

수밀 및 디프탱크 파형 격벽의 최소중량설계

신상훈^{†*}, 남성길^{**}

현대중공업 선박해양연구소^{*}, 현대중공업 구조설계부^{**}

Minimum Weight Design for Watertight and Deep Tank Corrugated Bulkhead

Sang-Hoon Shin^{*} and Sung-Kil Nam^{**}

Hyundai Maritime Research Institute, Hyundai Heavy Industries Co., Ltd.^{*}
Hull Initial Design Department, Hyundai Heavy Industries Co., Ltd.^{**}

Abstract

Corrugated bulkheads for a bulk carrier are divided into watertight bulkheads and deep tank bulkheads. Design of the watertight bulkheads is principally determined by the permissible limit of Classification and IACS requirements. But, the verification of strength through finite element analysis is indispensable for design of the deep tank bulkheads. A stage for stress evaluation of corrugated part is required for optimum structural design of the deep tank bulkheads. Since the finite element analysis for real model requires excessive amount of calculation time, in this study one corrugated structure is replaced with beam element and is idealized as 2 dimensional frame structure connected to upper and lower stool. Minimum weight design of the deep tank bulkheads is performed through generalized sloped deflection method(GSDM) as direct calculation method. The purpose of this study is the development of design system for the minimization of steel weight of deep tank bulkheads as well as watertight bulkheads. Discrete variables are used as design variables for the practical design. Evolution strategies(ES) is used as an optimization technique.

※Keywords: watertight bulkhead(수밀 격벽), deep tank bulkhead(디프탱크 격벽), generalized sloped deflection method(일반화된 경사처짐법) evolution strategies(진화 전략)

1. 서론

살물선의 파형 격벽은 크게 수밀 격벽과 디프탱크

크 격벽으로 나눌 수 있으며, 두 격벽의 설계에는 각기 다른 제한조건이 적용되어진다. 수밀 격벽(watertight bulkhead)의 설계는 각 선급 규정과 IACS 규정을 만족하면 되나, 디프탱크 격벽(deep tank bulkhead)의 설계는 각 선급 규정과 IACS 규정을 만족함과 동시에 유한요소해석에 의한 강도 검증이 수반되어야한다. 수밀 격벽의 최적

접수일:2003년 9월 29일, 승인일:2003년 11월 6일

† 주저자, E-mail: sshoon@hhi.co.kr

Tel: 052-230-3067

설계에는 구조해석을 요구하지 않으므로 수식화된 목적함수와 제한조건만 있다면 그 수행이 용이하지만, 디프탱크 격벽의 최적 설계는 파형 부분의 응력값을 계산하는 단계가 필요한데, 유한요소해석에 의한 최적화 과정은 너무 많은 시간이 소요된다는 문제가 있다.

파형 격벽 최적 설계에 관한 연구로 임상전 등(1987)은 상하부 스톨(stool)을 포함한 경우와 포함하지 않은 경우를 구분하여 Flexible Tolerance Method(FTM)를 이용해 수행한 바 있으며, 신상훈/남성길(2003)은 상하부 스톨을 고려한 수밀 격벽의 최적 설계를 수행하여 스톨의 형상보다는 파형의 깊이가 더 영향력 있는 설계변수임을 확인하였으나, 구조해석이 필요한 디프탱크 격벽을 고려하지 못하여 파형 격벽 최적설계를 살물선 내의 모든 파형 격벽으로 확장하는 연구가 보충되어야 한다.

디프탱크 격벽의 최적 설계를 고려하기 위해서는 최적화 과정에 소요되는 과다 시간을 줄이는 것이 필수적이다. 시간 소요를 줄이기 위한 연구로 장창두/나승수(1992)는 일반화된 경사처짐법을 개발하였으며, 이는 기존의 경사처짐법에 축방향의 변위를 고려한 해석방법으로, 영재선(1990)과 장창두/나승수(2000)는 파형 격벽의 강도를 평가하는데 일반화된 경사처짐법을 적용한 바 있다.

본 연구에서는 이러한 연구 결과들을 토대로 디프탱크 격벽을 포함한 살물선의 모든 파형 격벽의 최소중량설계를 수행하였으며 수밀 격벽의 최소중량설계(신상훈/남성길 2003)보다 더 큰 중량 절감 효과를 얻을 수 있었다. 구조해석이 필요한 디프탱크 격벽의 설계에는 일반화된 경사 처짐법을 적용하였고, 3차원 유한요소해석과의 오차를 줄이기 위해 응력 계수(stress factor)를 도입하였다. 최적화 기법은 진화 전략(evolution strategies) 기법을 적용하였다.

2. 진화 전략(Evolution Strategies) 기법

진화 전략은 Rechenberg(1973)에 의해 처음 도입되었고, 후에 Schwefel(1975, 1981)에 의해 더욱 발전, 체계화되었다. 이 기법은 적자 생존과

자연 도태의 원리를 기초로 한 알고리즘인 genetic algorithm(GA)과 유사하나, 돌연변이(mutation)가 보조 연산자가 아닌 주 연산자로 사용되며, 가우시안(gaussian) 무작위 함수가 사용되는 특징이 있다.

이 기법은 크게 플러스(plus) 전략과 콤마(comma) 전략으로 구분되며, 두 전략의 차이점은 선택(selection) 단계에 부모 개체의 참여 여부이다. 플러스 전략은 부모 개체와 자식 개체 모두가 선택 단계에 참여하고, 콤마 전략에서는 부모 개체가 자식 개체를 형성한 후에 사라져 버리므로 시간에 따라 최적점이 움직이는 문제에 적합하다. 일반적으로 플러스 전략이 많이 쓰이고 있다. 플러스 전략은 (1+1), ($\mu+1$) ($\mu+\lambda$) 방법이 많이 사용되고 있으며, 본 연구에서는 전체 최소점 탐색 확률을 높이기 위해 ($\mu+\lambda$) 방법을 도입하였다. ($\mu+\lambda$) 방법은 정규분포의 표준편차 값인 step size(σ) 크기를 각 개체의 유전 정보의 일부로 간주하여 재결합(recombination)과 돌연변이(mutation) 과정에 포함시키게 된다.

3. 일반화된 경사처짐법(GSDM)

디프탱크 격벽의 최적 설계는 수밀 격벽과는 달리 파형 부분의 응력값을 계산하는 단계가 필요하다. 본 연구에서는 이러한 응력값을 유한요소해석에 의해 구하지 않고, 일반화된 경사처짐법(generalized sloped deflection method)을 이용하여 구하였다. 일반화된 경사처짐법은 장창두/나승수(1992)에 의해 개발되었으며, 기존의 경사처짐법에 축방향의 변위를 고려한 해석법이다.

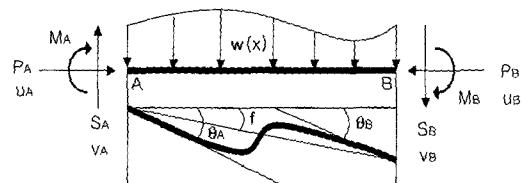


Fig. 1 Bracketed beam for GSDM (2 dimension)

Fig. 1에서와 같이 보의 양단에서 굽힘 모멘트, 전단력 및 축력을 받고 부재 길이에 걸쳐 분포 하중을 받고 있는 경우, 일반화된 경사 처짐 방정식은 중첩법을 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_A = k_0\{2F_A\theta_A + G_A\theta_B - (2F_A + G_A)\varphi\} - m_A$$

$$M_B = k_0\{2F_B\theta_B + G_B\theta_A - (2F_B + G_B)\varphi\} - m_B$$

$$S_A = -\frac{(M_A + M_B)}{L} + \frac{\omega(L - \omega)}{L}$$

$$S_B = S_A - \omega$$

$$P_A = EA(u_B - u_A)/L$$

$$P_B = P_A$$

여기서,

$$k_0 = \frac{2EI_0}{L}, \quad \varphi = \frac{v_B - v_A}{L}$$

$$F_A = \frac{3(f_B^b + f_B^s)}{4(f_A^b + f_A^s)(f_B^b + f_B^s) - (g_A^b - g_A^s)^2}$$

$$F_B = \frac{3(f_A^b + f_A^s)}{4(f_A^b + f_A^s)(f_B^b + f_B^s) - (g_A^b - g_A^s)^2}$$

$$G_A = G_B = \frac{3(g_A^b + g_A^s)}{4(f_A^b + f_A^s)(f_B^b + f_B^s) - (g_A^b - g_A^s)^2}$$

$$m_A = k_0\{2F_A(\gamma_A^b - \gamma_A^s) + G_A(\rho_B^b + \rho_B^s)\}$$

$$m_B = k_0\{2F_B(\rho_B^b + \rho_B^s) + G_A(\gamma_A^b - \gamma_A^s)\}$$

$$f_A^b = (1 - \frac{C_{BA}}{L})^3 - (\frac{C_{BB}}{L})^3$$

$$f_B^b = (1 - \frac{C_{BB}}{L})^3 - (\frac{C_{BA}}{L})^3$$

$$g_A^b = g_B^b = 3(1 - \frac{C_{BA}}{L})^2 - 2(\frac{1 - C_{BA}}{L})^3 - 3(\frac{C_{BB}}{L})^2 + 2(\frac{C_{BB}}{L})^3$$

$$f_A^s = f_B^s = \frac{3EI_0}{GA_wL^2} \frac{L_s}{L}$$

$$g_A^s = g_B^s = 2f_A^s$$

C_{BA} : A점에서의 굽힘에 의한 span point까지의 거리

C_{BB} : B점에서의 굽힘에 의한 span point까지의 거리

L : 보 전체의 길이

L_s : 전단에 의한 span point를 고려한 보의 길이

4. 2차원 해석 모델

Fig. 2는 디프탱크 격벽의 강도 계산을 위한 보 모델을 나타내고 있다. 하나의 파형 구조를 보요 소로 치환하여 상하부 스틸과 연결된 2차원 frame 구조물로 이상화시킨 모델이다.

하부 스틸 윗변과 상부 스틸 아랫변에 위치한 스프링(spring)은 상하부 스틸의 비틀림 강성과 수평 방향 강성 효과를 고려하기 위함이고, 상부 스틸 윗변의 스프링은 deck strip 수평 방향의 강성 효과를 고려하기 위함이다. 각 스프링 상수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K1 = 0.8 \times b \times E / [(\frac{B_t^2}{384 \times I_h} + \frac{0.325}{w \times t d s}) B_t^2]$$

$$K2 = \frac{K1 K_s}{K1 + K_s}$$

$$K_s = 8 \times G \times J / [h_u^2 \times b \times n \times (n + 2)]$$

$$K3 = 0.9 \times 3.08 \times J \times E \times b / (h_i B_{ht})^2$$

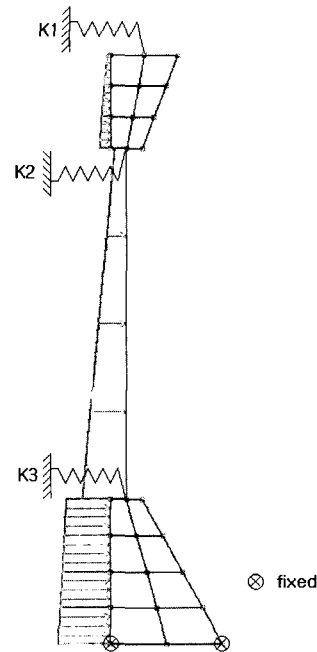


Fig. 2 Beam model for deep tank bulkhead

여기서,

- b : Width of model
- E : Young's modulus
- B_t : Breadth of hatch between topside tanks
- I_h : Moment of inertia of hatch end beam and coaming about horizontal axis
- w : Width of deck strip between hatch end beam
- t_{ds} : Thickness of deck strip
- G : Shear modulus
- J : Torsional constant of stool
- h_u : Height of upper stool
- n : No. of torque or no. of equivalent girders on upper stool
 $n = (C/b)-1$
 $C = \text{Length of upper stool}$
- h_l : Height of lower stool
- B_m : Length between hopper tanks

3차원 구조물을 2차원 보요소로 치환하여 해석을 하기 때문에 3차원 효과를 완벽하게 구현할 수는 없다. 하지만, 그 오차가 크지 않거나, 일정 비율로 응력의 크기가 변한다면 2차원 요소로 효과적인 강도 평가를 할 수 있을 것이다. 먼저, 여러 실적선의 3차원 유한요소해석에 의한 파형 격벽 중앙부 응력 크기와 비교하여 그 결과를 Table 1에 나타내었다.

Table1 Comparison with 3 Dimensional FE analysis

	Capesize			
	LR		DNV	
	3D	2D	3D	2D
Stress(MPa)	144.1	154.6	169.7	172.2
Ratio(3D/2D)	0.9321		0.9855	
	Panamax			
	LR		DNV	
	3D	2D	3D	2D
Stress(MPa)	135.9	138.6	186.6	143.6
Ratio(3D/2D)	0.9805		1.2994	

케이프사이즈급에서는 DNV 선급의 경우 오차가 적었고, LR 선급의 경우 6.8% 오차가 있었으나, 2차원 해석 결과가 더 크므로 안전 계수 개념으로 가정하였으며, 파나마스급에서는 LR 선급의 경우 오차가 적으나, DNV 선급의 경우가 30% 정도의 오차를 보인다. 파나마스급에서는 DNV의 경우 heeling condition의 하중조건 적용으로 실적선의 최대 응력이 상당히 커지는데 그 원인이 있다. 따라서, 응력 계수는 파나마스급의 DNV 경우만 1.3을 주었고, 그 외의 경우는 1.0으로 가정하였다.

5. 파형 격벽의 최소중량설계

5.1 목적함수

파형 격벽 전체의 중량을 목적함수로 설정하였다. 중량 함수를 구하는 방법은 Fig.3과 같이 파형 격벽의 경계를 이루는 주요 종부재의 위치를 모두 선체 중앙부의 선저를 원점으로 하는 직선으로 나타내어 상하부 스톨 높이에 따라서 만나는 점들을 구해 각 부분별로 면적을 구하게 된다. 각 함수를 수식으로 나타내면 다음과 같다.

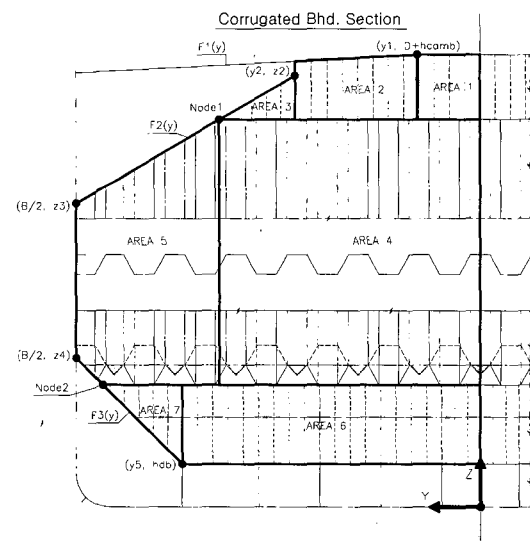


Fig. 3 Model of weight estimation for objective function

$$F1(y) = hcamb \times (y - B/2) / (y1 - B/2) + D$$

$$F2(y) = (z2 - z3) \times (y - B/2) / (y2 - B/2) + z3$$

$$F3(y) = B/2 + (y5 - B/2) \times (z - z4) / (hdb - z4)$$

$$Node1 = (y2 - B/2) \times (D + hcamb - X5 - z3) / (z2 - z3) + B/2$$

$$Node2 = (y5 - B/2) \times (z4 - (X2 + hdb)) / (z4 - hdb) + B/2$$

여기서, D : 선체의 깊이(depth)
 B : 선체의 폭(breadth)
 $y1$: 갑판의 경사점(knuckle point)
 $y2, z2$: topside의 stroke point
 $y5$: 호퍼(hopper) 거어더 위치
 $z3$: topside wing tank까지의 높이
 $z4$: 호퍼 tank 높이
 $hcamb$: 캠버(camber)의 크기
 hdb : 이중 선저의 높이

목적함수를 구하는데 있어서 디프탱크 격벽은 수밀 격벽의 경우와는 달리, 선박의 외판과 만날 때 파형 격벽에 파이프 덕트(pipe duct)가 설치되므로 이를 고려해 주어야한다.

디프탱크 격벽의 경우, 강도 계산은 간이 모델에서 수행하지만, 목적함수 계산은 격벽 전체의 중량을 계산하는 특징을 갖는다.

5.2 설계변수

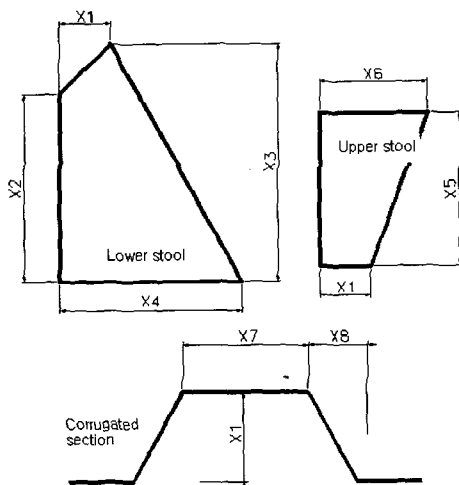


Fig. 4 Design variables

여기서, $X1$: 파형의 깊이

- $X2$: 하부 스톨의 높이
- $X3$: $X2 + X1$
- $X4$: 하부 스톨의 하부 폭
- $X5$: 상부 스톨의 높이
- $X6$: 상부 스톨의 상부 폭
- $X7$: 파형의 플랜지(flange) 폭
- $X8$: 파형 사판의 투영된 길이

설계 변수로는 Fig. 4에 나타난 8개의 변수중 상하부 스톨의 높이($X2, X5$)와 파형 부분의 파형 깊이($X1$), 파형 판의 너비($X7$)와 파형 사판의 수평 투영길이($X8$)등 총 5개를 설계 변수로 설정하였으며, 이러한 치수들에 따른 파형 부분, 상하부 스톨의 두께는 종속 변수로 설정하였다. 또한 하부 스톨의 하부 폭($X4$) 및 상부 스톨의 상부 폭($X6$)은 설계자가 결정하는 임의의 값을 사용하였다. 각각의 변수들은 모두 설계에 적용할 수 있도록 이산화된 값을 사용하였다.

5.3 제한조건

디프탱크 격벽의 경우는 수밀 격벽의 제한조건을 포함하고 여기에 몇 가지가 추가 및 강화되어진다. 먼저, 선급 규정 및 작업 여건을 고려한 수밀 격벽의 제한조건은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

- $g(1) = \alpha - 55$.
- $g(2) = \tau_{ual} - \tau_{uact}$
- $g(3) = \tau_{acr} - \tau_{uact}$
- $g(4) = X2 - 3 \times X1$
- $g(5) = u3 - X1 - X2$
- $g(6) = X5 - 2 \times X1$
- $g(7) = 5.9 - X5$
- $g(8) = 5.9 - X3$
- $g(9) = 14. - leng$
- $g(10) = T_{bhd} - T_{chk}$
- $g(11) = chk1 - 1$.
- $g(12) = 1. - TBHD/25$.

여기서, α : 파형의 각도 (Deg.)
 τ_{ual} : 허용 전단력 (MPa)
 τ_{uact} : 실 전단력 (MPa)
 $u3$: $\text{MIN}(5.9, z4 - hdb - 0.3)$ (m)
 $X3$: 하부 스톨 경사판의 높이 (m)

- leng : 파형 길이 (m)
- TBHD : 파형 부분의 두께 (mm)
- Chk1 : 파형이 외판과 만날 때의 길이 (m)
- Tchk : Chk1의 두께 (mm)

위의 조건들은 IACS 규정에 의한 조건, 기하학적인 적합 조건, 제작상의 조건으로 나눌 수 있다. IACS 규정에 의한 조건은 g(1), g(2), g(3), g(4), g(6)이고 기하학적인 적합 조건은 g(5), g(10), g(11), 제작상의 조건들은 g(9), g(12)이며 나머지 g(7), g(8)은 AWWF 규정에 의한 조건들이다.

디프탱크 격벽의 경우, g(1)과 g(11)이 달라지며, g(13), g(14)가 추가된다.

$$g(1) = \text{Dalpha} - 60$$

$$g(11) = \text{chk1} - 0.2$$

$$g(13) = 1 - \text{SF} \cdot \text{stress} / \text{Sigma}$$

$$g(14) = 1 - 50 / Zz$$

g(1)은 수밀 격벽의 경우 55도 였으나 디프탱크 격벽에서는 60도로 커졌다. 이유는 ABS선급 규정에 보면 60도보다 작을 경우 횡방향의 강도 계산을 요구하므로 실적선의 경우에도 모두 60도 이상을 유지하고 있기 때문이다. g(11)은 파이프 덕트의 설치로 인해 외판과 직접 만나지 않기 때문에 굽힘 가공이 가능한 200mm까지로 설정하였다. g(13)과 g(14)는 추가된 조건으로 SF는 응력 계수, Sigma는 임계 좌굴 응력을 의미하며, 해당 선급 규정에 따라 계산된다. g(13)은 파형 중앙부의 압축 응력값이 임계 좌굴 응력값보다 작아야 한다는 조건이며, g(14)는 파형 단면이 하부 스톨과 만나는 위치가 2차 부재인 Stiffener와 최소한 50mm이상 떨어지도록 제한하는 조건이다.

6. 결과 및 고찰

6.1 실적선과의 비교

먼저, 구조해석을 요구하지 않는 수밀 격벽에 대한 최적화 결과(신상훈/남성길 2003)를 Table 2에 정리하였고, 일반화된 경사처짐법을 적용한 디프탱크 격벽의 최적화 결과를 파나마스급과 케이프사이즈급으로 나누어 Table 3에 나타내었다.

Table 2 Comparison of calculated results (watertight bulkhead)

Design variable	Capesize		Panamax	
	Existing ship	Optimum result	Existing ship	Optimum result
X1	1100	1095	950	945
X2	4400	4480	3000	3090
X5	3600	3680	2670	2360
X7	1100	995	980	880
X8	600	575	570	530
Tbhd	19 ^{AH}	18 ^{AH}	18	17
Weight	257.6	250.5	139.8	136.4
ratio	-	97.2%	-	97.6%

Table 3 Comparison of calculated results (deep tank bulkhead)

Design variable	Capesize		Panamax	
	Existing ship	Optimum result	Existing ship	Optimum result
X1	1200	1115	950	1030
X2	4400	4245	3000	3175
X5	3600	4135	2670	2360
X7	1200	1020	1040	880
X8	450	515	420	475
Tbhd	21 ^{AH36}	19 ^{AH36}	20 ^{AH36}	17 ^{AH36}
Weight	307.2	282.8	159.4	147.6
ratio	-	92.1%	-	92.6%

최적화 결과를 보면 수밀 격벽의 경우는 실적선 대비 약 2~3%정도의 중량 절감 효과를 보이지만, 디프탱크 격벽의 경우는 실적선 대비 약 7~8%정도의 큰 절감 효과를 보여준다. 그 이유는 파형의 깊이에 있다고 사료된다. 중량 효과에 큰 영향을

주는 설계변수가 파형의 깊이인데, 수밀 격벽의 경우는 실적선의 파형의 깊이가 최적화 된 경우와 별 차이가 없으나, 디프탱크 격벽의 경우는 Table 3에서 알 수 있듯이 그 차이가 크다. 현장에서 설계를 할 경우, 수밀 격벽은 구조 해석을 요구하지 않기 때문에 나름대로 최적 설계를 수행하고 있으나, 디프탱크 격벽의 경우는 수밀 격벽의 설계를 바탕으로 몇 가지 경우만 구조 해석을 수행하여 설계하는 실정이다. Table 2와 Table 3을 보면 그러한 현실을 쉽게 알 수가 있다. 수밀 격벽의 설계에서 적용된 몇 가지 설계변수가 디프탱크 격벽 설계에 그대로 적용되고 있다.

6.2 3차원 유한요소해석과의 비교

케이프사이즈급의 경우 2차원 해석 결과 응력 값이 175.4N/mm^2 이었는데 3차원 유한요소해석 결과는 172.0N/mm^2 으로 약 2~3%정도의 오차가 발생하였고, 파나마스급에서는 2차원 해석 결과는 196.9N/mm^2 , 3차원 유한요소해석 결과는 189.6N/mm^2 으로 약 4%정도의 오차가 발생하였다. 정도를 높이는 것이 좀더 정확한 최적화 결과를 얻을 수 있으나, 그 오차가 작고 어느 정도의 안전 계수의 개념을 도입한다는 의미에서는 긍정적이라 할 수 있으며, 본 연구에 적용된 2차원 해석이 실 구조물을 유사하게 유추한다고 할 수 있다.

6.3 효과 분석

i) 파나마스급

수밀 격벽: $(139.8-136.4) \times 3.5\text{EA}=12(\text{ton})$
 디프탱크 격벽: $(159.4-147.6) \times 2\text{EA}=24(\text{ton})$
 총 36 ton/척 절감 예상

ii) 케이프사이즈급

수밀 격벽: $(257.6-250.5) \times 5.5\text{EA}=39(\text{ton})$
 디프탱크 격벽: $(307.2-282.8) \times 2\text{EA}=49(\text{ton})$
 총 88 ton/척 절감 예상

디프탱크 격벽은 수밀 격벽에 비해 그 수가 적으나, 중량 절감의 효과는 더욱 큼을 알 수 있으며, 디프탱크 격벽 최적 설계의 경제적 중요성을 인지할 수 있다.

7. 결론

본 연구는 살물선의 모든 파형 격벽에 대한 최소중량설계를 위해 구조 해석이 필요한 디프탱크 격벽을 처리할 수 있도록 일반화된 경사처짐법을 도입하였고, 전체 최적점 탐색에 탁월한 진화 전략 기법을 적용한 바 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

최적화 결과를 보면 수밀 격벽의 경우는 실적선 대비 약 2~3%정도의 중량 절감 효과를 보이지만, 디프탱크 격벽의 경우는 실적선 대비 약 7~8%정도의 큰 절감 효과를 보여준다. 케이프사이즈급의 경우는 척당 90ton에 가까운 중량 절감을 예상할 수 있으며, 설계 공수를 줄이는데도 크게 기여할 것으로 사료된다.

디프탱크 격벽은 수밀 격벽에 비해 그 수가 적으나, 중량 절감의 효과는 더욱 크므로 수밀 격벽 최적 설계에 비해 경제적 우위에 있음을 알 수 있다.

3차원 유한요소해석 결과와 비교해 보면 약 2~4%정도의 오차를 보인다. 정도를 높이는 것이 좀더 정확한 최적화 결과를 얻을 수 있으나, 그 오차가 작고 어느 정도의 안전 계수의 개념을 도입한다는 의미에서는 긍정적이라 할 수 있으며, 본 연구에 적용된 2차원 해석이 실 구조물을 유사하게 유추한다고 할 수 있다.

참 고 문 헌

- 신상훈, 남성길, 2003, "상하부 스틸을 고려한 파형 격벽 최적 설계에 관한 연구," 대한조선학회 논문집, 제40권 제4호, pp. 53-58
- 신상훈, 장창두, 송하철, 2002, "다목적함수 최적화 기법을 이용한 유조선의 최적구조설계," 한국전산구조공학회 논문집, 제15권 제4호, pp. 591-598
- 임상전, 김기화, 양영순, 1987, "FTM을 이용한 파형격벽의 최적구조설계," 대한조선학회 논문집, 제24권 제4호, pp. 45-52
- 염재선, 1990, "일반화된 경사 처짐법을 이용한 Corrugated Bulkhead의 최소 중량 설계," 서울대학교 석사학위 논문

- 장창두, 나승수, 1992, "선체 구조 해석 및 설계를 위한 일반화 경사(傾斜) 처짐법 개발에 관한 연구," 대한조선학회 논문집, 제29권 제4호, pp. 202-213
- 장창두, 나승수, 2000, "이중 선각 유조선의 최적 구조 설계 시스템 개발," 대한조선학회 논문집, 제37권 제1호, pp. 118-126
- Rechenberg, I., 1973, "Evolutionsstrategie: Optimierung Technischer Systeme nach Prinzipien der Biologischen Evolution," Frommann-Holzboog Verlag, Stuttgart
- Schwefel, H. P., 1975, "Evolutionsstrategie und Numerische Optimierung Dissertation," Technische Universitet Berline

- Schwefel, H. P., 1981, "Numerical Optimization of Computer Models," Wiley Chichester



< 신 상 훈 >



< 남 성 길 >