目次

第 1 章　序論 1
1.1　研究背景 1
1.2　風力エネルギー 1
1.2.1　世界の風力エネルギー事情 1
1.2.2　日本の風力エネルギー事情 3
1.3　洋上風力発電 5
1.4　先行研究 6
1.5　研究目的 7
1.6　論文の流れ 8
第 2 章　漂流シミュレーター 9
2.1　想定するウインドファーム 9
2.2　漂流シミュレーターの概要 12
2.2.1　海象条件の設定 12
2.2.2　衝突判定 16
2.2.3　係留引っ掛かり判定 16
2.2.4　係留破断判定 17
2.3　浮体の運動方程式 18
2.4　浮体に働く外力 19
2.4.1　風抗力 F_{wind} 19
2.4.2　潮流力 $F_{current}$ 22
2.4.3　波漂流力 F_{drift} 22
2.4.4　変動波力 F_{wave} 24
2.4.5　衝突力 $F_{collision}$ 25
2.4.6　係留力 F_{moor} 26
2.5　シミュレーション結果 32
第 3 章　係留系強度モデル 36
3.1　チェーン係留索強度確率モデル 36
3.2　重力式アンカー強度実験 42
第 4 章　連鎖漂流事故リスク 47
4.1　初期漂流確率 P_i 48
4.2　連鎖漂流浮体数 N 56
4.3　風速発現期待値 P_v 62
4.4　風向発現確率 P_θ 68

4.5　連鎖漂流事故リスク算出結果 70
第 5 章　リスク評価 73
5.1　経済性評価.....74
5.2　社会受容性評価.....76
第 6 章　結論.....78
6.1　漂流シミュレーター.....78
6.2　係留系強度モデル 78
6.3　連鎖漂流事故リスク 79
6.4　リスク評価.....80
6.5　今後の課題.....80
参考文献　81
謝辞　83

表目次

表 1-1 ハリケーンによる石油掘削リグの漂流被害 6
表 2-1 RC スパー型浮体の構造と寸法 11
表 2-2 係留システム 12
表 2-3 べき指数 14
表 2-4 各風速における有義波高・有義波周期 16
表 2-5 各種充実断面の抗力係数 21
表 2-6 各種薄肉断面の抗力係数 22
表 3-1 実験の概要 42
表 4-1 各風速での Rayleigh パラメータ θ と平行移動量 54
表 4-2 平均衝突基数と平均係留引っ掛かり基数 61
表 4-3 風速発現期待値 P_v 68
表 4-4 想定海域での風向頻度分布 69
表 4-5 供用年数 20 年間での連鎖漂流事故リスク Risk 70
表 4-6 各安全率での Risk 71
表 4-7 10 年で係留索を交換した場合の Risk 71
表 4-8 摩耗速度 1.5 倍の場合の Risk 72
表 5-1 各国の船級協会等が定める安全率 73
表 5-2 各安全率での 1 基あたりの平均漂流確率 73
表 5-3 摩耗速度 1.5 倍とした場合の 1 基あたりの平均漂流確率 74
表 5-4 各係留系設計安全率における 1 基あたりの係留コスト 75
表 6-1 係留系設計安全率とウインドファームでの連鎖漂流事故リスク 79

図目次

図 1-1 世界全体の風力発電累積導入量の推移 2
図 1-2 風力発電累積導入量上位 10 カ国 2
図 1-3 風力発電単年導入量上位 10 カ国 2
図 1-4 日本の風力発電累積導入量の推移 3
図 1-5 日本近海の風速 4
図 1-6 日本の排他的経済水域（EEZ） 4
図 1-7 日本近海の水深 5
図 1-8 洋上風車の形態 6
図 2-1 浮体式洋上ウインドファームのモデル地点 9
図 2-2 浮体式洋上ウインドファームのモデル地点（詳細） 10
図 2-3 浮体式洋上ウインドファームの平面配置 10
図 2-4 Spar 型浮体の構造・寸法と係留系について 11
図 2-5 エネルギースペクトル密度関数と周波数 f_n でのエネルギー 13
図 2-6 平均風速 50m/s の変動風 14
図 2-7 有義波高 12.55m、有義波周期 14.73s の不規則波 15
図 2-8 衝突判定 16
図 2-9 係留引っ掛かり範囲 17
図 2-10 係留引っ掛かり判定 17
図 2-11 浮体固定座標系 18
図 2-12 風車ローター形状 20
図 2-13 風車ローター部スラスト係数の風速による変化 21
図 2-14 波漂流力係数 C_w 23
図 2-15 Hsu の方法を用いた波漂流力計算法 24
図 2-16 円環に力を加えた時の歪み 26
図 2-17 カテナリー係留 26
図 2-18 係留索が海底を這う場合 27
図 2-19 係留索全てがカテナリーを形成する場合 28
図 2-20 一本の係留索が浮体に及ぼす水平方向係留力 29
図 2-21 係留索が上・下・左・右方向に張られた係留系 29
図 2-22 係留系が浮体に及ぼす x 軸正方向係留力 30
図 2-23 係留系のばね定数 30
図 2-24 係留系の固有周期 30
図 2-25 浮体の回転角度と係留力 31
図 2-26 浮体が係留索に引っ掛かった時の係留力 32

図 2-27 連鎖漂流事故の様子 33
図 2-28 漂流浮体が係留に引っ掛かって停止する様子 34
図 2-29 係留索に発生する張力 35
図 3-1 係留チェーンの径摩耗率 37
図 3-2 経過年数と径摩耗率 38
図 3-3 摩耗データによる平均摩耗率と設計基準となる摩耗率 38
図 3-4 経過年数と強度低下率 39
図 3-5 スタッド付きチェーンの形状 40
図 3-6 10 年経過後の係留索破断荷重の確率分布 41
図 3-7 経過年数による係留索破断荷重確率分布の推移 41
図 3-8 実験の概要図 42
図 3-9 実験装置 42
図 3-10 土の安息角 43
図 3-11 実験結果 44
図 3-12 錘前面に溜まると想定される土 45
図 3-13 曳航過程で錘の前面に溜まる土 46
図 4-1 風向と係留系角度 49
図 4-2 係留索が 1 本破断した後の実質の係留系 49
図 4-3 平均風速 64m/s での浮体の x 座標（初期値 x=100 [m]） 50
図 4-4 平均風速 65m/s での浮体の x 座標（初期値 x=100 [m]） 50
図 4-5 平均風速 50m/s にて風上側係留索に発生している張力 51
図 4-6 平均風速 100m/s にて風上側係留索に発生している張力 52
図 4-7 張力周期と張力極大値 53
図 4-8 平均風速と張力周期 53
図 4-9 張力極大値の発生頻度分布 53
図 4-10 各風速での張力頻度分布 54
図 4-11 20 年目における各 10 分平均風速での初期漂流確率 55
図 4-12 連鎖漂流浮体数の考え方 56
図 4-13 浮体同士が衝突するも連鎖漂流事故へと発展しない様子 57
図 4-14 衝突後の浮体の漂流方向 59
図 4-15 浮体番号の設定 59
図 4-16 浮体位置と衝突基数 60
図 4-17 浮体位置と係留引っ掛かり基数 60
図 4-18 風向頻度分布を考慮した場合の浮体位置と衝突基数 60
図 4-19 風向頻度分布を考慮した場合の浮体位置と係留引っ掛かり基数 60
図 4-20 漂流方向と衝突基数 61

図 4-21 漂流方向と係留引っ掛かり基数 61
図 4-22 風向頻度分布を考慮した場合の漂流方向と衝突基数 61
図 4-23 風向頻度分布を考慮した場合の漂流方向と係留引っ掛かり基数 61
図 4-24 Weibull 分布 63
図 4-25 想定海域での風速 Weibull 分布の形状パラメータ 63
図 4-26 想定海域での 10 分平均風速発生頻度分布 64
図 4-27 10 分平均風速の確率密度関数 67
図 4-28 想定海域での風向頻度分布 69
図 4-29 t 年目での連鎖漂流事故リスク 70
図 4-30 各安全率での Risk 71
図 5-1 安全率 3.0、係留索交換なしを基準としたコスト削減量 75
図 5-2 摩耗速度 1.5 倍とした時のコスト削減量 76

第1章　序論

1.1　研究背景

エネルギーは我々にとって不可欠なものである。今日の我々の利便性に富んだ生活は、大量のエネルギー消費の上に成り立っている。しかし現在、そのエネルギーの大半を石油や天然ガス、石炭といった化石燃料に依存してきた結果、温暖化をはじめとする地球環境の悪化と化石資源の枯渇が迫ってきている。また、我が国のエネルギー事情を考えると、原子力を含めても 17%という低いエネルギー自給率であり[1]、エネルギー供給の 44%を占める石油の 88%は情勢が不安定な中東に依存している[2]。この脆弱なエネルギー供給構造の改善が我が国の重要な課題であると言える。

地球環境保護の面、エネルギーの安定供給の面から、我が国では自給自足の再生可能エネルギーの導入が必要だと考えられる。そこで本論文では、環境負荷の小さい再生可能エネルギーの 1 つとして注目されている風力発電、その中でも我が国の地理的要因から浮体式の洋上風力発電に着目した。

1.2　風力エネルギー[3]

風は空気の流れであり、風の持つエネルギーは運動エネルギーである。今、受風面積 A [m^2]の風車を考えた時、風力エネルギーP [W]は式(1-1)で表せる。

$$P = \frac{1}{2}\rho A V^3 \qquad \textbf{(1-1)}$$

V：風速[m/s]，A：受風面積[m^2]，ρ：空気密度[kg/m^3]

式(1-1)から風力エネルギーは受風面積に比例し風速の 3 乗に比例する。つまり、風速が 2 倍になれば風力エネルギーは 8 倍になることになる。風力エネルギーを活用する上で風速は重要な要素となる。

1.2.1　世界の風力エネルギー事情

図 1-1 は世界における風力発電導入量の推移である。近年、風力発電の導入量は急激に増加し、2009 年初めでの世界の風力発電総設備容量は 120798 MW となっている[4]

GLOBAL CUMULATIVE INSTALLED CAPACITY 1996-2008

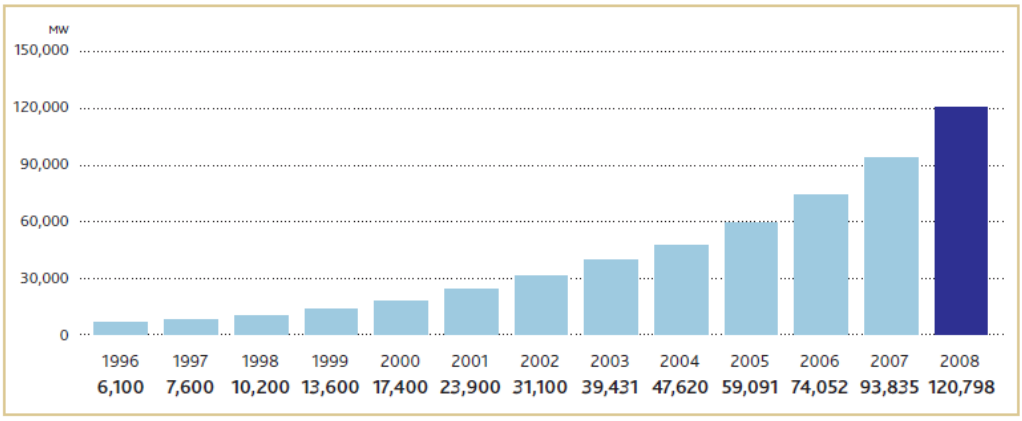
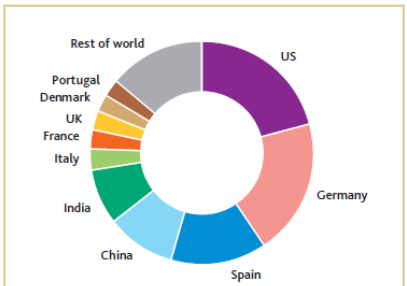


図 1-1 世界全体の風力発電累積導入量の推移[5]

図 1-2、図 1-3 はそれぞれ 2008 年末での風力発電累積導入量と風力発電単年導入量の上位 10 カ国 である。近年では世界規模で環境保護への関心は高くなってきており、従来風力発電導入量の高かったドイツ・スペイン・デンマークなどのヨーロッパ諸国に加えて、新興国である中国やインド、それに環境政策に消極的であったアメリカも風力発電導入量を伸ばしてきている。特にアメリカは 2030 年までに電力消費量の 20%を風力で賄うようにすると発表し、現在は累積導入量・単年導入量ともに世界第 1 位となっている。

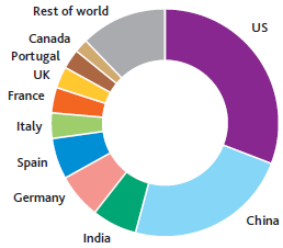
TOP 10 TOTAL INSTALLED CAPACITY 2008



	MW	%
USA	25,170	20.8
Germany	23,903	19.8
Spain	16,754	13.9
China	12,210	10.1
India	9,645	8.0
Italy	3,736	3.1
France	3,404	2.8
UK	3,241	2.7
Denmark	3,180	2.6
Portugal	2,862	2.4
Rest of world	16,693	13.8
Total top 10	**104,104**	**86.2**
World total	**120,798**	**100.0**

図 1-2 風力発電累積導入量上位 10 カ国[5]

TOP 10 NEW CAPACITY 2008



	MW	%
USA	8,358	30.9
China	6,300	23.3
India	1,800	6.7
Germany	1,665	6.2
Spain	1,609	5.9
Italy	1,010	3.7
France	950	3.5
UK	836	3.1
Portugal	712	2.6
Canada	526	1.9
Rest of world	3,285	12.2
Total top 10	**23,766**	**87.8**
World total	**27,051**	**100.0**

図 1-3 風力発電単年導入量上位 10 カ国[5]

1.2.2　日本の風力エネルギー事情[6]

日本における風力発電の導入はサンシャイン計画、ニューサンシャイン計画や電力会社及びメーカーによる試験研究用などが主であったが、環境問題の関心の高まり、1990 年の電気事業法関連法令の改正による設置手続きの簡略化等を背景として、地方自治体等による導入も行われるようになった。特に 1992 年の電力会社による余剰電力購入制度及び 1993 年の系統連係技術要件ガイドラインの整備により、事業者が発電電力を電力会社に売ることが可能になったことと、NEDO（新エネルギー・産業技術総合開発機構）を中心とする支援制度の充実が導入促進のきっかけとなった。

日本における導入設備容量は、1994 年の国の新エネルギー導入大綱における導入目標である「2000 年に 2 万 kW(20MW)」を 1998 年にクリアし、2001 年度末 6 月に新たな導入目標「2010 年までに 300 万 kW(3000MW)」が示され、2008 年度の総設備容量は約 1854MW に達している（図 1-4）。

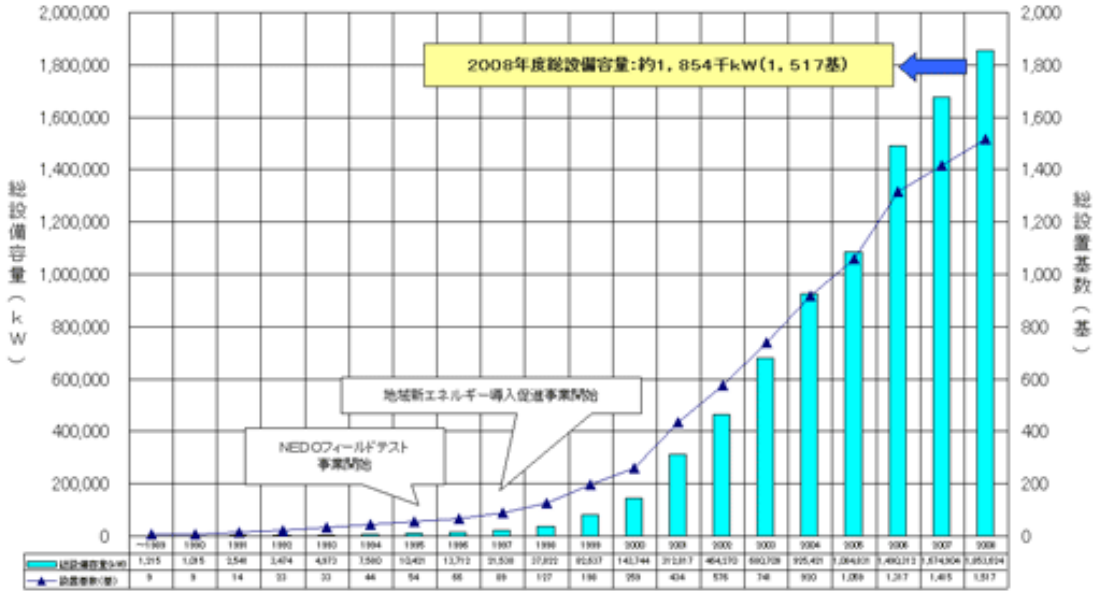


図 1-4 日本の風力発電累積導入量の推移[7]

しかし我が国で風力発電を行う場合、国土が狭く山地が多いという建設・立地上の問題と、起伏が激しいことによる風況の不安定さの問題から、陸上風力発電には限界がある。その一方で、3 万 km もの長い海岸線と世界 6 位の面積約 447 万 km^2 を誇る排他的経済水域(EEZ)があるため[8]、洋上での風力発電には大きなエネルギーポテンシャルが賦存している（図 1-5、図 1-6 図 1-6）。しかし、日本列島の近海は遠浅な海域は少なく、数 km 沖合に出ると水深は 100m から 200m に達する（図 1-7）。したがって、欧州で大規模に使われている着底式の洋上風力発電をわが国に導入することは有効ではない。このことから、わが国で洋上風力発電を本格的に導入するためには、着底式に代わって浮体式海洋構造物による洋上風力発電が必要であると考えられる。

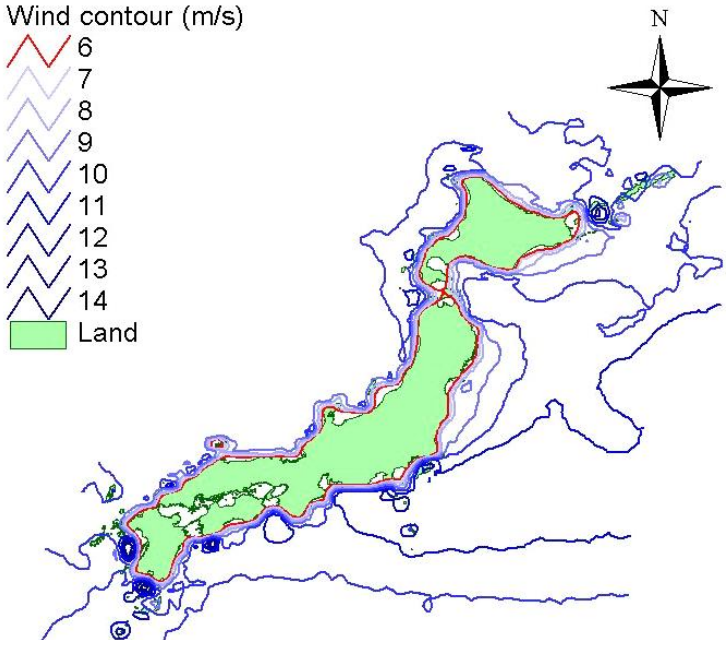


図 **1-5** 日本近海の風速[9]

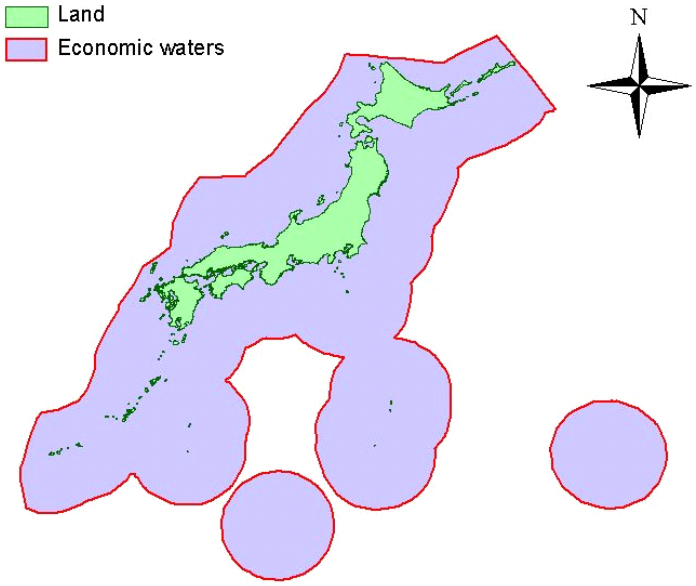


図 **1-6** 日本の排他的経済水域（**EEZ**）

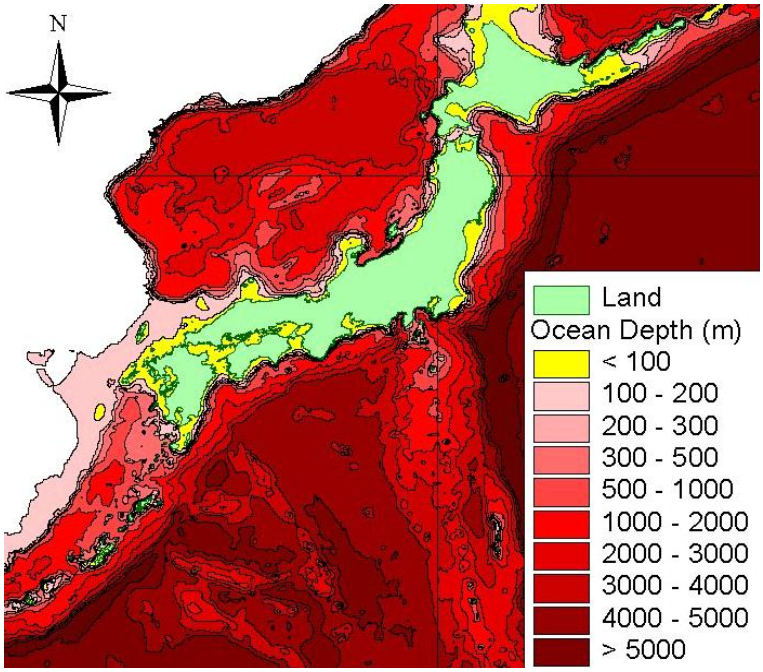


図 1-7 日本近海の水深[10]

1.3 洋上風力発電[11]

洋上での風力発電に適した形態は図 1-8 のように大きく着底式、ポンツーン型、セミサブ型、Spar 型の 4 つに分類される。

着底式は比較的浅い海底に基礎を設けその上に風車を設置する形をとっており、モノパイル式、コンクリート・ケーソン式、重力式などがある。欧州で洋上風力発電が盛んに行われているが、その形態は全て着底式である。北海沿岸諸国の近海では 30m 以内の比較的浅い海域が広大にあるため着底式でもってその広大な海洋空間を利用することが可能であるからである。一方、日本の近海では遠浅な海域が少ないために着底式の風力発電は限られた範囲でしか利用できない。

ポンツーン型は浮体式海洋構造物を海面に浮かべ、複数の風車を搭載した形をしている。構造物の内部は空間になっているために、水素製造装置やタンクなどのプラント設備のための空間を確保することが出来る。比較的単純な構造をしているので建設コストが低い。しかし、水線面積が大きいために波浪による動的影響が大きい。

セミサブ型はポンツーン型に似ており、複数の風車を搭載し、内部空間も利用できる。特徴としては没水したり、コラムやフーティングで構造を支えたりすることで、水線面積を減じているために波浪による動的影響が小さい。ポンツーン型に比べ形状が複雑になるために建設コストが増加することがある。

Spar 型は、セミサブ型と同様に水線面積が小さいため波浪による動的影響は小さい。また、形状も単純であるため建造費も比較的安価に抑えることができる。ポンツーン型やセミサブ型と異なることは、１つの浮体に１つの風車を搭載しているという点である。Spar

型は鉛直方向に縦長であり、搭載する構造重量に比して非常に大きな排水量を有する。また、構造の下方にバラストを搭載して重心を下げて設計することで系の安定性を図っている。

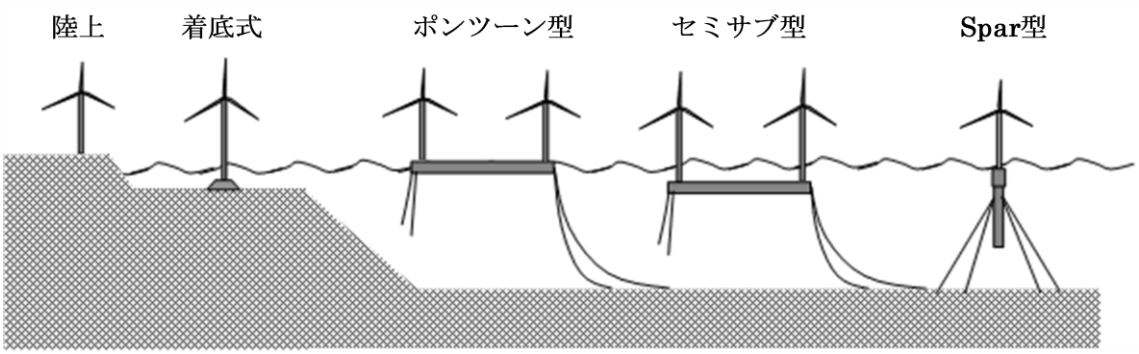


図 1-8 洋上風車の形態

複数種類ある浮体式風車の中でも、本研究室では Spar 型風車に着目している。多くの先行研究[9,11,12,13,14]により Spar 型風車の構造・挙動については研究されてきており、Spar 型風車を用いたウインドファームの実現は確実に近づいている。しかし、現実に Spar 型風車によるウインドファームの実現を考えた場合、その事故リスクについても評価しなければならない。ここで最も被害の大きい事故を考えたとき、それは浮体の損傷などといった単基だけで完結する事故ではなく、ウインドファーム上で何かの拍子に漂流してしまった浮体が、別の係留浮体を巻き込んで複数基の漂流に発展する、連鎖漂流事故である。

浮体の漂流は実際に頻繁に起こっている。表 1-1 はハリケーンによる石油掘削リグの漂流被害報告である。近年、アメリカで頻発しているハリケーンによってメキシコ湾の石油掘削リグが漂流するといった事故がこれだけ報告されている。この報告を見ると、ウインドファーム上の浮体式風車でも漂流が起こってもおかしくないということがわかる。

表 1-1 ハリケーンによる石油掘削リグの漂流被害[15]

ハリケーン	発生時期	カテゴリー	最大風速	漂流被害
Lili	2002 年 10 月	4	64[m/s]	1 基のセミサブ漂流
Ivan	2004 年 9 月	5	75[m/s]	4 基のセミサブ漂流
Katrina	2005 年 9 月	5	78[m/s]	5 基のセミサブ漂流
Rita	2005 年 10 月	5	78[m/s]	10 基のセミサブ漂流

1.4 先行研究

ウインドファームでの連鎖漂流事故リスクの定量的な評価に関しては、栗本(2008)[16]によって先行研究がなされた。それにより、ウインドファームでの Spar 型風車の連鎖漂流

事故リスクの考え方やそのための Spar 型風車の漂流シミュレーターの開発といった基礎的な研究方法は確立されたといえる。しかし、その研究結果については以下の改良点が残っている。

- 供用期間における係留索の摩耗等による強度の低下、およびそのばらつきを考慮していない。
- 最初に漂流を開始する浮体の漂流条件（初期漂流条件）について、かなり簡略化したリスク算出手法をとっている。
- Spar 型風車の漂流開始条件として、係留索の破断のみを考慮しており、アンカー引き抜け・引き摺りによる漂流を考慮していない。

1 つめの点については、栗本(2008)では全ての係留索が常に健全な状態、つまり設計通りの強度を持っているという前提で漂流事故リスクを算出している。そのため、それほど厳しくない海象条件ではどの係留索も破断することはなく、とても厳しい海象条件では全ての係留索が破断してしまうという決定論的な漂流リスクの考え方となってしまっている。しかし風車の漂流リスクをより厳密に算出するためには、どの程度の海象条件であればどの程度の確率で係留索が破断してしまうのかという確率論的な考え方が必要である。
また、時間が経過するにつれ係留索は摩耗等により強度が低下するので、漂流事故リスクは高くなっていくと考えられる。その点でも、栗本(2008)では漂流事故リスクを小さく見積もっている可能性がある。

2 つめの点についても、栗本(2008)では「初期漂流が連鎖漂流事故へと発展しうる」ような風速が発生した場合、「ウインドファーム内の浮体式風車 1 基のみ」が漂流を開始し、連鎖漂流へと繋がるという決定論的な考え方のもと連鎖漂流事故リスクを算出している。そのため、かなりの風車が漂流を開始してしまうような超高風速域でのリスクを小さく見積もってしまっている。

3 つめの点によっても、もしアンカー引き抜けによる漂流リスクが無視できないほどの大きさであった場合、漂流事故リスクを小さく見積もっている可能性がある。

1.5 研究目的

そこで本研究の目的は、Spar 型風車を用いたウインドファームでの連鎖的な漂流事故リスクをより詳細に定量的に評価することである。そのために、時系列変動風・不規則波おの導入によるより再現性の高い Spar 型風車漂流シミュレーター、および係留系強度低下・ばらつきモデルを開発し、それらを用いてより詳細な漂流事故リスク算出とその評価を行う。

1.6　論文の流れ

第 2 章では、まず Spar 型風車が漂流を始める条件およびその確率を求めるために本研究で開発した、Spar 型風車の漂流シミュレーターについて説明する。

第 3 章では、本研究で新たに漂流シミュレーターに導入し、連鎖漂流事故リスクの算出に用いる係留系の強度モデルについて説明する。また、そのモデル作成のために行った重力式アンカー強度実験について述べる。

第 4 章では、本研究での連鎖漂流事故リスクの定義・算出方法・およびその結果について述べる。

第 5 章では、第 4 章で算出したリスクの評価方法とその結果について述べる。

第 6 章では結論を述べる。

第2章　漂流シミュレーター

第 1 章でも述べたように、連鎖漂流事故リスク算出において Spar 型風車の初期漂流確率を求めるために、漂流シミュレーターを開発した。本研究で開発した漂流シミュレーターは、栗本(2008)で開発された漂流シミュレーターと一部ウインドファームに関するシステム面で異なり、かつ時系列変動風・不規則波を加えた改良版にあたるものである。

この漂流シミュレーターにより、漂流現象のシミュレーションが可能となる。また、ウインドファームでの連鎖漂流事故リスクの算出に必要な、係留索に発生する張力の大きさとその頻度の分布を求めることができる。

2.1　　想定するウインドファーム

本研究で想定するウインドファームの設置海域、およびウインドファームを形成する Spar 型風車の形状と係留システムを以下に記す。これらは、国立大学法人東京大学と東京電力株式会社による「フロート式洋上風力発電に関する研究の概要」[17]での計画案を参考に設定を行った。

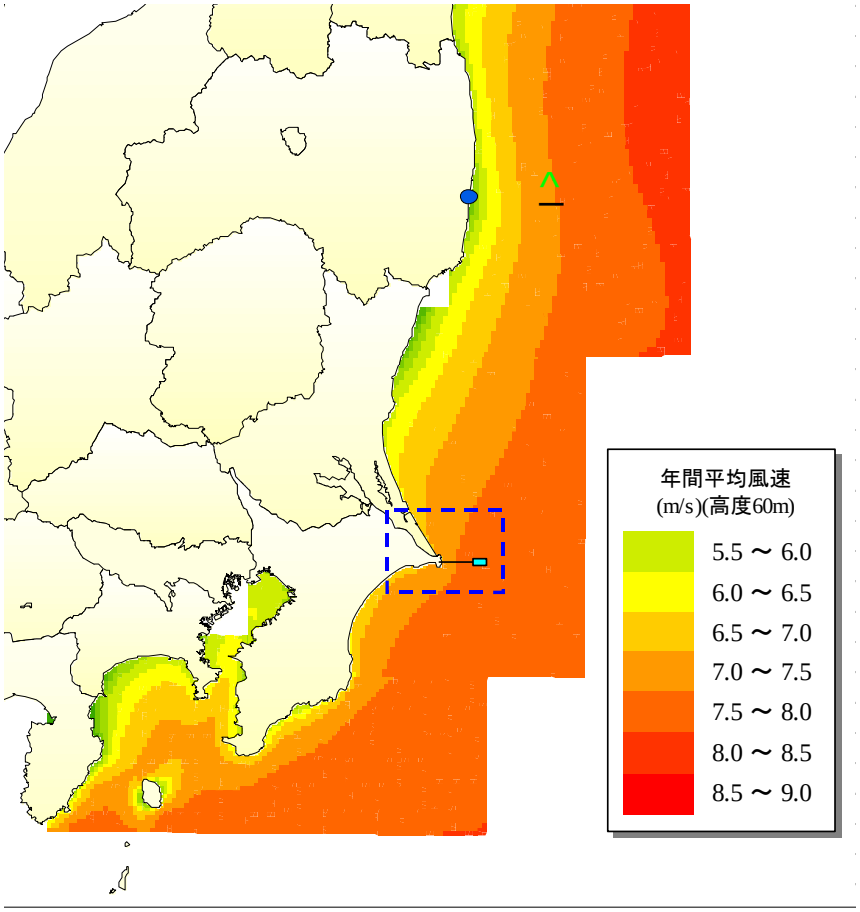


図 **2-1** 浮体式洋上ウインドファームのモデル地点

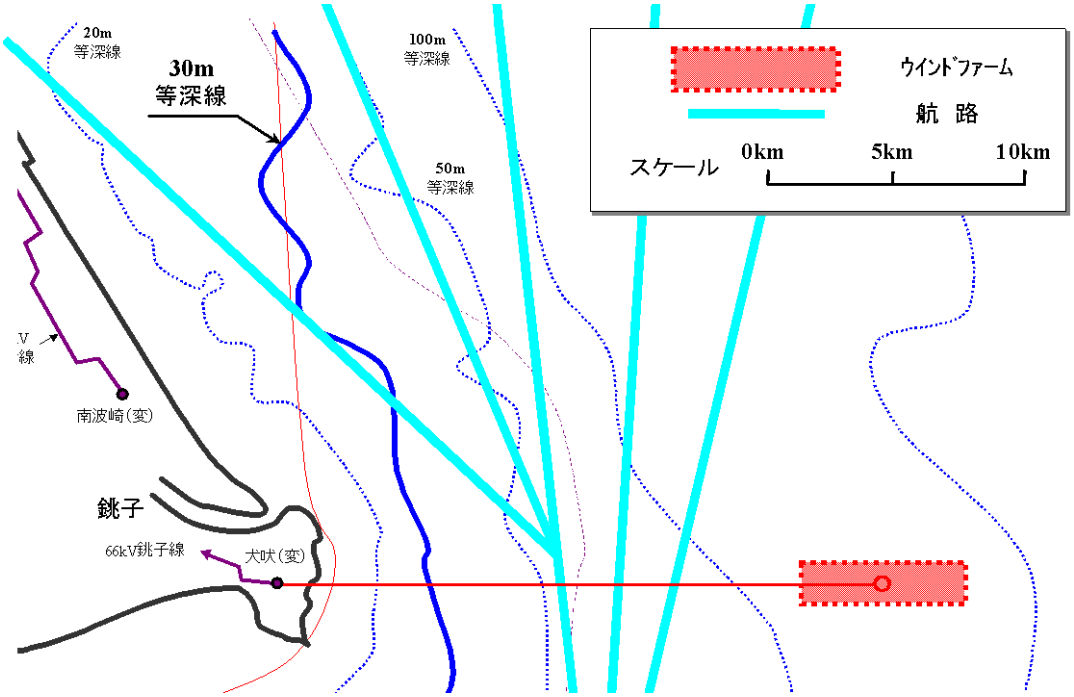


図 2-2 浮体式洋上ウインドファームのモデル地点（詳細）

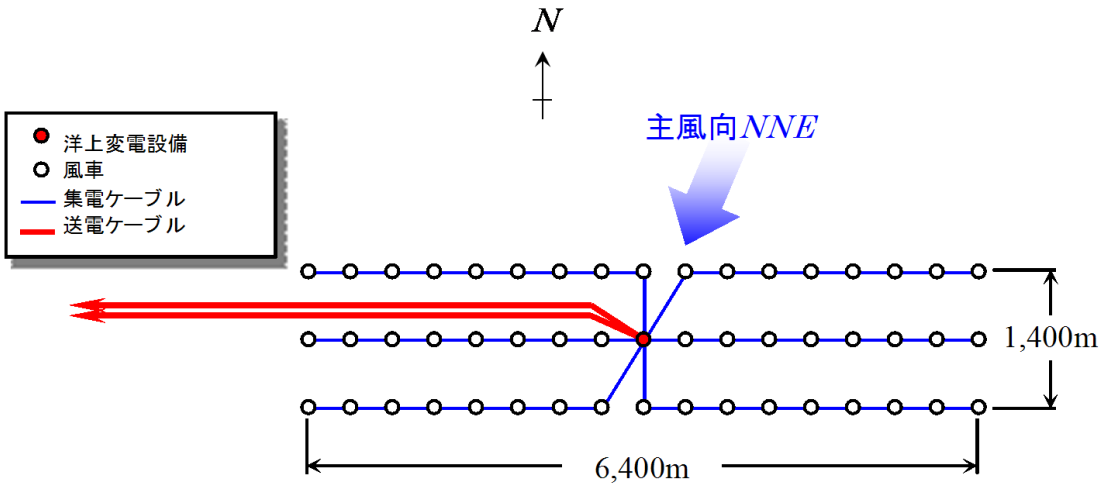


図 2-3 浮体式洋上ウインドファームの平面配置

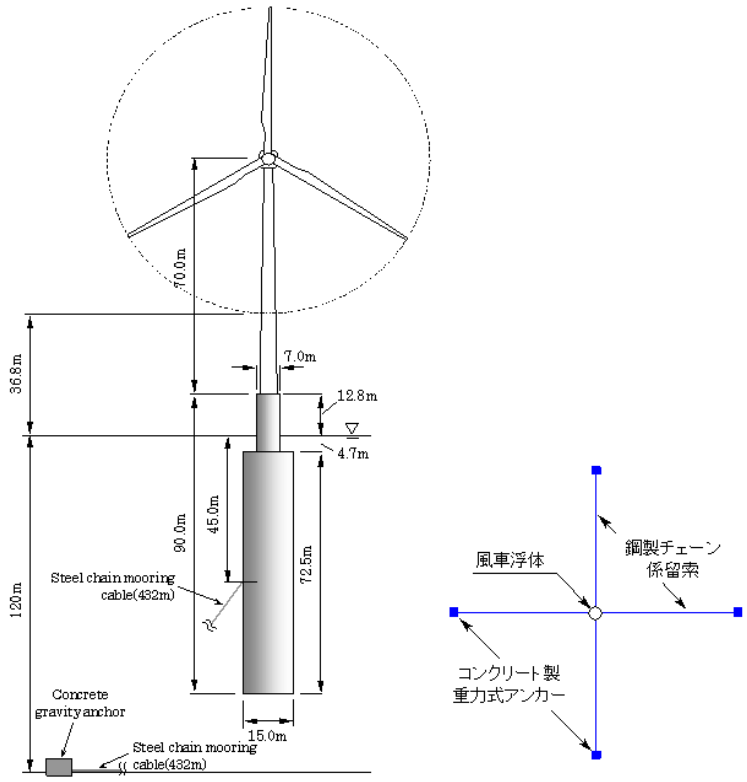


図 **2-4 Spar** 型浮体の構造・寸法と係留系について

表 **2-1 RC** スパー型浮体の構造と寸法

風車	定格出力	2.4MW
	ローター直径	92m
	タワー高さ	70m
	カットイン風速	4m/s
	定格風速	12.5m/s
	カットアウト風速	25m/s
浮体	高さ	90m
	喫水	77.2m
	外径	15m
	排水量	13300m^3

表 2-2 係留システム

係留方式	カテナリー係留
安全率	3.0
係留索	第 3 種チェーン（径 125mm）
単位長さ当たり水中重量	2.94kN/m
本数	4 本
長さ	432m

なお、ウインドファームでの風車配置については、銚子東沖では南北方向が主風向のため、東西横長（3 列）の配置とした。

風車間の間隔については、風車間での干渉によるエネルギーロスを避けるためにも主風向にローター直径の 10 倍、主風向の直交方向に 3 倍とするのが、目安である[18]。しかし、銚子東沖では南北方向が主風向だが､季節風による西よりの風の発生頻度も高いことから、主風向をやや短めにローター直径の 8 倍弱、東西方向をやや長めにローター直径の 4 倍強ととった。

2.2 漂流シミュレーターの概要

本研究で開発した漂流シミュレーターでは、Spar 型風車を 2 次元平面内の剛体として、4 次精度ルンゲクッタ法を用いて運動を解く。つまり、考慮する浮体の運動は surge, sway, yawing の 3 つである。運動を解く際の時間ステップは、通常は 0.1 s、衝突時など詳細に運動を解く必要がある場面では 0.001 s とした。

また、一回のシミュレーション時間は 3 時間とした。これは、係留索に発生する張力のデータ数をある程度多くするという理由と、波について、ある有義波高・有義波周期といったパラメータ（統計値）によるひとつの海象状態は一般的に 3 時間区切りで考えるためである。

2.2.1 海象条件の設定

ウインドファーム内の海象条件（風速・潮流速・有義波高・有義波周期）はどの位置でも変わらないということを前提として、シミュレーションを行う。

2.2.1.1 風

シミュレーション中の平均風速 U_{10} [m/s]を決定し、その平均風速 U_{10} [m/s]に水平方向変動成分 U_{ε} [m/s]を加えた時系列変動風 U(t)を用いて計算を行う。水平方向変動成分 U_{ε} [m/s]のパワースペクトルとしては日野スペクトル[19]（式(2-1)）を用いた。

$$E_u(f) = 0.4751\delta_u^2 \frac{\frac{1}{\beta}}{\left\{1+\left(\frac{f}{\beta}\right)^2\right\}^{5/6}}$$

(2-1)

$$\beta = 1.169\times10^{-2}\frac{pU_{z_1}}{\sqrt{C_D}z_1}\left(\frac{z}{z_1}\right)^{2p-1}$$

f：振動数[1/s]，$E_u(f)$：パワースペクトル密度関数[m^2/s]，z_1=10m：基準高度，z：高度 [m]
p=0.1：べき指数，C_D=0.001：粗度係数

ただし、この関係を導出するにあたって、$\delta_u^2=6C_DU_z^2$ およびコルモゴロフ定数 0.5 という関係を用いている。

パワースペクトル密度関数 $E_u(f)$を適当な周波数域で積分すると、風速変動のその周波数域でのエネルギー [m^2/s^2]が計算できる（図 2-5）。これより、時系列変動風 U(t)を、式(2-2)のように求めた。この際、周波数 f については、1.0×10^{-100} ～ 1.0×10^{100} までの範囲を $10^{-0.1}$ 刻みで 2000 個に分解して積分した。

例として、このようにして再現した平均風速 50m/s の時系列変動風を図 2-6 に示す。

$$U(t) = U_{10} + \sum_f \sqrt{E_u \Delta f}\,\sin(2\pi f_n t + \theta)$$

(2-2)

U_{10}：10 分平均風速 [m/s]，θ：各周波数成分でのランダムな位相(0～2π) [rad]

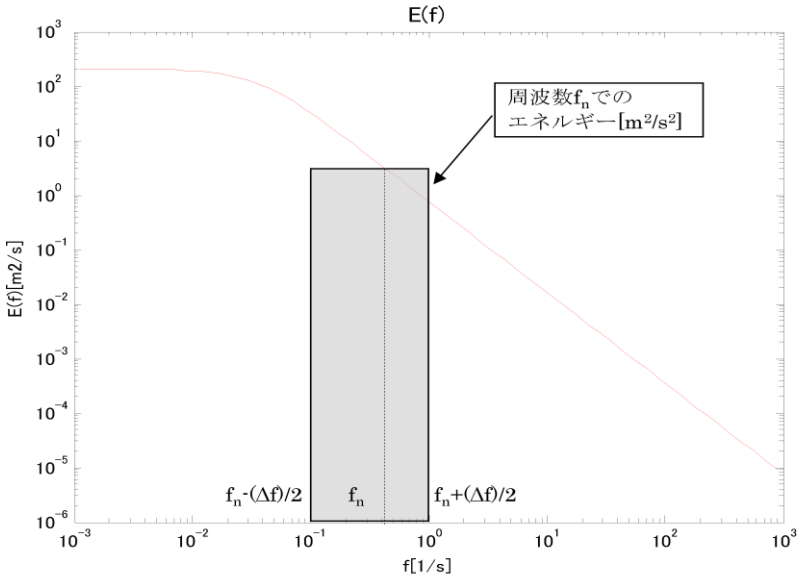


図 2-5 エネルギースペクトル密度関数と周波数 f_n でのエネルギー

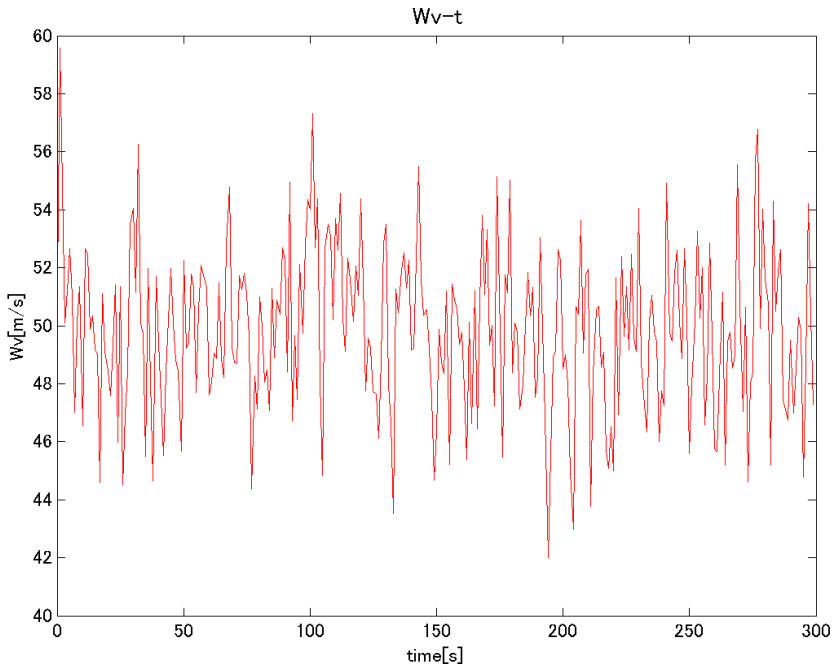


図 2-6 平均風速 50m/s の変動風

また、このようにして作成した時系列変動風は高度 10 m での風である。風車は高度 100 m にも達するものであり、風速の高度分布も重要となる。そこで、風速の高度分布については、経験的に成り立つとされている「べき法則」（式(2-3)）を用いた。ここで、本研究では洋上風車、つまり海上風を考えているため、べき指数は 0.1（n=10）とした。

$$V_z = V_{10}\left(\frac{z}{10}\right)^{\frac{1}{n}} \qquad \textbf{(2-3)}$$

V_z：高度 z [m]での風速[m/s]，V_{10}：高度 10 [m]での風速 [m/s]，
z：高度 [m]，1/n：べき指数

表 2-3 べき指数

地表状態	n
非常に滑らかな面、静かな海面など	10
平野・草原	7
森林・高い建物のない市街地	4
大都市の郊外周辺	3
大都市の中心付近	2

2.2.1.2　潮流

潮流速は、シミュレーション中で常に 2 knot（=1.028 m/s）で一定とした。

2.2.1.3　波

シミュレーション中の有義波高 $H_{1/3}$ [m]と有義波周期 $T_{1/3}$ [s]を決定し、その 2 つのパラメータから、Bretschneider-Mitsuyasu スペクトル[20]（式(2-4)）を用いて、風の場合と同様にパワースペクトルを積分することで、不規則波を再現し計算を行う。この際、周波数 f については、1.0×10^{-50} ～ 1.0×10^{50} までの範囲を $10^{-0.1}$ 刻みで 1000 個に分解して積分した。

このようにして再現した不規則波の例として、有義波高 12.55m、有義波周期 14.73s の不規則波を図 2-7 に示す。

$$\phi(f) = 0.258\left(\frac{H_{1/3}}{gT_{1/3}^2}\right)^2 g^2 f^{-5} \exp\left(-1.03\left(T_{1/3} f\right)^{-4}\right) \tag{2-4}$$

g：重力加速度 [m/s^2]

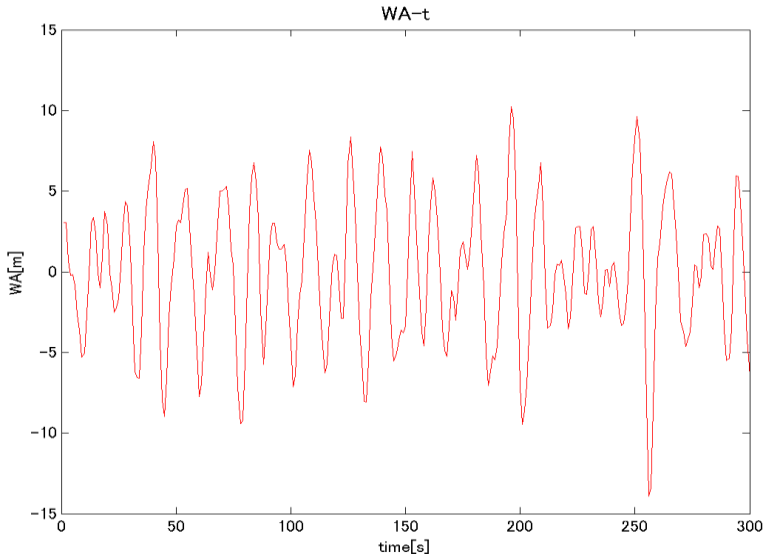


図 2-7 有義波高 12.55m、有義波周期 14.73s の不規則波

ここで、有義波高 $H_{1/3}$ と有義波周期 $T_{1/3}$ は 10 分平均風速 U_{10} [m/s]から決定する。その際の風速と有義波高・有義波周期の対応関係については、独立行政法人海洋技術安全研究所の波と風データベース[21]を基にし、高風速については、波浪推算法の 1 つである SMB 法（Wilson の IV 型）[20]を用いて算出している。これをまとめたのが表 2-4 である。

表 **2-4** 各風速における有義波高・有義波周期

風速 [m/s]	有義波高 [m]	有義波周期 [s]
10	1.50	5.50
20	3.30	8.20
25	4.53	9.53
30	6.29	11.16
40	9.73	13.57
50	12.55	14.73
60	15.38	15.74
70	18.22	16.64
80	21.07	17.44
90	23.92	18.19
100	26.78	18.87

2.2.2 衝突判定

2 浮体の距離と浮体の直径から図 2-8 のように衝突判定を行い、衝突していると判定された場合は 2 浮体それぞれの運動方程式に衝突によって生じる衝突力を加える。その衝突力については、2.4.5 項にて詳しく述べる。

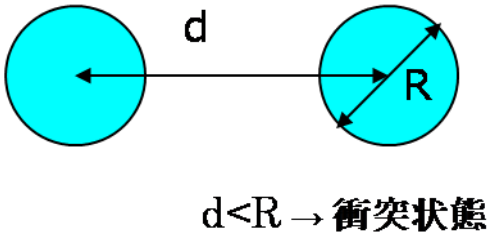


図 **2-8** 衝突判定

2.2.3 係留引っ掛かり判定

浮体の水中部分の深さは 77.2m である。また、チェーン係留索は浮体下部（水深 45m 地点）から水深 120m の海底まで張られている。これより、チェーン係留索の水深 77.2m 地点より上の部分に関しては、漂流してきた浮体が引っ掛かる可能性がある。（図 2-9, 図 2-10）

その場合、そのチェーン係留から係留浮体に働く係留力に変化が生じる上に、引っ掛かった漂流浮体のほうにも新たに係留力が生じる。その時の係留力については、2.4.6 項にて詳しく述べる。

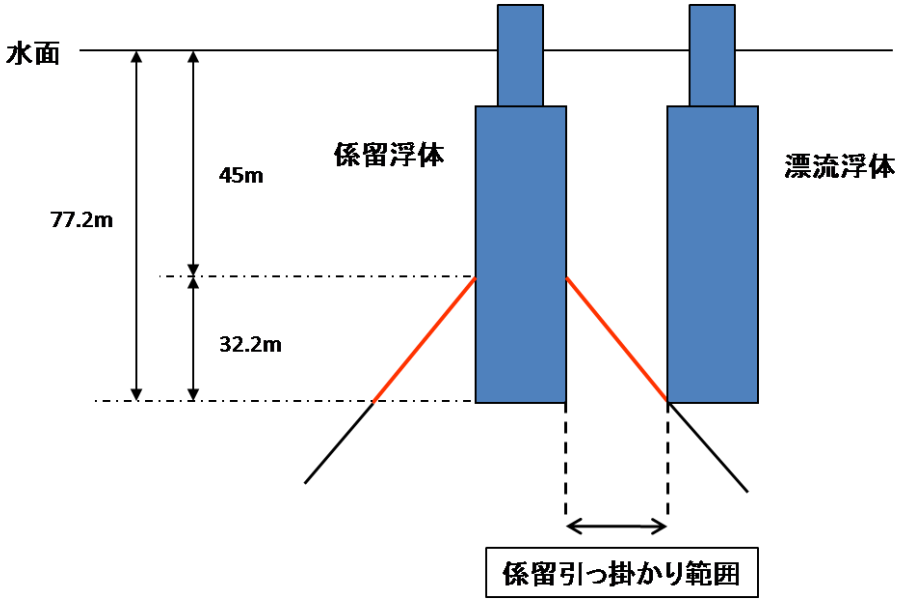


図 2-9 係留引っ掛かり範囲

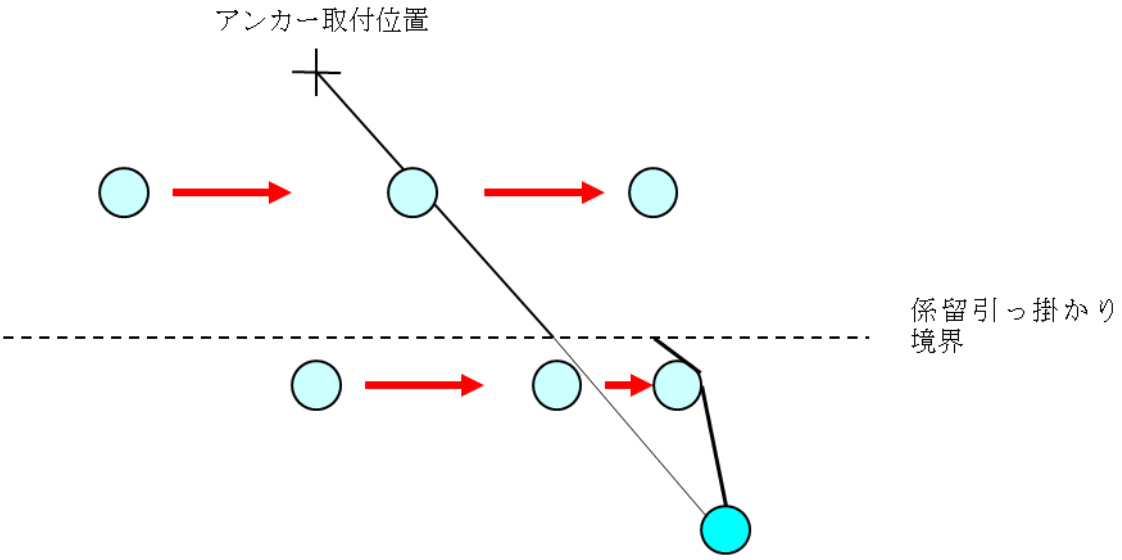


図 2-10 係留引っ掛かり判定

2.2.4 係留破断判定

係留破断は、漂流浮体の引っ掛かりや衝突、もしくは過酷な海象条件により係留索にかかる張力が破断張力を超えることによって起こる。

その係留破断判定については、4 本のチェーン係留索それぞれについて、各時刻においてアンカー取付位置と係留浮体との距離を計算し(漂流浮体が引っ掛かっている場合は(アンカー取付位置と漂流浮体との距離) ＋ (漂流浮体と係留浮体との距離))、その距離から算出される張力がチェーン係留索の破断張力を超えていれば破断したと判定する。

2.3　浮体の運動方程式

漂流シミュレーターでは式(2-5)で表される浮体の浮体固定座標系における運動方程式をウインドファーム内の各浮体について 4 次精度ルンゲクッタ法を用いて解く。この際、空間固定座標系から浮体固定座標系への変換には座標変換行列 **T** を、浮体固定座標系から空間固定座標系への変換には $\mathbf{T}^{-1}$ を用いる（式(2-6)）。

$$
\begin{aligned}
m\left(\dot{u} - v\dot{\theta}\right) &= F_x \\
m\left(\dot{v} + u\dot{\theta}\right) &= F_y \\
I\ddot{\theta} &= M_z
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-5)}
$$

$m=2.633\times10^7$：浮体の質量（付加質量を加味した値）　[kg]

u,v：浮体固定座標系での、浮体の x, y 軸方向速度 [m/s]

θ：浮体の z 軸回りの（yawing）回転角 [rad]

I：浮体の z 軸回りの慣性モーメント [kg・m^2]

F_x, F_y：浮体固定座標系での、浮体に作用する x, y 軸方向の荷重 [N]

M_z：浮体に作用する z 軸回りの回転モーメント [N・m]

$$
\begin{aligned}
\mathbf{T} &= \begin{pmatrix} \cos\theta & \sin\theta \\ -\sin\theta & \cos\theta \end{pmatrix} \\
\mathbf{T}^{-1} &= \begin{pmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ \sin\theta & \cos\theta \end{pmatrix}
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-6)}
$$

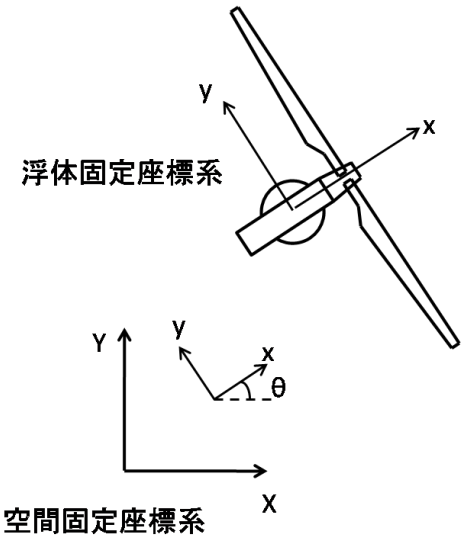


図 **2-11** 浮体固定座標系

2.4 浮体に働く外力

浮体に働く外力は、風抗力 F_{wind}，潮流力 $F_{current}$，波漂流力 F_{drift}，変動波力 F_{wave}，衝突力 $F_{collision}$，係留力 F_{moor} の 6 つを考慮する（式(2-7)）。ここで、衝突力は浮体同士が衝突している時のみ、係留力は浮体が係留されている（未漂流）時のみ作用する。
また、風車のローター部分が受ける風抗力と係留力によって、回転モーメント M_{roter}，M_{moor} がそれぞれ生じる（式(2-8)）。

$$\mathbf{F}=\begin{pmatrix}F_x\\F_y\end{pmatrix}=\mathbf{F}_{wind}+\mathbf{F}_{current}+\mathbf{F}_{drift}+\mathbf{F}_{wave}+\left(\mathbf{F}_{collision}\right)+\left(\mathbf{F}_{moor}\right) \quad \textbf{(2-7)}$$

$$M_z=M_{roter}+M_{moor} \quad \textbf{(2-8)}$$

2.4.1 風抗力 F_{wind}

風抗力 $\mathbf{F}_{wind}$ [N]はローター部に作用する風抗力 $\mathbf{F}_{wind,roter}$ とタワー部に作用する風抗力 $\mathbf{F}_{wind,tower}$ の和である。よって、式(2-9)で表される。

$$\begin{aligned}\mathbf{F}_{wind}&=\mathbf{F}_{wind,roter}+\mathbf{F}_{wind,tower}\\&=\frac{1}{2}\rho_{air}\mathbf{C}_T\mathbf{A}_{roter}\left|\mathbf{T}\mathbf{v}_{wind}-\dot{\mathbf{x}}\right|\left(\mathbf{T}\mathbf{v}_{wind}-\dot{\mathbf{x}}\right)\\&\quad+\frac{1}{2}\rho_{air}C_D A_{tower}\left|\mathbf{T}\mathbf{v}_{wind}-\dot{\mathbf{x}}\right|\left(\mathbf{T}\mathbf{v}_{wind}-\dot{\mathbf{x}}\right)\end{aligned} \quad \textbf{(2-9)}$$

$\rho_{air}=1.293$：空気密度 [kg/m^3]

$\mathbf{C}_T=\begin{pmatrix}C_{T,x}\\C_{T,y}\end{pmatrix}$：浮体固定座標系での x, y 軸方向それぞれのローター部スラスト係数

$$\mathbf{A}_{roter}=\begin{pmatrix}A_{roter,x}\\A_{roter,y}\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}\frac{\pi}{4}92^2\\2.25\times6+\frac{1}{2}\left(2.25+3.75\right)\times3.375+\frac{1}{2}\left(1.17+3.75\right)\times35.625\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}6647.61\\132.1\end{pmatrix}$$

：浮体固定座標系での x, y 軸方向ローター部投影面積 [m^2]

$C_D=0.7$：タワー部の抗力係数

$A_{tower}=7\times12.8+\frac{1}{2}\left(3+6\right)\times70=404.6$：タワー部投影面積 [m^2]

$\mathbf{v}_{wind}$：風速ベクトル [m/s]

$\dot{\mathbf{x}}$：浮体固定座標系での浮体の速度ベクトル

ここで、ローター部の x 軸方向スラスト係数 $C_{T,x}$ は図 2-13 から設定した。定格時で 0.33、カットアウト時で 0.06 である。カットアウト風速以上の風速ではフェザリング状態なので 0.03 とした。その根拠は、フェザリング状態（図 2-12 下図）でのローター投影面積は、$\left(2.25\times 6+\frac{1}{2}(0.675+2.25)\times 3.375+\frac{1}{2}(0.21+0.675)\times 35.625\right)\times 3=102.6[\mathrm{m}^2]$ であり、これに抗力係数 2.0（表 2-6）を乗じたものを $\frac{\pi}{4}92^2=6647.61$ で割ると、$\frac{102.6\times 2}{6647.61}=0.03$ となるためである。

また、ローター部の y 軸方向スラスト係数 $C_{T,y}$ は、表 2-6 より 2.0 とした。

ローター部が受ける風抗力による回転モーメント M_{roter} [N・m]については、風速がカットアウト風速以下の場合は機械制御により風車は風の方向を向くため、$M_{roter}=0$ とする。風速がカットアウト風速以上の場合は、ローター部 x 方向投影面積を左右 2 つの半円に分けて考えて、そのそれぞれの半円の図心（中心から $\frac{4r}{3\pi}$ の距離）の x 方向速度を用いて、式(2-10)より算出する。ここで、D [m]はローター取付部のタワー中心からの距離である。

$$
\begin{aligned}
M_{roter}=&\frac{1}{2}\rho_{air}C_{T,x}A_{roter,x}\left|(\cos\theta\quad\sin\theta)\mathbf{v}_{wind}-u-\frac{4\times 46}{3\pi}\dot{\theta}\right|\left((\cos\theta\quad\sin\theta)\mathbf{v}_{wind}-u-\frac{4\times 46}{3\pi}\dot{\theta}\right)\times\frac{4\times 46}{3\pi}\\
&-\frac{1}{2}\rho_{air}C_{T,x}A_{roter,x}\left|(\cos\theta\quad\sin\theta)\mathbf{v}_{wind}-u+\frac{4\times 46}{3\pi}\dot{\theta}\right|\left((\cos\theta\quad\sin\theta)\mathbf{v}_{wind}-u+\frac{4\times 46}{3\pi}\dot{\theta}\right)\times\frac{4\times 46}{3\pi}\\
&+\frac{1}{2}\rho_{air}C_{T,y}A_{roter,y}\left|(-\sin\theta\quad\cos\theta)\mathbf{v}_{wind}-v-D\dot{\theta}\right|\left((\cos\theta\quad\sin\theta)\mathbf{v}_{wind}-v-D\dot{\theta}\right)\times D
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-10)}
$$

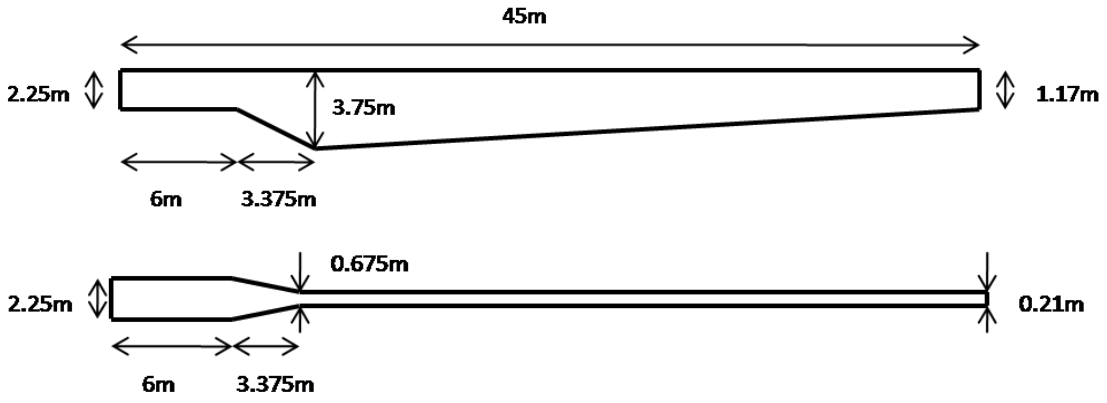


図 **2-12** 風車ローター形状

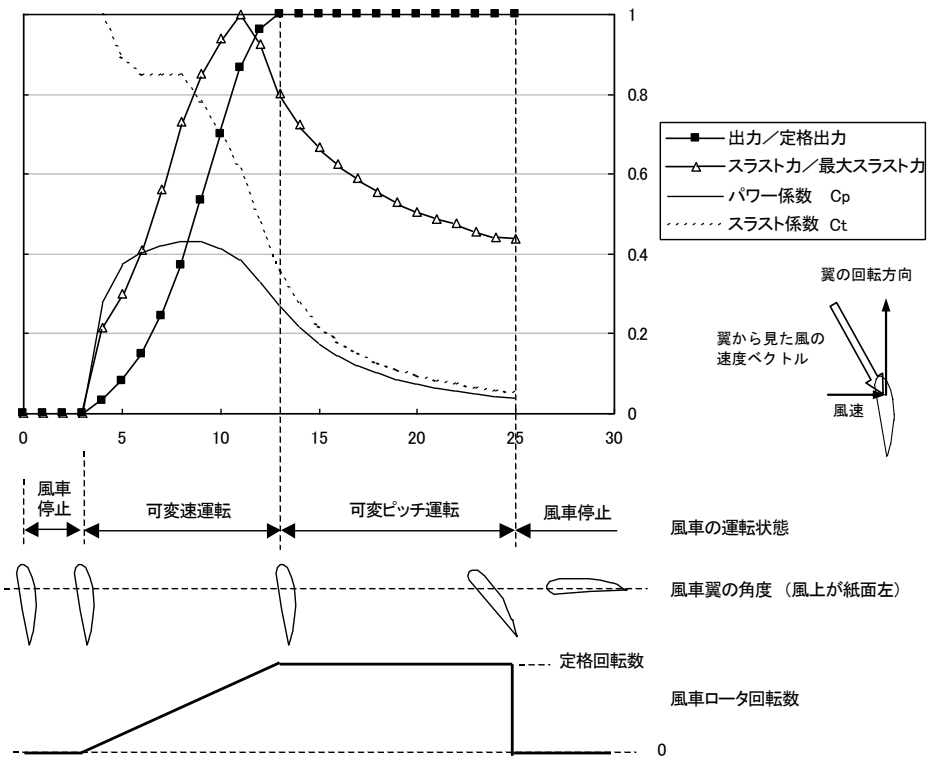


図 **2-13** 風車ローター部スラスト係数の風速による変化[22]

表 **2-5** 各種充実断面の抗力係数[23]

	正方形断面	2.0 [1.2 (0.6)]		十二角形断面	1.3 (1.1)
	〃	1.6 [1.4 (0.7)]		円形断面（表面滑らか）	1.2 (0.7)
1 2	長方形断面（辺長比　1：2）	2.3 [1.6 (0.6)]		〃（表面きわめて粗）	1.2
2 1	〃	1.5 [0.6]		半円形断面	1.2
	〃（一面を地に接した場合）	1.2		〃	2.3
	正三角形断面	1.3 [1.2 (0.5)]		長円形断面（径比　1：2）	1.7 (1.5)
	〃	2.1 [1.3 (0.5)]		〃	0.7 (0.2)
	直角二等辺三角形断面	1.6	r d b	$\frac{d}{b}=\frac{1}{2}$ $\frac{r}{d}=\frac{1}{2}$	0.4 (0.3)
	八角形断面	1.4			

〔注 1〕〔　〕は短辺の 1/4 の半径をもって切り取った場合の数値.
〔注 2〕（　）は限界レイノルズ数以上での数値.

表 **2-6** 各種薄肉断面の抗力係数 [23]

	平　板	2.0		不等脚山形断面（辺長比約 1：2）	1.9
	一辺を地に接した平板	1.2		T 形 断 面（辺長比約 1：2）	1.8
	H 形 断 面（辺長比約 1：2）	1.9		〃	2.0
	I 形 断 面（辺長比約 1：2）	2.2		〃	1.5
45°	45°に傾けた I 形 断 面	1.6	45°	〃	1.4
	等脚山形断面	2.0	45°	〃	2.4
	〃	1.8		溝 形 断 面（辺長比約 1：2）	2.1
45°	〃	1.1		〃	1.8
	〃	1.7		〃	1.4
	〃	1.5		十字形断面	1.75
	不等脚山形断面（辺長比約 1：2）	1.6		半円形断面	2.3
	〃	1.7		〃	1.2
	〃	2.0			

2.4.2　潮流力 $\mathbf{F}_{current}$

潮流力 $\mathbf{F}_{current}$ [N]は式(2-11)で表せる。コラム部の抗力係数は表 2-5 より 0.7 とした。

$$\mathbf{F}_{current} = \frac{1}{2}\rho_{water} C_D A_{column} \left|\mathbf{T}\mathbf{v}_{current} - \dot{\mathbf{x}}\right| \left(\mathbf{T}\mathbf{v}_{current} - \dot{\mathbf{x}}\right) \qquad \textbf{(2-11)}$$

$\rho_{water} = 1025$：海水の密度 [kg/m^3]

$C_D = 0.7$：コラム部抗力係数

$A_{column} = 7 \times 4.7 + 15 \times 72.5 = 1120.4$：水面下コラム部投影面積 [m^2]

$\mathbf{v}_{current}$：流速ベクトル [m/s]

$\dot{\mathbf{x}}$：浮体固定座標系での浮体の速度ベクトル

2.4.3　波漂流力 $\mathbf{F}_{drift}$

波漂流力 $\mathbf{F}_{drift}$ [N]は、Hsu の方法[24]を用いて算出する。Hsu の方法では、第 2.2 節で作成した不規則波をひとつひとつの波に分割し、そのそれぞれについて波高と波漂流力係数 C_w からその波の発生時間中の波漂流力 $\mathbf{F}_{drift}$ を求める（式(2-12)）。ここで、波漂流力係数 C_w は波の波数 k [1/m]と浮体の水線面長さ R [m]に依存する（図 2-14）。

$$\mathbf{F}_{drift} = \frac{1}{2}\rho_{water} g C_w \xi^2 L \mathbf{T}\begin{pmatrix}\cos\theta_{wave}\\ \sin\theta_{wave}\end{pmatrix} \tag{2-12}$$

$\rho_{water} = 1025$: 海水の密度[kg/m^3], $g = 9.80665$: 重力加速度[m/s^2], C_w : 波漂流力係数,

ξ : 波振幅[m], $L = 7$: 浮体代表長さ[m], θ_{wave} : 波向き[rad]

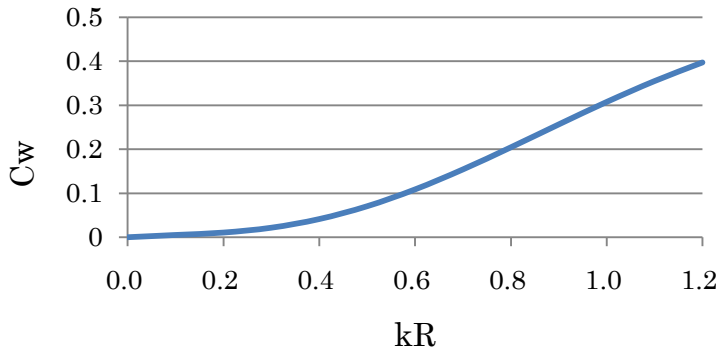


図 2-14 波漂流力係数 C_w[25]

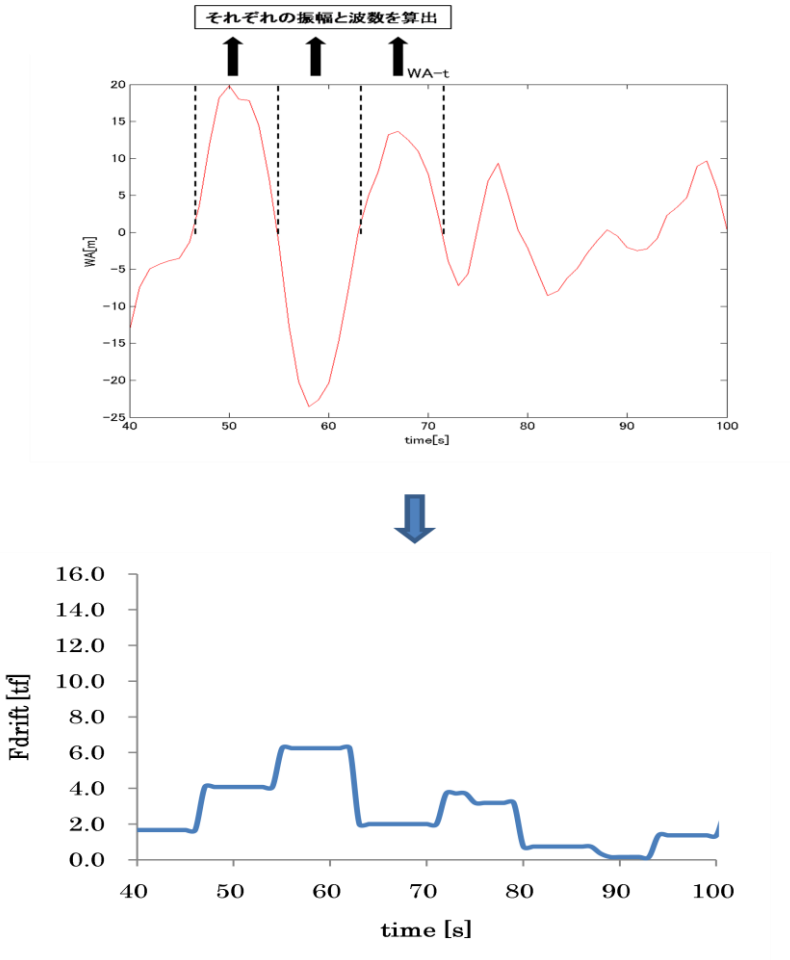


図 **2-15 Hsu** の方法を用いた波漂流力計算法

2.4.4 変動波力 F_{wave}

変動波力 F_{wave} [N]は式(2-13)で表せる。本研究では、動的効果による変動波力の低減率 α=8 と設定した[26]。

$$\begin{aligned}\mathbf{F}_{wave} &= \frac{m' a\omega^2}{\alpha}\sin(\omega t - k\|\mathbf{x}\|)\mathbf{T}\begin{pmatrix}\cos\theta_{wave}\\ \sin\theta_{wave}\end{pmatrix}\\ &= \rho_{water}\left(\frac{\pi}{4}7^2\int_0^{4.7}e^{-kz}dz + \frac{\pi}{4}15^2\int_{4.7}^{77.2}e^{-kz}dz\right)\frac{a\omega^2}{\alpha}\sin(\omega t - k\|\mathbf{x}\|)\mathbf{T}\begin{pmatrix}\cos\theta_{wave}\\ \sin\theta_{wave}\end{pmatrix}\end{aligned} \quad \textbf{(2-13)}$$

m' ：水深による波高の減少分を考慮した排水重量[kg]

a ：波高[m]

ω ：波周波数[rad/s]

k：波数[1/m]

$\alpha = 8$ ：動的効果による低減率

2.4.5　衝突力 $F_{collision}$[27]

衝突力の算出においては、浮体同士の衝突現象は浮体の浮力体部分（直径 15m，高さ 72.5m）の衝突現象と捉え、ブレード部分の衝突による衝突力は考慮しない。つまり、単位高さ当たり円環同士の衝突として、以下のように衝突力を求めた。

半径 r=15m、曲げ剛性 EI の円環に、図 2-16 のように直径方向に力 P を加えたときの円環の直径の縮み δ は、式(2-14)で表せる。

$$\delta = \frac{2\mathrm{Pr}^3}{EI}\left(\frac{\pi}{8} - \frac{1}{\pi}\right) \tag{2-14}$$

2 円筒の中心間の距離を d[m]とすると、それぞれの円筒の縮み δ[m]は式(2-15)のように定まるので、これより力 P、つまり衝突力 $F_{collision}$ [N]の大きさが式(2-16)のように求まる。これより、浮体 i と浮体 I'が衝突した際に浮体 i に作用する衝突力 $\mathbf{F}_{collision}$ [N]が式(2-17)で表せる。

$$\delta = \frac{2r - d}{2} \tag{2-15}$$

$$F_{collision} = \frac{EI(2r - d)}{4r^3\left(\frac{\pi}{8} - \frac{1}{\pi}\right)} \tag{2-16}$$

E：ヤング率[Pa]，I：浮力体部分の断面二次モーメント[m^4]

$$\mathbf{F}_{collision} = \frac{EI(2r - d)}{4r^3\left(\frac{\pi}{8} - \frac{1}{\pi}\right)}\mathbf{T}(\mathbf{v}_{i'} - \mathbf{v}_i) \tag{2-17}$$

$\mathbf{v}_i$，$\mathbf{v}_{i'}$：浮体 i，i'の速度ベクトル [m/s]

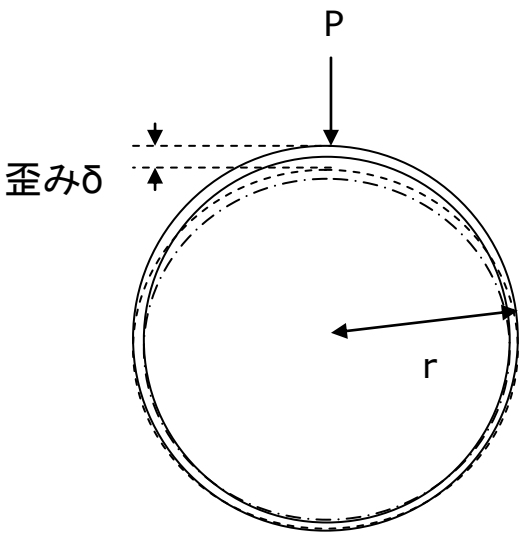


図 **2-16** 円環に力を加えた時の歪み

2.4.6 係留力 F_{moor}

本研究では浮体に係留力を発生させる係留系としてチェーン係留索によるカテナリー係留を想定している。このカテナリー係留により発生する係留力の算出のために、カテナリー解析を行った。ここで、シミュレーター内では係留索の状態によって 2 通りのカテナリー解析が必要である。

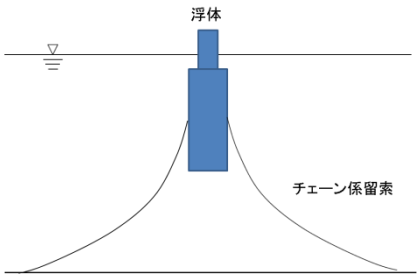


図 **2-17** カテナリー係留

まず、係留索は初期状態では一部がカテナリーを形成し、残りが海底に這っている状態である。そしてそこから浮体に荷重が作用し浮体が変位しても、その変位量が小さいうちは海底に這っていた係留索が持ち上がり、タッチダウン点（カテナリー形成部と海底に這っている部分の境目）が移動し、カテナリー形成部の長さが長くなることで係留力が増す（図 2-18）。この時のカテナリー解析式は式(2-18)となる。

$$
\begin{aligned}
L &= \frac{T_0}{m}\sinh\frac{m}{T_0}H \\
D &= \frac{T_0}{m}\left(\cosh\frac{m}{T_0}H - 1\right) \\
T &= T_0\cosh\frac{m}{T_0}H
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-18)}
$$

L：カテナリー形成部の長さ[m]

T_0：係留力の水平方向成分（つまり本シミュレーターにおける係留力 F_{moor}）[N]

m：係留索の単位長さ当たりの水中重量[N]，H：カテナリー形成部の水平長[m]

D：水深（カテナリー形成部の）鉛直長[m]

式(2-18)より、

$$
\begin{aligned}
dL &= dT_0\frac{1}{m}\sinh\frac{m}{T_0}H - dT_0\frac{H}{T}\cosh\frac{m}{T_0}H + dH\cosh\frac{m}{T_0}H \\
0 = dD &= dT_0\frac{1}{m}\left(\cosh\frac{m}{T_0}H - 1\right) - dT_0\frac{H}{T_0}\sinh\frac{m}{T_0}H + dH\sinh\frac{m}{T_0}H
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-19)}
$$

ここで、本シミュレーターでは浮体の heave 運動は考慮しないため、dD=0 としている。さらに式(2-19)を展開して、

$$
\begin{aligned}
dL\sinh\frac{m}{T_0}H &= dT_0\frac{1}{m}\left(\cosh\frac{m}{T_0}H - 1\right) \\
dH\sinh\frac{m}{T_0}H &= -dT_0\frac{1}{m}\left(\cosh\frac{m}{T_0}H - 1\right) + dT_0\frac{H}{T_0}\sinh\frac{m}{T_0}H
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-20)}
$$

式(2-20)より、浮体の微小変位に対する係留力の変化量、およびカテナリー形成部の長さの変化量が計算できる。

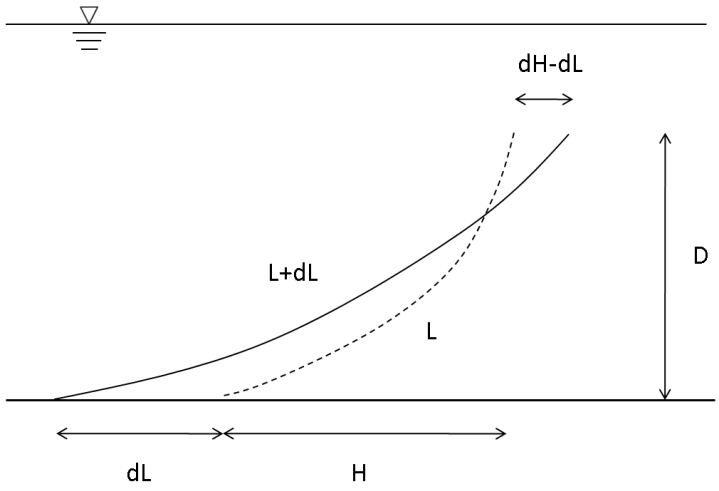


図 2-18 係留索が海底を這う場合

次に、より浮体の変位が大きくなり、係留索長の全てがカテナリーを形成する場合のカテナリー解析式が式(2-21)である。この時、係留索の下端はアンカーによって固定されているため､浮体の変位が大きくなるにつれて係留索の下端での傾斜が大きくなっていく（図 2-19）。

$$
\begin{aligned}
D &= \frac{T_0}{m}\left\{\cosh\frac{m}{T_0}(H+C)-\cosh\frac{m}{T_0}C\right\} \\
L &= \frac{T_0}{m}\left\{\sinh\frac{m}{T_0}(H+C)-\sinh\frac{m}{T_0}C\right\} \\
C &= \frac{T_0}{m}\ln\left\{\frac{m(D+L)}{T_0\left(\exp\left(\frac{m}{T_0}H\right)-1\right)}\right\}
\end{aligned}
\qquad \textbf{(2-21)}
$$

漂流シミュレーター内では、式(2-21)について Steffensen の反復法を用いて、浮体の微小変位に対する係留力の変化量を計算している。

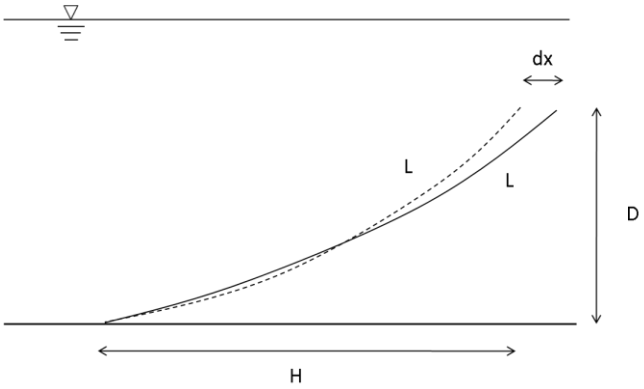


図 2-19 係留索全てがカテナリーを形成する場合

以上のようにカテナリー解析を行うことで、本漂流シミュレーターでは浮体に作用する係留力 F_{moor} の算出を行っている。このようにして求めた、一本の係留索が浮体に及ぼす水平方向係留力 $\mathbf{F}_{moor}$ の大きさ $\|\mathbf{F}_{moor}\| = \sqrt{F_{moor,x}{}^2 + F_{moor,y}{}^2}$ を示したのが図 2-20 である。ここで、横軸は浮体の初期位置からの変位[m]を表している。この結果より、係留索が設計強度を持つ場合、ある係留索にとって浮体が初期位置から 9m 変位すると、その係留索は破断してしまうということがわかる。

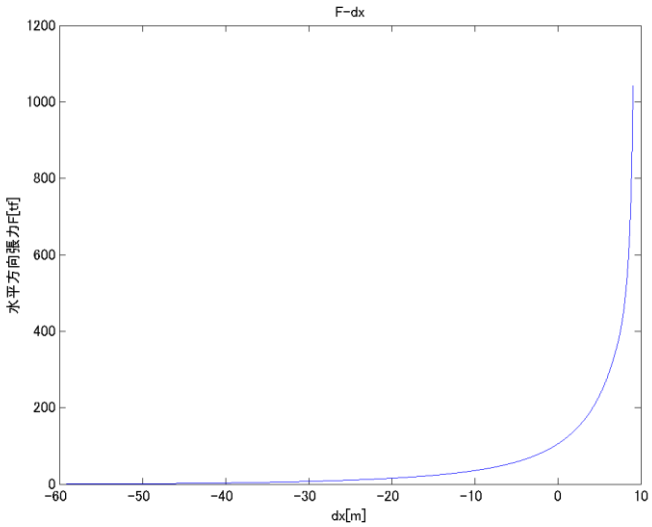


図 2-20 一本の係留索が浮体に及ぼす水平方向係留力

この結果を用いて、図 2-21 のようにチェーン係留索が設置された係留系における、浮体の x 軸正方向変位に対する係留力（x 軸正方向を正とする）、ばね定数、固有周期を示したのが図 2-22，図 2-23，図 2-24 である。浮体の x 軸正方向変位に対して実質係留力を発生させているのは浮体左側の係留索のみであるため、係留系が浮体に及ぼす係留力の大きさは図 2-20 の場合とほとんど差がないことが分かる。また、浮体の変位が大きくなるにつれて係留系のばね定数が大きくなり、系の固有周期が短くなっていくことが分かる。

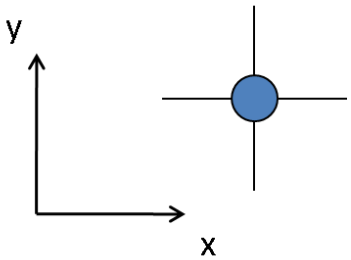


図 2-21 係留索が上・下・左・右方向に張られた係留系

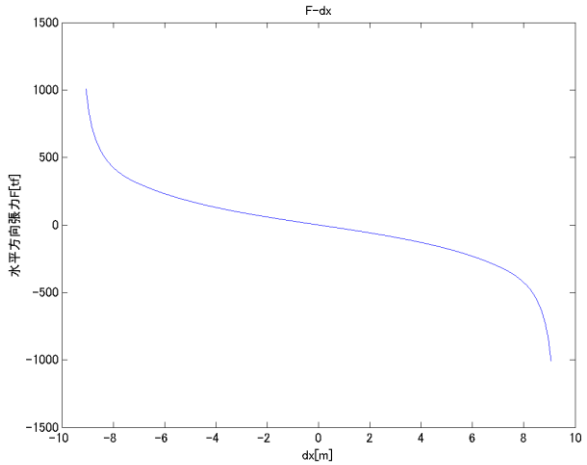


図 **2-22** 係留系が浮体に及ぼす **x** 軸正方向係留力

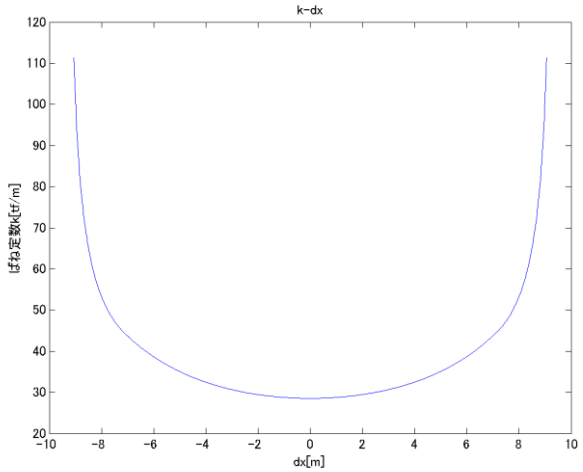


図 **2-23** 係留系のばね定数

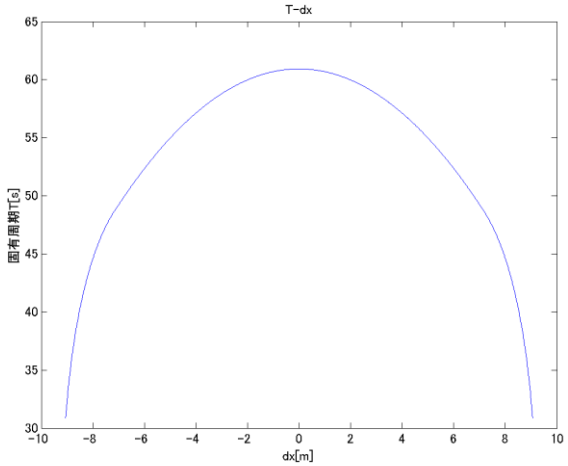


図 **2-24** 係留系の固有周期

本漂流シミュレーター内での、ある浮体に作用する係留力 $\mathbf{F}_{moor}$ [N]は、その浮体に取り付けられた4本の係留索それぞれにとっての浮体の初期位置からの変位量を0.01m単位で計算し、図 2-20から各係留索が浮体に及ぼす係留力の大きさ $F_{moor,i}$（i=1,2,3,4）を求めることで算出する。つまり、式(2-22)となる。この時、係留索iが浮体に及ぼすz軸回りの回転モーメント M_{moor} [N・m]の大きさは、係留力の大きさ F_{moor} [N]の、係留索iの浮体取付位置を接点とする浮体の接線方向成分に浮体の半径 7.5m を乗じた値となり、浮体の回転角度θが正の場合は回転モーメントは負符号、θが負の場合は正符号となる。

$$\mathbf{F}_{moor} = \mathbf{T}\sum_{i=1}^{4} F_{moor,i}\left(\mathbf{x}_{moor,i} - \mathbf{x}_{anchor,i}\right) \qquad \textbf{(2-22)}$$

$\mathbf{x}_{moor,i}$：i番目の係留索の浮体取付位置

$\mathbf{x}_{anchor,i}$：i番目の係留索のアンカー取付位置

ここで、式(2-22)は浮体のz軸回りの回転角度θがあまり大きくない場合、具体的には $|\theta| = \arccos\left(\frac{7.5}{416+7.5}\right) = 89°$ の場合である（図 2-25）。浮体の回転角度 θ がそれよりも大きい（θ > 89°）もしくは小さい（θ < -89°）場合は、それぞれの係留索が浮体に及ぼす係留力は、その係留索の浮体取付位置を接点とする浮体の接線方向に作用する。その際、回転角度が大きい場合はz軸回りのモーメントが負になる方向、回転角度が小さい場合はz軸回りのモーメントが正になる方向に係留力が作用する。また、この時に係留索iが浮体に及ぼすz軸回りの回転モーメント M_{moor} [N・m]は、係留力の大きさ F_{moor} [N]に浮体の半径7.5mを乗じた値となる。

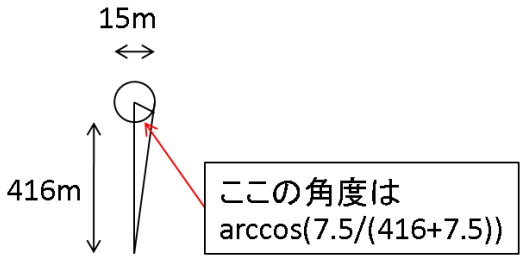


図 2-25 浮体の回転角度と係留力

また、2.2.3節で述べたような漂流浮体の係留索への引っ掛かり現象が生じている時の係留力は、図 2-26 に示すように漂流浮体・係留浮体のそれぞれに作用するとし、この時、係留力の大きさを算出するための係留索の初期状態からの伸び[m]は、L_1+L_2-（係留索初期水平長416m)から求める。

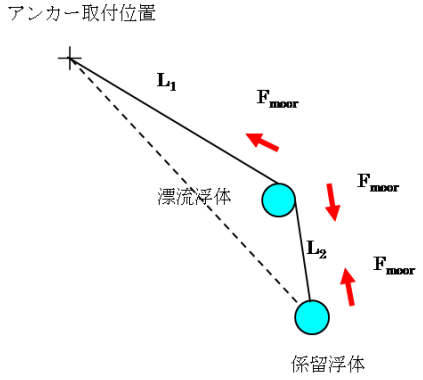


図 2-26 浮体が係留索に引っ掛かった時の係留力

2.5 シミュレーション結果

本研究で開発した漂流シミュレーターにより、ウインドファームでの Spar 型風車の連鎖漂流事故をシミュレーションした結果が図 2-27 である。なお、青い点が Spar 型風車を、黒いラインが係留索を表している。漂流を開始した浮体が多くの係留浮体と衝突しながら、かなり大規模な連鎖漂流事故へと発展する様子をシミュレーションしている。また、図 2-28 に示すように、「浮体が漂流を開始したものの、いくつかの係留浮体の係留索を 1 本切る程度に収まりながら漂流し、後に連鎖漂流となった 1 基の浮体も途中で別の係留浮体の係留索に引っ掛かって停止する」といったかなり複雑な現象もシミュレーション出来ていることがわかる。

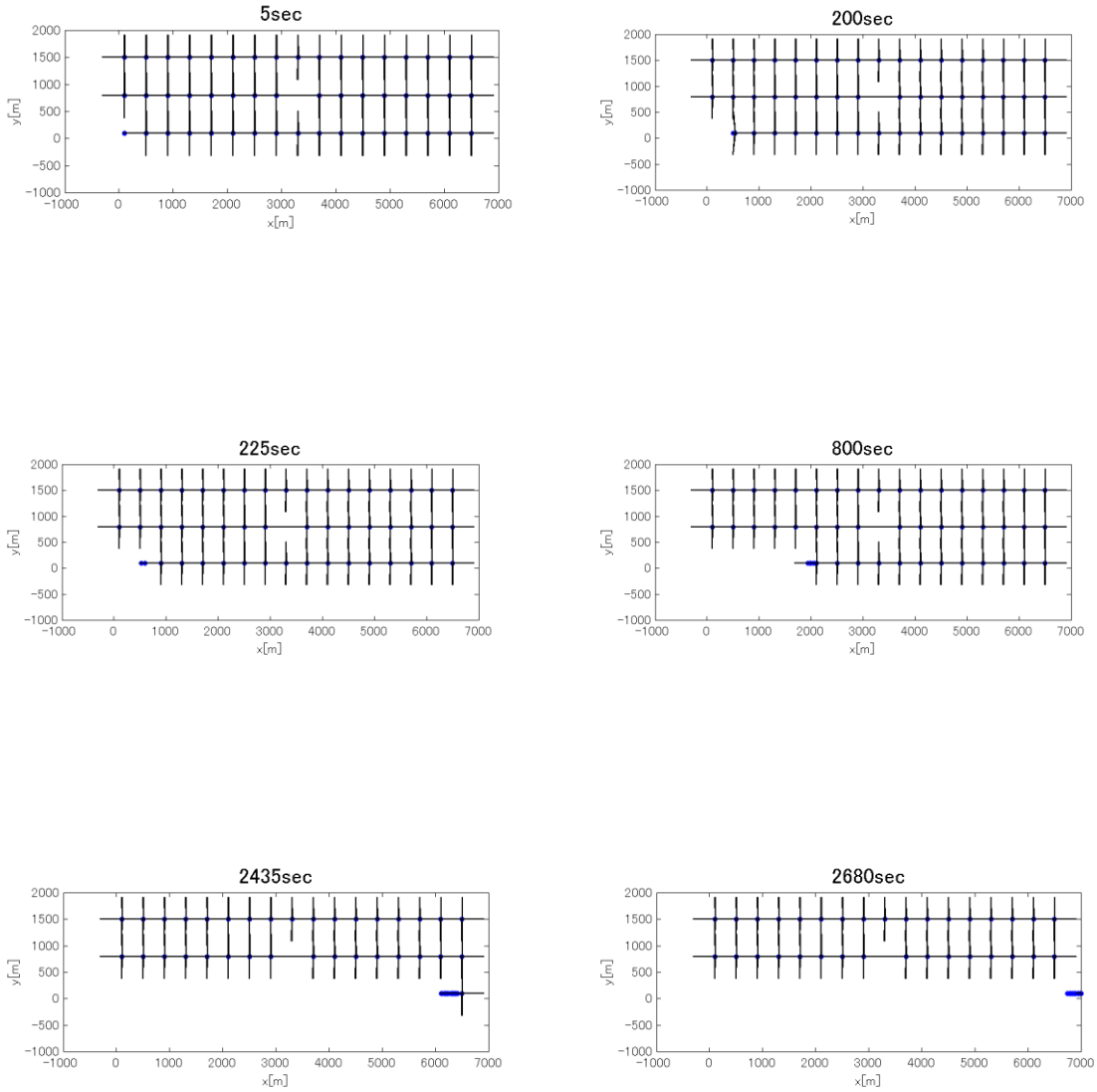


図 **2-27** 連鎖漂流事故の様子

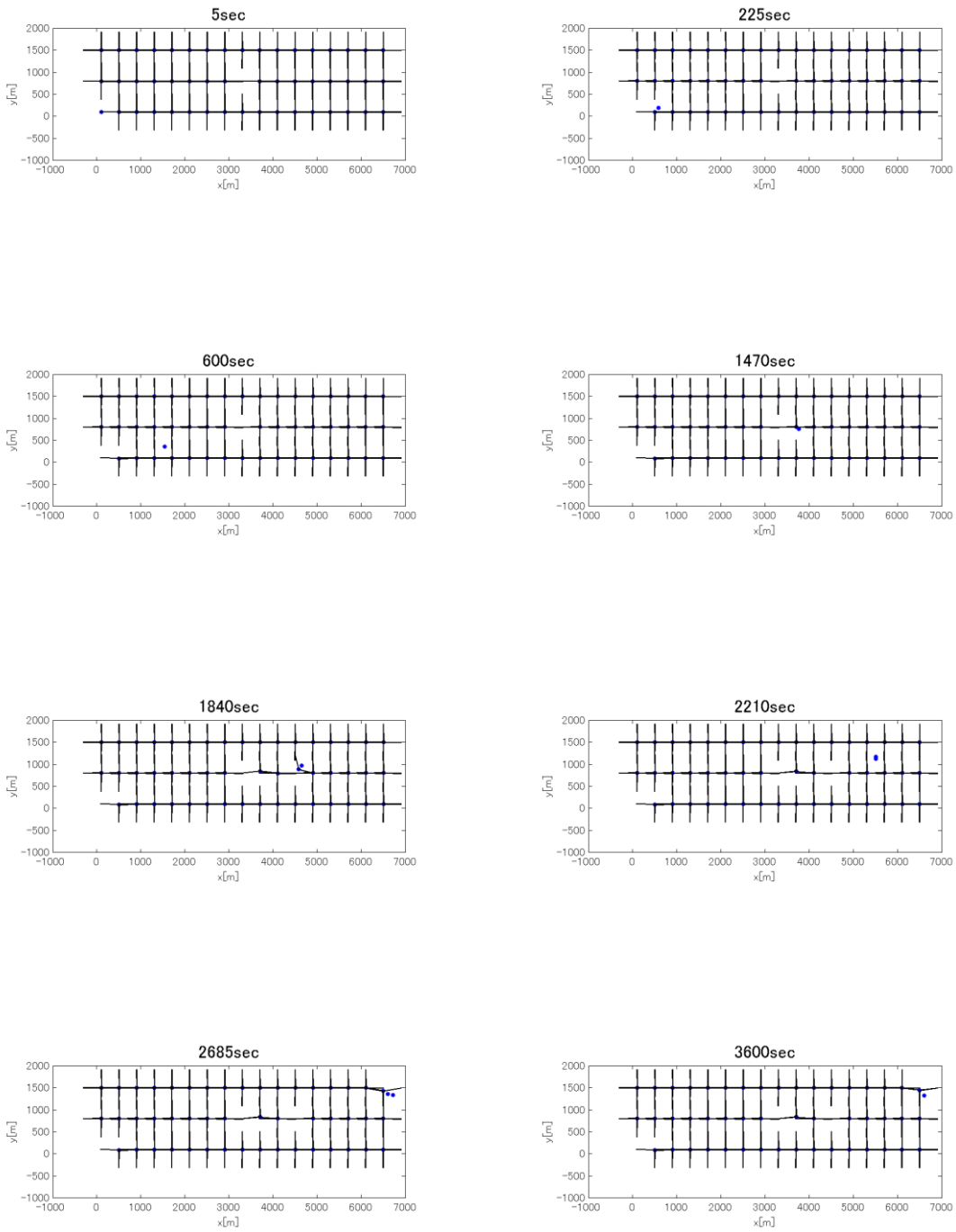


図 **2-28** 漂流浮体が係留に引っ掛かって停止する様子

また、漂流シミュレーターを用いて、ある浮体において 4 本の係留索に作用する張力を表しているのが図 2-29 である。なお、これは風や波の向きは西から東方向、風速 50m/s において、ある浮体の係留索に発生する張力の結果である。係留索 1~4 はそれぞれ東、北、西、南方向に張られている。図 2-29 より、風下側の係留索の張力は風上側のそれに比べて非常に小さく、また浮体に作用する荷重の方向とは垂直な南北方向に張られた係留索の張力はほぼ変動がないことから、この場合ほとんど浮体への係留力の発生に寄与していないことが分かる。
第 4 章ではこのような結果を用いて連鎖漂流事故リスクを算出する。

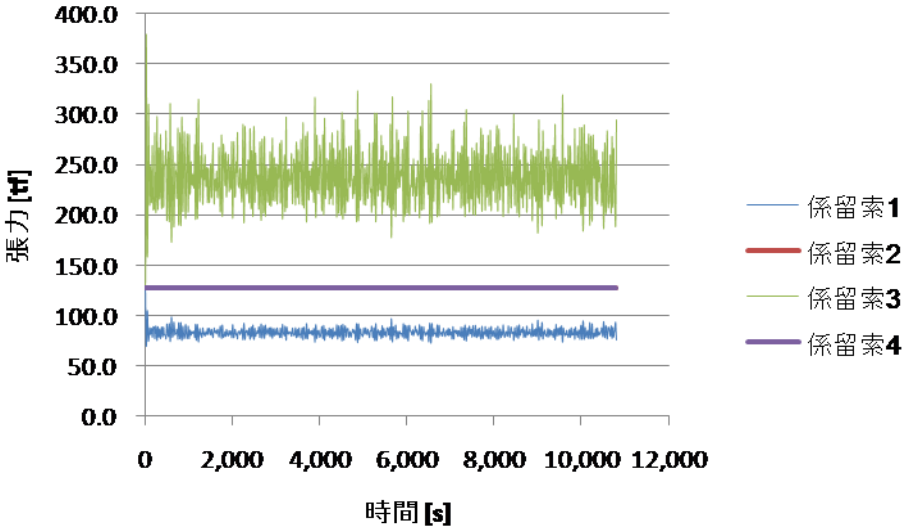


図 2-29 係留索に発生する張力

第3章　係留系強度モデル

ここでは、本研究で新たに導入した係留系の強度モデルについて説明する。海洋構造物に用いられる係留索およびアンカーについては様々なものが存在する。係留索の場合チェーン、ワイヤーロープ、合成繊維ロープなど、アンカーの場合は平板アンカーや重力式アンカーなどである。

係留システムは、構造物が漂流することのないように、考え得るかなり過酷な海象条件下で構造物に作用する荷重に各国の船級協会が定める安全率（Factor of Safety）を乗じた荷重にも耐えうるように設計される。しかし、そのように設計された係留系であっても、実際は係留索の摩耗や腐食、海底地盤の不安定性や設置時の人為的なミス等により想定した強度を持たないこともあり得る。そうした場合に、海洋構造物の漂流事故が起こる危険性が高まってしまう。

過去の係留系に関する事故はほとんどが係留索の破断であることから、係留索の摩耗等による強度低下は確実に考慮しなければならないものであるが、アンカーの引き抜けや引き摺りといった報告はほぼ見られない。しかしアンカーの引き抜けや引き摺りによる海洋構造物の漂流事故のリスクも、係留索破断によるそれと比較して無視できないほど大きいものであれば考慮する必要がある。

そこで本研究ではまず、係留索の摩耗による強度低下モデルを作成した。またアンカーの強度に関しては、実験を行うことでアンカー強度のばらつきの大きさを調べ、浮体の漂流事故への影響度の大きさを検証した。

本研究で想定する係留系はチェーン係留索･重力式コンクリートアンカーであるため、本研究では、係留系強度モデル作成のために以下の 2 つのことを行った。

- チェーン係留索強度確率モデルの作成
- 重力式アンカー強度実験

3.1　チェーン係留索強度確率モデル[28]

チェーン係留索の強度低下の要因として考えられる主なものは摩耗と腐食である。チェーンの浮体に近い部分は摩耗よりも腐食の影響が大きく、海底に近い部分は摩耗の影響が大きい。しかしチェーンが腐食により錆びてしまっても、その錆を落としてみるとチェーンの径はあまり痩せていないということも多く、係留索の強度低下の観点からみると、腐食よりも摩耗の影響の方がかなり大きいと考えられる。

そこで本研究では、チェーン係留索の使用期間による摩耗量の検査報告から、チェーン係留索強度確率モデルを作成した。この際、船に使われていたチェーン係留索の摩耗率報告データ（図 3-1）を基にモデルを作成した。データのもととなるチェーン係留索の使用目的が海洋構造物でないということや、船の場合その用途によって係留索の摩耗具合も大きく異なるであろうことが考えられるが、海洋構造物に使われていたチェーン係留索の摩耗データというのは非常に少ないということと、かつあまり公にされるよう

なデータではないということから、今回は船での摩耗データからチェーン係留索強度モデルを作成した。図 3-1 の摩耗データにある鋳鋼鎖、電接鎖、鍛接鎖の 3 種類のチェーンのうち、使用頻度の高い順に並べると電接鎖、鋳鋼鎖、鍛接鎖である。しかし、摩耗に強く､耐腐食性もよい鋳鋼鎖が海洋構造物を中心に見直されてきているとのことから、本研究では鋳鋼鎖のデータを基に係留索強度低下モデルを作成した。この際、図 3-1 は第 2 種の鋳鋼鎖に関する摩耗データであり、本研究で想定しているのは第 3 種のチェーンであるという違いがあるが、その影響は小さいと考え、第 2 種の鋳鋼鎖のデータを用いてモデルを作成した。

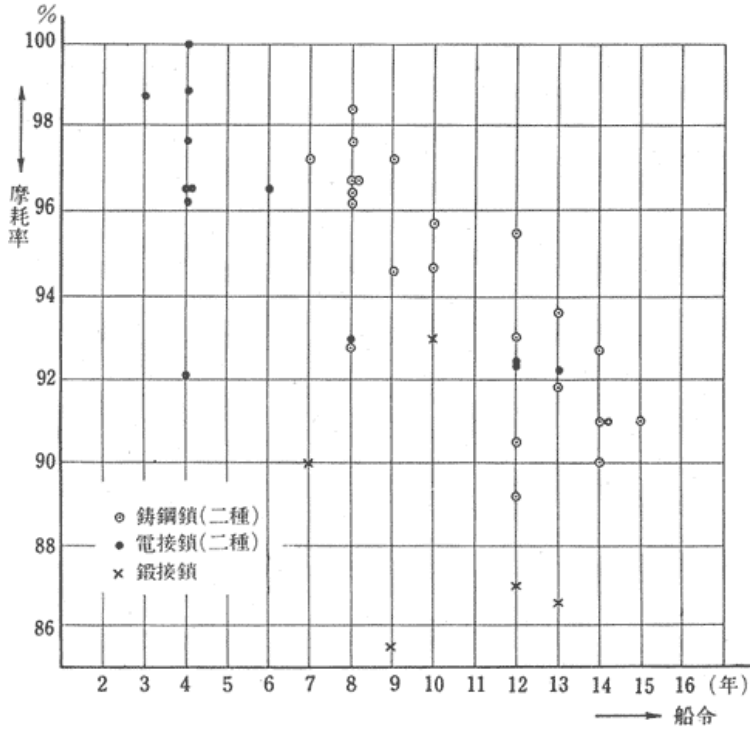


図 3-1 係留チェーンの径摩耗率

図 3-1 の結果を鋳鋼鎖についてまとめたのが図 3-2 である。ここで径の摩耗率とは、100%の状態を健全な状態として､径が何%の長さになっているかという値を意味している。各データ点について、データ点の存在する経過年数までは毎年均等な摩耗率で摩耗し、その後も毎年同様のペースで摩耗すると仮定することで、各経過年数での平均摩耗率を算出した｡その結果､n 年経過後の平均摩耗率の値は 100-0.53044n となった｡また、図 3-2 を見ても分かるように、径の摩耗率にかなりのばらつきがあることがわかる。n 年経過後の摩耗率の標準偏差の値は 0.184337n であるという結果となった。

また、ここで、社団法人全国漁港漁場協会による漁港・漁場の施設の設計の手引き[29]では、チェーン係留索の摩耗・腐食しろは径 1mm／年とするという記載がある。この値と

摩耗データから算出した平均摩耗率を、本研究で想定する径 125mm のチェーンにおいて比較したのが図 3-3 である。摩耗データから算出した平均摩耗率のほうが、設計基準となる摩耗率に比べると摩耗しにくいという結果となっている。これは、設計基準とする摩耗率は実際の摩耗率よりも多少安全よりに設定するであろうことを考えると当然の結果である。しかし先程も述べたように、摩耗データのばらつきは非常に大きいため、この設計基準を下回る摩耗をする係留索が存在する確率も十分高いと考えられる。

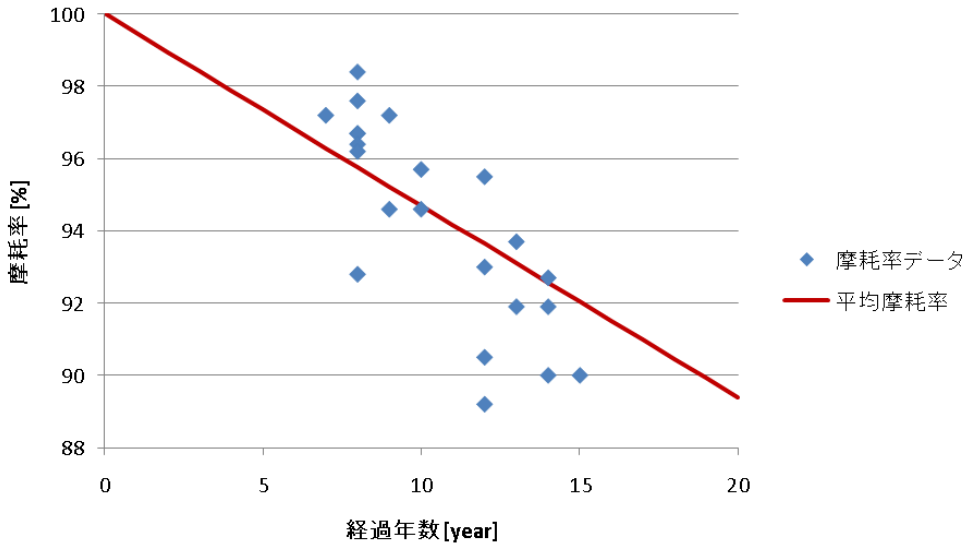


図 3-2 経過年数と径摩耗率

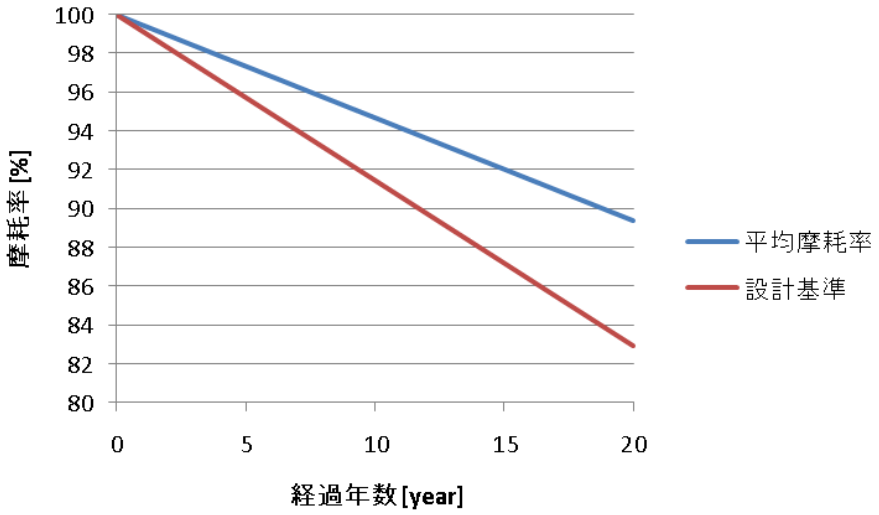


図 3-3 摩耗データによる平均摩耗率と設計基準となる摩耗率

摩耗データから得られた平均摩耗率とその標準偏差から、チェーン係留索の強度確率モデルを作成する。まず、上で得られた平均摩耗率と標準偏差は、チェーン係留索に使われる各鎖環（リンク）の径の摩耗率についての値であり、これを各鎖環の強度に換算する必要がある。第 3 種チェーンの切断試験荷重の値は、式(3-1)から得られるため、本研究で想定する径 125mm 第 3 種チェーンの各鎖環の n 年後の強度の平均低下率とその標準偏差はそれぞれ 100-0.894n [%]，0.3027n [%]となった（図 3-4）。この結果から、チェーン係留索の各鎖環の n 年経過後の破断張力の平均 μ_n [tf]と標準偏差 σ_n [tf]は式(3-2)で表され、各鎖環の破断張力 BT_i（i=1,2,⋯,N）[tf]の値は平均 μ_n、標準偏差 σ_n の正規分布に従うと仮定する。N は一本のチェーン係留索に使われる鎖環の総数である。
ここで、チェーン係留索には非常に摩耗しやすい部分と摩耗しにくい部分が存在すると考えられるため、全ての鎖環に同一の確率モデルをあてはめるのは厳密にはふさわしくない可能性がある。しかし、実際のチェーン係留索の設計の際にはその点を考慮して、摩耗しやすい部分は強度を高くするといったことを行う。それを考慮して、本研究ではチェーン係留索の全ての鎖環について同一の強度確率モデルをあてはめることとした。

$$\text{切断試験荷重[N]} = 19.6d^2 \times (44 - 0.08d) \tag{3-1}$$

d：チェーンの呼び径 [mm]

$$\begin{aligned}\mu_n &= \frac{19.6\times125^2(44-0.08\times125)}{9.80665\times1000}\times(1-0.00894n)\\ &= 1061.8\times(1-0.00894n)\\ \sigma_n &= \frac{19.6\times125^2(44-0.08\times125)}{9.80665\times1000}\times0.003027n\\ &= 1061.8\times0.003027n\end{aligned} \tag{3-2}$$

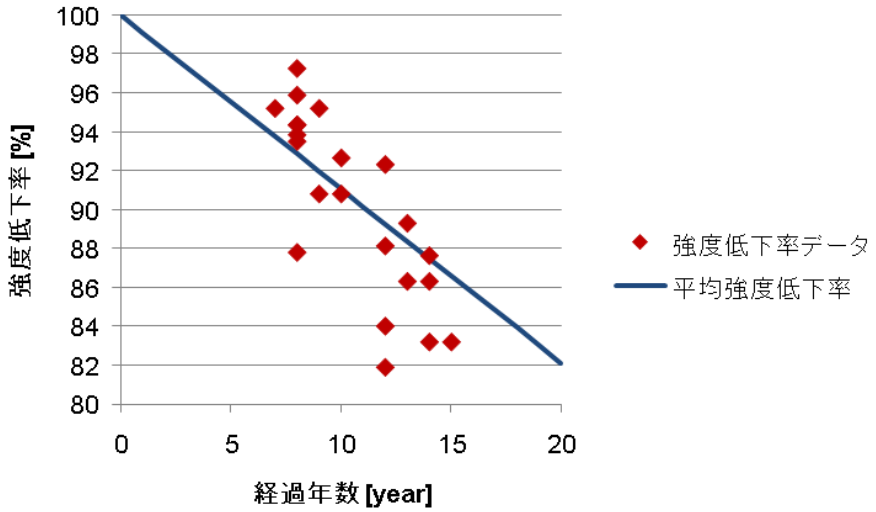


図 3-4 経過年数と強度低下率

一本のチェーン係留索は、図 3-5 のように多くの鎖環（リンク）からできている。このリンクの総数 N は、概ね式(3-3)から求めることができ、本研究で想定する径 125mm、長さ 432m の第 3 種チェーンの場合、その総数 N の値は約 864 個である。

$$(\text{リンクの総数}) = \frac{(\text{チェーンの長さ})}{4\times(\text{リンクの径})} = \frac{432\times1000}{4\times125} = 864 \qquad \textbf{(3-3)}$$

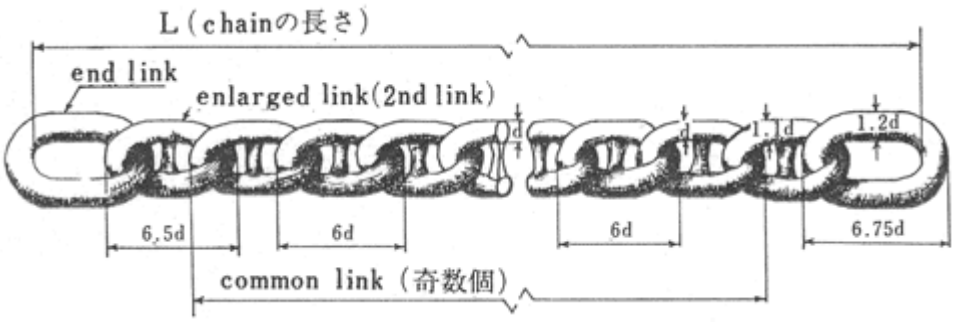


図 **3-5** スタッド付きチェーンの形状

チェーン係留策は、それに使われている各リンクのうちの一つでも切れると係留索自体が切れてしまう。そのため、一本の係留索の破断張力 BT_{all} は、各リンクの破断張力 BT_i(i=1,2,⋯,N)の最小値と等しい（式(3-4)）。

$$BT_{all} = \min(BT_1, BT_2, \cdots, BT_N) \qquad \textbf{(3-4)}$$

ここで、標本数 n が大きいとき、元の母集団が標準正規分布に従う場合の標本の最小値の分布は二重指数分布となり、その確率密度関数は式(3-5)で表される [19]。

$$f(y) = \alpha e^{\alpha(y-u)} \exp\left(-e^{\alpha(y-u)}\right) \qquad \textbf{(3-5)}$$

$$\alpha = \sqrt{2\ln n}, \quad u = -\sqrt{2\ln n} + \frac{\ln\ln n + \ln 4\pi}{2\sqrt{2\ln n}}$$

各リンクの破断張力 BT_i [tf]は上述した通り平均 μ_t、標準偏差 σ_t の正規分布に従うとするため、確率変数 $\frac{BT_i - \mu_t}{\sigma_t}$ は標準正規分布（平均 0、標準偏差 1 の正規分布）に従う。これより、t 年経過後の係留系強度モデルにおいて、その N 個のデータの最小値である一本の係留索の破断張力 BT_{all} [tf]の確率密度関数 f(x,t)は、式(3-6)で表される。これを用いて、例えば 10 年経過後の係留系強度モデル（$\mu_{10} = 1061.8\times(1-0.00894\times10) = 966.9[\text{tf}]$，$\sigma_{10} = 1061.8\times0.003027\times10 = 32.1[\text{tf}]$）の場合の、一本の係留索の破断張力 BT_{all} [tf]の確率分布は図 3-6 となる。また、使用年数が経過するごとに図 3-7 のように係留索破断張力確率分布が推移する。

$$f(x,t)=\alpha e^{\alpha\left(\frac{x-\mu_t}{\sigma_t}-u\right)}\exp\left(-e^{\alpha\left(\frac{x-\mu_t}{\sigma_t}-u\right)}\right) \tag{3-6}$$

$$\alpha=\sqrt{2\ln N}=\sqrt{2\ln 864}=3.677$$

$$u=-\sqrt{2\ln N}+\frac{\ln\ln N+\ln 4\pi}{2\sqrt{2\ln N}}=-3.073$$

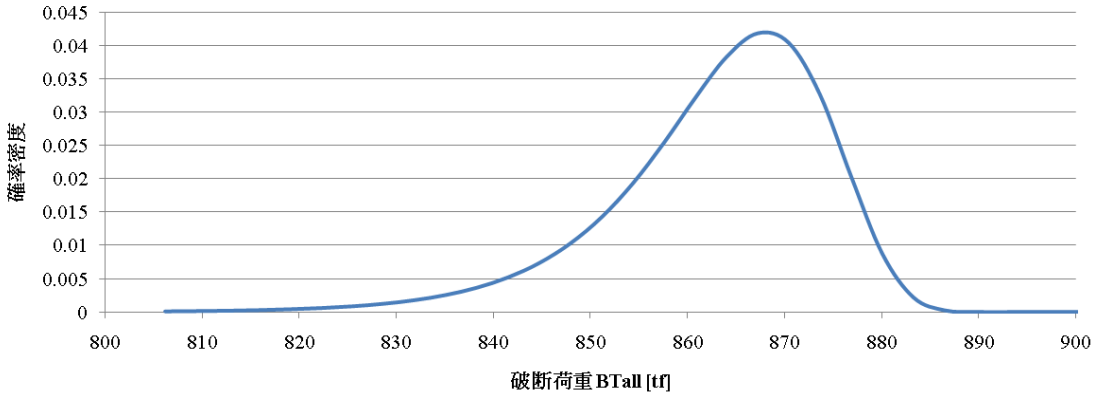


図 **3-6 10** 年経過後の係留索破断荷重の確率分布

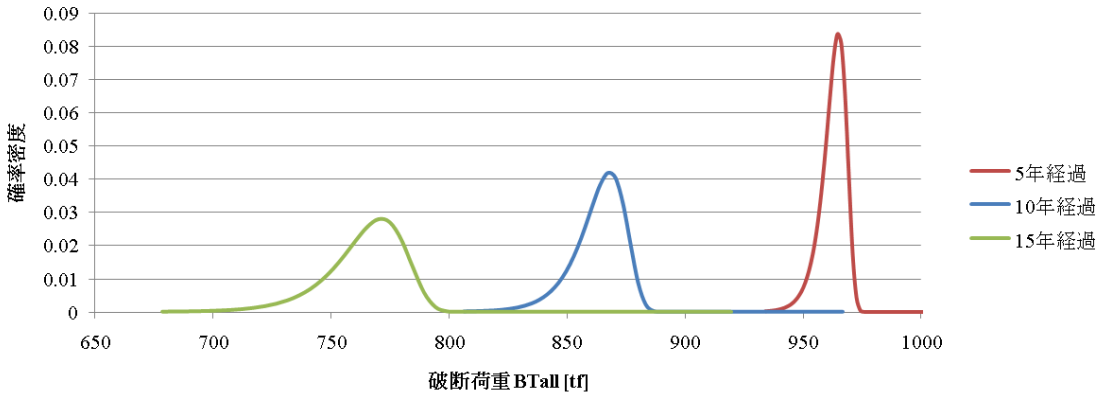


図 **3-7** 経過年数による係留索破断荷重確率分布の推移

3.2　重力式アンカー強度実験

本研究では、アンカー強度のばらつきの大きさを調べ、浮体の漂流事故への影響度の大きさを検証するために、重力式アンカーの強度についての簡単な実験を行った。

実験の概要は図 3-8, 表 3-1 に示す通りである。また、実験装置を図 3-9 に示す。なお、安息角とは、土を積み上げた時に崩れることなく安定を保つ斜面の角度のことであり、安息角 θ の土の静止摩擦係数は tanθ である[30]（図 3-10）。土の粒径に関しては、想定海域に比較的近いものを選んだ[31]。

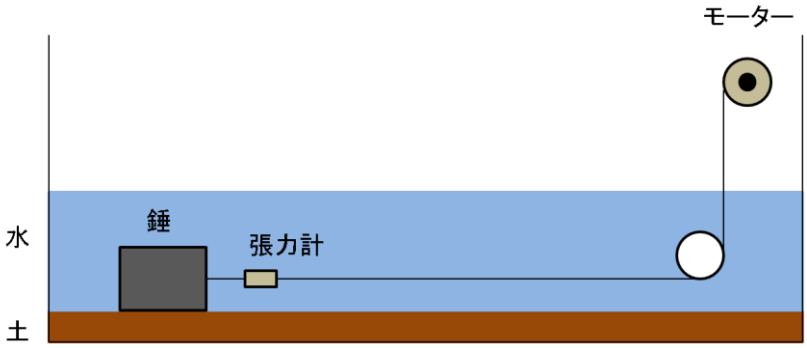


図 3-8 実験の概要図

表 3-1 実験の概要

土の粒径 [mm]	0.3~0.8
土の安息角 [°]	35
錘の寸法 [mm]	65.75×100.00×50.00
錘の水中重量 [kgf]	1.12, 0.74 の 2 パターン
曳航速度 [cm/s]	8.06, 3.66 の 2 パターン

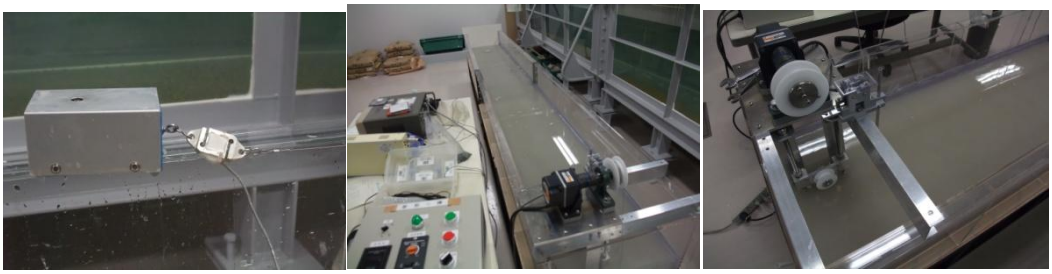


図 3-9 実験装置

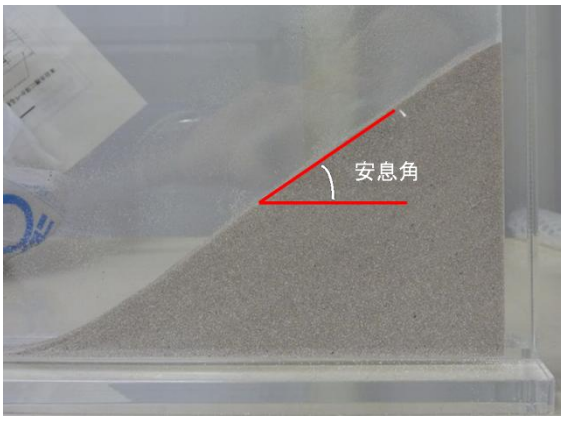


図 3-10 土の安息角

これらを用いて、錘を引っ張った際の張力を測定する実験を行った。その結果が図 3-11 である。錘の重量や向き、錘を引っ張る速度等を変えながら、9 回の実験を行った。青い線は計測された張力、赤い線は錘が動き出した後の計測張力の平均値、青い線は錘に働く静止摩擦力の理論値、緑の線は錘が動き出した後の張力の理論値を示している。
ここで、静止摩擦力の理論値（黒い線）は、錘の水中重量に tan35° =0.70 を乗じることで算出した。また、錘が動き出した後の張力の理論値（緑の線）は、錘に働く動摩擦力・流体力・錘前面に溜まる土による土圧の和から算出した。
動摩擦係数は、錘が動き出す瞬間の発生張力（静止摩擦力）と動き出した後の発生張力の最小値との比率から、静止摩擦係数の約 0.75 倍の 0.53 とした。なおこの際、錘前面に溜まった土による実質的な錘の重量の増加も考慮している。錘前面に溜まる土の重量は図 3-12 のように考えた。
流体力は、抗力係数を 1.2 として 2.4.2 節で説明した潮流力の式より算出した。
錘前面に溜まる土による土圧は、ランキン土圧式（式(3-7)）より算出した [30]。

$$P_0 = \frac{K_0 \gamma H^2}{2} \qquad \textbf{(3-7)}$$

P_0：高さ H の壁体に働く単位幅当たりの土圧，γ =1.56：土の水中単位体積重量 [kg/m^3]，
K_0=0.5（ゆるい砂と密な砂の中間値）：静止土圧係数

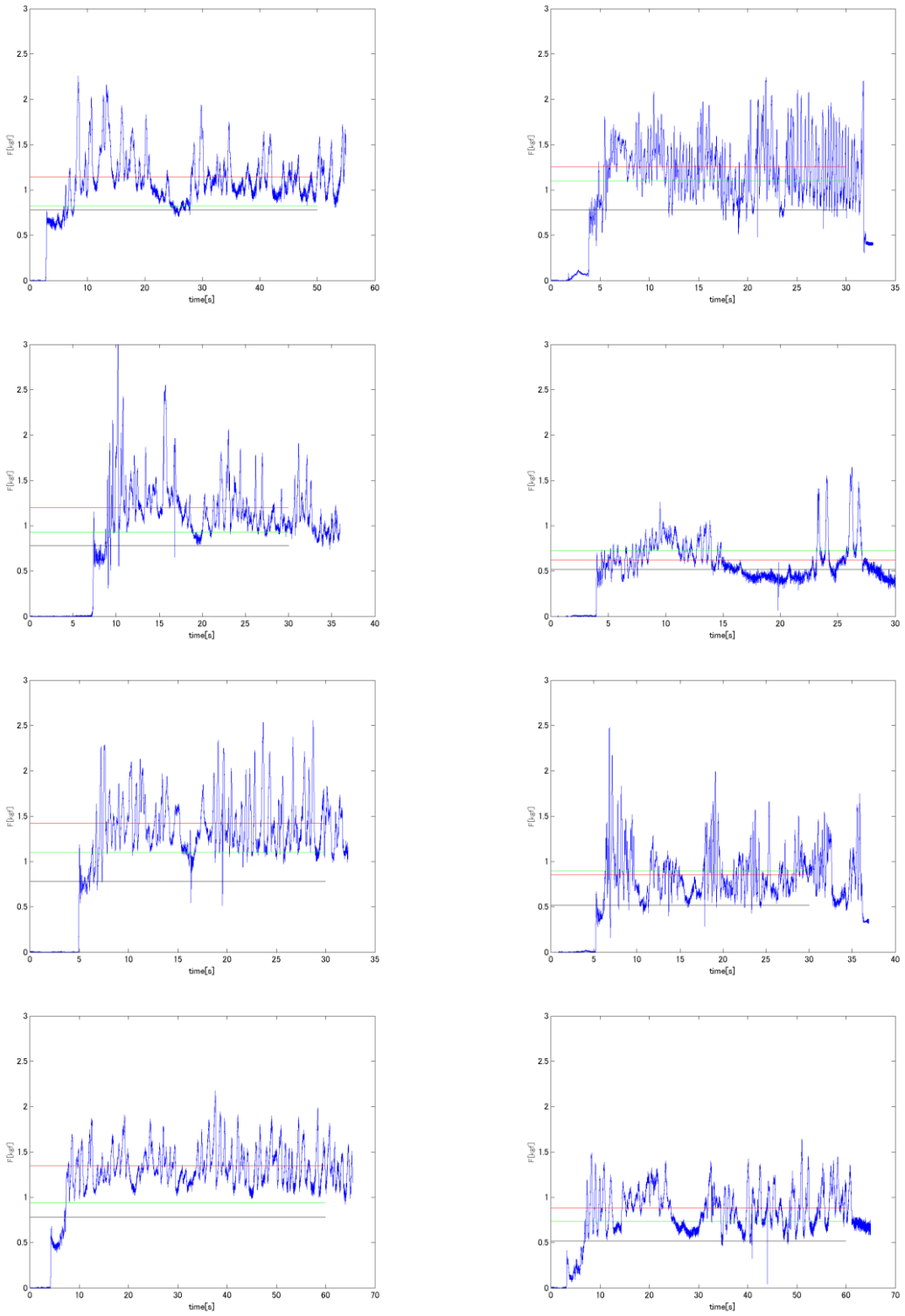


図 **3-11** 実験結果

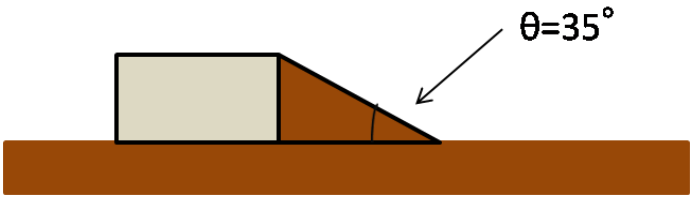


図 3-12 錘前面に溜まると想定される土

図 3-11 の結果で張力が大きくぶれているのは、錘の前面に溜まった土の量が随時変化することに起因している。

まず重力式アンカーの強度、つまり把駐力となる静止摩擦力については、理論値と実験値との間の差を理論値で割った値について、平均と標準偏差を算出した。その結果は、平均が 0.16、標準偏差が 0.27 となり、正規分布を仮定すると理論値を下回る確率は 28%である。つまり、重力式アンカーが引き摺られないための把駐力（強度）が、その設計把駐力（強度）より低くなる確率自体は低くないことがわかった。

しかし、実際に浮体が重力式アンカーを伴って漂流するためには、漂流過程でアンカーをずっと引き摺っていく必要があり、つまりなんらかの理由により途中でアンカーの把駐力が上昇した場合は、浮体は漂流を止めるということになり、連鎖漂流事故へは発展しない。つまり、重力式アンカーが動き始めた後の把駐力についても考える必要がある。

そこで、錘が動き出した後の動摩擦力についてその実験値の平均（図 3-11 の赤い線）と、静止摩擦力の理論値との差を求め、それを先程と同様に静止摩擦力の理論値で割った値を算出した。その結果、その値の平均は 0.41、標準偏差は 0.16 となった。つまり、錘が動き始めた後は、のように錘の前面に大量に溜まる土等の影響により、約 1.4 倍に把駐力が上昇するということになる。この上昇割合について正規分布を仮定すると、引き摺られ始めた後の把駐力が設計把駐力を下回る確率は 5.2%という結果となる。

さらに、ここでは錘が動き出した後の張力の平均値を用いたが、図 3-11 の結果を見ても分かるように、実際は前面の土の量が変動することでその平均値まわりで張力も変動している。先程も述べたように、動き始めた後に一度でもアンカーの把駐力が大きく上昇すれば浮体の漂流は止まるため、その張力の最大値が実質のアンカー把駐力、つまり強度と言える。それも考慮すると、引き摺られ始めた後の把駐力が設計把駐力を下回る確率は 5.2%よりもさらに低いと言える。

図 3-13 曳航過程で錘の前面に溜まる土

以上の結果と考察より、重力式アンカーを実際に用いた際の強度が設計強度を下回るようなことは非常に起こりづらいと考えられる。さらに、3.1 節で作成したチェーン係留索の強度モデルの場合は逆に、摩耗により設計強度を上回るようなことは非常に起こりにくい。これを考慮すると、重力式アンカー引き摺りの、Spar 型風車の漂流事故への影響は、係留索の破断に比べると無視できるほど小さいと考えられる。この結果を踏まえて本研究では、「チェーン係留索は破断しないが重力式アンカーを引き摺ることによる浮体の漂流現象」は考慮しないこととし、浮体の漂流現象はチェーン係留索の破断によってのみ発生するとみなすことで、ウインドファームにおける Spar 型風車の連鎖漂流事故リスクの算出を行うこととした。なおこれは、海洋構造物の漂流原因のほとんどが係留索の破断でありアンカー引き抜け等ではないという実際の事故原因にも即した考え方となった。

第4章　連鎖漂流事故リスク

本研究では、浮体式風車を用いたウインドファームでの連鎖漂流事故リスク（Risk）を「供用期間での風車の漂流期待基数」と定義し、式(4-1)で表す。

$$Risk=\sum_{m=1}^{M}\int_0^T\int_0^\infty\int_0^{2\pi}P_i(v,\theta,t;m)N(v,\theta,t;m)P_v(v,\theta,t)P_\theta(v,\theta,t)d\theta dvdt \quad \textbf{(4-1)}$$

P_i：初期漂流確率，N：連鎖漂流浮体数 [基]，P_v：風速発現確率，P_θ：風向発現確率，
v : 風速 [m/s]，θ : 風向 [rad]，m : 浮体(風車)番号，M : 浮体(風車)数 ，T : 供用年数[year]

初期漂流確率 P_i とは、ある海象条件のもとで、ある Spar 型風車が漂流を始めてしまう確率である。
連鎖漂流浮体数 N とは、ある海象条件のもとで、漂流を開始してしまった風車（浮体）が他の何基の健全な（未漂流の）風車を巻き込んでしまい、最終的に何基の漂流事故となるかという基数である。
風速発現確率 P_v と風向発現確率 f は、その名の通りある風速と風向の発現確率であり、第 2 章の海象条件設定の際も述べたように、本研究では風を海象条件の決定要因とするため、これらをある海象条件の発現確率とみなす。
これらを掛け合わせて、全浮体、全風速・風向、全供用期間について総和をとったものを、本研究ではウインドファームでの連鎖漂流事故リスクと定義する。

しかし、この式で定義されるリスクを厳密に算出することは困難ないし不可能であるので、随時簡略化および近似を行う必要がある。そのために設定した前提条件は以下の通りである。

- ✓ 風速は、1m/s 単位で離散的に 100m/s までの計算を行う。P_i・P_v のみ風速の影響を考慮し、N・P_θ は風速に因らないとする。
- ✓ 風向は、1 度単位で離散的に考え、P_i・N・P_θ のみ風向の影響を考慮し、P_v は風向に因らないとする。
- ✓ 時間については、1 年単位で離散的に考え、P_i のみ時間の影響を考慮し、N・P_v・P_θ は時間に因らないとする。
- ✓ どの浮体も、時間経過により等しく係留系の強度が低下していくとする。
- ✓ ひとつの海象を決定づけるパラメータは 10 分平均風速と風向とする。よって、その海象の発現確率も 10 分平均風速の発現確率と風向の発現確率の積で定義する。また、時間を 1 年単位で区切って考えるため、海象の「発現確率」というよりも、1 年間での海象の「発現期待値」と考える

風速に関しては、日本での過去最大の 10 分平均風速が 69.8m/s、世界での過去最大 5 分平均風速が 84m/s であるため [19]、100m/s 程度を上限値とすれば十分と判断した。
なお、P_i・N・P_v・P_θ の各決定要因の簡略化については 4.1 – 4.4 節で詳しく述べる。

以上の前提条件から、式(4-1)を簡略化し式(4-2)によって、本研究で想定するウインドファームでの連鎖漂流事故リスク Risk を算出する。

$$Risk=\sum_{t=1}^{20}\sum_{m=1}^{50}\left\{\sum_{v=1}^{100}\sum_{\theta=1}^{360}P_i(v,\theta,t)N(\theta;m)P_v(v)P_\theta(\theta)\right\} \qquad \textbf{(4-2)}$$

θ：風向 [°] ， P_v：風速発現期待値

4.1 初期漂流確率 P_i

初期漂流確率 P_i は、ある浮体が、ある海象条件のもとで漂流を開始してしまう確率である。本研究では海象状態を決定づけるパラメータとして 10 分平均風速と風向を用いるため、初期漂流確率 P_i は、ある平均風速、ある風向の風が 10 分間吹いた場合に、係留されている浮体が漂流を開始してしまう確率、を意味している。ここで、本研究ではひとつの海象状態はウインドファーム内のどの位置でも変わらないとするということと、全ての浮体について同一の係留系強度モデルを用いるということから、初期漂流確率 P_i についてはどの浮体かという影響は考慮しないこととした。
つまり、

- どの程度の風速か（どれぐらい過酷な海象条件か）
- どの方向に風が吹いているか
- 何年目の係留系強度低下状態か（何年目の係留系強度モデルか）

というそれぞれ v, θ, t を決定要因とする。ここで風向 θ については、4.4 節で説明する想定海域での風向頻度分布データに合わせて 22.5°おきの 16 方向について検証する。

この初期漂流確率 P_i を算出するにあたり、「4 本のうち 1 本でも係留策が破断すると、浮体は漂流を開始する」ということを前提とする。これは、本研究で想定している係留系の場合、係留索が 4 本と少ないため、そのうちの 1 本が破断してしまうと残りの 3 本では浮体を支えきれずに浮体は漂流を開始してしまうと考えられるためである。
例えば次の 2 パターンの係留系の角度・風向の組み合わせを考える（図 4-1）。まず(a)の場合、左側（風上側）の最も過酷な係留索が破断した場合、その後は実質上下の 2 本の係留索で浮体を支えなければならない（図 4-2）。その場合、図 2-20 が示すようにこのチェーン係留索 1 本が破断しない限界の水平方向変位は約 9m であるため、上下の 2 本の係留系が浮体に及ぼす、風・波荷重を支えるための係留力は、最大でも係留索 1 本の破断荷重の 0.41 倍程度である（式(4-4)）。風上側の係留索が破断してしまうほど大き

な風・波荷重が発生している海象条件下では、この程度の係留力では上下の係留索も破断してしまうと考えられる。その後は、1 本だけになった右側の係留策では浮体はほぼ支えきれない。次に(b)の場合、風上側にほぼ同じ張力が発生する 2 本の係留索が存在するため、(a)に比べて 1 本の係留索が破断してしまうという事象は起こりにくいが、もしこの 2 本の係留索のどちらかが破断してしまうような場合には、かなりの確率でもう片方の係留索も破断してしまうと考えられる。そうなってしまうと、残った 2 本の係留策だけでは浮体を支えきれないと考えられる。

$$\frac{\sqrt{(416+9)^2-416^2}}{416+9}\times 2=0.41 \qquad \textbf{(4-3)}$$

図 **4-1** 風向と係留系角度

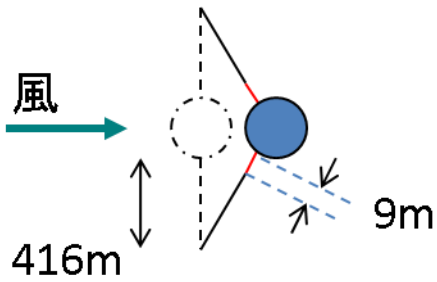


図 **4-2** 係留索が **1** 本破断した後の実質の係留系

また、漂流シミュレーターで計算を行ったところ、(a)の係留角度で、係留索が全て設計強度を持っているとした場合、図 4-3, 図 4-4 が示すように平均風速 64m/s 以下では係留策は 1 本も破断せず、65m/s 以上では全ての係留索が破断して浮体が漂流を開始する結果となり、1 本が破断しても残りの係留索で支えて漂流しないという結果は見られなかった。

以上のことから、「4 本のうち 1 本でも係留策が破断すると、浮体は漂流を開始する」という前提条件を設定しても問題はないと考え、この前提のもと初期漂流確率 P_i の算出を行った。

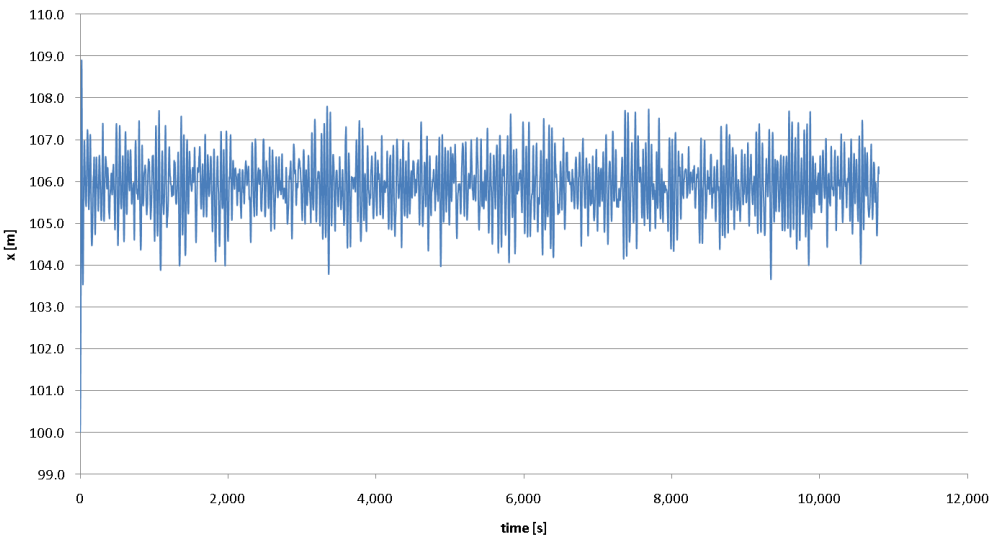


図 4-3 平均風速 64m/s での浮体の x 座標（初期値 x=100 [m]）

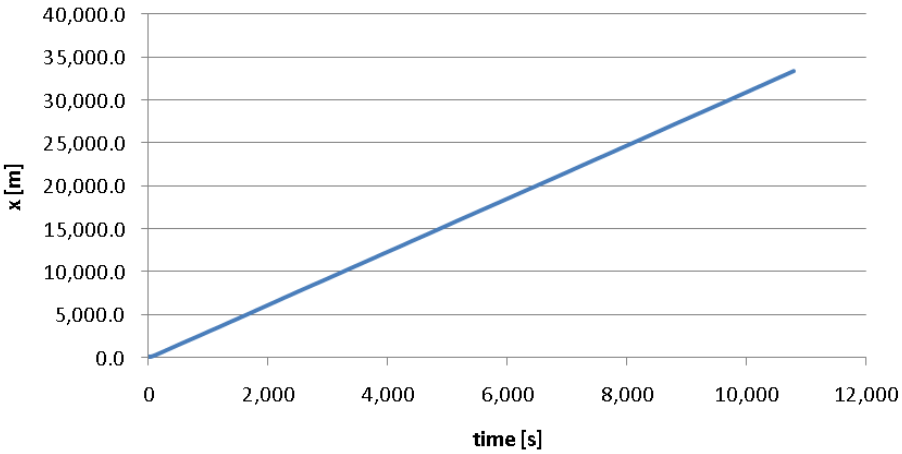


図 4-4 平均風速 65m/s での浮体の x 座標（初期値 x=100 [m]）

初期漂流確率の算出方法を以下に簡単に記す。

1. 漂流シミュレーターを用いて、ある平均風速において、最も風上側の過酷な係留索に発生している張力を計算する。
2. 1.の結果から、風上側の係留索に発生する張力の波の周期、およびそのひとつひとつの張力の波の中での張力極大値の頻度分布を求める。
3. 2.で求めた張力極大値の頻度分布が Weibull 分布に従うとして、そのパラメータを求め、張力極大値の確率密度関数を推定する。

4. 3.の結果と、3.1 節で述べた係留索強度確率モデルから、ある平均風速が 10 分間継続した場合に係留索が破断してしまう、つまり浮体が漂流を開始してしまう確率を算出する。

ここではまず風向と係留系角度の関係が図 4-1(a)の場合について計算を行う。

1.では、第 2 章で説明した漂流シミュレーターを用いて最も張力が発生している係留索の張力を見る。これを風速 1～100m/s について行う。その結果の一部が以下の図 4-5, 図 4-6 である。ここで表示している破断張力とは設計強度そのものの値であり、係留索が摩耗などをしていない健全な状態での値である。平均風速 50m/s の場合はこの破断張力を超えるような張力は係留索には発生していないが、平均風速 100m/s の場合では何度も発生している。この破断張力を超えるような張力が、ウインドファームの供用期間において一度でも発生してしまうと、係留索は破断し、浮体は漂流してしまう。

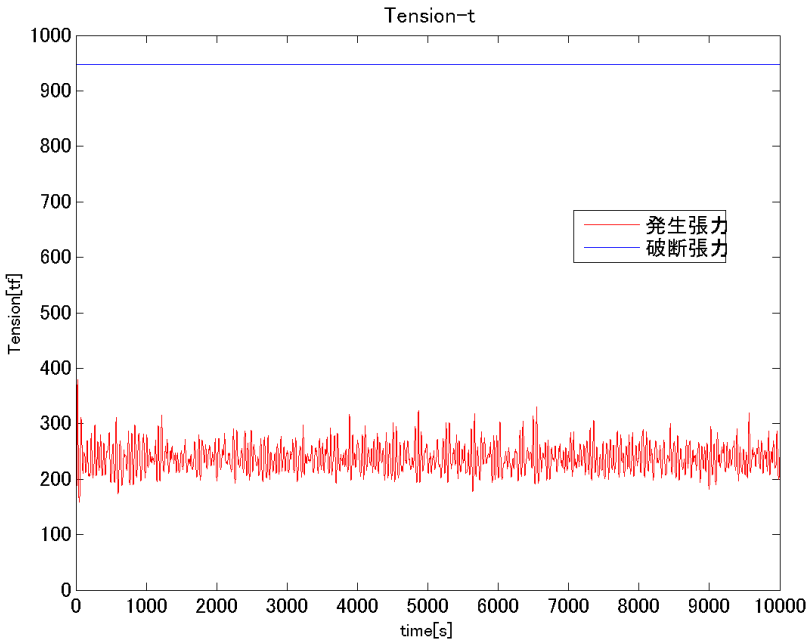


図 4-5 平均風速 50m/s にて風上側係留索に発生している張力

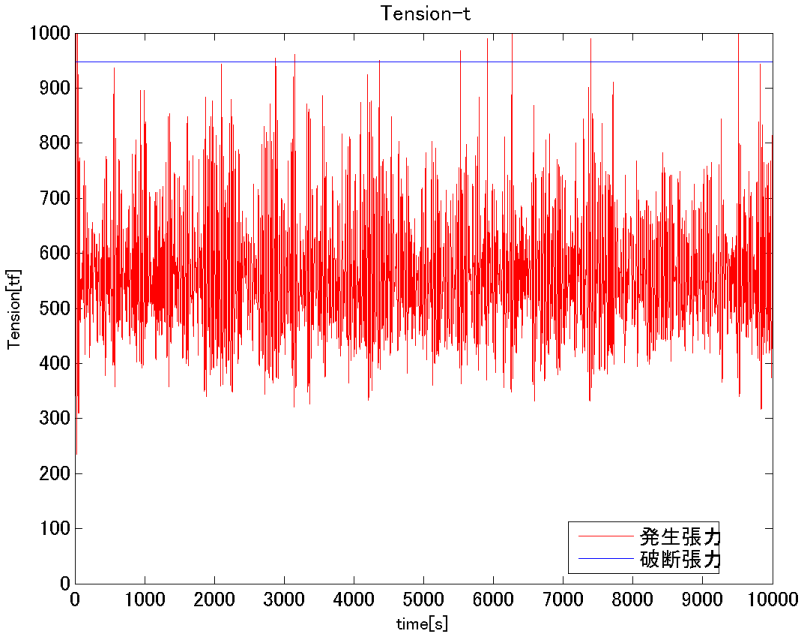


図 4-6 平均風速 100m/s にて風上側係留索に発生している張力

次に、上で計算した係留索発生張力をひとつひとつの波と捉える。そして、そのひとつひとつの張力の波の周期を記録するとともに、ひとつひとつの波における発生張力の最大値、つまり張力の極大値を記録し、その頻度分布を求める（図 4-7）。ここで記録する張力の周期は、その発生張力における係留系の固有周期を意味している。そのため、図 2-24 からもわかるように、低風速の場合は周期が長く 60s 程度であり、風速が高くなるにつれて 30s 弱程度まで短くなっていく（図 4-8）。そして、平均風速 100m/s の時の張力極大値の頻度分布を示しているのが図 4-9 である。

こうして求めた張力極大値の頻度分布は、風速の発生頻度分布と同様に Weibull 分布、その中でも形状パラメータを 2 とした Rayleigh 分布に従うと考えられる。これらの Weibull 分布・Rayleigh 分布については 4.3 節にて詳しく述べることとする。これより、平均風速 100m/s の時の発生張力が従う Rayleigh 分布はパラメータ θ=125.99, さらに x 軸方向に 556.89 平行移動させた分布であることがわかった。同様の作業を風速 1～100m/s について行う。その結果をまとめたのが表 4-1，図 4-10 である。

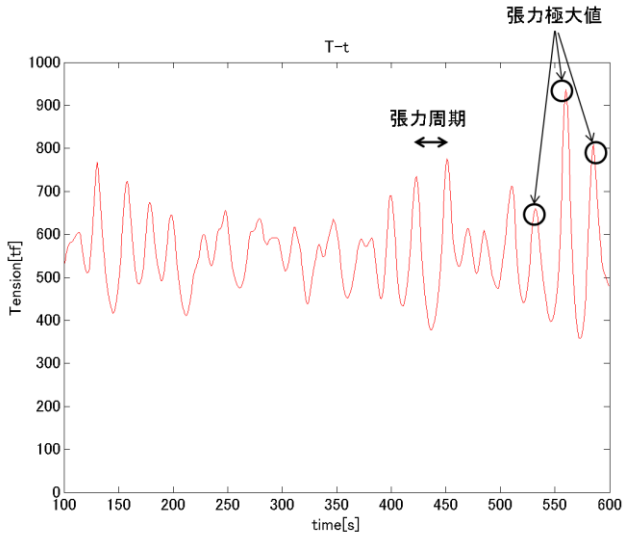


図 4-7 張力周期と張力極大値

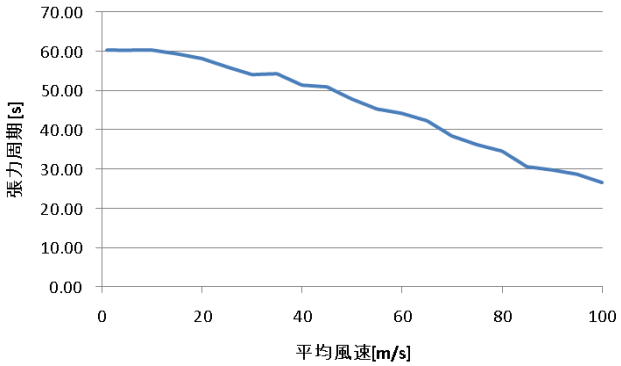


図 4-8 平均風速と張力周期

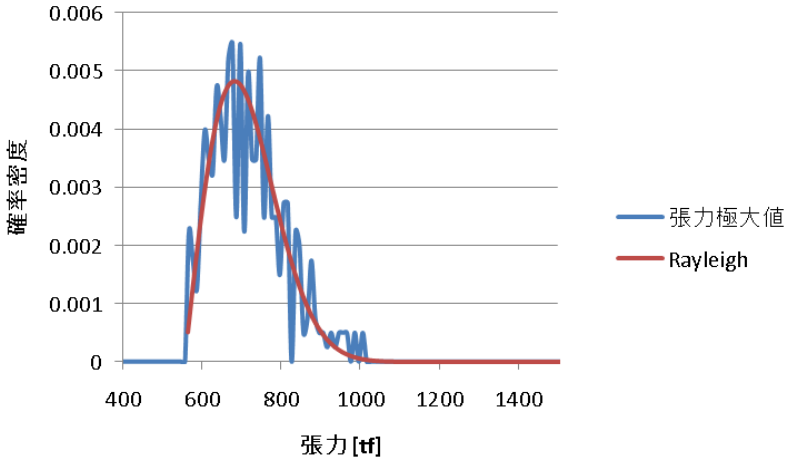


図 4-9 張力極大値の発生頻度分布

表 **4-1** 各風速での **Rayleigh** パラメータ **θ** と平行移動量

風速 [m/s]	Rayleigh パラメータ θ	平行移動量 [tf]
10	0.94	154.36
20	3.14	163.14
30	8.84	179.05
40	16.28	202.86
50	26.09	237.44
60	39.31	278.77
70	55.89	334.65
80	86.25	397.26
90	99.69	467.64
100	125.99	556.89

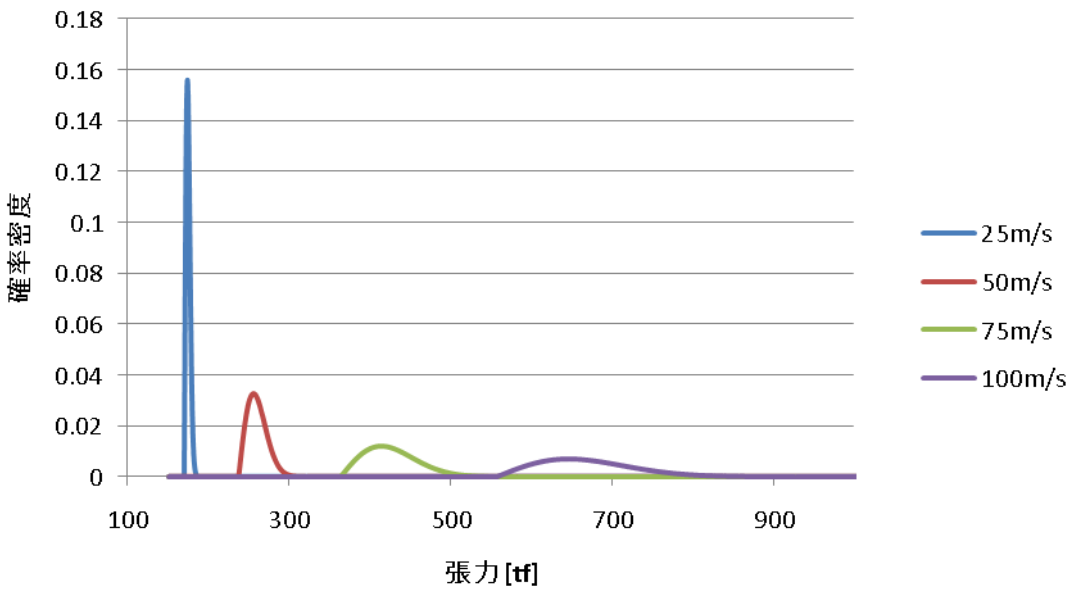


図 **4-10** 各風速での張力頻度分布

最後に、こうして求めた張力極大値の確率分布と、係留系強度の確率モデルから、ある平均風速が 10 分間継続した場合の浮体の漂流確率を算出する。まず、3.1 節で述べたチェーン係留索強度確率モデルより、t+1 年目（t 年経過後）の摩耗状態のチェーン係留索の場合、係留索の破断張力 BT_{all} の確率分布 f(x,t)は式(3-6)で表される。ここで、1 年目の係留索破断張力は一律で設計破断強度 1061.8tf とみなした。これを用いて、以下の式(4-5)により、風向と係留系の角度が図 4-1(a)の時（0° の時）の、平均風速 v [m/s]の海象が 10 分間継続した場合に風上側のチェーン係留索が一本破断し浮体が漂流を開始

してしまう確率 $P_a(v,t)$が求められる。また、例として 20 年目の初期漂流確率 $P_a(v,19)$をに示す。

$$P_a(v,t)=\int_0^{\infty}\int_x^{\infty} g(y,v)f(x,t)dydx \quad (t=1,2,\cdots,19)$$
$$P_a(v,\mathrm{t})=\int_{10618}^{\infty} g(y,v)dy \qquad (t=0) \tag{4-4}$$

g(y,v)：風上側の係留索にする発生する張力極大値の確率分布

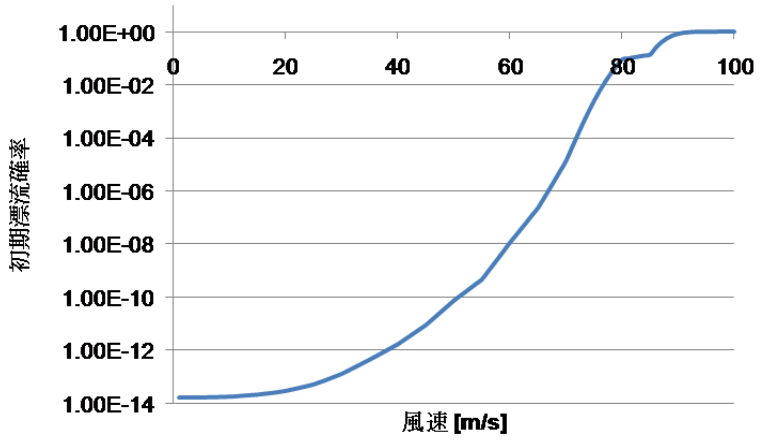


図 4-11 20 年目における各 10 分平均風速での初期漂流確率

以上と同様の方法で、風向と係留系の角度が図 4-1(b)の時（45°の時）の漂流確率 $P_b(v,t)$、および風向と係留系の角度が図 4-1(a)と(b)のちょうど中間（22.5°）の時の漂流確率 $P_c(v,t)$も算出する。4.5 節で述べる想定海域での風向頻度分布において、風向が西・南・東・北の場合、初期漂流確率は $P_a(v,t)$、風向が南西・南東・北東・北西の場合、初期漂流確率は $P_b(v,t)$、風向がそれ以外の場合は初期漂流確率は $P_c(v,t)$である。これらより、本研究で定義する初期漂流確率 $P_i(v,\theta,t)$が式(4-6)と求まる。

$$P_i(v,\theta,t)=\begin{cases} P_a(v,t) & \begin{pmatrix} 1\le\theta\le 11, 79\le\theta\le 101, 169\le\theta\le 191, \\ 259\le\theta\le 281, 349\le\theta\le 360 \end{pmatrix} \\ P_b(v,t) & \begin{pmatrix} 34\le\theta\le 56, 124\le\theta\le 146, \\ 214\le\theta\le 236, 304\le\theta\le 326 \end{pmatrix} \\ P_c(v,t) & (\theta\text{が上記以外の場合}) \end{cases} \tag{4-5}$$

4.2　　連鎖漂流浮体数 N

連鎖漂流浮体数 N は、漂流を始めた浮体が流れ始めた方向に何基の健全な（未漂流の）浮体が存在するか、という考え方のもと算出した。具体的には、ある浮体 m が θ 方向に漂流し始めた場合、その漂流角度 θ が別の浮体 m’と直接衝突、もしくは浮体 m’の係留索に引っ掛かる範囲かどうか（図 4-12）、という計算を全ての浮体 m=1～50、漂流角度 θ=1～360 [°]について行う。

この際、衝突および係留引っ掛かりの判定に用いるそれぞれの半径については、衝突半径は Spar 型風車の浮体部分の直径 15m とし、係留引っ掛かり半径は、チェーン係留索の初期状態において浮体が引っ掛かり得る部分（図 2-9 の赤線部分）の水平方向長さ 53.795m とする。

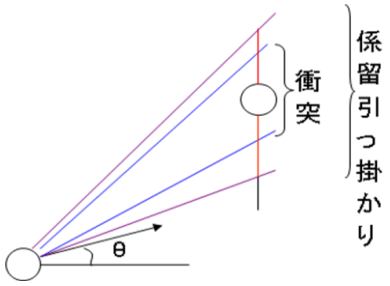


図 4-12 連鎖漂流浮体数の考え方

なお、この際に以下のことを前提に置いて簡略化を行っている。

- 浮体 m が浮体 m’と衝突ないし係留索に引っ掛かった場合、m’も漂流を開始する。
- 浮体 m が浮体 m’を漂流させた場合、その後の m’の漂流方向は浮体 m の連鎖漂流浮体数に影響しない。

まず 1 つめの前提についてだが、実際は、低風速の場合は、漂流してきた浮体が未漂流浮体と衝突ないし係留に引っ掛かった場合、連鎖漂流事故へと発展せずに、むしろ漂流浮体がそこで止まるといった現象も起こり得る（図 4-13）。ここで、青い点が浮体、黒いラインが係留索を表している。漂流シミュレーターを用いた結果では、風速 30m/s 以下の風速域についてはこのような現象が見られる場合もあった。

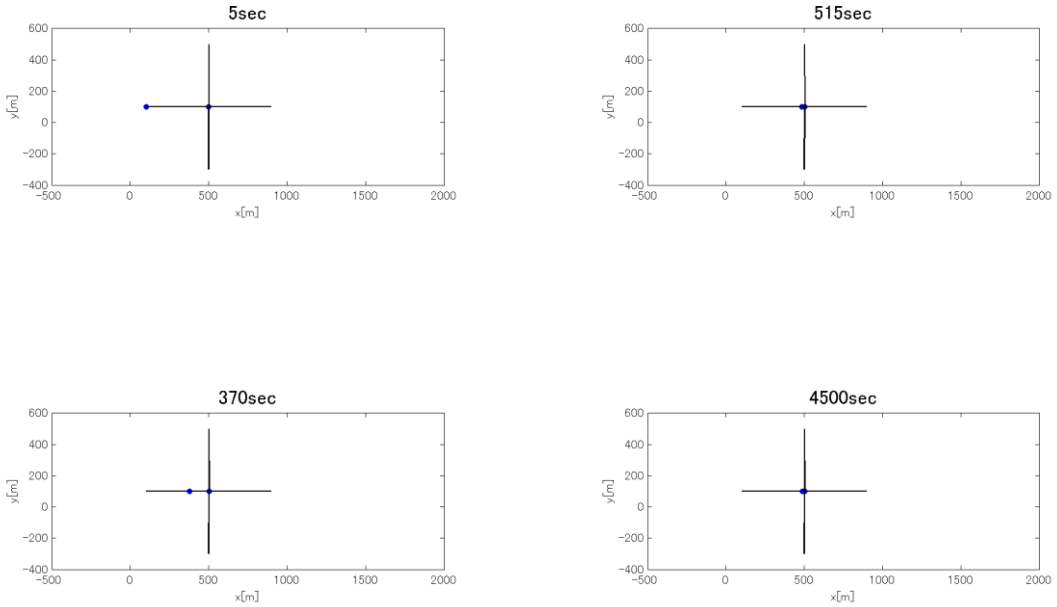


図 4-13 浮体同士が衝突するも連鎖漂流事故へと発展しない様子

しかし、浮体の漂流が起こるような海象状態というのは、もし漂流を開始した浮体の係留索の強度が他の係留索に比べ大きく低下していたとしても、ある程度過酷な（高風速な）海象である。そのような海象のもと、未漂流の浮体に漂流浮体が衝突してきた場合、未漂流浮体の係留索は 2 基分の浮体を支えなければならず、かなり高い確率で連鎖漂流事故へと発展すると考えられる。このことを定量的に検証する。

仮に本研究で想定するウインドファーム・係留系において、係留索強度のばらつきが最も大きい 20 年目であっても、その標準偏差 σ は第 3 章で述べたように設計破断張力の約 5.75 [%]である。日本では海洋構造物の係留系は安全率 3.0 で設計されるため、暴風時に浮体 1 基にかかる荷重は設計破断張力の 33%、つまり約 6σ であり、例え浮体にかかる荷重が暴風時の半分程度の海象であっても約 3σ である。つまり、2 基分の浮体を支えるということはそれだけ係留索にとって過酷な状態であり、ある 2 つの係留索（この場合、漂流を開始した浮体 m の係留索と衝突された浮体 m'の係留索）の強度が 6σ および 3σ も違う場合にのみ、漂流浮体が係留浮体との衝突後に停止するという現象が起こる。この可能性はそれぞれ約 0.00221%と約 3.39%である。

ここで、この 2 つの値の算出方法を簡単に示す。厳密にはチェーン係留索の破断張力は各鎖環の破断張力の最小値となるが（3.1 節）、簡易的にチェーン係留索の破断張力が正規分布 $N(\mu,\sigma)$に従うとする。ここで、μ は 20 年目の係留強度モデルでの平均破断張力、σ はその時の破断張力の標準偏差である。この時、この分布に従う 2 つのチェーン係留

索の破断張力 X, Y の差 X – Y は、正規分布の再生性から、正規分布 $N\left(0,\sqrt{2}\sigma\right)$に従う。

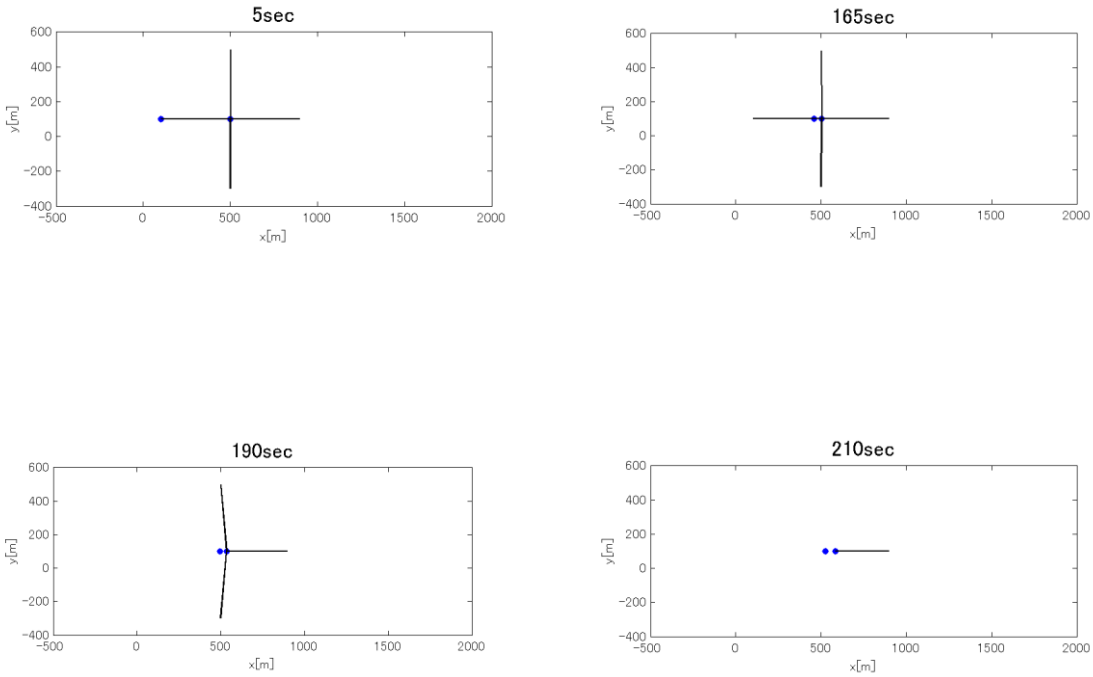
この時、｜X – Y｜が 6σ および 3σ よりも大きくなる確率はそれぞれ、0.00221%と 3.39%となる。

つまり、漂流浮体が係留浮体との衝突後に停止し、連鎖漂流事故へと発展しないという事象の起こる確率は約 3%以下程度であると言える。

また、初期漂流確率への影響度から考えても、30m/s 以下の風速域による浮体の初期漂流確率への寄与率は、最も大きくなる 20 年目の係留強度モデルにおいても 0.027%ととても小さいものであった。

これらの結果から、1 つめの前提条件を設定しても、ウインドファームにおける連鎖漂流事故リスクの算出において特に問題はないと考えられる。つまり、風速や時間（係留索の摩耗状態）に因らず連鎖漂流浮体数 N を算出する。

次に 2 つめの前提についてだが、浮体 m と m'が衝突して連鎖漂流事故が起きた場合、浮体 m と m'はほぼ同じ位置からほぼ同じ方向に漂流していく（図 4-14）。そのため、浮体 m'が漂流ののちに衝突するような他の浮体 m"とは、浮体 m も衝突すると考えられるため、浮体 m の連鎖漂流浮体数を算出する際に、順次漂流していく m'、m"、m"'、・・・の影響は考慮しなくてもそれほど問題はないと言える。



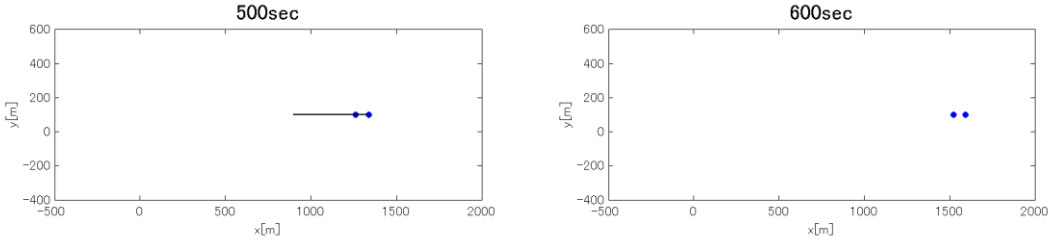


図 **4-14** 衝突後の浮体の漂流方向

以上のような考え方から設定した前提条件より、本研究では連鎖漂流浮体数 N の算出において風速および時間の影響は考慮せずに、どの浮体が漂流を始めたのか（浮体番号 m）、および浮体 m がどの方向（角度 θ）に漂流しているのかによって決定される。

この計算結果を以下に述べる。まず、各漂流方向 θ（θ=1,2,…,360 [°]）の発生確率 P_θ を一様に 1 / 360 とした時、北の方角を上として、左から x 列目、下から y 行目の浮体が漂流を開始した場合の衝突基数および係留引っ掛かり基数は以下の図 4-16, 図 4-17 となる。

また、漂流方向 θ の発生確率に 4-4 節で述べる想定海域での風向頻度分布（図 4-28）を考慮して重み付けを行った場合、衝突基数と係留引っ掛かり基数はそれぞれ図 4-18, 図 4-19 となる。

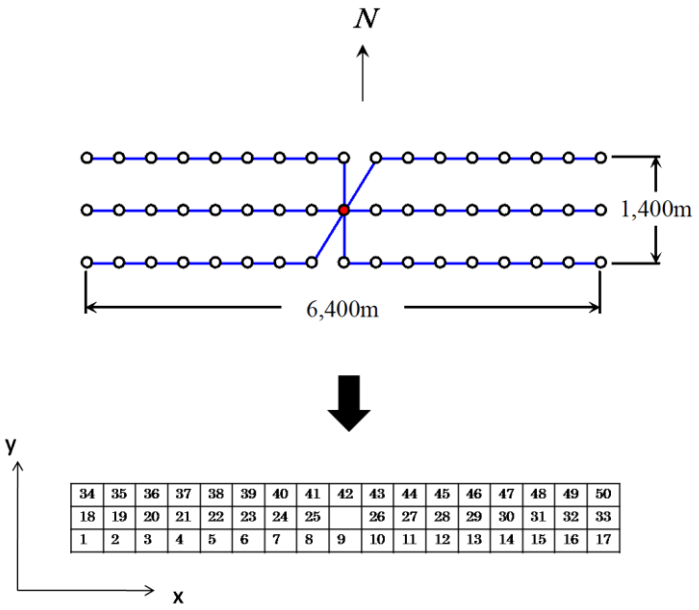


図 **4-15** 浮体番号の設定

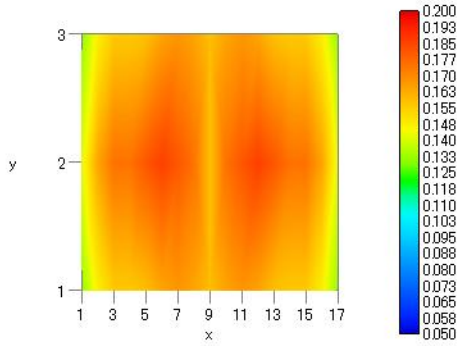


図 4-16 浮体位置と衝突基数

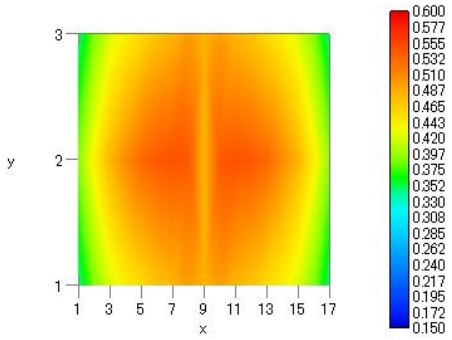


図 4-17 浮体位置と係留引っ掛かり基数

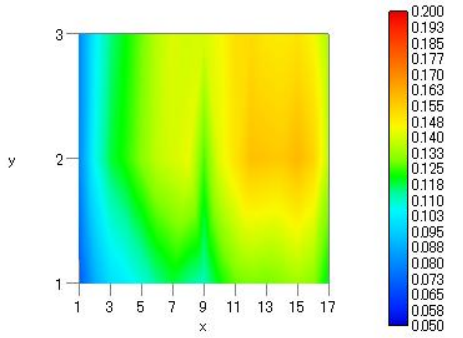


図 4-18 風向頻度分布を考慮した場合の浮体位置と衝突基数

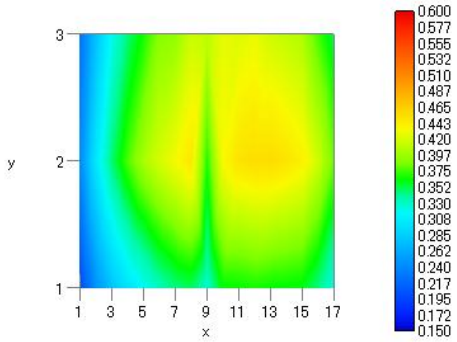


図 4-19 風向頻度分布を考慮した場合の浮体位置と係留引っ掛かり基数

これらの図を見比べると分かるように、風向頻度分布で重み付けを行ったほうが小さな値となっている。これは、ウインドファーム内の風車の配置が、主風向である南北方向に対して垂直方向（東西方向）に薄く長い配置となっているためである。

上では各浮体についての衝突基数・係留引っ掛かり基数についての結果を述べたが、次に各漂流方向についての衝突基数・係留引っ掛かり基数の結果（全浮体での平均値）について示したのが図 4-20～図 4-23 である。先程と同様に、図 4-20，図 4-21 が漂流方向 θ の発生確率を一様にとった場合、図 4-22，図 4-23 が想定海域での風向頻度分布を考慮して重み付けを行った場合である。

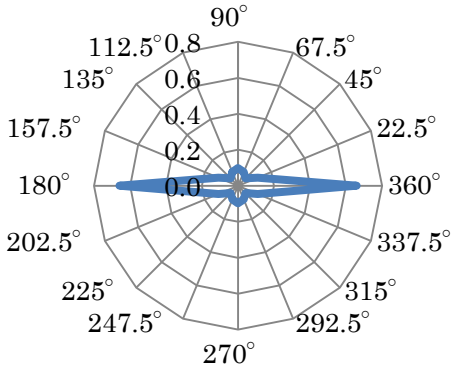


図 **4-20** 漂流方向と衝突基数

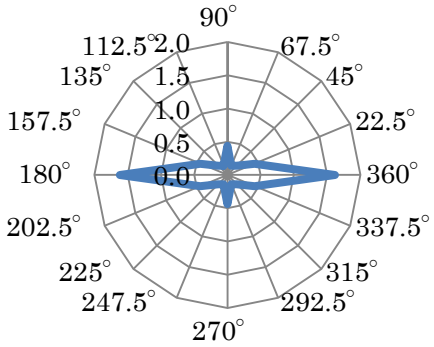


図 **4-21** 漂流方向と係留引っ掛かり基数

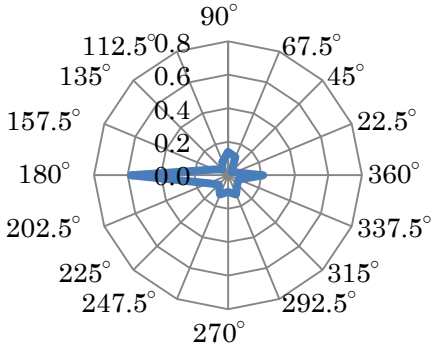


図 **4-22** 風向頻度分布を考慮した場合の漂流方向と衝突基数

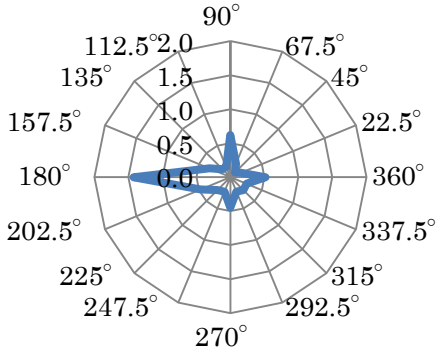


図 **4-23** 風向頻度分布を考慮した場合の漂流方向と係留引っ掛かり基数

以上の結果を、全浮体・全漂流方向について平均値と、浮体についての標準偏差をとってまとめたのが表 4-2 である。

表 **4-2** 平均衝突基数と平均係留引っ掛かり基数

	衝突基数	衝突基数（重み付け）	係留引っ掛かり基数	係留引っ掛かり基数（重み付け）
平均値	0.161	0.128	0.459	0.367
標準偏差	0.014	0.021	0.056	0.062

この 4.2 節の初めに述べた 2 つの前提条件から、本研究で定義する連鎖漂流浮体数 N の算出には係留引っ掛かり基数を用い、係留引っ掛かり基数に初期漂流浮体、つまり浮体 m 自身を加えることで算出する（式(4-7)）。

$$N(\theta;m)=(\text{係留引っ掛かり基数})+1 \qquad \textbf{(4-6)}$$

4.3 風速発現期待値 P_v[19]

風速発現期待値 P_v は、ある 1 年間で 10 分平均風速 v [m/s]の風が何回発生するかという期待値である。1 年間を 10 分単位で区切り、そのそれぞれの 10 分間について 10 分平均風速の発生頻度分布をあてはめ、最終的に 1 年間で風速 v [m/s]が何回発生するかを考えているため、これを全風速について総和をとると 52560 回となる（式(4-8)）。

$$\sum_{v=1}^{100} P_v=(60\text{分}\div 10\text{分})\times 24\text{時間}\times 365\text{日}=52560 \qquad \textbf{(4-7)}$$

また、風向による風速頻度分布の相違といった非常に細かいデータは少ないことから風向の影響は考慮しないこととした。また、本研究のリスク算出では時間を 1 年ごとに区切って考えているため、季節等の影響は考慮せず、各年での風速の頻度分布は変わらないとみなすことで時間の影響は考慮しないこととした。

ここで、各 10 分間にあてはめる 10 分平均風速の頻度分布は、Weibull 分布（図 4-24）が主に用いられる。その中でも、日本近海の場合は Weibull 分布における形状パラメータ k=2 とした場合の確率分布である Rayleigh 分布が適している（図 4-25）。

$$f(x)=\frac{k}{c}\left(\frac{x}{c}\right)^{k-1}\exp\left(-\left(\frac{x}{c}\right)^{k}\right) \qquad \textbf{(4-8)}$$

k：Weibull 分布の形状パラメータ，c：Weibull 分布の尺度パラメータ

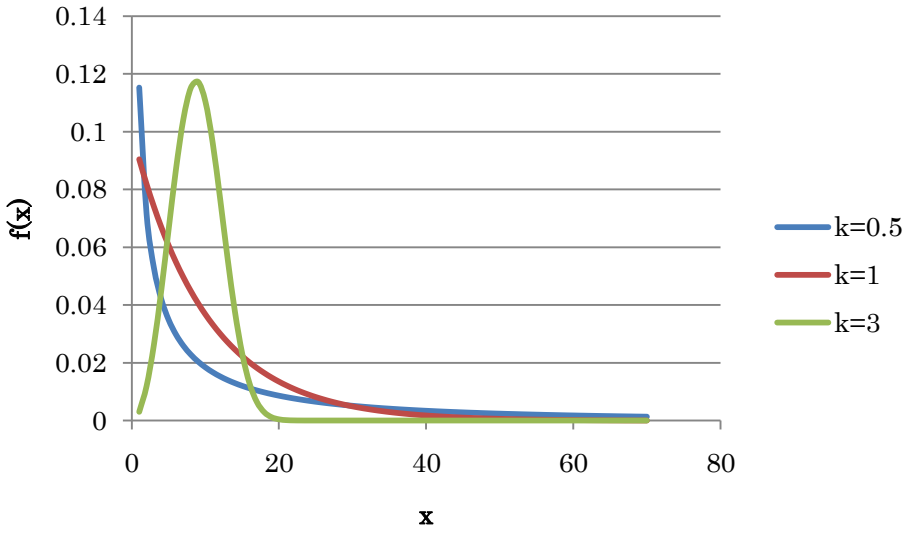


図 **4-24 Weibull** 分布

$$f(x)=\frac{x}{\theta^2}\exp\left(-\frac{x^2}{2\theta^2}\right) \qquad \textbf{(4-9)}$$

θ：Rayleigh 分布のパラメータ，

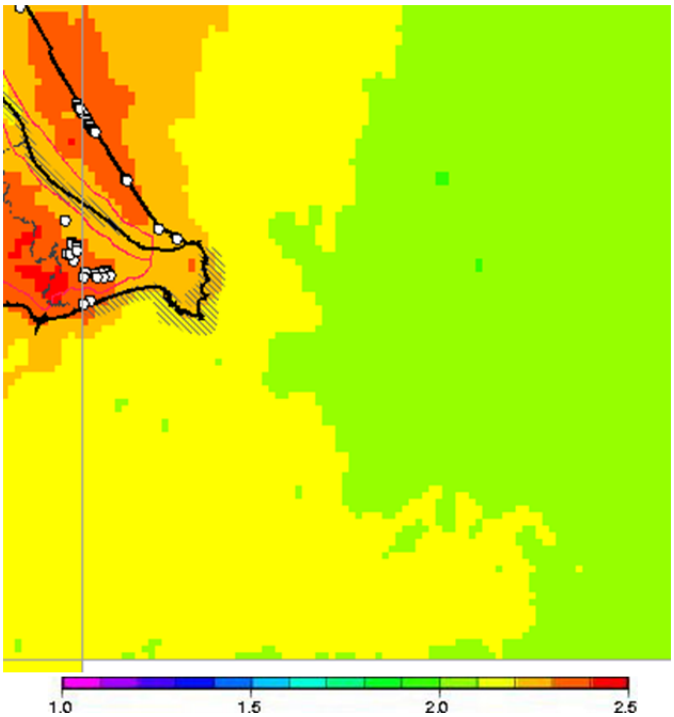


図 **4-25** 想定海域での風速 **Weibull** 分布の形状パラメータ[32]

Rayleigh 分布のパラメータ θ は、2.2.1 節と同様に、独立行政法人海洋技術安全研究所のデータベースによる、想定海域（銚子沖）を含む 30’ × 30’の海域での風観測データから算出する（図 4-26）。結果、θ=6.521 という値が得られた。これは、年平均風速に換算すると、8.17m/s である。

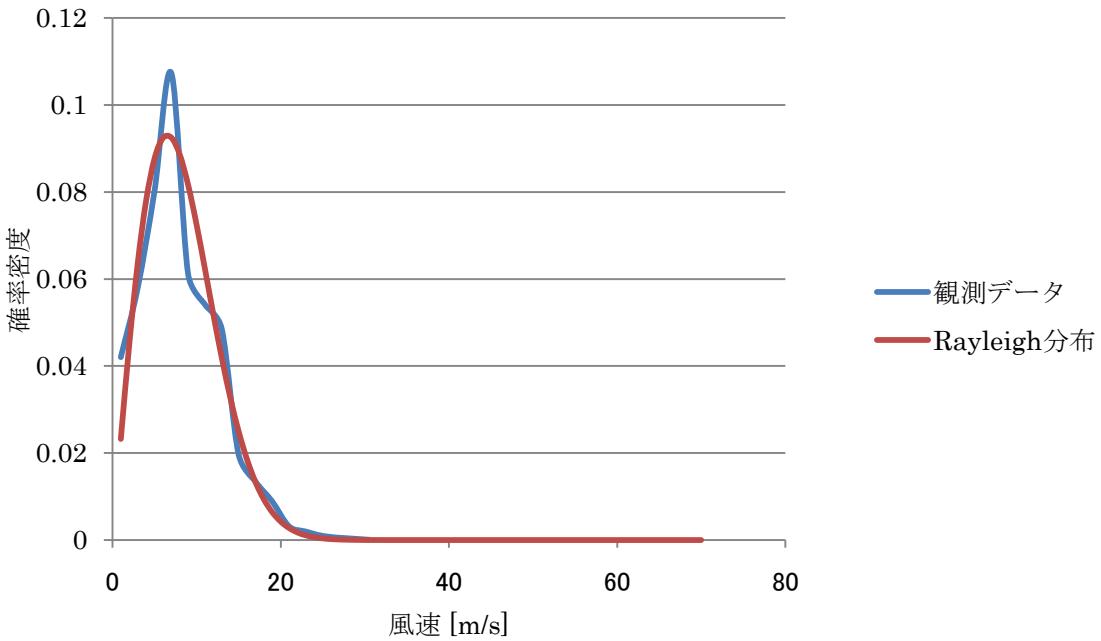


図 4-26 想定海域での 10 分平均風速発生頻度分布

しかし、風速の観測値はほとんどが 30m/s 以下の風速域であり、この範囲でのデータをもとに求めた 10 分平均風速の確率分布を、40m/s 以上のような高風速域においてもそのまま用いてよいのかという問題がある。特に、本研究では浮体式風車の漂流といった高風速の海象で起こると考えられる事故について考えるため、高風速の発生確率については厳密に考慮する必要がある。そこで、高風速域の確率分布については、極値統計の考え方を用いる。

極値統計理論の考え方を簡単に説明すると、母集団から n 個の標本値を抽出し、極値（最大値あるいは最小値）を求める作業を同一母集団に対して繰り返すことによって得られる極値も確率変数である。この確率変数の分布は元の母集団の分布形と標本数に依存する。ここで、標本数 n が大きいときの極値分布に極限形あるいは漸近形が存在する場合には、極値の漸近理論によって、母集団の分布形から確率密度関数や累積分布関数を求めることができる。この理論においては、極値分布の漸近形は母集団分布の裾部分の形状に大きく依存する。

つまり言い換えると、極値分布の漸近形として適切なものを用いると、母集団（ここでは 10 分平均風速）分布の裾部分（高風速域）の適切な形状を求めることができるとい

うことである。

そこで、本研究では 10 分平均風速の極値として年最大風速（年最大 10 分平均風速）を用いる。年最大風速の累積分布関数の漸近形については、日本の気象官署の観測資料に適用した結果[33]では I 型漸近形が適合する割合が 80%以上となっており、実際の解析においても I 型が多くの場合用いられている。これより、本研究においても年最大風速の確率分布の漸近形として I 型漸近形を用いる。

ここで、I 型漸近形とは、二重指数型の確率分布であり、元の母集団（ここでは 10 分平均風速）の確率変数が指数分布に従う場合に、最大値（ここでは年最大風速）分布はこの I 型漸近形の二重指数分布（Gumbel 分布ともいわれる）となる。すなわち、母集団の確率変数 X の確率密度関数 $f_X(x)$と累積分布関数 $F_X(x)$が次のようになる時、

$$f_X(x) = \lambda e^{-\lambda x} \qquad x \geq 0 \tag{4-10}$$

$$F_X(x) = 1 - e^{-\lambda x} \qquad x \geq 0 \tag{4-11}$$

λ：指数分布のパラメータ（定数）

この分布において n 個の標本の最大値 Y_n の確率密度関数 $f_{Yn}(y)$と累積分布関数 $F_{Yn}(y)$は、n が大きいときには次のようになる。

$$f_{Y_n}(y) = n\lambda e^{-\lambda y} \exp\left(-ne^{-\lambda y}\right) \tag{4-12}$$

$$F_{Y_n}(y) = \exp\left(-ne^{-\lambda y}\right) \tag{4-13}$$

ここで、本研究の場合、X が 10 分平均風速、Y_n が年最大 10 分平均風速、n=52560 である。

以上より、想定海域である銚子沖での年最大風速 Y_n の頻度分布がわかれば、10 分平均風速の裾部分（高風速域）の確率分布（指数分布）のパラメータ λ が求まり、裾部分の形状を求めることができる。

そこで、想定海域での年最大風速の頻度分布については、再現期間の考え方を用いる。再現期間とは、ある異常な気象が何年に一度起こるかを示す期間のことであり、年最大風速 U_T 以上の強風が平均して T 年に一度の割合で起こることが期待される場合、この T 年を風速 U_T の再現期間、U_T を T 年再現期待値と呼ぶ。年最大風速がある値 U_T を超えない確率は $F_{Yn}(U_T)$となるので、再現期間は式(4-15)で表される。

$$T = \frac{1}{1 - F_{Y_n}(U_T)} \tag{4-14}$$

ここで、想定海域である銚子での再現期間 50 年の年最大風速は 52.4m/s という統計値が得られている[34]。これより、式(4-16)が得られ、

$$F_{Y_n}(52.4)=0.98 \tag{4-15}$$

これを式(4-15)に代入すると、

$$\exp\left(-52560e^{-524\lambda}\right)=0.98 \tag{4-16}$$

これより、式(4-18)が得られる。

$$\begin{aligned}\lambda &= -\frac{1}{52.4}\ln\left(\frac{-\ln(0.98)}{52560}\right)\\ &=0.2819\end{aligned} \tag{4-17}$$

以上より、10 分平均風速の頻度分布の裾部分（高風速域）は指数分布であると考えられ、そのパラメータ λ は、想定海域では 0.2819 であるという結果が得られた。

次の問題は、風速が何 m/s 以上の範囲の発生確率に λ=0.2819 の指数分布をあてはめるかである。これについては、θ=6.521 の Rayleigh 分布の値と λ=0.2819 の指数分布の値がほぼ等しくなるような風速 v の値を求め、その風速 v において 2 つの分布を結合することで、比較的滑らかな 10 分平均風速の確率密度関数を求めることとした。

ここで、式(4-19)を満たす x のうち値の大きいほうは約 26.5m/s である。

$$\frac{x}{\theta^2}\exp\left(-\frac{x^2}{2\theta^2}\right)=\lambda\exp(-\lambda x) \tag{4-18}$$

θ=6.521，λ=0.2819

以上の結果より、想定海域での 10 分平均風速の頻度分布 f(v)（v=1,2,…,100）は、風速 v=1,2,…,26 [m/s]については風速観測データから求めた θ=6.521 の Rayleigh 分布とし、風速 v=27,28,…,100 [m/s]については λ=0.2819 の指数分布とした。ここで、この場合全風速における確率密度の総和が 1 とならず確率密度関数の必要条件を満たさないため（式(4-20)）、各風速における確率密度を 1 / 0.99835 倍したものを真の確率密度関数 f(v) とした（式(4-21)，図 4-27）。

$$\sum_{v=1}^{100} f(v)=0.99835\neq 1 \tag{4-19}$$

$$f(v)=\begin{cases}\dfrac{v}{\theta^2}\exp\left(-\dfrac{v^2}{2\theta^2}\right)\times\dfrac{1}{0.99835} & (1\le v\le 26)\\[2ex] \lambda\exp(-\lambda v)\times\dfrac{1}{0.99835} & (27\le v\le 100)\end{cases} \tag{4-20}$$

θ=6.521：Rayleigh 分布のパラメータ，λ=0.2819：指数分布のパラメータ

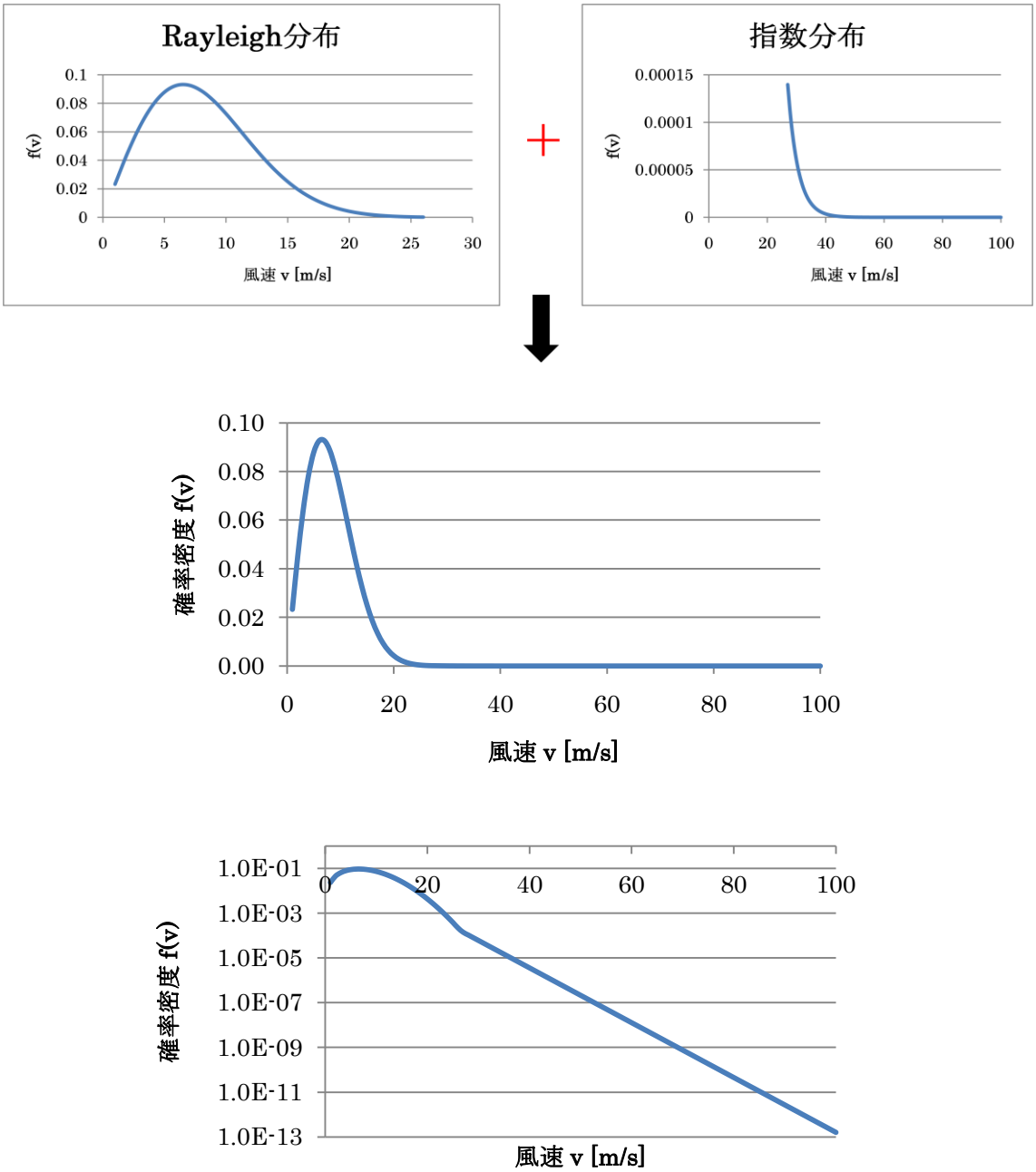


図 4-27 10 分平均風速の確率密度関数

このようにして求めた 10 分平均風速の確率密度関数から、本研究で定義する 1 年間の風速発現期待値 $P_v(v)$は、1 年間における 10 分間の個数 52650 と f(v)の積で求まる（式(4-22)，表 4-3）。

$$P_v(v) = 52650 \times f(v) \qquad \textbf{(4-21)}$$

表 **4-3** 風速発現期待値 P_v

風速 [m/s]	風速発現期待値 P_v
10	3.82×10^{3}
20	2.25×10^{2}
25	1.99×10^{1}
30	3.15×10^{0}
40	1.88×10^{-1}
50	1.12×10^{-2}
60	6.70×10^{-4}
70	4.00×10^{-5}
80	2.38×10^{-6}
90	1.42×10^{-7}
100	8.49×10^{-9}

4.4 風向発現確率 P_θ

風向発現確率 P_θ は、想定海域での風観測データによる風向頻度分布から算出した（表 4-4，図 4-28）。

P_θ は実際には風速および季節等の時間による影響を受けると考えられる。しかし、P_v の場合と同様に、風速による風向頻度分布の相違といった細かいデータは少ないことから風速の影響は考慮しないこととした。同様に、各年での風向頻度分布は変化しないとみなすことで時間の影響は考慮しないこととし、簡略化を行っている。

表 4-4，図 4-28 の結果を用いて、風向 θ（θ=1,2,…,360）[°]の発現確率 P_θ は式(4-23)と算出した。ここで、風向 θ=90,180,270,360 [°]はそれぞれ南、東、北、西からの風を表す。

$$
P_\theta(\theta)=\begin{cases}
0.020\div 23=0.00089 & (1\le\theta\le 11,\ 349\le\theta\le 360)\\
0.024\div 22=0.00109 & (12\le\theta\le 33)\\
0.031\div 23=0.00135 & (34\le\theta\le 56)\\
0.088\div 22=0.00400 & (57\le\theta\le 78)\\
0.089\div 23=0.00011 & (79\le\theta\le 101)\\
0.066\div 22=0.00387 & (102\le\theta\le 123)\\
0.052\div 23=0.00226 & (124\le\theta\le 146)\\
0.047\div 22=0.00214 & (147\le\theta\le 168)\\
0.055\div 23=0.00239 & (169\le\theta\le 191)\\
0.067\div 22=0.00305 & (192\le\theta\le 213)\\
0.084\div 23=0.00365 & (214\le\theta\le 236)\\
0.095\div 22=0.00432 & (237\le\theta\le 258)\\
0.064\div 23=0.00278 & (259\le\theta\le 281)\\
0.095\div 22=0.00432 & (282\le\theta\le 303)\\
0.084\div 23=0.00365 & (304\le\theta\le 326)\\
0.036\div 22=0.00164 & (327\le\theta\le 348)
\end{cases}
\tag{4-22}
$$

表 **4-4** 想定海域での風向頻度分布

風向	W	WSW	SW	SSW	S	SSE	SE	ESE
発現頻度[%]	2.0	2.4	3.1	8.8	8.9	6.6	5.2	4.7

風向	E	ENE	NE	NNE	N	NNW	NW	WNW
発現頻度[%]	5.5	6.7	8.4	9.5	6.4	9.5	8.4	3.6

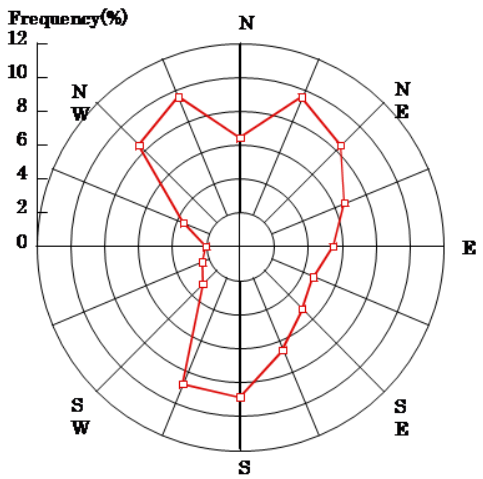


図 **4-28** 想定海域での風向頻度分布

4.5　　連鎖漂流事故リスク算出結果

以上の結果と考え方を用いて、本研究で想定するウインドファームにおける Spar 型風車の連鎖漂流事故リスクを算出した結果が

表 4-5 である。供用期間 20 年の 1 つのウインドファームでは、漂流する Spar 型風車の期待値は約 0.0001 基であり、1 基あたりの漂流確率に換算すると約 0.0003%であるという結果が得られた。この値は栗本(2008)での値 2.75×10^{-8} 基（50 基のウインドファームに換算した値）と比較すると、約 10000 倍大きい結果である。このリスクが大きくなるという結果は、1.4 節で述べた栗本(2008)におけるリスク算出方法の改良点から考察すると、妥当な結果である。

また、供用期間 20 年における各年目でのウインドファームにおける連鎖漂流事故リスク R_t は図 4-29 に示す結果となった。係留索の摩耗を考慮することで、1 年目と 20 年目では連鎖漂流事故リスクが約 20000 倍になっていることが分かる。

表 4-5 供用年数 20 年間での連鎖漂流事故リスク Risk

ウインドファームでの連鎖漂流事故リスク [基]	1.55×10^{-4}
風車 1 基あたりの平均漂流確率	3.10×10^{-6}

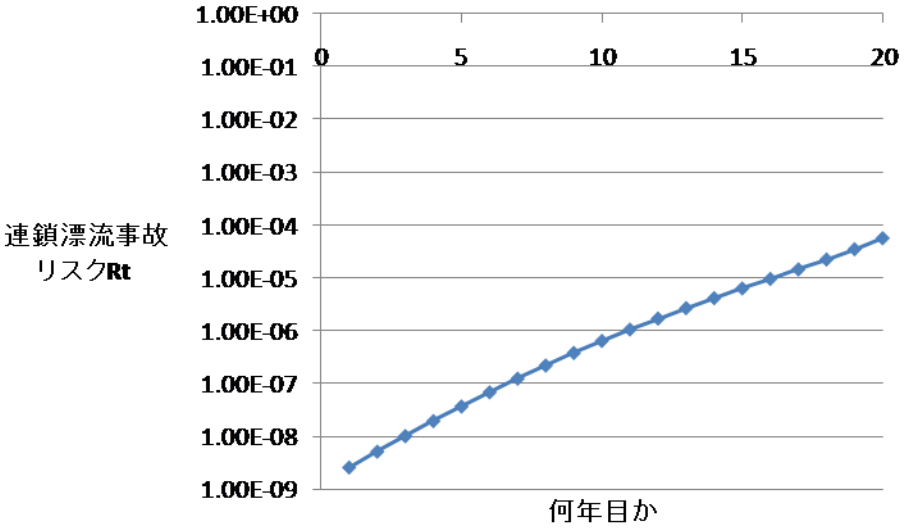


図 4-29　t 年目での連鎖漂流事故リスク

表 4-5 の結果から、安全率 3.0 で係留系の設計を行った場合、ウインドファームにおける連鎖漂流事故リスク Risk は非常に小さな値であり、かなり安全性が高いということが言える。そこで、同様の算出方法で、係留系の設計安全性をより低い値とした場合の Risk と 1 基あたりの漂流確率も求めた。その結果を表 4-6，図 4-30 に示す。この結果

から、安全率を 0.5 小さく設定すると Risk が約 10 倍強となっていき、安全率を 1.5 まで下げてしまうと 20 年間で 1 基あたり約 2%の確率で漂流し、ウインドファーム全体で約 1 基の風車が漂流してしまうということが分かる。

表 4-6 各安全率での Risk

安全率	Risk [基]	1 基あたりの漂流確率
3.0	1.55×10^{-4}	3.10×10^{-6}
2.5	2.40×10^{-3}	4.79×10^{-5}
2.0	3.52×10^{-2}	7.05×10^{-4}
1.5	1.01×10^{0}	2.03×10^{-2}

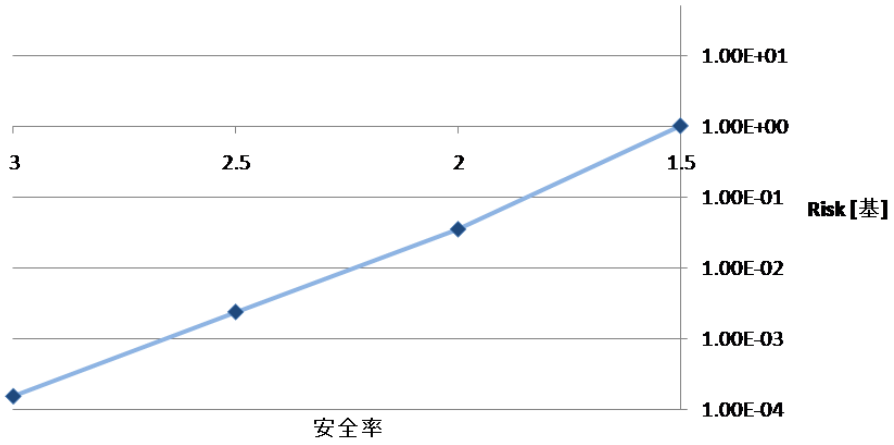


図 4-30 各安全率での Risk

また、Spar 型風車を用いたウインドファームの実現を考えた時、供用年数 20 年の間、係留索をそのままにしておくのではなく、補修・交換を行うことも考えられる。そこで、供用年数 20 年間のちょうど半分となる 10 年が経過した時点でチェーン係留索を全て新品と交換した場合についても Risk を算出した。その結果が以下の表 4-7 である。交換を行わない場合と比較して Risk が約 1/10 程度に下がることが分かった。

表 4-7 10 年で係留索を交換した場合の Risk

安全率	Risk [基]	1 基あたりの漂流確率
3.0	3.03×10^{-6}	6.06×10^{-8}
2.5	1.05×10^{-4}	2.10×10^{-6}
2.0	3.30×10^{-3}	6.60×10^{-5}
1.5	1.07×10^{-1}	2.13×10^{-3}

また、ここで用いた係留系強度モデルは、あまり多くない係留索摩耗データから作成したモデルである。そこで、係留索の摩耗現象について悲観的に想定し、摩耗速度とそのばらつきを 1.5 倍として考えた場合の係留系強度モデルを用いた場合の連鎖漂流事故リスクについても算出した。その結果が表 4-8 である。なお、この時のチェーン係留索各鎖環の t+1 年目の切断荷重の平均 μ_t と標準偏差 σ_t は式(4-24)である。

$$\mu_t = 1061.8 \times (1 - 0.00894 \times 1.5t)$$
$$\sigma_t = 1061.8 \times 0.003027 \times 1.5t \qquad \textbf{(4-23)}$$

表 4-8 摩耗速度 1.5 倍の場合の Risk

安全率	Risk [基]		1 基あたりの漂流確率	
	係留索交換なし	10 年で交換	係留索交換なし	10 年で交換
3.0	2.49×10^{0}	2.06×10^{-5}	4.99×10^{-2}	4.12×10^{-7}
2.5	8.41×10^{0}	3.93×10^{-4}	1.68×10^{-1}	7.85×10^{-6}
2.0	3.99×10^{1}	9.66×10^{-3}	7.98×10^{-1}	1.93×10^{-4}
1.5	—	2.65×10^{-1}	—	5.30×10^{-3}

表中で「—」としているのは、1 基あたりの漂流確率が 1 に限りなく近く（99.997%）、ウインドファームでの連鎖漂流事故リスク Risk が 50 に限りなく近いということを意味する。この結果より、係留索の摩耗について悲観的に想定し 1.5 倍の摩耗速度とそのばらつきで考えた場合は、安全率 1.5 以下ではほぼ全ての風車が漂流してしまい、安全率 3.0 でも 1 基あたり約 5%と高い漂流確率となることがわかった。しかし、この場合は係留索の交換を行うことでかなり Risk を下げることができ、10 年目に係留索の交換を行うことで、Risk を約 1/10000 程度に抑えることができる。

第5章　リスク評価

この章では、第 4 章で算出したウインドファームにおける Spar 型風車の連鎖漂流事故リスクについて評価を行う。

日本では､海洋構造物の係留系の設計安全率は 3.0 という値がとられている｡しかし、この値については少々保守的過ぎるのではないかという見方もあり、表 5-1 に示すように実際に海外ではより低い安全率が設定されている場合が多い。詳細な解析を行った上で、より低い安全率でも十分な安全性を保つことができるようであれば、低い安全率で係留系の設計を行ったほうが係留系にかかるコストを削減することができる。

そこで、本研究では安全率 3.0 だけでなく、より低い安全率で係留系が設計された場合についてのウインドファームでの連鎖漂流事故リスク Risk の算出も行い､それらの値を比較することによって経済性、社会受容性の 2 つの観点から評価を行い、それぞれの観点からの最適な設計安全率を提示する。また、設計安全率だけでなく、供用年数 20 年間のちょうど半分の 10 年が経過した時点で係留索を全て新品に交換した場合、および係留索の摩耗速度とばらつきを本モデルの 1.5 倍とした場合も選択肢に加えて、Risk について経済性、社会受容性の評価を行った。なお、各安全率における Spar 型風車 1 基あたりの漂流確率をまとめたのが、表 5-2，表 5-3 である。

表 5-1 各国の船級協会等が定める安全率[35]

各国の船級協会等	安全率
API	1.67
ABS	1.82
BV	2.00
DnV	1.82
Lloyd	2.00

表 5-2 各安全率での 1 基あたりの平均漂流確率

安全率	1 基あたりの平均漂流確率	
	係留索の交換なし	10 年で係留索を交換
3.0	3.10×10^{-6}	6.06×10^{-8}
2.5	4.79×10^{-5}	2.10×10^{-6}
2.0	7.05×10^{-4}	6.60×10^{-5}
1.5	2.03×10^{-2}	2.13×10^{-3}

表 **5-3** 摩耗速度 **1.5** 倍とした場合の **1** 基あたりの平均漂流確率

安全率	1 基あたりの平均漂流確率	
	係留索の交換なし	10 年で係留索を交換
3.0	4.99×10^{-2}	4.12×10^{-7}
2.5	1.68×10^{-1}	7.85×10^{-6}
2.0	7.98×10^{-1}	1.93×10^{-4}
1.5	—	5.30×10^{-3}

5.1 経済性評価

設計安全率での経済性については、各安全率での連鎖漂流事故による損害額の期待値と、各安全率での係留系の設計コストとのトレードオフによって評価を行う。つまり、1 基あたりが及ぼす連鎖漂流事故損害額の期待値と係留系設計コストの和について、安全率 3.0 の場合を基準として、安全率を変更した場合にどの程度その値が削減するかを比較する。また、10 年で係留索を交換した場合については、その交換コストも加えて比較を行う。

具体的には、以下の式(5-1)により 1 基あたりの連鎖漂流事故損害額 S の期待値を算出する。

$$\begin{aligned} S = &(\text{1基あたりの漂流確率}) \\ &\times(\text{風車コスト}+\text{浮体コスト}+\text{係留コスト}+\text{修理工事コスト}) \\ &+(\text{ブレード衝突基数期待値}) \\ &\times(\text{風車コスト}+\text{修理工事コスト}) \end{aligned} \qquad \textbf{(5-1)}$$

ここでブレード衝突基数期待値とは、初期漂流を開始した Spar 型風車がウインドファーム上で平均して何基の Spar 型風車のブレード部分のみと衝突するかという値であり、4.2 節で連鎖漂流浮体数 N を求めた時と同様の方法で、ブレード衝突半径を 92m と設定することで算出できる。本研究で想定するウインドファームにおけるブレード衝突基数期待値は 0.226 基であった。

式(5-1)で連鎖漂流事故損害額 S を算出する際に、次のことを前提とした。まず、Spar 型風車がウインドファーム上で漂流してしまった場合は、周囲の船等への危険性も考慮し、ウインドファームの外に出てしまった時点で風車を沈没させるとみなした。つまり Spar 型風車 1 基の全損と考え、Spar 型風車 1 基の建造コストとそれをまたウインドファーム上に設置する際の工事コストの和と、漂流確率の積をとったのが第 1 項である。次に第 2 項については、風車のブレード部分のみが衝突した場合、風車は被害を被って故障すると考えられるが、浮体および係留系には被害を及ぼさないとみなし、風車部分の建造コストとそれの設置工事コストの和に、ブレード衝突基数期待値を掛けて算出することとした。

式(5-1)を用いて算出した 1 基あたりの連鎖漂流事故損害額 S と 1 基あたりの係留コス

トの和（10 年で係留索を交換した場合はさらにそのコストも加えた和）について、各設計安全率および 10 年で係留索の交換を行った場合での値を比較した結果が図 5-1 である。なお、縦軸に安全率 3.0、係留索交換を行わない場合でのコストを基準としたコスト削減量[億円]をとっている。ここで、1 基あたりの風車コストは 2.4 億円、浮体コストは 1.6 億円とし、係留コストは各安全率について表 5-4 のように設定した。また、修理工事費については、基準となる額についての情報が非常に少ないため、Spar 型風車 1 基の建造コスト（風車コスト＋浮体コスト＋係留コスト）の 3 割とした。

表 5-4 各係留系設計安全率における 1 基あたりの係留コスト

安全率	係留コスト[億円]
3.0	2.5
2.5	2.1
2.0	1.6
1.5	1.2

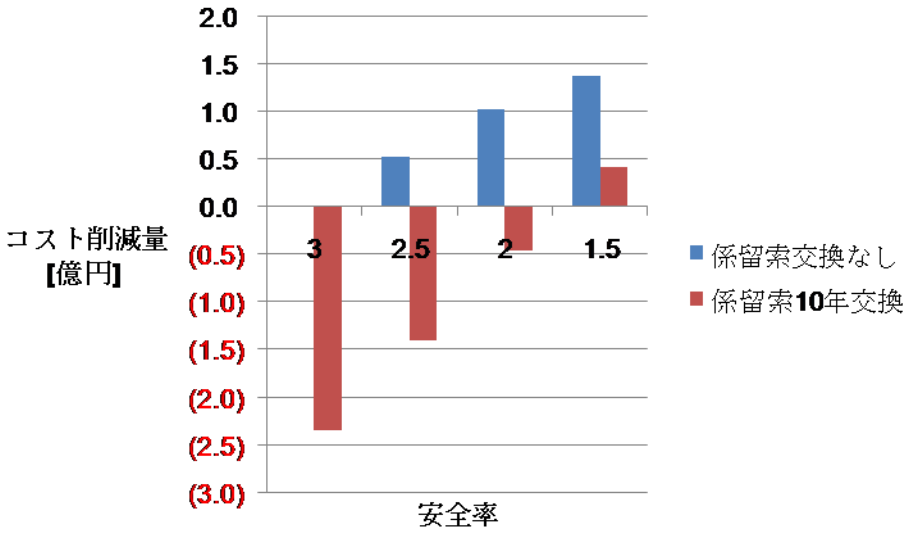


図 5-1 安全率 3.0、係留索交換なしを基準としたコスト削減量

図 5-1 より、安全率の値が小さく、係留索の交換を行わないほうがコストは削減でき、より経済性が高いという結果が得られた。つまり、本研究で想定するウインドファームにおいては、安全率を下げることによる漂流リスクの上昇からの損害額の上昇よりも、係留コストの低下の影響の方が大きいということが分かった。

次に、4.5 節と同様に、チェーン係留索の摩耗についてより悲観的な想定をした場合（摩耗速度と摩耗のばらつき 1.5 倍）の係留系強度モデルを用いた場合についても、同

様の経済性評価を行った。その結果が図 5-2 である。これより、係留索交換を行わない場合は安全率を下げるほど､係留コストの削減よりも損害額の上昇の影響の方が大きく、経済性が低くなっていくということがわかる。しかし、係留索を 10 年目に交換する場合は安全率を下げるほど経済性は高くなり、安全率 3.0 で係留索を交換しない場合よりは安全率 1.5 で係留索を 10 年で交換した方がコストを削減できるという結果が得られた。

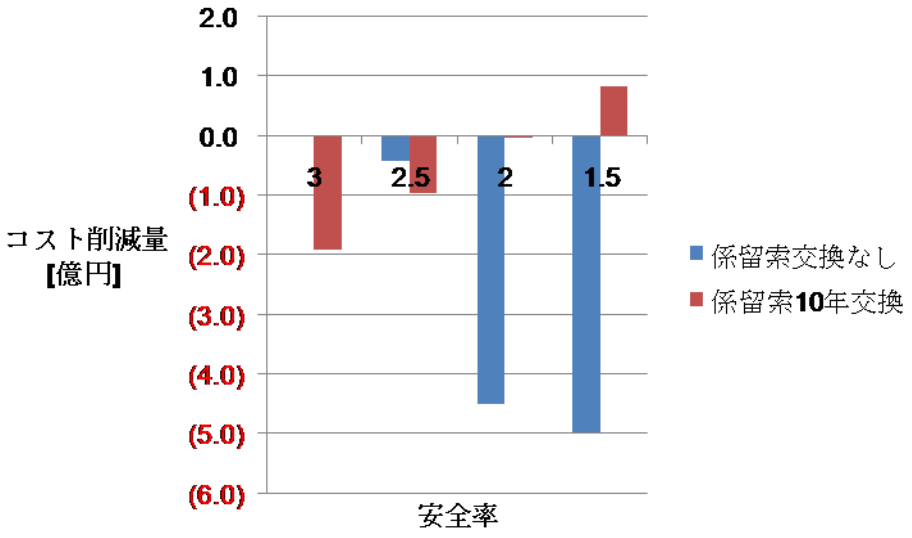


図 5-2 摩耗速度 1.5 倍とした時のコスト削減量

5.2 社会受容性評価

将来的に日本で Spar 型風車を用いた洋上風力発電が実現し、さらにその規模が大きくなり多くの Spar 型風車によるウインドファームが設置されたと仮定する。その際に、幾度も風車の漂流事故が発生するような状況となってしまっては、洋上風力発電は危険性が高いと世間に認知され、日本での風力発電の発展、ひいては脱石油エネルギー化への大きなブレーキとなってしまう。

そこで本研究では、経済性のみならずこういった社会受容性の観点からも、連鎖漂流事故リスクの評価を行い、最適な設計安全率について提言する。

ここで、社会受容性評価を行う際に以下の点を前提とした。

- 日本の発電所の総発電容量の 10%を洋上風力発電で賄うと仮定。
- 洋上風力発電で用いるウインドファームは、全て本研究で想定した Spar 型風車によるウインドファームと同じものと仮定する。
- ウインドファームの供用期間である 20 年間における、全てのウインドファームでの連鎖漂流事故リスクの合計が 1 基未満となることを条件とする。

まず、日本の発電所における総発電容量は 234GW である[36]。その 10%を洋上風力発電で賄うとした時、洋上風力発電の総発電容量は 23.4GW である。ここで、本研究で想定したウインドファームの発電容量は 2.4×50=120 [MW]なので、23.4GW の総発電容量となるためにはこのウインドファームが 195 個必要となる。つまり、供用年数 20 年間における全てのウインドファームでの連鎖漂流事故リスクの合計が 1 基未満となるためには、1 つのウインドファームにおける Risk が $1 \div 195 = 5.13 \times 10^{-3}$ 以下となればよい。これを 1 基あたりの漂流確率に換算すると、1.03×10^{-4} 以下となればよいということになる。

これと 4.5 節での結果より、係留索の交換を行わない場合は安全率 2.5 弱、10 年で係留索を交換する場合は安全率 2.0 弱程度でも、20 年間での日本全体での風車の漂流基数の期待値を 1 基以下に抑えることができ、十分に社会受容性を備えていると言えるのではないかという結論が得られる。さらに、係留索の摩耗についてより悲観的に想定し、係留索の摩耗速度とそのばらつきが本研究で作成したモデルの 1.5 倍であった場合、係留索の交換は行うべきであり、さらに安全率 2.0 強で係留系設計を行えば、十分な社会受容性を備えていると言える。

以上をまとめると、経済性・社会受容性の両方の観点から考えると、係留索の交換は行わずに、係留系の設計安全率を 2.5 弱とするのが最適である。また、係留索の摩耗速度を 1.5 倍で想定する場合は、10 年で係留索の交換を行い、設計安全率は 2.0 強とするのが最適であるという結果となった。

第6章　結論

本研究では、栗本(2008)で開発された漂流シミュレーターの改良版にあたる漂流シミュレーター、および係留系の強度モデルを開発した。それらを用いて、ウインドファームにおける Spar 型風車の連鎖漂流事故リスクの算出・評価を行った。以下で、それらの各項目についての結論を簡単に述べる。

6.1　漂流シミュレーター

本研究で開発したウインドファームにおける Spar 型風車の漂流シミュレーターでは、時系列変動風・不規則波の導入や、より詳細な波漂流力の評価方法を用いることで、以前に開発された漂流シミュレーターよりも精度良く Spar 型風車の運動や係留索に発生する張力を計算することが可能となった。

6.2　係留系強度モデル

チェーン係留索の強度の低下・ばらつきモデルの作成と、重力式アンカー強度のばらつきを調べるための実験を行った。

チェーン係留索の強度モデルについては、腐食よりも摩耗による強度低下の影響のほうが大きいとのことから、摩耗についてのみ考慮し、船に使われていたチェーン係留索の摩耗データを用いてチェーン係留索の強度モデルを作成した。これは、t 年経過後のチェーン係留索の各鎖環の切断荷重が、平均が μ_t＝（設計強度）×（1-0.00894t）、標準偏差が σ_t＝（設計荷重）×0.003027t の正規分布に従うとするモデルである。この時、係留索の破断張力 BT_{all} は各鎖環の切断荷重の最小値であるため、式(6-1)の二重指数分布に従う。

$$f\left(BT_{all},t\right)=\alpha e^{\alpha\left(\frac{BT_{all}-\mu_t}{\sigma_t}-u\right)}\exp\left(-e^{\alpha\left(\frac{BT_{all}-\mu_t}{\sigma_t}-u\right)}\right) \qquad \textbf{(6-1)}$$

α =3.677，u=-3.073

重力式アンカー強度実験については、アンカーが引き摺られ始める際の強度は設計強度を下回ることも少なくないが、アンカーが動き始めた後にアンカーの前面に土が溜まること等による実質の把駐力（強度）の上昇の割合が大きいため、Spar 型風車が重力式アンカーを引き摺って漂流して行くという現象は起こる可能性が低いという結論が得られた。これより、本研究では「チェーン係留索は破断しないが重力式アンカーを引き摺ることによる浮体の漂流現象」は考慮しないこととし、浮体の漂流現象はチェーン係留索の破断によってのみ発生するとみなしてウインドファームでの Spar 型風車の連鎖漂流事故リスクの算出を行った。

6.3　連鎖漂流事故リスク

ウインドファームでの連鎖漂流事故リスクを、「供用期間での風車の漂流期待基数」と定義し、1 年ごとの初期漂流確率・連鎖漂流浮体数・風速発現期待値・風向発現確率を求めることで最終的に供用期間におけるリスクを算出した。

まず初期漂流確率は、浮体に取り付けられた係留索 4 本のうち 1 本でも切れれば浮体は漂流を開始すると仮定し、10 分平均風速 v [m/s]が発生した場合に風上側の係留索に発生する張力極大値の頻度分布を漂流シミュレーターを用いて求め、その分布が Rayleigh 分布に従うとして張力極大値の確率密度関数を求めた。その分布と係留索の破断張力の確率分布を用いて、t 年目に 10 分平均風速 v [m/s]が発生した場合の初期漂流確率を求めた。この初期漂流確率は風向と係留索の張られた角度の関係性から大きく 3 パターンに分けて算出した。

次に連鎖漂流浮体数については、初期漂流を開始した浮体が係留されている浮体に直接衝突、もしくは係留浮体の係留索に引っ掛かった場合は連鎖漂流事故が発生するとし、1 基の漂流が最終的に何基の漂流事故へと繋がるかという値を算出した。これは初期漂流を開始した浮体の位置および漂流方向に応じて求め、全ての浮体・漂流方向について想定する海域での風向頻度分布を考慮して平均をとると 1.367 基となった。

風速発現期待値は、低風速域については想定海域での風観測データ、高風速域については風速再現期間を用いて、10 分平均風速の発現確率を求めることで、1 年間での 10 分平均風速の発現期待値を算出した。

風向発現確率は、想定海域での風観測データから求めた。

以上を用いて、ウインドファームにおける連鎖漂流事故リスクを算出した。その結果は以下の表 6-1 となった。この結果は栗本(2008)における値と比較すると非常にリスクが大きくなっているが、それは栗本(2008)におけるリスク算出方法の改良点から考えると妥当な結果である。

表 6-1 係留系設計安全率とウインドファームでの連鎖漂流事故リスク

安全率	係留索摩耗速度通常		係留索摩耗速度 1.5 倍	
	係留索交換なし	10 年で係留索交換	係留索交換なし	10 年で係留索交換
3.0	1.55×10^{-4}	3.03×10^{-6}	2.49×10^{0}	2.06×10^{-5}
2.5	2.40×10^{-3}	1.05×10^{-4}	8.41×10^{0}	3.93×10^{-4}
2.0	3.52×10^{-2}	3.30×10^{-3}	3.99×10^{1}	9.66×10^{-3}
1.5	1.01×10^{0}	1.07×10^{-1}	—	2.65×10^{-1}

6.4　　リスク評価

求めたウインドファームでの連鎖漂流事故リスクについて、経済性評価と、社会受容性評価を行った。

経済性については、安全率は日本での現行の 3.0 よりも小さくしたほうが経済性は高く、また係留索の交換も行わない方が経済性が高いという結果が得られた。安全率 3.0～1.5 の範囲で、最も経済性が高かったのは安全率 1.5 で係留索交換を行わない場合であり、安全率 3.0 で係留索交換なしの場合と比較すると風車 1 基あたり約 1.3 億円のコスト削減となった。また、係留系強度モデルについて摩耗速度を悲観的に想定し 1.5 倍とした場合は、安全率 1.5 で 10 年で係留索を交換した場合が最も経済性が高く、安全率 3.0 で係留索交換なしの場合と比較すると風車 1 基あたり約 0.8 億円のコスト削減となった。

次に社会受容性の評価については、将来的に日本の発電所の総発電容量の 10%を、本研究で想定したウインドファームをいくつも設置した洋上風力発電で賄うとした場合、20 年間での風車の漂流期待基数を 1 基以下とするためには、係留索交換を行わない場合は安全率 2.5 弱程度、10 年で係留索交換を行う場合は安全率 2.0 弱程度必要であるという結果となった。また、係留系強度モデルについて摩耗速度を悲観的に想定し 1.5 倍とした場合は、安全率 2.0 強で係留系を設計し 10 年で係留索を交換すれば、十分な社会受容性を備えているという結果となった。

これらより、経済性と社会受容性の両方を満足させるには、係留索の交換は行わずに、係留系の設計安全率を 2.5 弱とするのが最適である。また、係留索の摩耗速度を 1.5 倍で想定する場合は、10 年で係留索の交換を行い、設計安全率は 2.0 強とするのが最適である。

6.5　　今後の課題

本研究に残る課題について、以下に箇条書きで記す。

- 漂流シミュレーターにて浮体の運動を 3 自由度でなく 6 自由度で解くことにより、よりシミュレーターの精度が増し、より信頼度の高い張力極大値確率分布を求めることができる。
- より多くの、特に海洋構造物に使われている係留索の摩耗データを基に係留系強度モデルを作成することで、モデルの精度が高くなり、より詳細にウインドファームにおける連鎖漂流事故リスクを算出することができる。

参考文献

[1] IEA：Energy Balance of OECD Countries 2008
[2] 石油連盟，http://www.paj.gr.jp/index.html
[3] 牛山泉：風車工学入門，森北出版株式会社，2004
[4] Wind Power Monthly，http://www.windpowermonthly.com/go/windicator/
[5] GWEC：Global Wind 2008 Report
[6] 独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構：風力発電導入ガイドブック，2008
[7] 独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構：日本における風力発電設備・導入実績，2009，http://www.nedo.go.jp/library/fuuryoku/index.html
[8] 谷伸：管轄海域の拡大戦略-鉄砲を使わずに領土を広げる，第 27 回海洋工学パネル，日本海洋工学学会，2003
[9] 芦田哲郎：スパー型浮体式洋上風車の最適化に関する研究，2005，東京大学学士論文
[10] 中條俊樹：欧州の洋上風力発電事情と日本の洋上適地，洋上風力発電フォーラム講演集，2004
[11] 田上友之：洋上風力発電用軽量浮体の動揺及び構造応答に関する研究，2006，東京大学修士論文
[12] 橋本崇史：スパー型洋上風車の挙動に関する基礎的研究，2004，東京大学学士論文
[13] 佐藤顕：浮体式洋上風車の設計に及ぼす浮体動揺の影響に関する研究，2006，東京大学修士論文
[14] 山地宏典：浮体式風車開発のための設計クライテリアに関する研究，2007，東京大学学士論文
[15] 株式会社海洋工学研究所：海底石油・天然ガス生産システムに関する調査，2007
[16] 栗本優：Spar 型浮体を用いたウインドファームの漂流シナリオに関する研究，2008，東京大学修士論文
[17] 東京電力株式会社：風力発電に関する産学共同研究の開始について，http://www.tepco.co.jp/cc/press/05121301-j.html
[18] 三菱重工業株式会社：風車の基礎知識，http://www.mhi.co.jp/products/expand/wind_kiso.html
[19] 社団法人日本鋼構造協会：構造物の耐風工学，東京電機大学出版局，1997
[20] 光易恒：海洋波の物理，岩波書店，1995
[21] 独立行政法人海上技術安全研究所：日本近海の波と風データベース，http://www.nmri.go.jp/wwjapan/namikaze_main.html
[22] 鉄道運輸機構：浮体式洋上風力発電による輸送用代替燃料創出に資する研究 第 2 章 3(風車)，2003
[23] 岡内功，伊藤学，宮田利雄：耐風構造，丸善，1977
[24] F.H.Hsu，K.A.Blenkarn，Pan American Petroleum Corp.：Analysis of Peak Mooring Force Caused by Slow Vessel Drift Oscillation in Random Seas，OTC 1159，1970
[25] O.M.Faltinsen：SEA LOADS ON SHIPS AND OFFSHORE STRUCTURES
[26] 鉄道運輸機構：浮体式洋上風力発電による輸送用代替燃料創出に資する研究 第 2 章 4(係留)，2003
[27] 吉識雅夫，金沢武：材料力学明解，養賢堂，1959
[28] 石川一郎：船のお医者さん，http://www.ship-doctor.com/top.html
[29] 社団法人全国漁港漁場協会：水産庁監修 漁港・漁場の施設の設計の手引き，2003
[30] 伊藤孝男：伊藤教授の土質力学講座，http://www.con-pro.net/readings/soil/
[31] 海上保安庁水路部：5 万分の 1 沿岸の海の基本図 海底地形地質調査報告，1984

[32] 独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構：風況マップ 2006 年度改訂版，http://app2.infoc.nedo.go.jp/nedo/top/top.html
[33] 気象庁：日本各地の年最大風速（1929～1966）順位と出現確率，観測技術資料　第 34 号，1971
[34] 中原満雄，斎藤錬一：再現期間 50 年の年最大風速分布図について，日本建築学会論文報告集　第 125 号，1966
[35] M.Y.Lee, P.Devlin and C.T.Kwan：Development of API RP 2SM for Synthetic Fiber Rope Moorings，OTC 12178，2000
[36] 資源エネルギー庁：電力調査統計 1-(1) 発電所認可出力表，2009

謝辞

本論文の執筆にあたり、以下の方々には非常にお世話になりました。ここで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、研究生活で最もお世話になりました。大学 4 年の卒業研究の時からですので約 3 年間も面倒を見て頂きました。大変忙しい中こまめにミーティングの時間を割いて頂き、私がわからないことは理解できるまで嫌な顔一つされずに教えて頂きました。先生のおかげで何とかこの研究もやり遂げることができました。本当にありがとうございました。

高木健教授には、副指導教員という立場から多くのご助言を頂きました。また、研究室での飲み会の際には非常に面白いお話を色々として頂きました。先生の有難いお話を今後の人生の教訓として行きたいと思います。本当にありがとうございました。

早稲田卓爾准教授には、中間発表などの際には大変参考になるご指摘を多く頂きました。また、研究室旅行などの際には先生が大いに盛り上げてくださりました。早稲田先生にはその若さをいつまでも持っていて頂きたいと願います。本当にありがとうございました。

株式会社東京電力の福本幸成様には、本研究に関する多くの情報とご助言を頂き、非常に助けて頂きました。本当にありがとうございました。

風車研究会では、佐藤千昭様、今北明彦様に多くの有益なご助言を頂きました。大学の外の視点からのお話は大変新鮮で参考になるものでした。本当にありがとうございました。

技官の榎本さんには、研究室の身の回りのことや、特に実験の際には大変お世話になりました。装置の手配などは全てをやって頂きましたし、実験においても、勝手がわからない私をサポートして頂きました。本当にありがとうございました。

研究室博士 2 年の清松啓司さんには大学 4 年の時から 3 年間、非常にお世話になりました。清松さんのストイックな研究姿勢は非常に刺激になりました。本当にありがとうございました。

研究室修士 2 年の菊田晋介君、谷翔志君、廣川琢士さん、李洋君、尾崎賢司君、陳棟君、西田智哉君、平松拓郎君とは、大変仲良くさせて頂きました。多くの同期がいたことで研究のモチベーションも上がりましたし、非常に楽しい研究室生活も送ることができました。本当にありがとうございました。

研究室修士 1 年の岡山真也君、高辺圭介君、野澤俊樹君、小平翼君、新地政人君、高橋俊介君、塩澤拓哉君、卒論生の宝谷英貴君、松田和也君とも、大変仲良くさせて頂きました。論文提出間際には、多くの後輩達と一緒に食堂にご飯を食べに行くのが唯一の楽しみでした。本当にありがとうございました。

また、ここに挙げた以外にも多くの方々にサポートして頂いた結果、研究をやり遂げることができたと思っています。本当に感謝しています。ありがとうございました。

最後に、遠く離れた地でいつも支えてくれている家族への感謝の念をもって、謝辞を締めくくりたいと思います。本当にありがとうございました。