\right) = -5.7316 + \frac{508.07}{273+\theta} - 0.4925.Log_e\left(273+\theta\right)$$

온도에 따른 소듐의 물성치 p_{Na}, μ_{Na} 는 아래의 표 4.2와 같다.

표 4.2 온도에 따른 소듐의 밀도 및 동점성

Temp. (℃)	100	200	300	400	500	600	700
p_{Na} (kg/m³)	927	904	880	856	832	809	784
μ_{Na} (Ns/m³)	6.848e-4	4.569e-4	3.447e-4	2.792e-4	2.365e-4	2.066e-4	1.845e-4

d. 감지가능 균열 크기$\left(2c_L\right)$ 계산

1단계 및 2단계 운전조건에서 누설은 운전중에 감지될 수 있다고 가정하면, 감지가능 균열면의 길이$\left(2c_L\right)$는 다음의 유량 관계식을 만족해야 한다.

$$Q_{\det} = V \cdot A_L$$

$Q_{\det}$ 값을 알고 있으면 c_L은 수렴적 방법으로 계산된다.

* A_L : 감기가능한 타원형 균열의 면적, $A_L = \frac{\pi \cdot \delta\left(c_L\right) \cdot c_L}{2}$

* V : 유체의 속도

- $\left(R_e\right)_{lam} < 2300$ 이면 층류 영역이므로 유체속도는

$$V = \frac{\Delta P \cdot D_H^2}{48 \cdot \mu_{Na} \cdot h}$$

단순화된 식 $\delta_{el} = \frac{4 \cdot c_L}{E} \cdot \left(k_m \cdot \sigma_m - k_b \cdot \sigma_b \right)$ 를 사용하면, 감지가능 균열크기는 아래 식과 같으며, 개략적인 절차는 그림 4.4에 보였다.

$$c_L = \left[Q_{\det} \cdot \frac{6 \cdot \mu_{Na} \cdot h \cdot E^3}{\pi^3 \cdot \Delta P \cdot \left(k_m \cdot \sigma_m - k_b \cdot \sigma_b \right)^3} \right]^{\frac{1}{4}}$$

- $\left(R_e \right)_{lam} > 2300$ 이면 난류 영역이므로 유체 속도는

$$V = V_{tur} = \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta \mathrm{P}}{\rho_{Na} \cdot \left(1.5 + \frac{\lambda \cdot h}{D_H} \right)}}$$

여기서, λ 는 표면 거칠기(roughness)과 수력 직경(hydraulic diameter)의 함수로서 Idelcki로부터 결정되는데 대략적인 값은 $\lambda = 0.06$ 이다.

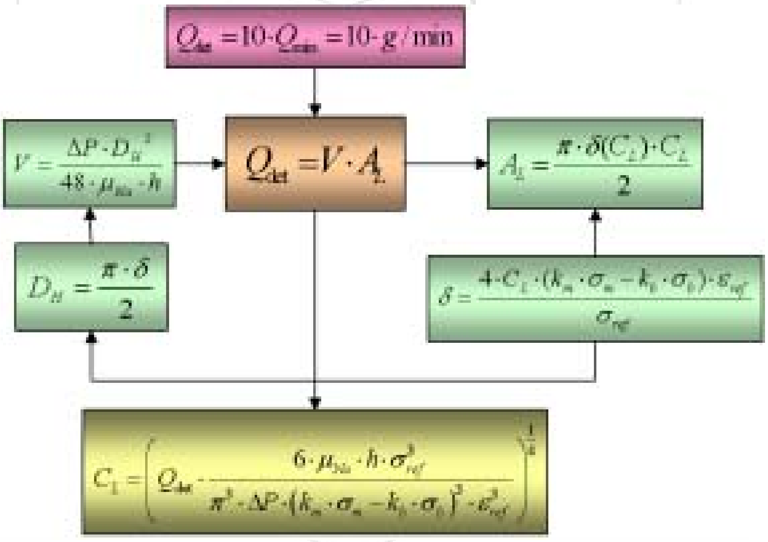


그림 4.4 배관에서의 감지가능 균열크기 결정

4.2.2 감지가능 관통 균열

a. 관통시의 균열

초기 반타원형 균열 $(a, 2c_i)$ 이 성장하여 관통이 이루어질 때 내부표면에서의 균열크기 $(2c_p)$ 는 아래의 절차로 결정된다.

• $2c_p = 2c_s$: 초기 균열의 크기 $(2c_i)$ 가 master curve에서의 점근 균열길이 $(2c_s)$ 보다 작

을 경우.

관통균열의 형상은 막응력과 굽힘응력의 크기에 의존한다. 관통균열형상을 결정하는 Master curve는 두께 방향의 막응력 범위($\Delta\sigma_m$)와 굽힘응력 범위($\Delta\sigma_b$)의 변화를 야기하는 주기적인 하중을 받는 평판이나 배관에 적용하는 것으로써 그림 4.5와 같다. 크립의 영향이 크다면 master curve는 유지시간동안의 막응력 (σ_m)과 굽힘응력 (σ_b)을 고려하여 적용된다.

• $2c_p = 2c_i$: 초기 균열의 크기($2c_i$)가 master curve에서의 점근 균열길이($2c_s$) 보다 큰 경우에 적용되는데 초기 균열은 깊이 방향으로만 성장.

x	c_s/h
0	9.5
0.1	7.25
0.2	5.54
0.3	4.21
0.4	3.43
0.5	2.89
0.6	2.35
0.7	2.06
0.8	1.81
0.9	1.62
1	1.47

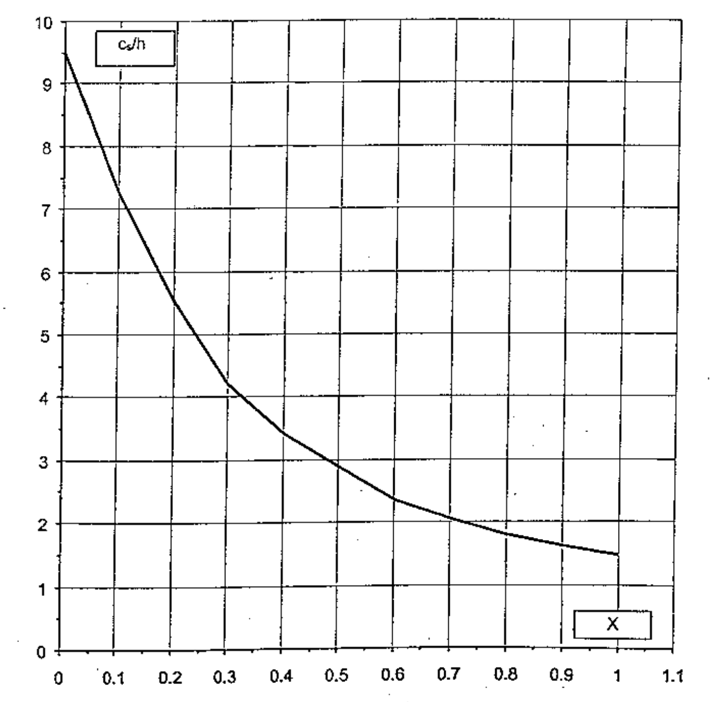


그림 4.5 하중비에 따른 관통균열 형상 Master Curve

$$\left(\frac{c_s}{h} = F(X) \text{ with } X = \frac{1}{1+\frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma_m}} \text{ or } X = \frac{1}{1+\frac{\sigma_b}{\sigma_m}} \right)$$

반타원형 균열이 관통에 이를 때까지의 균열 성장 양상을 굽힘응력과 막응력의 비에 따라 그림 4.6에 나타내었다.

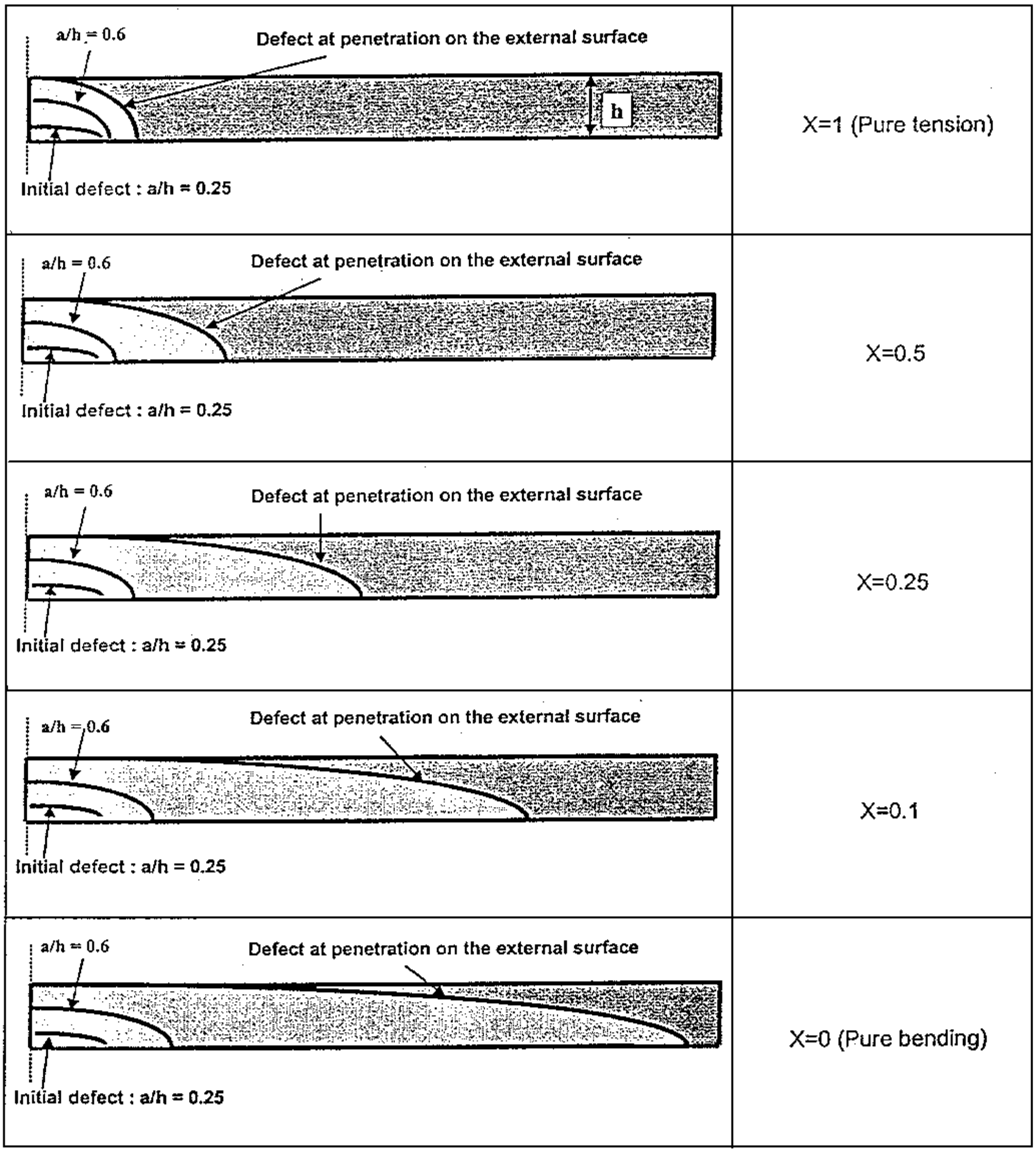
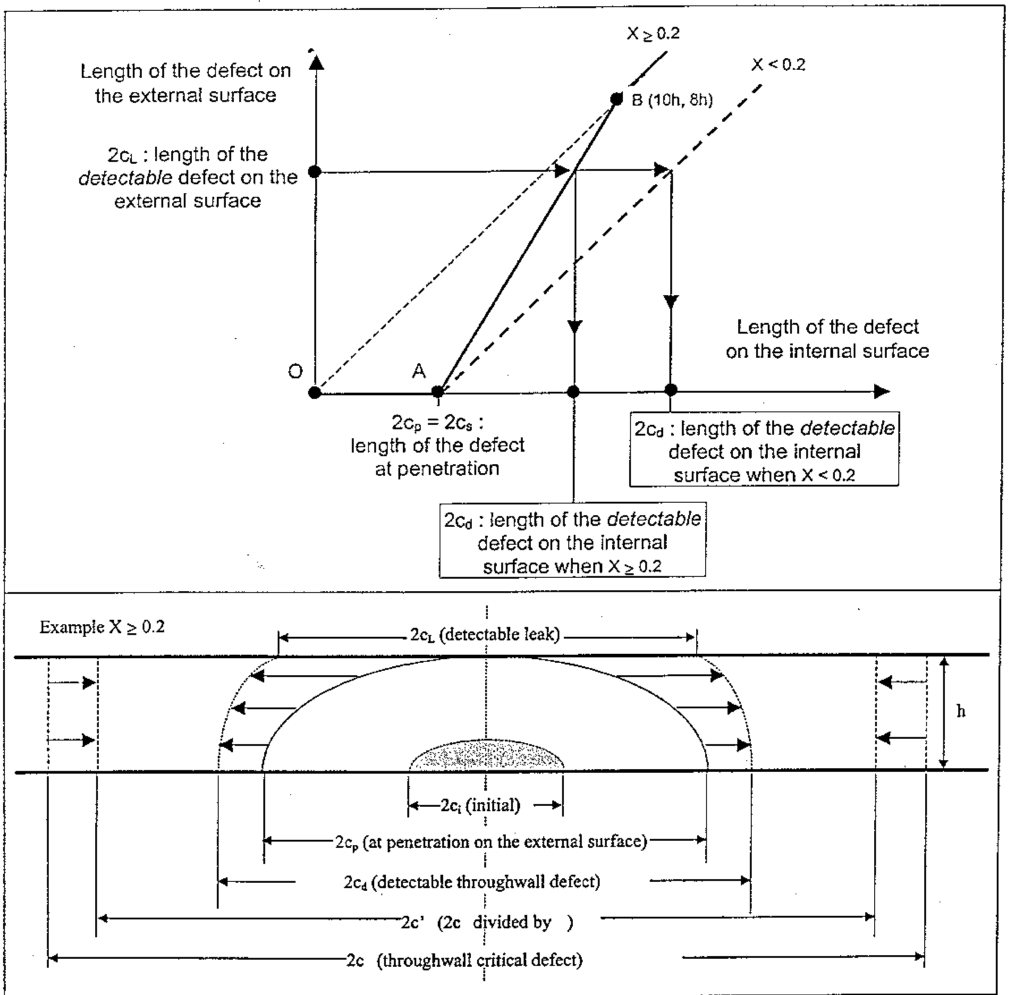


그림 4.6 굽힘응력과 막응력 비에 따른 균열 성장 양상

<u>b. 관통 후의 균열</u>

관통이 일어난 후에는 반타원형 균열은 점진적으로 변하는데 두가지 경우로 관찰된다. 초기 균열이 master curve에서의 관통시 균열보다 작은 경우 $(c_i \le c_s)$ 와 초기 균열이 master curve에서의 관통시 균열보다 큰 경우 $(c_i > c_s)$ 가 있다.

- $c_i \le c_s$: 균열은 관통이 발생한 직후부터 내/외면의 균열이 모두 성장한다. (그림 4.7)



$2c_i$: initial length of the defect (surface defect)
$2c_p$: length of the defect at penetration on the external surface
$2c_p = 2c_s$ because $c_i < c_s$ (c_s from the master curve Fig.A16.4110a)
$2c_G$: length of the critical throughwall defect
$2c'_G$: $2c_G$ divided by the safety coefficient
$2c_L$: length of the throughwall defect for a detectable leak

그림 4.7 $c_i \le c_s$ 일 때의 감지가능 관통 균열 길이($2c_d$)

• $c_i > c_s$: 첫번째 단계 동안(굽힘응력이 지배적으로 작용하는 $X < 0.2$ 인 경우는 제외)에는 내부 표면의 균열은 일정하게 유지되지만 외부 표면의 균열은 성장하여 균열 형상이 정형화 된다. 두번째 단계 동안에는 외부 표면 균열 크기가 $c_i \le c_s$ 인 경우의 균열 크기가 되면 균열은 내/외부 표면에서 모두 성장한다. (그림 4.8)

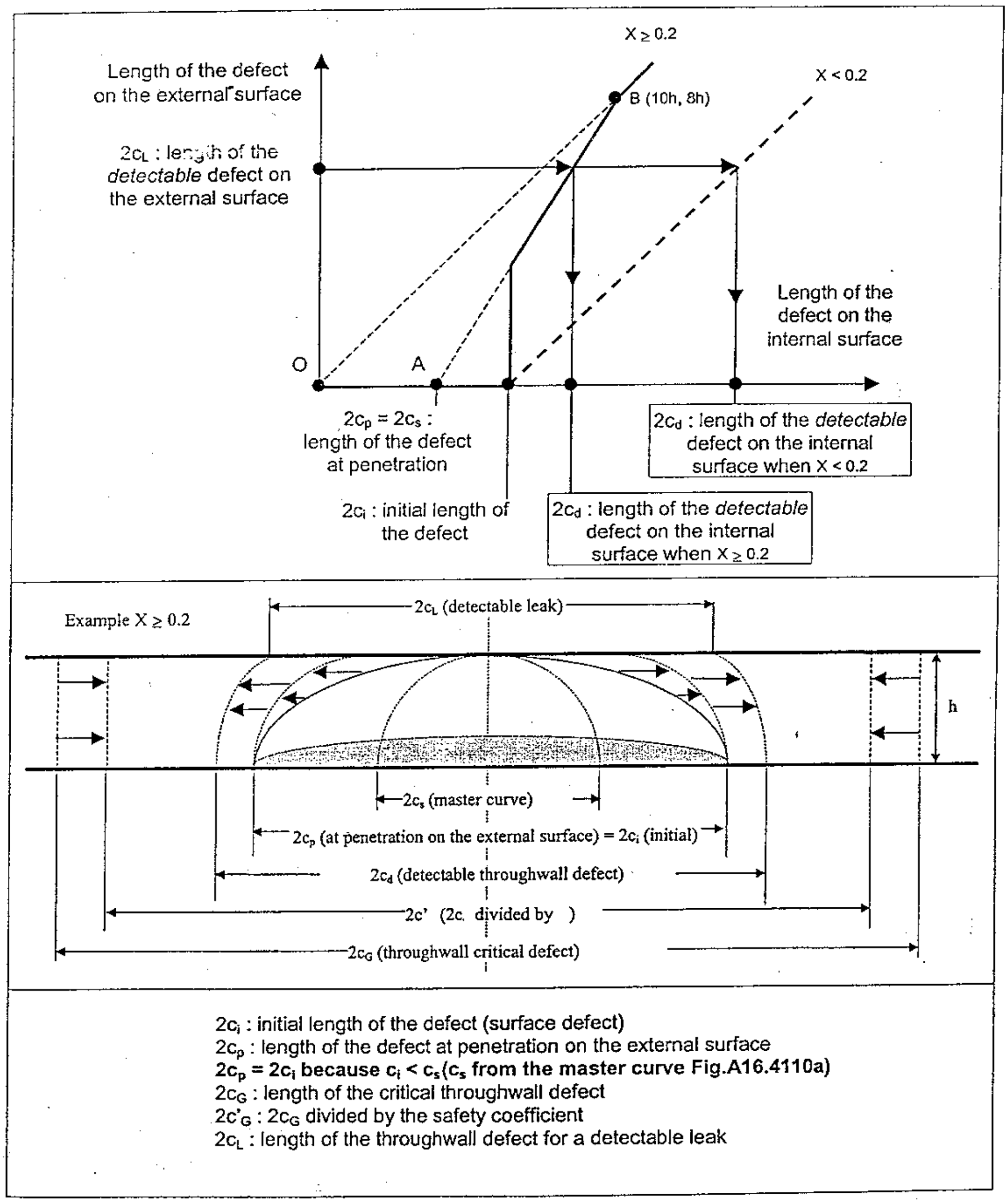


그림 4.8 $c_i > c_s$ 일 때의 감지가능 관통 균열 길이($2c_d$)

4.2.3 균열 열림(Crack Opening)

a. 탄성 열림 계산 원리

균열 열림은 타원형이라고 가정하는 관통균열 끝단에서의 국부적인 변위를 말한다. 균열 단면변화를 dA 일 때 탄성에너지 해방율은 아래의 식으로 표현된다.

$$dW_{el} = J_{el} \cdot dA = \frac{\sigma^2 \cdot f^2 \cdot \pi \cdot c}{E^*} \cdot 2h \cdot dc$$

균열 성장이 0에서 타원 길이의 절반인 c만큼 성장할 때의 탄성에너지 해방율은 아래와 같다.

$$W_{el} = \frac{2 \cdot \pi \cdot h \cdot \sigma^2}{E^*} \int_0^c x \cdot f^2 \cdot dx$$

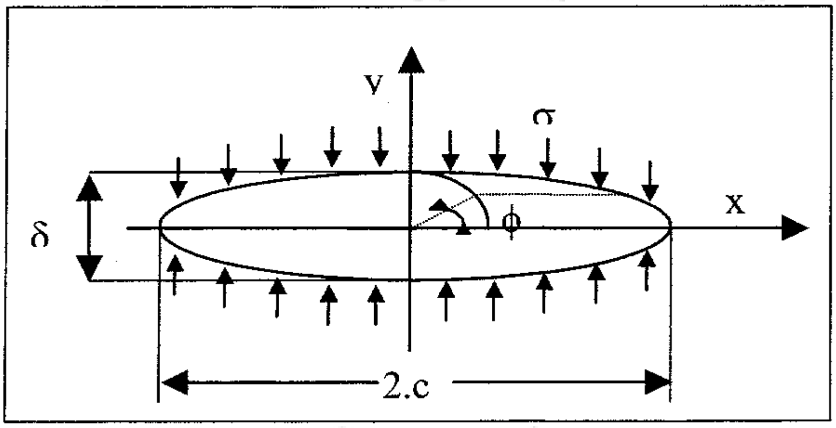


그림 4.9 관통균열 선단에 작용하는 압력σ(타원의 우측 단면)

그림 4.9에서 균열면에 수직인 응력은 선단에 작용하는 압력으로 σ 로 표시되는데, 균열선단이 현재 크기로 될 때까지의 탄성에너지 해방율은 아래와 같이 계산될 수 있다.

$$W_{el} = -\frac{1}{2} \int_S \sigma \cdot y \cdot dS$$

S : 관통균열의 양쪽 선단 면적

$dS = h \cdot dx = -h \cdot a \cdot \sin(\phi) \cdot d\phi$

h : 벽 두께

y : 현재 균열크기에 대한 열림, $y=(\delta/2)\cdot\sin(\phi)$

δ : 초기 타원의 축인 x=0일 때 균열의 두 단면사이의 열림 변위

2c : 현재 균열(확대 타원)의 길이

ϕ : 선단의 임의의 점을 결정하기 위한 각

• 응력 σ가 균열선단을 따라 변하는 x의 함수일 때,

$$\frac{\delta_{el}}{F}=\frac{8\pi\cdot k\cdot\sigma}{E^{*}\cdot c}\cdot\frac{\int_0^c f^2\cdot x\cdot dx}{\int_0^{2\pi}\sigma\cdot\sin^2(\phi)\cdot d\phi}, \text{ 여기서 } \sigma=k\cdot F$$

• 응력 σ가 균열선단을 따라 일정한 값일 때,

$$\int_0^{2\pi}\sin^2(\phi)\cdot d\phi=\pi \text{ 이므로 } \frac{\delta_{el}}{F}=\frac{8\cdot k}{E^{*}\cdot c}\cdot\int_0^c f^2\cdot x\cdot dx$$

b. 적용 예제

관통균열이 있고 굽힘응력을 받는 튜브의 경우(그림 4.10)

Geometry of the defect
2c : length of the defect (2c = 2β.r$_m$)
2β : angle of the defect (in radians), symmetrical position in relation to the bending plane

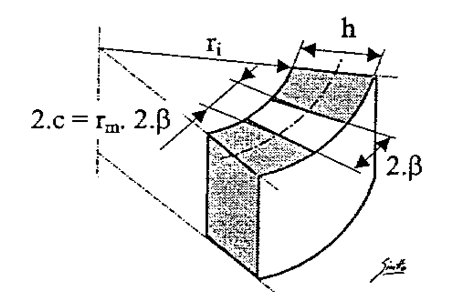


그림 4.10 관통 균열이 있는 튜브의 단면

• 응력 σ가 균열선단 전체 길이에 대하여 일정한 값일 때,

$$\frac{\delta_{el}}{M}=\frac{8}{E^{*}\cdot\pi\cdot r_m^2\cdot h\cdot c}\cdot\int_0^c {F_b}^2\cdot x\cdot dx$$

위 식에서, F=M : 굽힘 모멘트

$$\sigma=k\cdot M$$

$$k=1/(\pi\cdot r_m^2\cdot h)$$

r_m : 공칭 반경

h : 튜브 벽 두께

$f = F_b$: 굽힘 응력하에서의 응력강도계수 K_1의 계수

2c : 균열 길이

• 균열이 길고 굽힘에 의한 균열선단에서의 응력 σ가 변할 때

$$\sigma_x = \sigma_b \cdot \cos\left(\frac{x}{r_m}\right) = \sigma_b \cdot \cos\left(\frac{c}{r_m} \cdot \cos(\phi)\right) = \sigma_b \cdot \cos\left(\beta \cdot \cos(\phi)\right)$$

여기서, β는 관통균열의 중심각을 나타낸다.

이 경우 아래의 식이 성립한다.

$$\frac{\delta_{el}}{M} = \frac{8 \cdot k}{E^* \cdot r_m^2 \cdot h \cdot c} \cdot \frac{\int_0^c f^2 \cdot x \cdot dx}{\int_0^{2\pi} \cos\left(\beta \cdot \cos(\phi)\right) \cdot \sin^2(\phi) \cdot d\phi}$$

위 식 분모의 적분항은 수식적으로 계산하여 아래의 식으로 바꿀 수 있다.

$$\int_0^{2\pi} \cos\left(\beta \cdot \cos(\phi)\right) \cdot \sin^2(\phi) \cdot d\phi = \xi \cdot \int_0^{2\pi} \sin^2(\phi) \cdot d\phi = \xi \cdot \pi$$

여기서, ξ는 균열 크기에 대한 보정계수로서, $\beta \in \left[0, \frac{\pi}{2}\right]$일 때에는

$$\xi = 1 - 1.3574\left(\frac{\beta}{\pi}\right)^2 + 0.4642\left(\frac{\beta}{\pi}\right)^3 \approx \frac{3 + \cos\beta}{4}$$

그러므로 탄성 개구변위 관계식은 아래와 같다.

$$\frac{\delta_{el}}{M} = \frac{8}{\pi \cdot E^* \cdot r_m^2 \cdot h \cdot c} \cdot \frac{1}{\xi} \cdot \int_0^c f^2 \cdot x \cdot dx$$

c. 탄소성 열림 변위

A16.7310의 J_s 방법을 사용하여 J를 계산하면, 탄소성 열림 δ_{elpl}은 참조응력으로부터 계산된다.

$$\delta_{elpl} = \delta_{el} \cdot \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}}$$

4.3 고온 LBB 평가 절차

파단전누설 평가는 다음과 같은 6단계의 절차를 따라 수행한다. 여기서 1단계 4단계 조건은 각각 Level A, B, C, D 조건을 나타낸다.

i) 1단계 4단계 조건에 대하여 최대응력 발생영역을 선택

최대응력 발생영역 선택에 적용할 수 있는 방법들은 아래와 같다.

- 균열이 없는 구조물에 대한 선형탄성해석
- 또는 다른 해석적 방법

주로 적용되는 결정 요건들은 아래와 같다.

- 피로 손상을 유발시키는 주요 열천이 하중 영역이나 막응력에 대한 굽힘응력 비가 가장 큰 영역
- 3단계와 4단계 조건에서 막응력과 굽힘응력이 가장 큰 영역

ii) 초기 미관통 균열 선정

선정된 영역에 대하여 다음의 상황에 따른 균열성장이 검토되어야 한다.

- 성장 : 최대 응력변이가 발생하는 1단계 운전 사이클을 선정한다. 사이클 동안의 주응력 방향이 일정(시간과 두께에 대해)하면, 최대응력변이 방향에 수직인 면을 선정하고 주응력방향이 회전을 하면 최대 성장을 유발하는 면을 선정한다.
- 안정성 : 최대 손상하중에 대하여 최대 인장 주응력 발생 시간을 선택한다. 선택된 시간에서의 주응력방향이 두께 방향으로 일정하면 최대 주응력과 수직인 면을 선택하고 주응력방향이 회전하면 가장 불리한 면을 선택한다.
- 초기 미관통 균열의 균열 개시 평가는 2장의 고온 크립-피로 균열 개시 평가에서 자세히 설명하였다.

이 방법은 단계적인 균열 성장 계산이나 초기균열 치수의 정의를 필요로 하지는 않는다. 운전중에 발견된 균열에 대한 파단전누설 개념 적용성이 입증되면, 균열의 초기 형상은 파단전누설 적용이 가능하며 3장에서 설명된 균열 성장 평가가 이루어진다.

iii) 균열 유해성(noxiousness) 평가

- 1단계 및 2단계 운전조건에 대해 3장의 균열 성장 평가 절차에 따라 하중 사이클에 n회에 대한 균열 성장 크기를 계산한다. 초기 반타원형 균열 $(a_i, 2c_i)$의 경우, 최종 균열도 반타원형$(a_f, 2c_f)$이다.
- 1단계 4단계 운전조건에서의 하중에 대하여 급속 파단 및 불안전성이 발생하지 않음을 보이는 해석을 수행한다.

iv) 감지가능한 관통 균열 계산

3장에 기술된 감지 가능한 누설량$(Q_{\det})$에 따른 감지가능 균열 크기$(2c_L)$를 계산한다.

1단계 및 2단계 운전조건에서 반타원형 균열크기$(a_f, 2c_f)$가 감지가능한 관통 균열으로 성장될 때까지 균열크기를 계산한다. 균열 성장은 3장에서 설명된 바와 같이 다음의 두 단계로 이루어진다.

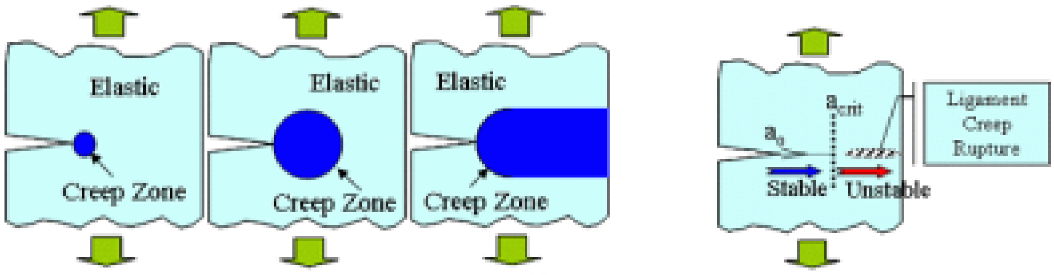
- 외부 표면으로의 관통시까지 성장
- 균열크기가 감지가능한 균열 크기와 같아질 때까지 성장. 내부표면에서의 감지가능한 관통 균열의 크기는 $2c_d$이다.
- 감지가능 관통 균열 계산은 4.2에 기술하였다.

v) 임계 균열 계산과 균열의 불안정성 평가

고온에서 균열 성장의 불안정성(Instability)를 평가하는 것은 LBB의 성립성을 결정하는데 중요한 요소이지만 고온 환경에서 균열의 불안정성에 대해 뚜렷한 방안이 설정되어 있지 않은 상태이다. 본 지침에서는 영국의 고온구조 건전성평가 지침인 BS7910과 R5/R6, 프랑스의 액체금속로 설계코드인 RCC-MR과 고온 LBB 평가지침서인 부록 A16, 미국의 EPRI 방법과 NRC가 경수로 LBB 평가시 선호하는 Tearing Modulus 방법들을 살펴서 국내 액체금속로 고온구조물의 파괴역학적 건전성 평가와 고온 LBB에 적용할 기술을 잠정적으로 선정하여 절차를 제시하였다.

크립을 고려하지 않아도 되는 온도에서는 탄성 또는 탄소성 파괴역학만 고려하면 충분한데 이 경우에는 찢김계수(Tearing modulus) 또는 J-R 방법 등을 적용하여 균열의 불안정 성장 여부를 판정하는 방법이 잘 정립되어 있다. 즉, 균열의 성장이 임계균열에 도달하면 균열이 급속히 성장하여 파단에 이르게 되는 것이다. 하지만 고온 크립 환경에서의 균열의 성장 양상을 분석한 결과 그림 4.11에 보인 것과 같이 균열선단의 응력집중으로 처음에는 소규모 크립이 발생하고 이것이 시간이 지남에 따라 크립 발생 영역이 성장하여 궁극적으로는 안정화 상태 크립(또

는 이차크립)으로 발전하는 것으로 나타났다. 따라서 크립과 피로 균열의 성장이 임계 크기에 도달한 뒤에 불안정 성장이 발생할 수 있는 경우와 더불어서 리가먼트(ligament)의 크립 파단으로 인한 파괴까지 고려해야 한다.



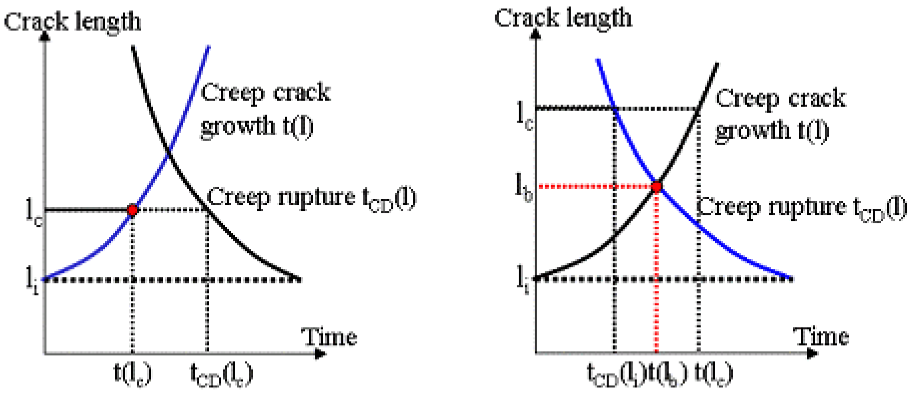
Small scale - Transient - Steady state creep Instability

그림 4.11 크립 환경에서 균열성장 양상 및 불안정 평가도

관통균열이 운전조건 중에 급속하게 파단할 가능성이 있는지 평가하려면 임계균열 $(2c_G)$ 의 크기를 결정하여 균열의 불안정성 해석을 수행해야 한다. 허용가능 관통균열의 크기는 안건률 α 를 고려하여 $(2c_{G'} = 2c_G / \alpha)$ 로 구한다. 안전계수 α 값은 특별히 언급되지 않으면 일반적으로 2를 사용한다. 임계균열은 다음과 같은 절차로 평가한다.

<u>고온 임계균열 평가</u>

현재 고온 파괴역학 기법이 가장 잘 정립되어 있는 프랑스의 RCC-MR A16에서는 크립을 무시할 수 있는 온도에서는 J_{sin} 방법을 적용하여 균열의 불안정성을 평가하는데 비하여 크립이 중요한 고온에서는 균열의 불안정성을 평가하는데 균열의 파괴 매개변수를 사용하는 대신 구조물의 단면에서 균열을 제외한 영역(리가먼트)에서 일차응력에 대한 크립사용계수 요건을 사용하고 있다. 즉 고온 환경에서 급속파단이나 단기하중에 대해서는 파괴매개변수법인 J_{sin} 방법을 적용하고, 리가먼트의 크립파단을 동시에 고려해서 두가지 중에서 심각한 경우를 택하도록 하였는데 영국의 BS7910도 유사한 방법을 제시하고 있다. 그림 4.12(a)는 리가먼트의 크립파단보다 크립균열성장으로 임계크기(l_c)에 도달하여 $t(l_c)$ 시간에 불안정성이 발생한 경우를 나타내고 그림 4.12(b)는 균열이 임계크기(l_c)에 도달하기 전에 리가먼트의 크립파단이 먼저 발생하여 $t(l_b)$ 시간에 불안정상태가 됨을 나타낸다.



(a) 불안정 균열성장 경우　　　　(b) 리가먼트 크립파단 경우

그림 4.12 고온환경 균열 불안정성 평가

본 지침에서는 고온구조물의 파괴역학적 건전성평가 및 LBB 평가기술에 적용할 균열의 불안정성 평가 방법으로 A16에서 제시한 방법들을 기준으로 잠정 설정하여 다음과 같이 개략적인 절차를 제시하였다. 크립을 무시할 수 있는 온도조건에서 균열의 불안정성을 평가하고 크립을 고려해야 하는 온도조건에서 리가먼트의 크립파단을 평가하여 두가지 중에서 보수적인 경우를 선택하여 임계균열 값을 정하도록 하였다.

① 크립을 무시할 수 있는 온도조건

균열의 불안정성을 배제하기 위해서는 다음 조건을 만족시켜야 한다.

- 운전조건 A, B : $C_A \leq C_{Ainst}$
- 운전조건 C : $C_C \leq C_{Cinst}$
- 운전조건 D : $C_D \leq C_{Dinst}$

여기서 C_A, C_C, C_D는 운전조건 A, C, D에서 균열의 불안정성을 해석하는데 규정되는 하중을 나타내고 C_{Ainst}, C_{Cinst}, C_{Dinst}는 C_A, C_C, C_D에 비례하는 하중 하에서 균열의 불안정성이 발생하는 하중을 나타낸다. 재료의 물성치와 구조물의 형상과 실제 균열의 크기 및 작용 하중을 고려하여 균열의 불안정성을 야기하는 하중조건 C_{inst}를 결정하기 위하여 J_R-da 곡선을 사용하는 J_{sin} 방법을 다음과 같이 적용한다.

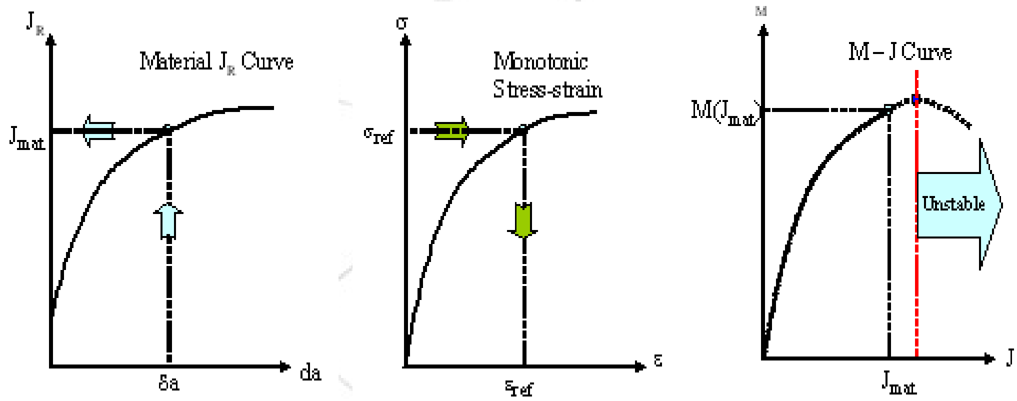
- 초기 균열 크기를 a_o, $2c_o$로 설정한다.
- 그림 4.13(a)에 보인 것과 같이 초기균열(a_o)의 증분 da에 대한 J_R(da)를 구한다.
- 응력확대계수(K_I)를 계산한다.
- 참조응력 s_{ref}를 계산하고 그림 4.13(b)에 보인 것과 같이 인장곡선으로부터 참

조변형률 e_{ref}을 구한다.

- 응력확대계수(K_I)를 이용하여 J_{el} 값을 결정한다.
- J 값을 다음 공식으로 계산하고 $J_s=J_R$이면 하중(F 또는 M) 값을 기록한다.

$$J_s = \left[\frac{\sigma_{ref}^2}{2(\sigma_{ref}^2 + \sigma_y^2)} + \frac{E\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \right] \left(\frac{K_I^2}{E^*} \right) \quad for\ mechnical\ load$$

- 균열 증분값 da를 갱신하면서 앞에서 설명한 절차를 반복하여 하중과 균열저항 곡선을 그림 4.13(c)와 같이 나타낸다.
- 균열의 성장은 그림 4.13(c)에서 하중 M 값과 균열저항곡선(JR)이 최대값에 도달할 때 불안정 성장이 발생한다.



(a) 파괴 저항값 결정　　(b) 참조변형률 결정　(c) 균열 안정성 평가

그림 4.13 Jsin 방법에 따른 균열의 안정성 평가 개략도

② 크립이 중요한 온도 조건

운전조건 A, B, C, D에서 크립이 중요한 온도 영역에서는 구조물의 균열을 제외한 영역에서 일차응력으로 인한 손상요건을 만족하도록 한다. 즉, 구조물에 균열이 존재할 때 균열을 제외한 리가먼트의 응력을 분석하고 그에 따른 크립 사용계수와 크립 파단 사용계수를 다음과 같이 고려한다.

크립 사용계수(U)는 고온구조물이 크립 현상으로 인해 손상을 받는 정도를 나타내는 계수인데 다음과 같이 계산한다.

$$U = \sum_{j=1}^{N} \frac{t_j}{T_j}$$

여기서 N은 운전시간을 나눈 구간의 개수를 나타내고 t_j는 j번째 구간의 유지시

간을 나타내고 T_j는 그 구간에서 시간에 따른 허용응력강도(S_t)에 이르는 값을 나타낸다. 따라서 N개의 구간에 대한 크립 사용계수 U 값이 1이 되면 허용응력강도를 산정하는데 사용했던 손상이 발생한 것으로 간주할 수 있다.

S_t를 결정하는 조건은 크립에 의한 파단응력의 2/3값, Tertiary creep이 발생하는 응력의 80%, t 시간 이내에 0.2%에서 이차크립이 끝나도록 하는 최소응력값, 등시응력곡선에서 전변형률 1%를 유발하는 응력값 중에서 작은 값을 취하도록 한다. 이 중에서 전변형률 1% 유발응력이 지배적인 경우가 많음으로 크립 사용계수가 1이 됨은 전변형률 1%가 발생한 것으로 간주할 수 있다.

크립 파단 사용계수(W)는 고온구조물이 크립으로 인해 파단되는 손상을 나타내는 계수로서 다음과 같이 계산한다.

$$W = \sum_{k=1} \frac{t_k}{T_k}$$

여기서 t_k는 시간 간격 k에서 사용시간을 나타내고 T_k는 그때의 크립 파단 허용시간을 나타내며 크립 파단 응력(S_r) 곡선에서 구한다. W 값이 1이 되면 크립 파단이 발생한 것으로 간주한다.

운전조건 A, B, C에서는 크립사용계수 U 값이 1보다 크면 불안정성이 발생하기 때문에 허용 영역은 일차 막응력만 고려할 때와 일차 막응력과 굽힘응력을 고려할 때 각각 다음과 같다.

- 일차 막응력에 대해서 $U_{A,B,C}(\Omega\overline{P}_m) \leq 1$

여기서 Ω는 하중에 따른 보정계수로 RB3252에 따라 계산한다.

- 일차 막응력과 굽힘응력에 대해서 $U_{A,B,C}(\overline{P_L + \Phi P_b}) \leq 1$

여기서 Φ는 단면의 기하 형상에 따른 계수로 RB3252에 따라 계산한다.

운전조건 D에서는 크립파단계수 W 값이 1보다 크면 불안정성이 발생하는 것으로 간주하여 허용조건은 다음과 같다.

- 일차 막응력에 대해서 $W_{A,B,C,D}(1.35\Omega\overline{P}_m) \leq 1$

- 일차 막응력과 굽힘응력에 대해서 $W_{A,B,C,D}(1.35(\overline{P_L + \Phi P_b})) \leq 1$

여기서 Ω와 Φ는 앞에서 설명한 것과 같다.

본 지침에서는 고온 크립 환경에서 균열의 안정성 평가방법을 잠정적으로 결정

하여 절차를 제시하였다. 고온 균열의 불안정 성장으로 인한 임계균열 도달과 리가먼트의 크립파단이 발생하는 균열의 크기를 비교하여 보수적인 경우를 선택하도록 한다.

vi) LBB 성립성

고온에서 감지누설균열과 임계누설균열은 모두 크립의 영향을 받고 고온에서 유지시간이 길수록 작아진다. 따라서 LBB가 성립하기 위해서는 그림 4.14에 보인 것과 같이 균열의 길이가 누설감지 균열보다 커야 하고 임계누설균열 보다는 작아야 한다.

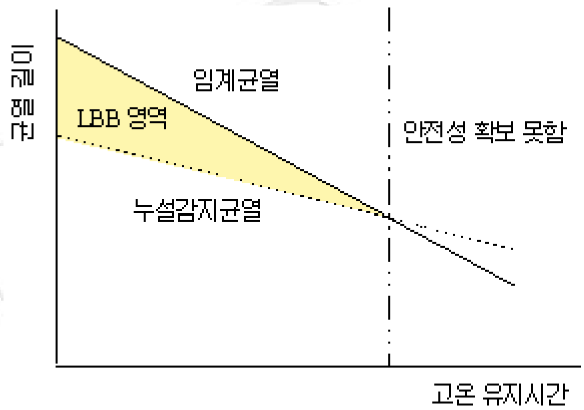


그림 4.14 균열 길이에 따른 파단전누설 적용범위

고온 LBB 성립 조건을 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$2c_d < 2c_G / \alpha$$

위 식 좌변의 누설 감지 가능 균열의 크기가 우변의 허용균열 크기보다 작으면 되는 것인데 전체적인 절차를 그림 4.15에 간략하게 나타내었다. 여기서 허용균열은 임계균열을 안전계수로 나눈 값이다.

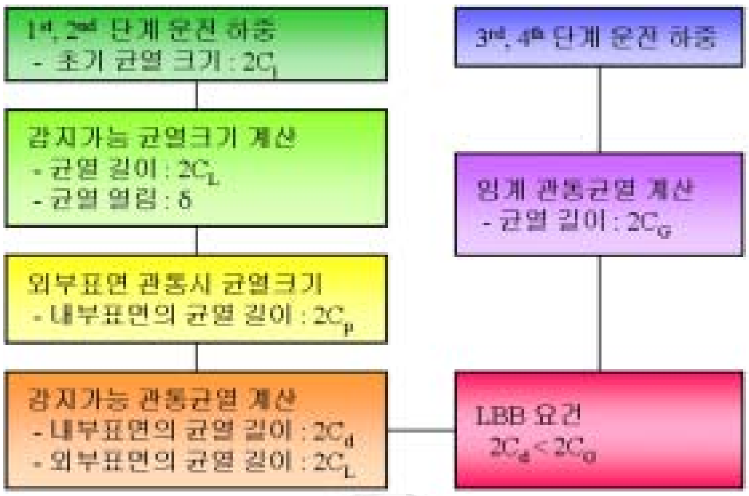


그림 4.15 파단전누설 절차 요약

5. 용접부 비탄성 평가 절차

본 지침에서는 동종(similar) 용접부, 이종(dissimilar) 용접부에 대한 평가절차 및 용접부 잔류응력 평가절차에 대해 기술한다. 동종 및 이종 용접부의 평가절차는 영국의 R5 절차를 기초로 작성하였으며, 잔류응력 평가절차에 대해서는 영국의 평가절차를 참조하고 또한 국내 액체금속로 설계기술개발 과제를 수행한 결과를 반영하여 작성하였다.

5.1 동종 용접부

5.1.1 개요

동종용접부에 대한 평가절차는 R5 Vol. 7을 기초로 작성한 것으로, 이는 주로 결함이 있는 CrMoV 배관 용접부 경우(즉 결함이 균열과 같이 평가될 수 있는 2CrMo 용접부에 의해 결합되는)에 대하여 R5 Vol. 4 절차의 적용을 확장하기 위하여 개발되었다. Vol. 7에 포함된 Vol. 4의 확장은 짧은 시간에 크립 균열 성장을 다루는 방법을 제시하고 있다.

5.1.2 범위

CrMoV 배관 구성요소의 구조 건전성 평가를 위하여 연속체 크립 손상과 크립 균열 성장의 계산 절차를 제공한다. 절차는 용접부 평가를 위하여 작성되었으며 적당한 1개의 재료가 고려되는 기기의 동종구역에 균등하게 적용할 수 있다. 따라서 고려 중인 국부영역은 용접부를 포함하거나 하지 않는 개체(feature)로 간주된다. 이와 비슷하게 결함들은 균열같이(crack-like) 취급되고, 크립 균열 성장을 계산하는 방법이 통합될 수 있도록 가정된다. 절차는 균열 선단에 관련된 모양을 무시함으로써 균열이 없는 기기로 사용될 수 있다. 그러나 후자의 경우 다른 응력집중 개체의 관점에서 R5 Vol. 2의 필요요건을 고려할 필요가 있다. 용접부는 몇 개의 구역을 구성하도록 고려되고, 연속체 크립 손상과 크립 균열 성장이 적당하게 각각의 영역에서 분리된다. 관련 결함 형태(횡, 원주 등)에 대한 어떤 확장도 없다. Type IV 균열은 특별한 경우로 고려된다.

여기서는 크립-피로 보다 크립이 지배적인 것으로 정의된 시간 간격 내에서 충

분히 정상적인 하중과 온도 분포에 주목한다. 정상 운전상태의 변화와 균열 성장에 의한 응력 변화를 적당한 방법으로 연속체 크립 손상과 균열성장 증분을 누적 계산해서 적용시킬 수 있다. 일차 및 이차응력 분류가 고려되고, 용접 잔류응력에 관한 특별한 절차가 주어졌다. 절차의 연속체 손상 측면은 균열이 있거나 없는 개체에 대하여 사용될 수 있다. 세부 절차는 2CrMo 용접부가 있는 CrMoV 배관을 다룬다. 그러나 방법은 적당한 구성물질(또는 용접구역)과 적절한 재료 물성치가 확인되거나 크립 균열 성장이 C^* 또는 C(t) 변수에 의해 고려될 수 있는 기기에 적용할 수 있다. 기본 절차는 5.1.5에서 주어지는 단계에 대한 자세한 정보로 5.1.4에서 제시하였다.

5.1.3 재료 물성치

본 절차에 사용되는 평가법은 고려 중인 개체의 물성치, 균열 용접부에 대하여 가장 광범위한 필요요건을 요구한다. 평가 목적을 위해 용접부는 많은 구역으로 구분된다. 결함을 포함하는 용접부의 평가를 위해서 본 절차는 적절한 응력 및 온도에서 아래의 재료 물성치를 필요로 한다.

(1) 크립 파단 자료 (연속체 크립손상 누적에 의한 파손 시간)
(2) 크립 변형 자료 및 파괴연성
(3) 크립 균열 성장률
(4) 파괴인성
(5) 항복응력 및 극한 인장강도
(6) 탄성 물성치 (Young' modulus, Poisson’s ratio)
크립 균열 개시 전의 잠복시간이 요구된다면 더 많은 자료가 요구된다.
(7) 크립 균열 개시에 대한 균열 열림 변위의 개시 값

5.1.4 평가 절차

세부 절차는 다음과 같이 14 단계로 기술하였고, 또한 그림 5.1에 도식적으로 나타내었다.

<u>단계 1.</u>

고려중의 배관, 구성기기, 개체의 세부사항 및 필요한 물성자료를 얻는다.

단계 2.

개체의 운전시간(t_o) 및 필요한 향후 수명(t_s)을 정의한다. 총 평가 수명은 $t_1 = t_o + t_s$ 이다.

단계 3.

총 시간 범위(t=0에서 $t = t_o + t_s$)의 개체에 대한 하중 및 온도이력을 결정한다. 복잡한 하중과 온도이력에 대하여 크립시간 평균값을 사용하는 것이 필요하다. 이러한 절차에 대하여 단계 10에서 단계 12는 $t_o + t_s$를 초과한 계산을 필요로 한다: $t_o + t_s$ 후의 상태가 평가 기간 동안 같다고 가정한다. 이러한 평가 절차에서 설계 상태가 일반적으로 보수적으로 평가되어도 설계상태 보다는 운전조건이 사용될 수 있다는 것을 주의해야 한다.

단계 4.

단계3에서 결정된 하중에 의한 균열 없는 탄성응력을 분류하고 계산한다.

단계 5.

NDT(Non Destructive Testing)와 재질조사에 의해 현재의 균열 크기 a_o 위치 및 크기를 정의한다. 용접부 결함의 정확한 특성과 위치가 정의될 수 없거나 또는 가상균열인 경우에 차례로 용접부의 각 각에 결함이 있다고 가정하는 것이 필요할 수도 있다(5.1.5 참조).

단계 6.

참조응력 σ_{ref} 와 균열 개체가 고려 중 이라면 균열 크기의 함수로써 1차 및 2차 응력강도계수 K_p와 K_s를 정의한다(R5의 Appendix A3 참조). 크립 균열 성장이 무시할 정도로 계산되어도 이러한 분포는 결함의 R6 평가에서 필요하다는 점에 주의해야 한다.

단계 7.

현재 균열 크기 a_o를 사용하여 개체의 파손수명 T_{ro}와 현재의 균열 크기 a_o를 사용한 D_o의 연속체 손상을 계산한다. 절차 전 요구되는 현장 수명 및 보수성을 감소시키기 위하여 절차 2에서 절차7을 고려해야 한다면 요구되는 수명 $t_o + t_s$ 와 관련하여 파손수명 T_{ro}의 타당성을 평가한다. 만일 $T_{ro} < t_o + t_s$ 이면 보수성과 필요수명을 감소시키거나 보충 평가를 수행하는 것이 필요하다.

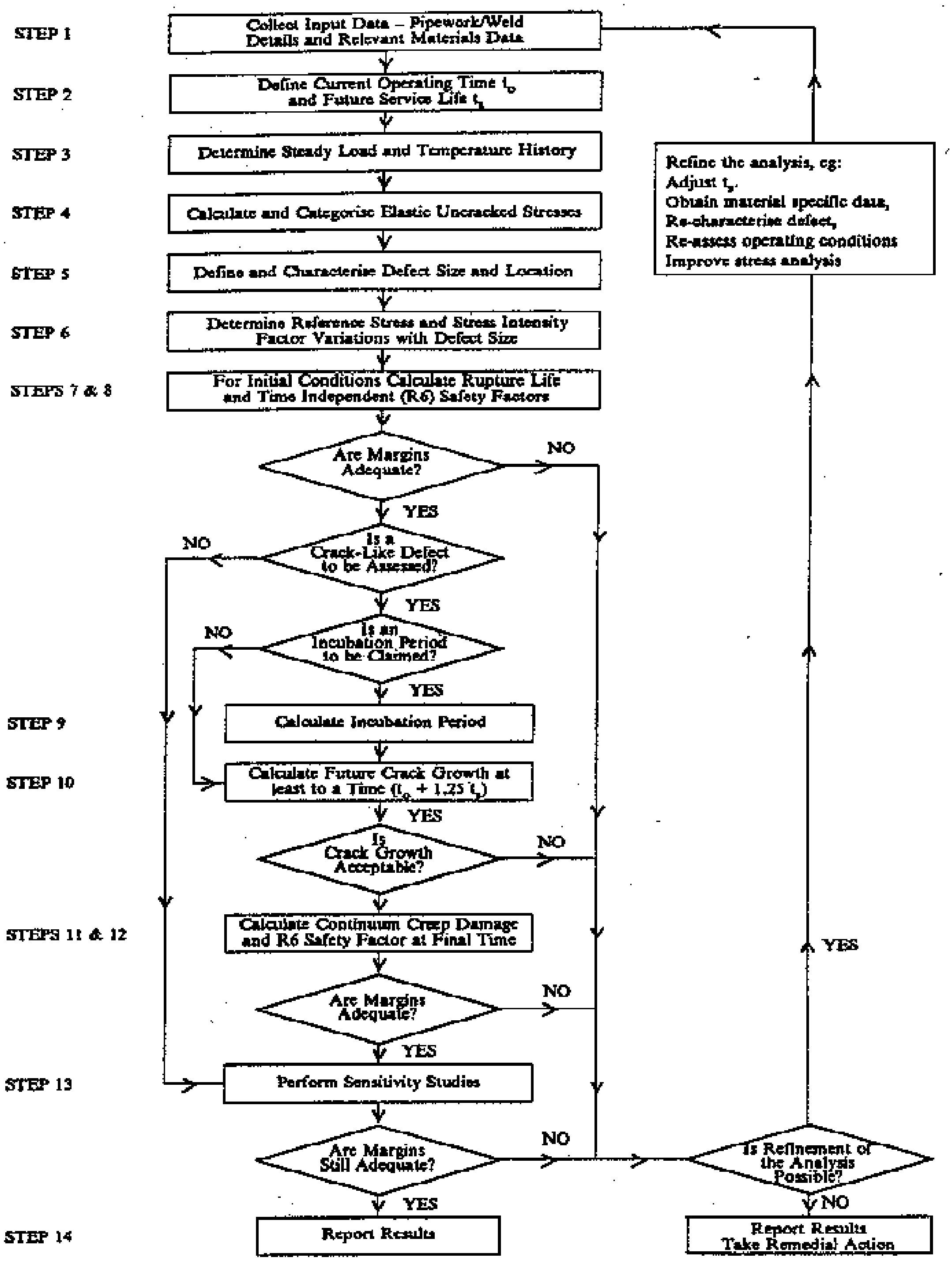


그림 5.1 R5 Vol. 7의 평가절차 흐름도

단계 8.

현재의 균열 크기 a_o, 결함 상태와 하한 재료 물성치를 사용하여 R6 평가를 수행한다. 1차 하중에 관한 R6 예비 계수를 정한다. 균열 없는 평가가 수행된다면 이번 단계는 순간적인 파손응력과 참조응력의 비교로 전환되는 데 주의한다. 절차 전에 보수성을 감소시키기 위하여 단계 4에서 단계 6을 다시 수행하는 것이 고려된다면 R6 하중계수의 타당성을 평가한다. 만일 R6계수가 1.0보다 작다면 보수성을 감소시키거나 보충평가를 수행하는 것이 필수적이다. 만일 평가가 균열 없는 개체에 대한 것이면 단계9에서 단계 12는 필요하지 않다.

단계 9.

크립 균열 성장 개시 전 배양기간 t_i가 요구된다면 이 단계는 R5 Appendix A5의 방법으로 계산한다. 이때 $t_i = 0$로 놓고 배양기간을 무시하는 것은 보수적이다.

단계 10.

최소한 (t_o + 1.25t_s)의 시간 t_2에 대하여 향후 크립 균열 성장을 계산한다(R5 Appendix A6 참조). 이때 시간 t_2 에서의 균열크기는 a_2 이고 $t_o + t_s$ 에서는 a_1 이다. 만일 $t_i < t_o$이면 균열 성장은 t_o 보다는 t_i 에서 시작하는 것을 유의해야 한다. t_o 이전의 크립 균열 성장의 계산이 조사의 목적이고, 절차에서는 필요로 하지 않는다. 균열이 t_2 에 도달하기 이전에 개체가 파손되는 것으로 계산된다면 보수성을 감소시키기 위하여 초기단계 또는 보충평가를 고려한다. 균열 성장이 요구되는 수명 ($t_o + t_s$)에 도달되기 전에 개체를 파손하는 것으로 계산된다면 보수성 및 요구되는 수명을 감소시키거나 보충 평가를 수행하는 것은 필수적 이다.

단계 11.

최소한 (t_o + 1.25t_s)의 시간 t_2에 대하여 연속체 손상 누적 D 값을 계산한다(R5 Appendix A4 참조). 시간 t_2에서 손상 누적 값은 D_2이고 ($t_o + t_s$)에서의 값은 D_1이다. 만일 $D_2 < 1$이면 보수성 및 요구되는 수명을 감소시키는 초기 단계를 수행하는 것과 보충평가를 고려한다. $D_1 > 1$이면 보수성 및 요구되는 수명을 감소시키거나 보충 평가를 수행하는 것이 필수적이다.

단계 12.

하한 물성치와 파손 상태를 사용한 시간 ($t_o + t_s$)에서 균열 크기를 사용한 R6 평가를 수행한다. 1차 하중에 관한 R6 예비계수를 정한다. 시간 ($t_o + t_s$)에서 제한된 균열 크기 a_L을 평가하기 위해 같은 상태를 사용한다. a_L의 정확한 값을 계산하기 위한 시도는 필요하지 않다. 보수성과 요구되는 수명을 감소시키는 위의 단계를 수행하

는 것이 고려된다면 R6하중계수의 타당성을 평가한다. 유사하게 $a_L < a_2$(단계10 에서 시간 t_2 에서 균열크기) 이면 보수성과 요구되는 수명을 감소시키는 초기단계를 수행하거나 보충평가를 고려한다. $a_L > a_1$ ($t_o + t_s$ 에서 균열크기)이면 보수성 및 요구되는 수명을 감소시키거나 보충평가를 하는 것이 필요하다.

<u>**단계 13.**</u>

민감도 해석을 실시한다. 위의 주어진 절차에서 많은 변수가 있고, 이것은 가능한 한 많은 경우로 인도한다. 재료 물성치에 부가하여 NDT 방법이 중대 오류를 발생시킬 수 있다는 데 주의할 필요가 있다. 만약 최악의 경우가 채택된다면 광범위한 민감도 해석을 할 필요가 없다. 그러나 최악의 자료를 조합되는 것은 크립 균열성장 계산에 대한 부당한 보수성으로 고려될 수 있고, 민감도 연구의 정도와 수가 각각의 경우 별도로 논의 되어야 한다.

<u>**단계 14.**</u>

평가 결과를 작성하고, 결과의 독립적인 평가를 허용하는 충분한 세부 사항을 제공한다. 예를 들면 플랜트 세부사항, 응력해석, 파괴역학 계산과 크립 파손 균열성장 평가의 결과를 포함한다. 여기서 재료자료와 사용방법이 명확하게 정의되어야 한다.

5.1.5 구역의 정의

CrMoV 배관 기기에서 용접부 평가를 위하여 R5 Appendix A1은 4개의 구별되는 구역과 구성요소를 고려하며, R5의 Vol. 4에 따른다.

(i) Cr-Mo-V 모재

(ii) 모재 Type IV구역

(iii) 모재 열영향 구역(HAZ)

(iv) 2Cr-Mo 용접재

용접부 평가를 수행하기 위해 다음의 자료가 필요하다.

(a) 재료물성치 - 적절한 참고문헌에서 제공

(b) 균열이 성장되는 방향으로 미세구조와 거친 구조의 베이나이트의 선형비를 정량화하는 HAZ에서 미세구조인자 α가 요구된다. 이러한 평가절차에 의하여 HAZ 내의 미세구조들은 정상모재와 동일하게 고려된다

(c) 원주방향 크립 변형율의 장기 양립성을 보증하는 응력 재분포인자 k 값이 필

요하다.

- 혼합 HAZ 미세 구조인자(α)

미세 구조와 거친 베이나이트 비 α는 적용된 용접절차에 의존한다. 미세구조에서 두께에 따라 정의되는 α의 값은 다음과 같다. (R5 A1.2 참조)

- 용접전 버터링(butterng)이 수행되지 않은 좁은 각(< 40°) MMAW(Manual Metal Arc Welding) : α=1.5
- 용접전 바터링이 수행된 넓은 각(< 40°) MMAW : α=9.0
- 자동 SAW(Submerged Arc Welding)로 제작된 용접부 : α=1.5
- 용접 재분포 인자(k)

크립 관련 응력이 원주응력(R5 Appendix A3)에 의해 지배적인 하중이나 기하학적 형상에 대하여 크립 변형율의 양립성을 보증하기 위한 인자 k에 의해 참고응력을 수정하는 것이 필요하다. 이런 인자는 용접부의 응력 재분포를 설명한다. 현재 모재, 용접부, HAZ에 대하여 권고되는 인자들은 R5 Vol. 4에 주어지며 표 5.1에 제시되었다. 위에서 정의된 미세구조인자 α를 갖는 혼합 HAZ에 대하여 effective k 값인 k_M은 다음의 식과 같다.

$$k_M = \frac{\alpha + 1}{\alpha + \frac{k_C}{k_R}} .\ k_C$$

k_R : refine HAZ 세부조직에 대한 k값

k_C : coarce HAZ 세부조직에 대한 k값

k값의 이동은 R5 A3부터 A6에서 자세히 논의되었는데 크립 관련 응력(R5 Appendix A3 참조)이 축방향 응력에 의하여 지배적으로 되는 하중이나 기하학적 형상에 대하여 필요하지 않다(즉 이것은 모든 구역에 대하여 동일하다).

표 5.1 용접 재분포 인자 k의 제안치

CONSTITUENT ZONE	k Factor	
	Hoop Stress Dominant	Axial Stress Dominant
Parent(CrMoV)	1.0	1.0
Type IV Zone	1.0	1.0
Refined HAZ	1.0	1.0
Coarse HAZ	1.4	1.0
Weld(2CrMo)	0.7	1.0

5.2 이종 용접부 평가절차

고온 크립-피로 조건에서 명시적으로 이종 용접을 고려하고 있는 설계코드는 별로 없는 실정인데 이는 이종용접의 상세해석 과정이 매우 복잡하며, 평가결과의 정확성은 재료물성치 DB 및 운전조건의 장확한 반영에 제한을 받기 때문이다.

본 지침은 영국의 고온설계 평가절차인 R5에 기초한 것으로 고온 크립 환경에서 기계적, 열적 하중을 받으며 맞대기 용접이 되어 있는 배관 또는 튜브형상에 대한 평가절차를 제시하고 있다. 여기서 제시하는 절차는 광범위한 재료에 적용하는 것이 가능하지만 현 단계에서는 적절한 재료 데이터가 있는 소수의 재료 조합에 국한되어 있다. 모재 대상 재료는 첫째 2.25Cr-1Mo과 오스테나이트 스테인리스강, 용접재료는 오스테나이트강 또는 니켈강 등이고, 둘째 9Cr강과 오스테나이트 스테인리스강의 모재와 인코넬 용접재료를 다루고 있다.

여기서 이종금속 용접은 페라이트강과 오스테나이트강 등과 같이 물리적, 기계적 또는 크립 물성치가 상당히 다른 재료 간의 용접을 의미한다.

R5의 이종용접 평가절차는 크립영역에 있는 튜브 또는 배관의 맞대기 용접(butt weld)을 대상으로 하고 있으며, 많은 다른 재료에도 응용이 가능하지만 대상재료는 기본적으로 2.25Cr-1Mo과 오스테나이트 스테인리스강, 용접재료는 오스테나이트 또는 니켈계열의 강과 9Cr강과 오스테나이트강에 인코넬 용접금속의 조합에 대해 다루고 있다.

미국에서도 비슷한 평가절차로서 PODIS(Prediction Of Damage In Service) 개발 작업이 이루어지고 있다. 여기서 대상은 2.25Cr-1Mo, AISI 316SS의 튜브이며, 용가재는 미국 발전소에서 통상 사용하는 인코넬 또는 Type 316강이다.

5.2.1 하중 정의

튜브 또는 배관에 작용하는 하중조합에서는 다음 하중을 고려한다.

- 압력
- 자중
- 전체 배관의 열팽창, 온도 변화에 따른 다른 시스템 하중
- 접합부의 열팽창 계수의 차이
- 두께방향 온도 변화

이들 하중에서 압력 및 자중은 일차응력을 유발하고, 나머지는 일반적으로 크립에 의해 완화되는 거동을 보이지만 일부 경우에는 심각한 탄성추종을 동반하기도 한다. 탄성추종이 동반되는 경우에는 적절한 정보가 있는 경우 응력완화는 허용되지만 일차응력으로 분류한다. 시스템 하중으로는 행어(hanger)를 포함한 지지 구조물의 영향을 고려해야 한다. 열충격 하중은 본 절차에서는 명시적으로 고려하지 않는다.

5.2.2 평가 절차

용접부 특정 영역에서의 각각의 물성치를 구하는 것은 어렵지만 평가절차에서 사용하는 물성치는 완전한 용접부에서 실험을 통해서 결정한 것에 기초하고 있다. 원칙적으로 이는 모든 크립파단 및 피로데이터는 cross weld 형상 시편으로부터 결정한 것이다.

평균 직경위치에서 탄성적으로 계산된 응력은 일반적으로 평가계산에 활용된다. 평가절차에서 세 가지 손상에 관한 각 손상은 다음과 같다.

$$A + B + C = 1 \tag{5-1}$$

여기서, A: 일차응력 조건에서의 크립
B : 시간 비의존 피로 손상
C : 이차응력의 완화에 따른 크립 손상

이고, 각 항에 대한 세부 평가절차는 다음과 같다.

1) 정상상태에서 크립 수명비율, A

크립수명 비율 항인 A는 Robinson의 time fraction rule을 이용한 다음의 (5-2)식을 따라 계산한다.

$$A = \sum_i \frac{t_i}{t_f(\sigma_{rup,i}, T_i)} \tag{5-2}$$

여기서 시간 t_i는 하중조건 i 에서의 시간이고, $t_f(\sigma_{rup,i}, T_i)$는 cross weld 시편에 대해 응력파단함수로 정의된 대표적 파단응력 $\sigma_{rup,i}$ 및 온도 T 에 대해 정의된 온도이다. 등온하중에서의 대표적 파단응력은 중간 두께 탄성응력으로부터 계산한다.

2) 시간 비의존 피로 수명비율, B

시간 비의존 피로수명 비율은 Miner의 법칙을 이용하여 다음의 (5-3)식으로부터 계산한다.

$$B = \sum_i \frac{N_j}{N_f(\overline{\Delta\varepsilon_j})} \tag{5-3}$$

여기서 N_j는 등가 변형률 범위 $\overline{\Delta\varepsilon_j}$ 의 발생횟수, $N_f(\overline{\Delta\varepsilon_j})$는 동 변형률 범위에서 파단에 도달하는 사이클 수이다. 변형률 범위의 함수로써 결정되는 파단횟수는 cross weld 시편의 피로 한계(endurance)로부터 결정되거나 모재의 피로한도 곡선에 피로강도감소계수(FSRF)를 고려하여 결정한다.

모든 경우에 있어 열 및 일차하중에 기안한 반복 변형률은 구조물에 동일하게 손상을 야기한다고 간주한다. (부록 R5 부록 A3에 명시됨)

3) 과도조건에서의 크립 수명 비율, C

운전기간 동안 다른 온도에서 크립손상이 연이어 발생할 수 있다. 이와 같은 과도 크립손상이 발생하는 경우 수명비율은 다음의 변형률 비율에 관한 (5-4)식으로부터 결정한다.

$$C = \sum_k N_k \frac{\varepsilon_k}{\varepsilon_{fk}} \tag{5-4}$$

여기서 N_k는 하중 사이클 타입 k의 발생횟수이고, ε_k는 크립 dwell 온도 이동(shift)에 따른 누적 과도 크립 변형률, ε_{fk}는 하중조건 k 하에서 균열개시가 발생하는 미소 구조 영역 내에서의 크립 연성으로 일반적으로 응력상태, 변형률 속도(rate) 및 온도의 함수이다. 크립 변형률 및 연성치는 R5 부록 A4에 자세히 설명되어 있다.

5.2.3 손상 이론

접합부의 손상은 (5-1)식에서와 같이 위의 각 손상 비율의 합이 '1'이 될 때 발생하는 것으로 가정한다. 여기서 중요한 것은 각 비율을 결정할 때 하한 물성치(lower bound properties)를 사용함으로써 보수적인 결과를 얻는다는 점이다. 이상의 절차에서는 최소 치수, 최대 온도 및 하한 물성치를 사용함으로써 기기의 보수적 평가결과를 얻게 되며 보수성의 검토를 위해서는 보다 실제에 가까운 물성치 및 조건을 적용한 민감도 평가를 수행할 수 있다. 평가결과는 운전온도 및 용접선에 수직인 축방향 응력의 크기에 크게 영향을 받는다.

<u>손상 항목별 고려</u>

1) 수명 비율항 A :

크립 파단강도는 일부 재료에만 국한된다.

- 2 .25Cr - 1Mo : Type316 모재 조합
- 9Cr 1Mo :Type316 모재 조합

다른 재료에까지 본 절차를 확장하기 위해서는 cross weld 데이터베이스가 준비되어야 한다. 용접부에 대해 2.25Cr-1Mo 모재가 높은 응력 상태에 있을 때 크립 파단 데이터는 물성치의 평균치에 1.25를 곱하여 얻는다.

2) 수명 비율항 B :

이종금속용접(DMW)에서는 이종 재료간의 열팽창계수가 다르기 때문에 피로 수명 비율의 계산시 특히 열응력의 취급에서 주의를 요한다. 이종금속 용접의 평가에서 특히 어려운 점은 cross weld 피로 한계곡선 데이터가 매우 제한적이라는 점이다. 용착재를 인코넬 또는 type 316강을 이용할 경우 일반적으로 cross weld 시편에서 피로 한계데이터는 2.25Cr-1Mo의 경우 이 재료의 분산 밴드에서 하계(lower bound) 데이터 영역에 있는 것으로 나타났다. 이것은 이종금속 용접 평가에서 모재의 피로 데이터에 피로강도 감소계수(FSRC)를 적절히 고려하면 이종금속용접 부분의 피로 데이터를 사용할 수 있다는 것을 의미한다.

3) 수명 비율항 C:

Dwell 온도의 이동효과는 크립 수명 비율항 C로 나타내는데 이는 현재 이해도가 가장 떨어지는 부분이다. 현재 절차에서 이 수명비율은 dwell 온도의 변화에 따른 어떤 열응력도 고온 dwell 시간 동안 완전하게 완화된다는 보수적인 가정에 기초하여 계산한다. 여기서 C항이 상대적으로 커지면 해석적, 실험적 및 실증 작업이 요구된다. 그러나 현재까지의 실증결과는 절차에 심각한 비보수성은 있지 않은 것으로 나타났다.

5.3 용접 잔류응력 평가

잔류응력은 외력을 제거한 후에도 구조물에 남아 있는 응력을 의미한다. 잔류응력의 대표적인 것은 용접 잔류응력이며, 소성가공, 기계가공, 과하중 등에 의해서도 발생한다. 고온 및 상온 구조물에서 잔류응력은 구조건전성에 일반적으로 부정적 영향을 미치지만 표면 잔류응력은 피로강도를 개선하는 효과가 있기도 하다. 상온 구조물의 잔류응력 평가절차는 비교적 잘 정비되어 있는 상태이지만 고온 구조물의 잔류응력 평가절차는 아직 개발 초기단계에 있다고 볼 수 있다.

5.3.1 잔류응력 분포

영국의 평가지침인 R6와 BS7910의 잔류응력 평가절차는 전형적인 일부 용접구조물에 대해 상온 용접구조물의 잔류응력 평가식을 제시하고 있다. 그림 5.2에서와 같은 형상의 T-평판과 튜브형 T-접합 구조물에 대한 R6와 BS7910의 횡(transverse)방향 잔류응력 분포는 다음과 같다.

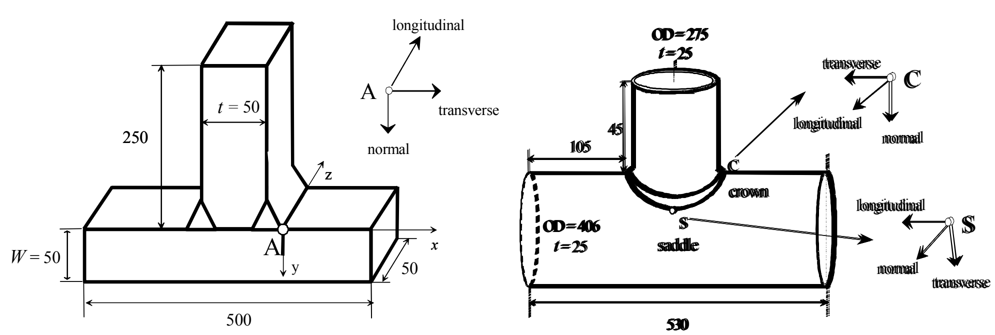


그림 5.2 T-평판과 튜브형 T-접합 구조물의 형상

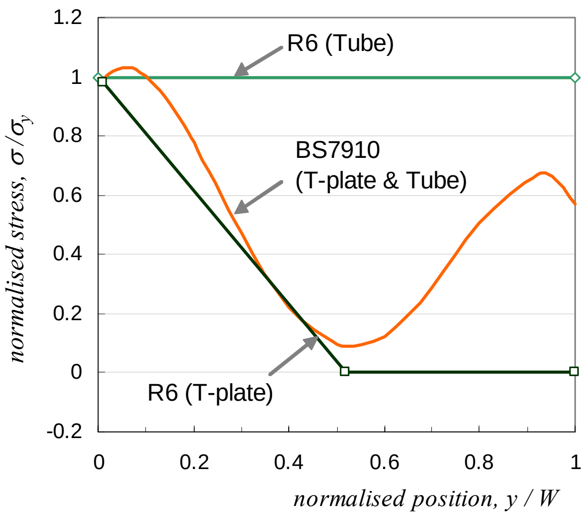


그림 5.3 T-평판과 튜브형 T-접합 구조물의 두께방향 잔류응력 제안 분포

R6 절차가 추천하는 T-평판의 두께방향 횡방향 잔류응력 분포는 Upper bound 이직선(bilinear) 식을 사용한다. R6에서는 잔류응력의 최대값이 구조물의 용접 toe에서 모재의 항복강도와 동일한 것으로 간주하고, 용접 toe로부터 두께 방향으로 r_o만큼 떨어진 곳에서 잔류응력이 영이 되도록 선형으로 감소하는 분포를 갖고, 그 아래 부분은 영 값이 유지되는 그림 5.3에서와 같은 형태의 이직선 식이 제시되고 있다. R6는 이와 같이 소성역의 계산에 의한 잔류응력 분포를 제시하고 있는데 여기서 r_o는 소성역의 크기로 다음 식과 같이 표현된다.

$$r_o = \left(\frac{C\eta q}{\sigma_{yp} v} \right)^{0.5} \tag{5-5}$$

여기서 σ_{yp}는 모재의 항복응력이고, η는 공정효율 인자, q는 아아크의 출력(in J/s), v는 용접 이동속도(in mm/s), C는 열팽창계수와 영률 밀도 및 비열의 함수로 나타나는 재료상수이다. Ferritic강에서 통상 C=153Nmm/J, η=0.8의 값을 사용한다.

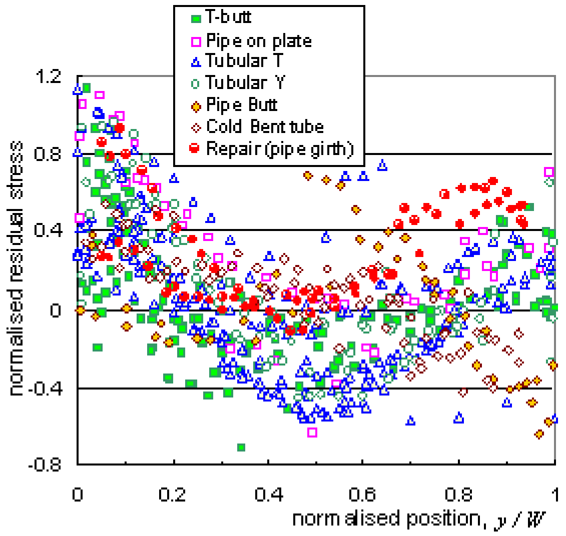
반면 영국의 BS7910에서는 그림 5.2와 같은 형상의 T-평판 butt 용접에서 횡방향 잔류응력 분포에 대해 다음과 같은 다항식 형태의 잔류응력 분포식을 추천한다.

$$\begin{aligned}\sigma_{res} = \sigma_{yp}[0.97 + 2.3267(y/W) - 24.125(y/W)^2 \\ + 42.485(y/W)^3 - 21.087(y/W)^4]\end{aligned} \tag{5-6}$$

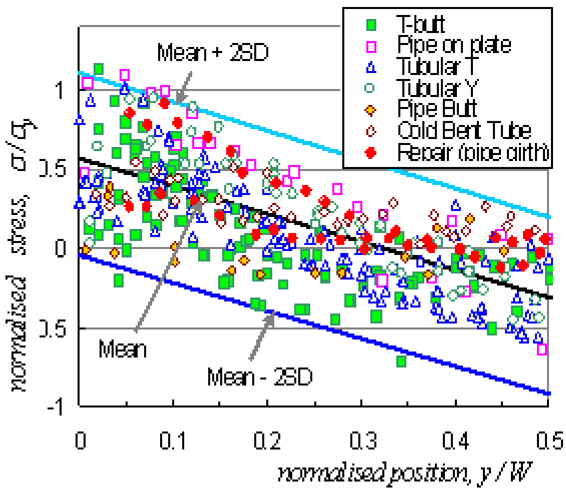
여기서 y와 W는 그림 5.2에 나타나 있으며 두께 방향으로 식 (5-6)을 따른 잔류응력 분포는 그림 5.3에 나타내었다.

5.3.2 포괄적 잔류응력 분포선도 제안

영국의 R6와 BS7910은 각각 상온 용접 구조물의 기하학적 형상에 따라 잔류응력 분포식을 제시하고 있다. 이들은 잔류응력 측정 결과에 기초하여 데이터세트를 아우르는 상계 분포선도를 제시하고 있어 일반적으로 매우 보수적인 결과를 준다.



(a) 잔류응력 데이터 (전두께)



(b) 잔류응력 데이터 (두께의 반까지)

그림 5.4 다양한 용접 구조물에 대한 측정 잔류응력 데이터

용접구조물의 파괴평가에서 T-평판에 대해서는 그림 5.2의 용접 toe인 A점으로부터 수직방향으로 존재하는 균열에 대해 고려하고, T-배관에 대해서는 그림 5.2에서 crown 위치인 C점에서 수직 아랫 방향으로 균열이 존재하는 경우에 대해 고려했다. 본 파괴평가에서는 열림 모드(Mode I)에 대한 파괴만을 고려하므로 여기서는 횡방향 응력만 고려하기로 한다.

본 지침에서는 다양한 용접구조물의 잔류응력 측정데이터에 기초하여 제시했던 T-평판, T-배관, Y-배관, 배관 맞대기 형상의 용접구조와 냉간 배관굽힘(cold bent tube) 및 보수 용접 등에 대해 측정한 그림 5.4와 같은 일련의 데이터세트에 대해 통계학적 분석을 수행한 결과를 제시했다. 그림에서 'Mean' 선은 데이터 세트의 전체 평균 회귀선(regression line)이고, 'Mean+2SD' 선의 SD는 표준편차(Standard Deviation)로 데이터의 분산도를 나타낸다. SD가 크다는 것은 데이터의 분산도가 크다는 것을 의미한다. 평균 회귀선을 중심으로 'Mean±1SD'는 데이터 표본의 68%를 포함하게 되고, 'Mean±2SD'는 95%, 'Mean±3SD'는 99.7%를 포함하게 된다. 따라서 원전 등과 같이 높은 신뢰도를 요구하는 경우에는 'Mean±3SD'와 같은 높은 정규분포를 갖도록 잔류응력 분포선을 제시하면 된다.

본 지침에서는 그림 5.4에 제시된 일련의 데이터세트에 기초하여 보다 단순하면서도 기존의 평가 절차에 비해 덜 보수적인 잔류응력 분포선도를 제시하기 위해 그림 5.5에서와 같이 평균 회귀선을 중심으로 잔류응력의 막응력(회귀선의 상하 이동) 성분과 굽힘응력(회귀선의 경사 변동) 성분 값을 변화시켜가며 단순화된 분포선도를 제시했다.

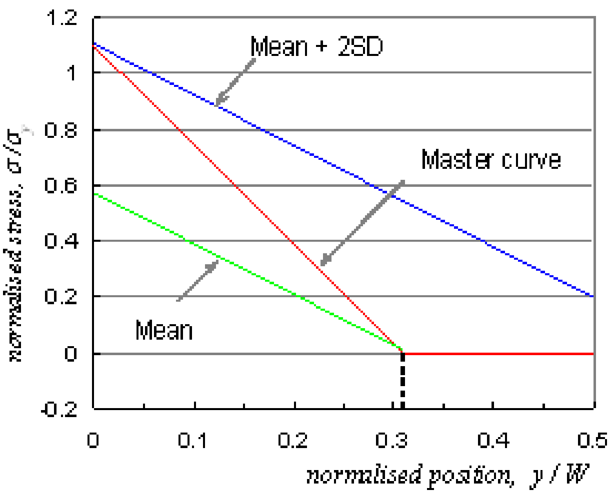


그림 5.5 평균 데이터선 및 마스터 곡선

본 데이터 세트와 이의 통계적 처리에 기초하여 여기서는 마스터곡선(master curve)으로 명명된 분포선도를 제시했다. 여기서 마스터곡선은 평균 회귀선의 응력이 압축응력 영역으로 내려가는($\sigma/\sigma_y=0$) $y/W=0.31$ 이상은 제로 응력으로 두고, 표면($y/W=0$)에서의 응력은 'Mean+2SD' 선의 y축 절편을 연결하는 이직선(bilinear)이다. 이 마스터곡선은 포괄적 잔류응력 분포곡선으로서 용접조건 및 재료물성치에 의존하지 않는 용접 두께방향으로의 좌표만의 함수이다.

영국 평가절차를 따른 두께 방향의 잔류응력 분포는 각 용접구조 형상에 대해 다르며 T-평판에 대해 제시한 분포는 그림 5.5에 제시되어 있다. 본 지침에서는 여러 형상의 용접구조물 및 보수용접에 따른 잔류응력 데이터세트와 파괴해석을 통한 사례연구에 기초하여 그림 5.5에서와 같은 3가지 분포선('Mean+SD', 'Mean+2SD', 'Mean+Bend')을 제시하였다.

5.3.3 고온 잔류응력 완화거동 및 분포선도

잔류응력은 일반적으로 용접에 의한 잔류응력이 전형적인 것이지만 소성 가공 및 기계가공 등에 의해서도 발생한다. 고온에서 잔류응력의 완화거동을 모사하기 위해 본 해석에서는 그림 5.6에서와 같이 4점 굽힘(4 Point Bend : 4PB) 하중을 주고, 하중을 제거함으로써 잔류응력을 발생시키고, 그 후 고온 완화거동을 평가했다. 4PB 해석모델링시 그림 5.6에서 4PB 모델의 상부 두 하중점 사이에서는 순수 굽힘하중이 작용하도록 하중점 및 지지점을 결정하고, 평면변형률(PE)인 경우와 평면응력(PS) 상태인 경우에 대해 316H 스테인레스강 재료에 대한 크립 물성치를 고려해 완화거동을 평가했다.

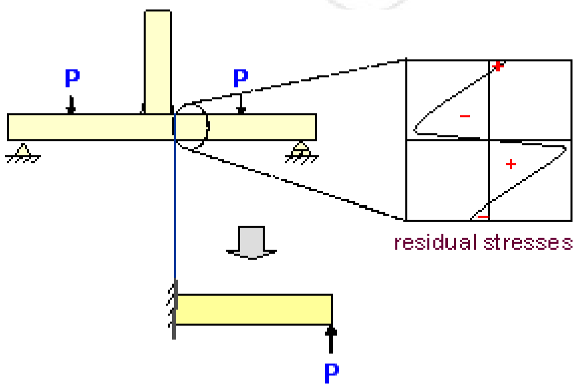
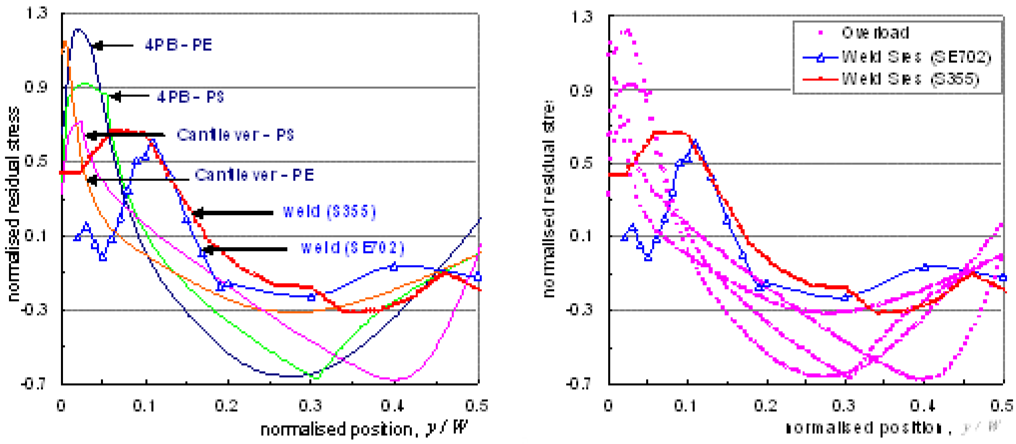


그림 5.6 과하중에 의해 생성된 잔류응력



(a) (b)

그림 5.7 과하중 및 용접에 의한 잔류응력 비교

또한 다른 해석 모델링으로 그림 5.6의 하부 그림에서와 같이 T-평판의 우측 반을 Built-in된 외팔보로 가정하고, 역시 평면변형률 및 평면응력 조건에서 위로 굽힘하중을 가한 후 잔류응력을 발생시키고, 이의 완화거동을 평가했다.

4점 굽힘보와 외팔보에 과하중을 작용시키고, 제하한 후에 부재의 두께방향으로 남는 잔류응력 분포는 그림 5.7에서와 같이 나타났다. 그림 5.7에서 평면변형률 상태의 4점 굽힘(4PB-PE)에서 가장 큰 잔류응력이 발생했고, 외팔보 평면응력(Cantilever-PS)에서 가장 낮은 잔류응력이 발생하는 것으로 나타났다. 여기서 중요한 것은 과하중에 의한 잔류응력도 용접잔류 응력과 비슷한 형태로 표면 부근에서 피크가 발생하고, 두께방향으로 감쇠되고 있다는 점이다. 과하중에 의한 잔류응력은 하중을 주는 방식과 하중 크기에 따라 크게 변할 수 있다. 본 해석에서 과하중에 의해 발생한 잔류응력은 그림 5.7(b)에서와 같이 용접잔류응력과 비슷한 형태이기 때문에 여기서 고려한 과하중에 따른 잔류응력은 그림 5.5에 제시된 단순화된 선형 분포 선도 안에 커버된다는 데 의미가 있다.

다양한 용접구조물의 잔류응력에 대해 제시된 포괄적 잔류응력 분포선도인 마스터곡선을 그림 5.5에 제시했고, 각 유지시간별 과하중에 의한 막응력+굽힘응력(Mean+Bend)의 잔류응력 분포선도은 일련의 해석을 통해 그림 5.8에서와 같이 제시하였다. 잔류응력은 일반적으로 고온 크립-피로 환경에서 주로 균열의 개시에 영향을 미치고, 고온 하중 사이클이 부가됨에 따라 응력재분포가 일어나면서 완화되면서 균열 성장에는 별로 영향을 미치지 못하게 된다.

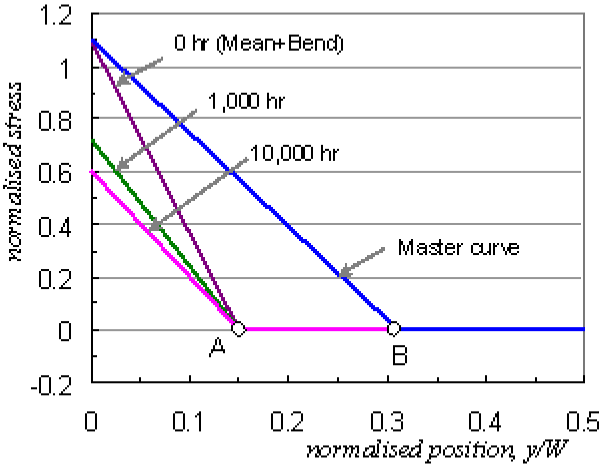


그림 5.8 크립 물성치에 따른 완화거동 특성 (4PB, 평면 변형률)

잔류응력은 그림 5.8의 분포선도에서 보는 바와 같이 주로 최대치가 발생하는 표면에서 문제가 되며, 고온 유지시간이 더해짐에 따라 표면 잔류응력도 완화되는 양상을 보여준다. 따라서 잔류응력 영향을 평가하기 위한 초기의 스크리닝을 위해서는 유지시간이 영인 보수적인 경우에 대해 잔류응력 영향을 먼저 평가하고, 이것이 허용치를 넘을 경우 그림 5.8에서와 같이 유지시간에 따른 잔류응력 최대치를 고려하여 평가를 수행하도록 한다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 지원을 받아 2006년도 원자력 연구개발 사업을 통해 수행되었음.

참고문헌

[1] 한도희 외, KALIMER-600 예비개념설계보고서, 한국원자력연구소, KAERI/TR-2784/ 2004, 2004.

[2] R5, British Energy Generation Ltd, *Assessment procedure for high temperature response of structure*, Issue 3. British Energy Generation Ltd, UK., 2003.

[3] Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands, RCC-MR, Edition, AFCEN 2002.

[4] Technical Appendix A16, "Guide for Leak Before Break Analysis and Defect Assessment," AFCEN 2002.

[5] R6, British Energy Generation Ltd, *Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects*, Rev. 4. British Energy Generation Ltd, UK, 2001.

[6] British Standard Institution, 2000, *Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*, BS7910: 1999 (Rev. March 2000) British Standards Institution, London, UK.,2000.

[7] H.Y. Lee, K.M. Nikbin "Modelling the Redistribution of Residual Stresses at Elevated Temperature in Components", Journal of ASTM International, pp.1-15.,Vol. 3 No.1, Jan., 2006.

[8] H.Y. Lee, J.B. Kim, J.H.Lee, K.M.Nikbin, "Comprehensive Residual Stress Distribution for a Plate and Pipe Components," Journal of Mechanical Science and Technology, Vol.20.,No.3,pp.335-344, 2006.

[9] Technical Appendix A3, Subsection Z, RCC-MR, 2002 Edition, AFCEN, 2002.

[10] 액체금속로 고온구조 설계해석을 위한 NONSTA 코드 개발, KAERI/TR-1256/99, 1999

[11] ABAQUS, User's Manual, Version 6.2, 2005, HKS, USA

[12] J.L. Chaboche, Mechanics of Solid Materials, Cambridge University Press, UK, 1990

[13] J. Lemaitre, A Course on Damage Mechanics, Springer-Verlag, 1992

[14] ANSYS, User's Manual, Version 9.0, 2006, SAS IP Inc, USA

부록 A. 고온구조 비탄성해석 기술

본 지침서의 Part 1은 설계지침으로써 주로 탄성해석에 근거한 방법들을 제시하였는데 이는 탄성해석을 수행한 결과로부터 비탄성거동을 모사할 수 있도록 절차들을 제시하여 보수성을 갖도록 한 것이다. 따라서 과도한 보수성 때문에 고온에서 큰 응력이 부과되는 일부 부품에 대해서는 탄성해석법을 적용하여 설계 제한값을 만족시키지 못할 경우가 발생하는데 이 때 상세 비탄성해석을 수행하여 구조건전성을 평가하는 것이 필요하다.

상세 비탄성해석은 시간에 의존하지 않는 탄소성해석과 시간에 의존하는 크립해석까지 수행하여 특정한 열-기계적하중에 대한 응력, 변형률, 및 변형 거동을 평가하게 된다. 본 지침서의 Part 2의 부록 A에서는 이러한 고온구조 비탄성해석에 대한 이론적 배경을 설명하고 가장 널리 사용되고 있는 범용 유한요소해석코드인 ABSQUS와 ANSYS를 이용하여 고온 원자로구조물의 비탄성해석을 편리하게 수행할 수 있도록 절차를 제시하고 또한 액체금속로 설계기술개발 과제에서 개발한 NONSTA 코드를 사용한 비탄성해석 절차도 기술하였다.

비탄성해석에 사용되는 구성식은 구조응답에 중요한 영향을 줄 때 다음과 같은 특징들을 포함해야 한다.

i) 반복하중 영향을 포함한 소성변형률 경화 효과
ii) 주기경화 또는 주기연화 효과
iii) 일차크립과 크립변형률 경화 또는 연화효과
iv) 크립변형과 소성변형의 상호 작용

비탄성해석에 사용한 방법론을 선택한 근거는 설계보고서에 수록하여야 한다. 비탄성해석을 수행한 결과를 적용하여 구조건전성을 평가할 때 요건은 Part 1의 2장과 부록 D를 따른다. 설계시 사용하는 규정과 제한값들은 재료 물성치의 분산과 불확실성을 고려한 안전계수를 포함하기 때문에 비탄성해석에서는 재료의 평균 응력-변형률 선도와 크립 데이터를 사용하는 것이 좋다. 단, 좌굴해석에서는 최소 응력-변형률 선도를 이용하도록 한다.

9Cr-1Mo-V강에 대해서는 고전적 구성식에서 소성변형률과 크립변형률을 분리하는 것이 실제 재료의 거동을 잘 모사하지 못하기 때문에 통합 구성식을 사용하는 것이 좋다. 비탄성해석은 이를 잘 이해하고 있는 숙련자가 사용해야 하고 검증된 비탄성구성식과 해석 프로그램을 사용하여야 한다. 본 지침에서는 비탄성해석에 사용되는 특징적인 구성식들에 대해 설명하고 국내의 실정에 맞도록 비탄성해석을 수행하는 절차들을 제시하였다.

A.1 비탄성해석 적용 방법론

비탄성해석을 수행할 때 해석대상을 적절하게 기하학적으로 모델링 하고 경계조건과 하중조건을 적용하여야 하며 설계자가 필요로 하는 구조응답을 얻을 수 있는 적절한 구성식을 선택하여야 한다. 또한 비탄성해석 구성식에 사용되는 재료상수 값들이 신뢰성이 있어야 해석결과의 신뢰성도 확보할 수 있다. 사용자는 구성식의 특징과 해석 범위를 파악하여 필요로 하는 구조응답 해석결과를 분석할 수 있는 능력을 가져야 한다.

비탄성해석에는 주로 ABAQUS, ANSYS와 같은 범용유한요소해석코드를 사용하는데 비탄성해석의 수행은 시간에 의존하지 않는 탄소성해석과 시간에 의존하는 크립 영향을 포함한 해석의 두가지 분류로 구분될 수 있다. 여기서는 탄소성해석의 대표적인 모델들과 크립해석 모델 및 점소성해석 모델에 대하여 기술하고 이들 모델을 사용할 때 필요한 재료상수 결정에 대한 가이드를 제시하였다.

A.1.1 탄소성 해석

탄소성해석 모델은 일반적으로 등방경화모델, 이동경화모델, 결합경화모델이 있는데 이들의 특징은 다음과 같다.

<u>A.1.1.1 등방 경화 모델(Isotropic Hardening)</u>

항복곡면은 하나의 스칼라 경화 변수로 표현되며 그림 A-1에 보인 것과 같이 그 값에 따라 모든 방향으로 같은 크기로 변한다. 등방경화의 경우에는 유동법칙을 무척 간단하게 정의할 수 있는데 물리적으로 소성변형의 중간 과정보다 금속 성형과 같이 총체적인 소성 흐름을 중시하는 경우 유용하게 사용할 수 있다.

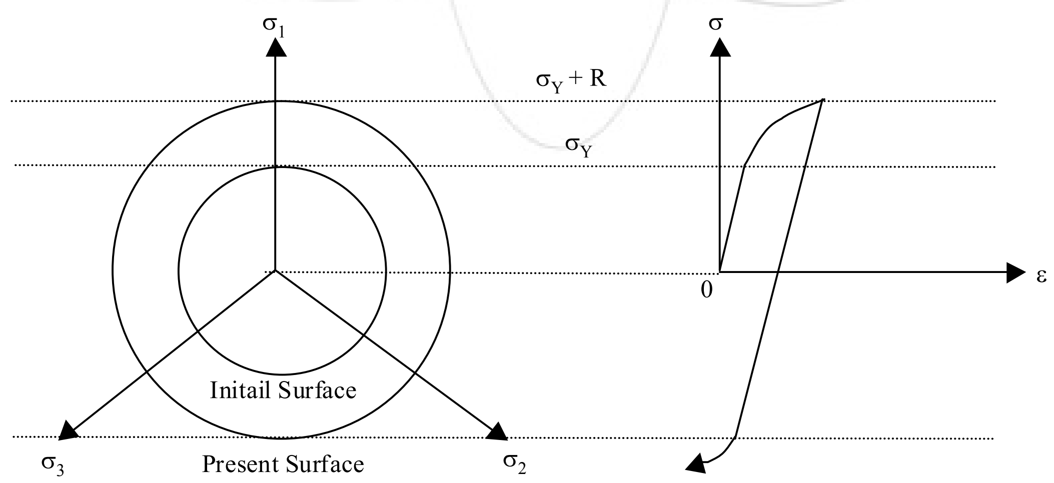


그림 A-1 등방경화 모델 발전도

하중이 증가함에 따라 항복응력 σ_Y에 도달하면 유동법칙에 따른 소성흐름이 발생하는데 초기 항복응력 σ_Y 와 열역학적 힘 R (또는 드래그 응력)로 표현된다.

$$f = f_Y(\sigma) - \Gamma(R)$$

여기서 f_Y는 항복조건을 나타내는 항으로 등방 조건인 경우 응력텐서변수로 표현되고 $\Gamma(R)$은 경화를 모사하는 항이다. Prandtl-Reuss의 탄소성 등방경화모델은 다음과 같은 조건을 사용하고 있다.

i) 소성변형은 비압축성으로 일정한 체적에서 발생하고 소성흐름은 hydrostatic stress σ_H=1/3Tr(σ)에 영향받지 않고 편차응력(deviatoric stress)과 내부변수에 의존한다.

ii) 하중함수는 편차응력 σ' 텐서의 불변량 J_2와 J_3에 의존한다.

$$J_2(\sigma) = \sigma_{eq} = (\frac{3}{2}\sigma' : \sigma')^{1/2}$$
$$J_3(\sigma) = (\frac{9}{2}\sigma' \cdot \sigma' : \sigma')^{1/3}$$

iii) 적합소성(associated plasticity)과 normality 가정은 다음과 같다.

$$d\varepsilon^p = d\lambda(\partial f / \partial\sigma) = 3/2\, d\lambda(\sigma' / \sigma_{eq})$$
$$dp = -d\lambda(\partial f / \partial R) = d\lambda = \left(2/3\, d\varepsilon^p : d\varepsilon^p\right)^{1/2}$$

iv) von Mises의 하중함수와 텐서불변량을 이용하면 항복조건은 다음과 같다.

$$f = \sigma_{eq} - R(p) - \sigma_Y = 0$$

위의 등방경화 관계들을 변형률의 항으로 다시 정리하면 다음과 같다.

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p$$
$$d\varepsilon^e = \frac{1+\nu}{E} d\sigma - \frac{\nu}{E} d(Tr(\sigma))I$$
$$d\varepsilon^p = \frac{3}{2} H(f) g'(\sigma_{eq}) \frac{\langle d\sigma_{eq} \rangle}{\sigma_{eq}} \sigma'$$

등방경화 모델은 응력-변형률의 관계에서 탄성역과 소성역으로 나타나는데 소성역이 선형으로 표현되면 선형 등방경화모델이 되고 소성역이 비선형으로 표현되면 비선형 등방경화모델이 된다. ABAQUS에는 선형 등방경화모델과 다층선형(multilinear) 등방경화모델이 제공되고 있고 ANSYS에는 이들 모델들과 비선형 등방경화모델이 제공되고 있다.

선형 등방경화모델을 사용할 경우에는 해석에서 예상되는 최대 변형률 범위를 고려하여 접선강성(Tangent modulus) 값을 정하여 누적되는 오차의 범위를 줄이는 것이 좋다. 그림 A-2에서 보인 것과 같이 비선형 응력-변형률 관계를 선분 OA와 AB의 이직선으로 나타낼 때 소성일을 최대한 보존할 수 있도록 해주어야 한다.

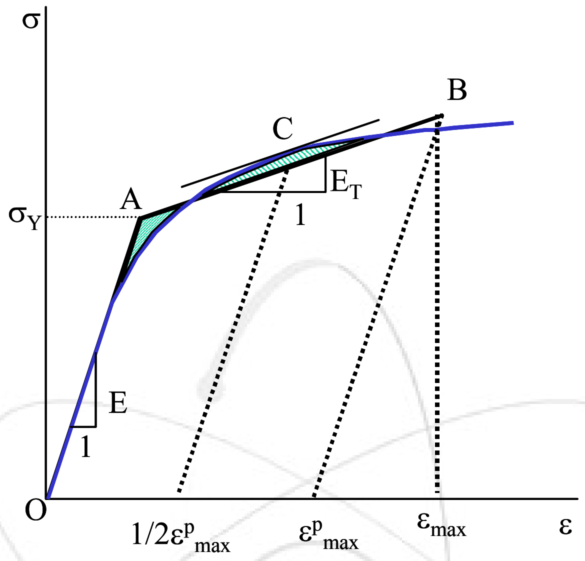


그림 A-2 이직선 응력-변형률 모사방법

해석에서 예상되는 최대변형률범위가 ε_{max}일때 이 값의 절반위치에서 접선 기울기가 E_T이고 이 기울기와 평행되게 선분 AB를 위치시키되 비선형 관계일 때와 이직선 관계일 때 소성일이 최대한 같도록 설정한다. 따라서 A점의 응력값이 이직선 경화모델의 사용시 항복응력이 되고 경화기울기 H'는 접선강성과 다음과 같은 관계가 있다.

$$H' = \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon - d\varepsilon^e} = \frac{E_T}{1 - E_T / E}$$

비선형 등방경화모델의 경우는 A.1.1.3에서 설명하기로 한다.

등방경화모델의 경우에는 Bauzinger 효과를 모사할 수 없어서 반복하중에 효과적으로 적용될 수 없고 또한 항복곡면의 중심이 이동하는 것을 고려하지 않기 때문에 라체팅과 같은 거동을 모사할 수 업다.

A.1.1.2 이동 경화 모델(Kinematic Hardening)

일반적으로 금속은 인장하였다가 압축하면 처음 예상되었던 항복응력보다 작은 값에서 항복이 일어나는 Bauschinger 효과를 나타내는데 이는 이동경화를 사용하여 그림 A-3과 같이 표현될 수 있다. 이동경화는 항복곡면의 이동을 표현할 수 있고 다음 식으로 표현된다.

$$f = f_Y(\sigma - X) - \kappa$$

여기서 X는 경화변수로 현재 항복곡면의 위치를 나타내는 역응력(Back Stress) 텐서이고 κ는 현재상태에서 순수한 탄성 응답 영역의 크기를 나타낸다. 역응력은 다음과 같다.

$$\dot{X} = C\frac{1}{\kappa}(\sigma - X)\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$$

여기서 C는 이동경화 변수이고 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$ 는 등가 소성변형률속도를 나타내고 κ는 탄성응답영역의 크기를 나타내는데 선형 이동 경화 모델에서 이 값은 소성변형이 없는 초기 항복 응력값 σ_Y 와 같다.

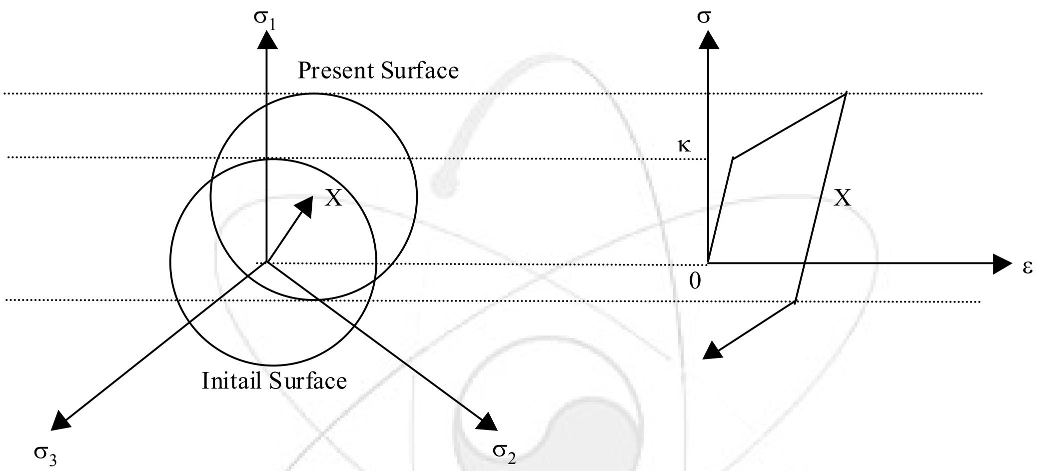


그림 A-3 이동경화 모델 발전도

ABAQUS에는 선형 이동경화모델과 다층선형(multilinear) 이동경화모델이 제공되고 있고 ANSYS에는 이들 모델들과 Chaboche의 비선형 이동경화모델이 제공되고 있다. 선형 이동경화모델을 사용할 경우에는 선형 등방경화모델의 경우와 마찬가지로 해석에서 예상되는 최대 변형률 범위를 고려하여 접선강성(Tangent modulus) 값을 정하여 누적되는 오차의 범위를 줄이는 것이 좋다.

A.1.1.3 결합 경화 모델(Combined Hardening Model)

응력공간에서 역응력을 이용한 항복곡면의 이동을 모사하는 비선형 이동경화모델과 탄성응답영역의 크기를 정의하는 등가응력의 변화량을 소성변형의 함수로 모사하는 비선형 등방경화모델을 결합한 모델이다. Prager의 선형이동경화와 비선형을 도입하기 위해 완화를 나타내는 항을 추가한 역응력의 발전식은 다음과 같다.

$$\dot{X}_{ij} = C(\dot{\varepsilon}_p)_{ij} - \gamma\dot{p}X_{ij}$$

여기서 C와 γ는 재료상수로써 재료의 반복응답시험 결과를 적용하여 구해야 하며 C는 초기 이동경화 계수를 나타내고 γ는 소성변형이 증가함에 따라 이동경화 계수가 감소하는 속도를

나타낸다. 여기서 γ가 영이면 선형 이동경화모델이 되고 C와 γ가 모두 영이면 등방경화모델이 됨을 알 수 있다. 탄성응답영역의 크기를 등가 소성변형률의 함수로 등방경화계수 R은 다음과 같은 비선형 식으로 나타낼 수 있다.

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{p}$$

여기서 Q와 b는 재료상수인데 Q는 그림 A-4에 보인 것과 같이 탄성범위 크기의 최대 변화를 나타내고 b는 소성변형이 발전함에 따라 탄성범위의 크기가 변하는 속도를 나타낸다.

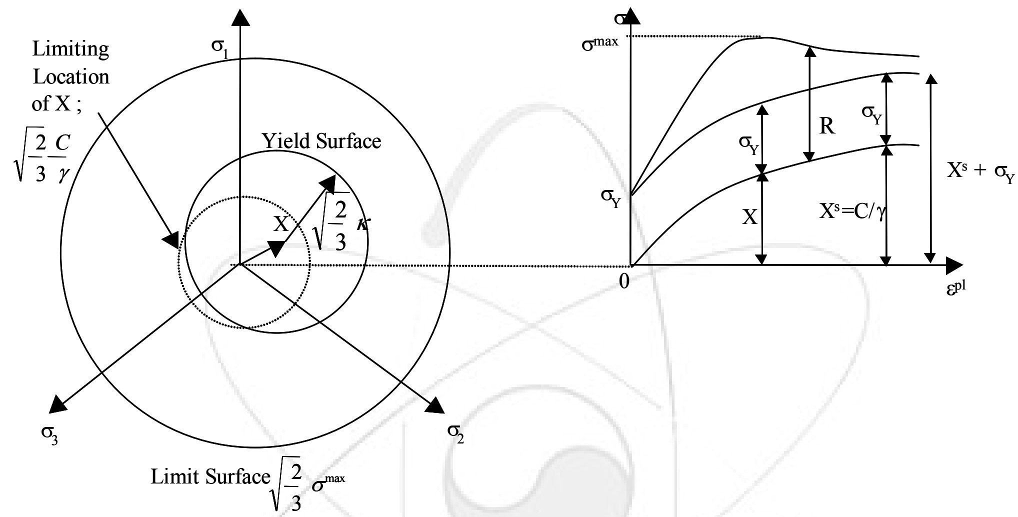


그림 A-4 결합경화 모델 발전도

그림 A-4에서 역응력은 소성변형이 큰 포화상태에서의 값인 X^s의 $\sqrt{2/3}$ 배를 반경으로 한 실린더 영역에 놓이게 되고 응력상태는 $\sqrt{2/3}\sigma^{max}$ 를 반경으로 하는 실린더 내에 위치하게 된다. 결합경화모델을 사용하면 Bauschinger 효과는 물론 라체팅과 같은 현상도 모사할 수 있고 또한 반복하중에 의한 주기경화 또는 주기연화 거동까지 표현할 수 있다. 이때 주의할 점은 결합경화 모델의 등방경화 모사 재료상수를 구할 때 주기경화 또는 주기연화 현상을 이용하여야 한다는 점이다.

ABAQUS에는 앞에서 설명한 것과 유사한 결합경화모델을 제공하고 있다. ANSYS에서는 별도의 결합경화모델이 제공되지 않고 있지만 등방경화모델과 이동경화모델을 복합하여 사용하면 같은 효과를 얻을 수 있다. 다만 이 경우 주의할 점은 복합하여 사용할 때 등방경화모델의 재료 상수는 등방경화모델만 별도로 사용할 경우와 같은 방법을 사용해서는 안된다는 점이다. 결합경화에서 등방경화항의 역할은 반복하중에 대한 주기경화 또는 주기연화를 모사하기 위함이라는 점에 유의하여야 한다.

A.1.2 크립 해석

A.1.1.1 크립 모델(Creep Model)

크립은 일반적으로 금속의 용융온도의 1/3 이상의 온도에서 구조재료가 일정한 하중을 받고 있을 때 발생하는 시간 의존적인 비선형 변형을 가리킨다. 그림 A-5는 전형적인 크립변형률을 나타내었는데 크게 3단계로 구분된다.

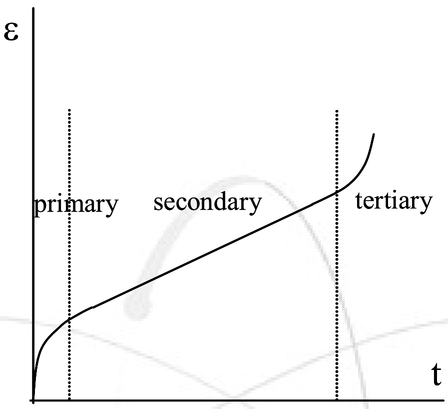


그림 A-5 크립 변형률

초기에는 변형률의 증가속도가 감소하는 일차(primary) 크립, 그 다음에는 변형률의 증가속도가 일정한 이차(secondary) 크립, 마지막 단계로 변형률속도가 증가하여 재료의 파단에 이르게 되는 삼차(tertiary) 크립이 발생한다. 설계의 관점에서는 재료가 크립변형으로 인해 파단에 이르게 되는 삼차크립은 관심 밖에 놓이는 경우가 많고 일차크립과 이차크립이 주요 관심사가 된다. 이러한 실제 크립실험 결과를 정확히 표현하기 위해서는 여러가지 식들을 사용할 수 있는데 가장 많이 사용되는 것이 Norton's Power Law 크립식으로 다음과 같다.

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = A\bar{q}^{n} t^{m}$$

여기서 $\dot{\varepsilon}^{cr}$ 은 단축 등가 크립변형률 속도를 나타내고 $\bar{q}$ 는 단축 등가편차응력을 나타내고 t는 시간, A, n, m은 온도의 함수인 재료상수이다. 위 식에서 m이 영이면 크립변형률속도가 일정한 이차크립이 되는데 수치적으로 가장 편리한 형태가 되며 ANSYS와 ABAQUS에서는 크립 재료상수 A와 n만 입력하면 가능하도록 제공하고 있다. 이 때 시간 경화법칙과 변형률 경화법칙을 선택할 수 있도록 하였는데 다음과 같은 차이점이 있다. 변형률 경화법칙은 크립변형에 수반되는 경화가 크립변형률의 누적이 원인이 되어 발생한다는 이론이고 시간 경화법칙은 크립변형에 수반되는 경화가 시간의 경과가 원인이 되어서 발생한다는 이론으로 1차크립에 중요하다. 이를 그림 A-6에 나타내었는데 응력 σ1과 σ2의 각각에 대한 크립변형률을 왼쪽에 나타내었고 오른쪽에는 t1시간동안 σ1 크기의 응력이 작용한 다음에 σ2 크기의 응력이 작용하는 경우 변형률경화 또는 시간경화법칙을 사용한 경우의 차이점을 보였다.

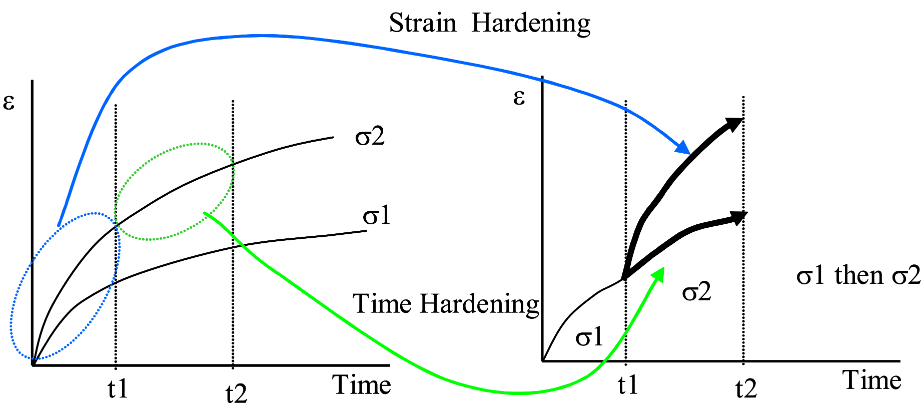


그림 A-6 변형률경화크립과 시간경화크립

ANSYS와 ABAQUS의 두가지 코드들에서는 사용자가 필요로 하는 크립식을 User Subroutine으로 작성하여 적용할 수 있도록 허용하고 있는데 일차크립과 이차크립을 동시에 모사할 수 있는 크립식으로는 다음의 Garofalo식과 Blackburn식을 사용하는 것이 좋다. Blackburn의 경우에는 일차크립을 좀더 정확히 모사하기 위해 지수항을 두개를 사용하고 있는 특징이 있다.

$$\varepsilon^c = C[1 - e^{-Bt}] + \dot{\varepsilon}_m t$$
$$\varepsilon^c = C_1[1 - e^{-B_1 t}] + C_2[1 - e^{-B_2 t}] + \dot{\varepsilon}_m t$$

ANSYS의 경우에는 몇가지 특정한 재료들에 대해 특정 온도범위에서 사용할 수 있는 크립식 옵션을 제공하고 있고 중성자 조사에 의한 크립식도 일부 제공하고 있다.

A.1.3 점소성 모델(Viscoplasticity Model)

고온에서의 재료 거동을 예측하기 위한 구성 방정식 모델은 분리형 점소성 모델과 통합 점소성 모델(Unified viscoplastic model)로 구분된다. 분리형 모델은 소성변형과 크립변형을 분리해서 취급할 수 있다는 고전적인 가정에 바탕을 두고, 소성변형과 크립변형에 대해서 각각의 구성방정식을 별도로 적용하는 모델로, 304 스테인레스강과 316 스테인레스강에 대한 ORNL 모델이 여기에 해당된다. 이와는 달리 통합 점소성 모델은 소성변형과 크립변형을 물리적으로 동일한 발생기구에 의해서 생겨나는 비탄성 변형으로 가정하고 하중상태와 내부 변수들의 동적 특성 및 내부 이력에 의한 변화를 시간 적분법에 의하여 계산하는 모델이다. 이러한 통합 점소성 모델은 최근까지도 많은 연구자들에 의하여 개발되고 있는데 현재까지 개발된 모델들은 대개 항복 조건의 유무에 의하여 크게 두가지로 분류될 수 있다.

이러한 통합 점소성 모델의 경우에는 하중 이력에 따른 내부 변수들의 동적 특성 및 내부 이력을 계산해야 하므로 분리형 모델에 비하여 계산량이 많아 비효율적이며, 또한 유한요소 해석에 적용하기에 어려움이 있지만, 재료의 실제 거동을 더욱 근사하게 모사할 수 있는 장점이 있다.

일반적인 구성방정식의 형태는 변형률 속도 의존성에 의하여 속도 비의존 소성(Rate-independent plasticity)과 속도 의존 소성(Rate-dependent plasticity)으로 나뉘게 된다. 크립변형이 크지 않은 상온의 재료는 대부분 속도 민감성이 뚜렷하지 않지만 고온 하에서의 재료의 변형은 크립 변형을 수반하고 속도에 대단히 민감한 변형 특성을 나타내게 되므로 고온 구조해석에 사용되는 구성식들은 변형률 속도에 의존하는 항복 표면을 갖게 되며 이를 속도 의존 소성 또는 점소성(Viscoplasticity)이라고 한다.

점소성 구성 방정식의 형태에도 크게 항복 표면의 유무에 따라 달라진다. 구성식의 형태는 종래의 탄소성 구성식과 비슷한 형태이며 분리형 모델과 통합형 모델의 대표적인 것들은 다음과 같다.

(1) ORNL 모델

미국 국립연구소인 ORNL(Oak Ridge National Laboratory)에서 NE F9-5T를 기초로 하여 개발한 모델로서 소성변형과 크립변형을 동시에 고려하는 통합 구성 방정식과는 달리 소성변형과 크립변형을 분리해서 취급할 수 있다는 고전적인 가정에 바탕을 둔 분리형 모델이다.

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^{e} + \dot{\varepsilon}^{p} + \dot{\varepsilon}^{cr}$$

여기에서 $\dot{\varepsilon}^{e}$은 탄성 변형률 속도, $\dot{\varepsilon}^{p}$은 소성 변형률 속도, $\dot{\varepsilon}^{cr}$은 크립 변형률 속도를 나타낸다.

back 응력 : 내부변수인 이동경화 응력은 Ziegler의 이동경화 이론이 수정된 다음과 같은 형태로 나타내어진다.

$$d\alpha_{ij} = \frac{C}{\bar{\sigma}}(\sigma_{ij} - \alpha_{ij})\, d\bar{\varepsilon}^{p} + \alpha_{ij}\frac{1}{C}\frac{dC}{d\Theta}d\Theta$$

여기에서 C는 재료상수이다.

크립 변형식 : 크립 변형에 대한 지배 방정식으로는 변형률 경화 이론을 근거로 한 Norton의 법칙을 사용하여 다음과 같이 나타내어진다.

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{cr} = \frac{3}{2}\frac{S_{ij}}{\bar{\sigma}}\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr}$$

여기에서 $\dot{\varepsilon}^{cr}$은 크립 변형률 속도를 나타내고 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr}$은 단축 등가 크립 변형률 속도를 나타내며 $\bar{\sigma}$는 Mises 등가 응력을 나타내는데 이는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr} = A[\bar{\sigma}^{n}((m+1)\bar{\varepsilon}^{cr})^{m}]^{1/m+1}$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2}S_{ij}\cdot S_{ij}}$$

여기서 A, n, m은 재료 상수들이다.

(2) Robinson 모델

1978년 Robinson에 의하여 제안된 모델로서 소성변형과 크립변형을 분리하지 않고 동일한 변형기구에 의한 비탄성 변형으로 가정한 통합형 모델이며 항복조건을 가지고 있다. 내부변수인 back 응력과 drag 응력을 도입하여 비선형 이동경화 법칙 및 등방경화 법칙을 고려할 수 있게 하였다. Robinson 모델에서 사용되는 비탄성 변형의 구성 방정식과 내부변수의 지배 방정식 및 재료상수는 다음과 같이 표현된다.

<u>유동법칙</u> : 재료의 항복곡면은 재료가 순수한 탄성거동을 하는 경계를 규정짓는 일종의 시험함수와 같은 것인데 유동법칙은 응력상태가 바로 이 항복곡면에 이를 때의 소성 변형률 속도($\dot{\varepsilon}^{pl}$)를 정의하는 것으로 Robinson 모델에서는 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{\varepsilon}^{i}_{ij} = \begin{cases} A\left[\dfrac{J_2(\Sigma_{ij})}{K} - 1\right]^{n} \dfrac{\Sigma_{ij}}{J_2(\Sigma_{ij})} & \text{if} \quad S_{ij}\cdot\Sigma_{ij} > 0 \quad \text{and} \quad J_2(\Sigma_{ij}) > K \\ 0 & \text{else} \end{cases}$$

여기에서 S_{ij}는 응력 s_{ij}의 편차응력을 나타내고 K는 항복곡면의 크기를 나타내는 drag 응력 (χ)의 제곱 값을 나타내며 A와 n은 재료 상수이다. Σ_{ij}는 편차응력에서 항복곡면의 중심을 가리키는 back 응력(a_{ij})을 뺀 값을 나타내며 $J_2(\Sigma_{ij})$는 이것의 2차 불변값(second invariant)을 나타낸다. 여기서 back 응력은 1차 불변값을 영으로 만드는 편차 성분만을 갖는 응력장을 의미한다.

<u>back 응력</u> : 항복곡면의 중심을 나타내 주고 있는 back 응력의 시간에 대한 변화율은 다음과 같다.

$$\dot{a}_{ij} = \begin{cases} HG^{-\beta}\dot{\varepsilon}_{ij} - R(T)G^{m-\beta}a_{ij} & \text{if} \quad \sigma_{ij}\cdot a_{ij} > 0 \quad \text{and} \quad G > G_0 \\ HG_0^{-\beta}\dot{\varepsilon}_{ij} - R(T)G^{m-\beta}a_{ij} & \text{else} \end{cases}$$

여기에서 H, m, β는 재료 상수들이고 T는 온도를 가리킨다. 위 식에서 오른쪽 첫번째 항들은 경화를 나타내고 둘째 항들은 회복을 나타내고 있는데 G와 R은 다음과 같이 표현된다.

$$G = \frac{J_2(a_{ij})}{\kappa_0^2}$$

$$R(T) = R_r \exp\{Q_r(1/T_0 - 1/T)\}$$

여기서 κ_0, R_r, Q_r, T_0 는 재료상수들이다.

<u>drag 응력</u> : 항복곡면의 크기를 나타낸다고 할 수 있는 drag 응력의 시간에 대한 변화율은 다음과 같이 표현된다.

$$K = \frac{K_S(T) - K_i(T)}{3W_0(T)} \exp\left[-\frac{W^p}{W_0(T)}\right]W^p - \frac{Q_0K_0}{6T^2}\exp\left[-Q_0\left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right)\right]T$$

여기에서 K_o, Q_o, T_o는 재료 상수들이며 소성일을 나타내는 W^p, W_o, K_i, 및 K_s는 다음과 같다.

$$W^p = \sigma\dot{\varepsilon}^p$$

$$K_i = K_0\left\{1 - \frac{1}{2}\left(1 - \exp(-Q_0(1/T_0 - 1/T))\right)\right\}$$

$$K_s = A + B(T - T_p) + C(T - T_p)^2$$

$$W_0 = p + q(T - T_p)^2$$

여기서 A, B, C, p, q는 재료상수들이다.

(3) Ohno-Wang 모델

Ohno-Wang 모델은 주로 라체팅 거동을 묘사하기 위하여 경화와 동적 회복형태 (Hardening/dynamic recovery format)로 이동경화법을 수식화한 모델이다. 여기서 이동경화법은 이동경화 변수()가 여러 성분으로 분리되며 각 성분들이 임계상태에 도달하면 동적 회복이 완전히 활성화된다는 개념이다. 따라서 이 모델은 탄소성 해석모델에 해당하며 크립해석과 연계해서 수행함으로써 분리형 점소성 해석에 적용될 수 있는 유망한 모델임으로 본 절에서 소개하였다.

라체팅 거동의 해석은 재료의 거동을 표현한 비탄성 구성식에서 이동경화의 모델링에 따라 좌우된다. 비탄성 이동경화법에 대해서는 Armstrong과 Frederick이 제안한 A-F 모델이 Chaboche 등에 의해 널리 응용되고 있지만 이는 단축 및 다축 하중조건에서 라체팅 변형률을 과대 평가하는 경향이 있다. 그러나 이 A-F 모델의 개념이 이동경화의 경화 및 동적 회복에 대해 단순하고 물리적으로 건전하기 때문에 Ohno-Wang 모델에서도 라체팅 관련 구성식 설정을 위해 A-F 모델에 기초하여 경화 및 동적 회복을 고려하였다.

Ohno-Wang 모델은 변형률이 작은 경우에 대하여 수식적으로 다음과 같이 전개된다. 금속재료가 비탄성적으로 변형될 때 전위(Dislocation)에 작용하는 여러 가지 내부 응력이 발생한다. 그러므로 이동경화 변수 $\vec{\alpha}$는 M개의 성분으로 구성되어 있다고 가정한다.

$$\vec{\alpha} = \sum_{i=1}^{M} \vec{\alpha}_i$$

전위의 교차슬립(cross slip)이 이동경화의 동적 회복에 대한 미시기구가 될 수 있다. $\vec{\alpha}_i$의 동적 회복이 그 크기인 $\vec{\alpha}_i$가 교차슬립에 요구되는 에너지를 발생하는 임계치에 도달할 때만 활성화된다고 가정한다. 동적 회복의 임계상태를 다음의 면(surface)으로 나타내 보자.

$$f_i = \bar{\alpha}_i^2 - r_i^2 = 0$$

Heavyside 함수를 도입하여 $\overline{\alpha_i} = r_i$일 때만 동적 회복항이 활성화되도록 $\vec{\alpha}_i$를 다음 식과 같이 표현한다.

$$\dot{\vec{\alpha}}_i = \frac{2}{3} h_i \dot{\vec{\varepsilon}}^p - H(f_i)\, \lambda_i \frac{\vec{\alpha}_i}{r_i}$$

여기서 미지의 매개변수는 다음과 같다.

$$\lambda_i = h_i \langle \dot{\vec{\varepsilon}}^p : \vec{k}_i \rangle$$

여기서 $\vec{k}_i$는 $\vec{\alpha}_i$의 방향을 의미한다. 즉 $\vec{k}_i = \vec{\alpha}_i / \alpha_i$를 위식에 도입하면

$$\dot{\vec{\alpha}}_i = h_i \left\{ \frac{2}{3} \dot{\vec{\varepsilon}}^p - H(f_i) \langle \dot{\vec{\varepsilon}}^p : \vec{k}_i \rangle \frac{\vec{\alpha}_i}{\gamma_i} \right\}.$$

또는 $h_i = \zeta_i \gamma_i$를 대입하면

$$\overline{\dot{\alpha}_i} = \zeta_i \left\{ \frac{2}{3} \gamma_i \overrightarrow{\dot{\varepsilon}^p} - H(f_i) \langle \overrightarrow{\dot{\varepsilon}^p} : \overrightarrow{k_i} \rangle \overrightarrow{\alpha_i} \right\}.$$

Ohno-Wang 모델에서는 이동경화 임계치 γ(k)에 대한 온도의존성과 반복 경화에 의한 영향은 고려하지 않았다. 이들의 영향을 고려하여 임계치 γ(k)를 다시 쓰면 다음과 같다.

$$\gamma_{(k)} = f(T_{abs})\, g(R_H)$$

확장 Ohno-Wang 모델은 일본의 CRIEPI에 의해 개발된 것으로 온도 의존성과 반복경화의 영향을 고려하여 앞에서 설명되었던 이동경화량을 다음의 식과 같이 수정하였다.

$$\Delta\alpha_{ij} = \sum_{k=1}^{M}\left[\zeta_{(k)}\left\{\frac{2}{3}\gamma_{(k)}\Delta\varepsilon^p_{ij} - H(f_k)\frac{\langle \Delta\varepsilon^p_{ij}\ \alpha_{ij(k)} \rangle}{\alpha_{(k)}}\alpha_{ij(k)}\right\} + \frac{\Delta\gamma_{(k)}}{\gamma_{(k)}}\right]$$

$$\Delta\alpha_{ij} = \sum_{k=1}^{M}\left[\zeta_{(k)}\left\{\frac{2}{3}\gamma_{(k)}\Delta\varepsilon^p_{ij} - \left(\frac{\overline{\alpha_{(k)}}}{\alpha_{(k)}}\right)^{m}\frac{\langle \Delta\varepsilon^p_{ij}\ \alpha_{ij(k)} \rangle}{\alpha^{(k)}}\alpha_{ij(k)}\right\} + \frac{\Delta\gamma_{(k)}}{\gamma_{(k)}}\right]$$

경화도 매개변수 R_H는 아래 식과 같이 정의된다.

$$R_H = \sum_{i=0}^{2} R_H^{(i)}$$

$$\Delta R_H^{(i)} = L_H^{(i)}(R_{HS}^{(i)} - R_H^{(i)})\,\overline{\Delta\varepsilon_p} \quad (R_{HS}^{(i)} \geq R_H^{(i)}\text{일 때})$$

$$= L_R^{(i)}(R_{HS}^{(i)} - R_H^{(i)})\,\overline{\Delta\varepsilon_p} \quad (R_{HS}^{(i)} < R_H^{(i)}\text{일 때})$$

여기서 R_{HS}는 변형률 이력과 온도에 의해 결정되는 R_H의 수렴치이다. R_{HS}는 아래의 세 식을 이용하여 구한다.

$$R_{HS}^{(0)} = a_0 \bar{\rho}^{\,m_0}$$

$$R_{HS}^{(1)} = a_1 \bar{\rho}^{\,m_1} h_1(T_{abs})$$

$$R_{HS}^{(2)} = a_2 \bar{\rho}^{\,m_2} h_2(T_{abs})$$

윗식에서 $\bar{\rho}$는 다음에 설명하는 경화지표곡면(hardening index surface)의 반경으로부터 구해진다. 경화지표곡면은 소성변형률 공간상에서 정의된다.

$$g = \frac{2}{3}(\varepsilon^p_{ij} - \beta_{ij})(\varepsilon^p_{ij} - \beta_{ij}) - \rho^2 = 0$$

여기서 ρ와 β_{ij}는 경화지표곡면의 반경과 지표곡면을 의미한다. 각 변수의 변동량은 아래의 식에 나타나 있다.

$$\Delta\beta_{ij} = \sqrt{\frac{3}{2}}(1-c)\,\Gamma\,\overline{\Delta\varepsilon^p}\,\nu_{ij}$$

$$\Delta\rho = c\,\Gamma\,\overline{\Delta\varepsilon^p}$$

$$\Gamma = \nu_{ij}\ \Delta\varepsilon^p_{ij} / \sqrt{\Delta\varepsilon^p_{ij}\ \Delta\varepsilon^p_{ij}} \quad (g=0 \text{ and } \nu_{ij}\ \Delta\varepsilon^p_{ij} \geq 0)$$

$$= 0 \quad (g < 0 \text{ or } \nu_{ij}\ \Delta\varepsilon^p_{ij} < 0)$$

$$\nu_{ij} = \frac{\partial g}{\partial\varepsilon^p_{ij}} \Big/ \sqrt{\frac{\partial g}{\partial\varepsilon^p_{ij}}\ \frac{\partial g}{\partial\varepsilon^p_{ij}}}$$

$$\overline{\Delta\varepsilon^p} = \sqrt{\frac{2}{3}\ \Delta\varepsilon^p_{ij}\ \Delta\varepsilon^p_{ij}}$$

ρ 와 $\bar{\rho}$ 의 관계는 소성 변형률 속도와 경화 지표곡면과의 방향이 반전($\nu_{ij} \Delta \varepsilon^{p}_{ij} < 0$)되는 경우에 ρ가 0에 재조정되지만 $\bar{\rho}$ 는 재조정되기 전의 경화 지표곡면의 반경으로 대치된다. 위 식에서 c는 경화지표 곡면의 확대속도를 결정하는 매개변수로서 본 모델에서는 최대치인 0.5를 사용하였다.

(4) Chaboche 모델

Chaboche 모델은 비탄성 변형에 대한 항복 조건식을 갖는 대표적인 통합 점소성 모델로서 1977년 프랑스의 Chaboche에 의해 처음 제안되었는데 이 모델은 초기 항복 조건에 대한 속도 민감도가 고려되지 않아 후에 다른 연구자들에 의해서 이를 고려하기 위한 수정된 모델이 계속적으로 연구되어 현재와 같이 수정 보완되었다. 이 모델의 장점은 현재 사용되고 있는 점소성 모델에서 가장 발전된 형태라는 것이다. 또한 반복 소성에 의해 발생하는 여러가지 현상과 매우 중요한 변형률 속도의 영향, 그리고 크립, 응력 이완과 같은 시간 의존성 거동을 모사할 수 있다. 그리고 필요에 따라서 모델을 수정하여 실제 거동을 유사하게 모사할 수 있다는 장점이 있고 다른 오스테나아트계의 금속으로 사용 범위를 확대할 수 있다.

Chaboche 통합 점소성 모델의 기본적인 구성 방정식은 다음과 같다.

<u>응력 변형률 관계</u> : 전체 변형률에서 소성 변형률과 열 변형률을 소거하면 탄성변형률을 나타내는 값이 되는데 이 탄성변형률은 항상 Hook's law를 만족시킨다.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon^{p}_{kl} - \varepsilon^{th}_{kl})$$

여기서 C_{ijkl}은 강성 텐서를 나타낸다.

<u>유동법칙</u> : 소성변형률을 규정하는 유동법칙은 다음과 같은 형태로 정의된다. 항복표면에 수직인 방향으로 진행하며 그 크기는 다음 식에 의하여 규정되며 K, n은 재료 상수이다.

$$\dot{\varepsilon}_{p} = \frac{\partial \Omega}{\partial \sigma} = \frac{3}{2}\dot{p}\frac{s' - X'}{J(s - X)}$$

$$\dot{p} = \left\langle \frac{J(s - X) - R - k}{K} \right\rangle^{n} \qquad K = K_0 + \alpha_K R$$

여기서 s는 편차응력을 나타내고 p는 등가소성변형률을 나타낸다.

<u>이동성 경화</u> : Back 응력은 다음과 같이 2개 혹은 그 이상의 개별적인 back 응력의 합으로 나타내지고 다음과 같이 규정되는데, 이는 Bausinger 효과와 같은 반복 하중에서의 재료의 거동을 효과적으로 표현할 수 있는 내부변수이다.

$$X = X_1 + X_2$$

$$\dot{X}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\varepsilon}_p - \gamma_i(p) X_i \dot{p}$$

여기서 $\gamma_i = \gamma_i^0 \left[a_0 + \left(1 - a_0\right) e^{-bp} \right]$ 이다.

등방성 경화 : 재료가 항복점을 지나 소성변형을 하게 되면 변형률이 증가함에 따라 응력의 크기가 점점 커지는 강화가 나타나게 되는데 이러한 강화를 나타내기 위하여 도입된 내부변수가 drag 응력이다.

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{p}$$

여기서 Q는 drag 응력 R의 임계값이며 b는 재료상수이다.

A.1.4 결합경화 모델의 재료상수 결정에 대한 가이드

앞에서 설명한 결합경화 모델을 사용하기 위해서는 필요한 재료상수 값들을 사용자가 직접 결정해야 한다. 이때 인장곡선과 여러가지 변형률범위를 적용한 피로시험 데이터들을 사용하여 다음과 같은 순서로 상수값들을 결정하는 것이 좋다.

(1) 탄성영역 크기 (κ)

그림 A-7과 같이 여러가지 변형률 범위에 대해 안정화된 응력-변형률 관계를 나타내고 κ는 여러가지 변형률 범위에 대한 탄성영역의 값들을 평균한 것을 사용한다. 즉, 응력-변형률 응답은 변형률 범위에 의존하게 되고 탄성영역의 크기도 이에 따르게 되는데 결합경화 모델에서 κ는 평균적인 의미에서 탄성영력의 크기를 나타내주고 있다.

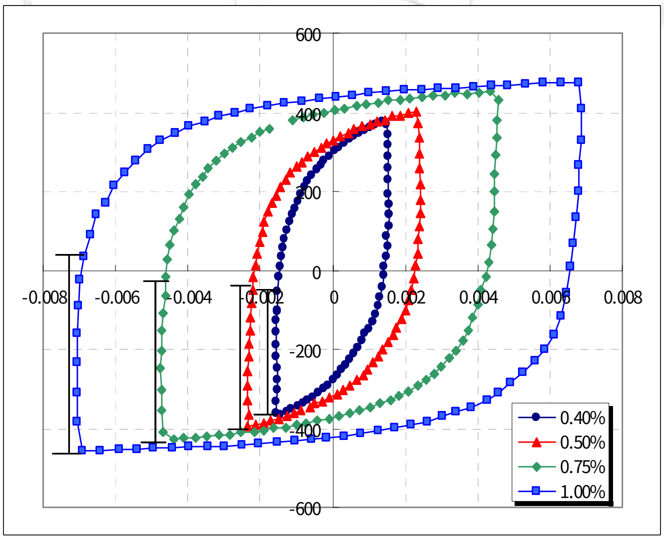


그림 A-7 변형률 범위에 따른 안정화된 응력-변형률 관계

(2) 이동경화 상수 (C, γ)

이동경화를 모사하는 역응력의 식은 다음과 같다.

$$\dot{X}_{ij} = \frac{2}{3} C \dot{\varepsilon}^{p}_{ij} - \gamma(p)\dot{p} X_{ij}$$

저주기 피로시험의 결과, 응력-변형률 곡선에서 Tensile Peaks들을 연결하면 다음 식과 같다.

$$\sigma_t = \frac{c}{\gamma} \tan h\left(\frac{\gamma \Delta\varepsilon_p}{2}\right) + Q + \kappa + K\left(\dot{\varepsilon}_p\right)^{\frac{1}{n}}$$

이 식을 소성변형률범위에 대해 미분하면 식 (A-1)이 된다.

$$\frac{\partial \sigma_t}{d\dfrac{\Delta\varepsilon_p}{2}} = \frac{c}{\gamma} \cdot \gamma \cdot \sec h^2\left(\frac{\gamma \Delta\varepsilon_p}{2}\right) \qquad \text{(A-1)}$$

그림 A-8(a)에 보인 것과 같은 주기곡선을 Curve Fitting 하면

$$\sigma_t = \overline{K}\left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right)^{\overline{n}}$$

이식을 로그 관계로 표현하고 그림 A-8(b)에 보인 것과 같이 하면 여기서 $\overline{K}$ 와 $\overline{n}$ 를 구할 수 있다.

$$\ln\sigma_t = \overline{n}\ \ln\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} + \ln\overline{K}$$

이제 실험값으로부터 다음 식을 구했다.

$$\frac{d\sigma_t}{d\dfrac{\Delta\varepsilon_p}{2}} = \overline{n}\overline{K}\left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right)^{\overline{n}-1} \qquad \text{(A-2)}$$

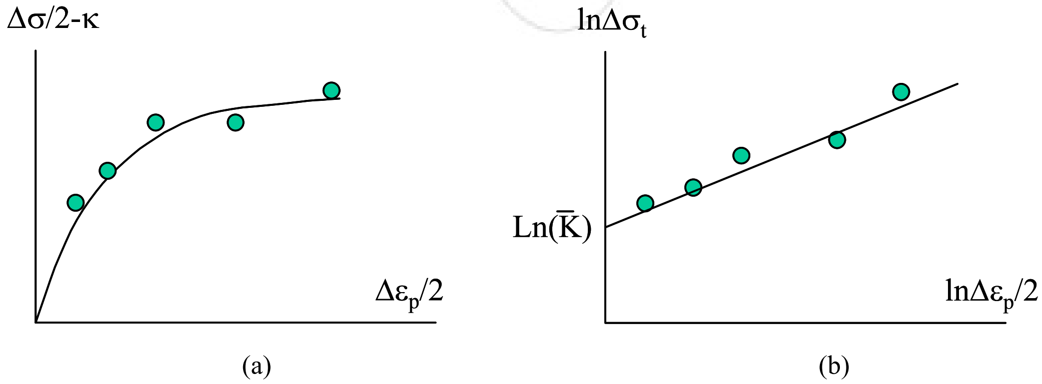


그림 A-8 주기곡선을 이용한 $\overline{K}$ 와 $\overline{n}$ 구하기

앞의 계산값으로 구한 (A-1)식과 실험값으로 구한 (A-2)식을 이용하여 Least Square Method를 적용하면 다음과 같이 c/γ와 γ에 대한 두개의 식을 얻을 수 있다.

$$f\left(\frac{c}{\gamma},\gamma\right)=\sum_{i=1}^{N}\left[F_i-\frac{c}{\gamma}\cdot\gamma\cdot\sec h^2\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)\right]^2$$

$$\frac{\partial f}{\partial\frac{c}{\gamma}}=0 \quad\Rightarrow\quad \frac{c}{\gamma}=\frac{\sum_{i=1}^{N}F_i\cdot\sec h^2\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)}{\gamma\sum_{i=1}^{N}F_i\cdot\sec h^4\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)}$$

$$\frac{\partial f}{\partial\gamma}=0 \quad\Rightarrow\quad \frac{\mathrm{c}}{\gamma}=\frac{\sum_{i=1}^{N}F_i\left[1-\gamma\frac{\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\tan h\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)\right]\cdot\sec h^2\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)}{\gamma\sum_{i=1}^{N}\sec h^4\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)\left[1-\gamma\Delta\varepsilon p_i\tan h\left(\frac{\gamma\Delta\varepsilon_{pi}}{2}\right)\right]}$$

위의 두 식을 그림 A-9에 보인 것과 같이 도식적으로 나타내어 교점을 구하면 이것이 (γ, c/γ)가 되어서 원하는 C, γ 값을 구할 수 있다.

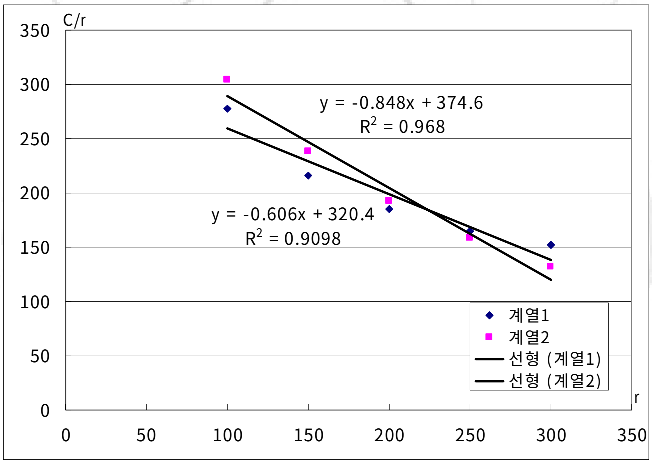


그림 A-9 이동경화 상수 결정도

(3) 주기경화 상수 (b, Q)

등방 경화를 나타내는 드래그응력 식은 다음과 같다.

$$\dot{R}=b(Q-R)\dot{p}$$

위의 등방경화를 독자적으로 사용할 때에는 표현 그대로 등방경화를 모사하게 되지만 이동경화와 동시에 사용하는 결합경화 모델에서 위 식은 주기경화(cyclic hardening) 또는 주기연화(cyclic softening)을 모사하는 역할을 하게 되기 때문에 상수값을 결정할 때에도 이를 반영해야 한다. 따라서 저주기 피로시험의 결과로부터 Tensile Peaks를 연결해보면 주기경화/연화 거동을 볼 수 있고 이를 다음 식과 같이 표현하여 그림 A-10에 보인 것과 같이 Curve

Fitting하면 주기경화 상수값인 b, Q를 구할 수 있다.

$$\frac{(\sigma_{\max})_i - (\sigma_{\max})_0}{(\sigma_{\max})_{ss} - (\sigma_{\max})_0} = 1 - e^{-bp}$$

위 식에서 아래첨자인 i는 i번째 사이클을 의미하고 ss는 안정화된 상태를 나타내며 o은 첫번째 기준상태를 나타낸다. 주기경화의 경우 Q값은 양수가 되고 주기연화의 경우에는 음수가 됨에 주의해야 한다.

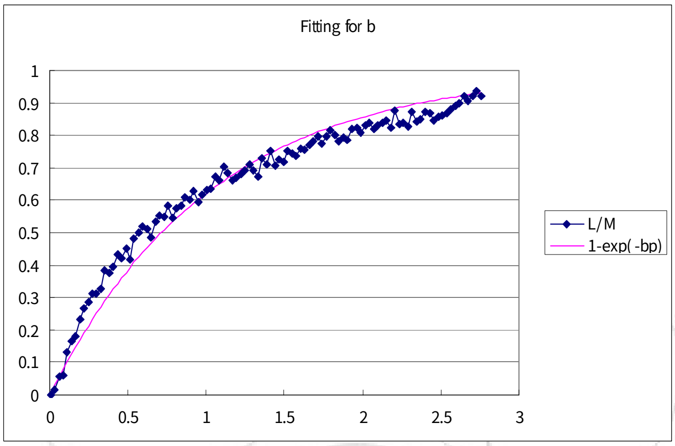


그림 A-10 주기경화 상수 결정도

A.2 ABAQUS를 이용한 비탄성 해석

ABAQUS에서 제공하고 있는 비선형해석의 종류는 여러가지가 있지만 본 지침서에서는 고온 원자로 금속구조물의 비선형 해석에 해당할 만한 것들을 주로 다루었고 개략적인 소개는 다음과 같다.

A.2.1 일반 금속 소성모델 (Classical metal plasticity)

하중이 단조롭고 크립효과가 없는 비교적 저온에서 금속의 항복과 비탄성 흐름을 모사하는 기본 모델로써 standard Mises 또는 Hill 의associated plastic flow을 적용한 항복곡면을 이용하고 있다. 완전 강소성과 등방경화를 사용할 수 있다.

A.2.2 반복하중에 대한 금속 소성모델(Models for metals subjected to cyclic loading)

앞 절에서 설명하였던 금속의 일반적 소성모델로는 반복하중을 받는 구조물의 거동을 모사하기 어렵다. 따라서 이를 위해서는 선형이동경화모델, 비선형이동경화모델, 비선형 결합경화모델(nonlinear isotropic/kinematic hardening model)을 사용하는 것이 좋다. 이들 모델을 사용하면 반복하중에 대한 금속구조물의 거동중에서 인장시 항복과 압축시 항복의 크기가 달라지는 바우싱어효과 (Bauschinger effect)와 하중 사이클마다 소성변형이 누적되는 라체팅거동, 및 반복하중시 평균응력이 완화되는 거동을 해석할 수 있다. 스테인레스강이 저주기피로와 크립-피로하중에 대한 해석에는 ABAQUS에서 제공되는 ORNL 모델을 사용할 수도 있다. 하지만 ORNL 모델은 오래된 모델이기 때문에 본 지침에서는 비교적 최근에 ABAQUS에 추가된 결합경화모델을 사용할 것을 추천하고 여기에 필요한 물성치는 A.1.4에 제시한 방법을 따르는 것이 좋다.

A.2.2.1 선형이동경화모델 (Linear kinematic hardening model)

선형이동경화모델의 발전식은 응력장에서 항복곡면의 이동을 역응력(α)로써 설명하고 있다. 온도의 영향을 무시하면 선형 Ziegler 의 경화법칙과 같고 다음과 같다.

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = C\frac{1}{\sigma^0}(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha})\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl},$$

여기서 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$ 는 등가소성변형률속도이고 C는 이동경화상수이다. 이 모델에서는 항복곡면의 크기를 정의하는 등가응력 σ^0가 일정한 값을 유지하고 $\sigma^0 = \sigma|_0$가 되는데 $\sigma|_0$는 소성변형률이 영일 때 항복곡면의 크기를 정의하는 등가응력을 의미한다.

A.2.2.2 비선형 결합경화모델 (Nonlinear isotropic/kinematic hardening model)

ABAQUS에는 Ver.5.6부터 결합경화모델이 추가되어 제공되고 있는데 이동경화항은 앞의 A.1.1.3에서 설명한 것과 약간의 차이가 있다. Ziegler의 선형이동경화 비선형 효과를 주기위해 완화항을 결합하였는데 다음 식과 같다.

$$\dot{X} = C\frac{1}{\sigma^0}(\sigma - X)\dot{p} - \gamma X\dot{p}$$

$$\sigma^0 = \sigma\big|_0 + Q_\infty(1 - e^{-bp})$$

여기서 X는 역응력, p는 누적소성변형률, σ^0 는 탄성역의 크기, $\sigma|_0$ 는 소성변형률이 영이 되는 항복응력을 나타내며 C, γ, b, and Q_∞ 는 재료상수들이다.

위 식은 Lemaitre와 Chaboche에 근거한 것이라고 ABAQUS Theory Manual에서 제시하고 있지만 실제로는 two surface Mroz model에 더 가깝다. 기본적으로 Ziegler hardening law에 가까운데 이는 항복곡면의 이동이 응력장에서 역응력 X의 이동으로 모사된다는 이론이다. 역응력의 증분 dX는 과응력의 방향과 비례한다고 보았는데 Prager hardening rule은 이와는 달리 다음 식과 같이 역응력의 증분이 항복곡면과 수직한 방향으로 발생한다고 보았다.

$$dX = \frac{2}{3}Cd\varepsilon^p$$

여기서 $d\varepsilon^p$ 는 소성변형률증분을 가리킨다. 하지만 위의 두가지 모델은 특정한 경우를 제외하고는 일치하는 결과를 나타내고 있다.

결합경화모델에서 등방경화 모사항은 반복하중에 대한 주기경화나 주기연화를 모사하는 역할을 하고 있기 때문에 해석에 필요한 재료상수를 구할때에는 A.1.4에서 제시한 방법을 따르는 것이 좋다. 이 모델을 사용함으로써 해석이 가능한 특징적인 비선형 거동 몇가지를 간단하게 기술하였다.

소성 셰이크다운을 수반한 반복경화(Cyclic hardening with plastic shakedown): 이 현상은 대칭적인 응력 또는 변형률 제어 시험에서 발생하는 특징적인 것으다. 그림 A-11에 보인 것과 같이 연하거나 소둔된 금속재료는 안정화된 한계값으로 경화되는 경향이 있고 추기 경화된 재료는 연화되는 경향이 있다.

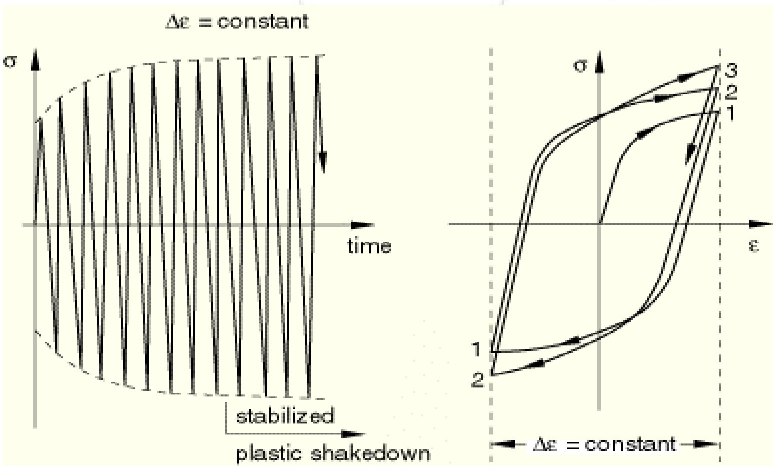


그림 A-11 소성 셰이크다운 개략도

라체팅(Ratchetting): 규정된 한계값 내에서 비대칭적인 응력 사이클을 하중에 반복됨에 따라 그림 A-12와 같이 매 사이클마다 소성변형이 누적되는 현상이ㅣ 나타날 수 있는데 이를 라체팅이라 한다. 이는 앞에서 설명한 셰이크다운과 상반되는 개념이다.

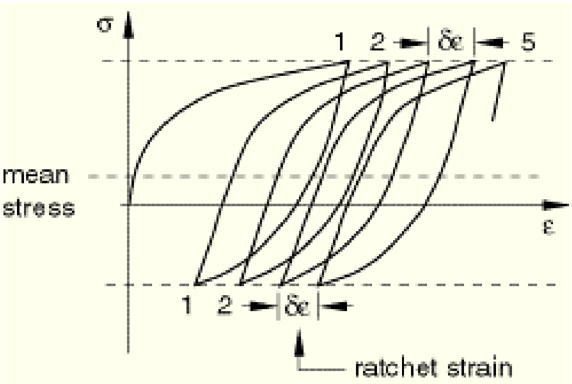


그림 A-12 라체팅 현상

평균응력 완화(Relaxation of the mean stress): 그림 A-13에 보인 것과 같이 비대칭 변형률 시험에서 발생하는 특징적인 현상으로써 첫번째 하중 사이클에서 발생한 평균응력이 다음 사이클에서 계속 완화되어 최종적으로는 영에 접근하게 된다.

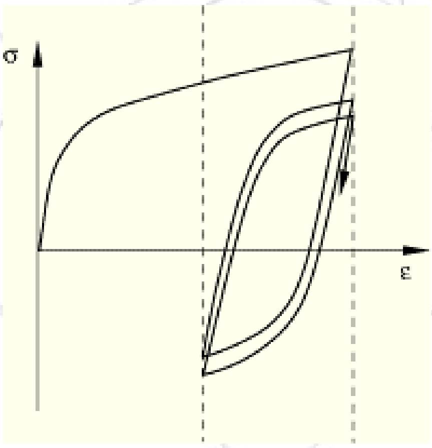


그림 A-13 평균응력 완화 현상

ABAQUS에서 결합경화모델 사용시 입력에 사용되는 명령어는 다음과 같다.

*CYCLIC HARDENING, PARAMETERS ; 주기경화 상수를 직접 입력

*CYCLIC HARDENING, USER ; 주기경화 상수를 user subroutine을 사용하여 입력

*PLASTIC, HARDENING=COMBINED, DATA TYPE=PARAMETERS ; 이동경화 상수를 직접입력

*PLASTIC, HARDENING=COMBINED, DATA TYPE=HALF CYCLE ; 반주기 시험데이터를 사용하여 이동경화 상수 입력

*PLASTIC, HARDENING=COMBINED, DATA TYPE=STABILIZED ; 안정화 사이클 시험데이터를 사용하여 이동경화 상수 입력

A.2.3 속도의존 소성모델(Rate-dependent yield):

변형률 속도가 증가함에 따라 항복강도가 변하는 재료의 특성을 모사하기 위한 모델이다. 이는 시간에 따라 발생하는 비선형거동이기는 하지만 크립 거동과는 구별된다. ABAQUS에서 속도의존 소성 모델은 몇가지가 있는데 정적인 경우와 동적인 경우에 대한 절차가 있고 이들 모델들은 일반 소성해석 기능과 확장된 Drucker-Prager 소성, 및 crushable foam 소성을 포함하고 있다. 이 기능은 등방경화모델에만 적용 가능하고 크립모델과는 연계해서 사용할 수 없다는 점에 주의해야 한다.

ABAQUS에서 사용 방법은 입력 데이터에 다음 세가지 중 한가지를 지정하면 된다.

*PLASTIC, HARDENING=ISOTROPIC, RATE=$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$

*CYCLIC HARDENING, RATE=$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$

*DRUCKER PRAGER HARDENING, RATE=$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$

주기경화(반복경화)는 ABAQUS에서 지원되지 않는다.

A.2.4 크립 및 스웰링(Creep and swelling)

ABAQUS에서는 일반적인 금속의 크립과 시간 의존적인 스웰링 거동을 모사할 수 있는 모델을 제공하고 있다. 금속의 크립은 앞에서 소개된 시간의존적 소성모델과는 달리 고온 환경에서 아주 서서히 발생하는 메커니즘이다. 크립해석시 변형률은 비선형 변형률 관련하여 체적 불변을 나타내는 순수 deviatoric임을 가정한다. 크립 모델은 일부 소성모델과 연계해서 사용할 수 있다. 스웰링은 고온 또는 중성자 조사를 받는 환경에서 체적이 변화하는 비선형 거동을 가리키는데 ABAQUS에서는 Drucker-Prager 모델과 같은 소성모델과 연계해서 사용할 수 있다.

ABAQUS 에서 기본적으로 제공하고 있는 크립해석 모델은 다음과 같다.

Power-law 크립 모델은 시간경화 또는 변형률 경화 조건에서 다음과 같이 사용할 수 있다. 시간경화 power-law 크립은 다음식과 같다.

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr} = A\tilde{q}^n t^m,$$

여기서 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr}$은 등가크립변형률속도로써 $\sqrt{\frac{2}{3}\dot{\varepsilon}^{cr} : \dot{\varepsilon}^{cr}}$, 로 계산되고 $\tilde{q}$는 단축 등가편차응력을 가리키고 t는 총 소요시간을 나타내고, A, *n*, 및 m은 온도의 함수로 정의되는 상수들이다. $\tilde{q}$는 Mises 등가 응력을 나타낸다. 일반적으로 A와 *n* 값은 양수이고 $-1 < m \leq 0$. 이다. 시간경화 크립모델을 사용하고자 할 때에는 다음과 같은 명령어를 입력한다.

*CREEP, LAW=TIME

변형률경화 크립 모델은 다음식과 같다.

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr} = \left(A\tilde{q}^n[(m+1)\bar{\varepsilon}^{cr}]^m\right)^{\frac{1}{m+1}},$$

여기서 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr}$와 $\tilde{q}$는 시간경화모델에서 정의한 것과 같고 $\bar{\varepsilon}^{cr}$은 등가 크립변형률이다. 이 모델을 사용하고자 할 때에는 다음과 같은 명령어를 입력한다.

*CREEP, LAW=STRAIN

스웰링 변형률속도는 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{sw} = f(\theta, f_1, f_2, \ldots),$$

여기서 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{sw}$는 체적 변형률 속도이고 f_1, f_2, 은 중성자 조사속과 같이 미리 정의된 물리량을 의미하는데 anisotropic 스웰링의 경우 위식은 다음과 같다.

$$\dot{\varepsilon}^{sw}_{ii} = r_{ii}\frac{1}{3}\dot{\bar{\varepsilon}}^{sw} \quad \text{(no sum on } i\text{)},$$

여기서 $\dot{\bar{\varepsilon}}^{sw}$은 스웰링 변형률속도를 나타내고 r_{11}, r_{22}, 및 r_{33}는 사용자가 정희한 상수들이다. 스웰링을 사용할 때 필요한 명령어는 다음과 같다.

*SWELLING

*RATIO

ABAQUS에서는 앞에서 설명한 것과 같이 제공되는 가장 기본적인 크립모델 외에 사용자가 크립모델이나 스웰링모델을 입력해서 사용할 수 있도록 허용하고 있다.

*CREEP, LAW=USER

*SWELLING, LAW=USER

A.2.5 Two-layer viscoplasticity:

이 모델은 소성거동과 함께 심각한 시간의존적 비선형변형률이 발생하는 것을 모사하기 위한 것으로 탄소성 넷워과 탄성-점소성 넷워이 병렬로 연결된 모델로써 앞의 A.1.3에서 설명한 고온 금속구조물의 점소성해석에 사용되는 모델은 탄소성 넷워과 점성 넥워이 직렬로 연결된 점에서 다르다. 탄소성 부분은 Mises나 Hill의 항복조건을 사용하고 탄성-점소성 부분은 ABAQUS에서 제공하는 기본 크립모델을 사용하도록 하고 있다. 이때 필요한 명령어는 다음과 같다.

*VISCOUS, LAW=TIME or STRAIN or USER

*POTENTIAL

본 지침에서는 통합 점소성 모델로 설명한 A.1.3.(4)의 Chaboche 모델의 사용을 추천하고 있는데 이는 ABAQUS에서 제공되고 있지 않고 액체금속로 설계기술개발 과제에서 개발한 NONSTA를 사용하면 된다. NONSTA는 ABAQUS의 부프로그램으로 개발되었으며 A.4에서 자세히 설명하기로 한다.

A.2.6 ORNL constitutive model

ORNL 모델은 미국의 Oak Ridge National Laboratory에서 제안했던 오래된 모델로써 A.1.3.(1)에서 설명하였다. 이 모델은 Nuclear Standard NE F 9-5T(Guidelines and Procedures for Design of Class I Elevated Temperature Nuclear System Components)에서 제시한 304 SS와 316 SS 금속구조물이 액체금속로 운전환경에서 겪는 소성과 크립변형을 해석하기 위한 특수 모델이다. 이 후 개발된 많은 우수한 모델들 때문에 현재에는 거의 사용되지 않고 있다.

A.3 ANSYS를 이용한 비탄성 해석

ANSYS는 전 세계적으로 가장 널리 사용되고 있는 유한요소해석코드인데 최근 들어 비선형해석 기능이 많이 개선되었다. 현재 ANSYS에서 제공하고 있는 비선형해석 모델 중에서 고온 원자로 금속구조물의 적용에 적합한 모델들은 다음과 같다.

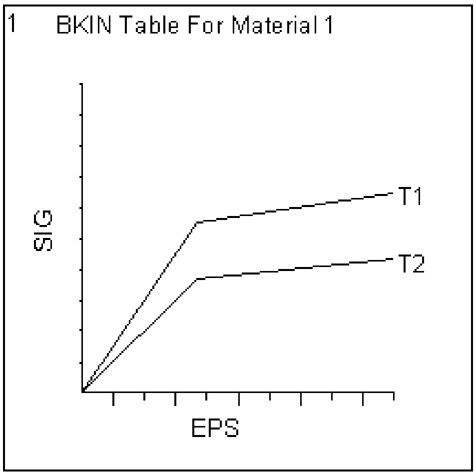
A.3.1 이동경화 모델 (Kinematic Hardening Model)

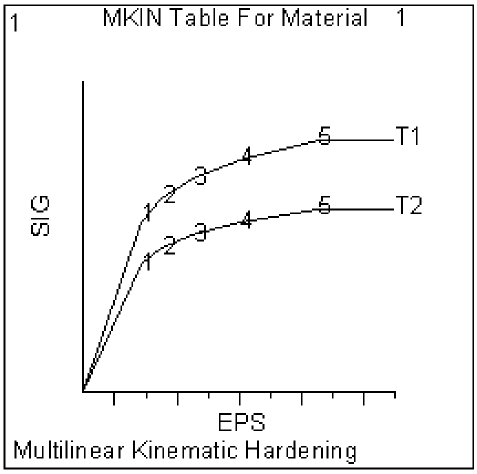
이동경화 모델은 ABAQUS에서와 마찬가지로 사이클 하중에 대해 탄성영역의 크기는 그대로 유지하지만 항복곡면의 중심이 이동함으로써 금속의 바우싱어 효과를 모사할 수 있도록 한 모델로써 ANSYS에서는 BKIN (Bilinear Kinematic Hardening), MKIN(Multilinear Kinematic Hardening), 및 Nonlinear Kinematic Hardening Model인 Chaboche가 제공되고 있고 개략적인 특징과 사용 방법은 다음과 같다.

<u>The Bilinear Kinematic Hardening (BKIN)</u> :

그림 A-14(a)에 보인 것과 같이 재료의 인장 곡선을 이직선으로 모사하는 모델로써 응력범위는 항복응력의 2배에 해당한다. 고온 재료의 복잡한 거동을 모사할 때 크립과 연계한 해석이 가능하고 이는 뒤에 다시 설명하였다. 이 모델을 사용하는 명령어에 주석을 붙여서 설명하였는데 핵심이 되는 것은 항복응력과 접선강성(Tangent Modulus)를 정의하는 것으로써 접선강성은 그림 A-14(a)에 보인 이직선 인장곡선에서 영에서 항복응력까지 부분에 이어진 나머지 부분의 기울기를 의미한다. MKIN 모델은 인장곡선을 여러 개의 선형구간으로 나누어 모사하는 것으로써 BKIN 모델을 좀 더 세분화하는 것으로 이해하면 되고 계산이 복잡해지는 대신에 정확도를 높이는 모델이다.

```
MPTEMP,1,0,500              ! Define temperatures for Young's modulus
MP,EX,1,12E6,-8E3           ! C0 and C1 terms for Young's modulus
TB,BKIN,1,2                 ! Activate a data table
TBTEMP,0.0                  ! Temperature = 0.0
TBDATA,1,44E3,1.2E6         ! Yield = 44,000; Tangent modulus = 1.2E6
TBTEMP,500                  ! Temperature = 500
TBDATA,1,29.33E3,0.8E6      ! Yield = 29,330; Tangent modulus = 0.8E6
TBLIST,BKIN,1               ! List the data table
/XRANGE,0,0.01              ! X-axis of TBPLOT to extend from varepsilon=0 to 0.01
TBPLOT,BKIN,1               ! Display the data table
```





(a) (b)

그림 A-14 Linear Kinematic Hardening Model of ANSYS

The Nonlinear Kinematic Hardening (CHABOCHE) :

Chaboche 가 제안한 비선형 이동경화모델로써 BKIN이나 MKIN 모델과 마찬가지로 바우싱어 효과를 모사할 수 있고 라체팅 거동을 모사할 수 있다. 또한 등방경화 모델인 BISO, MISO, 또는 NLISO 모델과 연계해서 사용하면 재료의 반복경화나 연화와 같은 복잡한 거동을 모사할 수 있는 결합경화 모델 역할을 할 수 있다. 이때 Chaboche 모델을 비선형 등방경화 모델인 NLISO 모델과 연계하면 ABAQUS에서 제공되고 있는 결합경화모델과 같아진다. ANSYS에서 제공되는 Chaboche 모델의 구성식은 아래와 같다.

$$\dot{X} = \sum_{i}^{n} \dot{X}_i = \frac{2}{3}\sum_{i}^{n} C_i \dot{\varepsilon}^{pl} - \gamma_i X_i \dot{p} + \frac{1}{C_i}\frac{dC_i}{d\theta}\dot{\theta} X_i$$

여기서

X = 역응력(back stress) 텐서

ε^{pl} = 소성 변형률

p = 누적 등가 소성변형률

θ = 온도

C_i 와 γ_i = 이동경화 재료상수

n = 비성형 이동경화 항의 개수 (단순 모델에서는 1개를 사용)

Chaboche 모델을 사용하기 위한 명령어를 예를 들어 설명하였는데 기본적 재료상수는 3개로 구성되어 있다.

TB,CHABOCHE,1 ! Activate CHABOCHE data table

TBDATA,1,C1,C2,C3 ! Values for constants C1, C2, and C3

여기서 C1은 k (= Yield stress), C2와 C3는 이동경화 재료상수인 C_1 과 γ_1 을 가리킨다.

A.3.2 등방경화모델 (Isotropic Hardening Model)

등방경화모델은 주로 von Mises의 항복조건을 사용하는데 대변형률 해석엥 자주 사용되고 샤보시의 비선형 이동경화모델이나 크립모델 등과 연계해서 복잡한 고온 비선형 해석에 사용될 수 있다. 여기에는 BISO 모델과 MISO 모델 및 NLISO 모델이 있는데 여기서는 가장 자주 사용할 수 있는 비선형 등방경화 모델에 대해 설명하였다.

The Nonlinear Isotropic Hardening (NLISO) :

이 모델은 Voce의 경화법칙을 사용하는데 그림 A-15에 보인 것과 같은 비선형 함수로써 재료의 거동을 모사할 수 있도록 하였고 다음 식과 같다.

$$R = k + R_0 \hat{\varepsilon}^{pl} + R_\infty \left(1 - e^{-b\hat{\varepsilon}^{pl}}\right)$$

여기서 k = 항복응력

Ro , R∞ , b = Voce 비선형 등방경화 상수

이 모델을 사용하기 위한 명령어는 다음과 같고 4개의 재료상수를 사용하고 있다.

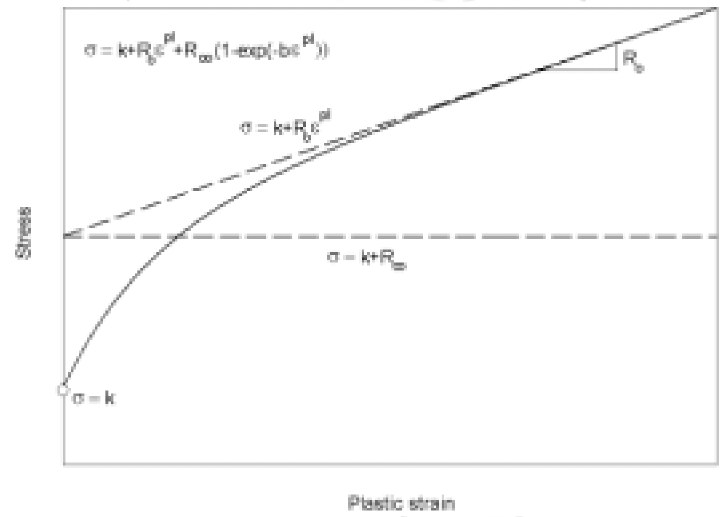


그림 A-15 Voce 비선형 등방경화모델 (NLISO)

```
TB,NLISO,1                    ! Activate NLISO data table
TBTEMP,100                    ! Define first temperature
TBDATA,1,C11,C12,C13,C14      ! Values for constants C11, C12, C13,
                              ! C14 at first temperature
TBTEMP,200                    ! Define second temperature
TBDATA,1,C21,C22,C23,C24      ! Values for constants C21, C22, C23,
                              ! C24 at second temperature
```

여기서 C1 = k, C2 = Ro , C3 = R∞ , C4 = b 를 가리킨다.

A.3.3 크립 모델 (Creep Model)

크립은 일정 하중이 고온에서 유지될 때 금속구조물에서 발생하는 시간의존적인 비선형 거동을 나타내고 만일 고온에서 하중 대신 변위가 가해져서 유지된다면 변형은 유지되는 대신 발생하였던 응력이 시간에 따라 감소하는 응력완화(Stress relaxation) 현상이 발생하게 된다. 크립에 대한 기본적인 설명은 앞 절에서 설명한 것과 같고 ABAQUS에서는 가장 기본적인 크립모델만 제공되는데 비해서 ANSYS에서는 다양한 크립모델이 제공되고 있다.

크립해석에는 내연적(implicit) 방법과 외연적(explicit) 방법이 제공되는데 내연적 방법이 빠르고 정확하고 신뢰성이 좋고 온도 의존 크립상수를 허용하기 때문에 추천되는 방법이다. 외연적 방법은 과도해석에 유리한데 온도 의존 크립상수를 허용하지 않고 매우 작은 시간간격을 사용해야 하고 소성해석 모델과 동시에 연계할 수 없는 단점이 있다. 외연적 크립모델을 소성모델과 연계하려면 동시에 할 수는 없어도 소성해석을 따로 하고 크립해석을 별도로 수행해서 더하는 방법은 있다. 내연적 크립 모델은 다음 절에서 설명하듯이 소성모델과 연계해서 사용하여 고온 구조해석에 유용하게 사용할 수 있다. ANSYS에서 제공되지 않는 크립 구성식은 사용자크립(User Creep)으로 프로그램을 만들어 사용할 수도 있다.

<u>내연적 크립 (Implicit Creep)</u>

내연적 크립 방법을 수행하기 위해서는 TB 명령어에서 Lab을 CREEP으로 하고 TBOPT으로 사용하고자 하는 크립 구성식의 번호를 지정하면 된다. 아래의 명령어는 TBOPT 으로 2를 선택하였는데 이는 표 A-1에서 보인 내연적 크립 모델 중에서 2번째 모델을 선택한 것을 나타낸다. 온도 의존성은 TBTEMP 명령어로 나타내고 TBDATA 명령어로 크립 구성식에 필요한 재료상수를 정의한다.

```
TB,CREEP,1,1,4,2
TBTEMP,100
TBDATA,1,C1,C2,C3,C4
```

사용자가 필요시 만든 크립 구성식은 TBOPT 을 100으로 하여 사용할 수 있다.

<u>외연적 크립 (Explicit Creep)</u>

외연적 크립 방법을 수행하기 위해서는 TB 명령어의 Lab을 CREEP으로 하고 TBOPT은 영이나 빈칸으로 두면 된다. TBDATA 명령어로 외연적 크립 모델에 필요한 재료상수를 다음과 같이 정의해준다.

```
TB,CREEP,1
TBDATA,1,C1,C2,C3,C4, ,C6
```

ANSYS에서 제공하는 외연적 크립 모델은 다음과 같다.

표 A-1 ANSYS에서 제공되는 Implicit Creep Models

TBOPT	**Name**	**Equation**		**Type**
1	Strain Hardening	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C2} \varepsilon_{cr}^{C3} e^{-C4/T}$	$C_1>0$	Primary
2	Time Hardening	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C2} t^{C3} e^{-C4/T}$	$C_1>0$	Primary
3	Generalized Exponential	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C2} r e^{-rt}$, $r = C_5 \sigma^{C3} e^{-C4/T}$	$C_1>0$, $C_5>0$	Primary
4	Generalized Graham	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C_2} (t^{C_3} + C_4 t^{C_5} + C_6 t^{C_7}) e^{-C_8/T}$	$C_1>0$	Primary
5	Generalized Blackburn	$\dot{\varepsilon}_{cr} = f(1-e^{-rt}) + gt$ $f = C_1 e^{C_2 \sigma}$, $r = C_3 (\sigma/C_4)^{C_5}$, $g = C_6 e^{C_7 \sigma}$	$C_1>0$, $C_3>0$, $C_6>0$	Primary
6	Modified Time Hardening	$\varepsilon_{cr} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3+1} e^{-C_4/T} / (C_3+1)$	$C_1>0$	Primary
7	Modified Strain Hardening	$\dot{\varepsilon}_{cr} = (C_1 \sigma^{C_2} [(C_3+1)\varepsilon_{cr}]^{C_3})^{1/(C_3+1)} e^{-C4/T}$	$C_1>0$	Primary
8	Generalized Garofalo	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 [\sinh(C_2 \sigma)]^{C_3} e^{-C_4/T}$	$C_1>0$	Secondary
9	Exponential form	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 e^{\sigma/C_2} e^{-C_3/T}$	$C_1>0$	Secondary
10	Norton	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C_2} e^{-C_3/T}$	$C_1>0$	Secondary
11	Time Hardening	$\varepsilon_{cr} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3+1} e^{-C_4/T} / (C_3+1)$ $+ C_5 \sigma^{C_6} t e^{-C_7/T}$	$C_1>0$, $C_5>0$	Primary + Secondary
12	Rational polynomial	$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}$, $\varepsilon_c = \frac{cpt}{1+pt} + \dot{\varepsilon}_m t$ $\dot{\varepsilon}_m = C_2 10^{C_3 \sigma} \sigma^{C_4}$ $c = C_7 \dot{\varepsilon}_m^{C_8} \sigma^{C_9}$, $p = C_{10} \dot{\varepsilon}_m^{C_{11}} \sigma^{C_{12}}$	$C_2>0$	Primary + Secondary
13	Generalized Time Hardening	$\varepsilon_{cr} = f t^r e^{-C_6/T}$ $f = C_1 \sigma + C_2 \sigma^2 + C_3 \sigma^3$	$r = C_4 + C_5 \sigma$	Primary
100		User Creep		

C.1 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 0

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C2} \varepsilon_{cr}^{C3} e^{-C4/T}$$

C.2 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 1

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C2} t^{C3} e^{-C4/T}$$

C.3 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 2

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C2} r e^{-rt}$$

C.4 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 9 (Annealed 304 Stainless Steel☺

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}$$

C.4.1 Double Exponential Creep Equation (C4 = 0)

$$\varepsilon_c = \varepsilon_x (1 - e^{-st}) + \varepsilon_t (1 - e^{-rt}) + \dot{\varepsilon}_m t$$

두개의 지수식으로 표현된 위 식은 800 ~ 1100°F 사이에서 304SS 강에 대해 적용되는

식으로 C1=1인 경우에 Blackburn의 크립식으로도 알려져 있다. 처음 두 항은 일차크립을 모사해주는 지수식이로 마지막 항은 이차크립을 모사해주고 있다.

C.4.2 Rational Polynomial Creep Equation with Metric Units (C4 = 1)

$$\varepsilon_c + \frac{cpt}{1+pt} + \dot{\varepsilon}_m t$$

분수식으로 표현된 위 식은 C.4.1의 두개의 지수식으로 표현한 것과 유사한 결과를 제공해주고 있고 첫번째 항은 일차크립을 모사하고 마지막 항은 이차크립을 모사한다.

C.5 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 10 (Annealed 316 Stainless Steel)

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}$$

316 SS 강에 대한 크립 식도 C.4.1 및 C.4.2와 같이 지수식과 분수식으로 표현된 크립 식을 사용할 수 있다.

C.6 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 11 (Annealed 2 1/4 Cr - 1 Mo Low Alloy Steel)

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}$$

C.7 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 12

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = MK(C_1\sigma)^N t^{(M-1)}$$

C.8 Primary Explicit Creep Equation for C6 Equals 13 (Sterling Power Function)

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \frac{\varepsilon_{acc}}{B\varepsilon_{acc}^{B}\sigma^{A}\,10^{(3A+2B+C)}}$$

C.9 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 14

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}$$

C.10 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 15

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_1 \frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}\ ,\quad \varepsilon_c + \frac{cpt}{1+pt} + \dot{\varepsilon}_m t\ ,\quad \dot{\varepsilon}_m = C_2\, 10^{C_3\sigma}\, \sigma^{C_4} \qquad (C_2 \text{ must not be negative})$$

C.11 Primary Explicit Creep Equation for C6 = 100

사용자가 정의하는 크립 구성식을 C6=100을 지정함으로써 사용할 수 있다.

C.12 Secondary Explicit Creep Equation for C12 = 0

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_7 e^{\sigma/C_8}\, e^{-C_{10}/T}$$

C.13 Secondary Explicit Creep Equation for C12 = 1

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_7 \sigma^{C_8}\, e^{-C_{10}/T}$$

C.14 Irradiation Induced Explicit Creep Equation for C66 = 5

ANSYS에서 제공하고 있는 크립 구성식 중에서 중성자 조사로 인한 크립을 모사할 수 있는 모델로써 다음 식과 같다.

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = C_{55}\,\sigma\dot{\phi}e^{-\phi t_{0.5}/C_{56}} + C_{61}B\sigma\dot{\phi}$$

여기서 B = FG + C63

σ = 등가응력

T = 절대온도.

$\Phi t_{0.5}$ = 중성자 조사량(neutron fluence)

e = 자연 대수 (natural logarithm base)

t = 시간

위 식은 20% 냉간가공된 316SS강이 700° ~ 1300°F 운전환경에 있을 때 유효하다.

A.3.4 점소성 모델 (Viscoplasticity)

점소성은 시간 의존적인 소성 거동을 의미하는데 소성변형이 하중속도에 의존함을 나타낸다. 주된 적용 분야는 고온에서 롤링(rolling)과 인발(deep drqwing)과 같은 금속성형 분야로써 본 지침서에서 여러 번 언급한 점소성 해석모델과 구분할 필요가 있다. 본 지침에서 언급하는 고온 구조의 점소성해석은 소성변형과 크립이 동시에 발생하는 것을 모사하기 위한 것이고 ANSYS의 점소성 모델이라 함은 이와는 달리 금속 성형과 같이 하중속도에 비례하는 시간의존적 소성 거동을 모사하기 위한 것이다. 따라서 ANSYS에서 제공되는 점소성 모델을 일반적인 탄소성-크립 해석에 적용해서는 안된다.

ANSYS에서 제공하는 점소성 모델로는 Anand 모델이 대표적인데 VISCO106, VISCO107, 및 VISCO108 요소를 사용할 수 있다.

A.3.5 스웰링 (Swelling)

스웰링은 중성자 조사를 받을 때 금속구조물에서 발생하는 체적변화현상을 나타내고 서브루틴 USERSW을 구성하여 사용한다.

A.3.6 해석 모델의 조합 (Material Model Combinations)

ANSYS에서는 앞에서 설명한 소성해석 모델들과 크립 모델 등을 연계해서 사용할 수 있도록 해주고 있는데 현재 가능한 조합은 표 A-2에 보인 것과 같다. 그 중에서 특기할 만하나 것은 표 A-2에서 세번째 조합으로 Chaboche의 비선형 이동경화모델과 Voce의 비선형 등방경화모델을 조합하면 ABAQUS의 결합경화 모델과 같아진다는 점이다. 하지만 고온 구조물에서 주로 발생하는 탄소성-크립 해석을 수행하기 위해서는 소성 모델과 크립 모델의 다양한 조합이 필요한데 현재로서는 표 A-2에 보인 것과 같이 크립 모델과 기본적인 등방경화 모델 또는 이동경화 모델과의 조합만 허용되고 있어서 A.1.3에서 설명한 것과 같은 통합형 점소성 모델과 같은 기능은 부족한 실정이다.

표 A-2 ANSYS에서 가능한 해석모델의 조합(Material Model Combination)

Model	**With ...**	**Combination Type**	**Command, Label**
Plasticity	Combined Hardening	Bilinear	**TB**,BISO + **TB**,CHAB
Plasticity	Combined Hardening	Multilinear	**TB**,MISO + **TB**,CHAB
Plasticity	**Combined Hardening**	**Nonlinear**	**TB**,NLISO + **TB**,CHAB
Viscoplasticity	Isotropic Hardening	Bilinear	**TB**,BISO + **TB**,RATE
Viscoplasticity	Isotropic Hardening	Multilinear	**TB**,MISO + **TB**,RATE
Viscoplasticity	Isotropic Hardening	Nonlinear	**TB**,NLISO + **TB**,RATE
Plasticity and Creep (Implicit)	**Isotropic Hardening**	**Bilinear**	**TB**,BISO + **TB**,CREEP
Plasticity and Creep (Implicit)	Isotropic Hardening	Multilinear	**TB**,MISO + **TB**,CREEP
Plasticity and Creep (Implicit)	**Isotropic Hardening**	**Nonlinear**	**TB**,NLISO + **TB**,CREEP
Plasticity and Creep (Implicit)	**Kinematic Hardening**	**Bilinear**	**TB**,BKIN + **TB**,CREEP
Anisotropic Plasticity	Isotropic Hardening	Bilinear	**TB**,HILL + **TB**,BISO
Anisotropic Plasticity	Isotropic Hardening	Multilinear	**TB**,HILL + **TB**,MISO
Anisotropic Plasticity	Isotropic Hardening	Nonlinear	**TB**,HILL + **TB**,NLSIO
Anisotropic Plasticity	Kinematic Hardening	Bilinear	**TB**,HILL + **TB**,BKIN
Anisotropic Plasticity	Kinematic Hardening	Multilinear	**TB**,HILL + **TB**,MKIN/ KINH
Anisotropic Plasticity	Kinematic Hardening	Chaboche	**TB**,HILL + **TB**,CHAB
Anisotropic Plasticity	Combined Hardening	Bilinear Isotropic and Chaboche	**TB**,HILL + **TB**,BISO + **TB**,CHAB
Anisotropic Plasticity	Combined Hardening	Multilinear Isotropic and Chaboche	**TB**,HILL + **TB**,MISO + **TB**,CHAB
Anisotropic Plasticity	Combined Hardening	Nonlinear Isotropic and Chaboche	**TB**,HILL + **TB**,NLISO + **TB**,CHAB
Anisotropic Viscoplasticity	Isotropic Hardening	Bilinear	**TB**,HILL + **TB**,RATE + **TB**,BISO
Anisotropic Viscoplasticity	Isotropic Hardening	Multilinear	**TB**,HILL + **TB**,RATE + **TB**,MISO
Anisotropic Viscoplasticity	Isotropic Hardening	Nonlinear	**TB**,HILL + **TB**,RATE + **TB**,NLISO
Anisotropic Creep (Implicit)			**TB**,HILL + **TB**,CREEP
Anisotropic Creep and Plasticity (Implicit)	Isotropic Hardening	Bilinear	**TB**,HILL + **TB**,CREEP + **TB**,BISO
Anisotropic Creep and Plasticity (Implicit)	Isotropic Hardening	Multilinear	**TB**,HILL + **TB**,CREEP + **TB**,MISO
Anisotropic Creep and Plasticity (Implicit)	Isotropic Hardening	Nonlinear	**TB**,HILL + **TB**,CREEP + **TB**,NLISO
Anisotropic Creep and Plasticity (Implicit)	Kinematic Hardening	Bilinear	**TB**,HILL +
Hyperelasticity and Viscoelasticity (Implicit)	Finite Strain Viscoelasticity	Nonlinear	**TB**,HYPER + **TB**,VISCO

A.4 NONSTA를 이용한 비탄성 해석

고온 환경에서 복잡한 열하중과 구조하중을 받는 구조물의 건전성 해석에는 A-2와 A-3에서 설명한 것과 같이 범용 유한요소해석 코드인 ABAQUS나 ANSYS를 활용한 탄소성 해석과 탄소성-크립 해석을 많이 수행하게 된다. 하지만 현재 이들 코드에서 제공되고 있는 해석 모델이 부족한 경우 사용자가 필요한 서브루틴을 만들어서 적용해야 할 필요성이 대두되게 되고 본 지침에서는 이를 위해 개발된 NONSTA 프로그램을 개략적으로 설명하고 사용 방법에 대해 기술하였다.

A.4.1 NONSTA-EP (결합경화 소성해석 모델)

본 지침에서 기술하는 NONSTA-EP 프로그램은 ABAQUS의 부프로그램으로 개발되었는데 개발 도중에 ABAQUS에 A.2.2.2에서 설명한 것과 같은 결합경화 모델이 도입이 되었다. 엄밀하게는 두 개의 모델이 약간의 차이가 있는데 이는 Ziegler 모델과 Prager 모델의 도입 여부에 있다. NONSTA-EP에 사용된 Chaboche의 결합경화 구성식은 다음과 같다.

먼저 전체 변형률($\dot{\varepsilon}$)은 변형이 작다는 가정하에서 탄성 변형률($\dot{\varepsilon}^e$)과 소성 변형률($\dot{\varepsilon}^p$), 그리고 열 변형률($\dot{\varepsilon}^{th}$)로 분리할 수 있다.

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p + \dot{\varepsilon}^{th}$$

응력 발전식은 Hooke's Law에 의하여 정의된다.

$$\dot{\sigma} = \mathbf{E}(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p - \dot{\varepsilon}^{th})$$

<u>소성 변형률</u>

소성 변형률 속도의 방향은 Overstress의 방향과 일치하며 크기는 equivalent plastic strain rate와 같다.

$$\left(\dot{\varepsilon}_p\right)_{ij} = \frac{3}{2}\dot{p}\frac{s_{ij} - X_{ij}}{J(s - X)}$$

여기서 s_{ij} 는 편차응력을, X_{ij} 는 이동성 경화 응력, J(s)는 편차응력의 second invariant를 의미한다.

$$J(s-X) = \sqrt{\frac{3}{2}(s_{ij} - X_{ij}):(s_{ij} - X_{ij})}$$

<u>항복 조건</u>

$$F = J(s - X) - R - \sigma_Y$$

여기서 σ_Y 는 초기 항복응력이다.

이동성 경화응력의 발전식

$$\dot{X}_{ij} = C\left(\dot{\varepsilon}_p\right)_{ij} - \gamma \dot{p} X_{ij}$$

여기서 C, γ는 재료상수이다.

등방성 경화응력의 발전식

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{p}$$

여기서 b와 Q는 재료 상수이다.

NOSTA-EP를 ABAQUS와 연계하여 구조해석을 수행하기 위한 입력데이터를 만들 때 다음을 포함하여 작성한다.

*material,name=	: 재료의 이름을 입력
*depvar	: 상태변수의 개수
*user material, constants=	: 제어 인자, 상수
*user subroutines, input=nonsta_ep.f	: NONSTA-EP 호출

ABAQUS의 결합경화모델에 적용한 재료상수 C, γ, Q, b는 A.1.4의 절차에 따라 구하도록 하고 316SS 강에 대한 ABAQUS 입력데이터의 예는 다음과 같다.

```
*******************************************************
**     ELEMENT PROPERTY
*******************************************************
*SOLID SECTION, ELSET=EALL, MATERIAL=316SS
            1.,
*****************************************
** Material Definition : 316SS
*****************************************
*MATERIAL, NAME=316SS
*DEPVAR
 20
*USER MATERIAL, CONSTANTS=24
3,0,1,1,5,0,0,0
20,196000,0.3,1.d-5,0,0,0,0
20,162400,2800,8,60,82,0,0
*USER SUBROUTINE, INPUT=nonsta-ep.f
```

현재 ABAQUS에서 제공하고 있는 결합경화 모델을 A.2.2.2에 설명하였는데 NONSTA-EP는 특수한 경우를 제외하고는 이와 동일한 결과를 제공하기 때문에 최종적인 튜닝 과정에서 중단한 바 있다. 따라서 고온에서 바우싱어 효과를 모사, 라체팅 해석, 주기경화나 연화와

같은 거동을 모사하기 위해서 탄소성 결합경화 모델의 사용이 필요한 경우에 ABAQUS에서 제공하고 있는 결합경화 모델을 사용하거나 ANSYS에서 제공하고 있는 Chaboche의 비선형 이동경화모델(CHABOCHE)과 Voce의 비선형 등방경화모델(NLISO)를 조합해서 사용할 것을 권한다.

A.4.2 NONSTA-VP (통합형 점소성 해석모델)

고온 구조물의 탄소성 거동과 크립 거동을 모사하기 위해서는 탄소성 해석모델과 크립 해석모델을 조합한 분리형 점소성모델과 두가지를 동시에 모사할 수 있는 통합형 점소성모델을 사용할 수 있다. A.1.3 (4)에서 설명한 Chaboche의 통합형 점소성 모델을 ABAQUS의 부프로그램으로 개발한 NONSTA-VP는 Chaboche 점소성 구성식의 역응력 항의 개수 제한을 없애 재료상수의 개수가 기존의 10개에서 21개로 늘려서 적용한 프로그램을 개발한 바 있지만 상수의 개수가 늘어남에 따라 수렴성의 문제가 발생하는 등의 어려움을 고려하여 현재에는 상수 10개를 사용한 구성식만을 사용하고 있다. NONSTA-V의 구성과 사용 방법은 다음과 같다.

NONSTA-VP와 ABAQUS를 결합하여 비탄성 유한요소 해석을 수행하기 위해서는 구성식을 사용자 서브루틴에 입력하여야 하고 ABAQUS 입력 파일을 수정해야 한다. 넓은 범용성을 확보하기 위하여 비교적 까다로운 입력 작업을 거쳐서 구성식을 입력하게 되지만 행렬연산을 수행하는 보조 서브루틴을 추가하여 사용시의 편의성을 보강하였다. Implicit 방법으로 작성한 NONSTA-VP 프로그램의 사용자 루틴은 다음의 세가지 부프로그램(sub-program)으로 구성된다.

- USERINIT : 상태변수 및 재료상수 모듈
- USERFUNC : 구성식 입력 모듈
- USERDERV : Newton method의 자코비안 행렬을 구성하기 위하여 응력과 상태변수의 발전식의 미분값을 입력하는 모듈

316 SS 스테인레스 강에 대한 NONSTA-VP의 사용 예를 다음에 나타내었다. Version 6.2.1을 기준으로 해서 ABAQUS를 시작할 때 명령어는 다음과 같이 입력데이터와 사용자 서브루틴을 지정해주면 된다.

```
abq621   input=xxx    job=xxx    user= nonsta-vp.f
```

그리고 입력 데이터 안에는 다음과 같이 설정해준다.

```
** MATERIALS
**
*MATERIAL, NAME=SS316
*DEPVAR
 10
*USER MATERIAL, CONSTANTS=7
 3,   0.5,   0.001, 0,   1,   1,   1
```

위의 입력 데이터에서는 재료의 이름을 설정하고 사용할 변수의 개수를(DEPVAR)를 10개로 설정하고 재료상수를 설정하는 부분에는 USER MATERIAL을 지정했는데 첫번째 열은 구성식의 일련 번호를 적는데 Chaboche model의 경우 3번이고 두번째 열은 GMR법의 중간점 상수(midpoint coefficient = 0.5)를 의미하고 세번째 열은 Newton 방법의 수렴 한계(RTOL)값을 나타낸다. USERINIT 모듈에서는 Chaboche 통합 점소성 구성식의 재료상수들을 정의하는데 316SS 강에 대한 입력 예가 다음과 같고 상수값들을 적절하게 변경하면서 사용하면 된다.

```
c      material parameter for 316 stainless steel (600C)
c
          param(1)= 149600.e+6        : E
          param(2)= 0.309             : ν
          param(3)= 1.870d-5          : α
          param(4)= 180.e+6           : K
          param(5)= 9.6               : n
          param(6)= 6.e+6             : κ
          param(7)= 24801.e+6         : C
          param(8)= 300               : γ
          param(9)= 80.e+6            : Q
          param(10)= 10               : b
```

앞에서 설명한 NONSTA-VP 사용법은 Implicit Version으로 개발된 프로그램에 대한 것이고 Explicit Version으로 개발한 NONSTA-VP2를 사용할 때에는 재료상수 값들을 입력데이터에서 다음과 같이 설정해주어야 한다.

```
** MATERIALS
**************************************************
*MATERIAL, NAME=SS316
*USER MATERIAL, CONSTANTS=10
149760.e+6, 0.3, 6.e+6, 24800.e+6, 300, 10, 80.e+6, 150.e+6,
12, 1
*DEPVAR
20,
```

여기서 재료상수 값들의 순서는 NONSTA-VP2 프로그램 내에서 다음과 같이 설정하였다.

```
c      parameter definition
EMOD     = PROPS(1)        : E
ENU      = PROPS(2)        : ν
SYIELD0  = PROPS(3)        : κ
C        = PROPS(4)        : C
GAMMA    = PROPS(5)        : γ
B        = PROPS(6)        : b
```

Q = PROPS(7) : Q
EK = PROPS(8) : K
EN = PROPS(9) : n
THETA = PROPS(10) : θ

통합점소성 구성식들을 살펴보면 역응력과 드래그응력은 결합경화모델과 유사하지만 재료상수를 구하는 과정은 다르게 되는데 이는 소성변형률식이 근본적으로 다르기 때문이다. 결합경화모델에서는 소성변형률 증분을 결정하는 식이 포함되어 있지만 통합점소성모델에서는 누적비탄성변형률속도를 결정하는 식이 제시되어 있고 여기에 점성응력을 결정하는 재료상수 K, n이 포함되어 있다. 고온 구조물의 재료로 많이 사용되는 스테인레스강의 경우 DSA(Danamic Strain Aging)가 발생하면서 동시에 NSRE 현상이 발생하여 변형률속도가 다른 두 인장곡선을 사용하여 점소성 성질을 분석하는데 문제가 있다. 즉, 일반적인 재료는 변형률 속도가 충분히 감소하면 시간 효과가 작동하여 점소성 변형이 발생하여 변형률 속도가 큰 경우보다 인장곡선이 아래에 위치하게 되는데 NSRE가 발생하는 경우에는 이러한 현상이 거꾸로 발생하는 문제가 생긴 것이다.

따라서 점성응력상수를 결정하는데 크립 데이터를 사용하거나 응력완화 시험 데이터를 직접 사용하는 것이 좋다. 응력완화 시험결과로 구한 소성변형률 속도와 응력 속도의 관계로부터 적절한 절차를 거쳐 응력-소성변형률 속도의 관계를 구하면 이 곡선을 curve fitting하여 점성응력 $\sigma_v = K\left(\dot{\varepsilon}\right)^{\frac{1}{n}}$ 에 사용되는 재료상수 K, n을 구할 수 있다.

A.4.3 CREEP-BB1 (사용자 크립 부프로그램)

(Later)

서 지 정 보 양 식

수행기관보고서번호	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드
KAERI/TR-3383/2007			

제목/부제	고온구조 건전성평가절차 기본지침서 제2부 고온구조건전성평가지침
연구책임자 및 부서명 (TR, AR인 경우 주저자)	이재한 / 액체금속로 기계설계기술개발
연 구 자 및 부 서 명	김종범, 이형연, 박창규, 주영상, 구경회, 김석훈 / 액체금속로 기계설계기술개발

출 판 지	한국, 대전	발행기관	한국원자력연구소	발행년	2007.2
페 이 지	p.94	도 표	있음(V), 없음( )	크 기	A4
참고사항					

비밀여부	공개(V), 대외비( ), __ 급비밀	보고서종류	기술보고서
연구위탁기관		계약 번호	

초록 (15-20줄 내외)

본 지침서는 국내 액체금속로 고온구조물의 고온구조건전성 평가의 지침을 제시하기 위해 기본지침서의 Part 2로 작성되었다. 주요 내용은 고온에서 크립-피로 균열의 발생과 성장 평가 기술과 고온 LBB 평가절차를 제시하였고 용접부의 비탄성평가 기술도 수록하였다. 부록으로 고온 원자로구조물에서 나타나는 비탄성 거동을 적절하게 해석하는 비탄성해석기술의 제반적 사항과 ANSYS, ABAQUS와 같은 범용 유한요소해석코드를 이용한 비탄성해석절차를 제시하였고 또한 본 연구에서 개발한 비탄성해석코드 NONSTA의 사용 지침을 수록하였다. 지침서는 다음 단계에서도 액체금속로 고온구조물의 설계해석 및 건전성평가에 적용성을 향상시켜 국내 독자적 기술자립을 이루기 위해 지속적인 수정-보완이 요구된다.

주제명키워드 (10단어내외)	액체금속로, 크립-피로, 고온균열, 파단전누설, 용접부, 비탄성해석

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No.	INIS Subject Code
KAERI/TR-3383/2007					
Title/ Subtitle	Preliminary Guideline for the High Temperature Structure Integrity Assessment Procedure/Part II. High Temperature Structural Integrity Assessment				
Project Manager and Department		Jae-Han Lee / KALIMER Mechanical Structure Design Development			
Researcher and Department (or Main Author)		J.B. Kim, H.Y. Lee, C.G. Park, Y.S. Joo, G.H. Koo, S.H. Kim / KALIMER Mechanical Structure Design Development			
Publication Place	Taejon, Korea	Publisher	KAERI	Publication Date	2007.2
Page	p.94	Fig. & Tab.	Yes(V), No ( )	Size	A4
Note					
Classified	Open(V), Restricted( ), ___ Class Document		Report Type	Technical Report	
Sponsoring Org.			Contract No.		

Abstract (15-20 Lines)

A high temperature structural integrity assessment belongs to the Part II of a whole preliminary guideline for the high temperature structure. The main contents of this guideline are the evaluation procedures of the creep-fatigue crack initiation and growth in high temperature condition, the high temperature LBB evaluation procedure, and the inelastic evaluations of the welded joints in SFR structures. The methodologies for the proper inelastic analysis of an SFR structures in high temperatures are explained and the guidelines of inelastic analysis options using ANSYS and ABAQUS are suggested. In addition, user guidelines for the developed NONSTA code are included. This guidelines need to be continuously revised to improve the applicability to the design and analysis of the SFR structures.

Subject Keywords (About 10 words)	Liquid Metal Reactor, Creep-fatigue, Crack, LBB, Welded joint, Inelastic analysis