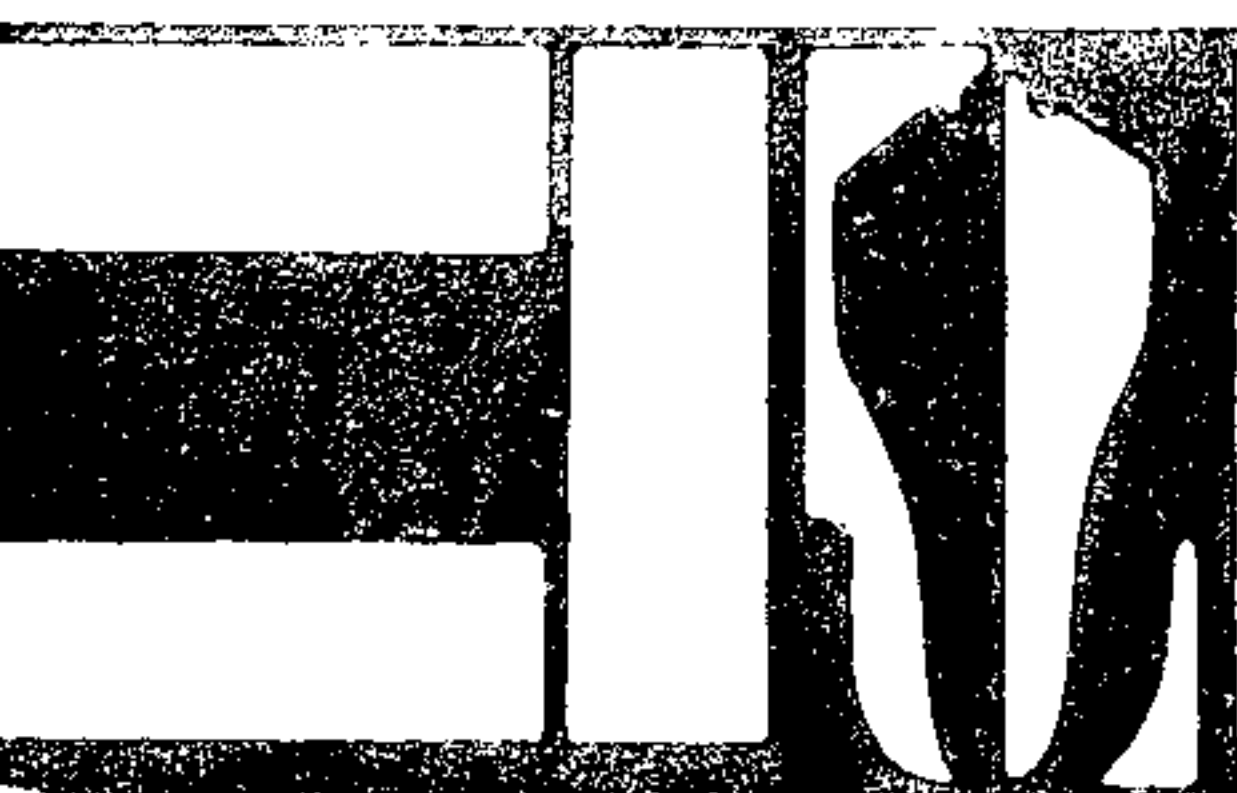




CENTRUM TECHNIKI OKRĘTOWEJ

SHIP DESIGN AND RESEARCH CENTRE
ЦЕНТР СУДОСТРОИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ



PRZEMYSŁ OKRĘTOWEJ

zeszyty

PROBLEMOWE

REPORTS • ТРУДЫ

B-001

L. MALAK

PROGNOZOWANIE OBCIĄŻEŃ STATKU NA FALI



GDANSK

CENTRUM TECHNIKI OKRETOWEJ

OŚRODEK MECHANIKI KONSTRUKCJI OKRETU

B – 001

PROGNOZOWANIE OBCIĄŻEŃ STATKU NA FALI

dr inż. L. Malak

Symbole klasyfikacji wg BKD: 3072:3070:30721:3074:30114:30033:31002

GDAŃSK, LISTOPAD 1978

STRESZCZENIE

W zagadnieniach obejmujących prognozowanie reakcji statku na falowanie zastosowano statystyczne i widmowe charakterystyki falowania. Przedstawiono metody opisu falowania morskiego oraz zebrano podstawowe zależności między parametrami tego opisu. Zasadnicze obliczenia reakcji na falowanie regularne oparto na teorii pasków przy założeniu pięciu stopni swobody statku. Wyniki tych obliczeń przyjęto dla krótkoterminowego i długoterminowego prognozowania reakcji. Omówiono nieliniowe elementy reakcji, a mianowicie slamming oraz zalewanie pokładu. Pracę zamyka przedstawienie najbardziej znanych programów obliczeń reakcji, przy czym szerzej omówiono polskie programy obliczeniowe pozwalające wyznaczyć prognozy krótkoterminowe i długoterminowe.

PREDICTION OF SHIP LOADS IN WAVES

Short and longterm predictions of ship response, based on the wave spectrum approach and wave statistics, are presented in the work. The mathematical models of sea waves and basic relations between wave parameters are also included. The calculations of ship response on regular waves are based on strip theory for the five degrees of freedom of ship hull motion. The results are discussed as a base for short and longterm predictions of ship response. The nonlinear response elements, i.e. slamming and deck wetness are also included. Some known computer programs for ship response calculations are reviewed with special emphasis given to those worked out in this country.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ НАГРУЗКИ СУДНА НА ВОЛНЕНИИ

В вопросах, касающихся прогнозирования реакции судна на действие волнения, применены статистические и спектральные характеристики волнения. Представлены методы описания морского волнения, а также собраны основные зависимости между параметрами волнения. Основные расчёты реакции судна на действие регулярного волнения основаны на гипотезе плоских сечений в предположении, что судно обладает пятью степенями свободы. Результаты этих расчётов приняты для краткосрочного и долгосрочного прогнозирования реакции. Рассмотрены также нелинейные виды реакции, а именно: слеминг и заливание палубы. Работа завершается представлением наиболее известных программ расчёта реакции судна при помощи счётно-решающих машин, причем более обширно рассмотрены польские программы, позволяющие разрабатывать краткосрочные и долгосрочные прогнозы.

SPIS TREŚCI

Streszczenie w języku polskim	2
Streszczenie w języku angielskim	2
Streszczenie w języku rosyjskim	2
Wstęp	5
Wykaz symboli	6
1. Falowanie morskie	9
1.1. Statystyczny opis falowania morskiego. Zestawienie danych z obserwacji	9
1.2. Funkcja gęstości widmowej falowania	15
1.3. Rozkład wysokości fal. Prognozy długoterminowe	19
2. Reakcja statku na fali regularnej	23
2.1. Wprowadzenie	23
2.2. Sformułowanie równań ruchu	24
2.3. Wyznaczenie funkcji przenoszenia reakcji statku	29
3. Reakcja statku na fali nieregularnej	34
3.1. Funkcja gęstości widmowej reakcji statku. Prognoza krótkoterminowa	34
3.2. Zjawiska nieliniowe: slamming oraz zalewanie pokładu	38
3.3. Programy obliczeniowe	42
4. Długoterminowa prognoza reakcji statku	49
5. Uwagi końcowe	54
Bibliografia	55

CONTENTS

Abstract in Polish language	2
Abstract in English language	2
Abstract in Russian language	2
Introduction	5
Index of symbols	6
1. Sea waves	9
1.1. Statistical description of sea waves. Compilations of observed data	9
1.2. Sea spectrum	15
1.3. Distribution of wave heights. Longterm predictions	19
2. Ship response in regular waves	23
2.1. Background	23
2.2. Formulation of equations of motion	24
2.3. Determination of transfer function of ship response	29
3. Ship response in irregular waves	34
3.1. Spectrum of ship response. Shortterm predictions	34
3.2. Nonlinear phenomena: slamming and deck wetness	38
3.3. Computer programs	42
4. Longterm predictions of ship response	49
5. Final remarks	54
Bibliography	55

СОДЕРЖАНИЕ

Содержание на польском языке	2
Содержание на английском языке	2
Содержание на русском языке	2
Введение	5
Перечень символов	6
I. Морское волнение	9
I.1. Статистические характеристики волнения. Состав данных наблюдений	9
I.2. Спектральная плотность волнения	15
I.3. Распределение высоты волн. Долгосрочные прогнозы	19
2. Реакция судна на регулярном волнении	23
2.1. Основные положения	23
2.2. Уравнения движения	24
2.3. Определение передаточной функции реакции судна	29
3. Реакция судна на нерегулярном волнении	34
3.1. Спектральная плотность реакции судна. Короткосрочный прогноз	34
3.2. Нелинейные явления: слеминг и заливание палубы	38
3.3. Вычислительные программы	42
4. Долгосрочное прогнозирование реакции судна	49
5. Заключительные замечания	54
Библиография	55

WSTĘP

Podając pracę nad projektem nowego statku współczesny konstruktor może na podstawie badań przewidzieć stosunkowo dokładnie charakterystyki oporowo-napędowe oraz własności morskie i manewrowe projektowanej jednostki. Do niedawna prognozy tych własności opracowywały wyłącznie laboratoria okrętowe opierając się na wynikach badań modelowych. Obecnie w coraz szerszym zakresie można korzystać z metod teoretycznych, które po zaprogramowaniu na elektronicznych maszynach matematycznych stanowią wygodny sposób projektowania. W jednym i drugim przypadku konstruktor musi jednak dokładnie zdawać sobie sprawę, jakie wyniki i analizy będą mu potrzebne lub pomocne. Jest to szczególnie istotne w odniesieniu do problematyki prognozowania reakcji statku w warunkach falowania morskiego. Badania modelowe lub programy obliczeniowe mogą bowiem odpowiedzieć, jak zachowa się statek i jakie wystąpią obciążenia w ściśle określonych warunkach falowania. Jednak dla opisu tych warunków, jak również dla przedstawienia prognoz reakcji statku należy przyjąć metody rachunku prawdopodobieństwa, zupełnie odmienne od metod deterministycznych, które stosuje się np. dla oceny prędkości statku w funkcji mocy silnika, zwrotności itp. Warunki falowania, stanowiące najpoważniejszy czynnik kształtujący konstrukcję statku oraz mające istotne znaczenie dla jego eksploatacji nie mogą zostać opisane jednym czy kilkoma średnimi parametrami. Statek napotyka w swoim "życiu" na wiele niemożliwych do przewidzenia, różnych układów falowych wpływających na konstrukcję. Na pytanie czy uwzględniać i w jakim stopniu fale o wysokości 35 m, czy częściej statek będzie pływał na fali krótkiej czy długiej itd. odpowiedź można otrzymać tylko w kategoriach prawdopodobieństwa. Wyniki obliczeń deterministycznych określających reakcję statku na dokładnie opisanych matematycznie falach muszą zatem zostać poddane dalszej analizie, a wartości obciążeń, które należy uwzględnić w projektowaniu konstrukcji można ustalić tylko na podstawie odpowiednich hipotez statystycznych.

Celem opracowania jest przedstawienie szerszemu gronu okrętowców deterministycznej metody obliczeń reakcji statku, której wyniki stanowią podstawę wnioskowania statystycznego, omówienie krajowych prac z zakresu prognozowania reakcji oraz możliwości obliczeniowych przy pomocy programów opracowanych w Ośrodku Mechaniki Konstrukcji Okrętu w Centrum Techniki Okrętowej.

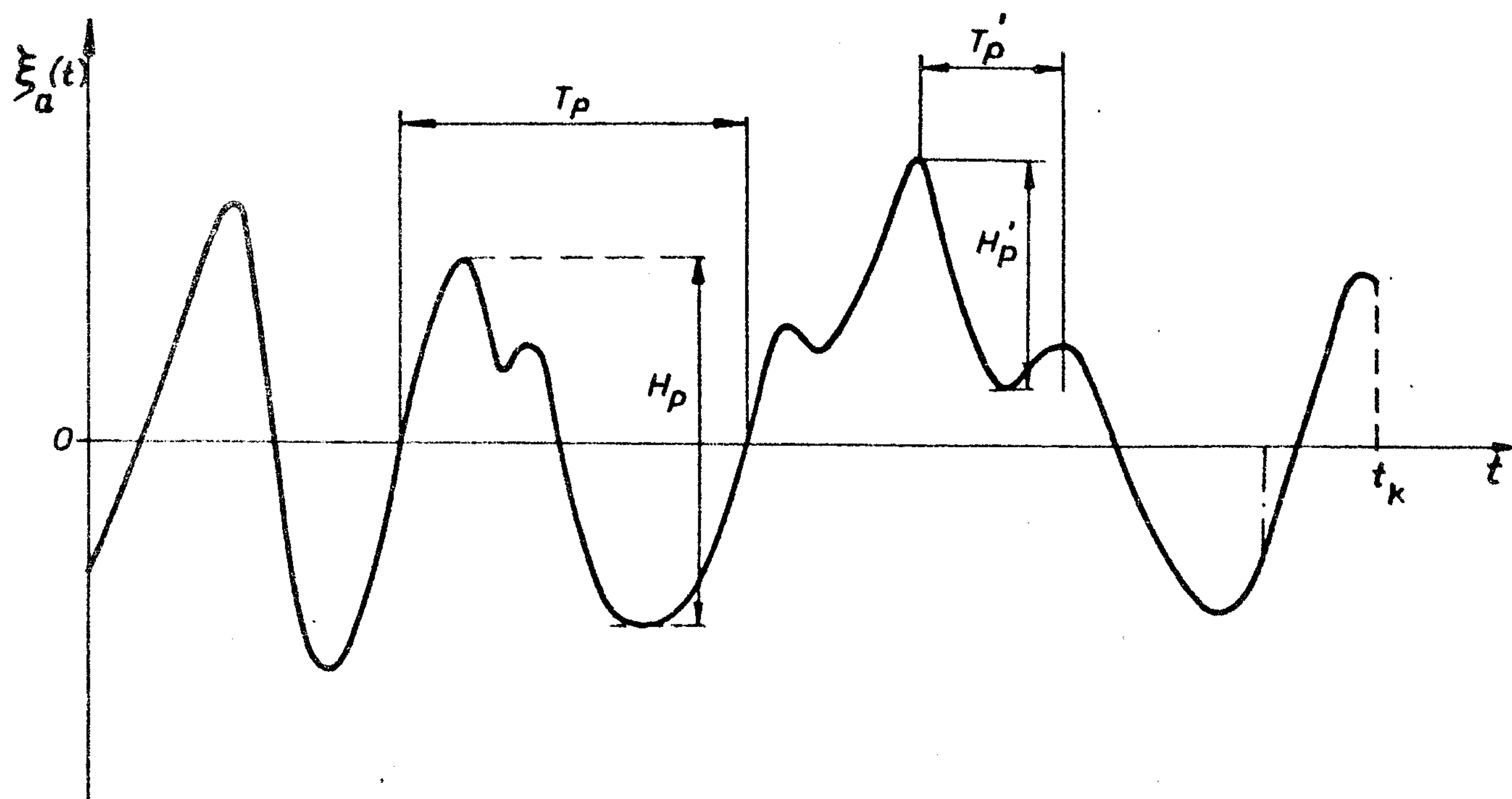
Układ pracy oparto na znanym w teorii układów dynamicznych schemacie: wymuszenie, charakterystyka obiektu, odpowiedź. Na wstępie omówiono zatem falowanie morskie stanowiące wymuszenie oraz jego opis matematyczny, dalej charakterystykę statku określaną przy pomocy funkcji przenoszenia i w końcu odpowiedź statku opisaną krótkoterminowymi i długoterminowymi prognozami reakcji.

WYKAZ SYMBOLI

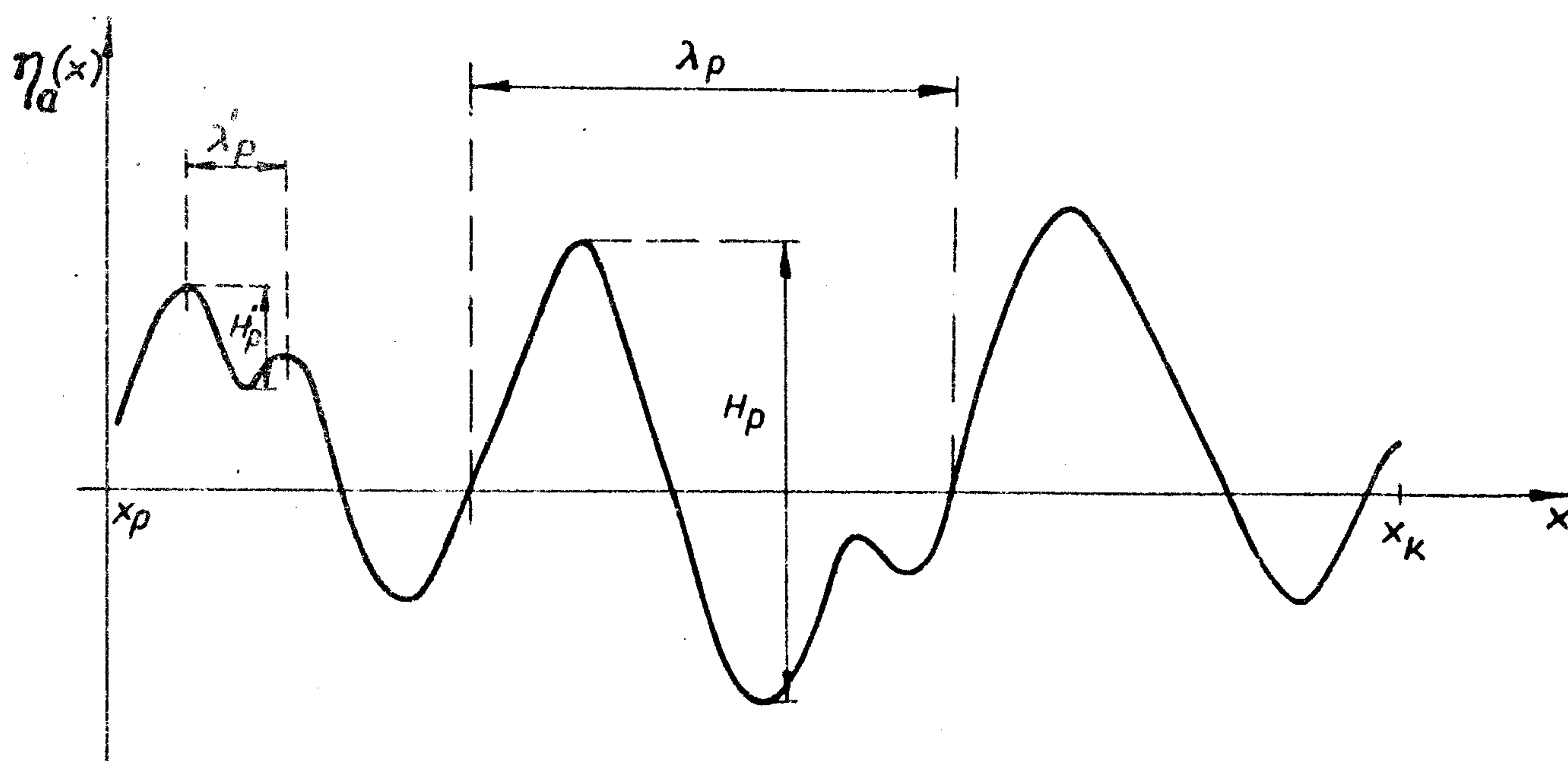
a	- amplituda fali,
a_r	- średnia amplituda reakcji statku,
$a_{r\ 1/3}$	- wartość znacząca amplitudy reakcji,
$a_{r\ 1/10}$	- średnia amplituda z 1/10 największych wartości,
A'_{33}	- współczynnik masy wody towarzyszącej dla nurzania,
B	- szerokość statku,
B'	- szerokość przekroju wręgowego,
B_n	- liczba wg skali Beauforta określająca prędkość wiatru,
c	- prędkość propagacji fal,
$f(x), g(x)$	- funkcje gęstości prawdopodobieństwa,
$F(x), F_1(x)$	- dystrybuanty prawdopodobieństwa,
F_b	- wysokość wolnej burty,
g	- przyspieszenie ziemskie,
$\overline{CM}$	- wysokość metacentryczna,
h^*	- względne przemieszczenie pionowe punktu /względem powierzchni fali/,
$H(x)$	- prawdopodobieństwo wystąpienia lub przekroczenia wartości x /uzupełnienie dystrybuanty do 1/,
H	- wysokość fali,
H_p	- pozorna wysokość fali,
$H_{1/3}$	- znacząca wysokość fali,
H_v	- obserwowana wysokość fali,
I_x, I_y, I_z	- momenty bezwładności masy statku,
$K(\tau)$	- funkcja korelacyjna,
L	- długość statku,
m	- masa statku,
m_0	- zerowy moment funkcji gęstości widmowej równy wariancji procesu,
m'_0	- wariancja reakcji statku na falowanie dwuwymiarowe,
m_n	- n moment funkcji gęstości widmowej,
m_w	- wariancja falowania,
N_{sl}	- częstość uderzeń slammingowych na godzinę,
N_{zl}	- częstość zalań pokładu na godzinę,
$\overline{OG}$	- odległość od środka ciężkości statku do wodnicy,
P_{sl}	- prawdopodobieństwo wystąpienia slammingu,
P_{zl}	- prawdopodobieństwo wystąpienia zalewania pokładu,
R_r	- odchylenie średnie reakcji statku,
R'_r	- odchylenie średnie reakcji statku na falowanie dwuwymiarowe,
R_h	- odchylenie średnie względnego ruchu pionowego punktu,
R'_h	- odchylenie średnie względnej prędkości pionowej punktu,
$S(\omega)$	- funkcja gęstości widmowej falowania,

$S_r(\omega, \mu)$	- funkcja gęstości widmowej reakcji statku,
$S'_r(\omega)$	- funkcja gęstości widmowej reakcji statku na falowanie dwuwymiarowe,
S^2	- wariancja,
T	- zanurzenie statku,
T'	- zanurzenie przekroju wręgowego,
T'	- okres fali regularnej,
T_l	- średni okres falowania /charakterystyczny/,
T_p	- pozorny okres falowania,
$\bar{T}$	- średni okres falowania wg przekroczeń zerowych,
$T_{1/3}$	- znaczący okres falowania,
T_v	- obserwowany okres falowania,
$T_r(\omega, \beta - \mu)$	- funkcja przenoszenia reakcji statku,
U	- prędkość wiatru,
v	- prędkość statku,
v_{cr}	- prędkość krytyczna dla obliczeń slammingu,
x_i, y_i, z_i	- współrzędne punktu,
β	- kąt kursowy statku względem kierunku propagacji fal,
ε	- parametr "szerokości" funkcji gęstości widmowej,
η	- rzędna profilu fali,
λ	- długość fali,
$\bar{\lambda}$	- średnia długość fali,
λ_p	- pozorna długość fali,
μ	- kąt między kierunkiem składowej falowania a dominującym kierunkiem falowania,
ρ	- gęstość wody,
ω	- częstość kołowa falowania,
$\bar{\omega}$	- średnia częstość falowania.

a)



b)



Rys. 1

a) Rejestracja ruchów punktu w funkcji czasu.
b) Przekrój sfalowanej powierzchni w kierunku propagacji fal

I. FALOWANIE MORSKIE

1.1. STATYSTYCZNY OPIS FALOWANIA MORSKIEGO. ZESTAWIENIA DANYCH Z OBSERWACJI.

Pierwsze opracowania dotyczące falowania powierzchni wody datują się jeszcze z ubiegłego stulecia, a nazwiska Gerstnera /"Theorie der Wellen", 1802/ oraz Kelvina /"On the Influence of Wind on Waves in Water Frictionless", 1871/ często wymieniane są we współczesnych publikacjach. W latach dwudziestych bieżącego stulecia prace te kontynuował Jeffreys, a następnie cały szereg oceanografów i okrętowców. Zarówno dla badań oceanograficznych, jak i okrętowych jednym z podstawowych zadań jest określenie charakterystyk falowania akwenów oceanicznych i morskich. Przedmiotem badań są zwykle profile fal nieregularnych otrzymane jako chwilowy przekrój powierzchni pionową płaszczyzną równoległą do kierunku propagacji fal lub też rejestracje pionowych ruchów punktu znajdującego się na powierzchni wody w funkcji czasu. Tak zawężony obraz, w którym nie bada się całej powierzchni falującej, a jedynie elementy dwuwymiarowe, nazywa się falowaniem dwuwymiarowym.

Należy rozpatrzyć rejestrację pionowych ruchów punktu znajdującego się na powierzchni wody w funkcji czasu /rys.1a/ oraz chwilowy przekrój sfalowanej powierzchni płaszczyzną pionową, równoległą do kierunku propagacji fal /rys.1b/. Niech

$$\int_0^{t_k} \xi_a dt = 0 \quad \text{oraz} \quad \int_{x_p}^{x_k} \eta_a dx = 0 \quad /1.1/$$

Miejscowe maksima i minima funkcji ξ_a i η_a nazywa się odpowiednio grzbiętami i dolinami fali, a wykresy tych funkcji profilem falowania. Przyjmuje się również następujące określenia:

- | | |
|----------------------------------|--|
| rzędna fali ξ_a, η_a | - chwilowe przemieszczenie punktu falującej powierzchni w stosunku do linii zerowej; |
| pozorny okres fali T_p | - czas upływający pomiędzy dwoma kolejnymi wypadkami przecięcia linią zerową rosnącego profilu fali $\xi_a(t)$, |
| pozorna długość fali λ_p | - odległość pomiędzy dwoma kolejnymi wypadkami przecięcia linią zerową rosnącego profilu fali $\eta_a(x)$, |
| pozorna wysokość fali H_p | - pionowa odległość pomiędzy najniższym a najwyższym punktem profilu fali w obrębie pozornego okresu lub pozornej długości fali. |

W wielu pracach dodaje się wyjaśnienie "według przekroczeń zerowych" w celu odróżnienia od stosowanych również określeń:

pozorny okres fali /od grzbietu do grzbietu/ - czas upływający pomiędzy dwoma kolejnymi przypadkami wystąpienia grzbietu fali,

pozorna długość fali /od grzbietu do grzbietu/ - pozioma odległość pomiędzy kolejnymi grzbietami fali,
pozorna wysokość fali /od grzbietu do doliny/ - pionowa odległość pomiędzy kolejnym grzbietem a doliną.

W przeciwieństwie do falowania nazywanego w dalszej części pracy regularnym, a charakteryzującym się stałą wysokością, długością i okresem, w falowaniu nieregularnym występują fale o różnych pozornych wysokościach, okresach i długościach.

Opracowanie statystyczne rejestracji falowania obejmuje zwykle wyznaczenie wartości średniej $\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i$, średniej kwadratowej $\bar{x}_{rms} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i^2}$,

wariancji $s^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2$ oraz współczynnika zmienności $v = s/\bar{x}$. Przy analizie danych wysokości fal określa się ponadto wartość znaczącą $H_{1/3}$ równą średniej z 1/3 największych wartości pozornych wysokości fal /dla wartości znaczącej pozornego okresu $T_{1/3}$ przyjmuje się średnią okresów odpowiadających 1/3 najwyższych fal/ oraz wartość średnią z 1/10 największych wartości. W specjalistycznych opracowaniach publikowane są także histogramy, dystrybuanty empiryczne itd.

Z rejestracji falowania można opracować statystycznie dwie wielkości: z wykresu $\xi_a(t)$ pozorną wysokość fali oraz pozorny okres, zaś z wykresu $\eta_a(x)$ pozorną wysokość oraz pozorną długość. Ponieważ częściej dostępne są rejestracje typu $\xi_a(t)$, na ich podstawie określa się tablice dwudzielcze opisujące empiryczny rozkład wysokości i okresu falowania.

Przedstawione charakterystyki statystyczne pozwalają na opis falowania trwającego stosunkowo krótko, w którym wielkości średnie są praktycznie stałe, a zatem falowanie ma charakter stacjonarny. W dłuższym okresie czasu falowanie morskie nie jest jednak stacjonarne i musi być opisane zbiorem takich stanów. W tym celu na podstawie pomiarów wykonywanych w długim okresie czasu określa się średnie dla stanów stacjonarnych, a następnie zestawia je w odpowiednie tablice, najczęściej w tablice dwudzielcze średnich wysokości i średnich okresów falowania. Tablice takie są opisem niestacjonarnego falowania morskiego i stanowią jego charakterystykę długoterminową.

Większość danych statystycznych dotyczących falowania morskiego pochodzi jednak nie ze specjalistycznych statków meteorologicznych wykonujących dokładne pomiary i opracowujących rejestracje, lecz ze statków handlowych, dobrowolnie prowadzących obserwacje, gdzie w miejscu omówionych wielkości średnich określone są wielkości zaobserwowane. Dla skorelowania tych "wartości obserwowanych" z wielkościami statystycznymi wykonano szereg analiz porównawczych. Ich wynikiem są zależności pozwalające na ocenę wielkości statystycznych w oparciu o zaobserwowane dane. Hoffman [1] dla wysokości fal proponuje:

$$H_{1/3} = 2,13 + 0,775 H_v \quad /1.2/$$

natomiast Robinson [2]

$$H_{1/3} = 1,68 H_v^{0,75} \quad /1.2a/$$

Odpowiednie wzory na okres mają postać:

wg Hogbena i Lumba [3]

$$\bar{T} = 0,73 T_v \quad /1.3/$$

wg Robinsona

$$\bar{T} = 0,8 T_v^{0,96}$$

/1.3a/

H_v i T_v oznaczają wartości obserwowane.

Zależności podane przez Robinsona zostały przyjęte w programach obliczeniowych Lloyd's Register of Shipping oraz w krajowych programach serii RESTA.

Koordinacją zbierania i opracowywania danych statystycznych zajmuje się Światowa Organizacja Meteorologiczna /The World Meteorological Organization/. Wyznaczyła ona państwom członkowskim określone obszary morskie w celu dokonywania obserwacji wysokości, okresów i kierunków falowania oraz kodowania ich i przesyłania do centrum obliczeniowego. Informacje te wraz z miesięcznymi zestawieniami dotyczącymi wiatru i falowania są udostępniane przez tę organizację.

W projektowaniu statków bardziej użyteczne są jednak różnego rodzaju opublikowane zestawienia. Najbardziej rozpowszechniona i ceniona jest praca Hogbena i Lumba [3] wydana przez National Physical Laboratory w Londynie. Oceany i morza, poprzez które przebiega większość tras żeglugowych, zostały w niej podzielone na 50 akwenów, dla których wykonano zestawienia całoroczne oraz dwumiesięczne. Wykaz dla każdego akwenu obejmuje tablice dwudzielcze obserwowanych wysokości i okresów dla wszystkich kierunków falowania w rozbiściu na sektory 30-stopniowe. Mankamentem wymienionej pracy jest pominięcie obszarów północnego Pacyfiku oraz przyjęcie stosunkowo dużych powierzchniowo akwenów. Na rys.2 pokazano przyjęty przez Hogbena i Lumba podział mórz i oceanów, natomiast Tablica I przedstawia dane obserwowanych wysokości i okresów fal na Morzu Śródziemnym /akwen nr 12/ dla okresu całorocznego i wszystkich kierunków falowania.

Dane falowania dla północnego Pacyfiku zostały opracowane przez Yamanouchi i Ogawę [4]. Tablice tej publikacji obejmują jednak fale o wysokościach większych od 7,7 m w jednej klasie, co uniemożliwia określenie prawdopodobieństwa występowania bardzo wysokich fal i z tego powodu praca ta jest mało użyteczna dla prognozowania reakcji statku.

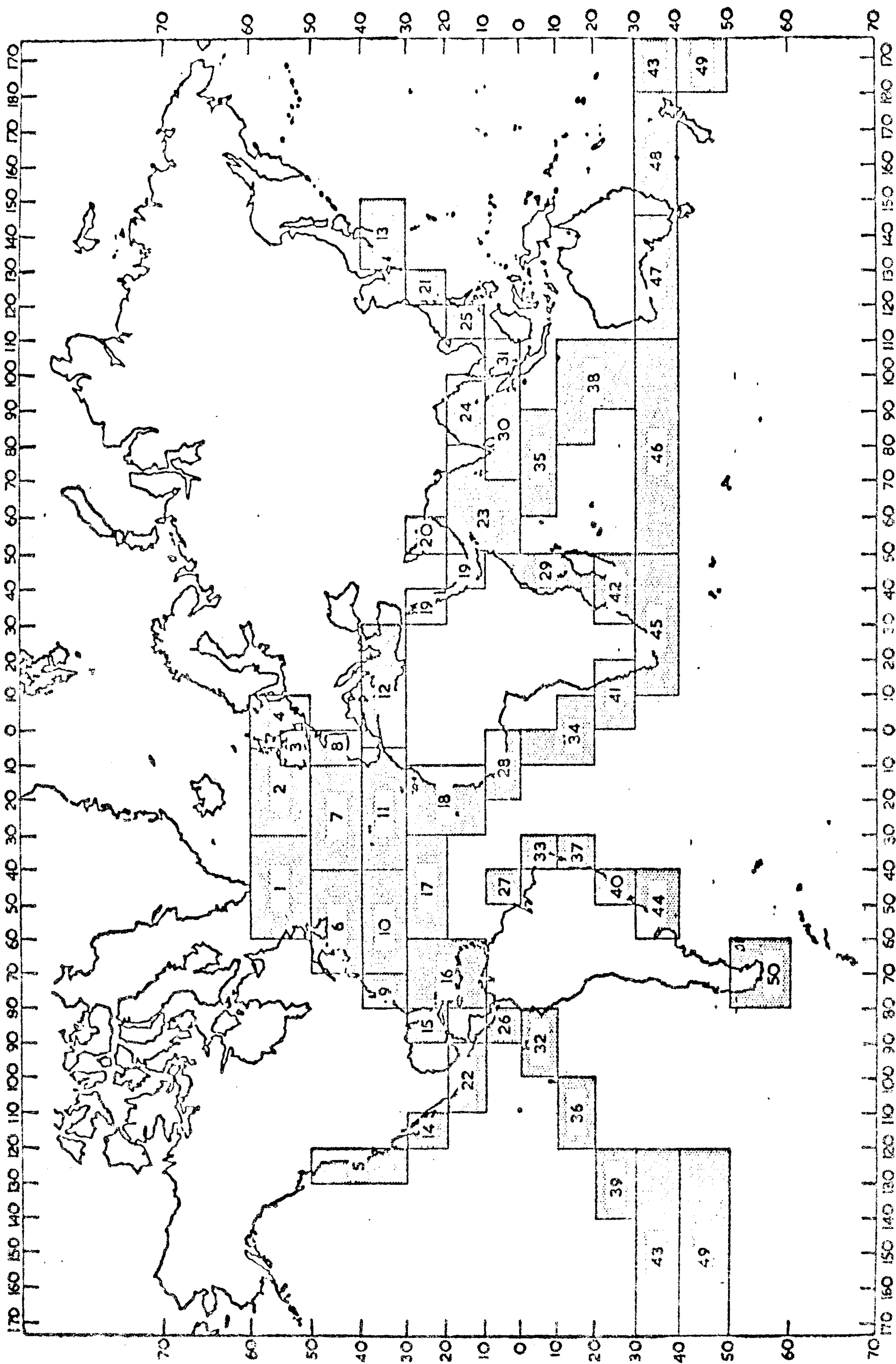
Dane dotyczące falowania północnego Atlantyku zawiera praca Ewinga i Hogbena [5]. Tego samego akwenu dotyczy również opracowanie Waldena [6], często wykorzystywane w obliczeniach okrętowych. Przedstawiona Tablica II jest tablicą dwudzielczą częstości występowania obserwowanych wysokości i okresów fal na północnym Atlantyku dla okresu całorocznego /według Waldena/. Została ona wykorzystana obok tablic Hogbena i Lumba do obliczeń długoterminowych prognoz reakcji statku w programach obliczeniowych serii RESTA.

Tablica I. Obserwowane wysokości i okresy falowania dla akwenu nr 12 /Morze Śródziemne/ w okresie rocznym dla wszystkich kierunków falowania

$\frac{T_v}{H_v}$ [sek] [m]	$\leq 5,5$	5,7-7,5	7,5-9,5	9,5-11,5	11,5-13,5	13,5-15,5	15,5-17,5	17,5-19,5	19,5-21,5	$> 21,5$	Suma obser- wacji
0,375	6554	116	37	21	9	2		1	80	60	12136
0,75	14741	1167	157	53	29	10	6	2	32	344	16693
1,25	18515	5907	951	227	77	32	10	9	38	132	26040
1,75	6422	8143	1986	473	131	37	23	6	1	14	17312
2,25	1398	3864	2336	643	147	26	19	5	1	4	8182
2,75	494	1716	1569	626	160	48	25	4	3	2	4658
3,25	166	686	841	413	164	43	12	1	2	2	2344
3,75	77	300	446	303	132	40	20	8	2		1335
4,25	33	154	227	163	69	48	17	3			714
4,75	21	99	141	133	59	32	15	7			508
5,25	9	15	25	25	16	2	1				106
5,75	16	16	12	15	8	6	1		1	2	78
6,25	12	13	27	31	16	6	1	1		2	112
6,75	4	18	13	13	7	7	4				66
7,25	4	5	15	3	4	5	-			2	38
7,75	3	4	10	7	6	3	1				34
8,25	1	5	3	8	2	2	3	1			25
8,75		4	1			1		1			7
9,25		1		4	3					1	5
9,75			1		1	1			1		8
11,5			1								1
Suma ob- serwacji	48470	22234	8798	3161	1034	351	158	50	161	564	90702

Tablica II. Obserwowane wysokości i okresy falowania dla północnego Atlantyku
/wg Waldena/ - w okresie rocznym dla wszystkich kierunków falowania

$T_v[\text{sek}]$ $H_v[\text{m}]$	5	5-7	7-9	9-11	11-13	13-15	15-17	17	Suma obser- wacji
0,375	20,91	11,79	4,7	2,24	0,47	0,06	0,00	0,60	40,64
1,25	72,78	131,08	62,08	17,26	2,39	0,33	0,11	0,77	287,80
2,25	21,24	126,41	118,31	30,24	3,68	0,47	0,09	0,56	301,00
3,25	3,28	49,60	92,69	32,99	5,46	0,68	0,12	0,27	185,09
4,25	0,53	16,16	44,36	22,28	4,49	1,14	0,08	0,29	89,66
5,25	0,12	4,34	17,30	12,89	3,13	0,56	0,13	0,04	38,51
6,25	0,07	2,90	9,90	8,86	3,03	0,59	0,08	0,03	25,46
7,25	0,03	1,39	4,47	5,22	1,93	0,38	0,04	0,04	13,50
8,25	0,00	1,09	2,55	3,92	1,98	0,50	0,03	0,02	10,09
9,25	0,00	0,54	1,36	2,26	1,54	0,68	0,20	0,04	6,62
10,25	0,01	0,01	0,10	0,11	0,10	0,05	0,02	0,00	0,40
11,25	0,00	0,00	0,03	0,08	0,17	0,06		0,00	0,34
12,25		0,05	0,00	0,14	0,22	0,06	0,01		0,48
13,25		0,02		0,07	0,09	0,03		0,01	0,22
14,25				0,02	0,06	0,02	0,00	0,01	0,11
15,25	0,00	0,02	0,00	0,01	0,01	0,02	0,01	0,01	0,08
Suma obser- wacji	118,97	345,43	358,72	138,59	29,05	5,65	0,92	2,69	1000,00



Rys.2. Podział mórz i oceanów dla zestawień statystycznych obserwowanych wysokości i okresów falowania /wg Hogbena i Lumba/

1.2. FUNKCJA GĘSTOŚCI WIDMOWEJ FALOWANIA.

Dla oceny stacjonarnych stanów falowania morskiego, obok omówionych wielkości statystycznych, najczęściej średnich, powszechnie przyjęła się w okrętownictwie metoda zaczerpnięta z teorii procesów stochastycznych, oparta na widmowym opisie falowania. Z uwagi na jej użyteczność dla oceny reakcji statku należy poświęcić jej nieco uwagi.

W celu widmowego scharakteryzowania falowania konieczne jest przyjęcie pewnych założeń pozwalających na korzystanie z wyników teorii procesów stochastycznych. Podstawowym założeniem jest losowość procesu. Ponieważ rejestracje falowania /rys.1/ określają funkcje, których wartości dla każdego $t \in (0, t_k)$ lub $x \in (X_p, X_k)$ są zmiennymi losowymi, zatem zgodnie z odpowiednimi definicjami falowanie jest procesem stochastycznym.

Stacjonarność falowania morskiego jest pojęciem umownym, wiadomo bowiem, że w różnych okresach czasu zarówno wysokość fal jak również ich długość i okres znacznie się zmieniają. Niemniej zmiany te są stosunkowo powolne i zwykle w przeciągu kilku godzin nie zauważalne. Ponieważ dla określenia charakterystyk widmowych wystarczają przeciętnie 20-30-minutowe rejestracje, a zatem przyjęcie, nawet dla kilku kolejnych rejestracji, założenia stacjonarności jest uzasadnione.

Założenie o normalności procesu, oparte na bardzo obszernym materiale doświadczalnym, pozwala na korzystanie z twierdzenia ergodycznego oraz z wniosków wynikających z rozkładu Rayleigh'a.

Przy przyjętych założeniach, na podstawie rejestracji $\xi_a(t)$ można oszacować^{x/} funkcję korelacyjną

$$K(\tau) = \frac{1}{t_k - \tau} \int_0^{t_k - \tau} \xi_a(t + \tau) \xi_a(t) dt, \quad 0 \leq \tau \leq t_k \quad /1.4/$$

a stąd funkcję gęstości widmowej nazywaną często w skrócie "widmem"

$$S(\omega) = \frac{2}{\pi} \int_0^{t_k} K(\tau) \cos \omega \tau d\tau \quad /1.5/$$

Duża ilość danych doświadczalnych zebranych z rejestracji falowania morskiego na różnych akwenach i przy różnych warunkach pogodowych skłoniła oceanografów do określenia i przyjęcia "średniej" funkcji gęstości widmowej stanowiącej pewien wyidealizowany model falowania. Pierwsze zaproponowane sformułowania takiej funkcji zawierały jeden parametr uwzględniający różne stany falowania, przy czym parametrem tym była prędkość wiatru. Przyjmowano bowiem, że funkcja gęstości widmowej określa rozwinięte falowanie wiatrowe, tzn. falowanie, które ustala się po odpowiednio długim okresie działania wiatru o stałej prędkości. Szerokie zastosowanie w okrętownictwie znalazło sformułowanie używane od 1954 r. i znane jako "widmo Neumana"^{xx/}

x/ Funkcja korelacyjna oraz funkcja gęstości widmowej są zdefiniowane w teorii procesów stochastycznych poprzez całki w granicach od 0 do ∞ , natomiast oszacowania dla skończonych granic nazywane są estymatorami tych funkcji. Dla uproszczenia pominięto jednak w opracowaniu rozróżnianie tych dwu pojęć.
xx/ Obliczenia reakcji statku na falowanie scharakteryzowane widmem Neumana można wykonać m.in. programem amerykańskim "SCORES" oraz krajowym "RESTA 5".

$$S(\omega) = \frac{2,47}{\omega^6} \exp \left\{ - \frac{2g^2}{\omega^2 U^2} \right\} \quad /1.6/$$

gdzie U jest prędkością wiatru wyrażoną w węzłach, natomiast

$S(\omega)$ w m^2 sek.

Podobną postać mają zależności zaproponowane przez Rolla i Fischera, Striekowa oraz popularny wzór Piersona i Moskowitza:

$$S(\omega) = \frac{0,78}{\omega^5} \exp \left\{ - \frac{0,74 g^4}{\omega^4 U^4} \right\} \quad /1.7/$$

Ta ostatnia zależność była omawiana na XI i XII Konferencji ITTC /International Towing Tank Conference/. W tym okresie ugruntowywał się bowiem pogląd, że standardowy wzór na widmo falowania powinien być uzależniony nie od prędkości wiatru, lecz od wartości znaczącej wysokości fal oraz od średniego okresu. Ostatecznie XII Konferencja ITTC, odbyta w 1969 roku w Rzymie, zaleciła stosowanie wzoru

$$S(\omega) = \frac{AB}{\omega^5} \exp \left\{ - \frac{B}{\omega^4} \right\} \quad /1.8/$$

gdzie

$$A = \frac{173 H_{1/3}^2}{T_1^4}, \quad B = \frac{691}{T_1^4} \quad /1.9/$$

oraz $H_{1/3} = 4 \sqrt{m_0}$ - wartość znacząca wysokości fal,
 $T_1 = 2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_1}}$ - średni okres /charakterystyczny/,
 $m_n = \int_0^\infty S(\omega) \omega^n d\omega$ - n moment funkcji gęstości widmowej.

Funkcje gęstości widmowej falowania wg zależności /1.8/ dla $H_{1/3} = 4,75$ m, $T_1 = 7,74$ sek oraz dla $H_{1/3} = 9,82$ m, $T_1 = 11,13$ sek pokazano na rys.7.

Przy braku informacji dotyczących średniego okresu, dopuszczono do przyjmowania

$$A = 0,7795 \quad B = \frac{3,11}{H_{1/3}^2} \quad /1.9a/$$

co odpowiada zależności

$$T_1 = 3,86 \sqrt{H_{1/3}} \quad /1.10/$$

Jeżeli jedyną dostępną informacją jest prędkość wiatru wywołującego falowanie, wówczas według zaleceń Konferencji można przyjąć następującą, określoną tabelarycznie zależność:

Tablica III

Prędkość wiatru [węzły]	20	30	40	50	60
$H_{1/3}$ [m]	3,05	5,24	8,08	11,16	14,63

W roku 1970 IV Konferencja ISSC /International Ship Structure Congress/ również zaleciła stosowanie dwuparametrowej postaci funkcji gęstości widmowej Piersona i Moskowitza /wzór 1.8/ określając jednak

$$A = \frac{124 H_1^2}{\bar{T}^4} \quad B = \frac{496}{\bar{T}^4} \quad /1.9b/$$

w zależności od $\bar{T} = 2\pi\sqrt{\frac{m_0}{m_2}}$, tzn. od średniego okresu według przekroczeń zerowych.

W ostatnich latach w obliczeniach okrętowych coraz szersze zastosowanie znajdują bezwymiarowe postacie funkcji gęstości widmowej falowania. Propozycja Lewisa [7] sprowadza się do następujących prostych przekształceń: z zależności $\lambda = 2\pi g/\omega^2 = c/\omega^2$ otrzymuje się $\ln \lambda = \ln C - 2 \ln \omega$ oraz $d(\ln \lambda) = -\frac{2}{\omega} d\omega$

Gęstość widmową falowania można zatem wyrazić w postaci

$$S(\ln \lambda) = -\frac{\omega}{2} S(\omega) \quad /1.11/$$

Wymaganie, aby pola powierzchni w obu układach były jednakowe jest spełnione, ponieważ

$$S(\ln \lambda) \cdot d(\ln \lambda) = -\frac{\omega}{2} S(\omega) \cdot \left(-\frac{2}{\omega} d\omega\right) = S(\omega) d\omega$$

Odnosząc funkcję gęstości /1.11/ do kwadratu długości fali otrzymuje się jej postać bezwymiarową

$$\frac{S(\ln \lambda)}{\lambda^2} = -\frac{\omega^5}{2C^2} S(\omega) \quad /1.12/$$

Funkcja gęstości widmowej falowania zalecana przez ISSC przyjmuje w tym układzie postać

$$\frac{S(\ln \lambda)}{\lambda^2} = -0,64 \frac{m_0}{\lambda^2} \cdot \exp \left\{ -0,32 \left(\frac{\lambda}{\lambda} \right)^2 \right\} \quad /1.13/$$

Znak "-" oznacza tu zmianę kierunku osi odciętych. Przebieg tej funkcji widoczny jest na rys.9-10.

Wozniesiński i Niecwietajew [8] bezwymiarowe przedstawienie funkcji gęstości widmowej oparli na przyjęciu następującego wzoru ogólnego dla widma falowania:

$$S(\omega) = A_1 \cdot \omega^{-k} \exp \left\{ -B_1 \omega^{-n} \right\} \quad /1.14/$$

Przy tym założeniu, spełnionym przez widma Neumana, Rolla-Fischera, Striekałowa oraz Piersona i Moskowitza, funkcję gęstości widmowej w postaci bezwymiarowej można przedstawić jako:

$$\frac{S(\omega) \cdot \bar{\omega}}{m_0} = c_1 \left(\frac{\omega_m}{\omega} \right)^k \exp \left\{ -\frac{k}{n} \left(\frac{\omega_m}{\omega} \right)^n \right\} \quad /1.15/$$

gdzie:

$$c_1 = \frac{n}{\Gamma\left(\frac{k+1}{n}\right)} \cdot \sqrt{\frac{\Gamma\left(\frac{k-3}{n}\right)}{\Gamma\left(\frac{k+1}{n}\right)}} \cdot \left(\frac{k}{n}\right)^{\frac{k}{n}}$$

- $\Gamma(x)$ - funkcja gamma,
- $\bar{\omega} = \sqrt{\frac{m_2}{m_0}}$ - wartość średnia częstości,
- ω_m - wartość modalna częstości.

Postać ta pozwala na dość proste porównywanie różnych funkcji gęstości widmowej i jest wygodna przy opracowywaniu danych doświadczalnych.

Powyższe rozważania dotyczą funkcji gęstości widmowej falowania dwuwymiarowego charakteryzującego się jednym kierunkiem propagacji, którego grzbiety tworzą w przestrzeni linie proste, wzajemnie równoległe. Falowanie takie nazywa się często falowaniem o długich grzbietach. W celu uwzględnienia przestrzennego charakteru falowania morskiego złożonego z szeregu układów fal rozprzestrzeniających się w różnych kierunkach/nazywanego falowaniem o krótkich grzbietach/wprowadza się następującą zależność:

$$S(\omega, \mu) = S(\omega) g(\mu) \quad /1.16/$$

gdzie $S(\omega)$ - funkcja gęstości widmowej falowania dwuwymiarowego,
 $g(\mu)$ - funkcja wagi uwzględniająca intensywność składowych.

Dla funkcji wagi zachodzi oczywiście zależność

$$\int_{-\pi/2}^{\pi/2} g(\mu) d\mu = 1$$

Z szeregu proponowanych postaci tej funkcji w obliczeniach okrętowych powszechnie przyjęła się następująca:

$$g(\mu) = \frac{2}{\pi} \cos^2 \mu \quad -\frac{\pi}{2} \leq \mu \leq \frac{\pi}{2} \quad /1.17/$$

Warunki pogody morskiej, której najbardziej istotnymi elementami są wiatr oraz falowanie, tradycyjnie oceniano i nadal ocenia się przy pomocy skali Beauforta. W nowoczesnym opisie falowania morskiego skala ta nie znajduje obecnie szerszego zastosowania, jednak z uwagi na jej popularność celowe jest danie odpowiedzi na pytanie, jakie parametry funkcji gęstości widmowej przyjmować dla określonych liczb skali. Stany morza według Beauforta określone są liczbami od 0 do 9 i scharakteryzowane wysokością fal. Ponieważ wysokości te odpowiadają wysokościom obserwowanym, zatem można zastosować zależności /1.2/ lub /1.2a/ do obliczenia wartości znaczącej wysokości falowania. Średni okres T_1 można wówczas obliczyć ze wzoru /1.10/, natomiast średni okres według przekroczeń zerowych z zależności

$$\bar{T} = 3,55 \sqrt{H_{1/3}} \quad /1.18/$$

Skala prędkości wiatru obejmuje 13 stopni, od 0 do 12, przy czym każdy stopień określony jest średnimi prędkościami wiatru. Frost [9] proponuje stosować wzór

$$U = 1,692 \cdot 10^{0,2} \cdot Bn^{1,167} \quad /1.19/$$

gdzie Bn jest stopniem skali Beauforta, a prędkość wiatru w węzłach odpowiada prędkości na wysokości 10 m ponad poziomem wody.

W celu wyznaczenia wartości znaczącej wysokości można skorzystać z danych Tablicy III przyjętej przez ITTC lub ze wzoru Scotta [10]

$$H_{1/3} = 0,0244 U^{1,5} + 1,524 \quad /1.20/$$

Z powyższych zależności wynika, że skala Beauforta nie umożliwia dwuparametrowego opisu falowania oraz że stopnie tej skali nie rozróżniają falowania o różnych średnich okresach. Ponieważ rozróżnienie takie w określeniu reakcji statku na falowanie jest bardzo istotne, zatem skala Beauforta ma znaczenie tylko dla obliczeń porównawczych.

1.3. ROZKŁAD WYSOKOŚCI FAL. PROGNOZY DŁUGOTERMINOWE.

Funkcja gęstości widmowej jest mało obrazową charakterystyką falowania i bezpośrednio nie informuje np. o wysokościach fal, których można oczekiwać dla falowania określonego tą funkcją. Korzystając jednak z wyników prac Cartwrighta oraz Longuet-Higginsa [11] na podstawie znajomości widma falowania można wyznaczyć rozkład wartości maksymalnych, a stąd wyprowadzić szereg użytecznych relacji.

Dla rozkładu wartości maksymalnych znormalizowanej zmiennej $\xi/\sqrt{m_0}$ otrzymuje się

$$f(y) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \left\{ \varepsilon e^{-\frac{y^2}{2\varepsilon^2}} + (1-\varepsilon^2)^{\frac{1}{2}} y e^{-\frac{y^2}{2}} \int_{-\infty}^{\frac{y(1-\varepsilon^2)^{1/2}}{\varepsilon}} e^{-\frac{z^2}{2}} dz \right\} \quad /1.21/$$

gdzie

$$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{m_2^2}{m_0 m_4}}, \quad m_1 = \int_0^{\infty} S(\omega) \omega^1 d\omega$$

Parametr ε stanowi pewnego rodzaju miarę "szerokości" widma i przyjmuje wartość z przedziału $(0,1)$. Dla bardzo "wąskich" funkcji gęstości mających postać ostrza, ε jest bliskie zeru. W przeciwnym wypadku, gdy gęstość widmowa rozkłada się w szerokim zakresie częstości, ε dąży do jedności. Dla przypadków granicznych otrzymuje się

$$\lim_{\varepsilon \rightarrow 0} f(y) = \begin{cases} 0 & \text{dla } y \leq 0 \\ y e^{-\frac{y^2}{2}} & \text{dla } y > 0 \end{cases} \quad /1.22/$$

$$\lim_{\varepsilon \rightarrow 1} f(y) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{y^2}{2}} \quad /1.23/$$

Pierwszy z tych rozkładów znany jest jako rozkład Rayleigh'a, drugi zaś odpowiada rozkładowi Gaussa.

Na podstawie rozkładu wartości maksymalnych można wyznaczyć m.in. podstawowe wielkości statystyczne falowania, a mianowicie: wartość średnią, wartość znaczącą oraz ogólnie wartość średnią $1/n$ najwyższych fal. W tym celu przyjmuje się zwykle, że funkcja gęstości widmowej jest funkcją "wąską", dla której z wystarczającą dla celów praktycznych dokładnością można założyć $\varepsilon = 0^x/$. Rozkład wartości maksymalnych falowania, licząc od poziomu zerowego, jest wówczas określony rozkładem Rayleigh'a.

Ponieważ dla ε bliskiego zeru falowanie charakteryzuje się wolną zmianą amplitudy i fazy, zatem w przybliżeniu można przyjąć, że pozorna wysokość fali równa się podwojonej wartości maksymalnej.

W ogólnym przypadku wartości maksymalne $1/n$ najwyższych fal są większe od pewnego y' określonego zależnością

$$\int_{y'}^{\infty} f(y) dy = \frac{1}{n} \quad /1.24/$$

x/ Parametr ε obliczany na podstawie pomiarów falowania na północnym Atlantyku [12] [13] wynosi ok. 0.55. Dla tej szerokości widma, wielkości statystyczne są nieco mniejsze od wielkości obliczonych dla $\varepsilon = 0$, np. wartość znacząca jest mniejsza o ok. 4%.

Dla $f(y) = y \cdot e^{-\frac{y^2}{2}}$ otrzymuje się $y'' = \sqrt{2 \ln n}$

Ponieważ $y = \xi / \sqrt{m_0}$, zatem pozorna wysokość $1/n$ najwyższych fal jest większa od

$$H_p = 2 \sqrt{2 \ln n} \cdot \sqrt{m_0} \quad /1.25/$$

Wysokość $1/3$ najwyższych fal przekracza wartość $2,96 \sqrt{m_0}$, $1/100 - 6,07 \sqrt{m_0}$, $1/1000 - 7,43 \sqrt{m_0}$ itd. Podstawiając za n wartości ułamkowe można obliczyć, że pozorna wysokość 10% fal przekracza $4,29 \sqrt{m_0}$, $50\% - 2,36 \sqrt{m_0}$ itd.

Średnią wartości maksymalnych $1/n$ najwyższych fal jest

$$\bar{y} (1/n) = n \int_{\sqrt{2 \ln n}}^{\infty} y f(y) dy = \sqrt{2 \ln n} + \int_{\sqrt{2 \ln n}}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy \quad /1.26/$$

Stąd wartość średnią $1/n$ najwyższych fal określa zależność

$$H_{(1/n)} = (2 \sqrt{2 \ln n} + 2 n \int_{\sqrt{2 \ln n}}^{\infty} e^{-\frac{y^2}{2}} dy) \sqrt{m_0} \quad /1.27/$$

Pozorną wysokość fal charakteryzuje: wartość średnia - $2,51 \sqrt{m_0}$, wartość znacząca - $4,00 \sqrt{m_0}$, średnia $1/10$ najwyższych fal - $5,09 \sqrt{m_0}$, $1/1000 - 6,67 \sqrt{m_0}$, $1/100 - 7,83 \sqrt{m_0}$, itd.

Trudniejszym zadaniem jest wyznaczenie prawdopodobnej wysokości najwyższej fali w dowolnej próbie składającej się z N fal. Cartwright oraz Longuet - Higgins podają następujący wzór asymptotyczny dla dużych wartości N

$$y_{\max} = (2 \ln N)^{\frac{1}{2}} + \gamma (2 \ln N)^{-\frac{1}{2}}, \quad \gamma = 0,5772$$

/1.28/

Wartość oczekiwana pozornej wysokości najwyższej fali w próbie N fal wynosi odpowiednio: dla $N = 20, H_{\max} = 5,29 \sqrt{m_0}$, dla $N = 100 - 6,45 \sqrt{m_0}$, $N = 1000 - 7,72 \sqrt{m_0}$.

Obok funkcji gęstości prawdopodobieństwa często korzysta się z dystrybucji rozkładu Rayleigh'a, która dla zmiennej znormalizowanej $y = x/\sqrt{m_0}$ wynika bezpośrednio z zależności /1.22/

$$F(y) = 1 - e^{-\frac{y^2}{2}} \quad /1.29/$$

natomiast dla zmiennej x przyjmuje postać

$$F(x) = 1 - e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \quad /1.30/$$

Prawdopodobieństwo wystąpienia lub przekroczenia wartości x wynosi zatem

$$F_1(x) = e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \quad /1.31/$$

Stosując ten wzór dla wysokości fal ($x = \frac{H}{2}$) otrzymuje się zależność

$$F_1(H) = e^{-\frac{H^2}{8m_0}} \quad /1.32/$$

określającą prognozę krótkoterminową.

W przypadku, gdy falowanie morskie jest opisane rozkładem wariancji falowania $m_0 = m_w = \frac{1}{16} H_{1/3}^2$ oraz rozkładem średniego okresu $\bar{T}$, wówczas długoterminową prognozę wysokości fal określa prawdopodobieństwo wystąpienia lub przekroczenia wysokości równej H

$$F_2(H) = \int_0^{\infty} f(\bar{T}) \left\{ \int_0^{\infty} f(m_w/\bar{T}) e^{-\frac{H^2}{8m_w}} dm_w \right\} d\bar{T} \quad /1.33/$$

gdzie: $f(\bar{T})$ - gęstość prawdopodobieństwa rozkładu $\bar{T}$,
 $f(m_w/\bar{T})$ - warunkowa gęstość prawdopodobieństwa rozkładu m_w dla określonego $\bar{T}$.

Na podstawie tablic dwudzielczych obserwowanych wysokości i okresów można określić, po odpowiednich przekształceniach, prawdopodobieństwo $p(\bar{T}) = f(\bar{T}) d\bar{T}$ i $p(m_w/\bar{T}) = f(m_w/\bar{T}) dm_w$ oraz sprowadzić całkowania we wzorze /1.33/ do sumowania. Otrzymuje się wówczas

$$F_2(H) = \sum_{i=1}^m p_i(\bar{T}) \sum_{j=1}^n p_j(m_w/\bar{T}) e^{-\frac{H^2}{8m_w}} \quad /1.34/$$

gdzie m oznacza ilość klas okresów, zaś n - ilość klas wysokości.

Rozkład obserwowanych wysokości fal w obrębie poszczególnych klas okresów można również opisać rozkładem logarytmiczno-normalnym

$$f_l(H_v) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}(H_v+c)} e^{-\frac{[\ln(H_v+c)-\mu]^2}{2\sigma^2}} \quad /1.35/$$

lub rozkładem Weibulla

$$f_w(H_v) = \frac{\gamma}{H_c-H_o} \left(\frac{H_v-H_o}{H_c-H_o} \right)^{\gamma-1} e^{-\left(\frac{H_v-H_o}{H_c-H_o} \right)^{\gamma}} \quad /1.36/$$

Parametry obu tych rozkładów dla akwenu północnego Atlantyku według Robinsona zostały przedstawione w Tablicach IV i V.

Bennet [14] nawiązując do tradycji korzystania ze skali Beauforta prędkości wiatru proponuje dla długoterminowej prognozy wysokości fal zależność

$$F_2(H) = \int_0^{\infty} f(Bn) e^{-\frac{H^2}{8m_o}} d Bn \quad /1.37/$$

(przy czym dla gęstości prawdopodobieństwa rozkładu stopni Beauforta przyjmuje rozkład normalny Gaussa o wartości oczekiwanej 3,45 oraz odchyleniu średnim 2,425.

Problematyka prognoz długoterminowych jest szczególnie istotna dla prognozowania reakcji statku na falowanie morskie i w ostatniej części pracy zostanie rozszerzona dla tego zagadnienia.

Tablica IV. Parametry rozkładu Weibulla dla falowania
północnego Atlantyku wg Robinsona [2]

Okres	H_o	H_c	γ	Prawdopodo- bieństwo wystą- pienia okresu
$\leq 5,5$	0,34	1,07	0,94	0,2427
5,5 - 7,5	0,34	2,44	1,62	0,2899
7,5 - 9,5	0,27	3,38	1,94	0,2195
9,5 - 11,5	0,20	4,07	2,10	0,1165
11,5 - 13,5	0,18	4,51	2,17	0,0492
13,5 - 15,5	0,19	4,86	2,19	0,0179
15,5 - 17,5	0,00	5,07	2,19	0,0062
$>17,5$	0,29	2,09	2,19	0,0076

Tablica V. Parametry rozkładu logarytmiczno-normalnego
północnego Atlantyku wg Robinsona [2]

Okres	σ	c	μ	Prawdopodo- bieństwo wystą- pienia okresu
$\leq 5,5$	0,4174	-0,3797	0,3040	0,2427
5,5 - 7,5	0,4074	-0,1876	0,6721	0,2899
7,5 - 9,5	0,3825	-0,4250	1,0559	0,1165
9,5 - 11,5	0,3706	-0,7650	1,3371	0,1165
11,5 - 13,5	0,3506	-1,1684	1,5319	0,0492
13,5 - 15,5	0,3647	-1,3022	1,6306	0,0179
15,5 - 17,5	0,3543	-2,1336	1,8153	0,0062
$>17,5$	0,3933	-2,1336	1,7601	0,0076

2. REAKCJA STATKU NA FALI REGULARNEJ

2.1. WPROWADZENIE

Pojęciem "reakcja statku na fali" określa się w tej pracy zjawiska występujące na statku znajdującym się na sfalowanej powierzchni wody. Zjawiska te obejmują ruchy oraz pochodne ruchu, tzn. prędkości i przyspieszenia, siły tnące, momenty gnące i skręcające oraz takie zjawiska, jak uderzenia kadłuba o powierzchnię wody /tzw. slamming/, zalewanie pokładu, wynurzanie się śruby itp.

W analizie reakcji statku podczas eksploatacji na sfalowanym morzu, można wyróżnić dwa etapy. Pierwszy, oparty na zdeterminowanym modelu ruchu wymuszonego, obejmuje wyznaczenie charakterystyk reakcji statku na abstrakcyjnej fali regularnej. Wyniki otrzymuje się w postaci rozwiązań równań ruchu oraz ich przekształceń. Drugi etap określający reakcję na fali nieregularnej oparty jest na modelu stochastycznym, a zatem wynikami są charakterystyki widmowe, wartości średnie, wielkości prawdopodobieństwa itp.

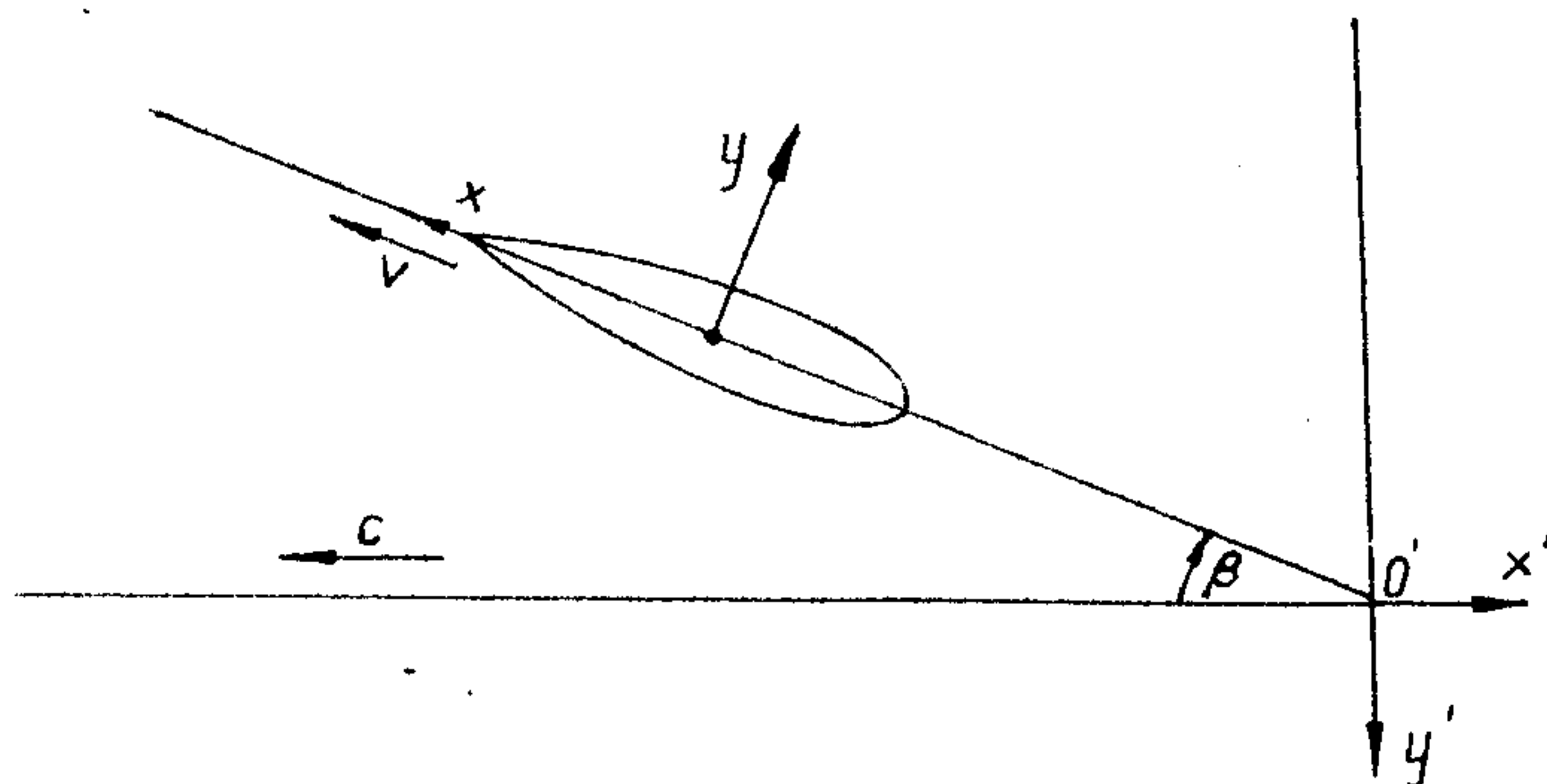
Rozpatrując falowanie regularne zakłada się, że przekrój sfalowanej powierzchni pionową płaszczyzną, równoległą do kierunku propagacji fal ma postać sinusoidy. Dla nieograniczonej głębokości wody przyjmuje się następujące zależności wiążące prędkość propagacji c , liczbę falową k , częstość kołową ω , długość fali λ oraz okres T :

$$c = \frac{g}{\omega} = \frac{gT}{2\pi} \quad /2.1/$$

$$c^2 = \frac{g}{k} = \frac{g \cdot \lambda}{2\pi} \quad /2.2/$$

$$k = \frac{\omega^2}{g} = \frac{2\pi}{\lambda} \quad /2.3/$$

Zakłada się, że statek porusza się na tak określonym falowaniu regularnym ze stałą prędkością v ruchem prostoliniowym w kierunku tworzącym z kierunkiem propagacji fal kąt β . Przyjęte układy współrzędnych pokazano na rys.3. Początek nieruchomego układu umiejscowiony jest na powierzchni wody spokojnej, natomiast początek układu związanego ze statkiem pokrywa się ze środkiem ciężkości statku; oś z jest skierowana pionowo w dół.



Rys.3. Ruchomy i nieruchomy układ współrzędnych

Statek może wykonywać na fali następujące oscylacyjne ruchy liniowe oraz oscylacyjne ruchy obrotowe zwane kołysaniami:

- ruchy pionowe lub nurzanie /heave/^x,
- ruchy poprzeczne /sway/,
- kołysania wzdłużne /pitch/,
- kołysania poprzeczne /roll/,
- kołysania wokół osi pionowej lub myszkowanie /yaw/.

Wielkości dotyczące reakcji statku, zmieniające się liniowo z wysokością fali, można scharakteryzować stosunkiem amplitudy reakcji do amplitudy fali. Wartości tego stosunku dla stałej prędkości statku oraz przy stałym kursie, wyznaczone w funkcji częstości, określają funkcję przenoszenia, zwaną również transmitancją lub charakterystyką amplitudową^{xx}.

Zasadniczym celem analizy reakcji statku na fali regularnej jest wyznaczenie funkcji przenoszenia oraz wartości przesunięć fazowych reakcji względem fali /wymuszenia/. Wielkości te opisują ściśle reakcję statku na fali regularnej i pozwalają na jej analizę i ocenę w warunkach falowania nieregularnego.

Najprostszą metodą uzyskania tych charakterystyk jest wyznaczenie ich na podstawie badań modelowych. Pomimo trudności wytworzenia w basenie idealnej fali sinusoidalnej mimo nieuwzględniania korelacji model - statek itp. czynników, wyniki badań modelowych dostarczają najbardziej wiarygodnych informacji i są podstawą oceny metod teoretycznych. Zasadniczą ich wadą jest wysoki koszt oraz długi czas potrzebny na wykonanie modelu i przeprowadzanie prób.

Metody teoretyczne i oparte na nich programy obliczeniowe wywodzą się z klasycznej już dzisiaj teorii **pasków** /strip theory/ Korvin - Kroukovsky'ego. Pierwotna metoda obliczeniowa zaproponowana dla nurzania i kołysań wzdłużnych na fali przeciwnej została w szeregu ośrodkach rozwinięta i niektóre z najnowszych opracowań obejmują wszystkie stopnie swobody statku oraz wszystkie kierunki falowania. W praktyce projektowej duże zastosowanie znalazły: prace Kaplana [15] i oparte na nich programy - amerykański "SCORES", programy Lloyd's Register of Shipping [16] i polskie programy serii RESTA; opracowania Salvesena, Tucka i Faltinsena [17] wykorzystane w programach Det norske Veritas oraz Tasai i Takagi, będące podstawą systemu programów japońskich [18].

2.2. SFORMUŁOWANIE RÓWNAŃ RUCHU

Ruchy oscylacyjne statku poruszającego się na falach regularnych ze stałą prędkością i ustalonym kursem /rys.3/ można opisać następującymi, znanymi równaniami^{xxx}:

$$m\ddot{z} = \int_L \frac{dz}{dx} dx + Z_w \quad /2.4/$$

x/ Z uwagi na brak w języku polskim jednoznacznych określeń w nawiasach podano nazwy w języku angielskim.

xx/ Terminy "funkcja przenoszenia" i "transmitancja" zaczerpnięte są z teorii procesów stochastycznych i można je stosować dla reakcji statku na fali regularnej tylko przy założeniu liniowości.

xxx/ Omówiona w tej części pracy postać równań ruchu statku została sformułowana przez Kaplana [15] i wykorzystana w programach: "SCORES" [19], LR2570 [16] oraz serii RESTA. W wielu publikacjach, np. [17], [18] zalecane są bardziej rozbudowane algorytmy uwzględniające dokładniejsze zależności dla sił wymuszających lub uwzględniające wzdłużne ruchy oscylacyjne.

$$I_y \ddot{\theta} = - \int_L \frac{dZ}{dx} x dx + M_w \quad /2.5/$$

$$m \ddot{y} = \int_L \frac{dY}{dx} dx + Y_w \quad /2.6/$$

$$I_z \ddot{\psi} - I_{xz} \ddot{\phi} = \int_L \frac{dY}{dx} x dx + N_w \quad /2.7/$$

$$I_x \ddot{\phi} - I_{xz} \ddot{\psi} = \int_L \frac{dK}{dx} dx - mg \overline{GM} \phi + K_w \quad /2.8/$$

- gdzie: m, I_x, I_y, I_z - masa oraz momenty bezwładności masy statku,
 I_{xz} - moment dewiacji,
 $\frac{dY}{dx}, \frac{dZ}{dx}, \frac{dK}{dx}$ - siły i momenty hydrodynamiczne działające na elementarny plasterek kadłuba,
 Y_w, Z_w, K_w, M_w, N_w - wywołane falowaniem siły i momenty działające na statek,
 $\overline{GM}$ - wysokość metacentryczna,
 L - długość statku,
 $\int_L$ - całka oznaczona w granicach długości statku /od rufy do dziobu/.

Siły i momenty hydrodynamiczne określają zależności:

$$\frac{dY}{dx} = - \frac{\partial}{\partial t} [M_s (\dot{y} + x\dot{\psi} - v\psi) - F_{rs}\dot{\phi}] - N_s (\dot{y} + x\dot{\psi} - v\psi) + N_{rs}\dot{\phi} + \overline{OG} \frac{\partial}{\partial t} (M_s \dot{\phi}) + \overline{OG} N_s \dot{\phi} \quad /2.9/$$

$$\frac{dZ}{dx} = - \frac{\partial}{\partial t} [A'_{33} (\dot{z} - x\dot{\theta} + v\theta)] - N_z (\dot{z} - x\dot{\theta} + v\theta) - \rho g B' (z - x\theta) \quad /2.10/$$

$$\frac{dK}{dx} = - \frac{\partial}{\partial t} [I_r \dot{\phi} - M_{s\phi} (\dot{y} + x\dot{\psi} - v\psi)] - N_r \dot{\phi} + N_{s\phi} (\dot{y} + x\dot{\psi} - v\psi) - \overline{OG} \frac{\partial}{\partial t} (M_{s\phi} \dot{\phi}) - \overline{OG} N_{s\phi} \dot{\phi} - \overline{OG} \frac{dY}{dx} \quad /2.11/$$

- gdzie: A'_{33}, M_s, F_{rs} - współczynniki masy wody towarzyszącej, odpowiednio: dla nurzania, ruchów poprzecznych i kołysań poprzecznych,
 N'_z, N_s, N_{rs} - współczynniki tłumienia, odpowiednio: dla nurzania, ruchów poprzecznych i kołysań poprzecznych
 $M_{s\phi}, I_r$ - współczynniki momentu masy wody towarzyszącej dla ruchów i kołysań poprzecznych,
 $N_{s\phi}, N_r$ - współczynniki momentu tłumienia dla ruchów i kołysań poprzecznych,
 B' - szerokość przekroju statku,
 $\overline{OG}$ - odległość od SG statku do wodnicy,
 ρ - gęstość wody.

Po rozpisaniu w powyższych wzorach pochodnych i podstawieniu ich do równań ruchu /2.4/ - /2.8/, równania te sprowadzą się do postaci:

$$(m + a_{zz}) \ddot{z} + b_{zz} \dot{z} + c_{zz} z + a_{z\theta} \ddot{\theta} + b_{z\theta} \dot{\theta} + c_{z\theta} \theta = Z_w \quad /2.12/$$

$$(I_y + a_{\theta\theta}) \ddot{\theta} + b_{\theta\theta} \dot{\theta} + c_{\theta\theta} \theta + a_{\theta z} \ddot{z} + b_{\theta z} \dot{z} + c_{\theta z} z = M_w \quad /2.13/$$

$$(m+a_{yy}) \ddot{y} + b_{yy} \dot{y} + a_{y\psi} \ddot{\psi} + b_{y\psi} \dot{\psi} + a_{y\varphi} \ddot{\varphi} + b_{y\varphi} \dot{\varphi} = Y_w \quad /2.14/$$

$$a_{\psi y} \ddot{y} + b_{\psi y} \dot{y} + (I_z + a_{\psi\psi}) \ddot{\psi} + b_{\psi\psi} \dot{\psi} + a_{\psi\varphi} \ddot{\varphi} + b_{\psi\varphi} \dot{\varphi} = N_w \quad /2.15/$$

$$a_{\varphi y} \ddot{y} + b_{\varphi y} \dot{y} + a_{\varphi\psi} \ddot{\psi} + b_{\varphi\psi} \dot{\psi} + (I_x + a_{\varphi\varphi}) \ddot{\varphi} + b_{\varphi\varphi} \dot{\varphi} + c_{\varphi\varphi} \varphi = K_w \quad /2.16/$$

gdzie wartości współczynników a_{nn} , b_{nn} , c_{nn} wynikają z wykonanych operacji matematycznych i odpowiadają, odpowiednio: masie wody towarzyszącej statku, tłumieniu oraz siłom przywracającym.

Przykładowo, pierwsze z nich mają postać:

$$a_{zz} = \int_l A'_{33} dx \quad /2.17/$$

$$b_{zz} = \int_l N'_z dx - v \int_l d(A'_{33}) \quad /2.18/$$

$$c_{zz} = \rho g \int_l B' dx \quad /2.19/$$

Dla uwzględnienia tłumienia lepkościowego kołysań bocznych w wyrażeniu $b_{\varphi\varphi}$ do wartości N_r dodaje się człon

$$N_r^* = \zeta C_c / L - N_r (\omega_\varphi)$$

gdzie ζ - bezwymiarowy współczynnik tłumienia /określany np. z próby kołysań swobodnych modelu lub statku/,

$C_c = 2 m g \cdot \overline{GM} \omega_\varphi^2$ - krytyczny współczynnik tłumienia,

$\omega_\varphi = \sqrt{\frac{mg\overline{GM}}{I_x + \int_l I_r(\omega_\varphi) dx}}$ - częstość własna kołysań nietłumionych,

$N_r (\omega_\varphi)$ - wartość współczynnika tłumienia /nie uwzględniającego lepkości/dla częstości własnej.

W celu wyznaczenia współczynników hydrodynamicznych określających masę wody towarzyszącej i tłumienie plasterków kadłuba o jednostkowej długości, których znajomość konieczna jest dla obliczeń współczynników równań ruchu a_{nn} i b_{nn} , opracowano szereg metod teoretycznych. Do bardziej popularnych należy metoda odwzorowań konforemnych oraz metoda równania całkowego, natomiast do najnowszych metoda elementów skończonych.

Zasada metody odwzorowań konforemnych polega na odwzorowaniu kształtu przekroju kadłuba w półkole, dla którego można łatwo wyznaczyć potencjał prędkości. Przy pomocy funkcji odwrotnej określa się potencjał dla analizowanego przekroju, a stąd współczynniki hydrodynamiczne. Odwzorowanie konforemne symetrycznego przekroju wręgowego w półkole o promieniu jednostkowym wyznacza funkcja zmiennej zespolonej

$$z/M = \zeta + \sum_{n=1}^{\infty} a_{2n-1} \zeta^{-(2n-1)} \quad /2.20/$$

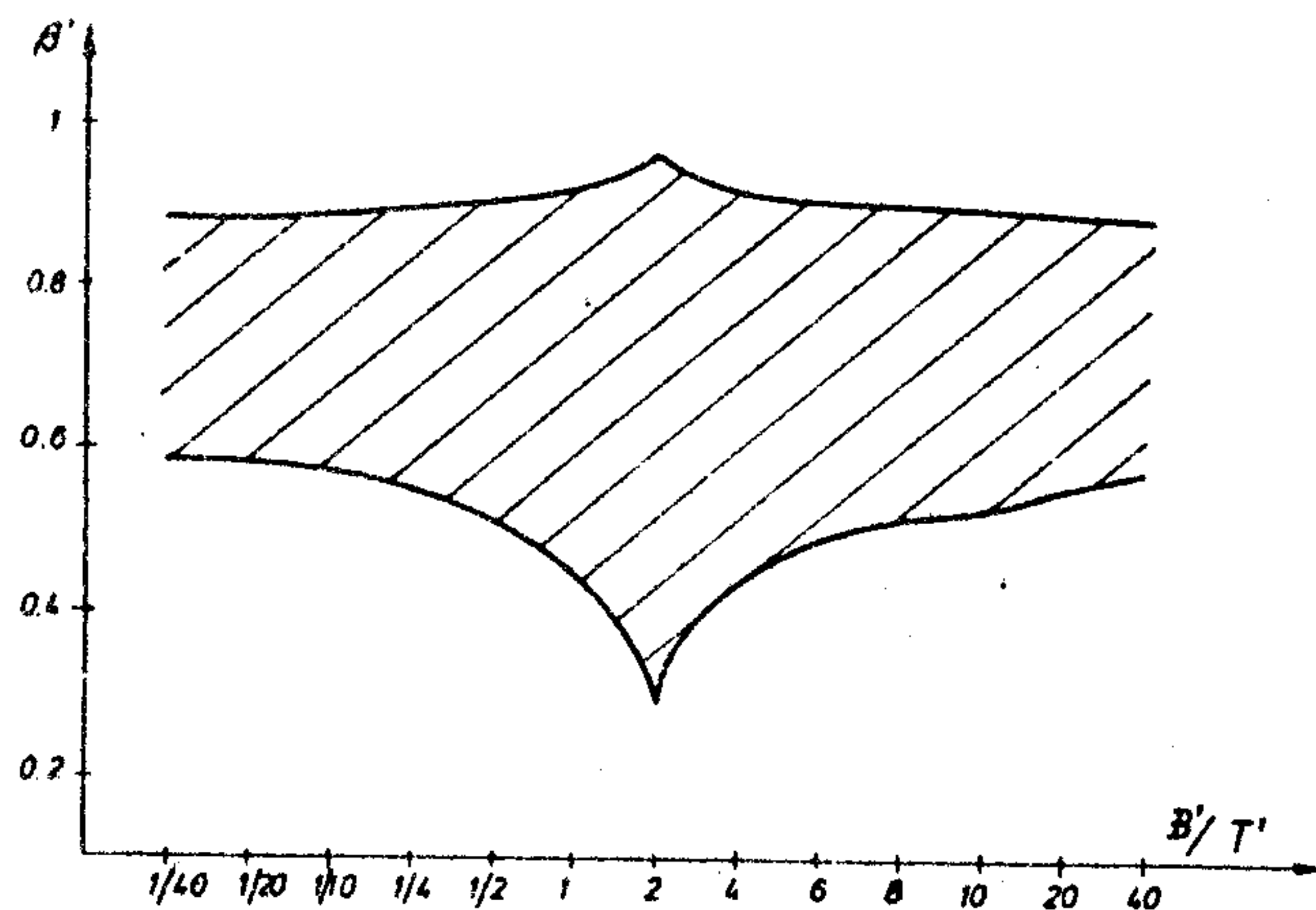
gdzie $z = x + iy$, $\zeta = \xi + i\eta$

Uwzględniając trzy pierwsze wyrazy prawej strony równania otrzymuje się tzw. odwzorowanie Lewisa, najczęściej stosowane w obliczeniach okrętowych. W tym wypadku $M = b/(1+a_1+a_3)$, zaś współczynniki a_1 i a_3 oblicza się łatwo na podstawie danych szerokości przekroju B' , jego zanurzenia T' i współczynnika pełnotliwości β' z równań

$$\frac{B'}{2T'} = \frac{1 + a_1 + a_3}{1 - a_1 + a_3} \quad /2.21/$$

$$\beta' = \frac{S'}{B' T'} = \frac{\pi}{8} \frac{B'}{T'} \frac{1 - a_1^2 - 3a_3^2}{(1 + a_1 + a_3)^2} \quad /2.22/$$

Wadą odwzorowania Lewisa jest jego mała dokładność oraz ograniczony zakres zastosowań, co pokazano na rys.4.



Rys.4. Zakres odwzorowania Lewisa

Odwzorowania Lewisa nie można stosować dla pełnotliwych przekrojów o dużym stosunku B/T , dla gruszek dziobowych itp. Dużą popularność zawdzięcza jednak swym zaletom, z których wymienić należy łatwość i szybkość obliczeń oraz uzyskiwanie poprawnych współczynników hydrodynamicznych w zakresie stosowności metody.

Dokładność odwzorowania oraz jego zakres można znacznie powiększyć poprzez przyjęcie większej ilości wyrazów w równaniu /2.20/. W literaturze /np. [20]/ zaproponowano szereg algorytmów tego rodzaju, jednak, prawdopodobnie z uwagi na bardziej skomplikowaną postać oraz znacznie dłuższy czas obliczeń, nie znalazły one szerokiego zastosowania.

W przypadkach, gdy wyznaczenie sił hydrodynamicznych metodą odwzorowania Lewisa jest niemożliwe lub mało dokładne, można posłużyć się metodą równania całkowego. Metoda ta zakłada, że na sumaryczny potencjał prędkości składają się potencjały wytworzone przez układ źródeł lub dipoli. Z szeregu rozwiązań najbardziej znany jest algorytm Wernera Franka [21]. Opierając się na układzie źródeł pulsujących, usytuowanych na obrysie badanego przekroju, algorytm ten pozwala obliczyć siły hydrodynamiczne działające na ciało o dowolnym kształcie, pływające na powierzchni lub całkowicie zanurzone. Metoda Franka pozwala na dokładne uwzględnienie kształtu przekroju kadłuba poprzez współrzędne punktów obrysu. Zauważyć jednak należy, że zwiększanie liczby punktów leżących na obrysie znacznie wydłuża czas obliczeń, który rośnie z kwadratem ilości punktów.

Wadami metody Franka są: duża czasochłonność obliczeń /nawet przy użyciu szybkich maszyn matematycznych/ oraz występowanie tzw. "częstości nieregularnych", dla których metoda nie daje rozwiązań. Zjawisko to badane przez Johna polega na zerowaniu się wyznacznika macierzy układu równań. Dla walca prostokątnego częstości te można z góry określić z zależności:

$$v_i = i \frac{\pi}{B'} \operatorname{ctg} h \left(i \frac{\pi T'}{B'} \right), \quad i = 1, 2, \dots \quad /2.23/$$

gdzie $v_i = \omega_i^2 / g$.

Dla dowolnego przekroju wręgowego nie można jednak z góry określić tych częstości, a zatem konieczna jest analiza otrzymanych wyników.

Obecnie duże nadzieje na uzyskanie, stosunkowo małym nakładem czasu, poprawnych wyników wiąże się z metodami rachunku wariacyjnego, opartymi na metodzie elementów skończonych [22]. Prawdopodobnie w niedługim czasie metoda ta znajdzie szersze zastosowanie w programach obliczeniowych.

Powracając do układu /2.12/ - /2.16/ należy jeszcze określić prawe strony równań. W uproszczeniu można je opisać następującymi zależnościami

$$Z_w = \int_l \frac{dZ_w}{dx} dx \quad /2.24/$$

$$M_w = - \int_l \frac{dZ_w}{dz} x dx \quad /2.25/$$

$$Y_w = \int_l \frac{dY_w}{dx} dx \quad /2.26/$$

$$N_w = \int_l \frac{dY_w}{dz} x dx \quad /2.27/$$

$$K_w = \int_l \frac{dK_w}{dx} dx \quad /2.28/$$

gdzie:

$$\frac{dZ_w}{dx} = - \left[\rho g B' \eta + (N_z' - v \frac{dA_{33}}{dx}) \dot{\eta} + A_{33}' \ddot{\eta} \right] \exp(-k\bar{h}) \quad /2.29/$$

$$\begin{aligned} \frac{dY_w}{dx} = & \left[(\rho S + M_s) \frac{\partial v_w}{\partial t} - v \cdot v_w \frac{dM_s}{dx} + N_s \cdot v_w + \right. \\ & \left. + k (-M_{s\varphi} \frac{\partial v_w}{\partial t} + v \frac{\partial M_{s\varphi}}{dx} v_w) \right] \frac{\sin(\frac{\pi B'}{\lambda} \sin \beta)}{\frac{\pi B'}{\lambda} \sin \beta} \end{aligned} \quad /2.30/$$

$$\begin{aligned} \frac{dK_w}{dx} = & \left[- \frac{\partial}{\partial t} (M_{s\varphi} v_w) + \rho \left(\frac{B'^3}{12} - S \cdot \bar{z} \right) \frac{\partial v_w}{\partial t} - N_{s\varphi} v_w \right] \\ & \cdot \frac{\sin(\frac{\pi B'}{\lambda} \sin \beta)}{\frac{\pi B'}{\lambda} \sin \beta} - \bar{O}G \cdot \frac{dY_w}{dx} \end{aligned} \quad /2.31/$$

W powyższych wzorach:

- η - profil fali we współrzędnych związanych ze statkiem,
- v_w - poprzeczna prędkość orbitalna fali,
- S - powierzchnia przekroju wręgowego,
- $\bar{h}$ - uśrednione zanurzenie przekroju ($\bar{h} = T' \cdot \beta'$)
- $\bar{z}$ - położenie środka wyporu przekroju /od wodnicy/.

Rozwiązania równań ruchu otrzymuje się w postaci:

$$z = z_0 \sin(\omega_e t + \delta) \quad - \text{nurzenie} \quad /2.32/$$

$$\theta = \theta_0 \sin(\omega_e t + \varepsilon) \quad - \text{kołysania wzdłużne} \quad /2.33/$$

$$y = y_0 \sin(\omega_e t + \chi) \quad - \text{ruchy poprzeczne} \quad /2.34/$$

$$\psi = \psi_0 \sin(\omega_e t + \alpha) \quad - \text{myszowanie} \quad /2.35/$$

$$\varphi = \varphi_0 \sin(\omega_e t + \nu) \quad - \text{kołysania poprzeczne} \quad /2.36/$$

gdzie $z_0, \theta_0, y_0, \psi_0$ i φ_0 określają amplitudę ruchu, zaś $\delta, \varepsilon, \chi, \alpha$ i ν przesunięcia fazowe względem profilu fali,

$$\omega_e = \frac{2\pi}{\lambda} (c - \cos \beta) = \omega (1 - \frac{V}{c} \cos \beta) \text{ jest częstością spotkaniową fali.}$$

Wartości amplitud oraz przesunięć fazowych w pełni określają ruch statku na falach regularnych o częstości ω , płynącego z prędkością v kursem tworzącym z kierunkiem propagacji fal kąt β .

2.3. WYZNACZENIE FUNKCJI PRZENOSZENIA REAKCJI STATKU

Podstawowym założeniem pozwalającym wyznaczyć funkcje przenoszenia na podstawie obliczeń reakcji statku na fali regularnej jest założenie liniowości. Można wówczas dla określonej prędkości statku oraz ustalonego kursu względem kierunku falowania obliczyć amplitudy reakcji, a stąd wartości funkcji przenoszenia jako stosunek amplitudy reakcji do amplitudy fali. Obliczenia wykonuje się zwykle dla szeregu fal o jednostkowej amplitudzie i o częstościach pokrywających przedział, w którym funkcja gęstości widmowej falowania przyjmuje znaczące wartości; amplitudy reakcji odpowiadają wówczas bezpośrednio wartościom funkcji przenoszenia.

Dla ruchów liniowych oraz dla kołysań funkcje przenoszenia otrzymuje się bezpośrednio z rozwiązań układów równań ruchu.

W celu wyznaczenia funkcji przenoszenia dla obciążeń konieczne jest określenie sił działających na elementarny plasterek kadłuba. Przyjmując następujące zależności dla obciążeń pionowych, poprzecznych i skręcających

$$\frac{dfz}{dx} = -\delta m \cdot (\ddot{z} - x \ddot{\theta}) + \frac{dz}{dx} + \frac{dz_w}{dx} \quad /2.37/$$

$$\frac{dfy}{dx} = -\delta m \cdot (\ddot{y} - x \ddot{\psi} - \zeta \ddot{\varphi}) + \frac{dy}{dx} + \frac{dy_w}{dx} \quad /2.38/$$

$$\begin{aligned} \frac{dmx}{dx} = & -\delta m \cdot \gamma^2 \ddot{\varphi} + \delta m \zeta (\ddot{y} + x \ddot{\psi}) + \rho g \left(\frac{B^3}{12} - S \bar{z} - S \cdot \overline{OG} \right) \varphi \\ & - g \delta m \cdot \zeta \varphi + \frac{dK}{dx} + \frac{dK_w}{dx} \end{aligned} \quad /2.39/$$

gdzie: δm - masa plasterka kadłuba o jednostkowej długości,
 ζ - położenie środka ciężkości przekroju względem SC statku,
 γ - promień bezwładności masy przekroju,

w przekroju kadłuba określonym odcietą x_0 otrzymuje się:

dla momentu gnącego w płaszczyźnie pionowej:

$$BM_z(x_0) = \int_{x_r}^{x_0} (x-x_0) \frac{dfz}{dx} dx = \int_{x_0}^{x_d} (x-x_0) \frac{dfz}{dx} dx \quad /2.40/$$

dla momentu gnącego w płaszczyźnie poziomej:

$$BM_y(x_0) = \int_{x_r}^{x_0} (x-x_0) \frac{dfy}{dx} dx = \int_{x_0}^{x_d} (x-x_0) \frac{dfy}{dx} dx \quad /2.41/$$

dla momentu skręcającego:

$$TM_x(x_0) = \int_{x_r}^{x_0} \frac{dm_x}{dx} dx = \int_{x_0}^{x_d} \frac{dm_x}{dx} dx \quad /2.42/$$

gdzie x_r - współrzędna rufy,
 x_d - współrzędna dziobu.

Rozwiązania powyższych całek sprowadzają się do postaci identycznej z rozwiązaniami równań ruchu, zatem

$$BM_z = BM_{z0} \sin(\omega_e t + \sigma) \quad /2.43/$$

$$BM_y = BM_{y0} \sin(\omega_e t + \tau) \quad /2.44/$$

$$TM_x = TM_{x0} \sin(\omega_e t + \nu) \quad /2.45/$$

Wartości funkcji przenoszenia dla przyspieszeń oraz ruchów i prędkości względnych /względem profilu fali/ dowolnego punktu na statku Q $/x_i, y_i, z_i/$ oblicza się na podstawie rozwiązań równań ruchu. Zakładając, że kąty φ i θ są małe, można przyjąć dla przyspieszeń pionowych

$$a_v \approx -\omega_e^2 (z - x_i \theta + y_i \varphi) \quad /2.46/$$

zaś dla przyspieszeń poprzecznych

$$a_H \approx -\omega_e^2 (y + x_i \psi - z_i \varphi) + g\varphi \quad /2.47/$$

a stąd po uwzględnieniu rozwiązań /2.32/ - /2.36/ otrzymuje się następujące wartości dla amplitud:

$$a_{v_0} = \omega_0^2 \left[(z_0 \cos \delta - x_i \theta_0 \cos \varepsilon + y_i \varphi_0 \cos \nu)^2 + (z_0 \sin \delta - x_i \theta_0 \sin \varepsilon + y_i \varphi_0 \sin \nu)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad /2.48/$$

$$a_{H_0} = \omega_e^2 \left\{ \left[y_0 \cos \alpha + x_i \psi_0 \cos \alpha - \left(z_i - \frac{g}{\omega_e^2} \right) \varphi_0 \cos \nu \right]^2 + \left[y_0 \sin \alpha + x_i \psi_0 \sin \alpha - \left(z_i - \frac{g}{\omega_e^2} \right) \varphi_0 \sin \nu \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad /2.49/$$

Amplitudy względnych ruchów i prędkości można wyznaczyć w następujący sposób. Uwzględniając, że względne przesunięcie pionowe punktu Q względem powierzchni fali wynosi

$$h^* = z_Q + \eta + h_D = h + h_D \quad /2.50/$$

gdzie $\eta = a \cdot \sin k(c - v \cos \beta)t$ jest opisem profilu fali, zaś h_D uwzględnia dodatkowo zmianę poziomu wody występującą w części dziobowej statku, otrzymuje się

$$h^* = \left(1 + \frac{h_D}{h} \right) h = \left(1 + \frac{h_D}{h} \right) (z - x_i \theta + y_i \varphi + \eta) \quad /2.51/$$

oraz dla pionowej prędkości względnej

$$\dot{h}^* = \dot{z} + v\theta - x_i \dot{\theta} + y_i \dot{\varphi} + \dot{\eta} \quad /2.52/$$

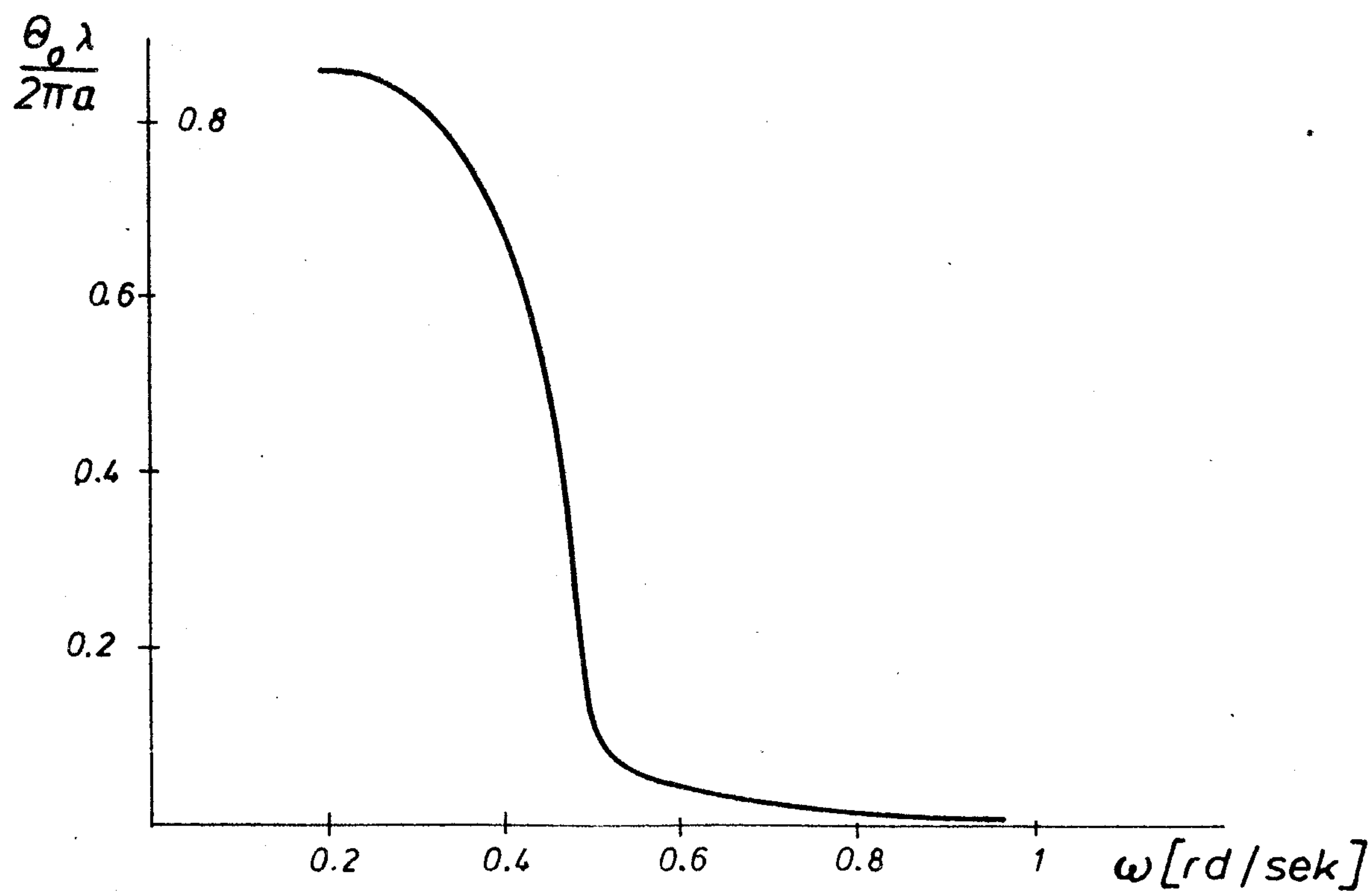
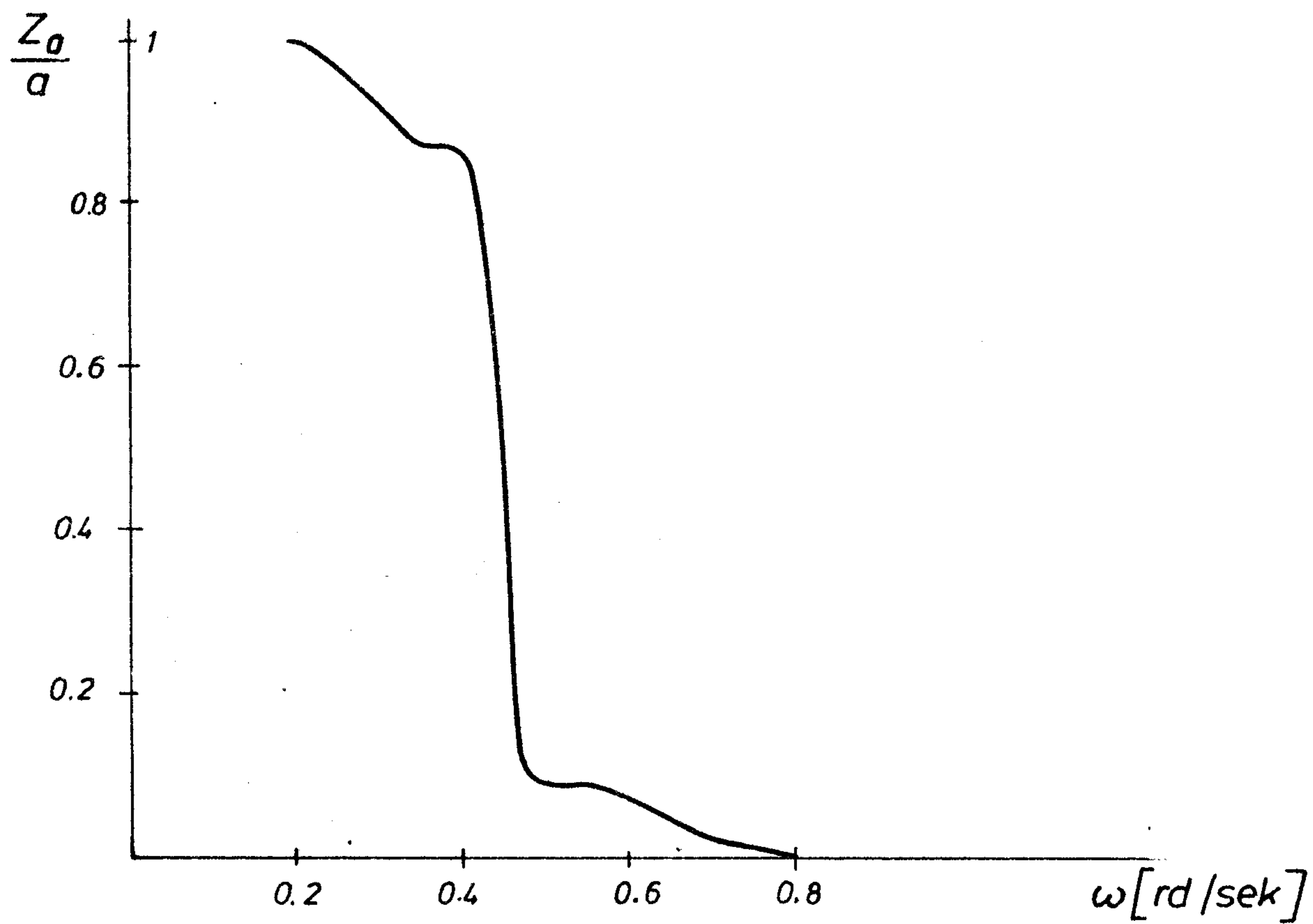
Po wykonaniu odpowiednich podstawień i przekształceń wzory przyjmują postać

$$h_0^* = \left(1 + \frac{h_{D0}}{h_0} \right) \left\{ \left[z_0 \cos \delta - x_i \theta_0 \cos \varepsilon + y_i \varphi_0 \cos \nu + a \cos k(-x_i \cos \beta + y_i \sin \beta) \right]^2 + \left[z_0 \sin \delta - x_i \theta_0 \sin \varepsilon + y_i \varphi_0 \sin \nu + a \sin k(-x_i \cos \beta + y_i \sin \beta) \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad /2.53/$$

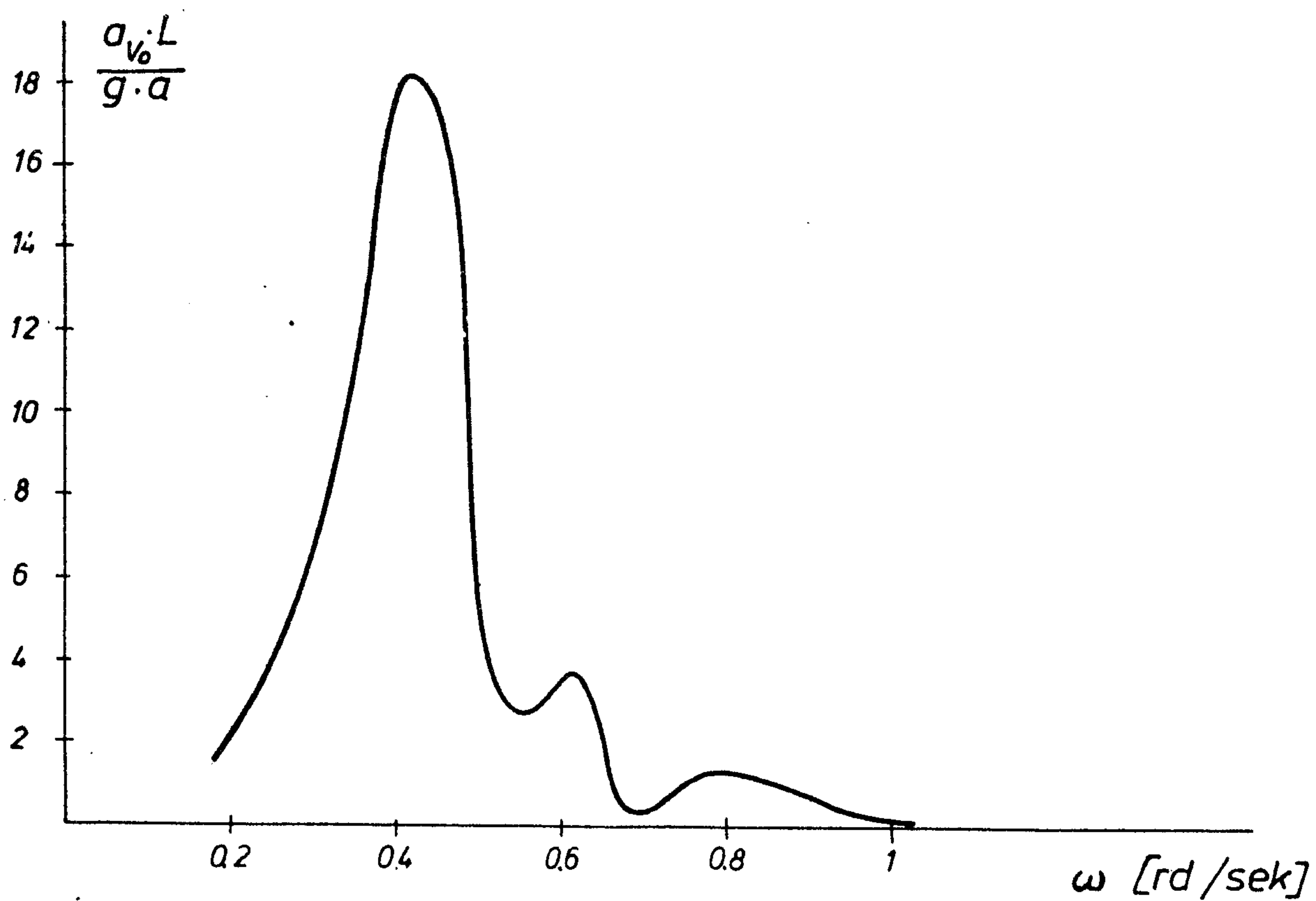
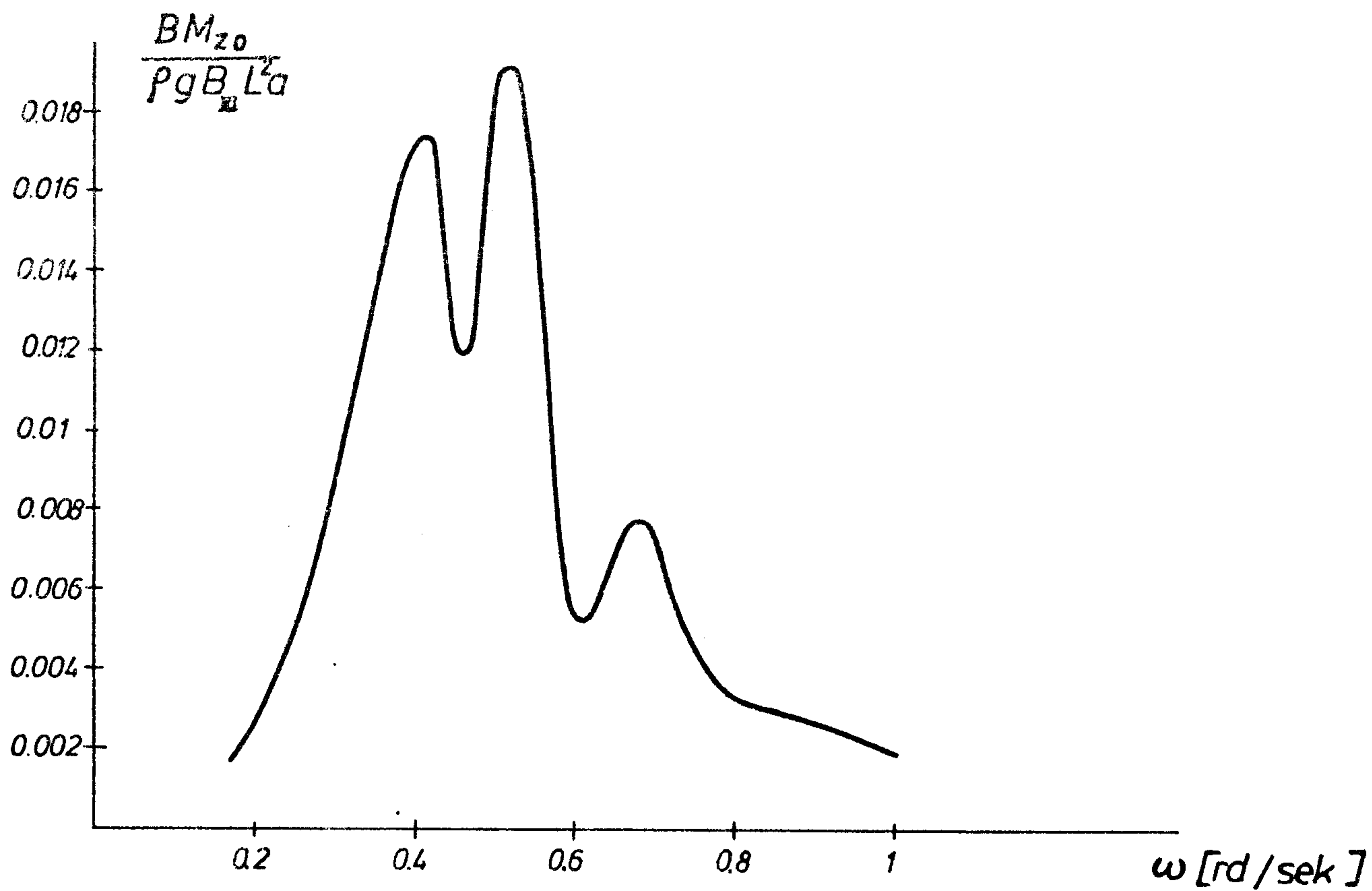
$$\dot{h}_0^* = \left\{ \left[\omega_e (z_0 \cos \delta - x_i \theta_0 \cos \varepsilon + y_i \varphi_0 \cos \nu) + a \omega \cos k(-x_i \cos \beta + y_i \sin \beta) \right]^2 + \left[\omega_e (z_0 \sin \delta - x_i \theta_0 \sin \varepsilon + y_i \varphi_0 \sin \nu) + a \omega \sin k(-x_i \cos \beta + y_i \sin \beta) \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad /2.54/$$

Przedstawione zależności w zasadzie wyczerpują typowe obliczenia reakcji statku na fali. Funkcje przenoszenia najczęściej przedstawia się w publikacjach w postaci bezwymiarowej odnosząc np. wartości dla kołysań do liczby falowej, dla momentów do $\rho g B L^2$ itp. Na rys. 5 i 6 pokazano funkcję przenoszenia dla nurzania, kołysań wzdłużnych, momentów gnących oraz przyspieszeń na PD dla zbiornikowca o długości 330 m przy prędkości 15 węzłów i kursie względem kierunku falowania 150° .

Należy podkreślić, że wyznaczenie funkcji przenoszenia stanowi najistotniejszą i najtrudniejszą część obliczeń reakcji statku na falowanie morskie. Dalsza analiza ma charakter statystyczny i opierając się na wartościach funkcji przenoszenia może w pewnych wypadkach znacznie zwiększyć jej niedokładność. Z tego powodu w szeregu ośrodkach okrętowych prowadzi się obszerne badania porównawcze mające na celu określenie zakresu stosowalności przyjętych algorytmów oraz ich ulepszenie.



Rys. 5. Funkcje przenoszenia dla nurzania
i kołysań wzdluznych



Rys. 6 . Funkcje przenoszenia dla momentów gnących i przyspieszeń pionowych na PD

3. REAKCJA STATKU NA FALI NIEREGULARNEJ

3.1. FUNKCJA GĘSTOŚCI WIDMOWEJ REAKCJI STATKU. PROGNOZA KRÓTKOTERMINOWA.

Najbardziej uproszczonym modelem falowania nieregularnego jest falowanie stacjonarne, dla którego wartości średnie wysokości fali oraz okresu są niezmienne w czasie. Intensywność takiego falowania ocenia się często tradycyjnym określeniem stanu morza w skali Beauforta przypisując poszczególnym stanom własność stacjonarności. Przy tym założeniu można prognozować wielkości statystyczne i na ich podstawie oceniać zachowanie oraz reakcję statku. Ponieważ stacjonarne stany falowania morza trwają przeciętnie od jednej do kilkunastu czy kilkudziesięciu godzin, tzn. obejmują krótki okres w stosunku do okresu eksploatacji /"życia" / statku, taką prognozę określa się mianem krótkoterminowej.

Należy rozpatrzyć najpierw reakcję statku na nieregularnym falowaniu płaskim nazywanym również falowaniem o długich grzbietach. Posiada ono jeden kierunek propagacji, a grzbiety fal tworzą linie proste, równoległe. Jak już wspomniano, falowanie takie charakteryzuje funkcja gęstości widmowej.

Zakładając liniowość reakcji statku oraz przyjmując zasadę superpozycji funkcję gęstości widmowej reakcji znajduje się ze znanej w teorii procesów stochastycznych zasady: "wymuszenie razy kwadrat funkcji przenoszenia równa się odpowiedzi", a zatem

$$S'_R(\omega) = S(\omega) \cdot [T_R(\omega)]^2 \quad /3.1/$$

gdzie $T_R(\omega)$ jest funkcją przenoszenia określaną oczywiście dla ustalonej prędkości statku i danego kursu względem kierunku propagacji fal.

Podstawowym parametrem prognozy krótkoterminowej jest zerowy moment powyższej funkcji równy wariancji reakcji statku:

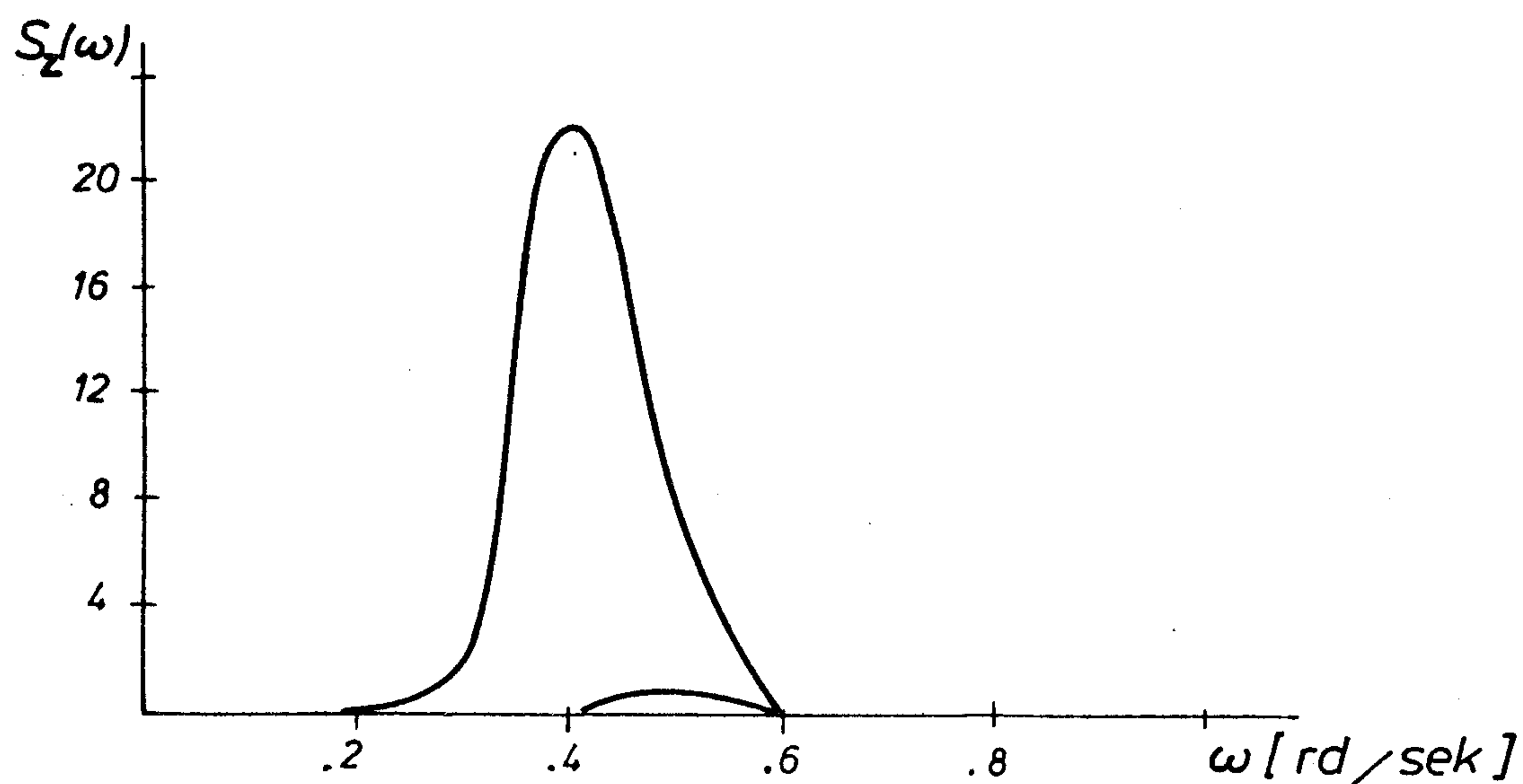
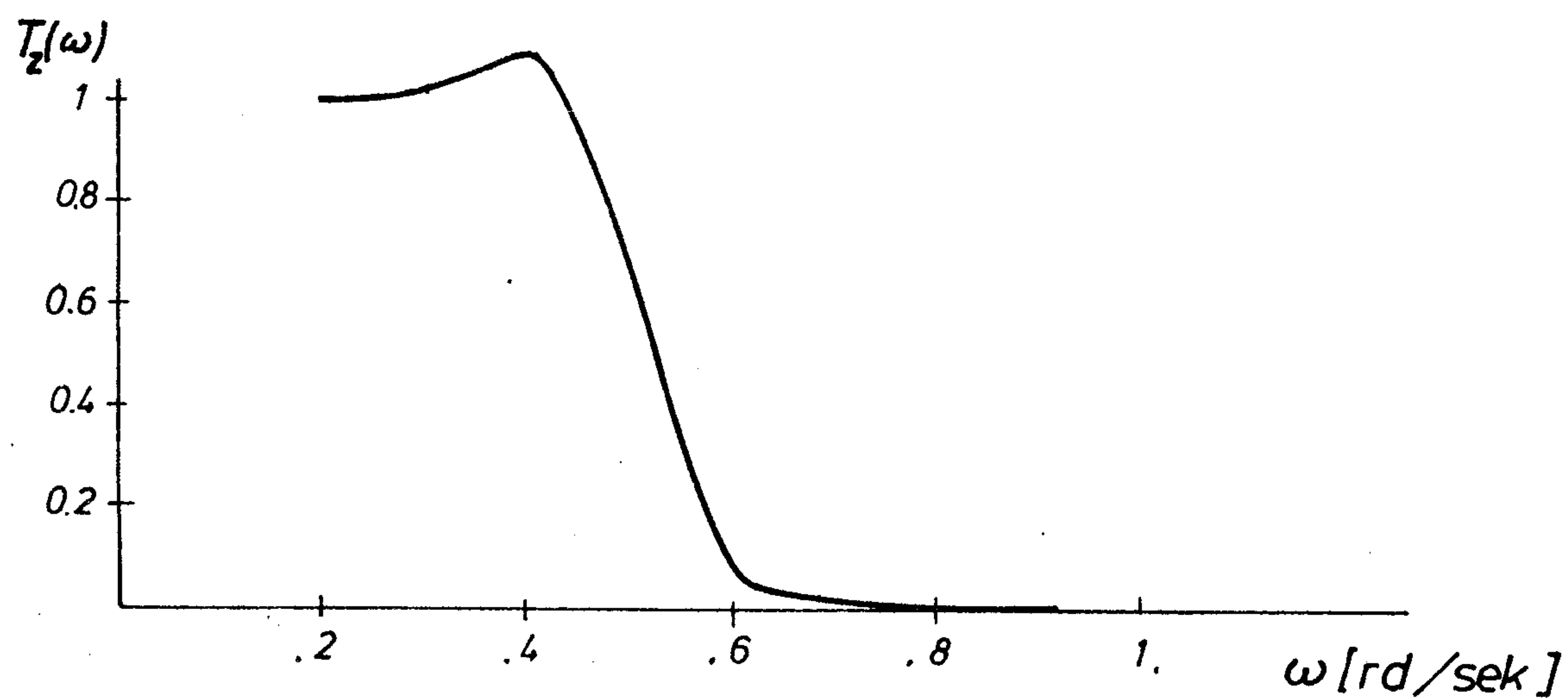
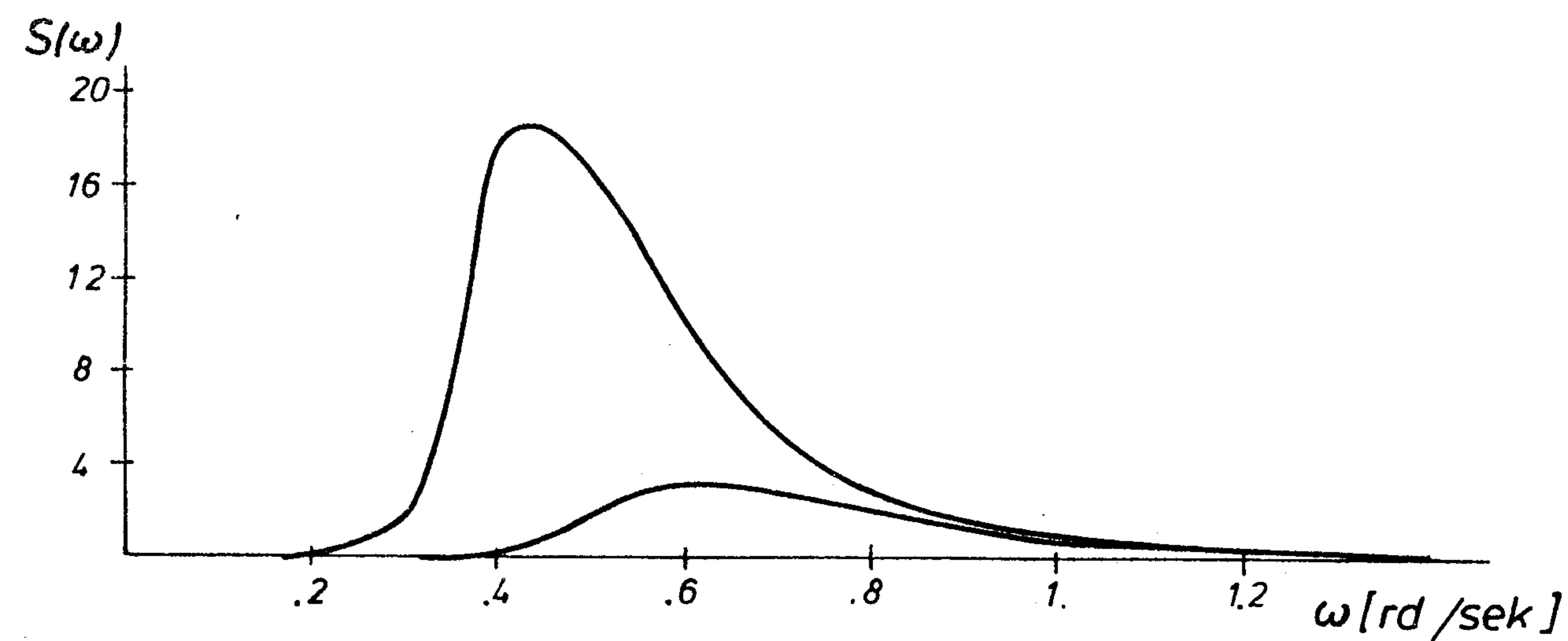
$$m'_0 = (R'_R)^2 = \int_0^\infty S'_R(\omega) d\omega = \int_0^\infty S(\omega) [T_R(\omega)]^2 d\omega \quad /3.2/$$

gdzie R'_R określa odchylenie średnie.

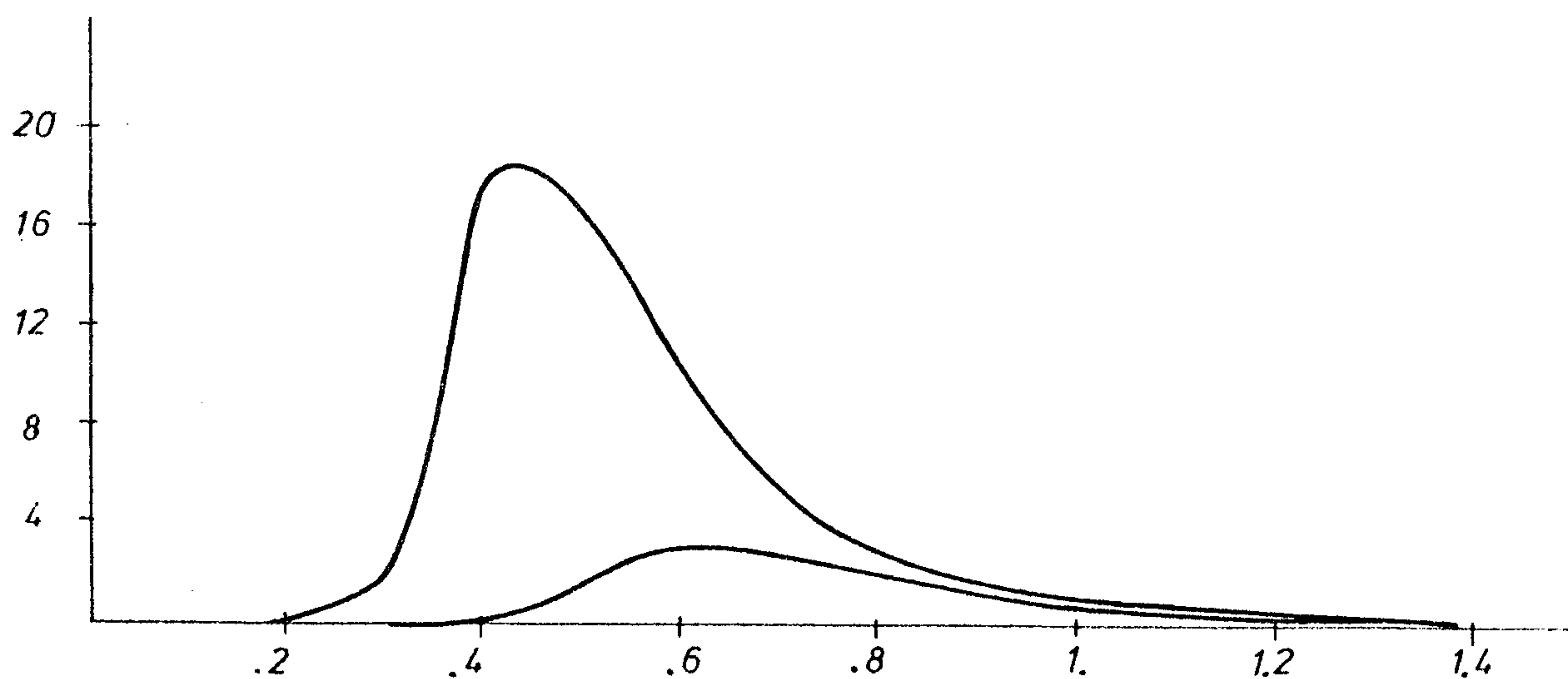
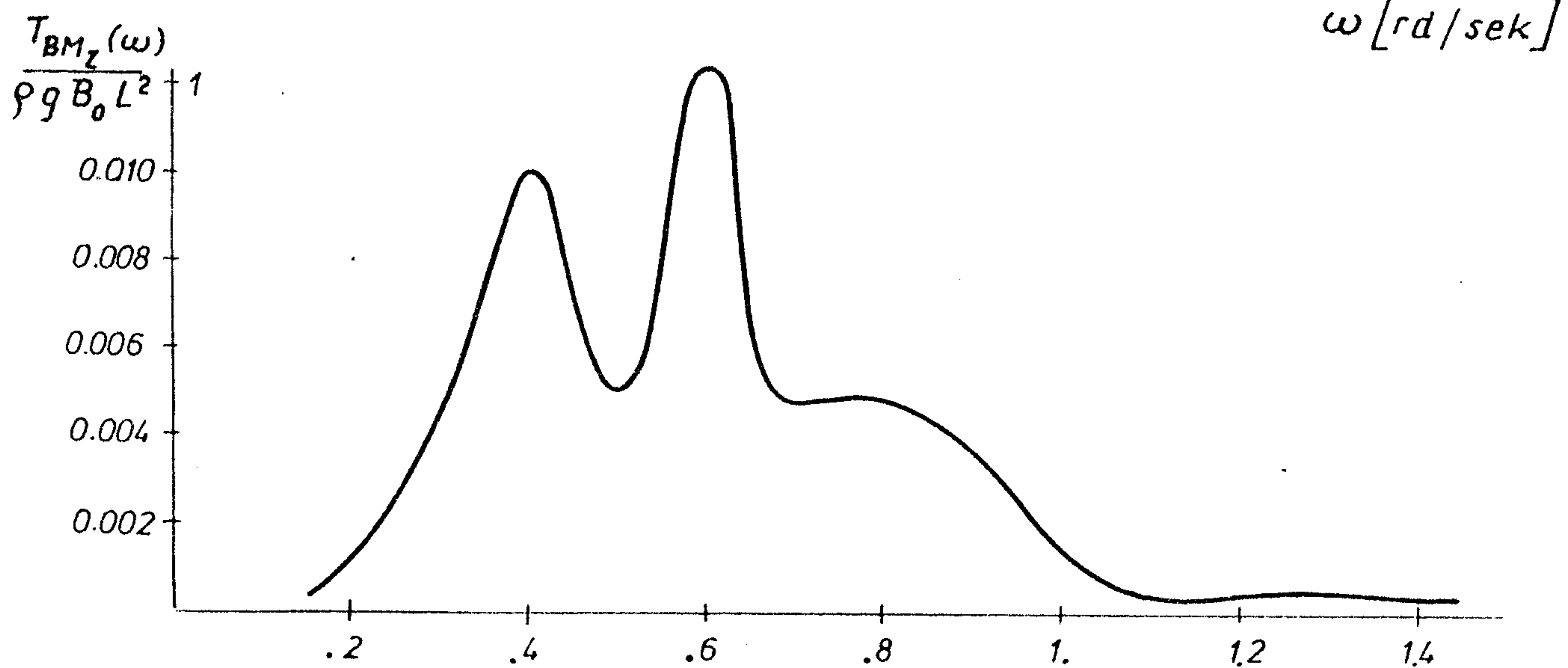
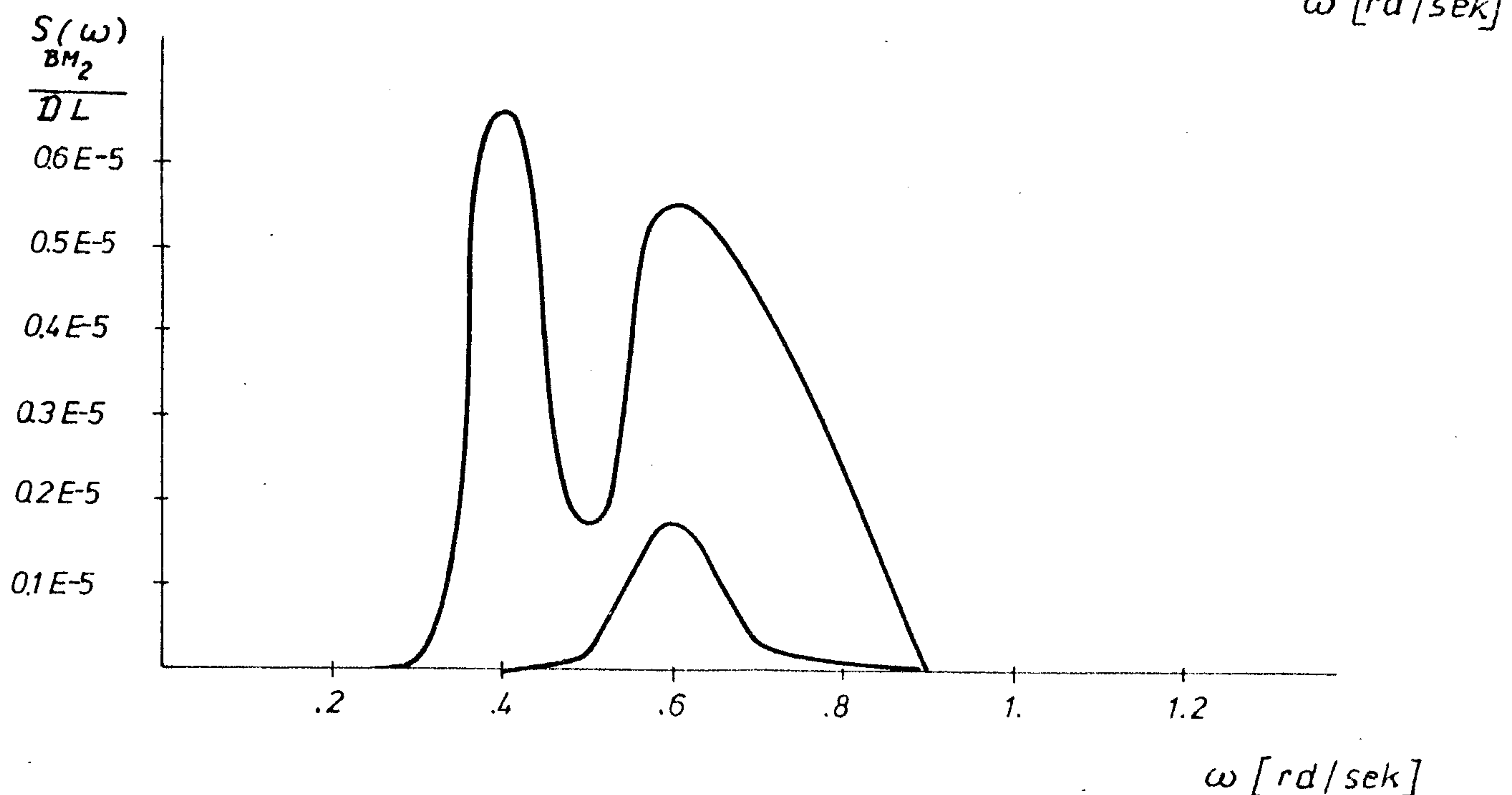
Na rysunkach 7 i 8 przedstawiono funkcje gęstości widmowej falowania wg zaleceń ITTC / $H_{1/3} = 4,75\text{m}$, $T_1 = 7,74\text{ sek}$ oraz $H_{1/3} = 9,82\text{m}$, $T_1 = 11,13\text{ sek}$ /, funkcje przenoszenia dla nurzań i momentów gnących zbiornikowca $L = 330\text{ m}$ / $V = 15\text{ węzłów}$ $\beta = 120^\circ$ / oraz wynikowe widma dla nurzań i momentów gnących.

Bardziej zbliżony do rzeczywistych warunków morskich jest model falowania przestrzennego określanego jako falowanie o krótkich grzbietach. Falowanie to jest wynikiem nałożenia falowania płaskiego rozprzestrzeniającego się z różnych kierunków, a intensywność jego składowych określa się względem dominującego kierunku propagacji z zależności $\frac{2}{\pi} \cos^2 \mu$. Odpowiednie wzory dla funkcji gęstości widmowej reakcji statku oraz dla wariancji przyjmują postać:

$$S_R(\omega, \mu) = \frac{2}{\pi} \cos^2 \mu \cdot S(\omega) \cdot [T_R(\omega, \beta - \mu)]^2 \quad /3.3/$$



Rys. 7. Funkcje gęstości widmowej falowania, funkcja przenoszenia oraz funkcje gęstości widmowej dla nurzan zbiornikowca ($v=15$ węzłów, $\beta = 120^\circ$)

$S(\omega) m^2 \text{sek}$

 $\frac{T_{BM_z}(\omega)}{\rho g B_0 L^2}$

 $\frac{S(\omega)}{DL}$


Rys. 8. Funkcje gęstości widmowej falowania, funkcja przenoszenia oraz funkcje gęstości widmowej dla pionowych momentów gnących ($\nu=15$ węzłów, $\beta=120^\circ$)

$$\begin{aligned}
 m_0 &= R_r^2 = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{\infty} S_r(\omega, \mu) d\omega d\mu = \\
 &= \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{2}{\pi} \cos^2 \mu \left\{ \int_0^{\infty} S(\omega) \cdot [T_r(\omega, \beta - \mu)^2] d\omega \right\} d\mu = \\
 &= \frac{2}{\pi} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \cos^2 \mu m'_0(\beta - \mu) d\mu \quad /3.4/
 \end{aligned}$$

gdzie β jest kątem kursowym statku względem dominującego kierunku falowania.

Funkcja gęstości widmowej reakcji statku jest, podobnie jak w wypadku falowania, funkcją "wąską" o parametrze ϵ bliskim zeru. Rozkład wartości maksymalnych /maksymalnych amplitud/ można zatem aproksymować rozkładem Rayleigha:

$$f(x) = \frac{x}{m_0} \cdot e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \quad (x \geq 0) \quad /3.5/$$

którego dystrybuantą jest

$$F(x) = 1 - e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \quad /3.6/$$

natomiast funkcją określającą prawdopodobieństwo przekroczenia wartości x

$$H(x) = e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \quad /3.7/$$

Można stąd wyznaczyć amplitudę średnią reakcji statku

$$a_r = 1,25 \sqrt{m_0} \quad /3.8/$$

amplitudę znaczącą

$$a_{r1/3} = 2,00 \sqrt{m_0} \quad /3.9/$$

średnią amplitudę 1/10 najwyższych wartości

$$a_{r1/10} = 2,55 \sqrt{m_0} \quad /3.10/$$

Przedstawiona powyżej metoda wyznaczania widma reakcji, którą można nazwać metodą klasyczną, wymaga bardzo pracochłonnych obliczeń szczególnie dla oceny reakcji w różnych warunkach falowania. W przypadku korzystania np. z danych statystycznych Waldena opracowanych dla północnego Atlantyku, w których falowanie scharakteryzowane jest przy pomocy prawdopodobieństwa występowania 109 par wartości wysokości i okresu, obliczenia należałoby wykonać dla tej ilości funkcji gęstości widmowych falowania i to dla każdej z analizowanych wielkości, dla każdego kursu, prędkości i stanu ładunkowego.

W tej sytuacji duże zainteresowanie budzą metody obliczeniowe oparte na bezwymiarowej postaci funkcji gęstości widmowej falowania Lewisa [7]. Jedna z takich metod została zaproponowana przez Nordenströma [23] i jest zastosowana w norweskich programach obliczeniowych DnV, druga - opracowana przez Goodmana [24] została wykorzystana w programach Lloyd's Register of Shipping oraz w programach polskich. Obie metody są bardzo podobne, a różnią się głównie postacią bezwymiarowych wielkości. Nordenström dodatkowo określa asymptoty funkcji gęstości widmowej reakcji i wprowadza je do obliczeń wariancji, co umożliwia uwzględnienie reakcji statku na bardzo długich falach.

Metoda Goodmana sprowadza się do następującego toku postępowania. Dla bezwymiarowej postaci widma falowania

$$\frac{S(\ln \lambda / \bar{\lambda}) / \lambda^2}{m_w / \bar{\lambda}^2} = 0,64 \exp \left\{ - 0,32 (\lambda / \bar{\lambda})^2 \right\} \quad /3.11/$$

gdzie: $\bar{\lambda} = \bar{T}^2 g / 2\pi$ oblicza się bezwymiarową wariancję odpowiedzi statku na falowanie przestrzenne /o krótkich grzbietach/

$$\frac{m_o}{m_w / \lambda^2} = \frac{2}{\pi} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^2 \mu m_o' (\beta - \mu) d\mu \quad /3.12/$$

przy czym bezwymiarową wariancję na falowaniu płaskim określa zależność

$$\frac{m_o'}{m_w / \lambda^2} = \int_0^\infty \frac{S(\ln \lambda / \bar{\lambda}) / \lambda^2}{m_w / \bar{\lambda}^2} \cdot \frac{[T_r(\ln \lambda / L, \beta)]^2 d(\ln \lambda / \bar{\lambda})}{a^2 / \lambda^2} \quad /3.13/$$

Dla ustalonej prędkości statku oraz przy określonym kursie względem kierunku propagacji fal β , ostatnie równanie można interpretować następująco: jeśli bezwymiarową funkcję gęstości widmowej falowania wykreślić w zależności od $\ln(\lambda / \bar{\lambda})$, zaś funkcję przenoszenia $T_r^2 / (a^2 / \lambda^2)$ w zależności od $\ln(\lambda / L)$, wówczas przy przesuwaniu jednego wykresu względem drugiego przesunięcie na skali logarytmicznej odpowiada $\ln(\bar{\lambda} / L)$.

Odpowiednie wykresy pokazano na rys.9 i 10 dla tych samych wielkości, co na rys.7 i 8 przedstawiających klasyczną metodę obliczeń.

Korzyści z zastosowania bezwymiarowej metody obliczeń wariancji reakcji statku szczególnie uwidaczniają się przy obliczeniach prognoz długoterminowych, o których będzie mowa w dalszej części pracy.

3.2. ZJAWISKA NIELINIOWE: SLAMMING ORAZ ZALEWANIE POKŁADU.

Zjawiska nieliniowe występujące podczas ruchu statku na sfalowanej powierzchni morza należą do najbardziej złożonych i wyznaczenie reakcji statku o takim charakterze jest możliwe obecnie tylko w bardzo ograniczonym zakresie. W oparciu o przedstawione wcześniej równania ruchu i oszacowanie reakcji statku na fali nieregularnej można jednak wyznaczyć prawdopodobieństwo występowania slammingu, tzn. silnych uderzeń dna kadłuba o powierzchnię wody oraz prawdopodobieństwo zalewania pokładu, jak również ocenić częstość występowania tych zjawisk.

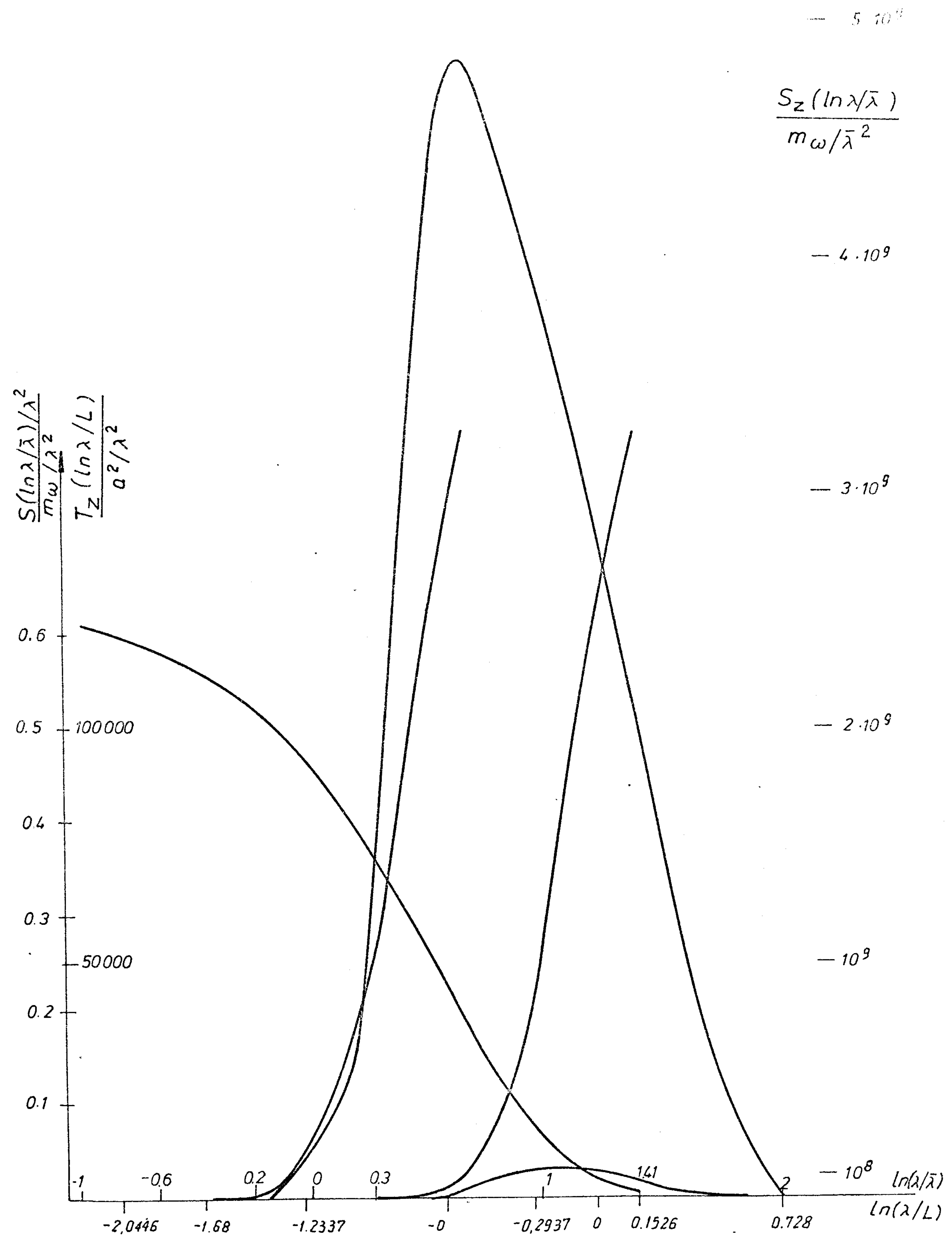
Zalewanie pokładu następuje wtedy, gdy amplituda względnego ruchu dziobu jest większa od wysokości wolnej burty w danym punkcie, tzn.

$$h_o^* (x_i, y_i) > F_b (x_i, y_i) \quad /3.14/$$

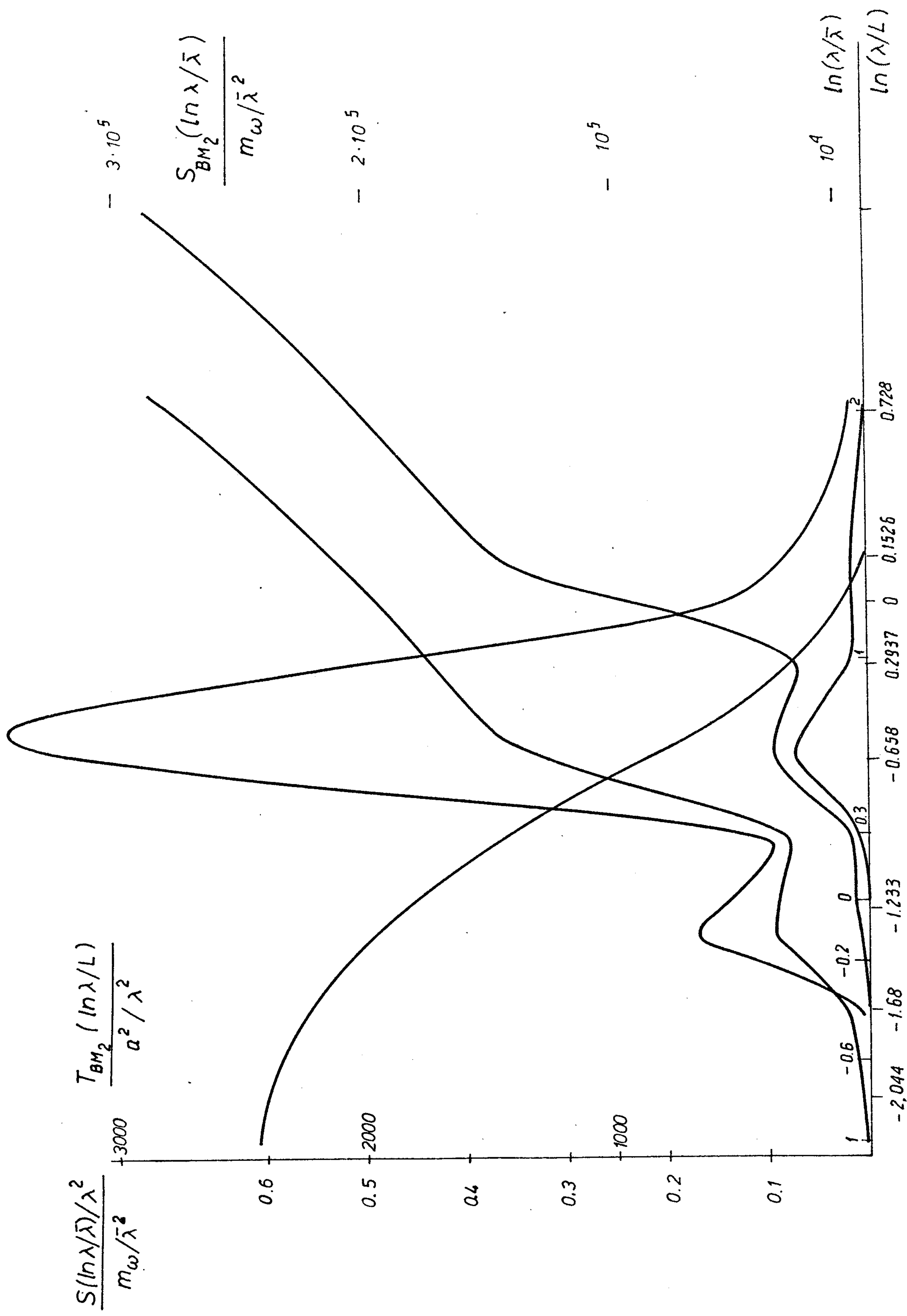
Wartości x_i, y_i określają współrzędne punktu na burcie statku, natomiast $F_b (x_i, y_i)$ wysokość wolnej burty w tym miejscu. Przyjmując, że wariancja względnych ruchów pionowych w punkcie (x_i, y_i) wynosi R_h^2 , prawdopodobieństwo wystąpienia zalewania pokładu można bezpośrednio obliczyć ze wzoru /3.7/, zatem

$$P_{zp} = \exp \left\{ - F_b^2 / 2 R_h^2 \right\} \quad /3.15/$$

W celu wyznaczenia średniej częstości występowania zalań pokładu konieczne jest wyznaczenie z analizy widmowej również wariancji względnych prędkości pionowych R_h^2 w punkcie (x_i, y_i) . Wówczas $2\pi R_h / R_{\dot{h}}$ określa średni okres ruchu, a zatem częstość występowania zalewania pokładu w okresie 1 godziny można obliczyć ze wzoru



Rys. 9. Bezwymiarowe funkcje gęstości widmowej falowania oraz nurzań dla zbiornikowca ($v = 15$ węzłów, $\beta = 120^\circ$)



Rys.10. Bezwymiarowe funkcje gęstości widmowej falowania oraz momentu gnącego na owrężu dla zbiornikowca ($\nu=15$ węzłów, $\beta=120^\circ$)

$$N_{zp} = P_{zp} \cdot \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{R_h^2}{R_h^2}} \cdot 3600 \quad /3.16/$$

Zjawisko slammingu występuje wówczas, gdy część denna statku /dziobowa lub rufowa/ wynurza się z wody w wyniku dużych ruchów nurzania i kołowań wzdłużnych a następnie przy ponownym wejściu gwałtownie uderza o jej powierzchnię. Prawdopodobieństwo występowania slammingu określa łączne prawdopodobieństwo wynurzenia z wody części dennej i przekroczenia prędkości krytycznej przez względną prędkość ponownego wejścia dna kadłuba do wody. Dla określenia tej krytycznej prędkości, poniżej której wejście uważa się za łagodne, a więc nie wywołujące uderzenia, przyjmuje się najczęściej zależność zaproponowaną przez Ochi [25].

$$v_{cr} = 0,093 \sqrt{gL} \quad /3.17/$$

Prawdopodobieństwo występowania slammingu również wynika z zależności /3.7/ i dla analizowanego przekroju statku wynosi

$$P_{sl} = \exp \left\{ -T'^2 / 2 R_h^2 - v_{cr}^2 / 2 R_h^2 \right\} \quad /3.18/$$

gdzie T' jest zanurzeniem przekroju w odległości x_i od środka ciężkości statku, a R_h^2 i R_h^2 wariancją ruchów względnych i prędkości względnych w tym przekroju.

Częstość występowania slamingu w okresie 1 godziny określa zależność

$$N_{sl} = P_{sl} \cdot \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{R_h^2}{R_h^2}} \cdot 3600 \quad /3.19/$$

Należy zauważyć, że slamming oraz zalewanie pokładu i duże przyspieszenia na dziobie są zjawiskami najczęściej ograniczającymi utrzymanie danego kursu i prędkości statku. Ochi i Motter [26] w celu oszacowania warunków, w których statek może bezpiecznie płynąć dowolnym kursem i z maksymalną prędkością wyróżniają dwa stany ładunkowe, mianowicie statku z ładunkiem i statku z balastem. Jako graniczne warunki dla statku z ładunkiem określa się prawdopodobieństwo równe 0,07 dla zalewania pokładu w obrębie pionu dziobowego lub przekroczenia znaczącej amplitudy przyspieszeń na dziobie 0,4 g, ewentualnie obu tych zjawisk łącznie. Przy wyższej wartości prawdopodobieństwa wskazana jest zmiana kursu lub zmniejszenie prędkości. Dla statku z balastem określa się prawdopodobieństwo wystąpienia slammingu na wręgu 17 oraz wystąpienia znaczącej amplitudy przyspieszeń dziobu większej od 0,4 g. Jako wartość graniczną prawdopodobieństwa wystąpienia każdego z tych zjawisk lub obu łącznie przyjmuje się 0,03. Po uwzględnieniu praw rachunku prawdopodobieństwa oraz po odpowiednich przekształceniach przedstawione kryteria można zapisać w postaci następujących nierówności: dla statku z ładunkiem powinno być spełnione

$$\left[1 - \exp \left\{ -F_b^2 / 2 R_h^2 \right\} \right] \cdot \left[1 - \exp \left\{ - (0,4612g)^2 / 2 R_{av}^2 \right\} \right] \geq 0,93 \quad /3.20/$$

natomiast dla statku z balastem

$$\left[1 - \exp \left\{ -T'^2 / 2 R_h^2 - v_{cr}^2 / R_h^2 \right\} \right] \cdot \left[1 - \exp \left\{ - (0,5296 g)^2 / 2 R_{av}^2 \right\} \right] \geq 0,97 \quad /3.21/$$

R_{av}^2 jest wartością wariancji przyspieszeń pionowych.

3.3. PROGRAMY OBLICZENIOWE

Wykonanie obliczeń dla oceny reakcji statku zarówno na fali regularnej jak również na fali nieregularnej obejmuje tak dużo czasochłonnych przeliczeń, że otrzymanie wyników użytecznych dla celów projektowych możliwe jest wyłącznie za pomocą dużych, szybkich maszyn matematycznych. W krajach o rozwiniętym przemyśle okrętowym powstały w ostatnich sześciu latach programy obliczeniowe pozwalające wyznaczyć reakcję statku na sfalowanym morzu. Obecnie, bardziej lub mniej rozwinięte programy posiadają m.in. okrętowe ośrodki angielskie, amerykańskie, francuskie, holenderskie, japońskie, włoskie i polskie. Poniżej omówione zostaną pokrótce rozbudowane układy programów angielskich, norweskich, japońskich oraz szerzej polskich^{x/}.

Seria programów opracowanych przez Lloyd's Register of Shipping obejmuje następujące programy: obliczeń reakcji statku na falowanie regularne /LR 2570/; obliczeń bezwymiarowych wariancji reakcji statku na falowanie nieregularne /LR 257 L/; wyznaczania prognoz długoterminowych reakcji /LR 257 X/ oraz obliczeń parametrów rozkładów falowania morskiego /LR 253 i LR 281/. Program /LR 2570/ obliczeń reakcji statku na falowanie regularne oparty na amerykańskim programie SCORES [19], wyznacza współczynniki hydrodynamiczne masy wody towarzyszącej i tłumienia w oparciu o metodę odwzorowań konforemnych kształtów Lewisa. Pozwala on na obliczenie funkcji przenoszenia dla nurzania, ruchów poprzecznych statku, kołysań wzdłużnych, poprzecznych i myszkowania oraz dla momentów gnących i skręcających. We wszystkich przekrojach obliczeniowych można wyznaczyć również funkcję przenoszenia dla sił tnących zaś na pionach dziobowym i rufowym dla przyspieszeń oraz ruchów względnych. Program drukuje wartości funkcji przenoszenia i ma wyjście graficzne kreślające wykresy tych funkcji. Wyniki obliczeń mogą być zapamiętane na dysku lub na taśmie magnetycznej. Obliczenia reakcji statku na falowanie nieregularne obejmują wyznaczenie bezwymiarowych wariancji dla wszystkich wielkości liczonych w programie LR 2570, z którego wyników program LR 257L korzysta. Wydruk w postaci tablic zawiera po 15 wartości $m_0/(m_w/\bar{\lambda})^2$ w funkcji $\bar{\lambda}/L$ dla zadanych prędkości statku i kątów kursowych względem kierunku propagacji fal.

Nieco inny układ mają programy opracowane przez Det norske Veritas [28]. Współczynniki hydrodynamiczne liczone są oddzielnym programem NV 419 metodą równania całkowego według algorytmów Franka. Wyniki te są następnie wykorzystywane w programach obliczających funkcje przenoszenia reakcji statku. Dwa programy przeznaczone są dla wyznaczania funkcji przenoszenia uwzględniających ruch statku dla wszystkich sześciu stopni swobody /NV 417/ i dla dwóch stopni swobody, tj. dla nurzań i kołysań wzdłużnych /NV 410/. Dodatkowo opracowano programy dla specjalnych konstrukcji, a mianowicie platform pływających /NV 407/ i kataranów /NV 465/. Zakres obliczeń jest zbliżony do programów angielskich, jest

x/ Obszerne grupy programów obejmują również programy obliczeń prognoz długoterminowych, które w zasadzie zamykają cykl obliczeń reakcji statku na falowanie morskie. Podstawowe są jednak programy dla oceny reakcji statku na falowanie regularne oraz nieregularne i z tego powodu zostały przedstawione w tym rozdziale, pomimo, że metodyka wyznaczania prognoz długoterminowych reakcji została omówiona w następnym.

xx/W nawiasach podano oznaczenia omawianych programów.

jednak rozszerzony o możliwość wyznaczenia funkcji przenoszenia dla ciśnień w dowolnym punkcie kadłuba. Na podstawie obliczonych tymi programami wartości funkcji przenoszenia program NV 406 pozwala określić długoterminową prognozę reakcji statku na falowanie morskie, opartą o algorytmy Nordenströma [23].

Programy japońskie, określane przez ich autorów jako system programów [18], oparte zostały na odwzorowaniu kształtu metodą Lewisa i obliczeniu współczynników hydrodynamicznych metodą Tasai i Takagi. Obliczenia obejmują ruchy statku dla wszystkich sześciu stopni swobody oraz pozwalają uwzględnić stabilizację statku za pomocą zbiorników Frahma. Zakres obliczeń systemu schematycznie został przedstawiony na rys.11.

Grupa polskich programów obejmuje obliczenia reakcji statku na falowanie regularne oraz nieregularne, jak również obliczenia prognoz długoterminowych. Opracowano także program pozwalający na podstawie danych statystycznych falowania Hogbena i Lumba wyznaczyć długoterminowe rozkłady wysokości fal i wykorzystać je w obliczeniach długoterminowej prognozy reakcji statku.

We wszystkich programach serii opracowanej w Centrum Techniki Okrętowej /poza programem RESTA 2/ oblicza się następujące wielkości:

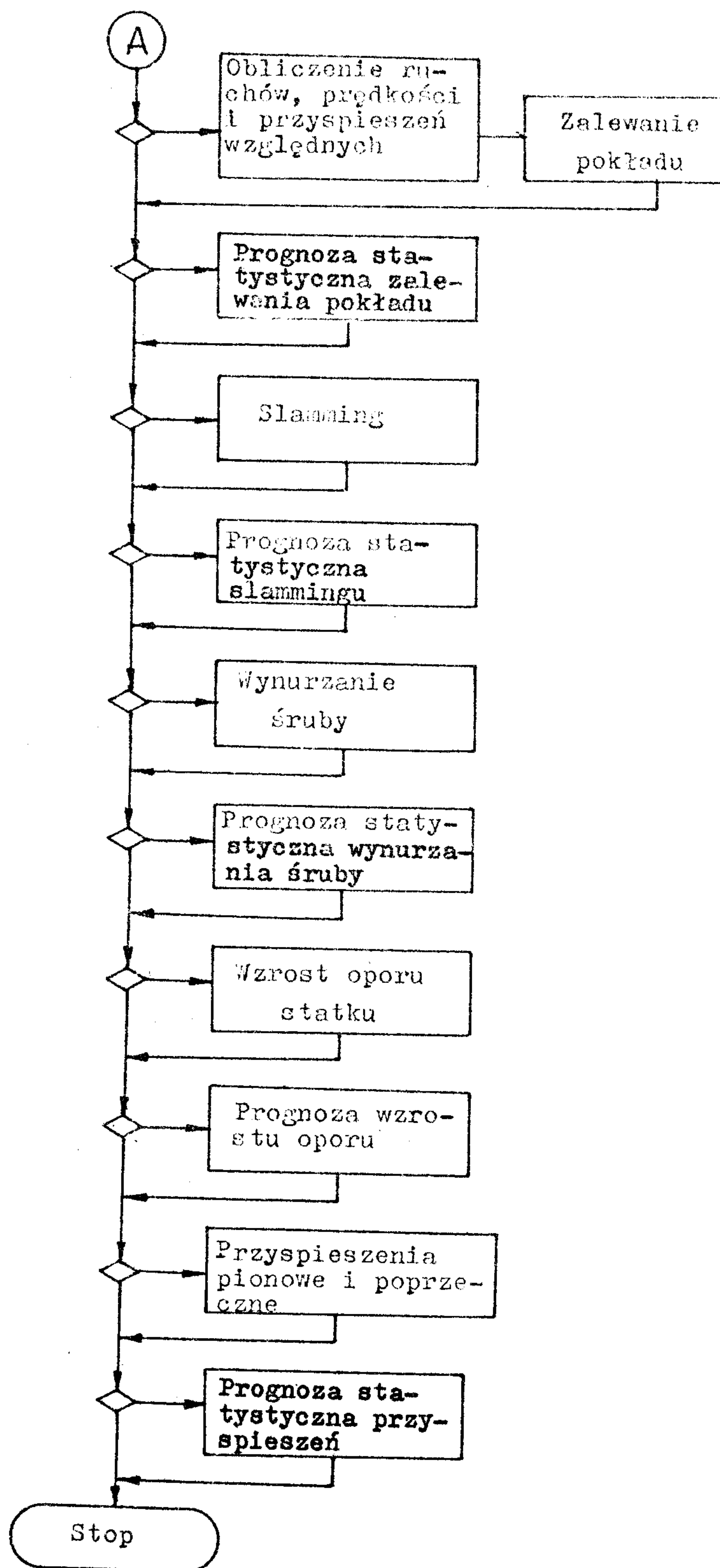
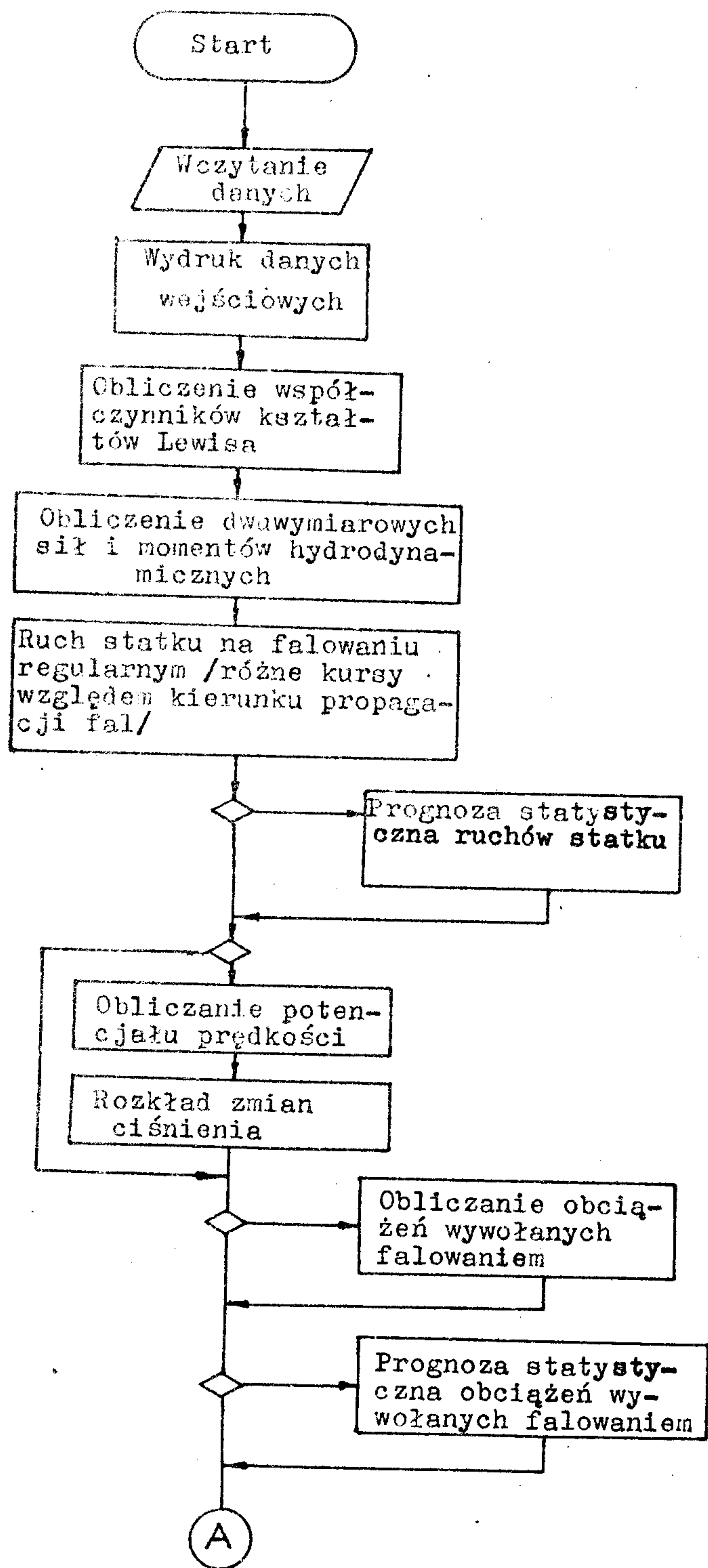
- nurzanie, ruchy poprzeczne, kołysania wzdłużne, kołysania poprzeczne i myśkowanie,
- momenty gnące w płaszczyźnie pionowej i poziomej oraz momenty skręcające w dowolnym przekroju obliczeniowym,
- pionowe ruchy bezwzględne względem profilu fali, pionowe prędkości względne oraz przyspieszenia pionowe i poprzeczne w dowolnym punkcie.

RESTA 2 [29] stanowi pakiet programów /o identyfikatorach: THD06J, THD07J, THD08J, THD09J/ przystosowanych do obliczeń reakcji statku dla dwóch stopni swobody i pozwala wyznaczyć nurzania, kołysania wzdłużne, moment gnący na owrężu, ruchy bezwzględne oraz względem profilu fali, prędkości względne i siły tnące. Kolejne programy tego pakietu obejmują obliczenia:

- na fali regularnej /amplitudy nurzania i kołysań wzdłużnych oraz momentu gnącego/,
- na fali regularnej /amplitudy i fazy wszystkich liczonych wielkości/,
- na stacjonarnym falowaniu nieregularnym,
- prognoz długoterminowych na falowaniu niestacjonarnym o zadanych w programie parametrach rozkładu Weibulla wysokości fal.

RESTA 5 [30] /THD05J/ wywodzący się z amerykańskiego programu SCORES jest wielomodułowym programem o zakresie ustalonym każdorazowo za pomocą dwunastu danych wyboru wariantu obliczeń. Pełen zakres obliczeń obejmuje wyznaczenie reakcji statku na falowanie regularne, na falowanie nieregularne płaskie /o długich grzbietach/ oraz na falowanie nieregularne przestrzenne. Współczynniki hydrodynamiczne, opisujące własności przekrojów wręgowych, obliczane są metodą odwzorowań konforemnych kształtów Lewisa. W programie założono pięć stopni swobody oraz przyjęto, że statek porusza się ruchem jednostajnym, dowolnym kursem względem dominującego kierunku falowania.

Programy serii RESTAT [31] oznaczone identyfikatorami THD13J i THD16J różnią się od programu RESTA 5 głównie sposobem obliczeń współczynników hydrodynamicznych masy wody towarzyszącej i tłumienia. Współczynniki te mogą być zapisane na taśmie magnetycznej.



Rys.11. Zakres obliczeń japońskiego systemu programów

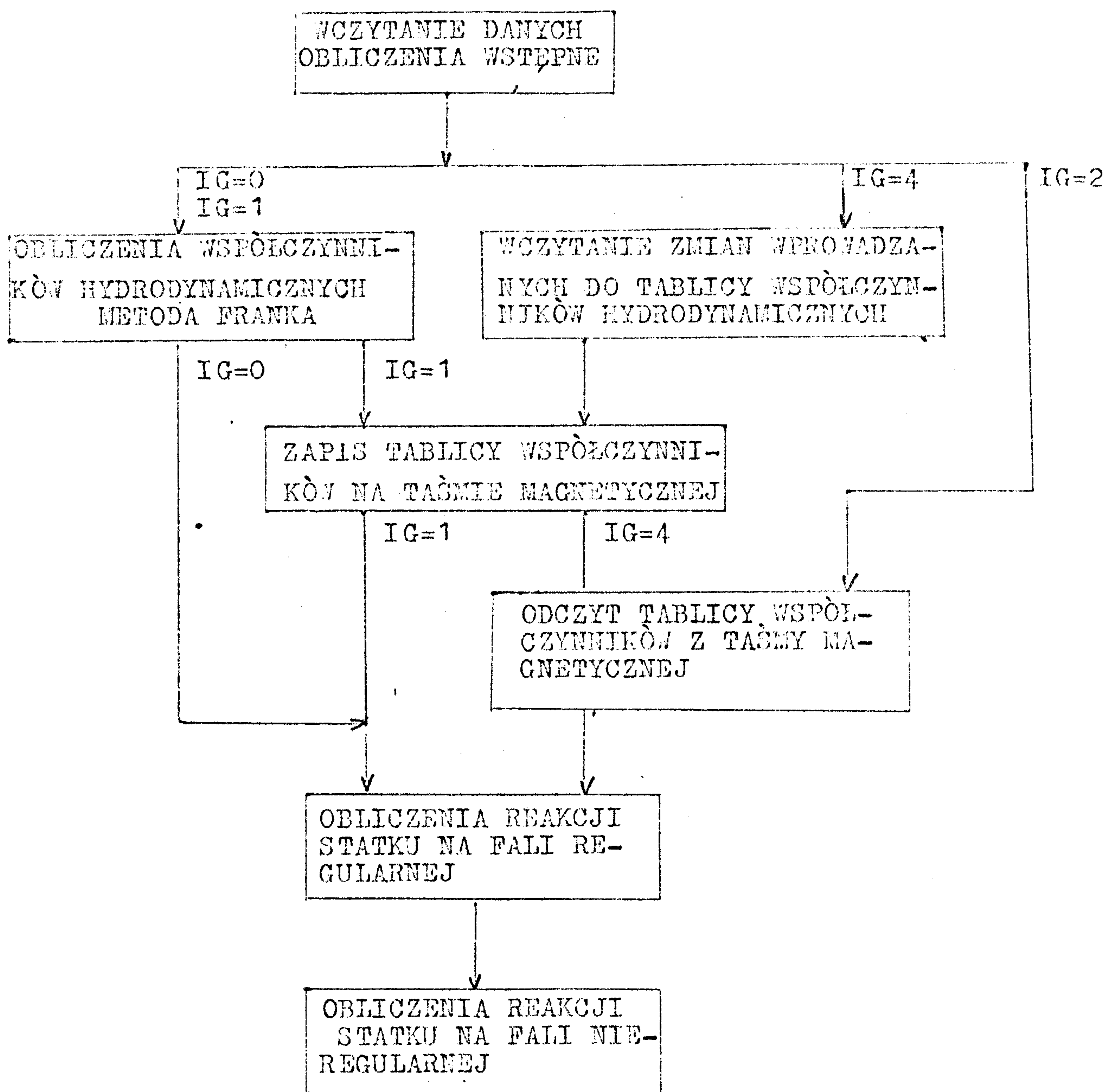
W programie THD16J jako zasadę przyjęto obliczenie współczynników hydrodynamicznych metodą odwzorowań Lewisa. Dla przekrojów nie spełniających wymagań kształtów Lewisa stworzono możliwość obliczenia mas wody towarzyszącej i tłumienia metodą równania całkowego. Program zawiera zatem moduły pozwalające obliczyć te współczynniki dla dowolnych kształtów przekrojów wręgowych według algorytmów Franka. Umożliwiono także wprowadzenie indywidualnych zmian i poprawek w tablicy współczynników.

Program THD13J całkowicie oparto na obliczeniach współczynników hydrodynamicznych metodą Franka. Nadaje się on więc do prognozowania reakcji na falowanie specjalnych konstrukcji o nietypowych kształtach np. barek, dźwigów pływających itp. Korzystając z rozszerzonych możliwości metody, program ten przystosowano również do obliczeń reakcji statków dwukadłubowych. Konieczne jednak było w tym przypadku ograniczenie zakresu obliczeń i obejmuje on tylko ruchy, prędkości i przyspieszenia jednostki. Działanie programów RESTAT schematycznie pokazano na rys.12 i 13.

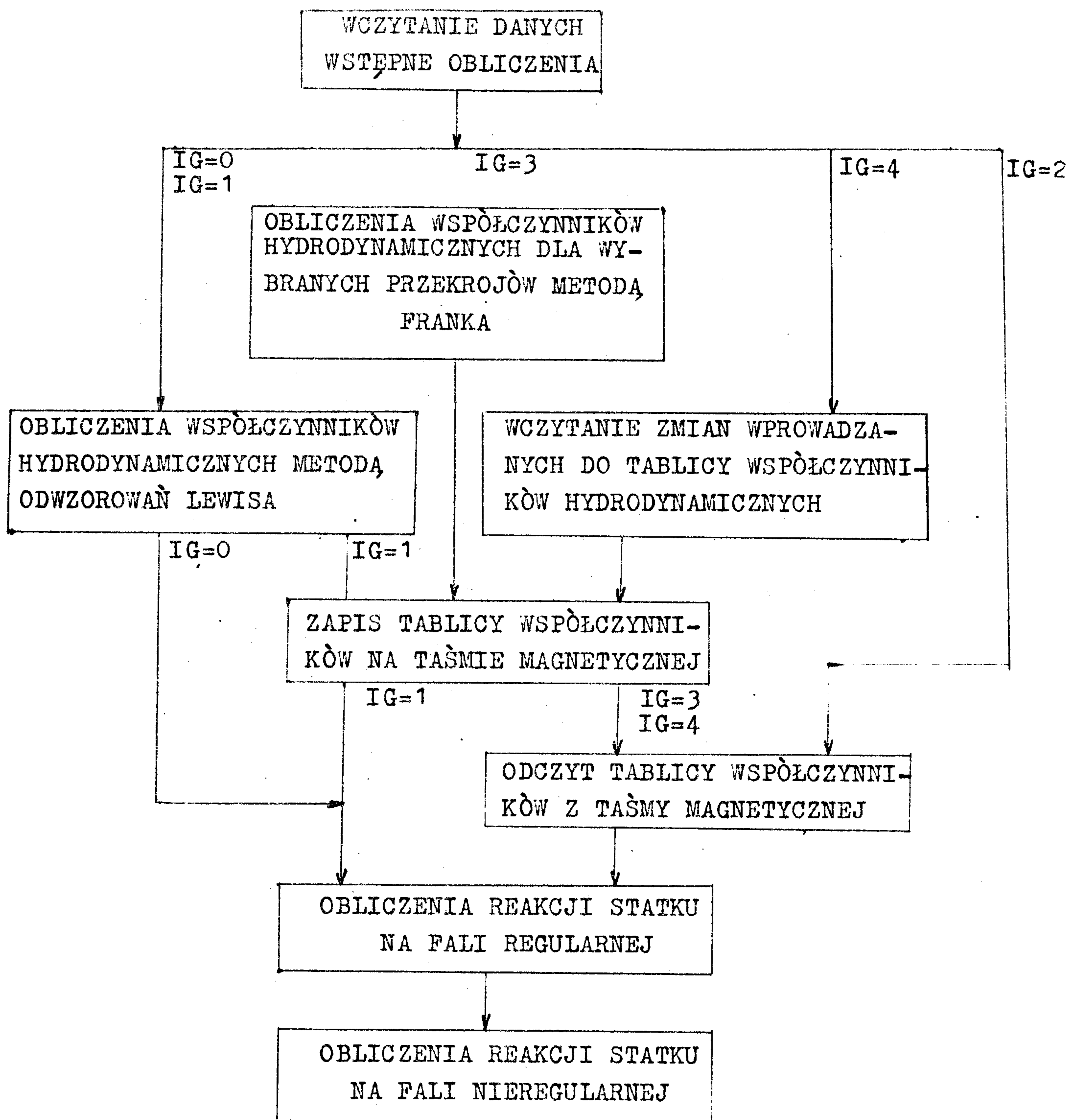
Kolejny program o nazwie REWAR [32] /THD18J/ przeznaczony jest do obliczeń prognoz reakcji statku. Oparty na modułach programu THD16J w końcowej części obliczeń wyznacza wartości wariancji reakcji sprowadzone do postaci bezwymiarowej. Wyniki tego programu stanowią zatem zbiór charakteryzujący krótkoterminowe prognozy. Zbiór ten może być zapisany na taśmie magnetycznej.

Ostatnim programem serii jest program REDLU [33] /THD19J/ liczący długoterminowe prognozy. Korzysta on z wyników obliczeń poprzedniego programu lub z przygotowanych odpowiednio danych uzyskanych np. z badań modelowych. Dla wybranych wielkości, program REDLU oblicza prawdopodobieństwo przekroczenia określonych amplitud i umożliwia ocenę wartości, które mogą być przekroczone np. w okresie eksploatacji statku.

Wartości charakteryzujące parametry falowania dla dowolnych akwenów zostały zarejestrowane na taśmie magnetycznej za pomocą programu THD12J [34]. W przypadku, gdy nie wykonywano wcześniejszych obliczeń programem THD18J, a zatem przy braku zapisanych na taśmie magnetycznej bezwymiarowych wariancji reakcji statku, program REDLU może być połączony z programem REWAR za pomocą specjalnej wersji kompozycji, co zaznaczono na schemacie działania tych dwu programów /rys.14/.

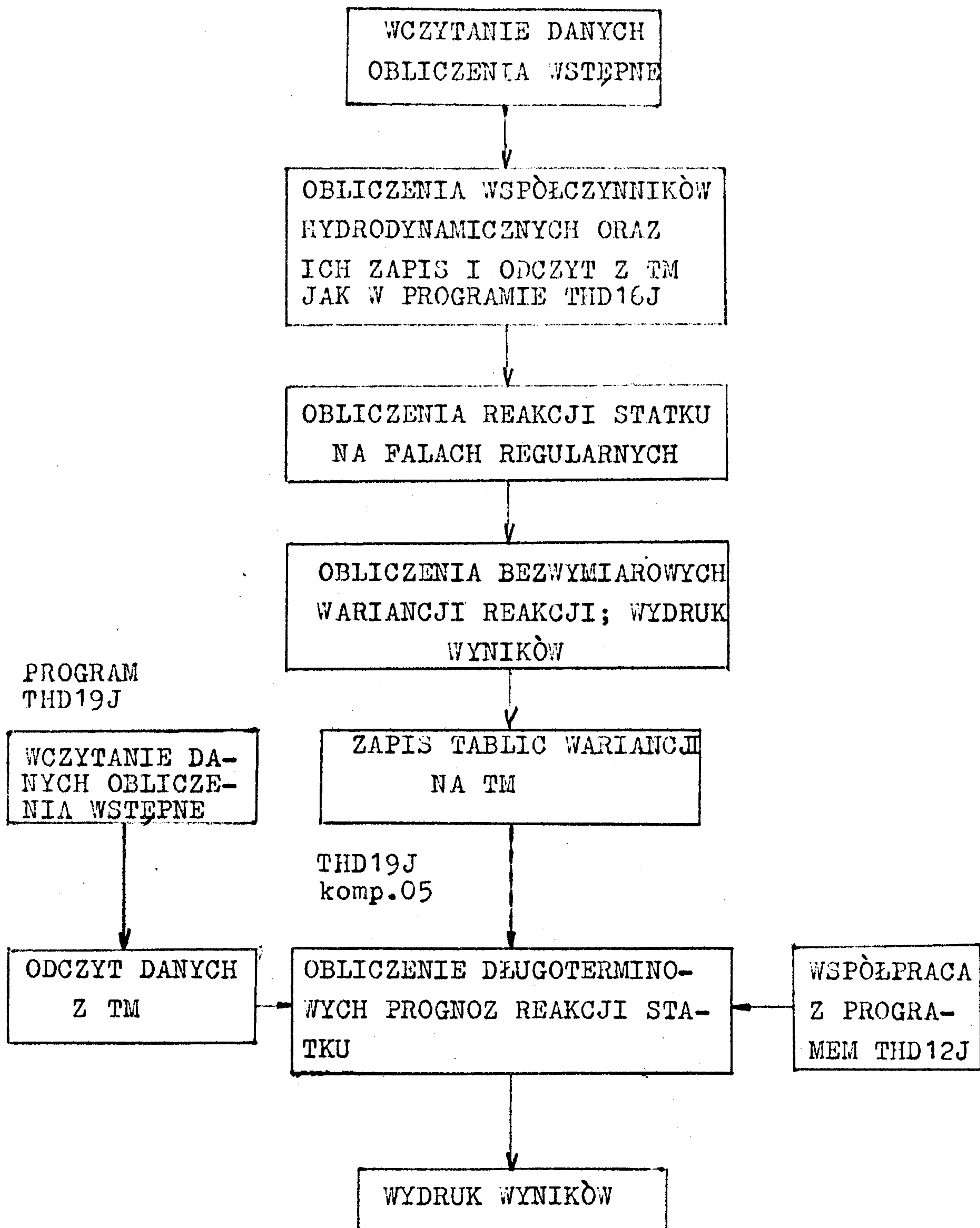


Rys.12. Schemat obliczeń programu THD13J



Rys. 13. Schemat obliczeń programu THD16J

PROGRAM THD18J



Rys.14. Schemat obliczeń programów THD18J i THD19J

4. DŁUGOTERMINOWA PROGNOZA REAKCJI STATKU

W zagadnieniach projektowych, szczególnie związanych z wymiarowaniem konstrukcji, obok informacji dotyczących zachowania i reakcji statku w określonych warunkach falowania, interesujące są hipotetyczne maksymalne wartości, jakich można się spodziewać w całym okresie eksploatacji statku.

Zakładając, że krótkoterminową prognozę reakcji statku opisuje rozkład Rayleigha, prawdopodobieństwo osiągnięcia lub przekroczenia w krótkim okresie czasu wartości x wynosi

$$H(x) = P(X \geq x / m_0) = e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \quad /4.1/$$

Powyższa zależność jest identyczna ze wzorem /3.7/, zaznaczono jedynie, że prawdopodobieństwo określone przy jej pomocy jest prawdopodobieństwem warunkowym. Parametr rozkładu m_0 , równy wariancji reakcji, podczas eksploatacji statku nie jest wielkością stałą, lecz zależy od szeregu czynników, z których najważniejszymi są: wyporność, prędkość, kąt kursowy względem kierunku propagacji fal i oczywiście stan sfalowania powierzchni wody. m_0 posiada zatem pewną funkcję gęstości prawdopodobieństwa $g(m_0)$ zależną od wymienionych wielkości.

W ogólnym przypadku, w długim okresie eksploatacji statku prawdopodobieństwo osiągnięcia lub przekroczenia przez reakcję wartości x wynosi zatem

$$H(x) = \int_0^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2m_0}} g(m_0) dm_0 \quad /4.2/$$

Zakładając, że wielkości określające funkcję $g(m_0)$, tzn. wyporność ∇ , prędkość v , kąt kursowy względem kierunku propagacji fal β oraz stan sfalowania w są wzajemnie niezależne, można przyjąć

$$g(m_0) = g_1(\nabla) \cdot g_2(v) \cdot g_3(\beta) \cdot g_4(w) \quad /4.3/$$

i całkę we wzorze /4.2/ rozpisać na całkę wielokrotną względem wyporności, prędkości itd. Określenie funkcji $g_1(\nabla)$, $g_2(v)$ oraz $g_3(\beta)$ zawsze jednak nastroczałoby wiele trudności i wyznaczenie $H(x)$ na drodze analitycznej jest praktycznie niewykonalne.

Przyjmując, że statek będzie eksploatowany przy l wypornościach: $\nabla_1, \nabla_2, \dots, \nabla_l$, m prędkościach: $v_1, v_2, \dots, v_m$ oraz n kątach kursowych: $\beta_1, \beta_2, \dots, \beta_n$ otrzymuje się

$$H(x) = \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^m \sum_{k=1}^n \int e^{-\frac{x^2}{2m_0(i,j,k)}} g_n(w) dw \cdot p_{i,j,k} \quad /4.4/$$

gdzie $p_{i,j,k}$ oznacza prawdopodobieństwo wystąpienia wyporności i , prędkości j oraz kursu k , zaś $m_0(i,j,k)$ - wartości wariancji reakcji dla tych wielkości.

W przypadku przyjęcia dla kąta kursowego rozkładu jednostajnego zależność /4.4/ nieco się uprości:

$$H(x) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^l \sum_{j=1}^m \sum_{k=1}^n \int e^{-\frac{x^2}{2m_0(i,j,k)}} g_n(w) dw \cdot p_{i,j} \quad /4.4a/$$

Dla wymiarowania konstrukcji najczęściej bada się statek o pełnej wyporności /ewentualnie w stanie balastowym/ i przy jednej prędkości.

W tym przypadku

$$H(x) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \int_0^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2m_0 w}} q_n(w) dw \quad /4.4b/$$

W celu uproszczenia dalszych zależności, funkcja $H/x/$ określająca prawdopodobieństwo wystąpienia lub przekroczenia przez reakcję statku wartości x może być zapisana dla jednej wyporności, jednej prędkości i jednego kursu, tzn.

$$H(x) = \int_0^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2m_0}} q_n(w) dw \quad /4.5/$$

Jeśli falowanie morskie scharakteryzowane jest przy pomocy rozkładu liczb skali Beauforta, wówczas otrzymuje się

$$H(x) = \int_0^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2m_0}} f(B_n) dB_n \quad /4.6/$$

gdzie $f(B_n)$ jest funkcją gęstości rozkładu prawdopodobieństwa dla liczb skali Beauforta. Obliczenia wykonuje się zwykle dla całkowitych liczb skali i wówczas

$$H(x) = \sum_{B_n=0}^{12} p(B_n) e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \Delta B_n \quad /4.7/$$

gdzie $p(B_n)$ jest prawdopodobieństwem wystąpienia stanu B_n , zaś m_0 wariancja reakcji odpowiadająca temu stanowi. Wartości znaczących wysokości fal oraz średnich okresów potrzebne do obliczeń m_0 można wyznaczyć z zależności przedstawionych w rozdziale pierwszym.

Opisując falowanie morskie przy pomocy dwóch parametrów, a mianowicie obserwowanej wysokości fal H_V oraz obserwowanego okresu T_V , otrzymuje się

$$H(x) = \int_0^{\infty} h_1(T_V) \left\{ \int_0^{\infty} h_2(H_V/T_V) e^{-\frac{x^2}{2m_0}} dH_V \right\} dT_V \quad /4.8/$$

gdzie $h_1/T_V/$ oraz $h_2(H_V/T_V)$ opisują gęstość prawdopodobieństwa dla okresu oraz warunkową gęstość dla wysokości fal. Ponieważ m_0 można obliczyć tylko dla ograniczonej ilości par $H_{1/3}$, $\bar{T}$, zatem równanie /4.8/ sprowadza się zawsze do postaci dyskretnej. Wzory pozwalające określić $H_{1/3}$ i $\bar{T}$ zostały przedstawione w rozdziale pierwszym. W rozdziale tym omówiono również funkcję $h_2(H_V/T_V)$, dla której najczęściej przyjmuje się rozkład logarytmiczno - normalny lub rozkład Weibulla /wzory /1.35/ i /1.36//.

Należy zauważyć, że przy obliczaniu długoterminowych prognoz reakcji statku, przedstawiona w rozdziale trzecim metoda bezwymiarowa oparta na pracach Lewisa [7] i Goodmana [24] pozwala na znaczną oszczędność czasu obliczeń. Wstępnie można bowiem obliczyć, dla całego zakresu parametrów $H_{1/3}$ i $\bar{T}$, bezwymiarowe wariancje $m_0 \bar{\lambda} / m_w$, a następnie dla wartości wynikających z przyjętych przyrostów ΔH_V i ΔT_V w dyskretnej postaci wzoru /4.8/ można interpolować i wyznaczyć odpowiednie wartości wariancji reakcji. Podobnego typu uproszczenie zaproponowane zostało przez Nordenströma [23], który zarówno rozkład wysokości fal, jak i wariancji reakcji opisuje rozkładem Weibulla.

Dla obliczeń prognozy reakcji statku w oparciu o dane z tablic dwudzielnych charakteryzujących falowanie morskie określonych akwenów, wzór /4.8/ sprowadza się do sumowania

$$H(x) = \sum_{T_V=\min}^{T_V=\max} p(T_V) \left[\sum_{H_V=0}^{H_V=\max} p(H_V/T_V) e^{-\frac{x^2}{2m_0}} \Delta H_V \right] \Delta T_V \quad /4.9/$$

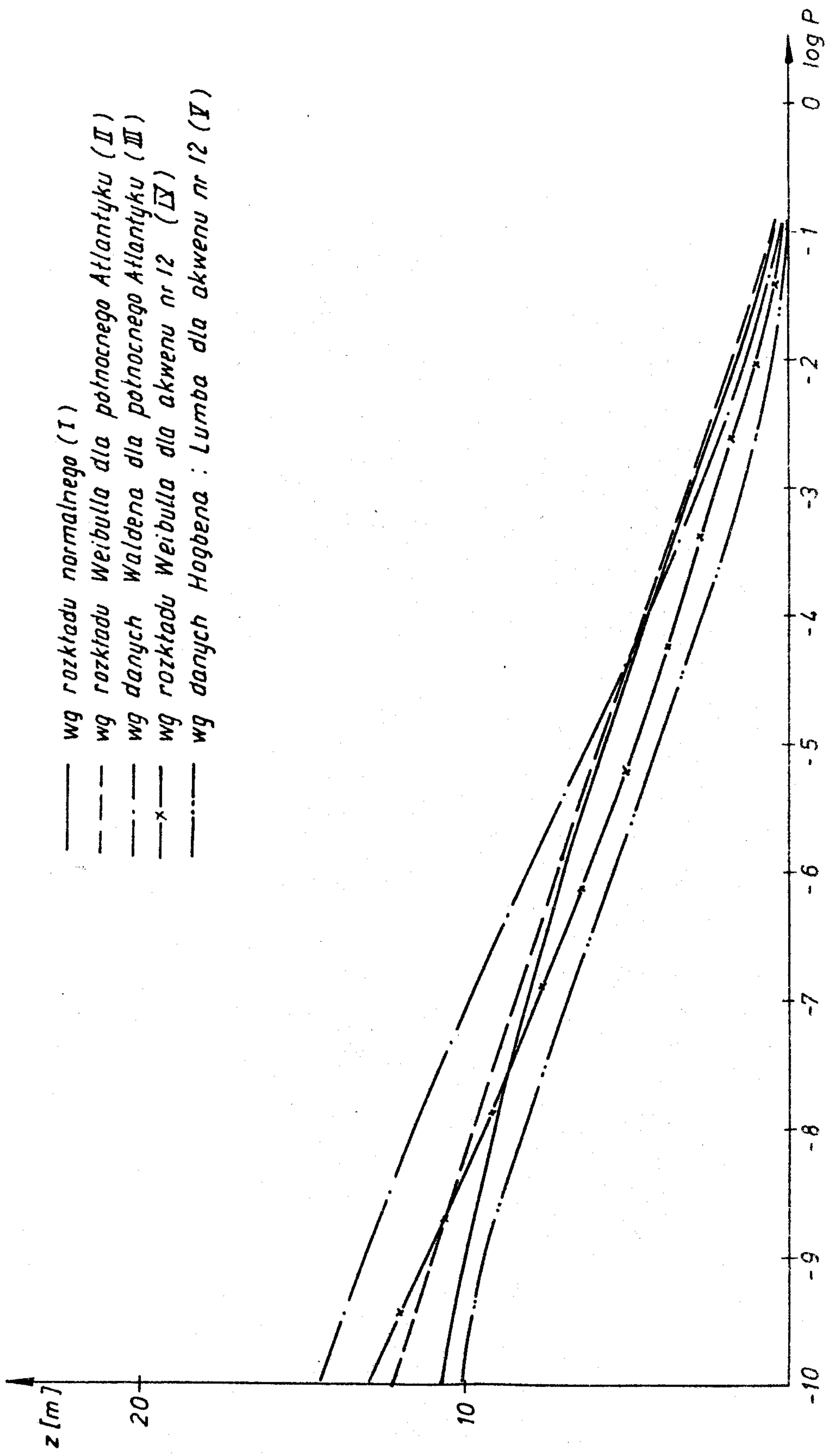
Prawdopodobieństwa $p(T_v)$ i $p(H_v)$ wynikają bezpośrednio z danych z tablic dwudzielczych, natomiast odpowiednie wartości m_0 można szybko wyznaczyć korzystając z wartości bezwymiarowych wariancji reakcji statku.

W dużych systemach lub zestawach programów obliczeń reakcji statku zwykle ostatni podprogram lub program umożliwia wyznaczenie prognoz długoterminowych. Krajowy program REDLU pozwala na obliczenie takich prognoz dla następujących pięciu wariantów opisu falowania morskiego:

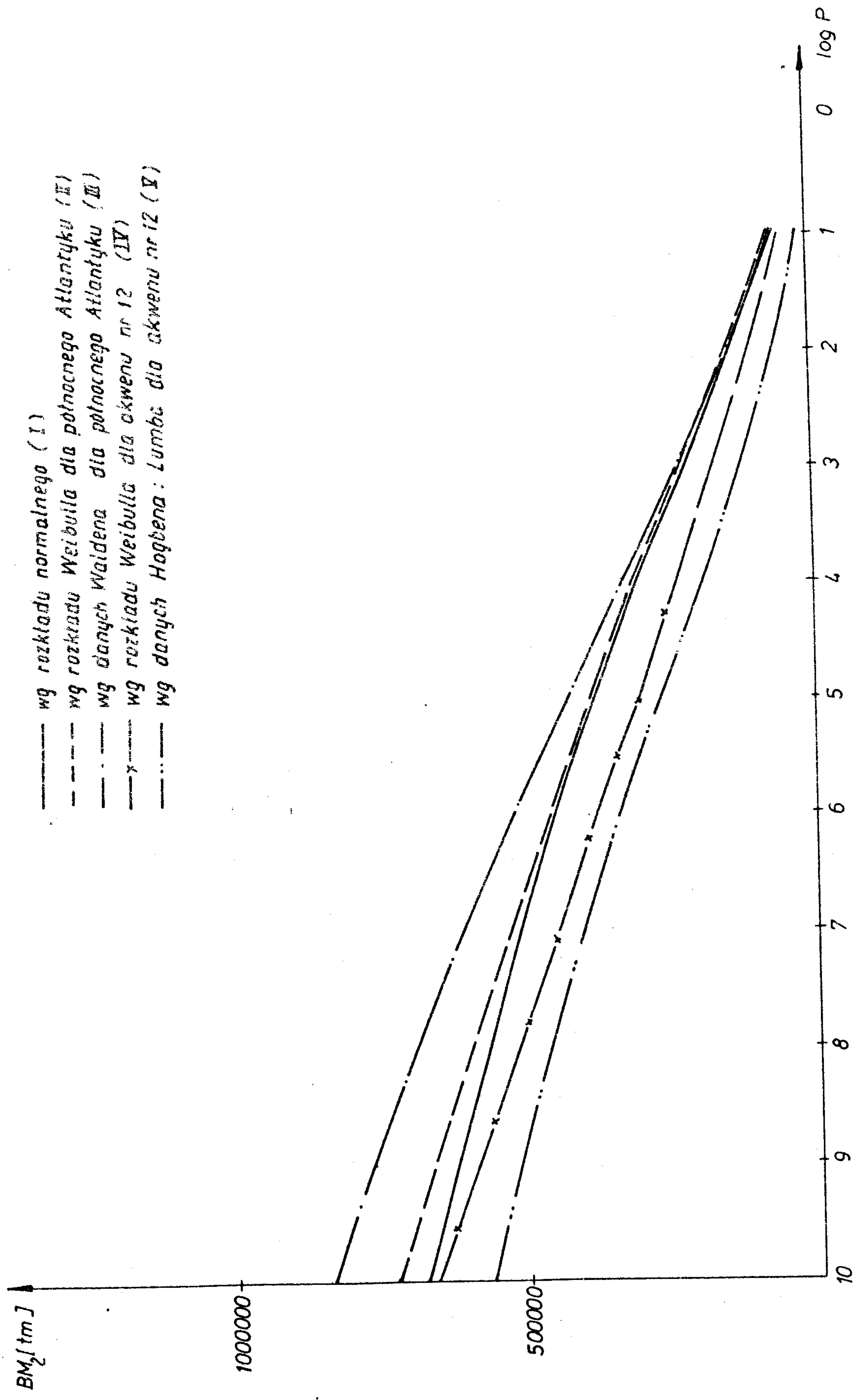
- I uśrednione wartości dla wszystkich akwenów przy założeniu normalnego rozkładu liczb skali wiatru wg Beauforta,
- II wartości dla północnego Atlantyku opisane rozkładem Weibulla dla wysokości wizualnej fal,
- III wartości dla północnego Atlantyku wg danych z tablicy dwudzielczej opracowanej przez Waldena,
- IV wartości dla dowolnego akwenu opisane rozkładem Weibulla/parametry rozkładu wyznaczone wg danych Hogbena i Lumba,
- V wartości dla dowolnego akwenu wg danych z tablic dwudzielczych Hogbena i Lumba.

Porównanie krzywych $H(x)$ uzyskanych z wszystkich pięciu wariantów pokazano na rys. 15 i 16, dla nurzań oraz momentu gnącego zbiornikowca o długości 330m przy prędkości 15 węzłów i kursie względem kierunku falowania 120° . Warianty IV i V odpowiadają falowaniu na Morzu Śródziemnym /akwen nr 12/.

Zarówno wyniki obszernego testowania programu REDLU [35], jak również analiza wykonana w pracy [36] wskazują, że prognozy otrzymane za pomocą I wariantu prowadzą do najniższych wartości, niekiedy nawet dwa razy mniejszych od wartości otrzymanych dla wariantu III. W pracy [36] porównano również wielkości reakcji dla prawdopodobieństwa $H(x)=10^{-8}$ z danymi wynikającymi ze wzorów na ekstremalne amplitudy reakcji opublikowanych w 1978 r. w poradniku Det norske Veritas [37]. Wzory te zostały opracowane na podstawie wyników obliczeń prognoz reakcji grupy statków dla falowania północnego Atlantyku i przy poziomie prawdopodobieństwa 10^{-8} , odpowiadającego w przybliżeniu okresowi dwudziestoletniej eksploatacji jednostki. Wyniki tych analiz wskazują, że dla wymiarowania konstrukcji statku najodpowiedniejszy jest wariant III, tzn. bezpośrednie sumowanie za pomocą wzoru /4.9/ dla danych Waldena dla północnego Atlantyku. Wariant II, w którym dane dla falowania tego akwenu opisane są parametrami rozkładu Weibulla prowadzi do wyników niewiele różniących się od wariantu III. Wydaje się jednak, że obydwa te warianty obliczeń z uwagi na niekorzystne warunki przyjętego falowania mogą prowadzić do nieco zawyżonych wartości reakcji.



Rys. 15. Prognoza długoterminowa dla nurzań zbiornikowca $L = 330 \text{ m}$ / $v = 15 \text{ węzłów}$
 $\beta = 120^\circ$



Rys. 16 Prognoza długoterminowa dla momentu gnącego na owręzu zbiornikowca
 $L = 330 \text{ m}$ / $v = 15 \text{ węzłów}$, $\beta = 120^\circ$ /

5. UWAGI KOŃCOWE

Problematyka reakcji statku w warunkach eksploatacyjnych jest obecnie bardzo żywa - większość przodujących ośrodków okrętowych na świecie poświęca jej wiele uwagi. W ramach jednego zeszytu możliwe zatem było tylko naszkicowanie zagadnień, niemniej wobec braku w polskim piśmiennictwie obszernych opracowań monograficznych, które zresztą w tej dziedzinie szybko się deaktualizują, niniejsza praca zapoznaje z tymi zagadnieniami oraz pozwala na zorientowanie się w krajowych opracowaniach i możliwościach prognozowania reakcji statku.

Konstruktorowi, który pragnąłby przygotować dane do obliczeń i otrzymać prognozy dla projektowanego statku, niewątpliwie najwięcej trudności sprawiłoby określenie bezwymiarowego współczynnika tłumienia kołysań bocznych. Można go wyznaczyć z kołysań swobodnych modelu, jednak we wstępnym okresie projektowania jest to niemożliwe. Znane wzory empiryczne obejmują bardzo ograniczony zakres parametrów kształtu kadłuba, a zatem pozostaje oparcie się na danych dla statków podobnych. Ponieważ określenie współczynnika tłumienia na podstawie próby kołysań swobodnych modelu jest bardzo proste i mało pracochłonne, celowe byłoby opracowanie odpowiedniej statystyki dla istniejących w kraju modeli i systematyczne jej uzupełnianie.

Potrzeba systematycznej weryfikacji całej grupy programów oraz ich doskonalenia, szczególnie dla nowych typów statków, wydaje się oczywista. Konieczne byłoby podjęcie obszerniejszych prac z zakresu korelacji między wynikami obliczeń teoretycznych a wynikami badań modelowych. Największe różnice między tymi wynikami występują dla obciążeń na fali bocznej. W celu weryfikacji metod obliczeń prognoz długoterminowych wskazane byłoby dokonanie odpowiednich pomiarów na eksploatowanych statkach. W tym zakresie dostępne publikacje są ograniczone, co uniemożliwia ocenę prezentowanych metod z uwagi na brak potrzebnych do obliczeń danych.

"Moda" na prognozowanie reakcji statku, którą obserwuje się w ostatnim dziesięcioleciu posiada niewątpliwie swoje uzasadnienie natury techniczno-ekonomicznej. Najpoważniejszą korzyścią, jakiej można się w przyszłości spodziewać jest projektowanie nowych statków o optymalnej konstrukcji i najwłaściwszym doborze materiałów mających jednocześnie lepsze własności eksploatacyjne oraz bardziej bezpieczną konstrukcję. Potrzebna jest tu jednak jeszcze weryfikacja przepisów klasyfikacyjnych pod kątem adoptowania sprawdzonych metod analizy statystycznej. Pierwsze prace dotyczące tego zagadnienia zostały już podjęte /np. w Det norske Veritas/ i dobrze byłoby, gdyby nowe przepisy Polskiego Rejestru Statków uwzględniły te nowoczesne metody projektowania.

Nie bez znaczenia jest też możliwość zastąpienia w znacznym stopniu badań modelowych /kosztownych i czasochłonnych/ obliczeniami wykonywanymi na maszynach cyfrowych /tańszymi i szybko otrzymywanymi/. Próby modelowe można byłoby już obecnie ograniczyć do badań korelacyjnych oraz do badań zupełnie nowych, nietypowych statków, a i w tych przypadkach znacznie ograniczyć ich zakres.

Metody prognozowania reakcji statku umożliwiły opracowanie okrętowych systemów ostrzegających o znacznych obciążeniach kadłuba i informujących załogę o potrzebie zmiany kursu lub prędkości statku. Wyposażenie w takie systemy, szczególnie dużych, szybkich statków, może w znacznym stopniu poprawić bezpieczeństwo żeglugi oraz ograniczyć częste uszkodzenia kadłuba wywołane slammingiem.

BIBLIOGRAFIA

1. Hoffman D.: Analysis of measured and calculated data.
Proc. International Symposium on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves. London 1974.
2. Robinson D.W.: Sea state distributions for use in the calculation of long-term wave induced ship responses. Lloyd's Register of Shipping. Development Unit. Report 4 1972.
3. Hogben N., Lumb F.E.: Ocean wave statistics. HMSO. London 1967.
4. Yamanouchi Y. a. Ogawa A.: Statistical diagrams on the winds and waves on the North Pacific Ocean. Paper of the Ship Research Institute. Tokyo 1970.
5. Ewing J.A., Hogben N.: Some wave and wind data from trawlers. Mar. Observer. 1966. nr 36. s. 71-80.
6. Walden H.: Die Eigenschaften der Meereswellen im Nordatlantischen Ozean. Deutscher Wetterdienst, Seewetteramt. Einzerveröff. 1964. nr 41.
7. Lewis E.V., Compton R.H.: Interim standard sea spectra. XI ITTC. Tokyo 1966.
8. Voznesenskij A.I., Necvetaev Ju.A.: Normirovannyj énergetičeskij spektr morskogo volnenija. Okeanologija. 1964. T. 4. nr 5.
9. Frost R.: The relation between Beaufort force wind speed and wave height. HMSO Scientific Paper 1966. nr 25.
10. Scott J.R.: Some average sea spectra. Trans. RINA 1967.
11. Cartwright D.E., Longuet - Higgins N.S.: The statistical distribution of the maxima of a random function. Proc. Roy. Soc. of London. Seria A. 1956. T. 237.
12. Draper L., Whitaker N.A.B.: Waves at ocean weather ship station "Juliett". Deutsche Hydrographische Zeitschrift. 1965. R. 18. Z. 1.
13. Draper L., Squire E.M.: Waves at ocean weather ship station "India". RINA. 1967. t. 109. nr 1.
14. Bennet R.: Stresses and motion measurements on ships at sea. Swedish Shipbuilding Research Foundation. Reports 13 a. 15. 1978. 1959.
15. Kaplan P.: Development of mathematical models for describing ship structural response in waves. Ship Structure Committee Report SSC - 193. 1969.
16. Blixell A.: Calculation of ship responses in regular waves by strip theory. LR-2570-Users Manual. Lloyd's Register of Shipping. 1972.
17. Salvesen N., Tuck E.O., Faltinsen O.: Ship motions and sea loads. Trans. SNAME. 1970.
18. Computer program system for theoretical calculation of sea-keeping quality of ships. Mitsui Shipbuild. a. Eng. Co. Ltd. Japan Shipbuilding a Mar. Eng. 1975. T. 9. nr 3. s. 5-32.
19. Raff A.I.: "Program SCORES - ship structural response in waves. Ship Structure Committee Report SSC - 230. 1972.

20. Dudziak J.: Płaskie kołysania cylindra o przekroju wręgopodobnym. Publikacja Nr 54 Instytutu Okrętowego Politechniki Gdańskiej 1976.
21. Frank W.: Oscillation of cylinders in or below the free surface of deep fluids. Naval Research and Development Center Report 2375. 1967.
22. Tran cong Nghi.: Zastosowanie metody elementów skończonych do wyznaczania reakcji hydrodynamicznych działających na dowolny kontur. Praca doktorska. Politechnika Gdańska. Instytut Okrętowy. 1978.
23. Nordenström N.: A method to predict long - term distributions of waves and wave - induced motions and loads on ships and other floating structures. Det norske Veritas. Publication No 81. 1973.
24. Goodman R.A.: Prediction of ship response criteria for structural design. Lloyd's Register of Shipping. Publication No 58. 1970.
25. Ochi M.K.: Prediction of occurrence and severity of ship slamming at sea. Symposium on Naval Hydrodynamics. Bergen 1965.
26. Ochi M.K., Motter E.: Prediction of extreme ship responses in rough seas of the North Atlantic. International Symposium on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves. London 1974.
27. Journee J.M.J.: Prediction of speed and behaviour of a ship in a sea-way. Int.Shipbuild.Prog. 1976. T.23. nr 265. s.285-299.
28. The DnV program system for design and analysis of ships. Det norske Veritas. Report No 74-3-H. 1974.
29. Konieczny L., Gabriel E.: Reakcja statku o 2 stopniach swobody. Praca wewnętrzna CTO. 1975.
30. Malak L., Grzenkowicz B.: Wyznaczanie reakcji statku w warunkach falowania morskiego /RESTA 5/. Praca wewnętrzna CTO. nr 005-CA/RB2-W-75.1975.
31. Malak L., Grzenkowicz B.: Wyznaczanie reakcji statku w warunkach falowania morskiego. /RESTAT/. Praca wewnętrzna CTO. nr RK-77/U-067. 1977.
32. Malak L., Grzenkowicz B.: Obliczenia wariancji reakcji statku na falowaniu morskim /REWAR/. Praca wewnętrzna.CTO nr RK-77/U-147. 1977.
33. Malak L., Grzenkowicz B.: Długoterminowa prognoza reakcji statku /REDLU/. Praca wewnętrzna CTO.nr RK-78/U-036. 1978.
34. Malak L., Grzenkowicz B.: Archiwacja danych charakteryzujących falowanie morskie na różnych akwenach oraz wyznaczanie parametrów rozkładu Weibulla dla tych akwenów. Praca wewnętrzna CTO. nr RK-76/U-105. 1976.
35. Malak L., Grzenkowicz B.: Wyniki testowania programu obliczeń długoterminowych prognoz reakcji statku. Praca wewnętrzna CTO.nr RK-78/R-050. 1978.
36. Konieczny L.: Weryfikacja nowych metod wymiarowania wiązań wzdłużnych kadłuba. Praca wewnętrzna CTO.nr RK-78/R-081. 1978.
37. Lersbryggen P.: Ships load and strength manual. Det norske Veritas 1978.

WYDAWCA: Centrum Techniki Okrętowej – BOINTE PO
Gdańsk, ul. Wały Piastowskie 1

KOLEGIUM REDAKCYJNE:

Redaktor naczelny:	mgr inż. K. Sokołowski
Z-ca redaktora naczelnego:	mgr inż. W. Majewski
Redaktorzy działowi:	mgr inż. W. Łojek
	inż. Z. Szeler
	inż. A. Znaniński
Sekretarz redakcji:	S. Kolicki
Redaktor stylistyczny:	E. Gorzelańska

Powielono w CTO, nakład 150 egz., zam. nr 9944 R