

중대사고시 압력용기 노즐 용접부의 파손확률 (Scoping Analysis for PWR Penetration Tube Weld Failure)

정광진, 황일순
서울대학교
서울시 관악구 신림동 산 56-1

요 약

Three Mile Island Unit-2 (TMI-2)의 사고 후 OECD-NEA 주관의 연구에 의하면 압력용기 하부의 노즐이 국부열점(hot spot) 영역의 경우 거의 압력용기 바닥까지 용융되었음이 조사되었다 [1]. 이러한 재배치된 용융노심의 열속에 의하여 압력용기의 외부와 통하는 penetration tube weld(노즐 용접부)가 파손된다면 내부의 고압상태로 인해 penetration tube ejection 사고 및 이에 따르는 용융노심의 압력용기 외부로의 유출 가능성까지 배제할 수 없을 것이다. 본 연구의 출발점은 중대사고시 이러한 압력 및 열속에 따르는 노즐 용접부의 파손확률을 결정하는데 있다. 크리프 파손시 기존의 해석에서 쓰인 deterministic approach를 개선하여 probabilistic approach를 개발하였다. 또한 기존의 해석에서 쓰인 단순한 안전 여유도(margin-to-failure)의 개념과 비교하여 용접부에서의 파손확률을 계산하였다.

1. 서론

고온의 노심이 용융되어 압력용기 하부로 재배치 될 때 생기는 파손현상중 penetration tube ejection에 대하여 연구하였다. Penetration tube와 base metal을 부착하고 있는 용접부의 파손 없이 penetration tube ejection은 있을 수 없으므로 여기서는 용접부에 대한 파손만을 다루기로 한다. 기존의 해석에서는 용접부에서의 단순화된 응력 해석을 수행하고 용접물질의 ultimate strength를 초과하는 shear stress가 걸리면 파손으로 판정하였다[2]. 본 연구에서는 이를 개선하여 크리프가 존재하는 경우 용접부의 응력을 유한요소 코드로 구한 후 probabilistic approach로 파손확률을 구하였다. 유한요소 코드로는 ABAQUS를 이용하였다.

2. 모형설명

2.1 가정

Bobcock & Wilcox (B&W)사의 TMI-2의 노즐 용접부(penetration tube weld)를 모사하였다. 그림 1에서 보듯이 압력용기 윗 부분의 노즐은 이미 용융되어 있고 노즐은 막혀있어 내부의 압력

을 받고 있는 상태를 모사하였다. 그림에서 tube는 속이 비어있는 annular형태이나 해석상 경계조건의 단순화를 위하여 봉형태로 모사하였다. 온도와 내부압력이 일정한 경우와 TMI-2의 온도 및 압력이력을 적용한 경우에 대하여 용접부의 파손확률을 계산하였다. 압력용기 물질은 SA533B1강으로 이루어져 있고 penetration tube는 Inconel-600으로 이루어져 있다. SA533B1의 압력용기와 Inconel-600의 penetration tube와의 용접부를 이루는 물질은 INCO82T이며 고온에서의 인장 및 크리프 자료가 확보되지 않은 상태이다. 일반적으로 용접부 물질은 기저물질보다 강하므로 본 연구에서는 SA533B1과 Inconel-600만을 고려하였는데 해석의 편의를 위해 압력용기강의 물성(SA533B1)만을 가지고 노즐 및 용접부의 해석을 같이 수행하였다. SA533B1은 그림 2에서 보듯이 Inconel보다 인장강도가 떨어진다. 또한 크리프 파손도 잘 되므로 보수적인 해석이 수행될 것이다.

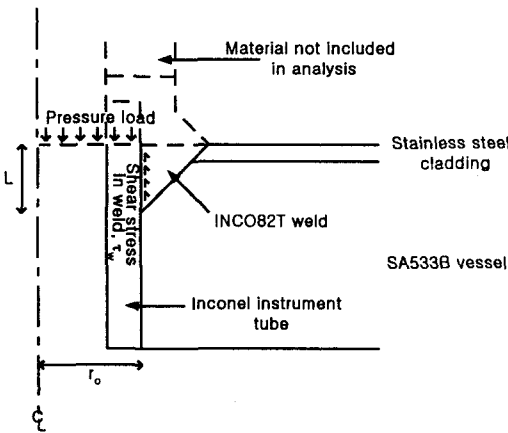


그림 1. Penetration tube/nozzle 과 weld

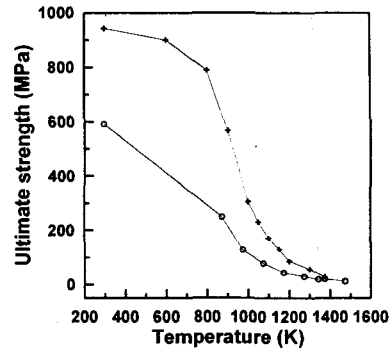


그림 2. Inconel-600 과 SA533B1의 온도에 따르는 ultimate strength

2.2 실패여유도(margin-to-failure) 및 Weibull plot

기존의 용접부의 파손확률은 아래와 같이 그림 1의 순수한 shear stress만 존재한다는 가정에서 출발한다.

$$\tau_w = \frac{p_i \pi r_o^2}{2\pi r_o L} = \frac{p_i r_o}{2L}$$

순수하게 shear stress 만이 존재한다고 가정하므로 effective stress (von Mises effective stress)는 다음과 같다.

$$\sigma_e = \sqrt{3} \tau_w$$

이때, effective stress가 용접부의 ultimate strength를 초과하게 되면 용접부가 파손한다고 가정하는 것이다. 즉, $\sigma_e \geq \sigma_u(\text{failure})$ 인 것이다. 여기서 파손의 척도라 할 수 있는 실패여유도 (margin-to-failure) MF를 정의하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \text{MF} &= (1 - \text{effective stress} / \text{ultimate strength}) \times 100\% \\ &= (1 - \sigma_e / \sigma_u) \times 100\% \end{aligned}$$

본 연구에서는 위에서 설명한 실패여유도 개념을 개선하여 새로운 파손모형을 개발하였고 이를 같이 비교하였다. 또한, 기존의 파손모형에서는 creep-usage-factor 개념으로 파손을 deterministic 하게 결정하였다[3]. 그것은 크리프 시험후의 결과를 Larson-Miller Parameter (LMP)로 fitting하

여 주어진 온도 및 응력상태에서 파손시간(rupture time)을 결정하고 해석상의 시간이 파손시간과 같아지면 파손을 판정하는 방법이다. 일반적으로 크리프 파손은 실험적으로 불확실성이 크며 유용한 데이터도 많지 않다. 때문에 특정 온도 및 응력에 대해 해석의 결과가 지나치게 보수적 혹은 그 반대로 나올 수도 있는 것이다. 본 연구에서는 이러한 개념대신 probabilistic approach를 적용하여 파손확률을 결정하였다. 이러한 개념은 추가적인 실험데이터를 포함하기에 적절할 뿐만 아니라 보다 합리적인 파손을 판정할 수 있게 해 줄 것이다. 여기에는 아래에서 설명한 Weibull plot 개념을 적용하였다. 두가지의 변수로 나타나는 Weibull plot의 식을 누적 분포 함수 (Cumulative Distribution Function)로 나타내면 아래식과 같다.

$$F(t) = 1 - \exp[-(t/\theta)^m], \quad 0 \leq t \leq \infty \quad \text{이다(여기서는 } t \text{가 creep-usage-factor이다).}$$

이제 m 과 θ 를 결정하기 위하여 $x = \ln t$, $y = \ln \ln \left[\frac{1}{1-F(t)} \right]$ 로 놓고 선형그래프로 fitting하면 기울기 a 와 절편 b 를 얻을 수 있다. 그러면, $m=a$ 이고 $\theta = \exp(-b/a)$ 와 같이 m 과 θ 를 얻을 수 있는 것이다. 즉, 누적 분포 함수, CDF를 얻을 수 있는 것이다[4].

2.3 SA533B1 파손확률분포 결정

이제 TMI-2 Vessel Investigation Project (TMI-2 VIP)의 연구결과에서 주어진 온도 및 응력상태의 크리프 파손시간의 데이터를 creep-usage-factor에 대하여 오름차순으로 정리하여 m 과 θ 를 얻을 수 있다. creep-usage-factor라 함은 주어진 온도, 응력상태에서 경과한 시간을 Larson-Miller Parameter (LMP)로 구한 rupture time calculated로 나눈 값이다.

여기서, Larson-Miller Parameter는 아래와 같다.

$$LMP = 30.014 - 12.127 \log(\sigma) + 5.1831[\log(\sigma)]^2 - 1.8394[\log(\sigma)]^3, \quad \text{where } \sigma = \sigma(\text{ksi})$$

또한 rupture time [h]은 아래와 같이 표현된다.

$$t_r = 10^{[LMP \times 1,000 / T - 11]}, \quad \text{where } T = T(R)$$

이렇게 하여 구한 m 값은 1.62624이고 θ 값은 1.37660이다. 상관계수 (R^2) 가 0.921903으로 비교적 우수한 상관관계가 있다고 할 수 있다. 그림 3에 creep-usage-factor와 rupture probability와의 그래프가 그려져 있다. 원 표시가 TMI-2 VIP의 실제 rupture 데이터이고 점선의 그래프가 얻어진 파손확률 그래프이다. 즉, 기존의 연구가 creep usage factor가 1이 되었을 때 rupture하였다고 예측하는 것과는 달리 본 연구에서는 0.4 보다 약간 큰 확률로 rupture를 예견하는 것이다.

3. 결과

3.1 압력용기강 온도와 내부압력에 따른 파손확률

온도와 압력에 대한 민감도를 조사하기 위하여 압력용기 내부의 압력과 압력용기강의 온도를 일정시키고 용접부의 파손확률을 계산하였다. 그림 4의 (a), (b), (c)는 각기 839 K에서 내부압력 2 MPa 과 16 MPa에서, 1250 K에서 내부압력 2 MPa에 대하여 용접부의 파손확률을 보여준다. 기

존의 실패여유도 개념으로는 시간의 흐름에 관계없이 (a), (b), (c)의 경우 각각 99.36, 94.86, 94.81 %의 용접부의 실패여유도를 보인다. 크리프 파손을 고려한 LMP를 적용한 Weibull plot으로는 파손확률을 penetration이 없는 경우의 base metal과 있는 경우 용접부에서 비교하여 보여주고 있다. 주목할 만한 점은 (a)와 같이 비교적 크리프가 작은 경우는 effective stress가 용접부에 많이 걸리고 따라서 파손확률도 시간이 지남에 따라 용접부에서 커지지만 (b)에서처럼 동일 온도라도 내부압력이 크거나 (c)에서처럼 내부 압력이 같더라도 온도가 높아 크

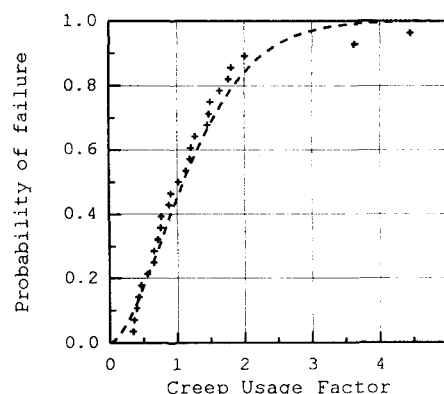


그림 3. 파손확률 (rupture probability vs. creep-usage-factor)
리프가 효과적으로 발생할 때는 용접부 부근의 크리프와 부근의 자유경계조건으로 인해 응력이 분산되어 오히려 penetration이 없는 base metal보다 파손확률이 적다는 것을 알 수 있다.

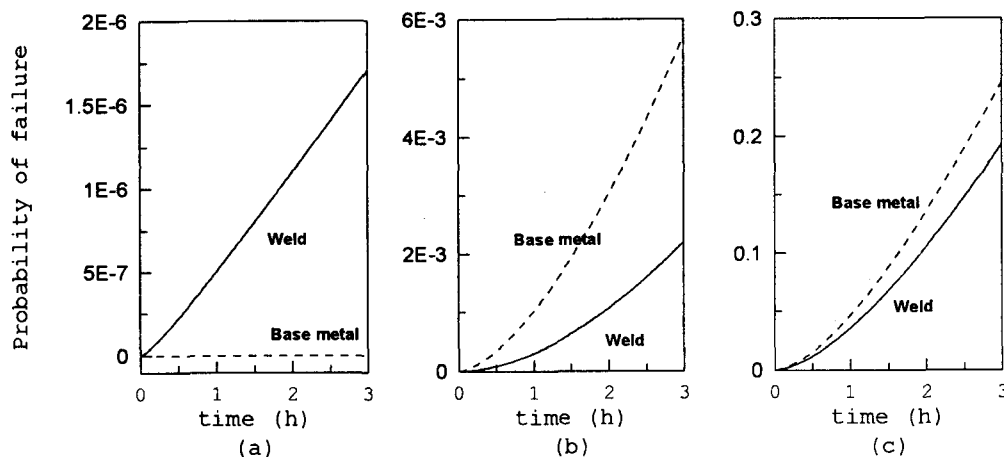


그림 4. 노즐 용접부의 파손확률 (a) 온도 : 839 K, 내부압력 : 2 MPa (b) 온도 : 839 K, 내부압력 16 MPa (c) 온도 : 1250 K, 내부압력 2 MPa

3.2 TMI-2에서의 penetration tube의 거동 및 용접부 파손확률

그림 5는 TMI-2 원자로의 용융노심 재배치후 약 1시간후의 온도분포 및 penetration tube의 거동을 보여주고 있다. 2차원 축대칭 모델이므로 가운데 부분이 penetration에 해당한다. base metal에서 약간 아래로 벌어져 있다. 해석에 쓰인 온도와 압력의 이력은 TMI-2 VIP의 연구보고에 근거하였고 국부열점에서의 시간에 따른 온도와 내부압력은 그림 6에 나타나 있다. 그림 7에서 보여주고 있는 파손확률은 약 2번에 걸친 급격한 값의 증가를 보이는데 이는 온도변화에 의한 thermal stress의 영향이다.

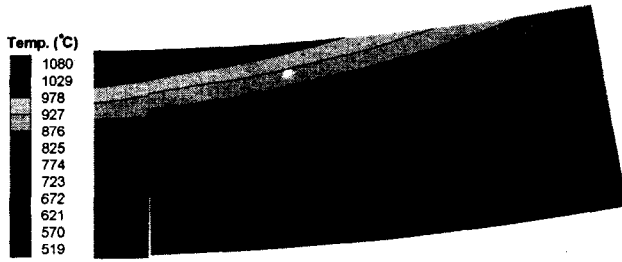


그림 5. 용융노심 재배치후 약 1시간 경과후의 온도분포 및 변형모습

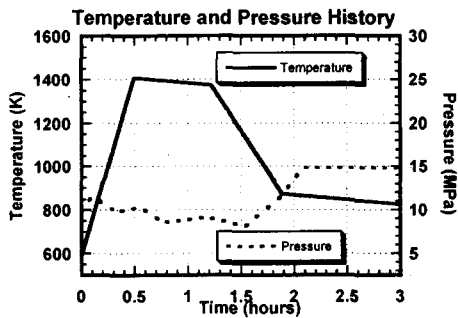


그림 6. TMI-2 국부열점에서의 온도 및 내부압력(RCS pressure) 이력

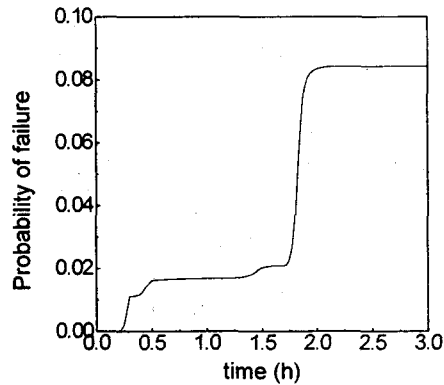


그림 7. TMI-2 노즐 용접부에서의 파손확률

4. 결론

- 기존의 크리프로 인한 구조해석은 deterministic한 파손을 결정하는데 반해 본 연구에서는 probabilistic한 파손확률을 적용하였다. 이는 크리프 데이터의 uncertainty 및 deviation에서 오는 해석상의 파손예측이 지나치게 보수적으로 혹은 반대로 되는 것을 방지할 수 있다.
- 크리프 파손은 복잡한 온도 및 응력상태에 따라, 또는 용접부 및 penetration tube의 경계조건의 가정에 따라 다르게 결정될 수 있으나 본 연구에서 쓰인 단순화된 가정으로부터의 결론은 파손에 이르는 응력 및 온도상황에서는 크리프의 진전으로 인해 penetration tube 용접부에서의 파손 확률은 오히려 tube가 없는 경우보다 적게 나왔다. 이는 크리프로 인해 용접부 주변의 자유경계조건이 오히려 용접부의 응력을 감소시킨데 이유가 있다.

참고문헌

[1] OECD, Three Mile Island Reactor Pressure Vessel Investigation Project, Proc. of an open forum sponsored by the OECD NEA and the USNRC, 1994

[2] L. A. Stickler et al., Calculations to Estimate the Margin to Failure in the TMI-2 Vessel, TMI V(93)EG01, OECD-NEA-TMI-2 Vessel Investigation Project, September, 1993

- [3] J. L. Rempe et al., Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis, NUREG/CR-5642 EGG-2618, October 1993
- [4] E. E. Lewis, Introduction to Reliability Engineering, John Wiley & Sons, Inc., 1994