

シンカー付係留ラインの衝撃張力

辻 松 雄*・加 納 勇**

1. 緒 論

浮体の位置保持あるいは動揺抑制のために係留ラインが用いられるが、これは一般に、索、鎖、ブイ、シンカーあるいはアンカーなどから構成される。これらの組合せにより力学的に特徴をもったラインができる¹⁾。このうち、シンカー付係留ラインの特徴としては次のようなものが挙げられている。

- ① ラインの全体重量が大きくなるため、同サイズのラインに比べ初期張力が大きい。
- ② アンカー点でのラインの立上り角度が小さい。
- ③ シンカーが浮上することで、過剰な張力が発生しない。

これらのうち、③がシンカー付係留ラインを設計する上で重要な特徴とされているのは、浮体の大きな変位によって発生するライン張力を、シンカーが浮上することで、ある限度内に抑える設計を可能にすることである。しかし、静力学関係からはこの特徴を裏付けられるものの、実際の動的現象下ではどの程度この緩衝効果が期待できるかは疑問である。

筆者らは、シンカー付係留ラインの上端点（浮体側取付点）を強制変位させた時に生ずる動的張力に着目して、模型振動実験と動的解析を行ない、シンカーが浮上する時に発生する衝撃的な張力の大きさとそれを支配する要因について検討した。

2. 解析手法

係留ライン、より一般的に言うならば水中線状構造物の動的挙動には、相対速度の2乗に比例すると言われる流体抗力、ライン張力に依存する剛性、そして着底点が移動する境界条件の変化などの非線形性がある。したがって、係留ラインの動的挙動を理論解析的に厳密に解くことは不可能に近く、挙動の理論的推定は種々の仮定を導入した離散系モデルによる数値計算（時系列解析）によって行なわれる。

従来の解析手法には、有限要素法による手法²⁾、差分

法による手法³⁾、特性曲線法による手法⁴⁾がある。それぞれに一長一短があり、筆者らは、演算効率はやや低いが、材料特性、境界条件などにおいて比較的広く適用できる有限要素法による手法をとった。

2.1 仮 定

解析上の主な仮定を列記する。なお、左下サフィクスは要素端節点を意味し、右上サフィクス t などは参照時刻を、また頭の $\cdot$ は時間に関する微分階数を意味する。

- ① 軸ひずみ ϵ_x だけを考慮する。 ϵ_x は変位微分の2次項までとる。なお、ラインの非抗圧縮性は考慮しない。
- ② 材料は線形粘弾性体とする。
- ③ 流体力 f の評価は次式による。図-1 参照。

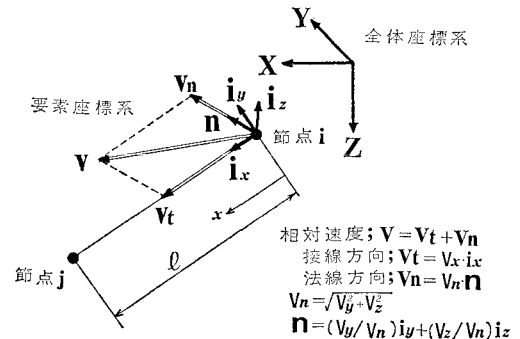


図-1 基本ベクトル

$$\text{接線方向流体力 } f_t = 1/2\pi d\gamma_w C_r v_x |v_x| \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{法線方向流体力 } f_n = 1/2d\gamma_w C_a v_n |v_n| + 1/2a\gamma_w C_m (\dot{s}_n - \ddot{u}_n) \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 d ；ラインの代表径、 a ；ラインの代表面積、 γ_w ；流体単位体積質量、 v ；相対速度 ($v = s - \dot{u}$)、 s ；流体速度、 u ；要素変位、 $\dot{s}_n$ ；流体加速度の法線方向成分、 $\ddot{u}_n$ ；要素変位加速度の法線方向成分、 C_r ；接線抗力係数、 C_a ；法線抗力係数、 C_m ；付加質量係数。

- ④ シンカーは集中特性値を付加することで評価する。
- ⑤ 海底地盤を Lysmer の式⁵⁾によって Voigt 要素に置換し、ライン節点の離着底は、節点座標と地盤反力 (Voigt 要素内力) を参照して Voigt 要素を分離、あるいは接続することで処理する。

2.2 運動方程式

要素に働く流体力 f 、慣性力 b 、及び内力 t を

* 正会員 工修 日本鋼管(株)技術研究所第五研究部耐風構造研究室長

** 正会員 工修 日本鋼管(株)技術研究所第五研究部耐風構造研究室

Castigliano の定理により等価節点力 F, B, T に置換する。このうち、法線方向抗力 f_{na} (式(2)の第1項)の節点力 F_{na} の評価式を記す。この式では、 f_{na} の要素上での変化を線形と仮定している。

$$iF_{na} = (1/12)Id\gamma_w C_a \{ (2i v_n i v_y + j v_n j v_y) i_y + (2i v_n i v_z + j v_n j v_z) i_z \} \dots\dots\dots(3)$$

$$iF_{nd}^{t+\Delta t} = iF_{nd}^t + \Delta iF_{nd}^t \dots\dots\dots(4)$$

ΔiF_{nd}^t は、 v による線形表現ができないため、計算上は、 Δt 時間前の増分を既知外力として作用させる。

これらの節点力に、重力と浮力 G 、及び任意外力と反力 P を考慮してつり合い式を立てれば次式となる。

$$B^{t+\Delta t} = F^{t+\Delta t} + T^{t+\Delta t} + G + P^{t+\Delta t} \dots\dots\dots(5)$$

$$\Delta B^t = \Delta F^t + \Delta T^t + \Delta P^t + (F^t + T^t + G + P^t - B^t) \dots\dots\dots(6)$$

ここに、

$$\Delta B^t = [M_0] \Delta \dot{u} \dots\dots\dots(7)$$

$$\Delta F^t = \Delta F_t + \Delta F_{na} + [M_a]^t (\Delta \dot{s} - \Delta \dot{u}) \dots\dots\dots(8)$$

$$\Delta T^t = -[K_E + K_G]^t \Delta u - [C]^t \Delta \dot{u} \dots\dots\dots(9)$$

$[M_0]$ は時間に関して不変の質量マトリックス、 $[M_a]^t$ は付加質量マトリックス、 $[K_E + K_G]^t$ 、 $[C]^t$ はそれぞれ剛性マトリックスと材料減衰マトリックスである。

2.3 数値計算法

式(6)を Wilson- θ 法により数値積分する。ライン構造であるため、連立一次方程式の係数マトリックスは対称狭帯域バンドマトリックスとなり、Cholesky 法によって解いた。

3. 水槽模型実験

解析手法の検証とライン張力の発生機構の把握のため、静水中の模型鎖ラインによる強制加振実験を行った。

3.1 実験手法

図-2 に実験装置と計測法を示す。片面アクリル張り水槽に、図-3 に示す鎖とシンカーで構成した模型ラインを入れ、ラインの上端を耐力壁に取付けた油圧式加振

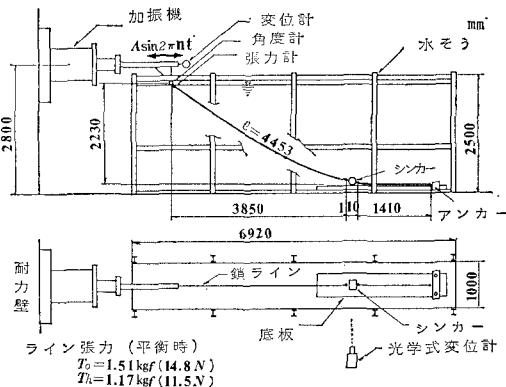


図-2 実験装置とライン形状

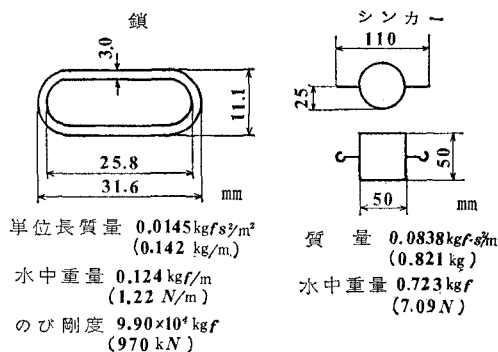


図-3 鎖とシンカー

機で加振した。ラインの展開形状も図-2 に示す。

加振は水平方向正弦波加振で、振巾 $A=5\sim 50$ mm、振動数 $n=0$ (Static) ~ 2.5 Hz で行なった。ライン上端点張力を 20 mm 径のリング型ロードセルで、シンカーの動きを光学式変位計で計測した。図-2 参照。

3.2 実験結果

ライン上端点張力 T_{dy} とシンカーの鉛直方向変位の時間変化を図-4 に示す。低振動数 ($n=0.25$ Hz) であれば衝撃的張力は生じておらず、その最大張力は、図-5 に示す静力学特性 (静的 $T-A$ 曲線) から推定される

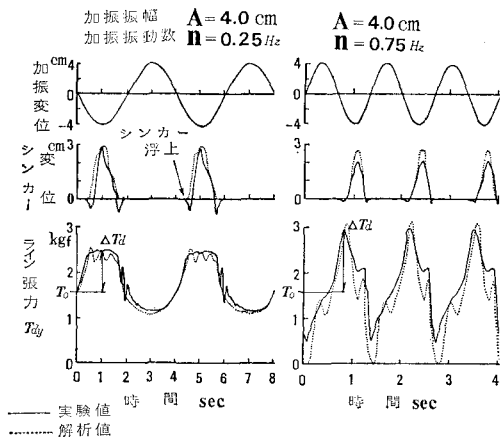


図-4 時系列応答

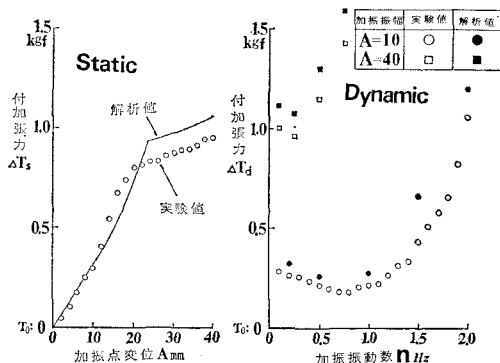


図-5 静的張力と動的張力

張力に等しい。ところが、高振動数 ($n=0.75$ Hz) になるとシンカーの浮上時に衝撃的張力が発生することが図-4 から分かる。図-5 (右側) は、振動数と付加張力 ΔT_a (=動的張力 T_{ay} -平衡時張力 T_0) との関係を示している。 $A=10$ mm では、全振動数でシンカーは浮上しなかった。これに対し、 $A=40$ mm では静的変位 ($n=0$ Hz) を含めて全振動数でシンカーは浮上し、振動数が高くなるに従って急激な張力増加を示す。これは、シンカーの浮上時に発生する衝撃的張力 (衝撃張力) による。

解析は、要素数5と非常に粗いモデルで行なった。実験結果を示したグラフに解析結果を並記したが、準静的 $T-A$ 曲線 (加振点を低速度で移動させた点の応答)、時系列応答、最大張力の加振振巾・振動数特性など実験結果とよく一致している。なお、安藤の実験⁶⁾から $C_a=3.0$, $C_m=3.0$, $C_T=0.05$ とした。

以上のことから、シンカー付係留ラインではシンカーが浮上する時に衝撃的張力が発生すること、先に示した解析手法はラインの挙動をほぼ正解にシミュレートしうることが分かった。

4. 衝撃張力の影響因子

衝撃張力の影響因子を探るためにパラメーター解析を行なった。解析モデルを図-6 に示す。図には3つの形

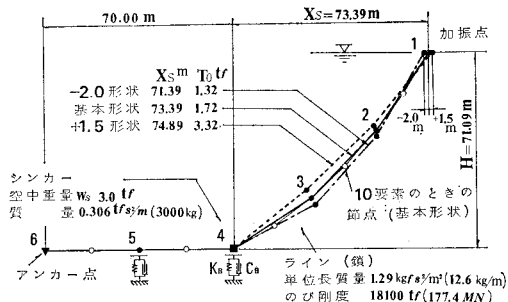


図-6 パラメーター解析のモデル

状が示されているが、因子変化に使用した形状は“基本形状”である。要素数を5と10 (図の○が追加節点) の2ケースにつき計算したが、最大張力の差は5%以下であったため、5要素モデルで計算を行なった。

因子として、次の7つを考えた。① ラインの流体力係数、② ラインの弾性係数、③ シンカーの流体力係数、④ 海底地盤定数、⑤ シンカー重量、⑥ 加振振巾と振動数、⑦ ラインの展開形状 (初期緊張度)。

因子の変化範囲と衝撃張力への影響度について、各因子ごとに述べる。なお、加振方向は水平方向で代表した。

① ラインの流体力係数 $C_a=1.0\sim5.0$, $C_m=1.0\sim5.0$ で変化させたが、数%の差しか認められなかった。

② ラインの弾性係数 $E=1.0\times 10^5\sim 2.0\times 10^7$ tf/m² ($9.0\times 10^5\sim 1.96\times 10^8$ kN/m²) で変化させた。低い E に

対して衝撃張力は低下するが、材料のびが大きく、基本の静力学特性を変えてしまう。現実的な材料の E の範囲では衝撃張力への影響はなかった。

③ シンカーの流体力係数 $C_a=0.1\sim 3.0$, $C_m=0.2\sim 3.0$ で変化させたが、ほとんど影響しなかった。

④ 海底地盤定数 $K_B=20\sim 500$ tf/m ($196\sim 4900$ kN/m), $C_B=0.5\sim 50$ tf s/m ($4.9\sim 490$ kN s/m) で変化させたが、ほとんど影響しなかった。

⑤ シンカー空中重量 $W_s=1$ tf ~ 10 tf (質量 $0.10\sim 1.0$ tf s²/m ($1000\sim 10000$ kg)) で変化させた。図-7 にその結果を示すが、 W_s の増加に対して衝撃張力は直線的に増加する。図-8 は解析モデルの静力学特性 ($T-A$

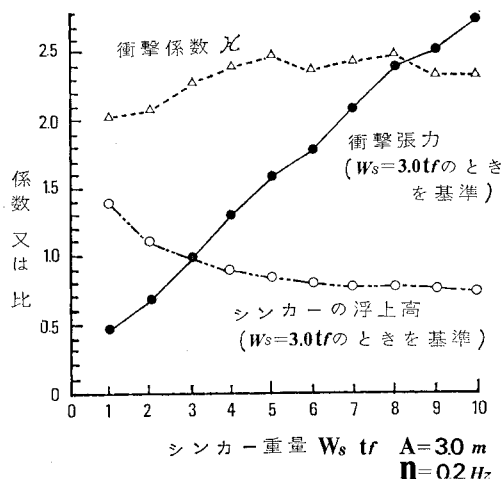


図-7 シンカー重量の K への影響

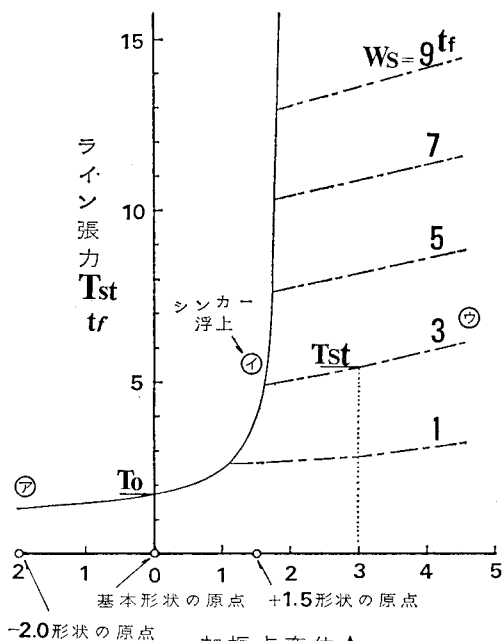


図-8 静力学特性

曲線)で、シンカー重量により浮上点が異なる。たとえば、 $W_s=3\text{ tf}$ のときの $T-A$ 曲線は ㉑㉒㉓ である。したがって、 $W_s=3\text{ tf}$ のとき、 $A=3\text{ m}$ であれば静力学特性から求められる張力 $T_{st}=5.4\text{ tf}$ (52.9 kN) である。今、次式の衝撃係数 $\mathcal{K}$ を定義して、 W_s による $\mathcal{K}$ の変化を示すと 図-7 のようになる。 $\mathcal{K}$ は 2.3 前後で、大きな変化はなく、 W_s の影響をあまり受けないことがわかる。

$$\text{衝撃係数 } \mathcal{K} = \frac{\text{衝撃張力(動的張力) } T_{dy}}{\text{静力学特性から求まる張力 } T_{st}} \quad \dots\dots\dots(10)$$

⑥ 加振振幅 $A=1.0\sim 5.0\text{ m}$ 、加振振動数 $n=0.05\sim 0.2\text{ Hz}$ で変化させ、 $T_{dy}-A$ 、 $T_{dy}-n$ 、 $\mathcal{K}-A-n$ の関係で示したのが 図-9 である。大振幅、高振動数の振動領域では、 T_{dy} が T_{st} に比べ数倍に達することが分か

る。

㉑ ラインの展開形状(緊張度)がおよぼす影響を調べるために、図-6 に示す基本形状に対し、上端点を 2.0 m 左へ移動した緩めた状態と、逆に 1.5 m 右へ移動した緊張状態を平衡状態として選び、これらに対して $\mathcal{K}-A-n$ 曲線を求めると 図-10 となる。これらの状態の静的 $T-A$ 曲線は、基本形状の $T-A$ 曲線(図-8)をシフトした形となり、原点を移動して読めばよい。図-9、図-10 によれば、シンカーが浮上しない振動領域は変わるもののコンタ形状に大きな差はない。すなわち、ラインの緊張度の $\mathcal{K}$ への影響は大きくないことが分かる。

5. 衝撃張力の推定

ラインの衝撃張力 T_{dy} を支配する因子は多くなく、無次元加振振幅 A/H 、無次元加振振動数 n/n_p 、及び静

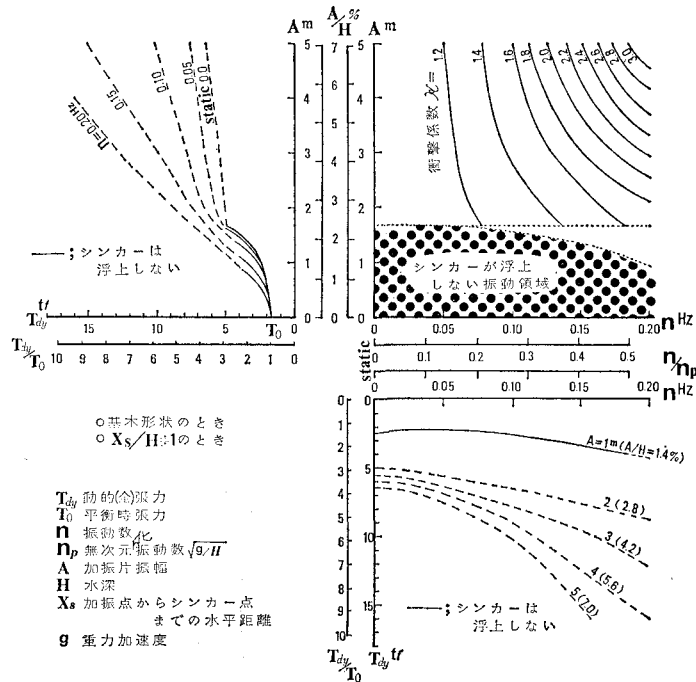


図-9 $\mathcal{K}-A-n$ 、 $T-A$ 、 $T-n$ 曲線

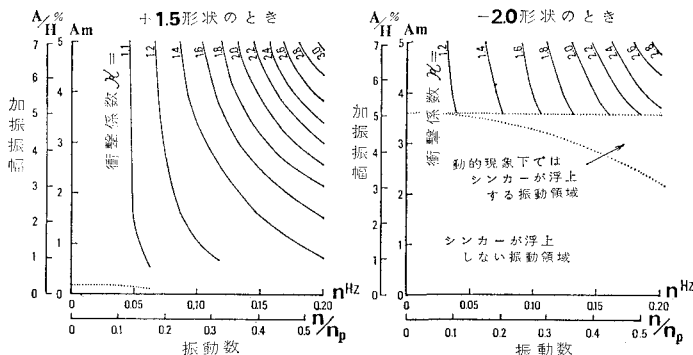


図-10 $\mathcal{K}-A-n$ 曲線

力学特性から求められる張力 T_{st} から T_{dy} の概略値が推定できる。すなわち、 A/H , n/n_y をもとに衝撃係数 $\mathcal{K}$ を図-9 から求めれば、次式により T_{dy} が得られる。

$$T_{dy} = \mathcal{K} \cdot T_{st} \dots\dots\dots (11)$$

なお、図-9, 10 は $X_s/H \approx 1$ の図であるが、このパラメーターを変えて、2, 3 計算した結果、 $\mathcal{K}$ は図-9 から得られた値に近く、概略値の推定に十分使用できると考えられる。

6. 結 論

シンカー付係留ラインの動的張力を、主に解析的に検討した。その結果、シンカーが浮上するときには衝撃性の張力が生じることが分った。したがって、シンカーが浮上することで得られると考えられている緩衝効果は、振動領域を考慮して期待すべきである。このような衝撃張力を避ける方法として、分散重錘 (Clump Weights) が考えられているが、少なからず衝撃張力が生じるようである⁷⁾。したがって、この種のラインを設計するには、なんらかの動的検討が必要である。本論文で示した衝撃

係数による簡便推定法も一つの方法と考える。

参 考 文 献

- 1) たとえば、鐘ヶ江宮朗・川田喜平・中島 正・布田洋彦：各種係留ラインの特性計算について、日本造船学会誌, 594 号, pp. 30~36, 1978.
- 2) Webster, R. L.: Finite element analysis of deep sea moors and cable system, ASCE Fall Conv. and Exhibit, 32 p., 1977.
- 3) Walton, T. S. and H. Polachek: Calculation of transient motion of submerged cables, Mathematics of Computation, Vol. 14, pp. 27~46, 1960.
- 4) Nath, J. H. and M. P. Felix: Dynamics of single point mooring in deep water, Proc. of ASCE, WW4, pp. 815~833, 1970.
- 5) Richart, F. E., Jr., R. D. Woods and J. R. Hall, Jr.: Vibrations of Soils and Foundations, Prentice-Hall, Inc., 414 p., 1970.
- 6) 安藤定雄：索・鎖の流体力について、西部造船会々報, 第 50 号, pp. 99~110, 1975.
- 7) Wilhelmy, V., S. Fjeld and S. Schneider: Non-linear response analysis of anchorage systems for compliant deep water platforms, OTC-4051, pp. 397~406 (vol. 2), 1981.