



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](#)

2016년 8월
석사학위논문

유한요소법을 이용한
용접구조물의 취성균열진전
해석모델 개발

조선대학교 대학원
토목공학과
장문석

유한요소법을 이용한
용접구조물의 취성균열진전
해석모델 개발

Development of the for welded structures brittle
crack propagation analysis model using finite
element method

2016 년 8 월 25 일

조선대학교 대학원
토목공학과
장문석

유한요소법을 이용한
용접구조물의 취성균열진전
해석모델 개발

지도교수 박 정 응

이 논문을 공학 석사학위신청 논문으로 제출함.

2016 년 04 월

조선대학교 대학원

토 목 공 학 과

장 문 석

장문석의 석사학위 논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수 박길현 (인)

위원 조선대학교 교수 김성홍 (인)

위원 조선대학교 교수 박정웅 (인)

2016년 05 월

조선대학교 대학원

목 차

ABSTRACT	
제1장 서론	1
1.1 연구 배경 및 목적	1
1.2 국내·외 연구동향	3
1.2.1 국외연구	3
1.2.2 국내연구	5
제2장 이론적 배경	7
2.1 파괴역학	7
2.1.1 선형 파괴역학	8
2.1.2 비선형 파괴역학	15
2.1.3 동적 파괴역학	20
2.2 파괴역학 파라미터	26
2.3 취성파괴 전파정지 실험	30
2.3.1 ESSO Test	30
2.3.2 Double Tension Test	31
2.3.3 Robertson Test	32
2.3.4 Drop Weight Tear Test	33
2.4 용접잔류응력	34

2.4.1	일반적인 용접잔류응력의 특성	34
2.4.2	용접잔류응력의 영향	36
제3장	유한요소법에 의한 취성균열진전해석 및 실험	40
3.1	모재의 취성균열진전해석 및 실험	40
3.1.1	취성균열진전해석 영향인자 정립	49
3.1.2	Parametric해석	53
3.1.3	모재의 취성균열진전해석	57
3.1.4	결과비교 및 검토	70
3.2	용접잔류응력을 이용한 취성균열진전해석	72
3.2.1	열 탄소성 해석	77
3.2.2	용접시험편의 노치형성	80
3.2.3	용접시험편의 취성균열진전해석	84
제4장	결 론	87
참 고 문 헌	89

그림 목 차

그림 2.1	균열 확장의 3가지 기본 변형양식	9
그림 2.2	균열선단의 좌표와 응력성분	9
그림 2.3	탄성체중에서의 균열진전	12
그림 2.4	균열선단의 탄성응력분포와 하중평형에 의한 소성역의 추정	14
그림 2.5	노치와 균열선단을 둘러싸는 임의의 경로	16
그림 2.6	하중-하중점 변위선도와 포텐셜에너지의 관계	18
그림 2.7	균열선단에서의 소성둔화	18
그림 2.8	직각좌표계 및 극좌표계	21
그림 2.9	$K_I(\nu)$ 및 $g_I(\nu)$	23
그림 2.10	균열진전 에너지 변화	25
그림 2.11	균열선단의 장방형경로 Γ_{end}	25
그림 2.12	재료인성 온도천이곡선과 파괴인성 적용범위	26
그림 2.13	파괴인성에 미치는 판 두께의 영향(Maraging Steel)	27
그림 2.14	각 영역의 하중~COD 선도	27
그림 2.15	각 영역의 파면 형태	28
그림 2.16	파괴인성에 미치는 균열길이의 영향(Maraging Steel)	29
그림 2.17	ESSO Test 시험편 형상 및 실험방법	30
그림 2.18	Double Tension Test	31
그림 2.19	Robertson Test	32
그림 2.20	시험편 치수 및 형상	33
그림 2.21	Drop Weight Tear Test	33

그림 2.22 주위 사변이 자유인 맞대기 용접 이음부의 잔류 응력 분포	34
그림 2.23 구속된 용접이음에 생기는 잔류응력분포	35
그림 2.24 균열 부근의 용접 잔류응력 분포	36
그림 2.25 불안정 파괴에 미치는 잔류응력의 영향	38
그림 2.26 균열이 있는 판의 파괴응력에 미치는 잔류응력의 영향	39
그림 3.1 실제 실험 시험편의 치수	41
그림 3.2 균열해석 시험편의 형상	41
그림 3.3 시험편의 경계조건	42
그림 3.4 실제 실험 썪기의 치수	42
그림 3.5 균열해석 썪기의 형상	43
그림 3.6 썪기의 경계조건	43
그림 3.7 시험편의 온도방향과 Applied Stress 적용위치	44
그림 3.8 EH40, EH47 Young's-Temperature Curve	45
그림 3.9 Stress-Strain Curve	46
그림 3.10 Relation between K_{IC} and Temperature	47
그림 3.11 ESSO 실험순서	47
그림 3.12 균열해석 진행과정	48
그림 3.13 Meshes after Remeshing	49
그림 3.14 Maximum hoop stress 법	50
그림 3.15 Maximum Hoop Stress를 이용한 균열형상	51
그림 3.16 Along Pure Mode를 이용한 균열형상	51

그림 3.17 Along Mode I 를 이용한 균열형상	52
그림 3.18 온도구배조건	53
그림 3.19 속도(Vwlocity) 변화에 따른 균열길이	54
그림 3.20 균열성장(Crack Growth Increment) 변화에 따른 균열 길이	54
그림 3.21 K_{IC} 변화에 따른 균열길이	55
그림 3.22 ESSO 실험 후 모재의 균열진전형상	57
그림 3.23 EH40강의 두께 50mm 실험 균열진전형상과 파단면 ·	59
그림 3.24 EH40강의 두께 50mm 균열진전형상	59
그림 3.25 EH40강의 두께 50mm 해석 K_{ca} 값	60
그림 3.26 EH40강의 두께 80mm 실험 균열진전형상과 파단면 ·	63
그림 3.27 EH40강의 두께 80mm 균열진전형상	63
그림 3.28 EH47강의 두께 80mm 균열진전형상	64
그림 3.29 EH40강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값	65
그림 3.30 EH47강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값	65
그림 3.31 EH40강의 두께 100mm 균열진전형상	67
그림 3.32 EH40강의 두께 100mm 균열진전형상(인장하중 증가)	68
그림 3.33 EH40강의 두께 100mm 해석 K_{ca} 값	69
그림 3.34 EH40강의 두께 50mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교 ·	70
그림 3.35 EH40강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교 ·	70
그림 3.36 EH47강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교 ·	71
그림 3.37 EH40강의 두께 100mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교	71
그림 3.38 시험편의 치수	72

그림 3.39 시험편의 용접형상	73
그림 3.40 시험편의 경계조건	74
그림 3.41 시험편의 측정위치	74
그림 3.42 온도에 따른 재료 물성치의 거동	75
그림 3.43 시험편의 기계적 성질의 온도의존성	76
그림 3.44 시험편의 용접 잔류응력분포	77
그림 3.45 시험편의 용접선직각방향(Y) 잔류응력	78
그림 3.46 시험편의 두께방향(z) 잔류응력	79
그림 3.47 시험편의 노치	80
그림 3.48 시험편의 노치형성해석 후의 용접 잔류응력분포	81
그림 3.49 시험편의 용접선직각방향(Y) 잔류응력	82
그림 3.50 시험편의 두께방향(z) 잔류응력	83
그림 3.51 실제 실험 균열진전형상	84
그림 3.52 초기잔류응력이 존재하지 않는 시험편의 균열진전형상	85
그림 3.53 EGW의 균열진전형상	85
그림 3.54 FCAW의 균열진전형상	86

표 목 차

표 2.1 파괴역학의 분류	7
표 3.1 EH40시험편의 물성치	44
표 3.2 EH47시험편의 물성치	45
표 3.3 썰기의 물성치	45
표 3.4 썰기의 충격값	45
표 3.5 Parametric 해석 조건	53
표 3.6 EH40강의 K_{IC} 변화에 따른 균열길이	55
표 3.7 EH47강의 K_{IC} 변화에 따른 균열길이	56
표 3.8 해석 시험편 Number	57
표 3.9 EH40강의 두께 50mm 균열 실험결과	58
표 3.10 EH40강의 두께 50mm 균열 해석결과	60
표 3.11 EH40강의 두께 80mm 균열 실험결과	61
표 3.12 EH47강의 두께 80mm 균열 실험결과	62
표 3.13 EH40강의 두께 80mm 균열 해석결과	64
표 3.14 EH47강의 두께 80mm 균열 해석결과	65
표 3.15 EH40강의 두께 100mm 균열 실험결과	66
표 3.16 EH40강의 두께 100mm 균열 해석결과	69
표 3.17 시험편의 용접조건	75
표 3.18 시험편의 모재 및 용접재료의 재질	75

ABSTRACT

Development of the for welded structures brittle crack propagation analysis model using finite element method

Jang, Mun Seok

Advisor : Prof. Park, Jeong Ung, Ph.D.

Department of Civil Engineering

Graduate School of Chosun University

More interest has been lately paid to the damage and fracture of steel structures. As industry develops and economy grows, increasing traffic volume and frequency are more attributed to the fracture of a steel bridge and furthermore the use of thick materials become problematic with other structures as high-strength steel is used and its technology develops. That is, increasing thickness of materials used for a steel structure poses change and problem to welding method. Increasing thickness increases welding time and cost. To compensate this shortcoming, high-heat input welding is preferred. High-heat input welding has different distribution of residual stress from existing welding methods because of high temperature at welding spot and its adjacent area. And it has been reported that residual stress and deformation caused by welding decrease the usability and strength of a structure, eventually leading to fatigue failure. Even a study reported Brittle crack propagation by welding. For these reasons, it is necessary to conduct a study on the safety improvement of a steel structure against its fracture.

To develop the model of Brittle crack propagation analysis, the present study established analytical factors that affect crack propagation through parametric analysis. With the established factors, this study compared the two results of crack propagation analysis and experiment by changing thickness of basic material. With the findings, this study also examine the impact of residual stress on Brittle crack propagation by welding method.

제1장 서론

1.1 연구 배경 및 목적

구조물의 파괴는 대부분 예고 없이 일어나기 때문에 인명 및 물질 재산에 많은 손해를 준다. 현재와 같이 대형구조물이 건설되는 시대에는 구조물의 손상과 파괴를 방지하기 위한 학문이 점점 중요하게 되어 파괴역학의 발전을 요구하고 있다. 1800년대에는 강재를 사용한 구조물들이 많이 건설되어 파괴사고가 많이 나타났다. 1866년의 영국 맨체스터 정류장 지붕의 일부가 낙하한 사고, 1860년부터 1870년에 걸쳐서 영국의 철도에서 차륜, 차축 또는 레일의 파괴가 원인인 사고가 빈번하여 많은 인명을 잃게 된 철도사고,(Rolfe 등 1977) 1886년 미국 롱아일랜드에서 높이 250피트의 급수탑이 수압실험 중에 취성파괴를 일으킨 일도 있다.(Broek 1986)

1900년대에는 용접구조물의 파괴사고가 많이 나타났다. 1938년 벨기에의 알바아트운 하를 지나는 피런텔 다리의 낙하사고가 있었고, 1939년부터 1945년에 미국이 전쟁 당시 표준 선으로 건조한 4694척의 전체 용접선 가운데 1289척이 파괴사고를 일으켰는데, 그 중의 233척은 치명적인 파손사고를 일으켰다고 보고되어 있으며, 그 원인은 용접부등의 노치응력 집중부에서 발생한 취성파괴였다.(小林 1985) 또, 1962년 멜버른의 킹스교 낙하사고, 1967년 미국의 서버지니아주의 포인트·프레젠트교 낙하사고에 의해 교량분야에서도 취성파괴에 대한 관심이 높아지게 되었다.(Alexander 1981) 1990년대 중반 이후 대형 구조물의 파괴로 인해 많은 경제적 손실과 인명피해를 겪음으로써 구조물의 안전성에 대한 중요성이 크게 부각되고 있다.

최근에는 강구조물의 파손 및 파괴에 대한 관심이 많이 생기고 있다. 산업기술의 발전과 경제성장으로 인한 교통량의 증가와 빈도수 증가가 강교량의 파괴원인이고 다른 구조물에서는 고강도 강재의 사용과 기술발전으로 인한 두꺼운 재료사용이 문제가 되고 있다. 강구조물에 사용한 재료의 두께증가에 따른 용접방법의 변화도 문제가 되고 있다. 두께의 증가로 인해 용접시간과 비용이 증가하게 되는데 이를 보완하기 위해 대입열 용접을 선호하게 된 것이다. 대입열 용접은 높은 열기에 의해 용접부와 부근에 높은 열기로 인해 기존의 잔류응력과 다른 분포를 띄게 되고 용접에 의해 발생하는 잔류응력과 변형은 구조물의 사용성과 강도를 떨어뜨리는 원인이 되어 피로파괴에 영향을 준다고 보고되어 있고(Masaoka 등, 2010) 용접에 의한 취성균열진전연구도 보고되

어 있다. 이런 이유들로 강구조물의 파괴에 대한 안전성 향상을 위한 연구가 요구된다.

본 연구에서는 취성균열진전해석 모델개발을 위해 균열진전에 영향을 주는 해석적 인자를 Parametric해석을 통해 정립하였다. 정립된 인자들을 기본으로 모재의 두께 변화에 따른 균열진전해석결과와 실험결과를 비교분석하였다. 또한 그 결과를 바탕으로 용접방법에 따른 잔류응력이 취성균열진전에 미치는 영향을 검토하였다.

1.2 국내·외 연구동향

본 연구에서는 모재의 대형파괴실험을 대체할 수 있는 취성균열진전해석기술과 모델 개발을 위해 소형파괴실험과 대형파괴실험을 이용하여 취성균열정지인성을 포함한 취성파괴에 대해 연구한 국내·외 자료들을 조사하였고 모재의 연구결과를 바탕으로 용접 시험편의 취성균열진전해석기술 개발을 위한 연구에 관련된 자료들을 조사하였다.

1.2.1 국외연구

가. 실험

Nakano와 Tanaka(1981)는 다양한 시험편을 사용하여 구조용 철강재의 취성균열정지인성을 평가하였다. 그들은 시험편의 크기가 다르면 평가 결과 값이 약간씩 다른 것을 확인하고 정적과 동적 평가결과가 다르다는 것을 확인하였다. 그들이 사용한 실험은 ESSO 실험이다.

미국 표준원(1987)에서 Wide Plate Crack Arrest 실험을 하였다. 그들은 취성균열정지온도의 기본개념을 정리하기 위해서 시험편에 균열전파방향으로 온도구배를 주어 실험을 통해서 취성균열정지인성과 파괴인성을 측정하였다.

Rosenfield(1993)는 다른 연구자들의 실험결과를 바탕으로 취성균열정지인성과 파괴인성의 관계를 연구하였다. 그는 압력용기용 재료로 만든 원통형 시험편으로 열 충격하중과 압력·열 충격하중 실험으로 비교하여 취성균열정지 확대계수가 균열확대계수보다 크다고 발표하였다.

Wiesner(1996)는 소형파괴실험의 결과를 이용하여 구조물의 취성균열정지를 예측하는 연구를 하였다. 그는 앞서 연구된 소형파괴실험 결과와 대형파괴실험 결과를 비교하고 균열정지온도를 천이온도/무연성천이온도와 비교분석하였다. 그는 소형파괴실험들 중 Drop Weight 실험결과가 대형규모 파괴실험의 결과와 잘 맞고 실제 구조물설계에 적용되기 용이하다고 발표하였다.

Wall(2002)은 큰 크기의 SEB시험편을 이용하여 취성균열전파의 실험적 연구를 하였다. 그는 충격속도와 시험편의 두께에 변화를 주어서 실험을 실시하였고 충격속도가 빨라지고 시험편의 두께가 증가하면 취성파괴현상이 증가된다고 보고하였다.

Priest(2003)는 이중인장실험을 수행하였다. 시험편의 크기는 크고 시험편의 두께는

38mm미만을 사용하였다. 그는 시험편에 균열전파방향으로 온도구배를 적용하였고 균열이 정지할 수 있게 만드는 임계 에너지를 개념을 제시하였다.

Inoue(2006) 등은 ESSO 실험기를 사용하여 두께 65mm이상의 시험편으로 균열정지 실험을 하였다. 그들은 65mm이상 시험편의 균열진전은 65mm이하 시험편의 균열진전과 다르게 보강재가 있어도 시험편을 관통하여 발생될 수 있다고 발표하였다. 이 결과는 Wall이 발표한 시험편의 두께가 증가되면 취성파괴현상이 증가된다는 연구결과와 일치한다.

나. 해석

미국 원자력규제위원회(1975)는 Heavy Section Steel Technology 프로그램을 만들었고 프로그램을 이용하여 취성균열정지 연구가 활발히 진행되었다.

Sumi(1990)는 컴퓨터를 이용하여 용접잔류응력을 포함한 강재의 취성파괴에 대한 균열 경로 예측을 연구하였다. 균열 예측 안정성을 검토하였고 수치적으로 균열 경로 예측방법을 개발하고 용접 잔류응력을 포함하는 취성균열의 파괴거동을 시뮬레이션했다. 균열 경로 예측에 잘 맞아 떨어졌고 균열정지동작실험과 비교했다.

Camacho(1996) 등은 컴퓨터를 사용하여 취성재료의 충격손상 모델을 개발하였다. 응집법 파괴 모델은 임의의 경로를 따라 다수의 균열을 전파하는 데 사용된다. 계산된 값은 측면 및 방사형 파괴의 과정은 실험과 잘 일치하였다고 발표하였다.

Lei(1998) 등은 균열이 있는 강의 와이블응력을 해석적 방법으로 연구하였다. 그들은 계산된 와이블응력과 유한요소해석결과를 비교 분석하였다. 그들은 CT시험편을 사용하여 연구하였고 유한요소해석으로 얻은 와이블응력은 요소의 크기에 의존한다고 보고하였다.

Prabel(2008) 등은 X-FEM을 이용하여 페라이트계 강의 동적균열전파와 균열정지에 대해 해석하였다. 수치 시뮬레이션으로 균열속도와 경로를 예측하여 실험결과와 비교하니 긴밀하게 일치한다고 발표하였다.

1.2.2 국내연구

가. 실험

이억섭(1990) 등은 CCA 실험방법을 사용하여 균열점프길이를 측정하여 균열정지 파괴인성 값을 산출하였다. 그들은 유리질 종합체, 기계 구조용강, 고강도 알루미늄합금의 재료로 실험을 하였고 균열개시 응력확대계수의 변화에 관계없이 균열정지인성값은 일정하다고 보고하였다.

장재일(1999) 등은 CCA 실험을 이용한 초저온용 강 용접부의 균열정지인성 평가 연구를 하였다. QLT 열처리 9% Ni강의 HAZ에 대하여 CCA 실험을 하여 HAZ내의 균열정지인성은 균열발생인성에 비하여 매우 높은 값을 나타낸다고 알렸다. 그들은 일반 페라이트 강재와 상반되게 똑같은 온도와 응력에서 발생한 균열이 전파도중 쉽게 정지할 수 있음을 예측할 수 있었다고 발표하였다.

박정용(2000) 등은 샤프 V-노치 충격 하중-변위 곡선의 균열정지하중을 이용한 원자로압력용기강의 파괴인성 예측연구를 하였다. 그들은 균열정지하중값의 변화는 파면으로부터 측정된 안정균열길이의 변화와 높은 상관성이 있다고 하였고 무딘 노치를 갖는 시험편에 대한 계장화샤프충격시험을 통하여 균열정지하중 및 안정균열길이를 측정하여 원자로 압력 용기강에 대한 하한값의 파괴인성치를 평가할 수 있다고 발표하였다.

박재실(2001) 등은 원전 배관재 다층 용접부의 파괴 특성에 관한 연구를 하였다. 그들은 다층 용접부에서 용접 진행 방향과 수직인 방향으로 균열이 진전할 경우 용접 비드와 비드사이의 불균질한면 때문에 균열 점프가 발생한다고 하였고 예열온도의 변화가 파괴저항 곡선에 미치는 영향은 용접선방향에 대한 균열진전방향과 관계없이 크지 않다고 발표하였다.

장재일(2002) 등은 LNG 저장탱크에 사용되는 9% Ni강을 SAW용접하여 시험편을 제작하고 CCA 실험을 하였다. 그는 노치 위치에 따라 취성균열정지인성이 모재보다 클 수도 작을 수도 있다고 보고하였다.

이봉상(2003) 등은 원자로압력용기에 사용되는 SA 533, SA 508 강재를 사용하여 천이온도구간에서의 RKR모델을 분석하였다. 그들은 임계거리가 온도에 의존적이라고 보고하였다.

박정용(2007) 등은 선체구조물의 용접부 취성 파괴 발생 원인과 파괴인성 평가방법 및 특성에 대해 연구하였다. 그들은 파괴는 주로 용접이음부의 용접결함과 피로균열이

기점이 되어 발생하며, 주로 응력집중에 의한 노치, 작용하중, 노치선단의 인성 등으로 부터 영향을 받는다고 발표하였다.

안규백(2007)은 두께가 80mm인 후판강재 시험편과 ESSO 실험기를 사용하여 취성 균열정지실험을 하였다. 그는 시험편두께가 증가하면 취성균열정지인성이 저하된다고 보고하였다.

안규백(2008)은 대형파괴실험법을 이용하여 용접부의 취성균열정지인성을 평가하였다. 그는 EGW용접과 FCAW용접으로 용접시험편을 제작하였으며, 시험편의 두께는 50mm와 80mm이다. 그는 EGW용접시험편에서 취성균열은 용접부에서 정지되었고, FCAW용접시험편에서 취성균열은 모재에서 정지되었고 그 원인은 아직 분석 중에 있다고 발표하였다.

안규백(2009) 등은 고강도 극후물재 용접부 취성균열전파 정지기술 개발에 관한 연구를 하였다. 그들은 균열의 진전은 대부분 연속면에서 정지시킬 수 없고 어떠한 불연속적인 면을 임의로 생성하여야 정지시킬 수 있다는 것에 대해 연구하여 균열의 정지 방법을 검토하였다. 균열을 정지시키려고 하는 곳에 불연속적인면인 일정크기의 hole 을 만들어 균열을 정지시켰으며 고인성의 용접재료로 취성균열이 진행되는 경로에 적용하여 불연속적인면의 생성과 함께 인성을 높여서 균열을 정지 시키는 기술을 개발하였다.

나. 해석

김영진(2004) 등은 취성파괴인성에 대해 연구하였다. 그들은 A533B강재를 사용하여 균열크기와 온도의 변화를 주어 3점 굽힘 실험과 유한요소해석을 하여 유한요소해석결과와 실험결과를 비교하여 벽계파괴인성 계적을 Q-파라미터로 나타내었다.

장윤찬(2008)은 강의 균열전파 3차원 유한요소 모사와 ESSO 실험 및 샤르피에 적용하였다. 해석을 통해 두께가 증가되면 균열정지인성치가 감소하고 시편의 두께가 커질수록 균열진전속도가 빨라진다고 발표하였고 다층 용접 시험편의 ESSO 실험에서 균열의 경로가 약간 바뀐다고도 발표하였다.

현재 실험적 방법은 국내·외에서 많은 연구가 진행되고 있으나 해석적 방법은 연구에 어려움을 겪고 있다. 본 연구를 통해 해석모델이 개발되고 실험적 방법을 대체할 수 있는 하나의 기술로 연결이 된다면 큰 파급효과를 가져올 것이라고 생각한다.

제2장 이론적 배경

2.1 파괴역학

구조물에 사용하는 재료인 강재들은 생성과정에서 강재 내에 균열, 공극 등의 많은 역학적 결함들을 내포하고 있으며 이러한 결함들이 파괴에 중대한 영향을 미친다는 것이 알려져 있다. 그런데 이런 초기결함뿐만 아니라 부재의 사용 중에 외적환경을 포함하는 부하조건에 따라 생기는 것이 있으며, 현재에는 오히려 후자가 문제가 되는 일이 많다. 파괴역학에 대한 이론적 개념은 1920년대에 Griffith가 처음으로 제시하였다.

Griffith는 재료 내에서 균열의 성장은 응력에 의해 균열선단부에 축적된 변형 에너지가 재료가 가지는 고유의 일정 저항치를 넘어서 새로운 균열면을 형성할 때 이루어진다. 이 이론을 그 후 Orowan이나 Irwin 등에 의해 수정되어 강재의 파괴에 적용이 되게 되었으나, 1950년대의 후반 Irwin은 균열선단 근방에서의 응력 및 변위를 나타내기 위한 파라미터로서 응력확대계수(Stress Intensity Factor) K 를 도입함으로써 파괴역학의 기초가 정립되었다. 표2.1은 파괴역학을 선형파괴역학, 비선형파괴역학, 동적파괴역학으로 분류하여 특징과 파라미터와의 관계식에 대해 보여주고 있다.

표2.1 파괴역학의 분류

구성식분류	파괴현상의 분류	파괴현상에 관한 특징	관계식
선형 파괴역학	취성파괴	원자결합이 파단되는 순간파괴, 재료학적으로는 벽개파괴	K, g
	피로파괴	소규모 항복상태에서의 정적파괴강도 이하 응력의 반복에 의한 파괴현상, 파면은 줄무늬를 가진다.	$\frac{da}{dN} = f(\Delta K)$
비 선형 파괴역학	환경파괴	인장응력을 받는 금속이 부식 환경속에 있을 때에 일어나는 균열	$\frac{da}{dt} = f(K)$
	탄소성파괴	공극의 발생, 성장, 합체에 의한 파괴	$J, dJ/da$
	고온 크리프파괴	시간과 함께 진행되는 변형상태하에서의 파괴	$C^*, \frac{da}{dt} = f(C^*)$
동적 파괴역학	고온피로	대규모 항복상태하에서 반복 부하에 의한 파괴현상	$\frac{da}{dN} = f(C^*)$
	탄성파괴	충격하중하에서 파괴, 고속균열전파문제	$K(t), K(t, v)$
	탄소성파괴	대규모 소성변형을 수반한 시간의존의 파괴현상	\hat{J}, T^* 등

2.1.1 선형 파괴역학

선형파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics: LEFM)은 초기 균열의 존재를 전제로 균열이 성장한다는 학문으로, 즉 재료역학에서는 구조물 중의 응력집중부 등에서의 최대응력 σ_{max} 를 응력해석에 의해 구하며, 이것과 재료실험에서 얻어진 재료강도 파라미터로부터

$$\sigma_{max} \leq \sigma_Y / S \quad (2.1)$$

여기서 S : 안전율(Safety Factor)

균열 둘레의 탄성응력장은 일반적으로 σ_{max} 가 되기 때문에 식(2.1)을 그대로 적용할 수 없다. 따라서 식(2.1)대신에 균열근방의 탄성응력장을 특성을 짓는 파라미터 K 를 사용하여

$$K \leq K_C / S \quad (2.2)$$

여기서 K : 응력확대계수(Stress Intensity Factor)

K_C : 파괴인성(Fracture toughness)

에 의해 취성파괴를 방지하는 조건을 정리하는 것이 선형파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics: LEFM)이다.

선형파괴역학은 1957년에 Irwin이 연구한 이후 매우 활발하게 연구가 되고 있다. 선형파괴역학은 기본적으로 탄성해석에 의한 파라미터 K 에 의해 파괴조건이 적용되므로 균열선단에 생기는 소성영역이 균열이나 다른 부재치수에 비하여 아주 작다는, 소위 소규모 항복(Small Scale Yielding)범위에서의 파괴에 대해 적용된다. 소규모항복 범위에서의 파괴현상으로는 취성파괴와 피로파괴 및 환경파괴의 문제 등이 있으며 실제로 파괴방지설계에 대해 선형파괴역학이 응용되고 있다.

가. 응력확대계수

파괴역학의 여러 파라미터 중 중심적인 역할을 하는 응력확대계수를 도입함으로써 여러 가지 현상에 대한 균열거동을 정량적으로 나타낼 수 있으며 균열의 존재를 전제로 하여 구조물의 파괴나 변형을 취급하는 파괴역학은 발전하였다.

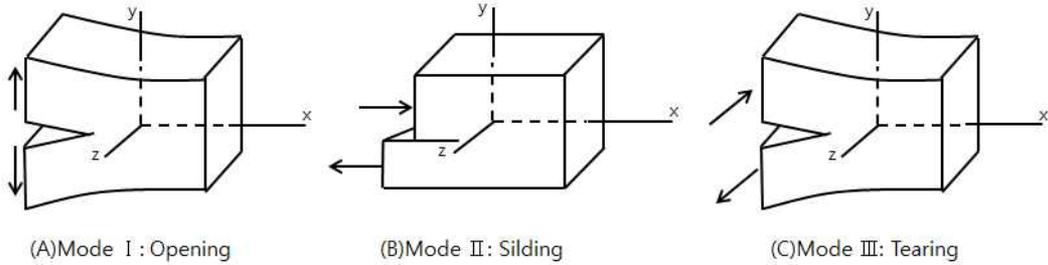


그림 2.1 균열 확장의 3가지 기본 변형양식

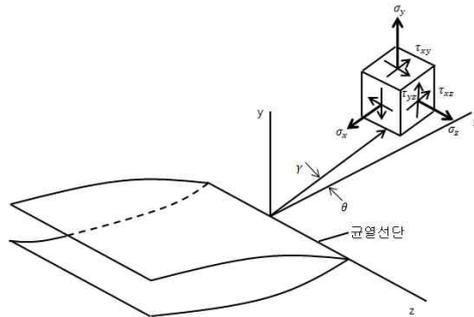


그림 2.2 균열선단의 좌표와 응력성분

선형탄성파괴역학에 의하면 일반적으로 균열선단의 변형은 그림 2.1과 같이 개구형(모드 I), 전단형(모드 II), 찢어짐형(모드 III)이라 부르는 세 가지의 독립된 변형방식의 합으로 나타내어진다.

균열선단의 어떤 한 점을 그림 2.2에 보이는 것과 같이 균열선단 위를 원점 0으로 하는 직각좌표(x_1, x_2, x_3) 또는 원주좌표(r, θ, z)로 나타내면 $x_i (i = 1, 2, 3)$ 에 관한 응력 성분 $\sigma_{ij} (i, j = 1, 2, 3)$ 는 $x_3(z)$ 좌표에 의존하지 않는 2차원 탄성론 및 비틀림 탄성론이 적용 가능한 균열재의 각 변형방식에 대하여

$$\sigma_{ij} = \frac{A_1}{\sqrt{r}} f_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 f_{ij}^{(2)}(\theta) + A_3 \sqrt{r} f_{ij}^{(3)}(\theta) + \dots \quad (2.3)$$

으로 나타내는 \sqrt{r} 의 급수로 전개될 수 있다. 여기서 $f_{ij}^{(1)}(\theta)$, $f_{ij}^{(2)}(\theta)$, ...는 각 변형 방식에 대하여 이미 알고 있는 θ 의 무차원함수이며 $A_1(K/\sqrt{2\pi})$, A_2 , A_3 , ...는 균열재의 형상치수, 경계조건에 의존하는 계수이다. 식(2.3)에서 $r \rightarrow 0$ 일 때 1항은 무한대로 발산하지만, 2항은 r 에 의존하지 않는 상수항, 3항 이후는 0에 수렴하기 때문에 균열선단의 가까운 근방에서의 응력분포는 식(2.3)의 1항으로만 나타낼 수가 있다. 이 1항의 계수 A_1 에 $\sqrt{2\pi}$ 를 곱하면 응력확대계수 K 가 된다. 응력확대계수 K 는 균열재의 형상치수, 경계조건에 의존하여 정해지는 계수이며 이것은 $1/\sqrt{r}$ 로 나타내는 특이성의 크기를 나타낸다. 임의의 균열재의 형상치수, 경계조건이 다르더라도 K 값이 같으면 균열선단의 근방에서는 응력상태는 등가이다. K 는 균열 선단 근방의 응력상태를 결정할 수 있는 파라미터로 사용할 수 있다.

3가지 변형방식에 대해 그림 2.2에 보이는 것과 같이 균열선단에서 미소의 한 점이 힘을 받고 있을 때의 응력과 변위에 대한 식을 유도하였다.

모드 I :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{Bmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (2.4)$$

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 + 2\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 - 2\cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad (2.5)$$

모드 II:

$$\begin{cases} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{cases} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{cases} -\sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \cos \frac{3\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \end{cases} \quad (2.6)$$

$$\begin{cases} u_1 \\ u_2 \end{cases} = \frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{cases} \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 + 2\cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ -\cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 - 2\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{cases} \quad (2.7)$$

모드 III:

$$\begin{cases} \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{cases} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{cases} -\sin \frac{\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} \end{cases} \quad (2.8)$$

$$u_3 = \frac{2K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (2.9)$$

단, κ 는 응력상태에 따라 다르며 ν 를 포아송비로 하면

$$\kappa = \begin{cases} 3 - 4\nu & : \text{평면변형} \\ (3 - \nu)/(1 + \nu) & : \text{평면응력} \end{cases} \quad (2.10)$$

여기서 G : 전단탄성계수

K_I, K_{II}, K_{III} 는 각각 모드에서의 응력확대계수이다.

나. 에너지 해방률

에너지 해방률 g 는 “균열이 전파하기 위해서는 균열진전에 따라 해방되는 에너지가 새로운 균열면 생성에 필요로 하는 에너지 보다 크거나 같아야 한다.”라는 Griffith의 취성파괴 이론에서 시작되어, 그 후 응력확대계수와의 관계도 분명해지고 파괴의 물리적 배경을 주는 파라미터로서 응력확대계수와 함께 파괴역학의 기본 개념으로 되어 있

다.

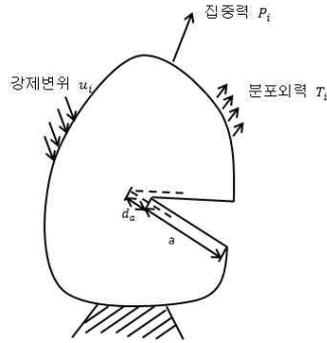


그림 2.3 탄성체중에서의 균열진전

단위면적당 새로운 균열면을 형성하는데 필요한 에너지를 에너지 해방률이라 한다. 그림 2.3과 같이 외력과 강제변위를 받는 판 두께 B 의 탄성체중에 있어서 균열이 진전하며, 균열면적이 $dA(=Bda)$ 로 늘어났을 때 에너지 해방률 g 는

$$g = \frac{dL}{dA} - \left(\frac{dU}{dA} + \frac{dT}{dA} \right) \quad (2.11)$$

여기에서 $dL : dA$ 가 되는 균열면적의 증대에 있어서 외력이 하는 작용

$dU :$ 비틀림 에너지

$dT :$ 운동에너지의 증분

정적인 균열진전 경우에는 $dT=0$ 이므로 에너지 해방률은

$$g = \frac{dL}{dA} - \frac{dU}{dA} \quad (2.12)$$

에 의해 정의 된다.

다. 소성역

균열에 예리한 결함이 있는 강재가 외력을 받고 있다. 이때 일반적으로 균열선단 근처에 소성역이 따라오는 것으로 알려져 있다. 이 소성역의 크기는 파괴역학 파라미터

나 COD 등의 적용범위를 정하는데 중요한 역할을 하고 있다. 선형과괴역학에 기초를 두고 있는 K는 소규모 항복(Small Scale Yielding)의 범위에 대하여 성립하고, J와 COD는 대규모 항복(Large Scale Yielding) 또는 전면항복(General Yielding)의 범위에서 유효하다.

소성역의 크기가 r_P^* 에 의해 주어진다고 가정했을 때 σ_y 의 탄성응력분포는

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.13)$$

여기서 $\theta = 0$, $r = r_P^*$, $\sigma_y = \sigma_Y$ 를 대입

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_P^*}}, \quad r_P^* = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 = \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_Y^2} \quad (2.14)$$

이 근사식에서는 그림 2.4의 사선부의 하중을 무시하고 있으므로 실제 소성역 치수에 비하여 r_P^* 가 작게 나타난다. 위의 식을 보정해야 할 필요가 있다.

Irwin은 균열선단의 소성변형에 의해 응력분포가 변화하는데, 그 분포는 실제의 균열보다 긴 탄성균열에 의해 나타난다고 생각했다. 실제 균열길이가 a 이고 그 전방에 r_P 크기의 소성역이 존재하고 있는 경우, 이 소성역 둘레의 탄성응력분포는 a 대신에 $a^* = a + \delta a$ ($\delta a \ll a$)로 바꾸어 놓은 탄성응력분포와 같다. 하중평형을 생각하여 면적A와 면적B는 같게 되므로 식(2.14)를 통하여

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \lambda}} = \sigma \sqrt{\frac{a + \delta a}{2\lambda}}, \quad \lambda = \frac{\sigma^2 (a + \delta a)}{2\sigma_Y^2} \approx \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_Y^2} = r_P^* \quad (2.15)$$

A=B

$$\sigma_Y \delta a = \int_0^\lambda a \sqrt{\frac{a + \delta a}{2r}} dr - \sigma_Y \lambda \quad (2.16)$$

여기서 $\delta a \ll a$

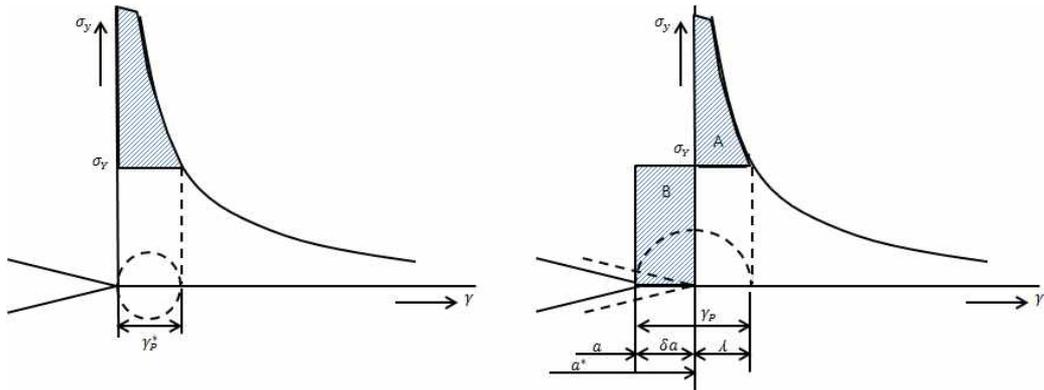
식(2.15)를 사용하여 식(2.16)을 변형하면

$$\delta a = \lambda = r_p^*, \quad r_p = \delta a + \lambda = 2r_p^* \quad (2.17)$$

위 식에서 $\delta a = r_p^*$ 로 되어 있는 점에서 유효균열길이 a^* 는 $a = r_p^*$ 로 나타낸다. 이 균열에 대응하는 응력확대계수 K 는

$$K = \sigma \sqrt{\pi a^*} = \sigma \sqrt{\pi(a + r_p^*)} = \sigma \sqrt{\pi a \left(1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_Y^2}\right)} \quad (2.18)$$

r_p^* 는 Irwin의 소정보정이라 부른다.



(A) 균열선단의 탄성응력분포

(B) 하중평형에 의한 소성역의 추정

그림 2.4 균열선단의 탄성응력분포와 하중평형에 의한 소성역의 추정

2.1.2 비선형탄성 파괴역학

비선형 파괴역학(Non-Linear Fracture Mechanic: NLFM)은 선형파괴역학의 인자인 응력확대계수 K 와 에너지 해방율 g 를 대신하여 J -적분(J -Integral), 균열개구변위 (crack opening displacement: COD)등이 균열 선단 근방의 역학적 상태를 나타내는 인자로 사용되며, 균열선단 부근의 소성영역이 균열길이에 비하여 큰 상태(Large Scale Yielding)와 전면항복상태(General Yielding)를 대상으로 한다.

가. J -적분(J -Integral)

J -적분의 기본 개념은 비선형 거동을 하는 재료의 균열선단 근방에 있어서, 변형 집중 성질을 조사할 목적에서 Rice에 의해 최초로 시작되었으며, 그 후 J -적분법은 소규모 항복범위에서 정의된 에너지 해방율 g 를 비선형인 범위까지 확장한 파라미터를 나타내며, 고 인성 재료의 인성을 평가하는 기본적인 파라미터로 나타내고 있다. J -적분법은 균열이 증가할 때 포텐셜에너지를 기초로 둔 방법으로 경로와 무관한 2차원 선적분으로 정의된다. 물체력이 없는 선형 혹은 비선형 거동을 하는 균질 물체가 2차원 변형장에 있는 경우를 나타낸다. 여기에서 2차원 변형장이란 모든 응력성분 σ_{ij} 가 두 개의 직각좌표 $x = x_1$ 및 $y = x_2$ 만에 의존하는 변형장을 나타내며, 이것은 평면변형, 일반적인 평면응력 및 면외전단 등이 포함되어 있다. 이 물체는 그림 2.5와 같이 x 축에 평행한 자유표면, 원호 Γ_t 로 되는 노치를 가지며 직선균열은 원호 Γ_t 의 곡률반경이 0인 경우의 J -적분은 다음 식으로 정리된다.

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds) \quad (2.19)$$

Γ 는 노치의 하단 면에서 출발하여 선단을 둘러싼 상단 면에 이르는 임의의 적분경로이고, T 는 경로 Γ 에 따라 외향법선벡터 $n = \{n_j\}$ 를 써서 $T_i = \sigma_{ij} n_j (\equiv \sigma_{i1} n_1 + \sigma_{i2} n_2)$ 에 의해 정의되는 표면력벡터이다. 한편 $u = \{u_i\}$ 는 Γ 상의 변위벡터, ds 는 Γ 에 따른 미소 선소이다. W 는 변형에너지밀도(Strain Energy Density)이다.

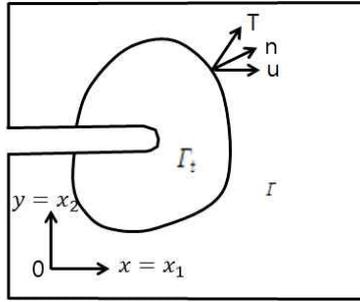


그림 2.5 노치와 균열선단을 둘러싸는 임의의 경로

나. 간편식에 의한 J-적분법

(a) Rice의 간편식

Rice 등은 리가멘트길이(Ligament Length=b)만을 의존하고 부재의 하중-하중점 변위곡선이 주가 되는 균열이 깊은 경우의 J-적분 평가식을 제안했다. 굽힘변형이 주도적인 시험편에 대하여

$$J = \frac{2}{b} \int_0^{\Delta} \left(\frac{P}{B} \right) d\Delta \quad (2.20)$$

으로 나타낼 수 있다. 따라서 그림 2.6(A)는 실험에 의해 구해지는 시험편의 하중-하중점 변위선도이고, 곡선의 아래 면적을 구하여 $2/b$ 를 곱하면 J를 구할 수 있다. 식 (2.20)은 실험적으로 J-적분을 평가하려고 할 때 두 가지의 장점을 가지고 있다.

- (1) 실험을 통해 얻은 P-Δ곡선을 그대로 사용할 수 있다.
- (2) Begley와 Landes의 방법과 다르게 단 하나의 P-Δ곡선으로 J-적분을 평가할 수 있다. 이 P-Δ곡선은 J_{IC} 를 구하는 실험에서 얻은 것을 그대로 사용하면 된다.

식(2.20)는 3점 굽힘 시험편의 J-적분 평가에 응용되고 있으며 변형이 작은 경우, 균열이 깊은 경우, 얇은 경우 등에 대해서는 성립하지 않는다. J_{IC} 표준실험법에서 적용할 수 있는 균열깊이의 범위가 정해져 있다.

(b) Merkle과 Corten의 간편식

식(2.20)을 이용해 소형인장(CT) 시험편에서의 J -적분을 평가하면 실제보다 J 가 작게 평가가 된다. 이것은 식(2.20)이 CT 시험편에 특별하게 갖는 축력의 영향을 무시하고 있기 때문이다. Merkle과 Corten은 이 점에 중점을 맞추고 축력의 영향을 넣어 아래와 같은 J -적분 평가식을 제안하였다.

$$\left\{ \begin{array}{l} J = \frac{1}{b}(\eta_r \phi_r + \eta_c \phi_c) \\ \phi_r = \int_0^{\Delta} \left(\frac{P}{B}\right) d\Delta, \quad \phi_c = \int_0^{\frac{P}{B}} d\Delta \left(\frac{P}{B}\right) \\ \eta_r = \frac{2(1+\alpha)}{1+\alpha^2}, \quad \eta_c = \frac{2\alpha(1-2\alpha-\alpha^2)}{(1+\alpha^2)^2} \\ \alpha = \left\{ \left(\frac{a}{c}\right) \right. \end{array} \right. \quad (2.21)$$

여기서 ϕ_r : 변형에너지

ϕ_c : 공액에너지

위 식은 Rice의 간편식과 같이 한 개의 $P/B-\Delta$ 곡선을 사용하여 J -적분이 평가할 수 있다는 장점을 가진다. 단, 이 방법에는 Δ 로서는 하중점 변위 대신에 클립게이지로 측정된 하중선 변위를 사용한다.

최근 J_{IC} 실험법에서의 추천하는 방안은 식(2.21)의 1식 2항은 1항에 비해 작아 무시하고 있다. 이때의 J -적분 평가식은

$$J = \frac{1}{b} \eta_r \phi_r = \frac{2A}{Bb} \frac{1+\alpha}{1+\alpha^2} \quad (A = B\phi_r) \quad (2.22)$$

이 된다.

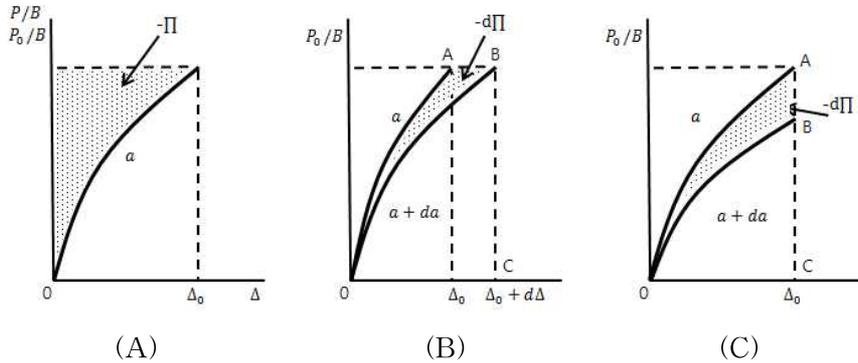


그림 2.6 하중-하중점 변위선도와 포텐셜에너지의 관계

다. 균열개구변위(Crack opening Displacement: COD)

균열선단에 생기는 소성영역이 작은 소규모 항복 조건을 충족할 때 응력확대계수 K 를 중심으로 이른바 선형파괴역학이 성립되지만 소규모 항복조건이 충족되지 않을 때 소성영역이 광범위에 미치는 경우는 선형파괴역학이 성립되지 않는다. 균열개구변위 (Crack Opening Displacement: COD)는 이와 같이 선형파괴역학에서 성립되지 않는 경우를 다뤄야 한다고 제안된 파라미터이다. 실제로 존재하는 재료에서는 균열선단에서 소성변형에 의한 슬립(Slip)이 생기는데 소성 변형이 계속적으로 진행된다면 슬립 (Slip)에 대한 저항이 증가하게 되어 균열 선단 소성 둔화(Crack Tip Plastic Blunting)가 일어난다. 균열개구변위(Crack Opening Displacement: COD)는 소성둔화(Plastic Blunting)에 의한 균열선단의 개구하는 양으로 정의되고 비선형파괴역학의 지표중의 하나이다. 그림 2.7에서 보면 임의의 위치에서 δ 는 균열개구변위이고, ϕ 는 균열선단개구변위(Crack Tip Opening Displacement: CTOD)로 구별하고 있다.

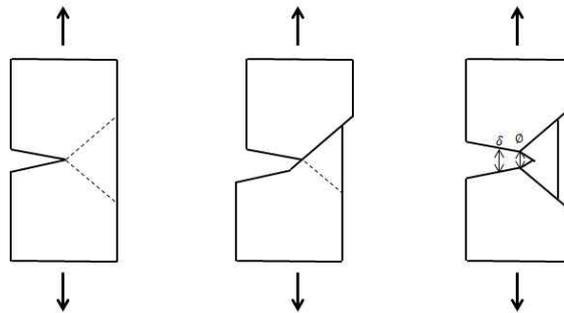


그림 2.7 균열선단에서의 소성둔화

균열개구변위와 J -적분의 관계식은

$$\phi = \frac{J}{\lambda \sigma_Y} \quad (2.23)$$

여기서 λ : 무차원 계수

σ_Y : 항복응력

소규모 항복조건이 만족되었을 때에는

$$J = \frac{1-\nu^2}{E} K_I^2 \quad \left(\begin{array}{l} \text{평면응력 } \nu = 0 \\ \text{평면변형 } \nu = \text{포아송비} \end{array} \right) \quad (2.24)$$

균열개구변위는 균열선단소성둔화의 정도에 따라 균열선단부의 변형상태를 대표하는 파라미터이며

$$\phi \geq \phi_c \quad (2.25)$$

여기서 ϕ_c : 고유한계치

가 만족될 때 파괴가 일어난다고 생각할 수 있다. 이 기준은 특히 소규모 항복을 생각하는 경우에는 식(2.24)와 같이 균열개구변위 COD와 응력확대계수 K 의 사이에는 1대1대응이 되므로 $K \geq K_c$ 로 주어지는 조건과 같은 것이 된다. 이 기준은 균열개구변위 COD는 소규모 항복의 범위를 넘어도 그 자체의 의미는 잃지 않고 유지하는 것이며, 식(2.25)로 주어지는 균열개구변위 COD기준은 소규모 항복범위를 넘은 영역에서도 유효하다는 것에 기대를 가지며 공학적인 신뢰성이 많은 데이터 축적이 되고 있다.

균열개구변위와 J -적분 사이에는 식(2.23)으로 주어지는 관계가 있으므로 균열개구변위 COD 기준과 J -적분 기준의 본질적인 의미에서 차이는 없다고 생각이 든다.

2.1.3 동적 파괴역학

동적 파괴역학(Dynamic Fracture Mechanics)은 물체의 관성력을 고려한 파괴역학 학문으로, 정적 파괴역학의 범위를 벗어난 학문이기도 하다. 즉, 충격하중(External Impact Loading, Thermal Impact Loading 등의 예기치 못한 하중)에 의해 균열이 생겼을 때 또는 파괴가 생겨 균열이 고속으로 진전되기 시작하여도 균열을 도중에 정지시켜 대규모의 파괴사고가 되는 것을 막기 위해서는 물체의 관성력을 고려한 동적파괴역학의 취급이 필요하다. 관성력 때문에 균열선단의 응력 변위장이 정적인 경우와 다르기 때문이다.

가. 균열선단의 동적 탄성응력변위장과 동적 응력확대계수

(a) 정지균열이 충격하중을 받는 경우

하중이 0에서 최대까지의 시간이 부재의 기본고유주기와 같은 경우일 때와 그 시간보다 짧은 경우일 때 관성력의 영향을 무시할 수 없게 된다. 이렇게 급하게 변화하는 하중을 받는 개구형(모드 I)의 정지 균열선단의 동적 탄성응력변위장은 다음 식으로 나타낸다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \frac{K_I(t)}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{Bmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (2.26)$$

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \frac{K_I(t)}{u} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu_1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(2 - 2\nu_1 - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad (2.27)$$

여기서 μ : 광탄성계수

ν_1 : Poisson비 ν 로 관계를 짓는 상수

그림 2.8처럼 균열선단에 원점 0을 가진 직각좌표계를 채용하고 있으며 ($\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12}$)

와 (u_1, u_2) 는 각각 이 좌표계에 대한 응력 및 변위의 성분을 나타내고 있다. r 와 θ 는 각각 균열선단에서 요소까지의 거리 및 x_1 축을 기준으로 본 각도이다.

$$\nu_1 = \begin{cases} \nu & : \text{평면변형} \\ \nu/(1+\nu) & : \text{평면응력} \end{cases} \quad (2.28)$$

식(2.26) 및 식(2.27)에서 나타내는 동적탄성응력변위장의 r 과 θ 의 의존성은 정적인 경우와 동일하다는 것을 알 수가 있다. 관성력의 영향은 $K_I(t)$ 를 통해서만 나타난다. K_I 는 동적응력확대계수(Dynamic Stress Intensity Factor)라 부르고 $K_I(t)$ 의 값이 주어지면 개구형(모드 I) 정지균열선단의 동적응력변위장은 정해진다.

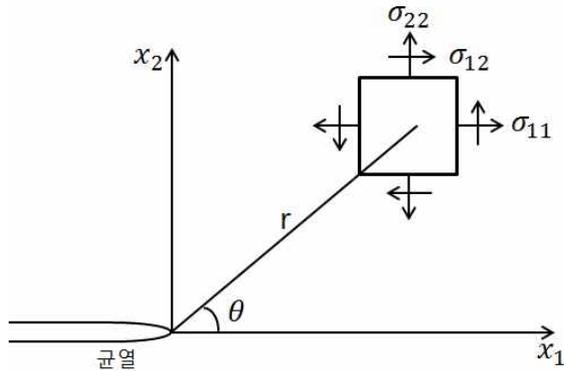


그림 2.8 직각좌표계 및 극좌표계

(b) 균열이 고속진전하는 경우

균열이 고속진전하면 균열선단에 작용하고 있던 응력이 급속히 개방되므로, 관성력 때문에 정적일 때와 다른 응력변위장이 형성된다. 관성력의 영향은 균열진전속도 ν 가 응력파전파속도의 수분의 1정도나 그것보다 빠른 경우에 무시할 수 없을 만큼 크게 된다. 이렇게 고속의 개구형(모드 I) 균열선단의 동적탄성응력변위장은 다음 식으로 나타난다.

$$\begin{cases} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{cases} = \frac{K_I(t, \nu)}{\sqrt{2\pi r}} F(\nu) \left\{ \begin{array}{l} (1 + 2\alpha_1^2 - \alpha_2^2)f_1(\theta)\cos\frac{\theta_1}{2} - \frac{4\alpha_1\alpha_2}{1 + \alpha_2^2}f_2(\theta)\cos\frac{\theta_2}{2} \\ -1(1 + \alpha_2^2)f_1(\theta)\cos\frac{\theta_1}{2} + \frac{4\alpha_1\alpha_2}{1 + \alpha_2^2}f_2(\theta)\cos\frac{\theta_2}{2} \\ 2\alpha_1 \left\{ f_1(\theta)\sin\frac{\theta_1}{2} - f_2(\theta)\sin\frac{\theta_2}{2} \right\} \end{array} \right\} \quad (2.29)$$

$$\begin{cases} u_1 \\ u_2 \end{cases} = \frac{K_I(t, \nu)}{u} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} 2F(\nu) \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{f_1(\theta)}\cos\frac{\theta_1}{2} - \frac{2\alpha_1\alpha_2}{f_2(\theta)(1 + \alpha_2^2)}\cos\frac{\theta_2}{2} \\ -\frac{\alpha}{f_1(\theta)}\sin\frac{\theta_1}{2} + \frac{2\alpha_1}{f_2(\theta)(1 + \alpha_2^2)}\sin\frac{\theta_2}{2} \end{array} \right\} \quad (2.30)$$

여기서 $F(\nu) = \frac{1 + \alpha_2^2}{4\alpha_1\alpha_2 - (1 + \alpha_2^2)^2}$, $\alpha_1 = \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{c_1}\right)^2}$, $\alpha_2 = \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{c_2}\right)^2}$

$$f_1(\theta) = \left\{ 1 - \left(\frac{\nu}{c_1}\right)^2 \sin^2\theta \right\}^{-\frac{1}{4}}, \quad f_2(\theta) = \left\{ 1 - \left(\frac{\nu}{c_2}\right)^2 \sin^2\theta \right\}^{-\frac{1}{4}}$$

$$\tan\theta_1 = \alpha_1 \tan\theta, \quad \tan\theta_2 = \alpha_2 \tan\theta$$

$$c_1 = \sqrt{\frac{2\mu(1 - \nu_1)}{\rho(1 - 2\nu_1)}}, \quad c_2 = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \quad (\rho: \text{밀도})$$

위의 두 식은 외하중이 정적이거나 동적이어도 성립 한다. 식(2.29)에서는 고속균열에서도 응력은 $1/\sqrt{r}$ 의 특이성을 가지고 있다. 특이성의 강도를 나타내는 계수 $K_I(t, \nu)$ 이나 응력변위장의 분포형이 균열진전속도 ν 에 의존하고 있는 것이 특징이다. $K_I(t, \nu)$ 는 $K_I(t, \nu)$ 와 같이 동적응력확대계수라 부른다. 극한에서는 $K_I(t, \nu) = K_I(t)$ 이다.

식(2.29) 및 식(2.30)는 각각 식(2.26) 및 식(2.27)과 일치한다.

식(2.29)로 나타내지는 응력의 분포를 수치계산하면

$\nu < 0.6c_2$ 일 때 $\theta = 0$ 에서, 일정한 위치에 σ_θ 가 최대가 된다.

$\nu > 0.6c_2$ 일 때 $\theta \neq 0$ 에서, σ_θ 가 최대가 된다.

동적응력확대계수 $K_I(t, \nu)$ 는 ν 만에 의존하는 항 $k(\nu)$ 와 순간적으로 균열을 정지시켰을 때의 동적응력확대계수 $K_I^*(t)$ 의 곱으로 하여

$$K_I(t, \nu) = k_I(\nu) K_I^*(t) \quad (2.31)$$

$k_I(\nu)$ 는 그림 2.9에 나타나는 것과 같이 모든 균열에 공통인 함수이다. $K_I^*(t)$ 는 하중의 시간적 변화, 물체의 형상, 균열의 진전이력에 의존한다.

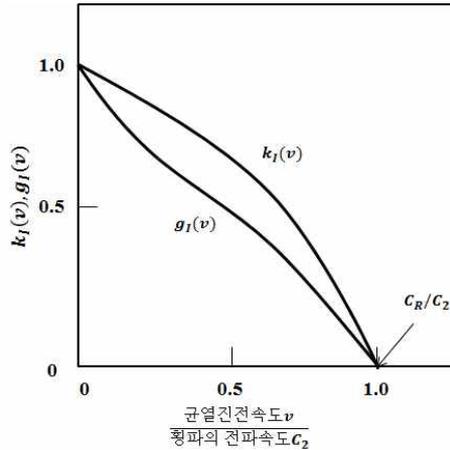


그림 2.9 $K_I(\nu)$ 및 $g_I(\nu)$

나. 동적 에너지 해방률

탄성체 내부를 균열이 진전하는 경우 그림 2.10과 같이 균열진전에 따라 에너지가 변화한다. 만일 균열면의 형성을 위해 소비되는 에너지를 고려해 놓지 않으면 단위면적당 에너지가 남게 된다. 이 에너지를 동적 에너지 해방률(Dynamic Energy Release Rate) $g(t, \nu)$ 라 부른다. 식으로

$$g(t, \nu) = \frac{1}{B} \frac{d}{da} \{ \bar{L} - (\bar{W} + \bar{K}) \} \quad (2.32)$$

여기서 \bar{L} : 외력이 하는 일

\bar{W} : 물체가 가지는 변형에너지

\bar{K} : 운동에너지

B : 판 두께

a : 균열길이

$\nu \rightarrow 0$ 의 극한에서는 정지균열의 동적 에너지 해방률 $g(t, \nu)$ 를 얻을 수 있다. 또한 외

력이 정적이면 정적 에너지 해방률 g 와 같다.

균열진전은 균열의 연장면을 서로 끌어당기고 있는 힘을 개방하는 일이라고 할 수 있다. 이 힘이 하는 일을 \overline{L}_0 라 하면, 그 과정의 에너지 평형조건에서

$$\frac{d}{da} \{ \overline{L} + \overline{L}_0 - (\overline{W} + \overline{K}) \} = 0 \quad (2.33)$$

$$g(t, \nu) = - \frac{1}{B} \frac{d}{da} \overline{L}_0 \quad (2.34)$$

위 식의 우변은

$$- \frac{1}{B} \frac{d}{da} \overline{L}_0 = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \lim_{\delta \rightarrow 0} \int_{\Gamma_{end}} \left(T_1 \frac{du_1}{da} + T_2 \frac{du_2}{da} + T_3 \frac{du_3}{da} \right) d\Gamma \quad (2.35)$$

에 의해 나타낼 수 있다. Γ_{end} 는 장방향경로이며 T_i 는 장력, u_i 는 변위이다.

그림 2.11는 0- X_1X_2 는 고정 직각좌표계, 0- x_1x_2 는 균열선단에 원점을 가진 이동 직각좌표계를 보여준다. 개구형(모드 I)균열에 대하여

$$g(t, \nu) = \frac{1 - \nu_1}{2\mu} A_I(\nu) K_I^2(t, \nu) \quad (2.36)$$

$$A_I(\nu) = \frac{\alpha_1 \nu^2}{(1 - \nu_1) c_2^2 \{ 4\alpha_1 \alpha_2 - (1 + \alpha_2)^2 \}} \quad (2.37)$$

식(2.36)에서 동적 에너지 해방률 $g(t, \nu)$ 은 동적 응력확대계수 $K_I(t, \nu)$ 와 1대1의 관계라는 걸 알 수 있다. $A(0) = 1$ 이므로 $g(t)$ 와 $K_I(t)$ 의 관계는 g 와 K_I 의 관계가 같다.

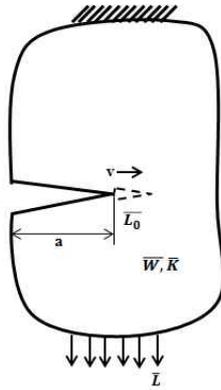


그림 2.10 균열진전의 에너지 변화

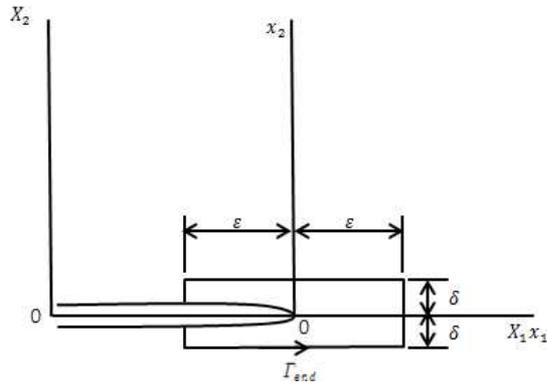


그림 2.11 균열선단의 장방형경로 Γ_{end}

2.2 파괴역학 파라미터

많이 사용되고 있는 강구조 재료는 파괴인성이 온도의 영향을 많이 받아 크게 변하여 보통 그림 2.12와 같은 거동을 취하는 것으로 알려져 있다.

PHASE I는 재료의 취성영역이며, 선형 파괴역학(LEFM)이 유효하게 된다. 이 영역에 속하는 파괴역학 파라미터는 균열선단의 응력확대계수에 의한 K 값이며, 이 값에 의해 평가되는 대표적인 재료인성으로서 평면변형률 파괴인성(Plane Strain Fracture Toughness) K_{IC} 가 있다. 그 밖에 K 값을 동적으로 확장한 고속재하 평면변형률 파괴인성(Rapid-Load Plane Strain Fracture Toughness) $K_{IC}(t)$ 및 전파하고 있는 취성균열을 정지시키는 재료특성을 나타내는 균열정지인성(Crack Arrest Toughness) K_{Ia} 등이 있다.

PHASE II는 천이온도영역이며, 재료의 거동은 탄소성이다. 이 영역에서는 비교적 작은 범위에서는 상기의 K 이론도 유효하지만 대부분의 경우에는 비선형 파괴역학(NLFM)에 의한 J -적분 또는 균열개구변위(Crack Opening Displacement)가 파괴역학 파라미터로서 사용된다.

PHASE III에서는 파괴의 형태가 대규모 항복상태하에서 연성균열이 진전하는 연성파괴가 된다. 연성이 큰 저중강도 강재에서는 주로 이 파괴의 형태가 문제가 되는 일이 많다. 이 영역에서의 파괴역학 파라미터로는 기본적으로 J -적분이론에 의한 테어링 모듈러스, T_{mat} 나 균열선단개구각(Crack Tip Opening Angle) 등이 제안되어 있지만 아직 많은 문제가 남아 있다.

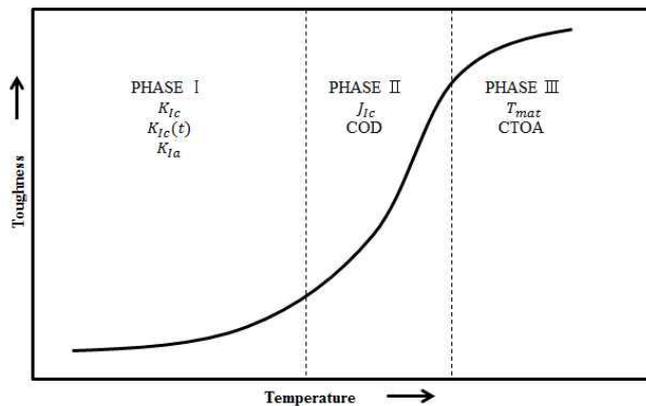


그림 2.12 재료인성 온도천이곡선과 파괴인성 적용범위

가. K_{IC} 의 개념

재료의 파괴인성 K_C 는 온도, 변형속도, 판 두께 등의 영향을 받는다. 그 중에서도 판 두께의 영향은 비교적 크다. 그림 2.13은 파괴인성에 미치는 판 두께의 영향을 세 가지 영역으로 보여주고 그림 2.14와 그림 2.15는 각 영역의 하중~COD선도와 파면형태를 나타낸다.

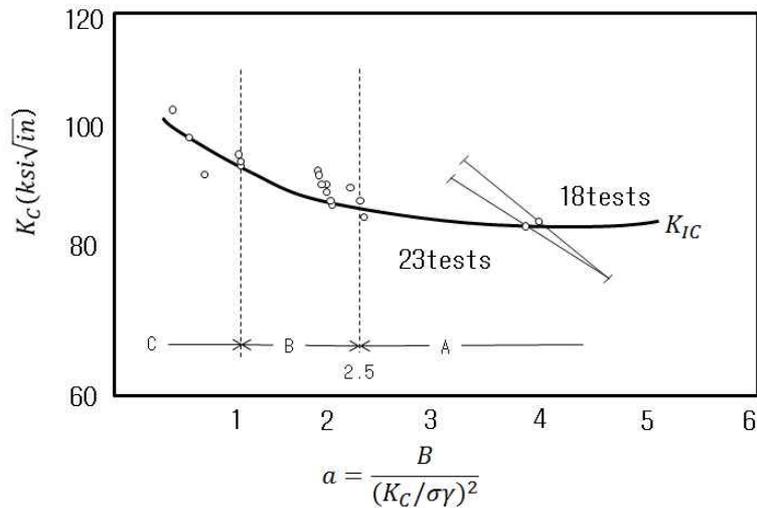


그림 2.13 파괴인성에 미치는 판 두께의 영향(Maraging Steel)

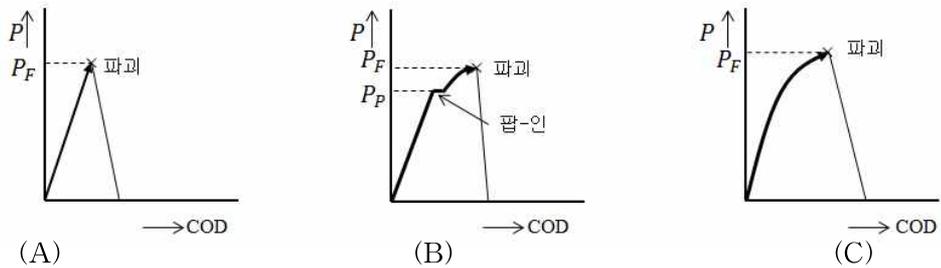


그림 2.14 각 영역의 하중~COD 선도

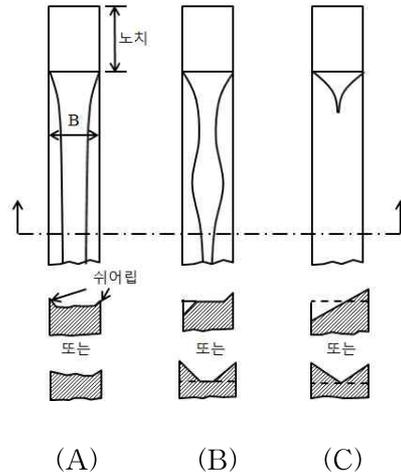


그림 2.15 각 영역의 파면 형태

영역 A에서 시험편의 하중~COD선도가 파괴하중 P_F 까지 대부분 선형이며, P_F 에서 급격한 불안정파괴가 생긴다. 파면도 전단형의 취어 립(Shear Lip)을 약간 수반하고 있으나, 대부분은 벽개형의 외력에 수직인 파면이며 주로 평면변형파괴가 나타난다. 따라서 이 영역에서의 파괴인성을 평면변형 파괴인성(Plain Strain Fracture Toughness) K_{IC} 이라 한다.

영역 B에서 전단형의 파면비율이 증가하게 된다. 파괴인성도 영역 A의 K_{IC} 보다 크게 된다. 파괴하중 P_F 보다 다소 낮은 P_P 하중에서 하중~COD선도에 절곡점이 생기는데, 이것은 판 두께 중앙부에서 국부적인 파괴가 생기기 때문이다.

영역 C에서 파괴는 대부분 전단형이며, 비선형성을 나타낸 후에 파괴하중 P_F 에 달한다. 영역 C에서는 파괴인성이 저하하는 것과 그렇지 않은 것이 있다. 그림 2.16은 균열길이 a 의 파괴인성 K_C 에 대한 영향을 나타낸 그림이다. 이 경우도 판 두께 때와 마찬가지로 $a(K_C/\sigma_Y)^2 > 2.5$ 로 파괴인성이 거의 일정하게 된다.

그 외에 인성에 영향을 주는 인자로는 온도이다. 온도에 관해서는 파괴인성 K_C 와 온도(절대온도) T 의 사이에는 아레니우스의 식으로 나타낼 수 있다.

$$K_C = Ae^{-B/T} \quad (2.38)$$

여기서 A, B : 상수

e : 자연로그의 밑

일반적으로 동일 재료에서 항복응력이 크게 될수록 평면변형 파괴인성 K_{IC} 는 저하하는 경향이 있다.

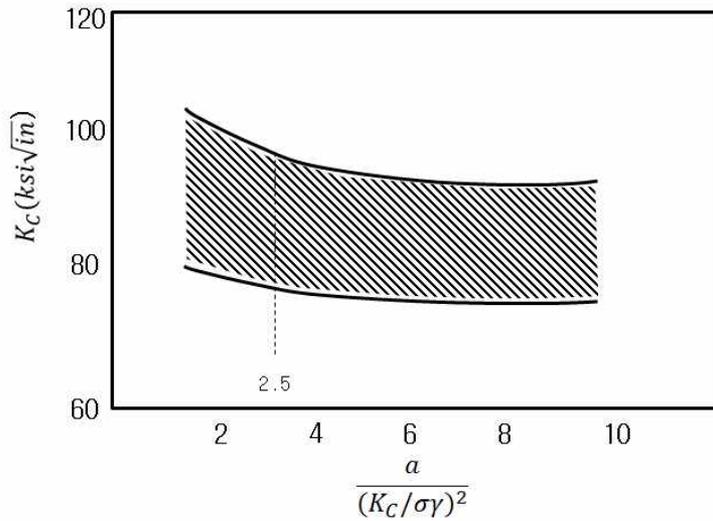


그림 2.16 파괴인성에 미치는 균열길이의 영향(Maraging Steel)

2.3 취성 파괴 전과정지 실험

취성균열 전과정지 특성의 평가방법은 대형실험법과 소형실험법으로 구분할 수 있는데 대형실험법은 ESSO Test, Robertson Test, Double Tension Test 등이 있고 소형실험법은 Charpy Impact Test, Drop Weight(Pellini) Test, Drop Weigh Tear Test, Compact Crack Arrest(CCA) Test 등이 있다. 소형실험법은 대형실험법을 모사하기 위해 고안되었다. 그 이유는 대형실험의 비용이 많이 비싸기 때문에 소형실험법으로 대체하여 소형실험에서 얻어진 결과를 통해 대형실험에서의 측정값을 유추하는데 활용되고 있다. 최근에는 취성균열전과정지 성능을 파악하기 위한 실험으로 온도구배 조건 하에서 대형 ESSO 실험이 폭 넓게 수행되고 있다.(안규백 2010)

2.3.1 ESSO Test

ESSO 실험은 시험편의 한쪽 면에만 노치를 가공하여 대형 인장실험기로 다양한 하중으로 인장한 상태에서 노치에 췌기를 박아 넣어 취성균열을 발생시켜 강재의 균열 발생과 균열이 정지한 부분의 균열길이와 온도를 측정하여 균열정지인성값을 조사하는 실험이다. 대형취성파괴실험의 일종으로, 미국의 ESSO사에서 개발했다. 보통 ESSO 실험에서는 취성균열의 발생부분과 전과정지부분이 하나의 재료로 만들어 사용하는데 혼성 ESSO 실험(Duplex ESSO Test)은 취성균열의 발생부분을 실험재보다 취성재료로 만든 시험편을 사용한다. 그림 2.17은 ESSO Test 시험편 형상 및 실험방법이다.

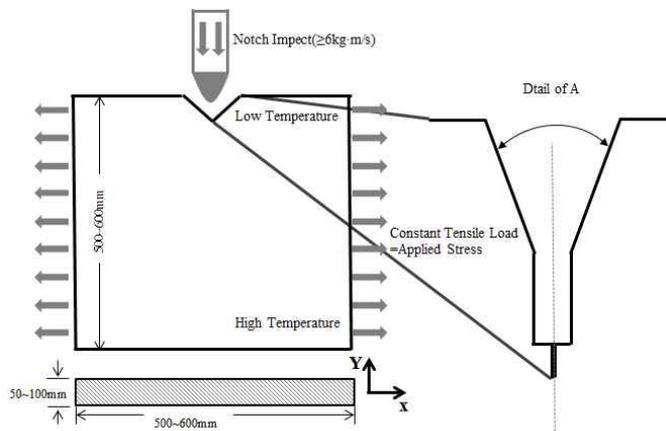


그림 2.17 ESSO Test 시험편 형상 및 실험방법

2.3.2 Double Tension Test

2중 인장 실험(Double Tension Test)은 취성파괴로 발생한 균열이 재차 전파하는지 아니면 정지하는지에 대한 판단을 조사하는 노치 취성실험의 하나이다. 보조 하중으로 취성파괴를 발생시키고 이 시험편에 주 하중을 주어 응력 부위의 내부에 전파하는가 여부를 알아낸다. 이때에 취성 파괴의 발생을 용이하게 하기 위해서 보조하중 부위를 냉각시키고 주 하중부는 일정한 온도를 유지시킨다. 또한 보조 하중부는 주 하중부로부터 응력적으로 거의 절연되어 있으며 파괴가 정적으로 발생하기 때문에 전파현상이 혼란되지 않는 장점이 있다. 그림 2.18은 Double Tension Test의 시험편 모양과 하중상태이다.

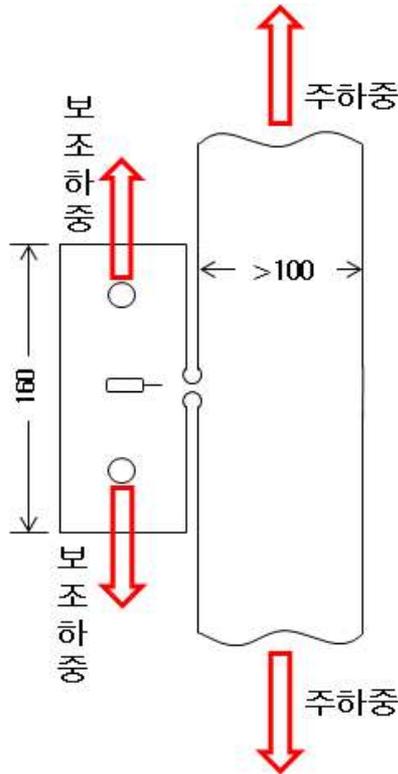


그림 2.18 Double Tension Test

2.3.3 Robertson Test

급격한 온도구배를 부여한 시험편에서 노치가 있는 저온부분에 충격에 의한 취성균열을 발생시켜 강재의 균열저지 능력을 조사하는 실험이다. 실험방법은 그림 2.19와 같이 시험편의 노치부분을 냉각하고 그 반대쪽을 가열하여 직선형태의 온도 기울기를 생성시키고 임의의 하중을 부가한 상태에서 노치부분에 충격을 주어 취성균열을 발생시켜 균열전파가 정지되는 부분을 찾아낸다. 대형균열전파실험의 처음이라고 할 수 있는 2중 인장 실험 등과 같이 한계응력과 균열저지 온도를 알 수 있는 실험이다.

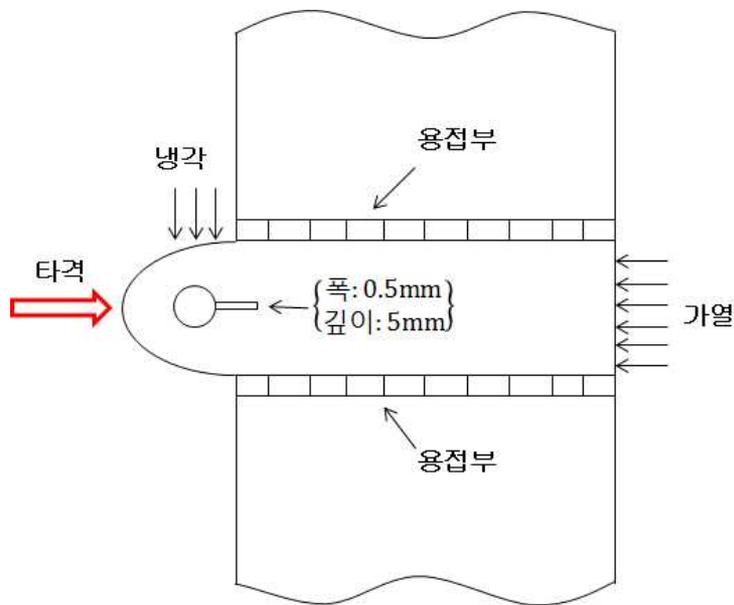


그림 2.19 Robertson Test

2.3.4 Drop Weight Tear Test

미국의 Battelle기념연구소가 파이프에서 주로 발생하는 불안정 연성과괴저항성을 조사하기 위해 개발한 실험법이다. 길이 300mm, 높이 75mm인 강판에 긴 변의 중앙 전쪽에 5mm의 V형 프레스 노치를 가공하여 시험편을 제작한다. 이 시험편을 여러 온도로 냉각시키고 노치가 있는 면을 아래쪽으로 하여 양단을 고정한 다음 노치 뒷면에 무거운 추를 낙하시켜 노치 하단부터 취성균열을 발생시켜 연성파면 천이온도를 구하는 실험이다. 이 실험법에서 관찰되는 연성파면율과 실제 파이프에서 얻을 수 있는 균열전파속도와 상관성이 매우 좋은 것으로 알려져 있어 폭 넓게 사용되고 있다. 그림 2.20은 시험편 치수 및 형상이다. 그림 2.21은 실험방법이다.

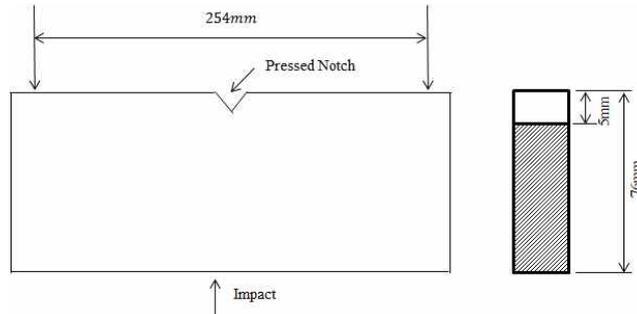


그림 2.20 시험편 치수 및 형상

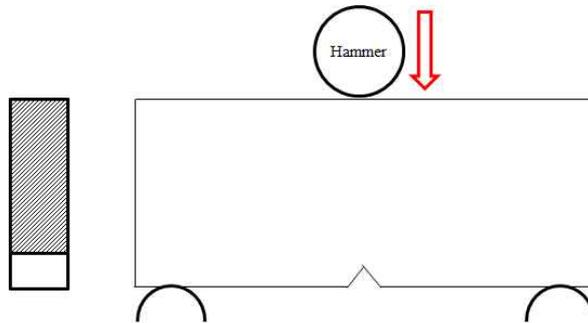


그림 2.21 Drop Weight Tear Test

2.4 용접잔류응력

용접과정에서 모재는 열 때문에 팽창과 수축을 반복한다. 이 때에 모재의 냉각, 응고에 따른 수축과정에서 용접변형과 열응력이 발생하고, 냉각 후에는 용접부에 일반적으로 응력이 생기게 되는데 이를 용접잔류응력(Weld Residual Stress)이라고 한다. 용접 구조물의 제작 과정에서 발생하는 잔류응력은 크게 내적 구속에 의한 잔류응력과 외적 구속에 의한 잔류응력으로 나눌 수 있다. 내적 구속에 의한 잔류응력은 용접부와 주변의 높은 열 때문에 발생하는 소성변성이나 변형 때문에 일어나는 국부적인 체적의 팽창 및 용접금속의 냉각에 따르는 수축에 의해서 생기는 잔류응력이고 외적 구속에 의한 잔류응력은 용접이음이 주변에서 자유로운 팽창이나 수축을 구속당한 상태에서 용접할 때에 생기는 잔류응력이다. 용접잔류응력은 구조물 또는 재료의 취성, 파괴강도, 좌굴강도, 피로강도, 진동특성, 부식저항 등에 영향을 주는 중요한 요인이 된다.

2.4.1 일반적인 용접잔류응력의 특성

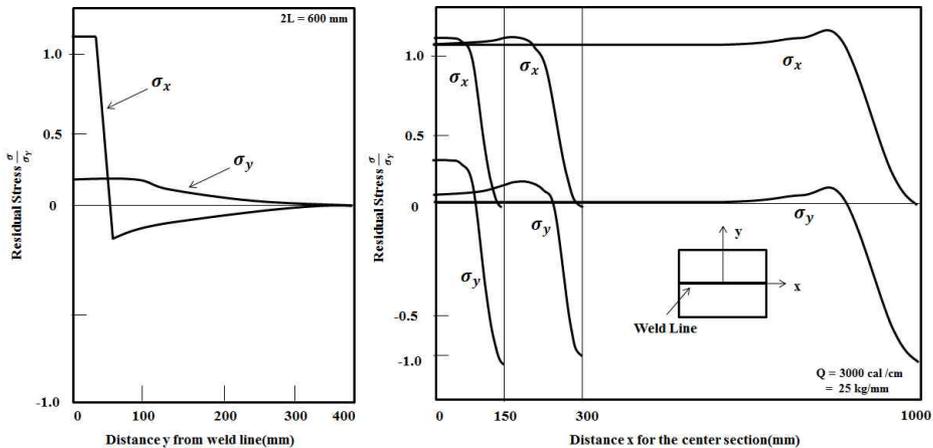
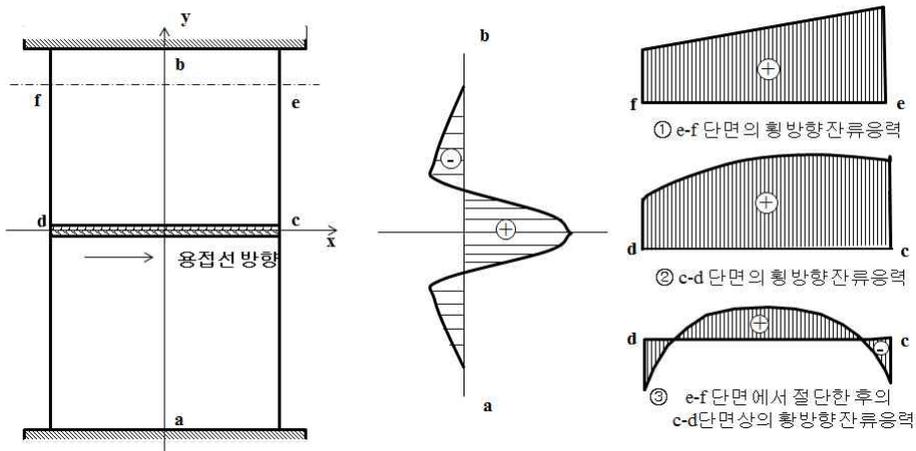


그림 2.22 주위 사변이 자유인 맞대기 용접 이음부의 잔류 응력 분포 (엄기원, 2010)

그림 2.22는 주위 사변이 자유인 맞대기 용접 이음부에 관하여 용접잔류응력의 분포를 보여주고 있다. 아크 용접 이음부에서 잔류응력분포는 판의 형상과 치수에 따라 다소 다르며, 용접이음부근에서 잔류응력이 불규칙하게 바뀌므로 더욱 복잡하게 된다.

길이가 긴 용접일 경우 용접부의 부근에 용접선 방향의 잔류응력(σ_x)쪽이 용접선 직각방향의 잔류응력(σ_y)보다 매우 크다. 용접 부근에 있어서 종 방향의 인장 잔류응력의 크기는 강재의 인장 항복 응력 정도의 크기가 된다. 구조물의 용접이음에서 이음의 주변이 자유롭지 않고, 그림 2.23(A)와 같은 모양을 하고 있다면 횡방향의 수축이 구속되어 수축이 될 수 없는 경우가 종종 있다. 그림 2.23(B)와 그림 2.23(C)는 용접이음에서 이음의 주변이 자유롭지 않는 용접이음에서의 잔류응력 분포를 보여주고 있다.

구속응력에서 문제가 되는 것은 후판의 맞대기이음을 다층 용접할 때 첫 번째 용접에서 생기는 구속응력이 쉽게 변형이 되는 용접부에 집중되고 용접부의 구속응력이 매우 크게 작용되어 용접 균열의 원인이 되는 경우가 있다.



(A)구속된 용접이음 (B)a-b단면의 종방향 잔류응력분포 (C)횡방향 잔류응력분포

그림 2.23 구속된 용접이음에 생기는 잔류응력분포(엄기원,2010)

2.4.2 용접 잔류응력의 영향

가. 균열의 잔류응력

균열을 포함하고 있는 강재 판을 용접하면 균열 부근의 과도적 열응력과 잔류응력은 균열이 없는 강재 판과 다르게 나타난다. 용접에 의한 인장 잔류응력장의 실온에서 용접 균열이 발생하면, 균열 면에 작용한 인장잔류응력이 해방되면서 균열 부근에서 잔류응력의 재분포가 된다. 그 결과 어느 경우에도 균열의 선단 부근에는 재료의 항복응력을 넘는 인장응력장이 형성되어 균열의 선단에는 소성 변형을 일으킨다.

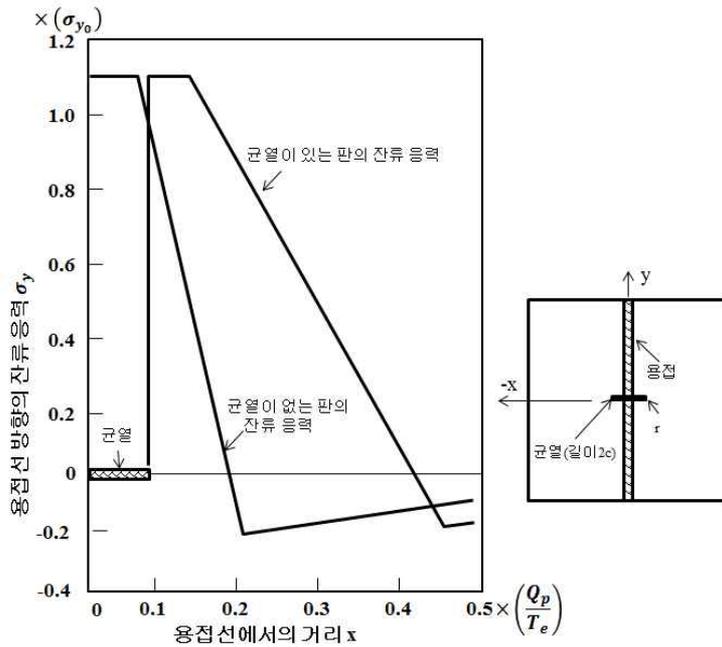


그림 2.24 균열 부근의 용접 잔류응력 분포(엄기원, 2010)

그림 2.24는 균열이 있는 강재 판과 균열이 없는 강재 판의 잔류응력 분포를 비교하였다. 균열이 있는 강재 판을 용접하면 균열 선단 부근에 높은 인장잔류응력이 생겨 인장 잔류응력장의 범위가 균열이 없는 강재 판보다 넓게 된다. 인장 잔류응력장의 범위는 용접에 의한 균열 선단의 최고 온도 상승 $T_{m,c}(=\theta_{m,c}-\theta_0)$ 에 의존한다.

$$T_{m^c} = \theta_{m^c} - \theta_0 = 0.242 \frac{Q_p}{c} \quad (2.39)$$

$$T_e = \theta_e - \theta_0 = \frac{\varepsilon_{y0}}{\alpha} \quad (2.40)$$

여기서 Q_p : 평면열원의 세기
 θ_0 : 판의 초기온도
 ε_{y0} : 초기온도의 항복변형도
 α : 선팽창 계수

균열 선단부근에 잔류하는 소성 변형도 ε_p 는 다음과 같다.

$$\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{y0}} = \frac{1}{2\sqrt{2}} \sqrt{\frac{c}{r}} \frac{T_{m^c}}{T_e} \quad (2.41)$$

T_{m^c} 가 큰 만큼 ε_p 는 크게 된다.

인장 잔류응력장이 실온에서 균열이 생긴 경우 재 분포 후의 잔류응력분포에 대해서도 똑같은 특성이 있어 균열 부근의 잔류 응력분포는 그림 2.24의 균열이 있는 강재 판의 잔류응력 그래프와 거의 일치 한다. 그러나 균열 선단 부근의 잔류 소성 변형도 ε_p 는 식(2.41)로부터 계산하는 것보다 훨씬 작다.

나. 파괴에 미치는 잔류응력

균열을 갖는 용접이음에 있어서, 균열과 직각선방향으로 일정한 인장응력 σ 가 작용하여 불안정 파괴를 일으키는 경우가 있다. COD가설을 불안정 파괴의 시작 조건으로 사용하면 잔류응력이 없는 경우의 균열 개구 변위 δ 는 외부응력 σ 의 증가와 δ 가 한계 δ_c 에 도달한 때에 불안정 파괴를 일으킨다. 잔류응력이 있는 경우는 균열 선단에 처음부터 소성역이 생기므로 외부응력에 의한 균열 개구 변위의 증가는 초기 일 때는 잔류응력이 없는 경우보다 크다.

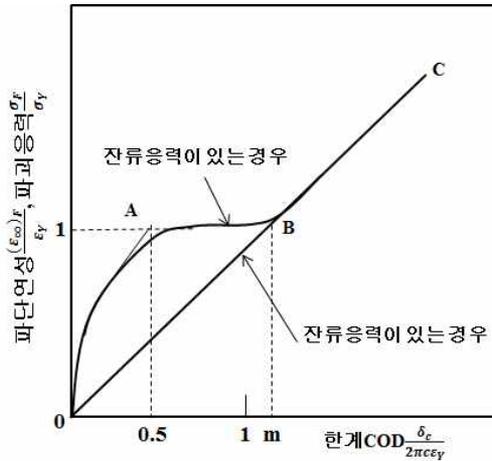


그림 2.25 불안정 파괴에 미치는 잔류응력의 영향

그림 2.25은 불안전파괴에 미치는 잔류응력의 영향을 나타낸다. 그림 2.25로 알 수 있듯이, 잔류응력의 영향은 $\sigma_F < \sigma_Y$ 의 경우에 나타난다.

$$\delta_c = \pi c \epsilon_Y \quad (2.42)$$

위 식을 만족하는 온도에서 파괴응력의 차이가 크게 된다.

한계 δ_c 와 온도의 관계를 이용하여 정리하면, 재료의 파괴인성이 같은 경우에는 그림 2.26과 같다. 파괴응력에 미치는 잔류응력의 영향은 온도에 따라 다르게 나타난다.

$T > T_s$ 의 경우:

잔류응력은 강도, 연성에 영향을 미치지 않는다.

$T_L < T \leq T_s$ 의 경우:

잔류응력이 존재하여도 파괴응력에는 거의 영향을 주지 않는다. 하지만 T_L 온도 부근에서는 경우에 따라서 다단파괴를 만드는 경우도 있으므로 파단 연성이 저하한다.

$T < T_L$ 의 경우:

인장 잔류응력이 존재하면 어떠한 조건을 만족하는 T_L 온도 부근에서 파괴응력-온도

그래프는 급격한 천이현상을 보이고, $\delta_c = \pi c \epsilon_Y$ 를 만족하는 T_Y 온도 부근에서 잔류응력에 의한 파괴응력의 저하량이 크게 된다. T_L 온도와 T_Y 온도는 잔류응력이 균열을 갖는 강제 판의 파괴응력에 영향을 미치는 온도의 척도로서 중요하다.

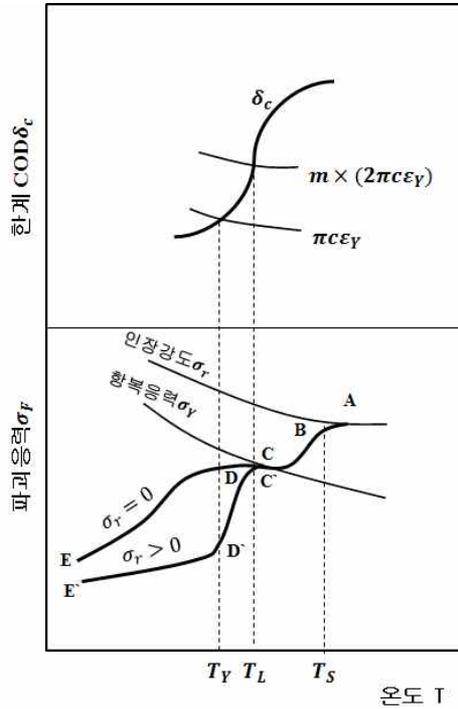


그림 2.26 균열이 있는 판의 파괴응력에 미치는 잔류응력의 영향

제3장 유한요소법에 의한 취성균열진전해석 및 실험

본 장에서는 앞 장의 이론들을 바탕으로 대형취성파괴실험의 일종인 ESSO 실험법을 채택하고 실제 실험결과와 유한요소 프로그램을 사용하여 다양한 두께의 시험편에 대한 해석을 비교하여 두께변화에 따른 균열정지특성을 분석하고자 한다. 또한 취성균열진전 파괴역학에 대한 유한요소해석 프로그램에 대한 신뢰도를 정립하고자 한다. 먼저, 유한요소 프로그램을 이용한 해석적 기법에 대해 정리하고 다양한 두께에 대한 모재의 균열정지특성에 대해 해석과 실험을 비교 연구한다. 모재의 해석과 실험결과를 비교하여 얻어진 해석기법을 바탕으로 용접 시 생기는 잔류응력의 영향을 받는 시험편의 특성을 연구함으로써 잔류응력이 취성균열진전에 미치는 영향에 대해 연구하고자 한다.

3.1 모재의 취성균열진전해석 및 실험

유한요소 프로그램인 MSC.Marc를 이용하여 균열해석을 진행할 경우 몇 가지의 영향인자들이 필요하다. 이 장에서는 유한요소 프로그램인 MSC.Marc의 프로그램적인 영향인자를 정립하고 정립된 것을 사용하여 다양한 두께와 저온인 온도구배를 갖는 모재의 취성균열진전해석을 진행하였다. 또한 각각의 두께에 대한 실험결과와 해석을 비교하여 보았다. 비교에 필요한 실험결과는 POSCO에서 제공받을 수 있었다.

가. 해석 모델

해석을 위해서는 정확한 치수와 형상이 필요하다. 해석은 직접적으로 균열이 생기는 시험편과 시험편에 충격을 주는 썬치를 모델링해야 한다. 아래의 그림 3.1은 실제 시험편의 치수이고, 그림 3.2는 실제 시험편의 치수로 만든 해석 시험편의 형상을 보여 주고 있다. 균열해석은 노치부분의 작은 변화에도 차이가 있을 수 있으므로 노치부분의 요소를 조밀하게 모델링을 하였다. 시험편의 총 길이는 500~600mm, 폭 50~600mm, 두께 50~100mm에 대해 해석을 진행하였다. 해석과 실험의 비교를 위해 실제 실험 시험편과 똑같이 모델링하여 해석에 이용하였다.

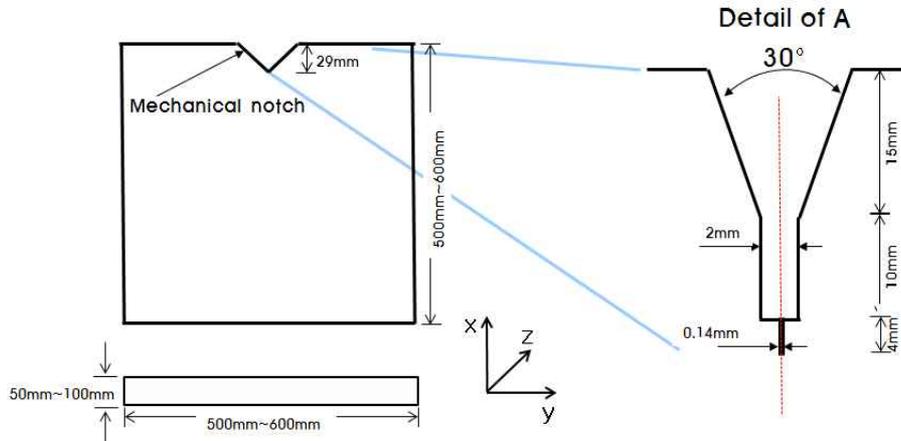


그림 3.1 실제 실험 시험편의 치수

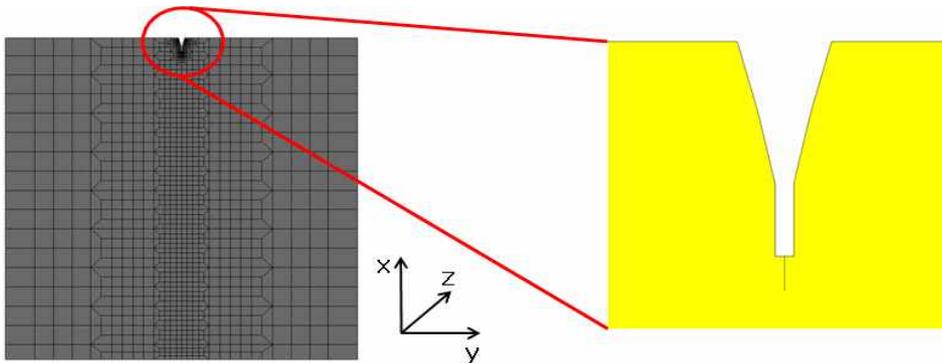


그림 3.2 균열해석 시험편의 형상

해석 시 길이방향을 x축, 폭 방향을 y축, 두께방향을 z축으로 규정하여 해석을 실시 하였으며, 경계조건은 그림 3.3과 같이 시험편 정중앙 하단에 더미를 부착하여 x,y,z를 전부 구속하였다. 더미 부착은 실제 실험에서 췌기로 충격을 줄 때 시험편의 하단에 받침을 붙여 시험편이 하단으로 밀려 충격이 상쇄되는 걸 막는 조건을 해석에도 똑같이 적용한 것이다.

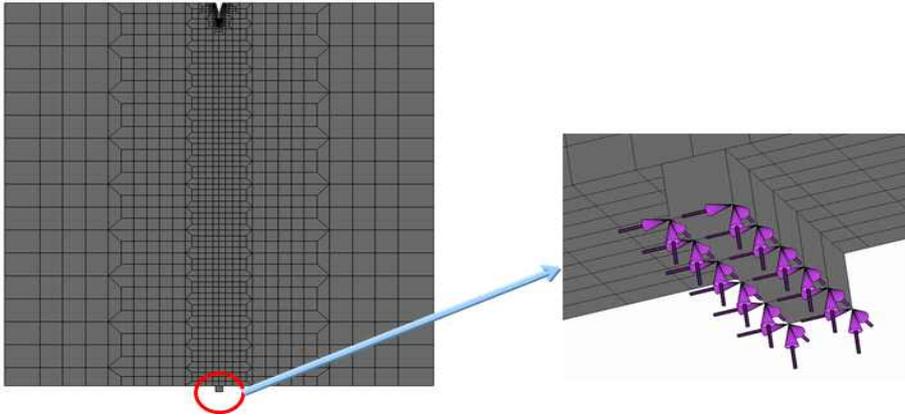


그림 3.3 시험편의 경계조건

또한 시험편 양 끝에 더미를 부착하였다. 이유는 해석 시에 Remeshing기능을 사용하는데 각각의 노드를 구속 시 간섭이 생겨 해석에 문제가 생기는 걸 확인 하고 더미를 부착하여 해석하였다. 더미는 균열해석에 영향을 미치지 않는다. 썸머의 치수와 형상이다. 그림 3.4는 실험에 사용된 썸머의 치수이다. 그림 3.5는 해석에 사용된 썸머의 형상을 보여 주고 있다. 썸머의 총 길이는 170mm, 폭 44mm, 두께 150mm에 대해 모델링을 진행하였다. 썸머도 실제 실험 조건과 똑같이 모델링하여 해석에 이용하였다.

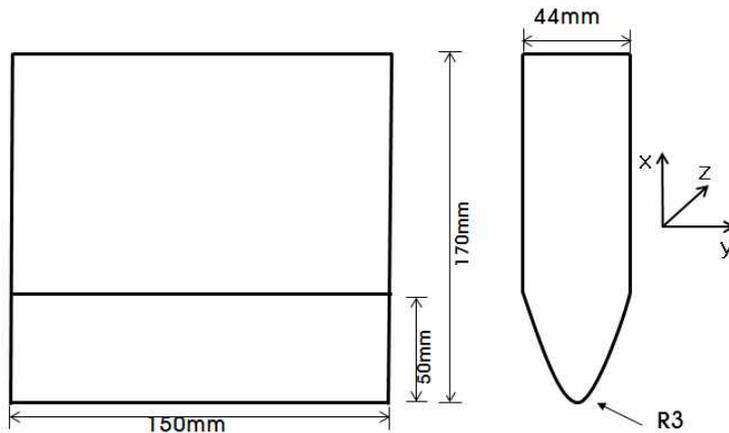


그림 3.4 실제 실험 썸머의 치수

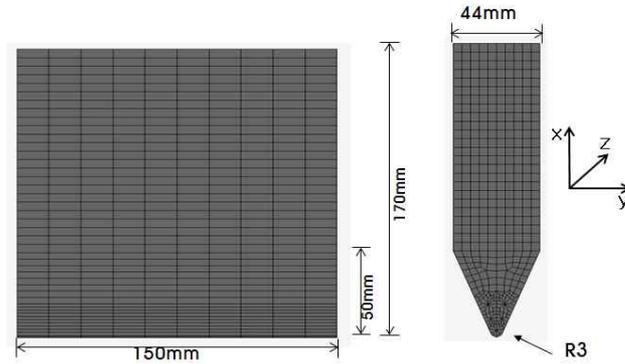
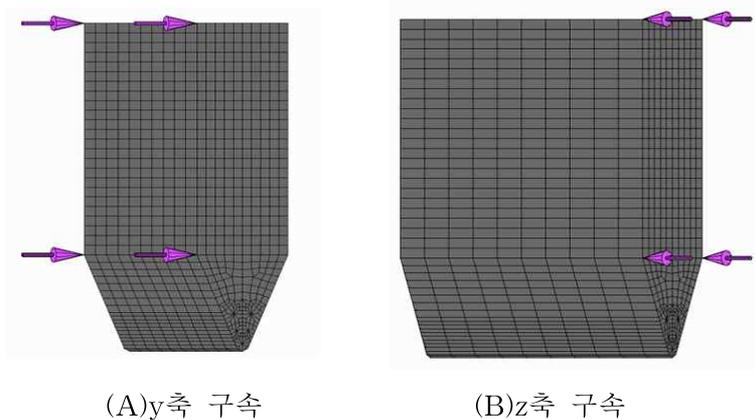


그림 3.5 균열해석 썸기의 형상

경계조건은 그림 3.6과 같이 y축과 z축을 고정하였고 썸기가 위아래로 이동해야 하기 때문에 x축은 구속하지 않았다.



(A)y축 구속

(B)z축 구속

그림 3.6 썸기의 경계조건

그림 3.7은 시험편의 온도방향과 Applied Stress 적용위치를 나타낸다. 온도구배조건은 노치부에서 바닥판 방향으로 하였고 온도는 저온에서 고온으로 각각 해석의 조건을 다르게 적용하였다. 해석에서 Applied Stress는 중앙부에서 1/2지점에 같은 인장하중 값이 나오도록 하였다.

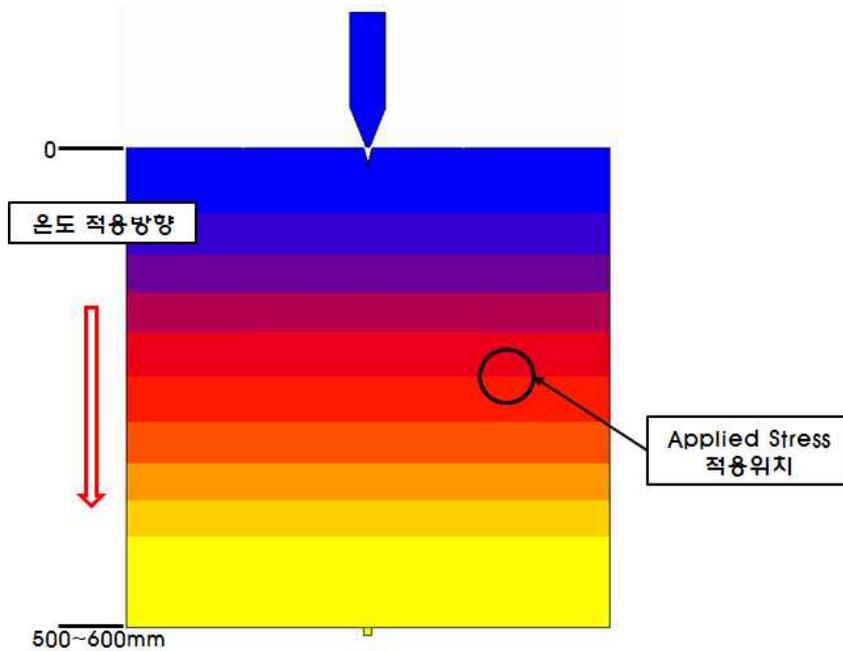


그림 3.7 시험편의 온도방향과 Applied Stress 적용위치

나. 해석 조건

해석과 실험 시 사용된 강재는 EH40과 EH47을 사용하였고, 아래에 표3.1, 표3.2와 그림 3.8, 그림 3.9는 각각의 강재 물성을 보여주고 있고 표3.3는 썰기의 물성을 보여주고 표3.4는 썰기의 충격값을 보여주고 있다. 썰기의 물성은 임의의 값을 사용하였고 그 이유는 해석에 사용된 시험편 물성보다 강도를 높게 하여 썰기의 변형을 최소한으로 줄여 썰기변형으로 인한 해석오류를 줄이기 위해서이다. 항복영역을 제외하고 탄성영역 값만 주었다.

표3.1 EH40시험편의 물성치

Steel	Mass Density (kg/mm ³)	Young's Modulus (GPa)	Yield stress (MPa)	Poisson's ratio
EH40	7.85E-09	219	432	0.3

표3.2 EH47시험편의 물성치

Steel	Mass Density (kg/mm ³)	Young's Modulus (GPa)	Yield stress (MPa)	Poisson's ratio
EH47	7.85E-09	219	490	0.3

표3.3 썰기의 물성치

Steel	Mass Density (kg/mm ³)	Young's Modulus (GPa)	Yield stress (MPa)	Poisson's ratio
-	7.85E-09	311	-	0.3

표3.4 썰기의 충격값

Sectional Area (mm ²)	Volume (mm ³)	Mass (kg)	Energy (J)	Velocity (mm/sec)
6380	957,000	7.51245	2744	27030

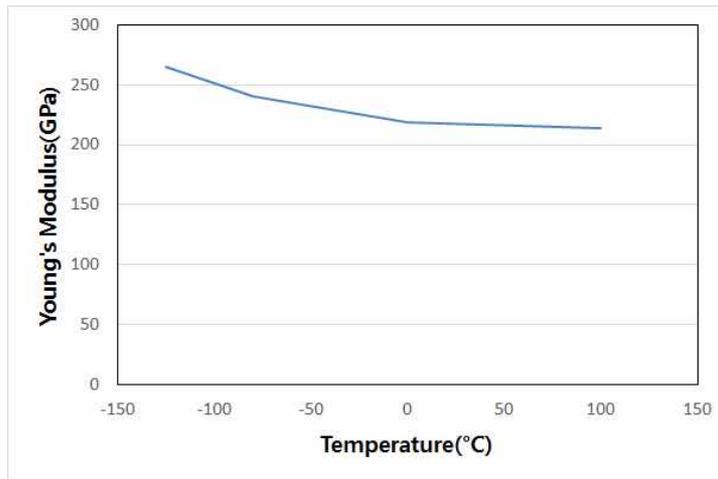
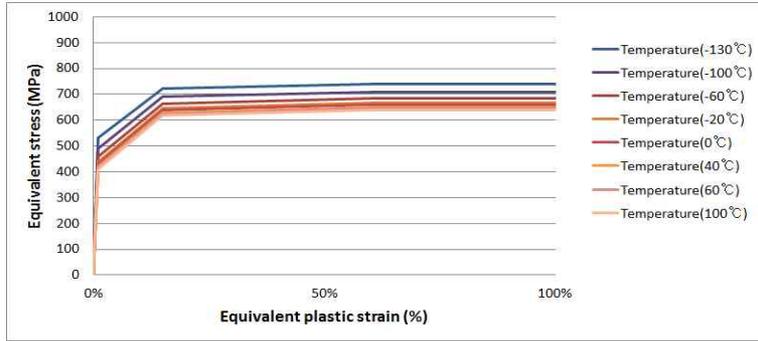
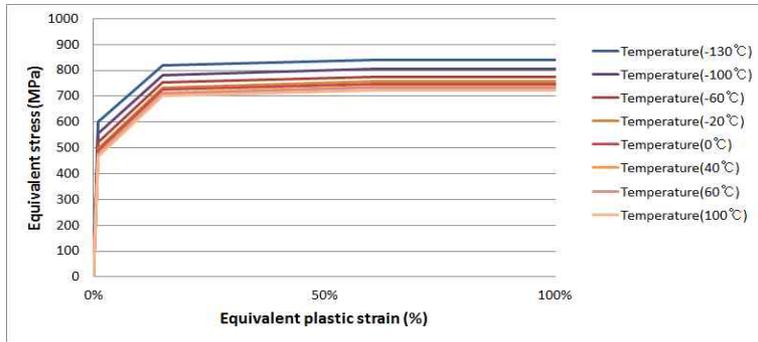


그림 3.8 EH40, EH47 Young's Modulus-Temperature Curve



(A)EH40



(B)EH47

그림 3.9 Stress-Strain Curve

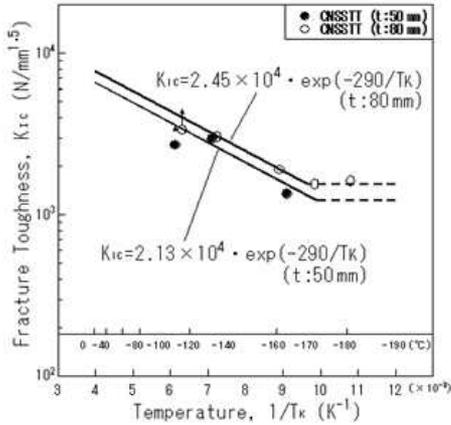
본 연구에서는 균열성장을 결정하는 방법으로 Total Energy Release Rate를 사용했으며 평면변형과괴인성 K_{IC} 를 에너지 방출률 G_{IC} 로 변환시켰다. G_{IC} 변환식은

$$G = G_e \tag{3.1}$$

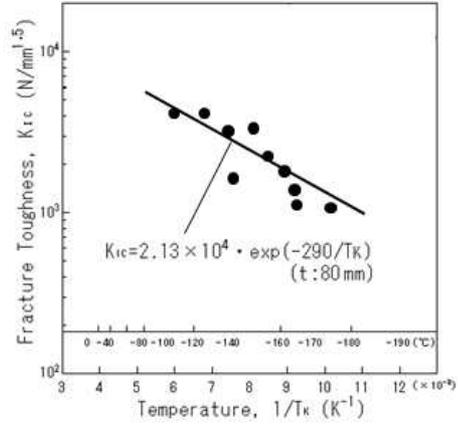
$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2 \tag{3.2}$$

$E' = E$ for plane stress
 $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$

그러므로 균열성장은 K_{IC} 와 온도의 관계를 통해 제시하였다. 그림 3.10은 EH40강재와 EH47강재의 온도와 K_{IC} 의 관계식이고 두께에 따라 다른 식을 제시하고 있다.



(A)EH40



(B)EH47

그림 3.10 Relation between K_{IC} and Temperature(POSCO)

다. 해석 순서

모재의 저온상태에서의 취성균열진전에 대한 해석을 하기 위해 ESSO 실험과정을 정확히 파악하여야 한다. 그 이유는 해석도 똑같은 순서로 진행하여 신뢰성을 갖기 위함이다. 그림 3.22은 ESSO 실험순서이다.

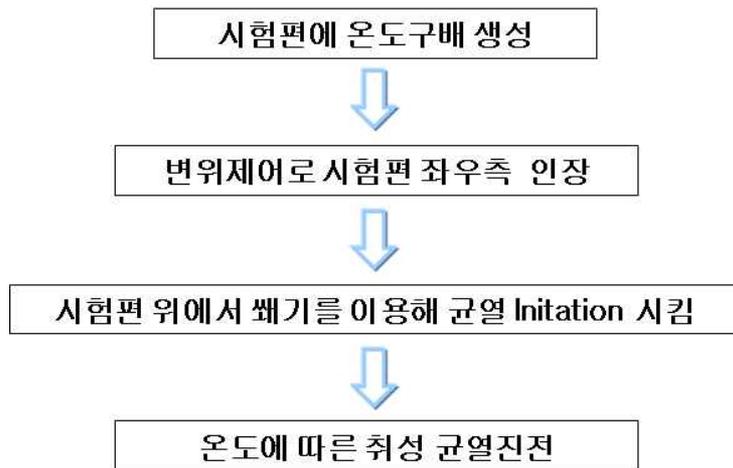


그림 3.11 ESSO 실험순서

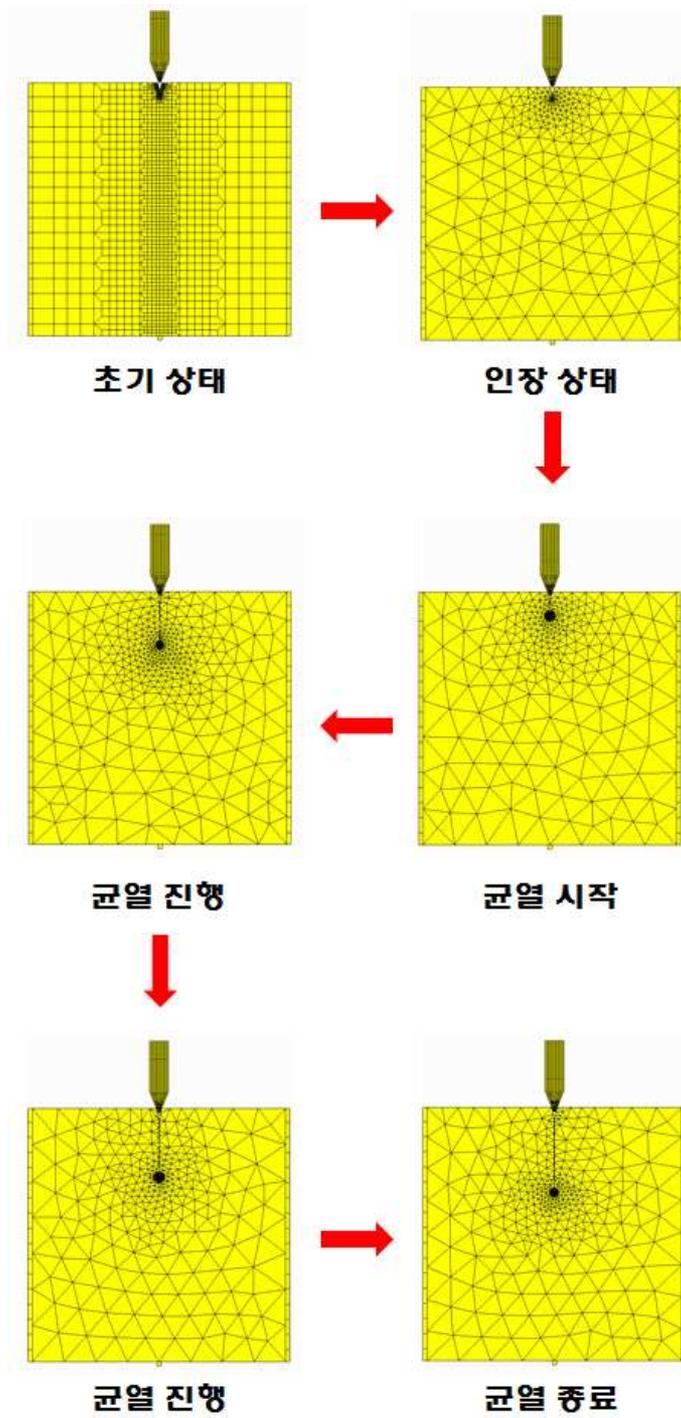
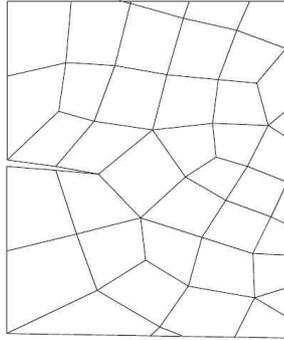


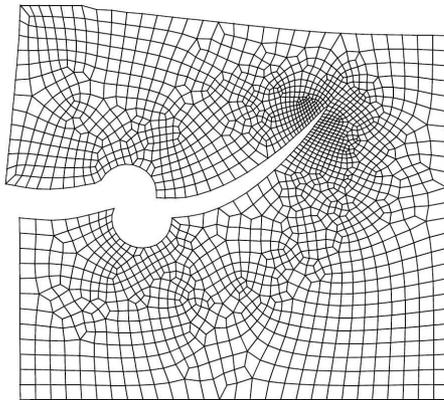
그림 3.12 균열해석 진행과정

3.1.1 취성균열진전해석 영향인자 정립

균열진전해석을 위해서는 균열의 진행방향, 균열성장 criterion, 균열성장 거리의 규정이 필요하다. 또한 균열진행에 따른 균열선단을 Remeshing기능을 사용하여 균열부의 요소를 정밀하게 나눠 해석의 정확도를 높일 수 있다.



(A) Poor mesh which is avoided during crack growth



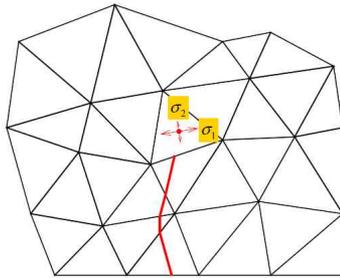
(B) Refined mesh at current crack tip

그림 3.13 Meshes after Remeshing

가. 균열 진행 방향

균열 진행 방향 결정방법은 Maximum hoop stress, along pure mode, along Mode I, Mode I 등이 있다. Maximum hoop stress법은 아래 그림 3.14와 같이 균열선단의 응력을

계산하여 최대 주응력의 직각방향으로 균열을 전파경로로 결정하는 방법이고 본 해석에서 사용하였다.



Singular stress field near the crack tip

$$\sigma_y(r, \theta) \approx \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right)$$

$$\sigma_x(r, \theta) \approx \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right)$$

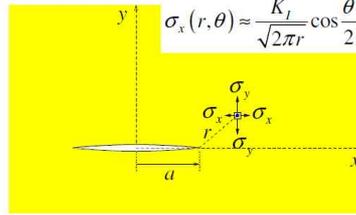


그림 3.14 Maximum hoop stress 법

나. 파괴 Criterion 결정법

균열성장을 결정하는 방법으로는 Total Energy Release Rate, Individual Modes, Power Law Mixed Mode와 Reeder Mixed Mode가 있다. 본 해석에서는 Total Energy Release Rate를 사용하였고 식(3.3)은 관계식이다. 식(3.4)와 식(3.5)는 각각 Power Law Mixed Mode와 Reeder Mixed Mode에 대한 관계식이다.

$$G > G_C \tag{3.3}$$

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}} \right)^{n1} + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}} \right)^{n2} + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}} \right)^{n3} > 1 \tag{3.4}$$

$$\frac{G_I + G_{II} + G_{III}}{G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^{n1} + (G_{IIIC} - G_{IIC}) \frac{G_{III}}{G_{II} + G_{III}} \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^{n1}} > 1 \tag{3.5}$$

다. 균열진전 방향 결정

(1) Maximum Hoop Stress

각각의 Energy Release Mode가 균열진전 방향을 계산하기 위해 사용 되고, 최대주응력을 기준으로 한다.

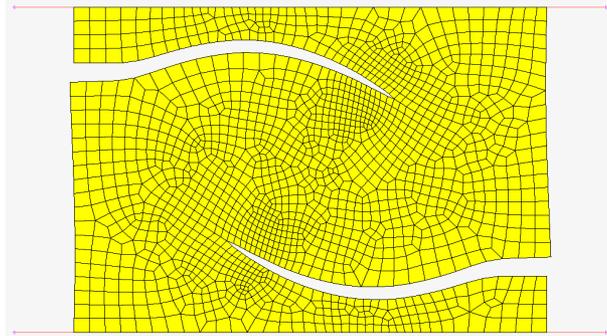


그림 3.15 Maximum Hoop Stress를 이용한 균열형상

(2) Along Pure Mode

균열은 Pure Mode(I, II 또는 III)중 $G_i - G_{ic}$ 의 값이 가장 큰 절대값을 갖는 하나에 의해 진전된다.

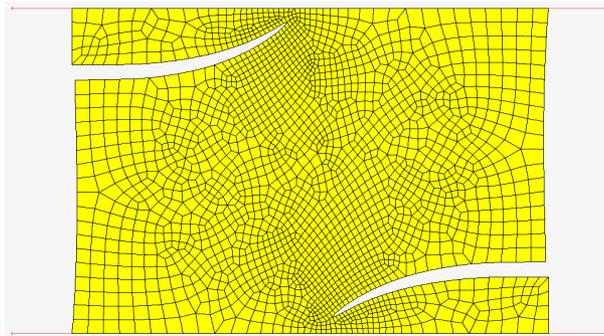


그림 3.16 Along Pure Mode를 이용한 균열형상

(3) Along Mode I

균열선단방향(MODE I의 방향)에 따라 균열이 진전되며, 균열이 똑바로 진전할 것으로 알고 있을 경우 유용하다.

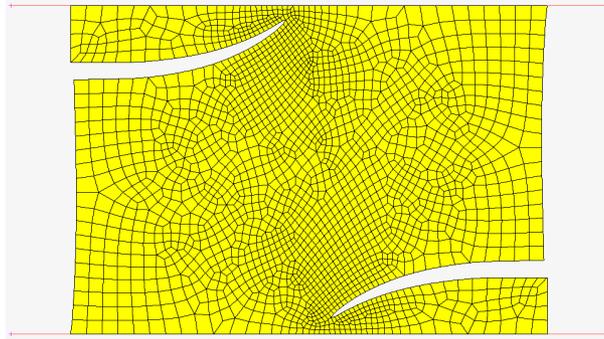


그림 3.17 Along Mode I 를 이용한 균열형상

3.1.2 Parametric 해석

Parametric 해석은 균열길이에 영향을 끼치는 인자를 확인하기 위한 절차이다. 조건에 따른 균열길이의 변화를 확인하기 위해 다양한 해석들을 진행하였다. 해석조건으로는 강재 EH40, 시험편의 두께는 50mm, 길이와 폭 각각 600mm를 사용하였고 온도조건은 저온의 온도구배를 주어 진행하였다. 그림 3.18은 온도구배조건이고 표3.5는 Parametric 해석 조건들이다.

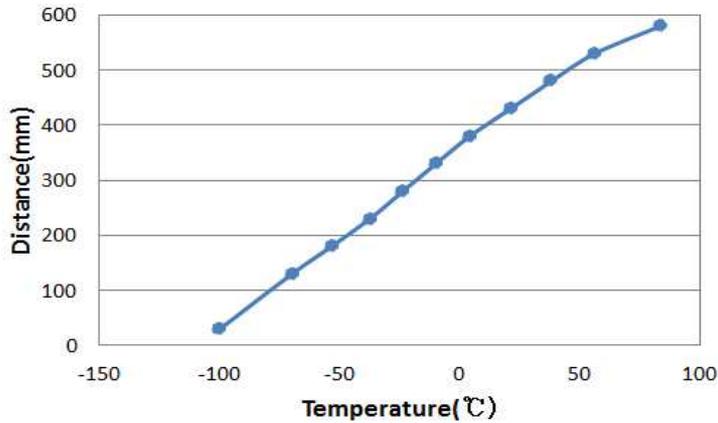


그림 3.18 온도구배조건

표3.5 Parametric 해석 조건

Velocity (mm/sec)	100%	110%	120%	130%
	27030	28347	29608	30817
Crack Growth Increment (mm)	100%	167%	233%	300%
	15	25	35	45
K_{IC} ($N/mm^{1.5}$)	50%	75%	100%	
	-	-	-	

그림 3.19는 속도변화에 따른 균열길이이다. 27030mm/sec(100%)를 기본조건으로 하

고 각각 10%씩 증가시켜 해석을 했다. 29608mm/sec(120%)까지는 균열길이에 대한 변화가 없었지만 30817mm/sec(130%)를 넘어가며 균열길이가 더 길어지는 것을 확인 할 수 있었다. 또한 너무 과도하게 속도를 증가시켰을 경우 썩기와 시험편의 만나는 부분의 변형이 심하게 생겨 균열해석이 진행되지 않았었다.

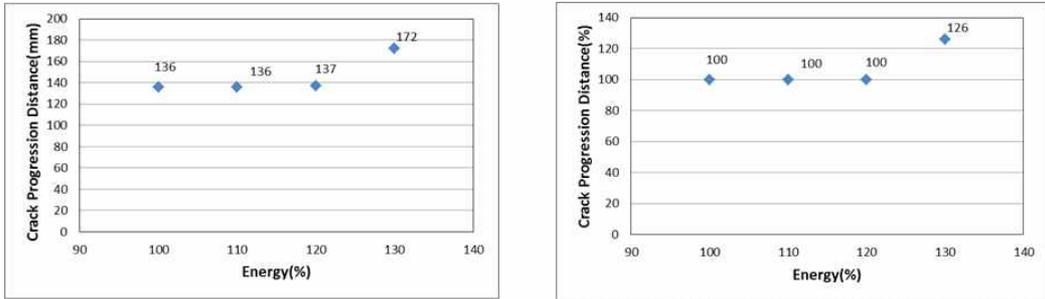


그림 3.19 속도(Velocity) 변화에 따른 균열길이

그림 3.20은 균열성장 변화에 따른 균열길이이다. 15mm를 기준으로 10mm씩 성장시켜 해석을 하였다. 균열성장 변화에 따라 균열길이가 선형적으로 증가하였다. 반복적인 해석으로 가장 이상적인 값을 찾고자 했다.

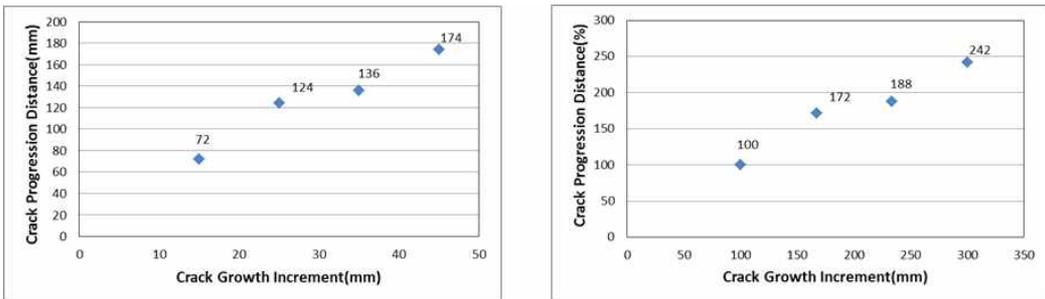


그림 3.20 균열성장(Crack Growth Increment) 변화에 따른 균열길이

그림 3.21는 K_{IC} 변화에 따른 균열길이이다. 50%를 기준으로 75%, 100% 해석을 진행 하였고 균열길이에 대한 변화는 K_{IC} 가 높을수록 균열길이는 짧아지는 걸 확인 할 수 있다.

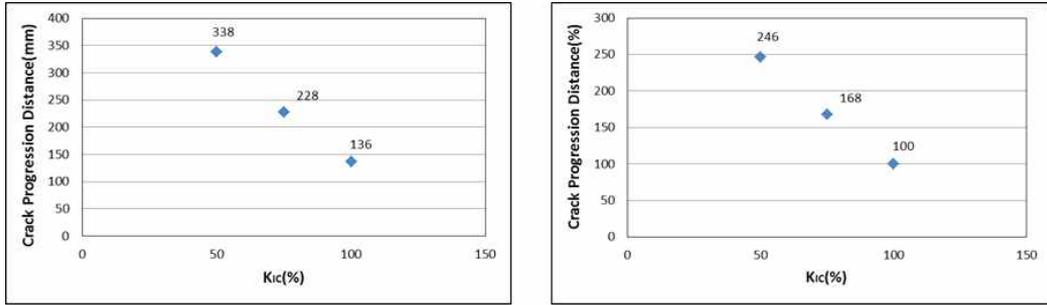


그림 3.21 K_{IC} 변화에 따른 균열길이

표3.6과 표3.7은 강 종류별 K_{IC} 변화에 따른 균열길이이다. 두께 80mm에 대해서 해석하였고 강재의 종류에 따른 K_{IC} 식에 대해서 40%~100% 해석을 진행하였고 40%이하로 해석을 진행하면 초기강재에 인장하중을 주어 해석을 하는데 인장 중에 시험편에 균열이 생기게 되어 해석을 진행할 수가 없다. 균열길이에 대한 변화는 K_{IC} 가 낮아질수록 균열길이는 증가하는 걸 확인 할 수 있다. 각각의 균열해석조건은 3.1.3 모재의 취성균열진전해석에 표3.8을 이용하였다.

표3.6 EH40강의 K_{IC} 변화에 따른 균열길이

No.	#1_Temperature	#2_Temperature	#3_Temperature
실험균열길이	(305mm)	(270mm)	(270mm)
$K_{IC}(100\%)$	94mm (30.8%)	-	-
$K_{IC}(60\%)$	87mm (28.5%)	171mm (63.3%)	-
$K_{IC}(50\%)$	261mm (85.5%)	237mm (87.7%)	172mm (63.7%)
$K_{IC}(40\%)$	274mm (89%)	274mm (101%)	240mm (89%)

표3.7 EH47강의 K_{IC} 변화에 따른 균열길이

No.	#1_Temperture	#2_Temperture	#3_Temperture	#4_Temperture
실험균열길이	(325mm)	(260mm)	(220mm)	(270mm)
$K_{IC}(100\%)$	31mm (9.5%)	66mm (25.3%)	31mm (14%)	57mm (21.1%)
$K_{IC}(70\%)$	135mm (41.5%)	100mm (38.4%)	100mm (45.4%)	136mm (50.3%)
$K_{IC}(60\%)$	202mm (62.1%)	133mm (51.1%)	167mm (75.9%)	204mm (75.5%)
$K_{IC}(50\%)$	239.7mm (73.7%)	169mm (65%)	206mm (93.6%)	243mm (90%)
$K_{IC}(40\%)$	309mm (95%)	243mm (93.4%)	242mm (110%)	262mm (97%)

3.1.3 모재의 취성균열진전해석

모재의 균열해석은 유한요소 프로그램의 취성균열진전기술개발에 필요한 해석이다. 모재의 해석 결과를 이용하여 실제 실험 결과와 비교하여 기술개발하고 그 기술을 이용하여 용접잔류응력이 포함된 시험편에 대해 해석적인 연구를 하는 기초적인 방법이라고 생각한다.

모재는 두께의 변화에 따른 균열진전해석을 하고 균열정지특성을 기본으로 정리하였다. 강재 EH40은 50mm, 80mm, 100mm에 대하여 각각 3번의 다른 온도구배에 대해 해석을 진행하였다. 강재 EH47은 80mm에 대하여 4번의 다른 온도구배에 대해 해석을 진행하였다. Crack growth Increment는 Parametric해석을 통해 35mm를 선택하였고 K_{IC} 는 40%~100%를 사용하였다. 그림 3.22은 ESSO 실험 후 모재의 균열진전형상이고 표3.8은 각각의 두께와 강재에 따른 해석 시험편 번호이다.



그림 3.22 ESSO 실험 후 모재의 균열진전형상(POSCO)

표3.8 해석 시험편 Number

	EH40	EH47
50mm	#1, #2, #3	
80mm	#1, #2, #3	#1, #2, #3, #4
100mm	#1, #2, #3	

가. 두께 50mm 균열 실험결과 및 해석

(1) 균열해석

균열 해석을 위해서는 정확한 온도구배와 인장하중을 파악해야 한다. 해석의 신뢰성을 갖기 위해 실제 실험 결과를 똑같이 사용했다. 표3.9는 POSCO에서 대형 인장 실험기를 사용하여 ESSO 실험한 EH40강의 두께 50mm인 모재의 취성균열전파 및 정지에 대한 실험 결과이다. 온도구배는 상단노치부분을 0mm 기준으로 아래방향으로 진행된다.

표3.9 EH40강의 두께 50mm 균열 실험결과(POSCO)

Thermal couple position(mm)	#1_Temp.(°C)	#2_Temp.(°C)	#3_Temp.(°C)
30	-99.9	-101.8	-106.4
130	-69.8	-69.1	-71.5
180	-53.3	-52.2	-52.5
230	-37.4	-38.6	-38.1
280	-23.7	-23.8	-25
330	-9.9	-10.4	-10.8
380	4.2	4.3	5
430	21.3	16.4	23.4
480	38.2	29.6	43.8
530	56.2	45.3	65.3
580	83.6	90.1	103.5
Applied Stress(MPa)	245	269	294
Crack Arrest Position(mm)	220	240	270
Crack Arrest Temp.(°C)	-47	-35.4	-27
K_{ca} (N/mm ^{1.5})	6447	7955	9409

그림 3.23는 POSCO에서 대형 인장 실험기를 사용하여 ESSO 실험을 진행하여 균열 실험을 끝낸 후의 파단면 사진이다. 두께방향의 사진을 보면 내부의 균열길이가 양쪽

표면보다 더 길게 된다.

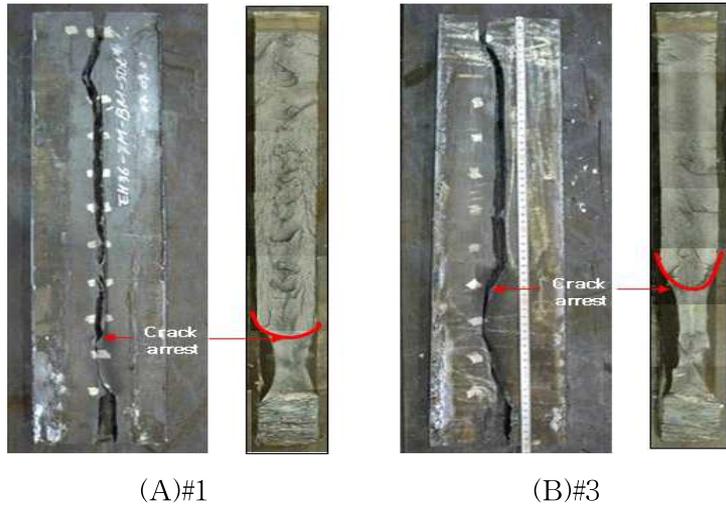


그림 3.23 EH40강의 두께 50mm 실험 균열진전형상과 파단면(POSCO)

그림 3.24는 균열해석 시험편의 표면에서의 균열진전형상이고 아래의 단면은 균열진행방향으로 끝까지 잘라서 두께방향인 z축으로 본 균열 끝부분의 형상이다.

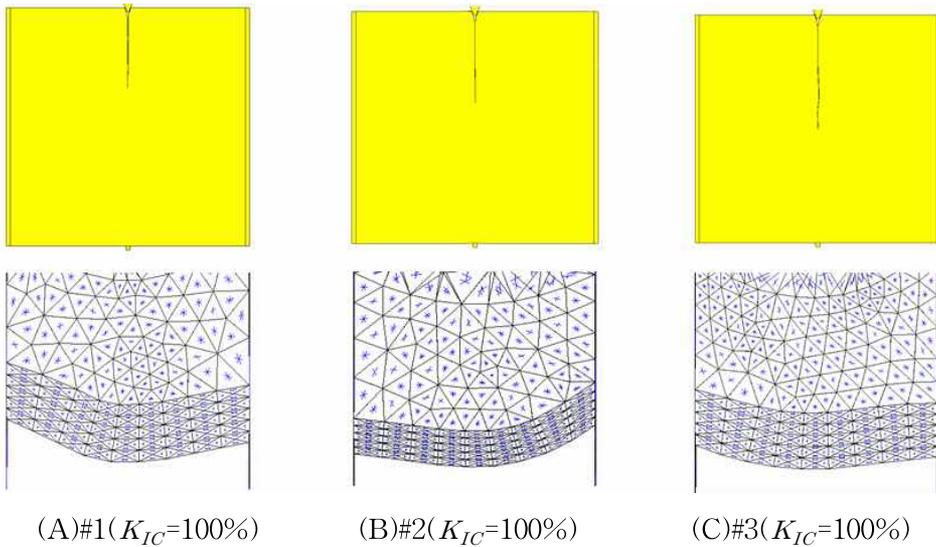


그림 3.24 EH40강의 두께 50mm 균열진전형상

그림 3.24의 아래인 두께방향 z축으로 봤을 때의 형상을 보면 균열의 중심부인 내부의 균열길이가 표면보다 더 길게 진행되었다. 이 현상은 그림 3.23인 실험의 두께방향 균열상태와 유사하게 나타난다.

(2) 해석결과 및 검토

취성균열진전해석 결과를 균열정지온도와 균열길이, K_{ca} 값으로 정리하였다. K_{ca} 는 취성균열정지인성이고 균열이 정지한 부분의 균열길이를 측정하여 값을 계산할 수 있다.

표3.10 EH40강의 두께 50mm 균열 해석결과

NO.	Width (mm)	Crack Arrest Temperature(°C)	Crack Arrest Position(mm)	Applied Stress(MPa)	K_{ca} Ana (N/mm ^{1.5})
#1	600	-45	205	245	5876.443
#2	600	-35	240	269	7084.136
#3	600	-26	270	294	8640.647

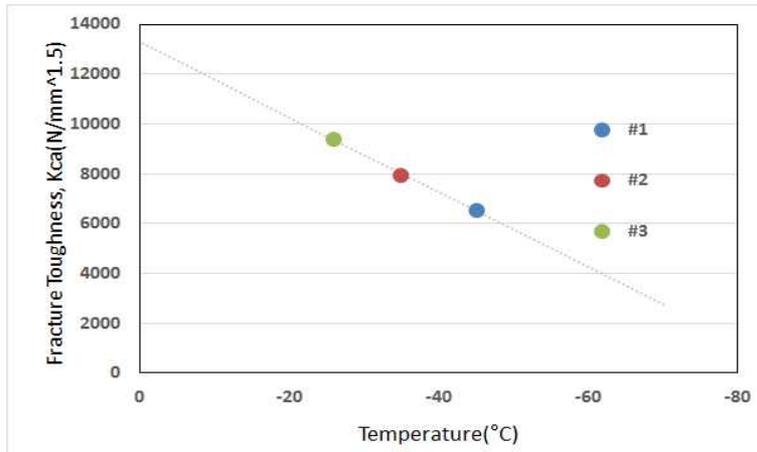


그림 3.25 EH40강의 두께 50mm 해석 K_{ca} 값

해석을 하여 정리된 결과를 그래프로 정리하고 추세선을 작성하였다. 온도 -26~-35°C 사이에서 균열은 정지를 하였고 균열의 길이는 205mm~270mm사이로 나타난다.

나. 두께 80mm 균열 실험결과 및 해석

(1) 균열해석

두께 80mm인 취성균열진전해석을 하였다. 두께 80mm인 시험편은 EH40과 EH47인 두 종류의 강재에 대해 해석을 진행하였다. 표3.11과 표3.12은 각각 두 강재의 POSCO에서 대형 인장 실험기를 사용하여 ESSO 실험한 두께 80mm인 모재의 취성균열전파 및 정지에 대한 실험 결과이다.

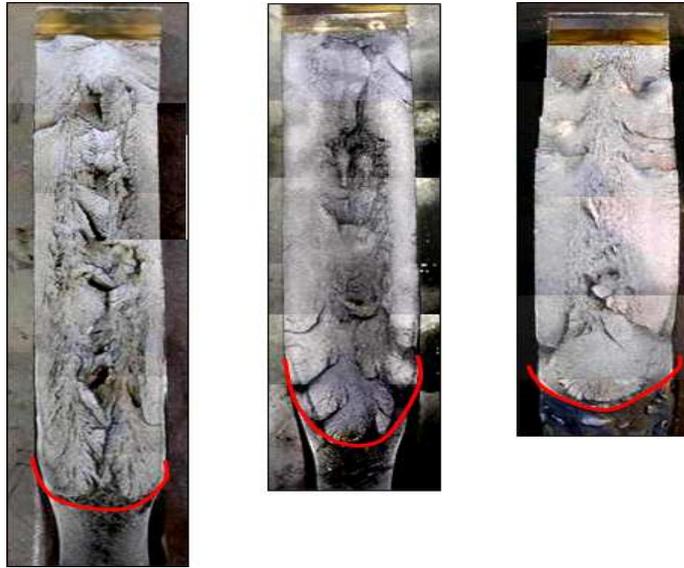
표3.11 EH40강의 두께 80mm 균열 실험결과(POSCO)

Thermal couple position(mm)	#1_Temp.(°C)	#2_Temp.(°C)	#3_Temp.(°C)
30	-100.9	-74.9	-117.7
130	-52.8	-50.7	-49.9
180	-39.3	-36.6	-32.7
230	-24.4	-22.9	-19.4
280	-7.7	-7.4	-6.5
330	9.8	8.6	6.4
380	27.5	26	21.4
430	47.7	45	-
480	56.4	53.7	45.5
Applied Stress(MPa)	225	216	191
Crack Arrest Position(mm)	305	270	270
Crack Arrest Temp.(°C)	1.1	-10.4	-9.1
K_{ca} (N/mm ^{1.5})	8498	7275	6433

표3.12 EH47강의 두께 80mm 균열 실험결과(POSCO)

Thermal couple position(mm)	#1_Temp. (°C)	#2_Temp. (°C)	#3_Temp. (°C)	#4_Temp. (°C)
30	-93.6	-120.2	-99.3	-101.9
130	-59.3	-71.3	-63.3	-63.7
180	-46.2	-57.3	-100.1	-50.3
230	-33.7	-44.8	-38.7	-36.7
280	-20.4	-31.8	-25.2	-23.9
330	-8	-20.8	-12.3	-11.6
380	-3.7	-8.4	-1	-0.3
430	15.6	4	7.6	14.6
480	19.8	41.9	13.6	19.1
Applied Stress(MPa)	196	150	170	190
Crack Arrest Position(mm)	325	260	220	270
Crack Arrest Temp.(°C)	-11.5	-34.9	-40.4	-29.1
K_{ca} (N/mm ^{1.5})	7913	5049	4887	6197

그림 3.26은 POSCO에서 대형 인장 실험기를 사용하여 ESSO 실험을 진행하여 균열실험을 끝낸 후의 과단면 사진이다. 두께 50mm와 같이 내부의 균열길이가 양쪽 표면보다 더 길게 된다.



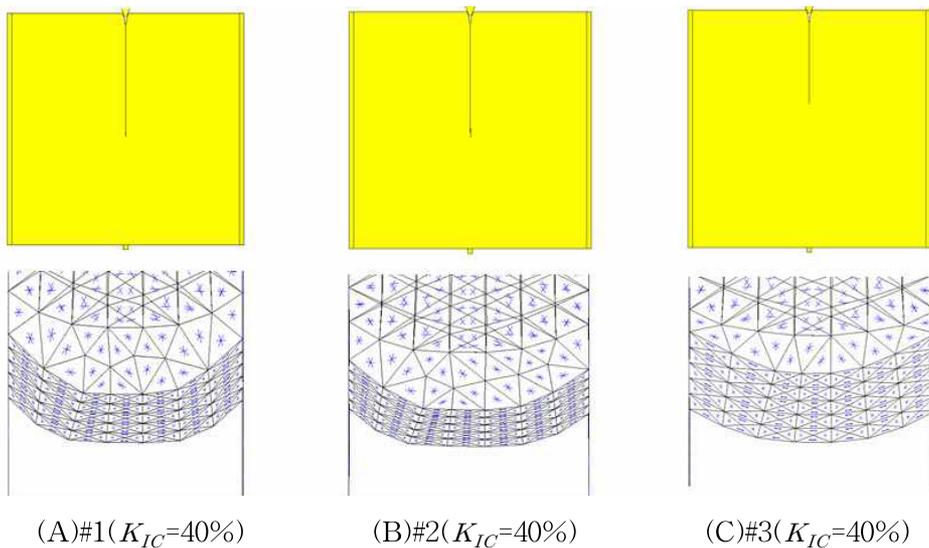
(A)#1

(B)#2

(C)#3

그림 3.26 EH40강의 두께 80mm 실험 균열진전형상과 파단면(POSCO)

그림 3.27과 그림 3.28은 EH40강재와 EH47강재의 균열해석 시험편의 표면에서의 균열진전형상이고 50mm시험편과 같이 각각 아래의 단면은 균열진행방향으로 끝까지 잘라서 두께방향인 z축으로 본 균열 끝부분의 형상이다.



(A)#1($K_{IC}=40\%$)

(B)#2($K_{IC}=40\%$)

(C)#3($K_{IC}=40\%$)

그림 3.27 EH40강의 두께 80mm 균열진전형상

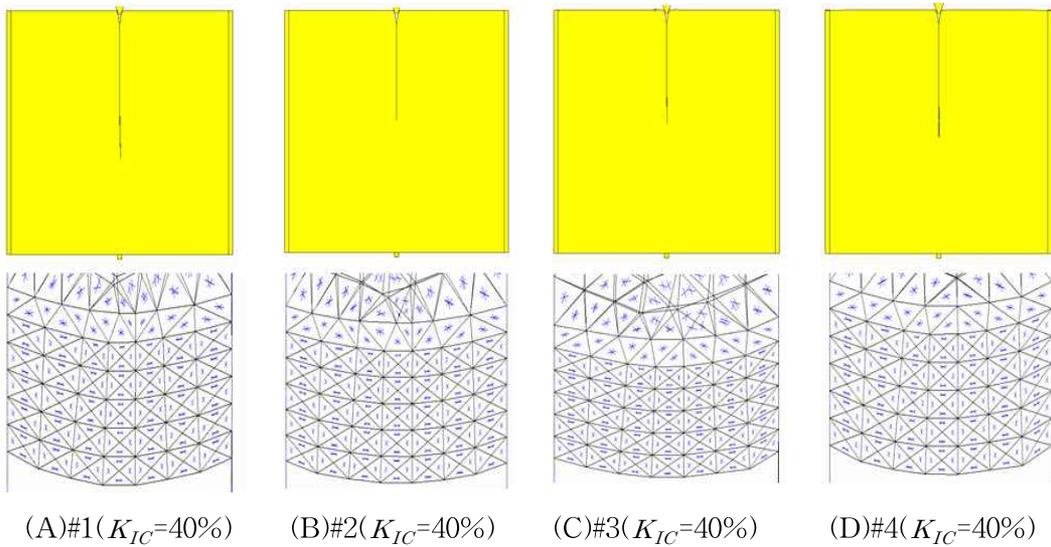


그림 3.28 EH47강의 두께 80mm 균열진전형상

그림 3.27과 그림 3.28도 두께 50mm와 같이 두께방향 z축의 형상을 보면 균열의 중심부인 내부의 균열길이가 표면보다 더 길게 나타났고 두께 80mm인 해석은 K_{IC} 가 100%일 때 실험결과 다르게 균열길이가 많이 부족함을 보여주었다. 그러나 K_{IC} 를 40%로 감소시켜 추가해석을 진행했을 경우 균열길이가 어느 정도의 범위에 들어오는 것을 확인 할 수 있었다.

(2) 해석결과 및 검토

균열 해석결과를 균열정지온도와 균열길이, K_{ca} 값으로 정리하였다.

표3.13 EH40강의 두께 80mm 균열 해석결과

NO.	Width (mm)	Crack Arrest Temperature(°C)	Crack Arrest Position(mm)	Applied Stress(MPa)	K_{ca_Ana} (N/mm ^{1.5})
#1	500	-9	274	225	7671.154
#2	500	-9	274	216	7364.307
#3	500	-17	240	190	5850.787

표3.14 EH47강의 두께 80mm 균열 해석결과

NO.	Width (mm)	Crack Arrest Temperature(°C)	Crack Arrest Position(mm)	Applied Stress(MPa)	Kca_Ana (N/mm ^{1.5})
#1	500	-13	309	196	7489.188
#2	500	-42	243	150	4638.412
#3	500	-36.8	242	170	5240.367
#4	500	-28.6	262	190	6236.773

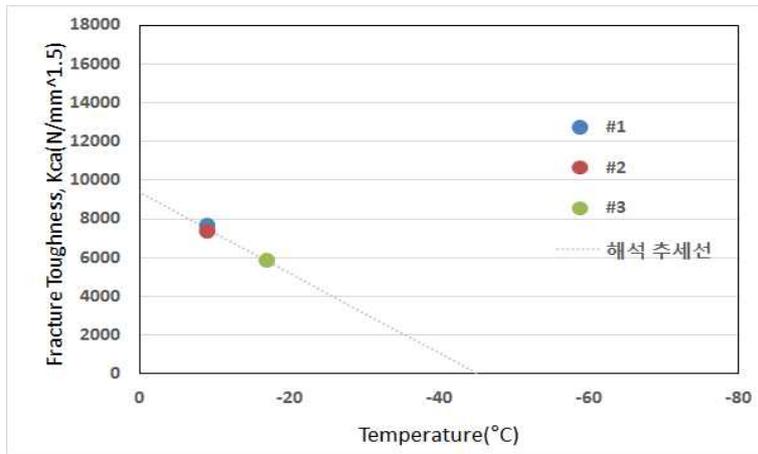


그림 3.29 EH40강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값

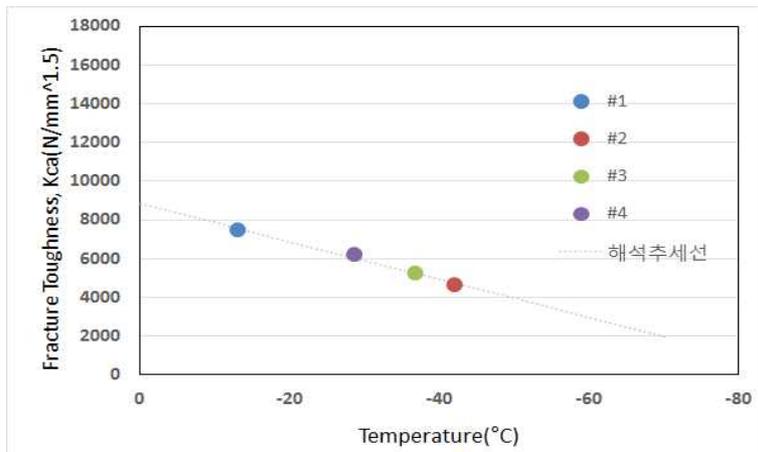


그림 3.30 EH47강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값

해석을 하여 정리된 결과를 그래프로 정리하고 추세선을 작성하였다. EH40 두께 80mm는 온도-9℃~-17℃사이에서 균열 정지를 하였고 균열의 길이는 240mm~274mm 사이로 나타났다. EH47 두께 80mm는 온도-13℃~-36.8℃사이에서 균열 정지를 하였고 균열의 길이는 242mm~309mm사이로 나타났다.

다. 두께 100mm 균열 실험결과 및 해석

(1) 균열해석

두께 100mm인 취성균열진전해석을 하였다. 표3.15는 POSCO에서 대형 인장 실험기를 사용하여 ESSO 실험한 EH40강의 두께 100mm인 모재의 취성균열전파 및 정지에 대한 실험 결과이다.

표3.15 EH40강의 두께 100mm 균열 실험결과(POSCO)

Thermal couple position(mm)	#1_Temp.(℃)	#2_Temp.(℃)	#3_Temp.(℃)
30	-122.5	-114.9	-108.1
130	-51.7	-51.6	-51.3
180	-34.9	-39	-37.6
230	-19.4	-25.8	-25.3
280	-7.1	-8	-11.9
330	6.1	6.8	1.4
380	21.5	22.6	19.4
430	37.9	33.3	35.2
480	56.3	48.6	69.1
530	80.7	61.2	-
580	87.5	77.5	-
Applied Stress(MPa)	180	150	137
Crack Arrest Position(mm)	370	330	295
Crack Arrest Temp.(℃)	19	7	-5
K_{ca} (N/mm ^{1.5})	7503	5630	5005

그림 3.31는 균열해석 시험편의 표면에서의 균열진전형상이고 각각 아래의 단면은 균열진행방향으로 끝까지 잘라서 두께방향인 z축으로 본 균열 끝부분의 형상이다. 두께 100mm 해석도 두께 80mm의 해석과 동일하게 K_{IC} 를 40%로 감소 시켜 진행하였으나 두께 100mm의 해석은 두께 80mm의 해석과 다르게 균열길이가 많이 짧게 나타나 실험과 차이가 있다는 것을 확인 할 수 있었다. K_{IC} 를 더 이상 감소시키면 인장하중을 진행하고 있을 때 균열이 생겨 해석을 할 수가 없어서 K_{IC} 유지하고 인장하중을 증가시켜 추가적인 해석을 하였다. 그림 3.32은 인장하중을 증가시켰을 때의 균열진전형상을 보여주고 있다.

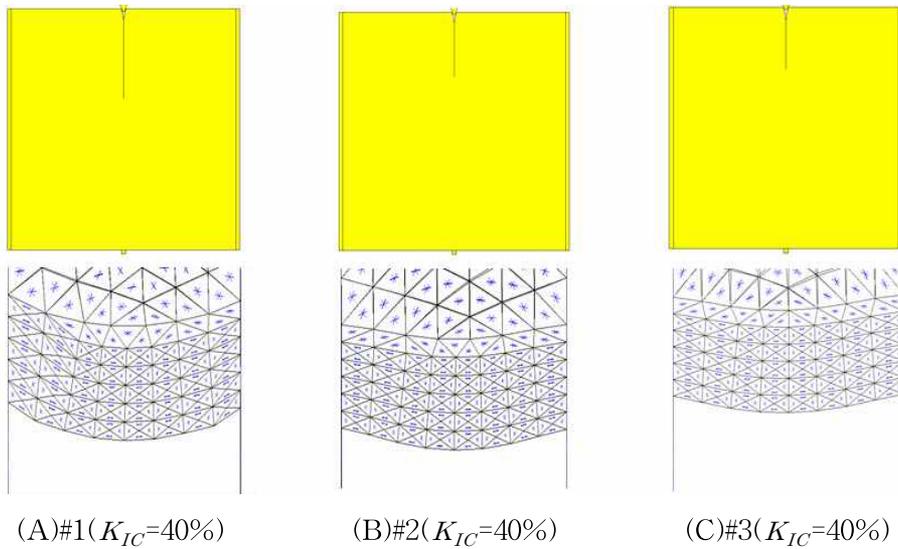


그림 3.31 EH40강의 두께 100mm 균열진전형상

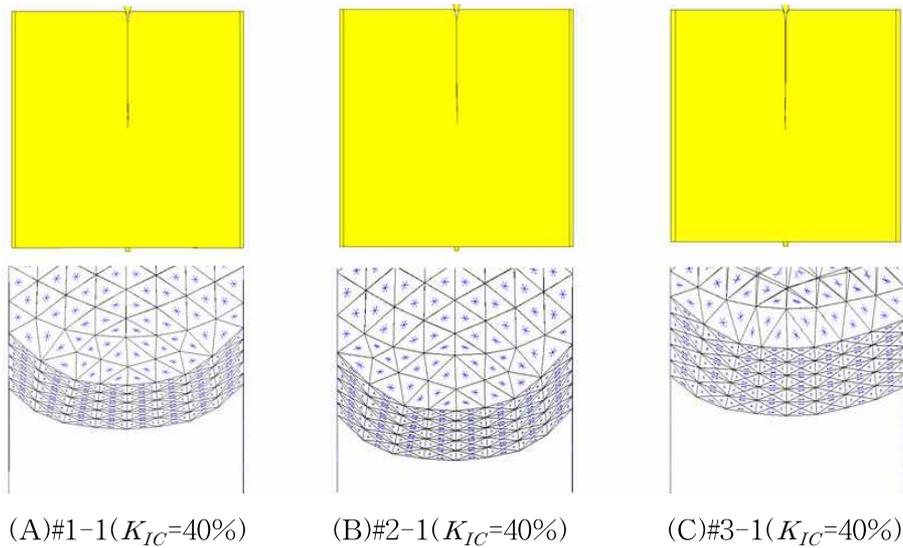


그림 3.32 EH40강의 두께 100mm 균열진전형상(인장하중 증가)

두께 100mm의 균열형상은 다른 두께의 해석들과 비슷한 형상을 보인다. 그림 3.31와 그림 3.32은 인장하중의 차이에 의한 균열길이다. 두께방향 z축의 형상을 보면 균열의 중심부인 내부의 균열길이가 표면보다 더 길게 나타났고 두께 100mm인 해석은 두께 80mm 해석과 같이 K_{IC} 이 100%일 때 균열길이가 많이 부족하여 K_{IC} 를 40%로 감소시켜 추가해석을 하였다. K_{IC} 를 40%로 감소시켜도 균열길이가 짧았으며 초기 인장하중을 증가시켜 해석하였을 때에 균열길이가 어느 정도의 범위에 들어오는 것을 확인할 수 있었다.

(2) 해석결과 및 검토

균열 해석결과를 균열정지온도와 균열길이, K_{ca} 값으로 정리하였다.

표3.16 EH40강의 두께 100mm 균열 해석결과

NO.	Width (mm)	Crack Arrest Temperature(°C)	Crack Arrest Position(mm)	Applied Stress(MPa)	Kca_Ana (N/mm ^{1.5})
#1	600	-19.7	233.8	180	5222.73
#2	600	-42	168	150	3563.409
#3	500	-50	134	137	2898.074
#1-1	600	0.6	309	203	7196.892
#2-1	600	-2	301	207	7186.616
#3-1	500	-14	267	220	7336.275

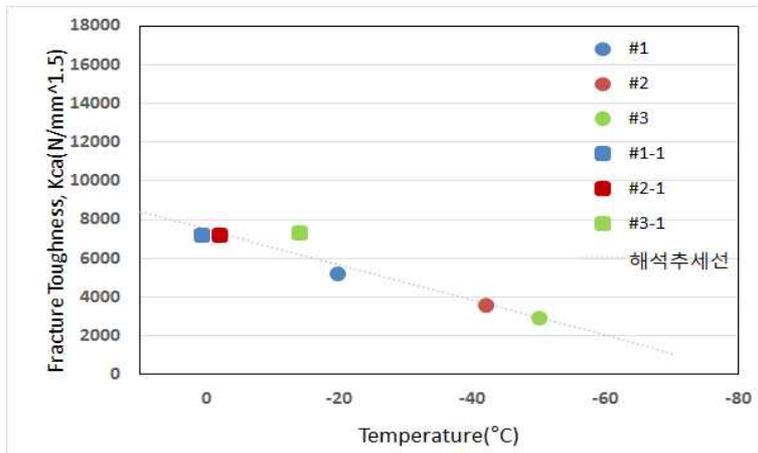


그림 3.33 EH40강의 두께 100mm 해석 K_{ca} 값

해석을 하여 정리된 결과를 그래프로 정리하고 추세선을 작성하였다. 온도 0.6°C ~ -42°C 사이에서 균열은 정지를 하였고 균열의 길이는 134mm ~ 309mm 사이로 나타난다. 인장하중이 많이 작용한 시험편이 더 많은 균열길이가 나타난다. 두께가 두꺼워지면 해석과 실험의 차이가 생기지만 균열진전방향이나 균열과단면은 패턴이 유사하다고 볼 수 있다.

3.1.4 결과비교 및 검토

모재의 취성균열진전해석과 실제 실험결과를 비교하였다. 본 해석은 두께 변화에 따른 균열정지특성에 관한 연구이므로 균열정지온도와 균열의 길이가 중요하다. 균열정지온도와 K_{ca} 값으로 변환하여 정리하였다.

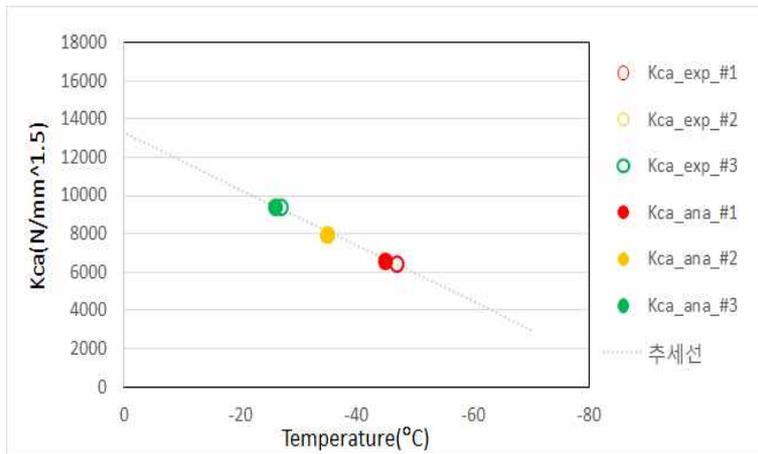


그림 3.34 EH40강의 두께 50mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교

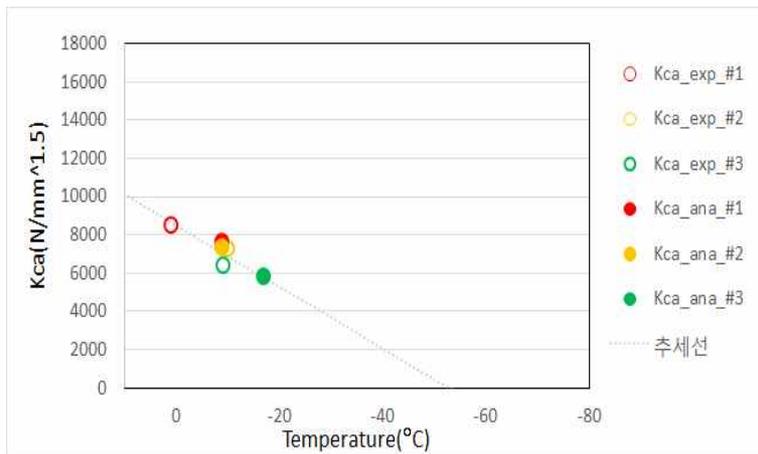


그림 3.35 EH40강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교

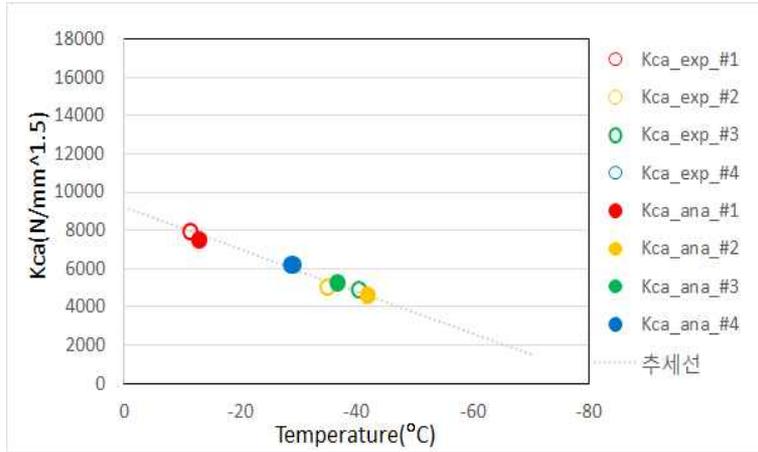


그림 3.36 EH47강의 두께 80mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교

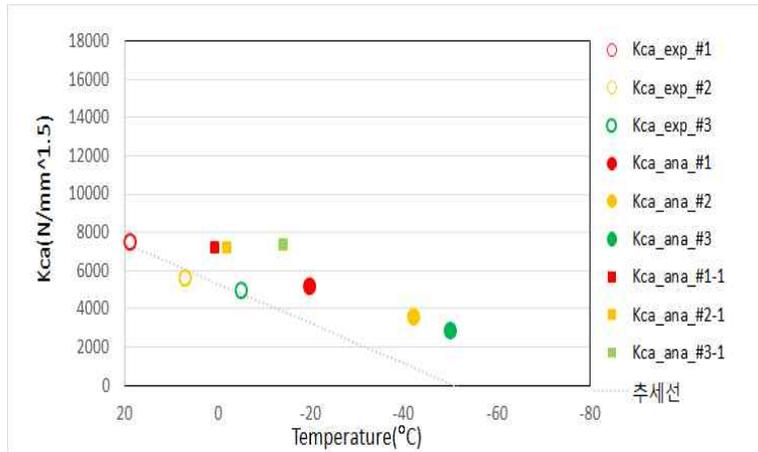


그림 3.37 EH40강의 두께 100mm 해석 K_{ca} 값과 실험 K_{ca} 값 비교

그림 3.34, 그림 3.35, 그림 3.36은 실험값을 추세선으로 나타내었을 때에 해석값과 실험값이 비교적 비슷한 분포를 띄고 있음을 확인 할 수 있다. 그러나 그림 3.37의 그래프를 보면 두께가 100mm인 두꺼운 두께에서는 실험 추세선에 벗어나 있음을 확인 할 수 있다. 인장하중을 증가시키지 않았을 경우의 해석에서는 실험 추세선과 벗어나 있으나 실험 추세선과의 기울기는 비슷한 경향을 띄고 있음을 확인 할 수 있었다.

3.2 용접잔류응력을 이용한 취성균열진전해석

두께 80mm인 시험편에 용접방법이 다른 두 가지의 열 탄소성해석을 유한요소 프로그램인 MSC.Marc로 해석하여 용접잔류응력을 생성시키고 그 결과를 정리하고 균열해석을 진행하여 용접방법에 따른 취성균열특성을 파악하고자 한다. 먼저, 열 탄소성해석을 진행하기 위한 용접프로세스의 인자와 각각의 조건들에 대해 정리하고자 한다.

가. 해석 모델

그림 3.38는 해석을 위한 정확한 치수와 형상이다. 시험편의 총 길이는 1000mm, 폭 1000mm, 두께 80mm에 대해 해석을 진행하였고 두 가지 방법으로 용접해석을 진행하였다. 그림 3.38은 시험편의 치수이다.

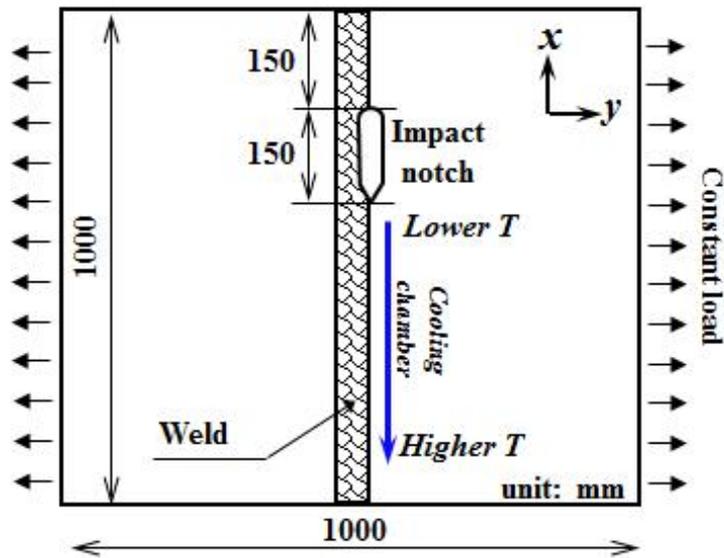
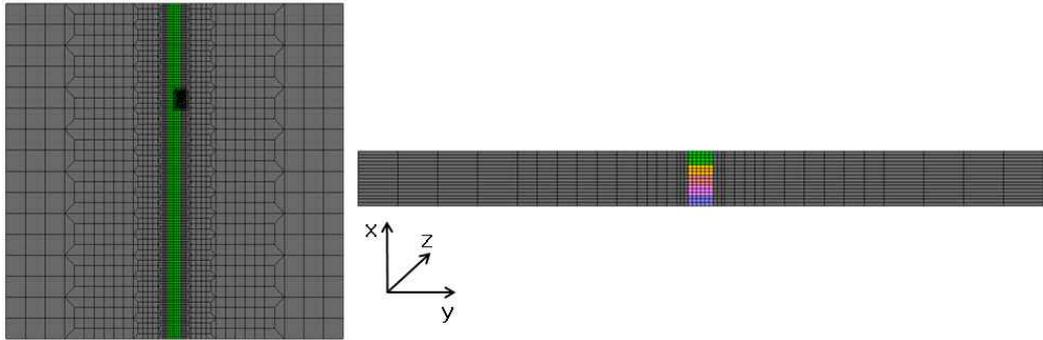


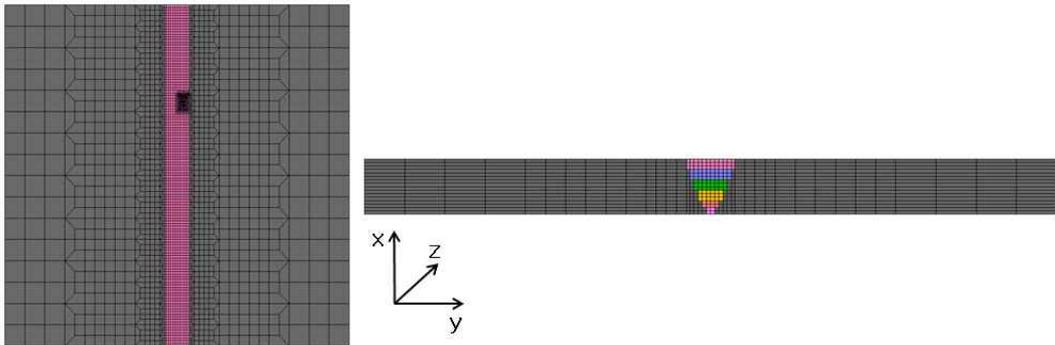
그림 3.38 시험편의 치수

그림 3.39는 각각의 용접비드위치를 나타낸다. 용접해석은 EGW방법과 FCAW방법으로 하였고 EGW용접은 대입열 용접으로 많은 양을 한번에 부어 판 두께가 두꺼울수록 경제적인 용접방법이고, FCAW용접은 외부에서 용융 금속을 대기 영향으로부터 보호하기 위하여 보호기체를 공급하면서 연속으로 공급되는 용가재를 사용하고 용접에

사용되는 와이어의 내부에 플럭스로 채워져 있는 플럭스 코어드 와이어를 사용하는 아크 용접방법이다.



(A) EGW



(B) FCAW

그림 3.39 시험편의 용접형상

해석 시 길이방향(용접선방향)을 x 축, 폭 방향(용접선 직각방향)을 y 축, 두께방향을 z 축으로 규정하여 해석을 실시하였으며, 각 변형과 수축이완이 발생하도록 경계조건을 설정하였다. 그림 3.40은 해석 시 사용된 모델의 형상 및 경계 조건이다.

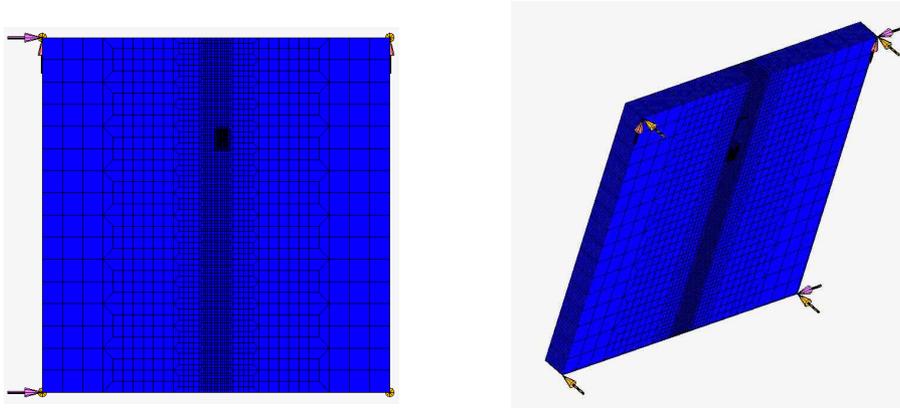


그림 3.40 시험편의 경계 조건

응력의 측정 위치는 길이방향의 중앙 요소를 측정하였다. 폭 방향의 측정 위치를 용접선직각방향(y), 두께 방향을 두께방향(z)라고 할 때 용접선직각방향(y)는 바닥에서부터 중앙인 40mm 지점을 측정하였고, 두께방향(z)는 노치의 정중앙 부위인 지점을 측정하였다.

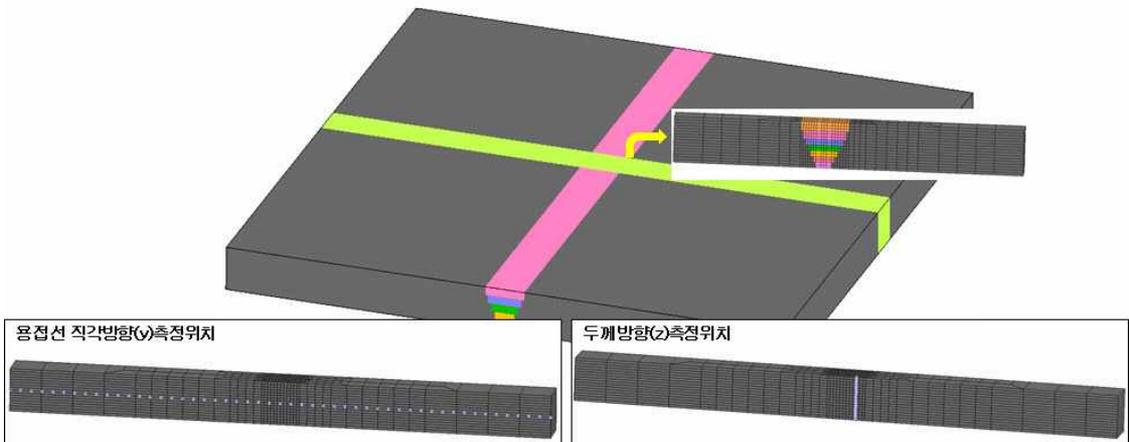


그림 3.41 시험편의 측정위치

나. 해석 조건

해석 시 사용된 강재는 EH40을 사용하였고, 해석 시 사용된 용접 조건과 시편 및 용접재료의 재질은 각각 아래 표와 같다.

표3.17 시험편의 용접조건

Process	Steel	Initial Temperature (°C)	Maximum Temperature (°C)	Welding Speed (mm/sec)
EGW	EH40	25	1800	5
FCAW	EH40	25	1500	5

표3.18 시험편의 모재 및 용접재료의 재질

Material	Remarks	YP[MPa]	TS[MPa]	EL(%)
EH40 (Base Metal)	Steel	490	590	21
SF-36E (Filler Metal)	Consumables	570	610	19

용접 해석 시 사용하는 재료의 물성은 온도의 영향에 따라 그 값이 변하게 된다. 그림 3.42와 그림 3.43은 온도에 따른 재료 물성치의 거동과 기계적 성질의 온도 의존성을 나타내고 있다.

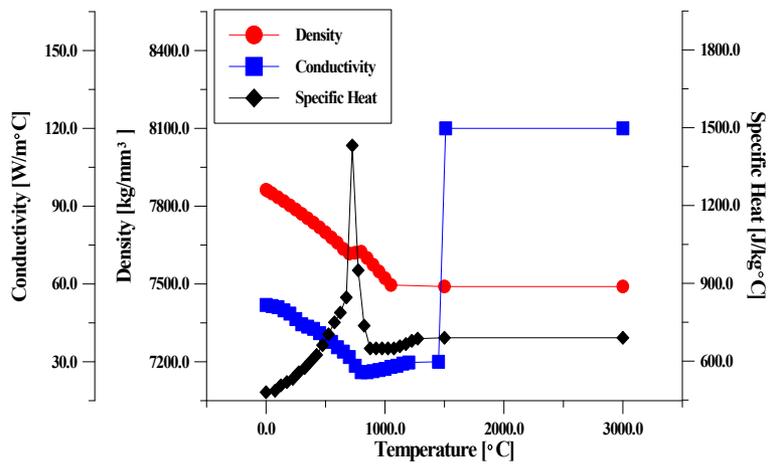


그림 3.42 온도에 따른 재료 물성치의 거동 (용접강도연구위원회, 2005)

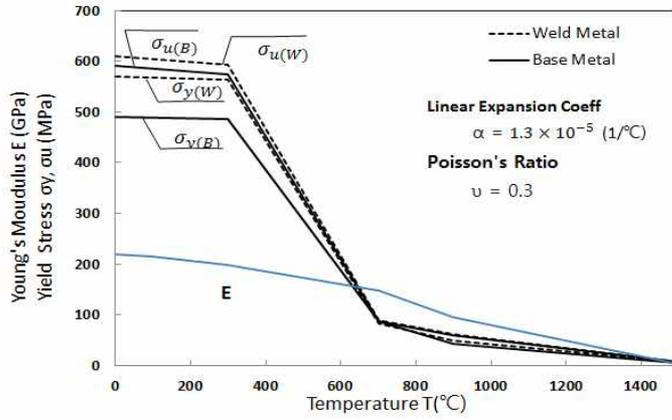
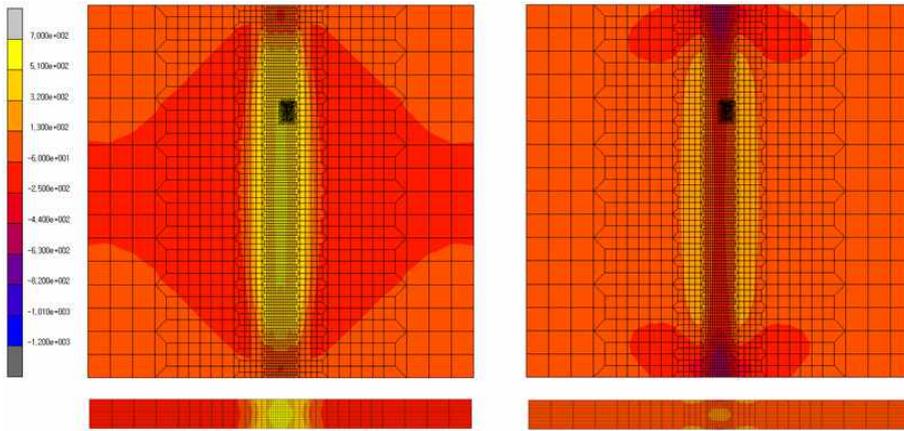


그림 3.43 시험편의 기계적 성질의 온도의존성

3.2.1 열 탄소성 해석

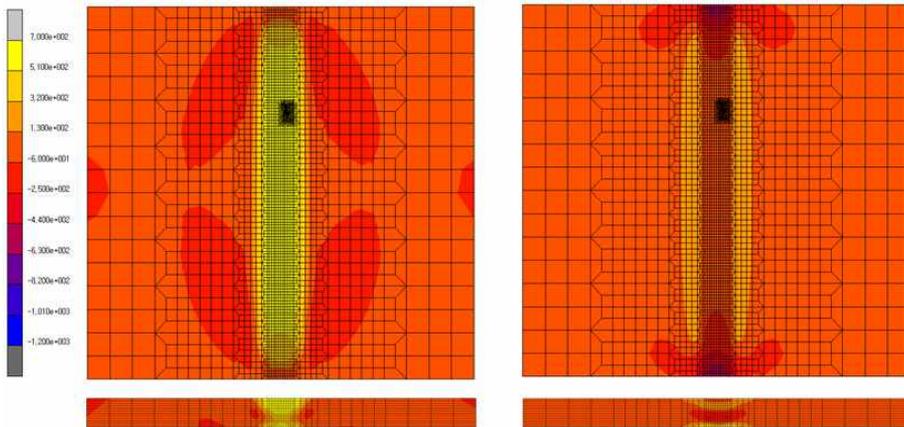
용접방법이 다른 EGW, FCAW의 2가지 방법으로 열 탄소성 해석을 진행하였다. 위의 해석 모델에 용접프로세스 과정에서 Filler Metal의 최고 온도는 각각 1800℃와 1500℃로 해석을 하였다. 그림 3.44는 각각의 잔류응력분포이고 그림 3.45은 용접선직각방향(y) 잔류응력, 그림 3.46은 두께방향(z) 잔류응력 측정 결과이다. σ_z 의 잔류응력은 그 영향이 미비하므로 생략하였다.



(a) σ_x 잔류응력분포

(b) σ_y 잔류응력분포

(A) EGW

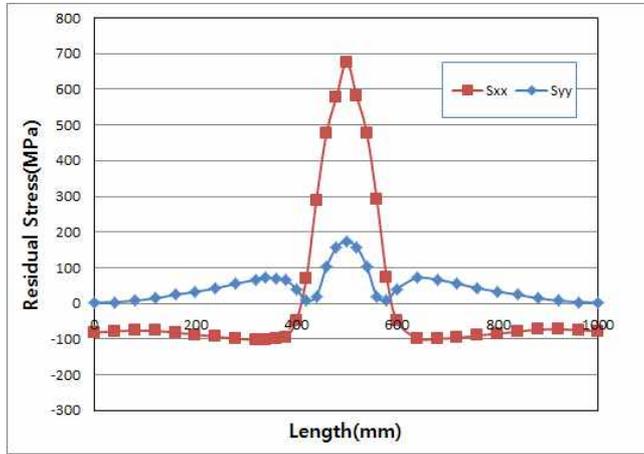


(a) σ_x 잔류응력분포

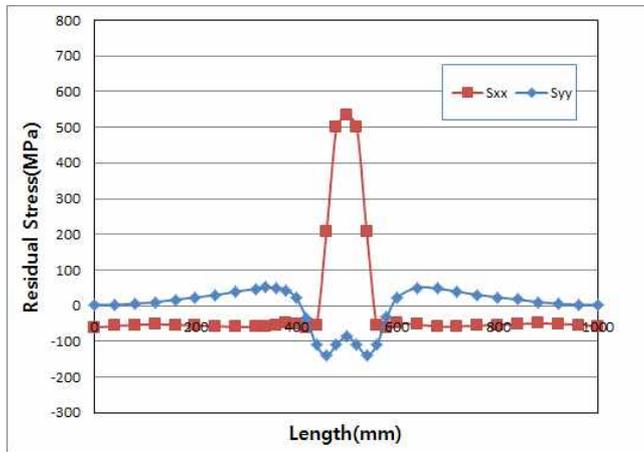
(b) σ_y 잔류응력분포

(B) FCAW

그림 3.44 시험편의 용접 잔류응력분포



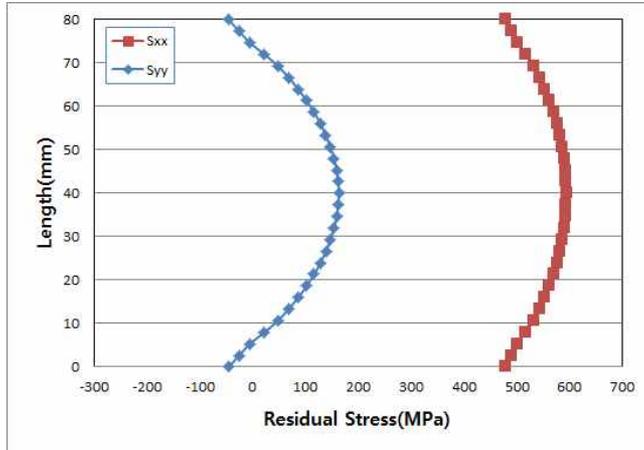
(A) EGW



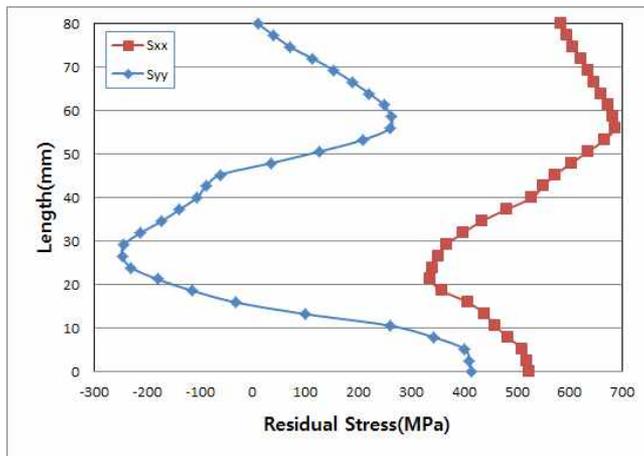
(B) FCAW

그림 3.45 시험편의 용접선직각방향(y) 잔류응력

용접선직각방향(y)의 잔류응력은 용접부에서 큰 영향을 주며 항복응력이 크면 용접부의 잔류응력의 크기가 증가한다는 것은 많은 연구에 의해 밝혀져 있다.



(A) EGW



(B) FCAW

그림 3.46 시험편의 두께방향(z) 잔류응력

두께방향(z)의 잔류응력에서 EGW는 표면의 값을 제외한 모든 값이 인장상태의 응력분포를 보여주고 있으나 FCAW는 인장과 압축 그리고 인장으로 다시 되돌아가는 응력분포를 보여주고 있다. 항복응력이 클수록 잔류응력도 크게 나타난다.

3.2.2 용접시험편의 노치형성

용접시험편에 균열해석을 하기 위해서는 충격을 받아 균열이 진행할 수 있는 노치를 형성해줘야 한다. 용접이 있는 시험편에 대한 균열해석은 용접의 끝부분에 응력이 고르지 못하고 불안정하므로 끝부분에 충격을 주어 해석하지 않고 상단에서 300mm정도 아래로 떨어진 부분을 파내고 충격을 주어 해석한다. 노치형성해석을 추가로 진행하여 변형된 잔류응력을 적용시켜 준다. 그림 3.47은 균열해석을 위해 노치를 형성한 후의 시험편 모델과 노치의 상세모습이다. 그림 3.48은 노치형성해석 후의 잔류응력 분포이고 그림 3.49와 그림 3.50은 시험편의 용접선직각방향(y) 잔류응력과 시험편의 두께방향(z) 잔류응력이다.

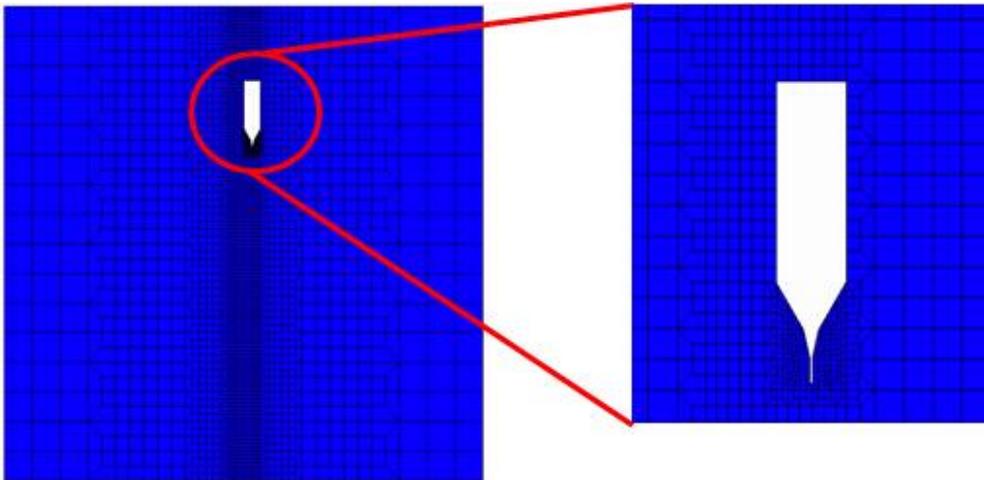
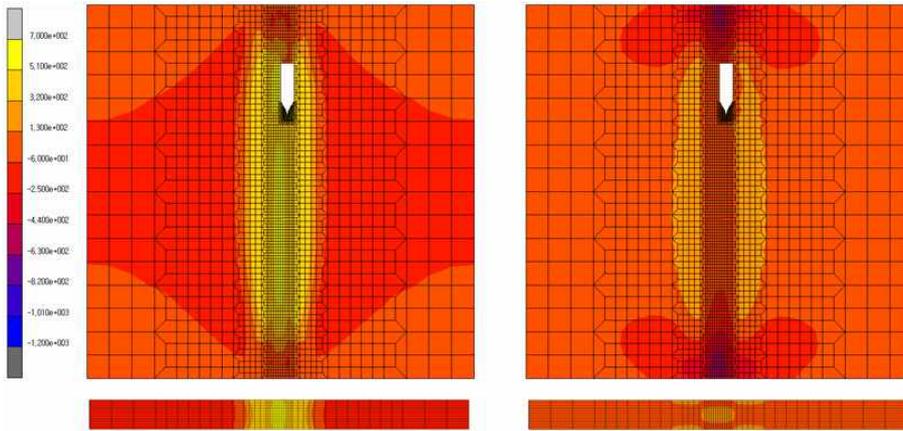


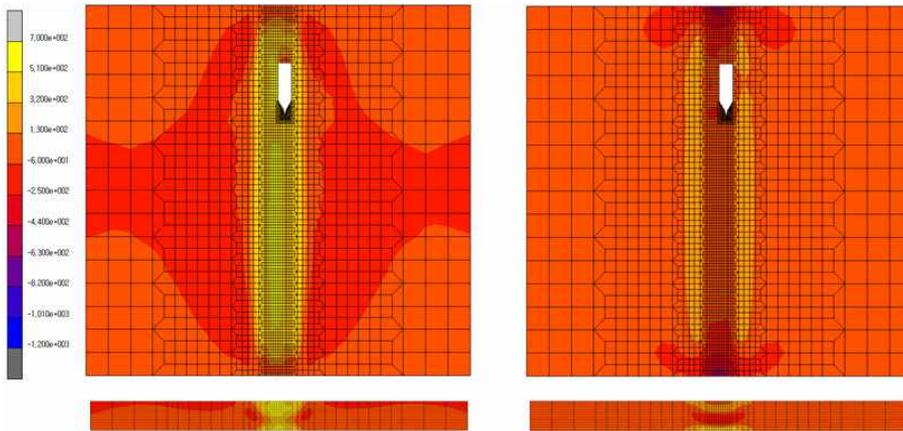
그림 3.47 시험편의 노치



(a) σ_x 잔류응력분포

(b) σ_y 잔류응력분포

(A) EGW

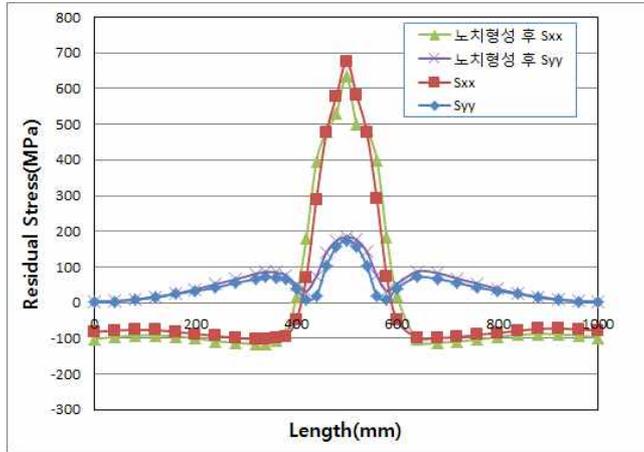


(a) σ_x 잔류응력분포

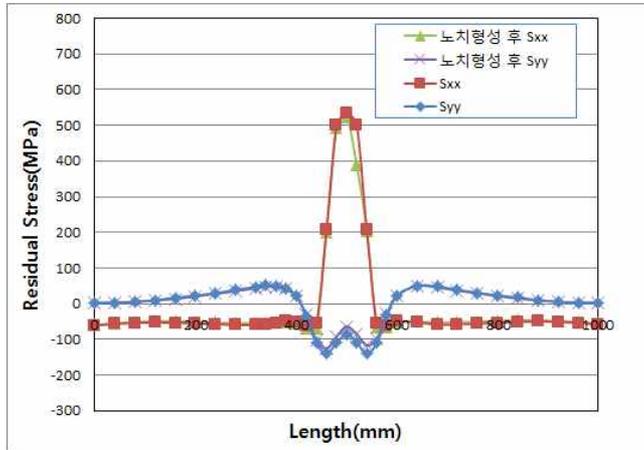
(b) σ_y 잔류응력분포

(B) FCAW

그림 3.48 시험편의 노치형성해석 후의 용접 잔류응력분포

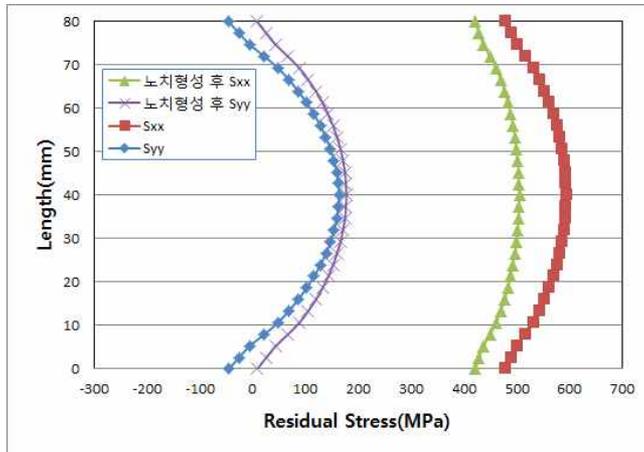


(A) EGW

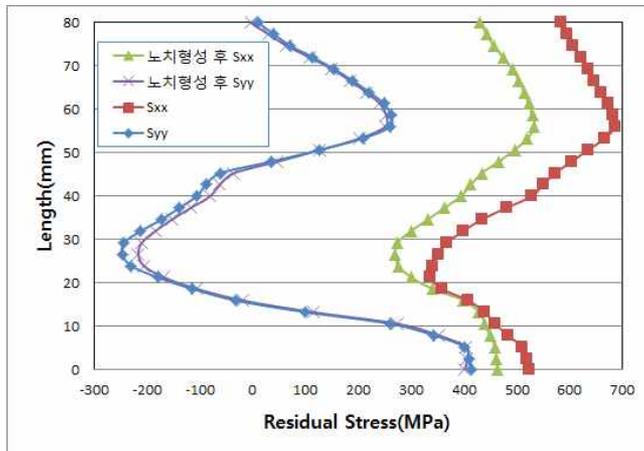


(B) FCAW

그림 3.49 시험편의 용접선직각방향(y) 잔류응력



(A) EGW



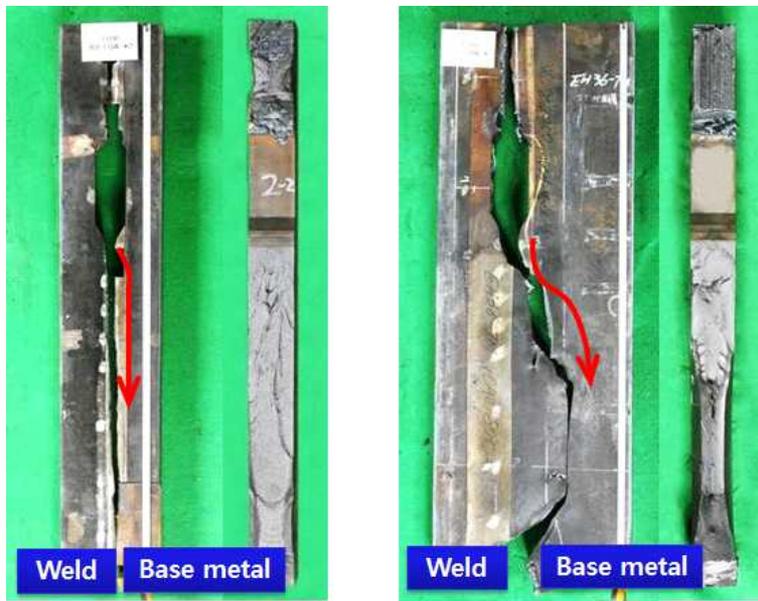
(B) FCAW

그림 3.50 시험편의 두께방향(z) 잔류응력

EGW와 FCAW는 전체적으로 잔류응력의 변형이 있었으나 전반적으로 크게 변하지는 않았다. 다만 두께방향(z) 잔류응력의 Sxx의 응력이 낮게 줄어든 걸 확인 할 수 있다.

3.2.3 용접시험편의 취성균열진전해석

본 연구의 최종 목표인 용접 잔류응력이 있는 시험편에 대한 취성균열진전해석을 하고자 한다. 3.2.1 열 탄소성 해석을 통해 얻어진 잔류응력을 균열해석 모델에 초기잔류응력으로 포함시켜 취성균열진전해석을 하여 용접방법에 따른 취성균열특성을 연구하고자 한다. 해석조건은 앞장에 설명하였다. 취성균열진전해석이므로 온도구배는 EH40 강재의 두께 50mm의 #1의 조건을 사용하였고 충격에너지는 32500mm/s를 적용하였다. 그림 3.51은 용접시험편에 대한 실제 실험을 진행한 후의 균열진전모습이다.



(A) EGW

(B) FCAW

그림 3.51 실제 실험 균열진전형상(POSCO)

가. 초기잔류응력이 없는 균열해석

모재 시험편의 해석으로 보아 균열진행방향은 직진성만을 띄고 있었으며 이러한 특징을 바탕으로 잔류응력을 포함한 해석은 균열정지인성과 균열정지온도를 판단하기 보다는 균열진전방향에 초점을 맞췄다. 잔류응력을 포함한 해석과 비교대상이 필요하다 판단하여 용접시험편과 같은 시험편의 초기잔류응력이 존재하지 않는 취성균열해석을 진행하였다. 인장하중(Applied Stress)은 135MPa를 적용하고 K_{IC} 는 100%를 적용하였

다. 그림 3.52는 해석모델의 균열진전형상을 보여주고 있다.

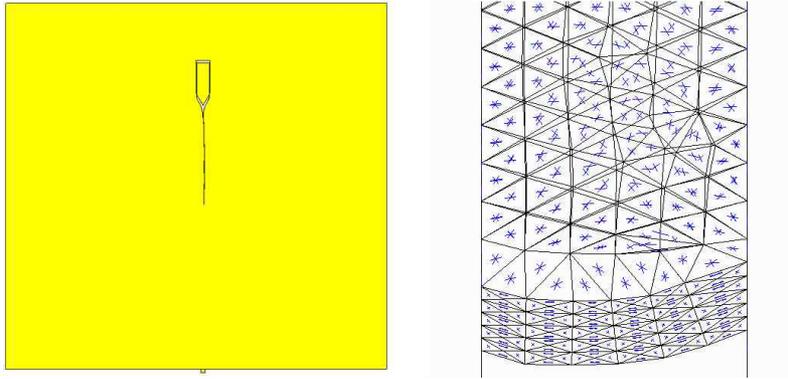


그림 3.52 초기잔류응력이 존재하지 않는 시험편의 균열진전형상

잔류응력이 존재하지 않는 시험편의 균열진전방향은 x축 방향으로 직진성만을 띄고 있다. 균열단면의 형상은 앞에 해석했던 모재의 취성균열진전해석 시험편의 형상과 같은 모습을 보이고 있다.

나. EGW

그림 3.53은 EGW방법으로 열 탄소성해석을 통해 얻어진 용접잔류응력을 초기응력으로 적용하고 해석했을 때의 균열진전형상이다. 인장하중(Applied Stress)은 150MPa를 적용하고 K_{IC} 는 100%를 적용하였다.

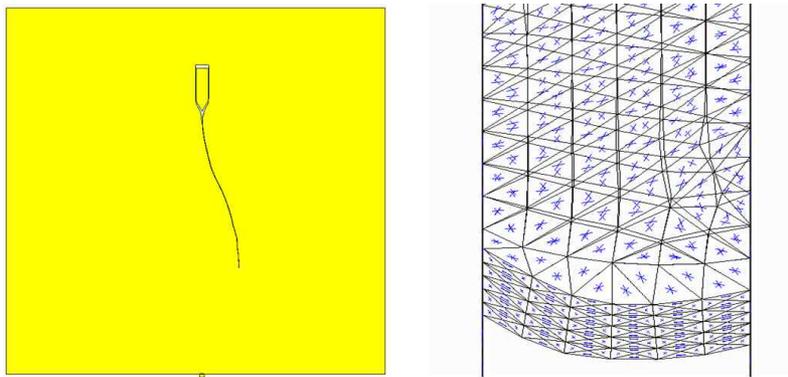


그림 3.53 EGW의 균열진전형상

시험편 내부에 잔류응력이 존재한다면 균열진전방향에 방향성이 나타난다. 균열진전은 직진이 아닌 중심에서 용접부의 반대인 모재 쪽으로 휘어져 나가 진행하는 걸 확인했다. 실제 실험결과는 EGW의 경우 잔류응력이 존재하더라도 균열진전방향에는 직진성만 띄고 있다.

다. FCAW

그림 3.54는 FCAW방법으로 열 탄소성해석을 통해 얻어진 용접잔류응력을 초기응력으로 적용하고 해석했을 때의 균열진전형상이다. 인장하중(Applied Stress)은 150MPa를 적용하고 K_{IC} 는 100%를 적용하였다.

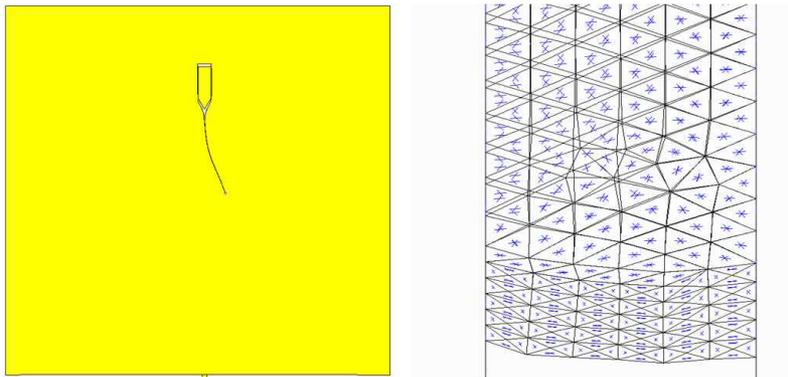


그림 3.54 FCAW의 균열진전형상

시험편 내부에 잔류응력이 존재한다면 균열진전방향에 방향성이 나타난다. 균열진전은 직진이 아닌 중심에서 용접부의 반대인 모재 쪽으로 휘어져 나가 진행하는 걸 확인했다. 이러한 현상은 실제 실험에서도 같은 결과를 보여준다.

제4장 결 론

구조물의 파괴는 대부분 예고 없이 발생하기 때문에 파괴를 방지하기 위한 연구와 정확히 예측하는 기술이 필요하다. 특히 용접 중에 생기는 용접잔류응력은 부재의 사용성과 강도를 떨어뜨려 균열전파력을 증가시키고, 취성파괴에 대한 구조물의 저항력을 감소시킨다. 또한 최근 용접기술의 발달로 다양한 용접프로세스에 따른 파괴에 대한 정확한 파괴 메카니즘과 취성균열방지기술이 필요하다. 본 연구에서는 취성균열진전해석 모델개발을 위해 균열진전에 영향을 주는 해석적 인자에 대해 Parametric 해석을 통해, 해석모델을 정립했다. 정립된 인자들을 기본으로 모재의 두께 변화에 따른 균열정지특성을 해석결과와 실험결과를 비교하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 저온에서 강구조물이 충격에 의해 균열이 발생하는 취성균열진전해석 모델을 개발하고 개발된 모델을 이용하여 두께에 따른 모재의 취성균열진전해석을 실시하여 실험결과와 비교한 결과 비슷한 결과를 도출 할 수 있었다.

2) Crack Growth Increment는 15mm를 기준으로 10mm씩 성장시켜 45mm까지 해석한 결과, 취성균열길이는 Crack Growth Increment가 증가할수록 선형적으로 증가하였다. 이를 모재의 실험결과와 비교한 결과 Crack Growth Increment는 35mm일 때 실험결과와 잘 부합하였다.

3) 취성파괴를 유발시키는 Impact Energy는 100%를 기준으로 120%까지는 취성균열 길이에 영향을 주지 않았으나, 130%를 넘으며 취성균열길이가 136mm(100%)에서 172mm(126%)로 변화되었다. 따라서 Impact Energy의 선형적 증가의 영향을 받지 않고 균열길이는 어느 점을 넘어서면 급격하게 증가하는 것을 알 수 있었다.

4) K_{IC} 값의 변화가 균열진전에 많은 영향을 주었고 K_{IC} 가 높을수록 균열길이는 짧아졌다. 또한 부재 두께가 50mm인 경우 K_{IC} 값이 100%일 때 실험과 잘 일치하였고, 부재 두께가 80mm인 경우 K_{IC} 값을 바꿔 해석한 결과 기준 값보다 40%로 낮추었을 때 실험값과 잘 일치하였다. 또 부재 두께가 100mm인 경우 K_{IC} 값을 40%이하로 낮추면 인장하는 과정에서 파괴가 발생하여, 그 이하로 K_{IC} 값을 낮출 수가 없었다. 따라서

K_{IC} 값을 40%로 설정하고 해석한 결과, 해석 값은 실험값과 45~63%의 차이가 발생하였다.

5) 모재의 해석 및 실험결과를 바탕으로 EGW, FCAW 용접부에 대한 취성균열진전해석을 실시한 결과, 용접잔류응력이 없는 경우 취성균열은 직선으로 발생하였으나, 용접부의 취성균열은 처음 용접부를 따라 진전하다가 모재 쪽으로 방향을 전환하여 진전 후 정지하였다. 다만 EGW와 FCAW는 다른 용접잔류응력 분포를 가지고 있음에도 불구하고 두 해석의 균열진전형상은 거의 비슷한 경향으로 나타났다.

참 고 문 헌

- 1) 안규백, 류강목, 이종섭, 박태동, 신용택, 한기형, 정상훈, 강성구, “고강도 극후물재 용접부 취성균열 전파 정지 기술 개발에 관한 연구”, KWJS 추계 학술발표대회, 2009.
- 2) 안규백, 박준식, 류강목, 김태수, 이태영, “극후물 용접부의 취성균열 전파 정지 인성 평가”, 대한용접학회 추계 학술발표대회 개요집 제50권, 2008.
- 3) 홍성완, 강희용, 김중겸, 이종화, 김광진, 강병희, 한욱, 임형진, 이준범, 김영진, 김영석, 양영명, 이종인, 유영화, “극한환경 건설기술 개발 연구기획보고서: 토목기술을 중심으로”, 국토교통부 연구보고서, 2006.
- 4) 정형진, “構造用鋼 熔接部에서 殘留應力이 疲勞舉動에 미치는 影響”, 조선대학교 기계공학과 학위논문 pp. 1~2, 1997.
- 5) 이억섭, 김상철, 송정일, “균열정지현상에 관한 기초적 연구” 대한기계학회논문집 A 64, pp. 112-118 1226-4873, 1990.
- 6) 박영철, “노즐 경사각을 고려한 이중금속 용접부 잔류응력에 대한 수치 해석적 연구”, 성균관대학교 기계공학과 학위논문, pp. 2, 2013.
- 7) 박정용, 김주학, 이윤규, 홍준화, “샤피 V-노치 충격 하중-변위 곡선의 균열정지하중을 이용한 원자로압력용기강의 파괴인성 예측”, Korean Journal Materials Research, Vol. 10, No. 4, 2000.
- 8) 안규백, 류강목, 박준식, 정보영, 김태수, 이종섭 “선급용 고강도 극후 물재의 취성과 파괴 정지 성능에 관한 연구” 大韓熔接·接合學會誌第28卷第1號, 2010.
- 9) 박정웅, 안규백, “선체구조물의 용접부 파괴 특성”, Journal of the Korean Welding and Joining Society, Vol. 25, No. 4, pp. 15-19, 2007.
- 10) 이영석, “소형 균열정지 실험과 유한요소법을 사용한 균열정지거동에 관한 연구”, 중앙대학교 산학협력단 연구보고서, pp. 10~15, 2010.
- 11) 박재실, 석창성, “원전 배관재 다층 용접부의 파괴 특성에 관한 연구”, 대한기계학회논문집 A권, 제25권 제3호, pp. 381~389, 2001.
- 12) 안규백, 박준식, 정보영, 이종봉, “조선용 극후물재의 취성균열 정지 특성 평가”, 대한용접학회 추계 학술발표대회 개요집 제48권, 2007.
- 13) 안규백, 박준식, 정보영, 이종봉 “조선용 극후물재의 취성균열 정지 특성 평가”, 대

- 한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집, 48, pp. 3-5, 2007.
- 14) 엄기원, “최신 용접공학”, 동명사, pp. 272-358, 2010.
 - 15) 배성인, 한민구, “파괴역학실험법”, 원창출판사, pp. 31~75, 1995.
 - 16) 장동일, 정경섭, 한민구, “파괴역학, 이론·해석에서 공학적 응용까지”, 원창출판사, pp. 3~5, 1995.
 - 17) 장재일, 주장복, 김철만, 양영철, 김우식, 권동일, “합목성에 기초한 9% Ni 강 용접 열영향부 파괴특성의 종합적 고찰”, 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 제2권, 1999.
 - 18) 차용훈, “CT形 變厚熔接板材에서의 疲勞龜裂 成長舉動에 미치는 殘留應力の 影響에 關한 破壞力學的 研究”, 성균관대학교 기계공학과 학위논문, 1992.
 - 19) 장윤찬, “EH36 및 SA516 강의 균열 전파 3차원 유한요소모사와 ESSO 실험 및 샤르피에 적용” 중앙대학교 기계공학부 학위논문, 2008.
 - 20) 장재일, 이정석, 이백우, 주장복, 권동일, 김우식, “LNG 저장탱크 내조용 9% Ni강의 SAW 용접열영향부내 파괴인성 변화 평가”, 대한기계학회논문집 A 제26권 제3호 통권 제198호, pp. 528-536 1226-4873, 2002.
 - 21) Brickstad, B. et al., “A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt-welded Stainless Steel Pipes”, International Journal of Pressure Vessels and piping, Vol. 75, pp. 11~25, 1998.1
 - 22) Yang Won-Jon, Lee Bong-Sang, Huh Moo-Young, Hong Jun-Hwa, “Application of the local fracture stress model on the cleavage fracture of the reactor pressure vessel steels in the transition temperature region”, Journal of Nuclear Materials, Vol. 317, No. 2, pp. 234~242 0022-3115, 2003.
 - 23) Irwin, G. R., ASM, 147, 1948.
 - 24) Irwin, G. R., ASME J. Appl. Mech., 24, 361, 1957.
 - 25) Masaoka I, Yada M and Sasaki R, “Brittle fracture initiation characteristics of weld joint for 80kg/mm² high strength thick plate steel(Report3) -Effect of residual stress and repair welding on brittle fracture initiation from surface notch in fusion line of welded joints” Journal of the Japan Welding Society, vol.44, no.11, 2010.
 - 26) Y. Nakano and M. Tanaka, “Crack arrest toughness of structural steels evaluated by compact test”, Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan,

- Vol. 22, pp. 147-153, 1982.
- 27) Y. SUMI, "Computational crack path prediction for brittle fracture in welding residual stress fields", *International Journal of Fracture* Vol. 44, pp. 189~207, 1990.
- 28) G. T. CAMACHO and M. ORTIZ, "Computational Modelling of Impact Damage in Brittle Materials", *Int. J. Solids Structures* Vol. 33, No. 20~22, pp. 2899~2938, 1996.
- 29) Chang, Y. S, Kim, Y. J, Ludwig Stumpfrock, "Development of cleavage fracture toughness locus considering constraint effects", *KSME International Journal*, Vol. 18, No. 12, pp. 2158-2173 1226-4865, 2004.
- 30) Kim, J. S. et al., "Development of Engineering Formula for Welding Residual Stress Distributions of Dissimilar Welds on Nozzle in Nuclear Component", *Proc. ASME-PVP 26729*, 2007.
- 31) Wall, O., "Dynamic crack propagation in large steel specimens", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 69, pp. 835-849, 2002.
- 32) Broek, D., "Elementary Engineering Fracture Mechanics", 4th ed., Martinus Nijhoff Publishers, 1986.
- 33) Rosenfield, A. R., "Estimating crack arrest under accident conditions", *Int. Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 56, pp. 33~36, 1993.
- 34) Rolfe, T. S. and Barsom, M. J., "Fracture and Fatigue Control in Structures", Prentice-Hall, 1977.
- 35) C. S. Barrett, "Internal Stress-a Review", *Metals and Alloys*, Vol. 5, pp. 131, 1944.
- 36) T. Inoue, T. Ishikawa, S. Imai, T. Koseki, K. Hirota, M. Tada, H. Kitada, Y. Yamaguchi and H. Yajima, "Long crack arrestability of heavy-thick shipbuilding steels", *Proceedings of the 16 th International Offshore and polar Engineering Conference, (SF,USE) 2006*.
- 37) T. S. Robertson, "Propagation of brittle fracture in steel", *Journal of iron and steel institute*, Vol. 175, pp. 361-374, 1953.
- 38) Wiesner, C. S., "Predicting structural crack arrest behaviour using small-scale material characterisation tests", *Int. Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 69, pp. 185~196, 1996.

- 39) Oriwan, E., Rep. Prog. Phy., 12, 185, 1949.
- 40) M. I. T., "The Alexander L. Kielland Accident", MITSG, 81-8, 1981.
- 41) Priest, A. H., "The influence of structural dimensions on crack arrest", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, pp. 2421~2437, 2003.
- 42) Griffith, A. A., Trans. Roy. Soc., A-221, 163, London, 1920.
- 43) Bate, S. K., et al., "UK Research Programme on Residual Stresses Progress to Date", Proc. ASME-PVP 26337, 2007.
- 44) B. Prabel, S. Marie, A. Combescure, "Using the X-FEM method to model the dynamic propagation and arrest of cleavage cracks in ferritic steel", Engineering Fracture Mechanicd Vol. 75, pp. 2984~3009, 2008.
- 45) DeWIT, R. and Fields, R. J., "Wide plate crack arrest testing", Nuclear Engineering and Design, Vol. 98, pp. 149~155, 1987.
- 46) Lei, Y., O'Dowd, N.P., Busso, E.P., Webster, G.A., "Weibull Stress Solutions for 2-D Cracks in elastic and Elastic-Plastic Materials", Int. Journal of Frasture, Vol. 89, No. 3, pp. 245~268, 1998.
- 47) 岡村, 線形破壊力學入門, 培風館, 1976.
- 48) 小林, Nikkei Mechanical, 2-25, 75, 1985.