

충돌하중을 받는 빙해선박 단일 늑골 구조의 소성변형에 관한 연구

민덕기¹·신동완²·김신호²·허영미²·조상래^{2,†}
(주)현대미포조선¹
울산대학교 조선해양공학부²

On the Plastic Deformation of Polar-Class Ship's Single Frame Structures Subjected to Collision Loadings

Dug-Ki Min¹·Dong Wan Shin²·Sin Ho Kim²·Yeoung-Mi Heo²·Sang-Rai Cho^{2,†}
Hyundai Mipo Dockyard Co., Ltd.¹
University of Ulsan²

Abstract

The effects of temperature on the structural behavior of polar class vessels have been experimentally and numerically investigated. Experiments were carried out on single frame structures made of steel material, DH36, which is used for outer shell of the vessels making transit through the polar region. A knife edge type striker was dropped down onto single frame structures. The temperatures of the single frames were set to -30°C , -50°C and room temperature. The deflection around the mid-point of the single frame was measured and numerically simulated using finite element model. Strain rate effect on the structural behavior has been investigated and turned out that the strain rate effect can be neglected.

From the results of the experiment and numerical analyses, it has been noticed that the permanent deflection at lower temperature was reduced due to a temperature hardening of material as expected.

Keywords : Polar-class ship (빙해선박), Single frame(단 늑골), Strain rate(변형률속도), Temperature hardening(온도경화)

1. 서론

북극지방은 풍부한 자원이 매장되어있는 지역으로서 일찍이 1970년대 후반부터 석유 탐사와 생산이 이루어지고 있으며 최근 국내외 해운사 및 조선업체에서는 북극해 항로개척을 통한 운임 비용의 절감을 위해 빙 등급을 갖춘 상선의 건조에 많은 관심을 보이고 있다. 그러나 북극항로의 운항에는 많은 위험요소가 따른다. 이를 테면 유빙 및 빙산과의 충돌, 빙하중에 의한 손상의 누적, 저온에 의한 강재의 취성화 등을 들 수 있다.

그럼에도 북극항로에서의 유빙에 의한 충돌 시 구조적 안전성에 대한 연구가 활발히 진행되고 있지 못한 실정이다. 최근에 소수의 연구가 수행되었고 많은 연구자들이 관심을 갖기 시작하였지만 구조분야에서는 아직 미진한 상태이다. 아직도 많은 연구자들이 강재의 소성경화 특성을 강소성 또는 선형경화로 간주하고 있다. 이는 지금까지 빙해선박용 강재의 소성영역에서의 재료적 거동에 대한 기초연구가 부족했기 때문이다. Min, et al. (2012)은 여러종류의 빙해선박용 재료에 대한 상온 및 저온 인장실험을

수행하여 재료의 기계적 물성치를 나타내는 데이터베이스를 바탕으로 빙해선박용 DH 및 EH강재의 저온 소성경화 구성방정식을 제안하였다.

본 논문에서는 기존의 연구를 바탕으로 하여 빙해선박의 외판에 주로 사용되는 DH36 강재로 제작된 구조물의 상온 및 저온에서의 충돌거동에 대한 연구를 수행하였다. 이를 위하여 DH36 강재로 선박의 대표 구조물인 단일 늑골(Single frame)구조를 제작하여 상온 및 저온에서 낙하충돌 실험을 실시하여 소성변형의 온도 의존성을 관찰하였다. 소성영역에서 재료 물성치는 상온의 경우 실험모델 모재로부터 취득한 시편의 인장실험을 통해 구하였고 저온에서의 물성치는 Min, et al. (2012)이 제안한 저온 소성경화 구성방정식을 사용하여 구하였다.

구해진 재료 물성치를 적용하여 수치해석을 수행하였다. 변형률속도의 영향을 파악하기 위하여 Cowper-Symonds 변형률속도 구성방정식을 적용하였고 재료상수는 기존의 연구자들에 의해 제안된 값과 Choung, et al. (2011)이 수행한 동적 인장실험결과로부터 회귀분석을 통하여 구한 값을 사용하였다.

이와 더불어 DH36 강재의 샤르피 충격실험을 실시하여 온도

에 따른 흡수에너지를 관찰하여 그 결과를 제시하였다.

2. 저온 낙하 충돌 실험

2.1 실험장치

낙하 실험 장치는 Fig. 1에서 보이는 바와 같이 Drop test frame 과 Rigid striker, Stiffened struck plate, 전자석, 속도 측정 센서, 자료 처리 장치로 구성된다. 최대 자유낙하 높이는 3050mm, Rigid striker 의 중량은 400kg 그리고 전자석의 용량은 1.5ton 으로 제작하였다. 실험에 사용된 Rigid striker 는 knife edge 타입으로 길이가 500mm 이다.

2.2 실험모델

구조물 소성변형의 온도 의존성을 관찰하기 위하여 상온용 2개, 저온용 3개로 총 5개의 모델을 제작 하였으며 명칭은 RT-1, RT-3 와 LT-1, LT-2, LT-3로 정하였다. 여기서, RT는 상온 LT는 저온을 의미한다. 실험모델의 형상은 Fig. 2에서 볼 수 있다.



Fig. 1 Drop test equipment

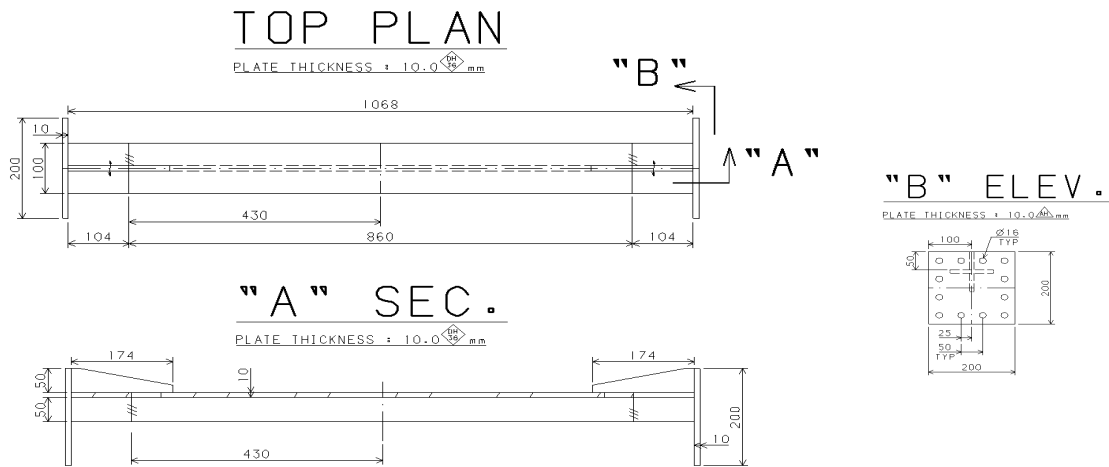


Fig. 2 Drawing of test model

2.3 실험 모델 냉각 절차

실험 모델을 냉각하기 위하여 모델을 감쌀 수 있는 챔버를 만들고, 그 안에 드라이아이스와 함께 모델의 온도를 고르게 하기 위해 액체인 에탄올을 첨가 하였다.

Fig. 3은 온도의 변화를 보여주고 있다. 약 10분여 경과 후, 챔버 안의 온도는 -80도에 달하였고, 모델의 표면뿐만 아니라 내부 까지 균일한 온도가 되도록 2시간 이상 유지하였다.

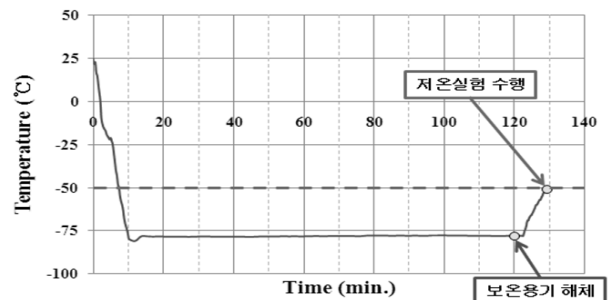


Fig. 3 Temperature history

Fig. 4는 챔버를 시편에 감싸고 낙하장치에 고정시킨 모습을 보여준다.



Fig. 4 Model installed at drop test bed

2.4 실험 결과

각 모델의 낙하높이, 충돌체 중량, 실험 온도 등이 Table 1에 정리되어 있다.

Table 1 Drop test scenarios

Model	Drop height (mm)	Mass (kg)	Contact Velocity (mm/s)	Temp. (°C)
RT-1	1278	400	5005.0	Room
RT-3	1502	400	5425.8	Room
LT-1	1292	400	5032.2	-30
LT-2	1295	400	5038.0	-50
LT-3	1503	400	5427.6	-50

상온(Room temp.)과 저온(-50°C, -30°C)에서의 충돌거동을 알아보기 위해 RT-1과 LT-1 그리고 LT-2는 대략 1.3m 높이에서, RT-3와 LT-3의 경우는 1.5m에서 충돌체를 자유낙하 시켰다. 충돌 후 늑골 구조물의 변형된 형상은 Fig. 5 및 Fig. 6과 같다. 이때 구조물의 파단은 발생하지 않았다.

늑골 구조 모델의 여러 지점에 Fig. 7과 같이 라벨을 부착하여 사진촬영 후 Photo modeler scanner를 사용하여 라벨 위치에서의 좌표값을 읽은 후 각 모델의 최대 처짐을 Table 2에 나타내었다.

최대 처짐 계측결과 상온에서 중앙부위 충돌위치의 처짐은 저온(-30°C, -50°C)에서의 처짐보다 약 6%, 18% 가량 큰 것으로 나타났으며, -30°C 대비 -50°C에서의 처짐은 약 10% 감소하였다. Min, et al. (2010)이 수행한 저온 인장실험에서 확인되었듯이 저온에서 빙해선박 강재의 항복강도 및 인장강도 등 기계적 성질이 상온에서보다 향상된 것과 마찬가지로 본 연구를 통해 최종강도한계상태(Ultimate Limit State)설계 관점에서 빙해선박용 강재는 상온대비 저온에서 손상에 대한 저항능력이 증가된다는 사실을 확인하였다.

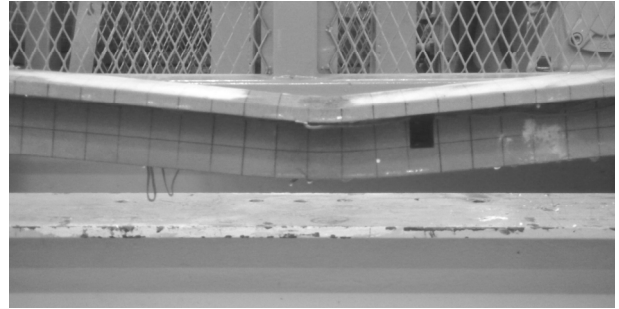


Fig. 5 Deformed shape at mid-point of a single frame model



Fig. 6 Overall view of deformed shape

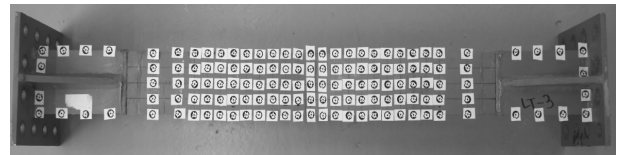


Fig. 7 Attached labels for photo modeler scanner

Table 2 Deflection of test models

Model	Deflection at mid-point (mm)	Drop height(mm)	Temp. (°C)
RT-1	46.1	1278	Room
RT-3	52.1	1502	Room
LT-1	43.54	1292	-30
LT-2	39.0	1295	-50
LT-3	47.03	1503	-50

3. 유한요소 해석

실험 모델에 대한 수치해석은 상용 프로그램인 ABAQUS/Explicit을 이용하여 수행하였다.

3.1 해석 모델

동적 충격 하중을 받는 구조물의 응답에는 재료의 소성 경화와 변형을 속도가 매우 큰 영향을 미치는 것으로 알려져 있으나 변형을 속도에 대한 부분은 연구자에 따라 의견이 나뉘고 있다.

예를 들어 조선 해양 구조물용 고장력강이 변형률 속도에 민감하지 않다는 사실은 Nemat-Nasser and Guo (2003) 및 Choung (2007)의 연구 결과에도 잘 나타나 있다. 따라서 본 연구에서는 방해선박 구조물의 손상에 대한 변형률 속도의 영향을 알아보고자 한다.

이를 고려하기 위해 시편의 모재로부터 인장시험 시편을 제작하여 300kN 인장시험기를 이용하여 상온에서 인장시험을 수행하여 Table 3에 탄성계수, 초기 항복응력 및 소성 변형률 경화지수를 수록하였다. 상온 인장시험 결과로부터 Min, et al. (2012)이 제안한 저온 소성경화 구성방정식을 이용하여 -30°C 및 -50°C에서의 유동응력 곡선을 구하여 Fig. 8에 상온에서의 유동응력 곡선과 함께 나타내었고 수치해석에 적용하였다.

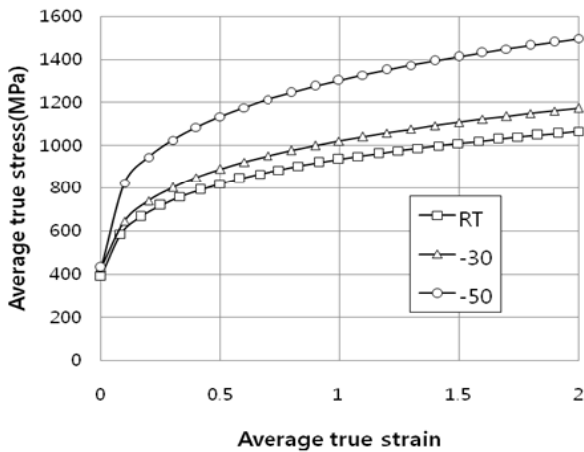


Fig. 8 True stress-true strain data applied to FE model at low temperature(-30°C and -50°C) and room temperature

변형률 속도를 고려하기 위해 Cowper-Symonds의 동적 소성경화 구성방정식(식 1)을 적용하였다. 이때 동적계수 D_{cs} 와 q_{cs} 는 Table 4에서 알 수 있듯이 Lee (1983), Paik and chung (1999) 그리고 Lim (2005)이 제안한 값과 Choung, et al.(2011)이 수행한 실험결과로부터 구한 값을 사용 하였다. 식 (2)에 Table 3에서 제시된 재료의 항복응력(390.62MPa)을 대입하면 재료상수는 약 74819/s가 되고, 이는 충돌 순간에 수천/s 이상의 변형률속도가 발생하지 않는다면 변형률속도 효과는 무시할 수 있다는 것을 의미한다. 본 논문에서는 Table 4와 같이 기존의 연구자들이 제안한 D_{cs} 와 q_{cs} 를 적용하는 경우와 변형률속도를 무시하는 경우의 두 가지를 가정하여 수치해석을 수행하였다.

Table 3 Properties of material at room temperature

E	σ_0	n
206 GPa	390.62 MPa	0.2

$$\sigma_Y^d = \sigma_Y^s \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}^p}{D_{cs}} \right)^{\frac{1}{q_{cs}}} \right] \quad (1)$$

여기서

σ_Y^d = Dynamic yield stress

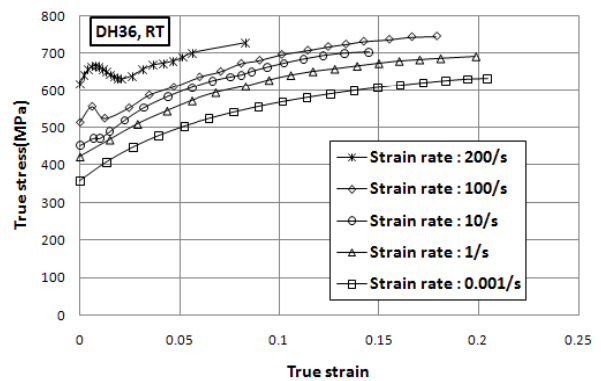
$\dot{\epsilon}^p$ = Equivalent strain rate

D_{cs}, q_{cs} = Material constant of Cowper-Symonds hardening equation.

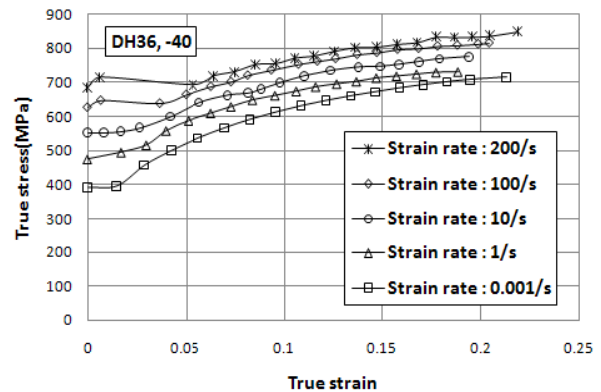
$$D_{cs} = 92000 \times \exp\left(\frac{\sigma_0}{364 \text{ Mpa}}\right) - 193779 \quad (2)$$

40 for $\sigma_0 > 271 \text{ Mpa}$
for $\sigma_0 \leq 271 \text{ Mpa}$

Choung, et al. (2011)이 수행한 실험결과를 이미지 디지털이징(image digitizing)을 거쳐 Fig. 9에 나타내었다. 본 논문에서는 동적 경화 구성방정식이 변형률속도만의 함수로 나타내어도 큰 오차가 발생하지 않는다는 가정 하에 동적 경화 계수들을 5% 항복강도(5% proof stress)를 기준으로 구한 후 곡선적합을 통하여 Cowper-Symonds 모델의 재료상수를 구하여 Table 4에 상온 및



(a) Temp. : RT



(b) Temp. : -40 °C

Fig. 9 True stress-true strain curves of DH36 at several strain rates (Choung, et al., 2011)

-40°C 에서의 값을 함께 나타내었다.

피충돌체(Frame model)는 ABAQUS에서 지원하는 S4R요소로 정의하였고, 충돌체(Striker)는 강체로 가정하였으므로 Rigid요소인 R3D4로 정의하였다.

Table 4 Material constant for cowper - symonds constitutive equation

Case	D_{cs}	q_{cs}	Reference
Lee	355	5	Lee (1983)
Paik	3200	5	Paik & Chung (1999)
Lim	equation (2)	5	Lim (2005)
Exp.	38607.6(RT) 53808.1(-40°C)	4.73(RT) 5.10(-40°C)	Choung, et al. (2011)

3.2 수치해석 결과

실험결과, 충돌 후 계측된 평균 횡 영구변형은 시편 RT-3에서 약 52mm 정도이다. 충돌 후 탄성회복(Spring back) 현상을 감안한다면 실제 충돌순간에는 이보다 큰 최대변형이 발생한 것으로 추정할 수 있다. 변형률 속도를 무시하였을 경우 각 모델(시편)별 처짐 이력은 Fig. 10에 나타냈고 변형률속도를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 수치해석 결과와 실험 결과를 비교하여 최대 변형량을 Table 5에 정리 하였다. Choung, et al. (2011)이 수행한 변형률속도 인장실험 결과로부터 도출된 Cowper-Symonds의 재료상수(Table 4 참조)를 적용하여 수치해석을 수행하여 Lim과 다른 연구자들에 의해 제안된 재료상수를 적용한 결과를 비교하여 Fig. 11에 나타내었다.

Fig. 10 및 Table 5에서 알 수 있듯이 수치해석 결과 변형률 속도의 영향을 고려하지 않은 경우 LT-2 모델을 제외하고 실험 값과 대략 1%의 오차 범위 내에서 비교적 잘 일치하고 있다. LT-2 모델의 경우는 수치해석 결과와 실험결과 사이에 약 9%의 오차를 보여 주었다. 이에 대한 원인은 충돌 시 충돌체의 충돌지점이 피충돌체(모델)의 정중앙에서 오른쪽으로 약 20mm 빗겨나가 실제보다 적은 변형이 발생한 것으로 추정된다. 변형률속도를 고려한 경우의 결과를 살펴보면 고려하지 않은 경우와 별 차이를 보이지 않고 있다. 따라서 이 실험에서의 변형률속도의 영향은 미미한 것으로 추정된다.

LT-1 모델에서 가장 큰 변형률 속도가 발생한 지점에 대하여 시간에 따른 변형률속도 시간 이력을 Fig. 12에 나타내었다. Fig.12에서 알 수 있듯이 최대 변형률속도가 순간적으로 350/s 까지 나타나지만 지속적인 변형률 속도는 50/s 미만으로 낮게 나타나고 있다. 발생한 50/s의 변형률속도와 Table 3에 나타난 항복응력과 식 (2)로부터 구한 D_{cs} 를 식 1)에 대입해 보면 동적 경화계수는 거의 1이 되므로 변형률속도의 영향은 없는 것으로 나타나며 이는 Table 5에 정리된 수치해석 결과의 신뢰도를 반증

하고 있다.

Fig. 11에서 보여주는 바와 같이 Lim이 제안한 재료상수를 적용한 결과가 동적 인장실험 결과로부터 구한 재료상수를 적용한 결과와 근접하게 나타났다. 이로써 Lim (2005)이 제안한 식의 우수성이 확인되었다. Fig. 11에서 표식없는 실선이 인장실험 결과로부터 구한 Cowper-Symonds의 재료상수를 적용한 결과이다.

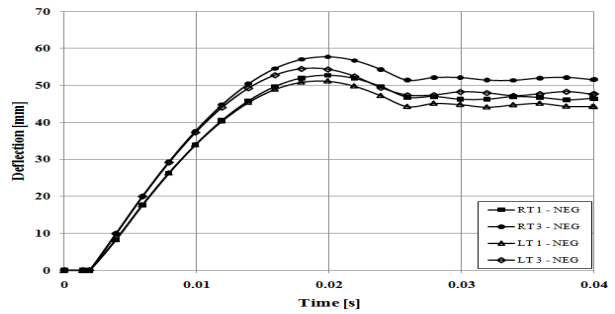


Fig. 10 Deflection history of the test models when neglecting strain-rate effects

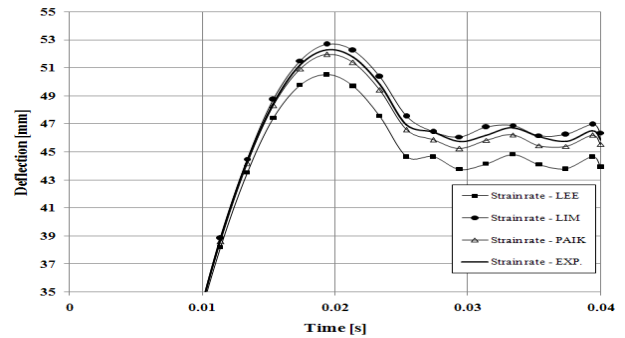


Fig. 11 Comparison of deflection history considering strain-rate effects with different material coefficients

Table 5 Maximum deflection from the experiment and numerical analysis (unit : mm)

Model	Lee	Paik	Lim	Negelct	Exp.	Temp (°C)
RT-1	44.3	45.8	46.6	46.7	46.1	Room
RT-3	49.7	50.8	51.6	51.7	52.1	Room
LT-1	41.6	42.3	44.0	43.7	43.5	-30
LT-2	40.3	42.0	42.4	42.5	39.0	-50
LT-3	45.7	46.7	47.2	47.3	47.0	-50

4. 샤르피 충격실험

빙해선박이 운항하는 극지의 온도조건에서 강재의 재료 특성이 취성화 된다는 것은 일반적인 사실이다. 그러나 각 온도에서

빙해 선박용 강재가 연성-취성 전이구역(Ductile-Brittle Transition Zone)의 어느 구간에 위치하는지는 판단할 수가 없다. 이를 확인하기 위해 GL-DH36 강재의 샤르피 충격실험을 실시하였다.

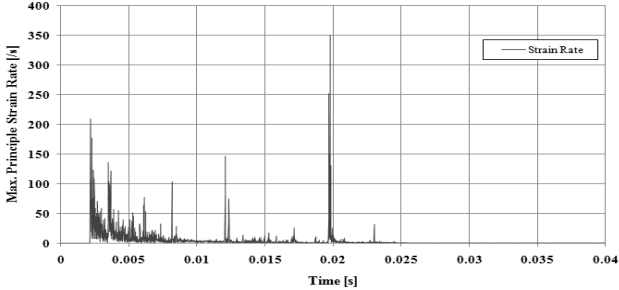


Fig. 12 Strain rate history

4.1 샤르피 실험 장치 및 실험 모델

실험 모델의 제원은 Fig. 13과 같다. 실험 시편의 총 개수는 12개이며, 각 온도에 따른 흡수 에너지의 양을 비교해보았다.

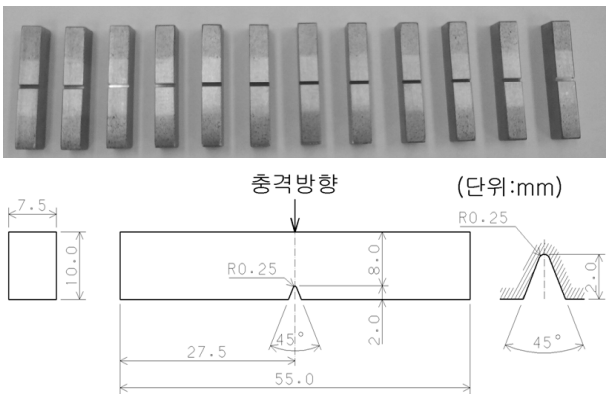


Fig. 13 Dimension and picture of specimens

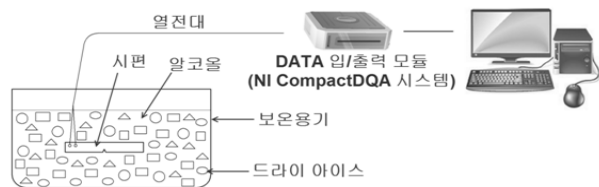


Fig. 14 Set up for temperature control

우선, 실시간 온도 계측을 위해 Fig.14와 같이 열전대를 시편에 용접하고 드라이아이스와 에탄올이 첨가된 보온용기에 시편을 담가두고 시편 내부까지 온도가 고르게 분포할 수 있도록 1 ~ 2시간을 유지하였다. 이 후 샤르피 시험 장치에 고정을 시킨 후 온도가 적정 온도에 도달했을 때 실험을 실시하였다.

실험 시작 전에 공기마찰과 기계장치의 오차를 분석하기 위해

총 5회의 테스트를 하고 기계적 에너지의 손실을 확인하였으나 무시할 수 있을 정도로 작았다.

4.2 실험 결과

샤르피 실험을 실시한 후 각 온도에 따른 시편이 흡수한 에너지를 비교 분석하였다.

Table 6과 Fig. 15에서 보이는 바와 같이 온도가 낮을수록 흡수 에너지가 현저히 줄어드는 것을 확인할 수 있다. 이는 DH36 강재의 파단 특성이 저온으로 갈수록 취성화로 인해 불리해 질수 있다는 것을 반증하고 있다.

또한, 북극항로 지역의 겨울 평균 온도인 $-30^{\circ}\text{C} \sim -50^{\circ}\text{C}$ 구간은 연성-취성 전이온도(Brittle -Ductile Transition Temperature)의 중앙 하단부에 위치하고 있음을 유추할 수 있다.

Table 6 Results of charpy tests

Serial no.	Temperature($^{\circ}\text{C}$)	Collision hammer angle		Absorbed Energy (J)
		Before	After	
1	Room.	140 $^{\circ}$	96.5 $^{\circ}$	107.0
2	Room.	140 $^{\circ}$	96.5 $^{\circ}$	107.0
3	0 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	102.0 $^{\circ}$	97.1
4	-10 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	107.5 $^{\circ}$	82.4
5	-20 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	112.0 $^{\circ}$	69.7
6	-30 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	108.0 $^{\circ}$	79.5
7	-40 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	118.0 $^{\circ}$	56.9
8	-50 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	119.5 $^{\circ}$	51.0
9	-55 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	120.5 $^{\circ}$	47.1
10	-60 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	119.0 $^{\circ}$	50.0
11	-75 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	125.0 $^{\circ}$	35.3
12	-75 $^{\circ}\text{C}$	143 $^{\circ}$	127.5 $^{\circ}$	31.4

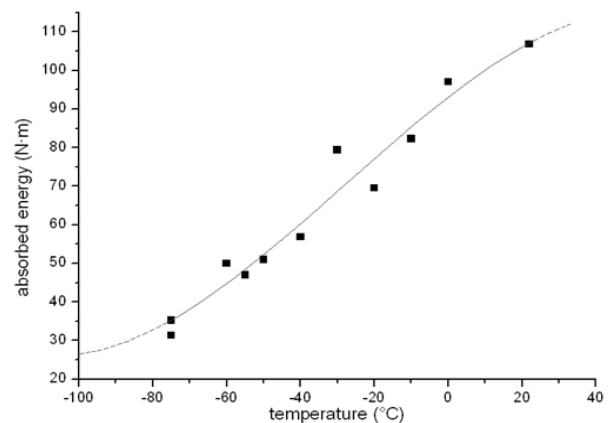


Fig. 15 Relationship between absorbed energy and specimen temperature

5. 결론

빙해선박용 구조물 충돌에 의한 손상거동을 알아보기 위해 선박의 표준 구조물 형태인 단일 늑골(Single frame) 구조물을 제작하여 상온 및 저온에서의 낙하충돌 소성 손상실험을 실시하였으며, 그 결과 저온(-30°C, -50°C)에서 중앙부위 충돌위치의 처짐은 상온에서의 처짐보다 약 6%, 10% 가량 감소하였고, -30°C 대비 -50°C에서의 처짐은 약 10% 감소하였다. 이는 Min, et al. (2010)이 수행한 빙해선박 강재의 상온과 저온 인장실험 결과에서 보여준 것처럼 저온에서 재료의 항복강도 및 인장강도가 증가하였기 때문인 것으로 판단할 수 있다.

실험 및 수치해석결과에서 알 수 있듯이 파단이 발생하지 않고 소성변형만 발생하는 경우 DH36 강재는 상온과 비교할 때 저온에서 유리한 기계적 성질을 갖고 있는 것으로 나타났다. 또한 고장력강의 변형률 속도 민감도를 알아보기 위해 단일 늑골(single frame) 구조물의 손상에 대한 수치해석 시 변형률 속도를 고려했을 경우와 고려하지 않은 경우를 비교하였다. 그 결과 변형률 속도의 영향을 고려하지 않은 경우가 실험결과와 대략 1% 오차 범위에서 일치하는 것으로 나타났다. 또한, 변형률속도 시간 이력 분석결과 충돌 순간 최대 변형률이 약 350/s로 나타나지만 지속적인 변형률속도는 50/s 미만으로 상당히 낮은 변형률속도가 발생함을 확인하였다. 따라서 Nemat-Nasser and Guo (2003) 및 Choung, et al. (2011)의 연구결과와 유사하게 고장력강의 경우 변형률속도의 영향은 미미한 것으로 나타났다.

Cowper-Symonds 구성방정식의 재료상수의 타당성을 조사하였다. 참고문헌으로부터 기존의 연구자들이 제안한 D_{cs} 를 DH36 강재의 고속 인장실험의 결과와 비교해 본 결과 변형률속도의 증가에 따른 유동응력의 경화를 과대평가함을 확인하였다. Lim (2005)에 의하여 수집/분석된 17종의 자동차용 강판의 고속 인장실험 결과로부터 산출된 Cowper-Symonds 재료상수 추정식이 DH36 강재의 변형률속도 인장실험 결과와 유사한 것으로 나타났다. Lim의 식에 의하면 초기 항복응력을 기준으로 약 270 MPa 미만인 경우에 연강으로 취급될 수 있고 이를 초과하는 경우에는 변형률속도에 민감하지 않다는 것을 알 수 있다.

하지만, 샤르피 충격 실험으로 DH36강재가 저온 환경일 경우 흡수에너지가 현저히 감소함을 확인 할 수 있었다. 이것으로 저온 구조물에서 파단이 주요한 문제가 될 수 있다고 예상된다.

따라서 향후과제로 빙해선박의 외판에 대한 온도에 따른 취성화를 상세히 분석하기 위해 저온에서의 파괴 거동을 확인할 수 있는 낙하충돌 파단 실험을 수행할 필요가 있다.

참 고 문 헌

Choung, J.M., 2007. *On the Fracture Criteria of Steels for Marine Structures Subjected to Impact Loadings*. Ph.D. University of Ulsan.

Choung, J.M. Im, S-W. & Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part V: Effects of Strain Rate and Temperature. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), pp.74-85.

Lee, J.W., 1983. On the Optimization Design of Soft Bow Structure. *Proc. of the second Internal Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units*, pp.429-435.

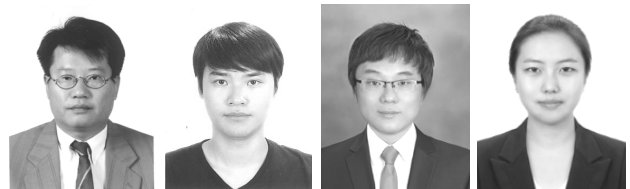
Lim, J-H., 2005. *Study on dynamic tensile tests of auto-body steel sheet at the intermediate strain rate for material constitutive equations*. Ph.D. KAIST.

Min, D-K. Heo, Y-M. & Cho, S-R., 2012. Low Temperature Plastic Hardening Constitutive Equation for Steels of Polar Class Vessels. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*. (Accepted for publication June 2012).

Min, D-K. Shim, C-S. & Cho, S-R., 2010. On the Mechanical Properties at Low Temperature for Steels of Ice-Class Vessels. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 48(2), pp.171-177.

Nemat-Nasser, S. & Guo, W.G., 2003. Thermo-mechanical Response of DH-36 Structural Steel Over a Wide Range of Strain Rates and Temperature. *Mech. Mat.*, 35, pp.1023-1047.

Paik, J.K. & Chung, J.Y., 1999. A basic study on static and dynamic crushing behavior of a stiffened tube. *KSAE Transactions*, 7(1), pp.219-238.



민 덕 기

신 동 완

김 신 호

허 영 미



조 상 래