

최종 보고서

**원전 페라이트 강 배관의
비소규모항복조건하의 동적 파괴 거동
평가기술 개발**

**Evaluation of Dynamic Fracture Behaviors
under Non-Small Scaled Yielding Condition for
Nuclear Ferrite Piping**

연구기관

전 남 대 학 교

과 학 기 술 부

제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀하

본 보고서를 “ 원전 패라이트 강 배관의 비소규모항복조건하의 동적파괴거동 평가기술 개발에 관한 연구” 과제의 최종보고서로 제출합니다.

2001. 8 . 31 .

연 구 기 관 명 : 전남대학교

연 구 책 임 자 : 강 기 주

요 약 문

I. 제 목

원전 페라이트 강 배관의 비소규모항복조건하의 동적 파괴 거동 평가기술 개발

II. 연구의 목적 및 필요성

충분한 구속조건을 가지지 못하는 실제 배관에서의 3차원 균열의 안정성 평가를 위해 두께 방향의 구속을 고려한 2개 매개변수를 이용한 J-R곡선을 측정하였다.

III. 연구의 내용 및 범위

직류전위차법에 의한 균열 길이의 측정과 모아레 간섭법, 디지털 카메라, 레이저 스페클에 의한 A_2 의 측정을 이용하여 A_2-T_z 에 따른 J-R곡선의 변화를 알아보았다. 또한 유한요소해석을 통하여 시편의 두께와 하중에 따른 T_z 의 변화를 알아보았다. 그 결과를 이용하여 실제 원전 배관에 적용하여 보았다.

IV. 연구 결과

유한요소해석과 실험을 통하여 A_2-T_z 에 따른 J-R곡선의 변화에 대한 데이터의 축적으로 다양한 배관에 대한 균열의 안정성 평가가 가능하며 이를 위해서는 2차원 해석이 아닌 3차원 유한 요소해석이 필요하다. 또한 실제 원전 배관에서의 동적 파괴 거동을 예측하고 LBB 설계기법을 개발할 시에 이와 같이 두께방향의 구속조건을 고려한 2개 매개변수법의 적용이 필요하며 이를 위해서는 더욱 많은 구속조건에 대한 J-R곡선의 변화에 대한 데이터의 축적이 필요하다. 동적 변형 시호를 고려할 시에도 마찬가지로 두께방향의 구속조건을 고려한 2개 매개변수법을 적용하여야 한다.

V. 연구 결과의 활용계획

동적변형시호를 고려한 A_2-T_z 이론의 적용이 논의되고 J- A_2-T_z 이론에 의한 동적파괴 거동 평가의 방법을 적용한 LBB설계기법을 개발하고 이를 원자력법 제 42조 3의 규정에 의한 관련 제반 Q/A 프로그램을 확립하여야 한다.

S U M M A R Y

1. Title

Evaluation of Dynamic Fracture Behaviors under Non-Small Scaled Yielding Condition for Nuclear Ferrite Piping

2. Object

To evaluate the integrity of actual pipings which don't satisfy plane strain condition, two parameters approach is to be applied and the corresponding J-R curve is analyzed.

3. Contents

DC potential drop method, Moire interferometry, laser speckle strain meter were utilized to monitor the crack growth and consequent near-tip strain distribution on the lateral surface of a CT specimen during stable fracture. Also, in order to take into account of the non-small scaled yielding and out-of-plane constraint, the second and third parameter, A_2 and T_z for various specimen thickness was calculated through finite element analyses on 3-dimensional model of the standard CT specimen. From these results, fracture behavior of actual piping of a nuclear plant was to be estimated.

4. Results

- Data of fracture toughness J-R curves of SA106 Gr.C steel.
- Data of displacement and strain near the crack tip on a lateral surface as the crack advances.
- Development of a method to evaluate A_2 on the middle plane from the measured strain using a new theory of out-of-plane constraint
- 3-dimensional finite element analyses on an actual sized piping, which gives estimatin of the two parameters, J and A_2 .
- Development of procedure of Leak-Before-Break analysis under non-small scale yield condition using the results from experiments and finite element analysis on CT specimens.

5. Application Plan

Some recent achievements of fracture mechanics theory have been proved applicable and valuable for integrity analysis against ductile fracture under large scale yield condition. The procedure developed in this work seems to be used for design and in-site examination. For the purpose, accumulation of data, standardization and Q/C program should be developed first. Also, the same technique for the dynamic fracture should be explored.

CONTENTS

Chapter 1. Introduction	(1)
Chapter 2. Recent Advancements	(4)
Chapter 3. Study Contents and Results	(6)
Section 1. Study contents	(6)
1. A_2 theory	(6)
2. Out-of-plane constraint theory	(8)
3. Finite element analysis	(12)
4. J-R curve	(13)
A. Test specimens and equipments	
B. DCPD method and the measurement of crack length	
5. The measurement of displacement or strain	(21)
A. The measurement of strain field using laser speckle	
B. The measurement of strain field using Moire interferometry	
C. The measurement of displacement using the real picture	
6. Experiment procedure	(33)
A. Preparation of the test specimen	
B. The static fracture experiments	
C. The measurement of A_2 in the static fracture experiments	
(1) The measurement using laser speckle	
(2) The measurement using Moire interferometry	
(3) The measurement using the real picture	
D. The dynamic fracture experiments	

Section 2. Results -----(42)

1. Finite element analysis results of the three-dimensional CT test specimen -----(42)

- A. Stress distribution with z-direction
- B. The effect of the thickness
- C. The variation of T_z
- D. The variation of A_2

2. J-R curve in the static fracture experiments -----(54)

- A. Curve of COD-load
- B. Curve of COD-DCPD
- C. Relationship between COD and crack propagation
- D. Curve of J-R

3. J-R curve in the dynamic fracture experiments -----(58)

4. Relationship between A_2 and crack propagation -----(61)

- A. the A_2 measurement using laser speckle
- B. the A_2 measurement using the real picture

5. The application of nuclear ferritic pipe -----(74)

- A. Procedure of LBB analysis
- B. Finite element analysis

Chapter 4. Result of the Study and Suggestion for Application -----(78)

Section 1. Results of the study -----(78)

Section 2. Suggestion for application -----(79)

Chapter 5. Plan for Application of This Result -----(79)

Chapter 6. References -----(79)

목 차

제 1 장 서 론	(1)
제 2 장 국내·외 기술개발 현황	(4)
제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과	(6)
제 1 절 연구내용	(6)
1. A ₂ 이론	(6)
2. 면외구속(Out-of-plane Constraint) 이론	(8)
3. 유한요소해석	(12)
4. J-R 곡선의 취득 및 해석	(13)
가. 시험 및 실험장치	
나. 직류전위차법과 균열길이 측정	
5. 변위 또는 변형률의 측정	(21)
가. 레이저 스페클에 의한 변형장의 측정	
나. 모아래 간섭법에 의한 변형장의 측정	
다. 실물화상에 의한 변형장의 측정	
6. 실험절차	(33)
가. 시험편 준비	
나. 정적파괴실험	
다. 정적파괴실험 시 A ₂ 의 측정	
(1) 레이저 스페클법에 의한 측정	
(2) 모아래 간섭법에 의한 측정	
(3) 실물화상에 의한 측정	
라. 동적파괴실험	
제 2 절 연구결과	(42)
1. 3차원 CT 시험편의 유한요소해석의 결과	(42)
가. 두께방향으로의 응력의 변화	

나. 두께의 영향	
다. T_2 의 변화	
라. A_2 의 변화	
2. 정적파괴시험에서의 J-R 곡선	(52)
가. COD - 하중 선도	
나. COD - 전압강하 선도	
다. COD - da 선도	
라. J - R 곡선	
3. 동적파괴시험에서의 J-R 곡선	(56)
4. A_2 - da 관계	(59)
가. 레이저 스페클법을 이용하여 구한 A_2	
나. 실물화상을 이용하여 구한 A_2	
다. 측정방법 고찰	
5. 실제원전 배관에의 적용	(74)
가. LBB 해석 절차	
나. 유한 요소 해석	
제 4 장 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도	(78)
제 1 절 연도별 연구목표 및 달성도	(78)
제 2 절 관련분야의 기술 발전에의 기여도	(79)
제 5 장 연구개발결과의 활용계획	(80)
제 6 장 참고문헌	(82)

제 1 장 서 론

배관이나 압력용기에 대한 파괴 건전성 평가를 위해서 파단전 누설(LBB : Leak Before Break)에 대한 해석은 필수적이다. 파단전 누설이란 압력용기, 배관 등에 균열이 존재하여 진전할 때 이 균열이 최종 파단을 일으킬 수 있는 임계길이로 성장하기 전에, 내부기체가 외부로 누설됨으로써 내부압력을 강하시켜 추가 균열 진전을 억제하고 배관내부에서 누출된 유체를 누설감지장치(Leak Detection System)를 통해 감지함으로써 균열의 발견을 가능하게 함으로써 양단순간파단과 같은 사고를 사전에 방지한다는 것이다. 80년대 중반까지 원자력 발전소의 배관계통에 적용되어온 양단순간파단 설계(DEGB : Double Ended Guillotine Break)개념을 대신하여 비교적 최근에 건설된 영광 3~6호기와 울진 3~6호기에 적용되고 있다. 양단순간파단이란 배관이 운전 중 순간적으로 취성파단되어 완전히 둘로 갈라지는 현상을 말한다. 양단순간파단 설계 시에는 가상된 사고에 발생하는 배관 내부에 있던 고온, 고압의 유체가 순간적으로 다량 분출되므로 배관의 주변에 있는 각종 기기 및 부품에 심각한 영향을 미치게 되어 이러한 영향을 최소화하기 위해서 막대한 경비를 들여 파단이 예상되는 위치에 배관파단 구속장치(PWR : Pipe Whip Restraint) 및 유체충돌차단벽(Jet Impingement Shield) 등과 같은 구조물이 대량으로 설치되어 발전소 건설 및 운영에 큰 부담을 주어왔던 사실에 비추어보면 파단전 누설 개념은 파괴 역학적 이론에 기초한 합리적인 설계개념으로 간주되고 있다.

원전의 배관은 호기 당 총 연장 100km정도 되며 전체 원전 설계의 40%를 차지하고 있다. 그 중 파괴 안전성이 고려되는 배관이 70km에 달한다. 그림 1은 원전의 배관 계통로로서 RCS(Reactor Cooling System, 원자로 냉각계), S/L(Surge Line, 가압기 밀림관), SI(Safety Injection, 안전주입), SC(Shutdown Cooling, 정지냉각) 계통배관은 이미 LBB 설계개념이 적용되고 있으나 배관재료의 파괴인성치가 낮고 운전 중 수격현상과 같은 과도현상이 발생할 우려가 있기 때문에 주증기(Main Steam) 배관에는 아직 적용되지 않고 있어 원전건설 시 1기당 200억원에 이르는 PWR 설치비용이 소요되고 있다. 그 이유는 MS배관소재인 저합금 페라이트 강이 고온에서 동적 변형 시효(Dynamic Strain Aging; DSA)와 같은 특이한 거동을 하고, 지진하중과 같은 동적 하중에 의한 파괴에 관한 재료 물성을 측정하기 어려우며, 배관두께가 얇고 재료의 연성 때문에 ASTM 등 표준화된 방법은 적용할 수 없기 때문이다.

안전성평가를 위하여 NUREG 1061, Vol.3⁽¹⁾에 구체적으로 기술된 J-T법을 이용한다. 같은 재료의 표준형 시험편을 파괴실험하여 재료의 파괴저항 특성인 J_{IC} 와 $J-\Delta a$ 곡선을 구하고, 대상구조물에 대한 유한요소해석을 통해서 구해진 부하 J 및 $J-\Delta a$ 곡선과 비교함으로써 균열진전 및 안정성을 파악한다. 즉 다음 조건이 만족하면 불안정 파단이

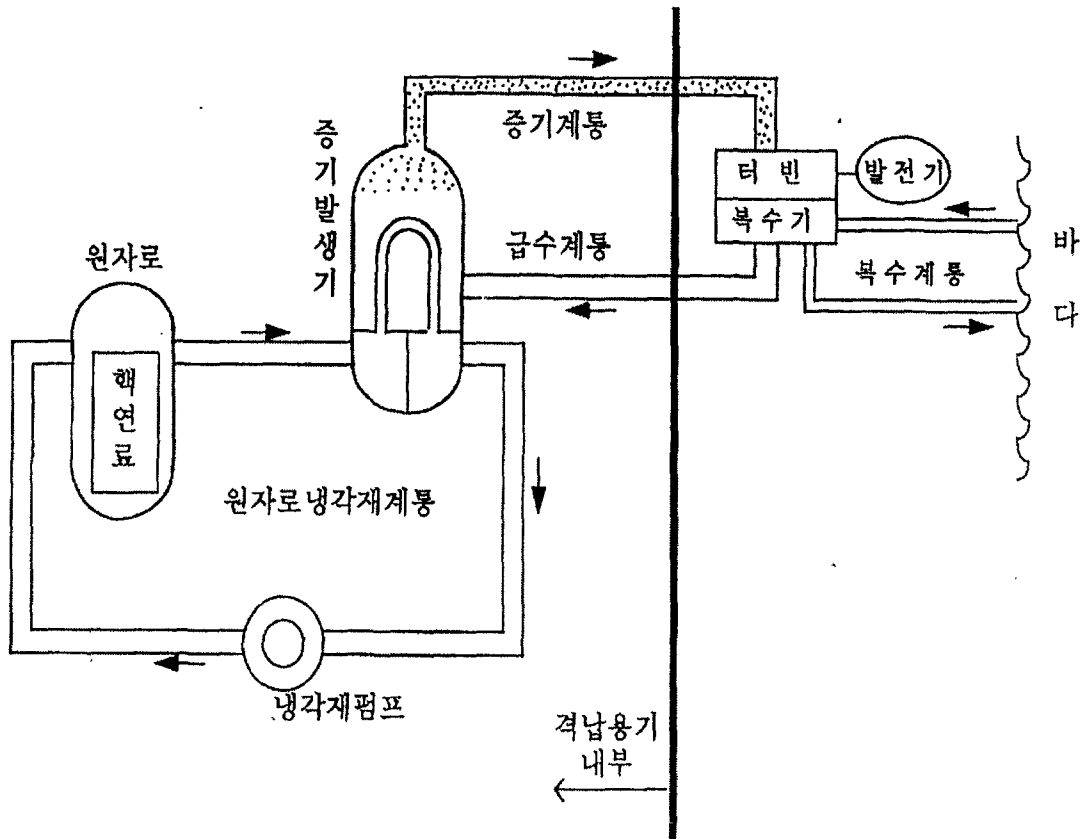


그림 1. 원전 배관 계통도

일어나는 것으로 간주한다.

$$(J)_{\text{material}} < (J)_{\text{applied}} \quad \left(\frac{dI}{da} \right)_{\text{material}} < \left(\frac{dI}{da} \right)_{\text{applied}} \quad (1)$$

위 식은 균열진전거동을 실질적으로 결정하는 균열선단의 응력분포를 한 개의 매개변수인 J 를 이용하여 나타낼 수 있다는 전제하에 성립하며, 이를 위한 조건으로서 시험편 및 대상구조물이 모두 소규모 항복상태에 있어야 한다. 다시 말해서 균열선단 근처의 소성영역크기가 시험편의 다른 기하학적 크기보다 훨씬 작은 경우에만 다음과 같은 HRR 응력장

$$\sigma_{ij} \propto \left(\frac{J}{r} \right)^{1/n+1} \quad (2)$$

이 균열선단에 존재한다고 간주될 수 있다. J -적분값을 구하는 경우 파괴저항 시험결과와의 유효범위를 $\Delta a < 0.1b_0$ 로 제한하고 있으므로 1T 또는 이보다 작은 크기의 표준

시편을 이용해서 파괴저항시험을 하는 경우 매우 작은 균열진전에 대한 파괴저항곡선만을 얻게 될 뿐 아니라 실제 균열이 있는 배관의 경우와는 달리 평면변형상태에서의 파괴저항곡선을 얻게 된다. 특히 직경이 작은 배관의 경우에는 두께에 비해서 원주방향의 길이가 매우 크므로 표준시편에 대한 시험결과를 이용해서 이에 대한 균열거동을 평가하는 것은 현실적이지 못하다. 따라서, 비교적 많은 균열진전을 고려해야 하는 LBB 해석을 위해서는 가능한 두께가 배관의 두께보다 크거나 같고 시편의 잔여길이가 충분히 큰 시편을 이용해서 파괴저항시험을 수행하는 것이 바람직하다. 현재 일반적으로 사용하고 있는 방법은 1T 시편을 이용해서 다소 유효범위를 벗어나는 영역에 대해서도 상기 식을 적용하여 파괴저항치를 구하여 사용하고 있다.

원전 구조물 중 주증기 배관은 직경 26", 두께 40mm 정도의 탄소강으로 ASTM 표준 E1737-96에 의하면 소규모항복 조건을 만족하지 못한다. 한편 Betegon과 Hancock⁽²⁾에 의하면 균열 면에 평행으로 작용하는 응력인 T-응력이 균열 선단 소성영역크기 및 응력분포에 영향을 미쳐 시험편의 파괴거동을 변화시킬 수 있다고 주장하였다. 배관에 대한 LBB 해석 시 균열이 원주방향으로 존재한다고 가정하는데 이 경우 T-응력은 균열면에 수직인 응력보다 2배에 달하게 된다. 이와 같이 시험편(심지어 구조물)이 소규모 항복조건을 만족치 못하고 실제 배관에는 매우 큰 T-응력이 작용하는 경우 파괴거동은 J와 함께 T-응력, Q, A₂ 등 제2의 매개변수를 사용하여 표현할 수 있다고 알려져 있다.⁽³⁾ 그러나 이에 대한 연구 및 데이터는 매우 제한되어 있다. 주증기 배관의 정밀한 LBB 해석을 위해서는 소재인 원전 페라이트 강에 대한 2개 매개변수 파괴특성을 여러 가지 크기 및 형태의 시험편에 대하여 취득할 필요가 있다. 또한 3차원적인 균열의 형상과 두께의 효과를 고려하기 위한 두께 방향의 구속조건도 고려되어야 한다. 이를 위하여 3차원 유한요소해석을 통하여 부하 시 2매개변수 계산 결과와 비교하여 LBB를 해석하는 방법을 개발하여야 한다.

제 2 장 국내·외 기술개발 현황

1997년 원자력 연구소에서는 페라이트 강인 SA516Gr70강에 대한 정적 및 동적 파괴인성 측정을 수행하였고 동적 파괴인성 측정 시 직류전위차법(Direct Current Potential Drop Method)을 이용하였을 경우 초기 전압강하가 발생함을 보고하였다. 또한 J-R 특성이 동적 하중 속도 하에서 시험온도가 증가할수록 점차 감소함을 보였다.

김대진⁽⁴⁾은 동적 변형 시효의 영향에 의한 주증기 배관재인 SA106Gr.C강의 인장 및 파괴인성치의 변화를 관찰하였다. 파괴인성시험을 통하여 온도 및 하중속도 변화에 따른 파괴인성치의 변화, 파괴저항성 dJ/da 등을 고찰하여 동적 변형 시효의 효과가 이들 값에 미치는 영향에 대해 보고하였다. 동적 파괴저항 물성을 측정하기 위해서 직류전위차법을 이용하였고, 균열진전 시점의 결정은 초기의 전압펄스가 발생한 이후 전압강하가 최소가 되는 점을 선택하여 파괴저항 물성치를 계산하였다.

본 연구팀은⁽⁵⁾ 정적 하중 속도 하에서 탄성해중법(Unloading Compliance Method)과 직류전위차법을 이용하여 SA106 Gr.C강의 파괴인성을 측정하였다. 동적 하중 속도 하에서 직류전위차법의 이용 시 균열개시점의 결정이 초기 급격한 전압강하로 인하여 불가능하였다. 또한 전류의 부가량 및 전압 측정점의 위치에 따른 전압강하 신호가 매우 의존적임을 알 수 있었고 개구점에서 측정하는 것이 균열개시점의 평가에 매우 유리함을 알 수 있었다. 올바른 균열개시점을 결정하기 위하여 고속카메라를 이용하여 촬영과 동시에 시험을 수행하여 균열 개시점은 초기 전압강하 이후 선형성을 잃는 구간임

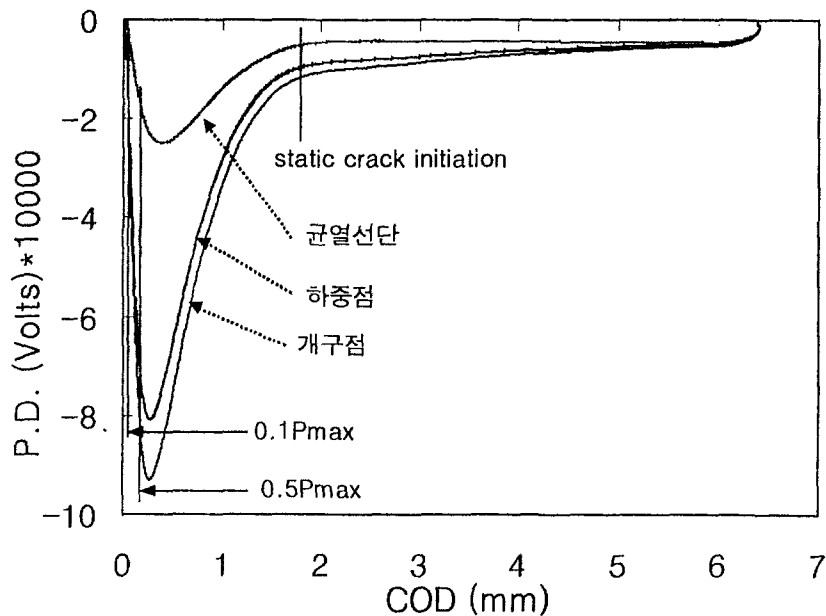


그림 2. 전압강하-COD 선도(전류 0A)

을 보였고 이의 결과를 이용하여 올바른 파괴저항 곡선을 구할 수 있었다.

주증기 배관에 LBB설계개념을 적용하기 위해서는 배관계의 파괴역학적 해석을 위한 물성치의 측정이 필요하나 현재까지 다음과 같은 문제점을 극복하지 못하고 있다.

첫째, 동적 파괴 시험 시 균열시작점 및 균열 진전량의 결정은 직류전위차(Direct Current Potential Drop)법이 사용되어왔다. 그러나 페라이트 강의 경우 그림 2와 같이 초기의 전압 pulse가 나타나기 때문에 ASTM 표준방법을 적용할 수 없다. 본 연구팀은 99년 연구에서 고속카메라와 대전류 직류전위차법을 병용하여 균열개시점을 결정할 수 있는 방법을 제시하였다. 그러나 시험과정 및 결과분석에 많은 시간이 소요되어 초기균열 크기, 하중속도, 시험형상 등에 의한 효과 등 다양한 데이터를 축적하지 못하였다.

둘째, 시험편에서 측정된 물성의 실제 배관에 대한 적용가능성이다. 일반적으로 ASTM 등에 의해서 표준화된 파괴시험법은 파괴 시 균열 선단 근처의 소성영역이 다른 크기에 비해 아주 작은 소규모 항복(Small Scale Yielding)조건을 만족한다는 가정하에 유효하다. 즉 시험편 및 실제 구조물 모두 소규모항복조건을 만족할 때 파괴거동은 하나의 매개변수 J-적분에 의해 지배된다. 그러나 시험편 또는 구조물이 파괴 시 소규모항복조건을 만족시키지 못하면 파괴거동은 J-적분 뿐 아니라 균열길이와 시험편 크기 등 균열선단의 구속에 영향을 미치는 인자의 영향을 받는다.

기존의 LBB설계는 균열의 안정성 평가를 수행하게 된다. 배관의 모재부와 용접부로부터 시험편을 채취하고, 이 시험편으로부터 파괴 개시 후 J- Δa 곡선을 구하게 된다. 그러나 일반적인 페라이트 강 배관과 같은 연성재료는 그림 3에서처럼 J- Δa 시험시 대규모 소성변형을 하게된다. 이처럼 소규모 항복조건을 만족하지 못하는 경우 시험편 크기에 따라 균열선단에 대한 구속이 달라지므로 J- Δa 곡선은 실제배관의 거동을 정확히 예측할 수 없다.

현재 2개 매개변수에 대한 다양한 연구들이 실제 현장 문제의 해석 및 설계에 응용할 수 있는 사례는 매우 드물다. 2개 매개변수 이론에 의한 파괴특성에 대한 연구가 드물기 때문에 실제 현장에 적용하기가 어렵다.

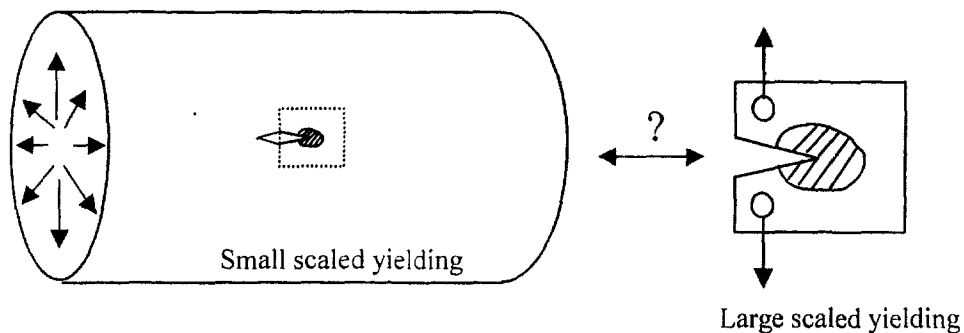


그림 3. 실제배관과 표준시험편에서의 소성영역크기 비교

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 연구내용

1. A₂ 이론

90년대에 들어 비소규모항복조건에 의한 균열선단구속정도를 파괴거동해석에 포함시키기 위해 2개 매개변수법(Two Parameters Approach)이 제안되었다. 즉 기존의 소규모항복상태에서 균열선단 응력분포를 결정하는 J-적분 이외에 T-응력⁽²⁾, Q^(6,7,8) 및 A₂⁽⁹⁾등의 제 2매개변수를 사용하여 비소규모항복에 의한 구속 효과를 보정한다. 이러한 여러 가지 2개 매개변수법 중에서 J-A₂이론은 K-T이론에 비해서 J와 A₂의 2개 매개변수가 균열선단 주위의 응력과 변형장의 특성을 모두 나타내기 때문에 응력에 의하거나 변형률에 의하거나 또는 응력과 변형률의 조합으로 나타내는 파괴의 해석에 대하여 사용이 가능한 특징을 가지고 있다.

J- A₂ 이론에 의하면 균열선단의 응력은 다음 식으로 표현될 수 있다.

$$\sigma_{ij}(r, \frac{\theta}{\sigma_0}) = \overline{A_1} \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{s_1} \tilde{\sigma}_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_2} \tilde{\sigma}_{ij}^{(2)}(\theta) + A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_3} \tilde{\sigma}_{ij}^{(3)}(\theta) \right] \quad (3)$$

여기서 $\overline{A_1} = \left(\frac{J}{\alpha \epsilon_0 \sigma_0 I_n L} \right)^{\frac{1}{n+1}}$, $s_1 = -\frac{1}{n+1}$, $s_3 = 2s_2 - s_1$ 이며, 첫 번째 항은 J-적분의 지배를 받는 소규모 항복하의 HRR 응력장을 나타내며 두 번째, 세 번째 항의 크기는 A₂에 의하여 결정된다. 그림 4는 기존의 HRR 응력장과 실제 대변형이 일어나는 경우의 균열선단의 응력장을 보여주고 있다. 대변형이 일어날 경우 큰 영역에 걸쳐 소성변형이 일어나 소규모 항복상태에서 유도된 HRR 응력장 계산 시 무시되어진 고차항의 영향을 무시할 수 없게된다. 이와 같은 고차항의 영향을 A₂로 표현할 수 있다.

윗 식에 의하면 A₂에 의해서 실제 파괴인성치 측정 시에 시험편의 균열선단에서의 구속정도를 나타낼 수 있다. 그러나 실제로 A₂를 실험적으로 결정하기 위하여 측정가능한 물리량은 변위 또는 변형률이다. 최근연구에⁽³⁾ 의하면 이 중에서 δ_5 기법에 의한 A₂의 결정은 균열선단에서 2.5mm의 위, 아래의 양쪽에 변위계를 설치하여 균열진전 시작 시 변위 δ_5 를 측정하고 식 (4)를 이용하여 A₂를 결정할 수 있다. 그림 5는 δ_5 를 측정하기 위한 장치를 보여주고 있다.

$$\frac{u_i}{\alpha \varepsilon_0 L} = \overline{A_1}^n \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{ns_1+1} \tilde{u}_i^{(1)} \left(\frac{\pi}{2} \right) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_2+1} \tilde{u}_i^{(2)} \left(\frac{\pi}{2} \right) + A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_3+1} \tilde{u}_i^{(3)} \left(\frac{\pi}{2} \right) \right] \quad (4)$$

A_2 를 실험적으로 구하기 위하여 균열진전 시 변위 δ_5 를 측정하여 (4)식을 사용할 수 있지만 한 점에서의 변형률을 이용하여 A_2 를 구할 수 있다. J- A_2 이론에 의한 균열선단의 변형률은 다음 식 (5)로 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\varepsilon_{ij}}{\alpha \varepsilon_0} &= \overline{A_1}^n \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{ns_1} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_2} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(2)}(\theta) + \right. \\ &\quad \left. A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_3} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(3)}(\theta) + A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_3} \tilde{\xi}_{ij}^{(1)}(\theta) \right] \\ &= \overline{A_1}^n \left[\left(\frac{r}{L} \right)^{ns_1} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_2} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{(2)}(\theta) + \right. \\ &\quad \left. A_2^2 \left(\frac{r}{L} \right)^{s_1(n-1)+s_3} \tilde{\varepsilon}_{ij}^{*(3)}(\theta) \right] \end{aligned} \quad (5)$$

임의의 점에서의 변형률을 식 (5)에 대입하여 A_2 를 결정할 수 있다.

비소규모 항복 조건하의 동적파괴거동 평가법을 LBB설계에 적용하기 위해서는 균열진전에 따른 A_2 를 연속적으로 측정해야 한다. 그러나 기존의 접촉식 변위 센서를 사용하는 한 연속적인 A_2 측정은 불가능하므로 비접촉식 광학적 방법을 고려하게 되었다. 본 연구에서는 레이저 스펙클, 모아레 간섭법 그리고 디지털 카메라를 이용하는 3가지 방법을 적용하였다.

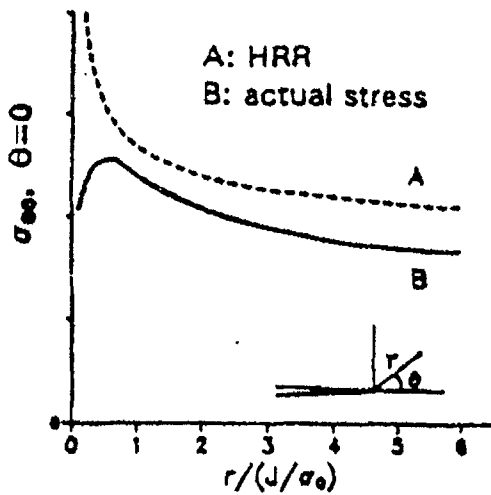


그림 4. 균열선단의 응력장

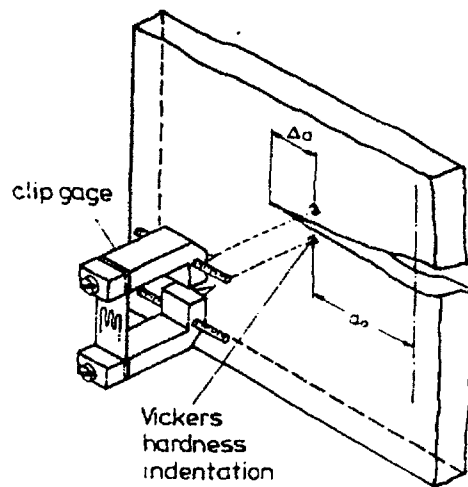


그림 5. δ_5 를 측정하기 위한 장치

2. 면외구속(Out-of-plane Constraint) 이론

3차원 균열 선단의 응력장은 두께가 얇아짐에 따라서 평면 변형률 상태에서 평면 응력 상태로 변화한다. 또한 기하학적 크기와 함께 하중에 따른 소성영역의 크기에 의해서도 달라진다. 소성영역의 크기가 시편두께 또는 잔여길이(uncracked ligament)보다 훨씬 작은 경우, 균열선단근처는 평면변형률 상태로 간주된다. 즉 이 경우 소성영역내부의 유동이 주위의 탄성영역에 의해 구속되어 면외 변형이 억제되기 때문이다. 이러한 현상을 면외구속(Out-of-plane Constraint)이라 한다.

그림 6과 같은 좌표계에서 평면 문제와 3차원 문제와의 차이를 σ_{zz} 에 의한 응력의 구속에 의하여 나타낼 수 있다. 그러므로 다음 식과 같이 정의된 삼축응력구속, T_z 을 정의할 수 있다.

$$T_z = \frac{\sigma_{33}}{\sigma_{11} + \sigma_{22}} \tag{6}$$

이러한 T_z 는 평면 변형률 상태, 평면 응력 상태 그리고 3차원 응력상태의 차이를 나타내는 변수이다. 평면 응력 상태에서 $T_z = 0$ 이다. 그리고 평면 변형률 상태에서는 탄성 재료에서는 포아송의 비 ν 와 같고, Ramberg-Osgood 식으로 표현되는 탄소성 재료에서는 다음 식과 같이 정의되는 탄소성 포아송의 비 ν_{ep} 와 같다.⁽¹⁰⁾

$$\nu_{ep} = \frac{1}{2} - \left(\frac{1}{2} - \nu \right) \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_e} \right)^{n-1} \tag{7}$$

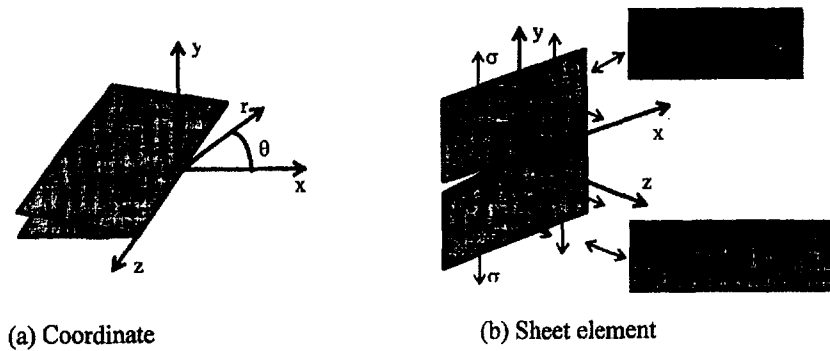


그림 6. 좌표계와 평면 요소

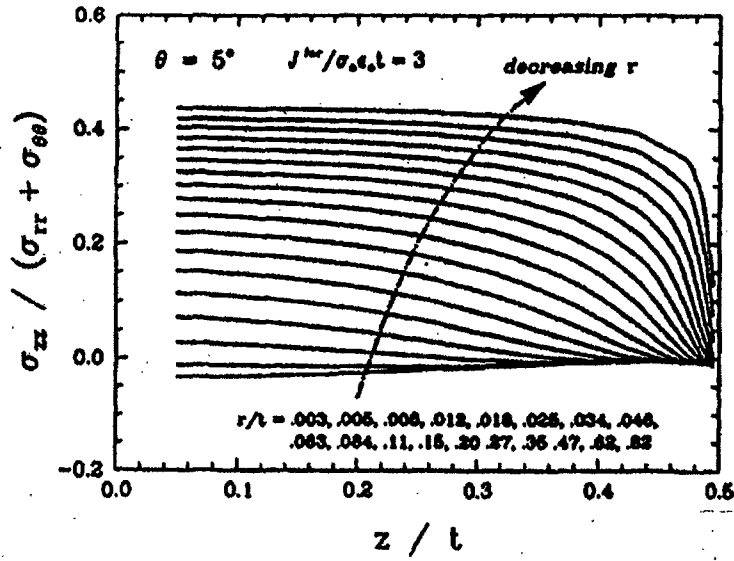


그림 7. 두께방향으로의 T_z 의 변화⁽¹⁰⁾

여기서 σ_e 는 등가응력이다. 재료가 완전소성재료, 즉 변형강화를 하지 않는 재료일 경우 $n=\infty$ 가 되어서 ν_{ep} 는 0.5가 된다. T_z 는 균열선단에서는 ν_{ep} 이고 균열선단에서 멀어질수록 ν 로 감소한다. 3차원 응력상태에서는 평면 응력 상태와 평면 변형률 상태의 사이에 존재하게 된다. 즉, 균열선단에서의 T_z 는 탄성재료에서는 0과 포아송의 비 ν 의 사이에 탄소성 재료에서는 0과 ν_{ep} 사이에 존재한다. 내부에서는 가장 높은 값을 갖고 표면에서는 0이 된다.

그림 8은 Nakamura and Parks⁽¹¹⁾가 3차원 유한요소해석을 통하여 구한 두께방향으로의 T_z 를 나타낸다.

Guo^(12,13)은 3차원 모드 I균열에서의 응력과 변형률장은 다음 식과 같다고 하였다.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xx} &= Kr^{f(z)-2} \widetilde{\sigma}_{xx}(\theta, Tz) \\
 \sigma_{yy} &= Kr^{f(z)-2} \widetilde{\sigma}_{yy}(\theta, Tz) \\
 \sigma_{zz} &= Kr^{f(z)-2} \widetilde{\sigma}_{zz}(\theta, Tz) = KT_z r^{f(z)-2} (\widetilde{\sigma}_{xx} + \widetilde{\sigma}_{yy}) \\
 \sigma_{xy} &= Kr^{f(z)-2} \widetilde{\sigma}_{xy}(\theta, Tz) \\
 \sigma_{yz} &= Kr^{f(z)-1} \widetilde{\sigma}_{yz}(\theta, Tz) \sim 0(0) \\
 \sigma_{xz} &= Kr^{f(z)-1} \widetilde{\sigma}_{xz}(\theta, Tz) \sim 0(0)
 \end{aligned}
 \tag{8}$$

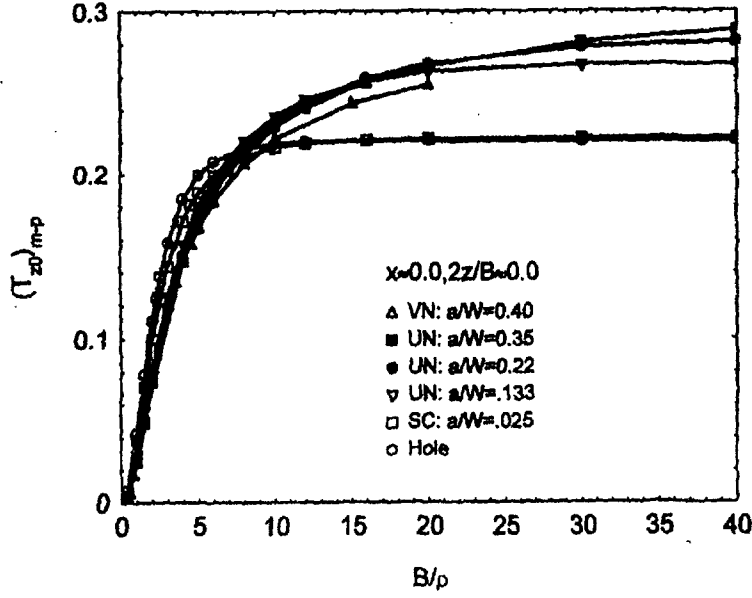


그림 8. T_z 에 대한 두께의 변화의 영향

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_{ij} &= \frac{3}{2} \alpha K^n r^{n(f(z))-2} \widetilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, T_z) \quad (i, j = x, y) \\
 \varepsilon_{yz} &= \frac{3}{2} \alpha K^n r^{n(f(z))-1+1} \widetilde{\varepsilon}_{yz}(\theta, T_z) \\
 \varepsilon_{xz} &= \frac{3}{2} \alpha K^n r^{n(f(z))-1+1} \widetilde{\varepsilon}_{xz}(\theta, T_z) \\
 \varepsilon_{zz} &= \frac{3}{2} \alpha K^n \left(T_z - \frac{1}{2}\right) r^{n(f(z))-2} \widetilde{\varepsilon}_{zz}(\theta, T_z)
 \end{aligned} \tag{9}$$

여기에서 $f(z)$ 는 T_z 의 함수이며, $K = \left(\frac{I}{a, I(T_z, n)r}\right)^{\frac{1}{n+1}} r^{f(z)-2}$ 이다.

Li 등⁽¹⁴⁾은 탄성노치선단에서의 T_z 에 대한 두께의 변화의 영향을 구하였다. 그림 8는 여러 가지 노치에 대하여 시험편 두께에 따른 균열선단에서 두께의 중앙에서의 T_z 의 변화를 나타내었다. 두께가 매우 얇아서 평면 변형률의 조건에 가까울 때 T_z 는 0이었다가 두께가 증가할수록 증가하다가 평면변형률 상태에 해당하는 임계값을 갖는다. Guo⁽¹⁵⁾는 식 (8) 과 같은 응력장에서의 T_z 를 다음 식과 같이 구하였다.

$$\begin{aligned}
 T_z &= \frac{1}{2} \left[1 - (1 - 2\nu) \left(\frac{r}{r_b}\right)^{(n-1)/(2.3n+1)} \right] \\
 &\times \left[1 - 1.218 \left(\frac{r}{B}\right)^{1/2-0.359} \left(\frac{r}{B}\right) + 0.361 \left(\frac{r}{B}\right)^{3/2} \right] \left[1 - \left|\frac{z}{h}\right|^{0.94(r/B)^{-0.58}} \right]^2
 \end{aligned} \tag{10}$$

여기서 $\overline{r_p}$ 는 소성영역의 크기를 나타낸다. 또한 T_z 값이 하중에 비례하여 증가하며, 변형경화지수 n 에 약하게 의존함을 보였다.

이와 같이 두께와 하중에 따라 면외구속(Out-of-plane Constraint)이 변화하게 되고 이러한 면외구속의 변화에 의해서 균열선단의 응력장이 변화되며 J-R곡선도 달라지게 된다. 그러므로 T_z 는 LBB해석 시 두께의 영향을 반영할 수 있는 유력한 매개변수라고 간주할 수 있다.

3. 유한요소해석

균열선단 부근에서의 응력상태와 소성영역의 크기 그리고 T_z 등을 알아보기 위하여 3차원 CT 시험편에 대한 탄소성 유한 요소해석을 수행하였다. 3차원 유한요소해석의 경우 시험편의 대칭성으로 시험편의 1/4만 모델링하였으며 평면 문제의 경우 1/2만 모델링하였다. 모델의 두께는 ASTM 표준 CT 시험편의 두께와 동일한 경우와 ASTM 표준 CT 시험편의 1/2(1/2T), 1/4(1/T)의 경우 등 3가지조건에서 수행하였다. 그림 9는 3차원 유한요소모델을 예(1T)로 나타내었다.

시험편은 J_2 -deformation theory of plasticity의 거동을 하는 것으로 가정하였으며 응력과 변형률은 다음 식과 같은 Ramberg-Osgood's 관계식에 의해 정의된다.

$$E\varepsilon = \sigma + \alpha \left(\frac{|\sigma|}{\sigma_0} \right)^{n-1} \sigma \quad (11)$$

여기서 재료물성은 엄윤용 등⁽¹⁶⁾이 SA106 Gr.C강에 대하여 구한 $E=219\text{GPa}$, $\nu=0.29$,

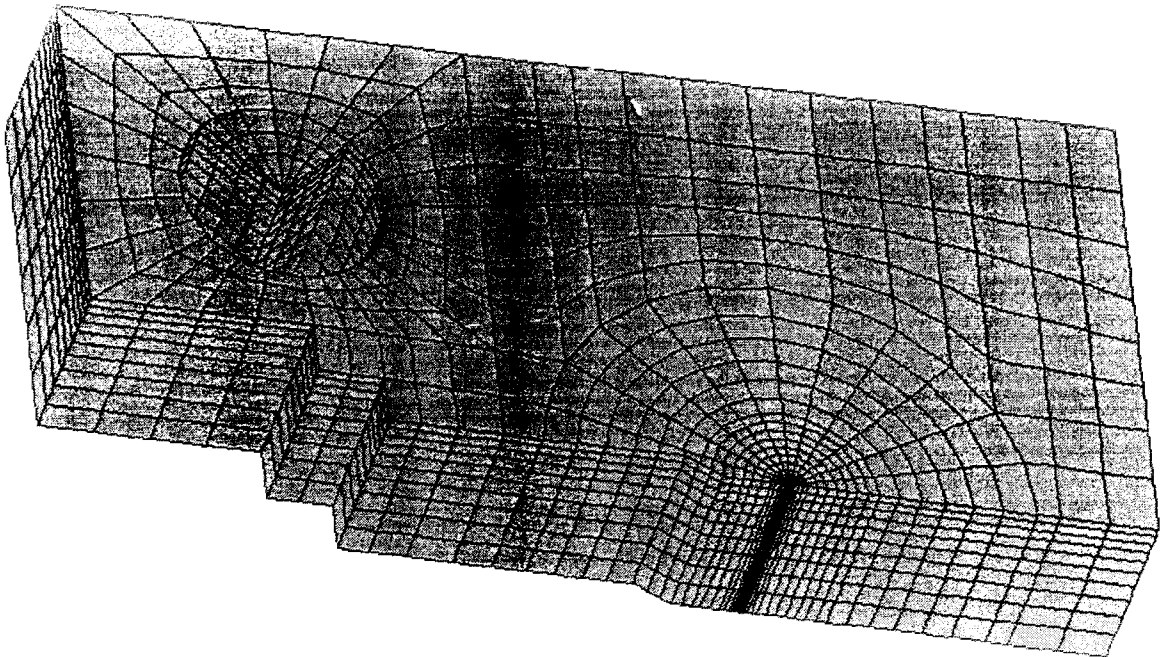


그림 9. 유한요소모델

$\sigma_0=320\text{MPa}$, $\alpha=6.8$, $n=3.8$ 을 사용하였다.

4. J-R 곡선의 취득 및 해석

가. 시편 및 실험장치

실험재료는 원자력발전소 주증기 배관재로 사용되는 저 합금 페라이트 강인 SA106 Gr.C 강을 사용하였다. 시편은 균열의 진전방향을 원주방향으로 가정하여 L-C방향으로 채취하였다. 시험에 사용된 재료의 화학적 조성은 표1과 같고, 파괴인성 계산에 사용된 기계적 성질은 표2와 같다. 시험편은 그림 10과 같이 ASTM 표준 CT시편으로 가공하였다. 파괴인성시험을 위하여 250kN 용량의 유압식 재료시험기(INSTRON)를 사용하였다. 파괴인성시험에서 균열시작과 성장의 측정은 정적인 하중속도 하에서 ASTM 표준을 준수하여 직류전위차법을 적용하였다. 직류전위차법의 정확성을 검증하기 위하여 탄성해중법도 함께 사용하였다. $J-R$ 곡선은 ASTM E1737-96 규정에 의거하여 계산하였다. J 값은 탄성 변형에 의한 값과 소성변형에 의한 값의 합으로 계산되며 각각은 아래의 식으로 계산된다.

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (12)$$

여기서 $J_{el,(i)} = \frac{(K_i)^2(1-\nu^2)}{E}$

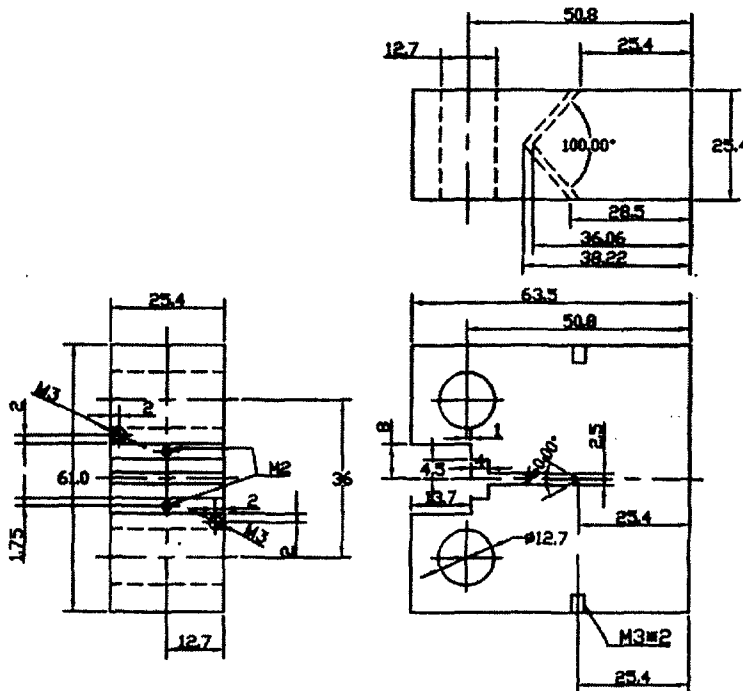


그림 10. CT 시편

표 1. SA106 Gr.C 페라이트강의 화학적 조성

성분	C	Mn	P	S	Ni
wt %	0.24	1.08	0.011	0.011	0.11
성분	Cr	Mo	V	Cu	Si
wt %	0.09	0.04	0.07	0.09	0.23

표 2. SA106 Gr.C 페라이트강의 기계적 성질

E(GPa)	σ_{ys} (MPa)	α	n
219	320	6.8	3.8

$$K_i = \left[\frac{P_i}{(BB_N W)^{1/2}} f(a_i/W) \right]$$

$$f(a_i/W) = \frac{3(a_i/W)^{1/2} [1.99 - (a_i/W)(1 - a_i/W) \times (2.15 - 3.93(a_i/W) + 2.7(a_i/W)^2)]}{2(1 + 2a_i/W)(1 - a_i/W)^{3/2}}$$

$$J_{pl,(i)} = \left[J_{pl,(i-1)} + \frac{\eta_i}{b_i} \frac{A_{pl,(i)} - A_{pl,(i-1)}}{B_N} \right] \left[1 - \frac{\gamma_i}{b_i} (a_i - a_{i-1}) \right]$$

$$\gamma_i = 1 + 0.76 \left(\frac{b_i}{W} \right)$$

$$\eta_i = 2.0 + 0.522 \left(\frac{b_i}{W} \right)$$

$$A_{pl,(i)} = A_{pl,(i-1)} + \frac{[P_i + P_{i-1}][\delta_{pl,i} - \delta_{pl,i-1}]}{2}$$

이 식에서 하첨자 el 과 pl 은 각각 탄성 및 소성부분을 의미하며 하첨자 i 는 하중-하중 선 변위 선도에서 총 데이터의 수를 N 개로 분할하였을 때 i 번째 step에 해당하는 데이터 값을 의미한다.

나. 정적파괴실험에서의 직류전위차법과 균열길이 측정

직류전위차법은 균열의 시작과 전파를 검사할 수 있는 정확하고 효율적인 방법들 중의 하나로 파괴역학의 실험방법으로 균열길이 측정에 널리 사용되고 있다. 직류전위차법의 원리는 전류가 흐르는 물체에 불연속성이 생길 때 변화하는 전기적인 포텐셜 변화를 측정하는 방법으로 이러한 포텐셜의 변화량은 불연속성의 모양과 크기에 의존한

다. 파괴인성 실험에서 시험편에 일정한 전류를 흐르게 한 후 균열을 사이에 두는 두 점간의 전위 차를 측정하면 균열길이가 증가함에 따라 시편의 나머지 부분의 길이가 감소하고, 따라서 전기저항이 증가하여 전위 차가 증가하게 된다. 이러한 전위의 변화를 균열길이와 관계시켜 전위 차로부터 균열의 진전량을 알 수 있게된다.

균열길이는 Johnson⁽¹⁷⁾이 제안한 식 (13)를 이용하여 예측할 수 있다.

$$a_{cal} = \frac{2W}{\pi} \cos^{-1} \left[\frac{\cosh\left(\frac{\pi y}{2W}\right)}{\cosh\left\{\frac{V}{V_o} \cosh^{-1}\left(\frac{\cosh\left(\frac{\pi y}{2W}\right)}{\cos\left(\frac{\pi a_o}{2W}\right)}\right)\right\}} \right] \quad (13)$$

- a : 균열길이
- a_o : 초기균열길이
- a_f : 최종균열길이
- V : 측정된 전위 차
- V_o : 균열길이 a_o 에서의 전위 차
- y : 전압측정 단자사이의 거리/2
- W : 시편의 폭

이와 같이 구해진 균열길이는 실제 시험편의 파단면에서 관찰된 균열길이를 이용하여 보정하여 주어야 한다. 그러한 보정식은 아래와 같다.

$$a = a_{cal} - \frac{V - V_o}{V_f - V_o} (a_{cal,f} - a_f) \quad (14)$$

직류전위차법을 사용할 경우 전류를 흘려주는 단자의 위치와 전압측정단자의 위치는 측정 오차와 정밀도에 있어서 매우 중요하다. 이 경우 가장 좋은 위치는 측정점의 위치변화에 대해서 신호가 크게 변화하지 않으면서도 균열길이의 변화에 민감하게 반응하는 위치이다. 전류 입출력 단자는 시편의 윗면과 아랫 면에 드릴로 구멍을 낸 후 볼트로 체결하는 방식을 사용하였고 전압측정단자는 직경 0.8mm의 구리선을 측정위치에 납땜하여 부착하였다.

직류전위차법을 사용하기 위해서는 전류의 누설이 없어야 된다. 시편으로만 일정한 전류가 흐르기 위해서는 전류가 COD 게이지 및 시편 그립(grip)으로 흘러가지 않도록 자체적으로 연결 봉을 제작하여 사용하였다. 연결 봉은 그립과 로드셀(loadcell)사이 위치하고 이 사이에 절연체를 삽입하여 전류의 누설이 발생하지 않도록 하였다. 절연

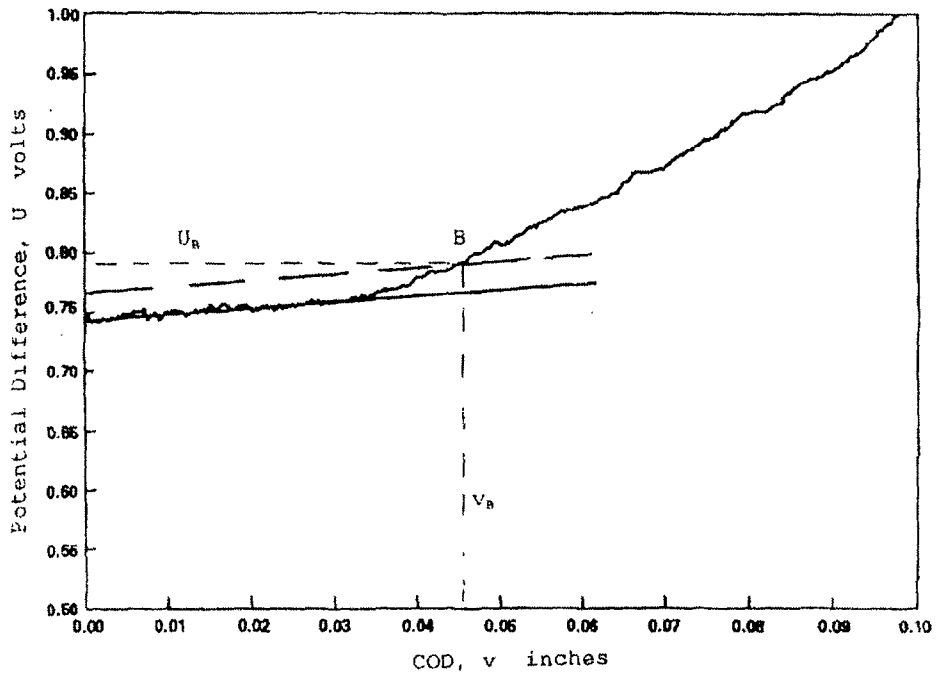


그림 11. 직류전위차법 사용 시 전형적인 전압강하-COD 선도

체로는 테프론 평판을 사용하였다.

ASTM E1737-96의 부록 편에 수록된 직류전위차법에 의한 균열개시점의 결정은 그림 11에서처럼 최대하중(P_{max})의 $0.1P_{max}$ 와 $0.5P_{max}$ 를 선형적으로 fitting하고 이를 5% offset 시켜 COD-전압선도에서 교차하는 지점을 균열개시점으로 결정한다.

그림 12와 13은 각각 정적파괴 시험 시 얻어진 하중-COD 및 전위차(P.D.)-COD 데

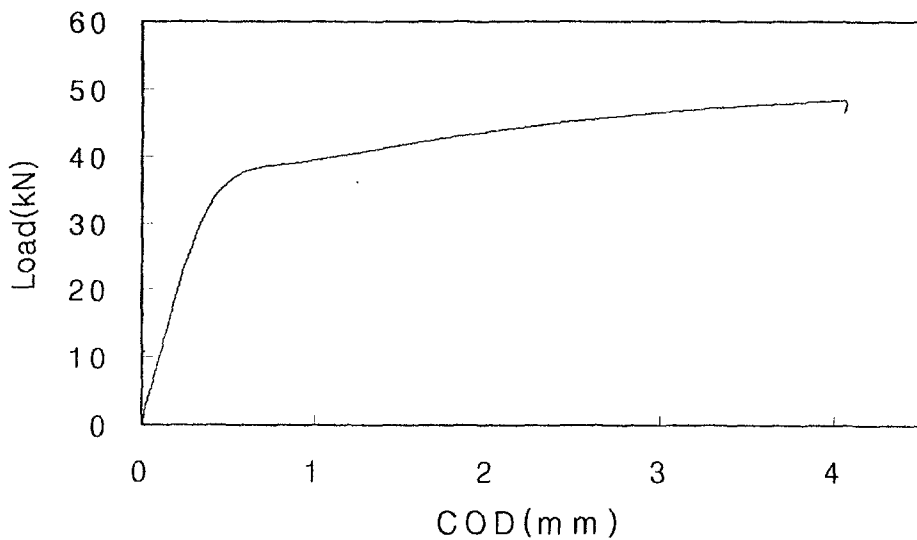


그림 12. 정적 하중속도하에서의 하중-COD 선도(0.3mm/min)

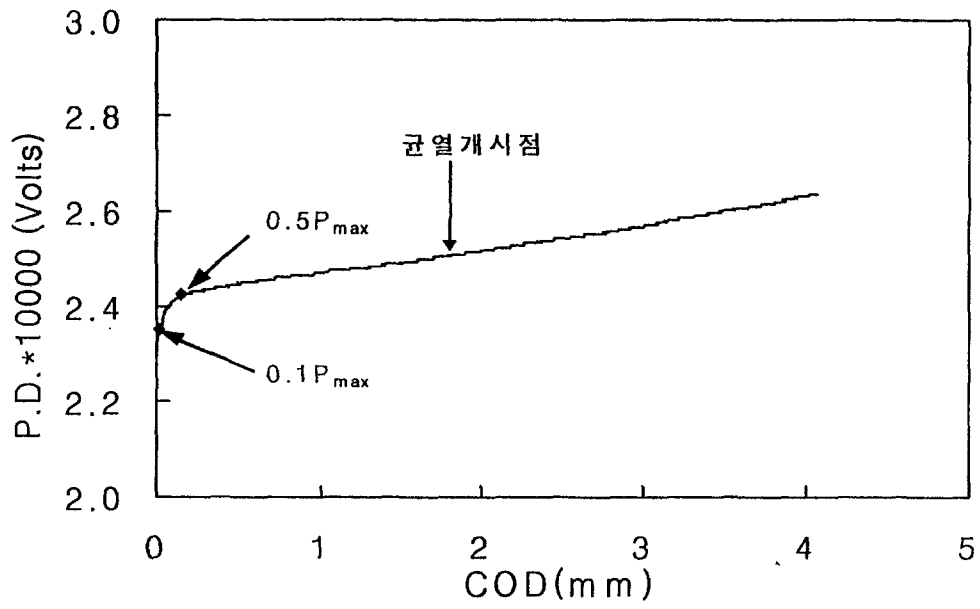


그림 13. 정적 하중속도하에서의 전압강하-COD 선도(0.3mm/min)
 이터를 나타낸 것이다. 이 실험결과에 ASTM의 표준을 적용시키면 초기에 포텐셜이 급격히 상승하는 구간에 0.1P_{max}와 0.5P_{max}가 존재하게 되고, 이의 두 지점 사이의 데이터를 fitting하여 offset 시킴으로서 균열개시점을 결정하게 되면 매우 큰 오차가 발생할 수 있음을 알 수 있다.

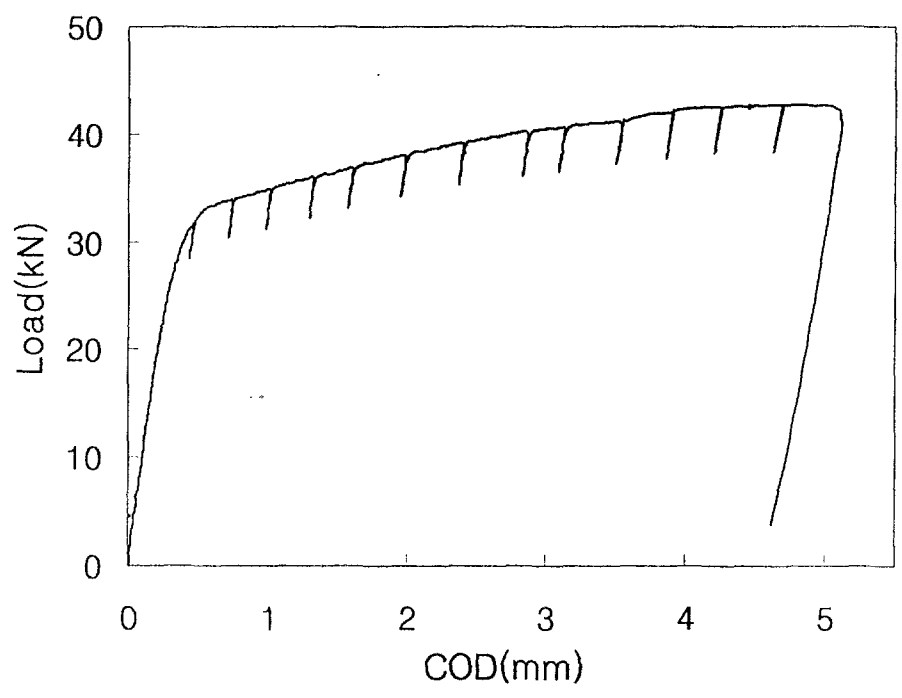


그림 14. 하중-하중선 변위선도(0.3mm/min, 탄성해중법)

연성재료의 파괴시험 시 직류전위차법을 적용하면 초기 균열둔화까지는 소성변형에 의해서 포텐셜의 변화가 비교적 완만하고, 이후 균열개시점부터 기울기가 급해지는 것은 실질적인 균열진전에 의한 포텐셜의 변화로 볼 수 있다. 일반적으로 직류전위차법 사용 시 균열개시점은 초기 전압강하-하중선 변위 선도로부터 선형성을 잃는 구간이 균열개시점으로서 널리 인정되므로, 그림에서 초기의 급격한 포텐셜의 증가를 제외한 이후를 선택하여 선형성을 잃는 구간을 균열개시점으로 간주할 수 있다. 따라서 그림 11에서 표시한 지점을 균열개시점으로 파악할 수 있고, 이는 직류전위차법을 이용한 원자력연구소⁽¹⁸⁾ 및 Landow 등⁽¹⁹⁾의 균열개시점 결정방법과도 같다.

그림 14은 탄성해중법을 사용하였을 경우의 하중-하중선 변위 선도이다. 그림 15은 탄성해중법으로 그림 16는 정적 하중속도하에서 직류전위차법을 이용하여 구한 J-R 곡선이다. 탄성해중법으로 구한 파괴인성치(J_0)는 약 315KJ/m^2 이고 이때를 균열개시점으로 파악할 수 있다. 이때의 COD는 약 2mm이고 이를 직류전위차법으로 구한 균열개시점과 비교해 보았을 때 COD가 약 2mm일 때 균열이 진전함을 알 수 있다. 이는 직류전위차법으로 구한 균열개시점에서의 COD와 유사한 값을 갖음을 알 수 있었다.

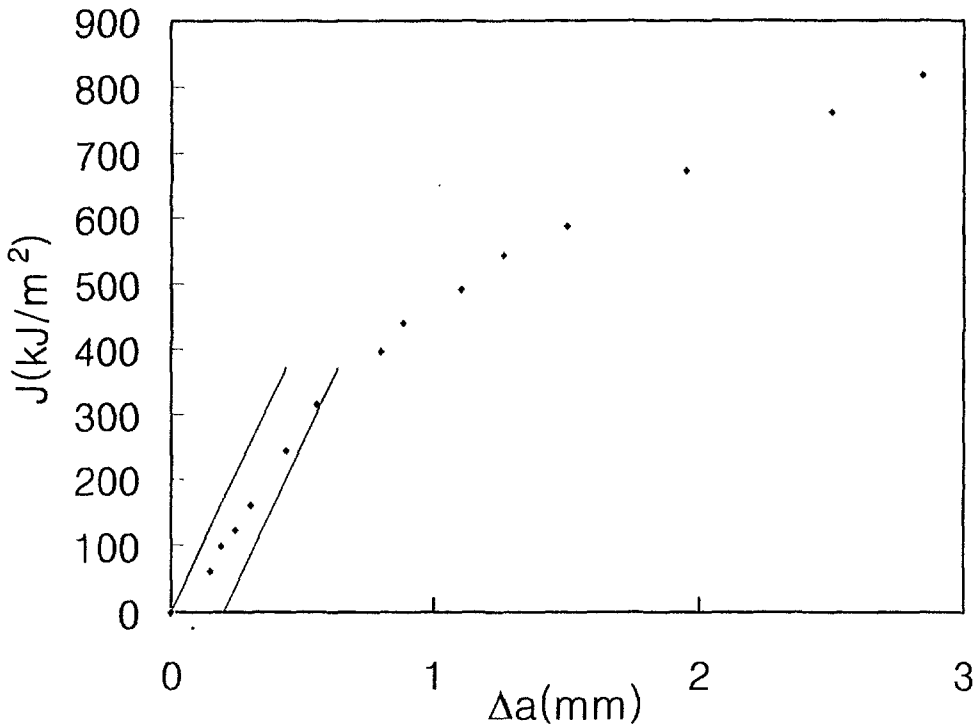


그림 15. 탄성해중법으로 구한 파괴저항(J-R)곡선

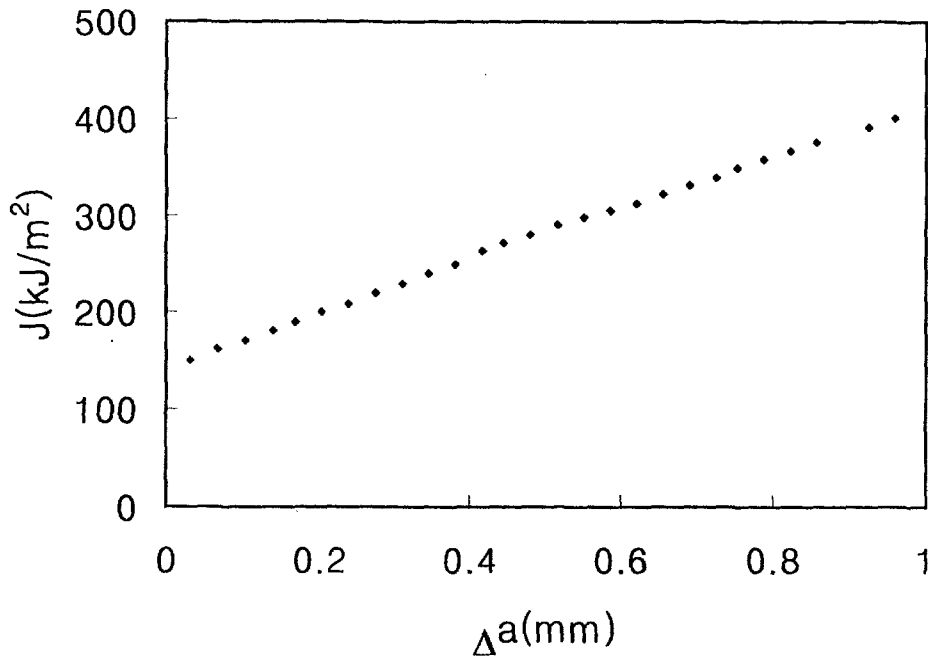


그림 16. 직류전위차법으로 구한 파괴저항(J-R)곡선(0.3mm/min)

다. 동적파괴실험에서의 직류전위차법과 균열길이 측정

본 연구에서 사용된 재질은 페라이트 계열의 저 합금강으로서 지진하중과 같은 동적 하중속도 하에서 직류전위차법을 이용시 초기에 급격한 전압강하가 발생한다고 보고하였다. 이처럼 초기에 전압강하가 발생하는 것은 기존의 여러 문헌들에서 언급하고 있으며, 이러한 현상은 reverse magneto strictive effect 혹은 ferromagnetic domain들이 하중을 받는 방향으로 순간적으로 재배열을 함으로써 발생하는 전압 펄스(pulse)가 그 원인으로 알려져 있다. 이러한 경우 ASTM E1737-96의 표준시험법을 적용하여 균열개시점을 파악할 수 없으며 다른 방법을 필요로 한다. 초기 전압 펄스영향이 완전히 사라지고 실질적인 균열진전에 의한 포텐셜의 증가로 볼 수 있는 하중선 변위(COD) 구간(5~8mm)을 취하여 이를 근사한 후 이를 벗어나는 지점을 균열개시점으로 선정할 수 있음이 보고되었다.

직류전위차법을 사용할 경우 전류를 흘려주는 단자의 위치와 전압측정단자의 위치는 측정오차와 정밀도에 있어서 매우 중요하다. 이 경우 가장 좋은 위치는 전압강하가 소성변형 또는 reverse magneto strictive 현상에는 둔감하면서도 균열길이의 변화에 대해서는 민감하게 반응하는 위치이다. 또한 전류 부가량도 페라이트 강의 동적하중속도하에서 발생하는 초기 전압강하의 영향을 최소화 하도록 결정되어야 한다. 김시영⁽²⁰⁾은 그림 17과 같은 개구점, 하중점 그리고 균열선단에서 각각 전압측정점의 위치를 달리하면서 동시에 전류 부가량을 달리하여 전압강하와 하중선 변위(COD)와의 관

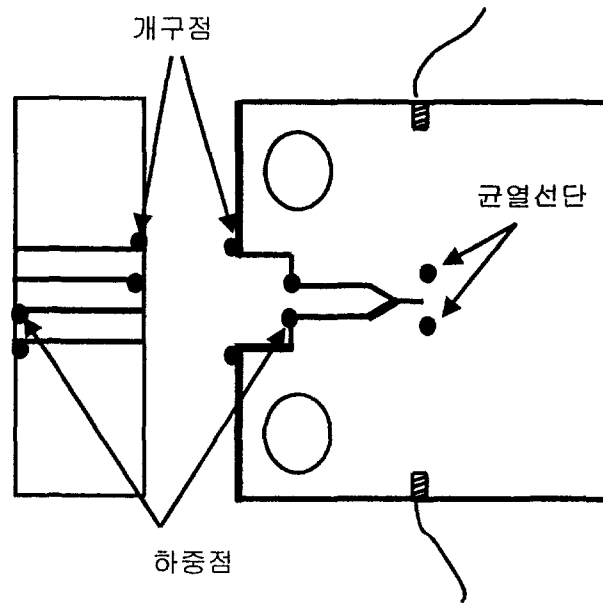


그림 17. 전압강하 측정단자의 위치

계를 통하여 균열선단에서 측정한 포텐셜이 가장 적은 변화를 보이고 개구점에서 측정한 값이 가장 큰 변화를 보임과 동시에 가장 높은 포텐셜 값을 보이는 것을 보고하였다. 또한 전류의 부가량을 크게 할수록 상대적으로 초기 전압강하가 뒤의 균열진전에 의한 전압강하에 미치는 영향이 적어짐으로 전류의 부가량을 크게 하면 균열개시점의 평가에 있어서 유리함을 보고하였다. 동적파괴실험의 경우 실험소요시간이 1초 이내로 전류증가에 따른 온도영향은 우려할 필요가 없으므로 전류를 더 높이는 것이 바람직할 것이다. 이와 같은 방법으로 균열개시점을 선정하고 정적파괴시험에서와 동일하게 Johnson식을 사용하여 균열진전량을 계산하였다.

5. 변위 또는 변형률의 측정

가. 레이저 스페클에 의한 변형장의 측정

레이저빔이 물체의 표면에서 반사되거나 굴절률이 일정하지 않은 매질을 통과할 때 고운 입자 형태의 밝고 어두운 점이 고르게 무질서한 분포를 이루는 것을 볼 수 있는데, 이것을 스페클 패턴(Speckle pattern)이라 한다. 이 스페클 패턴은 레이저빔의 파장(수백 nm)에 비해 물체면이 상대적으로 거칠기 때문에 이 거친 면에서 난 반사된 빔들이 공간상에서 무수한 간섭을 일으키기 때문에 발생하는 현상이다.

그림 18은 거친 표면에서 산란된 빛을 나타내는 그림이고, 그림 19은 물체면에서 산란되어 형성된 전형적인 스페클의 패턴을 나타낸 그림이다. 이러한 스페클은 자체적으로 물체면의 높낮이에 관한 정보를 갖고 있기 때문에 이 스페클을 이용해서 측정하고자 하는 물체의 변위 정보나 변형률 정보를 알아낼 수 있다.

스페클 현상은 높은 가간섭성을 가진 빛의 고유성질로서 모아레, 홀로그래피, ESPI(Electronic Speckle Pattern Interferometry)를 비롯한 많은 물리적 현상에서 중요한 역할을 한다. 즉 스페클의 상관간섭을 이용하여 변위 및 변형 그리고 응력, 표면형상 등을 측정할 수 있다.

그러나 위 방법들은 다음과 같은 단점을 가지고 있다. 모아레 방법의 경우 시편에 격자를 붙여야 하는데, 이 과정이 하루 정도가 소요되며 매우 번거롭다. 그리고 시편 표면에 격자를 붙여서 측정하기 때문에 시편이 작은 경우 격자에 의한 정확한 변형의 측정이 어렵고 시험편 자체의 변형이 왜곡될 수 있다. 또한 대변형이 일어나는 경우 격자의 파손으로 인해 표면 변형의 측정이 어렵다.

홀로그래피의 경우는 건판을 이용하여 3차원 형상을 저장하는 방법으로 비 숙련자와 숙련자의 측정값이 매우 다르며, 해석하는데 있어서 오랜 시간이 걸린다. 이에 비해 ESPI의 경우 CCD 카메라로 실시간 변형을 측정 할 수 있는 장점이 있다. 그러나 시편 진동 발생 시 간섭무늬를 획득하기 어려우므로 유압시험기와 함께 사용하기에 부적합하다.

따라서 본 연구에서는 위의 단점을 보완하여 유압시험기로 인한 진동이 발생하여 시편의 강체이동과 회전이동이 존재하는 경우에도 이용될 수 있는 레이저 스페클(Laser Speckle Strain/Displacement Gage) 방법을 이용하여 평면내의 변형을 측정하고자 한다.

(1) 기본이론

앞에서도 설명한 바와 같이 레이저 스페클은 레이저를 상대적으로 거친 표면에 비추었을 때 반사된 빛이 서로 간섭하여 나타나는 불규칙적인 검고 밝은 무늬를 말한다.

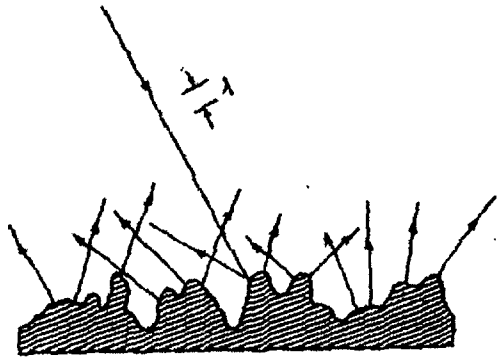


그림 18. 거친 표면에서 산란된 빛

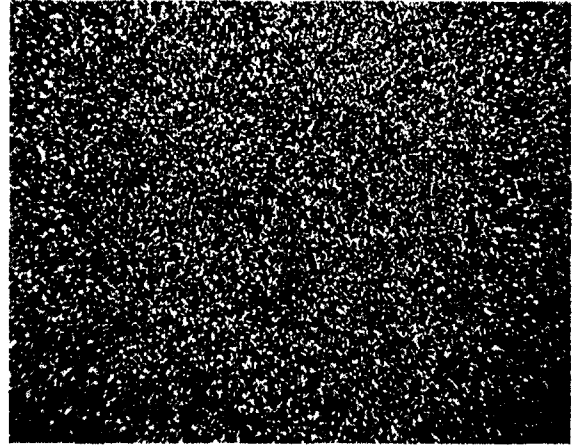


그림 19. 스페클 무늬

스페클 패턴은 표면 거칠기에 의해서 결정된다고 말할 수 있다. 다시 말해, 같은 지점에 레이저를 조사하면, 같은 스페클 패턴을 보인다는 것이다.

시편 표면의 변형이 증가함에 따라서 스페클은 움직인다. 시편의 변형을 획득하기 위해 이 스페클의 점들의 움직임을 해석하게 된다. 이러한 해석방법을 레이저 스페클 법이라 한다.

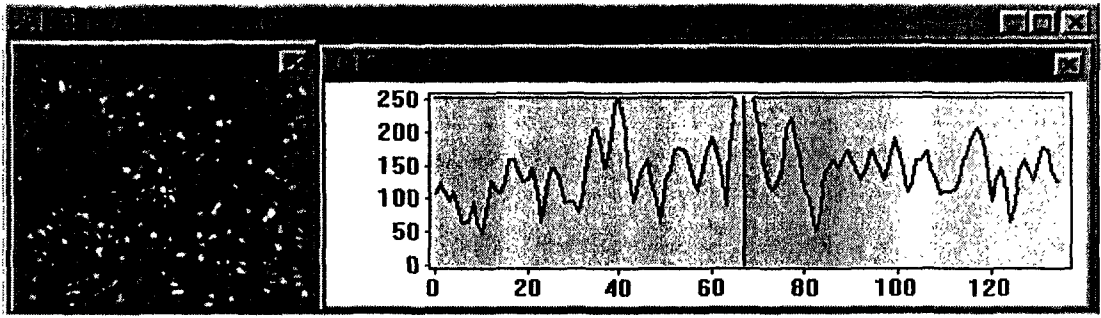
시편의 표면에서 변형이 발생하였을 때, 스페클은 그에 상당하는 움직임을 나타내게 된다. 그림 20은 변형 전·후의 스페클의 움직임을 프레임그래버로 잡은 그림이다. 그림에서 보는 바와 같이 변형 전(그림 20(a))에서 64 픽셀에 있는 점이 변형 후(그림 20(b)) 82 픽셀의 위치로 이동한 것을 알 수 있으므로 시편의 변형이 발생했을 때 그 점의 이동량이 18 픽셀임을 확인할 수 있다. 이러한 픽셀의 움직임을 거리로 환산해야 한다. 그러한 작업을 스페클의 보정작업으로 다음에 설명하겠다.

이러한 스페클의 움직임과 시편의 변형과의 관계는 다음 식과 같은 Bragg's equation에 의해 해석할 수 있다.

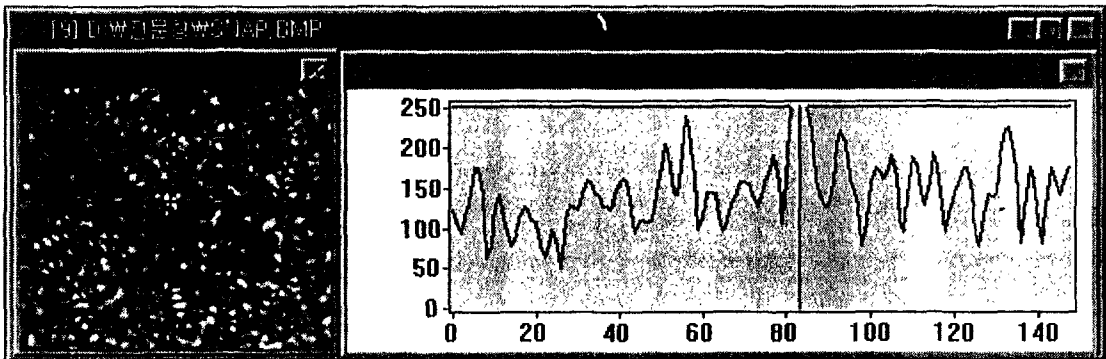
$$2d\sin\theta = n\lambda \quad (15)$$

여기서 d 는 시편 표면의 두 점 사이의 거리이고, θ 는 입사된 레이저와 반사된 레이저의 각, λ 는 레이저의 파장이며, n 은 임의의 정수이다. 그림 21과 같이 시편에 변형이 발생하면 스페클이 움직이게 된다. 이 때 발생하는 반사각의 증가량이 $\Delta\theta$ 라고 할 때 시편의 표면에서 스트레인은 다음 식으로 얻을 수 있다.

$$\epsilon = \Delta d/d = -\Delta\theta/\tan\theta \quad (16)$$



(a) 변형 전



(b) 변형 후

그림 20. 변형 전·후의 스페클의 움직임(그래프의 x축은 픽셀번호이며 y축은 빛의 밝기를 나타낸다.)

레이저 스페클법에서는 그림 22와 같이 시스템 좌표계를 설정한다. 그림에서 L 은 CCD 카메라와 시편의 표면과의 거리이며, θ 는 레이저와 CCD 카메라와의 각을 나타낸다. 또한 그림 22에서 a_y 와 Ω_z 는 각각 강체이동(Translation)과 회전이동(Rotation)을 나타낸다. 즉, 시편에 변형이 발생할 때 CCD 카메라에 나타나는 스페클의 움직임은

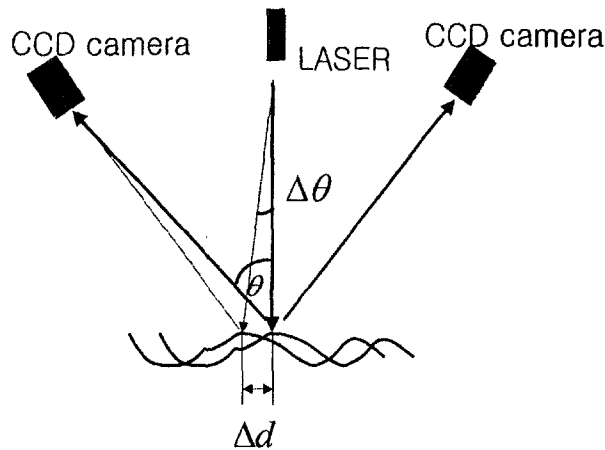


그림 21. 시편의 변형

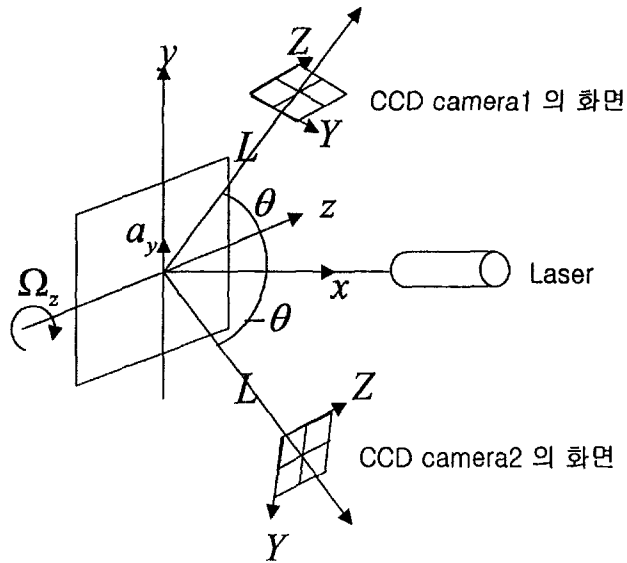


그림 22. 시스템 좌표계

시편의 강제이동과 회전이동 그리고 시편의 변형을 모두 포함한다는 것이다. 따라서 강제이동과 회전이동의 영향을 무시하기 위해 그림 24와 같이 두 대의 CCD 카메라를 레이저를 중심으로 대칭이 되도록 위치하게 하여 다음과 같은 방법으로 스펙클의 움직임이 시편의 변형만을 나타내도록 한다.

시편에 변형이 발생했을 때, CCD 카메라에서 잡힌 레이저 스펙클의 Y방향으로의 변위를 그림 20와 같이 프레임그래버를 이용하여 구할 수 있다. 이를 $A_Y(\theta)$, $A_Y(-\theta)$ 라 하고, 이는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$A_Y(\theta) = -a_y \cos \theta + \Omega_z L + \epsilon_y L \tan \theta \quad (17)$$

$$A_Y(-\theta) = -a_y \cos \theta + \Omega_z L - \epsilon_y L \tan \theta \quad (18)$$

여기서 식 (17)에서 식 (18)을 빼면 강제이동항과 회전이동항이 소거되고 다음 식과 같이 시험편의 변형률을 구할 수 있다.

$$\epsilon_y = [A_Y(\theta) - A_Y(-\theta)] / 2L \tan \theta \quad (19)$$

따라서 시험편에서 두 개의 CCD 카메라와의 거리와 각도를 알면 식 (19)에 의해서 두 개의 CCD 카메라에 찍힌 레이저 스펙클의 Y방향으로의 움직임의 차이를 이용하여 시험편의 변형률을 알 수 있다.

(2) 실험장비

본 연구의 시스템을 구성하는 장비는 그림 23과 같이 레이저와 CCD 카메라, 영상 처리 보드 그리고 자체 프로그래밍한 스페클 추적 프로그램을 장착한 개인용 컴퓨터로 구성되어 있다. 레이저는 He-Ne 레이저(632.8nm)를 사용하였으며 CCD 카메라는 Pulnix TM-72EX 두 개를 사용하였다. 영상 처리 보드는 Data Translation사의 DT3133 보드를 이용하여 두 개의 CCD 카메라로 촬영한 두 개의 이미지를 동시에 초당 30 프레임씩 그릴 수 있도록 하였다. 그리고 스페클의 움직임을 해석하기 위하여 Visual C++ 이용하여 프로그래밍한 스페클 추적 프로그램을 이용하였다.

그림 24는 본 연구에서 시편의 변형을 측정하기 위해 실제로 구축한 레이저 스페클 측정 장치를 나타낸다.

(3) 실험방법

그림 24와 같은 레이저 스페클 측정 장치를 방진테이블에 구축하기 위하여 레이저와 CCD 카메라를 시편과 수직인 방향으로 맞춘다. 그런 다음, 두 개의 CCD 카메라를 레이저를 중심으로 $+/-\theta$ 의 기울기를 가지도록 위치시킨다. 또한 각각의 CCD 카메라에 스페클의 위치가 동일한 지점에 오도록 CCD와 레이저와의 거리를 조절한 후에 각각의 CCD 카메라를 보정(Calibration)한다. 즉, 1 펄스에 $1\mu\text{m}$ 를 구동할 수 있는 스텝핑 모터를 부착한 이송장치를 이용하여 CCD 카메라의 픽셀의 위치변화를 측정하여 CCD 카메라의 1픽셀에 해당되는 거리를 환산한다. CCD 카메라의 보정을 마친 후, 시편에 레이저를 조사하고 각 CCD 카메라에 비친 스페클을 프레임그래버를 이용하여 캡

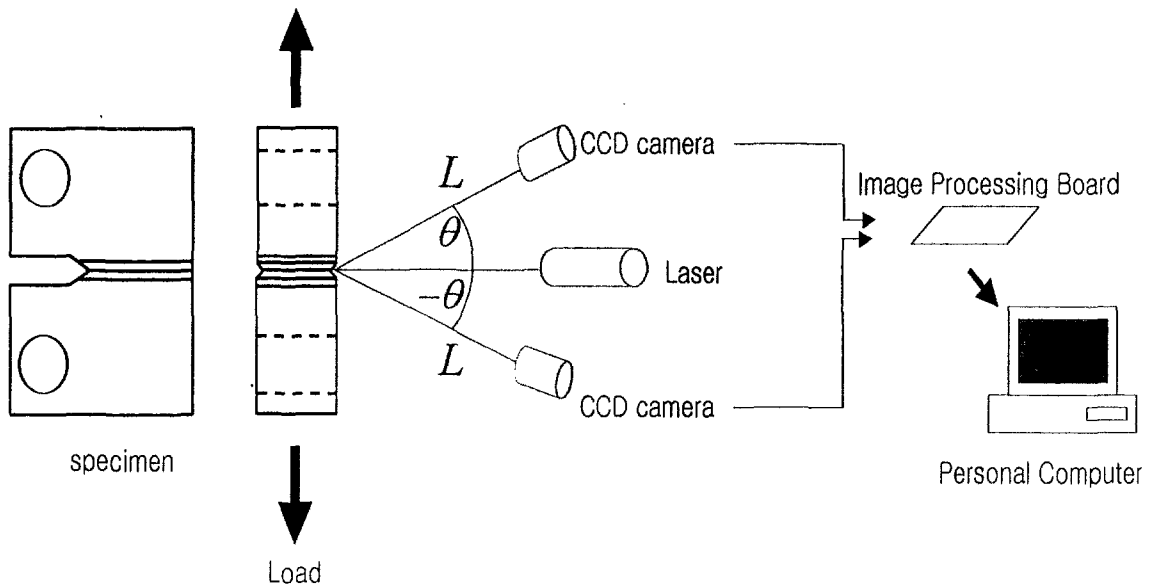


그림 23. 전체 시스템 구성도

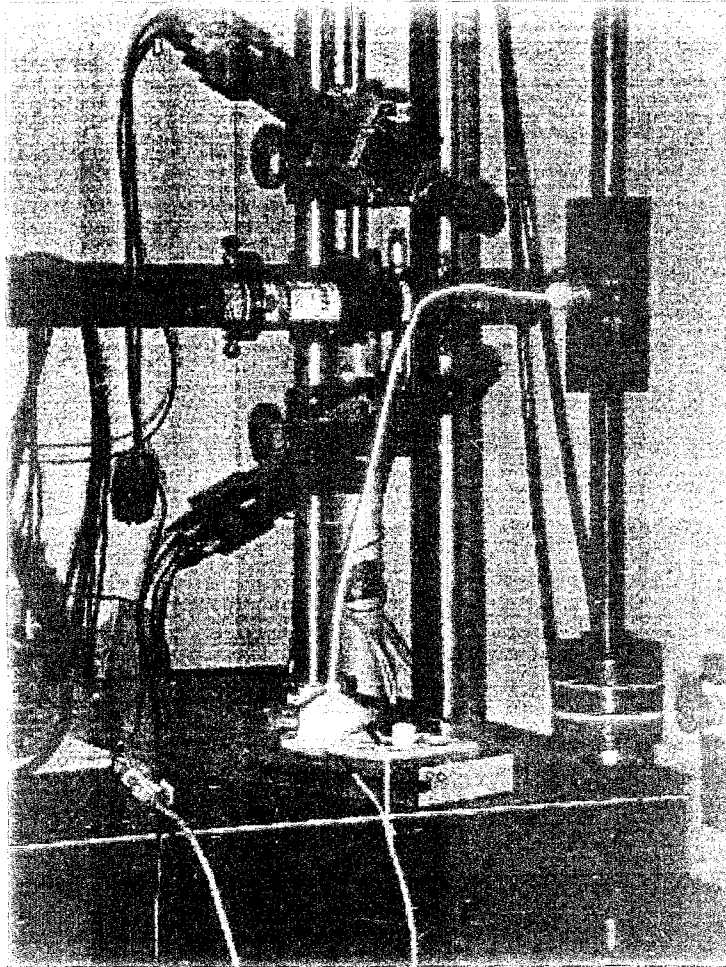


그림 24. 레이저 스페클 측정 장치

퓨터에 저장한다. 본 연구는 두 개의 CCD 카메라의 이미지를 동시에 초당 30프레임까지 저장할 수 있는 프레임그레버를 이용하여 초당 2프레임씩 스페클을 획득하였다. 획득한 스페클은 본 연구를 위해 Visual C++를 이용하여 자체 프로그래밍한 스페클 추적 프로그램으로 스페클의 위치를 추적하고 변형률을 구할 수 있었다. 만약 동적파괴 거동을 파악하기 위한 실험에 사용할 경우 초당 30,000프레임을 동시에 얻을 수 있는 디지털 고속카메라를 사용하여 동적파괴거동 시의 시험편의 변형을 측정할 수 있다.

나. 모아레 간섭법에 의한 변형장의 측정

모아레는 원래 물결 무늬를 뜻하는 불어인데, 현재에는 유사한 주기의 조도 패턴(Intensity Pattern)을 가지는 두 격자가 겹쳐졌을 때 생기는 보다 큰 주기의 조도 패턴을 일컫는 용어로 널리 쓰이고 있다. 모아레를 이용하여 평면 내의 변형(In Plane Deformation)을 측정하는 방법은 여러 연구자들에 의해서 지난 40년간 끊임없이 개발되어 왔다.

시편에 붙인 격자(Grating)와 레이저로 만든 가상격자(Virtual grating)를 통해 만들어진 간섭무늬로부터 모아레 무늬를 얻는 모아레 방법은 주로 열에 의한 변형 측정, 기계식 시험기를 이용한 실험 방법 등이 주로 이용된다. 그러나 진동이 있는 유압용 시험기를 이용하여 모아레 무늬(Moire Pattern)를 잡을 때 기준 격자와 가상 격자의 초기 설정 자체가 하중을 증가시키면 진동에 영향을 받아 쉽게 무늬를 얻을 수가 없다.

따라서 본 연구에서는 PEMI(Photomechanics COM.)장비를 이용 모아레 무늬를 잡은 후 이미지 후처리를 하는 방법과 격자(시편에 붙어 있는 격자)만을 이용하여 하중 전, 후의 이미지를 합성하는 방식으로 평면 내의 변형을 측정하고자 한다.

(1) 실험 장치 및 실험 방법

(가) PEMI 장비를 이용한 방법

그림 25는 모아레 무늬가 얻어지는 방식을 나타내는 개략도이다. 앞에서 설명했듯이 시편에 1200lines/mm의 격자(Grating)를 붙인 후 PEMI(Photomechanics Com.) 장비를 이용하여 레이저에 의해 발생하는 가상 격자를 만들어 준다. 하중을 가하기 전에 시편 격자와 가상격자를 먼저 Null Field형태로 만들고 하중을 증가시키면서 모아레 무늬를 잡는다. 변형을 계산은 모아레 무늬로부터 얻을 수 있는 변위장(Displacement Field)에서 다음 식으로부터 계산할 수 있다.

$$\epsilon_x = \frac{1}{f} \frac{\partial u}{\partial x} \quad (20)$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{f} \frac{\partial u}{\partial y} \quad (21)$$

여기서 f 는 가상격자(virtual Grating)의 주파수(Frequency)로 그림 25로부터 계산해 보면 $f = \frac{2}{\lambda} \sin \alpha$ 으로부터 $\lambda = 632.8\text{nm}$ (He-Ne Laser의 파장), $\alpha = 49.4^\circ$ 이므로 $f \approx 2400$ lines /mm이다. 여기서 α 는 레이저에서 쏘 주는 각도로 장비로부터 조절하므로 초기 설정 시 오차가 발생할 수 있는 데 1%정도는 무시 할 수 있다.

그림 26에서 Y축 방향 모아레 무늬로부터 ϵ_y 를 구한다면 모아레 무늬의 줄사이의 간격이 최소 측정 단위이므로 식 (21)로부터 ∂u 는 측정 범위에 모아레 무늬의 개수, ∂y 는 측정거리 값을 대입하면 모아레 무늬 전체로부터 각각의 변형을 값을 구할 수 있다.

모아레 무늬는 CCD 카메라(Plunix TM72-EX)를 이용하여 컴퓨터 상에 실시간으로

저장되게 하였다. 실제로 PEMI를 이용하여 모아레 무늬를 잡으면 일부 무늬에서는 노이즈가 상당히 심하게 발생하여 모아레 무늬를 분석하는 데 상당한 어려움이 발생한다. 따라서 필터링(Filtering)과정이 필수적이다. 필터링은 고주파 강화 필터링을 사용하였고 Visual C++이용하여 작성하였다.

필터링에 쓰이는 Kernel은 3*3, 7*7, 9*9 (3가지)를 사용했는데 일반적인 화상은 Kernal의 행렬의 차수가 높아질수록 훨씬 선명한 얻을 수 있으나 이미지 전체의 밝기의 영향에 의해서 3*3 고주파 강화 필터링 영상에서 선명하게 얻어 질 수도 있다. 따라서 동일 모아레 무늬를 3가지의 필터링을 사용하여 가장 선명한 영상을 데이터값으로 사용하면 된다. 자세한 이미지 후처리 과정은 뒤에서 설명하겠다.

(나) 이미지 합성 방법을 이용한 방법

하중 전, 후의 이미지를 합성하는 방법의 시초는 필름 건판에 이중 노출 방법을 이용하여 것이 주된 방법이었다. 그러나 이중 노출된 필름을 현상이라는 복잡한 과정을 거치기 때문에 매우 불편한 방법이다. 또한 하중 전의 이미지와 하중 후의 이미지를 동일 필름 상에서 합성하는 방법은 모아레 무늬가 너무 커져 최소 측정단위가 매우 커지는 단점이 있다.

또한 레이저를 이용한 가상격자와 시편에 붙인 격자와의 방식은 유압용 시험기에서는 진동의 영향 또는 레이저 빛의 강도의 약화 때문에 쉽게 모아레 무늬를 연속적으로 얻을 수가 없게 된다.

그러므로 본 연구에서는 시편에 격자(Grating)을 붙이고 하중을 가하면서 CCD 카메라(Plunix TM72-EX)을 이용하여 변형을 받고 있는 격자의 선을 연속적으로 잡는다. 이렇게 실시간으로 잡은 시편의 격자와 프로그램을 이용하여 만든 격자를 컴퓨터 화면

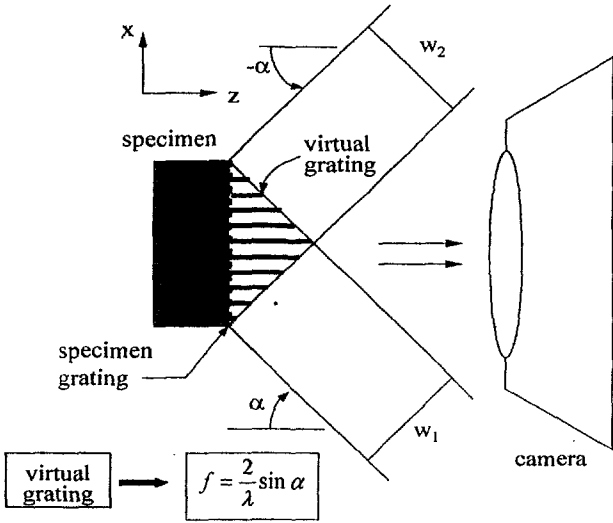


그림 25. 모아레 간섭계의 원리

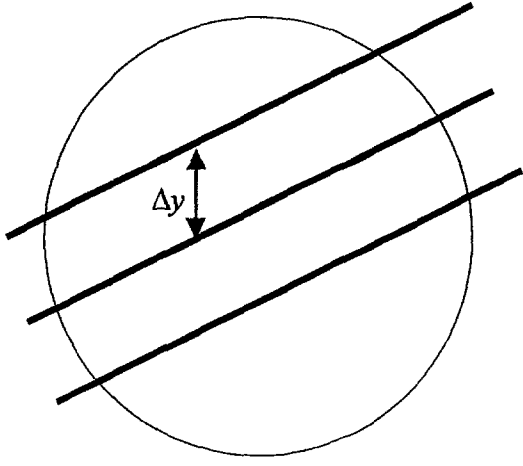


그림 26. 모아레 무늬로부터 변형을 해석 (V-field)

상에서 합성을 시켜서 모아레 무늬를 만든다.

이미지 합성 프로그램은 Visual C++을 이용하였고 영상 data는 보통 픽셀단위로 밝기 값의 정보를 가지고 각각의 동일 위치의 픽셀위치에서 밝기 값만 더해 주면 쉽게 합성된 이미지를 얻을 수 있다. 보통 밝기 값은 흑백이미지의 경우 Gray Level로 나타내면 0~255사이의 값을 갖게되는 데 두 이미지를 합하므로 255가 넘는 값이 발생할 수 있으므로 Saturation 방법을 사용하여 255가 넘는 값은 255 밝기 값으로 고정되게 하였다.

(다) 이미지 합성 방법에 해상도와 모아레 무늬의 관계

기존의 모아레를 이용하는 방법은 시편 격자와 레이저를 이용해서 만든 격자에 의해 파생된 모아레 무늬를 CCD 카메라 상으로 잡으므로 해상도가 뛰어나지 않아도 별 상관 없다.

그러나 이미지 합성 방법을 이용하려면 시편에 붙어 있는 격자가 CCD 카메라 상에 선명히 잡혀야 합성된 모아레 무늬를 얻을 수 있다. CCD 카메라는 Plunix TM72-EX 기종을 쓰는데 적정 이미지를 잡는데 이미지의 전체 크기는 640*480 픽셀을 사용하게 된다. 따라서 실험 중에 잡는 격자의 선이 이 조건에서 선명히 잡혀야 하므로 깨끗하게 잡을 수 있는 최소 범위를 결정하여야 한다.

표3은 화면상에 잡히는 해상도를 검증하기 위해 설정한 조건이다. 먼저 Visual C++을 이용하여 640*480 픽셀을 가진 화면 y축으로 조건에 따라 선을 긋는다. 그런 다음 3도 회전시킨 선을 프로그램 상에서 합성시켜 모아레 무늬가 데이터로써 가치가 있는 최소 범위를 찾는다.

표 3. 해상도 검증 조건

	1줄이 차지하는 픽셀(Pixel)	화면 전체의 크기	화면 전체의 크기
조건 1	1 pixel	640*480 pixels	각각의 조건에 3도 기울어진 줄을 합성
조건 2	2pixel		
조건 3	8pixel		

그림 27은 1줄이 차지하는 크기가 1 픽셀인 경우로 (a)는 단순히 3도 회전만 시킨 조건인데 부차적으로 모아레와 같은 무늬가 발생된다. 이것은 (a)와 (c)를 합성한 것과 원하는 조건(부차적인 무늬가 없는)인 (b)와 (c)를 합성한 결과와는 상이한 모아레 무늬를 만들게 된다. 따라서 화면크기가 640*480인 경우 1줄이 차지하는 크기가 1 픽셀인 경우는 데이터로 쓸 수 없게 된다.

표4는 각각의 조건에 대해서 비교한 결과이다. 격자 선이 차지하는 크기가 물론 크다면 문제가 없지만 그렇다면 모아레 무늬가 더욱 커져 측정범위가 매우 커지게 된다. 따라서 되도록 격자 간격이 미세할 수록 좋으나 너무 조밀한 격자를 사용하면 해상도 약화에 의하여 데이터에 잘못된 영향을 미치게 된다. 따라서 최소한도로 이미지를 잡을 때 격자 선이 2 픽셀을 차지해야 데이터로써 가치가 있다.

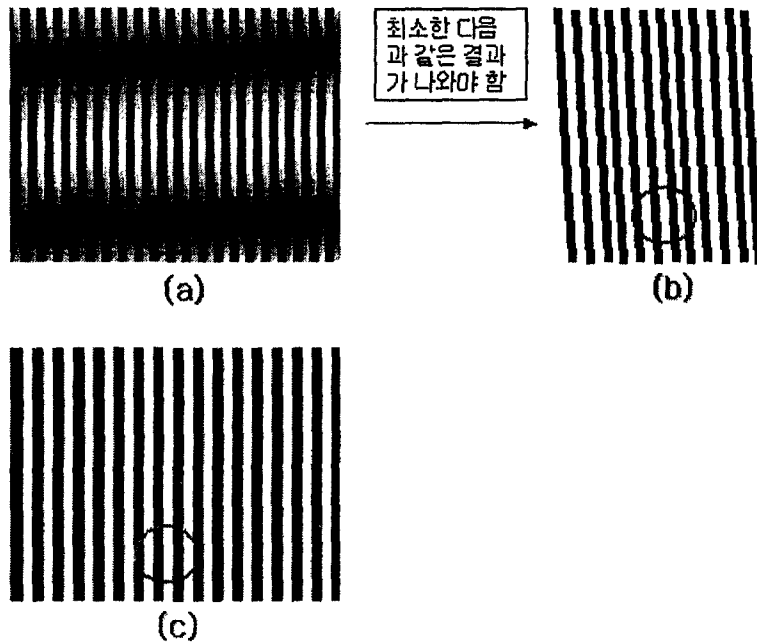


그림 27. 1줄이 차지하는 크기가 1 픽셀인 경우

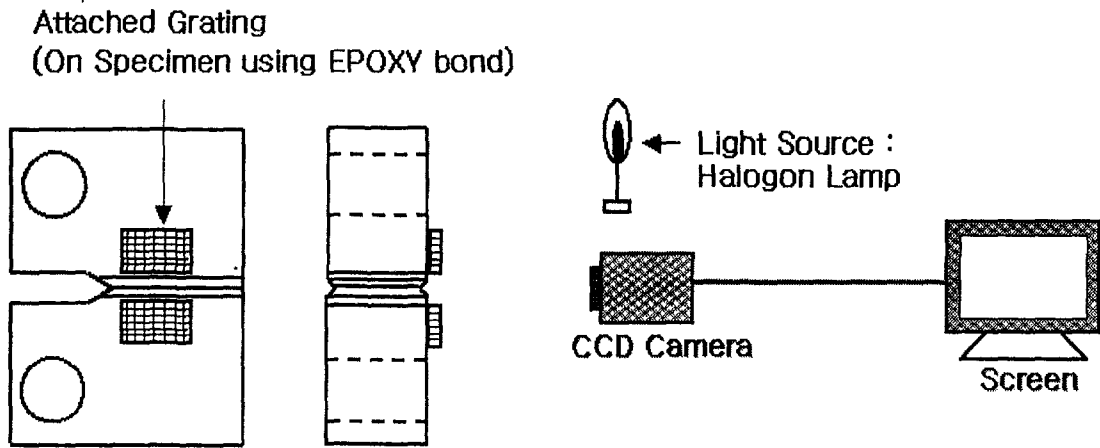


그림 28. 실험장치 구성도

표 4. 조건에 대한 결과

	1 pixel	2 pixel	8 pixel
기준선 해상도	○	○	○
3도 회전 해상도	×	△	○
합성이미지 (Data로서 가치)	×	△	○
OHP로 합성한 것과 비교	비교할 수 없음	Fringe 개수만 같음 (유형은 비슷함)	같음

(라) 실험 장치 구성 및 합성 방식

그림 28은 실험장치 구성도를 보여준다. 시험편의 표면에 격자를 붙이고 할로젠 램프를 이용하여 광원을 만들었다. 시험을 진행하면서 CCD 카메라를 이용해 비접촉식으로 간섭무늬를 컴퓨터에 저장시킨다.

(2) 이미지 후 처리 (Filtering)

원래부터 선명한 이미지를 잡아야 데이터를 분석하기 쉬우나 실험환경, 초기 설정 관계 등에 의해 이미지가 흐려지게 된다. 너무나 희미하게 잡힌 이미지는 이미지 후 처리를 해도 개선 효과가 없으나 다소 노이즈를 포함하는 이미지는 고주파 강화 필터링에 의해 이미지 개선 현상이 뚜렷해진다.

고주파 강화 필터링은 저주파 성분은 차단하고 고주파 성분만을 부각시키는 필터링으로 영상에서의 윤곽선을 조금 더 분명히 해주는 효과를 가져온다. 흐릿한 영상이나

표 5. 고주파 강화 필터 (3*3, 7*7, 9*9)

0	-1	0	0	0	-1	-1	-1	0	0	0	0	0	-1	-1	-1	0	0	0
-1	5	-1	0	-2	-3	-3	-3	-2	0	0	-2	-3	-3	-3	-3	-3	-2	0
0	-1	0	1	-3	5	5	5	-3	1	0	3	2	1	1	1	2	3	0
			-1	-3	5	5	5	-3	-1	1	-3	-1	9	9	9	-1	-3	-1
			-1	-3	5	5	5	-3	-1	-1	3	1	9	10	9	1	3	-1
			0	-2	-3	-3	-3	-2	0	-1	-3	-1	9	9	9	-1	-3	-1
			0	0	-1	-1	-1	0	0	0	-3	-2	-1	-1	-1	-2	-3	0
										0	-2	-3	-3	-3	-3	-2	0	0
										0	0	0	-1	-1	-1	0	0	0

블러링(Blurring)된 영상을 선명하게 보기 위한 필터링으로 영상 부각에 주로 사용된다. 또한 픽셀 연산 과정에서 보여지는 밝기 값의 초과 현상은 Saturation 기법으로 영상의 명도 값을 0에서 255값으로 보정하여 준다.

다. 실물화상에 의한 변형장의 측정

균열면을 따라서 위 아래로($\theta=90^\circ$) $r=2.2, 2.5\text{mm}$ 인 위치에 하이트 게이지로 각각 2개의 선을 그었고 균열진전에 따라 다양한 위치에서의 A_2 계산을 위한 변위 측정을 위하여 $a/w=0.55$ 인 위치에서부터 3mm 일정간격으로 균열면에 수직한 방향으로 선을 그어주었다.

시험편에 선을 그어준 모양은 그림 29와 같다. 실질적으로 시험편에 1mm 간격으로 측정의 편리함을 위하여 그어놓은 선이다. 왼쪽에 검은 색으로 균열 열림 현상이 벌어지고 있는 것을 확인할 수 있다. 사이드 그루브가 있어서 균열선단에서 1.5mm정도 위 아래로 선을 그을 수 없게 되어 있다. 사이드 그루브는 30도로 경사지게 0.5mm 라운드를 갖는 커터로 가공하였으므로 경사부에서는 어둡고 중앙부에서는 빛 반사로 인하여 밝은 흰색 띠가 나타남을 알 수 있다. 시험편에 나타난 선은 1/100mm까지 정확도를 갖는 하이트 게이지를 이용하여 그을 수 있었다. 파괴인성 시험시 디지털 카메라를 이용하여 시험편 표면을 초당 2프레임씩 촬영, 저장하였으며 카메라 촬영에 이용되는 빛에 의한 반사의 영향을 줄이기 위해 그어진 선 위에 수정액을 아주 얇게 발랐다. 또한 변위측정시 시험편에서의 실제길이와 영상상의 길이가 다를 수 있으므로 시험편에 기준길이를 사용할 선을 그어주었다.

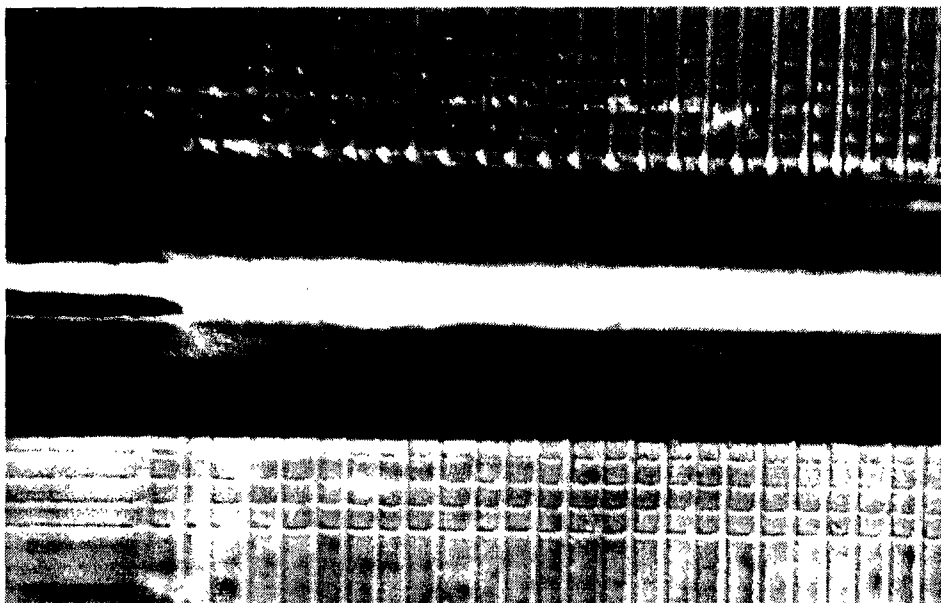


그림 29. 변위 측정을 위하여 시험편에 선을 그어놓은 모습

6. 실험절차

가. 시험편의 준비

주증기 배관 모재에서 L-C 방향으로 채취된 CT시험편에 ASTM E1737-96규정에 의거하여 예비피로균열길이를 생성시켰다. ASTM의 규정에 따르면 균열선단의 소성변형을 억제하기 위해 피로균열 시 가할 수 있는 최대피로하중은 $0.4P_L$ 보다 작은 하중을 가해야 한다. 여기서 P_L 은 한계하중으로서 계산식은 아래와 같다.

$$P_L = \frac{Bb^2\sigma_o}{2W+a} \quad (22)$$

여기서 B는 시험편의 두께, b는 잔여길이, σ_o 는 유동응력 $\left(= \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2}\right)$, W는 시험편의 폭, a는 시험편의 초기 균열길이이다. 하중비 R은 0.1로 주었으며 피로하중 주파수는 10Hz로 일정하게 주었다. 피로예비균열은 최종피로예비균열의 50%를 기준으로 처음과 나중의 피로하중을 다르게 준다. 처음 50%까지는 피로하중으로 $0.4P_L$ 을 사용하였으며 그 이후부터 최종 피로예비균열까지는 $0.2P_L$ 을 사용하였다. 정확한 양의 피로균열을 발생시키기 위하여 시험편의 표면에 하이트 게이지를 이용하여 선을 그었고 잘 보이게 하기 위해 표면에 화이트를 연하게 발랐으며 트래블링 마이크로 스코프를 이용하여 균열진전량을 관찰하였다. 트래블링 마이크로 스코프는 최저 0.01mm까지 측정이 가능하다. 이와 같이 원하는 길이까지 예비균열을 진전시켰다.

시험편 두께의 영향에 의해 시편 중앙에서는 평면 변형률 상태가 되고 시편 양면에서는 평면 응력상태가 되어 균열발생 시 터널링 현상이 나타난다. 이런 현상을 줄이기 위해 예비 피로균열발생 후 측면 홈(Side Gloove) 가공을 하여 두께방향으로 균일한 균열진전이 되게 한다. 그림 30은 이와 같이 예비 피로균열과 측면 홈이 가공된 시편을 보여준다. ASTM의 규정에 의하면 측면 홈의 최대량은 0.25W까지 가능하다. 측면 홈 가공은 한쪽 면에서 10%(0.1W)씩, 양쪽 면을 가공하여 총 측면 홈 가공량은 20%(0.2W)가 되게 하였다. 또한 측면 홈의 노치 반경은 ASTM의 규정에 따라 0.5mm가 되도록 노치반경 0.5mm 더블커터를 이용하여 가공하였다.

나. 정적파괴실험

시편에 필요한 예비피로균열과 측면홈 가공이 끝난 후 실험에 앞서서 한 쪽 면은 균열개시점을 찾기 위해 CCD 카메라로 촬영 시 발생하는 촬영 선명도를 높이기 위해 수정액을 매우 얇게 바른다.

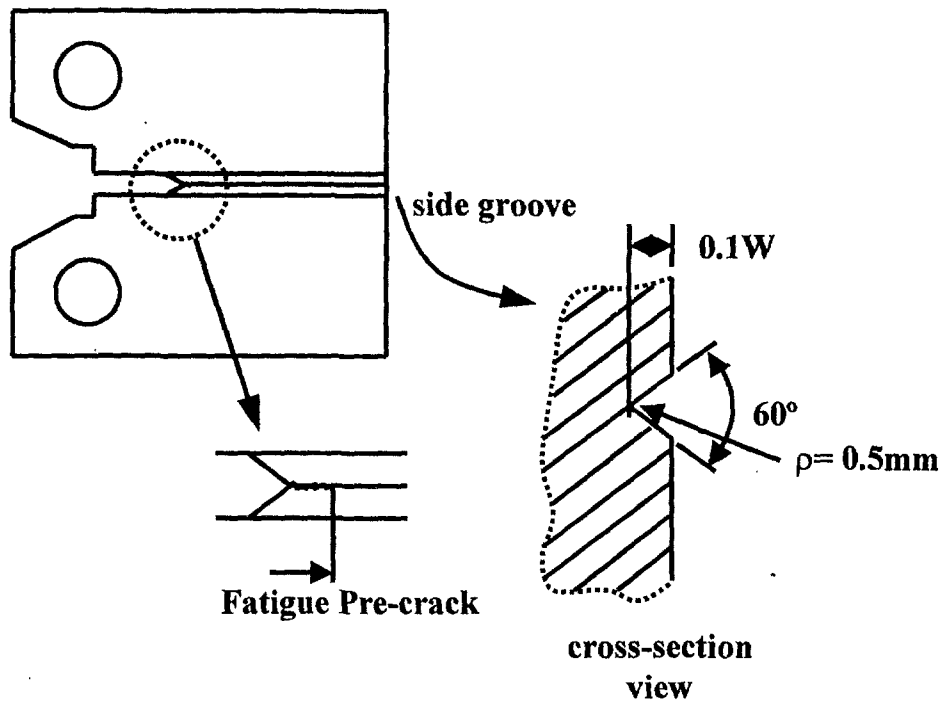


그림 30. 피로예비균열과 측면홈

전압강하(DCPD)를 측정하기 위하여 시편에 가공된 M3 나사탭에 전류 공급선과 전압 신호를 받기 위한 선을 체결한다. 이와 같은 전압강하를 측정하기 위한 선을 신호증폭기에 연결하였다. 전압강하의 측정을 위한 전류공급장치인 전력공급기(power supply, HP6573A)에서 정전류를 80A에서 120A 정도로 시편의 두께에 따라 조절하여 사용하였다. COD 측정장치로의 전류 흐름을 막기 위하여 절연체로 만든 나이프 에지를 시편의 COD 게이지를 장착할 부분에 M2볼트 나사를 이용하여 체결한다. 또한 시험기로 전류 누수를 막기 위하여 특별히 제작된 절연판을 그림의 상하에 설치한다. 그리고 시편을 그림에 장착한다. COD 측정장치를 균열입구에 설치된 나이프 에지(knife edge)에 물리고 COD 측정장치의 출력 선을 신호증폭기(signal amplifier)에 연결하였다. COD 측정장치를 위한 가전(Excitation)은 3.5V를 사용하였다. 이와 같이 전압강하와 COD 측정장치의 출력선을 연결한 신호증폭기에서 신호를 증폭하였다. 이때의 증폭 비는 300배 정도이고 전압측정단자와 증폭된 신호는 $\pm 10\text{V}$ 안에 있다. 시편에 가해지는 하중과 변위 신호는 인장시험기의 콘트롤러의 데이터 단자와 위에서 사용한 DAQ 보드에 연결하여 COD, 전압강하의 신호와 함께 저장하였다. 콘트롤러의 하중 신호는 250kN이 10V로 환산되어 나오며, 변위신호는 $\pm 75\text{mm}$ 가 $\pm 10\text{V}$ 로 환산되어 나온다. 그러므로 전압신호를 저장하여 하중 변위를 환산하여 사용할 수 있다.

이러한 증폭된 전압강하와 COD 그리고 하중과 변위 신호는 Data Translations사의 DT322보드를 이용하여 디지털 신호로 일정한 시간별로 PC에 저장하였다. 디지털 신호

의 저장을 위해 Hewlett Packard 사의 HP VEE 소프트웨어를 이용하여 하중, 변위, COD, 전압강하의 신호를 저장할 수 있도록 별도로 프로그램을 작성하였다. 그림 31은 이러한 프로그램의 작성도이다.

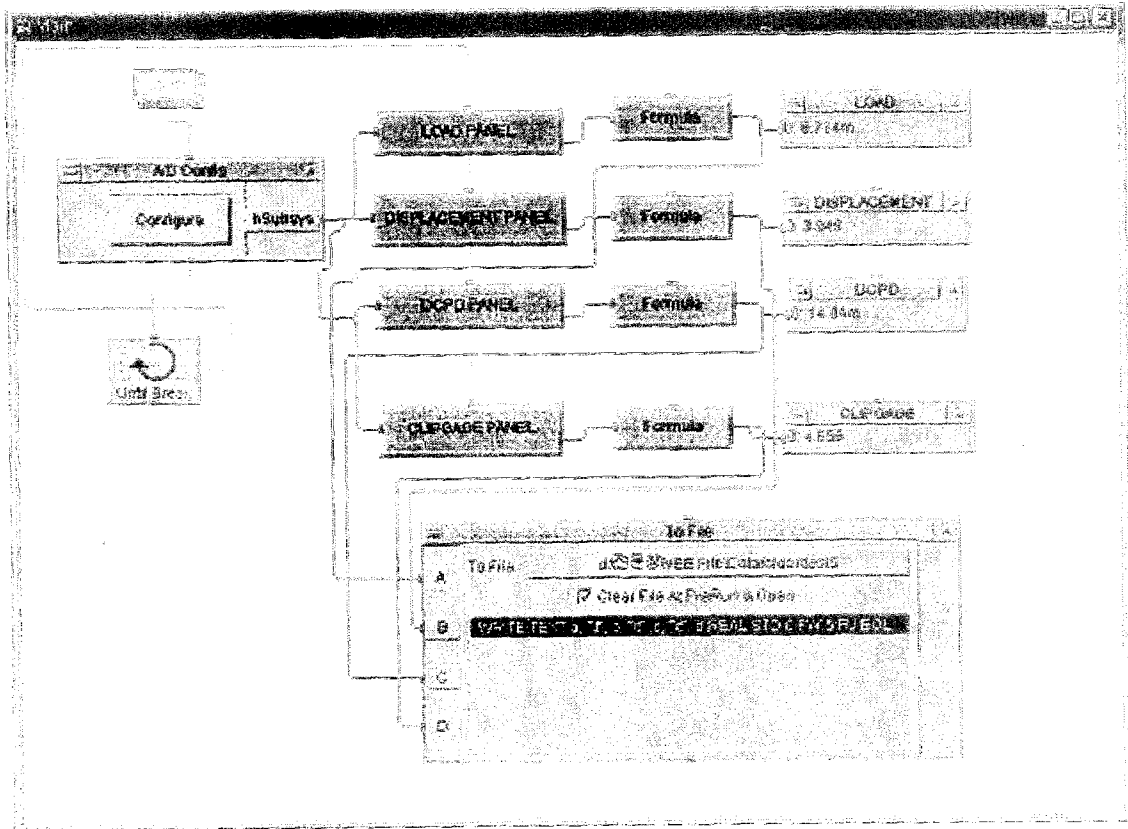


그림 31. 데이터 저장 제어 프로그램의 작성도

이 정적인 시험의 경우 하중속도는 0.01mm/sec를 사용하였으며, DCPD로 균열길이를 예측하기 위한 파단 균열길이를 측정하기 위해 8mm를 인장한 후 파괴실험을 종료하였다.

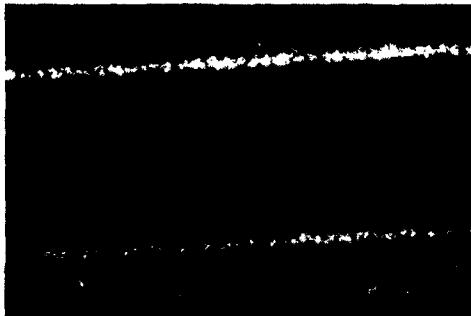
실험이 행하여 진 후 균열진전량을 측정하기 위해 시험편을 완전히 파단시켰다. 그 전에 최종 균열부와 실험 후 파단부를 구별하기 위해 ASTM E1737-96규정에 따라 추가로 피로균열을 낸 후 파단을 시켰다. 또는 실험되어진 시험편을 가열로에서 300 °C로 1시간정도 가열을 하여 시험편을 변색시킨 후(heat tinting) 파단을 시켰다. 균열길이를 측정하기 위해 ASTM E1737-96규정에 따라 9점 측정법을 사용하였다. 시험편의 파단면에서 두께 방향으로 등간격으로 8등분을 한 후 각 9개의 점에서 a_1, a_2, \dots, a_9 값을 측정하여 식 (23)에 따라 균열길이를 계산하였다.

$$a = \frac{\left(\frac{a_1 + a_9}{2} \right) + a_2 + \dots + a_8}{8} \quad (23)$$

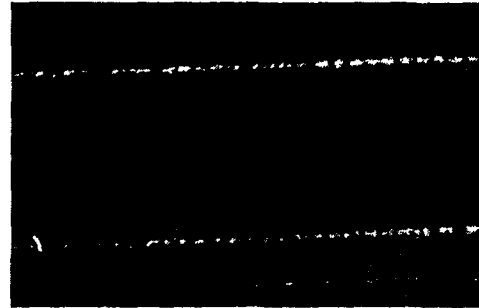
다. 정적파괴실험시 A_2 의 측정

(1) 레이저 스페클에 의한 측정

레이저 스페클 방법을 이용하여 A_2 를 계산하기 위해 먼저 레이저를 시편의 크랙선단에 입사시킨다. 사용된 레이저는 He-Ne레이저이며, 632.8nm의 파장에 해당하는 레이저 발생장치이다. 입사된 레이저빔을 레이저와 각각 $\pm 20^\circ$ 를 이루는 두 대의 CCD 카메라로 관찰하여 스페클 영상을 확인한다. 카메라는 PULNIX사의 아날로그 카메라로 TM72EX모델이다. 두 개의 카메라를 동기화 하기 위하여 함수발생기(Function Generator)를 사용하였다. 이미지 저장을 위하여 사용된 보드는 Data Translations사의 DT3133보드이며, 이를 이용하면 3채널 영상까지 한 보드를 이용하여 동시에 저장할 수 있다. 저장 성능은 각각의 카메라의 영상을 1초에 30프레임까지 저장할 수 있는 것이며, 정적 실험의 경우 20초에 한 프레임씩 저장하여 비교하였다. 그림 32와 같이 시편의 변형전과 후의 스페클을 얻는다.



(a) 변형 전



(b) 변형 후

그림 32. 변형 전·후의 스페클 이동

그림 32와 같은 스페클을 프로그램을 이용하여 해석하여 변형과 변형률을 측정한다. 측정하는 과정은 다음과 같다. Visual C++ 프로그램을 이용하여 만든 스페클 추적 프로그램을 이용하여 다음과 원하는 지점의 스페클의 이동경로를 확인한 후 해당하는 점에서의 변형량을 계산하기 위하여 VIC-2D 프로그램(Correlated Solutions, Inc.)을 이용하였다. 그림 33은 Visual C++를 이용하여 스페클의 이동거리를 해석하는 예이다. 해석에 필요한 그림 파일의 형태는 BMP이며, 8Bit GrayScale의 영상을 해석하였다. 이 BMP파일에는 픽셀의 좌표값과 해당되는 밝기 값이 기록되어 있는데 이를 원하는 점의 추적에 사용하였다. 변형전의 스페클에서 원하는 스페클 점을 선택하면 그 주위의 픽셀 400개 정도의 밝기 값과 위치를 저장하고 이 값과 다음 변형후의 스페클영상과 비교를 하여 가장 차이가 적은 영역을 찾게 되고 찾은 사각형 영역의 중심에 해당하는 좌표가 처음 선택한 스페클 점의 이동한 점임을 확인하였다. 처음 선택한 좌

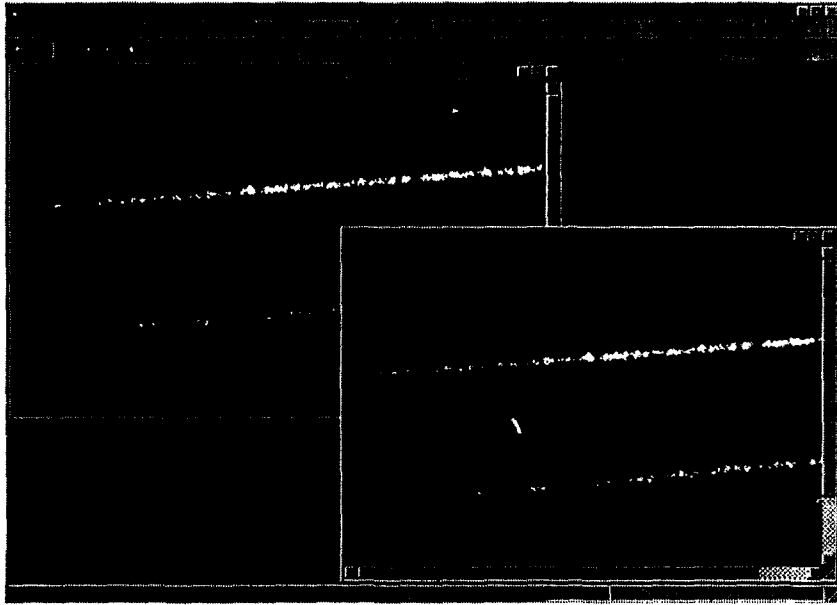


그림 33. 스페클 추적하는 과정

표와 나중에 찾은 좌표를 비교하면 스페클의 이동거리를 해석할 수 있다. 소성변형으로 인하여 초기영상과 마지막 영상에서의 스페클의 차이가 크므로 충분히 비교가 가능한 시간간격으로 측정된 스페클 간의 변위를 구하여 더하면 총 변위를 구할 수 있다. 그림 34는 VIC-2D 프로그램을 이용하여 U-Field의 변위량을 나타낸 것으로 창에 띄운 그림이 스페클이며 중앙의 작은 사각형 영역이 해석하고자 하는 영역이다. 밑의

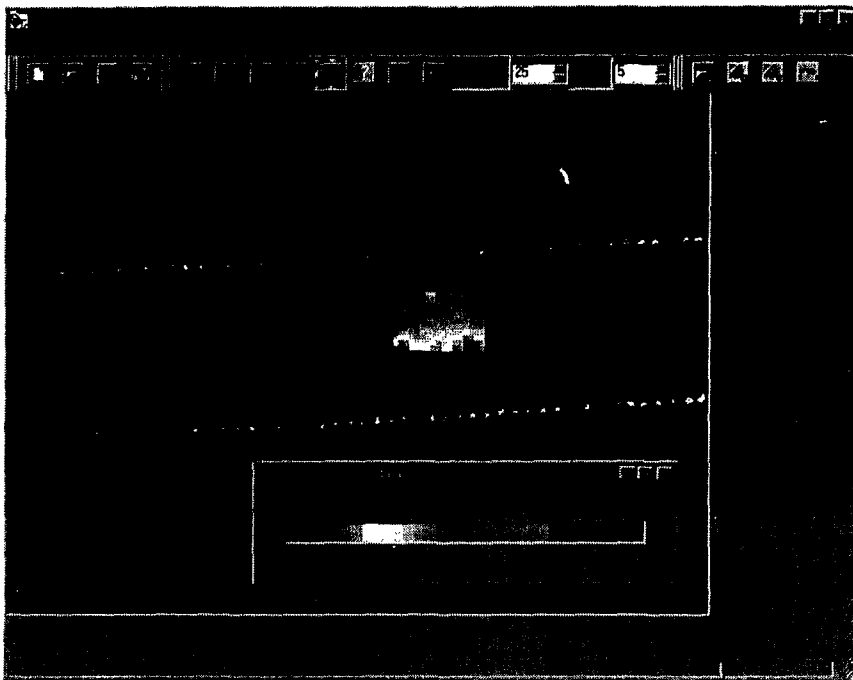


그림 34. VIC-2D 상용프로그램으로 구한 변형장

바 형태의 작은 창은 위에서 말한 관심 영역에서의 변위량을 보기 쉽게 단계별로 색을 구분하여 표시한 단위를 보여주고 있는 것이다. 이를 보면 어느 부분에서 변위가 크게 절리며, 어느 정도의 변위가 발생했는지 알 수 있다. 이 해석을 마치면 원하는 영역 안의 픽셀 점에서의 U-Field와 V-Field의 변위를 파일로 받아 볼 수 있다. VIC-2D에서 구한 변위를 별도로 작성한 변형률 계산프로그램으로 변형률을 계산한다.

위와 같은 방법으로 구한 변형률을 가지고 식 (5)와 같은 J-A₂ 변형률장을 이용하여 A₂를 계산할 수 있다. 계산하는 과정에서 고유 물성치와 해당되는 J값, 그리고 좌표의 위치가 필요하다. 이때의 좌표는 계산된 균열 선단에서 ±90°의 각도로 2.5mm 떨어진 지점이며 J값 등은 실험을 통하여 구하였다. 균열이 진전할 때의 A₂를 구하기 위하여 새로운 균열선단에서의 ±90°의 각도로 2.5mm 떨어진 새로운 좌표에서의 변형률을 위의 방법으로 변형률을 구한 다음 A₂를 계산하였다.

(2) 실물화상을 이용하는 측정

실물화상을 이용하여 A₂를 계산하기 위하여 시편에 하이트 게이지를 이용하여 1mm 간격으로 예비균열에 나란한 방향과 수직인 방향으로 선을 긋는다. 선간 거리를 두 점간의 변위를 계산하기 위한 기준거리인 2.2mm 혹은 2.5mm가 되게 하였다. 이와 같이 준비된 시편에 전압강하를 측정하기 위한 선을 연결 후 그림에 장착한다. 이후 COD 게이지를 장착하면 실물화상을 얻기 위하여 KODAK MAGAPLUS ES1.0 디지털 카메라를 크랙선단을 촬영하기 위해 설치한다. 카메라의 영상을 그랩하기 위하여 DATA TRANSLATIONS사의 DT3157보드를 이용하였다. 실험장비의 셋팅은 그림 35와 같다.

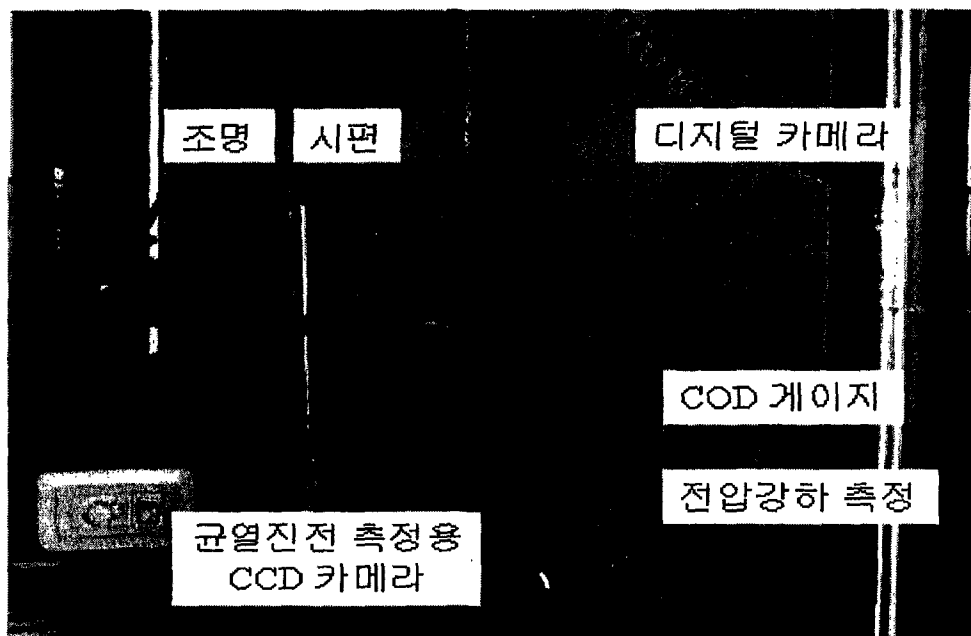


그림 35. δ_5 를 측정하기 위한 장비

균열진전시작점을 측정하기 위한 CCD 카메라와 δ_5 를 측정하기 위한 실물화상을 얻기 위한 디지털 카메라 두 개를 통하여 실험을 준비하였다. 균열진전시작점을 알기 위한 CCD 카메라는 균열 선단부에 초점이 맞춰 있으며, δ_5 를 측정하기 위한 디지털 카메라는 반대쪽의 시편표면에 초점을 맞췄다. 균열의 진전과 δ_5 를 동시에 한 개의 카메라를 이용하여 측정할 수 없는 이유는 측면 홈으로 인하여 균열선단부는 δ_5 를 측정하기 위한 시편 표면보다 더 멀리 있어서 두 곳을 동시에 초점을 맞추어 촬영하는데 어려움이 있기 때문이다.

위와 같이 실험준비가 끝이 나면 25톤 용량의 인장시험기를 이용하여 0.01mm/sec의 속도로 정적 인장시험을 수행함과 동시에 1초에 한 프레임의 영상과 전압강하, COD, 하중 등의 값을 DATA TRANSLATIONS사의 DT322보드를 이용하여 저장하기 시작하였다. 실험 종료 후 전압강하신호를 이용하여 균열의 진전량을 계산한다. 균열이 진전하는 순간의 전압강하신호와 동시에 저장된 영상을 이용하여 균열이 진전함에 따른 균열 선단에서 2.5mm로 수직한 두 점간의 변위를 측정하는데 이용하였다.

영상을 Visual C++를 이용하여 만든 프로그램을 이용하여 변위를 측정하고자 하는 위치의 픽셀의 x, y 좌표를 얻었다. 픽셀의 좌표를 얻기 위한 프로그램은 그림 36과 같

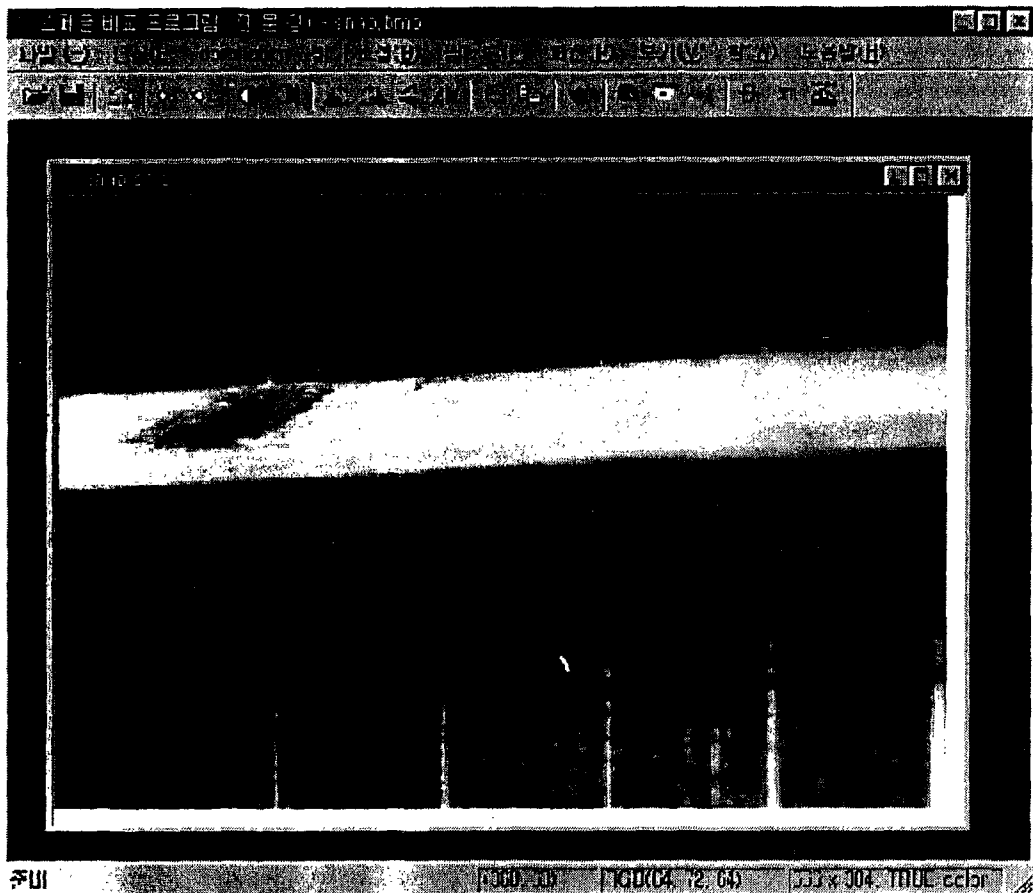


그림 36. 두 점간 거리 측정용 프로그램

다. 시편 표면에 표시된 균열의 수평방향으로 그어진 두 선간의 거리는 2.5mm 이다. 균열선단에서 수직한 가상 선을 그어 수평한 선과 만나는 두 점의 변위를 측정함으로써 δ_5 를 계산하는데 사용하였다. 시편 표면의 균열방향의 수직한 방향으로 그어진 선들은 1mm 간격이며 이를 기준으로 균열의 진전에 따른 균열선단의 위치를 정확히 파악할 수 있었다.

(3) 모아레 간섭법에 의한 측정

앞에서 언급한 바와 같이 모아레 간섭법의 적용을 위해서는 픽셀크기의 최소한 2배 이상의 간격을 가진 격자선을 이용하여야 한다. 그러나 상업적으로 판매되는 격자선의 간격은 $0.4\mu\text{m}$ 으로 본 연구의 실험에서 요구되는 최소 간격 $20\mu\text{m}(=5\text{mm}/500\text{픽셀}\times 2)$ 보다 너무 작아 사용할 수 없었다. 또한 예비실험결과 앞의 두 방법이 성공적인 결과를 주었으므로 모아레 간섭법에 의한 측정을 포기하였다.

라. 동적파괴실험

정적파괴실험과 동일한 방법으로 예비파괴균열을 진전시켰으며, 측면 홈을 가공하였으며, 균열길이의 결정을 위한 초기 균열길이와 최종균열길이를 동일하게 측정하였다. 또한 J-R 곡선을 구하기 위한 데이터(하중, 변위, COD 그리고 전압강하)를 획득하기

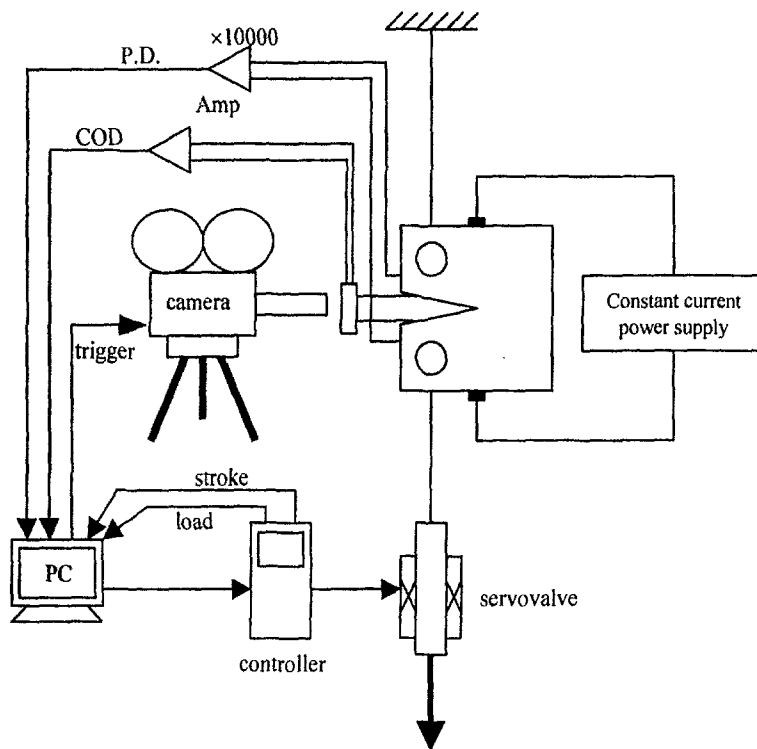


그림 37. 시험장치의 개략도

위한 장치도 정적파괴실험과 동일하다. 하중속도는 300, 600, 1200mm/min으로 시험을 하였다. 전류의 양은 100A와 200A를 시험편의 상·하면에 일정하게 공급하였다. 신호 증폭기를 이용하여 전류를 100A 가하였을 경우 2000배를 증폭하였고, 200A를 가하였을 경우는 1000배 증폭하였다. 균열개시점 및 진전거동을 살펴보기 위하여 직류전위차 법과 동시에 각 시험편의 측면을 초당 40000매의 촬영이 가능한 고속카메라(NAC Inc.)를 이용하여 촬영하여 살펴보았다. 이때 카메라와 데이터를 받기 위한 PC가 동시에 동작하는 스위치를 제작하고 스위치의 작동과 동시에 재료시험기를 제어함으로써 균열개시점 및 진전거동을 촬영하였다. 그림 37은 동적파괴시험 시 사용한 시험장치의 개략도를 나타낸다.

제 2 절 연구결과

1. 3차원 CT 시험편의 유한요소해석의 결과

가. 두께방향으로의 응력의 변화

그림 38과 39는 시험편의 두께가 1T일 경우, 가운데 평면과 표면에서의 균열선단으로부터의 거리에 따른 응력의 분포를 각각 보여준다. 여기서 $\theta = 0^\circ$ 이다. 하중의 크기를 나타내는 J-적분값은 $\sigma_0 a_0$ 를 이용하여 무차원화하였고, 균열선단으로부터의 거리 r 는 J/σ_0 로 무차원화하였다. a_0 는 초기균열길이로써 시험에서와 동일한 29.464mm이다. 하중이 증가함에 따라서 평면 변형률 상태의 HRR 응력장에서 평면 응력 상태의 HRR 응력장으로 점차 접근하며, 시편후면에서 굽힘에 의한 소성변형이 발생하여 응력이 감소함을 알 수 있다. 하중이 증가함에 따라서 응력이 증가하지만 균열선단에서 멀리 떨어진 위치에서는 응력이 다시 감소함을 보인다. 그림 40(a)는 시험편의 두께가 1T인 경우, $J/\sigma_0 a_0 = 0.0281$ 의 하중에서 여러 단면에서의 응력분포를 보여준다. 여기서 z 는 시편의 가운데 평면으로부터의 거리이며 B 는 시험편의 두께의 반이다.(그림 6 참조) 가운데 평면에서 표면으로 진행함에 따라 응력이 감소함을 알 수 있다. 표면부근에서는 하중의 변화가 별로 없다. 특히 균열의 선단에서 멀어질수록 하중의 변화가 적

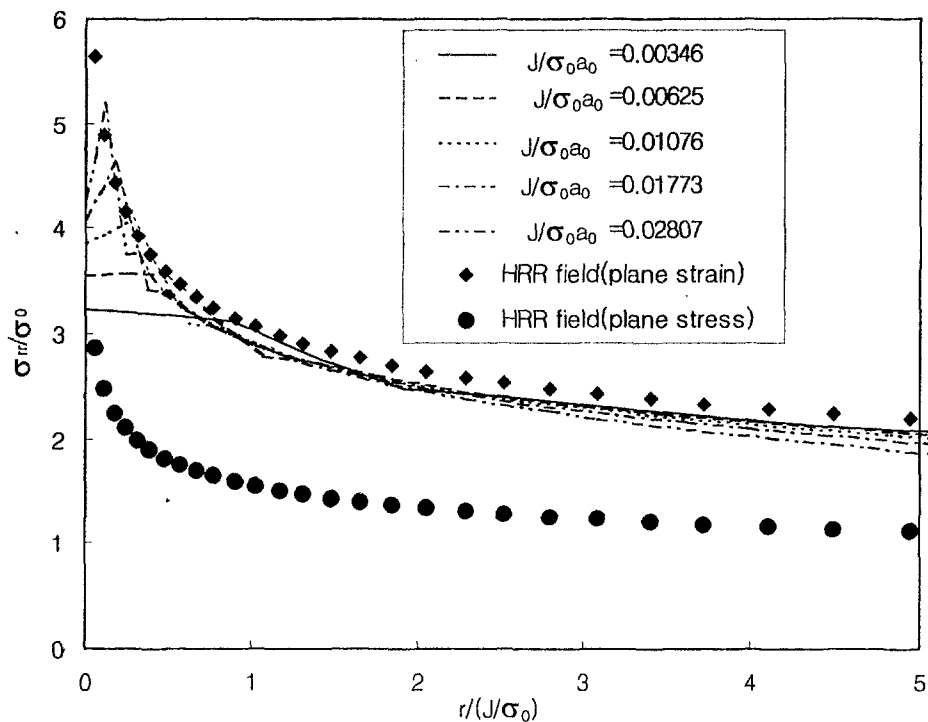


그림 38. 가운데 평면에서의 응력의 변화(1T)

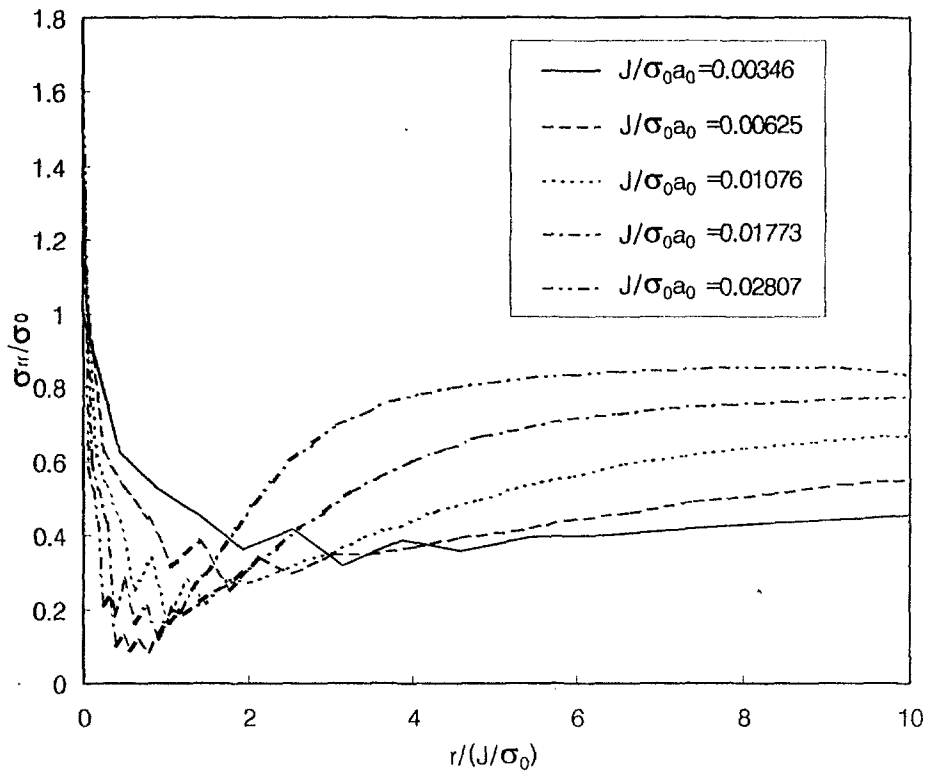


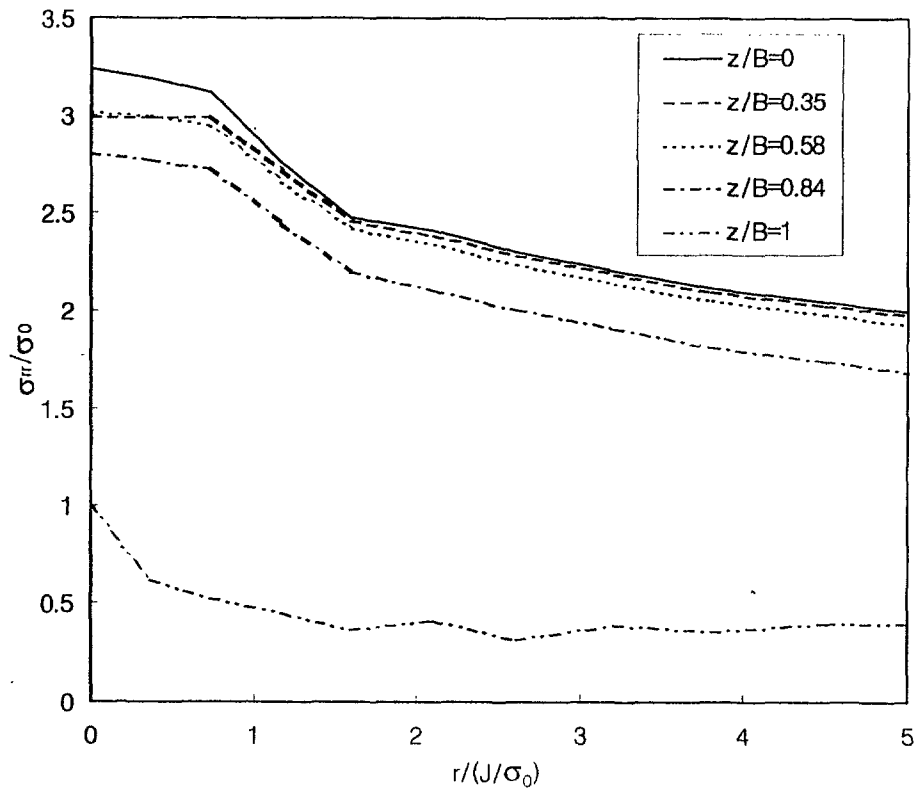
그림 39. 표면에서의 응력의 변화(1T)

은 영역이 증가한다. 이와 같이 가운데 평면과 표면과의 응력차이가 균열선단에서 멀리 떨어지면 줄어들게 된다. 그림 40(b)는 두께방향으로의 응력분포를 나타낸다. 균열선단에 가까울수록 응력의 변화가 크며 균열선단으로부터 멀어질수록 응력의 변화가 적다. 그림 41은 그림 40과 동일한 조건(시험편의 두께=1T, $J/\sigma_0 a_0 = 0.0281$)에서 가운데 평면에서 표면으로 이동함에 따른 소성영역의 변화를 나타내었다.

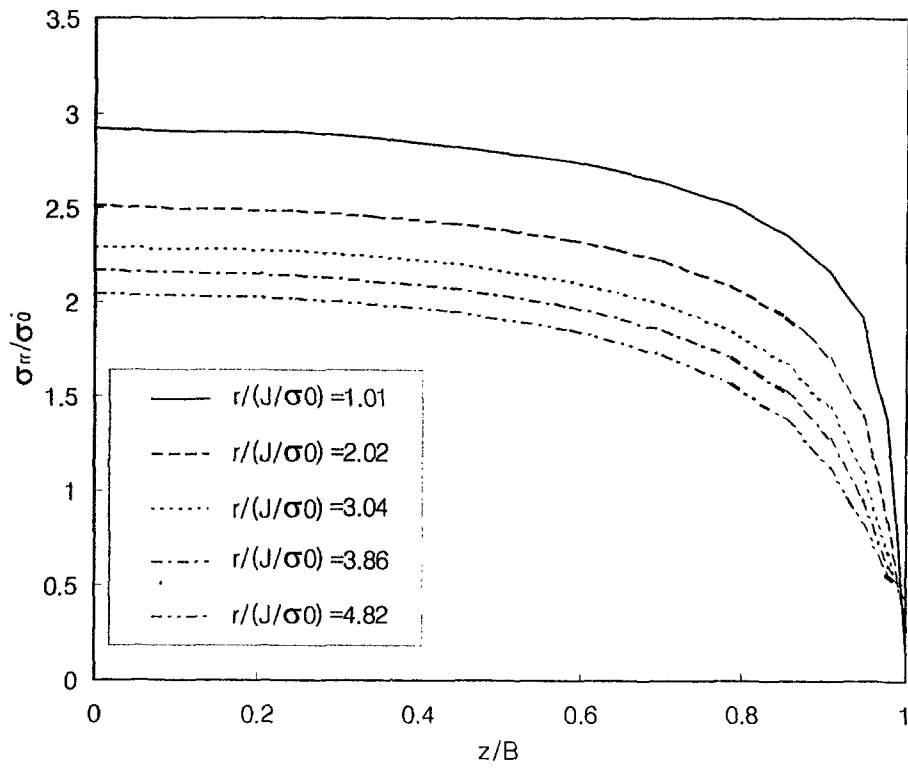
나. 두께의 영향

그림 42는 동일한 단위평면당 하중에서 $r=2.54\text{mm}$ 에서의 두께방향으로의 응력분포를 나타낸다. 가운데 평면에서 표면으로 갈수록 응력을 감소를 보이며 이러한 응력의 감소는 시험편의 두께가 작아질수록 두께방향으로의 응력변화가 작아진다. 가운데 평면에서의 응력은 시험편의 두께가 두꺼운 경우 더 큰 값을 보이며 표면에서는 반대로 시험편의 두께가 두꺼운 경우 더 큰 응력을 보인다. 그림 42는 단위평면당 하중에 따른 평면의 평균 J-적분값을 나타낸다. 두께가 얇아질수록 더 큰 J-적분값을 갖는다.

다. T_z 의 변화



(a)



(b)

그림 40. 두께 방향으로의 응력의 변화(1T)



(a) $z/B=0$



(b) $z/B=0.31$



(c) $z/b=0.56$



(d) $z/B=1$

그림 41. 3차원 시험편의 소성영역의 크기

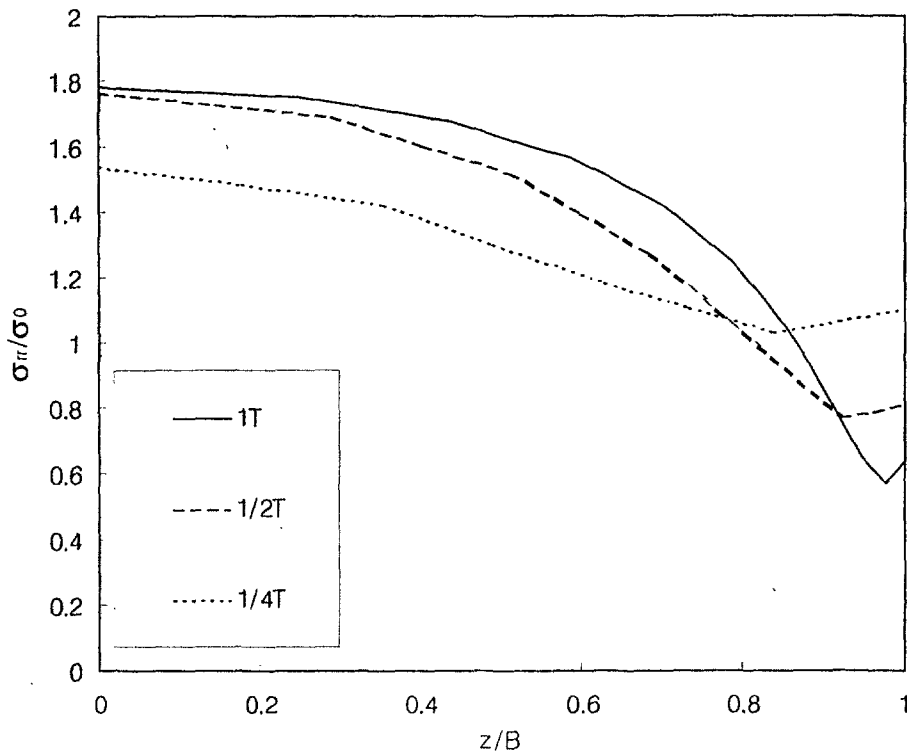


그림 42. 두께 방향으로의 위치에 따른 응력의 변화

그림 43은 가운데 평면에서 균열선단으로부터의 거리에 따른 T_z 의 분포를 나타낸다. 균열선단에서 멀어질수록 T_z 는 감소하며 하중이 증가할수록 더욱 T_z 의 감소량이 더 커진다. 특히 큰 하중에서의 T_z 는 (-)값을 갖는다. 그림 44는 1T에 대하여 두께방향으로의 T_z 의 분포를 나타낸다. 시험편의 중심주에서 균열선단부근에서는 높은 T_z 를 보이며 균열선단에서 멀어지면 작은 T_z 를 보인다. 또한 균열선단부근에서는 두께방향으로의 T_z 의 변화가 표면부분에서 주로 일어나지만 균열선단에서 멀어질수록 T_z 의 변화가 전체적으로 일어난다. 그림 45는 단위평면 당 하중이 같은 경우 $r=2.54\text{mm}$ 으로의 T_z 의 분포이다. 두께가 두꺼운 시험편의 경우 가운데 평면에서의 T_z 의 값이 증가한다. 또한 T_z 가 가운데 평면에서는 매우 작은 값의 변화를 보이는데 이러한 영역이 두께가 감소할수록 더 감소한다. 즉 두께방향으로의 T_z 의 변화가 전체적으로 일어남을 의미한다. 그림 46은 $r=2.54\text{mm}$ 에서 평면에 대한 평균 T_z 의 하중에 따른 변화를 나타낸다. 그림 46(a)는 단면에서의 T_z 를 구한 이후에 평면에 대한 평균 T_z 를 구하였고, 그림 46(b)는 평면에 대한 평균 응력을 구한 이후에 평균 T_z 를 구하였다. 차이를 보이지만, 두께가 증가함에 따라서 평균 T_z 의 값이 증가하고, 하중이 증가함에 따라서

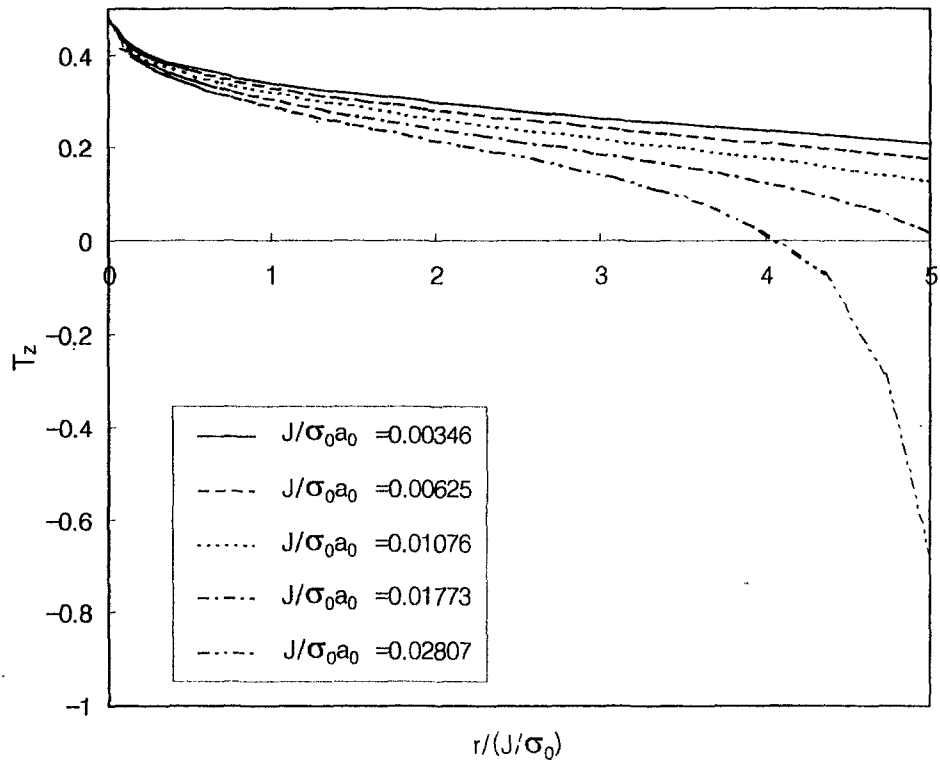


그림 43. 가운데 평면에서 균열선단으로부터의 거리에 따른 T_z

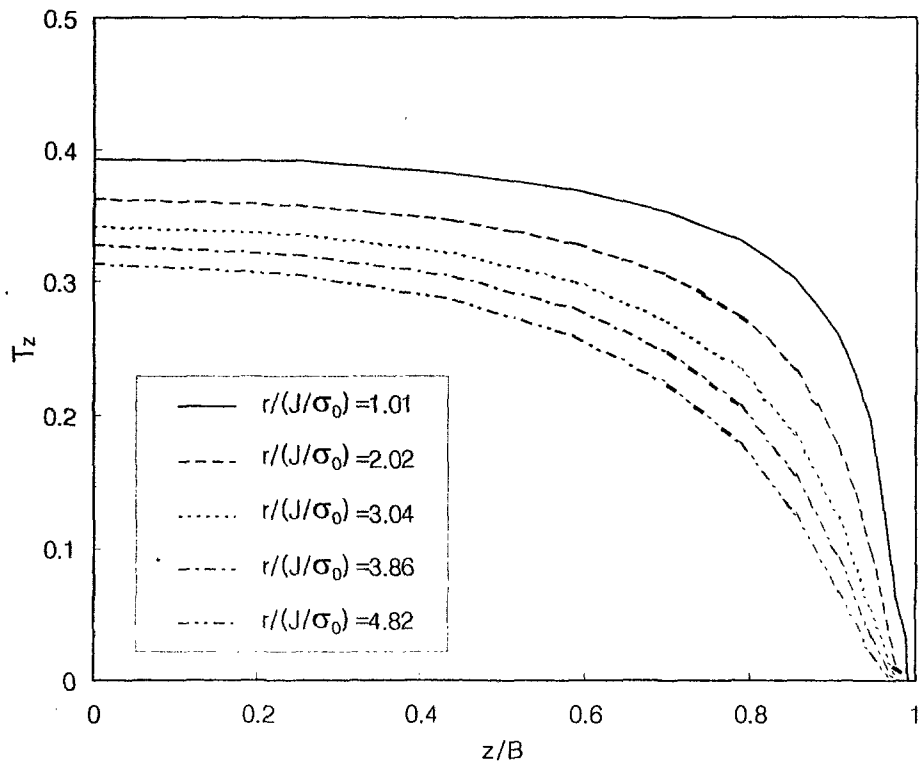


그림 44. 균열선단의 거리에 따른 T_z 의 두께방향 분포(IT)

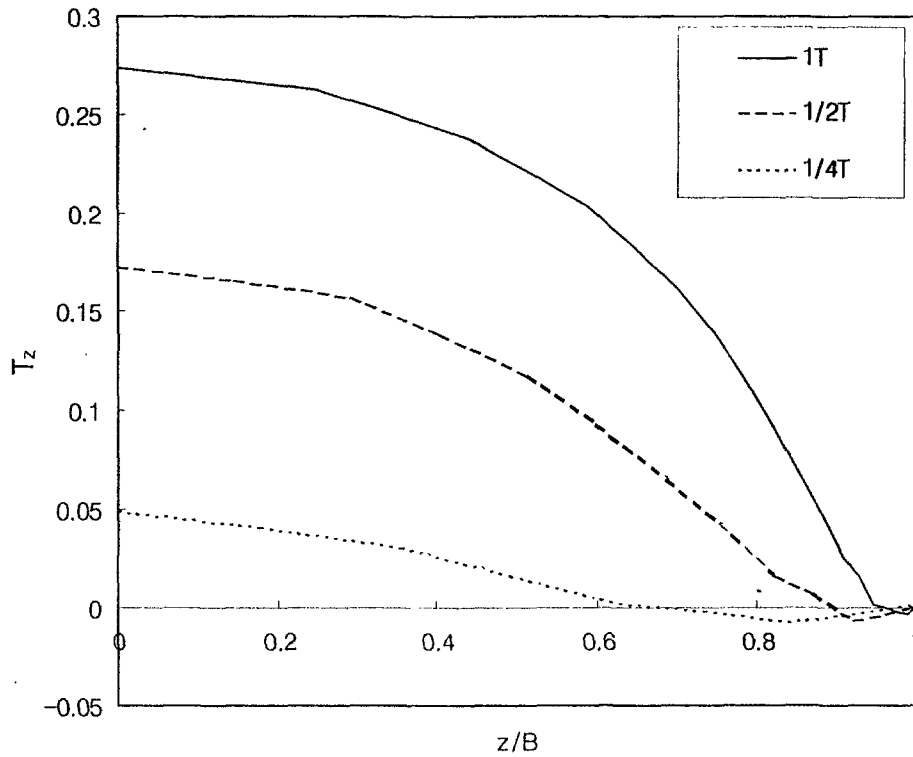
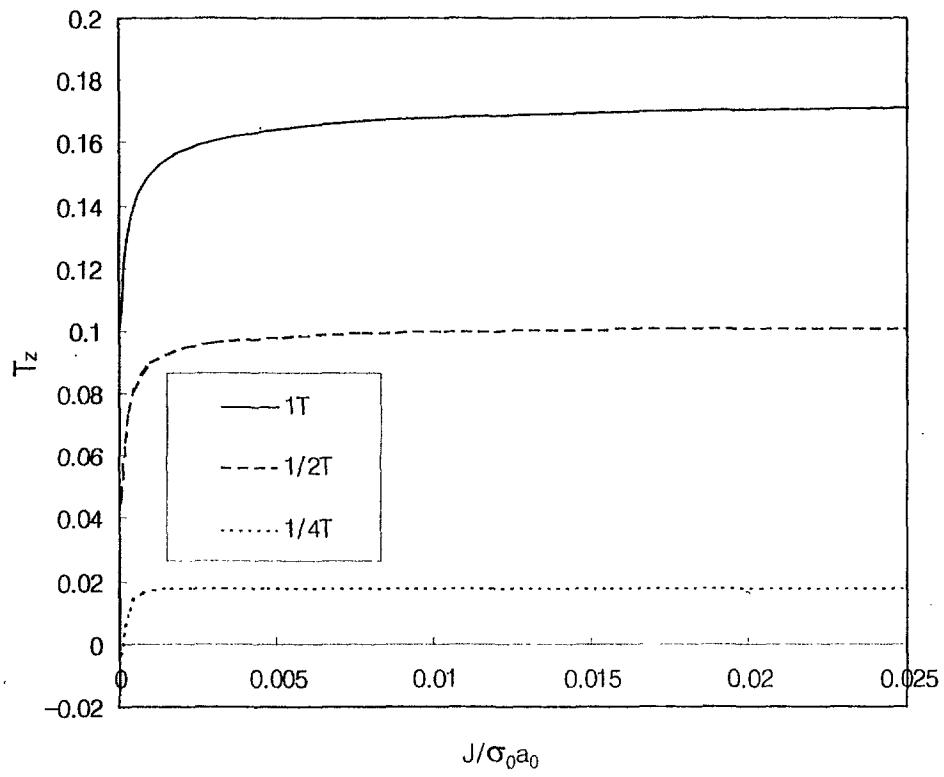


그림 45. 두께방향으로의 위치에 따른 T_z 의 변화

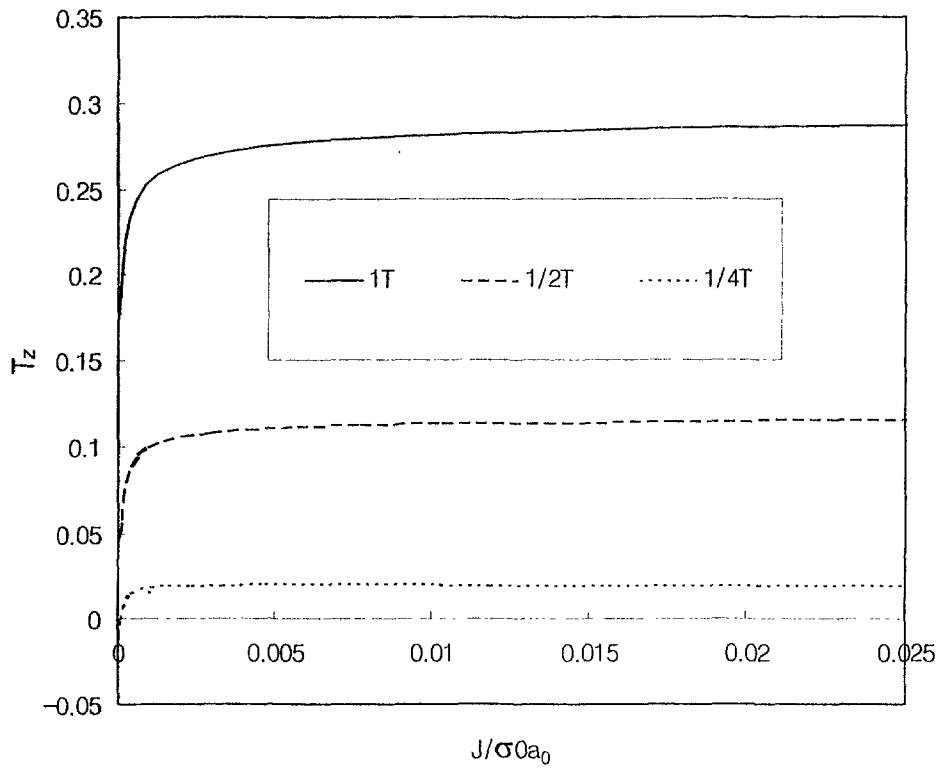
평균 T_z 의 값이 증가하며 어느 하중이상이면 거의 일정하다. 하중이 작을 경우 $r=2.54\text{mm}$ 가 소성영역에 들지 않고 측정위치($r=2.54\text{mm}$)가 소성영역안에 존재하게 되는 하중에 대하여서는 거의 일정한 T_z 를 보인다.

라. A_2 의 변화

실험에서와 동일하게 균열선단으로부터 $r=2.54\text{mm}$ 이고 $\theta=90^\circ$ 인 위치에서의 평균 ϵ_{yy} 와 표면에서의 ϵ_{yy} 와 단면에 대하여 평균 J-적분 값을 식(5)에 대입하여 구한 A_2 를 그림 47에 나타내었다. 이 때 사용된 각종 변수는 실험에서 구한 변수값을 사용하였다. 이에 대한 자세한 내용은 다음에 자세히 설명이 될 것이다. 그림 47(a)는 시편 두께평균 변형률(ϵ_{yy})으로부터 계산된 A_2 값을 나타내며, 그림 47(b)는 시편의 표면에서의 변형률(ϵ_{yy})로부터 계산된 A_2 값을 나타낸다. 여기서 L은 시편편에서와 마찬가지로 1mm를 사용하였다. T_z 와 마찬가지로 A_2 의 값도 하중이 어느 정도 커지면 일정한 값을 가짐을 알 수 있다. 평균 변형률을 사용하여 구한 경우에 1/2T와 1/4T의 경우 거의 같은 값을 보이며 1T의 경우에는 약간 큰 값을 보인다. 하지만 표면에서의 ϵ_{yy} 를 이용하여 구한 경우, 시편편의 두께가 증가할수록 더 커짐을 알 수 있다. 시편편의 두

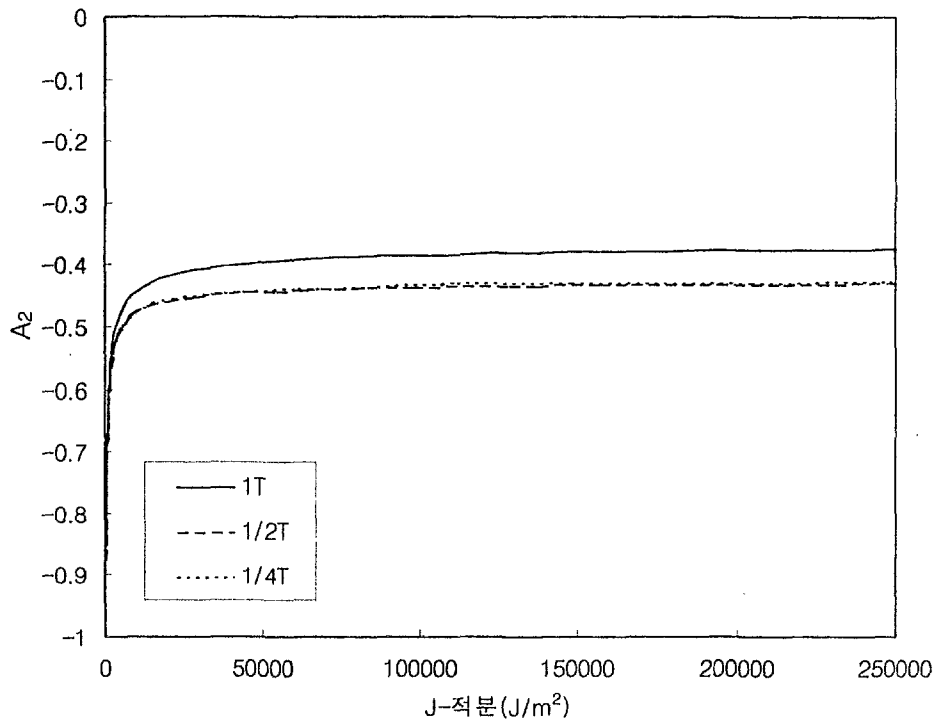


(a)

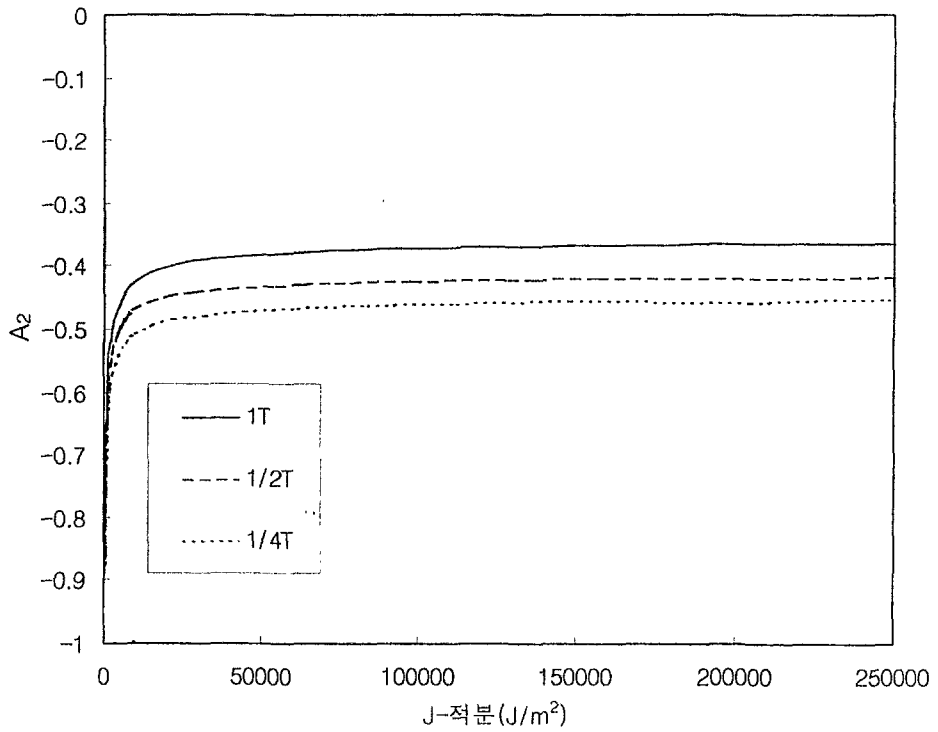


(b)

그림 46. 두께와 하중에 따른 평균 T_z



(a)



(b)

그림 47. 두께와 하중에 따른 A_2 . (a)시험편의 표면에서의 변형률로부터 계산된 A_2 , (b)시험편의 두께평균 변형률로부터 계산된 A_2

계에는 큰 영향을 보이지는 않으며, 시험편의 표면에서의 변형률을 이용하여 구하는 경우와 시험편의 두께평균의 변형률을 이용하여 구하는 경우에 큰 차이를 보이지 않는다.

2. 정적파괴시험에서의 J-R 곡선

가. COD-하중 선도

그림 48은 두께에 따른 COD와 하중의 선도를 나타낸다. 미리 짐작할 수 있는 바와 같이 두께가 두꺼울수록 일정 변위에 대한하중이 증가하고 있다. 특이한 것은 최대하중이 나타나는 변위가 두께에 비례하여 증가하는 것을 알 수 있다.

나. COD-전압강하 선도

그림 49는 COD-전압강하 선도를 보여주고 있다. 연결선의 중간에 위치한 점들은 균열개시점을 나타낸다. 이를 찾기 위하여 실험과 동시에 균열 선단을 확대하여 촬영한 영상을 해석하면 균열 둔화 이후 균열이 진전하기 시작하는 시간을 찾을 수 있다. 그 시간에 해당하는 데이터를 균열개시점으로 하였다. 시편의 두께에 따라서 비교해 보면, 두께가 작을수록 전압강하가 더 커진다. 전압강하는 균열이 나갈 때 잔여길이가 감소하면, 전류가 흐르는 면적이 줄어들므로 인하여 발생하는 전압 차의 증가를 측정하는 것이다. 이는 시편의 잔여길이와 두께가 클수록 전압강하 측정 저항이 줄어들므로 측정되는 전압은 잔여길이와 두께에 반비례할 것을 예상할 수 있으며, 실제로 초기값을 비교해 보면 위의 이유로 인하여 두께에 따라서 차이가 발생함을 알 수 있다. 초기 잔여길이는 세 가지 시편의 경우 동일하다. 전압강하는 균열선단근처의 측면 함입(lateral contraction)과 균열 진전속도 및 연성재료의 균열선단부의 기공의 발생 및 성장에 의

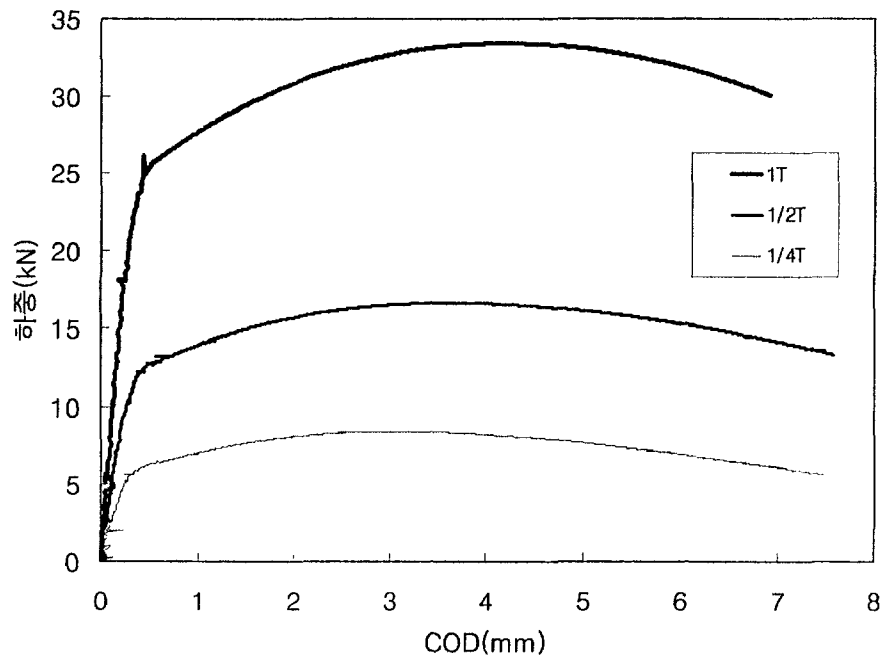


그림 48. 두께에 따른 COD와 하중의 선도

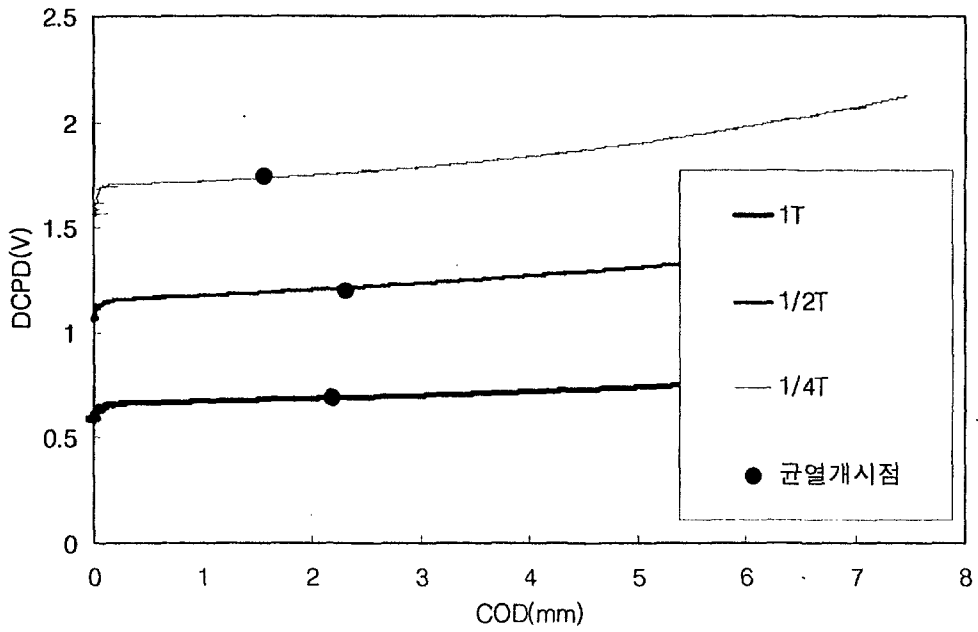


그림 49. COD-전압강하 선도

해서도 영향을 받는 것으로 알려져 있다.

다. COD-da 선도

그림 50은 시험편의 파단면을 찍은 사진이다. 그림 50의 파단면은 파괴실험을 실시한 후 300도에서 1시간 정도로 가열하고 시험편을 변색시킨 후 찍은 사진이다. 왼쪽에서 부터 1T, 1/2T, 1/4T에 해당한다. 이와 같은 파단면을 근거로 초기 균열길이와 파단 균열길이를 파단면으로부터 구한 값으로 식 (23)를 이용하여 구하였다.

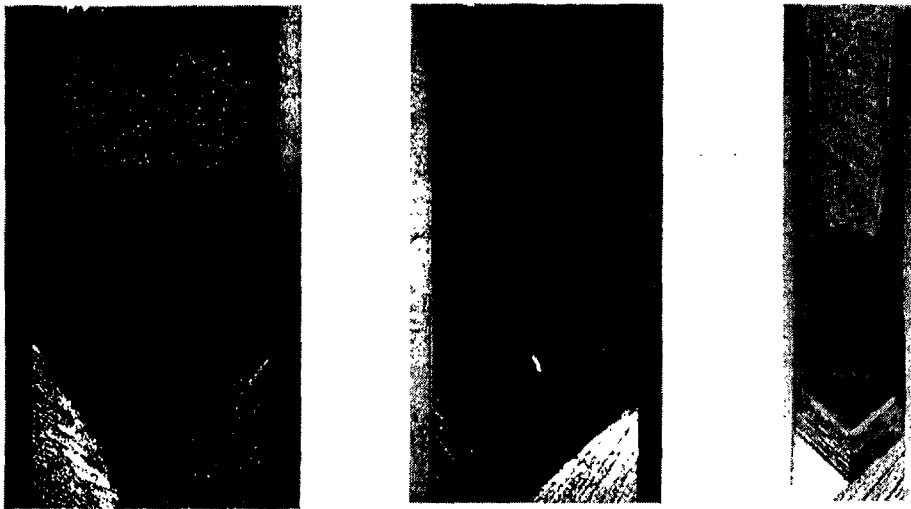


그림 50. 파단면 사진

전압강하의 데이터를 가지고 식(13), (14)을 이용하면 균열진전량을 구할 수 있다. 이때 대입해 주어야 할 초기 균열길이와 파단 균열길이는 앞에서 구한 값을 사용하였다. 그림 51은 COD-da 선도를 나타낸다. 대체적으로 균열 진전 시에 1T와 1/2T는 COD 값이 비슷한데 1/4T의 경우 매우 다른 값을 나타내고 있다. 이는 뒤에서 설명할 J-R 곡선에서 그대로 나타난다.

라. J-R 곡선

식 (12)에서 J_{el} 값은 하중과 균열길이의 함수로 1부터 N 까지에 대하여 반복적인 합산에 의해서 계산된다. $A_{pl(i)}$ 는 $i-1$ 번째 데이터에서부터 i 번째 데이터까지의 COD-하중선도가 이루는 면적 값을 나타내며 탄성변형의 영향을 제외하기 위해서 전체 하중선 변위 δ 에서 탄성변형에 의한 하중선 변위 $C_i P_i$ (C_i 는 탄성 컴플라이언스)를 뺀 δ_{pl} 을 사용한다. 이러한 $A_{pl(i)}$ 와 균열길이 a_i 로 구한 $J_{pl(i)}$ 와 $J_{el(i)}$ 의 합으로 J 를 구한다. 그리고 위에서 사용한 B_N 은 측면홈을 가공한 후에 폭을 의미하며 0.01mm정확도를 가진 트레블링 마이크로스코프로 측정하였다.

위의 결과들을 이용하면, 균열 진전에 따른 J 값을 얻을 수 있다. 그림 52는 J-R 곡선을 나타내었는데, 1T와 1/2T의 경우 균열 시작점의 값, 즉 J_c 값은 대략 300kJ/m^2 정도로 거의 차이가 없으나 1/4T의 경우 J_c 값이 200kJ/m^2 으로 감소함을 보인다. 이는 일

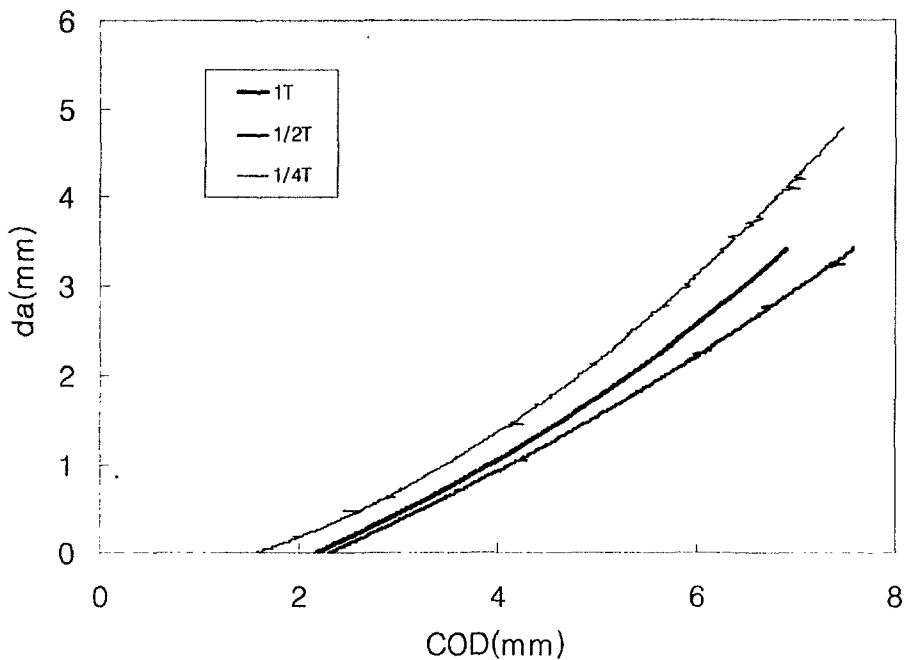


그림 51. COD-da 선도

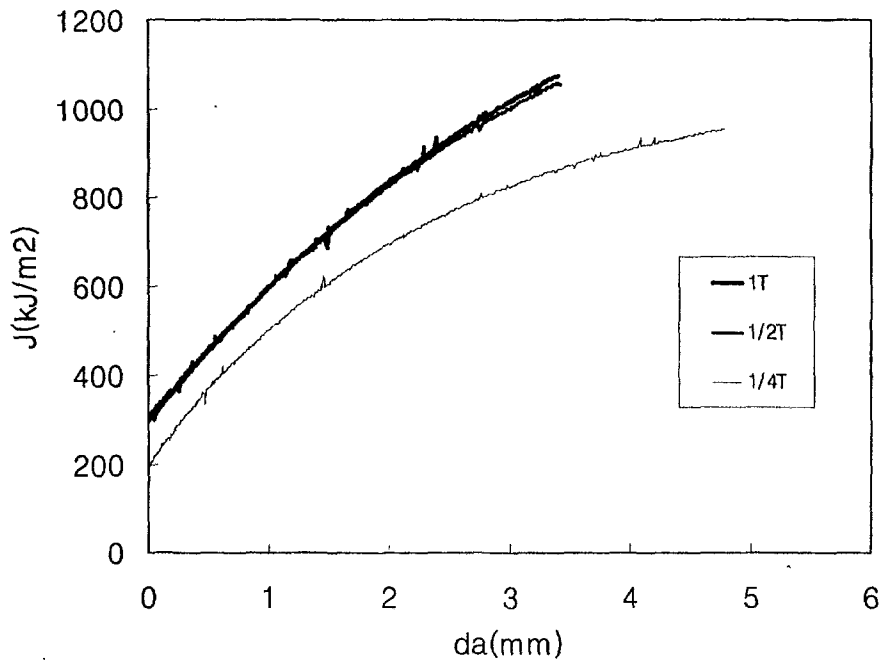


그림 52. J-R 곡선

정 두께 이상일 때는 균열진전에 두께의 영향이 어느 정도 무시 될 수 있으나 그 이하에서는 확연한 파괴인성의 감소가 있는 것을 의미한다. 위의 결과를 볼 때 1T의 배관을 1/2Tdml 두께까지 줄여도 그에 따른 파괴 거동에는 크게 영향을 미치지 않을 것으로 예상할 수 있다.

또한 1/4T의 경우 더욱 안정한 J-R 곡선을 보인다. 그림 46에서 나타낸 두께에 따른 T_z 의 변화를 보면 1T와 1/2T가 큰 차이를 보이고 있다. 하지만 실제로 두께에 따른 J-R 곡선의 변화는 거의 존재하지 않는다. 그러므로 T_z 를 이용하여 두께의 영향을 고려하기는 어렵다. 이것은 T_z 만으로는 두께방향으로의 영향을 완전히 표현할 수 없다는 뜻이다.

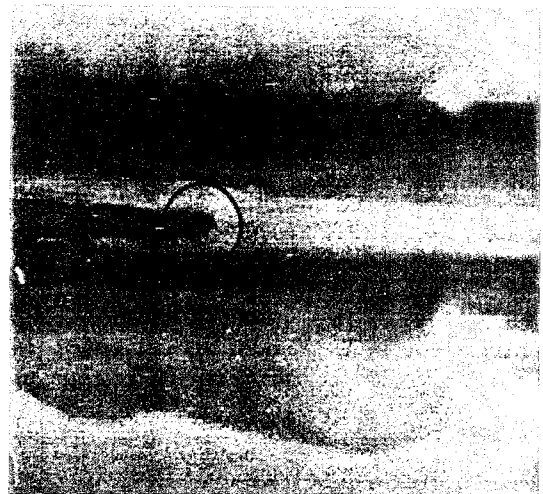
3. 동적파괴시험에서의 J-R 곡선

그림 53는 하중속도가 1200mm/min인 경우의 실험하는 동안의 균열선단 근처의 연속적인 사진을 보여준다. 균열선단의 둔화 이후에 실제 균열의 성장이 시작되면서 지그재그형태의 균열진전을 보여준다. 본 실험에서는 둔화된 예비균열선단에서 미소균열이 생성된 경우를 균열의 시작으로 간주하였다. 이 지점을 균열개시점으로 선정하고 이로부터 식(13)의 Johnson식을 이용하여 균열진전량을 계산한다. J_i 와 J-R 곡선은 하중과 COD 선으로부터 ASTM E1737-96의 과정으로 구한다.

그림 54은 다양한 하중속도에서 잔여길이 당 하중과 COD 선도를 나타낸다. 하중속도는 하중-COD 선도에 영향을 거의 주지 않는다. 그림 55은 DCPD-COD 선도를 다양한 하중속도에 대하여 보여준다. ●는 고속카메라를 이용하여 결정된 균열진전시작점



(a) 피로균열



(b) 균열둔화 및 시작



(c) 균열진전

그림 53. 균열둔화 및 진전과정

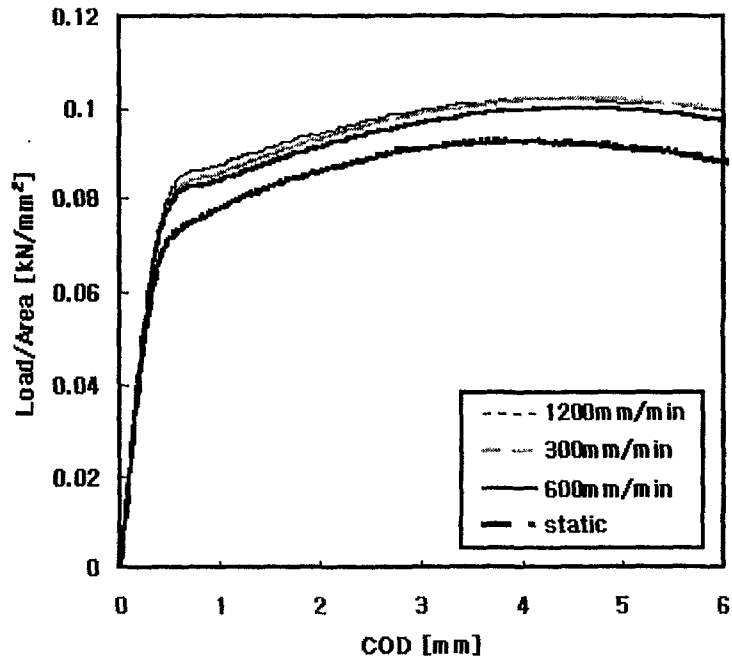


그림 54. 다양한 하중속도에서 잔여길이 당 하중과 COD 선도

을 나타낸다. 하중속도가 300mm/min인 경우 정적인 경우보다 균열진전의 시작이 더 일찍 일어나지만 하중속도가 600, 1200mm/min인 경우 균열진전의 시작이 정적인 경우보다 더 늦어진다.

그림 56은 하중속도에 따른 J-R 곡선이다. DCPD-COD 선도에서 예상한대로 하중속도에 매우 달라진다. 즉, 하중속도가 300mm/min인 경우 제일 낮은 파괴인성치와 J-R 곡선을 보인다. 그러나 하중속도가 600과 1200mm/min인 경우에는 파괴특성치가 매우 높아진다. 표 6는 하중속도에 따른 파괴인성치(J_i)를 나타낸다. 하중-COD 선도가 하중속도에 대하여 큰 차이를 보이지 않지만 균열진전의 시작이 하중속도에 따라서 빨라지고 느려지면서 파괴특성을 크게 변화시킨다.

표 6. 하중속도에 따른 J_i

	하중속도(min/min)			
	0.5	300	600	1200
J_i (KJ/m ²)	2.287	1.3375	3.3025	3.1488

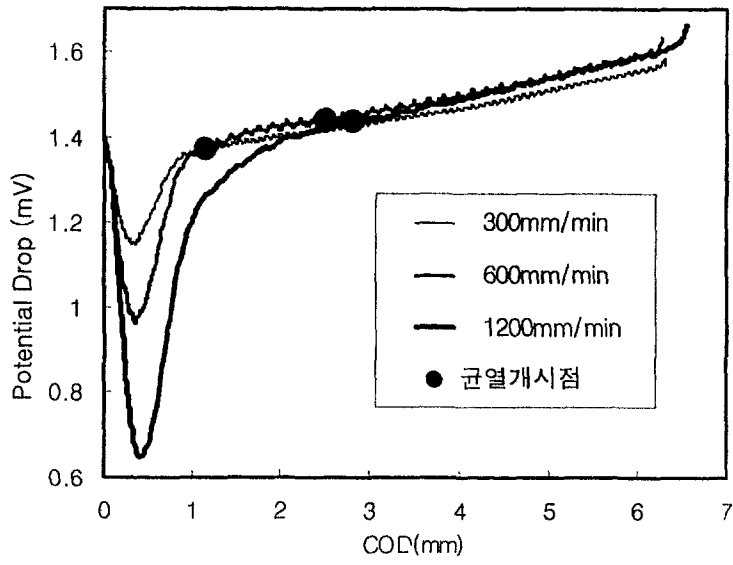


그림 55. 전압강하-COD 선도

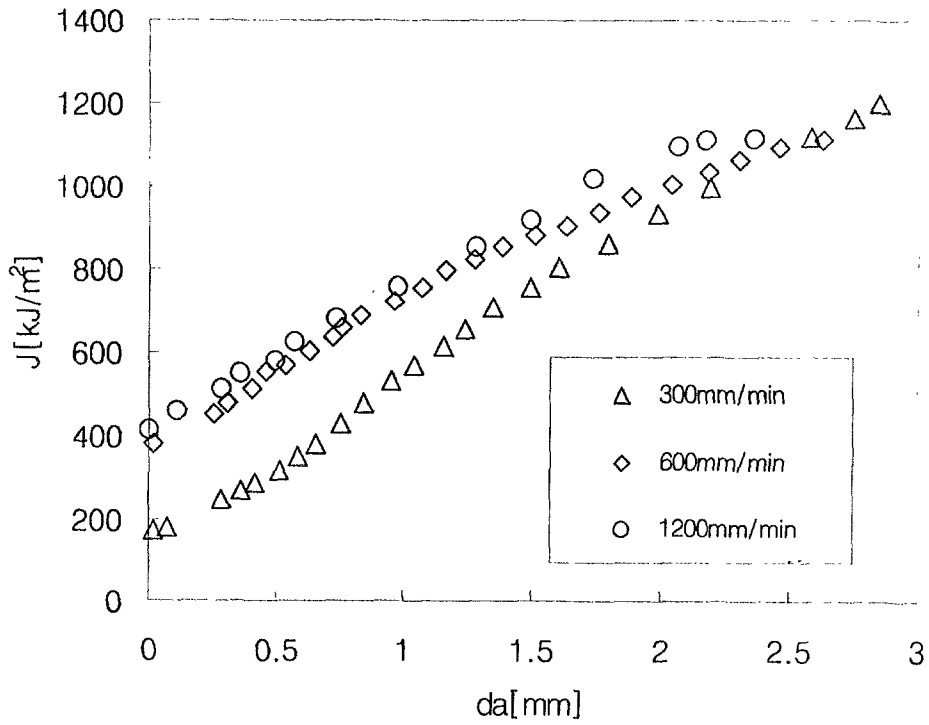


그림 56. 동적하중속도 하에서의 J-R 곡선

4. A₂-da 관계

가. 레이저 스페클법을 이용하여 구한 A₂

A₂를 구하기 위해서는 J값과 스트레인, 원하는 위치의 좌표값을 알아야 한다. 이 실험에서는 균열선단에서 ±90° 각도로 ±2.5mm거리에 있는 점의 변형률을 구하고 그때의 J값을 이용하여 A₂를 구하였다. 위에서 설명한 바 있는 레이저 스페클법으로 변형률을 측정하였다. 구해진 변형률 값을 식 (5)에 대입하여 A₂를 계산하였다. 상수 L은 특성길이로 1mm를 대입하였다. 그리고 상수 s₁, s₂, s₃와 함수 ε_{ij}⁽¹⁾, ε_{ij}⁽²⁾, ε_{ij}⁽³⁾은 Chao 와 Zhang⁽²²⁾이 제시한 값을 이용하였다. 그들은 위의 상수와 함수 값을 불연속적인 n값(예를 들면 n=3, 4, 5, ...)에 대하여 표의 형태로 제시하였으므로 본 연구 재료의 n=3.8에 대한 값은 선형 내삽하여 결정하였다. 상수 s₁, s₂, s₃ 와 함수, I_n은 다음과 같다.

$$\tilde{A}_1 = \left(\frac{I}{16420.22496} \right)^{0.208384}, \quad I_n=5.254, \quad s_1=-0.2056, \quad s_2=0.0252, \quad s_3=0.256$$

위의 결과를 식 (5)에 대입하면 하중과 위치에 따른 변형률을 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{\epsilon_{ij}}{97.995 \times 10^{-4}} = & \left(\frac{I}{16420.22496} \right)^{0.791615} \left[\left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.781} \times \tilde{\epsilon}_{ij}^{(1)}(\theta) \right. \\ & + A_2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.55} \times \tilde{\epsilon}_{ij}^{(2)}(\theta) \\ & \left. + A_2^2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.3194} \times \tilde{\epsilon}_{ij}^{*(3)}(\theta) \right] \end{aligned} \quad (24)$$

표 7은 함수 ε_{ij}⁽ⁱ⁾값을 보여주고 있다. 본 연구에서는 ε_y를 측정하여 A₂를 구하고자 하므로 위의 함수 ε_{ij}⁽ⁱ⁾들은 x, y 좌표계로 변환되어야 한다. θ=90° 일 경우에 ε_r⁽¹⁾, ε_r⁽²⁾, ε_r⁽³⁾ 값은 ε_y⁽¹⁾, ε_y⁽²⁾, ε_y⁽³⁾에 해당하므로 이를 대입하면 위의 식은 아래와 같이 정리할 수 있다.

표 7. n=3.8일 경우 각도에 따른 $\epsilon_{ij}^{(1)}$, $\epsilon_{ij}^{(2)}$, $\epsilon_{ij}^{(3)}$ 의 값

	$\tilde{\epsilon}_r^{(1)}$	$\tilde{\epsilon}_r^{(2)}$	$\tilde{\epsilon}_r^{(3)}$	$\tilde{\epsilon}_\theta^{(1)}$	$\tilde{\epsilon}_\theta^{(2)}$	$\tilde{\epsilon}_\theta^{(3)}$	$\tilde{\epsilon}_{r\theta}^{(1)}$	$\tilde{\epsilon}_{r\theta}^{(2)}$	$\tilde{\epsilon}_{r\theta}^{(3)}$
0	-0.0169	0.06282	-0.02262	0.0169	-0.06282	0.02262	0	0	0
45	0.01449	-0.05167	0.10802	-0.01449	0.05167	-0.10802	0.27609	-0.7501	0.44447
60	0.05836	-0.15822	0.32792	-0.05836	0.15822	-0.32792	0.50646	-0.4722	0.81584
90	0.19872	-0.26138	0.88172	-0.19872	0.26138	-0.88172	0.83122	0.05792	0.59204

$$\begin{aligned} \frac{\epsilon_{ij}}{97.995 \times 10^{-4}} &= \left(\frac{J}{16420.22496} \right)^{0.791615} \left[0.19872 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.781} \right. \\ &\quad \left. - 0.26138 \times A_2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.55} \right. \\ &\quad \left. + 0.88172 \times A_2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.3194} \right] \end{aligned} \quad (25)$$

J와 r은 각각 [J/m²]와 [m] 단위이다. 그러므로 실험을 통하여 시편의 변형률과 J값을 구하면 위의 식을 이용하여 A₂의 2차 방정식을 근의 공식을 이용하여 풀면 A₂를 결정할 수 있다.

$\theta=60^\circ$, $\theta=45^\circ$ 에 해당되는 값을 구하기 위하여 다음 식을 이용하였다.

$$\begin{aligned} \epsilon_r &= \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} + \frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2} \times \cos 2\theta + \epsilon_{xy} \times \sin 2\theta \\ \epsilon_\theta &= \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} - \frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2} \times \cos 2\theta - \epsilon_{xy} \times \sin 2\theta \\ \epsilon_{r\theta} &= -\frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2} \times \sin 2\theta + \epsilon_{xy} \times \cos 2\theta \end{aligned} \quad (26)$$

위의 식을 정리하면 아래와 같이 ϵ_y 를 구할 수 있다.

$$\epsilon_y = \frac{\epsilon_r + \epsilon_\theta}{2} + \frac{\epsilon_r - \epsilon_\theta}{2} \times \cos 2\theta + \epsilon_{r\theta} \times \sin 2\theta \quad (27)$$

이를 이용하여 $\theta = 60^\circ$ 에 해당되는 값을 대입하면 식 (24)는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\varepsilon_{ij}}{97.995 \times 10^{-4}} &= \left(\frac{J}{16420.22496} \right)^{0.791615} \left[0.467787 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.781} \right. \\ &\quad \left. - 0.488047 \times A_2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.55} \right. \\ &\quad \left. + 0.870498 \times A_2^2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.3194} \right] \end{aligned} \quad (28)$$

$\theta = 45^\circ$ 에 해당되는 값을 대입하면 식 (24)는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\varepsilon_{ij}}{97.995 \times 10^{-4}} &= \left(\frac{J}{16420.22496} \right)^{0.791615} \left[0.27609 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.781} \right. \\ &\quad \left. - 0.7501 \times A_2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.55} \right. \\ &\quad \left. + 0.44447 \times A_2^2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{-0.3194} \right] \end{aligned} \quad (29)$$

하이트 게이지를 이용하여 시험편 측면에 예비균열에 수직하게 ($\theta = 90^\circ$) 그은 선을 기준으로 하여 A_2 결정을 위한 변위 측정위치들을 정하였다. 측정위치에 따른, 즉 θ 및 r 에 따른 A_2 값의 변화를 알아보기 위해 $\theta = 90^\circ, 60^\circ, 45^\circ$, $r = 2.5\text{mm}, 3\text{mm}, 3.5\text{mm}, 4\text{mm}$ 지점에서의 변위를 측정하였다. 그림 57은 측정위치를 보여 주고 있다. 이때 시

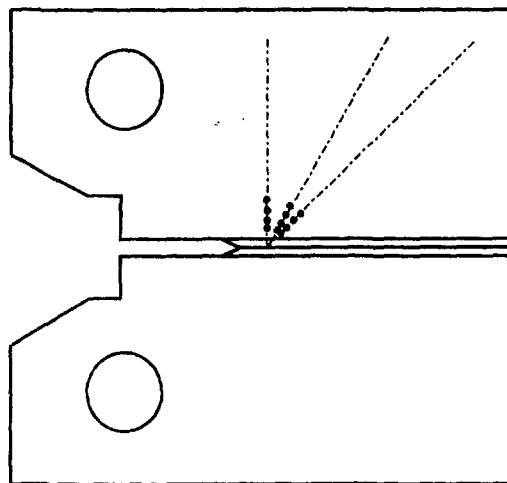
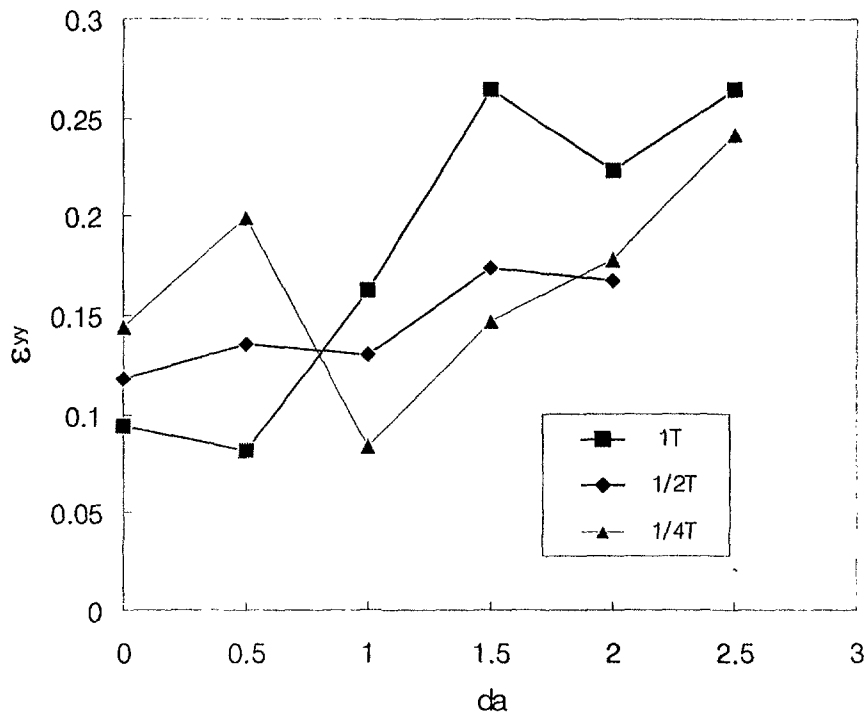
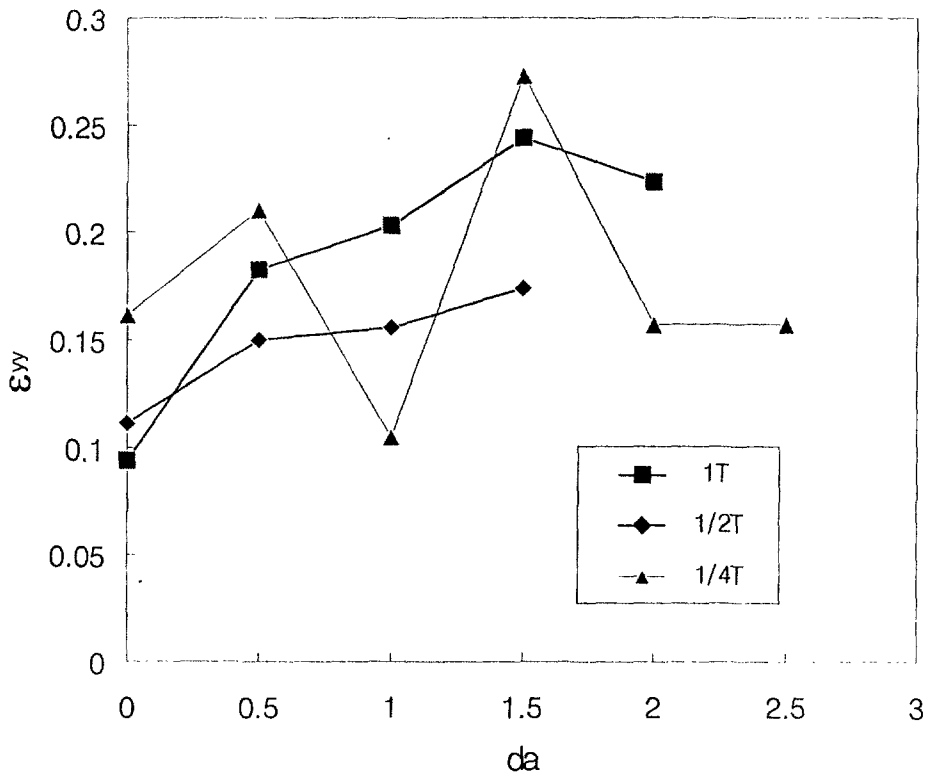


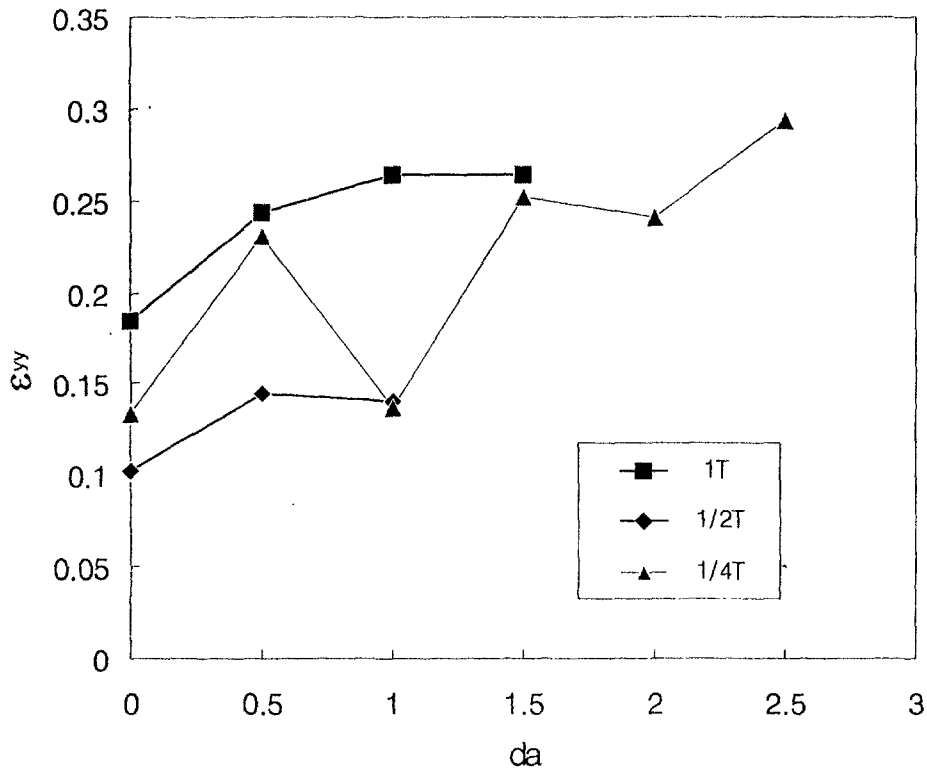
그림 57. 균열선단으로부터 변형을 측정위치($r = 2.5\text{mm}, 3\text{mm}, 4\text{mm}, 5\text{mm}$)



(a) 90° , $r=2.5\text{mm}$



(b) 60° , $r=2.5\text{mm}$



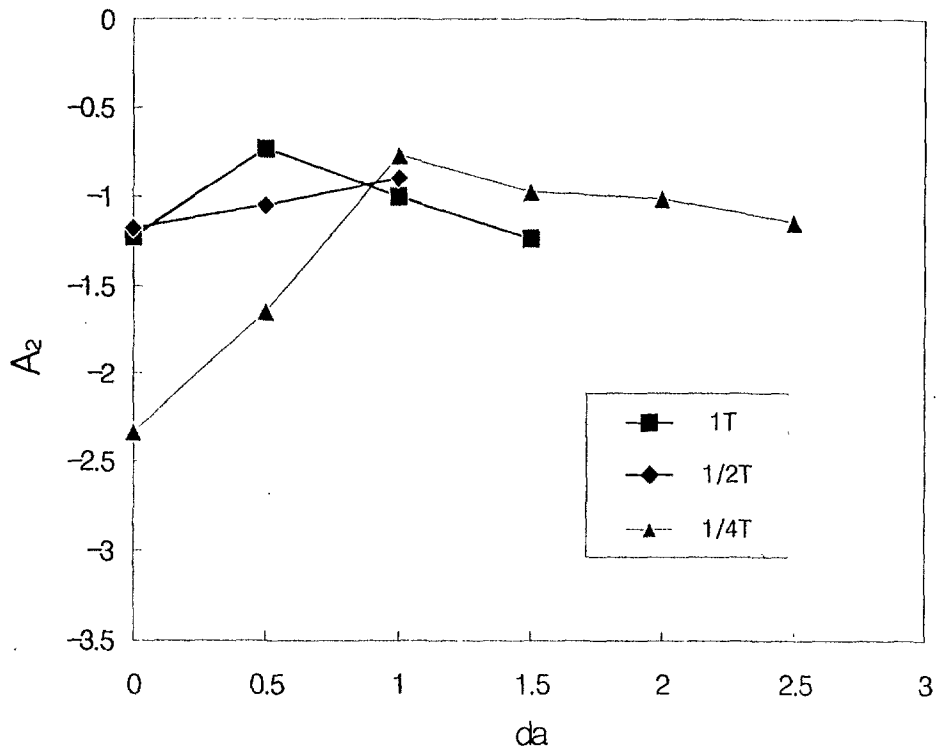
(c) 45° , $r=2.5\text{mm}$

그림 58. 균열이 진전함에 따른 변형률. (a) $\theta=90^\circ$, (b) $\theta=60^\circ$, (c) $\theta=45^\circ$

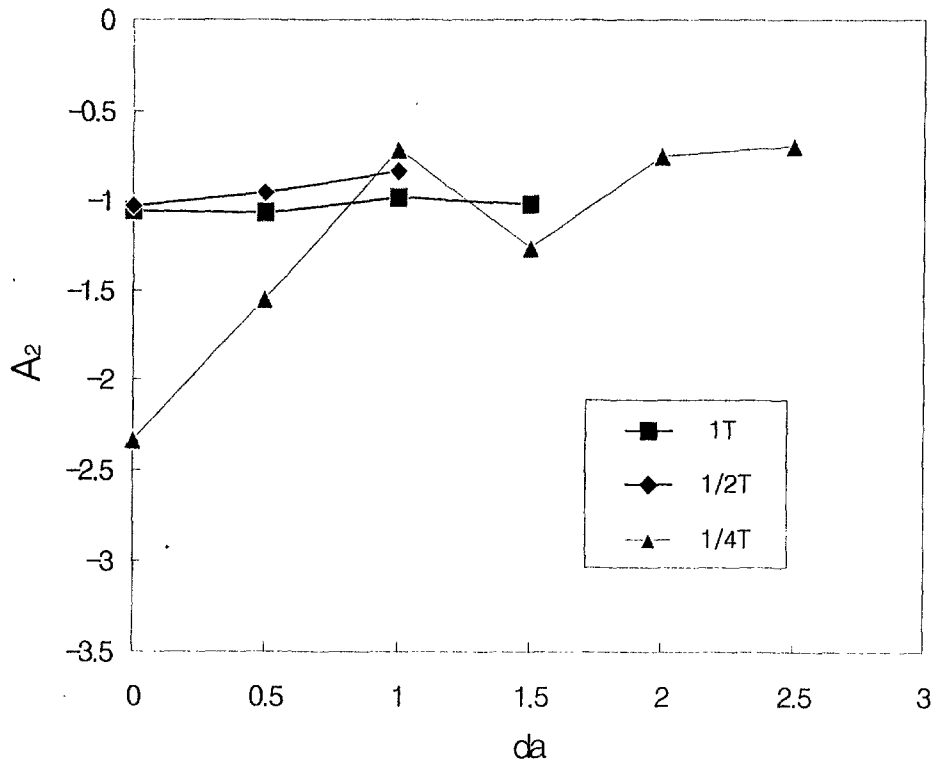
편 측면에서 관찰된 예비균열 선단의 위치가 실제 시편의 두께 평균 위치와 다른 것이므로 파괴 실험 후 파면을 관찰하여 보정하였다. 그림 58(a)~(c)는 각각 $\theta=90^\circ$, 60° , 45° 이고 $r=2.5\text{mm}$ 인 지점에서 측정된 변형률을 나타낸 것이다. 각 그림에서 균열길이 증가량 da 및 시편두께 (1T, 1/2T, 1/4T)에 따른 변형률의 변화를 보여주고 있다.

그림 58(a)~(c)로부터 다음과 같은 형상이 관찰되었다. 첫째, $\theta=90^\circ$ 와 60° 에서 1T와 1/2T 시편의 길이는 차이는 거의 없다. 반면에 1/4T 시험편은 어느 각도 (θ)에서나 큰 변동을 나타냈다. 둘째, 균열이 진전함에 따라 변형률이 증가하였다. 셋째, $\theta=45^\circ$ 인 지점에서 1T와 1/2T의 차이가 컸다. 1T와 1/2T의 경우 결과가 균열 진전에 따라 각각 1.5mm, 1m 이상 균열이 진전하면 변형률을 측정하기 위하여 추적하던 점이 화면에서 사라짐으로 인하여 더 이상 측정되지 못한 것이다.

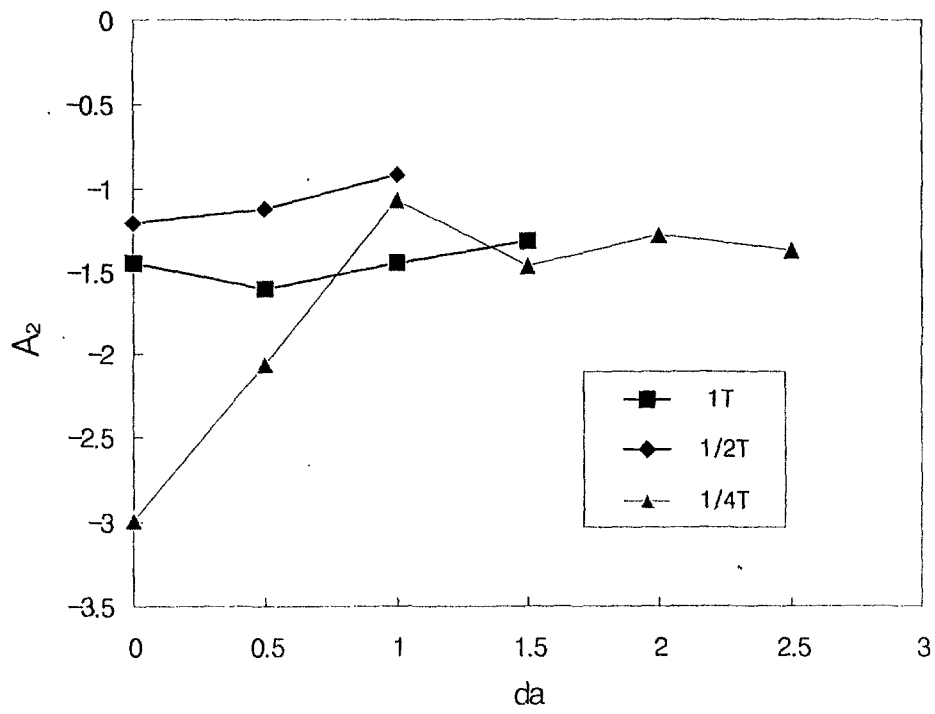
위 실험결과로 앞의 식 (25), (27), (28)에 각각 대입하여 A_2 를 측정하였다. 그림 59(a)~(c)는 각각 그림 58(a)~(c)에 대응하는 A_2 측정 결과이다. 1/4T 시험편은 균열이 진전함에 따라 매우 큰 변동을 나타냈다. 1T, 1/2T 시험편은 상대적으로 매우 안정적인 A_2 값을 보여주고 있다. 또한 $\theta=45^\circ$ 인 경우에는 A_2 의 변동이 심하였다. 이것은



(a) 90° , $r=2.5\text{mm}$



(b) 60° , $r=2.5\text{mm}$



(c) 45° , $r=2.5\text{mm}$

그림 59. 균열이 진전함에 따른 A_2

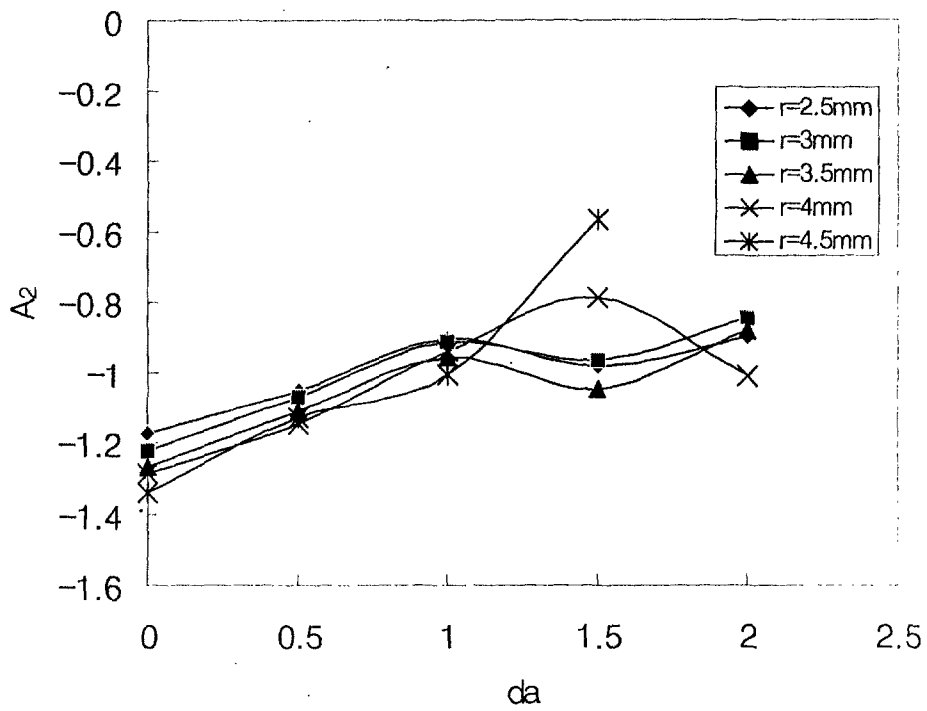


그림 60. 1/2T에서 균열진전에 따른 $\theta=90^\circ$ 에서 A_2

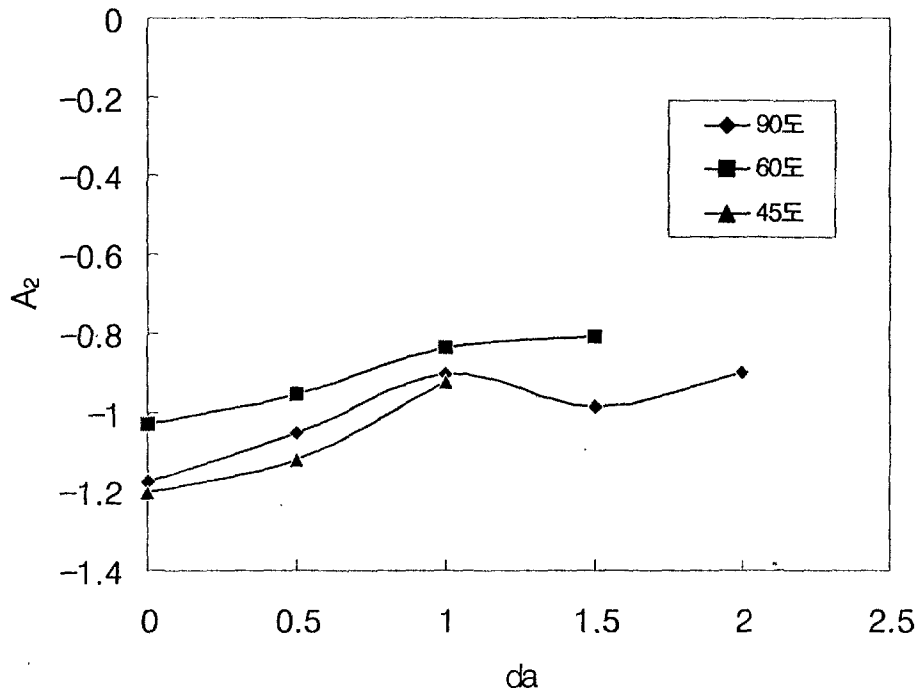


그림 61. 1/2T에서 균열진전과 각도에 따른 A₂

그림 58(c)에서 큰 변형을 변동의 결과이다. 그림 57에서 알 수 있듯이 $\theta=45^\circ$, $r=2.5\text{mm}$ 인 지점은 측면 홈으로부터 불과 0.5mm 밖에 떨어져 있지 않아 균열선단의 탄소성 변형과 함께 측면 홈이 자유표면의 영향을 받았기 때문인 것으로 보인다.

그림 60을 보면 균열 선단부에서 멀리까지 떨어져 있어도 일정한 형태의 A₂값을 얻을 수 있음을 알 수 있다. 균열진전에 1mm이상일 경우 A₂의 값이 많이 달라지는 것을 볼 수 있다. 각도에 따른 값을 확인 한 결과 그림 61과 같이 비슷한 양상으로 증가하다가 90도 60도를 비교해보면 1mm 이상일 경우 그림 60에서와 마찬가지로 값이 달라지고 있음을 알 수 있었다.

나. 실물화상을 이용하여 구한 A₂

그림 62는 r , θ 가 의미하는 좌표계를 나타내고 있다. δ_5 는 (r, θ) 좌표와 $(r, -\theta)$ 좌표간의 균열선단을 기준으로 상대 변위 값을 취하였다. 균열진전에 따라 J-A₂를 적용하기 위해서는 J-A₂ 지배영역 안에서 새로운 균열면에서의 탄성하중(Elastic Unloading) 효과가 무시될 수 있어야 하며 구역의 대부분이 비례하중(proportional loading)하에 있어야 한다. 이럴 때 정지 균열에 적용되는 J-A₂가 안정균열 성장에 대해서도 적용 가능하다. 이는 Hutchinson과 Paris⁽²²⁾가 J가 균열이 성장 시 균열 선단부의 작은 영역 외에서 비례하중이 작용하는 경우 적용될수 있으며 이것을 J-지배

균열성장이라고 명명한 것과 유사하다. 따라서 탄성하중등의 영향을 줄이고 비례 하중 하에 있기 위해 $\theta = \pm 90^\circ$ 에서 변위를 측정하였다. 균열이 진전하면 측정하는 위치도 새로운 균열선단을 기준으로 $\theta = \pm 90^\circ$ 인 두 지점으로 하였다. 변위에 관한 r, θ 에 대한 일반식은 식 (4)과 같다. I_n 과 s_i 는 Chao and Zhang⁽²¹⁾에서 $n=3, n=4$ 인 경우 값을 이용하여 $n=3.8$ 에 해당하는 값을 선형보간하였다. 그 결과 $I_n=5.254, s_1=-0.2056, s_2=0.0252, s_3=0.256$ 의 값을 얻었다. $\tilde{u}_r^{(1)}(\theta), \tilde{u}_r^{(2)}(\theta), \tilde{u}_r^{(3)}(\theta)$ 의 값도 $\theta=90^\circ$ 에 대한 $n=3, n=4$ 인 값을 이용하여 선형보간하여 결정하면, $\tilde{u}_r^{(1)}(\theta)=0.94364, \tilde{u}_r^{(2)}(\theta)=-0.59, \tilde{u}_r^{(3)}(\theta)=1.30994$ 이다. $\tilde{u}_r^{(1)}(\theta), \tilde{u}_r^{(2)}(\theta), \tilde{u}_r^{(3)}(\theta)$ 는 θ 만의 함수이며 그림 31과 같은 경향을 보임을 알 수 있다. L은 특성길이로 1mm를 사용했다. 식(4)에서 $\theta=90^\circ$ 와 위에서 결정된 $I_n, s_1, s_2, s_3, \tilde{u}_r^{(1)}(\theta), \tilde{u}_r^{(2)}(\theta), \tilde{u}_r^{(3)}(\theta)$ 의 값을 대입하고 식 (4)를 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{u_r}{9.7665 \times 10^{-6}} = & \overline{A}_1^{3.79883} \left[0.94364 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{0.219} \right. \\ & - 0.59 \times A_2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{0.44976} \\ & \left. + 1.30994 \times A_2^2 \times \left(\frac{r}{0.001} \right)^{0.68056} \right] \end{aligned} \quad (29)$$

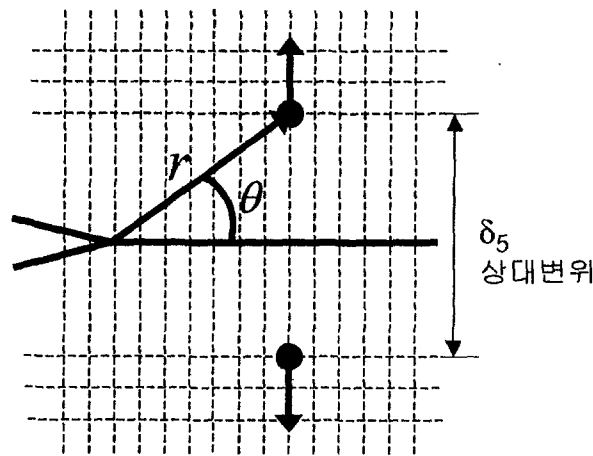


그림 62. 시험편의 좌표계

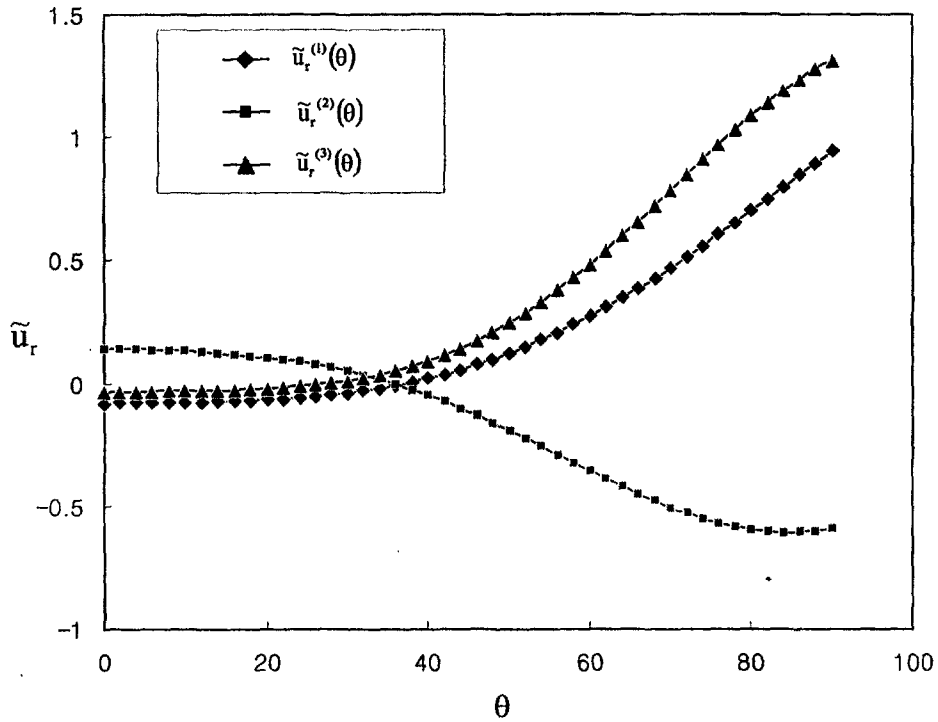
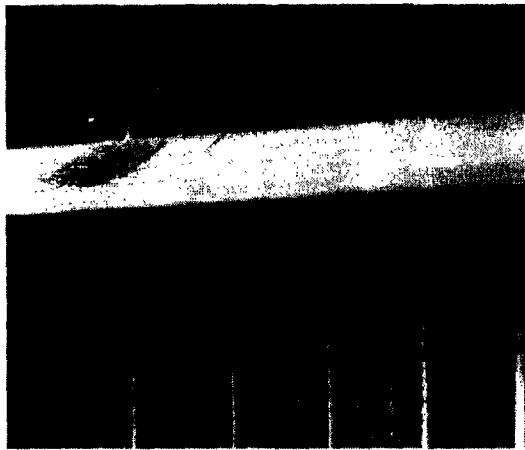


그림 63. θ 에 따른 $\tilde{u}_r^{(1)}(\theta)$, $\tilde{u}_r^{(2)}(\theta)$, $\tilde{u}_r^{(3)}(\theta)$ 의 값

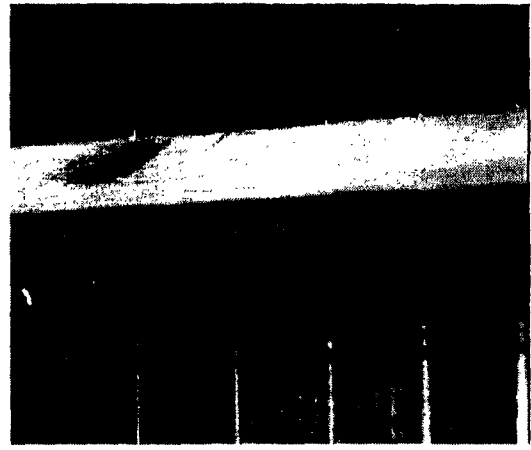
여기서 r , u_r 은 [m]단위이며, $\bar{A}_1 = \left(\frac{J}{16420.22496} \right)^{0.208384}$ 이다. J 의 단위는 [J/m^2]이다. 측정하고자 하는 좌표(r)가 결정이 되면, 위의 식 (22)로부터 J 와 $\theta = \pm 90^\circ$ 의 변위 (u_r)를 대입하여 A_2 를 결정할 수 있다.

그림 64는 $r=2.5\text{mm}$, $\theta=90^\circ$ 인 위치에서 균열이 진전함에 따라 u_r 을 결정하기 위하여 균열 선단의 실물화상을 연속적으로 촬영한 것이다. 분해능을 높이기 위하여 그림 29에서보다 균열선단을 최대한 확대하여 측정하였다. 각각의 이미지에서 균열선단 위의 두 점은 상대변위 (δ_5)를 측정하기 위한 변위 측정점을 나타낸다.

그림 64의 영상은 1T 시편의 정적 파괴 인장 시험(시험기의 크로스헤드 속도: 0.01mm/sec)에서 촬영한 것이다. 먼저 측정점을 결정하기 위하여 균열 진전을 결정하여야 한다. 균열의 진전은 ASTM1737-96의 DCPD법을 이용하여 계산하였다. 인장 실험 시 얻게 되는 DCPD 신호는 균열의 진전에 따라 증가하게 된다. 균열의 시작점은 균열 선단에 초점을 맞춘 CCD카메라를 이용하여 결정하였다. 파괴 후 파단면분석을 통하여 초기 균열길이와 파단 후 파단균열길이를 측정하면 초기의 균열길이와 시간에 따른 성장을 DCPD신호를 이용하여 얻을 수 있다. 파단면 분석을 통하여 균열 진전 시작점의 위치 파악 후 균열진전 시작 시간의 영상에 균열선단 위 아래 측정하고자하는



(a)



(b)



(c)



(d)

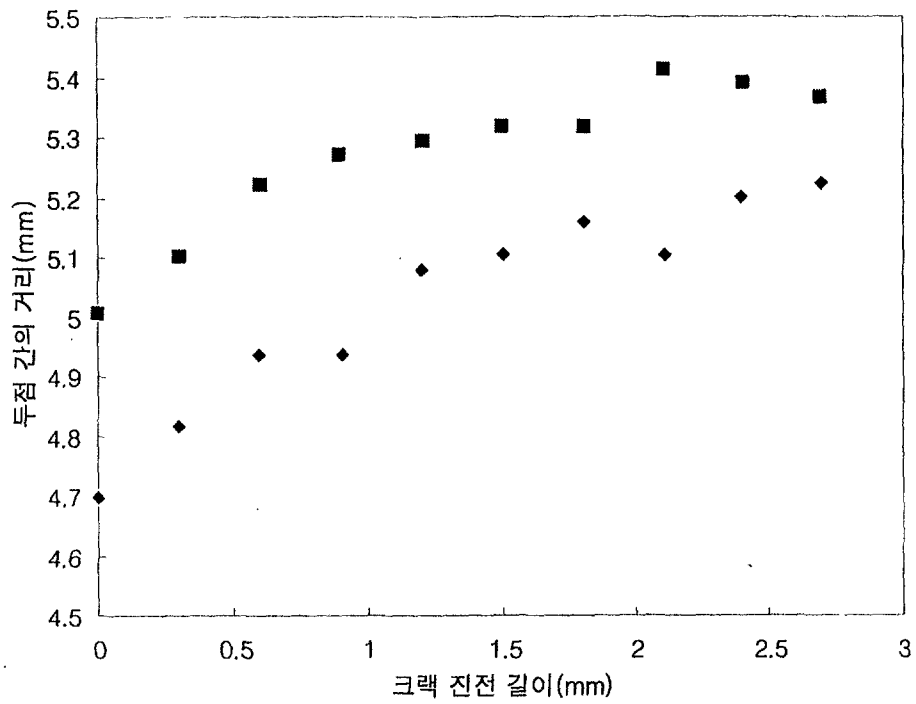


(e)

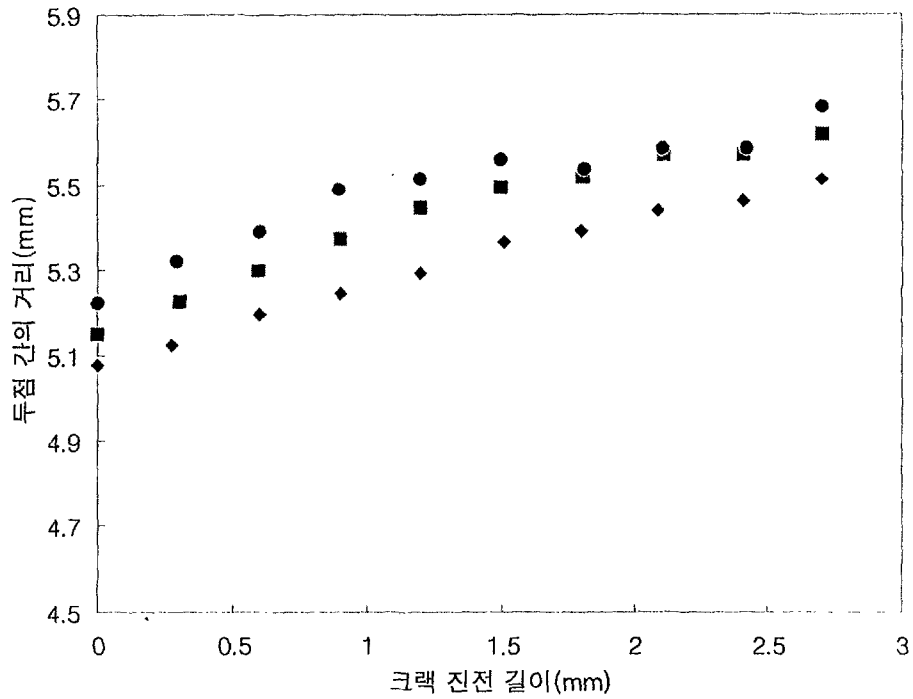


(f)

그림 64. 균열진전에 따른 실물화상. (a)균열진전이 막 일어나는 순간, (b) $da=0.5\text{mm}$, (c) $da=1\text{mm}$, (d) $da=1.5\text{mm}$, (e) $da=2\text{mm}$, (f) $da=2.5\text{mm}$. ● 기호는 균열진전에 따른 A_2 를 구하기 위하여 변위를 측정 한 점

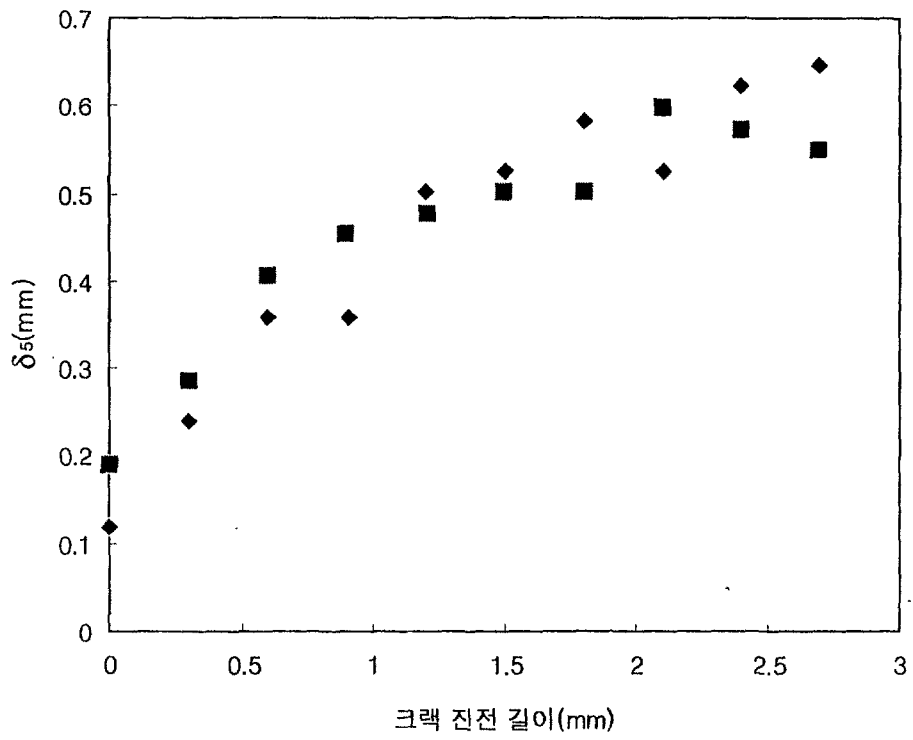


(a) 1T

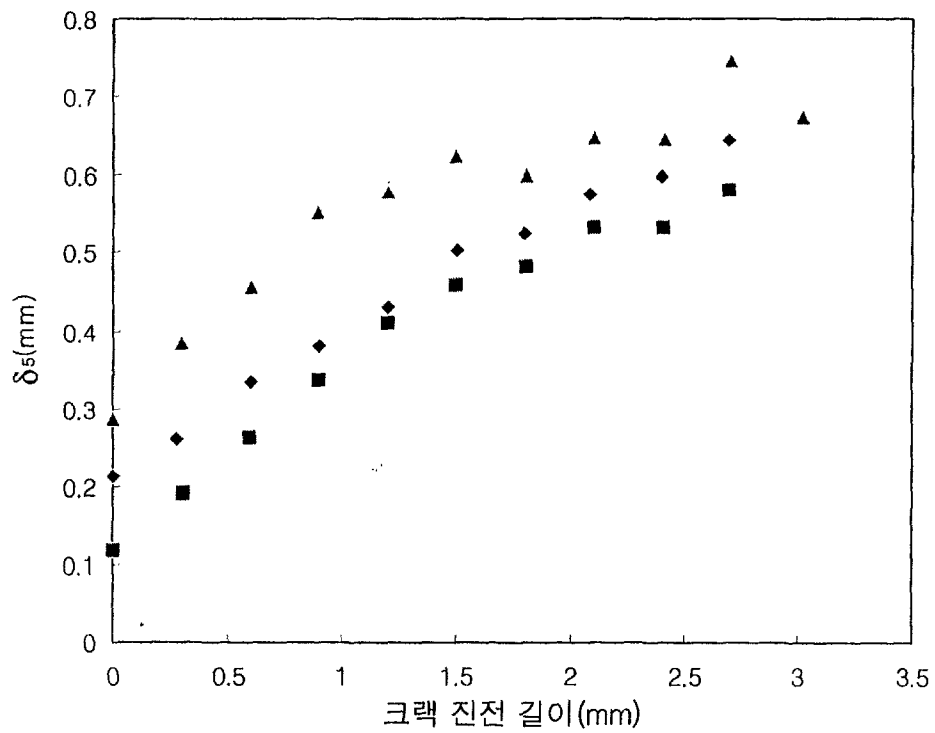


(b) 1/2T

그림 65. 균열진전에 따른 균열선단으로부터 $\theta = \pm 90^\circ$ 인 위치에서의 변위



(a) 1T 시편



(b) 1/2T

그림 66. 균열진전에 따른 균열선단으로부터 $\theta = \pm 90^\circ$ 인 위치에서의 δ_5 의 변화

두 점을 표시하였다. 또한 균열이 진전함에 따라 각각의 영상에서 새로운 균열선단 위 아래에 있는 변위 측정 위치를 표시하였다. 균열이 막 나가려고 하는 순간의 영상은 그림 64의 (a)와 같다. 1Hz로 디지털 신호를 입력받았으므로 0.5mm 균열이 진전한 것을 저장된 입력신호의 수를 개수하여 시간을 알게 되고 그 시간에 해당하는 영상을 찾아서 δ_5 측정점을 나타내면 그림 64(b)와 같다. 새로운 측정점은 진전한 균열선단을 기준으로 미리 시편에 그어놓은 선을 참고하여 균열선단 위아래에 변위 측정점을 결정할 수 있었다. 이를 반복하면 균열 진전에 따른 δ_5 를 측정할 수 있다. 그러나 그림 64의 경우 3.0mm 균열이 진전한 경우에는 측정하고자 하는 점이 영상에서 벗어나게 되어 측정할 수 없었다. 이는 인장 시 시험기의 액츄에이터가 그림 53에서 보이는 것처럼 아래방향으로 당기므로 시편의 균열 선단이 아래 방향으로 변형과 강제이동을 하여 영상에서 시편에 그어놓은 기준선이 사라져가기 때문이다.

그림 65는 균열선단으로부터 $\theta = \pm 90^\circ$ 인 위치에서 측정된 변위이다. 그림 65(a)는 1T 시편을 두 개 실험한 결과이며 그림 65(b)는 1/2T 시편 3개의 실험결과이다. 균열이 진전함에 따라 균열선단의 변위가 증가하는 것을 알 수 있다. 초기 두 점간의 차이는 초기 기준길이의 차이 때문이다. 두 점간의 거리에서 초기 거리를 빼줌으로써 δ_5 를 결정할 수 있다. 그림 66은 1T시편과 1/2T 시편의 경우 δ_5 를 구한 결과이다. 위에서 구한 δ_5 와 ASTM1737-96의 방법에 의해 J를 실험적으로 결정한 후 식 (4)

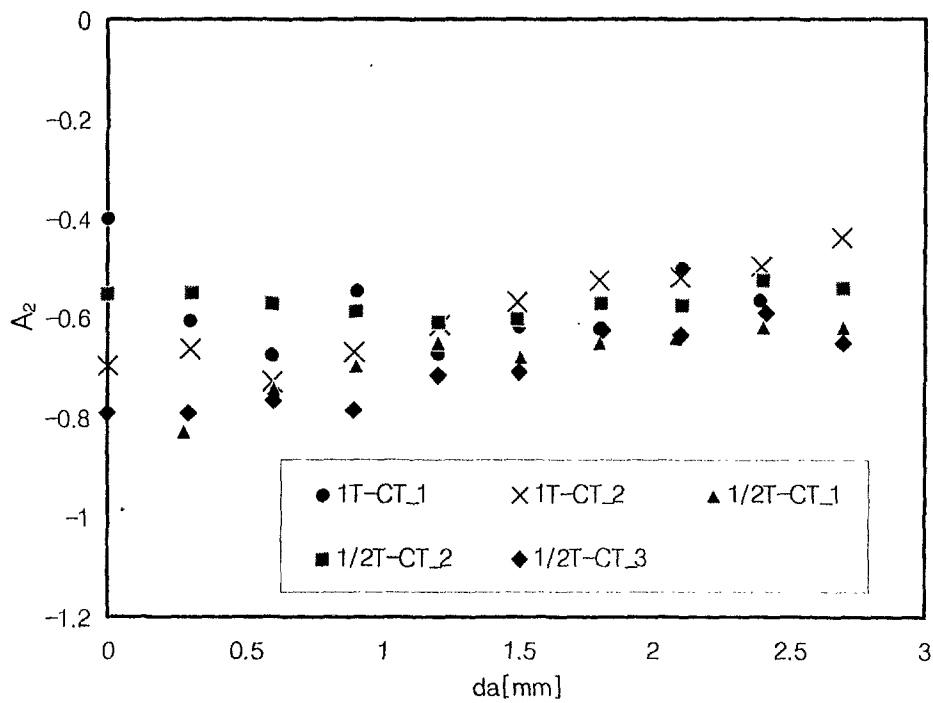


그림 67. 1T시편과 1/2T 시편의 da에 따른 A_2 의 변화

에 대입하면 A_2 에 관한 2차 방정식이 된다. 근의 공식을 이용하여 해를 구하면 양수와 음수의 해가 구해진다. 이중에서 음수 해를 취하여 A_2 로 결정하였다. 표면에서 구해진 A_2 의 값들이 1T와 1/2T의 시편을 비교하면 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 또한 균열이 진전하면서도 A_2 의 값이 큰 차이가 없음을 알 수 있었다.

다. 측정방법 고찰

앞에서 보이는 그림 59와 67은 각각 레이저 스펙클 법과 실물화상에 의한 A_2 측정 결과이다. 먼저 레이저 스펙클 법에 의한 결과는 그 측정방법이 복잡함에도 불구하고 측정 결과의 변동이 크며 변형률 측정 위치에 민감하게 변하였다. 따라서 어느 것이 타당한 값인지 알 수가 없었다. 한편 실물화상에 의한 방법은 매우 안정적이며 변동이 작은 결과를 주었다. 본 연구에서 사용한 재료와 같은 연성금속의 파괴 실험 시에는 시편 측면에 측면 홈을 가공하는 것이 필수적이다. 그런데 A_2 이론은 그러한 평면변형에 기초한 것이며 실제 시편에서는 측면 홈에 의한 국부적인 변형률의 교란이 있을 것이다. A_2 를 측정하고자 한다면 변위 또는 변형률의 측정 위치는 소성 영역 내에 속해야 하므로 측면 홈으로부터 비교적 가까운 지점일 수 밖에 없다. 이러한 원인으로 변형률 보다는 측면 홈 존재에 덜 민감한 변위로부터 A_2 를 결정하는 것이 타당하다고 사료된다. 두 방법에 대한 보다 정확한 평가를 위해서는 측면 홈이 포함된 정교한 3차원 FEA가 요구된다.

5. 실제원전 배관에의 적용

가. LBB해석절차

정적, 동적 배관해석 및 피로해석을 통해 예상되는 균열의 위치, 형태 및 감지 가능한 균열의 크기를 결정하고 이를 근거로 가상균열을 가정하여 LBB해석을 수행하고 균열을 가진 배관의 파괴역학적 안정성(Stability) 여부를 평가한다. 만일 가상균열을 가진 배관이 안정성 기준을 만족하지 못하면 이 배관에 대해서는 LBB개념을 적용할 수가 없다. 원자력발전소 배관에 LBB개념을 적용하기 위한 기준으로 가상균열은 관통균열로 가정한다. 즉 다음과 같이 구체적으로 LBB해석을 수행한다.

- i) 균열발생 예상 위치 및 형태 결정
- ii) 감지 가능한 균열의 크기 결정
- iii) 유한요소법을 이용한 탄소성 파괴해석

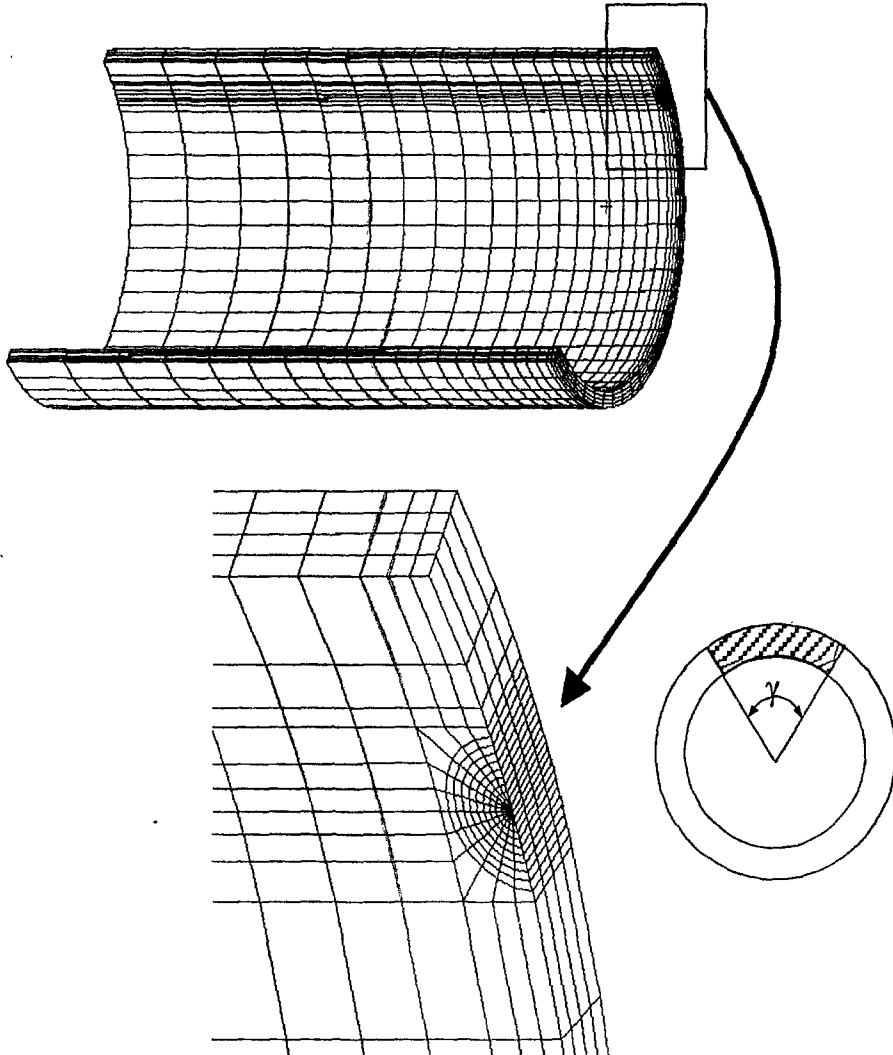


그림 68. 주증기 배관의 유한요소모델

- iv) J-적분값의 결정
- v) 재료의 파괴인성치
- vi) 안정성 평가(Stability Evaluation)

나. 유한요소해석

이에 본 연구에서는 실제 주증기 배관에 대하여 단순배관(straight pipe)으로 가정하여 균열이 있는 배관의 탄소성거동을 평가하였다. 원자력 발전소의 실제 주증기 배관의 외경은 669.925mm(26.375inch)로 내경은 614.75mm(24.203inch)이다. 용접부는 취성이 높고 균열발생빈도가 높아 사고발생 시 균열의 진전으로 인한 파단 가능성이 가장 높은 부분으로 실제 주증기 배관의 원주방향 용접부에 배관의 중심으로부터의 각도(γ)가 30도, 60도, 90도가 되는 관통균열에 대해 탄소성해석을 수행함으로써 LBB 해석을 수행하고자 한다. 이러한 가정된 관통균열에 대한 유한요소해석에 대한 재료의 특성 및 물성치와 해석절차는 CT 시험편에 대한 것과 동일하다.

원주 방향 관통균열을 가진 배관의 경우 대칭성을 고려하여 3차원 4각주 요소(Reduced 20-node quadratic brick element : C3D20R)을 이용하였다. 대표적으로 관통균열의 균열길이를 의미하는 γ 가 30도인 관통균열에 대한 유한요소 모델을 그림 68에 나타내었다. 다른 모델의 경우 균열선단의 위치를 이동시킨 형태이다.

균열의 성장을 야기할 수 있는 하중으로는 크게 두 가지를 들 수 있다. 증기압력에

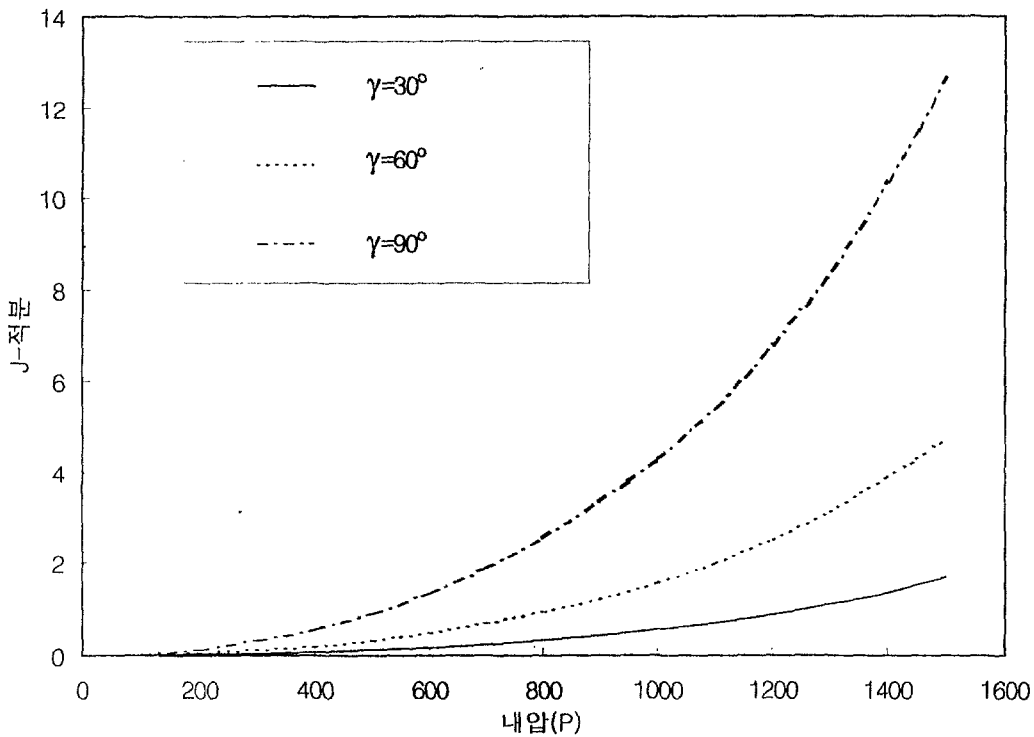
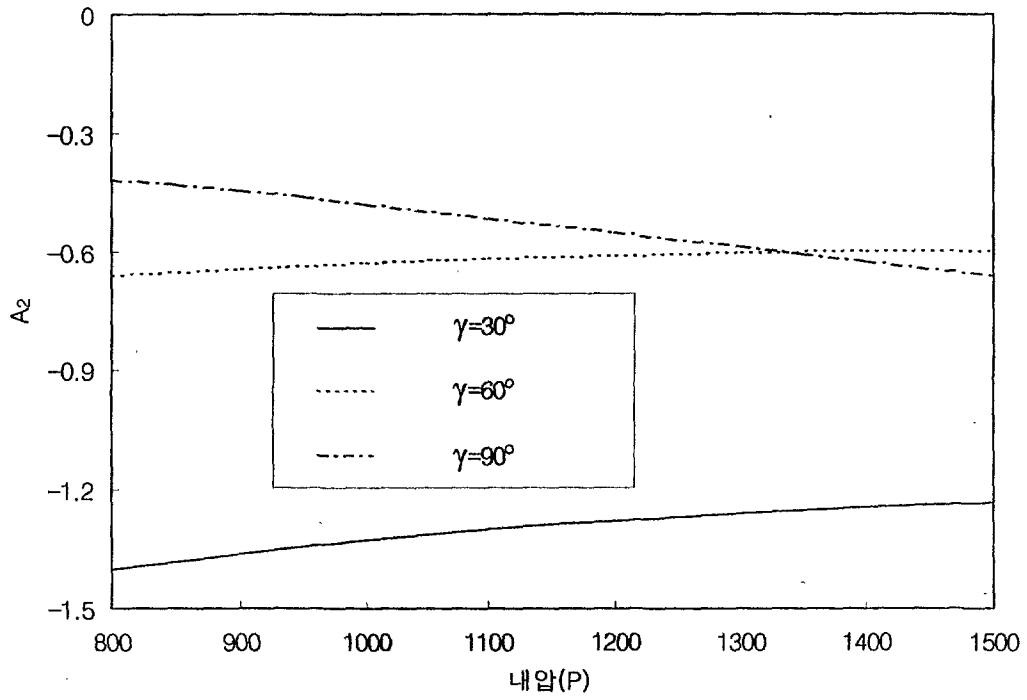


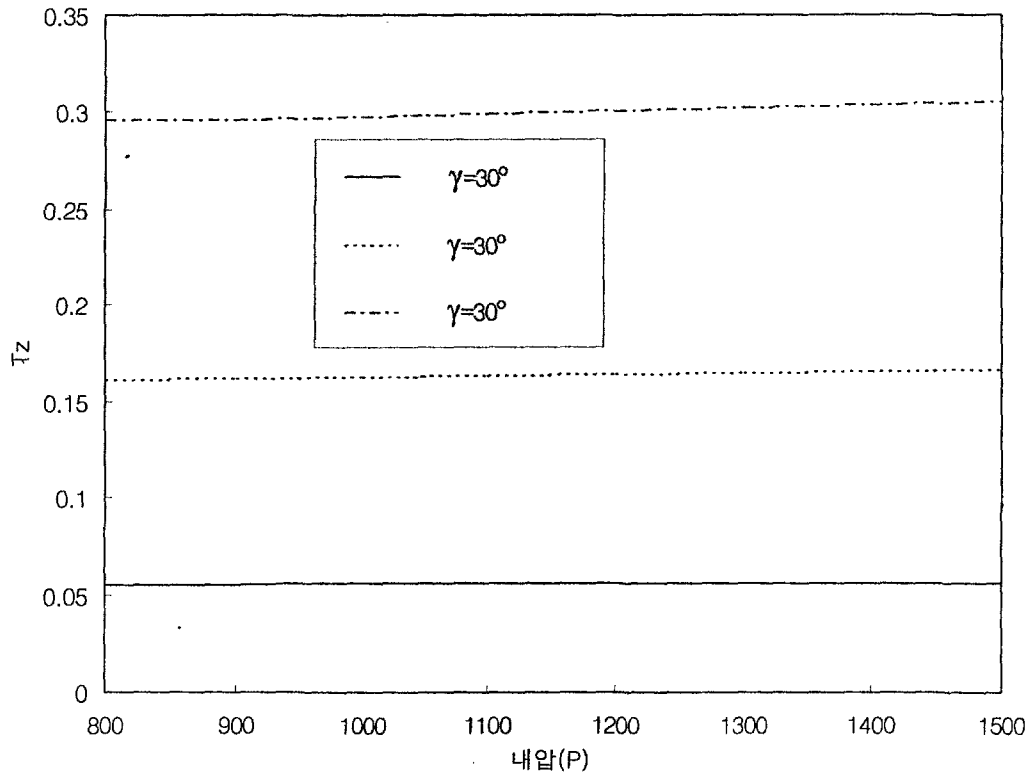
그림 69. 주증기 배관에서 내압에 따른 J-적분

의한 영향이 부재의 원주방향으로 작용하는 내압이 기하는 간접적인 것과 균열면에 직접적으로 가해지는 것으로 구별할 수 있다. 이와 같은 증기압력에 의한 영향을 정상운전조건(990psi)에 대하여 0~1.5배까지 적용하였다.

주증기 배관에 관통균열이 존재할 경우 증기압력에 의한 내압이 배관에 작용할 경우에 대한 J-적분값의 내압에 따른 변화를 나타내면 그림 69와 같다. 내압의 증가와 함께 J-적분값이 증가하고 관통균열의 내각이 30도에서 90도로 증가할수록 J-적분값이 증가한다. 그림 70은 균열선단에서 $\theta=90^\circ$ 에서 $r=2.5\text{mm}$ 에서의 응력과 변위를 이용한 T_2 와 A_2 를 나타낸 그림이다. 이러한 A_2 와 T_2 에 대한 J-R 곡선이 존재하지 않는다. 보다 많은 두께와 다양한 균열길이에 의한 A_2 와 T_2 의 변화에 대하여 실험에 의한 J-R 곡선을 알고 있어야 할 것이다. 이러한 결과를 이용하거나 또는 실제의 배관에 대하여 같은 두께와 동일한 A_2 를 갖는 시험편에 대한 파괴거동을 해석함으로써 LBB에 적용할 수 있을 것이다. 또한 다양한 구조물에 대하여서도 동일한 방법으로 비소규모항복조건하의 파괴거동의 예측에 대한 적용이 가능할 것이다.



(a) A₂의 변화



(b)

그림 70. 주증기 배관에서 두께에 따른 T_z와 A₂의 변화

제 4 장 연구 목표 달성도 및 대외 기여도

제 1 절 연도별 연구목표 및 달성도

구 분	연구 목표	연구 내용 및 범위	달성도
제 1 차년도	<ul style="list-style-type: none"> - 비 소규모 항복 정적 파괴 시 그 매개변수 법 적용 	<ul style="list-style-type: none"> • 제 2매개변수 A_2의 실험적 결정방법 확립 • J_c-A_2 data 축적, 시험편 a/w , 두께 효과 파악 • A_2에 따른 J-R 곡선 변화 조사 • 실제 배관의 LBB 특성 파악에 적용 	90%
제 2 차년도	<ul style="list-style-type: none"> - 동적파괴 시 균열진전거동예측기법 확립 - 실제 배관의 동적 파괴 시 LBB 설계방법 개발 	<ul style="list-style-type: none"> • 균열진전 시 고속도 카메라를 이용한 A_2의 실험적 결정 방법 확립 • A_2에 따른 J-R 곡선변화 조사 • 3차원 유한요소해석 • 파괴역학적 해석 	50%

제 2 절 관련분야의 기술 발전에의 기여도

기술적인 측면에서 본 연구에서 확립한 레이저 스펙클과 디지털 카메라 등을 이용한 비접촉식 변위 측정법은 동적파괴거동 평가와 기타 접촉식 변위 측정법(스트레인 게이지법 등)이 불가능한 여러 가지 실험을 가능하게 할 것이다. 특히 레이저 스펙클법으로 변위를 측정하는 기술이 개발되었는데, 이 방법은 기존의 비접촉식 변위 측정법인 모아레, ESPI 등의 단점을 보완하였다. 즉, 모아레 간섭법과 ESPI 방법들은 고가이며 진동으로 인해 피로·파괴실험을 위하여 주로 사용되는 유압시험기와 병행하여 사용하기 불편하지만, 이에 비해 레이저 스펙클법에서는 시편에 발생하는 강제이동과 회전이동이 상쇄시킬 수 있으므로 시편의 변형측정 시 유압시험기와 병행하여 사용이 유용한 방법이다. 또한 이 방법은 디지털 고속 카메라를 이용하여 동적파괴거동 시의 시험편의 변형측정에도 유용하다.

CT 표준 시험편에 대한 파괴시험으로부터 두께의 효과를 고려한 J 및 A_2 와 균열 진전량을 측정할 수 있는 방법이 개발되면 동적 변형 시효의 효과가 뚜렷한 얇은 페라이트 강(또는 탄소강) 배관의 동적 파괴 거동을 정확하게 예측할 수 있게 된다. 이 방법은 2개 매개변수이론을 효과적으로 현장문제의 해석 및 설계에 응용할 수 있는 구체적인 사례라고 할 수 있을 것이다. 이것은 기존의 소규모항복 파괴에만 국한되어 있는 LBB설계가 연성의 얇은 페라이트 강(또는 탄소강) 배관에도 적용할 수 있음을 의미하며 설계, 시공, 원전의 신뢰성을 제고할 수 있다. 이 방법은 기존 영광 3,4호기, 울진 3,4호기에서 RCS, S/L, SI, SC 배관에만 국한되었던 LBB(파단 전 누설)설계 적용 범위를 MS(주증기)배관과 FW(Feed Water) 까지 확장할 수 있게 할 것이다.

또한 경제, 산업적 측면에서는 LBB 설계가 적용되기 전까지 원전배관은 양단파괴를 가정하여 설계되었기 때문에 양단파단 시 분출가스로 인한 300파운드의 하중에 의한 배관의 요동을 방지하기 위하여 PWR(Pipe Whip Restraint)을 설치하여왔다. 주증기 배관에 설치되는 PWR만해도 발전소 1기당 200억원이 소요되며 운전 중 배관 점검, 수리 등에도 많은 추가 부담을 하게 한다. 따라서 주증기 배관 등 기존 양단파괴 설계가 적용되어온 배관의 설계에 LBB기법이 적용될 경우 많은 경제적 이익이 기대되며 원전이 아닌 화력 발전소, 각종 플랜트의 압력용기 및 배관, 가스수송관등의 설계에 적용되어 설계신뢰성을 제고할 수 있을 것으로 보인다.

제 5 장 연구결과의 활용계획

CT 표준 시험편에 대한 파괴시험으로부터 두께의 효과를 고려한 J 및 A_2 와 균열 진전량을 측정할 수 있는 방법을 이용하여 보다 다양한 재료와 시험편의 형상에 대한 실험을 통하여 다양한 A_2 와 T_2 에 따른 J - R 곡선에 대한 데이터를 확보함으로써 원자력 발전소의 배관에서 뿐 아니라 액화가스 운반선, 초고압화학 공장 등과 같은 중요한 대형구조물에 대한 설계 시에 활용될 수 있을 것이다. 또한 본 연구에서와 같은 방법을 이용하여 기존 영광 3,4호기, 울진 3,4호기에서 RCS, S/L, SI, SC 배관에만 국한되었던 LBB(파단 전 누설)설계 적용 범위를 MS(주증기)배관과 FW(Feed Water) 까지 확장할 수 있게 할 것이다. 뿐만 아니라 다른 기존의 소규모항복 파괴에만 국한되어 적용되었던 LBB 설계기법을 다양한 두께와 하중과 형상에 대한 보다 광범위한 영역에서 적용할 수 있도록 보다 체계적인 연구가 필요하다.

동적 변형 시효의 효과가 뚜렷한 얇은 페라이트 강(또는 탄소강) 배관의 동적 파괴 거동을 정확하게 예측하기 위해 다양한 시험속도와 다양한 온도에서의 파괴거동을 평가하기 위하여 본 연구에서 확립한 레이저 스페클과 실물화상 등을 이용한 비접촉식 변위 측정법을 적용한다. 특히 동적파괴거동에 대한 평가시에는 이와 동시에 고속도 카메라를 이용하여 빠른 스페클을 얻을 수 있다.

본 연구에서는 궁극적인 해석 대상인 원자력 압력용기의 균열 진전거동시 소성영역/크기에 의한 구속효과를 표현하기 위한 방편으로 A_2 이론을 적용하였다. 그러나 원래 A_2 이론은 재료가 평면변형을 거동을 한다는 가정하에 유도된 것으로 대규모 항복 조건하의 시편의 표면 변형률로부터 계산된 A_2 의 물리적 타당성에 대한 이견이 있을 수 있다. 이에 대한 대안으로써 J - Q 이론을 들 수 있다. Q 또한 균열선단의 구속을 나타내는 변수로서 해석대상 시편에 대한 직접적인 FEA 응력 해석결과로부터 경험식의 형태로 유도된 것이다. A_2 와는 달리 2차원뿐만 아니라 3차원거동을 나타낼 수 있다고 알려져 있다. 그럼에도 불구하고 Q 를 실험적으로 측정하는 방법이 확립되어 있지 않아서 아직까지 산업현장에의 적용이 곤란한 상태이다. 한편 본 연구에서 A_2 는 측정된 방법 중 가장 정밀도가 높은 것으로 여겨지는 레이저 스페클 법에서 면외변형(out-of-plane deformation)은 없는 것으로 간주되었으나 균열선단 근처에서의 소성변형에 의한 함입(lateral contraction)이 존재하기 때문에 측정된 변형율에 미치는 영향은 조사할 필요가 있으며 만일 그 영향이 크다면 다른 측정법이 강구되어야 한다. 향후 본 연구팀은 위에서 A_2 를 대체할 새로운 매개변수로서 언급한 Q 의 실험적인 측정 방법을 도출하는 과정에서 기존 A_2 측정점에 대한 보다 철저한 검증을 수행할 예정이다.

본 연구에서 확립한 레이저 스페클과 같은 비접촉식 변형측정을 이용한 비소규모 항복조건하의 파괴 거동의 평가방법을 이용한 다양한 배관에 대한 파괴거동 평가 및

LBB 설계 적용기법이 개발될 경우, 먼저 원자력법 제 42조 3의 규정에 의한 관련제반 Q/A program을 확립하여야 한다. 즉, 실험과정 및 설계과정을 관련 업체, 연구기관에서 활용할 수 있도록 표준화하는 작업이다. 그 다음 규제기관 및 학회, 위원회 등과 협조하여 관련규정을 제정하여 본 연구 결과가 산업계에 널리 보급될 수 있도록 한다.

제 6 장 참고문헌

1. NUREG-1061, 1984, "Evaluation of Potential for Pipe Break," Vol. 3.
2. Betegon, C. and Hancock, J.W., "Two Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack Tip Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol.58, 1991, p.104.
3. Chao, Y.J. and Lam, P.S., "On the Use of Constraints Parameter A_2 Determined from Displacement in Predicting Fracture Event," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.61, 1998, pp.487-502.
4. 김대진, "SA106 GR.C 배관재의 파괴인성치에 미치는 동적변형시료의 영향", 한국과학기술원, 1997, 석사학위논문
5. 강기주, "원전 탄소강배관의 하중속도에 따른 국부적 파괴특성 연구", 기초전력공학 공동연구소, 1999, 연구보고서
6. O'Dowd, N.P and Shih, C.F., "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I. Structure of Field," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.39, 1991, pp.989-1015.
7. O'Dowd, N.P and Shih, C.F., "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-II. Fracture Application," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.40, 1992, pp.939-963
8. O'Dowd, N.P and Shih, C.F., "Two Parameter Fracture Mechanics : Theory and applications," ASTM STP 1207, 1994, pp.21
9. Chao, Y.J., Yang, S., and Sutton, M.A, "On the Fracture of Solids Characterized by One or Two Parameters: Theory and Practice," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.42, 1994, pp.629-647.
10. Guo, W., "Three-dimensional analyses of plastic constraint for through-thickness cracked bodies", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.46, 1999, pp.383-407.
11. Nakamura, T. and Parks, D.M., "Three-Dimensional Crack Front Fields in a Thin Ductile Plate," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.38, 1990, pp.787-812
12. Guo, W., "Elastoplastic Three-Dimensional Crack Border Field-I. Singular Structure of the Field," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.46, 1993, pp.93-104.
13. Guo, W., "Elastoplastic Three-Dimensional Crack Border Field-II. Asymptotic Solution for the Field," *Engineering Fracture Mechanics* Vol.46, 1993, pp.105-113.

14. Li, Z., Guo, W., and Kuang, Z., "Three-Dimensional Elastic Stress Fields near Notches in Finite Thickness Plates," *International Journal of Solids and Structure*, Vol.37, 2000, pp.7617-7631.
15. Guo, W., "Elastoplastic Three-Dimensional Crack Border Field-III. Fracture Parameters," *Engineering Fracture Mechanics* Vol.51, 1995, pp.51-71.
16. 엄윤용 외, "주증기 배관의 파괴인성에 미치는 동적변형시효의 영향분석 연구", 한국과학기술원, 1996, 중간연구보고서.
17. Johnson, H. H., "Calibrating the electric potential method for studying slow crack growth", *Material Research and Standards*, Vol. 5, No. 9, 1965, pp.442-445
18. 이봉상 외, "원자로 냉각재배관 엘보우용 SA516-Gr.70 강의 DSA 영향 평가(동적/정적 파괴저항(J-R) 특성)", 한국원자력연구소, 1997.
19. Landow, M. P. and Marschall, C. W., "Experience in using direct current electric potential to monitor crack growth in ductile metals", in *Elastic-Plastic Fracture Test Method*, ASTM STP 1114, 1991, pp.163-177.
20. 김시영, "연성금속의 균열시작과 전전거동에 미치는 하중속도의 영향", 전남대학교, 2000, 석사학위논문
21. Hutchinson, J. W. and Paris, P. C., "Stability analysis of J-controlled crackgrowth", in *Elastic Plastic Fracture*, ASTM STP 668, 1964, pp37~64
22. Chao, Y. H. and Zhang, L., "Tables of plane strain crack tip fields: HRR and higher order terms", Department of Mechanical Engineering, University of South Carolina, ME-Report 97-1, 1997