

대형구조물의 파괴강도 특성 평가기술에 관한 연구

한문식*

A Study on The Evaluation of Fracture Strength for Large Sized Structures Based upon Their Fracturing Characteristics

by

Moon Sik Han*

요 약

대형구조물에서 발생하는 피로 및 취성파괴에 대한 강도의 특성 평가는 대형구조물의 설계에서 중요한 검토 사항중에 하나이다. 본 논문에서는 대형선체 및 해양구조물과 같은 대형구조물의 기본 설계단계에서 파괴역학을 이용하여 피로균열 진전과 취성파괴 발생 및 정지등에 대한 구조물의 파괴 강도 특성을 파악하고 이것을 기초로 이에 대한 안전성평가를 검토하였다. 소형시험 결과에서 선체구조의 상갑판 전단부와 같은 복잡한 구조물의 피로파괴 강도특성을 정도가 높고 또한 간편하게 추정할 수 있는가에 대하여, 실물크기 부분구조 모델시험을 실시하여 이를 비교·검토하였다. 본 연구대상에서는 소형시험결과를 기초로해서 대형구조물의 피로균열전파거동을 예측할 수 있음을 보였다.

Abstract

One of the most important design procedures for large sized structures is the evaluation of fracture strength against fatigue and brittle fractures threatening to occur in their steel members. In this paper, the safety assessment based upon the knowledge about the fracturing characteristics of such ship structures was discussed, which can be estimated from such phenomena as fatigue crack propagation and brittle fractures, as obtained by employing fracture mechanics at the basic design stage. Model tests with a partial structure specimen of full size was carried out to authenticate a question as to whether or not the fracturing characteristics of such sophisticated structures could be estimated with precision from ordinary scale specimen tests, It was shown that the behaviour of fatigue crack growth of large sized structures in this study could be predicted from the results of ordinary scale specimen test.

발 표 : 1993년도 대한조선학회 춘계연구발표회('93. 4. 16.)

접수일자 : 1993년 5월 3일, 재접수일자 : 1993년 7월 15일

* 정회원, 한국기계연구원 구조연구부

1. 서 론

대형 선체 및 해양구조물등 대형구조물의 안전성 확보문제는 경제 및 인명손실 뿐만 아니고 해양오염과 관련된 직접적이고도 긴요한 요인으로서 과거부터 그 중요성이 널리 인식되어 왔다. 특히 앞으로 설계, 제작될 대형 선박 및 해양구조물을 포함한 특수선 뿐만 아니고 10년 또는 20년간 사용된 대형 구조물은 그 수명년한이 가까워지게 됨에 따라 안전성문제가 더욱 심각하게 대두되고 있으며, 이들 대형구조물을 일시에 전부 폐기 또는 대체할 수 없다는 경제적인 이유에서 이에 대한 안전성 평가는 더욱 필수적인 문제점으로 부각되고 있다.

최근 대형 구조물은 사용조건이 더욱 가혹해지고 있을 뿐만 아니라 경량화 요구가 점증하고 있어 이들의 안전성은 이전보다도 더 한층 강요되며 특히, 용접재료 및 고장력재료의 사용확대등으로 인하여 종래의 설계수단 만으로는 효과적인 구조물 안전성 평가가 불가능하게 되었다[1-3]. 그 이유로는 종래의 재료역학적 수법만으로는 용접 및 취급과정에서 생긴 미소결합이나 제조과정에서 생긴 결함 또는 사용중 피로와 부식에 의해 생긴 균열등 각종 결함에 대하여 충분히 고려할 수 없기 때문이다.

대형 구조물의 경우, 파손원인 중 대부분이 이러한 균열에 기인하는 것으로 조사되었고 이들 균열은 사용조건에 따라 급격한 파손 또는 점진적인 파손을 야기하며 결과적으로는 막대한 경제적 손실 및 인명피해를 초래한다[4]. 따라서 이러한 사고를 방지하기 위하여 근래에는 크랙형 결함의 존재 또는 발생이 예상되는 구조물을 강도상 안전하게 사용할 수 있도록 하는 하나의 공학적 수법으로 파괴역학이 각광을 받고 있으며, 특히 선형파괴역학연구가 집중적으로 이루어져 거의 정립단계에 있다.

또한, 선형파괴 역학은 최근 대형구조물의 사용기간 중 뿐만 아니라 설계, 재료의 선택, 제작, 검사 및 보수등에 결정적인 또는 실질적인 지침이 되는 각종 기준으로서 채용되고 있으며 파괴사고의 진단등에서도 널리 이용되고 있다[5].

하중을 받는 실제 대형 구조물에 발생하는 이른바 자연크랙은 특수한 경우를 제외하고는 표면크랙 또는 평면크랙이나 3차원 피로특성을 지닌 크랙형태로 나타나는 것이 보통이며, 안전성 검토시 이러한 크랙에 대한 거동파악이 선진 여러국에서 필수적으로 수행되어지고 있다[6]. 또한, 최근에는 대형구조물에서

보다 정확한 안전성 평가를 위하여 실구조물 모델을 이용하여 실험을 통한 평가수법의 검토가 제공되어지고 있다[7].

이러한 배경하에서, 본 연구에서는 파괴역학을 도입하여 Fig.1과 같은 대형구조물의 안전성 평가 절차에서 주요 핵심기술이 되고 있는 피로크랙 진전과 취성 파괴의 발생 및 정지등의 특성을 평가하는 수법에 대하여 종합적인 검토와 함께 이를 응용하여 대형 선체 구조물의 안전강도상 문제가 되고 있는 상갑판 용접 취약부위의 실물구조 모델을 이용한 안전성 평가를 실시하였다.

또한, 소형시험 결과에서 선체구조의 상갑판 전단부와 같은 복잡한 구조물의 파괴파괴 강도특성을 정도가 높고 또한 간편하게 추정할 수 있는가에 대하여, 실물크기 부분구조 모델시험을 실시하여 이를 비교·검토하였다.

2. 안전성 평가를 위한 관련시험 및 시험결과

2.1 정적시험과 기계적 성질

본 연구에서 검토될 대형선체 취약부의 시험재료는 포항제철 제품인 40kg /mm²급 일반구조용 압연

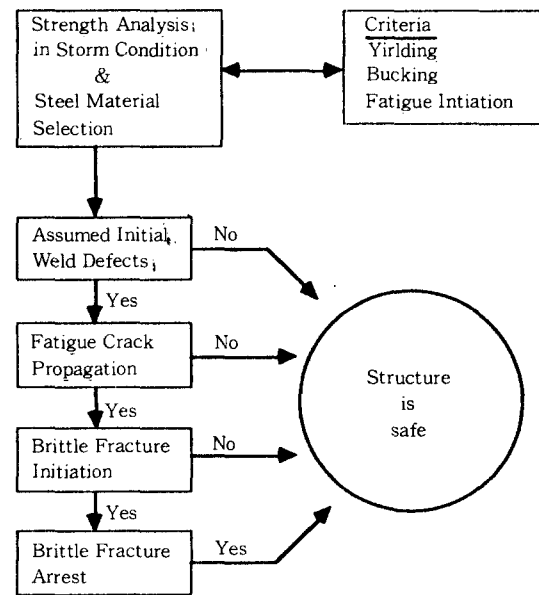


Fig. 1 Overall flow chart for safety assessment

강재(조선용) SS41강이다. 이 강재의 화학적 성분은 Table 1에 비교한 것과 같이 한국공업규격(KS D-3503) SS41강(보통 강도 강)은 한국선급협회(KR-301조) KR연강 RD강의 상당품이다. 이 재료에 대한 시험으로서 인장시험과 충격시험을 실시하였으며 압연방향과 압연방향에 직각인 방향으로 시험편을 채취하여 인장시험을 각각 3회씩 실시하여 평균값을 취하였다.

인장 시험편은 ASTM E8-69 규격에서 표점거리 50mm, 두께 10mm인 판상시험편으로 가공하였고 그 형상은 Fig. 2에 나타내었다. 인장시험은 Instron machine(Model No. 1234)에서 표점거리 50mm인

Table 1 Chemical composition of the steels(%)

Kind of Steel	C	Si	Mn	P	S	Cdq*	Pcm*	Re- marks
40kg/mm ² (392MPa) Class Steel Plate	0.11	0.27	0.58	0.010	0.019	0.207	0.148	Specimen
KS SS41	-	-	-	<0.05	<0.05	-	-	-
KR RD	<0.21	<0.35	>0.6	<0.040	<0.040	<0.31	<0.252	-

* Ceq%=C+Mn/6 Pcm=C+Si/30+Mn/20

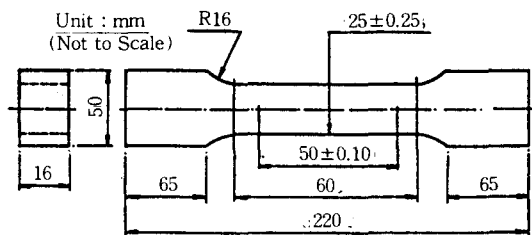


Fig. 2 Tensile test specimen

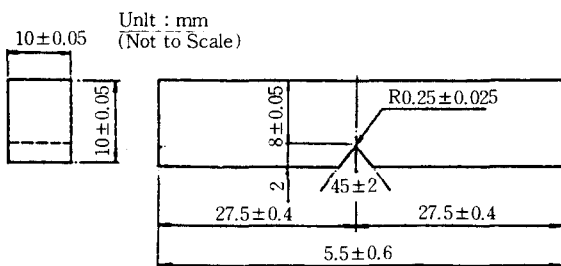


Fig. 3 Charpy impact test specimen

Table 2 Mechanical properties of the steels(20°C)

Kind of Steel	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Impact (J)	Remark
40kg/mm ² (392MPa) Class Steel Plate	283.696 288.796	438.203 440.708	41.7 44.9	104.720 206.360	Specimen (Transverse) (Longitudinal)
KS SS41	>245.166	402.073 ~509.946	>17	>47.072	-
KR RD	>235.360	402.072 ~490.333	>22	>47.072	-

* Instron(Model No.1234)에서 load cell 10^{ton}으로 사용

Extensometer(Model No. 2620-532)를 부착하고 인장시험 속도는 ASTM 인장시험 표준[8]에 따라 크로스 헤드속도를 0.25mm/min로 하였다. 충격시험편은 ASTM E-23-72 규격에 의하여 Charpy V-Notch 표준시험편으로 가공하였고 Fig. 3에 나타내었다. 충격시험은 Shenck 충격시험기를 사용하였으며 Final Velocity는 5.42m/sec로 실시하였다. 정적 시험에서 얻어진 기계적성질은 Table 2에 한국공업규격과 한국선급협회의 상당품과 비교하여 나타내었다.

2.2 충격시험으로 부터 파괴인성치(K_{IC}) 추정

재료의 개발 및 재질관리에 있어서 종래 가장 널리 사용되는 파괴인성 시험중의 하나는 CVN 충격시험이다. Barsom 및 ROLFE[9]는 Clausing[10], Gross[11] 등에 의한 각종 연구결과를 토대로 하여 K_{IC}와 Upper Shelf(충격시험에서 흡수에너지 VS. 온도 곡선이 평탄하게 되는 상단부) CVN 시험결과 사이의 관계를 표시하였다. 이 실험적인 K_{IC}와 CVN사이의 관계에 대하여 Paris[12]는 J적분의 논의에서 파괴 조건으로서 다음의 Rolfe, Novak, Barsom의 관계식이 성립함을 강조하여 왔다.

따라서 본 연구에서도 이 관계식 (1)을 적용 시험 평가하여 취성파괴발생의 판단기준이 되는 K_{IC}를 추정하였다.

$$\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_y}\right)^2 = \frac{5}{\sigma_y} \left(CVN - \frac{\sigma_y}{20}\right) \quad (1)$$

여기서, K_{IC} 는 적정하중에 있어서의 평면변형 파괴인성치, σ_y 는 항복응력, CVN은 표준 Charpy V-Notch 충격치, K_{IC} 는

$$K_{IC} = \sqrt{5(CNV - 0.05\sigma_{ys})} \quad (2)$$

로 정리되어 2.1절에서 얻어진 CVN값과 σ_y 값으로 K_{IC} 를 추정하였다.

본 연구의 시험적 재료인 선박용 강재 SS41은 항복응력이 비교적 낮은 재료이며 충격시험으로 얻어진 K_{IC} 값은 대체로 압연방향 및 압연방향의 수직방향에 대하여 각각 136.709, 194.901 $MPa \cdot m^{1/2}$ 로 나타났으며 Table 3에 기타 강재의 값과 함께 비교하여 보았다.

Table 3 Longitudinal mechanical properties of steels investigated for room-temperature K_{IC} -CVN correlation

Steel and Melting Practice*	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Charpy-V Notch Energy Absorption at +20°C (J)	K_{IC} ($MPa \cdot m^{1/2}$)	Remarks
40kg/mm ² (292MPa) Class Steel Plate	283.696	438.203	104.720	136.709	Specimen (Transverse)
40kg/mm ² (392MPa) Class Steel Plate	288.796	440.708	206.360	194.901	Specimen (Longitudinal)
A517-F, AM	758.435	834.278	84.062	186.806	-
4147, AM	944.596	1061.808	35.252	119.776	-
Hv-130, AM	1027.334	1096.283	120.670	270.320	-
4130, AM	1089.388	1151.442	31.184	109.886	-
72Ni-5Cr-3Mo, AM	1206.600	1247.970	43.387	142.852	-
72Ni-5Cr-3Mo, VIM	1261.759	1316.918	81.350	241.750	-
18Ni-9Co-3Mo AM (190 Grade), AM	1310.023	1351.392	33.896	123.072	-
18Ni-9Co-3Mo (190 Grade), VIM	1289.339	1344.498	66.436	175.818	-
18Ni-9Co-3Mo (250 Grade), VIM	1696.135	1771.979	22.693	95.601	-

* AM Signifies electric-furnace air-melted : VIM signifies Vacuum-induction-melted

2.3 취약부재의 피로크랙 전파시험

2.3.1 시험편의 형상

본 실험에서는 중앙균열 평판을 사용하였으며 Fig. 4에 시험편의 형상을 보였다. 인공 Notch가공은 Fig. 4에 보인바와 같이 우선 시험편 중앙에 1.5mm ϕ Drilling 구멍을 뚫고 1mm 두께의 실톱으로 양단 7.5mm씩 가공을 하였고, 선단은 예리한 인공 Notch로 하였다. 또한 시험편 표면은 2/100mm 오차 이내로 평면연삭가공을 하였고 Crack 진전을 정확하게 촬영할 수 있도록 가공된 Notch 주변을 거울면에 가압도록 연마를 하였다. 또한 시험하중이 균등하게 시험편에 작용하는지의 여부를 확인하기 위하여 3개의 Strain gauge를 Fig. 4에 보인 바와 같이 시험편의 폭 방향에 20mm 간격으로 부착하였다.

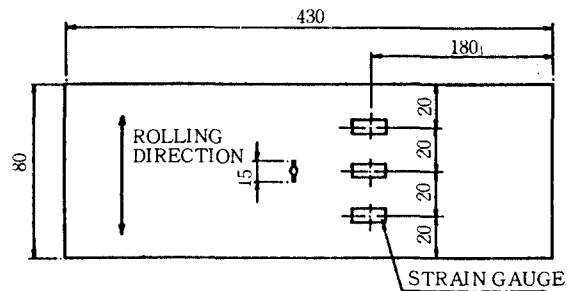


Fig. 4 Fatigue test specimen

2.3.2 실험절차 및 실험결과

본 실험에서는 ASTM E647 규정을 택하여 피로균열 전파시험을 행하였다. 실험하중 상태는 예비균열 발생을 용이하게 하기 위하여 실제로 실험한 하중보다 높은 반복하중을 가하여 크랙을 발생시킨 다음 점차 하중을 감소시켜 실험하중으로 고정하였다. 이 상태에서 Preload의 영향을 감소시키기 위하여 Crack이 0.5mm 정도 더 진전한 다음부터 기록을 시작하였다. 응력비는 0.2로 하였고 하중의 파형은 최대값과 최소값이 모두 인장측에 있는 일정 진폭의 sine하중을 사용하였다.

실험에 사용된 최대하중은 74,539N이고 최소하중은 14,907N이며 하중주파수는 8Hz로서 일정하게 하였다. 또한 Crack 길이의 측정은 Travelling Microscope로 측정하였다. 피로크랙전파 실험결과는 Paris식인

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta k)^m \quad (4)$$

을 써서 해석하였다.

여기서, da/dN 는 크랙진전속도는 $\Delta k (= k_{max} - k_{min})$ 는 응력확대계수 폭이다. K_I 은 Tada 이론식 [13]인 식 (5)에 대입하여 얻었다.

$$k_I = \frac{P}{B \cdot W} \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a} \cdot F\left(\frac{a}{b}\right) \quad (5)$$

$$F\left(\frac{a}{b}\right) = \left\{ 1 - 0.025\left(\frac{a}{b}\right)^2 + 0.06\left(\frac{a}{b}\right)^4 \right\}$$

$$\cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2b}\right)} \quad (6)$$

여기서, p 는 시험편에 작용하는 하중, B 는 시험편의 두께, W 는 시험편의 폭, a 는 크랙길이의 절반, b 는 시험편 폭의 절반이며 상수 C 와 m 은 $\text{Log}(da/dN)$ 과 $\text{Log}(\Delta k)$ 의 Graph상의 크랙 안정구간에서 최소자승법으로 1차식 curve fitting하여 구하였는데 m , c 값은 각각 6.62, 1.73×10^{-13} 이었다. 또한 시험 주장비로써는 Instron(Model No. 1324)를 사용하였으며, 전술한 피로크랙전파를 통하여 얻어진 결과를

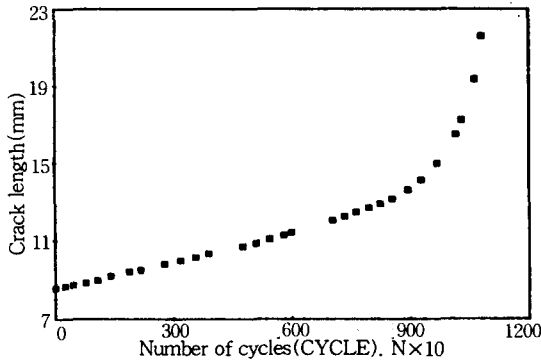


Fig. 5 Crack length VS, number of cycle (Center cracked specimen)

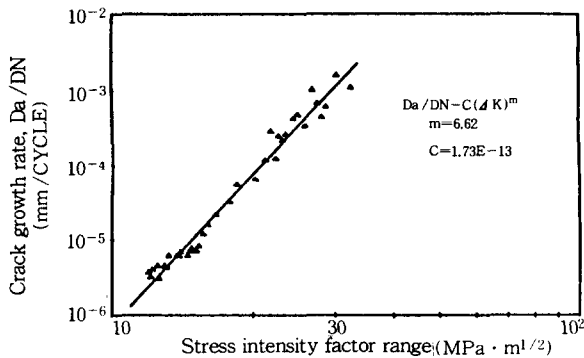


Fig. 6 Crack growth rate VS, stress intensity factor range (Center cracked specimen)

Fig. 5와 Fig. 6에 보였다. Fig. 5는 피로균열전파 실험에서 측정된 Cycle수에 따르는 크랙진전 길이를 표시한 것이며, Fig. 6은 이 실험결과를 토대로 하여 응력확대계수 폭 $\Delta k (k_{max} - k_{min})$ 에 대한 크랙진전 속도와의 관계를 나타낸 것이다.

이와같이 얻어진 $da/dN - \Delta k$ Curve를 변형된 Paris식 [14] 식(7)에 적용하여 균열진 선체구조물의 잔존수명을 계산할 수 있다.

$$N_f = \frac{a_o^{(1-\frac{m}{2})} - a_f^{(1-\frac{m}{2})}}{(\alpha^m \Delta \sigma^m \pi^{m/2} (m/2 - 1))} \quad (7)$$

여기서, a_o , a_f 는 초기 및 최종 크랙길이, α 는 형상 계수, $\Delta \sigma$ 는 응력 Level, N_f 는 최종사이클 수, 즉 최종 수명이다.

2.4 크랙정지 인성치(K_{Ia}) 시험

대형 구조물내에서는 불가피한 사고가 빠르게 전파하게 된 크랙이 완전히 정지하도록 완전설계를 하지 않으면 매우 큰 인명피해나 경제적인 손실이 발생하는 대형사고로 발전되는 경우가 많다[15-17].

이를 방지하기 위하여 대형 구조물내에 크랙정지를 시키는 많은 보강재를 설치하는 예를 볼 수 있으나 본 연구에서는 직접 구조물재의 크랙정지 인성치를 알아내어 설계에 활용함으로써 취약부에서 취성 파괴로 인하여 크랙이 급작스럽게 발전할 때 취성 파괴를 조절하여 크랙이 전파도중 정지 될 수 있도록 하는 설계데이터를 얻고자 함이다.

2.4.1 측정 시스템의 구성

크랙정지 인성치의 측정시스템 구성은 전체 실험 장치 및 오토메이션 절차의 내부 프로그램을 콘트롤 하는 PULL-DOWN MENU방식의 INSAMCR-MAIN 프로그램으로 내장되어 있다. 그것은 동적인 장 및 압축실험을 수행할 수 있는 만능시험기 (Tensilon, 10 Ton, Japan) 및 실험 데이터를 저장, 수록하는 주변 실험장치(XY-Recorder, Linear Corder, Oscilloscope) 동적 크랙전파속도 측정장치, 아날로그 신호를 컴퓨터에서 처리할 수 있도록 디지털 값으로 변환시켜 주는 A/D CONVERTER, 초기 정적 실험값을 사용하는 정적분석 과정인 NISA II, DISPLAY III, 동적파괴 인성치와 크랙정지 인성치를 분석, 처리하는 과정인 INSAMCR, 추출된 데이

타를 쉽게 해독할 수 있도록 정리한 후 처리과정인 INSAMCRSCR 및 출력장치인 HPLASERJET III 등이 있다.

2.4.2 시험편 형상 및 실험방법

본 연구에서는 Retangular Compact Tension (RCT) 시험편을 수정하여 만든 Fig. 7과 같은 CLWL (Crack Line Wedge Loaded Specimen)으로 크랙

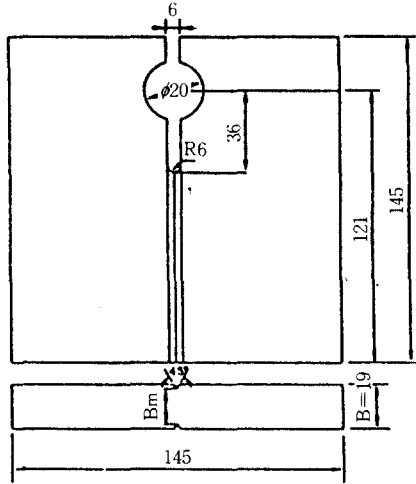


Fig. 7 Dimensions of CLWL specimen(Unit : mm)

Table 4 Mechanical preperities

Mech. Properties	Elastic Modulus	Poisson's Ratio	Elongation(%)	Yield Stress (MPa)	Ultimate Stress (MPo)	Density (kg/m ³)
Materials						
SA516 gr.70	202.0	0.3	23.0	397.3	549.4	7841.0
Al7075-T6	75.0	0.31	12.5	504.0	553.0	2700.0

Table 5 Chemical compositions

Chem.Com-position	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Al	Cu	Fe	Mg	zn
Materials														
SA516 gr.70	0.17	0.25	1.06	0.013	0.003	0.02	0.024	0.01	0.045	0.041	-	-	-	-
Al7075-T6	-	0.50	0.30	-	-	-	0.290	-	-	-	1.06	0.7	2.5	5.6

정지 인성치를 결정하였다. 사용한 시험재료로서는 두께 19mm의 SA516 gr.70 압력용기강과 두께 20mm의 Al 7075-T6등을 사용하였으며 기계적 성질과 화학적 성분은 Table 4와 Table 5에 표시하였다.

만능시험기로 시험편이 파괴될 때까지 인장 혹은 압축속도 5mm/min(CLWL 시험편의 경우 Fig. 8과 같은 하중장치에 의해) 하중을 가하였다. 이때 시험편에는 크랙전과 시간 측정용 두께 1mm ± 0.1mm의 전도성 은선(Conductive Silver Paint Line)을 크랙 선단으로부터 4mm간격(CLWL 시험편)으로 각각 8선~16선을 크랙전과 방향과 수직방향으로 칠하였다. 칠해진 은선이 동적 크랙선단에 의해 파단되어 발생하는 신호를 크랙전과 속도 측정장치로 보내어 각 시험편의 동적 균열속도를 측정하였다.

전도성 재료인 SA516 gr.70 및 Al7075-T6의 경우는 시험편 자체가 전기를 전도하므로 시험표면에 얇은 종이를 접착시킨 후에 Marking Tape를 사용하여 은선을 표시하였다. 이때 얇은 종이의 크랙선단이 시험편의 동적 크랙 전과시 시험편의 동적 크랙선단과 똑같이 전과하기 위하여 약 200℃ 정도로 30분간 열을 가하면서 건조시켜 종이 피막재료를 경화시켰다.

Fig. 8은 CLWL 시험편의 크랙선단에 4±0.05mm 간

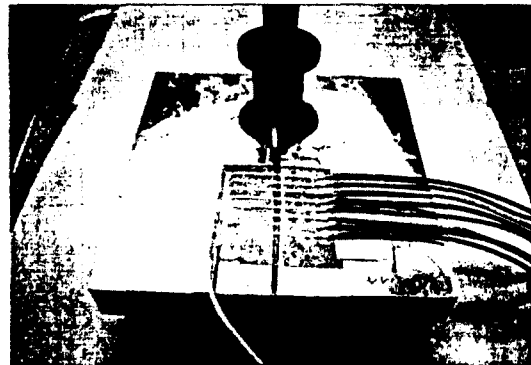
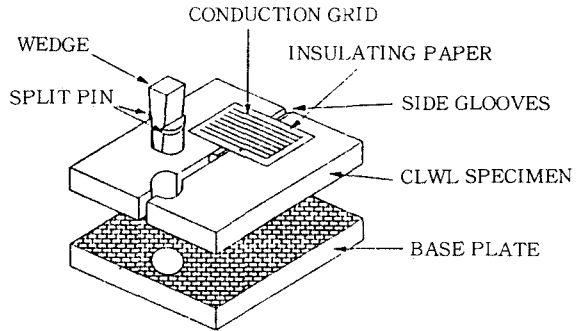
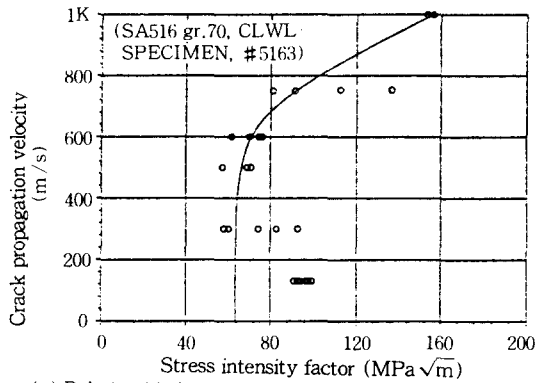


Fig. 8 Schematic diagram of wedge loading arrangement

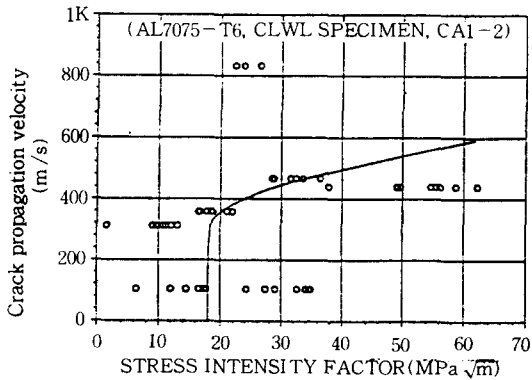
적으로 표시된 은선들의 파단과 동적크랙전파 속도 측정장치에 의해 얻어진 SA516 gr.70 및 Al7075-T6의 크랙전파 시간에 대한 정보이다. 크랙전파시 SA508 Cl.3의 경우 11개 Al7075-T6의 경우 7개, SA516 gr.70의 경우 각각 5개와 7개의 은선이 끊어져서 각각 5½개, 3½개, 2½개, 3½개의 사각파를 발생시켜 측정부위의 균열전파 시간을 알 수 있었다. 얻어진 균열전파 시간과 끊어진 은선의 길이로 균열전파속도가 구해졌다.

2.4.3 실험결과 및 고찰

Fig. 9에는 본 연구에서 측정된 동적 크랙전파 데이터를 사용하여 산정한 크랙전파 속도변화에 따른 동적응력확대계수의 변화 양상을 나타내었다. 여기에는 동적크랙 전파속도는 일정할지라도 동적과피



(a) Relationship between dynamic stress intensity factor and dynamic crack tip velocity (SA516 gr.70, CLWL specimen, #5163)



(b) Relationship between dynamic stress intensity factor and dynamic crack tip velocity (Al7075-T6, CLWL specimen, #CA1-2)

Fig. 9 Relationship between dynamic stress intensity factor and dynamic crack tip velocity

인성치는 변화한다는 사실을 규명할 수 있었으며 데이터가 산란분포되는 구간을 포함시켜 도시해 보면 동적크랙 전파속도는 동적과피 인성치의 관계가 전형적인 'I'형으로 나타남을 알 수 있고 이것으로부터 각 재료의 균열정지 인성치를 결정할 수 있었다. 여러번의 실험을 통하여 얻어진 SA516gr.70의 균열정지 인성치는 $72.00 \pm 15.00 (MPa \sqrt{m})$ 이고, Al7075-T6는 $19.00 \pm 5.00 (MPa \sqrt{m})$ 이었다.

3. 대형구조물의 취약부에 대한 피로안전성평가

3.1 대상부위 및 부분 구조모델

구조해석을 통한 관련과제에서 검토된 바에 의하면 대형 선체구조물의 상부구조 전단부가 취약부위로 검토되었으며, 이 부위는 급격한 구조적 불연속과 주선체와 상부구조의 상호작용 영향으로 인하여 큰 응력이 발생하고 있다. 또한 제작시 용접부위에서 초기결함이 필연적으로 발생되므로 이에 대한 결함을 고려하여 Fig. 10 같이 대상선의 취약부인 상부구조 전단부의 부분구조 모델로 시험편을 제작하였다.

시험편 제작후 비파괴 검사를 통하여 시험편에 결함이 없음을 확인하였고 용접구조물에서 안전상 가장 문제가 되고 있는 표면결함을 대형부분 구조모델에 가공 삽입시켜 실험을 실시하였다. 이때 초기 결함의 크기는 24.96mm이며 결함의 위치 및 Strain gage 위치를 Fig. 11에 표시하였다.

3.2 응력 장기분포

선박에서 파랑하중의 장기빈도분포가 편대수 좌표지에서 거의 선형적으로 나타나고 있음은 잘 알려진 사실이다. 따라서 본 대상선의 파랑하중의 장기빈도 분포도 편대수 좌표지에서 직선으로 조사하는데, 최

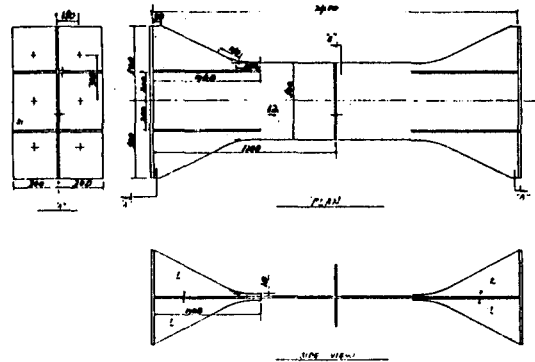


Fig. 10 Partial structure model specimen of super-structure

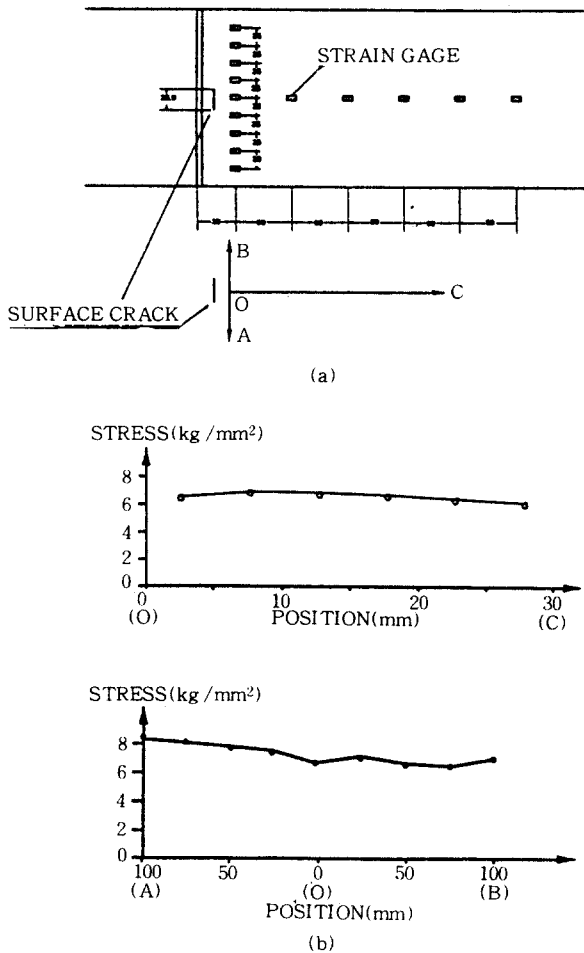


Fig. 11 Stress distribution in model specimen at nominal stress(773.99c)

대 기대하중을 본 대상선의 설계하중으로 하였다. 이렇게 구해진 과량응력의 장기빈도 분포로 Fig.12와 같이 이산화하여 취약부에 대한 안전성 평가시험을 실시하였다. 이때 계산된 응력진폭(S_i)와 응력분포 Cycle 수 n_i의 관련식은 다음과 같다.

$$S_i = \frac{(2n_i + 1)}{2 \log N_{all}} (S_{max} - S_{min}) \quad (8)$$

여기서, $N_{all} = K \times 10^\ell (= 10^8)$, $K = 1$, $\ell = 8$

$$n_i = (1 - 10^{-\frac{\log N}{m}}) \times 10^{-\frac{\log N_i}{m}} \quad (= 1, 2, \dots, m)$$

m, S_{max}, S_{min}, N은 이산화 블록 갯수, 이산화 구간

i에서의 최대, 최소 응력, 최대 Cycle수이다.

3.3 대형 부분 구조모델의 응력분포와 안전성 검토

취약부에 대한 대형 부분 구조모델의 표면크랙 중심의 부근에서 응력집중을 인장시험을 통하여 변형률분포를 측정하였다. 실험에서 얻어진 부분구조모델 시험편의 중심선상(O-C) 및 수직선상(A-O-B)의 응력 분포를 Fig. 11에 표시하였다.

그림 중에서 시험편의 중앙부위가 양 끝단 부위보다 응력분포가 작음을 보여주고 있고 수직 선상(A-O-B)에서 서로 대칭 부위가 거의 같은 변형률 분포를 나타내고 있어 본 실험이 정도있게 수행됐음을 알 수 있다. 취약부의 과량응력 장기빈도 분포인 Fig. 12에 따라 안전성 시험을 실시한 바 대상선의 취약부 부분은 20년 수명안에서는 안전함을 확인하였다.

또한, 소형시험편 시험결과에서 선체구조의 상갑판 전단부와 같은 복잡한 구조물의 피로파괴 강도특성을 정도가 높고 간편하게 할 수 있는가에 대하여 검토하기 위해서 대형 부분 구조모델의 균열전과 실험을 실시하였다. 이때 주파수는 8Hz, Stress Ratio 0.2를 기준하여 최대하중(P_{max})를 100%의 P_{max}, 75%의 P_{max}, 50%의 P_{max}를 변동시키는 피로파괴 실험을 실시하여 파단면에 beach mark를 만들어 표면크랙이 표면에서 관통될 때 까지의 진전속도와 파괴강도의 Data를 2.2절에서 검토된 취약부재의 소형 CCT (Center Cracked Specimen Test) 시험편에서 얻어진 피로·파괴 특성 곡선 da/dN & Δk Curve에 같이 표시하여 Fig. 13에 보였다.

여기서 +자형 용접지단부 형태의 부분구조모델의

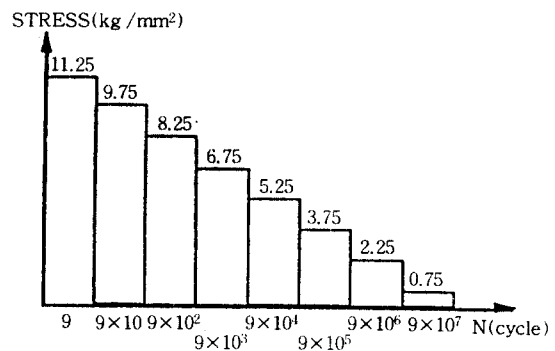


Fig. 12 Long-term stress distribution of weak parts in super-structure

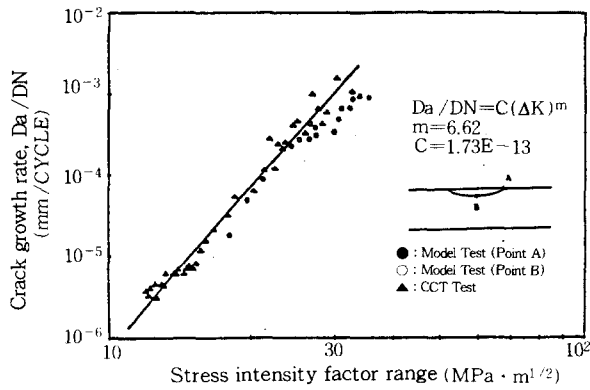


Fig. 13 Crack growth rate VS. stress intensity factor range



Fig. 14 View of fatigue crack propagation test for partial structure model specimen

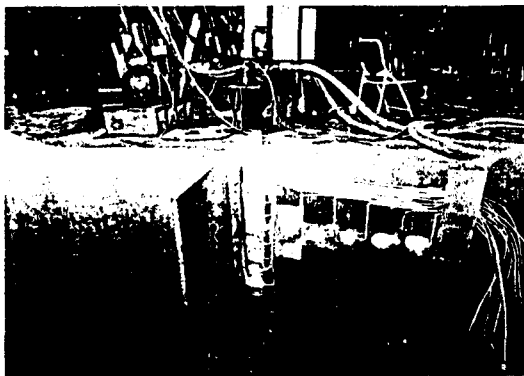


Fig. 15 View of partial structure model specimen after fatigue test

응력확대계수 범위 Δk 는 Clinka[18], Murakami[19]의 이론식을 변형 정리한 Onozuka[20]의 이론식을 사용하였다. 그림에서 보는 바와 같이 취약부재의 소

형시험 결과와 대형 부분 구조모델의 결과와 매우 유사하게 나와, 본 대상선 취약부의 피로균열 전파거동을 소형시험의 결과로 예측할 수 있음을 확인하였다.

취약부 대형 부분 구조모델의 피로파괴 시험모습을 Fig. 14에 시험완료 후 모습을 Fig. 15에 보였다.

4. 결 론

이상과 같은 연구과정을 통해 다음과 같은 몇가지 결론을 얻었다.

첫째, 소형시험과 실물부분 구조모델 시험의 파괴강도에 따른 피로크랙 전파거동의 실험결과가 비교적 잘 일치하여 본 연구대상에서는 보다 간편한 소형 시험시험의 결과를 기초로 해서 실제 대형구조물의 피로균열 전파거동을 예측할 수 있다는 것이 확인되었다.

둘째, 본 연구대상인 대형 선체 구조물의 취약부재에 대한 안전성 평가시험을 실시한 바 20년 수명안에 서 안전함을 확인하였다.

셋째, 본 연구대상인 대형 선체 구조물 취약부재의 파괴인성 값은 충격시험을 이용하여 검토하였으며 길이 방향과 횡방향의 Rolling 방향에 따라 $194.901 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$, $136.709 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ 를 얻었으며, 취약부재의 피로크랙전파 특성은 Paris law $[(\frac{da}{dN})=c(\Delta k)^m]$ 에 잘 따랐으며 이때의 재료상수 m 과 c 는 6.62, $1.73 \cdot 10^{-13}$ 이었다.

넷째, 본연구에서 검토된 압력용기용강 SA516gr70의 균열정지 인성값은 $72.00 \pm 15.00 (\text{MPa} \sqrt{\text{m}})$ 이고 A17075T6는 $19.00 \pm 5.00 (\text{MPa} \sqrt{\text{m}})$ 이었다.

앞으로, 실제 대형구조물에 있어서 존재할 수 있는 초기결함의 치수와 형상 결정, 응력집중부의 응력분포에 대한 FEM해석 및 정도, 다양한 균열 형상에 대한 응력확대계수 구하는 방법, 취성파괴 정지성능의 정확한 평가, 파괴인성 및 피로파괴 강도평가에 대한 대소형 시험 시험결과와의 상관관계, 잔류응력의 영향등 많은 연구가 필요할 것이다.

후 기

본 연구는 '92년도 과학기술처에서 시행한 연구개발 사업의 일부이다.

참 고 문 헌

- [1] 矢島, "선박, 해양구조물의 손상에 대한 대책", 일본용접학회지, Vol. 53, No. 1, p14, 1984.
- [2] 非上, "사고해석의 수법과 문제점", 일본용접학회지, Vol. 52, No. 4, p29, 1983.
- [3] 矢島, 川原, "선박의 취성균열사고의 해석예", 일본조선학회 용접연구위원회, 제1 분과회 자료, 1-550-82, 1982.
- [4] Ohta, S., "Fatigue of Worked Metallic Member and Structure", *J. of JSME*, Vol. 87, pp. 1024, 1984.
- [5] 일본조선 연구협회 제169연구부회, "선체구조의 파괴 관리 제어설계에 관한 연구", 1981.
- [6] Soboyejo W.O. and Knott. J.F. "The propagation of non-coplanar semi-elliptical fatigue cracks", *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* Vol. 14, No. 1, PP37-49, 1981.
- [7] 일본 조선연구협회 제195연구분회, "저온 해역에서 해양구조물의 재료선정(인성요구) 및 파괴 안전성 평가에 관한 지침", 1987.
- [8] Annual Book of ASTM Standards, Part 10, spec. E-8, "Tensile Testing of Metallic Materials", 1975.
- [9] Barsom J.M. and Rolfe S.T. "Corelations Between K_{IC} and Charpy V-Notch Test Results in the Transition-Temperature Range", ASTM STP466, ASTM, Philadelphia, pp. 281-301, 1970.
- [10] Clausing, D.P. "Effect of Plane-Strain Sensitivity on the Charpy Toughness of Structural Steels", *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 6, No. 1, 1970.
- [11] Gross, J. H., "Effect of Strength and Thickness on Notch Ductility", ASTM STP 466, ASTM, Philadelphia, 1970.
- [12] Paris, P.C., "Discussion of Paper by Begley and Landes : the J-Integral as a Fracture Criterion", ASTM STP, 514, ASTM, Philadelphia, 1972.
- [13] Tada, H., P. Paris and G. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Del Research Corporation, 1973.
- [14] Smith, R.A., "Fracture Mechanics", Summary of a 12 lecture course, Cambridge University Engineering Dept. pp230-231, 1986.
- [15] Kanninen, M.F., "An Analysis of Dynamic Crack Propagation and Arrest in DCB Test Specimen", *Int'l. J. of Fracture*, Vol. 10, pp415-430, 1974.
- [16] Crosley, P.B. et al., "Cooperative Test Program on Crack Toughness Measurements", ASTM E24.01.06, pp1-20, 1983.
- [17] Croseley, P.B. and Ripling E.J., "Significance of Crack Arrest Toughness(K_{Ia}) Testing", ASTM STP 711, pp321-337, 1980.
- [18] Glinka, G., "Calculation of Inelastic Notch tip Strain Stress Histories under Cyclic Loading", *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 22, No. 5, 1985.
- [19] Murakami, k.(Ed.), "Stress Intensity Handbook", JSMS, Pergamon Press, 1986.
- [20] Onozuka, M., Ushirokawa, O., Kumakura, Y. and Tsuji, I., "The Influence of Bead Toe Shapes on the Fatigue Strength of Fillet Welds", *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, No. 170, pp693-703, 1992.