

## 선급 강선규칙의 설계 파랑하중 산식 개발(I)

송재영\*, 전영기\*, 하태범\*

### On The Development of Design Wave Loads in Classification Rules( I )

by

J.Y. Song\*, Y.K. Chon\* and T.B. Ha\*

#### 요 약

본 논문에서는 선급규칙중 파랑하중 부분의 개정과 관련하여 선체종강도의 국제선급연합 통일규칙(IACS UR)을 검증하기 위하여 단기파랑하중에서 비선형 파랑하중 해석을 수행하였고, 선체구조의 직접강도해석시에 사용하여야 할 지침으로 IACS WAVE DATA에 대한 검증을 수행하였다. 컨테이너선등과 같은 대형개구를 가진 선박의 응력을 구하기 위하여 수평전단력, 수평굽힘모멘트 및 비틀모멘트 산식을 일관성 있게 구하여 새로이 제시하였다. 또한 선체 외판에 작용하는 유체동압력을 선박의 길이 및 깊이방향에 대한 분포 산식으로 제시하였고 이를 타 선급 규칙과 비교, 검토하였다. 이상의 제시된 산식들은 각 선종, 크기 별로 17척 선박의 실선계산을 통하여 결정되었다. 이 산식들은 앞으로 선체구조부재 Scantling 산식이 결정되면 실선에 대한 적용계산을 통하여 검증될 것이다.

#### Abstract

In this paper, unified requirements of IACS on longitudinal strength of ships are investigated using nonlinear wave loads analyses under short term irregular waves. Also, analyses on IACS wave data were carried out for the purpose of presenting the guideline for future use. While keeping theoretical consistency, the rule requirements for horizontal shear force, bending moment and torsional moment are newly proposed for the ships of large deck openings bases on the calculation results for 17 sample ships. The requirements for side shell hydrodynamic pressure are also presented. All the calculated results are compared with other Societies and present KR rules. These formula will be checked when corresponding requirements of structural scantling are determined.

---

발 표 : 1993년도 대한조선학회 춘계연구발표회('93. 4. 17)  
접수일자 : 1993년 5월 20일, 재접수일자 : 1993년 7월 29일  
\* 정회원, (사)한국선급 기술연구소

## 1. 서 론

선박의 구조는 그 선박의 수명동안 겪을 수 있는 여러가지 하중상태로부터 생존할 수 있어야 하며, 이를 정확히 판단하기 위하여 해석적, 또는 수치적 구조해석 및 설계검증방법들이 전산기와 software의 발전과 더불어 보편화되어 있다. 선급의 강선규칙은 해상에서의 안전성을 보장하기 위한 최소요건을 제시하는 것이 근본 목적이며, 이러한 의미에서 전술한 구조설계의 검증수단으로서만 아니라 설계의 지침으로도 사용되어 오고 있다. 따라서 선급규칙에서의 최소 요구치는 선박의 감항성 보장 측면뿐 아니라 효율적인 설계지침이 되어야 한다는 관점에서 경제적인 설계를 공학적으로 보장해야 한다는 두가지 목적이 동시에 충족되어야 한다.

본 논문에서는 한국선급이 최근 수행하여 오고 있는 강선규칙의 선체구조부분의 전면적인 개정작업중 파랑하중 관련부분의 개정을 위한 이론연구와 실선 적용계산을 소개하고, 이들로 부터 파랑하중의 개정 산식을 제안하였다. 제안된 산식들은 기존의 한국선급의 규칙, 타 선급 규칙 및 IACS UR(unified requirement)과 비교 검토되었으며 앞으로 개정될 구조부재 치수결정산식과 같이 검토되어 최종 확정될 예정이다.

선체 종강도의 경우 IACS의 URS 11("Longitudinal Strength Standard")에 반영된 비선형 파랑하중의 양을 검증하는데 중점을 두었으며, 계산결과 URS 11의 타당성을 확인할 수 있었다. 또한 이제까지 보편적으로 장기 파랑하중 예측에 사용되어 오던 Walden wave data와 IACS에서 최근 결정된 recommended standard wave data와의 차이를 규명하여, 추후 선체구조의 직접강도해석(소위 "direct calculation")시에 사용하여야 할 wave data에 대한 지침을 제공하고자 하였다.

한편 선체외판에 작용하는 유체동압력은 선박의 길이 및 깊이 방향에 대한 분포와 크기에 대하여 선형 strip 이론에 의한 실선계산을 통하여 산식을 결정하였는데, 현행 규칙과는 상당한 차이를 보이고 있으며 타 선급의 규칙과도 많은 차이가 있다. 이는 선체 종강도부재와 외판 또는 국부부재중 어디에 중점을 둘 것이냐에 대한 상대적인 개념상의 차이이며 이에 대한 합리성을 논의할 의미는 별로 없다고 하겠다. 다만 산식을 결정함에 있어 이론적인 일관성, 계산에

사용된 프로그램의 정확도 및 계산 대상 선박들이 설계된 시점등이 감안되어야 할 것으로 판단된다.

## 2. 선체종강도 하중

## 2.1 IACS URS 11

1970년대 말부터 시작되어 1989년에 확정된 IACS의 종강도에 관한 통일규칙은 각 선급이 보유하고 있는 실선선들에 대한 통계치들로부터 요구되는 최소 단면계수( $Z_{min}$ ) 및 정수중에서의 굽힘모멘트(still water bending moment : 이하 SWBM)와 파랑에 의한 굽힘모멘트(wave induced bending moment : 이하 WIBM)의 비율을 결정한 다음, WIBM에 대하여 hogging과 sagging의 비를 실선에 대한 이론계산과 실선계측을 통하여 확정된 것이며 이의 세부내용에 관하여는 참고문헌[1, 2]에 자세히 설명되어 있는데 결과식을 살펴보면 다음과 같다.

$$M_w(+)=0.19MCL^2BC_b \quad (1)$$

(kN-m) : hogging

$$M_w(-)=-0.11MCL^2B(C_b+0.7) \quad (2)$$

(kN-m) : sagging

윗 식에서  $C$ 는  $10^{-8}$  probability level에서 설계 파랑하중을 주는 equivalent static wave height를 의미하며,  $C_b$ 가 0.6 미만 경우는 0.6으로 한다. 본 논문에서  $L$ ,  $B$ ,  $d$ 는 선체 길이, 폭, 흘수를 나타내며,  $C_b$ 는 방형비척계수,  $\rho$ 는 밀도이다. 식 (1)과 (2)의 비를 보면

$$\frac{M_w(+)}{M_w(-)} = \frac{190C_b}{110(C_b+0.7)} = \frac{1.73C_b}{C_b+0.7} \quad (3)$$

이 된다. 한편 파랑에 의한 수직전단력(Wave induced shear force : 이하WISF)은

$$F_w(+)=0.3F_1CLB(C_b+0.7) \quad (4)$$

$$F_w(-) = -0.3F_2CLB(C_b + 0.7) \quad (5)$$

으로 주어지며, 식 (1), (2), (4), (5)에서  $M$  및  $F_j$ ,  $F_2$ 는 각각 WIBM 및 WISF의 선체길이 방향에 걸친 분포계수로서 참고문헌 [1]에 주어져 있다.

## 2.2 비선형 파랑하중의 계산

위와 같은 비선형 파랑하중에 대하여 본 선급은 자체적으로 비선형 파랑하중 계산 프로그램을 개발하여 이를 검증하고자 하였으며 여기서는 개략적인 설명만을 하기로 한다.

내항성능의 예측을 위하여 현재 가장 보편적으로 사용되고 있는 선형 strip 방법의 단점은 선체와 입사파와의 상대위치가 고려되지 못하며, 따라서 선체단면의 기하학적 형상변화가 무시됨으로 인하여 대파고에서의 운동 및 파랑하중을 평균적으로만 예측한다는 것이다. 이를 극복하기 위하여는 시간의 변화에 따라 자유수면의 위치를 추적하는 시간영역 해석법의 도입이 필요하며 1960년대 초 W.E.Cummins[3]에 의하여 정리된 후 최근 진산기의 발달과 더불어 실용화 되고 있다. 그러나 이는 impulse response function이 소위 convolution integral로 표시됨으로서 이를 다룰 수 있는 효율적인 수치해법이 그 관건이 된다[4].

한편 상기 convolution integral에 의한 memory effect가 급격히 소멸한다는 사실을 기초로 momentum equation을 사용한 시간영역에서의 수치해석 방법은 restoring force와 inertial force가 운동방정식의 지배요소로서 작용하는 선체운동 특성을 고려할 때 이론적인 여러가지 문제에도 불구하고 상당히 실용적인 결과를 줄 수 있음을 알 수 있다[5][6][7]. 본 논문에서는 momentum equation을 사용하여 비선형 파랑하중을 불규칙파 중에서 simulation하고 이들의 결과를 URS11과 비교하였다.

### 2.2.1 수치해석

#### 1) 운동방정식 및 파랑하중 산식

potential flow의 가정하에 정현파중을 조우각 180도(선수파)로  $U$ 의 속도로 진행하고 있는 선박의 vertical plane motion( $\eta_3$ : heave,  $\eta_5$ : pitch)을 생각하며 heave-pitch의 연성 운동방정식은

$$\sum_i I_{ij} \cdot \ddot{\eta}_j(t) = F_i^T(t) \quad i=3,5, \quad j=3,5 \quad (6)$$

으로 쓸 수 있다. 이때의 wave profile은

$$\zeta(x,t) = A \cos(kx + \omega_e t)$$

로 나타낼 수 있으며 여기서 첨자  $ij$ 는 운동 mode(3: heave, 5: pitch),  $I_{ij}$ 는 운동 mode에 따른 mass와 mass moment of inertia를 표시하며  $F_i^T$ 는 각 mode에 따른 external force and moment이다. 또한  $k$ 는 wave number,  $A$ 는 wave amplitude,  $\omega_e$ 는 조우원주파수이다. 한편 선체와 입사파와의 instantaneous relative position을 고려한 임의의 단면  $x$ (LCG로부터의 거리, 선수쪽 양)에서의 상대수직변화를 보면

$$r(x,t) = \eta_3 - x\eta_5 - \zeta(x,t) \quad (7)$$

이 되며 이의 일차 및 이차전미분 ( $\frac{D}{Dt}$ ,  $\frac{D^2}{Dt^2}$ )이 각각 상대속도 및 가속도가 된다. 식 (6) 우변의 external force를 살펴보면

$$F_i^T(t) = F_3^m(t) + F_3^D(t) + F_3^R(t) \quad (8)$$

로 표시되는데  $F_3^m(t)$ 는 선체운동에 의한 fluid momentum change에 의한 force,  $F_3^D(t)$ 는 입사파의 산란 및 선체운동에 의한 wave damping force,  $F_3^R(t)$ 는 dynamic restoring force를 나타내며 각각은 아래와 같이 표시된다. 즉,

$$\begin{aligned} F_3^m(t) &= - \int_L \frac{D}{Dt} \{a_{33}(x,t) \frac{Dr}{Dt}\} dx \\ &= - \int_L a_{33}(x,t) \frac{D^2 r}{Dt^2} dx - \int_L \frac{Da_{33}(x,t)}{Dt} \cdot \frac{Dr}{Dt} dx \end{aligned} \quad (9)$$

$$F_3^D(t) = - \int_L b_{33}(x,t) \frac{Dr}{Dt} dx \quad (10)$$

$$F_3^R(t) = - \int_L \rho g \left\{ \int_{c(x)} z dy - \int_{c(x)} z dy \right\} dx \quad (11)$$

윗 식들에서  $a_{33}(x,t)$ 와  $b_{33}(x,t)$ 는 임의 단면의 instantaneous position에서의 조우원주파수에 대한

added mass와 damping coefficient를 표시하고,  $c'(x)$ 는 임의시각  $t$ 에서의 수면하의 contour,  $c(x)$ 는 static equilibrium에서의 수면하 contour를 나타낸다. 한편 식 (9)의 우변의 첫번째항은 added mass force이며 두번째항은 단면 added mass의 시간에 따른 변화에 의한 fluid momentum change rate를 의미한다.

이를 보면  $\frac{Da_{33}}{Dt}$ 가 클수록, 즉 added mass의 gradient가 클수록 커지는 양이며 time gradient의 의미는 결국 단면의 draft변화를 의미하므로 단면의 기하학적 형상 변화가 선체 길이 방향으로 급격히 변할때 이 값은 커지게 된다. 이는 결국 flare의 급격한 변화를 뜻하므로 소위 flare force라고 부른다[5].

식 (6)에 식 (7)-(11)을 대입하면 결국 시간영역에서의 운동방정식을 구할 수 있으며 본 논문에서는 Newmark- $\beta$  method를 사용하여 계산하였다. pitch motion의 경우는 식 (9)-(11)의 식에 LCG로부터 거리  $x$ 를 곱한 moment식을 사용하고 파랑하중의 경우는 식 (9)-(11)의 선체 전 길이에 대한 적분을 구하고자 하는 단면까지만 수행하여 구할 수 있다. 또한 springing등 elastic vibration을 고려할 경우는 식 (7)에서 elastic body의 displacement를  $w(x, t)$ 라 하고 relative displacement  $r(x, t)$ 를  $r(x, t) = w(x, t) - \zeta(x, t)$ 로 표시한 다음 beam deflection식을 사용하며 매 time step 마다 구할 수 있다. 즉

$$\mu \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \frac{\partial^2}{\partial x^2} [EI_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \eta EI_2 \frac{\partial^3 w}{\partial t \partial x^2}] = f_3(x, t) \quad (12)$$

이라 놓을 수 있으며,

$$w(x, t) = \sum_{j=0}^3 W_j(x) q_j(t) \quad (13)$$

라 놓고 Galerkin Method를 사용하였다. 위 식에서  $\mu$ 는 mass per unit length,  $EI_2$ 는 flexural rigidity,  $\eta$ 는 structural damping coefficient를 의미한다. 그러나 본 논문에서는 rigid body에 대한 결과만을 수록하였다.

Fig. 1.1, 1.2에는  $C_b = 0.581$  및  $C_b = 0.845$ 인 두 선박의 regular wave 중에서의 무차원화된 midship WIBM와 17번 station(본 논문에서 station은 선체

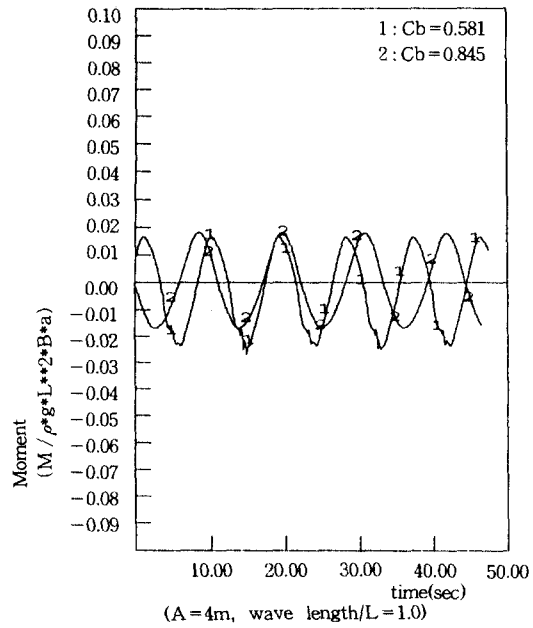


Fig. 1.1 Nonlinear WIBM at midship under regular wave(Fn = 0.1)

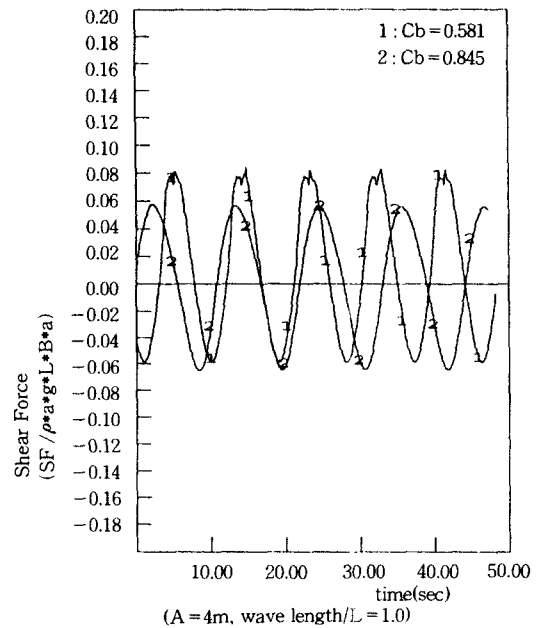


Fig. 1.2 Nonlinear WISF at 17st. under regular wave (Fn = 0.1)

길이를 20등분했으며, 1번이 선머 21번이 선수이다)의 WISF의 time history를 보였다. 이들은 regular

wave에 대하여 식 (6)을 푼 결과이며 초기치의 영향이 없어진 이후의 response를 그린 것이다. 그림들에서 알 수 있듯이  $C_b$ 가 작을수록 비선형성이 현저히 나타나고 있으며 이는 sagging시에 선수보다 상대적으로 훨씬 큰 full after body가 몰수됨으로서 나타내는 nonlinear buoyancy force의 영향일 것이다. 한편  $C_b$ 가 작은 선박에서 주기적으로 나타나는 불규칙성은 선체와 파도의 상대속도  $\dot{r}(x, t)$ 이 negative일 때 즉, 선체가 몰수하는 순간부터 나타나는 flare force의 영향이다. 본 계산에서는 선체가 수면하로 몰입하는 순간의  $a_{33}(x, t)$ 는 infinite frequency에서의  $a_{33}(x, t)$ 를 사용하였다[5].

이와 같은 파랑하중의 nonlinearity는 wave height에 의하여도 큰 영향을 받는데 WIBM에 대한 sagging/hogging ratio를 선박의  $C_b$ 별로 wave height에 대하여 도시한 결과가 Fig. 2이다. 그림에서 볼 수 있듯이  $C_b$ 가 작은 선박의 경우 nonlinearity는 wave height의 변화에 따라 크게 변함을 알 수 있으며  $C_b$ 가 큰 선박의 경우 ( $C_b = 0.84$ ) wave height에 대한 변화가 거의 없음을 알 수 있다. 특이한 것은  $C_b = 0.84$ 의 경우 식 (3)의 역수로 주어진 IACS UR의 sagging/hogging ratio는 1.06이나 본 계산의 결과는 약 0.95로서 오히려 hogging WIBM이 sagging WIBM 보다 약간 큼을 알 수 있으며 이 결과는 참고

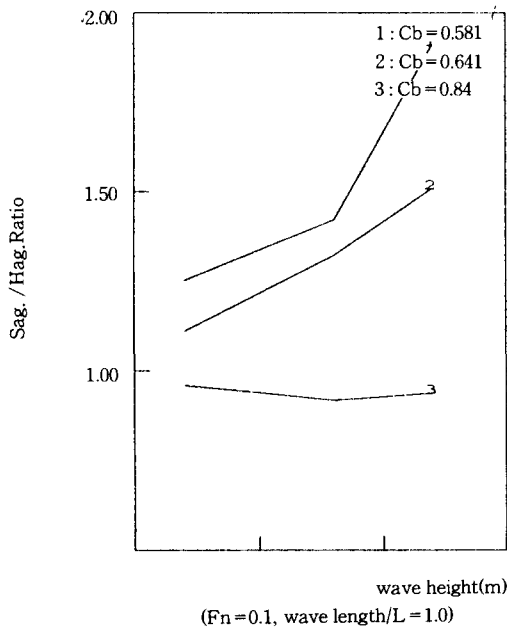


Fig. 2 Sag./ Hog. Ratio variation under regular wave (Fn=0.1, wave length/L=1.0)

문헌 [7]의 결과와 일치한다. 이는 비대선의 경우에 나타날 수 있는 현상으로 wave frequency에 따라 variation이 있으나 위에서 설명될 irregular wave에 대한 response를 보면 비대선 일지라도 hogging moment가 sagging moment 보다 작음을 알 수 있다.

2.2.2 불규칙파 중에서의 파랑하중

상기의 regular wave에서의 비선형 선체응답을 불규칙파에 대한 결과로 확장하기 위하여 유의 파고  $H_{1/3}$  및 평균 주기  $T_1$ 으로 부터 주어지는 ITTC spectrum으로 부터 irregular wave를 재현하였다. 즉 spectrum의 정의로 부터 wave amplitude는

$$A(\omega_n) = \sqrt{2S(\omega_n) \cdot \Delta\omega_n} \tag{14}$$

으로 나타내지며, 결국 irregular sea는

$$\zeta(x,t) = \sum_{i=1}^N A(\omega_{oi})(k_i x + \omega_{oi} t - \epsilon_i) \tag{15}$$

로 표시될 수 있다. 본 계산에서는 wave spectrum의 wave component를 90개로 잡았으며  $\Delta\omega_{oi}$ 를 random으로 하였다. 한편 식 (15)의 phase angle  $\epsilon_i$  역

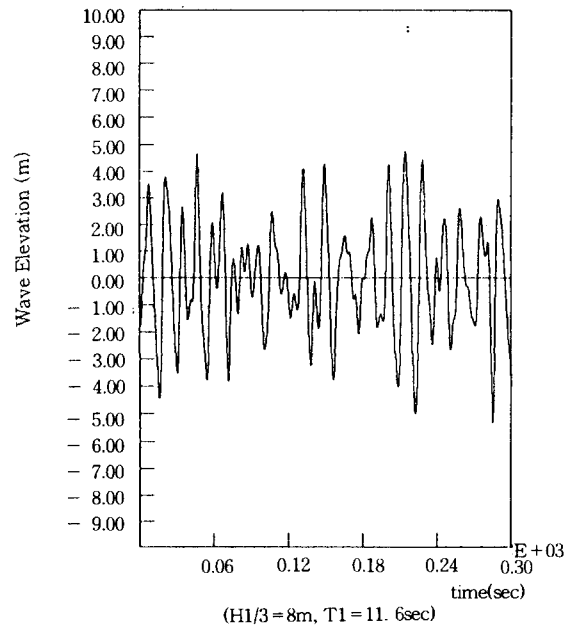


Fig. 3 Exam. of Irrg. wave generated from Ittc spectrum (H1/3=8m, T1=11.6sec)

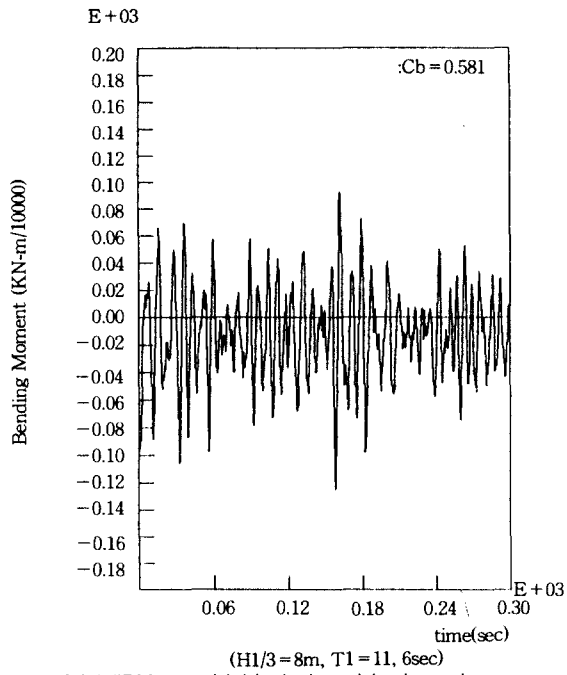


Fig. 4.1 WIBM at midship induced by irregular wave (Fn = 0.237)

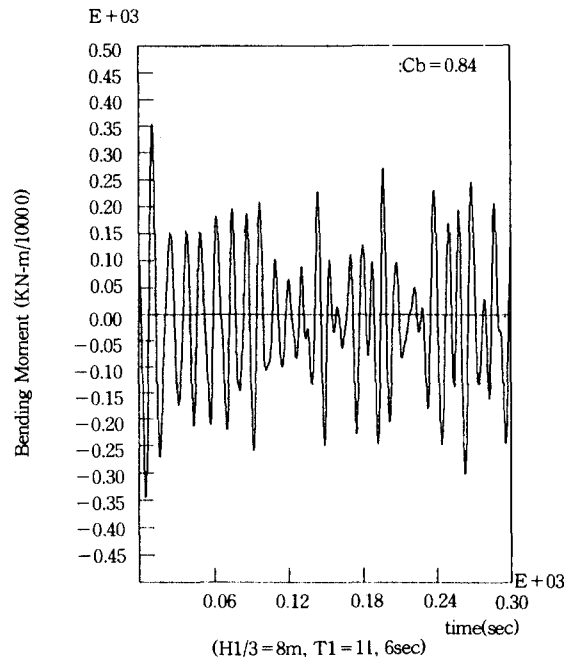


Fig. 4.3 WIBM at midship induced by irregular wave (Fn=0.1)

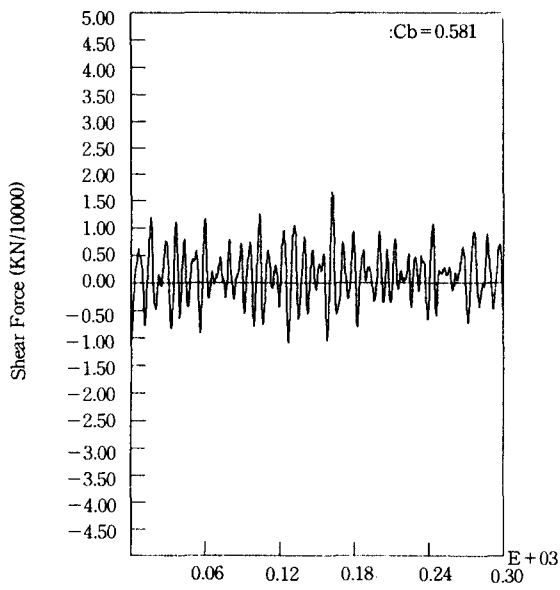


Fig. 4.2 WISF at St. 17 induced by irregular wave (Fn=0.237)

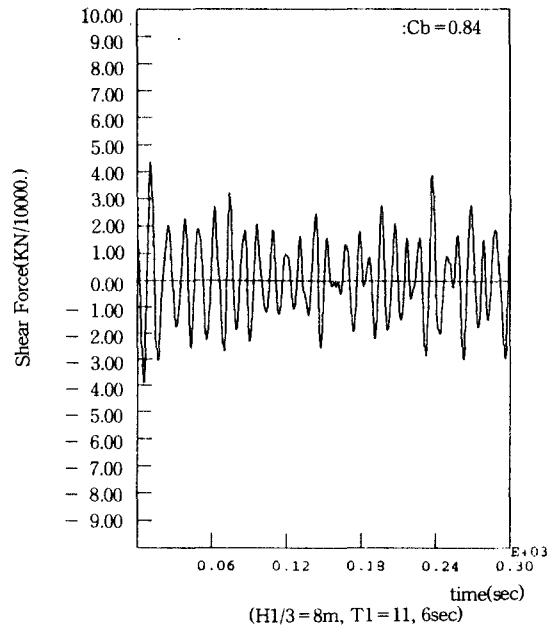


Fig. 4.4 WISF st. 17 induced by irregular wave (Fn=0.1)

시 random으로 주어지는데 계산에서는 각 wave component들에 대한 응답을 계산한 다음 이들의 linear sum을 구할 때 random으로 반영하였다. Fig. 3에는 이렇게 구한 irregular wave의 time history 예를 수록하였다.

식 (15)을 구성하는 각각의 wave component들에 대하여 2.2.1에 설명된 방법대로 response time history를 구한 다음 이들의 각각의 steady response (Fig. 1.1, 1.2)들을 random phase difference를 주어 선형중첩하면 Fig. 4.1, 4.2, 4.3 및 4.4 같은 irregular sea에서의 response history를 구할 수 있는데 이들로 부터 약 50분 동안 simulation 하였다.

Fig. 4.1과 4.2는  $H_{1/3} = 8m, T_1 = 11.62$  sec의 ITTC spectrum으로 부터 생성된 irregular wave (Fig. 3)에 대한  $C_b = 0.581$ 인 선박의 WIBM과 WISF이며, Fig. 4.3과 4.4는  $C_b = 0.845$ 인 선박의 WIBM과 WISF이다.

Fig. 4.1과 4.3을 비교하면 앞에서 상술한 regular response의 경우와 마찬가지로  $C_b$ 가 작은 선박의 response가 sagging쪽으로 치우쳐져 있음을 알 수 있으며 Fig.4.1의 경우 peak이 많이 보이는 것은 Fig. 1.1의 flare force effect에 의한 것임을 알 수 있다.

2.2.3 통계해석 및 검증

상기와 같이 simulation된 short term irregular wave에서의 비선형 파랑하중을 선급규칙의 산식으로 formulation 하기 위하여는 이에 대한 통계해석이 필요하며 물론 선박의 수명을 고려한 장기 예측까지의 계산을 하여야 한다. 그러나 이는 계산량이 너무 방대하여 본 계산의 목적을 URS 11의 검증에 두었다는 관점에서 long term analysis는 생략하고 short term response의 standard deviation을 구하여 URS 11의 분포와 비교하였다.

Fig. 4.1-4.4와 같이 주어진 비선형 response들에 대하여 통계해석을 할 경우 Rayleigh distribution의 가정을 사용할 수 없으므로 time series로 부터 직접 (+)peak(hogging)과 (-)peak(sagging)을 counting 한 다음 deviation을 구하였다. 즉 선체길이 방향에 걸친 각 section에서 standard deviation은

$$\sigma(-) = \sqrt{M^2(t)/N}, \sigma(+) = \sqrt{M_4^2(t)/N} \quad (16)$$

로 표시될 수 있다. Fig.5.1과 5.3에는 URS 11의 경우 길이방향에 걸친 WIBM을 midship에서의 sag-

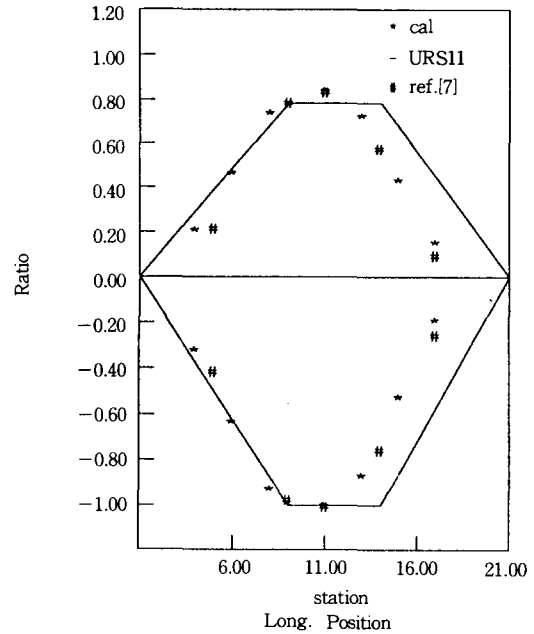


Fig. 5.1 Comp. betw. URS 11 and Cal. for WIBM( $C_b = 0.581, F_n = 0.237$ ) under irr. wave ( $H_{1/3} = 8m, T_1 = 11.6s.$ )

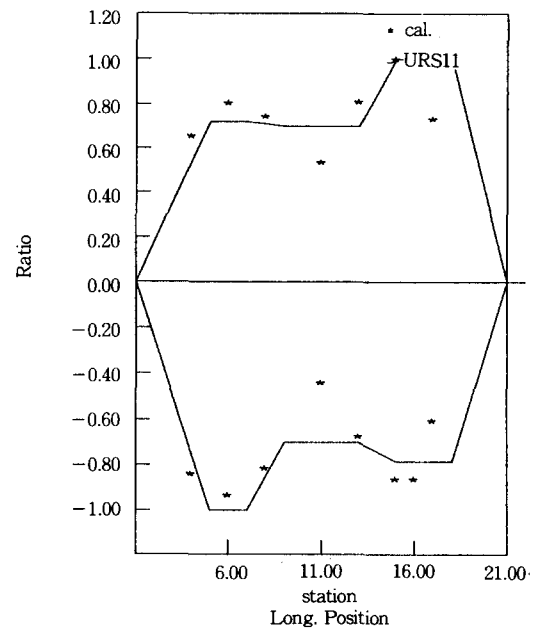


Fig. 5.2 Comp. betw. URS 11 and Cal. for WISF( $C_b = 0.581, F_n = 0.237$ ) under irr. wave ( $H_{1/3} = 8m, T_1 = 11.6s.$ )

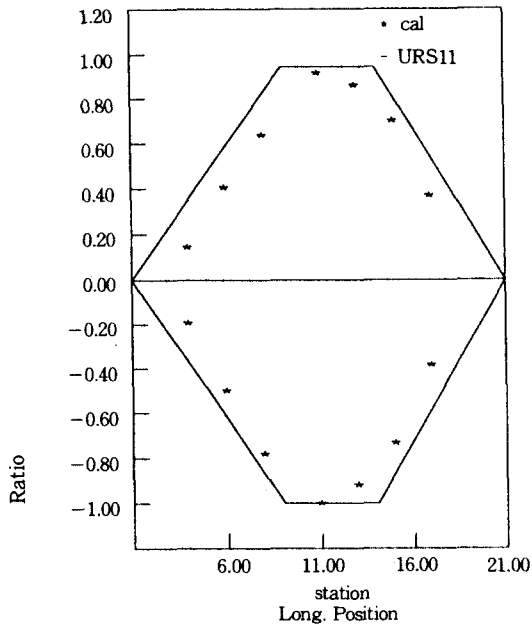


Fig. 5.3 Comp. betw. URS 11 and Cal. for WIBM( $C_b = 0.84, F_n = 0.1$ ) under irr. wave ( $H/3=8m, T_1=11.6s.$ )

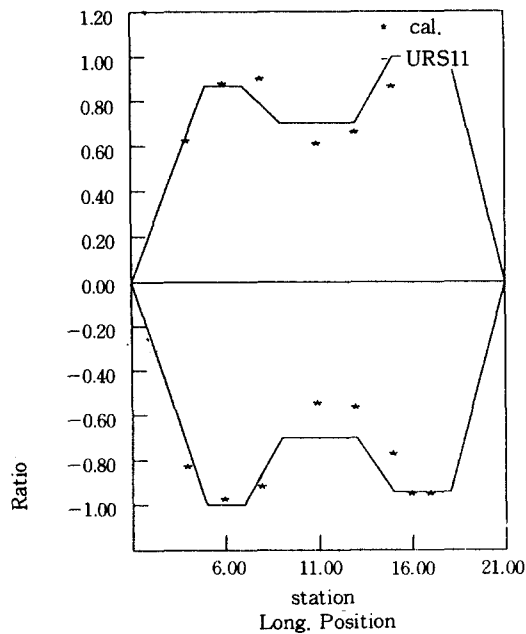


Fig. 5.4 Comp. betw. URS 11 and Cal. for WISF( $C_b = 0.84, F_n = 0.1$ ) under irr. wave ( $H/3=8m, T_1=11.6s.$ )

ging moment로 무차원화 한 값을 도시하였으며 계산된 값의 경우 midship에서의 sagging moment의 standard deviation으로 무차원화된 값을 각각 나타내었다. Fig.5.2와 5.4에는 station 16에서의 hogging shear force의 standard deviation에 관한 무차원 값과 URS 11의 station 6 및 16에서의 force에 대한 무차원 값을 나타내었다. Fig.5.1에는 Ref.[7]의 계산 값을 Ref.[2]에서 인용한 대로 같이 plot하였으며 두 계산 결과는 잘 일치하고 있으며 IACS UR과도 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

2.3 IACS wave data의 검증

IACS의 종강도 통일작업 과정에서 야기된 또 한 가지의 문제는 각 선급이 사용하고 있는 long term wave data문제였다. 이는 파랑하중을 계산하는 각 선급의 software 들이 거의 같은 이론적인 방법을 사용하고 있는데 반하여 long term wave load의 차이가 상당히 크게 존재한다는 사실의 확인에 따라 [8] [9] 1980년대 후반에 IACS의 통일된 recommended standard wave data를 마련하기로 하였으며 최근 확정 되었는데 이를 Table 2에 수록하였다.

이제까지 long term analysis에서 보편적으로 사용되고 있는 Table 1의 Walden wave data가 observed wave data임에 반하여 IACS wave data는 소위 hindcasting method에 의하여 wave period

Table 1 Wave Frequency in the North Atlantic Ocean whole year(accrding Walden's wave data)

	Wave Period(sec)								Sum Over All Periods	
	5	7	9	11	13	15	17			
Wave Height (m)	0.75	20.91	11.797	4.57	2.24	0.47	0.06	0.00	0.60	40.64
	1.75	72.78	131.08	63.08	17.26	2.39	0.33	0.11	0.77	287.80
	2.75	21.24	126.41	118.31	30.24	3.68	0.47	0.09	0.56	301.00
	3.75	3.28	49.60	92.69	32.99	5.46	0.68	0.12	0.27	185.09
	4.75	0.53	16.19	44.36	22.28	4.79	1.14	0.08	0.29	89.66
	5.75	0.12	4.34	17.30	12.89	3.13	0.56	0.13	0.04	38.51
	6.75	0.07	2.90	9.90	8.86	3.03	0.59	0.08	0.03	25.46
	7.75	0.03	1.39	4.47	5.22	1.93	0.38	0.04	0.04	13.50
	8.75	0.00	1.09	2.55	3.92	1.98	0.50	0.03	0.02	10.09
	9.75	0.00	0.54	1.36	2.26	1.54	0.68	0.20	0.04	6.62
	10.75	0.01	0.01	0.10	0.11	0.10	0.05	0.02	0.00	0.40
	11.75	0.00	0.00	0.03	0.08	0.17	0.06	0.00	0.00	0.34
	12.75	0.00	0.05	0.00	0.14	0.22	0.06	0.01	0.00	0.48
	13.75	0.00	0.02	0.00	0.07	0.09	0.03	0.00	0.01	0.22
	14.75	0.00	0.00	0.00	0.02	0.06	0.02	0.00	0.01	0.11
	15.75	0.00	0.02	0.00	0.01	0.01	0.02	0.01	0.01	0.08
	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00	
Sum Over All Heights	118.97	345.43	358.72	138.59	29.05	5.63	0.92	2.69	1000.00	



Table 2 Probability of seaways for unrestricted service in terms of significant wave height and average zero crossing period  $T_z$ (sec.)

$H \frac{1}{3}$ (m)	(E-04)																											
	1.75	2.36	3.95	4.91	5.72	6.50	7.31	8.27	9.30	10.22	11.15	12.21	13.49	15.09	17.11	19.38												
0	20.2	23.2	210	175	145	152	98.22	77.9	30.4	24.3	12.7	5.98	2.38	0.73	0.17													
1		13.2	253	509	385	294	213	210	81.0	59.2	27.3	11.2	3.75	0.73	0.16													
2			3.04	202	571	519	334	263	118	69.6	35.9	16.3	6.49	1.98	0.35													
3				3.04	88.1	489	432	367	144	72.8	37.5	17.6	6.83	1.98	0.45													
4					3.04	60.7	364	392	155	72.5	38.4	18.0	7.00	2.13	0.47													
5						3.04	73.9	357	152	75.3	37.5	18.0	7.21	2.13	0.50													
6							7.09	169	135	84.0	41.4	17.6	7.18	2.20	0.50													
7								27.3	91.1	85.5	44.3	19.5	7.00	2.19	0.51													
8									3.04	33.4	71.4	46.1	20.7	7.57	2.13	0.51												
9										7.09	66.2	37.3	21.8	8.15	2.19	0.50												
10											43.6	62.0	36.1	16.8	4.97	1.05												
12												4.29	8.71	21.2	13.8	5.10	1.17											
14													1.79	4.11	9.95	4.21	1.23											
16														1.06	2.20	3.49	0.99											
18															0.51	1.01	0.93											
20																0.08	0.15	0.49										
22																		0.14	0.15									
24																												

와 wave height의 물리적인 관계를 합리적으로 고려하였는데 그 의미가 있다고 하겠으며 실측된 data들로부터 distribution function을 구하고 이를 extreme sea condition에 대하여 수정한 것이다. 따라서 앞으로 선급규칙을 적용함에 있어 직접계산시 파랑하중의 계산에 사용되는 wave data로서 설계자들의 유용한 참고가 되리라 생각된다.

Fig.6.1과 6.2에는 지난 10여년간 국내 각 조선소에서 설계된 17척의 화물선에 대하여 Walden wave data와 IACS wave data를 사용한 WIBM의 선형장기예측 값을 URS 11과 비교하였다. 실선계산은  $F_n = 0.1$ , long term probability level  $10^{-6}$ 을 기준으로 수행하였으며 Fig. 6.1의 Walden data를 사용한 경우 Ship length 250m 이하에서는 rule hogging moment와 거의 일치하고 250m 이상에서는 rule 값보다 조금 작은 경향을 보이고 있다. 이에 반하여 IACS wave data를 사용한 경우 (Fig. 6.2) Ship length 270m 이상에서는 sagging moment의 rule 값보다 조금 큰 경향을 보이고 있으며 그 이하에서는 대체로 rule의 hogging값과 sagging 값이 평균값을 따라가고 있음을 알 수 있다. IACS wave data의 사용결과가 길이가 큰 선박에 대하여 walden data 보다 큰 값을 주는 이유는 전술한 바 대로 extreme condition (long wave length, high wave height zone)에 대한 probability density를 보완하였기 때문으로 판단

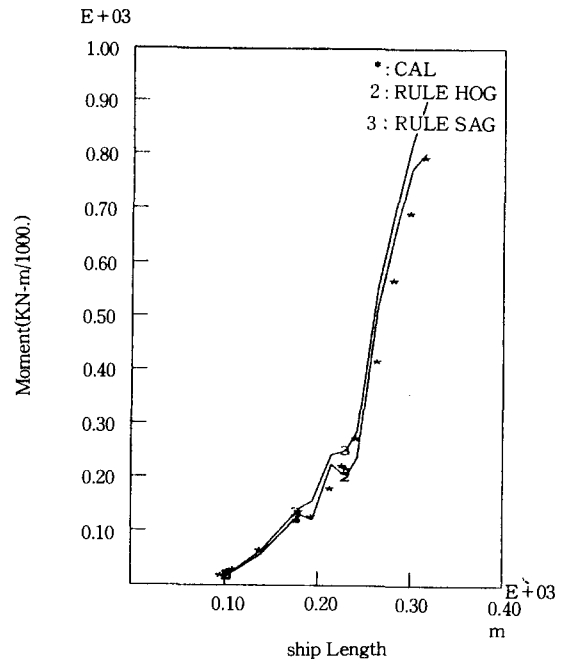


Fig. 6.1 Long term WIBM at midship( $F_n = 0.1$ ) using Walden data

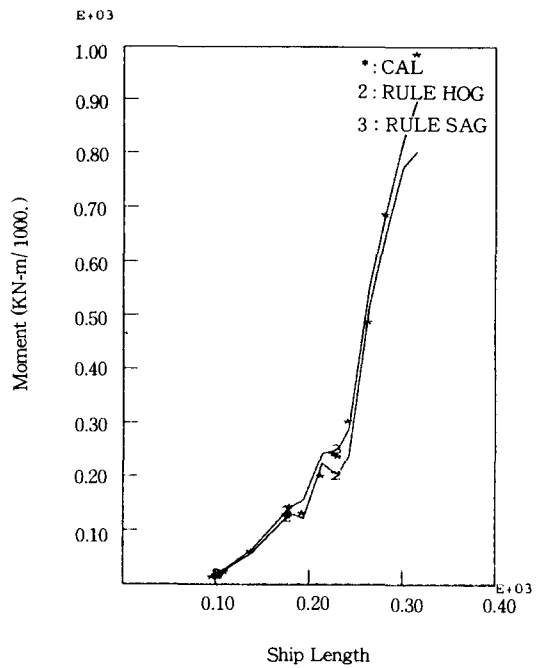


Fig. 6.2 Long term WIBM at midship( $F_n = 0.1$ ) using IACS data

된다.

한편 IACS에서는 직접 구조계산시의 적용파랑하중이 rule 값보다 작은 것을 인정치 않고 있으며 따라서 어떤 wave data를 쓰거나 rule 값보다 작은 하중은 rule 값으로 calibration을 하여 사용토록 하고 있음에 유의하여야 한다.

2.4 대형 Deck Opening을 가진 선박의 Torsional Moment 산식

2.4.1 현행규칙검토

container와 같은 대형 opening을 가진 선박들은 closed section을 갖는 tanker와는 달리 torsional moment(이하 : WITM: wave induced torsional moment)에 의한 warping stress가 주요 부분이 되며 따라서 wave induced moment들에 대한 종합적인 분석이 필요하다.

Ref.[10]에 WITM을 선박길이 방향에 걸쳐 cosine function form으로 가정하여 이에 의한 warping stress  $\sigma_w$ 를 구한 다음 hull girder stress를

$$\sigma_T = \sigma_s + \sqrt{(0.75\sigma_v)^2 + \sigma_H^2 + \sigma_w^2} \quad (17)$$

으로 조합하여 allowable stress 보다 작은 것을 요구 하고 있다.

위에서  $\sigma_s$ 는 still water bending moment에 의한 hull girder stress,  $\sigma_v$ 와  $\sigma_H$ 는 각각 vertical 및 horizontal WIBM에 의한 hull girder stress이다. 그러나  $\sigma_w$ 를 구하기 위한 WITM를 midship에서 최대값을 주는 cosine function의 분포로 나타내는 방법은 선체단면의 구조형상에 의해 구해지는 전단중심의 영향등을 고려한다면 현실적이지 못하며 식 (17)의 stress 조합방법은 각각의 위상이 무시됨으로써 최종  $\sigma_T$ 가 과도히 산정될 우려가 있다.

2.4.2 WITM의 산식 결정

상기와 같은 점을 고려하기 위하여 WITM에 대한 분석과 각각의 성분을 일관성 있게 산정하여야 이들에 의한 stress를 합리적으로 조합할 수 있다. 이를 살펴보면 WITM은 horizontal WISF에 의한 moment  $M_{T1}$ 과 단면의 hydrodynamic pressure에 의한 moment  $M_{T2}$ 로 구분할 수 있는데,  $M_{T2}$ 는 moment를 구하는 reference point의 vertical 위치에는 상관이 없는 항이다. 이제

$$M_T = M_{T1} \pm M_{T2} \quad (18)$$

로 표현하면 식 (18)의 부부호는  $M_{T1}$  및  $M_{T2}$ 를 결정하는 기준 wave condition에 의하여 선수미의 최대값을 산정하기 위하여 도입된 것이다.

식 (18)의  $M_{T1}$ 과  $M_{T2}$ 를 정형화 하기 위하여  $M_{T1}$ 을

$$M_{T1} = Q_H(x) \cdot l \quad (19)$$

이라고 놓으면  $Q_H(x)$ 는 단면에 작용하는 horizontal WISF이며  $l$ 은 단면의 shear center로 부터  $Q_H(x)$ 의 작용점을 rule 산식에 정형화된 산식으로 반영하기는 어렵기 때문에  $l = d + S_c$ 로 놓으면 식 (19)은

$$M_{T1} = Q_H(x) \cdot (d + S_c) \quad (20)$$

이 된다. 여기서  $S_c$ 는 keel로 부터 shear center까지의 거리이며(positive downward), 식 (20)을 사용할 경우  $Q_H(x)$ 의 arm이 크게 산정된 영향을 포함하고 있어 이 양을  $M_{T2}$ 에 포함시켰다. 식 (20)로 부터  $M_{T1}$ 의 길이방향 분포는 결국  $Q_H(x)$ 의 분포를 따라가며,  $Q_H(x)$ 는 선수미  $L/4$  부근에서 최대값을 갖는다. 따라서  $M_{T1}$ 의 산식을 결정함에 있어 기준 wave condition은 midship에서의 horizontal WIBM의 long term 값을 주는 wave condition으로 하였다. 이러한 design wave는 대개 heading angle 60도 또는 120도,  $\lambda/L = 0.5$  부근이 되는데 이는 horizontal WISF의 선미  $L/4$  위치를 기준으로 하는 design wave와 일치하며 이때  $Q_H(x)$ 와 incoming wave와의 위상차는 선수미  $L/4$  위치부근에서  $\pi/2$ 가 되므로  $Q_H(x)$ 는 imaginary part가 된다.

따라서 식 (18)의 WITM의 조합은 상기 design wave에 대한 각 component의 imaginary part를 취함으로써 일관성있는 결과를 얻고자 하였다. Fig.7.1에는 horizontal WIBM의 long term design wave에 의한  $Q_H(x)$ 를 sine curve의 분포로 근사화하고, 이때의 magnitude를  $L/4$  위치에서의 long term 값으로 잡아 실선에 대한 series 계산을 수행 다음 regression 하여  $Q_H(x)$ 의 산식을 결정하였다. Fig. 7.2에는 이 결과를 보여주고 있으며

$$Q_H(x) = 0.56LdC(C_b + 0.7) \cdot \sin \frac{2\pi x}{L} \quad (kN) \quad (21)$$

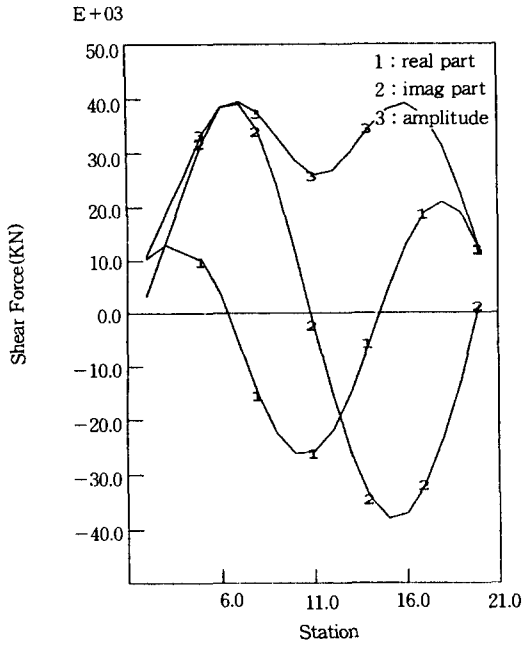


Fig. 7.1 Hor. WISF distribution along ship length for exam. ship

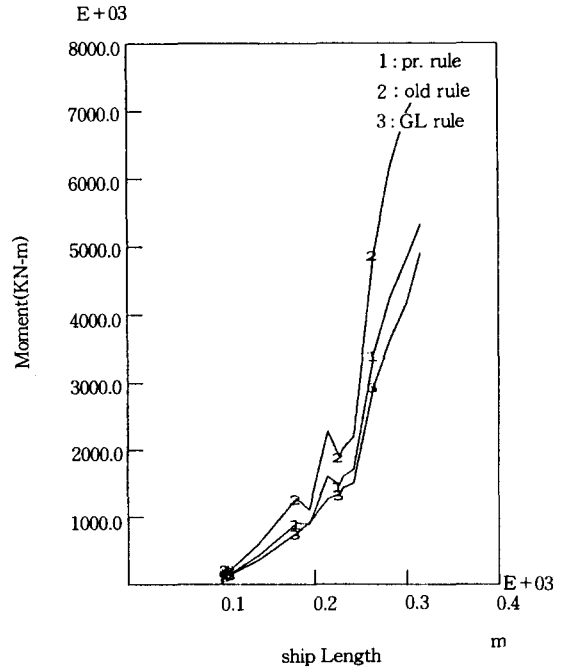


Fig. 7.3 Comp. of horizontal WIBM

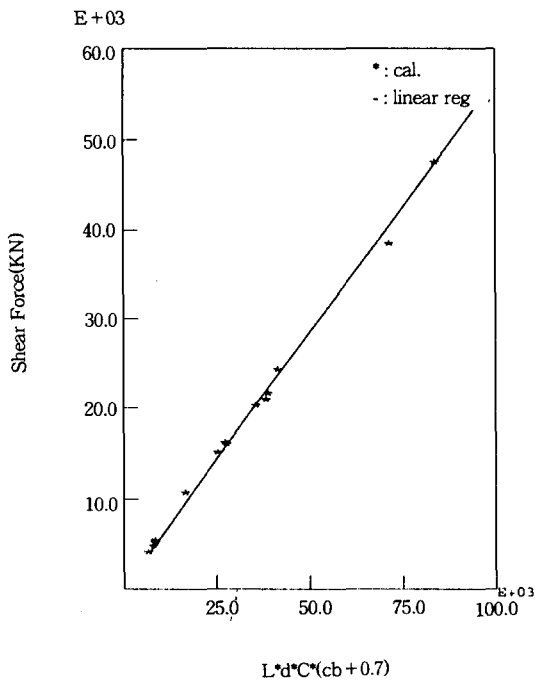


Fig. 7.2 Regression result of Hor. shear force (Fn=0.1)

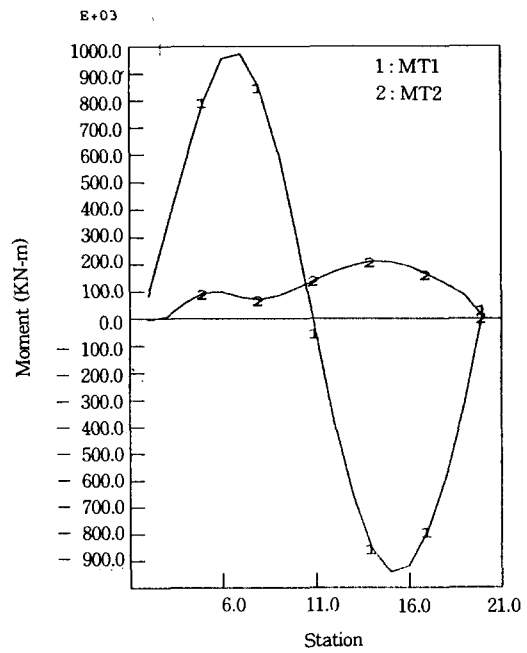


Fig. 7.4 Torsional mt. dist. along ship length for exam. ship

가 된다. 또한 식 (21)을 길이 방향으로 적분하면 midship에서의 horizontal bending moment를 구할 수 있다. 즉

$$M_{WH} = \int_0^{L/2} Q_H(x) dx = 0.18CL^2d(C_b + 0.7) \quad (\text{kN-m}) \quad (22)$$

이 되고 이 크기를 Fig. 7.3에 도시하였는데 현행 KR 규칙과 GL규칙의 중간값을 가지며 선박의 길이가 길수록 현행 KR 규칙과는 많은 차이가 나고 있다.

한편 Fig. 7.4는 전술한  $M_{T1}$ 과  $M_{T2}$ 의 계산 예를 보였다.  $M_{T2}$ 도 전술한 바와 같이 horizontal WISF의 design wave에 의한 torsional moment의 imaginary part이며 그 분포는 선체길이에 걸쳐 큰 차이가 없음을 알 수 있어 이 값을 선체길이에 걸쳐 일정한 값으로 근사시킬 수 있다. 물론 이 경우 선수미에서 unbalanced moment가 존재하게 되나 torsional rigidity의 경우 engine room 전단 격벽과 선수 격벽 위치 부분이 문제가 되므로 선급규칙으로 이용하기에는 무리가 없으리라고 판단된다.

$M_{T2}$ 의 magnitude 산식을 결정하기 위한 실선계산

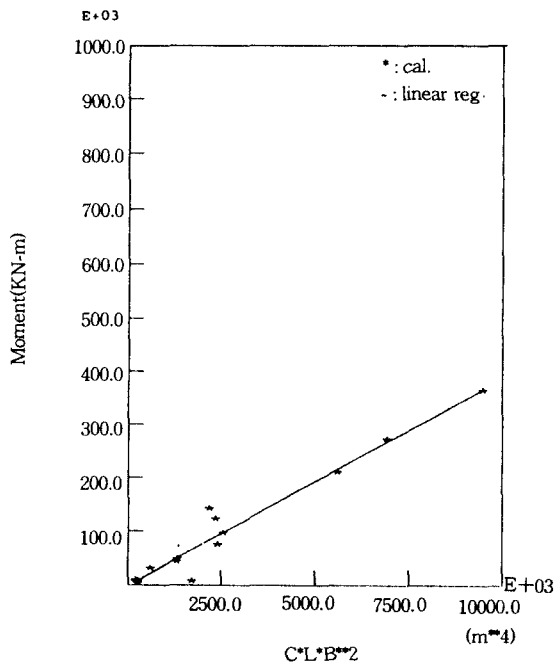


Fig. 7.5 Regression result of MT2(Fn = 0.1)

및 regression 한 결과는 Fig. 7.5에 보여진다. 이에 따라  $M_{T2}$ 는

$$M_{T2} = 0.039CLB^2 \quad (\text{kN-m}) \quad (23)$$

가 된다.

### 2.4.3 Stress의 조합

위와 같이 산정된 WITM, WIBM들에 의한 hull girder stress들은 결국 관심이 있는 위치에서 그들의 합이 정해진 criteria를 벗어나지 않아야 하는데 식 (17)로 주어진 각 stress의 조합방법은 각각 독립적으로 산정되어 상호의 위상차가 고려되지 못함으로서 square root sum을 할 수 밖에 없었다. 그러나 식 (21), (22), (23)들로 산정된  $\sigma_H$ ,  $\sigma_W$ 들은 결국 하나의 design wave condition 아래에서 위상차가 다 고려되었으므로 linear sum을 할 수 있으며, 이때 문제가 되는 것은  $\sigma_V$  밖에 없다.

따라서  $\sigma_V$ 까지 linear sum 하기 위하여는 식 (21), (22), (23)를 결정한 design wave에 대한  $\sigma_V$ 와 vertical bending moment의 long term에 의한  $\sigma_V$ 의 비를 0.5로 산정하였다. 따라서

$$\sigma_T = \sigma_S + 0.5\sigma_V + \sigma_H + \sigma_W \quad (24)$$

가 된다.

### 2.5 선체의외판에 작용하는 파랑압력 산식

위와 같이 결정된 hull girder의 파랑하중 산식외에 구조부재의 scantling에 영향을 미치는 요소가 외판에 작용하는 파랑수압으로서 각 선급규칙중 가장 큰 차이를 보이고 있는 문제이기도 하였다. 이는 국부구조부재에 적용하여야 할 파랑수압을 종강도의 design wave의 관점에서 생각할 것인지 또는 local pressure의 long term 값으로 취급할 것인지의 문제인데 대부분 선급규칙의 경우 후자에 의한 산식들로 제안되어 있다.

그러나 이경우에도 long term값의 probability level이 큰 차이를 보이고 있다.(KR :  $10^{-8}$  level, DnV :  $10^{-4}$  level) 그러나 이와 같이 local pressure의 각 선체부위에 대한 long term 값을 사용하는 것은 각각의 local pressure의 위상차를 고려치 않음으로서 probability level  $10^{-8}$  수준은 결과적으로 과도한 파랑하중을 준 셈이 된다. DnV 규칙의 local pressure에 대한  $10^{-4}$  probability level은 이를 고려

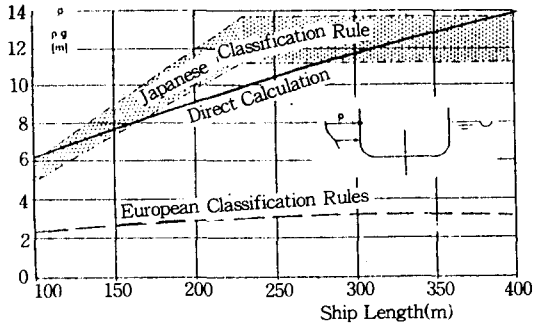


Fig. 8.1 Design wave pressure head on side shell at midship section as function of ship length (excerpted from Ref. [12])

한 결과로 판단된다. 그러나 Fig. 8.1[12]에 H. Soding이 제시한 바와 같이 현재 사용되고 있는 국부 외관부재의 파랑외력의 산식에 대한 의견은 부분적으로 타당하며 계산결과와는 상당히 큰 차이가 있음이 사실이다.

급변 산식 개정에서는 위와 같은 점을 고려하고 또한 global stress와 local stress와의 조합을 고려하여 국부파랑수압을 midship의 vertical WIBM의 long term 값을 주는 design wave가 유발하는 파랑수압으로 잡았다. 즉, 선형 strip 이론을 사용하여 vertical WIBM의 long term 값을 구하고 이에 대한 design wave를 결정한 다음, 이 design wave에 의한 선체 각 부분의 local pressure를 구하는 방법이다. 이때

$$P_T(x,y,z) = P_I(x,y,z) + P_R(x,y,z) + P_D(x,y,z) + P_S(x,z) \quad (25)$$

으로 표시될 수 있으며 여기서  $P_I$ ,  $P_R$ ,  $P_D$ 는 각각 incoming wave, motion에 의한 radiation, 산란파에 의한 diffraction pressure을 의미하며, 마지막 항은 선체운동에 의한 static pressure의 변화에 의한 pressure이다. 즉,  $P_S(x, z)$ 에 의하여 식 (25)은 선체와 파랑의 relative motion이 고려된 선체가 겪게 되는 최종압력을 표시하게 된다.

식 (25)의 각각의 항에 대한 계산방법은 이미 잘 정립되어 있어 여기서는 생략하기로 한다. 다만  $P_D$ 의 경우 본 계산에서는 이의 정확한 산정을 위하여 dif-

fraction boundary value problem를 직접 풀어서 계산하였으며 실선에 대한 계산결과를 linear regression하여 midship의 free surface에서의 압력을

$$P_f^i = 0.095L + 33.38 \quad (\text{kN/m}^2) \quad (26)$$

로 결정하였다.

Fig. 8.2에는 midship의 free surface point에서의 현행 KR 규칙과 실선에 대한 계산결과 및 DnV 규칙을 나타내었다. 그림에서 볼 수 있듯이 DnV rule 보다는 제안 산식이 약 2배의 크기를 가지며 현행 KR 규칙보다는 훨씬 작음을 알 수 있다. 그러나 파랑하중의 이러한 차이점들이 구조부재의 scantling에 같은 비례로 반영되지는 않는 것이 선급규칙들의 특성임은 주의해야 할 점이다.

위와 같은 midship free surface point에서의 압력은 선체 길이 방향과 단면의 수직 방향에 대하여 비교적 일관성있는 변화 형상을 가지고 있다. 즉 선체 외관의 임의점에서의 파랑 외력을

$$P_T(x,y,z) = P_f^i \cdot K_1 \cdot \left(1 - \frac{K_2 h}{d}\right) \quad (27)$$

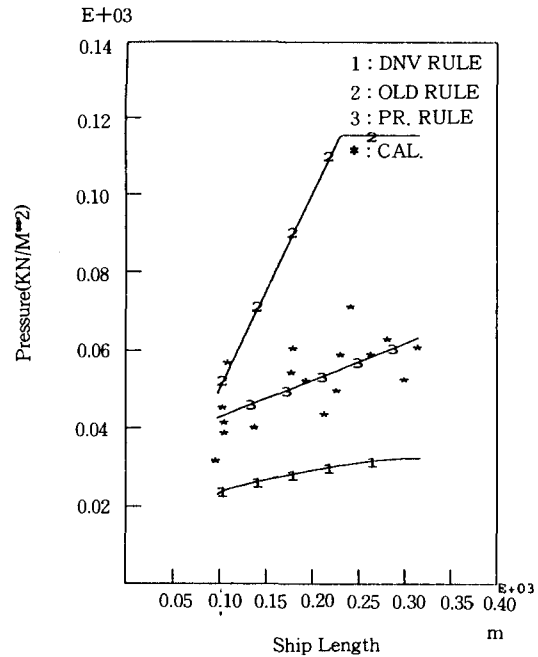


Fig. 8.2 Pressure versus ship length(Fn = 0.1)

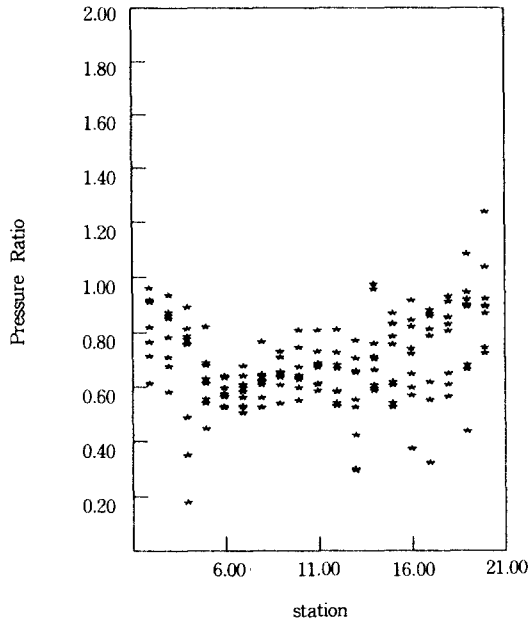


Fig. 8.3 Pressure ratio betw. bilge pt./ free surface pt.

로 표시할 수 있다. 윗식에서  $d$ 는 draft,  $h$ 는 free surface로 부터 고려하는 위치까지의 수직거리이다. 식 (27)에서  $K_2$ 는  $P_f$ 의 수직 방향 분포계수로서 선체 길이 방향으로 변화하는 함수이며 현행 KR 규칙에서는 bilge point top의 압력이 free surface까지 같이 사용되고 있으나 이는 free surface의 영향이 무시된 결과이므로 이를 합리적으로 반영하기 위한 항이 된다. 본 제안 산식에서는 bottom bilge point와 free surface point의 pressure의 비를 길이방향으로 고려하여  $K_2$ 의 산식을 결정하였다. Fig. 8.3은 bilge point top(0.125\*형심으로 가정)에서의 압력과 free surface에서의 압력과의 비를 도시한 예이다. 이들을 보면 선체 중앙부에서는 평균비가 0.67, 선수미에서는 약 0.88 정도임을 알 수 있으며 이러한 factor를 bilge point bottom에서 고려하면  $K_2$ 는 결국

$$K_2 = 0.5 \text{ (중앙부 0.4L)} \\ 0.1 \text{ (선수미)} \quad (28)$$

가 되고 나머지 구간에서는 선형 변화하는 것으로 하였다.

한편  $K_2$  역시  $C_b$ 의 함수가 되어야 하나 급변 작업에

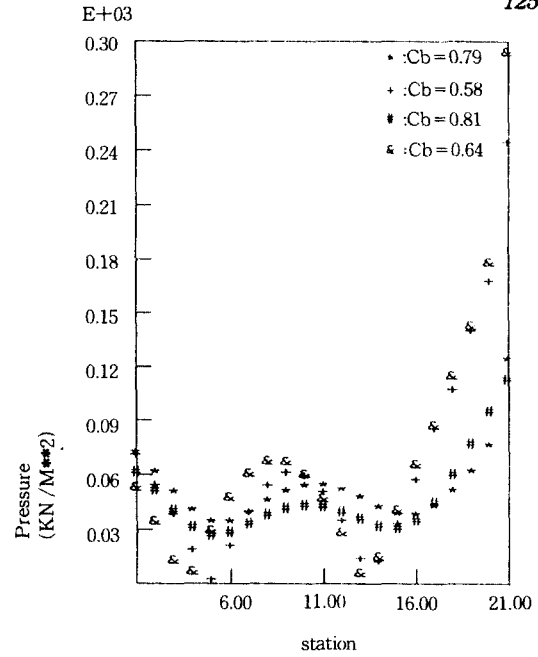


Fig. 8.4 Free surface pressure variation( $F_n = 0.1$ )

서는 이를 무시하였다.

한편  $K_1$ 은 일정한 수직 위치에서의 길이방향의 압력분포변화를 나타내며  $C_b$ 에 따라 선수미에서 크게 영향을 받으며 free surface로 갈수록 큰 변화를 갖게 된다. 즉,  $K_1$ 은 고려되는 위치의 깊이 방향 위치, 종방향 및 선박의  $C_b$ 에 따라 변화하는 계수가 되는데 급변 작업에서는 변화가 가장 큰 free surface의 종방향 분포를 사용하여 근사하였다. Fig. 8.4에는 free surface pressure의 종방향 분포를  $C_b$ 가 확연히 다른 선박에 대하여 계산한 예를 보여준다. 그림에서 볼 수 있듯이 선수에서는  $C_b$ 에 따라 압력이 크게 변함을 알 수 있으며 선미에서는  $C_b$ 에 따른 변화가 거의 없음을 알 수 있다. 압력 산식(27)은 중앙부의 peak 값을 regression하여 산정하였으며 이로인하여  $C_b$ 가 작은 선박의 경우 중앙부에서 약간 과소평가되는 경향이 있으나 실제 선박구조가 종강도 상의 연속성이 유지되는 continuous scantling이 되고 있음을 고려하여 이를 무시하였다.  $K_1$ 은 중앙부 0.4L에서는 1.0, 선미에서는 1.5, 선수에서는  $C_b$ 에 따라

$$K_1 = \frac{5.5 \cdot (0.85 - C_b)}{(1 - C_b^2)} + 2.0 \quad (29)$$

으로 하고 중간위치에서는 선형변화 하는 것으로 하였다. 윗식에서  $C_b$ 가 0.85 보다 클 경우는 0.85로 한다.

### 3. 결 론

이제까지 사용하여 왔던 선급 규칙의 대폭적인 개정은 그 파급효과를 고려할 때 그리 바람직한 것은 못되나 규칙제정후에 발전된 이론을 적절한 절차에 의하여 반영하는 것은 설계지침의 제공관점에서도 필요한 일이 될 것이다.

본 논문에서는 최근 개정된 IACS URS 11에 대하여 short term irregular wave에 대한 비선형 파랑하중을 본 선급이 개발한 program을 사용하여 실선계산을 통하여 검증하였고 그 타당성을 확인할 수 있었으며 앞으로 장기파랑 하중에 대한 계산이 수반되어야 할 것이다. 또한 IACS의 standard wave data를 실선계산에 적용하여 앞으로의 직접 계산시에 참고하도록 하였다.

Large deck opening을 가진 선박의 torsional moment에 대한 일관성 있는 해석을 통하여 하중 산식 및 stress 조합 방법을 제안하였으며 외판에 작용하는 파랑수압의 산식을 vertical WIBM를 기준으로 하여 제한하였다. 향후 이러한 산식들은 구조설계의 관점에서 실제로 구조부재의 scantling에 미치는 영향이 같이 고려가 되어야 할 것이다. 위와 같은 계산에는 본 선급이 그간 국내 조선소로부터 위탁받아 개발한 선형 strip 이론에 의한 직접계산 program이 사용되었다.

끝으로 본 계산을 위하여 사용된 실선들에 대한 자료를 마련해 주신 국내 각 조선소에 감사드린다.

### 참 고 문 헌

- [1] 한국선급, "선급 및 강선규칙 개정내용(1989년 규칙)," 한국 선급, 1989
- [2] A.Nitta, H.Arai, and A.Magaino, "Basis of IACS Unified Longitudinal Strength Standard," *Marine Structures*, Vol. 5, 1992
- [3] W.E.Cummins, "The Impulse Response Function and Ship Motions," *Schiffstechnik*, Vol. 47, 1962
- [4] T.Ikebuchi, "Hydrodynamic Forces on a Body Moving Arbitrary in Time on a Free Surface," *J. of Kansai Soc. of N.A., Japan*, No. 181, June, 1981
- [5] R.Borresen, and F. Telsgrad, "Time History Simulation of Vertical Motions and Loads on Ships in Regular Head Waves of Large Amplitude," *Norwegian Maritime Research*, 1980
- [6] Y.Yamamoto, M.Fujino and T.Fukasawa, "Longitudinal Strength of Ship in Rough Seas," *NK Bulletin*, 1983
- [7] H.Ohtsubo and T.Kuroiwa, "Non-linearity in Sagging Moment and Shear Force of Fine Ships," *NK. Bulletin*, 1989
- [8] ABS, "Final Reports on Wave Response Calculation for IACS Ship," *ABS Ocean Eng. Dept. Technical Report OED 83014*, Aug., 1983
- [9] ABS, "Additional Wave Response Calculations for IACS Ship," *ABS R & D Dept.*, 1987
- [10] KR, "선급 및 강선규칙등 적용지침 - 7편 4장 콘테이너선," *Korean Register of Shipping*, 1992
- [11] Gemansher Lloyd, "Rules for Classification and Construction," *GL*, 1992 Ed
- [12] H.Soding, "Discussion on the Report of Committee 1.2," *Proc. of 11th ISSC*, Vol. 3, Elsevier Applied Science, 1991