



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학박사 학위논문

증기발생기 전열관 감육부의 손상평가 및 탄성과 특성



2007년 2월

부경대학교 대학원

학연협동 기계공학과

성 기 용

공학박사 학위논문

증기발생기 전열관 감육부의 손상평가 및 탄성과 특성

지도교수 남기우

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함



2007年 2月

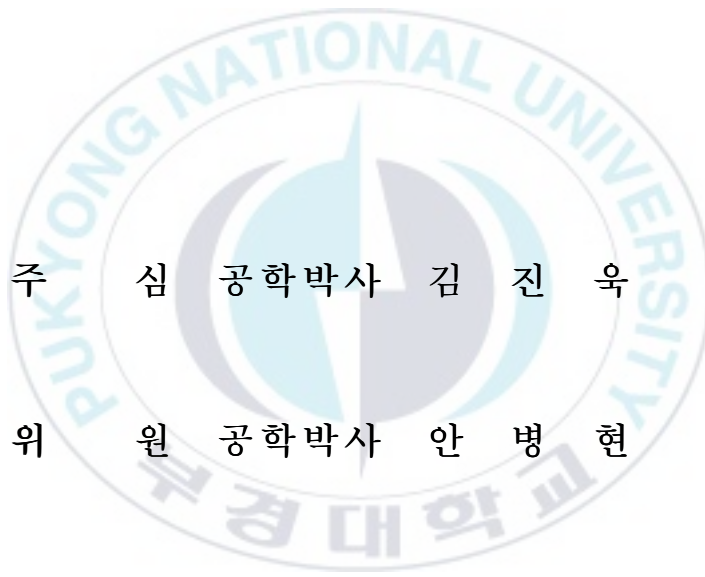
부경대학교 대학원

학연협동 기계공학과

성 기 용

성기용의 공학박사 학위논문을 인준함

2006년 12월



주심 공학박사 김진욱 (인)

위원 공학박사 안병현 (인)

위원 공학박사 도재운 (인)

위원 공학박사 안석환 (인)

위원 공학박사 남기우 (인)

목 차

<i>Abstract</i>	-----	IV
제 1 장 연구배경	-----	1
제 2 장 초음파에 의한 비파괴 검사법	-----	7
2.1 서 론	-----	8
2.2 음향방출(AE)법	-----	9
2.2.1 음향방출의 정의 및 발생기구	-----	9
2.2.2 음향방출의 특징 및 응용분야	-----	11
2.2.3 음향방출신호의 처리 및 분석법	-----	12
2.3 탄성파의 신호처리 및 해석 알고리즘	-----	16
2.3.1 Fast Time Fourier analysis(FFT분석)	-----	16
2.3.2 Time-Frequency Analysis(시간-주파수분석)	-----	18
2.3.3 Short Time Fourier analysis (STFT분석)	-----	19
2.3.4 Wavelet Analysis (WT 분석)	-----	23
2.3.5 시간-주파수 영역에서 신호처리를 통한 탄성파 파라미터의 해석 알고리즘	-----	26

제 3 장 실험 및 계산에 의한 굽힘강도 특성 --- 27

3.1 서 론	28
3.2 재료, 실험 및 해석방법	30
3.2.1 재료 및 실험방법	30
3.2.2 해석방법	31
3.3 결과 및 고찰	38
3.3.1 증기발생기 전열관 감육부의 굽힘강도	38
3.3.2 균열발생 예측에 의한 감육부 손상평가	63
3.4 요 약	76

제 4 장 굽힘 강도와 탄성과 특성 --- 77

4.1 서 론	78
4.2 시험편 및 실험방법	82
4.3 결과 및 고찰	88
4.3.1 불의 직경에 따르는 탄성과 특성	88
4.3.2 굽힘모멘트 시험	92
4.3.3 음향방출 특성	95
4.4 요 약	105

제 5 장 결 론 --- 107

참 고 문 헌

감사의 글



*Failure Assessment and Elastic Wave Characteristics
for Wall Thinned Steam Generator Tubes*

Ki-Yong Sung

Department of UR Interdisciplinary Program of Mechanical Engineering

Graduate School

Pukyong National University

Abstract

In this study, the pressure vessel piping with corrosion used for long time and the Inconel 690 tube with artificially wall thinned specimen were investigated by the four-point bending test and the time-frequency analysis method.

Steam generator tubes are degraded from wear, stress corrosion cracking, rupture and fatigue and so on. Therefore, the failure assessment of steam generator tube is very important for the integrity of energy plants. In the steam generator tubes, sometimes, the local wall thinning may result from severe degradations such as

erosion-corrosion damage, wear due to vibration and so on.

A elasto-plastic analysis was performed by FE code ANSYS on steam generator tubes with wall thinning. Also, four-point bending tests were performed on the wall thinned specimens, and then it was compared with the analysis results. We evaluated the failure mode, fracture strength and fracture behavior from the experiment and FE analysis. It was possible to predict the crack initiation point by estimating true fracture ductility under multi-axial stress conditions at the center of the thinned area using FE analysis.

A bending moment test using specimens with partial and circumferential wall thinning was carried out to obtain AE signal. The time-frequency analysis method was applied for the investigation of the frequency characteristics of the AE signal was applied. The results of the wavelet analysis were compared with those of the bending moment test for the structural integrity of tube. The result of the frequency characteristics obtained from wavelet analysis and dropping ball test was similar to those of bending moment test. It is considered that this simple method with combination of dropping ball test and wavelet analysis is very useful scheme for investigating the structural integrity. Inconel 690 tube with all-circumferential wall thinning could be evaluated with dominant frequency by wavelet analysis. Based on NDE analysis by time-frequency analysis method, it should also be possible to evaluate various damages and defects in piping members.

제 1 장



1986년 12월 9일 미국 버지니아전력 Surry원자력발전소 2호로 2차측 급수관에 배관파단사고가 발생하여 작업인원 8명이 사상하였다. 파손상황은 파손 곡관부의 내면은 감육되었다. 이것은 배관에 고속으로 흐르는 냉각수의 난류에 의한 침식(erosion)이었다. 초음파탐상에 의한 곡관부의 두께는 표면의 전역에서 감육이 검출되었다. 곡관부의 용접부 근방에서 국부적인 공동(cavity)이 발견되었다. 초기 두께는 12.7 mm이었으나, 감육되어 2.29 ~ 3.56 mm이었으며, 국부적으로 1.22 mm로 상당히 감육되었다. 금속조직은 급격한 변형은 발견되지 않았다. 파면은 평면응력 상태인 연성형 균열로 시간 의존형 파손이었다. 급수펌프입구 배관은 곡관부(T joint와 곡관부 연결부 아랫부분)의 내면이 감육하여, 곡관부는 원자로 기동 후 통상 발생하는 압력상승에 의하여 감육부분이 손상하고, 연성 파단하였다. 배관내면이 감육한 직접적인 원인은 배관부의 배관형상(T joint와 곡관부)에 의한 국소적인 난류이지만, 수질, 수온 등의 조건이 중복된 침식·부식(erosion-corrosion)작용에 의한 것이라고 한다 ^(1,2).

Surry원자력발전소 2호로 2차측(Fig. 1.1) 급수관계 배관파단사고는 최초에 용접부 부근의 국부감육부(cavity)에서 축방향으로 균열이 진전, 정지하여 증기누설이 발생하였다. 그 후 다른 위치에서 국부감육부를 기점으로 360°에 걸쳐서 원주방향으로 균열이 진전하였다고 추정하고 있다. 더욱이 전자주사현미경에 의한 단면의 관찰에서 2군데의 파괴 기점은 전면소성 연성파괴특유의 덩플 형상이 관찰되어, 파괴는 대규모 항복 후에 발생하였다고 추정되고 있다. 이와 같은 파괴는 실험단면응력 기준(Net-Section Collapse Criterion)으로 평가가 가능하다 ^(3,4).

Fig. 1.2와 Fig. 1.3과 같이 2004년 8월 발생한 일본의 관서 전력 미하

마 원전 3 호기의 증기분출사고는 복수관내의 유량조정용의 오리피스 후방에서 2 차측 냉각수의 난류가 발생하여 탄소강관 내부가 감육되어 일시에 파단하였다. 파단 후 배관의 두께는 10 mm이어야 할 곳이 1.4 mm밖에 되지 않았다. 부식과 마모가 빠르게 소용돌이치는 수류와 어울려서 금속관을 내측에서 감육하였으며, 이 사고로 5명이 사망하였다.

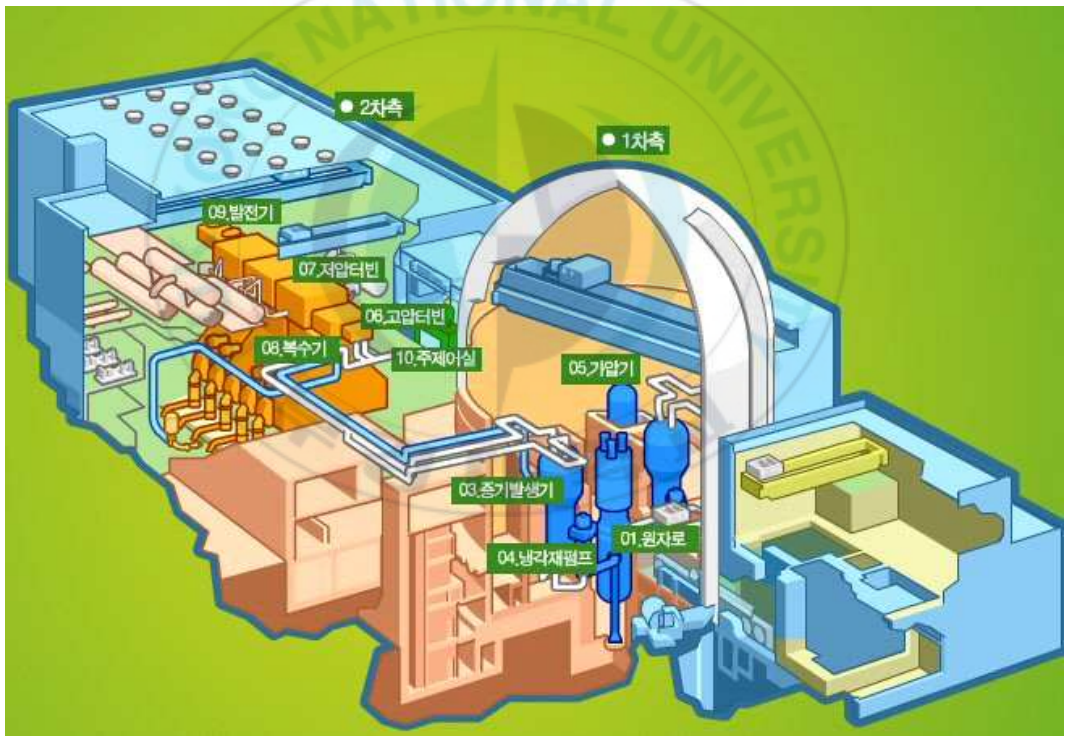


Fig. 1.1 Illustration of nuclear power plant



Fig. 1.2 Steam condenser pipe of brokeed Mihama nuclear power plant

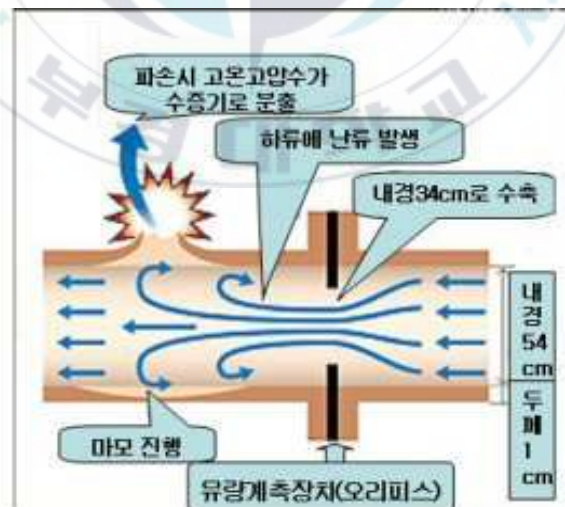


Fig. 1.3 Illustration of brokeed steam condenser pipe

2002년 4월 5일 오후 6시 33분경 발생한 울진4호기 1차측 증기세관 파단사고는 핵발전소의 중심, 원자로를 식히는 냉각수 수위가 급속히 내려가기 시작했다. 1.7센티미터밖에 되지 않는 증기발생기의 가느다란 관이 가로로 잘려나가면서(세관파단) 이 세관을 통해 13분간 45톤의 물이 순식간에 쏟아져 나왔다. 증기로 가득 차 있던 높이 21미터의 증기발생기는 순식간에 물이 차 올랐다. 경보는 요란하게 울렸고 비상냉각장치가 작동하지 않아 운전원은 급히 수동으로 냉각장치를 작동시켜 원자로가 녹아내리는 것(노심용융)을 막았다. 다행히 당일 새벽 정기검사를 위해 가동이 중단된 상태여서 최악의 사고는 피할 수 있었다.

울진 4호기 세관파단 사고는 미국과 일본에 이어 세 번째로 일어난 세계적으로 드문 사고 유형이다. 이와 동일한 사건이었던 미국의 노서아나 1(North Anna 1, 1987년)과 일본의 미하마 2(Mihama 2, 1991년)의 경우 70년대 건설되었고, 각각 9년과 19년간 가동되어 노후된 발전소였던 것에 비교하면 울진4호기의 사고는 가동 후 2년 3개월밖에 지나지 않은 신형 한국표준형 핵발전소에서 일어난 사고로 이 분야에서는 ‘세계 신기록’을 세운 셈이다. 하지만 이 사고는 이미 예견된 사고였다는 것이 국외 전문가들의 반응이다. 위험천만했던 이 사고의 원인이 된 증기발생기의 소재, 인코넬-600MA은 지난 1980년대부터 심각한 문제가 있다는 사실이 세계적으로 인식되어 왔기 때문이다. 미국에서만 1975년부터 현재까지 총 9차례의 세관파열 사고, 작업자들의 심각한 방사능 피폭, 68건의 증기발생기 교체를 불러온 핵심원인으로 인코넬-600MA 재질이 꼽히고 있다.

에너지 관련 플랜트의 주요 배관은 막대한 에너지가 운송된다. 이와 같은 배관류는 플랜트의 성능과 안전성 유지상 중요한 설비이다. 그 때

문에 중요한 배관의 건전성 유지에 대해서는 예방 보전 기술 등에 의하여 특단의 배려가 되어있다. 그러나 에너지 관련 플랜트의 배관은 사용 중에 여러 가지 종류의 열화·손상을 받을 가능성이 있다. 그 중의 하나가 침식·부식(erosion-corrosion)작용에 의하여 발생하는 국소적인 감육을 들 수 있다. 국소감육현상은 배관의 안전과 성능유지상 중요한 문제이고, 미국⁽⁵⁾, 벨기에⁽⁶⁾, 노르웨이 등에서 주목받고 있다. 또, 감육의 허용기준안 등이 검토되고 있다⁽⁵⁻⁷⁾. 그러나 국소적인 감육부를 가지는 배관의 강도와 파괴기구에 관한 계통적인 실험연구는 극히 적고, 그 특성이 해명되어 있지 않는 것이 실상이다^(8,9).

음향방출법으로는 증기세관에 사용되는 감육된 인코넬 배관을 사용하여 감육에 따른 탄성파의 신호로부터 실시간 손상 평가의 적용가능성을 검토하고자 한다.

제 2 장

초 음 파 에 의 한
비 파 괴 검 사 법

2.1 서 론

일반적으로 초음파는 적극적인 방법에 의한 초음파법과 소극적인 방법인 음향방출법으로 나누며, 통칭하여 탄성파(elastic wave)라 하며, 산업분야에서 널리 응용되고 있다.

통상의 비파괴 검사법들이 결함의 위치와 크기만을 검출하는데 비해서, 음향방출(acoustic emission)은 결함의 위해도 그리고 균열 진전과 같은 동적인 거동을 감시하여 대형 사고를 미연에 방지할 수 있다는 측면에서 유용시되고 있다⁽⁵³⁻⁵⁵⁾. 재료에서 탄성파를 발생하는 음향방출원으로는 균열의 생성 및 전파, 쌍정변형, 슬립변형, 결정립계의 재방위, 상변태 등의 국부적인 동적변화에 기인하는 것 들이다. AE시험은 응력 하에 있는 재료의 이러한 불연속들로부터 발생한 미소 음향방출 신호를 검출하고 분석하는 것이다. 즉, 이러한 신호들을 적절히 분석함으로써 불연속의 위치, 구조적 성질 등을 알 수 있다.

따라서, 음향방출법을 이용하여 적용 소재에 대한 강도특성 및 실시간적으로 음향방출신호를 검출하여 시간-주파수를 분석하는 것은 상당히 유용한 작업이다. 이러한 기초적인 연구에서 얻어진 탄성파특성으로 나타나는 비파괴적 특성을 파악하므로서 세관으로 사용함에 있어서 안전성 및 건전성 관리에 도움이 될 것이다. 또한 실 구조물인 세관의 특성파악에 기초적인 데이터로 활용 가능할 것이다⁽⁵⁶⁾.

2.2 음향방출(AE)법

2.2.1 음향방출의 정의 및 발생기구(source mechanism)

음향방출(acoustic emission)은 Fig. 2.1에 나타내듯이 재료에 가해진 응력이나 충격 등에 외력에 의해 재료내부에서 국부적으로 형성된 변형 에너지는,

- 1) slip형성, 격자 이동 등의 소성변형에너지
- 2) 소량의 열에너지
- 3) 균열진전에 따른 파면형성에너지

등으로 해소되고 그 잉여 에너지가 탄성파의 형태로 방출되는 현상으로 정의된다. 이때 방출된 탄성파를 음향방출신호(AE signal), 음향방출신호를 검출하는 수단 및 해석법을 음향방출법(AE method)이라 한다. 피검체로부터 방출된 AE신호는 피검체 표면에서 압전 센서를 이용하여 전기적 신호로 변환한 후 처리하게 되며 음향방출 신호의 형태는 재료의 특성에 따라서 크게 달라질 수 있다. 최근 초음파와 함께 가동 중 시설의 비파괴 검사법으로 대두되고 있다⁽¹⁰⁻¹³⁾.

(1) 거시적 관점에서의 AE 발생기구

- 재료의 소성변형
- 파괴 및 균열진전 (연성 / 전성파괴, 취성파괴, 크리프 등),
- 복합재료(기지재균열, 섬유파단(breakage) 및 분리(debond), 층간 분리(delamination), 피로(fatigue), 화학반응(부식, 응력부식균열 SCC / 산화 / 도금 등)

(2) 미시적 관점에서의 AE 발생기구

- 전위이동-쌍정(twinning), 슬립(slip)
- 미세균열-결정입계의 이동 / 개재물과 모재의 파단 및 분리
- 상변태-마르텐사이트 변태 / 용해 / 응고 / 소결(sintering) / 경화(curing)

(3) 유사발생원

- 누설(leakage)
- 공동현상(cavitation)
- 입자충격(particle impact)
- 마찰 및 마모(friction & wear)

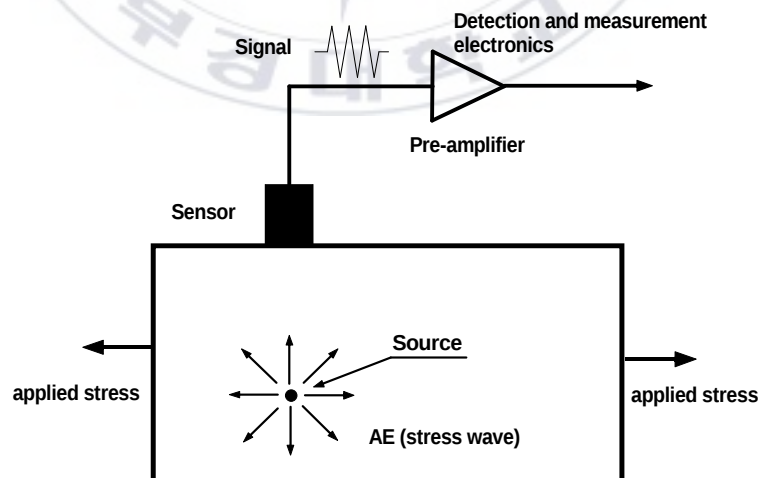


Fig. 2.1 Basic principle of Acoustic Emission

2.2.2 음향방출의 특징 및 응용분야

(1) 장점

- 동적 비파괴 검사법이다.
- 결함탐지 감도가 매우 높다
- 대상체의 구조나 결함의 크기, 방향 등에 구애받지 않는다.
- 다른 비파괴 검사법과는 달리 접근이 제한된 부위의 진단이 가능하다.
- 온-라인 실시간 검사가 가능하다.
- 재료의 미세 거동 및 재료시험과 병행이 가능하다.

(2) 단점

- 검사체에 응력이 작용하는 동안에만 적용이 가능하다(정적 불연 속에서는 AE신호가 발생하지 않는다.)
- 신호대 잡음비 (SNR) 개선이 다소 곤란하다.
- 주변잡음(noise)의 효과적인 제어가 필요하다.
- 시험자의 경험과 판단이 분석결과를 좌우하므로 광범위한 전문적 지식이 요구된다.

(3) AE의 응용분야

- 재료과학적인 연구-재료의 기계적 특성 검사 및 규명
- 예방안전검사(Proof-Test)-최대하중 또는 파괴압력예측
- 가동중 검사(In-service inspection, ISI)
- 사용전 검사(Pre-service inspection, PSI)

- 실시간 감시(On-line Monitoring)
- 생산 공정 감시-공구파손, 마모 등
- 누설탐지 및 위치표정
- 지질학적 응용-지진 진원지 예측 등

2.2.3 음향방출신호의 처리 및 분석법

실제 AE신호의 분석에 있어서 파괴형태에 따라서는 파괴시 발생하는 음향방출 횟수가 너무 많아 전체 파형을 기록하여 분석하기에는 많은 어려움이 따른다. 따라서 음향방출의 신호처리 및 분석은 매개변수(parameter)들을 추출하여 시험데이터를 분석하는 것이 일반적이며, 다음과 같은 여러 방법을 이용하여 분석한다^(14,15).

(1) 파형분석법(parameter analysis)

AE신호의 파형이 어떻게 생겼는가 비교하는 방법으로서 rising time (RT, 상승시간), duration time (DT, 유지시간), rising slope (신호의 상승률) 및 frequency spectrum(주파수 분포) 등의 파라미터를 이용하며 이러한 파라미터는 파원의 발생기구와 밀접한 관계가 있다.

(2) 음향방출 활성화도 분석법(activity analysis)

AE신호의 event 수, count 수, 최대진폭(maximum amplitude) 및 energy 등의 변수를 이용하며 음향방출원의 크기 및 개수와 밀접한 관계가 있다.

(3) Pattern 인식법

특별한 손상기구에서의 AE신호의 특징을 선택하여 신호를 분류함으로써 신호 발생원에서의 손상기구를 규명하는데 이용하고 있다.

AE신호의 대표적 파형 및 AE신호의 분석 파라미터를 각각 Fig. 2.2, Fig. 2.3에 나타내었다. AE 신호 분석의 파라미터에는 사상(event), 카운터(count), 에너지(energy), 증폭(voltage 또는 amplitude), 지속(duration), 상승시간(rising time), 쇠퇴시간(decay time) 등이 있다. Table 2.1은 음향방출 신호의 진폭에 영향을 미치는 재료의 특성 또는 현상의 종류를 나타내었다.

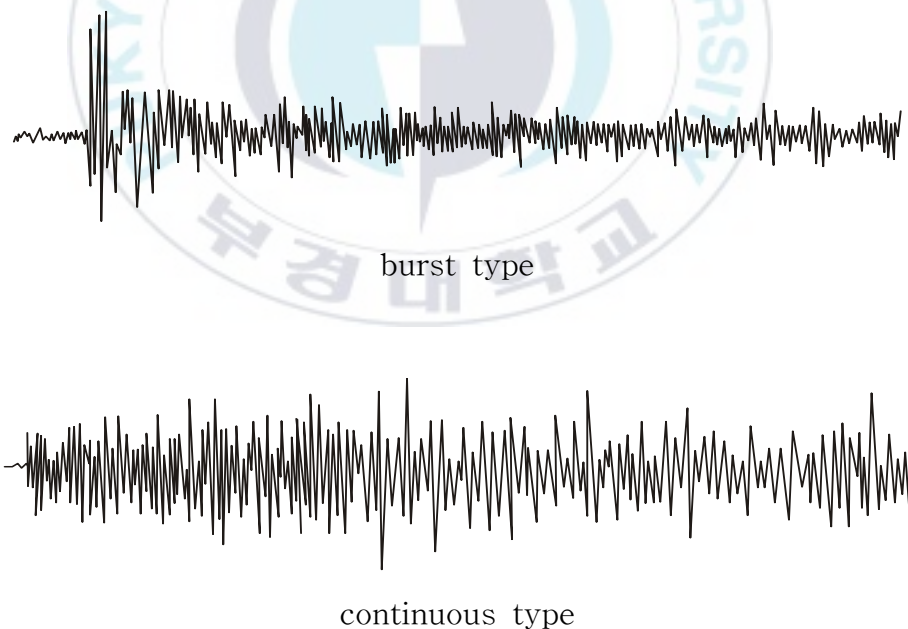


Fig. 2.2 Types of elastic wave

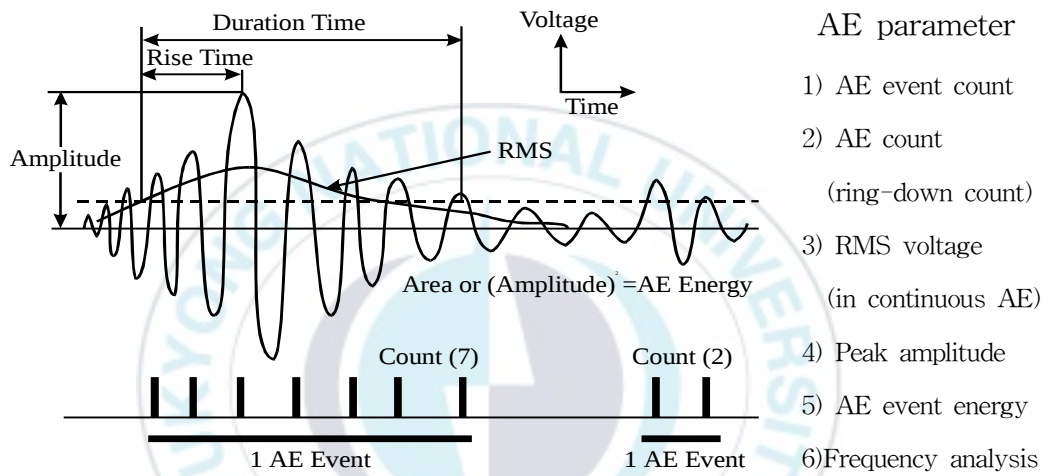


Fig. 2.3 Parameters of acoustic emission signal

Table 2.1 Factors affecting the relative amplitude of acoustic emission response

Factor increasing acoustic emission response amplitude	Factor decreasing acoustic emission response amplitude
High Strength	Low Strength
High strain rate	Low strain rate
Low temperature	High temperature
Anisotropy	Isotropy
Inhomogeneity	Homogeneity
Thick sections	Thin sections
Brittle failure (cleavage)	Ductile failure (shear)
Material containing discontinuities	Material without discontinuities
Martensitic phase transformation	Diffusion without transformation
Crack propagation	Plastic deformation
Cast materials	Wrought materials
Large grain size	Small grain size
Mechanically induced twinning	Thermally induced twinning

2.3 탄성파의 신호처리 및 해석 알고리즘

2.3.1 Fast Time Fourier analysis(FFT분석)

탄성파 신호는 수학적 표현에 의해 시간에 따른 진폭으로 나타내는 시간-진폭의 함수와 주파수 진폭 변화를 나타내는 주파수-진폭의 함수로 표현할 수 있다. 이 때 임의의 탄성파 신호로부터 정보를 얻기 위한 여러 가지 수학적 변환이 이용되며 그 중 FFT 분석법은 프랑스의 수학자 Joseph Fourier에 의해 소개된 푸리에 변환(Fourier Transform)을 이용한 분석법이다.

시간함수 $f(t)$ 에 대한 푸리에 변환은 다음 식과 같이 표현된다.

$$f(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F(\omega) e^{j\omega t} d\omega \quad (2.1)$$

$$F(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} f(t) e^{-j\omega t} dt \quad (2.2)$$

$F(\omega)$ 를 $f(t)$ 의 푸리에 변환이라고 하며, 전체 시간 영역에 대한 신호의 주파수 성분을 표현할 수 있다. 즉 전 시간영역에서 신호를 푸리에 변환에 의해 주파수-진폭의 관계를 나타내는 분석화면을 얻을 수 있고 이로부터 주파수 성분을 분석한다. 그러나 푸리에 변환법은 전 시간 영역에 대한 신호의 주파수-진폭을 표현하므로 분석된 신호의 주파수 성분의 수신 시간대에 대한 정보를 상실하게 되며 각각의 시간 성분에 따

른 주파수 성분의 분석이 불가능하다. 따라서 신호가 시간에 따라 주파수 성분이 변하지 않는 정상신호(stationary signal)일 경우에는 문제가 되지 않지만 시간변화에 따라 주파수 성분이 변화하는 비정상신호(non-stationary signal)의 분석에 있어서는 시간경과에 따른 주파수 성분의 변화를 분석할 수 없다는 단점이 있다.

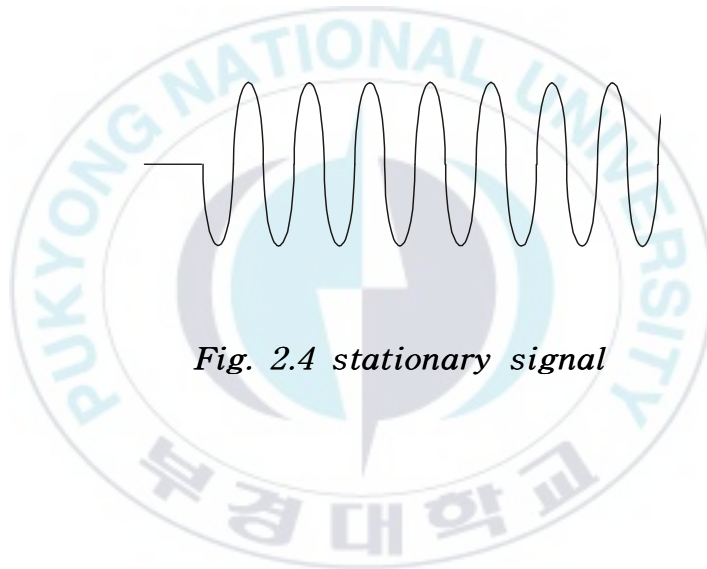


Fig. 2.4 stationary signal

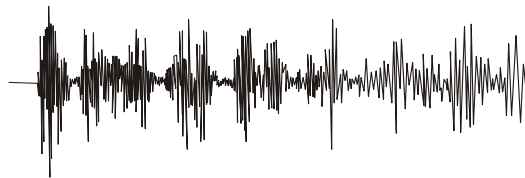


Fig. 2.5 non-stationary signal

2.3.2 Time-Frequency Analysis(시간-주파수분석)

지금까지 신호의 주파수 성질을 연구하는 가장 일반적인 방법이었던 푸리에 변환은 비정상신호(non-stationary signal)를 시간경과에 따른 주파수를 정확히 표현할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 따라서 이러한 단점을 보완한 새로운 신호 해석법인 시간-주파수 해석법들이 개발되었다. 시간과 주파수의 2차원 평면상에 신호의 수신시각에 따른 주파수 변화를 표현하는 시간-주파수 해석법의 특징은 첫째, 정상신호(stationary signal)뿐만 아니라 비정상신호(non-stationary signal)를 푸리에 변환에 비하여 상세하게 분석할 수 있다. 즉, 시간 변화에 따른 주파수 변화를 시간-주파수 평면상에 정확히 표현할 수 있다는 것이다. 둘째, 일반적으로 노이즈는 시간과 주파수 영역에서 퍼지는 특징이 있으며, 신호는 짧은 시간 영역 또는 좁은 주파수 대역에 집중하는 성질을 가진다. 따라서 노이즈가 포함된 신호를 분석할 경우 시간-주파수 평면상에서 노이즈와 신호의 구별이 쉽고, 노이즈 제거가 쉽다는 장점이 있다. 이와 같이 시간-주파수 해석법은 반세기 이전부터 개발되기 시작하였으며, 시간 영역을 짧게 나누어 하나의 블록을 만들고 각각의 블록에 대해 푸리에 변환을 하는 Short Time Fourier Transform (STFT)로부터 시작하여, Dennis Gabor에 의해 expansion과 series의 개념을 이용한 Gabor expansion, Eugene P. Wigner의 상관함수를 이용한 Wigner-Vill distribution(WVD), Kernel 함수를 이용한 Choi-Williams distribution (CWD)과 1980년대 말 이론이 정립된 wavelet transform등 여러 가지 시간-주파수 해석법이 사용되고 있다. 최근에는 하드웨어의 급속한 발달에 따른 빠른 연산처리가 가능하게 됨

으로서 실시간적인 분석이 가능하게 되었다. 이러한 시간-주파수 해석 방법들은 크게 선형계열과 비선형 계열로 구별할 수 있고 비선형 알고리즘(nonlinear algorithm)을 가지는 Wigner-Ville distribution과 Choi-Williams distribution 등은 시간과 주파수 영역에서의 분해능이 아주 높다는 장점을 가지는 반면, 간섭 현상에 의한 간섭항(cross-term)이 발생하는 단점을 가지고 있다. 반면, 선형 알고리즘(linear algorithm)을 가지는 Short Time Fourier Transform과 Gabor expansion 등은 간섭 현상을 일으키지는 않지만, 분해능이 다소 떨어지는 단점을 가지고 있다.

2.3.3 Short Time Fourier analysis (STFT분석)

Short Time Fourier Transform(STFT)은 푸리에 변환(FFT)이 시간 변화에 대한 주파수 표현을 하지 못하는 단점을 보완하여, 전체 시간영역을 짧은 시간 단위로 신호를 분리하고 푸리에 변환하는 시간-주파수 분석(time-frequency analysis)의 한 방법이다. 즉, 시간과 주파수 영역에서 동시에 존재하는 창 함수(window function)를 이용하여 각 시간에서의 주파수를 구하는 방법으로 식 (2.3)과 같이 표현된다.

$$STFT(t, \omega) = \int s(\tau) \varphi_{t, \omega}^*(\tau) d\tau = \int s(\tau) \varphi^*(\tau - t) e^{-j\omega\tau} d\tau \quad (2.3)$$

$$SA(t, \omega) = |STFT(t, \omega)|^2 \quad (2.4)$$

식 (2.3)은 일반적인 내적(inner product)을 이용한 표현으로서, signal $s(\lambda)$ 와 elementary function $\varphi(\tau - t)e^{j\omega\tau}$ 사이의 상관성을 나타내며, 이로

부터 자기 상관, 상호상관, 등에 의한 위상식으로부터 위상속도 군속도 등을 분석할 수 있다. 식 (2.4)는 STFT spectrogram으로서 시간-주파수 평면상에 주파수 성분의 에너지 분포를 나타내는 것으로서 STFT의 자승으로 표현된다. 창 함수 $w(\lambda)$ 는 Fig. 2.6에서와 같이 시간 함수 $s(\lambda)$ 에 대해서 전 시간에 걸쳐 이동하면서 각 시간에 대한 푸리에 변환을 행하여 시간-주파수 평면상에 표현하는 방법이다. 그러나 창 함수의 크기에 따라 시간 또는 주파수 분해능이 달라지므로, 시간 영역의 분해능을 높이기 위해서는 주파수 분해능이 떨어지게 되고, 주파수 분해능을 높이기 위해서는 시간 영역의 분해능이 떨어지는 창 효과(window effect)가 발생하는 단점이 있다. Fig. 2.7(a)는 비정상신호의 Short Time Fourier Transform 분석 결과를 나타내며, Fig. 2.7의 (b) 및 (c)는 Short Time Fourier Transform의 창 효과를 나타내고 있다^(13,16-20). Fig. 2.8은 STFT분석의 3차원 분석결과를 나타낸다.

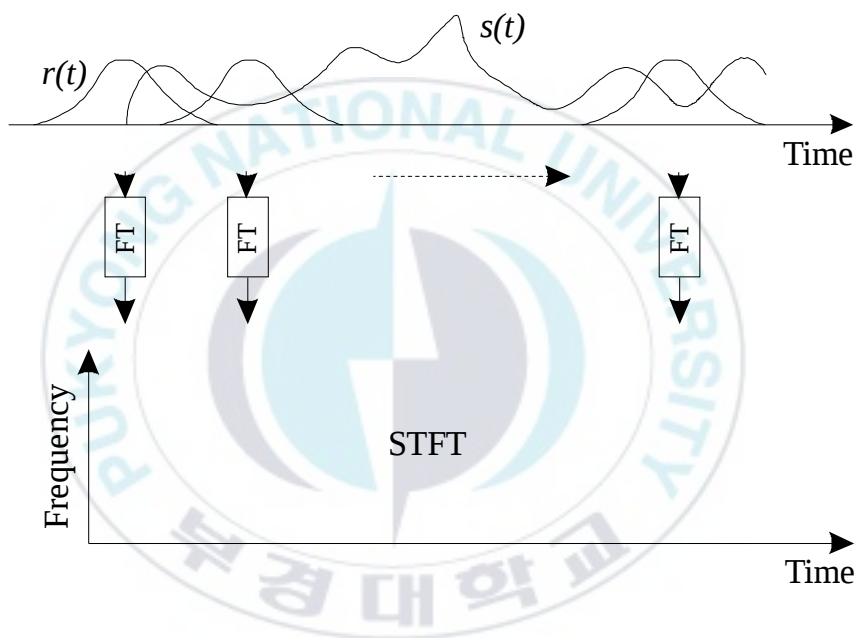
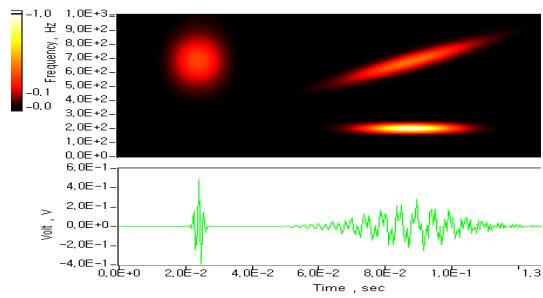
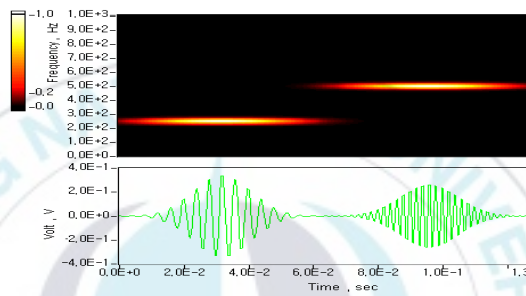


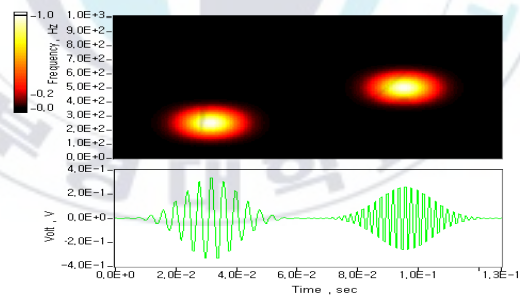
Fig. 2.6 Short Time Fourier Transform



(a) Short Time Fourier Transform in 2D



(b) High resolution in time domain



(c) High resolution in frequency domain

Fig. 2.7 Short Time Fourier Transform in 2D representation and Window effect

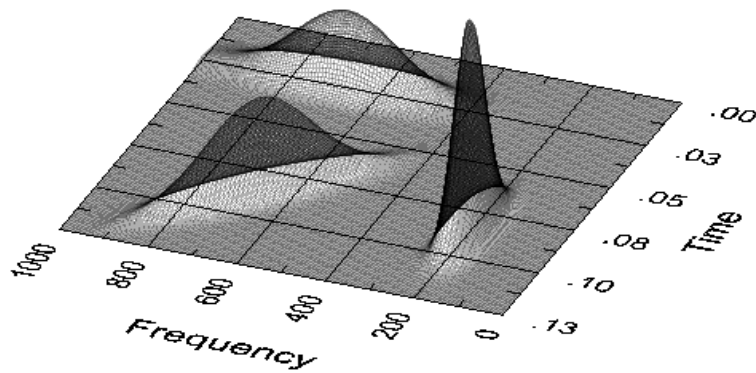


Fig. 2.8 Short Time Fourier Transform in 3D representation

2.3.4 Wavelet Analysis (WT 분석)

먼저 신호를 분석하는 가장 일반적인 기법인 Fourier Transform(FT)은 시간의 함수로 나타난 값을 주파수의 함수로 바꾸어주는 기술이다. 즉 시간에 따라 변화하는 신호를 주파수가 다른 여러 개의 사인파가 중첩된 것으로 보고 각각의 사인파의 크기를 구하는 방법이다. 이 방법은 주파수가 다른 여러 개의 사인파가 섞이는 전기신호를 분석하는데 특히 유용하며 신호 중에서 우리가 원하지 않는 주파수의 신호만 제거해서 노이즈를 줄이는데 사용된다.

그러나 Wavelet은 좀 더 발전된 형태의 FT라고 할 수 있다. 무한히 반복되는 사인파를 기본파형으로 이용하여 주파수만을 변화시키며 상관 관계를 밝히는 FT에 비해 Wavelet은 한 파장의 파형(사인파일 수도 있고 아닐 수도 있다)을 기본파형으로 하여 그 크기와 위치를 변화시켜가며 상관관계를 밝히는 것이다. 여기서 크기를 변화시키는 것은 FT의

주파수 변화와 같은 개념이라고 볼 수 있으며 위치를 변화시키는 것은 Wavelet만의 독특한 방법이다.

FT의 경우 무한히 반복되는 사인파가 기본파형이므로 주파수의 함수로 바꾸었을 때 시간 정보가 사라진다는 단점이 있다. 즉, 어떤 주파수의 성분이 많은지는 알 수 있지만 그 성분이 시간적으로 어떤 위치에서 많이 나타나는지는 알 수 없다. 하지만 Wavelet은 한 파장의 파형을 크기와 함께 위치도 변화시키므로 주파수 정보와 함께 시간의 정보도 알 수 있다는 장점이 있다. 하나의 신호를 FT로 분석하면 주파수 축과 값(amplitude)축의 2차원 그래프로 나타내어지지만 Wavelet으로 분석하면 크기(scale)축과 위치(translation)축 그리고 값(amplitude)축의 3차원 그래프로 나타내어진다.

또한 FT는 사인파만을 기본파형으로 하는 반면에 Wavelet은 수학적으로 증명된 임의의 파형을 기본파형으로 사용할 수 있다. 따라서 분석하려는 신호에 적합한 파형을 기본파형으로 사용할 경우에는 분석의 정확도가 높아지지만 파형을 선택하는 과정에서 분석자의 의지가 개입한다는 측면이 단점으로 작용하기도 한다.

신호로부터 노이즈(일반적으로 가우스(Gaussian) 노이즈)를 제거하여 유용한 정보를 갖는 신호로 복원하는 문제는 Wavelet의 대표적 응용 분야 중의 하나이다. 노이즈 제거 문제의 일반적 형태는 노이즈 $\varepsilon(t)$ 에 의해 왜곡된 관측값 $y(t)$, 즉, $y(t) = x(t) + \varepsilon(t)$, (여기서 $\varepsilon(t) \sim \mathcal{N}(0, \sigma^2)$)로부터 원 함수 $x(t)$ 를 복원하는 것이다. Wavelet 변환을 이용한 노이즈 제거는 노이즈는 그 통계적 특성을 반영하여 각 Wavelet 계수로 고루 분포하고, 추정하고자 하는 신호는 적은 수의 Wavelet 계수에 집중된다는 사실에 기초한다. Donoho 와 Johnstone^(21,22)은 이를 바탕으로 소위

Wavelet 축소(Wavelet shrinkage) 기법을 노이즈 제거 방법으로 제안하였는데, 간단한 3단계의 과정을 통해 수행된다. 첫째, 관측 신호 $y(t)$ 에 대해 Wavelet 변환을 수행하여, 각 스케일에 대한 Wavelet 계수를 추출한다. 둘째, 정해진 문턱값에 대해 축소 작용소를 이용하여 각각의 Wavelet 계수를 축소시킨다. 셋째, 축소된 Wavelet 및 스케일링 계수를 이용하여 Wavelet 역변환을 수행함으로써 노이즈가 제거된 추정 신호 $\hat{y}(t)$ 를 얻는다. Fig. 2.9는 수정된 Wavelet 축소 기법을 이용하여 가우스 잡음과 이상치(outlier)를 동시에 제거함으로써, 시불변 선형 시스템의 전달 함수(FRF)를 추정한 사례를 보여주고 있다⁽²³⁾.

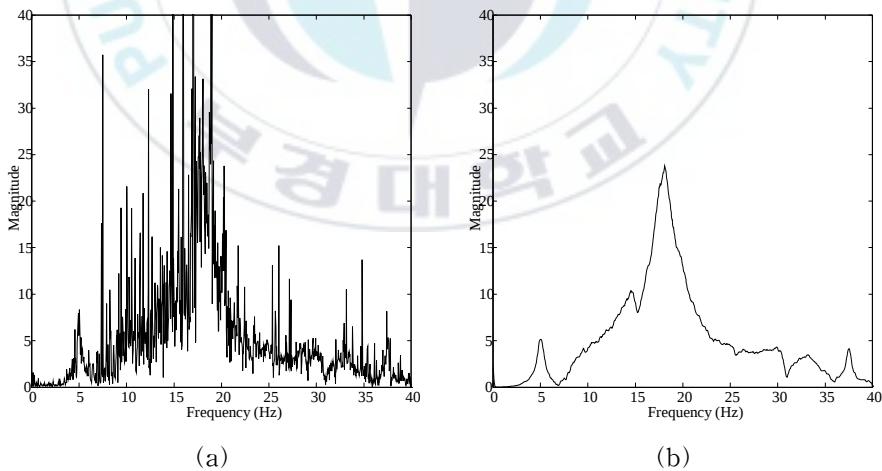


Fig. 2.9 (a) Noized FRF, (b) Denoized FRF

2.3.5 시간-주파수 영역에서 신호처리를 통한 탄성과 파라미터의 해석 알고리즘

시간-주파수 영역에서 신호처리 기술을 이용한 다양한 탄성과 파라미터(속도, 감쇠계수, 군속도, 위상속도 등)를 계측하기 위한 해석 알고리즘 중 자주 사용되는 방법으로 다음의 방법이 있으며 아래의 방법 모두는 매질과 매질의 계면에서 반사된 펄스를 수신하는 방법에 기초한 펄스 반사법에 의한 해석 알고리즘에 속한다.

- 1) Pulse Overlap Method (펄스 겹침법)
- 2) Cross-Correlation Method (상호상관법)
- 3) Fourier 변환법 (위상기울기법, Fourier 스펙트럼법)
- 4) Hilbert 변환법
- 5) Wavelet 변환법

Pulse Overlap Method(펄스겹침법), Cross-Correlation Method(상호상관법), Fourier 변환법에 의한 위상 기울기법, Hilbert변환법에 의해 연속된 두 에코 사이의 시간지연(τ)값을 계측함으로써 초음파의 속도를 결정할 수 있다. 또한 Fourier 변환을 이용한 스펙트럼법과 Wavelet 변환법에 의해 광대역 탐촉자에 수신된 탄성파로부터 각각의 주파수에 따른 위상속도, 군속도, 감쇠계수를 측정할 수 있다. 이들 계측치로부터 재료내부에 존재하는 산란체로 인한 속도와 감쇠계수의 분산성을 관찰할 수 있다.

제 3 장

실험 및 계산에 의한 굽힘강도 특성

3.1 서 론

플랜트용 배관은 플랜트의 중요한 설비의 일부로서, 이들 배관에 대하여 건전성 유지를 위한 예방 및 보전기술에 관한 많은 연구가 실시되어 왔다. 이들 배관은 사용기간 중에 여러 가지 종류의 열화 손상을 받을 우려가 있으며, 최근 배관에 발생하는 감육현상에 의한 배관파손사고가 국내외적으로 보고 되고 있다^(24,25).

이에 감육이 발생한 배관에 외력이 작용하는 경우 배관 감육부의 형상이나 감육의 정도가 배관의 강도 및 변형에 어떠한 영향을 미치는가를 정량적으로 해명하기 위한 연구가 실시되고 있다^(9,26-29).

특히, 원자력 개발이 진척됨에 따라 원자로의 설계와 안전심사를 하기 위한 안전개념이 여러 가지로 제기되고 있다. 우리나라의 원전은 PWR(Pressurized water reactor, 가압수형로)등을 운용하고 있다. PWR의 1차계통의 주요기기는 원자로용기, 노내구조물, 연료, 제어봉 클러스터, 증기발생기, 가압기, 펌프 등으로 구성되어 있다. 이들 기기 중 증기발생기 전열관에는 인코넬 600이 사용되어 왔다. 최근 침식-부식 혹은 마모 등에 의한 감육과 파손이 빈발하게 발생되고 있다. 이와 같은 증기발생기 파열에 대한 사고는 지난 몇 년 동안 매년 증가하고 있는 실정이며⁽³⁰⁻³²⁾, 이에 대한 여러 연구가 진행되고 있다^(30,33,34).

Inconel 600에 대체할 개량형에는 Inconel 690을 적용하고 있다. Inconel의 경우 상당히 내식성을 갖는 재료로 알려져 있지만 사용기간 동안 침식-부식, 진동에 의한 마모 등에 의한 열화현상이 발생하고 있고, 침식-부식, 진동에 의한 마모 등으로부터 감육현상이 전열기 세관에 발생하고 있다. 이와 같이 감육이 발생하게 되면 수명 저하를 가져오게

된다.

따라서, 본 연구에서는 증기발생기 전열관에 사용되는 Inconel 690세관에 대하여 침식-부식 및 마모현상을 모의하고, 예상되는 감육부를 감육 깊이와 감육길이 별로 몇 가지를 설정하고, 단조굽힘강도시험 및 유한요소 해석을 실시하였다. 굽힘하중을 받는 증기발생기 전열관용 Inconel 690세관의 실험 및 FE 해석으로부터 강도 및 변형의 정도를 조사하여 손상평가를 실시하고 상호 비교 분석하였다. 또한 FE 해석에 의해 균열 발생 예측을 시도하였다^(35,36).



3.2 재료, 실험 및 해석방법

3.2.1 재료 및 실험방법

본 연구에 사용된 재료는 직경 19mm, 공칭두께 1.1 mm인 Inconel 690(UNS NO6690) 세관으로서 증기발생기 전열관으로 사용되고 있다. 실물 전열관으로부터 KS규격에 의해 절취한 인장시험편을 사용하여 기본적인 기계적 물성치를 얻기 위한 인장시험을 실시하였다. 인장시험으로부터 구한 증기발생기 전열관의 기계적 성질 및 화학성분을 각각 Table 3.1과 3.2에 나타낸다.

증기발생기 전열관 감육부의 강도 및 변형에 대한 평가를 하기 위해 이용한 4점 굽힘시험 장치의 개략도를 Fig. 3.1에 나타낸다. 이때 사용된 증기발생기 전열관 감육시험편의 형상을 Fig. 3.2에 나타낸다. 감육 결함은 감육길이(ℓ) 및 감육깊이(d)를 파라미터로 하여 기계적으로 배관 외부에 가공하였다. 전주감육 및 부분적 감육을 상정한 배관의 치수를 각각 Table 3.3에 나타낸다. 감육비(=감육깊이/공칭두께), d/t 를 4종류, 감육길이, ℓ 을 4종류로 하였다.

Table 3.3의 시험편 번호 중 좌측 상단의 asterisk(*)로 표시한 것은 부분적 감육시험편을 나타낸다. 부분적 감육시험편은 5종류를 이용하였다. 부분적 감육부가 하중부하방향에 대해 직각방향에 놓이도록 위치시켜 동일한 방법으로 실험 및 해석을 수행하였다.

실험은 4점 굽힘하중을 부하하였고, 이때 크로스헤드 변위속도 2mm/min의 변위제어로 실온 대기 중에서 행하였다. 단, 내압은 고려되지 않았다. 실험으로부터 굽힘모멘트와 하중선 변위를 측정하였다.

3.2.2 해석방법

침식-부식 혹은 전열관의 안내지지판, baffle, plate 등과의 접촉 또는 진동에 의한 마모에 의해 손상 받은 증기발생기 전열관 감육부를 모의하였다.

감육부에 대한 손상평가를 위한 해석에 있어서는 범용 유한요소해석 소프트웨어인 ANSYS ver.7.0을 이용하여 탄소성해석을 행하였다. 메쉬모델링은 감육부에 대해서는 4변형 2차 8절점요소를 사용하였고, 감육부를 제외한 나머지 부분은 6면체 20절점 요소를 사용하였다. 해석에 이용된 파라미터로서 영률은 206 GPa, 포아송비 0.3로 하고 Von Mises 항복조건을 적용하였다. 해석은 등방경화칙을 가정하여 행하고, 대칭성을 고려하여 1/4 배관모델을 이용하였다. 하중은 Fig. 3.1과 같은 4점 굽힘하중이 작용하도록 하였다. 이때 부하 스패 길이는 80 mm, 지지 스패 길이는 240 mm로 각각 설정하였다. 이때 해석에 이용된 시험편 형상은 실험에 이용된 형상인 Fig. 3.2(a) 및 (b)와 같다. 그림에서 θ 는 감육각도를 나타낸다. Fig. 3.3에는 메쉬모델링의 예를 나타낸다.

Fig. 3.4에는 FE 해석에 사용한 진응력-진변형률 곡선을 나타낸다. 진응력-진변형률 곡선은 적용된 재료로부터 절취한 인장시험편의 시험 결과로부터 얻었다.

Table 3.1 Mechanical properties

	Tensile strength	Yield strength	Elongation
Material	σ_u [MPa]	σ_y [MPa]	[%]
Inconel 690	733	358	64.4

Table 3.2 Chemical composition [wt%]

Material	Ni	Cr	Fe	Mn	Si	C	Al
Inconel 690	Bal.	30	9.5	0.35	0.25	0.01	0.25

Table 3.3 Specimen geometries

Specimen No.	Thinned ratio d/t	Thinned length ℓ (mm)	Failure mode
SGT-EXP1	0.0	0	Ovalization
SGT-EXP2	0.3	5	Ovalization
SGT-EXP3	0.3	20	Buckling
SGT-EXP4	0.3	40	Buckling
SGT-EXP5	0.6	5	Buckling
SGT-EXP6	0.6	20	Buckling
SGT-EXP7	0.6	40	Buckling
SGT-EXP8	0.8	5	Crack initiation
SGT-EXP9	0.8	20	Buckling
SGT-EXP10	0.8	40	Buckling
*SGT-EXP11	0.3	5	Ovalization
*SGT-EXP12	0.3	20	Ovalization
*SGT-EXP13	0.6	40	Ovalization
*SGT-EXP14	0.8	20	Ovalization
*SGT-EXP15	0.8	40	Ovalization
SGT-ANA1	0.0	0	Ovalization
SGT-ANA2	0.3	5	Ovalization
SGT-ANA3	0.3	20	Buckling
SGT-ANA4	0.3	40	Buckling
SGT-ANA5	0.6	5	Buckling
SGT-ANA6	0.6	20	Buckling
SGT-ANA7	0.6	40	Buckling
SGT-ANA8	0.8	5	Buckling
SGT-ANA9	0.8	20	Buckling
SGT-ANA10	0.8	40	Buckling

SGT-EXP No. : Number of specimens used in experiments

SGT-ANA No. : Number of specimens used in analyses

* : Partially wall thinned tube specimen

t : Nominal wall thickness, 5.1 mm

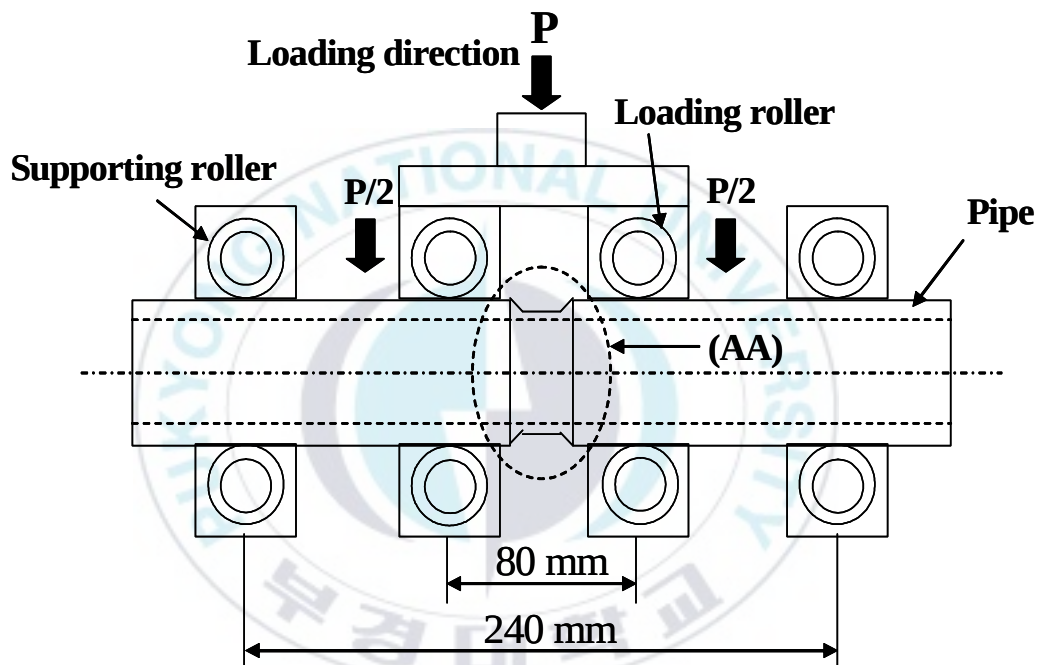
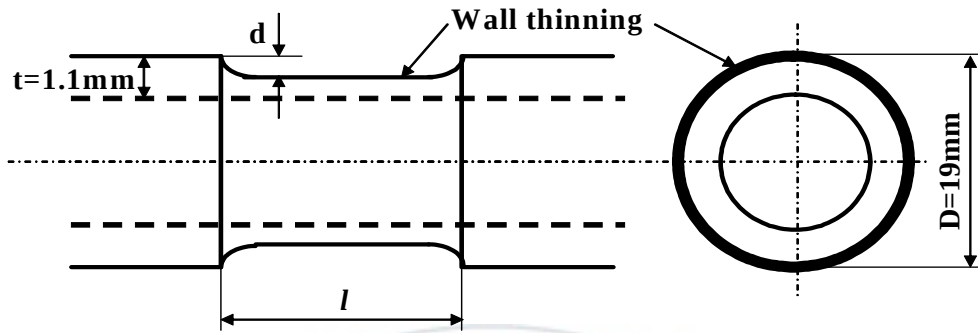
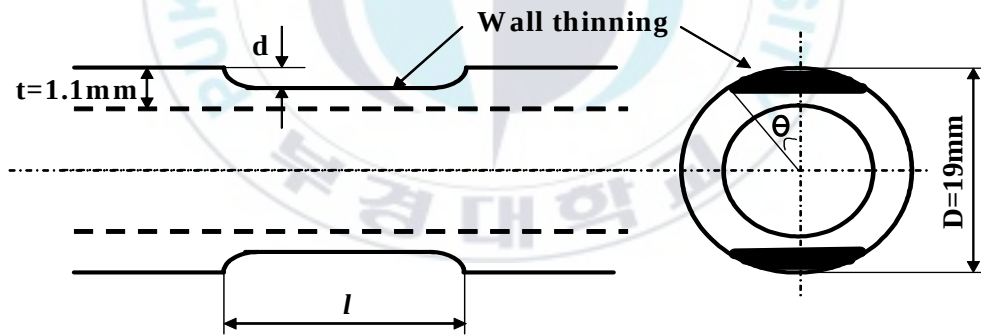


Fig. 3.1 Schematic of four-point bending test system

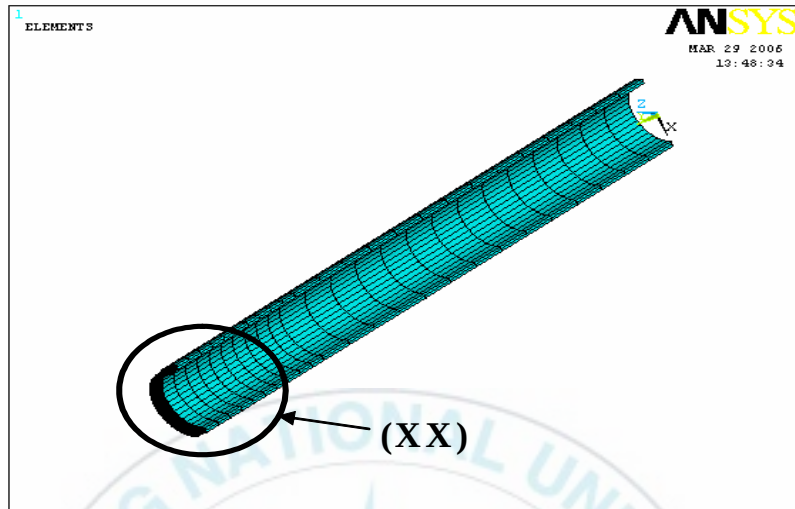


(a) All-circumferentially wall thinned tube specimen

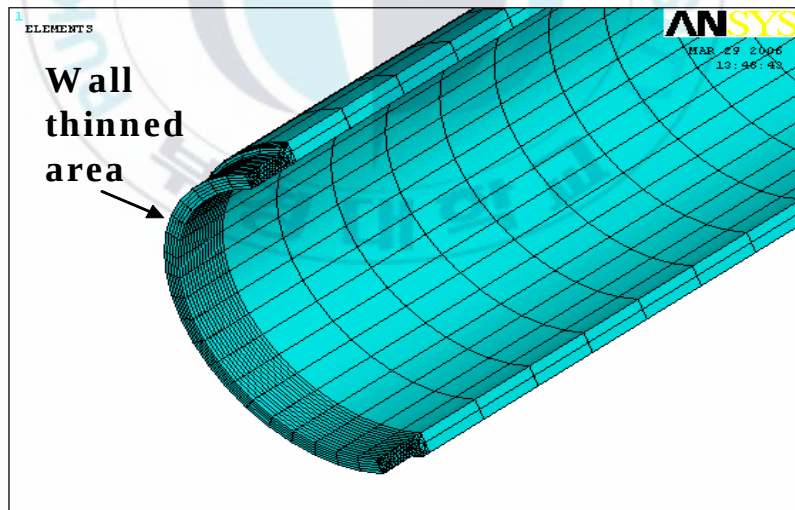


(b) Partially wall thinned tube specimen

Fig. 3.2 Detail of (AA) region in figure 3.1



(a) 1/4 FEM modeling used



(b) Detail of (XX) region in (a)

Fig. 3.3 An example of FEM model

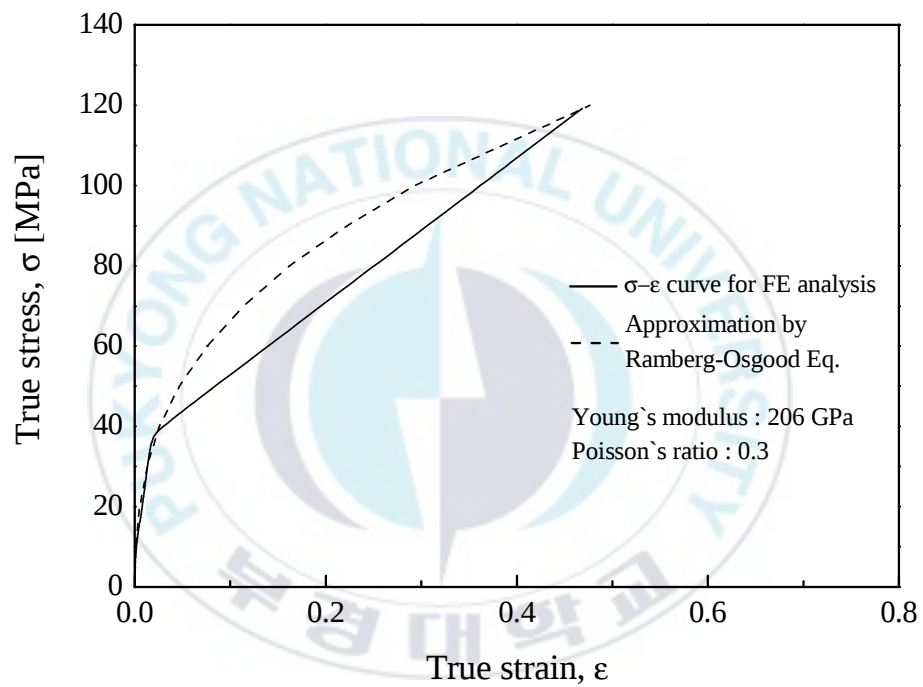


Fig. 3.4 True stress-true strain curve used in FE analysis

3.3 결과 및 고찰

3.3.1 증기발생기 전열관 감육부의 굽힘강도

증기발생기 전열관의 감육부에 4점 굽힘하중을 단조적으로 부하하여 굽힘에 의한 변위가 50 mm가 될 때까지의 실험을 실온 대기중에서 행하였다. 이 실험으로부터 구한 굽힘모멘트-변위 곡선을 Fig. 3.5에 나타낸다. Fig. 3.5에는 건전한 전열관, 전주감육 및 부분감육의 결과를 함께 나타내었다.

Fig. 3.5에는 감육비, $d/t = 0.3, 0.6$ 및 0.8 로서 각각의 동일 감육비에 대한 감육길이의 변화에 따른 실험에 의한 굽힘모멘트-변위를 나타낸 것이다. 감육이 없는 건전한 전열관의 굽힘모멘트에 비해 감육비가 커질수록 또한 감육길이가 더 길어질수록 최대굽힘모멘트가 낮게 나타났고, 또한 최대굽힘모멘트를 기록한 이후에 하중의 저하하는 정도가 커졌다. 이것은 감육깊이가 깊고 또한 감육길이가 길수록 강도저하가 현저하다는 것을 나타낸다.

Fig. 3.5(a)는 $d/t = 0.3$ 의 경우로서, 전주감육 및 부분감육 모두 감육길이에 상관없이 건전한 전열관과 비교했을 때 모멘트의 차이는 거의 없었다. 이때 전열관에 나타난 손상형태는 편평화(Ovalization)파괴 혹은 좌굴(Buckling)파괴였다. 최대굽힘모멘트를 나타낸 후 하중의 저하는 아주 완만하게 진행되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3.5(b)는 $d/t = 0.6$ 의 경우이다. 부분감육시험편은 감육길이가 $\ell = 40$ mm인 것에 불구하고 건전한 전열관과 더불어 최대굽힘모멘트를 나타낸 후 하중의 저하가 완만하였다. 이때 손상모드는 편평화파괴였다.

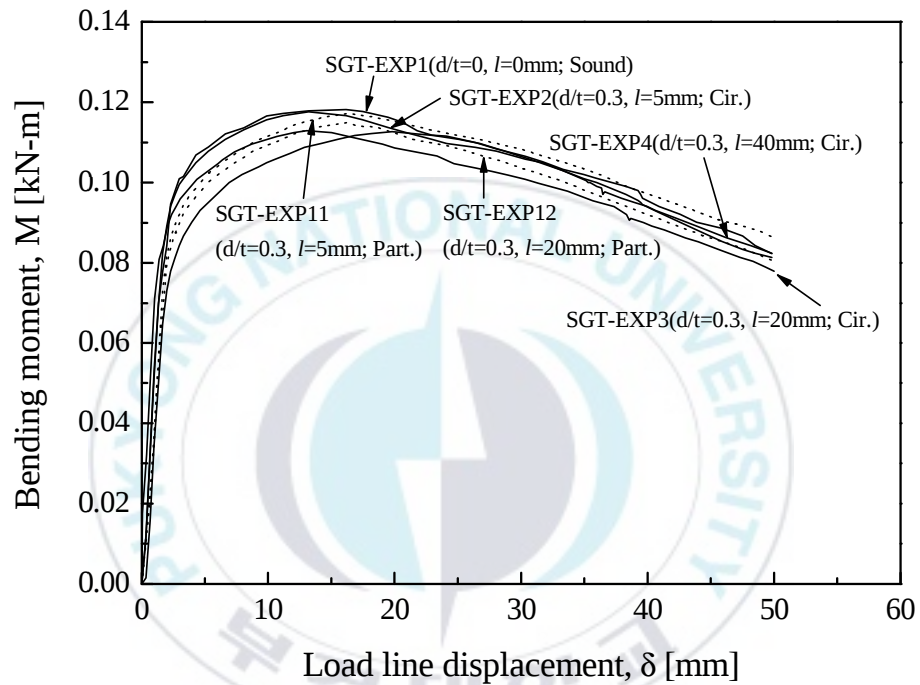
전주감육의 경우에는 $\ell = 5 \text{ mm}$ 인 경우에는 하중저하가 완만하게 나타났다. 손상모드에 있어서도 거의 편평화에 가까운 좌굴파괴의 형태를 나타내었다. 반면, 감육길이가 20 및 40 mm로 커짐에 따라 최대굽힘모멘트를 나타낸 후 급격한 하중저하를 나타내었다. 이때 손상모드는 좌굴(Buckling)파괴를 나타내었다.

Fig. 3.5(c)는 $d/t = 0.8$ 의 경우로서 Fig. 5(b)의 경우와 거의 비슷한 경향을 나타내었다. 단, $\ell = 5\text{mm}$ 인 전주감육의 경우에는 최대굽힘모멘트를 나타낸 후 하중의 저하와 함께 균열이 발생하였다. 최초 변위가 약 3 mm정도 처짐이 발생하였을 때 국부적인 네킹(Necking)현상을 동반하면서 하중이 저하하다가 균열발생과 더불어 하중이 급격한 저하를 나타내었다. 시험종료 시에는 거의 양단분리파괴(Double ended fracture)상태가 되었다(Fig. 3.8(h)).

이상의 결과로부터, 감육비가 $d/t = 0.3$ 으로서 얇은 경우에는 전주감육과 부분감육에 관계없이 또한 감육길이에 상관없이 최대굽힘모멘트 이후 하중의 급격한 저하는 나타나지 않았고 거의 전전한 전열관의 경우와 유사한 경향을 나타내었다. 이때 손상모드는 전주감육의 경우 감육비에 따라 편평화파괴 및 좌굴파괴를 나타내었고, 부분감육에서는 감육비 및 감육길이에 상관없이 편평화파괴를 나타내었다. 한편, 감육비가 $d/t = 0.6$ 및 0.8 로서 깊어지게 되면 전주감육으로서 감육길이가 짧은 ($\ell = 5\text{mm}$) 경우에는 상기와 유사한 경향을 나타내었고 또한, 부분감육일 경우에는 감육길이에 상관없이 상기와 유사한 경향을 나타내었다. 이때 손상모드는 동일 감육비를 가지는 전주감육으로서 감육길이가 20 및 40 mm로 길어지게 되면 좌굴파괴를 부분감육에서는 편평화파괴를 각각 나타내었다. 단, $d/t = 0.8$ 로서 깊고 이때 감육길이가 $\ell = 5 \text{ mm}$

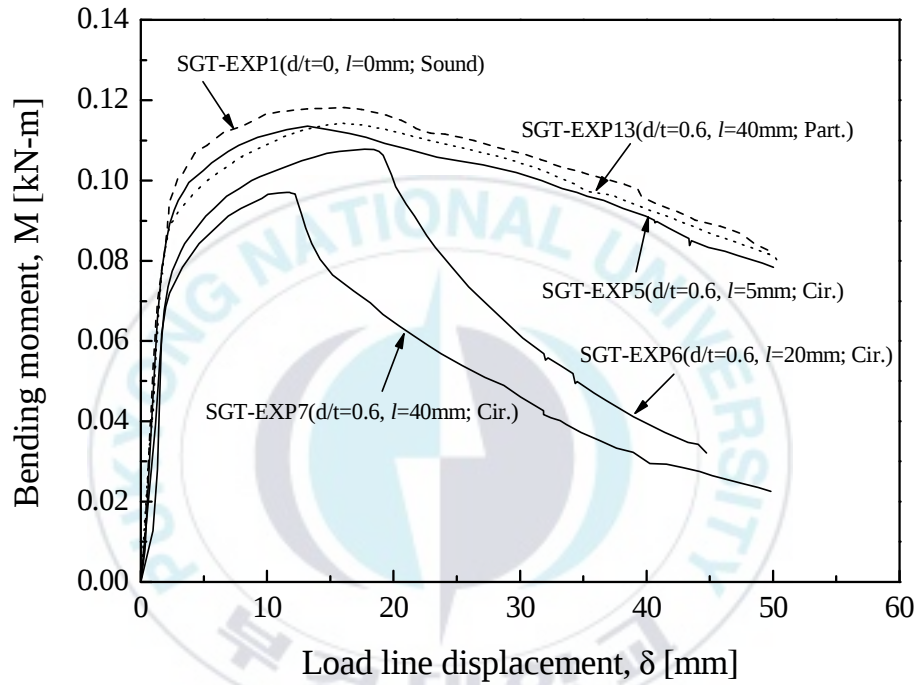
로서 짧은 경우에는 최대굽힘모멘트 이후 균열이 발생하였다. 따라서 전주감육의 경우에는 감육비가 커질 경우에는 감육길이의 영향도 수반하는 것으로 판단된다. 단, 본 연구에 적용한 부분감육의 형상은 감육의 전길이에 대해 동일한 감육깊이를 가지는 경우이며, 또한 감육된 각도가 작은 경우에 한정되어졌다. 그러므로, 부분감육일지라도 감육각도가 더 커지고 또한 더 긴 감육길이를 가질 경우와 감육의 전길이에 대해 감육깊이가 다른 경우에 대해서는 추가적인 연구가 병행되어야 할 것으로 판단된다^(27,36).





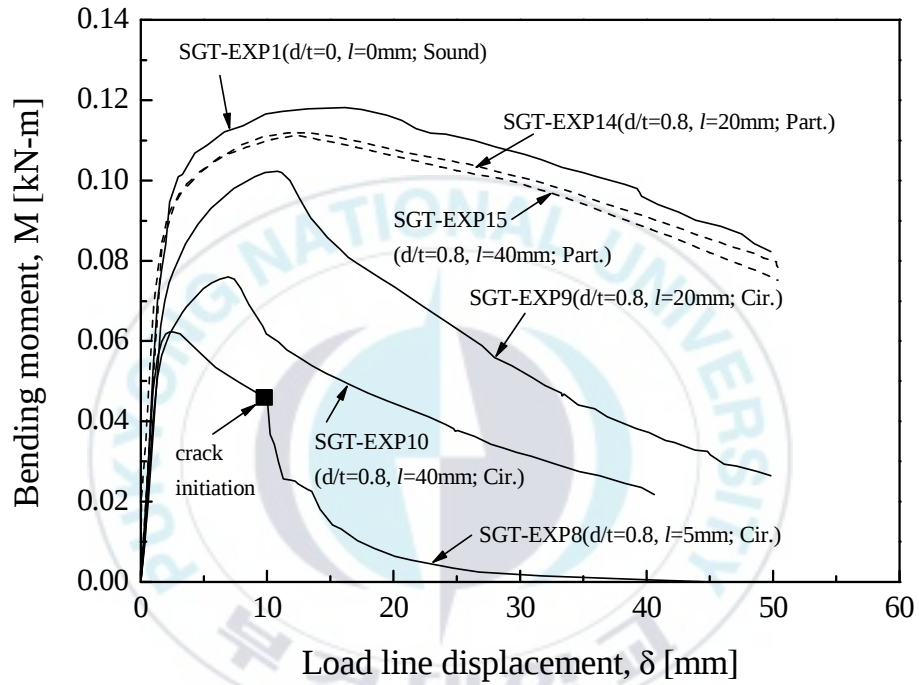
Case of $d/t = 0.3$

Fig. 3.5(a) Bending moment-load line displacement curves obtained from the experiments of wall thinned Inconel 690 tubes



Case of $d/t = 0.6$

Fig. 3.5(b) Bending moment-load line displacement curves obtained from the experiments of wall thinned Inconel 690 tubes



Case of $d/t = 0.8$

Fig. 3.5(c) Bending moment-load line displacement curves obtained from the experiments of wall thinned Inconel 690 tubes

Fig. 3.6과 3.7에는 실험과 해석으로부터 구한 굽힘모멘트-변위를 서로 비교하여 나타내었다. 그림 속의 실선은 실험결과를 또, 파선은 해석결과를 각각 나타낸다. 각 그림 속에는 건전한 튜브의 결과도 함께 나타내었다.

Fig. 3.6에는 동일 감육비에 대하여 감육길이를 변화시켰을 때의 결과를 정리하여 나타내었다.

Fig. 3.6(a)는 감육비 $d/t = 0.3$ 의 결과이다. 건전한 전열관 및 감육길이 $\ell = 5 \text{ mm}$ 로서 짧은 경우의 해석에 의한 최대굽힘모멘트가 실험에 의한 최대굽힘모멘트보다 약 2배 가량 크고, 감육길이 $\ell = 20$ 및 40 mm 인 경우에는 약 0.6배 가량 크게 나타나고 있다. 그러나 좌굴이 발생한 감육길이 $\ell = 20$ 및 40 mm 의 해석결과에서는 최대굽힘모멘트를 나타낸 후 하중이 저하하여 변위 40 mm 근방에서는 해석값과 실험값이 거의 유사한 값을 나타내었다. 실험 및 해석 종료시점인 변위 50 mm 까지 하중이 부하되는 동안 실험결과 및 해석결과에 있어서는 변위의 증가와 더불어 다소 차이는 있으나 하중의 저하가 나타났다. 그러나, $d/t = 0.3$ 의 경우에는 실험값에서는 감육길이에 따른 변화가 나타나고 있지 않은 것에 반해, 해석에 있어서는 감육길이가 길어짐에 따라 하중의 변화를 보였다. 특히, 해석결과를 보면 실험에서 보다도 항복이 먼저 발생하고 있는 것을 알 수 있다. 그러나 실험에서는 항복발생 후 곧 최대굽힘모멘트에 달하고 있지만, 해석에서는 항복발생 후 계속되는 변위의 증가와 더불어 상당히 높은 하중을 나타내고 있는 것을 알 수 있다. Fig. 8을 보게되면 건전한 전열관과 $d/t = 0.3$, $\ell = 5 \text{ mm}$ 인 경우, 실험과 해석에 있어서 부하지그로부터 하중이 부하되는 위치에서 변위의 증가와 더불어 먼저 항복이 발생하여 전단면 항복으로 빠르게 전파해가

고 있고 오히려 감육부가 견디는 듯한 양상을 나타내고 있다. 따라서, FE해석에 의해 시험편 단면에 나타난 응력분포가 하중 부하지점에서 크게 나타나고 있는 것을 볼 수 있다. 해석결과가 더 크게 나타나는 이유는 현재로서는 명확하지 않지만 아마도 재료의 물성치에 연관이 있는 것으로 판단된다. 즉, 본 연구에 사용된 재료의 기계적 특성치를 보면 인장강도가 항복강도의 약 2배 이상을 나타내고 있는데 반해 신율도 64 % 이상을 나타내고 있는데 이는 높은 극한강도에 비해 큰 연신이 가능한 연성이 풍부한 재료임을 알 수 있다. 따라서 기계적 물성치의 오차에도 원인이 있는 것으로 판단된다. 또한, 사용된 재료의 기하학적인 치수가 두께 약 1.1mm로서 상당히 얇다. 그러므로 FEM에 의한 대상시험편에 대한 메쉬를 나눌 때 상당히 어려움이 따르며 메쉬모델링의 영향도 크게 관여되는 것으로 판단된다.

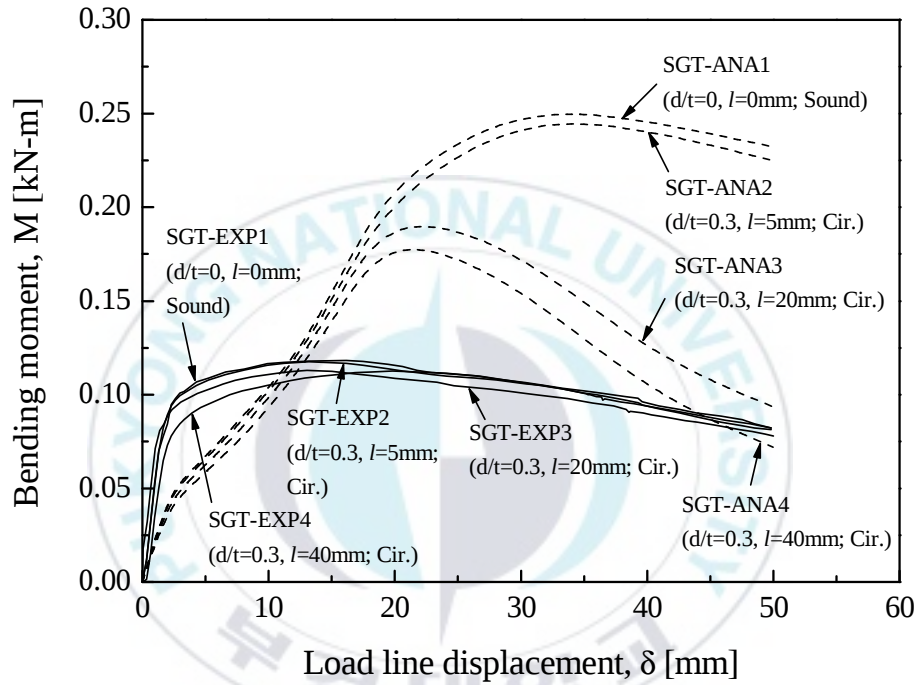
Fig. 3.6(b)는 $d/t = 0.6$ 및 Fig. 3.6(c)는 $d/t = 0.8$ 의 결과를 나타낸다. Fig. 3.6(b)와 (c)의 경우 실험결과와 해석결과가 유사한 경향을 나타내고 있다. $d/t = 0.6$ 의 경우에는 실험과 해석결과가 거의 유사하였다. 그러나, $d/t = 0.8$ 의 경우에는 $d/t = 0.3$ 의 경우와는 반대로 오히려 해석에 비해 실험결과에 있어서 최대굽힘모멘트가 약 2배 정도로 크게 나타나고 있다.

이것으로부터 감육비가 $d/t = 0.3$ 으로서 적은 경우에는 실험결과가, 감육비가 $d/t = 0.6$ 으로서 큰 경우에는 수치해석결과가 더욱 보수적으로 나타남을 알 수 있다. 그러나 이는 사용된 재료의 두께가 1.1 mm로서 얇기 때문에 실제 감육비에 따른 감육의 양은 큰 차이가 없기 때문에 결과적으로 상당히 민감한 경향을 나타내고 있는 것으로 판단된다.

Fig. 3.7에는 동일 감육길이에 대하여 감육비를 변화시켰을 때의 결과

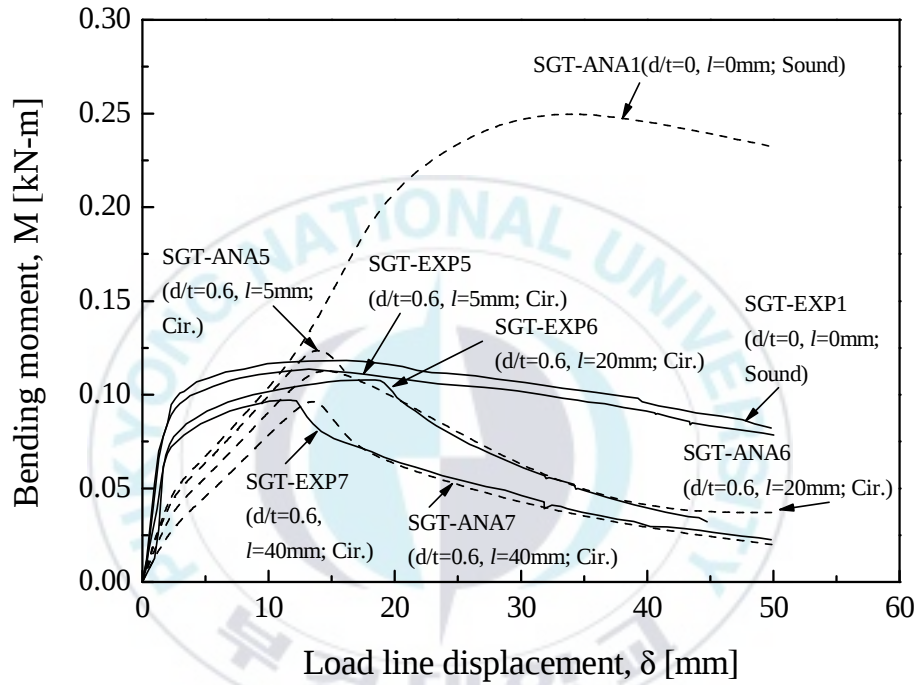
를 정리하여 나타내었다. Fig. 3.5(a), (b) 및 (c)에도 나타내었듯이 동일 감육길이 ℓ 을 가지는 경우, 감육비 d/t 가 커질수록 최대굽힘모멘트가 낮고 또한 하중의 저하가 급격히 나타나는 것으로부터 감육부의 강도에 감육비가 영향을 미친다는 것을 알 수 있다. 동일 감육길이를 가지는 경우 감육비가 큰 $d/t = 0.8$ 의 경우들이 소성변형이 다소 적게 나타났다. 특히, Fig. 3.7(b)와 (c)를 비교해 보면 거의 동일한 양상과 비슷한 모멘트-변위의 값을 나타내고 있는 것을 볼 수 있다. 이것으로부터, 감육길이의 영향은 있으나 감육의 정도가 어느 한계길이보다 길어지게 되면 대체로 그 영향의 폭은 거의 차이가 없는 것으로 판단된다. 이는 위에서도 언급하였듯이 Inconel 재료의 특성상 고강도, 고연성인 것과 관련이 있을 것으로 생각되며, 금후 이 부분에 대해서 좀 더 검토할 필요가 있는 것으로 판단된다.

Fig. 3.8에는 실험과 FE 해석으로부터 얻은 변위 50 mm일 때의 전열관 감육부에 발생한 변형 양상의 몇몇 예를 나타내었는데, 앞에서 언급한 것과 같은 양상들을 보여주고 있다. 특히, 편평화 파괴를 나타낸 두 경우, 즉 건전한 전열관과 $d/t = 0.3$ 과 $\ell = 5$ mm를 가지는 감육전열관을 제외하고는 감육부에서 큰 응력을 나타내는 응력분포를 나타내고 있음을 알 수 있다. 이 경우 좌굴 혹은 균열에 의한 손상이 전열관에 나타났다.



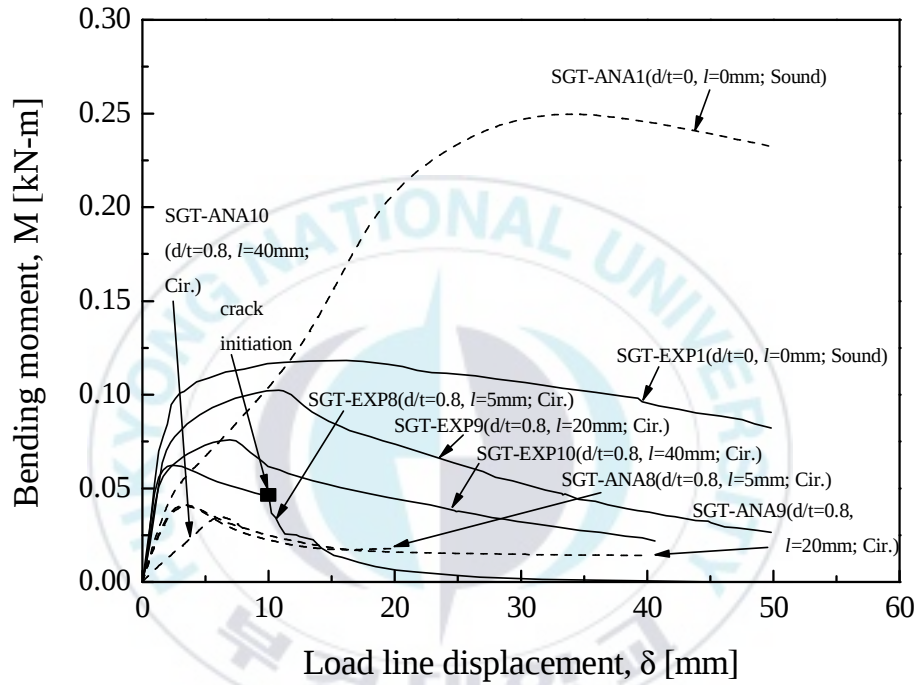
Case of $d/t = 0.3$

Fig. 3.6(a) Comparison between experimental and analytical bending moment-load line displacement curves of wall thinned Inconel 690 tubes [case of identically thinned ratio]



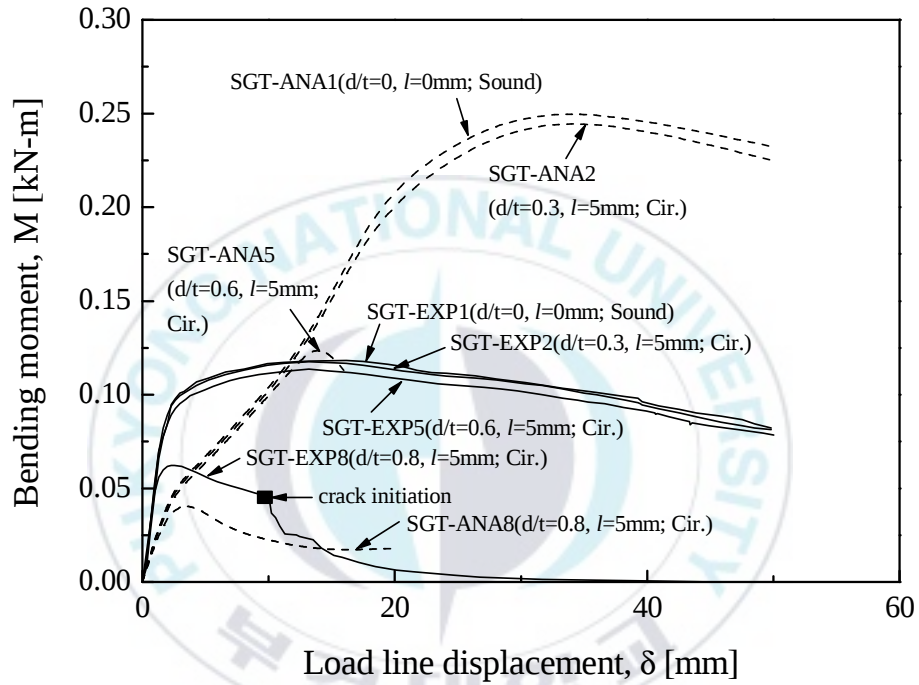
Case of $d/t = 0.6$

Fig. 3.6(b) Comparison between experimental and analytical bending moment-load line displacement curves of wall thinned Inconel 690 tubes [case of identically thinned ratio]



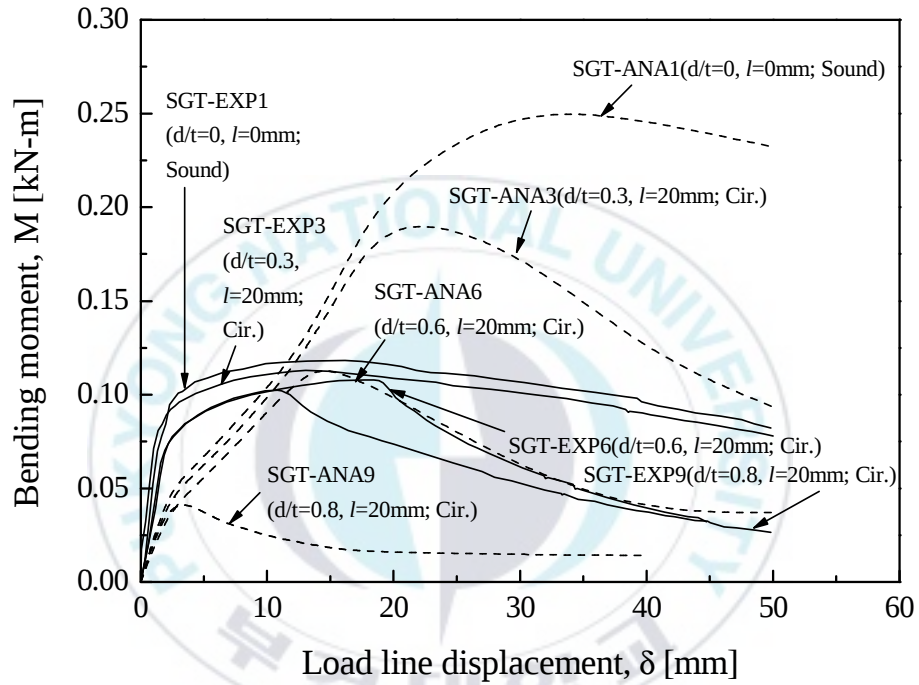
Case of $d/t = 0.8$

Fig. 3.6(c) Comparison between experimental and analytical bending moment-load line displacement curves of wall thinned Inconel 690 tubes [case of identically thinned ratio]



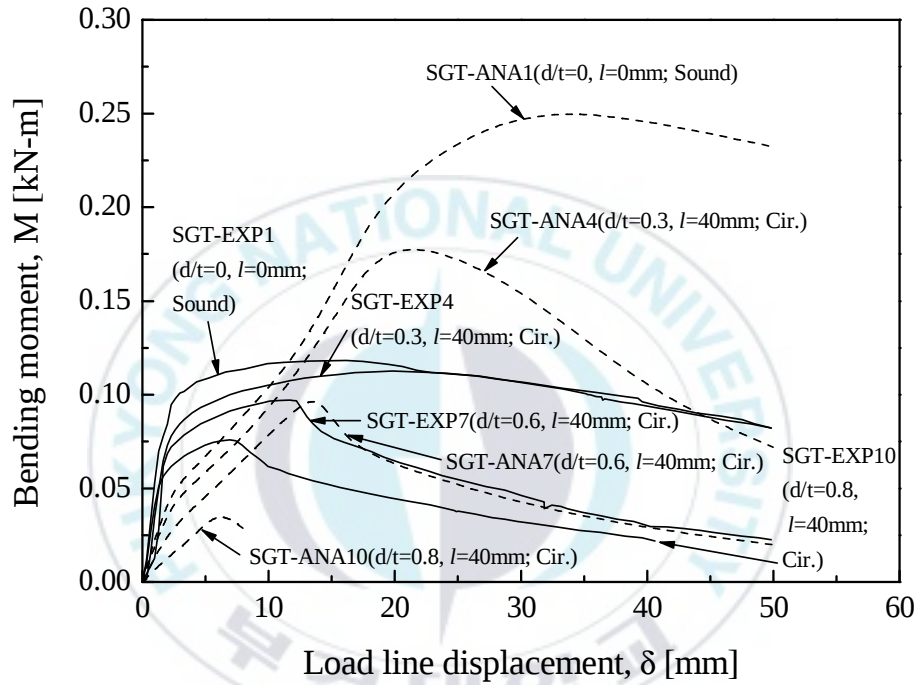
Case of $\ell = 5$ mm

Fig. 3.7(a) Comparison between experimental and analytical bending moment-load line displacement curves of wall thinned Inconel 690 tubes [case of identically thinned length]



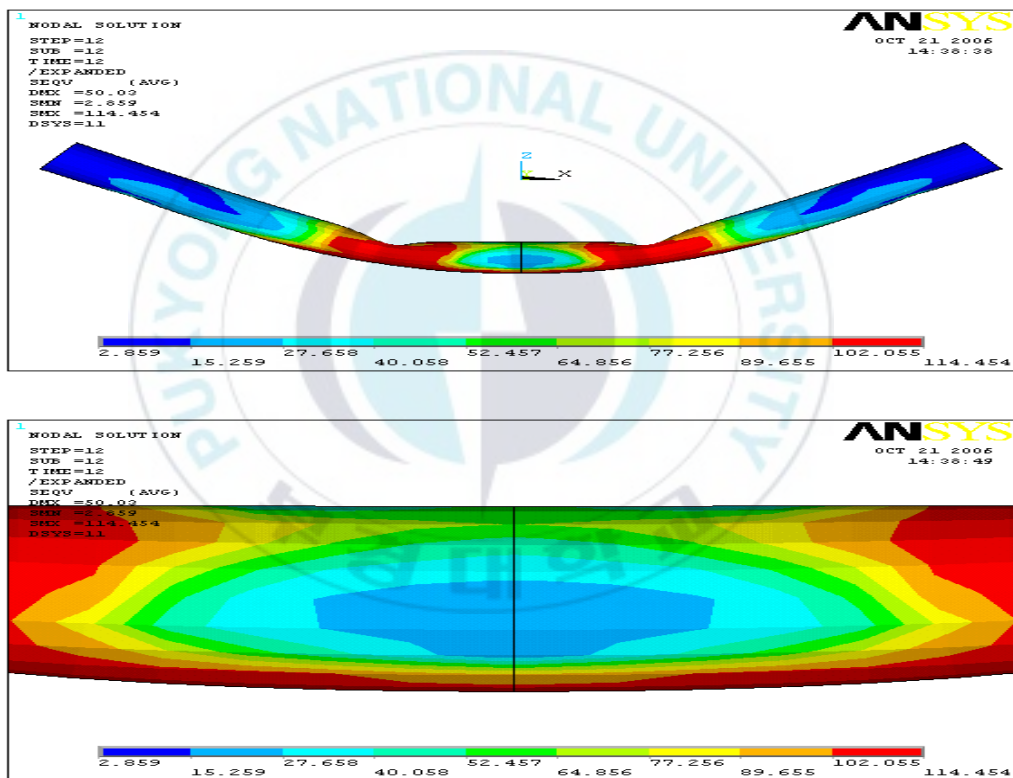
Case of $\ell = 20$ mm

Fig. 3.7(b) Comparison between experimental and analytical bending moment-load line displacement curves of wall thinned Inconel 690 tubes [case of identically thinned length]



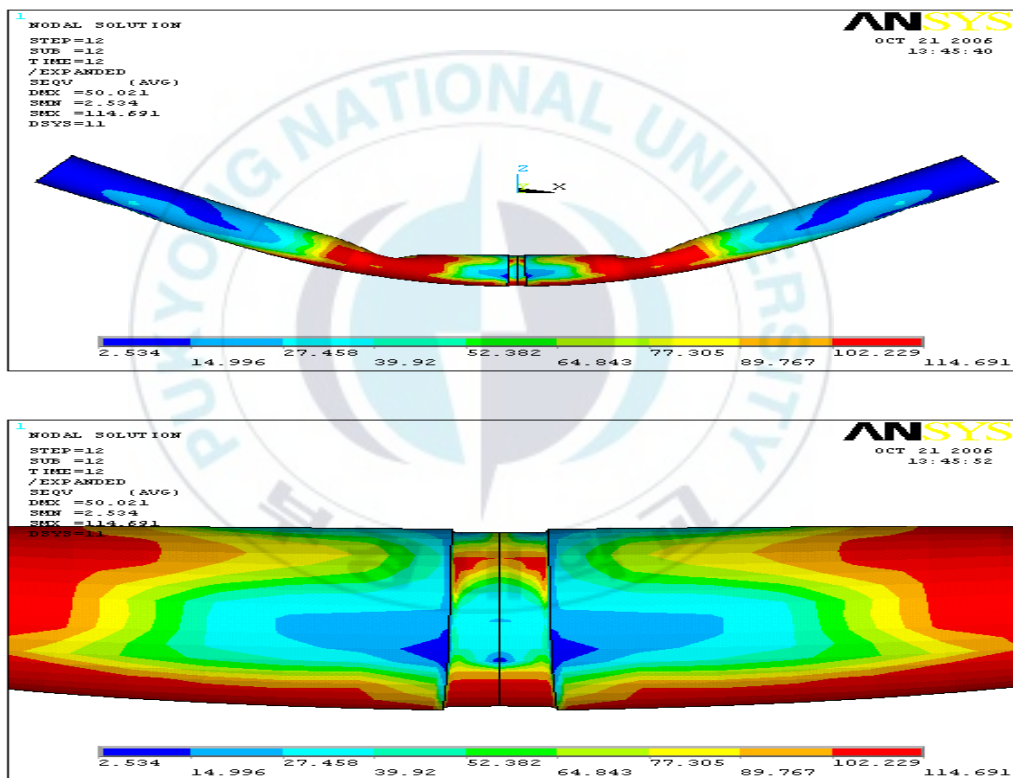
Case of $\ell = 40$ mm

Fig. 3.7(c) Comparison between experimental and analytical bending moment-load line displacement curves of wall thinned Inconel 690 tubes [case of identically thinned length]



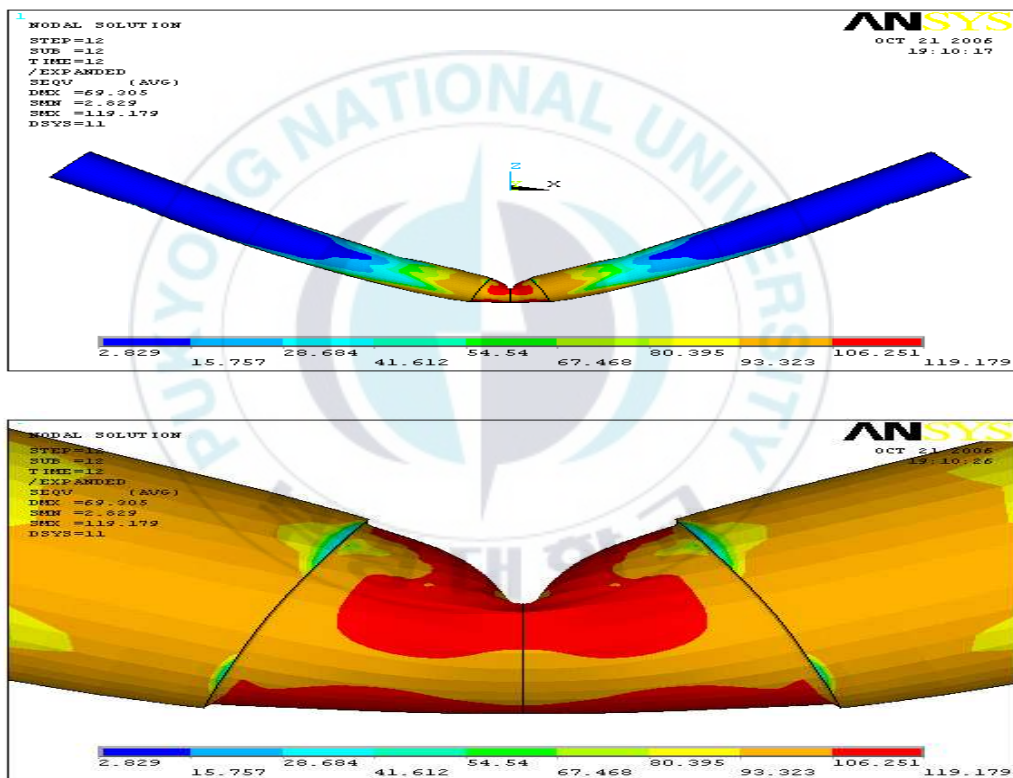
Case of $d/t = 0.0$ and $\ell = 0$ mm

Fig. 3.8(a) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



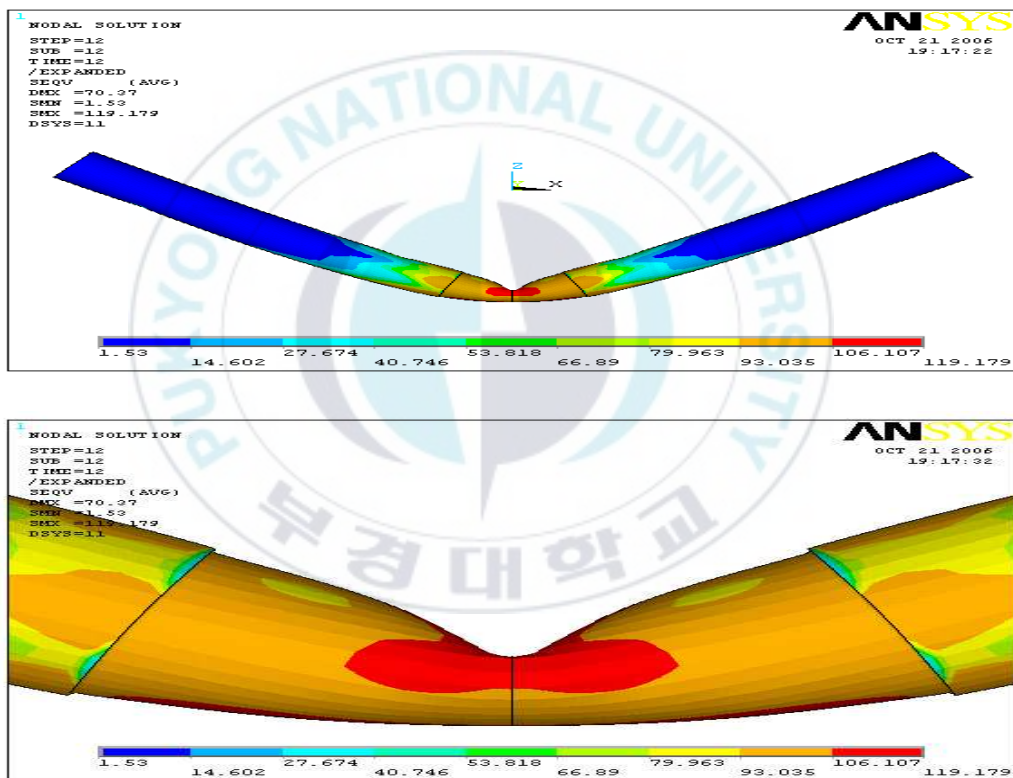
Case of $d/t = 0.3$ and $\ell = 5 \text{ mm}$

Fig. 3.8(b) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



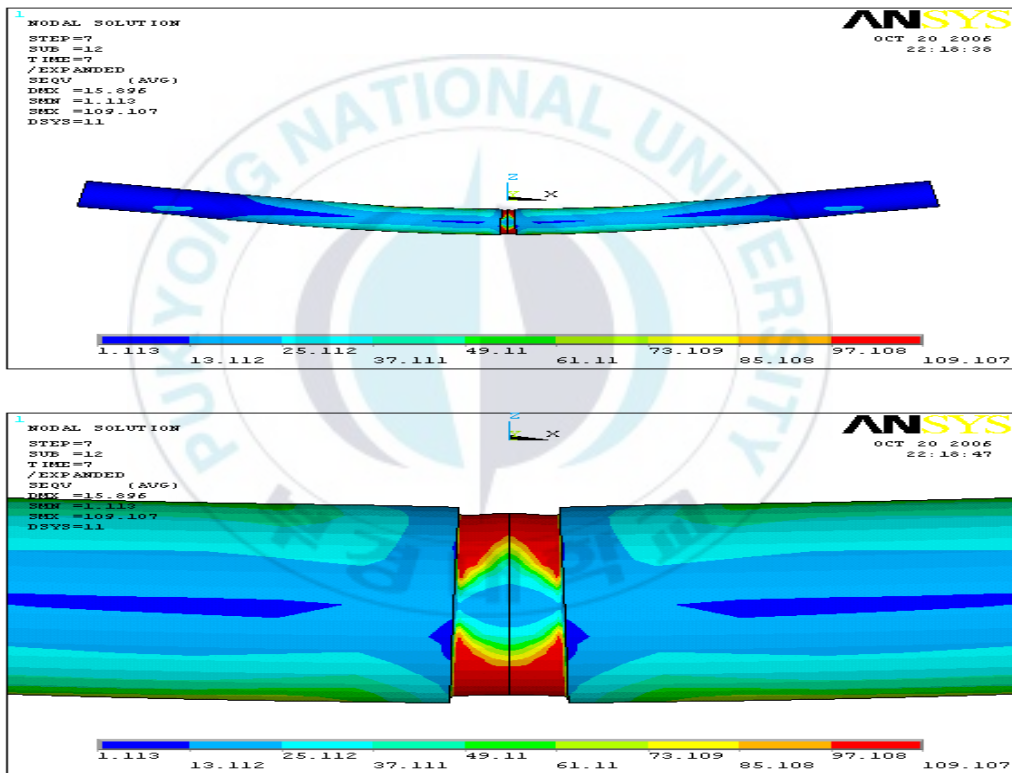
Case of $d/t = 0.3$ and $\ell = 20$ mm

Fig. 3.8(c) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



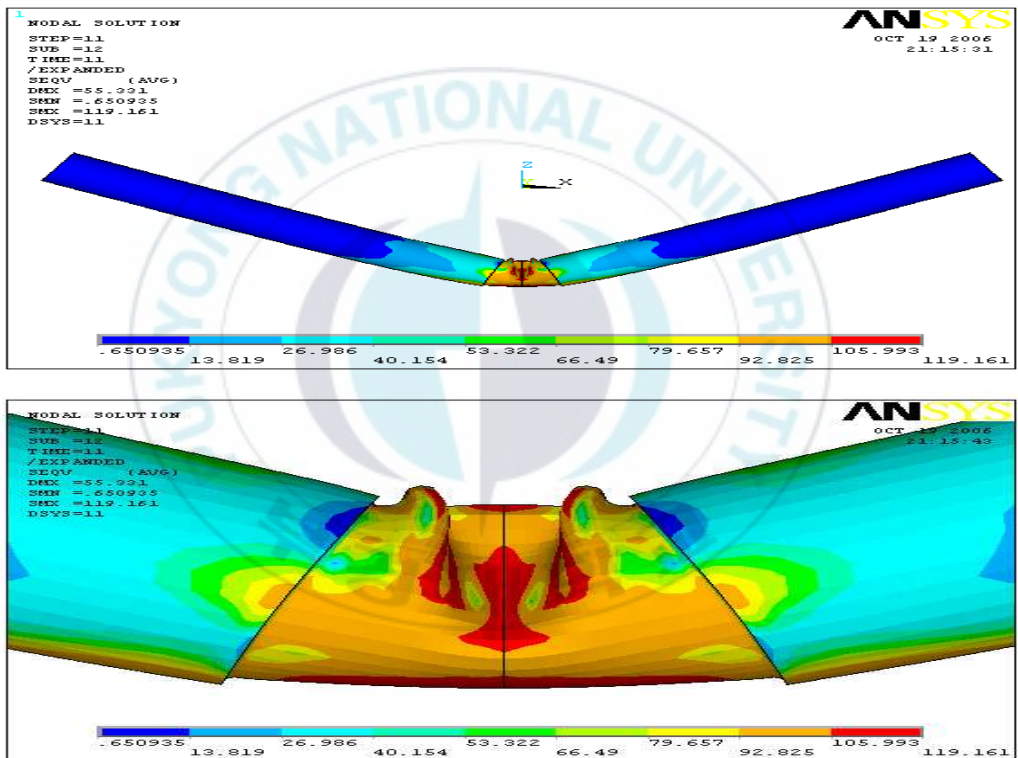
Case of $d/t = 0.3$ and $\ell = 40 \text{ mm}$

Fig. 3.8(d) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



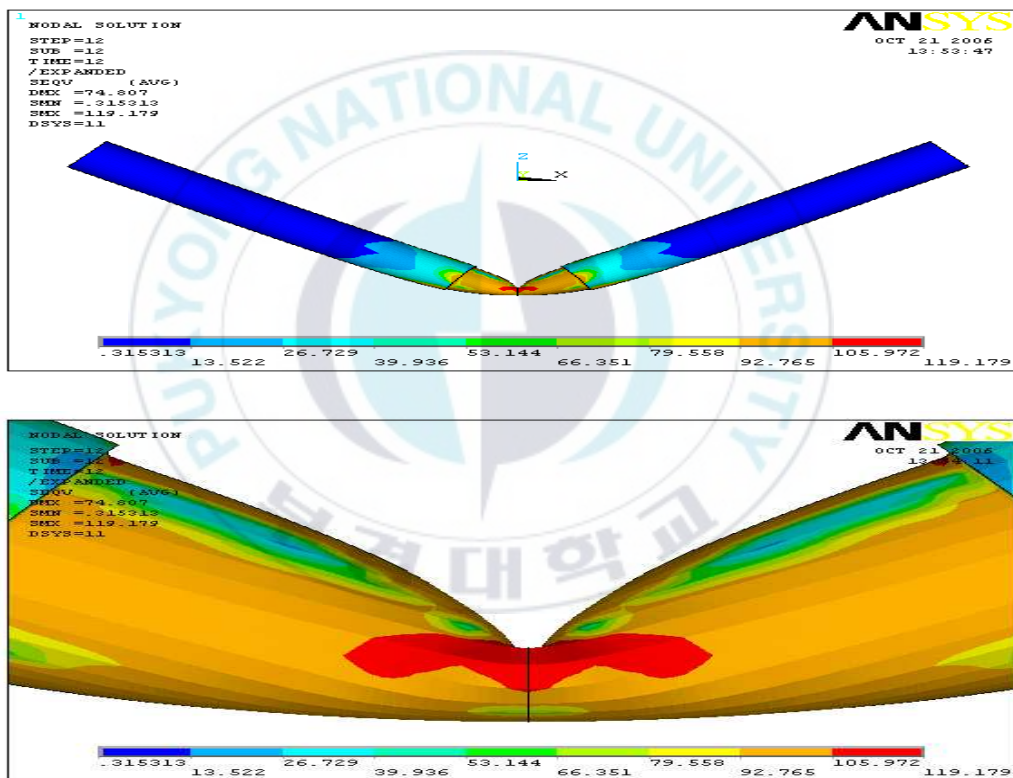
Case of $d/t = 0.6$ and $\ell = 5$ mm

Fig. 3.8(e) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



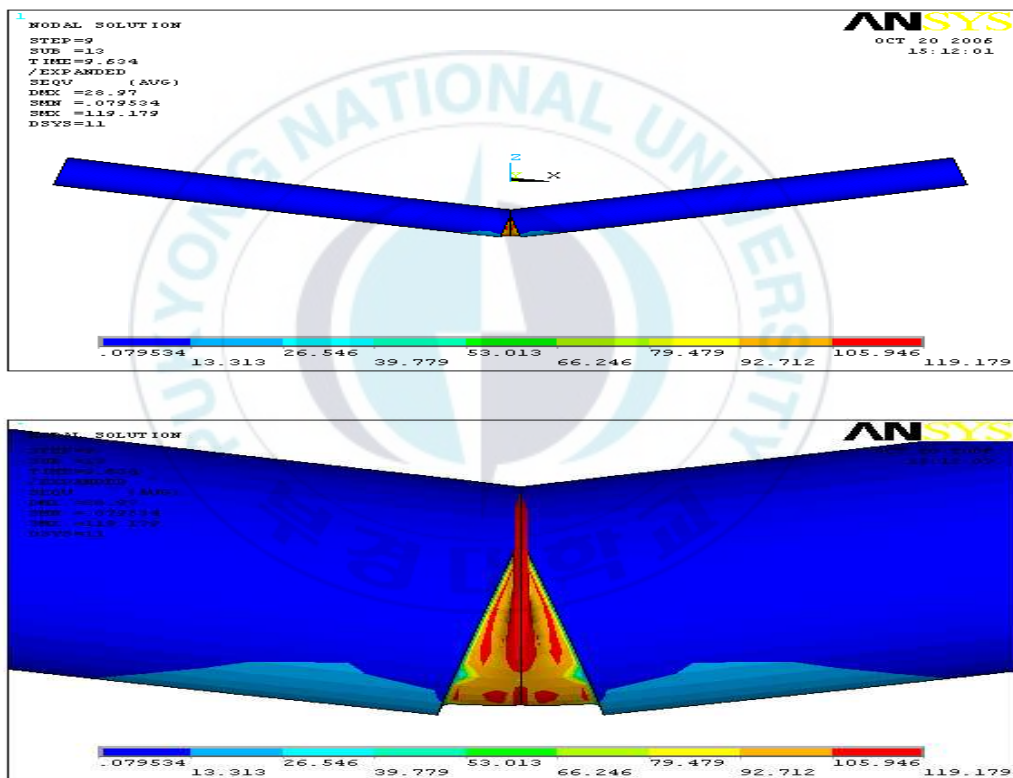
Case of $d/t = 0.6$ and $\ell = 20$ mm

Fig. 3.8(f) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



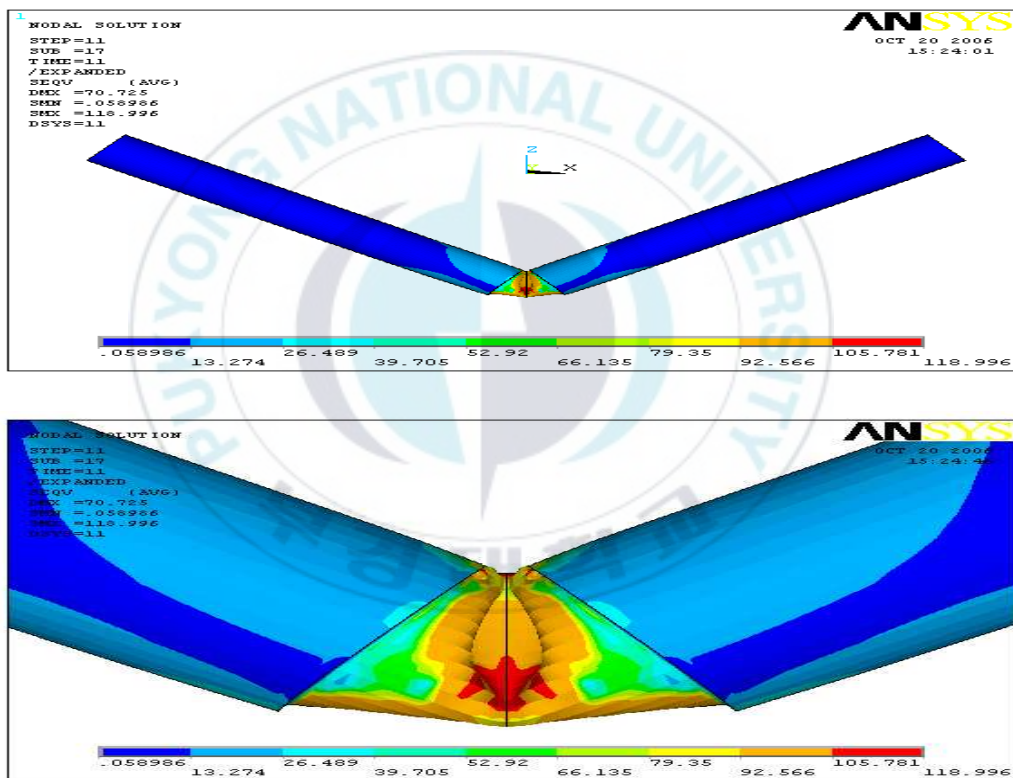
Case of $d/t = 0.6$ and $\ell = 40 \text{ mm}$

Fig. 3.8(g) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



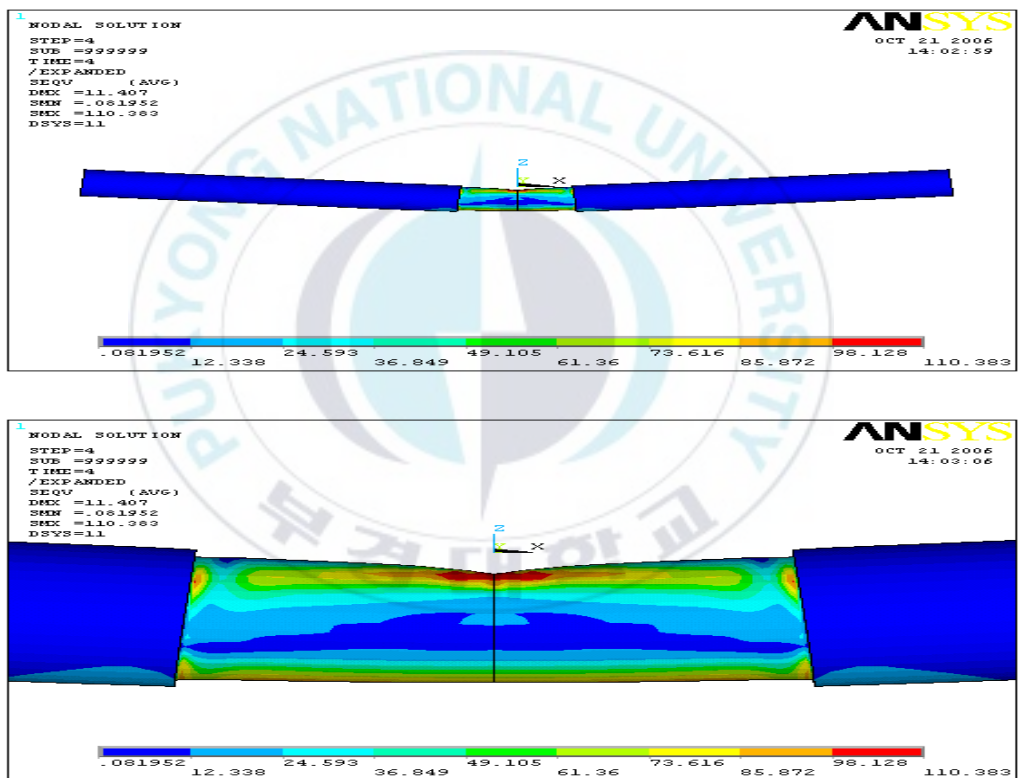
Case of $d/t = 0.8$ and $\ell = 5 \text{ mm}$

Fig. 3.8(h) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



Case of $d/t = 0.8$ and $\ell = 20 \text{ mm}$

Fig. 3.8(i) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)



Case of $d/t = 0.8$ and $\ell = 40$ mm

Fig. 3.8(j) Failure surfaces obtained from experiment (top) and FE analysis (bottom)

3.3.2 균열발생 예측에 의한 감육부 손상평가

Fig. 3.9에서는 증기발생기 전열관의 손상평가를 시도하였다. 손상평가의 방법으로서는 균열발생을 예측하도록 하였으며, 이때 Miyazaki 등에 의해 제안된 평가방법을 이용하여 균열발생을 예측하였다⁽³⁵⁾. Miyazaki 등은 다축응력조건하에서 진파괴연성(ϵ_{mf})을 평가하기 위해서 아래의 식 (3.1)과 같이 Weiss의 이론⁽³⁷⁾을 확대 전개하여 식을 도출하고 있다.

다축응력의 정도는 전열관 튜브의 변형에 의존한다. 그런 까닭으로, 감육부의 중앙부에서의 진파괴연성(ϵ_{mf}) 또한 변형에 의존한다. 상당변형율(ϵ_{ms})은 전열관 튜브의 변형과 더불어 증가한다. 즉, Weiss의 이론에 근거하여 균열은 감육부에서 발생하는 상당변형율이 식 (3.1)로 주어지는 진파괴연성을 능가하는 점(그림 속의 교차점)에서 발생한다고 가정한다. 본 연구에서는, ϵ_{mf} 의 값은 식 (3.1)에서 FE 해석으로부터 얻어진 감육부의 중앙에서의 주응력들을 대체함으로써 평가되었고, ϵ_{ms} 의 값은 FE 해석으로부터 얻어졌다. 균열발생점(δ_{crack}), 즉 균열이 발생된 하중선 변위는 이상의 방법에 의해 평가하였다.

$$\epsilon_{mf} = \frac{\left(\frac{\omega m \sigma_{uf}}{\sigma_0}\right) + \lambda \left(\frac{\omega m \sigma_{uf}}{\sigma_0}\right)^n}{\left(\frac{\sigma_{uf}}{\sigma_0}\right) + \lambda \left(\frac{\sigma_{uf}}{\sigma_0}\right)^n} \epsilon_{uf} \quad (3.1)$$

where,

$$m = \sqrt{(1 + \alpha + \beta)^2 - 3(\alpha + \beta + \alpha\beta)}$$

$$\omega = \frac{1}{1 + \alpha + \beta}$$

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \beta = \frac{\sigma_3}{\sigma_1}$$

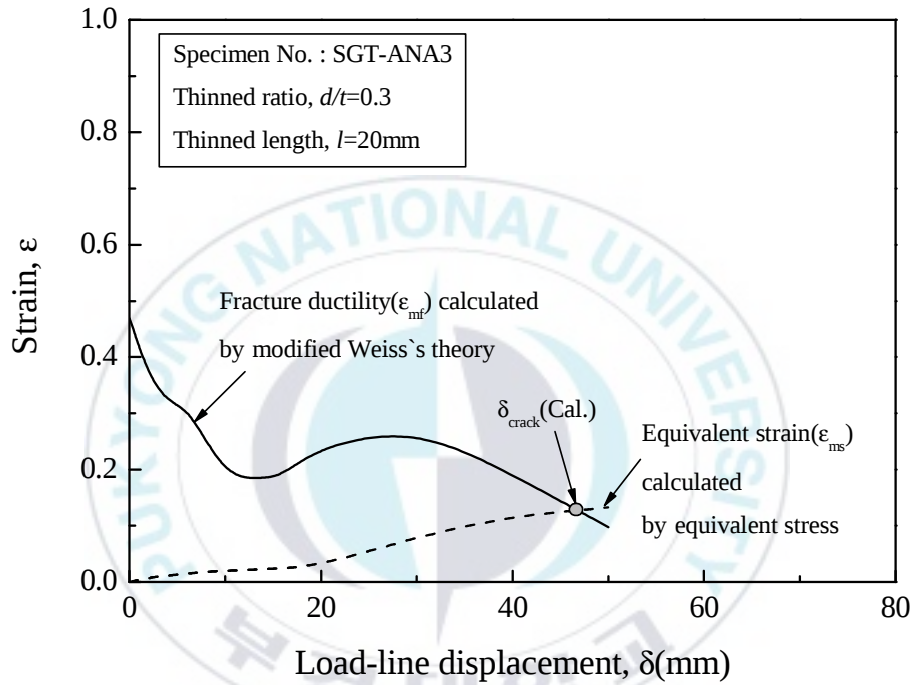
여기서, σ_1 , σ_2 및 σ_3 는 주응력들을, σ_0 는 항복응력을 각각 나타낸다.

Fig. 3.9 및 Fig. 3.10에는 Miyazaki 등⁽³⁵⁾ 의하여 제안된 평가방법을 이용하여 균열발생을 예측한 결과를 나타낸다. 하중선 변위(δ)의 함수로서 위에 나타난 식 (3.1)에 의하여 계산된 상당변형율과 진파괴연성을 각각 점선과 실선으로 나타내었다. 상기에 언급하였듯이 이때 상당변형율(ϵ_{ms})과 진파괴연성(ϵ_{mf})이 교차를 하는 경우에는 그 교차점에서 균열이 발생하는 것으로서, 또한 교차가 발생하지 않을 경우에는 균열이 발생하지 않는 것으로 기준하였다.

Fig. 3.9(a)~(d)는 균열 발생이 예측된 경우이다. (a)는 $d/t = 0.3$, $\ell = 20$ mm의 경우로서, 균열은 $\delta_{crack} = 46.7$ mm에서 발생할 것으로 예측되었다. (b)는 $d/t = 0.6$ 및 $\ell = 5$ mm의 경우로서 균열은 $\delta_{crack} = 14.1$ mm, (c)는 $d/t = 0.6$ 및 $\ell = 20$ mm의 경우로서 균열은 $\delta_{crack} = 41.9$ mm, (d)는 $d/t = 0.6$ 및, $\ell = 5$ mm의 경우로서 균열은 $\delta_{crack} = 6.8$ mm에서 각각 발생할 것으로 예측되었다. 실제 전열관튜브 실험에서는 (d)의 경우인 $d/t = 0.8$, $\ell = 5$ mm일 때 균열이 발생하였으며 이때 균열발생점은 $\delta_{crack} = 9.9$ mm였다. 실험에서는 $\delta = 1.96$ mm에서 좌굴현상이 나타나 최고굽힘모멘트를 결정하였고, 이후 하중저하가 수반되다가 $\delta = 9.9$ mm에서 균열이 발생하여 급격한 하중저하를 가져왔다. 실험과 해석결과에서 거의 유사한 일치를 나타내었다. (d)의 경우 감속

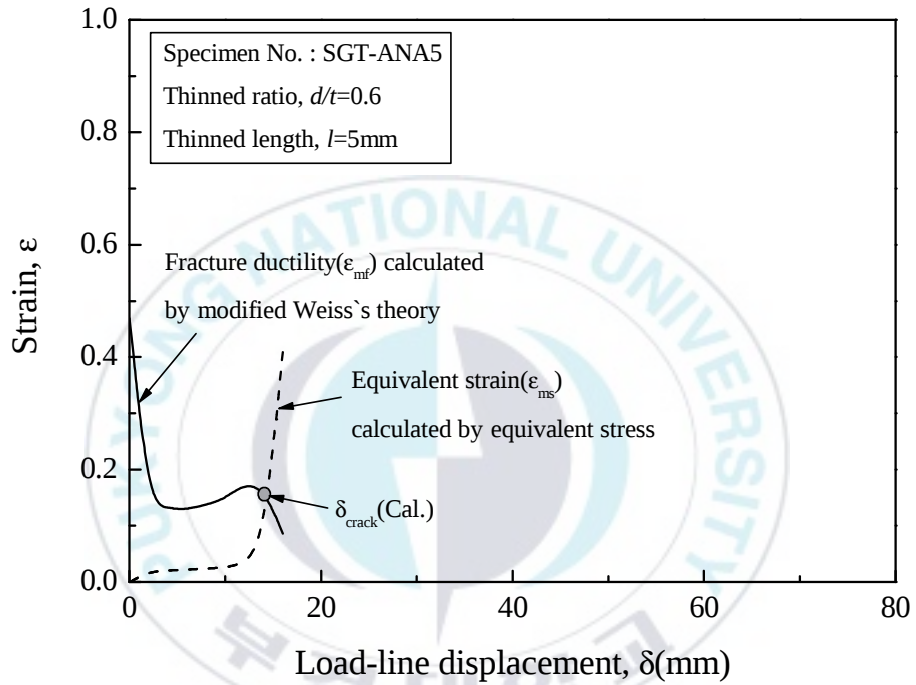
비가 크고, 감육길이가 상대적으로 짧아 감육부에 응력집중이 용이하였기 때문에 균열이 빠른 변위에서 나타난 것으로 판단된다. 그 외의 (a), (b), (c)의 경우에는 해석에 의한 예측의 결과는 3가지 경우 모두 균열 발생이 예측되었는데 반해, 실험에서는 균열이 나타나지 않고 좌굴현상이 나타났다. 아마도 이것은 상기에도 언급하였듯이 다축응력상태에 변화가 발생한 것으로 판단된다. 즉 다축응력의 상태가 전열관 튜브의 변형정도에 의존하는 바, 본 연구에 사용된 Inconel 690의 경우 그 연성이 상대적으로 풍부하였기 때문에 튜브의 변형에 따른 다축응력이 변화가 발생한 까닭이다. 다시 말해서 균열이 예측된 해석결과들을 보면 상당변형률이 튜브의 변형과 더불어 상대적으로 증대하고 있고 이것이 감육부 중앙부에서의 다축응력의 변화를 가져 온 것으로 사료된다.

Fig. 3.10(a)~(c)는 균열이 발생하지 않은 경우의 몇몇 예이다. (a)는 건전한 세관의 결과로서 균열발생이 나타나지 않았다. (b)는 앞의 굽힘 모멘트-변위 선도에서 건전한 세관과 거의 유사한 경향의 결과를 나타내었는데 감육길이가 짧은 것에 반해 감육비가 적어 응력집중의 효과가 나타나지 않아 균열이 발생하지 않은 것으로 사료된다. 또한 (c)와 같이 감육비가 0.8로서 가장 크고, 감육길이가 40 mm로서 가장 큰 경우에는 균열발생 이전에 좌굴과 같은 심한 소성변형이 먼저 발생함으로서 균열 발생과 같은 예리한 결함의 생성이 곤란해졌기 때문으로 판단된다.



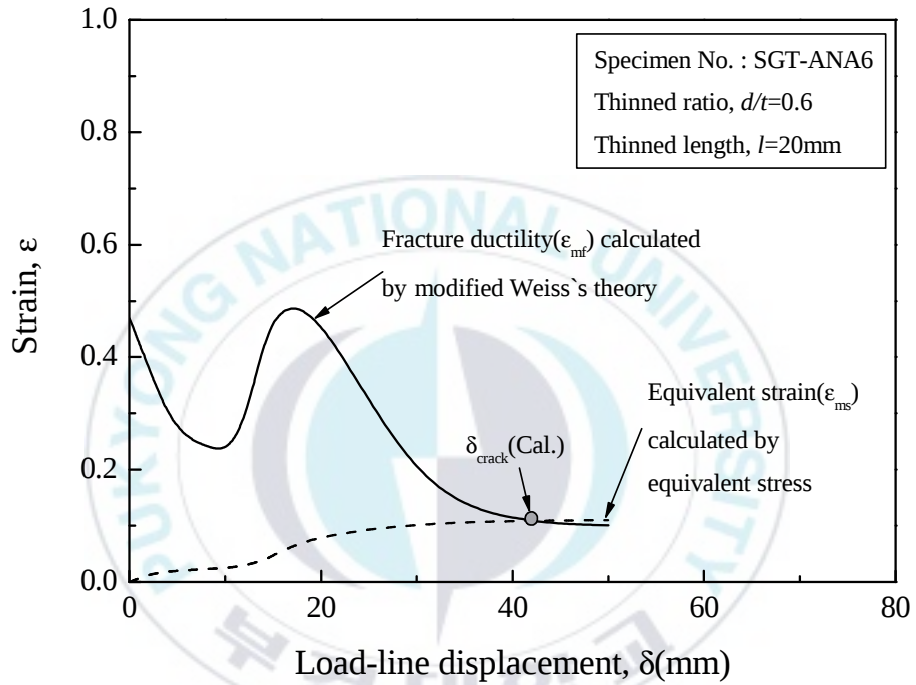
Case of $d/t = 0.3$ and $\ell = 20\text{mm}$

*Fig. 3.9(a) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
[Case of the crack initiation]*



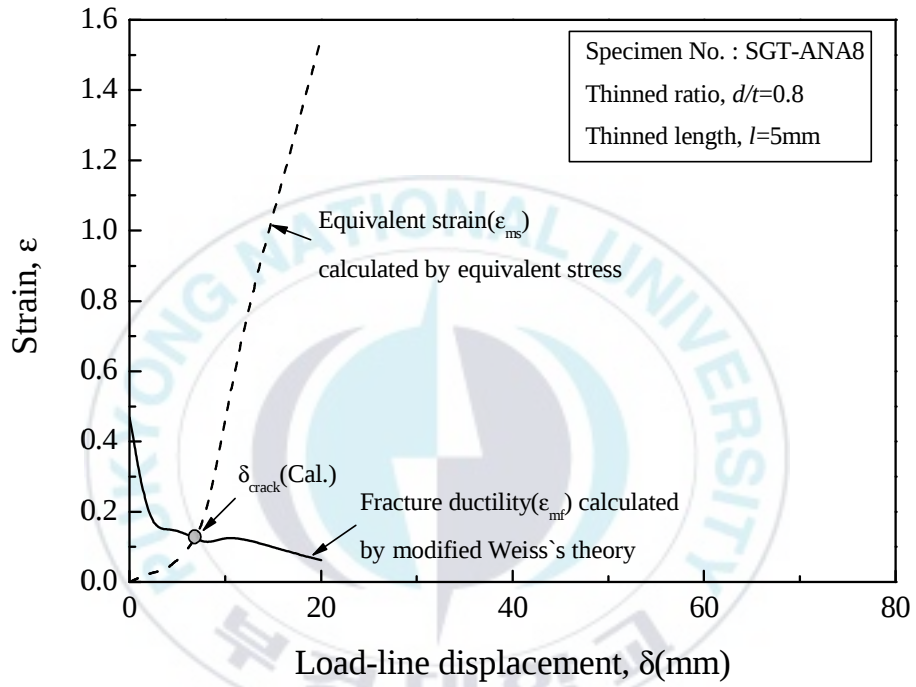
Case of $d/t = 0.6$ and $\ell = 5\text{mm}$

*Fig. 3.9(b) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
[Case of the crack initiation]*



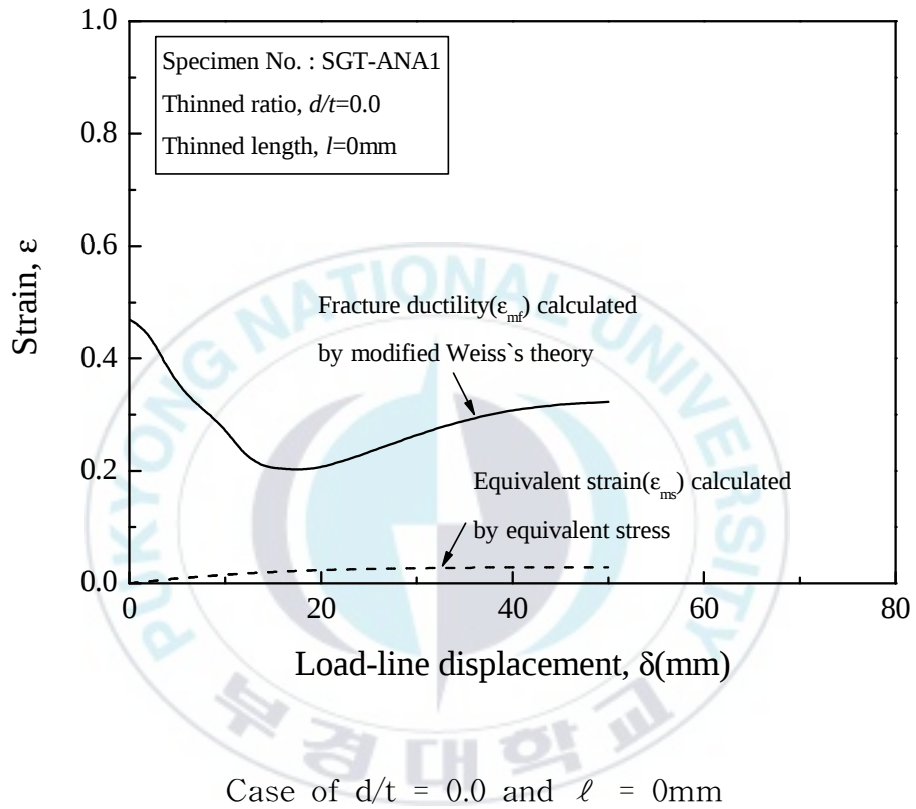
Case of $d/t = 0.6$ and $\ell = 20\text{mm}$

*Fig. 3.9(c) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
[Case of the crack initiation]*

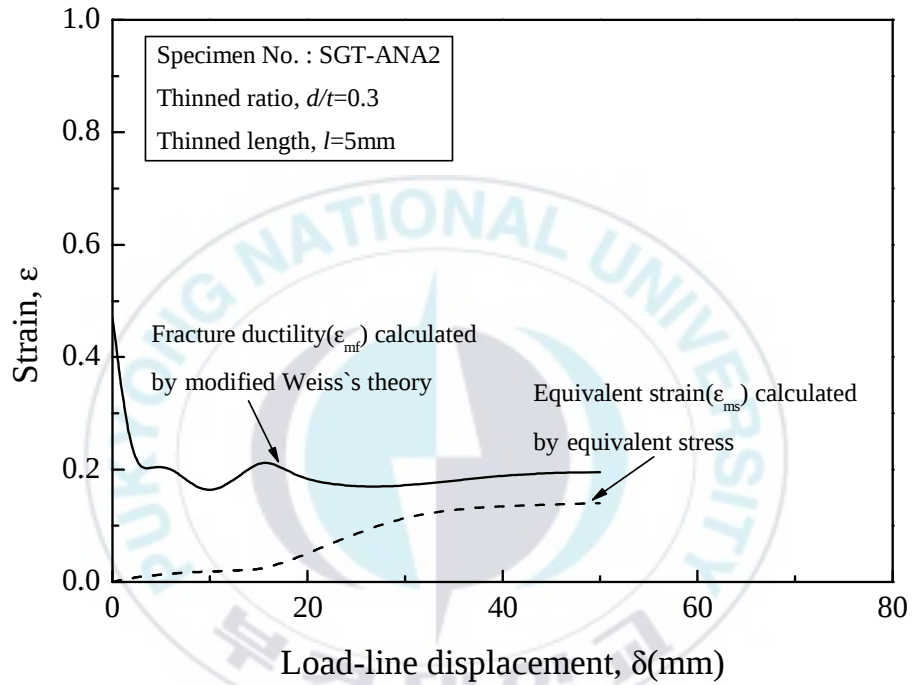


Case of $d/t = 0.8$ and $\ell = 5\text{mm}$

*Fig. 3.9(d) Estimation of crack initiation by ε_{mf} and ε_{ms}
[Case of the crack initiation]*

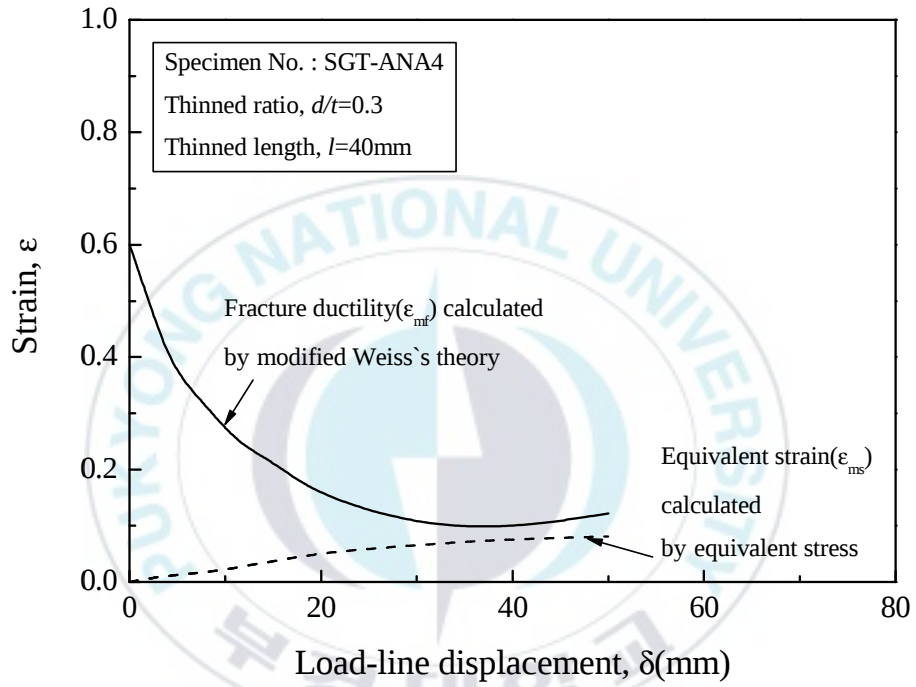


*Fig. 10(a) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
 [Case of the non crack]*



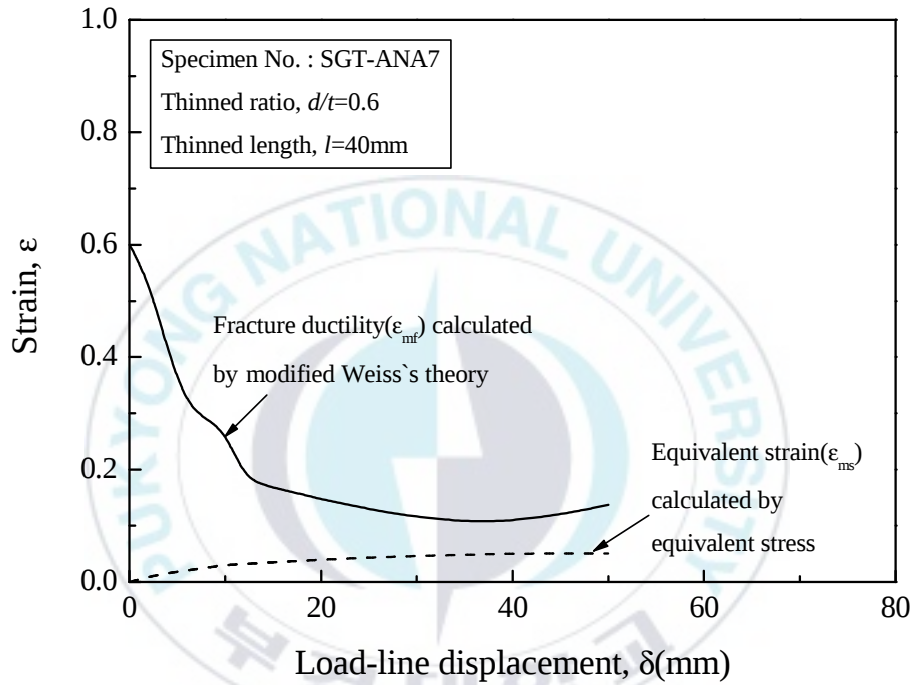
Case of $d/t = 0.3$ and $\ell = 5\text{mm}$

*Fig. 10(b) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
[Case of the non crack]*



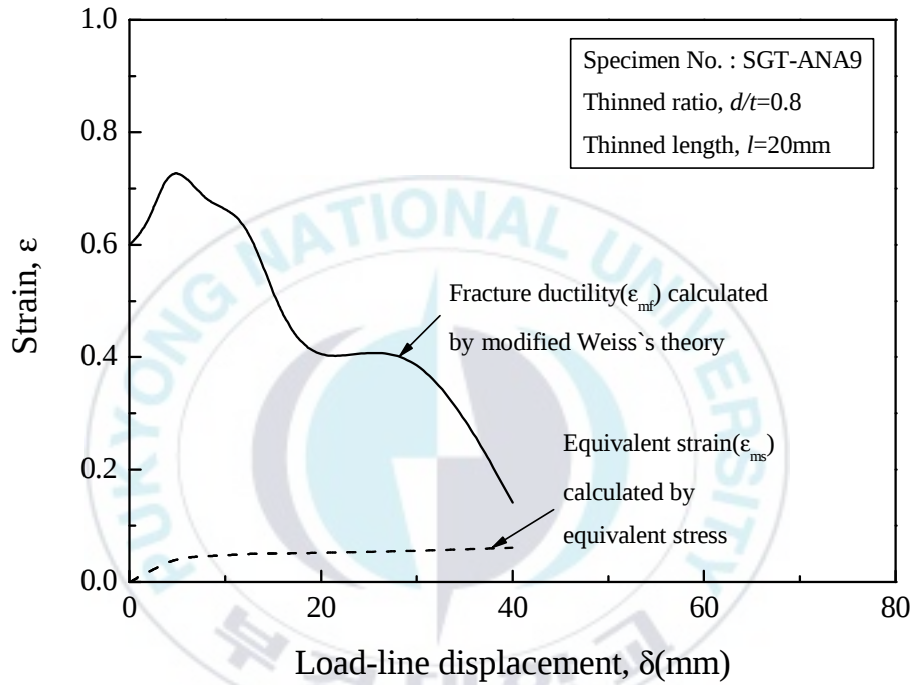
Case of $d/t = 0.3$ and $\ell = 40 \text{ mm}$

*Fig. 10(c) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
[Case of the non crack]*



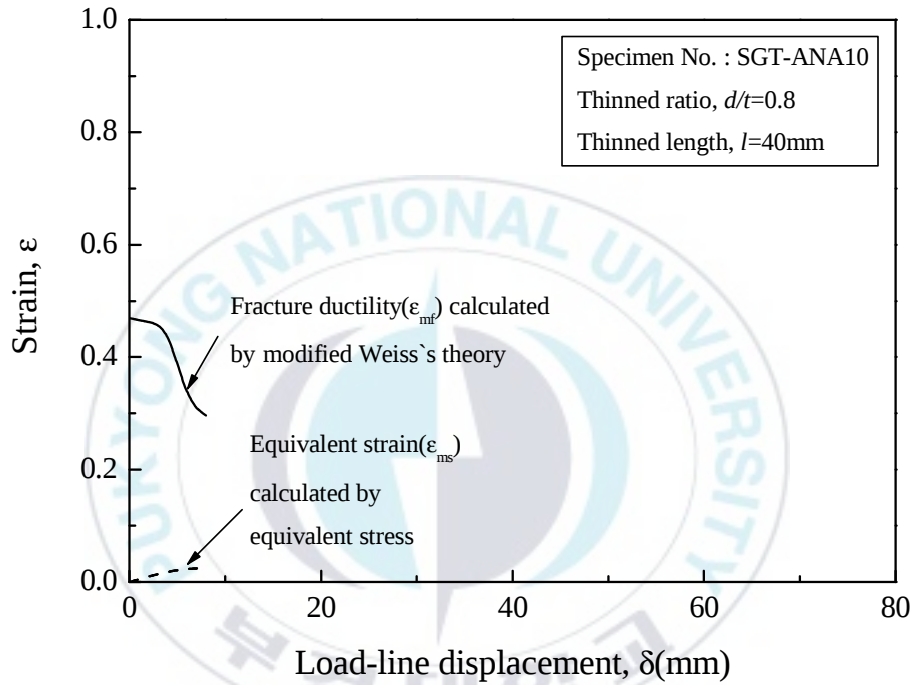
Case of $d/t = 0.6$ and $\ell = 40 \text{ mm}$

*Fig. 10(d) Estimation of crack initiation by ε_{mf} and ε_{ms}
[Case of the non crack]*



Case of $d/t = 0.8$ and $\ell = 20 \text{ mm}$

*Fig. 10(e) Estimation of crack initiation by ε_{mf} and ε_{ms}
 [Case of the non crack]*



Case of $d/t = 0.8$ and $\ell = 40\text{mm}$

*Fig. 10(f) Estimation of crack initiation by ϵ_{mf} and ϵ_{ms}
[Case of the non crack]*

3.4 요 약

증기발생기 전열관의 감육부에 대한 손상평가를 행한 결과, 감육부의 형상에 따라 강도 및 변형의 정도가 다르게 나타남을 알 수 있었다.

이것으로부터 감육비 및 감육길이가 강도와 변형을 결정하는 파라미터라는 것을 나타내었다. 해석과 실험의 결과 비교에 있어서 건전배관과 감육비가 작고, 감육길이가 짧았던($d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm) 경우 및 감육비가 큰($d/t = 0.8$) 경우에는 실험과 해석에서 다소 차이가 발생하였다. 이는 실험에 있어서 박판두께의 경우 특히 본 연구에 사용된 Inconel 690세관과 같은 고연성재료인 경우에는 감육부 이외에 하중 부하부분의 변형이 상대적으로 결과에 반영되어진 것으로 판단된다.

금후 여기에 대해서는 좀 더 다양한 접근방법이 필요하다고 생각된다. 전반적으로는 실험과 해석결과가 유사한 경향을 나타내었다. 또한, 주어진 식에 의해 균열발생을 예측 가능함을 나타내었다.

제 4 장

굽 힘 강도와 탄성파 특성



4.1 서 론

세계적으로 PWR 발전소의 절반 정도가 매년 증기발생기의 세관을 plugging하거나 sleeving하는 것으로 보고되고 있다^(38,39). 이것은 이들 발전소의 절반 정도가 특정 연도에서 설계 제한치 근처 또는 이상의 조건에서 운전되고 있음을 의미한다. 1975년부터 1994년까지 매년 PWR 과 CANDU 발전소에서 plugging 되는 세관수의 연간 평균 plugging 비율은 0.15 ~ 0.47 %로 허용 가능한 범위일 수 있으나 40년 수명으로 가정할 때 산술적으로는 총 6 ~ 18 %의 세관이 plugging됨을 의미하며, 운전기간이 길어질수록 세관손상이 심화되므로 실제로는 이보다 훨씬 높은 비율이 될 것으로 예상되고 있다.

세관손상 메커니즘은 다음과 같이 크게 두 가지 유형으로 구분될 수 있다;

- (1) Corrosion-induced degradation(Denting, Intergranular attack, Stress corrosion cracking or PWSCC, Pitting)⁽⁴⁰⁾
- (2) Mechanically-induced degradation(Wastage, Fretting wear, Circumferential Cracking).

1979년부터 각종 부식 메커니즘이 주요 세관손상 원인으로 부각되고 있으며, 이들 부식 메커니즘은 세관 이차측 응력부식균열(ODSCC: Outside Diameter Stress Corrosion Cracking)⁽⁴¹⁾, Intergranular Attack(IGA), Pitting과 일차측 응력부식균열 (PWSCC: Primary Water Stress Corrosion Cracking)로 구분할 수 있다. 1980년대 이후 일차측 및 이차측 응력부식균열이 세관손상원인의 약 60 %를 차지하고 있어 이에 대한 방지대책이 중요한 관심사로 부각되고 있다.

1977년, 1982년 및 1994년도에 PWR과 CANDU 원전에서 문제가 발생한 것으로 보고된 증기발생기 수와 세관손상 원인은 ODSCC, PWSCC 및 Fretting에 의한 세관손상수가 매우 급격히 증가하였다. 1994년에는 ODSCC가 42 %, PWSCC가 22 %, Fretting이 4 %로 이들 손상원인에 의한 plugging이 전체 plugging의 68 %를 차지하고 있다⁽⁴²⁾. 고리1호기의 경우 16년 운전시점에서 1,531개의 세관을 plugging 하였으며 1,544개의 세관을 sleeving한 것으로 나타나 있다. 운전 역사가 가장 긴 Main Yankee의 경우 17,000개 이상의 세관이 plugging 되었거나 sleeving 된 것으로 나타나 있다⁽⁴³⁾.

울진 원전 4호기 1차계통의 증기발생기 세관(튜브)의 파열 사고 이후 2004년 7월에 개정된 “과학기술부 고시⁽⁴⁴⁾ 제 2004-13호 증기발생기 세관검사 이행 지침” 및 한수원의 “증기발생기 열화 평가 보고서⁽⁴⁵⁾에 따르면, Bobbin 탐촉자 검사인 경우, 증기발생기의 전체 튜브에 대하여 전장검사를 요구한다. 또한 전열 튜브의 고온측 확관 천이부에 대하여 100% 검사를 요구하는 등 검사를 점점 강화하는 것은 물론, 관막음 기준 또한 엄격하게 규정하여 관리하고 있다⁽⁴⁶⁾.

증기발생기의 구조 및 사양은 관고정판(Tube sheet)의 재질은 단조 가공된 Low Alloy Steel(ASME-SA-508, C1.3)이고, 1차측은 니켈-크롬 합금재료로 Cladding 되어 있다. 전열 튜브들은 두께가 21.5 inch(546 mm)인 관고정판의 드릴 구멍에 삽입되어 관고정판 아래쪽에서 시일(seal weld) 용접되어 있으나, 관고정판 상단과 튜브사이에는 용접이 불가능하여 운전 중에는 이물질이 많이 쌓이게 되고, 튜브에 손상을 일으킬 여지가 많아서 정기 검사 시에도 엄격한 검사가 적용되고 있다.

증기발생기의 전열 튜브는 수실 내 격막(Partition Plate)에 평행하게 배열된 튜브로 구성되어 있고, 전열 튜브 지지판(Tube support plate)은, 튜브 바깥쪽의 2차 측에는 11개의 튜브 지지판이 설치되어 있다. 그 모양이 계란 꾸러미 같아서 Eggcrate라고 부르며, 이러한 Eggcrate는 폭이 2 inch/ 1 inch이고 두께가 0.090 inch인 띠 모양의 철판(Strip Bar)을 교차시켜 조립한 장방형의 구멍 속으로 전열 튜브를 삽입한 형태인 것이다.

또한, 한국 표준형 원전의 경우, 현재 마모성 결함의 관막음 기준을 두께의 30 %로 적용하여 매년 수 십개 이상이 영구적 관막음이 되고 있는 실정이다. 이는 증기발생기의 효율을 떨어뜨리게 되고, 증기발생기의 조기 교체로 이어지는 결과를 초래하게 된다.

이상과 같이 재료는 오랜 기간 사용함으로써 재료 내부에서 변형 및 파괴가 발생한다. 이와 같은 변형 및 파괴가 발생할 때는 재료의 특성 및 작용응력의 형태에 따라 독특한 탄성파가 방출되는데 이러한 탄성파를 검출하여 재료내부에서 일어나고 있는 현상들을 해석하는 음향방출법이 새로운 재료 평가법으로 주목받고 있다. 음향방출법은 비파괴 검사방법의 일종으로 다른 비파괴 검사법과는 달리, 미소균열 또는 재료 내부의 변형에 따르는 탄성파를 직접 검출하고, 그 발생위치, 발생수, 신호강도로부터 각각의 발생된 미소균열 등을 동적으로 검출하고 평가하는 수법이다. 따라서 재료 중에 미소균열이나 변형이 발생하면 탄성파가 방출되고, 탄성파를 표면에 부착시킨 센서로 검출하여, 탄성파의 신호처리를 함으로서 재료내의 미소균열발생이나 성장을 검출할 수 있다^(47,48).

탄성파 신호 분류를 위한 wavelet transform(WT)의 유용성은 유리섬

유 강화된 복합재^(49,50)와 감육을 가지는 배관의 비파괴 평가^(51,52)에서 확인되었다. 현재 우리나라 원자력발전소 특히 한국형 표준원전의 증기발생기에서 사용되고 있는 안전등급 1등급의 1차 폐쇄회로의 증기발생기 세관은 Inconel 690이 주로 사용되고 있다. 그러나 증기세관의 감육에 관한 탄성과 특성 연구는 전무한 실정이다.

따라서, 본 장에서는 인코넬 690 세관의 여러 가지 감육 형상에 따른 굽힘 강도와 탄성파의 조사를 위하여 공진형 AE센서에 의해 얻어진 AE신호들에 대하여 wavelet transform 시스템을 사용하여 분석하였다. 불의 낙하에 의하여 인코넬 690 세관의 표면에 발생한 AE신호들을 조사하여, 인코넬 690 세관의 감육 길이와 감육 깊이에 따른 보전예방을 위하여 사용될 수 있도록 하였으며, 이것으로부터 튜브의 엄격한 마모 기준을 완화하더라도 기계적인 강도 측면에서 안전하다는 것을 기술적으로 검토하였다.

4.2 시험편 및 실험방법

본 연구에 사용한 재료는 현재 한국 표준형 원전의 증기발생기의 전열 튜브의 재질은 Alloy 690TT(ASME SB-163 UNS-N06690)이며, 공칭 외경은 19 mm, 관벽 공칭 두께는 1.1 mm이다. 기계적 특성과 화학성분을 Table 4.1 및 4.2에 각각 나타낸다. 실 튜브의 굽힘시험에는 Fig. 4.1과 같은 4점 굽힘시험을 적용하였으며, 부분 감육시험편에 있어서는 감육부가 하중부하방향에 일치하도록 위치시켰다.

시험편의 형상은 Fig. 4.2와 같으며, 원주방향의 감육 시험편(CIR)은 두께방향의 깊이와 폭방향의 길이 변화를 조합하였다. 감육비 (d/t)는 0.3, 0.6, 0.8이며, 감육 길이(ℓ)는 5 mm, 20 mm, 40 mm의 경우로 9종류로 하고, 길이 방향의 부분 감육시험편(PART)은 감육비 $d/t = 0.3$ 인 것이 2종류($\ell = 5, 20$ mm), $d/t = 0.6$ 의 것이 1종류($\ell = 40$ mm), $d/t = 0.8$ ($\ell = 20, 40$ mm)인 것이 2종류로, 총 14종류의 시험편을 사용하였다.

실 구조물의 사용중에는 세관의 감육이 내부에서 이루어지지만, 가공상의 문제로 인하여 외부 감육으로 하였으며, 탄성파의 전파는 내외부 감육에서 유사할 것이라는 가정하에서 실시하였다. 탄성파를 발생시키기 위하여 직경 0.8~ 2.5 mm의 볼을 높이 50 mm에서 세관 시험편의 중앙에 낙하시켰다. 부하시간에 의한 진폭분포를 얻기 위한 AE시스템은 문턱값(threshold) 100 mV, 각 채널에 대해 1024 point gate length로서 12.5 MHz의 디지털화속도를 가지는 Fracture Wave Detector (FWD)를 사용하였다. AE 센서(DWCB1025)는 1.0 MHz의 광대역센서를 사용하였다. 샘플링속도와 포인트 수는 5 MHz와 2048 point로 각각

설정하였고, 지속시간은 $102.4\ \mu\text{s}$ 로 설정하였다. 지속시간의 설정은 플라스틱 볼의 충격에 의한 응력파의 전파가 센서를 지나 시험편의 자유단으로부터 반사되어 되돌아오는 반사파의 영향을 받지 않게 하기 위해서였다. 검출된 신호들은 40 dB로 증폭시켰다. Fig. 4.3에 나타내었듯이 센서는 볼의 낙하지점에서 180부분, 감육부 중앙에서 15 mm (감육길이 $l = 5, 20\ \text{mm}$) 및 25 mm (감육 길이 $l = 40\ \text{mm}$) 떨어진 부분에 부착시켰다. trig와 사상(event) 지속시간은 각각 $25\ \mu\text{s}$ 및 $102.4\ \mu\text{s}$ 이었다. 총 데이터 수록시간은 $102.4\ \mu\text{s}$ 로 결정하였다.



Table 4.1 Mechanical properties of inconel 690 tube

Material	Tensile strength σ_u (MPa)	Yield strength σ_Y (MPa)	Elongation (%)
Inconel 690	758	358	40

Table 4.2 Chemical composition of inconel 690 tube [wt%]

Material	Ni	Cr	Fe	Mn	Si	C	Al
Inconel 690	Bal	29	9	0.35	0.25	0.01	0.25

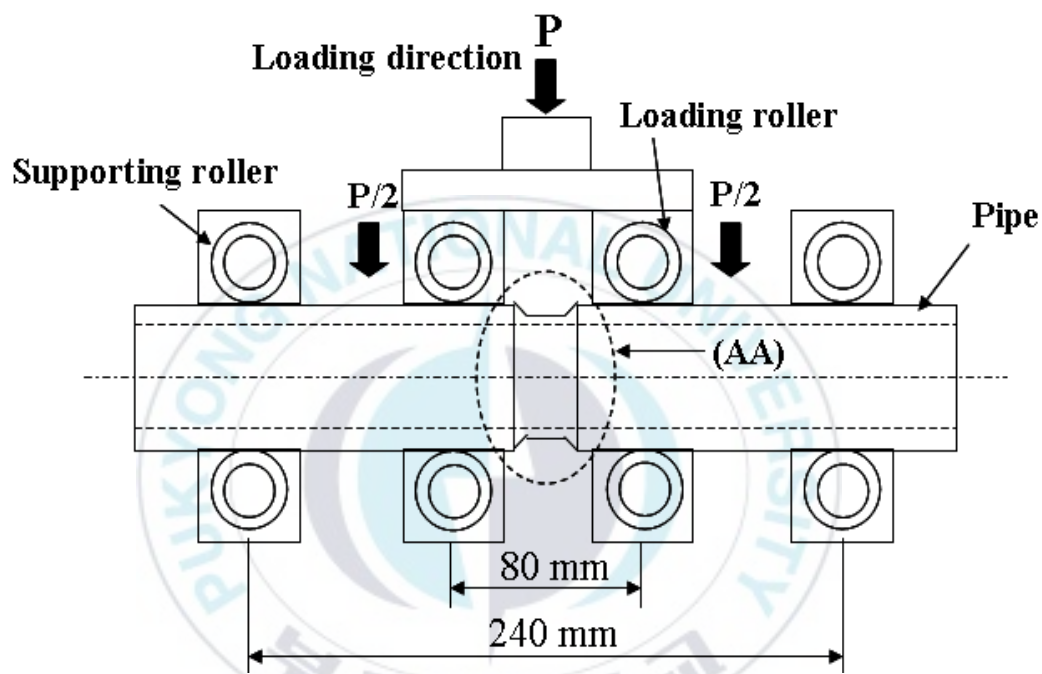
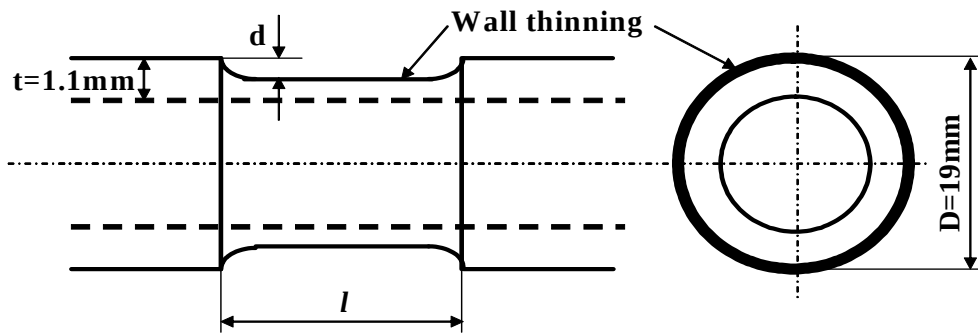
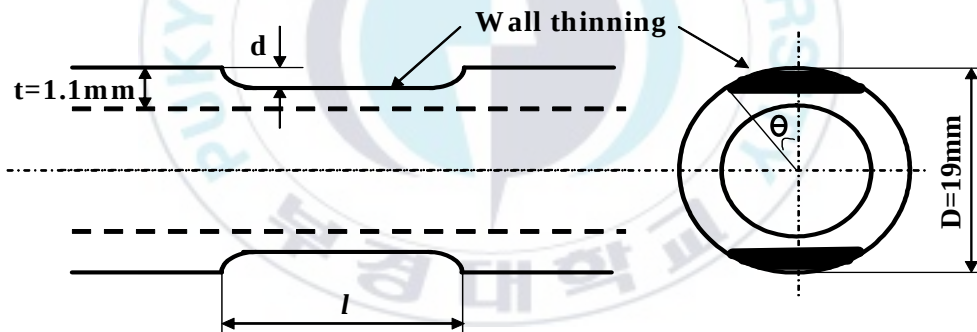


Fig. 4.1 Type of bending moment test for four point loading



(a) All-circumferentially wall thinned tube specimen



(b) Partially wall thinned tube specimen

Fig. 4.2 Detail of (AA) region in figure 1

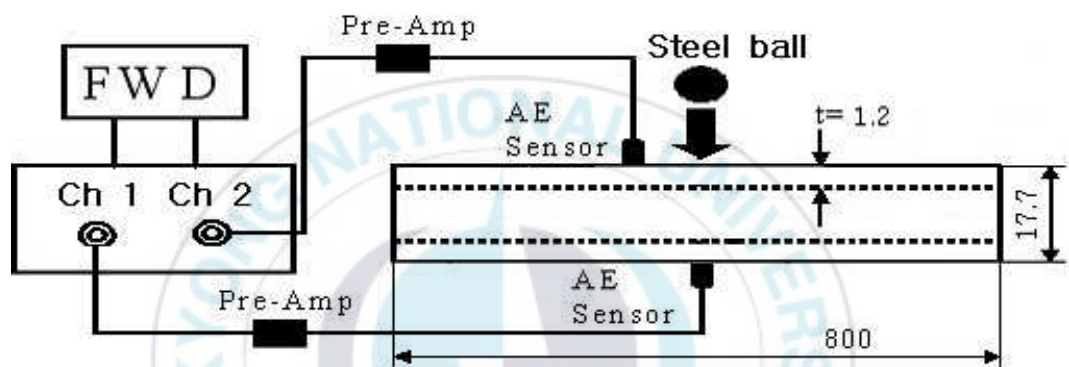


Fig. 4.3 Experimental setup for the measurement of AE test of inconel 690 tube specimen with all-circumferential wall thinning (unit: mm)

4.3 결과 및 고찰

4.3.1 볼의 직경에 따르는 탄성과 특성

건전한 시험편과 감육시험편에 대하여 스틸 볼(Steel ball) 낙하 시험과 굽힘 시험에 의해 실시간적으로 AE데이터를 얻었다. 볼의 재질은 소형 주물의 모래제거 시에 사용되는 경도(HRC)가 40~50인 쇼트피닝(shot peening)용으로 직경 약 0.8 ~ 2.5 mm를 사용하였다.

볼 낙하 시험에서 얻어진 탄성과와 굽힘 시험에서 얻어진 탄성파는 종래의 FFT 분석과 함께 시간-주파수 응답법인 웨이브렛 해석을 수행하여 주파수를 정리하였다. 굽힘 시험은 굽힘 강도의 응답과 굽힘 시에 발생하는 AE 신호와 AE 발생 누적수를 조사하였다.

Fig. 4.4는 볼 낙하 시험에서 사용되는 볼 사이즈가 주파수 응답에 미치는 영향을 알기 위하여 볼의 사이즈를 달리하여 건전한 튜브에 대한 주파수를 조사한 것이다. 그림에서 볼의 사이즈를 달리하여도 주파수 응답의 결과는 거의 일정한 특성을 보였다. 결과적으로, 주파수 응답은 볼 사이즈의 영향을 받지 않았다. 따라서 본 시험에서는 0.8 mm의 볼을 사용하였다. 볼의 충격 지점을 감육부의 중앙으로 하였고, AE 센서는 충격 지점의 아래쪽(under로 측정 위치 표기)과 측면(side로 측정 위치 표기)에 부착하였다.

Fig. 4.5는 건전한 튜브(Sound tube)와 감육비 $d/t = 0.3$ ($\ell = 5$ mm), 0.6 ($\ell = 5, 20$ mm), 0.8 ($\ell = 5$ mm)인 감육된 튜브의 시험편에 대한 주파수 분석 결과이다. 시험 결과의 표기 중, 같은 시험편에 대하여 왼쪽의 것은 아래쪽 센서에서 얻어진 주파수이며, 오른쪽의 것은

측면의 15 mm 또는 25 mm의 센서에서 얻어진 주파수 분석의 결과이다. 건전한 튜브의 경우 1회의 볼 시험에서 아래쪽과 측면에서 얻어진 주파수는 항상 같지는 않았다. 대개의 경우 측면 센서에서 측정한 주파수보다도 아래쪽에서 측정된 주파수 성분이 상대적으로 약간씩 낮았다. 이러한 현상은 감육비가 작을 때, 건전한 튜브에 가까울수록 빈번하게 나타났다. Fig. 4.5에서 왼쪽에 나타낸 건전한 튜브의 일정한 주파수 특성은, 감육비가 커질수록, 비스듬한 점선으로 표시한 것처럼 약간씩 낮아지는 특징을 보였다. 이에 대해서는 보다 정밀한 연구가 필요로 한다고 생각된다. 감육비가 $d/t = 0.6$ 이상으로 커질 때는 주파수 분포의 분산 정도도 상대적으로 고주파와 저주파로 나누어지고, 구조적 강성의 저하와 함께 탄성파의 주파수 특성도 건전한 튜브의 비하여 산란 또는 변화하고 있다. 튜브의 감육비가 건전한 튜브에 비하여 $d/t = 0.8$ 의 경우, 탄성파의 주파수 특성은 상대적으로 높은 주파수도 존재하지만 낮은 주파수가 지배적인 특성을 보였다. 이와 같은 현상에 대하여 감육비 $d/t = 0.6$ 에서 감육길이 5 mm와 20 mm의 주파수 분석 결과를 건전한 튜브와 비교하였다. 감육길이 5 mm는 건전한 튜브의 주파수 특성 과도 유사하게 흩뜨려지지 않고 정연함과 동시에 약간 낮아진 특성을 보이고 있으나, 감육길이 20 mm는 높은 쪽과 낮은 주파수 영역으로 치우쳐 있음을 보였다.

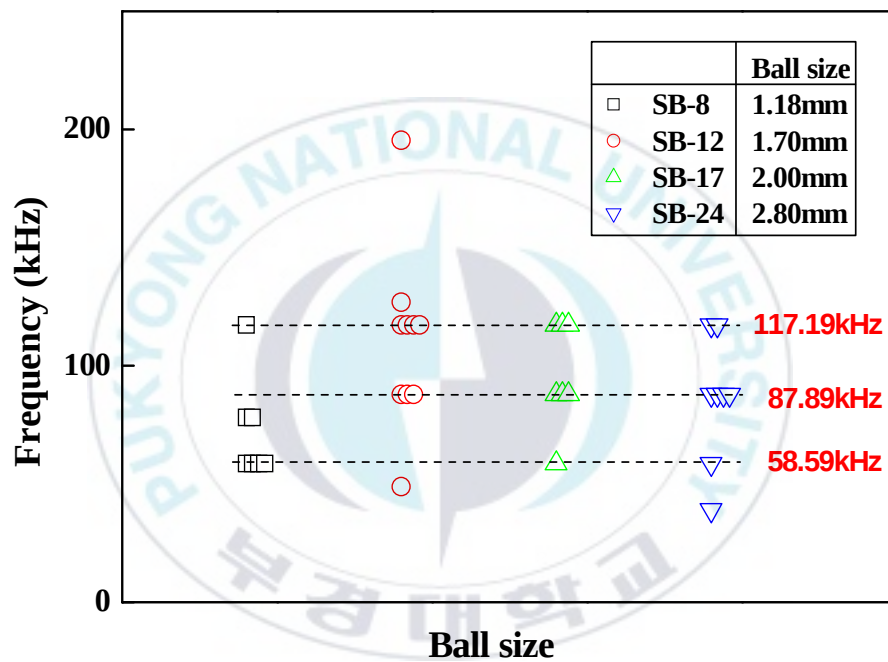


Fig. 4.4 Frequency response of elastic wave from smooth specimens by dropping ball size

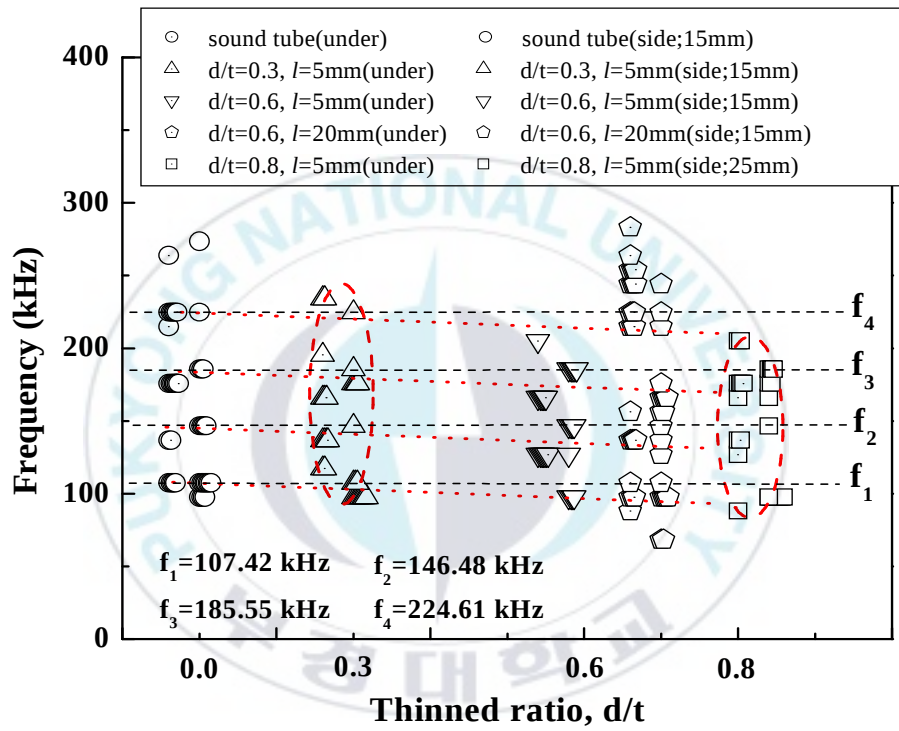


Fig. 4.5 Frequency response of specimens with wall thinning by dropping ball

4.3.2 굽힘모멘트 시험

탄성과 측정 시험을 실시한 감육 시험편을 사용하여 굽힘 시험을 실시하였으며, 동시에 시험편이 파단에 이르기까지 발생하는 AE 신호를 동시에 측정하였다.

Fig. 4.6과 Fig. 4.7은 건전 시험편 및 감육 시험편에 대하여 굽힘 시험한 결과이다. 굽힘 시험의 하중 속도는 0.1 mm/s 이며, 시험 온도는 상온이며, 내부 압력은 대기압으로 수행하였다.

굽힘모멘트-변위선도에서 탄성한도까지를 Stage I, 최대굽힘강도까지를 Stage II, 그리고 파단에 이르기까지를 Stage III라고 하였다. 각 시험편의 최대굽힘강도가 다르기 때문에 시험편 마다 구간이 약간씩 다르다. 굽힘모멘트는 대체적으로 감육비가 클수록 떨어지는 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 4.6에서 부분 감육 시험편의 경우는 전주 감육 시험편에 비하여 굽힘모멘트 값이 대체적으로 높으며, 파단까지 일정한 간격의 완만한 이력을 보이고 있다.

Fig. 4.7에서 전주 감육 시험편의 경우, 감육비가 $d/t=0.6$ 인 감육길이 20 mm인 경우 및 감육비가 $d/t = 0.8$ 의 경우에는 굽힘모멘트의 값이 현저하게 떨어짐을 알 수 있다. 이것은 AE 주파수 분석 결과에서도 유사한 특성을 나타낸다.

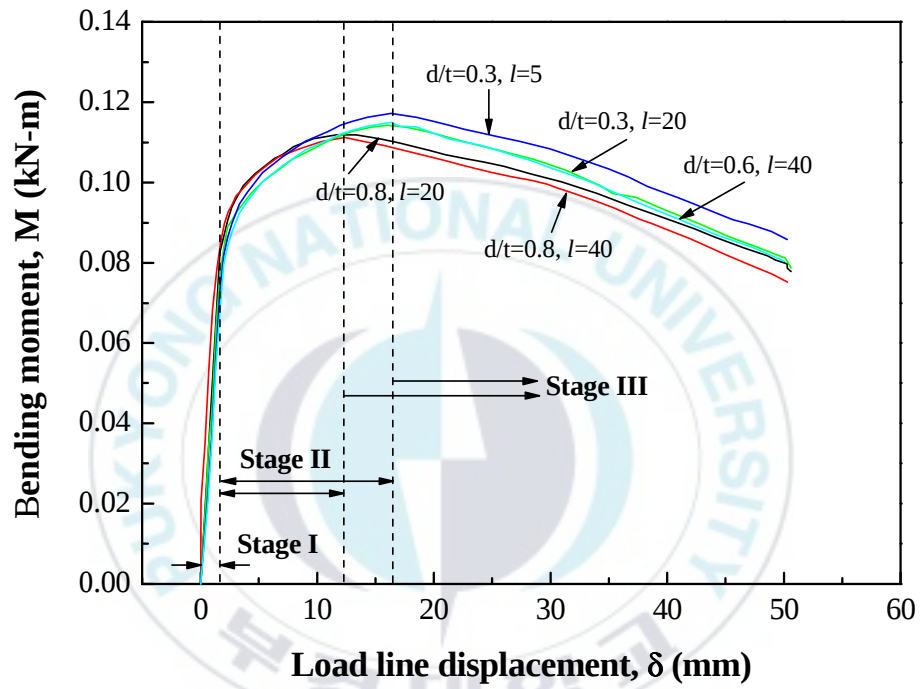


Fig. 4.6 Bending moment-load line displacement of specimens with partial wall thinning

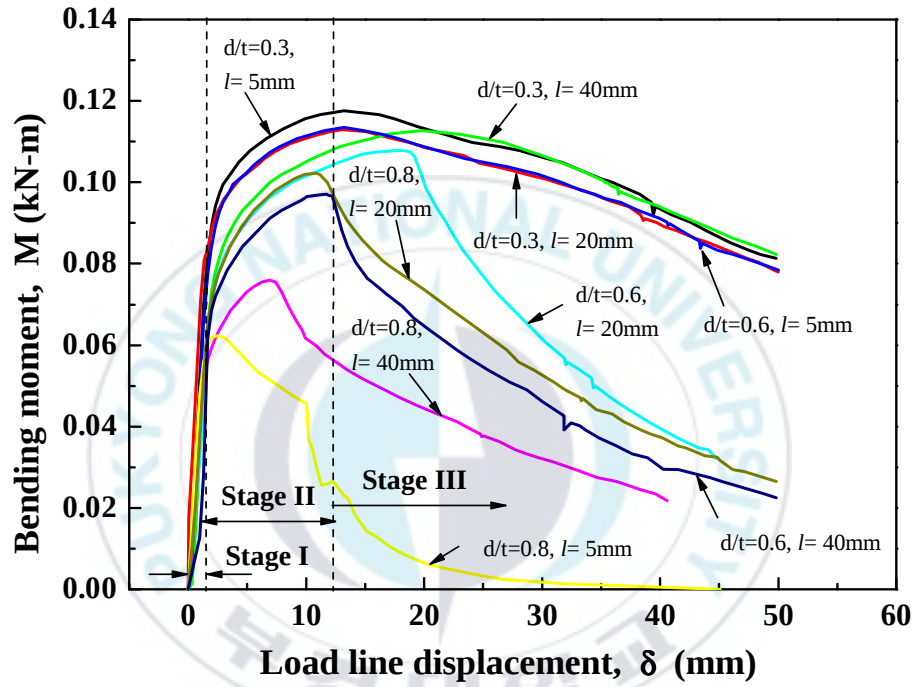


Fig. 4.7 Bending moment-load line displacement of specimens with all-circumferential wall thinning

4.3.3 음향방출 특성

Fig. 4.8과 Fig. 4.9는 굽힘시험 시에 각 시험편에서 발생된 AE 이벤트의 히트 수를 누적한 결과이다. 시험편의 형상과 재질에 따라서 AE 이벤트의 누적 히트 수의 특징을 보이고 있다. Fig. 4.8은 굽힘 시험에 있어서 과도한 감육비의 경우에 해당하는 $d/t = 0.8$ 의 경우가 상대적으로 많은 누적 히트 수를 보이고 있다. $\ell = 20$ mm인 경우, 약 900 sec에서 급작스런 변형이 일어나서 누적 수가 증가한 것이며, $\ell = 40$ mm인 경우 변형 초기에 AE가 많이 발생된 이유인 것으로 사료된다.

Fig. 4.9는 과도한 형상 변화를 가진 $d/t = 0.3$ ($\ell = 40$ mm, CIR)과 $d/t = 0.8$ ($\ell = 5$ mm, CIR)에서 상대적으로 많은 누적 히트 수를 보이고 있다. 이러한 현상은 이벤트 누적 수의 증가 속도가 일정한 것으로 보아 초기 변형의 영향이 큰 것으로 생각된다.

실제적으로 분별하기 어려운 문제는 하중을 가하기 시작하여 최종 파단에 이르기까지 많은 AE의 누적 히트를 나타내고 있으나, 매회의 그 히트가, 독립적으로 최대 진폭값과 지속시간을 가지면서 평가 대상으로 여겨지는 상태의 AE 신호 속에 포함되어 있지가 않다는 것이다. 히트가 속해진 이벤트를 찾아 살펴보면 거의 잡음 수준에 머물러 있는 경우가 많아서 독립적이고 온전한 이벤트에 가까운 것을 얻기가 어려웠다.

Fig. 4.10은 감육비 $d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm의 전주 감육 시험편에 대한 신호의 분석 결과이다. 신호에 있어서 한 사상에 대한 샘플링 시간 동안에 포함되어 있는 주파수 중에는 진폭이 큰 성분도 있으나, 시간-주파수 응답 해석을 수행하면 주파수의 스펙트라 밀도가 가장 높은 신호를 구할 수 있는데, 이 경우에는 244.14 kHz와 195.31 kHz의 성분이

이에 해당된다.

$d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm의 부분 감육 시험편은 굽힘 시험 중 탄성한도 이내인 Stage I에서도 AE가 발생하였다. Fig. 4.11과 같이 Stage II에서 발생된 AE 신호의 주파수는 Stage I보다 대체적으로 높은 범위를 보이고 있다. 이 경우 Stage III에서는 평가할 정도의 AE가 없었다. 부분감육시험편의 감육비 $d/t = 0.3$, $\ell = 20$ mm의 시험편은 Stage II에서 평가할 정도의 AE가 발생하기 시작하여 Stage III까지 발생하였으며, Stage II의 주파수와 근접한 성분 또는 훨씬 높은 주파수가 발생하였다. Stage III의 부분감육시험편의 감육비 $d/t = 0.6$ 은 $d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm인 경우의 Stage I의 주파수 분포와 유사한 분포를 보이고 있다. 부분감육시험편의 감육비 $d/t = 0.8$ 은 높은 주파수가 간혹 발생하나 현저하게 낮은 주파수가 주류를 이루고 있다. 이상과 같은 주파수 군의 분포 양상으로 보아서 부분감육시험편의 감육비 $d/t = 0.6$ 이상은 낮은 주파수의 AE 신호가 발생할 것으로 생각된다.

Fig. 4.12는 전주 감육 시험편의 굽힘 시험에서 얻어진 AE를 나타낸다. 전주 감육 시험편의 경우 Stage I은 AE가 발생되지 않았다. 감육비 $d/t = 0.6$ 인 경우, 건전한 튜브의 주파수의 응답 분포에 비하여 상대적으로 낮은 영역에서 분포하고 있다. 볼 시험에서 감육비가 커질수록 탄성파의 응답주파수는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수를 기준하여 약간씩 낮아지는 경향이 있다. 이러한 현상은 감육비가 0.6의 경우, 시험편의 감육 길이 5 mm까지는 이와 같은 일정한 경향을 유지하였다. 그렇지만, 감육 길이가 이 보다도 길든지 아니면 감육비가 이 보다도 더 큰 경우는 불규칙하게 분산된 경향이 나타났다.

감육비 $d/t = 0.8$ 인 전주 감육의 경우, Stage III에서부터 평가할 수 있

는 정도의 AE가 발생되었으며, 평가된 주파수군의 분포는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포와 유사한 범위 또는 현저하게 낮은 주파수의 분포를 나타내었다.

부분 감육의 경우, 그것은 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포보다도 현저하게 낮은 주파수 범위 내에서 집중된 형태를 나타내었다.



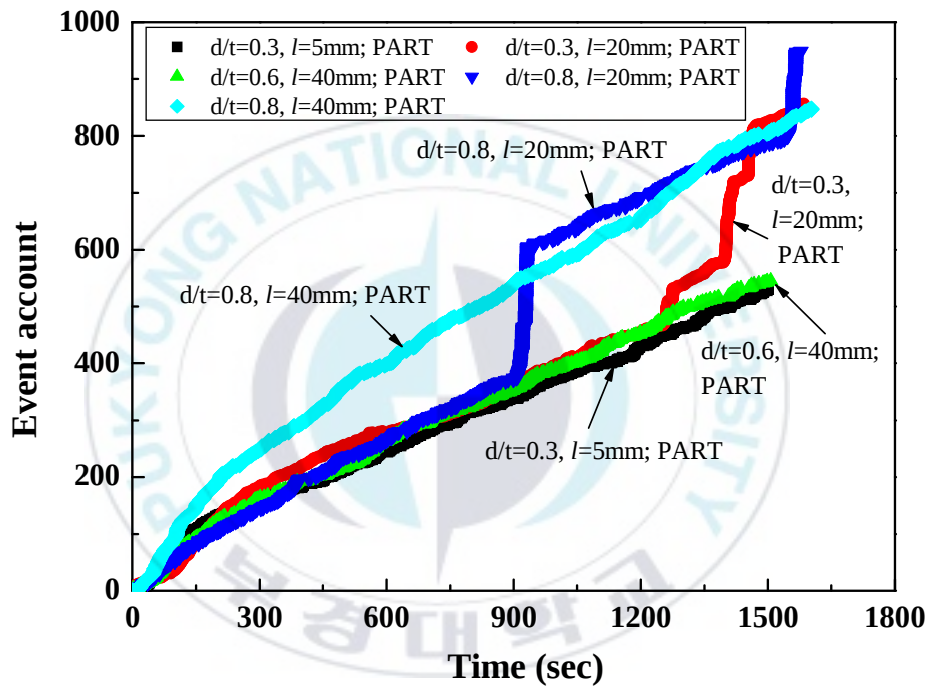


Fig. 4.8 Event account of specimens with partial wall thinning

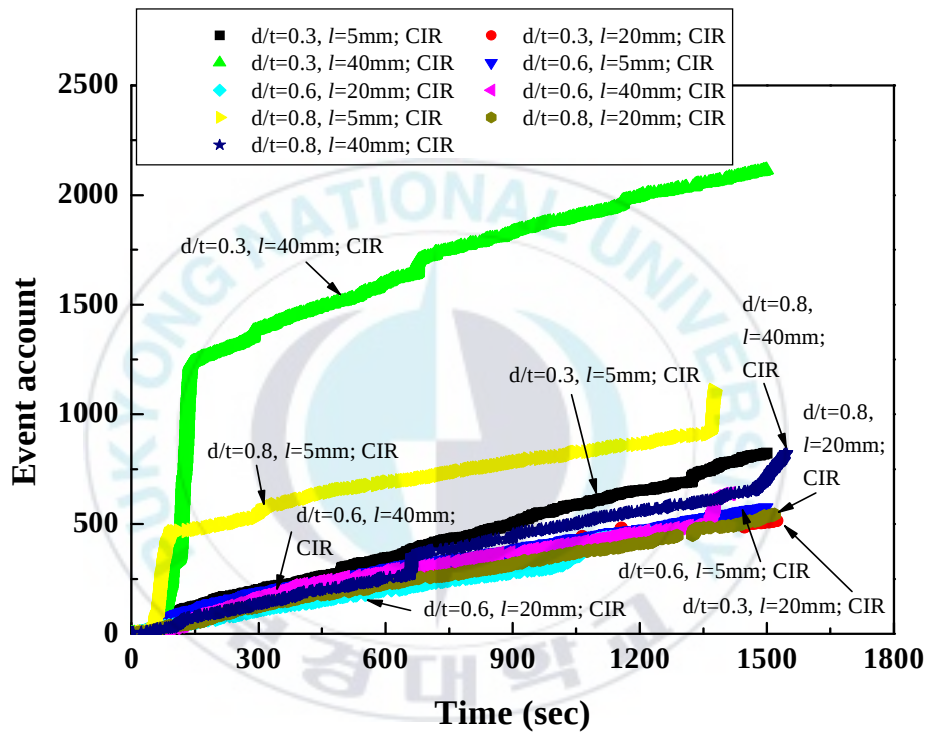


Fig. 4.9 Event account of specimens with all-circumferential wall thinning

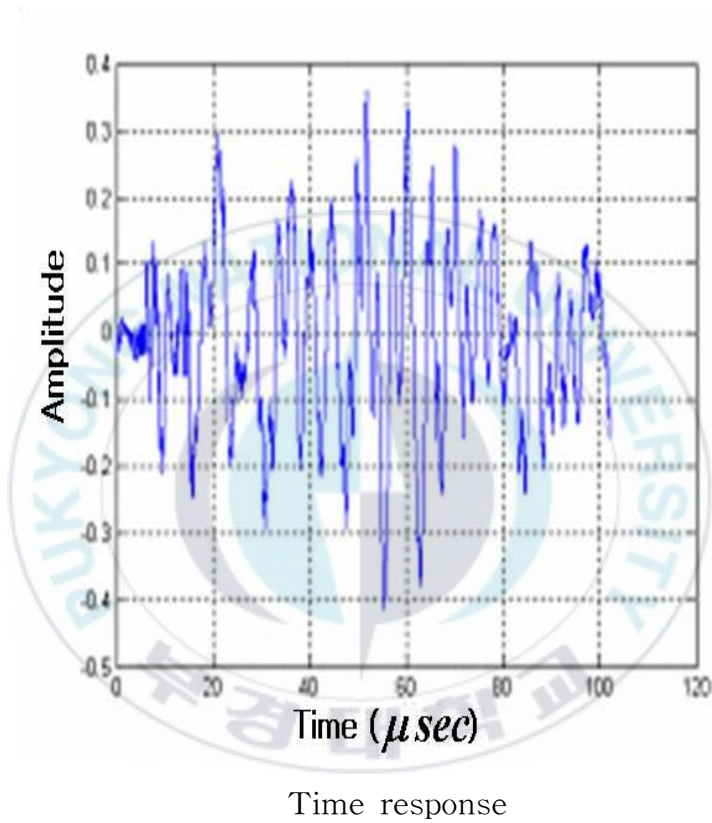
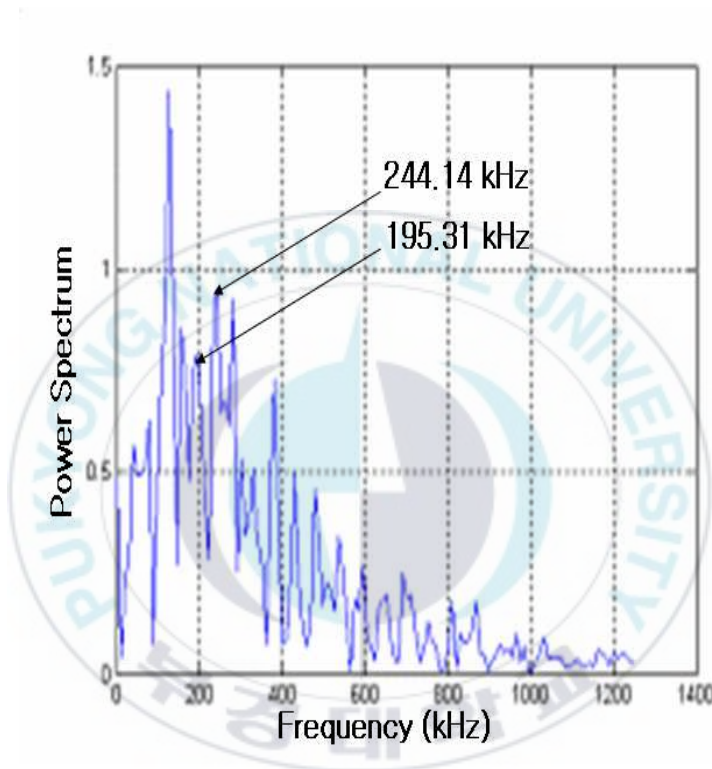
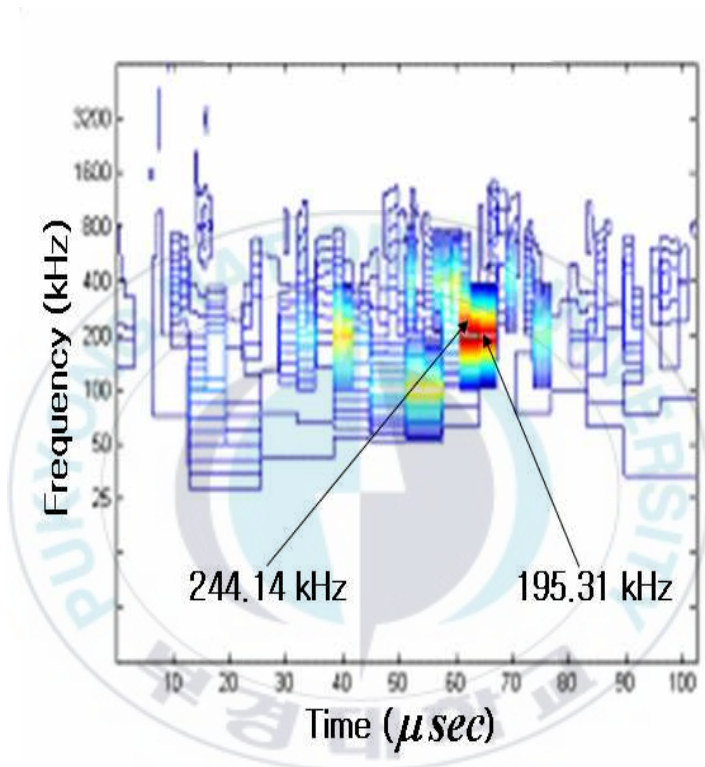


Fig. 4.10(a) Time response for frequency analysis and wavelet analysis of AE signal($d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm; CIR)



Frequency analysis

*Fig. 4.10(b) Frequency analysis of AE signal
($d/t = 0.3$, $\ell = 5 \text{ mm}$; CIR)*



Wavelet analysis

*Fig. 4.10(c) Wavelet analysis of AE signal
($d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm; CIR)*

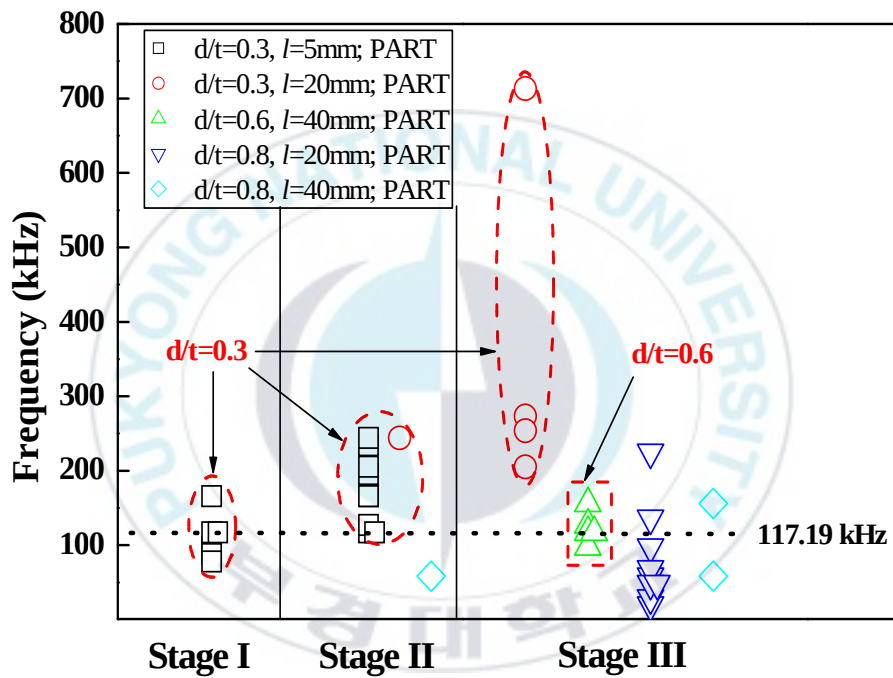


Fig. 4.11 Frequency of specimens with smooth and all-circumferential wall thinning by bending moment test

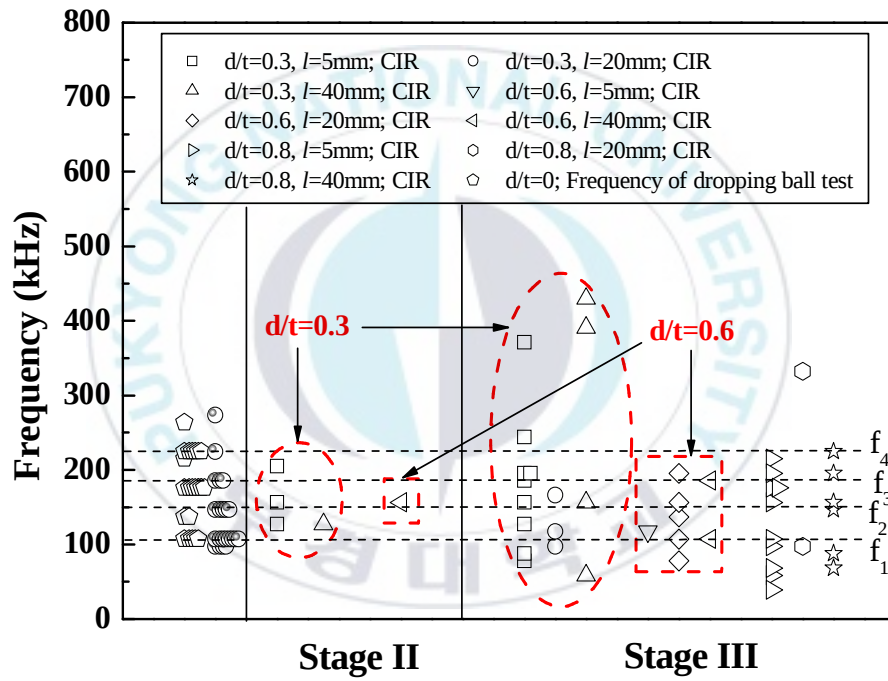


Fig. 4.12 Distribution of frequency of specimens with partial wall thinning by bending moment test

4.4 요약

건전한 세관의 경우를 기준으로 하여 손상 감육 깊이와 길이의 변화에 따른 굽힘강도와 탄성과 특성을 평가하였다.

(1) 감육비가 $d/t = 0.3$ 인 전주 감육의 경우, Stage I에서는 잡음성 신호 이외에 평가할 수 있는 정도의 AE는 발생하지 않았다. 이 경우, Stage II에서 발생한 AE는 감육 형상에 관계없이 건전한 튜브의 탄성과 주파수 분포와 유사하였다. 즉, 감육비가 적은 경우는 건전한 튜브와 거의 유사한 주파수 특성을 가진다.

Stage III에서는 전주 또는 부분 감육의 경우, 주파수의 분포는 서로 다른 양상을 보이고 있다. 부분 감육의 경우는 Stage II에서 발생한 주파수 성분과 근접하거나 그 보다 높은 주파수가 발생하였다. 전주 감육의 경우는 볼 시험에서 얻어진 주파수 군집과 유사한 범위의 분포를 이루고 있으나, 그 보다도 낮거나 배나 높은 주파수 성분이 공존하고 있는 것으로 나타났다.

(2) 감육비가 $d/t = 0.6$ 인 전주 감육의 경우, Stage I에서는 잡음성 신호 이외에 평가할 수 있는 정도의 AE가 발생하지 않았으며, Stage II에서부터 평가할 수 있는 정도의 AE가 발생되었다. Stage III에서 평가된 주파수군의 분포는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포와 유사한 범위의 주파수 분포를 하고 있다. 부분 감육의 경우, 그것은 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포보다도 좁은 범위 내에서 집중된 형태를 보였다.

(3) 감육비가 클수록, 전주 감육의 경우, 주파수 분포의 특성은 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포 범위를 기준하여 낮거나 현저하게 높은 주파수 범위로 분포하는 형태를 보였다. 부분 감육의 경우는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포 범위를 기준하여 낮은 주파수 범위로 집중하는 형태를 보인다.

(4) 볼 시험에서 감육비가 커질수록 탄성파의 응답주파수는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수를 기준하여 약간씩 낮아지는 경향이 있었다. 이러한 현상은 감육비 0.6의 경우, 시험편의 감육 길이 5 mm까지는 이와 같은 일정한 경향을 유지하였다. 그렇지만, 감육 길이가 길든지 아니면 감육비가 더 큰 경우는 불규칙하게 분산된 경향이 나타났다.

(5) 전주 감육의 경우, 일반적으로 감육비가 커질수록 구조강성은 약해진다. AE 주파수 분포의 특성에는 높은 주파수가 간혹 공존하지만 대개의 경우 낮은 주파수 성분이 지배적이었다.

시험된 결과의 굽힘 강도와 주파수 특성으로 견주어 본다면, 실제로 상정 가능한 마모형태를 고려할 경우, 감육비가 60 % 이하 정도까지도 충분한 안정성을 가진다고 판단된다.

제 5 장



본 연구에서는 원자력 발전소 증기발생기 전열관 튜브로 사용되는 인코넬 690을 사용하여 장시간 사용함으로서 발생하는 감육 현상을 모의하여 4점 굽힘시험을 실시하고, 유한요소 해석을 실시하여 실험과 해석을 비교하였다. 또한 굽힘시에 발생하는 탄성파를 검출하여 재료특성을 평가하였으며, 모니터링 기법의 개발에 적용하기 위하여 감육부에 steel ball을 낙하시켜 발생하는 탄성파를 검출하여 wavelet 해석을 실시하였다.

그 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

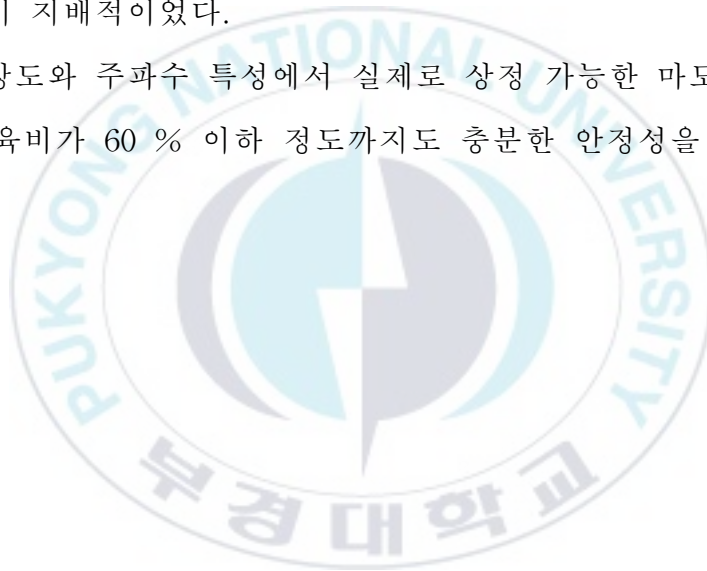
증기발생기 전열관의 감육부에 대한 실험과 해석에 의하여 손상평가를 행한 결과, 감육부의 형상에 따라 강도 및 변형의 정도가 다르게 나타남을 알 수 있었다. 이것으로부터 감육비 및 감육길이가 강도와 변형을 결정하는 파라미터라는 것을 나타내었다.

해석과 실험의 결과 비교에 있어서 건전배관과 감육비가 작고, 감육길이가 짧았던($d/t = 0.3$, $\ell = 5$ mm) 경우 및 감육비가 큰($d/t = 0.8$) 경우에는 실험과 해석에서 다소 차이가 발생하였다. 이는 실험에 있어서 박판두께의 경우 특히 본 연구에 사용된 Inconel 690세관과 같은 고연성재료인 경우에는 감육부 이외에 하중 부하부분의 변형이 상대적으로 결과에 반영되어진 것으로 판단된다. 전반적으로는 실험과 해석결과가 유사한 경향을 나타내었다. 또한, 주어진 식에 의해 균열발생을 예측가능함을 나타내었다.

건전한 세관의 경우를 기준으로 하여 손상 감육 깊이와 길이의 변화에 굽힘강도와 탄성파 특성을 평가하였다. 감육비가 클수록, 전주 감육의 경우, 주파수 분포의 특성은 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포

범위를 기준하여 낮거나 현저하게 높은 주파수 범위로 분포하는 형태를 보였다. 부분 감육의 경우는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수 분포 범위를 기준하여 낮은 주파수 범위로 집중하는 형태를 보인다. 볼 낙하시험에서 감육이 커질수록 탄성파의 응답주파수는 건전한 튜브의 탄성파의 주파수를 기준하여 약간씩 낮아지는 경향이 있었다. 전주 감육의 경우, 일반적으로 감육비가 커질수록 구조강성은 약해진다. 탄성파 주파수 분포의 특성에는 높은 주파수가 간혹 공존하지만 대개의 경우 낮은 주파수 성분이 지배적이었다.

굽힘 강도와 주파수 특성에서 실제로 상정 가능한 마모형태를 고려할 경우, 감육비가 60 % 이하 정도까지도 충분한 안정성을 가진다고 판단된다.



참 고 문 헌

- (1) K. Yagawa (1987), "Report of Surry Nuclear Power Plant 2 Reactor Pipe Failure America", Journal of Japan Nuclear Society Vol. 29, No. 7, pp. 621.
- (2) 日本原子力研究所, "Surry原子力発電所の配管破断事故", Journal of Japan Nuclear Society Vol. 29, No. 11, pp. 952.
- (3) 長谷川邦夫, 坂田信二, 清水 翼, 志田 茂 (1983), "周方向表面亀裂を有する壓力配管の漏泄荷重評價法", 日本壓力技術, 第21卷, 第1号, pp. 16.
- (4) K. Hasekawa, S. Sakata, T. Shimizu and S. Shida (1983), "Prediction of Fracture Tolerances for Stainless Steel Pipes with Circumferential Cracks", ASME International Journal of Pressure Vessel and piping, Vol. 95, PP. 65.
- (5) A. F. Deardorff and S. H. Bush (1990), "Development of ASME Section Criteria for Erosion-Corrosion Thinning of Carbon Steel Piping", ASME PVP, PVP-Vol. 186, NDE Vol. 7 pp. 71.
- (6) J. F. Mathonet, J. Mcherasse, C. L. Leblois and M. A. Guyette, "Belgian Methodology for Evaluation of Erosion Corrosion Phenomena in Unit 1;2;3&4 of DOEL Nuclear Power Plant (NPP)"
- (7) 長谷川邦夫 外 4人 (1991), "軸力を受ける炭素鋼配管の浸蝕による局部減肉の許容基準", 日本機械學會論文集(A), Vol. 57, No. 539, pp. 1470.
- (8) 日本原子力研究所機器信賴性研究室 (1993. 5), "配管信賴性實證試験技術報告書", JAERI-M93-076, pp. 104.

- (9) S. H. Ahn, K. W. Nam, Y. S. Yoo, K. Ando, S. H. Ji, M. Ishiwata and K. Hasegawa (2002), "Fracture Behavior of Straight Pipe and Elbow with Local Wall Thinning", Nuclear Engineering and Design, Vol. 211, Issues 2-3, pp. 91~103.
- (10) 이충헌, 김경애 (1999), "초음파 탐상검사", 세진사, pp. 183~189.
- (11) 한국비파괴검사학회 (2002), "비파괴검사개론", 도서출판 골드, pp. 245~269
- (12) 남영현 (2000), " Evaluation of Fracture Appearance Transition Temperature to pressure Vessel by Ultrasonics, 비파괴검사학회지, Vol.20, No.5.
- (13) 장영수, 김진호, 정현조, 남영현 (1999), " 시간 및 주파수 영역에서의 신호처리 기술에 의한 초음파 속도와 감쇠의 측정" 비파괴검사학회지, Vol.19, No.2.
- (14) 탄성파이용기술연구회, 탄성파이용기술 입문 시리즈 제 1권 "음향방출", pp. 1~45
- (15) 한국비파괴검사학회, "음향방출시험 (I)" pp. 6~13,
- (16) 이건찬, 오정환, 남기우, 이주석 (1999), "열화된 SUS316강의 시간-주파수 해석에 의한 비파괴평가", 비파괴검사학회지, Vol. 19, No. 4, pp. 270~276.
- (17) 이건찬 (1999), "시간-주파수 해석법에 의한 초음파와 AE신호의 비파괴 특성 평가에 관한 연구", 부경대학교 대학원 공학석사 학위논문.
- (18) Don E. Bray, Roderick and Stanley (1989), "Nondestructive Evaluation", pp. 179~211
- (19) 탄성파기술연구회, "AE", pp. 4~12.

- (20) ASNT (1987), "Nondestructive testing handbook-Volumn 5 Acoustic Emission Testing", 2nd Edition, American Society for Nondestructive Testing.
- (21) Donoho, D. and Johnstone, I. (1994), "Ideal Spatial Adaptation by Wavelet Shrinkage", Biometrika, Vol. 81, pp. 425~455.
- (22) Donoho, D. and Johnstone, I. (1995), "Adapting to Unknown Smoothness via Wavelet Shrinkage", J. Amer. Statist. Assoc., Vol. 90, pp. 1200~1224.
- (23) Kim, Y. Y., Jang, G. W., and Kim, J. E. (2001), "Multiscale Wavelet-Galerkin Method for Meshless Analysis of Plane Elasticity Problems", in Computational Mechanics, New Frontiers for the New Millennium, Edited by S. Valliappan and N. Khalili, pp. 959 ~ 964, Elsevier, Amsterdam.
- (24) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III. (1992)
- (25) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI. (1998)
- (26) 안석환, 남기우, 김선진, 김진환, 김현수, 박인덕 (2002). "감육배관의 손상모드에 따른 음향방출 특성" 한국해양공학회지, 제16권, 제5호, pp 66-72.
- (27) 안석환, 남기우, 김선진, 김진환, 김현수, 도재윤 (2003). "감육배관의 굽힘하중에 의한 손상모드와 파괴거동 평가" 대한기계학회논문집 A 권, 제27권, 제1호, pp 8-17.
- (28) Ahn, S.H., Ando, K., Ishiwata, M. and Hasegawa, K. (1998). "Plastic Collapse behavior of Pipes with Local Wall Thinning Subjected to Bending Load Allowable Limit", JHPI, Vol 36, No 4, pp 225-234.

- (29) Miyazaki, K., Kanno, S., Ishiwata, M., Hasegawa, K., Ahn, S. H. and Ando, K. (1999). "Fracture Behavior of Carbon Steel Pipe with Local Wall Thinning Subjected to Bending Load", Nuclear Engineering and Design 191, pp 195-204.
- (30) 신규인, 박재학, 김홍덕, 정한섭, 최영환 (2004) "T-형 복합 균열이 존재하는 증기발생기 전열관의 파열압력 시험 및 해석" 대한기계학회논문집 A권, 제28권, 제2호, pp 158-164.
- (31) McDonald, P.E., Shah, V.N., Ward, L.W. and Ellison, P.G. (1985). "Steam Generator Tube Failures", NUREG CR-6365.
- (32) Frederick, G. and Hernalsteen, P. (1985). "Tube Sheet and Expansion Transsition Cracking at Doel 3 and Tihange", EPRI Workshop in Primary Side SCC, San Diego.
- (33) 박명규, 김영종, 전장환, 김종민, 박준수 (1996). "증기발생기 전열관 확관천이부위 축방향 관통균열의 관막음 기준에 관한 연구" 대한기계학회논문집 A권, 제20권, 제9호, pp 2894-2900.
- (34) 김현수, 김종성, 진태은, 김홍덕, 정한섭 (2004). "관통균열이 존재하는 증기발생기 전열관의 파열압력 평가", 대한기계학회논문집 A권, 제28권, 제7호, pp 1006-1013.
- (35) Miyazaki, K., Nebu, A., Kanno, S., Ishiwata, M. and Hasegawa, K. (2002). "Study on Fracture Criterion for cabon steel pipes with Local Wall Thinning", J. of High pressure Institute of Japan, Vol 40, No 2, pp 62-72.
- (36) 안석환, 남기우 (2005). "굽힘하중을 받는 배관의 파손에 미치는 감육의 영향" 대한기계학회논문집 A권, 제29권, 제4호, pp 606-613.

- (37) Weiss, V. (1972). Proceeding 1st Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials, pp 159.
- (38) 이병일, 심상한, 강정윤, 이상래 (1999), “원자력 증기발생기 결함 세관 보수용 폭발 Plugging에 관한 연구”, 대한화약발과공학회지, 17권, 4호, pp. 18-31.
- (39) 이병일, 강정윤, 이상래 (1999), “원자력 증기발생기 결함 세관 보수용 폭발 sleeving에 관한 연구”, 대한화약발과공학회지, 17권, 4호, pp. 8-17.
- (40) Hernalsteen, P., (1993), “PWSCC in the tube expansion zone - an overview ”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 143, No. 2/3, pp. 131.
- (41) Jackson, P. S.; Sears, M., (1996), “Probability of Detection for ODSCC at Tube Support Plates”, ICONE -PROCEEDINGS- Nuclear engineering; ICONE-4, International conference; 4th Selected papers, New Orleans; LA 1996; Mar
- (42) Vincent, L. (1993), “Materials and fretting”, ESIS PUBLICATION Fretting fatigue International symposium Selected papers, Sheffield 1993; Apr
- (43) Diane Screnci, Neil A. Sheehan (1997), “NRC Supplements Confirmatory Action Letter to Main Yankee”, U.S. Nuclear Regulatory Commission
- (44) 과학기술부 고시 2004-13호(원자로 시설의 가동중 검사에 관한 규정)
- (45) 증기발생기 열화평가 보고서(KHNP-SGMP-DA-2006U5-02,

Rev.0)

(46) US nrc Regulatory Guide 1.121 "Bases for Plugging Degraded PWR Steam Generator Tubes" (1976)

(47) Ki Woo Nam, Seok Hwan Ahn and Jin Wook Kim (2005), "Nondestructive evaluation in materials using time-frequency analysis methods", Key Engineering Materials, Vol. 297-300, pp. 2090~2095.

(48) Kiwoo Nam, Ajit Mal (2001), "Characteristics of Elastic Waves Generated by Crack Initiation in Aluminum Alloys under Fatigue Loading", Journal of Materials Research, Vol. 16, No. 6, pp. 1745~1751.

(49) H. Suzuki, et. all, "Wavelet Transform of Acoustic Emission Signals", J. of Acoustic Emission Vol. 14, No. 2, pp. 69~84.

(50) Jin Wook Kim, Yeoung Woon Kim, Chang Kwon Moon, Seok Hwan Ahn and Ki Woo Nam (2006), "Non-Destructive Evaluation and Strength Characteristics of CFRP with Heat Damage", International Journal of Modern Physics B, Vol. 20, No. 25-27, (in print)

(51) J. W. Kim, K. W. Nam and S. H. Ahn, (2004), "Nondestructive Evaluation of Pipes with Local Wall Thinning by Wavelet Analysis of Elastic Wave", Key Engineering Materials, Vol. 270-273, pp. 954~958.

(52) Ki Woo Nam, Seok Hwan Ahn and Jin Wook Kim (2005), "Nondestructive Evaluation in Materials using Time-Frequency Analysis Methods", Key Engineering Materials, Vol. 297-300, pp.

2090~2095.

(53) 정희돈, "음향방출법의 공학적 이용을 위한 기초", 대한기계 학회지, 제34권, 제1호, pp. 20~32, 1994.

(54) 박은수, 박익근, 송성진, "비파괴평가공학", 학연사, pp. 281~314, 2002.

(55) 고진현, 국정한, 권호영, 박종건, "최신비파괴검사개론", 원창출판사, pp. 207~218. 1998.

(56) 이시윤, "저압배관용 폴리에틸렌과 고압배관용 탄소강의 음향방출 특성", 부경대학교 박사학위 논문, 2004.



<논문집, *Journal Publication*>

1. 성기용, 안석환, 남기우 (2006), " 감육된 증기발생기 전열관의 유한요소 해석 ", 한국동력기계공학회지, 제10권, 제3호, pp. 38~44.

K.Y. Seong, S.H. Ahn and K.W. Nam (2006), " Finite Element Analysis for Wall Thinned Steam generator Tubes ", The Korean Society for Power System Engineering, Vol. 10, No. 3, pp. 38~44.

2. S.H. Ahn, K.Y. Seong, J.W. Kim and K.W. Nam (2007), " Wavelet Analysis of Elastic Wave for Wall Thinned Inconel 690 Tubes ", Key Engineering Materials (in print)

3. 성기용, 안석환, 윤자문, 남기우 (2007), " 증기발생기 전열관 감육부의 강도 및 손상평가 ", 한국해양공학회지 (인쇄중).

K.Y Seong, S.H Ahn, J.M. Yoon and K.W. NAM (2007), " Failure Assessment and Strength of Steam Generator Tubes with Wall Thinning ", The Korean Society of Ocean Engineers (in print).

감사의 글

평소 저를 도와주신 많은 분들의 모습이 스쳐 지나갑니다. 너무나 고맙고 제 인생에서 소중한 분들입니다. 제가 도움을 받은 것처럼 저도 이제는 다른 분들을 조금이나마 도우며 살아가야겠습니다.

십년을 넘게 보아오지만 항상 변함이 없으신 남기우 지도교수님께 감사를 드립니다. 그리고 주심을 맡아주신 김진욱 박사님을 비롯하여 논문이 완성되기까지 많은 지도를 해주신 안병현 교수님, 도재윤 교수님께 감사를 드립니다. 그리고 항상 제가 고마워하고 있는 안석환 교수님께 진심으로 감사를 드립니다. 항상 격려의 말씀을 해 주신 문창권 교수님께도 감사를 드립니다. 안병건 교수님, 같이 졸업을 맞이하는 석금철 박사님께도 감사를 드립니다. 그리고 연구실 선,후배님들(손창석, 김성광 등)에게도 감사를 드립니다. 기계연구원 변준형 박사님, 경남대 생산자동화기술혁신센터 소장 강재관 교수님, 그리고 함께 근무하고 있는 연구원(장태규, 정왕기, 조인설, 배금수, 염경섭, 이흥주, 이용식, 송병식, 박창문, 김도형, 박윤경, 이나령, 김영진)들에게도 진심으로 감사를 드립니다. 그리고 인생을 살아가는 친구이자 동생인 강태호, 박수돌군에게도 감사를 드립니다.

올 한해는 저에게는 정말 잊지 못할 행운의 한해가 되었습니다. 많은 좋은 결실들을 맺은 해이기 때문입니다. 이 모든 것이 저를 아껴주시고 사랑해 주시는 분들이 계시기에 가능한 일이었습니다. 특히, 고등학교 친구인 북면에 살고 있는 김세욱, 마산에 살고 있는 이성우, 진주에 살고 있는 배수영 친구에게도 감사의 마음을 전합니다. 창녕중학교 친구

들(김태원, 성민환, 노기호, 성특경, 김종득, 박철웅, 박상돈, 성광석, 성용섭, 성한경, 안종필, 안상욱, 하종철, 하종태, 하현대, 최용영, 이삼대, 조외상, 박재용, 성태경, 김종환, 김용갑, 성태룡, 공종곤, 성재경, 구이근 등)과 창녕 선,후배님들에게도 감사를 드립니다.

제 고향인 창녕에 가면 우포늪이 있고 어릴 때부터 좋아했던 많은 새들과 물고기들이 살고 있습니다. 창산동네 뒷산에는 아직도 꿀밤나무들이 많이 자라고 있습니다. 그리고 세상에서 제일 저를 사랑해주시는 부모님께서 생활하고 계십니다. 아버지 성원경 옹, 어머니 하순덕 여사께 저를 낳아서 길러주시고 가르쳐주셔서 정말 감사하다고, 사랑한다고 제 마음을 감사의 글에 남깁니다. 그리고 형 성기상, 형수 최명숙, 조카 선진이, 선민이, 선주에게도 감사의 마음을 전합니다.

끝으로 항상 나와 함께하고 있는 사랑하는 아내 이봉자, 눈에 넣어도 아프지 않을 것 같은 큰아들 성문수, 작은아들 성진수에게 정말 감사하고 항상 서로 사랑하며 살아가기를 기도합니다.

남을 이롭게 함으로써 내가 이로워진다는 진리를 항상 가슴에 새기며, 제가 많은 도움을 받은 것처럼 항상 남을 먼저 생각하는 삶을 살아가겠습니다. 많은 분들께 다시 한 번 감사의 마음을 전합니다.

2006년 12월

따뜻한 겨울 한 날 감사의 마음을 되새기며.....

성 기 용