

# 大水深ライザー管のゲインスケジューリング制御による リエントリー実験について

正員 大坪 和久\*<sup>1</sup> 正員 千賀 英敬\*<sup>2</sup>  
 学生員 眞鍋 崇寛\*<sup>1</sup> 正員 小寺 山亘\*<sup>3</sup>  
 正員 梶原 宏之\*<sup>4</sup>

Experimental Study on Reentry Operation of a Flexible Marine Riser by Gain-scheduled Control

by Kazuhisa Ohtsubo, *Member* Hidetaka Senga, *Member*  
 Takahiro Manabe, *Student* Wataru Koterayama, *Member*  
 Hiroyuku Kajiwara, *Member*

## Summary

The reentry operators of the flexible marine riser are required to connect its bottom end to the blowout preventer at the seabed with both its top connected angle and its deformation controlled. Because of the hydrodynamical drag forces and the flexibility of the riser, it is very difficult for them to operate it correctly. In the previous paper, for the problem, we have applied LPV (Linear Parameter Varying) control techniques and shown its effectiveness through numerical simulations. In the paper, we carry out the reentry experiment in the towing tank at the Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University. We control the upper end of the riser model which is made of polyethylene and Teflon (PTFE) using parallel mechanism type forced oscillator in order to move the bottom end of the riser to the target point. In the experiment, the riser model motion can be captured by 14 CCD cameras. These motion data are analyzed using image analyzer software "HALCON". Finally, the experimental results can certify the good effectiveness of the LPV techniques for the reentry operation, compared with the LTI (Linear Time Invariant) control.

## 1. 緒言

地球規模の環境変動、地震発生メカニズムの解明を進めるために、大水深ライザー管を用いた地球深部掘削プロジェクトが進められており、その中心的な役割を持つ地球深部探査船「ちきゅう」がいよいよ就航した。その船に搭載されているライザー管の複雑な非線形運動を制御することは非常に困難であるものの、外乱要因を多く持つ海上での作業は緊急回避などの必要に迫られるため、管を海底掘削プラットフォームから切り離し、回避後は早急に再接続するリエントリー時において、掘削者の作業量低減のための高精度ライザー管先端位置制御は早急に求められている必要不可欠な技術である。

ライザー管研究は盛んに行われており、近年においては、数値流体力学などの発展もあり、渦励振などの流体力学的視点から管の動特性を考えようとする研究に重点が置かれるようになった<sup>1)</sup>。しかしながら、実際に運用に必要なライザー管の制御技術に関する研究は、鈴木らの研究<sup>2)</sup>が行われて以来、ほとんど発表

されていない。鈴木らの研究は、数値計算と実験の両観点から数多く稼働上の実問題を検討しているが、制御系設計を行う際に速度変動に伴う流体抗力の影響を無視した設計法となっている点を考慮すると、より良い制御技術が確立されているとは言い難い。一方、制御理論に重点を置いた研究として、M.P.Fard の受動性に基づく非線形制御に関する研究<sup>3)</sup>などがある。非線形無限次元系の安定性を保証する Lyapunov 関数の構築法などについて大きな成果が得られているが、まだ、水中の非線形運動を取り扱える実用的なレベルにまでには到達していない。

前報<sup>4)</sup>において、大水深ライザー管に働く流体抗力が速度変動により大きく変化することから、ゲインスケジューリング制御の1つである線形パラメータ変動 (Linear parameter varying, LPV) 制御を提案し、その有効性を数値シミュレーションにより示した。そこで本論文では、九州大学応用力学研究所において行ったリエントリー実験の結果を報告し、LPV 制御の有効性を確認することが目的である。

本論文の構成は以下の通りである。はじめに、前報<sup>4)</sup>において報告した大水深ライザー管の運動方程式、LPV モデルの導出、及び、LPV 制御系設計について再確認する。次に、本論文で使用したライザー管実験装置、リエントリー実験の内容について述べる。そして、その実験データ解析のために行った画像処理

\* 1 九州大学大学院工学府

\* 2 九州大学大学院総合理工学府

\* 3 九州大学応用力学研究所

\* 4 九州大学大学院工学研究院

について説明する。最後に、比較対象として行った線形時不変 (Linear Time Invariant, LTI) 制御の問題点、及び、LPV 制御の有効性を実験結果から確認した後、結言とする。

## 2. 大水深ライザー管の運動方程式

はじめに、Fig.1に本論文で取り扱うライザー管の座標系を定義する。 $\mu$ ,  $\eta$ ,  $\theta$  はそれぞれ、ライザー管の伸び、たわみ、浮体部に対するライザー管剛体モードの回転角度、 $r$  は浮体部の水平座標を表す。実際のライザー作業は、上下運動の影響が激しく反映される。しかし、その影響を考慮すると運動方程式の導出、及び、制御問題が複雑になるために、本論文では、浮体部の運動などによる上下運動を無視した運動方程式を導出することとした。その結果、本論文で取り扱うライザー管の運動方程式は、次のように記述される。 $\tilde{m}$  はライザー管の単位長さあたりの質量、 $m_A$  はその付加質量、 $l$  はライザー管の全長、 $\rho_o$  は流体密度、 $C_d$  は抗力係数、 $D_o$  は弾性管の外径、 $g$  は重力加速度、 $E$  はヤング率、 $I$  は断面2次モーメント、 $A_t$  はライザー管の断面積、 $T_e$  はライザー管に働く張力、そして、 $u$  は浮体部に働く水平方向の推進力を表している。 $\dot{\phantom{x}}$  (ドット) は時間微分、 $x'$  (プライム) は  $z$  による空間微分を意味する。なお本論文では、浮体部に取り付けられたスラスターの推進力のみでライザー管を制御するものとする。

水平方向:

$$\int_0^l \left[ (\tilde{m} + m_A) \cos \theta \left\{ \ddot{\eta} + (z + \mu) \ddot{\theta} + \ddot{r} \cos \theta + 2\dot{\mu} \dot{\theta} - \eta \dot{\theta}^2 \right\} + \tilde{m} \sin \theta \left\{ \ddot{\mu} - \eta \ddot{\theta} + \ddot{r} \sin \theta - 2\dot{\eta} \dot{\theta} - (z + \mu) \dot{\theta}^2 \right\} + \frac{1}{2} \rho_o C_d D_o \cos \theta \left| \dot{\eta} + (z + \mu) \dot{\theta} + \dot{r} \cos \theta \right| \left\{ \dot{\eta} + (z + \mu) \dot{\theta} + \dot{r} \cos \theta \right\} \right] dz = u \quad (1)$$

回転方向:

$$\int_0^l \left[ (\tilde{m} + m_A)(z + \mu) \left\{ \ddot{\eta} + (z + \mu) \ddot{\theta} + \ddot{r} \cos \theta + 2\dot{\mu} \dot{\theta} - \eta \dot{\theta}^2 \right\} - \tilde{m} \eta \left\{ \ddot{\mu} - \eta \ddot{\theta} + \ddot{r} \sin \theta - 2\dot{\eta} \dot{\theta} - (z + \mu) \dot{\theta}^2 \right\} + \tilde{m} g \left\{ \eta \cos \theta + (z + \mu) \sin \theta \right\} + \frac{1}{2} \rho_o C_d D_o (z + \mu) \left| \dot{\eta} + (z + \mu) \dot{\theta} + \dot{r} \cos \theta \right| \left\{ \dot{\eta} + (z + \mu) \dot{\theta} + \dot{r} \cos \theta \right\} \right] dz = 0 \quad (2)$$

たわみ方向:

$$(\tilde{m} + m_A) \left\{ \ddot{\eta} + (z + \mu) \ddot{\theta} + \ddot{r} \cos \theta + 2\dot{\mu} \dot{\theta} - \eta \dot{\theta}^2 \right\} + (EI\eta'')'' - (T_e\eta')' + \tilde{m}g \sin \theta + \frac{1}{2} \rho_o C_d D_o \left| \dot{\eta} + (z + \mu) \dot{\theta} + \dot{r} \cos \theta \right| \left\{ \dot{\eta} + (z + \mu) \dot{\theta} + \dot{r} \cos \theta \right\} = 0 \quad (3)$$

伸び方向:

$$\tilde{m} \left\{ \ddot{\mu} - \eta \ddot{\theta} + \ddot{r} \sin \theta - 2\dot{\eta} \dot{\theta} - (z + \mu) \dot{\theta}^2 \right\} - EA_t \mu'' - \tilde{m}g \cos \theta = 0 \quad (4)$$

境界条件:

$$\begin{aligned} \mu = \eta = 0 \quad (\text{at } z = 0), \quad EA_t \mu' = 0 \quad (\text{at } z = l), \\ EI\eta'' = 0 \quad (\text{at } z = 0, l), \\ (-EI\eta''' + T_e\eta')\eta = 0 \quad (\text{at } z = l) \end{aligned} \quad (5)$$

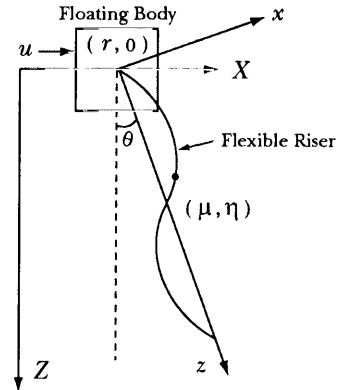


Fig. 1 Coordinate systems

## 3. 大水深ライザー管の LPV モデルの導出

ライザー管の運動は、無限振動モードまでの足し合わせとして記述されるために、制御系設計を行う際には高次の振動モードまでを考慮した設計を行うことにより、良い制御性能を実現することが可能になる。しかしながら、最適コントローラ決定の際の計算時間や、高次モードのたわみ量を計測するためのセンシングコストを考慮すると、高次モードまでを考慮して制御することは最善の方法とは言い難い。一方で、リエントリー作業においては、ライザー管の高次振動モードが発生するようなことは考えにくく、仮に発生したとしても、流体抗力により速やかに消滅すると考えられる<sup>2)</sup>。また、ロバスト制御の視点から高次モードをモデルの不確かさとして捕えることにより、低次の振動モードのみを考慮して制御系設計を行っても、十分な制御性能を保証するコントローラを設計することが可能である。そこで、本論文ではライザー管の1次振動モードのみの数学モデルに基づき、制御系設計を行うものとする。取り扱う運動方程式は(6)式となる。ここで、 $x_1 = [r \ \theta \ W_1]^T$ ,  $x_2 = [\dot{r} \ \omega \ \dot{W}_1]^T$  であり、 $\omega$  は剛体モードの回転角速度を意味する。このとき、 $\theta \ll 1$  ( $\sin \theta \simeq \theta$ ,  $\cos \theta \simeq 1$ ),  $\omega \ll 1$ ,  $W_1 \ll 1$  の微小変位の仮定をすると、(7)式のような状態方程式が導出される。 $|r|$  の変化とともに  $A$  行列が線形パラメータ変動することが分かる。本論文では、これを LPV モデルと呼ぶ。

## 4. 大水深ライザー管の LPV 制御系設計

本論文では、Fig.2に示すような制御システム構造の下で制御系設計を行うこととする。この一般化プラントは次の(8)式のように表される。ここで、 $W_d$  は微分重み関数であり、 $z$  は評価信号、 $w$  は環境からの外乱入力を意味する。

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ z \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A(|r|) & B & B \\ W_d CA(|r|) & W_d CB & W_d CB \\ C & 0_{3 \times 1} & 0_{3 \times 1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ w \\ u \end{bmatrix} \quad (8)$$

(8)式に対して、極配置制約付き LPV 出力フィードバックコントローラを設計する。その際に安定化はもちろんのこと、外乱抑

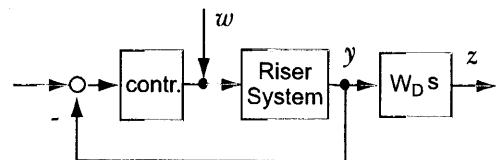


Fig. 2 Control system structure

$$\begin{bmatrix} I_3 & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & M \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0_{3 \times 3} & -I_3 \\ K & C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0_{3 \times 1} \\ I_3 \end{bmatrix} G = \begin{bmatrix} 0_{3 \times 1} \\ F \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$M = \begin{bmatrix} 1 + m_A \cos^2 \theta & \frac{1 + m_A}{2} \cos \theta - \frac{2 \sin \theta}{\pi} W_1 & \frac{2(1 + m_A)}{\pi} \cos \theta \\ \frac{1 + m_A}{2} \cos \theta - \frac{2 \sin \theta}{\pi} W_1 & \frac{1 + m_A}{3} + \frac{1}{2} W_1^2 & \frac{1 + m_A}{\pi} \\ \frac{2(1 + m_A)}{\pi} \cos \theta & \frac{1 + m_A}{\pi} & \frac{1 + m_A}{2} \end{bmatrix}$$

$$K = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\alpha^2 \pi^4 EI}{2\tilde{m}l^4} + \frac{\pi^2 \alpha^2}{4l} g \end{bmatrix}, G = \frac{\alpha^2 g}{l} \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{2} \sin \theta + \frac{2}{\pi} W_1 \cos \theta \\ \frac{2}{\pi} \sin \theta \end{bmatrix}, F = [u \ 0 \ 0]^T, \alpha = \frac{l^2}{\pi^2} \sqrt{\frac{\tilde{m}}{EI}}$$

$$C = \begin{bmatrix} 0 & -\frac{1}{2} \sin \theta \omega - \frac{2(1 + m_A)}{\pi} \cos \theta W_1 \omega & -\frac{4}{\pi} \sin \theta \omega \\ 0 & -\frac{4m_A}{3\pi} W_1^2 \omega & W_1 \omega \\ 0 & -\frac{1 + m_A}{2} W_1 \omega & 0 \end{bmatrix} + \frac{l}{2\tilde{m}} \rho_0 C_d D_o |\dot{r}| \begin{bmatrix} \cos^3 \theta & \frac{1}{2} \cos^2 \theta & \frac{2}{\pi} \cos \theta \\ \frac{1}{2} \cos^2 \theta & \frac{1}{3} \cos \theta & \frac{1}{\pi} \cos \theta \\ \frac{2}{\pi} \cos \theta & \frac{1}{\pi} \cos \theta & \frac{1}{2} \cos \theta \end{bmatrix}$$

$$\dot{x} = Ax + Bu, \quad y = Cx, \quad x = [r \ \theta \ W_1 \ \dot{r} \ \omega \ \dot{W}_1]^T \quad (7)$$

$$A = \left[ \begin{array}{c|c} 0_{3 \times 3} & I_3 \\ \hline A_{21} & -\frac{\zeta}{1 + m_A} |\dot{r}| I_3 \end{array} \right], A_{21} = \begin{bmatrix} 0 & \left(3 + \frac{8}{\pi^2 - 8}\right) \frac{\alpha^2 g}{l(1 + m_A)} & \frac{4\pi}{(1 + m_A)(\pi^2 - 8)} \xi + \frac{12\alpha^2 g}{\pi(1 + m_A)} \\ 0 & -\frac{6\alpha^2 g}{l(1 + m_A)} & -\frac{24\alpha^2 g}{l\pi(1 + m_A)} \\ 0 & -\frac{4\pi\alpha^2 g}{l(1 + m_A)(\pi^2 - 8)} & -\frac{2\pi^2}{(1 + m_A)(\pi^2 - 8)} \xi \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 0_{3 \times 1} \\ \frac{4\alpha^2(\pi^2 - 6)}{\tilde{m}l^2(1 + m_A)(\pi^2 - 8)} \\ \frac{6\alpha^2}{\tilde{m}l^2(1 + m_A)} \\ \frac{4\alpha^2\pi}{\tilde{m}l^2(1 + m_A)(\pi^2 - 8)} \end{bmatrix}, C = [I_3, 0_{3 \times 3}], \begin{cases} \xi = \frac{\alpha^2 \pi^4 EI}{2\tilde{m}l^4} + \frac{\pi^2 \alpha^2}{4l} g \\ \zeta = \frac{l}{2\tilde{m}} \rho_0 C_d D_o \end{cases}$$

制を有するように  $w$  から  $z$  への  $H_\infty$  ノルムが  $\gamma$  以下であることを制御仕様として課し、その  $\gamma$  が出来るだけ小さくなるようなコントローラを設計する。そのような制御仕様は LMI (線形行列不等式) として実現されるので、 $|\dot{r}| = 0$  のときと  $|\dot{r}| = 1.5$  のときの端点での数学モデルに対して LMI を作成し、すべてを同時に  $\gamma$  を最小化する最適化問題として解くことにより、2つの端点コントローラを求め、それらのコントローラをスケジューリングさせることにより、LPV コントローラを設計する。

### 5. 実験装置の概要

前報<sup>4)</sup>の結果を踏まえ、九州大学応用力学研究所深海機器力学実験水槽 (65×5×7m) において検証実験を行った。使用したライザー管モデルの基本的な物理定数等を Table 1に示す。管の材質はポリエチレンとテフロン合成樹脂 (PTRE) である。なお、下端部に付けた錘は、管の初期形状を整えるために設置したものであり、本論文では錘の影響も運動方程式の張力成分  $T_e$  に反映させ考慮している。Fig.3は、管を水面上から見たもので

ある。この管上端部を Fig.4に示すようなパラレルリンクを用いて位置制御を行うことにより、ライザー管のリエントリー作業を模擬することとした。管全体の挙動は計 14 台の CCD カメラを用いて、Fig.7に示すように配置されたマーカーの挙動を計測する。CCD カメラは、2つの翼形状のフレームに7台ずつ (CA1~CA7, CB1~CB7) 内包されており、Fig.6に示すように配置されている。実験後に市販の画像解析ソフト HALCON を用いて画像解析を行い数値化することとした。Fig.5に計測の全体的な流れを示す。

### 6. リエントリー制御実験

本論文で行ったリエントリー実験は、管を  $x$  軸方向に 0.3 m 離れた地点を目標点として制御するものである。その際、次の要求が満足されなければならない。

1. 迅速に目標点に到達し、振動発生を防止する。
2. 過大な制御入力を要求しない。
3. 上端部傾斜角を許容範囲内 (3 deg) に押さえる。

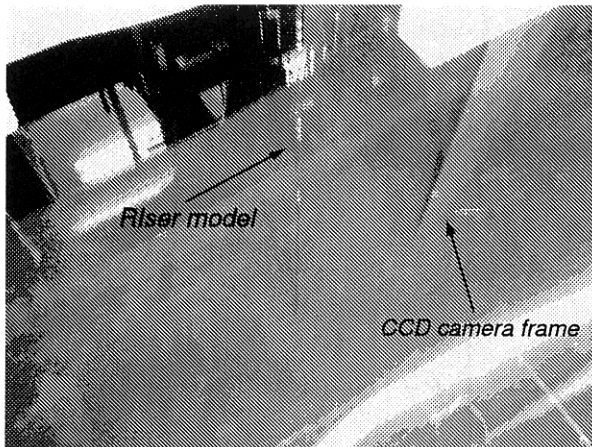


Fig. 3 Riser model in RIAM

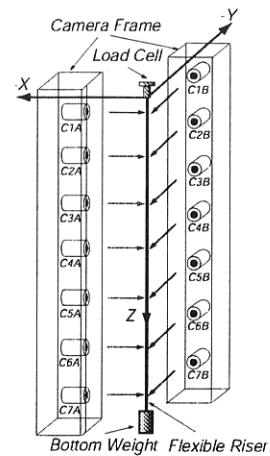


Fig. 6 Overview of CCD camera frame

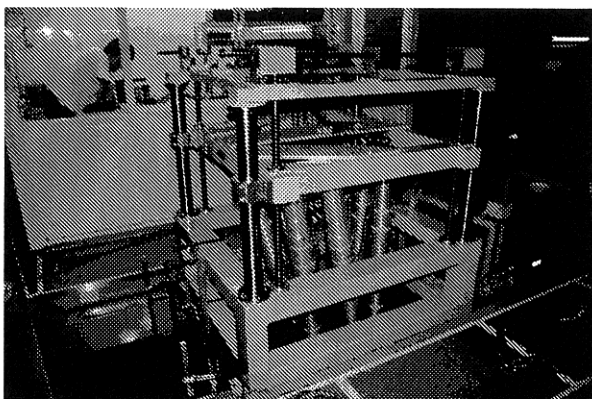


Fig. 4 Parallel mechanism to control the upper end of the riser model

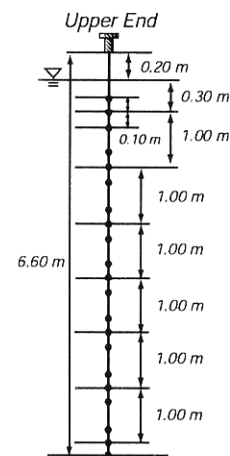


Fig. 7 Arrangement of measuring marker

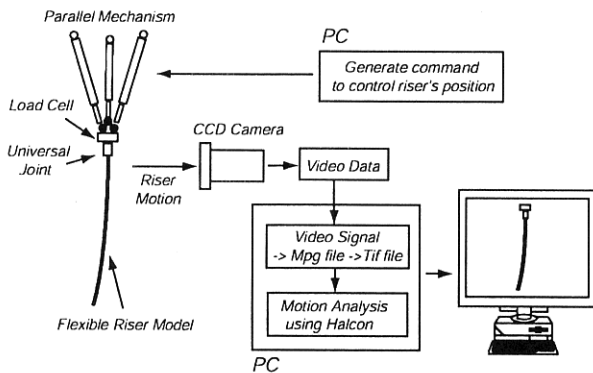


Fig. 5 Measurement flow of the motion

Table 1 Characteristics of the riser model

Model length	6.5 (m)
Outer diameter	22.5 (mm)
Inner diameter	12.7 (mm)
Mass per length	0.4 (kg/m)
Young's Modulus	8.847 (MPa)
Bottom weight in water	3.489 (N)

一つ目は作業効率、二つ目は船舶等に装備されたスラストなどの性能限界、三つ目はライザー中を通るドリルパイプとライザーが接触して破損する可能性からくる安全面からの要求である。本論文で行った実験において、上端部傾斜角を計測することができなかったため、本論文においては、1, 2の要求に着目して実験を行った。

本論文で行った実験は、画像計測処理のリアルタイム性がないために、予め、管上端部の動きを数値シミュレーションにより計算し、その動きをパラレルリンクで実現するという実験手法を採用した。したがって、この実験方法では、本来の閉ループ系の挙動を得ることはできないのであるが、シミュレーションで扱った

運動方程式は事前の動力学実験により十分に検討されたものであるために、本実験においても閉ループ系の検証が十分に可能であると考えられる。また、制御方向と垂直方向への影響を実験により確認することも、意義あるものと考えている。

### 7. 実験データの画像解析

実験データの画像解析の方法について説明する。本論文においては、以下の処理を画像解析ソフト HALCON<sup>5)</sup>を用いて行った。マーカー計測は、まず、動的閾値処理を用いて大まかに抽出し、抽出されたマーカーに膨張処理をかけ、膨張された領域内でサブピクセル精度のエッジ検出を行い、最後にその部分を長方形近似し、重心の座標をメモリに格納する方法で行った。動的閾値処理とは原画像に平滑化処理を掛け、その平滑化画像の輝度分布にオフセットを付加した閾値で閾値処理してコントラストの高

い部分を抽出する 2 値化処理のことで、本実験のように輝度の高いマーカーを抽出する場合は、原画像の輝度を  $f(i, j)$ 、平滑化画像の輝度を  $f_m(i, j)$ 、オフセットを  $a$  とすると 2 値化画像  $f_b(i, j)$  は (9) 式を用いて得られる。ここで、 $i, j$  は画素座標を意味する。

$$f_b(i, j) = \begin{cases} 1 & ; f(i, j) \geq f_m(i, j) + a \\ 0 & ; f(i, j) < f_m(i, j) + a \end{cases} \quad (9)$$

Fig.8に平均化処理を行った平滑化画像を示す。HALCON ではサブピクセル精度のエッジ検出が可能であるので、より高い精度の計測を実現することができる。サブピクセル精度の計測結果を Fig.9に示す。

画像座標系でのマーカーの位置を世界座標系に座標変換するためには、キャリブレーションを行いカメラパラメータを決定しなければならない。座標系間の関係を Fig.10に示す。精度良く計測するためには計測範囲内でより多くのキャリブレーションマーカーを用い、座標系間の相対関係を求めることが必要になる。本実験では射影幾何学を利用した方法<sup>6)</sup>でキャリブレーションを行った。この方法は世界座標系での座標  $X = (X, Y, Z)^T$  と画像座標系での座標  $(u, v)^T$  の幾何学的な位置関係を透視投影行列  $P$  を用いて直接対応付けするものであり、それらの座標は以下のように結びつけられる。

$$w [u, v, 1]^T = P [X, Y, Z, 1]^T \quad (10)$$

$w$  は 0 でない定数であり、 $(X, Y, Z, 1)^T$ ,  $(u, v, 1)^T$  といった表記は齊次座標と呼ばれる。齊次座標においては、座標を表すベクトルの 0 でない定数倍、すなわち  $(wu, wv, w)^T$  と  $(u, v, 1)^T$  など同じ点を表すものとする。 $P$  は  $3 \times 4$  の行列で、その  $(i, j)$  成分を  $P_{ij}$  とし、(10) 式の  $w$  を消去すると、空間と画像の座標の関係は、

$$\begin{aligned} u &= \frac{P_{11}X + P_{12}Y + P_{13}Z + P_{14}}{P_{31}X + P_{32}Y + P_{33}Z + P_{34}} \\ v &= \frac{P_{21}X + P_{22}Y + P_{23}Z + P_{24}}{P_{31}X + P_{32}Y + P_{33}Z + P_{34}} \end{aligned} \quad (11)$$

と表される。行列  $P$  の 12 個の成分を決定する際、(10) 式で定数倍の自由度を許しているため、成分の一つを 0 以外の適当な数値で固定して、残りの 11 個を決定すれば十分である。世界座標系の 1 点の座標と画像座標系の座標とが与えられると、それらを (11) 式に代入して 2 つの式が与えられる。本実験では Fig.11 の配置で各カメラ毎に  $xy$  平面上に 13 箇所、 $z$  方向に 3 点ずつ計 39 点キャリブレーションマーカーを設置し、 $P_{34} = 1$  とした上で、最小二乗法により行列  $P$  を決定した。

画像座標と行列  $P$  が求まると、ステレオ視の原理を用いてマーカーの 3 次元座標が決定できる。2 つのカメラの画像座標系上の座標  $(u_1, v_1)^T$ ,  $(u_2, v_2)^T$  と、 $P_1, P_2$  を (11) 式に代入すると、 $X, Y, Z$  についての連立 1 次方程式が得られる。ここで未知数 3 つに対して方程式は 4 つ与えられるので、マーカーの 3 次元座標は最小二乗法により決定した。

なお、本実験で使用した画像解析プログラムの位置推定誤差は、事前の検証により、2% 程度内の位置推定誤差であることを確認しているために、本実験における計測精度としては十分であると考えている。

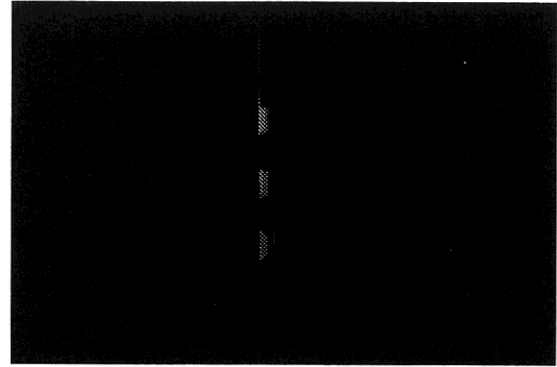


Fig. 8 Smoothing image

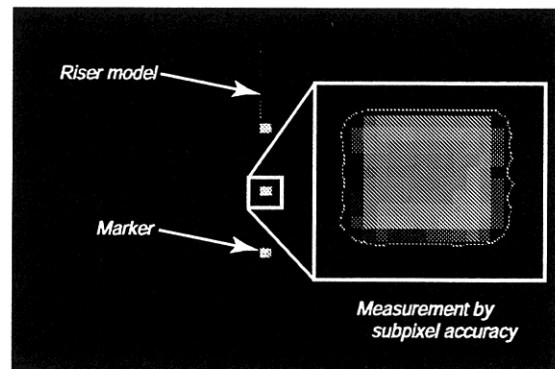


Fig. 9 Image of the riser model

## 8. 実験結果

$XZ$  平面上での管の挙動を Fig.12 に、管の  $XY$  平面における挙動を  $z = 500, 3500, 6500$  mm の地点毎に表したものを Fig.13 に、管先端部の  $X$  軸 (制御) 方向の時系列結果を Fig.14 にそれぞれ示す。なお、すべては結果は無次元値として表記している。Fig.15には、管上端部に働く  $X, Y$  軸方向の力の時系列の結果を示す。また、すべての結果において比較のために LTI 制御の結果も同時に付記する。

Fig.12の結果から、LTI 制御は LPV 制御よりも目標点近傍での大きな振動が確認される。これは、前報<sup>4)</sup>で検証のため行った数値シミュレーションにおいても確認されていたスビルオーバー現象による振動であると考えられる。実験においては、数値シミュレーションで考慮できなかった低次減衰効果などにより、大きな振動は発生しないと考えていたが、先端部は予想以上に大きく揺れることが、Fig.14の結果からも同時に確認された。また、LTI 制御によるリエントリー時の管形状は、LPV 制御のときに比べて大きく変形することも、Fig.12の結果から確認される。

Fig.13の結果からは、LTI 制御は LPV 制御と比較して  $y$  軸方向、つまり制御方向と垂直方向への大きなふらつきが顕著に確認される。この原因としては、管の持つ偏芯性や外部流れの影響なども理由として考えられるが、渦励振が大きな影響を与えているものと考えられる。渦励振をこの要因として考えた場合、この現象の 1 つの解釈として、LTI 制御では、モデル変動下で閉ループ系の高周波数領域の伝達ゲインを常に低減化することができない結果、高周波数信号を拾い、渦励振を誘起させてしまったものと考えられる。実問題においては、潮流や波浪など様々な周波数を含んだ外乱が存在するために、この渦励振の影響をどのように制御に反映させないかという問題は非常に重要である。

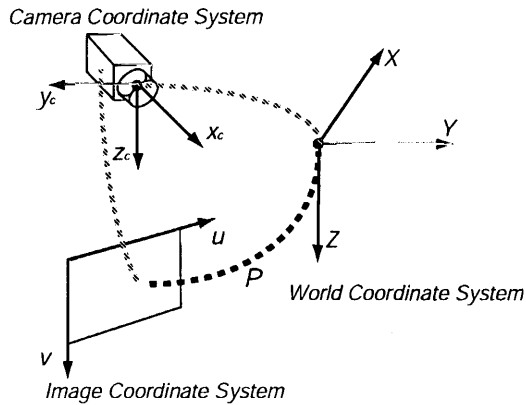


Fig. 10 Camera coordinate systems

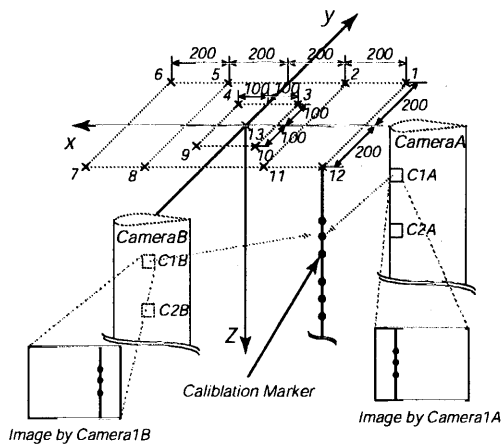


Fig. 11 Calibration marker's arrangement

Fig.15の結果は管先端部に働く力であるが、言い換えれば、船舶などの浮体部に要求される力であるため、必要な制御入力と解釈することもできる。そう考えると、LPV 制御はコントローラ可変のため、目標点に近づくにつれ徐々に入力が増加される一方、LTI 制御は持続的に大きな制御入力を要求しており、燃料消

費の観点から考えると大きな問題である。

9. 結 言

本論文では、前報<sup>4)</sup>の結果を踏まえ、検証のため九州大学応用力学研究所深海力学実験水槽において行った、リエントリー実験の結果を報告した。厳密な閉ループ系の実験結果ではないが、LPV 制御は、LTI 制御で確認されたようなスピルオーバー現象や大きな形状変形などをすることなく、リエントリー制御に対して有効な方法であることを実験により確認することができた。

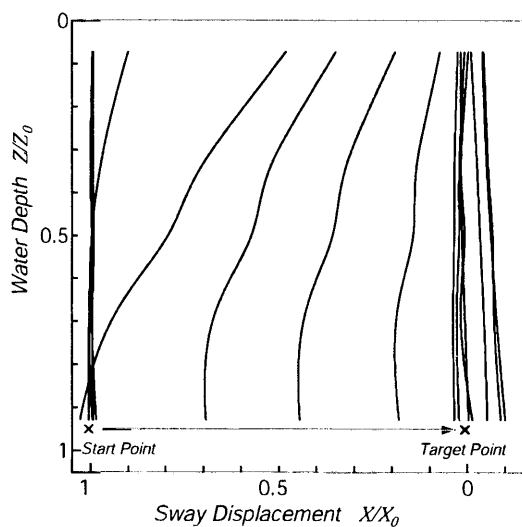
今後は、画像計測処理のリアルタイム性を有する環境下での実験、潮流などの外乱影響がある中での、リエントリー作業についての検討が課題である。

謝 辞

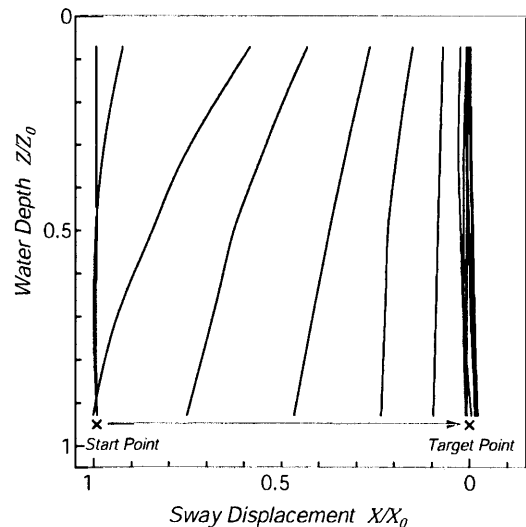
著者の大坪は、造船学術研究推進機構からの支援の下で研究を遂行した。関係者各位に改めて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) W. Kotera yama and H. Senga : Vortex Induced Vibration of a Long Riser Oscillating Regularly and Irregularly at its upper end, *Proc. of UDOE*, Tokyo, Japan, Feb, (2005)
- 2) 鈴木英之, 吉田宏一郎, 南東浩, 村井基彦, 宇佐美陽生, 石田成幹: アクティブ制御による大水深ライザーのリエントリー問題に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 174 号, (1993), pp.865-874
- 3) M.P.Fard: Modeling and Control of Mechanical Flexible Systems, Ph.D thesis, Norwegian University of Science and Technology, (2001)
- 4) 大坪和久, 五百木陵行, 梶原宏之: 速度変動に伴う流体抗力の影響を考慮した大水深ライザー管のゲインスケジューリング制御, 西部造船会第 110 回例会, (2005), pp.37-42
- 5) 株式会社リンクス: HALCON 活用法, (2004)
- 6) 出口光一郎: ロボットビジョンの基礎, コロナ社, (2000)



(a) LTI Control



(b) LPV Control

Fig. 12 Experimental results of riser's sway motion in the reentry operation

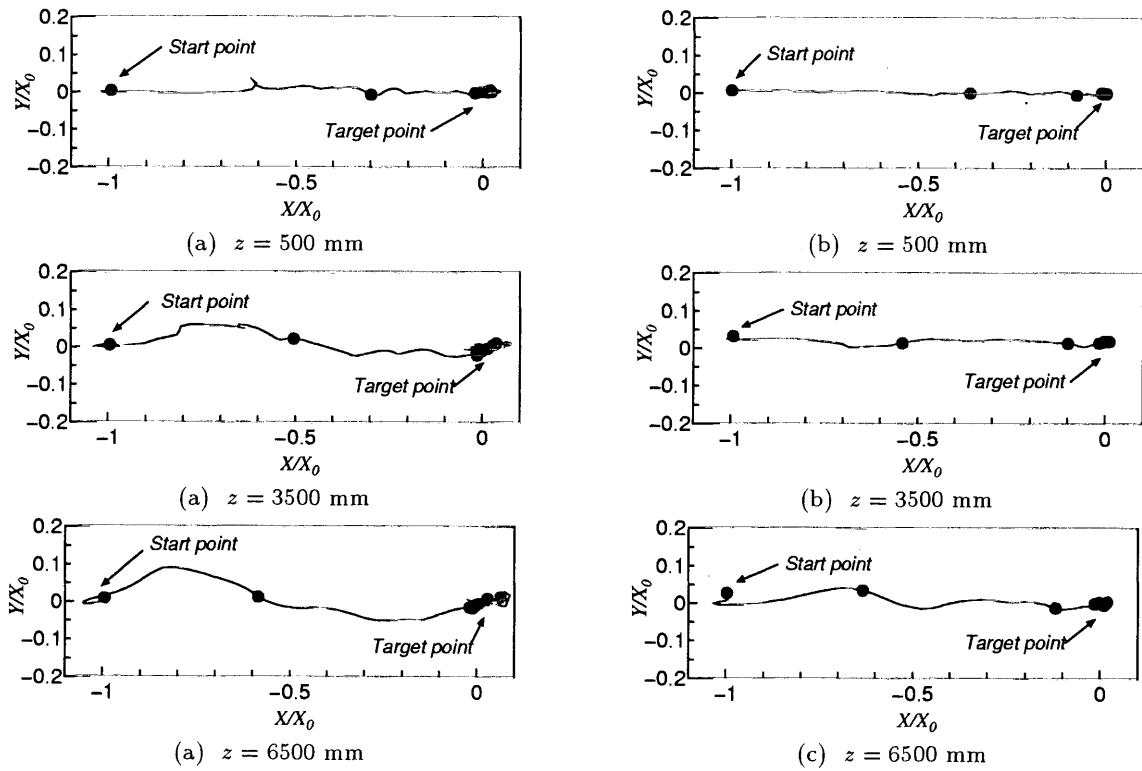


Fig. 13 Experimental results of XY-plane motion in the reentry operation ((a): LTI, (b): LPV)

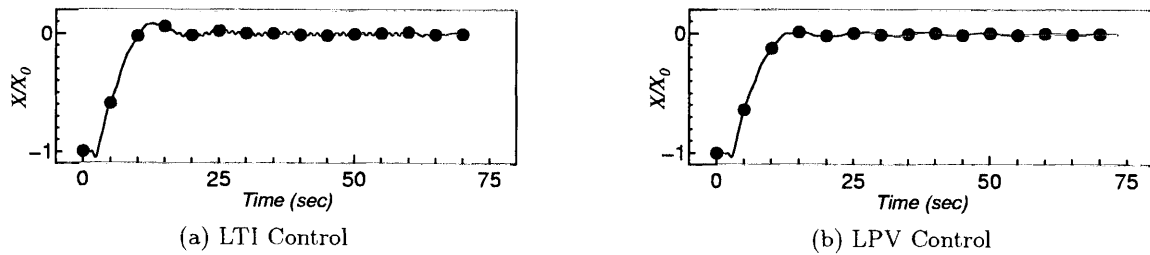


Fig. 14 Time histories of bottom point motion in control direction

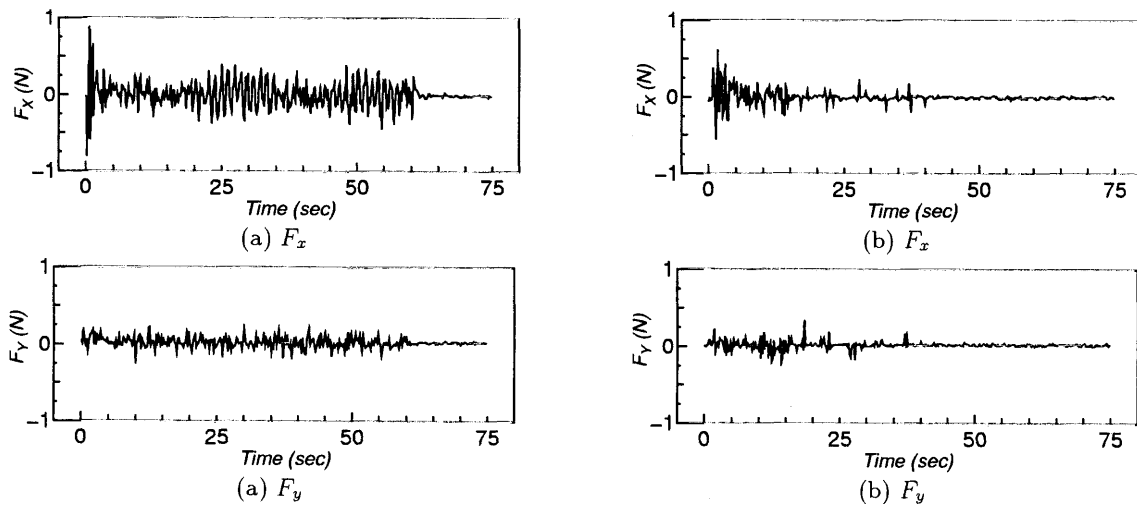


Fig. 15 Time histories of top end forces  $F_x$  and  $F_y$  in the reentry operation ((a): LTI, (b): LPV)