
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 32 卷 第 4 號 1995年 11月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 32, No. 4, November 1995

전진형 좌초시 선박의 구조손상 및 잔류강도

백점기*, 이탁기**

Structural Damage and Residual Strength of Ships in Grounding with a Forward Speed

by

J. K. Paik* and T. K. Lee*

요 약

본 연구에서는 선박의 전진형 좌초(grounding with a forward speed)에 대한 손상 메카니즘을 분석하고, 구조손상 추정모델을 제안하였다. 손상 추정모델의 정도와 적용성을 검증하기 위하여 다양한 실험결과들과 비교하였다. 또한, 좌초사고에 의해 선저부가 손상을 입었을 경우 잔류강도(residual strength)의 부족으로 인한 선각의 점진 붕괴해석을 ALPS/ISUM 컴퓨터 코드를 이용하여 수행하는 방법을 제시하였다. 이 방법을 AFRAMAX급 Transverseless 이중선체 유조선의 좌초 해석문제에 적용하고, 구조손상의 크기와 붕괴 가능성을 검토하였다.

Abstract

In this paper, the mechanics of ships in grounding with a forward speed is analyzed. A raking damage estimate model in grounding of ships is proposed. The accuracy and applicability of the model are verified by a comparison of experimental results. The progressive collapse analysis of damaged hull sections under vertical bending moments is described by using the ALPS/ISUM computer code. The procedure is applied to grounding simulation of a double hull tanker with a transverseless system.

발 표 : 1995년도 대한조선학회 선박구조연구회('95. 3. 10.)

접수일자 : 1995년 3월 2일, 재접수일자 : 1995년 8월 18일

*정회원, 부산대학교 조선해양공학과, 기계기술연구소

**학생회원, 부산대학교 대학원 조선해양공학과

기 호 설 명

A	= 보강판의 길이
a	= 횡보강재간의 간격
A_s	= 종보강재의 단면적
B	= 선박의 폭 (단위: m)
b	= 종보강재간의 간격
B_s	= 보강판의 폭
C_a	= 부가질량계수
C_b	= 선박의 방형계수
C_f	= 동적 마찰감소계수
E_k	= 좌초시 선박의 운동량
f_s	= 안전계수
h_r	= 선저상 압초 높이
h_s	= 횡보강재의 높이
L	= 선박의 길이 (단위: m)
l	= 선저의 찢김길이
l_o	= 주어진 조건에서의 찢김길이
m	= 선박의 질량
M_{ps}	= 횡보강재의 전단면 소성모멘트 ($= \sigma_o h_s t_s^2 / 4$)
M_F	= 선각거더의 전단면 소성굽힘모멘트
M_s	= 정수중 설계굽힘모멘트
M_t	= 전체 설계굽힘모멘트
M_u	= 최종 굽힘강도
M_u	= 최대 파랑 설계굽힘모멘트
t_{eq}	= 보강판의 등가판두께 ($= t + A_s / l$)
t_s	= 횡보강재의 판두께
V	= 선박의 속도 (단위: m/s)
W	= 선저 손상에 의한 흡수에너지
W_L	= 종보강판의 손상에 의한 흡수에너지 성분
W_T	= 횡보강재의 손상에 의한 흡수에너지 성분
Z_B	= 선저부에서의 선각횡단면계수
Z_L	= 갑판부에서의 선각횡단면계수

$\dot{\epsilon}$ = 변형속도

ϵ_x = 횡부재의 축인장 변형률

ϵ_y = 재료의 임계 파단 변형률

θ = 웨지의 반각 ($rad.$)

σ_y = 정적 항복응력

σ_{yd} = 동적 항복응력

1. 서 언

1989년 발생한 Exxon Valdez호의 좌초사고이후 2015년까지 미국 해역을 운항하는 모든 유조선들은 이중선체구조를 가지고 있어야 한다는 미국의 오염 방지법 (OPA90)이 발효중에 있다. 이중선체 개념은 비록 기름유출 방지측면에서 완전한 해결책은 아니지만 현실점에서 가장 효과적인 방법중의 하나이다. 이같은 관점에서 국제해사기구(IMO)도 동일한 요구 사항들을 전세계 해역에 적용하고 있다.

본 논문은 선박의 좌초손상 메카니즘의 분석에 관한 것이다. 유조선이 이중선체구조를 가지고 있다고 하더라도 좌초 상황에 따라서는 기름유출이 발생할 수도 있을 것이다. 즉, 고에너지 좌초의 경우 이중저의 내저판 및 외저판은 모두 손상을 입을 가능성이 있으며, 그 결과 창내 기름은 유출될 것이다.

한편, 저에너지 좌초의 경우 내저판은 구조손상을 받지 않을 수 있고 사고 직후에 기름은 유출되지 않을 것이다. 그러나, 좌초후 손상된 선각거더의 잔류강도는 크게 저하하며, 작용외하중의 크기는 파도와 조류에 의해 증가할 가능성이 있다. 잔류강도의 부족으로 인하여 선각거더가 두 부분으로 절단된다면 훨씬 많은 양의 기름 유출과 함께 심각한 해양 오염사고를 초래할 것이다. 따라서, 유조선의 내좌초 구조설계는 좌초손상뿐만 아니라 선각붕괴의 관점에서도 검토되어야 할 것이다.

본 논문은 크게 세부분으로 구성되어 있다. 첫째, 실험적/해석적 결과들에 기초하여 제안된 이론적인 해석모델을 이용하여 좌초에 의한 이중저의 손상길이를 추정하는 방법을 제시한다. 둘째, 수직 중굽힘모멘트가 작용할 때 손상된 선각부분에 대한 점진붕괴해석을 Paik [17]에 의해 개발된 바 있는 ALPS/ISUM 컴퓨터 코드를 사용하여 계산하는 방법을 설명한다. 좌초손상을 입은 화물창의 최종붕괴강도를 계산하고 설계 굽힘모멘트와 비교하여 안전

율을 계산한다. 마지막으로, 이러한 계산과정을 횡부재가 없는 AFRAMAX급 이중선체 유조선 [21]의 좌초 해석문제에 적용하여 유조선의 내좌초 구조설계시 고려해야 할 몇가지 사항에 대해 검토한다.

2. 좌초 시나리오

일반적으로 선박의 좌초는 임의크기의 전진속도를 가진 선박이 암초상을 스쳐지나가는 경우의 “전진형 좌초”(grounding with a forward speed)와 엔진등의 고장으로 표류중에 암초위에 정지된 상태에서의 “정지형 좌초”(stranding at a standstill)의 두가지로 분류할 수 있다. 본 연구에서는 전자의 전진형 좌초 문제를 다룬다.

전진형 좌초시 구조손상을 예측하기 위하여는 선박의 크기 및 속도, 좌초위치, 암초의 형태등을 포함하는 실제적인 손상 시나리오가 사전에 주어져야 한다. 이 시나리오는 과거의 사고 데이터로부터 얻어진 광범위한 자료의 통계해석을 통하여 설정할 수 있다 [12].

본 연구에서는 전진속도를 가진 대표적인 좌초 시나리오를 가정하였다. Fig.1은 본 연구에서 고려한 좌초 시나리오를 보여주고 있다. 질량 m 인 선박이 V 의 속도로 빠른 강체암초위를 지나가는 경우를 생각한다. 선저위 암초의 높이는 h ,이며, 암초 앞부분의 반각은 θ (rad.)이다. 암초의 높이가 크면 내저판도 손상을 입을 가능성이 있고, 기름이 유출되게 된다.

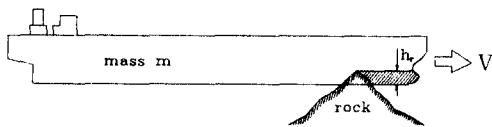


Fig. 1 Typical scenario of grounding with a forward speed

좌초시 선박의 운동량은 암초에 의한 선수선저부의 수직방향 진입과 수평방향의 손상에 의해 흡수될 것이다. 그러나, 본 연구에서는 문제를 단순화시켜 암초는 이미 선수선저구조를 뚫고 진입해 있으며, 선박의 운동량 전부가 수평방향의 선저손상에 의해서만 흡수된다고 가정하였다. 수직방향 진입에 따른 운

동량의 흡수에 대하여는 별도의 논문에서 다룰 예정이다.

3. 선박의 좌초시 손상 추정 모델

3.1 개요

전술한 바와 같이 좌초시 선저에는 수직방향 및 수평방향으로 손상이 생길 수 있지만 본 연구에서는 수평방향의 손상에만 주목한다.

좌초손상을 예측하는 일반적인 방법은 선저손상에 의해 흡수되는 일의 양이 선박의 운동량과 일치한다고 생각하는 것이다.

속도 V 로 진행하는 선박의 운동량은 부가질량의 영향을 고려하면 다음과 같이 근사적으로 구할 수 있다.

$$E_k = \frac{1}{2} m(1 + C_a) V^2 \quad (1)$$

여기서, C_a 는 부가질량의 효과를 나타내는 상수로서 보통 0.1을 취한다.

3.2 종보강판의 좌초 손상 추정 모델

좌초시 선저의 손상을 예측할 목적으로 웨지에 의해 찢어지는 강판을 대상으로한 흡수에너지 및 찢김 길이의 상관 관계식의 도출에 관한 연구들이 수행되어져 왔다. 이 문제에 대한 최초의 연구는 Akita & Kitamura [2]에 의해 행해졌다. 그들은 준정적상태에서 공칭 손상면적에 대한 공칭압력이 재료의 항복응력과 같다고 가정하고 판의 말림(curling)의 영향을 무시하여 간이식을 제안하였다. Vaughan [33, 34], Woisin [36] 및 Jones & Jouri [11]는 충격실험 결과를 바탕으로 한 경험식을 도출하였다. Lu & Calladine [15]은 준정적상태에서 웨지에 의한 판의 찢김거동에 대한 시리즈 실험을 수행하였으며, 이 결과를 바탕으로 새로운 경험식을 유도하였다. Wierzbicki & Thomas [35]는 강체웨지에 의한 판의 찢김에 대한 준정적거동의 주요 특성을 나타내는 해석적 모델을 제안하였으며, 이 모델을 이용하여 이론적인 손상 추정식을 도출하였다.

위에서 언급한 식들은 보강되지 않은 판을 대상으로 유도되었다. 그러나, 실제 선박의 선저판은 보강

재가 부착되어 있으며, 찢김응답에 있어서 보강재의 영향도 포함되어야 한다. 이러한 관점에서 저자들 [20,22,23]은 보강판에 대한 찢김응답을 조사하기 위한 연구를 수행하였다. 강체웨지에 의해 준정적으로 찢어지는 종방향보강판에 대한 시리즈실험을 판두께, 판의 중형비, 웨지선단의 각도 및 형상, 보강재의 특성등을 변화시키면서 수행하였다. 두께가 3.4 ~ 7.8mm이고, 웨지 각도가 15°, 45° 및 60°인 웨지에 대하여 총 50개의 시험편에 대해 실험을 수행하였으며, 각인자에 대한 중요성 및 찢김 응답에 대한 각인자의 영향을 조사하였다.

이 연구결과에 따르면 종방향보강판은 등가판두께를 가진 보강되지 않은 등가판으로 치환할 수 있다는 것이 확인되었다. 실험결과를 무차원 해석하여 종방향보강판이 강체 웨지에 의해 찢어지는 동안의 흡수에너지를 찢김길이, 항복응력, 등가판두께 및 웨지 각도의 함수로서 정식화하였다. 이때 변형속도 및 동적마찰등의 충격효과도 근사적으로 고려하였으며, 그 결과식은 다음과 같다.

$$W_L = C_f C_{1.5} \sigma_{yd} t_{eq}^{1.5} t^{1.5} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \text{여기서, } C_f &= 0.001 V^2 - 0.042 V + 1.1 \\ C_{1.5} &= 3.760 \theta^2 - 1.156 \theta + 1.11 \\ t_{eq} &= t + A_s/l \end{aligned}$$

3.2.1 웨지폭의 효과

식 (2)에서는 웨지폭을 파라미터로 포함하고 있지 않다. Fig. 2에 나타내는 바와 같이 좌초시 판의 손상에너지는 대부분 웨지 선단 부근에서 일어나는 찢김과 말림에 의해 흡수되며, 웨지 선단에서 멀리 떨어진 후단에서는 말림에 의해 흡수된다. 종보강재간의 간격 또는 판폭에 비해 웨지폭이 비교적 작은 경우 웨지 후단부의 말림에 의한 흡수에너지 성분은 작을 것이다. 그러나, 일반적으로 실제 선박의 좌초시 암초의 크기는 비교적 크고 웨지후단부의 말림에 의한 에너지 흡수효과도 무시할 수 없다. 식 (2)는 웨지선단의 찢김 및 말림뿐만 아니라 웨지후단의 말림효과도 고려하여 수행된 실험결과를 바탕으로 도출된 것이다. 따라서 이식은 실제 선박의 좌초에서와 같이 웨지폭이 비교적 큰 경우에 적용할 수 있을 것이다.

3.2.2 동적 효과

식 (2)에는 동적효과를 근사적으로 고려하고 있다. 동적효과에 대한 세가지 요소들 즉, 재료의 변형속도에 대한 영향, 관성 효과 및 동적 마찰 효과에 대해 검토하였다[20].

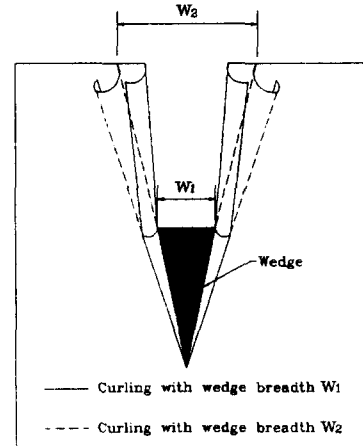


Fig. 2 Effect of the wedge breadth on cutting damage response

(1) 재료의 변형속도 효과

충격속도가 증가하면 재료의 항복응력은 증가하게 된다. 연강에 대한 동적 인장 시험은 많은 사람들에게 의해 수행된 바 있으며[10], 고장력강에 대한 동적 인장 시험은 Fujii 등 [9]과 Toyosada 등 [28,29]에 의해 수행되었다. Cowper & Symonds[7]는 동적 항복응력과 변형속도의 관계를 나타내는 구성방정식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\frac{\sigma_{yd}}{\sigma_y} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{d} \right)^{\frac{1}{q}} \quad (3)$$

여기서, d 와 q 는 실험상수이다. Symonds[27]는 기존의 연강에 대한 동적 인장시험 결과를 바탕으로 $d=40.4$ 와 $q=5$ 를 결정하였다.

연강 및 고장력강에 대한 동적 인장시험 결과들을 Fig. 3에 나타내고 있다. 이 그림으로부터 알 수 있는 바와 같이 변형속도의 크기가 비교적 낮은 경우 동적 항복 응력에 대한 고장력강의 변형속도 효과는

연강의 변형속도 효과와 유사하며, 변형속도가 비교적 낮은 실제 선박의 좌초문제에 대해 Cowper-Symonds 방정식은 고장력강에 대해서도 유효하게 적용될 수 있다고 판단된다.

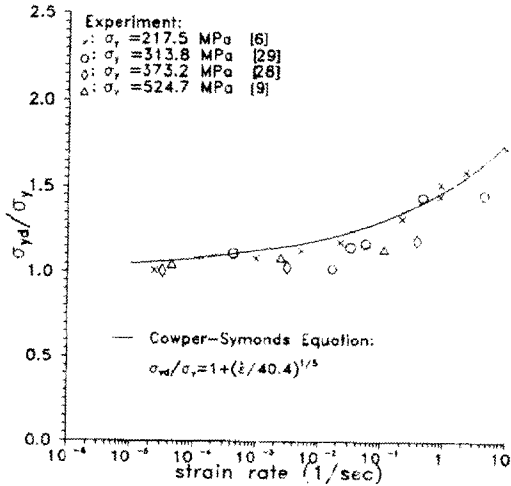


Fig. 3 Variation of yield stress with strain rate for mild and high tensile steel

(2) 관성 효과

관성 효과는 가속도에 관련되며, 변형 형태는 충격속도에 따라 변할 것이다. 그러나, 판의 찢김 응답에 대한 이 효과는 미소하다는 것이 알려져 있다 [15]. 따라서, 본 제안 모델에서 관성효과는 고려하지 않는다.

(3) 동적 마찰 효과

준정적 실험 결과에 기초하여 유도된 준정적 실험식을 동적 하중상태에 그대로 적용하면 마찰계수를 과대평가할 가능성이 있다[4]. 이같은 측면에서 Paik [20]은 동적 마찰 감소 계수의 개념을 제안하였다. 동적 마찰 효과를 고려하기 위하여 감소계수 C_f 를 실험 결과를 바탕으로 얻어진 준정적 실험식에 곱하였다. 계수 C_f 는 충격 실험 데이터를 바탕으로 하중속도의 함수로서 표현할 수 있다.

3.2.3 정도 검증

대형 구조모형에 대한 식 (2)의 적용성을 검토하기 위하여 실험결과와 비교하였다. Kuroiwa 등[13]은 Fig. 4에 나타내는 바와 같이 준정적인 하중조건 하에서 1/3축척의 단저 및 이중저모델에 대하여 찢김실험을 수행하였다. 이 결과들과 식 (2)에 의해 추정된 결과를 비교하였다. 식 (2)의 적용시 다음과 같은 가정을 두었다.

- 1) 하중조건이 준정적이므로 속도는 $V = 0$ 이다.
- 2) 재료의 평균항복응력은 323.4 MPa이다.
- 3) 웨지의 반각은 45°이다.
- 4) 보강재의 플랜지는 찢김 응답에 그다지 기여하지 못하므로 등가판두께의 계산시 고려하지 않는다.

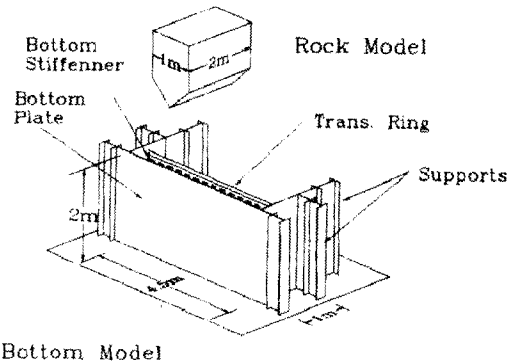


Fig. 4 Cutting test for a 1/3 scale bottom model by Kuroiwa et al [13]

Fig. 5에는 Kuroiwa의 실험과 식 (2)로부터 얻어진 흡수에너지 - 찢김길이의 곡선을 비교하고 있으며, 식 (2)에 의한 계산치는 실험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

3.3 종·횡보강판의 좌초 손상 추정 모델

실제선박의 선저구조에는 종방향뿐만 아니라 횡방향에도 보강재가 붙어 있으며, 운동에너지의 상당 부분은 횡부재의 손상에 의해 흡수될 것이다. 본 연구에서는 찢김응답에 대한 횡부재의 영향도 고려할 수 있는 해석적 모델을 제안한다.

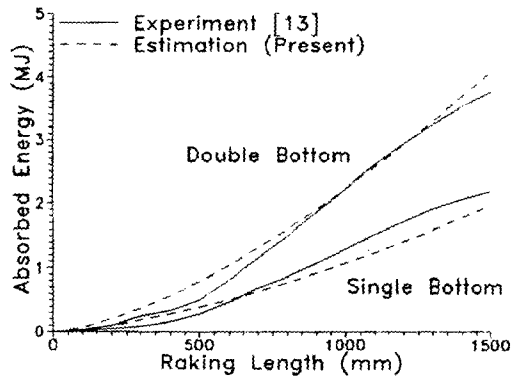


Fig. 5 Absorbed energy-raking length curves for 1/3 scale single and double bottom models

Fig. 6에 나타내는 바와 같이 강체웨지에 의해 종방향으로 찢겨지는 직교보강판을 생각한다. 이 직교보강판은 종방향으로만 보강된 판과 횡보강재의 집합체로 이상화시킬 수 있다. 좌초시 선박의 손상에너지 흡수능력은 종방향 보강판에 의한 흡수에너지 성분과 횡보강재에 의한 흡수에너지 성분의 합으로 나타낼 수 있다.

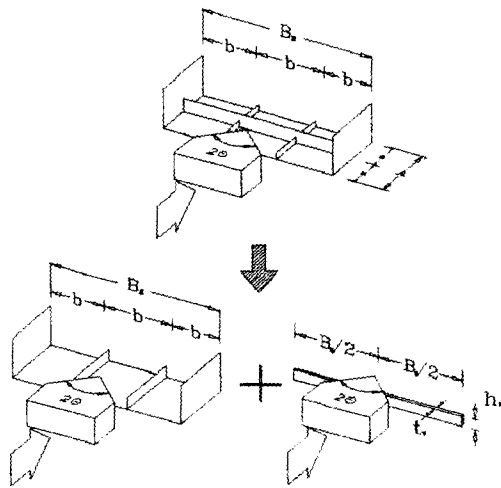


Fig. 6 Basic idea for modelling of an orthogonally stiffened plate cut by a wedge

횡보강재는 선저판에 용접에 의해 부착되며, 횡보강재의 축방향의 인장구속도는 비교적 크다. 더우기 횡보강재가 종격벽과 같은 견고한 종부재와 연결되어 있는 경우 축방향의 구속도는 더욱 커질 것이다.

이상의 관점에서 Fig. 7에 나타낸 바와 같이 횡보강재를 양끝단이 축방향으로 고정되고 단순지지된 보로 모델링한다. 이 보에는 횡하중의 증가와 함께 큰 막인장력이 발생할 것이다. 본 연구에서는 보의 중앙지점에 좌초에 의해 집중하중이 작용하며, 재료는 강소성체로서 취급하여 항복이전의 탄성변형에 의한 에너지 흡수량은 무시할 수 있다고 가정한다.

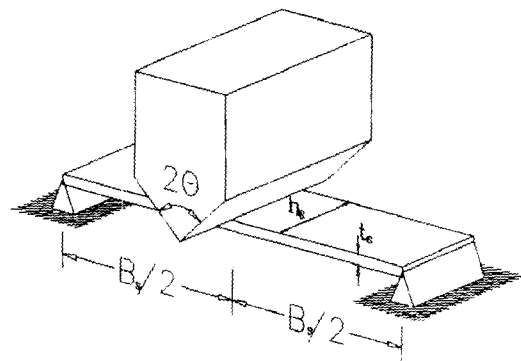


Fig. 7 A simply supported plate-strip with axially clamped ends

상기 모델에 대한 붕괴기구를 고려할 때 작용하중과 처짐변형과의 관계식은 다음과 같이 얻어진다 [26].

$$F = F_o(1 + 4l^2/t_s^2) \text{ for } F/F_o > 1, l \leq t_s/2 \quad (4)$$

$$= 4F_o l/t_s \text{ for } F/F_o > 1, l > t_s/2$$

여기서, $F_o = 4M_{ps}/B_s$

막인장력에 의한 보의 축인장 변형률이 임계 파단 변형률을 초과하면 횡부재는 절단될 것이다. 즉,

$$\epsilon_x = 2(l/B_s)^2 \geq \epsilon_c \text{, or } l \geq B_s(\epsilon_c/2)^{0.5} \quad (5)$$

판두께가 얇은 부재의 경우 임계 파단 변형률 ϵ_c 은 파단에 대한 굽힘의 기여가 매우 작으므로 대개

재료의 절단 변형률(breaking strain)로 취한다. 그러나, 실제 선체 구조에서 사용되는 두꺼운 판두께를 가진 부재에 대하여는 파단에 대한 굽힘의 기여는 중요하며, 이때 파단은 재료의 절단 변형률보다 작은 값에서 발생할 것이다.

횡부재가 절단된 후에는 더이상의 하중증가에 저항하지 못한다. 따라서, i 번째 횡부재의 손상에 의해 흡수되는 에너지는 횡부재가 절단될 때까지의 하중-변형 곡선 아래의 면적을 적분함으로써 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$W_{Ti} = \int F_i di \quad (6)$$

여기서, i 는 i 번째의 횡부재를 나타낸다.

실험결과 [14, 22]에 의하면 찢김거동에서 횡부재의 영향은 웨지가 횡부재의 원래위치에 도달하기 이전에 나타난다. 이것은 웨지선단 부근에서 판이 말리거나 접힘형 찢김(Concertina Tearing)의 발생에 의한 것이다[35]. 저자들은 횡부재간의 간격이 비교적 작을때 횡부재 간격의 약 15% 정도 앞서서 이 영향이 나타난다는 것을 발견하였다.

따라서, 횡부재의 손상에 의한 흡수에너지는 하중이 횡부재의 원래위치로부터 $0.15a$ 떨어진 위치에 있는 강체를 통하여 가해지는 수정된 해석모델을 이용하여 계산할 수 있을 것이다. 보강판이 여러개의 횡부재들을 가지고 있을 경우 각각의 횡부재에 대하여 계산된 흡수에너지를 웨지가 전진함에 따라 순차적으로 합산하면 전체적인 흡수에너지를 계산할 수 있다.

직교보강판이 찢겨지는 동안의 전체 흡수에너지는 식 (2)와 (6)의 에너지성분의 합에 의해 계산할 수 있다. 즉,

$$W = W_L + \sum W_T \quad (7)$$

여기서, W_T 는 i 번째 횡부재가 절단된 후에는 일정치를 갖는다.

이상의 계산모델의 정도를 확인하기 위하여 실험결과와 비교하였다. 저자들 [17]과 Little [9]은 강체 웨지에 의한 횡방향보강판의 찢김실험을 수행하였다.

Fig. 8.a 및 8.b는 실험에 의해 얻어진 흡수에너지 - 찢김길이간의 곡선을 식 (7)에 의한 계산결과와 비교한 것이다. 이 계산에서 임계 파단변형률은 재료의 파괴변형률을 취하였으며, 저자들의 모델에

대하여는 39.5%, Little의 모델에 대해서는 40.8%를 설정하였다. 식 (7)에 의한 계산결과는 실험결과와 잘 일치하고 있으며, 본 논문에서의 손상추정모델은 직교보강 선저판의 좌초 손상추정에 유용하다는 것을 확인할 수 있다. 일단 선저의 찢김길이가 얻어진다면 기름 유출량은 용이하게 추정할 수 있을 것이다 (이를테면, [12] 참조).

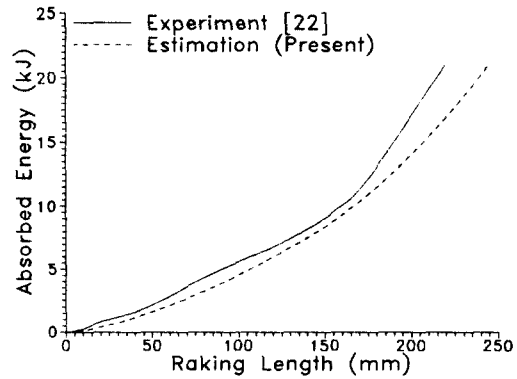


Fig. 8.a Absorbed energy-raking length curves for authors' transversely stiffened plate model

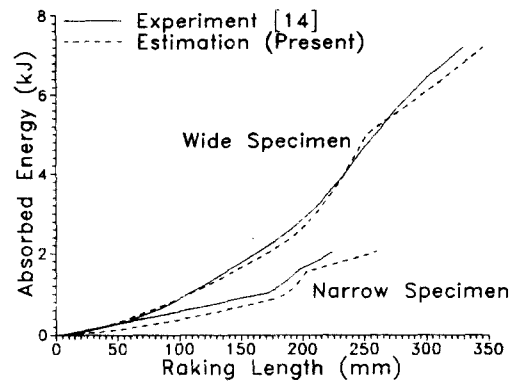


Fig. 8.b Absorbed energy-raking length curves for Little's transversely stiffened plate model

4. 좌초에 의한 선각붕괴 가능성

4.1 최대 굽힘모멘트

DnV [8]는 건전상태 및 좌초시의 전체 설계굽힘모멘트를 근사적으로 다음과 같이 계산할 것을 제안하고 있다.

$$M_t = M_s + 1.1 M_w \quad (\text{건전상태}) \quad (8.a)$$

$$= 1.1 M_s + 0.67 M_w (\text{손상상태: 충돌, 좌초}) (8.b)$$

여기서,

$$M_s = C_w L^2 B (0.1225 - 0.015 C_b) (kN - m) \quad (\text{호강시})$$

$$= -0.065 C_w L^2 B (C_b + 0.7) (kN - m) \quad (\text{새강시})$$

$$M_w = 0.19 C_w L^2 B C_b \quad (kN - m) \quad (\text{호강시})$$

$$= -0.11 C_w L^2 B (C_b + 0.7) (kN - m) \quad (\text{새강시})$$

$$C_w = 0.0792 L \quad \text{for } L \leq 100m$$

$$= 10.75 - \{(300 - L)/100\}^{1.5} \quad \text{for } 100 < L < 300m$$

$$= 10.75 \quad \text{for } 300 \leq L \leq 350m$$

$$= 10.75 - \{(L - 350)/150\}^{1.5} \quad \text{for } L > 350m$$

본 논문에서는 위 식을 적용하여 건전상태 및 좌초시 최대굽힘모멘트를 추정한다.

4.2 선각거더의 붕괴강도

좌초에 의해 구조손상을 입은 선각거더의 잔류강도는 감소하며, 손상된 선각거더는 파도와 조류에 의해 큰 하중이 작용하면 붕괴할 가능성이 있다. 선각거더의 붕괴강도를 예측하기 위하여는 구성부재에 대한 파손을 고려한 점진 붕괴해석이 필요하다. 선각거더의 점진 붕괴해석을 위하여 많은 연구가 수행되어져 왔다. 구조해석을 포함한 각종 해석에서 광범위하게 이용되는 유한요소법은 이 경우 매우 많은 계산시간이 요구되므로 보통 간이해석법의 개발에 초

점이 맞추어져 왔다.

압축에 의한 좌굴 및 인장에 의한 항복을 고려하여 선각거더의 최종붕괴강도를 해석하기 위한 최초의 시도는 Caldwell [5]에 의해 이루어졌다. 그는 선각횡단면이 최종붕괴강도에 도달했을때 압축부에는 전단면 최종강도응력이 분포하고 인장부에는 전단면 항복응력이 분포한다고 가정하여 새강 모멘트 작용시의 최종 굽힘모멘트 계산식을 해석적으로 도출하였다. 그후, Smith [25], Billingsley [3], Adamchak [1], Rutherford & Caldwell [24] 및 Yao & Nikolov [37, 38]는 소위 보-기둥기법 (Beam-Column Approach)을 개발하였다. 보-기둥기법에서 선각거더는 유효폭을 가진 보-기둥요소의 집합체로 모델링되며 각 보-기둥요소의 비선형거동을 사전에 정식화하고, 각 요소의 개별적 기여분을 각하중 증분단계에서 합하여 선각전체의 굽힘모멘트-곡률 관계를 구하게 된다.

한편, Ueda 등 [30~32]과 저자 [16, 18]는 이상화 구조요소법(ISUM)을 개발하였으며, 보-기둥요소, 판요소, 보강판요소를 개발하였다. 이들 구조요소들은 항복, 좌굴, 연성파괴, 국부 및 전체파손간의 연성효과를 고려하여 개발되었다. Smith의 보-기둥요소는 1축방향 하중만을 고려하고 있는데 반해 이상화 판요소 및 이상화 보강판요소는 2축방향 축력, 전단력 및 횡하중효과도 고려하고 있다. 이 이론을 바탕으로 ALPS/ISUM 컴퓨터 코드를 개발하였다 [17]. 이상화구조요소법 [19]은 임의의 일반적인 하중조건하에 있는 선각거더와 같은 대형 판구조물의 점진붕괴거동을 해석할 수 있는 방법이므로 본 논문에서는 이 컴퓨터 코드를 이용하여 손상을 입은 선각거더의 붕괴강도를 예측하고자 한다.

선각거더에 대한 ISUM 해석에 있어서는 모델링 범위로서 횡프레임이나 횡격벽간의 하나의 선각구획 모듈이 취해지는 것이 보통이다. 구조모델링은 좌초로 인하여 손상된 부분은 제거하여 행한다.

4.3 선각거더의 붕괴 가능성

작용 굽힘모멘트가 선각붕괴강도보다 작은 경우 선각거더는 붕괴하지 않는다. 그러나, 작용 굽힘모멘트가 최종강도보다 크면 선각거더는 붕괴하게 된다. 선각거더가 붕괴하지 않기 위해 DnV [8]는 다음의 조건을 만족하도록 요구하고 있다.

$$f_s = M_u/M_t \geq 1.15 \quad (\text{건전상태}) \quad (9.a)$$

$$= M_u/M_t \geq 1.0 \quad (\text{좌초시}) \quad (9.b)$$

5. 이중선체 유조선의 좌초해석

5.1 대상선박

대상선박은 횡부재가 없는 AFRAMAX급 이중선체 유조선이다 [21]. Fig. 9는 대상선박의 일반배치도를 나타내고 있다.

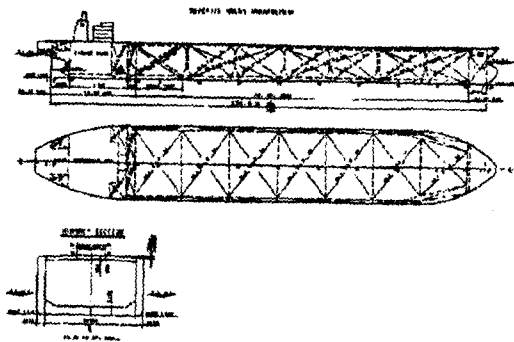


Fig. 9 General arrangement of the considered ship

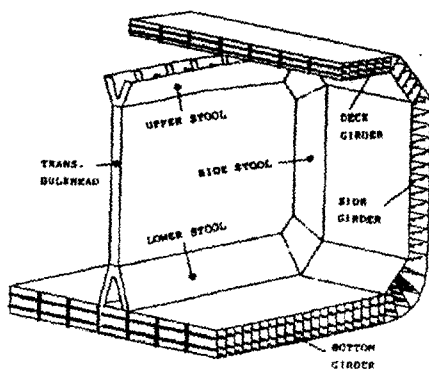


Fig. 10 Structural outline of the considered ship

선박의 주요치수는 길이 234 m, 폭 42.6 m 및 깊이 19.2 m이다. 계획흘수에서 선박의 재하중량은

84,156 dwt이며, 운항속도는 15 노트(=7.72 m/s)이다. 9개의 화물창이 있으며, 이중저의 깊이 및 이중선체의 폭은 모두 2 m인데, 이는 OPA90과 기름오염방지에 관한 IMO의 요구조건을 만족하는 것이다.

Fig. 10은 대상선박의 구조배치의 개념도를 보여준다. 선각거더는 선저, 선측 및 갑판에서 모두 이중구조로 되어 있다. 화물창사이의 횡격벽도 이중구조로 되어 있다. 그러나, 선수창 및 선미창은 종래의 구조방식을 취하고 있다. 이러한 형태의 구조배치는 기름오염방지, 자동건조, 창내기름의 적재/하역 및 청소 그리고 화물창의 유지/관리면에서 유리하다.

5.2 좌초 시나리오

선박은 만재상태에 있고, Fig. 11에 나타내는 바와 같이 중심선 근처에서 강체암초위를 지나가는 경우를 생각한다. 암초의 각도를 45°에서 90°까지 변화시켰으며, 선저상 암초의 높이는 좌초 시나리오 I (low-rock)일때 1 m이고 좌초 시나리오 II (high-rock)일때 2.2 m로 가정한다. 암초의 폭은 비교적 크며, 전술한 바와 같이 꺾기폭이 비교적 큰 경우의 실험결과를 바탕으로 도출된 식 (2)를 적용할 수 있다고 생각한다. 또한, 암초는 선수선저를 뚫고 이미 진입해 있다고 가정한다.

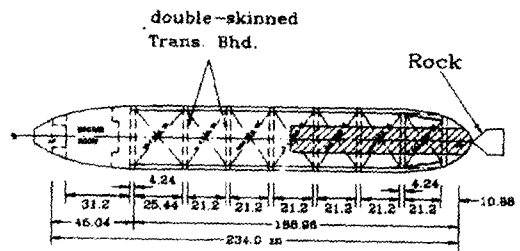


Fig. 11 Assumed grounding scenario

5.3 좌초 손상추정

만재상태에서 좌초시 선박의 운동량 E_k 는 다음과 같이 근사적으로 계산할 수 있다.

$$E_k = \frac{1}{2} \times 84,156 \times (1 + 0.1) \times V^2 \quad (10)$$

$$= 46.29 V^2 \quad (MJ)$$

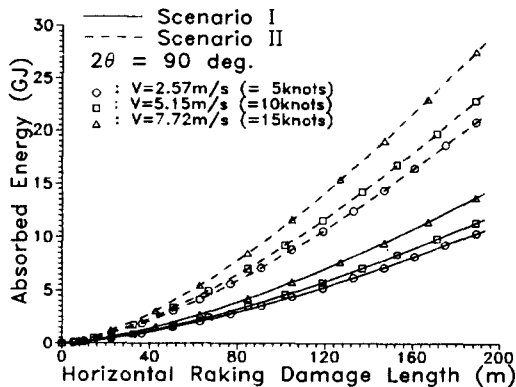


Fig. 12 Absorbed energy-horizontal raking damage length curves for the considered ship, with varying the grounding scenario

Table 1 Raking length with variation of grounding scenarios

Wedge Angle (2θ)	Ship Speed (knot)	Raking Length l_0 (m)	
		Ground. I	Ground. II
45 deg.	5	25.50	17.38
	10	64.87	40.16
	15	99.63	61.70
60 deg.	5	23.11	15.49
	10	56.38	35.09
	15	87.23	53.49
90 deg.	5	17.74	11.43
	10	41.72	25.34
	15	63.62	39.67

전술한 바와 같이 본 논문에서 위의 운동량이 전부 수평방향의 좌초손상에 의해서 흡수된다고 가정한다. 등가판두께의 계산시 좌초 시나리오 I의 경우 선저거더 웨브 깊이의 절반만을 포함시키며, 좌초 시나리오 II의 경우에는 선저판, 내저판 및 선저거더 웨브의 전체 깊이를 포함시킨다. Fig. 12는 암초각도가 90°일때 좌초시나리오 및 좌초속도를 변화시킨 경우의 흡수에너지 - 찢김길이간의 곡선을 나타내고 있다. 이 그림에서 좌초시나리오 I 일때보다 좌초 시나리오 II일때 흡수에너지가 크음을 알 수 있다. 이것은 동일한 운동에너지일때 좌초 시나리오 II일 경우

의 찢김 길이가 좌초 시나리오 I 일 경우보다 짧다는 것을 의미한다.

식 (9)와 Fig. 12를 비교하면 Fig. 13와 같이 좌초속도 및 암초각도가 바뀔 때의 찢김길이를 구할 수 있다. 좌초속도가 증가함에 따라 손상저항은 증가할 것이다. 이것은 변형속도의 증가에 기인하여 동적 항복응력이 증가하기 때문이다. 그러나, 운동에너지는 속도의 제곱에 비례하므로 Fig. 13로부터 알 수 있는 바와 같이 좌초속도가 증가함에 따라 찢김손상은 증가할 것이다. 또한, 암초의 각도가 작을수록 찢김길이가 증가하고 있음을 알 수 있다. Table 1에 나타난 바와 같이 최대 운항속도, 즉 $V=15$ 노트에서 찢김길이는 암초의 각도가 45°일때 시나리오 I의 경우 99.63 m이고 시나리오 II일때 61.70 m이다. 좌초 시나리오 I과 II는 각각 단저 및 이중저의 좌초에 대응한다. 이중저의 등가 판두께가 단저의 경우보다 크므로 좌초 손상저항의 관점에서 이중저가 단저구조에 비해 더욱 효과적이다.

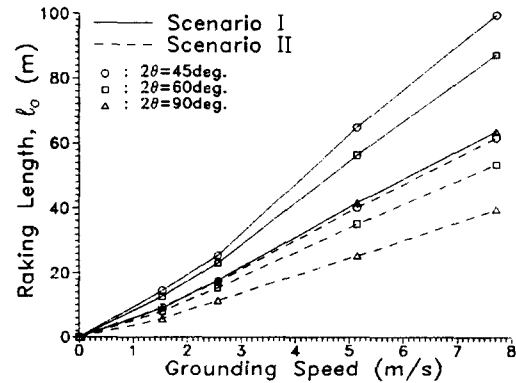


Fig. 13 The raking length versus the grounding speed

5.4 선각거더의 붕괴가능성

식 (8)을 적용하여 건전상태 및 좌초상태에서의 설계 굽힘모멘트를 추정할 수 있다 (Table 2 참조). DnV [8]에서는 잔류강도의 평가를 위해 좌초시 손상폭을 단저 구조의 경우 선폭의 75%, 이중저의 경우 선폭의 55%로 제안하고 있는데 본 연구에서는 DnV의 제안에 따라 선저부 손상폭을 가정하여 최종 강도해석을 수행하였다.

Table 2 Design/ultimate bending moment and safety evaluation results

Scenario	L.C.	$M_p \times 10^9$ (ton-m)	Z_B (m)	Z_B (m)	$M_t \times 10^7$ (ton-m)	$M_u \times 10^9$ (ton-m)	f_s
Intact	Hog	16.451	34.352	45.073	6.798	9.746	1.434
	Sag				-6.827	-9.449	1.384
Ground. I	Hog	12.984	31.248	28.701	5.455	7.946	1.457
	Sag				-5.329	-8.143	1.528
Ground. II	Hog	11.593	30.147	23.839	5.455	6.485	1.189
	Sag				-5.329	-7.672	1.440

Fig. 14에는 건전상태에 대한 ALPS/ISUM 모델링 결과를 나타내고 있다. 해석 대상선박은 이중저 구조를 가지고 있으며, 시나리오 I에서 중심선부근의 선폭의 55% 범위에 있는 선저판 및 선저거더가 손상을 입고, 시나리오 II에서는 동일한 선폭의 범위에서 이외에도 내저판도 손상을 입는다고 가정한다.

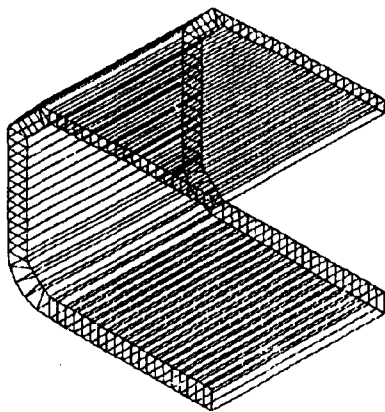


Fig. 14 ALPS/ISUM modelling of the intact hull

Fig. 15에는 손상시나리오의 변화에 대한 선각거더의 수직 굽힘모멘트-곡률간의 곡선을 나타내고 있다. 이 그림으로부터 알 수 있는 바와 같이 좌초손상을 입은 선각거더의 최종강도는 크게 저하한다. 좌초시 해석 대상선박의 최종붕괴강도 감소량은 건전상태와 비교할때 시나리오 I의 경우 호강시 35.5%, 새강시 18.8% 였다.

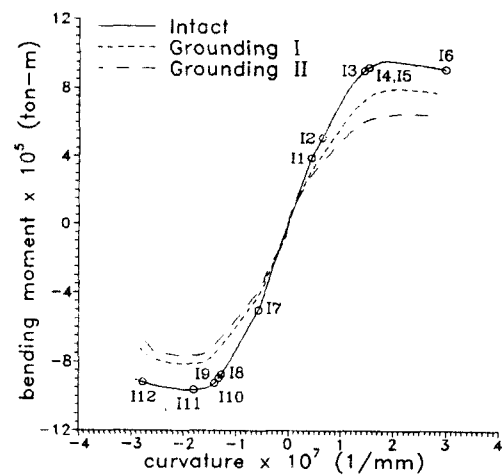


Fig. 15 Vertical bending moment-curvature curves of the hull with variation of the damage scenarios

Table 2는 안전성 평가 결과를 보여주고 있다. 대상선박의 경우 건전상태 및 시나리오 I일때 비교적 큰 안전여유를 가지고 있음을 알 수 있다. 그러나, 시나리오 II의 경우 최종붕괴강도는 크게 감소하며, 특히 호강시 저하량이 크다.

6. 결론

본 연구를 통하여 다음의 결론을 얻었다.

- 1) 본 연구에서 가정한 좌초 시나리오를 적용하는 한 이중저구조는 단저구조에 비하여 찢김손상을 감

소시키는데 있어서 더 유리하다. 이것은 좌초 손상 저항에서 가장 주요한 인자중 하나인 등가판두께가 증가하기 때문이다.

2) 선저거더나 보강재 뿐만 아니라 선저의 횡프레임 및 플로어도 좌초손상의 저항 증가에 기여한다.

3) 선박이 좌초로 인하여 심각한 선저손상을 입고 나면 선체구조의 잔류강도는 감소한다. 또한, 조류와 파도의 변화에 의하여 작용하중은 증폭될 수 있다. 이 경우 선체구조의 붕괴 가능성은 높으며, 특히 호강상태에서 전체적으로 붕괴할 가능성이 매우 높다.

참 고 문 헌

- [1] Adamchak, J.C., "ULSTR: a program for estimating the collapse moment of a ship's hull under longitudinal bending," DTNSRDC Report 82/076, Bethesda, Oct. 1982
- [2] Akita, Y. and Kitamura, K., "A study on collision by an elastic stem to a side structure of ships," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.131, pp.307-317, 1972
- [3] Billingsley, D.W., "Hull girder response to extreme bending moments," *Proceedings, SNAME Spring Meeting*, USA, 1980
- [4] Bowden, F.P. and Tabor, D., *The friction and lubrication of solids*, Oxford University Press, UK, 1950
- [5] Caldwell, J.B., "Ultimate longitudinal strength", *Trans. RINA*, Vol.107, pp.411-430, 1965
- [6] Campbell, J.D. and Cooper, R.H., "Yield and flow of low-carbon steel at medium strain rates," *Proceedings, Conference on the Physical Basis of Yield and Fracture*, Institute of Physics and Physical Society, London, UK, pp.77-87, 1966
- [7] Cowper, G.R. and Symonds, P.S., "Strain hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams," Brown University, Division of Applied Mathematics, Report No. 28, September 1957
- [8] DnV, *Hull structural design, ships with length 100 metres and above*, Det norske Veritas Classification A/S, 1995
- [9] Fujii, E., Ohkuma, I., Kawaguchi, Y. and Tsukamoto, M., "Effects of temperature and strain rate on dynamic fracture toughness of steel," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 158, pp.619-629, 1985
- [10] Jones, N., *Structural impact*, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1989
- [11] Jones, N. and Jouri, W.S., "A study of plate tearing for ship collision and grounding damage," *J. of Ship Research*, Vol.31, No.4, pp.263-268, Dec. 1987
- [12] Kohler, P.E. and Jørgensen, L., "Comparative study on potential oil spill in collision and/or grounding -different tanker designs," DnVC Report No. 90-0161, Det norske Veritas, August 1990
- [13] Kuroiwa, T., Kawamoto, Y. and Yuhara, T., "Study on damage of ship bottom structures due to grounding," *Proceedings, 1st Joint Conference on Marine Safety and Environment/Ship Production*, Delft University of Technology, The Netherlands, June 1992
- [14] Little, P., "Failure of transverse frames and bulkheads in grounding," Joint MIT-Industry Program on Tanker Safety, Report No. 31, June 1994
- [15] Lu, G. and Calladine, C.R., "On the cutting of a plate by a wedge," *Int. J. of Mechanical Sciences*, Vol.32, No.4, pp.293-313, 1990
- [16] Paik, J.K., "Ultimate strength analysis of ship structures by the idealized structural unit method," Doctoral Thesis, Osaka University, Japan, Jan. 1987
- [17] Paik, J.K., "ALPS/ISUM: a computer program for analysis of large plated structures using the idealized structural unit method(version 8.0)," Department of Naval Architecture & Ocean Engineering,

- Pusan National University, Pusan, Korea, August 1995
- [18] Paik, J.K., "Tensile behavior of local members on ship hull collapse," *J. of Ship Research*, Vol.38, No.3, pp.239-244, Sept. 1994
- [19] Paik, J.K., "Idealized structural unit method: theory and application," Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Pusan National University, Pusan, Korea, July 1995
- [20] Paik, J.K., "Cutting of a longitudinally stiffened plate by a wedge," *J. of Ship Research*, Vol.38, No.4, pp.340-348, Dec. 1994
- [21] Paik, J.K., Kim, D.H., Bong, H.S., Kim, M.S. and Han, S.K., "Deterministic and probabilistic safety evaluation for a new double-hull tanker with a transverseless system," *Trans. SNAME*, Vol.100, pp.173-198, 1992
- [22] Paik, J.K., Hyun, M.H. and Lee, T.K., "On the grounding damage of ship bottom stiffened platings (part I: experiment)," *Trans. of the Society of Naval Architects of Korea*, Vol.31, No.1, pp.121-132, Feb. 1994
- [23] Paik, J.K. and Lee, T.K., "On the grounding damage of ship bottom stiffened platings (part II: damage prediction formula)," *Trans. of the Society of Naval Architects of Korea*, Vol.31, No.4, pp. 119-129, Nov. 1994
- [24] Rutherford, S.E. and Caldwell, J.B., "Ultimate longitudinal strength of ships: a case study," *Trans. SNAME*, Vol.98, pp. 441-471, 1990
- [25] Smith, C.S., "Influence of local compressive failure on the ultimate longitudinal strength of a ship hull," *Proceedings, PRADS'77*, Tokyo, Japan, pp. 73-79, Oct. 1977
- [26] Søreide, T.H., *Ultimate load analysis of marine structures*, TAPIR, Norway, 1981
- [27] Symonds, P.S., "Survey of methods of analysis for plastic deformation of structures under dynamic loading," Brown University, Division of Engineering, Report BU/NSRDC/1-67, June 1967
- [28] Toyosada, M., Fujii, E., Nohara, K., Kawaguchi, Y., Arimochi, K. and Isaka, K., "The effect of strain rate on critical CTOD and J integral," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 161, pp.343-356, 1987
- [29] Toyosada, M. and Goto, K., "Constitutive equation for mild steel involved the effect of strain rate and temperature," *Trans. of the West-Japan Society of Naval Architects*, No. 81, pp.259-268, 1991
- [30] Ueda, Y., Rashed, S.M.H. and Paik, J.K., "Plate and stiffened plate units of the idealized structural unit method (1st report)," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.156, pp.355-365, 1984
- [31] Ueda, Y., Rashed, S.M.H., Paik, J.K. and Masaoka, K., "The idealized structural unit method including global nonlinearities," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.159, pp. 271-281, 1986
- [32] Ueda, Y., Rashed, S.M.H. and Paik, J.K., "Plate and stiffened plate units of the idealized structural unit method (2nd report)," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.160, pp.318-336, 1986
- [33] Vaughan, H., "Bending and tearing of plate with application to ship-bottom damage," *The Naval Architect*, RINA, pp. 97-99, May 1978
- [34] Vaughan, H., "The tearing of mild steel plate," *J. of Ship Research*, Vol.24, No.2, pp.96-100, June 1980
- [35] Wierzbicki, T. and Thomas, P., "Closed - form solution for wedge cutting force through thin metal sheets," *Int. J. of Mechanical Sciences*, Vol.35, No.3/4, pp.209-229, 1993
- [36] Woisin, G., "Comments on Vaughan: the

- tearing strength of mild steel plate," *J. of Ship Research*, Vol.26, No.1, pp.50-52, March 1982
- [37] Yao, T. and Nikolov, P.I., "Progressive collapse analysis of a ship's hull under longitudinal bending," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.170, pp.449-461, 1991
- [38] Yao, T. and Nikolov, P.I., "Progressive collapse analysis of a ship's hull under longitudinal bending (2nd report)," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.172, pp.437-446, 1992