

2001 춘계학술발표회 논문집

한국원자력학회

CRDM Nozzle에서의 원전 일차측 응력 부식 균열의 확률론적 예측

A Probabilistic Prediction of Primary Water Stress Corrosion Cracking in CRDM Nozzles

권승욱, 김지현, 황일순

서울대학교

서울시 관악구 신림동 산 56-1

요 약

1991년에 프랑스원전 Bugey 3의 CRDM 노즐 관통부에서 최초로 PWSCC에 의한 균열이 발견된 이후로, CRDM 노즐에서 일어나는 PWSCC에 대해 많은 연구가 진행되어왔다. 또한 우리나라의 경우 1996년에 고리 원전 1호기의 CRDM 노즐에서도 같은 원인으로 추정되는 균열이 발견 되었다. 이와 같은 CRDM 노즐에서의 균열의 생성과 성장에 대한 예측은 원전의 유지 보수, 안전성 평가, 더 나아가 원전 수명 관리의 관점에서는 매우 중요한 사항중의 하나이다. 본 연구에서는 이와 같은 균열 생성에 대한 예측을 여러 나라에서 가동중인 원전에서 발견된 PWSCC에 의한 CRDM Nozzle의 균열 생성 자료와 실험실에서 얻은 자료를 바탕으로 여러 주요 인자들을 이용하여 정규화된 Weibull 확률분포를 사용한 세계 전체의 CRDM Nozzle 손상에 대해 확률론적 해석방법을 제시하고, 이로써 특정 원전에 대한 수명 예측을 위한 적용성에 대한 연구를 수행하였다. 이와 같은 확률론적인 예측방법은 물리적으로 정확한 균열 생성시간을 알 수 없을 지라도, 공학적으로 합리적인 균열로 인한 CRDM Nozzle의 안전성을 예측하기에는 적합한 것으로 판단된다.

Abstract

Since a vessel head penetration had been found leaking at French Bugey 3 plant in 1991, many researches have been performed upon the cracking by PWSCC in CRDM nozzle penetrations. The prediction of both initiation and propagation of nozzle cracks in CRDM must be one of most important issues in the viewpoint of maintenance, safety review and life extension of nuclear power plant. In this study, an improved probabilistic analysis method based on Weibull distribution normalized by key parameters is presented through both vessel inspection data of domestic and foreign nuclear power plants and experimental data of many laboratories, and the applicability to the prediction of crack initiation is

evaluated using a specific plant operational condition. The probabilistic approach used in this study might be considered as a realistic method for the prediction of crack initiation in vessel head penetrations with variously different kinds of influencing parameters, though this approach could not make a physically accurate prediction of crack initiation.

1. 서론

Alloy 600은 니켈, 크롬, 철이 주성분인 니켈기저 합금으로 가압 경수로(PWR)에서 가장 광범위하게 쓰이는 구조재료이다. 1959년 H. Coriou의 실험실에서 Primary(or Pure) Water Stress Corrosion Cracking(PWSCC)이 발견된 이후, 1980년대 가압기 Heater Sleeve Penetration 및 Hot Leg Instrument Nozzle, Pipe Safety End 등에서 주로 일어난 문제이다.[1] 1991년 프랑스 Bugey 3에서 Control Rod Drive Mechanism(CRDM) Penetration Nozzle에서 최초로 PWSCC(Primary Water Stress Corrosion Cracking)가 원인으로 추정되는 균열이 발견된 이후로[2], CRDM Nozzle에서 일어나는 PWSCC에 대해 많은 연구가 있었다. 1996년, 우리나라의 원전 고리 1호기의 CRDM Nozzle에서도 같은 원인으로 추정되는 균열이 발견되었다.

대부분의 PWSCC가 원인으로 작용한 CRDM nozzle 균열은 짧은 축 방향 균열로, Penetration과 Reactor Pressure Vessel(RPV)사이의 J-groove weld 근처에서 발견되고 있다.(그림 1) 프랑스 일부 원전의 경우에 원주 방향 균열이 짧고 깊게 생성되어 CRDM Nozzle 밖으로 누설이 일어난 경우도 있으나, 일반적으로 생성되는 것은 축 방향 균열이고, 이는 원주 방향 균열에 비해 파단에 이르기 전 누설이 먼저 일어나므로, 당장 해결해야 하는 문제가 아니라는 US NRC의 판단이 내려졌다.[3] 그러나 원전의 안정성 평가와 유지 보수, 주기적 안전성 평가, 원전의 수명연장 관점에서는 균열의 생성과 성장시간의 예측의 필요성이 요구되었다. 균열의 생성은 다양한 인자에 의해 영향을 받기 때문에 정확한 예측이 불가능하다. 본 연구에서는 국내외의 현재 가동중인 여러 원전에서 발견된 PWSCC에 의한 CRDM Nozzle에서의 균열 생성 자료와 실험실에서 얻은 자료를 바탕으로 균열 생성에 대한 확률론적 예측 방법을 연구하였다.

2. CRDM Nozzle의 확률론적 수명 예측 방법

세계에서 가동중인 원전의 CRDM Nozzle의 균열 발견은(표 1) 1996년 까지 87개 원전에서 약 5,200 Penetration을 검사한 결과 118개의 Nozzle에서 균열이 발견되었다. 이는 약 2%의 Nozzle이 균열이 생성됨을 보여준다. 그러나 CRDM Nozzle 균열은 프랑스 원전에서 더 많이 발견되고 있다(약 4%). 프랑스 원전에서 관측된 CRDM Nozzle의 균열을 제외하면 다른 국가에서 발견된 균열 생성은 약 0.5%정도이다.[3] 이렇게 프랑스 원전과 다른 국가 원전에서 균열 생성에 차이가 있는 이유는 Nozzle 가공 과정의 차이로 인한 것으로 추정되고 있다. CRDM Nozzle의 파손은 PWSCC가 주원인으로 추정되고 있으며, 파손시간은 균열 생성 시간과 균열 성장 시간으로 나누어 생각할 수 있다.[4] 균열 생성 시간은 원전 1차측

환경조건에서 실제 생성 시간을 정확히 알 수는 없다. 따라서 공학적인 균열 생성 시간은 균열을 감지한 시간으로 사용한다. 일반적으로 금속 구조에서 확실한 균열 생성으로 보는 관측 가능한 균열 깊이는 약 2mm(또는 두께의 5%)이다. 그림 2는 실제 균열의 생성과 공학적 관점에서의 균열 생성의 차이를 나타낸 그림이다. 표 2는 US NRC에 의해 채택된 균열 허용 기준을 간략히 요약한 것이다. 이 기준은 ASME Code Section XI에 의해 설계된 PWR의 경우 운전 중 누설이 일어나지 않도록 제안된 것이다. CRDM Nozzle 축 방향 균열의 경우 균열의 깊이가 두께의 75%를 넘지 않도록 규제하고 있는데, 이 역시 운전 중 파단 혹은 누설을 일어나지 않도록 제안된 것이다. Nozzle의 급격한 파손의 위험을 가진 원주 방향의 균열의 경우 균열의 두께의 75%, 원주방향의 균열 길이가 전체의 10%가 되지 않을 것을 제안하고 있다. 실제 누설이 일어난 프랑스 Bugey 3의 경우도 파단이 일어나지 않았고, 많은 원전에서 관측된 균열의 깊이가 2~4mm로 NRC 규정에 어긋나지 않는다.

2.1 균열 생성 시간의 확률론적 예측 방법

2.1.1 Weibull 분포

Weibull 분포는 확률론적 파괴역학에서 많이 사용되는 확률함수 이다. Weibull 분포는 적은 자료를 이용하여 정확한 파손 예측을 하는데 유용한 확률함수 이다. 이를 CRDM Nozzle의 경우에 적용함에 일반적으로 많이 사용되는 2-parameter Weibull 분포를 사용했다.

$$F(t) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\theta}\right)^b\right] \quad (1)$$

- $F(t)$: t시간에 균열이 일어날 확률

- b : shape parameter (=degree of scatter)

- θ : scale parameter (=특성시간) \rightarrow 63.2% 파손 시간

여기서 t시간에 균열이 일어날 확률은 $F(t)$ 로 정의 되고, 특성시간은 확률이 63.2%일 때의 시간 t를 이용하여 구한다. 아래 형태는 Weibull 분포의 Linear Form이다. 실제 적용되는 자료는 아래 형태의 식으로 적용되고, 이를 이용해 특성시간과 기울기를 구한다.

$$\ln \ln \left(\frac{1}{1-F(t)} \right) = b \ln t - b \ln \theta \quad (2)$$

or $\log \left[\ln \left(\frac{1}{1-F(t)} \right) \right] = b \log t - b \log \theta$

2.1.2 정규화된 Weibull 분포

Weibull 분포의 신뢰성을 높이기 위해 현재 가동중인 세계 각국의 원전에서 검사한 자료를 사용하였다. Weibull 분포는 이미 증기 발생기 전열관의 파손예측에 사용된 예가 있다.[5] 그러나 증기 발생기의 전열관은 같은 재질의 Alloy 600이 같은 조건을 가진 하나의

증기 발생기에서 수 많은 자료를 쉽게 제공한다. 반대로 CRDM Nozzle의 경우는 하나의 원자료가 가진 Nozzle의 수가 적고, 원전마다 온도, Alloy600의 종류, 1차측 수화학, 잔류 응력이 각기 다르기 때문에, 관측된 균열 발생 시간과 확률만으로 균열 생성을 예측하기에는 무리가 있다. 따라서 얻어진 자료를 다른 조건을 사용하여 정규화할 필요가 있다. 균열 생성 시간을 정규화 하는데 있어서는 Alloy 600의 경험적인 방정식을 사용하였다. 식 (3)은 Alloy 600에서의 Time-to-Failure를 결정하는 경험적인 방정식이다.

$$t_f = C \frac{\sigma^{-4}}{i_m} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (3)$$

- t_f : failure time [hour]
- C : constant
- σ : applied stress [MPa]
- Q : activation energy = 44kcal/mol
- R : universal gas constant = 1.987cal/mol
- T : absolute temperature [K]
- i_m : material index

결국 Time-to-Failure의 결정은 응력, 온도, 그리고 재료의 민감도에 의해 달려 있음을 알 수 있다. 위 식에서 응력과 온도에 의한 영향을 고려하기는 쉽다. 그러나 상대적으로 재료의 민감도를 평가하기는 어렵다. 재료의 민감도는 재료의 미세조직에 의해 얻어질 수 있는데, 탄소 함량, 결정립의 크기, 입계 Carbide의 분포 등으로 구성된 함수로 나타낼 수 있다.

2.2. CRDM Nozzle의 확률론적 수명 예측 결과

2.2.1 Weibull 분포를 이용한 예측 결과

Weibull 분포를 이용한 CRDM Nozzle에서의 균열 생성 확률을 구하기 위해 여러 국가에서 얻어진 균열 생성 시간을 표 3에 정리하였다. 표 1은 국가별 통계에 의한 것이지만, 표 3은 가동중인 원전에서 얻어진 실제 균열 발생까지 운전시간과 파손 확률을 나타낸 것이다. 온도는 정규화하기 위한 자료이고, 균열이 발생한 원전으로 제한한 자료이다. 그림 3은 표 3을 이용한 균열 관측 시간과 파손확률을 이용한 Weibull 분포이다. 그림 3에서 나타나듯이 실제 가동중인 원전에서 보고된 균열 생성 시간으로 Weibull Plot을 한다고 해도, 증기 발생기에 적용된 것처럼 균열 생성을 예측하는데 사용할 수 없다. 비록 같은 Alloy 600으로 된 CRDM Nozzle이지만, 온도나 응력 등의 조건에 의한 영향으로 인해 균열 생성이 많은 영향을 받기 때문이다. 따라서 CRDM Nozzle을 Weibull 분포를 이용하여 균열 생성 시간을 정의하기 위해선 Weibull 분포에 사용되는 시간을 정규화(Normalizing)할 필요가 있다.

2.2.2 정규화된 Weibull 분포를 이용한 예측 결과

Weibull 분포를 정규화하기 위하여 경험적인 Alloy 600 파손 방정식(3)을 식 (4)와 같이, 1차측 수화학에 의한 영향을 고려하기 위해 수소농도와 붕산수농도의 함수인 환경 민감도

(i_{en})를 적용하여 약간의 수정을 하였다.

$$t_f = C \frac{\sigma^{-4}}{i_m i_{en}} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) \quad (4)$$

- i_{en} : environment index

Weibull 분포를 정규화하기 위하여 식 (4)에 나타나는 인자들을 먼저 구해야 한다. 표 4는 프랑스에서 행하여진 실제 CRDM Nozzle의 미세구조를 검사하여 나눈 미세구조에 따른 부식 민감도이다.[6] 이렇게 같은 재료라도 미세구조에 따라 부식 저항성에 있어 많은 차이를 가지기 때문에, 재료 민감도(i_m)를 정의하기는 어렵다. 표 5는 P. Scott에 의해 결정된 Alloy 600에서의 재료 민감도이다.[1,5] 온도가 325°C, 잔류 응력이 450MPa이고 재료가 Alloy 600일때, 최소 파손 시간을 100,000시간이 되는 경우를 $i_m=1$ 로 결정했다. 이 정의는 증기 발생기의 전열관의 확률론적 해석에 의한 자료이다. 이 자료에 의하면 CRDM Nozzle의 경우 $i_m=2.5$ 가 된다. Weibull 분포에서 재료 민감도의 차이는 특성시간에 영향을 주는데, P. Scott에 의해 정의된 재료 민감도는 여러 연구에서 검증되어 사용되고 있다.

잔류 응력은 각 원전마다 Nozzle 재료인 Alloy 600의 가공과정과 형상에서 약간의 차이가 있어 실제 잔류 응력(σ)의 결정은 FEM의 해석과 실물크기 시편의 실험으로 예측 가능하다. CRDM Nozzle 위치에 따라 잔류 응력은 차이가 난다. 주로 원자로 압력용기 헤드 외곽부에 위치한 Nozzle의 경우 큰 값을 가진다. 정확한 잔류 응력을 적용하기 위해서 위치에 따른 잔류 응력을 해석 해야 하지만, 확률론적 해석을 위해 증기 발생기의 전열관 Roll Transition Region 잔류 응력의 평균 최대값인 450MPa을 적용하였다. 환경 민감도(i_{en})는 325°C, 붕산수 농도 1000ppm, 수산화리튬 농도 2ppm에서 $i_{en}=1$ 이라고 가정하였다. 온도 (T)는 원전 Head Temperature를 적용하였다. 표 3에 각 원전의 Head Temperature가 나와 있다. 상수 C는 0.35를 사용하였다.

이 인자들을 사용하여 식 (4)를 이용하여 Weibull 분포(식 (1))에서 균열 생성 시간을 온도에 대하여 정규화 하였다. 표 3에 나타난 가동 중인 원전에서 CRDM Nozzle의 균열 생성 시간과 원전 Head 온도를 사용하여, 정규화한 자료를 표 3에 World Wide Failure Fraction으로 나타내었다. 그림 4는 정규화한 자료(표 3)를 사용하여 나타낸 Linear Weibull 분포이다. 이 분포를 이용하여 필요한 Weibull Parameter를 얻을 수 있는데, shape parameter(b)는 1.74, 특성시간(θ)은 1.78로 나왔다. 그림 3과 비교해 보면 정규화를 거친 Weibull 분포와 안 거친 Weibull 분포와의 정확성의 차이가 잘 나타난다. 여기서 특성시간(θ)은 일반적인 특성시간이 아니라 정규화된 특성시간 이다. 아래 식 (5)는 전세계의 CRDM Nozzle 손상을 예측하는 Weibull 분포이다.

$$F(t) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\theta \times t_f}\right)^b\right] \quad (5)$$

- t : Time

- t_f : Failure Time from Empirical Equation

그러나, 위의 결과를 구체적으로 원전에 적용할 경우, 상당한 오차가 예상된다. 예를 들어 프랑스의 Bugey3의 경우 약 80,000시간 운전 후 수압검사에서 균열을 발견할 수 있었다.[2] 검사된 54개의 Penetration중 11개의 Penetration에서 균열이 발견되었으며, 균열 발생 확률은 약 20%이다. 프랑스의 Bugey3의 운전 조건을 사용하여 정규화된 Weibull 분포에 의하면 약 80,000시간 운전 후 균열 발생 확률은 약 32%정도이다. 이 차이가 나는 이유는 하나의 Nozzle에서 여러 개의 균열이 발생한 것을 적용하지 않았고, 여러 인자를 아주 정확히 적용하지 않았기 때문이다. 좀 더 정확한 예측을 하려면 CRDM Nozzle 가공과정과 용접과정을 이용하여 재료 민감도와 잔류 응력을 정확히 적용하여야 한다.

3 균열 성장 시간의 예측 방법

균열 성장에 관해서는 많은 사람들에 의해 많은 실험과 연구가 행하여져 있다. Alloy 600의 균열 성장은 SCC 성장과정을 따른다고 알려져 있다. 균열 성장은 균열 성장 예측 방정식으로 나타내어 지는데, 이는 많은 양의 실제 원전에서 관측된 자료와 실험실에서 가속 실험한 자료를 바탕으로 한다. 이 자료로부터 균열 성장은 Stress Intensity Factor(K_I)의 함수로 나타낼 수 있음을 알 수 있다. 이 Stress Intensity Factor를 이용하여 제일 먼저 행하여진 균열 성장 방정식은 P. Scott이 증기 발생기 Tube를 비파괴검사 방법으로 Roll Transient Region에 적용한 식이다.[1,5]

$$\frac{da}{dt} = 5.6 \times 10^{-12} (K_I - 9)^{1.16} \quad m \cdot s^{-1} \quad (6)$$

이 성장 방정식은 증기 발생기 전열관에 적용되는 식이므로, CRDM Nozzle에 적용하기 위해선 약간의 수정이 가해졌다. 아래 식은 P. Scott에 의한 약 600°F에서 CRDM Nozzle 균열 성장 방정식이다.[7]

$$\frac{da}{dt} = 3.67 \times 10^{-12} (K_I - 9)^{1.16} \quad m \cdot s^{-1} \quad (7)$$

식 (7)에서 나타나듯이 Alloy 600에서의 균열 성장은 재료의 성형과정, 재료의 항복강도, 탄소 함량, 입계 크기, 입계 Carbide 등의 조건에 영향을 받지 않는다. 이는 J.P. Foster의 실험결과로도 잘 나타난다.[8] Ph. Berge는 아래의 식으로 CRDM Nozzle에서의 균열 성장 속도를 예측하였다.[9]

$$\frac{da}{dt} = 2.8 \times 10^{-12} (K_I - 9)^{1.16} \quad m \cdot s^{-1} \quad (8)$$

C. Amzallag은 실제 가동 원전에서 생성된 균열의 성장관측과 실험실에서의 가속실험을 통해, 균열 성장 속도 방정식을 넓은 범위($12 < K_I < 80 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)의 Stress Intensity Factor의 함수로 아래와 같은 형태를 가진다고 제안하였다.[10]

$$\frac{da}{dt} = \alpha \times (K_I - 9)^\beta \quad (9)$$

그림 5에 실험 데이터와 실제 원전 관측 데이터를 나타내고 있다. 이 자료를 이용하여 다음

과 같은 식을 유도할 수 있다. (K_I : [MPa \sqrt{m}])

$$\frac{da}{dt} = 0.03 \times (K_I - 9)^{0.52} \quad \mu\text{m}/h \quad (10)$$

- mean curve of field measurement

$$\frac{da}{dt} = 0.3 \times (K_I - 9)^{0.10} \quad \mu\text{m}/h \quad (11)$$

- upper bound of results measured in field and in laboratory

또한 여러 실험을 통해 균열 성장의 활성화 에너지(Q)가 약 130kJ/mol이라고 하였다. (그림 6) 균열 생성의 활성화 에너지가 약 185kJ/mol인 점을 보면 상대적으로 작은 값이다. 따라서 알고자 하는 원전 CRDM Nozzle 재료를 이용한 가속실험 및 가동 원전으로부터 얻는 데이터를 이용하여 균열 성장 속도는 예측할 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 균열 생성에 대한 예측을 여러 나라에서 가동 중인 원전에서 발견된 PWSCC에 의한 CRDM Nozzle의 균열 생성 자료를 바탕으로 주요 인자인 온도를 적용하고, 여러 문헌에서 얻은 다른 인자들의 평균값을 이용한 결과, 정규화된 Weibull 확률분포를 사용한 개선된 확률론적 예측이 잘 들어 맞는 지를 알려고 하였다. 여러 나라에서 얻은 자료로 만든 정규화된 Weibull 분포는 균열 생성 시간을 예측하기 위한 일반적인 모델로써 정확한 예측을 한다고 보기는 어렵다. 이렇게 PWSCC에 의한 균열 생성 시간을 정규화된 Weibull 분포를 이용한 예측이 틀리는 이유는, 현재 온도만 고려한 Weibull로는 충분한 일반적인 성격을 갖지 못함에 있다. 다른 조건에서 생성된 균열 생성 시간을 좀더 정확히 정규화 시키면 가능하리라 본다. 따라서 경험적인 식에서 사용된 인자들 중 평균값을 사용한 인자를 가동 원전에서 얻어진 자료나 실험을 통해 얻어진 자료를 이용하여 정규화하고 이를 이용하여 확률론적 균열 예측 모형을 약간 수정 할 수도 있다. 그리고 실제 원전의 고유한 주요 인자들(온도, 잔류 응력, 재료 민감도, 환경 민감도)을 안다면 아주 Weibull 분포를 이용한 모든 CRDM Nozzle의 균열 생성 확률의 예측이 더 정확해 질 수 있다고 본다. 균열 성장 시간은 Stress Intensity Factor의 함수로 표현이 가능하지만, 원전마다 조금씩 다른 적용을 하고 있다. 우리 나라의 원전에서 균열 성장 시간을 정확히 예측하기 위해선, 여러 다른 조건을 사용한 가속 PWSCC 실험을 통하여 일반적인 균열 성장 식을 수정하면 정확한 예측이 가능하다.

참고문헌

- [1]. P. M. Scott “Stress Corrosion Cracking in Pressurized Water Reactors— Interpretation, Modeling, and Remedies” Corrosion vol.56 no.8
- [2]. Y. Colot, C. Pichon “Vessel Head Penetration Cracking in French PWR’s” Proceedings of 1992 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s
- [3]. K. Cozens “Alloy 600 Reactor Pressure Vessel Head Penetration Primary Water Stress Corrosion Cracking” Proceedings of 1997 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s
- [4]. P.L. Andresen, F.P. Ford “Fundamental Quantification of Crack Advance for Life Prediction in Energy Systems” Proceedings of CORROSION/96 Research Topical Symposia, Part 1
- [5]. P. Scott, Y. Meyzaud, C. Benhamon “Prediction of Stress Corrosion Cracking of Alloy 600 Components” Proceedings of International Symposium on Plant Aging and Life Predictions of Corrodible Structures, 1995
- [6]. F. Cattant, D. Garriga-majo, F. de Keroulas, D. Todeschini, J.C. Van Duysen “Metallurgical Investigations on Pressure Vessel Head Penetrations Removed from Power Plant” Proceedings of 1992 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s
- [7]. E. Stephen Hunt, G. White “Strategic Planning for CRDM Nozzle PWSCC” Proceedings of 1994 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s
- [8]. J.P. Foster, W. Bamford, R. Pathania “Effect of Materials Variables on Alloy 600 Crack Growth Rates” Proceedings of 1997 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s
- [9]. Ph. Berge, D. Buisine, A. Gelpi “Primary Water Stress Corrosion Cracking Effect of Initial Surface Preparation” Proceedings of 1997 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s
- [10]. C. Amzallag, S.L. Hong, C. Pages, A. Gelpi “Stress Corrosion Life Assessment of Alloy 600 PWR Components” 9th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Plant Systems—Water Reactors, 1999
- [11]. P. Scott “Prediction of Alloy 600 Component Failure in PWR Systems” Proceedings of CORROSION/96 Research Topical Symposia, Part 1
- [12]. W. Bamford, D. Boyle, J. Duran “An Update on World Inspection Experience for RV Head Penetrations” Minutes of the 2000 annual meeting of the International Cooperative Group on Environmentally Assisted Cracking of Light Water Reactor Materials
- [13]. C. Amzallag, F. Vaillant “Stress Corrosion Crack Propagation Rates in Reactor Vessel Head Penetrations in Alloy 600” 9th International Symposium on Environmental

Degradation of Materials in Nuclear Power Plant Systems–Water Reactors, 1999

[14]. W. Bamford “Use of Crack Growth Predictions in Repair Decisions for CRDM Head Penetrations” Proceedings of 1992 EPRI Workshop on PWSCC of Alloy 600 in PWR’s

[15] R.B. Abernethy “The New Weibull Handbook 2nd edition” Gulf Publishing Co., 1996

㉞ 1. Worldwide Vessel Head Penetration PWSCC Inspection Result (until 1996 Jan.)

Country	Plant Inspected	Total Penetrations	Penetrations Inspected	Penetrations with Indications
France	47	3225	3213	105
Sweden	3	195	190	7
Switzerland	2	72	72	2
Japan	17	960	834	0
Belgium	7	435	435	0
Spain	5	325	102	0
Brazil	1	40	40	0
South Africa	1	63	63	0
United States	4	249	197	2
Korea	1	49	34	2
TOTALS	88	5614	5180	118

㉞ 2. Reactor Head Penetration Indication Acceptance Criteria

Indication Location in Penetration	Indication Orientation and Maximum Acceptable Size			
	Axial		Circumferential	
	a_f	λ	a_f	λ
Below Weld	t	No limit*	t	0.75c
At/Above Weld	0.75t	No limit	0.75t	0.10c

a_f = Flaw depth as defined in IWB 3600, Section XI

c = circumference

l = Flaw length

t = Wall thickness

* Must not touch weld

㉞ 3. Crack Inspection Data from Field Experience and Normalized Data

	Detection Time:td [hour]	Number of Inspected CRDM Nozzle	Number of Cracked CRDM Nozzle	Plant Specific Head Temperature [°C]	Plant Specific Failure Fraction	Predicted initiation Time : tf [hour]*	td/tdf	Worldwide Failure Fraction
Plant 1	130000	64	1	312	0.0156	93880.52	1.3847	0.0357
Plant 2	140000	49	1	307	0.0204	130104.87	1.0761	0.0714
Plant 3	85000	70	1	318	0.0143	63926.22	1.3297	0.1071
Plant 4	94000	378	19	315	0.0503	77392.97	1.2146	0.1429
Plant 5	73500	1820	75	289	0.0412	441934.70	0.1663	0.1786
Plant 6	51000	1311	57	314	0.0435	82520.95	0.6180	0.2143
Plant 7	86548	71	1	318	0.0141	63926.22	1.3539	0.2500
Plant 8	80000	54	11	315	0.2037	77392.97	1.0337	0.2857
Plant 9	110000	65	5	319	0.0769	60005.61	1.8332	0.3214
Plant 10	116500	65	7	319	0.1077	60005.61	1.9415	0.3571
Plant 11	54000	65	2	319	0.0308	60005.61	0.8999	0.3929
Plant 12	140000	69	1	317	0.0145	68117.61	2.0553	0.4286
Plant 13	10000	34	2	320	0.0588	56337.48	0.1775	0.4643
Plant 14	10000	65	8	325	0.1231	41228.68	0.2425	0.5000
Plant 15	10000	65	8	325	0.1231	41228.68	0.2425	0.5357

Plant 16	90000	26	1	320	0.0385	56337.48	1.5975	0.5714
Plant 17	173000	37	18	294	0.4865	312217.99	0.5541	0.6071
Plant 18	80000	65	2	325	0.0308	41228.68	1.9404	0.6429
Plant 19	81000	65	8	325	0.1231	41228.68	1.9647	0.6786
Plant 20	80000	53	2	325	0.0377	41228.68	1.9404	0.7143
Plant 21	86000	26	1	325	0.0385	41228.68	2.0859	0.7500
Plant 22	36000	31	5	325	0.1613	41228.68	0.8732	0.7857
Plant 23	35000	7	2	325	0.2857	41228.68	0.8489	0.8214
Plant 24	30000	77	1	325	0.0130	41228.68	0.7276	0.8571
Plant 25	25000	24	1	325	0.0417	41228.68	0.6064	0.8929
Plant 26	112000	65	6	325	0.0923	41228.68	2.7166	0.9286
Plant 27	75000	65	2	325	0.0308	41228.68	1.8191	0.9643
Plant 28	157000	22	2	325	0.0909	41228.68	3.8080	0.9900

* calculated by Eq. (4)

㉞ 4. Definition of Microstructure Classes by EDF

Type	Class	Carbide Distribution	Number of Penetrations Examined	Number of Cracked Penetration	Percent of Cracked Penetration	PWSCC Susceptibility
I	I a	Continuous intergranular precipitation without intragranular precipitation	2	0	0%	S- to S
	I b	Non-continuous intergranular precipitation with slight intragranular precipitation				
II	II a	Mixed inter and intragranular precipitation	17	12	71%	S to S+
	II b	Mainly intragranular precipitation				
	II c	Strong intragranular precipitation				
III		Strong intragranular precipitation more uniformly distributed than Type II	1	1	100%	S to S++

㉞ 5. Material Index ;[1]

Material	Index
SG tubes, mill annealed, very resistant, or thermally treated, very significantly improved	0.2
SG tubes, mill annealed, not very sensitive, or thermally treated, improved	0.5
Pressure vessel bottom head penetrations	0.6
SG tubes, mill annealed, sensitive, or thermally treated, little improved, SG partition plates, reactor support pads	1.0
SG tubes, mill annealed, very sensitive	2.0
Pressure vessel upper head penetrations	2.5

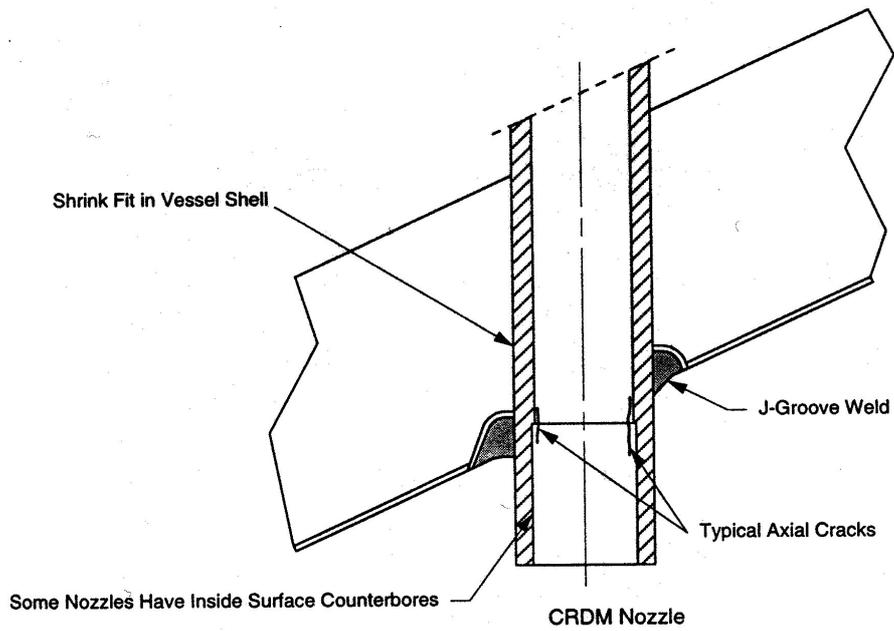


그림 1. CRDM Nozzle에서 생성되는 균열 위치

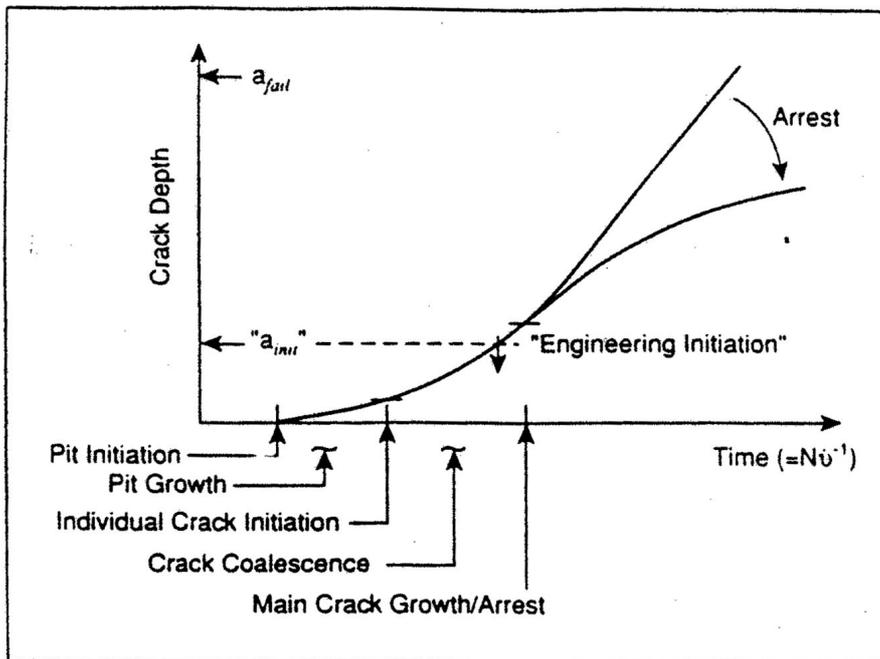


그림 2. Schematic sequence of crack initiation, coalescence and growth for environmental cracking of steels in aqueous environments

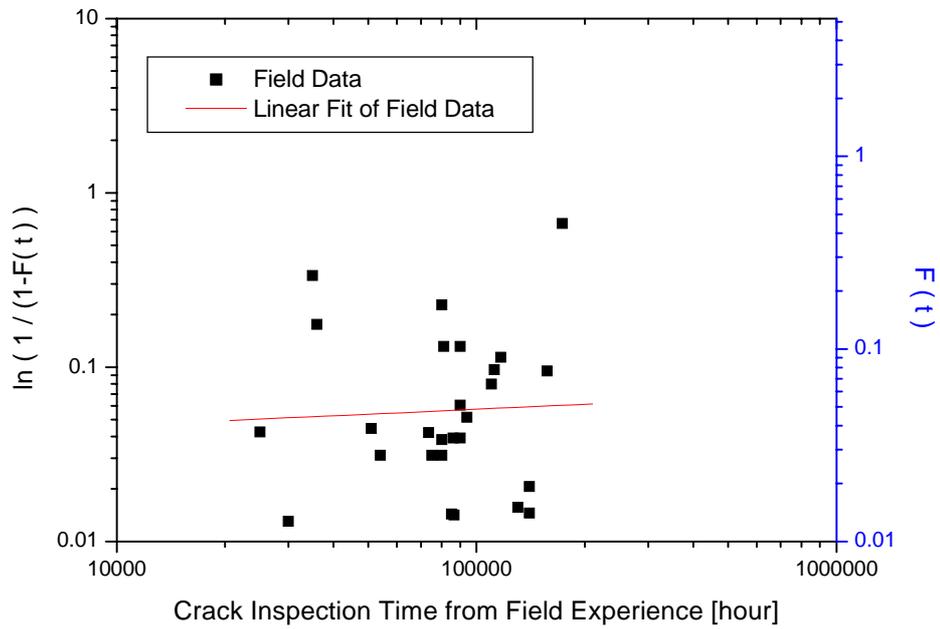


그림 3. Weibull Plot of Field Experience Data

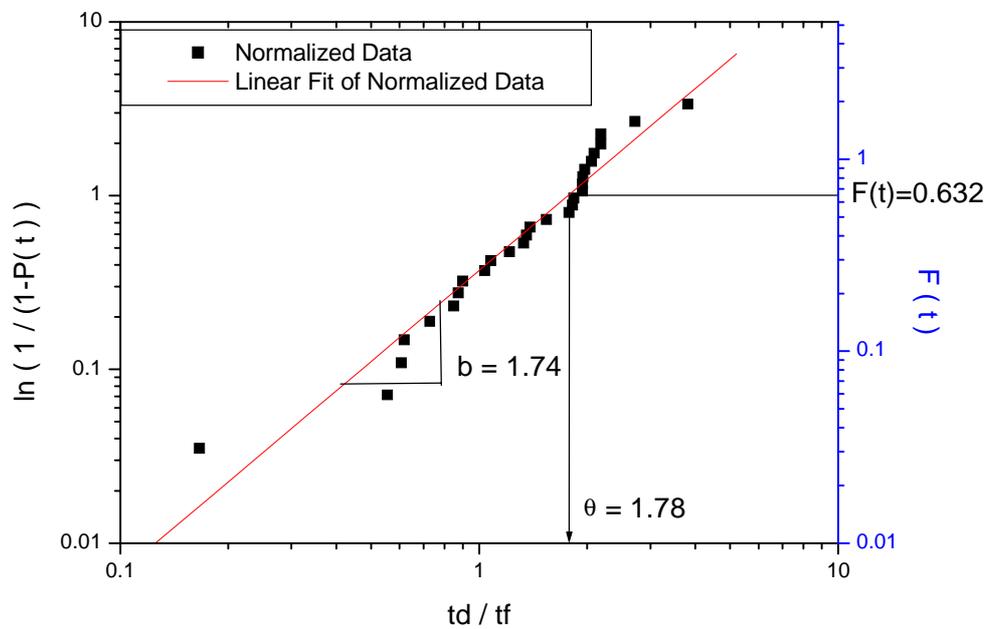


그림 4. Weibull Plot of Normalized Data

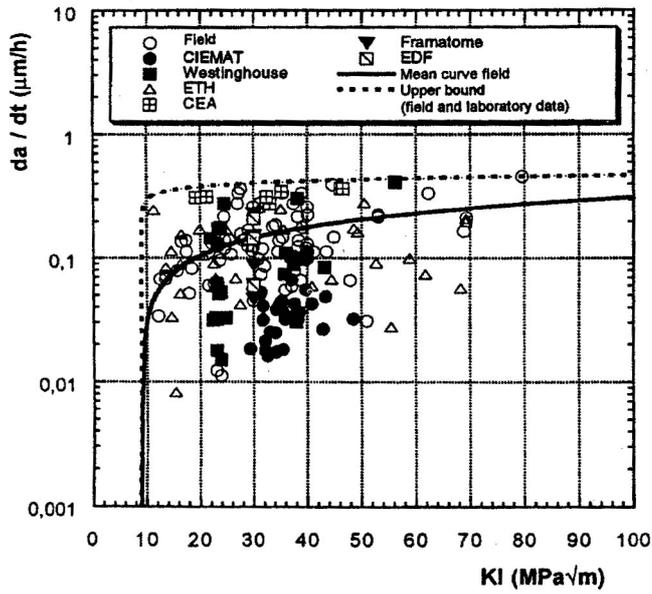


그림 5. $da/dt=f(K_I)$: Mean Curve of Field Measurements and Upper Bound of Results Measured in Field and in Laboratory (reduced to 290°C with $Q=130\text{kJ/mol}$)

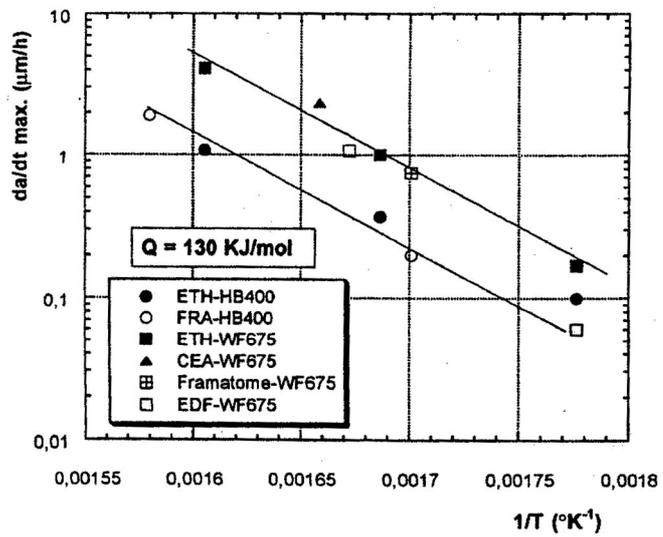


그림 6. $da/dt=f(1/T)$: Comparison of Results Obtained in Different Laboratories