

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

正員 大坪 和久* 正員 五百木 陵行*
正員 梶原 宏之**

Gain-Scheduled Control of a Flexible Marine Riser under Hydrodynamical Damping Force Varying with the Upper End Velocity

by Kazuhisa Ohtsubo, *Member* Takayuki Ioki, *Member*
Hiroyuku Kajiwara, *Member*

Summary

In the entry/reentry operation of the flexible marine riser, the operators are required to connect its lower end to the blowout preventer at the seabed quickly with both its top connected angle and its deformation controlled. Because of the hydrodynamical force and the flexibility of the riser, it is very difficult for them to operate it correctly. In the paper, we consider the entry/reentry control problem of the flexible marine riser. Firstly, the governing equation of the flexible marine riser is formulated and transformed to the finite dimensional equation by the mode expansion method. Secondly, for the control problem, we apply LPV (Linear Parameter Varying) technique taking the varying parameter as its upper end velocity which determines the hydrodynamical damping force. Finally, the effectiveness of the LPV technique is shown by numerical simulations, compared with the results by the LTI (Linear Time Invariant) H_∞ control

1. 緒言

地球規模の環境変動、地震発生のメカニズム解明を進めるために、大水深ライザー管を用いた統合国際深海掘削計画 (IODP: Integrated Ocean Drilling Program) が JAMSTEC を中心として進められている。そこで用いられているライザー管の長さは数千メートルにも及び、なおかつ流体力の影響が働くため、その複雑な非線形運

動を制御することは非常に困難である。しかしながら、台風などの環境からの外乱要因を多く持つ海上での作業は、緊急退避などの必要に迫られるために、ライザー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というエントリー/リエントリー問題に対しての高精度制御技術が求められている。

最近のライザー管の大水深域における移動に向けた研究として、小寺山らのライザー管の非線形運動の数値計算、VIV の発生メカニズムに焦点をおいた研究¹⁾や、鈴木らのエントリー/リエントリー問題に対する LQ 最適制御に関する研究²⁾などが挙げられる。小寺山らの研究は、最終的にはライザー管の制御問題を解決するこ

* 九州大学大学院工学府

** 九州大学大学院工学研究院

原稿受理 平成 17 年 6 月 13 日

とを目指してはいるものの、まだ制御に関する研究は発表されておらず、鈴木らの研究については、速度変動に伴う流体抗力の影響を無視した制御系設計を提案し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、制御理論に重点をおいた研究としては、M.P.Fard の受動性に基づく非線形制御に関する研究³⁾ などがある。非線形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高いレベルにまでは到達していない。

そこで本論文では、ライザー管に働く流体抗力が管上端部の速度変動により大きく変化することに着目し、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 (LPV: Linear Parameter Varying) 制御を適用する⁴⁾。そして、その制御性能評価のため数値シミュレーションを行い、線形時不変 (LTI: Linear Time Invariant) H_∞ 制御と比較して、LPV 制御は上端傾斜角は小さく押さえ込まれたまま迅速な制御が可能であることを示すことが目的である。

本論文の構成は以下の通りである。はじめに、ハミルトンの原理から導出したライザー管の運動方程式について説明する。次に、その運動方程式は無限大の自由度を有しており、非常に取り扱い難いために、モード展開近似を行い有限次元化を行う。その有限次元モデルから、管上端浮体部の速度変動をスケジューリング変数に持つライザー管の LPV モデルを導出する。そのモデルに対しての流体抗力の及ぼす影響を調べた後、LPV コントローラを設計する。最後に、性能検証のために数値シミュレーションを用いてその有効性を確認する。

2. 大水深ライザー管の運動方程式

本論文では小寺山、鈴木らの方法に従い、ハミルトンの原理を用いてライザー管の運動方程式を導出する¹⁾²⁾。はじめに、Fig. 1 に本論文で取り扱うライザー管の座標

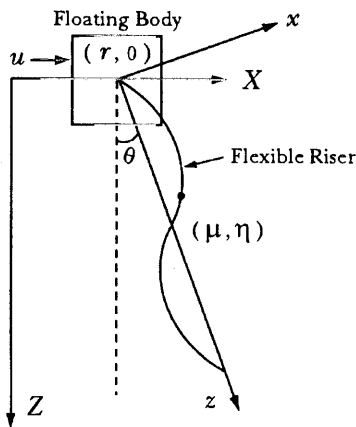


Fig. 1 Coordinate systems

系を定義する。 μ , η , θ 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。ここでは、運動方程式の導出の簡単化のために、次のような仮定を導入する。

- 断面形状は長さ方向に一様で、面内変形しない
- オイラーベルヌーイ梁として取り扱う
- ライザー管の回転方向の速度との相対速度を考慮した修正モリソン式から流体抗力を与える
- 入力としては、ライザー管上端浮体部の水平方向の推進力のみ

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。

水平方向:

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

回転方向:

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

たわみ方向:

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

伸び方向:

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

境界条件:

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

ここで、 \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、 ρ_0 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{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。鈴木らは、ライザー管の水深方向に幾つかのスラスタを配置し、それらを同時に使って制御を行う方法を提案しているが²⁾、本論文では浮体部に取り付けられたスラスタの推進力のみでライザー管を制御するものとする。またその際、潮流や波浪などの影響は考えない。

$$\eta(z, t) = \sum_{n=1}^N \sin(n\pi z) W_n(t) \quad (5)$$

$$\mu(z, t) = \sum_{n=1}^N \sin(n - \frac{1}{2})\pi z U_n(t) \quad (6)$$

このライザー管の運動方程式を直接取り扱い、数値計算することは非常に困難であるために、本論文では運

動方程式をモード分解近似して有限次元近似を行う。境界条件を満足するように、(5)、(6) 式のような直交関数を用いて級数展開を行う。ここで、 N はモードの次数を意味する。本論文では、8 次モードまでの数値シミュレーション環境を構築した。このシミュレーション環境の妥当性を確認するための動力学実験を本論文では行っていないが、小寺山らの実験結果と比較しても、十分な挙動推定が達成されている事を確認している。Fig.2には、流体抗力の影響効果を観察するために、ある定常状態からの自由応答の数値シミュレーション結果 ((a):ライザー管上端部位置、(b):ライザー管全体傾斜角、(c):1 次モードの振幅、(d):ライザー管最下端部位置) を示す。すべての変数はライザー管の全長 l で無次元化して表示している。抗力係数 C_d をゼロとして流体抗力の効果を取り除いたもの (破線: without hydrodynamical damp., $C_d = 0.0$) は、ダンピングの効果の有さないために、流体抗力の効果があるもの (実線: with hydrodynamical damp., $C_d = 1.17$) に比べて、振動が収まることなく全く異なった挙動をすることが分かる。一般的に、抗力係数 C_d は、 K_c 数 (Keulegan-Carpenter 数)、渦励振の影響により大きく変化することが報告されている。よって、この抗力係数の変化が運動制御に悪影響を及ぼさないように、ロバストなコントローラを設計することが非常に重要である。

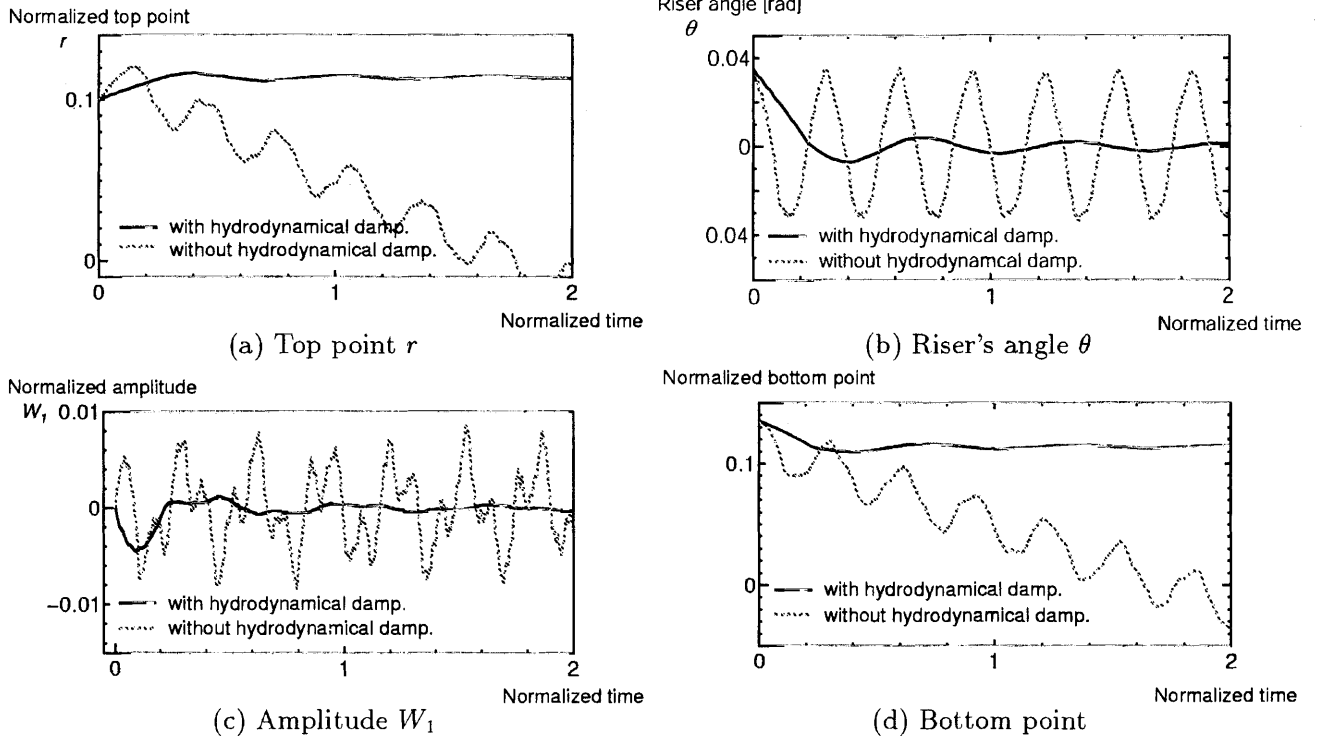


Fig. 2 Simulation results of flexible marine riser's free motion (solid line: with hydrodynamical damping ($C_d = 1.17$), dotted line: without hydrodynamical damping ($C_d = 0.0$))

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} I_3 & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & M \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0_{3 \times 3} & -I_3 \\ K & C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0_{3 \times 1} \\ I_3 \end{bmatrix} G = \begin{bmatrix} 0_{3 \times 1} \\ F \end{bmatrix} \quad (7) \\
 & M = \begin{bmatrix} 1 + m_A \cos^2 \theta & \frac{1 + m_A}{2} \cos \theta - \frac{2 \sin \theta}{\pi} W_1 & \frac{2(1 + m_A)}{\pi} \cos \theta \\ \frac{1 + m_A}{2} \cos \theta - \frac{2 \sin \theta}{\pi} W_1 & \frac{1 + m_A}{3} + \frac{1}{2} W_1^2 & \frac{1 + m_A}{\pi} \\ \frac{2(1 + m_A)}{\pi} \cos \theta & \frac{1 + m_A}{\pi} & \frac{1 + m_A}{2} \end{bmatrix} \\
 & K = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\alpha^2 \pi^4 EI}{2 \tilde{m} l^4} + \frac{\pi^2 \alpha^2}{4l} g \end{bmatrix} \\
 & C = \begin{bmatrix} 0 & -\frac{1}{2} \sin \theta \omega - \frac{2(1 + m_A)}{\pi} \cos \theta W_1 \omega & -\frac{4}{\pi} \sin \theta \omega \\ 0 & -\frac{4m_A}{3\pi} W_1^2 \omega & W_1 \omega \\ 0 & -\frac{1 + m_A}{2} W_1 \omega & 0 \end{bmatrix} + \frac{l}{2\tilde{m}} \rho_0 C_d D_o |\dot{r}| \begin{bmatrix} \cos^3 \theta & \frac{1}{2} \cos^2 \theta & \frac{2}{\pi} \cos \theta \\ \frac{1}{2} \cos^2 \theta & \frac{1}{3} \cos \theta & \frac{1}{\pi} \cos \theta \\ \frac{2}{\pi} \cos \theta & \frac{1}{\pi} \cos \theta & \frac{1}{2} \cos \theta \end{bmatrix} \\
 & G = \frac{\alpha^2 g}{l} \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{1}{2} \sin \theta + \frac{2}{\pi} W_1 \cos \theta \\ \frac{2}{\pi} \sin \theta \end{bmatrix}, \quad F = [u \ 0 \ 0]^T, \quad \alpha = \frac{l^2}{\pi^2} \sqrt{\frac{\tilde{m}}{EI}}
 \end{aligned}$$

2.1 大水深ライザー管の LPV モデルの導出

エントリー/リエントリー作業においては、鈴木らが指摘しているように²⁾、ライザー管の高次振動モードが制御により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ものと考えられる。よって、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。本論文で取り扱う運動方程式を行列表現すると(7)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

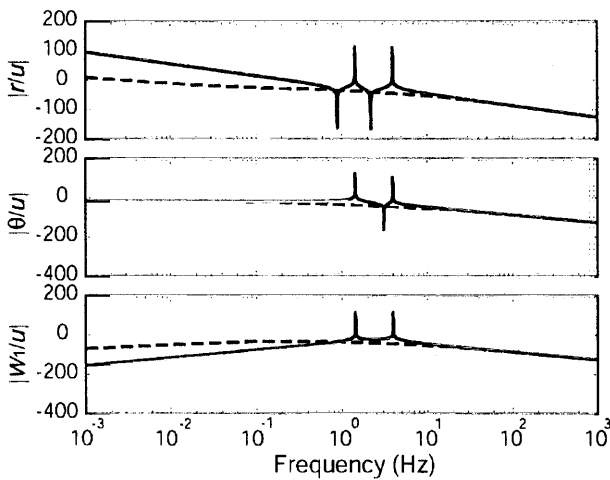


Fig. 3 Bode plots of open-loop flexible marine riser system (solid line: $|\dot{r}| = 0$, dash line: $|\dot{r}| = 1.5$)

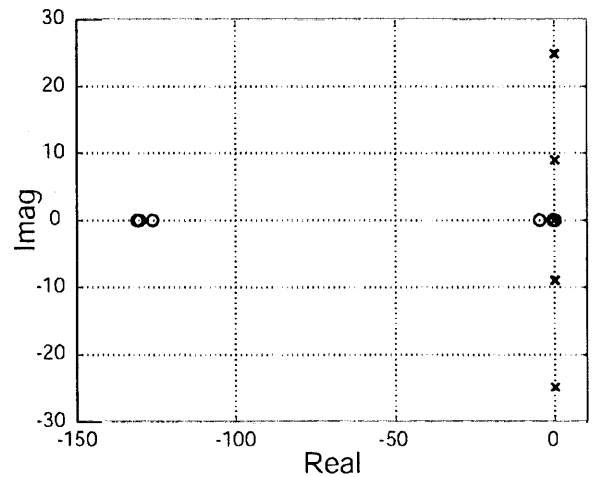


Fig. 4 Pole placement of open-loop flexible marine riser system (\times : $|\dot{r}| = 0$, \circ : $|\dot{r}| = 1.5$)

$$\dot{x} = Ax + Bu, \quad y = Cx, \quad x = [r \ \theta \ W_1 \ \dot{r} \ \omega \ W_1]^T \quad (8)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \left(3 + \frac{8}{\pi^2 - 8}\right) \frac{\alpha^2 g}{l(1+m_A)} & \frac{4\pi}{(1+m_A)(\pi^2 - 8)} \xi + \frac{12\alpha^2 g}{l\pi(1+m_A)} \\ 0 & -\frac{6\alpha^2 g}{l(1+m_A)} & -\frac{24\alpha^2 g}{l\pi(1+m_A)} \\ 0 & \frac{4\pi\alpha^2 g}{l(1+m_A)(\pi^2 - 8)} & -\frac{2\pi^2}{(1+m_A)(\pi^2 - 8)} \xi \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \frac{4\alpha^2(\pi^2 - 6)}{\tilde{m}l^2(1+m_A)(\pi^2 - 8)} \\ -\frac{6\alpha^2}{\tilde{m}l^2(1+m_A)} \\ \frac{4\alpha^2\pi}{\tilde{m}l^2(1+m_A)(\pi^2 - 8)} \end{bmatrix}, \quad C = [I_3, 0_{3 \times 3}], \quad \begin{cases} \xi = \frac{\alpha^2 \pi^4 EI}{2\tilde{m}l^4} + \frac{\pi^2 \alpha^2}{4l} g \\ \zeta = \frac{l}{2\tilde{m}} \rho_0 C_d D_0 \end{cases}$$

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -\frac{\zeta|\dot{r}|}{1+m_A} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{\zeta|\dot{r}|}{1+m_A} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{\zeta|\dot{r}|}{1+m_A} \end{bmatrix}$$

り、 ω は剛体モードの回転角速度を意味する。この時、 $\theta \ll 1$ ($\sin \theta \simeq \theta$, $\cos \theta \simeq 1$), $\omega \ll 1$, $W_1 \ll 1$ の微小変位の仮定をすると、(8) 式のような状態方程式が導出される。 $|\dot{r}|$ 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。

この LPV モデルに対しての流体抗力の影響を見るため、 $|\dot{r}| = 0$ と $|\dot{r}| = 1.5$ の場合について、ボード線図、極配置を調査した。ただし、 $|\dot{r}| = 1.5$ は幾つかのシミュレーションの結果から採用している。Fig.3, 4にその結果を示す。ボード線図 (実線: $|\dot{r}| = 0$, 破線: $|\dot{r}| = 1.5$) からは、 $|\dot{r}| = 0$ の時に $|r/u|$ のゲインが低振動数領域で大きく、5Hz 近傍で共振と反共振のピークが存在することが分かる。一方で、極配置 (×印: $|\dot{r}| = 0$, ○印: $|\dot{r}| = 1.5$) からは、 $|\dot{r}| = 1.5$ の時には、極が虚軸側と安定側 (左実軸上) に分かれているのに対して、 $|\dot{r}| = 0$ の時には、すべての極が虚軸上に存在するこ

とが分かる。したがって、制御系設計の指針としては、 $|\dot{r}| = 0$ の時の共振ピークを低減化し、物理パラメータの不確かさなどの影響により、極が不安定側に容易に移行することのないように、虚軸上に張り付いた極を出来るだけ安定側に極配置することが必要である。

3. 大水深ライザー管の LPV 制御系設計

本論文では、Fig.5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

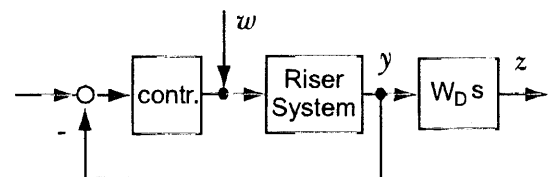


Fig. 5 Control system structure

は次の (9) 式のように表される。

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ z \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A(|\dot{r}|) & B & B \\ W_d C A(|\dot{r}|) & W_d C B & W_d C B \\ C & 0_{3 \times 1} & 0_{3 \times 1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ w \\ u \end{bmatrix} \quad (9)$$

である。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、 W_d は微分重みを意味する。(9) 式に対して次のような制御仕様を満足する、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。

- 閉ループ系は内部安定である。
- w から z までの H_∞ ノルムが γ 以下である。

すべての制御仕様は LMI (線形行列不等式) として実現されるので、 $|\dot{r}| = 0$ の時と $|\dot{r}| = 1.5$ の時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 γ 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⁴⁾。

前節と同様にして、 $|\dot{r}| = 0$ と $|\dot{r}| = 1.5$ の場合について、閉ループ系のボード線図、極配置を調べる。Fig. 6, 7 にそれを示す。ボード線図 (実線: $|\dot{r}| = 0$ 、破線: $|\dot{r}| = 1.5$) からは、開ループ系で見られた 5Hz 近傍の共振ピークが低減化されており、極配置 (×印: $|\dot{r}| = 0$ 、○印: $|\dot{r}| = 1.5$) からは、虚軸上にあった極が安定側にシフトしている様子が分かる。しかしながら、原点近傍の極はほとんど動かすことが出来ずに、虚軸近傍に極配置されてしまっている。これは構造物の制振問題で直面する回避できない現象である。

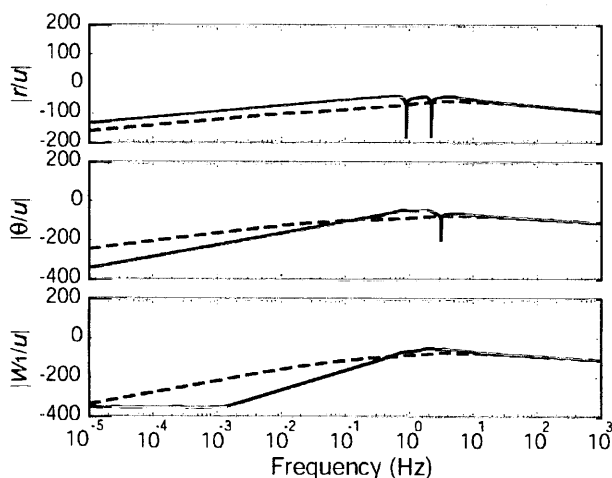


Fig. 6 Bode plots of closed-loop flexible marine riser system (solid line: $|\dot{r}| = 0$, dash line: $|\dot{r}| = 1.5$)

4. 数値シミュレーション

本論文では性能評価のために数値シミュレーションを行った。Fig. 8にその結果 ((a):ライザー管上端部位置、(b):ライザー管全体傾斜角、(c):ライザー管最下端部位置、(d):制御入力) を示す。すべての変数は無次元値として表示している。また、性能比較のために、 $|\dot{r}| = 1.5, 0, 0.75$ の時をノミナルシステムとした LTI H_∞ 制御をそれぞれ LTI#1 ~ LTI#3 として、その結果も付記している。LTI#1 制御の結果は目標値近傍で振動現象が発生している。この現象をより詳細に観察するために、Fig. 9にライザー管の挙動を 2 次元的に表記したものの、Fig. 10に各モードの振幅の時系列の結果を示す。LPV 制御は目標点近傍でも揺れる事なく制振されている一方、LTI#1 制御は高次の振動モードまでもが発生していることが分かる。これは、制御工学の観点から考えると、コントローラが $|\dot{r}| = 0$ のシステムに対応できずに、その結果、虚軸近傍の極を不安定側に移行させ、高次の振動モードを誘起させたスピルオーバー現象と考えられる。これは疲労強度や作業効率などの観点から考えると、避けなければならない現象である。

Table 1に、LTI H_∞ 制御と LPV 制御のライザー管の最大上部傾斜角、制御入力の比較したものを示す。上部傾斜角とは全体傾斜角とたわみによる傾斜の和 (本論文では、1 次モードのたわみのみを考慮) である。ライザー管の上部傾斜角の許容範囲は、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があるために、3 度 (約 0.05 rad) 程度であると言われている。LPV 制御は最も上部傾斜角を押さえ込んでおり、最も傾斜角の大きい LTI#1 制御の約半分になっている。また、本論文においては浮体部の運動を考慮していないために、制御入力現実的かどうか検討することは困難で

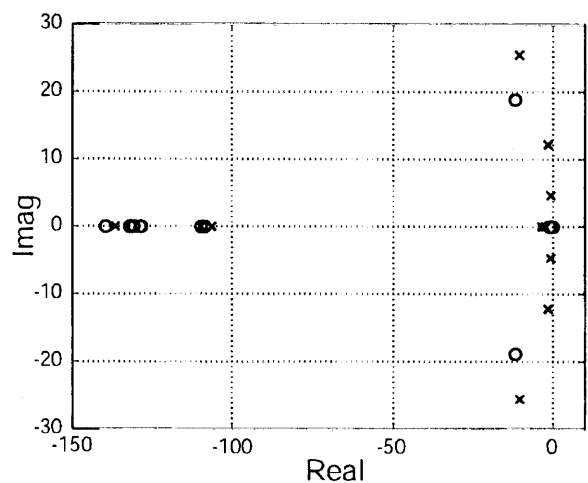


Fig. 7 Pole placement of closed-loop flexible marine riser system (×: $|\dot{r}| = 0$, ○: $|\dot{r}| = 1.5$)

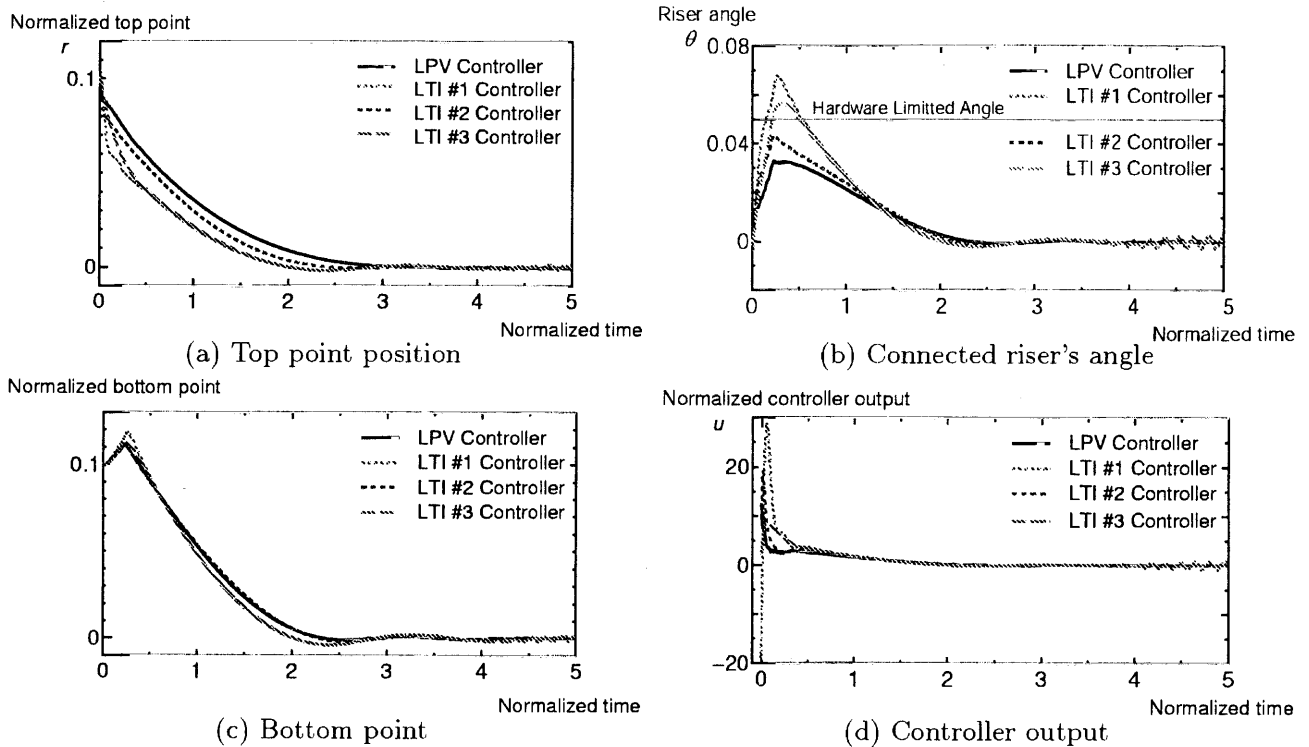
Fig. 8 Comparison between LTI H_∞ control and LPV control

Table 1 Controller performance

Max.Top Angle (rad)

LTI#1	LTI#2	LTI#3	LPV
0.066	0.041	0.056	<u>0.031</u>

Max. Contr. Output

LTI#1	LTI#2	LTI#3	LPV
19.247	18.992	<u>8.602</u>	12.433

あるが、LPV 制御の最大制御入力他 LTI H_∞ 制御と比較しても小さいことから、非現実的な過大な入力は要求しないものと考えられる。以上より、LPV 制御はライザー管のリエントリー制御に対して有効な方法であると考えられる。

5. 結 言

本論文では、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に着目し、ゲインスケジューリング制御の 1 つである LPV 制御を適用した。その性能評価のために数値シミュレーションを行ったところ、LTI H_∞ 制御で確認されたようなスピルオーバー現象や大きな上端部傾斜をする事なく、迅速な制御を LPV 制御は可能にすることが分かった。潮流などの影響を考慮した場合、本論文で提案したような浮体部の推進力のみでライザー管先端部を制御することは非常に困難であると思われる。したがって、鈴木らが提案する複数スラストを使った制御法²⁾は、1 つの解決策のように思われる

が、その場合においても、本論文で提案した LPV 制御の考え方は適用可能であり、十分な性能が実現できると思われる。今後の研究課題としたい。

謝 辞

本論文は平成 16 年度笹川科学研究助成、ならびに造船学術研究推進機構からの支援の下で遂行したものである。関係者各位に改めて謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) W. Koterayama and H.Senga: Vortex Induced Vibration of a Long Riser Oscillating Regularly and Irregularly at its upper end, *Proc. of International Symposium on Technology 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) P. Apkarian, G. Becker, P. Gahinet and H. Kajiwarra: LMI Techniques in Control Engineering from Theory to Practice, *Workshop Notes CDC*, Kobe, Japan, Dec, (1996)

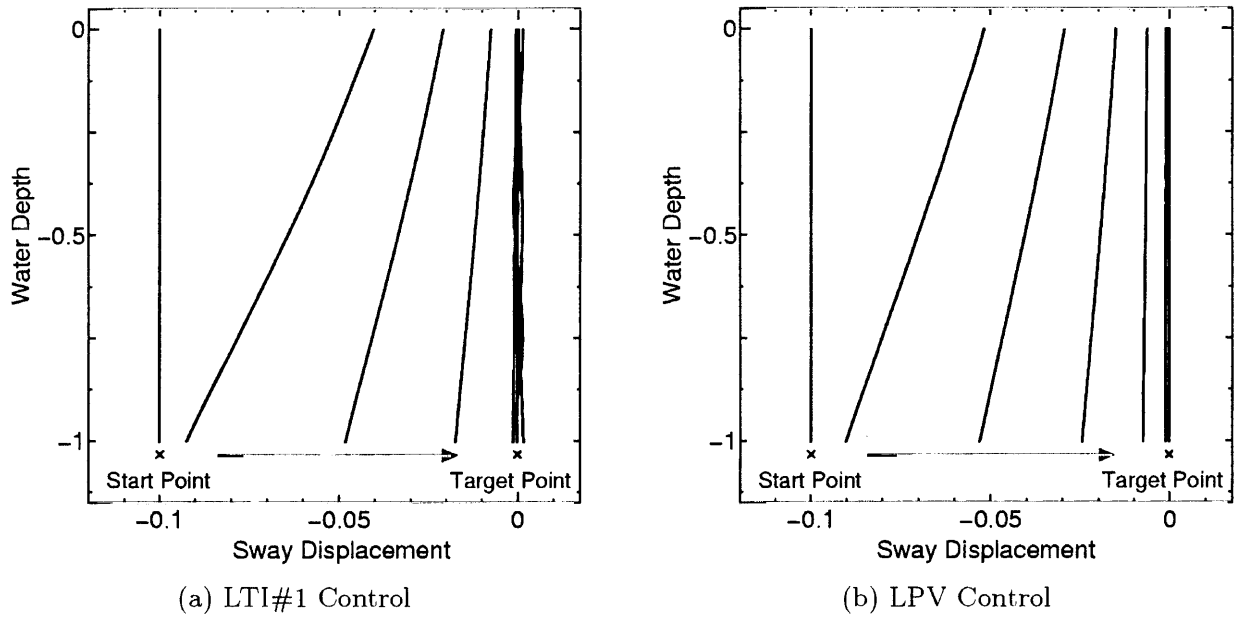


Fig. 9 Simulation results of flexible marine riser's sway motion in reentry operation ((a) : LTI#1 control result, (b) : LPV control result)

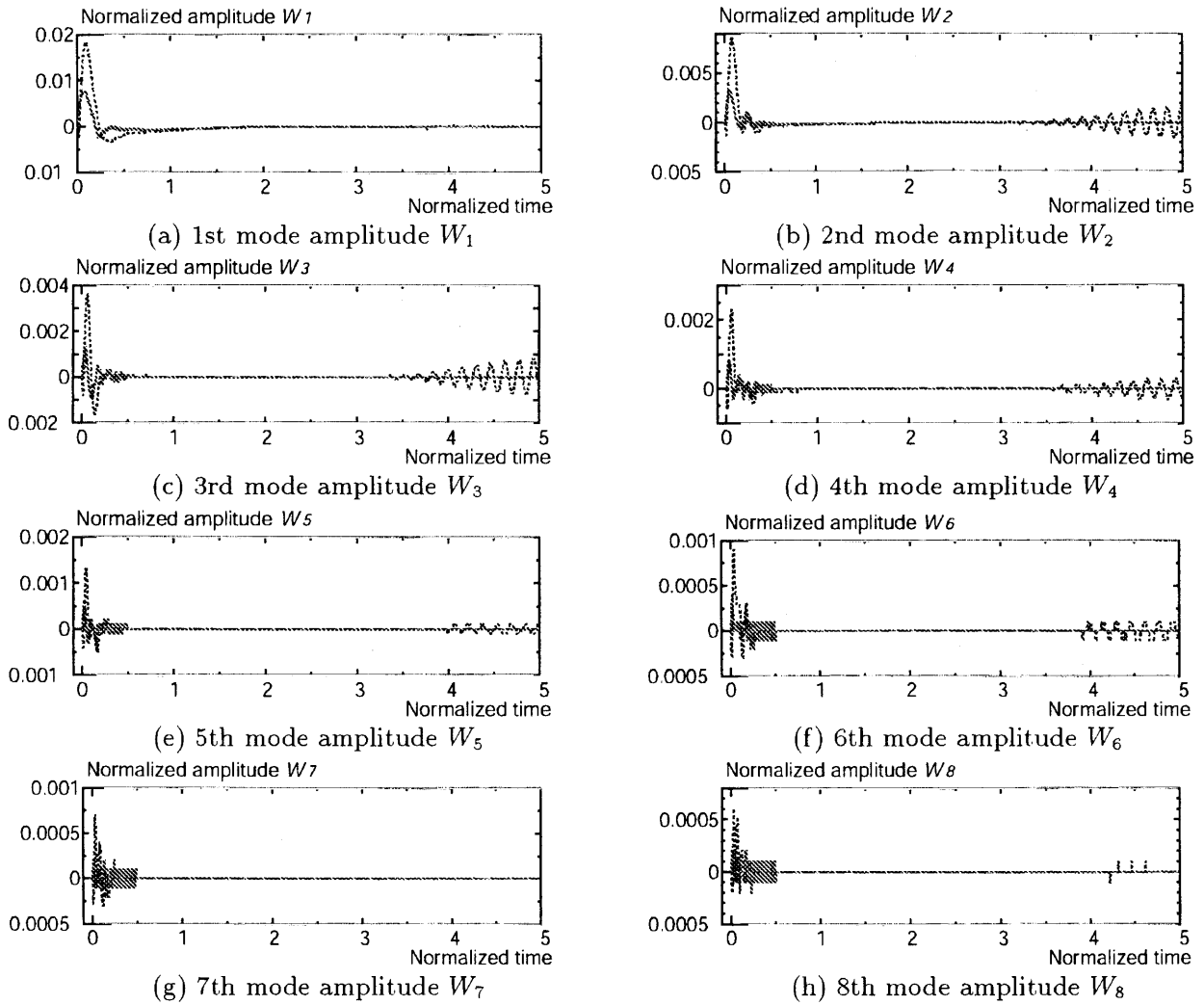


Fig. 10 Time series of 1~8 mode amplitudes (solid line: LPV control result, dotted line: LTI#1 control result)