

Transverseless AFRAMAX급 이중선체 유조선 구조부재의 안전성평가

백 점 기, 김 도 현
 <부산대학교 교수> <부산대학교 대학원>

봉 현 수, 김 만 수, 한 성 곤
 <대우조선공업(주)>

1. 序 論

설계 및 건조 실적이 많은 기존의 구조방식을 가진 선체구조 설계시에 선급규칙은 구조경량화 뿐만아니라 충분한 구조안전성의 확보 측면에서도 합리적인 설계지침을 제공해 주고 있다. 그러나, 건조실적이 거의 없는 새로운 구조방식의 선체 구조설계시에 각종 설계 경험을 바탕으로 정립된 선급규칙은 적용범위를 벗어나고, 이 설계 결과만으로 대상 선박이 충분한 구조안전성을 확보하고 있는지 확신할 수 없다.

이 경우에는 일단 기존의 선급 설계지침을 활용하여 초기 구조설계를 수행하되, 선체의 국부구조 뿐만 아니라 구조 전체에 대하여 좌굴 및 최종강도 해석을 수행하고, 이 결과를 바탕으로 대상선박이 어느 정도의 구조 안전여유를 가지고 있는지 확인할 필요가 있다.

본 연구에서는 횡부재가 없는 AFRAMAX급 선구조 방식의 유조선을 개발하고자 하였다(대우조선/부산대, 1992). 구조 설계의 기본 개념은 1) 이중선체구조를 채용하여 해난사고 발생시 기름 유출방지를 꾀하고 2) 횡부재가 없는 극히 단순한 선체구조를 채용하여 용접로봇트를 활용한 자동 건조 비율을 높임으로써 건조 생산성을 향상 시키는데 주안점을 두고 있다(봉현수, 1992).

설계 결과 얻어진 선체구조는 기존의 유조선 구조와 매우 상이하다. 초기설계단계에서 구조부재의 치수는 기존의 선급설계 지침을 활용하여 결정하였다. 그러나, 기존의 유조선 구조와 비교하여 구조배치가 크게 바뀌어 졌기 때문에 구성부재와 국부구조뿐만아니라 구조 전체적으로도 충분한 구조안전성을 가지고 있는지는 확실치 않다. 특히, 건전상태에서 뿐만아니라 선박이 좌초·충돌 등의 해난사고를 당하여 구조손상을 입으면 구조강도가 저하할 우려가 있으며, 이 경우에도 상세한 구조안전성을 평가할 필요가 있다.

정적하중하의 선체구조강도는 일반적으로 종강도(longitudinal strength), 비틀림강도(torsional strength), 횡강도(transverse strength)/래킹강도(racking strength) 및 국부강도(local strength)로 분류할 수 있는데, 대상선박의 구조안전성을 확인하기 위하여는 이들에 대한 상세한 검토가 필요하다. 이 중에서 비틀림강도와 래킹강도는 본 대상선박의 경우, 단면이 다수의 cell구조로 구성되어 있을뿐만 아니라 구조 불연속부도 거의 없으므로 기존의 구조방식의 유조선보다 오히려 강성과 강도가 크고, 거의 문제시되지 않는다고 생각된다. 또한, 종강도 및 횡강도 문제는 별도의 논문(Paik, 1992a, Paik, 1993)에서 다루고 있다.

따라서, 본 논문에서는 이들중 국부강도 문제만을 다루고자 한다. 즉, 대상선박이 건전(intact)또는 손상(damaged)상태하에 있을때 주요 구조부재의 좌굴 또는 최종 붕괴강도를 기준으로한 안전성을 평가한다. 최종 국부강도를 기준으로한 안전성 평가에는 국부적으로 주요부재인 판부재 및 거어더부재에 대하여 작용하중의 최대기대치와 이들의 최종붕괴강도를 직접해석법에 의해 계산하고, 이들을 비교하여 안전성 지수를 평가한다.

2. 對象 船體構造의 概要

2.1 構造設計의 概念

미국 항구를 입출항하고자 하는 유조선의 가장 경제적인 크기는 약 90,000dwt의 AFRAMAX (Average Freight Rate Assessment of the MAXimum)급 이라는 것이 알려져 있다. 또한, 미국은 1989년 3월 알래스카 연안에서 발생한 유조선 엑스 발데즈호의 좌초사고를 계기로 해난사고 발생후의 해상 기름유출의 가능성을 최소화 하기 위해 “1990년도 기름오염 방지법(OPA90 : Oil Pollution Act of 1990)”을 발효 시킨바 있다.

이 법률은 미국 연안을 향해 하는 모든 신조 유조선에 대해 이중선체(이중저/이중선측)구조의 채용을 의무화 하고 있다. 이와 함께 최근에는 국제해사기구(IMO : International Maritime Organization)에서도 동일한 내용의 규정을 확정하여

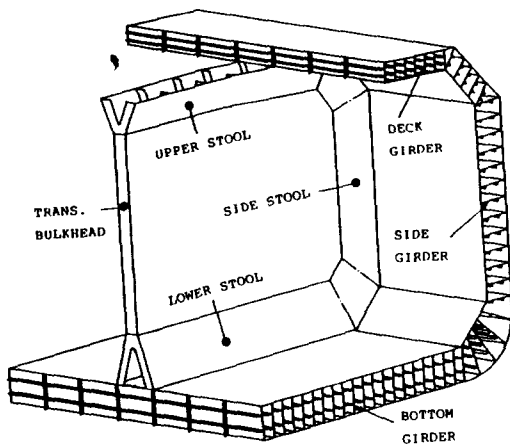


Fig.1 Structural outline of the object ship

전세계적으로 적용할 계획으로 있다(임종식, 1992).

이 같은 측면에서 본 연구에서는 OPA90규정 뿐만 아니라 IMO규정도 만족하는 이중선체구조를 채용한 AFRAMAX급 신구조방식 유조선을 개발하고자 하였다(대우조선/부산대, 1992). 또한, 선체구조를 단순화 시켜 건조 자동화 비율을 높임으로써 건조 생산성의 향상에도 주안점을 두었으며, 이를 위해 Okamoto등 (1985)과 Hori등 (1990)이 제시한 바 있는 횡부재가 없고 종부재만으로 구성된 선체구조시스템을 참고로 하였다.

Fig.1은 대상선박의 구조개요를 나타내고 있다. 선각은 선저, 선측 및 갑판부 모두 이중구조로 되어 있다. 선측 및 선저 탱크는 밸러스트 탱크로 사용하고, 갑판부 공간은 밸러스트로 사용하지 않고 빈 상태로 둔다. 화물탱크 사이의 횡격벽도 이중구조로 되어 있으며, 이 공간도 갑판부를 제외하고는 이중구조로 되어 있으며, 이 공간도 갑판부를 제외하고는 밸러스트 탱크로 사용한다. 선각구조는 종부재만 배치하고 횡부재는 없다.

그 대신에 횡격벽 주위에 강력한 stool ring을 배치하여 선측 및 선저 압력에 기인된 횡굽힘모멘트는 이중횡격벽이 충분히 견딜 수 있게 하고 있다. 내외판간의 선저, 선측 및 갑판 거어더에는 평활재형 (flat-bar type)의 수평 및 수직 보강재를 붙이지만, 내외판에는 보강재를 붙이지 않는다.

이상의 구조 배치는 기존의 선체구조와 비교하여 극히 단순하기 때문에 구조강도해석이 용이하고, 동시에 이같은 구조를 채용함으로써 기름 오염방지, 건조생산성, 화물유의 적재/하역, 이중저의 가스배출, 각종 배관류의 배치, 화물탱크의 청소, 화물탱크의 보수등의 측면에서 기존 구조방식의 선박보다 훨씬 유리한 특징이 있으며, 이들을 보다 구체적으로 열거하면 다음과 같다.

- (1) 화물창 주위가 완전한 이중구조로 되어있기 때문에 화물유 유출에 의한 해양오염을 방지할 수 있으며, 화물탱크가 직접 해수 및 외부와 접촉하지 않기 때문에 cargo heating시의 열손실이 적고 증기소비량을 절감할 수 있다.
- (2) 화물창내벽이 완전히 매끈하게 되어 있으며

로 하역 효율을 향상시킬 수 있으며, 화물창 내의 세척과 도장 및 보수가 용이해진다.

- (3) 상갑판도 이중구조로 하여 상갑판상에 골재 등의 돌출물을 없앴으로써 작업성 및 의장품의 배치가 자유로와진다. 또한, 해수의 갑판침입에 의한 손상도 적어진다.
- (4) 횡격벽을 이중평판구조로 함으로써 손상시에 인접 화물창에의 기름유출 또는 혼합을 방지할 수 있다.
- (5) 횡격벽부를 제외하고는 중부재만을 배치하고 있기 때문에 응력집중부를 생기게 하는 불연속부가 거의 없고 균열발생확률이 크게 감소한다.
- (6) 횡부재가 없고 구조가 단순하기 때문에 각 부재의 강도를 정확하게 추정할 수 있고, 그 결과 안전성이 높은 설계가 가능해진다. 또한, 건조측면에서도 용접, 도장, 조립등의 작업을 표준화할 수 있어 건조생산성의 향상과 함께 균일화된 고품질의 건조가 가능해진다.

2.2 初期 構造設計

대상선박의 주요치수는 길이 234m, 폭 42.6m 및 깊이 20.2m이며, 7개의 화물 탱크를 가지고 있다. 이중저 높이 및 이중선측 폭은 모두 2m이며, 이것은 OPA90 및 IMO규정을 모두 만족시키는 것이다. 초기설계단계에서는 기존의 동등한 크기의 유조선 선형(船型 : hull form)을 참고로 하여 대상선박의 선형을 개발하였다.

국부구조부재의 치수는 먼저 DnV의 "PILOT" 컴퓨터 프로그램(DnV, 1992)을 활용하여 결정하였으며, Fig.2에 나타낸 바와 같이 선각거더에 대한 3차원 유효요소해석을 수행하여 PILOT프로그램에 의해 얻어진 설계 결과를 수정·보완하였다.

구조부재에 대한 부식여유는 DnV규정(DnV, 1991)을 적용하여 설정하였으며, 갑판부 외판을 제외한 내외판에 대해 1.0mm, 선저 및 선측 거더에 대해 1.5mm를 취하였다. 갑판부공간은 빈상태를 유지하므로 갑판부 외판 및 갑판 거더에는 부식여유를 설정하지 않았다.

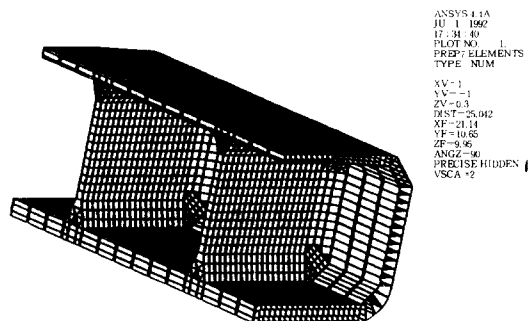


Fig.2 Three-dimensional finite-element global analysis model of the hull

구조재료로는 기본적으로 큰응력이 발생하는 갑판 및 선저구조부에는 항복응력이 36kg/mm² 급인 고장력강(32HT)을 사용하였다.

설계결과 얻어진 대상선박의 단면계수는 DnV 선급규정의 요구치보다 선조쪽에서 38%, 갑판쪽에서 29%의 여유를 가지고 있다.

3. 控屈/最終崩壞強度를 기준으로한 構造部材의 安全性 評價

3.1 概要

본 연구에서 개발하고자 하는 대상선박의 주요 구성부재로는 크게 선저부, 갑판부 및 선측부에서 판부재와 거더부재를 들 수 있다.

전술한 바와 같이 이들 부재의 치수는 초기 구조설계단계에서 DnV의 PILOT프로그램(DnV, 1992)을 이용하여 좌굴을 허용하지 않는다는 설계조건하에서 결정한 바 있으며, 그 결과 이들 부재는 충분한 구조강도를 가지고 있으리라 기대된다.

그러나, 이들 부재에는 화물창 길이에 걸쳐 횡부재가 부착되어 있지 않아 좌굴이나 붕괴가 일어날 가능성이 있으며, 좌굴붕괴강도를 기준으로한 안전여유를 확인할 필요가 있다.

여기서 판부재와 거더부재에 대해 각각 주요 외하중과 최종붕괴강도를 추정하여 이들 부재가 외하중의 작용에 대해 어느 정도의 안전여유를 가지고 있는지 평가한다.

이 경우에 이들 부재는 조합하중을 받기 때문에 최종 붕괴강도의 계산도 조합하중의 작용하에서

수행해야하며, 결과적으로 좌굴 또는 최종강도상 판곡선을 얻을 수 있다. 또한, 이들 부재가 인장하중을 받는 경우는 구조안전성 측면에서 거의 문제가 되지 않으므로 좌굴/최종강도해석은 압축응력 작용시에 대해서만 수행하면 된다.

한편, 여기서는 하중 및 강도의 최대기대치의 평균치를 이용한 확정론적 안전성 평가만을 수행한다.

3.2 板部材

전술한 바와 같이 구조안전성 검토 대상의 주요 판부재는 선저부 내외판, 갑판부 내외판 및 선측부 내외판을 들 수 있다.

이들 부재에 작용하는 외하중으로는 종굽힘모멘트의 작용에 의한 길이방향 면내응력, 횡굽힘모멘트의 작용에 의한 폭방향 면내응력과 적재화물 또는 해수에 의한 횡분포 압력성분을 들 수 있다.

그러나, 횡분포 압력성분은 주로 선저 또는 선측거더에 의해 지지되며, 판부재의 면외 굽힘강성이 작고, 그 기여도도 무시할 수 있을 정도로 작다고 생각되므로 여기서는 이들의 영향은 고려하지 않고, Fig. 3에 나타내는 바와 같이 판부재가 2축방향 축력을 받는 경우만을 생각한다.

대상선박의 경우, 이들 판부재에는 횡방향으로 보강재가 부착되어 있지 않아 종횡비가 극히 크고 횡방향 좌굴붕괴 강도가 극히 작다. 또한, 초기처짐, 잔류응력 등의 초기결함이 존재하면 강도는 더욱 저하할 우려가 있다.

따라서, 위의 2축방향 축응력 작용하의 좌굴/최종강도를 기준으로 안전성을 확인할 필요가 있다.

3.2.1 作用荷重 推定法

Fig.3에 나타내는 바와 같이 판부재에는 길이방

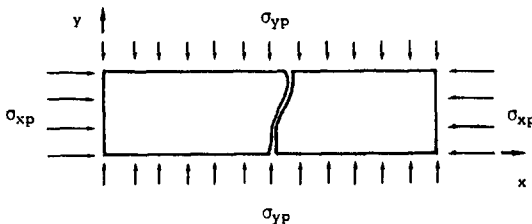


Fig.3 Working stress on plate elements

향의 축응력 σ_{xp} 와 축응력 σ_{yp} 가 작용하게 되는데, 이들중 σ_{xp} 는 선체의 종굽힘모멘트에 생기고 σ_{xp} 는 선체 횡방향의 압력 또는 횡굽힘 모멘트에 의해 유발되는 것이다.

σ_{xp} 와 σ_{yp} 는 단순보이론을 적용하여 다음과 같이 계산 할 수 있다.

$$\sigma_{xp} = \frac{M_{LT}}{I_L} y_L \quad (1)$$

$$\sigma_{yp} = \frac{M_{TT}}{I_T} y_T \quad (2)$$

여기서, M_{LT} =최대 종굽힘모멘트의 평균치

M_{TT} =최대 횡굽힘모멘트의 평균치

I_L =선체 종방향 횡단면의 단면2차 모멘트

I_T =선체 횡격벽부의 횡방향 횡단면의 단면2차 모멘트

y_L =선체 종방향 횡단면 수평 중립축으로 부터 응력계산점까지의 수직거리

y_T =선체 횡방향 횡단면 수평 중립축으로 부터 응력계산점까지의 수직거리

3.2.2 挫屈/最終強度 推定法

대상판부재의 주변은 길이방향으로는 거더부재에 의해 단순지지되어 있고, 선체 폭 방향으로 횡격벽부의 stool ring에 연결되어 있다. 특히, 강성이 큰 stool ring과의 연결부에서는 지지조건이 고정상태에 가깝다고 판단된다.

그러나, 본 연구에서는 안전측에서의 구조안전성 평가를 위해 stool ring과의 연결부도 단순지지상태에 있다고 가정하여 강도를 추정한다.

(1) 挫屈強度

2축방향 축압축력을 받는 주변단순지지된 판부재의 좌굴강도 평가식으로서 이론해를 바탕으로 정식화된 정도 높은 다음식을 적용한다 (Paik, 1992b, 1992c).

$$T_B = \left(\frac{\sigma_{xp} + \sigma_{rex}}{\sigma_{xcr}} \right)^{\alpha_1} + \left(\frac{\sigma_{yp} + \sigma_{rey}}{\sigma_{ycr}} \right)^{\alpha_2} \quad (3)$$

여기서 σ_{xp} = 식(1)

σ_{yp} = 식(2)

σ_{rex} = 판부재의 길이방향의 유효잔류응력
(effective residual stress)

$$= \sigma_{rx} \left(1 - \frac{\sigma_{rx}}{\sigma_o + \sigma_{rx}} \right)$$

σ_{rey} = 판부재의 폭방향의 유효잔류응력

$$= \sigma_{ry} \left(1 - \frac{\sigma_{ry}}{\sigma_o + \sigma_{ry}} \right)$$

σ_{rx} = 판부재의 길이방향의 압축잔류응력

σ_{ry} = 판부재의 폭방향의 압축잔류응력

($= \sigma_{rx} \cdot b/a$ 로 가정)

σ_{xcr} = 길이방향으로 압축응력이 단독으로

작용할 때의 임계좌굴응력

σ_{ycr} = 폭방향으로 압축응력이 단독으로

작용할 때의 임계좌굴응력

a, b = 각각 판부재의 길이 및 폭

α_1, α_2 = 종횡비 및 탄소성 좌굴에 관련된 계수

(2) 最終強度

2축 방향 축압축력을 받는 주변단순지지된 판부

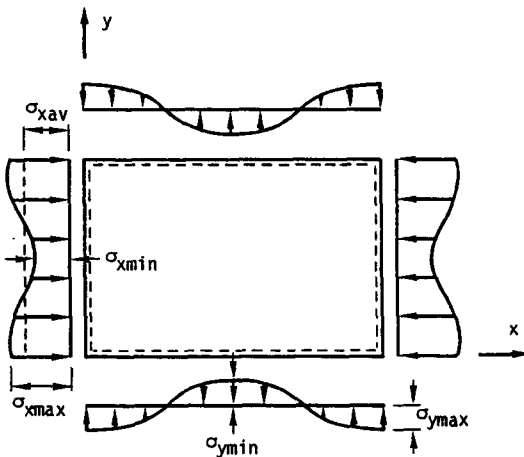


Fig.4 Membrane stress distribution of the deflected plate element

재의 최종강도 평가식으로서 Fig.4에 나타난 최대 및 최소 응력의 함수로 표시되는 다음식을 적용한다 (Ueda, 1984, Paik, 1991a).

$$T_{u1} = \left(\frac{\sigma_{xmax}}{\sigma_o} \right)^2 - \frac{\sigma_{xmin}}{\sigma_o} \cdot \frac{\sigma_{xmin}}{\sigma_o} + \left(\frac{\sigma_{ymin}}{\sigma_o} \right)^2 = 1.0$$

$$T_{u2} = \left(\frac{\sigma_{xmin}}{\sigma_o} \right)^2 - \frac{\sigma_{xmin}}{\sigma_o} \cdot \frac{\sigma_{ymax}}{\sigma_o} + \left(\frac{\sigma_{ymax}}{\sigma_o} \right)^2 = 1.0$$

$$T_{u3} = \left(\frac{\sigma_{xmax}}{\sigma_o} \right)^2 - \frac{\sigma_{xmax}}{\sigma_o} \cdot \frac{\sigma_{ymax}}{\sigma_o} + \left(\frac{\sigma_{ymax}}{\sigma_o} \right)^2 = 1.0 \quad (4)$$

여기서, σ_{xmax} = 길이 방향의 최대 축응력

σ_{ymax} = 폭 방향의 최대 축응력

σ_{xmin} = 길이 방향의 최소 축응력

σ_{ymin} = 폭 방향의 최소 축응력

하중의 증가와 함께 위의 3가지 평가식 중에서 먼저 만족되는 상태에서 판부재는 최종강도에 도달한다.

3.3 기어더 部材

선저, 선축 및 갑판부 기어더 (girder)는 횡격벽부의 stool ring에 지지되어 일종의 보-기둥 (beam-column)으로서의 거동을 보인다.

Fig.5에 나타내는 바와 같이 선저 및 선축 기어더에는 선체전체의 종굽힘모멘트에 의해 유발되는 축력과 적재화물 및 선외 수압에 의한 수직 또는 수평 분포하중이 작용한다. 또한, 갑판부 기어더에는 종굽힘모멘트에 의한 축력이 지배적으로 작용한다.

이들 부재에는 횡격벽간의 화물창에 선체 횡방향으로 지지해주는 부재가 없고 화물창간의 스펠

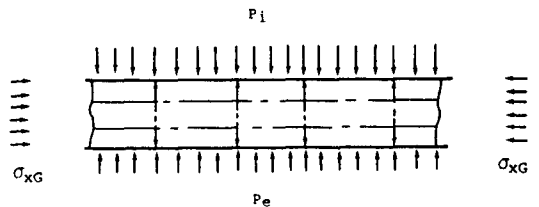


Fig.5 Working loads on girder members

은 매우 크며, 그 결과 외하중의 작용에 대해 좌굴 붕괴가 일어날 가능성이 높으므로 최종붕괴강도를 기준으로한 구조안전성을 반드시 확인할 필요가 있다.

그러나, 갑판거어더의 경우는 전술한바와 같이 외하중의 대부분이 축응력 성분뿐이고, 갑판거어더의 축방향 강성과 강도는 매우 크므로 충분한 안전여유가 있다고 생각된다. 따라서, 여기서는 갑판거어더는 해석대상에서 제외시키기로 한다.

3.3.1 作用荷重 推定法

Fig.5에 나타내는 바와 같이 대상선박의 거어더 부재에는 축응력과 횡분포하중이 작용한다. 축응력은 종굽힘모멘트에 기인되며, 횡분포 하중은 화물창내 적재화물 및 선외 해수 압력에 의한 것이다.

(1) 軸應力

축응력은 선체전체의 종굽힘모멘트에 의해 유발되는 것으로서, 화물적재상태 별로 전체 종굽힘모멘트의 크기가 구해지면, 단순보이론을 적용하여 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\sigma_{xG} = \frac{M_{LT}}{I_L} y_L \quad (5)$$

여기서, σ_{xG} = 거어더에 작용하는 축응력

M_{LT} = 전체 종굽힘모멘트의 평균치

I_L = 선체 길이방향 횡단면의 단면2차 모멘트

y_L = 선체 길이방향 횡단면의 수평중립축으로부터 응력계산점까지의 거리

선저거어더나 갑판거어더와 같이 거어더의 웨브가 수직으로 위치한 경우, 엄밀하게는 균일 축응력과 동시에 면내 굽힘응력이 작용하지만, 이 경우에는 일반적으로 면내굽힘응력의 크기는 미소하고 평균적인 균일 축응력성분으로 치환하여 다루는 것이 편리하다.

(2) 橫分布 荷重

횡분포하중은 Fig.5에 나타내는 바와 같이 적재

화물압 P_i 와 선외해수압 P_e 및 벨러스트창내의 벨러스트 수압 P_b 로 분류되며, 결과적으로 거어더부재에 전단력으로서 작용하게 된다.

이들 하중 성분의 크기는 화물적재상태에 따라 정적 및 동적효과를 고려하여 노르웨이선급에서 제시하고 있는 설계지침을 적용하면 다음과 같이 계산할 수 있다 (DnV, 1991).

화물창내 화물압력

$$P_i = \rho g h \pm \rho (0.5a_v) h \quad (\text{KN/m}^2) \quad (6)$$

여기서, ρ = 해수 비중

h = 수두(hydrostatic-head) (m)

a_v = 화물창내 화물의 수직방향 가속도 (=2.766)

윗식의 우변의 제1항은 정적성분, 제2항은 동적성분을 나타내며, 부호(±)는 압력 P_i 의 절대값이 크게 되도록 취한다.

선외 해수압력

$$P_e = 10h \pm (K_s - \frac{1.5h}{T}) C_w \quad (\text{KN/m}^2) \quad (7)$$

여기서, $K_s = 3.0$

$C_w = 10.21$

$h = T$ (m)..... 선저 거어더

$= T - 5.07$ (m)..... 선측 거어더

T = 흘수 (mm)

윗식의 우변의 제1항은 정적성분, 제2항은 동적성분을 나타내며, 부호(±)는 압력 P_e 의 절대값이 크게 되도록 취한다.

벨러스트창내 압력

$$P_b = \rho g h \pm 0.5\rho a_v h \quad (\text{KN/m}^2) \quad (8)$$

여기서, $h=T(m)$선내방향 } 선저거어더
 $=T-2.0(m)$선외방향 } 선저거어더
 $=T-5.07(m)$ 선측거어더

밸러스트 수압 P_b 는 정적효과만을 고려하며, 선내방향과 선외방향으로 작용하는 성분이 존재하게 되며, 이들중 전자는 앞의 화물압력 P_1 와, 후자는 해수압력 P_e 와 반대방향으로 직접 작용하여 각 압력성분의 크기를 감소시키는 역할을 한다.

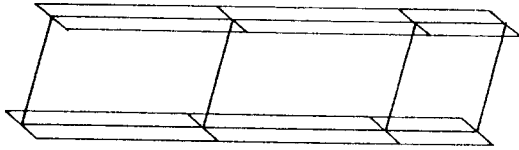


Fig.6 ALPS/ ISUM modelling of the girder member

3.3.2 最終強度 推定法

거어더 부재의 최종강도해석은 이상화구조요소법을 적용하여 개발된 ALPS /ISUM 컴퓨터 프로그램 (Paik, 1992d, 1992e)을 이용하여 수행한다. 해석범위는 대칭성을 고려하여 선체 길이방향으로는 횡격벽부에서 화물창길이의 중간부분까지를 취하며, 폭방향으로는 웨브위치에 상하플랜지의 좌우 각 절반씩을 취한다.

Fig.6에는 거어더 부재에 대한 ALPS /ISUM 모델링의 한예를 보여주고 있다. 수평 또는 수직 보강재 간의 판재를 하나의 이상화 판요소로 모델링하며, 각 보강재는 이상화 보-기둥 요소로 모델링한다.

해석모델의 단부(end poing)에는 구조의 안정성을 확보하기 위해 좌굴/붕괴가 일어나지 않고 극히 얇은 판두께를 가진 가상 판요소를 배치한다. 또한, 구멍(cutout)을 가진 판요소는 좌굴강도를 기준으로 구멍이 없는 등가판두께를 가진 판요소로 치환하여 모델링한다.

경계조건으로는 폭방향과 화물창 중간부에서 길이방향으로 대칭경계조건을 설정하고, 거어더의 길이방향으로는 강제변형을 고정시킨다. 외하중으로서 축력은 거어더의 횡격벽부 쪽에서 횡단면적에 비례하여 등가절점력으로 가하고, 횡분포하중은 상하플랜지부의 절점에 등가절점력으로 작용시킨다.

그러나, 상하플랜지는 면의 굽힘강성이 작고, 횡분포 하중은 웨브가 대부분 전담하므로 실제로는 웨브부의 상하절점에만 하중을 작용시킨다. 외하중은 축응력과 횡분포하중이 일정한 비율을 유지한다는 조건하에서 작용시키며, 여러종류의 하중비에 대해 시리즈 해석을 수행하여 조합하중 작용하의 거어더의 최종강도 상관곡선을 구한다.

3.4 安全性 評價法

앞에서 설명한 방법으로 조합하중을 받는 판부재 또는 거어더의 좌굴 또는 최종강도 상관곡선을 계산하면 Fig.7과 같은 그림을 얻을 수 있다. 또한, 각종 하중상태하에 놓인 대상부재에 작용하는 외하중의 기를 추정하면 외하중의 크기를 나타내는 위치, 이를테면 A, B 또는 C점을 표시할 수 있다.

외하중이 A점에 있을 때 대상판 또는 거어더부재는 충분한 구조안전여유를 가지고 좌굴은 물론 붕괴도 발생하지 않는다는 것을 의미하며, B점에 있을 때는 좌굴은 발생하지만 붕괴는 일어나지 않음을 나타낸다. 또한 하중점이 C점에 있을 때는 부재에 좌굴은 물론이고 붕괴도 발생할 가능성이 있으므로 재설계를 필요로 한다.

이처럼 구조부재의 안전성은 작용외하중과 부재강도의 크기를 비교하여 어느정도의 안전여부를 가지고 있는지를 판단하면 된다.

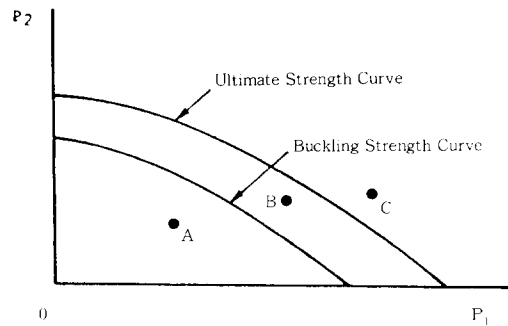


Fig.7 Schematic representation of safety judgement for structural members under combined loads

3.5 對象船舶에의 適用

이 절에서는 가장 큰 하중의 작용이 예상되는

대상선박의 중앙부 하물창, 즉 제4번 또는 제5번 화물창에서의 부재에 대해 안전성을 평가한다.

식(1), (2) 및 (5)로부터 알 수 있는 바와같이 판부재 또는 거어더부재에 작용하는 외하중, 특히 축응력을 계산하기 위하여는 선체의 중 및 횡방향의 단면특성치를 알아야 한다. 여기서는, 선박이 건전상태 및 저에너지 손상상태에 있을 때를 대상으로 하며, Table 1 및 2는 건전상태 및 저에너지 좌초상태에서의 중 및 횡방향의 축응력계산을 위한 단면특성치의 계산결과를 보여주고 있다.

여기서, 저에너지 좌초사고에 의한 구조손상범위는 fig.8에 나타내는 바와같이 균열폭은 선체중

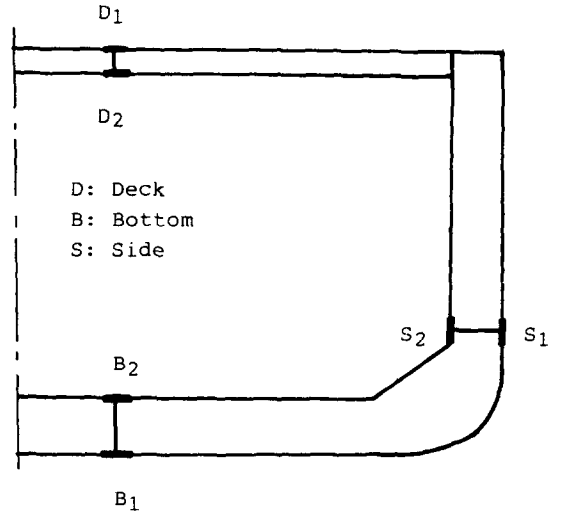


Fig.9 Position of object structural members in the present safety evaluation

Table 1 Geometric properties of cargo hold No. 5 in the intact condition

Position	Longi. Direction				Trans. Direction			
	I _L	y _L	y _L	Z _L	I _T	y _T	y _T	Z _T
D1			11.131	31.238			10.733	13.690
D2			10.331	33.657			9.933	14.793
S1,S2	347.71	9.769	5.184	67.074	146.939	10.167	5.582	26.324
B1			9.769	35.593			10.167	14.453
B2			7.769	44.756			8.167	17.992

Table 2 Geometric properties of cargo hold No.5 in the low-energy grounding condition

Position	Longi. Direction				Trans. Direction			
	I _L	y _L	y _L	Z _L	I _T	y _T	y _T	Z _T
D1			10.784	30.840			8.047	17.873
D2			9.984	33.272			7.247	19.846
S1,S2	332.187	10.116	5.531	60.059	143.827	12.853	8.268	17.396
B1			10.116	32.838			12.853	11.190
B2			8.116	40.930			10.853	13.252

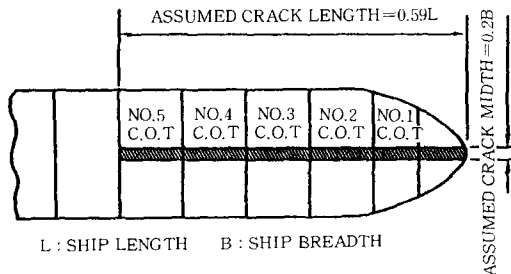


Fig.8 Assumed grounding damage

심선을 중심으로 선폭의 20%, 균열길이는 선수로부터 선체길이의 59%에 이르고 있다고 가정하고 있다.

3.5.1 板部材

구조안전성을 평가할 대상판부재로서 Fig.9에 나타내는 바와같이 가장 큰 응력의 발생이 예상되는 제5번 화물창의 선저부 내외판, 갑판부 내외판 및 선측부 최하부 내외판을 선정하였다.

(1) 作用荷重 推定

먼저, σ_{xp} 를 추정하기 위해 선체에 작용하는 종굽힘모멘트의 크기를 알아야 하는데, 이것은 각 화물적재상태별로 계산할 수 있으며, Table 3에는 대상선박에 대한 최대기

Table 3 Maximum longitudinal bending moment applied on the object ship in the intact and the low-energy grounding condition

Loading Cond	(unit : x10 ⁵ ton-m)			
	Intact		Low-Energy Ground	
	Hogging	Sagging	Hogging	Sagging
L.C.1	3.7244	-4.4999	-	-
L.C.2	5.4610	-3.8038	2.0836	-0.2102
L.C.3	4.6904	-3.0416	2.1416	-
L.C.4	5.5025	-3.9526	1.5811	-0.2204
L.C.5	3.7772	-5.2752	1.2637	-0.4819

대치의 계산결과를 보여주고 있다.

따라서, 이들 결과와 Table 1 및 2의 단면특성치를 식(1)에 대입하여 계산하면 각 화물적재상태별로 건전 및 저에너지 좌초상태하에서의 대상판부재의 길이방향 축응력치를 구할 수 있다.

또한, 횡굽힘모멘트는 화물적재 상태에 따라 제5번 화물창의 전후 횡격벽부에서 그 크기가 다르므로, 이들 모두를 계산할 필요가 있다. Table 4는 제5번 화물창의 전후 횡격벽부에 작용하는 횡굽힘모멘트의 최대치 대치의 계산결과를 보여주고 있다.

Table 4 Maximum transverse bending moment applied on the object ship in the intact and the low-energy grounding condition

(unit : x10⁴ ton-m)

Load. Cond.	Intact (Hold No.5)				Low-Energy Ground (Hold No.5)			
	Fore		Aft.		Fore		Aft.	
	Hog.	Sag.	Hog.	Sag.	Hog.	Sag.	Hog.	Sag.
L.C.1	0.8618	-1.3530	0.8661	-1.3645	-	-	-	-
L.C.2	3.5296	-	3.5472	-	3.4788	-	2.9298	-
L.C.3	1.5216	0.8072	6.0339	-	6.3005	-	1.3367	-1.3367
L.C.4	2.0262	-0.3204	2.0312	-0.3256	2.5807	-0.1119	2.7849	-
L.C.5	3.9390	-	3.9525	-	3.9421	-	4.0966	-

따라서, Table 4의 계산결과와 Table 1 및 2의 단면특성치를 식(2)에 대입하여 계산하면 대상판부재의 폭방향 축응력치 σ_{yp} 를 얻을 수 있다.

Table 5 및 6은 각각 건전 및 저에너지 좌초상태에서 이상에서와 같이 계산하여 얻은 대상판부재의 길이 및 폭방향의 축응력치를 나타내고 있다. 여기서는, 전술한바와 같이 판부재에 압축응력이 작용하는 경우에 대해서만 대상으로 하고 있다.

(2) 挫屈 / 最終強度 推定

Fig.9에 나타난 대상판부재가 2축방향 압축력을 받을 때의 좌굴 및 최종강도를 추정한다.

Table 7 Geometric and material properties of object plate elements

Plate	a (mm)	b (mm)	t (mm)	σ_0 (Kg/mm ²)	σ_{rx} (Kg/mm ²)	σ_{ry} (Kg/mm ²)	W_0/t
D1	22,160	850	14.5 (1.0)*	36	1.8	0.068	0.05
D2	22,160	850	14.0 (1.0)	36	1.8	0.068	0.05
S1	22,160	970	16.0 (1.0)	32	1.6	0.070	0.05
B1	22,160	850	15.0 (1.0)	36	1.8	0.068	0.05
B2	22,160	850	15.5 (1.0)	36	1.8	0.068	0.05

Table 5 Axial stresses applied on plate elements of the object hull in the intact condition

Load. Cond.	σ_{xp} (Kg/mm ²)					σ_{yp} (Kg/mm ²)									
	D1	D2	S1	B1	B2	D1		D2		S1		B1		B2	
						Fore	Aft.	Fore	Aft.	Fore	Aft.	Fore	Aft.	Fore	Aft.
L.C.1	14.41	13.37	5.55	10.46	8.32	0.99	1.00	0.91	0.92	0.33	0.33	0.60	0.60	0.48	0.48
L.C.2	12.18	11.30	8.14	15.34	12.20	-	-	-	-	1.34	1.35	2.44	2.45	1.96	1.97
L.C.3	9.74	9.04	6.99	13.18	10.48	0.59	-	0.55	-	0.58	2.29	1.05	4.17	0.85	3.35
L.C.4	12.65	11.74	8.20	15.46	12.29	0.23	0.24	0.22	0.22	0.77	0.77	1.40	1.41	1.13	1.13
L.C.5	16.89	15.67	5.63	10.61	8.44	-	-	-	-	1.50	1.50	2.73	2.73	2.19	2.20

Table 6 Axial stresses applied on plate elements of the object hull in the low-energy grounding condition

Load. Cond.	σ_{xp} (Kg/mm ²)					σ_{yp} (Kg/mm ²)									
	D1	D2	S1	B1	B2	D1		D2		S1		B1		B2	
						Fore	Aft.	Fore	Aft.	Fore	Aft.	Fore	Aft.	Fore	Aft.
L.C.1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
L.C.2	0.68	0.63	3.47	6.35	5.09	-	-	-	-	2.00	1.68	3.11	2.62	2.63	2.21
L.C.3	-	-	3.57	6.52	5.23	-	0.75	-	0.67	3.62	0.77	5.63	1.19	4.75	1.01
L.C.4	0.71	0.66	2.63	4.81	3.86	0.06	-	0.06	-	1.48	1.60	2.31	2.49	1.95	2.10
L.C.5	1.56	1.45	2.10	3.85	3.09	-	-	-	-	2.27	2.35	3.52	3.66	2.97	3.09

이들 부재의 치수는 Table 7과 같이 되며, 본 계산에서는 부식여유 판두께는 포함시키지 않았다. 또한, 잔류응력은 항복응력의 5%, 초기처짐은 판두께의 5%를 가정하였으며, 탄성계수는 $E=20,900 \text{ kg/mm}^2$ 이다.

강도계산은 앞에서 설명한 강도추정법을 바탕으로 작성한 컴퓨터프로그램을 활용하여 수행하며, 2축방향 압축력이 일정한 하중비를 유지한다는 가정하에서 시리즈계산을 수행하고, 이들 결과를 연결하여 강도상 관곡선을 구하였다.

Table 8 및 9에는 2축방향 압축력을 받는

Table 8 Buckling strength of object plate elements subjected to biaxial compression

(unit : kg / mm²)

D1		D2		S1		B1		B2	
σ_{xcr}	σ_{ycr}	σ_{xcr}	σ_{ycr}	σ_{xcr}	σ_{ycr}	σ_{xcr}	σ_{ycr}	σ_{xcr}	σ_{ycr}
0.000	4.711	0.000	4.364	0.000	4.465	0.000	5.096	0.000	5.445
1.723	4.711	1.596	4.364	1.951	4.465	2.221	5.096	2.350	5.445
3.455	4.711	3.831	4.364	3.576	4.465	4.071	5.096	4.308	5.445
5.168	4.711	5.107	4.364	5.852	4.465	6.662	5.096	6.658	5.445
7.235	4.711	7.342	4.364	7.803	4.465	8.883	5.096	9.008	5.445
8.613	4.711	8.937	4.364	9.104	4.465	10.733	5.096	11.359	5.445
11.714	4.711	11.811	4.364	12.030	4.465	13.324	5.096	13.709	5.445
14.125	4.711	13.407	4.364	14.306	4.465	15.545	5.096	16.450	5.445
16.882	4.711	15.641	4.364	15.931	4.465	18.136	5.096	19.192	5.445
17.226	2.872	15.961	2.660	16.256	1.592	18.506	3.107	19.584	3.319
17.226	0.000	15.961	0.000	16.256	0.000	18.506	0.000	19.584	0.000

Table 9 Ultimate strength of object plate elements subjected to biaxial compression

(unit : kg / mm²)

D1		D2		S1		B1		B2	
σ_{pu}	σ_{ypu}	σ_{xpu}	σ_{ypu}	σ_{xpu}	σ_{ypu}	σ_{xpu}	σ_{ypu}	σ_{xpu}	σ_{ypu}
23.500	0.235	22.740	0.227	21.550	0.216	24.280	0.243	24.950	0.025
22.70	2.270	21.960	2.196	21.000	2.100	23.920	1.196	24.250	2.425
22.260	4.452	21.580	4.316	20.400	4.080	23.640	3.940	23.700	4.740
15.960	4.788	14.840	4.452	15.150	4.545	23.485	4.270	18.310	5.493
11.140	5.570	10.400	5.200	12.200	4.880	20.320	5.080	12.650	6.325
8.940	6.258	8.360	5.852	10.620	5.310	11.960	5.980	10.130	7.091
6.820	6.820	6.420	6.420	8.540	5.978	7.240	7.240	7.680	7.680
4.858	6.940	3.260	6.520	6.540	6.540	0.358	7.160	3.835	7.670
3.450	6.900	0.644	6.440	3.280	6.560			0.755	7.550
0.680	6.800			0.650	6.500				

Table 10 Applied loads on girder members of the object ship in the intact condition

(unit : kg / mm²)

Member	Load Cond	Hold No.	σ_{xc}		Inner Press.		Ballast Press.		Outer Press.		$P_i \times 10^{-2}$	$P_e \times 10^{-2}$	
			min.	max.	Sta.	Dyna.	Up	Down	Sta.	Dyna.			
					$\times 10^{-2}$		$\times 10^{-2}$			$\times 10^{-2}$			
Bottom Girder	L.C.1	4.5	8.32	10.46	1.855	0.262	-	-	1.384	0.156	2.117	1.540	
	L.C.2	4.5	12.20	15.34	-	-	1.866	2.071	0.744	0.156	-1.866	-1.171	
	L.C.3	4	10.48	13.18	1.855	0.262	1.866	2.071	1.096	0.156	0.251	-0.819	
		5	10.48	13.18	-	-	1.866	2.071	1.096	0.156	-1.866	-0.819	
	L.C.4	4	12.29	15.46	-	-	-	-	0.902	0.156	2.117	1.058	
		5	12.29	15.46	1.855	0.262	-	-	0.902	0.156	2.117	1.058	
	L.C.5	4	8.44	10.61	1.855	0.262	-	-	1.176	0.156	2.117	1.332	
		5	8.44	10.61	-	-	-	-	1.176	0.156	2.117	1.332	
	Side Girder	L.C.1	4.5	4.51	5.55	1.541	0.217	-	-	0.864	0.215	1.758	1.079
		L.C.2	4.5	6.62	8.14	-	-	1.548	1.548	0.224	0.265	-1.548	-1.059
L.C.3		4	5.68	6.99	1.541	0.217	1.548	1.548	0.576	0.230	0.210	-0.742	
		5	5.68	6.99	-	-	1.548	1.548	0.576	0.230	-1.548	-0.742	
L.C.4		4	6.67	8.20	-	-	-	-	0.382	0.246	-	0.628	
		5	6.67	8.20	1.541	0.262	-	-	0.382	0.246	1.758	0.628	
L.C.5		4	4.58	5.63	1.541	0.262	-	-	0.656	0.225	1.758	0.881	
		5	4.58	5.63	-	-	-	-	0.656	0.225	-	0.881	

대상판부재의 좌굴/최종강도의 시리즈 계산결과를 보여주고 있다.

(3) 安全性 判斷

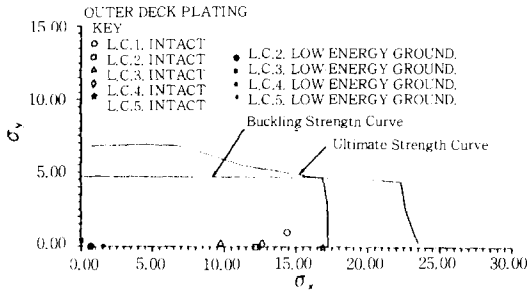
Table 5 및 6의 외하중 계산결과를 Fig.10에 표시하였으며, 이 결과로부터 대상 판부재는 적용외하중에 비해 전반적으로 충분한 안전여유를 가지고 있다는 것을 확인할 수 있다.

3.5.2 거어더 部材

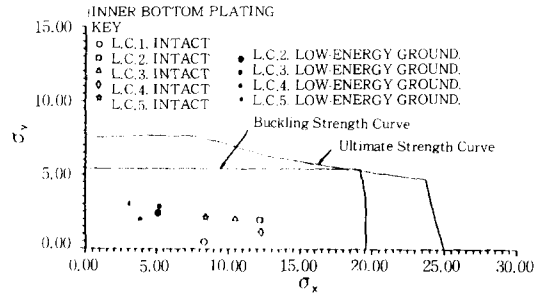
구조안전성을 평가할 대상 거어더부재로서 Fig.9에 나타내는 바와같이 큰 하중의 작용이 예상되는 제4번 및 제5번 화물창의 선저부 및 선측부의 거어더를 선정하였다.

(1) 作用荷重 推定

앞에서 설명한 하중 추정법을 적용하여 대상 거어더부재에 작용하는 최대 하중치를 계산할 수 있으며, Table 10 및 11은 각각 전진 및 저에너지 좌초상태에서의 거어더부재에 작용하는 외하중성분의 계산결과를 보여주고 있다.

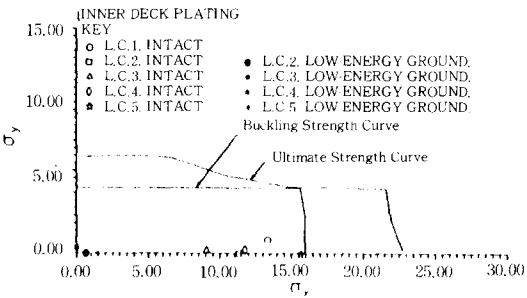


(a) Outer Deck Plating

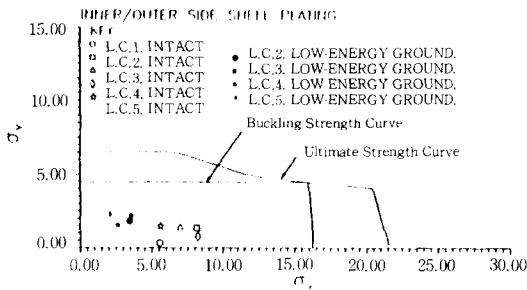


(e) Inner Bottom Plating

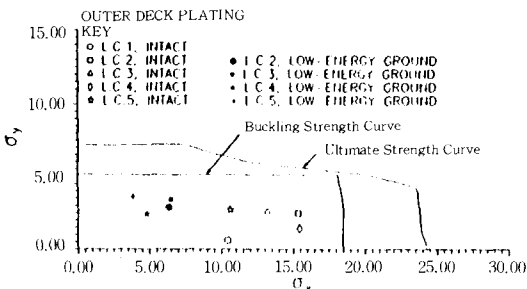
Fig.10 Buckling and ultimate strength interaction curve of plate elements under biaxial compression



(b) Inner Deck Plating



(c) Inner/Outer Side Shell Plating



(d) Outer Bottom Plating

Table 11 Applied loads on girder members of the object ship in the low-energy grounding condition

(unit : kg/mm²)

Member	Load Cond	Hold No.	σ_x		Inner Press.		Ballast Press.		Outer Press.		P_1 $\times 10^{-2}$	P_e $\times 10^{-2}$
			min.	max.	Sta.	Dyna.	Up	Down	Sta.	Dyna.		
Bottom Girder	L.C.2	4.5	5.09	6.34	-	-	0.379	0.584	0.584	0.156	-0.370	0.156
	L.C.3	4	5.23	6.52	1.855	0.262	0.806	1.011	1.011	0.156	1.311	0.156
		5	5.23	6.52	-	-	0.806	1.011	1.011	0.156	-0.806	0.156
	L.C.4	4	3.86	4.81	-	-	0.988	1.193	1.193	0.156	-0.988	0.156
		5	3.86	4.81	1.855	0.262	0.988	1.193	1.194	0.156	1.129	0.156
L.C.5	4	3.09	3.85	1.855	0.262	1.165	1.370	1.370	0.156	0.952	0.156	
Side Girder	L.C.2	4.5	3.17	3.80	-	-	0.065	0.065	0.065	0.295	-0.065	0.295
	L.C.3	4	3.25	3.91	1.541	0.217	0.491	0.491	0.491	0.237	1.240	0.237
		5	3.25	3.91	-	-	0.491	0.491	0.491	0.237	-0.491	0.237
	L.C.4	4	2.40	2.88	-	-	0.673	0.673	0.673	0.224	-0.673	0.224
		5	2.40	2.88	1.541	0.217	0.673	0.673	0.673	0.224	1.094	0.224
L.C.5	4	1.92	2.31	1.541	0.217	0.851	0.851	0.851	0.216	0.880	0.216	
		5	1.92	2.31	-	-	0.851	0.851	0.851	0.216	-0.851	0.216

거어더부재의 축응력은 거어더부재가 수직방향으로 위치하기 때문에 종굽힘모멘트의 작용과 함께 균일 축응력성분 이외에 굽힘응력성분이 생기며, 그 결과 최대 및 최소 응력치가 존재하게 되는데, 안전성 평가시에는 이들의 평균치를 취하는 것이 편리하다.

(2) 最終強度 推定

ALPS / ISUM 프로그램을 활용하여 축력 및 횡분포하중의 조합하중을 받는 선저 및 선측거어더의 최종강도를 해석한다. 본

해석에서는 항복응력의 5%에 해당하는 잔류응력과 판부재의 5%에 해당하는 초기치짐이 판부재에 존재하고 있다고 가정하였다.

판부재의 강도계산식과 마찬가지로 기어더부재에는 조합하중이 작용하므로 각 하중 성분간의 하중비가 일정하게 유지된다는 가정하에서 하중비를 변화시켜가면서 시리즈 해석을 수행하고, 이들 결과를 연결하면 최종강도 상관곡선을 얻을 수 있다. Table 12는 이렇게 하여 계산한 최종강도 결과를 보여주고 있다.

Table 12 Ultimate strength of girder members

Bottom Girder		Side Girder	
σ_{xG} (kg/mm ²)	P_0 (ton/m ²)	σ_{xG} (kg/mm ²)	P_1 (ton/m ²)
6.565	64.124	9.095	40.056
17.145	43.250	21.131	18.104
22.045	14.718	24.344	1.795
24.471	1.669		

(3) 安全性 判断

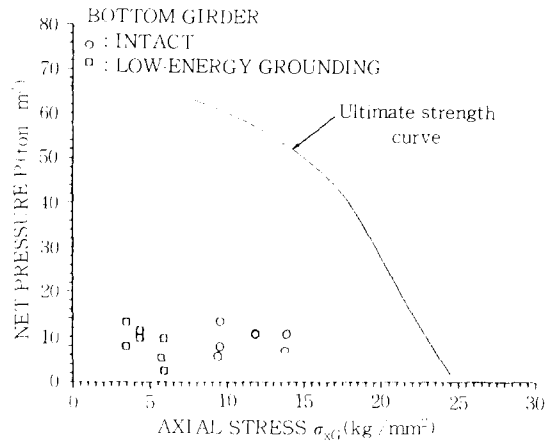
Table 10 및 11의 외하중 계산결과를 Fig. 11에 표시하였으며, 이 결과로부터 대상기어더부재는 작용 외하중에 비해 전반적으로 충분한 안전여유를 가지고 있다는 것을 확인할 수 있다.

특히, 벌지부 부근의 선측기어더의 경우, 안전여유가 오히려 과대하게 설정되어 있으므로 앞으로 이부분의 구조를 다소 경량화시킬 수 있으리라 생각된다.

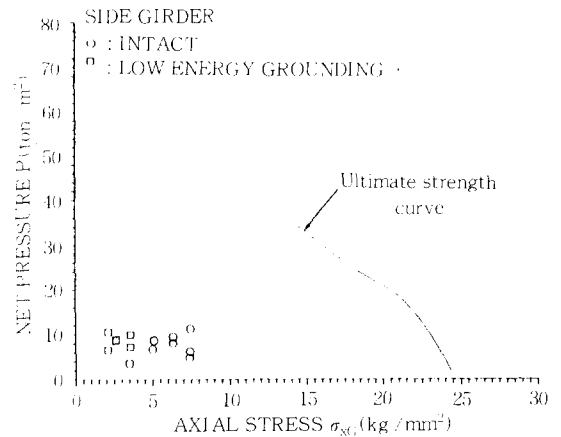
4. 結 言

본 연구에서는 횡부재가 없는 AFRAMAX급 신구조 방식의 유조선을 개발하고자 하였다. 설계의 기본 개념은 1) 이중선체구조를 채용하여 해난 사고 발생시 기름유출 방지를 피하고, 2) 횡부재가 없는 극히 단순한 선체구조를 채용하여 용접로 보트등을 활용한 자동건조 비율을 높임으로써 건조 생산성을 향상시키는데 주안점을 두고 있다.

실제 결과 얻어진 선체구조는 기존의 유조선 구조와 매우 상이하다. 초기구조설계단계에서 구조



(a) Bottom Girder



(b) Side Girder

Fig.11 Ultimate strength interaction curve of girder members under combined axial force and lateral pressure

부재의 치수는 기존의 선급설계 지침을 활용하여 결정하였으나, 기존의 유조선 구조와 비교하여 구조배치가 크게 바뀌어 졌기 때문에 기존의 선급설계지침을 만족했다고 해서 구성부재와 극부구조뿐만 아니라 구조 전체적으로도 충분한 구조안전성을 가지고 있는지는 확실치 않다.

따라서, 직접구조해석에 의한 구조안전성 평가가 필수적으로 요구되며, 이를 위해 저자들은 선체구조의 최종 종강도(ultimate longitudinal strength), 최종 횡강도(ultimate transverse strength) 및 최종 극부강도(ultimate local strength)를 기준으로한 구조안전성 평가를 수행하였다.

본 논문에서는 이들중에서 국부 구조부재에 대한 안전성평가 문제만을 다루었다. 결론적으로, 본 연구에서 개발한 선체구조는 건전상태(intact condition)하에서 뿐만 아니라 손상상태하에서도 구조부재는 좌굴 또는 붕괴하지 않고 전반적으로 충분한 구조안전성을 가지고 있다는 결론을 내릴 수 있었다.

5. 後 記

본 연구를 수행함에 있어, 연구계획수립단계에서 뿐 아니라 연구를 진행하는 동안에 많은 분들로 부터 협조와 격려를 받았다. 특히 대우조선공업(주) 송민호 기본설계 담당 이사님 및 기본설계실의 이효성 과장님과 대우조선공업(주) 기술연구소의 성요경 소장님 및 최성규 박사님으로부터는 몰심양면으로 도움을 받았다. 이 기회를 통하여 그분들께 심심한 사의를 표하는 바입니다.

參 考 文 獻

- [1] 대우조선/부산대, "Transverseless 이중선체 AFRAMAX급 유조선의 개발," 공동 연구보고서, 10월, 1992.
- [2] 봉현수 "초대형 선박에 있어서의 신기술개발," 대한조선학회지, 제29권 제3호, 9월, 1992.
- [3] 임종식, "IMO 이중선체 규칙의 채택과 향후 전망," 대한조선학회지, 제29권 제3호, 9월, 1992.
- [4] DnV "Rules for Classification of Steel Ships," January, 1992.
- [5] DnV, "PILOT User's Manual.", 1992.
- [6] Hori, T. Sekihama, M. and Rashed, S. M. H. "Design-by-Analysis Approach in Design of Product Oil Carrier with Uni-Directional Girder System," Proceedings of RINA spring Meeting, 1990.
- [7] Okamoto, T. et al. "Strength Evaluation of Novel Uni-Directional Girder System Product Oil Carrier by Reliability Analysis," Trans. SNAME, Vol. 93, 1985.
- [8] Paik, J. K. "An Analytical Solution of Nonlinear Behaviour for Simply Supported Rectangular Plates Subjected to Biaxial Compression," J. of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 28, No.1, 1991.
- [9] Paik, J. K., Bong, H.-S., Kim, M. S., Han, S. K. and Kim, D. H. "Deterministic and Probabilistic Safety Evaluation for a New Double-Hull Tanker with Transverseless System," Proceedings of the 1992 SNAME Annual Meeting, New York, October 28-31, Trans, SNAME, Vol. 100, 1992.
- [10] Paik, J. K., Ham, J. H. and Kim, E. N. "A New Plate Buckling Design Formula," J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 171, 1992.
- [11] Paik, J. K., Ham J. H. and Ko, J. H. "A New Plate Buckling Design Formula (2nd Report)-On the Plasticity Correction," J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 172, 1992.
- [12] Paik, J. K. "An Efficient Method for Ultimate Strength Analysis of Ship Structures : The Idealized Structural Unit Method (ALPS/ISUM Theoretical Manual)," PNUNA-SE-23, Department of Naval Architecture, Pusan National University, Pusan, Korea, March, 1992.
- [13] Ueda, Y., Rashed, S. M. H. and Paik, J. K. "Buckling and Ultimate Strength Interactions of Plates and Stiffened Plates Under Combined Loads(1st Report)-In-Plane Biaxial and Shearing Forces-." J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 156, 1984.
- [14] Ueda, Y. and Rashed, S. M. H. "Advances in the Application of ISUM to Marine Structures," Proceedings of Advances in Marine Structures, Proceedings of Advances in Marine Structures-2. Admiralty Research Establishment, Dunfermline, Scotland, U. K., 1991.