

中山間地域における自立型住宅に適したマイクロ水力ー太陽光ーリチウムイオン電池複合  
電力供給システムの電力需給解析

下村 誠

(Makoto, SHIMOMURA)

名古屋大学大学院環境学研究科地球環境科学専攻学位論文（環境学）

2016年



中山間地域における自立型住宅に適したマイクロ水力ー太陽光ーリチウムイオン電池複合  
電力供給システムの電力需給解析

下村 誠

(Makoto, SHIMOMURA)

(名古屋大学大学院環境学研究科地球環境科学専攻学位論文 博士(環境学))

2016年



# 要旨

持続可能なエネルギー供給システムの実現は人類にとって最も重要な課題の1つである。この課題は、人間社会において「エネルギー供給量  $F_s(t)$  = エネルギー需要量  $F_d(t)$ 」の恒等式が成立するための条件を求めることと同義である。この条件として地下資源を用いる既存のエネルギー供給システムに対して、より環境負荷が小さく原理的に半永久的な利用が可能とされるエネルギー資源として自然エネルギーが有望とされている。自然エネルギーの効率的な利用形態は電力である。電力は輸送速度、輸送効率、制御性に優れるエネルギー形態である。電力は熱エネルギーや動力エネルギー、光エネルギーとの相互変換が可能であり、通信機器や照明、家電、自動車など社会に幅広く普及し活用されている。自然エネルギーを活用した電力供給システムの持続可能性を定量的に議論するためには解析技術の確立が課題である。

電力の持続可能性を定量的かつスケラブルに議論するためには、電力ネットワークをその構成要素の集合体として捉え、各要素を基礎理論に基づいてモデル化する必要がある。既往研究では、電力ネットワークへの拡張を前提とするモデル化、要素間の相互作用の考慮、電力ネットワークのスケールに対する需要曲線やエネルギー変換モデル精度のバランスなど明確な指標は確立されていない。この問題は空間スケールと構成要素の解析精度のトレードオフに起因する。従って、このトレードオフを解消するため、電力ネットワークが完結する電力供給システムの最小構成である自立型住宅に着目する必要がある。

本論文では、立地条件としてポテンシャルエネルギーと需要についてそれぞれ時系列データが得られる日本、とりわけ太陽光と中小水力のポテンシャルエネルギーが広域に分布する中山間地域を選定した。対象スケールおよび立地条件において最も有効と考えられる電力供給システムとして、LFP（リン酸鉄系リチウムイオン）電池を備えた自立型多結晶シリコン型太陽光発電システム及びらせん水車式水力発電システムの各サブシステムから構成される複合電力供給システムに着目した。同システムの高効率化検討と導入可能性評価を目的として、各構成要素の発電原理である光起電力効果、流体-構造-電磁誘導に基づく性能予測モデルを構築し電力需給バランス解析を行った。

らせん水車に関しては3次元粒子法解析としてMPS法を導入した。また、高速解析手法として、新たにタンクモデルを提案した。蓄電池については、LFP電池はイオンの濃度拡散反応に基づく1次元電気化学反応モデルを導入した。LFP電池の評価のため、既存の安価な蓄電池としてVRLA（バルブ制御式ディープサイクル鉛蓄電池）電池の半経験モデルを導入した。蓄電池については容量劣化特性を考慮した。各要素およびサブシステムについて実測データとの比較を行い、モデルの妥当性検証と応答特性を確認した。検証の結果、各モデルは変負荷特性や変入力ポテンシャル特性を良く再現した。各要素にはそれぞれ電流-電圧や流体-構造など内部相互作用により応答特性に非線形性が現れることが示された。

らせん水車式水力発電システムの性能向上方策を明らかにするため、タンクモデルを用いて、設計変数の感度分析を行った。その結果、総合効率48.1%を達成する設計値を得た。また、性能改善されたらせん水車式水力発電システムは変流量と変勾配に対してロバスタな特性を有することを明らかにした。らせん水車の設備容量の拡張性を向上させるため、分割直列配置形態の効果をMPS法により評価し、長軸形態と同等の発電出力が得ら

れることを明らかにした。変負荷特性の改善のため無断変速機の導入効果をタンクモデルにより評価し、変負荷に対する水車回転数の安定化、及び感度解析で得られた設計値よりも最大発電出力をさらに 10 % 程度向上させることが可能であることを示した。らせん水車式水力発電システムの総合的な性能向上のため、多目的最適化手法として NSGA-II とタンクモデルを組み合わせた解析によって、発電出力、水車重量、水車回転数のパレート解集合を求めた。その結果、発電出力 59.9 W—水車重量 30.7 kg—水車回転数 60.3 rpm—総合効率 56 % を達成する設計変数群を得た。LFP—太陽光発電システムについて、一般家庭の電力需要と美濃市の日射を想定した条件で電力需給バランス解析を行い、蓄電池容量 24 kWh、放電深度 85 % であれば、LFP 電池は VRLA 電池の 1/2 の停電率及び 3 年以上の耐用年数の向上となることを示した。また、蓄電池と太陽光発電機の設備容量に対する停電率の感度を分析し、停電率の低減には太陽光発電容量の増加がより効果が高いことを示した。停電リスクについては、日本の梅雨期に特有の数日間継続して日射量が低下する時期で最も停電リスクが高いことを示した。

性能改善を行ったらせん水車式水力発電システムを、複合電力供給システムとして LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システムに統合し、電力需給バランス解析を実施した。本論文では供給安定性に優れている点かららせん水車式水力発電システムはベース電源として考慮した。LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システムについて 15 年間運用を想定した設備コストを評価し、蓄電池コストが設備コストの大部分を占めることを示した。このとき、LFP 電池は VRLA 電池よりも高コストとなったが、その差は VRLA 電池コストの 10 % 程度であった。電力需給バランス解析により LFP 電池は VRLA 電池と比較して同出力条件では重量は 1/2 以下、容積は 1/3 以下であり、VRLA 電池よりも高効率かつ長寿命と、自立型電力供給システムに適した特性を有することが明らかとなった。らせん水車式水力発電システムをベース電源として考慮し、LFP 電池—太陽光発電システムと統合した複合電力供給システムの導入可能性を評価した。電力需給バランス解析の結果、30 W のベース電源を導入した場合、停電率を劇的に改善できることが明らかとなった。さらにコストの観点では、許容停電率が 0.01 程度であれば 30 W のベース電源の導入により LFP 電池容量を 33 kWh から 15 kWh まで減少させることが可能となることを示した。このとき、蓄電池の削減コストは約 15000 \$ (1 ドル = 120 円の場合、約 180 万円) と見積もられた。また、ベース電源の導入効果は太陽光発電容量の 1/20 (= 100 W) 以下でも停電率の減少だけでなく、蓄電池寿命の増加に対しても有効であることを示した。

最終的な導入可能性評価として、電力供給に関する条件を勾配 15 deg・水路長 1.6 m・流量 25 L/s の水路及び美濃市の 20 年平均日射量が得られる立地、需要側の条件を平均消費電力 250 W 程度の家庭の電力需要パターンで 15 年間の運用とした。このとき、らせん水車式水力発電システムは NSGA-II による多目的最適化結果によれば発電出力 60 W—水車重量 30 kg—水車回転数 60 rpm が見込まれる。これをベース電源とした太陽光パネル容量 2.0 kWp、LFP 電池容量 15 kWh の複合電力供給システムは、蓄電池の交換なしに 15 年間の運用が可能であった。このときの停電時間は毎年の梅雨時期の夜間から早朝の数日間、計約 18 時間のリスクがあることが予測された。また、電力余剰については年間の半分以上の日数でおよそ 4 kWh/day の電力利用が見込まれた。

簡単な試算により本論文で提案した電力供給システムは既存の電力網の 15 年間の電気料金に対しておよそ 4 倍のコストを必要とすることが明らかとなった。既存インフラの電気料金価格の将来変動は明確ではないものの、本論文で提案した LFP 電池を備えた自立型太陽光—らせん水車式水力発電による複合型電力供給システムのコスト競争力の向上に課題が残った。本論文により製造運搬、維持管理、環境負荷、熱利用といった要素をも考慮した解析に基づくコスト評価に対する既存インフラとの比較の必要性が示された。

# 目次

<b>要旨</b>	<b>i</b>
<b>第1章 序論</b>	<b>1</b>
1.1 はじめに .....	1
1.2 既往研究の解析アプローチと対象スケール .....	2
1.3 日本における自然エネルギーの導入ポテンシャル分布 .....	3
1.4 中山間地域に適した電力供給システムの基礎的検討 .....	6
1.5 電力供給システムの性能予測 .....	10
1.6 目的 .....	11
<b>第2章 電力供給システムの解析手法</b>	<b>13</b>
2.1 らせん水車式水力発電システムの運動解析/電力変換モデル .....	15
2.1.1 解析モデル概要 .....	15
2.1.2 らせん水車と発電機のカップリング .....	17
2.1.3 MPS 法による運動解析 .....	18
2.1.4 タンクモデルによる簡易運動解析 .....	24
2.1.5 永久磁石式同期発電機のトルク-電力変換モデル .....	26
2.2 太陽光発電システムの電力変換モデル .....	28
2.2.1 太陽光発電機の等価回路モデル .....	28
2.2.2 多項式近似によるインバータ効率式 .....	29
2.3 リチウムイオン電池の1次元電気化学反応モデル .....	29
2.4 VRLA 電池の等価回路モデル .....	36
<b>第3章 解析モデルの検証と挙動特性の把握</b>	<b>38</b>
3.1 MPS 法モデルの基礎的検証 .....	38
3.2 らせん水車式水力発電システムの回転数-出力特性 .....	43
3.2.1 実験装置概要 .....	43
3.2.2 水路勾配/流量変化に対する無負荷回転数応答 .....	44
3.2.3 流量/負荷抵抗変化に対する回転数-出力応答 .....	48
3.3 多結晶シリコン型太陽光発電システムの電流-電圧特性 .....	51
3.4 LFP 電池の放電特性と容量劣化特性 .....	53

3.5	VRLA 電池の放電特性と容量劣化特性.....	54
<b>第 4 章</b>	<b>電力供給システムの性能評価と向上に関する検討</b>	<b>56</b>
4.1	らせん水車式水力発電システムの性能評価と性能改善方策の検討.....	56
4.1.1	らせん水車式水力発電システムの設計感度解析.....	57
4.1.2	らせん水車式水力発電システムの直列配置効果.....	62
4.1.3	らせん水車式水力発電システムの可変速運転 .....	66
4.1.4	らせん水車式水力発電システムの多目的最適化.....	68
4.2	蓄電池を備えた太陽光発電システムの性能評価と性能改善方策の検討.....	73
4.2.1	入力データ .....	74
4.2.2	日射変動と需要変動に対する発電量と蓄電量の関係 .....	76
4.2.3	15 年間運用時の蓄電池の容量劣化と停電率の関係.....	78
<b>第 5 章</b>	<b>電力供給システムの導入可能性の検討</b>	<b>81</b>
5.1	LFP-太陽光発電システムの長期運用時の停電率と設備コストの関係.....	81
5.2	らせん水車-太陽光-LFP 複合電力供給システムの総合的評価.....	83
<b>第 6 章</b>	<b>結論</b>	<b>96</b>

謝辞

参考文献



# 第 1 章

## 序論

### 1.1 はじめに

持続可能なエネルギー供給システムの実現は人類にとって最も重要な課題の 1 つである。この課題は、人間社会において「エネルギー供給量  $F_s(t)$  = エネルギー需要量  $F_d(t)$ 」の恒等式が成立するための条件を求めることと同義である。現在の社会は石油、石炭、天然ガス、ウランといった地下資源を用いたエネルギー供給構造に依存している。石油、石炭、天然ガスなど炭化水素を主成分とする地下資源は生物起源説と無機起源説が存在 (e.g. 中島 2005) し、正確な埋蔵量は把握されていない。しかしながら、技術開発に支えられている資源開発スピードの減速や経済性の高い埋蔵領域が枯渇すれば資源価格の上昇は避けられない。供給地域の偏りに起因する政治的経済的な摩擦リスク、地下資源の利用時に排出される二酸化炭素や窒素酸化物による地球システムの不可逆的変動リスク (IPCC 2013)、廃棄物の処分/管理/流出リスクなど社会の成立自体を脅かす懸念が存在する。対して、より環境負荷が小さく原理的に半永久的な利用が可能とされるエネルギー資源として自然エネルギーが注目されている。代表的な自然エネルギーとして、太陽光、風力、中小水力、波力、地熱、バイオマスが該当する。

環境省(2015)の「平成 25 年度 2050 年再生可能エネルギー等分散型エネルギー普及可能性検証検討報告書」によれば一次エネルギーの総供給に対する自然エネルギーの割合は日本 4.3% (2011), ドイツ 10.4% (2012), デンマーク 23.3% (2012), スペイン 12.6% (2012), 米国 6.1% (2011)と報告されている。自然エネルギーの活用は国際社会において重要な課題とされているものの、地下資源への依存割合は高い現状にある。自然エネルギーの内、特に賦存量と賦存面積が大きなものとして太陽光、風力、中小水力が挙げられる。これらのエネルギーは主に電力に変換され活用される。しかし、得られる電力は従来の地下資源と比較してエネルギー密度が小さく、時間変動性が大きい性質がある。従って、ポテンシャルエリアの確保と電力の安定化技術が不可欠となる。このことから、自然エネルギーを活用したシステムは従来の地下資源ベースのエネルギー供給システムと比較して高コストとなる。従って、自然エネルギーの普及拡大のためコスト競争力の向上が要求されている。これらの課題に答えるため、発電効率の向上、設置性や運用性の向上、システムの複合化、容量最適化や最適制御法に関する研究が行われている (e.g. Perera et al., 2013; Malheiro et al., 2015; Abdullah et al., 2015; Zheng et al. 2015)。何れのアプローチにおいても評価と予測を客観化かつ定量化するための解析技術が不可欠である。

電力は輸送速度、輸送効率、制御性に優れるエネルギー形態である。電力は熱エネルギーや動力エネルギー、光エネルギーとの相互変換が可能であり、通信機器や照明、家電、自動車など社会に幅広く普及し活用されている。太陽光は光起電力効果、風力と中小水力は電磁誘導を原理とした発電装置によって光エネルギーや機械エネルギーを電力に変換する。得られた電力は他のエネルギー形態への変換装置や電流電圧の周波数変換/電力貯蔵装置を介して需要機器にて消費される。このような電力供給システムは各要素とそれらを

接続するネットワークによって電気回路として表すことができる。このようなモデル化によって基礎方程式系を構築，物理定数や係数，エネルギーポテンシャル関数や需要関数といった初期条件と境界条件を与えることで方程式系を完結し，解として電圧，電流，流速，温度，圧力といった基本量の時空間分布が得られる。このような解に基づき発電/変換/送電効率，コストの評価，さらに電力の持続可能性を定量的かつスケラブルに議論することが可能となる。

電力供給システムのモデル化は，電力ネットワークとその構成要素双方の状態を表す方程式系を構築することと同義である。従って，巨大な電力ネットワークを精密に解析するためには，巨大な方程式系を解く必要がある。しかし，計算時間と計算資源の制約によって，実際にはこのような巨大な方程式系を解くことは困難である。即ち，双方の解析スケールにトレードオフの関係がもたらされる。また，方程式系を解くためには，初期条件と境界条件が与えられなければならない。一方，エネルギーポテンシャルや社会経済活動の時空間的変動を適切な時空間解像度で与えることは困難である。従って，将来予測において，特に長期間解析ではこのような条件をシナリオとして仮定せざるを得ない。また，モデル化や方程式の解法では誤差要因が生じる。これらの理由により解析結果に不確実性がもたらされる。このような背景から，電力供給システムの解析および持続可能性を定量的に議論するための十分なデータの整備，検証，およびそのための基礎理論の確立と集約が必要不可欠である。

## 1.2 既往研究の解析アプローチと対象スケール

持続可能な電力供給システムの成立条件を求めるアプローチは大きく 2 通りある。1 つは個別の事例に基づき成立条件を探索する帰納的アプローチ，もう 1 つは理論の積み上げにより成立条件を探索する演繹的アプローチである。前者は社会実装としての事例研究や診断治療型の研究，後者は理論構築型の研究が位置づけられる。前者は現実的な課題に答えるだけでなく，後者で必要とされる境界条件を与える理論や不確定性の検証に不可欠である。他方，帰納的アプローチで考慮されない方程式や変数の影響評価や基礎理論の発展には演繹的アプローチが不可欠である。持続可能な電力供給システムの実現には両アプローチが両輪となることが必要不可欠である。

将来予測を目標とした電力供給システムの解析においては，理論をベースとする演繹的アプローチとして電力ネットワークを要素の集合体と捉える必要がある。個別要素の基礎理論を与える研究は例えば Amoudi and Zhang (2000)による光起電力効果による発電装置の理論式の構築，Doyle and Newman (1996)による電気化学反応モデルによる蓄電装置の理論式の構築など多くの研究が行われている。要素集合体としての電力ネットワークへの拡張としては例えば Obara et al. (2013, 2015)によって空間対象スケール 20 km (サロマ湖，Obara et al. 2013)，需要規模 MW オーダー，また空間スケール数 100 km (北海道，Obara et al. 2015)，需要規模 GW オーダーの供給能力を対象とした電力ネットワークに対して電流電圧回路モデルを用いて電力需給バランス解析が実施されている。このとき，需要曲線は空間領域に対して 1 パターンとし，流体-発電機の変換効率を一定とするといった近似が適用されている。Smaoui et al. (2015)は kW オーダーの需要規模について電力供給量解析を行っている。このとき，方程式系では電流電圧を変数として考慮せず電力量のみで構築されている。要素から電力ネットワークへの拡張では，相互作用の複雑化や要素数に応じて方程式の増加など，現実的な計算資源での対応が困難となる。既往研究では，電力

ネットワークへの拡張を前提とするモデル化，要素内あるいは要素間の相互作用の考慮，電力ネットワークのスケールに対する需要曲線やエネルギー変換モデル精度のバランスなど明確な指標は確立されていない．即ち，ある条件において方程式や変数がどう影響しどう近似できるかについて十分に把握されていない．従って，まず電力供給システムの最小構成に着目する必要がある．

社会基盤において電力ネットワークが完結する空間スケールの内，最小単位の代表は住宅が想定される．住宅を対象とする場合，電気回路のモデル化にあたり売電型と自立型の2通りの構成が考えられる．売電型は全電力を自給する必要がないため，回路内に電圧源を考慮すればよい．一方，自立型は外部電源に依存しないため停電を想定する必要がある．ただし，前者に関しても電圧源の挙動を厳密に解析しようとするればスケールの拡大が必要となる．この意味で，売電型は電力供給システムの最小構成とはならない．自立型住宅に関する研究としては，Ma et al. (2014)により太陽光-風力-ポンプ/タービン複合電力供給システムの電力需給バランス解析や Torreglosa et al. (2014)により太陽光-風力-燃料電池-鉛蓄電池複合電力供給システムの電力需給バランス解析が行われている．これらの研究ではパワー係数を定常とする風力タービンモデルや効率一定のポンプ/タービンモデルが適用されるなど，電力ネットワークや制御装置のモデル精度に対して要素のモデル化が大きく簡素化されている．住宅スケールにおいても，電力ネットワークを要素集合体と捉える考え方に基づく研究は主流ではない．さらに電力需給解析における問題点は，境界条件の与え方である．即ち，エネルギーポテンシャルと需要曲線の関数をどう与えるかが問題となる．エネルギーポテンシャルの与え方としては，例えば全球気候モデル (GCM) の再解析データとして数~数十 km メッシュの波高や風速，降水量 (Kitoh et al. 2009) を利用する方法がある．ただし，住宅スケールに対して空間解像度が大きく異なることが問題となる．また，需要曲線に関しては変動要因が多数存在することから予測が困難である．Ma et al. (2014)および Torreglosa et al. (2014)ではエネルギーポテンシャルと需要曲線はそれぞれ実測値が用いられている．現段階では，電力供給システムの提案，評価，解析方法の確立が行われ，厳密な将来予測はさらにその先に位置づけられる．

### 1.3 日本における自然エネルギーの導入ポテンシャル分布

自然エネルギーの課題であるコスト競争力の向上を念頭に，電力供給システムの解析に必要な諸条件を検討する．日本ではエネルギーポテンシャルや需要に関するデータ収集が実施され一部は一般公開されている (e.g. METPV-11, NEDO 2014; ESCO 導入可能性調査業務)．そこで，日本を対象として解析すべき電力供給システムを明確化する．

環境省 (2010; 2012) により太陽光発電，風力発電，中小水力発電，地熱発電についてそれぞれ導入ポテンシャルが評価されている (Fig. 1.1)．各エネルギー分布の特徴としては，太陽光と中小水力は陸域に広く分布し，風力は東北地方や沿岸部，地熱は極めて狭い領域に分布する．自立型の住宅スケールを念頭に置けば，エネルギーポテンシャルが広く分布する太陽光と中小水力は有望な資源である．

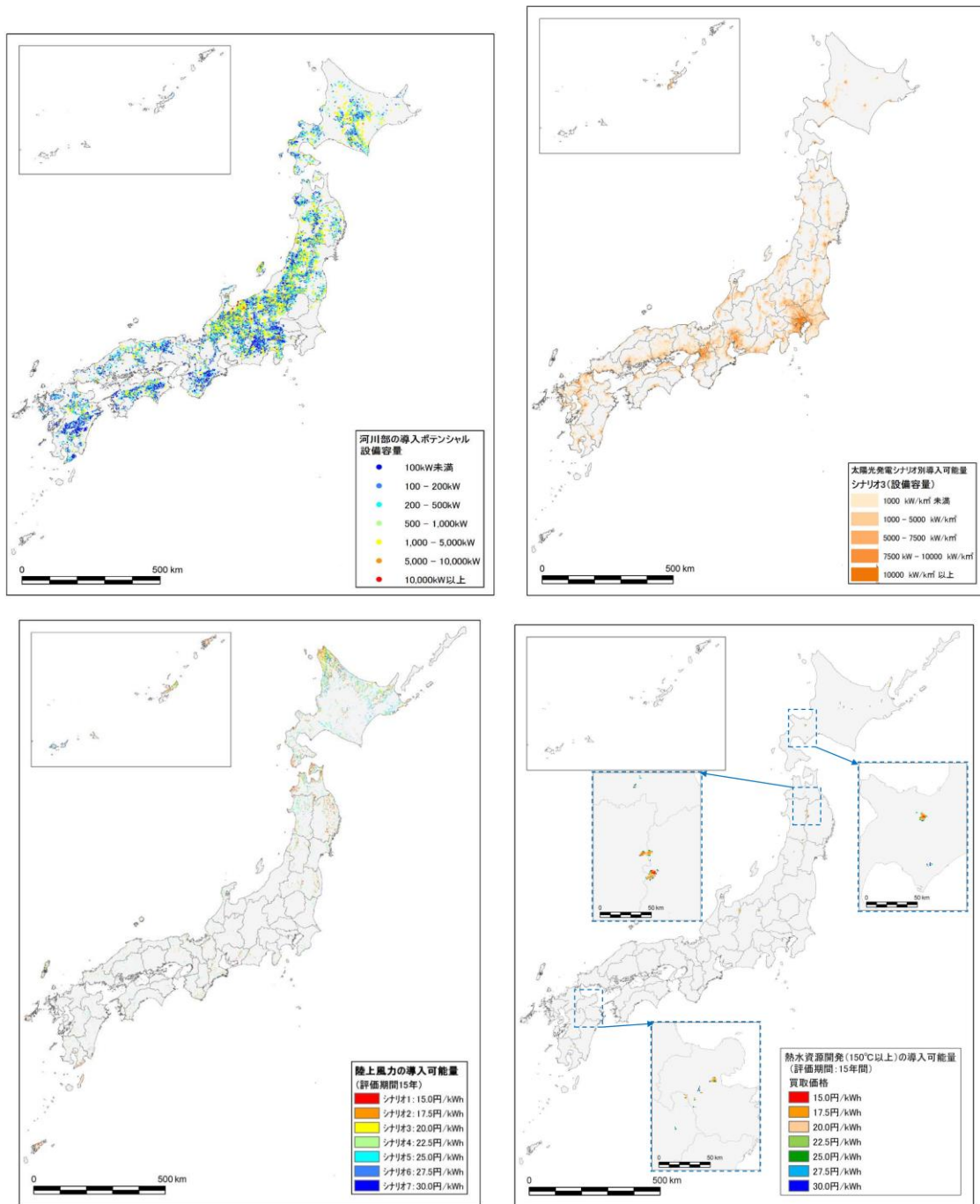


Fig. 1.1. Potential map of small scale renewable energies (top left: hydropower, top right: solar power, bottom left: wind power, bottom right: geothermal power) in Japan (環境省 2012).

中小水力は原理的に地形勾配の急な中山間地に分布する。住宅にとって水利利用は電力利用だけでなく生活基盤としても重要な資源である。中山間地域は、平地から山地へと立ち上がる比較的大きな斜面勾配を持ち、河川沿いの農業生産が重要な役割を果たすとともに、尾根伝いに田畑近くまで森林資源が広がる環境として日本全国に広く分布する。中山間地域は広義には平野の外縁部から山間地を指し（農林水産省 2015a），山地の多い日本では国土面積の 73 % が中山間地域に相当する（Fig. 1.2）。さらに，中山間地域は耕地面積の 40 %，農家数の 44 %，農業産出額の 35 %，農業集落数の 52 % を占めるとされている（農林水産省 2015a）。また，中山間地域の法律上の定義は，特定農山村法によれば

「特定農山村地域」として「勾配 1/20 以上の田面積が全田面積の 50 %以上、ただし全田面積が全耕地面積の 33 %以上」「勾配 15 deg 以上の畑面積が全畑面積の 50 %以上、ただし全畑面積が全耕地面積の 33 %以上」「林野率 75 %以上」とされる（農林水産省 2015b）。また、水力発電は日本だけでなく世界的にも導入ポテンシャル評価（Montes et al. 2005）や稼働事例調査によるコスト評価（Kaldellis 2007; Ogayar and Vidal 2009; Vicente and Bludszuweit 2012）からその有効性が示されている。さらに水力発電は温室効果ガスの抑制への貢献度が極めて高いとされる（Kumar et al. 2011）。水力発電は設備容量が GW スケールから数 W まで非常に広範に渡ることから、実用上及び法律上その設備容量の規模に応じて区別される。また、発電形態としてダム方式と流れ込み方式で区別される。日本では流れ込み方式の中小水力以下（30,000 kW）を再生可能エネルギーとして扱っている。住宅スケールを想定すれば設備容量 500 kW 以下のマイクロ水力発電（Paish 2002）が対象となる。この容量領域は発展途上国や過疎地域への電源供給方法として極めて有効である（e.g. Sims et al. 2007）。特に、ダム設備を有しない流れ込み式のマイクロ水力発電は環境への影響が比較的少なく経済性が良いとされる発電方法である。

太陽光発電は日射量が得られれば発電可能であることから、対象地域は陸域の大半を占め、技術的にも十分に実用化レベルにある。ただし、導入ポテンシャル調査結果では、太陽光発電は都市部でポテンシャルが高く中山間地域ではポテンシャルが比較的低い結果となっている。この理由は、推計方法は個別建築物に基づいているため、建築物数が多い都市域が必然的に高く評価されることによる。従って、中山間地域においては、山や森林による日照時間の制約はあるものの、原理的に太陽光発電を利用することは十分可能である。従って、太陽光発電も水力と同様に中山間地域において有力な選択肢であると考えられる。ただし、太陽光発電は光起電力効果を原理とすることから、電力供給の不安定性が問題となる。自立型住宅スケールでは電力貯蔵装置や他の電力源との複合が必要とされる。

地熱と陸上風力は地域偏在性が特に高い。地熱の場合は国土に占める面積自体が非常に小さく、風力の場合はエネルギー密度が小さいため年間を通して風速が高い地域以外ではポテンシャルが低くなる。従って、地熱と風力については中山間地域における発電形態としては一般的には選択肢となりにくい。森林資源についてはここでの調査では評価されていないものの、中山間地域では資源として豊富に存在することから活用が期待されている。一方で、森林資源の代表的な利用形態である木質バイオマスは、ペレットストーブや薪ボイラーなど直接燃焼方式による熱利用は有効であるものの、発電利用については課題が多い。一般に、バイオマス発電で主流の直接燃焼方式や熱分解ガス化方式は蒸気タービンやガスエンジン、ガスタービンを駆動させ発電する。従って、利用されない熱はそのまま発電ロスとなり、高効率化のためには熱電併給といった複雑化や大規模集中化が必要となる（e.g. 中西ら 2005）。さらにバイオマス燃料の収集や搬送にも課題がある（e.g. 八木ら 2007）。

これらを踏まえると住宅スケールに適した自然エネルギー資源として水力と太陽光が挙げられる。また、これら水力と太陽光の活用に適した立地として日本に広く分布する中山間地域に適した電力供給システムに焦点を当てる。

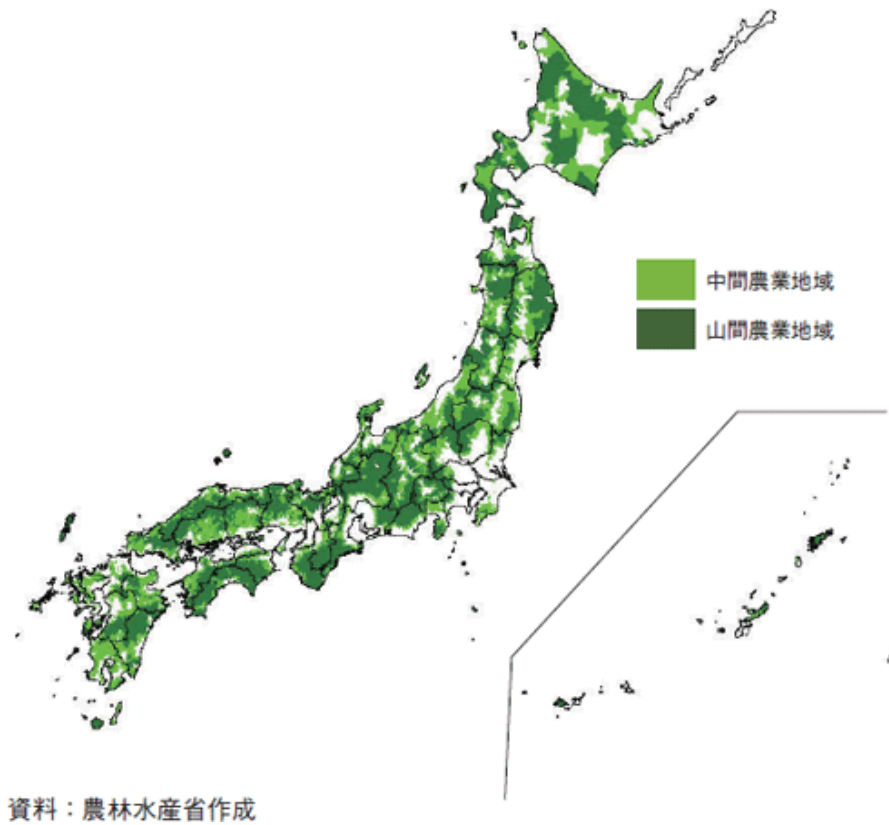


Fig. 1.2. The map of hilly and mountainous areas in Japan (農林水産省 2009).

1.4 中山間地域に適した電力供給システムの基礎的検討

太陽光発電とマイクロ水力発電の利用形態には様々なバリエーションが存在する。ここでは解析対象の明確化のため、太陽光発電とマイクロ水力発電の特徴を整理する。両発電形態の一般的に知られている変換効率，設置場所，供給安定性，設備容量の拡張性の比較を Table 1.1 に示す。

Table 1.1. Characteristics of the photo voltaic generation and micro hydro power generation.

Type	Efficiency (%)	Installation	Stability	Scalability
PV	17~24	Residential roof	Very low	Very easy
Micro hydro power	60~80	Water channel	Relatively High	Low

太陽光発電に関しては，技術的には十分に実用レベルにあり，日射量が得られるほぼすべて空間領域で電力利用が可能となる。また，太陽光パネル単位で設備容量を追加することができることから拡張性が非常に高い。一方で，エネルギー変換効率は高価格な単結晶

シリコンタイプで 21~24 %，低価格の多結晶シリコンタイプで 17 %程度（清水・沢井 2005）と比較的低い．さらに，夜間には発電量がゼロとなること，また，気象条件次第では，日中であっても発電量が大きく変動する欠点がある．マイクロ水力発電に関しては，流量条件にもよるが比較的安定した出力が得られ，水車及び増速機，発電機を総合したエネルギー変換効率は 60~80 %（Paish 2002）と高い電力変換効率が期待できる．また，様々なタイプの水車が開発され，管路，水路，河川，海流など多様な流速・流量環境に適用可能（Khan et al. 2009; Paish 2002）となっている．一方で，マイクロ水力発電の場合には，太陽光発電の日射量と発電効率の関係と比較して，流れの状態と発電効率の関係が複雑となることから，設備容量の拡張性は高いとは言えない．即ち，流路形状や勾配，流量，流速を考慮する必要がある，単純に水車台数を増やすことや水車サイズを大型化させるだけでは設備容量を増加させることは困難である．以上のように，太陽光発電はエネルギー変換効率が低く，供給安定性に欠けること，マイクロ水力発電は設置環境による制限を受け易く，設備容量の拡張性が乏しいという欠点をそれぞれ持つ．同時に，太陽光発電は設置環境の制約を受け難く設備容量の拡張が容易，マイクロ水力発電はエネルギー変換効率が高く供給安定性も高いというように互いに欠点を補うような相補性を有する．

自立型太陽光発電の場合は，供給安定性を向上させるために蓄電池を電力需給バッファとして導入することで需給量それぞれの時間的な変動の調整が行われる．マイクロ水力発電の場合では拡張性を向上させるため，より小さな流量・落差での発電を可能とする極低落差用水車の開発が取り組まれている．さらに，現状の電力価格に対して両発電システムのコスト競争力は未だ十分でなく，更なる向上が課題である．従って，自立型太陽光発電システム，マイクロ水力発電システムともにコスト競争力を向上させるため，高効率化やハイブリッド化，最適化が重点的に研究されている（e.g. Perera et al., 2013; Yassi and Hashemloo 2010）．

太陽光発電システムの供給安定性の向上のため，供給源を複合化し安定化を図るハイブリッドシステムや電力需給制御アルゴリズムについての研究が進められている．ハイブリッドシステムの需給電力の出入り計算や制御アルゴリズムでは蓄電池の残存電力量や電圧（電流）の評価が要求される．例えば，家庭での電力需給に電気自動車の蓄電池を活用するための充放電制御アルゴリズムの提案（Berthold et al. 2012），蓄電併用の太陽光発電システムの設備容量決定や充放電アルゴリズムの提案（Zhou et al. 2010），蓄電システムと太陽光発電システムの最適容量設計（Shen 2009）など蓄電池の状態把握が重要な役割を果たしている．しかし，蓄電池は内部に人体に有害な材料を用いていることや電解液の揮発を防ぐため機密性が高く，電池内部の状態を直接測定することが困難となる．また蓄電池内部では電気化学反応によってセル電圧や蓄電量が変化し，その変化は入出力電流に対して非線形応答となることから電池内部の状態推定が困難となり，その解決が課題とされている．

ディープサイクル鉛蓄電池は安価な電力貯蔵装置であるため太陽光発電におけるバッファ特性が解析されている（e.g. Cherif et al. 2002）．ディープサイクル鉛蓄電池はゆるやかに充放電を行い，電池容量を使い切るような深い放電深度での使用環境が想定されたもので，船舶や住宅用蓄電システムに用いられている．市販品に多い自動車用鉛蓄電池はエンジン始動時の瞬間的な高電圧，常時満充電での利用が想定された蓄電池であり，ディープサイクル電池とは特性が異なる．このようなディープサイクル鉛蓄電池は，近年開発された高性能蓄電池よりも充放電効率は劣るものの，使用実績が非常に豊富であり安全性や価格面の利点がある．さらに長寿命タイプのディープサイクル鉛蓄電池であるバルブ制御式

ディープサイクル鉛蓄電池 (Valve-Regulated Lead-Acid: VRLA 電池) は太陽光発電システムの電力バッファに適している。

近年では電気自動車やモバイルバッテリーとして開発されてきた高性能リチウムイオン電池が登場し、電力供給システム用の蓄電池としての活用も期待されている。リチウムイオン電池は鉛蓄電池と比較して 2~3 倍軽量, 1/2~1/3 の容積, 高起電力 (e.g. Pb : 約 2.1 V,  $\text{LiMn}_2\text{O}_4$  : 約 4.2 V), 高寿命など優れた特徴を有している。従来, リチウムイオン電池は正極素材にマンガンが用いられていたが, 高温時の性能低下や電池の破裂など安全性に欠点があった。この点については電気自動車分野で研究開発が進み性能や安全性が向上している。また, 近年ではさらに高性能な正極材料 (LiNCA, LiMNO) が開発され住宅用の蓄電池としての適用可能性が検討されている (Darcovich et al. 2013)。一方で正極材料として高電圧を実現する材料には入手性や価格の問題がある。この問題についても正極にリン酸鉄を用いたリン酸鉄系リチウムイオン (Lithium Iron Phosphate: LFP) 電池によって克服されている。LFP 電池は自然エネルギー利用への適用を想定する上で特に優れた特徴を有する。自然エネルギーによる不安定な充放電状況を想定した固定レート放電とパルス充電による充放電サイクル試験を行った結果, 鉛蓄電池は蓄電容量の劣化割合が不安定であったことに対して, LFP 電池は極めて安定した容量劣化特性を示している (Krieger et al. 2013)。また, LFP 電池の充放電サイクル寿命特性を調査した研究では, 充放電レート 1 C, 放電深度 100 %, 温度 25 °C の条件で 1000 サイクルの充放電を繰り返した結果, 電池容量劣化は 5 % 以内であった (Safari and Delacourt 2011a)。この結果は VRLA 電池の 300~400 サイクルで 20 % の容量劣化 (Lifeline Battery Corporation 2014) と比較すると非常に長寿命であるといえる。従って, LFP 電池の導入により電力供給システムの総合的な高効率化や供給安定性の向上が期待される。

中山間地域では運搬, 設置コストが平野部よりも高価格となることから, LFP 電池の高寿命かつ軽量コンパクトな特徴は大きな利点となる。一方, 既往研究では材料化学や電気化学的な視点からのリチウムイオン電池の高性能化に関する研究, 電気自動車への適用といった研究は多くみられるものの (e.g. Lu et al., 2013), 電力需給バッファとしてのリチウムイオン電池の電力供給システムへの導入検討は少なく, LFP 電池については, 発電システムへの導入検討はほとんど為されていない。

中山間地域は農業と密接な関係があることから, マイクロ水力発電を農業用水路で活用できることが望ましい。水力発電は水頭と流速 (圧力) を電力に変換することから, より大きなエネルギーを得るためには, 大きな落差, 流速が得られる立地の選定が必要となる。ただし, 農業用水路や住宅スケールでの適用性を考慮すれば, 数 m 程度の落差において数十 W~数 kW 程度の発電を可能とするマイクロ水力発電装置が有力となる。このような発電装置は極低落差用水車と呼ばれる。極低落差用水車はコスト競争力向上のため可搬性や設置性を備えた高効率, 軽量コンパクト, 開水路で運転可能な水車性能が要求される。さらにメンテナンス性の向上も踏まえて水中の塵芥に対する強さ, 耐故障性といった性能も同時に要求される。既往研究では上記の要求性能を実現するため, 既存の高効率水車を開水路で適用するための改良や, 低落差や開水路への適用時に生じる性能劣化の改善が進められている。例えば, 極低落差に適した水車として, 縦軸渦流水車 (水車効率 74 %, Singh and Nestmann 2009) やオープンクロスフロー水車 (水車効率 58 %, Ikeda et al. 2010), ノズル付きダリウス水車 (水車効率約 50 %, Shimokawa et al. 2012) などが提案されている。極低落差用水車の高効率化手法としては, 数値解析的なアプローチよりも模型実験を用いた実験的アプローチが多い。例えば, 縦軸水車を対象として, 導水ノズル部



の改良による効率改善 (Ikeda et al. 2010; Shimokawa et al. 2012), 負荷運転時の性能測定と改善のための考察 (Haidar et al. 2012), 翼形状の比較による高効率翼の把握 (Singh and Nestmann 2009; Yassi and Hashemloo 2010) といった研究は実験的手法に基づいたものである。この理由としては, 実験設備規模で発電環境を概ね再現可能なこと, 開水路に設置する場合の自由表面と水車の相互作用の影響を理論的に取り扱うことが困難となることが挙げられる。従って, 極低落差用水車に関しては小型であるため性能試験が比較的容易となるものの, 理論的な知見については簡略化された理論, 例えば一様・定常流れ, 回転数や水位の外挿に基づく説明やモデルは見受けられるものの, 時間発展的に運動方程式を解くような性能予測を行う手法は少ない。

既往研究で提案されている水車は, 落差工のような垂直落差を前提としている。対して, らせん水車と呼ばれるスクリー形状の軸流水車 (Fig. 1.3) は, 垂直落差 (石川県土地改良事業団体連合会 2009) だけでなく 10~50 deg 程度の傾斜開水路にも適用可能であることが実証されている (Mannpower consulting limited 2014)。また, らせん水車の理論水車効率 は 80 % 程度と圧力駆動型の高効率水車と同程度とされる (Müller and Senior 2009)。さらに, 数 cm~十数 cm の 9 種類の淡水魚 289 匹を水車直径 2.2 m のらせん水車式発電システムへ放流し淡水魚が水車内部を通過する際の影響を調査した結果, 97 % が無傷であったとの報告もある (Mannpower consulting limited 2014)。らせん水車は羽根間のピッチが大きく, 回転数が数~数十 rpm と低速で駆動することから, 水生生物や水中のごみも問題なく通過が可能となる。また, らせん水車は半没水状態で駆動する水車であり, 開水路に投げ込み式に設置できる設置性の良さといった利点もある。このように, らせん水車は中山間地域における農業用水路や小河川における発電形態として極めて有用であると期待される。

一方で, らせん水車を含め極低落差用水車では設置性やメンテナンス性を考慮して開水路での運用を目指したものが多く, 必然的に運動解析では流体の自由表面の影響を考慮する必要がある。従って, 形状変更や負荷変動, 流量変動に対する性能予測を行える数値モデルが必要とされる。一方で, らせん水車に関してはこのようなモデルは未だ提案されていない。従って, 中山間地域に適した極低落差用水力発電システムの構築のため, 設置環境に応じた導入可能性評価や最適化を行うためにらせん水車式水力発電システムの性能予測モデルの構築が課題である。



Fig. 1.3. The image of the Archimedes screw hydropower system in the open and inclined channel.

## 1.5 電力供給システムの性能予測

電力供給システムの性能把握・予測に必要な基本的な物理量を確認する。太陽光発電システムは、日射量を入力として電流電圧を出力として得る。蓄電池は入力または出力電流から端子電圧、内部の蓄電量や容量劣化を求める。らせん水車式水力発電システムは流量を入力として、電流電圧を出力として得る。特に太陽光発電システムについては、電力変換モデルがシンプルかつ精度良く計算が可能であり、太陽光発電システムの解析は水力発電システムで必要とされる流体解析や蓄電池で必要とされる電気化学反応解析と比較すれば非常に簡易かつ高速である。即ち、太陽光発電システム、蓄電池、らせん水車式水力発電システムの性能予測モデルを構築する上で、流体解析や電気化学反応解析を重点的に行う必要がある。

リチウムイオン電池の状態推定手法は大きく2種類に区分される。1つは電池を等価回路などでモデル化し、リアルタイム測定結果から内部パラメータを推定し、状態を特定する手法 (e.g. Hu et al. 2012; Andre et al. 2013) である。この手法は実測に基づく内部パラメータ推定を行うため高精度かつ高速に状態推定が行えることが利点である。たとえば、拡張カルマンフィルタ法などの実測ベースの手法は電気自動車の蓄電池の状態推定に広く適用されている (Lu et al. 2013)。ただし、このような手法は実測データが得られない場合には状態推定ができない。即ち、任意の充放電電流に対する電池の応答や内部状態の時間的変化を予測することはできない。もう1つの状態推定手法は、電気化学反応をモデル化し、数値解析によって状態を推定する方法である。数値解析手法は現象を厳密に解析するほど高精度であるが、精度に応じて計算時間が増加する (Ramadesigan et al. 2012)。リチウムイオン電池の代表的な解析モデルとして The pseudo two-dimensional (P2D) model (Doyle and Newman 1996) が挙げられる。P2D モデルはリチウムイオン電池の解析では最も広く適用されている (Ramadesigan et al. 2012)。P2D モデルでは電池内部の固体や液体中の電位ポテンシャル、イオン濃度、電流密度といった物理量の空間分布を拡散方程式を用いて求める。また、P2D モデルを簡易化し、計算を高速化することで内部の熱的劣化を実用的な時間で解析可能とした 1次元電気化学反応モデルも提案されている (Prada et al. 2012; Prada et al. 2013)。これらの電気化学反応を理論的に扱う手法は、物理定数や材料特性、蓄電池内部への入力電流や内部の幾何学的条件を定めることで、蓄電池内部の状態を理論的に「予測」することができる。

鉛蓄電池の解析モデルとしては、等価回路モデルと経験式を組み合わせた CIEMAT モデル (Copetti et al. 1993) が良く用いられる。CIEMAT モデルは鉛蓄電池内部の電気化学反応を考慮せず等価回路モデルに経験的なパラメータを導入することで、非常に簡易かつ高速計算が可能である。また、電気回路モデルに適用される経験的なパラメータは鉛蓄電池の豊富な利用実績に基づく統計値によって決定されていることから、高精度な診断は期待できないが鉛蓄電池の基本的な応答パターンを解析できる。従って、CIEMAT モデルは理論的というよりも統計に基づいた予測モデルであるといえる。CIEMAT モデルは自立型太陽光発電システムに適用され、充放電に対する蓄電池内部の蓄電量を妥当に計算できることが示されている (Gergaud et al. 2003)。また、CIEMAT モデルを用いて住宅における自立型太陽光発電システムの蓄電マネジメントのアルゴリズム研究 (Semaoui et al. 2013) や最適容量設計 (Thiaux et al. 2010) に適用されている。

低落差用水車の開発において性能評価・予測のため数値解析的アプローチが必要である。これまで、高度な数値流体解析手法によってフランシス水車の翼周りの流れ解析 (Choi et al. 2013)、設置角制御によるサイクロイダル水車の効率改善 (Hwang et al. 2009)、翼形状の比較による水平軸プロペラ水車の高効率翼の把握 (Liu 2010) などが行われている。これらは水車周りの流体解析を重点としたものであり、流体内部の流速分布など非常に多くの情報が得られる。一方で解析に多くの時間を必要とするため、水車形状や流量条件の幅広いバリエーションに対する性能評価・予測を行うことは理論的に可能であっても実用的には困難となる。また、これらの研究はいずれも水車の形状や構造に着目したものであり、発電機とのカップリングといった要素は考慮されていない。従って、高精度な流体解析に立脚した研究では、負荷変動時の水車及び発電性能や動力変換・伝達といった要素の集合体である水力発電システムとしての性能は十分に評価されていないのが現状である。他方、負荷変動時の水車挙動の評価に人工知能を導入した手法の開発 (Kishora et al. 2007) といった研究も行われている。ただし、このアプローチも複数回の測定によりデータを蓄積した上での予測となるため、設置環境や条件に応じた最適化や内部の駆動メカニズムを理解し性能向上に繋げるような展開は難しい。このように水車挙動の解析を困難にする要因として、水力発電システムが流体解析や構造解析、電氣的解析及びそれらの連成を含み、その複合的な結果として挙動や性能が決定される複雑さが挙げられる。従って、解析対象と計算時間のバランスを見極めて解析を効率よく行うことが重要である。特に、水力発電システム全体の性能向上や形状最適化・設備容量最適化といった、実用的な観点からは、水車形状や運転条件などのより多くの設計変数を考慮し、正確に水車挙動を予測できることが要求される。一方で、そのような最適化においては、方程式系から最適解を数学的に導くことは困難である。そこで、遺伝的アルゴリズムなど設計値の変更と評価を繰り返しながら最適解を探索する手法が良く用いられる。遺伝的アルゴリズムでは設計変数の組み合わせを変更しながら数百から数千回性能評価を行う必要があり、解析精度と計算速度のバランスが極めて重要となる。そこで、解析に多くの時間を要する流体解析を簡略化し、より簡易的に性能予測を行うためのモデル構築が行われている。例えば、翼周りの領域の速度変化を定常と仮定することで流速変化を簡易的に計算する方法を用いて、垂直軸水車の出力予測 (Pujol and Montoro 2010)、軸流水車の出力予測 (Alexander et al. 2009)、水平軸衝動水車の出力予測 (Date and Akbarzadeh 2009; Date and Akbarzadeh 2010) が取り組まれ、その有効性が確認されている。さらに、このような簡易解析手法を応用し、運転制御システムの回路解析による流量変動時の安定制御手法の提案 (Márquez et al. 2010) やサイフォン水車式発電システムの簡易統合解析モデルの構築による発電性能予測 (Stark et al. 2011) が行われている。らせん水車はこれまでに知られている特徴は中山間地域における住宅スケールの電力供給装置として要件を満すと考えられる。ただし、発電機や負荷、流れなど各種条件において応答特性や高性能化に寄与するパラメータについて理論的な解析が不足している。極低落差用水力発電システムの構築のため、流体-構造連成及び最適化を踏まえたらせん水車式水力発電システムの性能を高速高精度に評価・予測が行えるモデル構築が必要である。

## 1.5 目的

持続可能な電力供給システムの実現に向けて、電力ネットワークの最小構成である自立型住宅への着目と将来予測評価を前提とした電力需給バランス解析による基礎理論の集約と知見の積み上げが不可欠である。そこで、本論文は、中山間地域に適した自立型電力供

給システムとして、LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システム及びらせん水車式水力発電システムを提案し、同システムの性能予測モデルを構築し高効率化検討と導入可能性評価を行うことを目的とする。

中山間地域におけるエネルギーポテンシャル、地形、既往研究の整理に基づき、中山間地域に適した電力供給システムの要素を、太陽光発電装置として多結晶シリコン型太陽光パネル、極低落差用マイクロ発電装置にらせん水車式と永久磁石式同期発電機、蓄電装置に LFP 電池、及びそれらのインターフェースとして AC-DC コンバータ、DC-AC インバータ、チャージコントローラを想定する。蓄電装置については、性能評価のため VRLA 電池を比較対象とする。電力供給システムは、2 つの電力供給サブシステムから成る複合型電力供給システムを想定する。電力供給サブシステムは、①らせん水車式水力発電システムと②LFP 電池－多結晶シリコン型太陽光発電システムとする。ただし、以下ではそれぞれの電力供給サブシステムを単に発電システムと表記、各サブシステムを統合した全体の電力供給システムを複合型電力供給システムと表記して区別する。

第 2 章では、電力ネットワークと各要素の解析方法について示す。第 3 章では、各要素の解析手法の精度を検証する。第 4 章では発電システムの応答特性と性能に寄与するパラメータを把握する。第 5 章では総体としての複合型電力供給システムの性能評価と導入可能性を検討する。第 6 章では、得られた結果を整理し今後の課題について述べる。

第 5 章と第 6 章では適用例として、中山間地域の内、水利利用が盛んであり 5～25 度程度の水路勾配が得られるような地域を想定した。このような地域は日本では都市部と比較して人口が小さな集落（村あるいは町）に相当する。

## 第 2 章

### 電力供給システムの解析手法

本章では，Fig. 2.1 のような電力ネットワーク構成におけるらせん水車式水力発電システム及び多結晶シリコン型太陽光発電機，LFP 電池，VRLA 電池の解析モデルを示す．

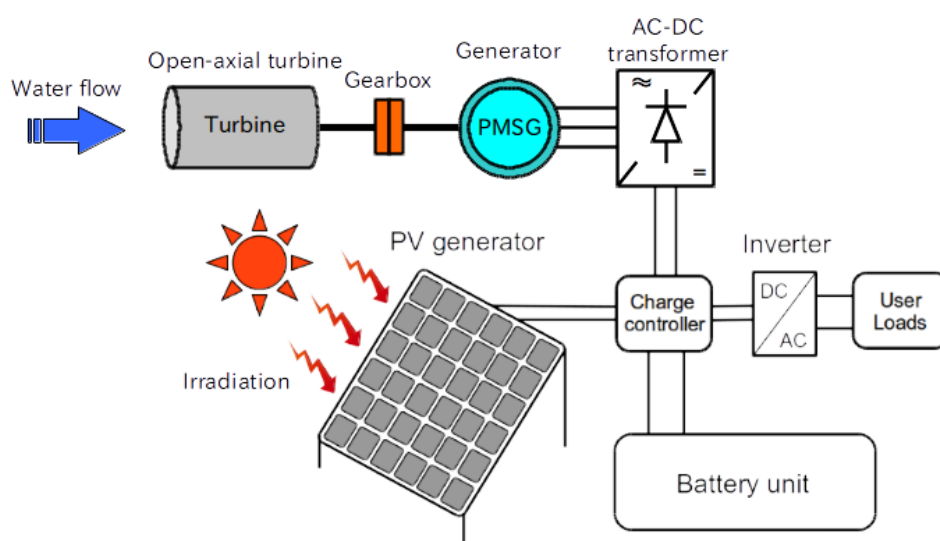


Fig. 2.1. A schematic diagram of an off-grid small hydro and PV generator with battery storage system.

Figure. 2.1 のように発電システム同士がチャージコントローラを介して接続されるとすると，結節点ではキルヒホッフの第 1 法則により，太陽光発電システムとらせん水車式水力発電システムの出力量について線形結合が成り立つ，即ち，蓄電池の内部抵抗などを起因とする電流変動が発電機側にフィードバックされないと仮定する．このとき電力供給システムは LFP 電池－太陽光発電システムとらせん水車式水力発電システムに分離することが可能となる (Fig. 2.2 and 2.3) . この仮定は，発電機と蓄電池，負荷間の電圧調整は，高速スイッチングによる PWM (pulse width modulation : パルス幅変調) ，所謂パワーコンディショナが介在することに基づく．また，供給安定性が太陽光発電システムでは低く，らせん水車式水力発電システムでは高いことから，効率的な電力供給のため蓄電池は太陽光発電システムに従属させる．従って，両発電システムの供給安定性および拡張性の違いに基づけば主たる電力供給量は太陽光発電システムが担い，らせん水車式水力発電システムは補助的なベース電源として用いる方式がより汎用的であると考えられる．そこで，本論文では需要側の負荷についても太陽光発電システムに付加させる．

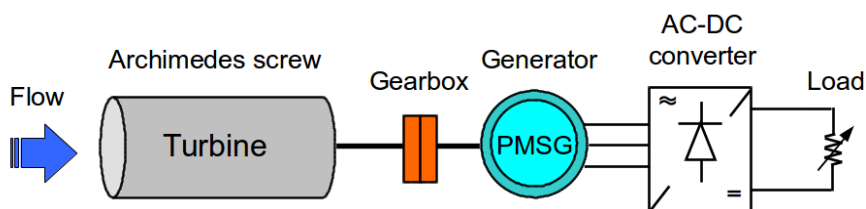


Fig. 2.2. Schematic diagram of an Archimedes screw hydropower system.

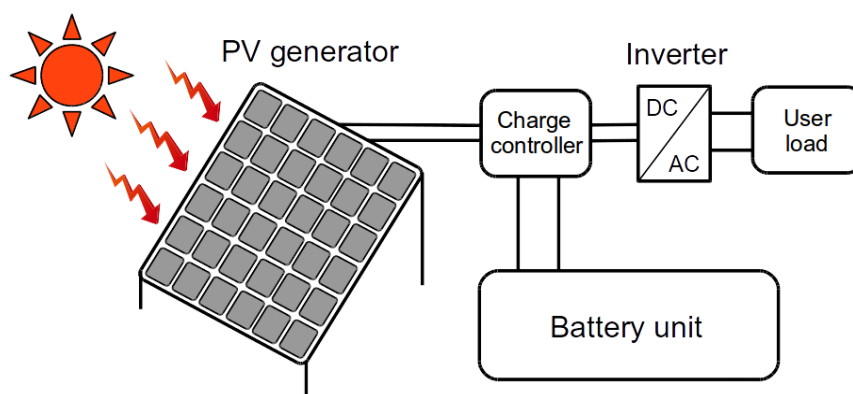


Fig. 2.3. Schematic diagram of an off-grid PV/battery system.

らせん水車式水力発電システムについては、水流によって駆動されるらせん水車の回転運動及び発電機による動力の電力変換をモデル化し、水車形状や設置位置、増速比の影響を解析する。らせん水車式水力発電システムは Fig. 2.2 に示すような水車—増速機—永久磁石式同期発電機—コンバーター—負荷の構成を想定する。らせん水車の回転運動は開水路における水流から受ける駆動トルク、増速機と発電機を介した負荷トルク、及び軸受けの摩擦トルクの3つのトルクにより決定される。このとき、らせん水車から得られる動力は増速機を介し発電機へ伝達され、発電機によって動力—電力変換により三相交流電力が得られる。また、コンバータにより交流—直流変換が行われる。これら水車駆動、動力伝達、電力変換プロセスをモデル化する。

太陽光発電システムについては、日射量と需要側負荷を主な入力とした場合の発電/充放電/変換プロセスをモデル化し電力需給バランスを解析する。太陽光発電システムは Fig. 2.3 に示すような太陽光パネル、チャージコントローラ、蓄電池、インバータ、負荷の構成を想定する。太陽光パネル、蓄電池、負荷はそれぞれチャージコントローラを介して接続される。太陽光発電による直流電流と直流電圧はチャージコントローラ部で MPPT (maximum power point tracking : 最大電力追従) 制御によって発電電力が最大となる電圧比に調整され、蓄電池と接続される。チャージコントローラにより発電電力と需要側負荷のバランスが監視され、蓄電池の充放電制御が行われる。この制御はモデル内では単に電流の向きで表現される。蓄電池及び太陽光発電の直流電圧はインバータ機器を介して交流電圧に変換されるものとする。Figure 2.3 において、太陽光パネル部の日射量から直流電圧—電流変換、蓄電池の容量劣化を考慮した入出力電流に対する電圧応答、インバータによる直流—交流変換をモデル化する。

対象システムの効率化検討については、出力に影響する設計変数がほぼ固定されている蓄電池－太陽光発電システムは設計感度解析を、形状設計など設計変数の自由度が高く、設計値が性能に大きく影響するらせん水車式水力発電システムは遺伝的アルゴリズムによる形状最適化を用いて効率の向上を図る。

## 2.1 らせん水車式水力発電システムの運動解析/電力変換モデル

### 2.1.1 解析モデル概要

本論文ではらせん水車運動の簡易解析モデルとして、水面勾配及び水車と流路間の間隙流れからの流入流出を考慮したタンクモデルを提案する（以下タンクモデルと表記）。らせん水車に関する既存のモデル研究では、らせん水車の運動は水路とらせん羽根で形成されるバケットに貯留する水の静水圧（Müller and Senior 2009）及び静水圧に加えて前面の水流との衝突による運動量交換で駆動されるモデル（松井 2010；岡村ら 2011；松井 2012）が提案されている。一方で、これらのモデルは水車及び流体の運動が定常状態であると仮定する静力学的な考え方に基づくものであり、回転数や駆動トルクの時間変化を考慮していない。また、発電量や駆動トルクを予測するためには水位あるいは水車回転数を与える必要がある。しかし、水位や水車回転数は流体と水車、水車駆動トルクと増速機及び発電機からの負荷トルクがそれぞれ時間発展的に相互作用した結果得られる情報である。従って、既存のらせん水車のモデルは運動状態が決定した後に適用できる診断型のモデルであるといえる。らせん水車の挙動予測、発電量予測を行うためには、運動方程式を立てて流体と水車の相互作用や水車駆動トルクと増速機及び発電機からの負荷トルクとの相互作用を解析する必要がある。

ここでは、Fig. 2.4 のようにらせん水車と水路で構成されるバケットをタンクとし、流体と水車間の相互作用はタンク内部の水位変動によって説明されると仮定し、流入開始かららせん水車内部の水位変動を時間発展的に計算する。水位変動計算ではタンク間の流入流出を考慮する。タンク間の流入流出量と水位の関係は、らせん水車と流路を3次元メッシュにより領域分割しタンク内流量から水位を計算する。また、らせん水車の回転加速度と水面勾配の関係をモデル化することで、らせん水車の動的な駆動トルクを計算する。求めた駆動トルクを発電機の運動方程式に代入することで、らせん水車挙動の時間変化を記述する。即ち、らせん水車と発電機のカップリングは陽的に解く。このように、らせん水車の回転運動における流体計算を簡略化することで、運動解析の高速化を図った。

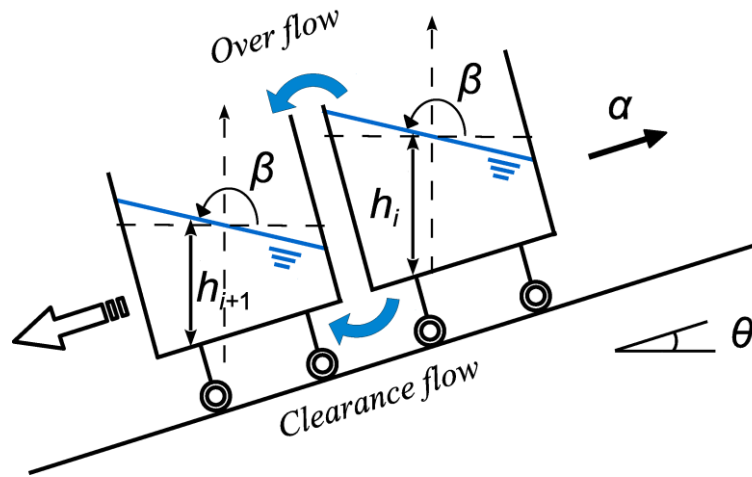


Fig. 2.4. A schematic diagram of the variable displacement tank model.

らせん水車式水力発電システムの性能予測モデルの構築において、らせん水車の運動を高速かつ精度良くモデル化するためには、自由表面流れの簡略化手法の妥当性を評価する必要がある。妥当性を評価するため、ここではMPS法（Koshizuka and Oka 1996）と呼ばれるラグランジュ法の数値流体解析手法を導入した。MPS法の概略を以下に示す。

連続体の挙動を記述する方法として、オイラー法とラグランジュ法がある。オイラー法は慣性系に固定された座標系から連続体の運動を記述する方法で、ラグランジュ法は連続体（物質）に固定された座標系から運動を記述する。有限差分法や有限要素法は、メッシュ分割した空間を基準に連続体の保存量を表現する解析手法としてオイラー法に分類される。一方、MPS（Moving Particle Simulation）法（Koshizuka and Oka 1996）やSPH（Smoothed Particle Hydrodynamics）法（Gingold and Monaghan 1977）、DEM（Distinct Element Method）法（Cundall and Strack 1979）はメッシュを用いずに連続体を粒子の集合体で表す解析手法としてラグランジュ法に分類され、保存量の空間分布を関数の重ね合わせとして表現する。このような空間の捉え方の差異として、オイラー法は方程式に対流項（移流項）が現れ、ラグランジュ法の場合には、連続体そのものを追跡するため方程式に対流項が現れない。ラグランジュ法の利点は、メッシュを用いず連続体を扱え、また対流項の計算を含まないため、オイラー法の解析で生じるメッシュ破綻や数値拡散による保存量の非物理的な散逸の問題が生じない。従って、ラグランジュ法はオイラー法では解析自体が困難となるような自由表面を含む領域での流体と構造の連成を考えるような問題で特に有効であることが示されている（Idelsohn et al. 2006; Antoci et al. 2007; Oñate et al. 2008; Zhang et al. 2009）。

ラグランジュ法であるMPS法やSPH法、DEM法は連続体を粒子として表現するため、粒子法と呼ばれる。主にMPS法は非圧縮性流れ、SPH法は圧縮性流れ、DEM法は粉体や固体流れの解析のため開発された経緯がある。ただし、近年では手法改良によりMPS法とSPH法は非圧縮・圧縮性流れのどちらにも適用できるようになっている。特にMPS法は流体-構造連成問題を容易に解析できることから、連成現象の理解や応力解析などに適用されている（Gotoh and Sakai 2006; Shibata et al. 2012; Arai et al. 2012）。MPS法の連続体のモデル化では、粒子間相互作用モデルを導入し勾配や発散、ラプラシアンといった微分演算子がモデル化される。この粒子間相互作用モデルは重み関数と呼ばれる粒子間距離の



関数を用いて物理量分布を表す．一方で，粒子法特有の問題として圧力の時間的空間的振動による数値不安定性が存在する．このような圧力振動は非物理的なものであり，流体－構造連成問題では構造側の挙動計算に影響する．さらに，圧力振動が流体－構造間の連成によって増幅することで圧力が無限大に発散し，計算自体が困難となる場合もある．このような圧力振動問題の対策として，ラプラシアンモデルや勾配モデルなどの高精度化（Khayyer and Gotoh 2012）や圧力計算として連続式から導かれる Poisson 方程式に緩和係数を導入する手法（Tanaka and Masunaga 2010; Lee et al. 2011）などが提案されている．本論文では MPS 法にこれらのような非物理的な圧力振動への対策手法を導入し，らせん水車の運動解析を実施する．

### 2.1.2 らせん水車と発電機のカップリング

らせん水車式水力発電システムの概要図を Fig. 2.5 に示す．

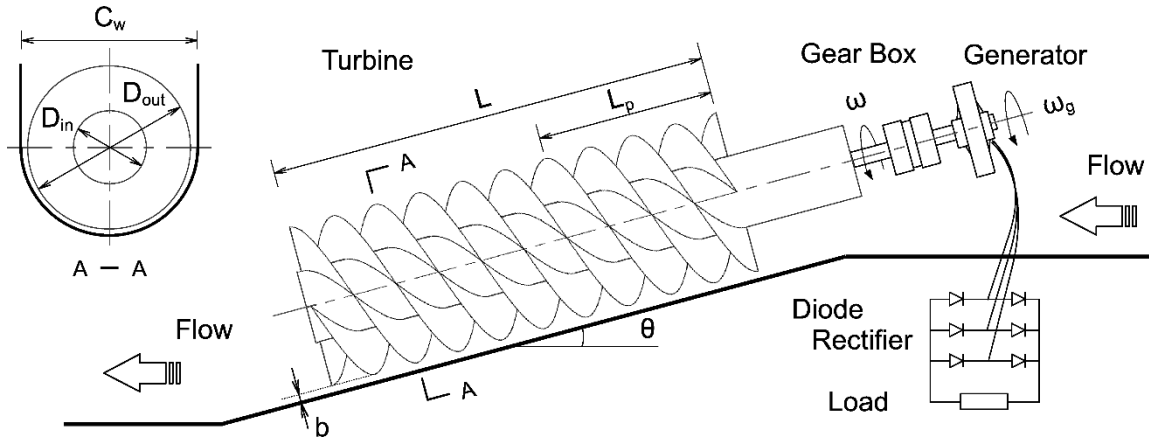


Fig. 2.5. A schematic diagram of the generation system using the Archimedean screw turbine.

Figure 2.5 のように水車（Turbine）と発電機（Generator）が増速機（Gear Box）を介して接続される場合，水車と発電機の運動方程式はそれぞれ式(2.1)，式(2.2)のように表される（福富ら 1989）．

$$J_t \frac{d\omega_t}{dt} = T_t - T_{fric} - T_g \quad (2.1)$$

$$J_g \frac{d\omega_g}{dt} = \frac{1}{\kappa} T_g - T_{gfric} - T_{em} \quad (2.2)$$

ここで、式(2.1)のらせん水車の運動方程式において、 $J_t$ はらせん水車の慣性モーメント、 $t$ は時間、 $T_t$ はらせん水車の駆動トルク、 $\omega_t$ は回転角速度、 $T_{fric}$ は軸受けの摩擦トルク、 $T_g$ は負荷トルクである。式(2.2)の発電機の運動方程式については、 $J_g$ は発電機の慣性モーメント、 $\omega_g$ は発電機の回転角速度、 $T_{gfric}$ は発電機軸受けの摩擦トルク、 $T_{em}$ は発電機で発生する電磁トルクである。水力発電に関する分野では直感的に理解しやすいことから、慣例的に水車や発電機の回転速度を SI 単位である回転角速度[rad/s]ではなく回転数[rpm: round per minute]で表記することが多い。本論文では回転速度は数式においては回転角速度を用い、具体的な数値や状態を示す際には単に回転数と表記とする。回転数  $RPM$  と回転角速度  $\omega$  は  $RPM = \omega \times 60 / (2\pi)$  の関係がある。水車と発電機の回転角速度は、伝達損失や摩擦損失を無視すれば増速比  $\kappa$  により式(2.3)のように表される。

$$\omega_g = \kappa \omega_t \quad (2.3)$$

式(2.3)を用いることで、式(2.1)と式(2.2)は式(2.4)のように 1 つの運動方程式で書き表すことができる。

$$\left( J_t + \kappa^2 J_g \right) \frac{d\omega_t}{dt} = T_t - T_{fric} - \kappa T_{gfric} - \kappa T_{em} \quad (2.4)$$

従って、未知数は水車の回転角速度  $\omega_t$ 、水流から受ける水車駆動トルク  $T_t$ 、水車の負荷として作用する発電機の電磁トルク  $T_{em}$  である。水車駆動トルク  $T_t$  は後述の 3 次元数値流体解析手法である MPS 法または新たに提案するタンクモデルを用いて計算する。発電機の電磁トルク  $T_{em}$  は後述の電機子反作用及び交流-直流変換整流回路の電圧降下を考慮した電圧方程式を近似的に解く手法である The mixed-reduced model (Sareni et al., 2009) によって得る。このモデルは永久磁石式同期発電機 (PMSG: Permanent Magnet Synchronous Generator) の解析モデルとして風力発電システムに適用され、その有効性が示されている。また、電圧方程式の計算から得られる電流・電圧から発電出力も同時に得られる。これらの運動方程式の時間発展計算は陽解法の予測子・修正子法である 3 次精度 Adams-Bashforth 法を用いた。

### 2.1.3 MPS 法による運動解析

MPS 法では流体と構造をすべて粒子として表し、勾配や発散など微分演算子を粒子間相互作用モデルで表す。圧力計算を安定化した MPS 法では非圧縮性流れにおける流体の質量保存を表す連続の式は式(2.5)、流体の運動量保存は式(2.6)の Navier-Stokes 方程式を用いる。

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (2.5)$$

$$\frac{D\mathbf{u}}{Dt} = -\frac{1}{\rho} \nabla P + \nu \nabla^2 \mathbf{u} + \mathbf{g} \quad (2.6)$$

ここで、 $D/Dt$  はラグランジュ微分、 $\mathbf{u}$  は速度ベクトル、 $\rho$  は密度（ここでは一定： $\rho_0 = 1000 \text{ kg/m}^3$ ）、 $P$  は圧力、 $\nu$  は動粘性係数（ $\nu = 1.0 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ ）、 $\mathbf{g}$  は重力加速度ベクトル（ $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ ）を表す。

ここでは、Koshizuka et al. (1998)と同様に粘性項と重力項を陽的に、圧力項を陰的に計算する半陰的アルゴリズム (Fig. 2.7) を用いた流体-構造 (剛体) 連成を適用する。この手法では、流体と剛体粒子の区別なく式(2.6)の陽的な粘性・重力計算及び陰的な圧力計算を行い、各粒子の速度と位置を更新する。このとき、剛体粒子も流体粒子と同様に扱うため、粒子同士の連結が解かれ、剛体構造は受ける力によって変形する。その際の変化量の積算から重心の加速度及び重心周りのモーメントが得られ、剛体構造の運動が計算できる。次のタイムステップでは、位置と速度が修正された剛体が流体粒子の運動に作用する。このように、流体から剛体及び剛体から流体への作用を交互に計算、即ち弱連成手法により流体-剛体連成作用を考慮する。

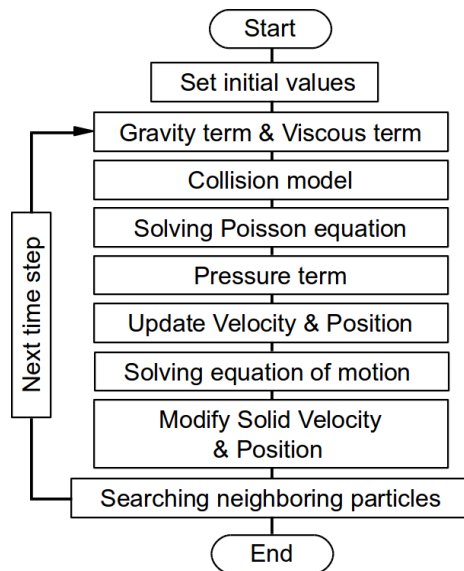


Fig. 2.6. A schematic description of the MPS-based model algorithm.

次に微分演算子モデルを用いて Navier-Stokes 方程式の右辺各項を計算する手法を示す。微分演算子モデルの計算では、物理量の分布は重み関数により表され、各粒子について重

み関数を計算する．ここでは，微分演算子モデルの基礎となる重み関数に Lee et al. (2011) により提案された MPS 法の安定化手法で採用されている関数を用いる．

$$w_{ij} = \left\{ \begin{array}{ll} \left(1 - \frac{|r_{ij}|}{r_e}\right)^3 \left(1 + \frac{|r_{ij}|}{r_e}\right)^3, & (0 \leq |r_{ij}| < r_e) \\ 0 & , (r_e \leq |r_{ij}|) \end{array} \right\} \quad (2.7)$$

$$r_{ij} = r_j - r_i \quad (2.8)$$

ここで， $r_{ij}$  は粒子  $i$  と粒子  $j$  の粒子間距離， $r_e$  は有効半径を表す．一般に  $r_e$  は粒子直径を  $l_0$  とすれば，勾配モデルと発散モデルでは  $2.1 l_0$ ，ラプラスアンモデルでは  $3.1 l_0$  が用いられる．ある粒子  $i$  の位置における重み関数の和をとったものを粒子数密度と呼び，以下の式で表す．

$$n_i = \sum_{j \neq i} w_{ij} \quad (2.9)$$

粒子数密度はある粒子  $i$  の物理量の平均化に用いられる．

MPS 法の微分演算子モデルは各粒子の基準粒子数密度を定義し，基準からのずれによって物理量を計算する．例えば，ある空間内に粒子が密に存在していれば，圧力が高く，疎であれば圧力が低いというように物理量計算に反映される．また，有効半径内に存在する粒子の数を単に近傍粒子数と呼び，基準となる状態での近傍粒子数も予め計算する．粒子数密度や近傍粒子数は自由表面の界面特定としても用いる．通常，基準粒子数密度及び基準近傍粒子数は直交粒子配置により計算する．計算中に形状が変化しない剛体構造は直交粒子配置で表現される．従って，構造物の厚さは通常では有効半径分の粒子数を必要とする．水車のような板状構造を有し板厚が計算領域に対して非常に小さい場合には，粒子直径を小さくすると計算量が急激に増加する．そこで，剛体粒子（構造）の重み関数計算において，構造を単一粒子で表現し，構造の表面と裏面にそれぞれ重み関数計算でのみ考慮するダミー粒子を配置する手法（Chikazawa et al. 2001）や壁関数を用いてダミー粒子を配置せずに曲面構造を扱う手法（Harada et al. 2008）が提案されている．ここでは Fig. 2.7 のようにダミー粒子を用いる方法により薄肉剛体構造を非直交粒子配置で表現する手法を導入する．各剛体粒子の基準粒子数密度  $n_0$  及び基準近傍粒子数  $N_0$  をそれぞれ以下のように  $\hat{n}_i$  と  $\hat{N}_i$  に置換する．ここで， $\alpha_i$  は粒子密度比であり，各粒子の曲面を含む初期配置で計算した粒子数密度と直交格子配置において計算した初期粒子数密度との比である．

$$\hat{n}_i = n_0 \alpha_i \quad (2.10)$$

$$\hat{N}_i = N_0 \alpha_i \quad (2.11)$$

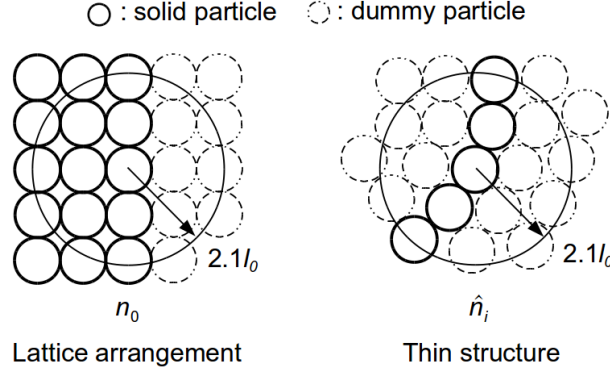


Fig. 2.7. A schematic diagram of the number density correction.

これらの粒子数密度計算を微分演算子モデルに適用する．勾配モデルには Tanaka and Masunaga (2010)や Lee et al. (2011)で用いられている数値安定性が改善された式(2.12)の勾配モデルを用いる．

$$\langle \nabla \varphi \rangle_i = \frac{d_s}{\hat{n}_i} \sum_{j \neq i} \left[ \frac{(\varphi_j + \varphi_i)}{r_{ij}^2} \mathbf{r}_{ij} w_{ij} \right] \quad (2.12)$$

ここで、 $\varphi$  は任意のスカラー、 $d_s$  は空間の次元数である．MPS 法の通常の勾配モデルでは、式(2.12)右辺のスカラーは $(\varphi_j - \varphi_i)$ と表されるが、この場合運動量の保存が成立しない．Tanaka and Masunaga (2010)や Lee et al. (2011)によれば式(2.12)を用いることで運動量保存の高精度化が実現され、数値安定性を向上することができる．発散モデルは MPS 法で適用されている発散モデル (Koshizuka and Oka 1996) を用いる．

$$\langle \nabla \cdot \boldsymbol{\varphi} \rangle_i = \frac{d_s}{\hat{n}_i} \sum_{j \neq i} \left[ \frac{(\boldsymbol{\varphi}_{ij} \cdot \mathbf{r}_{ij})}{r_{ij}^2} w_{ij} \right] \quad (2.13)$$

ここで、 $\boldsymbol{\varphi}_{ij}$  は任意のベクトルを表し、式(2.7)と同様に $(\boldsymbol{\varphi}_j - \boldsymbol{\varphi}_i)$ である．ラプラシアンモデルは Khayyer and Gotoh (2012)で提案されている数値不安定性が改善された高次ラプラシアンモデルを用いる．

$$\langle \nabla^2 \varphi \rangle_i = \frac{1}{\hat{n}_i} \sum_{j \neq i} \left[ \varphi_{ij} \frac{\partial^2 w_{ij}}{\partial r_{ij}^2} \right] \quad (2.14)$$

これらの微分演算子モデルを用いて式(2.6)の支配方程式を解く。圧力項は、非圧縮性流れの質量保存（連続の式）より導かれる Poisson 方程式を解くことによって求める。MPS 法での連続の式には 2 種類の形式がある。粒子数密度一定条件を用いる考え方と、速度発散がゼロであるという考え方である。通常、前者の連続式を用いて圧力の Poisson 方程式が導かれる。この場合、質量保存が厳密に満たされる一方で、圧力の非物理的な振動を緩和する事が困難となる。他方、速度発散ゼロ条件から導かれる Poisson 方程式を用いることで圧力の非物理的な振動を緩和できることが示されている（Tanaka and Masunaga 2010）。ただし、速度発散ゼロ条件を用いると流体の体積が不自然に増減する問題が生じる。これらの問題の解決手法として例えば Lee et al. (2011)は圧力の Poisson 方程式に緩和係数を導入することで、粒子数密度一定条件と速度発散ゼロ条件の 2 つの連続式を同時に考慮する方法を提案している。この手法により体積の増減変化を低減しつつ圧力の非物理的な振動の緩和が達成できることが示されている。そこで、ここでは Lee et al. (2011)により提案された以下の式を用いて圧力項を計算する。

$$\nabla^2 P_i = (1-\gamma) \frac{\rho_0}{\Delta t} \nabla \cdot \mathbf{u}_i^* + \gamma \frac{\rho_0}{\Delta t^2} \frac{\hat{n}_i - n_i}{\hat{n}_i} \quad (2.15)$$

ここで、 $\gamma$  は緩和係数 ( $0 < \gamma < 1$ )、 $\mathbf{u}_i^*$  は陽的計算後に更新した速度ベクトルである。緩和係数は微分演算子モデルや空間次元数ごとに適した値を設定する必要がある。ここでは、緩和係数は Lee et al. (2011)と同様に静水圧問題と水柱崩壊問題から決定する。緩和係数の決定については第 3 章で述べる。

MPS 法では流体と空気の境界である自由表面を粒子数密度や近傍粒子数で判定する。例えば、水しぶきのように粒子近傍の粒子数が減少し、粒子数密度が低下した場合、この粒子は自由表面粒子であると判定される。また、自由表面粒子の圧力はゲージ圧基準でゼロ、つまり大気圧と等しいとする。即ち、境界条件として自由表面は圧力ゼロのディリクレ条件とする。一方で、自由表面が存在しない領域で、粒子数密度や近傍粒子数を誤って自由表面粒子と判定した場合、水中に突然圧力ゼロ領域が生じることになり圧力の非物理的な振動を引き起こすこととなる。そこで、自由表面粒子の判定条件についても様々な工夫が行われている。ここでは、Lee et al. (2011)と同様に粒子数密度と近傍粒子数を合わせた以下の判定条件を用いる。

$$n_i \leq 0.97 \hat{n}_i \quad \cap \quad N_i \leq 0.80 \hat{N}_i \quad (2.16)$$

ここで、粒子数密度の判定では有効半径  $2.1 l_0$ 、近傍粒子数の判定では有効半径  $3.1 l_0$  を用いた。

次に、剛体運動の計算手法を示す。流体粒子と剛体粒子を区別なく式(2.6)の重力項、粘性項、圧力項から計算し、速度と位置を更新する。このとき、剛体全体が受ける回転トルク  $T_t$  は以下の式で表される。

$$T_t = \rho_0 l_0^3 \sum \left[ \frac{D\mathbf{u}_i^{solid}}{Dt} \times (\mathbf{r}_i^{solid} - \mathbf{r}_g) \right] \quad (2.17)$$

$$\mathbf{r}_g = \frac{1}{N^{solid}} \sum \mathbf{r}_i^{solid} \quad (2.18)$$

ここで、 $\mathbf{r}_g$  は剛体の重心ベクトル、 $\mathbf{r}_i^{solid}$  は各剛体粒子の位置、 $\mathbf{u}_i^{solid}$  は各剛体粒子の速度、 $N^{solid}$  は剛体を構成する粒子数である。また、式(2.4)の軸受の摩擦トルク  $T_{fric}$  は軸受けに作用する荷重  $F_{axis}$  から以下のように計算する。

$$T_{fric} = \frac{D_b}{2} \mu F_{axis} \quad (2.19)$$

ここで、 $D_b$  は軸受の回転軸直径、 $\mu$  は軸受の摩擦係数である。剛体の慣性モーメントは各剛体粒子の位置から求めることができる。例えば  $x$  軸周りの慣性モーメントは以下の式で表される。

$$J_t = \rho_{solid} l_0^3 \sum \left[ (r_{iy} - r_{gy})^2 + (r_{iz} - r_{gz})^2 \right] \quad (2.20)$$

剛体の回転計算はオイラーの回転行列などで計算することができる。ここでは、回転角から各剛体粒子の位置更新計算が簡易かつ精度の良い手法として知られるクォータニオンによる回転計算 (e.g. Johnson et al. 2008) を用いた。

境界条件に関しては、自由表面は圧力ゼロのディリクレ条件、流入流出境界は Gotoh et al. (2001) や Shakibaenia et al. (2011) と同様に、流入は速度勾配を一定とするノイマン条件、

流出は圧力を一定とするディリクレ条件とした．ここでは流出条件として静水圧分布を与えた．壁面境界はノンスリップ条件として壁面粒子の速度が常にゼロとなるように壁内部の粒子に仮想的に速度を与える手法を用いた．MPS法では通常，時間刻み幅はクーラン条件により制限される．ここでは，クーラン数 $[C_u = (\Delta t u)/l_0]$ が0.2以下となるように，各タイムステップの時間刻み幅を粒子の最大移動速度に応じて動的に決定した．

#### 2.1.4 タンクモデルによる簡易運動解析

タンクモデルは Fig. 2.4 のような水面勾配とバケット間の流入流出を考慮する．ここでのタンクは水路とらせん羽根で仕切られる領域（バケット）を表す．タンクに貯留される水の静水圧と水車前面で受ける水流との衝突によって，らせん水車は回転軸周りに回転運動を行うことでタンクは下流側へとスライドしていく．このような一連の運動について，運動方程式に基づき，タンク内水位から水流による駆動トルクの計算，水車運動によるタンク位置の更新によりらせん水車の運動を時間発展的に計算する．このとき，らせん水車が停止していれば水面は鉛直方向に対して水平である．一方，らせん水車が回転運動する場合には，ダランベールの原理によってバケット内の水に慣性力が作用し，水面に勾配が生じる．このとき，らせん水車の回転角速度変化 $(d\omega_t/dt)$ と斜面方向の加速度 $\alpha_t$ の関係はらせん水車のピッチ $L_p$ （らせん羽根が1回転で進む距離）を用いて式(2.21)のように表される．

$$\alpha_t = \frac{L_p}{2\pi} \frac{d\omega_t}{dt} \quad (2.21)$$

また，慣性力により生じる水面勾配角度 $\beta_t$ は水路勾配 $\theta$ と $\alpha_t$ 及び重力加速度 $g$ から次式で求められる．

$$\tan \beta_t = -\frac{\alpha_t \cos \theta}{g + \alpha_t \sin \theta} \quad (2.22)$$

タンク内の水量とタンク形状及び式(2.22)で求めた水面勾配角からタンク内水位が求まる．タンク内水位はらせん形状と水面位置で閉じた領域（体積）を幾何学的に求めることで決定（e.g. Rorres 2000）することも可能である．ここでは Fig. 2.8 のように水路領域を四面体メッシュで分割し水面勾配時の水位を数値的に求めた．このとき，らせん水車の表面は3角形メッシュで領域分割し境界面を定めた．



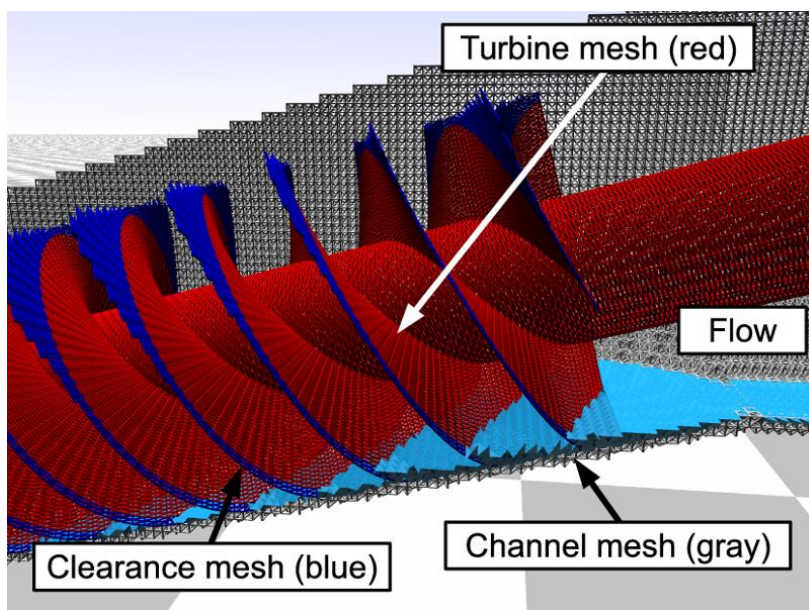


Fig. 2.8. An image of the calculation domain for the tank model.

(The channel mesh determined the water volume and the submerged domain.)

次に，得られたタンク内水位からタンク間流入流出量を求める手法を示す．Figure 2.8 のようにらせん水車表面に3角形メッシュを配置することで，静水圧の積分や水車と水路の間隙部（クリアランス）の流入流出計算を容易に行うことができる．間隙部の流入流出は水理学における水門（gate）のもぐり流出と同様にベルヌーイ式から導かれる流速式を用いて流量換算し求めた．このとき，間隙部の3角形メッシュの面積を  $\Delta s$  とすればタンク間を移動する流量の時間変化 ( $dq/dt$ ) は次式のように表される．

$$\frac{dq}{dt} = \sum_{mesh} \left[ C_d \Delta s \sqrt{2(g + \alpha_t \sin \theta) \Delta h} \right] \quad (2.23)$$

ここで， $C_d$  は流出係数，タンク間水位差  $\Delta h$  は間隙メッシュの上流側水位と下流側水位の差である．流出係数  $C_d$  はここでは分割した間隙メッシュごとに次式（Yen et al. 2001）で計算する．

$$C_d = C_c \sqrt{\frac{1 - h_{up}/h_{down}}{1 - (C_c b/h_{down})^2}} \quad (2.24)$$

ここで， $C_c$  は縮流係数でありゲートの先端形状に応じて生じる縮流による損失抵抗を表す定数である．ここではゲート下部の空間領域を間隙メッシュとして分割しメッシュごと

に流出係数を計算する．メッシュが十分に細かければ縮流による流出抵抗は無視できことから，ここでは  $C_c = 1.0$  とした．各間隙メッシュに作用するタンク上流側水位と下流側水位はそれぞれ  $h_{up}$ ,  $h_{down}$  と表し， $b$  は間隙長（水車と水路のクリアランス長）である．

以上よりタンク水位を更新し，らせん水車の羽根における水没領域について，上流側と下流側から作用する静水圧，およびらせん水車の最上流側の羽根面で生じる水流との運動量交換から駆動トルク  $T_t$  は次式で表される．

$$T_t = \frac{L_p}{2\pi} \rho Q (v_\omega - v) + \sum_{mesh} [\Delta s \rho (g + \alpha_t \sin \theta) (h_{up} - h_{down}) \cdot \mathbf{n} \times (\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_g)] \quad (2.25)$$

ここで， $v$  は回転軸と平行する方向の最上流の流入流速， $v_\omega$  はらせん水車の回転による羽根面の回転軸と平行方向の移動速度（タンクのスライド速度）， $\mathbf{n}$  はらせん羽根面の3角形メッシュ上の垂直方向の単位ベクトル， $\mathbf{r}_i$  はらせん羽根面の3角形メッシュの位置ベクトル， $\mathbf{r}_g$  は水車の重心ベクトルである．タンクモデルの計算では時間刻み幅  $\Delta t = 0.002$  s とした．

### 2.1.5 永久磁石式同期発電機のトルク－電力変換モデル

発電機モデルは永久磁石式同期発電機（PMSG）を対象とし Sareni et al. (2009) の The mixed-reduced model (Fig. 2.9) を用いた．The mixed-reduced model は同期発電機の等価回路モデルから得られる電圧方程式の2次近似式に機械－電気的変換，電機子反作用，交流－直流変換における電圧降下が考慮されたモデルである．電磁トルク  $T_{em}$  は式(2.26)－(2.29)で与えられる．ここで， $p_m$  は極対数， $\Phi_{DC}$  は磁束， $L_{DC}$  は直流インダクタンス， $R_{DC}$  は内部抵抗であり発電機ごとに決められる定数である．また， $R_{emp}$  は整流における内部抵抗， $U_{DC}$  は直流電圧， $\omega_g$  は発電機回転数である．

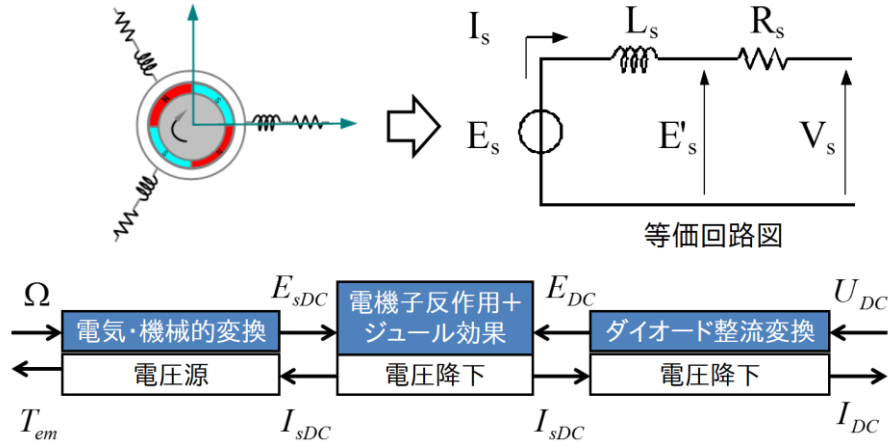


Fig. 2.9. A schematic diagram of the mixed-reduced model for a permanent magnet synchronous generator.

$$T_{em} = \frac{p_m \Phi_{DC} U_{DC}}{R_{load} + R_{emp}} \sqrt{1 - \left[ \frac{L_{DC} U_{DC}}{\Phi_{DC} (R_{load} + R_{emp})} \right]^2} \quad (2.26)$$

$$R_{emp} = \frac{\pi}{6} p_m L_{DC} \omega_g \quad (2.27)$$

$$U_{DC} = \frac{p_m \Phi_{DC} \omega_g (R_{load} + R_{emp})}{\sqrt{B}} \quad (2.28)$$

$$B = (p_m L_{DC} \omega_g)^2 + (R_{emp} + R_{DC})^2 + 2(R_{emp} + R_{load})(R_{emp} + R_{DC}) + (R_{emp} + R_{load})^2 \quad (2.29)$$

発電機回転数  $\omega_g$  と接続する負荷抵抗値  $R_{load}$  を The mixed-reduced model に入力することで直流電圧  $U_{DC}$  が得られ，発電機負荷トルクである電磁トルク  $T_{em}$  が求められる．このとき，オームの法則より出力電流は次式で得られる．

$$I_{DC} = \frac{U_{DC}}{R_{load}} \quad (2.30)$$

発電機定数については一般に極対数  $p_m$  は製品データ仕様として公開されることが多い．一方，磁束  $\Phi_{DC}$ ，直流インダクタンス  $L_{DC}$ ，内部抵抗  $R_{DC}$  については一般に製品データ仕様に含まれないため値を定める必要がある．ここでは磁束  $\Phi_{DC}$ ，直流インダクタンス  $L_{DC}$ ，内部抵抗  $R_{DC}$  は発電機モデルを用いて，発電機トルク及び発電出力の測定データとフィッティングすることによって定めた．

## 2.2 太陽光発電システムの電力変換モデル

### 2.2.1 太陽光発電機の等価回路モデル

多結晶シリコン型太陽光発電機の電力変換モデルは Amoudi and Zhang (2000)の式(2.31)-(2.33), 及び Villalva et al. (2009)の短絡電流と逆方向飽和電流式である式(2.34)-(2.35)を用いた.

$$I = I_{pv} - I_0 \exp \left[ \frac{q(V + R_s I)}{A_f K_{boltz} T_{PV}} - 1 \right] - \frac{(V + R_s I)}{R_{sh}} \quad (2.31)$$

$$I_{pv} = \left[ I_{pv,n} + K_I (T_{PV} - T_{ref}) \right] \frac{G}{G_n} \quad (2.32)$$

$$I_0 = I_{0,n} \left( \frac{T_{ref}}{T_{PV}} \right)^3 \exp \left[ \frac{qE_g}{A_f K_{boltz}} \left( \frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T_{PV}} \right) \right] \quad (2.33)$$

$$I_{pv,n} = I_{sc,n} \frac{R_s + R_{sh}}{R_{sh}} \quad (2.34)$$

$$I_{0,n} = \frac{I_{sc,n}}{\exp \left( \frac{qV_{oc}}{N_s A_f K_{boltz} T_{PV}} \right) - 1} \quad (2.35)$$

ここで,  $T_{PV}$ は太陽光パネルのセル温度,  $T_{ref}$ は標準温度 (301.18 K),  $K_{boltz}$ はボルツマン定数 ( $1.3806 \times 10^{-23} \text{ JK}^{-1}$ ),  $I_{pv,n}$ は標準温度時の短絡電流,  $I_0$ は逆方向飽和電流,  $I_{0,n}$ は標準温度時の逆方向飽和電流,  $V_{oc}$ は開放電圧,  $R_s$ は等価直列接続抵抗,  $R_{sh}$ は等価平行接続抵抗,  $G$ は全天日射量 ( $\text{W/m}^2$ ),  $G_n$ は標準全天日射量 ( $1000 \text{ W/m}^2$ ),  $q$ は電気素量 ( $1.602 \times 10^{-19} \text{ C}$ ),  $A_f$ は理想係数,  $K_I$ は短絡電流の温度係数 ( $0.0017 \text{ A/K}$ ),  $E_g$ は半導体のバンドギャップエネルギー,  $N_s$ は直列方向のセル数である.

式(2.31)は Single-diode model と呼ばれる太陽光セルの理論的な等価回路の電流方程式である. 式(2.31)により出力電圧  $V$ における出力電流  $I$ を得る. 式(2.31)右辺の各項は, それぞれ太陽光パネル中の発電セルにおける光起電流, ダイオード電流, 短絡電流を表す. セル温度は Karami et al. (2012)によって提案された風速と大気温度補正が考慮された次式の経験式 (単位は K) を用いた.

$$T_{PV} = 3.12 + 0.025G + 0.899T_{amb} - 1.3w_s + 273 \quad (2.36)$$

ここで、 $G$  は全天日射量 ( $\text{W/m}^2$ ) ,  $T_{amb}$  は環境温度 ( $\text{degC}$ ) ,  $w_s$  は風速 ( $\text{m/s}$ ) である。これらの式を用いて、日射量及び電圧を入力として太陽光発電機で得られる電流を求めた。ここでは、式(2.31)の電流方程式は Newton-Raphson 法を用いて近似解を得た。また、発電出力については、最大電力追従制御 (MPPT) を想定し式(2.31)に2分法アルゴリズム (山登り法) を用いて出力 (電流×電圧) が最大となる最適電圧と最適電流から計算した。

## 2.2.2 多項式近似によるインバータ効率式

インバータの効率は Gergaud et al. (2002)で提案されているインバータ効率の多項式近似式を用いた。

$$\eta_{inv} = \frac{1}{1 + \frac{\alpha_{inv} S_{inv}}{E_{Load} S_{inv.ref}} + \beta_{inv} + \frac{\gamma_{inv} E_{Load} S_{inv.ref}}{S_{inv}}} \quad (2.37)$$

ここで、 $E_{load}$  は需要側の負荷出力、 $S_{inv}$  はインバータの公称出力、 $S_{inv.ref}$  は参照公称出力である。各係数は  $\alpha_{inv} = 43.09$  [SI],  $\beta_{inv} = 4.6 \times 10^{-3}$  [SI], and  $\gamma_{inv} = 3.34 \times 10^{-5}$  [SI] (Semaoui et al. 2013) である。Riffonneau et al. (2011)によれば、これら各係数は異なる出力のインバータに対しても有効である。

## 2.3 リチウムイオン電池の1次元電気化学反応モデル

LFP 電池の充放電解析のため、熱的劣化を考慮した1次元電気化学反応モデル (Prada et al. 2012; Prada et al. 2013) を用いた。リチウムイオン電池はコンデンサと同様に正極、負極、セパレータの3つの領域がそれぞれ薄膜に収められたサンドイッチ構造となっている (Fig. 2.10)。この薄膜間をリチウムイオンが行き来することで充電や放電が行われる。実際の電池はこのサンドイッチ構造の薄膜がロール状に巻かれ、円筒容器や矩形容器に収納される。Figure 2.10のように、正極と負極には電極としてリチウムイオンを吸着する固体物質が電解液中に保持されている。両極は電解液で満たされたセパレータ領域で分断され、外部からの電流によるエネルギーに応じて、リチウムイオンがこれらの領域を移動し、さらに電解液間から電極への挿入放出、及びその逆など可逆的な電気化学反応が起きる。

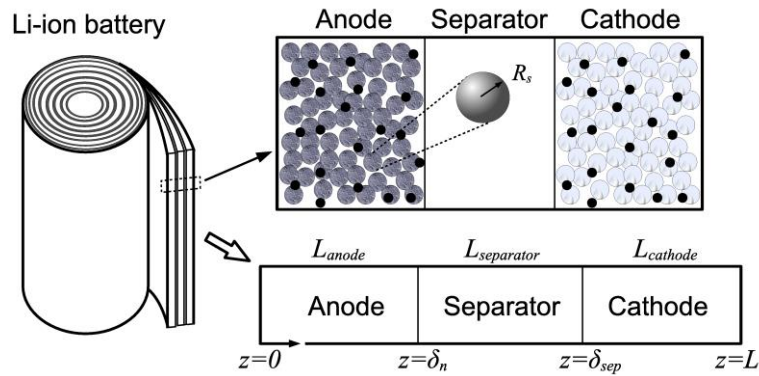


Fig. 2.10. Schematic diagram of the 1D electrochemical model.

1次元電気化学反応モデルでは正極，負極，セパレータ間の領域を横断する方向（ $z$ 方向）における電極（electrode）中の固体物質及び電解液（electrolyte）のリチウムイオン濃度分布，電位ポテンシャル分布，電気化学反応の反応速度を決定するファラデー電流密度分布を計算する．電極中の活性物質リチウムイオン濃度  $c$ ，および電位ポテンシャル  $\phi$  の変化はファラデー電流  $j_f$ によって支配される．ここでは，変数の添え字に固体（solid），電解液（electrolyte）の頭文字として  $s, e$ をそれぞれ用いる．

P2Dモデルでは電極を構成する固体物質を球形粒子の集まりとして表現し，各粒子の中心を原点とする球座標系（ $r$ 方向）を用いてリチウムイオンの拡散および粒子表面の固体－電解液間の放出・吸着フラックスを計算する．また，球形粒子は電極内に均一に並んでいるものとして，Fig. 2.10に示すように電極面の法線方向を  $z$ 軸と定義し，固体物質に対して  $z$ 方向のリチウムイオン濃度  $c_s$ の変化も考慮する．例えば，方程式の離散化として  $z$ 方向を  $nz$ だけ分割する場合， $nz$ 個の粒子についてそれぞれ粒子内部のリチウムイオン濃度分布を計算し， $z$ 方向の固体物質のリチウムイオン濃度を粒子表面の濃度で表現する．即ち，粒子の半径を  $R_s$ とすれば  $c_s|_{z=nz}$ は  $c_s|_{r=R_s}$ となる．電解液については  $z$ 方向のリチウムイオン濃度  $c_e$ をイオン拡散により表現する．このように，P2Dモデルのリチウムイオン濃度の計算は，固体物質についてはイオンの放出/吸着現象，電解液についてはイオンの拡散現象にそれぞれ基づいている．

1次元電気化学反応モデルでは， $z$ 方向の固体物質のリチウムイオン濃度とファラデー電流密度は領域内で一様として正極と負極で1つずつ固体物質のイオン挿入放出を計算する．つまり，1次元電気化学反応モデルでは電極内の  $z$ 方向の固体物質のリチウムイオン濃度は平均化して扱われる．電解液のリチウムイオン濃度の計算はP2Dモデルと同様である．このように，1次元電気化学反応モデルはP2Dモデルから考慮可能な変数として  $z$ 方向の  $c_s$ を領域内で平均化して扱うことで計算量を減らしている．1次元電気化学反応モデルは1次元と命名されているが， $z$ 方向以外にも陽極と負極それぞれ1つずつ粒子内部の  $r$ 方向のリチウムイオン濃度も計算する点に注意されたい．

ファラデー電流によって生じるリチウムイオンの挿入放出による濃度変化は次式で表される．

$$\frac{\partial c_s}{\partial t} = \frac{D_s}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 \frac{\partial c_s}{\partial r} \right) \quad (2.38)$$

境界条件

$$D_s \frac{\partial c_s}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0, \quad -D_s \frac{\partial c_s}{\partial r} \Big|_{r=R_s} = \frac{j_{f,m}}{a_s F}, \quad m = n, p \quad (2.39)$$

添え字  $n, p$  は負極, 正極をそれぞれ表す.  $D_s$  は固体の拡散係数,  $r$  は球座標系の原点からの距離,  $R_s$  は活性物質の半径,  $a_s$  は固体物質表面の有効面積,  $F$  はファラデー定数,  $j_{f,m}$  は電極に流れるファラデー電流である. 電解液中のリチウムイオン濃度変化は次式で表される.

$$\frac{\partial \varepsilon_e c_e}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left( D_e^{eff} \frac{\partial c_e}{\partial z} \right) + \frac{(1-t_+)}{F} j_f \quad (2.40)$$

境界条件

$$\frac{\partial c_e}{\partial z} \Big|_{z=0} = \frac{\partial c_e}{\partial z} \Big|_{z=L_w} = 0 \quad (2.41)$$

$\varepsilon_e$  は電解液の体積分率,  $D_e^{eff}$  は電解液の有効拡散係数,  $t_+$  はリチウムイオンの輸率,  $j_f$  は固体物質に流れるファラデー電流,  $L_w$  は正極, セパレータ, 負極の  $z$  方向の合計幅である. 電極に流れるファラデー電流はアノードとカソードの交換電流を表す Butler-Volmer 式を用いて次式で表される.

$$j_{f,m} = a_{s,m} i_{0,m} \left[ \exp \left( \frac{\alpha F}{RT_{int}} \eta_m^k \right) - \exp \left( -\frac{(1-\alpha)F}{RT_{int}} \eta_m^k \right) \right], \quad m = n, p \quad (2.42)$$

$R$  は気体定数 ( $= 8.314 \text{ Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$ ),  $T_{int}$  は内部温度,  $\eta^k$  は電極の過電圧,  $\alpha$  は交換係数 ( $= 0.5$ ) である. 電極に流れるファラデー電流 ( $j_{f,m}$ ) と固体物質に流れるファラデー電流 ( $j_f$ ) の関係は,  $z$  方向の分割数を  $nz$  とすれば  $j_{f,m} / nz = j_f$  となる. 電極の過電圧は次式となる.

$$\eta_m^k = \frac{RT}{\alpha F} \ln \left[ \frac{R_{s,m}}{6\varepsilon_{s,m} i_{0,m} A \delta_m} I + \sqrt{\left( \frac{R_{s,m}}{6\varepsilon_{s,m} i_{0,m} A \delta_m} I \right)^2 + 1} \right], \quad m = n, p \quad (2.43)$$

$\varepsilon_s$  は活性物質の体積分率,  $i_0$  は交換電流密度,  $I$  は電流密度,  $A$  は固体の幾何面積,  $\delta$  は各領域の  $z$  方向の長さである.

セル電圧  $V [= \phi_s(L_w) - \phi_s(0)]$  は次式で求められる.

$$V(t) = U_p(\theta_p^s) - U_n(\theta_n^s) + \frac{RT}{\alpha F} \ln \left( \frac{\xi + \sqrt{\xi^2 + 1}}{\xi - \sqrt{\xi^2 + 1}} \right) + (1 - t_+) \frac{2RT}{F} \ln \frac{c_e(L)}{c_e(0)} - \frac{I}{2A} \left( \frac{\delta_n}{\kappa_n^{eff}} + \frac{\delta_{sp}}{\kappa_{sep}^{eff}} + \frac{\delta_p}{\kappa_p^{eff}} \right) \quad (2.44)$$

$\kappa^{eff}$  は有効イオン伝導率である.  $\xi$  は反応速度論的反応により生じる過電圧であり,  $\xi = j_f / (2\alpha s i_0)$  の関係がある.  $U_p(\theta_m)$ ,  $U_n(\theta_m)$  は蓄電容量  $\theta_m$  の変化と電極の開放電圧  $U$  の関係を表し, 電極特性実験により近似計算式が提案されている (e.g. Srinivasan and Wang 2003; Safari and Delacourt 2011b; Gerger and Meyers 2011; Tourani et al. 2014). これらの研究では後述する開放電圧と温度の関係式も提案されている.

1次元電気化学反応モデルでは電位ポテンシャルは負極, セパレータ, 正極の各領域で次式のように求める.

負極,

$$\phi_e(z) = \phi_e(0) + (1 - t_+) \frac{2RT}{F} \ln \frac{c_e(z)}{c_e(0)} - \frac{I}{2A\delta_n\kappa_n^{eff}} z^2 \quad (2.45)$$

$$\phi_s(z) = \phi_s(0) - \frac{I}{A\sigma_n^{eff}} \left( z - \frac{z^2}{2\delta_n} \right) \quad (2.46)$$

セパレータ,

$$\phi_e(z) = \phi_e(0) + (1 - t_+) \frac{2RT}{F} \ln \frac{c_e(z)}{c_e(0)} - \frac{I}{A\kappa_{sep}^{eff}} (z - \delta_n) - \frac{I\delta_n}{2A\kappa_n^{eff}} \quad (2.47)$$

正極,

$$\phi_e(z) = \phi_e(0) + (1 - t_+) \frac{2RT}{F} \ln \frac{c_e(z)}{c_e(0)} - \frac{I}{2A\delta_p\kappa_p^{eff}} (L_w - z)^2 - \frac{I}{2A} \left( \frac{\delta_n}{\kappa_n^{eff}} + 2 \frac{\delta_{sep}}{\kappa_{sep}^{eff}} + \frac{\delta_p}{\kappa_p^{eff}} \right) \quad (2.48)$$



$$\phi_s(z) = \phi_s(L_w) - \frac{I}{A\sigma_n^{\text{eff}}\delta_p} \left[ (z - L_w)\delta_p + \frac{1}{2}(z - L_w)^2 \right] \quad (2.49)$$

1次元電気化学反応モデルでは電池セルを円筒形状と仮定し、反応速度に影響する内部発熱を1次元の熱伝導方程式によって求める。内部温度  $T_{\text{int}}$  は Forgez et al. (2010) で提案されている次式を用いる。

$$T_{\text{int}} = T_{\text{skin}} \left( 1 + \frac{h_{\text{conv}} A_{\text{cell}}}{\lambda_{\text{cell}} r_{\text{cell}}} \right) - T_{\text{amb}} \frac{h_{\text{conv}} A_{\text{cell}}}{\lambda_{\text{cell}} r_{\text{cell}}} \quad (2.50)$$

$\lambda_{\text{cell}}$  は熱伝導率、 $r_{\text{cell}}$  はセル半径、 $h_{\text{conv}}$  は Newton 対流の係数、 $A_{\text{cell}}$  はセル側部の表面積、 $T_{\text{skin}}$  は電池の内部温度、 $T_{\text{amb}}$  は電池外部の温度である。電池表面の温度  $T_{\text{skin}}$  は電池の発熱による熱フラックス  $\phi_{\text{gen}}$  と電池外部からの熱フラックス  $\phi_{\text{tra}}$  によって次式で表される。

$$\frac{dT_{\text{skin}}}{dt} = \frac{1}{M_b C_p} (\phi_{\text{gen}} - \phi_{\text{tra}}) \quad (2.51)$$

$M_b$  は蓄電池の質量 (kg)、 $C_p$  は熱容量 ( $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ ) である。電池の発熱による熱フラックス  $\phi_{\text{gen}}$  と外気からの熱フラックス  $\phi_{\text{tra}}$  はそれぞれ次式で表される。

$$\phi_{\text{gen}} = - \left[ (V - U_p + U_n) I + T_{\text{int}} \left( \frac{dU_p}{dT} - \frac{dU_n}{dT} \right) I \right] \quad (2.52)$$

$$\phi_{\text{tra}} = h_{\text{conv}} A_{\text{cell}} (T_{\text{skin}} - T_{\text{amb}}) \quad (2.53)$$

$V$  はセル電圧、 $U_p$ 、 $U_n$  は上述の電極特性を示す開放電圧である。温度変化による開放電圧の変化量  $dU/dT$  は前述のように既往研究で各種電極ごとに計算式が示されている (e.g. Srinivasan and Wang 2003; Safari and Delacourt 2011b; Gerber and Meyers 2011; Tourani et al. 2014)。

蓄電池の容量劣化は一般に熱的な影響や充放電時の結晶構造の不可逆的な変化、電荷の挿入放出を阻害する被膜成長といったメカニズムで説明され、巨視的には内部抵抗の増加として表現される。1次元電気化学反応モデルでは、陰極における炭素電極と電解液間 (SEI: solid-electrolyte interface) の被膜成長及び被膜により阻害されるイオン交換量によ

り容量劣化を考慮し、実験結果との比較からその妥当性が示されている (Prada et al. 2013) . このような陰極 (カソード) の被膜形成の副反応として生じる電流密度  $i_s$  は Tafel の反応速度論より次式で表される.

$$i_s = -2Fk'_f c_{s,n,\max}^2 c_{solv}^* (\theta_n^s)^2 \exp \left[ -\frac{E_{a,k}}{R} \left( \frac{1}{T_{\text{int}}} - \frac{1}{T_{\text{ref}}} \right) \right] \exp \left( \frac{\beta F}{RT} \frac{\delta_{SEI}}{\kappa_{SEI}} \frac{I}{S_n} \right) \exp \left[ -\frac{\beta F}{RT} (\phi_{s,n} - U_s) \right] \quad (2.54)$$

ここで、 $k'_f$  は溶媒の減少反応係数、 $c_{s,\max}$  は固体の最大イオン濃度、 $c_{solv}^*$  は SEI 膜と固体物質の境界における溶媒濃度、 $E_{a,k}$  は副反応の活性エネルギー、 $T_{\text{ref}}$  は標準温度、 $\beta$  は副反応における電荷移動係数、 $\delta_{SEI}$  は SEI 膜厚、 $\kappa_{SEI}$  は SEI 膜のイオン伝導率、 $S_n$  は陰極電極活性面の表面積、 $U_s$  は平衡電圧である. SEI 膜の成長率は副反応の電流密度により次式で表される.

$$\frac{d\delta_{SEI}}{dt} = -\frac{i_s M_{SEI}}{2F\rho_{SEI}} \quad (2.55)$$

ここで、 $M_{SEI}$  は SEI 膜のモル質量、 $\rho_{SEI}$  は SEI 膜の密度である. SEI 膜内部の溶媒濃度  $c_{solv}$  は薄膜であると近似すれば、次式で表される.

$$\frac{\partial c_{solv}}{\partial t} = D_{solv} \frac{\partial^2 c_{solv}}{\partial r^2} - \frac{d\delta_{SEI}}{dt} \frac{\partial c_{solv}}{\partial r} \quad (2.56)$$

境界条件

$$-D_{solv} \frac{\partial c_{solv}}{\partial r} \Big|_{r=R_{s,n}} + \frac{d\delta_{SEI}}{dt} c_{solv}^* = \frac{i_s}{F}, \quad c_{solv} \Big|_{r=R_{s,n}+\delta_{SEI}} = \varepsilon_{SEI} c_{solv}^b \quad (2.57)$$

$D_{solv}$  は溶媒の拡散係数、 $c_{solv}^b$  は溶媒濃度、 $\varepsilon_{SEI}$  は SEI 膜の空隙率である. 溶媒の拡散係数は基準とする溶媒拡散係数  $D_{solv}^0$  に熱的作用を考慮した次式で決定する.

$$D_{solv} = D_{solv}^0 \exp \left[ -\frac{E_{a,D_{solv}}}{R} \left( \frac{1}{T_{\text{int}}} - \frac{1}{T_{\text{ref}}} \right) \right] \quad (2.58)$$

ここで、 $E_{a,D_{solv}}$  は溶媒拡散の活性エネルギーである. SEI 膜の厚さは陰極側の電解液の有効イオン伝導率と有効拡散率として次のように反映される.

$$\kappa_n^{eff} = \kappa(c_e) \left[ 1 - \varepsilon_f - \varepsilon_s \left( 1 + \frac{3\delta_{SEI}(t)}{R_s} \right) \right]^{1.5} \quad (2.59)$$

$$D_n^{eff} = D_e \left[ 1 - \varepsilon_f - \varepsilon_s \left( 1 + \frac{3\delta_{SEI}(t)}{R_s} \right) \right]^{1.5} \quad (2.60)$$

電解液のイオン伝導率（単位は S/cm）は Doyle and Newman (1996)の実験式として  $\kappa(c_e) = 4.1253 \times 10^{-4} + 5.007 \times 10^{-3} c_e - 4.7212 \times 10^{-3} c_e^2 + 1.5094 \times 10^{-3} c_e^3 - 1.6018 \times 10^{-4} c_e^4$  を用いた。  $D_e$  は電解液のイオン拡散係数，  $\varepsilon_f$  はセパレータの体積分率，  $\varepsilon_s$  は固体物質の体積分率である。電池の内部容量劣化は電流密度  $i_s$  を用いて以下のように求める。

$$\frac{dQ_s}{dt} = S_n i_s = \frac{3\varepsilon_{s,n} \delta_n A}{R_{s,n}} i_s \quad (2.61)$$

$$SOH = 1 - \frac{Q_s}{Q_{s,init}} \quad (2.62)$$

ここで，  $Q_s$  は被膜で消費される電流密度によって損失する蓄電容量，  $Q_{s,init}$  は初期蓄電容量，  $SOH$  は電池の容量劣化を表す指標（SOH: state of health）である。

以上より，リチウムイオン電池の充電量（SOC: state of charge）は次式のように計算される。

$$SOC = \frac{\theta_n - \theta_{n,0\%}}{\theta_{n,100\%} - \theta_{n,0\%}} \quad (2.63)$$

ただし，蓄電容量  $\theta$  は陰極の固体のリチウムイオン濃度より以下のように求める。

$$\theta_n = \frac{c_s}{c_{s,n,max}} \quad (2.64)$$

## 2.4 VRLA 電池の等価回路モデル

汎用ディープサイクル鉛蓄電池の充放電解析として等価回路モデルと経験式を組み合わせた簡易解析モデルである CIEMAT モデル (Copetti et al. 1993) を用いた。CIEMAT モデルは鉛蓄電池内部の電気化学反応は直接的に考慮されない。ただし、発電システムに組み込まれた鉛蓄電池の充放電状態の検証実験によりその有効性が示されている (e.g. Gergaud et al. 2003; Achaibou et al. 2008)。CIEMAT モデルはイオン濃度や内部反応を考慮しない代わりに、1次元電気化学反応モデルよりも容易かつ大幅に高速な充放電解析が可能となることから、太陽光発電システムに用いる鉛蓄電池の充放電解析として適用例が多い (Semaoui et al. 2013; Gergaud et al. 2003; Achaibou et al. 2008)。

CIEMAT モデルでは、充電時と放電時を分けてそれぞれ別の式で評価する。充電時の SOC、端子電圧は以下の式で表される。

$$SOC_{t+1} = SOC_t - \frac{\eta_{Coul} I_{bat} \Delta t}{C_{Sto}} \quad (2.65)$$

$$\eta_{Coul} = 1 - \exp \left[ \frac{20.73}{I_{bat} / I_{nom} + 0.55} (SOC_t - 1) \right] \quad (2.66)$$

$$V_{bat} = N_{es} (2 + 0.16 SOC_t) + N_{es} \frac{I_{bat}}{C_{nom}} (1 - 0.025 \Delta T) \left\{ 0.036 + \left[ \frac{6}{1 + (I_{bat})^{0.86}} \right] + \frac{0.48}{(1 - SOC_t)^{1.2}} \right\} \quad (2.67)$$

ここで、 $t$  は時間、 $\eta_{Coul}$  は充電効率、 $I_{bat}$  は蓄電池を流れる電流、 $V_{bat}$  は蓄電池の出力電圧、 $C_{Sto}$  は瞬時容量、 $C_{nom}$  は蓄電池の公称容量、 $I_{nom}$  は公称電流 ( $= C_{nom} / 10$ )、 $N_{es}$  は蓄電池のセル数、 $\Delta T [^{\circ}C]$  は環境温度 ( $T_a$ ) と基準温度 ( $25^{\circ}C$ ) の差 ( $= T_a - 25$ ) である。

放電時の SOC、端子電圧は以下の式で表される。

$$SOC_{t+1} = SOC_t - \frac{I_{bat} \Delta t}{C_{Sto}} \quad (2.68)$$

$$C_{Sto} = C_{nom} \left[ \frac{1.67}{1 + 0.67 (I_{bat} / I_{nom})^{0.9}} \right] (1 + 0.005 \Delta T) \quad (2.69)$$

$$V_{bat} = N_{es} [2.085 - 0.12 (1 - SOC_t)] - N_{es} \frac{I_{bat}}{C_{nom}} (1 - 0.007 \Delta T) \left\{ 0.02 + \left[ \frac{4}{1 + (I_{bat})^{1.3}} \right] + \frac{0.27}{(SOC_t)^{1.5}} \right\}$$

(2.70)

鉛蓄電池の容量劣化は硫酸化（sulfation）により非伝導性の被膜が形成され、この被膜により内部抵抗が増加することで生じるとされる。鉛蓄電池の容量劣化は Riffonneau et al. (2011)により提案されている次式の経験式を用いた。

$$SOH_t = \frac{C_{nom}}{C_{nom0}} \quad (2.71)$$

$$C_{nom_t} = C_{nom_{t-1}} - C_{nom0} \delta_{pb} (SOC_{t-1} - SOC_t) \quad (2.72)$$

ここで、 $\delta_{pb}$  は鉛蓄電池の容量劣化速度を制御する係数であり実験的に求められる。式(2.72)による蓄電池容量の減少計算は放電時のみ実行する。

## 第3章

### 解析モデルの検証と挙動特性の把握

本章では、らせん水車式水力発電システム及び LFP/VRLA 電池を備えた太陽光発電システムを各構成要素モデルで切分け、個別に検証を行った。らせん水車式水力発電システムについては、水車に発電機負荷を接続しない無負荷時と、発電機を接続する負荷時について検証を行った。ここでは、十分に時間経過し水車回転数の時間変動パターンがほぼ一定となった動的平衡状態を準定常状態と呼ぶ。無負荷、負荷時ともに準定常状態の水車回転数について実験結果と数値計算結果を比較した。また、流入から準定常状態に至る水車回転数については MPS 法とタンクモデル間で比較を行った。負荷時については準定常時の発電出力と水車回転数の関係についても実験結果と計算結果を比較した。LFP/VRLA 電池を備えた太陽光発電システムについては、太陽光パネル、LFP 電池、VRLA 電池について個別に実測データと計算結果を比較し精度検証を行った。

#### 3.1 MPS モデルの基礎的検証

ここでは、改良手法を組み合わせた MPS 法を用いるため、緩和係数の決定を行った。適切な緩和係数値を決定するため、静的現象における圧力と動的現象における圧力についてそれぞれ検証を行い、圧力の「値の確かさ」と「圧力の時間的振動の緩和」の2つの観点から値を決定した。まず、Fig. 3.1 のような矩形水槽を想定し、静水圧値の確認と水柱崩壊の数値実験を行った。水柱崩壊とは、水槽の片側を堰き止めて貯水し水柱を作成、その後、堰を外すことで水柱が崩壊し水槽内で激しく運動する様子を指す。水柱崩壊は自由表面を含む流体計算の検証問題としてよく用いられる。ここでは仮想水槽の底面 A 点 (Fig. 3.1 参照) を測定点として、A 点の圧力を緩和係数ごとに比較した。

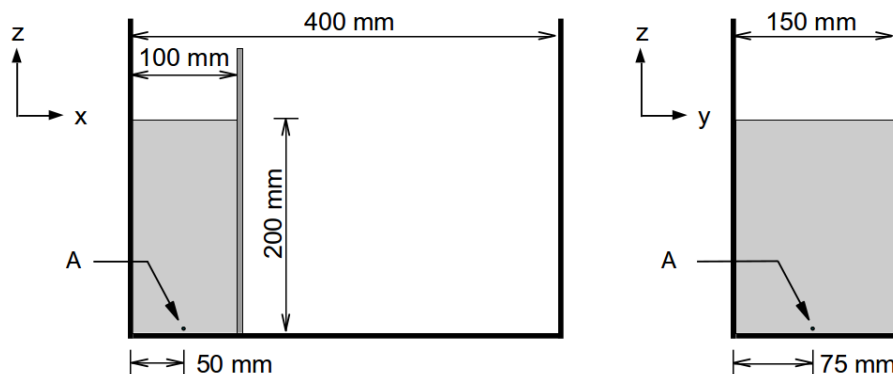


Fig. 3.1. A schematic diagram of the calculation domain for the 3D numerical experiment.

理論的な静水圧を  $P_{analytic}$  ( $= \rho_0gh$ ) , MPS 法で求めた測定点 A の圧力の時間平均値を  $\bar{P}_A$  とする. これらを用いて, 静水圧と理論値の標準誤差 ( $RER$ ) と基準標準偏差  $\sigma$  と各緩和係数の値における標準偏差 ( $\sigma_i$ ) の比 ( $RSDR$ ) で評価した.  $RER$  と  $RSDR$  はそれぞれ式(3.1), 式(3.2)を用いて, 圧力値の確かさと時間的なばらつき度合いを評価した.

$$RER = \frac{\bar{P}_A - P_{analytic}}{P_{analytic}} \quad (3.1)$$

$$RSDR = \frac{\sigma_i}{\sigma} \quad \left[ \text{ただし, } \sigma = \frac{1}{N-1} \sum_{t=0}^{t=\max} (P^t - P_{analytic})^2 \right] \quad (3.2)$$

緩和係数  $\gamma$  は 0.001~0.7 の範囲とし, 緩和係数ごとに求めた標準偏差の最大値を基準標準偏差とした.

緩和係数  $\gamma$  に対する  $RER$ ,  $RSDR$  の結果を Fig. 3.2 に示す.  $RER$  の分布から, 緩和係数  $\gamma > 0.1$  で静水圧が精度良く計算されていることが分かる.  $RSDR$  の計算では相対標準偏差の基準を  $\gamma = 0.001$  とした. また, 圧力振動の指標である  $RSDR$  の結果と併せれば, 緩和係数  $\gamma = 0.10$  または  $\gamma = 0.35$  程度の値で圧力を精度良く且つ時間的な圧力振動も緩和して評価できることが示された. Figure 3.3 に  $RSDR$  の圧力の時間的変動を緩和係数  $\gamma = 0.01$ ,  $\gamma = 0.1$ ,  $\gamma = 0.35$  で比較した結果を示す. Figure 3.3 より  $\gamma = 0.01$  では圧力振動が低減されているものの, 静水圧の値が理論値よりも過小に評価されていることが分かる. これは, 式(2.15)の圧力の Poisson 方程式で粒子数密度一定条件の項を小さくしたことによる体積減少が原因であると考えられる. 圧力の時間的変動と理論値との誤差に関しては,  $\gamma = 0.35$  が最も小さいが,  $\gamma = 0.10$  でも相対誤差は 2%以内であることが分かる.

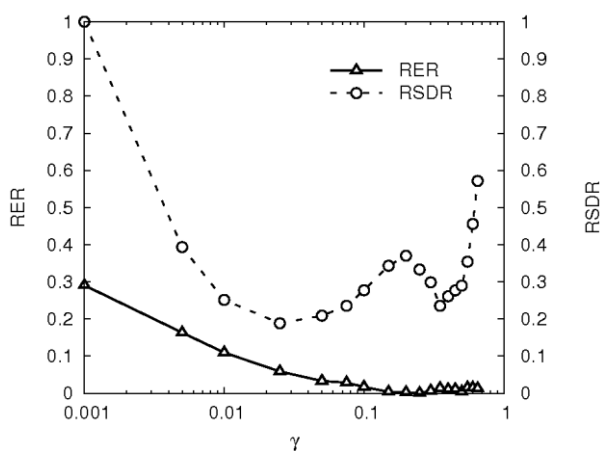


Fig. 3.2. The calculated results for  $\gamma$  at measuring point A.

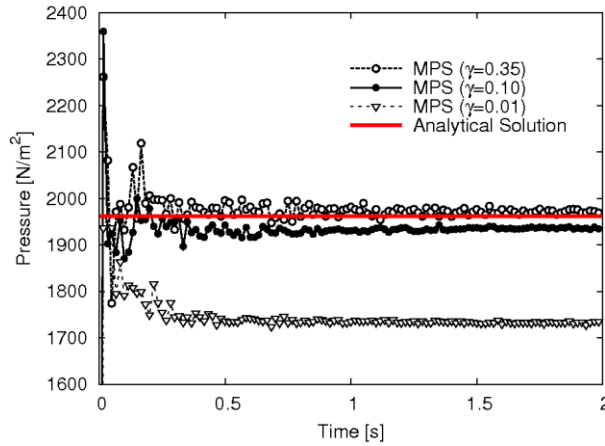


Fig. 3.3. The time history of analytical and calculated pressures at the measuring point A (see Fig. 3.1) with  $\gamma = 0.35$ , 0.10 and 0.01.

次に、静水圧問題で得られた、 $\gamma = 0.10$  と  $\gamma = 0.35$  について、水柱崩壊で水が運動する動的現象について測定点 A の圧力の時間変化を比較した (Fig. 3.4) . Figure 3.4 より、水柱崩壊が開始した直後の  $t = 0.5$  s 以内及び水槽内で反射した波が減衰しながら反復運動する状態である  $t = 1.5$  s の圧力値を比較すると、 $\gamma = 0.35$  に比べて  $\gamma = 0.10$  は圧力振動が小さく計算されている. 以上より緩和係数  $\gamma = 0.10$  とすることで静的・動的な圧力解をともに精度良く、且つ圧力振動を緩和できることを確認した. 従って、以後の MPS 法の計算では  $\gamma = 0.10$  を用いることとする.

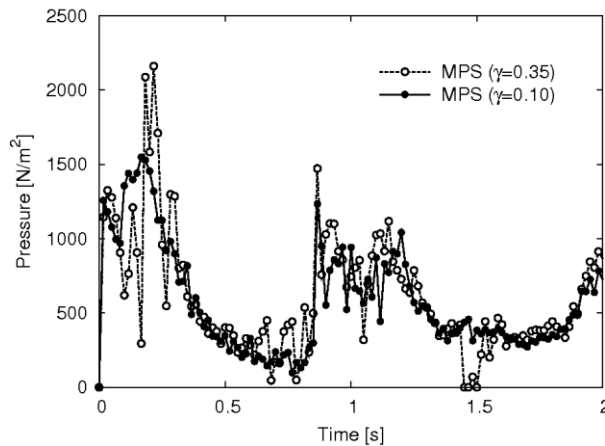


Fig. 3.4. The time history of the calculated pressure at the measuring point A (see Fig. 3.1) for the dam-breaking simulation ( $\gamma = 0.10$  vs.  $\gamma = 0.35$ ).

次に、自由表面流れと構造の連成計算の検証として、Fig. 3.5 のような水柱崩壊と回転板の連成問題を導入した. ここでは、Fig 3.5 の水槽及び水槽中で平板が回転できる装置を製作し、流体運動と回転板の運動が相互に作用する様子をハイスピードカメラで撮影し



回転板の回転角速度と流れの形状を得た。本節では、回転板運動が高速であったため、回転数ではなく回転角速度表記を用いる。連成の様子について MPS 法とハイスピードカメラの撮影画像を比較した結果を Fig. 3.6 に示す。このとき、MPS 法では粒子直径を回転板の厚さと同じ 5 mm とした。Figure 3.6 より、本手法で用いた MPS 法により水柱崩壊と回転板の運動を良く再現されてことが分かる。また、MPS 法では、粒子直径の影響を確認するため粒子径 5 mm, 2.5 mm と実験により得られた回転板の回転角速度の時間変化を比較した (Fig. 3.7)。Figure 3.7 の回転角速度は 1/60 秒間の回転板の変位角差分から得られた時間平均回転角速度である。MPS 法と実験結果の比較として、0.0~5.0 sec まで 0.0167 sec 間隔 (サンプリング数 300 点) の回転角速度について、実験結果に対する MPS 法で得られた回転角速度の標本標準偏差と決定係数を評価した。結果を Table 3.1 に示す。決定係数は標本標準偏差の 2 乗により定義した。粒子径 5 mm, 2.5 mm とともに決定係数は 0.64 程度と統計的な観点から回転板の運動が概ね再現されたといえる。

回転板と自由表面流れの連成問題により流体-構造連成問題に対する本論文で導入した MPS 法の妥当性が示された。ただし、水柱崩壊直後の衝突によるピークやその後の反転時の回転角速度及び水柱崩壊運動が減衰していく過程では回転角速度に多少誤差が生じている点に注意する必要がある。これは、本手法では衝突による流体荷重が過大に計算されることを意味する。従って、ペルトン水車のような衝動水車に本手法を適用する場合にはより詳細な検討が必要となると考えられる。一方、慣性モーメントが大きく水車内部流れの水圧や流速が比較的小さい重力式水車であれば、流入時の衝撃力は駆動トルクの時間積分値に対して影響が小さくなることから、衝撃力の誤差を無視できると考えられる。また、ここで扱った検証問題のような閉鎖系の流体-構造連成運動では誤差の蓄積の影響を受けやすく、より厳密に運動を再現するためにはエネルギー保存についても検討する必要がある。これらのような衝撃力や保存力についても高精度に解析する必要がある場合には、例えば Khayyer and Gotoh (2011) や Suzuki et al. (2007) の改良手法の導入を検討すべきであるが、本論文の解析対象であるらせん水車は、重力式水車としての性質が強く、その解析では本節で説明した手法により十分な精度が得られると期待できる。

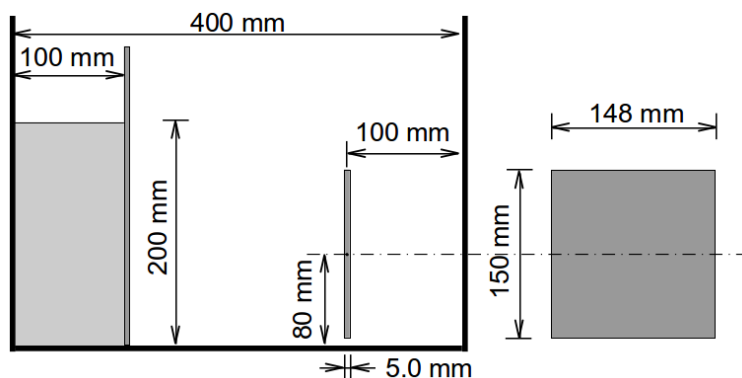


Fig. 3.5. A schematic diagram of the calculation domain for the validation of fluid-structure interaction.

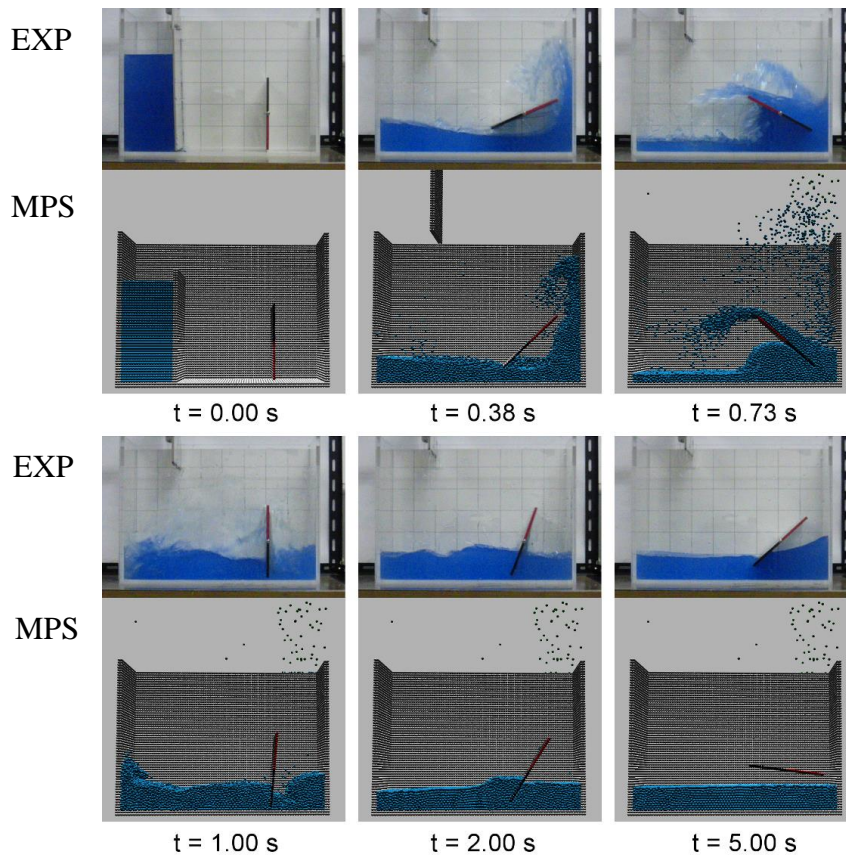


Fig. 3.6. Comparison results of the motion of the flat plate which was rotated by dam-breaking water flow between snapshots by the MPS calculation and experiment. In the MPS calculation, particles escaping the tank were fixed in place.

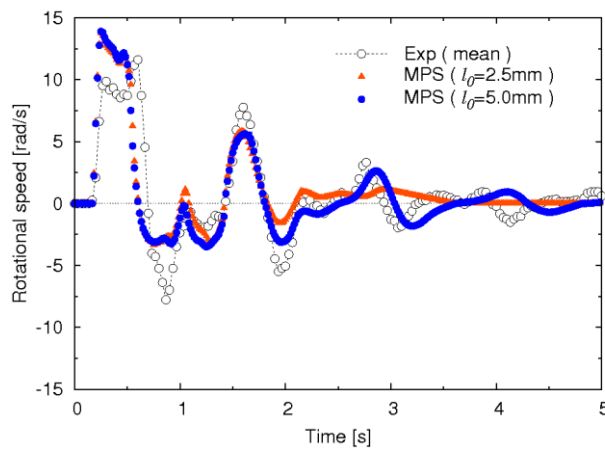


Fig. 3.7. The time history of the experimental and calculated rotational speeds of the flat plate.

Table 3.1. The effect of the particle size in the MPS method based on the dam-breaking with the flat-plate rotating experiment.

Particle size (m)	RMSE (rad/s)	$R^2$
$5.0 \times 10^{-3}$	2.20	0.67
$2.5 \times 10^{-3}$	2.24	0.63

### 3.2 らせん水車式水力発電システムの回転数－出力特性

#### 3.2.1 実験装置概要

らせん水車式水力発電システムの実験装置 (Fig. 3.8 : 岐阜工業高等専門学校) を用いて, MPS 法と本論文で提案するタンクモデルの検証を行った. 実験装置は, 水車の上流に貯水タンクがあり, タンクのオーバーフローにより流入させる. 流量は貯水タンクの注水バルブの開度により 0~40 L/s 程度の範囲で調整可能である. また, らせん水車が設置されている傾斜開水路の水路勾配は 5 deg から 50 deg 程度まで 5 deg 刻みで設定することができる. ここでは, 水車と発電機と切り離し, 水車が軸受けの摩擦のみ受ける条件での水車回転数を無負荷回転数として, 発電機負荷を受ける条件の水車回転数を負荷回転数としてそれぞれ測定を行った. 準定常時の水車回転数及び発電出力について, MPS 法及びタンクモデルによる計算結果と測定結果を比較した. モデルで入力するパラメータは実験装置から得られた Table 3.2 の値を用いた. らせん水車は 4 枚羽根, 直径 370 mm, 長さ 1000 mm の外形であり, 出力規模は数十から百 W 程度である.



Fig. 3.8. The experimental equipment of the Archimedes screw hydropower system in the variable inclined open channel.

Table 3.2 Characteristics of the reference Archimedes screw hydropower system.

Parameter	Value
Number of blades, $N_b$ (-)	4
Blade length, $L$ (m)	1.0
Blade lead, $L_p$ (m)	0.40
Blade thickness $l_{th}$ (m)	$1 \times 10^{-3}$
Diameter of turbine axis, $D_{in}$ (m)	0.165
Diameter of blade, $D_{out}$ (m)	0.370
Turbine inertia, $J_t$ (kgm <sup>2</sup> )	0.495
Coefficient of friction $\mu$ (-)	0.156
Clearance distance, $b$ (m)	0.012
Channel width, $C_w$ (m)	0.397
Gear ratio, $\kappa$ (-)	4.2

### 3.2.2 水路勾配/流量変化に対する無負荷回転数応答

実験装置で用いるらせん水車羽根の板厚は 1.0 mm である。従って、計算領域として羽根区間長 1000 mm、直径 370 mm の水車を含む領域で MPS 法を適用する場合、粒子直径を 1.0 mm とすると膨大な計算資源が必要となる。そこで、計算量を減少させるため粒子サイズ 6~10 mm についてらせん水車の無負荷回転運動への影響を調査した。MPS 法によるらせん水車の無負荷回転数を Fig. 3.10 に示す。Figure 3.10 より粒子直径間で差が見られたピーク回転数領域において回転数の差は 7 % 程度、準定常状態で 4 % 程度であった。従って、6~10 mm の粒子直径変化がらせん水車の無負荷回転数へ与える影響は小さいといえる。そこで、ここではノート PC (CPU : Core i5, メモリ : 8G) 程度でも計算が実行可能となるように粒子直径を 8 mm として検証を行った。

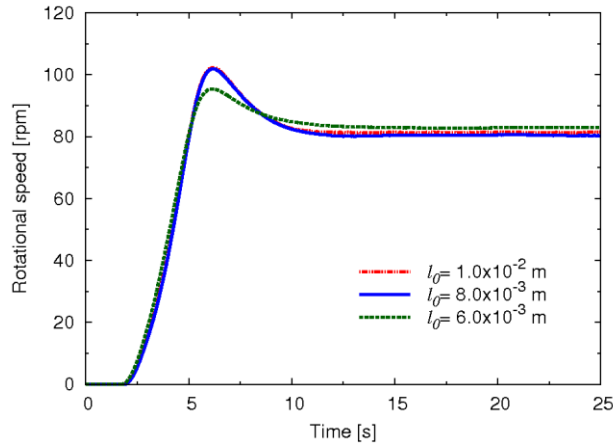


Fig. 3.10. Calculated results of rotational speed of turbine with 3 different particle sizes.

らせん水車の無負荷回転数について、タンクモデルと MPS 法で得られた結果を実験結果と比較した (Fig. 3.11) .

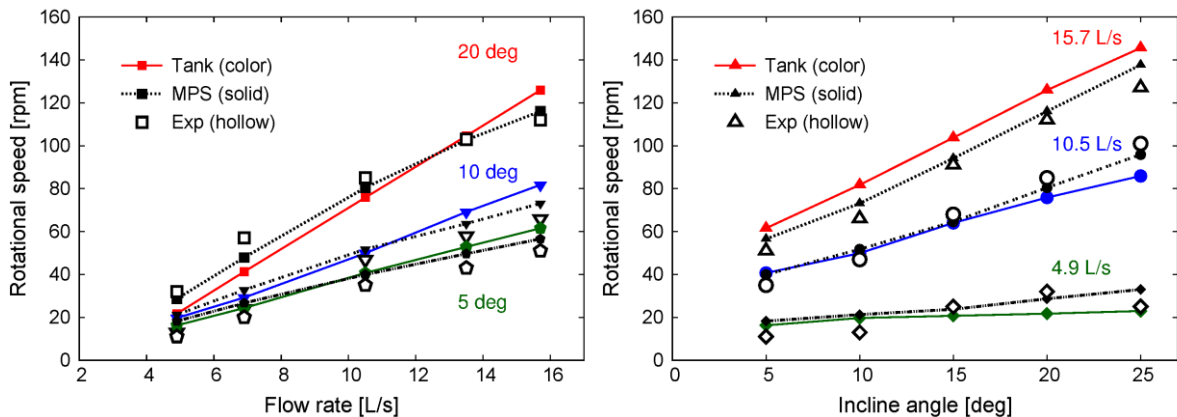


Fig. 3.11. Comparison results of the rotational speed of the turbine without the external load between the proposed tank model, the MPS model and experiment (left: variable of flow rates, right: incline angles).

ここでは、流量と水路勾配を変化させた条件で準定常時の回転数を測定した。粒子直径 8 mm として MPS 法で計算を行った結果は実験結果に対して決定係数  $R^2 = 0.98$ 、2 乗平均平方誤差  $RMSE = 6.0$  rpm と実験結果と良く一致した。また、タンクモデルの場合、 $R^2 = 0.93$ 、 $RMSE = 9.9$  rpm が得られ、MPS 法と同程度の精度が得られた。Figure. 3.11 より、らせん水車は流量および水路勾配に対する回転数に正の相関があることが理解される。この関係について考察すれば、まず準定常時の無負荷回転数は式(2.1)において  $T_g = 0$ 、つまり、
$$\omega = \frac{1}{J_t} \int_{t=0}^{t=t_{\infty}} (T_t - T_{fric}) dt$$
 の右辺の駆動トルクと摩擦トルクの和の時間積算値に対応する。ここで、タンクモデルを用いればらせん水車の駆動トルクは式(2.25)のように表され、タン

ク間水位と水路勾配が駆動トルクに影響することとなる。このとき、タンク内水位は、式(2.21)–(2.24)のようにタンク内への流入、オーバーフローとクリアランス流出によるタンク内流量の変化とらせん水車形状により規定される。従って、らせん水車における回転数と流量、水路勾配は相互作用を含む複雑な関係となるが、計算および実験結果により準定常回転数については流量および水路勾配に対して線形的な応答を示すことが明らかとなった。

準定常に至る過程の水車回転数と駆動トルクの関係は MPS 法で得られた結果を例として、Fig. 3.12 に示すように慣性モーメントによる位相差とともに駆動トルク変化と回転数変化が対応し、時間が経過とともに駆動トルクと摩擦トルクが動的釣合い状態に達すると水車回転数はほぼ一定となる。このように、らせん水車の回転数や出力を正確に予測するためには、駆動トルクの時間変化を精度良く評価する必要がある。ここで、駆動トルクと流れの状態の関係は MPS 法で可視化した結果を例として Fig. 3.13 のような対応関係にある。回転数変化と可視化結果を対応させて、らせん水車の回転運動について考察する。まず、回転開始時に流入によって上流側のタンクで水位が上昇する。この時、流路と水車に設けた間隙部（クリアランス）からの流出により、タンク間に水位差が生じ、それが駆動トルクを発生させると考えられる ( $t = 3.0$  s)。同時に、回転数上昇とともにらせん水車の回転によってタンクが下流側へシフトし水が輸送される。また、回転数上昇とともに水面に傾きが生じていることが確認できる ( $t = 4.5$  s)。ただし、回転数がさらに増加し、準定常状態に達する過程での流れの様子を観ると、水面勾配はタンクごとに異なっている ( $t = 6.0$  s,  $15.0$  s)。これらの結果から、タンクモデルによってタンク内水位と回転運動の相互作用の関係を理解する事ができる。タンクモデルでは水面勾配をタンクの軸方向加速度と対応付けて表現しているため、すべてのタンクで水面勾配角は一定となる。従って、上流側のタンク内部で生じる流体とらせん水車の速度差によるスロッシング（液面振動）現象は考慮されない。このような差が MPS 法とタンクモデルの間で回転数変化の差として現れたと考えられる。

無負荷時の水車回転数の時間変化について流量 13.5 L/s、勾配 15 deg の条件でタンクモデルと MPS 法の結果を比較した (Fig. 3.14)。準定常状態の無負荷回転数はタンクモデルと MPS 法で差が見られなかった。ただし、回転数ピークである  $t = 6.0$  s 付近でタンクモデルは MPS 法よりも回転数を過大に評価した。これは、タンクモデルでは MPS 法と比較して回転加速時に駆動トルクが過大に、回転減速時に駆動トルクが過小に計算されたことを意味する。この時、タンクモデルにおいて慣性力による水面勾配を考慮しない場合には水車回転数はさらに過大となった。Figure 3.14 より回転開始時及び回転数のピーク付近の内部流れの様子をタンクモデル（慣性力考慮）と MPS 法で比較すると、回転開始時及び回転数ピーク付近の水位分布について、タンクモデルは MPS 法と良好な対応を示した。ただし、回転数ピーク付近の内部流れの様子については、MPS 法では水面勾配がタンクごとに異なっていることに対して、タンクモデルでは水面勾配角は水車内部で一様となる。前述の通り、両手法のタンク内の水面勾配の考慮の仕方の差異が現れている。このように、3次元流体–構造連成解析手法である MPS 法とタンクモデルの比較から、高速化と高精度化におけるトレードオフ関係とモデル開発手法の重要性が理解される。以上のように、らせん水車の無負荷回転数に関しては、タンクモデルはピーク回転数を MPS 法よりも過大に評価するものの、準定常回転数は実験結果を良く再現し、MPS 法と同等の精度が得られることが示された。

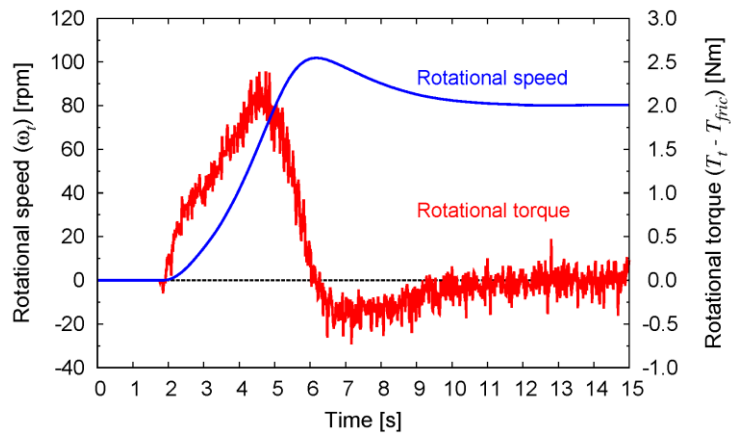


Fig. 3.12. The relationship between the rotational speed and torque variation without an external load (20 deg,  $Q = 10.5$  L/s).

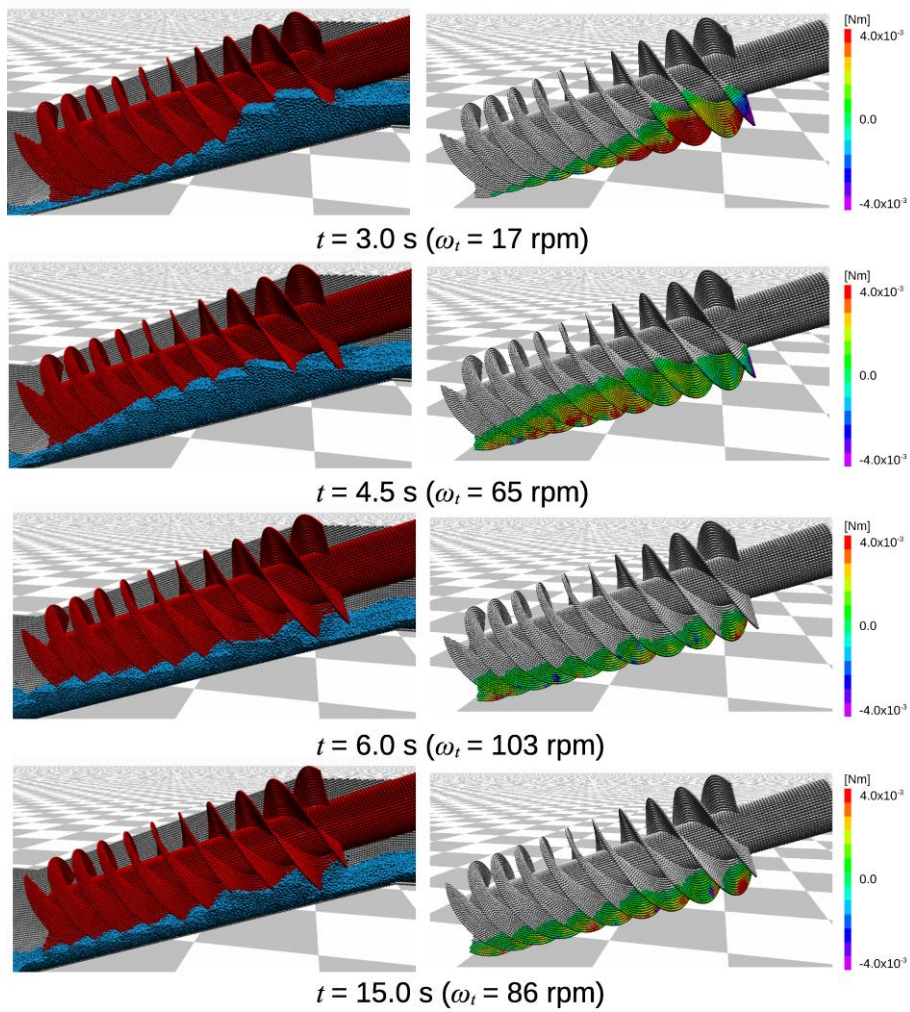


Fig. 3.13. A flow profile at the Fig. 3.12. (Left column: fluid image, right column: the contour of the rotational torque)

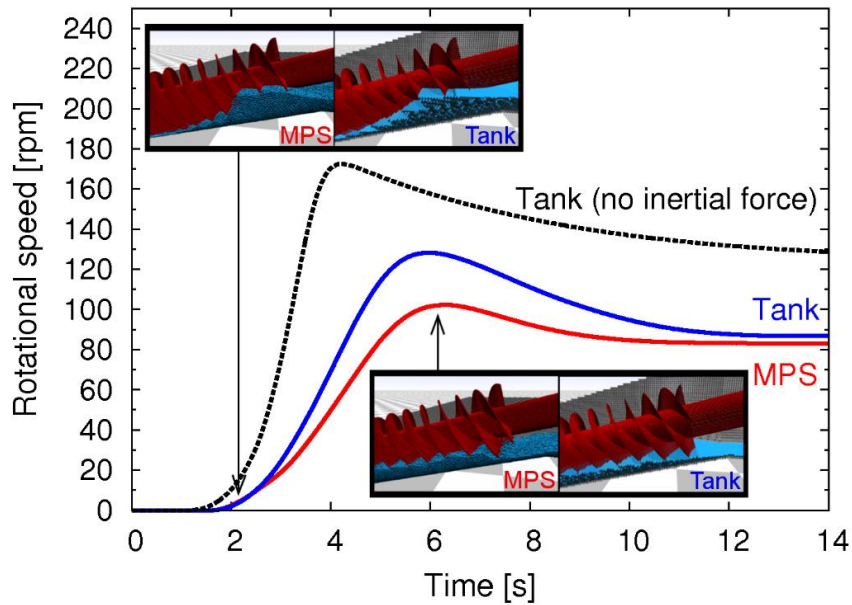


Fig. 3.14. The rotational speed variation with flow, and turbine profiles for the tank model vs. the MPS model without an external load (15 deg,  $Q = 13.5$  L/s).

### 3.2.3 流量/負荷抵抗変化に対する回転数－出力応答

次に、発電機負荷を受ける場合のらせん水車の運動について、タンクモデル及び MPS 法による計算結果と実験結果を比較しモデル検証を行った。

まず発電機モデル単体の精度を確認する。発電機モデルの内部定数である磁束  $\Phi_{DC}$ 、直流インダクタンス  $L_{DC}$ 、内部抵抗  $R_{DC}$  は、発電機メーカーが提供している測定データとのフィッティングにより定めた。測定データは、ある発電機回転数に対する発電機トルク値および発電出力値である。得られた値を Table 3.3 に示す。このときの発電機トルクと発電出力の特性を Fig. 3.15 に示す。測定では永久磁石式同期発電機を定速回転させ、負荷抵抗ごとの発電機トルクと発電出力が測定されている。Figure 3.15 の左図は発電機を  $\omega_g$  で回転させるために必要な回転エネルギー  $P_{in} = \omega_g T_{em}$  を、右図はその条件において発電機から得られる電力エネルギー  $P_{out} = R_{load} U_{DC}^2$  を、それぞれ入力と出力の視点から実験結果と計算結果を比較したものである。Figure 3.15 より発電機モデルでは高回転域の発電出力では実験結果に対して発電出力誤差が増加する傾向がみられた。一方、発電機トルクに関しては高回転域で誤差が増加する傾向はみられていない。これは式(2.26)の  $T_{em}$  に対して式(2.28)で得られる  $U_{DC}$  の方が発電機回転数に対する誤差の感度が高いことを意味する。また、結果より式(2.26)は  $U_{DC}$  を含むが単に  $U_{DC}$  の誤差が伝搬されるというわけではない。即ち、発電機モデルの係数である  $\Phi_{DC}$ 、 $L_{DC}$ 、 $R_{DC}$  の取り方によって回転数や負荷抵抗値に対する精度が変化することを示している。ここではモデル係数は最小二乗法の考え方で実験結果に対するフィッティングにより値を定めた。比較結果よりここで得られた発電機モデルは電力供給システムに適用するモデルとして、永久磁石式同期発電機の特性を十分



な精度を有しているといえる。ただし、モデル係数の定め方として、より理論的な方法や実験により係数を直接定めるといった方法もあろう。

Table 3.3 Parameters of the PMSG.

Parameter	Value
Number of pole pairs, $p_m$ (-)	16
Generator resistance, $R_{DC}$ ( $\Omega$ )	6.5
Flux, $\Phi_{DC}$ (Wb)	0.123
Inductance, $L_{DC}$ (H)	$1.0 \times 10^{-3}$
Generator inertia, $J_g$ ( $\text{kgm}^2$ )	$5.0 \times 10^{-3}$

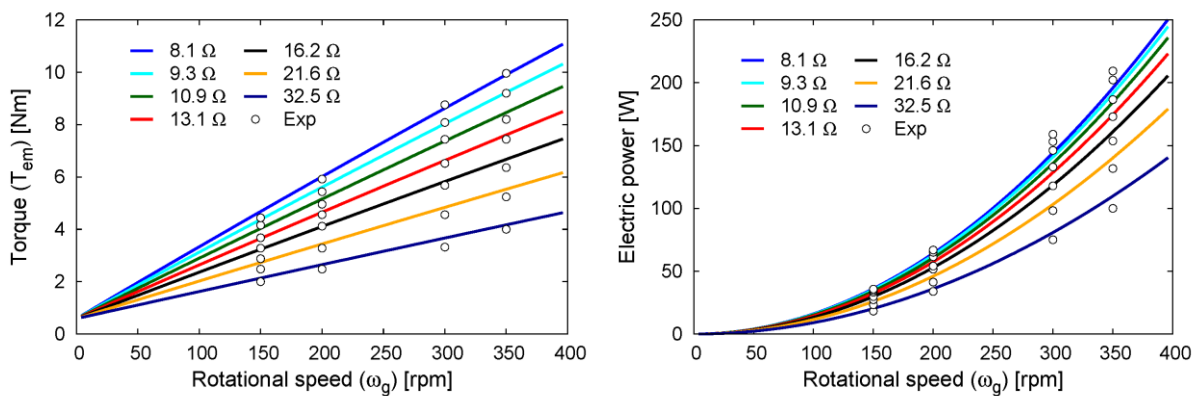


Fig. 3.15. Characteristics of the PMSG model with the resistance of an external load ( $R_{load}$ ).

発電機モデルを用いて、増速比 4.2、水路勾配 14 deg と固定し、負荷抵抗を 10~70  $\Omega$ 、流量を 6.9~33.2 L/s と変化させた条件におけるらせん水車の準定常回転数と発電出力の関係を計算結果と実験結果で比較した (Fig. 3.16) .

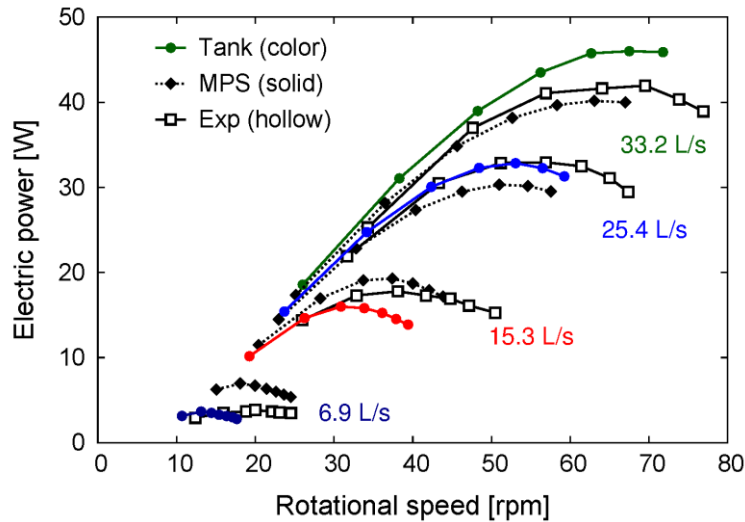


Fig. 3.16. The characteristics of a power curve with an external load ( $R_{load} = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70\Omega$ ).

MPS法で得られた発電出力を実験結果と比較すると、 $R^2 = 0.94$ 、 $RMSE = 4.0\text{ W}$ とMPS法を用いた解析手法が実験結果を良好に再現できることが示された。また、タンクモデルの場合、 $R^2 = 0.95$ 、 $RMSE = 3.4\text{ W}$ が得られ、発電出力についてもタンクモデルはMPS法と同程度の精度が得られた。発電機負荷が作用する場合の準定常時水車回転数は、タンクモデルとMPS法ともに実験結果よりも過小となった。準定常回転数が過小であったことは、式(2.4)の運動方程式右辺の合トルクの時間積分値が実験結果よりも過小であったことを示している。合トルクの時間積分において摩擦トルク項は相対的に小さい。即ち、式(2.4)右辺の合トルクが過小となるためには駆動トルク項が過小、発電機トルク項が過大である必要がある。ただし、Fig. 3.16より水車回転数は過小となる一方で、発電出力が一貫して過小となっていない。従って、実際には駆動トルク項の誤差と発電機トルク項の誤差が複合的に作用することで合トルクの時間積分値が過小の場合でも発電出力は過大を示す場合があったと考えられる。これらを踏まえると、流体-水車-発電機間の連成モデルの定式化には更なる改善の余地があるといえる。しかしながら、このような発電機負荷条件においてもタンクモデルは発電出力について $R^2 > 0.90$ 、 $RMSE < 4.0\text{ W}$ の精度が得られた。従って、タンクモデルはらせん水車式水力発電システムの高速解析モデルとして有効であるといえる。

タンクモデルの発電機負荷時の過渡現象特性を把握するため、負荷抵抗を段階的に増加させた条件における水車回転数の時間的变化についてタンクモデルとMPS法で比較した (Fig. 3.17)。

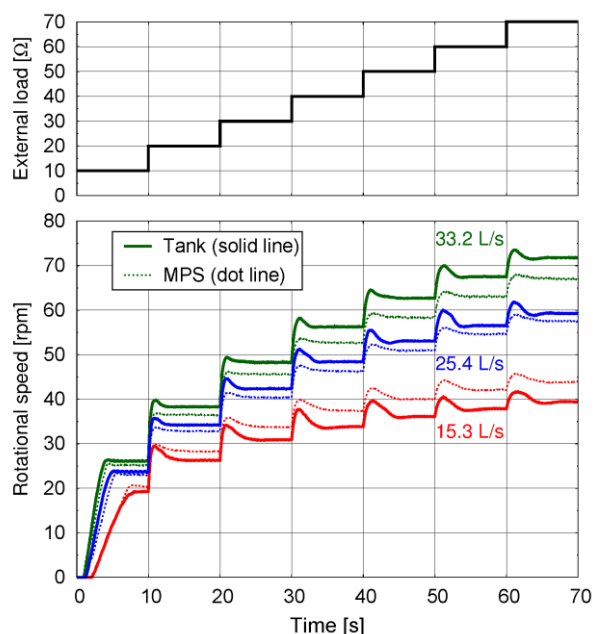


Fig. 3.17. The response of the turbine rotational speed with an external load, with the amplitude increased stepwise.

回転数の特徴としては負荷抵抗値の切り替え時に水車回転数のオーバーシュートが見られた。発電機に接続した負荷抵抗値の増加は、らせん水車からみれば発電機負荷トルクの減少として作用する。このとき、負荷トルクが減少することにより水車回転数は増加していく。一方で、水車回転数が増加する事によって1つのタンクに流入する水量は減少する。このため、駆動トルクは低下し、時間経過とともに動的平衡状態に遷移していく。このプロセスによって負荷トルクの増加後に水車回転数のオーバーシュートが発生すると考えられる。タンクモデルにおいてもオーバーシュート波形が見られ、その波形はMPS法よりもピークが大きく評価されている。また、負荷抵抗値10Ωではモデル間の水車回転数はほぼ一致したものの、負荷抵抗値の増加とともにモデル間の水車回転数の差は増加する傾向にあった。両モデル間の流量ごとの水車回転数の相対的な関係は、Fig. 3.16の発電出力結果と同じく、25.4、33.2 L/sではタンクモデルの水車回転数と発電出力ともにMPS法の結果よりも大きく、15.3 L/sでは逆の傾向を示した。

以上の結果より本論文で提案するらせん水車の簡易運動解析モデルであるタンクモデルは水流－水車－増速機－発電機が互いに影響し合う複雑な条件に対しても、実験結果を良く再現し、また3次元流体－構造連成解析手法であるMPS法と同程度の精度が得られることが示された。

### 3.3 多結晶シリコン型太陽光発電システムの電流－電圧特性

ここでは、多結晶シリコン型太陽光パネルとしてKyocera KC200GTを想定し太陽光発電機モデルの検証を行った。セル温度25℃における日射量入力に対する電流－電圧出力についてモデル計算結果と実測値(Kyocera Corporation 2013)を比較した(Fig. 3.18)。

モデル定数は KC200GT の製品データシート (Kyocera Corporation 2013) 及び Villalva et al. (2009)による解析値を用いた (Table 3.4) .

Table 3.4 Characteristics of the PV panel (Kyocera KC200GT).

Parameter	Value
Cell series, $N_s$ (-)	54
Open circuit voltage, $V_{oc}$ (V)	32.9
Light-generated current at the nominal condition, $I_{pv,n}$ (A)	8.214
Short circuit current, $I_{sc,n}$ (A)	8.21
Diode ideality constant, $A_f$ (-)	1.3
Equivalent series resistance, $R_s$ ( $\Omega$ )	0.221
Equivalent parallel resistance, $R_{sh}$ ( $\Omega$ )	415.405

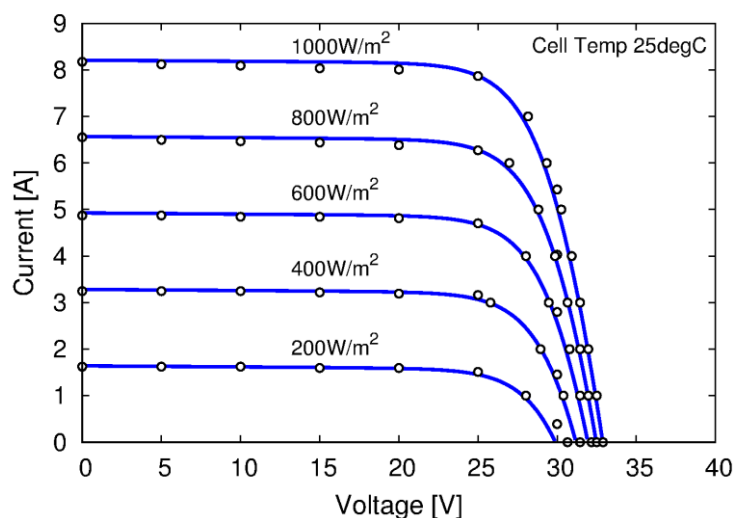


Fig. 3.18. The current-voltage characteristics of PV panel (Kyocera KC200GT) at various solar radiation (line: model calculation, dot: manufacturer's data sheet).

電流－電圧特性の比較結果より，太陽光発電機モデルは異なる日射量に対し実測データの電流－電圧特性を非常に良く再現できることが示された．太陽光発電機モデルは等価回路モデルに基づくことから，太陽光パネル特性を表す開放電圧や短絡電流，内部抵抗を機器ごとに変更すれば，日射量に応じた電流－電圧特性を精度良く評価できると考えられる．太陽光発電では，電流－電圧が非線形な関係を示し発電出力に最大値を持つ特徴を示す．即ち，太陽光発電の最大出力は 1 組の電流と電圧の組み合わせで決定される．従って，出力の最大化を行うためには太陽光発電機の出力量調整が重要となる．このような発電出力の最大化は MPPT 制御を用いることにより，運用中の電流電圧測定値から電圧調整を

行い発電出力の最大化が行われる。MPPT 制御は最大値探索アルゴリズムに基づき、可変周波数制御（PWM）を用いて見かけの負荷抵抗値を制御する手法である。太陽光発電モデルは日射変動や負荷変動に対応する制御アルゴリズムの構築、及びその効果といった発電出力予測に対して極めて有効である。

### 3.4 LFP 電池の放電特性と容量劣化特性

1次元電気化学反応モデルの解析精度を検証するため、graphite-LFP 構成の LFP 電池（2.3 Ah–3.3 V/cell, 108 Wh/kg–222 Wh/L, A123 system ANR26650 M1）の放電特性及び容量劣化特性に関して数値解析結果と実測データを比較した。A123 型 LFP 電池の物性値及びモデル定数を Table 3.5 に示す。環境温度 23 °C における A123 型 LFP 電池の放電特性の実測データは Prada et al. (2012; 2013) を用いた。また、環境温度 25 °C、放電深度 50 % における同電池のサイクル劣化特性の実測データは Wang et al. (2011) から得た。放電深度は利用可能な全電池容量に対する使用容量を百分率で表した指標である。1次元電気化学反応モデルによる A123 型 LFP 電池の異なる放電レートに対する放電時のセル電圧変化と充放電サイクル時の容量変化を Fig. 3.19 に示す。放電レート 1 C は満充電状態の蓄電容量を 1 時間ですべて放電する電流の値を表す（例えば、10 C は満充電容量を 1/10 時間で消費する放電電流値）。

Table 3.5 Design parameters of the LFP battery models.

Model	Parameters	Value
1D electrochemical model	Electric thickness $\delta$ ( $\mu\text{m}$ )	34/25/80 (negative/separator/positive)
	Particle radius $R_s$ ( $\mu\text{m}$ )	5/-/0.05 (negative/separator/positive)
Aging model	Solvent diffusion coefficient $D_{sol}^0$ ( $\text{m}^2\text{s}^{-1}$ )	$8.84 \times 10^{-20}$
	SEI ionic conductivity $\kappa_{SEI}$ ( $\text{Sm}^{-1}$ )	$17.5 \times 10^{-5}$
	SEI layer molar mass $M_{SEI}$ ( $\text{kgmol}^{-1}$ )	0.162
	SEI layer density $\rho_{SEI}$ ( $\text{kgm}^{-3}$ )	1690
	SEI porosity $\epsilon_{SEI}$ (%)	1
	Solvent reduction kinetic constant $k'_f$ ( $\text{m}^7\text{s}^{-1}\text{mol}^{-2}$ )	$1.18 \times 10^{-22}$
	Reference temperature $T_{ref}$ (K)	298
Heat transfer and energy balance model	Newton convective coefficient $h_{conv}$ ( $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ )	30
	Cell mass $M_b$ (kg)	0.07
	Heat capacity $C_p$ ( $\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	1100
	Thermal Conductivity $\lambda_{cell}$ ( $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ )	23.5

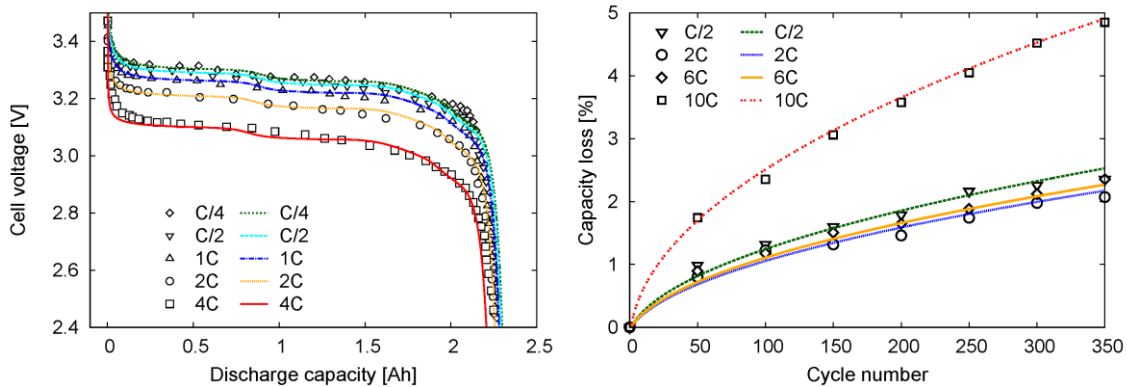


Fig. 3.19. Discharged ampere-hours (left) and cycling test (right) for various discharge rates of the LFP battery. The results calculated in this study are shown as lines, and experimental data are shown as various markers.

Figure 3.19 よりリチウムイオン電池の特性は放電レートの影響を強く受けることが理解される。放電レートが増加するとリチウムイオン電池では内部発熱が増加し、イオンの挿入放出が妨げられる。即ち、内部抵抗が増加することによってセル電圧が低下する。6C程度までの放電レートでは劣化特性に対して大きく影響しないが、10C程度の急速充放電を行う場合には劣化速度が急激に増加する。このような急速充放電の場合、溶媒の拡散速度が増加し、SEI膜の成長を促進させることで容量劣化が早まると考えられる。以上から、1次元電気化学反応モデルにより異なる放電レートに対するLFP電池の放電特性と容量劣化特性を良く再現できることが示された。

### 3.5 VRLA 電池の放電特性と容量劣化特性

CIEMATモデルの解析精度を検証するため、VRLA電池の放電特性及び容量劣化特性に関して数値解析結果と実測データを比較した (Fig. 3.20)。ここでは、放電レートに対する放電時のセル電圧変化、異なる放電深度に対するSOH = 0.80となる充放電サイクル数について検証を行った。セル電圧変化に対しては  $C_{nom} = 65 \text{ Ah}$  (12V/6 cell, 43 Wh/kg–61 Wh/L) のVRLA電池の実測データ (Achaibou et al. 2008) を用いた。また、充放電サイクル数に対しては  $C_{nom} = 80 \text{ Ah}$  (12V/6cell, 40 Wh/kg–81 Wh/L) の実測データ (Lifeline Battery Corporation 2014) を用いた。VRLA電池の容量劣化特性を定める  $\delta_{pb}$  は、Lemaire et al. (2008)と Riffonneau et al. (2011)では  $\delta_{pb} = 0.3 \%$  が用いられている。ここでは、VRLA電池に長寿命タイプの製品を用いることを想定し、Lifeline Battery Corporation (2014)の容量劣化サイクル数の実測データとのフィッティングより  $\delta_{pb} = 0.04 \%$  を得た。ただし、Lifeline Battery Corporation (2014)の実測データでは測定条件として放電レートが明確に示されていないため、放電レートを1Cと仮定しフィッティングを行った。

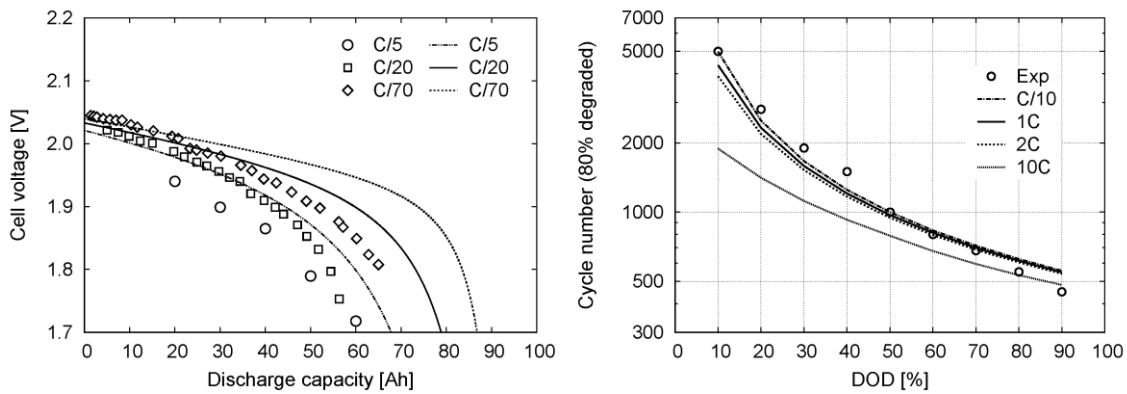


Fig. 3.20. Discharged ampere-hours (left) at various discharge rates, and cycling test (right) for a VRLA battery. The results calculated in this study are shown as lines and the experimental data are shown as various markers.

CIEMAT モデルで求めた放電レートに対するセル電圧変化は、放電深度が浅い条件では測定値を概ね再現したが、放電深度が増加するとセル電圧を過大に評価し誤差が増加した。本条件で CIEMAT モデルにより VRLA 電池の特性解析を行う場合、セル電圧及び容量が 10 % 程度過大に評価されることに注意する必要がある。充放電サイクル時の容量劣化特性に関しては、CIEMAT モデルでは特性係数  $\delta_{pb}$  をフィッティングすることで劣化特性を良く再現できることが確認できる。ここで DOD (depth of discharge) は放電深度を表す。得られた容量劣化特性の結果より、CIEMAT モデルが  $\delta_{pb}$  の値のみで放電深度と劣化速度の関係を良好に再現できることが確認できる。一般に、蓄電池は放電深度を深く設定するほど劣化速度が増加する。ここでの放電深度に対する容量劣化の結果からもその傾向が確認できる。

CIEMAT モデルは非常に簡易且つ高速に鉛蓄電池の充放電特性及び容量劣化特性を評価できるが、解析精度に関しては 1 次元電気化学反応モデルに劣る。ただし、多くの既存研究で言及されている通り、VRLA 電池の放電特性を過大に評価する点に留意すれば CIEMAT モデルは VRLA 電池の放電特性および劣化特性を概ね妥当に把握することができる。ただし、CIEMAT モデルが VRLA 電池の性能を過大評価することは、VRLA 電池と LFP 電池の相対比較を行う議論において LFP 電池の性能に対して過小、即ち安全側に評価するような影響を与えることに注意されたい。

## 第4章

### 電力供給システムの性能評価と向上に関する検討

本章では、らせん水車式水力発電システムと LFP-太陽光発電システムの導入可能性を検討するための電力供給性能の定量的評価とその向上方策を示す。らせん水車式水力発電システムについては、ベース電源として期待される高効率かつ高安定な発電性能を評価するため、設計パラメータの感度、らせん水車を水路に連続して設置する直列配置効果、可変増速比運転の効果、水車重量-発電出力-水車回転数の多目的最適化を検討した。設計パラメータ感度、可変増速比運転の効果、及び多目的最適化の解析にはタンクモデルを、流れの影響が強いと考えられるらせん水車の直列配置効果の解析には MPS モデルをそれぞれ用いた。LFP-太陽光発電システムについては、日射量変動条件下の電力供給能力を把握するため、電力需給バランス解析により需給量変動時の発電システムの挙動特性を確認した。また、長期運用時の蓄電池の劣化を考慮した設備容量と停電率、及び蓄電池容量の関係を調査した。このとき、自立型太陽光発電システムへの LFP 電池の導入効果の検討のため、従来の太陽光発電システムで良く適用される VRLA 電池を比較対象とした。太陽光発電、LFP 電池、及び VLRA 電池の電流電圧応答解析は、太陽光発電機の等価回路モデル、1次元電気化学反応モデル、CIEMAT モデルをそれぞれ用いた。

#### 4.1 らせん水車式水力発電システムの性能評価と性能改善方策の検討

まず、らせん水車式水力発電システムの性能を評価するための指標を示す。水車の発電性能は以下に示す式(4.1)の水車効率と式(4.2)の総合効率で評価する。

$$\eta_{turbine} = \frac{P_t}{P_{hyd}} \quad (4.1)$$

$$\eta_{total} = \frac{P_g}{P_{hyd}} \quad (4.2)$$

ここで、 $P_{hyd}$  は理論水力、 $P_t$  は水車出力、 $P_g$  は発電出力である。理論水力  $P_{hyd}$  は式(4.3)で定義される。



$$P_{hyd} = \rho g Q_{flow} H_g \quad (4.3)$$

ここで、 $\rho$  は水の密度、 $g$  は重力加速度、 $Q_{flow}$  は流量、 $H_g$  は全水頭である。本論文では水車出力  $P_t$  と発電出力  $P_g$  はそれぞれ式(4.4)、式(4.5)で定義する。

$$P_t = T_t \omega_t \quad (4.4)$$

$$P_g = I_{DC} U_{DC} = \frac{U_{DC}^2}{R_{load}} \quad (4.5)$$

ここで、 $T_t$  は水車駆動トルク、 $\omega_t$  は水車の回転角速度、 $U_{DC}$  は発電機の出力電圧、 $I_{DC}$  は発電機の出力電流、 $R_{load}$  は負荷抵抗値である。

#### 4.1.1 らせん水車式水力発電システムの設計感度解析

らせん水車式水力発電システムの設計変数と発電性能の関係を把握するため、設計変数の発電量及び効率への影響を解析した。設計変数は形状に関するものとして、水車半径、内軸半径、水車長、巻数（ピッチ）、羽根数を、要素間のカップリング変数として増速比、安全設計変数として水車と水路間に設けるクリアランスを選定した。これらの設計変数の組み合わせ数は膨大であるため、ここでは評価する設計変数として、クリアランス比、直径比、羽根数、巻数、増速比の5つの無次元変数を考えた。水車直径を一定値とし、クリアランス比は水車直径に対する間隙長の比の百分率で定義した。同様に、直径比は水車直径を固定し内軸の径を変化させ、水車直径と内軸径の比と定義した。羽根数はらせん羽根の数、巻数はらせん羽根が軸に巻き付く回転数でピッチと同義である。増速比は式(2.3)で定義される。このように評価パラメータを5つに絞り込んだ。ただし、それぞれのパラメータを7段階で評価したとしても、組み合わせ総数は未だ大きく計算が困難となる。そこで、ここではらせん水車の駆動トルクに直接的に影響すると考えられるタンク水位に着目した。即ち、タンク水位を決定する流出とタンク容量に作用する変数の組み合わせを経験的に抽出し、高効率となる設計変数の組み合わせを探索する手法を導入した。このアプローチは最適解が得られることは保証されないが、らせん水車の発電特性に対する代表的な設計変数間の関係と感度の考察を行うには十分である。設計変数の初期値は検証実験で用いた水車形状/運転条件とし、水路条件は 14 deg, 20 L/s, 負荷抵抗値を 30  $\Omega$  とした。

まず構造に関する設計変数として、タンク間水位差の発生に寄与すると考えられるクリアランス比と直径比の設計感度について調べた。第3章で示したように、らせん水車の駆動トルクはタンク内水位分布による水位差により生じると考えられる。このとき、タンク間水位差はクリアランスからの流出と水車回転数変動により支配され、タンク内水位はバ

ケット形状により決定される。タンク間水位差の発生への寄与の高い設計変数を把握することで高効率化の設計指針を得る。

直径比とクリアランス比の変化に対する水車効率，総合効率，発電出力を Fig. 4.1 に示す。Figure. 4.1 は発電出力を底面にグラデーションで示し，効率については水車効率と総合効率をそれぞれメッシュで示している。得られた結果より，直径比は 0.4 程度，クリアランス比は 1.5 % で効率のピーク値を得た。この時，水車効率は 62.8 %，発電出力は 30.4 W であった。通常，クリアランスは水車と水路が干渉しないよう，また流下ゴミや砂，礫による閉塞，水車の停止を防ぐために設けられる。一方，クリアランス長が大きい場合には，水車に対して仕事をしない間隙流れが増加することによりエネルギー損失が生じる。他方，間隙からの流出によってタンク貯留水は下流側への移動とともに水位が減少するため，タンク間水位差を増加させると考えられる。間隙がゼロの場合にはタンク間水位差は単に幾何学的に決定される。従って，クリアランス長を適当に設けることで，タンク間水位差が増加し，水車効率が向上した可能性がある。計算結果は適切なクリアランス比を設けることで水車/総合効率が向上することを示し，最も効率が良いクリアランス比は 1.5 % であった。

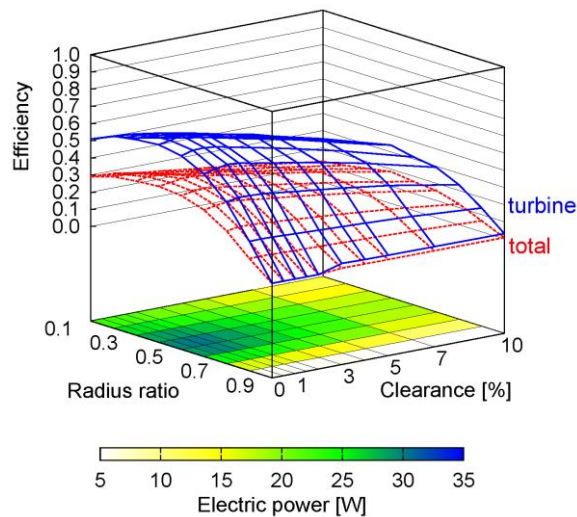


Fig. 4.1. The sensitivity of the generation characteristics on the clearance distance ( $b/D_{out} \times 100$ ) and the radius ratio ( $D_{in}/D_{out}$ ) with  $L = 1.0$  m,  $L/L_p = 2.5$ ,  $N_b = 4$ ,  $\kappa = 4.2$ .

他方，直径比はタンク内の容積及び水位の関係を決定する形状パラメータである。実際には直径比に加えて，巻数（ピッチ），羽根数，クリアランス長を定めることでタンク内形状が決定し，流入水量に対して水位が定まる。直径比以外の形状パラメータを固定する場合，直径比を増加させると，全タンク内容積に占める内軸部の割合が増加しタンク内容積は減少，一方で水位は増加する。逆に直径比を減少させると容積は増加し，水位は減少する。従って直径比は容積と水位間のトレードオフに対して支配的であると考えられる。直径比 0.4 で効率が最大となった理由として，ここで固定された設計値においてタンク内容積と水位のトレードオフの関係が最適値に近い値となったことが考えられる。

水車効率と発電効率のピークとなるパラメータ値に差はほとんど見られなかった。また、クリアランス比は直径比 0.3 - 0.7 付近で直径比によらず 1.5 % で最大効率を、直径比はクリアランス比に依らず 0.4 付近で最大効率をそれぞれ示した。これは両者間の依存性が小さく、それぞれの指標はらせん水車効率に対する独立パラメータとして扱うことができることを示唆する。

次に、改良設計値をクリアランス比と直径比をそれぞれ 1.5 %、0.4 に更新し、巻数、直径比、羽根数の設計感度を調査した。巻数と羽根数は直径比と同様にタンク形状と容量を決定する形状変数である。特に巻数は羽根間距離だけでなく、静水圧が作用するらせん羽根面の法線ベクトルの向きにも影響する。羽根数と直径比の違いは、羽根数は羽根間の距離として、直径比はタンクの上界の距離として、前者は軸方向、後者は軸と鉛直方向のタンク形状をそれぞれ制限する。巻数と直径比の設計感度を Fig. 4.2、巻数と羽根数の設計感度を Fig. 4.3 にそれぞれ示す。

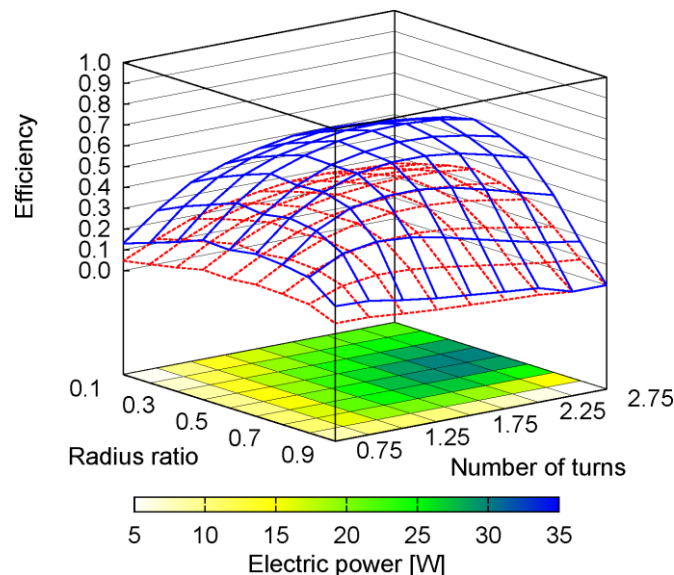


Fig. 4.2. The sensitivity of the generation as a function of the radius ratio ( $D_{in}/D_{out}$ ) and the number of turns ( $L/L_p$ ) with  $L = 1.0$  m,  $b/D_{out} \times 100 = 1.5$  %,  $N_b = 4$ ,  $\kappa = 4.2$ .

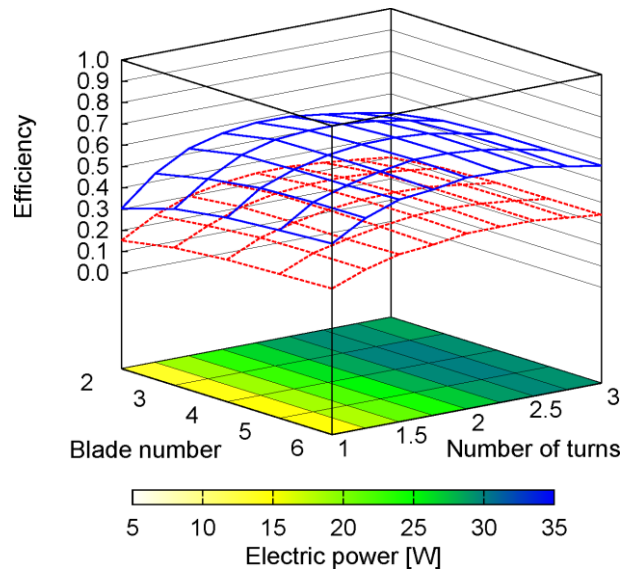


Fig. 4.3. The sensitivity of the generation as a function of blade number  $N_b$  and the number of turns  $(L/L_p)$  with  $L = 1.0$  m,  $b/D_{out} \times 100 = 1.5$  %,  $D_{in}/D_{out} = 0.4$ ,  $\kappa = 4.2$ .

巻数と直径比はそれぞれ発電出力と効率への感度が高い結果となった。最大効率点は直径比 0.4，巻数 2.25 であった。これらの関係はタンク容量と形状，即ち，水位と軸に対するらせん羽根の取付け角度を調整する重要なパラメータの組であることが理解される。このときの最大水車効率は 64 %，最大発電出力は 29.3 W であった。一方，羽根数は，直径比に比べて効率に対する感度が小さい結果となった。これは直径比が 0.4 と固定されている条件では羽根数の変化は発電出力と効率に対してほとんど影響がないことを示す。これらの結果から，らせん水車の設計では羽根数と巻数の設計感度よりも直径比と巻数の設計感度がより重要であるといえる。

増速比は水車と発電機間のトルクと回転数の関係を決める重要なパラメータである。一般に，発電機の最大効率点における発電機回転数は水車の最大効率点の回転数よりも大きく，増速比はこのミスマッチを調整する役割を果たす。一方，時間発展方程式から増速比の最適値を理論的に求めることは困難である。そこで，改良設計値のクリアランス比，直径比，巻数，羽根数をそれぞれ 1.5 %，0.4，2.25，3 として発電システムにおける増速比の感度を調査した。羽根数と増速比の関係について，Fig. 4.4 に回転数－トルクと効率－発電出力の結果をそれぞれ示す。

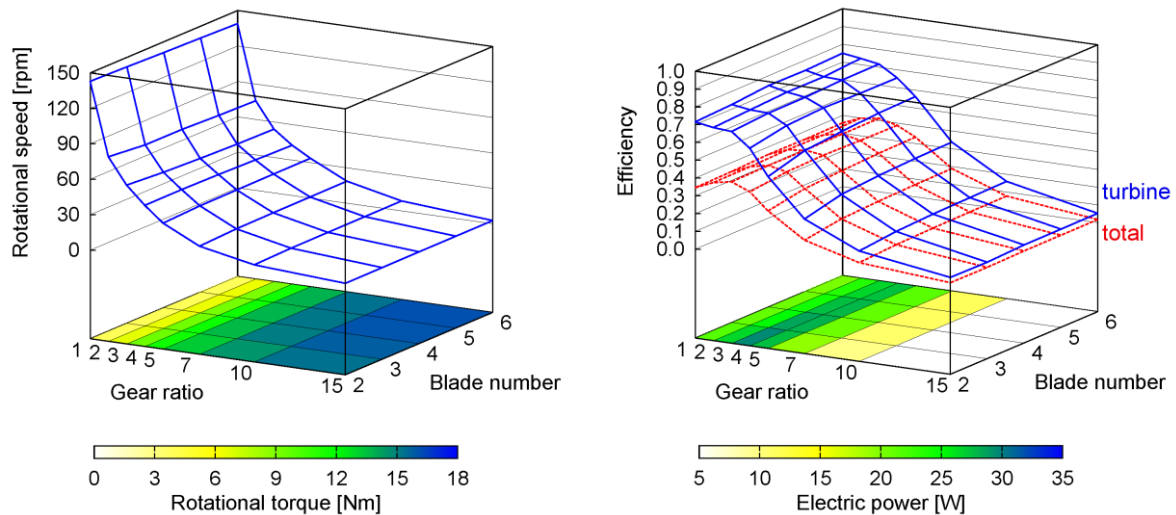


Fig. 4.4. The sensitivity of the generation as a function of gear ratio  $\kappa$  and number of blades  $N_b$  to the turbine with  $L = 1.0$  m,  $b/D_{\text{out}} \times 100 = 1.5$  %,  $D_{\text{in}}/D_{\text{out}} = 0.4$ ,  $L/L_p = 2.25$ .

回転数とトルクの関係に着目すると、回転数とトルクはトレードオフの関係にあることが確認できる。このとき、羽根数は回転数とトルクに対して感度が低い。ただし、羽根数 2~3 で回転数とトルクともに若干の増加が見られた。効率と発電出力の結果では、羽根数の変化は効率に対しても影響が低いことが確認できるが、発電出力に関しては羽根数の感度が高く、羽根数 2~3 でピークを得た。増速比に関しては、回転数とトルクの結果から高い感度をもっていることが確認できる。効率と発電出力の結果より、増速比 3.0 で総合効率の最大値を得た。この時、水車効率は増速比 1.0~3.0 でほぼ一定の効率となった。この時の最大総合効率は 41.2 %、水車効率は 65 %、発電出力は 30.2 W であった。この結果は、極低落差用水車では一般に最大効率点での発電機回転数は水車回転数よりも高いことからほぼ自明であるが、水車よりも発電機の方が増速比に対する感度が高いことを示す。ただし、増速比を 5 以上に増加させると双方の効率と発電出力は急激に低下した。

このように、増速比は水力発電システムの発電性能において極めて感度の高い設計変数であることが理解される。また、増速比の感度を利用して増速比制御を行えば、緊急停止が必要な場面、例えば大雨による増水時など回転数が危険域に達する場合に、発電機を電磁ブレーキとして作動させることや、その際の制動力の最大化といった安全面への活用も可能となる。

ここまでの感度解析結果より経験的に抽出した設計変数を用いた条件について、らせん水車式水力発電システムの変流量特性と変勾配特性の定量的な評価を行った。無次元設計変数であるクリアランス比、直径比、巻数、羽根数、増速比をそれぞれ 1.5 %、0.4、2.25、3、3.0 とした。このときの水車回転数とトルクの関係、及び水車効率、総合効率、発電出力を Fig. 4.5 に示す。

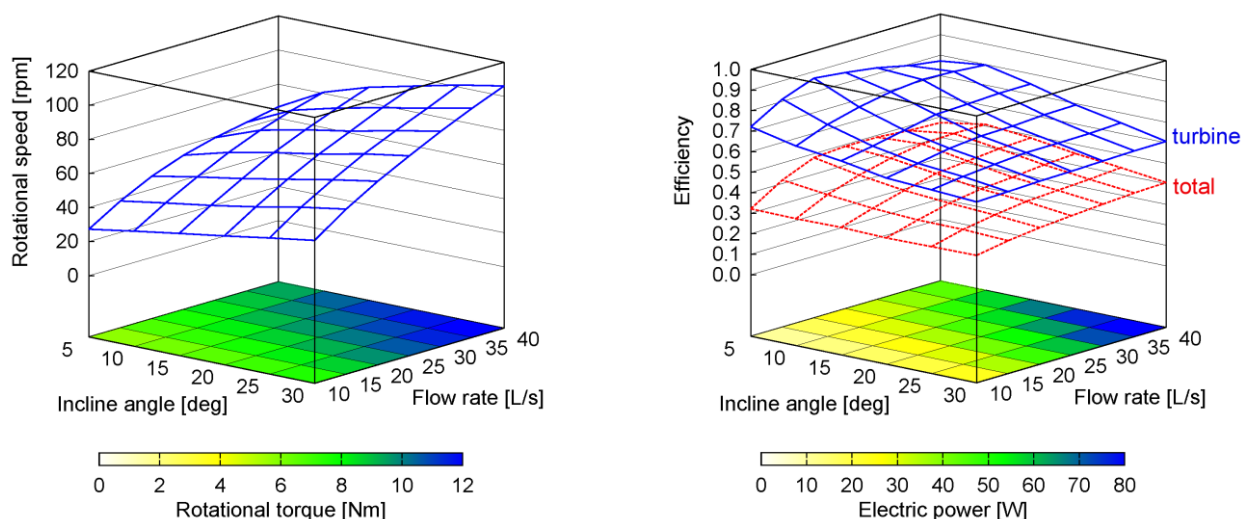


Fig. 4.5. The characteristics of the Archimedean screw hydropower system with improved shapes and configurations with  $L = 1.0$  m,  $b/D_{\text{out}} \times 100 = 1.5$  %,  $D_{\text{in}}/D_{\text{out}} = 0.4$ ,  $L/L_p = 2.25$ ,  $N_b = 3$ ,  $\kappa = 3.0$ .

結果より，らせん水車式水力発電システムでは流量/勾配の変化に対して，水車回転数とトルクが概ね線形的に応答するという運動特性が得られた．また，効率に関しては，変流量/変勾配に対して比較的フラットな応答を示した．発電出力は流量/勾配の増加に応じて得られる出力が増加し，理論水力に対して一定の効率で発電を行える特性が明らかとなった．最大効率は，勾配 5 deg，流量 20 L/s のとき水車効率 86.7 %，総合効率 48.1 % を得た．総合効率が最大となる条件は勾配 10 deg，流量 35.0 L/s であった．ここで適用した設計条件は流量及び勾配を一定とした感度解析結果に基づいたものである．従って，流量や勾配も設計変数とし，より大域的な感度解析を行う場合にはここで抽出した設計変数群の組み合わせも変化することに注意されたい．このような網羅的な感度解析的アプローチにより性能向上が期待されるものの，計算負荷は設計変数を増やす事で爆発的に増加する．従って，実用的な計算負荷の中でのより効率的に性能向上を行う手法に関しては，本章第 1 節 4 項で検討する．他方，本項で得られた結果より，簡易的な感度解析はらせん水車式水力発電システムの基本的な発電特性の把握，総合効率及び発電出力の向上において有効であることが示された．

#### 4.1.2 らせん水車式水力発電システムの直列配置効果

タンクモデルで説明される駆動メカニズムから，らせん水車は重力型水車と反動型水車の両方の特性を有するといえる．らせん水車は，位置水頭に対しては流路勾配と水車内部構造による静水圧を介して，速度水頭に対しては水車前方の流線型の羽根による運動量を介して，それぞれ水車の駆動トルクに変換している．このような駆動形態は他の水車と比較して特異である．他の水車の駆動トルクは，例えば，ペルトン水車のような衝動型水車や，フランシス水車のような反動型水車は，それぞれ速度水頭と圧力水頭を運動量交換により駆動トルクに変換し，上掛け水車のような重力型水車は位置水頭を体積力として駆動トルクに変換する．

らせん水車の重力型水車としての性質を利用すれば，斜面勾配に沿って連続配置する発電形態が実現可能となると考えられる．重力式水車（例えば上掛け水車）の駆動形態は速度水頭に依存しないことから，落差が確保される限り流れ方向に連続して配置し発電することが可能である．第1章で述べた通り，設置事例としてらせん水車は鉛直落差だけでなく斜面水路にも適用されている．さらに，軸流水車であるらせん水車は水平軸水車である上掛け水車よりも構造上，落差発生機構及び駆動トルク変換機構がコンパクトとなる．このことは，極低落差水車及び中山間地域の長い斜面上を流れる流路を活用する上で非常に大きな利点となる．また，らせん水車は多重らせん羽根によるスクリュウ形状であり，軸方向に繰り返し構造を有する．タンクモデルで説明されるようにこの構造により形成されるタンクと，タンク間水位差により駆動トルクが得られる．従って，らせん水車は斜面流路に対し，1 タンクを最小単位として小分割し，かつ連続配置が可能であると考えられる．

そこで，前節までで用いたらせん水車を2台に小分割した発電形態の発電特性をMPS法により調査した．ここでは，羽根区間長  $L = 1.0 \text{ m}$  を長軸形態，長軸形態を2分割した（羽根区間長  $L = 0.5 \text{ m}$ ）方式を小分割形態（Fig. 4.6）と呼ぶ．小分割した水車はそれぞれ長軸形態と同じ発電機を有する独立した発電システムとし，発電条件は水路勾配  $20 \text{ deg}$ ，流量  $10.5 \text{ L/s}$ ，負荷抵抗値  $30 \Omega$  とした．小分割水車は単純化のため上流側と下流側を同一の増速比とし，増速比を変化させた場合の発電出力を長軸形態と比較した．ここでは，小分割形態は軸間に  $15 \text{ cm}$  の間隔を設け，内軸長を調整することで水路専有区間を長軸形態と整合させた．水車間隔については，実機の水車軸受け支持フレーム及び斜面設置フレームの設計値を参考に，相互に物理的に干渉しない最小値を想定した．

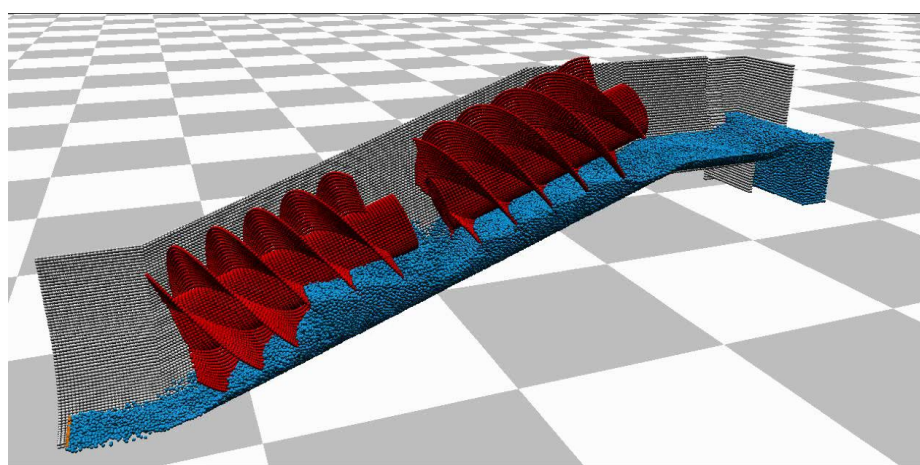


Fig. 4.6. An image of two serial configurations of half-length turbines.

長軸形態と小分割形態の発電出力の比較結果を Fig. 4.7 に示す．得られた発電出力の最大値は長軸形態については増速比  $5.0$  で最大出力  $18.8 \text{ W}$ ，小分割形態は増速比  $3.0$  で最大出力  $17.6 \text{ W}$  であった．小分割形態は長軸形態よりも低い結果となった．ただし，両者の差は  $6 \%$  程度であり，小分割水車2機の合計発電出力は長軸形態と同程度の出力が得られることが明らかとなった．また，小分割形態と長軸形態の差として，発電出力のピークが得られる増速比は小分割形態より小さいことが示された．小分割形態と長軸形態について増速比  $1.0$ ， $3.0$ ， $5.0$  の水車回転数の時間変化をそれぞれ Fig. 4.8，Fig. 4.9，Fig. 4.10 に示す．

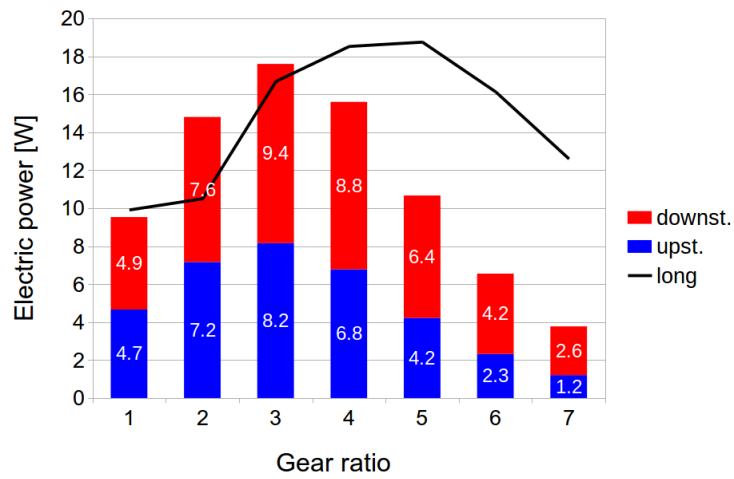


Fig. 4.7. The result of generated power of 1.0 m length (line) and two serial configuration of half-length (upstream: blue bar, downstream: red bar).

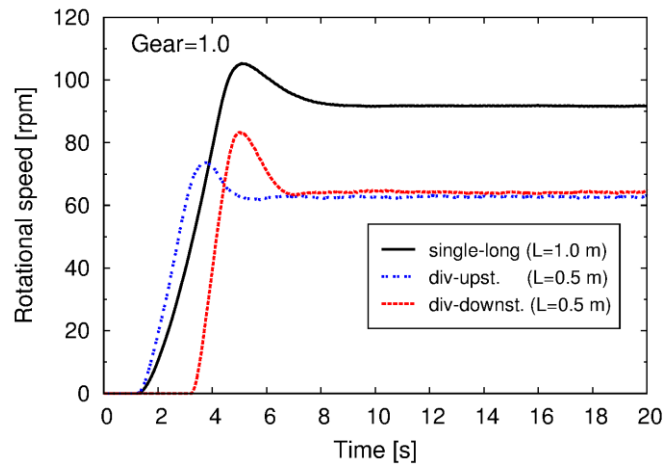


Fig. 4.8. Comparison result of rotational speed of the turbine between long-single turbine and divided-upstream/downstream turbine when the gear ratio  $\kappa = 1.0$ .



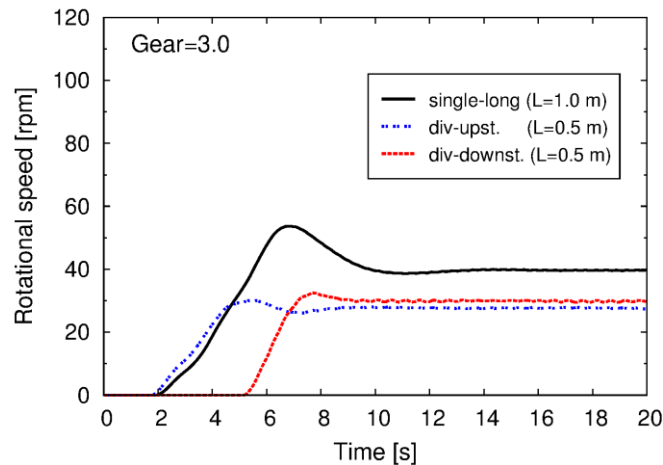


Fig. 4.9. Comparison result of rotational speed of the turbine between long-single turbine and divided-upstream/downstream turbine when the gear ratio  $\kappa = 3.0$ .

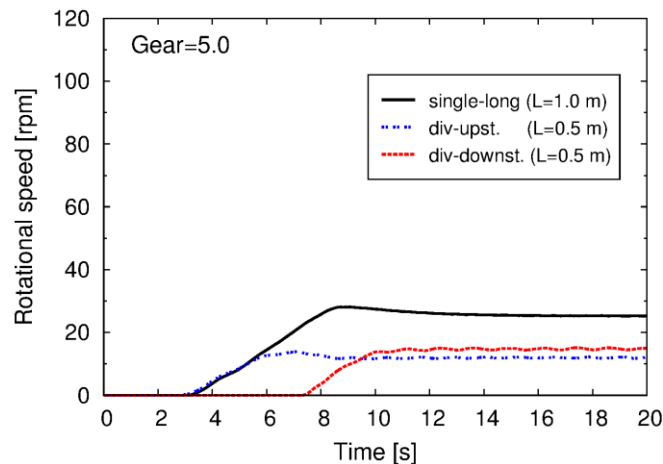


Fig. 4.10. Comparison result of rotational speed of the turbine between long-single turbine and divided-upstream/downstream turbine when the gear ratio  $\kappa = 5.0$ .

水車回転数の結果より、同じ増速比であれば小分割形態では長軸形態と比較して水車回転数が減少することが確認できる。ただし、小分割形態では長軸形態と比較して水車回転数に振動が生じ、特に下流側水車で顕著な発生傾向が見られた。このとき、振動周期は増速比と対応してより長くなる傾向となった。実用的な観点では水車回転数の振動は騒音や部品の消耗を引き起こすため、小分割形態を用いる場合にはこの点についてさらなる検討と改善が必要となる。小分割形態では、増速比 1.0~7.0 で下流側水車の発電出力が上流側よりも増加し、下流側の水車回転数が上流側を上回った。これは上流側水車のタンクから放出される水流が水塊として下流側水車の片側に流入することで、下流側水車の羽根間水位差を効率よく発生させたと考えられる。ただし、小分割形態の発電出力は増速比 3.0 以上では長軸形態よりも大きく減少した。このとき、小分割形態では増速比の増加とともに発電機からの負荷トルクが増加し水車回転数は減少することとなる。水車回転数の減少はタンク水位を増加させることになるため、増速比がある程度以上になるとタンクは常に満水

状態となりタンク間水位差の減少により駆動トルクが得られなくなったと考えられる。増速比 2.0 及び 3.0 では小分割形態は長軸形態を上回る発電出力が得られたことから、この条件の場合にはタンクは満水にならず、効率的に駆動トルクが得られたと考えられる。小分割形態において、増速比 3.0 で出力ピークが得られた理由としては、ここでの流量及び勾配条件に対して、発電機負荷と水車回転数の関係が各水車の羽根間水位差を最大にするような駆動条件、即ち駆動トルクが最大となる条件となることが考えられる。

長軸形態を 2 つに小分割し直列に配置した発電形態に対し基礎的な検討を行い、小分割直列配置でも長軸形態と同等の発電出力が得られた。この結果はらせん水車式水力発電システムの適用・運用条件の拡大といった新たな可能性を示唆するものである。このような発電形態が実現できれば、設置性や可搬性、拡張性の向上とともに中山間地域における極低落差用水力発電の導入可能性が向上することが期待できる。ただし、ここでは簡単のために小分割形態では長軸形態と同じ発電機（定格出力 200 W）としたが、実用上は発電出力に応じた小型の同期発電機を検討する必要がある。また、相反転タービン（Kanemoto and Suzuki 2010）のように 2 台の水車で発電機の固定子と回転子をそれぞれ回転させることで発電機のコンパクト化、高出力化を行う方式も有効であると考えられる。このように、小分割形態についてはさらなる性能向上の余地が十分にあり、コストや設置性、可搬性の評価と併せて検討していくことが課題となる。

#### 4.1.3 らせん水車式水力発電システムの可変速運転

ここでは、らせん水車式水力発電システムの変負荷特性の把握と改善方法について検討した。変流量特性と変勾配特性については、感度解析結果によりらせん水車式水力発電システムはロバストな性能が得られることが明らかとなった。ただし、らせん水車式水力発電システムをより汎用的かつ高性能化するためには、実用上生じ得る変負荷抵抗に対しても変流量と同様にロバストな性能が得られる必要がある。

変負荷抵抗は水車の視点では負荷トルク変動として作用する。従って、負荷トルク変動は水車回転数の変動をもたらす、水車の運転点が効率点から外れることにより発電システム全体の効率低下を引き起こす。この問題に対し、水車側で負荷トルク変動を駆動トルクで相殺する場合には、例えばガイドベーンによる流体制御や羽根の取付角や、形状を可変することで駆動トルクを制御する方法が考えられる。しかし、これらの制御方法は水車構造と駆動メカニズムが複雑となることから、特に極低落差用水車の適用領域では現実的ではない。他方、負荷変動に対する制御手法として電氣的制御も考えられる。太陽光発電や風力発電では供給側の変動と需要側の変動に対して、発電機と負荷の間に PWM を応用した MPPT 制御を用いることで、負荷抵抗変動に対し常に発電システムの最適負荷抵抗を追従する手法が用いられている。MPPT 制御を水車に適用すれば、PWM による昇降圧チョップのスイッチング制御によって、負荷変動時でも発電機負荷を一定に制御し水車への負荷トルクを一定とすることが可能となる。また、増速比自体を動的に制御する機械的手法として、CVT (Continuously Variable Transmission) のような可変速システムの応用も有効である。風力発電分野では変動風速に対する出力安定化手法として CVT の導入が検討され、その有効性が示されている (Mangialardi and Mantriota 1994; Mangialardi and Mantriota 1996)。また、無段変速機を簡素化した多段変速機についても出力安定化が数値解析による事例研究として示されている (Hall et al. 2011; Hall et al. 2012)。これらの電

氣的、機械的手法を組み合わせることで発電システムの入力と出力それぞれの変動に対して発電システムをより安定化させることができると考えられる。無段変速機については近年では小型バイク用だけでなく自転車用の小容量タイプも製品化され、極低落差用水車への導入による変負荷特性の向上や非電氣的制御手法として新たな展開が期待される。しかし、無段変速機の水力発電システムへの導入事例や研究例は皆無である。

そこで、変負荷抵抗に対するらせん水車式水力発電システムのロバスト性を向上させるため、無段変速機の導入による最適増速比追従制御を仮定し、タンクモデルを用いて変負荷抵抗値における最適増速比を調査した。発電システムの基本設計値は第4章1節1項の設計感度解析により得たらせん水車を用いて、水路勾配は14 degとした。流量を6.9~33.2 L/sの4段階、負荷抵抗値を10~70 Ωの7段階に変化させた各条件について発電シミュレーションを行い、山登り法により増速比を動的に変化させ、発電出力が最大となる最適増速比を求めた。

負荷抵抗値に対する最適増速比と発電出力の関係を Fig. 4.11 に、水車回転数と発電出力の関係を Fig. 4.12 にそれぞれ示す。Figure 4.11 では4.1.1項で行った設計感度解析による性能向上後の設計値を用いた場合を点線、最適増速比運転時について実線とマーカーで示している。同様に、Fig. 4.12 では検証で用いた水車設計値を点線、4.1.1項の性能向上後の設計の場合を実線、最適増速比運転時の場合をマーカーで示している。

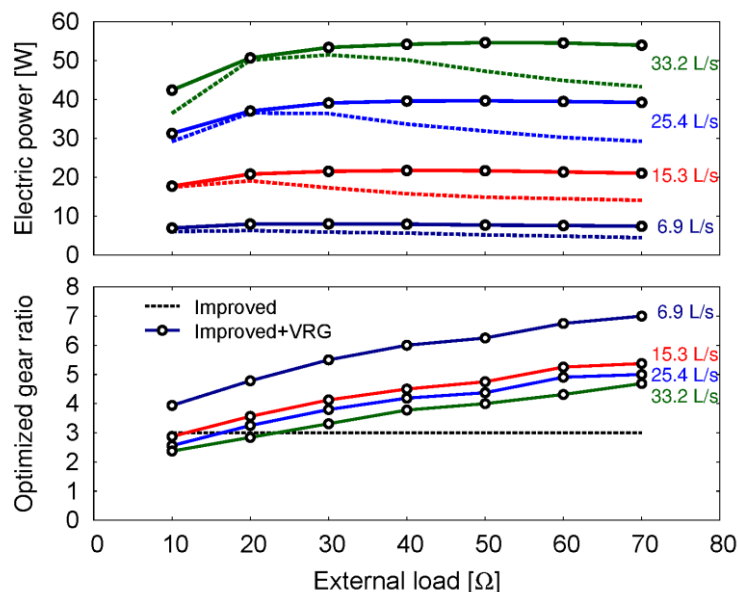


Fig. 4.11. The performance of the optimized gear ratio under flow rate and load variations.

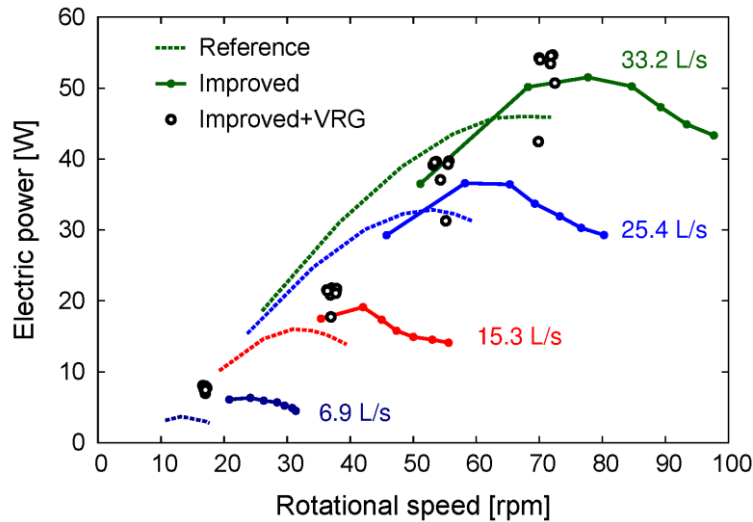


Fig. 4.12. The power curve of the reference turbine (see Fig. 3.16), the improved turbine, and the improved turbine with the optimized gear ratio.

結果より最適増速比運転を行った場合，感度解析的に性能向上させた設計値よりも最大発電出力をさらに 10 %程度向上させ，負荷抵抗値  $30 \Omega$  以上では固定増速比の場合に見られる出力低下が生じず安定した発電出力が得られることが明らかとなった．また，この時の最適増速比は負荷抵抗値と線形的に対応し，最適増速比は流量が小さくなるほど増加した．水車回転数については，増速比一定の場合と比較して負荷変動に対する回転数変動幅が大きく減少し，ほぼ定回転特性となった．このことは，らせん水車式水力発電システムの最適運転点における水車回転数は流量ごとに一意に定まる可能性を示唆する．即ち，らせん水車には流量ごとに理想的なタンク内水位分布となるような回転数が存在することを意味する．水車側の視点では，機械的制御手法である最適増速比運転制御も電氣的制御手法である MPPT 制御も，負荷変動に対して水車を定速運転させるという点で同じ制御といえる．両者の違いは，水車の定速運転に対して前者が増速比変化によって，後者が発電機からみた負荷抵抗値を固定化させることによって，それぞれ制御する点にある．これは丁度，Fig. 4.12 においてマーカーが前者，実線のピーク点が後者と対応する．従って，ここで検討した条件では負荷抵抗値  $30 \Omega$  以上かつ流量変動も考慮する場合，最適増速比運転制御は固定増速比と MPPT 制御の組み合わせよりも発電出力を向上させることができると考えられる．水力発電における流量変動は太陽光や風力の変動と比較すれば十分小さいものの，年間スケールでは変動が生じる．このような場合には最適増速比運転が有効である．

#### 4.1.4 らせん水車式水力発電システムの多目的最適化

発電システムの総合的な性能向上のためには，向上させる性能間に生じるトレードオフを考慮した多目的最適化を行う必要がある．このようなトレードオフを示す解集合の中で最も性能の良い集合はパレート最適解集合と呼ばれる．さらに実用上，発電システムは設置環境に応じた制約条件も考慮される必要がある．中山間地域に適した極低落差水力発

電システムには、コスト競争力の向上や利便性の向上を背景として、効率、重量、耐久性、設置性、拡張性など様々な性能の高水準化が要求される。このような要件に対して多目的最適化は極めて有効なアプローチであるといえる。流量、水路勾配、水路区間長と水路幅を一定とする制約条件のもとで、発電システムの総コストと発電出力を目的関数としてそれぞれ最小化、最大化する問題は、設計変数の組み合わせに対して2つの目的関数を評価し、パレート解となる設計変数群の探索問題として表される。ただし、発電システムのように目的関数を運動学的かつ電氣的な支配方程式系に基づいて評価する場合、方程式系から直接最適解を求めることは困難である。また、設計変数の組み合わせは膨大であり、パレート解集合を厳密に満足する設計変数群を求めることは容易ではない。このように水車形状や増速比、発電機内部パラメータを設計変数として考慮する必要がある場合、実験的手法では多くの模型や機器を必要とするため多目的最適化を行うことは難しい。このような多目的最適化問題を解決するための数値的手法として、遺伝的アルゴリズムによって近似的なパレート解集合を求める手法が提案されている (e.g. Fonseca and Fleming 1993)。

遺伝的アルゴリズムは遺伝子を持った個体を複数用意し、選択、淘汰、交叉、突然変異といった処理を反復し優秀な遺伝子を持つ個体群を探索する手法である (佐藤ら 1997)。遺伝的アルゴリズムを最適化問題に適用する場合には、遺伝子を構成する要素を設計変数として、遺伝子を持った個体を設計変数群で構成される1システムと考える。目的関数を数値シミュレーションにより評価し優劣をつけることは「選択」、非優越遺伝子を排除して優秀な設計変数群のみ保存することは「淘汰」、優秀な設計変数群を掛け合わせ新たな設計変数群を作ることは「交叉」に対応する。「突然変異」はある個体のある設計変数を強制的に変化させることに対応する。このような処理を繰り返し世代更新させることで個体である発電システムの設計値の内、劣った個体は淘汰され各個体はパレート解に漸近していく。遺伝的アルゴリズムの利点として、個体を複数用意することで近似的なパレート解集合を一度に求めることができる。このように、遺伝的アルゴリズムは経験的手法であるものの、多目的最適化問題に対し有効である。また、局所解への収束を防ぎ広域解を求める手法や、より少ない評価回数でパレート解を得るためのより効率的なアルゴリズムが開発されている。このような遺伝的アルゴリズムは風力発電分野では盛んに導入されている。例えば、遺伝的アルゴリズムと発電システムの数値シミュレーションモデルを組み合わせることにより、ロバストで高性能な発電システムの性能評価、予測、最適設計まで一貫して行う手法が開発されている (e.g. Kalantar and Mousavi 2010; Zamanifar et al. 2014)。遺伝的アルゴリズムには多種の手法が存在するが、特に Deb et al. (2002)が提案した NSGA-II (nondominated sorting genetic algorithm II: 非優越ソート遺伝的アルゴリズム) は比較的容易に、且つ広域解を効率良く求めることができる。例えば Sareni et al. (2009)は永久磁石式同期発電機及び垂直軸風車のモデル化を行い、NSGA-IIによって総重量と発電電力を最適化し性能向上を達成している。NSGA-IIでは、個体群のうち目的関数値分布の端点に位置する個体を常に保存し、さらに個体間距離も淘汰の条件として考慮することで局所解収束を防ぐと同時に効率的にパレート解集合を探索することができる。そこで、ここではタンクモデルに NSGA-II を適用し、らせん水車式水力発電システムの最適設計を行った。

目的関数は水車重量、水車回転数、発電出力の3項目として、水車重量の最小化、水車回転数の最小化、発電出力の最大化を実現する設計変数群を求めた。より実用的には目的関数としてコストを評価することが要求される。しかし現時点では、らせん水車式水力発電システムのコスト評価手法は確立されていない。ただし、水車重量はコスト評価において製造や輸送、設置コストへの影響が大きく、全体のコストに占める割合が高いと考えら

れる．そこで，本論文ではコストへの寄与が大きいと考えられる水車重量を目的関数とした．また，水車回転数と発電出力も目的関数とした．水車回転数は水車性能だけでなく，塵芥や水生生物の通過しやすさや安全性に影響する重要な評価項目である．発電出力は運用上最も重要となる性能評価項目である．設計変数は羽根区間長，水車直径，内軸直径，内軸延長部長さ，クリアランス長，巻数，羽根数，ギア比，負荷抵抗値の9項目とした．制約条件は，各設計変数については Table 4.1 の範囲とし，水路勾配と流量はそれぞれ 15 deg, 25 L/s とした．水車重量の計算では材料を一般鋼材とし密度  $7.85 \text{ g/cm}^3$  とした．NSGA-II の実行に関しては個体数を 100 とし初期値は乱数で与えた．世代交代については 40 世代まで計算を行った．

NSGA-II で得られたらせん水車式水力発電システムの最適化結果について，第 1, 20, 30, 40 世代の上位 45 個体の各設計変数と目的関数の対応を Fig. 4.13 に示す．Figure 4.13 の設計変数と目的関数は，それぞれ Table 4.1, Table 4.2 に示す各項目値 ( $x_i$ ) の上限値 ( $x_{max}$ ) と下限値 ( $x_{min}$ ) を用いて  $X_i = (x_i - x_{min}) / (x_{max} - x_{min})$  のように 0~1 に正規化した．発電出力の上限値 100 W は水路条件の理論水力の目安として設定した．ただし，各ケースでは水車回転数に応じて生じる堰上げ効果によって水頭差が異なるため，正規化した発電出力は総合効率と一致しないことに注意されたい．

Table 4.1 Variables of the Archimedes screw hydropower system for the NSGA-II.

Variable	Range (min - max)
Blade length, $L$ (m)	0.5 - 1.5
Diameter of blade, $D_{out}$ (m)	0.185 - 0.370
Diameter of turbine axis, $D_{in}$ (m)	0.06 - 0.296 s.t. $D_{in} < D_{out}$
Axis extension, $L-L_p$ (m)	0.0 - 0.2
Clearance distance, $b$ (m)	0.0 - 0.0222
Number of turns, $(L/L_p)$ (-)	1.0 - 5.0
Number of blades, $N_b$ (-)	2 - 6
Gear ratio, $\kappa$ (-)	1.0 - 8.0
External load, $R_{load}$ ( $\Omega$ )	10.0 - 80.0

Table 4.2. The objective functions for optimizing the Archimedes screw hydropower system.

Objective function	Range (min - max)
Electric power, $P_g$ (W)	0.0 – 100
Turbine mass, $M$ (kg)	0.0 – 70
Rotational speed, $\omega_t$ (rpm)	0.0 – 150

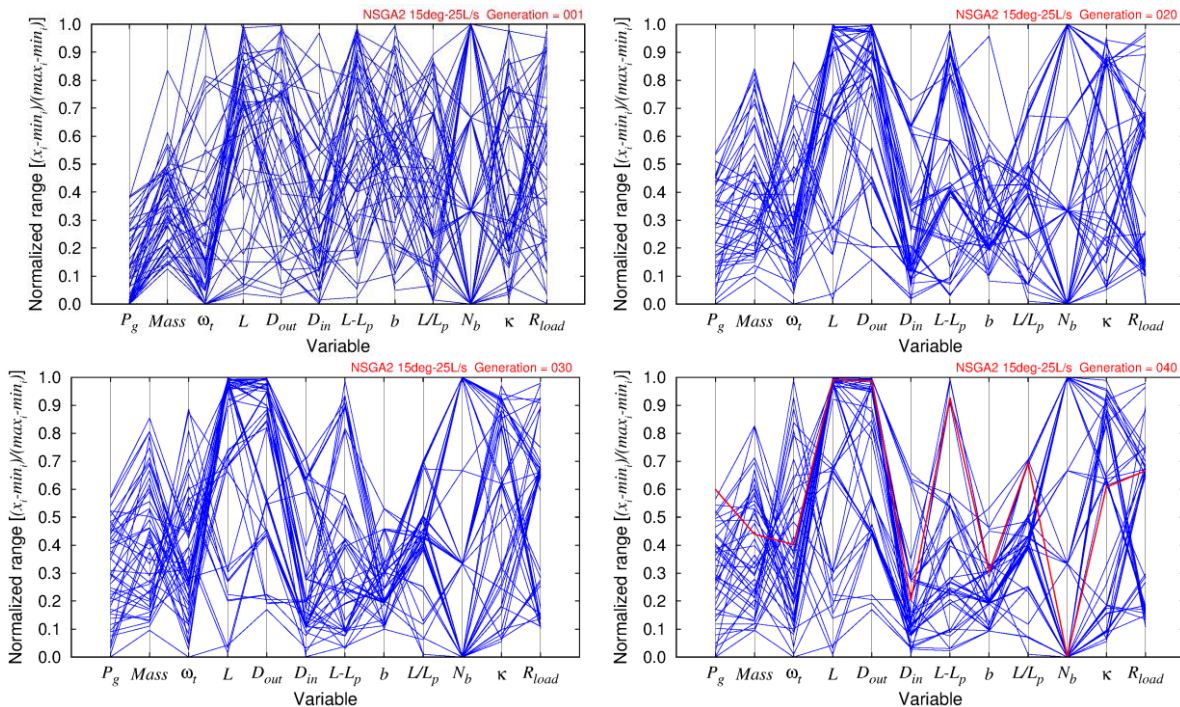


Fig. 4.13. The relationship of the variables and normalized range in the optimization progress of the 1<sup>st</sup>, 20<sup>th</sup>, 30<sup>th</sup> and 40<sup>th</sup> steps.

最適化過程 (Fig. 4.13) より, 全体的な変数セットの分布傾向は世代数 30~40 でほぼ変化がなくなり, 収束したと判断できる. 第 40 世代の目的関数は NSGA-II の特徴である解の多様性も確認できる. 最適化後の設計変数の組み合わせに注目すると, 乱数により設定された初期変数セットと比較して最適化後には設計変数ごとにパターンが見受けられる. 高重量-低回転な個体は羽根区間長と水車直径は正規化指標で上限値 1 に, 内軸直径は下限値 0 に, クリアランス長は 0.2~0.3 へ収束する傾向が見られた. 内軸延長部長さ, ピッチ, 羽根数, ギア比, 負荷抵抗値 に関しては個体ごとに異なる組み合わせとなり, 明確な傾向は見られなかった. 最終的に得られたパレート解で最も高出力であった個体 (Fig. 4.13 に赤線で表示) は, 発電出力 59.9 W-水車重量 30.7 kg-水車回転数 60.3 rpm が得られた. このとき, 水車効率 83 %, 総合効率 56 %であった. この効率を感度解析結果と比較すれば, 水車効率は 4 %程度低下したものの, 総合効率は 8 %の向上が達成された.

最適化結果について、第 1 世代と第 40 世代について、水車重量－発電出力の関係を Fig. 4.14 に、水車回転数－発電出力の関係を Fig. 4.15 にそれぞれ示す。結果より、目的関数の最大化、最小化により乱数で生成された設計値から大きく性能が向上している。例えば 30 W の出力を得る水車重量は 25 kg あった初期個体は、最適化後には同じ出力を得るために必要な水車重量は 12 kg 程度まで軽量化されている。また、水車回転数についても同様に出力が向上している。ここでは目的関数を水車重量－水車回転数－発電出力の 3 つとしたため、パレート最適解の集合は 3 次元の空間構造 (Fig. 4.16) となる。最適化により初期個体群からパレート面が空間的な広がりとともに目的関数を向上させていることが把握できる。以上のように、タンクモデルと NSGA-II を用いることによってらせん水車式水力発電システムの発電出力、水車重量、水車回転数のパレート解集合を求め、発電出力 60W－総合効率 56 % を達成する設計変数群を示した。

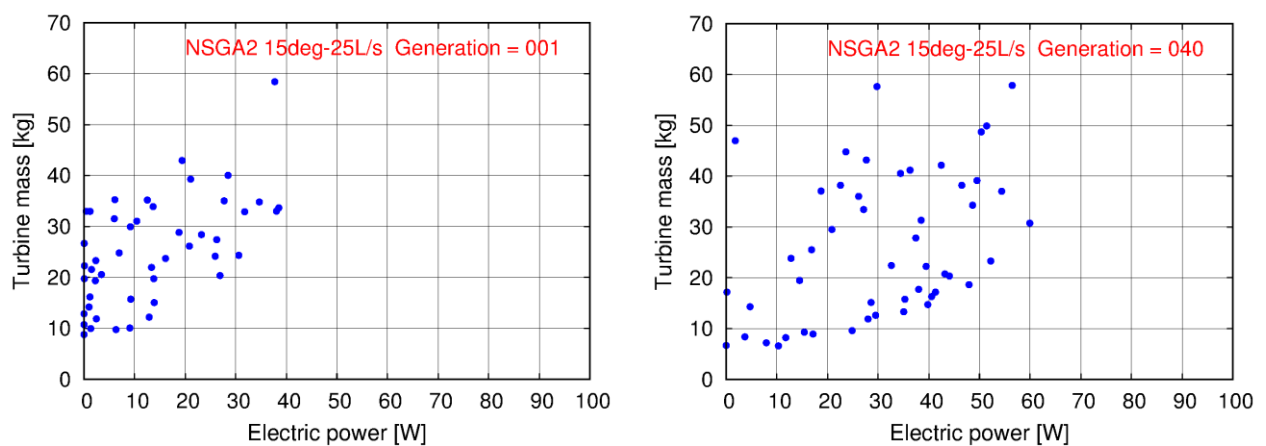


Fig. 4.14. The distribution of the optimized turbine mass and generated power by the NSGA-II (left: 1<sup>st</sup> generation, right: 40<sup>th</sup> generation).

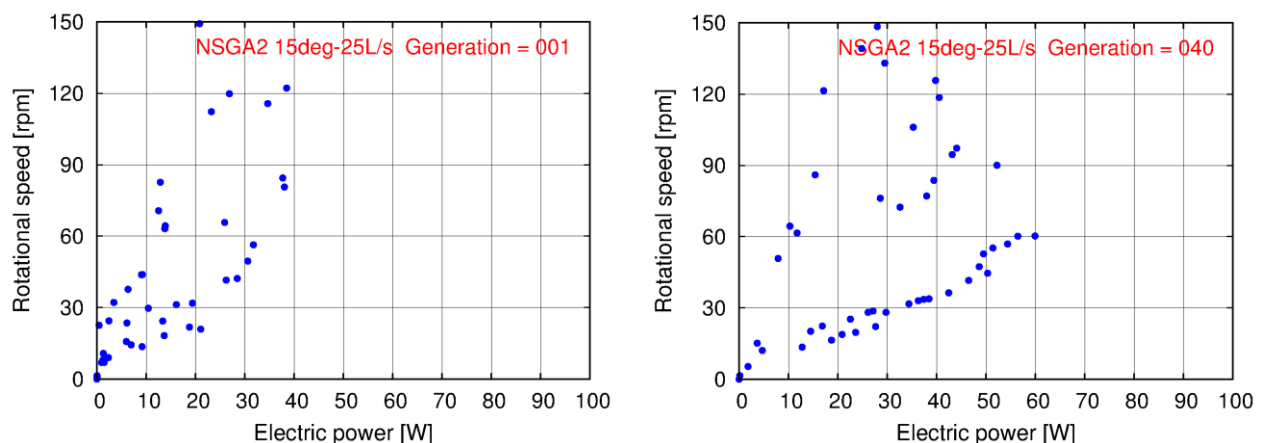


Fig. 4.15. The distribution of the optimized rotational speed and generated power by the NSGA-II (left: 1<sup>st</sup> generation, right: 40<sup>th</sup> generation).



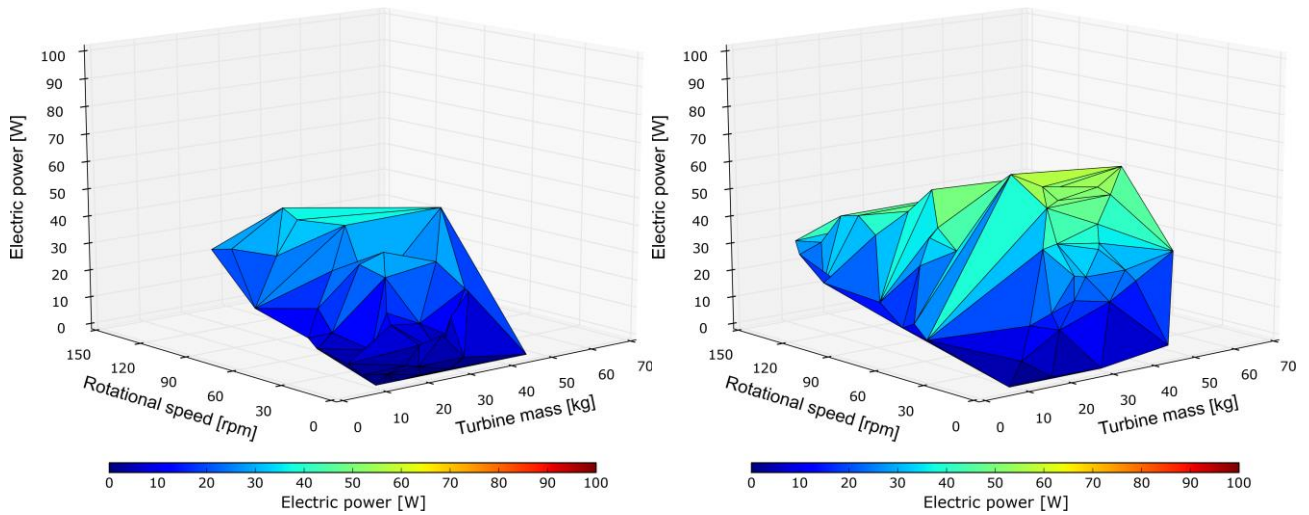


Fig. 4.16. The surface of the objective functions (left: 1<sup>st</sup> generation, right: 40<sup>th</sup> generation).

## 4.2 蓄電池を備えた太陽光発電システムの性能評価と性能改善方策の検討

自立型太陽光発電システムの安定・高効率運用のため、供給量と需要量がともに変動する環境における蓄電池の容量劣化を考慮した長期間運用時の電力需給バランス解析を行った。日射量及び電力消費量に関しては、気候、立地点、世帯構成、経済情勢などによって非常に多くのバリエーションが存在する。ここでは、過去の観測あるいは測定データを用いて、供給および需要それぞれの変動が電力供給システムへ与える影響を電力需給バランス解析により考察する。蓄電池は高性能リチウムイオン電池である LFP 電池と長寿命型バルブ制御式ディープサイクル鉛蓄電池である VRLA 電池を比較した。LFP 電池の挙動については熱的容量劣化特性を考慮した 1 次元電気化学反応モデル、VRLA 電池の挙動については CIEMAT モデルを用いて、電力需給変動下の蓄電量変動、蓄電池寿命、停電率と電力余剰量について解析を行った。蓄電池は過充電や過放電時には不可逆的な性能劣化を引き起こす場合があることから、放電深度を設定し安全に使用することが推奨される。そこで、ここでは蓄電池は実際の運用と同様に、全蓄電容量に対する充放電可能範囲を放電深度により制限した。蓄電池使用範囲の下限を  $SOC_{min}$ 、上限を  $SOC_{max}$  とすると放電深度は  $(SOC_{max} - SOC_{min}) / SOC_{100}$  で表される。電力供給システムにおける蓄電池の性能評価には停電率 (LPSP: Loss of Power Supply Probability) が良く用いられる。停電率は式(4.6)のように定義され、想定需要電力量に対する停電時の不足電力量 (LPS) の比で表される。また、ここでは電力余剰量 (SPS: Surplus Power Supply) を式(4.7)のように定義する。電力余剰量は蓄電池の過充電を防ぐために負荷抵抗など別系統で消費される電力量を示す。電力余剰量については第 5 章で詳細な議論を行う。

$$LPSP = \sum_{t=0}^{t=\max} LPS(t) / \sum_{t=0}^{t=\max} Load(t) \quad \text{then } SOC \leq SOC_{min} \quad (4.6)$$

$$SPS = \sum_{t=0}^{t=\max} (P_{supply}(t) - Load(t)) \quad \text{then } SOC \geq SOC_{max} \quad (4.7)$$

## 4.2.1 入力データ

日射量と気温、風速の毎時データは NEDO (2014) の METPV-11 データ、需要量は岐阜県家庭版 ESCO 導入可能性調査業務として行われた家庭における電力消費量のモニタリング結果 (データ提供: 大日本コンサルタント株式会社) を用いた。日射量データは Fig. 4.15 に示す美濃市の観測点における方位角 0 度 (南向き), 傾斜角 36 度の毎時データについて過去 20 年の平均年データ (Fig. 4.16) を, 電力消費は郡上市の木造住宅における父母と子供 2 人の計 4 人の 1 世帯家庭について 30 分ごとに測定された 44 日分の電力消費量の時間平均値 (Fig. 4.17) を用いた。平均年データとは, 各月ごとに 20 年間の月平均値に最も近い値の月の実測データをつなぎ合わせて 1 年間のデータを作成したものである (NEDO, 2014)。各月の境界データはスムージングにより滑らかに接合されている。美濃市の平均年の日射量データについては, 6 月後半から 9 月にかけて梅雨や台風といった影響により日射量の減少が見られる。ただし, 8 月の日射量に関して美濃市周辺の日射量観測点 (Fig. 4.18) と比較すると, 月平均量では大きく差は生じないものの観測点によって変動傾向は大きく異なる。美濃市の日射量データの大きな特徴として, 8 月の前半に 6 日連続して日射量が大きく低下する期間が続く。電力消費量データに関しては, 本世帯の平均消費電力は約 250 W, 電気料金を 24 円/kWh (2015 年 4 月時点の電気料金を参考) とすれば, 約 4320 円/月である。使用機器の内訳は Fig. 4.17 に示したように, 時間的に電力消費量に変化する照明, TV, その他の機器, 時間的にほぼ一定の電力消費量となる冷蔵庫や冷凍庫, 米貯蔵庫といった機器で構成される。

各入力データは数値計算の時間分解能に合わせて時間方向に線形補完し入力データを作成した。Figure. 4.16 は 1 月 1 日午前 0 時を時間軸の原点として, 単位面積当たりの日射量の 1 日値, 気温の 1 時間値を示している。入力データの特徴として, 気温は夏季に高く冬季に低く, また前述のように 6 月後半から 9 月にかけて梅雨や台風により日射量の減少期間が見られる典型的な日本の気候を反映している。

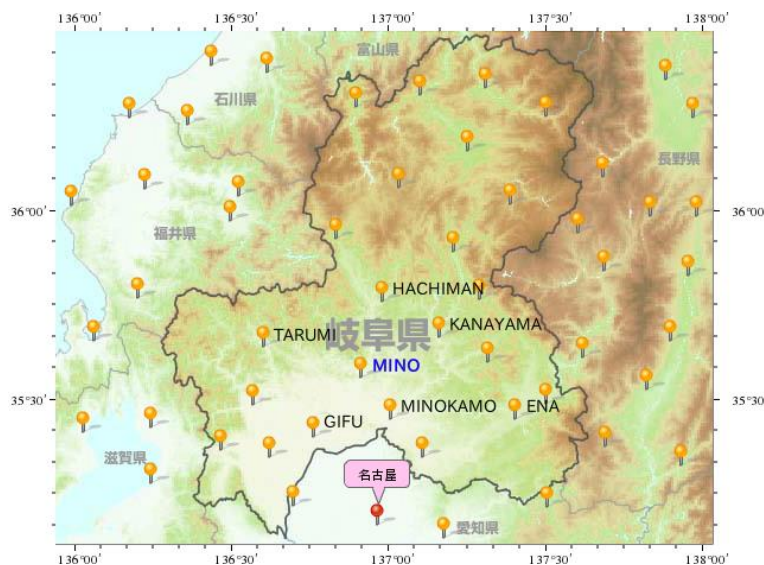


Fig. 4.15. Location of observation point around Mino city, Japan [modified NEDO (2014)].

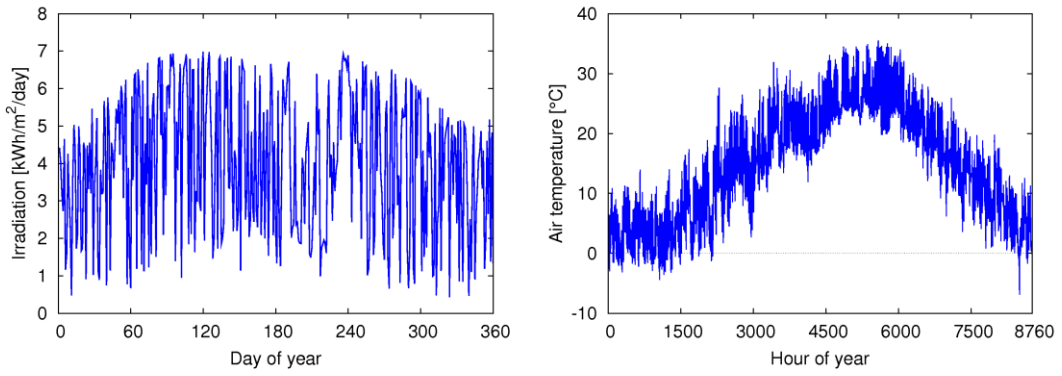


Fig. 4.16. Annual solar radiation and air temperature at Mino, Japan.

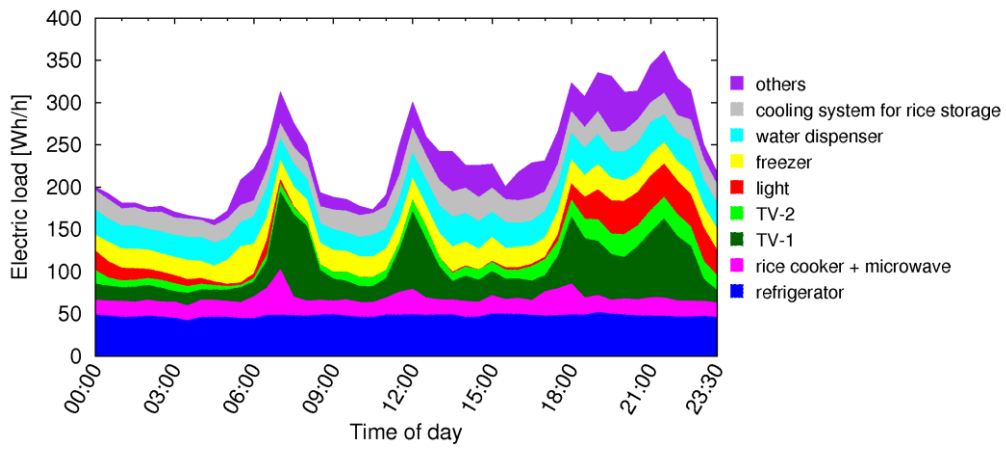


Fig. 4.17. Load demand profile.

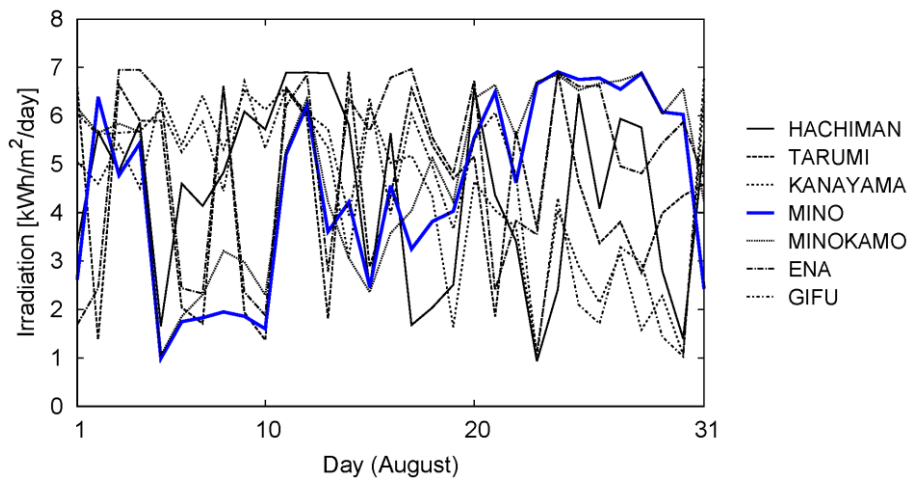


Fig. 4.18. Comparison of solar radiation in August among eight observation points around Mino city, Japan.

#### 4.2.2 日射変動と需要変動に対する発電量と蓄電量の関係

電力供給シミュレーションにより電力需給量変動下の VRLA 電池と LFP 電池の蓄電量の時間変動の比較を行った。計算条件は太陽光パネル容量を 2.0 kW<sub>p</sub>、蓄電池容量を VRLA 電池と LFP 電池ともに 24 kWh、蓄電池の放電深度を 85 % ( $SOC_{min}=0.1$ ,  $SOC_{max}=0.95$ )、期間を 1 月 1 日から 1 年間、蓄電池の初期状態を  $SOH = 1.0$ ,  $SOC = 1.0$  とした。入力データである日射量から太陽光発電機により電力変換された供給電力量分布を Fig. 4.19 に示す。供給電力の特徴として、1 日の発電時間は日照時間と対応して夏季に多く、冬季に少ない。ただし、発電量に関してはパネル温度が低く日射量の多い 3 月から 4 月に最も多くなる、次いで 8 月後半となる。梅雨や台風の時期である 6 月後半から 8 月までは著しく日射量が減少する傾向にある。冬季に関しても日照時間が短く天候悪化の影響により日射量が落ち込む期間がみられる。

VRLA 電池と LFP 電池の蓄電量分布を Fig. 4.20 と Fig. 4.21 にそれぞれ示す。図中では停電時間を白色で、満充電により余剰電力が発生する時間を赤色でそれぞれ示している。VRLA 電池と LFP 電池を比較すると、全体の傾向として LFP 電池は VRLA 電池よりも蓄電量が高く保たれている。特に冬季期間は VRLA 電池では停電が生じた時間帯に対して LFP 電池では停電せずに電力利用が可能であった。これは LFP 電池の蓄電池としての充放電効率の高さが反映されたことを示している。梅雨の時期に関しては、数日間継続して供給量が減少する。従って、充放電効率に優れる LFP 電池は VRLA 電池よりも停電時間は短いものの、夜間の停電を回避するには至らない。需要量が平均 250 W 程度とすると、1 日の電力消費量は 6 kWh となり、蓄電池容量 24 kWh・放電深度 100 % の場合は連続停電に対する時間的バッファは約 4 日となる。従って、慢性的に電力供給が需要量に対して不足する場合には蓄電池のバッファとしての機能は失われる。このような条件下で停電を防ぐためには、太陽光パネル面積を増加させ供給量を増やす、または需要量を減らすことが必要となる。LFP 電池の場合には余剰量も多く発生しているが、この余剰電力を梅雨の時期まで持ち越すためには、実質的には蓄電池容量の追加、或いはそれに変わる中長期間のエネルギー貯蔵を可能とするシステムが必要となる。余剰電力の活用については第 5 章で述べるが、蓄電池の余剰量は日射量サイクルに強く依存することから、蓄電池容量を増加させずに余剰量を活用するためには 1 日を基本単位として考える必要がある。例えば、給湯のように数時間以内であれば利用できる熱形態として活用することや、デマンドシフトが可能な電化製品、例えば洗濯機や乾燥機の運転に活用することで余剰電力を効率的に利用することができる。

電力需給量変動下の電力供給シミュレーションの結果より、蓄電池性能の高い LFP 電池を用いることで、同容量の VRLA 電池よりも効率的に電力を活用できることが示された。

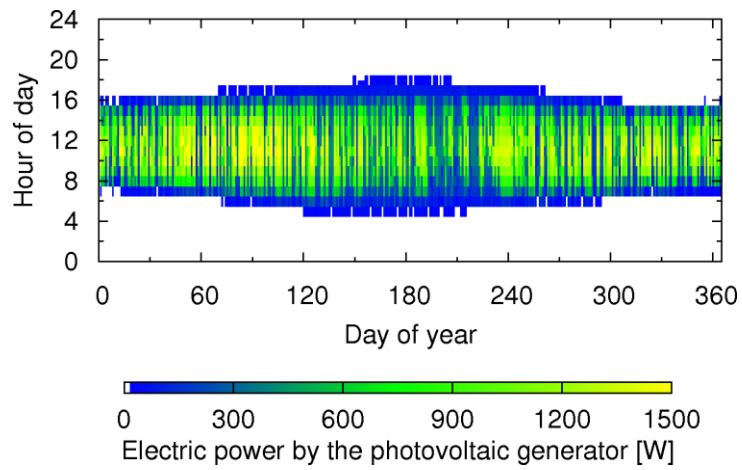


Fig. 4.19. Annual generated power distribution of the PV panels (2.0 kWp).

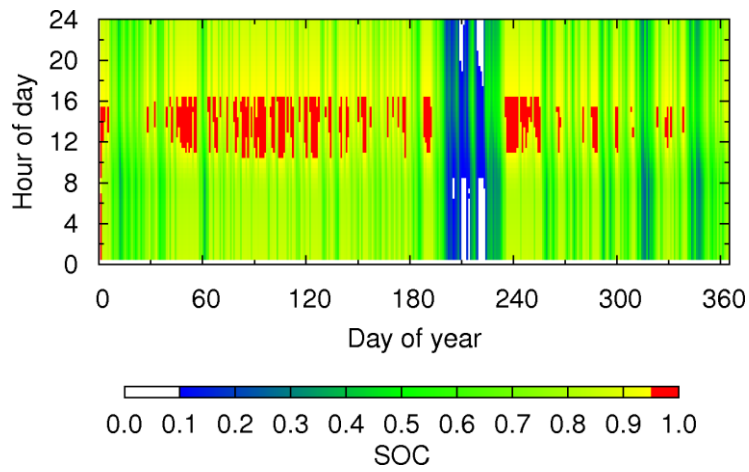


Fig. 4.20. Annual state of charge distribution in the LFP battery (24 kWh).

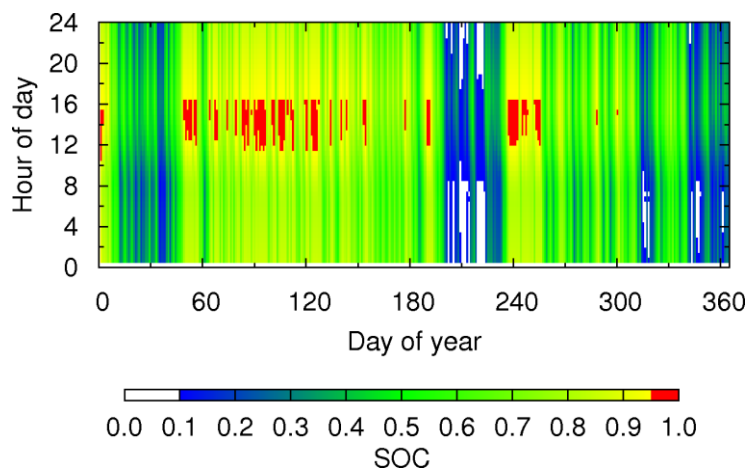


Fig. 4.21. Annual state of charge distribution in the VRLA battery (24 kWh).

#### 4.2.3 15年間運用時の蓄電池の容量劣化と停電率の関係

次に、LFP 電池と VRLA 電池の実用的な性能を比較するため、15 年間の需給量変動条件下の電力供給シミュレーションを行い停電率と容量劣化を比較した。計算条件は太陽光発電システムの容量を 2.0 kWp、蓄電池容量を 24 kWh、放電深度を LFP 電池については 85 %、VRLA 電池については 35, 55, 85 %とした。蓄電池寿命は SOH < 0.70 で交換することとし、蓄電池の初期状態は SOH = 1.0, SOC = 1.0 とした。

VRLA 電池と LFP 電池について 15 年間運用時の停電率と寿命特性を比較した結果を Fig. 4.22 に示す。停電率について比較すると、同じ放電深度では LFP 電池は VRLA 電池のおよそ 1/2 の停電率となった。寿命特性について比較すると VRLA 電池は時間に対して線形的に容量が減少（劣化）していくことに対して、LFP は非線形的な劣化を示した。LFP 電池の劣化速度は初期に急激に減少し VRLA 電池を大きく下回るものの、時間経過とともに緩やかになり 9 年目以降は VRLA 電池の SOH を逆転し、15 年間でも電池交換が不要であった。VRLA 電池は放電深度を浅く設定することで電池寿命が増加するものの、放電深度 35 % と 85 % の結果を比較すると、耐用年数 10 % の増加に対して停電率は 3 倍に増加した。耐用年数と停電率に関してはコスト制限の中での議論が必要となる。この議論については第 5 章で行う。ここでの比較結果から、LFP 電池は同じ容量と放電深度であれば、VRLA 電池の 1/2 の停電率及び 3 年以上の耐用年数の向上が得られることが示された。

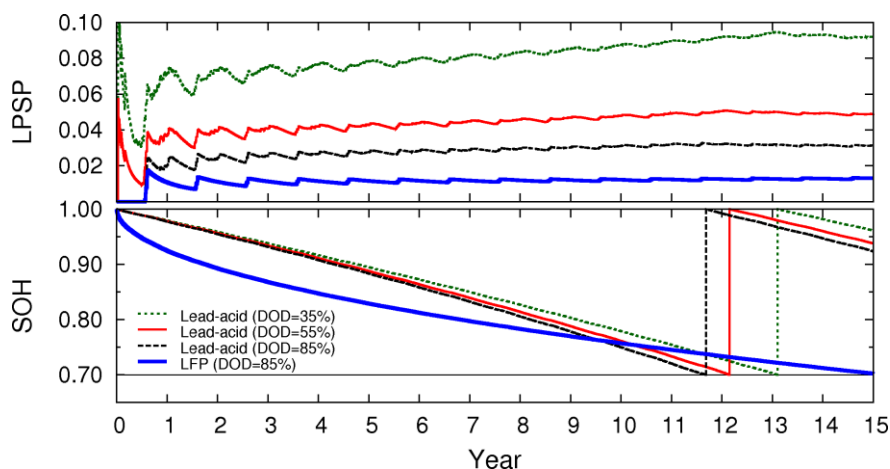


Fig. 4.22. LPSP and SOH distributions of the LFP and VRLA battery (24 kWh) over 15 years of operation.

電力需給量変動下の蓄電池充放電シミュレーションにより LFP 電池は VRLA 電池よりも高効率かつ長寿命な性能が得られることが示された。ただし、停電を防止・緩和するためには、需要電力に対する供給電力の時間的変動を小さくしなければ蓄電池のバッファとしての機能は失われる。そこで、15 年間の運用における太陽光発電機容量と蓄電池容量がそれぞれ停電率に及ぼす影響を調べた。蓄電池容量 24 kWh に固定し、太陽光発電容量 1.4~2.6 kWp の変化に対する 15 年間の停電率を Fig. 4.23 に、太陽光発電容量を 2.0 kWp

に固定した条件で蓄電池容量 15~33 kWh に対する 15 年間の停電率を Fig. 4.24 にそれぞれ示す。

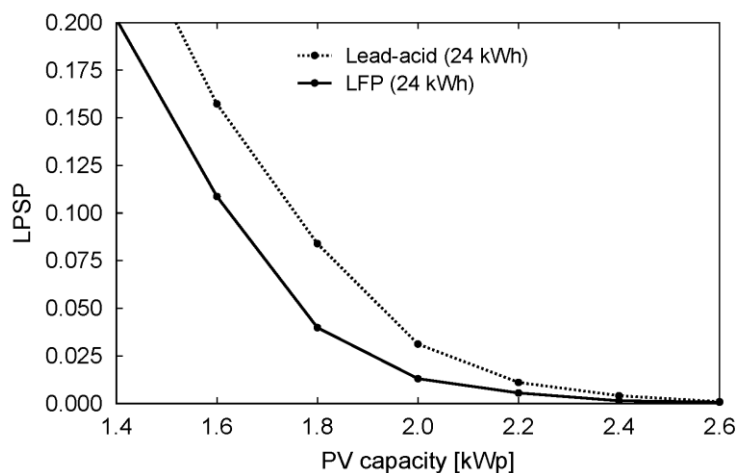


Fig. 4.23. Contribution of PV capacity (1.4 kWp to 2.6 kWp) to LPSR in the LFP and VRLA battery (24 kWh).

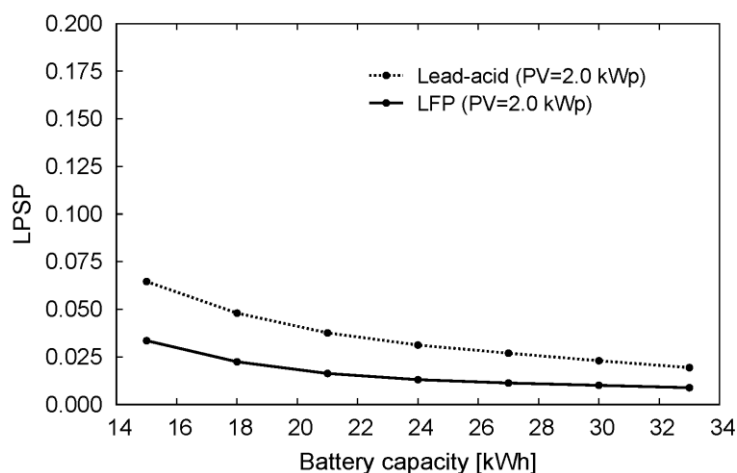


Fig. 4.24. Contribution of battery storage capacity to LPSR of the LFP and VRLA battery (15 kWh to 33 kWh) with the PV generator (2.0 kWp).

太陽光発電の容量変化に対する LFP 電池と VRLA 電池の結果を比較すると、太陽光発電容量が小さい条件では、LFP 電池の停電率は VRLA 電池よりも大きく減少した。ただし、太陽光発電容量が増加するほど両者の差は減少し、2.6 kWp では両者ともに停電率はほぼ 0 に収束した。蓄電池の容量変化についても充放電効率の良い LFP 電池は VRLA 電池よりも停電率が減少した。一方、蓄電池容量の増加に対して停電率の減少量は低く、33 kWh の LFP 電池を用いても停電率をゼロとすることはできていない。このように、太

太陽光発電容量と蓄電池容量の停電率低減に対する寄与は、前者の方が大きいことが理解される。電力需給バランスの時間的ギャップが蓄電池のバッファを超えると蓄電池はバッファ機能を失い、さらに充電時には蓄電池は消費源となる。従って、独立型太陽光発電住宅では蓄電池容量よりも太陽光発電容量を確保することがより重要である。

太陽光発電による電力供給量は日射量が空間的に均一であれば発電量はパネル面積に比例する。ただし、住宅における太陽光パネルの設置箇所は屋根上が一般的でありパネル面積は屋根面積により制約を受ける。この制約により十分なパネル面積が確保できない場合には停電率低減は限定的であるものの、LFP電池のような高効率蓄電池を導入することで停電率を改善することができる。ただし、日本のように梅雨の時期など供給電力が慢性的に不足する期間がある場合には蓄電池容量の増加に対し停電率の減少幅は小さく、蓄電池容量よりも供給電力量を増加させるほうが有効であるといえる。



## 第5章

### 電力供給システムの導入可能性の検討

ここでは、第4章で性能改善を行ったらせん水車式水力発電システムおよび蓄電池として LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システムを1つに統合した複合電力供給システムについて、数値シミュレーションにより経済性、停電率及び電力余剰量を総合的に評価し中山間地域への導入可能性を検討した。日射量及び需要量の入力データは第4章と同じものを用いた。また、長期間の運用について評価するにあたり、らせん水車式水力発電システムの発電出力はベース電源として考慮した。ただし、水力発電出力は入力条件である流量と地形条件に依存することから、ここでは発電出力のみを変数とした。らせん水車式水力発電システムの発電規模は汎用的な U 字溝程度を想定し流量 25 L/s, 勾配 15 deg, 水路長 1.0~2.0 m 程度（落差約 30~70 cm）で発電可能な 30, 60, 90 W を発電出力とした。各電力供給システムは第2章で示したように、キルヒホッフの第1法則により電流の線型和として考慮した。LFP 電池及び太陽光発電システムについては設備コストの試算が容易である。一方、第4章1節4項で指摘したようにらせん水車式水力発電システムについてはコスト評価手法が未だ確立されていない。特にコストに対する設計形状の寄与は不明である。そこで、らせん水車式水力発電システムの価格については、著者らが岐阜県揖斐川上流に設置した設備を参考に導入可能性を議論した。

#### 5.1 LFP 電池—太陽光発電システムの長期運用時の停電率と設備コストの関係

まずベース電源を考慮しない条件での蓄電池を備えた太陽光発電システムについて15年間の運用における設備コストを評価した。このとき、蓄電池をそれぞれ LFP 電池、VRLA 電池とした条件について比較し LFP 電池の導入効果を検討した。蓄電池容量を 24 kWh で固定し、太陽光発電容量を 1.4~2.6 kWp まで変化させた場合の停電率に対する設備コストの関係を Fig. 5.1 に、太陽光発電容量を 2.0 kWp に固定し、蓄電池容量を 15 kWh ~33 kWh まで変化させた場合を Fig. 5.2 にそれぞれ示す。ここでは機器価格を設備コストとし、輸送、設置、メンテナンスコストは考慮していない。太陽光発電機とインバータを合わせたコスト単価は 2.5 \$/Wp (Goodrich et al. 2012) を用いた。LFP 電池のコスト単価は 0.90 \$/Wh (Krieger et al. 2013), VRLA 電池については市場価格を参考に 0.40 \$/Wh を用いた。

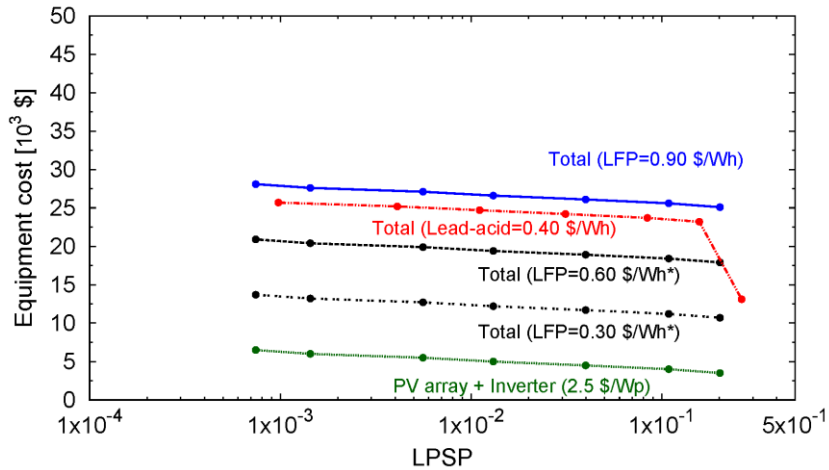


Fig. 5.1. Equipment cost with the LPSP variation over 15 years of operation using LFP and VRLA batteries (24 kWh) with varying PV panel capacity (1.4 kWp to 2.6 kWp).

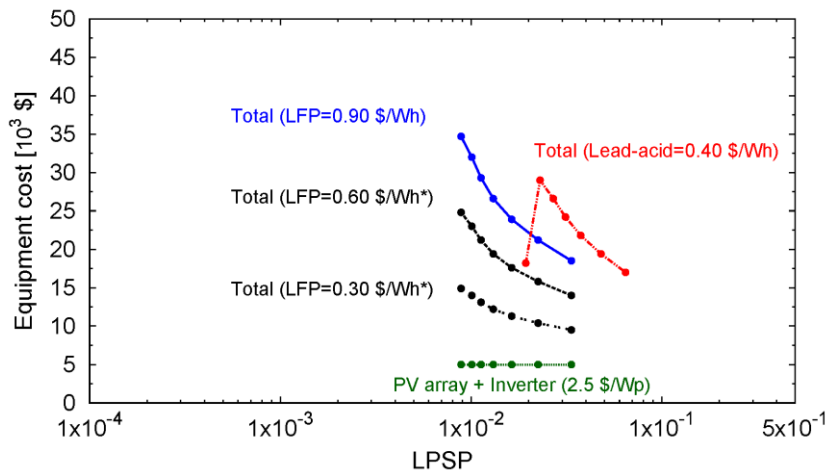


Fig. 5.2. Equipment cost with the LPSP variation over 15 years of operation using PV panel capacity (2.0 kWp) with varying LFP and VRLA batteries (15 kWh to 33 kWh).

結果より電池に対して太陽光発電及びインバータの設備コストは相対的に小さく、全体のコストの大部分は蓄電池コストが占めることが明らかとなった。蓄電池容量を 24 kWh に固定する条件では、15 年間運用の総設備コストは VRLA 電池が LFP 電池より低コストとなった。ただし、現状の LFP 電池のコスト単価 0.90 \$/Wh は VRLA 電池 (0.40 \$/Wh) の 2 倍以上の高価格である。ただし、VRLA 電池は電池交換が必要となるため、コスト差は 10 % 程度となる。太陽光発電容量を 2.0 kWp に固定する条件では、蓄電池容量に対する設備コスト差はより顕著となった。第 4 章 2 節 3 項の結果と同様にコストを掛けて蓄電池容量を増加させても LPSP の改善効果は太陽光発電容量の増加に対して限定的であった。VRLA 電池において Fig. 5.1 において太陽光発電容量 1.4 kWp, Fig. 5.2 において蓄電池容量 33 kWh の条件で総設備コストが大きく低下する値が得られた。これは、どちらも 15 年間の運用で電池交換が 0 回のみであったケースであり、その他は 1 回の電池交換が必要となっている。即ち、蓄電池交換のコスト分が反映された結果である。前者のケースに関

しては、年間の 20 %の期間に対する停電許容が必要となるため現実的ではない。後者に関しては、同じ停電率であれば、LFP 電池よりも低コストとなるが、この場合も両者の差は 10～15 %程度である。また、蓄電池の容量差は LFP 電池 19～20 kWh に対して VRLA 電池は 33 kWh となる。このとき、LFP 電池の特性として重量出力は VRLA 電池の 1/2 以下、容積出力は 1/3 以下であるので、LFP 電池は VRLA 電池の 1/3 の重量、1/4.5 の容積となる。ここでは輸送や設置、空間占有、交換・廃棄といったコストは考慮していないが両蓄電池の重量と容積の差はこれらのコストに大きく影響すると考えられる。これら両蓄電池の導入に対する総設備コスト差及び性能差を考慮すれば、蓄電池の選択としては LFP 電池が優れると考えられる。ただし、LFP 電池に関しても運用期間 16～17 年で電池交換が必要となるため、これ以降の運用期間を想定する場合、LFP 電池と VRLA 電池のコスト差は 2 倍以上に拡大する点に注意されたい。このように、コストと許容停電率、及び需給量バランスと想定運用期間に応じて適切な蓄電池を決定することが必要となる。

LFP 電池は比較的新しい電池であり今後の価格低下が期待される。結果より LFP 電池のコスト単価が 0.60 \$/Wh まで向上すれば、LFP 電池は性能及びコストともに VRLA 電池を上回ることが示された。さらにコスト単価が 0.30 \$/Wh となる場合には現状の LFP 電池及び VRLA 電池を用いた場合と比較して、総設備コストは 1/2 以下となる。特に、中山間地域では都市部よりも蓄電池の輸送や設置コストが高価格となることから、LFP 電池の特性である軽量・コンパクトな特性により、ライフサイクルで総合的に考えればコスト差は大きく減少、または LFP 電池の方が低コストとなることも十分に期待できる。さらに長期的な運用を想定した解析により VRLA 電池よりも高効率かつ長寿命であることが示された。LFP 電池のこのような特性に加えてさらにコスト単価が改善されれば、中山間地域における自然エネルギーを活用した電力供給システムの導入可能性を大きく向上させることができると考えられる。

## 5.2 らせん水車－太陽光－LFP 電池複合電力供給システムの総合的評価

次にらせん水車式水力発電システムと LFP 電池－太陽光発電システムを統合した複合電力供給システムの導入可能性を検討する。らせん水車式水力発電システムをベース電源とし扱い、30, 60, 90 W のベース電源を考慮した場合の電力供給システムの停電率とコストの関係を数値シミュレーションにより評価した。蓄電池容量を 24 kWh に固定した条件で太陽光発電容量を 1.4～2.6 kWh と変化させた場合の 15 年間運用後の停電率と設備コストの関係を Fig. 5.3 に示す。また、このときの蓄電池容量と停電率の関係を Fig. 5.4 に示す。また、太陽光発電容量を 2.0 kWp に固定した条件で LFP 電池容量を 15～33 kWh と変化させた場合の 15 年間運用後の停電率と設備コストの関係を Fig. 5.5 に示す。また、このときの蓄電池容量と停電率の関係を Fig. 5.6 に示す。

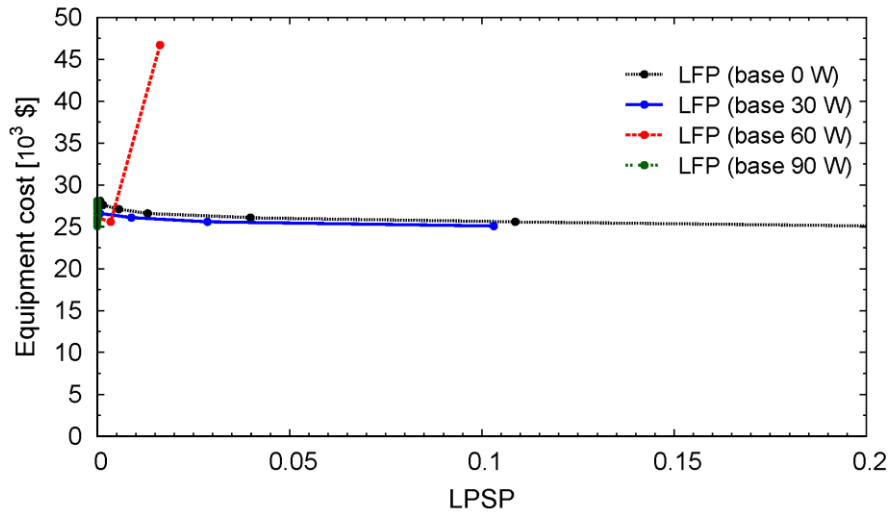


Fig. 5.3. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to Equipment cost in the PV generator (1.4 kWp to 2.6 kWp, PV cost is assumed to 2.5 \$/Wp) with the LFP battery (24 kWh).

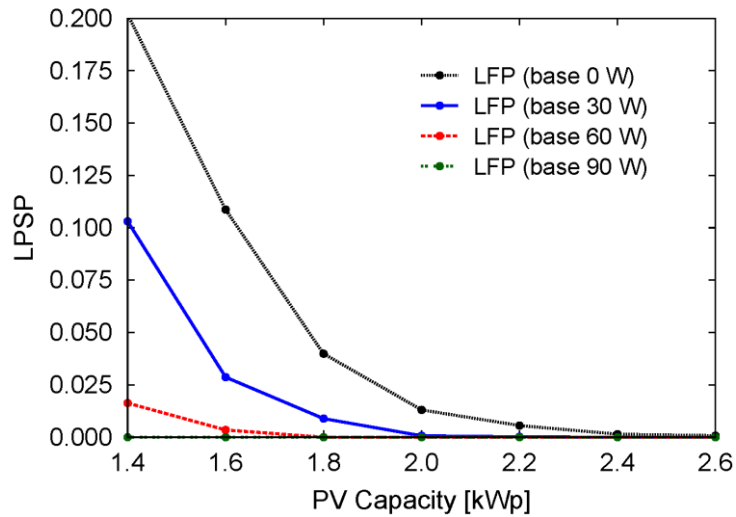


Fig. 5.4. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to LPSP in the PV generator (1.4 kWp to 2.6 kWp) with the LFP battery (24 kWh).

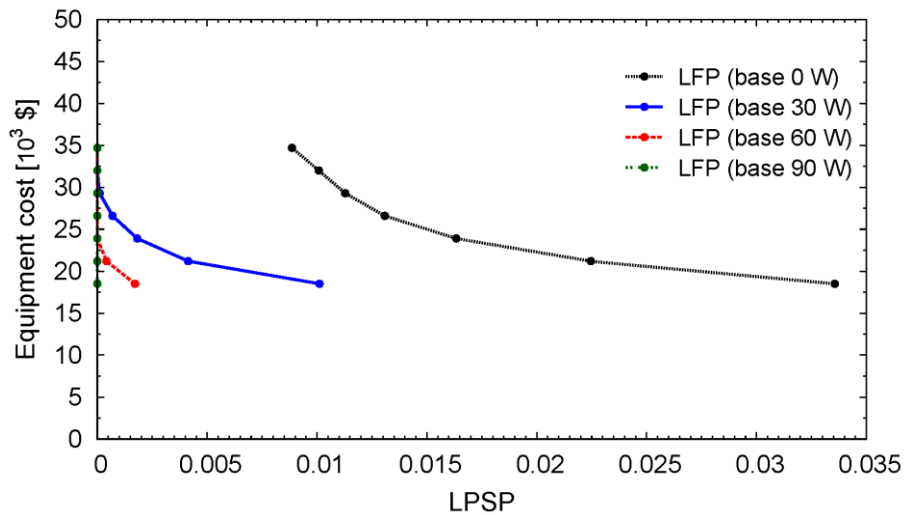


Fig. 5.5. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to Equipment cost in the LFP battery (15 kWh to 33 kWh, battery cost is assumed to 0.90 \$/Wh) with the PV generator (2.0 kWp).

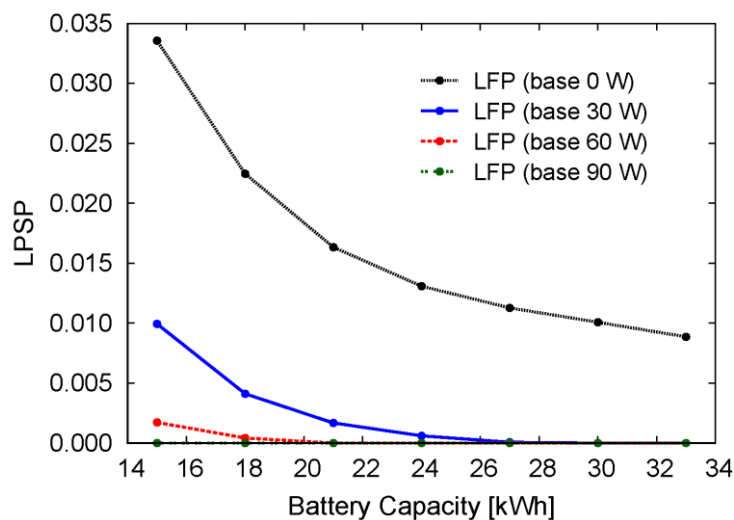


Fig. 5.6. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to LPSP in the LFP battery (15 kWh to 33 kWh) with the PV generator (2.0 kWp).

結果より、両条件ともに 30 W のベース電源であっても停電率を劇的に改善することができることが示された。特に、太陽光発電容量を変化させる条件ではベース電源の導入による停電率の改善効果が非常に大きい結果となった。ただし、この条件では太陽光発電機の設定コストに占める割合が小さいことから、ベース電源の導入によるコスト改善効果はなかった。注目すべき点として、太陽光発電容量 1.4 kWp かつベース電源出力 60 W の条件では 15 年間の運用期間内で LFP 電池の交換が必要となり、設備コストが著しく増加している。この結果は、電力需給パターンによって蓄電池の劣化速度が変化することを示唆する。蓄電池の劣化速度は充放電量や充放電頻度の影響を受けることから、この条件では蓄電池が酷使されるような電力需給パターンとなったと考えられる。ただし、この関係は Fig. 5.3 と Fig. 5.5 のように電力源の容量だけでは説明できない。従って、複合型電力供給

システムにおいては、需給量の関係だけでなく、両者の時間変動パターンを考慮する必要があり、総設備コストと停電率許容、電源容量の決定には数値シミュレーションが不可欠であるといえる。

太陽光発電容量を 2.0 kWp で固定させた条件では、許容停電率が 0.01 程度であれば 30 W のベース電源の導入により LFP 電池容量を 33 kWh から 15 kWh まで減少させることができ、蓄電池の削減コストは約 15000 \$ (1 \$ = 120 円の場合、約 180 万円) となる。これは、需要側としては、特にベース電源となる機器の省エネ化が有効であり、供給側としては補助的であってもベース電源となるような発電システムの導入が有効であることを示している。従って、30 W のらせん水車式水力発電システムが 180 万円程度であればコスト及び停電率は同等となる。例として、著者らが岐阜県揖斐川の農業用水路（流量 20 L/s, 勾配 15 deg の U 字溝）に設置した出力 30 W 程度のらせん水車式水力発電システムは受注生産で約 80 万円であった。この事例に基づけば、らせん水車式水力発電システムをベース電源とすることで、電力供給システムのコストを削減することは十分に実現可能であると考えられる。太陽光発電は夜間には供給電力がゼロとなり、さらに日本の梅雨のように供給電力が著しく低下する期間が連続する場合、供給安定性の向上のため電力供給システムに蓄電池が必要不可欠となる。このような条件下でも、補助的なベース電源の導入により総設備コストを大幅に削減可能となることが示された。

以上のように、ベース電源出力を増加させることで総設備コストを増加させずに停電率を大幅に改善し、停電時間をゼロとすることも可能であることが明らかとなった。コストと停電率の関係を総合すれば、電力源に投資し、蓄電池容量は小さくすることが重要である。特に、相対的に経済性のよい太陽光発電容量の増加は停電率低減および総設備コスト削減効果が期待できる。ただし、居住環境によっては設置面積及び日照時間を物理的に制限される場合もあることから、安定電力源の併用も重要であるといえる。従って、導入が容易で高性能なベース電源の開発、またはそれに準ずる技術として電源の高出力化と安定化は極めて重要な課題であることが理解される。ここでベース電源として想定したらせん水車式水力発電システムは一般的な U 字溝に設置でき、第 4 章の解析結果から 25 L/s 程度の流量、落差 40 cm 程度（15 deg 勾配、水路長 1.6 m）で 50~60 W の電力供給が期待される。さらに、本論文では感度解析による設計や多目的最適化を実施し、軽量かつ高効率ならせん水車式水力発電システムの設計変数群を示した。このように、本論文で示された軽量高効率ならせん水車式水力発電システムを LFP 電池-太陽光複合電力供給システムと組み合わせることで、中山間地域に適した長期間安定かつ低価格な電力供給システムの実現が期待される。

ここまでの結果から、電力源の供給パターンは蓄電池の劣化速度に影響を及ぼすことが示唆された。また、停電率については先に示したように、ベース電源出力を増加させることで停電率は減少する。ただし、時間経過とともに蓄電池容量の劣化が生じ、停電率は年々増加していく。即ち 15 年目は蓄電池容量劣化により、1 年目の状態よりも停電が生じやすくなる。この点は運用上では特に注意する必要がある。そこで、ベース電源導入による蓄電池寿命への影響を評価した。蓄電池容量 15 kWh、太陽光発電容量 2.0 kWp としてベース電源 0, 30, 60, 90 W を導入し 15 年間運用した場合の停電率と蓄電池寿命の劣化指標 (SOH) の関係を Fig. 5.7 に示す。また、Fig. 5.7 において 12~15 年目の蓄電池容量劣化指標を拡大したものを Fig. 5.8 に示す。同様に、Fig. 5.3 において 15 年間以内で蓄電池交換が必要であったケースを含む蓄電池容量 24 kWh、太陽光発電容量 1.4 kWp について停電率と SOH の関係を Fig. 5.9, 12~15 年目の拡大図を Fig. 5.10 にそれぞれ示す。

太陽光発電容量が異なるため、Fig. 5.7 と Fig. 5.9 の停電率については値のオーダーが異なることに注意されたい。

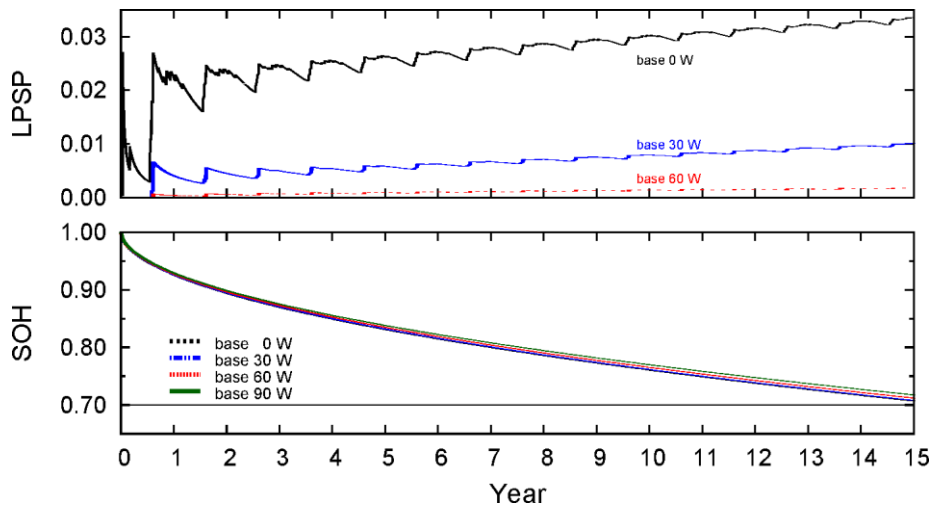


Fig. 5.7. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to LPSP and SOH in the LFP battery (15 kWh) with the PV generator (2.0 kWp) over 15 years of operation.

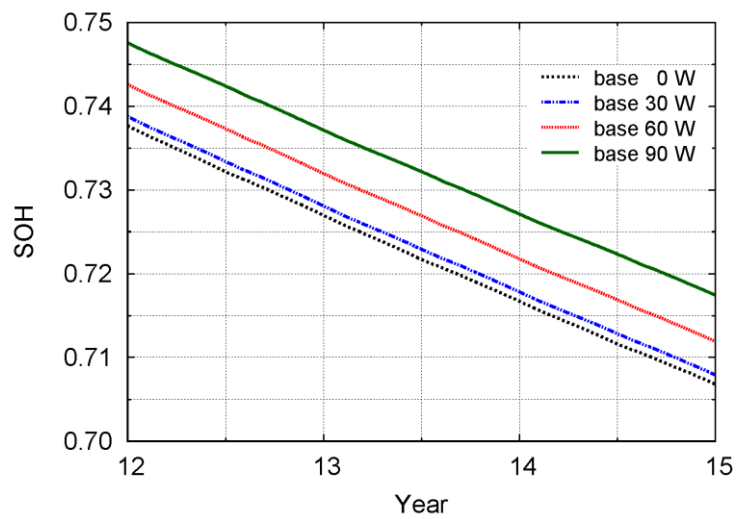


Fig. 5.8. The SOH improvement by the base power in Fig. 5.7.

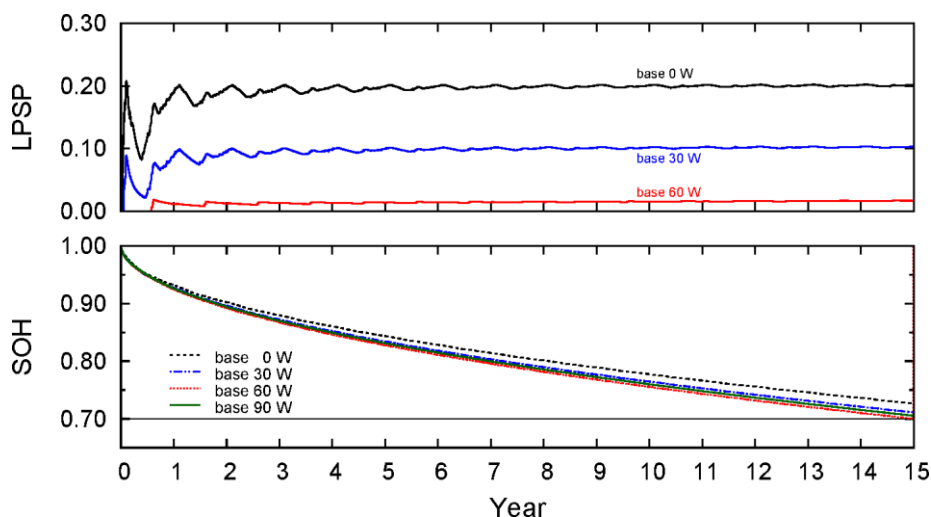


Fig. 5.9. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to LPSp and SOH in the PV generator (1.4 kWp) with the LFP battery (24 kWh) over 15 years of operation.

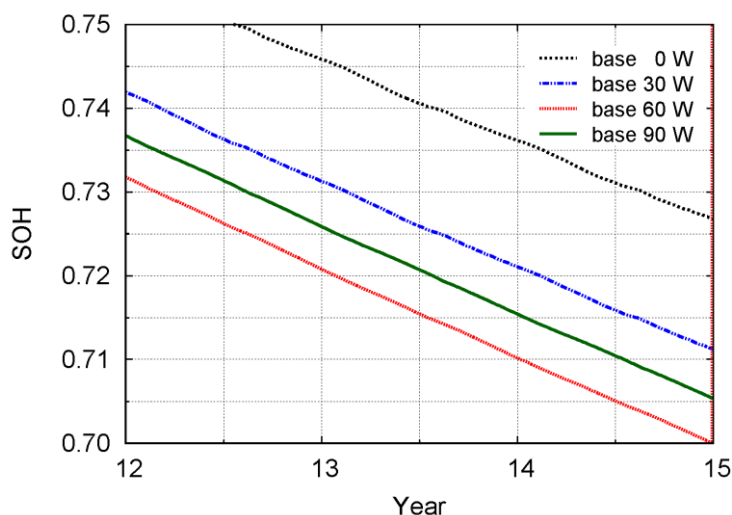


Fig. 5.10. The SOH improvement by the base power in Fig. 5.9.

蓄電池の容量劣化については、LFP 電池は時間経過で劣化速度が緩やかになるため、Fig. 5.7 と Fig. 5.9 とともに 15 年間のスケールではベース電源間で SOH の減少傾向の差は小さく、ほとんど同じようである。ただし、時間スケールを拡大した Fig. 5.8, Fig. 5.10 ではベース電源の出力規模間に明確な差が認められた。太陽光発電容量 2.0 kWp (Fig. 5.8) と 1.4 kWp (Fig. 5.10) を相対的に比較すれば、ベース電源 0 W を境に、前者は蓄電池寿命が増加、後者は減少を示した。ベース電源出力同士の比較ではベース電源出力 60 W と 90 W はともに太陽光発電容量 2.0 kWp に対し蓄電池寿命は増加、1.4 kWp では蓄電池寿命が低下した。また、停電率を基準とすれば太陽光発電容量 2.0 kWp-ベース電源 30 W と太陽光発電容量 1.4 kWp-ベース電源 60 W の組み合わせで同程度の停電率となるものの、蓄電池寿命に関しては前者が 1 年以上長い結果となった。太陽光発電容量 1.4 kWp の条件については、特にベース電源出力 60 W は寿命劣化が早く、15 年間で交換基準値に達している。この条件ではベース電源 0 W で年間の 20 % の期間停電となるなど慢性的な電力不足状態となったため、ベース電力の導入により蓄電池の活用効率が増加し停電率が改善



する一方で寿命劣化速度が加速したと考えられる。即ち，得られた結果においては太陽光発電容量 1.4 kWp—ベース電源 60 W の条件は，需要量変動パターンに対する蓄電池の利用効率が上昇し寿命が最も短くなったと考えられる。ただし，電力供給システムにおける蓄電池の利用効率については，蓄電池の役割と設備コストの議論を踏まえれば，効率が低い程良いわけではない点に注意されたい。太陽光発電容量 2.0 kWp に関しては，停電率改善と蓄電池寿命の増加の両方が達成されている。このとき，ベース電源 30 W では蓄電池寿命はほとんど増加しないが，90 W の場合は 1 年程度寿命が増加することが明らかとなった。これは，太陽光発電容量が確保されている条件，例えば電力余剰が停電時間よりも支配的となる場合，ベース電源出力の増加とともに余剰発生時間が増加することにより，蓄電池の充放電回数及び放電深度が低下し寿命が増加したと考えられる。

このように，電力需給パターン及び電力源の構成によって蓄電池は非常に複雑な応答を示し，停電率・設備コストともに蓄電池応答に大きな影響を受けることが明らかとなった。また，太陽光発電容量 2.0 kWp の結果のように，ベース電源の導入は停電率の改善だけでなく，蓄電池寿命の増加としても寄与することが示され，条件次第で蓄電池寿命は 1 年程度増加させることが可能であることが明らかとなった。これは補助的なベース電源の導入は，停電率の改善に極めて有効であると同時に，太陽光発電容量が十分にある条件では蓄電池容量の削減による設備コストの改善，及び設備寿命の増加による運用コストも同時に改善することが可能であることを示唆する。

蓄電池の寿命についてさらに考察を行うため，電力余剰量に対するベース電源出力の影響を評価した。蓄電池の寿命増加，つまり放電深度が減少するような場合，蓄電池の充電量は高い水準を維持できるようになり満充電状態になりやすくなると考えられる。即ち，日中の電力余剰量の増加が予想される。太陽光発電容量 1.4～2.6 kWp におけるベース電源出力ごとの電力余剰量を Fig. 5.11 に，蓄電池容量 15～33 kWh におけるベース電源出力ごとの電力余剰量を Fig. 5.12 にそれぞれ示す。

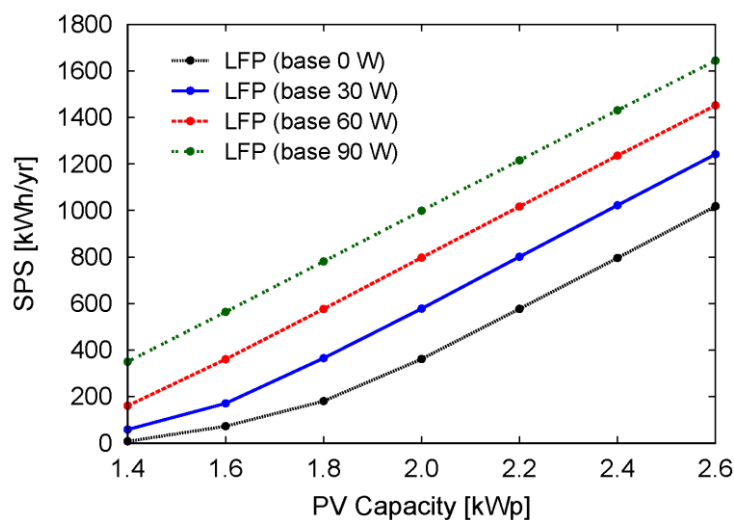


Fig. 5.11. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to SPS in the PV generator (1.4 kWp to 2.6 kWp) with the LFP battery (24 kWh).

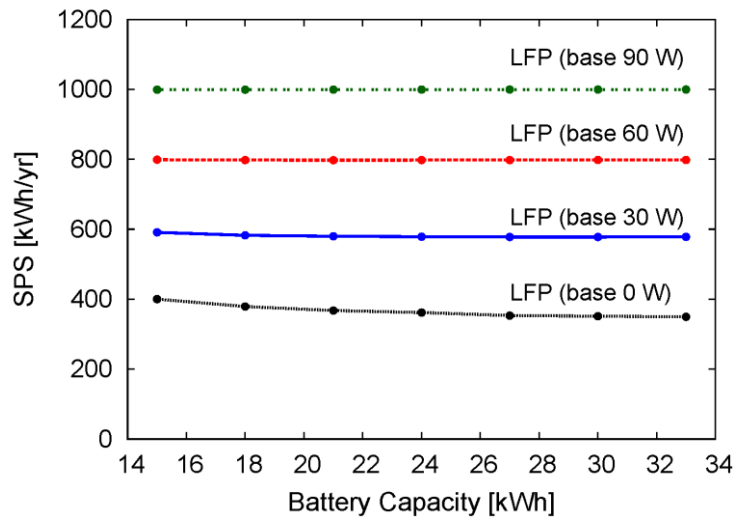


Fig. 5.12. Contribution of base power (0, 30, 60, 90 W) to SPS in the LFP battery (15 kWh to 33 kWh) with the PV generator (2.0 kWp).

結果よりベース電源増加により電力余剰量が増加することが示された。ただし、太陽光発電容量の変化に対しては余剰量が線形的に増加するものの、蓄電池容量の変化に対しては、余剰量はほぼ一定を示した。蓄電池のバッファとしての性質は、停電時の場合は前述の通り蓄電池容量の増加に対して停電率軽減に寄与するものの、その効果は供給量の増加に比べると限定的であった。この理由は蓄電池のバッファを超える集中的な電力不足の頻度が少ないことが挙げられる。余剰時の場合についても、集中的な電力不足が電力余剰量に与える影響が小さくなる。即ち、年スケールで余剰量を議論する際には蓄電池の容量変化に対して停電による影響を無視できる。集中的な電力不足期以外では、太陽光発電容量と需要パターンが一定であれば、電力余剰量は蓄電池の満充電後の電力需給差がプラスの場合に生じる。以上から蓄電池の電力調整バッファとしての機能は停電時側へののみ影響し、電力余剰量は蓄電池容量とほぼ無関係に需給バランス量に支配されることが理解される。

ベース電源の導入による蓄電池寿命の解析結果より、運用において時間経過ごとに蓄電池の容量劣化により停電リスクが増加することを指摘した。この影響を詳細に把握するため、ベース電源出力と容量劣化による年間を通じた時間帯別停電リスクを調査した。LFP電池の容量は15 kWh、太陽光発電容量は2.0 kWpとして1年目と15年目の蓄電容量変化についてベース電源出力0, 30, 60, 90 Wを導入した結果を Fig. 5.13, 5.14, 5.15, 5.16 にそれぞれ示す。

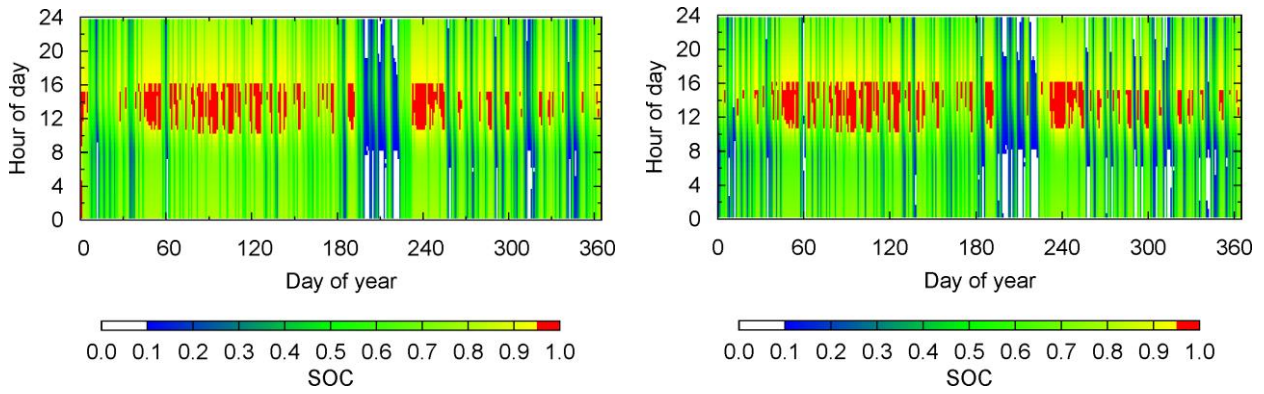


Fig. 5.13. Annual SOC distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 0 W base power (left: 1<sup>st</sup> year, right: 15<sup>th</sup> year).

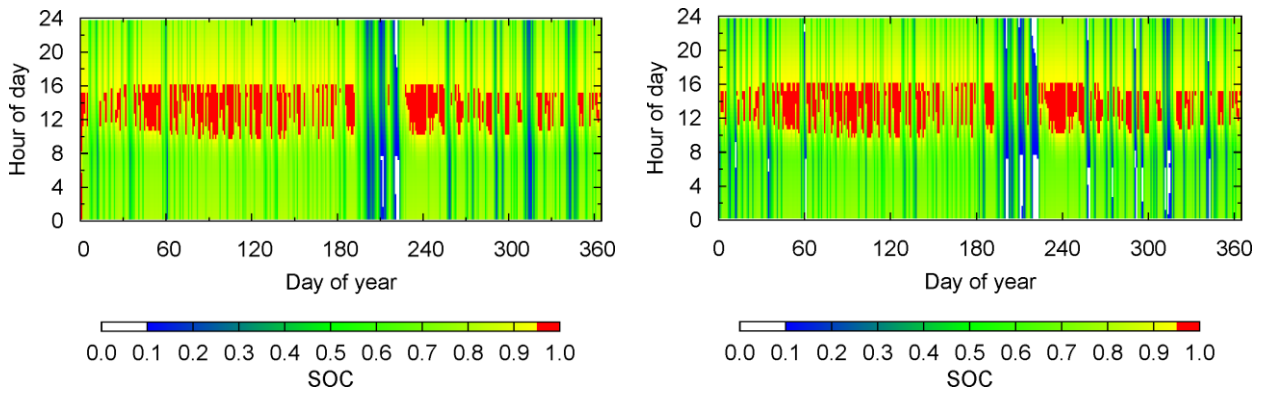


Fig. 5.14. Annual SOC distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 30 W base power (left: 1<sup>st</sup> year, right: 15<sup>th</sup> year).

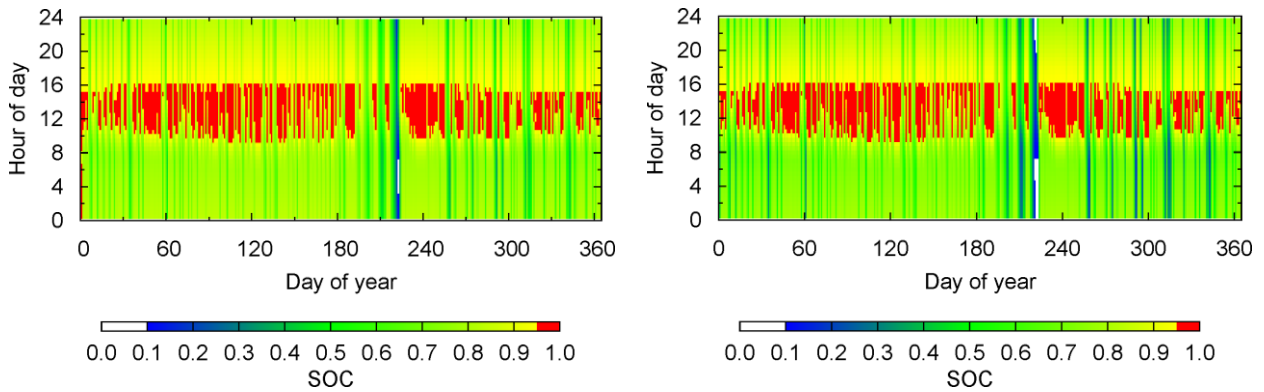


Fig. 5.15. Annual SOC distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 60 W base power (left: 1<sup>st</sup> year, right: 15<sup>th</sup> year).

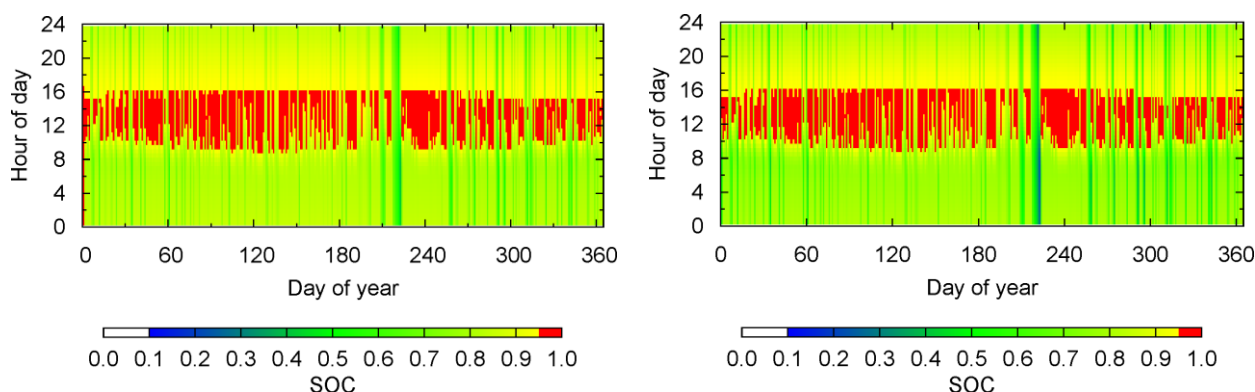


Fig. 5.16. Annual SOC distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 90 W base power (left: 1<sup>st</sup> year, right: 15<sup>th</sup> year).

各ベース電源出力について、1年目と15年目を比較すると15年目には蓄電容量が低下する時間が増加し、ベース電源が小さくなるほど停電発生頻度が増加した。また、ベース電源出力の増加による停電時間の減少が認められた。ベース電源0、30Wの場合、15年目には梅雨期間に加えて冬季期間にも夜間から早朝にかけて停電が発生した。ベース電源を60Wまで増加させた場合、梅雨の停電時間は15年目であっても大きく減少させることができ、冬季の停電防止が達成されている。さらにベース電源を90Wまで増加させると、15年目の梅雨の時期でも停電せずに運用可能となる。このように、ベース電源出力は太陽光発電容量の1/20 (= 100W) 以下でも停電率の減少、および蓄電池寿命の増加に対して有効であることが明らかとなった。

ベース電源出力を増加させることで蓄電量は容量の上限付近で維持される。蓄電池寿命の増加はこのような蓄電量が上限付近で維持されること、即ち放電深度が実質的に浅くなることが理由であると考えられる。電力余剰量については、1日あたりの余剰発生時間は蓄電池劣化とほぼ無関係であり、年間の余剰発生日数が増加した。この理由は、蓄電容量劣化が蓄電容量の上限が減少することと対応する事から、蓄電池容量劣化が生じると充電時間が短縮されることで説明される。以上より、ベース電源出力の増加は、停電率に対しては低減、電力余剰の発生日数に対しては増加させる特性を示し、一方で蓄電池寿命の劣化は、停電率に対しては増加、電力余剰に対してはほとんど寄与しないといった特性が示された。

電力余剰の活用についてより具体的に議論するため、1年目と15年目の1日当たりの電力余剰量について比較を行った。各ベース電源出力の日余剰電力量を Fig. 5.17, 5.18, 5.19, 5.20 に示す。図中では1年目の結果を赤色の線で、15年目の結果を青色の棒グラフで併記している。

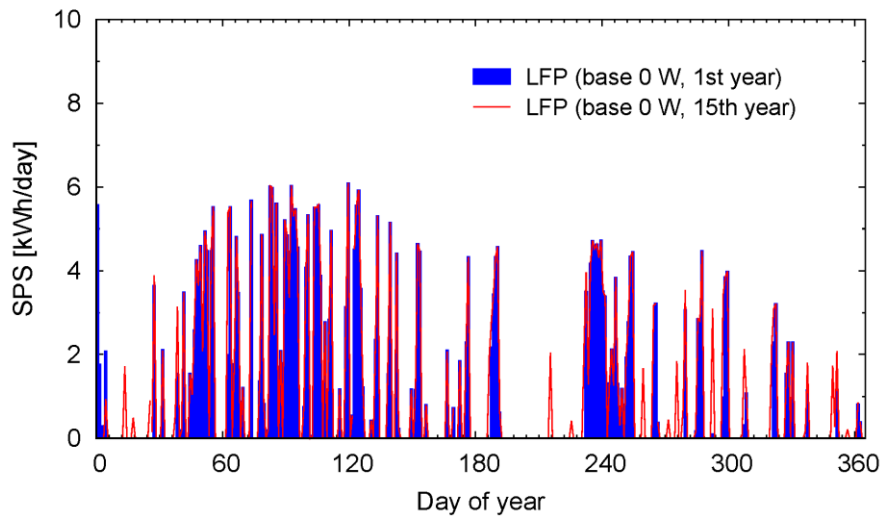


Fig. 5.17. Annual SPS distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 0 W base power (bars: 1<sup>st</sup> year, lines: 15<sup>th</sup> year).

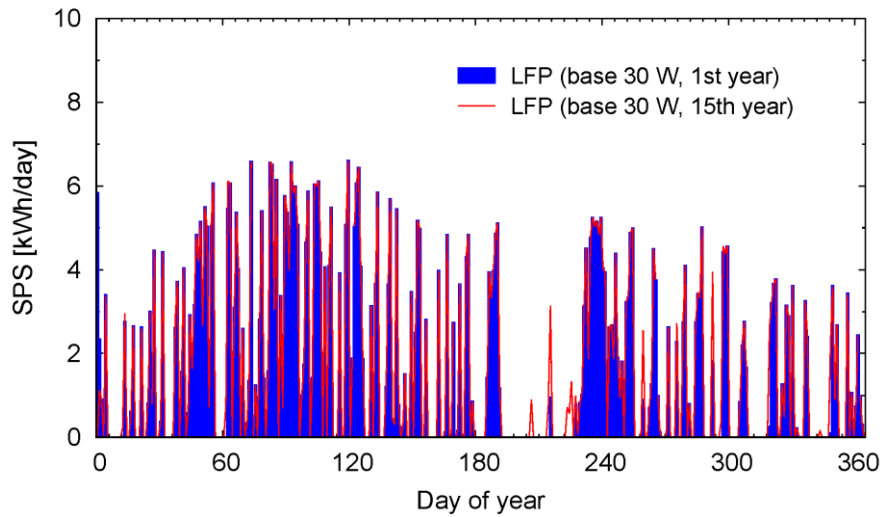


Fig. 5.18. Annual SPS distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 30 W base power (bars: 1<sup>st</sup> year, lines: 15<sup>th</sup> year).

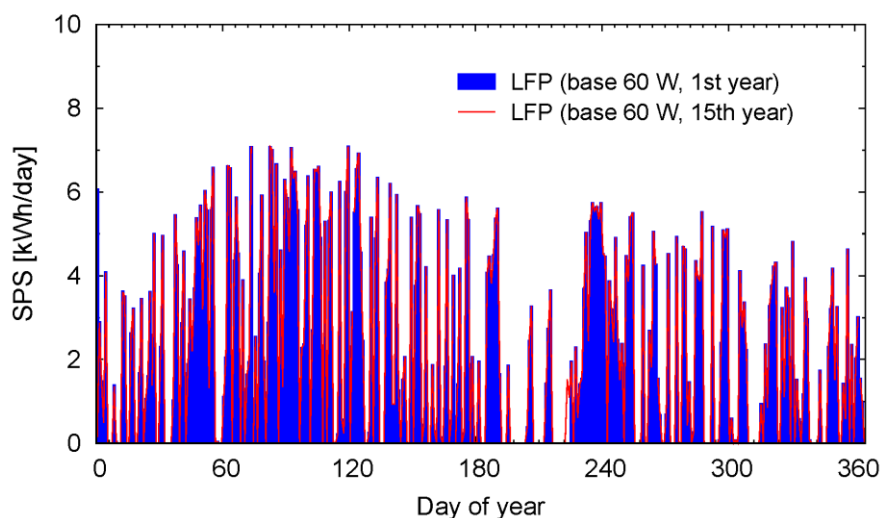


Fig. 5.19. Annual SPS distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 60 W base power (bars: 1<sup>st</sup> year, lines: 15<sup>th</sup> year).

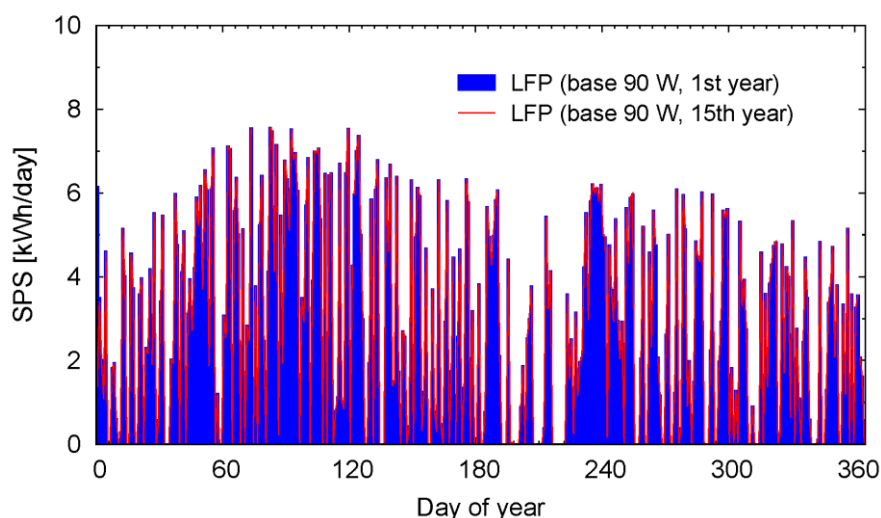


Fig. 5.20. Annual SPS distribution in the 15 kWh LFP battery with the 2.0 kWp PV generator and the 90 W base power (bars: 1<sup>st</sup> year, lines: 15<sup>th</sup> year).

結果より、電力余剰量は日射量データの傾向と同様に3月から5月及び9月付近で多くなった。これまでの結果および議論より、ベース電源出力の影響は1日当たりの余剰量変化ではなく年間の余剰発生日数として現れ、余剰量は電力供給量である太陽光発電容量により決定されることが改めて確認できる。ベース電源 30 W であれば梅雨と冬季の一部期間以外で1日に4 kWh程度、60 W 以上であれば梅雨以外のほとんどの期間に1日に4 kWh程度の余剰電力の利用が可能であることが示された。蓄電池は容量以上の電力余剰量を持ち越すことは出来ないため、基本的には余剰電力はその時点で消費する必要がある。従って、余剰電力の活用方法としては給湯など熱エネルギーに変換し、熱需要としての利用、洗濯機や調理機器など電力消費の時間をシフト可能な機器により余剰量を消費するデマンドシフトなどが有効であると考えられる。余剰電力 4 kWh の大まかな目安は、理想的な電熱器で常温 (15 °C) の水 100 L を 50 °C に加熱する量に相当する。これは電力としては 1000W の電化製品を 4 時間使用可能な量に相当する。ただし、実際には需給電力差

のプラス分だけが利用できることから 1000 W の出力を安定的に利用できるわけではないことに注意されたい。従って、余剰電力は熱需要として活用することが望ましい。

本論文では電力供給システムの挙動解析や電力需給バランス解析を可能とする数値解析モデルを導入することによって、複合電力供給システムの設備性能や設備容量の設計、効率的な運用計画、導入可能性を検討するための定量的なデータを示した。また、得られたデータに基づいて経済性や停電率を評価し、中山間地域に適した電力供給システムとして、LFP 電池を備えた太陽光発電システムを主電源として、小容量のらせん水車式水力発電システムを導入した複合電力供給システムを提案した。提案した複合電力供給システムは例えば、平均消費電力 250 W 程度の家庭で 15 年間運用する場合、勾配 15 deg・水路長 1.6 m・流量 25 L/s の水路が利用できれば、最適設計されたらせん水車式水力発電により発電出力 60 W—水車重量 30 kg—水車回転数 60 rpm が見込まれる。さらに太陽光パネル 2.0 kWp, LFP 電池 15 kWh とすれば、年間の停電時間は梅雨時期の夜間から早朝に約 18 時間、電力余剰については、年間の半分以上の日数でおよそ 4 kWh/day の電力が利用可能となることを示した。このとき、らせん水車式水力発電システムを 100 万円と仮定すれば複合電力供給システムの総設備コストは約 320 万円で導入可能であると試算される。

中山間地域に適した電力供給システムの開発では、一層のコスト競争力の向上と付加価値の創出が課題である。電力会社の電気料金を 24 円/kWh (2015 年 4 月時点の電気料金を参考) とすれば、例示した電力消費パターンの家庭の電気料金は単純計算で約 4320 円/月、15 年間で約 78 万円である。即ち、本論文で提案した電力供給システムは既存の電力網と単純に価格比較すればおよそ 4 倍のコストを必要とする。既存インフラの電気料金価格の将来変動は明確ではないものの、本論文で提案した LFP 電池を備えた自立型太陽光—らせん水車式水力発電による複合型電力供給システムのコスト競争力の向上に課題が残った。また、システムに対する正確なコスト評価を行う必要がある。本研究のコスト評価で考慮されていない、製造運搬、維持管理、環境負荷、熱利用といった要素も考慮したコストに対して既存インフラとの比較が必要である。さらに、電力供給システムの更なる性能向上は勿論、新たな付加価値の創出が不可欠である。即ち、電力ネットワークの構成要素の追加とスケールの拡大が必要である。例えば、供給側の視点では、電気自動車のバッテリーと住宅用蓄電池のハイブリッド化、余剰電力を活用して農業機械の駆動や充電、熱電併給システムといった工夫が必要である。需要側の視点では、省エネは最も効果的な工夫である。解析結果で示したように、ベース電源の削減は電力供給システムの設備容量の削減を可能とし、コストを低減させることができる。また、需要量変動を太陽光発電量に追従させるようなデマンドシフトは蓄電池容量の削減に大きく寄与し、コスト削減に対して有効であると期待される。

## 第6章

### 結論

本論文では山間地域に適した自立型電力供給システムとして、LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システム及びらせん水車式水力発電システムを提案し、同システムの性能予測モデルを構築し高効率化検討と導入可能性評価を行った。電力供給システムの挙動解析や電力需給バランス解析を可能とする数値解析モデルを導入し、性能解析結果に基づき導入可能性を検討した。

第1章では持続可能な電力供給システムの実現に対する、演繹的アプローチとして構成要素の集合体としての電力ネットワークのモデル化、及びその理論的な解析の重要性を確認した。既往研究を整理し、対象スケールと適用立地として中山間地域における自立型住宅の電力供給システムに着目し、中山間地域に適した電力供給システムの構築に対する課題を明確化した。中山間地域で有望な自然エネルギーとしてマイクロ水力と太陽光に焦点をあて、それらを活用する電力供給システム像として、極低落差に適したらせん水車式水力発電システム、および LFP または VRLA 電池を備えた多結晶シリコン太陽光発電システムを挙げた。また、中山間地域に適した複合電力供給システムの性能評価と導入可能性を検討するための高速高精度な性能予測モデルの構築にあたり、具体的な問題点と改善方策を示した。

第2章では極低落差に適したらせん水車式水力発電システム、LFP 電池を備えた多結晶シリコン太陽光発電システムの高速高精度な性能予測モデルの詳細を示した。らせん水車式水力発電システムに関しては、自由表面流れと水車、発電機の相互作用を考慮したらせん水車の運動解析モデルとして、タンクモデルを新たに提案した。タンクモデルは慣性力による水面勾配と間隙流れの流入出をモデル化し、らせん水車の駆動トルクについて時間変動計算を行うものとした。タンクモデルは流体解析を簡略化することによって、高速解析を可能とした。自由表面流れと水車の相互作用をより厳密に解析するため、3次元粒子法である MPS 法を導入し、タンクモデルの検証に用いることとした。LFP 電池については1次元電気化学反応モデルを、VRLA 電池は CIEMAT モデルを導入した。多結晶シリコン太陽光発電機は等価回路モデルを導入した。

第3章では電力供給システムの構成要素に対する性能予測モデルの精度検証と基礎的な特性把握を実施した。らせん水車式水力発電システムについては、タンクモデル、MPS 法、模型実験により、無負荷条件と発電機負荷条件について検証を行った。提案したタンクモデルは負荷条件に対して、MPS 法及び実験結果を良く再現した。発電機負荷条件では実験結果に対して、 $R^2 > 0.90$ ,  $RMSE < 4.0 \text{ W}$  の発電出力精度を得た。また非定常解析についても3次元流体-構造連成解析手法である MPS 法と同程度の精度が得られることを示した。太陽光発電機については数値モデルと製品データを比較し、数値モデルが日射量に対する電流電圧出力特性を非常に良く再現できることを示した。LFP 電池については、1次元電気化学反応モデルの計算結果を既存研究の測定結果と比較し、解析モデルが異なる放電レートに対する LFP 電池の放電特性と容量劣化特性を非常に良く再現で



きることを示した。VRLA 電池については、放電レートに対するセル電圧変化と充放電サイクル寿命について CIEMAT モデルの計算結果と既存研究及び製品データの測定結果を比較し、妥当な精度が得られることを示した。

第 4 章ではらせん水車式水力発電システムと LFP-太陽光発電システムの導入可能性を検討するための電力供給性能の定量的評価とその向上方策を示した。タンクモデルを用いて、設計変数の組み合わせを感度解析的に分析し総合効率 48.1 %を達成する設計値を得た。また、性能改善されたらせん水車式水力発電システムは変流量と変勾配に対してロバストな特性を有することを明らかにした。らせん水車の設備容量の拡張性を向上させるため、分割直列配置形態の効果を MPS 法により評価し、長軸形態と同等の発電出力が得られることを明らかにした。変負荷特性の改善のため無断変速機の導入効果をタンクモデルにより評価し、変負荷に対する水車回転数の安定化、及び感度解析で得られた設計値よりも最大発電出力をさらに 10 %程度向上させることが可能であることを示した。らせん水車式水力発電システムの総合的な性能向上のため、多目的最適化手法として NSGA-II とタンクモデルを組み合わせた解析によって、発電出力、水車重量、水車回転数のパレート解集合を求めた。その結果、発電出力 59.9 W-水車重量 30.7 kg-水車回転数 60.3 rpm-総合効率 56 %を達成する設計変数群を得た。LFP-太陽光発電システムについて、一般家庭の電力需要と美濃市の日射を想定した条件で電力需給バランス解析を行い、蓄電池容量 24 kWh、放電深度 85 %であれば、LFP 電池は VRLA 電池の 1/2 の停電率及び 3 年以上の耐用年数の向上となることを示した。また、蓄電池と太陽光発電機の設備容量に対する停電率の感度を分析し、停電率の低減には太陽光発電容量の増加がより効果が高いことを示した。停電リスクについては、日本の梅雨期に特有の数日間継続して日射量が低下する時期で最も停電リスクが高いことを示した。

第 5 章では、これまでで性能改善を行ったらせん水車式水力発電システムを、複合電力供給システムとして LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システムに統合し、電力需給バランス解析を実施した。本論文では供給安定性に優れることかららせん水車式水力発電システムはベース電源として考慮した。解析結果に基づき、複合電力供給システムの経済性、停電率及び電力余剰量を総合的に評価し中山間地域への導入可能性を検討した。まず、LFP 電池を備えた自立型太陽光発電システムについて 15 年間運用を想定した設備コストを評価し、蓄電池コストが設備コストの大部分を占めることを示した。このとき、LFP 電池は VRLA 電池よりも高コストとなったが、その差は VRLA 電池コストの 10 %程度であった。電力需給バランス解析により LFP 電池は VRLA 電池と比較して同出力条件では重量は 1/2 以下、容積は 1/3 以下であり、VRLA 電池よりも高効率かつ長寿命と、自立型電力供給システムに適した特性を有することを示した。次に、らせん水車式水力発電システムをベース電源として考慮し、LFP 電池-太陽光発電システムと統合した複合電力供給システムの導入可能性を評価した。電力需給バランス解析の結果、30 W のベース電源を導入した場合、停電率を劇的に改善できることを明らかにした。さらにコストの観点では、許容停電率が 0.01 程度であれば 30 W のベース電源の導入により LFP 電池容量を 33 kWh から 15 kWh まで減少させることが可能であることを示した。このとき、蓄電池の削減コストは約 15000 \$ (1 ドル = 120 円の場合、約 180 万円) と見積もられた。また、ベース電源の導入効果は太陽光発電容量の 1/20 (= 100 W) 以下でも停電率の減少だけでなく、蓄電池寿命の増加に対しても有効であることを示した。

最終的な導入可能性評価として、提案した複合電力供給システムの導入例を示した。導入条件として、電力供給に関する条件を勾配 15 deg・水路長 1.6 m・流量 25 L/s の水路及び美濃市の 20 年平均日射量が得られる立地、需要側の条件を平均消費電力 250 W 程度の

家庭の電力需要パターンで 15 年間の運用とした。このとき、らせん水車式水力発電システムは NSGA-II による多目的最適化結果によれば発電出力 60 W—水車重量 30 kg—水車回転数 60 rpm が見込まれる。これをベース電源として考慮し、太陽光パネル容量 2.0 kWp, LFP 電池容量 15 kWh の複合電力供給システムによって、蓄電池の交換なしに、15 年間の運用が可能であった。このときの停電時間は毎年の梅雨時期の夜間から早朝の数日間、計約 18 時間のリスクがあることが予測された。また、電力余剰については年間の半分以上の日数でおよそ 4 kWh/day の電力利用が見込まれた。簡単な試算により本論文で提案した電力供給システムは既存の電力網の 15 年間の電気料金に対しておよそ 4 倍のコストを必要とすることが明らかとなった。よって本論文で提案した LFP 電池を備えた自立型太陽光—らせん水車式水力発電による複合型電力供給システムは単に電気料金換算でのコスト競争力は不十分であった。システムの高効率化、設備容量の最適化が必要である。また、より正確なコスト評価として、発電システムの将来価格、維持管理、環境負荷、熱利用といった要素も考慮した条件で既存インフラとの比較を行う必要がある。

本論文では、中山間地域における自立型住宅に適した電力供給システムを対象に電力需給バランス解析に基づく導入可能性評価を行った。電力供給システムの持続可能性評価、解析の基礎となる知見を得るため、基礎理論に基づきながらも実用的な解析を可能とするモデル構築を行った。性能予測モデルを構築することによって、水力・太陽光ポテンシャルと電力消費形態に応じて、電力供給システムの解析と最適設計、性能評価、経済性と停電リスクまで体系的かつ定量的な評価に基づく導入可能性検討が可能となった。各要素モデルは内部の相互作用や諸特性を再現し、電力ネットワークとしての電力需給バランスを評価した。電力需給バランスにおいては、エネルギーポテンシャルの 1 次変換装置の設備容量と効率が支配的である。対して変換装置である太陽光発電装置及びらせん水車式マイクロ発電装置の出力は負荷に応じて非線形な応答を示した。また蓄電池は電力需給バランスだけでなく設備コストに対する寄与も大きく、その充放電応答は非線形性を示す。蓄電池の寿命解析で示されたように、数分間の時間スケールだけでなく、数年間の時間スケールでも電力需給バランス解析では非線形特性が現れる。空間スケールや要素数、電力ネットワーク構成に応じてこれらの非線形性が相殺または時間や空間積分により無視または近似の可否については十分に検討されるべきである。ここで構築したシミュレーションモデルは初期条件と境界条件を変更すれば、様々な環境条件、システム構成及び設計値に対して適用可能である。また、ここで考慮されていない要素モデルの統合、事例研究との連携による検証、将来予測のためのデータ整備、最適化、意思決定支援のためのプラットフォームとして活用可能である。

本論文では実用性の観点からモデル構築においていくつかの仮定や近似を導入している。従って、より詳細な相互作用の考慮や実需要形態のバリエーションを含めた総合的な解析や最適化を実施するためには更なる研究が必要である。本論文の課題を以下にまとめる。

タンクモデルについては、流体と構造の相互作用を簡単に扱える半面、タンク内の水面振動などタンク内の流体運動については十分に考慮されていない。従って、条件によっては運動解析精度が大きく低下する可能性がある。この点については、計算速度とのトレードオフとなる事から、より詳細な検証とモデル開発による改善が必要である。また、タンクモデルを用いた最適設計結果についても、最適化された設計変数から期待性能が得られるか、実機による検証を実施していく必要がある。このとき、実験装置に対しても精度良く、また流体—構造連成作用への影響を与えないような測定方法が必要とされる。

コスト評価手法については課題が多い。特に普及/量産されていない発電装置については統計的アプローチが適用できないことからコスト評価が困難である。また、維持管理コストについても機器の実勢耐用年数や故障率、雇用データなどデータベースが必要である。さらに、将来推計を可能とする定式化も不可欠である。コスト競争力の向上には市場価値を高める努力が必要とされる。量産化による製造効率の向上と収益の安定、市場の満足度を高めることが不可欠である。このためには、様々な選択肢の中で優位性を主張するための客観的なデータの蓄積が欠かせない。この中で、自然エネルギーとその活用の付加価値の客観的かつ高精度な定量化が不可欠である。同時に、現在主流の地下資源を用いたエネルギー供給システムについても同様に客観的かつ高精度な定量化と比較が不可欠である。このような客観性の担保は科学の担うべき役割である。

本論文で適用例として示した需要規模、水力エネルギーポテンシャルの特性と規模は地形勾配の急な地域で得られる傾向が強い。日本において、このような地域は中山間地域のなかでも比較的人口が少ない領域と整合する。空間スケールの拡張を考えれば、地形勾配の小さな地域、即ち人口がより大きい傾向のある地域もカバーする必要がある。従って、本論文で構築した解析系は、このような領域にも適用可能なものに拡張させていく必要がある。

現代では IT 技術の発展により情報データベースの活用も重要である、本論文の電力供給解析モデルをベースに、GPV データなど数値気象予報を活用した高度なデマンドシフトアルゴリズムや充放電制御アルゴリズムを構築していく必要がある。さらに、気象データから得られる降水量を用いて、流域の表面流や地下水の変動解析と結合することで、より現実的な流量データを作成することも必要である。また、このようなアルゴリズム構築にあたり、制約条件となる需要変動パターンについても詳細に検討していく必要がある。

# 謝辞

本論文をまとめるにあたり、多くのご指導を頂いた名古屋大学大学院環境学研究科の高野雅夫教授、渡邊誠一郎教授、平野恭弘准教授、並びに奥宮正哉教授に深く感謝致します。また、筑波大学大学院生命環境科学研究科の佐々井崇博助教には日頃から研究に関する議論を通じて多くの知識や発見、示唆、ご支援を頂き、また研究者としての基本的な心構えを学ばせて頂きました。名古屋大学環境学研究科修士課程を卒業した望月隆臣君（現：株式会社 NTT ファシリティーズ）には研究を進めるにあたって有意義な議論を頂きました。両名に深く感謝の意を表します。また、研究の道に進んだ自分をいつも暖かく見守ってくれた家族は大きな心の支えとなりました。心より感謝したいと思います。

岐阜工業高等専門学校環境都市工学科の和田清教授並びに田上寛之君（現：岐阜県庁）にはらせん水車式水力発電の実験装置をご提供頂くとともに、実験を支援して頂きました。名古屋大学環境学研究科の岡村鉄兵さん並びに、（株）篠田製作所の水野勇さん、原信輔さん、岐阜県揖斐郡揖斐川町坂内の田中正敏さんには竹姿庵の農業用水路のらせん水車式水力発電装置の設置、実験では多大なご支援を頂きました。大日本コンサルタント（株）の森田鉦圭氏には本論文の電力需給バランス解析で用いた電力需要データをご提供頂きました。（株）スカイ電子の中内一範氏には発電機モデルの検証で用いたデータをご提供頂きました。この場を借りて皆様に御礼を申し上げます。

最後に、本研究の遂行にあたってご助言ご支援を賜りました筑波大学生命環境科学研究科の宮本邦明教授、名古屋大学環境学研究科の諸先生方、地球環境システム学講座秘書の鬼頭さん、先輩、後輩、友人の皆様に心より感謝したいと思います。誠にありがとうございました。

## 参考文献

- 石川県土地改良事業団体連合会. (2009). “低落差・小流量の箇所における低コスト発電施設の実証” 農水省 HP,  
<http://www.maff.go.jp/j/nousin/mizu/shousuiryoku/pdf/kobetuchikugaiyou2.pdf> (accessed 25 Jan 2015).
- 岡村鉄兵, 高野雅夫, 水野勇, 鈴木和司, 瀧本裕士, 宮崎平三. (2011). “らせん水車を用いた農業用水路におけるピコ水力発電システムの最適設計と実証試験” 農業機械, 73(5), 305-312.
- 環境省. (2010). “平成 21 年度再生可能エネルギー導入ポテンシャル調査報告書” 環境省 HP,  
<http://www.env.go.jp/earth/report/h22-02/full.pdf> (accessed 25 Jan 2015).
- 環境省. (2012). “平成 23 年度再生可能エネルギーに関するゾーニング基礎情報整備報告書” 環境省 HP, <http://www.env.go.jp/earth/report/h24-04/full.pdf> (accessed 25 Jan 2015).
- 環境省. (2015). “平成 25 年度 2050 年再生可能エネルギー等分散型エネルギー普及可能性検証検討報告書” 環境省 HP, <https://www.env.go.jp/earth/report/h26-01/chpt02.pdf> (accessed 27 Aug 2015).
- 佐藤浩, 小野功, 小林重信. (1997). “遺伝的アルゴリズムにおける世代交代モデルの提案と評価” 人工知能学会誌, 12(5), 734-744.
- 清水正文, 沢井啓安. (2005). “PV 発電技術の現状と今後の展開” シャープ技報 93, 5-10.
- 中島 敬史. (2005). “米国石油地質家協会 (AAPG) 研究会議 「石油の起源、無機起源か有機起源か」 に参加して” IEEJ HP,  
[https://eneken.ieej.or.jp/report\\_detail.php?article\\_info\\_\\_id=1107](https://eneken.ieej.or.jp/report_detail.php?article_info__id=1107) (accessed 25 Jan 2015)
- 中西正和, 小木知子. (2005). “木質系バイオマスを用いた地域分散型小型発電システムの検討” 日本森林学会誌, 87(1), 45-51.
- 農林水産省. (2009). “平成 20 年度 食料・農業・農村白書” 農林水産省 HP,  
[http://www.maff.go.jp/j/wpaper/w\\_maff/h20/](http://www.maff.go.jp/j/wpaper/w_maff/h20/) (accessed 25 Jan 2015).

- 農林水産省 . (2015a). “中山間地域とは” 農林水産省 HP, [http://www.maff.go.jp/j/nousin/tyusan/siharai\\_seido/s\\_about/cyusan/](http://www.maff.go.jp/j/nousin/tyusan/siharai_seido/s_about/cyusan/) (accessed 25 Jan 2015).
- 農林水産省 . (2015b). “中山間地域の法律上の定義” 農林水産省 HP, [http://www.maff.go.jp/j/study/other/cyusan\\_siharai/matome/ref\\_data1.html](http://www.maff.go.jp/j/study/other/cyusan_siharai/matome/ref_data1.html) (accessed 25 Jan 2015).
- 福富純一郎, 鈴木茂行, 中瀬敬之. (1989). “クロスフロー水車発電システムの動特性” 日本機械学会論文集 B, 55(517), 2781-2786.
- 松井純. (2010). “らせん水車の内部流れと性能” ターボ機械, 38(6), 38-44.
- 松井純. (2012). “らせん水車の内部流れと性能 (第 2 報 : 勾配がある状態のモデル実験および CFD)” ターボ機械, 40(2), 27-32.
- 八木賢治郎, 中田俊彦. (2007). “資源分布と技術特性を考慮した森林バイオマス小規模ガス化システムの経済性評価” 日本エネルギー学会誌, 86(2), 109-118.
- Abdullah, M.A., Muttaqi, K.M. and Agalgaonkar, A.P. (2015). “Sustainable energy system design with distributed renewable resources considering economic, environmental and uncertainty aspects” *Renew. Energ.*, 78, 165-172.
- Achaibou, N., Haddadi, M., and Malek, A. (2008). “Lead acid batteries simulation including experimental validation.” *J. Power Sources*, 185, 1484-1491.
- Alexander, K.V., Giddens, E.P. and Fuller, A.M. (2009). “Axial-flow turbines for low head microhydro systems” *Renew. Energ.*, 34, 35-47.
- Amoudi, A. N. and Zhang, L., (2000). “Application of radial basis function networks for solar-array modeling and maximum power-point prediction.” *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, 147(5), 310-316.
- Andre, D., Appel, C., Guth, S. T., and Sauer, D. U. (2013). “Advanced mathematical methods of SOC and SOH estimation for lithium-ion batteries.” *J. Power Sources*, 224, 20-27.

- Antoci, C., Gallati, M. and Sibilla, S. (2007). "Numerical simulation of fluid-structure interaction by SPH" *Comput. Struct.*, 85, 879-890.
- Arai, J., Koshizuka, S. and Murozono, K. (2012). "Large eddy simulation and a simple wall model for turbulent flow calculation by a particle method" *Int. J. Numer. Methods Fluids*, 71(6), 772-787.
- Berthold, F., Blunier, B., Bouquain, D., Williamson, S., and Miraoui, A. (2012). "Offline and online optimization of plug-in hybrid electric vehicle energy usage (home-to-vehicle and vehicle-to-home)." *Proc. IEEE Transp. Electrification Conf. Expo.*, Dearborn, MI, USA, 1-6.
- Cherif, A., Jraidi, M. and Dhouib, A. (2002). "A battery ageing model used in stand alone PV systems" *J. Power. Sources.*, 112, 49-53.
- Chikazawa, Y., Koshizuka, S. and Oka, Y. (2001). "Numerical analysis of three-dimensional sloshing in an elastic cylindrical tank using moving particle semi-implicit method" *Comput. Fluid Dyn. J.*, 9(4), 376-383.
- Choi, H.J., Zullah, M.A., Roh, H.W., Ha, P.S., Oh, S.Y. and Lee, Y.H. (2013). "CFD validation of performance improvement of a 500 kW Francis turbine" *Renew. Energ.*, 54, 111-123.
- Copetti, J. B., Lorenzo, E., and Chenlo, F. (1993). "A general battery model for PV system simulation." *Prog. Photovoltaics: Res. Appl.*, 1, 283-292.
- Cundall, P.A. and Strack, O.D.L. (1979). "A discrete numerical model for granular assemblies" *Geotech.*, 29, 47-65.
- Darcovich, K., Henquin, E. R., Kenney, B., Davidson, I. J., Saldanha, N., and Beausoleil-Morrison, I. (2013). "Higher-capacity lithium ion battery chemistries for improved residential energy storage with micro-cogeneration." *Appl. Energ.*, 111, 853-861.
- Date, A. and Akbarzadeh, A. (2009). "Design and cost analysis of low head simple reaction hydro turbine for remote area power supply" *Renew. Energ.*, 34, 409-415.
- Date, A. and Akbarzadeh, A. (2010). "Design and analysis of a split reaction water turbine" *Renew. Energ.*, 35, 1947-1955.
- Deb, K., Pratap, A., Agarwal, S. and Meyarivan, T. (2002). "A fast and elitist multiobjective genetic algorithm: NSGA-II" *IEEE Trans. Evol. Comput.*, 6(2), 182-192.
- Doyle, M. and Newman, J. (1996). "Comparison of modeling predictions with experimental data from plastic lithium ion cells." *J. Electrochem. Soc.*, 143(6), 1890-1903.

- Fonseca, C.M. and Fleming, P.J. (1993). “Genetic algorithms for multiobjective optimization: formulation, discussion and generalization” in *Genetic algorithms: Proc. 5th Int. Conf.*
- Forgez, C., Doa, D. V., Friedricha, G., Morcretteb, M., Delacourt, C. (2010). “Thermal modeling of a cylindrical LiFePO<sub>4</sub>/graphite lithium-ion battery” *J. Power Sources*, 195, 2961-2968.
- Gergaud, O., Multon, B., and Ahmed, H. B., (2002). “Analysis and experimental validation of various photovoltaic system models.” *7th Int. ELECTRIMACS Congr.*, Montreal, 1-6.
- Gergaud, O., Robin, G., Multon, B., and Ben Ahmed, H. (2003). “Energy modeling of a lead-acid battery within hybrid wind / photovoltaic systems.” *EPE - Toulouse*, ISBN:90-75815-07-7, 1-10.
- Gerver, R. E. and Meyers, J. P. (2011). “Three-dimensional modeling of electrochemical performance and heat generation of lithium-ion batteries in tabbed planar configurations batteries and energy storage.” *J. Electrochem. Soc.*, 158(7), A835-A843.
- Gingold, R.A. and Monaghan, J.J. (1977). “Smoothed particle hydrodynamics – theory and application to non-spherical stars” *Mon. Not. R. Astron. Soc.*, 181, 375-389.
- Goodrich, A., James, T., and Woodhouse, M. (2012). “Residential, commercial, and utility-scale photovoltaic (PV) system prices in the United States: current drivers and cost-reduction opportunities.” *NREL. Tech. Report*, 10.
- Gotoh, H. and Sakai, T. (2006). “Key issues in the particle method for computation of wave breaking” *Coast. Eng.*, 53, 171-179.
- Gotoh, H., Shibahara, T. and Sakai, T. (2001). “Sub-particle-scale turbulence model for the MPS method – lagrangian flow model for hydraulic engineering” *Comput. Fluid Dyn. J.*, 9(4), 339-347.
- Haidar, A.M.A., Senan, M.F.M., Noman, A. and Radman, T. (2012). “Utilization of pico hydro generation in domestic and commercial loads” *Renew. Sustain. Energ. Rev.*, 16, 518-524.
- Hall, J.F. and Chen, D. (2012). “Performance of a 100 kW wind turbine with a Variable Ratio Gearbox” *Renew. Energ.*, 44, 261-266.
- Hall, J.F., Mecklenborg, C.A., Chen, D. and Pratap, S.B. (2011). “Wind energy conversion with a variable-ratio gearbox: design and analysis” *Renew. Energ.*, 36, 1075-1080.
- Hallett, M. (2009). “Distributed power in Afghanistan: The Padisaw micro-hydro project” *Renew. Energ.*, 34, 2847-2851.



- Harada, T., Koshizuka, S. and Shimazaki, K. (2008). "A wall boundary computation model by polygons for moving particle semi-implicit method" *Proc 8th World Congress on Comput. Mech.*, Venice, Italy.
- Hu, C., Youn, B. D., and Chung, J. (2012). "A multiscale framework with extended Kalman filter for lithium-ion battery SOC and capacity estimation." *Appl. Energ.*, 92, 694-704.
- Hwang, I.S., Lee, Y.H. and Kim, S.J. (2009). "Optimization of cycloidal water turbine and the performance improvement by individual blade control" *Appl. Energ.*, 86, 1532-1540.
- Idelsohn, S.R., Oñate, E., Pin, F.D. and Calvo, N. (2006). "Fluid-structure interaction using the particle finite element method" *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 195, 2100-2123.
- Ikeda, T., Iio, S. and Tatsuno, K. (2010). "Performance of nano-hydraulic turbine utilizing waterfalls" *Renew. Energ.*, 35, 293-300.
- IPCC. (2013). "Climate Change 2013: The Physical Science Basis. Contribution of Working Group I to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change" [Stocker, T.F., D. Qin, G.-K. Plattner, M. Tignor, S.K. Allen, J. Boschung, A. Nauels, Y. Xia, V. Bex and P.M. Midgley (eds.)]. *Cambridge University Press*, Cambridge, United Kingdom and New York, NY, USA, 1535 pp, doi:10.1017/CBO9781107415324.
- Johnson, S.M., Williams, J.R. and Cook, B.K. (2008). "Quaternion-based rigid body rotation integration algorithms for use in particle methods" *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 74, 1303-1313.
- Kalantar, M. and Mousavi G.S.M. (2010). "Dynamic behavior of a stand-alone hybrid power generation system of wind turbine, microturbine, solar array and battery storage" *Appl. Energ.*, 87, 3051-3064.
- Kaldellis, J.K. (2007). "The contribution of small hydro power stations to the electricity generation in Greece: Technical and economic considerations" *Energ. Policy*, 35, 2187-2196.
- Kanemoto, T and Suzuki, T. (2010). "Counter rotating type hydroelectric unit suitable for tidal power station" *IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science*, 12, 012111, 1-9. (doi:10.1088/1755-1315/12/1/012111)
- Karami, N., Moubayed, N., and Outbib, R. (2012). "Analysis and implementation of an adaptive PV based battery floating charger." *Sol. Energ.*, 86, 2383-2396.
- Khan, M.J., Bhuyan, G. Iqbal, M.T. and Quaiocoe, J.E. (2009). "Hydrokinetic energy conversion systems and assessment of horizontal and vertical axis turbines for river and tidal applications: A technology status review" *Appl. Energ.*, 86, 1823-1835.

- Khayyer, A. and Gotoh, H. (2011). "Enhancement of stability and accuracy of the moving particle semi-implicit method" *J. Comput. Phys.*, 230, 3093-3118.
- Khayyer, A. and Gotoh, H. (2012). "A 3D higher order Laplacian model for enhancement and stabilization of pressure calculation in 3D MPS-based simulations" *Appl. Ocean Res.*, 37, 120-126.
- Kishora, N., Singh, S.P. and Raghuvanshi, A.S. (2007). "Adaptive intelligent hydro turbine speed identification with water and random load disturbances" *Eng. Appl. Artif. Intell.*, 20, 795-808.
- Kitoh, A., Ose, T., Kurihara, K., Kusunoki, S., Sugi, M. and KAKUSHIN Team-3 Modeling Group. (2009). "Projection of changes in future weather extremes using super-high-resolution global and regional atmospheric models in the KAKUSHIN Program: Results of preliminary experiments" *Hydrol. Res. Lett.*, 3, 49-53.
- Koshizuka, S., Nobe, A. and Oka, Y. (1998). "Numerical analysis of breaking waves using the moving particle semi-implicit method" *Int. J. Numer. Methods Fluids*, 26, 751-769.
- Koshizuka, S. and Oka, Y. (1996). "Moving-particle semi-implicit method for fragmentation of incompressible fluid" *Nucl. Sci. Eng.*, 123, 421-434.
- Krieger, E. M., Cannarella, J., and Arnold, C. B. (2013). "A comparison of lead-acid and lithium-based battery behavior and capacity fade in off-grid renewable charging applications." *Energy*, 60, 492-500.
- Kumar, A., Schei, T., Ahenkorah, A., Rodriguez, R.C., Devernay, J.M., Freitas M. et al. (2011). "Hydropower" In: Edenhofer, O., Pichs-Madruga, R., Sokona, Y., Seyboth, K., Matschoss, P., Kadner, S., Zwickel, T., Eickemeier, P., Hansen, G., Schlömer, S. and Stechow, C.V. (Eds.), Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom and New York, NY, USA: IPCC Special Report on Renewable Energy Sources and Climate Change Mitigation, p. 441.
- Kyocera Corporation. (2013). "KC200GT high efficiency multicrystal photovoltaic module datasheet Kyocera." <<http://www.kyocera.com.sg/products/solar/news3.html>> (July. 30, 2014).
- Lee, B.H., Park, J.C., Kim, M.H. and Hwang, S.C. (2011). "Step-by-step improvement of MPS method in simulating violent free-surface motions and impact-loads" *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 200, 1113-1125.
- Lemaire, P. E., Mattera, F., Delaille, A., and Malbranche, P. (2008). "Assessment of storage ageing in different types of PV systems technical and economical aspects." *Proc. 24th EU Photovoltaic Sol. Energ. Conf.*, Valencia, Spain, 2765-2769.
- Lifeline battery Corporation. (2014). "AGM deep cycle marine batteries; battery technical manual." <<http://www.lifelinebatteries.com/marinedeepcycle.php>> (accessed Jan 2015).

- Liu, P. (2010). "A computational hydrodynamics method for horizontal axis turbine - Panel method modeling migration from propulsion to turbine energy" *Energy*, 35, 2843-2851.
- Lu, L., Han, X., Li, J., Hua, J., and Ouyang, M. (2013). "A review on the key issues for lithium-ion battery management in electric vehicles." *J. Power Sources*, 226, 272-288.
- Ma, T., Yang, H., Lu, L. and Peng, J. (2014). "Technical feasibility study on a standalone hybrid solar-wind system with pumped hydro storage for a remote island in Hong Kong" *Renew. Energ.*, 69, 7-15.
- Malheiro, A., Castro, P.M., Lima, R.M. and Estanqueiro, A. (2015). "Integrated sizing and scheduling of wind/PV/diesel/battery solated systems" *Renew. Energ.*, 83, 646-657.
- Mangialardi, L. and Mantriota, G. (1994). "Continuously variable transmissions with torque-sensing regulators in waterpumping windmills" *Renew. Energ.*, 4(7), 807-823.
- Mangialardi, L. and Mantriota, G. (1996). "Dynamic behaviour of wind power systems equipped with automatically regulated continuously variable transmission" *Renew. Energ.*, 7(2), 185-203.
- Mannpower consulting limited. (2014). "Fish monitoring and live fish trials – Phase 1" <<http://www.mannpower-hydro.co.uk/research.php>> (accessed Feb 2014).
- Montes, G.M., Lopez, M.M.S., Gamez, M.C.R. and Ondina, A.M. (2005). "An overview of renewable energy in Spain: The small hydro-power case" *Renew. Sustain. Energ. Rev.*, 9, 521-534.
- Márquez, J.L., Molina, M.G. and Pacas, J.M. (2010). "Dynamic modeling, simulation and control design of an advanced micro-hydro power plant for distributed generation applications" *Int. J. Hydrogen Energ.*, 35, 5772-5777.
- Müller, G. and Senior, J. (2009). "Simplified theory of Archimedean screws" *J. Hydraul. Res.*, 45(5), 666-669.
- NEDO, Japan. (2014). "Solar radiation database METPV-11." <<http://www.nedo.go.jp/library/nissharyou.html?from=b>> (accessed July 2014), in Japanese.
- Obara, S., Kawae, O., Kawai, M. and Morizane, Y. (2013). "A study of the installed capacity and electricity quality of a fuel cell-independent microgrid that uses locally produced energy for local consumption" *Int. J. Energ. Res.*, 37, 1764-1783.
- Obara, S., Utsugi, Y., Ito, Y., Morel, J. and Okada, M. (2015). "A study on planning for interconnected renewable energy facilities in Hokkaido, Japan" *Appl. Energ.*, 146, 313-327.

- Ogayar, B. and Vidal, P.G. (2009). "Cost determination of the electro-mechanical equipment of a small hydro-power plant" *Renew. Energ.*, 34, 6-13.
- Oñate, E., Idelsohn, S.R., Celigueta, M.A. and Rossi, R. (2008). "Advances in the particle finite element method for the analysis of fluid-multibody interaction and bed erosion in free surface flows" *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 197, 1777-1800.
- Paish, O. (2002). "Small hydro power: Technology and current status" *Renew. Sustain. Energ. Rev.*, 6, 537-556.
- Perera, A.T.D., Attalage, R.A., Perera, K.K.C.K. and Dassanayake, V.P.C. (2013). "A hybrid tool to combine multi-objective optimization and multi-criterion decision making in designing standalone hybrid energy systems" *Appl. Energ.*, 107, 412-425.
- Prada, E., Domenico, D. D., Creff, Y., Bernard, J., Sauvant-Moynot, V., and Huet, F. (2012). "Simplified electrochemical and thermal model of LiFePO<sub>4</sub>-graphite li-ion batteries for fast charge applications." *J. Electrochem. Soc.*, 159(9), A1508-A1519.
- Prada, E., Domenico, D. D., Creff, Y., Bernard, J., Sauvant-Moynot, V., and Huet, F. (2013). "A simplified electrochemical and thermal aging model of LiFePO<sub>4</sub>-graphite li-ion batteries: power and capacity fade simulations." *J. Electrochem. Soc.*, 160(4), A616-A628.
- Pujol, T. and Montoro, L. (2010). "High hydraulic performance in horizontal waterwheels" *Renew. Energ.*, 35, 2543-2551.
- Ramadesigan, V., Northrop, P. W. C., De, S., Santhanagopalan, S., Braatz, R. D., and Subramanian, V. R. (2012). "Modeling and simulation of lithium-ion batteries from a systems engineering perspective." *J. Electrochem. Soc.*, 159(3), R31-R45.
- Riffonneau, Y., Bacha, S., Barruel, F., and Ploix, S. (2011). "Optimal power flow management for grid connected PV systems with batteries." *IEEE Trans. Sust. Energ.*, 2(3), 309-320.
- Rorres, C. (2000). "The turn of the screw: optimal design of an Archimedes screw" *J. Hydraul. Eng.*, 126(1), 72-80.
- Safari, M. and Delacourt, C. (2011a). "Aging of a commercial graphite/LiFePO<sub>4</sub> cell." *J. Electrochem. Soc.*, 158(10), A1123-A1135.
- Safari, M. and Delacourt, C. (2011b). "Modeling of a Commercial Graphite/LiFePO<sub>4</sub> Cell." *J. Electrochem. Soc.*, 158(5), A562-A571.

- Smaoui, M., Abdelkafi, A. and Krichen, L. (2015). "Optimal sizing of stand-alone photovoltaic/wind/hydrogen hybrid system supplying a desalination unit" *Solar Energ.*, 120, 263-76.
- Sareni, B., Abdelli, A., Roboam, X. and Tran, D.H. (2009). "Model simplification and optimization of a passive wind turbine generator" *Renew. Energ.*, 34, 2640-2650.
- Semaoui, S., Hadj Arab, A., Bacha, S., and Azoui, B. (2013). "The new strategy of energy management for a photovoltaic system without extra intended for remote-housing." *Sol. Energ.*, 94, 71-85.
- Shakibaenia, A., Asce, S.M. and Jin, Y.C. (2011). "MPS-based mesh-free particle method for modeling open-channel flows" *J. Hydraul. Eng.*, 137(11), 1375-1384.
- Shen, X. (2009). "Optimally sizing of solar array and battery in a standalone photovoltaic system in Malaysia" *Renew. Energ.*, 34, 348-352.
- Shibata, K., Koshizuka, S., Sakai, M. and Tanizawa, K. (2012). "Lagrangian simulations of ship-wave interactions in rough seas" *Ocean Eng.*, 42, 13-25.
- Shimokawa, K., Furukawa, A., Okuma, K., Matsushita, D. and Watanabe, S. (2012). "Experimental study on simplification of Darrieus-type hydro turbine with inlet nozzle for extra-low head hydropower utilization" *Renew. Energ.*, 41, 376-382.
- Sims, R.E.H., Schock, R.N., Adegbululgbé, A., Fenhann, J., Konstantinaviciute, I., Moomaw, W. et al. (2007). "Energy Supply: mitigation", *Climate change 2007*. In: Metz, B., Davidson, O.R., Bosch, P.R., Dave, R., Meyer, L.A. (Eds.) *Contribution of Working Group III to the fourth assessment report of the intergovernmental panel on climate change*. Cambridge, United Kingdom and New York, NY, USA: Intergovernmental Panel on Climate Change (IPCC), p. 273.
- Singh, P. and Nestmann, F. (2009). "Experimental optimization of a free vortex propeller runner for micro hydro application" *Exp. Therm. Fluid Sci.*, 33, 991-1002.
- Srinivasan, V. and Wang, C. Y. (2003). "Analysis of electrochemical and thermal behavior of lithium cells." *J. Electrochem. Soc.*, 150(1), A98-A106.
- Stark, B.H., Andò, E. and Hartley, G. (2011). "Modelling and performance of a small siphonic hydropower system" *Renew. Energ.*, 36, 2451-2464.
- Suzuki, Y., Koshizuka, S. and Oka, Y. (2007). "Hamiltonian moving-particle semi-implicit (HMPS) method for incompressible fluid flows" *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 196, 2876-2894.

- Tanaka, M. and Masunaga, T. (2010). "Stabilization and smoothing of pressure in MPS method by quasi-compressibility" *J. Comput. Phys.*, 229, 4279-4290.
- Thiaux, Y., Seigneurbieux, J., Multon, B., and Ben Ahmed, H. (2010). "Load profile impact on the gross energy requirement of stand-alone photovoltaic systems." *Renew. Energ.*, 35, 602-613.
- Torreglosa, J.P., Garcia, P., Fernandez, L.M. and Jurado, F. (2014). "Hierarchical energy management system for stand-alone hybrid system based on generation costs and cascade control" *Energ. Convers. Manag.*, 77, 514-26.
- Tourani, A., White, P., and Ivey, P. (2014). "A multi scale multi-dimensional thermo electrochemical modelling of high capacity lithium-ion cells." *J. Power Sources*, 255, 360-367.
- Vicente, S. and Bludszuweit, H. (2012). "Flexible design of a pico-hydropower system for Laos communities" *Renew. Energ.*, 44, 406-413.
- Villalva, M.G., Gazoli, J.R. and Filho, E.R. (2009). "Comprehensive Approach to Modeling and Simulation of Photovoltaic Arrays" *IEEE Trans. Power Electr.*, 24(5), 1198-1208.
- Wang, J., Liu, P., Garner, J. H., Sherman, E., Soukiazian, S., Verbrugge, M., Tataria, H., Musser, J., and Finamore, P. (2011). "Cycle-life model for graphite-LiFePO<sub>4</sub> cells." *J. Power Sources*, 196, 3942-3948.
- Yassi, Y. and Hashemloo, S. (2010). "Improvement of the efficiency of the Agnew micro hydro turbine at part loads due to installing guide vanes mechanism" *Energ. Convers. Manag.*, 51, 1970-1975.
- Yen, J.F., Lin, C.H. and Tsai, C.T. (2001). "Hydraulic characteristics and discharge control of sluice gates" *J. Chin. Inst. Eng.*, 24(3), 301-310.
- Zamanifar, M., Fani, B., Golshan, M.E.H. and Karshenas, H.R. (2014). "Dynamic modeling and optimal control of DFIG wind energy systems using DFT and NSGA-II" *Electr. Power. Syst. Res.*, 108, 50-58.
- Zhang, S., Kuwabara, S., Suzuki, T., Kawano, Y., Morita, K. and Fukuda, K. (2009). "Simulation of solid-fluid mixture flow using moving particle methods" *J. Comput. Phys.*, 228, 2552-2565.
- Zheng, J.H., Chen, J.J., Wu, Q.H. and Jing, Z.X. (2015). "Multi-objective optimization and decision making for power dispatch of a large-scale integrated energy system with distributed DHCs" *Appl. Energ.*, 154, 369-379.
- Zhou, W., Lou, C., Li, Z., Lu, L., and Yang, H. (2010). "Current status of research on optimum sizing of stand-alone hybrid solar-wind power generation systems." *Appl. Energ.*, 87, 380-389.