

크리프 수명 평가를 위한 간략 크리프 응력 산출 방법론 분석

서준민* · 이한상* · 김윤재*†

* 고려대학교 기계공학부

Analysis of Simple Creep Stress Calculation Methods for Creep Life Assessment

Jun Min Seo*, Han Sang Lee* and Yun Jae Kim*†

* Dept. of Mechanical Engineering, Korea Univ.

(Received October 24, 2016 ; Revised April 13, 2017 ; Accepted April 17, 2017)

Key Words: Creep Stress(크리프 응력), M_α -Tangent Method(M_α -Tangent 방법), ASME Code(ASME 코드), R5 Code(R5 코드)

초록: 본 논문에서는 재분배된 크리프 응력을 근사적으로 접근하기 위해 크리프 해석에 비해 비교적 간단한 탄성 및 탄성-소성 해석법을 사용하여 그 결과와 비교하였다. 탄성해석 결과를 이용하여 M_α -tangent method의 Primary Stress와 ASME 코드의 P_L+P_b/K_t 를 구하였고 탄성-소성 해석 결과를 이용하여 R5 코드의 σ_{ref}^R 를 구하였다. 용접 형상이 있는 십자 모양의 판 형상에 굽힘 하중, 단축인장 및 이축인장이 작용하는 경우와 r/t 가 5, 20인 곡관에 굽힘 하중 및 내압이 작용하는 경우 등 여러 형상에 대한 해석을 수행하였다. 요소 민감도 확인을 위해서는 판 형상에 굽힘 하중이 가해 지는 경우 여러 요소 크기에 대한 해석을 수행하였다. 간략 해석 결과는 크리프 응력과 큰 차이를 보이지 않았지만, M_α -tangent method의 경우 요소 크기에 민감하고 ASME코드와 R5코드의 결과는 요소 크기에 민감하지 않았다.

Abstract: Creep analysis takes much more time than elastic or elastic-plastic analysis. In this study, we conducted elastic and elastic-plastic analysis and compared the results with creep analysis results. In the elastic analysis, we used primary stress, which can be classified by the M_α -tangent method and stress intensities recommended in the ASME code. In the elastic-plastic analysis, we calculated the parameters recommended in the R5 code. For the FE models, a bending load, uniaxial load, and biaxial load were applied to the cross shaped welded plate, and a bending load and internal pressure were applied to the elbow pipe. To investigate the element size sensitivity, we conducted FE analysis for various element sizes for the cases where bending load was applied to the cross shaped welded plate. There was no significant difference between the creep stress and the alternative methods; however, in the M_α -tangent method, the results were affected by the element size.

- 기호설명 -

A : 크리프 변형률 계수
 F : 피크 응력
 m_L : 하한계 하중 계수
 m^O : 상한계 하중 계수
 m_α : m_α 한계 하중 계수
 n : 크리프 응력 지수
 P : 일차 응력

P_a : 작용 하중
 P_b : 일차 굽힘 응력
 P_L : 국부 일차 막 응력
 P_m : 광역 일차 막 응력
 P_u : 한계 하중
 P_y : σ_y 에 해당하는 하중
 Q : 이차 응력
 t : 두께
 V_T : 구조물 전체 부피
 $\dot{\epsilon}_C$: 크리프 변형률
 σ_{ss}^c : 재분배된 정상상태 크리프 응력

† Corresponding Author, kimy0308@korea.ac.kr

- σ_{max} : 최대응력
 σ_{ref} : 참조응력
 σ_{ref}^R : 크리프 파단 참조응력
 σ_y : 항복 강도
 χ : 응력 집중 계수

1. 서론

고온의 환경에서 작동하는 설비들은 크리프 현상이 발생하며 이로 인해 구조물의 안정성이 영향을 받는다.⁽¹⁾ 구조물의 안정성을 보장하려면 크리프 수명 평가가 이루어져야 하고 이를 위해서는 크리프 응력을 정확히 예측하는 것이 중요하다. 기존의 크리프 수명 예측에는 탄성해석 결과를 사용하였는데, 크리프 현상이 발생하면 구조물에 작용하는 응력들이 시간이 지남에 따라 재분배되고, 재분배되는 응력은 초기의 응력에 비해 차이가 큰 경우가 있어 재분배되기 전의 응력을 크리프 수명 평가에 이용 시 그 결과가 매우 보수적으로 나올 수 있다.^(2,3) 따라서 정확한 크리프 수명을 평가하기 위해서는 재분배된 응력을 예측하는 것이 중요하다. 유한요소기법을 이용한 크리프 해석을 수행하면 재분배되는 정확한 크리프 응력을 예측할 수 있지만 이는 매우 많은 시간이 소요된다. 본 연구에서는 비교적 간단한 해석인 탄성, 탄성-소성 해석을 통한 결과와 크리프 응력을 비교하여 크리프 응력을 예측하기 위한 방법에 대해 고찰해 보았다. 탄성해석의 경우 M_α -tangent method^(4,5)에 의해 분류된 일차응력과, ASME코드⁽⁶⁾에서 제공하는 응력 선형화를 이용한 응력강도 계산결과를 이용하였고, 탄성-소성 해석의 경우 R5 코드⁽⁷⁾에서 제공하는 참조응력을 이용한 파단참조응력을 계산하였다.

2. 간략 크리프 응력 산출법

기존 연구와 코드에 따르면 탄성해석이나 탄성-소성 해석을 통해 재분배되는 크리프 응력을 예측하는 다양한 간략 해석기법들이 존재한다. 본 논문에서는 다음과 같이 R5코드, ASME코드, M_α -tangent method 등 3가지 방법에 따라 크리프 응력을 예측하기 위한 계산을 수행하였다.

2.1 R5 코드

영국전력(British Energy)에서 발간한 R5 코드⁽⁷⁾에서는 다음과 같이 파단참조응력(rupture reference stress) σ_{ref}^R 를 계산하여 크리프 수명을 예측한다.

$$\sigma_{ref}^R = \begin{cases} [1 + 0.13\{\chi - 1\}]\sigma_{ref} & (\text{for } n \leq 7) \\ [1 + \frac{1}{n}\{\chi - 1\}]\sigma_{ref} & (\text{for } n > 7) \end{cases} \quad (1)$$

여기서 n 은 크리프 응력 지수이며, 참조응력(reference stress) σ_{ref} ⁽⁸⁾와 응력집중계수(stress concentration factor) χ 는 다음과 같이 정의된다. 참조응력은 한계하중 P_u (limit load)로 부터 구해지는데, 한계하중은 탄성-완전소성 물성을 가정한 모델의 유한요소해석을 통해 구할 수 있다.

$$\sigma_{ref} = \frac{P_a}{P_u} \sigma_y \quad (2)$$

$$\chi = \begin{cases} \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{ref}} & (\text{homogeneous structure}) \\ \frac{P_u}{P_y} & (\text{non-homogeneous structure}) \end{cases} \quad (3)$$

여기서 P_a 는 작용 하중, σ_y 는 항복 강도를 나타내며 σ_{max} 는 탄성해석에서 구한 구조물의 최대 응력, P_y 는 탄성-완전소성 물성을 가정한 구조물에 σ_y 에 해당하는 하중이다. 본 연구에서는 용접 형상이 있는 십자형 판 모델을 불연속부를 가진 non-homogeneous structure로, 직관이 붙어있는 곡관은 불연속부가 없는 homogeneous structure로 분류하여 해석을 진행하였다.

2.2 ASME 코드

미국 기계학회 ASME(american society of mechanical engineers)에서 발간한 Boiler & Pressure Vessel 코드의 Sec. III Subsec. NH에서는 고온 구조물 구조 건전성 평가를 위한 설계 한계 조건들을 제시한다.⁽⁶⁾ 본 연구에서는 다음과 같이 A, B 및 C 급 운전하중 조건에서 만족해야 하는 응력 제한 조건 중 한 가지 경우에 대한 응력강도를 계산하였다.

$$P_L + P_b / K_t \leq S_t \quad (4)$$

여기서 P_L 은 국부 일차 막 응력(local primary membrane stress), P_b 는 일차 굽힘 응력(primary bending stress)을 나타내며 이는 탄성해석 결과를 토대로 계산한 응력강도(stress intensity)이다.

응력강도를 계산하기 위해서는 구조물의 평가 지점을 선정하고 평가 지점의 두께방향으로 응력 분류 선 SCL(stress classification line)을 정의한 다음 SCL을 따라 응력 성분들(막 응력, 굽힘 응력 등)

을 계산하여야 한다. 막 응력, 굽힘 응력성분을 구하는 식은 다음과 같다.⁽⁹⁾

$$\sigma_{ij,m} = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma_{ij} dx \quad (5)$$

$$\sigma_{ij,b} = \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma_{ij} \left(\frac{t}{2} - x \right) dx \quad (6)$$

그리고 위의 각 응력 성분들을 이용하여 전단응력 기반 응력강도(Tresca stress)인 P_L , P_b 를 계산해야 한다.

또한 식 (4)에서 St 는 온도와 시간의존 응력 강도를 나타내며 Kt 는 크리프 현상에 의한 최외곽부(extreme fiber)의 굽힘 응력 감소를 감안하는 계수로 다음과 같이 주어진다.

$$K_t = (K+1)/2 \quad (7)$$

여기서 K 는 해당 단면의 단면계수로 단면의 완전 소성을 유발하는 하중과 단면 최외곽부에 첫 소성이 일어나는 하중의 비를 의미하며, 직사각형 단면에 대해 $K=1.5$ 이다. 본 연구에서는 용접 형상이 있는 십자형 판과 직관이 붙어있는 곡관 두 모델에 대하여 전부 $K=1.5$ 를 사용하였다.

ASME 코드에 따른 응력강도 계산 과정에서 분류된 막 응력과 굽힘 응력은 경우에 따라 이차 응력 및 피크 응력으로 분류될 수 있으며, NH-3217과 같이 코드에서 제공하는 기준에 따라야 한다. 십자형 판의 경우에는 코드에서 기준을 제공하지 않아 보수적인 계산을 위해 막 응력과 굽힘 응력을 모두 일차응력으로 분류하였으며, 곡관의 경우에는 코드에서 제공하는 기준에 따라 분류하였다.

2.3 $M\alpha$ -tangent method

$M\alpha$ -tangent method^(4,5)는 Seshadri와 Hossain이 제안하는 방법으로 탄성해석만으로 최대응력 지점의 응력 σ_{max} 를 일차 응력 P (primary stress), 이차 응력 Q (secondary stress) 및 피크 응력 F (peak stress)로 분류할 수 있다. 본 연구에서는 분류된 일차응력 P 를 크리프 응력과의 비교에 사용하였으며 P 를 구하는 식은 다음과 같다.

$$P = \frac{\sigma_y}{m_\alpha^T} \quad (8)$$

여기서 m_α^T 는 상한계 하중계수 m^O (upper boundary limit), 하한계 하중계수 m_L (lower boundary

limit)와 이들의 비 ξ 등의 계수들로부터 계산되는데 ξ 값에 따라 m_α^T 를 계산하는 방법이 달라진다.

$$m_\alpha^T = \begin{cases} \frac{m^O}{1+0.2929(\xi-1)} & (\text{for } \xi > 1+\sqrt{2}) \\ \frac{m^O}{1+0.2929(\xi_f-1)} & (\text{for } \xi \leq 1+\sqrt{2}) \end{cases} \quad (8)$$

$$\xi = \frac{m^O}{m_L} \quad (9)$$

$$m^O = \frac{\sigma_y \sqrt{V_T}}{\sqrt{\int_{V_T} (\sigma_{eq})^2 dV}} \quad (10)$$

$$m_L = \frac{\sigma_y}{\sigma_{max}} \quad (11)$$

$$\xi_f = (1+C) + \sqrt{(1+C)^2 - 1} \quad (12)$$

$$C = 0.2929(\xi - 1) \quad (13)$$

여기서 V_T 는 구조물의 전체 부피, σ_{eq} 는 von mises 등가응력, σ_{max} 는 구조물의 최대응력을 나타낸다.

이와 같이 R5코드에 따른 파단참조응력 σ_{ref}^R 와 ASME 코드에 따른 P_L+P_b/K_t , $M\alpha$ -tangent method에 의해 분류된 일차응력 P 등을 크리프 해석 결과 재분배되는 응력과 비교하였다.

3. 유한요소 해석

3.1 형상 및 하중

유한요소해석 모델은 용접 형상이 있는 십자형 판과 직관이 붙어있는 곡관에 대하여 수행하였다. 십자형 판은 Fig. 1(a)에 나타난 바와 같이 길이 200mm, 너비 100mm, 두께 12mm인 판에 같은 두께와 너비를 가진 길이 94mm판 두 개를 용접한 구조물을 모델링 하였다. 곡관의 경우 Fig. 1(b)와 같이 $r=50\text{mm}$, $R/r=2$, $L/r=10$ 일 때, $r/t=5$, 20인 두 가지의 경우에 대하여 모델링 하였다.

Fig. 2와 같이 판에 굽힘 하중을 가하는 경우에는 1/4 모델을, 판에 단축인장과 이축인장을 가하는 경우에는 1/8 모델을 사용하였고, 곡관에 굽힘 모멘트와 내압을 가하는 경우에는 1/4 모델을 사용하였다.

십자형 판의 하중 조건은 Fig. 1(a)와 같이 판의 좌우 양 끝을 아래로 1,500N의 굽힘 하중을 가하는 경우, 판의 좌우 양 끝을 길이방향으로

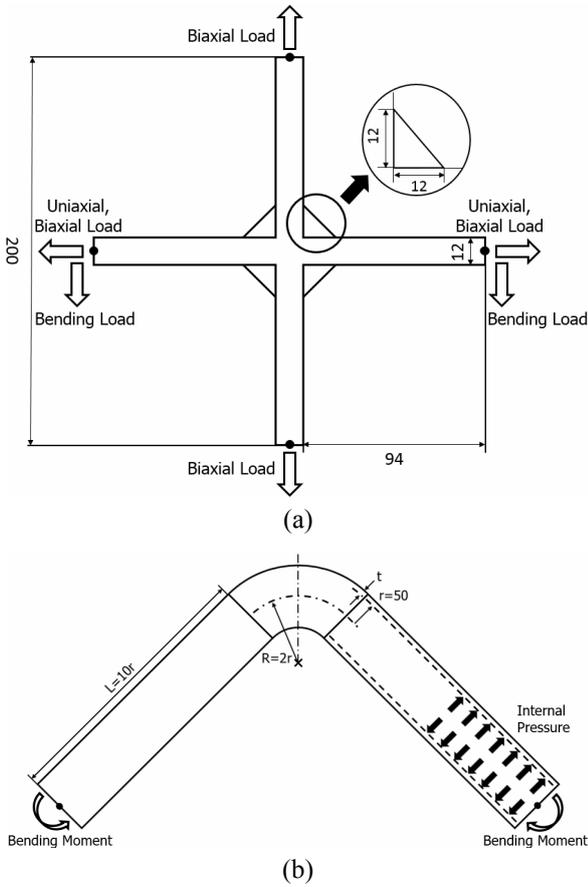


Fig. 1 Schematic illustration of geometries in this work: (a) welded cruciform plate, (b) elbow with attached pipes

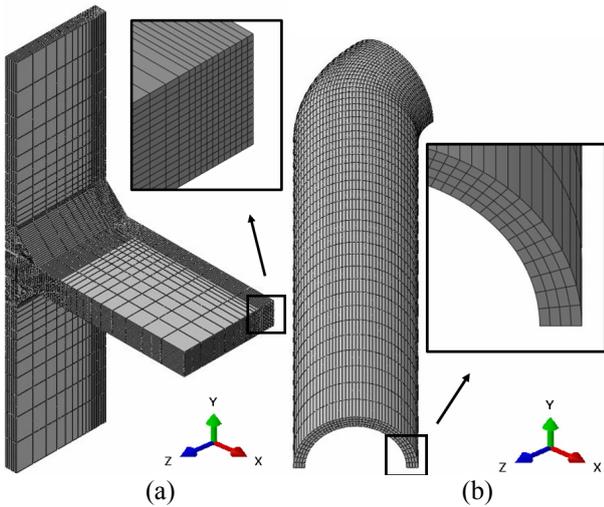


Fig. 2 FE models for (a) plate-bending, uniaxial, biaxial load, (b) elbow pipe-bending moment, internal pressure

30,000N의 단축 인장을 가하는 경우와 판의 상하 좌우 끝을 길이방향으로 30,000N의 이축 인장을

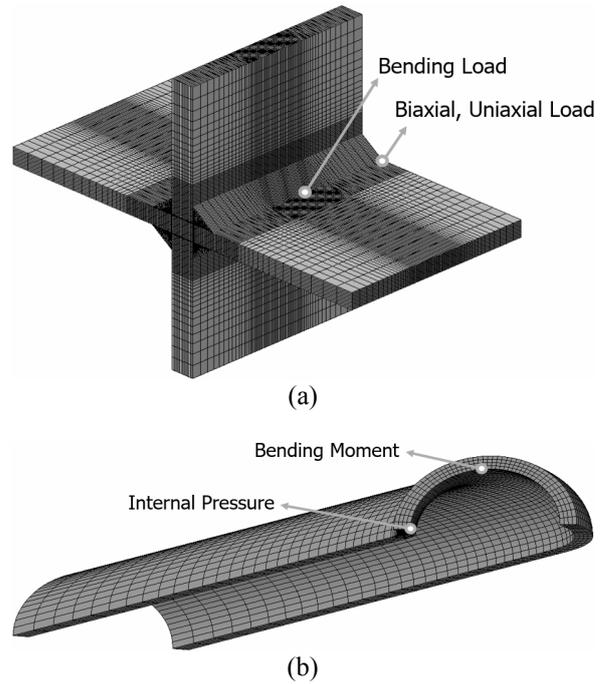


Fig. 3 Analysis point for (a) plate-bending, uniaxial, biaxial load, (b) elbow pipe-bending moment, internal pressure

가하는 경우에 대하여 해석을 수행하였다.

곡관의 하중 조건은 Fig. 1(b)와 같이 모멘트를 가하는 경우 직관의 양 끝에 $r/t=5$ 일 때는 21,000 N·m, $r/t=20$ 일 때는 290,000N·m의 in-plane 굽힘 모멘트를 가하였으며, 내압이 작용하는 경우 $r/t=5$ 일 때는 11.5MPa, $r/t=20$ 일 때는 2.7MPa의 내압을 가하였다.

해석 시 경계조건으로는 십자형 판의 경우 굽힘 하중을 가할 경우 위쪽 면을 y축 방향으로 고정하였으며, 곡관의 경우에는 굽힘 모멘트 및 내압을 가할 경우 곡관부 한 지점의 x, y, z 방향 변위를 고정하였다.

3.2 FE mesh

해석은 상용 해석프로그램인 ABAQUS V6.13⁽¹⁰⁾을 사용하였고 해석 시간을 단축하기 위해 3차원 20절점 저감적분요소 C3D20R(reduced integration elements)를 사용하였다. 십자형 판의 경우 요소 크기는 판 두께 t 의 1/16을 사용하였고 굽힘 하중이 가해지는 모델은 53,550개의 요소가, 단축 및 이축인장이 가해지는 모델은 52,185개의 요소가 사용되었다. 곡관의 경우 요소 크기는 $r/t=5$ 일 때는 판 두께 t 의 1/4을, $r/t=20$ 일 때는 판 두께 t 의 1/3을 사용하였고 각각의 경우에 8,448개, 26,040개의 요소를 사용하였다. 요소 크기 민감도를 확

Table 1 FEA results and calculated stresses by R5 code, ASME code and $M\alpha$ -tangent method

Stress [MPa]	Elastic	Elastic-Creep		R5		ASME	$M\alpha$ -t
	σ_{max}	$\sigma_{ss}^c(n=5)$	$\sigma_{ss}^c(n=10)$	$\sigma_{ref}^R(n=5)$	$\sigma_{ref}^R(n=10)$	P_L+P_b/K_t	P
WCP1	167.7	64.9	58.2	64.6	62.3	58.0	52.1
WCP2	202.4	118.7	111.5	109.5	107.3	114.5	102.9
WCP3	201.9	118.1	111.3	109.6	107.4	117.3	124.9
EP1	166.3	83.2	71.7	73.8	70.6	142.3	72.6
EP2	235.5	94.6	77.4	82.8	77.6	212.6	77.0
EP3	87.6	71.5	66.3	63.6	62.8	81.4	59.4
EP4	72.3	68.9	66.2	61.9	61.5	80.3	54.8

WCP1 = welded cruciform plate (bending load), WCP2 = welded cruciform plate (uniaxial load)
 WCP3 = welded cruciform plate (biaxial load)
 EP1 = elbow with attached pipe (r/t=5, bending moment), EP2 = elbow with attached pipe (r/t=20, bending moment)
 EP3 = elbow with attached pipe (r/t=5, internal pressure), EP4 = elbow with attached pipe (r/t=20, internal pressure)

인하기 위해 십자형 판에 굽힘 하중이 가해지는 경우 요소 크기를 판의 두께 t 의 1/2, 1/4, 1/8, 1/12, 1/16인 경우에 대하여 해석을 수행하였다.

3.3 해석 및 물성

ASME코드 및 $M\alpha$ -tangent method에 사용한 탄성 해석의 경우 탄성계수 $E=210$ GPa, 프아송 비 $\nu=0.29$ 의 탄성 물성을 가정하였다. 탄성-크리프 해석의 경우 다음과 같은 power-law 관계식을 만족하는 경우에 대한 해석을 수행하였다.

$$\dot{\epsilon}_c = A\sigma^n \tag{14}$$

여기서 크리프 물성은 기존 문헌을 참고하여 크리프 응력 지수 $n=5$ 일 때는 크리프 변형률 계수 $A=3.2e-15$ 를, $n=10$ 일 때는 $A=3.2e-25$ 인 두 가지의 경우로 나누어 가정하였다.⁽¹¹⁾ 이때, Power-law 관계식을 이용한 탄성-크리프 해석결과는 ASME코드에 따른 응력강도 계산 결과와 비교하기 위해 사용되었으며, ASME 코드에서 제공하는 등시성 응력-변형률 선도를 이용해 구하는 완화된 응력과의 차이가 있을 수 있다. R5 코드에 사용한 한계 하중 해석은 탄성-완전소성물성을 가정하여 소변형 해석을 통해 전체 구조물이 항복 상태일 때의 하중을 구하였으며 소성물성으로는 항복 강도 $\sigma_y=200$ MPa를 가정하여 해석을 수행하였다.

해석 위치는 하중 및 압력을 가하였을 때 최대 von mises응력이 발생하는 지점을 기준으로 하였다. Fig. 3과 같이 십자형 판의 경우에는 불연속부에서, 곡판의 경우에는 판의 측면부 혹은 내호부에서 분석 과정을 수행하였다.

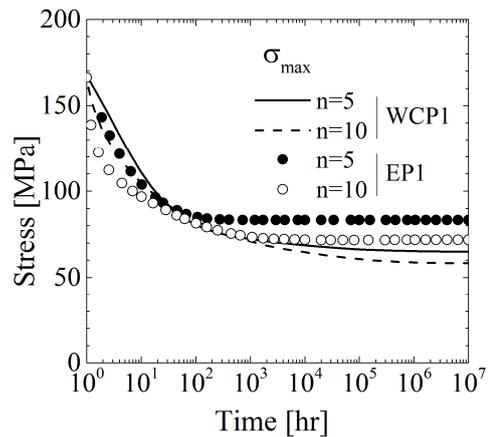


Fig. 4 Stress relaxation for a long time in case of WCP1 and EP1

4. 해석 결과

4.1 탄성-크리프해석 결과

크리프 해석 결과는 간략 해석법의 타당성 비교를 위해 가장 정확한 응력으로 Fig. 4와 같이 시간이 지남에 따라 구조물의 응력이 재분배 되어 높았던 응력이 낮아지는 현상을 반영한다. Table 1에는 모든 형상과 하중에 대하여 재분배되기 전 구조물의 최대 응력 σ_{max} 와 충분한 시간이 지난 뒤 재분배되어 수렴하는 응력 σ_{ss}^c 을 나타내었다.

4.2 R5 코드

Table 1에 모든 형상 및 하중에 대하여 한계하중 해석에 의한 R5코드의 σ_{ref}^R 결과를 나타내었다. σ_{ref}^R 는 한계하중 해석 결과를 통해 구한 σ_{ref} 로 구하는데, Fig. 5에 나타낸 것과 같이 요소 크기가 작

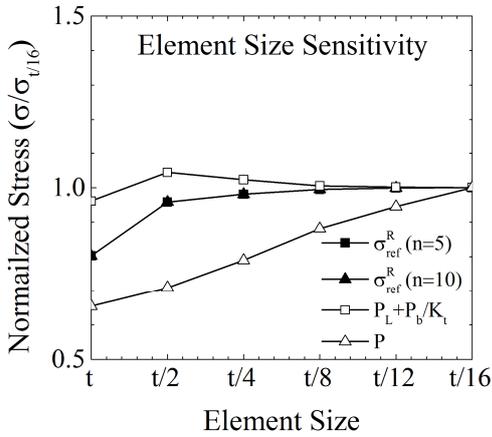


Fig. 5 Normalized stresses by stress of element size=t/16 when the element size decreases

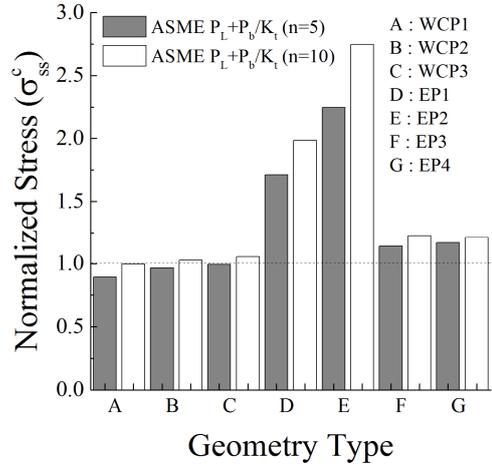


Fig. 7 Normalized stresses by creep stress for ASME code results

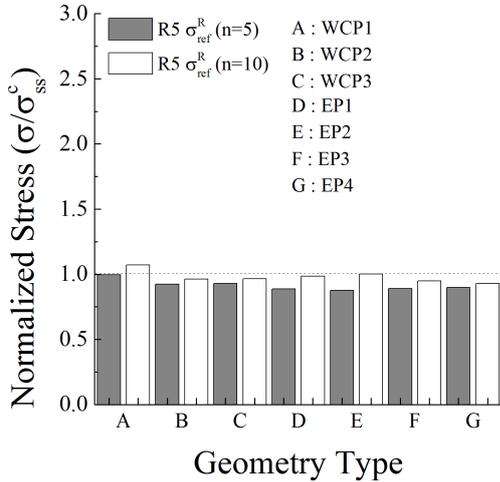


Fig. 6 Normalized stresses by creep stress for R5 code results

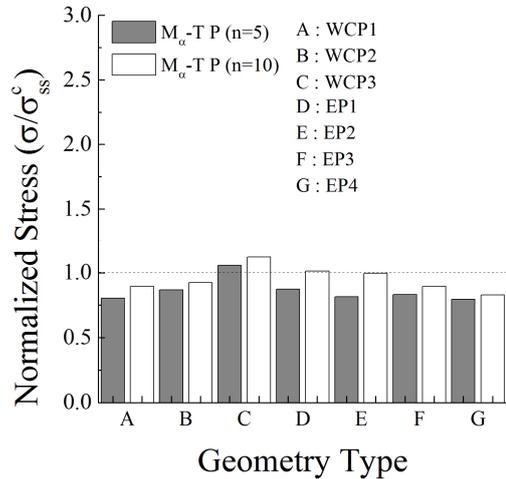


Fig. 8 Normalized stresses by creep stress for M_{\alpha}-tangent method

아짐에 따라 σ_{ref}^R 가 수렴하는 경향을 보여 요소 크기에 민감하지 않다. σ_{ref}^R 와 재분배된 응력 σ_{ss}^c 과의 평균 오차는 판이 5.0%, 곡관이 7.4%로 두 경우 모두 큰 오차를 보이지 않는다. Fig. 6은 각 형상에 대해서 σ_{ss}^c 로 정규화된 σ_{ref}^R 를 나타내었는데, 판과 곡관 모두 1에 근접한 결과를 보인다.

4.3 ASME 코드

Table 1에 모든 형상 및 하중에 대하여 한계하중 해석에 의한 ASME코드의 P_L+P_b/K_t 결과를 나타내었다. ASME코드에 따른 응력 강도의 경우에도 Fig. 5에 나타낸 것과 같이 요소 크기가 작아짐에 따라 수렴하는 경향을 보여 요소 크기에 민감하지 않다. P_L+P_b/K_t 와 재분배된 응력 σ_{ss}^c 과의 평균 오차는 판이 4.5% 곡관이 67.1%로 판의 결과가 비

교적 잘 일치한다. Fig. 7은 각 형상에 대해서 σ_{ss}^c 로 정규화된 P_L+P_b/K_t 를 나타내었는데 판의 경우 1에 근접하지만 곡관의 경우에는 비교적 1보다 큰 결과를 보인다.

4.4 M_{\alpha}-tangent method

Table 1에 모든 형상 및 하중에 대하여 한계하중 해석에 의한 M_{\alpha}-tangent method의 P결과를 나타내었다. M_{\alpha}-tangent method에 의해 분류된 P의 경우에는 Fig. 5에 나타낸 것과 같이 요소 크기가 작아짐에 따라 수렴하지 않고 계속 커지므로 요소 크기에 민감하다. P와 재분배된 응력 σ_{ss}^c 과의 평균 오차는 판이 11.5%, 곡관이 12.3%로 비슷하다. Fig. 8은 각 형상에 대해서 σ_{ss}^c 로 정규화된 P를 나타내었는데, 전체적으로 1에 근접한 결과를 보인다.

5. 결 론

크리프 수명 평가에 필요한 재분배된 응력을 예측하기 위해 크리프 해석에 비해 간단한 탄성 및 탄성-소성 해석을 수행하여 크리프 해석 결과와 비교하였다. 먼저 탄성-완전소성 물성을 가정한 한계하중해석 결과로 구한 R5 코드의 σ_{ref}^R 의 경우 크리프 해석 결과와 약 10% 오차범위 내외로 잘 일치하였는데 n 이 클수록 오차가 더 작은 경향을 보였다. 탄성 해석결과로 구한 ASME 코드의 P_L+P_b/K 의 경우 판의 결과는 크리프 해석 결과와 약 10% 오차범위 내외로 잘 일치하지만, 곡관의 경우 평균 오차가 60%가 넘어 비교적 큰 오차를 보였다. 곡관의 경우 판 형상과 달리 불연속부가 없어 SCL 선정이 불분명하기에 이에 대한 추가적인 고찰이 필요하다. 마지막으로 탄성 해석 결과로 구한 M_α -tangent method의 P 의 경우 크리프 해석 결과와 약 20% 오차 범위 내외로 큰 차이가 없지만 R5코드에 따른 결과와 비교적 오차가 크다. M_α -tangent method의 경우에는 요소 크기에 따라 그 결과가 달라지 때문에 요소 크기 선정에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

후 기

이 논문은 2014년도 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업입니다.(NRF-2013M2A1076396, 2013M2B2B1075733)

참고문헌 (References)

- (1) Webster, G. A. and Ainsworth, R. A., 1994, High Temperature Component Life Assessment, Chapman & Hall, London.
- (2) Al Laham, S., 1999, "Large Bore Branch Test Creep Analysis," EPD/GEN/REP/0371/98.
- (3) Shard, P. a., Hurst, A. M. and Jagger, M., 1998, "Hartlepool Power Station Defect Assessment of the Hot Reheat Crossover Branch Weld B2C/SR98F," Task 34627.
- (4) Seshadri, R. and Hossain, M. M., 2009, "Simplified Limit Load Determination Using the m_α -Tangent Method," *ASME j. Pressure Vessel Technol.*, 131(2), p. 021213
- (5) Hossain, M. M., Reinhardt, W. D. and Seshadri, R., 2009, "Simplified Stress Categorization Using a Single Linear Elastic Analysis," *ASME j. Pressure Vessel Technol.*, 131, p. 061204.
- (6) ASME, 2015, "Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Division 1, Subsection NH," Boiler and Pressure Vessel Code, American Society of Mechanical Engineers, New York.
- (7) R5: An Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, Revision 3. British Energy Generation Limited, Barnwood; 2003.
- (8) Ainsworth, R.A., 1984, "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Materials," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 633~642.
- (9) ASME, 2015, "Rules for Construction of Pressure Vessels, Division 2, Alternative Rules," Boiler and Pressure Vessel Code, American Society of Mechanical Engineers, New York.
- (10) ABAQUS, 2013, ABAQUS version 6.13., User's Manual, Dassault System Inc.
- (11) Han, J. J., Kim, Y. J., Jerng, D. W., Nikbin, K. and Dean, D., 2014, "Quantification of Creep Stresses Within HAZ in Welded Branch Junctions," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 38, No. 1, pp. 113~124.

(1) Webster, G. A. and Ainsworth, R. A., 1994, High