

ロンチングバージによる大型海洋構造物の輸送法について

新日本製鐵(株)相模原技術センター 倉田進, 関田欣治

まえがき

海底石油掘削用のジャケット等の海洋構造物が設置される海域は沖合化・大水深化する傾向にある。又、これらの海域に荒海象や地震等の自然条件の厳しい海域をも含まれるようになってきている。その結果、海洋構造物は大型・重量化している。殊に海外のプロジェクトではこれら海洋構造物の輸送は長距離化している。これら大型海洋構造物の輸送は一般にロンチング・バージやサブマージブル・バージに搭載され現地まで曳航され輸送される。この他に補助フローターや大径管の大浮力を有する構造部材を用い、構造物自体を浮遊させ、輸送する方法がとられている。ここでは大型海洋構造物を輸送するバージの風や波浪に関する安定性の検討やバージに固定する固縛材、構造物部材の安全性について、電算解析の結果¹⁾²⁾、更に、昨年運輸省船舶技術研究所で行なった実験結果³⁾をまじえて、輸送法検討法を報告する。

1 輸送検討システム NSC/TOW の概要

輸送法検討法の概要や検討すべき項目を容易に判断できると思われるので、電算解析システムの構成を図-1に示し、以下説明したい。

このシステムは5つのサブ・プログラムから成る。TOW/WEIGHT は搭載される構造物に関する重量・慣性2次モーメント等を算定する。TOW/STABILITY は構造物を搭載したバージの安定性を検討するものである。3番目のTOW/MOTIONは規則波中のバージの船体動揺応答を解析するものである。次のTOW/STRESSは構造部材や固縛材の輸送中の構造解析を行なうプログラムである。最後のTOW/STATISTICはバージの動揺や発生応力に関しての短期・長期の応答予測を行ない、構造物の安全性や輸送の遅れを推定するものである。以上の流れにより、大型海洋構造物を安全に輸送するための検討が行なわれる。次にこれら各手法を順を追って述べる。

2 大型海洋構造物の諸量の算定

搭載される海洋構造物はバージの規模に比較し大きなものとなる。表-1に実験に用いたバージの諸元を示した。1/60 模型は実験での諸元を示した。表が示すように2万5千tジャケット搭載時は重心が非常に高くなる。

3 風に対する安定性の検討

3-1 風荷重の算定法

海洋構造物輸送時の風による安定性はABS rule⁴⁾、NK規則に従い行なわれる。ジャケ

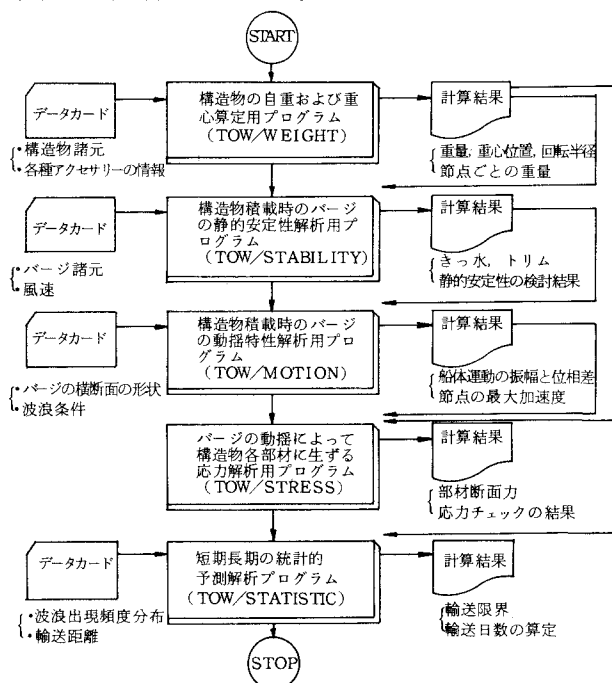


図-1 NSC/TOWの概略フローチャート

表-1 ジャケットを搭載したバージの特性

項 目	25000t ジャケット搭載時		軽 荷 状 態
	1 / 60模型	原 型	
排 水 量	251.45 kg	54300 ton	15000 ton
吃 水	10.8 cm	6.5 m	2.2 m
T Rim	0.0 cm	0 m	0 m
φ G	10.0 cm	6 m	6
K G	33.7 cm	20.2 m	6.8 m
G M	28.1 cm	16.9 m	—
K _{xx} (Roll)	46.8 cm	28.10 m	14.00
K _{yy} (Pitch)	99.3 cm	59.57 m	50.40
K _{zz} (Yaw)	97.2 cm	58.29 m	50.40
船 長 (L)	300.0 cm	180 m	180 m
船 幅 (B)	83.3 cm	50 m	50 m

ットのような骨組構造物の風荷重の算定は重要な問題である。我々は ABS に従い次式で算定している。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho C_h C_s \alpha A v^2 \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 ρ ：空気の密度、 C_h ：高さ係数、 C_s ：形状係数、 A ：全体の投影面積、 v ：風速等である。
 α については、ジャケットのように比較的疎なものに対する投影面積の通減係数として、我々が独自に導入したものである。表－2 は船舶技研の第2係留浮体水槽で行なった模型実験の結果より、得られたものである。特に図－2 に、 α の測定結果を示す。一般にこれらの値は風速によって変化するが、安定性を検討する場合の設計風速は 30 m/s 以上であるので α を 0.55 とした。又、この係数は風向に余り関係ない。尚図中の β は実際の部材の投影面積と A の比である。

3－2 風による

Intact Stability

一般に海洋構造物を搭載したバージの風に対する安定性の評価法は ABSrule によって推定されている。その手法を図－3 に示す。図の横軸はバージのヒール角を、縦軸は復原モーメントである。安定であるためには、風による転倒モーメント曲線とバージの復原曲線及び海水流入角のなす面積が次式を満たすこととされている。

$$\frac{(A)+(B)}{(B)+(C)} = \frac{\int_0^{\theta^*} W G Z (\theta) d\theta}{\int_0^{\theta^*} M_w (\theta) d\theta} > 1.4 \dots (2)$$

ただし、 θ^* ：海水流入角、 W ：バージ総排水量、 GZ ：復原てこ、 M_w ：転倒モーメント等である。(2) 式はバージを 0° から θ^* まで傾けるための必要仕事量が、 0° から θ^* までの間に風の作す仕事より、安全を 40% みて、1.4 以上であれば安定であると解釈できる。図中の数値は 2 万 5 千 t ジャケット輸送中、風速 60 m/s での計算結果である。

3－3 バージの復原モーメント

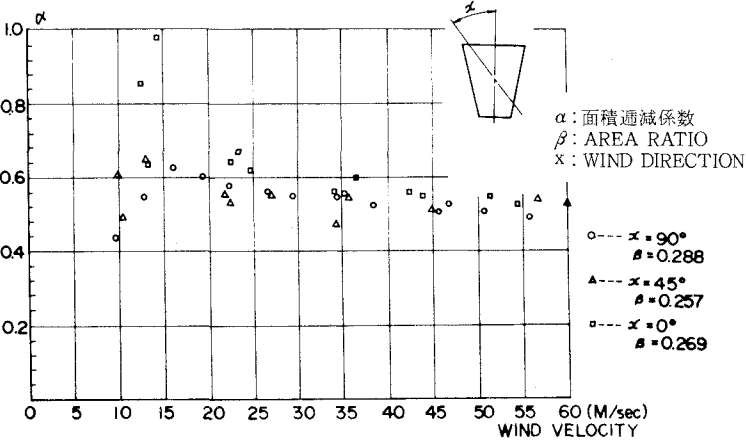
輸送バージについては一般にクロス・カーブが、各排水量、各傾斜角に与えられている。しかしながら一般のバージの検討を行なう場合はそのクロス・カーブが入手できないことがある。この場合、アットウッド⁵⁾の式が、良い近似を与えると思われる。バージの傾きを θ とすれば、 GZ は次式で得られる。

$$GZ = \{v \times \overline{h h_1}\} / V \} \pm BG \sin \theta \dots\dots\dots (3)$$

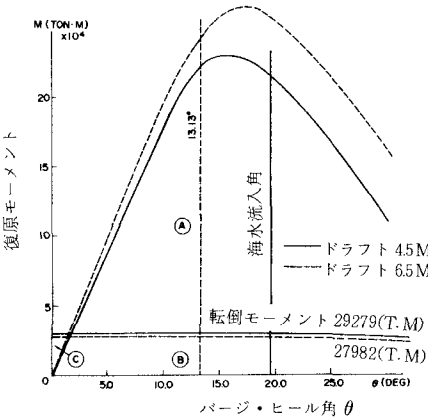
ただし、 v ：水面の作る露出又沈下くさび形状部の体積、 $\overline{h h_1}$ ：両くさび部の重心間距離、 BG ：浮心、重心

表－2 各風力係数

項目	係数	C_h	C_s	α
ジャケット		1.1	0.5	0.55
バ ー ジ		1.2	1.0	1.0
スキッド		1.2	1.0	1.0



図－2 面積通減係数



$$\text{ABS STABILITY FACTOR} \\ \frac{(A)+(B)}{(B)+(C)} = \frac{524(\text{ドラフト } 4.5\text{M})}{341(\text{ドラフト } 6.5\text{M})} > 1.4$$

図－3 INTACT STABILITY

輸送バージについては一般にクロス・カーブが、各排水量、各傾斜角に与えられている。しかしながら一般のバージの検討を行なう場合はそのクロス・カーブが入手できないことがある。この場合、アットウッド⁵⁾の式が、良い近似を与えると思われる。バージの傾きを θ とすれば、 GZ は次式で得られる。

$$GZ = \{v \times \overline{h h_1}\} / V \} \pm BG \sin \theta \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 v ：水面の作る露出又沈下くさび形状部の体積、 $\overline{h h_1}$ ：両くさび部の重心間距離、 BG ：浮心、重心

間距離である。クロス・カーブは一定傾斜させたバージの水面下の体積等を厳密に計算し求められたものであるが、当社の7千t ロンチングバージについて(3)式で算定し比較した結果、両者はよく一致し、最大でも7%の誤差であった。これ以外には、タンク等で自由水面を有する場合はバージの安定性を低下させるので、これらを復元てこにとり入れる必要がある。又、損傷時の安定性も(2)式を修正した形で行なうことができる。

4 波浪中のバージの安定性の検討

波浪中のバージの動揺についてはNEW STRIP 法によって行なうことができる。

図-4は船舶技研の大陸棚水槽で行なった実験結果で、規則波、不規則波中の heave の応答を示すものである。実験は表-1に示したバージに高さ190mの2万5千t ジャケットを搭載した1/60模型で行なった。

一方、roll に関しては流体の粘性抵抗を厳密に取り扱ってないため、固有周期近傍では実測値と一致しない。このため、福田の方法、高木、田才の方法等が提案されて

おり、一般には減衰定数が動揺量に依存するため繰返し計算を行ない算定する。我々はこれら3方法の他、次のような方法を用いている。即ち、バージの roll に関する減衰項 $a_{38} \dot{\phi}$ を次式で示す。

$$a_{38} \dot{\phi} = A(1 + \beta \sqrt{\dot{\phi}}) \dot{\phi} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ただし、A：線型計算による減衰の係数、 β ：実験によって得られたパラメーター、 $\dot{\phi}$ ：roll 量である。 β については、図-5に示すが、これらはフラットバージに関して、模型実験や現場測定によって得られたもので、船幅で整理すると傾向がはっきりする。適用したバージが少ないが、こういった手法で roll の非線型的取り扱いが可能となると思われる。

5 輸送中の大型海洋構造の安全性について

5-1 輸送中の海洋構造物の応力解析

輸送中の海洋構造物にはバージの動揺に基因する慣性力や自重の偏荷重が作用する。骨組構造物の場合は格点に構造物の質量を集中させ、その点での加速度とから、慣性力を算定する。次に、バージの傾斜による自重の偏荷重を格点毎に算定する。これらを外力として、構造物部材や、固縛材、補強材に関する構造解析を行なう。図-6が当社の施工したボンベイ沖ジャケットの輸送時の解析モデルである。1400 屯重量の80m長ジャ

ケットを90m長のロンチングバージ“あがの”で輸送したものである。図では繁雑になるので部材を省略しているが、4本レグ、4スカート・パイルによって構成されるジャケットである。実際の解析にあたっては heave, surge, sway, yaw, roll, pitch の運動モード毎の標準加速度によって、各格点の慣性力を算定し、これらを外力にして、各運動モード毎に6回の構造解析を行ない、部材力を算定した。

計算結果を分りやすくするため、各部材の応力のユニティーチェックを行ない、次式のように単位加速度当りのユニティ値を求める。

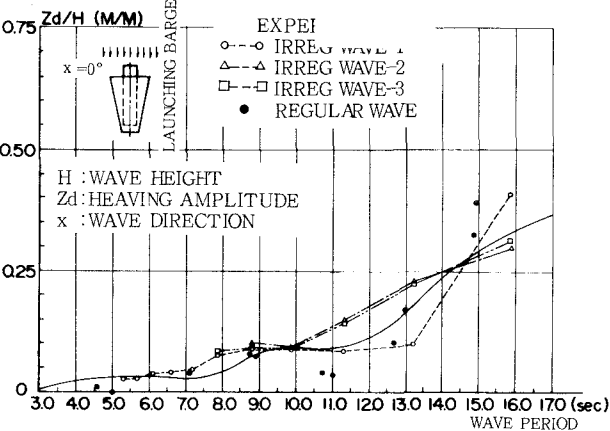


図-4 ロンチングバージの heave 応答

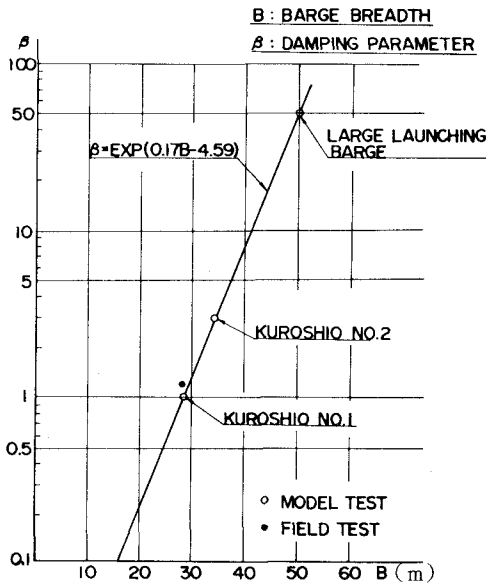


図-5 バージの roll 減衰パラメーター

$$K_i(\ell) = \frac{u_i(\ell)}{\ddot{X}_{LS}} \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 $\ddot{X}_{LS}$ ： ℓ 運動モードの標準加速度
 $u_i(\ell)$ ： i 部材の $\ddot{X}_{LS}$ による発生応力度
 のユニティ値である。

したがって、6モードの重心での加速度
 によって、例えば次式で、各部材の応力は
 算定される。

$$\bar{U}_i = \sum_{\ell=1}^6 K_i(\ell) \ddot{X}_G(\ell) \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 U_i ：バージ動揺による i 部材の
 発生応力のユニティ値、 $\ddot{X}_G(\ell)$ ： ℓ 運動
 モードの加速度である。表-3に、図-6
 の解析モデルでの代表部材の応力値のユニ
 ティ値を示す。この値が1に近づく場合は
 応力度が許容応力に達することを示しており、
 ランチ・トラスや補強材に一部大きな
 応力が発生している。ここでは許容応力の
 短期荷重としての割り増を含んでない。一
 方、用いた加速度は6章で述べる短期予
 測加速度を用いている。又、自重のバージ
 の傾斜による偏荷重分はそれぞれ heave,
 sway として取り扱うことができ、表-3
 中の自重分がそれに相当する。

5-2 固縛材の発生応力

固縛材に発生する応力について、計算値
 と測定値を比較するため模型実験を行なっ
 た。実験は先の2万5千tジャケット輸送
 バージ1/60縮尺モデルによって行ない、
 固縛材4点とし、それぞれ歪ゲージで応力
 を測定した。実験は規則波、不規則波によ
 り行なった。図-7にこれらの結果を合力
 として、整理し示した。図は真横から波浪
 を受けた場合の船幅方向の合力を TOW/
 STRESS によって算定し、実測値との比
 較を行なったものである。実測値は各運動
 の位相を厳密に取り扱った場合と絶対和と
 して算定したものをそれぞれ示す。実測値
 と理論値は、長周期になると比較的一致し
 ている。

次にTOW/STRESS及び構造解析プロ
 グラムSSDS⁸⁾を用いて、固縛材の発生応

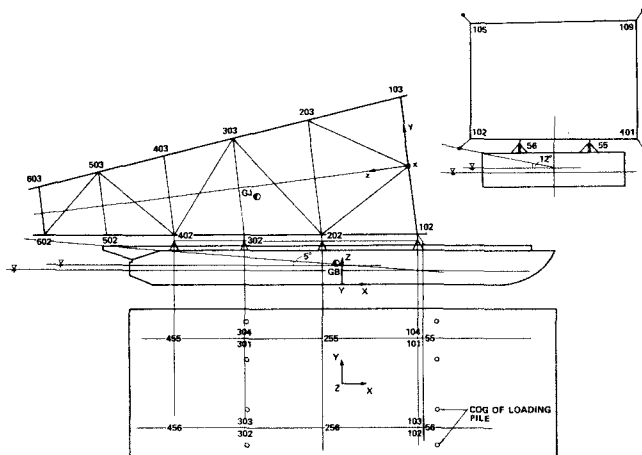


図-6 解析に用いたジャケットの構造

表-3 短期予測によるジャケット部材の応力度 Unity 値

MEMBER GROUP	MEMBER NO.	BARGE MOTION (ACCELERATION)						SELF-WEIGHT (9.8)	TOTAL
		HEAVE (0.96)	PITCH (1.98)	SWAY (0.88)	YAW (1.20)	ROLL (11.14)	SURGE (0.60)		
DIAGONAL BRACES	303-402	0.05	0.15	0.02	0.01	0.08	0.03	0.55	0.89
	402-503	0.04	0.07	0.02	0.01	0.06	0.00	0.43	0.63
HORIZONTAL BRACES	135-152	0.01	0.06	0.07	0.02	0.15	0.09	0.15	0.55
	232-244	0.03	0.03	0.04	0.01	0.16	0.00	0.34	0.61
	203-244	0.03	0.03	0.02	0.01	0.10	0.00	0.28	0.47
	232-243	0.03	0.04	0.06	0.01	0.20	0.03	0.26	0.63
	202-243	0.02	0.02	0.09	0.00	0.22	0.03	0.23	0.61
	301-358	0.02	0.02	0.06	0.02	0.04	0.00	0.25	0.41
	401-480	0.04	0.08	0.06	0.01	0.08	0.03	0.36	0.66
	404-451	0.04	0.10	0.02	0.02	0.06	0.03	0.44	0.71
	453-455	0.02	0.02	0.29	0.11	0.17	0.00	0.16	0.77
LAUNCH TRUSSES	153-155	0.00	0.04	0.31	0.10	0.49	0.03	0.05	1.02
	353-355	0.00	0.02	0.39	0.06	0.38	0.00	0.02	0.87
	154-156	0.00	0.04	0.31	0.10	0.49	0.03	0.05	1.02
TIE-DOWN BRACES	355-907	0.01	0.02	0.13	0.02	0.07	0.09	0.09	0.43
	355-916	0.01	0.02	0.15	0.02	0.08	0.09	0.11	0.48
REINFORCING MEMBERS	981-951	0.05	0.04	0.20	0.11	0.12	0.26	0.48	1.26
	402-982	0.06	0.10	0.17	0.06	0.15	0.17	0.57	1.28
	982-952	0.07	0.10	0.26	0.13	0.18	0.23	0.68	1.65
	982-972	0.04	0.20	0.17	0.13	0.06	0.44	0.41	1.70
	291-991	0.05	0.12	0.17	0.09	0.23	0.32	--	0.98
	292-992	0.04	0.13	0.17	0.09	0.24	0.29	--	0.96

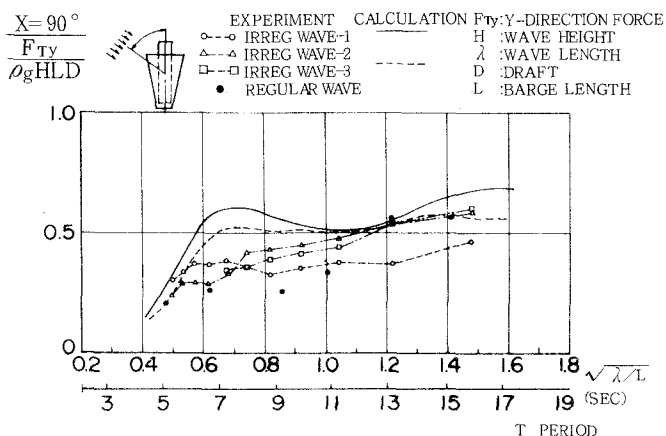


図-7 固縛材に作用する慣性力

力を計算した。計算に用いた構造モデルは σ 発生応力

節点数 277, 部材数 721, 支点 4 固定端より成る。計算は周期 5 ~ 15 秒で, 出力された断面力から水平方向及び軸方向応力を算定した。

実測値を実寸に換算し, 図-8 に示すように計算値と比較した。図の条件は波浪が beam 方向から進入して来る場合で roll, sway, heave による慣性力と roll による偏荷重を外力とした。構造解析の結果と比較すると概ね, 良い一致を示している。peak の表われ方が, 違っている点等は, 解析が準動的であるということによると考えられる。又, 支点の境界条件が実験と解析では若干異なっている等があるが, 一般には固縛材は数十本のオーダであり, 構造物とバースは一体と見做せるので, 本法によるように, 慣性力を算定し, 静的構造解析を行なう準動的な解析法の受当性を裏付けるものと思われる。

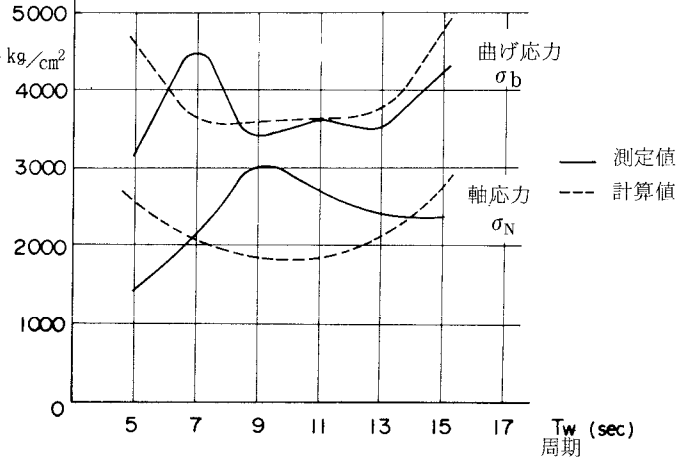


図-8 バース動揺による固縛材に発生する応力

6 統計的予測法

実際の海域を輸送するにあたっては, 波浪の不規則性, 輸送ルートに沿う海域の波浪出現者度を的確に評価する必要がある。ここでは統計的予測法を導入した検討法を紹介する。図-9 にその概略を示す。図に示されるように規則波中のバースの船体応答を用いて次式により運動の自乗平均が算定される。

$$R_s^2 = 2/\pi \int_{\pi/2}^{\pi} \int_0^{\infty} S_{hh}(\omega) A^2(\omega, x) \cos^2 x \, d\omega \, dx \quad \dots\dots\dots (7)$$

ただし, $A(\omega, x)$: x 方向の進入波に関する船体応答, $S_{hh}(\omega)$: 波浪のパワースペクトル, x : 進入角, ω : 円振動数, 等である。パワースペクトルとしては, 次式の Pierson Moskowitz 型のスペクトルを用いる便利である。

$$S_{hh}(\omega)/H_s^2 = 0.11 \omega_1^{-1} \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right)^{-5} \exp \left(-0.44 \left(\frac{\omega}{\omega_1} \right)^{-4} \right) \quad \dots\dots\dots (8)$$

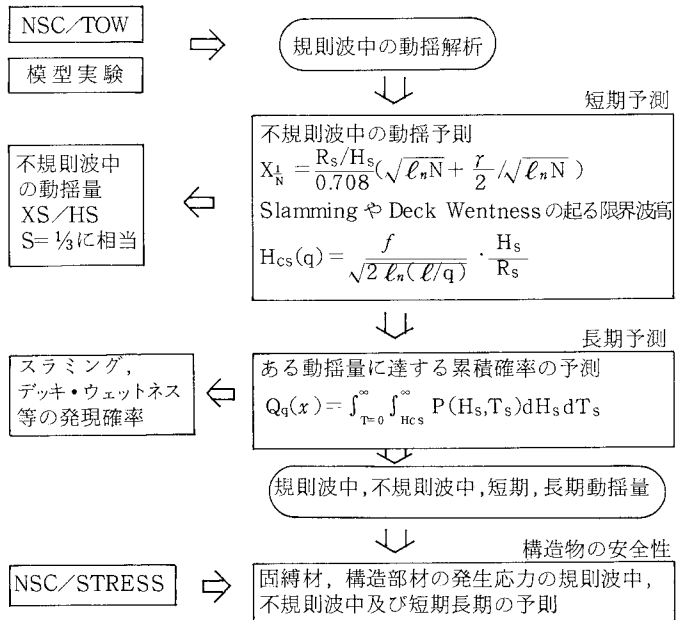


図-9 統計的予測解析フロー

ただし, H_s : 有義波高, $\omega_1 = 2\pi/T_s$: 有義周期に相当する円振動数である。波浪の方向分散は(7)式に示すように $\cos$ の 2 乗を仮定した。したがって, ある H_s, T_s に関しての標準偏差 R_s により, 次式で, $1/N$ 最大平均値が算定される。

$$X_{1/N} = \left(\sqrt{\ell_n N} + \frac{r}{2} \sqrt{\ell_n N} \right) R_s / H_s \quad \dots\dots\dots (9)$$

ただし、 r ：オイラー定数である。(9)式によって、不規則波（1／3）中の動揺予測が可能となる。またバージの動揺がある一定の値を超える確率が正規分布と仮定すれば、確率 q で f になる限界の波高（ H_{cs} ）は次式で算定される。

$$H_{cs}(q) = \frac{f}{\sqrt{2 \ell_n(1/q)}} \cdot H_s / R_s \dots\dots\dots (10)$$

したがって、(10)式より輸送を制限するようなスラミングやdeck wetness等の限界波高の算定に用いられる。一方、(10)式によって得られた限界波高を用いて、長期の予測が可能となる。即ち、(11)式によって、

$$Qq(x) = \int_{T=0}^{\infty} \int_{H_{cs}(x)}^{\infty} P(H_s, T_s) dH_s dT_s \dots\dots\dots (11)$$

輸送ルートにその海域の波浪周期頻度分布、 $P(H_s, T_s)$ を用いて、ある限界を超える累積確率： $Qq(x)$ が算定される。

全方向に対しては次のように算定される。

$$Qq = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} Qq(x) dx \dots\dots\dots (12)$$

図－10に、先きのボンベイ沖までの輸送ルートにおける“あがの”の長期 heave 予測を行なった結果を示す。図を用いて適当な累積確率に相当する加速度値を用いることで、例えば5章のように部材の応力に関する長期予測を行なうことができる。

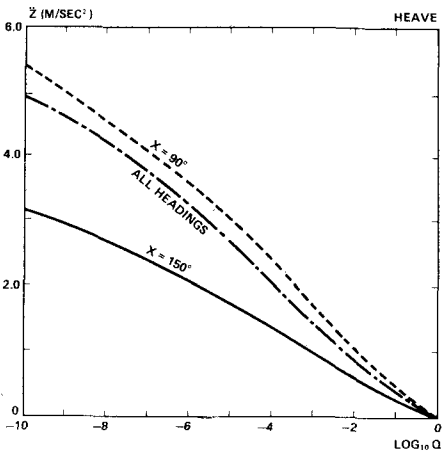
又、累積確率は輸送の遅れ等の予測に利用できる。

あとがき

以上のように、大型海洋構造物の輸送中の風や波浪に対するバージの安定性や構造物の安全性については、電子計算機を用いた一連の解析手法により、評価できるようになった。しかしながら、これらの実施にあたっては、膨大な計算が必要であり、より簡便な手法の確立を計る必要があり、又、各海域の波浪や風の出現頻度データが容易な入手が望まれる所である。

参考文献

- 1) 海洋構造物曳航システム解析用プログラムシリーズ,“NSC/TOW”プログラム使用説明書,新日鐵
- 2) K, SEKITA et al : “Procedure for Evaluating the Stability of a Barge Transporting a Large Offshore Structure : Proc. Annu. Offshore Technol. Conf. 78, 10th. 3317.
- 3) “ロンチングバージによる海洋構造物輸送法に関する水理実験”新日鐵 相模原技術センター報告78－1
- 4) “Rules for Building and Classing Offshore Mobil Drilling Units”, American Bureau of Shipping (1973) Sec 3.
- 5) 大串雅信：理論船舶土学（上巻）海文堂 P162
- 6) 福田淳一他：波動変動圧の計算,日本造船研究協会,第131研究部会報告書,研究資料No.163, 1972
- 7) 田才福造他：横運動方程式の流体力について,九州大学応用力学研究所所報第40号,昭和48年11月
- 8) 鋼構造物設計計算システム“SSDS”プログラム使用説明書,新日鐵
- 9) 福田淳一：船体応答の統計的予測,日本造船学会耐航性に関するシンポジウム,昭和44年7月



図－10 長期予測による heave 加速度の予測