

東京大学大学院新領域創成科学研究科
海洋技術環境学専攻

平成 29 年度

修士論文

浮体式洋上風車における
ネガティブダンピングによる自励振動励起
条件に関する研究

2018 年 1 月 26 日提出

指導教員

鈴木英之 教授
平林紳一郎 准教授

47-156643 中村真人

目次

第1章 序論.....	9
1.1 はじめに.....	9
1.1.1 地球温暖化とエネルギー問題.....	9
1.1.2 風力発電の最近の動向.....	10
1.2 洋上風力発電技術.....	12
1.2.1 浮体式洋上風力発電の種類.....	12
1.2.2 浮体式洋上風力発電の長所・短所.....	14
1.3 風車-浮体-係留連成応答解析.....	15
第2章 研究目的と意義.....	17
2.1 先行研究.....	17
2.2 研究目的.....	18
2.3 研究意義.....	18
第3章 ネガティブダンピングによる自励振動について.....	19
3.1 ネガティブダンピングによる自励振動の発生メカニズム.....	19
3.1.1 概要.....	19
3.1.2 簡易モデルに向けた定式化.....	20
3.2 定格運転中のトルクとスラストの関係.....	24
3.3 ブレードピッチ制御.....	27
3.3.1 PID 制御.....	27
3.3.2 浮体式洋上風車におけるブレードピッチ制御.....	27
第4章 風車-浮体-係留連成応答解析プログラム NK-UTWind FAST.....	29
4.1 プログラム概要.....	29
4.1.1 NK-UTWind FAST について.....	29
4.1.2 FAST の概要.....	29
第5章 TLP 型浮体における NK-UTWind FAST の検証.....	31
5.1 実験の概要.....	31
5.1.1 模型及び実験施設.....	31
5.1.2 実験条件.....	33
5.2 運動応答の検証.....	35
5.2.1 基本 RAO, 波高 2m.....	36
5.2.2 基本 RAO, 波高 5m.....	36
5.2.3 定格時.....	36
5.2.4 カットアウト時.....	37
5.2.5 暴風時.....	37

5.3 考察.....	50
第 6 章 簡易モデルを用いたネガティブダンピングによる自励振動条件解析.....	52
6.1 簡易モデルの概要.....	52
6.2 検証モデル.....	53
6.2.1 検証用浮体.....	53
6.2.2 スラストカーブ.....	54
6.3 検証結果.....	55
6.3.1 セミサブ型浮体計算結果.....	55
6.3.2 TLP 型浮体計算結果.....	56
6.3.3 スパー型浮体計算結果.....	58
第 7 章 NK-UTWind FAST を用いたネガティブダンピングによる自励振動条件解析.....	60
7.1 検証モデル.....	60
7.1.1 風車モデル.....	60
7.1.1.1 主要目.....	60
7.1.1.2 運動特性.....	61
7.1.2 浮体モデル.....	65
7.2 RAO 比較による浮体モデルの検証.....	66
7.2.1 セミサブ型モデル.....	66
7.2.1.1 比較結果.....	66
7.2.1.2 考察.....	70
7.2.2 スパー型モデル.....	70
7.2.2.1 比較結果.....	70
7.2.2.2 考察.....	72
7.3 発生条件の検証.....	73
7.3.1 計算条件.....	73
7.3.1.1 セミサブ型浮体計算結果.....	74
7.3.1.2 TLP 浮体計算結果.....	76
7.3.1.3 Spar 型浮体計算結果.....	79
第 8 章 簡易モデルと NK-UTWind FAST 計算結果の比較による簡易モデル精度の確認..	82
8.1 ネガティブダンピングによる自励振動の発生の有無の比較.....	82
8.1.1 セミサブモデルについて.....	82
8.1.2 TLP モデルについて.....	83
8.1.3 スパーモデルについて.....	83
8.1.4 考察.....	84
8.1.4.1 風速に関する自励振動発生条件の考察.....	84
8.1.4.2 振幅に関する比較.....	87

8.2	ネガティブダンピングによる自励振動の支配的な周期に関する比較.....	88
8.3	結論.....	91
第9章	簡易モデルを用いたパラメータスタディーによる自励振動励起条件検討.....	92
9.1	検討条件.....	92
9.1.1	初期条件.....	92
9.1.2	計算条件.....	93
9.2	計算結果.....	93
第10章	結論.....	102
10.1	研究成果.....	102
10.2	今後の課題.....	103
	引用文献.....	104
	謝辞.....	106

図表一覧

Figure 1.1 Japan's primary energy supply structure [4]	10
Figure 1.2 Changes in the cumulative installed wind power generation in the world [6]... 11	
Figure 1.3 Changes in the cumulative installed wind power generation in the Japan [8]... 11	
Figure 1.4 Type of grounding type offshore wind turbine [9]	12
Figure 1.5 Type of floating offshore wind turbine	13
Figure 1.6 Fukushima Floating Offshore Wind Farm Demonstration Project [10].....	14
Figure 3.1 Mechanism of self-excited vibration by negative dumping	20
Figure 3.2 Power output as function of relative wind velocity	25
Figure 3.3 Rotor torque as function of relative wind velocity	26
Figure 3.4 Rotor thrust force as function of relative wind velocity	26
Figure 3.5 Blade pitch controller (Gain scheduled PI controller) [23]	28
Figure 4.1 Conceptual design of coupled response between floating-wind turbine in NK- UTWind FAST [26].....	30
Figure 4.2 Calculation flowchart of NK-UTWind FASTエラー! ブックマークが定義されて いません。	
Figure 4.3 Calculation flowchart of floater and mooring partsエラー! ブックマークが定義 されていません。	
Figure 5.1 TLP model floater	31
Figure 5.2 Photo of tank experiment	32
Table 5.1 TLP floater model specifications.....	32
Table 5.2 Natural periods of TLP floater model.....	32
Figure 5.3 The Periodic Current Basin Image.....	33
Figure 5.4 x-y coordinate system	35
Table 5.3 Properties of NK-UTWind FAST model.....	35
Table 5.4 Natural periods of NK-UTWind FAST model.....	36
Figure 5.5 Comparison of Surge RAO (No wind condition, Wave height = 2m)	38
Figure 5.6 Comparison of Heave RAO (No wind condition, Wave height = 2m)	38
Figure 5.7 Comparison of Pitch RAO (No wind condition, Wave height = 2m)	39
Figure 5.8 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1(No wind condition, Wave height = 2m)	39
Figure 5.9 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (No wind condition, Wave height = 2m)	40
Figure 5.10 Comparison of Surge RAO (No wind condition, Wave height = 5m)	40
Figure 5.11 Comparison of Heave RAO (No wind condition, Wave height = 5m)	41

Figure 5.12 Comparison of Pitch RAO (No wind condition, Wave height = 5m)	41
Figure 5.13 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (No wind condition, Wave height = 5m)	42
Figure 5.14 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (No wind condition, Wave height = 5m)	42
Figure 5.15 Comparison of Surge RAO (Rated Wind Condition)	43
Figure 5.16 Comparison of Heave RAO (Rated Wind Condition)	43
Figure 5.17 Comparison of Pitch RAO (Rated Wind Condition)	44
Figure 5.18 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (Rated Wind Condition).....	44
Figure 5.19 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (Rated Wind Condition)	45
Figure 5.20 Comparison of Surge RAO (Cut-out Wind Condition).....	45
Figure 5.21 Comparison of Heave RAO (Cut-out Wind Condition).....	46
Figure 5.22 Comparison of Pitch RAO (Cut-out Wind Condition).....	46
Figure 5.23 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (Cut-out Wind Condition).....	47
Figure 5.24 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (Cut-out Wind Condition)	47
Figure 5.25 Comparison of Surge RAO (Storm Condition).....	48
Figure 5.26 Comparison of Heave RAO (Storm Condition).....	48
Figure 5.27 Comparison of Pitch RAO (Storm Condition).....	49
Figure 5.28 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (Storm Condition).....	49
Figure 5.29 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (Storm Condition)	50
Table 6.1 Properties of floater models.....	53
Figure 6.1 Image of floater model [31]	54
Figure 6.2 Rate of change of thrust force	54
Table 6.2 Result of Eigenvalue analysis (Semi-sub model).....	55
Figure 6.3 Real part of Eigen Value ($\lambda_{1,2}$, Semi-sub model).....	56
Table 6.3 Result of Eigenvalue analysis (TLP model)	57
Figure 6.4 Real part of Eigen Value ($\lambda_{1,2}$, TLP model).....	57
Figure 6.5 Real part of Eigen Value ($\lambda_{1,2}$, Spar model)	59
Table 7.1 Properties of NREL 5-MW baseline wind turbine	60
Figure 7.1 Electrical output of the generator.....	61
Figure 7.2 Electrical torque of the generator.....	62
Figure 7.3 Rotor thrust force	62
Figure 7.4 Rotational speed of the generator	63
Figure 7.5 Rotational speed of the rotor	63
Figure 7.6 Pitch angle of blade.....	64

Table 7.2 Properties of platform and mooring.....	65
Table 7.3 Experimental Condition In Waves	66
Figure 7.7 Comparison of Surge RAO (Semi-sub model)	67
Figure 7.8 Comparison of Sway RAO (Semi-sub model).....	67
Figure 7.9 Comparison of Heave RAO (Semi-sub model)	68
Figure 7.10 Comparison of Roll RAO (Semi-sub model).....	68
Figure 7.11 Comparison of Pitch RAO (Semi-sub model)	69
Figure 7.12 Comparison of Yaw RAO (Semi-sub model)	69
Figure 7.13 Comparison of Surge RAO (Spar model)	71
Figure 7.14 Comparison of Heave RAO (Spar model).....	71
Figure 7.15 Comparison of Pitch RAO (Spar model).....	72
Table 7.4 Calculate condition of verification	73
Table 7.5 Set up conditions of fixed pitch angle	74
Table 7.6 Calculation result of Amplitude (Semi-sub model).....	75
Table 7.7 Calculation result of Offset (Semi-sub model).....	75
Figure 7.16 FFT result of Surge and Pitch displacement (Wind velocity = 12m/s, semi-sub model)	76
Table 7.8 Calculation result of Amplitude (TLP model).....	77
Table 7.9 Calculation result of Offset (TLP model).....	77
Figure 7.17 FFT result of Surge and Pitch displacement (Wind velocity = 12m/s, TLP model)	78
Table 7.10 Calculation result of Amplitude (Spar model).....	79
Table 7.11 Calculation result of Offset (Spar model).....	80
Figure 7.18 FFT result of Surge and Pitch displacement (Wind velocity = 12m/s, Spar model)	81
Figure 8.1 Comparison of Self-Excited Vibration Generation Areas (Semi-sub model)	82
Figure 8.2 Comparison of Self-Excited Vibration Generation Areas (TLP model)	83
Figure 8.3 Comparison of Self-Excited Vibration Generation Areas (Spar model).....	84
Figure 8.4 Relative wind velocity at nacelle part (Wind velocity = 11.50 m/s, Semi-sub model)	85
Figure 8.5 Blade pitch angle (Wind velocity = 11.50 m/s, Semi-sub model)	85
Figure 8.6 Relative wind velocity at nacelle part (Wind velocity = 14.00, 15.00m/s, Semi- sub model).....	86
Figure 8.7 Rotor rotational speed (Wind velocity = 11.60 m/s, Spar model).....	87
Figure 8.8 FFT result of Surge displacement (Semi-sub model)	88
Figure 8.9 FFT result of Pitch displacement (Semi-sub model)	89

Figure 8.10 FFT result of Surge displacement (TLP model).....	89
Figure 8.11 FFT result of Pitch displacement (TLP model).....	89
Figure 8.12 FFT result of Surge displacement (Spar model)	90
Figure 8.13 FFT result of Pitch displacement (Spar model)	90
Table 9.1 Initial parameter of floater model.....	92
Figure 9.1 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.01)	94
Figure 9.2 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.02)	95
Figure 9.3 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.03)	95
Figure 9.4 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.04)	96
Figure 9.5 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.05)	96
Figure 9.6 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.01)	97
Figure 9.7 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.02)	97
Figure 9.8 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.03)	98
Figure 9.9 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.04)	98
Figure 9.10 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.05)	99
Figure 9.11 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.01)	99
Figure 9.12 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.02).....	100
Figure 9.13 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.03).....	100
Figure 9.14 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.04).....	101
Figure 9.15 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.05).....	101

第1章 序論

1.1 はじめに

1.1.1 地球温暖化とエネルギー問題

産業革命以降、世界経済は大きく発展を遂げたが化石燃料を主としたエネルギー消費は増大した。国際エネルギー機関(IEA)によると、世界の一次エネルギー需要は主に新興国での需要増加に伴い2010年に比べて2035年には約1.35倍増加し、そのうち約76%は依然として化石燃料であるとみられている。その結果、世界の二酸化炭素排出量は2035年に2010年比で約1.2倍の360億トンに増加すると考えられている [1]。2007年の気候変動に関する政府間パネル(IPCC)の第4次評価報告書によると、人為起源の二酸化炭素の増加が温暖化の原因であることはほぼ断定できるとしており、世界平均の地上気温は2100年までに世界平均の地上気温は1.1~6.4°C上昇し、海面は18~59cm上昇すると予測される。その結果、国によっては国土全体が海に沈んでしまう、洪水などの災害が発生しやすくなる、生態系に悪影響をもたらすなどの可能性があることが指摘されている [2]。

排出される二酸化炭素に関しては、回収して地中や海水中に隔離するなどの研究開発が進められているが、エネルギー創出の観点やエネルギー資源に乏しい日本にとって、技術で獲得できる事実上の国産エネルギーとして、二酸化炭素排出量が少ない原子力発電への依存量の増加が顕著であった。数年前までは、2030年以降も原子力発電が総発電電力量の30~40%という現在の水準、またはそれ以上を担うという目標が立てられていた。

しかし、2011年3月11日に発生した東日本大震災による大津波でダメージを受けた東京電力福島第1原子力発電所の事故は日本だけにとどまらず世界中のエネルギー戦略に再考を求めることになった。平成22年度エネルギーに関する年次報告(エネルギー白書2011) [3]によると、「東日本大震災、東京電力福島原子力発電所事故により、原子力の安全性について、国民の信頼が大きく損なわれた。また、電力・石油・ガスといったエネルギーの供給に混乱が生じ、我が国のエネルギーシステムが抱える脆弱性が明らかになった。これまでのエネルギー政策を反省し、聖域なく見直す。エネルギー基本計画もゼロベースで見直す必要。原子力発電については、中長期的に依存度を可能な限り引き下げていくという方向性を指すとともに、省エネルギーの徹底的な推進、再生可能エネルギーの開発・普及の強力な推進が重要」と記されている。Figure 1.1は日本の一次エネルギー国内供給構成を示しており、2011年以降は原子力発電の割合が減少し、新エネルギーの割合がわずかに増加していることが分かる [4]。また、2030年度には一次エネルギー供給に占める再生可能エネルギーの割合を22~24%程度にすることが目標として掲げられている [4]。主な再生可能エネルギーとしては、風力発電、太陽光発電、地熱発電、水力発電、潮力発電、バイオマス利用、空気熱や地中熱

利用、太陽熱利用等を挙げており、現在これらの普及や大規模な事業化が急務となっている。

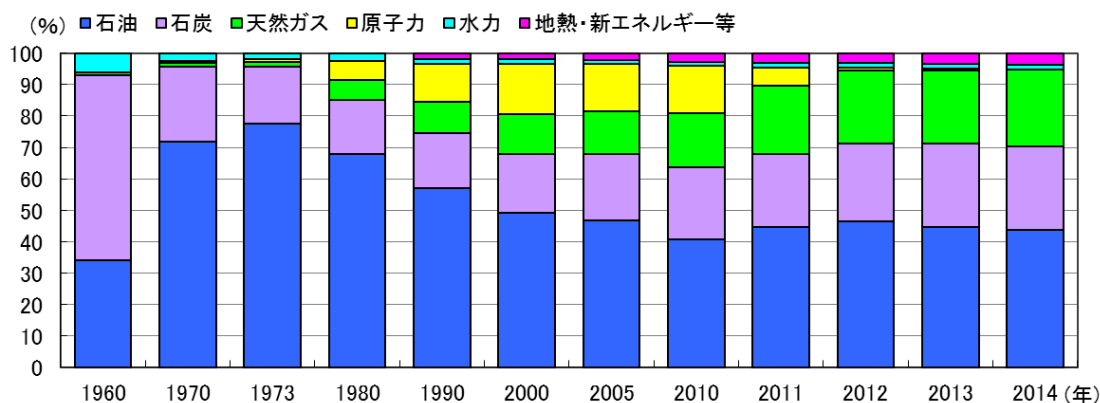


Figure 1.1 Japan's primary energy supply structure [4]

1.1.2 風力発電の最近の動向

前節で挙げられた再生可能エネルギーの内でも、全世界的に期待が大きいのが風力発電であり、IEA から出されている“World Energy Outlook 2009”では、2030 年までの世界全体の各再生可能エネルギーの導入実績について、世界全体では風力発電の導入量は水力以外の再生可能エネルギーの中で常にトップの位置にあり、2020 年以降は原子力をも上回ると予測されている。世界風力会議(Global Wind Energy Council: GWEC)の 2016 年発行の GLOBAL WIND REPORT 2015-ANNUAL MARKET UPDATE によると、2015 年の世界の風力発電の設備容量は、Figure 1.2 に示すように 2014 年の 369,705MW から 432,883MW に増加した。増加割合は、2014 年比で 17.1% (63,178MW) となっており、毎年前年比 10~30% 以上の伸び率となっており、順調に増加している [5] [6]。

我が国においても、風力発電は太陽光発電と並び最も重要な再生可能エネルギーの一つとして位置付けられている。日本における風力発電は、風車本体の基礎的研究開発に始まり、発電コストの低減を大きな目的として主に「大型化」「高性能化・高耐久化」に係る技術開発が進められてきた。2001 年時点での発電コストは 10~24 円/kWh 前後と報告されており [7]、既存の発電方式に比べると若干高いものの、再生可能エネルギーの中では価格競争力が高くなっている。Figure 1.3 は日本の風力発電の累積導入量と単年導入量の推移となっており、2015 年度末の累積導入量が 300 万 Kw を超える水準に達した [8]。しかし、日本では陸上での風力発電拡大には限界があると考えられている。日本の陸地面積は狭く大規模ファーム建設に適している土地が少ない。また風力発電時に発生する低周波の問題もあり、付近に人が住んでいる地域への導入は難しいという事情もある。洋上風力発電はそのような日本の国土事情にあった風力発電の導入の仕方になる。洋上であれば付近に人も住んでおらず、島国で

ある日本の特徴を存分に生かすことができる。次節では、洋上風力発電の概要と本研究で注目する浮体式洋上風力発電について述べる。

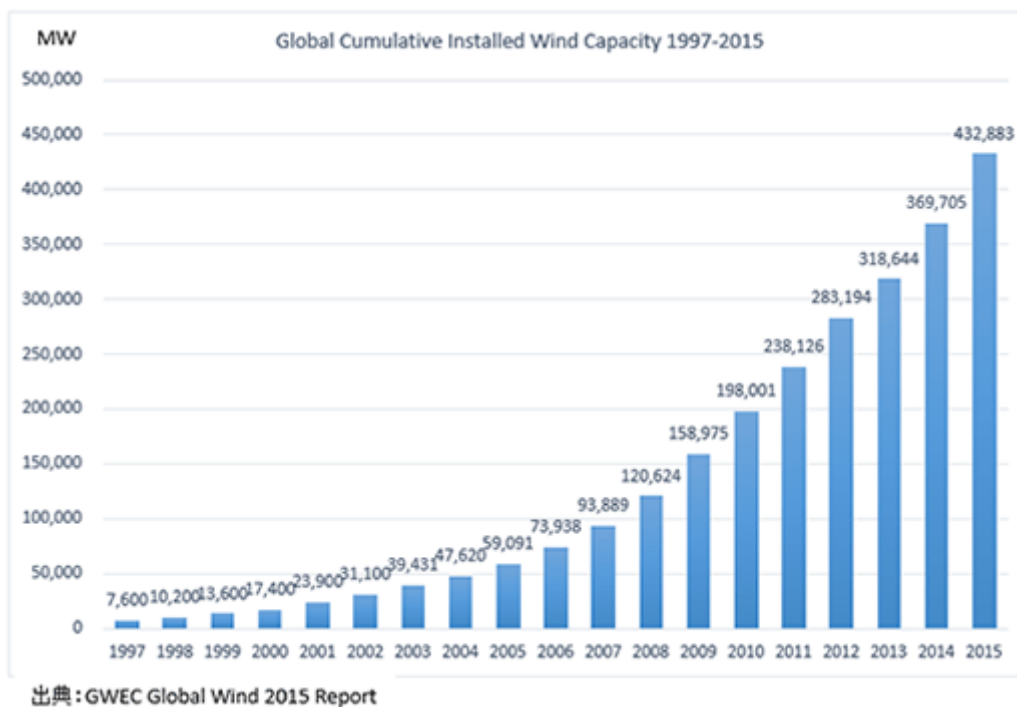


Figure 1.2 Changes in the cumulative installed wind power generation in the world [6]



Figure 1.3 Changes in the cumulative installed wind power generation in the Japan [8]

1.2 洋上風力発電技術

1.2.1 浮体式洋上風力発電の種類

洋上風力発電はその設置場所・用途などにより基礎部分の形が変わり、大きく分けて (1) 着底式と (2) 浮体式の二つに分類することが出来る。

(1) 着底式について

着底式とはその名の通り、直接基礎部分を海底上に構築するものである。着底式は Figure 1.4 のように、モノパイル式、重力式、ジャケット式などに更に分類されることとなる。

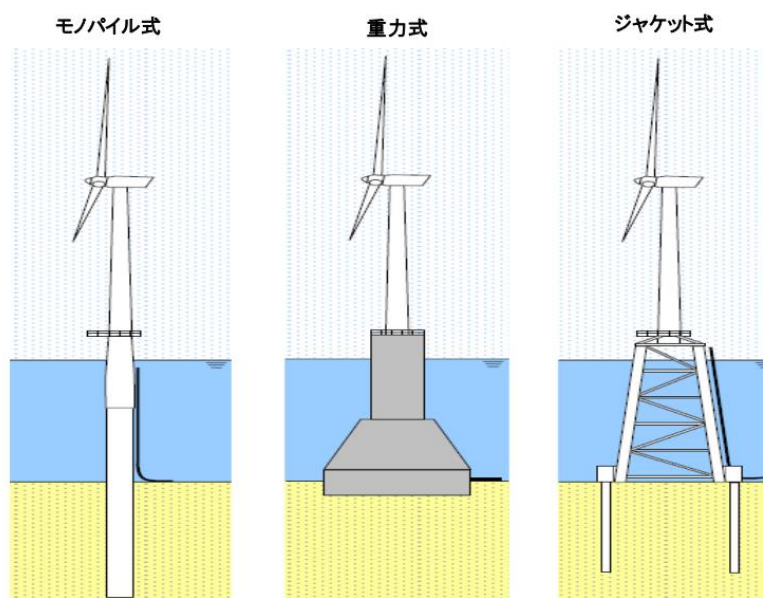


Figure 1.4 Type of grounding type offshore wind turbine [9]

(2) 浮体式について

浮体式洋上風車には大きく3つのタイプがある。スパー型、セミサブ型、TLP (Tension Leg Platform) 型と呼ばれ、浮体や係留の形状によって分けられる。浮体式洋上風車の浮体部に用いられる技術は石油や天然ガスの掘削施設で用いられてきた技術が主になっている。また TLP を除く2タイプに用いられる係留には主に緩係留であるカタナリー係留や、TLP よりはある程度低い張力で係留するトート係留などがある。係留を使い分けることで水深 200m 程度の海域でも風車を設置することができる。

Figure 1.5 に3タイプの代表的なモデルを示す。

スパー型は水線面積が小さく漂流力が小さく、形状が単純な円筒であることが多く使用部材が少なくコスト的な優位もある。水線面の断面2次モーメントは小さいが、喫水を深くとり下部に

バラストを搭載することで、安定性を保つが、他の2タイプに比べてピッチングしやすく、浮体の動揺減衰効果が低いという難点もある。

セミサブ型は水線面の断面2次モーメントを大きくとっているタイプになる。浮力による復元力によって傾斜を抑えており、スパー型と比べると喫水を深くとる必要がないためメンテナンスや、用いることができる海域の広さで優位性があるしかし構造が複雑となるため建造コストは比較的高価である。

TLP型はバラストを搭載せずに余剰浮力をテンドンと呼ばれる鋼管などの係留索で係留するタイプである。鉛直軸方向の動揺を固定しているため Heave 方向や Pitch 方向には動揺せず大きな動揺は Surge 方向のみになるため、基本的には他のタイプと比べると応答特性は格段に高い。しかし設置費用が他の2タイプと比べると高くなってしまいうという難点があり、他の2タイプに比べると実用化への向けた動きは緩やかである。ヨーロッパでは既にフルスケールでの実海域の実証試験が行われているが、近年になってようやく我が国でも国家プロジェクトとして実証試験が複数開始された。

中でも大規模なものとして、経済産業省が主体のプロジェクトとして福島県沖で Fig.1.6 に示すようなセミサブ型風車2種類(2MW, 7MW)とスパー型1種類(5MW)、そして浮体式サブステーションからなる世界初の浮体式洋上ウインドファーム実証研究事業がある。セミサブ型2種類についてはすでに稼働しており、スパー型についても2016年11月の時点では実証海域に設置され、送電ケーブルの敷設が終了し、現在試運転中である [10]。

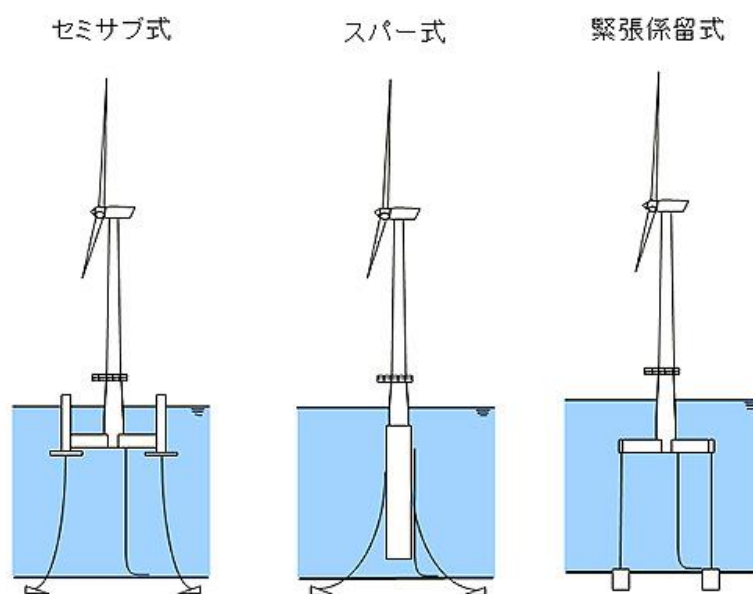


Figure 1.5 Type of floating offshore wind turbine



Figure 1.6 Fukushima Floating Offshore Wind Farm Demonstration Project [10]

1.2.2 浮体式洋上風力発電の長所・短所

洋上風車の長所及び短所を挙げると以下ようになる。

<洋上風車の長所>

- 風況が良く、風の乱れが小さい
洋上の風は陸上と比較してより強く連続して、またより小さい乱流強度及びせん断力で吹く傾向がある。このため陸上設置風車に比べ発電の変動そしてロスが小さく、風車の疲労も小さいと考えられる。設備利用率を高く保つ事で発電単価の低減につなげる事が可能である。
- 大型風車の運搬・敷設が可能
陸上設置においては、近年の風車の大型化を受けその運搬が問題となっている。洋上設置の場合、沿岸近辺で洋上風力発電に必要な資材が製造されるならば、船舶を利用して運搬できるため運搬上の制約を受けない。
- 景観・騒音への影響が小さい
海岸から十分な距離を置いて洋上に風力タービンを設置すれば、陸上風車で問題となっている視覚及び騒音公害(低周波問題)を避けることができる。

<洋上風車の短所>

- 設備コストが高価
洋上風力タービンはより多額の設備投資を必要とする。この要因はタービンを洋上使用に適したものにするためのコスト、基礎支持構造物の複雑さが増すこと、洋上風力特有の支持構造物が必要なこと、設置費用、廃棄に関連する費用である。
- メンテナンスの難化

洋上設置は陸上設置と比較するとアクセス可能性が小さく、運用と保守のコスト、機械のダウンタイム(故障, メンテナンス等の設備停止)が増大する。

- 初期設計の難化

洋上風力タービンは風からの負荷を受けるだけでなく、波や海流による水力学的負荷などにも耐えるものでなければならない。この結果設計の複雑度が増す。

このような問題への対策として、現在「洋上風力発電システム」が世界各国で注目されている。2005年に新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の示した今後20年の我が国の風力発電ロードマップによると、我が国の陸上風車の基数は2020年前後で頭打ちとなり、それ以降は洋上風力発電の導入が増加するとされている。

洋上風力発電は、前述の通り着底式と浮体式に分類される。着底式は直接基礎を海底に固定する方式で、すでに実用段階に達しており、波や風による動揺が少ない、建造しやすい等の利点があるが、浅い海域でないと建造コストがかかってしまうという欠点がある。一方、浮体式は施設自体を海に浮かべ、それを係留索でその場にとどめるといった方式で、水深の深い所でも設置可能である利点があるが、波や風により動揺が着底式に比べ大きくなる等の欠点がある。

ヨーロッパでは、遠浅な海底の広がる所が多く存在し、すでに実用化に至っている洋上風力発電ファームは着底式である。しかし日本近海では、比較的急峻な海底地形であるので欧州のように着底式は不向きで、浮体式の方が海底地形に適している。そのため、今後浮体式洋上風車の研究・開発が非常に重要な意味合いを持つと考えられる。

1.3 風車-浮体-係留連成応答解析

浮体式洋上風車は風車自体が波や風の影響を受け動揺する。それは浮体部が波浪外力を受けるものによる動揺と、風車部が風を受けブレードが回転することによっておこる動揺である。さらに風車部は定格風速以上の風が流入する場合、出力を一定に保つために風車ブレードのピッチ角を調節することによってエネルギーを逃がすブレードピッチ制御が行われ、それによって風車が生み出す非定常な力による動揺がある。

実際に海域で運用する場合は、波と風を同時に受けるため浮体部起因の動揺と風車部起因の動揺が互いに影響しあう連成挙動が起きるため、複雑な動きをすることが知られており、浮体式風車の開発段階で運動性能を予測する必要がある。この主流な方法として、シミュレーションとスケールモデルを用いた水槽実験がある。水槽実験はスケール化した実物を実際に運動させ計測できるため計算では予測しにくいような挙動の再現などに盛んに活用されてきた。しかし実験では浮体式洋上風車の模型実験にはある程度大規模な水槽を必要とすること、モデル自体の仕様を変更するのに労力がかかること、ノイズや誤差が発生してしまうことな

どから、モデルを作成した後からでも変更可能であり、実機スケールの計算が可能であるコンピュータを用いたシミュレーションを性能評価や設計の段階で用いることが必須である。

しかし既存研究の中で用いられていた浮体式洋上風車の解析プログラムは、風車浮体連成挙動の定量的解析をするのに十分なものではなかった。従来の海洋構造物解析では吉田ら [11] が開発した VODAC に代表されるように海洋構造物を梁要素で弾性応答解析するプログラムであり、浮体式風車の計算をする際には風車部で発生するスラスト力を運動量理論で計算した風車流入風速のみに依存する関数で表すことになるため、風車回転の影響を考慮することができなかった。

米国立再生可能エネルギー研究所(NREL) [12] が開発した FAST は風車の動揺とタワーの弾性応答を解析するプログラムである。FAST は風車の認証機関であるドイツロイド船級協会から風車荷重解析ツールとしての認証を得ている。しかし浮体式風車の運動応答を解析するには MIT が開発した WAMIT の計算結果を組み込んで行っている。WAMIT は風車の回転慣性や空力の非定常変化が浮体部で発生する波荷重に与える影響を考慮することができなかった。

そのような事情から浮体式風車の風車浮体連成挙動の解析のために、風車部と浮体部を各々時間領域で解き、時刻歴に連成させるプログラムの解析が求められていた。また風車浮体部共に弾性応答解析をすることによって、着底式に比べ力学的に不安定になりやすい浮体式風車の強度評価をすることも求められていた。

本研究室及びにおいて開発された UTWind [13] は上記の要件を満たすものである。

UTWind は風車ローター及び浮体を全て梁要素で構成される弾性体として取り扱っている。浮体部分にかかる波力及び抗力を楕円柱に拡張したモリソン式を用いて、要素軸方向に作用する流体力をフルードクリロフ力にディフラクション力を簡便に評価して考慮している。風車ローターについては回転座標系で記述し、翼素運動量理論による空力評価に加え、遠心力、コリオリ力などを考慮している。その二つの部分の運動方程式を弱連成させて、時間領域で解析をおこなう。これにより定格風速以上で風車回転を一定に保つブレードピッチ制御などの影響も再現できるため、ネガティブダンピングによる自励振動代表される風車と浮体が相互に及ぼすことにより発生する連成挙動についても検証することができる。

本研究では主に数値計算に NK-UTWind FAST を使用した。NK-UTWind FAST とは先に説明した本研究室で開発した UTWind の浮体部と、NREL が開発した風車を弾性応答解析するプログラム FAST の風車部を連成させたものである。

本研究において「ブレードピッチコントロール」「ブレードピッチ角」「ブレードピッチ制御」と呼ぶ場合は全て風車ブレードのピッチ角に関するものであり、単純に「ピッチ方向」「ピッチ角」と呼ぶ場合は浮体のピッチ運動に関するものである。

第2章 研究目的と意義

2.1 先行研究

浮体式洋上風車は風と波を同時に受けるため、風車と浮体が互いに影響し合い、連成挙動が生じる。その代表的なものとしてネガティブダンピングによる自励振動の発生が挙げられる。浮体式洋上風車において、定格風速以上の風が風車ローターに流入する場合に、発電量を一定に保つためにブレードのピッチ角が調整・制御される。その結果、風車全体の減衰が負になることがあり、それをネガティブダンピングによる自励振動と呼ぶ。先行研究 [13]により、ネガティブダンピングが原因となって、浮体の固有周期運動が励起されることが分かっている。すなわち、ネガティブダンピングによる自励振動が発生し運動が励起されることで、通常の波起因の振動に加えて振幅が大きくなるため、係留部や風車タワーなどに過大な力を与えてしまい、疲労寿命を低下させてしまう。さらに動揺によって流入風速が大きく変わるため発電量も低下させてしまう、といった問題がある。そのメカニズムについては次章で詳説する。本章では、これまでの先行研究を紹介し本研究の目的や意義について述べる。

Harnerらは、陸上風車において、突風の結果スラスト力が増加し、ネガティブダンピングが原因となって、タワー部が不安定動揺を引き起こすことを報告している [14]。

Larsenらは、スパー型浮体において、タワー部動揺とブレードの Pitch 制御によって予期していない動揺が発生することについて説明し、タワーの応答振動よりもブレードのピッチ角制御の方が早すぎるのがその原因であるとした。そして、ブレードのピッチ角制御をタワー応答よりも遅く行うことで、スラスト力減少を防ぎ、系全体の減衰を負にさせなくするような制御アルゴリズム(ピッチ角の PI 制御)について紹介した [15]。

日本の企業としては三菱重工が、スパー型浮体において、ブレードのピッチ角制御が原因のネガティブダンピングによる不安定動揺を実験で確認し、独自のピッチ角制御方法を開発し、その効果を実験で検証した [16]。

藤岡はネガティブダンピングによる自励振動の発生条件の定式化を行い、発電効率や係留策にどのような影響を与えるか定量的な評価を行った。ネガティブダンピングによる不安定動揺抑制手法として、浮体の Pitch 変位を検出し、動揺を抑え、系を安定させるような強制加振力を加え、その効果を確認した [13]。

柴田は、あるセミサブ型浮体において、可動バラストを用いたネガティブダンピング抑制装置についての基礎研究を行った。アクティブ縦移動モデルとパッシブ横移動モデルという二つのコンセプトモデルの提案を行い、それぞれに対して UTWind をカスタマイズした時刻歴動的性能評価プログラムを開発して計算を行い、パッシブ横移動モデルの有効性を示した [17]。

佐伯は UTWind のブレードピッチ角制御に PID 制御を導入し、より実機に近い状況で Heave プレートとネガティブダンピングによる自励振動に関係を明らかにした。また、アンチローリング

タンクを使用し、水バラストのもつ減衰を利用して系全体の減衰を増加させる方法についてその効果を確認した [18].

Denisらは、ある TLP 型浮体風車においてネガティブダンピングが起こり、Surge 運動が励起されることが数値計算で示した [19].

水上らは、ある TLP 型浮体で Surge 運動に着目し、風速変化に伴うスラスト勾配よりも、実験によって得られた浮体モデルの減衰係数が大きいことを示した [20].

2.2 研究目的

前節のネガティブダンピングに自励振動に関する先行研究をまとめると、これまでは、主にスパー型浮体における Pitch 方向の不安定動揺について注目されており、ブレードピッチ制御が原因のネガティブダンピングを抑制するためのブレードピッチ角制御の調整手法が研究されてきた。また、TLP 型浮体におけるネガティブダンピングに関する研究は少なく、Surge 方向などの Pitch 方向以外のネガティブダンピングを原因とした運動励起に関する研究も少ない。さらに、ネガティブダンピングによる自励振動抑制に関する研究では、ある浮体についてネガティブダンピングの影響があるのかどうか検討されてきたが、どのような浮体の設計条件でネガティブダンピングが起こるのかは明らかではない。

本研究では、どのような浮体形状でどの運動モードにネガティブダンピングによる自励振動が発生し、全体の系の安定性・不安定性に影響を与えるのか、その条件を明らかにすることを目的とする。

具体的には、浮体モデルに関わるパラメーターを用いて、系の安定性・不安定性を判別する簡易モデルを作成した。典型的なセミサブ型・TLP 型・スパー型に対して簡易モデル及び NK-UTWind FAST を用いて、ネガティブダンピングによる自励振動励起条件を明らかにした。次にこれらの計算結果を比較することで、簡易モデルの有用性を確認した。その後、簡易モデルを用いて浮体モデルの減衰変化させ計算を行うことで、運動励起条件と減衰係数との関係性を明らかにする。

2.3 研究意義

今後再生可能エネルギーの中心となりうる浮体式洋上風力発電商用化に向け、コスト削減は急務である。コスト削減に向け、浮体部の小型化は考えられる案であるが、それに伴い浮体の減衰の低下も考慮しなければならない。浮体の減衰の低下はネガティブダンピングによる自励振動励起を引き起こす可能性があり、この現象のメカニズムを解明することは必要不可欠であると考えられる。またメカニズムが明らかになることで、安全性の検証のみならず、浮体設計の幅が広がり新たな浮体形式の設計・開発に寄与することが出来るようになる。

第3章 ネガティブダンピングによる自励振動について

本章ではネガティブダンピングによる自励振動について詳説する。

ネガティブダンピングによる自励振動の発生するメカニズムを浮体式洋上風車の特性および運動方程式より定式化し、どのような条件でネガティブダンピングによる自励振動が発生するかを導出する。ブレードピッチ制御について概要を説明し、また”Baseline Controller”と呼ばれる本研究で用いた制御法について解説する。

3.1 ネガティブダンピングによる自励振動の発生メカニズム

3.1.1 概要

ブレードピッチ制御によるネガティブダンピングは浮体式洋上風車特有の現象である。ここでは定格風速以上カットアウト風速以下、つまりブレードピッチ制御を行っている状況について考える。

陸上風車や着底式洋上風車は、ローターに流入する外部風速によってスラスト力は一意に決まる。しかし、浮体式洋上風車においては、浮体の Pitch 方向や Surge 方向の運動によって、ローターに流入する相対風速は時々刻々変化する。

例えば、Figure 3.1 に示すように浮体が動揺することで前傾斜方向に Pitch 運動すると、ローターに流入する相対風速は風車が固定されている場合に比べて増加する。ここで風車は出力を一定に保つためべく、ブレードピッチ制御を行うため、ローターによって発生するスラスト力は減少する。つまり Pitch 方向の復原効果が弱くなる。逆に浮体動揺により後傾斜方向に Pitch 運動すると、風車ローターに流入する相対風速は風車が固定されている場合に比べて減少する。この時もブレードピッチ制御を行い、それにより発生するスラスト力は増大する。この場合も Pitch 運動を増大させる方向に力が掛かっている。

両者の繰り返しによって Pitch 運動が強くなる現象が生じる。減衰効果が減っているため、運動系の減衰が負になっていると考えられるためネガティブダンピングと称される。

運動量理論 [21]によると、風車回転面積を A 、風速の低減割合(誘導係数)を a 、流入風速を V_{WIND} 、空気密度を ρ とすると、風車を取り出すエネルギー P は式(3.1)のように表される。

$$P = 4a(1 - a)^2 \times \frac{1}{2} \rho V_{WIND}^3 A \quad (3.1)$$

ローターで生み出されるスラスト力 T は式(3.2)のように計算される。

$$T = 4a(1 - a) \times \frac{1}{2} \rho V_{WIND}^2 A \quad (3.2)$$

定格風速までは風車ローターで生み出すスラスト力は増加し続けるのであるが、定格風速をすぎると風のエネルギーを逃がすようにブレードピッチ制御が行われるためスラスト力は低下する。また定格風速直後がスラスト力の低下率が最も大きい。

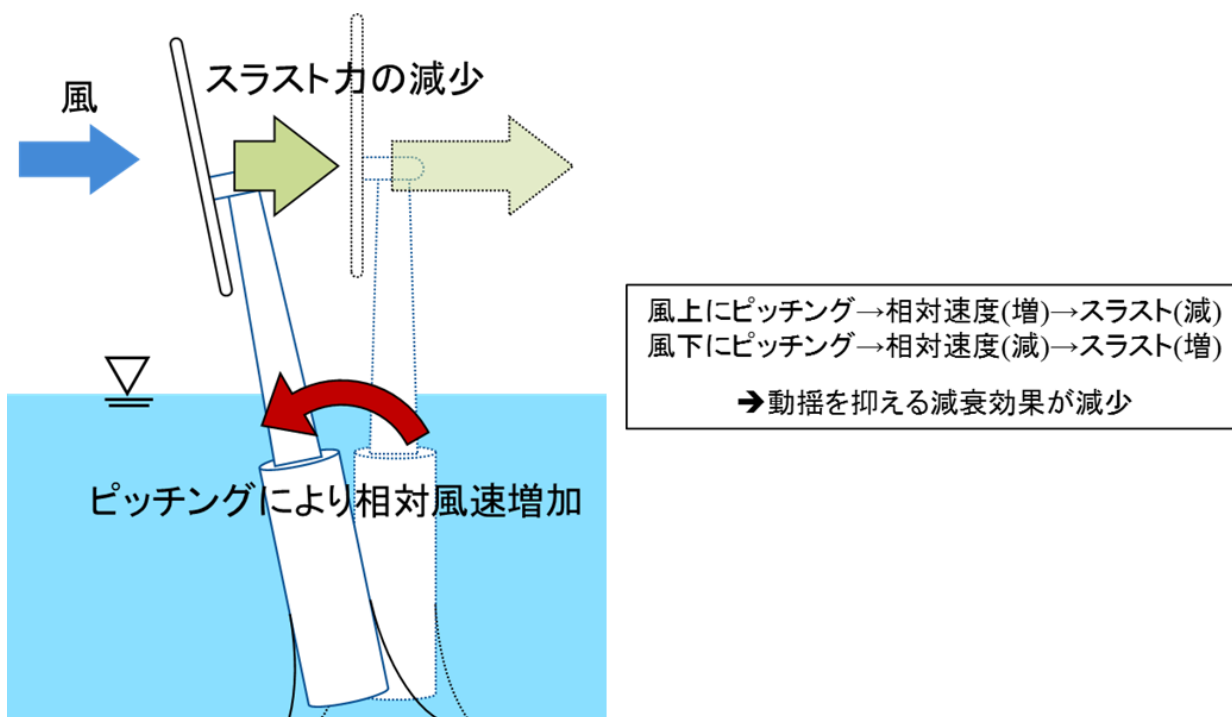


Figure 3.1 Mechanism of self-excited vibration by negative damping.

3.1.2 簡易モデルに向けた定式化

藤岡 [13]は簡易化のためピッチ角変位のみ注目し, Surge 方向と Heave 方向変位は考慮しないと仮定し1自由度での定式化を行った.本研究では1自由度から拡張し2自由度 (Surge,Pitch)の連成応答運動方程式からネガティブダンピングによる自励振動発生に関するメカニズムについての定式化について考える.

まずは, 減衰する条件について考える.

風車が外部風速 V_{WIND} の時の風車ローターで生み出すスラスト力を $F_T(V_{WIND})$, 慣性中心からローター中心までの距離を r の時,Surge 変位 x , Pitch 変位 θ の2自由度減衰系の運動方程式として立式すると式(3.3)のように書くことができる.また波浪による荷重やタワー部にかかる風抗力は無視し,運動方程式の立式は慣性中心周りで行われる.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}\mathbf{x} = \mathbf{F}_{wind}$$

$$\left(\mathbf{M} = \begin{pmatrix} m_{11} & m_{15} \\ m_{51} & I_{55} \end{pmatrix}, \mathbf{C} = \begin{pmatrix} c_{11} & c_{15} \\ c_{51} & c_{55} \end{pmatrix}, \mathbf{K} = \begin{pmatrix} k_{11} & k_{15} \\ k_{51} & k_{55} \end{pmatrix}, \mathbf{x} = \begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix}, \right. \quad (3.3)$$

$$\left. \mathbf{F}_{wind} = \begin{pmatrix} F_T(V_{WIND} - \dot{x} - r\dot{\theta}) \\ F_T(V_{WIND} - \dot{x} - r\dot{\theta})r \end{pmatrix} \right)$$

ここで右辺の風車ローターにおいて発生するスラスト力のテイラー展開の1次項までを取ると式(3.4)のようになる.

$$\mathbf{F}_{wind} = \begin{pmatrix} F_T(V_{WIND} - \dot{x} - r\dot{\theta}) \\ F_T(V_{WIND} - \dot{x} - r\dot{\theta})r \end{pmatrix}$$

$$= \begin{pmatrix} F_T(V_{WIND}) - (\dot{x} + r\dot{\theta}) \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \\ \left(F_T(V_{WIND}) - (\dot{x} + r\dot{\theta}) \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) r \end{pmatrix} \quad (3.4)$$

式(3.4)を式(3.3)に代入し整理すると次のようになる.

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}'\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}\mathbf{x} = \mathbf{F}'_{wind}$$

$$\left(\mathbf{C}' = \begin{pmatrix} c_{11} + \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} & c_{15} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \\ c_{51} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} & c_{55} + r^2 \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \end{pmatrix}, \mathbf{F}'_{wind} = \begin{pmatrix} F_T(V_{WIND}) \\ F_T(V_{WIND})r \end{pmatrix} \right) \quad (3.5)$$

この式(3.5)を1自由度の2階の非同次方程式を解くのと同一ように, 一般解 = 斉次解 + 特殊解として解いていくこととする.

(i) 斉次解

式(3.5)右辺 = 0 として斉次方程式の一般解を求める

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}'\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}\mathbf{x} = \mathbf{0} \quad (3.6)$$

一般解を式(3.7)のように仮定する.

$$\mathbf{x} = \mathbf{u}e^{\lambda t}$$

$$\text{ただし } \mathbf{u}^T = (u, v) \quad (3.7)$$

式(3.7)を式(3.6)に代入すると,

$$(\lambda^2 \mathbf{M} + \lambda \mathbf{C}' + \mathbf{K})\mathbf{u}e^{\lambda t} = \mathbf{0} \quad (3.8)$$

$\mathbf{u} = \mathbf{0}$ の時, 式(3.8)が成り立つのは自明だが, これは物理的には振幅が 0 となりここでは意味をなさない. そこで式(3.8)を満足する解としては特性方程式(式(3.9))を満足する λ の値が必要となる

$$|\lambda^2 \mathbf{M} + \lambda \mathbf{C}' + \mathbf{K}| = \mathbf{0} \quad (3.9)$$

この特性式は λ に関する 4 次式となる.

4 次方程式の解は非常に煩雑となるため, ここでは便宜的に特性方程式の解を $\lambda_{1\sim 4}$ とすると, 一般解は次のようになる.

$$\begin{aligned} \mathbf{x} &= \mathbf{u}_1 e^{\lambda_1 t} + \mathbf{u}_2 e^{\lambda_2 t} + \mathbf{u}_3 e^{\lambda_3 t} + \mathbf{u}_4 e^{\lambda_4 t} \\ \text{ただし } \lambda_{1,2} &= \alpha_1 \pm \beta_1 \quad \lambda_{3,4} = \alpha_3 \pm \beta_3 \end{aligned} \quad (3.10)$$

(ii) 特殊解

式(3.5)を展開すると次のようになる

$$\begin{aligned} m_{11}\ddot{x} + m_{51}\ddot{\theta} + \left(c_{11} + \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \dot{x} + \left(c_{15} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \dot{\theta} + k_{11}x + k_{15}\theta \\ = F_T(V_{WIND}) \\ m_{15}\ddot{x} + I_{55}\ddot{\theta} + \left(c_{51} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \dot{x} + \left(c_{55} + r^2 \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \dot{\theta} + k_{51}x + k_{55}\theta \\ = F_T(V_{WIND})r \end{aligned} \quad (3.11)$$

これを満たすような特殊解を次のように置く.

$$\begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A \cdot \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \\ B \cdot \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \end{pmatrix} \quad (3.12)$$

式(3.12)を式(3.11)に代入すると,

$$\begin{aligned} A \cdot \left\{ m_{11} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{11} + \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt + k_{11} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\} + B \\ \cdot \left(m_{51} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{15} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt \right. \\ \left. + k_{15} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right) = F_T(V_{WIND}) \end{aligned} \quad (3.13)$$

$$\begin{aligned}
& A \cdot \left\{ m_{15} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{51} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt + k_{51} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\} + B \\
& \quad \cdot \left\{ I_{55} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{55} + r^2 \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt \right. \\
& \quad \left. + k_{55} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\} = F_T(V_{WIND}) r
\end{aligned}$$

これを A, B について整理すると式(3.14)のようになる.

$$\begin{aligned}
A &= \frac{d - rb}{ad - bc} F_T(V_{WIND}) \\
B &= \frac{ra - c}{ad - bc} F_T(V_{WIND})
\end{aligned} \tag{3.14}$$

ただし

$$\begin{aligned}
a &= \left\{ m_{11} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{11} + \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt + k_{11} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\} \\
b &= \left\{ m_{51} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{15} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt \right. \\
& \quad \left. + k_{15} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\} \\
c &= \left\{ m_{15} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{51} + r \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt + k_{51} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\} \\
d &= \left\{ I_{55} \cdot F_T(V_{WIND}) + \left(c_{55} + r^2 \frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}} \right) \int F_T(V_{WIND}) dt \right. \\
& \quad \left. + k_{55} \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \right\}
\end{aligned} \tag{3.15}$$

式(3.14), (3.15)を式(3.12)に代入すると次のように特解は次のようになる.

$$\begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{d - rb}{ad - bc} F_T(V_{WIND}) \cdot \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \\ \frac{ra - c}{ad - bc} F_T(V_{WIND}) \cdot \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \end{pmatrix} \tag{3.16}$$

以上式(3.10)および特解式(3.16)より, 2 自由度減衰系の運動方程式の解は次のようになる.

$$\begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix} = \mathbf{u}_1 e^{\lambda_1 t} + \mathbf{u}_2 e^{\lambda_2 t} + \mathbf{u}_3 e^{\lambda_3 t} + \mathbf{u}_4 e^{\lambda_4 t} + \left(\begin{array}{l} \frac{d-rb}{ad-bc} F_T(V_{WIND}) \cdot \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \\ \frac{ra-c}{ad-bc} F_T(V_{WIND}) \cdot \iint (F_T(V_{WIND}) dt) dt \end{array} \right) \quad (3.17)$$

式(3.17)において特殊解の最も簡単なものは定数, 物理的な意味では定常傾斜であり, ネガティブダンピングによる自励振動に影響があるのは一般解による部分である. 具体的には複素数解の実部が正の場合, 振幅は時間と共に増大し, 系は不安定であるという. この場合には何らかの外乱によって系が平衡位置から外れると, 運動が時間と共に発散する. このような振動が自励振動である. また実際にネガティブダンピングによる自励振動を起こした際には, モリソン式の抗力項で表される減衰項が増加していくため, 固有周期運動の振幅は一定の値に収束することが分かっている.

3.2 定格運転中のトルクとスラストの関係

前節ではネガティブダンピングによる自励振動が発生する条件を運動方程式より導いた. 本節では, 自励振動を引き起こす $\frac{\partial F_T(V_{WIND})}{\partial V_{WIND}}$ が負となるケースについて検討する.

風車ローター環状微小要素に作用するスラストおよびトルクは運動量理論 [21]より次のように表される.

$$dT = 4a'(1+a') \frac{1}{2} \rho \Omega^2 r^2 2\pi r dr \quad (3.18)$$

$$dQ = 4a'(1-a') \frac{1}{2} \rho V \Omega r^2 2\pi r dr \quad (3.19)$$

a' は誘導係数, Ω は角速度[rad/s], r はローター中心からの距離[m], V は流入風速[m/s]である. ここでスラストを用いてトルクを表すと式(3.20)のようになる.

$$dQ = \frac{1-a'V}{1+a'\Omega} dT \quad (3.20)$$

$$P = Q\Omega \quad (3.21)$$

定格出力に達すると発電量が一定に保持されるすなわちローター回転数(角速度 Ω)が一定に保持されるように制御される. 発電量は P はトルク Q と角速度 Ω の積であることから制御時はト

ルクもまた一定値である. 式(3.20)より定格運転時はトルクおよび角速度が一定であることを考慮すると風速の増加に伴いスラストは減少していくことがわかる

ここで 5MW 機風車ローターのパワー曲線, トルク曲線, スラスト曲線の例を Fig.3.2~Fig.3.4 に示す. 図からもわかるように定格風速以下の風域において発電量は増大し定格風速で定格発電量に到達する. そしてブレードピッチ角制御を行う風域において発電量は 5MW で一定に保たれている.

トルクのピークは定格風速に到達した時点で現れ, 定格風速以上のブレードピッチ角制御を行う風域では一定に保たれている. 式(3.21)で述べたことが Fig3.3 から分かる.

ローターに作用する軸方向荷重は定格風速でピーク値を取り定格風速以上のブレードピッチ角制御を行う風域においては減少していくことが Fig3.4 よりわかる. これはブレードピッチ角制御によってブレードが風を受け流すように制御を行なっているためである. このことから変動風下では風車に作用する軸方向荷重は風速の変動に伴って常に変動することがわかる

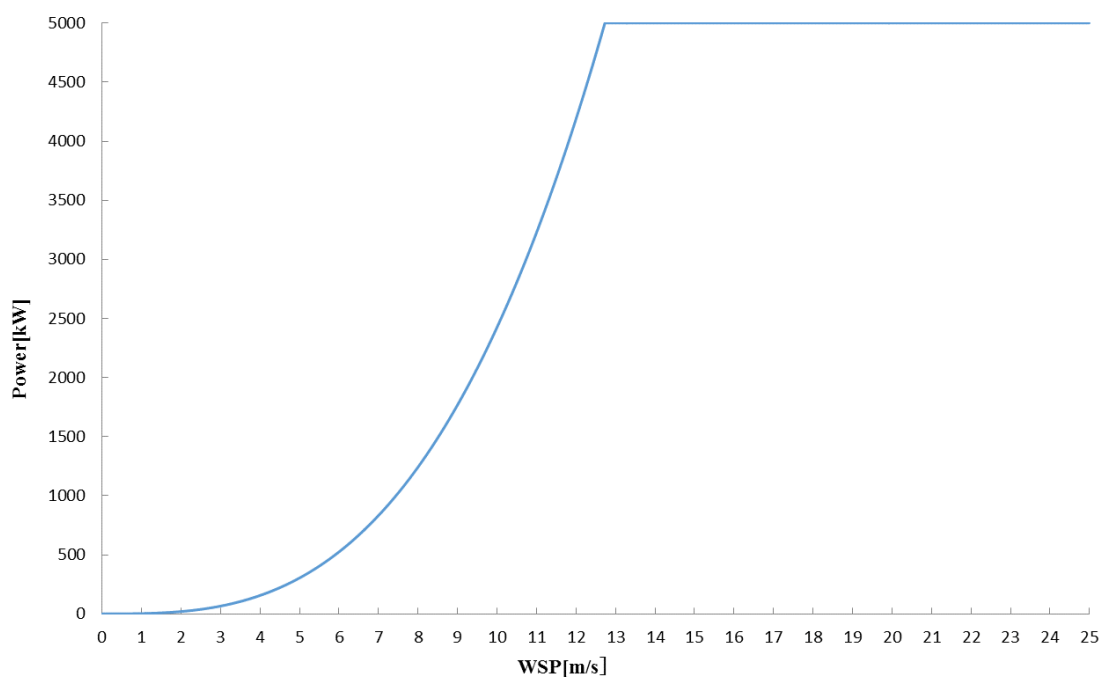


Figure 3.2 Power output as function of relative wind velocity

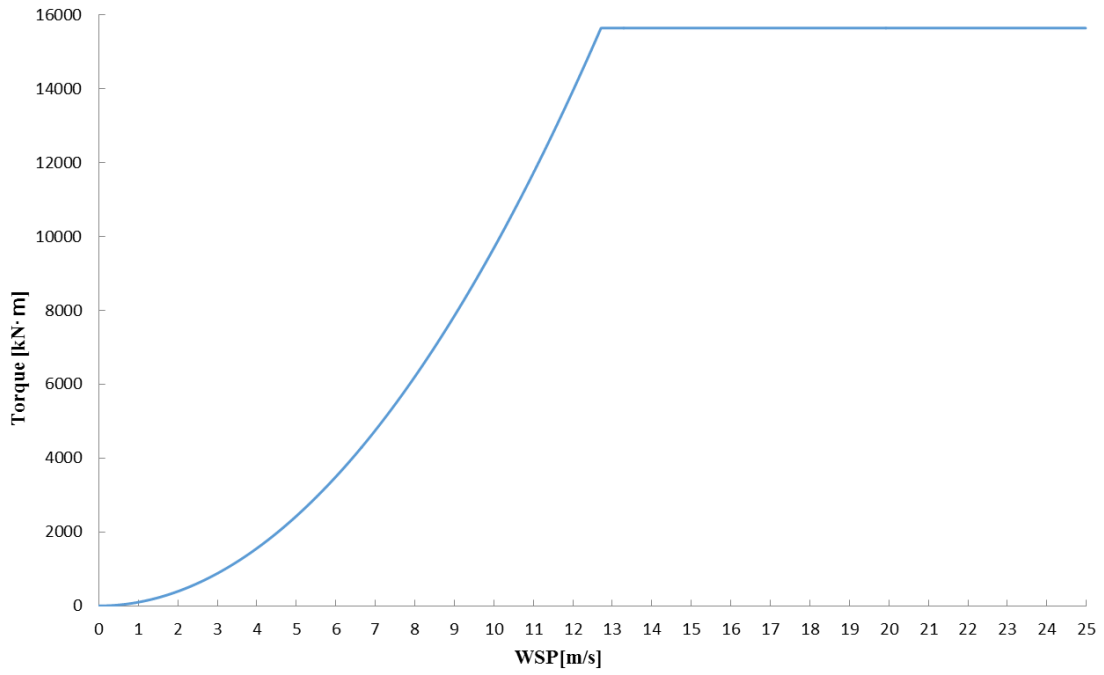


Figure 3.3 Rotor torque as function of relative wind velocity

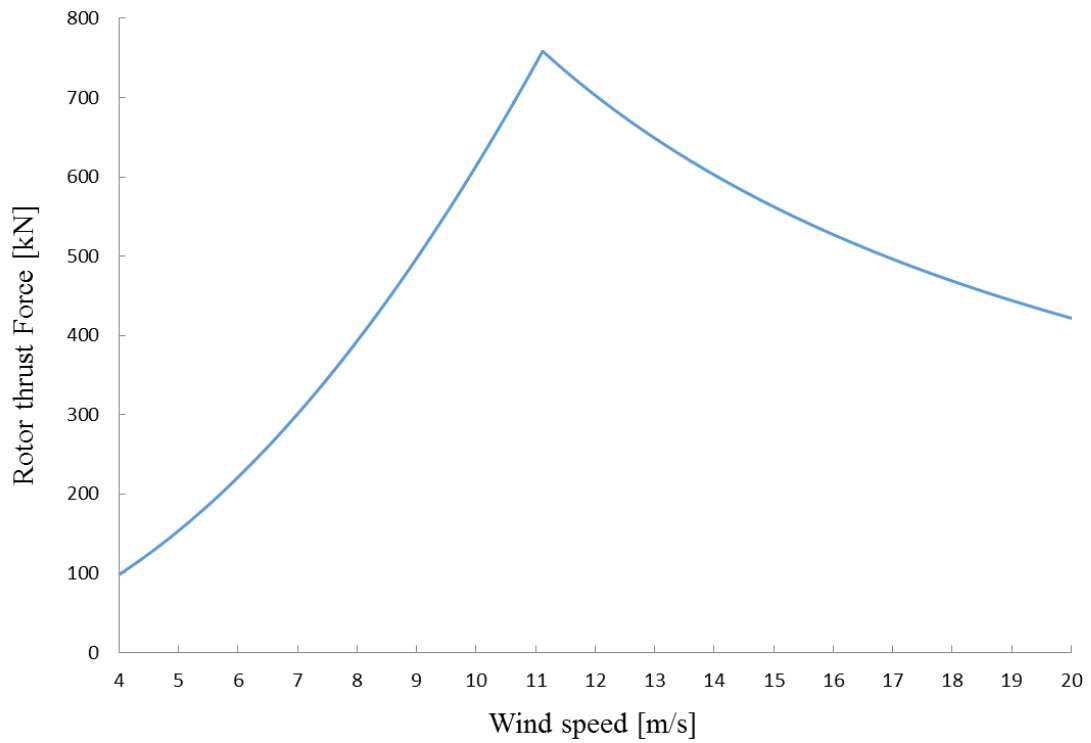


Figure 3.4 Rotor thrust force as function of relative wind velocity

3.3 ブレードピッチ制御

本節では制御工学におけるフィードバック制御の基礎である PID 制御について説明し、本研究で用いた、NREL によって提案された浮体式洋上風車におけるブレードピッチ角の制御ロジックについて説明する。

3.3.1 PID 制御

PID 制御(= Proportional Integral Derivative Controller)とは、フィードバック制御の一種であり、入力値の制御を出力値と目標値との偏差、その積分、および微分の 3 つの要素によって行う方法である。

$$\Delta x(t) = K_p \Delta y(t) + K_i \int_0^t \Delta y(\tau) d\tau + K_d \frac{d\Delta y(t)}{dt} \quad (3.22)$$

◆ P 制御 (Proportional Control)

制御における操作量を目標値と現在値の誤差に比例した操作を行う。しかしながら制御量が目標値に近づくと、操作量が小さくなりすぎ、目標値に近いものの一定の偏差が残った状態で最終的に安定してしまう。

◆ I 制御 (Integral Control)

前述の P 制御による、このわずかに残った偏差を残留偏差(オフセット)と呼び、偏差の積分に比例する項を制御則に含めることで残留偏差を除去することが出来る。この残留偏差を除くための制御則を積分制御といい、PI 制御を行うことで目標値に近づけることは可能ではあるが一定の時間(時定数)を要してしまう。

◆ D 制御(Derivative Controller)

制御応答の速さを改善するために偏差の増減の動向を操作量の決定に反映して偏差の微分に比例する項を制御則に含める。この偏差の増減の動向を考慮した制御則を微分制御という。

3.3.2 浮体式洋上風車におけるブレードピッチ制御

浮体式洋上風力発電の制御手法として NREL はローター回転数 ω を制御量とし、ブレードピッチ角を操作量とするゲインスケジューリング PI 制御を提案している [22]。この制御器は浮体式洋上風力発電の制御効果比較基準として頻繁に用いられ、“Baseline Controller”と呼ばれている。Figure 3.5 に制御図のブロック線図を示す。

Figure 3.5 において、 ω_g [rad/s], $\omega_{g.ref}$ [rad/s], β_{ref} [rad] はそれぞれ発電機速度(観測量), 発電機速度定格値(目標値), ブレードピッチ角指令値(制御入力)である。観測量 ω_g はローパスフィルター(折れ点周波数 $f_c=0.25$ Hz)に通され、目標値 $\omega_{g.ref}$ との偏差(ピッチ角の増加に対し発電機速度は減少するやめ図のような符号の取り方をしている)が制御器 C へ加えられる。ここで C とはゲインスケジュールド PI 制御器である。ゲインスケジューリング制御とは、制御器のゲインを現在のブレードピッチ角に応じてスケジューリングするものである。以下のように制御器 C は与えられる。

$$\beta_{ref} = K_P(\beta(t))e(t) + K_I(\beta(t)) \int_0^t e(\tau) d\tau \quad (3.23)$$

$$K_P(\beta(t)) = \bar{K}_P \cdot c(\beta(t))$$

$$K_I(\beta(t)) = \bar{K}_I \cdot c(\beta(t))$$

$$c(\beta(t)) = \frac{1}{1 + \frac{\beta(t)}{\bar{\beta}}} \quad (3.24)$$

ただし、 $\beta(t)$ [rad] は現在のブレードピッチ角、 \bar{K}_P は P ゲイン、 \bar{K}_I は I ゲイン、 $c(\beta(t))$ はゲインスケジューリング変数、 $\bar{\beta}$ は最大出力となるブレードピッチ角(動作点)での発電量変化率の 2 倍となるときのブレードピッチ角である。

本研究で用いる NREL5MW 風車での式(3.24)のゲインの値は、 $\bar{K}_P = 0.006275604$, $\bar{K}_I = 0.0008965149$, $\bar{\beta} = 0.1099965$ である。

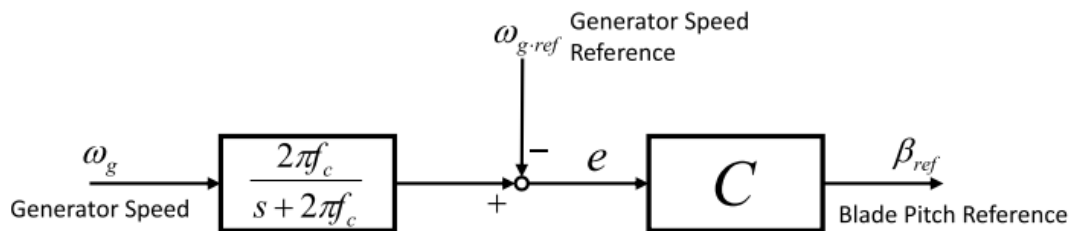


Figure 3.5 Blade pitch controller (Gain scheduled PI controller) [23]

第4章 風車-浮体-係留連成応答解析プログラム NK-UTWind FAST

4.1 プログラム概要

4.1.1 NK-UTWind FAST について

NK-UTWind FAST は当研究室が開発した風車-浮体-係留連成応答解析プログラムである。NK-UTWind の浮体・係留部分と、NREL が開発した風車の連成応答計算のための CAE (computer-aided engineering) ツールである FAST の風車部分を取り出して連成させたプログラムである。FAST は着底式洋上風車の認証用ツールとして認定を受けたツールであり信頼性が高く、NK-UTWind 以外にも応答計算プログラムと組み合わせて用いている機関がいくつかある。

NK-UTWind FAST の計算フローは各タイムステップにおける FAST による風車部分の計算、NK-UTWind による浮体部分及び係留部分の計算はそれぞれ独立して行われる。最後に Newmark- β 法によって時間領域の積分計算を行い、風車・浮体・係留各部の位置や内力を算出し、次のタイムステップに移行する。

4.1.2 FAST の概要

FAST は風車の連成応答計算のための CAE (computer-aided engineering) ツールであり、開発元は NREL である [27]。2 枚羽または 3 枚羽の水平軸風車の計算に対応する。陸上風車、着底式洋上風車、浮体式洋上風車のいずれも計算可能である。

(a) 浮体モデル

風車は弾性構造モデル(多体モデル)、浮体は剛体モデルである。

(b) 浮体に作用する流体力計算

流体力計算プログラム HydroDyn で計算する。HydroDyn は速度ポテンシャルに基づいた計算に 2 次の粘性抗力を加えた計算を行う。

(c) 風車の計算

空力計算プログラム AeroDyn で計算する。AeroDyn は翼素運動量理論に基づき、動的後流や動的ストールの影響を計算できる。風車の制御はブレードピッチのコントローラー、センサー、アクチュエータ、発電トルク、ナセルヨー角とその他のコントロール装置をシミュレーションする。電気駆動装置の発電機と変換機もシミュレーションに含む。

(d) 係留計算

準静的解を用いる.

(e) 積分計算

時間積分を行う. 各部分の連成はモジュールインターフェースとカップラーを通して行われる. 本来 FAST を用いた計算における風車と浮体の接続部はタワー基部である.しかし NK-UTWind FAST において,NK-UTWind におけるタワー部分の男性応答計算を活かすため,タワートップを接続部としている.Figure 4.1 に連成イメージを示す.さらに,FAST による風車部分の計算に関して,安定性の工場と計算時間の短縮を行うために,ナセルの重量と慣性力に関する計算は NK-UTWind 側の計算に組み込んでいる.

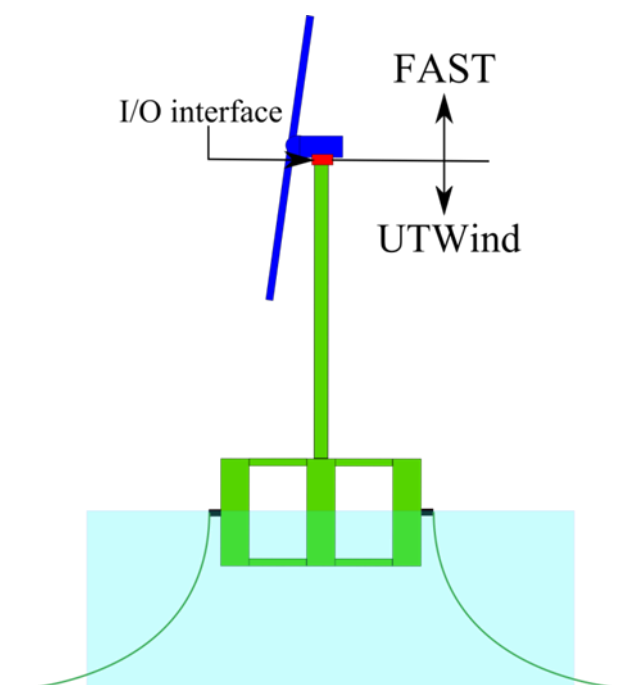


Figure 4.1 Conceptual design of coupled response between floating-wind turbine in NK-UTWind FAST [26]

第5章 TLP 型浮体における NK-UTWind FAST の検証

5.1 実験の概要

研究室ではこれまで、NK-UTWind FAST の検証のためスパー型浮体やセミサブ型浮体で水槽実験が行われてきた。ここでは、TLP 型浮体について NK-UTWind FAST の検証を行う。本実験は研究室と (株)大林組の共同研究の一環として行ったものである。

5.1.1 模型及び実験施設

実験で用いられた模型を Fig.5.1 に示す。この実験で用いられたのは、5MW センターカラム型の TLP 浮体式洋上風車(3 本ポンツーン型)の 1/40 模型である。実験は(株)三井造船昭島研究所の潮流水槽で実施された。今回の浮体モデルでは風車を伴わないモデルであり、スラスト力や抗力は定常外力として浮体に作用させる。



Figure 5.1 TLP model floater

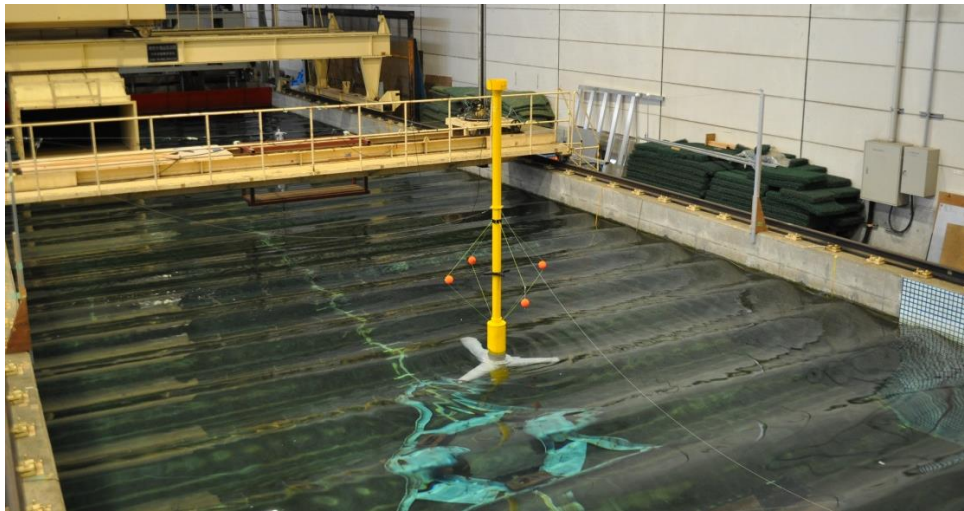


Figure 5.2 Photo of tank experiment

Table 5.1, 5.2 に模型の緒元と模型の固有周期をそれぞれ示す.

Table 5.1 TLP floater model specifications

	実機浮体	模型スケール
流体密度 (kg/m ³)	1,025.00	43.10
排水量 (kg)	4,150,000.00	63.26
浮体重量 (kg)	3,040,000.00	47.50
喫水 (m)	20.00	0.50
重心高さ (m) (底面から)	27.20	0.68
初期張力(合計, N)	10,885,000.00	52.00

Table 5.2 Natural periods of TLP floater model

運動方向	実機浮体	模型スケール
Surge [s]	42.00	6.64
Sway [s]	42.00	6.65
Heave [s]	1.20	0.19
Roll [s]	2.70	0.42
Pitch [s]	2.70	0.43
Yaw [s]	21.00	3.32

実験に用いた水槽の概観を Fig.5.3 に示す.長さ 55m 幅 8m 深さ 3m の潮流水槽である.



Figure 5.3 The Periodic Current Basin Image

5.1.2 実験条件

波は規則波のみとする. 詳しくは①～④にまとめる.

風については, 風速を与えるのではなく, 風によって風車, タワーに作用する定常的な力を模擬した. 具体的には風車スラスト部は風荷重発生装置により, タワー部の抗力はウェイトにより, 所定の風荷重を与えた. 具体的な風抗力の条件については, ①～④にまとめた. 外力条件は, 規則波単独(以下, 基本 RAO)の条件, 規則波と風抗力を同時に作用させる複合外力条件とした. なお, 風抗力の条件は, 風車の定格時, カットアウト時, 暴風時の 3 種類である. 外力方向については, 波と風の方法は同一として, その方向は浮体に対して 0 度とした. 模式図を Fig.5.4 に示す. 水深は 2.5m(実機 100m)で行った.

①基本 RAO

波条件

波高: 2.0 m (0.050 m)

波周期: 5.0 ~ 15.0 sec (0.79 ~ 2.37 sec)

**波周期の間隔は 1.0 sec

風車部スラスト条件

荷重: 0 kN (0 N)

着点: 0 m (0 m)

タワー部抗力条件

荷重: 0 kN (0 N)

着点: 0 m (0 m)

②定格時

波条件

波高:2.0 m(0.050 m)

波周期:5.0~15.0 sec(0.79~2.37 sec)

**波周期の間隔は 1.0 sec

風車部スラスト条件

荷重:588 kN(9.19 N)

着力点:90 m(2.250 m)

タワー部抗力条件

荷重:0 kN(0 N)

着力点:0 m(0 m)

③カットアウト時

波条件

波高:5.0 m(0.125 m)

波周期:8.0~18.0 sec(1.26~2.85 sec)

**波周期の間隔は 1.0 sec

風車部スラスト条件

荷重:294 kN(4.60 N)

着力点:90 m(2.250 m)

タワー部抗力条件

荷重:147 kN(2.30 N)

着力点:45 m(1.125 m)

④暴風時

波条件

波高:5.0 m(0.125 m)

波周期:14.0 sec(2.21 sec)

風車部スラスト条件

荷重:0 kN(0 N)

着力点:0 m(0 m)

タワー部抗力条件

荷重:588 kN(9.19 N)

着力点:45 m(1.125 m)

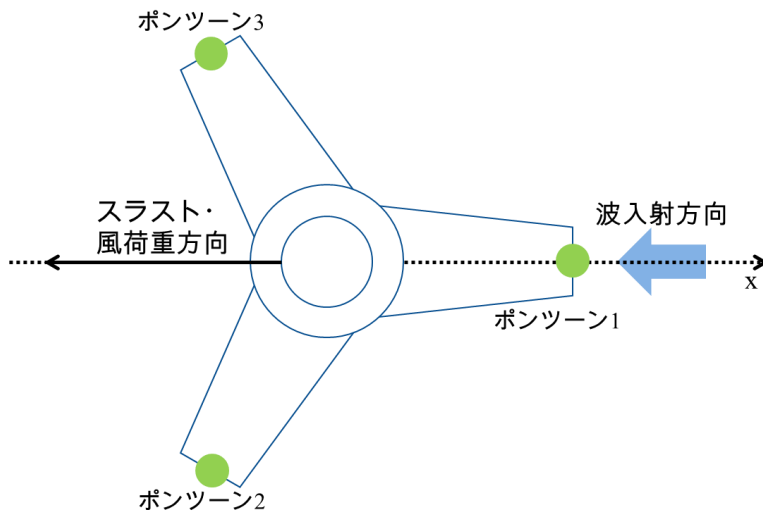


Figure 5.4 x-y coordinate system

5.2 運動応答の検証

TLP型モデルにおいてNK-UTWind FASTの運動応答検証として、前節の①～④の各条件時の実験値と計算値との比較を行った。比較は、Surge, Heave, Pitchにおける運動応答と張力の応答で行った。NK-UTWind FASTのモデル緒元と固有周期をTable 5.3, 5.4に示す。外力条件は、実験での外力条件と同じように定常外力を作用させた。

Table 5.3 Properties of NK-UTWind FAST model

	実機浮体	NK-UTWind FAST設計モデル
流体密度 (kg/m ³)	1,025.00	1,000.00
排水量 (m ³)	4,060,000.00	4,051,481.71
排水量 (kg)	4,150,000.00	4,051,481.71
風車重量 (kg)	650,000.00	654,996.64
浮体重量 (kg)	2,390,000.00	2,346,260.20
初期張力(合計, N)	10,885,381.50	9,856,000.00
初期張力(1ポンツーン, N)	3,628,460.50	3,285,333.33
底部からの重心高さ(m) (ケーブルテンションを除く)	27,200.00	27,496.00
テンドン長さ(m)	79,640.00	
テンドンばね定数(N/m)	47,413,360.00	

Table 5.4 Natural periods of NK-UTWind FAST model

運動方向	実機浮体	NK-UTWind FAST 設計モデル
Surge [s]	42.00	42.00
Sway [s]	42.00	42.00
Heave [s]	1.20	1.30
Roll [s]	2.70	3.10
Pitch [s]	2.70	3.10
Yaw [s]	21.00	18.40

5.2.1 基本 RAO, 波高 2m

Figure 5.5～7 に運動応答, Figure 5.8～9 に張力応答を示す.

Surge の運動応答について,実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているといえる.Heave 運動,Pitch 運動はそもそもの絶対値は小さいものの,実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果には良好に一致しているとはいえない.この誤差について実験時のアンカー、テンドンの接続部の遊びの影響、計測誤差などが考えられる.

張力の運動応答について, 実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているが全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っている.

5.2.2 基本 RAO, 波高 5m

Figure 5.10～12 に運動応答, Figure 5.13～14 に張力応答を示す.

Surge の運動応答について,実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているといえるが全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っている. 5.2.1 節同様に,Heave 運動,Pitch 運動はそもそもの絶対値は小さいものの,実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果には良好に一致しているとはいえない.この誤差について実験時のアンカー、テンドンの接続部の遊びの影響、計測誤差などが考えられる.

張力の運動応答について, 実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているが全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っている.

5.2.3 定格時

Figure 5.15～17 に運動応答, Figure 5.18～19 に張力応答を示す.

Surge の運動応答について,実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているといえる.5.2.1 節同様に,Heave 運動,Pitch 運動はそもそもの絶対値は小さいものの,実

験結果とNK-UTWind FAST による計算結果には良好に一致しているとはいいい難い。この誤差について実験時のアンカー、テンドンの接続部の遊びの影響、計測誤差などが考えられる。張力の運動応答について、実験結果とNK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているが、特にポンツーン1において全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っている。

5.2.4 カットアウト時

Figure 5.20～22 に運動応答, Figure 5.23～24 に張力応答を示す。

Surge の運動応答について、実験結果とNK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているといえるが全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っている。5.2.1 節同様に、Heave 運動、Pitch 運動はそもそもの絶対値は小さいものの、実験結果とNK-UTWind FAST による計算結果には良好に一致しているとはいいい難い。この誤差について実験時のアンカー、テンドンの接続部の遊びの影響、計測誤差などが考えられる。

張力の運動応答について、実験結果とNK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているが、特にポンツーン1において全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っているのが顕著にみえる。

5.2.5 暴風時

Figure 5.25～27 に運動応答, Figure 5.28～29 に張力応答を示す。

考察をするにあたり、実験値が少ないものの、運動応答、張力応答共に基本RAO、定格時、カットアウト時の傾向と一致している。

つまり Surge 運動はおおよそ一致しているものの、実験値の方がわずかに計算結果を上回り、Heave 運動、Pitch 運動はそもそもの絶対値は小さいものの、実験結果とNK-UTWind FAST による計算結果には良好に一致しているとはいいい難い。

また張力応答は実験結果とNK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しているが実験値の方がわずかに計算結果を上回っている。

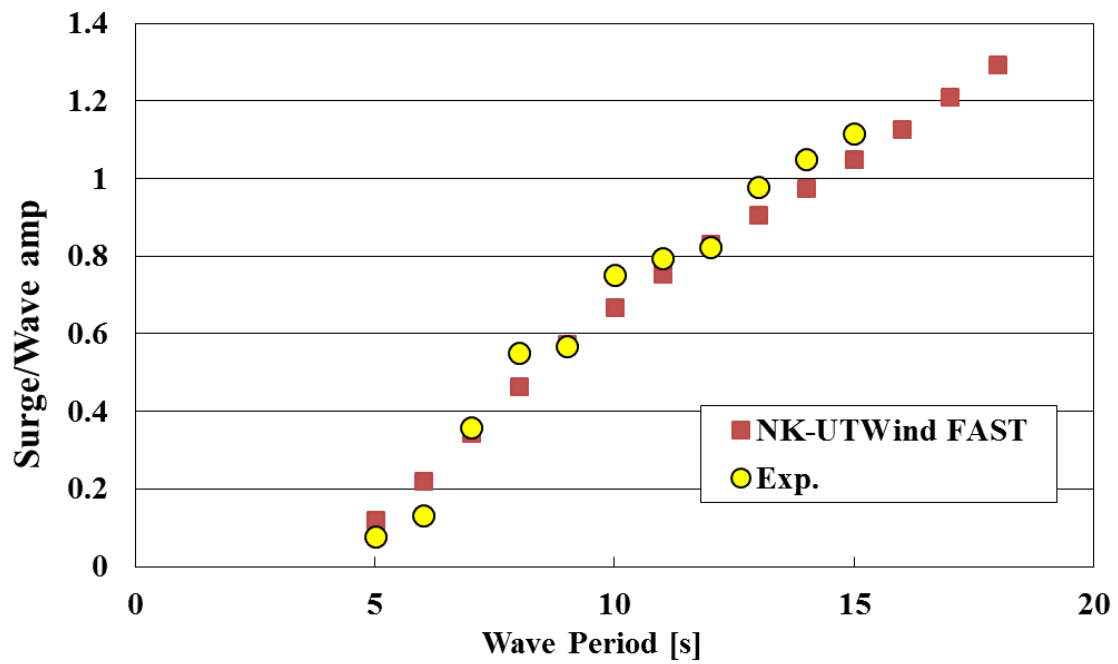


Figure 5.5 Comparison of Surge RAO (No wind condition, Wave height = 2m)

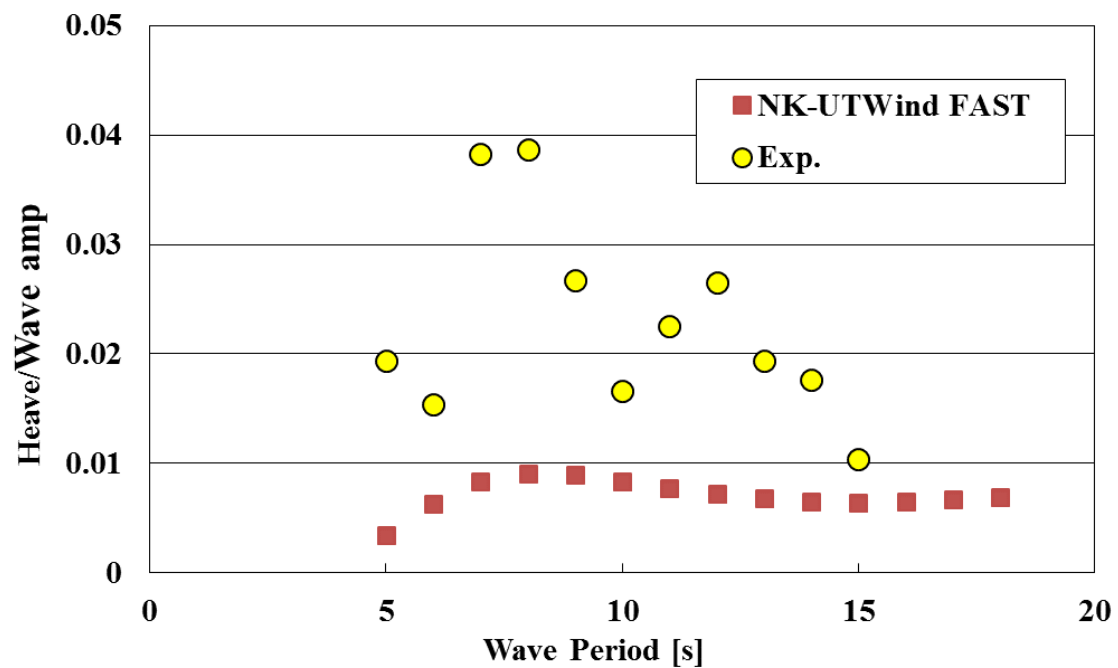


Figure 5.6 Comparison of Heave RAO (No wind condition, Wave height = 2m)

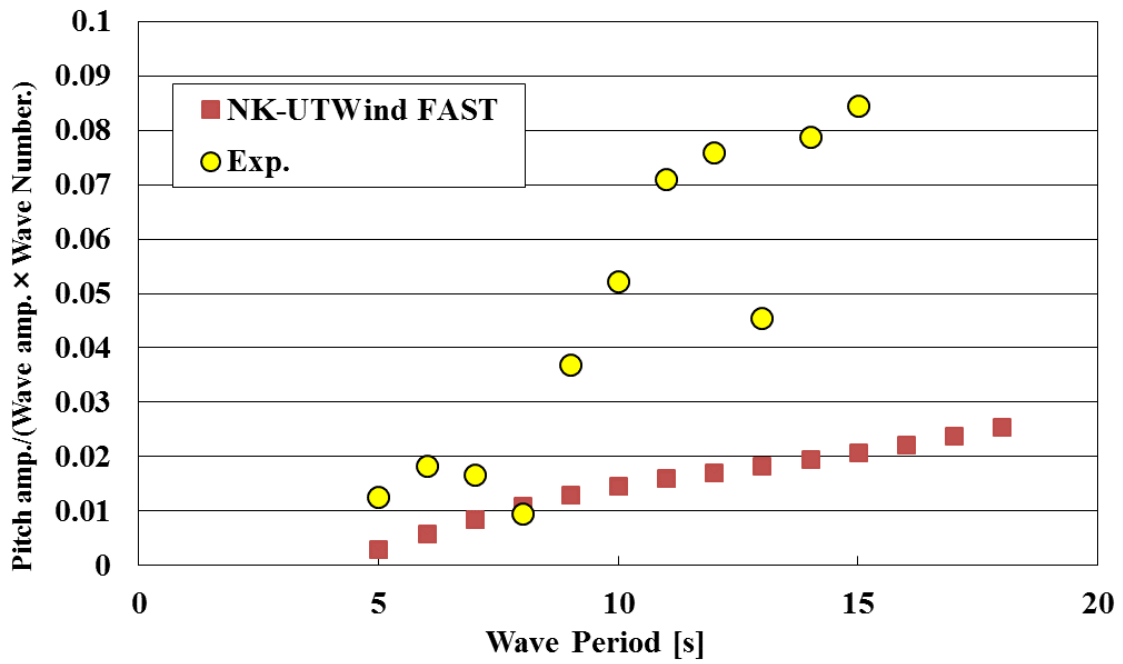


Figure 5.7 Comparison of Pitch RAO (No wind condition, Wave height = 2m)

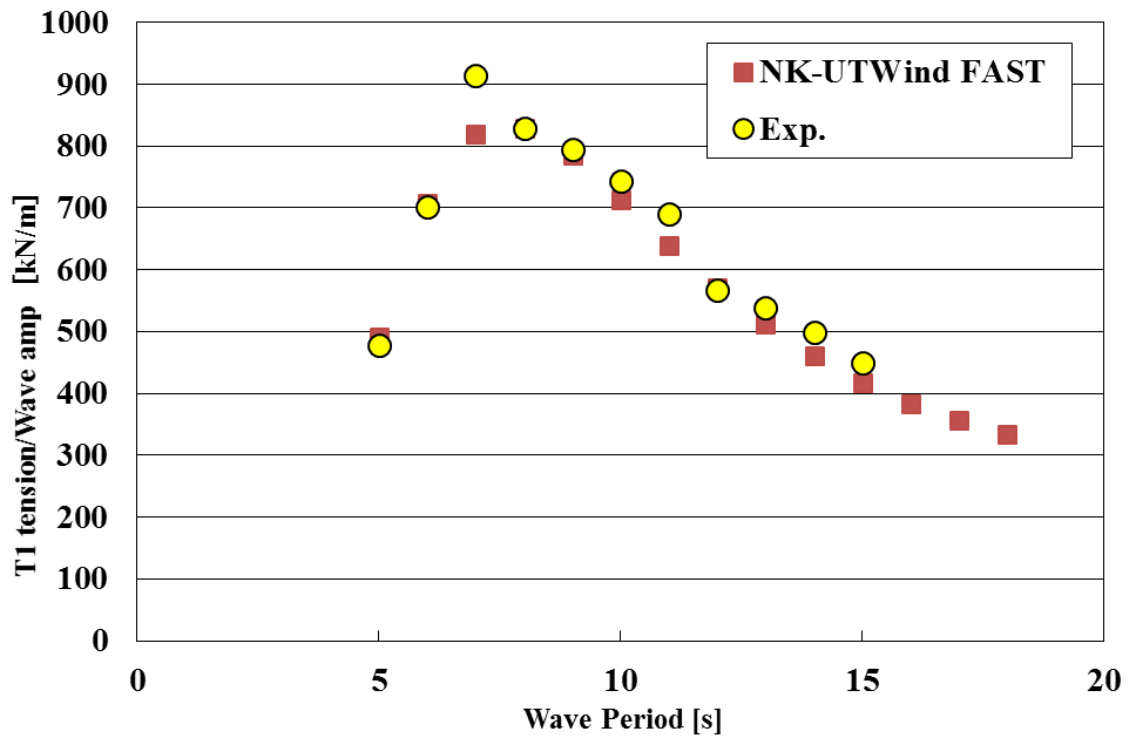


Figure 5.8 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1(No wind condition, Wave height = 2m)

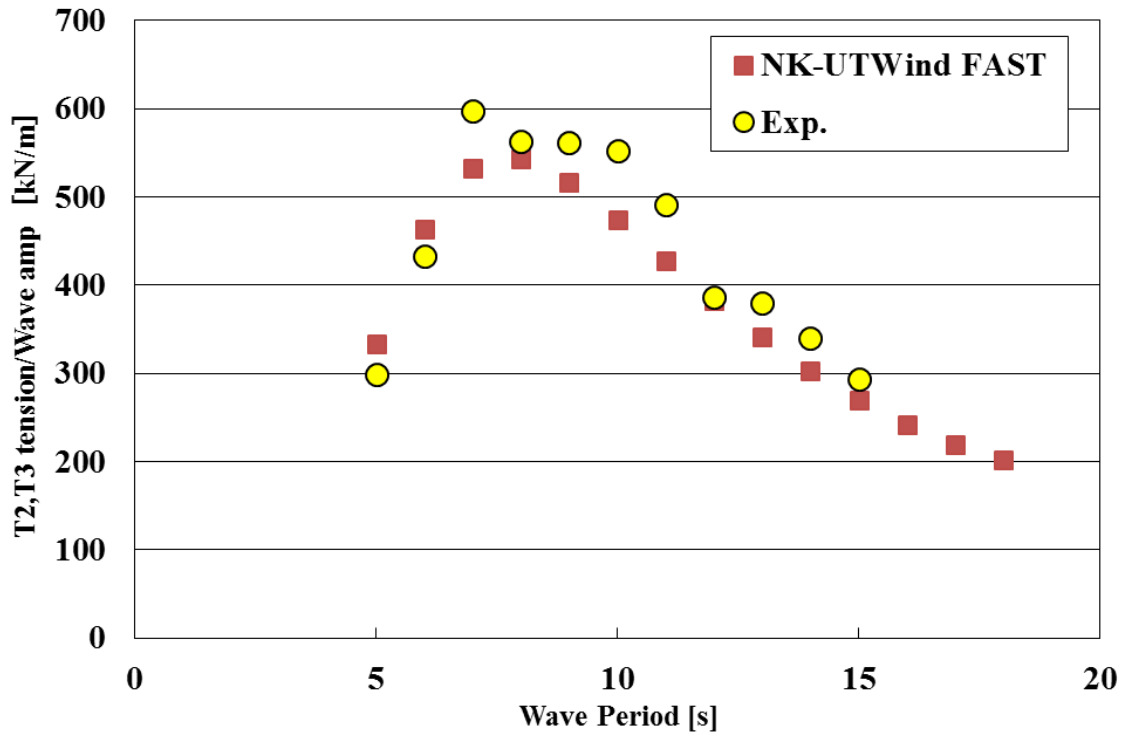


Figure 5.9 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (No wind condition, Wave height = 2m)

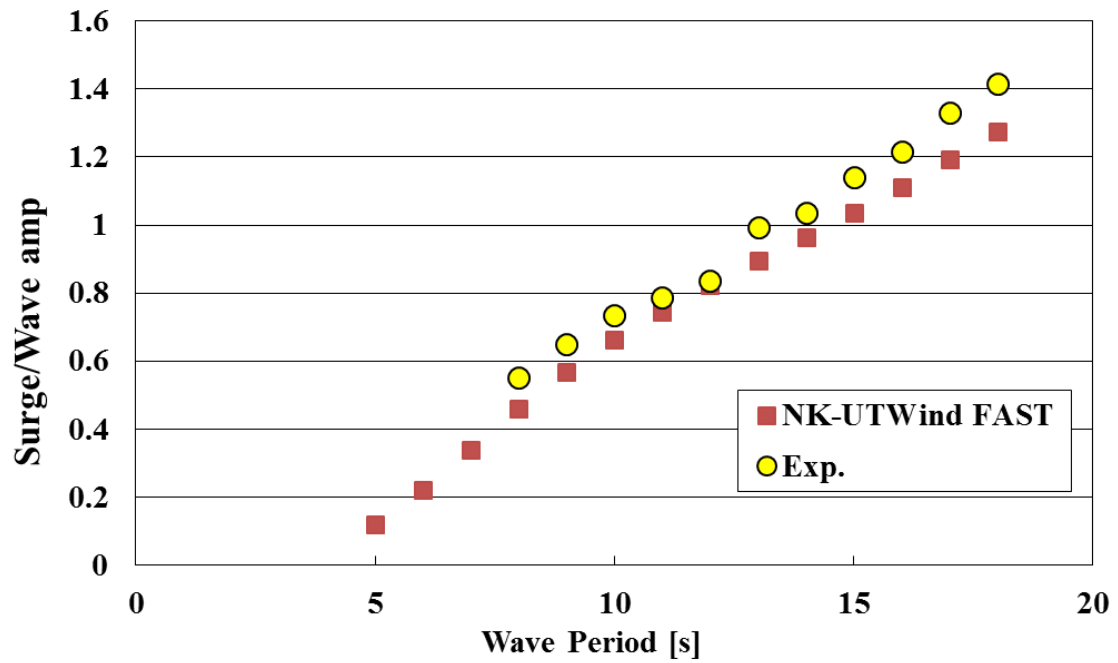


Figure 5.10 Comparison of Surge RAO (No wind condition, Wave height = 5m)

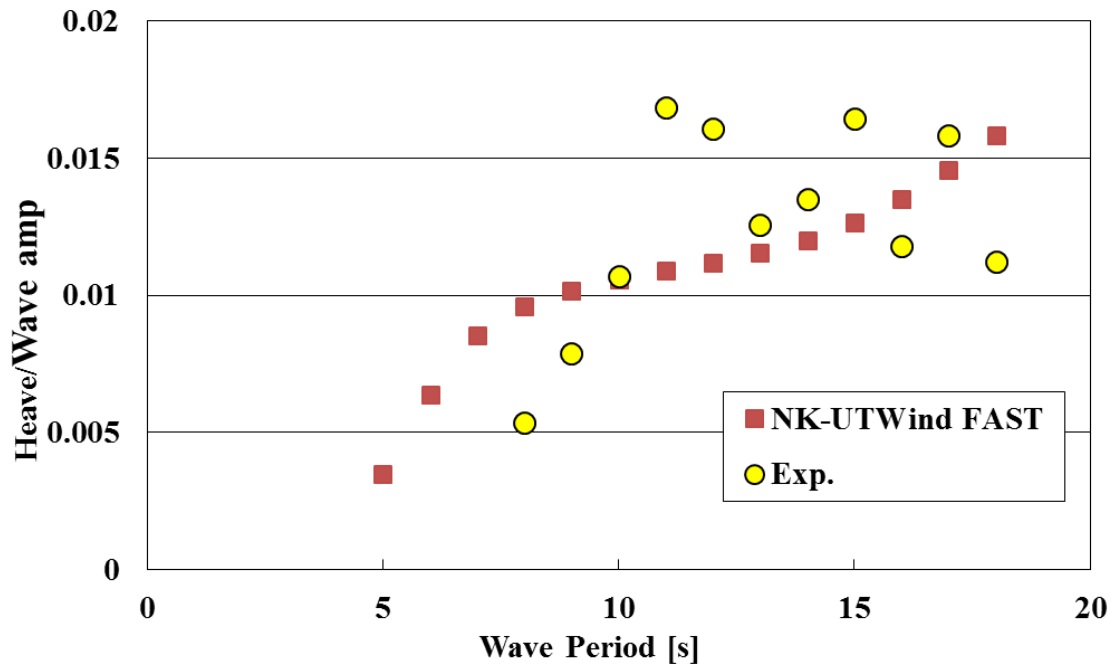


Figure 5.11 Comparison of Heave RAO (No wind condition, Wave height = 5m)

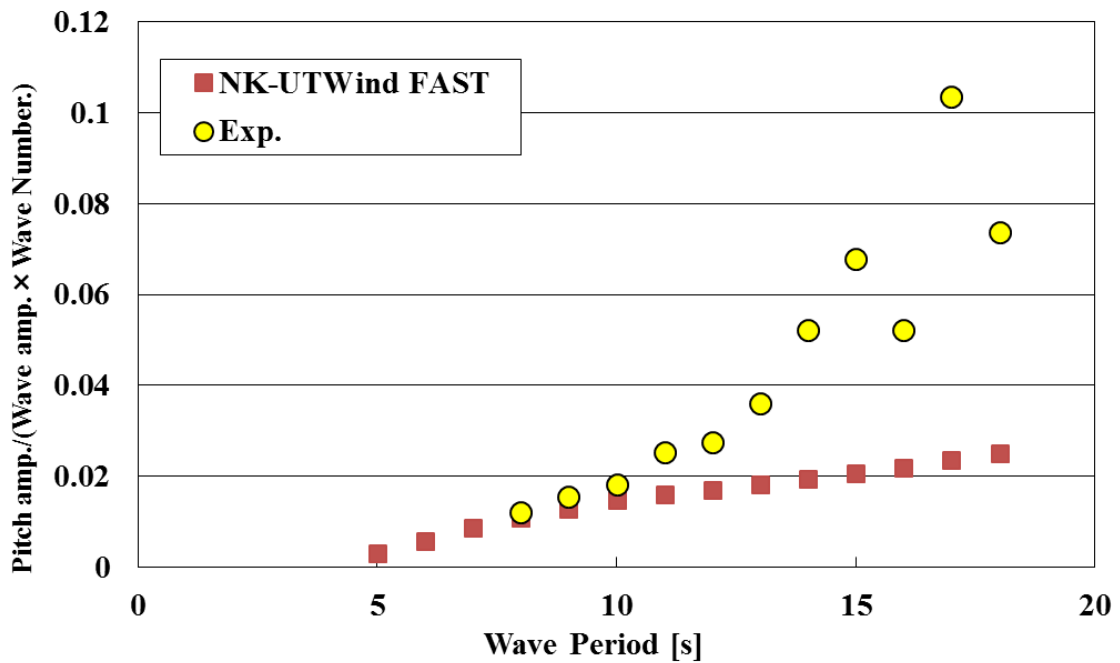


Figure 5.12 Comparison of Pitch RAO (No wind condition, Wave height = 5m)

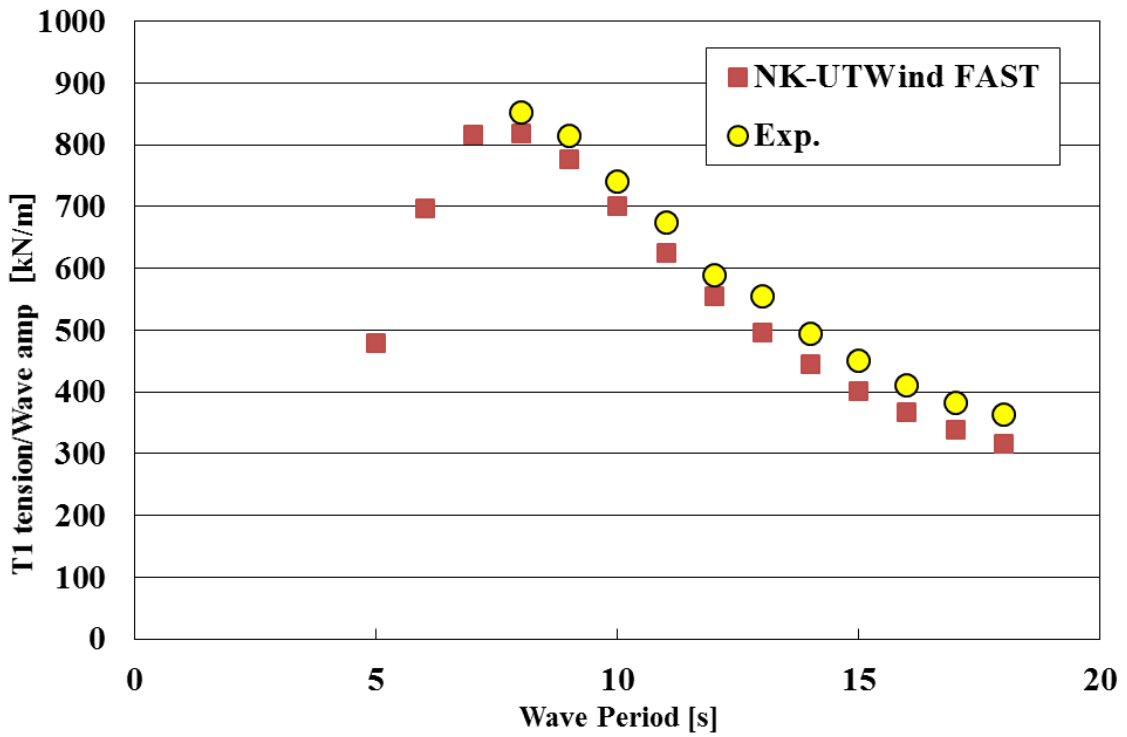


Figure 5.13 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (No wind condition, Wave height = 5m)

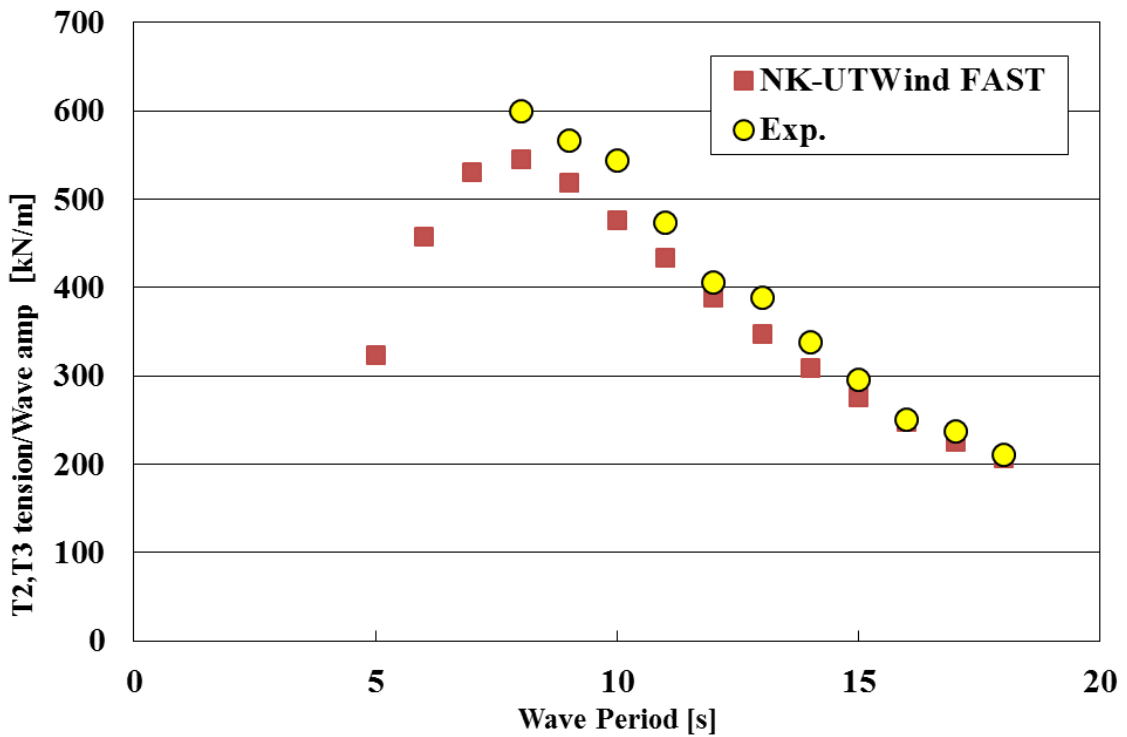


Figure 5.14 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (No wind condition, Wave height = 5m)

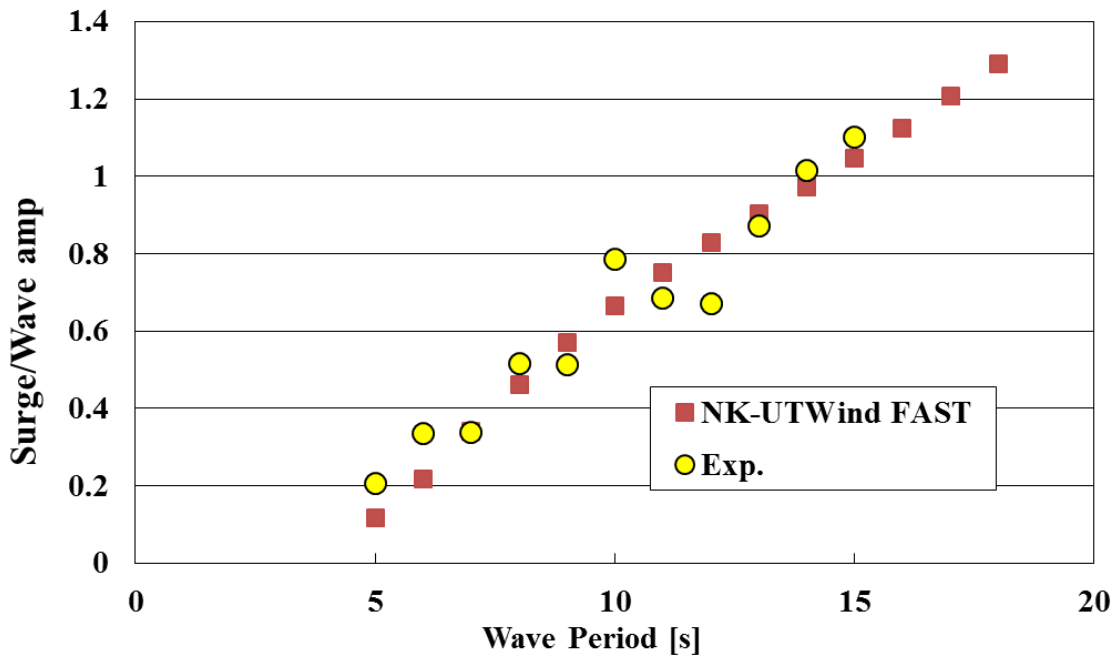


Figure 5.15 Comparison of Surge RAO (Rated Wind Condition)

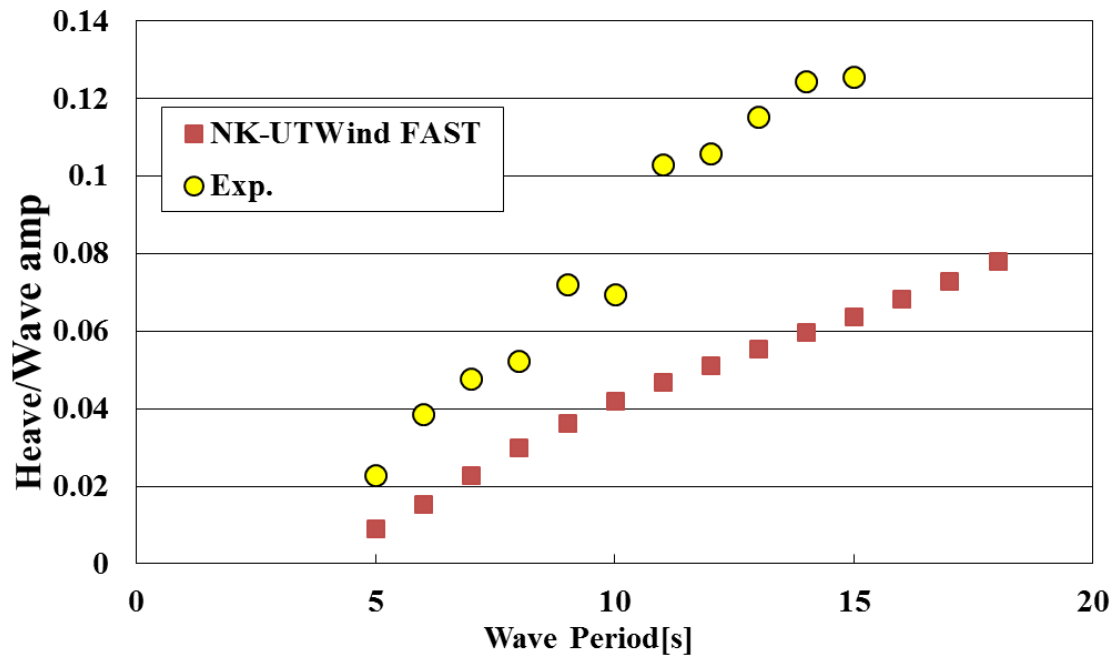


Figure 5.16 Comparison of Heave RAO (Rated Wind Condition)

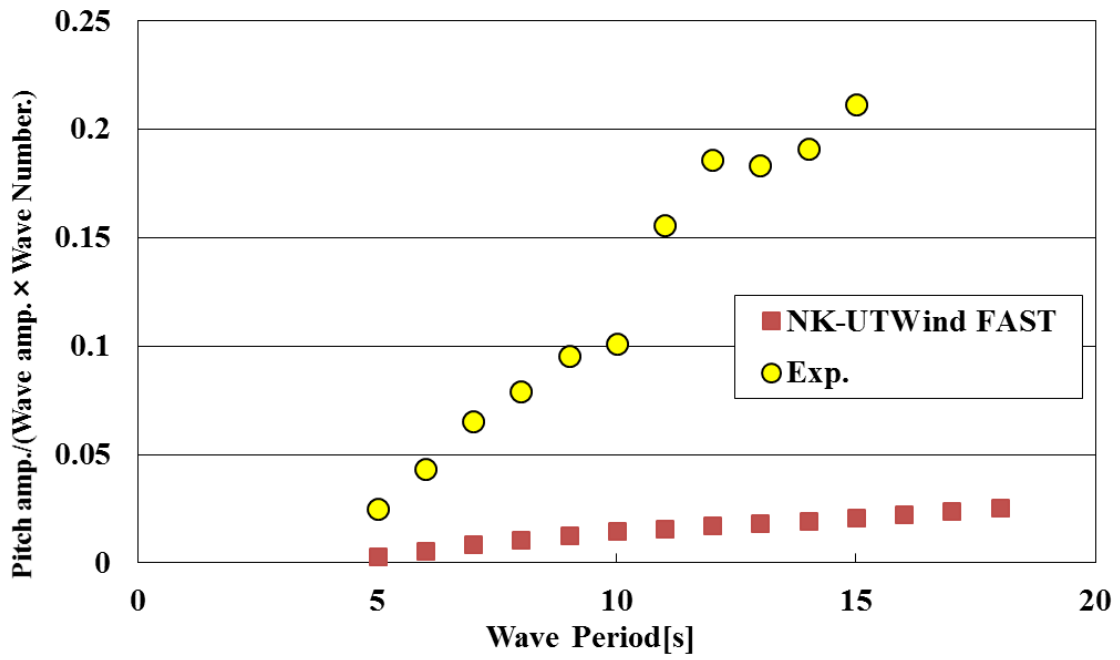


Figure 5.17 Comparison of Pitch RAO (Rated Wind Condition)

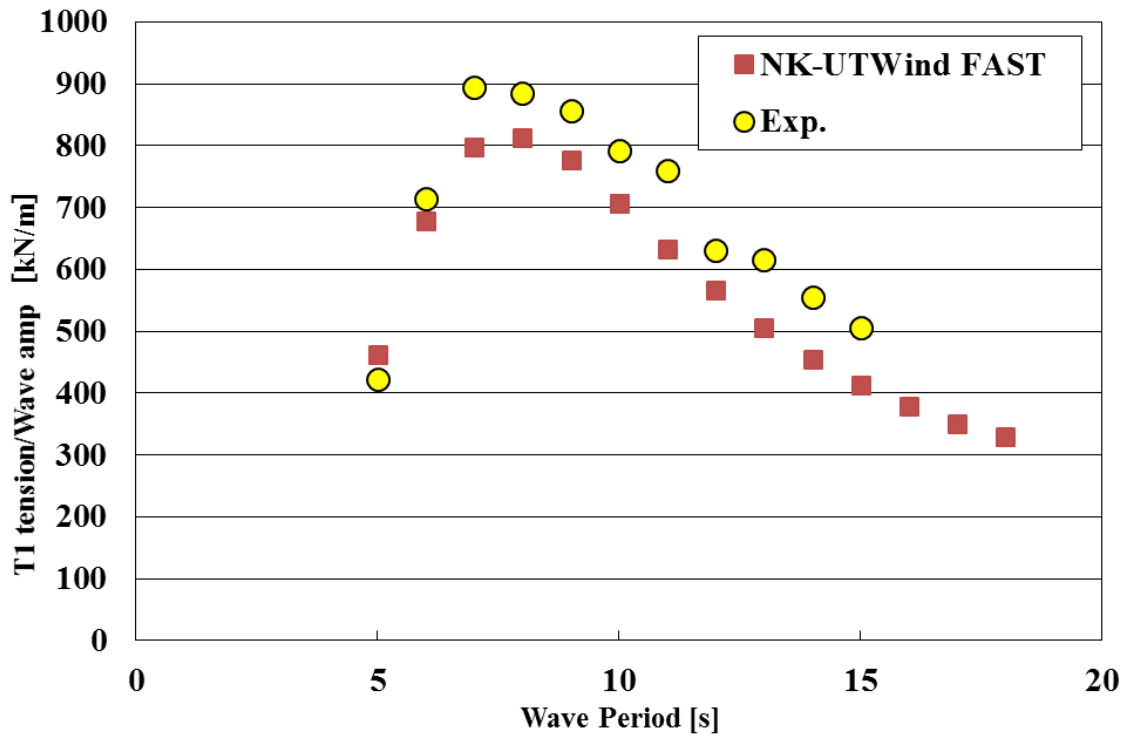


Figure 5.18 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (Rated Wind Condition)

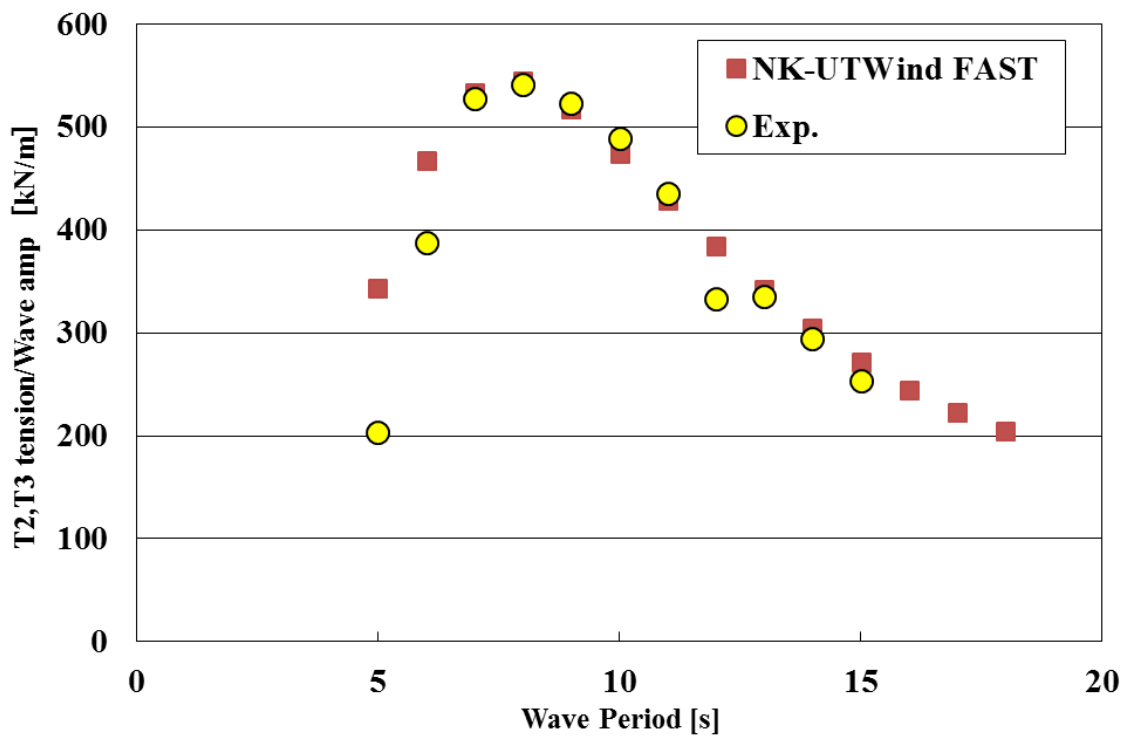


Figure 5.19 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (Rated Wind Condition)

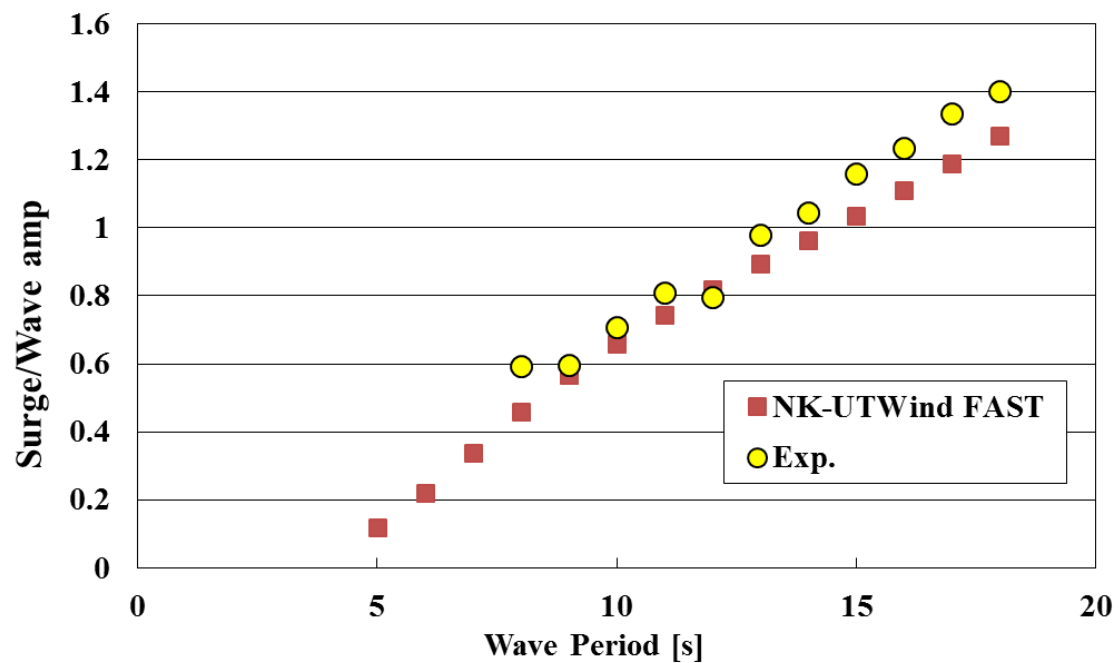


Figure 5.20 Comparison of Surge RAO (Cut-out Wind Condition)

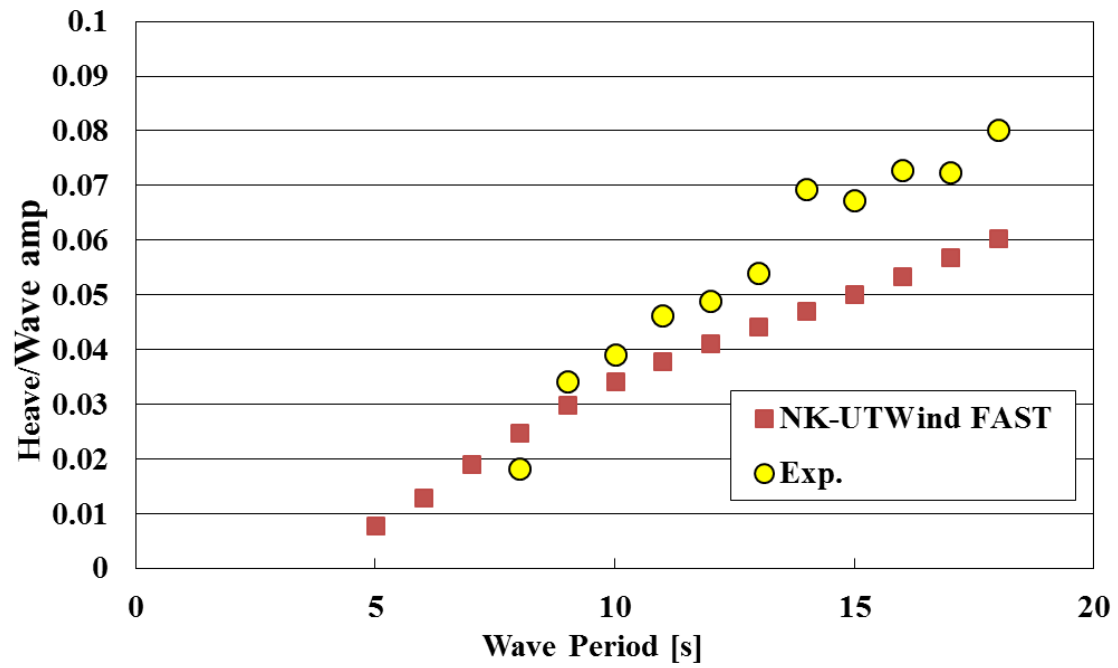


Figure 5.21 Comparison of Heave RAO (Cut-out Wind Condition)

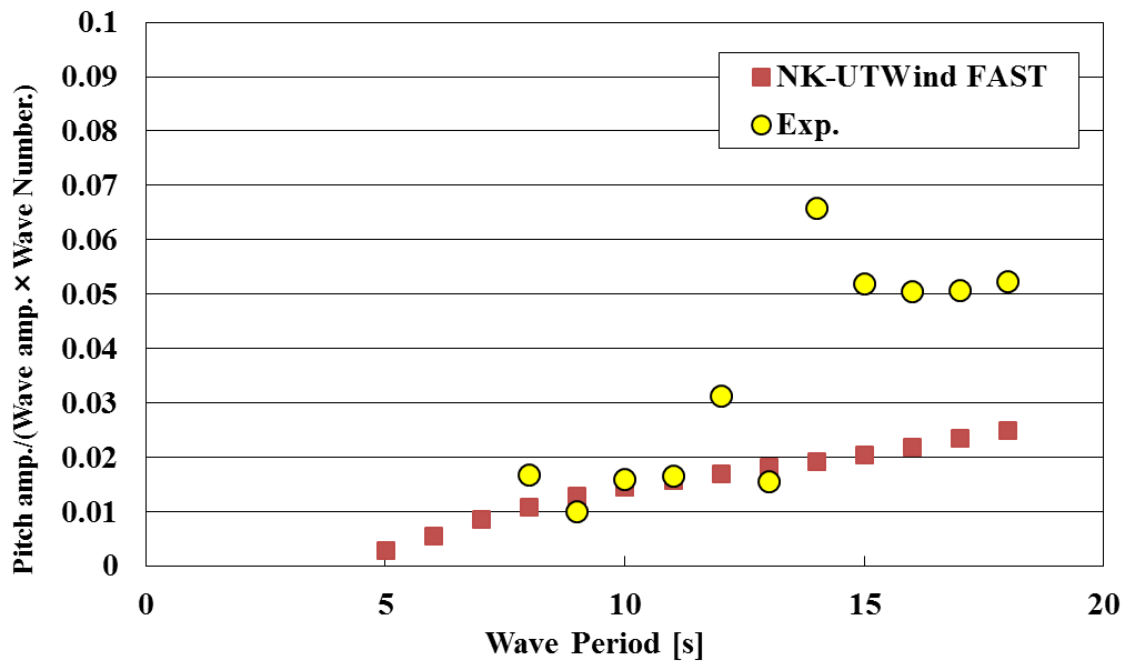


Figure 5.22 Comparison of Pitch RAO (Cut-out Wind Condition)

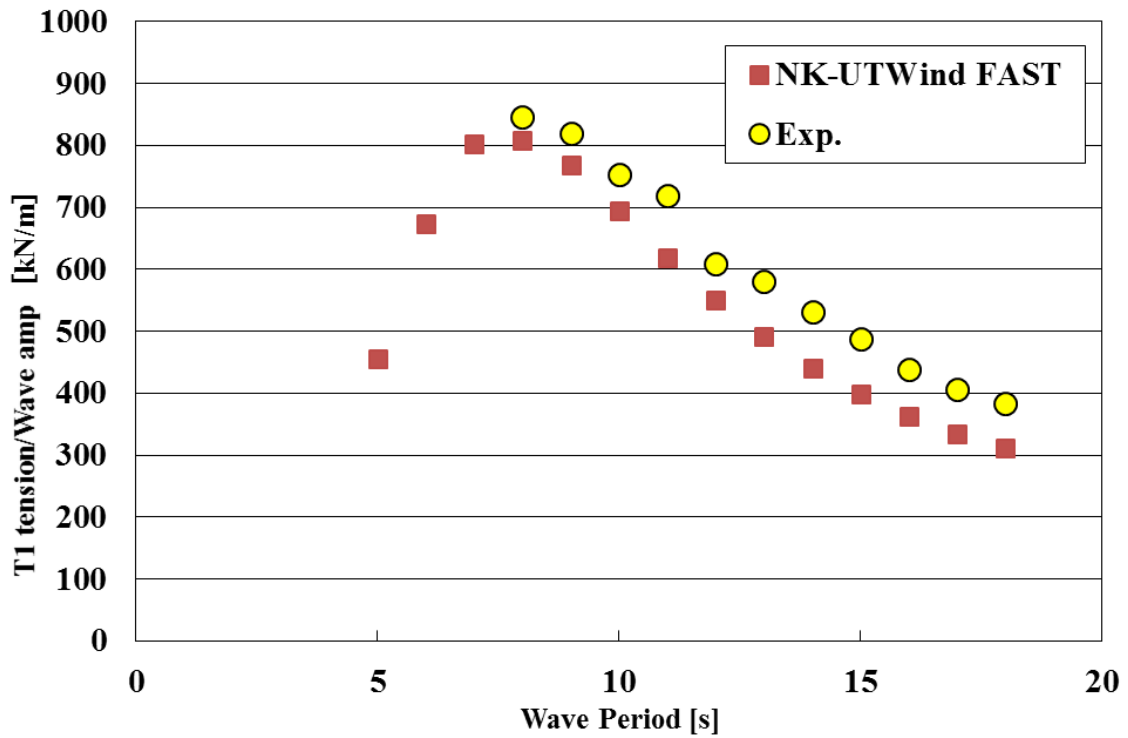


Figure 5.23 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (Cut-out Wind Condition)

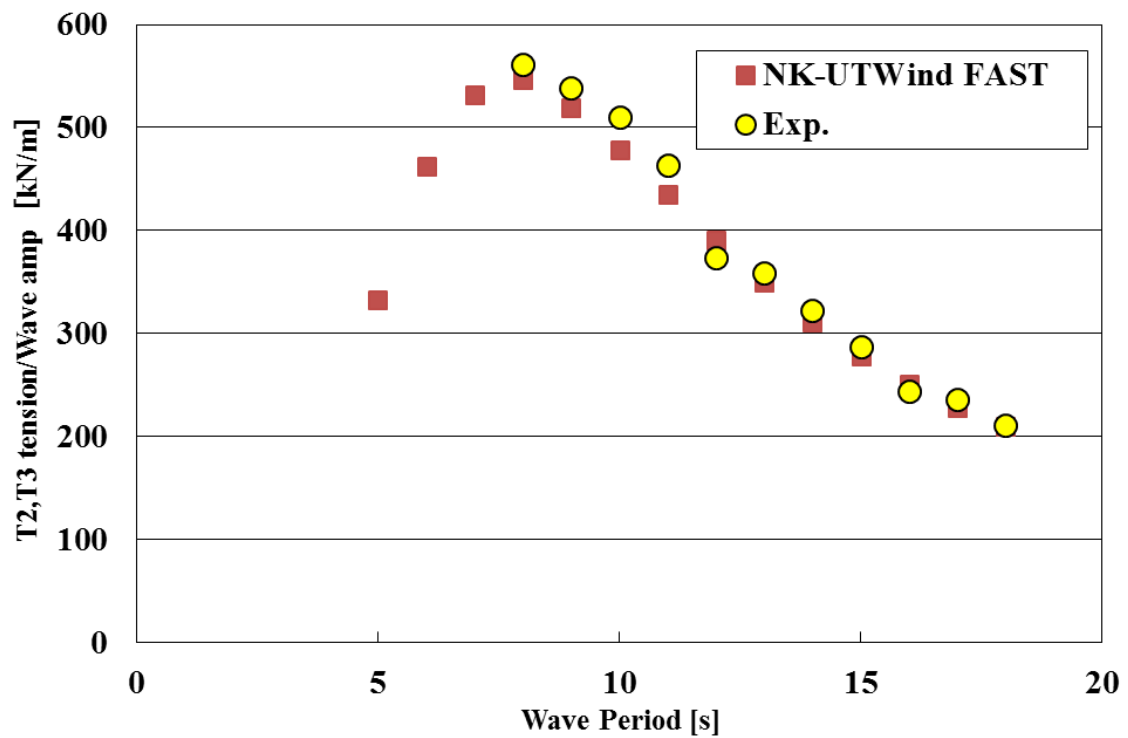


Figure 5.24 Comparison of T2, T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (Cut-out Wind Condition)

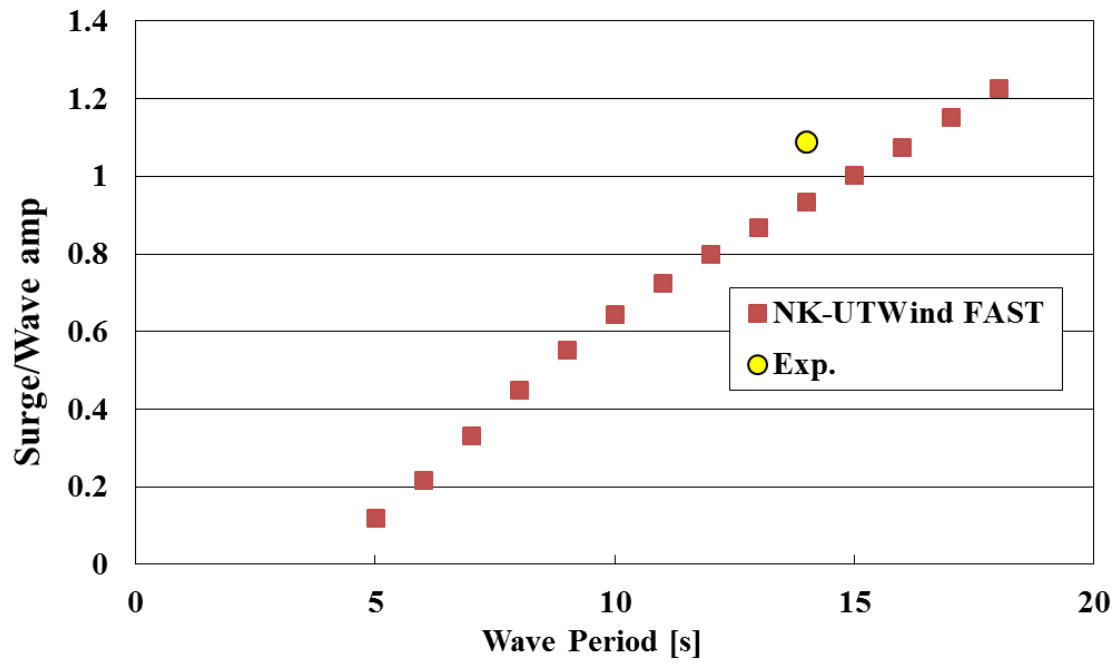


Figure 5.25 Comparison of Surge RAO (Storm Condition)

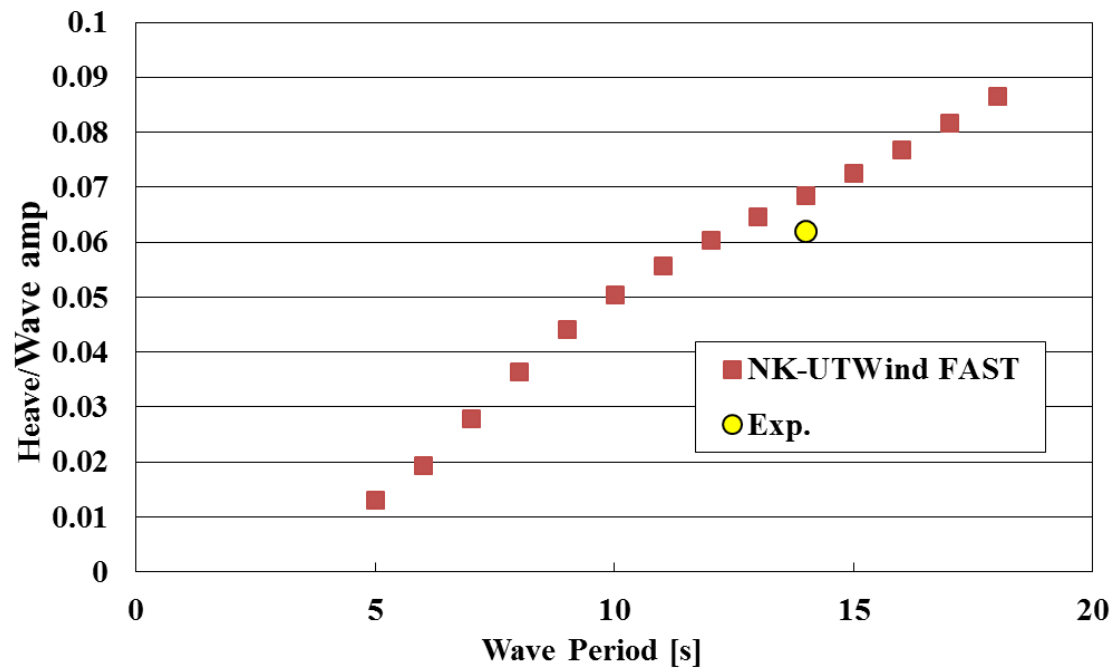


Figure 5.26 Comparison of Heave RAO (Storm Condition)

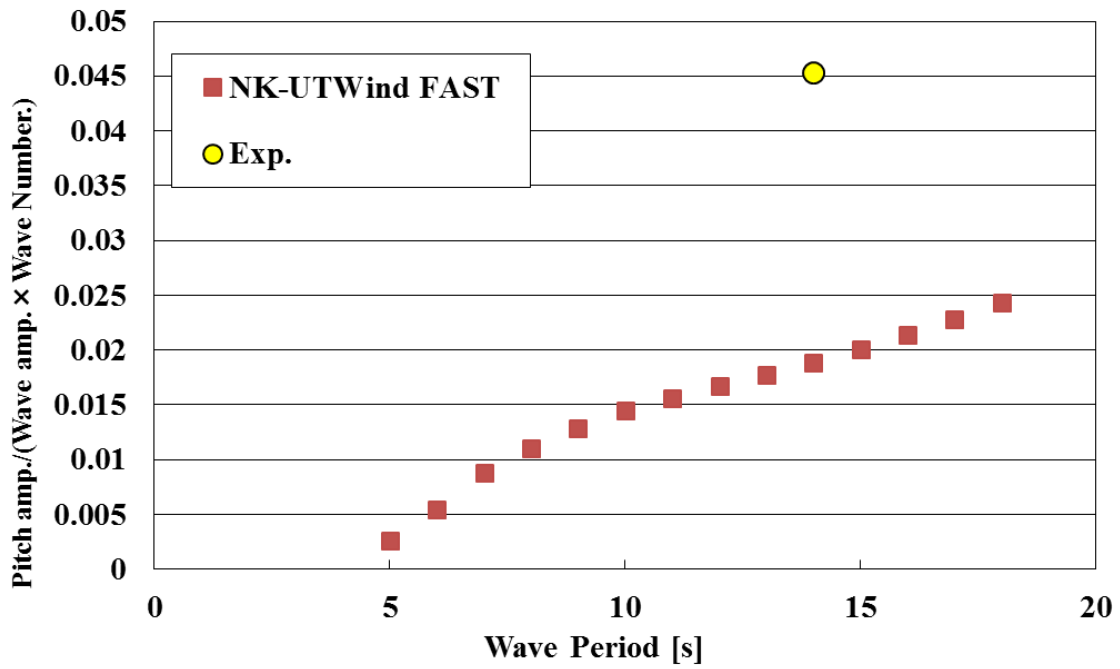


Figure 5.27 Comparison of Pitch RAO (Storm Condition)

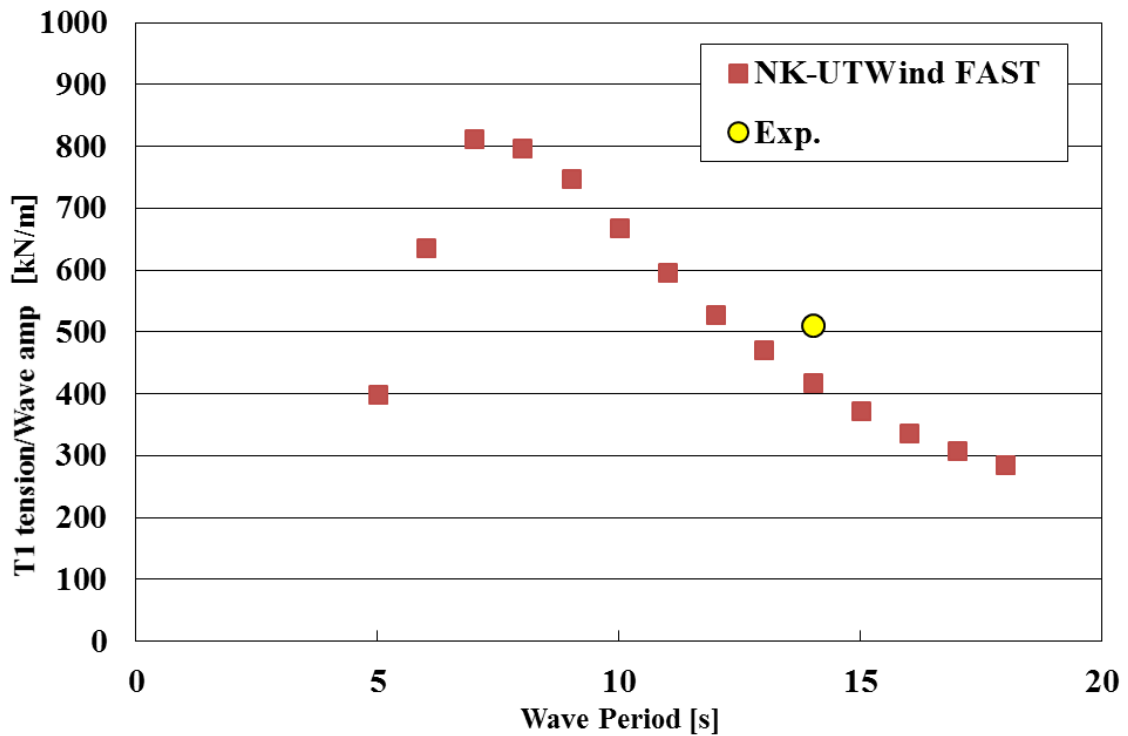


Figure 5.28 Comparison of T1 Tension RAO at Pontoon 1 (Storm Condition)

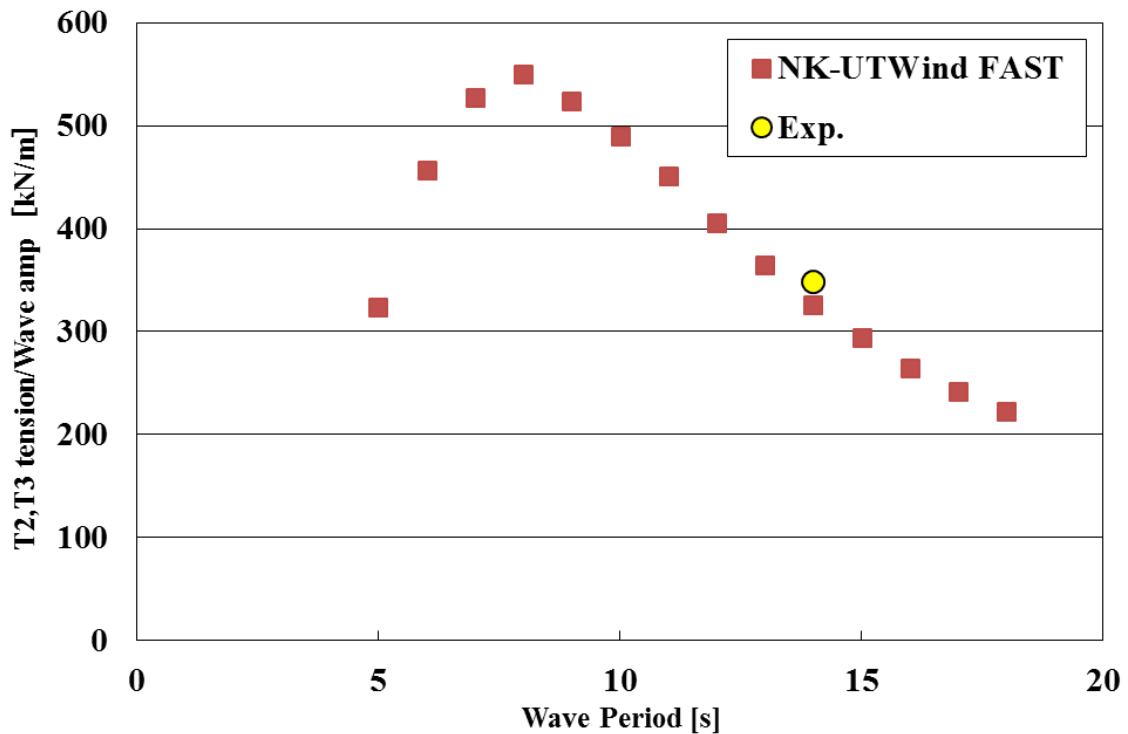


Figure 5.29 Comparison of T2,T3 Tension RAO at Pontoon 2,3 (Storm Condition)

5.3 考察

本章では、水槽実験によって TLP 型モデルにおける NK-UTWind FAST の検証を行った。Surge の運動応答について、実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は全体的に実験値の方がわずかに計算値を上回っている傾向があるが、良好に一致しているといえる。

Heave, Pitch の運動応答について、実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果には良好に一致しているとはいえない。この誤差が出た原因は 2 つ考えられる。1 つ目に、テンドン模型として使用したステンレスワイヤーと浮体、アンカーとの接続部の遊びが影響しているのが考えられる。遊びの影響の絶対値は小さいかもしれないが、Heave, Pitch 運動の絶対値も小さいため無視できない値になったのではないかと考えられる。2 つ目に、浮体の計測はモーションキャプチャーにより計測が行われており、計測に使われているターゲットの大きさは Heave や Pitch の運動と比べて大きく、計測誤差が無視できない値になったのではないかと考えられる。

しかしその一方で、張力応答に関して、ほぼ全てのケースで実験結果と NK-UTWind FAST による計算結果は良好に一致しており、傾向も同様であることが確認できた。張力の計算精度が良いことから、実際に発生している運動応答と NK-UTWind FAST の計算結果に大きな誤差はなく、変位計測の問題であることが推測できる。

また張力応答に関しても、全体的に実験値の方がわずかに計算結果を上回っている。この傾向は、TLP 型風車を設計する際には注意をしなければならず、さらなる検証や改善が求めら

れると考えられる。今回の計算に用いた浮体モデルは、固有周期をできるだけ実験値のものに近づけたモデルとなっているが、浮体質量や排水量を含めて完全には実験浮体を再現できるわけではない。また、要素の物性値(ヤング率やポアソン比)なども完全に再現できていたわけではないので、この部分の再現性を向上させることにより、更に精度の高い比較結果が得られると期待される。

Heave や Pitch に実験値と計算値の誤差について発生しているものの、絶対値が小さく、また計測誤差であると推測されるため、NK-UTWind FAST で TLP 型浮体の特徴を良く表していると言え、TLP 型浮体においても NK-UTWind FAST で良く再現できることが示された。

第6章 簡易モデルを用いたネガティブダンピングによる

自励振動条件解析

第2章の研究目的で述べたように, 浮体形状とネガティブダンピングによる自励振動励起条件を把握するために簡易モデルを作成した. ここでは簡易モデルについて説明し, 簡易モデルでの計算結果をまとめる. また第8章で NK-UTWind FAST との比較による考察を後述する.

6.1 簡易モデルの概要

3.1.2 項で, 2 自由度(Surge, Pitch)の連成応答運動方程式からネガティブダンピングによる自励振動発生に関するメカニズムについての定式化を行った.

簡易モデルでは, 運動が励起された状態を不安定状態とし, 系が安定か不安定かを判別するために固有値解析を行う.

Pitch・Surge 連成応答の自由運動の運動方程式は, 付加質量を考慮した慣性中心周りで立式すると式(6.1)のようになる.

$$\begin{pmatrix} m_{11} & 0 \\ 0 & I_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{\theta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} c_{11} & c_{15} \\ c_{51} & c_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{\theta} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} k_{11} & k_{15} \\ k_{51} & k_{55} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix} = 0 \quad (6.1)$$

特性方程式は, 式(6.2)のようになる.

$$\begin{aligned} \lambda^4 m_{11} I_{55} + \lambda^3 (m_{11} c_{55} + I_{55} c_{11}) + \lambda^2 (m_{11} k_{55} + c_{11} c_{55} - c_{15}^2) \\ + \lambda (c_{11} k_{55} + c_{55} k_{11} - 2c_{15} k_{15}) + (k_{11} k_{55} - k_{15}^2) = 0 \end{aligned} \quad (6.2)$$

式(6.2)の特性方程式を解くことで固有値が4つとそれぞれの固有値に対応した固有ベクトルが算出できる. よって, $\begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix}$ は k_i を定数として式(6.3)のように書き直せる.

$$\begin{pmatrix} x \\ \theta \end{pmatrix} = k_1 \begin{pmatrix} x_1 \\ \theta_1 \end{pmatrix} e^{\lambda_1 t} + k_2 \begin{pmatrix} x_2 \\ \theta_2 \end{pmatrix} e^{\lambda_2 t} + k_3 \begin{pmatrix} x_3 \\ \theta_3 \end{pmatrix} e^{\lambda_3 t} + k_4 \begin{pmatrix} x_4 \\ \theta_4 \end{pmatrix} e^{\lambda_4 t} \quad (6.3)$$

ただし $\lambda_{1,2} = \alpha_1 \pm \beta_1$ $\lambda_{3,4} = \alpha_3 \pm \beta_3$

式(6.3)の λ の実数部は時間が経つと収束するか発散するか, すなわち安定か不安定を判別することができ, 虚数部は系が運動する固有周波数となっている. つまり式(6.2)から固有値 λ を求めることで全体の系の安定・不安定状態を判別し, 固有ベクトルから Pitch もしくは Surge 運動のどちらが支配的な運動か判別する. 自励振動は Pitch・Surge の連成応答になるが, Pitch または Surge 運動の寄与分を求めることで支配的な運動を判断していく.(例えば, Surge 方向に1動いたものに対して, Pitch 方向に6動けば Pitch 方向変位が支配的であるとす).

この簡易モデルの利点として、慣性行列や剛性行列の値を変化させ(=条件を変え)、ネガティブダンピングによる自励振動が発生する場合にどのようなパラメーターが支配的となるのか検証できる点である。

そこで減衰行列はレイリー減衰(式(6.4))で仮定し、係数 α は 0.03 (3%)としている。

$$\mathbf{C}_{\text{Ray}} = \alpha(\mathbf{M} + \mathbf{K}) \quad (6.4)$$

6.2 検証モデル

6.2.1 検証用浮体

今回検証用の浮体として、スパー型は Hywind Concept を参考に [31], TLP 型は第 5 章で用いられた実験モデル, セミサブ型は当研究室でたびたび用いられてきた NK モデルセミサブ型浮体を使用した。主要目は Table 6.1 に示し, Figure 6.1 に用いたモデルのイメージ図を示す。全て NREL 5-MW baseline wind turbine を搭載した値である。

Table 6.1 Properties of floater models

Item	Semi-sub	TLP	Spar
Turbine	NREL 5-MW baseline wind turbine		
Water depth [m]	200.000	100.000	320.000
Draft [m]	20.000	20.000	120.000
Volume of displacement [m ³]	9603.849	3957.791	8014.391
Center of buoyance [m]	-11.347	-14.028	-62.516
Diameter at water plane [m]	10.000	7.000	6.500
Mass [kg]	9884350.228	2963325.986	8124.750
Center of gravity ¹⁾ [m]	-3.787	7.995	-79.913
Fairlead elevation [m]	-10.000	-17.762	-70.000
Natural frequency of Surge [Hz]	0.010	0.022	0.080
Natural frequency of Heave [Hz]	0.066	0.756	0.031
Natural frequency of Pitch [Hz]	0.045	0.303	0.034
Mooring line length [m]	384.241	279.640	902.200
Initial tension [N/tendon]	-	3561291185.424	-
Extensional stiffness [N/m]	36000000.000	47413360.000	432277.330
Number of mooring lines	4.000	3.000	3.000

1) centre of gravity of the floating wind turbine, including rotor, nacelle, tower, and platform

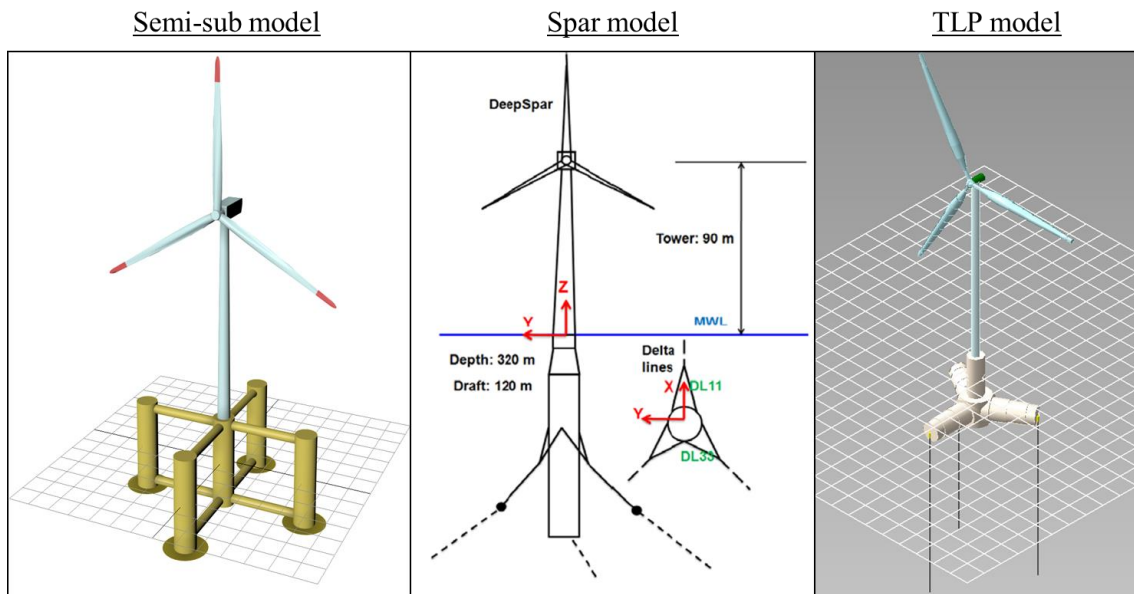


Figure 6.1 Image of floater model [31]

6.2.2 スラストカーブ

本研究の簡易式で用いたスラストカーブは FASTv8 を用いて計算を行ったものである。これらは全て NREL offshore 5-MW baseline wind turbine を陸上に備えつけられたタワーに搭載したものであり, 詳細な運動特性及び寸法は次章 Table 7.1 および Figure 7.1~Figure 7.6 に記す。Figure 6.2 にスラストカーブより求めたスラストカーブの変化率 $\partial F_T / \partial V$ を示す。

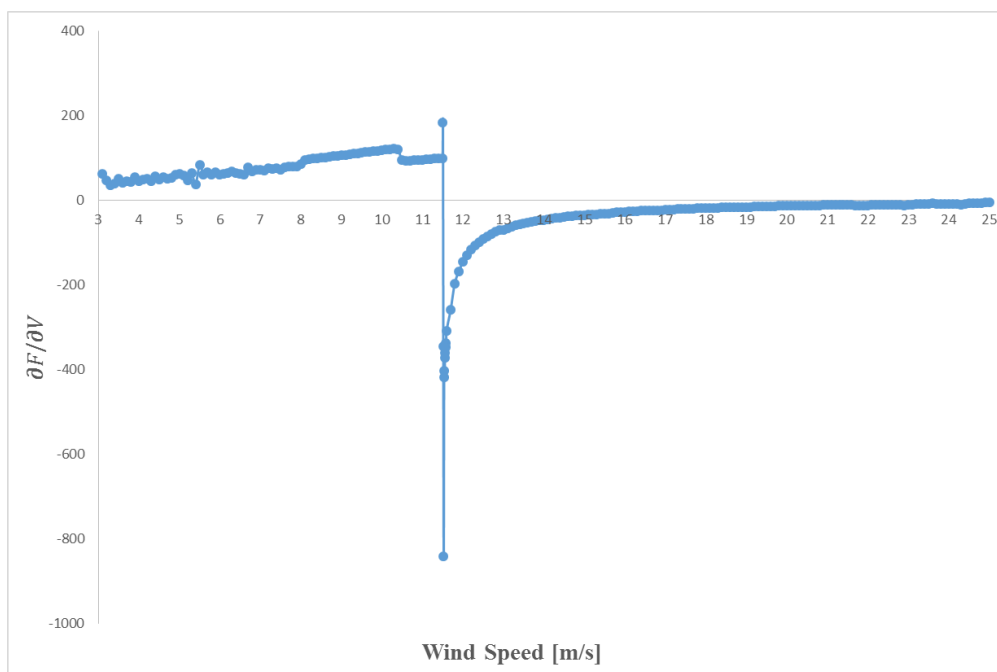


Figure 6.2 Rate of change of thrust force

6.3 検証結果

6.3.1 セミサブ型浮体計算結果

Table 6.2 に固有値解析の結果, Figure 6.3 に固有値の実部をプロットしたものを示す.

Table 6.2, Figure 6.3 の固有値の実部の値に着目すると,風速 11.53m/s ~ 13m/s において自励振動が発生することが確認できる. 風速 14m/s の時,固有値の実部は全て負になり,自励振動発生の際値は 13m/s~14m/s の間にあることがわかる.固有値の実部の大きさは,定格風速直後(11.53m/s)が最大であり,風速が上がるにつれてその値は小さくなっていく.

Table 6.2 の固有ベクトルが示すように, $\lambda_{1,2}$ の運動は Pitch 方向の運動が支配的であり, $\lambda_{3,4}$ の運動は Surge 方向の運動が支配的である.自励振動が発生する際には,Pitch 方向の運動が支配的であることが確認できる.Surge 方向の運動が支配的である場合,自励振動は発生しない. また虚部の値は,定格風速直後が最も固有周波数から離れている(Surge 固有周波数 0.0628 [rad/sec], Pitch 固有周波数 0.2809 [rad/sec]). これは定格風速直後がスラストカーブによる減衰が最も大きく,系全体の減衰への影響が相対的に大きくなっていることが原因だと考えられる.

Table 6.2 Result of Eigenvalue analysis (Semi-sub model)

Wind velocity [m/s]	EigenValue			EigenVectors		
		Real part α	Imaginary part β			
11.53	λ_1	0.07016	0.26646	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.99871
	λ_2	0.07016	-0.26646		θ [deg]	2.90401
	λ_3	-0.00092	0.06578	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00092	-0.06578		θ [deg]	0.01976
12	λ_1	0.02471	0.27866	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.95647
	λ_2	0.02471	-0.27866		θ [deg]	16.72011
	λ_3	-0.01118	0.06382	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01118	-0.06382		θ [deg]	0.00185
13	λ_1	0.00351	0.28065	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.84574
	λ_2	0.00351	-0.28065		θ [deg]	30.57247
	λ_3	-0.01317	0.06323	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01317	-0.06323		θ [deg]	0.00088
14	λ_1	-0.00314	0.28081	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.72550
	λ_2	-0.00314	-0.28081		θ [deg]	39.43224
	λ_3	-0.01380	0.06305	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01380	-0.06305		θ [deg]	0.00064
15	λ_1	-0.00633	0.28081	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.84581
	λ_2	-0.00633	-0.28081		θ [deg]	30.56649
	λ_3	-0.01411	0.06297	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01411	-0.06297		θ [deg]	0.01298
17	λ_1	-0.00971	0.28075	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.46990
	λ_2	-0.00971	-0.28075		θ [deg]	50.57626
	λ_3	-0.01443	0.06289	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01443	-0.06289		θ [deg]	0.00058
20	λ_1	-0.01249	0.28066	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.30242
	λ_2	-0.01249	-0.28066		θ [deg]	54.61288
	λ_3	-0.01470	0.06282	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01470	-0.06282		θ [deg]	0.00094
25	λ_1	-0.01459	0.28057	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.17104
	λ_2	-0.01459	-0.28057		θ [deg]	56.45144
	λ_3	-0.01491	0.06277	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01491	-0.06277		θ [deg]	0.00266

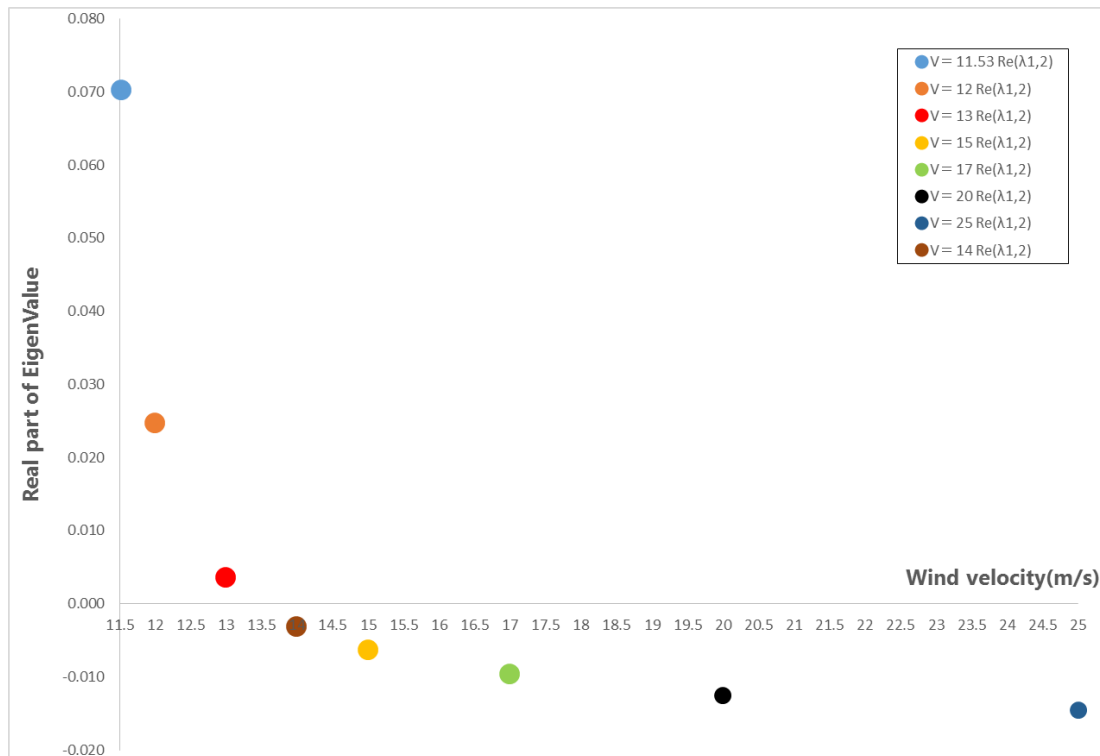


Figure 6.3 Real part of Eigen Value (λ 1,2, Semi-sub model)

6.3.2 TLP 型浮体計算結果

Table 6.3 に固有値解析の結果, Figure 6.3 に固有値の実部をプロットしたものを示す.

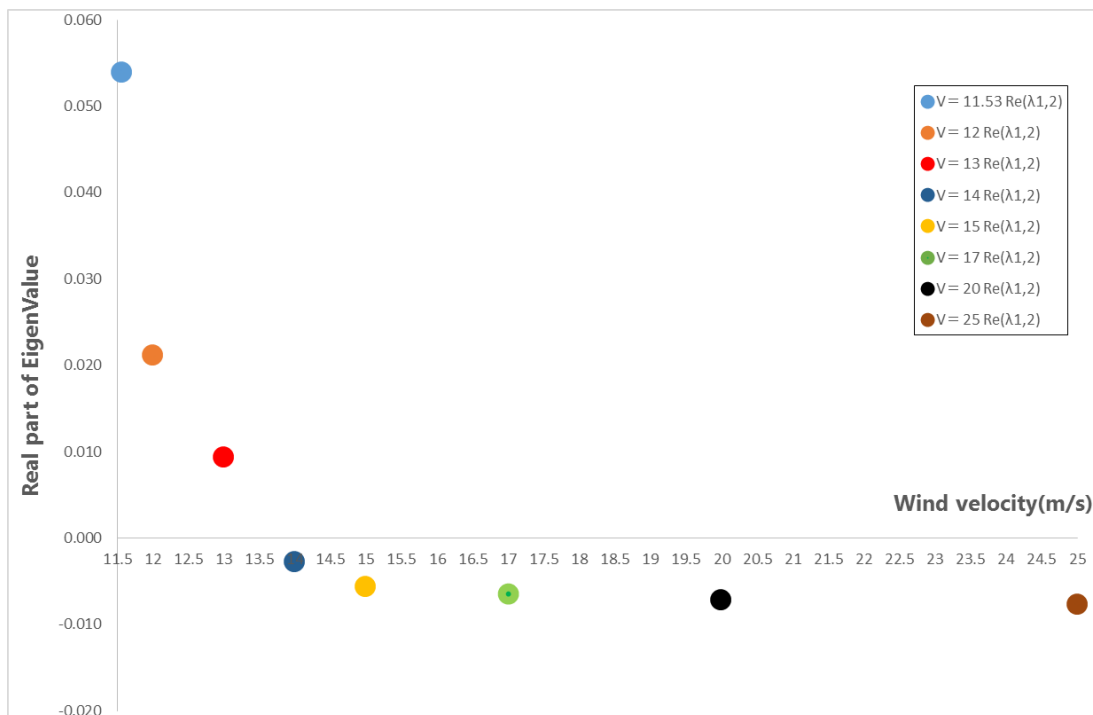
Table 6.3, Figure 6.3 の固有値の値に着目すると,風速 11.53m/s ~ 13m/s において自励振動が発生することが確認できる. 風速 14m/s の時,固有値の実部は全て負であり,自励振動発生 of 閾値は 13m/s~14m/s の間にあることがわかる.また固有値の実部の大きさは,定格風速直後 (11.53m/s)が最大であり,風速が上がるにつれてその値は小さくなっていく.

Table 6.3 の固有ベクトルが示すように, $\lambda_{1,2}$ の運動は Surge 方向の運動が支配的であり, $\lambda_{3,4}$ の運動は Pitch 方向の運動が支配的である.自励振動が発生する際には, Surge 方向の運動が支配的であることが確認できる. Pitch 方向の運動が支配的である場合,自励振動は発生しない. また虚部の値は,定格風速直後が最も固有周波数から離れている(Surge 固有周波数 0.1475 [rad/sec], Pitch 固有周波数 1.9819 [rad/sec]).これは定格風速直後がスラストカーブによる減衰が最も大きく,系全体の減衰への影響が相対的に大きくなっていることが原因だと考えられる.

Table 6.3 Result of Eigenvalue analysis (TLP model)

Wind velocity [m/s]	EigenValue			EigenVectors		
		Real part α	Imaginary part β			
11.53	λ_1	0.05394	0.14191	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	0.05394	-0.14191		θ [deg]	0.03606
	λ_3	-0.01572	1.74196	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.98992
	λ_4	-0.01572	-1.74196		θ [deg]	8.11438
12	λ_1	0.02119	0.14756	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	0.02119	-0.14756		θ [deg]	0.00005
	λ_3	-0.04837	1.97863	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.75641
	λ_4	-0.04837	-1.97863		θ [deg]	37.47730
13	λ_1	0.00931	0.14745	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	0.00931	-0.14745		θ [deg]	0.00005
	λ_3	-0.07256	1.98157	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.48731
	λ_4	-0.07256	-1.98157		θ [deg]	50.03243
14	λ_1	-0.00282	0.14739	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	-0.00282	-0.14739		θ [deg]	0.00381
	λ_3	-0.10158	1.98163	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.00866
	λ_4	-0.10158	-1.98163		θ [deg]	57.29363
15	λ_1	-0.00562	0.14736	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	-0.00562	-0.14736		θ [deg]	0.00358
	λ_3	-0.12715	1.98152	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.01047
	λ_4	-0.12715	-1.98152		θ [deg]	57.29264
17	λ_1	-0.00647	0.14732	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	-0.00647	-0.14732		θ [deg]	0.00329
	λ_3	-0.16732	1.98130	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.02113
	λ_4	-0.16732	-1.98130		θ [deg]	57.28299
20	λ_1	-0.00717	0.14728	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	-0.00717	-0.14728		θ [deg]	0.00329
	λ_3	-0.19150	1.98103	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.02113
	λ_4	-0.19150	-1.98103		θ [deg]	57.28299
25	λ_1	-0.00770	0.14726	$\lambda_{1,2}$	x[m]	1.00000
	λ_2	-0.00770	-0.14726		θ [deg]	0.00358
	λ_3	-0.20347	1.98078	$\lambda_{3,4}$	x[m]	0.01047
	λ_4	-0.20347	-1.98078		θ [deg]	57.29264

Figure 6.4 Real part of Eigen Value ($\lambda_{1,2}$, TLP model)



6.3.3 スパー型浮体計算結果

Table 6.4 に固有値解析の結果,

Figure 6.5 に固有値の実部をプロットしたものを示す.

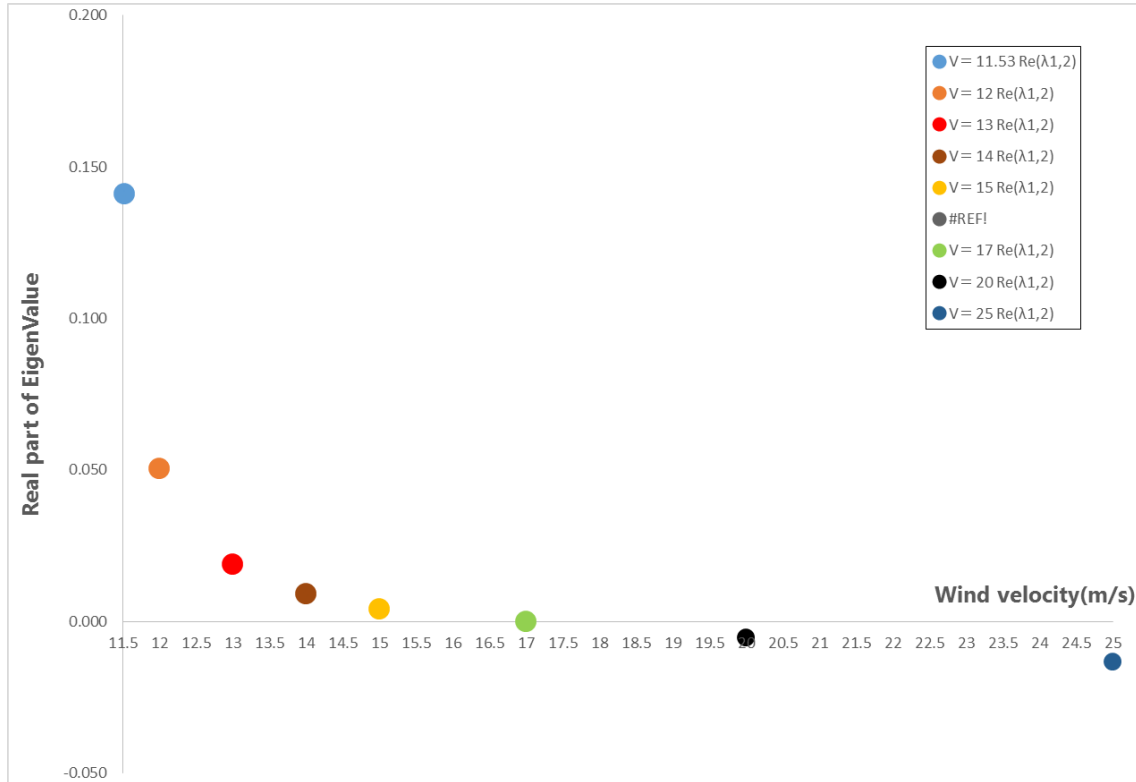
Table 6.4 の固有値の値に着目すると,風速 11.53m/s ~ 17m/s において自励振動が発生することが確認できる.固有値の実部の大きさは,定格風速直後(11.53m/s)が最大であり,風速が上がるにつれてその値は小さくなっていく.

Table 6.4 の固有ベクトルが示すように, $\lambda_{1,2}$ の運動は Pitch 方向の運動が支配的であり, $\lambda_{3,4}$ の運動は Surge 方向の運動が支配的である.自励振動が発生する際には,Pitch 方向の運動が支配的であることが確認できる.Surge 方向の運動が支配的である場合,自励振動は発生しない. また虚部の値は,定格風速直後が最も固有周波数から離れている(Surge 固有周波数 0.0501 [rad/sec], Pitch 固有周波数 0.2117 [rad/sec]).これは定格風速直後がスラストカーブによる減衰が最も大きく,系全体の減衰への影響が相対的に大きくなっていることが原因だと考えられる.

Table 6.4 Result of Eigenvalue analysis (Spar model)

Wind velocity [m/s]	EigenValue			EigenVectors		
		Real part : α	Imaginary part : β			
11.53	λ_1	0.14095	0.18710	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.99791
	λ_2	0.14095	-0.18710		θ [deg]	3.70457
	λ_3	-0.00051	0.05393	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00051	-0.05393		θ [deg]	0.01976
12	λ_1	0.05051	0.20295	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.99029
	λ_2	0.05051	-0.20295		θ [deg]	7.96365
	λ_3	-0.00583	0.05037	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00583	-0.05037		θ [deg]	0.00320
13	λ_1	0.01889	0.21026	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.96030
	λ_2	0.01889	-0.21026		θ [deg]	15.98357
	λ_3	-0.00795	0.04960	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00795	-0.04960		θ [deg]	0.00146
14	λ_1	0.00899	0.21126	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.91632
	λ_2	0.00899	-0.21126		θ [deg]	22.94389
	λ_3	-0.00864	0.04941	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00864	-0.04941		θ [deg]	0.00099
15	λ_1	0.00424	0.21152	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.86617
	λ_2	0.00424	-0.21152		θ [deg]	28.63320
	λ_3	-0.00897	0.04932	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00897	-0.04932		θ [deg]	0.00078
17	λ_1	0.00010	0.21162	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.80522
	λ_2	0.00010	-0.21162		θ [deg]	33.97510
	λ_3	-0.00920	0.04926	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.00920	-0.04926		θ [deg]	0.00064
20	λ_1	-0.00509	0.21145	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.54917
	λ_2	-0.00509	-0.21145		θ [deg]	47.88251
	λ_3	-0.01464	0.04791	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01464	-0.04791		θ [deg]	0.00044
25	λ_1	-0.01329	0.21130	$\lambda_{1,2}$	x[m]	0.28246
	λ_2	-0.01329	-0.21130		θ [deg]	54.96260
	λ_3	-0.01486	0.04784	$\lambda_{3,4}$	x[m]	1.00000
	λ_4	-0.01486	-0.04784		θ [deg]	0.00045

Figure 6.5 Real part of Eigen Value (λ 1,2, Spar model)



第7章 NK-UTWind FAST を用いたネガティブダンピングによる自励振動条件解析

本章は簡易モデルとの比較のため、簡易モデルと同様の浮体モデルを NK-UTWind FAST で作成し自励振動励起条件を検証することが目的である。

そのために、浮体モデルが正しく設計されていることを、先行実験や先行研究で明らかになった RAO と比較することによって確認した。確認後、ネガティブダンピングによる自励振動の発生条件を検証した。第 8 章で簡易モデルとの比較による考察を行う。

7.1 検証モデル

7.1.1 風車モデル

7.1.1.1 主要目

本研究で想定している風車実機は NREL の考案した 5MW 機風車 NREL offshore 5-MW baseline wind turbine としている。このモデルは 3 枚翼アップウインド式のブレードピッチ角制御可能な風車で、公開されている 5MW 機の代表的な仕様をもつように設計されたものである。Table 7.1 にその要目を示す。風車の回転軸は 5 度上向き角 (Shaft Tilt) がつけられているが、アップウインド式風車の場合、ブレードがたわむことによりタワーに接触しないようにするためである。

Table 7.1 Properties of NREL 5-MW baseline wind turbine

Item	Value	Unit
Rating	5.00	MW
Rotor Orientation, Configuration	Upwind, 3 Blades	-
Rotor Diameter	126.00	m
Hub height	90.00	m
Cut-in wind velocity	3.00	m/s
Rated wind velocity	11.52	m/s
Cut-out wind velocity	25.00	m/s
Rated rotor speed	12.10	rpm
Rated generator speed	1,137.70	rpm
Rated generator torque	43,093.00	N·m
Blade length	61.50	m
Control	Blade pitch control Variable-speed torque control	-
Rotor Mass	110,000.00	kg
Nacelle Mass	240,000.00	kg
Tower Mass	347,460.00	kg
Total Mass	697,460.00	kg

7.1.1.2 運動特性

次に FASTv8 を用いて計算を行った,風車の運動特性を示す,
これらは全て NREL offshore 5-MW baseline wind turbine を陸上に備えつけられたタワーに搭載し,計算を行った.タワーの寸法や重量,ブレードも全て Table 7.1 に準ずるものである.

Figure 7.1 : 風速ごとの発電機出力[W]

Figure 7.2 : 風速ごとの発電機トルク[N・m]

Figure 7.3 : 風速ごとのローターにかかるスラスト力[N]

Figure 7.4 : 風速ごとの発電機回転数[rpm]

Figure 7.5 : 風速ごとのローター回転数[rpm]

Figure 7.6 : 風速ごとのブレードピッチ角[deg]

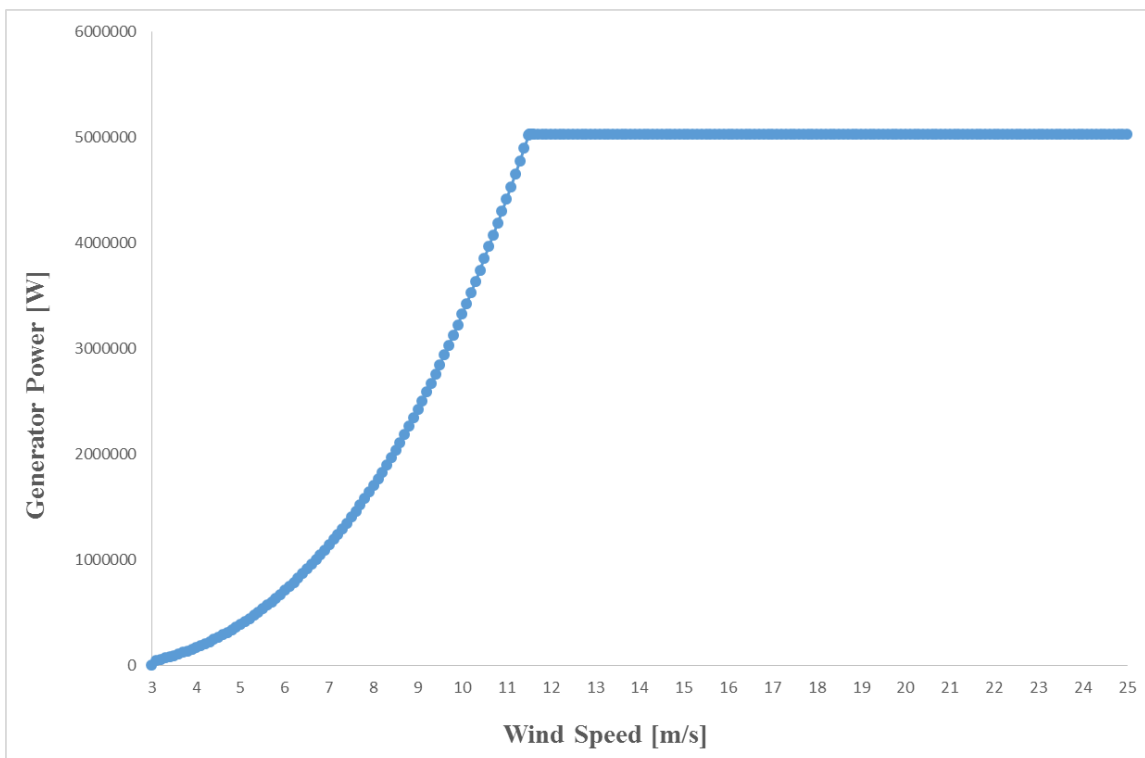


Figure 7.1 Electrical output of the generator

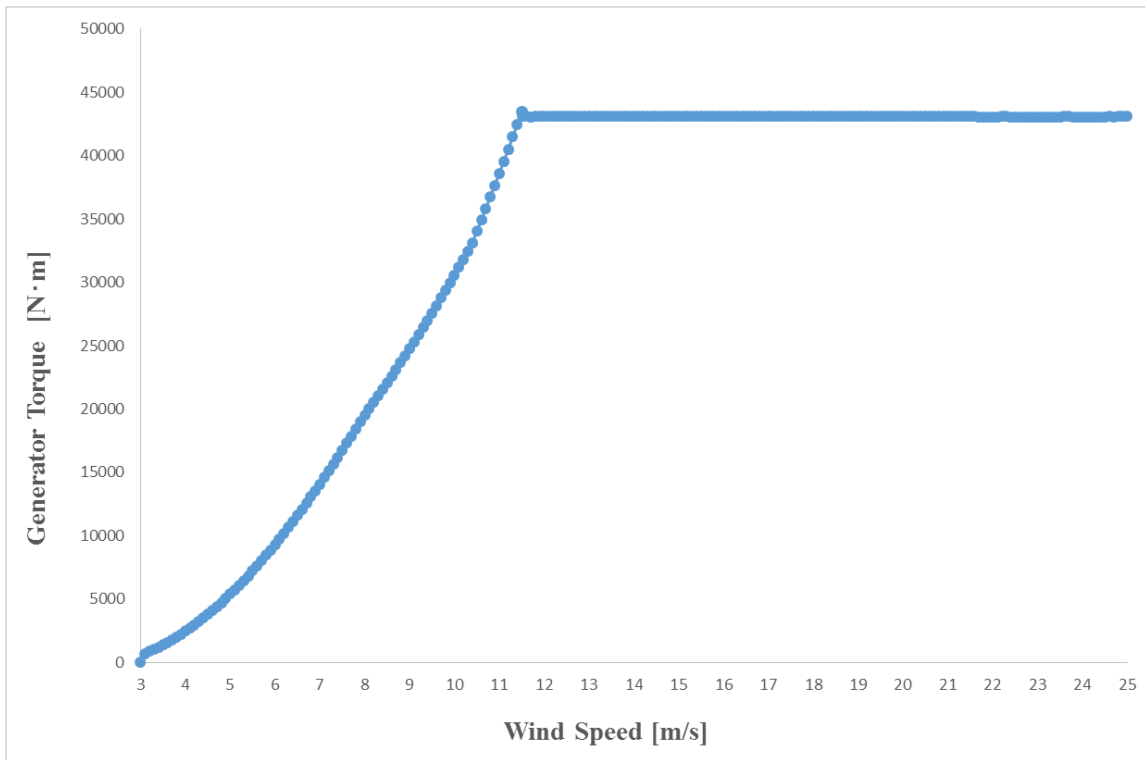


Figure 7.2 Electrical torque of the generator

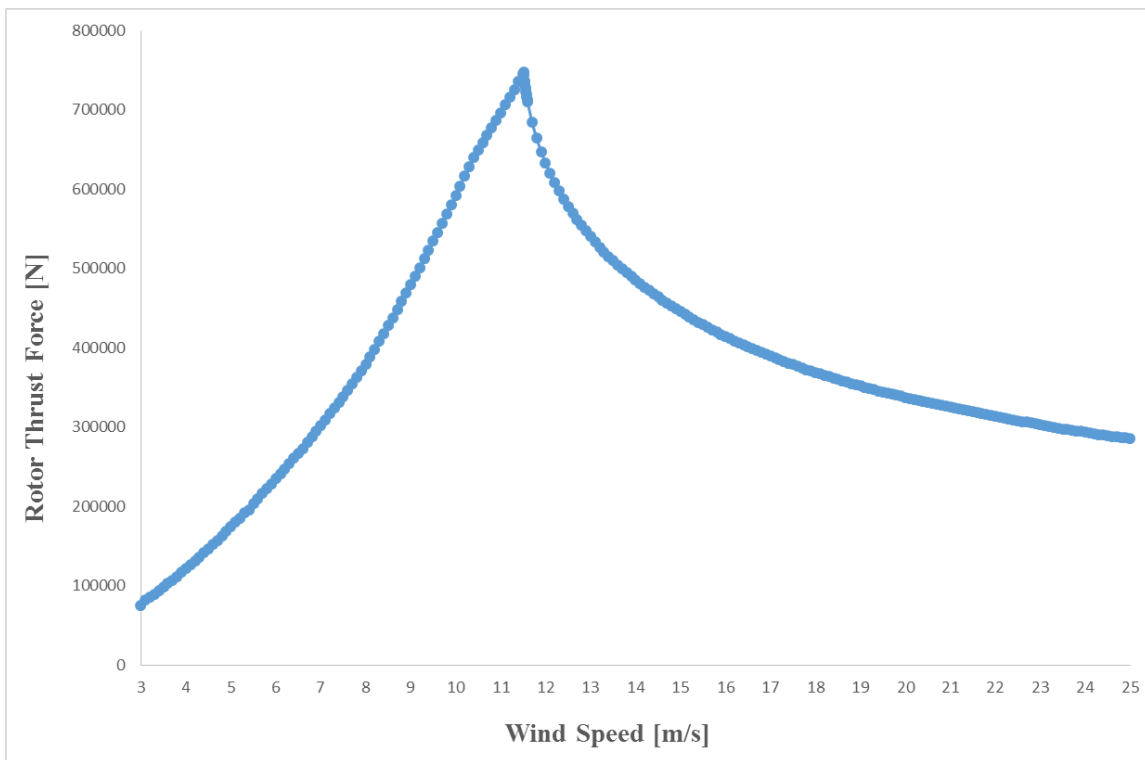


Figure 7.3 Rotor thrust force

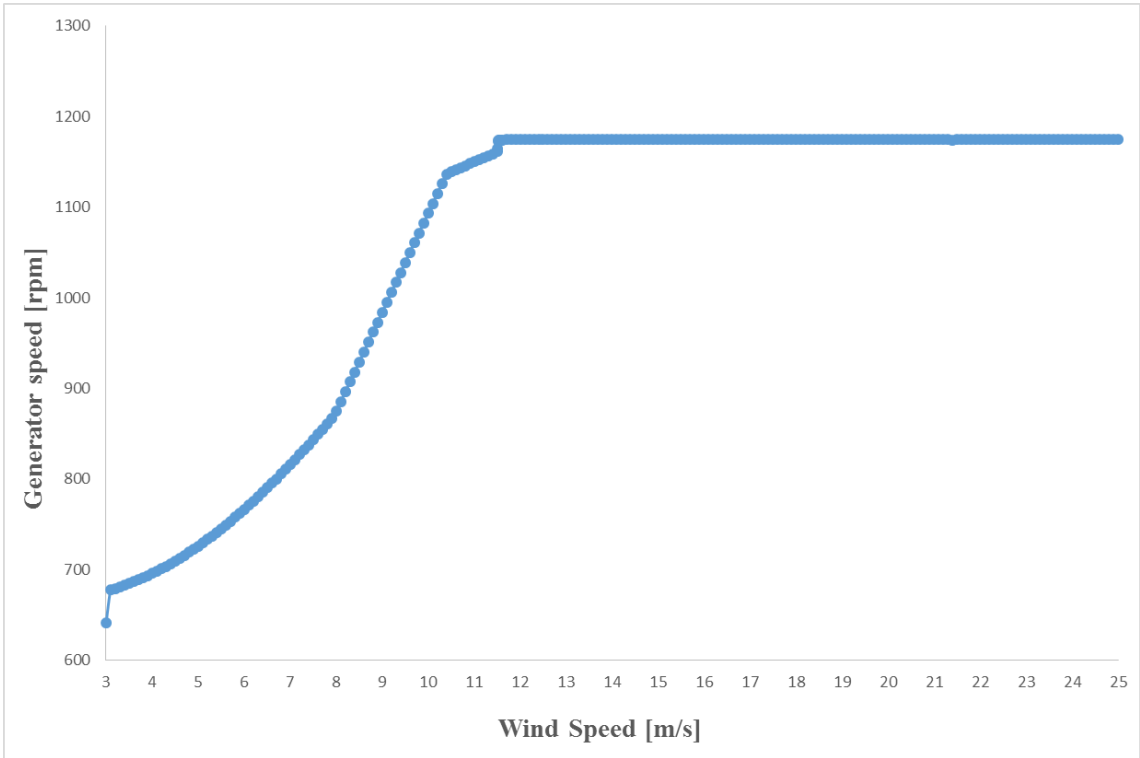


Figure 7.4 Rotational speed of the generator

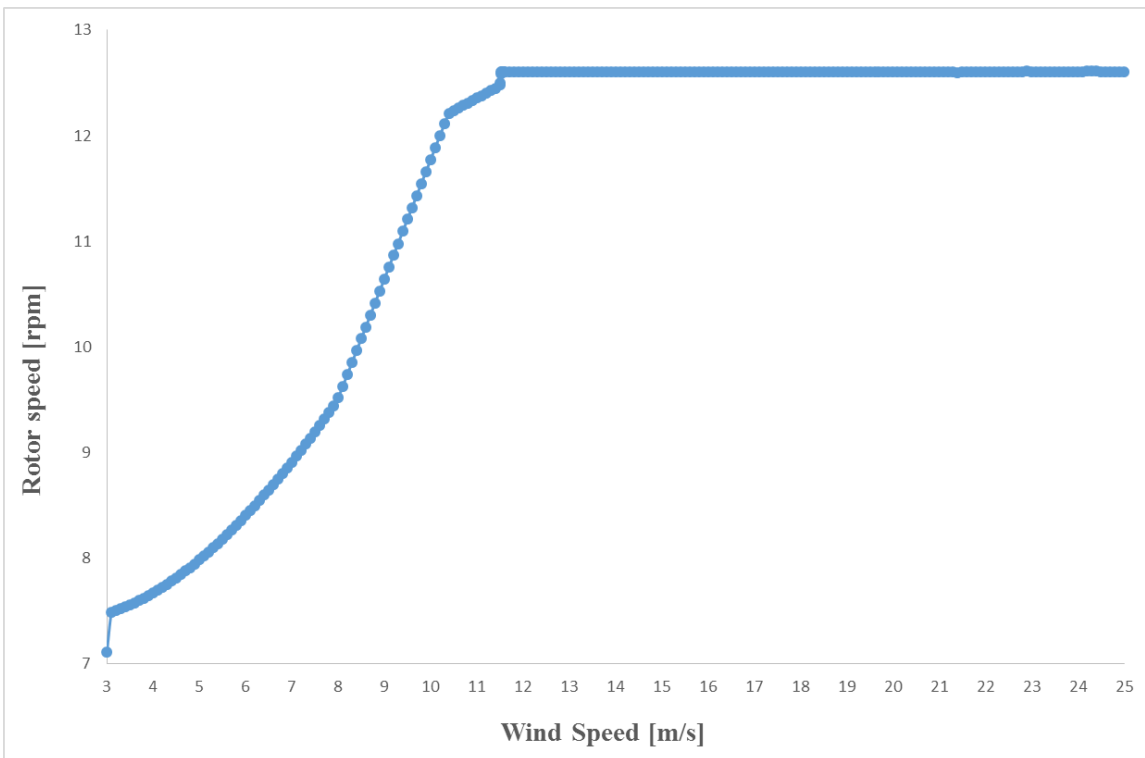


Figure 7.5 Rotational speed of the rotor

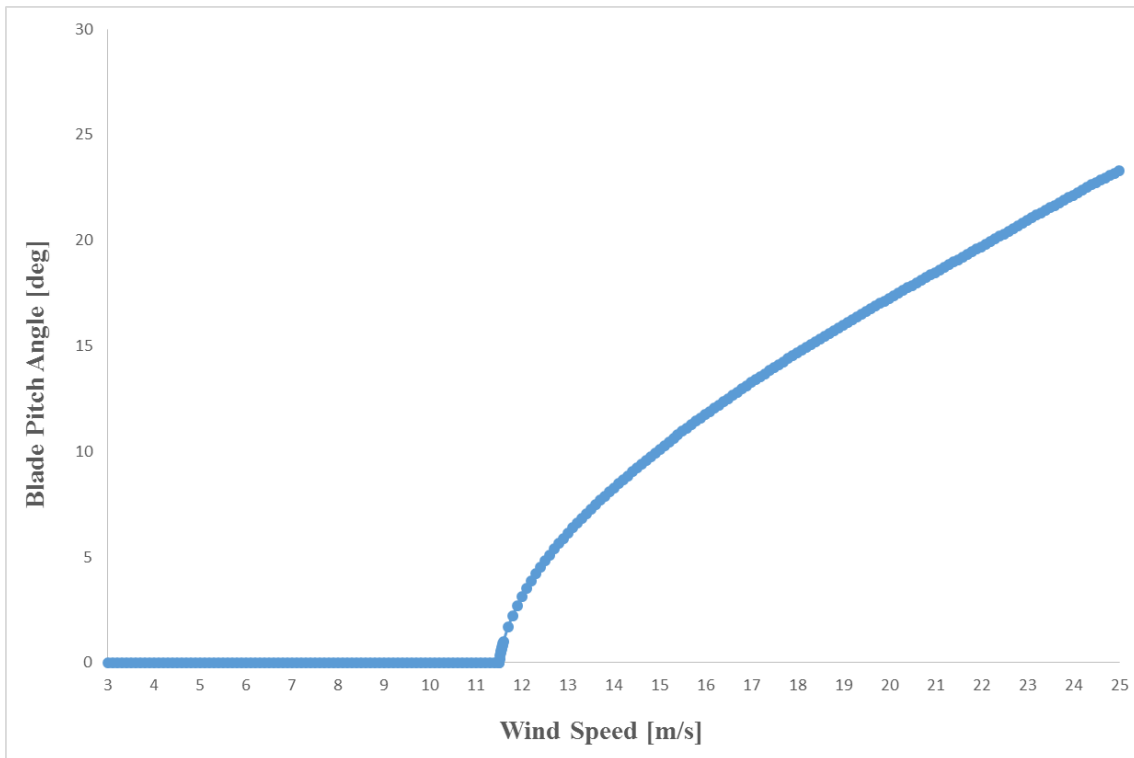


Figure 7.6 Pitch angle of blade

7.1.2 浮体モデル

簡易モデルと比較をすべく、スパー型は Hywind Concept を参考に [31], TLP 型は第 5 章で用いられた実験モデル, セミサブ型は当研究室でたびたび用いられてきた NK モデルセミサブ型浮体を使用した。主要目は Table 7.2 に示す。重心や浮心はすべて浮体単体での値であり, タワー・ナセル・ブレードの値はすべて含まれていない。浮体のイメージ図などは第 6.3.1 項に示す。

Table 7.2 Properties of platform and mooring

Item	Semi-sub	TLP	Spar
Water depth [m]	200.000	100.000	320.000
Draft [m]	20.000	20.000	120.000
Volume of displacement [m ³]	9603.849	3968.579	8014.391
Center of buoyance [m]	-11.304	-14.994	-60.991
Diameter at water plane [m]	10.000	7.000	6.500
Platform Mass [kg]	9184.350	2302.308	7874.750
Center of gravity [m]	-10.048	-12.341	-85.329
Fairlead elevation [m]	-10.000	-17.760	-70.000
Natural frequency of Surge [Hz]	0.010	0.024	0.080
Natural frequency of Heave [Hz]	0.066	0.769	0.032
Natural frequency of Pitch [Hz]	0.044	0.303	0.034
Mooring type	Catenary	Tension leg	Catenary
Mooring line length [m]	384.241	279.640	902.200
Initial tension [N/tendon]	-	3622553.458	-
Extensional stiffness [N/m]	36000000.000	47413360.000	432277.330
Number of mooring lines	4.000	3.000	3.000

Table 7.2 は簡易式を使って固有値解析を行う際に用いた Table 6.1 とわずかにずれている点がある。この原因として次の理由が考えられる。簡易モデルで用いた Table 6.1 は参考にした設計値を元に忠実作成したものの NK-UTWind FAST で用いた Table 7.2 は、次節で示される実験値や他ソフトウェアの RAO にできるだけ近づけたモデルとなっているが、浮体質量や排水量を完全に再現できたものではない。これは NK-UTWind FAST のモデルは全て細長円柱(楕円柱)状の梁要素を組み合わせて複雑な構造物を小さな要素の集合体として表現しており、今回検証用の浮体として、スパー型はや TLP 型はテーパー部を有しているため、完全に再現することが不可能であるためである。

次章で簡易モデルとの比較による考察を行うが、簡易モデルは設計値を忠実に再現しており、また NK-UTWind FAST は RAO 比較により設計を再現できていることが確認できているため、これらの誤差はほとんど影響がないと考える。

7.2 RAO 比較による浮体モデルの検証

本節では,作成した NK-UTWind FAST の浮体モデルが正しく設計されていることを確認するために,先行研究で行われた実験や計算結果と NK-UTWind FAST で行った周波数応答関数の計算を比較した.また TLP 型浮体に関しては,既に第 5 章で確認を行ったため,ここでは省略する.

7.2.1 セミサブ型モデル

7.2.1.1 比較結果

本研究で用いたセミサブ型モデル(NK モデル)について,藤岡 [13]が行った 1/40 スケール模型での実験の結果との比較を行う.この実験は初期の UTWind 開発時の精度検証を行う際に行われたものであり, NK-UTWind FAST となった現在, 比較するのに適していると考えた. Table 7.3 に周波数応答関数作成のために規則波での実験条件を示す.この時,風など他の外力は存在しない.

Figure 7.7~Figure 7.12 に波向き角 0degree における,実験値と NK -UTWind FAST の計算の比較結果を示す.尚,波周波数は実機スケールへと換算した値を使っている.(フルード則より,模型実験での値の $1/\sqrt{40}$ の値となっている)

Table 7.3 Experimental Condition In Waves

Wave Period	Wave Amplitude
sec	mm
1.11	43.3
1.42	77.9
1.58	96.7
1.74	115.5
1.86	125.0
1.97	135.0
2.06	154.4
2.22	170.0
2.37	194.9
2.43	202.1
2.49	202.1
2.60	202.1
2.70	202.1
2.80	202.1
2.91	202.1
3.00	202.1
3.09	202.1
3.25	202.1
3.40	202.1
3.50	202.1
3.65	202.1
3.79	202.1
3.90	202.1
4.00	202.1

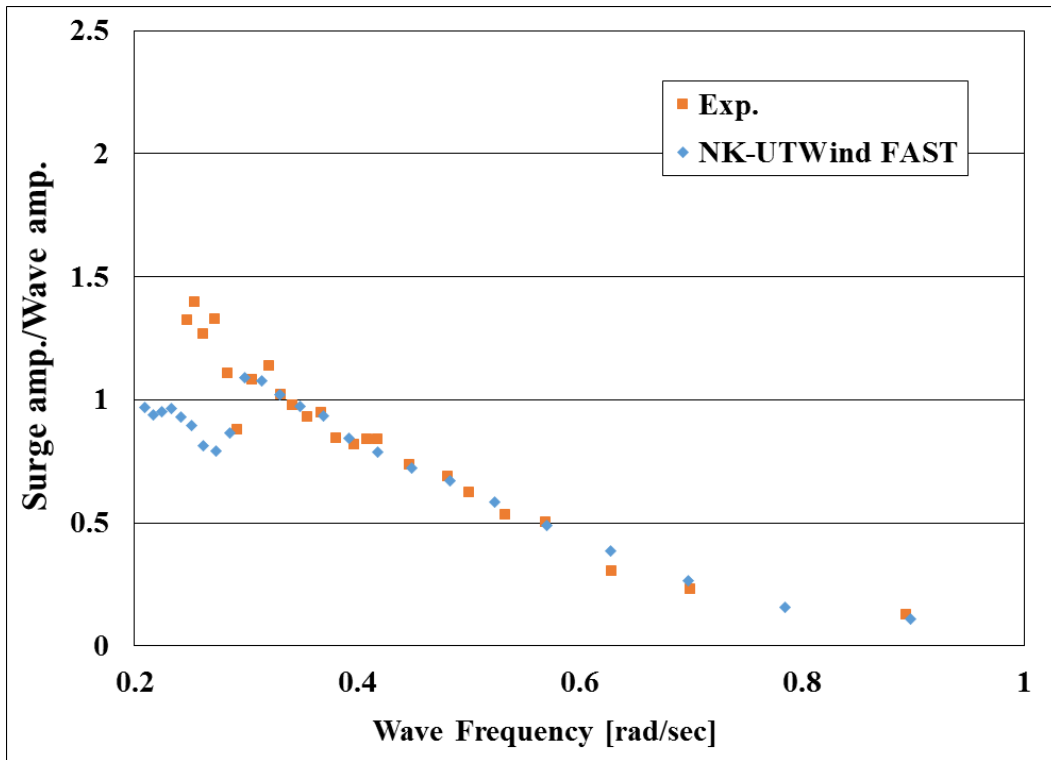


Figure 7.7 Comparison of Surge RAO (Semi-sub model)

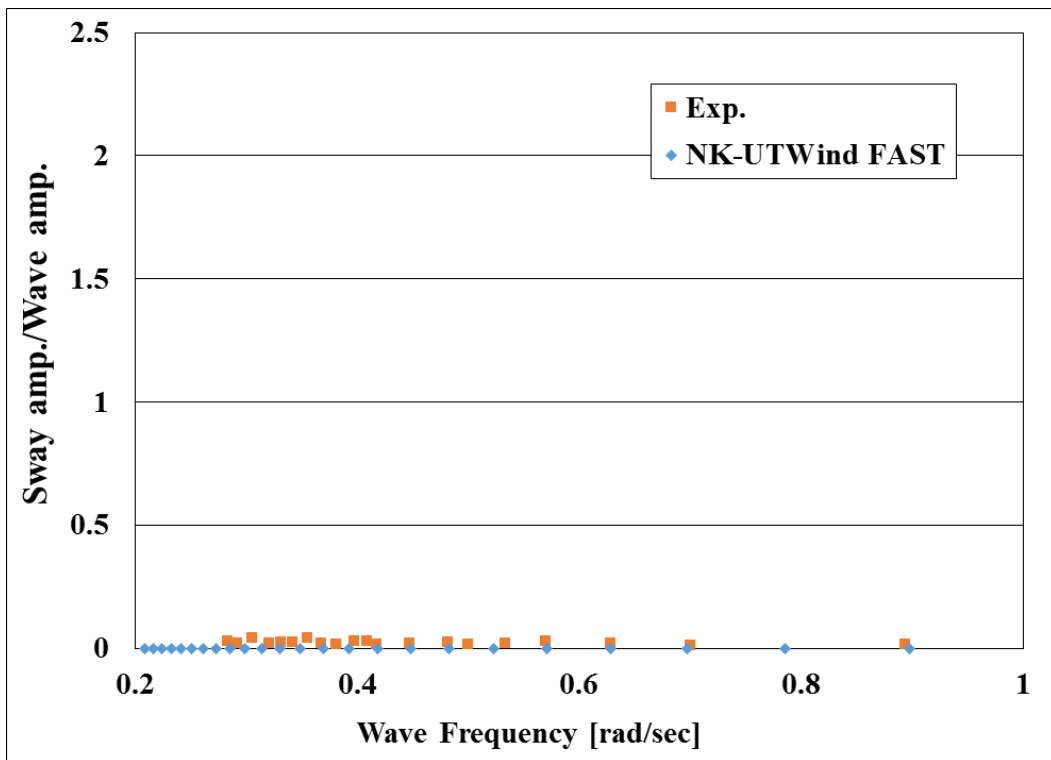


Figure 7.8 Comparison of Sway RAO (Semi-sub model)

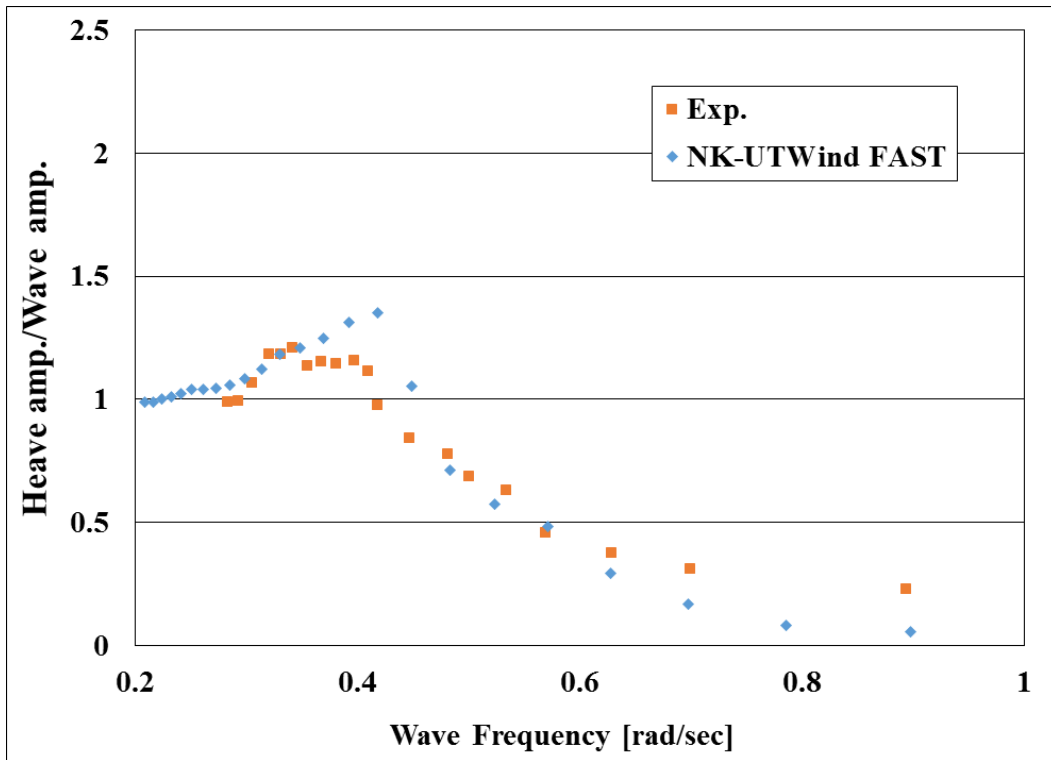


Figure 7.9 Comparison of Heave RAO (Semi-sub model)

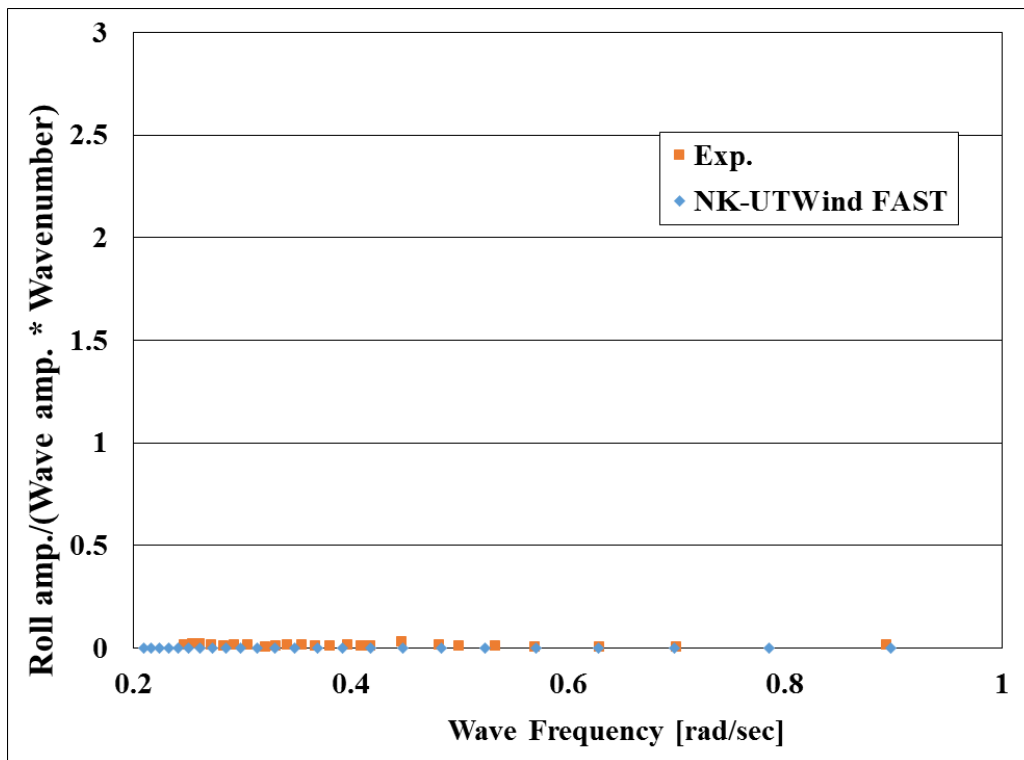


Figure 7.10 Comparison of Roll RAO (Semi-sub model)

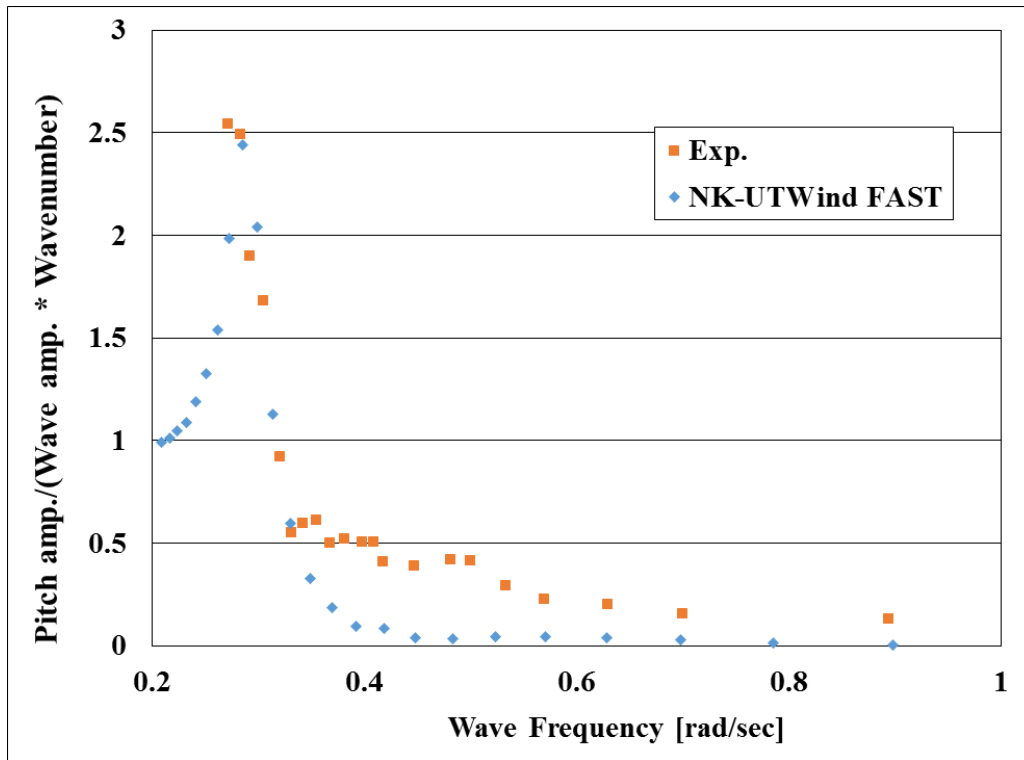


Figure 7.11 Comparison of Pitch RAO (Semi-sub model)

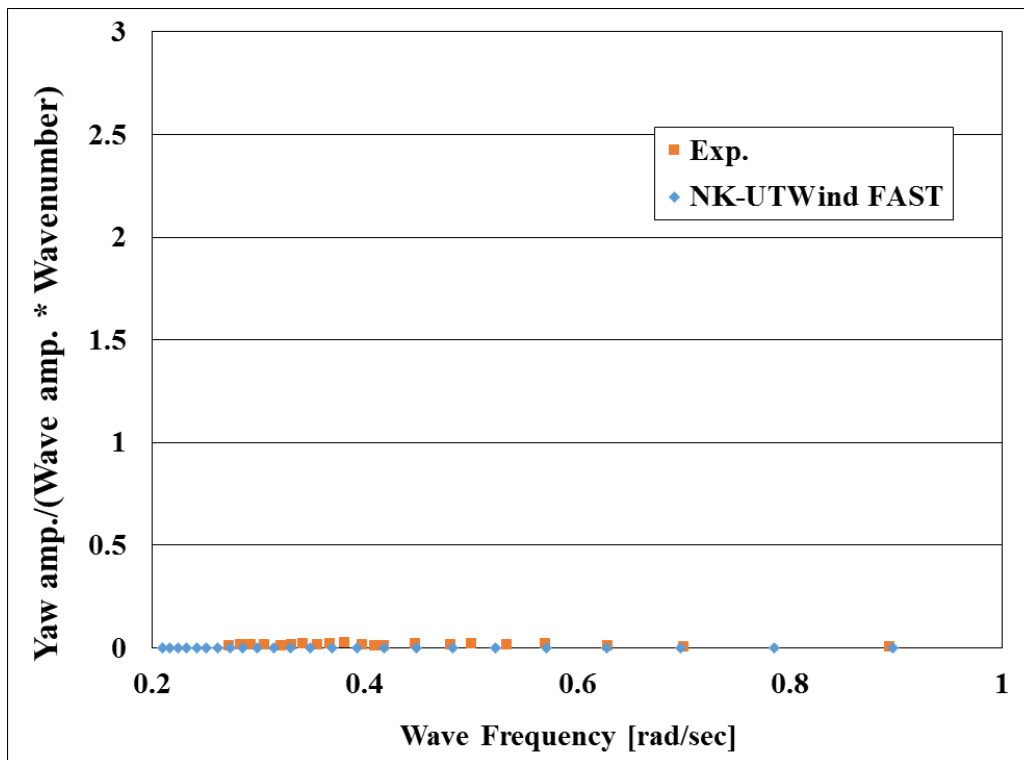


Figure 7.12 Comparison of Yaw RAO (Semi-sub model)

7.2.1.2 考察

Surge について,Figure 7.7 に示すように低周波数領域($0.25 < \omega < 0.30$ [rad/sec])を除いて実験結果と良好に一致していることが確認できる.NK-UTWind FAST の解析結果が低波周波数領域($0.25 < \omega < 0.30$ [rad/sec]))において実験結果よりも小さな値で推移している原因として, 実験値の測定時間の不足が挙げられる.これは反射波の影響が実験結果に表れないように解析範囲を時系列データ前半部分にした結果, 係留バネの影響が出ていると考える.

Heave について,Figure 7.9 に示すように,共振周波数における振幅がわずかに過大評価になっているものの,実験値と良好に一致していることが確認できる.

Pitch について,Figure 7.11 が示すように,共振周波数での振幅も含め,実験値と良好に一致していることが確認できる.

Sway,Roll について,Figure 7.8, Figure 7.10 が示すように,浮体の対称性から,Sway・Roll 運動はほとんど計測されなかった.実験値と計算値は良好に一致していることが確認できる.

Yaw について,Figure 7.12 示すように,振幅はほとんど現れなかった.これは風車が回転していないことによるジャイロモーメントによる yaw 運動が存在しないためだと考えられる.実験値と良好に一致していることが確認できる.

7.2.2 スパー型モデル

7.2.2.1 比較結果

本研究で用いたスパー型モデル (Hywind モデル)について,この Hywind モデルは The International Energy Agency (IEA)Wind TASK 23 の下で行われた, The Offshore Code Comparison Collaboration, Continuation (OC3) project でシミュレーションコード妥当性評価のため,多くの計算に用いられた浮体モデルである.本研究では NREL が行った FAST を用いて計算した周波数応答関数 [32]とNK-UTWind FAST で今回計算した結果との比較を行うことで,浮体モデルが正しく設計されていることを確認した.

Figure 7.13~Figure 7.15 に NK-UTWind FAST の計算値と,FAST での計算結果との比較を示す.

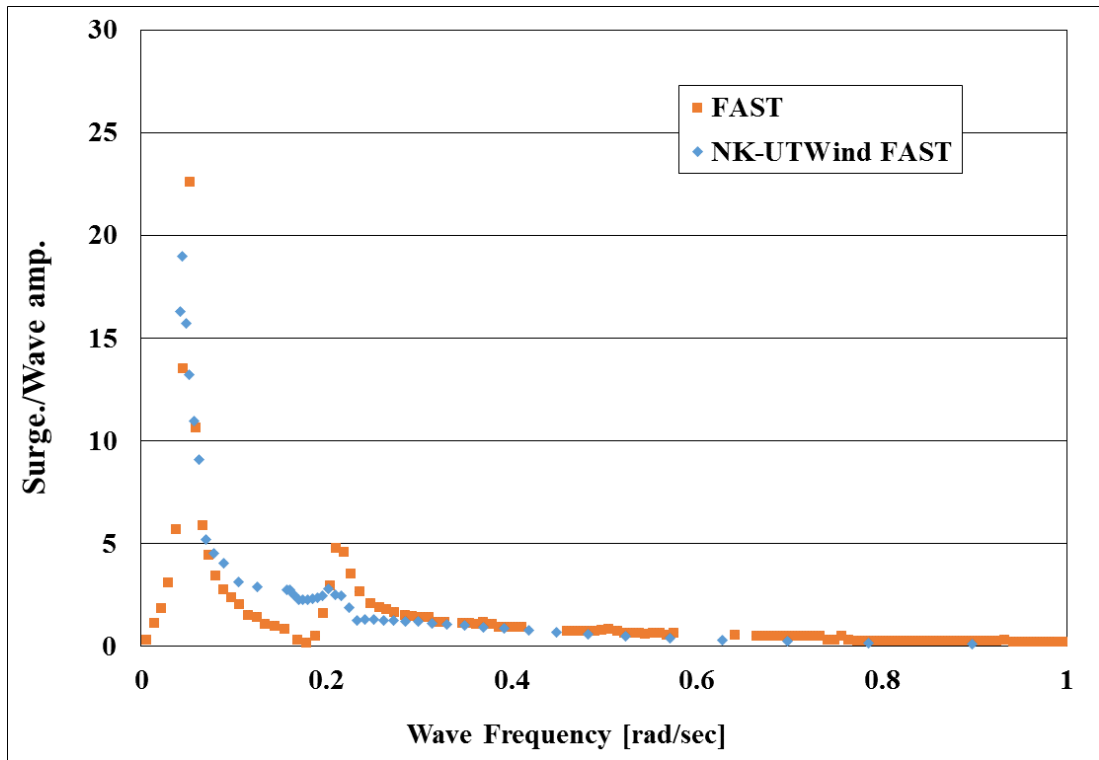


Figure 7.13 Comparison of Surge RAO (Spar model)

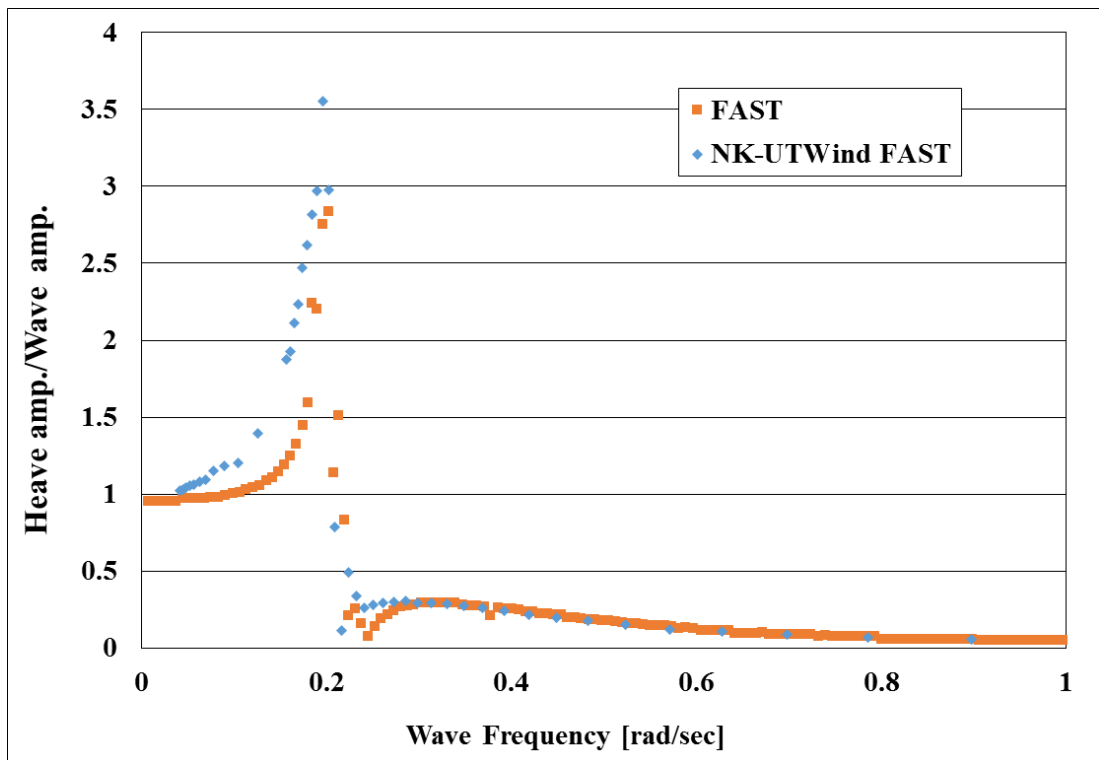


Figure 7.14 Comparison of Heave RAO (Spar model)

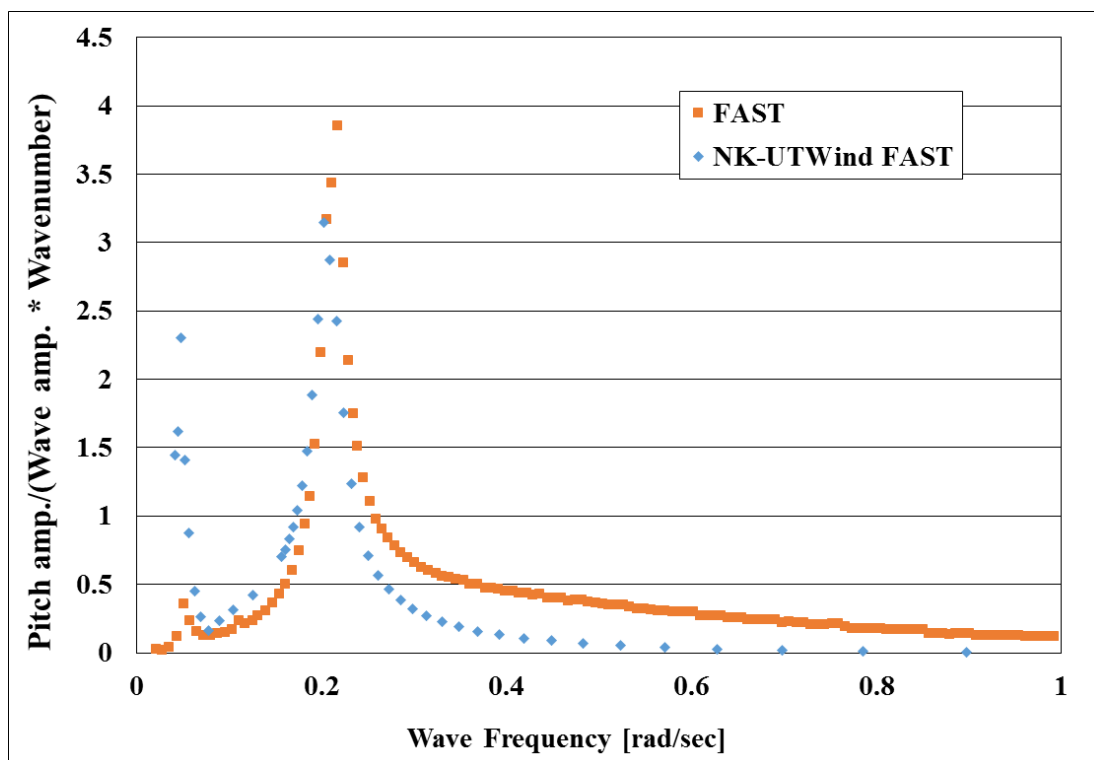


Figure 7.15 Comparison of Pitch RAO (Spar model)

7.2.2.2 考察

Surge について, Figure 7.13 に示すように共振周波数での振幅がわずかに過小評価しているものの, 概形は一致しており FAST の計算値と良好に一致していることが確認できる.

Heave について, Figure 7.14 に示すように, 共振周波数における振幅がわずかに過大評価になっているものの, 長周波数領域では 1.00 に漸近しており, FAST との計算値と非常に良好に一致しているといえる.

Pitch について, Figure 7.15 が示すように, 短周波数領域での振幅を除き, FAST との計算値と非常に良好に一致しているといえる. 短周波数領域では FAST の計算値と比べ大きな振幅が発生している. これは Surge の連成成分が大きく出ていることが原因と考えている.

7.3 発生条件の検証

第 3.1.2 項での定式化により, **Negative Damping** による自励振動は搭載風車のブレードピッチ制御が原因であり浮体依存の減衰係数とブレードピッチ制御起因の減衰の和により,系の減衰が決定されることが予想される.そこで本節ではブレードピッチ制御有りの場合と,ある風速に対して定格回転数となるピッチ角で固定した,固定ピッチ角での計算を比較することによって自励振動の原因がブレードピッチ角制御であることを示す.また次章で行う簡易モデルとの比較のため,ある浮体形状に対して,自励振動発生条件を検証する.

7.3.1 計算条件

Table 7.4 に計算条件一覧を示す.各条件においてパラメーターは風速のみであり,波など他の外力は与えていない.しかしながらネガティブダンピングによる自励振動はブレードピッチ制御が原因であると考えられるため,各風速条件下において,ブレードピッチ制御を行う場合と行わない場合の 2 種類で検証を行う.

ブレードピッチ制御を行わない場合に **Cut In**~定格風速においては最大出力となるように,定格風速以降においては定格出力になるように,予め Figure 7.6 よりブレードピッチ角を決定し,そのピッチ角で固定する.尚, Table 7.5 にブレードピッチ制御を行わない場合の各風速条件下におけるブレードピッチ角を示す.

Table 7.4 Calculate condition of verification

Wind velocity m/s	Pitch Control
5	Include
	Not Include
8	Include
	Not Include
11.5	Include
	Not Include
11.6	Include
	Not Include
12	Include
	Not Include
13	Include
	Not Include
14	Include
	Not Include
17	Include
	Not Include
20	Include
	Not Include
25	Include
	Not Include

Table 7.5 Set up conditions of fixed pitch angle

Wind velocity	Blade Pitch Angle
m/s	degree
5	0.00
8	0.00
11.5	0.00
11.6	0.99
12	3.11
13	6.13
14	8.28
17	13.25
20	17.25
25	23.28

7.3.1.1 セミサブ型浮体計算結果

Table 7.6 に各運動モードの振幅, Table 7.7 に定常変位の結果一覧を示す. Table 7.6 に示すようにブレードピッチ制御の有無による結果を比較すると, ネガティブダンピングによる自励振動は黄色く強調されている 11.50~14.00m/s において, ブレードピッチ制御を行っているときのみ発生していることが確認できる.

本研究で用いている風車の定格風速は 11.52m/s であるにも関わらず, 風速 11.50m/s でも自励振動が発生していることが確認できる. また本研究で用いているブレードピッチ制御では, 自励振動の振幅は定格風速直後が最大になるのではないことが確認できた(風速 13.00m/s の時最大の振幅が全運動モードで発生する). 一方, 定常変位はブレードピッチ制御開始以降小さくなる傾向があり, その概形は Figure 7.3 のスラスト曲線とわずかにピークがずれていることが確認できる. 自励振動が発生する場合と発生しない場合では定常変位に大きな違いは確認できなかったが, 自励振動が発生すると振幅が非常に大きくなるため, 最大変位(静的変位+動変位), 最大傾斜角(静的傾斜角+動的傾斜角)には大きな差が生じる事が分かった.

また自励振動が発生している場合, その周期は, Surge 変位, Pitch 変位共に Pitch の固有周期付近(0.04 Hz)が支配的であることが確認できた. 一例として Figure 7.16 に風速 12.00m/s の際の, Surge, Pitch 時系列データを FFT 解析した結果を示す.

Table 7.6 Calculation result of Amplitude (Semi-sub model)

Wind velocity	Surge		Sway		Heave	
m/s	m		m		m	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.00148	0.00148	0.00024	0.00024	0.00036	0.00036
8	0.00311	0.00311	0.00185	0.00185	0.00034	0.00034
11.5	1.91060	0.00327	0.02673	0.00242	0.00861	0.00033
11.6	3.04220	0.00346	0.05591	0.00284	0.01084	0.00031
12	8.07400	0.00400	0.21476	0.00223	0.03016	0.00031
13	11.18300	0.00331	0.21730	0.00127	0.04183	0.00032
14	5.35300	0.00471	0.09166	0.00159	0.01599	0.00001
17	0.06836	0.00385	0.00397	0.00154	0.00022	0.00031
20	0.00967	0.00674	0.00360	0.00422	0.00014	0.00027
25	0.00589	0.00388	0.00245	0.00233	0.00014	0.00024

Wind velocity	Roll		Pitch		Yaw	
m/s	deg		deg		deg	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.00007	0.00007	0.00038	0.00038	0.00113	0.00113
8	0.00054	0.00054	0.00106	0.00106	0.00308	0.00308
11.5	0.01385	0.00049	1.08170	0.00090	0.01461	0.00400
11.6	0.02955	0.00030	1.68540	0.00063	0.01897	0.00477
12	0.11533	0.00024	4.38460	0.00055	0.04049	0.00464
13	0.11875	0.00016	6.05410	0.00054	0.05123	0.00294
14	0.04926	0.00019	2.90750	0.00062	0.02885	0.00434
17	0.00188	0.00043	0.03634	0.00081	0.00354	0.00363
20	0.00107	0.00123	0.00461	0.00200	0.00533	0.00396
25	0.00068	0.00056	0.00245	0.00081	0.00425	0.00488

Table 7.7 Calculation result of Offset (Semi-sub model)

Wind velocity	Surge		Sway		Heave	
m/s	m		m		m	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	3.42610	3.42610	-0.06318	-0.06318	-0.31418	-0.31418
8	7.70320	7.70320	-0.19465	-0.19465	-0.31603	-0.31603
11.5	13.92100	13.94600	-0.40947	-0.44554	-0.32132	-0.32117
11.6	13.34700	13.37200	-0.40775	-0.44382	-0.32075	-0.32060
12	12.04000	12.29000	-0.40631	-0.45518	-0.31992	-0.31951
13	10.94300	10.92600	-0.42481	-0.48023	-0.31957	-0.31819
14	10.31300	10.22700	-0.47504	-0.47809	-0.31798	-0.31754
17	9.13640	9.13760	-0.58218	-0.58134	-0.31646	-0.31646
20	8.92530	8.92630	-0.68972	-0.68947	-0.31600	-0.31600
25	9.52540	9.52600	-0.89882	-0.89854	-0.31549	-0.31549

Wind velocity m/s	Roll deg		Pitch deg		Yaw deg	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.02528	0.02528	0.55692	0.55692	0.02519	0.02519
8	0.08458	0.08458	1.27560	1.27560	0.03189	0.03189
11.5	0.17843	0.19623	2.31290	2.31630	0.03693	0.01475
11.6	0.17721	0.19501	2.21220	2.21560	0.03714	0.01496
12	0.17438	0.19728	1.96540	2.02450	0.04371	0.02504
13	0.17808	0.20165	1.77270	1.77560	0.04658	0.02786
14	0.19092	0.19112	1.66720	1.64450	0.04805	0.04866
17	0.20932	0.20889	1.40270	1.40310	0.06398	0.06452
20	0.22787	0.22764	1.29500	1.29540	0.06401	0.06458
25	0.26298	0.26283	1.25540	1.25560	0.02423	0.02426

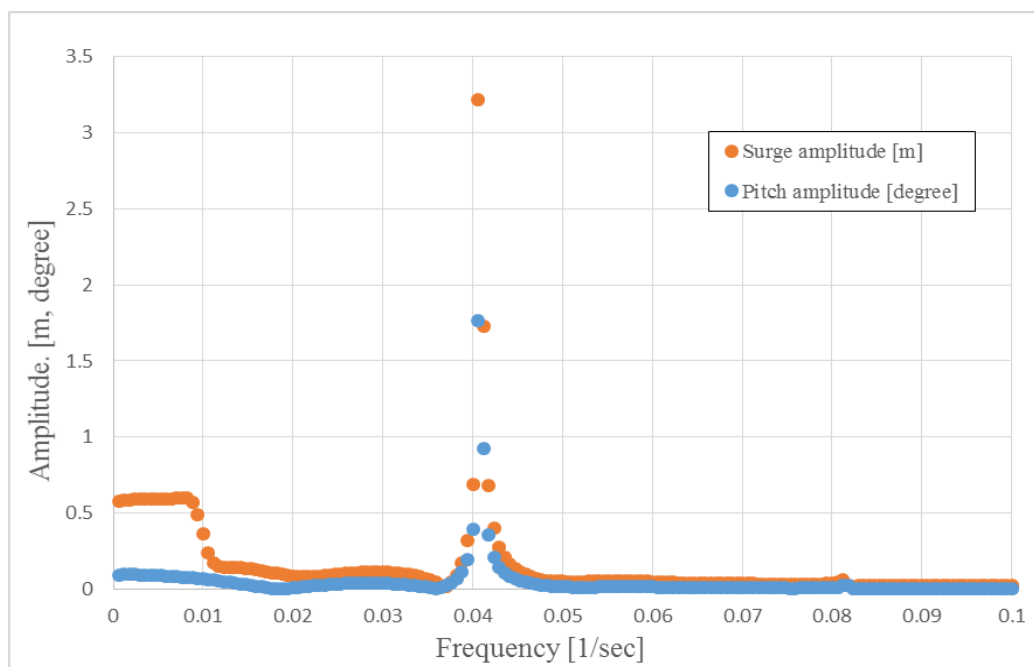


Figure 7.16 FFT result of Surge and Pitch displacement (Wind velocity = 12m/s, semi-sub model)

7.3.1.2 TLP 浮体計算結果

Table 7.8 に各運動モードの振幅, Table 7.9 に定常変位の結果一覧を示す.

Table 7.8 に示すように, ブレードピッチ制御の有無による結果を比較すると, ネガティブダンピングによる自励振動は黄色く強調されている 11.50~13.00m/s において, ブレードピッチ制御を行っているときにのみ発生していることが確認できる. 本研究で用いている風車の定格風速は 11.52m/s であるにも関わらず, セミサブモデルと同様に, 風速 11.50m/s でも自励振動が発生していることが確認できる. 本研究で用いているブレードピッチ制御では, 自励振動の振幅はブレードピッチ制御開始直後に最大にとるのではなく, 定格風速直後が最大になっていることが確認できた(風速 11.60m/s の時最大の振幅が全運動モードで発生する). 一方, 定常変位はブレードピッチ制御開始以降小さくなる傾向があり, その概形は Figure 7.3 のスラスト曲線とピーク

がずれていることが確認できる。自励振動が発生する場合と発生しない場合では定常変位に大きな違いは確認できなかったが、自励振動が発生すると振幅が非常に大きくなるため、最大変位(静的変位+動の変位),最大傾斜角(静的傾斜角+動の傾斜角)には大きな差が生じる事が分かった。また自励振動が発生している場合、その周期は、Surge 変位,Pitch 変位共に Surge の固有周期付近(0.025 Hz)が支配的であることが確認できた。一例として Figure 7.16 に風速 12.00m/s の際の, Surge, Pitch 時系列データを FFT 解析した結果を示す。

Table 7.8 Calculation result of Amplitude (TLP model)

Wind velocity m/s	Surge m		Sway m		Heave m	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.00180	0.00180	0.00130	0.00130	0.00001	0.00001
8	0.00096	0.00096	0.00133	0.00133	0.00001	0.00001
11.5	5.76970	0.00314	0.03211	0.00141	0.20072	0.00012
11.6	7.17670	0.01190	0.04614	0.00477	0.24322	0.00031
12	7.15410	0.00239	0.09254	0.00078	0.22922	0.00004
13	1.04430	0.00084	0.07150	0.00077	0.02892	0.00002
14	0.00101	0.00095	0.00110	0.00111	0.00001	0.00001
17	0.01158	0.00107	0.00179	0.00154	0.00023	0.00001
20	0.00276	0.00090	0.00159	0.00156	0.00005	0.00001
25	0.00258	0.00199	0.00302	0.00300	0.00003	0.00002

Wind velocity m/s	Roll deg		Pitch deg		Yaw deg	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.00084	0.00084	0.00094	0.00094	0.00344	0.00344
8	0.00084	0.00084	0.00080	0.00080	0.00205	0.00205
11.5	0.00997	0.00043	0.06923	0.00082	0.04692	0.00796
11.6	0.01290	0.00082	0.08196	0.00278	0.03888	0.00376
12	0.00798	0.00041	0.06198	0.00135	0.02922	0.00307
13	0.00144	0.00037	0.00775	0.00110	0.01494	0.00095
14	0.00070	0.00070	0.00135	0.00133	0.00102	0.00102
17	0.00099	0.00098	0.00151	0.00142	0.00134	0.00129
20	0.00099	0.00098	0.00119	0.00117	0.00059	0.00053
25	0.00191	0.00191	0.00227	0.00222	0.00202	0.00191

Table 7.9 Calculation result of Offset (TLP model)

Wind velocity m/s	Surge m		Sway m		Heave m	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	1.53450	1.53450	-0.02056	-0.02056	0.00206	0.00206
8	3.39360	3.39360	-0.06274	-0.06274	-0.02361	-0.02361
11.5	6.03160	6.21330	-0.11715	-0.08665	-0.10558	-0.17954
11.6	5.92190	5.95380	-0.11759	-0.11617	-0.10908	-0.09046
12	5.38820	5.40560	-0.11941	-0.12260	-0.09198	-0.07309
13	4.72860	4.77630	-0.13168	-0.11997	-0.05435	-0.05516
14	4.30270	4.30250	-0.14835	-0.14848	-0.04320	-0.04320
17	3.61830	3.61820	-0.19932	-0.19933	-0.02813	-0.02813
20	3.30310	3.30310	-0.24991	-0.24988	-0.02215	-0.02215
25	3.14020	3.14030	-0.34516	-0.34515	-0.01945	-0.01945

Wind velocity m/s	Roll deg		Pitch deg		Yaw deg	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.00328	0.00328	0.04901	0.04901	0.04512	0.04512
8	0.01138	0.01138	0.11335	0.11335	0.07895	0.07895
11.5	0.02510	0.02446	0.20575	0.20725	0.13671	0.20578
11.6	0.02512	0.02543	0.20080	0.20134	0.13910	0.09770
12	0.02498	0.02620	0.18406	0.18249	0.14362	0.12468
13	0.02567	0.02402	0.15969	0.16244	0.17153	0.20790
14	0.02646	0.02648	0.14525	0.14524	0.19649	0.19606
17	0.02897	0.02897	0.12152	0.12152	0.26966	0.26963
20	0.03103	0.03102	0.10912	0.10912	0.31239	0.31241
25	0.03422	0.03421	0.10043	0.10043	0.32552	0.32558

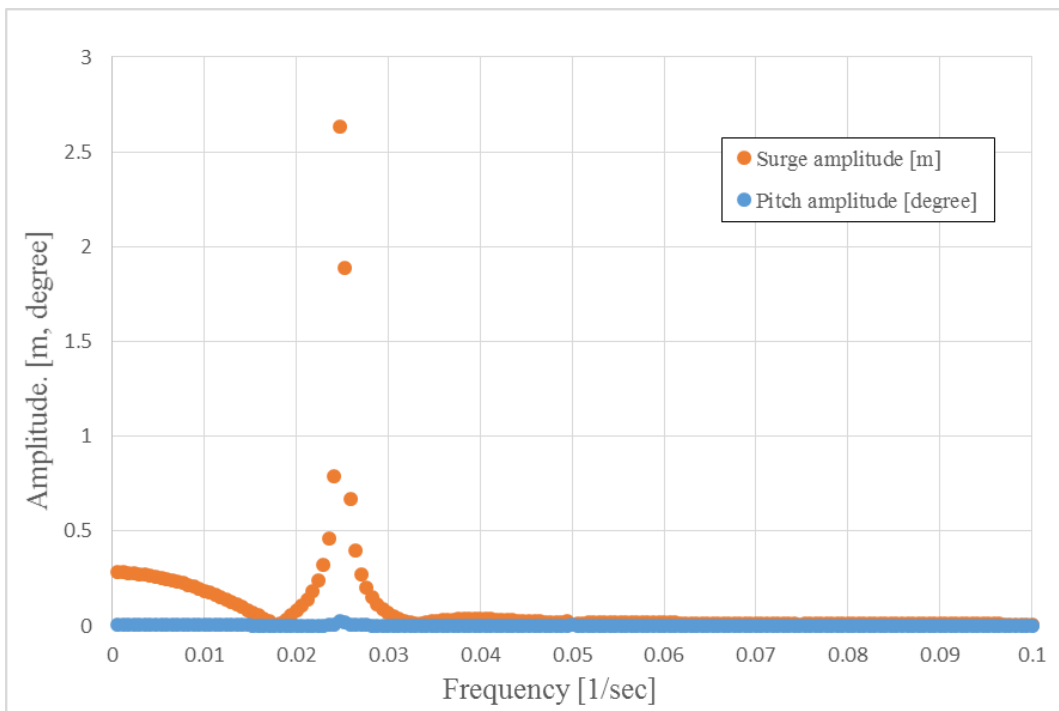


Figure 7.17 FFT result of Surge and Pitch displacement (Wind velocity = 12m/s, TLP model)

7.3.1.3 Spar 型浮体計算結果

Table 7.10 に各運動モードの振幅, Table 7.10 に定常変位の結果一覧を示す.

Table 7.10 に示すように,ブレードピッチ制御の有無による結果を比較すると,ネガティブダンピングによる自励振動は黄色く強調されている 12.00~20.00m/s において,ブレードピッチ制御を行っているときにのみ発生していることが確認できる.本研究で用いている風車の定格風速は 11.52m/s であるにも関わらず,定格風速直後の風速 11.60m/s で自励振動は発生せず,12.00m/s.ではじめて自励振動が発生していることが確認できる.これは他の浮体と比べ Yaw 方向の減衰力が小さい Spar 型形状で特にジャイロモーメントの影響が大きく, Surge, Pitch 方向のみならず, Sway, Roll, Yaw 方向にも他の浮体と比べ相対的に大きな振幅が発生している.それによりローター面に垂直に風が当たらないため,回転数が定格回転数に達せず,ブレードピッチ制御が開始していないことが原因だと考える. また他の浮体同様に自励振動の振幅はブレードピッチ制御開始直後に最大にならないことが確認できた.

一方,定常変位はブレードピッチ制御開始以降小さくなる傾向が確認できる.自励振動が発生する場合と発生しない場合では定常変位に大きな違いは確認できなかったが,自励振動が発生すると振幅が非常に大きくなるため,最大変位(静的変位+動の変位),最大傾斜角(静的傾斜角+動の傾斜角)には大きな差が生じる事が分かった.

また自励振動が発生している場合,その周期は, Surge 変位, Pitch 変位共に Pitch の固有周期付近(0.034Hz)が支配的であることが確認できた.一例として Figure 7.16 に風速 12.00m/s の際の, Surge, Pitch 時系列データを FFT 解析した結果を示す.

Table 7.10 Calculation result of Amplitude (Spar model)

Wind velocity m/s	Surge m		Sway m		Heave m	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.001494	0.000954	0.00036763	0.00039075	7.70E-05	4.00E-05
8	0.00107	0.00086	0.000526	0.0003331	4.60E-05	2.40E-05
11.5	0.00093	0.00274	0.0002753	0.0006375	2.60E-05	1.42E-04
11.6	0.0009	0.79528	0.0003273	0.54039	3.10E-05	1.93E-03
12	12.363	0.00065	0.48888	0.000358	1.0667	0.000028
13	28.839	0.00054	1.2929	0.0003127	2.6734	0.00002
14	35.917	0.00059	1.5413	0.0003797	3.2522	0.000022
17	35.219	0.00088	1.0256	0.0004986	2.9028	0.000022
20	3.8999	0.0008	0.23558	0.000682	0.27416	0.000008
25	0.006934	0.00152	0.000398	0.00123	6.08E-04	5.10E-05

Wind velocity	Roll		Pitch		Yaw	
m/s	deg		deg		deg	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.00012609	0.00013948	0.0005246	0.0004868	0.041349	0.034304
8	0.0001731	0.0001254	0.000513	0.000475	0.10439	0.095861
11.5	0.0003263	0.0004113	0.001036	0.00182	0.17596	0.083113
11.6	0.0003479	0.18448	0.001023	0.26655	0.17714	0.058634
12	0.17348	0.000265	4.3908	0.000585	0.33792	0.12844
13	0.45513	0.0002687	10.176	0.000566	0.5832	0.13338
14	0.54297	0.0003403	12.65	0.000645	0.72833	0.12935
17	0.36663	0.0004809	12.389	0.001037	0.71085	0.13939
20	0.083723	0.0006622	1.3676	0.001081	0.17555	0.055177
25	1.8135E-06	0.0010701	0.00004232	0.001848	0.00020786	0.21485

Table 7.11 Calculation result of Offset (Spar model)

Wind velocity	Surge		Sway		Heave	
m/s	m		m		m	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	4.97490	4.97490	-0.08485	-0.08485	-2.53170	-2.53170
8	11.20900	6.81470	-0.29473	-0.14167	-2.62640	-2.55610
11.5	22.39900	22.39900	-0.62177	-0.62177	-2.88540	-2.88540
11.6	22.69200	22.69200	-0.63426	-0.63426	-2.89410	-2.89410
12	20.15700	19.14400	-0.66068	-0.63094	-2.82560	-2.64560
13	16.50400	16.59800	-0.71355	-0.67963	-2.77280	-2.60350
14	15.69400	15.50700	-0.74041	-0.73175	-2.76950	-2.58650
17	13.78100	12.92200	-0.95284	-0.86939	-2.70760	-2.55000
20	11.92200	11.70900	-1.22150	-1.14040	-2.59290	-2.53290
25	11.19200	11.02400	-1.53310	-1.44650	-2.53840	-2.51620

Wind velocity	Roll		Pitch		Yaw	
m/s	deg		deg		deg	
	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle	PI Controller	Fixed Pitch Angle
5	0.02967	0.02967	0.87571	0.87571	0.00437	0.00437
8	0.10541	0.05037	2.04140	1.22300	-0.00490	0.00260
11.5	0.22542	0.22542	4.08670	4.08670	-0.02671	-0.02671
11.6	0.23019	0.23019	4.14050	4.14050	-0.02785	-0.02785
12	0.23439	0.24439	3.67790	3.46730	-0.03501	-0.00184
13	0.24181	0.25427	3.03720	3.00970	-0.04649	-0.00197
14	0.24462	0.26485	2.96970	2.81460	-0.05420	-0.00090
17	0.29704	0.30467	2.58280	2.35000	-0.10419	0.00802
20	0.34976	0.33850	2.18200	2.11980	-0.16354	0.00572
25	0.40991	0.39983	2.02950	1.97300	-0.26467	-0.01702

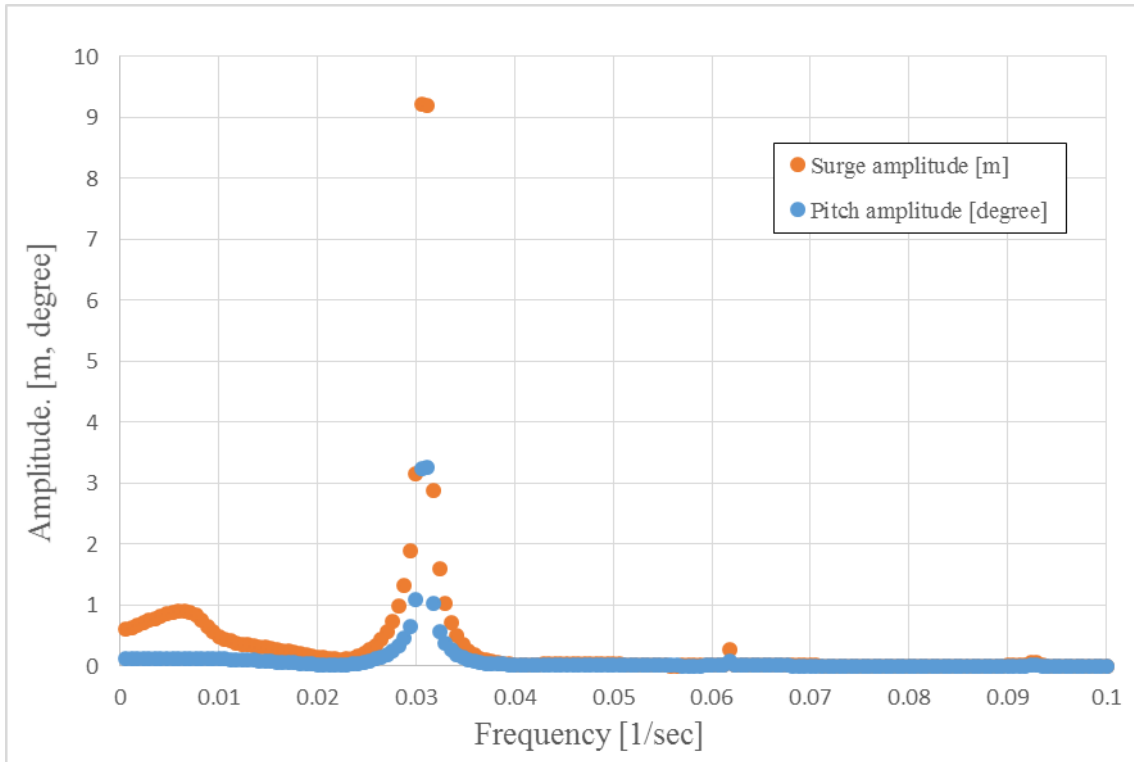


Figure 7.18 FFT result of Surge and Pitch displacement (Wind velocity = 12m/s, Spar model)

第8章 簡易モデルとNK-UTWind FAST 計算結果の比較による簡易モデル精度の確認

本章では,第6章“簡易モデルを用いたネガティブダンピングによる自励振動条件解析”及び,第7章“NK-UTWind FASTを用いたネガティブダンピングによる自励振動条件解析”での計算結果を,発生の有無の観点及び支配的な周期の観点から比較することによって,簡易モデルの有用性を確認する。

8.1 ネガティブダンピングによる自励振動の発生の有無の比較

8.1.1 セミサブモデルについて

簡易モデルの計算結果 Table 6.2, Figure 6.3 が示すように, 簡易モデルにおいては風速 11.53~13.00m/s において自励振動が発生することが確認できる. 振幅の大きさは, 定格風速直後が最大になり, 風速が上がるにつれ小さくなっていく。

一方, NK-UTWind FAST の計算結果 Table 7.6 が示すように, NK-UTWind FAST においては風速 11.50m/s~14.00m/s において自励振動が発生することが確認できる. Surge, Pitch の振幅の大きさは 13.00m/s において最大をとる。

自励振動発生領域(セミサブモデル)

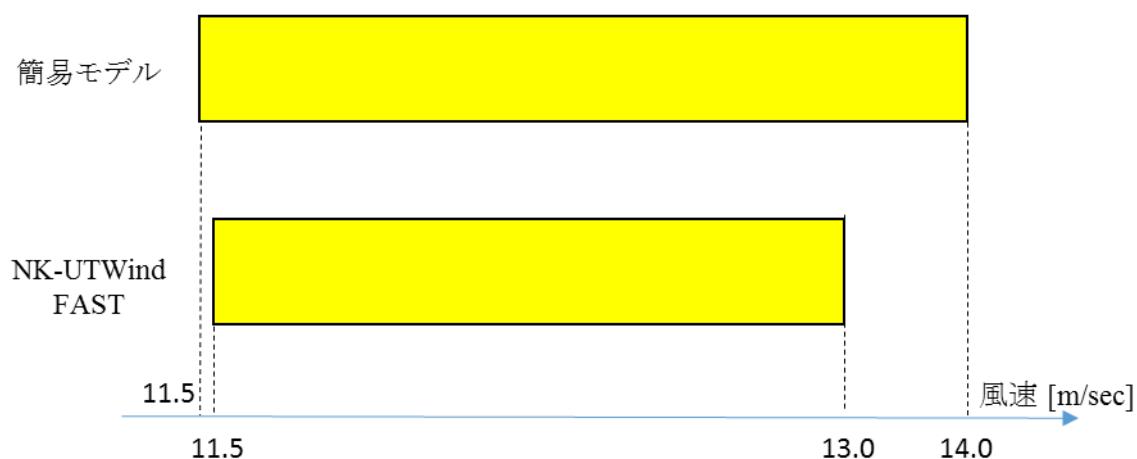


Figure 8.1 Comparison of Self-Excited Vibration Generation Areas (Semi-sub model)

8.1.2 TLP モデルについて

簡易モデルの計算結果 Table 6.3, Figure 6.4 が示すように、簡易モデルにおいては風速 11.53~13.00m/s において自励振動が発生することが確認できる。振幅の大きさは、定格風速直後が最大になり、風速が上がるにつれ小さくなっていく。

一方 NK-UTWind FAST の計算結果 Table 7.8 が示すように、NK-UTWind FAST においては、風速 11.50m/s ~ 13.00m/s において自励振動が発生することが確認できる。Surge, Pitch の振幅の大きさは 11.60m/s において最大をとる。

自励振動発生領域(TLPモデル)

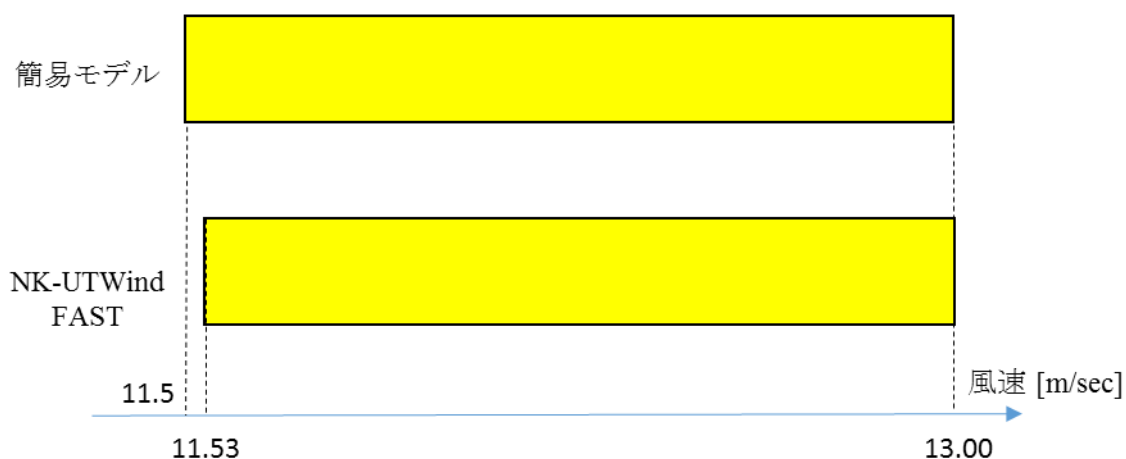


Figure 8.2 Comparison of Self-Excited Vibration Generation Areas (TLP model)

8.1.3 スパーモデルについて

簡易モデルの計算結果 Table 6.4,

Figure 6.5 が示すように、簡易モデルにおいては風速 11.53~17.00m/s において自励振動が発生することが確認できる。振幅の大きさは、定格風速直後が最大になり、風速が上がるにつれ小さくなっていく。

一方 NK-UTWind FAST の計算結果 Table 7.10 が示すように、NK-UTWind FAST においては、風速 12.00m/s ~ 20.00m/s において自励振動が発生することが確認できる。Surge, Pitch の振幅の大きさは 14.00m/s において最大をとる。

自励振動発生領域(スパーモデル)

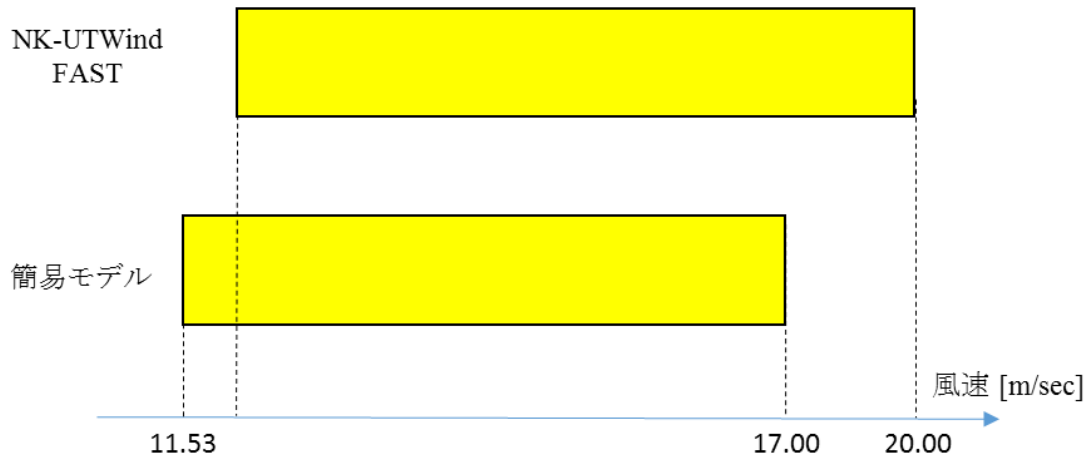


Figure 8.3 Comparison of Self-Excited Vibration Generation Areas (Spar model)

8.1.4 考察

8.1.4.1 風速に関する自励振動発生条件の考察

セミサブモデル, TLP モデルについて, 簡易モデルと NK-UTWind FAST の計算結果を比較すると, 簡易モデルの計算結果は過小評価となっている. 過小評価とは, 簡易モデルでは存在するはずのない定格風以下での自励振動の発生が NK-UTWind FAST の計算では確認できた点, セミサブモデルにおいて簡易モデルでは発生しないはずであった 14.00m/s での自励振動が確認された点である.

定格風速以下においてネガティブダンピングによる自励振動が発生する点について, 簡易モデルにおいてはブレードピッチコントロールが発生しないことから自励振動が発生することはありえない.

Figure 8.4 に簡易モデルでは自励振動が発生しない外部風速 11.50m/s の場合について, 浮体運動を考慮した相対風速変動を示す. 浮体の移動速度を考慮した, ナセル位置における相対風速(流入風速)の時系列データ, Figure 8.5 にブレードピッチ角度の時系列データを示す.

Figure 8.4, Figure 8.5 より $t=70.00$ [sec] 付近で, はじめて流入風速が定格風速である 11.53m/s を超え, ブレードピッチコントロールが開始しているのが確認できる. ブレードピッチコントロール開始直後がスラスト力の変化率が大きいことから, 自励振動が発生することは十分にありえると考えられる.

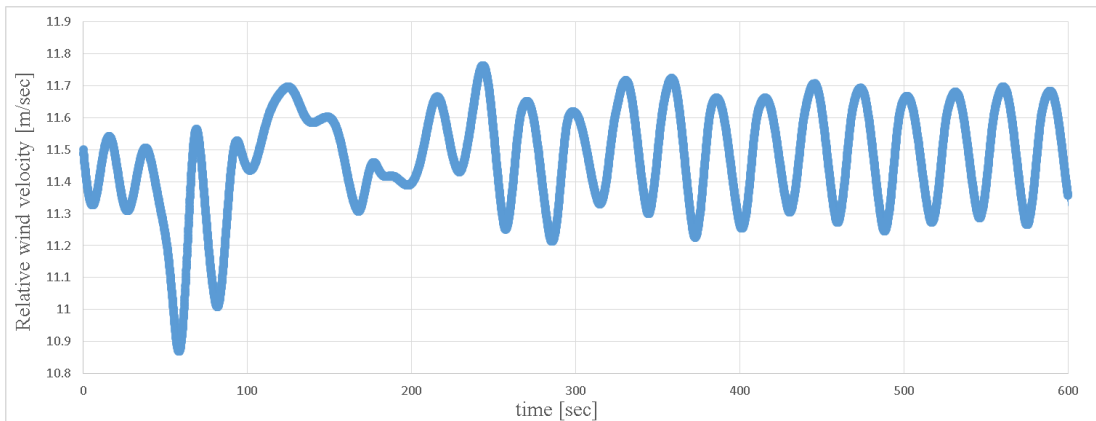


Figure 8.4 Relative wind velocity at nacelle part (Wind velocity = 11.50 m/s, Semi-sub model)

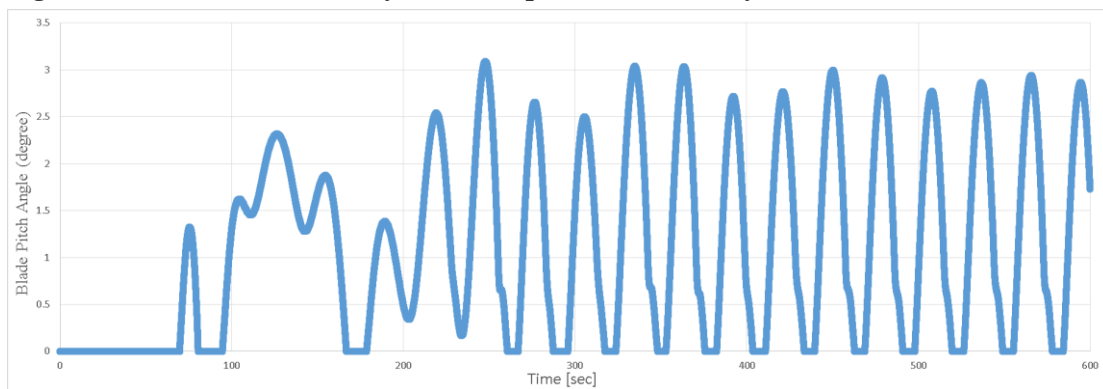


Figure 8.5 Blade pitch angle (Wind velocity = 11.50 m/s, Semi-sub model)

次に簡易モデルで発生しないとされている風速での自励振動が NK-UTWind FAST において発生することについて、2つの原因が考えられる。

1つ目に、簡易モデルにおいて、減衰はレイリー減衰のみで表現しているが、NK-UTWind FAST においては各節点の各方向について水中での抗力係数を指定しており、粘性減衰を考慮している。このような減衰評価の違いによるものではないかと考える。

2つ目に、Figure 8.6 に外部風速 14.00m/s、及び 15.00m/s の際の、浮体の運動を考慮したナセル位置における相対風速(流入風速)の時系列データを示す。

Figure 8.6 より、外部風速 14.00m/s の場合、流入風速はブレードピッチコントロールが始まる以前に流入風速は 12.60m/s 付近まで低下する。つまり簡易モデルが示した自励振動が起こりうる風速である 13.00m/s に到達しており、自励振動が発生しているのではと考えられる。外部風速 15.00m/s の場合、流入風速は最小でも 13.60m/s までにしか低下せず、簡易モデルの示す 13.00m/s まで到達していないことから自励振動が発生していないのではと考えられる。

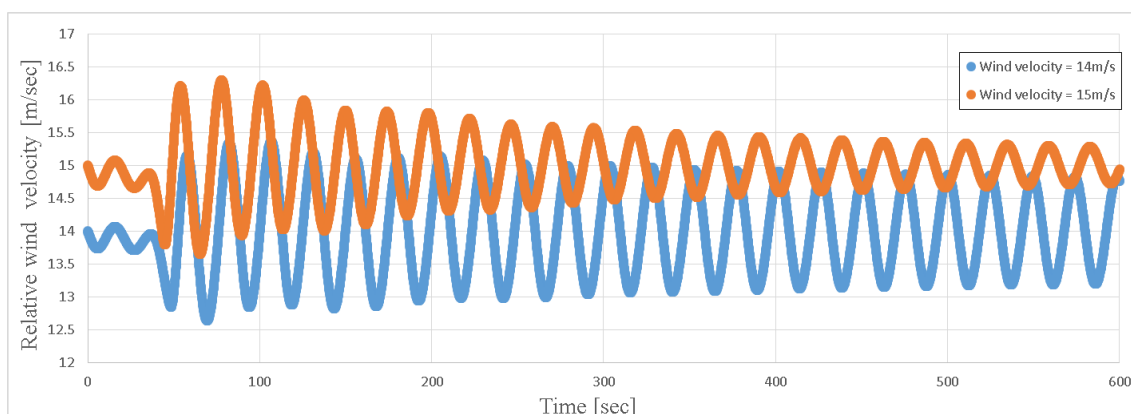


Figure 8.6 Relative wind velocity at nacelle part (Wind velocity = 14.00, 15.00m/s, Semi-sub model)

スーパーモデルについて,NK-UTWind FAST の結果が示すように,セミサブモデルや TLP モデルと違い,定格風速以前で自励振動が起こらず,また定格風速直後の 11.60m/s で自励振動も発生しない. これは外部風速直前・直後では定格回転数に達しておらず、ブレードピッチ制御が作動していないことが原因であった。

Figure 8.7 にローター回転数の時系列データを示す.Figure 8.7 から, ローター回転数は 11.92 [rpm]で安定しており, ローター回転数が定格回転数である 12.10 [rpm]まで届いていないことがわかる.つまり流入風速が定格風速まで達しないことから,ブレードピッチコントロールが発生せず,自励振動が発生していない.

次にスーパーモデルにおいて,簡易モデルと比べて,NK-UTWind FAST では定格風速から離れても自励振動が発生している.これはおそらく,先ほどと同様に Sway,Yaw の変位から,流入風速が外部風速より小さくなってしまっているがゆえの誤差,また定格風速から離れれば離れるほど,スラスト力の変化量が小さいことも要因のひとつではないかと考えられる.

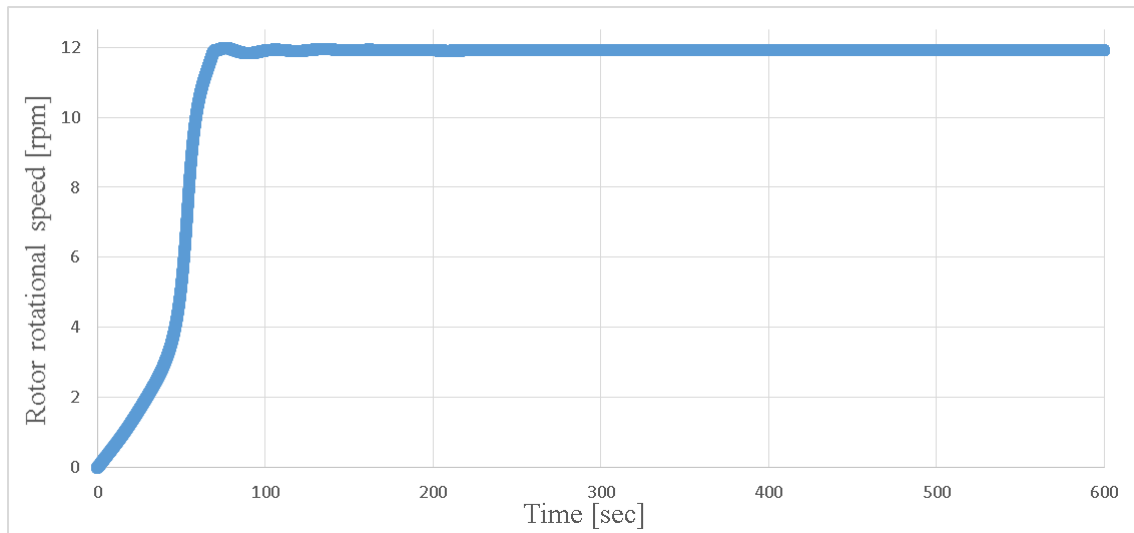


Figure 8.7 Rotor rotational speed (Wind velocity = 11.60 m/s, Spar model)

8.1.4.2 振幅に関する比較

全ての浮体モデルについて、NK-UTWind FAST での計算において自励振動の振幅がブレードピッチコントロール開始直後が最大にならないケースがあることが示された。簡易モデルにおいて、振幅は常に定格風速直後が最大であり、風速が上がるにつれ、その振幅は小さくなっていく。

これはブレードピッチコントロールが開始する直後の外部風速を与える場合を考えると、浮体の移動速度を考慮したナセル位置における相対風速は常に変動しており、ブレードピッチコントロールが作動しない風速にまで低下する。

相対風速を考慮しても常にブレードピッチコントロールが常に作動するような外部風速を与える場合と比較すると、ブレードピッチコントロールによる負の減衰は後者のほうが大きく、振幅が大きくなるのではないかと推察できる。

8.2 ネガティブダンピングによる自励振動の支配的な周期に関する比較

セミサブモデルの自励振動発生時の Surge, Pitch 時系列データを FFT 解析した結果を Figure 8.8~Figure 8.9 に、TLP モデルの自励振動発生時の Surge, Pitch 時系列データを FFT 解析した結果を Figure 8.10~Figure 8.11 に、スパーモデルの自励振動発生時の Surge, Pitch 時系列データを FFT 解析した結果を Figure 8.12~Figure 8.13 に示す。

セミサブモデル,スパーモデルにおいて Figure 8.8~Figure 8.9, Figure 8.12~Figure 8.13 が示すように,自励振動発生時には最も支配的な周期が存在し,その周期は風速が上がっていくにつれ Pitch の固有周期に近づいていく。(セミサブモデル Pitch 固有周波数は 0.04Hz,スパーモデル Pitch 固有周波数は 0.034Hz).これは簡易モデルにおいても同じ傾向にある。

これはブレードピッチコントロールによる負の減衰が全体の系に対し影響していることが原因だと考える.支配的な周期が支配的な周期が風速が上がるにつれ固有周期に近づいていく点は,定格風速直後ではブレードピッチコントロールによる負の減衰は大きく,その値は風速が上がるにつれて小さくなっていき,全体の系への影響も小さくなっていく点からも説明することが出来る. TLP モデルにおいて, Figure 8.10~Figure 8.11 が示すように, 自励振動発生時には最も支配的な周期が存在し,その周期は風速が上がっていく.その周期は他の 2 つの浮体と違い, Surge の固有周期に近づいていく(TLP モデル Surge 固有周期は 0.025Hz). これは簡易モデルにおいても同じ傾向にある。

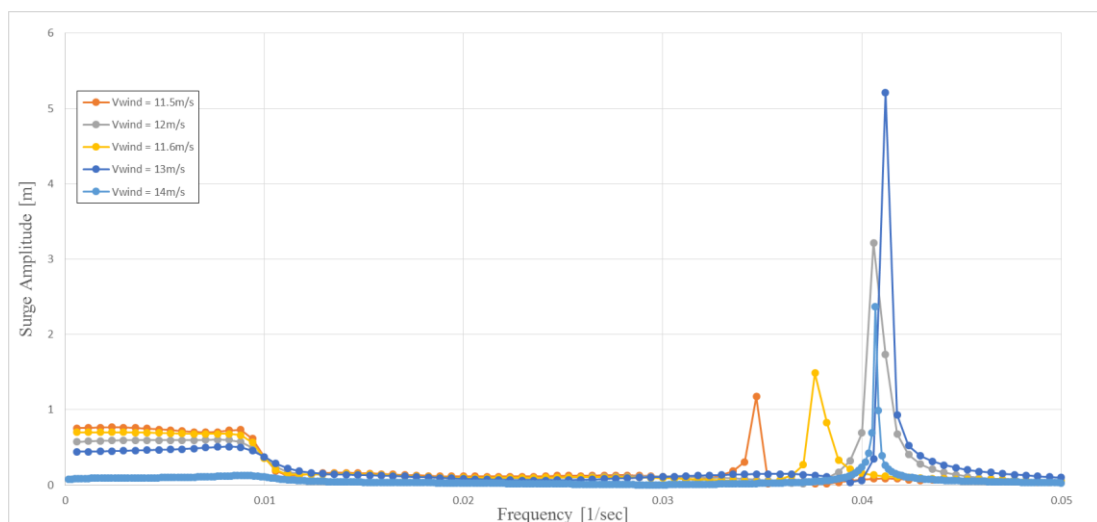


Figure 8.8 FFT result of Surge displacement (Semi-sub model)

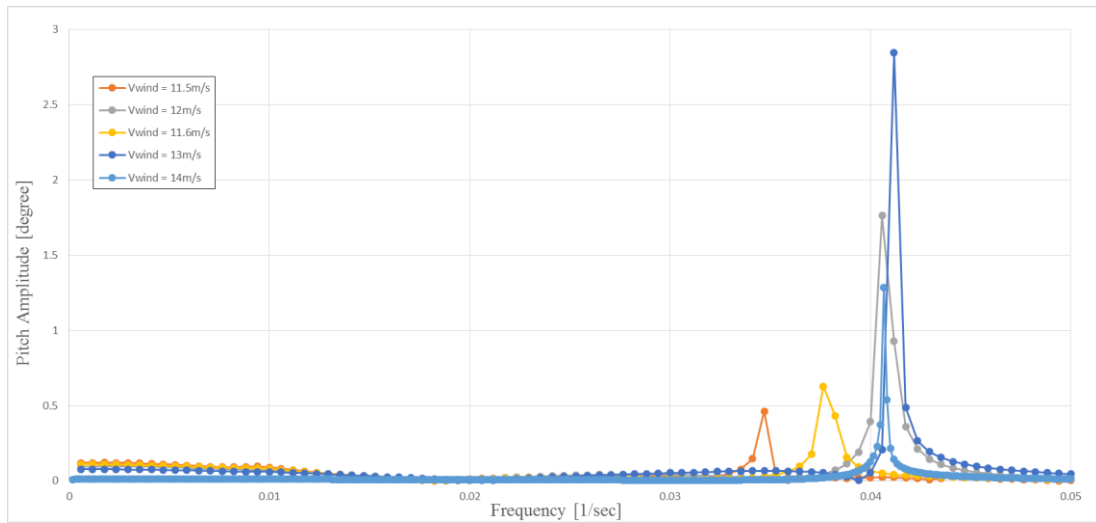


Figure 8.9 FFT result of Pitch displacement (Semi-sub model)

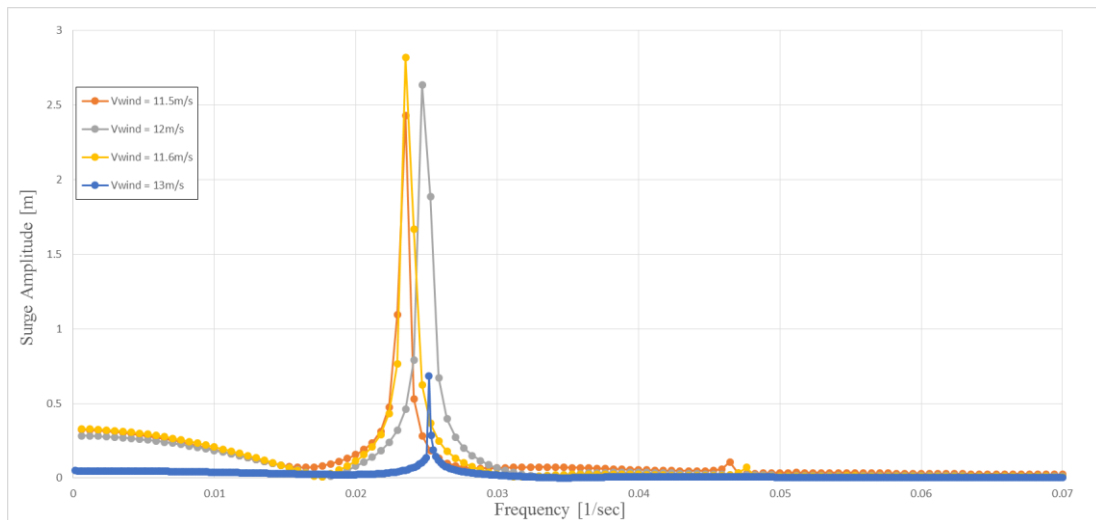


Figure 8.10 FFT result of Surge displacement (TLP model)

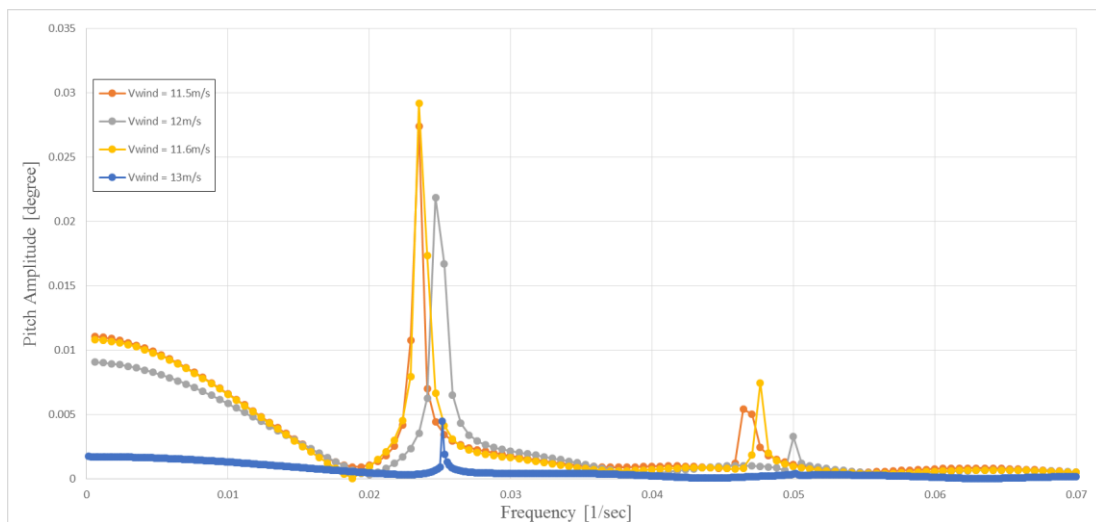


Figure 8.11 FFT result of Pitch displacement (TLP model)

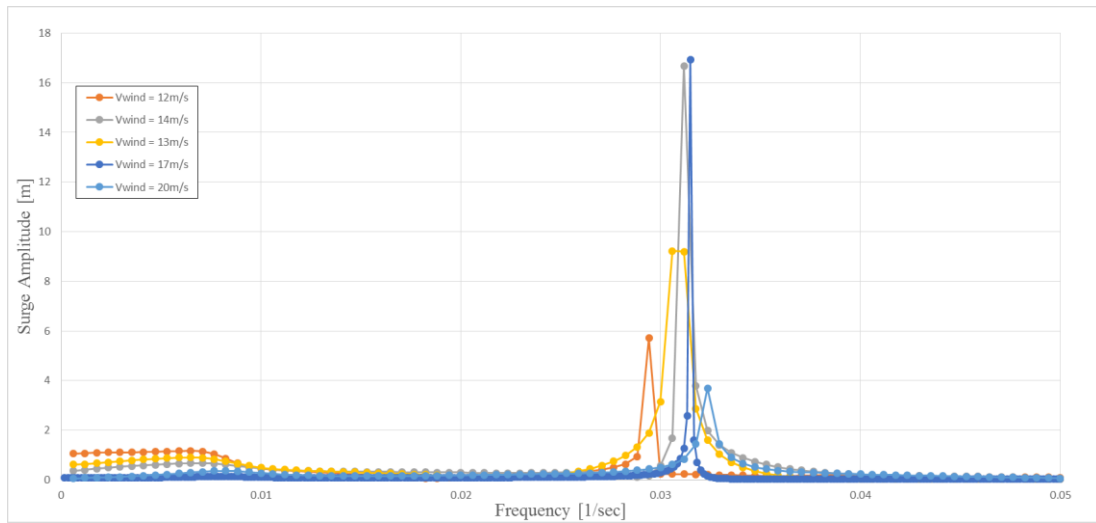


Figure 8.12 FFT result of Surge displacement (Spar model)

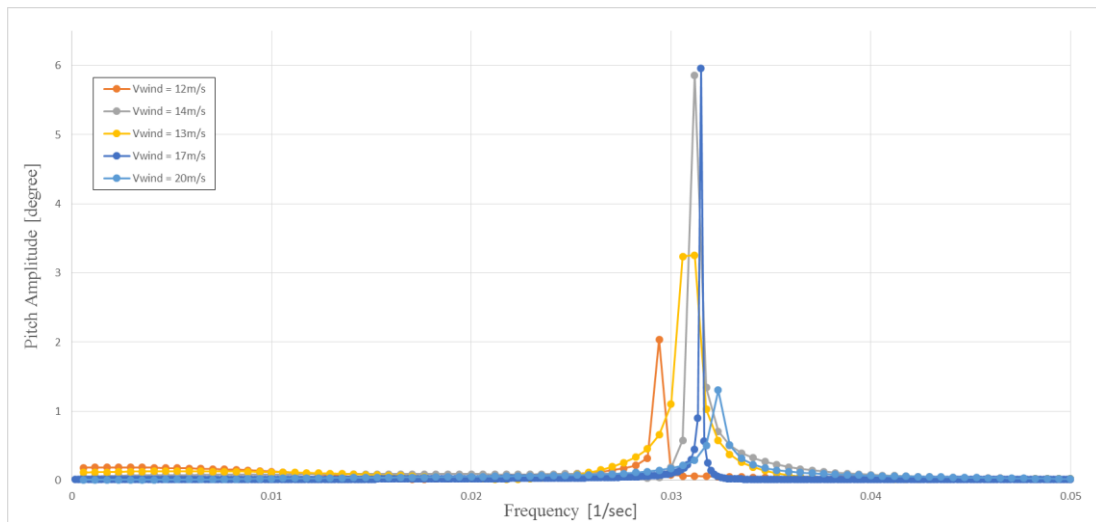


Figure 8.13 FFT result of Pitch displacement (Spar model)

8.3 結論

以下の理由から,簡易モデルの有用性は示したと考える.

1. ネガティブダンピングによる自励振動の発生の有無を比較すると,その結果は妥当であり,誤差の点も,浮体の動揺によるローター面への流入風速の変化により説明が出来る.
2. ネガティブダンピングによる自励振動の自励振動の支配的な周期に関して比較をすると,その結果も妥当であり,自励振動発生風速から大きくなるにつれて,徐々に浮体の固有周期に近づいていく点も一致した.

ただし簡易モデルを用いる上で次の2点は考慮しなければならない.

1. 自励振動の発生の有無を確認する上で,過小評価が存在することは予め留意しなければならない.これは前述の通り,浮体の動揺によるローター面への流入風速の変化が影響しており,一様な定常風のみで考慮している簡易モデルとの誤差が出てしまう.特にYaw方向の減衰が小さいスパー型のような浮体においては,ジャイロモーメントの影響から,ローター面への流入風速と一様な定常風に大きな誤差が発生してしまうことが考えられる.
2. 自励振動発生時,その振幅は定格風速時に最大にならない場合が存在し,それは簡易モデルでは想定されていない.これはブレードピッチコントロールが常に動作している風速下の方がブレードピッチコントロールによる負の減衰が大きく,振幅が大きくなるのではないかと推察できる.

第9章 簡易モデルを用いたパラメータスタディーによる自励振動励起条件検討

本研究で提案した簡易モデルの利点は浮体のパラメータを変えることで、慣性行列や剛性行列、減衰行列の値を変化させ、どのようなパラメータがネガティブダンピングによる自励振動が発生に大きく影響があるのか、また発生すると、Surge, Pitch どちらの運動モードに励起されるのか確認できる点である。そこで本章では、初期モデルから減衰行列の値を変化させ、自励振動発生 の 閾値を確認し、また固有ベクトルから Pitch, Surge どちらの運動が支配的であるのか確認する。

9.1 検討条件

9.1.1 初期条件

初期モデルとする浮体は第6章で行った簡易モデルでの自励振動検証同様、スパー型は Hywind Concept を参考に、TLP 型は第5章で用いられた実験モデル、セミサブ型は当研究室でたびたび用いられてきた NK モデルセミサブ型浮体を使用する。具体的な初期のパラメータの値は Table 9.1 に示す。添え字の 1 は Surge 方向を意味し、5 は Pitch 方向を意味する。r は慣性中心からローター中心までの距離、dT/dV はスラスト力の変化率であり、定格風速直後の 11.60m/sec の値を用いている。

Table 9.1 Initial parameter of floater model

Floater model	Semi-sub	TLP	Hywind
m_{11} [kg]	1.873.E+07	7.016.E+06	1.634.E+07
I_{55} [kg·m ²]	2.251.E+07	5.651.E+06	3.129.E+07
c_{11} [kg/s]	3.431.E+02	1.137.E+02	3.276.E+02
c_{15} [N·s]	-5.132.E+00	3.714.E+01	9.565.E-01
c_{51} [N·s]	-5.132.E+00	3.714.E+01	9.565.E-01
c_{55} [kg·m ² /sec]	7.286.E+05	8.355.E+05	6.538.E+05
k_{11} [N/m]	7.800.E+04	1.526.E+05	4.100.E+04
k_{15} [N]	-1.711.E+05	1.238.E+06	4.782.E+04
k_{51} [N]	-1.711.E+05	1.238.E+06	4.782.E+04
k_{55} [N·m]	1.777.E+09	2.220.E+10	1.402.E+09
r [m]	1.122.E+02	1.096.E+02	1.612.E+02
dT/dV [kg/m]	-3.610.E+05		

9.1.2 計算条件

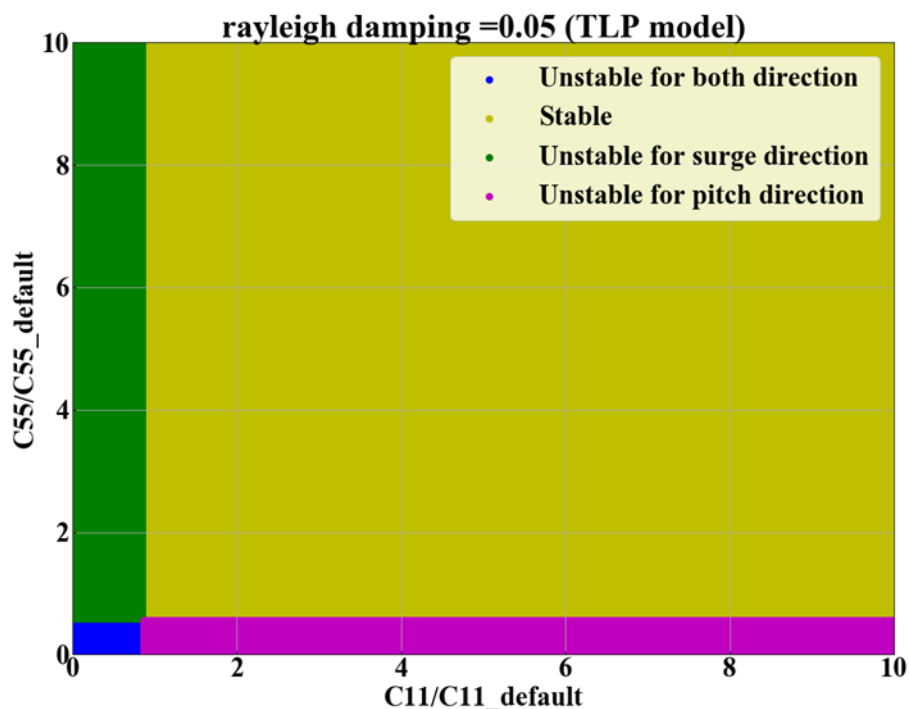
あるパラメーターの組み合わせに対して,固有解析を行い,また固有値に対する固有ベクトルから Surge,Pitch どちらに励起されているかを判別した.

次の計算条件で計算を行い,自励振動とパラメーターの関係を確認した.

減衰係数 C_{11} , C_{55} を変数とし,他のパラメーターは固定することで浮体の減衰と自励振動との関係を確認する.浮体の減衰はネガティブダンピングによる自励振動と大きな関係があるはずであると考へ計算を行った.またレイリー減衰係数も変数とした.

9.2 計算結果

~にセミサブモデルの減衰係数を変更したときの計算結果,Figure 9.6~



10 に TLP モデルの減衰係数を変更したときの計算結果,Figure 9.111~Figure 9.15 にスーパーモデルの減衰係数を変更したときの計算結果を示す.レイリー減衰係数は 0.01~0.05 まで 0.01 刻みで計算した.

グラフについて,色が示すのは次のような意味である.

黄色:安定 青:不安定(Surge,Pitch 両方の固有周期での自励振動励起) 紫:不安定(Pitch 固有周期での自励振動励起) 緑:不安定(Surge 固有周期での自励振動励起)

横軸は初期モデルの Surge 減衰 C_{11} を 1 とした時の C_{11} の値, 縦軸は初期モデルの Pitch 減衰 C_{55} を 1 とした時の C_{55} の値である.

セミサブモデルについて、レイリー減衰係数が上がるにつれて、黄色の安定領域が増えていき、紫、緑、青などの不安定領域は小さくなっていく。

レイリー減衰係数:0.03(Figure 9.3)の時、このセミサブモデルを安定領域に持っていくことを考えると、Pitch 方向の減衰は初期モデルの 5 倍以上必要であり現実的とはいえず、ブレードピッチコントロールでの自励振動抑制を行わなければならない。通常 Pitch 方向のみにしか自励振動が発生しないセミサブモデルについても、Surge が励起される領域が存在することが分かった。

TLP モデルについて、レイリー減衰係数が上がるにつれて、黄色の安定領域が増えていき、紫、緑、青などの不安定領域は小さくなっていく。他の二つのモデルと比べ、安定領域が一番広く、最も自励振動に対して起こりづらいモデルといえる。

レイリー減衰係数:0.03(Figure 9.8)の時、この TLP モデルを安定領域に持っていくことを考えると、Surge 方向の減衰を初期モデルの 1.42 倍以上にする必要があり、設置海域での波周期との共振を避ける必要はあるものの、浮体単独で十分に安定領域に入る可能性はある。通常 Surge 方向のみにしか自励振動が発生しない TLP モデルについても、Pitch が励起される領域が存在することが分かった。

スパーモデルについて、レイリー減衰係数が上がるにつれて、黄色の安定領域が増えていき、紫、緑、青などの不安定領域は小さくなっていく。しかし他の浮体モデルと比べ安定領域は狭く、最も自励振動が発生しやすいモデルといえる。

レイリー減衰係数:0.03(Figure 9.13)の時、このスパーモデルを安定領域に持っていくことを考えると、Pitch 方向の減衰を初期モデルの 8.18 倍以上にする必要があり、現実的とはいえず、ブレードピッチコントロールでの自励振動抑制を行わなければならない。通常 Pitch 方向のみにしか自励振動が発生しないスパーモデルについても、Surge が励起される領域が存在することが分かった。

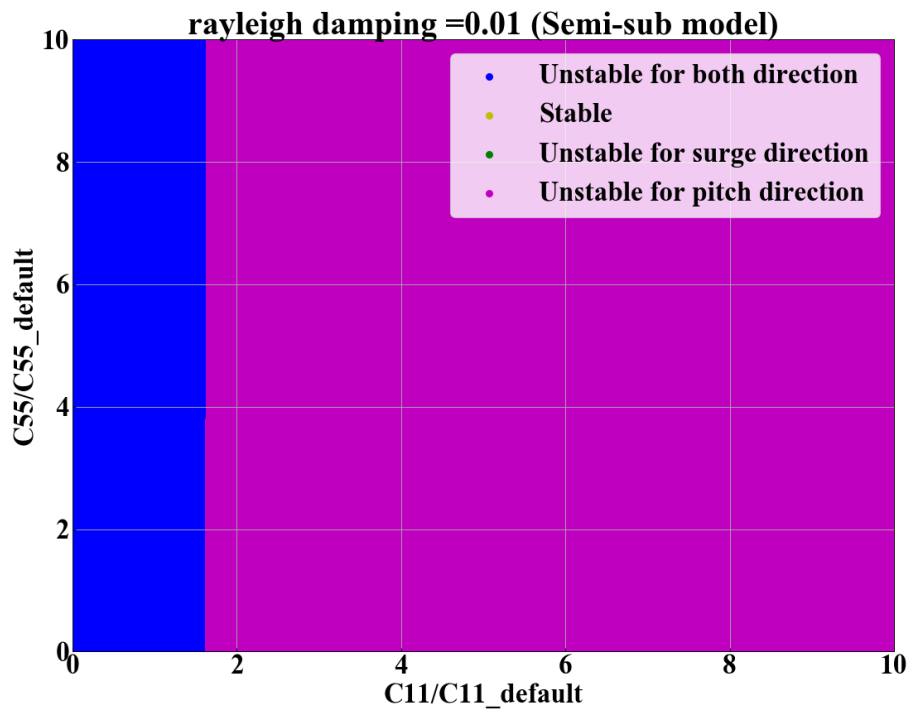


Figure 9.1 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.01)

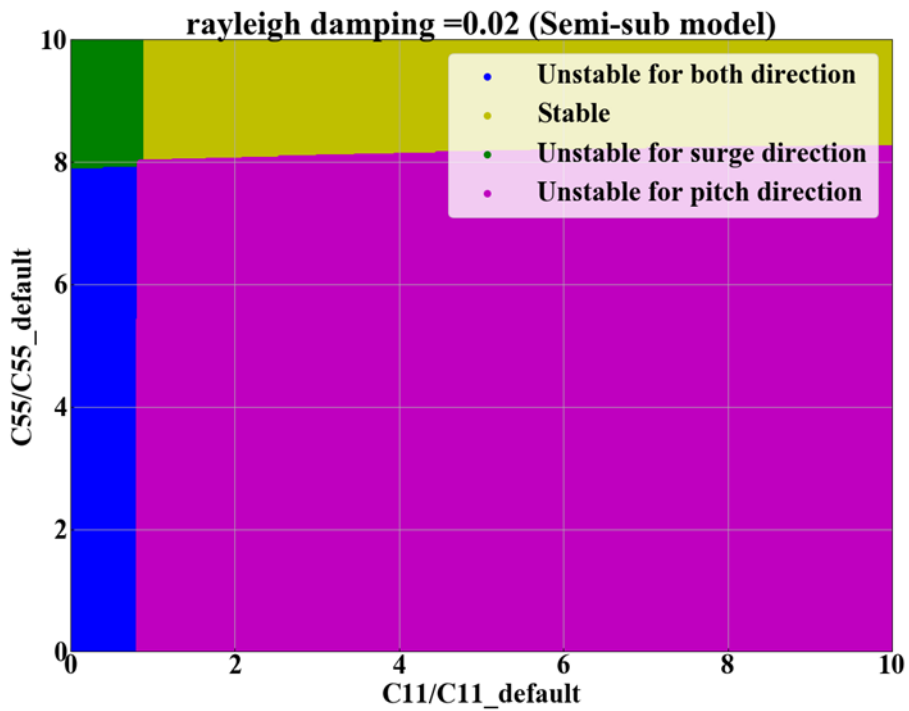


Figure 9.2 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.02)

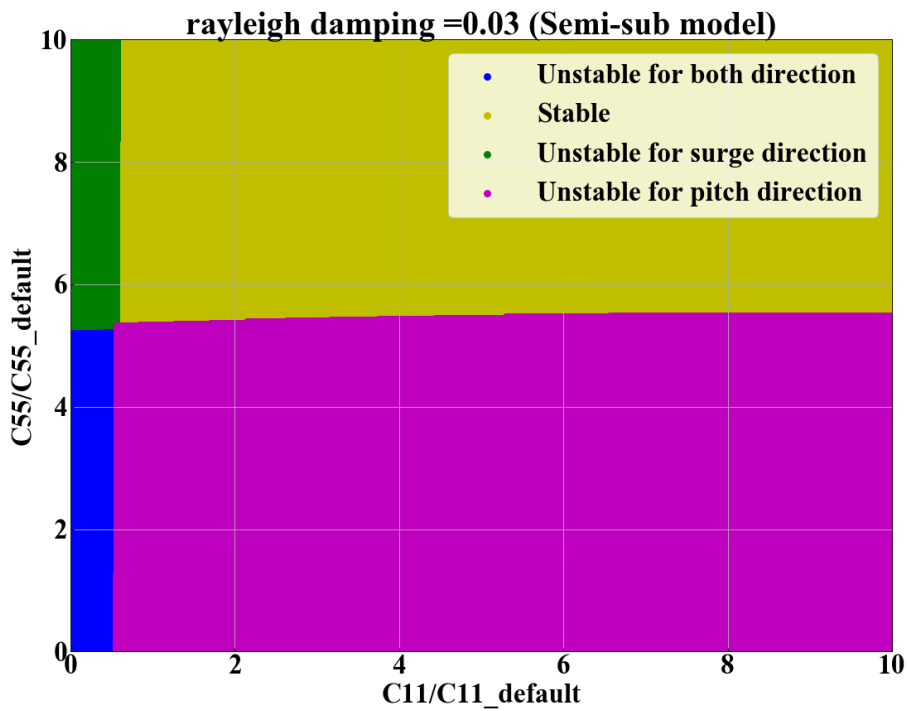


Figure 9.3 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.03)

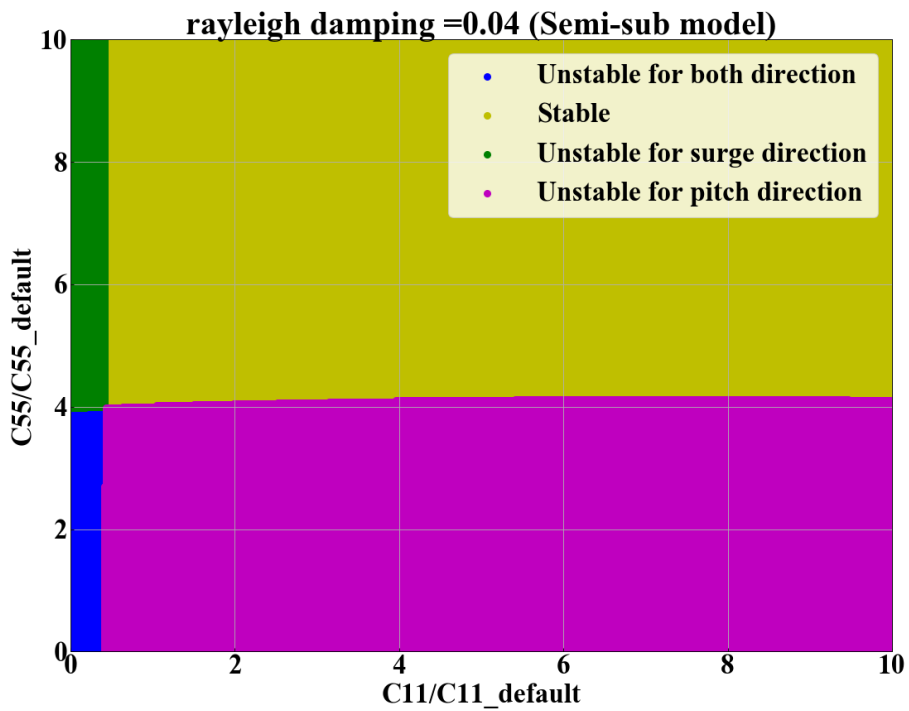


Figure 9.4 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.04)

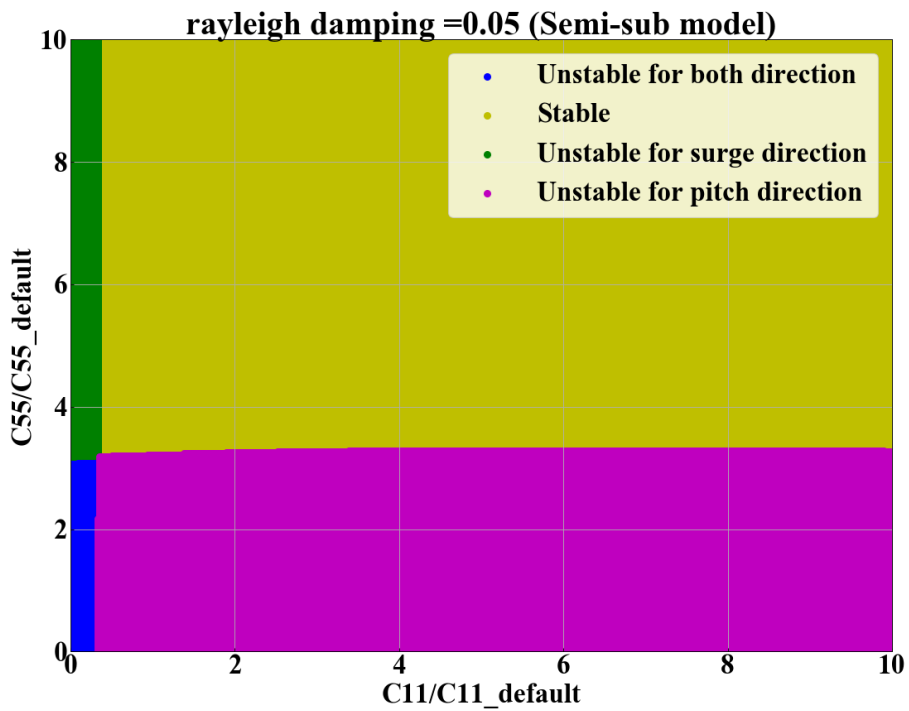


Figure 9.5 Result of parameter study (Semi-sub model, Rayleigh damping = 0.05)

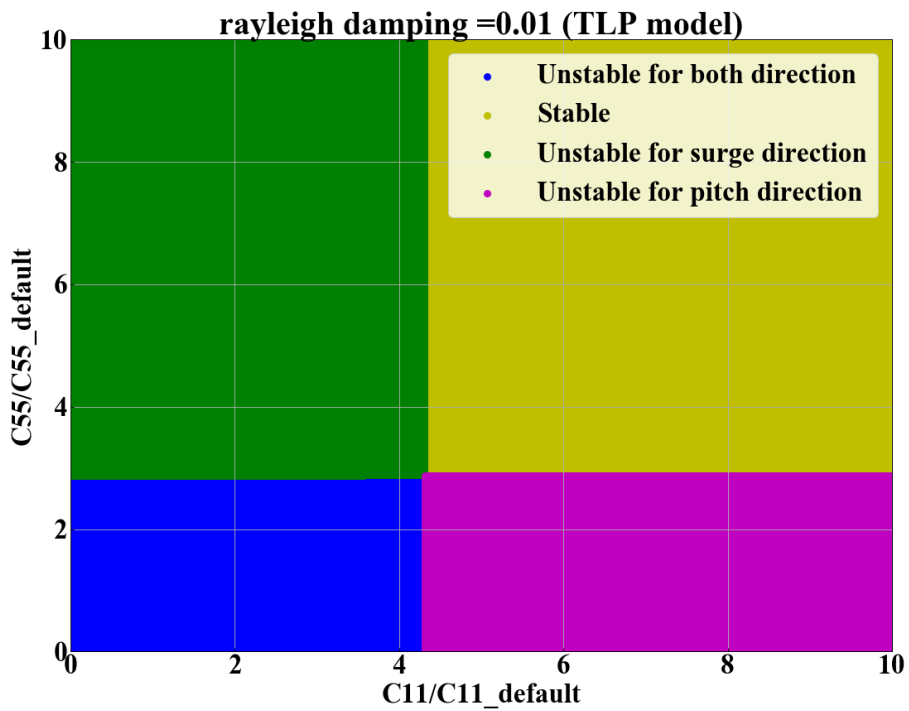


Figure 9.6 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.01)

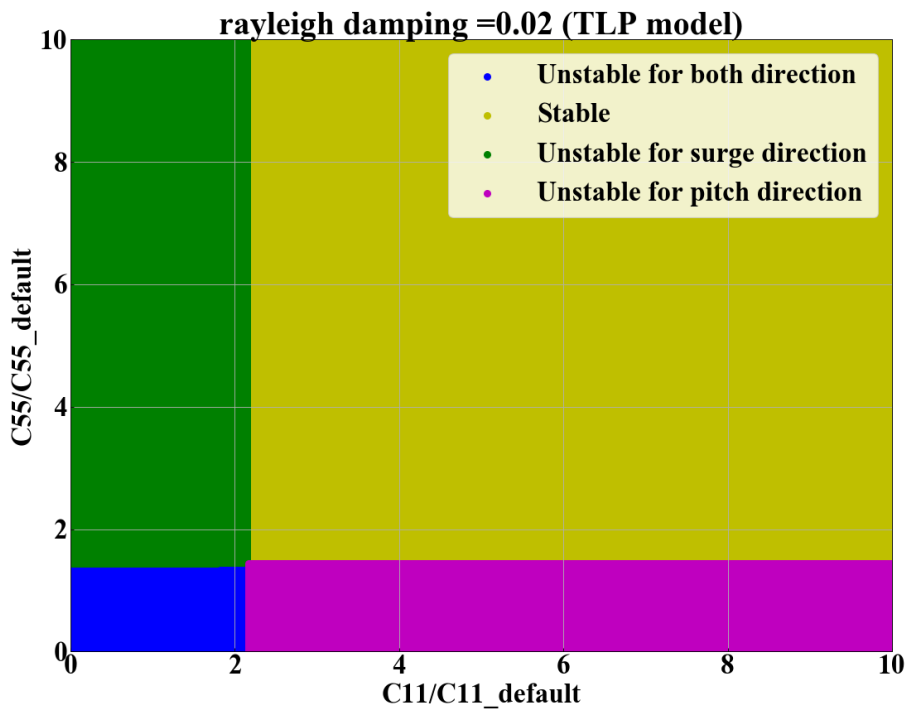


Figure 9.7 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.02)

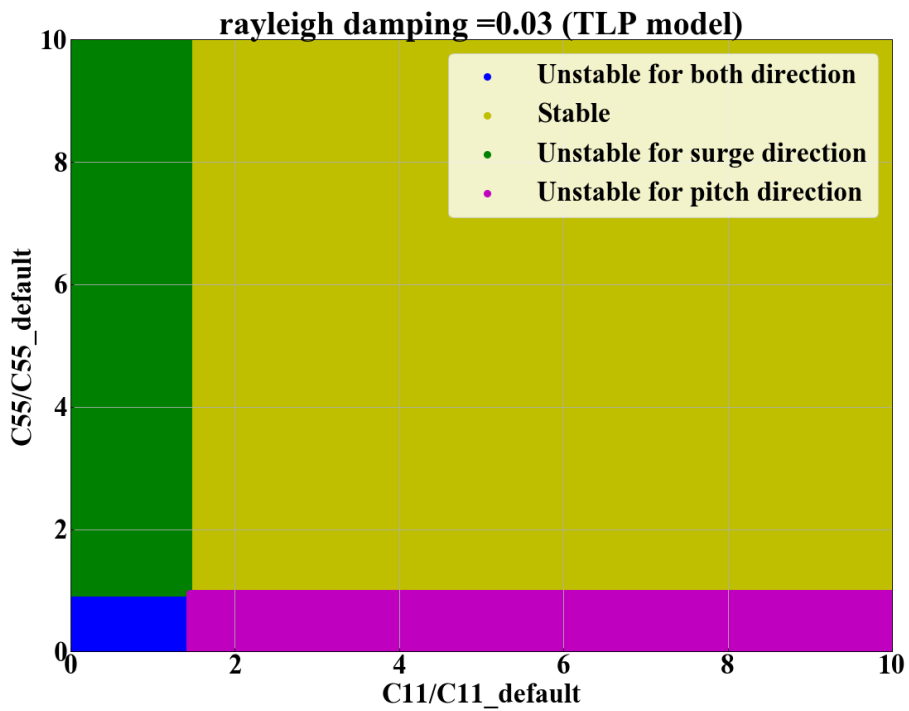


Figure 9.8 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.03)

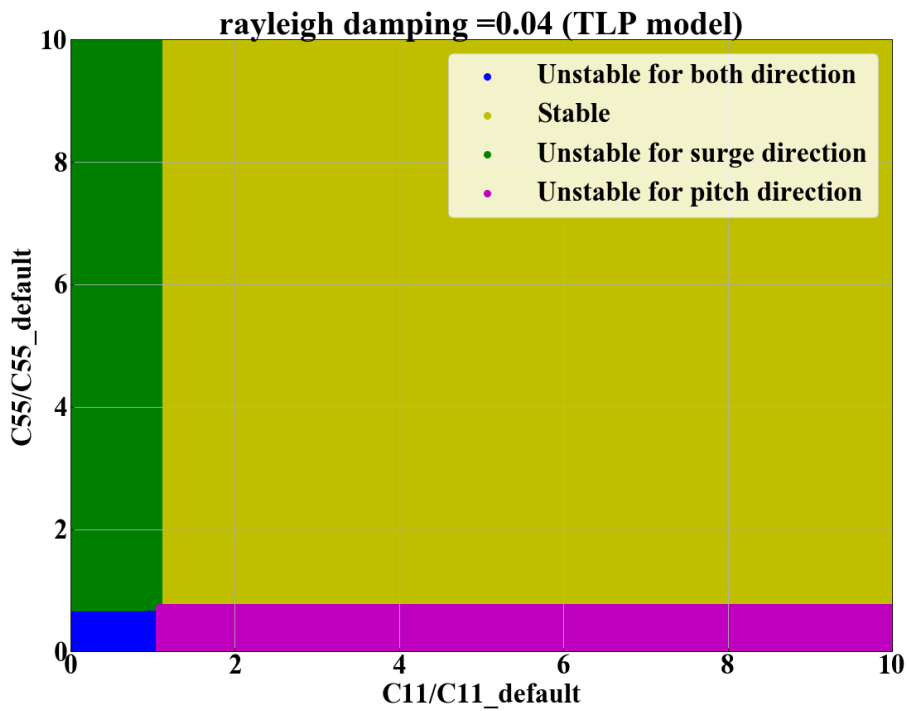


Figure 9.9 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.04)

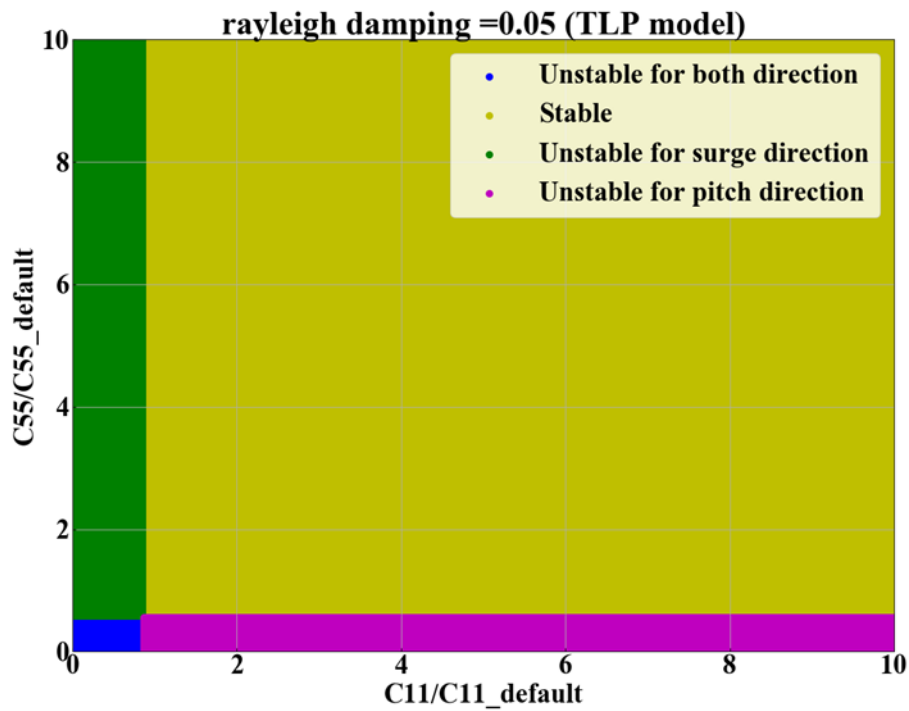


Figure 9.10 Result of parameter study (TLP model, Rayleigh damping = 0.05)

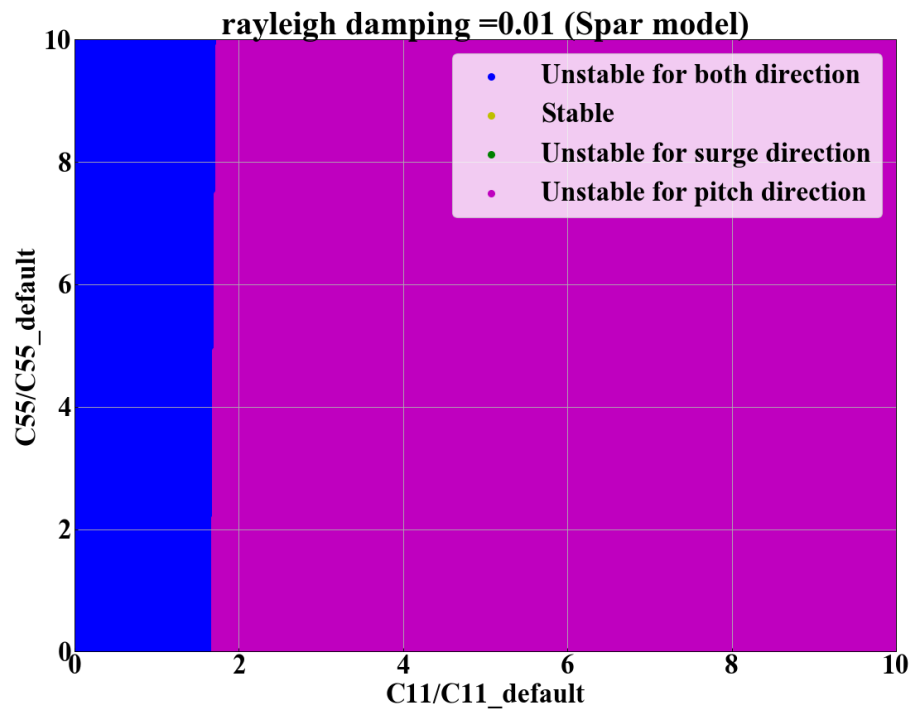


Figure 9.11 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.01)

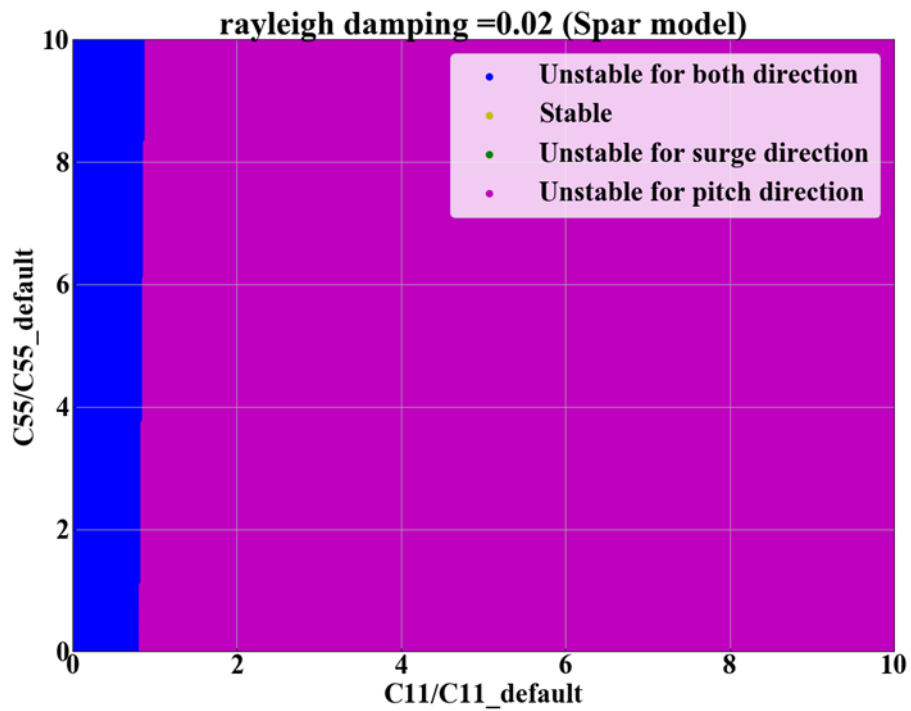


Figure 9.12 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.02)

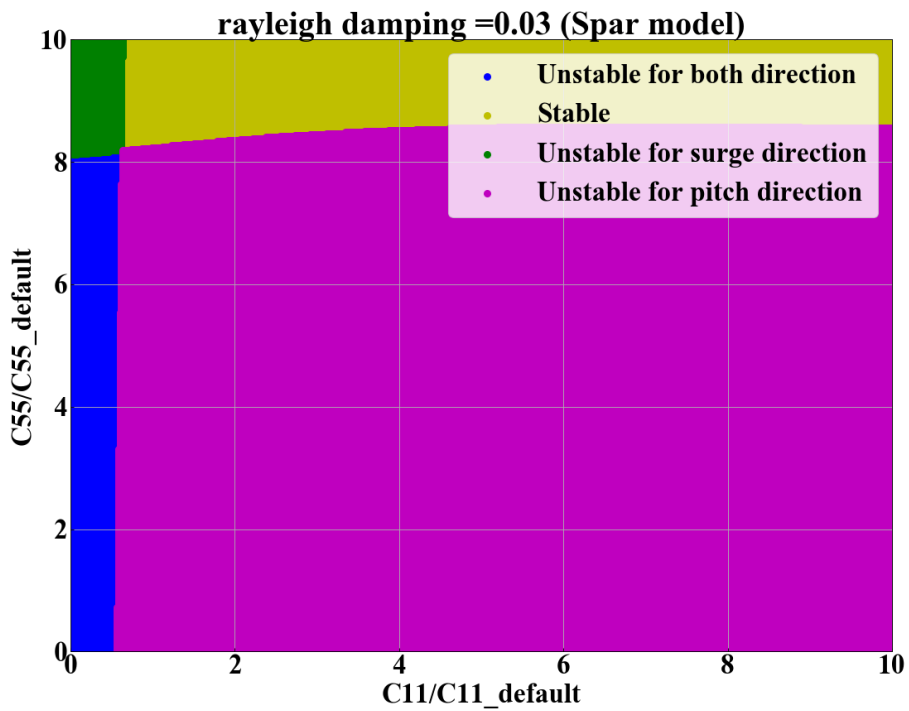


Figure 9.13 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.03)

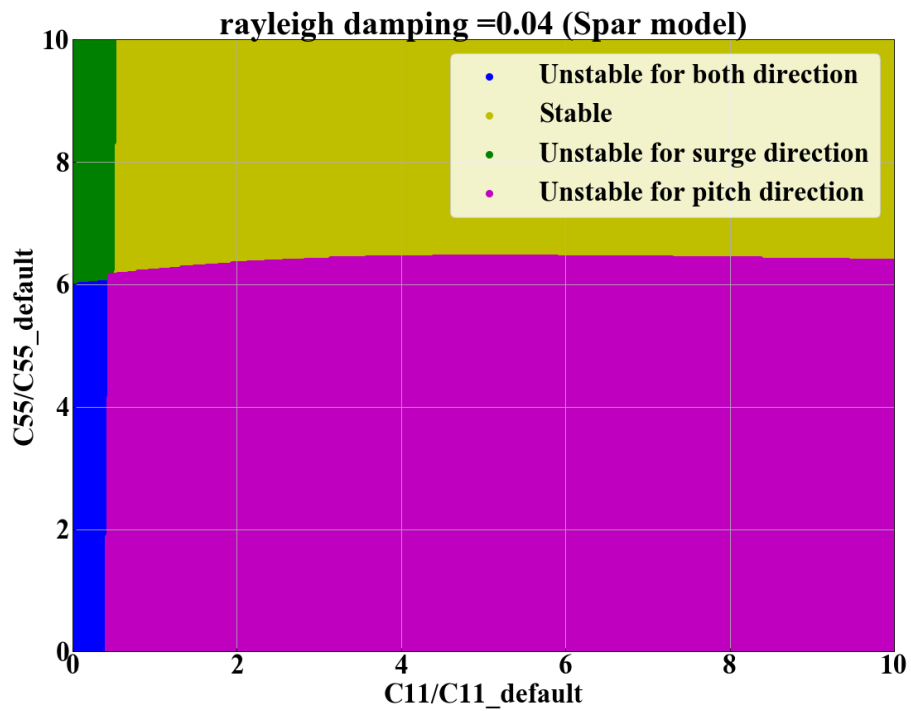


Figure 9.14 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.04)

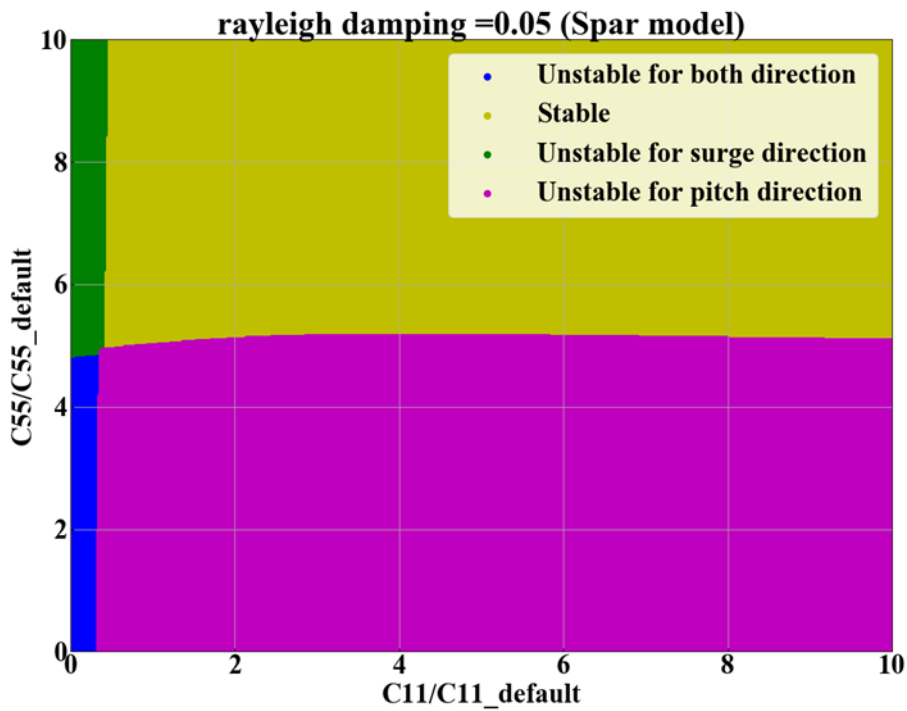


Figure 9.15 Result of parameter study (Spar model, Rayleigh damping = 0.05)

第10章 結論

10.1 研究成果

本研究では以下の項目を実施した。

(a) TLP 型浮体における NK-UTWind FAST の追加検証

研究室ではこれまで、NK-UTWind FAST の検証のためスパー型浮体やセミサブ型浮体で水槽実験が行われてきたがまだ未着手であった TLP 型浮体についての NK-UTWind FAST の精度の検証を本研究で行った。実験は研究室と (株)大林組の共同研究の一環として行ったものである。Heave や Pitch に実験値と計算値の誤差について発生しているものの、絶対値が小さく、また計測誤差であると推測されるため、NK-UTWind FAST で TLP 型浮体の特徴を良く表していると言え、TLP 型浮体においても NK-UTWind FAST で良く再現できることが示された。

(b) 簡易モデルの提案

浮体形状とネガティブダンピングによる自励振動励起条件を把握するために簡易モデルを作成した。簡易モデル作成する上で、Surge, Pitch 2 自由度減衰振動より、ネガティブダンピングによる自励振動が発生する条件を定式化した。発生する条件を調査した結果、浮体のパラメータと搭載風車の減衰 F'_T の関係から発生領域を推定することが可能であることが分かった。また簡易モデルの精度を確認するために、NK-UTWind FAST の計算結果と発生の有無の観点及び支配的な周期の観点から比較することによって、簡易モデルの有用性を確認した。

(c) 自励振動の簡易モデルと NK-UTWindFAST による現象観察

本研究を通じて、ネガティブダンピングによる自励振動は外部風速が定格風速以前でも発生するケースを確認し、またブレードピッチ制御開始直後に浮体動揺が最大にならないケースを確認した。これらは共に実機でも起こりうる現象であると考えられる。

(d) 簡易モデルを用いたパラメータスタディー

簡易モデルの利点は浮体のパラメータを変え、慣性行列や剛性行列、減衰行列の値を変化させ、どのようなパラメータがネガティブダンピングによる自励振動の発生に大きく影響があるのか、また発生する場合、Surge, Pitch どちらの運動モードに励起されるのか確認できる点である。そこで、初期モデルから減衰行列の値を変化させ、自励振動発生の閾値を確認し、また固有ベクトルから Pitch, Surge どちらの運動が支配的であるのかを確認した。

通常 Pitch 方向のみにしか自励振動が発生しないセミサブ、スパーモデルについて Surge が励起される領域があることが分かった。また通常 Surge 方向のみにしか自励振動が発生しない TLP モデルについても Pitch が励起される領域があることが分かった。

本研究によって NK-UTWind FAST での TLP 型浮体に関する解析の精度が担保されたこと
によって、今後様々なケースでの解析が可能となった。また設計された浮体に対して、ネガティブ
ダンピングによる自励振動の発生の有無、及びどの運動モードに励起されるのかの解析が可
能となった。

10.2 今後の課題

(a)簡易モデルの更なる精度向上に向けた水槽実験による検証

本研究では水槽実験でのネガティブダンピングによる自励振動励起条件を確認することは出
来なかった。簡易モデルの更なる精度確認のため、水槽実験を通して確認することが望ましい。

(b)簡易モデルでの減衰評価法について

現在簡易モデルでは、浮体の減衰はレイリー減衰で評価しているが、更なる精度向上をはかる
上で減衰の正確な推定は求められる。

(c)簡易モデルを用いた更なるパラメータスタディー

本研究では減衰係数のみをパラメータとして簡易モデルでの計算を行った。浮体の設計パ
ラメータと自励振動励起条件をさらに明らかにするためにも、設計に関するパラメータを変
数として追加し簡易モデルでの計算を行う必要がある。

引用文献

- [1] International Energy Agency, “WEO, New Policy Scenario,” 2012.
- [2] 環境省, [オンライン]. Available: <http://www.env.go.jp/>.
- [3] 経済産業省, “平成 22 年度エネルギーに関する年次報告,” 2011.
- [4] 経済産業省, “平成 27 年度エネルギーに関する年次報告,” 2016.
- [5] Global Wind Energy Council, “GLOBAL WIND REPORT ANNUAL MARKET UPDATE,” 2015.
- [6] NEDO, [オンライン]. Available: <http://www.nedo.go.jp/library/fuuryoku/world/1-01.html>.
- [7] 総合資源エネルギー調査会 新エネルギー部会, “新エネルギー部会報告書,” 2001.
- [8] 日本風力発電協会, “2015 年末の風力発電導入量と、2016 年 3 月末の推定導入量,” 2016.
- [9] Vries, W.E. de, Assessment of Bottom-Mounted Support Structure Types with Conventional Design Stiffness and Installation Techniques for Typical Deep Water Sites, 2007.
- [10] 福島洋上風力コンソーシアム, [オンライン]. Available: <http://www.fukushima-forward.jp/index.html>.
- [11] 吉田宏一郎, 海洋構造力学の基礎, 成山堂書店, 2010.
- [12] NREL, “FAST An Aeroelastic Computer-Aided Engineering (CAE) Tool for Horizontal Axis Wind Turbines,” [オンライン]. Available: <http://wind.nrel.gov/designcodes/simulators/fast/>.
- [13] 藤岡弘幸, “浮体式洋上風車の風車浮体連成応答解析手法の開発及び連成応答特性に関する研究,” 東京大学大学院新領域創成科学研究科修士論文, 2012.
- [14] al., Harner et., “Predicted motion wind turbine tower damping,” United States Patent, 1984.
- [15] Larsen, T.J., and Hanson, T.D., “A method to avoid negative damped low frequent tower vibrations for a floating, pitch controlled wind turbine,” Journal of Physics: Conference Series 75 012073, 2007.
- [16] 刈込界ほか, “浮体式風車のネガティブダンピングに関する風洞試験,” 第 36 回風力エネルギー利用シンポジウム, B21, 2014.
- [17] 柴田創, “浮体式洋上風車の風車浮体連成挙動に関する研究,” 東京大学大学院新領域創成科学研究科修士論文, 2013.

- [18] 佐伯秀真, “浮体式洋上風車の小型化を目的としたネガティブダンピング抑制手法の検討,” 東京大学大学院新領域創成科学研究科修士論文, 2015.
- [19] Matha, D., Fischer, T., Kuhn, M. Jonkman, J., “Model Development and Loads Analysis of a Wind Turbine on a Floating Offshore Tension Leg Platform,” European Offshore Wind Conference and Exhibition, 2009.
- [20] 水上裕樹ほか, “TLP 型浮体式洋上風車における制御時の不安定動揺に関する研究,” 日本船舶海洋工学会秋季講演会, 2016.
- [21] 牛山泉, “風車工学入門 基礎理論から風車発電の技術まで,” 森北出版株式会社, 2002.
- [22] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott, “Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development,” NREL/TP-500-38060 , 2009.
- [23] 原 尚之, 大塚 敏之, “浮体式洋上風力発電における制御,” システム／制御／情報, 第 60 巻, 第 9, pp. 388-395, 2016.
- [24] J. Jonkman, “FAST,” 9 9 2014. [オンライン]. Available: <https://nwtc.nrel.gov/FAST>. [アクセス日: 19 12 2014].
- [25] 関谷哲, “係留破断時の浮体式洋上風車の大変位挙動に関する研究,” 東京大学大学院修士論文, 2016.
- [26] T. M. Madjid Karimirad, “Comparative study of Spar-type wind turbines in deep and moderate water depths,” OMAE2012-83559, 2012.
- [27] G. K. V. Ramachandran, A. Robertson, J. M. Jonkman and M. D. Masciola, “Investigation of Response Amplitude Operators for Floating Offshore Wind Turbines,” NREL, 2013.
- [28] 菊池紘樹, “洋上浮体式風車の係留システムの安全性評価,” 東京大学大学院修士論文, 2013.
- [29] 石井希実子, “浅海域における浮体式洋上風車のための風車-浮体-係留系連成応答解析プログラムの開発及び波漂流力評価の高精度化,” 東京大学大学院修士論文, 2015.
- [30] 日本機械学会, “数値積分法の基礎と応用,” 2003.
- [31] 恒, 光易, “発生域における風波のスペクトルの相似形,” 著: *海洋波の物理*, 岩波出版, 1995, pp. 65-91.
- [32] 中嶋俊夫, 元良誠三, 藤野正隆, “質点系モデルによる係留ラインの 3 次元動的解析法,” *日本造船学会論文集*, 第 154, pp. 192-202, 1983.

謝辞

本研究を行うにあたり、多くの方々に助けていただき、支えていただきました。この場を借りて心より感謝の言葉を述べたいと思います。

指導教員の鈴木英之教授には、大変お世話になりました。毎週のミーティング時を含め多くの時間大変丁寧な指導をしていただきました。また私のわがままで1年間のインターンによる休学を願い出た際も心よく受け入れていただきました。おかげさまで休学を含めた3年間は多くの経験を得ることが出来た時間でありました。これらの経験を糧にこれまで以上に自己を高めていきたいと思います。本当にありがとうございました。

もう一人の指導教員である平林紳一郎准教授にも大変お世話になりました。研究会でのご指摘はもちろん、学生室にもよく足を運んでくださり気にかけて声をかけてくださりました。また帰りの電車で一緒になった際には多くの話をしてくださりました。脊髄反射で物事を話してしまう私は平林先生のように思慮深く物事に取り組む姿勢はあこがれであり、これからの社会人を通して少しでも近づけるよう努力いたします。本当にありがとうございました。

副指導教員の高木健教授には、面談時に非常に貴重なご指摘をいくつも戴きました。アドバイスをいただいた内容を全て活かすことが出来なかったのは自分の力不足であり、大変悔しく思いますが、戴いたことによって自分の研究について改めて向き合うことが出来、その後の研究生活に非常に役立ちました。本当にありがとうございました。

本研究室の特任研究員である **Rodolfo Gonçalves** とは研究のことはもちろん私生活の面で多くの時間をすごしました。非常に明るく、**Easy Going** な性格のロドルフォには行き詰っているときには大変勇気付けられました。また4月以降も富士山に登った思い出を肴に遊びましょ。本当にありがとうございました。

本研究室の特任研究員である矢後清和様には、培った経験を元に入学直後から多くのアドバイスをいただきました。特に実験の準備段階では必要な道具の購入も車を出して手伝ってくださるなど、矢後様がいらっしやなければ実験は完遂することは出来なかったと思っています。お体にご自愛ください。本当にありがとうございました。

大阪府立大学航空宇宙海洋系専攻の二瓶泰範准教授にはピッチ制御機能付き風車模型の使用を許可して頂き、大変お世話になりました。心より感謝申し上げます。

また大阪府立大学 二瓶研究室の青木 雅明君には大阪からわざわざ実験を手伝いに来てくれました。来年大阪まで青木君の実験を手伝うのは少し厳しそうですが、東京に来た際には手厚くもてなすことをお約束します。本当にありがとうございました。

鈴木研究室における同期である江雄君,有山君,椎葉君,木下さんとは多くの時間を過ごしてきました。特に実験の際には M2 の有山君,椎葉君は自分の研究がある中、休日返上で事前準備から実験本番まで多くの時間を割いてくれました。同期なのに先輩というめんどくさい立場である私を快く受け入れてくれて本当にありがとうございました。みんなのこれからの活躍を心から祈っております。

鈴木研究室における、後輩の牧村君,高瀬君,徐君,坂田には、研究室生活全般において大変お世話になりました。実験の際も手伝いを快諾していただき大変心強かったです本当にありがとうございました。これから修論も就活も本番に入っていくと思いますが、全員仲良く乗り越えていってください。1年間お世話になりました。

本研究を行うにあたり陰ながら支え励ましてくれた家族には心からの感謝を述べたいと思います。中々働きに出ない私を理解することは難しいといいながらも、叱るでもなく見守ってくれたことから、自分は支えられて生きているのだということを学びました。来年度以降少しでも今までいただいて来たご恩を返せるようがんばります。本当にありがとうございました。

最後にここには載せ切れなかった、多くの友人に感謝の意を示したいと思います。高校を卒業してからの7年間で非常に多くの人々と出会い、1人1人の価値観やこだわりに触れて、私が少しずつ形成されていきました。私も皆々様方にとってそういう人物になれていたらうれしいです。いつもどうもありがとうございました。