

信州大学審査学位論文

フリーピストン式エンジン発電機の
高効率化に関する研究

2019年3月

佐藤光秀

| | |
|--|-----------|
| 目次 | i |
| 記号表 | iii |
| 第1章 まえがき | 1 |
| 1.1 研究背景 | 1 |
| 1.2 従来の研究 | 5 |
| 1.3 研究目的 | 6 |
| 1.4 本論文の構成 | 7 |
| 1.5 参考文献 | 8 |
| 第2章 FPEGの動作原理と課題 | 9 |
| 2.1 基本原理 | 9 |
| 2.2 物理モデル | 10 |
| 2.2.1 ピストン運動モデル | 10 |
| 2.2.2 電気回路モデル | 14 |
| 2.3 エネルギー収支 | 15 |
| 2.4 FPEGの特徴 | 21 |
| 2.4.1 クランクレス | 22 |
| 2.4.2 発電制御 | 23 |
| 2.4.3 ピストンの任意動作性 | 25 |
| 2.5 リニア発電機の課題 | 26 |
| 2.6 参考文献 | 28 |
| 第3章 銅損低減と上死点位置精度を考慮したピストン動作設定法の提案 | 30 |
| 3.1 あらまし | 30 |
| 3.2 性能低下の原因 | 30 |
| 3.2.1 発電効率 | 30 |
| 3.2.2 上死点位置精度 | 32 |
| 3.3 提案法 | 33 |
| 3.3.1 制動力の作用範囲 | 33 |
| 3.3.2 設定方法 | 35 |
| 3.4 シミュレーション方法 | 39 |
| 3.4.1 燃焼模擬 | 40 |
| 3.4.2 リニア発電機 | 42 |

| | | |
|-------------|-----------------------------------|-----------|
| 3.4.3 | 制御設計..... | 49 |
| 3.5 | シミュレーション結果..... | 50 |
| 3.5.1 | ピストン動作と出力..... | 50 |
| 3.5.2 | 提案法の効果..... | 52 |
| 3.5.3 | 熱発生量と発電効率の関係について..... | 54 |
| 3.5.4 | 発電機特性と提案法の関係について..... | 56 |
| 3.6 | まとめ..... | 58 |
| 3.7 | 参考文献 | 59 |
| 第4章 | 出力分散動作を用いた効率改善効果の実験検証..... | 61 |
| 4.1 | あらまし..... | 61 |
| 4.2 | 出力分散動作..... | 61 |
| 4.3 | 燃焼模擬実験装置..... | 63 |
| 4.3.1 | 装置構成..... | 63 |
| 4.3.2 | 現象の模擬..... | 65 |
| 4.3.3 | エネルギーフロー..... | 66 |
| 4.4 | 実験検証結果..... | 68 |
| 4.4.1 | ストローク可変性..... | 68 |
| 4.4.2 | エネルギー収支..... | 71 |
| 4.5 | 出力最大化に対する有用性..... | 73 |
| 4.5.1 | 理論的傾向との比較..... | 73 |
| 4.5.2 | 出力最大化に考慮すべき事項..... | 75 |
| 4.6 | まとめ..... | 77 |
| 4.7 | 参考文献 | 78 |
| 第5章 | 総括 | 79 |
| 研究業績 | | 83 |
| 謝辞 | | 86 |

記号表

記号 : 名称 (単位)

| | | |
|-------------|--|-----------|
| A_c | : 燃焼室断面積(cross-sectional area of combustion chamber) | (m^2) |
| B | : 磁束密度(magnetic flux density) | (T) |
| B_m | : 最大磁束密度(maximum magnetic flux density) | (T) |
| B_0 | : 磁石磁束密度(magnetic flux density of magnet) | (T) |
| B_u | : U相磁束密度(magnetic flux density of U-phase) | (T) |
| B_v | : V相磁束密度(magnetic flux density of V-phase) | (T) |
| B_w | : W相磁束密度(magnetic flux density of W-phase) | (T) |
| C_s | : 平滑コンデンサ容量(smooth condenser capacity) | (F) |
| C_v | : 定積比熱 (specific heat at constant volume) | |
| C_p | : 定圧比熱 (specific heat at constant pressure) | |
| dp | : 熱発生による圧力増加項(pressure increase term due to heat) | (Pa) |
| e | : 相電圧(phase voltage) | (V) |
| e_u | : U相逆起電力(reverse voltage of U phase) | (V) |
| e_v | : V相逆起電力(reverse voltage of V phase) | (V) |
| e_w | : W相逆起電力(reverse voltage of W phase) | (V) |
| f | : 周波数(frequency) | (Hz) |
| f_m | : 交番磁界の周波数(alternating magnetic field frequency) | (Hz) |
| F | : 静推力(static thrust) | (N) |
| F_a | : 空気ばね反発オフセット(thrust of gas spring chamber off-set) | (N) |
| F_c | : 燃焼力(thrust of combustion chamber) | (N) |
| F_g | : ばね反発力(thrust of spring chamber) | (N) |
| F_l | : 発電制動力(generation braking force) | (N) |
| F_r | : ピストン摩擦力(friction thrust of piston) | (N) |
| F_{l-max} | : 最大制動力(maximum generation braking force) | (N) |
| F_{l-ave} | : 制動力平均値(average of generation braking force) | (N) |
| G_{u-u} | : U相上側ゲート信号(U-phase upper gate command) | (V) |
| G_{v-u} | : V相上側ゲート信号(V-phase upper gate command) | (V) |
| G_{w-u} | : W相上側ゲート信号(W-phase upper gate command) | (V) |
| G_{u-d} | : U相下側ゲート信号(U-phase bottom gate command) | (V) |
| G_{v-d} | : V相下側ゲート信号(V-phase bottom gate command) | (V) |
| G_{w-d} | : W相下側ゲート信号(W-phase bottom gate command) | (V) |
| I_c | : コレクタ電流 (collector current) | (A) |
| I_o | : 出力電流 (output current) | (A) |
| i_d^* | : d軸電流指令 (d-axis current command) | (A) |
| i_q^* | : q軸電流指令 (q-axis current command) | (A) |
| i_d | : d軸電流 (d-axis current) | (A) |

記号表

記号 : 名称 (単位)

| | |
|-------------|--|
| i_q | : q 軸電流 (q-axis current) (A) |
| i_u | : U 相電流 (U phase current) (A) |
| i_v | : V 相電流 (V phase current) (A) |
| i_w | : W 相電流 (W phase current) (A) |
| K_e | : 逆起電力定数 (back electromotive force constant) ($V \cdot s/m$) |
| K_f | : 推力定数 (thrust constant) (N/A) |
| K_g | : ばね反発定数 (spring constant) (N/m) |
| K_{ID} | : d 軸電流積分ゲイン定数 (position integral gain coefficient) (V/A) |
| K_{IQ} | : q 軸電流積分ゲイン定数 (position integral gain coefficient) (V/A) |
| K_l | : 発電制動係数 (generating braking constant) ($N \cdot s/m$) |
| K_{l-ex} | : 膨張行程の発電制動係数 (generating braking constant on expansion stroke) ($N \cdot s/m$) |
| K_{l-com} | : 圧縮行程の発電制動係数 (generating braking constant on compression stroke) ($N \cdot s/m$) |
| K_{PD} | : d 軸電流比例ゲイン定数 (position proportion gain coefficient) (V/A) |
| K_{PQ} | : q 軸電流比例ゲイン定数 (position proportion gain coefficient) (V/A) |
| k_{hy} | : ヒステリシス損係数 |
| k_{ed} | : 渦電流損係数 |
| L_a | : 電機子コイルのインダクタンス (inductance of armature coil) (H) |
| L_d | : d 軸インダクタンス (d-axis inductance of armature) (H) |
| L_q | : q 軸インダクタンス (q-axis inductance of armature) (H) |
| l_D | : スロット深さ (depth of slots) (m) |
| m | : ピストン質量 (mass of piston) (kg) |
| N_c | : コイルの巻数 (number of coil turns) |
| N_s | : スロット数 (number of slots) |
| N_p | : 極対数 (number of pole pair) |
| n | : 燃料使用比率 (fuel use ratio) |
| p | : 圧力 (pressure) (Pa) |
| p_a | : 大気圧 (atmospheric pressure) (Pa) |
| p_c | : 燃焼室圧力 (combustion chamber pressure) (Pa) |
| Q | : 熱量 (calorie) (J/K) |
| R | : 気体定数 (gas constant) (J/K) |
| R_a | : 電機子コイル電気抵抗 (resistance of armature coil) (Ω) |
| R_b | : バッテリの内部抵抗 (internal resistance of a battery) (Ω) |
| R_i | : 等価鉄損抵抗 (equivalent iron loss resistance) (Ω) |
| s_s | : スロット開口幅 (slot width) (m) |

記号表

記号 : 名称 (単位)

| | |
|---------------|--|
| T | : 温度 (temperature) (K) |
| t_c | : コイルの厚さ (coil thickness) (m) |
| t_m | : 永久磁石の厚さ (permanent magnet thickness) (m) |
| $t(v_{e_b})$ | : 圧縮行程時の発電開始速度における時間 (Time at generation start on BDC side during compression stroke) (s) |
| $t(v_{e_t})$ | : 圧縮行程時の発電終了速度における時間 (Time at generation end on BDC side during compression stroke) (s) |
| U | : 内部エネルギー (internal energy) (J) |
| v | : ピストン速度 (velocity of piston) (m/s) |
| v_l | : 発電抑制速度 (generation suppression velocity) (V) |
| v_c^* | : 燃焼開始位置における理想速度 (ideal speed at the combustion start position) (m/s) |
| V_{ce} | : コレクタエミッタ間電圧 (collector emitter voltage) (V) |
| V_b | : バッテリ電圧 (battery voltage) (V) |
| V_d^* | : d 軸電圧指令 (d-axis voltage command) (V) |
| V_q^* | : q 軸電圧指令 (q-axis voltage command) (V) |
| V_u^* | : U 相電圧指令 (U-phase voltage command) (V) |
| V_v^* | : V 相電圧指令 (V-phase voltage command) (V) |
| V_w^* | : W 相電圧指令 (W-phase voltage command) (V) |
| V_f | : ダイオード順方向電圧降下 (forward voltage drop) (V) |
| V_{dc} | : 直流リンク電圧 (direct link voltage) (V) |
| V_o | : 出力電圧 (output voltage) (V) |
| V_{od} | : d 軸誘起電圧 (d-axis induced voltage) (V) |
| V_{oq} | : q 軸誘起電圧 (q-axis induced voltage) (V) |
| V_{ou} | : U 相の等価鉄損抵抗電圧降下 (U-phase voltage drop of equivalent iron loss resistance) (V) |
| V_{ov} | : V 相の等価鉄損抵抗電圧降下 (V-phase voltage drop of equivalent iron loss resistance) (V) |
| V_{ow} | : W 相の等価鉄損抵抗電圧降下 (W-phase voltage drop of equivalent iron loss resistance) (V) |
| V | : 体積 (volume) (m^3) |
| V_C | : 燃焼室体積 (combustion chamber volume) (m^3) |
| V_T | : 上死点における燃焼室体積 (combustion chamber volume at TDC) (m^3) |
| V_A | : 掃気点における燃焼室体積 (combustion chamber volume at air release point) (m^3) |

記号表

記号 : 名称 (単位)

| | |
|------------|---|
| W | : 仕事 (work) (J) |
| W_c | : 銅損 (copper loss) (J) |
| W_{ch} | : 変換損失 (conversion loss) (J) |
| W_l | : 冷却損失 (cooling loss) (J) |
| W_{ge} | : 発電損失 (generation loss) (J) |
| W_x | : 排気損失 (exhaust loss) (J) |
| W_{ed} | : 渦電流損 (eddy-current loss) (J) |
| W_{he} | : 熱損失 (heat loss) (J) |
| W_{hy} | : ヒステリシス損 (hysteresis loss) (J) |
| W_l | : 発電制動力による仕事 (work by generation braking force) (J) |
| W_i | : 鉄損 (iron loss) (J) |
| W_m | : 力行損失 (motor loss) (J) |
| W_{in} | : ガソリン熱発生量 (gasoline heat release) (J) |
| W_{ma} | : 機械損失 (machine loss) (J) |
| W_{out} | : 出力電力量 (output energy) (J) |
| W_g | : 下死点の弾性エネルギー (Elastic energy at BDC) (J) |
| W_s | : 燃焼開始位置におけるピストンの運動エネルギー (Kinetic energy of the piston at the combustion start position) (J) |
| W_{co} | : 圧縮行程に伴い燃焼室に作用する仕事 (Work on the combustion chamber on the compression stroke) (J) |
| W_w | : 力行時使用電力 (energy consumption in power running) (J) |
| W_{ind} | : ピストン図示仕事 (indicated work) (J) |
| W_{ing} | : 有効仕事 (effective work) (J) |
| W_f | : 摩擦損失 (friction loss) (J) |
| W_t | : 時間損失 (time loss) (J) |
| w_c | : コイルの幅(width of coil) (m) |
| w_m | : 永久磁石の幅(width of permanent magnet) (m) |
| v^* | : ピストンの目標速度(target velocity of piston) (m/s) |
| x | : ピストンの変位(displacement of piston) (m) |
| x^* | : ピストンの目標変位(target position of piston) (m) |
| x_a | : 掃気点(scavenging point) (m) |
| x_b | : 下死点(bottom dead center) (m) |
| x_c | : 燃焼開始点(Combustion start point) (m) |
| Δt | : サンプル時間(sampling time) (s) |
| η_c | : 電力変換効率(conversion efficiency) (%) |
| η_e | : 発電効率(generation efficiency) (%) |

記号表

記号 : 名称 (単位)

| | | |
|------------|---|---------|
| η_h | : 熱効率(heat efficiency) | (%) |
| η_h^* | : 理論的熱効率(Theoretical heat efficiency) | (%) |
| η_m | : 機械効率(machine efficiency) | (%) |
| η_s | : 総合効率(system efficiency) | (%) |
| κ | : 比熱比(specific heat ratio) | |
| κ_a | : 大気温度(T=300K)の比熱比 (specific heat ratio at normal temperature) | |
| Φ | : 磁束(magnetic flux) | (Wb) |
| Ψ_a | : コイルの鎖交磁束 (flux linkage of coil) | (Wb) |
| 2τ | : ポールピッチ(pole pitch) | (m) |
| θ | : 機械角(mechanical angle) | (rad) |
| θ_e | : 電気角(electric angle) | (rad) |
| ω_e | : 電気角速度(electric angular velocity) | (rad/s) |

第1章 まえがき

1.1 研究背景

自動車は1769年に発明されて以来、多くの開発が行われ、現在では、我々の生活になくてはならない輸送用装置となっている。一方で、1765年のワットの蒸気機関発明による産業革命以降、人為的な二酸化炭素の排出量が増加の一途をたどっている。世界の自動車保有台数は12億台を越え、二酸化炭素排出量の約23%が輸送部門から発生している^(1.1)。地球温暖化や石油エネルギーの枯渇を背景に、自動車の持続可能社会実現の実現に向けて自動車の燃料消費をより少なくし、燃費を向上させることで、排出される二酸化炭素を減らすことは人類の大きな課題である。

表1.1は経済産業省が策定する2020～2030年の乗用車車種別普及目標である^(1.2)。2030年には、従来のガソリンエンジンやディーゼルエンジンといった内燃機関で動力を得る方式よりも、電気自動車などの次世代方式の比率が高まることが想定される。これに関連し、世界各国では自動車の電動化が進んでいる^(1.3)、^(1.4)。電気自動車は、大規模発電所で発電した電力を充電所まで送電し、自動車に搭載したバッテリーに充電することで車両

表 1.1 2020～2030 年の乗用車車種別普及目標

(文献(1.2)をもとに筆者が作成)

| Car model | Year | |
|------------------------------------|--------|--------|
| | 2020 | 2030 |
| Conventional engine car | 50～80% | 30～50% |
| Next generation car | 20～50% | 50～70% |
| Hybrid car | 20～30% | 30～40% |
| Electric car Plug-in hybrid car | 15～20% | 20～30% |
| Fuel cell car | ～1% | ～3% |
| Clean diesel car | ～5% | 5～10% |

駆動に必要なエネルギーを得る。発電所で効率よく電気エネルギーを発電することにより、燃費改善が期待される。しかし、発電所から充電所までの送電損失や充電所での充電損失が発生する。そのため、化石エネルギーから車両駆動エネルギーまでの観点で考えた場合には、従来のガソリンエンジン車に比べ、エネルギー変換効率の改善可否は判断が難しいとも考えられる^(1.5)。さらに、発電エネルギー源も課題になりつつある。図1.1^(1.6)は日本における発電エネルギー源を年代別にまとめたものである。2000年代には二酸化炭素排出の少ない原子力発電の依存度が高まっていたが、2011年の東日本大震災以降、石炭・石油を用いた火力発電に転換され、その依存度が高い状態にある。特に、近年では、夏や冬の電力使用ピーク時には電力不足も発生しており、今後、電気自動車の数がさらに増え、化石燃料での発電のみに依存しなければならない場合には、電力の供給不足に陥る懸念もある。加えて、電気自動車はバッテリー容量の影響で航続距離が短

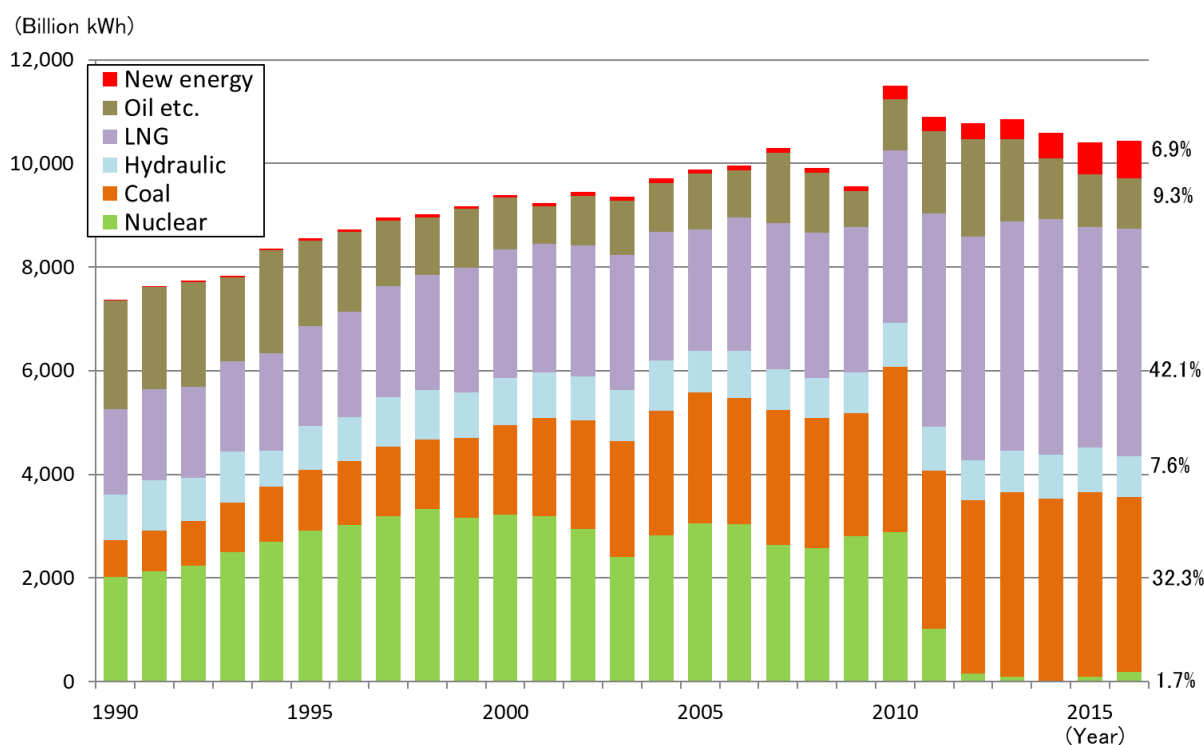


図 1.1 発電エネルギー源の推移

(資源エネルギー庁「電源開発の概要」、「電力供給計画の概要」、「総合エネルギー統計」を基に筆者が作成)

い傾向にあり，長距離を安定して走行するためには大型のバッテリーを搭載する必要がある。

これらの懸念に対する解決策として注目されるのが，シリーズハイブリッド自動車 (SHV)^(1.7)である。本方式のエネルギーフローを図 1.2 に示した。発電専用のエンジンと回転形発電機を搭載しており，ガソリンエンジンの動力で発電機を動かし，得られた電力で車両推進用モータを駆動して走行する。つまり，エンジン発電機で発電しながら航続距離を延ばすことが可能な電気自動車と言える。本方式では，燃費に悪影響を与える作動領域を使用せずにエンジンを使用することができるため，従来のエンジン自動車よりも熱効率の向上が期待される。また，回転形発電機では，最適な回転数や出力を保ちながら動作させることが可能であるため，発電効率も高い。さらに，車両の減速時には車両駆動用モータを発電機として使用し，回生動作させることで，バッテリーに充電される。つまり，従来のエンジン車ではブレーキ時に大気に放出されていた熱エネルギーを再利用可能となるため，その分も燃費向上につながる。また，バッテリーに比べてエネルギーの体積密度の小さい化石燃料を積載し，必要に応じて発電するため，バッテリーサイズの小型化が実現される。さらに，発電機の近傍で電力を使用でき，電気の地産地消を可能とするため，電気自動車の課題である送電損失を減らすことができる。以上から，従来のエンジン車と電気自動車それぞれのメリットを組み合わせたシステムと言える。

これらの状況を踏まえ，エンジンの熱効率改善に関する研究開発が盛んに進められている。その一環として，内閣府の SIP（戦略的イノベーション創造プログラム）では，革新的燃焼技術（日の丸内燃機関が地球を救う計画）研究開発計画^(1.1)が産学官の連携で進められている。本プログラムでは，図 1.3 のように 2020 年までにエンジンの熱効率を

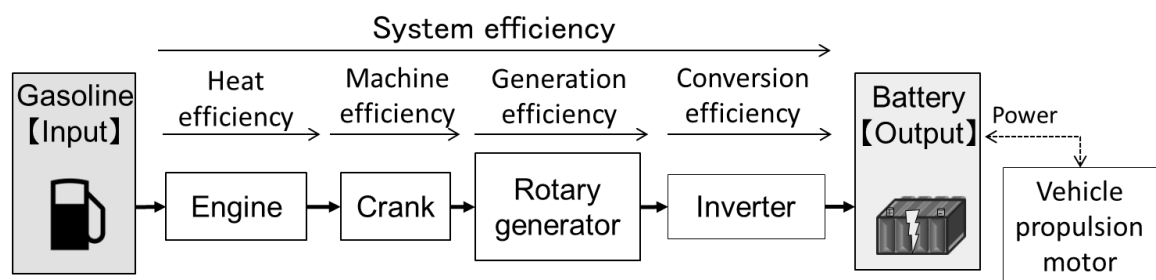


図 1.2 シリーズハイブリッド (SHV) のエネルギーフロー

最大 50%まで向上させることを目標としている。

さらなる熱効率改善を図るために筆者が注目したのが、フリーピストンエンジンリニア発電システム(FPEG)^{(1.8)-(1.15)}である。本システムのエネルギーフローを図 1.4 に示した。基本的なエネルギーフローは SHV と同じであり、ガソリンを用いて発電し、車両推進用モータを駆動して走行する。大きな相違点はフリーピストンエンジンとリニア発電機で構成される点にある。フリーピストンエンジンはクランク機構がない往復運動式の内燃機関である。燃料の燃焼熱によりフリーピストンを往復運動させ、リニア発電機でダイレクトに発電する。本システムの詳細な特徴は2章で記述するが、エンジンの構造上、フリーピストンは自由な運動が可能となり、クランクエンジンでは難しい熱効率の大幅な改善が期待される。また、SHV ではクランク・カムを使用して直線運動を回転運動に

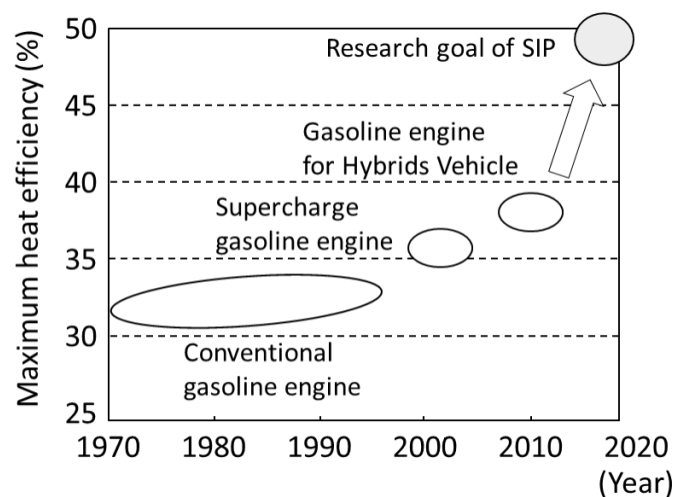


図 1.3 乗用車用内燃機関における熱効率の推移と SIP の目標値

(文献(1.1)をもとに筆者が作成)

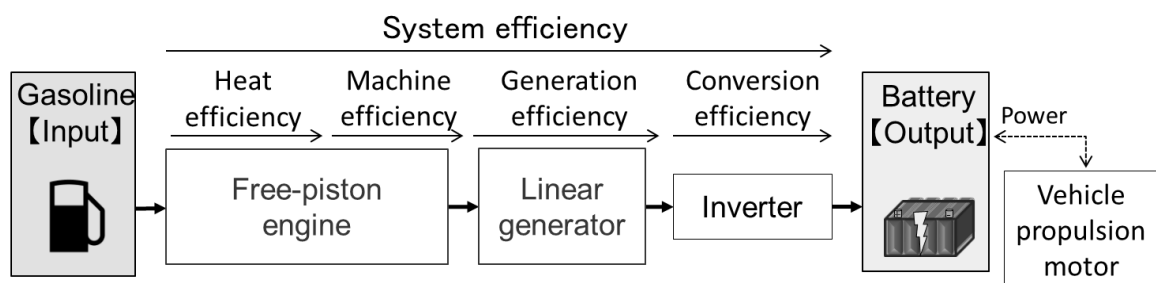


図 1.4 フリーピストンエンジンリニア発電システム (FPEG) のエネルギーフロー

変換していたが、FPEG では燃焼エネルギーはダイレクトに発電機に入力するため、機械損失の低減が可能となる。

1.2 従来の研究

FPEG は高効率なエンジン発電機として次代のシリーズハイブリッド自動車への搭載が期待される。そのため、これまでも日本国内外において FPEG に関連する研究は盛んに進められている。

Boru Jia らの研究グループは、FPEG の摩擦損失の優位性を報告している^(1.8)。従来型のエンジン(CSE)を比較対象として、ピストンリング、ピストンスカートの摩擦と、クランク・ベアリング摩擦、リニア発電機の摩擦を考慮しシミュレーションと理論解析を行った。従来型のエンジン(CSE)に比べて、FPEG では、ピストンリング摩擦は高いものの、クランク・ベアリングが不要となるため、合計摩擦損失は 40%程度改善されることが明らかとなっている。また、彼らはリニアモータによる共振を利用したエンジン始動法^(1.9)も提案しており、0.5 秒以内に燃焼室の筒内圧を 13bar まで到達させ、エンジン点火が可能であることを明らかにしている。

Chenheng Yuan らの研究グループは、FPEG の燃焼の特性に関するシミュレーション結果を報告している^(1.10)。0 次元の力学モデルと多次元の掃気・燃焼の連成モデルを連成したシミュレーション法が提案されている。シミュレーションを用いて、筒内の平均ガス温度および圧力が、従来のエンジンよりも低いことを明らかにしている。

Hao Yan らの研究グループは、FPEG の振動を抑制するために燃焼室の左右にピストンを付ける 2 ピストン構造を提案している^(1.12)。シミュレーションにより、従来の 1 ピストン構造と比較すると、動作周波数と出力密度が高くなるが、機械的振動が少なくなることが報告されている。また、Zhaoping Xu らの研究グループは、エンジンとリニア発電機を組み合わせたプロトタイプの実験装置を構成し、2.2kW の平均出力を得ながら連続運転可能であることを報告している^(1.13)。

また、日本国内では豊田中央研究所の小坂、守屋らグループが FPEG の検討を進めている^{(1.14)-(1.15)}。まず、エンジン燃焼時におけるピストン・磁石の過熱に対しては、熱伝導経路を長く取る W 型のピストン形状が提案された。プロトタイプの実験装置によ

り、長時間の運転が可能であることが実証されている。また、着火や燃焼行程を忠実に再現した燃焼シミュレーションを用いて、予混合圧縮自着火（HCCI）燃焼を適用した場合の効率についても試算されており、圧縮比 19.0、発電出力 12.7kW の条件下で、システム効率 42%が実現されている。これは、従来型のエンジンよりも大幅に効率の改善に期待されることを示している。また、FPEG の始動・発電・停止を制御する方法についても報告され、継続運転に対する安全性と出力改善に対する有効性が実証されている。以上より、これまでの研究において、FPEG の実現性がシミュレーションや簡易実験において明らかにされており、エンジン部の損失改善に期待されることも明らかにされている。

一方で、リニア発電機の視点で考えた場合、往復運動やダイレクトな燃焼力作用に起因して、SHV の回転形発電機よりも発電効率は低下傾向にある。また、SHV はピストンがクランクと接続されているため、ピストンは往復の都度、自ずと定位置に戻り、燃焼が継続される。フリーピストンがクランクに固定されない FPEG では、リニア発電機を用いて動作を制御しなければならない。即ち、FPEG は熱効率の改善効果を活かすことで、革新的なエンジン発電機となりうるポテンシャルを秘めているものの、実用化にはこれらの課題を解決する必要がある。しかし、これまでにこれらの課題の解決方法について、定性的に体系化された報告はない。

1.3 研究目的

これまでに述べた各車種のメリット、デメリットを表 1.2 にまとめる。FPEG ではシリーズハイブリッド方式に比べてエンジン部の効率改善に期待されるものの、実用化にはリニア発電機の課題解決が求められる。一つ目の課題は、リニア発電機の発電効率を向上させることである。出力改善には、エンジン部だけでなく、発電機の性能を考慮して可能な限り発電効率を高める必要がある。二つ目は、リニア発電機の制動力のみを利用して、フリーピストンを精度良く上死点に回帰させて、燃焼を継続することである。本論文では、FPEG の構造と特徴を詳述し、リニア発電機に求められる課題について、理論計算、シミュレーションおよび実験により解決することを目的とする。

表 1.2 各自動車形式のメリット・デメリット

| Model | Merit | Demerit |
|-------------------------------|---|--|
| Conventional gasoline vehicle | 1) Unnecessary large battery. | 1) Large CO ₂ emissions. 2) Bad fuel economy. |
| Electric vehicle | 1) Small CO ₂ emissions. 2) Good fuel economy. | 1) Loss at the time of transmission / distribution. 2) Charging required (short cruising distance). 3) Over capacity of power plant. |
| Series hybrid vehicle | 1) Unnecessary large battery. 2) Good fuel economy. | 1) Heat efficiency improvement is difficult by using conventional engines. |
| FPEG | 1) Improvement friction loss ^(1.8) . 2) Improvement heat efficiency by the free-piston engine ^(1.14) . 3) Vibration reduction with opposed piston ^(1.12) . | 1) Lower generation efficiency on linear generator. 2) Necessary to return the free piston to the fixed position for combustion continuation. |

1.4 本論文の構成

本論文では、次代のシリーズハイブリッド車用エンジン発電機として期待される FPEG のエネルギー変換効率の向上に向けた諸課題について検討する。

第1章では、自動車の持続可能社会実現に対する電動化の状況と課題を述べた。また、シリーズハイブリッド方式に着目し、FPEG が有する利点と課題を記載した。

第2章では、FPEG の構造、原理についてまとめる。また、FPEG の特徴を活かすことで期待される効果とリニア発電機に求められる課題について詳述する。

第3章では、リニア発電機の発電効率改善を目的としたピストン動作の設定法を提案する。また、発電を継続しながらピストンを上死点に回帰させる手法を提案する。FPEG の動作を模擬するシミュレータを構築し、提案する手法の有効性について明らかにする。

第4章では、簡易的に燃焼を模擬する発電実験装置を構築し、第3章で提案する動作制御法の出力向上に対する効果に関して実証した結果を述べる。

第5章では、本研究で得られた成果について結論を述べる。

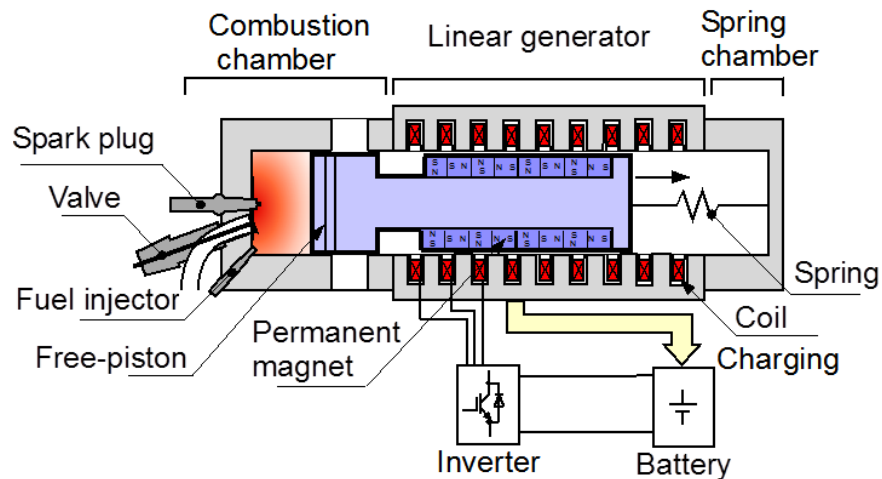
1.5 参考文献

- (1.1) 国立研究開発法人科学技術振興機構;「革新的燃焼技術」, 2018
<http://www.jst.go.jp/sip/k01.html>
- (1.2) 経済産業省;「次世代自動車戦略2010」, 2018
- (1.3) 村沢 義久;「図解 EV 革命 100年に1度のビジネスチャンスが一目瞭然!」, 毎日新聞出版, 2017.
- (1.4) 水谷 良治, 立花 武, 森本 雅之, 赤津 観, 星 伸一:「自動車の低燃費化に貢献する電動化技術」, 電学論 D, Vol. 135, No.9, pp. 884-891, 2015
- (1.5) 日本経済新聞電子版;「本当にEVはエコ? 電源構成に依存」, 2017/11/5 22:00
- (1.6) 経済産業省エネルギー庁;「エネルギー白書2018」, 2018
- (1.7) 木村 誠:「新世代ハイブリッドパワートレイン ” e-POWER” の開発」, 平成29年電気学会産業応用部門大会, 4-S10-8, 2017
- (1.8) Boru Jia, Rikard Mikalsen, Andrew Smallbone, and Anthony Paul Roskilly: “A study and comparison of frictional losses in free-piston engine and crankshaft engines”, Applied Thermal Engineering, Vol. 140, pp. 217-224, 2018
- (1.9) Boru Jia, Zhengxing Zuo, Huihua Feng, Guohong Tian, Andrew Smallbone, A.P. Roskilly, Effect of closed-loop controlled resonance based mechanism to start free piston engine generator: Simulation and test results, Appl. Energy Vol. 164 pp. 532–539, 2016
- (1.10) Chenheng Yuan, Huihua Feng, Yiatuan He, Jing Xu : “Combustion characteristics analysis of a free-piston engine generator coupling with dynamics and scavenging”, Energy, Vol. 102, pp. 637-649, 2016
- (1.11) Qingfeng Li, Jin Xiao, and Zhen Huang; “Simulation of a Two-Stroke Free-Piston Engine for Electrical Power”, Energy & Fuels, Vol. 22, pp. 3443–3449, 2008
- (1.12) Hao Yan, Dengqiang Wang, Zhaoping Xu : “Design and Simulation of Opposed-Piston Four-Stroke Free-Piston Linear Generator”, SAE Technical Paper, 2015-01-1277, 2015
- (1.13) Zhaoping Xu, Siqin Chang; “Prototype testing and analysis of a novel internal combustion linear generator integrated power system”, Applied Energy, Vol. 87, pp. 1342–1348, 2010
- (1.14) 小坂 英雅, 秋田 智行, 守屋 一成, 後藤 成晶, 堀田 義博, 梅野 孝治, 中北 清己, フリーピストン発電システムの構築(第1報)ーシステムの基本動作検討ー, 自動車技術会論文集, Vol.45, No.4, pp.683-689, 2014
- (1.15) 守屋 一成, 後藤 成晶, 小坂 英雅, 秋田 智行, 堀田 義博, 梅野 孝治, 中北 清己:「フリーピストン発電システムの構築(第2報)ー発電制御方法の検討ー」, 自動車技術会論文集, Vol. 45, No.4, pp.691-697, 2014

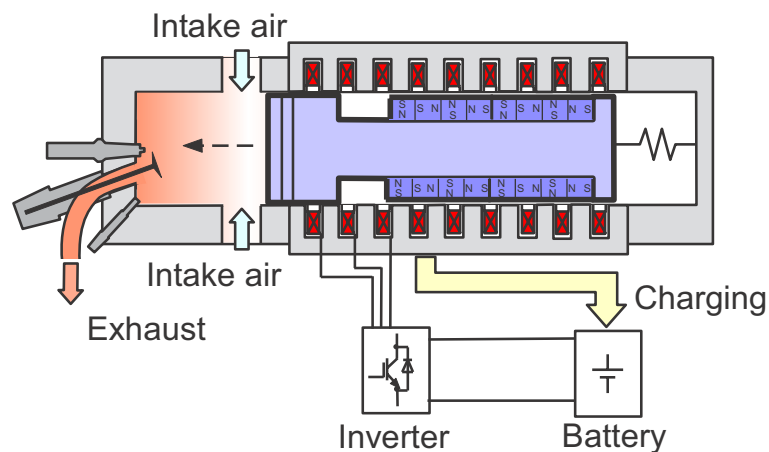
第2章 FPEGの動作原理と課題

2.1 基本原理

FPEGの基本構成についてまとめたものを図2.1に示した。本体は燃焼室、リニア発電機、ばね反発室にて構成される。リニア発電機はインバータを通してバッテリーに接続される。フリーピストンには永久磁石を取り付け、シリンダーにはコイルを配置し、永久磁石形リニア発電機^(2.1)とする。リニア発電機の視点で考えた場合、フリーピストンは可動子であり、シリンダーが固定子となる。



(a) 膨張行程



(b) 圧縮行程

図 2.1 FPEG の構成と動作

次に、FPEGの動作について記述する。本システムは2ストロークエンジンを想定し、ピストンの1往復ごとに燃料が燃焼する。膨張行程と圧縮行程を繰り返して、フリーピストンが往復動作し、発電を行う。ここで、フリーピストンが燃焼室側からばね反発室側に動作するときを膨張行程とし、逆に、ばね反発室側から燃焼室側に動作するときを圧縮行程と定義する。図 2.1(a)は膨張行程の動作を表している。燃焼室では燃料噴射弁から燃料が吹き付けられ、スパークプラグで着火する。これにより、エンジンは燃焼を開始し、熱が圧力に変換され、燃焼力となってフリーピストンに作用し、フリーピストンはばね反発室に向かって動作する。その後、フリーピストンが掃気点に到達すると、掃気弁が開放される。その時に、排気弁から燃焼室内の燃焼ガスを排出し、掃気弁から外部の空気を燃焼室内に導入する。また、フリーピストンがばね反発室側に動作するにつれて、燃焼室に押し戻す方向へのばね力の作用が強くなる。これにより、図 2.1(b)の圧縮行程が行われる。圧縮行程では、ばねに蓄えた弾性エネルギーにより、フリーピストンは動作する。以上の行程により、フリーピストンが動作し、コイルに逆起電力を発生させて発電を可能とする。発電時にはインバータを通してバッテリーに充電され、発電制動力がピストンに作用する。

2.2 物理モデル

2.2.1 ピストン運動モデル

FPEGにおけるフリーピストンの動作を模擬するための物理モデルを図 2.2 に示した。フリーピストンは燃焼力 F_c 、ばね反発力 F_g と発電制動力 F_l が作用することで往復運動する。ここで、フリーピストンの運動方程式はピストン質量を m 、ピストン変位を x とすると、式(2.1)で与えられる。

$$m\ddot{x} = F_c - F_l - F_g - F_r \quad (\text{N}) \quad (2.1)$$

ここに、 m : ピストン質量(kg), x : ピストン変位(m), F_c : 燃焼力(N), F_l : 発電制動力(N), F_g : ばね反発力(N), F_r : 摩擦力(N)

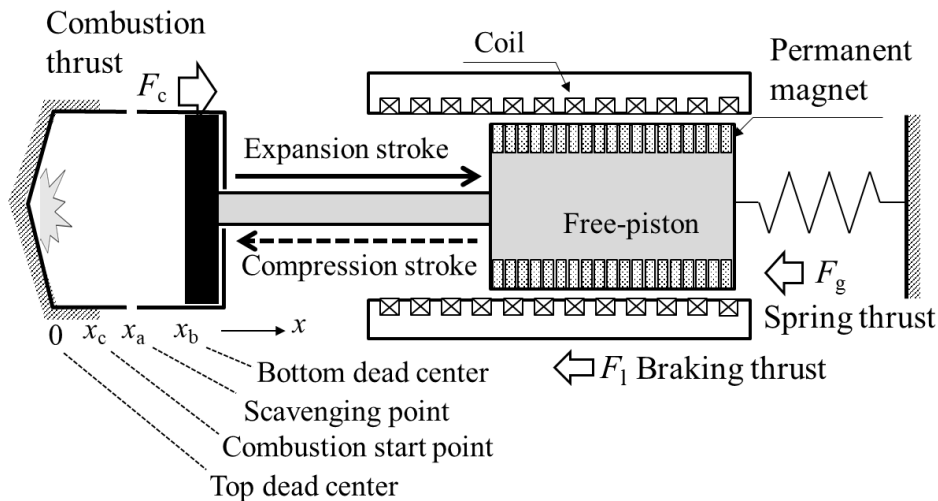


図 2.2 FPEG の物理モデルと位置の定義

(1)位置の定義

ピストン変位は、ピストン動作時における燃焼室側の再左端を上死点(Top dead center; TDC) $x=0$ とし、ばね反発室側の最右端を下死点(Bottom dead center, BDC) x_b と定義する。フリーピストンが下死点に動作するにつれて、 x が大きくなるものと定義する。また、掃気弁が開放される位置を掃気点 x_a とし、圧縮行程においてスパークプラグにより着火を開始する位置を燃焼開始点 x_c と定義する。

(2)燃焼力

燃焼力 F_c は、式(2.2)のとおり燃焼室圧力とボア径との積で与える。燃焼室圧力 p_c は熱力学の法則^(2.2)に基づき、燃焼時の発生熱や燃焼室体積の変化に起因して与えられる。

$$F_c(t) = A_c \times p_c(t) \quad (\text{N}) \tag{2.2}$$

ここに、 A_c : ボア断面積(m^2), p_c : 燃焼室圧力(Pa)

(3)ばね力

ばね力 F_g は、式(2.3)のフックの法則^(2.3)に従い、ピストン変位に比例するものとして考える。比例係数をばね定数 K_g とする。ばね定数は、ピストンの質量と動作周波数の関係がばねマス系の固有振動数となることを考慮して設定する。

$$F_g(t) = K_g \times x(t) \quad (\text{N}) \tag{2.3}$$

ここに、 K_g : ばね反発係数(N/m)

(4)発電制動力

リニア発電機では発電に伴い、フリーピストンの動作と反対方向に発電制動力が作用する^(2.4)。ここでは、制動力の発生原理について整理する。制動力はIBL則に基づき、電機子コイルの三相電流と永久磁石の磁束密度の積で与えられる^{(2.5)~(2.8)}。図2.3は表面磁石形リニア同期発電機の鎖交磁束分布を表したものである。永久磁石の磁極間隔(ポールピッチ)^(2.9)を 2τ とすると、電気角は $360\text{ deg}=2\pi\text{ rad}$ であるため、各相コイルに鎖交する磁束密度は式(2.4)~式(2.6)で与えられる。また、各相コイルの電流値を考慮し、比例定数を推力定数 K_f と定義すると、各相で発生する力の和として制動力は式(2.7)で表される。

$$B_u = B_0 \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x\right) \quad (\text{T}) \quad (2.4)$$

$$B_v = B_0 \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x - \frac{2}{3}\pi\right) \quad (\text{T}) \quad (2.5)$$

$$B_w = B_0 \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x - \frac{4}{3}\pi\right) \quad (\text{T}) \quad (2.6)$$

$$F_l = K_f i_u \cos\left(\frac{\pi}{\tau} x\right) + K_f i_v \cos\left(\frac{\pi}{\tau} x - \frac{2}{3}\pi\right) + K_f i_w \cos\left(\frac{\pi}{\tau} x - \frac{4}{3}\pi\right) \quad (\text{N}) \quad (2.7)$$

ここに、 B_u : U相磁束密度(T), B_v : V相磁束密度(T), B_w : W相磁束密度(T), B_0 : 磁石磁束密度(T), τ : ポールピッチ(m), K_f : 推力定数(N/A), i_u : U相電流 (A), i_v : V相電流 (A), i_w : W相電流 (A)

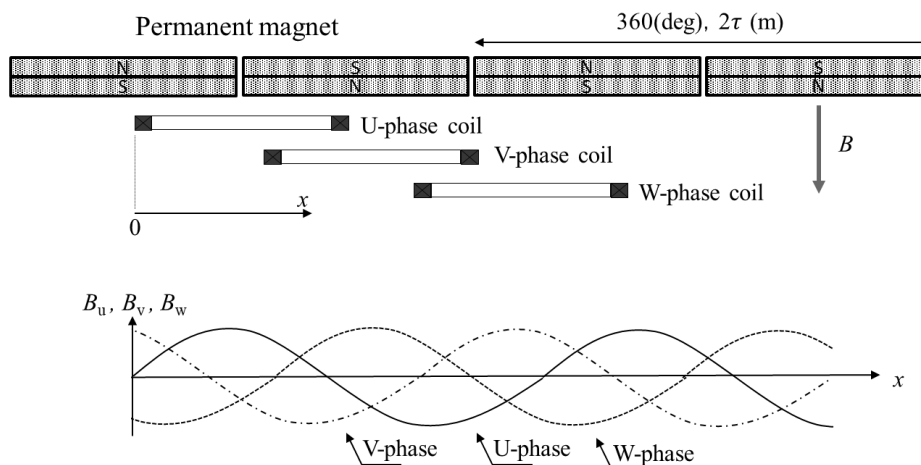


図 2.3 表面磁石形リニア同期発電機の鎖交磁束分布

ここで、高効率化に必要なベクトル制御^{(2.7)~(2.8)}について記述する。ベクトル制御は、交流機を直流機のように扱い、広い速度範囲で効率よく動作させるための技術である。交流機では、図 2.4 のように 3 相座標系と dq 軸座標系で考えることができる。なお、リニア発電機の永久磁石と電機子コイルの位置関係は回転機と同じであるため、ここではわかりやすくするために、図 2.4 の回転座標系で考える。永久磁石の磁極がつくる磁束の方向を d 軸とし、磁極が作る磁束に直行する方向を q 軸とする。式(2.8)を用いることで、リニア発電機の三相電流を dq 軸座標系の電流に変換する。リラクタンストルクを使用しない表面磁石形同期発電機では、推力は dq 軸座標系の電流を用いて式(2.9)となる。この式からもわかるように、推力の発生に寄与しているのは、d 軸電流ではなく q 軸電流のみである。そのため、発電機の効率向上には d 軸電流をゼロとすることが望ましい^(2.4)。また、q 軸電流のみを変えることで発電制動力の制御が可能となる。

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_u \\ i_v \\ i_w \end{bmatrix} \quad (\text{N}) \quad (2.8)$$

$$F_1 = \frac{3}{2} K_f i_q \quad (\text{N}) \quad (2.9)$$

ここに、 θ : 機械角(rad), i_d : d 軸電流(A), i_q : q 軸電流(A)

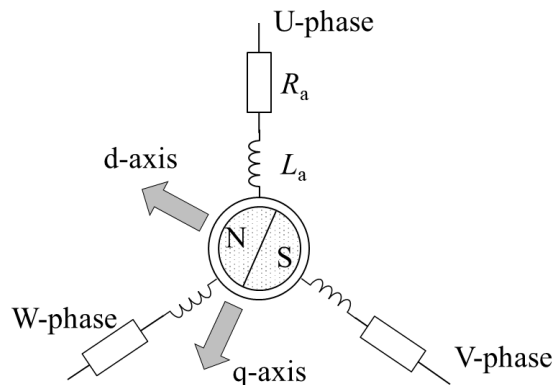


図 2.4 3 相座標系と dq 軸座標系

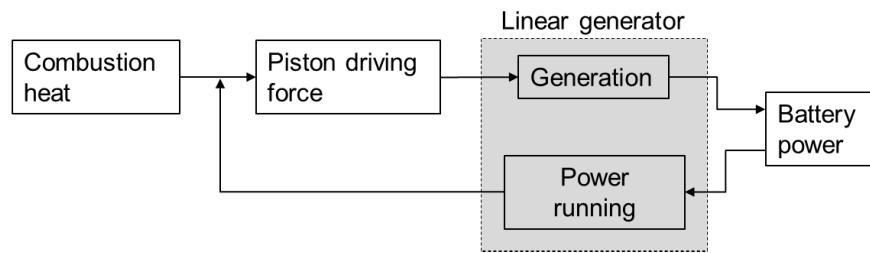


図 2.5 リニア発電機の動作

発電時にはピストンの動作方向と反対方向に制動力が作用する。これは、回転機の特
 性で考えた場合、膨張行程での制動力作用は正転・発電領域の第4象限となり、圧縮行
 程での制動力作用は逆転・発電領域の第2象限に相当する。一方で、図2.5のようにバ
 ッテリの電力を消費した力行動作も可能であり、ピストンの動作と同じ方向に推力を
 作用させることが可能となる。力行動作は膨張行程、圧縮行程それぞれ第1象限、第3
 象限動作に相当する。この場合には、バッテリーからリニア発電機に電力を注入するこ
 とでリニア発電機をリニアモータとして使用し、ピストン駆動の補助力として動作する。
 しかし、力行時にはバッテリー電力を消費し、銅損も余分に発生するため、発電効率を低下
 させ、出力の低下につながる。

2.2.2 電気回路モデル

リニア発電機とインバータ、バッテリーを含んだ電気回路モデルを図2.6に示した。リ
 ニア発電機はインバータに接続され、平滑コンデンサを経由して、バッテリーに接続され
 る。リニア発電機は高効率な発電を行うために、三相同期発電機を想定する。リニア発

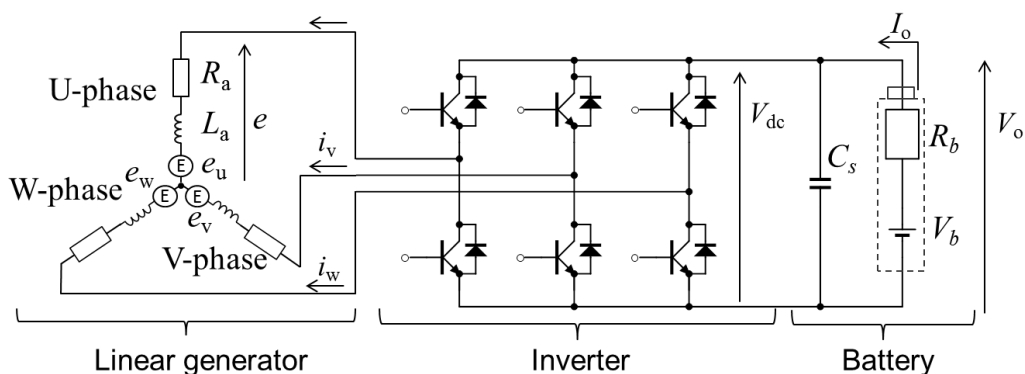


図 2.6 FPEG の回路モデル

電機の回路モデルは、フリーピストンの動作により発生する各相の逆起電力 e_u, e_v, e_w 、電機子抵抗 R_a および電機子インダクタンス L_a で構成される。三相同期発電機の各相の逆起電力は、それぞれ式(2.10)～式(2.12)で求められる^(2.6)。発電制動力はリニア発電機の各相に流れる電流値に基づいて作用する。インバータはPWM制御インバータを想定する。インバータのゲートには制御信号が入力され、スイッチングを行うことでリニア発電機の各相電流が制御される。バッテリーは内部抵抗と電圧源で模擬される。

$$e_u = K_e v \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x\right) \quad (\text{V}) \tag{2.10}$$

$$e_v = K_e v \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x - \frac{2}{3}\pi\right) \quad (\text{V}) \tag{2.11}$$

$$e_w = K_e v \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x - \frac{4}{3}\pi\right) \quad (\text{V}) \tag{2.12}$$

ここに、 K_e : 逆起電力係数(V/m/s), v : ピストン速度(m/s)

2.3 エネルギー収支

FPEGのエネルギー収支は図2.7で表される。燃料の燃焼に伴う熱 W_{in} が入力であり、バッテリーに充電されるエネルギー W_{out} が出力となる。主な損失は、エンジンで燃焼する

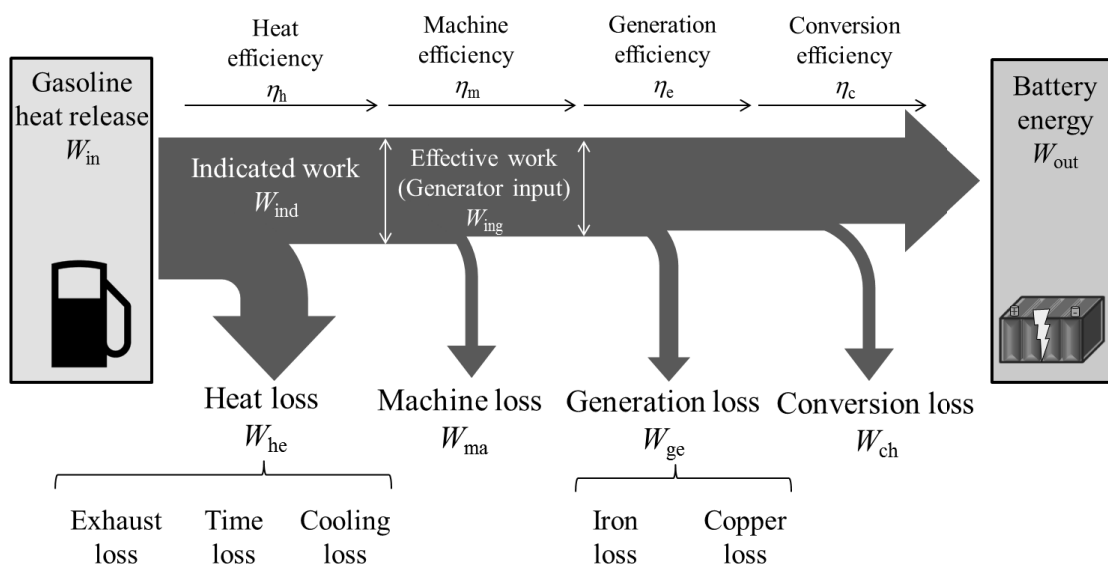


図 2.7 FPEG のエネルギー収支

際の熱損失 W_{he} , フリーピストンの動作に伴う機械損失 W_{ma} , リニア発電機で発電する際の発電損失 W_{ge} , インバータのスイッチング動作などに伴う変換損失 W_{ch} が想定される。燃焼時にピストンに作用する動力は図示仕事 W_{ind} と定義し, 摩擦損失を考慮して発電機に正味入力される仕事を有効仕事(発電機入力) W_{ing} と定義する。ここで, 各損失の発生要因について具体的に考える。本論文では燃焼1回で発生する熱を基準とするため, ジュール単位でのエネルギー収支で考える。なお, 実際の自動車搭載時のシステムでは, バッテリの先には車両駆動用モータが接続されており, 車両ブレーキ時の回生電力も回収される。しかし, 本論文では, シリーズハイブリッドシステムの主動力源としての性能向上を検討するために, エンジンからバッテリー充電までを着目する。

(1) 熱損失

エンジンでは燃焼時に高温となるため熱損失が発生する。熱損失の内訳は, 主に冷却損失 W_l , 時間損失 W_t , 排気損失 W_x である。ここで, 熱効率に関連する損失についてまとめる。図 2.8 は燃焼時におけるエンジンの P-V 線図である。サイクル内の面積はエンジンが実際に作用した図示仕事 W_{ind} である。熱効率改善には, この面積を極力大きくすることが望ましい。図中の a) 線はオットーサイクルである。これは, 理論的に熱効率が最大となる状態であり, 体積変動のない等容状態で受熱・放熱を行うとともに, 外部へ

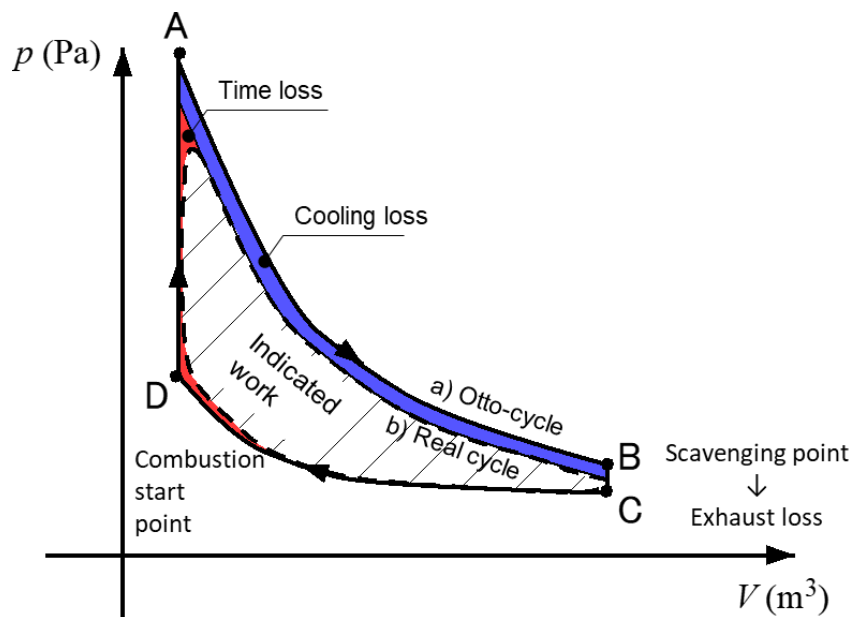


図 2.8 燃焼時におけるエンジンの P-V 線図

の冷却損失がない理想的なエネルギーの変換過程を示している^(2.2)。ここで、D→A間では、等容加熱状態で点火・燃焼が行われ、A→B間は、断熱膨張状態で燃焼ガスの膨張によりピストンが下死点方向に動く状態を表している。B→C間は、等容冷却状態で排気・吸気が行われ、C→D間は、断熱圧縮状態で混合ガスが圧縮される状態を表している。しかし、実際のエンジンでは燃焼時に、等容加熱・冷却、断熱膨張・圧縮が行えないため、時間損失、冷却損失が発生し、図示仕事が低下する^(2.10)。オットーサイクルでは、熱の発生時間がない仮定であるため、燃焼が等容加熱となる。一方、実際の燃焼では、燃焼時に熱の発生時間が発生するために等容加熱を行えず、その分有効圧力が低下するため、時間損失が発生する^{(2.11)~(2.12)}。冷却損失は、膨張行程中に高温の燃焼ガスが冷却水や外部気体によって冷却されることにより発生する。また、この図には表れていないが、排気損失も発生する。エントロピーの概念^(2.2)を考慮すると、熱機関では、高温熱源から熱を受け取って、動力に変換する際には低温熱源へ廃棄する熱の存在も必要である。そのため、エンジンでは、燃焼後の熱エネルギーはすべてピストンの動力に変換されずに、掃気点において温度の高い状態で外部に排出される。このときに発生するのが排気損失であり、エンジンの熱損失の中でも、冷却損失と同じくらい大きな割合を占めている^(2.13)。ここで、供給されたガソリンの持つ熱に対して、フリーピストンの動作仕事に変換された量を表す図示仕事との比率を熱効率 η_h と定義する。熱効率は式(2.13)で表される。

本検討で想定している2サイクルエンジンは、1往復ごとに燃料が燃焼する^(2.2)。理想的には、吸気された未燃ガスは完全燃焼し、既燃ガスとなってすべて排出されることが望ましい。しかし、現実には吸気と排気が同時に行われる期間が存在し、掃気効率が低下するため、既燃ガスの残留や未燃ガスの排気が発生し、有効仕事低下や有害物質の排出増といった環境性能低下を引き起こす。これに対し、層状掃気方式^(2.14)や過給機利用^(2.15)などが開発され、課題の解消が可能であることが報告されている。

$$\eta_h = \frac{W_{in} - W_{he}}{W_{in}} \times 100 = \frac{W_{ind}}{W_{in}} \times 100 \quad (\%) \quad (2.13)$$

ここに、 W_{in} : ガソリン熱発生量 (J), W_{he} : 熱損失 (J), W_{ind} : 図示仕事 (J)

(2) 機械損失

FPEG は従来のガソリン車やハイブリッド車とは異なり、エンジンの直線動力を回転動力に変換する必要がない。即ち、クランクやカム機構などの直動回転変換機構が不要^(2.16)となるため、FPEG の機械損失の大部分は摩擦損失 W_f であると考えられる。摩擦はフリーピストンエンジン側とリニア発電機側でそれぞれ発生する。

フリーピストンエンジンにおいては、シリンダーとピストンの間の潤滑油が起因して発生する。特に、クランク軸の傾きによってピストンがシリンダー内壁を押す横力(サイドスラスト)^(2.17)がクランクエンジンに比べて減少すると期待され、FPEG ではピストンとシリンダーの接触摩擦は小さくなるものと推定される。摩擦は潤滑油の粘性に大きく影響されると考えられ、ピストンの速度だけでなく、シリンダー筒内温度などの外的要因で変化する^(2.18)。

他方、リニア発電機でも摩擦は発生する。リニア発電機の断面図を図 2.9 に示した。図において、可動子は軸受に支えられながら、紙面垂直方向に往復動作する状態を表している。リニア発電機は、垂直力を低減する形状として円筒式と両側式が挙げられる^(2.16)。円筒式は固定子を円周状に配置したものであり、両側式は固定子が向かい合うように配置する方式である。いずれにおいても、高効率な発電を安定して継続するためには、可動子と固定子の間に軸受を配置し、1mm 程度のギャップを維持する必要がある。軸受にはすべり軸受と転がり軸受があるが、リニアモータやアクチュエータなどの直動システムには、ボールベアリングを用いた転がり軸受が良く用いられる^(2.16)。以上より、リニ

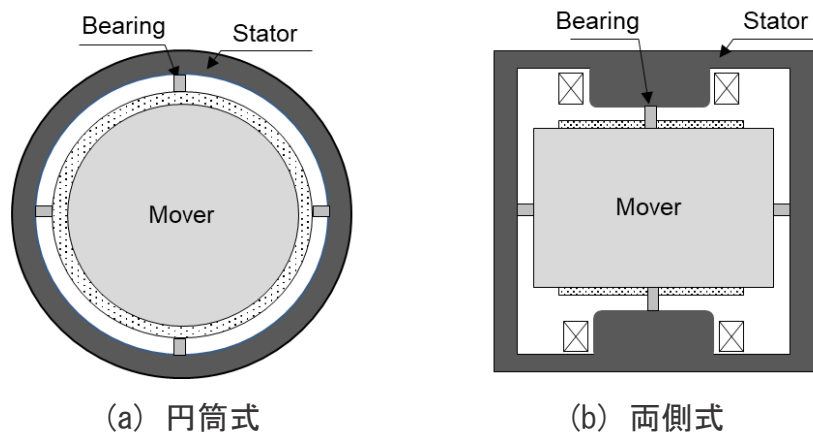


図 2.9 リニア発電機の断面図

ア発電機側の摩擦は軸受に起因して発生すると考えられる。

(3) 発電損失

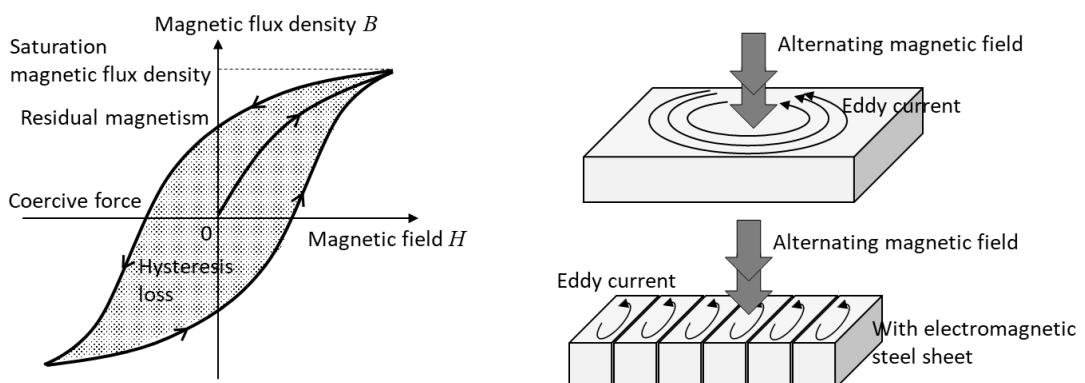
リニア発電機は磁性材料と導電材料にて構成され、発電時には発電損失が発生する。導電材料では銅損が主に発生し、磁性材料では鉄損が発生する。銅損は、電機子コイルを構成する導線に電流を流したときに発生する。これは、導線の電気抵抗に起因したジュール熱が発生し、外部へ放出されるために生じる。図 2.6 の電気回路モデルにおける銅損は、各相に流れる電流値と電機子抵抗を用いて式(2.14)で表される。銅損の改善には電機子電流の低減、すなわち発電制動力の低減と電機子コイルの抵抗値を下げるのが有効である。ベクトル制御を考慮した場合には、 d 軸電流をゼロとすることで、式(2.15)で表される。 q 軸電流の 2 乗に比例し、制動力の 2 乗に比例する。なお、本論文では先述のとおり、1 往復の動作時間で積分することで、ジュール単位の銅損 W_c に換算する。

$$P_c = (i_u^2 + i_v^2 + i_w^2)R_a \text{ (W)} \tag{2.14}$$

$$P_c = i_q^2 R_a = \left(\frac{F_l}{K_f} \right)^2 R_a \text{ (W)} \tag{2.15}$$

ここに、 R_a : 電機子抵抗 (Ω),

鉄損は磁性材料を交流で励磁するときに、生じる損失であり、ヒステリシス損と渦電流損に起因する^(2,9)。図 2.10 で鉄損の起源を説明する。同図(a)は磁性材料の磁束密度と



(a) 磁性材料の B-H 曲線とヒステリシス損

(b) 渦電流の発生

図 2.10 鉄損の起源

磁場の関係を表した $B-H$ 曲線である。磁界の強さを増減させることでループ状に磁束密度が変化する。ループの面積分に相当するエネルギーが磁性体の帯びる熱となって消費される。これがヒステリシス損である。一方で、渦電流損は交番磁界の電磁誘導作用によって、同図(b)のように導体内部に起電力が誘起され、電流が発生することで生じる。渦電流が流れると、その経路は電気抵抗があるため、銅損と同じようにジュール熱が発生し、損失となる。そこで、発電機や電動機の鉄心では、電氣的に絶縁された 0.35mm 程度の電磁鋼板を重ねた積層鉄心を用いて渦電流を遮断し、渦電流損を低減させている。

鉄損はヒステリシス損と渦電流損の合計で表され、一般に知られるスタインメッツの式に従うと、式(2.16)のように交番磁界の周波数 f と最大磁束密度 B_m に依存する。最大磁束密度は交番磁界の周波数はピストンの動作速度に比例する^(2.9)。即ち、鉄損の改善にはピストン速度を低減もしくは最大磁束密度の低減が求められる。なお、本論文では先述のとおり、1 往復の動作時間で積分することで、ジュール単位の鉄損 W_i に換算する。

$$P_i = P_{hy} + P_{ed} = k_{hy} B_m^{1.6} f + k_{ed} B_m^2 f^2 \quad (\text{W}) \quad (2.16)$$

ここに、 k_{hy} ：ヒステリシス損係数、 B_m ：最大磁束密度(T)、 f_m ：交番磁界周波数(Hz)、 k_{ed} ：渦電流損係数

(4) 変換損失

変換損失は、インバータの回路を構成する IGBT とダイオードで PWM 制御を行う時に発生する。具体的な損失の発生原理の概念は図 2.11 であり、同図(a), (b), (c)はそれぞれ導通損失、スイッチング損失、逆回復損失を表している^(2.19)。導通損失は IGBT のコレクタ-エミッタ間電圧 V_{ce} とダイオードの順方向電圧降下 V_f に起因し、コレクタ電流 I_c の通電に伴い発生する。スイッチング損失は、電圧と電流が有限の時間をかけて変化する

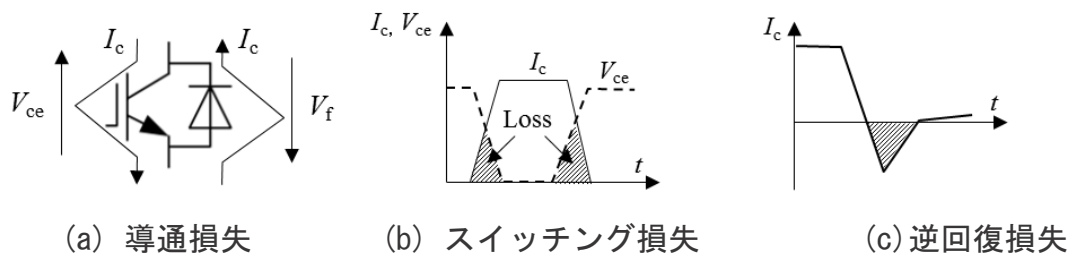


図 2.11 インバータ損失

ることに起因して発生する。また、逆回復損失はダイオードがオン状態から完全なオフ状態になるまでの逆回復時間が起因して発生する。近年の研究では、GaN デバイスや SiC デバイスの進出により、99%以上の変換効率を実現した事例もある^{(2.20)-(2.21)}。また、変換損失はピストン動作や発電状態には大きく依存しないと考えられ、本論文ではインバータの変換損失は100%として考える。

2.4 FPEG の特徴

FPEG の特徴についてまとめたものを図 2.12 に示した。フリーピストンエンジンとリニア発電機の間は直接接続されており、ダイレクトなエネルギー伝達を可能としている。即ち、クランクレスでシステムが構成される。また、リニア発電機はインバータを用いることで発電制御を可能とし、制動力を自在に調整することができる。別の観点では、リニア発電機を利用することで、小型化や2台を向かい合わせて同期して運転することでの振動低減といった効果も期待される。本節では、クランクレスと発電制御の組み合わせること期待される高効率化のための指針を述べる。

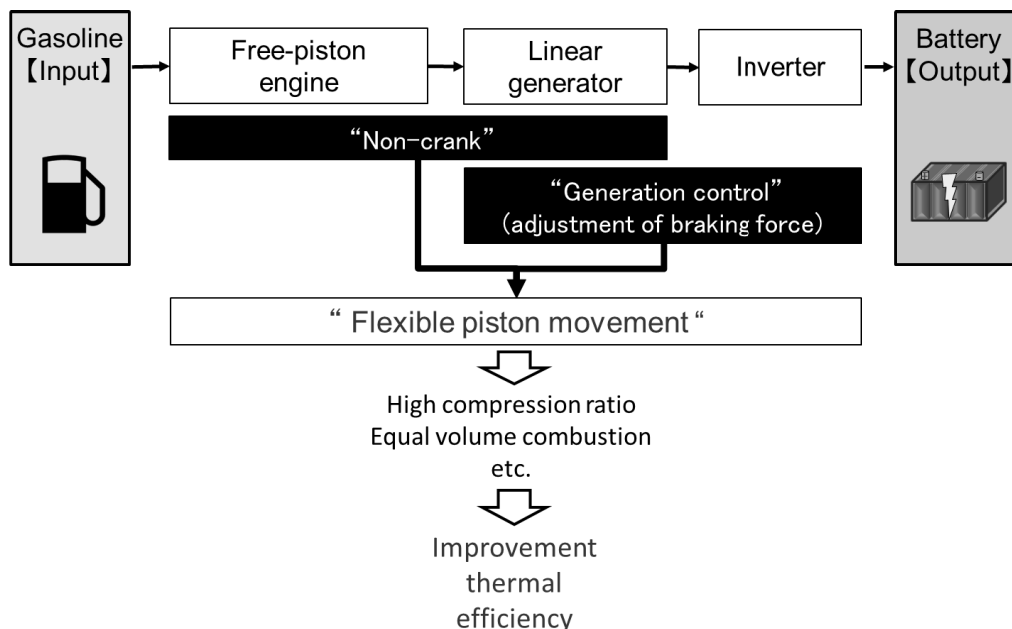


図 2.12 FPEG の特徴

2.4.1 クランクレス

FPEG は、クランクやコンロッドなどのエンジンの直線動力を回転運動に変換するための直動回転変換機構が不要である。即ち、フリーピストンはリニア発電機の可動子を兼ね、燃焼時に発生する動力はダイレクトにリニア発電機に入力する。クランク機構の省略は機械損失の低減を可能とする。このことについて、Jia らは以下のように、従来のクランク型エンジンに比べて機械損失が半分以上低減することを報告している^(2.22)。

- 1) 片側エンジン型の FPEG を想定し、従来型のエンジン(CSE)を比較対象として、摩擦損失に関してシミュレーションと理論解析を行った。
- 2) 図 2.13 のようにピストンリング、ピストンスカートの摩擦と、クランク・ベアリング摩擦、リニア発電機の軸受摩擦を考慮した。
- 3) フリーピストンはピストンピンの周囲を回転することなく直線運動するのみであるため、ピストンスカートは不要となる。また、フリーピストンにピストンスカートが使用されていたとしても、コンロッドによるピストンへのサイドスラストが発生しないため、ピストンスカートは摩擦損失に影響しない。以上より、ピストンスカートの摩擦はクランクエンジンのみで発生し、フリーピストンエンジンでは発生しない。
- 4) 摩擦損失の比較結果は表 2.1 のとおりである。従来型のエンジン(CSE)に比べて、FPEG では、ピストンリング摩擦は高いものの、クランク・ベアリング摩擦がゼロとなるため、合計摩擦損失は改善される。また、全体の比率としてはピストンリング摩擦が最も大きい。

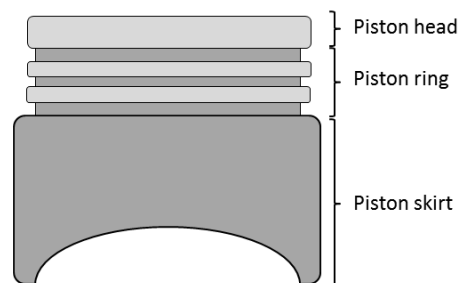


図 2.13 ピストンの形状

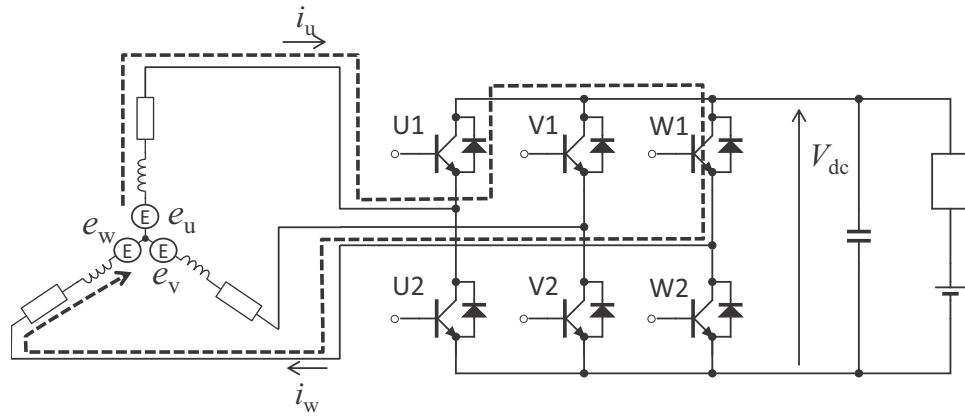
表 2.1 1 ストロークに対するエネルギー収支
(文献(2.22)をもとに筆者が作成)

| Friction parameter | CSE | FPEG |
|---------------------------------------|-------|------|
| Piston rings frictional loss (J) | 80.5 | 87.1 |
| Piston skirt frictional loss (J) | 28.4 | 0 |
| Crank and bearing frictional loss (J) | 52.8 | 0 |
| Linear generator frictional loss (J) | 0 | 9.3 |
| Total (J) | 161.6 | 96.4 |

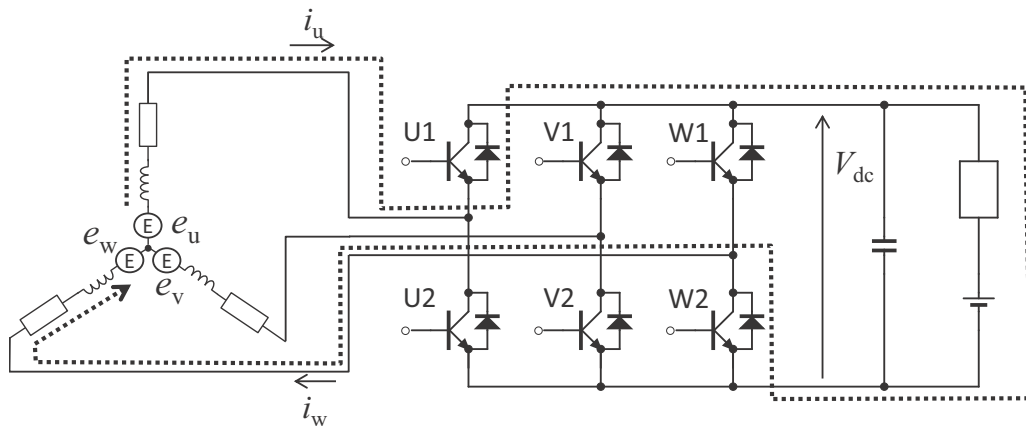
さらに、装置を構築する上で、小型化や軽量化が可能になるため、自動車搭載を考慮した場合には大きなメリットとなる。一方で、クランクエンジンの場合にはピストンが機械的に拘束されるため、圧縮行程では上死点に必ず回帰し、燃焼を継続することが可能である。しかし、FPEG はフリーピストンを拘束するものがないため、燃焼力以外の力を利用して、上死点位置精度を保つ必要がある。

2.4.2 発電制御

FPEG はインバータを接続しているため、リニア発電機では発電量を制御し、制動力の調整が可能となる。ここで、図 2.14 の電気回路モデルで回生動作時の電流の流れを利用して、発電制御の原理を考える。PWM インバータの制御範囲内とするためには、リニア発電機の相電圧 e は、直流リンク電圧 V_{dc} を考慮し、式(2.17)を満足する必要がある^(2.7)。この場合、逆起電力は直流リンク電圧よりも低く、単純にはバッテリー方向への電流を流せないため、回生動作が実現されない。そこで、インバータのスイッチングと電機子コイルのインダクタ成分を利用したチョップ制御により、発電機側の電圧を高めて、回生動作を可能としている^(2.23)。図 2.14(a)では、W1 アームを ON として、U 相→U1 アーム→W1 アーム→W 相の短絡回路を形成し、電流を流す。これにより、電機子コイルのインダクタにエネルギーが蓄えられ昇圧効果を得る。その後、同図(b)のように W1 アームを OFF とすることで、U 相→U1 アーム→バッテリー→W2 アーム→W 相と電流が流れ、回生される。短絡時には通電可能な電流値が増大し、回生時にはバッテリーに充電されるため電流が減衰する。このくり返しにより、発電機の電流は平均化され、制動力が



(a) 昇圧動作



(b) 回生動作

図 2.14 回生時の電流の流れ

作用する。以上の動作を用いることで、PWM インバータの制御範囲内であれば、自在な制動力の作用と、それに伴う発電量の調整が可能となる。また、制動力を作用させない場合には、各相電圧はゼロである必要がある。そこで、インバータは、各相の変調率をゼロとするために、duty 比 0.5 の PWM 信号をゲートに入力し、電流が流れないように動作する。

$$e < \frac{1}{2} V_{dc} \sqrt{\frac{3}{2}} \quad (\text{V}) \tag{2.17}$$

ここに、 e : 相電圧(V), V_{dc} : 直流リンク電圧(V),

2.4.3 ピストンの任意動作性

前節で述べたとおり、FPEGにはクランクレスとインバータを利用した発電制御が可能となる特徴を有する。即ち、クランクに固定されないフリーピストンにインバータで制御した制動力を作用させることで、任意で自由なピストン動作が実現可能となる。自由なピストン動作の活用により、エンジンでは以下のとおり高効率化につながる技術の適用が比較的容易に可能となる。

(1) 圧縮比の向上やリーンバーンの適用

火花点火式のガソリン機関では、オットーサイクルの理論熱効率で考えた場合には、圧縮比を高めることが高効率化に有効である^(2.24)。また、燃費を改善するために、理論空燃比(14.7:1)よりも薄いガソリンの量で希薄燃焼させるリーンバーンが有効である^(2.25)。しかし、これらの技術を適用した場合には、燃焼室内で部分的に燃焼圧力が高まり過ぎるノッキング^(2.26)が発生しやすい。そこで、クランク機構を工夫し、上死点付近でピストンを早く動かす機構を設けることで、自着火に伴う急峻な圧力上昇を避けることが可能となることが報告されている^(2.12)。先述のとおり、FPEGでは、発電制御によりピストン速度の可変性が容易である。そのため、ノッキングの問題を回避しながら高圧縮比化やリーンバーンを採用することができ、燃費向上につながるものと期待される。

(2) 冷却損失の改善

膨張行程でのピストン速度を高めることで、熱伝達の抑制につながり^{(2.11)~(2.12)}、燃焼後の筒内熱の外部流出が抑制され、冷却損失の改善が期待される。ピストン動作を自在に制御可能なFPEGは、ピストン速度を高めることが比較的容易に可能であり、燃費向上につながる余地があると期待される。

(3) 等容度の改善

クランクエンジンでは、上死点付近のピストン挙動を遅延化し、等容度を高めることによる熱効率改善についても研究されている^(2.11)。クランクエンジンでは、クランク・コンロッドの構造を変える必要があるが、FPEGでは比較的自由にピストン挙動が制御可能となり、燃費改善につながる余地があると期待される。

2.5 リニア発電機の課題

前節で述べたとおり、従来の機構で難しかったエンジンの高効率化・高性能化を達成する技術が FPEG には適用可能である。FPEG のもつ熱効率改善のポテンシャルを最大限活かし、持続可能社会の実現に貢献するシステムとするためには、リニア発電機に求められる役割は大きい。リニア発電機では、以下の二点が課題となっている。

(1) 高い発電効率を保つこと

図 2.7 のエネルギーフローからもわかるように、FPEG の総合効率の向上には、熱効率だけでなく発電効率を考慮する必要がある。具体的には、式(2.18)のように総合効率 η_s は各効率の積で表され、熱効率の改善効果を活かすためには、回転形発電機を使用する SHV と同等程度の発電効率を目標とする必要がある。

しかし、FPEG の発電効率は、回転形発電機を利用する現行のシリーズハイブリッド車と比較すると、低下要因が多い。FPEG には、燃焼エネルギーがインパルス状にダイレクト入力され、往復運動により常に速度が変わるといった特徴がある。そのため、低効率の動作点での発電時間が増え、リニア発電機の損失は増加しやすい。特に、自動車駆動に必要な非常に大きなエネルギーを限られた搭載スペースで発電するため、発電時には制動力を強く作用させ、大電流が流れる。そのため、次代のエンジン発電機としての期待に応え得るシステムの実現には、銅損の低減が不可欠となっている。

$$\begin{aligned}
 \eta_s &= \frac{W_{\text{out}}}{W_{\text{in}}} \times 100 = \frac{W_{\text{in}} - W_{\text{he}} - W_{\text{ma}} - W_{\text{gc}} - W_{\text{ch}}}{W_{\text{in}}} \times 100 \\
 &\approx \frac{W_{\text{in}} - W_{\text{he}}}{W_{\text{in}}} \times \frac{W_{\text{in}} - W_{\text{he}} - W_{\text{ma}}}{W_{\text{in}} - W_{\text{he}}} \times \frac{W_{\text{in}} - W_{\text{he}} - W_{\text{ma}} - W_{\text{gc}}}{W_{\text{in}} - W_{\text{he}} - W_{\text{ma}}} \times 100 \\
 &= \frac{\eta_h}{100} \times \frac{\eta_m}{100} \times \frac{\eta_e}{100} \times 100 \quad (\%) \tag{2.18}
 \end{aligned}$$

(2) 発電動作のみで上死点位置精度を確保すること

2.4.3 節で述べたとおり、本システムはフリーピストンを拘束するものがないため、燃焼を継続させるには、リニア発電機の推力作用を利用して上死点に回帰する必要がある。その場合、図 2.5 に示したように、力行させて推力を発生すると、バッテリー電力を消費

し、発電効率の低下につながるため望ましくない。そのため、発電制動力のみを作用させて、上死点位置精度を保つピストン動作が効率向上には不可欠である。

これら2つの課題に関して、3章では、解決策を提案し、シミュレーションにより有用性を検証した結果を述べる。4章では、発電実験装置を構築し、解決策の実証を行うとともに、発電効率の改善により、出力の最大化に考慮すべき事項について考察を行った結果を述べる。

2.6 参考文献

- (2.1) 森本 茂雄, 武田 洋次:「永久磁石同期機の技術動向」, 電学誌, Vol. 122, No.11, pp. 761-764, 2002
- (2.2) 日本機械学会編:「JSME テキストシリーズ 熱力学」, 日本機械学会, 2002
- (2.3) 日本機械学会編:「JSME テキストシリーズ 振動学」, 日本機械学会, 2005
- (2.4) 紙屋 大輝, 後藤 博樹, 一ノ倉 理:「波力発電用リニア発電機の制御に関する検討」, 日本磁気学会論文特集号, Vol. 1, No. 1, pp. 57-60, 2017
- (2.5) 山田 一:「産業用リニアモータ」, 工業調査会, 1981
- (2.6) 仁田 工吉, 岡田 隆夫, 安倍 稔, 上田 暁亮, 仁田 旦三:「電気機器(1)」, オーム社, 1992
- (2.7) 森本 茂雄, 真田 雅之:「省エネモータの原理と設計法 ~永久磁石同期モータの基礎から設計・制御まで~」, 科学情報出版, 2013
- (2.8) 武田 洋次, 森本 茂雄, 松井 信行, 本田 幸夫:「埋込磁石同期モータの設計と制御」, オーム社, 2016
- (2.9) 松下 豊治, 真田 雅之, 森本 茂雄, 武田 洋次:「波力発電用リニア同期発電機の磁極ピッチと損失の関係」, パワーエレクトロニクス学会誌, Vol. 31, pp. 80-86, 2006
- (2.10) 村山 正, 常本 秀幸:「自動車エンジン工学」, 東京電機大学出版局, pp.36-38, 2009
- (2.11) 鈴木 正剛, 飯塚 智司, 森吉 泰生, 佐野 正樹:「上死点付近のピストン挙動が機関熱効率に及ぼす影響」, 日本機械学会論文集(B編), Vol. 72, No. 721, pp. 2096-2102, 2006
- (2.12) 森川 弘二, 金子 誠, 大岩 浩司, 森吉 泰生:「変速ピストン・クランク機構を用いたガソリン機関の高圧縮比・高効率化」, 日本機械学会論文集(B編), Vol. 73, No. 735, pp. 2176-2182, 2007
- (2.13) 石野 勲雄, 伊藤 あずさ:「新世代技術「SKYACTIV パワートレイン」」, No. 29, pp. 29-35, 2011
- (2.14) 小林 芳雄, 上野山 和之, 吉田 行輝, 工藤 和憲, 遠藤 浩之:「小型2サイクルガソリンエンジンの排出ガス低減」, 三菱重工技報, Vol. 38, No.4, pp. 210-213, 2001
- (2.15) 高石 龍夫:「高熱効率機関」, Journal of the JSME, Vol. 50, No.2, pp. 75-79, 2005
- (2.16) 電気学会産業用リニアドライブ技術の応用展開調査専門委員会:「最新!リニアモータ応用の状況」, 電気学会技術報告, Vol. 1368, 2016
- (2.17) 伊東 明美, 岩崎 秀之, 栗田 洋敬, 佐藤 龍彦:「高回転空冷エンジンのピストン摩擦力測定に関する研究」, 自動車技術会論文集, Vol. 45, No. 5, pp. 805-810, 2014
- (2.18) Y. Wakuri, M. Soejima, T. Kitahara, M. Nunotani and M. Ootsubo: “Studies on the

-
-
- Characteristics of Piston Ring Friction”, Trans. Jap. soc. mech. eng. C, Vol. 58, No. 551, pp. 2293-2298, 1992
- (2.19) 小倉 工, 伊東 淳一:「インバータの運転方式に応じた総合損失の評価」, 電気学会リニアドライブ研究会資料, LD-09-074, 2009
- (2.20) 大久保 光一, 梶田 真喜夫, 加藤 義樹, 中谷 豊:「EV モータ用低損失インバータの開発」, 三菱重工技報, Vol. 45, No. 3, pp. 15-17, 2008
- (2.21) 高橋 良和, 藤平 龍彦, 宝泉 徹:「パワー半導体の現状と展望」, 富士電機技報, Vol. 86, No. 4, pp. 234-239, 2013
- (2.22) B. Jia, R. Mikalsen, A. Smallbone, and A. P. Roskilly: “A study and comparison of frictional losses in free-piston engine and crankshaft engines”, Applied Thermal Engineering, Vol. 140, pp. 217-224, 2018
- (2.23) 近藤圭一郎ら:「電力回生とエネルギー貯蔵 (Power regeneration and energy storage)」, S&T Publishing Inc. ISBN 978-4-86428-025-9, 2011
- (2.24) 藤本 昌彦, 藤本 英史, 山下 洋幸, 山本 博之:「高圧縮比化と冷却損失低減による内燃機関の高効率化」, マツダ技報, No.30, pp.214-218, 2012
- (2.25) 窪山 達也, 鐘ヶ江 優, 森吉 泰生, 金子 誠:「過給リーンバーンガソリン機関の希薄限界における燃焼解析」, 自動車技術会論文集, Vol. 47, No. 2, pp. 351-355, 2016
- (2.26) 神長 隆史, 藤川 竜也, 原 亮介, 養祖 隆, 山川 正尚:「ガソリン高圧噴射を用いた高圧縮比エンジンの燃焼技術(第1報)-高圧噴射による可能性検討-」, 自動車技術会論文集, Vol. 49, No. 4, pp. 745-750, 2018

第3章 銅損低減と上死点位置精度を考慮したピストン動作設定法の提案

3.1 あらまし

2章で述べたように、従来のシリーズハイブリッド自動車では、直動回転変換機構と回転形発電機を用いており、高い発電効率と上死点位置精度を低下することなく燃焼の継続を可能とする。一方で、FPEGでは、フリーピストンエンジンを使用することで熱効率向上が期待されるものの、リニア発電機の発電効率低下と上死点位置精度の低下が課題となっている。本章では、これらの対策方法を提案する。また、その有効性を確認するために、フリーピストンエンジンとリニア発電機の動作を模擬するシミュレータを構築した。シミュレーション結果から得られる知見について述べる。

3.2 性能低下の原因

3.2.1 発電効率

FPEGでは、回転形発電機を利用する現行のシリーズハイブリッド車と比較すると、発電効率が低下しやすい。図3.1は一般的な発電機の効率傾向を示したものである。発電時には発電機の実効線の内側で動作させる必要がある^(3.1)。発電損失は一般に銅損と鉄

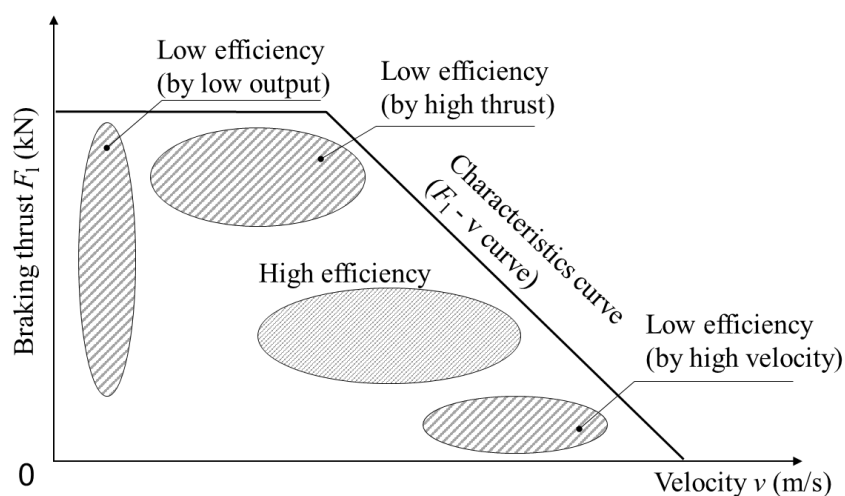


図 3.1 発電機の効率特性

損の合計であり，発電効率は発電機入力を用いて式(3.1)で表される。ベクトル制御で考えた場合には，銅損は式(2.15)で表され， q 軸電流の 2 乗に比例し，制動力の 2 乗に比例する。つまり，銅損は大きな制動力を作用させたときに増加しやすい。一方，式(2.16)にもあるとおり，鉄損はピストンの高速動作時に増大しやすい^(3.2)。さらに，低速時や低推力時には，出力の低下に起因して損失の割合が大きくなるため，式(3.1)の第 2 項，第 3 項が大きくなり，発電効率が低下する。つまり，これらを考慮すると，発電機の効率マップは，図 3.1 のとおり高効率な発電領域があると判断される。

$$\eta_e = \frac{W_{\text{ing}} - W_{\text{ge}}}{W_{\text{ing}}} \times 100 = \frac{W_{\text{ing}} - W_i - W_c}{W_{\text{ing}}} \times 100$$

$$= \left(1 - \frac{W_i}{W_{\text{ing}}} - \frac{W_c}{W_{\text{ing}}} \right) \times 100 \quad (\%) \quad (3.1)$$

ここに， W_{ing} ：発電機入力(J)， W_{ge} ：発電損失(J)， W_i ：鉄損(J)， W_c ：銅損(J)，

ここで，図 3.2 は回転形発電機とリニア発電機の動作の特徴を表したものである。同図(a)は発電機に作用する力，即ち，発電機入力を表している。従来型の SHV では，燃焼力はバランスウェイトやフライホイールにより平滑化され，回転形発電機にほぼ一定の力が作用する^(3.3)。一方，FPEG では燃焼力がダイレクトに作用し，リニア発電機には

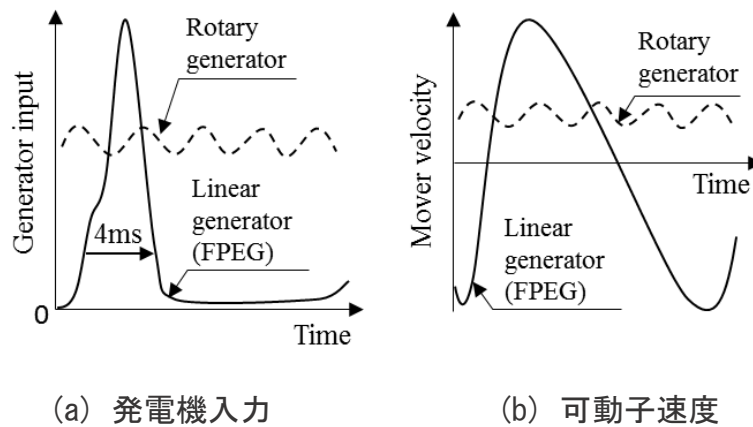


図 3.2 各発電機の動作の特徴

燃焼直後の膨張行程でインパルス状に大きな力が作用する。特に、自動車搭載時には、自動車駆動に必要となる 10kW 以上の非常に大きなエネルギーを限られた搭載スペース内で発電する。そのため、発電時には制動力を強く作用することで、大電流が流れる。また、自動車搭載を考慮した場合には、発電機の体格は極力小さくすることが望ましいため、銅機械で構成されると、鉄損よりも銅損の割合が高くなる。以上より、発電効率の改善には、銅損の増加を抑制することが求められる。また、同図(b)は発電機の可動子の動作を表したものである。回転形発電機では同方向にほぼ一定の速度で動作を持続可能であるが、リニア発電機は往復運動のために、常に速度が常に変わるという特徴がある。特に、ピストン動作の端部においては速度低下が必ず発生する。低速時の発電は低出力の動作時間が増えるため、リニア発電機の損失が増加しやすい。

3.2.2 上死点位置精度

エンジンの継続的な燃焼には、往復端部の上死点位置を一定として動作させる必要がある。本システムはクランクを持たないため、フリーピストンの動作は固定されない。そのため、フリーピストンはリニア発電機の制動力のみで動作を制御し、上死点位置を合わせる必要がある。しかし、位置フィードバック系では、適切なピストン位置指令を加えないと、実動作と目標動作で偏差が発生し、速度の抑制のための余分な発電制動力が発生する。また、圧縮行程時では制動力が強すぎて、ばね力のみで上死点に到

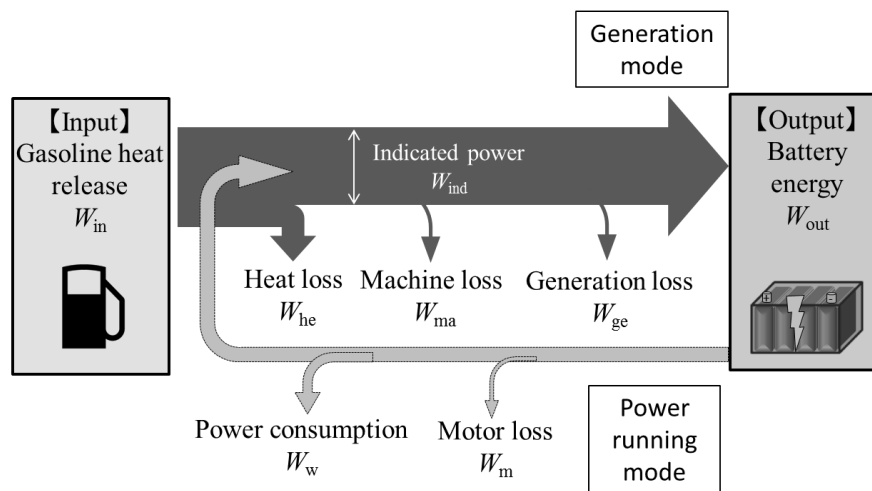


図 3.3 力行を考慮した場合のエネルギーフロー

達できずにリニア発電機の力行を必要とするということも起こる。しかし、位置調整のための力行は、図 3.3 に示すようなバッテリー電力の余分な消費 W_w やモータ損失 W_m の発生につながり、システム効率の低下につながる。即ち、回生動作のみで上死点への回帰が可能なピストン動作が求められる。

3.3 提案法

3.3.1 制動力の作用範囲

提案する手法の制動力の作用範囲を図 3.4 に示した。また、図 3.5 は提案手法を適用した場合のピストン動作を示したものである。提案手法は、ばねマス系の機械共振系^(3,4)を活かして、ピストン動作をロングストローク化し、発電出力を膨張行程と圧縮行程で分散させるものである。本手法を共振系出力分散動作(ROD(Resonant Output Distribution))と定義する。

ROD 動作の特徴は、銅損が大幅に改善される点にある。短いストロークで発電してピストン動作を継続しようとする時、図 3.4(a)線のように、インパルス入力に相応する制動力を作用させる必要がある。銅損は発電制動力の 2 乗に比例するため、損失増加につながる。そこで、フリーピストンは掃気点以降のストロークを大幅に延長可能である点を活用する。図 3.4(b)線のように、燃焼後の膨張行程において発電制動力を抑制し、かつ、動作端部の低速時に発電を抑制する。これにより、掃気点での可動子の慣性が増加し、図 3.5 のように掃気点から下死点までの距離が長くなる。その結果、ばねの弾性エネルギーに蓄えられる量が増加し、発電量が膨張行程から圧縮行程に分散する。即ち、可動子の動作ストロークが増加し、膨張行程でインパルス的に入力される燃焼エネルギーは、可動子の慣性と弾性エネルギーに蓄えられ、圧縮行程に分散される。回転形発電機のような入力平均化と一定速発電に近い状態が実現され、銅損の低減につながり、発電効率が向上する。特に、自動車搭載を考慮した場合には、発電機の体格は極力小さくすることが望ましく、銅機械で構成されると、鉄損よりも銅損の割合が高くなる。即ち、銅損が発電効率に与える影響は大きく、ROD 動作により発電効率が改善されるものと期待される。さらに、出力最大値の低減は電流最大値の抑制にもつながり、発電機の体格

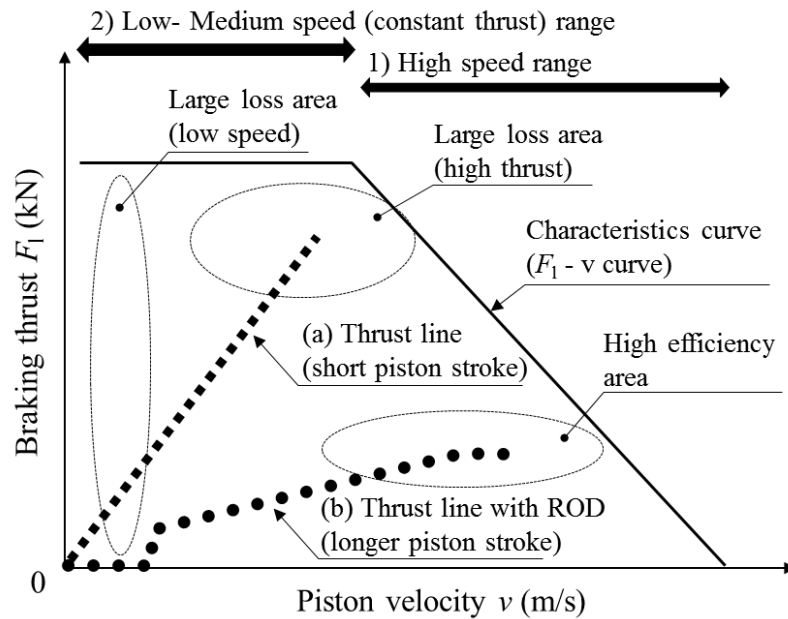


図 3.4 ROD 動作の作用線

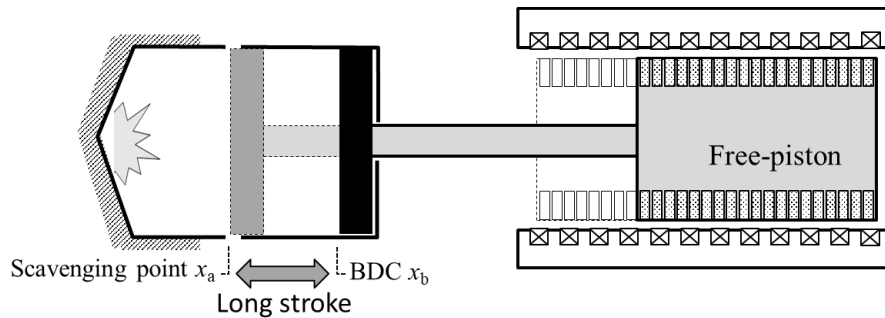


図 3.5 ROD 動作によるロングストローク化

低減といった副次的な効果も期待される。

また、ROD 動作では、式(3.2)で表されるように、ピストン動作をばねマスの共振系と考え、速度に比例させた制動力を与えることを基本としているため、減衰系と同じ作用となる。ROD 動作により得られたピストン動作は、減衰系のみで実現可能な動作となる。即ち、適切に動作範囲を設定することで、回生動作のみでのピストン動作を可能とすることを意味する。さらに、ROD 動作では、低速時に発電出力を止める。これは、低出力・低効率領域での発電を避ける目的もあるが、上死点近傍の低速時における制動力の調整を可能とする目的も兼ねている。即ち、上死点付近でのピストン速度の可変化を可能と

し、2.4.3 節で述べた熱効率向上のための技術^{(3.5)-(3.7)}の併用を可能とする。

$$m\ddot{x} + K_1\dot{x} + K_g x = F_c(t) \quad (\text{N}) \quad (3.2)$$

ここに、 m ：ピストン質量(kg)， x ：ピストン変位(m)， F_c ：燃焼力(N)， K_1 ：発電制動係数(N/m/s)， K_g ：ばね反発係数(N/m)，

3.3.2 設定方法

ROD 動作の制動力の動作範囲は、発電制動係数 K_1 ，最大制動力 F_{1_max} ，発電抑制速度 v_1 の各パラメータに基づいて、式(3.3)で与える。図 3.6 は具体的な発電機の効率マップ上に動作線を記載したものである。発電抑制速度よりも小さい低速時には、制動力をゼロとして、発電を止める。また、発電抑制速度を超えた領域では制動力をピストン速度に比例させて与える。高速領域では、効率マップの高効率領域を考慮し、最大制動力を設定する。

発電制御を可能とするためには、リニア発電機の特性曲線(F_1 - v curve)の内側で動作させる必要がある^(3.1)。動作線を設定するにあたり、同期発電機の特性領域を考慮する。同期発電機は 2.4.2 節で述べたとおり、電機子コイルのインダクタ成分を利用したチョップ制御により、バッテリー側に回生され、その際に発電機に流れる電流値により制動力を

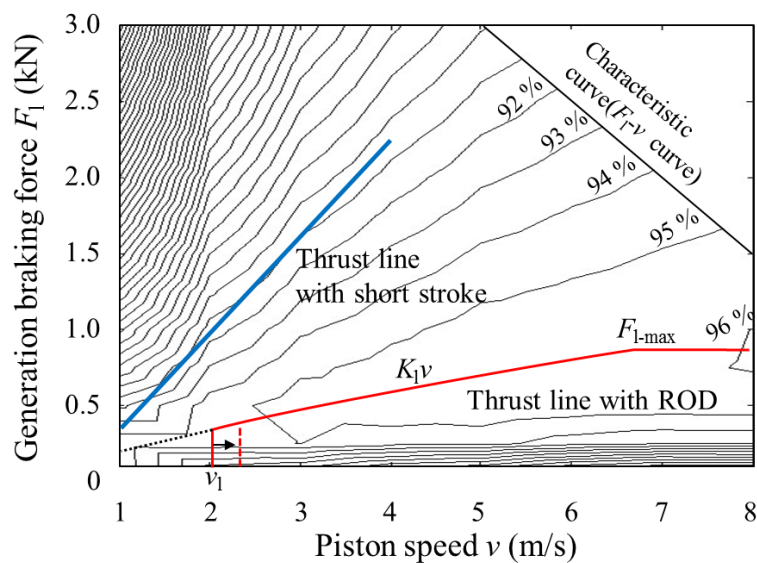


図 3.6 効率マップ上の ROD 動作線

得る。即ち、制動力の特性曲線は発電機の推力定数や PWM インバータの制限などに起因し、図 3.4 の特性曲線のように、各速度域で制動力が制限される。1)の高速域では、電機子コイルに誘起される逆起電力が増加する。PWM インバータの制御範囲内とするためには、電機子各相の電圧 e は直流リンク電圧を考慮して式(2.17)を満足する必要がある^(3.1)。三相同期発電機の各相誘起電圧 e_u, e_v, e_w は式(2.4)-(2.6)で表され、速度に比例する。そのため、速度の増加に依存して作用可能な制動力が制限される。弱め界磁制御を用いることで、さらに高速域までの動作が可能となる。しかし、表面磁石形同期機では銅損の増加につながり^(3.8)、発電効率を低下させる要因となるため、特性曲線を越えないように動作を設定する必要がある。2)の低速～中速域では一定制動力領域となる。高速域のような逆起電力による影響は小さいが、インバータの電流容量やコイル素線の熱的影響を考慮した電流密度上限に応じて制動力の上限値が存在する。また、コイル通電時における鉄心の磁束飽和は、静推力の線形領域を逸脱し、銅損の増大につながる。これらを考慮して特性曲線が設定される。

$$F_1 = \begin{cases} 0 & (v < v_1) \\ K_1 v & (v > v_1) \\ F_{1-\max} & (F_1 > F_{1-\max}) \end{cases} \quad (\text{N}) \quad (3.4)$$

ここに、 v : ピストン速度(m/s), $F_{1-\max}$: 最大制動力(N),

(1) 発電制動係数および最大制動力の設定

発電制動係数 K_1 は、FPEG に類似したばね-質量-減衰系の共振状態を考慮して設定される。また、最大発電制動力 $F_{1-\max}$ は、効率マップにおいて高効率領域と特性曲線を越えない動作線を生成するように設定される。ここで、具体的な設定方法を FPEG の動作に類似した減衰強制振動モデル^(3.4)で考える。ばね-質量-減衰系に外部から力を加え、強制的に繰り返し振動させた場合には、式(3.4)が成り立つ。定常状態における一般解は式(3.5)で与えられ、その時のストロークは式(3.6)である。なお、計算を簡易化するために、このときのストロークは $x=0$ が振幅の中心と定義し、上死点と下死点はそれぞれ $-x_b/2$ と $x_b/2$ となる。FPEG システムでは、ピストンの往復動作に合わせて、燃焼を開始させるため、共振点付近での動作となり、角周波数は式(3.7)となる。よって、式(3.6)は式(3.8)

に変形され、燃焼力を一定と考えると、ストロークは、発電制動係数すなわち減衰係数と、ばね定数に依存すると判断できる。エネルギー収支を考えた場合、発電制動力による仕事 W_1 はピストンの図示仕事 W_{ind} を1回のストロークですべて吸収する必要があるため、他の損失がないと仮定すると式(3.9)が成り立つ必要がある。ここで、減衰強制振動モデルを用いて、発電制動仕事について考える。速度は式(3.5)を微分し、式(3.10)となる。また、ROD 動作の発電制動力は式(3.3)で与えられるため、発電制動仕事は式(3.11)となる。即ち、ピストンストロークを用いて発電制動係数と最大制動力を設定することが可能となる。

$$m\ddot{x} + K_1'\dot{x} + K_g'x = F_c(t) = F_0 \sin \omega t \quad (\text{N}) \quad (3.4)$$

$$x = x_b \sin(\omega t + \delta) \quad (\text{m}) \quad (3.5)$$

$$x_b = \frac{1}{\sqrt{(K_g' - m\omega^2)^2 + (K_1'\omega)^2}} F_0 \quad (\text{m}) \quad (3.6)$$

$$\omega = \omega_0 = \sqrt{\frac{K_g'}{m}} \quad (\text{Hz}) \quad (3.7)$$

$$x_b = \frac{1}{K_1'} \sqrt{\frac{m}{K_g'}} F_0 \quad (\text{m}) \quad (3.8)$$

$$W_{ind} = W_1 = \int F_1 dx \quad (\text{J}) \quad (3.9)$$

$$v = \frac{dx}{dt} = \omega x_b \cos(\omega t + \delta) = \omega x_b \frac{\sqrt{x_b^2 - x^2}}{x_b} = \omega \sqrt{x_b^2 - x^2} \quad (\text{m/s}) \quad (3.10)$$

$$\begin{aligned} W_1 &= f \int_{-x_b/2}^{x_b/2} \left(K_1 \omega \sqrt{x_b^2 - x^2} + F_{l-max} \right) dx \\ &= \left[\left(\frac{K_1 \omega}{2} x \sqrt{x_b^2 - x^2} + x_b^2 \sin^{-1} \frac{x}{x_b} + F_{l-max} x \right) \right]_{-x_b/2}^{x_b/2} \\ &\approx \frac{\sqrt{3} K_1 \omega}{4} x_b^2 + F_{l-max} x_b \quad (\text{J}) \end{aligned} \quad (3.11)$$

ここに、 v : ピストン速度(m/s), F_{l-max} : 最大制動力(N),

(2) 発電抑制速度の設定

発電抑制速度は上死点位置を考慮して決定される。理想オットーサイクルでは、式(3.12)のとおり、上死点位置が大きくなると、掃気点での燃焼室温度が変化し、排気熱損失が大きくなり、熱効率が低下する^(3.9)。一方で、ピストン位置が上死点をオーバーシュートすると、上死点における燃焼室体積が小さくなり、燃焼室の温度が高くなり、燃焼性能が低下する。即ち、上死点位置が $x=0$ になるように動作させることが望ましい。しかし、図 3.4 にあるとおり、低速時の発電効率は低く、この領域で制動力を作用させることや力行による位置制御は避けたい。そこで、上死点位置を制御する別の方法として、燃焼開始点のピストン速度を理想状態に近づける方法を述べる。

$$\eta_h^* = 1 - \left(\frac{V_T}{V_A} \right)^{\kappa_c - 1} \times 100 \quad (\%) \quad (3.12)$$

ここに、 η_h^* ：理論的熱効率(%), V_T ：上死点における燃焼室体積 (m^3), V_A ：掃気点における燃焼室体積 (m^3), κ_c ：燃焼時温度($T=1300\text{K}$)における比熱比,

圧縮行程では、膨張行程でばね反発室に蓄えた弾性エネルギーをもとにピストンが動作していると考えられることができる。そこで、下死点位置に基づいて、圧縮行程で発電させる速度領域を設定する。具体的には、下死点位置で蓄えた弾性エネルギーと燃焼開始位置の慣性、制動力の作用に伴う仕事および燃焼室に作用する仕事が等しくなることを用いて、式(3.13)のエネルギー保存則が成り立つことを利用する。下死点位置と燃焼開始位置の理想速度をもとに、発電領域が決定される。下死点の弾性エネルギーは式(3.14)で表される。燃焼開始点での理想速度を用いた慣性は式(3.15)である。また、圧縮行程では、掃気点位置と燃焼開始位置は不変であるため、断熱圧縮を考慮した場合には、燃焼室の圧縮に作用する仕事は式(3.16)のとおり、一定となる^(3.9)。ROD 動作では、発電制動力は速度比例させるため、制動力の作用に伴いピストンが受ける仕事は式(3.17)となり、制動力の作用開始時間から作用を止めるまでの時間に依存する関係で記述される。そのため、あらかじめ理想速度を求めておくことで、下死点位置に基づいて発電領域が決定される。また、この手法は燃焼外乱が発生して下死点位置がずれても、圧縮行程の動作をオブザーブして適切な制動力を作用させることが可能である。

$$W_g = W_s + W_1 + W_c \quad (J) \quad (3.13)$$

$$W_g = \int F_g dx = \frac{1}{2} K_g x_b^2 \quad (J) \quad (3.14)$$

$$W_s = \frac{1}{2} m v_c^2 \quad (J) \quad (3.15)$$

$$W_{co} = \int F_c dx = F_c(x_s) x_s^{\kappa_a} \int_{x_s}^{x_a} x^{\kappa_a} dx = \text{const} \quad (J) \quad (3.16)$$

$$W_1 = \int F_1 dx = \int_{t(v_{1b})}^{t(v_{1t})} K_1 v \times v dt = \int_{t(v_{1b})}^{t(v_{1t})} K_1 v^2 dt \quad (J) \quad (3.17)$$

ここに、 W_g ：下死点における弾性エネルギー(J)、 W_s ：燃焼開始位置でのピストンの運動エネルギー(J)、 W_1 ：発電制動力の作用による仕事(J)、 W_{co} ：圧縮行程に伴う燃焼室に作用する仕事(J)、 x_b ：下死点位置(m)、 v_c^* ：燃焼開始位置における理想速度(m/s)、 x_s ：燃焼開始位置(m)、 K_1 ：発電制動係数(N・s/m)、 x_a ：掃気点(m)、 κ_a ：大気温度(T=300K)における比熱比、 $t(v_{1b})$ ：圧縮行程時 BDC 側の発電開始速度における時間(s)、 $t(v_{1t})$ ：圧縮行程時 TDC 側の発電終了速度における時間(s)、

3.4 シミュレーション方法

3.3 節で提案した手法の有効性について、シミュレーションで検証する。図 3.7 は FPEG 動作シミュレータのブロック線図である。MATLAB-Simulink を用いて、運動方程式と回路方程式、制御の各ユニットを連成させて、ピストン動作を確認する。

同図(1)の運動方程式ユニットは、2.2.1 節のピストン運動モデルに基づいて、燃焼力、ばね力、発電制動力が作用した時のピストン動作を求める。熱発生率に基づき燃焼力を簡易的に模擬する方法は 3.4.1 節で述べる。同図(2)の回路方程式ユニットは、2.2.2 節の電気回路モデルをベースに構成される。ピストン速度に依存する各相の逆起電力を用いて、回路方程式を解くことで各相の電流値を求め、発電制動力を導出する。同図(3)の制御ユニットで生成された指令値はインバータに入力される。回路方程式ユニットでは、リニア発電機の抵抗値やインダクタンス値などのパラメータが必要となる。出力を考慮

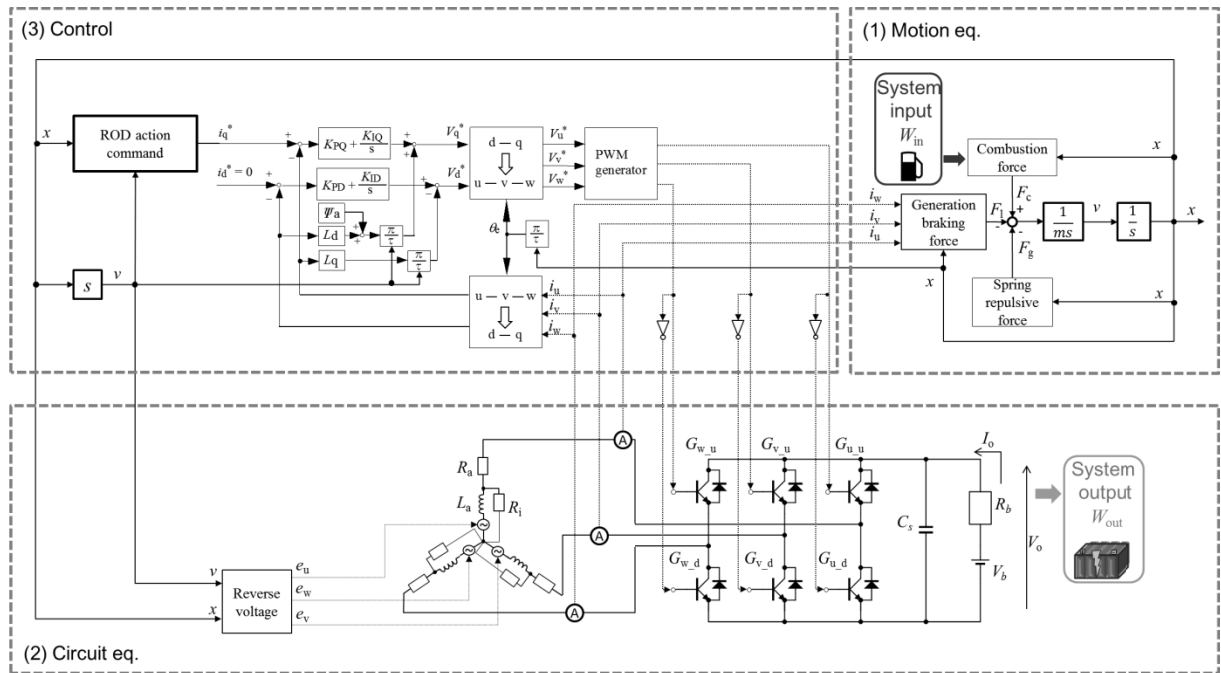


図 3.7 FPEG シミュレーション用のブロック線図

したリニア発電機の設計および鉄損に関する事項は 3.4.2 節で述べる。また、制御ユニットの詳細は 3.4.3 節で述べる。

3.4.1 燃焼模擬

燃焼力は式(2.2)にあるように、燃焼室圧力とボアの断面積に依存する。燃焼室圧力は、式(3.18)の断熱変化の方程式^(3.9)を基本として、式(3.19)で与える。エンジンの燃焼熱発生 Q は、ピストンの燃焼開始点 x_s から数 ms 継続され、燃焼熱発生に伴う増圧項 dp として加わる。また、2 ストロークエンジンを模擬するため、燃焼室圧力は掃気点 x_a で大気圧 p_a に解放されるものとする。

ここで、燃焼熱発生に伴う増圧項について考える。燃焼熱発生 Q は熱力学第一法則を用いて式(3.20)で表される^(3.9)。式(3.21)のボイルシャルル則と全微分の関係を用いると、式(3.22)が導出される。式(3.22)を式(3.20)に代入し、式(3.23)の気体定数 R と定積比熱 C_v 、定圧比熱 C_p および比熱比 κ の関係を用いると、式(3.24)が得られる^(3.9)。式(3.24)の両辺を R 倍すると、式(3.25)が得られ、式(3.23)を用いると式(3.26)に変形される。式(3.26)の両辺を定積比熱で割ると、式(3.27)に変形され、さらに、式(3.28)の比熱比と定積比熱、定

圧比熱の関係を用いると、式(3.29)に変形される。式(3.29)の両辺を燃焼室体積 V で割ると式(3.30)が得られる。第2項はほぼゼロとなるので無視して、燃焼に伴う増圧項は式(3.31)となる。シミュレーションでは、熱仕事 Q は図 3.8 のような時間推移で与え、圧縮行程の燃焼開始点の通過時をゼロとし、熱発生サイクルを開始するものとする。この熱仕事は Wiebe 関数を用いて模擬されたものである。1回の燃焼ごとに発生する総熱量は図 3.8 の斜線部に相当する。なお、ガソリンの発熱量は $43 \text{ MJ/kg}^{(3.9)}$ である。

$$p = p_0 \times \left(\frac{V_0}{V} \right)^\kappa \quad (\text{Pa}) \quad (3.18)$$

$$p_c(t) = \begin{cases} p_c(t - \Delta t) \times \left(\frac{V_c(t - \Delta t)}{V_c(t)} \right)^\kappa + dp & (\text{if } x < x_a) \\ p_a & (\text{if } x > x_a) \end{cases} \quad (\text{Pa}) \quad (3.19)$$

$$Q = U + W = C_v dT + p dV \quad (\text{J}) \quad (3.20)$$

$$pV = RT \quad (\text{J}) \quad (3.21)$$

$$V dp + p dV = R dT \quad (\text{J}) \quad (3.22)$$

$$R = C_p - C_v = \kappa C_v - C_v = (\kappa - 1) C_v \quad (\text{J/K}) \quad (3.23)$$

$$\begin{aligned} Q &= C_v dT + R dT - V dp \\ &= C_v dT + (C_p - C_v) dT - V dp \\ &= C_p dT - V dp = C_p \left(\frac{V dp}{R} + \frac{p dV}{R} \right) - V dp \end{aligned} \quad (\text{J}) \quad (3.24)$$

$$RQ = C_p V dp + C_p p dV - R V dp \quad (\text{J}^2/\text{K}) \quad (3.25)$$

$$\begin{aligned} (C_p - C_v) Q &= C_p V dp + C_p p dV - (C_p - C_v) V dp \\ &= C_p p dV + C_v V dp \end{aligned} \quad (\text{J}^2/\text{K}) \quad (3.26)$$

$$\frac{(C_p - C_v)}{C_v} Q = \frac{C_p}{C_v} p dV + V dp \quad (\text{J}) \quad (3.27)$$

$$\kappa = \frac{C_p}{C_v} \quad (3.28)$$

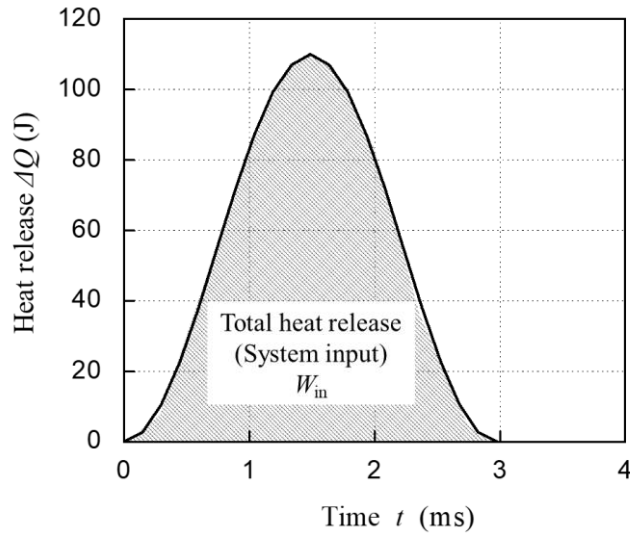


図 3.8 ガソリン燃焼に伴う熱発生 の時間推移

$$(\kappa - 1)Q = \kappa p dV + V dp \quad (\text{J}) \quad (3.29)$$

$$\frac{(\kappa - 1)Q}{V} = \kappa p \frac{dV}{V} + dp \quad (\text{Pa}) \quad (3.30)$$

$$dp \approx \frac{(\kappa - 1)Q}{V} \quad (\text{Pa}) \quad (3.31)$$

ここに、 Q :熱仕事(J), U :内部エネルギー(J), W :外部への仕事(J), T :温度(K), p :圧力(Pa), V :体積(m^3), R :気体定数(J/K), C_v :定積比熱(J/K), C_p :定圧比熱(J/K), κ :比熱比, t :時間(s), Δt :サンプル時間(s)である。

3.4.2 リニア発電機

自動車搭載を考慮した状態で銅損や鉄損を模擬するために、リニア発電機を設計し、その条件を FPEG 動作シミュレータで用いる。

(1) 基本構成

発電効率の向上と自動車搭載を考慮し、設計検討したリニア発電機の基本構成を図 3.9 に示した。また、主要寸法を図 3.10 に示した。以下の特徴を有する。

- 1) 自動車駆動を考慮した出力 10kW のリニア発電機とし、ピストンストローク 100mm 程度、駆動周波数 20Hz 程度を想定する。

- 2) 電機子巻線の移動磁界と界磁磁極を同期させて駆動する三相同期発電機を採用する。同期機は永久磁石によって磁束を発生し、誘導機のように二次電流が流れないため、励磁電流に伴う損失が無く、効率が高い^(3.10)。
- 3) コイル可動形では、コイルと同時に配線も高速で往復運動するため、断線トラブルが発生しやすい。そこで、軸受以外に可動部が存在せず、耐久性を向上させることが可能な磁石可動形とする。
- 4) 鉄よりも銅の使用量を多くとる銅機械とすることで、高効率化・小型化を図る。
- 5) 固定子はコイルを円筒状に巻いた円筒形構造とする。これにより、質量推力密度を向上させ、可動子と固定子に生じる垂直力の低減を図る^(3.11)-^(3.12)。また、1 スロットごとにソレノイド状にコイルを巻くことで製造の簡単化を図る。
- 6) コイルは一つのティースの中に入れ込む集中巻線構造とし、コイルの外に出る余分なコイルエンドを極力減らし、銅損の低減を図る。
- 7) コイル素線は平角線を使用して占積率を高め、コイル抵抗を削減することで銅損の削減を図る。
- 8) 永久磁石の磁束を固定子側に集中させ、推力定数を向上させるために、ハルバツハ配列^(3.13)-^(3.15)を採用する。
- 9) 固定子と可動子のギャップは、ピストンの往復動作を考慮して1mmとした。ギャップが小さいほどパーミアンス係数が高まり、永久磁石からコイルへの有効鎖交磁束が増え、推力定数が増加する。
- 10) ピストンは軽量化による応答性向上を考慮し、中空構造とすることで質量を 5.15 kg まで軽量化する。ピストンの中空部に軸受を設け、小型化を図る。
- 11) 発電機の方法は一般的に使用される表 3.1 を用いて構成する。

表 3.1 材料仕様

| Item | Material |
|------------------|--|
| Stator core | 35H230 (NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL CORPORATION) |
| Mover back yoke | 35H230 (NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL CORPORATION) |
| Permanent magnet | NEOMAX – 42AH (Hitachi Metals, Ltd.) |

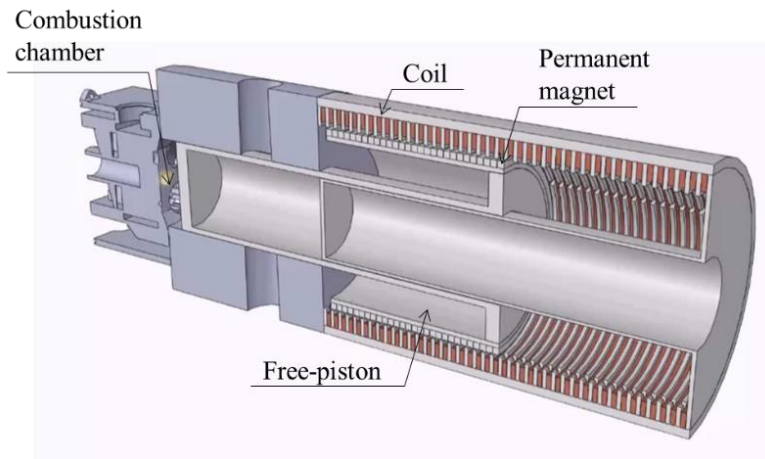
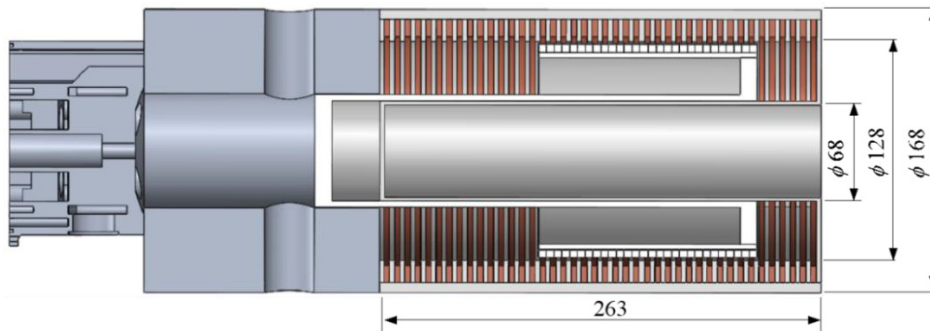
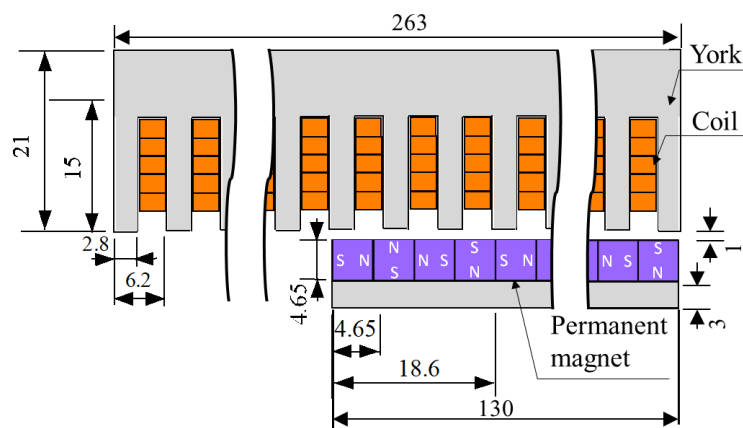


図 3.9 リニア発電機の基本構成



(a) 全体



(b) 固定子と可動子

図 3.10 リニア発電機の各寸法

(2) 電磁界解析

(1)のリニア発電機について、JMAG-Designerを用いて電磁界解析を行い、特性を把握した。表3.2は解析条件である。図3.11にはコイル電流の振幅が0, 100Aの時の磁束密度分布を示した。電機子歯の中心部は1.7 T程度である。電機子の材料として使用した無方向性電磁鋼板35H230の飽和磁束密度は1.8T程度であり、電機子歯の中心部の磁気飽和は許容される範囲であると考えられる。図3.12はリニア発電機の推力特性である。(a)は電機子電流が0 Aのときの分布であり、(b)は電機子電流通電時の分布である。(a)の脈動は電機子鉄心と永久磁石の吸引力によるディテント力に起因するものである。これを削減することで動作音の低減を可能とする。また、ピストン位置に依存した静推力の減少は見られず、所望の特性が得られている。図3.13は静推力の電流特性である。線形性は4kNを超える制動力までで保たれていることを示している。また、静推力特性の傾きは推力定数を示しており、22 N/Aとなった。図3.14は銅損と鉄損を考慮した発電機の効率マップである。最大で96%を超える高効率な領域が達成された。また、出力は低出力領域で10kW以上が満足されている。

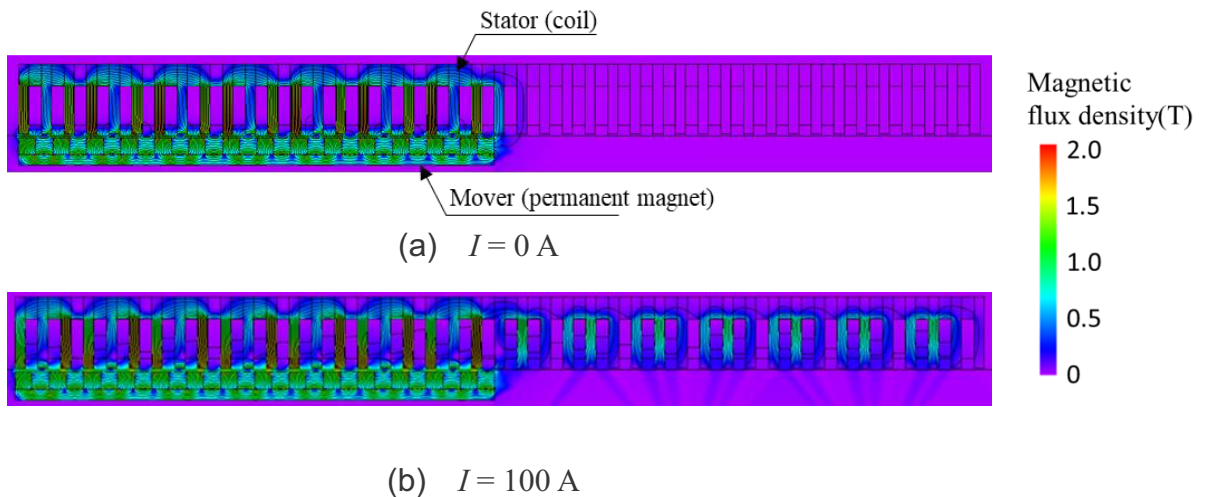


図 3.11 磁束密度分布

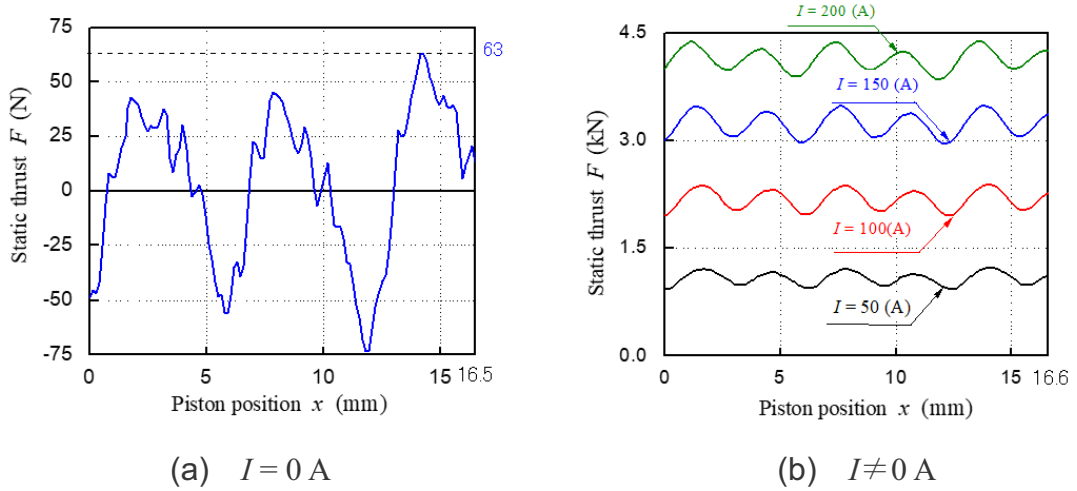


図 3.12 静推力分布

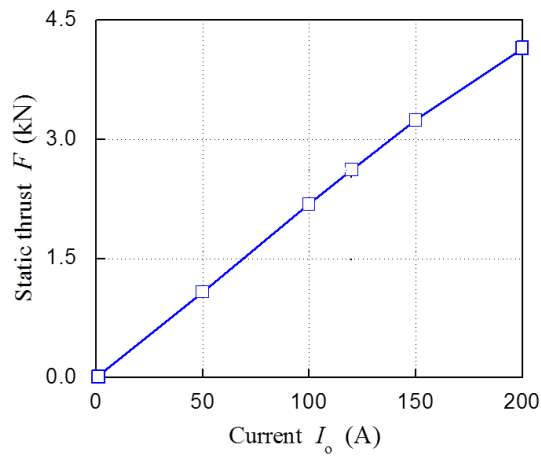


図 3.13 静推力の電流特性

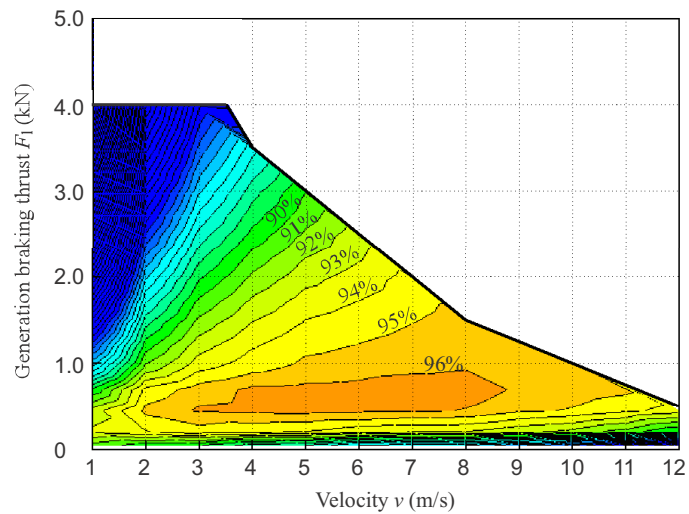


図 3.14 効率マップ

表 3.2 解析条件

| Item | Contents |
|--------------------------|---|
| Simulation software | JMAG-Designer(x64) |
| analysis method | Two-dimensional axisymmetric transient response magnetic field analysis |
| solution | FEM |
| Mesh type / input data | Manual split /stator, mover, air |
| Mesh element size, shape | 1) Stator : less than 0.2 mm, triangle 2) Mover : less than 0.2 mm, triangle 3) Air gap : 0.9 mm, rectangle (Number of radial division is 10) |

(3) 発電機定数

図 3.10 のリニア発電機の諸元を表 3.3 に示した。近年、三相かご形誘導電動機ではトップランナー制度が義務付けられている。本検討で得られた発電機は、銅損低減の目的に対して、出力 10kW で最大効率 95%を越えており、IE3 レベル相当の高効率な設計が達成されたと判断される。

表 3.3 リニア発電機の諸元

| Item | Symbol | Value (unit) |
|---------------------------------------|---------|--------------|
| External dimensions | - | 168×263 (mm) |
| External dimensions | - | 128×130 (mm) |
| Mover mass | m | 5.25 (kg) |
| Number of slots | N_s | 42 |
| Slot depth | l_D | 13 (mm) |
| Slot width | w_s | 3.4 (mm) |
| Number of pole pair | N_p | 7 |
| Coil width | w_c | 3.0 (mm) |
| Coil thickness | t_c | 2.0 (mm) |
| Coil turns | N_c | 5 (turn) |
| Coil space factor | - | 67.8 (%) |
| Resistance of armature coil per phase | R_a | 108 (mΩ) |
| Inductance of armature coil per phase | L_a | 1.8 (mH) |
| Pole pitch | 2τ | 18.6 (mm) |
| Permanent magnet thickness | t_m | 4.65 (mm) |
| Permanent magnet width | w_m | 4.65 (mm) |

(4) 鉄損模擬

シミュレータでは鉄損を考慮するため、三相同期機の回路に等価鉄損抵抗 R_i を加えた回路モデルを構築する。図 3.15 の dq 軸座標系の等価鉄損回路モデル^(3.16)をベースに、三相同期機モデルに変換し、図 3.16 のように組み込む。式(3.32)の dq 軸座標系の鉄損を三相変換し、三相回路モデルの鉄損は式(3.33)となる。等価鉄損抵抗は JMAG-desinger の鉄損結果と誘起電圧との関係から導出する。

$$P_i = \frac{V_{od}^2 + V_{oq}^2}{R_i} \quad (\text{W}) \quad (3.32)$$

$$P_i = \frac{V_{ou}^2 + V_{ov}^2 + V_{ow}^2}{R_i} \quad (\text{W}) \quad (3.33)$$

ここに、 V_{od} : d 軸誘起電圧(V), V_{oq} : q 軸誘起電圧(V), V_{ou} : U 相の等価鉄損抵抗電圧降下(V), V_{ov} : V 相の等価鉄損抵抗電圧降下(V), V_{ow} : W 相の等価鉄損抵抗電圧降下(V), R_i : 等価鉄損抵抗(Ω)

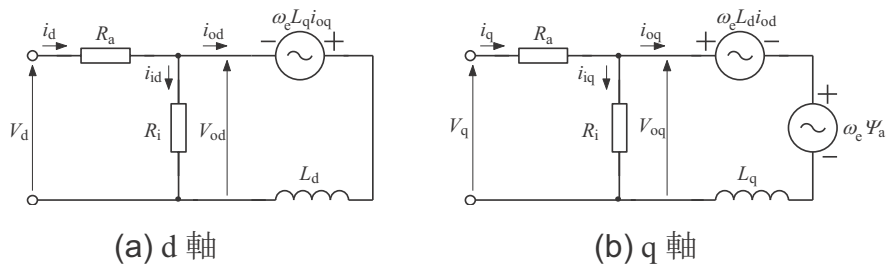


図 3.15 等価鉄損抵抗を用いた dq 軸等価回路

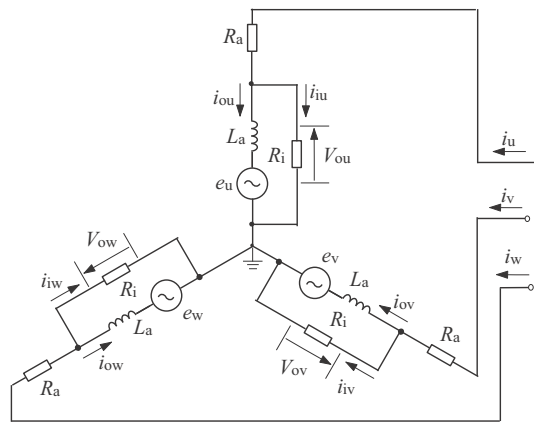


図 3.16 等価鉄損抵抗を用いた三相等価回路

3.4.3 制御設計

(1) 電流制御

図 3.17 は電流 PI 制御と非干渉制御を用いたブロック線図である。電流 PI 制御では、q 軸指令電流、d 軸指令電流との偏差をなくすような q 軸、d 軸の電圧を求めている。また、d 軸電流 i_d と q 軸電流 i_q との互いの干渉を防ぐ非干渉制御^(3.17)を用いた。

(2) PWM 信号生成機

図 3.18 は PWM 信号を用いて、インバータのゲート信号を生成するフローを示したものである。(1)で生成された各相の理想電圧 V_u^* 、 V_v^* 、 V_w^* はバッテリー電圧により正規化される。その後、コンパレータを用いてキャリア周波数 10 kHz の三角波と比較すること

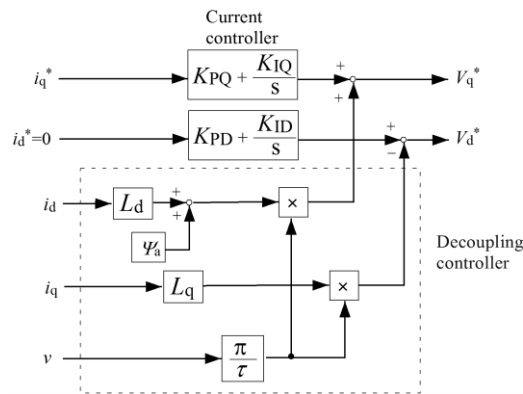


図 3.17 電流 PI 制御と非干渉制御のブロック線図

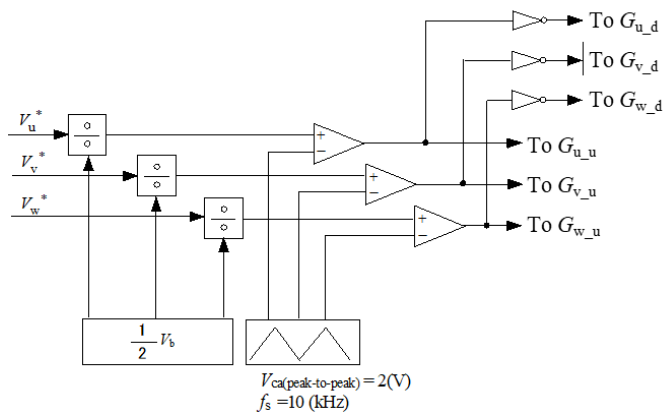


図 3.18 PWM 信号生成フロー

で、インバータ上段用ゲート信号 $G_{u,u}$, $G_{v,u}$, $G_{w,u}$ と、否定回路を用いてインバータ下段用ゲート信号 $G_{u,d}$, $G_{v,d}$, $G_{w,d}$ を生成し、インバータゲートに入力する。

3.5 シミュレーション結果

3.5.1 ピストン動作と出力

図 3.19 はシミュレーション結果である。(a)はシステムの入力である熱発生⁽¹⁾の時間推移である。往復動作の都度、熱発生が繰り返し与えられている。(b)は燃焼力の時間履歴で、(c)は燃焼力の位置履歴である。熱発生後には瞬時的にピークを持ち、掃気点を越えた後は大気圧に解放される波形が繰り返されている。また、2 サイクルエンジンのオットーサイクルに類似しており、熱発生が燃焼力に変換されている。すなわち、3.4.1 節で述べた手法で、燃焼力が簡易的に模擬されたと判断される。なお、(c)の位置履歴を積分した内部面積は、燃焼によりエンジンから出力される図示仕事 W_{ind} を示しており、本検討では摩擦を考慮しないため、発電機入力となる。(d)はピストン動作の時間履歴である。ピストンは上死点に到達し、繰り返し燃焼プロセスが開始され、それに伴う燃焼力の発生により、往復動作が実現されている。また、ROD 動作を作用させることでピストンストロークが 30mm 延長された。これは、(c)からもわかるとおり、掃気点から下死点までのストロークが延長されたためであると判断される。同図(e)は発電制動力を示したものである。膨張行程での最大制動力が制限されており、ROD 動作に伴う制動力の抑制が実現されていることが明瞭に表れている。同図(f)は発電出力である。上側は ROD 動作を実施したものであり、下側は ROD 動作を実施していない状態のものである。また、出力の正側は力行であり、負側は回生状態を表している。ROD 動作の実施により、膨張と圧縮の各行程間の出力差は小さくなり、圧縮行程の最大出力は ROD 動作の実施により増加した。即ち、発電制御を利用することで出力の分散が可能となっていると判断される。

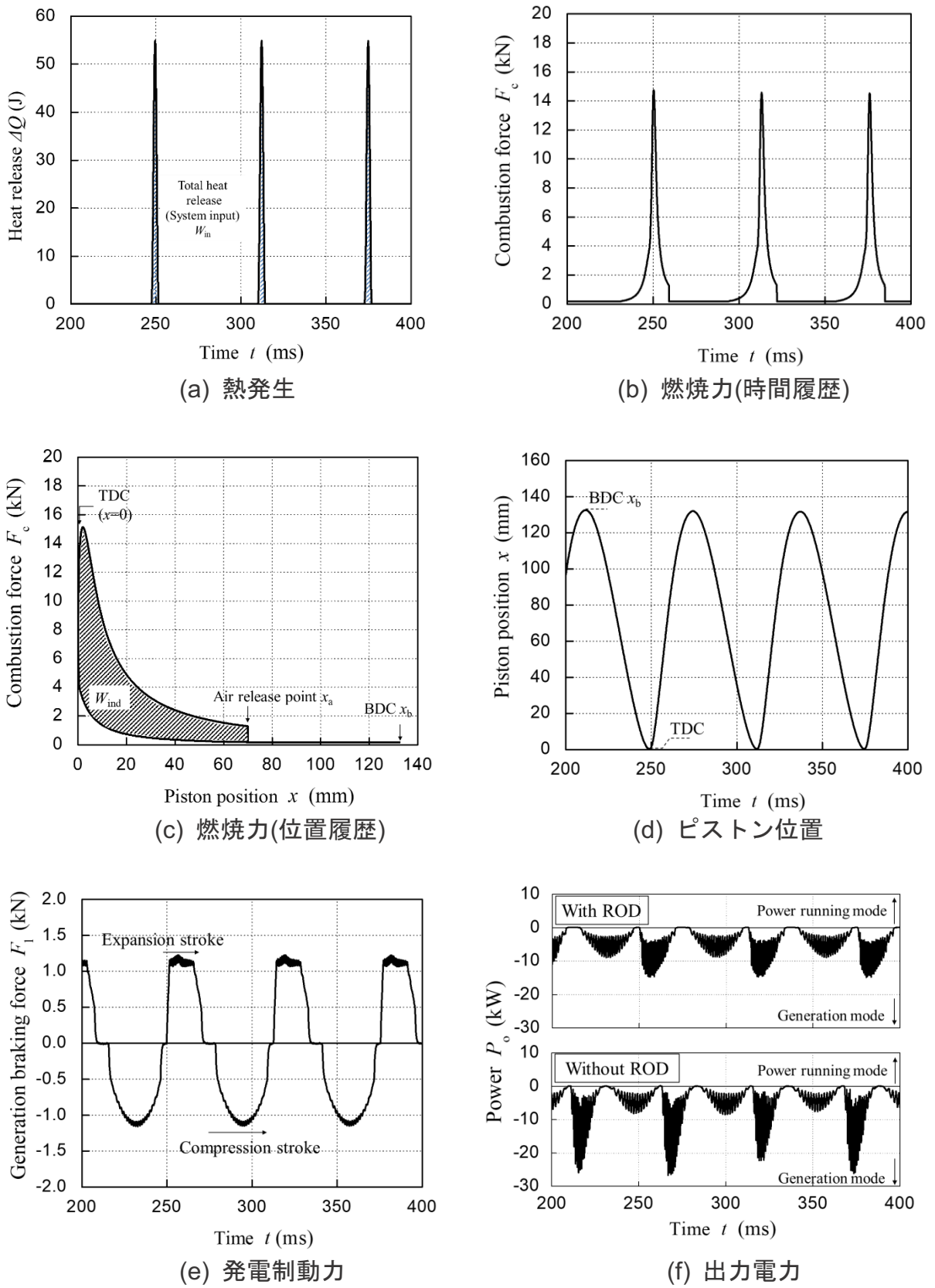


図 3.19 シミュレーション結果

3.5.2 提案法の効果

(1) 発電効率

表 3.4 は ROD 動作を実施した場合のエネルギー収支である。熱効率 η_h はガソリン燃焼に伴う熱発生量 W_{in} と図示仕事 W_{ind} との比率で与えられ、式(3.34)を用いて導出した。図示仕事は式(3.35)で求める。シミュレーションでは、冷却損失を考慮していないため、実際の熱効率よりも高めに表れていると推察される。また、発電効率 η_e は銅損と鉄損の両方を考慮し、図示仕事率 W_{ind} と発電出力 W_{out} の比率で与えられ、式(3.36)で求める。ここで、燃焼入力 W_{in} は1回の燃焼発生に伴うジュール熱を基準としているため、発電出力もこれに合わせて、1往復の動作時間で積分し、ジュール単位に換算した。本検討では、95%の発電効率となった。発電制動係数を大きくし、ストロークを96mmとした場合には、発電効率は約93%程度であった。即ち、ROD動作の実施により、発電効率が改善されたと判断される。

また、副次的効果として、ROD動作により、特性曲線の範囲内での動作を可能とし、余分なd軸電流の発生を抑制することができる。FPEGでは、リニア発電機に瞬間的に大きな燃焼エネルギーが入力される。非ROD動作でストロークを短くした場合には、大きな制動力を必要とするため、特性曲線を超えてしまう。特性曲線を高出力領域に移動させるには、弱め界磁制御が考えられるが、銅損の増加につながるため避けなければならない。それ以外の方法として、バッテリー電圧と発電機サイズの増加により、高出力領域へ推移させることも可能であるが、自動車搭載を考慮すると避けたいところである。ROD動作により、ピストンの慣性とばねの弾性エネルギーを利用して、特性曲線を超え

表 3.4 ROD動作のエネルギー収支

| Item | Symbol | ROD | Non-ROD |
|-----------------------|-----------|----------|----------|
| Piston stroke | x_b | 132 (mm) | 96 (mm) |
| Fuel combustion heat | W_{in} | 538 (J) | 538 (J) |
| Piston action work | W_{ind} | 254 (J) | 254 (J) |
| Output energy | W_o | 243 (J) | 237 (J) |
| Heat efficiency | η_h | 47.1 (%) | 47.1 (%) |
| Generation efficiency | η_e | 95.4 (%) | 93.4 (%) |

ずに制動力を作用させることを可能とする。以上より、ROD 動作は発電効率の改善に有効であると判断される。また、ROD 動作の効果は、合計損失の中で摩擦損失の割合が低く、銅損の割合が高い場合に顕著である。摩擦損失については4章にて記載する。

$$\eta_h = \frac{W_{ind}}{W_{in}} \times 100 \quad (\%) \quad (3.34)$$

$$W_{ind} = \int F_c dx \quad (W) \quad (3.35)$$

$$\eta_c = \frac{W_o}{W_{ind}} \times 100 \quad (\%) \quad (3.36)$$

(2) 上死点位置精度

3.3.2 節で述べたとおり、燃焼の適正な継続には、上死点の繰り返し精度が求められ、発電効率を考慮すると力行せずに発電動作のみで実現することが望ましい。図 3.20 は、燃焼開始位置($x=0.001$)における速度と上死点位置の関係をシミュレーションにより求めた結果である。燃焼開始点において上死点に向かう速度が大きいと、燃焼力が作用した後上死点が原点以下にオーバーシュートしている。一方で、燃焼開始点における速度が低いほど目標上死点に到達できない。即ち、繰り返し位置精度の向上には燃焼開始位置における最適速度があると判断される。そこで、3.3.2 節で述べた手法を適用し、燃焼開始速度の目標値を 1.3m/s となるように設定したところ、燃焼開始速度は 1.28m/s とな

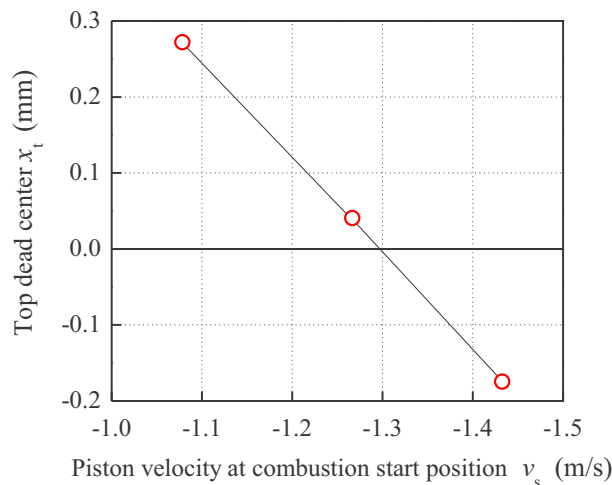


図 3.20 燃焼開始位置における速度と TDC の関係

り、上死点位置は 0.02mm を維持したピストン動作が実現された。図 3.19(f)では回生モードのみで動作が継続されていることから、提案する手法により、発電動作のみで上死点位置精度を保つことができた判断される。

3.5.3 熱発生量と発電効率の関係について

これまでは熱発生入力が一条件のみを考慮した結果である。実運用時には必要となる出力は状況に応じて変化する。そこで、燃料使用量が異なる場合の効率について検討する。まず、熱発生量を抑制した場合の銅損について考える。ここで、3.2 節で述べたとおり、FPEG の動作が式(3.4)の減衰強制振動モデルであると仮定する。熱発生量が半

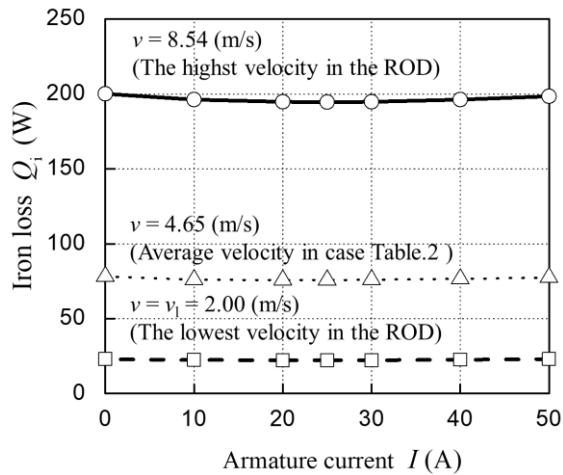


図 3.21 電機子電流と鉄損の関係

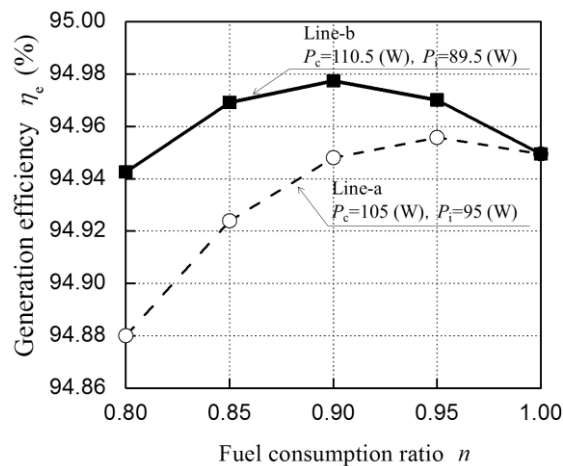


図 3.22 燃料使用率と発電効率の関係

分になった場合には、ストロークを変えずに動作させるためには、発電制動係数を半分に下げる必要があり、式(3.3)より発電制動力は抑制される。q 軸電流は半分に抑制され、式(2.15)を用いて考えると、銅損が 1/4 程度に抑制されると判断できる。

次に、鉄損について考える。鉄損は燃焼エネルギーの影響をほぼ受けない。鉄損は磁石磁束と電機子電流に起因して生じる。図 3.21 は、JMAG-designer を用いた有限要素法 (FEM) 解析において、速度が同じ状態での鉄損と電機子電流の関係を示したものである。使用範囲内での電機子電流による鉄損への影響は小さく、鉄損は永久磁石の磁束に起因する鉄損が支配的である。永久磁石の磁束による鉄損は主に速度に比例する。同じストロークを維持した場合には、平均速度は一定のままであるため、燃焼エネルギーを抑制しても鉄損はほぼ変わらないと考えられる。

次に発電効率について考える。銅損と鉄損を考慮した場合の発電効率は式(3.37)で与えられる。基準燃料からの燃料の減少比を示す指標を n とすると、発電効率は式(3.38)のように変形される。このとき、燃料使用量の変更分は発電制動係数の調整により対応され、平均速度は変わらないと考えられ、先述のとおり鉄損は一定となる。また、燃料の基準値から増減指標 n に依存する効率の変曲点を合致させることで、発電効率は最大化する。式(3.38)で損失を最小とするための銅損と鉄損の関係を求めると、式(3.39)が得られる。即ち、銅損と鉄損の合計が同じである場合には、式(3.40)を満足させる設計とすることで、出力の最大化が可能となる。これらの関係を計算で求めた結果を図 3.22 に示した。いずれの条件でも $n=1$ の基準燃料時には、銅損と鉄損の和は同じ 200W であるが、b)は式(3.40)を用いて $n=0.9$ で効率の変曲点が合致するように銅損と鉄損の比を設定している。燃料を変化させたときには、最適となる損失の比率が存在し、式(3.40)を考慮することで出力最大化が可能であると確認される。

$$\eta_e = \frac{W_{\text{ind}} - W_c - W_i}{W_{\text{ind}}} \times 100 \quad (\%) \quad (3.37)$$

$$\begin{aligned} \eta_e(n) &= \frac{nW_{\text{ind}} - n^2W_c - W_i}{nW_{\text{ind}}} \times 100 \quad (\%) \\ &= \frac{W_{\text{ind}} - nW_c - \frac{1}{n}W_i}{W_{\text{ind}}} \times 100 \quad (\%) \end{aligned} \quad (3.38)$$

$$\frac{d}{dn} \left(nW_c + \frac{1}{n} W_i \right) = 0 \quad (\%) \quad (3.39)$$

$$W_i = n^2 W_c \quad (\%) \quad (3.40)$$

3.5.4 発電機特性と提案法の関係について

本検討では、3.4.2 節で述べたリニア発電機（以下、供試機 A）を用いて ROD 動作の効果を検証した。本節では、リニア発電機の特徴が異なる場合の ROD 動作との関連性を考察する。ここでは、供試機 A よりも発電機のサイズを増やし、上限制動力 F_{L-up} を向上させた供試機 B を仮定する。上限制動力はコイル導体に通電可能となる電流密度に主に起因する。大電流を流すと導体の発熱が大きくなるため、巻線温度が許容温度を越えないように、導体断面積に応じて電流密度の上限値が設定される。即ち、導体断面積を増加させることで通電可能な電流密度が向上し、上限制動力が大きくなる。また、2.3 節でも述べたとおり、インバータの電流容量も考慮した上で上限電流値が決定されるが、本検討では十分な容量を持っているものと仮定する。一方で、推力定数の増加も、同一の電流密度で発生する制動力を大きくすることが可能となり、上限制動力は増加する。推力定数は、永久磁石の磁束密度やコイル巻き数に依存する。一方で、推力定数の増加は逆起電力係数の増大につながるため、高速領域の特性曲線を低制動力側に低下させる。

ここで、供試機 A と B のパラメータを比較したものを表 3.5 に示した。供試機 B では、コイルの断面積と永久磁石の大きさを増加させ、推力定数の増加と許容される電流密度の増加を期待したものである。一方で、外形寸法と質量は供試機 A よりも増加する。図 3.23 は供試機 A と B の特性図である。許容電流密度は 30A/mm^2 として上限制動力を求めた。供試機 A に比べて供試機 B の上限制動力が大幅に増加しており、これは、推力定数の増加と許容電流の増加に起因するものである。また、最高効率点が 97% と増加し、高効率領域が高制動力側にシフトしている。これは、コイル断面積と推力定数の増加に起因して、電流値と電機子抵抗が低下したため、同一推力で比較した場合の銅損が低下したためであると推察される。

ここで、ROD 動作の視点で考える。供試機 B の高効率な動作点は供試機 A に比べて制動力の大きい位置に存在する。高効率点での動作を狙う ROD 動作を考えた場合には、

供試機 B では平均制動力を供試機 A よりも大きく作用させることになり、ピストン動作ストロークの低減を可能にすると予想される。ピストン動作ストロークの減少は摩擦損失の低減も期待される。以上より、リニア発電機の大型化によって、銅損の低減が可能となり、効率の改善が期待される。しかし、10kW 出力で考えた場合のエネルギー密度はそれぞれ 1715kW/m³, 729kW/m³ となる。ハイブリッド自動車の回転形モータの出力密度は 1660kW/m³ 程度であり^(3.18), 寸法の制約に厳しい自動車搭載を考慮すると、供試機 B のような大型化は望ましくない。

以上の結果から、ROD 動作について判断されることは以下のとおりである。自動車搭載を考慮した場合には、本検討で仮定した供試機 B ではなく供試機 A のように、リニア発電機の寸法を出力に合わせて可能な限り小さくする必要がある。しかし、リニア発電機の小型化は磁石磁束の低下に伴う推力定数の低下や、コイル断面積の低下による電機子抵抗の増大につながり、その結果、銅損を増やし、最大効率を低下させる傾向にある。即ち、ROD 動作は、自動車搭載のように限られた寸法内で効率を改善するために有効な手法であると判断される。

表 3.5 リニア発電機定数の比較

| Item | Symbol | Type A | Type B |
|--|------------|----------|----------|
| External dimensions of stator (mm) | - | φ168×263 | φ220×361 |
| External dimensions of mover (mm) | - | φ128×130 | φ140×234 |
| Mover mass (kg) | m | 5.25 | 14.4 |
| Coil width (mm) | w_c | 3.00 | 2.60 |
| Coil thickness (mm) | t_c | 2.00 | 3.75 |
| Coil turns | N_c | 5 | 5 |
| Resistance of armature coil per phase (mΩ) | R_a | 108 | 40.6 |
| Inductance of armature coil per phase (mH) | L_a | 1.8 | 2.25 |
| Pole pitch (mm) | 2τ | 18.6 | 39.0 |
| Permanent magnet thickness (mm) | t_m | 4.65 | 14.0 |
| Permanent magnet width (mm) | w_m | 4.65 | 9.75 |
| Thrust constant (N/A) | K_f | 22 | 60.6 |
| Back electromotive force constant (V · s/m) | K_e | 22 | 60.6 |
| Maximum braking thrust (kN) | F_{l-up} | 3.96 | 17.73 |
| Energy density at 10 kW (kW/m ³) | ρ_e | 1,715 | 729 |

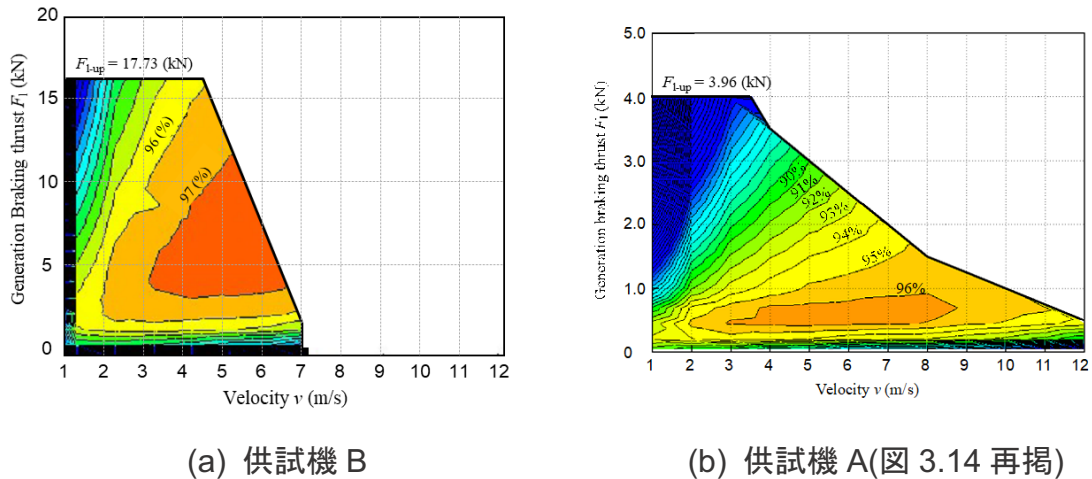


図 3.23 リニア発電機の効率マップ

3.6 まとめ

FPEG では燃焼力がリニア発電機にダイレクトに作用し、膨張行程ではインパルス状に大きな力が作用する。特に、自動車搭載時には、自動車駆動に必要な大きなエネルギーを限られた搭載スペース内で発電する。FPEG では、銅損の増大に伴う発電効率の低下が課題であると判断されたため、発電効率を向上するピストン動作を検討した。ばねやピストンを利用して、膨張行程と圧縮行程の発電量を分散する ROD 動作を提案した。システムの動作を模擬するために、MATLAB-Simulink を用いて、運動方程式と回路方程式、制御の各ユニットを連成させたシミュレータを構築した。提案する手法では、発電効率が 2% 向上することを確認した。

また、ROD 動作の最適化を図るための手法を整理した。リニア発電機の特性曲線の領域内で動作させるために、熱発生量を考慮した発電制動力の係数を設定する手法を提案した。また、上死点位置精度を回生モードのみで向上させるための ROD 動作の設定範囲について検討し、下死点位置に基づいて圧縮行程の発電領域を設定する方法を提案した。燃焼開始位置の速度を理想に近づけることで、力行状態を使用することなく、上死点位置の誤差を 0.02mm と小さくすることが可能であることを確認した。さらに、低速時には発電を抑制するため、上死点近傍において、等容度向上やリーンバーン化に伴うノッキング回避などの熱効率の改善のための動作を盛り込むことも可能となる。

3.7 参考文献

- (3.1) 森本 茂雄・真田 雅之：「省エネモータの原理と設計法 ～永久磁石同期モータの基礎から設計・制御まで～」，科学情報出版，2013
- (3.2) 松下 豊治・真田 雅之・森本 茂雄・武田 洋次：「波力発電用リニア同期発電機の磁極ピッチと損失の関係」，パワーエレクトロニクス学会誌，Vol. 31, pp. 80-86, 2006
- (3.3) 橋田 卓也：「きちんと知りたい 自動車メカニズムの基礎知識」，日刊工業新聞社，2013
- (3.4) 日本機械学会編：「JSME テキストシリーズ 振動学」，日本機械学会，2005
- (3.5) 鈴木 正剛，飯塚 智司，森吉 泰生，佐野 正樹：「上死点付近のピストン挙動が機関熱効率に及ぼす影響」，日本機械学会論文集(B編)，Vol. 72, No. 721, pp. 2096-2102, 2006
- (3.6) 森川 弘二，金子 誠，大岩 浩司，森吉 泰生：「変速ピストン・クランク機構を用いたガソリン機関の高圧縮比・高効率化」，日本機械学会論文集(B編)，Vol. 73, No. 735, pp. 2176-2182, 2007
- (3.7) 窪山 達也，鐘ヶ江 優，森吉 泰生，金子 誠：「過給リーンバーンガソリン機関の希薄限界における燃焼解析」自動車技術会論文集，Vol. 47, No. 2, pp. 351-355, 2016
- (3.8) 松浦 透，佐々木 健介，谷本 勉，加藤 崇：「逆円弧型磁石を用いた可変漏れ磁束モータの高効率化および高出力化」自動車技術会論文集，Vol. 48, No. 3, pp. 655-660, 2017
- (3.9) 日本機械学会編：「JSME テキストシリーズ 熱力学」，日本機械学会，2002
- (3.10) 近藤 稔，川村 淳也，寺内 伸雄：「新幹線用主電動機における永久磁石同期電動機と誘導電動機の比較」，電気学会 D 論文誌，Vol. 126, No.2, pp.168-173, 2006
- (3.11) 守屋 一成，後藤 成晶，小坂 英雅，秋田 智行，堀田 義博，梅野 孝治，中北 清己：「円筒型リニアモータを用いた航空機向け電動アクチュエータの開発」，KYB 技報，Vol. 50, pp.90-93, 2015
- (3.12) 電気学会産業用リニアドライブ技術の応用展開調査専門委員会：「最新！リニアモータ応用の状況」，電気学会技術報告，Vol. 1368, 2016
- (3.13) 藤津 英司，田原 俊司，小川 幸吉：「ハルバッハ配列をもつ2極永久磁石リニア同期モータの推力特性」，平成20年度電気関係学会九州支部連合大会（第61回連合大会）講演論文集，04-1P-01, 2008
- (3.14) 鈴木 晴彦，徳永 昇吾，金丸 允俊，貝沼 秀一郎，伊藤 淳：「シリンダ形状永久磁石で構成した Halbach 配列の磁場分布特性の検討」，日本 AEM 学会誌，Vol. 24, No. 3, pp. 228-233, 2016
- (3.15) 森村暢夫，森下明平：「デュアルハルバッハ配列コアレス同期発電機の界磁に関する検討」，

電気学会研究会資料, MAG-15-86/MD-15-67/LD-15-14 (2015)

- (3.16) 武田 洋次, 松井 信行, 森本 茂雄, 本田 幸夫:「埋込磁石同期モータの設計と制御」, オーム社, pp.9-18, 2001
- (3.17) 赤津 観:「グリーン・エレクトロニクス No.14 ベクトル制御による高効率モータ駆動法」, CQ 出版社, 2013
- (3.18) E. Odv'arka, A. Mebarki, D. Gerada, N. Brown, and C. Ondr'ussek: "ELECTRIC MOTOR-GENERATOR FOR A HYBRID ELECTRIC VEHICLE", Engineering MECHANICS, Vol. 16, No. 2, pp. 131-139, 2009

第4章 出力分散動作を用いた効率改善効果の実験検証

4.1 あらまし

FPEG には、燃焼エネルギーがインパルス状にダイレクト入力され、往復運動により常に速度が変わるという特徴がある。そのため、低効率の動作点での発電時間が増え、リニア発電機の損失は増加しやすい。特に、自動車駆動に必要となる非常に大きなエネルギーを限られた搭載スペースで発電するため、発電時には制動力が強く作用し、大電流が流れる。そのため、次代のエンジン発電機としての期待に応え得るためには、銅損の低減が不可欠となっている。3章では、銅損低減と上死点位置精度向上のために共振系出力分散動作(ROD 動作)を提案し、シミュレーションでその有効性を明らかにした。そこで、3章で述べた動作制御法の中で最も効率改善に影響する出力分散化に関して、その効果を実証した。本章では、実際に発電実験装置を試作して模擬実験を行い、膨張行程と圧縮行程での出力分散が銅損低減に有効であることを報告する。また、出力最大化のために考慮すべき事項を確認したので報告する。

4.2 出力分散動作

FPEG では、インパルス状の燃焼力がリニア発電機に繰り返しダイレクト入力される。短いピストンストロークで電力を回収しようとする、インパルス入力に相応する制動力を作用させる必要がある。しかし、式(2.15)のとおり、銅損は発電制動力の2乗に比例するため、短ストロークでの動作は大きな電流が発生し、損失が増加する。特に、自動車搭載を考慮した場合には、発電機の体格は極力小さくすることが望ましく、銅機械で構成されると、鉄損よりも銅損の割合が高くなる。即ち、銅損が発電効率に与える影響は大きい。銅損の改善は電機子の熱発生を抑制し、熱による電機子抵抗の増加を抑制することも期待される。また、自動車搭載の実機においては摩擦損失が発生するものの、後述のとおり、フリーピストンの摩擦は従来のクランクエンジンの半分程度となること

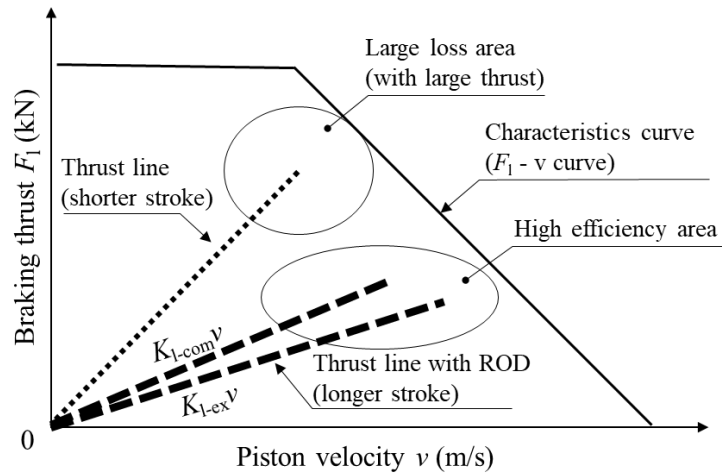


図 4.1 ROD 動作の作用線

が報告されており^(4.1)，銅損に比べて効率に与える影響は低いものと推定される。

そこで，銅損低減による出力を最大化させるために，機械系共振を考慮して図 4.1 のように発電制動力の動作範囲を与える ROD 動作を検討した。ROD 動作では，膨張行程での発電制動係数を小さくし，燃焼直後の制動力を抑制することにより，ピストン動作ストロークの増加を狙ったものである。即ち，燃焼直後の発電を抑制することで，可動子の慣性と弾性エネルギーを活かして，掃気点以降や圧縮行程での発電増加を狙うものである。制動力の抑制により，膨張行程でのピーク出力は減少するものの，圧縮行程での発電電力量が増加する。これにより，回転形発電機のような動作が実現され，銅損の低減につながり，効率改善に伴う出力向上が期待される。さらに，出力最大値の低減は電流最大値の抑制にもつながり，発電機の体格低減といった副次的な効果も期待される。なお，本章での ROD 動作の制動力は式(4.1)である。3 章では最大制動力の設定や発電抑制速度を設けたが，本章では発電制動係数のみを変化させ，ピストン動作ストロークを変えることで，銅損の削減効果に対する影響を確認する。

$$F_1 = \begin{cases} K_{l-ex} v & (v > 0) \\ K_{l-com} v & (v < 0) \end{cases} \quad (W) \quad (4.1)$$

ここに， v ：ピストン速度(m/s)， K_{l-ex} ：膨張行程の発電制動係数(N/(m/s))， K_{l-com} ：圧縮行程の発電制動係数(N/(m/s))

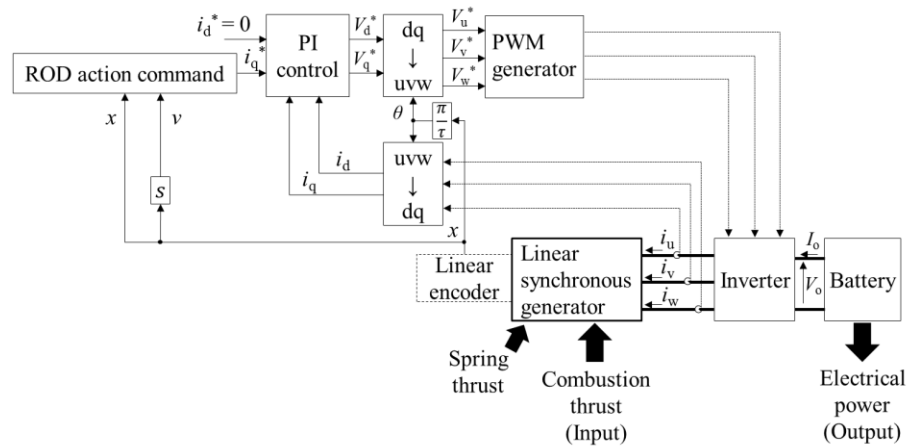


図 4.2 ベクトル制御を用いたブロック線図

また、図 4.2 にはリニア同期発電機におけるインバータ制御を考慮したブロック線図を示した。リニア発電機には外部から燃焼力とばね反発力が作用し、エネルギー変換されバッテリーに充電される。リニア発電機の可動子の変位はリニアエンコーダで検出され、発電制動力の指令値は、図 4.1 の ROD 動作線に基づいて決定される。PI 制御とベクトル変換による発電機の電圧指令値に基づいた PWM 制御により、発電機の電圧を制御し、発電制動力が作用する。

4.3 燃焼模擬実験装置

4.3.1 装置構成

FPEG の性能を把握するため、小出力で動作を模擬する図 4.3 の実験装置を構築した^(4.2)。実験装置の外観を図 4.4 に示した。装置は、上位側からパラメータや状況を表示するための PC、指令値を演算する FPGA コントローラ、推力をモータに出力するサーボアンプ、システムの動作を模擬するリニアサーボモータ、および発電電力を回収するための電子負荷で構成される。システム動作の模擬には二つのリニアサーボモータを用いた。

リニアサーボモータは図 4.5 の構成であり、可動子がコイルで挟まれた磁石可動形である。2 つのリニアサーボモータは、それぞれ燃焼力の模擬(以下 LM)と発電の模擬(以下 LG)を行う。両サーボモータの可動子は機械的に接続され、LM で模擬した燃焼力をダイレクトに LG に伝える。LM では燃焼力を与え、ばね側に可動子を動作させる。圧

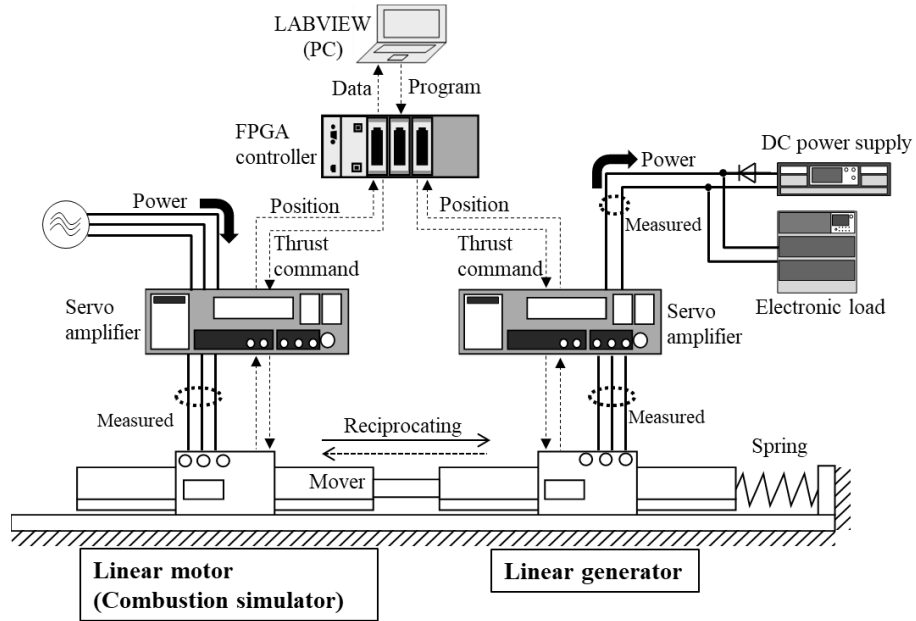
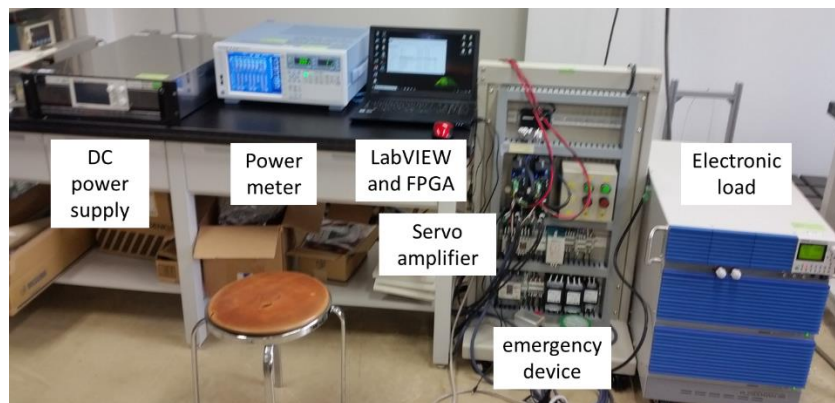
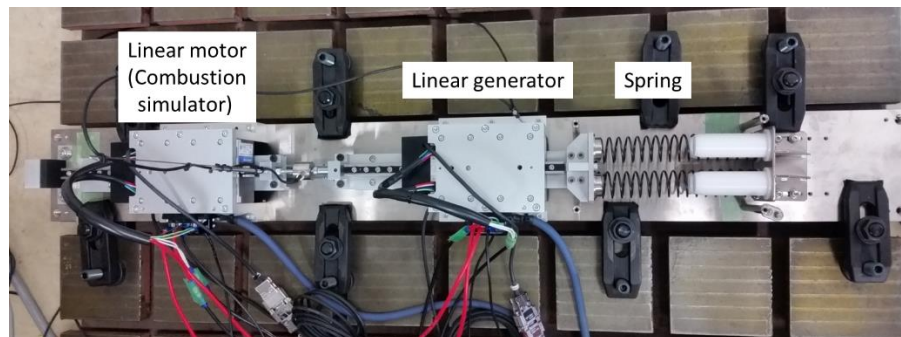


図 4.3 燃焼模擬実験装置の構成



(a) 電源・計測・制御



(b) 可動部

図 4.4 燃焼模擬実験装置の外観

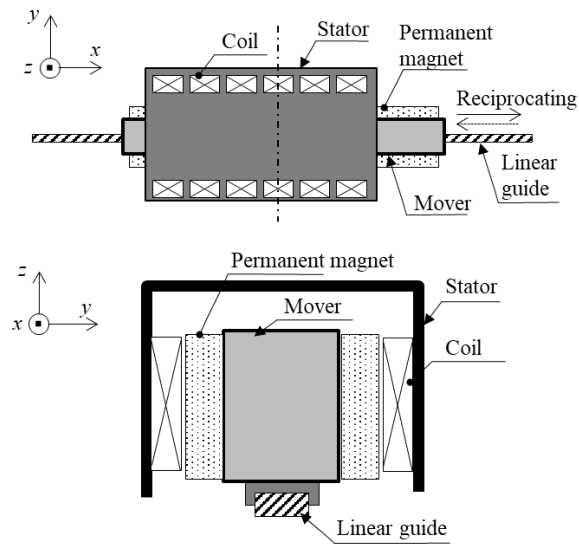


図 4.5 リニアサーボモータの構造

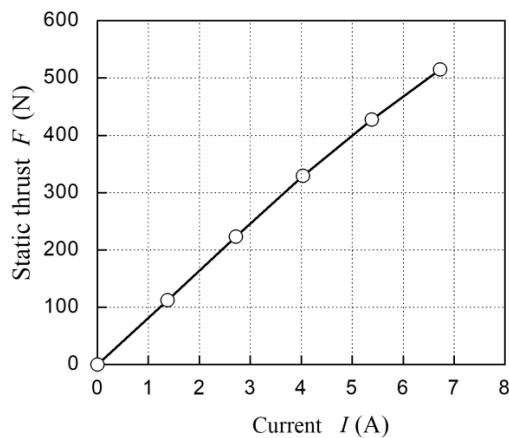


図 4.6 リニアサーボモータの静推力特性

縮されたばねは可動子を反対方向に押し返し、往復運動を行うことで、LG は発電を行う。リニアサーボモータの静特性は図 4.6 であり、良好な線形性を有している。

4.3.2 現象の模擬

(1) 燃焼

LM では、可動子位置に対応した燃焼力を作用させることで燃焼を模擬する。燃焼力は、MATLAB-Simulink シミュレーションを用いて熱力学則に基づいて試算したものを

いる。可動子位置はリニアエンコーダにより計測され、FPGA コントローラにフィードバックされる。FPGA コントローラで可動子位置に応じた推力指令信号が演算され、LM のサーボアンプに入力されて、燃焼力として可動子に作用する。自動車搭載を考慮した場合には出力が大きいため、燃焼力の最大値は数 10kN 以上となる^(4.3)。本装置で模擬する推力は最大 500N であるものの、本システム特有の燃焼力が瞬時的に最大値で作用する特徴は模擬可能であり、リニアサーボモータを用いても実機と同様の状態で発電機に作用するものと考えられる。

(2) 発電・充電

LG では、電力を負荷へ回生することで制動力が作用する。LG のサーボアンプには直流電源と電子負荷を接続し、発電機の回生電流を吸収するバッテリーを模擬している。直流電源では 280V を印加し、電子負荷は 280V の定電圧モードで動作させる。力行時には、通常のモータと同様にサーボアンプに電源電圧が印加される。一方、回生時には発電機側の電圧が高くなり、直流電源側に電流が流れ込もうとするが、電子負荷がそれを検出して電流を吸い込む。これにより、バッテリーへの充放電が模擬され、LG は回生と力行の作用が可能となる。

(3) 摩擦力

本装置に用いたリニアガイドの摩擦力の測定結果は平均 3.5N であった。実機においては、ピストン側の摩擦はシリンダーとピストンの間で潤滑油が起因して発生し、リニア発電機側は軸受の摩擦に起因して発生する。いずれも速度に依存する傾向があり、本実験装置で使用するリニアガイドの有する摩擦の傾向と同様と推察される。

4.3.3 エネルギーフロー

本実験装置のエネルギーフローは図 4.7 であり、エンジン燃焼を模擬した図示仕事 W_{ind} を入力として、発電電力量 W_{out} を出力とする。総合効率 η_s は式(4.2)で定義される。燃焼入力 W_{in} は式(4.3)のとおり、LM によって模擬された燃焼力 F_c を掃気点まで積分して求める。また、本装置の発電電力量 W_{out} は、回生負荷装置の電力量であり、LG の銅損とともにパワーメータで測定する。なお、測定時のばらつき抑制とパワーメータのサンプリング周期を考慮し、1.25ms ごとに計測を行った。ここで、燃焼入力は 1 回の燃焼発生

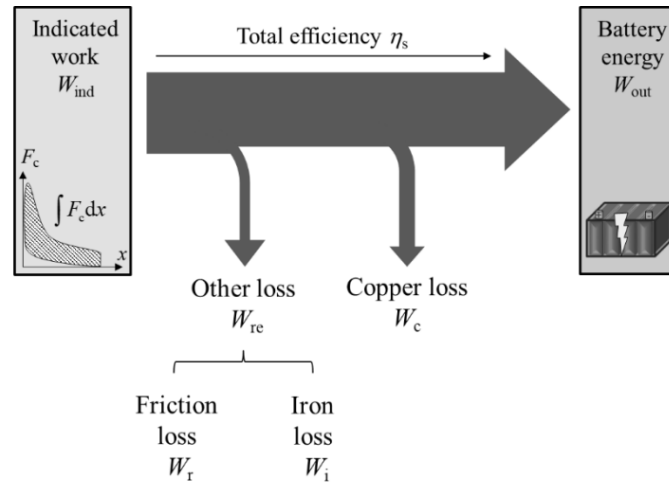


図 4.7 燃焼模擬実験装置のエネルギーフロー

に伴うジュール熱を基準としているため、銅損 W_c もこれに合わせて、1 往復の動作時間で積分し、ジュール単位に換算した。また、銅損以外に生じる損失 W_{re} は燃焼入力と発電電力量を用いて、式(4.4)により導出した。

$$\eta_s = \frac{W_{out}}{W_{ind}} \times 100 \quad (\%) \quad (4.2)$$

$$W_{ind} = \int_0^{x_a} F_c dx \quad (W) \quad (4.3)$$

$$W_{re} = W_{ind} - W_{out} - W_c \quad (W) \quad (4.4)$$

ここに、 x_a : 掃気点位置(m), x_b : 動作ストローク(m)

4.4 実験検証結果

4.4.1 ストローク可変性

膨張行程の発電制動係数 K_{l-ex} を増減させることで、ストロークを可変性させた。それに伴い、圧縮行程の発電制動係数 K_{l-com} は、往復動作時に上死点位置が基準位置 $x=0$ となるよう設定した。このときの条件を表 4.1 にまとめた。ばね係数は同一を維持した。図 4.8 には条件 1~4 でのピストン動作履歴、燃焼力履歴、出力を示した。

(1) ピストン動作履歴

図 4.8 の上段はピストン動作履歴である。いずれの条件でも上死点に到達し、往復運動が継続されている。発電制動係数の減少により、ピストン動作ストロークが増加することを確認された。

(2) 燃焼力

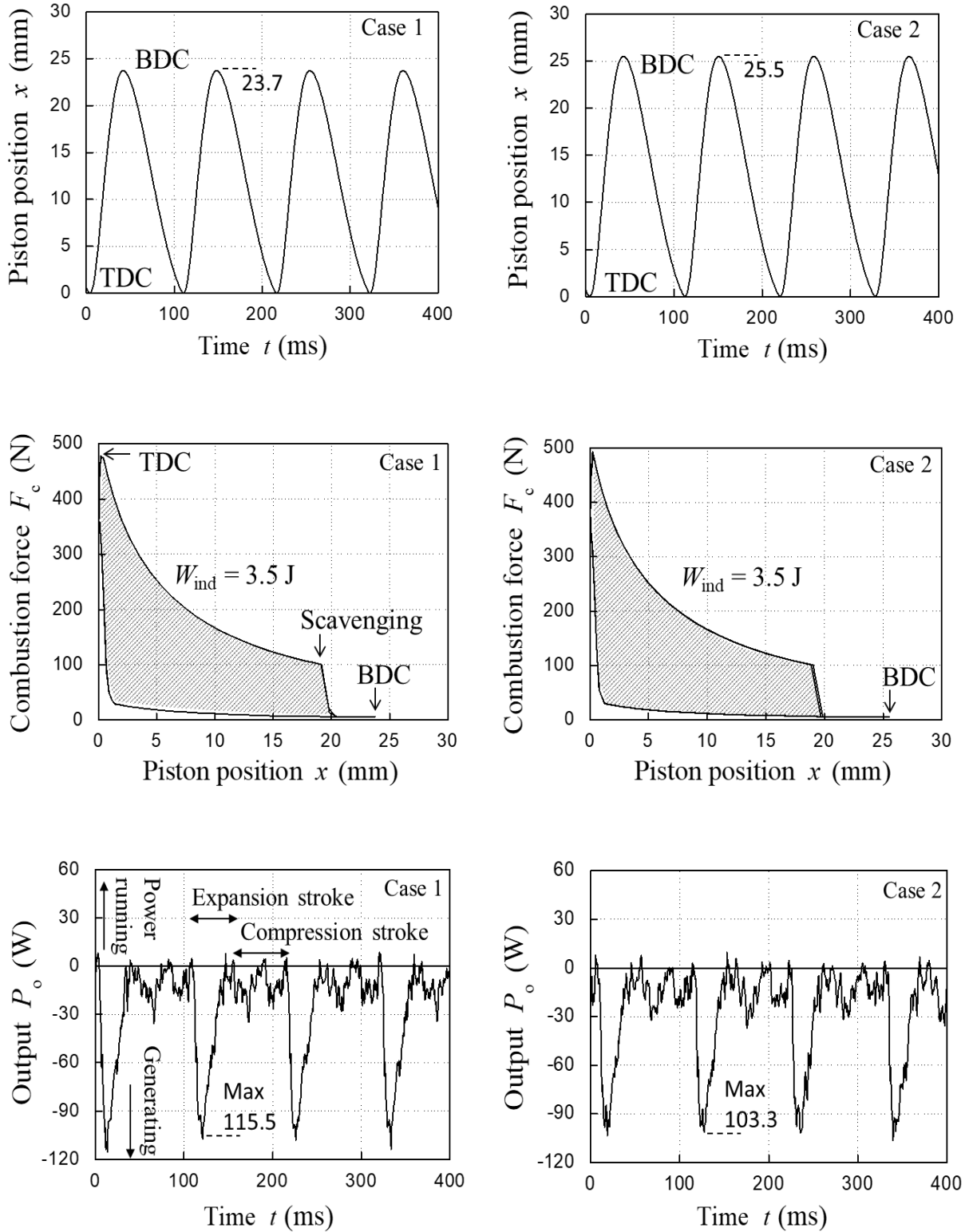
図 4.8 の中段は燃焼力履歴である。いずれもエンジン燃焼のオットーサイクルに類似し、瞬時的に最大値をとる状況が模擬されている。また、いずれの条件でも掃気点 $x_a=20\text{mm}$ での掃気が模擬されており、燃焼入力は式(4.2)を用いて求めるといずれの条件でも 3.5J 一定となる。発電制動係数の減少により、掃気点位置を越えた後のストロークが増加している。即ち、(1)に表れているストロークの増加は掃気点から下死点までの距離が伸びたものであり、ROD 動作における狙いが達成されていると考える。

(3) 出力

図 4.8 の下段は回生負荷装置の電力である。正側が力行であり、負側が発電を示している。電子負荷装置を用いた電力回生が模擬され、発電だけで動作を継続できていると

表 4.1 実験条件

| Case | K_{l-ex} (N/m/s) | K_{l-com} (N/m/s) | K_g (N/m) |
|------|--------------------|---------------------|-------------|
| 1 | 160 | 78 | 5,640 |
| 2 | 130 | 83 | |
| 3 | 110 | 86 | |
| 4 | 100 | 88 | |

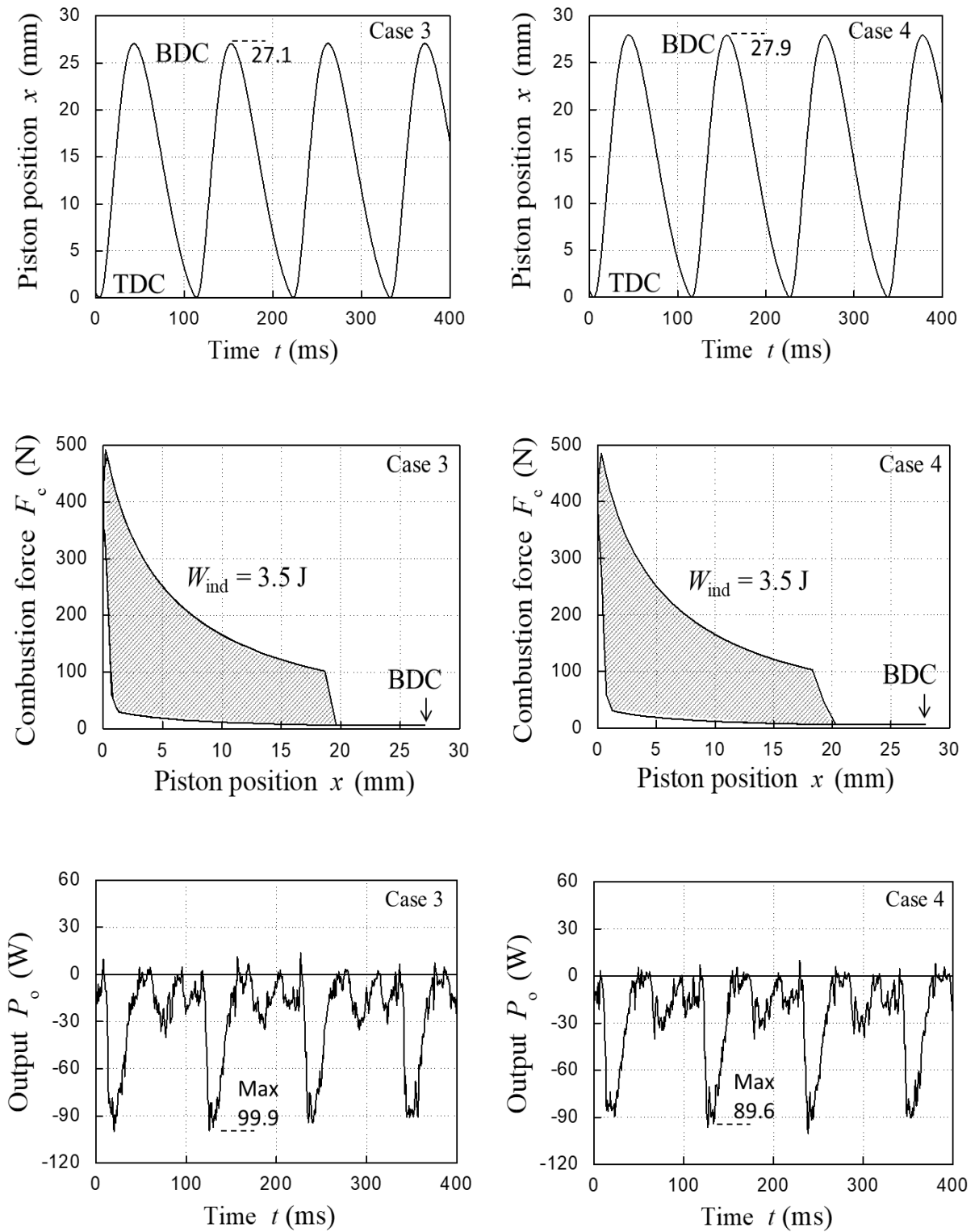


(a) case1 の実験結果

(b) case2 の実験結果

(上:ピストン動作, 中:燃焼力履歴, 下:出力)

図 4.8 実験結果 (Case1,2)



(c) case3 の実験結果

(d) case4 の実験結果

(上:ピストン動作, 中:燃焼力履歴, 下:出力)

図 4.8 実験結果 (Case3,4)

判断される。また、同図中の数字は膨張行程の最大発電電力である。掃気後のストローク増加に伴い、膨張行程での発電電力の最大値が抑制されている。このように、膨張行程と圧縮行程の発電量の差が小さくなり、分散されていると推定される。これは、(2)で見られるように、膨張行程の発電を抑制し、掃気後のストロークを増加させたことで、ばねの弾性エネルギーとして蓄える量が増加し、発電量を圧縮行程に分散させたことが起因していると考えられる。

4.4.2 エネルギー収支

各条件におけるストロークとエネルギー収支に関してまとめたものを表 4.2 に示した。また、ストロークと発電電力量の関係を図 4.9 に示した。本節でも仕事率を 1 往復の動作時間で積分したジュール単位のエネルギーで収支を考える。また、各値は 3 回の往復運動の平均値から導出した。図中の i) は銅損 W_c であり、ストロークの増加に対して、銅損は減少している。同図中の ii) は発電電力量 W_{out} であり、iii) は式(4.4)を用いて導出した銅損以外の他損失 W_{re} を示している。他損失には鉄損やリニアガイドの摩擦損が含まれる。発電電力量はストロークの増加に合わせて、ピークを取った後に減少した。一方で、銅損以外の他損失は、ストロークの増加に伴って増えている。銅損と他損失の相反する関係に起因して、発電電力量のピーク値が存在する。図 4.10 は膨張行程と圧縮行程それぞれの発電量を比較したものである。図 4.8 において、膨張行程の最大出力がストロークの増大に合わせて減少していることから確認されるように、ストロークを増加させることで膨張行程から圧縮行程へ発電量が分散されている。つまり、膨張行程の制動力

表 4.2 ストロークに対するエネルギー収支

| Case | x_b (mm) | W_c (J) | W_{out} (J) | η_s (%) |
|------|------------|-----------|---------------|--------------|
| 1 | 23.7 | 0.78 | 2.68 | 76.57 |
| 2 | 25.5 | 0.70 | 2.75 | 78.57 |
| 3 | 27.1 | 0.61 | 2.77 | 79.14 |
| 4 | 27.9 | 0.59 | 2.72 | 77.71 |

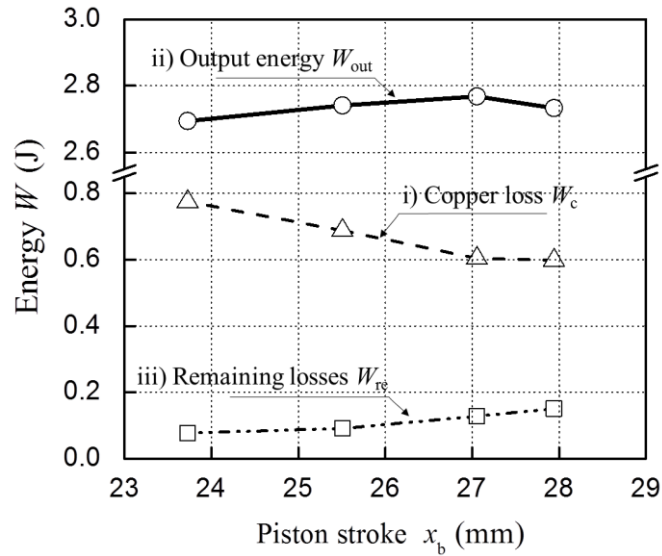


図 4.9 ストロークとエネルギー収支の関係

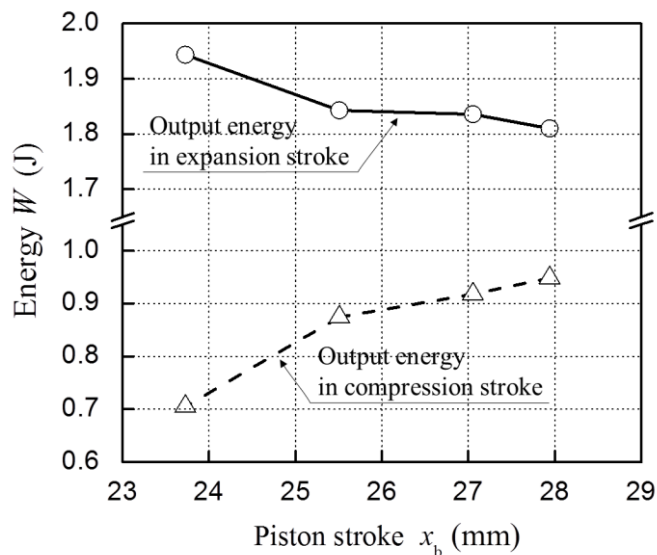


図 4.10 ストロークと各行程における発電電力量の関係

の抑制により，膨張行程での最大出力を減少し，圧縮行程に発電量を分散したことで，銅損が抑制されたと判断される。

図 4.11 にはストロークに対する総合効率の傾向を示した。a)は実験結果をもとに式 (4.2)を用いて導出した。効率がピークとなるストロークが存在している。即ち，ROD 動作が出力の最大化に有効であることを示している。また，b)は MATLAB-Simulink を用いたシミュレーション結果である。シミュレーションでは，本装置の実験条件を模擬し，

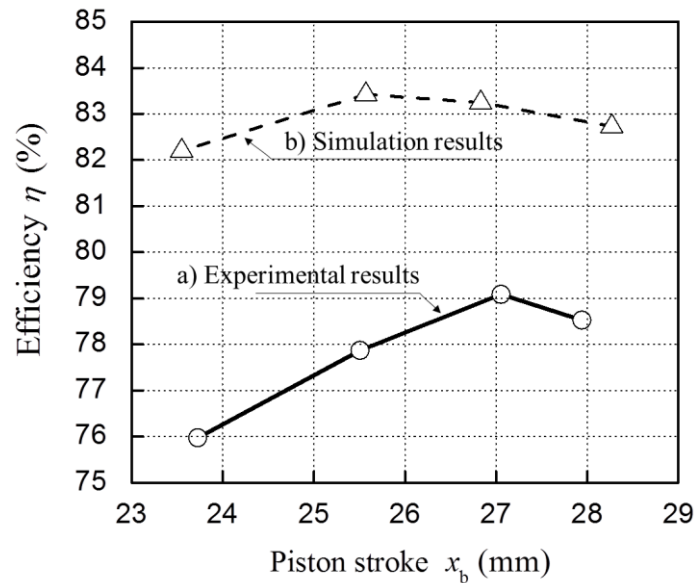


図 4.11 ストロークと総合効率の関係

摩擦力として、実験装置の平均摩擦を与えた。シミュレーションでも、ストロークの増加に合わせて銅損が低減され、その他損失が増え、実験結果と同様に効率のピークが存在する。即ち、3節でシミュレーションを用いて明らかにした ROD 動作が実験装置でも有用であると確認される。シミュレーションが実験装置の結果よりも高い効率を示しているのは、シミュレーションで模擬されない実験装置の電子負荷の熱損失や浮遊損などで発電電力量が低下した影響と考えられる。また、効率最大となるストロークがそれぞれ異なる。シミュレーションでは、実験装置の平均摩擦で摩擦力を模擬したため、可動子の速度変化に起因する動摩擦の変化が完全に考慮されていないことが起因していると考えられる。

4.5 出力最大化に対する有用性

4.5.1 理論的傾向との比較

ここで、エネルギー収支に関する傾向を理論的に考える。ピストン動作 1 往復の間におけるエネルギー則は式(4.5)で表され、燃烧入力 W_{in} は摩擦損失 W_f と発電機入力 W_1 に変換される。また、発電機入力と出力の間には、発電機の銅損 W_c と鉄損 W_i を考慮し、

式(4.6)のエネルギー則が成り立つ。

ここで、発電機入力制動力平均値 F_{1-ave} を用いると式(4.7)で表される。ストロークの延長に伴い、制動力は小さくなり、 q 軸電流が抑制され、銅損は改善されると判断される。一方で、摩擦損失は、摩擦力、動作ストロークを用いて往復を考慮すると式(4.8)で表される。即ち、摩擦損失は動作ストロークの延長に依存して大きくなると考えられる。ここで、式(4.5)に式(4.7)と式(4.8)を代入すると、制動力平均は式(4.9)となる。銅損は q 軸電流の二乗に比例するため、式(4.10)のとおりストロークの二乗に反比例して削減される。これは、図 4.9 の銅損の測定結果も同様の傾向が見られる。そこで、FPEG の動作に類似した減衰強制振動モデルを用いて、銅損を簡易的に把握することを検討した。3 節でも述べたとおり、ストロークは発電制動係数に反比例する。これらの関係を用いて、Case1 の結果を基準に銅損を理論的に求めた結果を図 4.12 に示した。実験結果と理論計算結果はほぼ同様の関係を示している。以上より、FPEG は減衰強制振動モデルで近似され、理論と同様に、ストロークに依存して銅損が低減されると判断される。

一方、鉄損はヒステリシス損と渦電流損の合計で表され、式(15)のスタインメッツの式に従うと、鉄損係数と速度に依存する。即ち、鉄損はピストンの高速動作時には増大する。ピストン動作履歴の一次微分が速度であるため、ストロークの増大は速度の増加につながる。本実験においても、case1 と case4 ではストロークの増加に合わせて最大速

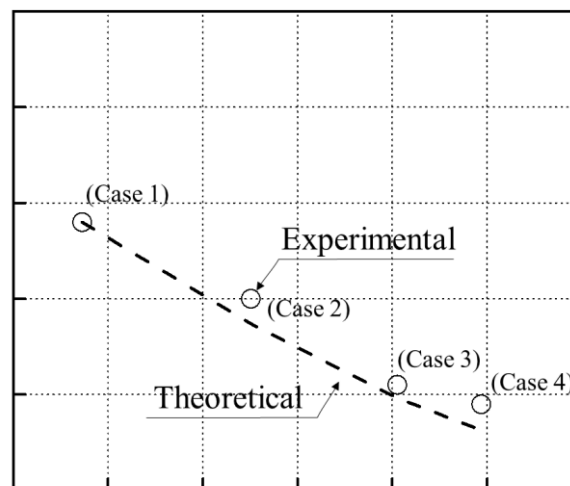


図 4.12 銅損に関する理論傾向と実験結果の比較

度が11%増大している。銅損以外の損失がストロークの増加により増えているのは、摩擦損失の増大と鉄損の増加の影響であると判断される。即ち、総合効率がピーク値を有する要因は、ストロークの増加に依存して、銅損は減少するものの鉄損と摩擦損失が増大するため、各損失の相反関係が起因しているものと推察される。

$$W_{\text{ind}} = W_1 + W_r \quad (\text{J}) \quad (4.5)$$

$$W_{\text{out}} = W_1 - W_c - W_i \quad (\text{J}) \quad (4.6)$$

$$W_1 = 2 \int_0^{x_b} F_{1\text{-ave}} dx = 2F_{1\text{-ave}} x_b \quad (\text{J}) \quad (4.7)$$

$$W_r = 2 \int_0^{x_b} F_r dx = 2x_b F_r \quad (\text{J}) \quad (4.8)$$

$$F_{1\text{-ave}} = \frac{W_{\text{in}} - 2x_b F_r}{2x_b} = \frac{W_{\text{in}}}{2x_b} - F_r \quad (\text{N}) \quad (4.9)$$

$$W_c \propto \frac{R_a}{x_b^2} \quad (\text{W}) \quad (4.10)$$

$$W_i = W_{\text{hy}} + W_{\text{ed}} = K_{\text{hy}} \times v^2 + K_{\text{ed}} \times v \propto R_i v^2 \propto R_i x_b^2 \quad (\text{W}) \quad (4.11)$$

4.5.2 出力最大化に考慮すべき事項

本検討では実験装置の都合上、出力が小さく、摩擦損失の占める割合が大きくなり、総合効率のピークがストロークの比較的小さな領域で現れたと考える。しかし、実際の自動車搭載を考慮した場合には、1回の燃焼につき1000J以上の大きなエネルギーが燃焼入力として与えられ、発電時に大電流が発生するため、摩擦損失に比べて銅損の比率は大きいと推定される。FPEGの摩擦損失に関して以下のとおりJiaらの報告^(4.1)がある。

- 1) 片側エンジン型のFPEGを想定し、従来型のエンジン(CSE)を比較対象として、摩擦損失に関してシミュレーションと理論解析を行った。
- 2) ピストンのピストンリング、ピストンスカートの摩擦と、クランク・ベアリング摩擦、リニア発電機の摩擦を考慮した。
- 3) FPEGではピストンリング摩擦が最も大きい。FPEGのピストンリング摩擦損失の時間傾向は図4.13である。損失は燃焼直後のTDC付近で最も大きく、BDC側ではほぼゼロとなる。

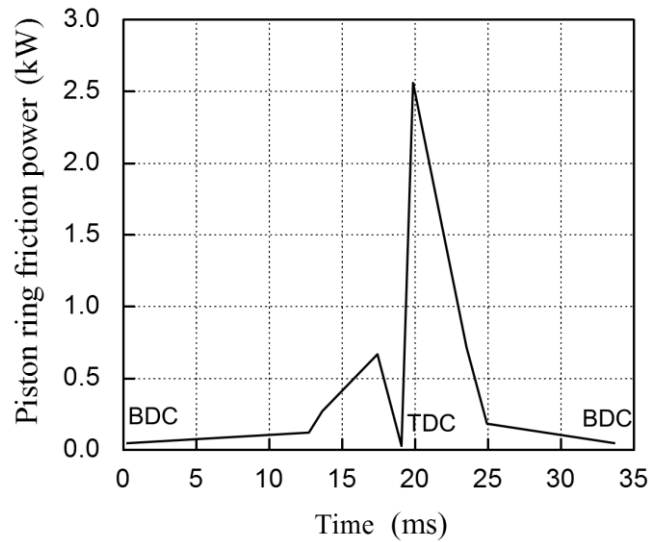


図 4.13 ピストンリングの摩擦損失
(文献(4.1)をもとに筆者が作成)

以上の報告を踏まえると、ROD 動作では掃気点以降の BDC 付近のストロークを増加させることもあり、ストローク可変による摩擦の影響は最小限に抑えながら銅損の低減効果を得ることができ、出力最大化に期待されるものと推察される。ただし、本検討で使用した実験装置のように発電量が小規模であるほど、銅損の割合が小さくなる。そのため、ストローク延長の効果を有効に活用して出力を最大化するには、式(4.12)を用いて、ストロークに依存する各損失の合計を最小とする動作を設定する必要がある。

また、ROD 動作を実際のエンジンに適用した場合には、上死点から掃気点までの距離は変わらないため、着火・燃焼に対する影響はないものと推察される。さらに、掃気点から下死点までのストロークが延びるため、排気行程の時間が延び、掃気効率の改善にも期待される。

$$\frac{d}{dx_b} (W_r(x_b) + W_c(x_b) + W_i(x_b)) = 0 \quad (W) \quad (4.12)$$

4.6 まとめ

4章では、3章で述べた動作制御法の中で最も効率改善に影響すると想定される出力分散化に関して、その効果を実証した。FPEGの性能を把握するため、小出力で動作を模擬可能な実験装置を構築した。実験装置は2台のサーボモータを使用して、燃焼と発電を模擬する。発電制動係数を変えることでピストン動作ストロークを変更し、出力を膨張行程と圧縮行程で均一化することによる銅損の低減を試みた。掃気点以降のストロークを4mm増大させることにより、膨張行程と圧縮行程間の発電量が分散化され、銅損は23%低減された。

FPEGは高出力であり、他損失よりも銅損の割合が高いと想定されることから、出力分散動作は有効であると判断される。特に、BDC近傍では摩擦損失が非常に低いという報告もあり、ストローク可変による摩擦の影響を最小限に抑えながら銅損の低減効果を得ることができ、出力最大化に期待されるものと推察される。一方で、低出力の場合には、他損失の影響も考慮したストロークを設定することで出力最大化が可能となると考えられる。

また、4章の動作制御は動作設定が簡易という利点もある。3章のピストン動作制御では、高効率点の動作時間を増加させ、最大限の効率改善を図ることができるが、発電機の実験図が既知でない場合には適用が難しい。一方で、4章の動作制御は、制御設計のパラメータが少なく、発電機の実験図が明らかでない場合にも適用を可能とし、銅損の低減効果が得られるものと判断された。

4.7 参考文献

- (4.1) B. Jia, R. Mikalsen, A. Smallbone, and A. P. Roskilly: “A study and comparison of frictional losses in free-piston engine and crankshaft engines”, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 140, pp. 217-224 (2018)
- (4.2) D. Kamiya, H. Goto, and O. Ichinokura: “Control of Linear Generator for Wave Power Generation”, *Trans. Magn. Soc. Jpn.*, Vol. 1, No. 1, pp. 57-60, 2017 (in Japanese)
- (4.3) Z. Xu, S. Chang: “Prototype testing and analysis of a novel internal combustion linear generator integrated power system”, *Applied Energy* Vol. 87, pp. 1342–1348, 2010

第5章 総括

近年、自動車の持続可能社会実現が求められ、世界各国で燃費向上に向けた研究開発が盛んに進められている。その中でも、電気自動車の充電問題や電力需給の観点から、シリーズハイブリッド方式の自動車が注目を集めている。シリーズハイブリッド車はエンジン発電機で発電しながら、航続距離を延ばすことが可能な電気自動車である。本論文では、次代の自動車用エンジン発電機として期待されるフリーピストンエンジンリニア発電システムに着目し、エネルギー変換効率の向上を目的に以下の2点について取り組んだ結果を論じた。

(1) 発電効率を改善するためのピストン動作の検討

(2) 制動力のみの作用によるピストンの位置精度向上に向けた検討

本章では、本論文の総括として得られた成果について述べる。

第1章では、自動車の持続可能社会実現に向けて、電動化の背景と課題を述べた。地球温暖化や石油エネルギーの枯渇を背景に、自動車の燃費を向上させることは人類の大きな課題となっている。電気自動車は燃費改善に期待できるものの、電力の供給不足、航続距離が短いという課題がある。そこで、注目されるのがシリーズハイブリッド方式である。発電専用のエンジンと回転形発電機を搭載し、必要に応じて発電を行うため、電気自動車の課題解消に期待が大きい。しかし、クランクエンジンを使用するため、熱効率の改善が見込みにくく、回転直動変換機構による機械損失も発生する。そこで、注目されるのがフリーピストンエンジンリニア発電システム(FPEG)である。本システムは、熱効率や機械損失の改善を可能とし、次代の自動車用エンジン発電機として期待される。

第2章では、FPEGの構造、原理を詳述し、期待される理由とリニア発電機が有する課題について記載した。FPEGは燃焼室、リニア発電機、ばね反発室にて構成される。フリーピストンには永久磁石を取り付け、その周囲にはコイルを円筒状に巻いて、磁石可動形リニア発電機とする。燃焼力とばね力を利用して、フリーピストンを往復動作させ、リニア発電機で発電する。発電時にはインバータを通してバッテリーに充電され、発電制動力がピストンに作用する。本システムのエネルギー変換効率は、主に熱効率と機

械効率，発電効率に依存し，各効率をバランスよく向上させることが望ましい。また，FPEG は，クランクレスであり，インバータを利用した発電制御が可能となるため，フリーピストンの動作は任意に制御される特徴を有する。これらの特徴を活かすことで，高圧縮比やリーンバーン，等容度向上といった，従来のクランクエンジンでは難しい燃焼技術の適用を可能とし，熱効率の改善が期待される。一方で，リニア発電機の視点で考えた場合には，燃焼エネルギーがダイレクトに入力し，往復運動により常に速度が変わるという特徴がある。これは，制動力の増大や低速域の発電につながり，効率を低下させる要因となる。また，フリーピストンを拘束するクランクがないため，燃焼の継続には，リニア発電機の推力作用を利用して上死点位置精度を保つ必要がある。このとき，力行はバッテリーの電力を消費し，出力低下につながるため，回生のみでフリーピストンを上死点に回帰させることが望ましい。以上より，発電効率の改善と回生のみで上死点位置精度を維持するためのピストン動作の検討が必要であると判断された。

第3章では，2章で述べた課題に対する原因と対策方法を提案し，シミュレーションにより有効性を確認した。FPEG では燃焼力がダイレクトに作用し，リニア発電機には燃焼直後の膨張行程においてインパルス状に大きな力が作用する。特に，自動車搭載時には，自動車駆動に必要となる10kW程度の非常に大きなエネルギーを限られた搭載スペースで発電する必要がある。そのため，発電時に制動力を大きく作用すると，大電流が流れ，発電損失が大きくなりやすい。また，位置フィードバックループ系では，適切なピストン位置指令を加えないと，リニア発電機の力行を必要とし，出力の低下を招く。そこで，共振系出力分散動作(ROD(Resonant Output Distribution))を提案した。本手法は，ばねマス系の機械共振系を活かして，掃気点以降のピストン動作をロングストローク化し，発電出力を膨張行程と圧縮行程で分散させる。これにより，発電出力のピーク値は抑制し，銅損を低減することで発電効率が改善される。さらに，上死点近傍での低速時には発電出力を0とする。これは，低効率領域での発電を避ける狙いだけでなく，上死点近傍の低速時におけるピストン速度を可変化する領域を残し，熱効率向上のための燃焼技術の適用を可能とする副次的効果もある。また，上死点位置精度の確保のために，熱力学則とエネルギー保存則を用いて，燃焼開始位置の速度を理想に近づけるROD動作の設定法を提案した。運動方程式と回路方程式を連成したFPEGシミュレータをMATLAB-Simulinkで構築し，提案手法の有効性を確認した。自動車搭載を考慮したリニ

ア発電機は JMAG-Designer を用いて設計し、効率マップ上で最大効率 96%が実現され、この特性を FPEG シミュレータで使用した。シミュレーションの結果、銅損が大幅に削減され、発電効率は 95%まで向上することを確認した。さらに、上死点の誤差は 0.02mm となり、力行状態を使用せずに位置精度の維持が可能であることが確認された。以上より、発電効率の改善と回生のみによる上死点位置精度の維持を可能とするピストン動作の設定法が明らかとなった。

第4章では、第3章で述べた動作制御法の中で、最も効率改善に影響すると想定される出力分散化が有効であることを実験により確認した。実験装置は、2つのリニアサーボモータを用いて、それぞれ燃焼と発電を模擬し、低出力で動作を模擬した。発電制動係数を下げ、掃気点以降のストロークを 4mm 増大させることにより、膨張行程と圧縮行程間の発電量が分散化され、銅損は 23%低減された。FPEG は高出力であり、鉄損よりも銅損の割合が高いと想定されることから、出力分散動作は有効であると判断される。一方で、ストロークの増大に伴う摩擦損失の増加により、出力の低下が懸念された。これに対し、FPEG では、下死点近傍の摩擦損失は非常に低いことが報告されていることから、掃気点以降のストローク可変による銅損の低減効果を得ることが可能であり、提案手法は出力最大化に期待されるものと推察された。また、本実験装置のように銅損の割合が小さい低出力の装置では、出力最大化には他損失の影響も考慮したストロークの設定が必要であると結論付けた。また、4章の動作制御は、制御設計のパラメータが少なく、発電機の特性図が明らかでない場合にも適用を可能とし、銅損の低減効果が得られるものと判断された。

以上の結果から、本論文の総括は次のとおりである。FPEG は SHV よりも熱効率の改善が期待される一方で、その効果を最大限活かし、出力を向上させるためには、発電効率の改善が不可欠である。FPEG の発電効率を向上させるために、出力分散動作を検討し、発電効率 95.4%達成を可能とすることをシミュレーションで明らかにした。また、銅損低減に対する有効性を実験により明らかにした。さらに、理論式を用いて位置精度を考慮したピストン動作の設定を容易に可能とした。これらの結論は、次代の自動車用エンジン発電機としての実現性を高めるものである。一方で、本検討においてオットーサイクルの理想状態を仮定した場合の熱効率は 48.5%であり、総合効率は発電効率との

積でも 46.2%となり、現行の SHV で想定される熱効率 39%を上回るポテンシャルがあるものと判断される。今後は、熱効率を理想的なオットーサイクルに近づけるために、冷却損失や排気損失を改善する燃焼方法などの検討が必要である。

本論文で提案した手法は、リニア発電機を使用した波力発電システムや環境発電など分野への展開も期待される。特に、FPEG のエンジン燃焼のように、エネルギーが周期的に入力されるシステムでは、発電効率の改善効果が大きいものと推察される。さらに、本論文で述べた内容は、エンジンの燃焼を簡易的に模擬した状態で FPEG の性能をシミュレーションし、システム構成・仕様を検討するための指針として活用されることも期待される。

研究業績

1. 審査付発表論文

- [1] Mitsuhide Sato, Masami Nirei, Yuichiro Yamanaka, Hironobu Murata, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Operation Range of Generation Braking Force to Achieve High Efficiency Considering Combustion in a Free-Piston Engine Linear Generator System”, IEEJ Jour. Ind. Appl., Vol. 7, No. 4, pp. 343-350, 2018.7
- [2] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一郎, 村田 紘庸, 鈴木 樹, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリア発電システムにおけるばね特性を考慮した共振系出力分散制御の有効性と動作範囲の設定」, 日本AEM学会誌, Vol. 26, No. 2, pp. 268-273, 2018.6
- [3] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一郎, 鈴木 樹, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリア発電システムにおける出力分散を利用した銅損低減効果」, 電気学会 D 論文誌, Vol. 139, No. 1, pp. 69-75, 2019.1
- [4] Yuichiro Yamanaka, Masami Nirei, Mitsuhide Sato, Hironobu Murata, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Design of a Linear Synchronous Generator and Examination of the Driving Range for a Free-Piston Engine Linear Generator System”, IEEJ Jour. Ind. Appl., Vol. 7, No. 4, pp. 351-357, 2018.7

2. 受賞

- [5] 平成 28 年電気学会産業応用部門 優秀論文発表賞
- [6] 平成 29 年電気学会マグネティックス技術委員会 研究奨励賞
- [7] 平成 30 年度日本 AEM 学会 奨励賞

3. 学位論文のテーマに直接関係しない発表論文

(レフェリー制のある学術雑誌及び国際会議発表論文)

- [8] Mitsuhide Sato, Masami Nirei, Yuichiro Yamanaka, Hironobu Murata, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Examination of a Free-Piston Engine Linear Generator System with Generation Control for High Efficiency”, Proceedings of the 11th LDIA2017 (International Symposium on Linear Drives for Industry Applications), CT-2, 2017.9

-
- [9] Yuichiro Yamanaka, Masami Nirei, Mitsuhide Sato, Hironobu Murata, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Design of Linear Synchronous Generator Suitable for Free-Piston Engine Linear Generator System”, Proceedings of the 11th LDIA2017 (International Symposium on Linear Drives for Industry Applications), TD-2 ,2017.9
- [10] Tatsuki Suzuki, Masami Nirei, Mitsuhide Sato, Yuichiro Yamanaka, Hironobu Murata, Goto Takumi, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Examination of a Linear Generator with Variable Magnetic Flux for Free-Piston Engines”, Proceedings of the EVS31 & EVTeC2018 (International Electric Vehicle Technology Conference), E5-1, 2018.9
- [11] Yuichiro Yamanaka, Masami Nirei, Mitsuhide Sato, Takumi Goto, Tatsuki Suzuki, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Examination of Miniaturization Using a Double Stator for a Free-Piston Engine Linear Generator System”, Proceedings of the ICEMS 2018 (International Conference on Electrical Machines and Systems), I1-2901, 2018.10

4. 審査なし発表論文(紀要, 国内学会発表論文など)

- [12] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一朗, 村田 紘庸, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムのベクトル制御と出力抑制を用いた高効率化」, 長野県工科短期大学校紀要第 20 号, pp.17-24, 2017.8
- [13] 佐藤 光秀, 河合 亮典, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムの出力計算」, 電気学会産業応用部門リニアドライブ研究会, LD-16-036, 2016.6
- [14] 佐藤 光秀, 山中 雄一朗, 村田 紘庸, 河合 亮典, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムの効率シミュレーション」, 電気学会産業応用部門リニアドライブ研究会, LD-16-123, 2016.11
- [15] 山中 雄一朗, 佐藤 光秀, 村田 紘庸, 河合 亮典, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムの動作周波数と電氣的時定数」, 電気学会産業応用部門リニアドライブ研究会, LD-16-125, 2016.11
- [16] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一朗, 村田 紘庸, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムの総合効率の最適化」, 電気学会産業応用部門マグネティクス・リニアドライブ研究会, MAG-17-066, LD-17-066, 2017.6
- [17] 山中 雄一朗, 楡井 雅巳, 佐藤 光秀, 村田 紘庸, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムに用いる同期発電機的设计」, 電気学会産業応用部門マグネティクス・リニアドライブ研究会, MAG-17-069, LD-17-072, 2017.6
- [18] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一朗, 村田 紘庸, 鈴木 樹, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉: 「フリーピストンエンジンリニア発電システムにおけるエネルギー変換効率向上のための機械連成制御の最適化」, 第 26 回 MAGDA コンファレンス in 金沢, A2-01, 2017.10

- [19] 鈴木 樹, 楡井 雅巳, 佐藤 光秀, 村田 紘庸, 山中 雄一郎, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉:「フリーピストンエンジンリニア発電システムに用いる可変磁束リニア同期発電機の検討」, 電気学会産業応用部門リニアドライブ研究会, LD-18-018, 2018.1
- [20] 山中 雄一郎, 楡井 雅巳, 佐藤 光秀, 村田 紘庸, 鈴木 樹, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉:「円筒形ダブルステータリニア同期発電機を使用したフリーピストンエンジンリニア発電システムの発電効率の検討」, 電気学会産業応用部門リニアドライブ研究会, LD-18-019, 2018.1
- [21] 後藤 拓海, 楡井 雅巳, 長沼 要, 小山 正人, 佐藤 光秀, 山中 雄一郎, 村田 紘庸, 鈴木 樹, ト 穎剛, 水野 勉:「フリーピストンエンジンリニア発電システムにおけるシステム効率向上のためのピストン動作の検討」, 第30回「電磁力関連のダイナミクス」シンポジウム, 3-2-02, 2018.5
- [22] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一郎, 鈴木 樹, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉:「フリーピストンエンジンリニア発電システムにおける推力特性改善のための可変磁束化」, 電気学会マグネティックス・リニアドライブ合同研究会, MAG-18-062, LD-18-019, 2018.8
- [23] 鈴木 樹, 楡井 雅巳, 佐藤 光秀, 山中 雄一郎, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉:「フリーピストンエンジンリニア発電システムにおける出力平準化による銅損低減の検討」, 電気学会マグネティックス・リニアドライブ合同研究会, MAG-18-063, LD-18-020, 2018.8
- [24] Mitsuhide Sato, Masami Nirei, Yuichiro Yamanaka, Tatsuki Suzuki, Takumi Goto, Yinggang Bu, Tsutomu Mizuno: “Top Dead Center Position Control while Maintaining Regeneration in a Free-piston Engine Linear Generator System”, ICPT 2018 (The 8th International Conference on Positioning Technology), 1062, 2018.11
- [25] 佐藤 光秀, 楡井 雅巳, 山中 雄一郎, 鈴木 樹, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉:「フリーピストンエンジンリニア発電システムにおける回生状態を維持した上死点位置制御」, 電気学会リニアドライブ研究会, LD-19-017, 2019.1
- [26] 鈴木 樹, 長沼 要, 楡井 雅巳, 佐藤 光秀, 山中 雄一郎, 後藤 拓海, ト 穎剛, 水野 勉:「フリーピストンエンジンリニア発電システムにおける対向燃焼化の検討」, 電気学会リニアドライブ研究会, LD-19-016, 2019.1

謝辞

信州大学工学部 電子情報システム工学科 水野 勉 教授には，社会人博士課程への入学を快くお引き受けいただき，研究と業務を両立するために，多くのご指導，ご鞭撻をいただきました。特に，在学した3年間では，リニアドライブ技術に関連する知識だけでなく，研究マネジメント，学生指導，産学連携，さらには学界活動に至るまで，今後の研究業務遂行に関連した多くのことを学ばせていただきました。深く感謝いたしますとともに，厚く御礼申し上げます。

学外より学位審査に加わっていただいた金沢工業大学 長沼 要 教授，学内より審査に加わっていただいた佐藤 敏郎 教授，田代 晋久 准教授，ト 穎剛 准教授には貴重なご助言をいただきました。心より感謝し御礼申し上げます。

信州大学工学部 電子情報システム工学科 ト 穎剛 准教授ならびに長野工業高等専門学校 電子情報工学科 楡井 雅巳 教授には，実験装置や発電機設計に関して多くのご助言をいただきました。心より感謝し，厚く御礼申し上げます。

金沢工業大学 長沼 要 教授，小山 正人 教授ならびに長沼研究室の学生の皆様には，エンジン熱解析データの提供ならびにエンジン技術に関するご助言をいただきました。厚く御礼申し上げます。

信州大学工学部 電子情報システム工学科 水野・ト研究室所属の山中 雄一郎 氏，村田 紘庸 氏，鈴木 樹 氏，後藤 拓海 氏には，研究遂行にあたり，昼夜問わず実験やシミュレーションで多大な協力をいただきました。心より感謝し，御礼申し上げます。

山洋電気株式会社 杉田 聡 氏，有限会社テクノロジーサービス 守本 悌三 氏，柴田 幸也 氏，有限会社塩谷製作所 塩谷 健 氏には，実験装置の構築に関して技術提供ならびに多くのご助言をいただきました。厚く御礼申し上げます。

The MathWorks GK マスワークスジャパン小林 昇洋 氏にはシミュレーションに関してご助言をいただきました。厚く御礼申し上げます。

勤務先の長野県工科短期大学校 藤井 恒男 校長(当時), 岡本 正行 校長, 中村 正幸 副校長には, 社会人博士課程として信州大学に進学する機会を与えていただき, 業務との両立に関して便宜を図っていただきました。また, 長野県工科短期大学校 電子技術科 田鹿 幸永 学科長をはじめとする電子技術科教員の皆様には, 研究を遂行するにあたり, 業務日程の調整など多くのご支援をいただきました。長野県工科短期大学校の教職員の皆様に, 深く感謝いたしますとともに, 厚く御礼申し上げます。

本研究の一部は, 公益財団法人 TAKEUCHI 育英奨学会研究助成および公益財団法人永守財団研究助成にて実施しました。ここに, 厚く御礼申し上げます。

最後に, 社会人博士課程での研究生生活を暖かく支援してくれた妻と娘, 陰ながら見守り続けてくれた両親に深く感謝いたします。