

조선 해양 구조물용 강재의 소성 및 파단 특성 IV: 고온 기계적 물성치에 관한 실험적 연구

정준모* · 임성우** · 박노식***

*인하대학교 조선해양공학과

**포항산업과학연구원 강구조연구소

***울산대학교 조선해양공학부

Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part IV: Experimental Study on Mechanical Properties at Elevated Temperatures

Joonmo Choung*, Sung-Woo Im** and Ro-Sik Park***

*Dep't of Naval Architecture and Ocean Engineering, INHA University, Incheon, Korea

**Steel Structure Research Lab., RIST, Kyunggido, Korea

School of Naval Architecture & Ocean Engineering, Ulsan University, Ulsan, Korea

KEY WORDS: initial yield strength 초기 항복 강도, tensile strength 인장 강도, elastic modulus 탄성 계수, reduction factor 감소 계수, elevated temperature 고온, high transition temperature 고온 천이 온도, blast wall 방폭/방화벽

ABSTRACT: This is the fourth of a series of companion papers dealing with the mechanical property reductions of various marine structural steels. Even though a reduction of the elastic modulus according to temperature increases has not been obtained from experiments, high temperature experiments from room temperature to 900 °C revealed that initial the yield strength and tensile strength are both seriously degraded. The mechanical properties obtained from high temperature experiments are compared with those from EC3 (Eurocode 3). It is found that the high temperature test results generally comply with the prediction values by EC3. Based on the prediction of EC3, time domain nonlinear finite element analyses were carried out for a blast wall installed on a real FPSO. After applying the reduced mechanical properties, corresponding to 600 °C, to the FE model of the blast wall, more than three times the deflections were observed and it was observed that most structural parts experience plastic deformations exceeding the reduced yield strength at the high temperature. It is noted that a protection facility such as PFP (passive fire protection) should be required for structures likely to be directly exposed to fire and explosion accident.

1. 서 론

본 논문의 제1편 (Choung et al., 2011a)에서는 ICCGS 논문, HSE(2001) 보고서 및 Nemat-Nasser and Guo(2003) 논문에 대한 검토를 통하여, 소성 변형률 경화, 변형률 속도 경화 및 구조 파단에 관한 세계적인 연구 동향을 살펴보았으며, 온도에 따른 변형률 경화, 그리고 온도와 변형률 경화/변형률 속도 경화의 연성 효과를 실험적으로 연구한 사례를 볼 수 있었다. 본 논문의 제2편 (Choung et al., 2011b)에서는 조선 해양 구조물용 강재에 적용이 가능한 파단 조건의 이론적 배경에 대하여 설명하였다. 산업계에서 널리 적용되고 있는 상수형 전단 파단 조건, 다점형 전단 파단 조건, Johnson-Cook 전단 파단 조건, 기공률 파단 조건, 연속체 손상 역학 파단 조건, 박판 성형 파단 조건 등의 물리적 의미와 수학적 표현을 볼 수 있었다. 파단 조건의 선택보다는 선택한 파단 조건에 대한 재료 상수를 정확하게 추정하는 것이 더욱 중요하다는 사실을 알 수 있었다. 본 논문의

제3편 (Choung et al., 2011c)에서는 EH-36강으로부터 제작된 다양한 노치를 가지는 환봉형 노치재 및 평활재의 인장 실험을 바탕으로, 전단 파단 모델의 재료 상수를 도출하기 위한 연구를 수행하였다. 실험이 실시되었던 시편에 대한 수치 해석을 수행하여 공칭 응력 - 공칭 변형률 선도를 실험 결과와 비교한 결과 모든 시편에서 실험과 수치 해석이 일치함을 확인할 수 있었다. 또한 새로운 개념의 변수인 평균 응력 삼축비를 도입하고, 그에 따른 누적 평균 변형률 에너지 개념을 적용한 결과, 누적된 에너지의 총량에 따라 즉 임계 에너지의 수준에 따라 매우 일관성을 가지는 파단 변형률 곡선을 얻을 수 있었다. 임계 에너지를 100%, 50%, 15% 수준에서 도출하여 비교한 결과, 100% 임계 에너지 수준에서 실험 데이터와 가장 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 그리고 참고문헌(Bao and Wierzbicki, 2004)으로부터 알루미늄의 임계 에너지가 15% 수준으로 판명되었기 때문에 임계 에너지는 연성 재료의 파단을 정의하기 위한 아주 간단한 지표가 될 수 있다는 사실을 증명하였다.

Choung(2009)은 조선해양구조물용 강재를 대상으로 상온에서 인장 실험을 실시하여 소성 및 파단 특성을 규명하기 위한 노력을 수행하였지만 온도 의존성에 대한 실험은 수행되지 않았다. HSE(2001)에서는 355EM 및 450EM 강재 (영국 산업 표준 강재)를 대상으로 상온부터 700°C까지의 실험을 수행하여 물성치의 변화를 제시한바 있다. Nemat-Nasser and Guo(2003)도 온도 의존성에 대한 실험을 수행한바 있지만, 주로 변형률 속도의 의존성에 대한 실험을 주로 실시하였다. 그러나 국내의 경우 조선해양구조물용 강재의 고온 거동을 예측하기 위한 재료적 관점의 실험 및 이론 연구는 거의 수행된바 없는 것으로 조사되었다.

이러한 이유로 본 논문에서는 다양한 조선용 및 해양플랜트용 강재를 대상으로 온도의 상승에 따른 기계적 물성치의 변화를 실험적 연구를 통하여 살펴보고자 한다. 즉 온도 상승에 따른 탄성 계수, 항복 강도, 인장 강도의 변동성을 제시하고자 한다. 온도 상승에 따른 재료 물성치의 저하가 구조 강도에 미치는 영향을 파악하기 위하여 실선 FPSO에 사용되었던 방화/방폭벽(Blast wall)을 대상으로 온도에 따른 방폭 능력의 변화를 검토하고자 한다.

2. 실험 정보 및 결과

2.1 시편 재료 및 설계

실험에 사용된 재료는 P사에서 제조한 선급 인증 EH-36강(이하 EH36강), 선급 인증 DH-36강(이하 DH36강), 그리고 API(American Petroleum Institute)인증 2W50강(이하 2W50강)이다. 각각 강재의 두께는 모두 25mm였으며, 각각 -60°C, -40°C, -20°C CVN(Charpy V-notch) 요구치를 만족한다. 이와 같은 모재로부터 Fig. 1에 나타낸 환봉형 인장 시편이 제작되었으며, 그립부는 고온 크리프(Creep)에 의한 미끄러짐을 방지하기 위하여, 나사산을 가공하였다. 시편의 형상은 ASTM(2004)를 따라서 설계되었다. Table 1에 나타낸 바와 같이 상온부터 900°C까지 7단계의 온도에 대하여 실험을 실시하였으며, 3회의 반복실험을 실시하였다. 목표 온도에 도달하기 위하여 목표 온도에서 2시간 이상 전기로 안에서 예열한 후 전기로 내부에서 인장 실험이 실시되었다. 물성치의 보수성을 유지하기 위하여, 시편은 가공

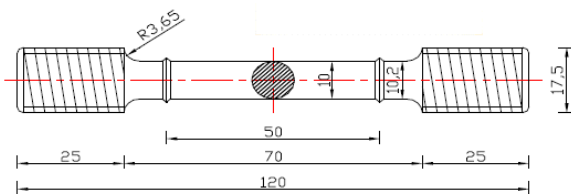


Fig. 1 Shape of specimen

방향과 직교 방향으로 채취되었다. 그리고 시편은 모재의 두께 방향 중심부(Mid-layer)에서 두께 2mm로 가공되었다. Table 1에 나타낸 바와 같이 시편의 명칭은 대시(-)를 한정자로 하여 결정하였다. 이때 상온의 경우 000으로 표기하였다.

2.2 실험 결과

Fig. 2는 환봉형 시편에 대하여 수행된 공칭 응력 곡선을 나타낸다. 상온부터 400°C까지의 공칭 응력은 많은 차이를 보이지 않지만 600°C의 경우 현저한 감소를 나타내며 800°C와 900°C의 공칭 응력은 거의 차이가 없음을 알 수 있다. 이들 강재의 경우 400°C 이후에 금속 조직의 변화 또는 변태가 발생하였을 것으로 추정된다. 이러한 온도를 고온 천이온도(High transition temperature)로 정의할 수 있으며, 구조물이 화재 또는 폭발 등으로 고온 천이 온도에 도달하면 재료로서 고유한 강도를 상실하고 플라스틱의 크리프와 같은 현상이 발생할 수 있음을 의미한다.

탄성 계수(E)의 경우 원자간의 결합력에 의하여 발생하므로, 강재별로 거의 차이가 없는 것으로 알려져 있으며 일반 강재가 상온에서 약 206GPa내외이다. 그러나 실제 인장 실험을 수행하여 공칭 응력 선도의 탄성 기울기를 관찰하면 206GPa에서 상당한 편차를 보임을 확인할 수 있다. 시편을 고정하는 지그의 유격, 시편의 미끄러짐 등에 의하여 하중이 작은 단계에서는 상당히 작은 기울기를 나타내는 경우가 많다. 또한 하중이 비례 한도를 초과하는 경우에도 비선형성을 나타낼 수 있다. 따라서 적절한 범위의 하중 구간(공칭 응력 구간)에서 탄성 계수를 도출할 필요가 있다. Fig. 2(b)의 경우 탄성 계수를 도출하기 위하여 탄성 변형률 구간을 확대하여 나타낸 그림이다. 인장 시험기의 해상도(Resolution)문제로 인하여 데이터에 비정상적인 잡음이 상당히 포함된 것으로 보인다. 상온 시편인 R-2W20-000-1 및 R-2W20-000-2 곡선의 탄성 기울기를 공칭 응력 100~300MPa 구간에서 곡선 적합하여 보면 탄성 계수는 각각 195GPa 및 212GPa로서 평균치가 206GPa에 근접하게 계산된다. 그러나 고온 데이터의 경우 Fig. 2(b)에 보인바와 같이 탄성 계수를 도출하기에는 선형성이 매우 부족함을 알 수 있다. 상온에서는 초기 항복까지 거의 선형성을 유지하지만, 고온에서는 비례 한도와 초기 항복사이에서 상당한 비선형성이 존재하기 때문에 현재 장비에서 계측된 데이터를 이용하여 탄성 계수와 비례 한도를 정확하게 추정하는 것은 상당히 어렵다.

본 연구에서는 온도에 따른 초기 항복 강도를 산출하기 위하여 0.2% 율셋법을 적용하였는데, 이를 위하여 온도에 따른 탄성 계수가 필요하다. 그러나 전술한바와 같이 고온에서 탄성 계수를 얻을 수 없었기 때문에 상온에서의 탄성 계수를 이용하여 고온에서의 항복 강도를 도출하였다. 상온 및 200°C 데이터의

Table 1 Information for specimen preparation

Specimen	Material	Test temperature (°C)	Repetition	Example of label
Round	API-2W50	RT, 100, 200, 400, 600, 800, 900	3	R-2W50-000-1...R-2W50-900-3
	Class-EH36	RT, 100, 200, 400, 600, 800, 900	3	R-EH36-000-1...R-EH36-900-3
	Class-DH36	RT, 100, 200, 400, 600, 800, 900	3	R-DH36-000-1...R-DH36-900-3

Table 4 Strength properties for DH36 steel

LABEL	σ_0	s_u	σ_u
R-DH36-000-1	349.86	515.18	615.17
R-DH36-000-2	351.86	510.69	612.91
R-DH36-000-3	351.11	513.93	617.58
R-DH36-200-1	299.92	490.21	567.22
R-DH36-200-2	295.92	484.71	566.64
R-DH36-200-3	292.93	488.21	564.06
R-DH36-400-1	251.72	436.27	497.18
R-DH36-400-2	224.75	444.26	510.05
R-DH36-400-3	238.49	442.01	517.37
R-DH36-600-1	121.37	143.59	149.74
R-DH36-600-2	133.35	149.34	155.61
R-DH36-600-3	127.36	151.33	159.99
R-DH36-800-1	31.47	44.95	49.28
R-DH36-800-2	36.46	44.95	47.66
R-DH36-800-3	33.46	39.71	42.30
R-DH36-900-1	23.47	42.70	48.57
R-DH36-900-2	24.22	41.20	46.73
R-DH36-900-3	24.22	40.46	45.72

수를 적용한다면 비교적 낮은 수준의 항복 강도를 얻을 수 있음을 Fig. 2로부터 확인할 수 있다. 반면 600°C 이상의 데이터의 경우에도 비례 한도 이후에 강한 비선형성을 나타내기 때문에, 이들 데이터에 상온 탄성 계수를 적용하여 비교적 보수적인 초기 항복 강도를 도출하리라 예상되었다. 초기 항복 강도와는 달리 공칭 인장 강도의 경우, 공칭 응력의 최대값을 산출하였다. Table 2 ~ Table 4는 세가지 강재에 대하여 초기 항복 강도, 공칭 인장 강도, 그리고 진인장 강도를 비교하여 나타내었다. 진인장 강도는 식 (1)~(2)를 이용하여 산출하였다.

$$\sigma = s(1 + e) \quad (1)$$

$$\epsilon = \ln(e + 1) \quad (2)$$

2.2 실험 결과의 타당성 분석

CEN (1995)를 살펴보면 일반 강재의 온도 상승에 따른 진응력 곡선이 제시되어 있으며, 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다 (CEN (1995)는 Eurocode 3를 의미하므로 본 논문에서는 이후 EC3로 표기). 여기서 ϵ_p 는 비례 한도 (σ_p)에 상응하는 탄성 변형률을 의미한다. 통상적인 강재의 경우 상온에서 비례 한도는 초기 항복 강도에 근접하는 수준으로 알려져 있다. 고온이 될수록 비례 한도와 초기 항복 강도 사이의 곡선은 비선형적인 관계를 가지며, 이때 사용되는 계수 a , b , c 는 각각 식 (4) ~ (6)과 같다. 식 (3)은 고온 특성을 감안하여 초기 항복 강도 이후의 변형률 경화를 고려하고 있지 않은 모델이다. 따라서 ϵ_u 는 균일한 연신이 발생하는 최대 변형률을 의미하며, ϵ_f 는 파단이 발생할 때의 변형률을 의미한다. ϵ_0 는 초기 항복 강도에 상응하는 변형률을 의미한다. 식 (3)을 적용하기 위한 초기 항복 변형률은 0.02, 최

대 연신 변형률은 0.15, 파단 변형률은 0.2를 적용한다. 식 (3)에 나타낸 변형률은 모두 전변형률(Total strain)이다.

고온에서 강재의 선형 특성을 나타내는 비례 한도가 현저하게 항복 강도와 구분되기 때문에, 비례 한도와 항복 강도 사이가 마치 변형률 경화하는 것으로도 볼 수 있다. 따라서 식 (3)에서, 고온 비례 한도가 상온 항복 강도와 같은 역할을 하며, 고온 항복 강도는 상온 인장 강도에 해당하는 것으로도 볼 수 있다.

$$\sigma = \begin{cases} E\epsilon & \text{for } \epsilon \leq \epsilon_p \\ \sigma_p - c + \frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (\epsilon_0 - \epsilon)^2} & \text{for } \epsilon_p < \epsilon < \epsilon_0 \\ \sigma_0 & \text{for } \epsilon_0 \leq \epsilon \leq \epsilon_u \\ \sigma_0 \left(1 - \frac{\epsilon - \epsilon_u}{\epsilon_f - \epsilon_u} \right) & \text{for } \epsilon_u < \epsilon < \epsilon_f \\ 0.0 & \text{for } \epsilon = \epsilon_f \end{cases} \quad (3)$$

$$a^2 = (\epsilon_0 - \epsilon_p)(\epsilon_0 - \epsilon_p + c/E) \quad (4)$$

$$b^2 = c(\epsilon_0 - \epsilon_p)E + c^2 \quad (5)$$

$$c = \frac{(\sigma_0 - \sigma_p)^2}{E(\epsilon_0 - \epsilon_p) - 2(\sigma_0 - \sigma_p)} \quad (6)$$

엔지니어가 설계하고자 하는 구조물에 사용되는 재료의 온도에 따른 초기 항복 강도와 비례 한도를 알고 있다면, 식 (3)을 이용하여 진응력 곡선을 작성하여 화재 폭발 시뮬레이션에 적용할 수 있다. 그러나 공칭 응력 실험 데이터를 가지고 있을 경우에는 실험 데이터를 온도에 따른 다점형 데이터(Piecewise data)로 비선형 구조 해석에 적용하는 것이 가장 정확한 방법이다. 일반적으로 설계하고자 하는 구조물 재료의 고온 특성을 설계 단계에서 취득하는 것은 매우 어려우므로, 이와 같은 경우에는 Fig. 3과 같이 EC3에서 제공하는 탄성 계수, 비례 한도, 초기 항복 강도에 대한 감소 계수(Reduction factor)를 사용할 수 있다. 즉 상온 실험 데이터 (상온 진응력 곡선)를 이용하여 고온 설계를 수행할 경우, Fig. 3을 이용하여 온도 증가에 따른 물성치 변화를 구하여 온도별 진응력 곡선을 작성하여 설계 적용이 가능하다.

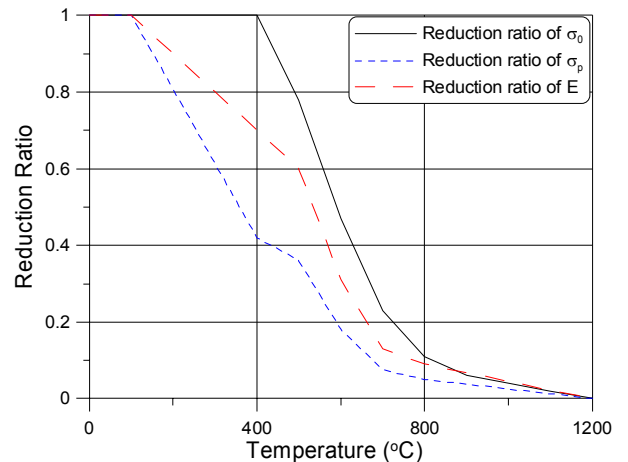


Fig. 3 Reduction factors of initial yield strength, proportional limit and elastic modulus (CEN, 1995)

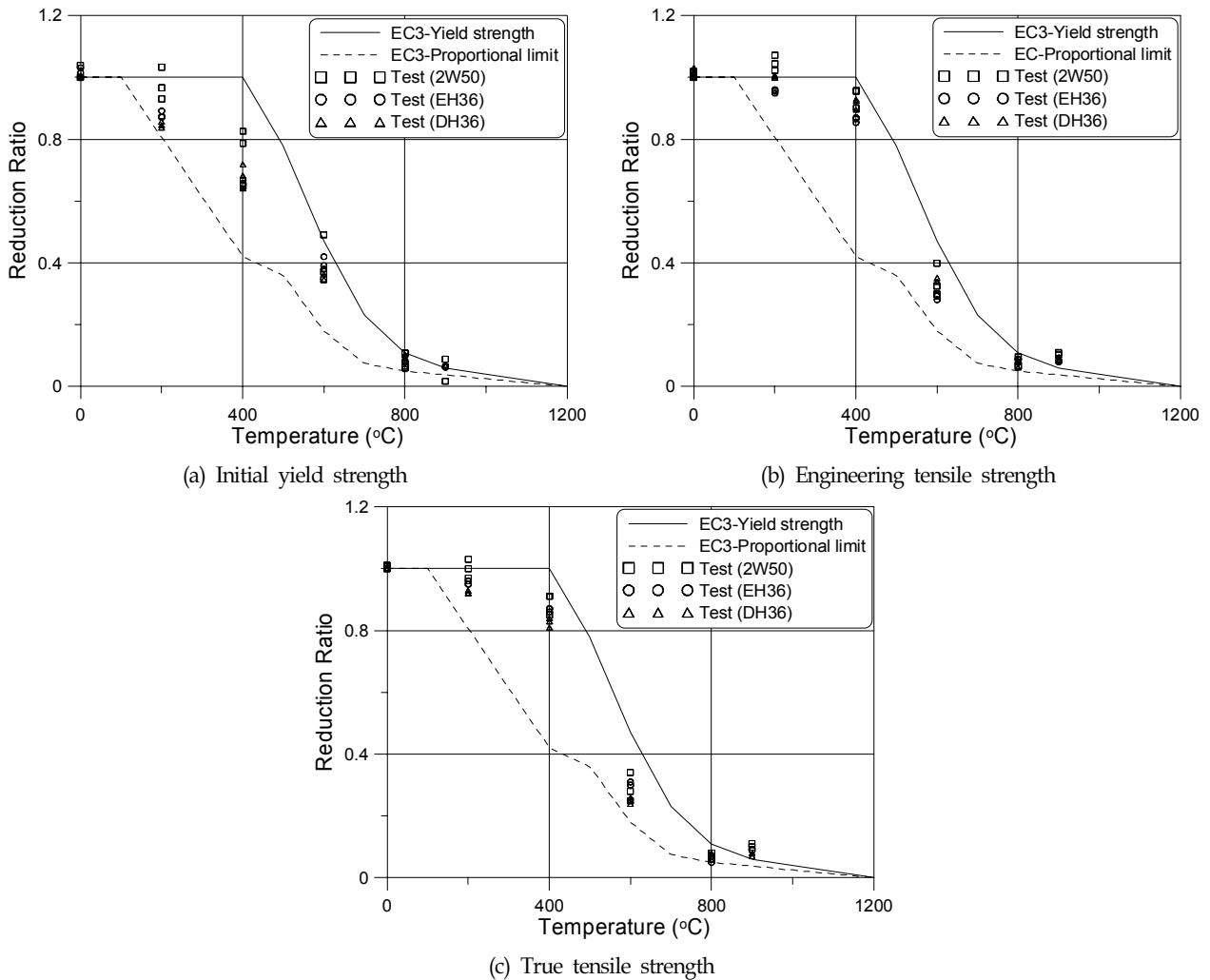


Fig. 4 Comparison of reduction factors between EC3 and tests

Fig. 4는 실험으로부터 얻은 초기 항복 강도, 공칭 인장 강도, 진인장 강도의 감소 계수를 EC3에서 제공하는 비례 한도 및 초기 항복 강도의 감소 계수와 비교한 결과이다. 전반적으로 실험과 예측은 일치하는 경향을 보여주며, 비례 한도 감소 계수 및 항복 강도 감소 계수의 예측치 경계(Envelope)내에 포함된다. 그러나 초기 항복 강도 감소 계수의 경우 200°C~600°C 부근에서 실험값이 항복 강도의 예측치에 비하여 작게 나타남을 볼 수 있다. 인장 강도 감소 계수의 경우 400°C 이하에서는 항복 강도의 예측치에 근사하지만, 400°C~800°C 부근에서 실험값이 항복 강도 예측치에 비하여 작게 나타남을 볼 수 있다. 2W50 강재의 경우 EH36 및 DH36에 비하여 물성치의 감소 계수가 비교적 작게 나타났다.

3. 고온 물성치를 활용한 수치 해석

3.1 해석 모델

해석 모델은 실제 FPSO에 설치되었던 방화벽(Fire wall)을 대상으로 하였다. FPSO에서 방화벽은 통상적으로 생산/정제 활동을 담당하는 프로세스 모듈(Process module)과 전력 등을 담

당하는 유틸리티 모듈(Utility module)을 분리하는 지점에 설치된다. 방화벽은 통행에 지장이 없도록 개구가 포함되며, 방폭벽(Blast wall)의 용도로도 사용된다. 본 논문에서 적용한 방화벽은 Fig. 5에서 보는 바와 같이 TB (Tee bar) 보강재로 보강된 보강판 구조이며, 하부가 FPSO 갑판에 용접되어 있다. 폭발 및 화재 사고는 FPSO의 프로세스 모듈에서 발생할 가능성이 크기 때문에 선미부 방향에 보강재가 배치된 형상이다. TB 보강재가 선체와 연결되는 부분을 집중적으로 관찰하기 위하여 3부분을 방화벽 두께 정도의 작은 셀 요소(S4R)로 분할하였다. 나머지 보강재의 경우 보 요소(B31)를 사용하였다. 보 요소의 도심 또는 전단 중심이 셀 요소의 두께 중심에 배치되기 때문에, 보 요소의 면적 2차 모멘트를 보상하기 위하여, 방화벽을 나타내는 셀 요소로부터 보요소의 전단 중심까지 옅색을 부여한 후 강체 요소로 연결하였다.

본 해석 모델은 Fig. 5의 선미부 평면(a-b-c-d)과 선수부 평면(e-f-g-h)이 완전 고정된 것으로 가정하였다. 또한 방화벽의 상부에 유틸리티 모듈과의 연결부(Fig. 1의 i점)가 존재하는데 이 포인트가 모두 FPSO 길이 방향으로 고정되었다고 가정하였다. 방화벽에 작용하는 최대 압력은 1.0 bar로 결정하였다. 이 압력은

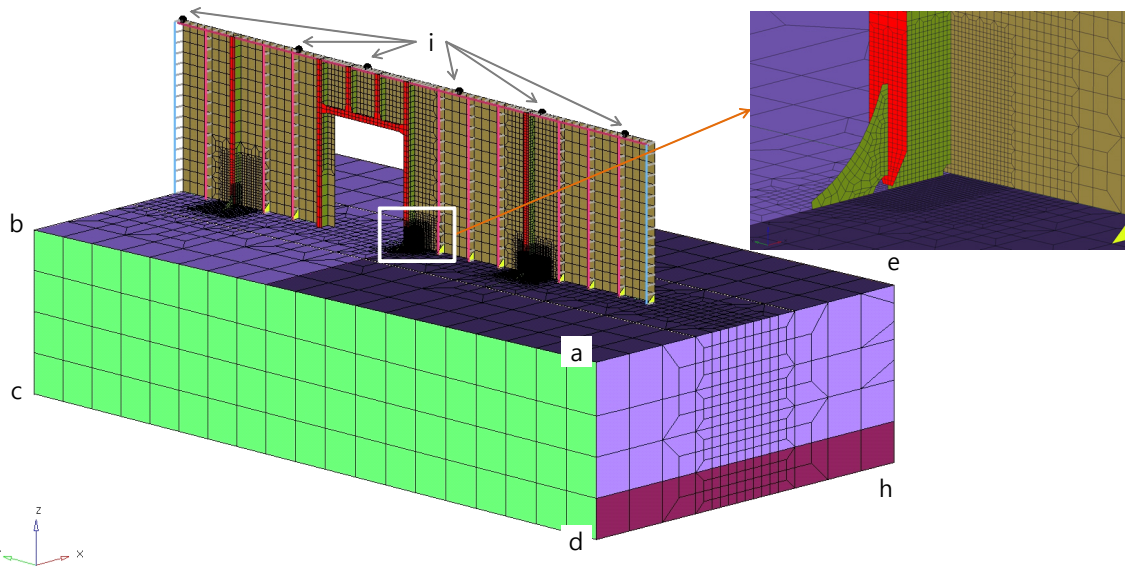


Fig. 5 Fire wall mounted on a FPSO

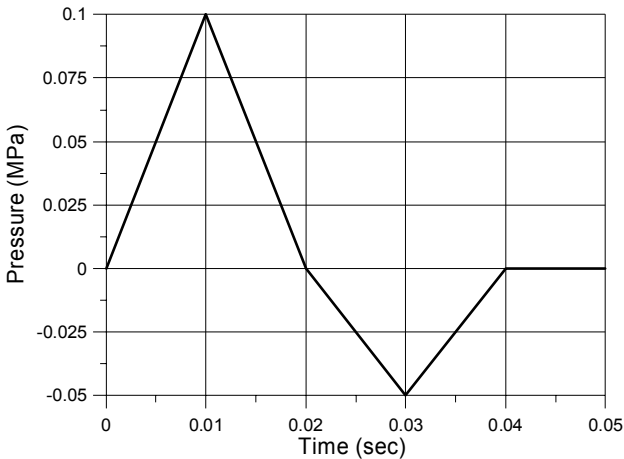


Fig. 6 Blast history

해당 FPSO의 정량적 위험도 분석을 통하여 결정된 10,000년 재현 주기의 최대 폭발 압력에 해당한다. 압력의 이력은 Fig. 6에 나타난 바와 같이 삼각형 양압이 10ms에 도달할 때 최대값, 20ms에 도달할 때 음압이 발생하는 것으로 결정하였다.

방화벽이 PFP (Passive fire protection) 등으로 인하여 고온에 노출되지 않은 상태에서 폭발 하중을 받는 경우 (LC1)와, PFP를 설치하지 않아서 600°C의 고온에 노출된 경우 (LC2)를 해석 케이스로 가정하였다. 이때 재료는 상온 초기 항복 강도 355 MPa로 가정하였으며, 600°C의 경우 Fig. 3을 이용하여 166.85 MPa를 적용하였다. 변형률 경화는 모두 없는 것으로 가정하였다. 탄성 계수도 상온 및 600°C에서 각각 206 GPa, 63.86 GPa를 적용하였다. 열하중을 부여하지 않고, 온도에 따른 물성치의 변화로 구현하지 않고, 시나리오별로 2번의 해석을 수행하였다. 따라서 본 해석에서 열응력은 발생하지 않는 것으로 가정하였다. 선체에 작용하는 정수 굽힘 모멘트 및 자중 등도 고려하지 않았다. 이와 같이 단순한 해석 방법을 채택한 이유는 온도 변화에

따른 항복 강도 및 탄성 계수의 변화가 구조적 거동에 미치는 상대적 영향도를 관찰하기 위해서이다. 해석은 Abaqus.Standard를 이용하였으며, 시간 영역 비선형 유한 요소 해석을 수행하였다. 방화/방폭벽에 대한 고유 진동수 해석을 선행하여, 레일리 강성 감쇠 계수(Rayleigh's stiffness proportional damping coefficient)를 산정한 후 시간 영역 비선형 해석에 적용하였다.

3.2 해석 결과

Fig. 7(a)와 (b)는 각각 상온과 고온에서 변위 이력과 von Mises 등가 응력 이력을 비교하여 나타낸다. 최대 변위가 발생한 지점에서의 변위 이력을 살펴보면, 600°C 고온에서는 상온에 비하여 약 1/3 이내의 변위가 발생하고 압력의 제거와 동시에 원위치로 돌아간다. 반면 고온에 노출된 상태에서 폭발 압력이 가해질 경우 부재의 상당 부분이 고온 소성에 도달하여 구조 부재로서 역할을 수행하지 못할 가능성이 크다. Fig. 7 (b)는 Fig. 5의 브라켓 상부 토우에서 응력 이력을 나타내고 있으며, 고온에 노출된 경우 이미 그 온도에서의 항복 응력에 도달하였음을 확인할 수 있다. 또한 압력이 제하된 이후에도 재료의 항복에 상응하는 응력이 계속 반복되고 있음을 관찰할 수 있다. Fig. 7은 상온과 600°C에서 변위를 10배 증폭하여 나타내었으며, 고온일 경우 전반적인 변위가 크게 발생하고, 또한 구조 부재의 상당 부분이 항복에 도달하였음을 확인할 수 있다.

PFP는 비교적 많은 비용과 공수가 투입되는 공정이기 때문에 조선소는 가급적 PFP 시공을 최소화하기를 원하는 실정이다. 또한 PFP가 설치되면 피로 강도의 검증 등에서 상당히 불리한 조건이 되어버린다. 예를 들어 PFD가 시공된 부분은 육안 검사가 불가능한 것으로 간주되어 피로 안전율이 대폭 상향되고 이를 만족하기 위한 추가적인 피로 강도 계산 및 피로 강도 보강을 요구할 수 있다. 그러나 본 논문에서 제시된 바와 같이 화재와 후속 폭발 등의 사고가 발생할 때, 열전달을 차단할 수 있는 설비의 유무가 상당히 중요하다는 사실을 알 수 있었다.

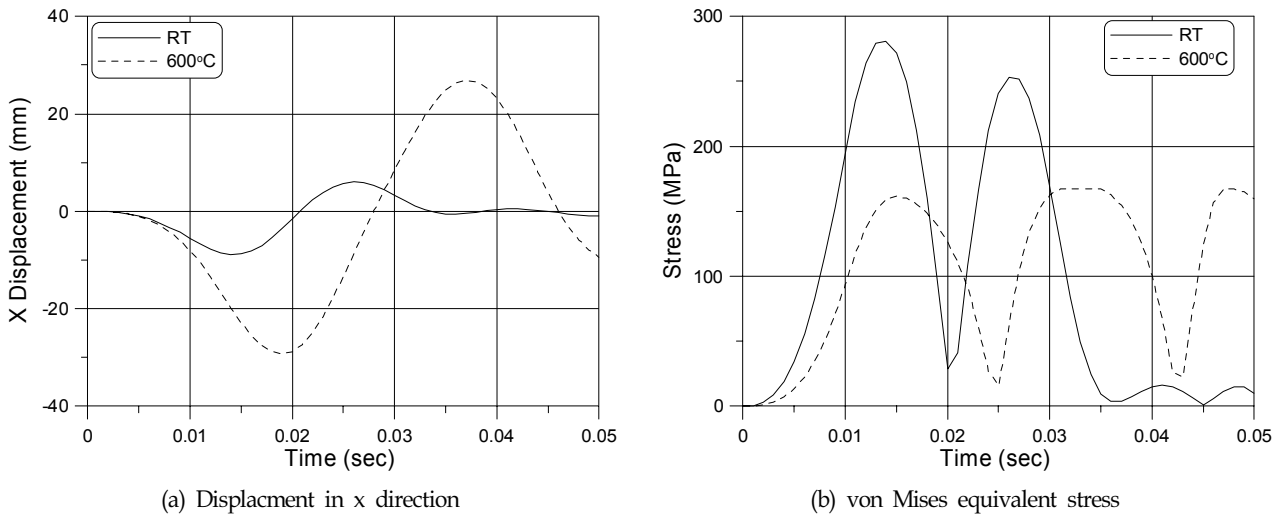


Fig. 7 Time history

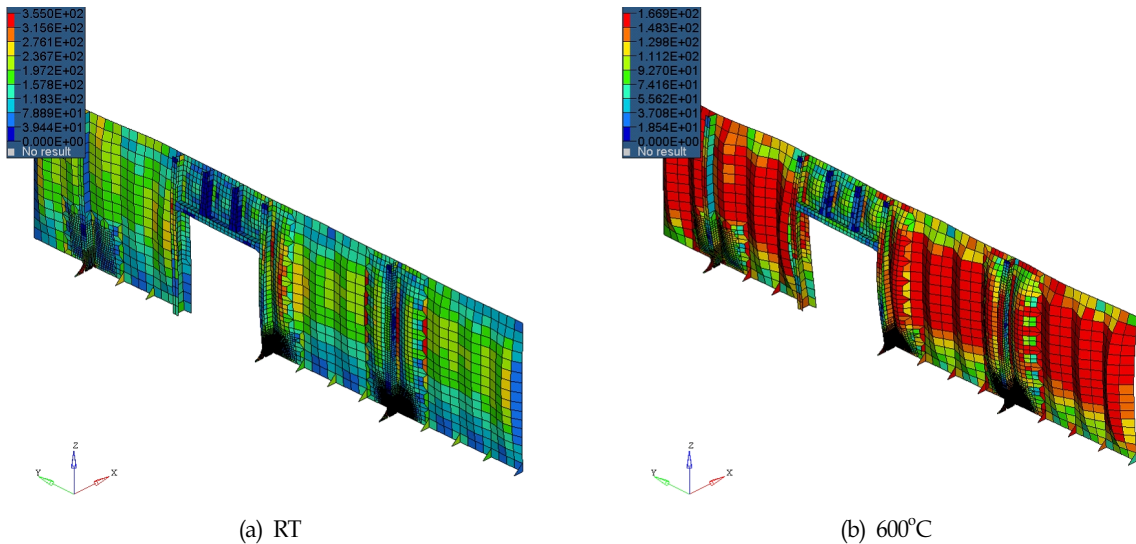


Fig. 8 Deformed shapes with von Mises equivalent stress

4. 산업 규격 고찰

API (2006)는 화재/폭발과 관련한 산업 규격을 제시하고 있는데, 재료적인 관점보다는 주로 화재 폭발 사고시에 해석의 방법론을 제시하고 있다(이하 API 규격으로 통칭). 구조적 관점에서 화재와 폭발 사고를 강도 수준(Strength level)과 연성 수준(Ductility level)으로 분류하고, 설계자가 단계적인 수준을 만족하도록 권장한다. 여기서 강도 수준과 연성 수준은 각각 1,000년 및 10,000년 재현 주기에 해당하는 설계 수준을 의미한다. API 규격은 EC3에 비하여 현저히 보수적인 항복 강도를 적용할 것을 권장하고 있다. 예를 들어 600°C의 경우 항복 강도 감소 계수는 0.27로서 EC3에서 제시하는 0.47에 비하여 현저하게 작은 값이다.

BS (1990)은 온도와 변형률 수준에 따른 강도 감소 계수를 테이블로 제시하고 있다. 0.5% 변형률이 항복 강도에 상응한다고 가정하면, 600°C에서 강도 감소 계수는 0.378로서 EC3와 API

규격의 중간 수준에 해당한다. SCI (1992)와 FABIG (1993)는 EC3와 BS를 모두 사용할 수 있다고 제시한다.

5. 결 론

선박용 선급 인증 강재 2종류 (DH36 및 EH36) 와 해양 플랜트용 API 인증 강재 1종류 (2W50)을 대상으로 환봉형 인장 시편을 제작하여 고온 인장 실험을 실시하였다. 온도의 상승에 따른 공칭 응력 곡선을 비교한 결과 400°C 이상이 금속 조직의 변화가 발생하는 고온 천이 온도임을 확인하였다.

본 논문에서 사용한 인장 시험기의 특성으로 인하여 온도의 상승에 따른 탄성 계수의 변화를 인지하는 것은 어려웠으나, 초기 항복 강도와 인장 강도를 온도별로 정리하여 나타내었다. 2W50 강재는 선급 강재에 비하여 고온에서의 물성치 저하가 비교적 작은 것으로 나타났다. 또한 EC3를 인용하여, 온도의 상승에 따른 탄성 계수, 초기 항복 강도의 감소율을 실험 결과와

비교한 결과 EC3에서 제공하는 예측치와 본 연구에서 수행한 실험 결과가 상당히 일치함을 확인할 수 있었다. 그러나 초기 항복 강도의 경우 200~600°C 부근에서 실험값이 예측치에 비하여 작게 나타남을 확인할 수 있었다. 인장 강도의 경우 400°C~800°C 부근에서 실험값이 예측치에 비하여 작게 나타남을 확인할 수 있었다. 이로부터 상온에 대한 물성치를 확보하여 가지고 있다면, EC3에서 제공하는 고온 물성치 감소 계수를 이용하여 고온 물성치를 비교적 정량적으로 예측할 수 있으리라 예측된다.

국내에서 건조된바 있는 FPSO에 설치된 방화/방폭벽을 대상으로 고온 물성치의 변화가 방폭 능력의 변화에 미치는 영향을 고찰하여 보았다. FPSO 선체의 일부와 방폭벽을 모델의 범위로 간주하고, 10,000년 재현 주기에 상응하는 폭발 압력이 삼각형 파를 가진다고 가정하여 시간 영역 비선형 유한 요소 해석을 수행하였다. 변위를 관찰한 결과 고온에서는 상온의 3배 이상의 변위가 발생하였으며, 부재의 대부분이 고온 항복 응력에 도달하였음을 확인할 수 있었다. 따라서 화재의 위험이 존재하는 구조 부재의 경우, 즉 방화벽, 모듈 지지대(Topside module legs) 등과 같은 구조의 경우 화재 및 폭발에 충분히 저항할 수 있도록 방화 설비 및 구조 강성을 설계할 필요가 있음을 확인하였다.

후 기

본 논문은 교육과학기술부 한국연구재단의 연구비 지원(과제 번호: 2010-0003094)으로 수행되었으며, 위 기관의 지원에 감사드립니다. 그리고 울산대학교 연구비지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

- American Society for Testing and Materials (ASTM) (2004). E 8 - 04 Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials.
- American Petroleum Institute (API) (2006). Recommended Practice 2FB: Design of Offshore Facilities Against Fire and Blast Loading.
- Bao, Y. and Wierzbicki, T. (2004). "On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space", International Journal of Mechanical Sciences, Vol 46, pp 81-98.
- British Standard (BS) (1990). BS 5950: Part 8. Code of practice for fire resistance design.
- Choung, J. (2009). "Comparative Studies of Fracture Models for Marine Structural Steels", Ocean Engineering, Vol 36, pp 1164-1174.
- Choung, J., Shim, C.S. and Kim, K.S. (2011a). "Plasticity and Fracture Behaviors of a Marine Structural Steel, Part I: Technical Backgrounds of Strain Hardening and Rate Hardening", Journal of Ocean Engineering and Technology (to be published).
- Choung, J., Shim, C.S. and Kim, K.S. (2011b). "Plasticity and Fracture Behaviors of a Marine Structural Steel, Part II: Theoretical Backgrounds of Fracture", Journal of Ocean Engineering and Technology (to be published).
- Choung, J., Shim, C.S. and Kim, K.S. (2011c). Plasticity and Fracture Behaviors of a Marine Structural Steel, Part III: Experimental Study on Failure Strain (to be published).
- European Committee for Standardisation (CEN) (1995). Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-2: General rules - Structural fire design (EN 1993-2-1). Brussels, Belgium. CEN
- Fire and Blast Information Group (FABIG) (1993). Technical Note on Fire Resistant Design of Offshore Topside Structures. FABIG.
- Health and Safety Executive (2001). Offshore Technology Report OTO 2001/020-Elevated Temperature and High Strain Rate Properties of Offshore Steels.
- Nemat-Nasser, S. and Guo, W.G. (2003). "Thermomechanical Response of DH-36 Structural Steel over a Wide Range of Strain Rates and Temperature", Mech. Mat., Vol 35, pp 1023-1047.
- The Steel Construction Institute (SCI) (1992). Interim Guidance Notes for the Design and Protection of Topside Structures against Explosion and Fire. SCI

2011년 3월 18일 원고 접수

2011년 4월 7일 심사 완료

2011년 6월 20일 게재 확정