大韓機械學會論文集 第16卷 第8號, pp. 1421~1428, 1992.

〈論 文〉

장기 사용 Cr-Mo강 열화재의 파괴 인성 평가와 수명예측

권 재 도*

(1991년 11월 19일 접수)

Life Prediction and Evaluation of Fracture Toughness of a Cr-Mo Degraded Steel During Long Service

Jae Do Kwon

Key Words: Degraded Material(열화재), Recovered Material(회복재), Temper Embrittlement (템퍼링 취화), Fracture Toughness Test(파괴인성 실험), Life Prediction(수명예측)

Abstract

It has been increasingly recognized that the safety analysis considering fracture mechanics is required of the pressure vessels made of 2 1/4 Cr-1Mo steel for safe operation due to temper-embrittlement during long term service. In this study, the fracture toughnesses of degraded and recovered 2 1/4 Cr-1Mo steels have been studied with J_{IC} test specimens at room temperature and the results will be compared with the data obtained from the Charpy impact test. The fracture toughness data from above experiments will be applied to life prediction based on the surface crack growth for degraded and recovered Cr-Mo pressure vessels.

1. 서 론

기계구조물들의 안정성과 경제성을 고려할 때 수명예측에 대한 필요성도 점점 증가되고 있으며, 수명 예측을 하기 위한 여러가지 방법들이 제안되고 있으나, 실제 열화문제를 이 시스템(system)에 어떻게 도입할 것인가가 현 시점에서의 기술적 과제로 남아 있다.

특히, 고온 고압용기, 원자력 발전 설비 및 특수 환경하에 있는 기계구조물들의 파괴 사고원인은 열화가 동반된 피로 파괴가 주종을 이루고 있으며 열화재의 수명예측에 관한 연구는 아직 그 연구 결과가 초보 단계에 불과하며, 재질열화가 재료의 특성에 미치는 영향, 즉, 인장 특성, 충격 특성, 피로 균열의 발생 및 진전특성 등의 여러 특성에 미치는 영향에 대해서는 종래의 연구 결과[1~4]가 있다.

그러나 실제 고온 고압용기, 원자력 발전 설비 등과 같은 기계구조물의 파괴는 대부분이 3차원 표면 균열이 발생·진전하며, 파단에 이르는 경우가 많은것으로 사료되어 이에 대한 연구를 수행한 바 있으며,[5] 어느 정도의 성과도 있었다. 이상과 같이 수행되어 온 재질열화와 수명예측에 관한 체계적인 연구 결과를 종합하여 볼때, 보다 정도높은 수명예측을 행하기 위해서는 장기 사용시 재질 열화에 따른 파괴 인성치의 변화 추이를 정확하게 파악하여 파괴 인성치의 변화가 열화된 기계구조물의

*정회원, 영남대학교 기계설계학과

수명에 어느 정도 영향을 미치는가에 대해 검토해 볼 필요성을 느끼게 되었다. 그러나 파괴 인성성치에 대한 종래 연구 결과는 본 연구에서 언급하는 건전재 (또는 회복재)대한 실험결과가 주종을 이루고 있으며 열화재에 대한 연구 예는 찾아보기 어렵다. 따라서 본 논문에서는 실제 고온, 고압용기에 장기 사용하여 재료 특성이 변화된 열화재와 열화재를 열처리하여 충격치를 회복시킨 회복재의 두 종류의 재료를 사용하여 탄소성 파괴 인성치 J_{IC} 실험을 수행하여 장기사용에 따른 재질열화에 의한 파괴 인성치의 변화 상태를 검토해 보고, 이를 응용한 수명예측 즉, 3차원 표면 균열을 갖인 판이 열화된 경우와 건전한 경우를 가정하여 피로 파괴 과정중 파단 특성에 어떤 차이가 일어날까에 대해 연구 검토해 보았다.

2. 실험용 재료 및 시험편

2.1 실험용 재료

실험용재료로서 2 1/4Cr-1Mo강으로, 실제 플렌트에서 장시간 운전후 사용을 정지한 석유 정제용 고온 고압 압력 용기로 부터 채취한 것으로 400～500℃의 온도의 범위에서 약 60,000 시간 정도 사용한 것으로 템퍼링취화(temperembrittlement) 한 재료로서 본 논문에서는 '열화재'로 명명했다. 또한 열화의 영향을 축출하기 위해서, 열화재와 비교할 미사용의 미열화의 동일재(건전재)가 필요하지만, 실제 10년이상 플렌트에서 사용한 열화재이기 때문에 동일한 건전재의 입수가 불가능했기 때문에 열화재를 650℃에서 1시간 보존후 수냉시켜서 충격치를 회복한 재료를 미 사용재의 대신으로 사용[13]했으며 여기서는 '회복재'로 명명했다. Table 1에는 상기 열화재의 화학성분, Table 2에는 양 재료의 기계적성질을 나타내었다. 그 결과 인장 강도에는 열화에 따른 영향을 거의 나타나지 않았다. 또한 Fig. 1에는 JIS-Z 2204호 시험편을 사용해서 실험한 샬피(charpy) 충격치와 온도사이의 관계를 나타낸다. 여기서 열화재와 회복재는 상온에서 충격치에 현저한 차이를 나타내었다. 열화재의 충격치가 약 30 Joule인데 반해 회복재의 충격치는 약 210 Joule 정도로 재질열화에 따라 충격치는 약 1/7 정도로 저하함을 알 수 있다.

2.2 시험편

실제 파괴인성 실험방법으로는 K_{IC}(평면 strain 파괴인성치)가 중요한 파라메터(parameter)이지만 K_{IC}를 정밀하게 측정하기 위해서는 몇가지의 문제점이 있다. 즉 K_{IC}의 유효한 값을 얻기 위해서는 판 두께 t, 리카멘트 폭 b, 균열 길이 a 사이에는[6]

$$t, b, a \geq 2.5(K_{IC}/\cdot\sigma_{ys})^2$$

의 관계를 만족하지 않으면 안된다. 따라서 고 강도(예를 들면 σ_y=1000 Mpa 이상)의 저 파괴인성을 가지는 재료의 경우 1T 또는 2T의 CT 시험편으로 유효한 K_{IC} 값을 구할수 있으나, 실제 금번의 열화재와 같은 중 강도의 고 파괴인성을 가지는 재료가 많기 때문에 유효한 K_{IC} 값을 구하기 위해

Table 1 Chemical composition of Cr-Mo steel tested

Chemical composition of SCMV 4, %												
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	Al	As	Sn	Sb
0.14	0.27	0.58	0.012	0.009	0.21	2.24	0.19	1.08	0.005	0.023	0.024	0.004

Table 2 Mechanical properties of Cr-Mo steel tested

Materials	Yield strength MPa	Tensile strength MPa	Elongation %	Reduction of area %
Degraded Cr-Mo	416	599	26.6	65.4
Recovered Cr-Mo	400	581	29.8	69.8

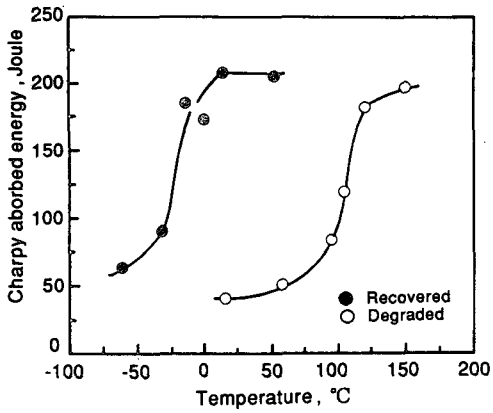

Fig. 1 Charpy V-motch energy absorption behavior for impact testing on the degraded and the recovered steels

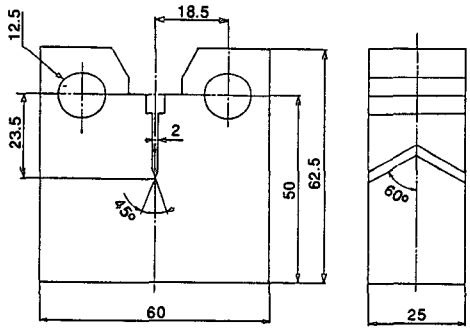

Fig. 2 Typical compact specimen modified for J_{IC} testing (unit :mm)

서는 대형 시험편이 필요하게 되어 시험편의 크기 및 시험기의 용량상 K_{IC} 값을 직접 측정하기는 불가능하다. 그래서 본 연구에서는 K_{IC} 시험에 대신해서 J_{IC} 시험방법을 선택하고자 한다. 이와같은 J_{IC} 시험편의 형상을 Fig. 2에 나타내었다. 시험편의 예비노치의 길이비 $a/W=23.5/50$, 노치(notch)선단 각도는 60℃의 세브론 노치를 넣어서 가공했으며, 열화재와 회복재에 대해 각각 6개씩의 시험편을 제작했다.

3. J_{IC} 실험방법

3.1 피로예비 균열의 도입

J_{IC}의 실험 방법은 JSME-S001의 탄소성 파괴인성 실험방법[7]의 R곡선법에 의해 실험을 행하고자 한다. 예비 피로균열은 20 Ton의 유압 서보피로 시험기를 사용하여 응력비 $R=0.05$에서 주파수를 13 Hz로 일정하게 유지하면서 도입했다. 예비 균열을 넣을때 최대 하중 $P_f=21560$ N으로 그때의 응력 확대 계수는 $K_f=34$ MPa$\sqrt{m}$이며, 균열의 길이가 늘어나면 하중을 점감해서 예비 균열을 넣은 최종 단계의 하중은 시험편에 따라 $P=10700\sim11700$ N으로 그 당시 응력 확대계수는 $K=20.5\sim21.7$ MPa$\sqrt{m}$의 범위 내에 있었다. 피로 예비균열의 길이는 $0.5\,W<a<0.75\,W$의 조건을 만족하는 범위, 즉, $a=0.58\,W$의 범위에서 피로 예비 균열길이는 약 5 mm 정도 넣었다. 예비 균열을 넣은후 표면에서 길이는 광학 현미경을 사용하여 1/100 mm까지 측정하였으며, 균열면이 노치면에 대해 5° 이내의 범위에 들어가는것 만을 선정하여 J_{IC}시험을 행했다.

3.2 부하시험

피로 크랙을 넣은 CT 시험편은 20 Ton의 오토그라프(autograph)에서 J_{IC} 측정 시험을 행했다. 하중선 변위의 측정은 크립 게이지(clip gauge)를 사용해서 하중과 하중선 변위를 X, Y 레코우더(recorder)에서 기록했으며 이때 하중 속도는 1/200 mm/min으로 일정하게 유지하고 실험 온도는 상온(13℃) 실험을 행했다. 또한 열화재 및 회복재의 각각의 6개 시험편은 하중 변위 선도의 적당한 변위까지 부하한 후 제하하는 방법에 따라 각 하중에 대한 균열 길이의 증분 Δa를 구했다. 특히, 주목할것은 열화재의 경우는 부하 시험 도중 적은 변위에도 불구하고 불안정파괴를 이르키는 경우가 있었다. 이와같은 열화재 및 회복재의 하중과 하중선

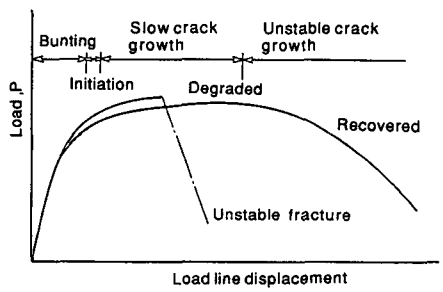

Fig. 3 Illustration of load and load line displacement on the degraded and the recovered steels

변위 사이의 일예를 그림으로 표시한것이 Fig. 3이다.

3.3 파괴개시 파면 검출

이상과 같은 실험을 통하여 시험편으로부터 균열진전이 개시될 때의 J값을 결정하기 위하여 둔화곡선과 R곡선에 따른 방법을 선택했다. 이 방법은 복수 시험편에 대해서 몇개의 하중과 하중선 변위의 관계로부터 J을 결정해서 파면으로부터 측정한 균열길이의 증분 Δa 대해 플로트(plot)하는 방법이다.

하중 제거한후 시험편에서 균열길이의 증분 Δa를 측정하기 위해서는, 액체 질소중에 시험편을 넣어서 일정 시간(약 10) 이상 보존한 후 정적 파단을 행하는 방법을 선택했다. 파면으로부터 균열길이의 증분 Δa의 측정 방법으로는 파괴개시 이전의

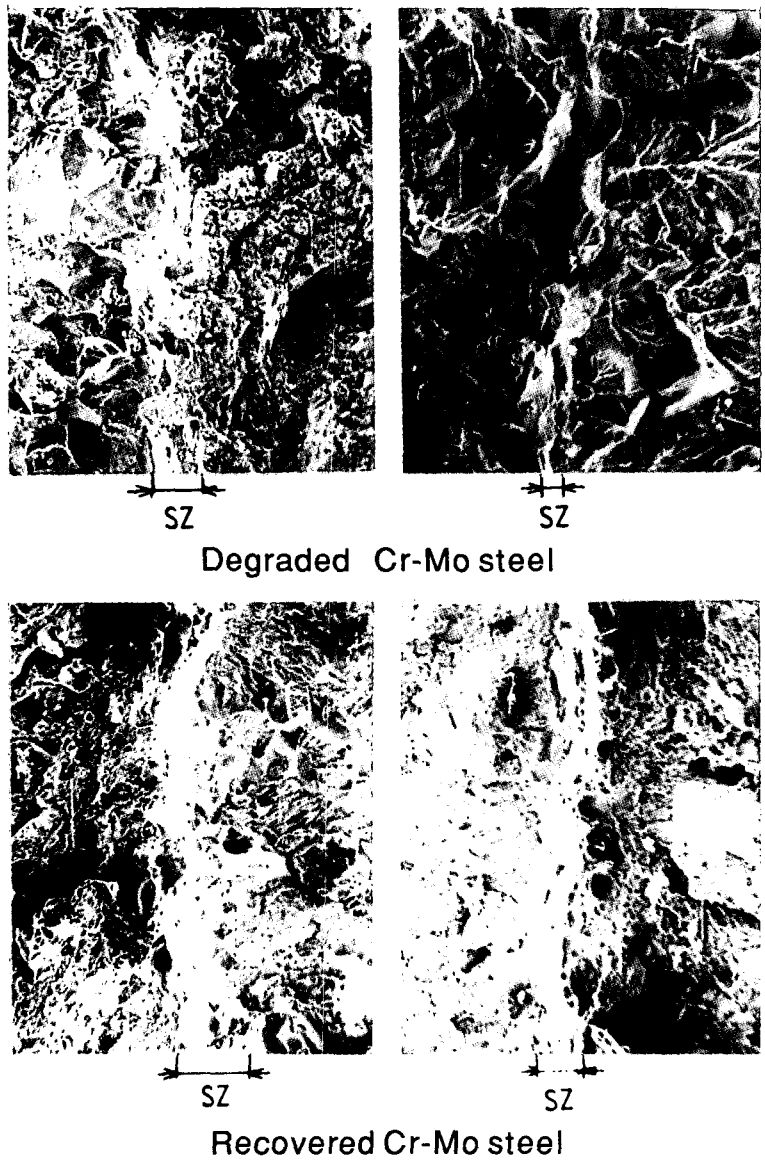

Fig. 4 Scanning electron microscopic photograph of stretch zone size on the degraded and the recovered steels

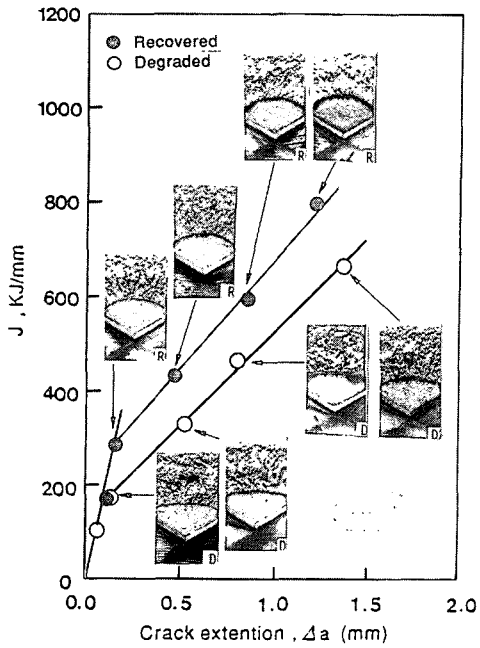

Fig. 5 J-R curve measured by degraded and recovered steels

스트레치 존(zone) 폭이 매우 중요할 것으로 생각되며, 따라서 스트레치 존폭(SZW)은 전자 현미경에서 파면의 사진을 찍어서 측정했다. 또한 연성 딤플 파괴 영역폭 (DZW)은 형상투영기에서 50배 확대해서 측정했다. Fig. 4(a)(b)는 각각 열화재 및 회복재에 대한 J_{IC} 실험후 파면을 전자 현미경에서 측정한 스트레치존 부의 사진의 일예를 나타낸다.

크랙길이 증분 Δa의 정의는 2가지로 하였으며, 즉 파괴개시 이전의 둔화 직선상의 Δa는 SZW의 크기로 파괴개시 이후의 R곡선상의 Δa는 SZW+DZW 정의했다.

4. 실험결과 및 고찰

하중 변위 선도하의 면적 A을 척도 1 : 1인경우 정도 1/10 mm²까지 측정 가능한 디지탈 면적계로 측정하고 다음에 리카멘트 폭 b, 예비 균열길이 a, 균열길이 증분 Δa 등을 전자 현미경과 50배의 광학 현미경, 광학 투영기 등을 이용해서 측정하고 각각의 시험편에 대한 J을 계산했다.

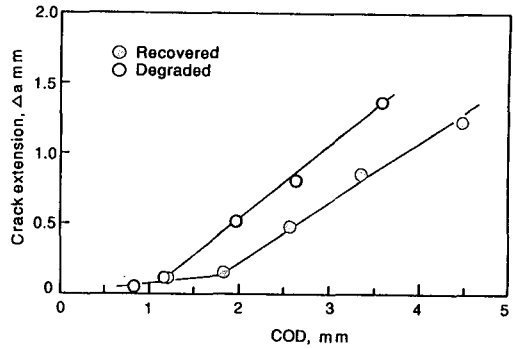

Fig. 6 Relation between crack extention Δa and crack opening displacement COD on the degraded and the recovered steels

시험편 각각에 대해서 이와같이 계산한 J을 Δa 값과 플롯트해서 R곡선법에 따라서 J_{IC}의 값을 결정했다. 이와같은 관계를 열화재 및 회복재에 대해 나타낸 것이 Fig. 5이다. 동 그림으로부터 J_{IC}의 값은 회복재의 경우 284KJ 열화재의 경우 157KJ로서 탄소성 파괴인성치 J_{IC}는 재질열화에 따라서 약 1/2정도 저하하는 것을 알 수 있다.

여기서 특히 J와 Δa의 관계로부터 R곡선부의 경사에 상당하는 dJ/da값, 즉, Tearing modulus는 열화의 영향을 받지않고 거의 동일한 값을 가지며 둔화 직선의 경사도 거의 변화하지 않는 것을 알 수 있다. 그러나 이와같은 J_{IC}값의 변화는 재질열화에 따라서 균열 선단이 둔화로부터 안전 균열성장은 시작하는 시기가 빠른것으로 생각된다. 또한 동 그림에는 각 시험편의 파단후의 단면 사진을 동시에 넣어 놓았다. Fig. 6는 $\triangle a$와 COD사이의 관계를 나타낸다. 이 그림으로부터 동일한 COD에서도 안전 성장 균열의 길이는 열화재가 회복재 보다 길고, 재질 열화된 균열재의 변형에 대한 저항은 회복재 보다 작은 것으로 나타났다.

5. J_{IC} 및 충격치와 K_{IC} 사이의 관계

한편 기계구조물의 안전성을 평가하기 위해서는 파괴인성치로서는 K_{IC}가 많이 사용되고 있다. 따라서 금번 실험 결과로부터 구한 J_{IC}로부터 K_{IC}을 계산하기 위해 다음식을 사용해서 구해 보았다.

$$K_{IC}=\sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}J_{IC}} \qquad (1)$$

이 식에서부터 K_{IC}을 구한 결과 회복재의 경우는 254 MPa$\sqrt{m}$ 열화재의 경우 185 MPa$\sqrt{m}$의 값을 나타내었다. 또한 상 부단 및 천이온도 영역에서 샬피 충격치 vE와 파괴인성치 K_{IC}의 관계식에 대해 Barsom등[8~11]에 따라 다음과 같은 연구 결과가 있다.

즉, 상부단 영역

$$(K_{IC}/\sigma_y)^2=647.8(vE/\sigma_y-0.0098)$$
$$(\sigma_y=27\sim1kg/mm^2, \quad (2)$$

천이온도 영역에서는

$$K_{IC}=0.833E(vE)^{0.75}$$
$$(\sigma_y=27\sim172kg/mm^2$$
$$K_{IC}=54.9(vE/0.138)^{1/2}$$
$$(vE=0.7\sim69kg.m \quad (3)$$

이 식에서 열화재와 회복재에 대해서 충격치로부터 구한 K_{IC}의 값을 각종 온도에 대해 나타낸것이 Fig. 7이며 이와같이 구한 K_{IC}와 J_{IC}로 부터 환산한 값 사이의 관계를 Fig. 8에 나타내었다.

이 결과로부터 J_{IC}로부터 환산한 K_{IC}값이 샬피 충격치로부터 환산한 K_{IC}값 보다 큰 값을 가지는 것을 알 수 있었다.

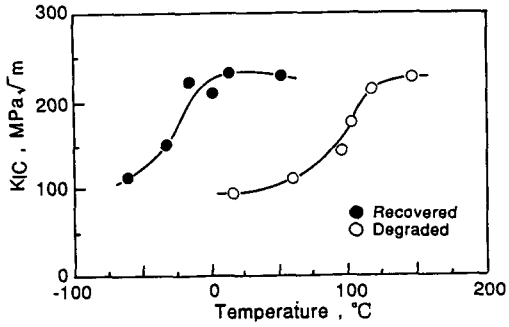

Fig. 7 K_{IC} values calculated from CVN values on the degraded and the recovered steels

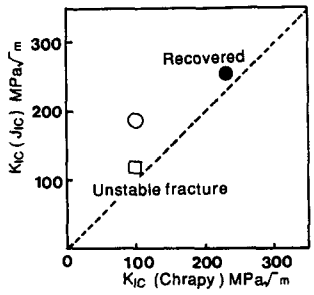

Fig. 8 Corelation between K_{IC} value calculated from J_{IC} and CVN value

6. 파괴형태에 미치는 재질열화의 영향

무한판에 대한 파괴(파단) 조건을 파괴인성치를 기준으로 생각하면 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_{IC}=\sigma\sqrt{\pi a_{cr}} \quad (4)$$

위 식에서 한계 균열의 길이 a_{cr}은

$$a_{cr}=(K_{IC}/\sqrt{\pi\sigma})^2 \quad (5)$$

이다. 그러나 균열진전 법칙에 따른 균열진전 수명은

$$N=\frac{1}{C\triangle\sigma^m\pi^{m/2}}\int_{a_i}^{a_{cr}}\frac{da}{\sqrt{a}}$$
$$=\frac{2}{C\triangle\sigma^m\pi^{m/2}}\left[\frac{K_{IC}}{\sqrt{\pi}\sigma}-\sqrt{a_i}\right] \quad (6)$$

로 되어 주어진 응력조건에 대해서 초기 균열길이가 일정할 경우 균열진전 수명 N은 파괴인성치 K_{IC}에 비례한다.

Fig. 9 및 Fig. 10은 각각 열화재 및 회복재에서

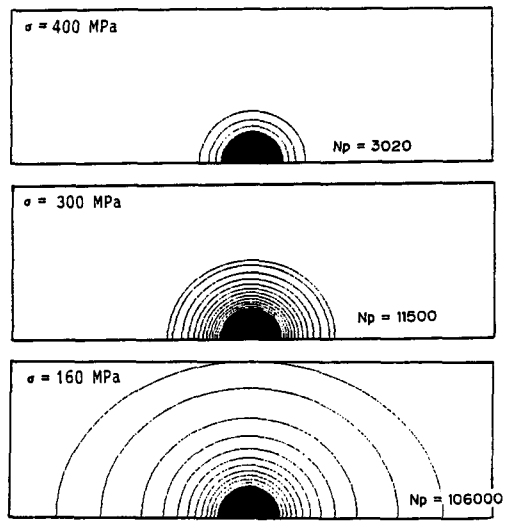

Fig. 9 Surface crack growth life prediction on the degraded steel for various stress level (Frcature toughness K_{IC}=130 MPa$\sqrt{m}$, Plate thickness t=150 mm, Crcak size a=30 mm, 2c=60 mm, a/c=1.0, $C=4.89\times10^{-9}$, m =3.05)

아스팩트비 $a/c=1.0$인 균열에 대해 각종 응력 레벨에서 표면 균열의 진전 특성을 나타낸 것이다. 동 그림에서 $\sigma=400, 300$ 및 200 MPa 등을 시뮬레이션 응력 레벨로 나타내며 Np는 파단시의 화중반복횟수를 나타낸다. 또한 $\sigma=400$ 및 300 MPa의 경우는 균열진전 형상이 1000 Cycle마다 표시되어 있으며, $\sigma=200$ MPa에서는 5000 Cycle, $\sigma=100$ MPa에서는 10000 Cycle마다 균열진전 형상을 선으로 표시하였고, 또한 모든 경우 공히 최종 파단시 형상도 선으로 표시 하였다.

이번의 피로수명 시뮬레이션도 Raju-Newman의 응력 확대계수[12]를 사용하여 균열 체심부와 균열 표면부의 2점에서의 K값을 계산하여 균열형상은 초기 균열과 같은 형태로 진전되어 간다고 가정하였다.

또한 파괴의 조건으로서는

(1) 반 타원 균열의 체심부 및 표면부의 응력 확대계수 중 어느쪽이든 한쪽의 응력 확대계수가 파괴 인성치 K_{IC}에 도달하면 파괴되는 것으로 한다.

(2) 균열진전에 의해 균열길이 a가 판두께 T까지 도달해서 관통하면 파괴된 것으로 한다.

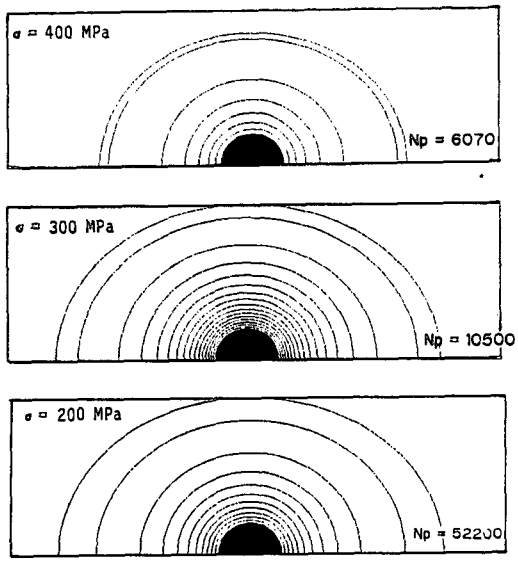

Fig. 10 Surface crack growth life prediction on the recovered steel for various stress level (Fracture toughness $K_{IC}=250$ MPa$\sqrt{m}$, Plate thickness t=150 mm, Crack size a=30 mm, 2c =60 mm, a/c =1.0, C =4.76×10^{-9}, m= 3.06)

이 경우 파괴인성치 K_{IC}는 J_{IC} 실험결과로부터 구한 값과 Charpy 충격치에서 구한 값의 평균치로서 열화재의 경우 130 MPa$\sqrt{m}$, 회복재의 경우 250 MPa$\sqrt{m}$로 가정했다.

한편, 계산 모델은 석유 탈황장치의 압력용기의 치수와 동일한 형상을 가정하여 판두께 T=150 mm 판폭 B=10,000 mm인 무한판으로 해서 균열길이 $a=30$ mm로 일정하게 가정하였다.

이 결과로부터 동일형상, 동일하중 조건의 표면 균열이라도 재질열화에 따라 최종 파단시의 균열의 크기에는 큰 차이가 있는것을 알 수 있다. 즉, 회복재에서는 꽤 큰 응력이 부하되지 않는한 관통하는 현상이 생긴다. 이는 최근 연구의 초점이 되고 있는 LBB의 관점으로부터도 사고 발생전에 누설현상이 생겨 큰 사고 발생의 예방이 가능하리라 생각된다. 여기에 비해 열화재에서는 한계 균열의 길이가 적기 때문에 저응력 레벨 에서도 관통하지 않고 파단되어 버린다. Fig. 11는 열화재 및 회복재에 대해 이와같이 계산하여 응력 레벨과 파단수명 사이의 관계를 나타내었으며, 동시에 관통파괴와 파단파괴의 경계도 나타내었다. 관통과 파단의 경계는 회복재의 경우 응력 레벨 $\sigma=330$ MPa, 열화재의 경우 응력 레벨 $\sigma=160$ MPa로 나타나서 양자 사이에는 큰 차이를 나타낸다. 금번 시뮬레이션의 경우는 초기 균열의 형상이 판두께에 비해 작았기 때문인지 모르지만, 초기 아스팩트비를 1.0에서 0.5로 변화시켜도 이 경계는 바뀌지 않았다.

이와같이 재료 열화에 따라 파괴 형태가 변화하는 것을 주목할 만하다. 즉, 어느 응력 레벨이하에서는 아무리 반복해서 하중을 가해도 파괴에는 도달하지 않으며, 그 수명은 열화재와 회복재 사이에 차이는 보이지 않았지만 재질열화에 따라 파괴에서

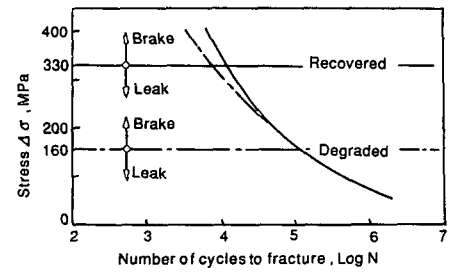

Fig. 11 Relation between stess level and fracture lives on the degraded and the recovered steels

관통으로의 변화점의 응력을 파악해서 구조물의 수명 평가에 도입해 가는것은 중요하다고 생각되어진다.

7. 결 론

실기에 장기간 사용된 2 1/4Cr-1Mo 강의 템퍼링 취화에 의해 열화된 재료와 회복재를 사용하여 J_{IC} 실험을 수행하고, 그 결과의 값을 이용하여 열화재 및 건전재의 수명예측을 행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) R곡선법에 따라 열화재와 회복재에 대해 각각 6개의 시험편을 사용하여 J_{IC}의 값을 구한 결과, 회복재의 경우 284 kJ, 열화재의 경우 157 kJ으로 탄소성 파괴인성치 J_{IC}의 값은 고온, 고압하에서 장기 사용하여 재질열화 현상에 나타나면 약 1/2 정도 저하는것을 알 수 있다.

(2) J값과 $\triangle a$의 관계로부터 dJ/da의 값, 즉, Tearing modulus는 재질열화의 영향을 받지 않는다는것과 둔화직선도 변화하지 않는다는 것을 알았다.

(3) J_{IC}값의 차이는 재질열화에 따라 균열선단의 둔화로부터 안정균열 성장을 시작하는 시기가 빠름을 알 수 있고, 또한, 안정균열 성장길이가 어느 한계치에 도달하면 불안정 파괴를 이르키는 경향도 있다.

(4) 파괴인성치를 고려한 3차원 표면 균열의 피로수명을 시뮬레이션한 결과, 기계구조물을 장기 사용하여 열화현상이 생기면 설계시 가정한 건전재보다 한계 균열의 길이가 작기 때문에 저응력 레벨에서는 관통하지 않고 파단에 도달하는 경향이 나타난다. 이것은 최근 관심의 대상이 되고 있는 사고 발생전에 누설현상이 생겨서 큰 사고 발생 예방이 필요하다는 LBB의 관점에서도 매우 중요한 현상으로 생각된다.

참고문헌

(1) 北川英夫, 權在度, 中曾根祐司, 島崎剛, 1986, "長期使用 クロムモリブテン鋼劣化材の疲勞き裂進展壽命豫測," 日本機械學會論文集, A, 第52卷, 第480號, pp. 927～933.

(2) 權在度, 中曾根祐司, 北川英夫, 1987, "長期使用劣化材の信賴性工學的疲勞壽命豫測," 材料, 第36卷, 第408號, pp. 927～933.

(3) 곽상국, 장재영, 권재도, 최선호, 1991 "2 1/4 Cr-1Mo강 열화재의 미소 분포균열의 발생 및 진전 거동", 대한기계학회논문집, 제16권 제1호, pp. 53～62.

(4) Kwon, J.D., Choi. S.H. and Kitagawa, H., 1990, "Fatigue Life Prediction and Creak Growth Behavior on Degraded Material," Fatigue 90, Vol.4, pp. 2363～2368.

(5) 권재도, 1989 "재질열화가 표면 균열진전에 미치는 영향과 수명예측에 관한 연구", 대한기계학회논문집, 제13권 제5호, pp. 921～927.

(6) ASTM Standard, E399-78, 1978 "Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials."

(7) 彈塑性破壞勒性試驗方法基準作成分科會, 1981 "彈塑性破壞勒性 J_{IC}試驗方法," JSME S001 日本機械學會

(8) Barson,J.M. and Rolfe,S.T, 1970 "Correlation Between K_{IC} and Charpy VNotch Test Results in the Transition Temperature Range," ASTM. STP446, pp. 281～302.

(9) 岩館, 田中, 竹湏, 寺島, 1986, シャルビ-衝撃試驗結果からの 破壞じん性K_{IC}の 推定, 材料, 第35卷, 395, pp. 873～506.

(10) Iwadata, T., Karaushi, T and Watanabe,J., 1977, "Prediction of Fracture Toughness K_{IC} of 2 1/4 Cr-1Mo Pressure Steels from Charpy V-Notch Test Results," ASTM, STP 631, pp. 493～406.

(11) 安藤, 岩館, 1984 "遷移溫度 領域での 彈塑性破壞引性試驗法," 材料强度と 破壞シンッポシ"ウム, 論文集, 29, pp. 13.

(12) Newman,J.C. and Raju.I.S., 1981 "An Empirical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 15, No.1-2, pp. 185～302.

(13) Sawada, S., Ohhashi T., Okamoto, M., and J. Watanable, 1978, "Temper Embrittlement Characteristics of 2 1/4 Cr-1Mo Steels Used in Hydrogenation Units for 30,000 and 60,000 Hours at about 660 to 840°F," ASME/MPC-8, New York, pp. 167～186.