福井大学リポジトリ
UNIVERSITY OF FUKUI REPOSITORY

発電機地上設置方式空中風力発電の実験的基礎研究

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2020-05-12 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 遠藤, 大希 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10098/10911

令和元年度 博士論文

論 文 名

発電機地上設置方式空中風力発電の実験的基礎研究

Fundamental Experimental Study of

Ground-Gen Airborne Wind Power Generation

提 出 年 月 日　令和元年 12 月 22 日

氏　　名　遠藤　大希

福井大学 大学院工学研究科

概　要

2011 年の福島第一原子力発電所事故以降、日本では再生可能エネルギーなどによる小規模発電の需要が高まり、それらの研究開発が急務となった。このため欧米で研究開発が盛んな「空中風力発電」の研究に着手した。

空中風力発電は上空の大気境界層域に定常的に存在する強風を利用するため風力発電装置をカイト・気球・グライダーなどにより運搬し発電する風力発電方式である。

空中風力発電は大きく 2 種に分けられ、風車及び発電装置そのものを運搬し、発電を行い、送電線を介して電力を地上に送る「フライゲン方式 (Fly-Gen)」と、発電装置を地上に配置し、風車を空中に運搬し、チェーン・スプロケットあるいはプロペラシャフトにより発電機を駆動させ発電する「グラウンド・ゲン方式 (Ground-Gen)」方式が存在する。

本研究においては Ground-Gen 方式のうち、係留ロープテザーと風車を接続し、プロペラシャフト機構として発電機に回転動力を伝達する風車運搬式発電と、カイトのテザーを巻き取るウィンチリールに発電機を接続し、カイトの係留張力を利用したポンピング運動方式発電の研究を実施した。

第 1 章では日本のエネルギー政策の変遷や各種再生可能エネルギーを紹介し、従来型風力発電の問題点など研究に至った経緯について説明する。 また空中風力発電の方式などについて紹介し、欧米における空中風力発電の研究開発状況と日本における空中風力発電の状況について述べた。第 2 章ではヘリウムガス気球空中浮上風車を使用したロープ・プロペラシャフト空中風力発電実験を行い、その問題点を検証し、その後の研究方針を定めた。第 3 章ではロープ・プロペラシャフト機構で使用するためのロープを選定するため、綿・クレモナ・ナイロンの 3 種類のロープ引張強度や動力伝達などの機械的特性について検証を行った。第 4 章では本研究で多用する FDM 方式 3D プリント部品の強度低下の原因究明とその対策法を検討した。第 5 章では空中へ運搬することを目的とした軽量・高剛性風車をカーボン・ファイバー強化プラスチックと 3D プリント造形部品により開発し、その性能を風洞実験により検証した。第 6 章では風車を運搬することを目的とした浮体として連凧に着目し、連凧の力学特性について従来の単機カイトの計算を基に張力予測計算法を確立した。また、連凧浮体とロープ・プロペラシャフト機構による風車運搬方式発電実験を実施した。第 7 章では、風車運搬方式による発電は損失が大きく、迅速な実用化には困難を伴うため、ポンピング運動方式による空中風力発電の研究を行った。中でもこれまで実用化において重要な役割を果たす地上発電装置の設計法が確立されていなかった. このため試作機を開発し実験を実施した。また地上発電装置の計算式を立て、実験値と計算値を検証し、地上発電装置の設計法を確立した。第 8 章では風車運搬方式とポンピング運動方式の「エネルギー効率」「経済性」「安全性」に関する比較検討を行った。第 9 章では全体を総括した。

目 次

1 日本のエネルギー政策の変遷ー各種再生可能エネルギーと空中風力発電の概要 1
1.1 研究背景 1
1.1.1 90 年代後半から 2010 年までの日本のエネルギー事情 1
1.1.2 東日本大震災によるエネルギー事情の変化 2
1.2 再生可能エネルギーの種類 2
1.3 従来の風力発電 9
1.3.1 風力発電概要 9
1.3.2 風力発電の種類 9
1.3.3 従来型風力発電の課題 10
1.4 空中風力発電とは 13
1.5 世界の空中風力発電 15
1.6 日本における空中風力発電 18
1.7 研究目的 18
1.8 本論文の構成 20

2 空中浮上風車・ロープ・プロペラシャフト発電法 21
2.1 空中浮上型風車による空中風力発電法の概要 21
2.2 発電実験概要 22
2.3 発電条件 23
2.4 発電実験結果 24
2.5 考察 26
2.6 まとめ 27

3 プロペラシャフト用ロープに関する研究 28
3.1 先行研究 28
3.2 実験方法 28
3.2.1 ロープテザーの種別・編み方 28
3.2.2 ロープテザー強度評価実験 - 実験方法 29
3.2.3 ロープテザー強度評価実験 - 実験結果 31
3.3 動力伝達実験 - 実験方法 31
3.4 動力伝達実験 - 実験結果 33
3.5 考察 36
3.6 まとめ 36

4 3D プリンタ造形品の成形法とその強度に関する研究 37
4.1 概要 37
4.2 熱シミュレーション 38
4.3 実験機器 39

4.4 成形条件 39
4.5 実験結果 41
4.5.1 異種射出ヘッド品による引張試験の結果 41
4.5.2 空冷射出ヘッド異温度造形引張試験の結果 41
4.5.3 本実験の考察 42
4.5.4 まとめ 43

5 空中運搬を目的とした軽量垂直軸風車の研究・開発 44
5.1 先行研究 44
5.2 CFRP 複合材強度評価 44
5.3 風車設計 46
5.4 風車の剛性の計算 48
5.5 風車製造 48
5.6 風車風洞実験概要 50
5.7 風車風洞実験結果 52
5.8 風車風洞実験考察 54
5.9 まとめ 55

6 運搬方式に関する研究と風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験 56
6.1 連凧に関する概要 56
6.2 連凧実験概要 57
6.3 実験に使用したカイト 58
6.4 連凧方式 60
6.5 実験方法 60
6.6 実験場所・気象条件 61
6.7 カイトにかかわる力学式 61
6.8 カイト空力特性計測実験 63
6.9 方式別特性検証実験 64
6.9.1 実験結果 64
6.9.2 考察 67
6.10 張力連続計測実験 69
6.11 連凧による風車運搬及びロープ・プロペラシャフト発電実験概要 70
6.12 連凧による風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験結果 71
6.13 連凧による風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験の考察 71
6.14 まとめ 71

7 ポンピング発電法地上発電装置の研究 73
7.1 ポンピング発電法に関するバックグラウンド 73
7.2 ポンピング発電機開発コンセプト 73
7.3 機構 75

7.3.1 定回転方向伝達機構（フリーホイール）と自動巻戻機構 75
7.3.2 フリーホイール機構 75
7.3.3 遠心力可変フライホイール 75
7.4 解析 76
7.4.1 入力動力と出力動力 76
7.4.2 テザー放出速度と係留張力 79
7.4.3 発電機校正値による解析 80
7.5 実験目的 81
7.6 発電システム実証実験装置・実験環境 81
7.6.1 ポンピング運動発電実験装置 81
7.6.2 実験装置諸元 83
7.6.3 実験場所 84
7.7 フライホイール評価実験 84
7.8 発電システム実証ポンピング運動発電実験 86
7.8.1 実験結果 86
7.8.2 結果検証と解析 88
7.9 発電電力増加実験実験装置 89
7.10 発電量増加ポンピング運動発電実験 89
7.10.1 発電量増加ポンピング運動発電実験結果 89
7.10.2 発電電力増加ポンピング運動発電実験考察 92
7.11 まとめ 93

8 「ロープ・プロペラシャフト方式」と「ポンピング運動方式」の比較検討 94
8.1 エネルギー変換効率に関する検討 94
8.1.1 軸受・回転系の損失 94
8.1.2 動力伝達系の損失 95
8.1.3 発電系の損失 96
8.1.4 風車のエネルギー変換効率 96
8.1.5 テザーの伸びによる損失 97
8.2 経済性に関する検討 98
8.3 安全性に関する検討 99
8.4 まとめ 101

9 全体の総括 102
9.1 第1章 102
9.2 第2章 102
9.3 第3章 102
9.4 第4章 102
9.5 第5章 103
9.6 第6章 103

9.7 第7章 104
9.8 第8章 104

謝 辞 **106**

1　日本のエネルギー政策の変遷ー各種再生可能エネルギーと空中風力発電の概要

本論文は、再生可能エネルギー発電法として欧米で注目を集めている “Airborne Wind Power Generation(AWPG) ”もしくは “High Altitude Wind Power Generation(HAWPG) ” を和訳した「空中風力発電」において、発電機を地上に設置した Ground-Gen 方式の実用化に向けた発電に関する実験やその検証などの基礎研究について論じる。

1.1　研究背景

1.1.1　90 年代後半から 2010 年までの日本のエネルギー事情

20 世紀末より石油・石炭をはじめとした資源エネルギーの枯渇が世界的に問題視されるようになり、1997 年 12 月には第三回気候変動枠組条約締約国会議 (通称 COP3) において二酸化炭素排出量の削減目標を定めた京都議定書が採択された。

しかし、資源エネルギー庁による「エネルギー白書 2018」によると、京都議定書締結後の 2000 年及び 2010 年の我が国のエネルギー供給量は 22〜23 × 10^{18}[J] であるにもかかわらず、原子力及び石油をはじめとする化石燃料によるエネルギー供給量は、93〜94%と高水準を維持している (Fig. 1.1)。これは、当時の国の方針が、水力や風力をはじめとした「再生可能エネルギー」「非化石エネルギー」等と称される発電方法よりも、高効率型原子力発電を重視していたことに由来する。

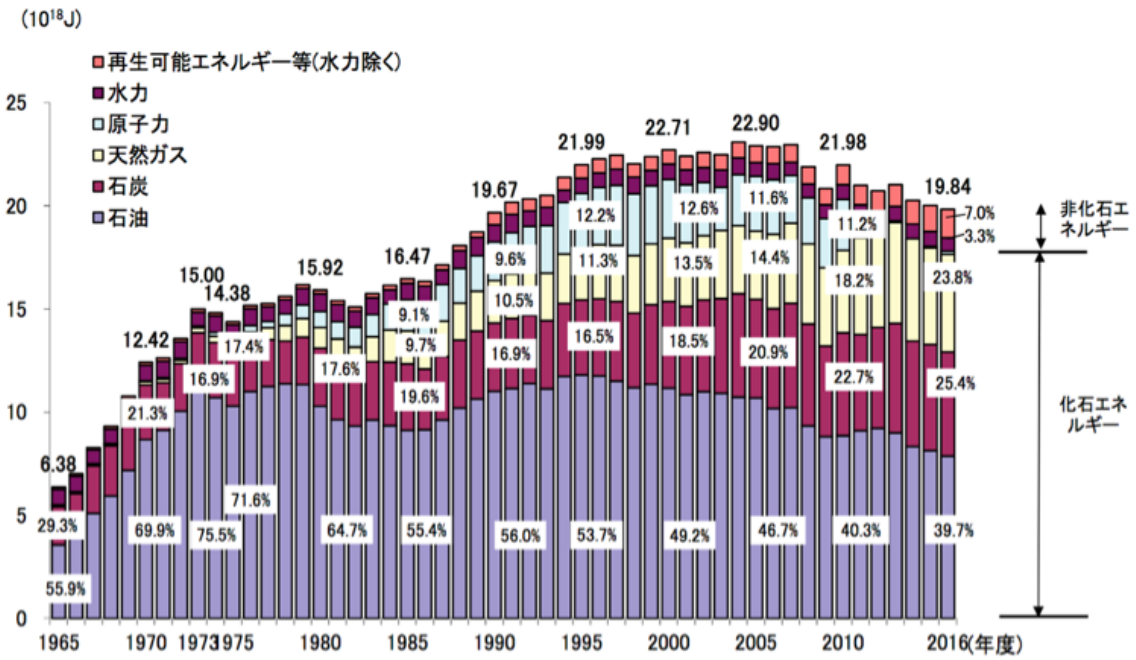

Fig. 1.1 日本のエネルギー供給割合の推移 [1)]

1.1.2　東日本大震災によるエネルギー事情の変化

2011 年 3 月 11 日に発生した東日本大震災は、死者・行方不明者 18,524 人という未曾有の被害をもたらすと同時に、我が国の電力エネルギーの課題を浮き彫りにした。以下に示す課題が明らかになり、同時に対策が講じられた [2)]。

1. 震災に伴い発生した福島第一原子力発電所の事故により、エネルギーの自立・コスト・温室効果ガス排出低減効果等の観点から、基幹電源と位置づけられていた原子力発電への信頼が失われた。このため、原子力発電所の監督省庁である経済産業省外局資源エネルギー庁原子力安全・保安院は、環境省外局原子力規制委員会へと移行し、新たな安全基準の創設とその施行に基づく監視規制と緊急時対策訓練の強化、段階的かつ安全な原子炉の廃炉を可能にする手段の研究等を開始した。そのため国内の各原子力発電所は長期間停止し、Fig. 1.1 に示すように、事故以前の 2010 年統計値が 11.2%であったのに対し、2014 年には一時 0%となった。2015 年に九州電力川内原子力発電所が新基準に適合し、2017 年には関西電力高浜原子力発電所が適合し、再稼働を開始した。

2. 震災と同時に電力供給は逼迫し、計画停電が実施された。家庭や企業といった需要側における節電の協力や、自家発電設備導入による分散型エネルギー供給の増強、長期休止中の火力発電所の再稼働などにより、その後の停電等による大規模被害の回避には成功した。このことから、従来の大規模電源による電源供給形態による内在リスクや、電気の融通を可能とする連系線等の設備制約の存在が顕在化した。この対策として、電力源の一極集中による停電リスクを回避する目的で、2016 年に電力事業法が改正された。これにより、企業・家庭向けの電力販売の全面自由化が開始され、小規模発電とその販売も開始された [3)]。

3. 原子力発電に依存していたことにより、ほとんど顧みられてこなかった再生可能エネルギーを含めた多様なエネルギー源の活用が、これまで以上に求められることとなった。また、多様なエネルギー源を前提とした電力供給システムへの転換が必要であることが明らかになった。そのため、太陽光・風力・水力などに代表される再生可能エネルギー発電の設置・研究及びそれらによる発電電力の買取促進といった、国や自治体及び公共団体による各種補助金を用いた普及支援が開始された [4)–6)]。

本研究は上記 3 に該当する「再生可能エネルギーの研究」に寄与するものである。

1.2　再生可能エネルギーの種類

再生可能エネルギーの一例として「太陽光発電」「風力発電」「水力発電」があるが、この他にも数多くの再生可能エネルギーが存在する。ここでは風力発電を除く、6 種類の再生可能エネルギーについて、白書など関連資料 [1),2)] を基に分析し、独自の解釈のもとに説明する。

太陽光発電

受光性半導体の原理を利用した太陽電池を使用した発電方法で、光エネルギーを直接電気に変えることができる。太陽電池は、地球温暖化の原因となる二酸化炭素や有害ガスを排出せず、太陽光が受光可能であれば機器の寿命まで発電し続けることが可能な発電装置である。

現在までの技術開発により変換効率が向上し、導入及び運用コストも低下したため、住宅用の電源としても普及し始めている。国内では、1MW 以上の発電施設を一般的に「メガソーラ」(Fig. 1.2 参照) と称している。このメガソーラが東日本大震災以降に急増している。

短所は、上記のように機器の寿命まで受光するかぎり発電し続けるため、2018 年 7 月豪雨の際には、電池の表面積の大きさ故に飛散事故が発生し、浸水・土砂崩れなどの際に感電事故が発生するといった危険性が挙げられる [7)8)]。

太陽熱発電

太陽光を反射板等により一点に集光することでスターリングエンジンなど、外燃機関加熱部を加熱し、駆動・回転させて発電する方法である。アメリカやスペインでは、太陽熱発電のプラントも建設されている [9)]。日本では 2016 年に、三菱日立パワーシステムズが環境省の委託を受けて、神奈川県横浜市の同社工場敷地内に実験発電場を建設し、太陽熱発電の公開実験を実施した [10)]。

長所は前述の太陽光パネルと異なり、太陽光温水機などと併用することで夜間の発電も可能になるほか、導入費用が太陽光と比較し安価である。短所は太陽光発電同様に広範囲にわたり設備を必要とするほか、日照時間が長い場所でなければ運用することができないことである。（Fig. 1.3 参照 ）。

地熱発電

地熱発電は、地熱貯留層まで生産井と呼ばれる井戸を掘削し、熱水や蒸気を汲み出し発電するものである。他の再生可能エネルギーと比較すると、気象条件に影響されることなく安定した電力供給が可能である。実用化されている地熱発電では、地熱貯留層から約 200～350 ℃の蒸気と熱水を採取し、気水分離器で分離した後、蒸気によりタービンを回し発電する「フラッシュ方式」と、80～150 ℃の中高温熱水や蒸気を熱源として水よりも低沸点の媒体を加熱し、蒸発させてタービンを回し発電する「バイナリー方式」とがある。

Fig. 1.4 に示す八丁原発電所はその両方を運用している。また、実験段階にあるものとして、高温岩体発電方式（HDR：Hot Dry Rock）がある。このほかに地熱資源を活用する一連の技術も包含して地熱井涵養地熱系技術（Enhanced Geothermal Systems：EGS）とも呼ばれる。

また、温泉にスターリングエンジンを設置し、発電機を駆動させて発電させた場合も広義の地熱発電と称されている。我が国は非常に多くの温泉を有しており、当該発電方式は有望であるとされているが、利権問題などに起因する様々な問題から研究及び実用的な普及には至っていない[11)]。

水力発電

水の位置エネルギーを利用し、タービンを回転させる発電方法である。我が国で最も普及した再生可能エネルギーである。従来の水力発電は、大型のダムや水路を建造し、放出する大量の水を利用しタービンを回転させるものである。この場合、ダム等の建造に多額のコストが必要となる。また、大規模水力発電用ダムの多くの場合は、山林や村落を水没させるといった環境破壊につながる問題も指摘されている。

この大規模水力発電に変わり、現在注目を集めているのが小・中規模水力発電である。我が国では、出力 1,000[kW] 以下で水路式およびダム式の従属発電である水力発電が、「新エネルギー利用等の促進に関する特別措置法」により新エネルギーとして位置づけられている。

中・小水力発電としての規模の明確な定義はなく、国や機関によってその基準は異なる。10,000∼50,000[kW] の間で中小水力と大規模水力の境界が定義されることが多い。具体的な導入事例としては、小型の河川や Fig. 1.5 に示すような農業用水路、上下水道などへの設置が進められている。

バイオマス発電

バイオマスとは、生物資源（バイオ/Bio）の量（マス/Mass）の意味であり、エネルギーとして再利用可能な動植物から生成された有機性資源である。バイオマスエネルギーは、地球規模で見て CO2 バランスを壊さない（カーボンニュートラル）エネルギーである。木質バイオマスなどは燃焼による熱を利用した発電や、化学的に得られたメタンやメタノールなどの自動車用燃料としての活用まで、その利用分野は広がっている。バイオマス燃料の種類は複数存在し、廃棄物に処理を施した廃棄物系、産業廃棄物などの逆有償の処分義務が伴わない未利用系、植物などをエネルギー利用することを目的にした生産系の 3 つに大別できる。

バイオマス資源は大量に存在しているが分散しているため、その収集・輸送コストが必要になることが課題である。また、そのままでは利用できないため、前処理が必要となる。なお、ブラジルなどの海外では、サトウキビからエタノールを生産しガソリンの代替燃料として用いており、ヨーロッパや米国では木質系バイオマスとして間伐材の利用が進んでいる。国内では、食品廃棄物や屎尿を利用した廃棄物系や、林業における間伐材を利用した木質系などによるバイオマス燃料発電の研究開発がなされている (Fig. 1.6 参照)[12)]。

海洋発電

海洋発電とは海洋エネルギーを利用した発電方法の総称である。波力発電、潮流・潮汐・海流発電、海洋温度差発電等がそれにあたる。波力発電は Fig. 1.7 に示すような波のエネルギーを利用した発電システムである。潮流発電は潮流の運動エネルギーを利用し、一般的にはタービンにより回転エネルギーに変換させて発電する方式である。

潮流発電と同様に、海水の流れを利用した発電技術として、潮汐力発電と海流発電が挙げられる。潮汐力発電は、潮汐に伴う潮位差を利用してタービンを回して発電する方式で、水力発電の応用である。海洋温度差発電（Ocean Thermal Energy Conversion：OTEC）は、海面などの表層の温かい海水（表層水）と深海の冷たい海水（深層水）との温度差を利用する発電技術である。

以上の再生可能エネルギーの概要と長所・短所を Table 1.1 にこれらを記す。

Fig. 1.2 神奈川県営湘南ベルマーレ愛川太陽光発電所 [8)]

Fig. 1.3 三菱日立パワーシステムズ集光型太陽熱発電システム試験設備 [10)]

Fig. 1.4 大分県八丁原地熱発電所 [11)]

Fig. 1.5 水路を利用した小水力発電 (株式会社 ENE 代表天白守秀氏提供)

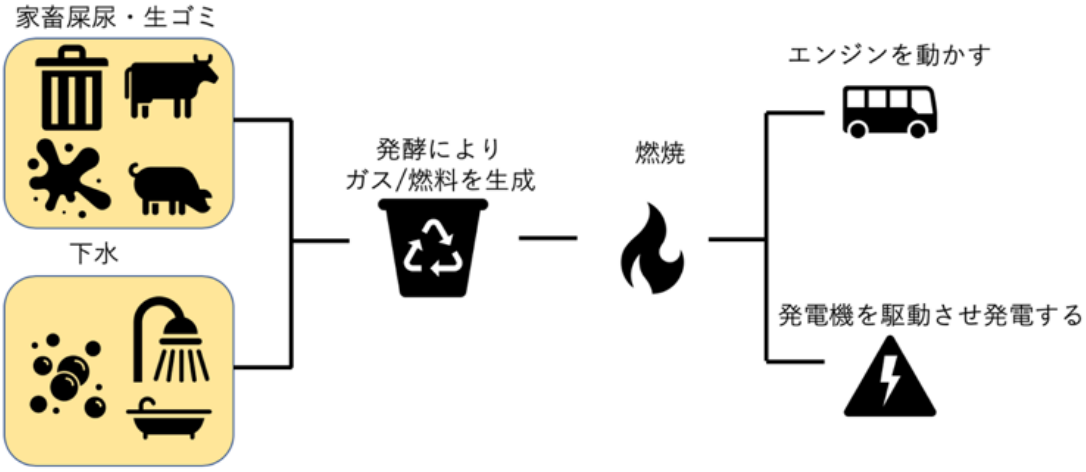

Fig. 1.6 生物化学的ガス化方式バイオマス資源エネルギー利用の流れ [12)]

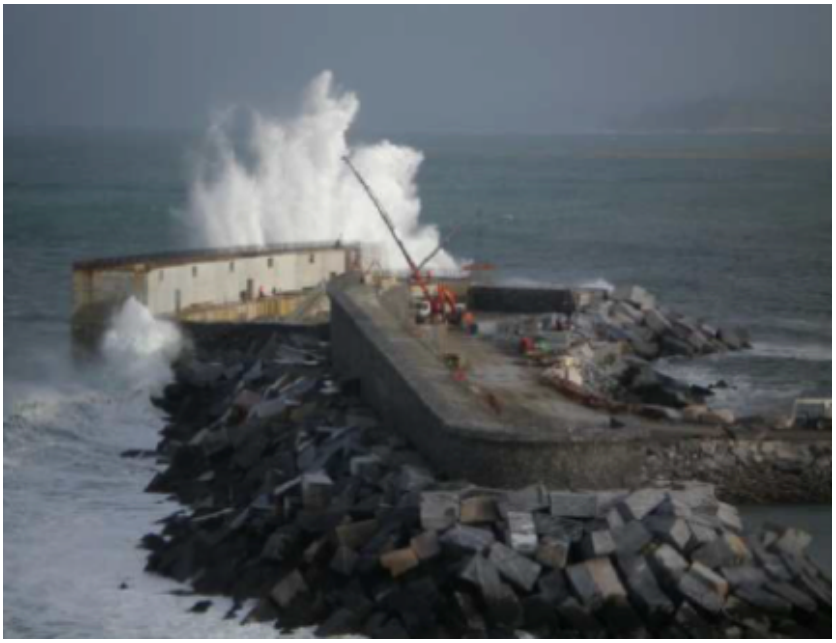

Fig. 1.7 スペイン Mutriku 波力発電所 [13)]

Table 1.1 再生可能エネルギーの概要・長所短所一覧

名称	概要	長所	短所
太陽光発電	受光性半導体の原理を利用した太陽電池を使用した発電方法である。	導入・運用コストが安価である。, 運用段階では有毒ガスの排出がない。	夜間は運用できない。 太陽光を受光すると、機材が破損しても発電し続け制御不能になり感電事故が起きる可能性がある。
太陽熱発電	太陽光を集光し熱を採取する太陽炉を使用し、外燃機関を加熱することで発電機を駆動し発電する方式のこと。	蓄熱により夜間発電も可能である。 太陽光発電と比較しコストが安価である。	砂漠などの日照時間が長く、広大な土地を使用できる場所に限られる。
地熱発電	温泉の高温蒸気によりタービンを直接駆動させたり、温泉を熱源として外燃機関を加熱することで発電機を駆動し発電する方式のこと。	気象による影響を受けにくい。, 余剰熱は火力発電同様に温室として利用できる。	日本においては温泉などの利権問題により普及には至っていない。
小水力発電	1 [MW] 以下の水の位置・運動エネルギーを利用した発電法のこと。	既存の水路などへの設置が容易であり導入コストが安価である。 基礎的な設計法は大規模水力と変わらないため従来技術をそのまま使用できる。	水利権問題により設置が容易ではない場合が多い。
バイオマス発電	屎尿などの廃棄物や、植物によるアルコールなどの可燃性燃料を利用した発電方法のこと。	二酸化炭素バランスを崩さない。 廃棄物系は材料費安価である。	廃棄物などの収集コストがかかる。 農業従事者が買取単価の高い燃料用植物を栽培に切替えることで食料自給率が下がる。
海洋発電	波力発電、潮流・潮汐・海流発電、海洋温度差発電の総称である。	海に面した場所あるいは海中であれば原則運用が可能。	現時点においては、研究事例は他の再生可能エネルギーに比べ少ない。

1.3　従来の風力発電

1.3.1　風力発電概要

風車・風力タービンによって風力を回転エネルギーに変換し、その回転を直接または増速機を経た後に発電機に伝達し、電気エネルギーに変換する発電技術が風力発電である。風の運動エネルギーは、風車の風を受ける面積、ならびに、風速の 3 乗に比例する。そのため理論上では、風速が 2 倍になると風力エネルギーは 8 倍になる。したがって、風車による発電の原則は、より風の強い場所に、大型で効率良く受風することが重要となる。

また、風力発電は風の運動エネルギーの最大 30〜40 %程度を電気エネルギーに変換できるなど、高効率であることがその特徴として挙げられる。ただし、風のエネルギーを風車の回転エネルギーに変換する効率を指す出力係数は風車の形式と運転条件よって異なる。また効率は、風速と翼の先端の速度の比（周速比）により異なることから、風速に適した回転速度であることも重要である。これらの詳細は第 2 章以降にて述べる [2)]。

1.3.2　風力発電の種類

風力発電は、発電規模や設置場所、風車の形態などによって多種多様な種類があり、ここではその一部を紹介する。風車の区分としては、軸方向を指す「水平軸」と「垂直軸」と、使用する力の種類は、「揚力型」と「抗力型」に分けられる。そこからさらに Fig. 1.8 に示す種別に分類できる。

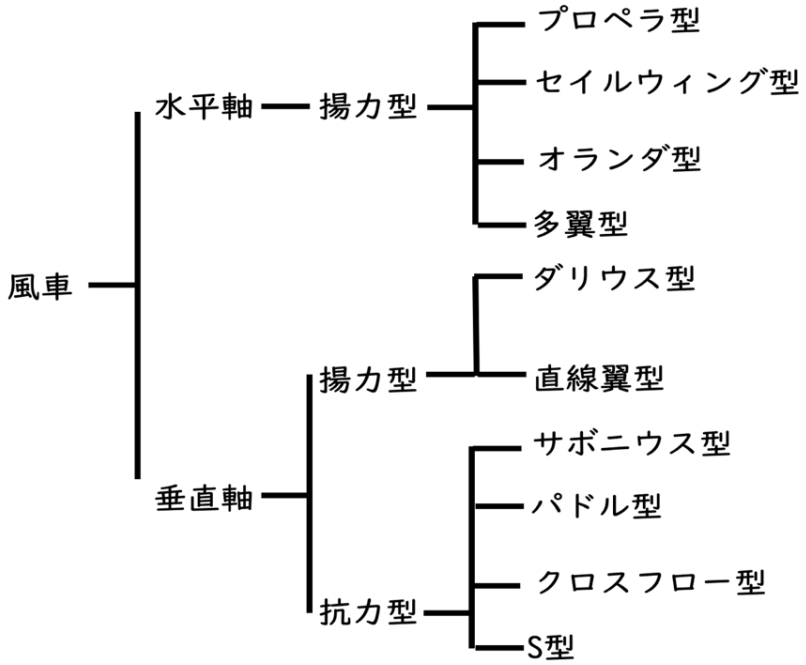

Fig. 1.8 風力発電の区分と種類 [14)]

1.3.3 従来型風力発電の課題

従来型風力発電の大きな課題は、「経済性」「安全性」「風況」の 3 点である。官公庁及び民間の企業が公表している費用と建設コストを基に作成したものが Table 1.2 である [15)–17)]。

建設コストは施工費用と発電電力の除算の値である。資源エネルギー庁が計上している値や、小売価格から算出した 20[kW] 未満級の建設コストが 146∼155 [万円/kWh] と高い値を示している。 これは中型風車 (II) に比べて、初期費用に対する発電量が少ないことに起因する。マイクロ風車に関しては資料が少なく風力発電装置施工を行う株式会社日本風洞製作所に対して取材を実施した。

その結果、マイクロ風車は設置後メンテナンスをせず故障が発生した場合は廃棄する使い捨て風力発電装置が主流である。そのため計算は四種の風車小売価格より建設コストを算出し、これを平均化した。その結果 85,332[円/kWh] と他と比較して安価になることがわかった [18)] 。

次に安全性の問題である。世界各国で倒壊・破損事故が相次ぎ、2013 年の報告では全世界で毎年 100 件の風力発電所の事故があるとされ、同書では、これが「氷山の一角であり、未報告事故が多数存在している」とも指摘している [19),20)]。風力発電における主な事故原因は、暴風・落雷などの自然現象、設計・施工不良などの風車の故障、メンテナンス・運用の不備などの人的要因などに分類される。事故原因の割合を Fig. 1.9 に示す [21)] 。このうち最も多い事故原因である自然現象に対しては、近年では一定以上の気象条件に達すると風力タービンを横倒しにする「可倒式風車」や、落雷に対してタービンブレード先端部に雷誘導用の電極と電線を設置するといった対策が講じられている。いずれの対策方法も、より効果的にするために研究開発が進められているが、十分な対策普及には未だ至っていない。

次に風況の問題である。Fig. 1.10 から 1.12 までの各図は、日本・カナダ・ヨーロッパの高度別風況図である。この図例からもわかるように、山間部や地上の起伏の影響を受け、風速が低下する。国土の約 70%が山地・丘陵地である日本において大きな問題と言える [22)–25)]。このため、小型風車を地上付近に設置した場合、低風速によりその発電量が低くなる。そのため、起伏による影響が少なくなる高度 50[m] 付近に、設置コストの高い大型風車を設置しなければならなくなり、普及率を下げている要因のひとつであると考えられる。

Table 1.2 2017 年 8 月時点の風車の規模別の発電量及び各種費用

分類	定格出力 [kW]	一機あたりの初期費用 [万円]	建設コスト [円/kWh]
大型風車 [16)]	1,000 以上	23000∼600000	153,000∼240,000
中型風車 (I)[16)]	500 ∼1000	18000∼300000	240,000∼300,000
中型風車 (II)[16)]	50 ∼500	15000	375,000
小型風車 [17),18)]	1∼50	26∼390	1,460,000∼1,550,000
マイクロ風車[1]	∼1	8.7∼180	85,322(参考値)

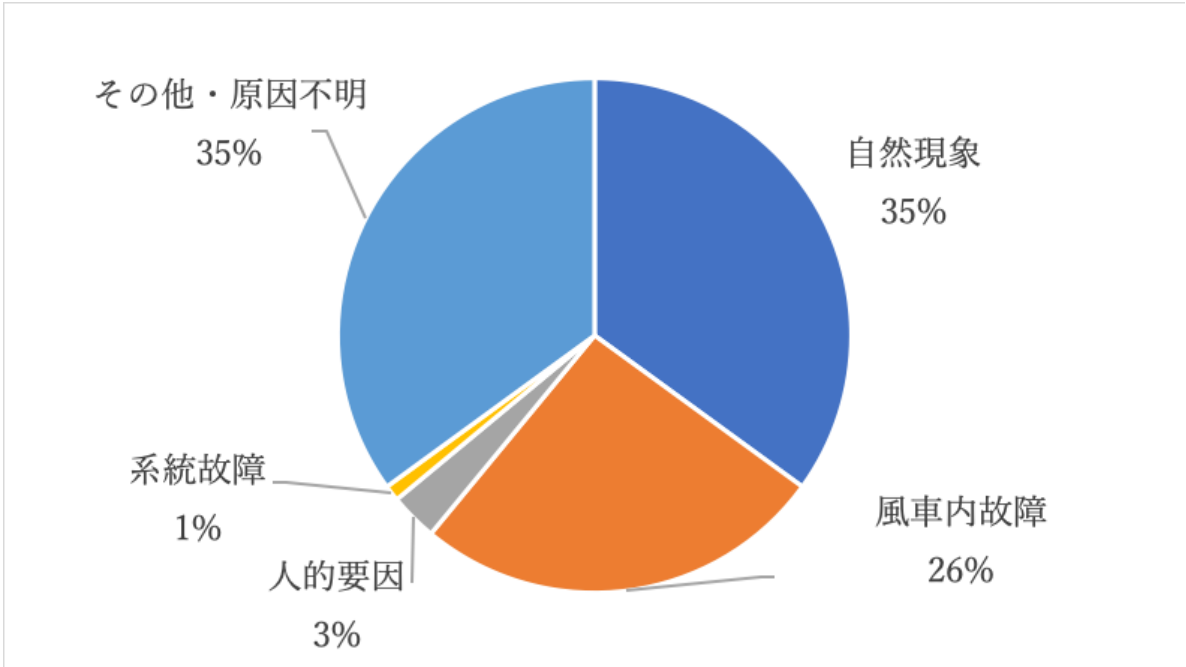

Fig. 1.9 風力発電装置の事故原因の割合 [21)]

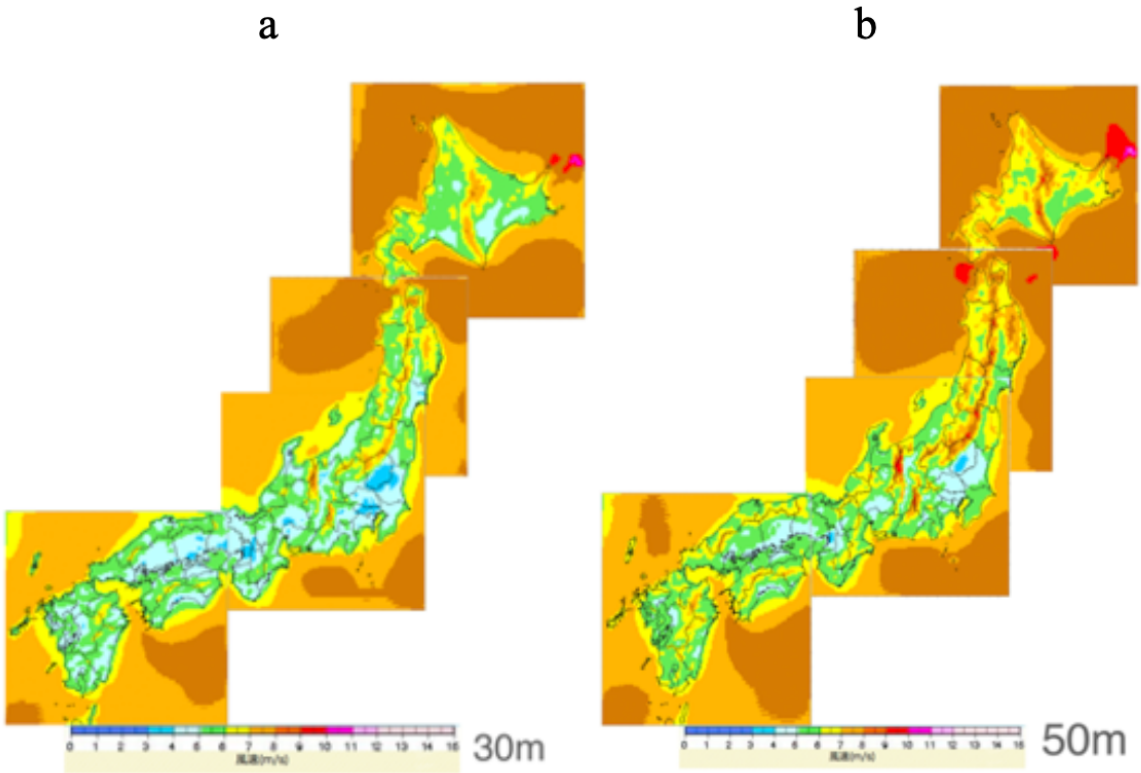

Fig. 1.10 日本の年平均風速 (a) 地上高 30m, (b) 地上高 50m[22)]

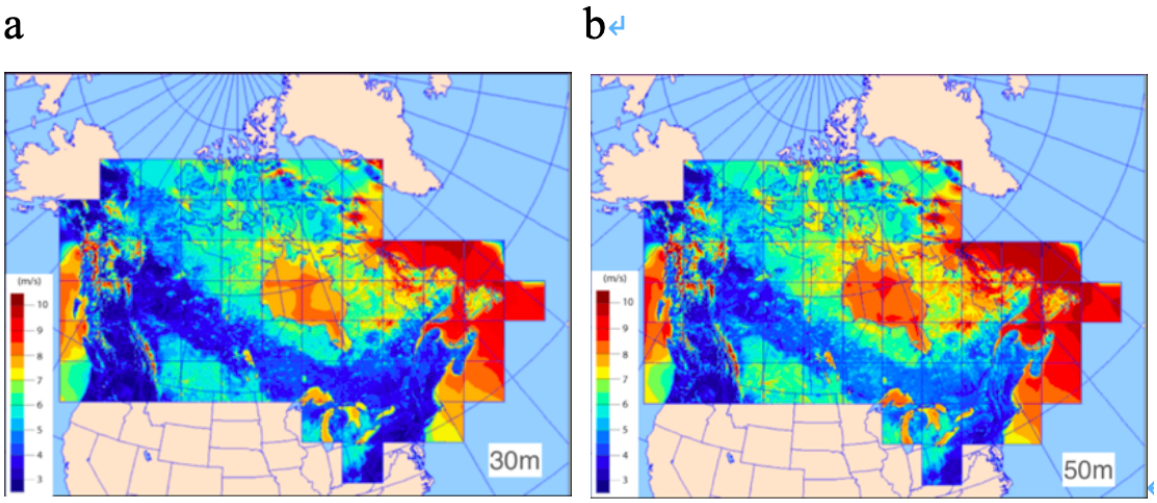

Fig. 1.11 カナダの年間平均風速 (a) 地上高 30m,(b) 地上高 50m[23)]

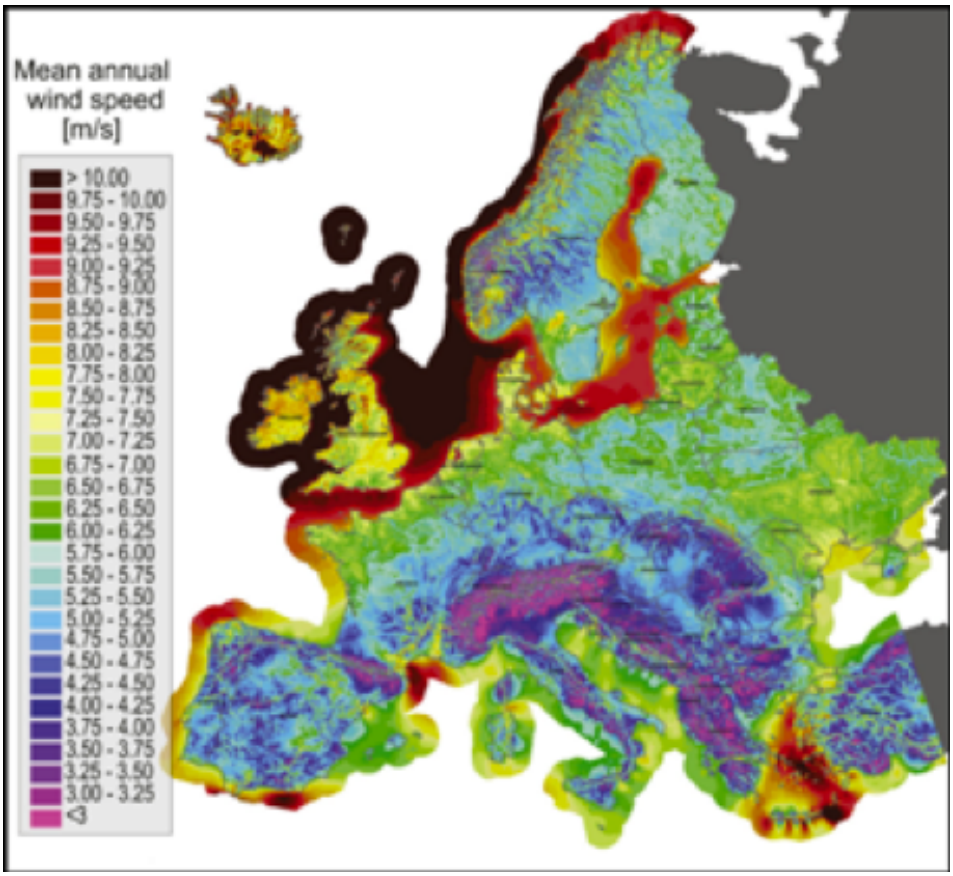

Fig. 1.12 地上高 50m のヨーロッパの年間平均風速 [24)]

1.4 空中風力発電とは

空中風力発電は、1980 年にアメリカ・Lawrence Livermore National Laboratory の技術者マイルス・L・ロイド氏が提唱した風力発電の方法で、カイト・グライダー・気球などを利用し、タワーなどを使用することなく大気境界層域の風力を取得する風力発電の種別全体を指す [26]。この方式はタワー建造の必要がないため、タワー建造コストが発生しないことや、耐久限界以前に地上へ降下させ収納することで、風車タワー倒壊に相当する事故を防ぐことも可能である。また、風車・発電機などに不具合が生じた場合でも、地上で整備できるため、整備コストを抑え、タワー式に比べて頻繁に点検することが可能であり、安全性を向上することができる。しかし、ロイド氏がこの発電法を提唱した 1980 年当時は、材料や通信機器が現在に比べて発達していなかったことや、風力発電自体が黎明期であったため、普及には至らなかった。

現在の空中風力発電は、航空機用軽量材料や通信機器の研究が進歩した 1998 年にオランダ・デルフト工科大学教授ウッボ・オッケルス氏が航空宇宙学の研究として始めた事に端を発する。2000 年代半ばからアメリカやヨーロッパ各地で研究が開始され、2010 年には世界で初めて空中風力発電に関する国際会議 ”Airborne Wind Energy Conference” がアメリカ・カルフィオルニア州スタンフォードにて開催された。それ以後、世界的に知名度が上がり、2017 年現在、隔年でこの国際会議は開催され、19 カ国から 43 団体、総参加者数 189 人が参加した。また、EU においては新科学技術・イノベーション政策『Horizon 2020』に基づき、同研究に従事する EU 圏の各研究機関に研究助成を行っている。具体的な助成額は 1.5 章に記述する [27]。以上より、空中風力発電は、現在注目を集めている研究分野である。発電方式は、 Fig. 1.13 に示す発電機と風車の両方を上空に運搬して発電を行う「Fly-Gen 方式」と、地上の発電機を駆動させる「Ground-Gen 方式」の 2 方式に大別できる。これは発電機の設置箇所を意味する「Ground(地上)」あるいは「Fly(飛行)」と「Generating(発電)」を掛け合わせた空中風力における造語である。Fly-Gen 方式はアメリカで主流の方式で、気球やグライダーに発電機及び風車を直接搭載するため、地上設備が不要という長所がある。その反面、大規模発電装置を上空へ運搬する必要があるため、発電装置をはじめとした重量物が落下する危険が伴う。Ground-Gen 方式は、さらに大きく 2 種類に分類される。世界的に最も主流な方式は Fig. 1.14(a) に示す「ポンピング運動方式」である。ポンピング方式はカイト・グライダーなどを 8 の字軌道で飛行させ、上昇した際に係留テザーがウィンチ兼発電機を逆回転させることで発電する。降下時に張力を失ったテザーを巻き戻し、これ繰り返し行う発電方法である。

日本国内で研究が進められているのが Fig. 1.14(b) に示す「風車運搬方式」である。風車を空中へ運搬し、プロペラシャフトやベルトなどの従来の機構を利用し、地上の発電機へ動力を伝達して発電する方式である。これらの空中風力発電の長所と短所を簡単にまとめたものを Table 1.3 に示す。

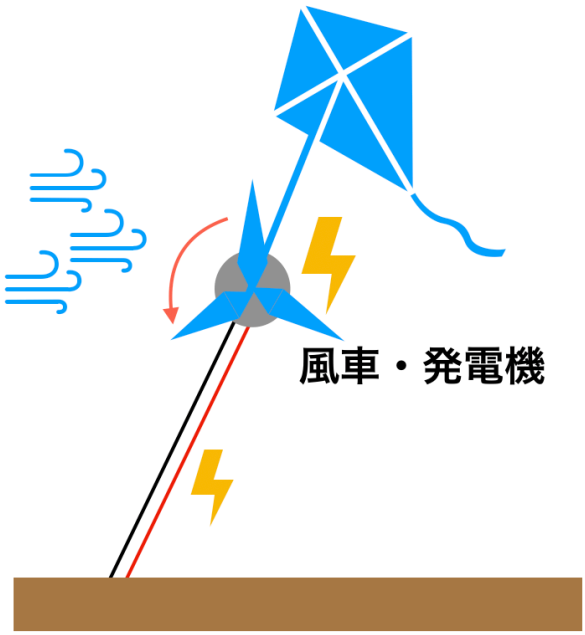

Fig. 1.13 Fly-Gen 方式模式図

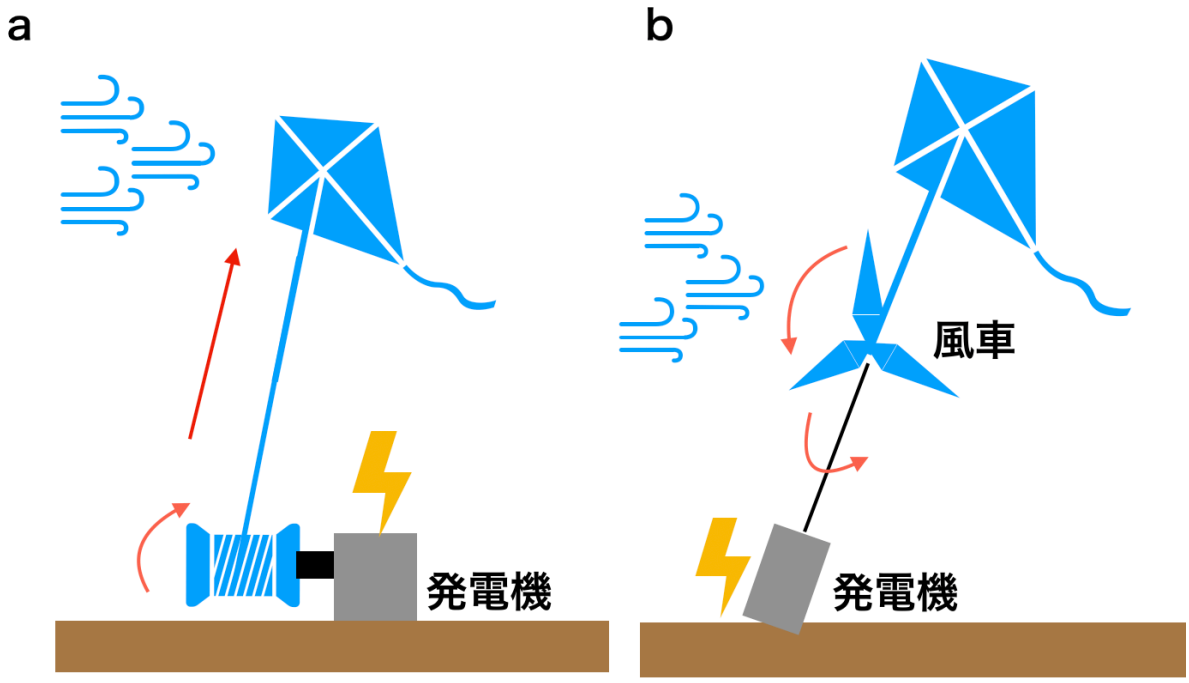

Fig. 1.14 (a) ポンピング運動発電方式模式図， (b) 風車運搬方式模式図

Table 1.3 3 方式別空中風力発電の長所と短所

分類	長所	短所
Fly-Gen 方式	風車・発電装置を運搬するため伝達機構による損失がない。	風車・発電装置などの重量物落下の危険が伴う。
ポンピング運動方式	風車を使用しないため、損失は発電装置内部損失のみ。	上空機とその制御法・地上装置を開発する必要がある。 上空機の制御動力が必要になる
風車運搬方式	チェーンなどの従来技術により対応できる。	機械要素数が増加するため動力損失が増える。

1.5 世界の空中風力発電

2017 年 10 月時点で、当該研究の実施を公表している海外の団体は、確認した限りで 40 団体あり、これとは別に日本では 25 団体がある。今回、海外の複数の企業・研究機関に対し、先行研究の状況把握のため、直接の取材とアンケート調査を実施した。ここでは 1.4 節 で紹介した方式の代表的な研究機関で回答を得られた情報について紹介する。

Ampyx Power

2008 年に設立された空中風力発電機器の製造開発を行うベンチャー企業である。オランダ・デルフト工科大学系のベンチャー企業であり、前述の「Horizon 2020」により 1,050 万 EUR(日本円:13 億円) の助成を EU から受けている。自動制御グライダーを利用したポンピング運動方式発電を採用している。2017 年時点での最大発電電力は 10[kW] である。2019 年までにプラットフォームとグライダーを組み合わせた 2MW 級発電施設の開発計画を公表している。Fig. 1.15 は、計画中の 2MW 級発電施設 AP4 を示している。

Windswept and Interesting

Windswept and Interesting 社 （以下、W&I 社）はイギリス・スコットランドのベンチャー企業で、2010 年に研究を開始した。ストラスクライド大学 (グラスゴー) と共同研究開発を行っている。複数のロータリーカイトを上空へ運搬し、テザーの張力により回転動力を伝達するロープチューブプロペラシャフトを使用した風車運搬式発電法 (Fig. 1.16 参照) を採用している。現在までの平均電力は 200W、最大瞬間電力は 450W で、具体的な最大発電目標を設定せず、小型風車並列配置よる総電力の増大や、機器の販売を

開始している。発電装置一式とその発電システムは、オープンソースとしているため、研究と発電方式の普及を同時に行っている。

Kitewinder

Kitewinder は、2014 年に活動を開始したフランス・ボルドーのベンチャー企業である。チェーンスプロケット機構型の風車運搬方式発電を採用しており、この機構はフランスで特許を取得している。地上側では 100[W] 発電機交流 220[V]、120[Wh]、総重量 5[kg] の簡易風車運搬式発電装置「Kiwee」を開発している。(Fig. 1.17 参照) この風車は、上空 50[m] を基準とし最大 120[m] までダイニーマ・テザーを延長して動力を採取することが可能である。また、2018 年 11 月の時点で、Kiwee の先行販売予約を開始している。

Makani Power

Makani Power は 2006 年に活動を開始したアメリカのベンチャー企業ある。2013 年にインターネット検索サイト世界最大手の Google 社に買収され、傘下企業になった。アメリカで主流の Fly-Gen 方式を採用しており、高度 100~400[m] の上空に風車を 8 基搭載した大型グライダー X により円形軌道を飛行させることで、600[kW] の発電を目指している。(Fig. 1.18 参照)

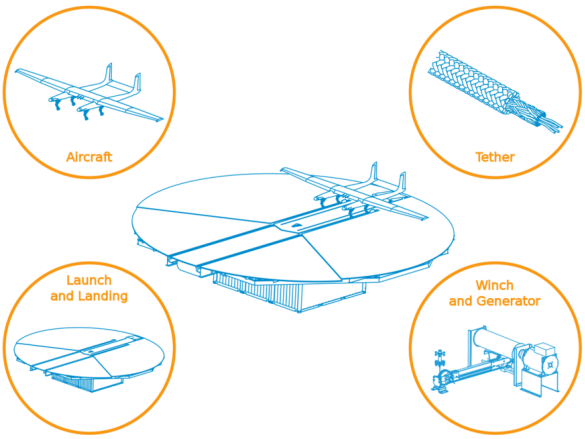

Fig. 1.15 Ampyx Power AP3 発電施設 [28)]

Fig. 1.16 Windswept and Interesting 社 発電実験 [29)]

Fig. 1.17 Kitewinder Kiwee 発電実験 [30)]

Fig. 1.18 Makani Power X[31)]

1.6　日本における空中風力発電

デルフト工科大学における取材活動によれば、世界的に見て Ampyx Power の設立が 2008 年であり、Airborne Wind Energy Conference の第 1 回が 2010 年に開始されたが、日本で該当する研究が開始されたのは 2013 年以降である。

Fig. 1.19 2017 年 3 月敦賀における合同実験

1.7　研究目的

上記のように国内における空中風力発電の研究は、アメリカやオランダといった海外の先進研究機関に比べて 5 年から 10 年の遅れをとっている。この原因は、風力発電そのものの社会的な普及率の低さや、その中でも当該発電方法の認知度が低いことなどから、研究を行う企業や大学などが少なく、開発速度が極めて遅いことに起因する。また本研究は、日本の航空法等の法令などの観点から、普及に関して多くの課題を有している。研究を開始した 2014 年当時は、研究報告そのものが少なかった [32)–34)] 。

そのため本研究は、Ground-Gen 方式空中風力発電により発電を実際に行うことで、将来の実用化に向け知見を得ることを目的とした。このため、それを実行するのに必要な個別の要素技術の研究を実施した。

1. 気球利用空中浮上型風車による空中風力発電を実施し、運用に伴う長所と短所を検討するための研究

気球に直接タービンブレードを設置し風車にする「空中浮上風車」による風車運搬方式 Ground-Gen 発電が 2014 年当時注目を集めていた。カイトと異なり気球は設計法が確立されていたためである。しかし、これを利用した発電実施例は少なくその発電性能や運用上の問題点についての検証は十分ではなかった。このため実際に発電実験を行い検証した。

2. **風車から動力を伝達するプロペラシャフトとして利用するロープの強度と動力伝達能力に関する実験を三種類のロープで実施し、最適なロープを選定する研究**
   空中浮上風車実験においてロープの強度などの材料特性と動力伝達性能について検証する必要が生じた。このため実施の発電を想定したねじりを加えた状態での引張試験やねじり試験により材料特性を検証した。また、プロペラシャフトとしての性能を検証するため種類別・本数別の動力伝達実験を実施した。

3. **３ D プリンタ樹脂射出部に冷却装置を設置し適切な温度管理のもと成型することで、風車製造に不可欠な 3D プリント部品の強度を向上する研究**
   空中浮上風車実験の結果、気球などの浮体と風車は分ける必要があると断定した。このため軽量風車の開発に着手した。軽量風車の製造に不可欠な３ D プリント成形部品の強度が射出成形品に比べ劣る問題が発生した。３ D プリンタ射出部に冷却装置を設置し温度制御を実施した結果射出量が安定することがわかった。そのため引張試験で強度が向上し射出成形品と同等になる事を確認しその理由を研究した。

4. **軽量かつ高い剛性を有する風車製造のため、炭素繊維・3D プリント部品複合材に関する材料工学・加工学研究と、風車の性能を検証する流体力学的研究**
   軽量風車の開発において 3D プリント部品と炭素繊維による複合材を使用した。これによりねじ止締結部や翼型部などで一定の精度を獲得するとともに、軽量高強度な風車を制作した。この風車の性能を検証する風洞実験を実施した。

5. **風車運搬装置として利用する連凧の計算法と、種別ごとの長所と短所を検証する航空工学的研究**
   風車を上空へ運搬する手段として連凧を使用することとした。しかし連凧に関する研究例がないことが判明したため、二種類の連凧方式の力学的特性と運用上の特性を検証した。

6. **ポンピング運動方式による空中風力発電を実施し、これに不可欠な地上発電装置設計法を確立する機構学的研究**
   ポンピング運動方式の発電を開始するにあたり地上発電装置の明確な設計法が確立されていないことが判明した。このため発電機特性などを考慮に入れ、地上発電装置から得られる終段の電力を予測する計算式を立て実際の発電実験と比較し、設計方法を確立する研究を行った。

そしてこれらの要素技術の研究により得られた知見から、風車運搬法とポンピング運動法の 2 種類の Ground-Gen 方式空中風力発電の優位性や問題点を比較検討した。

1.8　本論文の構成

本論文は第 2 章から第 5 章まで 2014 年度から 2016 年度までの期間実施した風車運搬方式について、第 6 章においては 2017 年度以降実施したポンピング運動方式による発電について論じている。詳細な構成を以下に示す。

第 2 章では、「ヘリウムガスバルーン・ロープ・プロペラシャフト動力伝達法」について発電実験を実施し、その特性や長所及び短所を検討した。

第 3 章では、ロープ・プロペラシャフト動力伝達法に使用する係留テザーの引張強度特性や動力伝達特性を検証し、後段の研究に最適な係留テザーを選定した。

第 4 章は、本研究に多用する FDM 方式３ D プリント部品の引張強度試験を実施し、従来の３ D プリント部品の課題であった強度低下の原因と、その改善方法について研究を実施した。

第 5 章は、風車運搬方式発電を目的とした、軽量高剛性の風車を設計・開発した。これを風洞実験により性能を測定し、その問題点などを検証した。

第 6 章は、上空への風車などの機材の運搬方法として、カイトとカイトを接続する連凧を提案した。連凧方式の運用上の特性と力学特性の検証を実施した。また連凧により風車を運搬し、ロープ・プロペラシャフト動力伝達法により発電実験を実施し、その結果を考察した。

第 7 章は、ポンピング運動方式発電に必要な地上発電システムの設計及び計算を実施し、発電実験の結果とその解析の結果を検証した。これにより、ポンピング運動方式地上発電システムの設計方法を確立した。

第 8 章は、二種類の発電方式を総合的に比較検討し目的別の長所と短所を考察し、第 9 章では論文全体をまとめている。

2　空中浮上風車・ロープ・プロペラシャフト発電法

2.1　空中浮上型風車による空中風力発電法の概要

第 1 章で述べたように 2014 年時点では研究報告例が少なく、空中風力発電そのものが黎明期であり、多くの発電手法が考案された [34)–36)]。九州大学応用力学研究所新川教授らは 2013 年以前より「エアリアル風車によるエネルギー取得の試み」と題して空中風力発電の研究を開始した [37),38)]。彼らはロケット型ヘリウム気球の側面にタービンブレードを接続し、気球自体を風車としたものを開発した。また、気球先端ノーズコーン部にナイロンなどの高分子ロープテザーを接続し、ねじり剛性を利用しトルクを伝達するプロペラシャフト機構として利用し、地上の発電機に回転を伝達するロープ・プロペラシャフト法を実施する段階から研究は開始された。新川らはこの浮上風車のトルクや張力などを計測する研究を進めていた。

本実験では、この空中浮上型風車を用いた発電の実現可能性を確認するため、発電実験を建物屋上で実施し、その電力値や運用上の問題などを考察し、本発電方式の課題を明らかにする。また、これを考察することでその後の研究の方針を定める。

Fig. 2.1(a) に実際の風車の写真を、Fig. 2.1(b) にこの空中浮上型風車の模式図を示す。Table 2.1 にロケット型気球の寸法・仕様を、Table 2.2 にタービンブレードの寸法・構成要件を示す。

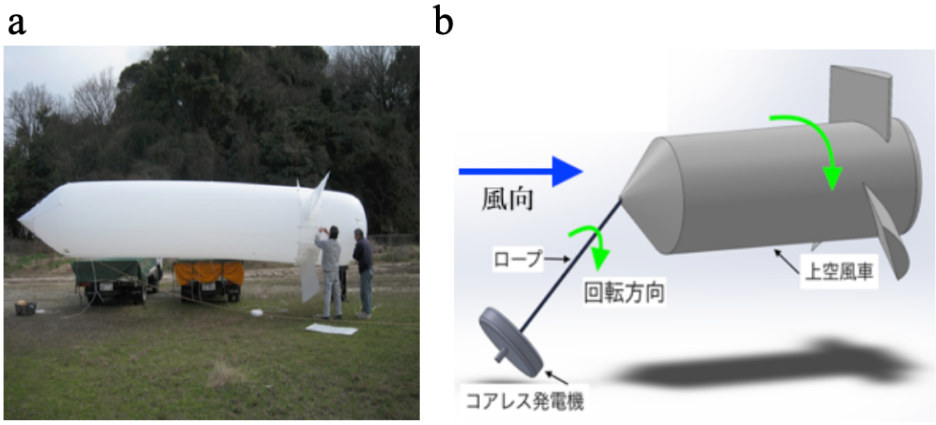

Fig. 2.1　(a) ロケット型ヘリウム気球式空中浮上型風車，(b) 空中浮上型風車の発電模式図

Table 2.1 ロケット型ヘリウム気球寸法及び仕様

名称	単位	数値
直径	m	1.3
全長	m	8.2
重点ガス容量	l	18
被膜厚	mm	0.13
搭載可能重量	kg	8.0

Table 2.2 タービンブレードの寸法及び仕様

名称	単位	数値/材料
枚数	枚	3
幅	m	8.2
投影面積	m^2	0.8
取付角	deg	14
材料		プラスチック段ボール

2.2 発電実験概要

2014 年 5 月 10 月に、九州大学応用力学研究所屋上にて空中浮上型風車を利用した発電実験を実施した。この実験の目的は以下の三つである。:

1. 空中浮上型風車を利用した発電が現実的に可能なのか実現可能性を確認する。
2. 3 種類の抵抗器を接続し、本方式における発電電力の差を検討する。
3. この発電装置の運用上の問題点を検討する。

Fig. 2.2 に計測装置の模式図を示す。実験方法は、発電機に抵抗値 $R[\Omega]$ を有する抵抗器を接続し、発電電圧 E[V] をデータロガーで計測し、オームの法則から式 (2.1) により電力 P[W] に変換し、検証する。

$$P = \frac{E^2}{R} \qquad [W] \cdots\cdots (2.1)$$

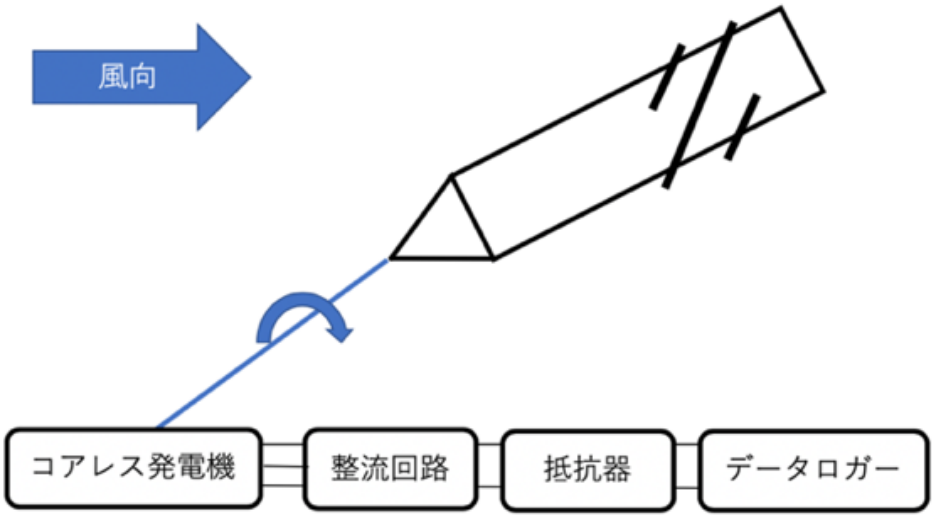

Fig. 2.2 空中浮上型風車発電実験における計測装置の模式図

2.3　発電条件

この実験時の風速記録を Fig.2.3 に示す。 この風速記録は応用力学研究所から最も近い気象観測拠点である福岡空港観候所の気象記録情報を参照している。Table 2.3 は、建物高度等の実験条件を記している。Figs. 2.4 および 2.5 は実際の実験装置と実験の様子を示している。

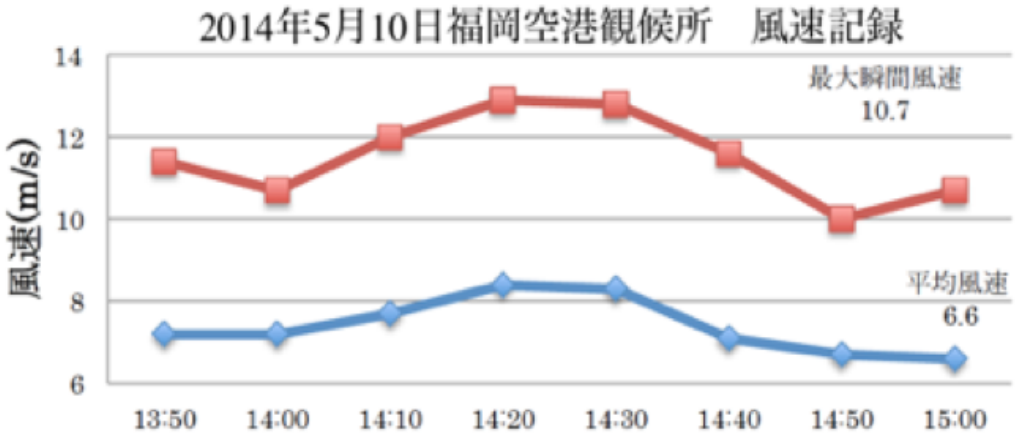

Fig. 2.3 福岡空港観候所実験時風速記録 [39)]

Fig. 2.4 発電装置全体像

Fig. 2.5 空中浮上風車による空中風力発電実験の様子

Table 2.3 実験条件・実験装置

要素	単位・メーカー名	数値・名称
日時	YYYY/MM/DD/HH:MM	2014/05/10/13:54 ～ 2014/05/10/14:59(3900 秒)
建物高度	m	30
係留ロープテザー長	m	20
発電機	スカイ電子	SKY-HR200
抵抗器	Ω	30/120/220
データロガー	グラフテック	GL220

2.4 発電実験結果

この実験では、220、120、30[Ω] の順で抵抗器を換装し、発電を実施した。Table 2.3 と Fig. 2.6 はその結果を示している。抵抗器の換装は 300 秒以上の実験を行った上で、ある程度風が止み安全を確認した上で換装した。220[Ω] と 120[Ω] の発電電力を比較すると、120[Ω] は平均発電電力は 0.18[W] 小さく、最大発電電力は 0.11[W] 大きく、ほぼ誤差範囲である。これは実験を実施した時間帯の平均風速はほぼ一定であったことによるものである。このうち、3 種の抵抗値の中で最も高い発電機の回転トルクが高トルクとなる 30[Ω] を使用した実験は、実験時間帯の風速が Fig. 2.3 から分かるように最も大きい。この時、瞬間最大ならびに平均発電電力が最も大きい値を示した。

Table 2.4 空中浮上型風車発電実験発電実験

抵抗値 [Ω]	時間 [sec](hh:mm:ss)	平均発電電力 [W]	瞬間最大電力 [W]
220	380(13:54:00～14:00:20)	0.71	1.82
120	443(14:00:20～14:06:43)	0.53	1.93
30	3077(14:06:43～14:59:00)	3.16	19.14

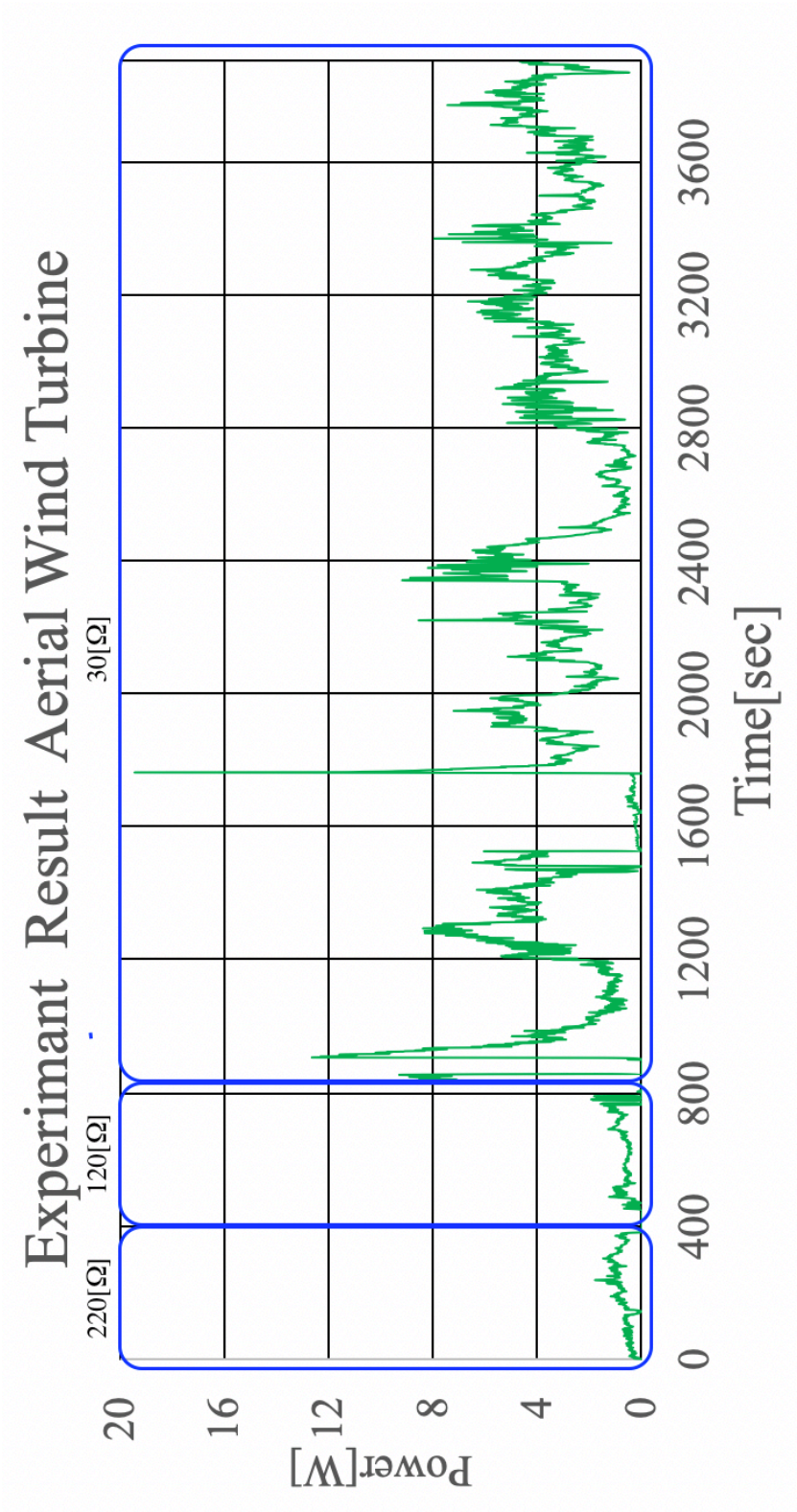

Fig. 2.6 上空浮上風車による空中風力発電時の発電量

2.5 考察

この実験における平均電力について考察する。一般的に風車の出力 P は風車面積 S、風速 v、空気密度 ρ、出力係数 C_P より次式より求める。

$$P = \frac{1}{2} C_P S \rho \nu^3 \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (2.2)$$

この風車に関する過去の研究から $C_P = 0.033$ と仮定し、測候所観測風速 $v = 6 \sim 9[\mathrm{m/s}]$ を用いて計算すると風車動力 P は 12.4 ～ 42.0[W] となる [36),37)]。風速の差はあるものの、実際の平均発電電力 P_E は 0.53 ～ 3.16[W] と差があることがわかる。入力動力 P_{IN} と出力電力 (あるいは動力)P_{OUT} の割合を示す発電効率 (あるいは動力効率)η は次式より求めることができる。

$$\eta = \frac{P_{OUT}}{P_{IN}} \times 100 \qquad [\%] \cdots\cdots (2.3)$$

この場合平均発電電力 P_E=P_{OUT} であり、風車動力 $P = P_{IN}$ として計算する。計算の結果、入力動力に対する発電電力の効率は $\eta = 4.25 \sim 7.52[\%]$ となる。発電機のメーカ仕様書より 220[Ω] 及び 120[Ω] の場合の η 値は約 80%、30[Ω] の場合は約 66[%] であるため、ロープ・プロペラシャフトによる平均入力動力 $P_{E \cdot IN}$ は約 0.53~7.52[W] と推定される。

同様に、式 (2.3) を使用しプロペラシャフトの動力伝達効率を求める。この場合 $P_{E \cdot IN} = P_{OUT}$ であり、風車動力 $P = P_{IN}$ として計算する。その結果はプロペラシャフトの段階で動力伝達効率が 5.31~11.4[%] である。これはプロペラシャフトの段階で動力が大きく損なわれていること示唆している。

また発電機に関して、本実験に使用した SKY-HR200 は発電機のメーカー仕様書によれば低トルク高回転型発電機である [40)]。したがって本来この発電機は 220[Ω] などの高抵抗値抵抗器を接続し、高回転で運用することに向いている。しかしながら本実験において最も高い電力値を示したのは 30[Ω] 抵抗器である。30[Ω] の場合、発電機の回転時に高いトルクを必要とするため風速が低速である場合は風車が回転することができず停止してしまうが本風車は回転を維持していたことから風速上昇により高トルクを発生していたものと推察する。220[Ω] などの低トルク時に高回転に至らなかったことと合わせて、この風車が低トルク高回転型ではなく、高トルク低回転型であったことを示唆している。

これらの考察より、それぞれの要因に対して以下の課題が明らかになった。空中浮上風車の出力係数や回転速度などの性能に関しては、数値計算法や小型模型を使用した風洞実験により性能向上を図るか、目的に即した風車を設計する必要がある。なお、再設計を選択した理由に関しては後述する。ロープ・プロペラシャフト機構に使用するロープそのものの特性検証を実施し、適切なロープを選定する。

また、実験計画段階から想定しこれを確認した長所、実験を実施したことで得られた短所の考察を行った。長所と短所はそれぞれ以下に挙げられる。

長所

- 晴天であれば地上付近が無風状態であっても風車を空中に運搬することができる。
- 気球の設計法は確立されているため、設計段階で運搬可能なロープやタービンブレードなどの貨物重量（ペイロード）を確定することができる。
- 軟式気球を使用しているため墜落事故発生時に被害を最小限に抑えることができる。

短所

- ヘリウムなどを利用した気球はヘリウムガス運用専門業者の手配の必要がある。天候不良により中止することがあるため、キャンセル料など費用の問題がある。
- 専門業者などの作業従事者が増えるため、空中風力発電の特徴の一つでもある少人数運用による発電作業の機動性の妨げとなる。
- 気球・飛行船は原則的に強風域では飛行状態が不安定になり、墜落などの危険を伴う。そのため、強風により電力が増加する風力発電の原則と気球の安定飛行は本来相反する。

これらの課題や長所・短所を検討した結果、ヘリウムガス気球方式は本発電方式には不適当と判断し、気球以外のカイトなどの方法で風車を空中に運搬する方式を研究することとした。以上の考察より、風車運搬式 Ground-Gen 方式の研究においては以下の三つの研究を実施する。

- ロープの材料及び動力伝達特性に関する研究（3 章）
- 空中運搬を目的とした軽量風車の設計開発の研究（5 章）
- 風車を運搬することのできる気球以外の方法の研究（6 章）

2.6 まとめ

本章では、空中浮上型風車を用いた発電の実現可能性を確認するため、発電実験を建物屋上で実施し、その電力値や運用上の問題などを考察した。本発電方式の課題を明らかにし、これを考察することでその後の研究の方針を定めた。

今回の実験でロケット型気球を利用した空中浮上風車によるロープ・プロペラシャフト機構型 Ground-Gen 方式による発電は可能であることを確認した。また本研究の結果から以後の風車運搬式 Ground-Gen 方式の研究において、「ロープ」「風車」「空中への運搬方法」の三つの研究を進めることとした。

3　プロペラシャフト用ロープに関する研究

3.1　先行研究

一本のロープをプロペラシャフトとして利用する研究はほとんど例がない。Fig. 3.1(a) に示す英 W&I 社による空中風力発電装置は「ロープ・チューブ・プロペラシャフト機構」と称する方式を採用しており、広義ではこれもロープ・プロペラシャフト機構に該当する。ロープ・チューブ・プロペラシャフト機構は、その名に示すように複数のテザーをチューブ状に配置し、一本のシャフトとして利用することで効率的に動力を伝達している [41]。英 W&I 社に近い地上設置発電として、同軸複タービン発電機 (Coaxial Multi-turbine generator) というものが存在する (Fig. 3.1(b) 参照)。しかし、この方式は 1991 年に米国で特許出願が行われたが、以降に継続的な研究の記録はない [42]。

ロープ利用以外のプロペラシャフト機構による空中風力発電の例として、米 Douglas Spriggs Selsam 社による Serpentine Wind Turbine がある。これは柔軟性のある塩化ビニールパイプ端部にブレードを接続し、竹とんぼ型の風車を複数接続することで、プロペラシャフトそのものを空中風車として利用する発電手法である。同方式は 2001 年に特許を取得しているが、研究記録は確認することができなかった [43]。

風力発電以外でこれに近い機構として、多層鋼線コイルを利用し回転動力を伝達する「たわみ軸」あるいは「フレキシブルシャフト」と呼ばれる機構が存在し、トルク伝達効率やねじり剛性に関する研究が多数存在する。しかし軸長が 1 メートル超級での運用や、コイルそのものに張力荷重をかけた場合の動力伝達に与える影響に関する研究は確認できなかった。なぜなら、たわみ軸は医療機器や計測機器などの用途に使われ、高剛性ワイヤーメッシュホースなどにコイル軸を内包することが一般的であり、ねじりに由来する素線ごとの張力以上の張力に関する研究が必要ないためである [44)–46]。

ロープおよび繊維の機械的特性に関する研究は少なくない。綿のヤング率に関する研究や、鋼線ワイヤーロープやナイロンロープの強度に関する研究、屋外露爆劣化に関する研究が行われ、鋼線ワイヤロープは JIS により規定されている [47)–54]。しかしながら、ねじりに関する特性や今回サンプルとして使用したロープの特性に関する研究例は筆者が知る限りない。

3.2　実験方法

本節では風力発電のためのロープテザーを用いたプロペラシャフト機構における動力伝達の実用性を確認するため、ロープテザーのねじりと引張強度試験を行い、その結果を述べる。

3.2.1　ロープテザーの種別・編み方

検証対象のロープとして、広く一般に普及しており、入手性のよい「綿」「クレモナ」「ナイロン」の 3 種を選択した。JIS 規格を基に Table 3.1 にこの 3 種のロープの一重掛

a　　b

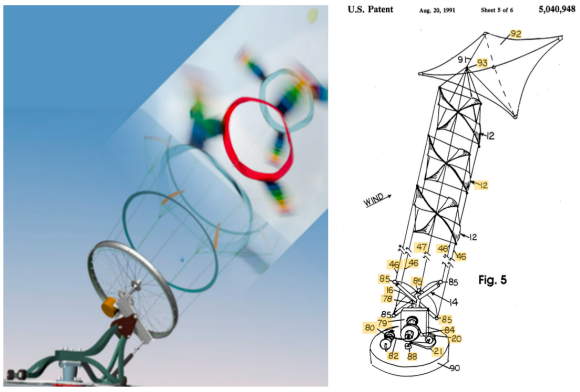

Fig. 3.1　(a)W&I 社のロープ・チューブ・プロペラシャフト機構、(b) 同軸複タービン発電機

け時の基本的特性について示す。検証対象のテザーロープの掛け方は、「一重掛け」「二重掛け」「三重掛け」の 3 種で、ロープを一周の輪として引張試験・動力伝達試験を行った。そのため「一重掛け」「二重掛け」「三重掛け」はそれぞれテザーの輪の数を指している。

Table 3.1 各ロープの特性 [55),56)]

ロープ種別	綿	クレモナ	ナイロン
長所	摩擦等の熱に耐久性が高い	メンテナンスやロープワークが容易	衝撃・摩擦・強度などが高い
短所	天然繊維であるため腐食しやすい	石油製品特有の劣化が発生し、熱に弱い	石油製品特有の劣化が発生し、熱に弱い
許容応力 [MPa]	79.6	70	257
線密度 [g/m]	10.5	8.3	7.9

3.2.2　ロープテザー強度評価実験 - 実験方法

強度評価実験では、引張試験機で単純な引張試験を実施し、100[N] ごとに伸び長とロープ直径をマイクロメータにて計測し、縦弾性係数・ポアソン比・横弾性係数を求める。

またこれとは別に破壊張力と伸び長を計測する引張試験も実施する。そのほかに Fig. 3.2(a) に示す閂型治具に摩擦による結束 (本結び) で一重掛けを行い、引張張力を加えることでその強度を評価する。その引張試験の模式図を Fig. 3.2(b) に示す。Fig. 3.2(a) 図中の黒い治具は、試験機取り付け後も治具を回転することが可能である。

このためロープを回転させ、プロペラシャフトのねじりを再現し引張試験を実施した。実際のロープロペラシャフトでは、「よじり現象」やそれがコブ状になる「キンク現象」が発生する。

多くの繊維は、キンク現象が発生した場合に繊維巻摩擦熱により強度が低下し、破断の原因になるとされている[50]。そのためこれを再現し、回転数別の強度変化を調べる必要がある。先行研究においては、可回転治具とモータをチェーンドライブ機構により接続し、ねじれ回転と張力を同時に加え、ねじれ回転数と破断荷重を計測している。これらの引張試験の詳細条件を Table 3.2 に示す。

また、ロープのねじりによる反トルクと横方向のひずみを計測するため Fig. 3.2(c) に示す様に端部に穴の空いた金属棒に張力計を設置し、その張力を計測し、金属棒長との積よりトルクを求める。また、金属棒接触部のロープ直径を計測することで直径方向のひずみを求める。

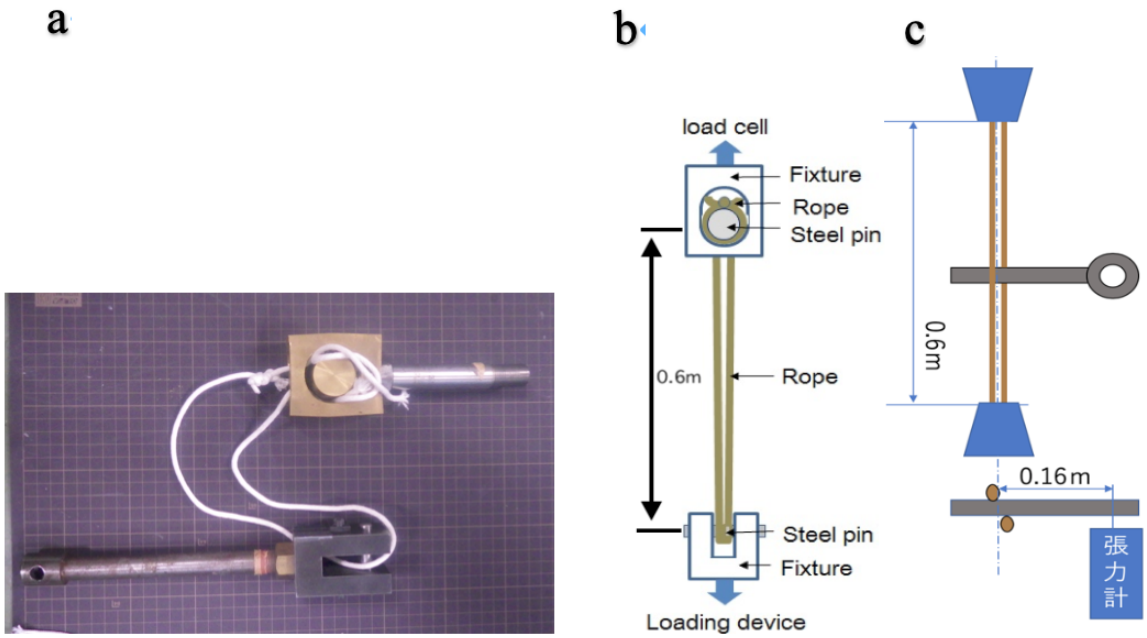

Fig. 3.2 (a) 門型ロープ引張試験用治具、(b) 引張試験模式図、(c) トルク計測試験模式図

Table 3.2 引張試験の試験条件

要素	数値/名称
引張速度	30 mm/min,
ロープ種類	綿・クレモナ・ナイロンロープ
回転回数	0,20,40,50

3.2.3 ロープテザー強度評価実験 - 実験結果

Fig. 3.3(a) に事前にねじれ方向に 20 回回転させたロープの強度の計測結果を示す。回転後、引張荷重 F と変位 δ を計測した。綿ロープの引張荷重 F を徐々に増加したところ、$F = 82$[N]、$\delta = 119$[mm] で破断した。これは一般的な綿ロープの公称耐荷重 992[N] に対し 8.2[%] の値である。同様の $F - \delta$ 曲線がクレモナロープでも見られた。ただし破断荷重が $F = 125$[N]、$\delta = 206$[mm] に増加した。これは一般的なクレモナロープの公称耐久力 880[N] に対し 14[%] の値である。一方、ナイロンロープでは破断荷重が $F = 350$[N] に増加した。一般的なナイロンロープの公称耐久力 3217[N] に対し 10.8[%] の数値を示した。しかし、破断伸び $\delta = 167$[mm] はクレモナロープの破断伸びに比べ 39[mm] 低下した。Fig. 3.3(b) にロープの破断荷重 F とねじり回転数 R の関係を示す。3 種類のいずれのロープにおいてもねじり回転数 R が増加するとロープの破断荷重 F は低下した。

ロープは外力などの外的要因が加わるかロープ繊維間の摩擦により破断する。このため破断張力が公称荷重を下回ったのはねじりを加えたことが原因と考える。外力は加えていないため、摩擦がねじり回転数 R と共に増加し、ロープの引張り強度 F を低下させることをこの結果は示唆している。また引張試験による縦弾性係数・横弾性係数・ポアソン比・真応力とねじり回転実験の結果から計算した横弾性係数の結果を Table 3.3 に示す。

また Fig. 3.3(c) はねじり回数と横弾性係数の変化を示している。ねじり実験の結果と引張試験の結果を比較すると、横弾性係数はナイロン・クレモナの二種に関しては近似した値を示した。しかし綿ロープに関しては 3 分の 1 の値を示している。これはねじりの横弾性係数を計算する場合ねじり角を利用するため、線密度が影響するものと推察する。そのため、ナイロン・クレモナは密度の高い金剛打ちであるため近似し、綿は密度が低い三打ちであるため大きな差が発生したと考えられる。

Table 3.3 引張試験・ねじり実験の結果から求めたロープの材料特性

機械特性名称	綿	クレモナ	ナイロン
縦弾性係数 [GPa]	0.455	0.483	0.405
横弾性係数 [GPa]	0.11	0.108	0.136
ポアソン比	1.054	1.017	0.480
真応力 [MPa]	132.8	149.6	215.1
ねじり-横弾性係数 [GPa]	0.033	0.093	0.113

3.3 動力伝達実験 - 実験方法

Fig. 3.4(a)、(b) にロープの動力伝達計測法の模式図と実験装置の写真を示す。この動力伝達実験において、「一重掛け」「二重掛け」「三重掛け」の三種類の編み方と、「綿」

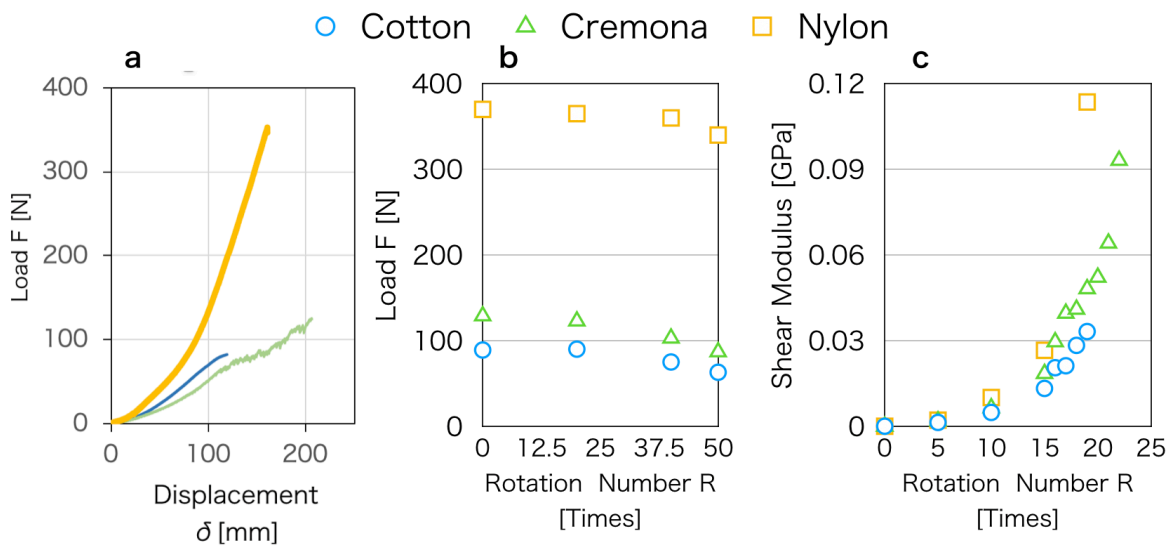

Fig. 3.3 (a) ロープ引張試験結果荷重 F-変位 δ 線図 (2 0 回転時) , (b) ロープ引張試験結果荷重 F-回転数 R 線図，(c) せん断応力-ねじり回数線図

「クレモナ」「ナイロン」の三種類のロープによる 9 回の動力伝達実験に加え、校正基準とするため直径 10[mm] の SUS304 ステンレス鋼材の動力伝達実験を行い、合計 10 回の実験を実施した。また Table 3.4 に機材等実験の条件を記している。発電機の発電効率はメーカ仕様書より求めた。ロープには気球・カイトなどの飛翔体が係留されていることを想定しているため、想定張力のウェイトを接続し実験を実施した。

Table 3.4 ロープ動力伝達計測実験機仕様表

要素名	数値/名称
実験機材寸法	2 × 0.54 × 0.38[m]
出力モータ	オリエンタルモータ QKG-RTT10232
発電機	スカイ電子 SKY-HR200
回転速度計	小野測器 HT550
トルク計	Unipulse UTM-30Nm
抵抗器	220[Ω]
データロガー	Graphtec GL220
荷重	40[N]
回転速度	1[rps]
発電効率	約 77[%]

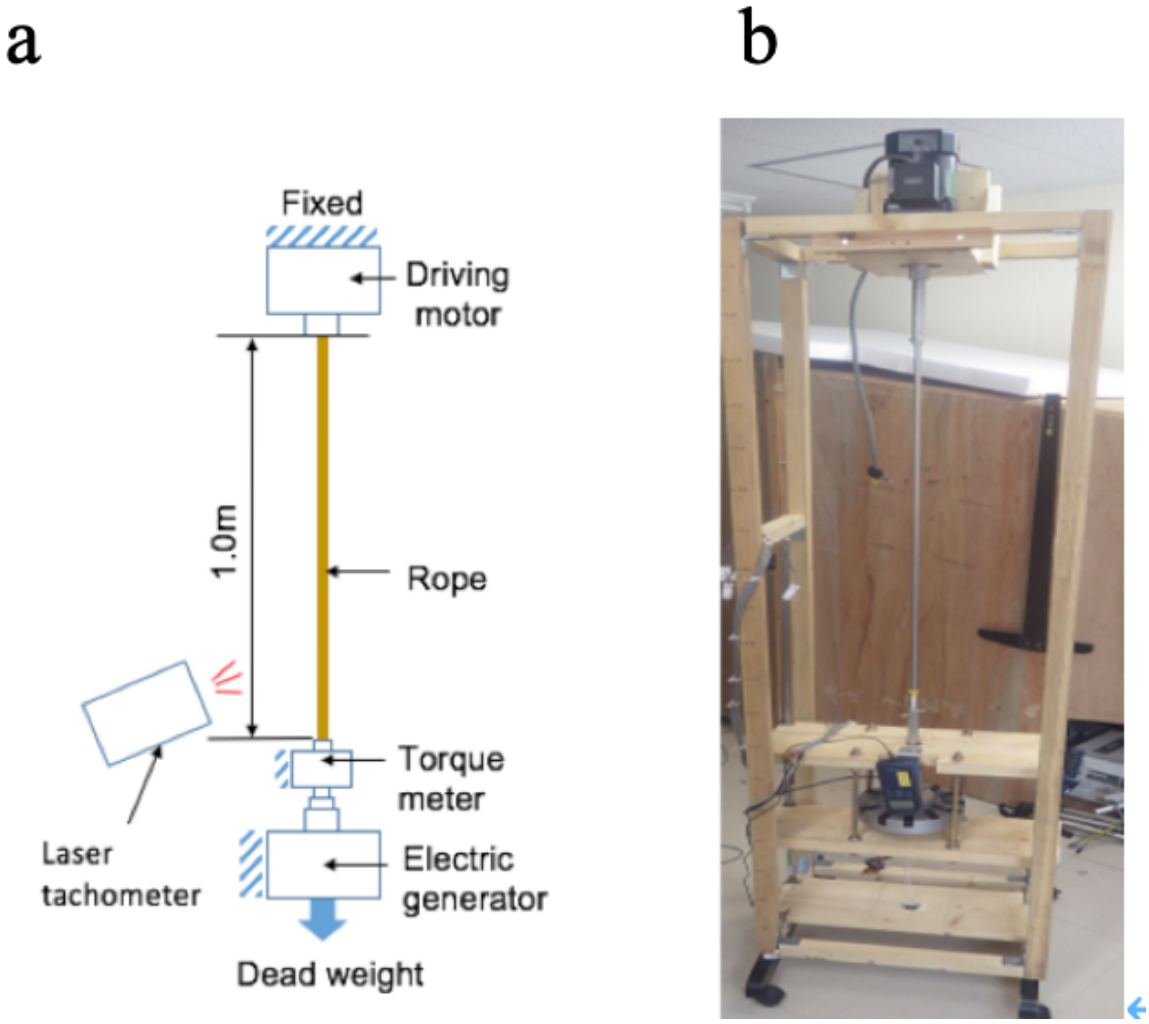

Fig. 3.4 (a) ロープ動力伝達計測法模式図， (b) ロープ動力伝達計測実験機

3.4 動力伝達実験 - 実験結果

Fig. 3.7(a)∼(c) は重掛け数ごとの引張試験の結果と基準となるステンレスシャフトの動力伝達実験の結果を示している。ここでは、発電電力 P を時間 t の曲線として示した。ステンレス鋼材による動力伝達の安定状態到達時間は 50 秒であった。綿ロープの電力 P は、発電を開始し始めるまでの立ち上り時間が長く、激しい振動を伴いながら徐々に増加した。一方、ナイロンロープの電力 P は早い段階で増加し、一定値に漸近した。さらにクレモナロープの電力 P は立ち上り時間が縮小し、開始時に急激な低下が発生し、その後振動する傾向が見られた。この振動現象は、ロープがある程度締まってから動力が伝達されるが、その段階の剛性が低いため、動力が伝達されたのちロープが緩み、伝達効率が低下したと考えられる (Fig. 3.8 参照)。これを繰り返すことで振動となり、時間経過とともに緩みが小さくなり最終的には動力伝達が平滑化する。

二重掛けの動力伝達実験の結果を以下に示す。掛け数を 2 回に増加すると、綿ロープの電力 P の立ち上り時間は縮小し、振動も低下した。さらに駆動モータ始動を基点と

したナイロンロープとクレモナロープで立ち上り時間が逆転した。これは二重掛けにおいてはナイロンロープの剛性が、クレモナの剛性を上回ったことを示唆している。

三重掛けの動力伝達実験の結果を以下に示す。掛け数を 3 回に増加すると、綿、クレモナ、ナイロンロープの 3 種類での電力 P の立ち上がり時間差が縮小した。
また、三重掛けでは振動現象は大きく減少した。掛け数が増加、すなわち総断面積が増加することで各ロープの剛性が増加し、平滑な動力伝達可能な状態に達する時間が短縮されたと考えられる。

いずれの掛け方においてもキンク現象の発生やその前段のよじれ状態などによる芯ズレ状態となり、平滑化後の微振動の原因になる。この結果は、ロープの本数が増え、ねじり剛性が増加しても、3 種類のロープで最終的に得る動力に大きな差がないことから、ロープの種類による動力伝達効率に大きな差がないことを示唆している。

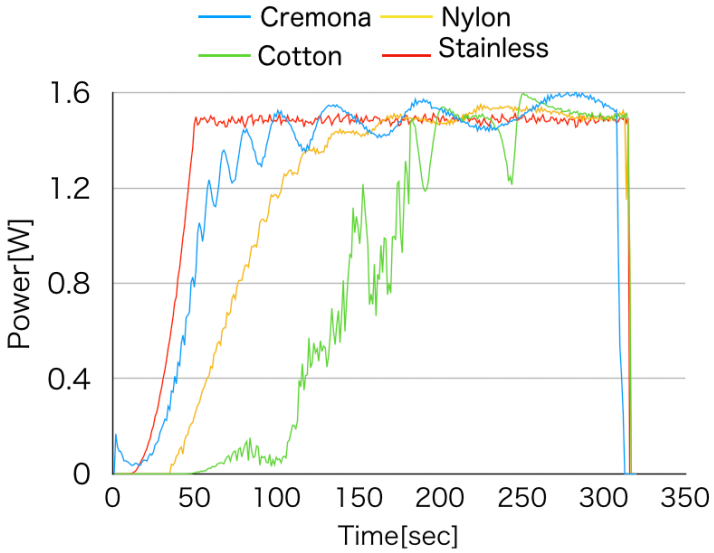

Fig. 3.5 ロープ動力伝達実験結果 (一重掛け)

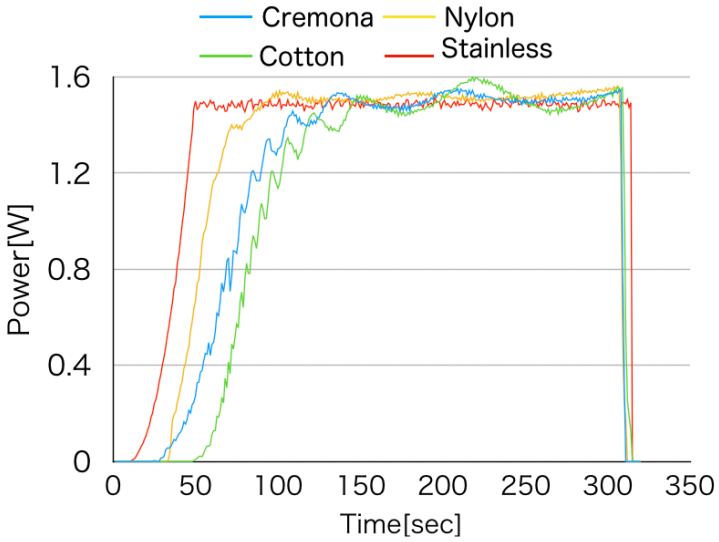

Fig. 3.6 ロープ動力伝達実験結果 (二重掛け)

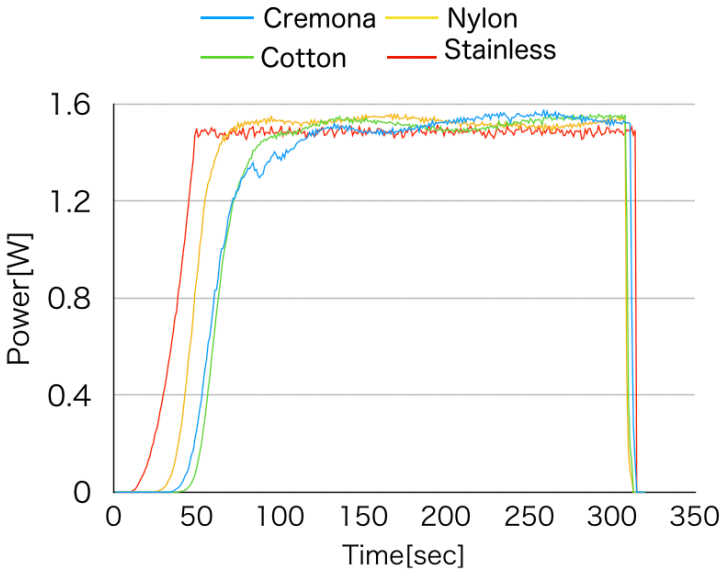

Fig. 3.7 ロープ動力伝達実験結果 (三重掛け)

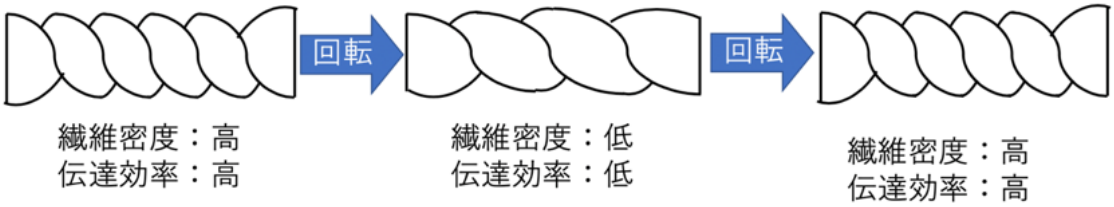

Fig. 3.8 動力伝達時の振動発生模式図

3.5　考察

上述の二つの実験の目的は、ロープの特性を把握するとともに、プロペラシャフト機構として使用するロープを選択することである。それを踏まえてロープ強度評価実験と動力伝達実験の二つの実験について考察する。ロープ・プロペラシャフトに求められる条件は以下のものである。

1. 係留テザーの役割も担うため、高負荷にも耐えうるもの。

2. 運用時の結索作業やロープメンテナンスが容易である。

これらの条件を基に各ロープについて考察する。

綿ロープは、一重掛け及び二重掛け実験においては最も立ち上がりが遅く、一重掛け実験時には終始不規則振動の発生がみられた。また、引張耐荷重試験の結果も 3 種類の中で最も低い値を示している。運用上の問題に関しては、結索作業については摩擦に強い特徴から解けにくく、家庭用洗濯機で洗浄が可能なため整備性は高い。

クレモナロープに関しては、一重掛けでは立ち上がり時間が最も短かったが、三重掛けでは平滑化が最も時間を要した。また、全ての動力伝達実験において規則的な振動が確認された。これは、強度評価実験でも確認された、クレモナロープの特徴である伸縮性により由来するものである。ロープに伸縮性が高い場合、ロープが締まった後も弾性変形が発生するため剛性による動力伝達が損なわれ、振動が発生し続けた。今回の 2 種の実験では確認されなかったものの、この特性は本方式においてはせん断破壊のリスクを伴う。

ナイロンロープに関しては、重量が 3 種の中で最も重いものの、動力伝達実験においてはいずれの実験においても最も振動が少なく、二重掛け及び三重掛けにおいては立ち上がり時間も最も短かった。引張強度に関しても、綿ロープの約 4.3 倍、クレモナロープの約 2.8 倍の値を示した。材料強度が高く変形しにくい特性上、結索箇所が解けやすいなどの運用上の問題もある。

しかし、動力伝達と強度の観点から、本研究ではナイロンロープを以降の研究に使用することとした。

3.6　まとめ

綿・クレモナ・ナイロンの 3 種類の繊維ロープの機械的性質に及ぼすねじり回転の影響を研究し、強度・動力伝達性能の観点からロープ・プロペラシャフト機構用ロープとしてナイロンを選定した。

4　3D プリンタ造形品の成形法とその強度に関する研究

4.1　概要

熱溶解式 3 次元造形装置 (FDM3D:Fused Deposition Modeling 3Dprinting) は 3D プリンタの一種である。FDM 方式を含む 3D プリンタと呼ばれるラピットプロトタイピング (Rapid Prototyping) 機材は、従来の金型による樹脂成形と比較し、軽量かつ安価で部品成形が可能である。このため、空中風力発電において風車の開発や地上機材、そのほか様々な場面において FDM3D プリント部品が他の空中風力発電研究においても多用される [57]。本研究においても他の研究同様に前段の研究で 3D プリント風車が風洞実験中に破損事故が発生しているため、成形方法により変化する強度を把握する必要があり、この研究が必要となる。

FDM3D プリントは ABS 樹脂などの熱可塑性樹脂を下記の手順で成形している。

1. 樹脂を高温に加熱・溶解し、射出する
2. この時射出ヘッドを XY 方向に可動させ、押出した樹脂により造形する
3. これを Z 方向に積層し立体造形を行う

XY 軸速度（ヘッドの移動速度）や積層ピッチ（Z 軸のピッチ）が、成形精度や強度など製品の仕上がりに影響することが、過去の研究から知られている [58)–65]。しかし、これまで FDM3D プリント製品は強度が一定にならないことが広く知られており、その原因も不明であった。従って、射出ヘッドの内部管摩擦により樹脂が想定流量 Q' に達しないため、樹脂の一般的な強度に達しないのではないかと仮説を立てた。そこで、射出ヘッドの先端ノズルを取外した場合の樹脂フィラメントの射出流量 Q を計測した。その結果、Fig. 4.1(a) に示すように、先端ノズル位置での樹脂射出量が想定量に達していないことがわかった。そこで、従来の射出成型の技法に着目した。Fig. 4.1(b) は 3D プリンタの射出ヘッドを一般的な射出成型法に置き換えた部品を示している。

この加熱圧縮部の熱が供給部に熱伝導し、樹脂を加熱させ熱膨張を起こし、管内摩擦を増加させ射出量を減少させたことが総定量に達していない原因である。さらに悪化すると、射出不能状態いわゆる「詰まり」を起こすことがある [66]。

「詰まり」の対応策として、供給部をファン・放熱板などで冷却し、供給部・内部樹脂の加熱を防ぐ方法がある。実際にこれを実験したところ、無冷却時に比べ大きく改善し、想定上の射出流量を超えた。

ただし、樹脂の想定流量 Q' は計算樹脂体積 V と移動を含む総作業時間 t の除算であるため、誤差範囲内と言える。

ここでは、空中風力発電の部品を製作するに当たり、その強度を推定するため、冷却有無と射出温度に差をつけて成形した場合の樹脂強度の差について研究した。

a　　b

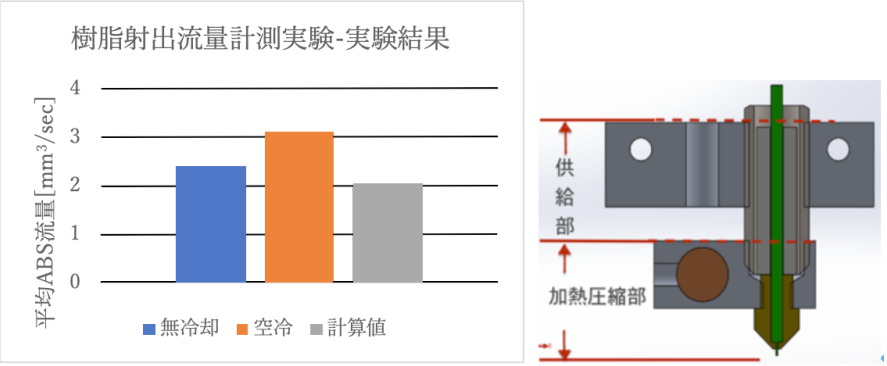

Fig. 4.1 (a) 樹脂射出量測定実験結果，(b) 射出ヘッドの区分別名称

4.2　熱シミュレーション

樹脂射出量測定実験後に、前述の「射出ヘッドの内部管摩擦により樹脂が想定流量 Q' に達しないため、樹脂の一般的な強度に達しない」という仮説を裏付けるために熱シミュレーションを実施した。シミュレーションには 3DCAD ソフト Solidworks 内蔵の熱解析ソフトウェア「SOLIDWORKS Simulation」と流体解析ソフトウェア「SOLIDWORKS Flow Simulation」を使用し、従来射出ヘッド・冷却フィン付き射出ヘッド・空冷ファン及びフィン付射出ヘッドの 3 種類の射出ヘッドの内部温度を解析した。想定した加熱温度は、一般的な射出温度である 220[°C]、外気温度 26[°C] を想定している。Fig. 4.2(a) に従来射出ヘッド、(b) に冷却フィン装着射出ヘッド、(c) に空冷ファン及びフィン付射出ヘッドの解析結果をそれぞれ示す。

Fig. 4.2(a) に示す従来型の射出ヘッドの解析では、供給部付近においても 115[°C] から 150[°C] の間の温度を示している。一般的な ABS 樹脂は、100[°C] を超えると膨張を開始するため、この解析の結果通りの温度上昇であれば、当初の仮説のように熱膨張による管内摩擦が増大し、射出量の減少が見込まれる。Fig. 4.2(b) に冷却フィン装着射出ヘッドにおける内部温度の解析結果を示す。冷却フィンを接続した供給部の金属部品は、30 から 40[°C] と従来型に比べて温度が下がり、中心の ABS 樹脂も従来型に比べれば高温度域が減少していることがわかる。このことから、冷却フィンを装着しただけでも、熱膨張抑制による管内摩擦を減少させることが可能であると推測することができる。Fig. 4.2(c) は、冷却フィン装着射出ヘッドを送風により強制空冷した場合を想定した内部温度解析を実施した結果を示している。強制空冷を行なった場合、ただフィンを装着させた場合に比べて、供給部フィン接続部の ABS 樹脂温度が下がっていることがわかる。これらの解析結果から冷却フィン・空冷ファンを設置し強制空冷を実施した場合、管内摩擦を大きく減少することが可能になり、射出量が安定することで射出成型品同等の強度を得ることが可能になるものと推測される。この結果を基に実機による成形品の引張試験へと研究を進めた。

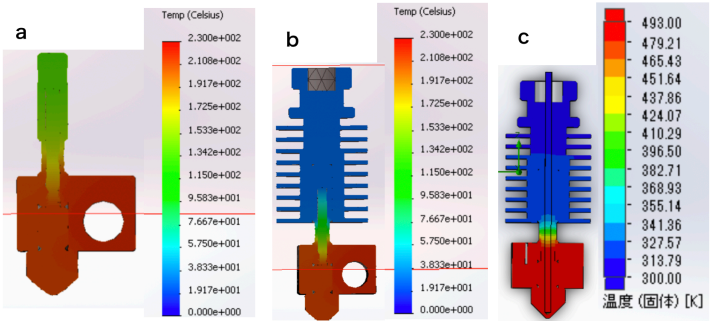

Fig. 4.2 (a) 従来型射出ヘッドの内部温度解析結果，(b) 冷却フィン装着射出ヘッドの内部温度解析結果，(c) 強制冷却ヘッドの内部温度解析結果

4.3 実験機器

今回、引張試験用引張試験片の造形に用いた FDM 式 3D プリンタはマイクロファクトリー社製 PRN3D である。この 3D プリンタの射出ヘッド取付部や電源交換などに改造を施して使用した。Fig. 4.3 は引張試験用試験片の寸法をミリメートル標記で示しており、、この寸法は過去に実施された研究を参考にしている [61]。Fig. 4.4(a) は、PRN3D 標準中空全ネジ式射出ヘッド 4.4(b) は E3D 社製 V6 空冷ファン付き射出ヘッドをそれぞれ示しており、これらを従来射出ヘッドと空冷射出ヘッドと呼称する。試験片の造形に使用する樹脂は、FDM 式 3D プリントにおいて最も普及しており、上記解析でも使用した ABS 樹脂を使用している。

4.4 成形条件

試験片造形時の FDM 式 3D プリンタの制御は、フリーソフトウェア「Repetier Host」を用いている。樹脂射出温度は、従来射出ヘッドでは射出可能上限温度 215[°C] 前後、空冷射出ヘッドにおいては射出可能下限温度 245[°C] 前後と、機器加熱上限温度 270[°C] 前後の二つの温度域で造形を実施した。

試験片の造形密度は、引張試験時の引張強度をプラスチック切削加工品に近づけるため、樹脂充填率 100%に設定し造形した。Table 4.1 に造形速度設定を示す。これは一般的な造形速度の 1.5 倍速を基準とし、50~300%の範囲で複数の試験片を造形し、これを引張試験に使用している。

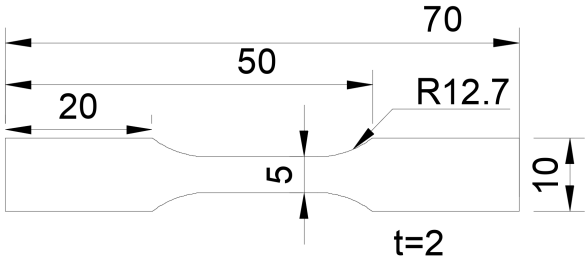

Fig. 4.3 引張試験片の寸法

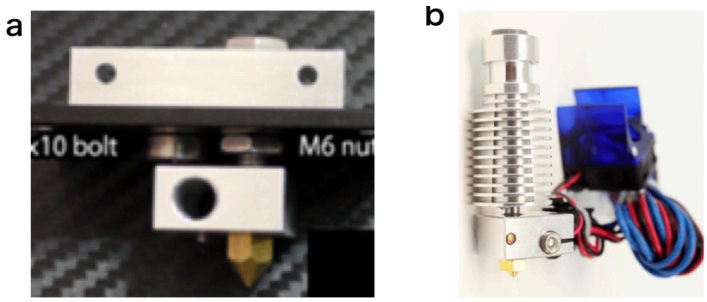

Fig. 4.4 (a)PRN3D 標準中空全ネジ式射出ヘッド (従来射出ヘッド), (b) E3D 社製 V6 空冷ファン付き射出ヘッド (空冷射出ヘッド)

Table 4.1 試験片造形時の速度等造形条件

要素名	単位	数値・名称
材料重点率 (Infill Density)	%	100
積層ピッチ (Layer pitch)	mm	0.3
先端ノズル直径 (Nozzle diameter)	mm	0.3
充填パターン (Infill pattern)		Rectilinear
外周部速度 (Perimeters)	mm/s	45
小規模外周速度 (Small perimeters)	mm/s	45
最外周速度 (External perimeters)	%	50
内部充填印刷速度 (Infill)	mm/s	40
細部充填印刷速度 (Solid infill)	mm/s	38
最上層印刷速度 (Top solid infill)	mm/s	38
空中成型部印刷速度 (Bridges)	mm/s	35
微小部位印刷速度 (Gap fill)	mm/s	35
第一層積層速度 (First layer speed)	mm/s	20
テーブル温度 (Table temp)	°C	55
従来ヘッド温度 (Old Head temp)	°C	215 ± 5
冷却ヘッド下限温度 (Cooling Head Minima temp)	℃	245 ± 5
機器限界温度 (Machine limited temp)	°C	270 ± 5

4.5　実験結果

4.5.1　異種射出ヘッド品による引張試験の結果

Fig. 4.5 に従来射出ヘッドと空冷射出ヘッドにより造形された試験片の引張試験の結果を示す。ここでは造形速度ごとに 2 回サンプルを採取し、引張応力とヤング率を計算し、それぞれの平均値をプロットしている。Fig. 4.5(a) では従来射出ヘッド造形試験片の引張応力 σ_{Cm} が、21.7~28.9 [MPa] の範囲であるのに対し、空冷射出ヘッド造形試験片の引張応力 σ_A は、29.7~36.7 [MPa] の範囲であることがわかる。この結果は、σ_{Cm} よりも σ_A が高めになることと、σ_A は射出成形により成形された ABS 樹脂の引張強度に近似していることを示唆している [65]。

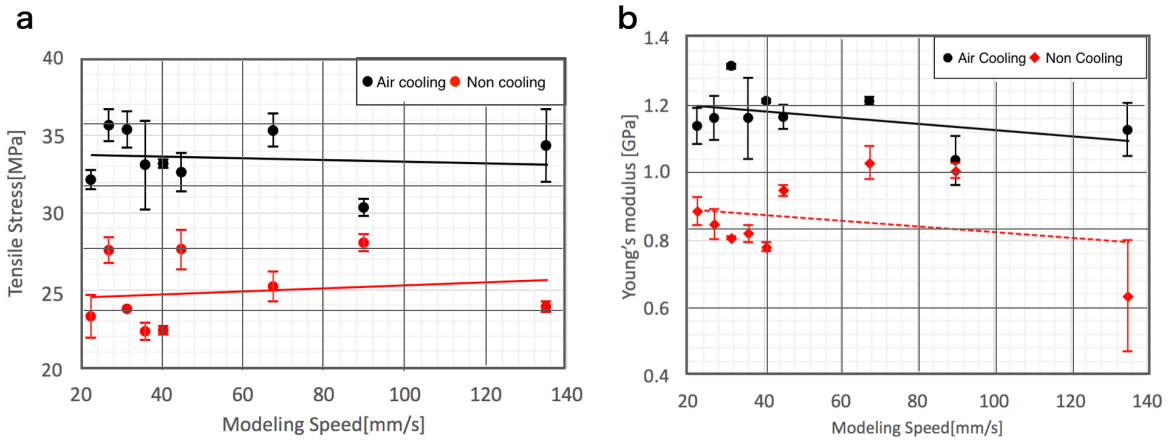

Fig. 4.5　(a) 空冷及び非空冷造形試験片の引張張力，(b) 空冷及び非空冷造形試験片のヤング率

4.5.2　空冷射出ヘッド異温度造形引張試験の結果

Fig. 4.6 に射出可能下限温度と機器加熱上限温度の引張試験の結果を示す。ここでは 4.5.1 節と同様に、造形速度ごとに 2 回サンプルを採取し、引張応力とヤング率の平均値をプロットしている。Fig. 4.6(a) では、下限温度造形試験片の引張応力 σ_C が 16.1~33.2 [MPa] の範囲であるのに対し、上限温度造形試験片の引張応力 σ_H が 29.7~36.7 [MPa] であることを示している。この結果は、σ_H を平均化するとほぼ一定であるのに対し、σ_C は造形速度上昇に伴い下降傾向にあり、範囲が分散していることを示唆している。

Fig. 4.6(b) では、下限温度造形試験片のヤング率 E_C が 1.03~1.32[GPa] であるのに対し、上限温度造形試験片のヤング率 E_h は 0.56~0.95 [GPa] であることを示している。この結果は、引張応力と同様に、E_h は平均化するとほぼ一定であるのに対し、E_C は造形速度上昇に伴い、下降傾向にあることを示唆している。

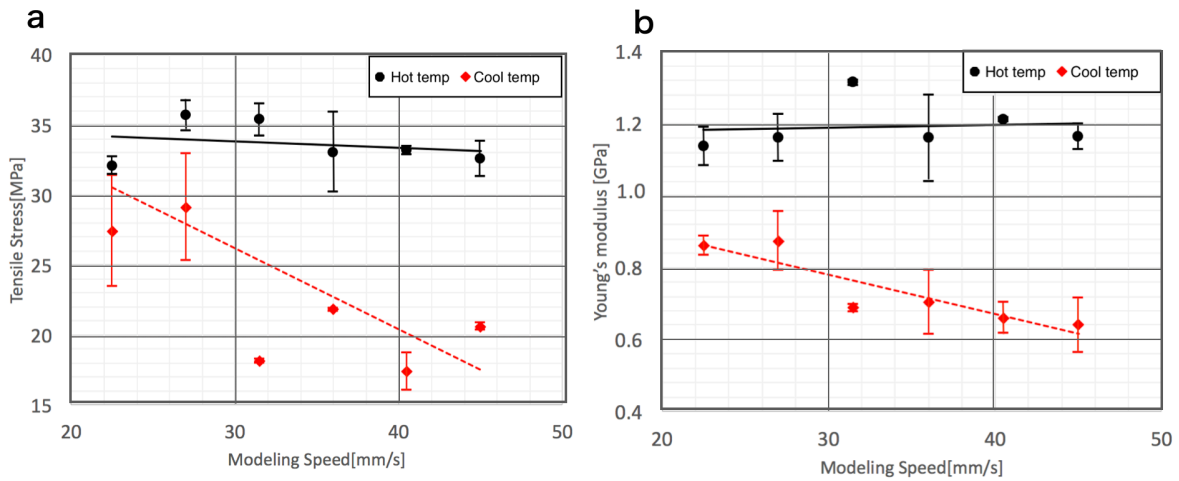

Fig. 4.6 (a) 異温度造形試験片の引張張力，(b) 異温度造形試験片のヤング率

4.5.3　本実験の考察

従来射出ヘッドと空冷射出ヘッドにより造形された試験片の引張試験の結果は、射出ヘッド供給部の冷却の有無が、造形物の引張強度に影響を及ぼすことを示した。

Fig. 4.7 はそれぞれ高い引張応力の値を示した試験片と低い引張応力の値を示した試験片の破断面を等倍に拡大撮影した図である。

Fig. 4.7(a) は高引張力を示した試験片の断面写真であり、Fig. 4.7(b) は低引張力を示した試験片の断面である。Fig. 4.7(a) の樹脂は気泡のあとはあるものの積層時に発生する樹脂繊維の痕跡は目立たない。これに対し Fig. 4.7(b) には樹脂繊維が顕著に現れている。このことから (a) は (b) と比較し樹脂接着状態が密であると言うことができる。

これは、供給部の冷却が熱膨張による管路抵抗の発生を防止し、樹脂が想定量に近い量が供給されたことに加え、十分に加熱され低粘度化した樹脂がバラス効果により樹脂同士の接着が密になったことに起因すると考えられる。バラス効果とは、樹脂を円管内部で流動させた場合、先端ノズルから射出した後に流動方向に縮み、円の半径方向に膨らむ現象のことである [64]。

また、空冷射出ヘッド異温度造形品引張試験の結果から、樹脂射出温度が低温の場合において、速度上昇に従い引張応力及びヤング率が下降することと、高温時は引張応力及びヤング率は共に一定になることが明らかになった。

樹脂射出温度が低温である場合、伸長現象が発生する。樹脂同士の接着が疎になり、樹脂同士が剥離し、最終的には延性破壊を起こすためである。伸長現象とは、移動速度に対し樹脂供給量が不足する事で、射出された樹脂の直径が細くなる現象である。

Fig. 4.8 の模式図は、左側の射出部においては射出口直径以上に樹脂が膨らむバラス効果を示し、右側では射出口直径以下に細くなる伸長現象を示している。また、この伸長現象は、加熱が不十分な場合だけでなく、従来射出ヘッドのように管路抵抗などにより樹脂供給量が不十分な場合にも発生し、引張強度やヤング率などの低下の原因となっている。

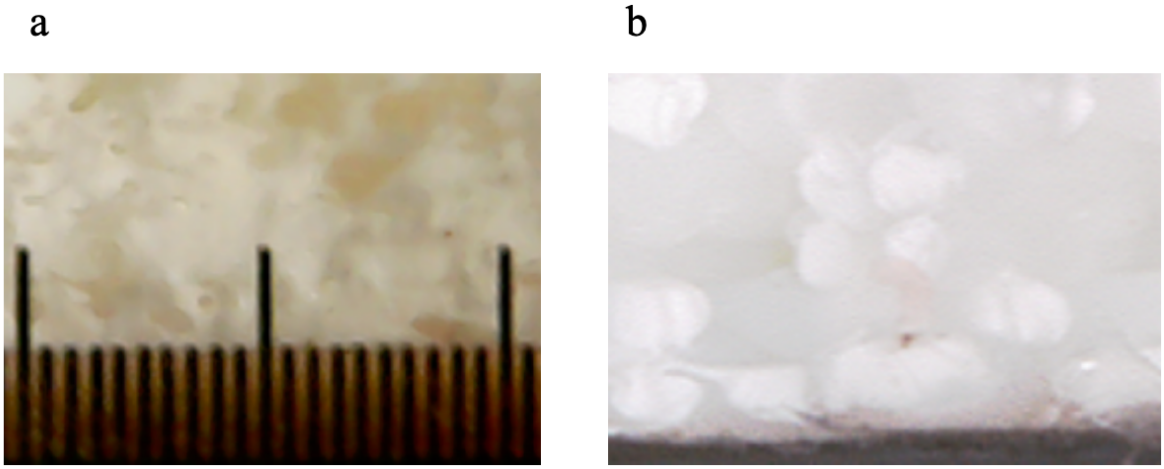

Fig. 4.7 (a) 高張力試験片断面写真，(b) 低張力試験片断面写真 (等倍率)

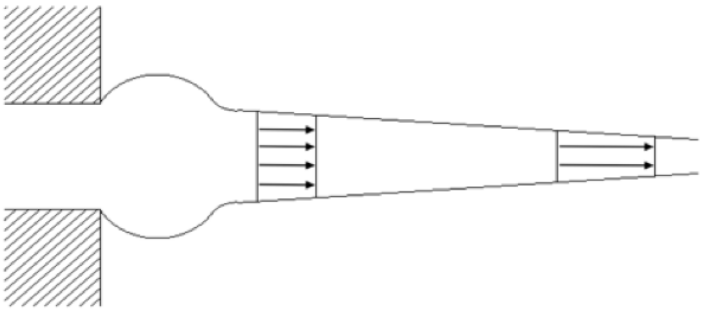

Fig. 4.8 バラス効果・伸長現象模式図

4.5.4 まとめ

この研究から以下の結論を得た。

1. 空冷を始めとする冷却射出ヘッドを使用することで、引張強度の向上が可能であることを示した。

2. 適切な射出温度下で造形を実施した場合、高速造形であっても強度は安定する。

3. 造形品の強度向上は、射出ヘッド供給部内で樹脂の熱膨張を抑え、適切な樹脂供給を行ったこと、さらには、低粘度化によりバラス効果が発生し、射出樹脂同士の接合が密になることに起因すると考えられる。

4. 無冷却射出ヘッドなどの不適切な温度管理のもとの樹脂射出による造形品の強度が、適切に温度管理された射出ヘッドの造形品の強度に対して劣るのは、管内摩擦になどの要因により、樹脂供給量不足からなる伸長現象を発生させ、樹脂同士の接合が疎になり、延性破壊を起こすためである。

5　空中運搬を目的とした軽量垂直軸風車の研究・開発

5.1　先行研究

プロペラシャフトで動力を伝達する場合、Fig.1.16 並びに Fig.3.1 に示すように英 W&I 社ロープ・チューブプロペラシャフト風車のように細長い胴体の後部にブレードを設置しロープが干渉することを防ぐ必要がある [66]。また Fig.1.17 に示したプロペラシャフト方式ではないが、仏 Kitewinder 社も水平軸風車を使用しており、機構の後ろに風車を配置するダウン・ウィンド型を採用し干渉を防いでいる [30]。

水平軸風車を使用した空中風力発電については、米 Makani Power 社の X -Makani シリーズや、同じく米 Altaeros 社がこれを実施している。しかし両社は風車で採取した動力を地上に機構を利用し下ろすのではなく、大型グライダーあるいは気球を使用し、風車とともに発電機を上空に運搬し、その場で発電した上で地上に送電する Fly-Gen 方式を採用している [67)–69]。

本研究ではロープ・プロペラシャフトを使用するため、水平軸風車の場合風車のブレードがプロペラシャフトと干渉する危険がある。このためプロペラシャフトの軸方向に対し直線になり、回転時にロープと干渉しない垂直軸風車について調査を実施した。垂直軸風車も複数種ある。この中から軽量の風車を選定する。プロペラピッチ可変風車やマグナス風車などは、プロペラピッチを制御する機構やマグナス力を発生させるのに必要な機構を搭載していることが多いため重量が大きく、本研究の目的に適さない [70)–72]。そのため軽量風車開発に主題をおいた研究について調査した。しかし、セイル式風車を含む垂直軸軽量風車に関する関連資料には、ブレード重量あるいは風車全体重量についての記述は確認することはできなかった [73)–75]。これは従来の風力発電設備は地上に固定するため、その重量に関し重点を置かないことが理由であると推測する。

今回、回転翼航空機のローターブレードに使用される炭素繊維強化プラスチック (CFRP) と発泡材料をコアとした複合ブレードに着目した。航空機用 CFRP ブレードの信頼性は高いが、カーボンに内包する発泡材料の曲線加工は成形型の製造などが困難であり、高コストである。そこで、曲線箇所には工業プラスチックの成形を容易に加工することが可能な 3D プリント材料を使用することとした [76),77]。しかし実験時に CFRP と 3 D プリント材の複合材の強度ならびに加工方法に関する研究は確認できなかったため、この強度評価から研究を開始した。

5.2　CFRP 複合材強度評価

重量および剛性に関する仕様を満たすため 3D プリント部材-CFRP 複合品の引張試験を実施し、引張強度とヤング率を求めた。本実験では 3D プリンタで出力した直径 10[mm] 長さ 150[mm] の棒材を、円筒型炭素繊維「カーボンスリーブ」に内包し成形した複合材に長さ 50[mm] のタブを接着し使用した。円柱型を採用した理由は成型しやすいことや、大型引張試験装置の治具が円柱用のものであったためである。Fig.5.1 に試験片の寸法と構造を示し、Fig.5.2 に引張試験の結果を示す。

ABS のみでは引張応力 σ_{ABS}、ヤング率 E_{ABS}、重量 m_{ABS} の平均はそれぞれ $\sigma_{\mathrm{ABS}} = 15.8$[MPa]、$E_{\mathrm{ABS}} = 7.7$ [GPa]、$m_{\mathrm{ABS}} = 6.9$[g] であったのに対し、複合品 CFRP は $\sigma_{\mathrm{CFRP}} = 64.1$ [MPa]、$E_{\mathrm{CFRP}} = 14.2$ [GPa]、$m_{\mathrm{CFRP}} = 9.7$[g] であった。同様の CFRP-ABS-3D プリント材の引張試験に関する研究[78] と今回の結果が近似していることから、破断引張応力とヤング率は再現性があることがわかる。

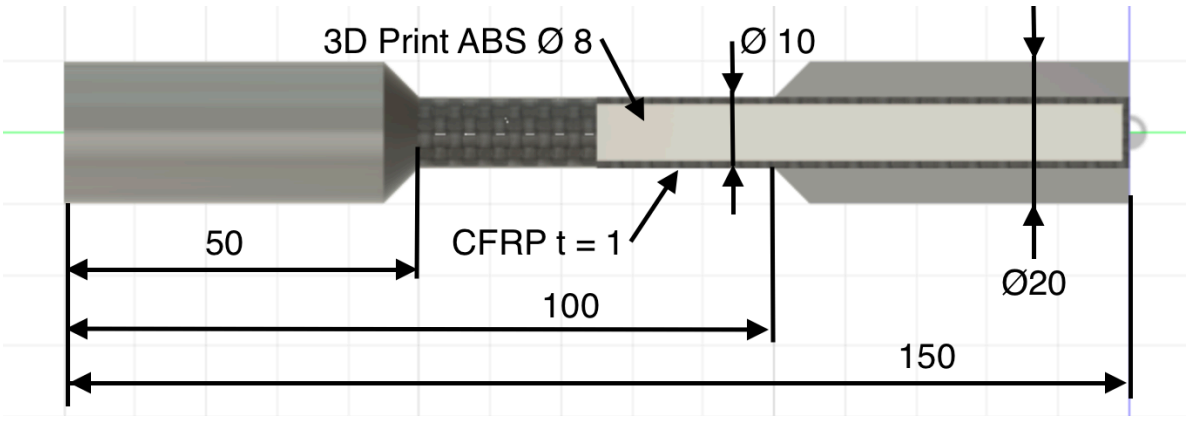

Fig. 5.1 CFRP-3D プリント複合材料引張試験試験片寸法

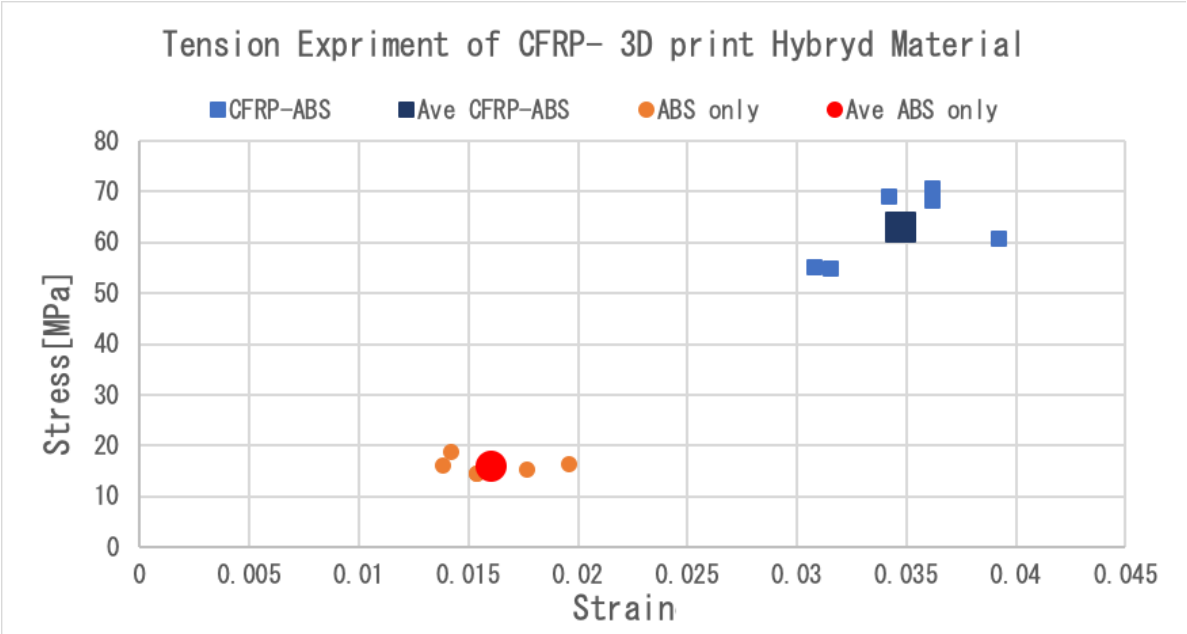

Fig. 5.2 複合材料引張試験結果応力-ひずみ線図

5.3 風車設計

本研究の条件は「軽量」「高剛性」の風車を開発することであり、さらに可能な限り低コストで実施する必要がある。この条件を満たす垂直軸風車の設計・計算を行った。軽量高剛性を実現するため、複数ある垂直軸風車の中から直線翼風車を採用した。この風車の翼型の選択には垂直軸直線翼風車の関連資料を参考にした[79),80)]。

$$P = \frac{1}{2} C_p \rho b d v^3 \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (5.1)$$

上式は式 (2.2) における面積 S を翼幅 b、直径 d の積に置き換えたものである。また、参考文献より $C_p = 0.4$ として上式より求める[81),82)]。一般的に垂直軸風車の端板には、アルミ板などを使用するが、1[mm] 程度のアルミ板は剛性が低く、試作実験の段階で激しく振動し実験中止になった。剛性の高い板厚 10[mm] のアルミ板は重量増加に影響を与えるため、今回の風車には「コの字ブレード型」を採用した。

また、発電実験時の作業安全性を考慮し、運用時の想定最大風速を 7[m/s] としたため、設計計算風速は 5-7[m/s] として計算した。このほか、空気密度 ρ を 1.18[kg/m^3]、空気動粘度 ν を 1.42[10^{-5}m^2/s] として計算し、レイノルズ数が変動しても CL 値の変動が少ない NACA0018 翼型を採用した。Fig.5.3 は採用した翼型の揚力係数および抗力係数の特性を示している。そのほか加工可能であることや、運搬が可能であることを考慮し、最終的には Fig.5.4 に示す形状、Table 5.1 に示す仕様となった。

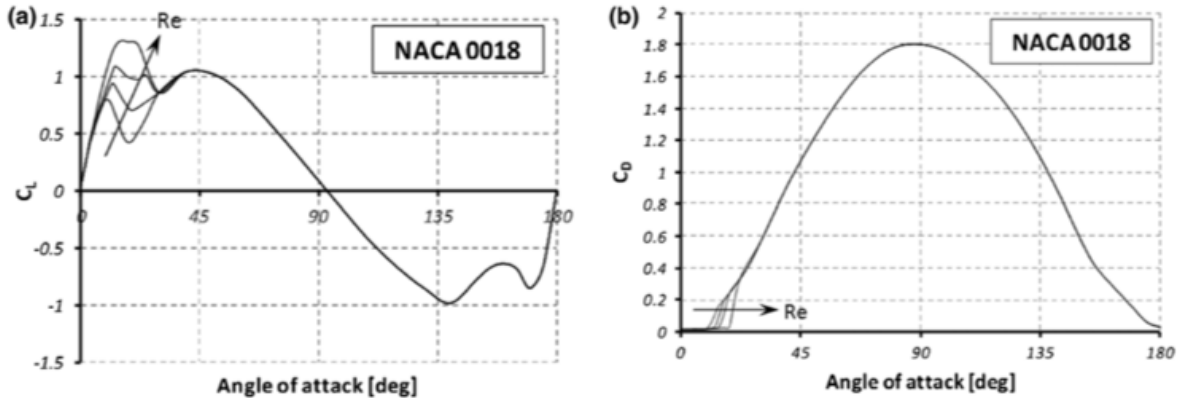

Fig. 5.3 NACA0018 の揚力係数・抗力係数[80)]

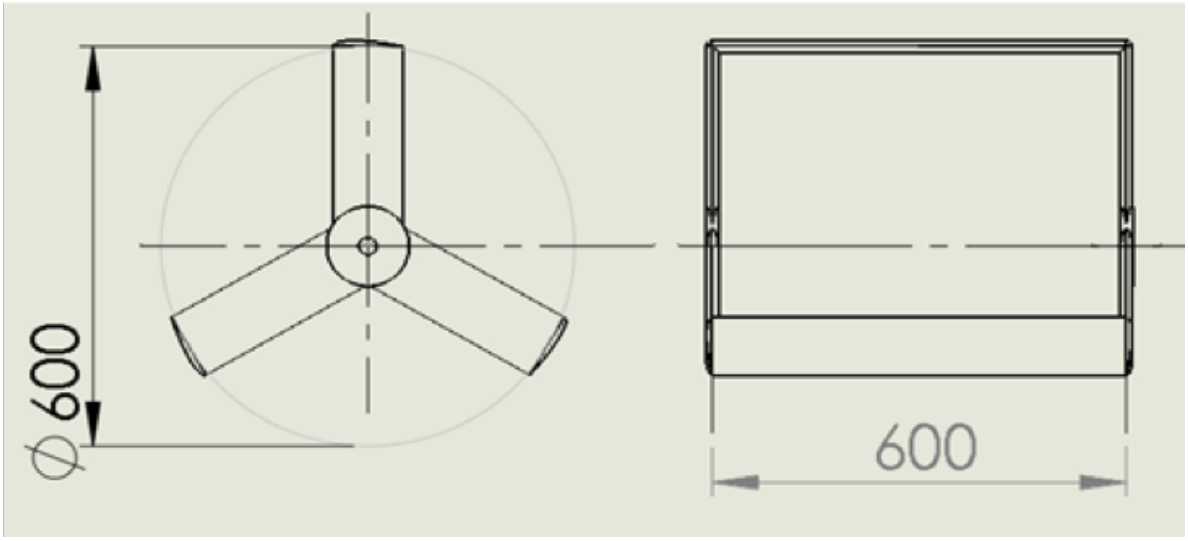

Fig. 5.4 垂直軸直線翼風車基本設計図

Table 5.1 垂直軸風車諸元

要素	名称
風車様式	垂直式直線翼風車
ブレード翼型	NACA 0018
翼弦長	100[mm]
翼幅	600[mm]
風車直径	600[mm]
ソリディティ	1.0
想定風速	5-7[m/s]
想定出力	10.8-29.6[W]
重量上限	2.0[kg]

5.4 風車の剛性の計算

剛性の基準とした 7075 アルミ板および、過去の実験で使用したアルミ円盤のアームに相当する箇所を仮想的に 2 × 50[mm] として計算したもの、そして三次元 CAD ソフトウェア SolidWorks から算出した中空翼型アームの断面二次モーメントとヤング率を基に曲げ剛性を計算し、これを Table 5.2 に記載した。この計算からアームの曲げ剛性はアルミ板の 4.2 倍となったため、この形状を採用した。

Table 5.2 アームの曲げ剛性計算

要素	単位	アーム部 50 × 10[mm] アルミ板	アルミ円盤 アーム部	NACA0018 翼型アーム
断面二次モーメント	m^4	5.25E-09	1.57E-08	1.07E-07
ヤング率	GPa	68.8	68.8	14.2
曲げ剛性	Nm^2	1204.0	238.9	5012.8

5.5 風車製造

CFRP の加工法は金型を使用したオートクレーブ法による高精度成形が一般的であるが、金型の製作には大きなコストが必要である。低コスト手法である VARTM 法を検討したが、EPP 材料が加工中に変形することが確認されたため不採用とした [83),84)]。このため古典的な刷毛を使いカーボン繊維に樹脂を塗布するハンドランチ法 (手塗法) による加工を実施した。この方法の場合、繊維に樹脂が浸透するのに時間がかかる短所がある反面、真空吸引によるブレードの翼形状への影響が無い事や、部分的に樹脂の追加塗布が容易である長所がある。

この「コの字型」ブレード成形に関しては、強度と軽量性の両立が求められた。このため、一層成形 CFRP 直線ブレード 3 枚を 3D プリンタにより出力した翼型アングルにより接続し、接合部の補強のために第二層目のカーボン繊維を積層した。

Fig. 5.5 は翼型アングルの 3D モデルを示し、Fig. 5.6 は硬化作業を記録したものである。最終的に完成した風車本体は 1.6[kg] となった。Fig. 5.7 は組立て後の完成品の写真を示している。

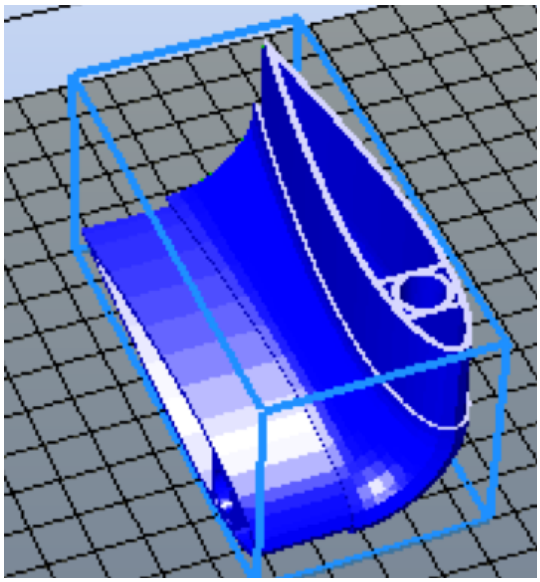

Fig. 5.5 翼型アングルの 3DCAD 図

Fig. 5.6 コの字型ブレード硬化作業中の写真

Fig. 5.7 コの字型風車完成組み立て時

5.6 風車風洞実験概要

この作成した垂直軸ダリウス風車が Table 5.1 に記載する設計時の性能を確保していることを確認するために風洞実験を実施した。実験では、風車のブレード先端速度と風速の比である周速比 λ を算出した。λ 値は風車半径 r[m]、風車回転速度 n[rps]、風速 v[m/s] より次式から求めることができる [81)]。

$$\lambda = \frac{2\pi r n}{v} \qquad \cdots\cdots (5.2)$$

実際の運用想定風速 5〜7[m/s] に風車を置き、トルク計により、この間の回転速度・トルク・動力値を計測する「想定運用風速実験」と、実際の運用を想定し、発電機に接続し、その電力の計測や風車の運用上の特徴を確認する「最大風速評価実験」の 2 実験を実施した。所定の一様流風速 v に対し設計時の周速比が λ であれば風車の角速度は $\lambda \cdot v$ となる。この時、負荷をかけても回転が止まらない状態を一般的に「自己起動」と言い、この時の風速を自己起動風速、回転速度を自己起動回転速度と言う。

揚力型風車は、はじめ風を受け揚力により周速比が 1.0 以上で自己起動する特徴がある。また垂直軸風車の場合は自己起動開始に時間がかかるとされている。このため想定運用風速実験においてはモータによる強制回転を行い、自己起動を確認し風車動力の最大値を計測した後、回転速度ごとのトルク等を計測する。また最大風速評価実験では自己起動に要した時間も確認する。

これらの実験に使用した、風洞を含む実験装置の模式図を Fig.5.8 に、実験時の写真を Fig.5.9 に、諸元を Table 5.3 に示す。なお、想定運用風速実験時はモータを接続する。

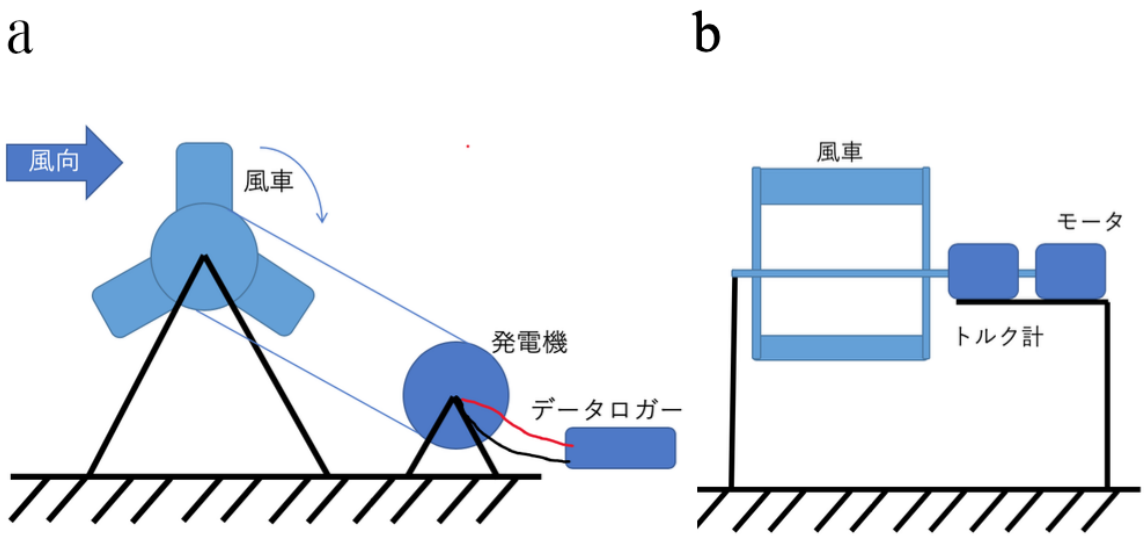

Fig. 5.8 風車性能測定風洞実験模式図、(a) 側面方向、(b) 前面方向

Fig. 5.9 風洞実験時の写真

Table 5.3 風洞実験・実験装置諸元

要素	名称
使用風洞	東京工芸大学 大型乱流境界層風洞
最大風速	15[m/s]
測定部断面	2.2 × .1.8 [m]
トルク計	UNIPULSE UTM30N m
発電機	スカイ電子 SKY-HR250
発電抵抗	1000[Ω]
発電効率	約 50[%]
風車固定台座	MISUMI アルミフレーム台座
想定風速実験風速	2.0[kg]
最大風速実験	14.8[m/s]

5.7 風車風洞実験結果

Fig. 5.10 に最大風速評価実験の実験結果を示す。この実験の結果から、150[秒] 付近から回転速度が上昇開始していることがわかる。これは自己起動が開始されたことを示している。また 171[秒] 付近で $n = 3.4$[rps] 程度に回転が安定した。その時の λ は 0.836 を、最大電力は 7.13[W] を測定した。この最大電力は設計時の想定発電力 29.6[W] を下回っている。これは加工誤差が大きく、C_p 値が下がった事などが原因である。

また、風洞の最大風速である 14.8[m/s] まで風速を上昇させたところ、風車を固定するアルミフレーム台座が激しく振動を始めた。これは風車側面ブレードに発生した揚力により発生したものと考えられる。

Fig. 5.11 及び Fig. 5.12 は想定運用風速実験の結果を示している。この実験においては、風速 5[m/s] 実験においてトルク計の示す動力値が全て負の値であり、 風速 6[m/s] 実験においては λ=1.32 以上、風速 7[m/s] 実験においては λ=1.17 以上で、動力値は正の値に転じ、最大値に到達以降、下降傾向になる。

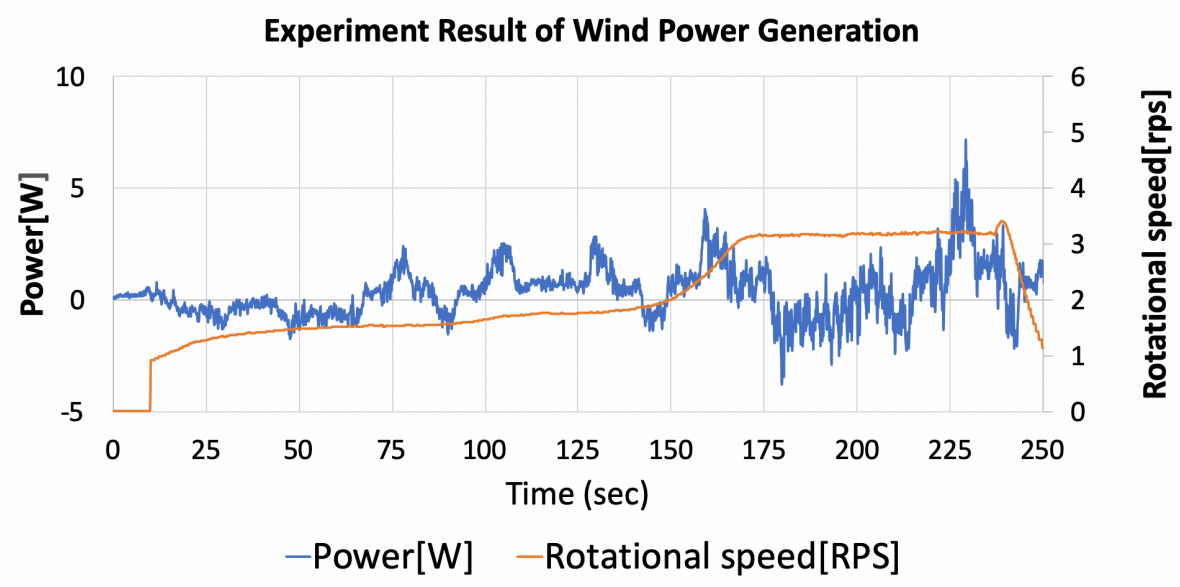

Fig. 5.10 最大風速評価実験結果 (最大 14.8[m/s])

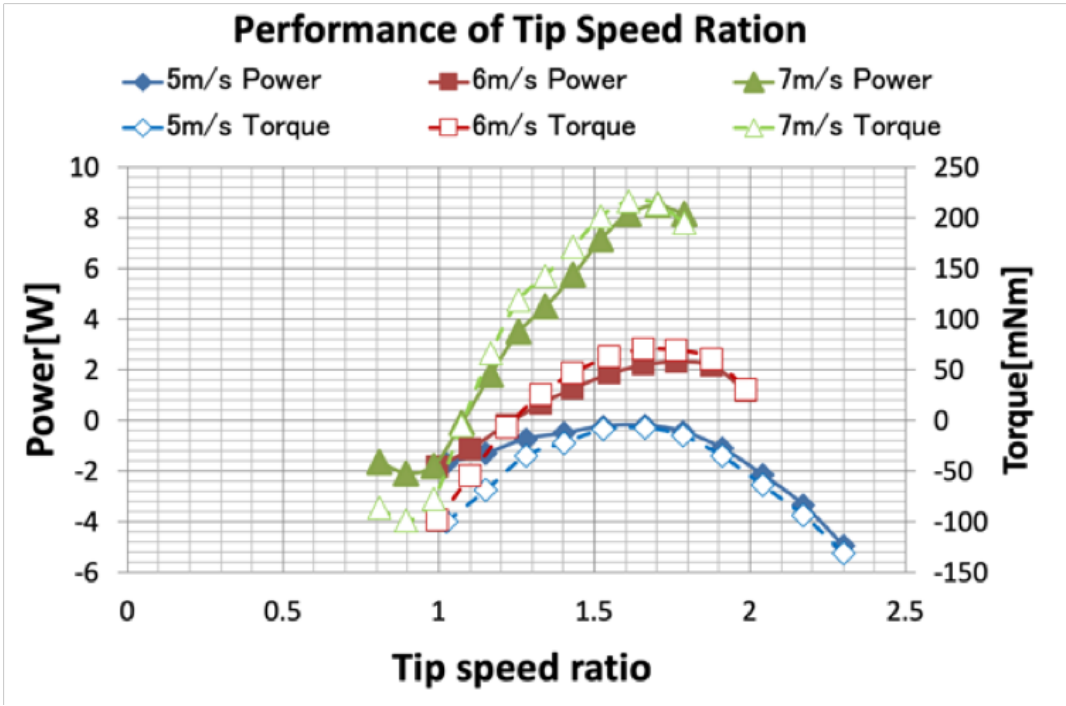

Fig. 5.11 想定運用風速実験結果 (出力-周速比, トルク-周速比)

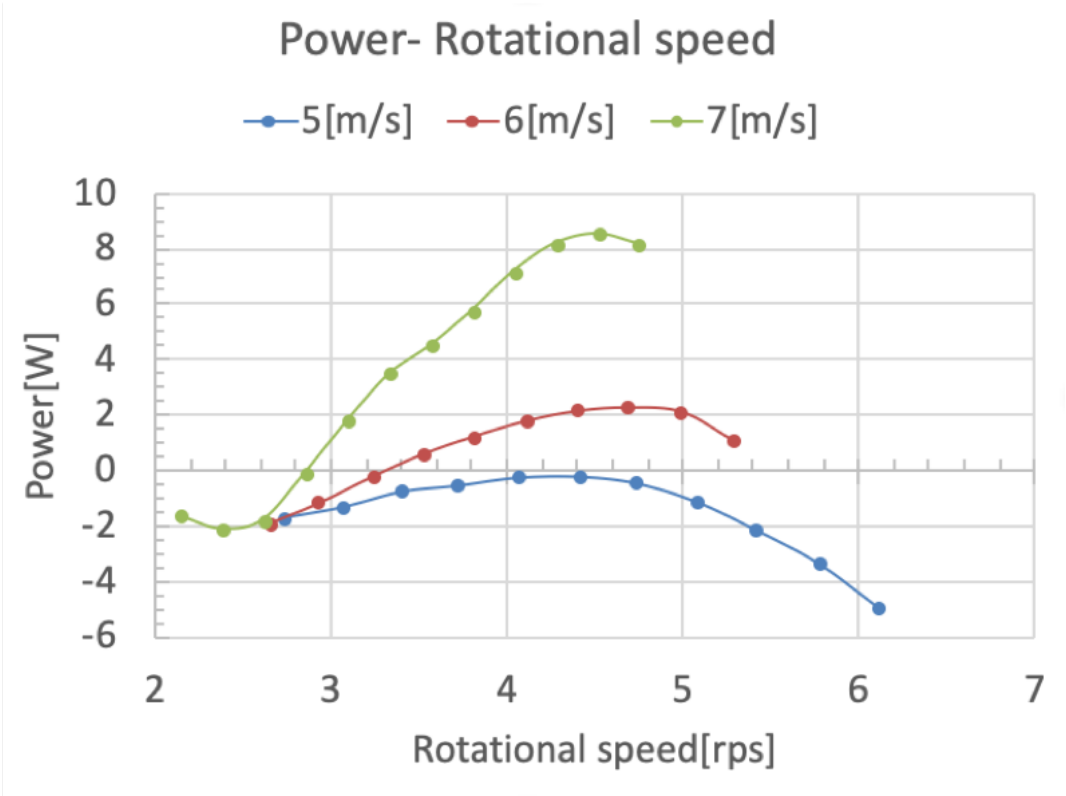

Fig. 5.12 想定運用風速実験結果 (出力-回転速度)

5.8 風車風洞実験考察

Fig. 5.11 および Fig. 5.12 の低周速比および低回転速度域における動力及びトルクの負の値の発生は、風車が揚力型風車における起動回転速度に到達していなかったためである。その後、正の値に転じたのは揚力による。そのため本実験においてもその特徴が表れ、動力が低下した。

また本風車は作業安全上、上限風速 7[m/s] と設定している。本風車を使用し動力を得ることができる風速は 6〜7[m/s] 以上の極めて限られた条件であることが判明した。一般的に高効率の風車であっても風力エネルギー変換効率は 40%前後であり、詳細は後段の章に記す。

本実験に使用した風車は、想定動力値の約 24%程度で C_p 値は 0.1 程度であった。理論上限との差が開いた原因は以下の 3 つであると考えられる。

1. 当該設計風車は最大 C_p 値が 0.2 程度である。
2. 自家成形であるため、風車の加工精度が低い。
3. コの字型の翼端板が抵抗になった。

一つ目の原因に関しては実験後に発表された研究 [78] によれば、同等条件風車は最大 C_p 値が 0.2 程度であり、それ以上の値にならないことがわかった。二つ目の原因に関しては、EPP からカーボン成形までの行程の多くを手作業で実施し、自家成形で加工者の作業練度が未熟であったため、精度や重量に影響を与えたと考えられる。過去の風車開発における実験で厚さ 1mm アルミ板を端板に使用したことや、直線翼風車の別名が「H 型ダリウス風車」であるように、可能な限り中心シャフトと接続する端板あるいはアームと称される部品の前方投影面積を減らす必要がある。しかし今回、高い剛性を確保するため、両端合わせて約 40[mm] の端板を設置することとなり、抵抗となったことが三つ目の原因だと推察される。

ただし、本風車は本体重量 1.6[kg] かつ出力が 8.52[W] であることから、軽量高剛性風車を開発する目的は達した。また、この 2 つの実験を比較すると、想定運用風速実験における最大出力は風速 7.0[m/s] 時に 8.52[W] で、最大風速評価実験において風速 14.8[m/s] 時に最大発電電力が 7.13[W] である。

最大風速評価実験と想定運用風速実験では実験時の風速が 2 倍以上であるのに対して、採取した電力が少ない。これは、発電機の性能に由来するものである。想定運用風速実験では、電力ではなくトルク計により回転速度とトルクから瞬間の動力値を計測している。このため低トルク高回転設定の発電機を介し終段で計測する場合、発電効率により低下する。発電機メーカの仕様書から推定される発電効率は Table 5.3 に記したように約 50%であることから、実際の動力は 14[W] 程度であったことが予測される。この問題は発電機の適切な操作・設定によりある程度の改善が可能である。

また、風速 14.8[m/s] 時に、前述のように C_p 値が 0.1 だった場合、計算上の動力値は 68.8[W] であることから、台座の振動による損失も含め本実験において発電機回転軸に

到達した段階でベルト駆動機構の動力伝達効率は 20.3%、発電電力の段階で 10.3%に低下したことがわかる。

5.9 まとめ

本研究において、軽量高剛性コの字型垂直軸風車を製作した。このことから以下の結論を得た。EPP，CFRP，3D プリント材料により、シャフトを除き 1.6[kg] の軽量風車を成形できる。本風車は風速 6[m/s] 以上でなければ正の値の動力を発生させることができない。自家成形風車はハンドランチ法により高精度な成型は困難である。またコの字翼端板は高い剛性を得る代わりに、空気抵抗を発生させる原因にもなる。

6　運搬方式に関する研究と風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験

6.1　連凧に関する概要

第2章で示したように、ロケット型ヘリウムガス気球を使用する場合は、事前に期日を定め、ガス専門業者へ発注を行う必要がある。しかし、空中風力発電は、気象条件が良好でなければ発電を実施することができない。そのため本研究において、気象条件により発電実験を中止せざるを得ないという問題が発生した。この問題は、コスト面においては日付変更に基づく損失を発生させ、運用においては空中風力発電の特性である機動性を損ねてしまう。そこで、風車を空中に運搬するために、法令などの制約を受けにくく、運用コストが低い、凧・カイトの使用を模索した。多様な種類がある凧・カイトにおいても、安全にワンマンオペレーションが可能な2[m^2]級のカイトの連凧利用に着目した。

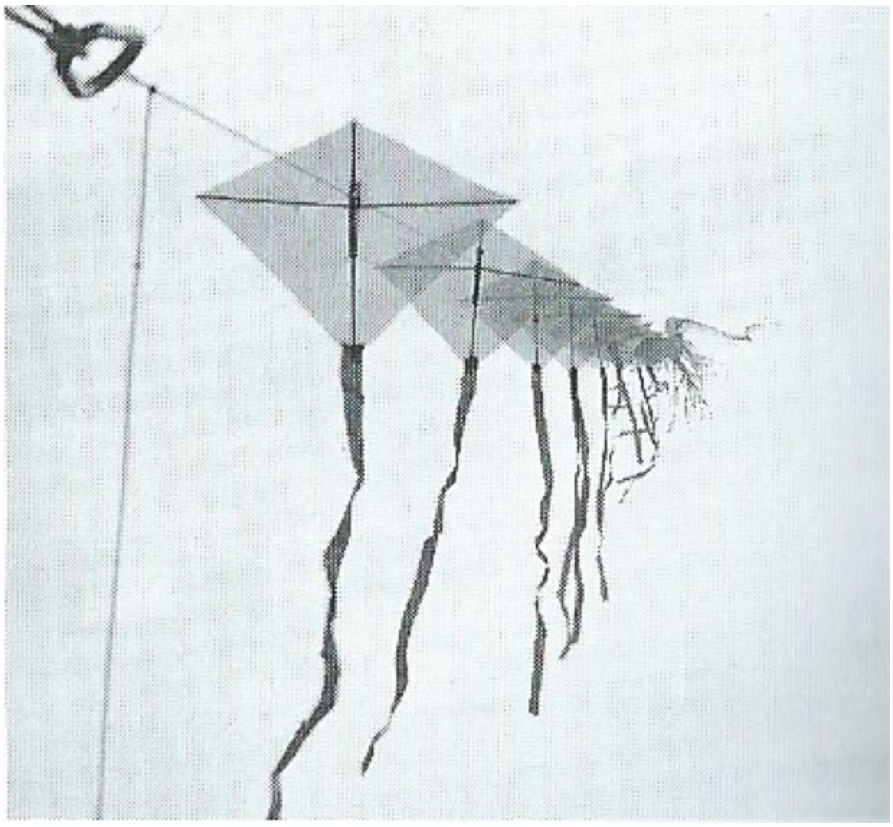

Fig. 6.1 伝統的な連凧 [85)]

連凧 (Train kites、Stacking kites) とは複数のカイトを連続的に接続したカイトである (Fig. 6.1 参照)。通常、地上付近の風速が低いと、大型の揚力を必要とするカイトは揚げることができない。連凧は、そのような状態であっても、微風用カイトを連続的に接続することで大きな揚力を得ることができるという特徴を有している。このことは、

1902 年の Samuel Franklin Cody による有人凧の飛行や気象観測、スポーツや文化活動などでは経験的に知られていたことである [83),84),86)]。

運搬方法としての連凧の有用性を調べるため、連凧の力学的特性に関する研究文献を調査したが、連凧の力学的特性を研究した記録は発見できなかった。そのため本章では、連凧により風車運搬が可能か検討する実験的研究を実施した。具体的な実施内容は以下の 3 項目である。

- 絶えず条件がかわる屋外運用において、連凧の機体数を調整し、安全に風車を運搬するのに必要と考えるペイロードは 10[kg] と設定し、カイト係留テザー張力 98[N] を得ることが可能か検証する。
- 式 (6.1) から (6.18) までの計算式を利用し、地上高 0.4[m] における風速から係留点における風速およびそれにより生じるカイト張力を予測し、その値と張力計が示す実際の値との差を検証する。
- 連凧の運用作業を記録し、各方式の長所と短所を検証することより、最終目的である風車運搬に適した方式を選定する。

6.2 連凧実験概要

方式別特性検証実験として Fig. 6.2 に示す延縄方式とスタック方式の 2 種類の連凧方式における力学的特性を調べ、運用上の問題点に関して考察した。さらに、張力連続計測実験として方式別特性検証実験で優良な結果であった連凧法に関し、詳細な張力計測を実施し、その能力について詳細に検証した。

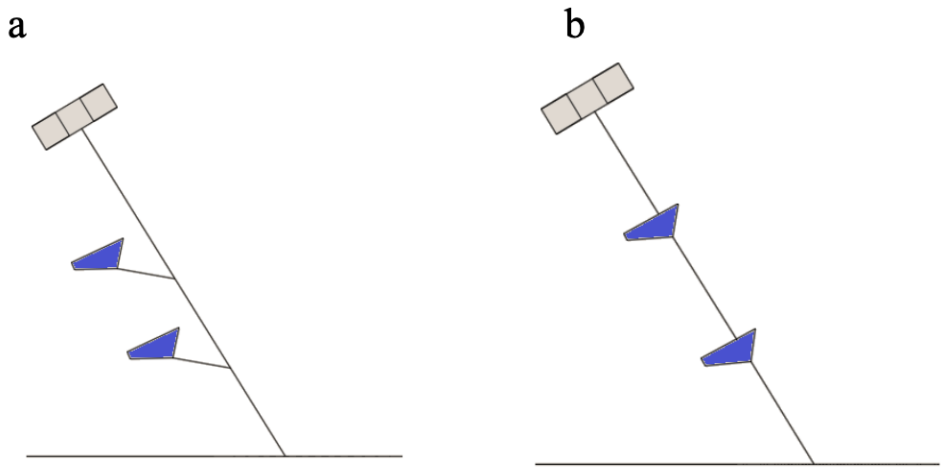

Fig. 6.2 (a) 延縄式連凧模式図, (b) スタック式連凧模式図

6.3　実験に使用したカイト

今回実験に使用したカイトは、「カナードカイト」「スレッドカイト」「ダブルデルタカイト」の三種類である。それぞれについて説明する。

カナードカイト

航空工学では、尾翼が機首側にある航空機を「先尾翼機」「カナード機」と呼ぶ。その形状を模したスポーツカイトを「カナードカイト」と言う。軽量で微風用カイトとして運用されるため、連凧の初段機としての運用が可能である。Fig. 6.3 と Table 6.1 にカナードカイトの写真と仕様を示す。

スレッドカイト

スレッドカイトは、「ラム・スレッドカイト」の略称で「気柱凧」とも言う。ナイロン繊維と柔軟なワイヤーで構成され、向風を受けることで中心と両サイドの筒状縫製部が膨らみ、安定飛行状態になる。微風時には使用できないため、微風時の連凧においては 2 段機以降の利用に向いている。Fig. 6.4 と Table 6.2 に今回使用するスレッドカイトの写真と仕様示す。

ダブルデルタカイト

一般的に、四角柱型のカイトを「箱型 (ボックスカイト)」と呼び、三角柱型のものを「デルタカイト」と呼ぶ。今回は、デルタカイトが左右二連続になっている「ダブルデルタ型」を使用する。このカイトは、3 種類の中で最も重い反面、縦横比・翼面積が大きく、離陸が容易であり、グラスファイバーロッド骨格を備えており剛性も高い。このため強風下で安定した飛行や張力の確保が可能であるため、初段機として主に使用する。Fig. 6.5 と Table 6.3 にダブルデルタカイトの写真の仕様について記す。

Fig. 6.3 カナードカイト

Table 6.1 カナードカイトの仕様

要素	数値 [単位]
メーカー	Premier kites designs
寸法	250 × 250[cm]
重量	300[g]
メーカ指定適正風速	2.23 ∼7.15[m/s]

Fig. 6.4 スレッドカイト

Table 6.2 スレッドカイトの仕様

要素	数値 [単位]
メーカー	Premier kites designs
寸法	242 × 113[cm]
重量	500[g]
メーカ指定適正風速	2.23 ∼8.94[m/s]

Fig. 6.5 ダブルデルタカイト

Table 6.3 ダブルデルタカイトの仕様

要素	数値 [単位]
メーカー	Into The Wind
寸法	315 × 105[cm]
重量	710[g]
メーカ指定適正風速	2.23 ∼11.18[m/s]

6.4　連凧方式

連凧方式として以下の 2 つの方式を試した。

延縄方式 Fig. 6.2(a) に示すように初段機の係留テザーに接続点を設け、延縄漁法のように一定間隔で凧を接続することから「延縄方式」と命名した

スタック式 カイトと、カイトの重心に一定長のテザーを接続して連凧にする方式である。Fig. 6.1 および Fig. 6.2(b) に示すように、一般に連凧と呼ばれるものはこの方式を指す。

6.5　実験方法

連凧方式別特性検証実験は、2 方式の連凧の安定飛行時の張力と同時刻の地上風速を計測し、予測張力と実験時の張力について比較検討した。Fig. 6.6 に実験装置の模式図と実験映像の一部を示す。係留テザーの張力は、地上の係留点に張力計を設置し、横並びに風速計を設置し、この数値を定点カメラで記録した。この実験装置で「スレッドカイト」「ダブルデルタカイト」の空力特性評価も実施し、600 秒間 10 秒毎の風速・張力の計測データも収集した。また、追加実験では、カイトとカイトの間の接続テザーに張力計を設置した。この実験では、吊下式張力計を改良し、張力計内ひずみゲージの信号値をデータロガーに記録した。

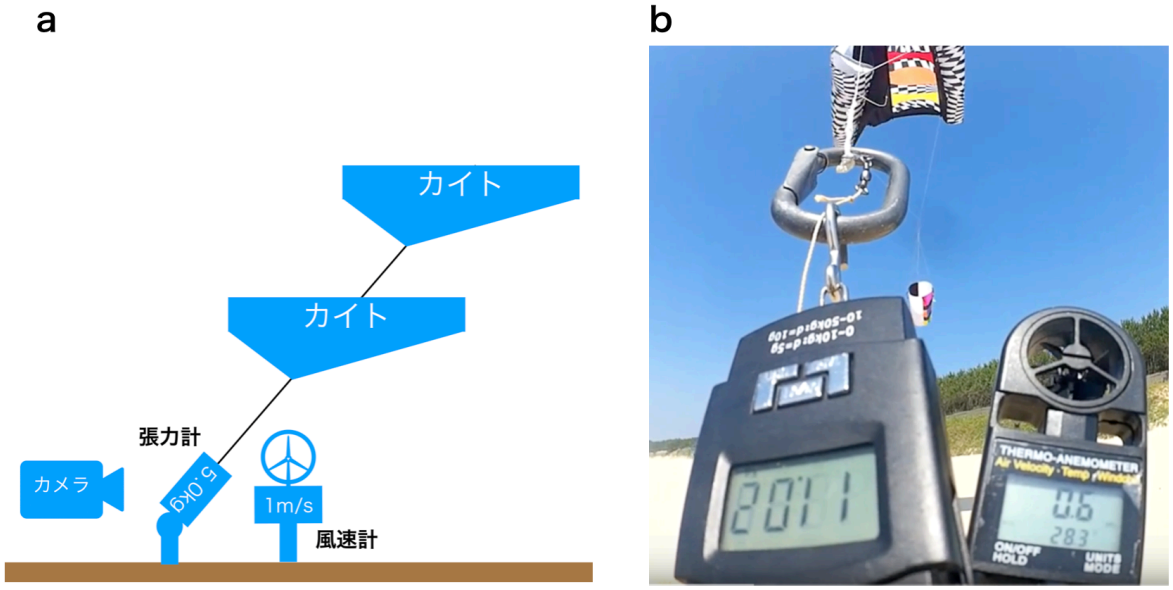

Fig. 6.6　(a) カイト利用実験時地上風速および張力計測模式図，(b) カイト利用実験時地上風速および張力計測時実際の定点カメラの映像

6.6　実験場所・気象条件

大型カイトを利用するため、安全性を配慮し、実験は Fig.6.7 に示す福岡県古賀市大根川河口において複数日程で実施した。実験時の気象情報は、実験場から北西 8km の海上保安庁第七管区 (九州北部) 筑前相島灯台に設置された沿岸域状況提供システム「MICS」による極めて詳細な風速データを参考値とした [87]。張力測定を実施できた実験日の風速を Fig.6.8 に示す 。

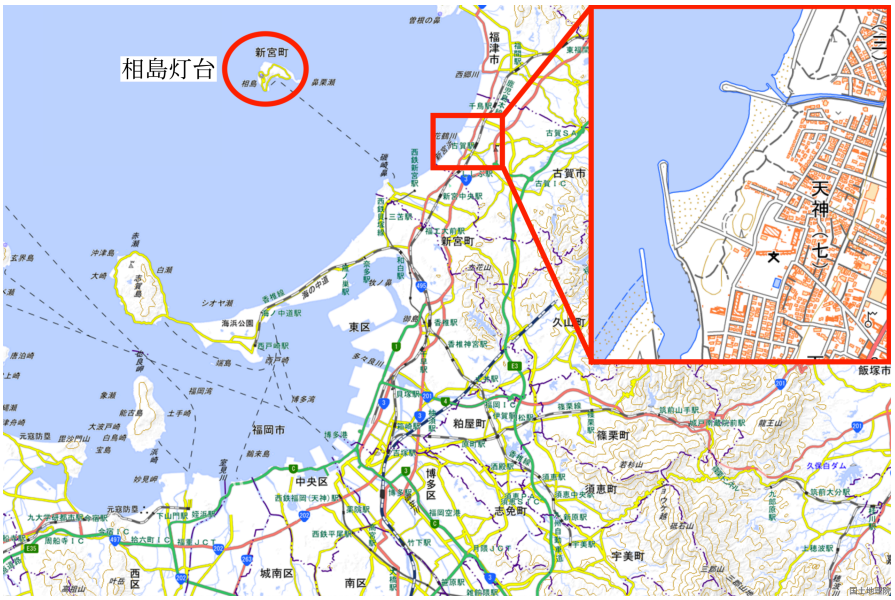

Fig. 6.7 福岡県古賀市大根川河口の地図 [88]

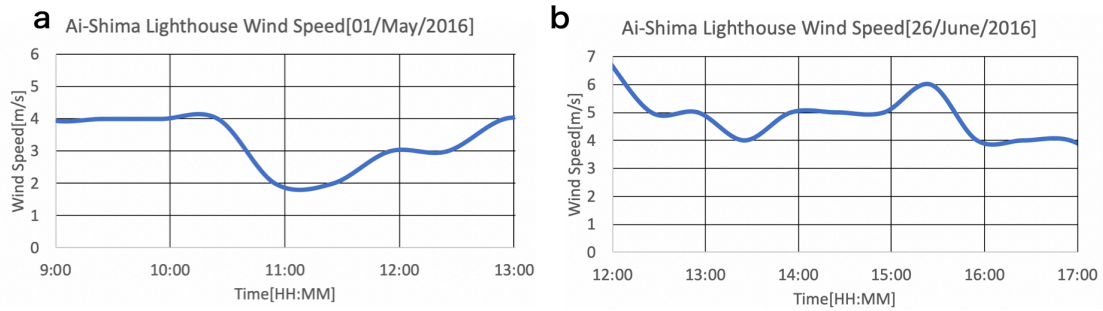

Fig. 6.8　相島灯台気象情報 (a)2016 年 5 月 1 日 延縄方式連凧実験時，(b)2016 年 6 月 26 日 スタック方式連凧実験時

6.7　カイトにかかわる力学式

カイトの力学モデルを Fig. 6.9 に示す。カイトの係留テザー張力 T[N]、機体重量 W_k[N]、テザー重量 W_T [N]、テザー抗力 D_T[N]、テザーが地上となす角度 θ[deg] を利用し、分解することで揚力 L[N] とカイト抗力 D_k[N] を得ることができる [89)–91)]。

$$T\sin\theta = L - (W_k + W_T) \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (6.1)$$

$$T\cos\theta = D_T + D_k \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (6.2)$$

この２式を三平方の定理に則ることで、張力 T を求める。

$$T = \sqrt{(T\cos\theta)^2 + (T\sin\theta)^2} \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (6.3)$$

また連凧の張力は、カイトごとの張力 T の和であるため、係留点の張力を T'[N]、最大機体数 n とした時、次式が成立する。

$$T' = T_1 + T_2 + \ldots T_n = \sum T_n \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (6.4)$$

揚力・抗力は、一般に風速 v[m/s]、カイトの翼面積 S[m^2]、空気密度 [kg/m^3]、揚力係数 C_L と抗力係数 C_D を用いて次式より計算できる。

$$L = \frac{1}{2}S\rho C_L v^2 \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (6.5)$$

$$D = \frac{1}{2}S\rho C_D v^2 \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (6.6)$$

各カイトの高度 Z における v を式 (6.5)、(6.6) に代入するため、風速計を各カイトに設置して観測することが望ましい。しかし、今回の実験では軽量風速計の確保が困難であった。そのため、次式により基準となる高度 Z_R の風速 v_R と地表状態値 n_G より Z における風速 v_Z を計算により求めることとした。

$$v_z = v_R(\frac{Z}{Z_R})^{\frac{1}{n_G}} \qquad [\mathrm{m/s}] \cdots\cdots (6.7)$$

実験場は砂浜海岸であり、参考文献[92] に従い地表状態値 $n_G = 7$ として計算する。n 機のカイトを連結した場合の Z [m] は、本実験の場合は、連凧接続テザー間隔 l と θ より次式から計算する。

$$Z = nl\sin\theta \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (6.8)$$

式 (6.5)、(6.6) を使用するためには、カイト固有の C_L と C_D を把握する必要がある。これは L、D、v を計測し、式 (6.5)、(6.6) から求めることができる。

$$C_L = \frac{2L}{S\rho v^2} \cdots\cdots (6.9)$$

$$C_D = \frac{2D}{S\rho v^2} \cdots\cdots (6.10)$$

したがって、前述の v、T、θ を測定することで、カイトの C_L、C_D を次式より求めることができる。

$$C_L = \frac{2(T\sin\theta + W_k + W_T)}{S\rho v^2} \cdots\cdots (6.11)$$

$$C_D = \frac{2(T\cos\theta)}{S\rho v^2} \cdots\cdots (6.12)$$

また D_T は、テザー抗力係数 C_{DT}、テザー前方投影面積 S_T を用いる。S_T は前方からの投影であるため、テザーの総長ではなく地上から初段機までの高度 Z とテザー直径 d_T を用い、次式より求める。

$$S_T = Zd_T \cdots\cdots (6.13)$$

テザーに張力 T が加わった場合、テザーの伸び長 ϵ[m] が発生する。これはテザーの材料固有のヤング率 E、テザー断面積 S_T、T を用いてフックの法則より式 (6.14) より求める。

$$\epsilon = \frac{T}{ES_T} \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (6.14)$$

本研究では、これらの式を使用し、v_z と θ より T の予測が可能か検証する。ただし、本研究に使用するテザーは直径 1.1[mm]、重量 0.86[g/m]、 $E = 70.5$[GPa] の標準ケブラー繊維テザーである。そのため、 W_T、 D_T、ϵ などに関しては、テザーの影響は無視出来るものとする。また、延縄方式においては、 θ_D、θ_S の差を考慮して計算する。

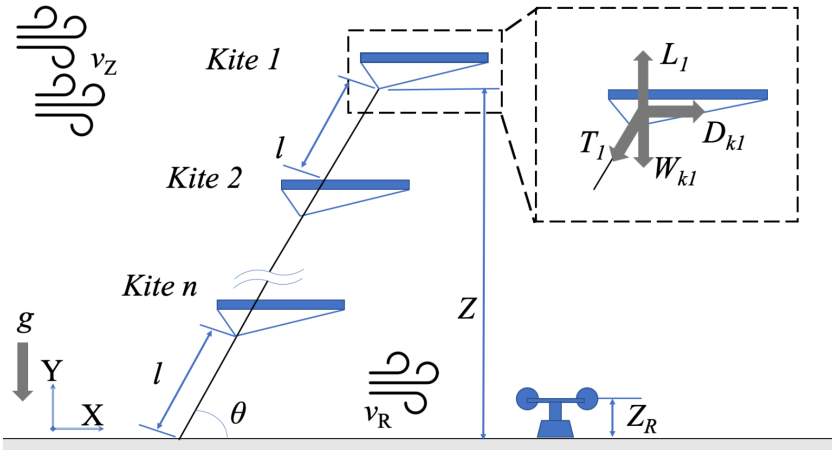

Fig. 6.9 連凧の力学モデル

6.8 カイト空力特性計測実験

Fig.6.10(a) はスレッドカイト及びダブルデルタカイトの空力特性計測実験における張力 T と風速 v の計測結果を示している。ダブルデルタカイトは風速 v によらず張力 T

にバラツキが生じている。また、スレッドカイトは風速 v によらず張力 T=13∼29[N] の範囲内に集中している。本実験における係留テザーのセンサによる角度計測は、センサ重量が飛行に影響を与えたため、安定飛行時の θ を計測し、これを解析に使用した。スレッドカイトは θ_S=45[deg]、ダブルデルタカイトは θ_D=60 [deg]、ρ=1.18 [kg/m3] として、式 (6.11)、(6.12) より計算する。その結果、Fig.6.10(b) に示すように、いずれのカイトも C_L 及び C_D に一定の傾向が認められた。スレッドカイトの揚力係数 C_{LS} と抗力係数 C_{DS}、ダブルデルタカイトの揚力係数 C_{LD} と抗力係数 C_{DD} は、以下の式で近似することができることがわかった。

$$C_{LS} = 14.269v^{-1.854} \quad (6.15)$$
$$C_{DS} = 10.155v^{-1.813} \quad (6.16)$$
$$C_{LD} = 7.1967v^{-1.957} \quad (6.17)$$
$$C_{DD} = 5.2774v^{-1.573} \quad (6.18)$$

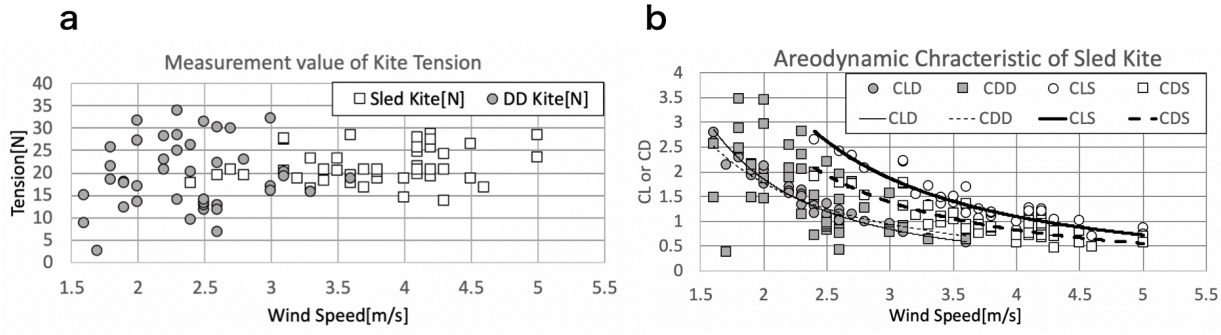

Fig. 6.10 (a) 空力特性計測実験における張力値と風速の結果，(b) カイト 2 種の C_L・C_D 計算結果

6.9 方式別特性検証実験

6.9.1 実験結果

連凧方式別特性検証実験を実施した。各方式における詳細は下記である。

延縄方式連凧

延縄式連凧実験を実施した。Fig. 6.11 は実験の様子を示している。実験時，風速 v_R は 0.1∼2.5[m/s]、最大運用機数は 6 機、連凧の接続間隔 l は 20[m] で実施した。先行離陸機のダブルデルタカイトと 2 段機スレッドカイトの段階では飛行状態が不安定であったため、張力 T の計測は安定飛行に移った 3 段機以降から実施した。 Table 6.4 に計測・計算値の結果を示す。

スタック方式連凧

Fig.6.12 はスタック方式の実験の様子を示している。実験当日は 2.0∼5.0[m/s] の強風が吹き、先行離陸機を必要とせず、最大運用機数は 4 機、 連凧の接続間隔 l は 10[m] で実施した。Table 6.5 に本実験の計測値及び予測値、その差を示す。

Fig. 6.11 延縄式連凧実験の様子

Fig. 6.12 スタック式連凧実験風景

Table 6.4 延縄方式連凧張力測定表

要素	3 段連凧	4 段連凧	5 段連凧	6 段連凧
計測計表示値 [kgf]	3.30	4.87	7.92	9.93
実験張力 [N]	32.34	47.78	77.61	97.27
予測張力 [N]	44.78	63.62	83.63	102.91
実験・予測の差 [N]	-12.44	-15.84	-6.02	-5.64

Table 6.5 スタック式方式連凧張力測定表

要素	1 段連凧	2 段連凧	3 段連凧	4 段連凧
計測計表示値 [kgf]	2.18	4.84	8.61	10.75
実験張力 [N]	21.32	47.48	84.38	105.4
予測張力 [N]	22.32	48.12	75.94	91.43
実験・予測の差 [N]	-1.01	-0.64	8.44	13.92

6.9.2　考察

力学的特性

延縄方式は、すべての計算値が計測値に比べ約6〜17[N] 上回った。3・4段実験時は極めて風速が微弱で本来カイトの適性風速ではなく揚力係数 C_L、抗力係数 C_D に誤差が生じたため計算値と計測値の差が生じた。5・6段実験時は、風速が強くなるにつれて、計算値が計測値に近い値になった。

スタック方式においては、1段、2段は計測値を計算値が1[N] 以内の誤差程度に上回り、3段、4段は約8〜14[N] 下回った。これは、式 (6.7) による風速 v_Z 計算値に誤差が少ない低空領域では、テザーの伸縮による張力損失が少ないため、計測値と計算値がほぼ一致したと言える。また、3段、4段とカイトの高度を上げるに従い実験値が予測値を上回っていることから、実際の風速 v_Z が計算値よりも高かったことが原因と考える。

両方式とも、3、4段すなわち $Z \fallingdotseq$20〜50[m] 域における実験値と予測値の誤差が大きい。その原因は、隣接する防風林の影響で乱気流などが発生していることなど考えられる。この誤差を減らす方法としては、1段機に風速計を搭載するなど、各高度ごとに風速測定を行うか、事前に n_G の精密測定を実施することで対処できるものと考える。

運用上の長所と短所

延縄方式の長所は、接続やカイトの昇降といった操作の容易性、カイト本体への負担の少なさが挙げられる。短所は、スレッドカイトが延縄に絡まりやすいことである。これは瞬間的な風速の変化や、気流の乱れによりカイトの姿勢変化がその一端であると考える。上昇気流が発生した場合、延縄とスレッドカイトの接続点を支点に回転運動が発生する。スレッドカイトが延縄に絡むことで正常な飛行状態を維持できなくなり、延縄の張力も低下する。Fig. 6.13(a) 及び (b) はそれぞれ解説図と延縄に絡まったカイトの写真である。また本実験においては接続点上部に絡みついたため上昇気流と判断したが、接続点より下に絡みついた場合は下降気流による絡まりと考えてよい。

スタック方式の長所は、絡みの発生が少ないことである。絡みが発生したとしても、複雑な絡み方をしていない。そのため、復元が容易である。スタック方式の短所は、カイト本体に負荷がかかりすぎることである。フック取付部を縫製しているため、縫製面積が小さく、高負荷がかかり、縫製部ごと破損し、上段のカイトがすべて消失してしまう。Fig. 6.14(a) 及び (b) は、破損直後の写真と、縫製面積を増やし対策修復を実施したカイトの写真である。また、離陸時に先行離陸機係留テザーである延縄に接続するだけの延縄方式と比べ、テザーを機体上面のフック取付部と接続テザーに接続するため、作業行程が多いこと等が挙げられる。

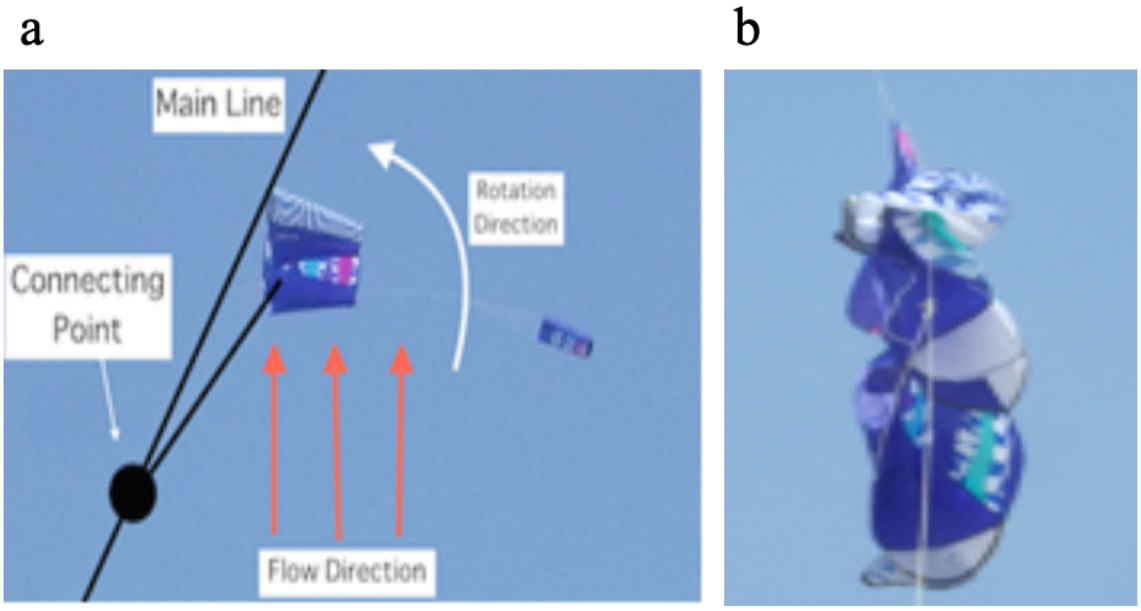

Fig. 6.13 (a) 絡まり現象発生解説図，(b) 延縄に絡まったスレッドカイトの写真

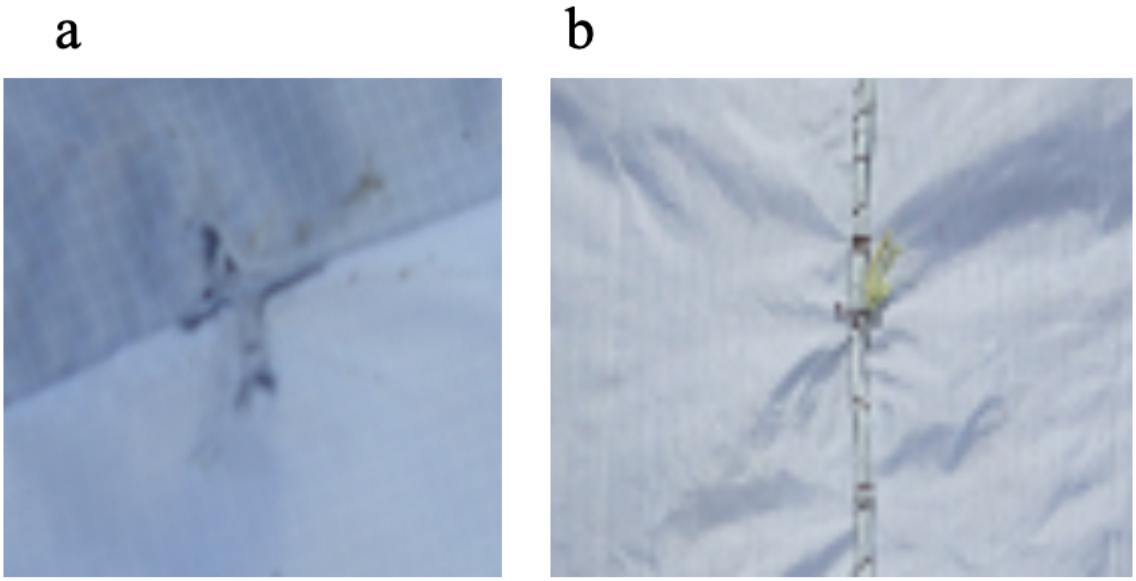

Fig. 6.14 (a) 実験後の縫製破断部，(b) 補修後の写真

6.10　張力連続計測実験

方式別特性検証実験結果より、張力値の予測や運用の観点から、接続縫製部を強化したスタック方式連凧を運用することに決定した。方式別特性検証実験における張力記録は、液晶画面に表示された瞬間計測値を記録するのみで、時間連続記録が困難であった。そのため、張力計内部のひずみゲージに延長信号線を半田付けし、データロガーで張力を記録できるように改良を施した。その上で連凧の各機接続点に張力計を設置し、張力の連続計測を実施した。

Fig.6.15 は、１段・２段張力測定実験、 Fig.6.16 に２段・３段張力測定実験の結果をそれぞれ示している。それぞれの実験結果グラフの波形からわかるように、カイトの機体数増加とともに張力値も増加している。このことは、 式 (6.4) の張力増加式が正しいことを示す。

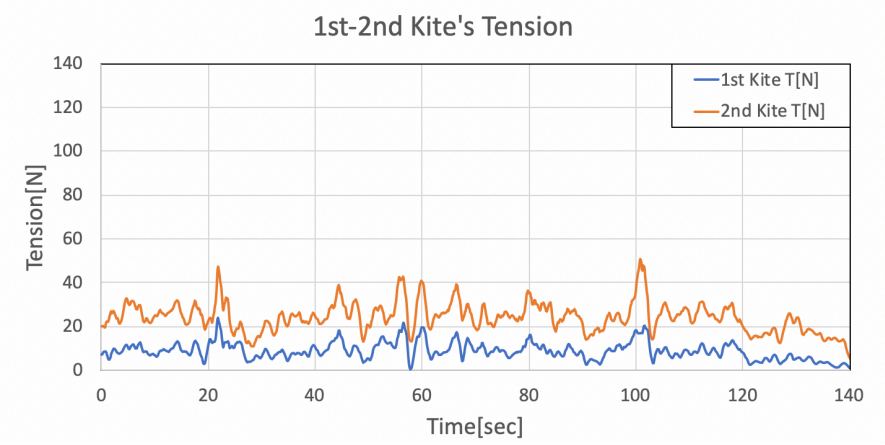

Fig. 6.15 １段・２段張力測定実験

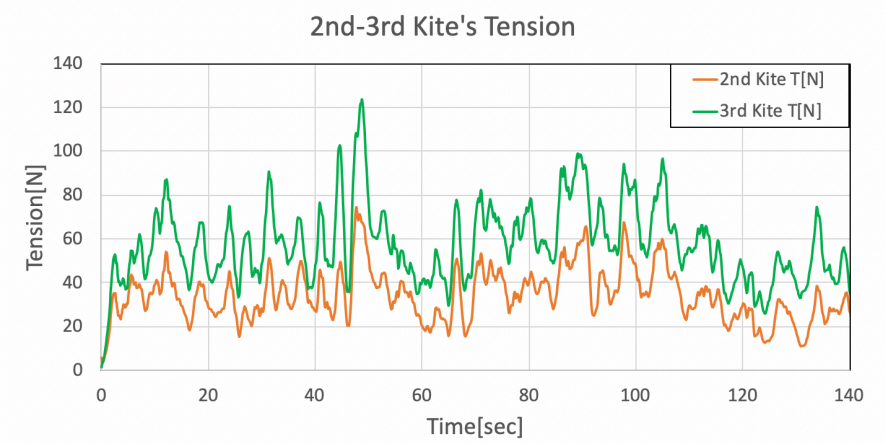

Fig. 6.16 ２段・３段張力測定実験

6.11　連凧による風車運搬及びロープ・プロペラシャフト発電実験概要

連凧により垂直軸ダリウス風車を上空に運搬し、ロープ・プロペラシャフトによりその動力を地上の発電機に伝達する Ground-Gen 発電法を実施した。Fig. 6.17(a) に、本実験の構成を示す。電圧を測定し、その表示値を記録する方式を用いた。発電装置は、ヘリウムガスバルーン・ロープ・プロペラシャフトで使用した発電装置を使用し、連凧は連凧張力測定実験と同様に張力値は 10[kgf] に設定し、実験場所も同様に福岡県古賀市大根川河口域で実施した。これら実験に使用する装置やその諸元は Table 6.6 に、Fig. 6.17(b) に実験時の風速を示す。

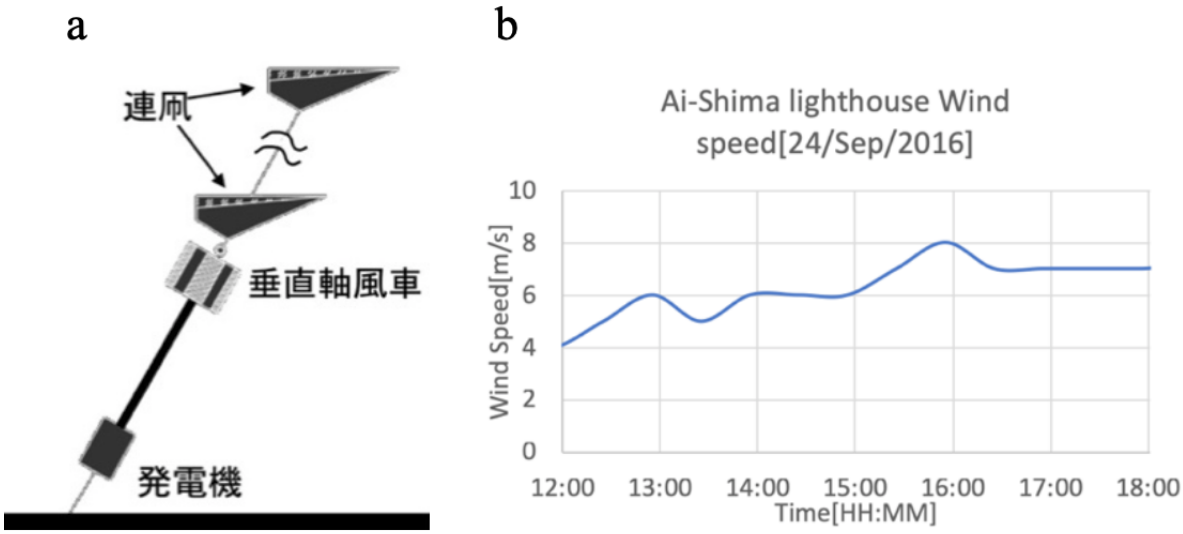

Fig. 6.17　(a) 連凧風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電構成，　(b)2016 年 9 月 24 日発電実験時風速

Table 6.6 連凧風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験装置仕様

要素	数値 [単位]・名称
係留ロープテザー長	10[m]
発電機	スカイ電子 SKY-HR200
抵抗器	120[Ω]
測定装置,	ノーブランド電圧テスタ
使用凧	スレッドカイト
プロペラシャフト	直径 10[mm] ナイロンロープ

6.12　連凧による風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験結果

連凧により風車を運搬し、ロープ・プロペラシャフトに伝達し、発電する実験を実施した。発電実験は以下の行程で進めた。

1. 初期起動回転を人力で加えて実施した。
2. 風車が起動回転を開始した。
3. ロープが締まり発電機に動力を伝達した。

本実験での発電電力は 0.3[W] であった。Fig. 6.18 は、実験を記録した映像を編集しパノラマ写真としたものである。

Fig. 6.18 連凧による風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験の様子

6.13　連凧による風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電実験の考察

連凧による風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電の瞬間電力は約 0.3[W] と、空中浮上風車発電 120[Ω] 実験の 0.53[W] と比較して小さいものとなった。そのため、風車運搬ロープ・プロペラシャフト発電方式そのものについて再度検証した。

風車については、第 5 章で示したように風速 7[m/s] で最大出力 8.52[W] であった。本実験時の風速は約 7[m/s] であったため、約 8.5 [W] の発電電力が得られたはずが、現実には 0.3[W] を発電した。これに関する詳細な考察は第 8 章に記述する。

6.14　まとめ

本章の研究において以下の結論を得た。

1. 延縄方式連凧は、延縄に絡むことなく利用可能な気象条件は上昇気流や乱流などが発生していない限定された状態であり、2 段機以降の張力の損失が大きい。しかし、各カイトへの負荷が少なく破損の危険性は少ない。

2. スタック式連凧は張力損失が少なく、計算による風車など貨物運搬可能重量予測が容易である。

3. 計算張力値の高精度化には、地表状態値を作業現場ごとに求めるか、事前に何らかの手段により上空の風速を確認する必要がある。

4. 連凧により垂直軸ダリウス風車を上空に運搬し、ロープ・プロペラシャフトにより動力を地上発電機に伝達する Ground-Gen 発電法を実施し、0.3[W] の発電を確認した。

7　ポンピング発電法地上発電装置の研究

7.1　ポンピング発電法に関するバックグラウンド

筆者は、2017 年 4 月から 9 月まで、空中風力発電に関する見聞を広めるため、スペイン王国マドリッド州公立カルロス 3 世大学におけるポンピング発電法空中風力発電の研究立ち上げに従事した。2017 年当時は、カイト・グライダーから効率よくエネルギーを採取する軌道に関する研究は世界でも盛んに行われていた。しかし、空中風力に関する最も大きい国際会議である Airborne Wind Energy Conference 2017 においても、地上発電装置に関する実験的研究の報告例を確認できなかった [93)–95)]。

これは、各研究機関が自己防衛のため地上装置の設計詳細を公表しないなどの理由が推察される。類似研究としてはカイトや有翼ドローンにテザーを接続し、ヨーイング回転軌道飛行をすることで地上発電機を駆動させる方式が公表されている。また、発電機構単体ではなく、地上に配置した 2 つのモーターでカイトを制御する機構や、グライダーの短距離カタパルト離陸の研究などは報告されている。本章では筆者が開発した地上発電機の設計法を述べる。

7.2　ポンピング発電機開発コンセプト

ポンピング発電機構は、発電機の回転シャフトをリールに接続し、そこに係留テザーを巻きつけ、カイト・グライダーの昇降運動によりテザーを牽引し発電する。Fig. 7.1 にその模式図を示す。海外での活発な研究開発を受け、独自のポンピング発電システムの開発を開始するため、従来のポンピング発電法を文献調査や映像解析などの手法により検証した [96)–98)]。従来のポンピング手法では、上空機（カイト）の上昇時には係留テザーを放出し、その張力によって地上の発電機を回転させて発電を行い、降下時は一度発電機の回転を停止し、発電機をモータとして利用しテザーを巻取るため、電気エネルギーを消費する。

Fig. 7.1 のように単独の発電装置を巻取時にモーターとして使用する場合、インバータ制御が一般的である。しかし参考文献によれば、一般的にインバータ制御風力発電を実施するためには電力系統への接続が必要であり、系統接続しない場合は、系統を模擬したディーゼル発電機に接続しハブリッド化する必要がある [99)–102)]。

このため制御電力が発電電力を上回る可能性が大きいほか、ディーゼル発電機を駆動するために化石燃料を燃焼するなど、発電効率に関し大いに疑問が生じる [102)]。これを踏まえ海外の空中風力発電研究機関の運用する地上発電装置について考察すると、発電機と巻取モータを別に備えていることがわかる。

本研究全体の目的として発電システムを機械的に制御することを目的としているため、本章では、降下時にも発電機の回転を停止させず、かつ発電機の回転エネルギーを消費しない機構の検討を行った。このため、フリーホイール機構と定荷重バネ (ゼンマイバネ) を利用した自動巻戻機構と、遠心力可変フライホイールストレージを搭載したポンピング発電システムを開発した (Fig. 7.2)。

さらに、この特性を調べるため、実際の上空機 (カイト) を使用した屋外発電実験を実施し、搭載発電機特性や上空機の運用法などが電力に及ぼす影響について検討を行った。それらの結果から、今回のポンピング運動空中風力用地上発電システムの設計法や運用法について論じる。

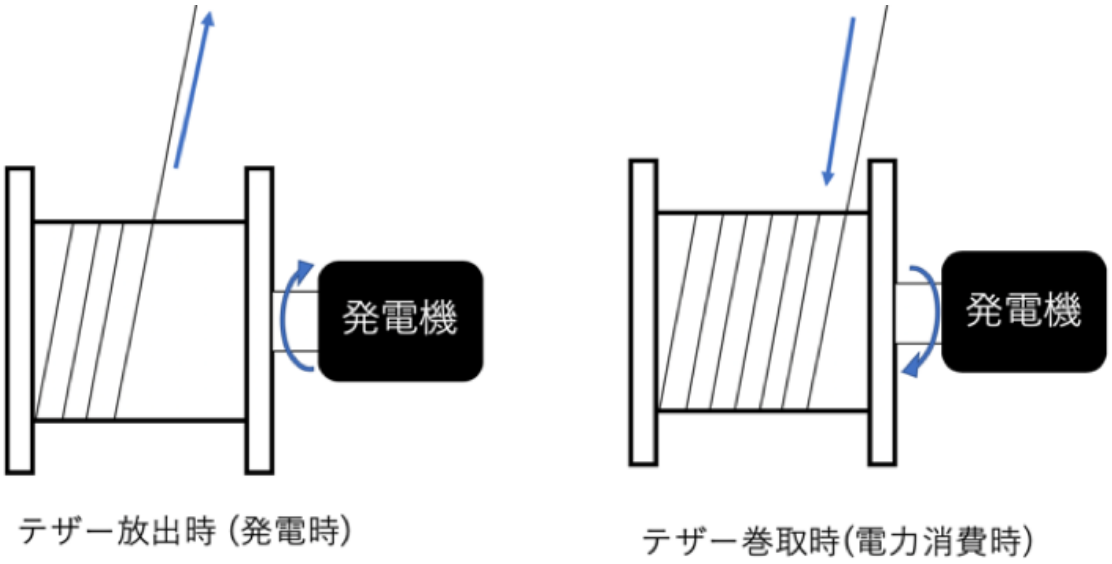

Fig. 7.1 従来型地上発電装置模式図

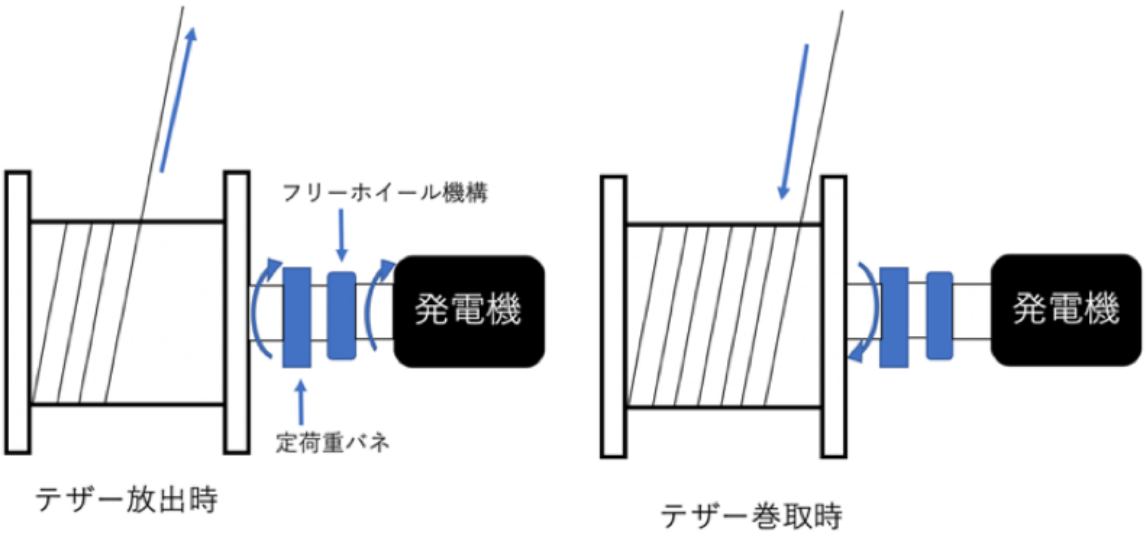

Fig. 7.2 今回開発した地上発電装置模式図

7.3 機構

7.3.1 定回転方向伝達機構（フリーホイール）と自動巻戻機構

従来の多くの空中風力エネルギー用ポンピング発電システムは、テザー巻取リールと発電機を同一軸状に配置する横配置が基本であった。本研究の直動発電システムは、テザー巻取リール軸と発電機軸をチェーンで接続する縦配置型である。発電機側軸上にフリーホイール機構を配置することで、自動巻取機構と定方向回転伝達を実現した。

7.3.2 フリーホイール機構

フリーホイール機構は、自転車駆動輪などに多く組み込まれている機構で、一定回転方向のトルクのみを伝達する機構である[103]。また、リール側軸上に定荷重バネによる自動テザー巻取装置を設置した。Fig. 7.3 が発電システムの全体写真であり、右下点線の箇所に示すのが、自動巻取装置である。

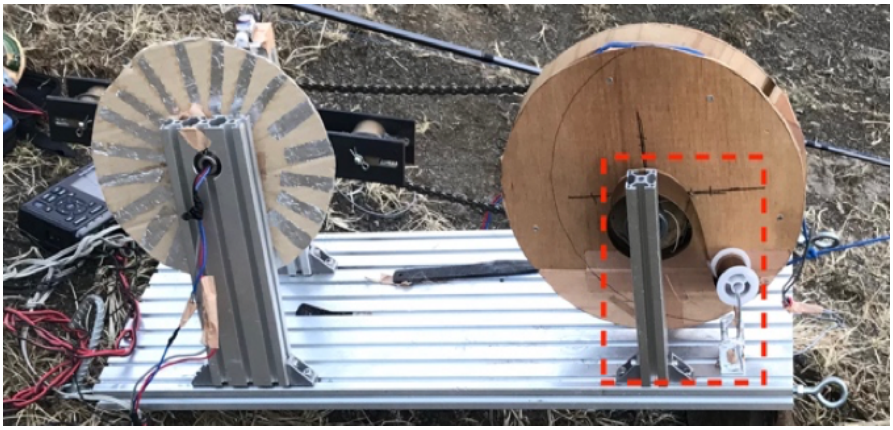

Fig. 7.3 実験用ポンピング発電システム全体図

7.3.3 遠心力可変フライホイール

空中風力発電の性質上、放出巻取を切替える際、一時的に回転が停止する。そのため、電気的制御を実施しない場合は再始動時に発電機や計器類に急激な負荷がかかり、システムに機械的疲労や異常計測などの悪影響を与える。さらに、本研究で主として使用するコアレス発電機 SKY-HR125 は高回転型であるため、一定の回転速度を維持することが望ましい。これらの問題を解決するには、インバータ制御などの電気的手法が存在するが、本研究では屋外運用の耐久性や整備性などの観点から、それらの運用は不向きである。

そこで、力学的回転エネルギーにより電気的エネルギーを保存する「フライホイールストレージ」を採用し、発電機の回転を維持することを試みる[104)–107]。しかし、大きな慣性モーメントを持つものを用いるのは、初期段階での回転速度上昇の妨げとなる。

このため、コアレス発電機半径方向に対して Fig. 7.4(a) の模式図と写真の Fig. 7.4(b) に示すように２個の分銅を配置し、これをスプリングで接続しフライホイールとした。これにより、発電機は起動時などの低回転速度時は慣性モーメントが低く、高速回転時は遠心力により分銅は初期配置半径 L に加え距離 x を伸展させ、慣性モーメントを増大させる。そのため、より多くの回転エネルギーを保存することが可能になる。またこの機構は、分銅の重量 m やバネ定数の異なるバネに交換することで、必要に応じた設定に変更することが可能である。

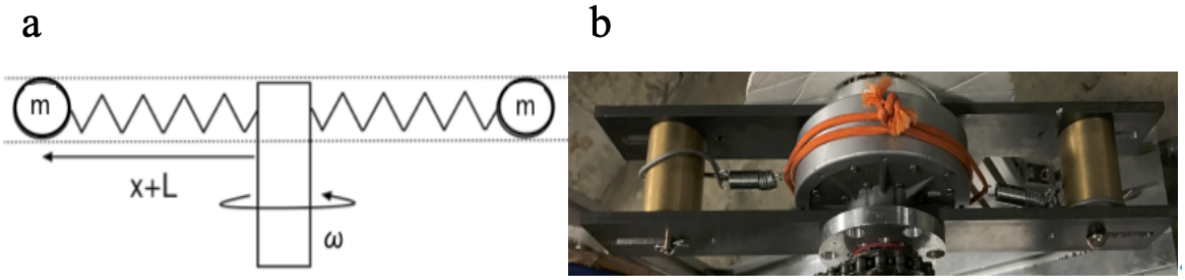

Fig. 7.4 (a) 遠心力可変フライホイール模式図,(b) 遠心力可変フライホイール-写真

7.4 解析

7.4.1 入力動力と出力動力

一般的なフライホイール設計に関する参考文献をもとに Fig. 7.5 に地上発電システムの力学モデルを示す [108]。 一般的に動力 P は角速度 ω とトルク τ の積で、次式で求めることができる。

$$P = \omega\tau \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.1)$$

これをふまえ、本システムにおける出力電力 P_{out} は、発電効率 η を用いて次式より求めることができる。

$$P_{\mathrm{out}} = \eta\left\{P_{\mathrm{in}} - (P_{\mathrm{loss}} + P_{IM})\right\} \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.2)$$

ここで、テザーによる入力動力 P_{in}、慣性モーメントによる動力 P_{IM}、損失動力 P_{loss} であり、式 (7.1) よりこれらは以下のように求めることができる。

$$P_{\mathrm{in}} = \omega_r\tau_r \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.3)$$

$$P_{\mathrm{IM}} = \omega_g\tau_{\mathrm{IM}} \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.4)$$

$$P_{\mathrm{loss}} = \omega_g\tau_{\mathrm{loss}} \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.5)$$

ここで ω_r と ω_g はそれぞれテザーリールと発電機の角速度であり、次式で求めることができる。

$$\omega_g = 2\pi n_g \qquad [\mathrm{rad/s}] \cdots\cdots (7.6)$$

$$\omega_r = 2\pi n_r \qquad [\mathrm{rad/s}] \cdots\cdots (7.7)$$

ここで、n_g と n_r は発電機とリールの回転速度である。歯車機構や今回のようにチェーンスプロケット機構の増減速機構を使用している場合、リール側歯数を z_r、発電機側歯数 z_g として、動力が伝達される放出時には以下の条件が発生する。

$$n_r < \frac{z_g}{z_r} n_g \qquad [\mathrm{rps}] \cdots\cdots (7.8)$$

なお、フリーホイール機構を内蔵しているため、巻取時は動力伝達が行われないためこの限りではない。各条件におけるトルクの内、まず、テザーリールにおけるトルク τ_r はテザー張力 T とリール半径 r の積であり、次式が成り立つ。

$$\tau_r = Tr \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.9)$$

さらに、慣性モーメントによるトルクは、発電機そのものが有する慣性モーメント I_g と発電機の角加速度 α_g の積とフライホイールに由来するトルク τ_f の和であり、次式が成り立つ。

$$\tau_{\mathrm{IM}} = I_g \alpha_g + \tau_f \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.10)$$

今回使用する遠心力可変フライホイールのトルク τ_f は、フライホイールの分銅質量 m_f、接続バネのバネ定数 k、バネ自然長と接続点までの半径の和 l_{spring}、分銅の移動距離 x、分銅の移動速度 dx/dt より遠心力とフックの法則より次式が成り立つ。

$$\tau_f = 2m_f(l_{\mathrm{spring}} + x)^2 \alpha_g + 4m_f(l_{\mathrm{spring}} + x)\frac{dx}{dt}\omega_g \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.11)$$

$$x(t) = \frac{k l_{\mathrm{spring}}}{k - m{\omega_g}^2} \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (7.12)$$

x は Fig. 7.5 からわかるように、機器的な上限 $x_{\max}$ 下限 $x_{\min}$ が存在し、次式で示す制約が成立する。

$$x_{\min} < x < x_{\max} \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (7.13)$$

今回のようにバネ定数 k と $x_{\max}$ が小さい場合は最大半径に到達してしまうため次式で計算を行う。

$$x(t) = \frac{k(l_{\mathrm{spring}} + x_{\max})}{k - m{\omega_g}^2} \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (7.14)$$

ここで α_g は ω_g の時間微分であり、ω_{g1} と ω_{g2} はそれぞれ時刻 t_1 と t_2、その差分時間 Δt における瞬間の角速度として、次式より求めることができる。

$$\alpha_g = \frac{\Delta\omega_g}{\Delta t} = \frac{\omega_{g2} - \omega_{g1}}{t_2 - t_1} \qquad [\mathrm{rad/s^2}] \cdots\cdots (7.15)$$

一般的にシステムの損失トルク τ_{loss} は、チェーンスプロケット機構や軸受の摩擦などによる機械的損失である。今回、自動巻戻機構に定荷重バネを使用しているため、これも τ_{loss} として扱う。このため損失トルクは、定荷重バネ巻取リール半径 r_s と定荷重バネ張力 T_s の積であり、次式で表すことができる。

$$\tau_{\mathrm{loss}} = T_s r_s \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.16)$$

回転速度と同様にトルクも増減速機構による条件が存在し、次のようになる。

$$\tau_r > \frac{z_g}{z_r}(\tau_{\mathrm{IM}} + \tau_{\mathrm{loss}}) \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.17)$$

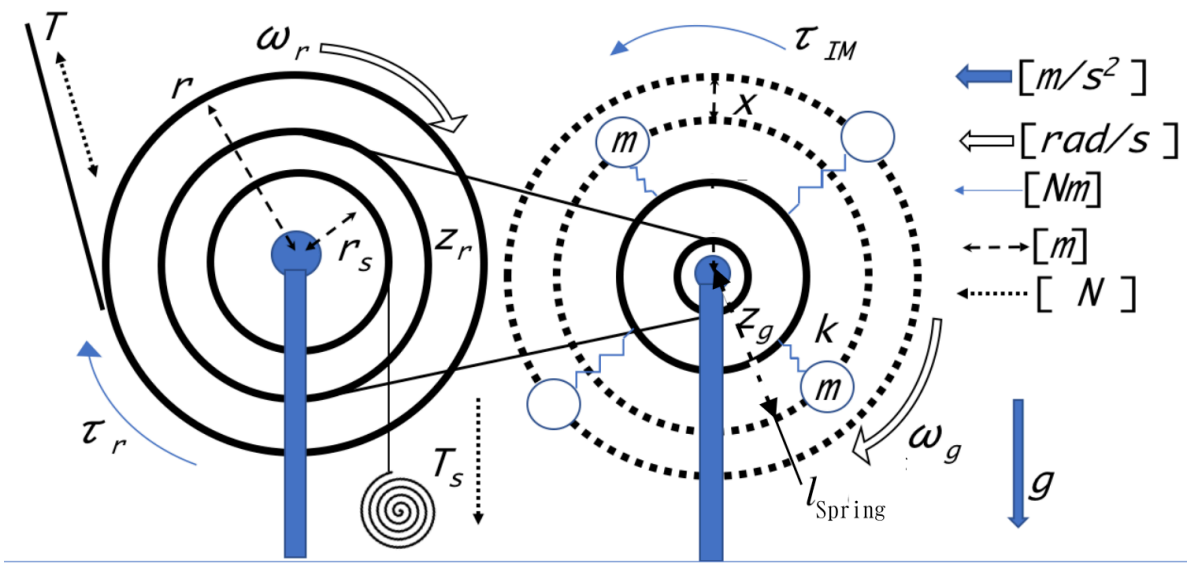

Fig. 7.5 地上発電システム模式図

7.4.2 テザー放出速度と係留張力

カイトを飛行させ電力を得るこの発電方式において、テザー張力 T はカイトの飛行制御により制御することが可能である。ここでは設計上の目安となる静的な計算法について記す。Fig. 7.6 に示す模式図のように風速 v_{wind} の時、目標電力 P_{out} からテザー放出速度 v_r ならびに最終的にはテザー張力 T を求める必要がある。テザー放出速度 v_r は次式より求めることができる。

$$v_r = 2\pi n_r r \qquad [\mathrm{m/s}] \cdots\cdots (7.18)$$

このうち n_r は出力電力 P_{out} を求める式 (7.2) に式 (7.3) から式 (7.10) を代入・変形し利用することで次式で表すことが出来る。

$$n_r = \frac{1}{\tau_r}[\frac{P_{\mathrm{out}}}{2\pi\eta} + n_g\tau_{\mathrm{loss}} + \tau_f + I_g\alpha_g] \qquad [\mathrm{rps}] \cdots\cdots (7.19)$$

式 (7.15) を式 (7.14) に代入し v_r を次式より求める。

$$v_r = \frac{2\pi}{T}[\frac{P_{\mathrm{out}}}{2\pi\eta} + n_g\tau_{\mathrm{loss}} + \tau_f + I_g\alpha_g] \qquad [\mathrm{m/s}] \cdots\cdots (7.20)$$

Fig.7.6 に示すように、カイトと係留テザーと地上がなす角 θ より上昇速度 $v_{\mathrm{kite}\cdot y}$ と後退速度 $v_{\mathrm{kite}\cdot x}$ を求めることができる。

$$v_{\mathrm{kite}\cdot y} = v_r \sin\theta \qquad [\mathrm{m/s}] \cdots\cdots (7.21)$$

$$v_{\mathrm{kite}\cdot x} = v_r \cos\theta \qquad [\mathrm{m/s}] \cdots\cdots (7.22)$$

カイトの揚力 L_k と抗力 D_k は空気密度 ρ、翼面積 S_k、揚力係数 $C_{L\cdot k}$ ならびに抗力係数 $C_{D\cdot k}$ から求めることができる。

$$L_k = \frac{1}{2}\rho S_k C_{L\cdot k}(v_{\mathrm{wind}} - v_{\mathrm{kite}\cdot x})^2 \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.23)$$

$$D_k = \frac{1}{2}\rho S_k C_{D\cdot k}(v_{\mathrm{wind}} - v_{\mathrm{kite}\cdot x})^2 \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.24)$$

ここで、S_k と $C_{L\cdot k}$ と $C_{D\cdot k}$ はカイトにより異なる。係留テザーの瞬間の放出長 l は、初期長 l_i と時間経過放出長 l_v の和であり次式が成立つ。

$$l = l_i + l_v \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (7.25)$$

放出時間 Δt 秒後の l_v は v_r を時間積分することで計算することができる。

$$l_v = \int_{t_2}^{t_1} v_r dt \qquad [\mathrm{m}] \cdots\cdots (7.26)$$

単位長さあたりのテザー質量を m_t として、時間 t 経過後のテザー総重量 M_t は次式で求めることができる。

$$M_t = m_t l \qquad [\mathrm{kg}] \cdots\cdots (7.27)$$

テザーが及す抗力 D_t は、テザーの前方投影面積 S_t とテザー抗力係数 $C_{D\cdot t}$ より次式にて求めることができる。

$$D_t = \frac{1}{2}\rho S_t C_{D\cdot t}(v_{\mathrm{wind}} - v_{\mathrm{kite}\cdot x})^2 \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.28)$$

ここで S_t はテザー形状を直線と仮定し、テザー直径 d_t として次式より求めることができる。

$$S_t = d_t l \qquad [\mathrm{m}^2] \cdots\cdots (7.29)$$

最大テザー長を $l_{\max}$ としたとき、最大テザー重量 $M_{t\cdot\max}$ は次式になる。

$$M_{t\cdot\max} = m_t(l_m ax + l_i) \qquad [\mathrm{kg}] \cdots\cdots (7.30)$$

テザー張力 T はカイトに働く地上水平方向 x と高度方向 y のそれぞれの力 F_x と F_y を用いて次式のように求まる。

$$T = \sqrt{{F_x}^2 + {F_y}^2} \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.31)$$

補助動力のないカイトの重量を m_k 、重力加速度 g として、F_x と F_y は次式により求まる。

$$F_x = D_k + D_t \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.32)$$
$$F_y = L_k - (M_t + m_k)g \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.33)$$

式 (7.31) によって張力 T は次式となる。

$$T = \sqrt{(D_k + D_t)^2 + \{L_k - (M_t + m_k)g\}^2} \qquad [\mathrm{N}] \cdots\cdots (7.34)$$

7.4.3 発電機校正値による解析

発電機はそれぞれに発電特性が異なる。このため校正を実施することにより、式 (7.8) の不等号を等号と仮定した上で変形し n_g を求めた値と、発電時の負荷抵抗 R と、発電効率 η、P_{out}(式 (7.2)) さらに、これに加え発電トルク τ_g の関係式を得ることができる。し

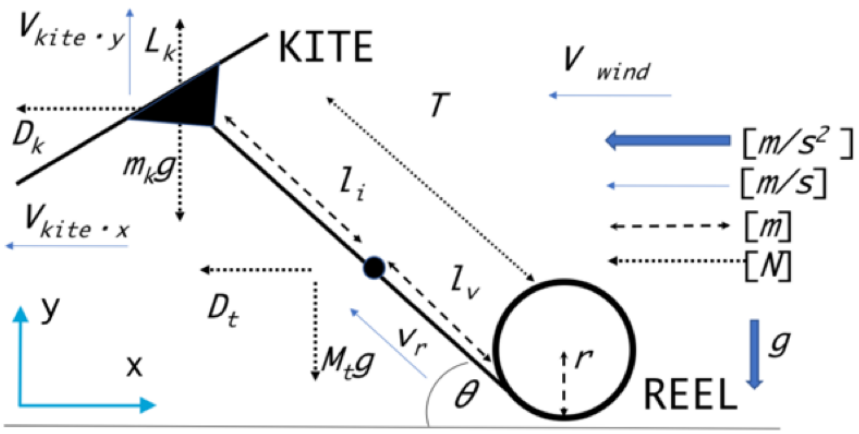

Fig. 7.6 カイト・リール部の力学模式図 [89)]

たがって R 値と n_g 、η、P_{out}、τ_g のいずれかを計測することができれば、それぞれの値を逆算することができる。今回の実験に使用した SKY-HR125 の場合は以下の式とる。

$$P_{\mathrm{out}} = 3.2817R^{-0.5559} \cdot n_g^{2.0524R^{0.0031}} \quad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.35)$$

$$\tau_g = 3.2015R^{-0.841} \cdot n_g + 0.1805R^{0.0861} \quad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.36)$$

$$\eta = 0.0146R^{0.1945} \cdot n_g + 3.5243R^{-0.66} \cdots\cdots (7.37)$$

さらに、式 (7.35) から式 (7.37) を利用することによって、計測時の誤差・不良値などが発生した場合の検証が可能になる。

7.5 実験目的

ここではフライホイール評価実験と発電システム実証実験の二つの実験を行う。フライホイール評価実験は、予備実験として地上においてフライホイールの分銅が発電電力へ与える影響を検討した。発電システム実証実験は、本発電システムが地上実験のみならず空中風力発電に有効であり、7.4 章に示す計算式が解析に有効であることを検証することを目的とした。さらに、発電システム実証実験の結果を検討し、発電システムに改良を加えた発電電力増加実験を実施し、電力を増加させることで、設計法として有効性や運用法の応用性があることを検証した。

7.6 発電システム実証実験装置・実験環境

7.6.1 ポンピング運動発電実験装置

開発した発電装置は「リール式直動・回転運動変換部」「遠心力可変フライホイール一体型発電部」「上空機 (カイト)」の 3 つの部位に区分することができる。リールは園芸用プラスチック皿を向かい合わせてホイール状に加工した物を使用した。

カイトは、Fig.7.7 のようにカイト前縁部を制御テザーに接続することで降下させる。研究の当初、風車運搬方式研究用のスレッドカイトを連凧として使用していたが、制御テザーによりカイトの迎え角を下げ揚力を減少させ降下を試みると、標準装備の縦方向骨格と気柱のみではカイトそのものの形状が変化し墜落する問題が発生する。これを防止するため、農業用グラスファイバーを X 字状に結束固定することで、降下時の形状変化を防止し上昇降下の制御が可能になった。

また、翼面積の変化による発電電力の差を比較するため連凧の使用を検討した。従来の縦型連凧は上空での飛行安定性が高いという長所を有しているが、昇降制御が困難であるという短所があった。このため総翼面積を変えず制御性を確保するため、双子航空機を参考とした横連凧を採用し (Fig.7.8 参照)、発電システム実証実験で横連凧の有効性も検証の対象とした。

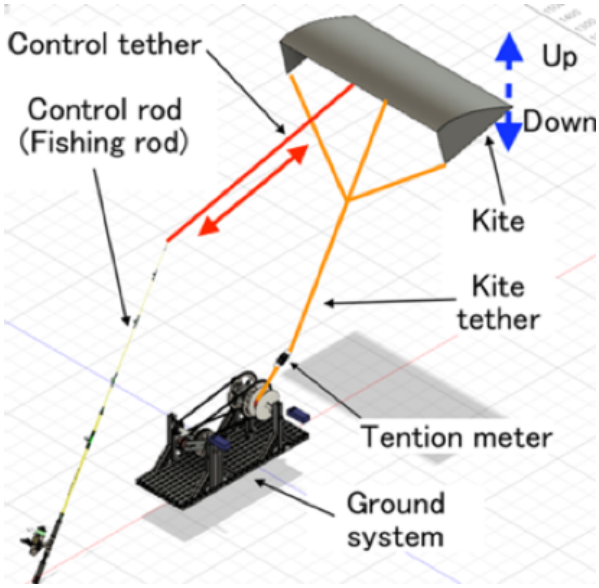

Fig. 7.7 カイト昇降発電実験全体模式図図

Fig. 7.8 グラスファイバー X 骨格装着横連凧 (双子機)

Table 7.1 発電システム仕様表

要素	記号	単位	数値
リール直径	D_{reel}	mm	222
係留テザー長	l_r	m	7.07
初期長	l_i	m	20.0
リール側スプロケット歯数	z_1	t	48
発電機側スプロケット歯数	z_2	t	16
定荷重バネ張力	T_s	N	25.48
定荷重バネ長	l_{ss}	m	1.0
オートリール直径	D_{spring}	mm	75
フライホイールバネ定数	k	N/m	660
フライホイール分銅	m_f	kg	0.48
分銅運動半径	$l + x$	mm	150-180

Table 7.2 発電システム電装品一覧

要素	名称
発電機	スカイ電子 SKY-HR125· SKY-HR200
発電機用抵抗器	0-500 オーム 可変抵抗器
回転速度計	小野測器 HT5500
張力計	ノーブランド電子秤改良品
データロガー	グラフテック GL220
電源装置	EcoFlow RIVER

7.6.2 実験装置諸元

これらの寸法等仕様を Table 7.1 に、発電機・回転速度計などシステムの電装品一覧、機材のメーカ・仕様などを Table 7.2 にそれぞれ記載する。ただし当該方法による発電が実証可能か不確定だったため、SKY-HR200 発電機はフライホイール評価実験に使用し、発電システム実証実験には使用していない。

7.6.3　実験場所

本実験は神奈川県厚木市相模川河川敷で実施した。この場所を選定した理由は、協力研究機関の神奈川工科大学や工業団地に近く、修復部品の調達や実験機器の整備などが可能であり、近隣に空港などの施設がなく、実験に対する制限が少ないためである。

7.7　フライホイール評価実験

人力でテザーを牽引しポンピング運動を再現する牽引実験と、テザーを接続した3.6[kg]のウェイトを1 [m]の高さから巻取時間を含み5秒に一度落下させる等荷重実験を実施した。Table 7.3及びTable 7.4はそれぞれHR125とHR200の発電電力・張力・リール回転速度・発電機回転速度それぞれの平均値を示しており、Table 7.5は等荷重実験の結果を示している。

HR125を使用した実験では分銅装着時の入力張力が1.2〜4.25[N]大きくなっているものの、リール回転速度はいずれも未装着に比べ0.36〜0.56[rps]小さい。発電機回転速度では、トルクの小さい120[Ω]では回転速度の差は0.04[rps]であるにも関わらず発電電力は0.68[W]、分銅装着時が上回っている。しかし90[Ω]では回転速度の差は0.47[rps]で0.28[W]、分銅装着時が下回っている。これは発電機内トルクの小さい120[Ω]では回転が保存されていることに由来する。HR200においては入力張力条件が10[N]以上ありフライホイールが負荷となっていることを示している。

またHR125を使用した等荷重実験においては120[Ω]及び90[Ω]では分銅未装着がいずれも高い発電電力を示している。120[Ω]では分銅固定と遠心力可変ではいずれも変わらないが、90[Ω]では遠心力可変が0.07[W]高い値を示している。

遠心力可変と固定フライホイールに大きな差が現れなかった原因は落下距離が短かったことにある。本実験から短い周期で動力を入力する場合は、フライホイールは発電電力の妨げになることがわかった。ただし、HR125は高回転型発電機であり回転を維持することが重要であると判断し、実際のポンピング発電では長周期となるため、その後の実験では遠心可変フライホイールを接続し実験を実施した。

Table 7.3 牽引実験-HR125 による結果-

抵抗値 [Ω]-錘有無	発電電力 [W]	張力 [N]	リール回転速度 [rps]	発電機回転速度 [rps]
90-有	2.07	26.21	1.05	1.40
90-無	2.35	25.01	1.41	1.87
120-有	2.80	31.60	0.86	1.87
120-無	2.12	27.35	1.42	1.83

Table 7.4 牽引実験-HR200 による結果-

抵抗値 [Ω]-錘有無	発電電力 [W]	張力 [N]	リール回転速度 [rps]	発電機回転速度 [rps]
90-有	1.46	52.88	1.726	0.840
90-無	2.98	29.63	0.721	0.750
120-有	1.07	41.42	0.548	1.451
120-無	3.125	30.3	0.582	0.802

Table 7.5 自由落下実験結果

抵抗値 [Ω]-錘状態	発電電力 [W]	リール回転速度 [rps]	発電機回転速度 [rps]
120-可変	0.32	0.38	1.726
120-無	0.65	0.63	0.721
120-固定	0.32	0.38	0.548
90-可変	0.59	0.34	0.582
90-固定	0.70	0.45	0.67
90-固定	0.52	0.64	0.64

7.8　発電システム実証ポンピング運動発電実験

7.8.1　実験結果

今回、発電システム実証実験では有骨格化スレッドカイト単機 (Mono) と双子機 (Twin) にてポンピング運動発電が可能かを検証する実験を実施した。Fig.7.9 は実験時の風速の記録を示しており、Fig.7.10 は実験時の写真であり、 Fig.7.10 は上から順に「発電電力 (Power)」「係留張力 (Tension)」「発電機回転速度 (G r speed)」「リール回転速度 (R r speed)」を示している。また、Table.7.6 に「往復周波数」や「瞬間最大電力」等の結果を記している。単機実験は、実験時間中に最も風速が増大した 14:52 頃に実施した。双子機実験は、風速が減少した 17 時頃に実施した。このため、結果は単機の方が平均・最大電力ともに高い値を示した。

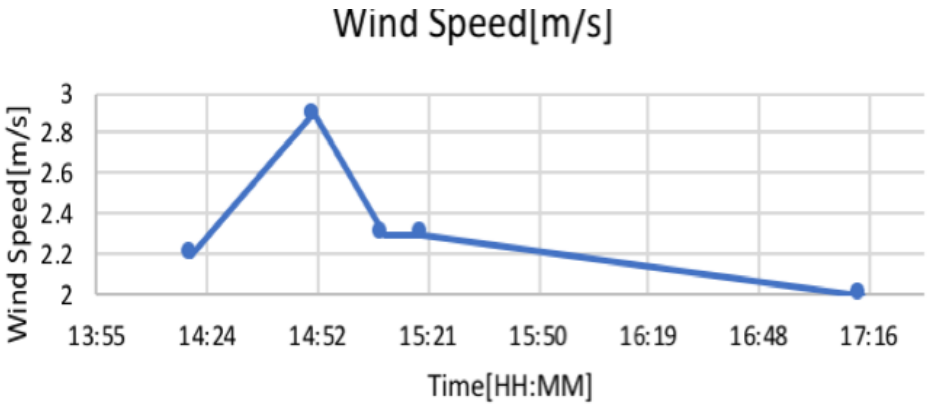

Fig. 7.9 発電システム実証ポンピング運動発電実験時の風速

Fig. 7.10 発電システム実証ポンピング運動発電実験時の様子

Table 7.6 発電システム実証ポンピング運動発電実験結果表

要素	単位	単機	双子機
往復周波数	Hz	0.11	0.1
平均係留テザー張力	N	35.29	29.20
最大係留テザー張力	N	87.74	96.82
リール回転速度	rps	0.11	0.05
発電機回転速度	rps	1.95	No Date
平均電力	w	1.91	1.04
瞬間最大電力	w	6.92	6.04

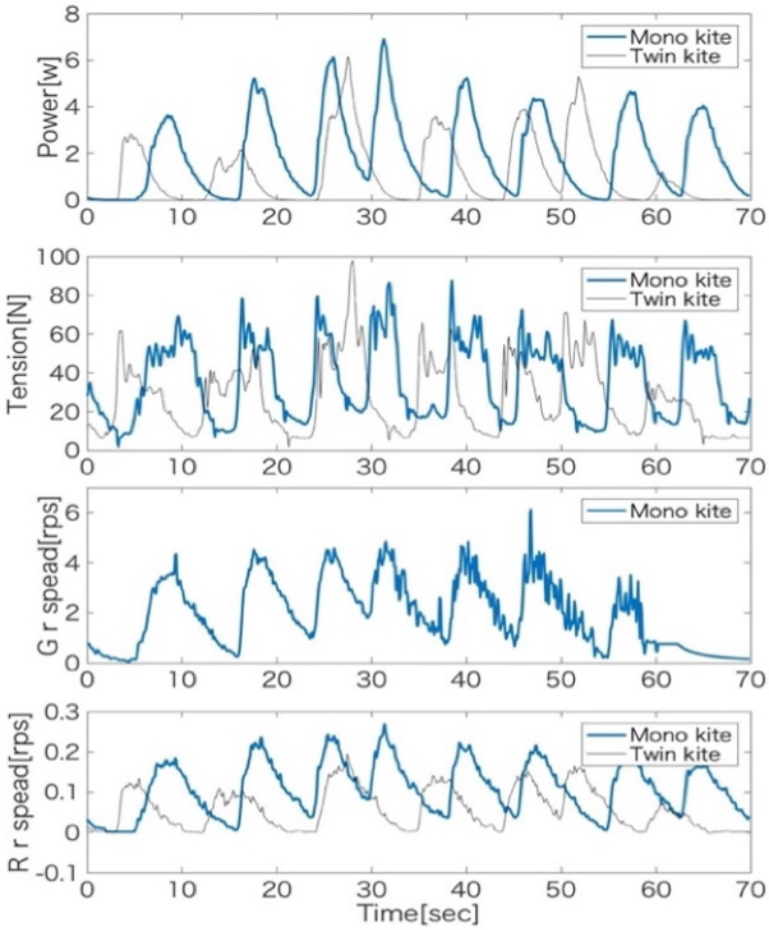

Fig. 7.11 発電システム実証ポンピング運動発電実験結果グラフ

7.8.2　結果検証と解析

本実験は、風速約 2[m/s] で実施し、最大瞬間張力が高い値を示した双子機実験より、風速約 3[m/s] で実施した単機実験の方が平均・最大電力が大きくなった。このことより、高回転型発電機 (SKY-HR125) を使用した場合、電力に最も影響を与える入力動力は、トルクを増大させるのに必要な張力ではなく、回転速度を増大させるカイトの送り速度に該当する風速であることがわかった。また、Fig. 7.11 中の発電機回転速度 15 秒から 55 秒までを見ると回転が止まっていないことがわかる。このことからフライホイールとフリーホイールの二つの機構の採用により、Fig. 7.11 発電電力値 30 秒付近では機体の上昇が終了したことによる張力増加の終了後も発電機の停止を減少させることに成功している。

地上屋内実験時はターンテーブルではなく固定台座で使用していた本発電システムであるが、屋外の風向が頻繁に変動する状況下においては、風向方向にリール射出方向が一定であるため台座を杭で固定し運用することは機器にかえって悪影響を与えることがわかった。

n_r の計測値が実験前点検で問題がなかったにも関わらず推定値される回転速度の 2 分の 1 の値を示した。原因は実験中の振動により固定座から離れたことによるものと考える。また n_g 値も大きく振動しており、検証が必要である。このため式 (**??**) を使用し、単機実験の発電電力から回転速度を解析した。Fig. 7.12 はその結果を示している。この計算により得られた回転速度は、計測した回転速度にほぼ一致し、55 秒経過後に発生した計測不良を補っている。また、n_r 値が推定値の 2 分の 1 の値を示していたため、その検証も式 (7.2) から式 (7.37) を使用し実施した。

計測した n_r など計測値・寸法などの条件を各式に代入し求めたテザー放出時の入力動力 P_{in}、式 (7.35) に n_g を代入し求めた電気計算電力、式 (7.2) などの各式に則り P_{in} から P_{IM} と P_{loss} を差し引き、発電効率 η をかけた力学計算電力の算出を行った。その結果、実験値・電気計算電力・力学計算電力は Fig. 7.13 に示すように誤差の範囲で一致した。従ってこれらの式は、運用において計測不良・誤差が発生した場合に有効であることを示した。また張力に由来する入力動力については第 8 章に詳細を記す。

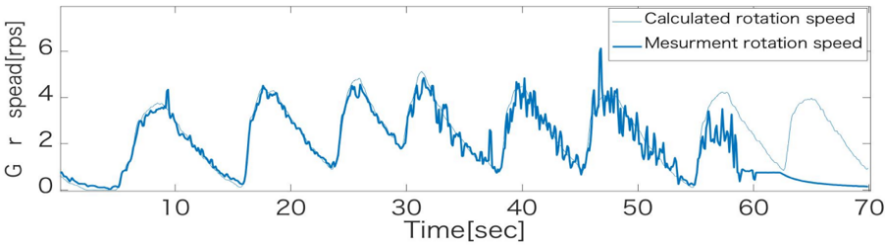

Fig. 7.12 電力から計算した発電機回転速度

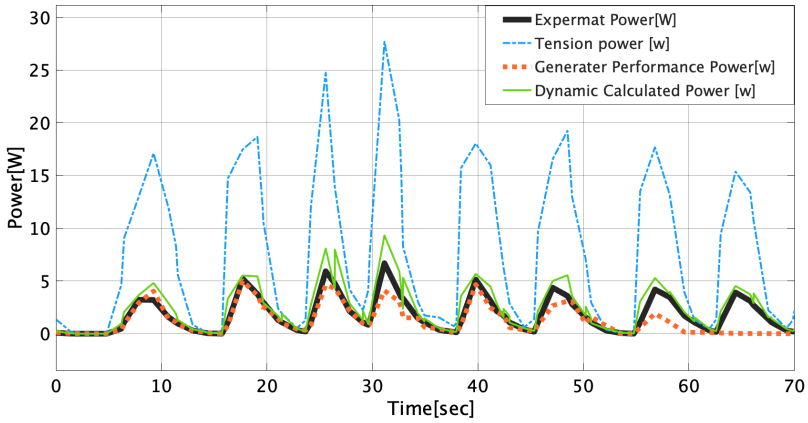

Fig. 7.13 実験値, 放出動力, 電気計算電力, 力学計算電力

7.9 発電電力増加実験実験装置

式 (7.2) より P_{in} の入力を増加させ、$P_{\mathrm{loss}} \cdot P_{\mathrm{IM}}$ を低減することで P_{out} を大きくすることが可能である。また Fig. 7.11 からわかるように、一回の放出行程の時間、すなわちテザー放出時間に比例して電力は増加する傾向があった。この 2 点を考慮し、電力増加改造を実施した。

まず、リールは、P_{in} を増加させるためカイトのテザー張力 T が及ぼすトルクを大きくするため、大径軽量の糸車型に変更した。P_{loss} を低減させるため、最大放出テザー長 l_{max} を増加させると同時に、一行程あたりの総回転回数の増加を図るため、巻取機構にも改良を実施した。定荷重バネがリールに及ぼす τ_{loss} を低減するため T_s が低く、1 回の放出行程の総回転数を増やすため、l_s が長い物に変更を行った。さらに、部品単価が低く、無電源で利用可能な模型用小型 DC モータを無負荷でベルト接続し、その発電電圧を計測することで回転数を計測した。

これら寸法・性能の変更点を Table 7.7 に、システムの電装品の変更点を Table 7.8 に記載する。また発電電力増加実験では、高トルク型発電機 SKY-HR200 を使用した場合の運用も検証の対象とした。フライホイール評価実験における牽引実験において、回転数増大を目的としたチェーンスプロケット機構の影響によりトルクが減少したため、 高トルク低回転型の発電電力量は芳しくなかった。本実験ではスプロケットの比率を「16:16」「24:16」「32:16」「48:16」になるように複数のスプロケットを使用し、発電機にスプロケット比の違いによる発電電力の差を比較検討の対象とした。なおこの SKY-HR200 使用した実験は、部品破損の都合によりフライホイールを使用していない。

7.10 発電量増加ポンピング運動発電実験

7.10.1 発電量増加ポンピング運動発電実験結果

Fig.7.14 は、電力増加実験の結果である「発電電力 (Power)」「係留張力 (Tension)」「発電機回転速度 (G r speed)」「リール回転速度 (R r speed)」を示している。また、Table.

Table 7.7 発電電力増加ポンピング運動発電実験発電システム寸法等諸

要素	記号	単位	数値
リール直径	D_{reel}	mm	293
係留テザー長	l_r	m	10.12
リール側スプロケット歯数	z_1	t	16/24/32/48
発電機側スプロケット歯数	z_2	t	16
定荷重バネ張力	T_s	N	11.78
定荷重バネ長	l_{ss}	m	3.0
発電機抵抗値	R	Ω	90.4- 120.0

Table 7.8 発電電力増加ポンピング運動発電実験発電システム寸法等諸

要素	名称
発電機	スカイ電子 SKY-HR125 /SKY-HR200
回転速度計	マブチ FA130R DC モータ

7.9 に各種結果を記している。

最大電力は、発電システム実証実験の約 5 倍の 31.16[W] を得ることに成功した。しかし自動巻取機構の定荷重バネの張力値 T_s を 25.48[N] から 11.78[N] と低い値のものに変更したことにより巻戻能力が低下し、テザーが地上に接触した場合、地面との摩擦力により巻取りが困難になった。このためカイトを制御降下させ、テザーを地面接触させないようにして対応した。このため毎分 2 往復となった。また、DC モータを計測に使用したことで、電圧の正負から回転方向が観測できるようになった。

高トルク型発電機 SKY-HR200 を使用し、リール・発電機接続スプロケット比を変更した場合の電力に及ぼす影響を確認する実験も実施した。その結果を Table. 7.10 に示している。

この実験では、スプロケット比が最小の「16:16」の場合が、最大電力が最も大きく、スプロケット比が最大の「48:16」の場合が最小値を示した。しかし、平均張力と平均電力の値には大きな差が見られないことから、一回の放出行程全体のエネルギー量に大きな差がないことが示唆された。

Table 7.9 発電システム実証ポンピング運動発電実験結果表

要素	単位	数値
往復周波数	Hz	0.033
平均係留テザー張力	N	11.49
最大係留テザー張力	N	32.07
リール回転速度	rps	0.11
発電機回転速度	rps	1.22
平均電力	w	4.397
瞬間最大電力	w	31.16

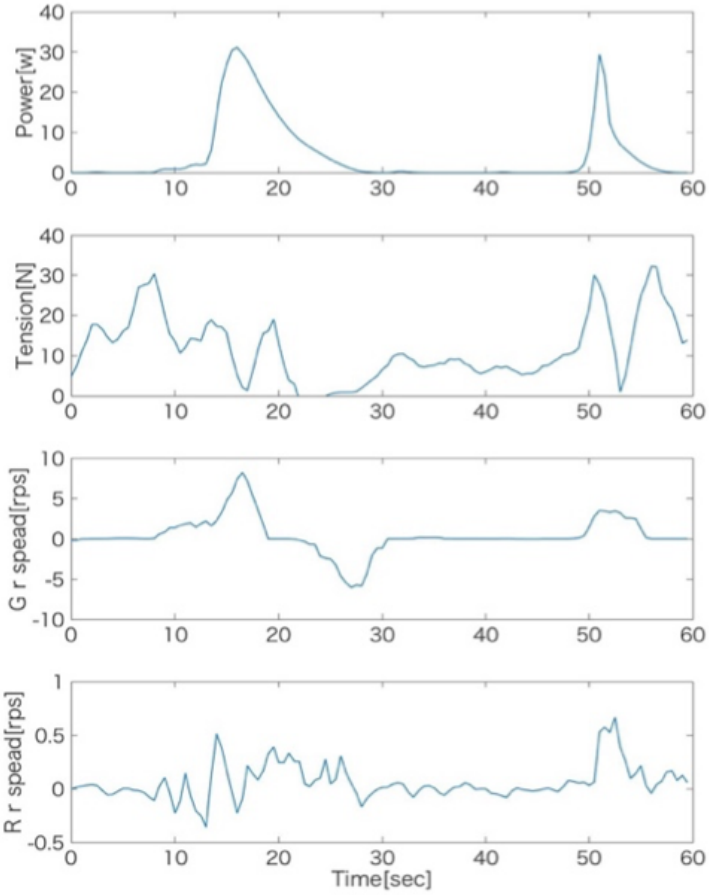

Fig. 7.14 発電電力増加ポンピング運動発電実験電力増加実験結果図

Table 7.10 発電電力増加ポンピング運動発電実験スプロケット比変更実験結果

要素	単位	16:16	24:16	32:16	48:16
平均係留テザー張力	N	17.87	12.24	16.78	15.75
リール回転速度	N	0.28	0.26	No	0.026
発電機回転速度	N	0.69	0.62	0.46	0.16
平均電力	rps	0.56	0.32	0.15	0.49
瞬間最大電力	W	5.60	2.77	1.65	1.51

7.10.2　発電電力増加ポンピング運動発電実験考察

発電電力増加実験の電力増加実験では、式 (7.2) に基づく電力増加法「入力トルクの増加」「巻取機構による損失トルクの低減」と、発電システム実証実験結果から増加が予測された「テザー放出行程時間の延長」に基づく電力増加に成功した。これらの結果から、発電システム実証実験の解析結果と合わせると、各式は設計法としても有効であると言える。

スプロケット比の変更による最大電力の差は、放出行程入力エネルギー総量に由来するものである。エネルギー保存の法則から、スプロケット比が小さくなり瞬間最大電力が増大した場合も、行程時間が短くなったに過ぎないことを平均電力は示している。

今回フライホイールを使用したことにより、Fig. 7.11 及び Fig. 7.14 からわかるように、n_g 値は放出が終了するまでの間は安定的に上昇していた。このことから、発電機の回転は等加速度運動に近い状態であったことがわかる。電力が時間変化に対して一次関数的に傾きがあることから、「発電勾配」と呼称し、この放出時間 Δt との関係を次式で表す。

$$P'_{\mathrm{out}} = C_{P\cdot\mathrm{out}}\Delta t \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.38)$$

このため 1 行程あたりの Δt が増える「テザー放出行程時間延長法」が有効であった。ここで、$C_{P\cdot\mathrm{out}}$ を「発電勾配係数」と呼ぶ。トルク τ は角加速度 α と慣性モーメント I の積であり次式で表すことができる。

$$\tau = \alpha I \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.39)$$

また角速度 ω は α と Δt の積であり次式で表す。

$$\omega = \alpha\Delta t \qquad [\mathrm{Nm}] \cdots\cdots (7.40)$$

式 (7.1) より P は τ と ω の積であることから、次式が成り立つ。

$$P = \alpha^2 I\Delta t \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (7.41)$$

このことから $C_{P\cdot\mathrm{out}}$ は式 (7.38) より次式で表す。

$$C_{P\cdot\mathrm{out}} = \alpha^2 I \qquad [\mathrm{rad}^2\cdot\mathrm{kg}\cdot\mathrm{m}^2/\mathrm{s}^2] \cdots\cdots (7.42)$$

スプロケット比変更実験や過去の地上実験の結果から、スプロケット比のリール側が小さい場合や、一般的に発電機のトルクが小さくなる発電抵抗 R が大きい場合などの電力勾配係数を $C_{P\cdot\mathrm{out1}}$、スプロケット比が大きく R 値が小さい場合のものを $C_{P\cdot\mathrm{out2}}$ とすると、次のような関係が成り立つ。

$$C_{P\cdot\mathrm{out1}} > C_{P\cdot\mathrm{out2}} \qquad [\mathrm{rad}^2\cdot\mathrm{kg}\cdot\mathrm{m}^2/\mathrm{s}^2] \cdots\cdots (7.43)$$

7.5.3 章に記載したように、発電機の電力などの特性は校正により求めることが可能である。したがって $C_{P\cdot\mathrm{out}}$ は発電機の特性やカイトなどの上空機の運用方法といった用途により適切な値は異なり、応用性があるものと考える。以上の結果より、従来の効率的に風力エネルギーを採取する上空機軌道の結果と組み合わせることで、空中風力発電システム全体のエネルギー収支計算が可能になった。

先に記したようにフライホイールそのものは十分に機能したことがわかったが、今回使用したバネがのバネ定数が小さかったことなど遠心力により分銅が可変することが有効であったか十分に検証できなかった。これについては今後の研究課題とする。

7.11 まとめ

空中風力発電の一手法であるポンピング発電システムにおいて、降下時にも発電機の回転を停止させず、かつ発電機の回転エネルギーを消費しない機構の検討を行った。このため、フリーホイール機構と定荷重バネ (ゼンマイバネ) を利用した自動巻戻機構と、フライホイールストレージを搭載したポンピング発電システムを開発し、実験的に研究を行い、以下の結論を得るに至った。

1. カイトによるポンピング運動発電実験の成功により、当該発電システムが空中風力発電の地上発電システムとして有効であることを証明した。また同実験における計測不良を補う解析を実施し、計算電力値が実験値と一致したことから各計算式が有効であることを示した。

2. 発電電力増加実験の結果より、巻戻機構などの損失トルクの低減や、テザー放出時間の延長により電力を増加させた。またスプロケット比を変更しても総エネルギー量に影響を与えない。

3. これらの結果から、今回提案したシステムが巻取り時にも電力を消費せずに運用可能であることを示し、ポンピング方式空中風力発電用地上発電システムに特化した設計計算法を確認した。

4. 本研究により導き出た数式を利用することで、従来の上空機のエネルギー計算シミュレーションの結果を入力し、最終的な電力を示すことができるようになり、ポンピング運動発電システム全体のシミュレーションが可能となった。

5. フライホイールそのものは十分に機能したが、遠心力により分銅の半径が可変することが有効であったか十分に検証できなかった。これについては今後の研究課題とする。

8　「ロープ・プロペラシャフト方式」と「ポンピング運動方式」の比較検討

本章では「ロープ・プロペラシャフト方式」「ポンピング運動方式」の 2 方式について、開発・実験を通じて得られた「エネルギー変換効率」の知見、第 1 章で示した「経済性」「安全性」のこの三点について比較検討する。

8.1　エネルギー変換効率に関する検討

機構によるエネルギー・動力伝達の原則として、損失は要素数に比例するとされている。これは機械的動力伝達の場合は要素数が増えることで摩擦などの損失要素が機構の数に比例するためである。これを踏まえ、ロープ・プロペラシャフト方式の実験においては以下の 3 点を損失の原因にあげることができる。

- 風車と連凧を接続した軸受の摩擦抵抗による損失
- 単ロープ・プロペラシャフト機構による損失
- 発電機の発電効率による損失

この三点の減衰は「軸受・回転系の損失」「動力伝達系の損失」「発電系の損失」として両方式に共通する損失とし扱うことができる。それに加え、ロープ・プロペラシャフト方式に関しては「風車のエネルギー変換効率」が、ポンピング方式に関しては「テザーの伸びによる損失」が独自の損失がある。ここでは上記 5 点の損失について検討する。

8.1.1　軸受・回転系の損失

ロープ・プロペラシャフト方式における軸受・回転系は風車を係留する球体軸受が発電機内蔵軸受を除き唯一の軸受である。しかし、球体軸受はポンピング方式の軸受のように回転に関する摩擦だけでなく、係留部としての下方向の摩擦を受けたことがそのエネルギー減衰の原因となった。これは Fig. 8.1 に示すように地上部係留テザーとプロペラシャフトを分離することで軸受にかかる負荷を低減できる可能性はある。しかしながら、係留テザーとプロペラシャフトを分けた場合においては、急な風向きの変動に対応する方法は発電装置全体がターンテーブルなどにより大きく旋回する必要があり、現実的ではない。

また、後段のプロペラシャフト軸が機能し得るためには一定の負荷 (張力) がかかることが不可欠となる。このため下方向に摩擦のかからない磁気軸受（マグネットベアリング）か、パンタグラフなどによる張力が軸受に作用しない機構を設置する必要がある。いずれの等張力装置を使用した場合の重量増は不可欠である。これに対しポンピング方式はリール側両端と発電機側片端の 3 箇所の軸受を有している。一般的な回転軸の摩擦や寿命計算で対応することが可能であるため設計計算も容易である。

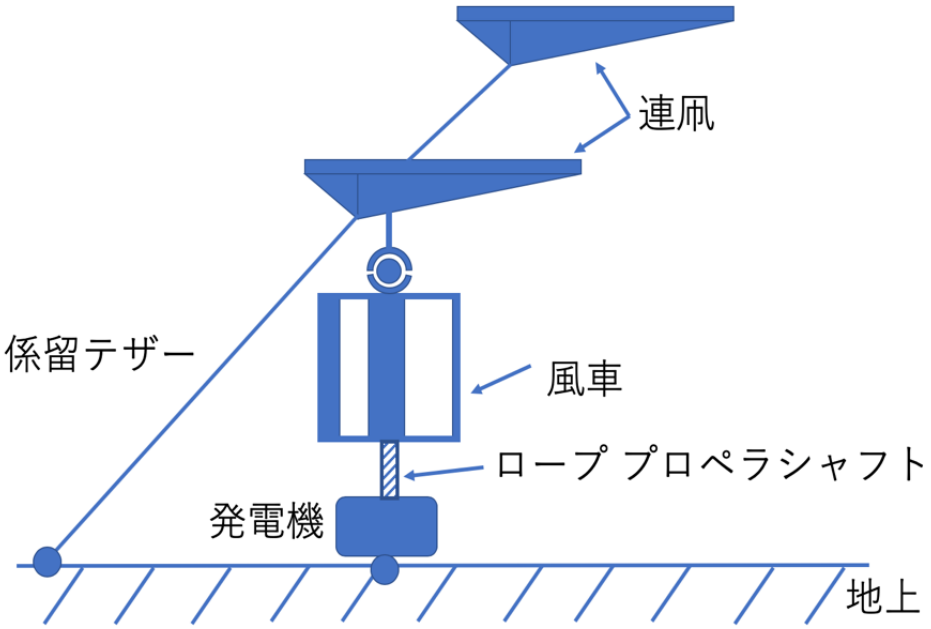

Fig. 8.1 プロペラシャフトと係留テザーを分けた場合の模式図

8.1.2 動力伝達系の損失

ロープ・プロペラシャフトに関して、動力伝達軸の原則は関連資料によれば「十分な強度剛性を有しトルクを伝達する」とあるように、プロペラシャフトには強度剛性が不可欠である。繊維ロープでこれを再現する場合、回転によりロープの線密度が高い状態、いわゆる「ロープが締る」状態になることが不可欠である。動力軸の動力伝達効率は入力側のせん断力に大きく依存する。

常に一定の回転速度を維持していれば、ロープの締まり状態で横弾性係数 G を一定に維持することが可能である。しかし実際の風力発電の現場においては風車の回転速度一定ではなく、ロープの締まりは一定にならないため G 値は絶えず変動するため動力伝達効率は小さくなる。

また、せん断によるシャフトへのひずみエネルギーの保存は横弾性係数だけでなくその長さ l や直径 d に大きく影響を受ける。ロープが締まった箇所と緩んだ箇所では G 値が異なるためひずみエネルギーが変動する。これにより動力の伝達量が減少し、損失は大きくなる。高度を上げることでプロペラシャフト長を延長することでこの損失量は顕著に現れ発電機へ伝達する動力が減少する。

以上の 2 点を考慮すると、風速に極端な変化がなく長時間一定の回転を維持したロケット型気球風車による発電実験と、1 [m] ロープ・プロペラシャフトによる動力伝達実験では、ロープ による動力伝達がある程度有効であった。強度と断面積を向上して臨んだ連凧による風車運搬発電実験においてロープ・プロペラシャフトによる動力伝達において大きな損失が発生した原因である。

ポンピング方式においては Table 7.10 に示すように発電量増加実験 (スプロケット比) において 48:16 の増回転速度設定よりも 16:16 の等回転速度設定の場合の方が瞬間・平均

発電電力が大きかった。したがって今回使用したスカイ電子製 SKYHR125 の場合の適切なスプロケット比は 1:1 である。これは発電機軸とリール軸を同一軸上に配置する方が効果的である事を示している。同一軸に配備した場合、チェーン・スプロケット機構およびベアリングの摩擦による損失を低減することで損失を減らすことが可能である。またチェーンリンクにより動力伝達を実施した場合において、その動力伝達損失を求める方法は一般化されているため、設計段階で動力伝達損失を考慮に入れ計算する [109]。その点においてもチェーン・スプロケット機構は優れている。材料力学から、縦弾性係数 E、横弾性係数 G、ポアソン比 ν より次式で求めることができる [110]。

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \qquad [\mathrm{GPa}] \cdots\cdots (8.1)$$

一般的な材料は縦弾性係数 E の方が横弾性係数 G より大きいため、仮に十分な剛性を有していたとしても、同一材料・同一直径のテザーにより動力を伝達した場合はねじりひずみが引張ひずみと比べて大きく、弾性あるいは塑性変形により動力が減衰する。また、ねじりによる動力伝達は、引張りによる動力伝達に比べ少ないエネルギーで材料が破壊され伝達可能な動力は制限される。

同等の動力伝達を行う場合は大径化が避けられず、重量が増加する。したがって本研究で使用した単ロープ・プロペラシャフト機構による動力伝達は減衰や重量増加などのデメリットを伴う手法と結論する。

しかしすべてのロープ・プロペラシャフトが非効率というわけではない。英 W & I 社や西 semAWE 社が開発を進めるロープチューブプロペラシャフト方式は、ロープによりトラス構造を構成することで、回転動力を引張により伝達し、この問題を解決しているものと推察する [111),112]。

8.1.3 発電系の損失

今回の研究においては 2 方式で共通の発電機を使用し研究を進めたため、この項目は共通の検討項目である。本研究で使用したスカイ電子 HR125・HR200 高回転低トルク型発電機であるため、風車運搬方式では低回転高トルク風車を本研究では使用していた。そのため高回転型の風車を使用する必要がある。ポンピング方式であればリール径を小径にすることで対応可能である。

8.1.4 風車のエネルギー変換効率

5 章に示したように、ベッツの法則により風力発電風の最大理論効率は 59.3[%] であり、Fig. 8.2 は参考文献をもとに風車種別ごとの出力効率 C_p-周速比 λ を示している [113),114]。また風車に風を集める風レンズを使用した場合でも C_p 値の上限は 0.5 程度と報告されている [115]。今回の研究では C_p 値は 0.1 程度であり、これを向上させることは容易ではないものと推察する。また先に論じた上空の風車のエネルギーを地上の発電機に伝達する間に減衰してしまう。

これに対しポンピング運動方式に関していえば、上空風速 v、空気密度 ρ、上空機の揚力係数 C_L、上空機とテザーそれぞれの抗力係数 C_D より次式より採取することが可能な最大動力値 P を計算することが可能である [116]。

$$P \leq \frac{2}{27}\rho A {v_w}^3 C_R (\frac{C_R}{C_D})^2 \qquad [\mathrm{W}] \cdots\cdots (8.2)$$

$$C_R = C_L \sqrt{1 + \left(\frac{C_{D\,\mathrm{kite}} + C_{D\,\mathrm{tether}}}{C_L}\right)^2} \cdots\cdots (8.3)$$

7 章の理論実証実験の諸条件を上式に代入し、NEDO の公表する風況マップの値から上空風速を 5.0-5.5[m/s] として計算した場合、計算上の動力範囲は 33.4~42.1[W] である。張力と回転速度から計算した最大動力約 27[W] は計算値であることから、上空の風速は 5.15[m/s] 以上であったことがわかる。したがって、設計段階の値と実際の運用時の値が乖離する風車運搬方式による発電は、ポンピング方式と比較して効率が悪いと言える。

ただしこれは地上に発電機を設置し、発電に専従する場合に関しての結論である。上空に風車と発電機を運搬する Fly-Gen 方式の発電電力により、上空で通信・撮影・観測などの用途で上空で電力を使用する場合は風車を運搬し発電を行い電源として利用する方が機械的・電気的に合理的である。

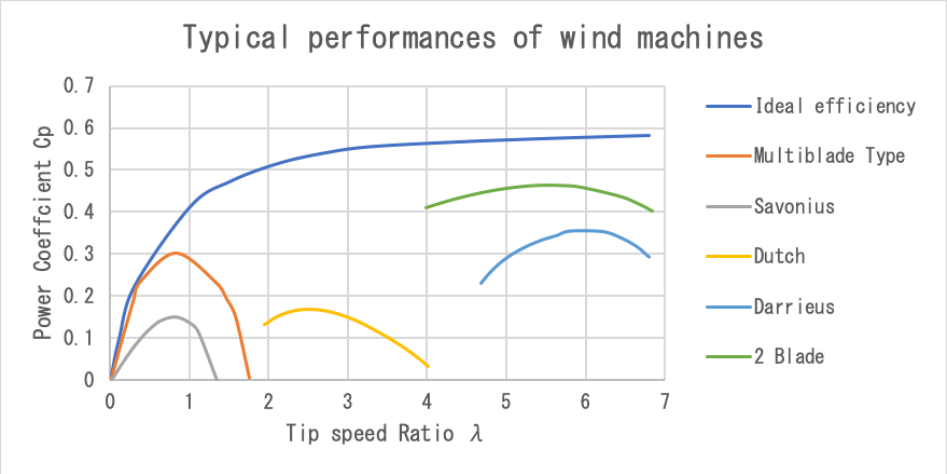

Fig. 8.2 風車種別ごとの出力効率-周速比線図

8.1.5 テザーの伸びによる損失

係留テザーの伸びによる損失となるひずみエネルギー U の値は縦弾性係数 E、テザー断面積 S_{tether}、テザーの総長 l、テザーにかかる荷重 P より次式で求めることが可能である。

$$U = \frac{P^2 l}{2ES_{\mathrm{tether}}} \qquad [\mathrm{J}] \cdots\cdots (8.4)$$

ポンピング運動方式で使用したパラシュートコードは、United States Military Standard の Paracord Type に定められたものを使用しているため、許容張力 550[lb](2446[N]) の時点の伸び率は 30[%] である [117]。この値をもとにフック法則よりパラコードの縦弾性係数 E を計算すると 1.32[GPa] である。式 (8.4) に最大牽引長 27.07[m] を l として、そのほか Table 7.6 にある単機実験最大値を代入し計算すると 6.28[mJ] の損失であり、誤差の範囲で無視できるものである。

8.2 経済性に関する検討

ここまで共通発電機を使用し議論してきたため、ここでも発電機は共通のものを使用し、500[W] 級発電装置を運用する場合を想定しその経済性について比較する。

風車運搬ロープ・プロペラシャフト方式においては、動力伝達効率を向上するため、プロペラシャフトを英 W & I 社同様のロープチューブプロペラシャフトを使用した場合にはトラス構造を組むためテザー本数が増加しコストが増加する。テザー本数増加は安全性にも直結する問題であるため、後段で詳細は論じる。風車に関しては 5 章で開発した垂直軸風車はカーボンスリーブ (筒状カーボン) の国内価格は直径 5.08[mm] で 144,833[円/m^2] であり, 強度上大きく差がなく価格は 7,960[円/m^2] であるカーボンクロス筒状縫合材を使用し低価格化を図った。

しかし現状の設計を踏襲した 500[W] 級風車を開発した場合、 3 枚のブレード製造に必要なカーボンクロスの量は上下の翼端板と垂直ブレードをそれぞれ 3 枚分用意した場合、81 倍のカーボンクロスが必要となり単純な材料費だけで 81 倍の価格増になることは明白である。なおこれは大型化による剛性強化を考慮に入れていない試算である。

また投影面積 81 倍すなわち縦横 9 倍の場合、直径･高さ共に 5.4[m]、推定重量 129.6[kg] の風車を運搬する必要があり、地上での運搬においては分割運搬が理想的である。しかし運搬のため分割するとその剛性を維持するのは困難でありそのため、分割点数を減らし可能な限り大型の部品を輸送するため輸送コストも増加する。また、上空への運搬は現在のペイロードの安全率 4 を考慮したペイロードは約 600[kg] 程度にする必要がある。

しかし現実的に考えた場合、ペイロード 600[kg] の航空機であれば航空法で定められた安全基準審査である耐空証明を受ける必要がある。その費用は商用航空機と同等のものになり、航空法関係手数料令によれば審査手数料のみで 3,733,100 円が必要であり、審査に合格する航空機開発費用は現在のところ試算できない [118]。参考までに第 1 章で示した Fly-Gen 方式を実施する米 Makani Power 社は公表しているだけで 15 億円の開発費を要している。市販品の風車を使用した場合についても検討する。伊 Makemu 社 500[W] 級風車を導入した場合、風車性能校正が実施されていないことから、公称性能からの減少が見込まれるため 1000[W] 級を比較の対象とする [119]。この場合上空に運搬する風車の重量は 12[kg] で価格は 757EUR(約 9 万円) と独自開発と比較し価格は大きく抑えることが可能である。ポンピング運動方式の場合、地上機は市販の 500[W] 級ウィンチ程度の寸法であるため大きく見積もっても寸法は $500 \times 1000 \times 500$[mm] 程度であり、乗用車のトランクに積載することが可能でありコストを抑えることが可能である。

上空機も他の研究機関の事例や、本研究における無制御放出実験の瞬間最大発電電力が1.7[kW] であることから鑑みても第 7 章のカイトをそのまま使用することが可能であり登山用 30[L] バックパックに収納可能であるため、輸送にかかるコストを抑えることが可能である。ただし、上空機の価格がその種別により大きく変動する。7 章同様にカイトをロッドを使用し制御するか、KCU(Kite Control Unit) を使用し制御するか、グライダーなどの航空機を操舵し軌道制御するか, それにより価格は大きく変動する。しかしながら 500[W] 級においては、設計段階の未知数が少なく追改造の必要性が無いことや、先に示した理由から風車運搬方式と比較して高価になるとは考えにくい。いずれの方式も事故に備え、風力発電向け損害保険に加入した場合、重量物を上空へ運搬する風車運搬方式の方が一般的に掛け金が高額になるものと推察する [120),121)]。以上の結果から経済性においてもポンピング運動方式が合理的である。

8.3 安全性に関する検討

先の経済性同様に 500[W] 級に発電量を増加させた場合について検討し論じる。風車運搬方式に関しては先の試算重量 129.6[kg] の場合、前述の Makemu 社製を使用した場合、重量物落下によるリスクは低減される。しかしながら、ロープ・プロペラシャフト機構は常に一定の張力が不可欠であるため上空機と風車の接合部に疲労が蓄積する。風速変動による金属の疲労から風車落下事故の原因となった事例がある [122)]。そのため風車運搬方式に関しては、Makemu 社製発電装置は発電機が軽量であることや、推定される風車重量は固定用支柱を含む重量であることから支柱を取り除き軽量化し、風車と発電機のみを運搬する Fly-Gen 方式を実施することが安全上の観点からも、合理的である。ポンピング運動方式の場合、上空機をロッド制御カイト、KCU 制御、複数ラインによるカイト制御、グライダー操舵制御のいずれにより運用するかで安全上の問題も大きく変化する。カイトなどの係留航空機の安全上の原則として、係留テザーの本数が増えるごとに巻込事故などのリスクが増加する。このため地上発電装置と上空機を接続する係留テザーは 1 本であることが望ましい。独 Enelkite 社のカイト制御方式は複数ライン制御であり、巻込や上空でのテザー同士の絡まりのリスクは介在する [123)]。蘭デルフト工科大学が実施する KCU 制御はカイト制御のタイムラグを低減させる目的で運用される場合が多いが、安全上の観点から鑑みても合理的である [124)]。蘭 AmpyxPower 社やスイス連邦工科大学で実施されるグライダー操舵の場合、テザーの絡まりや巻き込み事故に関するリスクは最小限に抑えられている [125)–127)]。

しかしグライダーそのものがカイトと比較し重量が重く、安全対策として制御を失った場合は、自律的に帰還する、あるいは軟着陸させることが望ましい。また蘭 AmpyxPower 社などのグライダー型の場合、型式証明を取得した無人航空機である。このため墜落などの事故発生時は航空機事故として処理されるため物理的にも社会的にも大きなリスクを伴う。以上の「エネルギー変換効率」「経済性」「安全性」についてまとめたものを Table 8.1 に記す。

Table 8.1 風車運搬方式とポンピング運動方式の比較

方式	エネルギー変換効率	経済性	安全性	備考
風車運搬方式	係留張力が大きく、軸受にかかる負荷が大きいため損失が発生する。 ロープ張力が絶えず変動するため、ロープのねじりによる動力伝達効率は減少する。 風車のエネルギー伝達効率は理論最大値でも約 60[%] 程度で、市販流通品 10〜15[%] 程度である。	高出力化するには風車の大型化・部品点数の増加が不可欠であり、風車およびカイトや上空機などの単価・運搬費用・損害保険料などが高額化することは避けられない。	高出力化には部品点数の増化により、重量も増加する。したがって、落下事故発生時の安全性は出力に比例し低下する。	本研究は発電機を地上に設置した Ground-Gen 方式に関する検討であり、発電機と風車を上空へ運搬し発電を実施する Fly-Gen 方式はこの限りではない。
ポンピング運動方式	発電機による損失が最も大きい。	テザーの伸びによる損失は誤差の範囲である。 地上機・上空機共に小型に抑えることが可能であり運搬コストを抑えることができる。	上空機が布製カイト型の場合、事故時の被害を抑えることが可能。 グライダー型は事故の被害が大きく航空機事故となる。	

8.4 まとめ

本章においてはロープ・プロペラシャフト風車運搬方式とカイトコントロール・ポンピング運動方式の 2 方式の Ground-Gen 方式について「エネルギー変換効率」「経済性」「安全性」の三点について比較検討を実施し、以下の結論に至った。

1. 風車運搬方式のエネルギー変換効率に関しては動力採取を行う風車の段階で、最大で採取可能な動力は約 60[%] で、一般的には 10[%] 前後であり、後段の軸受・ローププロペラシャトでも大きな損失が発生する。これは材料強度や要素数が増えることでエネルギー密度が低下することに由来する。

2. ポンピング運動方式のエネルギー変換効率に関しては、発電機の効率が最も大きい損失であり、係留テザーの伸びによるエネルギー損失は誤差の範囲内である。

3. 風車運搬方式の経済性に関しては、高出力化すると共に風車の大型化や部品点数の増加により重量が増加するため、上空機の大型化あるは連凧の機体数増加が不可欠である。これにより単価や運送料の増加だけでなく保険料なども増加する。

4. ポンピング運動方式の経済性に関しては、同程度の風車運搬方式に比べ地上機については小型で部品点数も少ないものが使用可能でコストを抑えることが可能である。しかし上空機に関しては布製カイトを使用するかグライダー型航空機を使用するかで大きく変動する。

5. 風車運搬方式の安全性に関しては、高出力化には風車や単プロペラシャフトをロープチューブプロペラシャフトに変更するなどの大型化が不可欠である。しかし、風車の上空へ運搬する場合、重量が増加するごとに事故の際の被害が大きくなる。またロープチューブを使用する場合、ロープの本数を増加させるため、ロープ巻込事故の可能性が増加する。

6. ポンピング運動方式の安全性に関しては、布製カイトであれば事故発生時の被害を抑えることが可能であるが、グライダーなどの場合、航空機事故として扱われる危険がある。

以上の比較検討は Ground-Gen 方式に関する知見であり、風車運搬 Fly-Gen 方式に関してはこの限りではない。

9　全体の総括

本章では第 1 章から第 8 章を総括する。

9.1　第 1 章

第 1 章では、国内の過去のエネルギー状況、他の再生可能エネルギーに関する知見、風力エネルギーの分類と問題点を列挙し、空中風力発電の概要と代表的な世界の空中風力発電に関し報告した．その上で，研究の方針と目的を Ground-Gen 方式空中風力発電の将来の実用化に向けた実験的基礎研究と位置づけ、実際の発電装置開発を含め、材料工学・加工学・機構学などの機械工学の観点から、ポンピング方式と風車運搬方式の二種類の方式それぞれの優位性や問題点の比較検討の実施と定めた。

9.2　第 2 章

第 2 章では、空中浮上型風車を用いた発電の実現可能性を確認するため、発電実験を建物屋上で実施し、その電力値や運用上の問題などを考察し、本発電方式の課題を明らかにし、これを考察することでその後の研究の方針を定めた。具体的には，ロケット型気球を利用した空中浮上風車によるロープ・プロペラシャフト機構型 Ground-Gen 方式による発電は可能であることを確認した。また本実験結果から後段の風車運搬式 Ground-Gen 方式の研究においては以下の三つの研究の方針とすることとした。

- ロープの材料及び動力伝達特性に関する研究
- 空中運搬を目的とした軽量風車の設計開発の研究
- 風車を運搬することのできる気球以外の方法の研究

9.3　第 3 章

第 3 章では、綿・クレモナ・ナイロンの 3 種類の繊維ロープの機械的性質に及ぼすねじり回転の影響を研究し、強度・動力伝達性能の観点からロープ・プロペラシャフト機構用ロープとしてナイロンを選定した。

9.4　第 4 章

第 4 章では、本研究に多様する FDM 方式 3D プリント部品の成形方法別の引張強度特性について研究し、以下の結論を得た。

1. 空冷を始めとする冷却射出ヘッドを使用することで、引張強度の向上が可能であることを示した。

2. 適切な射出温度下で造形を実施した場合、高速造形であっても強度は安定する。

3. 造形品の強度向上は、射出ヘッド供給部内で樹脂の熱膨張を抑え、適切な樹脂供給を行ったこと、さらには、低粘度化によりバラス効果が発生し、射出樹脂同士の接合が密になることに起因すると考えられる。

4. 無冷却射出ヘッドなどの不適切な温度管理のもとの樹脂射出による造形品の強度が、適切に温度管理された射出ヘッドの造形品の強度に対して劣るのは、管内摩擦になどの要因により、樹脂供給量不足からなる伸長現象を発生させ、樹脂同士の接合が疎になり、延性破壊を起こすためである。

9.5 第5章

第5章では、軽量高剛性コの字型垂直軸風車を製作した以下の結論を得た。

1. EPP・CFRP・3Dプリント材料により、シャフトを除き1.6[kg]の軽量風車を成形できる。

2. 本風車は風速6[m/s]以上でなければ正の値の動力を発生させることができない。

3. 自家成形風車はハンドランチ法による精度を出すことは困難である。またコの字翼端板は高い剛性を得る代わりに、空気抵抗を発生させる原因にもなる。

9.6 第6章

第6章では、風車を上空へ運搬する手段として連凧の力学特性とその運用上の問題点について検証し、連凧ロープ・プロペラシャフト方式発電実験を実施し、以下の知見を得るに至った。

1. 延縄方式連凧は、上昇気流や乱流などが発生していない限定された気象条件でのみ延縄に絡むことなく利用可能であり、2段機以降の張力の損失が大きい。しかし、各カイトへの負荷が少なく破損の危険性は少ない。

2. スタック式連凧は、張力損失が少なく、計算による風車など貨物運搬可能重量予測が容易である。

3. 計算張力値の高精度化には、地表状態値を作業現場ごとに求めるか、事前に何らかの手段により上空の風速を確認する必要がある。

4. 連凧により垂直軸ダリウス風車を上空に運搬し、ロープ・プロペラシャフトにより動力を地上発電機に伝達するGround-Gen方式発電を実施し、0.3[W]の発電を確認した。

9.7　第7章

第7章では、空中風力発電の一手法であるポンピング発電システムにおいて、降下時にも発電機の回転を停止させず、かつ発電機の回転エネルギーを消費しない機構の検討を行った。このため、フリーホイール機構と定荷重バネ (ゼンマイバネ) を利用した自動巻戻機構と、フライホイールストレンジを搭載したポンピング発電システムを開発し、実験的に研究を行い、以下の結論を得るに至った。

1. 当該発電システムが空中風力発電の地上発電システムとして有効であることをカイトによるポンピング運動発電実験により示した。また同実験における計測不良を補う解析を実施し、計算電力値が実験地と一致したことから各計算式が有効であることを示した。

2. 発電電力増加実験の結果より、巻戻機構などの損失トルクの低減や、テザー放出時間の延長により電力を増加させた。またスプロケット比を変更しても総エネルギー量に影響を与えない。

3. これらの結果から、今回提案したシステムが巻取り時にも電力を消費せずに運用可能であることを示し、ポンピング方式空中風力発電用地上発電システムに特化した設計計算法を確認した。

4. 本研究により導き出た数式を利用することで、従来の上空機のエネルギー計算シミュレーションの結果を入力し、最終的な電力を示すことができるようになり、ポンピング運動発電システム全体のシミュレーションが可能となった。

5. フライホイールそのものは十分に機能したが、遠心力により分銅の半径が可変することが有効であったか十分に検証できなかった。これについては今後の研究課題とする。

9.8　第8章

第8章では、はロープ・プロペラシャフト風車運搬方式とカイトコントロール・ポンピング運動方式の2方式のGround-Gen方式について「エネルギー変換効率」「経済性」「安全性」の三点について比較検討を実施し、以下の結論に至った。

1. 風車運搬方式のエネルギー変換効率に関しては動力採取を行う風車の段階で、最大で採取可能な動力は約60[%] で、一般的には10[%] 前後であり、後段の軸受・ローププロペラシャトでも大きな損失が発生する。これは材料強度や要素数が増えることでエネルギー密度が低下することに由来する。

2. ポンピング運動方式のエネルギー変換効率に関しては、発電機の効率が最も大きい損失であり、係留テザーの伸びによるエネルギー損失は誤差の範囲内である。

3. 風車運搬方式の経済性に関しては、高出力化すると共に風車の大型化や部品点数の増加により重量が増加するため、上空機の大型化あるは連凧の機体数増加が不可欠である。これにより単価や運送料の増加だけでなく保険料なども増加する。

4. ポンピング運動方式の経済性に関しては、同程度の風車運搬方式に比べ地上機については小型で部品点数も少ないものが使用可能でコストを抑えることが可能である。しかし上空機に関しては布製カイトを使用するかグライダー型航空機を使用するかで大きく変動する。

5. 風車運搬方式の安全性に関しては、高出力化には風車や単プロペラシャフトをロープチューブプロペラシャフトに変更するなどの大型化が不可欠である。しかし、風車の上空へ運搬する場合、重量が増加するごとに事故の際の被害が大きくなる。またロープチューブを使用する場合、ロープの本数を増加させるため、ロープ巻込事故の可能性が増加する。

6. ポンピング運動方式の安全性に関しては、布製カイトであれば事故発生時の被害を抑えることが可能であるが、グライダーなどの場合、航空機事故として扱われる危険がある。

7. ただし、以上の比較検討は Ground-Gen 方式に関する知見であり、風車運搬 Fly-Gen 方式に関してはこの限りではない。

謝　辞

本論文執筆にあたり、論文指導をしていただいた高橋泰岳教授、生活を支えてくれた故祖父遠藤利明ら家族ならびに友人、研究をささえてくれた研究協力者、そして九州産業大学遠藤班・新居浜工業高等専門学校遠藤研究室・DE-SCHOOL における私の教え子、以上の皆様に対し感謝の意をします。

参考文献

1) 資源エネルギー庁. 平成 30 年度エネルギーに関する年次報告, 2019. https://www.enecho.meti.go.jp/about/whitepaper/2019pdf/whitepaper2019pdf_2_1.pdf,p108 [アクセス日: 2019 年 12 月 7 日].

2) 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構 NEDO. 再生可能エネルギー技術白書, 2016. 第 1 章.

3) 資源エネルギー庁. 電気事業法等の一部を改正する法律, 2016. 第 1 章.

4) 経済産業省資源エネルギー庁省エネルギー新エネルギー部新エネルギー課. 予算施行公募情報, 水力発電の導入促進のための事業費補助金, 2019. https://www.hkd.meti.go.jp/hokne/enejigyo/data06.pdf [アクセス日: 2019 年 12 月 7 日].

5) 福岡市. 平成 30 年度福岡市住宅用エネルギーシステム導入補助, 2019. http://www.city.fukuoka.lg.jp/kankyo/ondan/hp/enesys-hojo_30.html [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

6) 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構 NEDO. 風力発電等導入支援事業, 2019. https://www.nedo.go.jp/activities/ZZJP_100074.html [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

7) 産経新聞. 西日本豪雨　太陽光発電所１２カ所被災　１府４県　感電恐れ、注意呼び掛け, 2018. 2018 年 7 月 27 日.

8) 神奈川県企業局. 利水電気発電課湘南ベルマーレ愛川太陽光発電所, 2019. http://www.pref.kanagawa.jp/docs/e4b/nep/aip/1804.html [アクセス日: 2109 年 7 月 20 日].

9) NREL:National renewable energy laboratory. System advisor model (sam) case study andasol-1, 2103. https://sam.nrel.gov/images/web_page_files/sam_case_csp_physical_trough_andasol-1_2013-1-15.pdf [アクセス日: 2019 年 9 月 12 日].

10) 三菱日立パワーシステムズ HP ニュース. 低コストで安定した太陽熱発電システムの実証試験を開始　横浜工場で試験設備が完成、環境省の委託を受け, 2018. 2016 年 8 月 4 日 https://www.mhps.com/jp/news/20160804.html [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

11) 独立行政法人石油天然ガス・金属鉱物資機構. 我が国における地熱発電の現状と jogmec の役割, 2019. http://geothermal.jogmec.go.jp/report/file/data03.pdf [アクセス日: 2109 年 7 月 20 日].

12) SB エナジー株式会社. みるみるわかる eneergy , バイオマス, 2019. https://www.sbenergy.jp/study/illust/biomass/ [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

13) Y. Torre-Enciso, I.Ortubia, L.I.Lpez de Aguileta, and J.Marqus. Mutriku wave power plant:from the thinking out to the reality. In *The 8th European Wave and Tidal Energy Conference*, pp. 319–329, 2009. Uppsala, Sweden.

14) 株式会社マレソルアンドカンパニー. Wind power 発電とは？, 2019. http://www.maresoru.com/whats-wind-power/ [アクセス日: 2019 年 7 月 22 日].

15) 日本風力開発株式会社. 再生可能エネルギーの基礎知識風力発電, 2019. http://www.sanyu-group.com/techno/userbox/data/wind\%20farm.pdf [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

16) テンフィールズファクトリー株式会社. 製品価格, 2019. http://fu-jin-power.jp/ [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

17) 資源エネルギー庁. 電源種別（太陽光・風力）のコスト動向等について, 2018 年 11 月. https://www.meti.go.jp/shingikai/santeii/pdf/025_01_00.pdf [アクセス日:2019 年 9 月 12 日].

18) TTLIFE. 垂直風力発電機 風力タービン 5 葉 コントローラ付き ロッドなしレッド 400w (24v), 2019. https://www.amazon.co.jp/%E5%9E%82%E7%9B%B4%E9%A2%A8%E5%8A%9B%E7%99%BA%E9%9B%BB%E6%A9%9F-%E9%A2%A8%E5%8A%9B%E3%82%BF%E3%83%BC%E3%83%93%E3%83%B3-%E3%82%B3%E3%83%B3%E3%83%88%E3%83%AD%E3%83%BC%E3%83%A9%E4%BB%98%E3%81%8D-%E3%83%AD%E3%83%83%E3%83%89%E3%81%AA%E3%81%97-%E3%83%9B%E3%83%AF%E3%82%A4%E3%83%88400W/dp/B07L5LY9XH/ref=sr_1_4?__mk_ja_JP=%E3%82%AB%E3%82%BF%E3%82%AB%E3%83%8A&keywords=%E9%A2%A8%E5%8A%9B%E7%99%BA%E9%9B%BB%E6%A9%9F&qid=1568277416&s=diy&sr=1-4 機[アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

19) 日本エネルギー経済研究所. 経産省、風車の事故を受け対策に乗り出す；世界で事故は増加傾向, 2019 年 5 月. https://eneken.ieej.or.jp/data/4892.pdf [アクセス日: 2019 年 9 月 12 日].

20) 中尾徹. 風力発電施設の故障事故の現状－主に nedo 利用率向上調査結果のまとめ－, 2011. http://jwpa.jp/2011_pdf/88-06tokusyu.pdf [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

21) 毎日新聞福岡版. 風レンズ風車発電実証実験　福岡市、今年度で撤退　１４年の羽根破損を機に、発電量も少なく. 2014 年 1 月 26 日.

22) 産業技術総合開発機構 NEDO データベース. 風況マップ, 2007. http://app8.infoc.nedo.go.jp/nedo/webgis [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

23) カナダ環境気候変動省. Canada wind energy atlas, 2016 年 6 月 21 日. http://www.windatlas.ca/index-en.php [アクセス日: 2019 年 7 月 22 日].

24) S.Rodrigus, C. Restrepo, E.Kontos, R.Teixeira Pinto, and P.Bauer. Trends of offshore wind project. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 49, pp. 1114–1135, 2015.

25) 国土技術研究センター. 国土技術研究センター ホームページ, 2015. http://www.jice.or.jp/knowledge/japan/commentary07 [アクセス日: 2019 年 7 月 22 日].

26) Miles L. Loyd. Crosswind kite power. *Journal of Energy*, Vol. 4, No. 3, pp. 106–111, 1980.

27) 遠藤大希. Airborne wind energy conference 2017 参加報告. 日本風力エネルギー学会論文集, Vol. 41, No. 4, pp. 629–632, 2017.

28) Ampyx power. Ampyx power ホームページ, 2019. https://www.ampyxpower.com/ [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

29) Windswept and Interesting. Windswept-and-interesting ホームページ, 2017. https://windswept-and-interesting.co.uk [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

30) Kitewinder. Kitewinder ホームページ, 2017. https://kitewinder.fr/ [アクセス日: 2019 年 7 月 20 日].

31) C.A. Fletcher, A.J. Honan, and J.S. Sapuppo. Aerodynamic platform comparison for jet-stream, electricity generation. *Journal of Energy*, Vol. 7, No. 1, pp. 17–23, 1983.

32) G. Riegler, W. Riedler, and E. Horvath. Transformation of wind energy by a high-altitude, power plant. *Journal of Energy*, Vol. 7, No. 1, pp. 92 –94, 1983.

33) J. Samson and R. Katebi. Shroud design criteria for a lighter than air wind energy system. *Journal of Physics: Conference Series*, Vol. 524, No. 1, p. 012079, 2014.

34) Alexander Bolonkin. Using of high altitude wind energy,. *Smart Grid and Renewable Energy,*, Vol. 2, No. 2, pp. 75–85, 2011.

35) Altaeros Energies. Airborne wind turbine 2013 flight prototype test summary. Technical report, 2013. https://cf.denali.gov/Data/attachments/APPENDIX%20A%20-%20Altaeros_Energies_Loring_Test_Report.pdf [アクセス日: アクセス日: 12 9 2018].

36) P. YASHWANTH, P. VENKATA GANESH, E. ARUNPRAKASH, and S. BENISHA. Floating power station (mars the future wind-mill). *IOSR Journal of Electrical and Electronics Engineering*, Vol. 2, No. 1, pp. 10–13, 2012.

37) 新川和夫. エアリアル風車によるエネルギー取得の試み. 日本実験力学会 2012 年度 年次講演会, No. 12, pp. 326–330, 2012.

38) Kazuo Arakawa. Performance characterisation of airborne wind rotor. In *Airborne Wind Energy Conferences 2013*, p. 35, 2013.

39) 福岡航空測候所. 福岡空港の航空気象情報, 2014. `http://www.jma-net.go.jp/fukuoka-airport/` [アクセス日: 2014 年 5 月 11 日].

40) 株式会社スカイ電子. アウターローターコアレス発電機-SKY-HR200-仕様書, 第 3 巻. 株式会社スカイ電子, 2 2009.

41) Roderick Read. Kite networks for harvesting wind energy. In Roland Schmehl, editor, *Airborne Wind Energy*, Vol. 2, chapter 21, pp. 515–537. Springer, 2018.

42) Rudy W. Harburg. Coaxial multi-turbine generator, 3 1991.

43) Douglas Spriggs Selsam. Serpentine wind turbine, 6 2001.

44) 溝口孝, 白川馨, 藤原敞. たわみ軸の剛性と強さ ii ねじりの場合. 日本機械学会論文集A編, Vol. 50, No. 459, pp. 1862–1868, 1984.

45) 田中稔, 内藤正鄰, 田下和男. たわみ軸の機械的性質について. 蘭工業大学研究報告理工編, Vol. 9, No. 1, pp. 297–303, 1976.

46) Peter Korondi, Hideki Hashimoto, and Vadim Utkin. Direct torsion control of flexible shaft in an observer-based discrete-time sliding mode. *IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS*, Vol. 45, No. 2, pp. 291–296, 1998.

47) Galina Kharkova, Olga Kononova, Andrejs Krasnikovs, Maris Eiduks, Edgars Machanovskis, and Karlis Dzelzitis. Elastic properties of cotton fabric based polymer composities. In *ENGINEERING FOR RURAL DEVELOPMENT*, No. 402, 2011.

48) 西岡多三郎, 西岡猛. 鉱山用ロープのうねり特性試験. 日本鉱業会誌, Vol. 83, No. 945('67-1), pp. 14–18, 1967.

49) 西岡猛, 西岡多三郎. 鉱山用ロープのうねり特性試験. 日本鉱業会誌, Vol. 83, No. 950('67-6), pp. 800–805, 1967.

50) 有元平次, 高田宗和, 近藤武司, 安田武, 藤原康晴. ナイロンロープの衝撃破断について. 繊維工学, Vol. 25, No. 1(72), pp. 41–P49, 1972.

51) 原田真, 加藤八郎. 繊維ロープの耐候性評価. 愛知県産業技術研究所研究報告 2004, 2004. `http://www.aichi-inst.jp/mikawa/research/report/mikawa_2004_02.pdf` [アクセス日: 12 9 2019].

52) 構造用ワイヤロープ. JIS G3525, 2005.

53) C. M. Leech, J. W. S. Hearle, M. S. Overington, and S. J. Banfield. Modelling tension and torque properties of fibre ropes and splices. In *International Offshore and Polar Engineering Conference*, pp. 370–376, 1993.

54) I.M.L.Ridge. Tensiontorsion fatigue behaviour of wire ropes in offshore moorings. *Ocean Engineering*, Vol. 36, No. 9-10, pp. 650–660, 2009.

55) ナイロンロープ. JIS L 2704, 1992.

56) ビニロンロープ. JIS L 2703, 2006.

57) Kitewinder. Kitewinder 社広報資料“kiwee‘s propeller,”, 2019 年 2 月 13 日. `https://www.facebook.com/plugins/post.php?href=https%3A%2F%2Fwww.facebook.com%2Fmedia%2Fset%2F%3Fset%3Da.1505335352934602%26type%3D3&width=500` [アクセス日:2019 年 08 月 17 日].

58) Asif Ali Qaiser, Yasir Qayyum, and Rehman Rafiq. Rheological properties of abs at low shear rates: Effects of phase heterogeneity. *Malaysian Polymer Journal*, Vol. 4, pp. 29–36, 2009.

59) SEYEON HWANG, EDGAR I. REYES, KYOUNG-SIK MOON, RAYMOND C. RUMPF, and NAM SOO KIM. Thermo-mechanical characterization of metal/polymer composite filaments and printing parameter study for fused deposition modeling in the 3d printing process. *Journal of Electronic Materials*, Vol. 4, No. 3, pp. 771–777, 2015.

60) Ludmila NOVAKOVA-MARCINCINOVA and Jozef NOVAK-MARCINCIN. Verification of mechanical properties of abs materials used in fdm rapid prototyping. *Proceedings in Manufacturing Systems*, Vol. 8, No. 2, pp. 87–92, 2013.

61) Angel R.Torrado Perez, David A.Roberso, and Ryan B.Wicker. Fracture surface analysis of 3d-printed tensile specimens of novel abs-based materials. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, Vol. 14, No. 3, pp. 343–353, 2014.

62) Mohammad Shojib Hossain, Jorge Ramos, David Espalin, Mireya Perez, and Ryan Wicker. Improving tensile mechanical properties of fdm-manufactured specimens via modifying build parameters. In *4th, Annual international solid freeform fabrication symposium; an additive manufacturing conference*, pp. 380–392, 2013.

63) Agnes Bagsik and Volker Schppner. Mechanical properties of fused deposition modeling parts manufactured with ultem*9085. In *NTEC 2011*, No. 1294, 2011.

64) 濱田博, 太田靖彦. 樹脂加工技術なぜなぜ 100 問. 株式会社工業調査会, 4 2004.

65) 高分子学会. ABS 樹脂. 丸善出版, 1970.

66) Roderick Read. Kite networks for harvesting wind energy. *Airborne Wind Energy*, Vol. 2, pp. 515–537, 2017.

67) Vander Lind Damon. Analysis and flight test validation of high performance airborne wind turbines. *Airborne Wind Energy*, Vol. 2, pp. 574–609, 2013.

68) Chris Vermillion, Ben Glass, and Adam Rein. Lighter-than-air wind energy systems. *Airborne Wind Energy*, Vol. 1, pp. 502–515, 2013.

69) Wei Tong. *Wind Power Generation and Wind Turbine Design*. No. ISBN:978-1-84564-388-1. Wit Pr/Computational Mechanics, 2010.

70) 応用電気株式会社. 垂直軸型風力発電装置における可変ブレード機構, 3 2008.

71) 清水敦史. 垂直軸型マグナス式風力発電機, 1 2013.

72) Angel R. Torrado Perez, David A. Roberso, and Ryan B. Wicker. Full scale behavior of a small size vertical axis wind turbine. *Renewable Energy*, Vol. 127, pp. 41–55, 2018.

73) B. Naveen Krishna and M. Lava Kumar. Performance and analysis of vertical axis wind turbine by using composite material blades. *International Research Journal of Engineering and Technology*, Vol. 3, pp. 2010–2016, 2017.

74) 高田憲一. ヨネックス、風力発電用ブレード事業に参入, 日本経済新聞, 2014. 2014 年 2 月 27 日.

75) Peter H. Bulla and Fredrik Edgrenb. Compressive strength after impact of cfrp-foam core sandwich panels in marine applications. *Composites Part B: Engineering*, Vol. 35, pp. 535–541, 2004.

76) 山本達也, 難波真一郎, 海老原祥秀, 西義武. Cfrp シートにより樹脂を被覆したサンドイッチ複合材料の衝撃値に関する研究. 日本金属学会誌, Vol. 74, No. 2, pp. 127–130, 2010.

77) Athanasios Galatas, Hany Hassanin, Yahya Zweiri, and Lakmal Seneviratne. Additive manufactured sandwich composite/abs parts for unmanned aerial vehicle applications. *Polymers*, Vol. 10, No. 11, p. 1262, 2018.

78) Yi-Xin Peng, You-Lin Xu, Sheng Zhan, and Kei-Man Shum. High-solidity straight-bladed vertical axis wind turbine: Aerodynamic force measurements. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, Vol. 184, pp. 33–48, 2019.

79) S. Brusca, R. Lanzafame, and M. Messina. Design of a vertical-axis wind turbine: how the aspect ratio affects the turbine ' s performance. *International Journal of Energy and Environmental Engineering*, Vol. 5, pp. 333–340, 2014.

80) イオンバラキブイユ (訳：林農). 風車の理論と設計. インデックス出版, 2006.

81) Sajid Alia, Sang-Moon Lee, and Choon-Man Jang. Effects of instantaneous tangential velocity on the aerodynamic performance of an h-darrieus wind turbine. *Energy Conversion and Management*, Vol. 171, pp. 1322–1338, 2018.

82) Mahmoud Abusrea and Kazuo Arakawa. Evaluation of the strength of cfrp adhesive joints manufactured using vartm. *Advanced Experimental Mechanics*, Vol. 1, pp. 111–114, 2016.

83) Yosuke Nagao, Yutaka Iwahori, Yoshiyasu Hirano, and Yuichro Aoki. Low cost composite wing structure manufacturing technology development program in jaxa. In *The16th International Conference on Composites Materials*, 2007.

84) Skywindworld. Kites -an introduction and brief history-, 2019 年 2 月 13 日. `http://www.skywindworld.org/New-Kite-Overview.pdf` [アクセス日:2019 年 7 月 28 日].

85) 東昭. 模型飛行機と凧の科学. 電波実験社, 1993.

86) George J. Varney. Kite-flying in 1897. *Popular Science Monthly*, Vol. 53, p. 6, 1898 年 5 月. `https://en.wikisource.org/wiki/Popular_Science_Monthly/Volume_53/May_1898/Kite-Flying_in_1897` [アクセス日:2019 年 7 月 28 日].

87) 第七管区海上保安本部. 沿岸域状況提供システム「mics」-mics 過去気象データ, 2016 年 5 月 1 日,2016 年 6 月 26 日. `https://www6.kaiho.mlit.go.jp/07kanku/info/kakokisyou/kakokisyou.html` [アクセス日:2019 年 7 月 28 日].

88) 国土地理院. 地図・空中写真閲覧サービス, 2019 年. `https://mapps.gsi.go.jp/maplibSearch.do#2` [アクセス日:2019 年 12 月 8 日].

89) 伊藤利朗. カラスもびっくり!バイオカイト—生物をまねたタコは世界一高く揚がる! 講談社, 2001.

90) NASA. Nasa kite index, 2019 年. `https://www.grc.nasa.gov/www/k-12/airplane/shortk.html`. [アクセス日:2019 年 7 月 28 日].

91) 東昭. 凧の飛行性. *Nagare*, Vol. 8, pp. 9–17, 1976 年.

92) 山内豊太郎. 理科年表-風速の最大記録, 2008 年 4 月. `https://www.rikanenpyo.jp/kaisetsu/kisyo/kisyo_011.html`. [アクセス日:2019 年 7 月 28 日].

93) Alfred Van den Brink. Design of the e-50 ground station. In *Airborne Wind Energy Conference 2015*, p. 35, 2015.

94) Julia Sternberg, S ebastien Gros Jay Goit, Johan Meyers, and Moritz Diehl. Robust stable periodic flight of power generating kite systems in a turbulent wind flow field. *IFAC Proceedings*, Vol. 45, pp. 140–145, 2012.

95) Johannes Peschel, Joep Breuer, and Roland Schmehl. Kitepower's commercializing a 100 kw mobile wind energy system. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 81, 2017.

96) Lorenzo Fagiano and Trevor Marks. Design of a small-scale prototype for research in airborne wind energy. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, Vol. 20, pp. 166 – 177, 2015.

97) Emre Dikmen, Alper Dumanli, and Caner Erdoganl. Design considerations and control implementation for a two-tethered. kite- based airborne wind energy system. In *Airborne Wind Energy Conference 2015*, p. 81, 2015.

98) Kontra Power. Test flight with energy harvesting - airborne wind turbine, 2015 年 6 月 2 日. `https://www.youtube.com/watch?v=L_9iKIZ2FSE` [アクセス日:2019 年 9 月 7 日].

99) 腰一昭, 後賢次. 発電の系統連系システム (特集 1 エネルギーソリューション). 富時報, Vol. 78, pp. 439–445, 2005.

100) 屋孝道, 辻隆男, . 再生可能エネルギー大量導入時における同期発電機型分散電源の系統安定度への貢献 (電力技術 電力系統技術合同研究会・(1) 電力技術・電力系統技術一般 (2) 分散電源). 電気学会研究会資料. PE / 電気学会電力技術研究会, Vol. 2014, 98-107・109-113・173-177・179-186, pp. 13–18, 2014.

101) 崎元謙一. インバータ連系形分散電源に適する仮想同期発電機制御に関する研究. PhD thesis, 大阪学学院学研究科, 2015.

102) 千住智信, 林輔, 坂元良成, 浦崎直光, 橋俊久. 離島を想定した規模電システムにおける然エネルギー発電設備の発電電平準化. 電気学会論誌. 電・エネルギー部誌, Vol. 125, pp. 1209–1215, 2005.

103) Roger O. Durham. Freewheel mechanism for bicycles, 12 1987.

104) Mustafa E. Amiryar and Keith R. Pullen. Review of flywheel energy storage system technologies and their applications. *Applied Sciences*, Vol. 7, p. 286, 2017.

105) Magnus Hedlund, Johan Lundin, Juan de Santiago, Johan Abrahamsson, and Hans Bernhoff. Flywheel energy storage for automotive applications. *Energies*, Vol. 8, pp. 10636–10663, 2015.

106) Shuai Yang, Tongyi Xu, Chuan Li, and Ming Liang. Flywheel energy storage for automotive applications. *Journal of Mechanical Design*, Vol. 138, p. 095001, 2015.

107) Gonalves de Oliveira. *Power Control Systems in a Flywheel based All-Electric Driveline*. No. ISBN: 978-91-554-8133-9. Uppsala University, 2011.

108) 川北和明, 藤智亮. 設計者のための慣性モーメント設計計算. 日刊工業新聞出版, 2006.

109) 大同工業株式会社. 大同工業株式会社技術資料, 2006. `https://www.did-daido.co.jp/documents/jp/catalog/technicaldata01.pdf` [アクセス日:2019 年 8 月 16 日].

110) 中島正貴. 機械系教科書シリーズ 19 材料力学. コロナ社, 2011.

111) Roderick Read, Oliver Tulloch, Hong Yue, and Julian Feuchtwang. Modelling and simulation studies of a networked rotary kite system. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 39, 2017.

112) Christof Beaupoil. Rotary airborne wind energy systems with ground based power generation: Overview and practical experiences. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 133, 2017.

113) Albert Betz. Das maximum der theoretisch moeglichen ausnuetzung des windes durch windmotoren. *Zeitschrift fr das gesamte Turbinenwesen*, Vol. 20, pp. 307–309, 1920.

114) Gary L.Johnson. *WIND ENERGY SYSTEMS-Electronic Edition*. Kansas State University, 2006.

115) 利光和彦, 菊川裕規, 佐藤浩平, 細井貴己, 松崎純平, 三浦剛. 風レンズ風車の定常および非定常特性に関する研究. 大分工業高等専門学校紀要, Vol. 47, pp. 1–7, 2010.

116) Moritz Diehl. Airborne wind energy: Basic concepts and physical foundations. In Uwe Ahrens, Moritz Diehl, and Roland Schmehl, editors, *Airborne Wind Energy*, Vol. 1, chapter 1, pp. 3–22. Springer, Heidelberg, 2014.

117) United States Department of Defense. Military specification: Cord, fibrous, nylon. MIL-C-5040H, 1994.

118) 内閣府. 航空法関係手数料令, 2017. 第 8 条.

119) MAKEMU Green Energy. Wind generator domus 500w/ 750w/ 1kw, 2018 年. https://www.makemu.it/prodotto/wind-generator-domus/? [アクセス日:2019 年 8 月 25 日].

120) 足立慎一. 風力発電におけるリスクマネジメントと保険について, 2017 年. http://www.econ.kyoto-u.ac.jp/renewable_energy/wp-content/uploads/2017/03/20170117-doc.pdf [アクセス日:2019 年 8 月 25 日].

121) 日吉信弘. 風力発電事業者のための損害保険. 風力エネルギー, Vol. 25, No. 3, pp. 85–90, 2001.

122) 畠山凌, 小野寺未. 空中風力発電に用いる直線翼風車の性能試験. Technical report, 神奈川工科大学 工学部機械工学科 卒業論文, 2018.

123) Burkhard Rieck, Maximilian Ranneberg, Ashwin Candade, Alexander Bormann, and Stefan Skutnik. Comparison of launching & landing approaches. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 123, 2017.

124) Johannes Oehler and Roland Schmehl. Experimental characterization of a force-controlled flexible wing traction kite. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 125, 2017.

125) Jonas Koenemann, Sren Sieberling, and Moritz Diehl. Openawe: An open source toolbox for the optimization of awe flight trajectories. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 74, 2017.

126) Lorenz Affentranger, Renato Canonica Leo Baumann, Ivan Gehri, Gabriel Knig, Cla Mattia, Andreas Michalski, Fabian Wiesemuller, Oliver Wildand Urban Fasel, Dominic Keidel, Giulio Molinari, and Paolo Ermanni. ftero - on the development of an airborne wind energy system. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 95, 2017.

127) Rolf H. Luchsinger, Damian Aregger, Florian Bezard, Dino Costa, Cdric Galliot, Flavio Gohl, Jannis Heilmann, and Corey Houle. Off-grid, off-shore and energy drones: Twingtec's roadmap to wind energy 2.0. In *Airborne Wind Energy Conference 2017*, p. 61, 2017.