

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	フライホイール付誘導電動機による電力システムの停電保護と安定化に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	加藤修平
Author(English)	Shuheii Kato
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第7663号, 授与年月日:2009年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:嶋田 隆一,飯尾 俊二
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第7663号, Conferred date:2009/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:.,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

平成 20 年度 学位論文

フライホイール付誘導電動機による電力システムの
停電保護と安定化に関する研究

平成 21 年 3 月 11 日

指導教員

嶋田 隆一 教授

学位申請者

東京工業大学大学院

総合理工学研究科

創造エネルギー専攻

学籍番号 06D31036

加藤 修平

目次

第1章	緒論	1
1.1	地球温暖化対策の現状	1
1.2	電力品質という基盤技術	2
1.2.1	温室効果ガス削減の担い手	2
1.2.2	電力品質の重要性	3
1.3	電力系統の電力品質の問題点	3
1.3.1	電力品質パラメータ	3
1.3.2	電力品質パラメータの規格	3
1.3.3	瞬時電圧低下問題	4
1.3.4	停電問題	8
1.4	独立分散電源の電力品質の問題点	8
1.4.1	独立分散電源のバックパワー不足問題	8
1.5	電力貯蔵装置の必要性	9
1.6	フライホイールとかご形誘導電動機による一解決法の提案	9
1.7	本研究の目的	10
1.8	本論文の構成	10
第2章	フライホイールによるエネルギー貯蔵	13
2.1	本章の流れ	13
2.2	各種エネルギー貯蔵装置の研究動向	13
2.2.1	フライホイール (FWES)	15
2.2.2	二次電池 (BES)	18
2.2.3	電気二重層キャパシタ (EDLC)	19
2.2.4	圧縮空気 (CAES)	20
2.2.5	超電導磁気エネルギー貯蔵 (SMES)	20
2.3	エネルギー蓄積効率の定義	21
2.3.1	フライホイールによる電力貯蔵装置 (FWES) のエネルギー蓄積効率	23
2.3.2	蓄積時定数 τ_s とエネルギー蓄積効率向上	24
2.4	フライホイール+かご形誘導電動機による交流蓄電機	25
2.4.1	概要	25

2.4.2	フライホイール蓄積エネルギーと形状計算	26
2.4.3	アンギュラベアリング寿命計算	28
2.4.4	回転体飛散強度計算	30
2.4.5	共振周波数計算	31
2.4.6	設計したフライホイール交流蓄電機の概略	32
2.4.7	フライホイール交流蓄電機の製作	32
2.5	フライホイール交流蓄電機の諸特性	38
2.5.1	かご形誘導電動機等価回路定数	38
2.5.2	銅損	39
2.5.3	無負荷試験による機械損と鉄損の分離	39
2.5.4	自由減衰試験による慣性モーメント測定と機械損内訳分離	41
2.6	本章のまとめ	43
第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置		45
3.1	本章の流れ	45
3.2	現在利用されている瞬低問題解決方法	46
3.2.1	直列補償方式	46
3.2.2	並列補償方式	47
3.3	フライホイールによる従来方式と提案方式の違い	48
3.3.1	周波数低下による重要機器への影響	48
3.3.2	従来のフライホイールの利用方法	49
3.3.3	提案方法の新しい点 (半導体変換器レスと周波数変動の妥協)	50
3.4	瞬低保護装置の原理	51
3.4.1	誘導機のキャパシタ自励現象	51
3.4.2	自励現象の定量的説明	55
3.5	瞬低保護装置の構成と瞬低保護実験結果	61
3.5.1	瞬低保護システム構成と動作	61
3.5.2	同期電動機でなく誘導電動機である理由	63
3.5.3	フライホイール交流蓄電機の起動	65
3.5.4	起動時の回転子発熱と誘導機外扇の不必要性	68
3.5.5	瞬低時のキャパシタ自励式誘導発電機の特長	73
3.5.6	系統電圧低下模擬による瞬低試験	77
3.5.7	過負荷時の補償能力とすべり s の関係	89

3.5.8	並列運転時の負荷分担の割合	93
3.5.9	負荷にかご形誘導電動機が接続されている場合のフライホイール 交流蓄電機の応答	102
3.5.10	単相負荷保護	104
3.5.11	運転騒音 (JEC 規定)	104
3.6	フライホイール蓄積エネルギー容量設計指針	106
3.6.1	フライホイール蓄積エネルギー容量	106
3.6.2	提案方式のフライホイール蓄積エネルギー設計指針	108
3.6.3	位相一致時間の算出	108
3.6.4	位相一致時間の実験値との比較	111
3.6.5	位相角一致時 (再接続時) の周波数低下の実験値との比較	112
3.6.6	周波数下限設定による最適フライホイール蓄積エネルギー容量設計	113
3.6.7	最適設計時の再接続時間 (位相一致時間) と周波数低下および慣性 モーメントの関係 (模式図による説明)	114
3.6.8	系統連系双方向サイリスタの改良による再接続時間短縮	116
3.6.9	マトリックス状系統連系スイッチ構成による再接続時間 (位相一 致時間) と周波数低下および慣性モーメントの関係	118
3.6.10	最適設計に基づく実機フライホイール蓄積エネルギー容量計算	118
3.7	瞬低用フライホイール交流蓄電機の製作	125
3.7.1	10 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機	125
3.7.2	50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機	129
3.8	貯蔵容量の設計指針妥当性検証	130
3.8.1	瞬低用 10 kW フライホイール交流蓄電機の妥当性確認実験	130
3.8.2	瞬低用 10 kW フライホイール交流蓄電機の有効性確認	135
3.8.3	周波数低下 Δf_{limit} の下限検討	140
3.8.4	瞬低用 50 kW フライホイール交流蓄電機の妥当性確認実験	145
3.9	他の瞬低保護装置との比較	148
3.9.1	直列補償方式 DVR の利点と欠点	148
3.9.2	電気二重層キャパシタ (EDLC) や NaS 電池による並列補償方式 の瞬低保護装置	150
3.9.3	提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置と他方式 との定性的・定量的な比較	151
3.10	本章のまとめ	153

第 4 章	フライホイール式停電猶予装置	155
4.1	停電の現状と停電猶予装置の位置づけ	155
4.1.1	本章の流れ	156
4.2	停電猶予装置のフライホイール蓄積エネルギー計算	157
4.3	下限回転角速度 ω_{\min} と補償時間延長方法の検討	157
4.3.1	自励用キャパシタ（無効電力）の制御	158
4.3.2	フライホイールと誘導機固定子の相対速度制御	159
4.4	補償時間延長実験	159
4.4.1	無効電力調整方法	159
4.4.2	無効電力調整による補償時間延長実験	161
4.4.3	相対速度差制御による補償時間延長実験	165
4.5	フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおける フィールドテスト	168
4.5.1	産業用自動化ロボットの概要と停電保護の重要性	169
4.5.2	実験で使用する産業用自動化ロボット	169
4.5.3	ロボットの通常動作パターンでの電力	171
4.5.4	ロボットの停電実験と停電補償実験	172
4.6	本章のまとめ	178
第 5 章	エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置	181
5.1	長時間停電保護の必要性和提案方式の位置づけ	181
5.1.1	本章の流れ	181
5.2	複合型無停電電源装置	182
5.2.1	フライホイール交流蓄電機	182
5.2.2	エンジン発電機	183
5.2.3	複合型無停電電源装置のタイムチャート（概要）	185
5.3	複合型無停電電源装置の構成と動作	188
5.3.1	構成と動作	188
5.4	エンジン発電機の起動特性	190
5.5	フライホイール交流蓄電機の蓄積エネルギー計算	192
5.6	エンジン発電機とフライホイール発電機の同期投入実験	193
5.6.1	同期投入後もフライホイール交流蓄電機を接続する場合	193
5.6.2	同期投入直後にフライホイール交流蓄電機を切り離す場合	197

5.7	本章のまとめ	199
第6章	エンジン発電機の安定化	201
6.1	エンジン発電機の欠点とその改善方法	201
6.1.1	エンジン発電機が放出する有効電力・無効電力と周波数低下・電圧低下	202
6.1.2	本章の流れ	203
6.2	有効電力 P_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験	204
6.2.1	安定化システムの構成と動作	204
6.2.2	負荷電力変動補償（電圧・周波数安定化）実験	205
6.2.3	モータ始動実験	213
6.2.4	燃料消費量の低減	214
6.2.5	ステップ負荷投による最適フライホイール容量の推定	215
6.2.6	エンジン発電機の励磁電流低減	217
6.3	P_{load} と Q_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験	218
6.3.1	20 kVA エンジン発電機	219
6.3.2	水中ポンプ	219
6.3.3	電動機負荷全電圧起動実験構成	220
6.3.4	20 kVA エンジン発電機単体での全電圧起動実験	221
6.3.5	フライホイール交流蓄電機併設での全電圧起動実験	223
6.3.6	水中ポンプの電動機容量増加による V_{EG} の安定性	229
6.3.7	フライホイール交流蓄電機による燃料消費量の低減	230
6.4	フライホイール交流蓄電機的设计	231
6.4.1	エンジン発電機の端子電圧と放出する無効電力 Q_{EG}	232
6.4.2	フライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量と出力可能な Q_{FW}	234
6.5	本章のまとめ	234
第7章	結論	237
7.1	本研究の結論	237
7.2	将来展望と今後の課題	239
7.2.1	中規模工場用 5 MW 瞬低保護装置の外観	239
7.2.2	中規模工場用 5 MW 停電猶予装置の外観	241
7.2.3	今後の課題	243

付録 A	245
A.1 瞬低検出回路図	245
A.2 回転速度計測回路	245
A.3 相短絡防止インターロック回路	246
参考文献	249
研究業績	255
謝辞	257

表目次

2.1	各種電力蓄積装置の比較(1)	14
2.2	各種電力蓄積装置の比較(2)	14
2.3	二次電池エネルギー貯蔵装置の導入例	19
2.4	電気二重層キャパシタの導入例	20
2.5	5 MVA 瞬低補償用 SMES の超電導コイル諸元	22
2.6	各種ガスの諸定数 (20°C, 1 atm)	25
2.7	NTN アンギュラベアリング B7009 の仕様 (組み合わせ時)	28
2.8	共振周波数計算の主要なパラメータ	31
2.9	10 kW/15 s フライホイール装置仕様	32
2.10	10 kW/10 s フライホイール装置仕様	33
2.11	11 kW かも形誘導電動機の一相あたりの等価回路定数 (50 Hz 一次側換算値)	39
3.1	リアクトル起動試験結果 (起動時間と起動電流)	68
3.2	起動期間における各部のエネルギー収支	72
3.3	回転子温度上昇と熱抵抗	74
3.4	並列接続した 2 台のフライホイール交流蓄電機の仕様	94
3.5	並列接続した 2 台のフライホイール交流蓄電機の仕様 (蓄積エネルギーが異なる)	96
3.6	並列接続した 2 台のフライホイール交流蓄電機の仕様 (誘導電動機容量が異なる)	97
3.7	騒音レベル比較	104
3.8	本瞬低保護装置の 10 kW 機設計条件	119
3.9	本瞬低保護装置の 50 kW 機設計条件	123
3.10	フライホイール形状 (直径と厚さ)	125
3.11	11 kW 横軸かも形誘導電動機内部の負荷側軸のベアリング仕様	126
3.12	製作した横軸フライホイール交流蓄電機の機械損失	128
3.13	製作した横軸フライホイール交流蓄電機の待機損失	128
3.14	55 kW 誘導電動機の等価回路定数	130
3.15	瞬低保護装置の比較	152

4.1	実験でを使用した産業用ロボットの仕様	171
5.1	エンジン発電機の仕様 (3 相利用時)	183
5.2	陸用同期発電機の標準仕様 (JEMA)	186
6.1	実験でを使用した 20 kVA エンジン発電機の使用	220
6.2	実験でを使用した 20 kVA エンジン発電機 (同期発電機) の回路定数	220
6.3	安定化補償装置として使用したフライホイール交流蓄電機	223
7.1	250 kW 誘導電動機の仕様	240
7.2	500 kW1 機の瞬低保護装置の仕様	240
7.3	500 kW、1 機の停電猶予装置の仕様	243

目次

1.1	温室効果ガス排出量の推移 ⁽¹⁾	1
1.2	IEEE Std 1159 の電圧振幅関連パラメータの範囲 ⁽²⁾	4
1.3	瞬時電圧低下の原因 ⁽³⁾	4
1.4	瞬低発生メカニズム	6
1.5	瞬時電圧低下の測定例 ⁽⁴⁾	6
1.6	電圧低下の残存電圧と継続時間による分類 ⁽⁴⁾	7
1.7	瞬低による産業機器への影響 (文献 ⁽⁵⁾)	7
1.8	学位論文の構成	11
2.1	JT-60 トロイダル磁場コイル用フライホイール発電機の構造図 ⁽⁶⁾	16
2.2	Active Power 社のフライホイール+CAES による電力貯蔵システム構成	17
2.3	Active Power 社の TACAS 装置の外観	18
2.4	圧縮空気貯蔵装置設置例	21
2.5	超電導磁気エネルギー貯蔵システム	22
2.6	5 MVA 瞬低補償用 SMES の外観	22
2.7	エネルギー蓄積効率 η_s と電力フロー	23
2.8	フライホイールの限界回転速度 (SS400(400 MPa) 使用時で安全率 3 とした場合, 周速=203 m/s)	28
2.9	フライホイール下部アンギュラベアリングの構造	29
2.10	10 kW/30 s 出力フライホイール装置図面 (4 極機)	33
2.11	10 kW/10 s 出力フライホイール装置図面 (2 極機)	34
2.12	旋盤でのフライホイール加工時の様子	35
2.13	フライホイールを架台に取り付け	35
2.14	ベアリングヒータでのベアリング誘導加熱時の様子	36
2.15	下部アンギュラベアリング取り付け時の様子	36
2.16	ばね秤による静止摩擦トルクの測定の様子	37
2.17	完成した 10 kW/10 s , 10 kW/15s 出力フライホイール交流蓄電機の外観 (2 極機 (左) と 4 極機 (右))	37
2.18	誘導電動機の一相あたりの等価回路	38
2.19	2 極機 3000 min ⁻¹ における無負荷試験結果	40

2.20	かご形誘導電動機（全閉外扇型）の外扇	40
2.21	自由減速曲線（2極機）	42
2.22	回転速度対機械損失特性（2極機，外扇なし）	43
3.1	直列補償方式（DVR）の構成図（エネルギー蓄積要素を持つ場合）	46
3.2	直列補償方式（DVR）の構成図（エネルギー蓄積要素を持たない場合）	47
3.3	一般的な並列補償方式の構成図	47
3.4	一般的なダイオード整流器負荷（交流側リアクタンスが10%）	48
3.5	ダイオード整流器負荷の入力電圧周波数が急変した場合	49
3.6	提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の新しい点	50
3.7	キャパシタ自励式誘導発電機の等価回路	52
3.8	誘導機の無負荷飽和特性曲線とコンデンサの界磁抵抗線	52
3.9	誘導機の残留電圧波形と回転速度依存性	53
3.10	無負荷飽和特性（11 kW，2極機の場合）と自励用キャパシタの静電容量との関係	54
3.11	無負荷飽和特性（11 kW，4極機の場合）と自励用キャパシタの静電容量との関係	54
3.12	キャパシタ自励誘導発電機と誘導性負荷の等価回路	55
3.13	誘導電動機の無負荷試験における簡易等価回路	57
3.14	励磁リアクタンスとギャップ電圧の関係（第2章2.4.6小節，表2.9の仕様の2極機）	58
3.15	励磁リアクタンスとギャップ電圧の関係（第2章2.4.6小節，表2.10の仕様の4極機）	59
3.16	提案するフライホイール+誘導電動機による瞬低保護装置のシステム構成	62
3.17	提案する瞬低保護装置のスイッチ動作シーケンス	63
3.18	待機時と瞬低補償時の各ベクトルフェーザ図	64
3.19	始動特性実験回路	66
3.20	エアギャップ調整可能リアクトルの外観	66
3.21	電源投入直後の誘導電動機の固定子電流波形（起動電流）	67
3.22	起動完了後に直列リアクトル短絡時の固定子電流波形	67
3.23	誘導電動機起動時の電力の流れ	69
3.24	負荷トルクが無視できる場合の回転子損失とすべりの関係	70
3.25	外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の電圧・電流・力率	71

3.26	外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の各部損失	71
3.27	外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時のエネルギー収支（積み上げ グラフ）	72
3.28	外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の回転速度と各部温度上昇 . .	73
3.29	誘導機フレーム温度センサー取り付け部分の写真（LM35DZ）	73
3.30	キャパシタ自励式誘導発電機の負荷特性（系統を切り離してから 300 ms 後の特性，表 2.9 の仕様のフライホイール交流蓄電機）	75
3.31	キャパシタ自励式誘導発電機の負荷特性（系統を切り離してから 300 ms 後の特性，表 2.10 の仕様のフライホイール交流蓄電機）	75
3.32	自励用キャパシタと負荷電力の最適関係（2 極機と 4 極機の比較）	76
3.33	自励用キャパシタの選定精度と負荷変動許容範囲	77
3.34	負荷急変時の瞬低補償中誘導発電機の応答（3.2 kW 0 kW 3.2 kW）	78
3.35	単巻変圧器（スライダック）と電磁接触器による瞬低発生器の構成	79
3.36	瞬低発生装置の電磁接触器の ON/OFF タイミングチャート	79
3.37	瞬低発生装置の電磁接触器の励磁方法と b 接点使用による重なり時間の生成	79
3.38	瞬低発生装置で生成した模擬瞬時電圧低下（ $V_{dip} = 25\%$ に設定した場合）	80
3.39	本瞬低保護装置の瞬低検出方法	81
3.40	系統復帰後の再接続時の同期判定回路	82
3.41	模擬瞬低実験の実験回路構成	82
3.42	製作した系統連系サイリスタスイッチと瞬低監視回路の実験装置外観	83
3.43	30%瞬低を模擬した場合の実験結果	84
3.44	電流を素早く切る IGBT スwitch の構成（1 相分）	84
3.45	30%瞬低を模擬した場合の負荷電圧の周波数低下	85
3.46	50%瞬低を模擬した場合の実験結果	85
3.47	電源電圧復帰後の復電時の電圧波形（電源電圧と負荷電圧）	86
3.48	瞬低発生から再接続までに要する時間	87
3.49	180 度の位相角差で復電した場合の実験結果	88
3.50	復電における電流制限リアクトルの必要性	88
3.51	系統復帰後の再接続時のリアクトルの効果（図 3.50(a) と図 3.50(b)）	89
3.52	定常状態での 11 kW 誘導電動機/発電機のすべり s 対電力特性	90
3.53	誘導電動機/発電機の場合の入出力関係およびトルク	90
3.54	本瞬低保護装置の過負荷能力測定実験回路構成	91
3.55	過負荷状態における瞬低保護時の負荷電圧波形 v_{uv} とすべり s	92

3.56 すべり s と電気出力電力 P_1 の計算値と実験値の比較 (発電側)	93
3.57 フライホイール交流蓄電機の 2 台並列瞬低保護実験回路構成	94
3.58 同一フライホイール交流蓄電機による 2 台並列瞬低保護実験結果	95
3.59 フライホイール蓄積エネルギー容量が異なる 2 台並列瞬低保護実験結果	96
3.60 電動機容量が異なる 2 台並列瞬低保護実験結果 (1)	98
3.61 電動機容量が異なる 2 台並列瞬低保護実験結果 (2)	99
3.62 実験で使用した誘導機のすべり電力特性 (発電機側)	100
3.63 誘導発電機のすべり電力特性・電気負荷 $P_{\text{Load}}=50$ kW での実験結果比較	101
3.64 送風機ファンモータが負荷となる実験回路構成	102
3.65 送風機ファンモータの瞬低保護実験結果	103
3.66 単相負荷 2.4 kW での実験結果 (電圧波形)	104
3.67 JEC による誘導電動機の騒音測定	105
3.68 回転角速度 $\omega(t)$ を近似しない式 (3.49) と近似する式 (3.55) の違い	110
3.69 回路定数 (第 2 章, 表 2.11 参照) から算出した 11 kW 誘導発電機の効率	112
3.70 フライホイールから誘導発電機への機械入力と位相角一致時間の関係 (計算値と実験値の比較)	112
3.71 P_{me} と位相角一致時 (再接続時) の発電周波数の関係 (計算値と実験値の比較)	113
3.72 時刻 t に対する発電周波数 $f(t)$ の関係 ($P_{\text{load}} = P_n$ の場合)	115
3.73 負荷電力 10 kW 時の瞬低時間とフライホイール交流蓄電機による補償時間	116
3.74 系統連系双方向サイリスタスイッチのマトリクス状の構成	117
3.75 フォトリックによる双方向サイリスタスイッチのゲート駆動回路	117
3.76 $\theta = 2\pi/3$ rad. で復電する場合の時刻 t に対する発電周波数 $f(t)$ の関係	118
3.77 再接続時間と必要なフライホイール蓄積エネルギーの関係 (表 3.8 の設計条件 $P_{\text{load}} = P_n = 11$ kW の場合)	120
3.78 再接続時間 T_{match} と必要なフライホイール蓄積エネルギーの関係 (図 3.77(a), (b) を同一グラフにし, $P_{\text{load}} = P_n = 11$ kW の場合)	121
3.79 周波数低下許容値 Δf_{limit} と E_{min} の関係 ($P_{\text{load}} = P_n = 11$ kW の場合)	122
3.80 再接続時間と必要なフライホイール蓄積エネルギーの関係 (表 3.9 の設計条件 $P_{\text{load}} = P_n = 55$ kW の場合)	124
3.81 誘導電動機軸に設計したフライホイールを取り付ける時の様子	127
3.82 設計したフライホイール交流蓄電機の外観	127
3.83 設計したフライホイール交流蓄電機の外観 (保護カバー取り付け時)	128

3.84	50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の図面と写真	130
3.85	模擬停電試験による設計指針妥当性確認実験回路	131
3.86	ディスク 1 ($E = 17.8$ kJ)での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時間 T_{match} の関係	132
3.87	ディスク 1 ($E = 17.8$ kJ)での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時の発電 周波数 f の関係	132
3.88	$P_{load} = 5.8$ kW における誘導発電機周波数 f と位相角差 θ の実験値と計 算値との比較	133
3.89	ディスク 2 ($E = 36.1$ kJ)での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時間 T_{match} の関係	134
3.90	ディスク 2 ($E = 36.1$ kJ)での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時の発電 周波数 f の関係	134
3.91	位相一致時間 T_{match} と蓄積エネルギー E の関係 (実験値と計算値との比 較, 前節図 3.78 参照)	135
3.92	模擬瞬低発生試験の回路構成 (マトリックス状のサイリスタスイッチに変 更)	136
3.93	サイリスタスイッチ実装におけるヒートシンクの大きさ	136
3.94	$dq0$ タイプの PLL のフィードバック構成	137
3.95	位相角差検出による制御回路全体構成	137
3.96	ディスク 1 を使用して $\theta = 4\pi/3$ rad. で復電, 電気出力電力 (負荷電力) $P_{load} = 5.6$ kW での模擬瞬低実験結果	139
3.97	図 3.96 の模擬瞬低試験におけるフライホイール回転角速度 $\omega(t)$, 周波数 $f(t)$, 位相角差 θ の時系列変化	140
3.98	連続して 100 ms の模擬瞬低を発生させた場合の瞬低保護実験 (ディスク 1 $E=17.8$ kJ)	141
3.99	実際の瞬低保護装置の実験構成 (系統インピーダンスを含む回路図)	142
3.100	ディスク 1 で電気出力電力 $P_{load}=9.4$ kW を保護する模擬瞬低試験時の電 力系統からの有効電力, 無効電力 (再接続時周波数低下 $\Delta f = 9\%$)	143
3.101	実験で使用していた電力系統の系統インピーダンス (10 kW, 200 V, 4 Ω 基準)	144
3.102	再接続時の周波数低下 Δf に対する再接続時最大電圧降下 ΔV	144
3.103	空冷式 50 kW 抵抗負荷器の外観	145

3.104	50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機での機械入力電力 P_{me} と位相一致時間 T_{match}	146
3.105	負荷電力 $P_{load} = 10$ kW 時の位相角差 θ と誘導発電機周波数 f の時間変化	146
3.106	50 kW	147
3.107	直列補償方式 DVR の回路構成図 (エネルギー蓄積要素を持たない場合で、直列変圧器の下流より有効・無効電力を吸い上げる方式)	148
3.108	DC/DC 昇圧回路と自励式変換器 (双方向インバータ) による基本回路	150
3.109	電気二重層キャパシタ (EDLC) の自己放電特性	151
4.1	停電猶予装置の補償時間時系列変化	156
4.2	リアクトルと自励式 PWM インバータによる無効電力調整装置 (STAT-COM: Static synchronous compensator)	160
4.3	二進数制御による無効電力調整回路	161
4.4	サイリスタスイッチによる 2^n 段階無効電力制御回路の外観	162
4.5	2^n 段階制御のブロック図	162
4.6	無効電力制御による停電猶予装置のための補償時間延長実験結果 (負荷電力 $P_{load} = 7.2$ kW の場合)	163
4.7	無効電力制御による停電猶予装置のための補償時間延長実験結果 (負荷電力 $P_{load} = 3.2$ kW の場合)	164
4.8	10 kW 固定子回転型フライホイール交流蓄電機	166
4.9	固定子回転による保護時間延長の実験回路構成	166
4.10	固定子回転による保護時間延長制御装置の外観	167
4.11	固定子回転による保護時間延長実験結果	168
4.12	実機ロボットの主回路図	170
4.13	実験で使用した液晶基板搬送用ロボットの外形図	170
4.14	実験で使用した液晶基板搬送用ロボットの外観	171
4.15	測定した通常動作パターンでの負荷電力 P_{load} の時系列変化	172
4.16	ロボットの停電実験と停電補償実験構成	172
4.17	ロボットに供給される電力 P_{load} (停電猶予装置が無い状態で SW1 を OFF)	173
4.18	v_{load} と V_{dc} の時系列変化 (停電猶予装置が無い状態で SW1 を OFF)	174
4.19	電力系統からの電力で安全停止を実行した場合の有効電力 P_{load} の時系列	175
4.20	v_{load} と V_{dc} の時系列変化 (電力系統からの電力で安全停止した場合)	175

4.21	フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置と保護すべきロボット . . .	176
4.22	フライホイール交流蓄電機からの電力で安全停止した場合の有効電力 P_{load}	177
4.23	v_{load} と V_{dc} の時系列変化 (フライホイール交流蓄電機による安全停止)	177
5.1	5 kVA のエンジン発電機 (YAMAHA EF6000TE) の外観	183
5.2	エンジン部分の様子	184
5.3	無負荷試験と短絡試験結果	185
5.4	三相突発短絡試験結果	185
5.5	非常用自家発電システムの動作指令	186
5.6	複合型無停電電源システムの電圧時系列変化 (停電開始から電力系統復帰 まで)	187
5.7	フライホイール交流蓄電機とエンジン発電機の回転速度時系列変化 (停電 開始からエンジン発電機給電まで)	187
5.8	複合型無停電電源装置の構成	188
5.9	複合型無停電電源装置の各スイッチ動作タイミングチャート	189
5.10	フライホイール交流蓄電機とエンジン発電機の回転速度時系列変化 (エン ジン発電機起動完了回転速度を-10%に設定)	190
5.11	エンジン発電機の起動特性 (発電機出力電圧)	191
5.12	エンジン発電機の起動特性 (セルモータのみ, ガソリン吹き込み無し) . .	191
5.13	エンジン発電機の起動特性 (発電機回転速度)	192
5.14	同期投入試験装置	194
5.15	位相検出回路 (外観図)	194
5.16	位相検出回路	195
5.17	複合型無停電電源装置の一連の動作実験 (3.2 kW 負荷の場合)	195
5.18	複合型無停電電源装置の同期投入時の電圧波形	196
5.19	同期投入実験回路構成 (同期投入直後にフライホイール交流蓄電機を切り 離す場合)	197
5.20	複合型無停電電源装置の一連の動作実験 (3.6 kW 負荷で同期投入直後に フライホイール交流蓄電機を切り離す)	198
6.1	都市ガスコージェネレーションの稼働実績 (累計設置容量)	202
6.2	エンジン発電機の出力端子電圧 V_{EG} と周波数 f の調節	203
6.3	停電を回避したが依然として電力系統が停電中の場合	205

6.4	フライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機安定化実験構成	206
6.5	抵抗負荷器の外観図	206
6.6	0.25 Hz,25%,4.5 kW 変動	208
6.7	0.25 Hz,25%,4.5 kW 変動	208
6.8	0.25 Hz,50%,4.5 kW 変動	208
6.9	0.25 Hz,50%,4.5 kW 変動	208
6.10	0.5 Hz,25%,4.5 kW 変動	209
6.11	0.5 Hz,25%,4.5 kW 変動	209
6.12	0.5 Hz,50%,4.5 kW 変動	209
6.13	0.5 Hz,50%,4.5 kW 変動	209
6.14	1 Hz,25%,4.5 kW 変動	210
6.15	1 Hz,25%,4.5 kW 変動	210
6.16	1 Hz,50%,4.5 kW 変動	210
6.17	1 Hz,50%,4.5 kW 変動	210
6.18	0.25 Hz,25%,7 kW 変動	211
6.19	0.25 Hz,25%,7 kW 変動	211
6.20	0.25 Hz,50%,7 kW 変動	211
6.21	0.25 Hz,50%,7 kW 変動	211
6.22	0.5 Hz,25%,7 kW 変動	212
6.23	0.5 Hz,25%,7 kW 変動	212
6.24	0.5 Hz,50%,7 kW 変動	212
6.25	0.5 Hz,50%,7 kW 変動	212
6.26	1 Hz,25%,7 kW 変動	213
6.27	1 Hz,25%,7 kW 変動	213
6.28	1.5-kW モータ負荷投入における応答 (負荷電圧)	214
6.29	1.5-kW モータ負荷投入における応答 (電力潮流)	214
6.30	4.3 kW ステップ負荷投入における応答	215
6.31	フライホイール容量の推定	216
6.32	同期発電機のブラシレス励磁方式	217
6.33	ステップ負荷時の励磁電力	218
6.34	励磁電力の比較	218
6.35	実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の外観図	219
6.36	実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の外観	220

6.37	実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の外観	221
6.38	20 kVA エンジン発電機の過渡電圧安定度向上実験	221
6.39	エンジン発電機単体での 3.7 kW 水中ポンプ全電圧起動実験結果	222
6.40	3.7 kW 水中ポンプ起動時の有効電力 P_{load} ・無効電力 Q_{load}	222
6.41	3.7 kW 水中ポンプ全電圧起動時のエンジン発電機端子電圧 V_{EG}	224
6.42	3.7 kW 水中ポンプ起動時の各有効電力 P_{load}, P_{EG}, P_{FW}	224
6.43	3.7 kW 水中ポンプ起動時の各無効電力 Q_{load}, Q_{EG}, Q_{FW}	225
6.44	無効電力サポート Q_{FW} の概要	225
6.45	フライホイール交流蓄電機がサポートする無効電力 Q_{FW} の内訳	226
6.46	55 kW , 220 kJ のフライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機端子 電圧 V_{EG} 安定化 (3.7 kW の水中ポンプ負荷の場合)	227
6.47	55 kW , 220 kJ のフライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機端子 電圧 V_{EG} 安定化 (5.5 kW の水中ポンプ負荷の場合)	228
6.48	3.7 kW 水中ポンプ起動時の各有効電力 P_{load}, P_{EG}, P_{FW}	228
6.49	3.7 kW 水中ポンプ起動時の各有効電力 Q_{load}, Q_{EG}, Q_{FW}	229
6.50	水中ポンプの電動機容量と起動時の発電機端子電圧 V_{EG} ディップ	229
6.51	80 kVA と 20 kVA エンジン発電機の燃料消費率の比較	231
6.52	過渡時の同期発電機の等価回路	232
6.53	無効電力 Q_{FW}, Q_{load} を測定するポイント (例: 3.7 kW 水中ポンプ全電 圧起動, 55 kW フライホイール交流蓄電機併設時)	233
6.54	Q_{EG} と端子電圧降下 ΔV (計算値と実験値の比較)	233
6.55	フライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量 P_n と出力可能な無効電力 Q_{FW}	234
7.1	フライホイール交流蓄電機による 500 kW、240 ms 瞬低保護装置の外観	241
7.2	中規模工場用 5 MW、240 ms 補償可能な瞬低保護装置の外観	242
7.3	500 kW、3 s 補償の停電猶予装置の外観	242
7.4	中規模工場用 5 MW、3 s 補償可能な停電猶予装置の外観	243
A.1	交流の系統電圧を全て正の脈流電圧に変換する回路	245
A.2	フォトインタラプタによるフライホイール回転速度計	246
A.3	フォトインタラプタによる回転速度計測と製作した回転速度計の外観	246
A.4	CPLD に実装した相短絡防止インターロック回路 (U 相分)	247

第1章

緒論

1.1 地球温暖化対策の現状

近年、目覚ましい電気・電子技術の発展により、様々な機器において電化が進み、日本では一人当たり平均して約1kW使用しており先進国では便利な生活が当たり前になっている。例えば、テレビ・エアコン・照明器具・電子レンジ・食器洗い乾燥機などの家電製品やパソコン・携帯電話などの情報機器、さらにはハイブリッド自動車などもごく当たり前利用できる時代になっている。

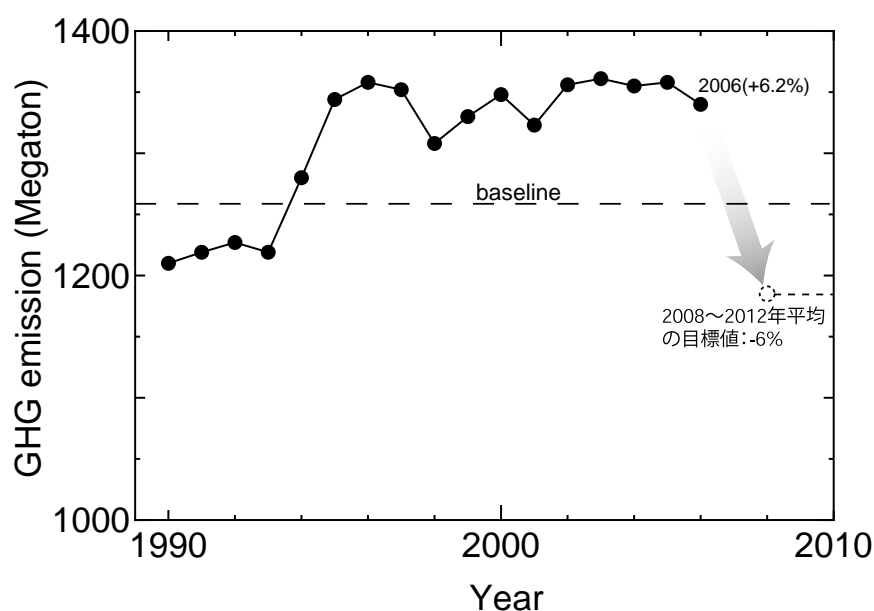


図 1.1: 温室効果ガス排出量の推移⁽¹⁾

第1章 緒論

その一方で、この代償として CO₂ などの温室効果ガス（GHG=Greenhouse Gas）の増加と相関がある地球温暖化が世界中で危惧されている。地球温暖化だけではなく海水温度の上昇も生態系に与える影響は大きい。これらの温暖化対策として 1997 年に採択された京都議定書や 2008 年の洞爺湖サミットなどに代表される地球温暖化対策の枠組みが世界的に決まりつつある。京都議定書によれば、1990 年基準で 2008～2012 年平均で CO₂ を EU は 8%、アメリカは 7%、日本は 6%減らすことになっている。この枠組みが日本にとって非常に不利な条件であることは別として、日本はこの約束を果たすことは現段階で非常に難しくなっている。図 1.1 に温室効果ガスの推移を示す⁽¹⁾。(ただし HFCs、PFCs 及び SF₆ については 1995 年基準である。)同図より、2006 年には約 6.2%増加してしまっているため、約 12%程度の削減が今後の重要な課題となる。

これら GHG の削減には様々な方法があるが、電気機器の高効率化や自動化ロボットによる生産性の向上、自然エネルギーの利用が真っ先に挙げられる。また、無尽蔵のエネルギー資源といっても過言ではない海水からの重水素による核融合（D-D 反応）などの早期実現も地球温暖化に非常に貢献すると期待されている。海外では火力発電所や油田などで発生する大量の CO₂ を回収し、深い地中や海中に隔離・貯留する方法⁽⁷⁾（CCS = Carbon Capture and Storage）も試験的に導入されている。

1.2 電力品質という基盤技術

1.2.1 温室効果ガス削減の担い手

省エネをキーワードに発光効率の良いインバータ蛍光灯や LED（Light Emitting Diode）などにより照明の省電力化による温室効果ガスの削減が進んでいる。また、自動車や液晶ディスプレイなどの生産工場の様々な場所で IT 化された自動化ロボットが導入され、生産性の向上に貢献している。日本は年間約 10 万台程度の産業用ロボットを生産しており、これは世界中で生産される産業用ロボットの 7 割に匹敵する。また、全世界で約 80 万台の産業用ロボットが稼動しており、そのうち約 40%、35 万台が日本の産業で使われている。また、自然エネルギーの利用は太陽光発電や太陽熱発電、風力発電などヨーロッパを中心に積極的に導入されている。特にドイツは 2030 年までに風力エネルギーの割合を 20～24%にまで高めるという長期目標を掲げている。

1.2.2 電力品質の重要性

さて、これら温室効果ガス削減の担い手となる項目に注目してきたが、これらがその役割を果たすためには電力品質のより一層の向上が条件となる。例えば IT 化・コンピュータ制御による生産ラインの自動化や情報技術の飛躍的進歩に伴い、高品質な電力を要求する需要家が増加してきている。電力品質が悪い（電源電圧の変動、停電などが頻繁に起こる、など）状況下では化学プラントの反応が止まってしまうたり、自動化ロボットが製品を落とすなど生産性の向上はおろか、生産性は悪化する。従って電力品質の向上、安定化は近年ますます重要なものとなってきており、欠かすことの出来ない現代の基盤技術の一つであると言える。

1.3 電力系統の電力品質の問題点

1.3.1 電力品質パラメータ

電力品質は非常に広範な概念であり、数多くの定義がなされている。電力品質は、交流の場合、正弦波電圧の振幅、周波数、位相、波形が所定の範囲を逸脱して需要家装置などの動作に影響が出る度合を表わす指標の総称である。電力品質を表すパラメータとしては高調波、次数間高調波、電圧変動、電圧ディップ（瞬時電圧低下）、短時間停電、電圧スエール、電圧不平衡、周波数変動、フリッカ等がある。

1.3.2 電力品質パラメータの規格

上記パラメータの定義については、国際電気標準会議（IEC: International Electrotechnical Commission）で電磁両立性（EMC: electromagnetic compatibility）規格の一部として取扱われ、IEC61000 の個々の規格で規定されている。また、米国では IEEE の規格として IEEE Std 1159⁽²⁾ も同様に規定されている。特に低圧電力系統においては大部分の電力品質パラメータが IEC61000-2-2⁽⁸⁾ の規格で提示されている。日本でも本規格の一部は JISC61000-4-11⁽⁹⁾ などで制定されている。一例として図 1.2 に電圧に関連した電力品質パラメータの範囲を示す。同図より規格は正確に決まっているが負荷が問題（誤動作や停止）を引き起こす品質レベルは需要家の持つ機器に依存し、要求される電力品質も実際には需要家ごとに異なる点に注意が必要である。

第 1 章 緒論

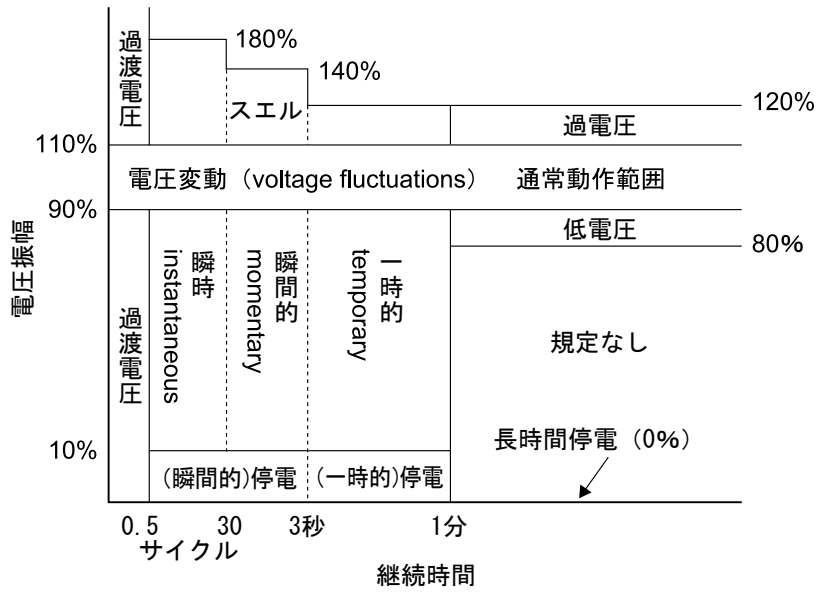


図 1.2: IEEE Std 1159 の電圧振幅関連パラメータの範囲⁽²⁾

1.3.3 瞬時電圧低下問題

さて、上記に述べたように電力品質の意味は様々であるが、その中でも産業界で非常に問題となっている瞬時の電圧低下（瞬時電圧低下，以下瞬低と略記）および停電について本論文で検討する。日本はの電力供給は非常に安定しており、停電回数は少ないが、瞬低は非常に多く停電の 10～50 倍発生している⁽³⁾。

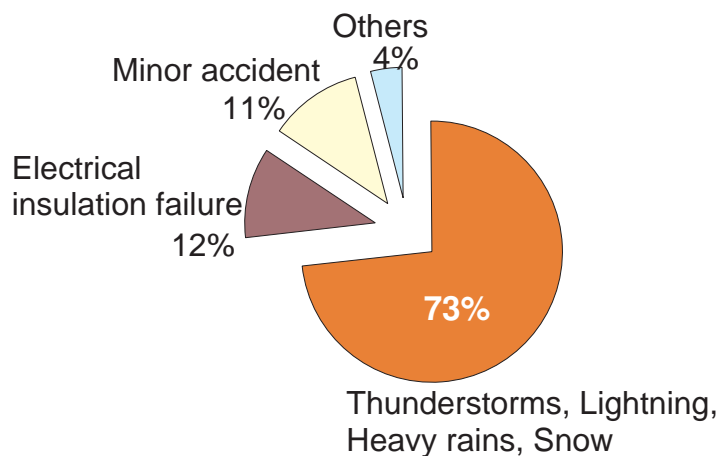


図 1.3: 瞬時電圧低下の原因⁽³⁾

瞬時電圧低下の原因

瞬低は一瞬だけ系統電圧が低下する現象であり、様々な原因によって引き起こされるが、図 1.3 に示すように、7 割が雷によるものであり⁽³⁾、避けられないと言われている。また、雷が原因であるため瞬低は送電システムの接地システムや落雷地点によってその電圧低下度は変化する。例えば 1 線地絡した場合を考える。500 kV と 250 kV 系統は中性点電位を常に零にして機器の絶縁階級を低くするために直接接地系を採用している。そのため、1 線地絡になると電圧低下度は非常に大きくなる。一方、154 kV 系統以下での抵抗接地系（高抵抗接地、低抵抗接地）や非接地系では地絡電流が小さいため、中性点電位は上昇するが線間電圧の電圧低下度は比較的小さくなる。また、上位の系統から受電している需要家は地絡時の電圧低下は比較的小さく、下位の電圧系統の需要家になるほどその電圧低下は比較的大きくなるのが一般的と言える。

瞬時電圧低下のメカニズム

瞬時電圧低下は主に送電線への落雷によって発生するが、そのメカニズムを図 1.4 に示す。まず、送電線に落雷し、この雷サージ電圧により送電線と鉄塔の間の碍子が閃絡し多大な故障電流が流れる。この電流によって電圧は低下し瞬低が発生する。そして保護リレーによって故障を検出することにより遮断器を開放し故障を除去する。従って事故を除去するまでの間、瞬低は継続する。通常は殆どの場合、複数回線で送電されているため一回線が故障中は停電にはならず瞬低となって下流の負荷に影響を与える。事故を除去するまでの時間は保護リレーおよび遮断器の動作時間によって決まっており、安定度の観点から電圧階級が高くなるほど高速度のリレーが設置されている。超高圧の主幹送電線には高速度再開路と呼ばれおよそ 3~4 サイクル程度で事故を除去できる。66 kV 級では事故除去時間はおおよそ 0.1 秒程度となっている。

瞬時電圧低下の調査結果

ところで日本の瞬低の現状は 2005 年に電気協同研究第 60 巻第 2 号⁽⁴⁾に報告されている。調査報告書は 102 サイトの電圧変動幅（特に瞬時電圧低下）を中心に電力品質を調査したものである。本調査は延べ 7000 日にわたり計測し（各サイトでは約 6 ヶ月~10 ヶ月）、約 175 件の電圧低下（ディップ）を確認した。平均すると 1 サイト当たり約 9.1 回/年（ $175 \times 365 / 7000$ ）の瞬低発生状況になっている。その電圧低下の一例と詳細を図 1.5、図 1.6 に示す。同図より殆どの瞬低は 0.25 秒（50 Hz で約 15 サイクル）以下、残存電圧は 60%~90%が全体の 8 割を占めていることが判る。図 1.7 に各産業機器への影響なら

第1章 緒論

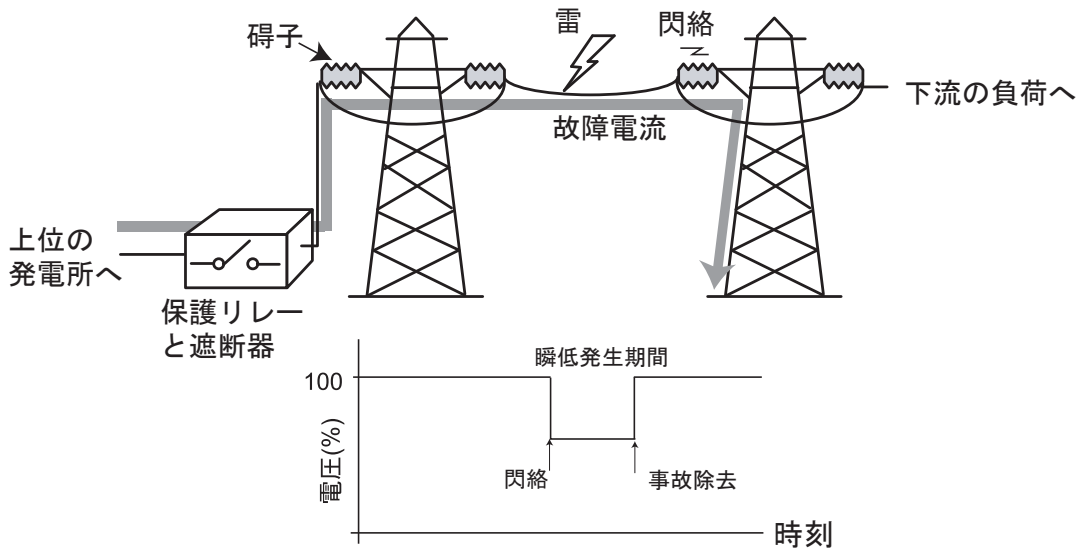


図 1.4: 瞬低発生メカニズム

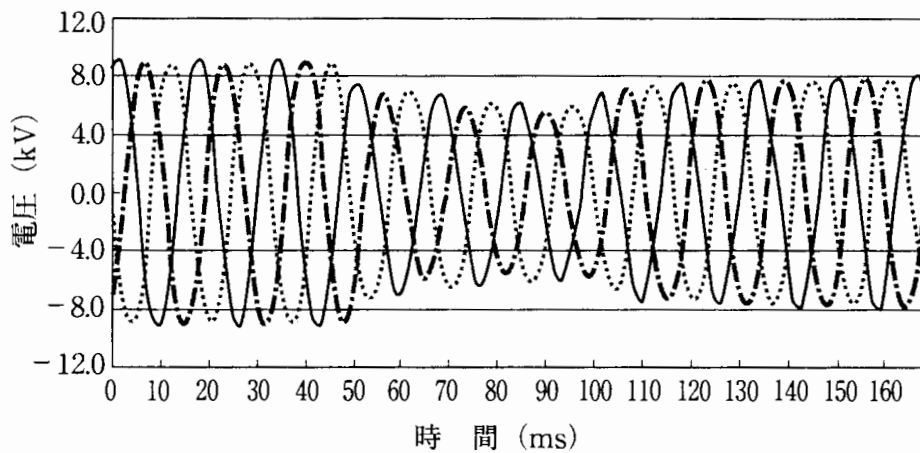


図 1.5: 瞬時電圧低下の測定例⁽⁴⁾

びに実測された瞬低値をプロットしたもの示す⁽⁵⁾。同図からも機器ごとに瞬低耐量は異なり、例えばパソコンなどの場合、約 65%の残留電圧で継続時間が 0.1 秒で誤動作することが分かる。しかし、可変速モータドライブ用電力変換器などの場合、約 10 ms 程度で誤動作する可能性があり機器の特性に応じた対応が必要である。

1.3 電力系統の電力品質の問題点

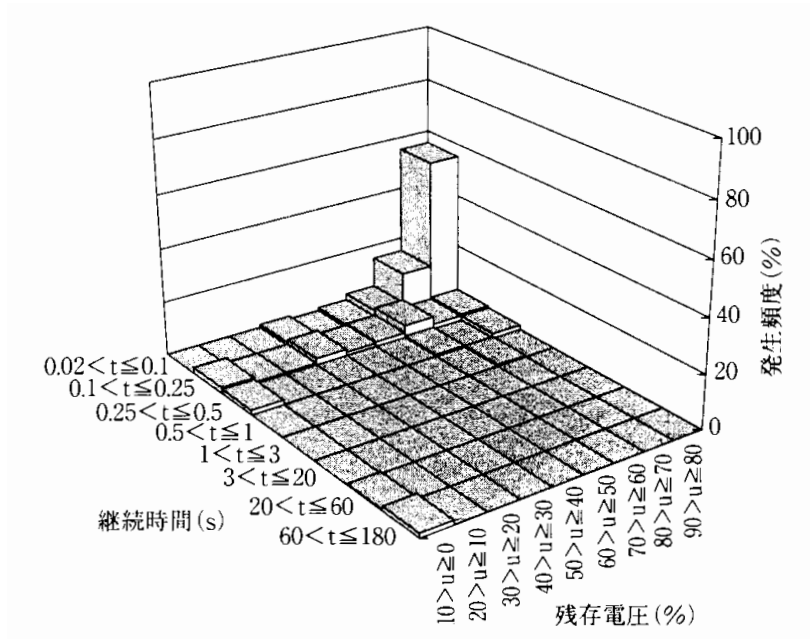


図 1.6: 電圧低下の残存電圧と継続時間による分類⁽⁴⁾

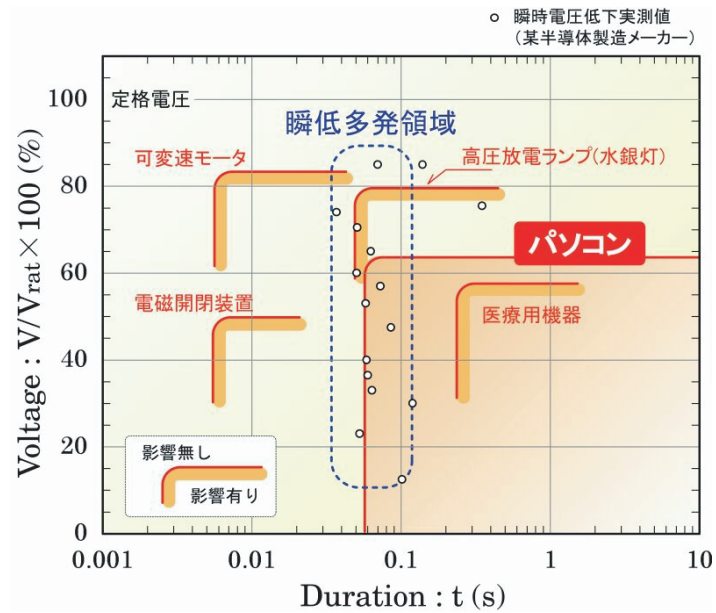


図 1.7: 瞬低による産業機器への影響 (文献⁽⁵⁾)

1.3.4 停電問題

去る、2003 年 8 月 14 日に起こった北米大停電事故では、停電地域が米国北東部及びカナダ五大湖周辺へと至り、供給支障が東京電力のほぼ最大級に相当する約 6180 万 kW、経済損失が約 40～60 億ドル、完全復旧までに要した時間が約 36 時間、交通網の麻痺等により被害を受けた人数が約 5000 万人と甚大なものとなった。また、日本でもその丸三年後の 2006 年 8 月 14 日に首都圏を中心に 139 万世帯の住宅や鉄道などに電力が供給されなくなり、都市機能が麻痺した。このため、停電からも負荷を保護することもリスク管理上無視できない問題となってきた。

このような長時間電源異常による障害から受電端を保護するには、自家発電装置や無停電電源装置 (UPS: uninterruptible power supply system) が有効である。無停電電源装置は無瞬断で負荷を安定的な保護ができるため、電子計算機などの電源異常に脆弱な負荷の増加にともない、今後、更なる市場規模の拡大ならびに重要な存在となると考えられる。

1.4 独立分散電源の電力品質の問題点

自然エネルギー利用には先に述べたように地球温暖化対策に一躍買っているが、不安定ゆえ如何に平滑化して利用するかが重要な点となっている。これらの自然エネルギーの有効利用のためにはバッファとなる高充放電効率なエネルギー貯蔵が求められている。

一方、太陽光発電や風力発電とは異なり系統と接続しないマイクログリッドと呼ばれる特にガスエンジンコージェネレーションなどの分散電源などは短期間で設置できる、長距離送電線などを必要とせずスケール的なメリットもある。そのため発展途上国などでは原子力発電所や火力発電所などの大規模よりも、まず、短期間で電気エネルギーを確保出来る独立分散電源が多く利用されている。

1.4.1 独立分散電源のバックパワー不足問題

本論文では、上記に述べた独立分散電源の安定化について検討する。このような系統と連系していない発電機は様々なメリットがあるが、負荷追従能力・応答性が悪い、つまりバックパワーが非常に少ないのが最大の欠点である。例えば、10 kW の誘導機負荷を独立分散電源で直接全電圧起動する場合を考える。独立分散電源は数サイクルの間、過渡的に約 8～10 倍の有効電力、無効電力を供給する必要がある。そのため 10 kW (または 10 kVA) のエンジン発電機や燃料電池インバータはバックパワーが殆ど無いためそれを

供給できず、エンジン発電機出力電圧は非常に低下し、またインバータは過電流で停止してしまう。したがって、10 kW 負荷に対して約 10 倍程度の 100 kW のエンジン発電機を用意する必要がある。

このバックパワー不足の問題は愛知万博の燃料電池インバータシステムでも同様で、変圧器投入のラッシュ電流でインバータが停止してしまうという問題があった。これらの分散電源を安定化させる対策として、電力貯蔵装置の併設による安定化は非常に重要な技術になりつつある。

1.5 電力貯蔵装置の必要性

前節までに電力系統の電力品質問題（瞬低や停電）または電力系統に接続されていない独立分散電源の現在の問題点を指摘した。これらの問題を解決するためには電力貯蔵装置が必要不可欠である。例えば瞬低や停電問題の場合、予め電力を貯蔵し瞬低や停電が起こった瞬間に貯めておいた電力を即座に使用し重要な不可を停止させないようにする。また、独立分散電源の場合も同様で過渡的な短時間過負荷などが発生した場合に、予め貯蔵していた電力を使用し、独立分散電源をアシストする。

1.6 フライホイールとかご形誘導電動機による一解決法の提案

電力は様々な形態で貯蔵することが出来る。例えば位置エネルギーとしての揚水発電、化学エネルギーとしての蓄電池（NaS 電池）、磁気エネルギーとしての超電導、回転運動エネルギーとしてのフライホイールなどがある。その一つとして本論文では古来からはずみ車効果として利用されてきた『フライホイール』と世界で最も多数利用されている電動機である『かご形誘導電動機』を用いた電力貯蔵を利用して前述した問題の一解決法について検討する。

従って古来からある『フライホイール』と世界中で最も利用されている電動機である『かご形誘導電動機』を組み合わせ、これを全く新しい利用方法で前述した問題解決に適用・提案した点が本論文の新しい点と位置づける。

1.7 本研究の目的

電力品質の低下による経済的な影響は年々増加し、重要負荷を安定的に電源変動から保護する電力貯蔵装置に対する需要は増々高まっている。電源電圧変動に強い重要負荷もあればそうでない重要負荷もあるため、その特性に応じた対策が必要である。また負荷の規模によってもそれぞれの電力貯蔵装置の守備範囲は大きく異なる。さらに系統連系されていない離島などでの分散電源は負荷変動に脆弱であり、電力貯蔵装置というバックパワーの必要性がますます重要になってきている。

本研究の目的はフライホイールの蓄電要素とかご形誘導電動機の経済性（7000円程度/kWh）に注目して、実用性の高い全く新しい利用方法のフライホイール式電力貯蔵装置（交流蓄電機）を提案し、その特性を明らかにすることである。

その一つ目の応用先として瞬低保護装置としての定量的設計方法を検討する。また、エンジン発電機と組み合わせた複合型無停電電源装置の可能性を示し、他の瞬低保護装置・無停電電源と比較し本提案装置の優位な点、劣勢な点について検討する。

また二つ目の応用としてエンジン発電機による独立分散電源のバックパワー向上に適応し、期待される効果・利点などを検討する。さらにエンジン発電機バックパワー増強のための最適なかご形誘導電動機容量とフライホイール容量を検討し、本方式の設計を明らかにする。

1.8 本論文の構成

本学位論文の構成を図1.8に示す。第1章では電力系統の瞬低問題・停電問題を例に挙げて電力品質の重要性、エネルギー貯蔵の必要性を再確認した。また、独立分散電源においても同様にバックパワー増強のためのエネルギー貯蔵装置の必要性を述べた。

第2章では各種エネルギー貯蔵装置（フライホイール、電気二重層キャパシタ、SMES、NaS電池など）の研究動向について述べる。そして、本論文で提案するフライホイールとかご形誘導電動機をフライホイール交流蓄電機と呼び、その特徴や製作について述べる。用途別に製作した交流蓄電機の設計および基礎特性について述べ、その損失特性（風損、軸受け損など）を比較検討する。

第3章では2章で説明したフライホイール交流蓄電機を用いて、誘導機の自己励磁現象を利用した新しい瞬低保護装置を提案し、基礎的な検討（システム構成、フライホイール容量など）を行う。そして、模擬的に電源電圧を低下させる瞬低試験によって本装置の

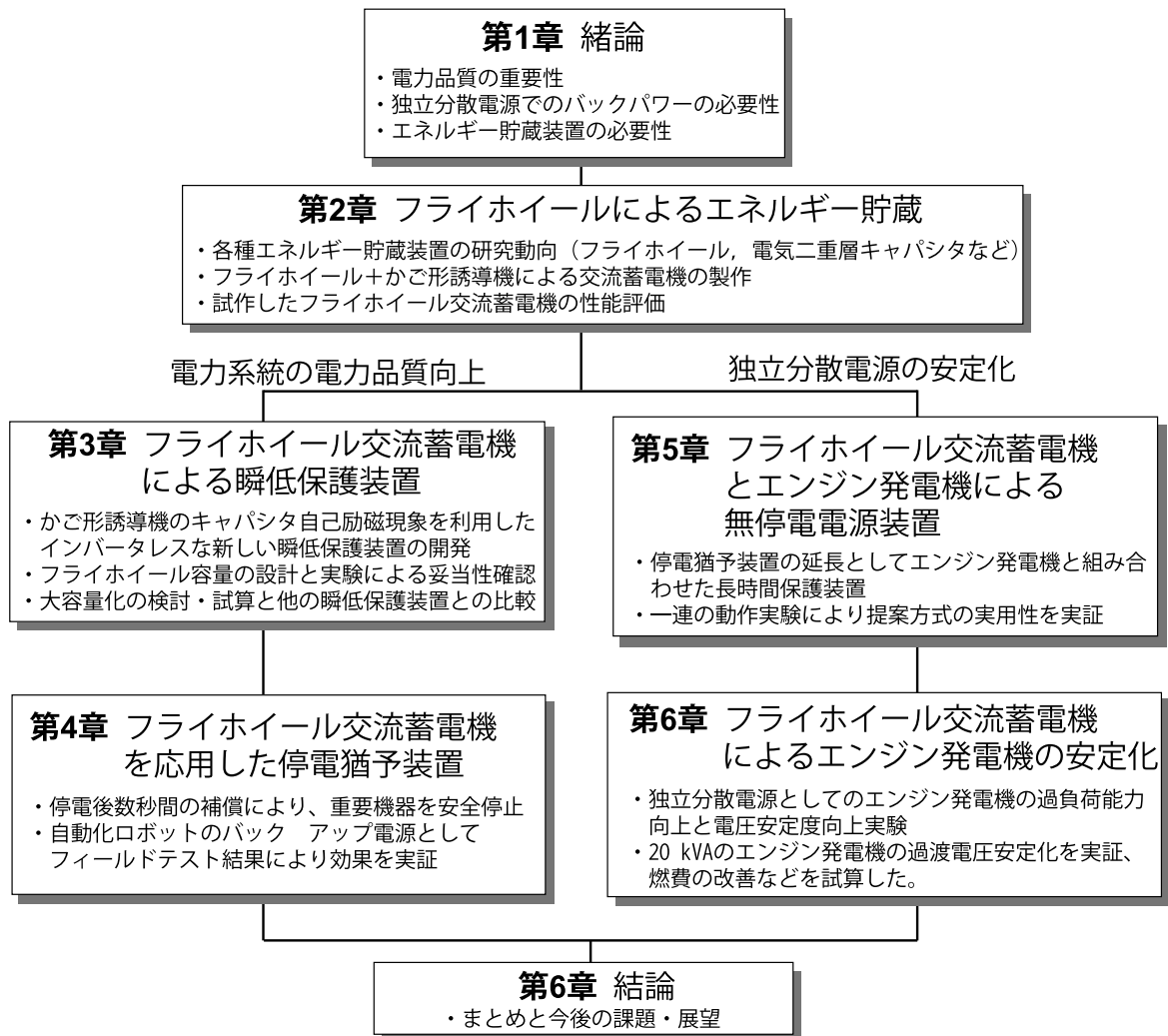


図 1.8: 学位論文の構成

有効性を議論する。上記の基礎的実験データから本瞬低保護装置の設計方法を明確にし、10 kW クラスと 50 kW クラスの実験によりその設計方法の妥当性を確認・実証する。また、本瞬低保護装置の大容量化や過負荷時の特性などについても述べる。

第 4 章では第 3 章で説明した瞬低保護装置の延長として、電力系統が停電した場合の停電直後数秒間補償を目的とする停電猶予装置を提案する。停電が発生した際に重要負荷が通常の動作から安全停止するまでの数秒間をフライホイ-ル交流蓄電機により補償する。そのためには瞬低保護装置の数百 ms という保護時間から数秒へと大幅に補償時間を伸ばす方法について述べる。次に実際に稼動している産業用の自動化ロボットにフライホイ-ル交流蓄電機を適用しフィールドテストによる実験結果を基に停電猶予装置の実用性・有用性を検証する。

第 1 章 緒論

第 5 章では第 4 章で説明した停電猶予装置の延長として、フライホイール交流蓄電機にエンジン発電機を併設した無停電電源装置について述べる。これは通常時『電力系統』、停電発生直後数秒間『フライホイール交流蓄電機』その後『エンジン発電機』と負荷への電力供給源が変わる構成である。この構成はエンジン発電機の起動時間特性が重要であり、5 kVA のエンジン発電機を利用してその測定した。そして提案する構成の実現性を議論するため、停電発生からエンジン発電機での負荷への給電に至る無停電電源装置の一連の動作を実験した。この実験結果より提案する無停電電源装置の可能性・実現性を検討する。

第 6 章では独立分散型電源にフライホイール交流蓄電機を並列運転により、安定性が極めて向上することについて述べ、分散電源のバックパワーの向上について言及する。独立分散電源の一つとしてエンジン発電機を使用し、従来エンジン発電機は短時間過負荷では全く使用できなかったのに対して、フライホイール交流蓄電機を並列運転により短時間過負荷の負荷変動に対しても電圧・周波数安定性が極めて向上することについて述べる。具体例として過渡的に短時間大電力を使用する水中ポンプの全電圧起動に対して、エンジン発電機にフライホイール交流蓄電機を併設することにより受動的な高速追従の補償装置が実現できる。これらの実験結果より提案するエンジン発電機の安定化方法の有用性を検討する

第 7 章では本学位論文について総括し、今後の展望について述べる。

第 2 章

フライホイールによるエネルギー貯蔵

2.1 本章の流れ

本章ではエネルギー貯蔵について概説し、フライホイール+誘導電動機によるフライホイール交流蓄電機の基本設計・試作について述べる。本章の流れは大きく分けて 3 つあり、以下のようにになっている。

- (1) 先ず、各種エネルギー蓄積装置（フライホイール、NaS 電池、電気二重層キャパシタ、CAES、SMES）の特徴や研究動向について述べる。
- (2) 次にフライホイール+誘導電動機による交流蓄電機の基本的な設計（蓄積エネルギーの計算やベアリング寿命計算）について述べる。
- (3) 基本設計に基づくフライホイール交流蓄電機を製作し、その基本特性である電気的特性（等価回路定数や銅損・鉄損など）・機械的特性（軸受け損失、風損）について述べる。

2.2 各種エネルギー貯蔵装置の研究動向

電気は発電と消費を同時に行わなければならない、電気エネルギーとして大量に蓄積することは極めて困難である。このため電気エネルギーを化学エネルギー、運動エネルギー、熱エネルギー、位置エネルギーなど様々な形式に変換し蓄積する試みが数多くなされてきた。これらの概略をまとめたものが表 2.1, 2.2 である^(10,11)。これまでの電力貯蔵装置の開発の目的は負荷平準化が主であった。しかし、現在ではピークカットや停電時の補償用電源や自然エネルギーの有効利用を目的に開発が進んでいる。また表 2.1, 表 2.2 から各

第 2 章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

装置には夫々得意分野がある。例えば揚水発電などは非常に大容量のエネルギー貯蔵が可能であるが、応答性が悪く、立地条件の制約などもある。よって、停電補償から日負荷平準化など幅広く適用できる経済性・応答性を備えた電力貯蔵装置は未だに開発されてい

表 2.1: 各種電力蓄積装置の比較 (1)

貯蔵の種類	揚水発電	フライホイール (FESS)	超電導コイル (SMES)
貯蔵エネルギー形態	位置エネルギー	運動エネルギー	磁気エネルギー
基本式	$E = QgH$	$E = \frac{1}{2}J\omega^2$	$E = \frac{1}{2}LI^2$
電力変換方式	水車発電機 (交流)	交流発電機 (交流)	コイルから直接 (直流)
変換装置	なし	AC-AC 変換装置	交直変換装置
貯蔵効率 (システム)	65~70 %	70~75%	80~90%
負荷応答	数分	瞬時	瞬時
運用単位	日・週	秒・時間	秒~日
立地制約	地形の制約	なし	なし
実用化例	約 100 万 kW 以上	ROTES 26.5 MW / 58 kWh	マイクロ SMES 3 MW / 0.83 kWh
主な用途	負荷平準化 瞬動予備力	変動負荷対策 UPS	負荷平準化 負荷変動対策
エネルギー密度	小	中	規模に依存

表 2.2: 各種電力蓄積装置の比較 (2)

貯蔵エネルギー形態	圧縮空気 (CAES)	二次電池 (NaS 電池) (BESS)
貯蔵エネルギー形態	圧力エネルギー	電気化学エネルギー
基本式	$E = P \cdot V$	$E = C \cdot E$
電力変換方式	タービン発電機 (交流)	電池から直接 (直流)
変換装置	なし	交直変換装置
貯蔵効率 (システム)	60~75 %	65~90%
負荷応答	数十分	瞬時
運用単位	日	分~日・週
立地制約	タービン発電機と併設地形	なし
実用化例	上砂川 CAES 2000 kW / 4 h	東電網島 NAS 6000 kW / 8 h
主な用途	負荷平準化	負荷平準化 負荷変動対策
エネルギー密度	小	大 (種類による)

ないことがわかる。このため、用途や負荷の電力品質要求に応じて各種エネルギー貯蔵装置を選択することが重要である。以下に各種電力貯蔵装置の近年の研究動向について説明する。

2.2.1 フライホイール (FWES)

フライホイール式電力貯蔵装置 (FESS: Flywheel Energy Storage) は各種のエネルギーを機械的な回転運動のエネルギーに変換して貯蔵する方式であり、昔から世界各地で使われている。フライホイールエネルギー貯蔵装置はエネルギーの出し入れを行うモータと発電機、すなわち M-G (Motor-Generator) および、これと直結されたはずみ車 (フライホイール) とから構成され、余剰電力を M-G に投入して、モータでフライホイールを高速に回転させ、ピーク負荷時には、フライホイールの機械的な回転運動エネルギーを利用して M-G を発電機として利用するものである。系統と連系して充電、放電を行う場合、交流交流変換装置が不可欠であり、電圧型 PWM インバータが広く利用されている。フライホイールが回転角速度 ω [rad./s] で回転するとき蓄積されるエネルギーは、慣性質量体の慣性モーメント: I [kgm²] により次式で示される。

$$E = \frac{1}{2} I \omega^2 \quad (2.1)$$

式 (2.1) に示すように、蓄積エネルギーは慣性モーメントと回転体速度 (角速度) の二乗に比例する。このため、フライホイール装置の大容量化には、回転体の大型化または回転体速度を上昇させる方法が一般的に効果がある。また、実際には回転角速度は

$$\omega_{\max} \propto \sqrt{\frac{\sigma_{\max}}{\rho}} \quad (2.2)$$

の関係がある。 σ_{\max} [MPa] は構造材の許容応力、 ρ [kg/m³] は構造材の密度である。これより、強許容応力、低密度なカーボンなど新規回転体素材の利用や機械損の低減を意図した真空装置、超伝導軸受け構造⁽¹²⁾により回転速度の増加による大容量化・高効率化を目指したフライホイール研究が盛んになされている。

核融合用フライホイール電動発電機

大型フライホイールの例として日本原子力研究所の大型核融合実験装置 JT-60 の急峻なパルス負荷変動補償用として大型フライホイール発電機が使用されている。これは JT-60 電源は繰り返し運転を行う大電流・大電力のパルス負荷で、供給すべき全エネルギー (8 GJ) を商用電力系統から直接受電したならば電力系統 (東京電力) の周波数が揺

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

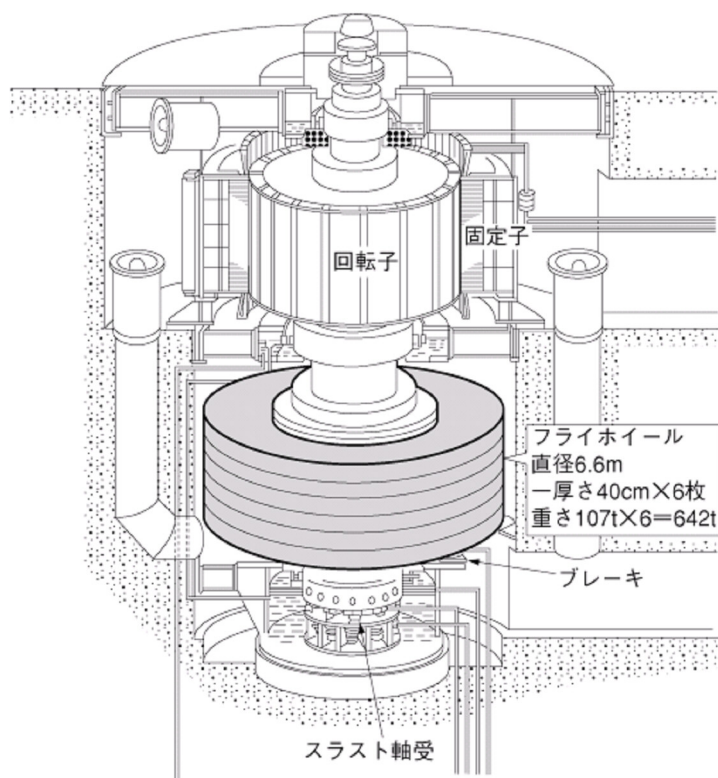


図 2.1: JT-60 トロイダル磁場コイル用フライホイール発電機の構造図⁽⁶⁾

らいでしまうからである。トロイダル磁場コイル用，ポロイダル磁場コイル用，加熱電源用の3つのフライホイール発電機がある。最も大きなトロイダル磁場コイル用フライホイール発電機の構造を図 2.1 に示す。定格回転時（600 rpm）でのフライホイールの周速は約 200 m/s（音速の約 60%）で，蓄積エネルギーは約 8 GJ にもなる。このうち 4 GJ を実験時に放出し，4 GJ というエネルギーは，16 両編成の新幹線が時速 300 km/h で走っているときの運動エネルギーに相当する巨大なエネルギーである。すでに JT-60 は 20 年近くの運転実績があり，契約電力料金の削減だけでも十分経済的に成り立っている。

電車の電気ブレーキ（回生ブレーキ）への応用

一般産業分野では，電車の回生ブレーキへの有効活用としてフライホイールが開発されている。一般的な電車は停止時に機械的ブレーキを使用するのでなく，架線（列車が通る空間の上部 [地上 4.5 m 付近] に張られた裸線）を通じて他の発車しようとしている電車にエネルギー供給することで電氣的なブレーキ（回生ブレーキ）をかけている。しかし，近傍に他の発車しようとする電車が存在しない場合や極めて遠い位置に他の電車が存在す

る場合は、エネルギーを回生できず機械ブレーキを使わざるを得ない回生失効をする場合がある。実際にブレーキ時の約 1/3 程度⁽¹³⁾のエネルギーは回生できずに機械ブレーキによって摩擦熱として捨てているのが現状である⁽¹⁴⁾。この対策として短時間大電力を供給し、停止時には回生ブレーキの電力を吸収するフライホイール (1800 kW) が京浜急行で実現されている⁽¹⁵⁾。フライホイール装置は横軸の可変速フライホイール誘導電動発電機である。

無停電電源としてのフライホイール応用

欧米においてフライホイールの優れた環境性が注目され、蓄電池に替わる蓄電要素としての需要があり、電力貯蔵装置として広く認知されている。特に米国のカリフォルニアではフライホイールの市場性が高く、Active Power 社では図 2.2、図 2.3 のようなフライホイール装置と熱増幅器を組み込んだ圧縮空気装置 (CAES, 2.2.4 節で説明) を組み合わせた TACAS (Thermal and Compressed Air Energy Storage) を開発している⁽¹⁶⁾。これは、瞬低や 1 秒程度の停電の場合はフライホイールによる補償を行い、また常時約 700 の熱を蓄えておく。停電などの長時間の場合は圧縮空気からの空気は熱増幅器を通過して熱エネルギーを受け取りタービン発電機を駆動する。そしてフライホイール装置と DC バスでリンクさせ給電する方式である。嶋田研究室においても手島氏らがリング状超電導フライホイールに関して研究を行っており、超電導技術・高真空状態の利用による機械損の低減とリング形状による容易な制御性に関する形状効果について実証した⁽¹⁷⁾。

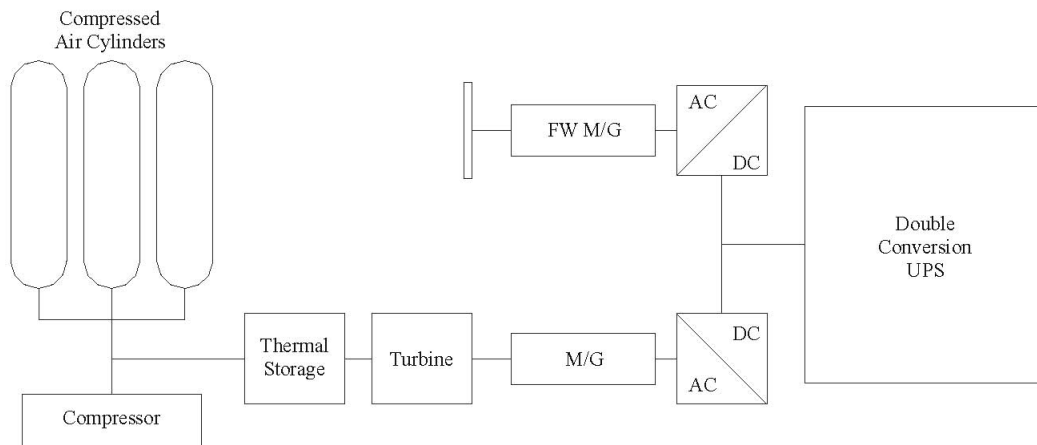


図 2.2: Active Power 社のフライホイール+CAES による電力貯蔵システム構成

第 2 章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

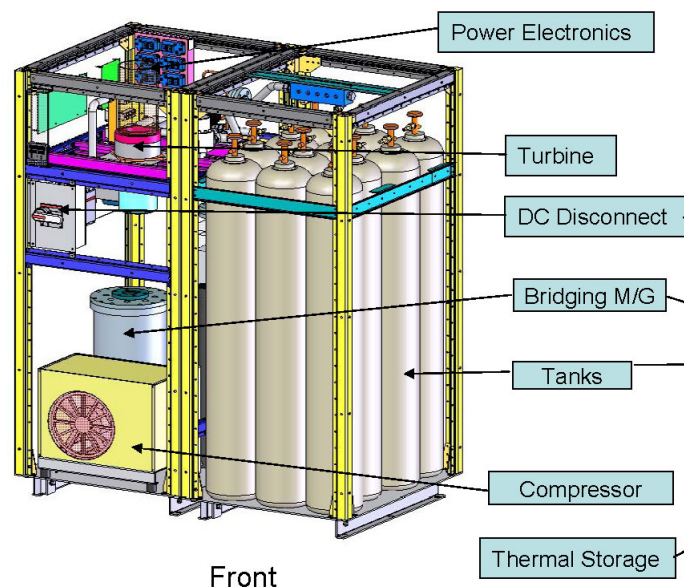


図 2.3: Active Power 社の TACAS 装置の外観

2.2.2 二次電池 (BES)

二次電池電力貯蔵 (BESS: Battery Energy Storage) には NaS 電池, レドックスフロー電池などがある。NaS 電池の特徴は次に示すとおりである。

- (1) 鉛蓄電池の約 3 倍の高エネルギー密度であるためコンパクトになる。
- (2) 高充放電効率でかつ自己放電が無いいため効率的に電気が貯蔵できる。
- (3) 約 2,500 回以上 (日負荷平準化に使用する場合は約 7 年) の充放電が可能で長期耐久性がある。

NaS 電池は「直流」であるため, 直交変換器が必要であり, 自励式電圧型 PWM インバータが一般的に用いられている。研究開発動向は東京電力, 関西電力, 東京都水道局, 日立製作所などが数百 ~ 数千 kW 級を開発している⁽¹⁸⁾。近年では, ムーンライト計画やサンシャイン計画のもと, 新エネルギー, 省エネルギー, 地球環境技術の開発を目的として太陽光, 風力, 燃料電池などに関して国家規模での研究が進められており表 2.3 に示すように数多く積極的に導入されてきた。研究開発状況をまとめると, 2004 年 11 月現在で NaS 電池は 36 箇所, 設備容量 5 万 6700 kW が稼動している。現状では NaS 電池は瞬低用途から日負荷平準化までの幅広い用途に使用されている。しかし, 瞬低などの待機時間が長い用途では内部のセラミックを 300°C 程度の高温に維持する必要があるため, ヒータ電

表 2.3: 二次電池エネルギー貯蔵装置の導入例

設置者	設置場所	風車定格	電池用変換器定格	電池種類
東京電力	千葉県富津市	300 kW	50 kW	NaS
日立製作所	日立市	225 kW	12.5 kW	NaS
東京電力	八丈島風力発電所	500 kW	400 kW	NaS
東北電力	竜飛第七風力発電所	300 kW	200 kW	シール鉛
北海道電力	ほりかつぶ風力発電所	275 kW	170 kW	レドックス

力がかなり多くなり待機損失がやや多い。例として 600 kVA の装置で約 100 kW のヒータが搭載されている⁽¹⁹⁾。現状の技術課題を以下に示す。

- (1) 電解質がセラミックでもろいため、熱・機械的な振動に弱く、割れると正負極が短絡状態になるため危険
- (2) 常温から 300 ~ 350°C の動作温度までの大幅な温度変化の中でセル内の各種材料が膨張しても気密を一定に保つ技術が必要

2.2.3 電気二重層キャパシタ (EDLC)

電気二重層キャパシタ (EDLC: Electrical Double Layer Capacitor) は 1954 年にアメリカ GE 社から出願された米国特許に記載されていたものが最初と言われている。EDLC の特徴は以下の 3 点である。

- (1) 寿命が長い (物理電池)
- (2) バッテリーでは短寿命となるため困難であった大電流での高速充電が可能
- (3) 端子電圧から残存容量が推測可能

1990 年代から電気自動車の開発が活発化する中でこの電気二重層キャパシタを大型化して高出力電源として応用しようとする研究が活発化した。2002 年には 1,000 F クラスの大容量キャパシタから構成された高出力蓄積デバイスを搭載したハイブリッドディーゼルトラックやキャパシタハイブリッド型の燃料電池車が相次いで実用化されるに至った⁽²⁰⁾。

電気二重層キャパシタに蓄えられるエネルギーは

$$E = \frac{1}{2}CV^2 \quad (2.3)$$

で表される。ここに、 C [F] は静電容量、 V [V] は端子電圧である。式 2.3 より蓄えられるエネルギーは静電容量に比例し、電圧の二乗に比例する。高エネルギー密度を実現するた

表 2.4: 電気二重層キャパシタの導入例

製作会社	指月電機製作所	明電舎
定格出力容量	50・100・200・400 kVA	100・150・200 kVA
主な用途	瞬低・停電保護	瞬低保護
補償時間	1 s	1 s
運転方式	常時商用給電方式	常時商用給電方式

めに電極材料の開発が進められており，各種樹脂材料やナノチューブ・ナノカーボンに至るまでさまざまな高表面積層炭素素材が検討されている。

導入実績の一例を表 2.4 に示す。これは 2004 年に明電舎・指月電機製作所による数百 kVA の電気二重層キャパシタ式瞬低・短時間停電保護装置である。

2.2.4 圧縮空気 (CAES)

空気圧縮エネルギー貯蔵 (CAES: Compressed Air Energy Storage) は，とりわけ新しい技術ではないが自然エネルギーの平準化として利用されている。夜間や休日の余剰電力で圧縮空気を作り，それを岩盤内に設けられた貯蔵施設に貯蔵しておき，夜間ピーク時に取り出して燃料とともに燃焼させ，ガスタービン発電に利用する。1978 年に旧西独フントルフで商用プラント (29 万 kW) として実用化しており，1991 年には米国マッキントッシュでも商用プラントの運転を開始している。CAES の特徴は

- (1) 夜間余剰電力で圧縮空気を作ることにより，同量の燃料を使用した場合に通常のガスタービンの 2~3 倍の発電出力を得られる。
- (2) 図 2.4 に示すように地下を有効に利用出来る。

CAES は図 2.4 に示すように地下に圧縮空気を貯蔵するため気密性・耐圧性に優れた地下貯槽を選ぶ必要があるなど立地制約条件もある。

2.2.5 超電導磁気エネルギー貯蔵 (SMES)

超電導磁気エネルギー貯蔵システム (SMES: Superconducting magnetic energy storage) はインダクタンス L の超電導コイルに電流 I を流すことで $1/2LI^2$ の磁気エネルギーを貯蔵する装置である。超電導コイルはジュール損失無しに永久電流を流すことができ，電気のエネルギーを他のエネルギーに変換することなく，直接，充電・放電ができる。



図 2.4: 圧縮空気貯蔵装置設置例

SMES の原理図を図 2.5 に示す。SMES は、超電導コイル、直交変換器、冷却装置と冷却状態を保つ格納容器およびスイッチで構成されている。

- (1) 充電： 図 2.5 において、直流遮断スイッチを閉じ、永久電流スイッチを開くことで、電力系統より交直変換器を介して、交流から直流に変化した電流を超電導コイルに流す。
- (2) 貯蔵： 超電導コイルが定格電流に達したら、永久電流スイッチを閉じることで電流 I は損失零の超電導コイルの閉ループを永久に流れ続ける。この時、超伝導コイルのインダクタンス L に $E = 1/2LI^2$ のエネルギーが貯蔵されている。
- (3) 放電： 永久電流スイッチを開き、直流遮断スイッチを閉じることで、超電導コイルに貯蔵されたエネルギーを交直変換器を介して交流に変換し、電力系統に供給する。

シャープ亀山工場に中部電力が設置した瞬低補償用 SMES の外観を図 2.6 に、諸元を表 2.5 に示す。この瞬低保護装置の冷凍機消費電力は 40.5 kW（常温側）であり⁽²¹⁾、断熱構造材により定格出力の約 1% のという極めて低い待機損失となっている。

2.3 エネルギー蓄積効率の定義

本節ではエネルギー蓄積装置の充電・放電サイクルでのエネルギー蓄積効率について考え、これを向上させるためには待機損失低減が必要であることを述べる。また、本研究

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

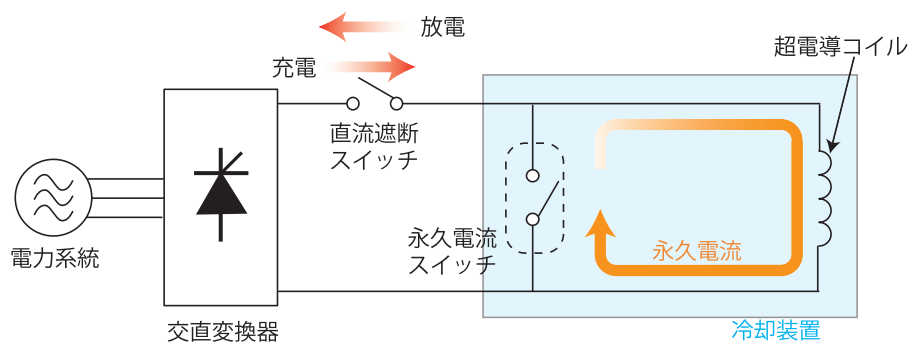


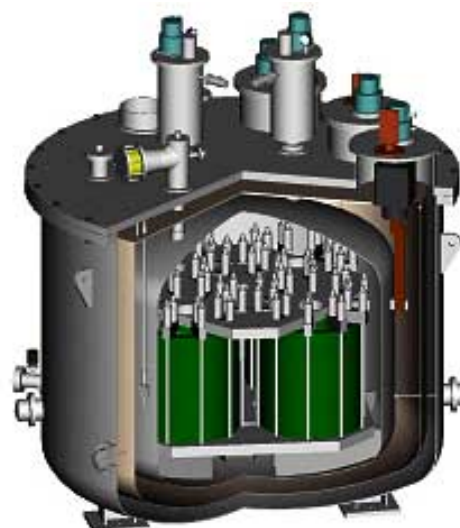
図 2.5: 超電導磁気エネルギー貯蔵システム

表 2.5: 5 MVA 瞬低補償用 SMES の超電導コイル諸元

超電導コイル (外径 × 内径 × 高さ)	324×265×700 mm
定格電流	2.68 A
インダクタンス	2.08 H
定格出力	5 MVA
補償時間	1 s
蓄積エネルギー	7.34 MJ



(a) 超電導コイルの外観



(b) 5 MVA×1 秒補償, SMES 内部構造

図 2.6: 5 MVA 瞬低補償用 SMES の外観

室で大気圧中のフライホイールに He ガスを混合して待機損失を低減した結果について述べる。

2.3.1 フライホイールによる電力貯蔵装置 (FWES) のエネルギー蓄積効率

本研究室では、以前からエネルギー貯蔵装置としてフライホイールに注目し、研究を進めている。フライホイールは各種のエネルギーを回転運動のエネルギーに変換して貯蔵するものである。いわゆる、はずみ車効果である。産業革命の引き金となった蒸気機関のピストンの往復運動を滑らかな回転運動に変えたりするのもフライホイール効果である。これらの用途の多くは秒オーダの力の脈動低減であり、物体の運動の補助的役割であった。しかし、近年では電力品質や安定度の向上、電力系統の負荷平準化が重要な課題となり、エネルギー貯蔵装置としてフライホイールを利用する方式が注目され始めている。

フライホイールは慣性モーメント I [kgm²] のフライホイールが回転速度 ω [rad./s] で回転しているときに蓄積されるエネルギーは式 2.4 で表される。

$$E = \frac{1}{2} I \omega^2 \quad (2.4)$$

フライホイール装置のエネルギー蓄積効率 η_s は、蓄積時の入力エネルギーと放出時の出力エネルギーの割合であり、

$$\eta_e = \frac{E_{out}}{E_{in}} \quad (2.5)$$

と定義する。ある運転周期 T で電力の蓄積、放出を繰り返して、運転周期の初めと終わりで蓄積エネルギー E_s に増減が無い場合、入出力エネルギーには図 2.7 で示されるように、

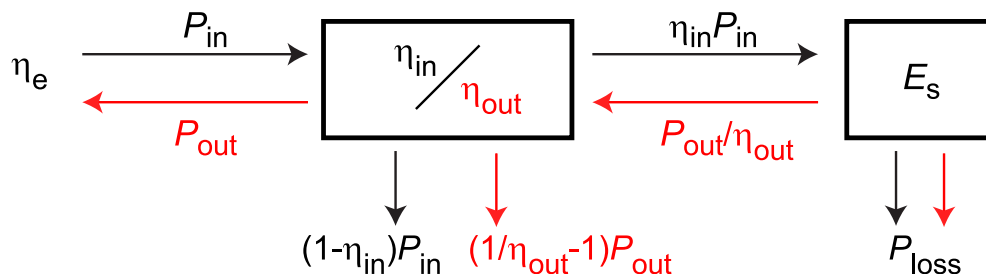


図 2.7: エネルギー蓄積効率 η_s と電力フロー

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

$$E_{\text{in}} = \int_0^T P_{\text{in}} dt \quad (2.6)$$

$$E_{\text{out}} = \int_0^T P_{\text{out}} dt \quad (2.7)$$

$$\int_0^T P_{\text{in}} \eta_{\text{in}} dt = \int_0^T \frac{E_s}{\tau_s} dt + \int_0^T \frac{P_{\text{out}}}{\eta_{\text{out}}} dt \quad (2.8)$$

の関係がある。

ここで、 η_{in} η_{out} は入出力時の変換効率、 E_s は装置の蓄積エネルギーである。 τ_s はエネルギーの有効蓄積時間を評価するエネルギー蓄積時定数であり、蓄積中の損失 P_{loss} を用いて

$$\tau_s = E_s / P_{\text{loss}} \quad (2.9)$$

と定義する。運転周期 T の間で入出力エネルギーの大きさに関わらず変換効率が常に一定である場合、式 (2.8) の時間積分により、

$$\eta_{\text{in}} E_{\text{in}} = \frac{\eta_{\text{in}}}{\eta_e} E_{\text{out}} = \frac{T}{\tau_s} E_s + \frac{E_{\text{out}}}{\eta_{\text{out}}} \quad (2.10)$$

であることが理解できる。

これより、エネルギー蓄積効率は次式となる。

$$\eta_e = \frac{\eta_{\text{in}} \eta_{\text{out}}}{1 + \frac{T \cdot E_s}{\tau_s \cdot E_{\text{out}}} \eta_{\text{out}}} = \frac{\eta_{\text{in}} \eta_{\text{out}}}{1 + P_{\text{loss}} \frac{T}{E_{\text{out}}} \eta_{\text{out}}} \quad (2.11)$$

この式より、エネルギー蓄積装置としての蓄積効率を得るためには、入出力時の変換効率が高く、蓄積時定数が運転周期と比較して十分大きくなる必要がある。言い換えれば蓄積中の損失 P_{loss} を低減する必要がある。例えば、 $T/\tau_s < 0.1$ で、 $\eta_{\text{in}}, \eta_{\text{out}} = 0.95$ ならば、 $\eta_e = 0.82$ となる。

2.3.2 蓄積時定数 τ_s とエネルギー蓄積効率向上

フライホイール装置のエネルギー蓄積効率 η_s を向上させるには、

- (1) 各種変換器効率の向上
- (2) 発電機効率の向上
- (3) 最適運転パターンの設計
- (4) 蓄積中の損失 P_{loss} の低減

表 2.6: 各種ガスの諸定数 (20°C, 1 atm)

ガス	密度 ρ (kg·m ⁻³)	粘性 μ (10 ⁻⁶ Pa·s)	熱伝導率 k (10 ⁻² W·m ⁻¹ K ⁻¹)
空気	1.205	18.2	2.41
He	0.1785	19.6	14.22
SF ₆	6.162	15.1	1.10

などが考えられる。項目 2 の発電機効率の向上（鉄損，銅損の減少），特に項目 4 の P_{loss} にはフライホイールそのものの機械損（軸受け損，風損）が損失要因として挙げられ，高速機では風損が最も大きな効率低下要因となる。一般に，回転数が数万 min^{-1} の小型フライホイール装置では，軸受け損の低減の為に磁気浮上技術⁽²²⁾，風損の軽減には準真空中での運転を採用しているが，真空排気にはポンプなどの付帯設備や容器の高気密化，絶縁耐力低下からの保護等への対策が必要となり高コストとなってしまう。

そこで，嶋田研究室では真空排気の代わりに原子質量の軽い He と空気を混合した大気圧雰囲気中での運転を提案している⁽²³⁾。気体密度や粘性によって風損は変化し，He の密度は約 0.15 と小さい（表 2.6⁽²⁴⁾）。これまでの研究によってヘリウム空気混合ガスを入れて試験を行った結果，最大で風損を 3 分の 1 にまで低減できることが確認されている^(25, 26)。

2.4 フライホイール+かご形誘導電動機による交流蓄電機

2.4.1 概要

フライホイールとかご形誘導電動機による交流蓄電機の目的は以後の第 3 章，第 4 章に述べる瞬低保護，停電保護と第 5 章，第 6 章に述べる独立分散電源の安定化を主な目的とするものである。勿論，夫々の用途において最適なフライホイール蓄積エネルギー設計，最適な誘導電動機容量設計は各章で後述する。

従って本節では 10 kW，10 秒の利用を考えた交流蓄電機を例にフライホイール設計の基礎設計・計算（蓄積エネルギー，使用回転速度範囲，ベアリング寿命計算など）について述べる。

2.4.2 フライホイール蓄積エネルギーと形状計算

フライホイールとかご形誘導電動機による交流蓄電機は 10 kW を 15 s (2 極機) 利用するものとする。また交流蓄電機は商用周波数での回転速度 (ほぼ同期速度) を最高回転速度として、最低回転速度は最高回転速度の 70% をとする。また、フライホイールはリング状ではなく円盤状のみを考える。

まず、 P_{load} [kW] を t [s] 間放電し、その間に N_{min} [%] まで回転数が低下することを考える。使用エネルギー ΔE は

$$\Delta E [\text{kJ}] = P_{\text{load}} \times t \quad (2.12)$$

一方、回転体の慣性モーメント I [kgm²] は直径を D [m]、厚さを L [m]、密度を γ [kg/m³] とすると

$$I [\text{kgm}^2] = \frac{\pi D^4 L \gamma}{32} \quad (2.13)$$

と表現できる。ここでフライホイールの素材を鉄 (SS400)⁽²⁷⁾ に限定すれば、その密度を $\gamma = 7850 \text{ kg/m}^3$ とすると

$$I [\text{kgm}^2] = 771 \times D^4 L \quad (2.14)$$

となる。最高回転速度における回転体の蓄積エネルギー E_{max} は、

$$\begin{aligned} E_{\text{max}} [\text{kJ}] &= \frac{1}{2} I \omega_{\text{max}}^2 \\ &= \frac{1}{2} \left(\frac{GD^2}{4} \right) \left(\frac{2\pi}{60} N_{\text{max}} \right)^2 \\ &= 1.37 \times (GD^2) \left(\frac{N_{\text{max}}}{1000} \right)^2 \end{aligned} \quad (2.15)$$

となる。これより、必要な慣性モーメントは

$$\begin{aligned} \Delta E [\text{kJ}] &= 1.37 \times GD^2 \left(\frac{N_{\text{max}}}{1000} \right)^2 (1 - N_{\text{min}}^2) \\ GD^2 [\text{kgfm}^2] &= \frac{P_{\text{load}} \times t}{1.37 \times \left(\frac{N_{\text{max}}}{1000} \right)^2 (1 - N_{\text{min}}^2)} \end{aligned} \quad (2.16)$$

となる。これに夫々の値を代入すると慣性モーメント，蓄積すべきエネルギーは

$$\begin{aligned} GD^2 [\text{kgfm}^2] &= \frac{15(\text{kW}) \times 10(\text{s})}{1.37 \times 3^2 \times (1 - 0.7^2)} \\ &= 23.9 \end{aligned} \quad (2.17)$$

$$I [\text{kgm}^2] = \frac{GD^2 (\text{kgfm}^2)}{4} = 5.98 \quad (2.18)$$

$$E [\text{kJ}] = \frac{1}{2} I \omega_{\max}^2 = 295 \quad (2.19)$$

と計算できる。

次に上記に算出した慣性モーメントを持つ回転体の形状，直径 $D[\text{m}]$ と厚さ $L[\text{m}]$ を決定する。所望の慣性モーメントとなる直径と厚さの組み合わせは無数に存在する。最も良い決定方法はフライホイールの風損と軸受け損の合計を最も少なくするように直径と厚さを決めることが望ましい。一般的に同じ慣性モーメントでも筒状よりもディスク状のほうが風損などの損失が少ないと言われている。また慣性モーメントは直径の4乗に比例しているため，これを大きくすることで同じ慣性モーメントで質量を軽くすることが出来，軸受け損失も少なくすることが出来る。

しかし，むやみに直径 $D[\text{m}]$ を大きくすることは出来ない。それは回転体に蓄積されるエネルギーは材質のラジアル方向（半径方向）の引っ張り応力 σ_θ と円周方向の引っ張り応力 σ_r で支持されているからである。つまり直径を大きくすると最大回転速度が最大引っ張り応力 σ_{\max} によって制限される。その関係は ν をポアソン比（鉄の場合 $\nu = 0.3$ ）とすると

$$\omega_{\max} [\text{rad./s}] = \sqrt{\frac{8\sigma_{\max}}{\gamma(3+\nu)\left(\frac{D}{2}\right)^2}} \quad (2.20)$$

であり⁽²⁸⁾，フライホイールでは中心部が最も引っ張り応力が強くなる。SS400($\sigma_{\max} = 400 \text{ MPa}$) の材料を使用して，安全率を3とすると，この関係は図 2.8 のようになる。以上のことを考慮して，本基本設計ではフライホイールの形状 $D[\text{m}]$ と $L[\text{m}]$ をフライホイール周速が 100 m/s 以下となるように $D = 500 \text{ mm}$ ， $L = 135 \text{ mm}$ として

$$I [\text{kgm}^2] = 771D^4L = 6.50 \quad (2.21)$$

のように式 (2.18) と比べて慣性モーメントに1割りの余裕とした。蓄積エネルギーは同様に

$$E [\text{kJ}] = \frac{1}{2} I \omega^2 = 321 \quad (2.22)$$

となる。

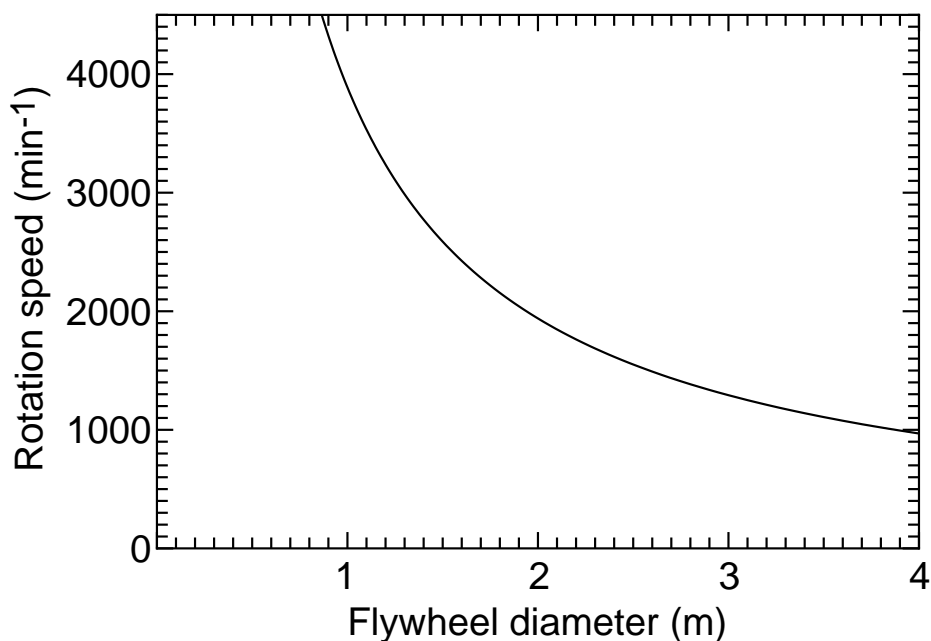


図 2.8: フライホイールの限界回転速度 (SS400(400 MPa) 使用時で安全率 3 とした場合, 周速=203 m/s)

2.4.3 アンギュラベアリング寿命計算

縦軸の構造のため, モータベアリングだけではなくフライホイール軸下部に主にスラスト方向と少々ラジアル方向を受け持つことが出来るベアリングが必要になる。本装置で選定したベアリングは NTN アンギュラボールベアリング B7009 (接触角 40 度) である。アンギュラベアリング (Angular bear) とは接触角を持つベアリングであり, 接触角 0 度はラジアル方向 (半径方向) のみを負荷することができ, 接触角 90 度はスラスト方向のみを負荷することができるスラストベアリングあり, これらの中間に存在するためスラスト, ラジアル両方向を負荷することができる。

表 2.7: NTN アンギュラベアリング B7009 の仕様 (組み合わせ時)

ベアリング内径・外形	$d = 45 \text{ mm}, D = 75 \text{ mm}$
接触角	40 度
基本動定格荷重	$C_r = 3700 \text{ kgf}$
基本静定格荷重	$C_{or} = 3600 \text{ kgf}$

2.4 フライホイール+かご形誘導電動機による交流蓄電機

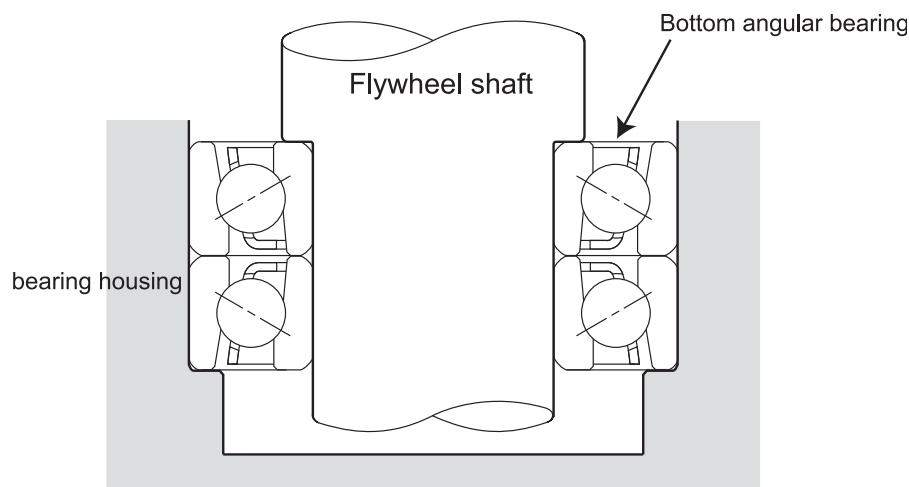


図 2.9: フライホイール下部アンギュラベアリングの構造

本アンギュラベアリングを図 2.9 に示す構造で組み合わせ（背面組合せ）とする。表 2.7 に本ベアリング（B7009）の使用を示す。まず、主な荷重となるフライホイールの重さによるスラスト方向のスラスト荷重 F_a は

$$F_a [\text{kgf}] = \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 L \gamma = 208 \quad (2.23)$$

となる。次にラジアル方向のラジアル荷重 F_r は理想は零であるが、実際は加工時に軸受けに隙間が出来てフライホイールの偏心による遠心力によってラジアル荷重が発生する。そのラジアル荷重をフライホイール軸の上下 2 つのベアリングで受け持つことになる。ここでは軸とベアリングの嵌めあいの都合から隙間が片側 $10 \mu\text{m}$ としてラジアル荷重を計算すると

$$\begin{aligned} F_r [\text{kgf}] &= \frac{208 \text{ kg} \times 0.010 \text{ mm} \times 10^{-3} \times 2 (\text{両側})}{9.8 \times 2 \text{ 個}} \times \left(\frac{3000 \times 2\pi}{60} \right)^2 \\ &= 20.9 \end{aligned} \quad (2.24)$$

これより静等価荷重 P_o （軸受けが静止している状態において実際の荷重条件下で生じる接触応力と同じ接触応力を生じさせる静荷重）は

$$\begin{aligned} P_o [\text{kgf}] &= X_o \cdot F_r + Y_o \cdot F_a \\ &= 1 \times 20.9 + 0.52 \times 208 \\ &= 129 \end{aligned} \quad (2.25)$$

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

となる。従って静荷重係数 F_s は、

$$\begin{aligned} F_s &= \frac{C_{or}}{P_o} \\ &= \frac{3600}{129} \\ &= 28 \\ &\geq 2 \end{aligned} \tag{2.26}$$

静荷重係数 F_s は振動・衝撃のある場合は 1.5 以上あれば良く、特に静かな運転を要求する場合は 2 以上が必要である。次に、動等価荷重 P (軸受が実際にもつ疲れ寿命と等しい寿命を与えるような、大きさが一定の、軸受中心を通る仮想荷重) は

$$\begin{aligned} P[\text{kgf}] &= X \cdot F_r + Y \cdot F_a \\ &= 0.35 \times 20.9 + 0.57 \times 208 \\ &= 125 \end{aligned} \tag{2.27}$$

となる。これより基本定格疲れ寿命 L_{10h} (10 個のベアリングのうち 9 個がフレーキングなく回転できる時間) は、

$$\begin{aligned} L_{10h} &= \left(\frac{C_r}{P} \right)^3 \times \frac{10^6}{60 \times N} \\ &= \left(\frac{3700}{125} \right)^3 \times \frac{10^6}{60 \times 3000} \\ &= 144000 \text{ h} \\ &= 16.4 \text{ 年} \end{aligned} \tag{2.28}$$

となる。

2.4.4 回転体飛散強度計算

フライホイールが外周隙間で偏芯 ($\delta = 5 \text{ mm}$) して振れ回った時の遠心力が壁を貫通するときの剪断応力を計算する。遠心力 $CF[\text{kgf}]$ は

$$\begin{aligned} CF[\text{kgf}] &= \frac{m \times \delta \times \omega_{\max}^2}{9.8} \\ &= \frac{208 \text{ kg} \times 5 \text{ mm} \times 10^{-3} \times 314^2}{9.8} \\ &= 10.4 \times 10^3 \end{aligned} \tag{2.29}$$

となり，外壁せん断応力 τ は

$$\begin{aligned}\tau &= \frac{CF}{A} \\ &= \frac{10.4 \times 10^3}{(500 + 135) \times 2 \times 9} \\ &= 0.910 \text{ kgf/mm}^2 \\ &= 8.92 \text{ N/mm}^2\end{aligned}\tag{2.30}$$

であるので，外壁を 9 mm の鉄板 SS400(降伏強度 = 200 [N/mm²]) で覆うことで外部への飛散はない。

2.4.5 共振周波数計算

フライホイール交流蓄電機を二慣性系と見なして，共振周波数，反共振周波数を求める。主要なパラメータを表 2.8 に示す。まず，軸のねじり剛性 k [Nm/rad.] は(ねじりにくさ)を表し

$$\begin{aligned}k \text{ [Nm/rad.]} &= \frac{\pi d^4}{32l} G \\ &= 4.85 \times 10^4\end{aligned}\tag{2.31}$$

と求まる。従って共振周波数 ω_r [rad./s] は

$$\begin{aligned}\omega_r \text{ [rad./s]} &= \sqrt{k \left(\frac{1}{I_{\text{mot}}} + \frac{1}{I_f} \right)} \\ &= 496\end{aligned}\tag{2.32}$$

反共振周波数 ω_a [rad./s] は

$$\begin{aligned}\omega_a \text{ [rad./s]} &= \sqrt{\frac{k}{I_f}} \\ &= 27.5\end{aligned}\tag{2.33}$$

表 2.8: 共振周波数計算の主要なパラメータ

横弾性係数 G [N/m ²]	7.94×10^{10}
軸長 l [m]	0.5
軸直径 d [m]	0.042
誘導電動機慣性モーメント I_{mot} [kgm ²]	0.02
フライホイール慣性モーメント I_f [kgm ²]	6.5

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

となり，共振周波数はかなり高い周波数であることが分かる。

2.4.6 設計したフライホイール交流蓄電機の概略

フライホイールと誘導電動機は縦形構造であり，汎用の 11 kW かご型誘導電動機にフライホイールを軸直結とした。表 2.9 に設計したフライホイール交流蓄電機の概略を示す。以下の表 2.10 は同様の設計による低回転速度 1500 rpm の交流蓄電機である。

2.4.7 フライホイール交流蓄電機の製作

低回転の二種類（2 極機・4 極機）のフライホイール装置を製作した。製作は共栄電気（株）（横浜市鶴見区安善）に依頼した。図 2.10，図 2.11 に今回製作したフライホイール装置（2 極機・4 極機）の設計図面を示す。

図 2.12 から図 2.15 に製作工程途中のフライホイール交流蓄電機の写真を示す。フライホイールを旋盤で加工している様子を図 2.12 に示す。フライホイールの軸を段付きに加工してベアリングを嵌める。フライホイールはその後，JIS-B0905⁽²⁹⁾で規定されたダイ

表 2.9: 10 kW/15 s フライホイール装置仕様

外形	65 × 65 × 105 cm
総重量	540 kg
フライホイール	
フライホイール質量	208 kg
フライホイール外径	500 mm
フライホイール厚さ	135 mm
最高回転速度	3000 rpm
最低回転速度	2100 rpm
慣性モーメント	6.50 kgm ²
最大蓄積エネルギー	321 kJ
機械出力	10 kW , 15 s
誘導電動機	
定格電圧	三相 200 V
定格電流	40.0 A
極数	2

2.4 フライホイール+かご形誘導電動機による交流蓄電機

表 2.10: 10 kW/10 s フライホイール装置仕様

外形	75 × 75 × 105 cm
総重量	700 kg
フライホイール	
フライホイール質量	343 kg
フライホイール外径	640 mm
フライホイール厚さ	135 mm
最大回転速度	1500 rpm
最小回転速度	1050 rpm
慣性モーメント	17.5 kgm ²
最大蓄積エネルギー	215 kJ
機械出力	10 kW , 10 s
誘導電動機	
定格電圧	三相 200 V
定格電流	42.8 A
極数	4

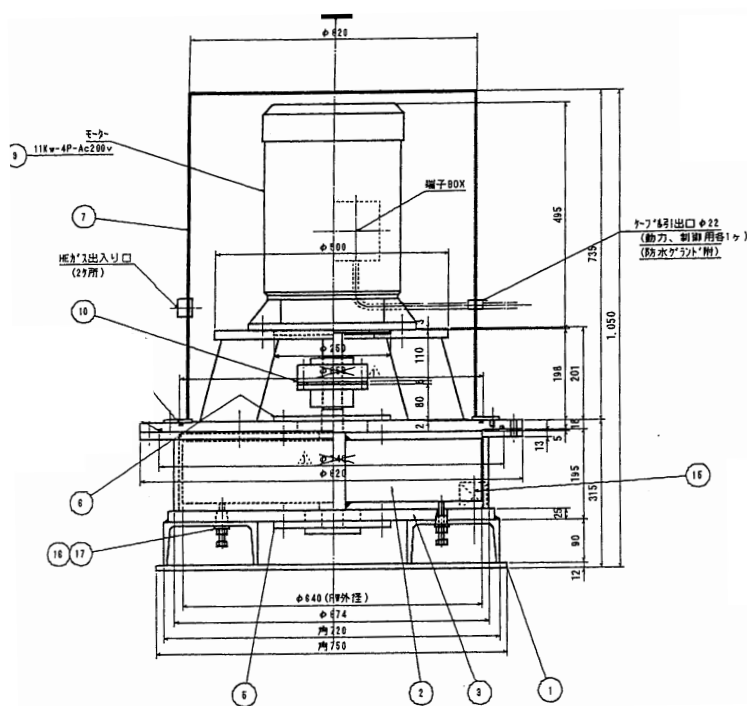


図 2.10: 10 kW/30 s 出力フライホイール装置図面 (4 極機)

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

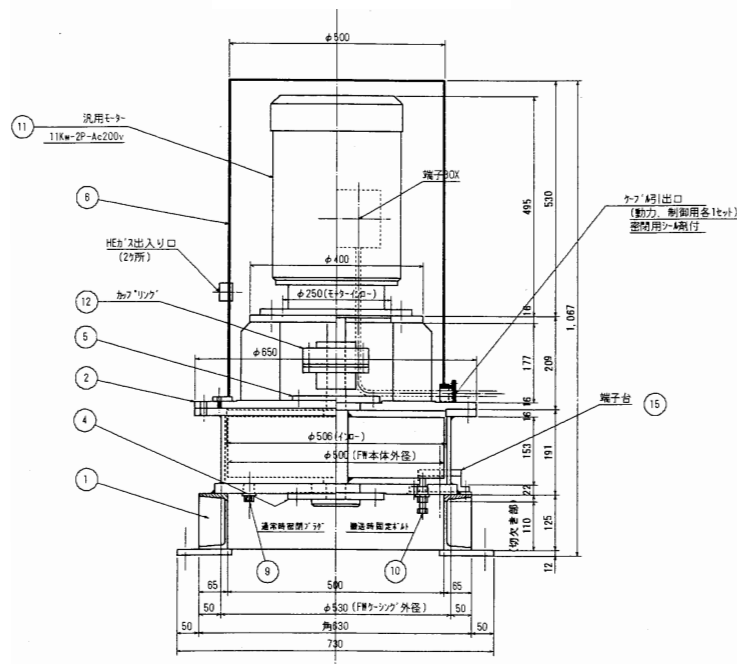


図 2.11: 10 kW/10 s 出力フライホイール装置図面 (2 極機)

ナミックバランス試験により残留不釣合い測定し，再度フライホイールを加工する。図 2.13 に示すように，フライホイールを加工後，所定の位置にフライホイールを嵌める。図 2.14 に示すようなベアリングヒータで予めベアリングを誘導加熱しておき， $50 \mu\text{m}$ 程度内径を膨張させておき上部に 1 つのガイドベアリングを取り付ける（焼き嵌め）。図 2.15 に示すように，下部にも同様に 2 つの図 2.9 の構造のアンギュラベアリングを取り付けてベアリングハウジングで固定する。最後に各部を組み立てて，ベアリングが正常に機能しているかどうか，図 2.16 のようにばね秤で静止摩擦トルクを測定する。図 2.16 のように直径 3 mm 程度の紐を数回カップリングに巻きつけることによって常に接線方向のトルクでフライホイールを回転させることが出来る。玉軸受けは動摩擦係数を静止摩擦係数の差が非常に少なく，フライホイールが回転し始めてもトルクは殆ど変わらない。直径 100 mm のカップリング位置において紐を巻きつけたところ，始動時のばね秤の読み値は 0.6 kgf であった。これよりばね秤でのトルク $T_{\text{spring}} [\text{Nm}]$ は

$$T_{\text{spring}} = 0.6 \times 9.8 \times 0.05 = 0.29 \text{ Nm} \quad (2.34)$$

したがって，静止摩擦係数 μ は

2.4 フライホイール+かご形誘導電動機による交流蓄電機



図 2.12: 旋盤でのフライホイール加工時の様子

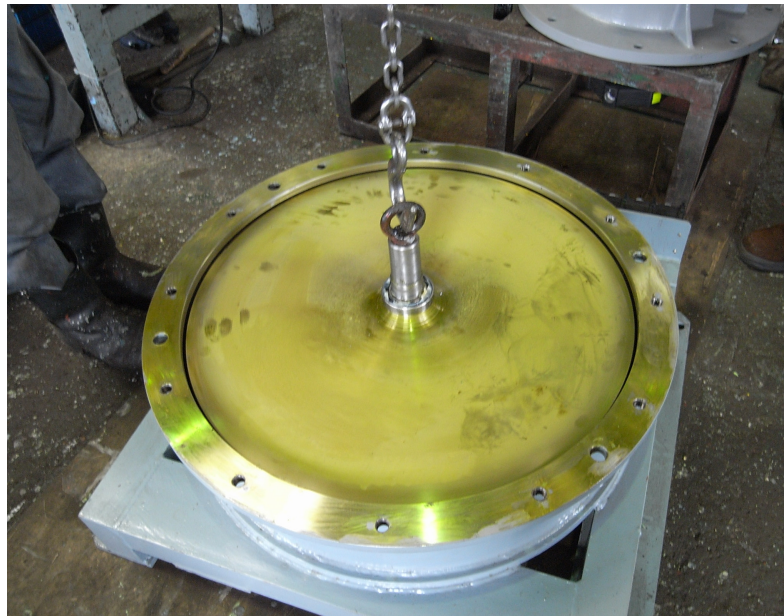


図 2.13: フライホイールを架台に取り付け

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

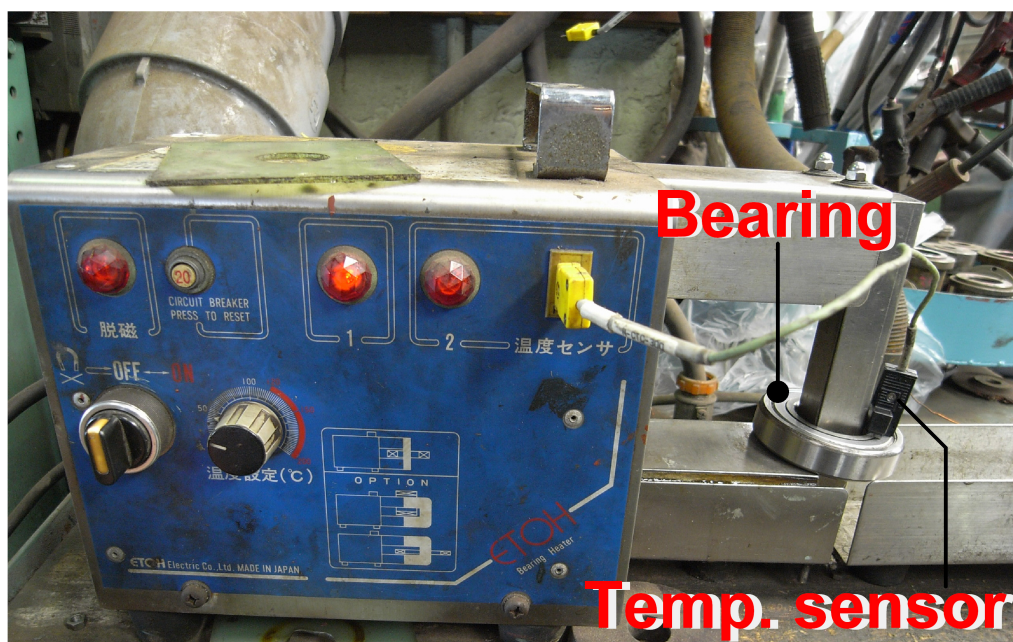


図 2.14: ベアリングヒータでのベアリング誘導加熱時の様子



図 2.15: 下部アンギュラベアリング取り付け時の様子

2.4 フライホイール+かご形誘導電動機による交流蓄電機



図 2.16: ばね秤による静止摩擦トルクの測定の様子



図 2.17: 完成した 10 kW/10 s , 10 kW/15s 出力フライホイール交流蓄電機の外観 (2 極機 (左) と 4 極機 (右))

第 2 章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

$$\begin{aligned} \mu &= \frac{2T_{\text{spring}}}{Pd} \\ &= 3 \times 10^{-3} \end{aligned} \tag{2.35}$$

ここで P [N] は軸受け荷重, d [m] は軸受け半径である。これより静止摩擦係数は数ミリ程度のオーダであるため, 正常に軸受けが機能していると考えられる。

2.5 フライホイール交流蓄電機の電気, 機械的特性試験

フライホイール交流蓄電機の待機運転時の損失としては, 誘導電動機の銅損, 鉄損とフライホイールの機械損である風損, 軸受損の 4 つが考えられる。以下では, 本研究で製作した装置の電気・機械的特性を測定した結果について述べる。

2.5.1 かご形誘導電動機等価回路定数

まず, 本フライホイール交流蓄電機の特性を検討するために, 誘導電動機の等価回路定数を測定する必要がある。等価回路は図 2.18 のような等価回路とし, 無負荷試験・拘束試験により測定した等価回路定数を表 2.11 に示す。一般的に x_1, x_2 は分離することが不可能なため, 固定子, 回転子の漏れリアクタンスの合計 x_t を 2 で割り $x_t/2 = x_1 = x_2$ とした。また, 励磁インダクタンス X_m は飽和があり非線形であるため, 第 3 章 3.4 節 3.4.1 小節で説明する。(この特性は誘導電動機が誘導発電機になるための自己励磁現象に非常に密接に関係するため) ここで等価回路定数は全て一次側換算値となっている。

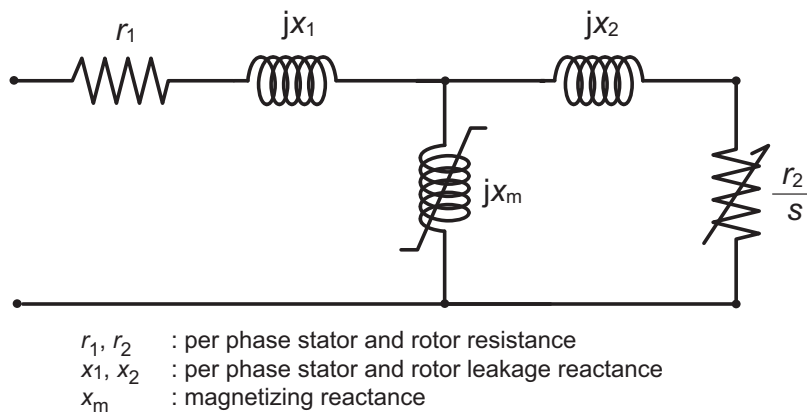


図 2.18: 誘導電動機の一相あたりの等価回路

表 2.11: 11 kW cage形誘導電動機の一相あたりの等価回路定数 (50 Hz 一次側換算値)

	等価回路定数	4 極機	2 極機
一次巻線抵抗	r_1 [Ω]	0.103	0.0968
二次抵抗	r_2 [Ω]	0.0978	0.0990
一次漏れリアクタンス	x_1 [Ω]	0.309	0.292
二次漏れリアクタンス	x_2 [Ω]	0.309	0.292

2.5.2 銅損

20°C における固定子端子間の抵抗を R_1 とする。11 kW cage形誘導電動機は絶縁種別は B であるため温度換算して得られる相あたりの固定子抵抗 r_1 は次式のようになる。

$$r_1 = \frac{R_1}{2} \frac{235 + 95}{235 + 20} \quad (2.36)$$

銅損は固定子巻線の抵抗によって生じる損失である。巻線抵抗値と運転時の電流を測定することによって求められる。一相あたりの電流を I_s , 抵抗値を r_1 とすると, 銅損 P_{co} は

$$P_{co} = 3I_s^2 r_1 \quad (2.37)$$

と表される。

2.5.3 無負荷試験による機械損と鉄損の分離

無負荷試験を行うことで鉄損と機械損を分離することができる。フライホイール交流蓄電機を定格電圧で無負荷運転させると, 無負荷状態であるためフライホイールはほぼ同期速度で回転する。そのときの回転速度を維持できる程度まで電圧を下げていき, 入力電力 P_{in} と電流 I_s と端子電圧 V_{in} を測定する。入力電力 P_{in} には, 鉄損 P_{iron} と機械損 P_{mecha} , 銅損 P_{co} が含まれている。この関係は

$$\begin{aligned} P_{in} &= P_{iron} + P_{co} + P_{mecha} \\ &= K \times V_{in}^2 + 3r_1 I_s^2 + P_{mecha} \end{aligned} \quad (2.38)$$

のように回転速度が一定なので機械損 P_{in} は一定であり鉄損は電圧の 2 乗に比例する。無負荷損失対入力電圧の曲線を 2 次関数で近似したときの切片がその回転速度における機

第2章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

械損 P_{iron} となる。そしてほぼ同期速度において各電圧における入力電力 P_{in} から、銅損 P_{co} を差し引いた値を（2極機の場合 $P_{\text{in}2}$ ）を図 2.19 に示す。図 2.20 に示すような、かご形誘導電動機（全閉外扇型）の外扇を取り付けた場合（標準）と外した場合において約 50% の 250 W 程度機械損が減っている。誘導電動機の用途によってはこの外扇が必要で

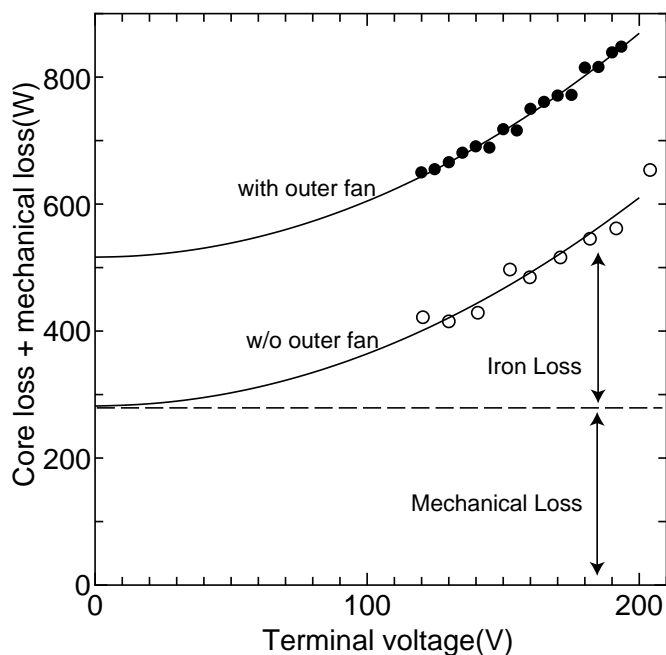


図 2.19: 2 極機 3000 min^{-1} における無負荷試験結果

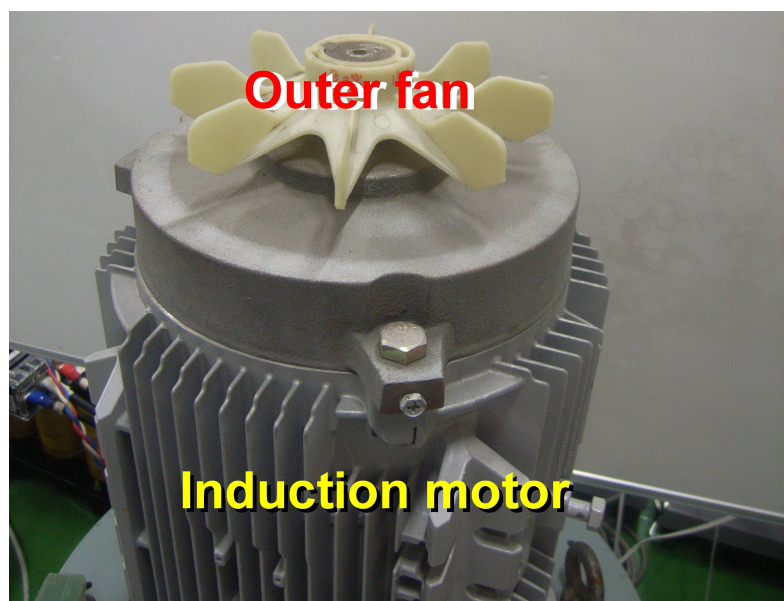


図 2.20: かご形誘導電動機（全閉外扇型）の外扇

ある。しかし第3章などで述べる瞬低保護装置や停電猶予装置など実際に誘導電動機が仕事をする時間が極めて短い場合は、外扇は必ずしも必要でない。この外扇の必要・不必要の判断は誘導機の温度上昇で判断することになり、3章 3.5.4 小節で検討する。

図 2.19 の曲線は 2 次関数で近似すると、4 極機、2 極機それぞれ

$$P_{in4} [W] = 7.71 \times 10^{-3} \cdot V^2 + 186 \text{ (外扇有り)} \quad (2.39)$$

$$P_{in4} [W] = 7.70 \times 10^{-3} \cdot V^2 + 163 \text{ (外扇無し)} \quad (2.40)$$

$$P_{in2} [W] = 5.60 \times 10^{-3} \cdot V^2 + 528 \text{ (外扇有り)} \quad (2.41)$$

$$P_{in2} [W] = 5.61 \times 10^{-3} \cdot V^2 + 282 \text{ (外扇無し)} \quad (2.42)$$

と表される ($V [V]$ は誘導電動機の端子電圧)。

2.5.4 自由減衰試験による慣性モーメント測定と機械損内訳分離

フライホイールの自由減衰時の回転速度の時間変化を計測することにより、フライホイール装置の慣性モーメントならびに機械損を求めることができる。この減速試験から、風損は回転速度の三乗に比例し、軸受け損は回転速度の一乗に比例するという考えにより風損と軸受け損を導出することができる。

慣性モーメントの測定

フライホイールが角速度 ω [rad./s] で回転しているときの蓄積エネルギー E (J) は、慣性モーメントを I [kgm²] とすると、式 (2.43) のように表される。

$$E [J] = \frac{1}{2} I \omega^2 \quad (2.43)$$

自由減速時の損失 $P_{loss} [W]$ は機械損 P_{mloss} (風損と軸受け損) のみであり、式 (2.43) における E の時間微分で求められ、式 (2.44) のように表される。

$$P_{loss} [W] = \frac{dE}{dt} = I \omega \frac{d\omega}{dt} \quad (2.44)$$

同期速度よりもやや高い回転速度まで回転させ、その後入力を遮断し、ロータ自由減速時の回転速度の時間変化を測定した結果 (2 極機の場合) を図 2.21 に示す。誘導電動機の外扇が無い方が機械損失が少ないため、自由減速時間も長くなっていることが分かる。

図 2.21 の曲線から、3000 min⁻¹ における回転速度の時間微分を求め、式 (2.44) および前節で求めた式 (2.39) の機械損の値から、フライホイールの慣性モーメント I を計算

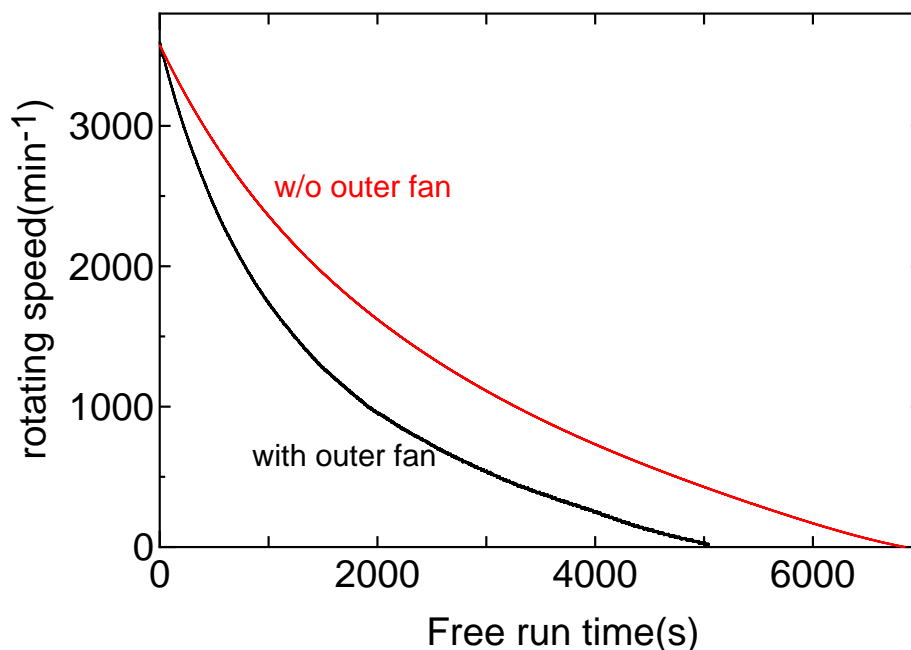


図 2.21: 自由減速曲線 (2 極機)

すると 4 極機 I_4 , 2 極機 I_2 それぞれ式 (2.45) のようになる。

$$I [\text{kgm}^2] = \frac{P_{lm}}{\omega} \left(\frac{d\omega}{dt} \right)^{-1} \quad (2.45)$$

$$\begin{cases} I_4 [\text{kgm}^2] = 17.8 \\ I_2 [\text{kgm}^2] = 6.73 \end{cases}$$

となる。フライホイールの慣性モーメントの設計値は表 2.10 および表 2.9 より 4 極機 17.5 kgm^2 , 2 極機 6.50 kgm^2 であるから , 誘導機のロータの重量が加わったことを考慮すればほぼ妥当な値であると考えられる。

また , 以降の損失の計算においてフライホイールの慣性モーメントは測定により求めた値 17.8 kgm^2 , 6.50 kgm^2 を用いる。

機械損失の内訳分離

軸受け損 P_b は回転速度に比例し , 風損 P_{win} は回転速度の 3 乗に比例する。したがって , 回転速度損失特性曲線を軸受損係数 a と風損係数 b を用いて近似すると , 4 極機 (a_4 , b_4) , 2 極機 (a_2 , b_2) それぞれ式 2.46 のように表現できる。

$$P_{lm} [\text{W}] = aN + bN^3 \quad (2.46)$$

$$\begin{cases} a_4 = 4.05 \times 10^{-2}, b_4 = 2.82 \times 10^{-8} \\ a_2 = 2.27 \times 10^{-2}, b_2 = 7.92 \times 10^{-9} \end{cases}$$

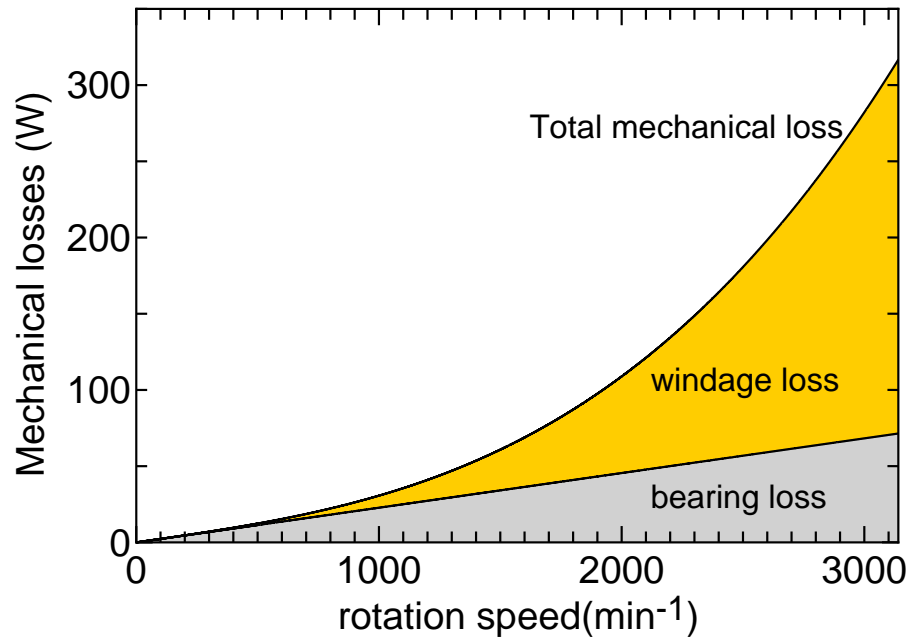


図 2.22: 回転速度対機械損失特性 (2 極機, 外扇なし)

したがって 2 極機の場合, 軸受け損 P_b と風損 P_{win} は回転速度 N [min^{-1}] または角速度 ω [rad./s] の関数として式 (2.47) のように表される。

$$P_b[\text{W}] = 2.27 \times 10^{-2} \cdot N \quad (2.47)$$

$$= 2.17 \times 10^{-1} \omega \quad (2.48)$$

$$P_{win}[\text{W}] = 7.92 \times 10^{-9} \cdot N^3$$

$$= 6.90 \times 10^{-6} \omega^3$$

これらより, 式 (2.44) より図 2.22 (積み上げグラフ) に示すように機械損失の内訳が分離できる。

2.6 本章のまとめ

本章では以下について述べ, 次章以降の原理検証モデルとなるフライホイールエネルギー貯蔵装置について製作・評価した。

- (1) フライホイールをはじめとし, NaS 電池, 電気二重層キャパシタ, SMES などのエネルギー貯蔵装置の最新動向を紹介した。
- (2) 次章以降で述べる瞬低・停電対策装置の原理検証モデルとしてフライホイールと誘導電動機による 10 kW, 15 s のエネルギー蓄積装置を製作した。

第 2 章 フライホイールによるエネルギー貯蔵

- (3) 原理検証モデルの電気的特性（回路定数）・機械的特性（機械的損失の分離など）を明らかにした。
- (4) 原理検証モデルの待機損失低減には He ガスなども有効であるが、用途によっては不必要なかご形誘導電動機の外扇を外すことが風損低減に効果的（2 極機の場合は約 50%の風損を削減可能）であることを明らかにした。

第 3 章

フライホイール交流蓄電機による 瞬低保護装置

3.1 本章の流れ

本章では第 1 章，1.3.3 小節において指摘した問題点（電力系統の瞬時電圧低下）の解決方法の一つとしてフライホイール交流蓄電機を用いた瞬低保護装置について述べる。内容は大きく分けて以下の 4 つである。

- (1) まず現在開発・利用されている既存の瞬低問題解決方法，例えば NaS 電池（第 2 章 2.2.2 小節）や EDLC（第 2 章 2.2.3 小節）や SMES（第 2 章 2.2.5 小節）などのエネルギー貯蔵装置を利用した方法を紹介し，本提案方式の位置づけを明らかにする。
- (2) 次に，提案するフライホイール交流蓄電機を用いた瞬低保護装置の原理や動作，前節で製作した表 2.9 や表 2.10 の仕様の 10 kW の原理検証モデルによる実験結果を述べる。
- (3) そして原理検証モデルでの実験結果より提案する瞬低保護装置の有効性を確認した後，フライホイール蓄積エネルギー容量の最適値について検討する。つまり本瞬低保護装置としてのフライホイール蓄積エネルギー容量をどのように設計すればよいかを述べ，設計指針を定量的に明らかにする。
- (4) その設計指針に基づきフライホイール蓄積エネルギー容量を最適化した 10 kW 機と 50 kW 機を新しく製作し設計指針の妥当性を実験的に確認する。
- (5) 最後に，本瞬低保護装置の良い点，悪い点などを他の瞬低問題解決方法と比較する。

3.2 現在利用されている瞬低問題解決方法

日本は電力系統が非常に強固であるため、停電回数よりも瞬低回数のほうが数百倍多く発生している⁽³⁰⁾。各電力会社も瞬低対策として様々な解決方法を開発・商品化しており、その例を以下に説明する。瞬低保護装置はその補償方式の違いから大きく分けて以下の 2 つに分類される⁽³¹⁾。

3.2.1 直列補償方式

直列補償方式とはエネルギー蓄積要素を持たない場合が多く（エネルギー蓄積要素を持つ場合もある）、瞬低時の不足電圧に対して直列変圧器で電圧を挿入（重畳させる）することで負荷電圧を正常にする方式であり、一般に DVR(Dynamic voltage restorer) と呼ばれている^(32,33,34,35)。図 3.1、図 3.2 にその概要を示す。直列補償方式は開放事故には対応できない。さらに無効電力補償であり、事故時の系統から負荷へ全ての有効電力を送電してもらうため、系統がさらに不安定になる場合もある。また、瞬低時の開始位相によっては直列電圧挿入用変圧器が偏磁する場合があります⁽³⁶⁾，そのため階調制御式（マルチレベル）の 1 パルスインバータを変圧器レスで直接挿入する方式^(37,38)もある。

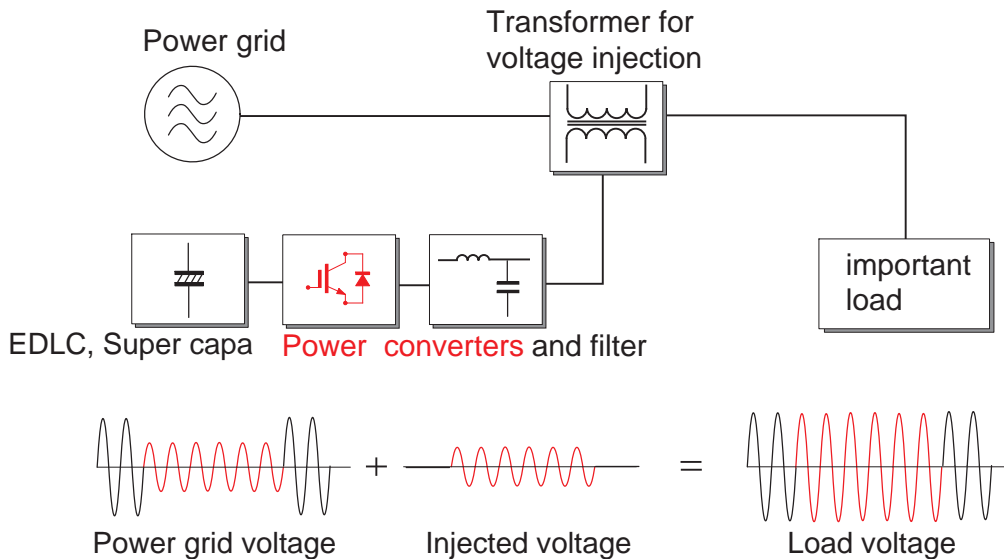


図 3.1: 直列補償方式（DVR）の構成図（エネルギー蓄積要素を持つ場合）

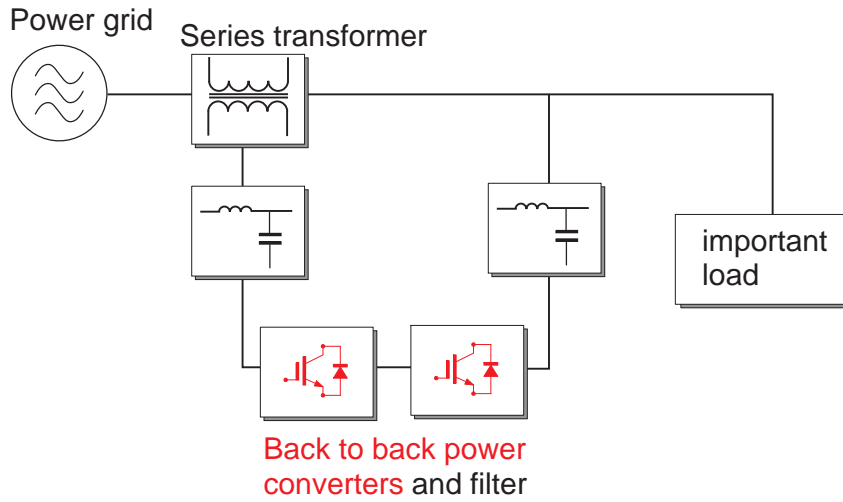


図 3.2: 直列補償方式 (DVR) の構成図 (エネルギー蓄積要素を持たない場合)

3.2.2 並列補償方式

並列補償方式とは直列方式と違い、必ずエネルギー蓄積要素を持っている。瞬低発生時には、系統を切り離し、そのエネルギーを負荷に供給する。その時、補償装置は電力系

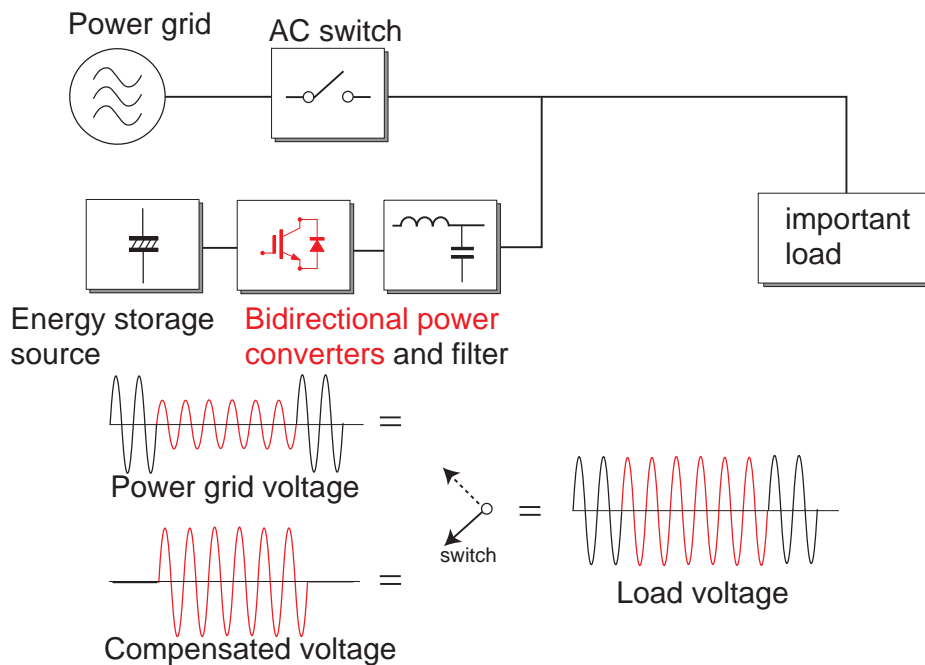


図 3.3: 一般的な並列補償方式の構成図

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

統の電圧低下量とは無関係に 100%の電圧を出力し負荷電圧を 100%に保つ方式である。図 3.3 に並列補償方式の構成を示す。エネルギー蓄積要素の種類は様々であり電気二重層キャパシタ^(39,40,41) , NaS 電池^(42,43) , SMES⁽²¹⁾ などを利用した瞬低保護装置が既存となっている。

3.3 フライホイールによる従来方式と提案方式の違い

一般的に言われている電気の品質とは (1) 交流電圧の振幅と (2) 周波数である。電圧振幅が低下すると多くの機器は誤動作または動かなくなる。しかしながら、関東と関西で周波数が異なるにも関わらず多くの機器が日本全国で利用できていることを考えると、周波数変化を感じない機器が多いと考えられる。そこで周波数変動を妥協することで半導体変換器を使用しない簡素な構成にする。

3.3.1 周波数低下による重要機器への影響

多くの重要負荷はダイオード整流器で構成されている場合が多く、周波数の低下の影響を受けにくい。図 3.4 に示すように、ダイオード整流器負荷の AC 側に 10%のリアクトルを挿入し、直流キャパシタの静電容量の単位静電容量定数 $H = 6 \text{ ms}$ として周波数を 50 Hz から 40 Hz へと 20%急変させた場合のシミュレーションを行った。単位静電容量定数とは回転体で言う「単位慣性時定数」と同一の物理的意味を持ち、「キャパシタ C に溜まっている全エネルギー $E_n = 1/2CV^2$ を定格電力 P_n で放電した場合に必要な時間」であり $H = E_n/P_n$ と表現できる。そのシミュレーション結果を図 3.5 に示す。同図より周波数 20%変化にもかかわらず交流側入力電流 i_{ac} および直流側キャパシタ電圧 v_{dc} は殆ど変化していないことが分かる。よってこのようなダイオード整流器負荷（パソコン、サーバー、自動化ロボットの電源など多数の機器）であれば周波数はそれほど重要で

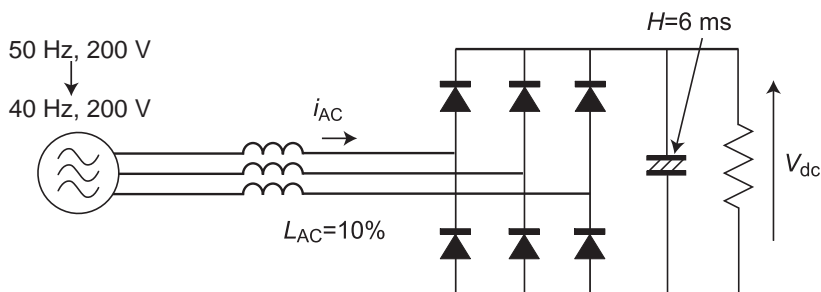
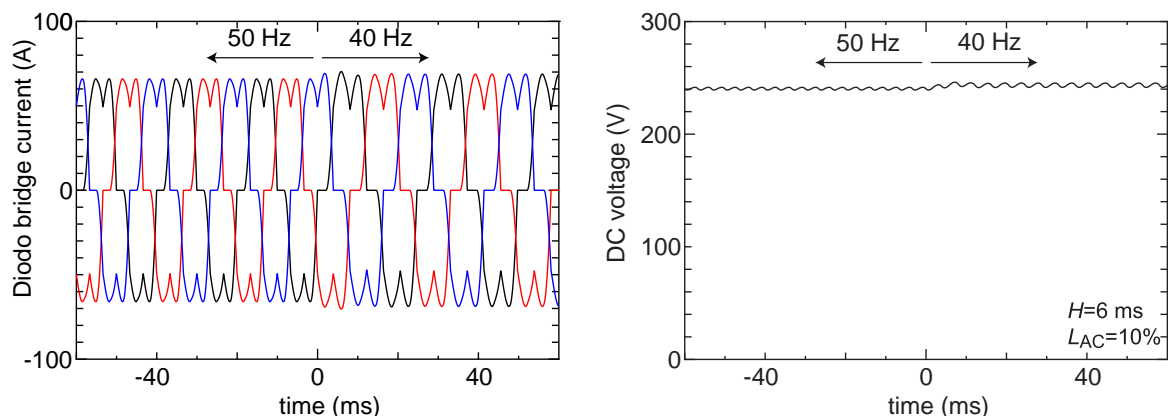


図 3.4: 一般的なダイオード整流器負荷（交流側リアクタンスが 10%）

3.3 フライホイールによる従来方式と提案方式の違い



(a) ダイオード整流器交流側入力電流

(b) ダイオード整流器直流側 DC 電圧

図 3.5: ダイオード整流器負荷の入力電圧周波数が急変した場合

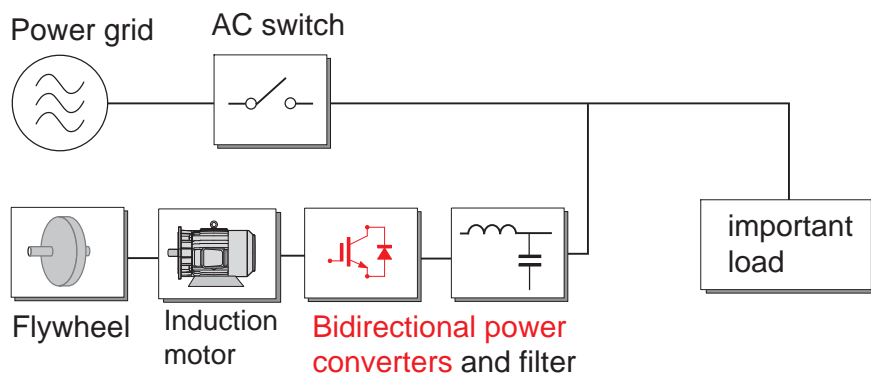
ないことが確認できる。勿論，同期電動機を直接駆動している場合など周波数変化が大きな影響をもたらす機器も存在するので注意が必要である。

3.3.2 従来のフライホイールの利用方法

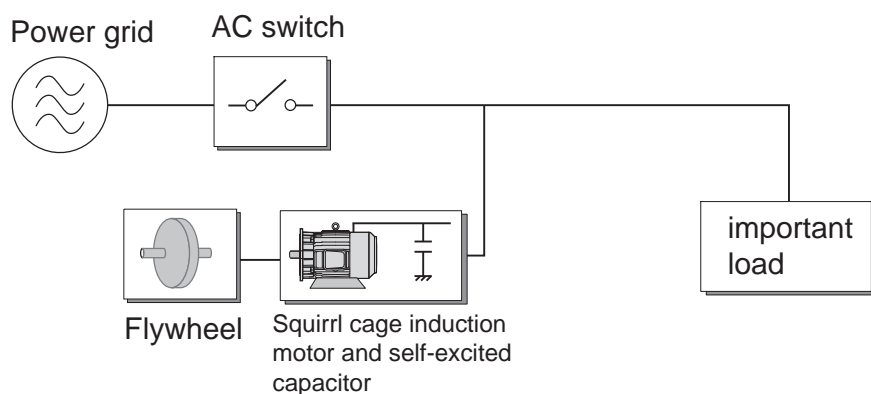
前小節の並列補償方式で述べたように，エネルギー蓄積要素がフライホイールの場合も同様で，様々な並列補償方式の論文^(44, 45, 46, 47)があるが図 3.6(a) のようにフライホイール + 誘導機（あるいは同期機） + 双方向インバータ（半導体電力変換器）の構成でありフライホイールをあたかもバッテリーなどの直流のエネルギー蓄積要素であるかのように扱っていた。つまり，従来は瞬低時の発電方法が静止型から回転機になりエネルギー蓄積要素が NaS 電池や SMES からフライホイールになっただけであった。双方向インバータを使用することで以下のようなメリットはある。

- (1) 回転速度の上下限を任意に選択できるため同じエネルギーを貯める場合，高速で軽量のフライホイールとなる。
- (2) 瞬低・停電時の発電周波数をフライホイール回転速度に依らず正確に 50 Hz または 60 Hz にすることが可能である。
- (3) 上記の理由より，蓄積エネルギーの利用率が良くなる。

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置



(a) 今までの既存のフライホイールを利用した瞬低停電補償装置の概略構成



(b) 提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の概略構成

図 3.6: 提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の新しい点

3.3.3 提案方法の新しい点（半導体変換器レスと周波数変動の妥協）

一方，本章で提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の概略構成を図 3.6(b) に示す。同図より本提案方式はフライホイール+誘導電動機を直接電力系統に接続しフライホイールが交流のエネルギー蓄積要素であるように振舞うため，フライホイール交流蓄電機と呼んでいる。つまり，今まで提案されている既存の瞬低・停電のためのフライホイールを利用した論文と違う点（新しい点）は双方向インバータ（半導体電力変換器）を取り去って全体を簡素にした点である。半導体変換器による電力双方向インバータが無くても誘導機自身の共振現象（キャパシタ自己励磁現象）を利用してフライホイール

を原動機として適切な電圧を発生し負荷に電力を供給することが可能である。但し、半導体変換器を使用しないため、その分不利な点もあるが考え方を以下に示す。

- (1) 瞬低中、フライホイールの回転速度の低下に伴い、発電周波数も低下する。よって半導体変換器を使用しないため、これと引き換えに周波数は犠牲になる。
- (2) しかし重要負荷と一口に言っても、もちろん周波数低下の影響を受ける負荷も存在するが、ダイオード整流器負荷など周波数が変動してもその影響を殆ど受けない負荷も多数存在する。

以上のように、前小節で説明したように周波数低下の影響を殆ど受けないダイオード整流器負荷などの重要負荷であれば本提案方式でも瞬低から重要負荷を十分保護できると考え、次節では提案する方式の原理（キャパシタ自己励磁現象⁽⁴⁸⁾）やシステム全体の構成について述べる。

3.4 フライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の原理

前節で触れたように、提案する方式は瞬低中、負荷を保護すべく誘導電動機が誘導発電機になるためにキャパシタ自己励磁現象⁽⁴⁸⁾を利用したシステムであり、この現象が本システムを利用する上での鍵となる。以下にその誘導機のキャパシタ自己励磁現象について述べる。

3.4.1 誘導機のキャパシタ自励現象

誘導電動機が誘導発電機になるためのキャパシタ自己励磁現象（以下、自励現象と略記）は古くから知られている現象である。しかし、現在も自励現象は誘導機を独立で誘導発電機として利用する際に、例えばインドネシアなどのマイクロ水力発電（10～100 kW程度）では電力系統とは独立の自励式誘導発電機が利用されている^(49,50)。

自励現象の定性的説明

図 3.7 に誘導機のキャパシタ自励式誘導発電機の等価回路を示す。一般に誘導機は励磁インダクタンスで磁束を作ってはじめて動作するため、発電機動作・電動機動作どちらにおいても、誘導機自身はその磁束を作るために遅れ無効電力を必要（吸収）とする。したがって電動機動作の場合、電源がその無効電力を供給する。一方、電源に接続されていない発電機動作の場合は磁束を作る遅れ無効電力供給源が必ず別途必要になる。つまり、

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

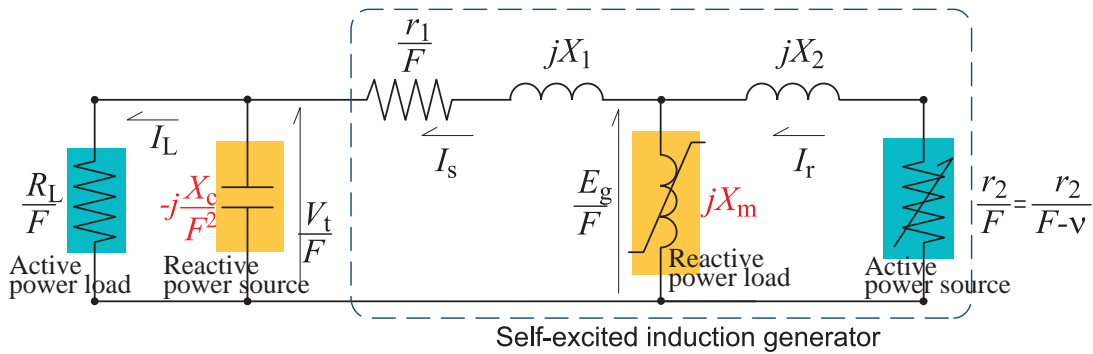


図 3.7: キャパシタ自励式誘導発電機の等価回路

キャパシタ自励現象とは別途必要となる無効電力供給源をキャパシタで実現しようとするものであり最も簡単な方法である。

いま何らかの原動機（例えば水車）によって、ある一定回転速度で駆動される誘導機の固定子端子間に適当なキャパシタを接続する時、キャパシタ自励現象によって誘導機の端子電圧がある一定値まで漸次上昇する。この現象は自励式直流発電機の電圧確立作用と類似な現象として説明できる。図 3.8 を用いて説明すると以下ようになる。

誘導機は残留磁気が存在するため微弱な磁石と等価の働きをし、この段階では永久磁石式同期発電機となっている。図 3.9(a) に示すように固定子端子間に微小な電圧が発生し、図 3.9(b) に示すように、その残留電圧の大きさは回転速度に比例する。したがって、キャパシタを接続すれば、キャパシタに微弱な進み電流が流れ、それが誘導機の励磁電流

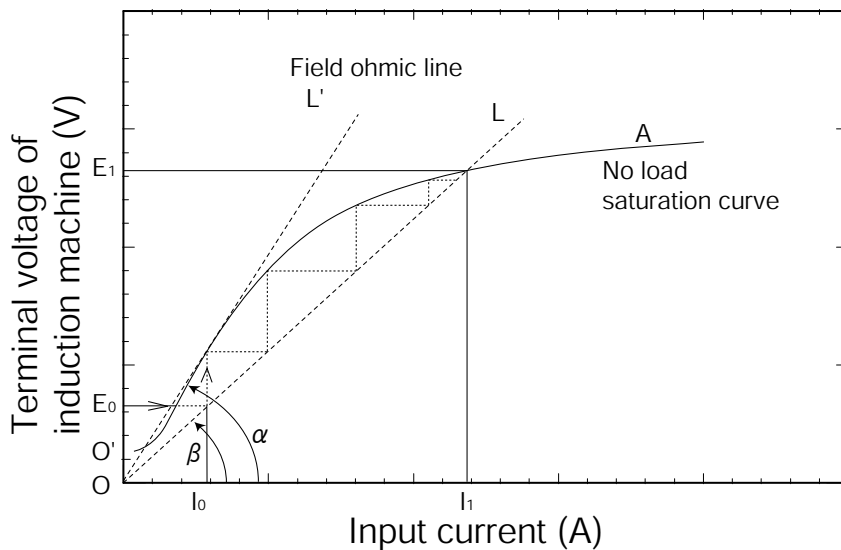


図 3.8: 誘導機の無負荷飽和特性曲線とコンデンサの界磁抵抗線

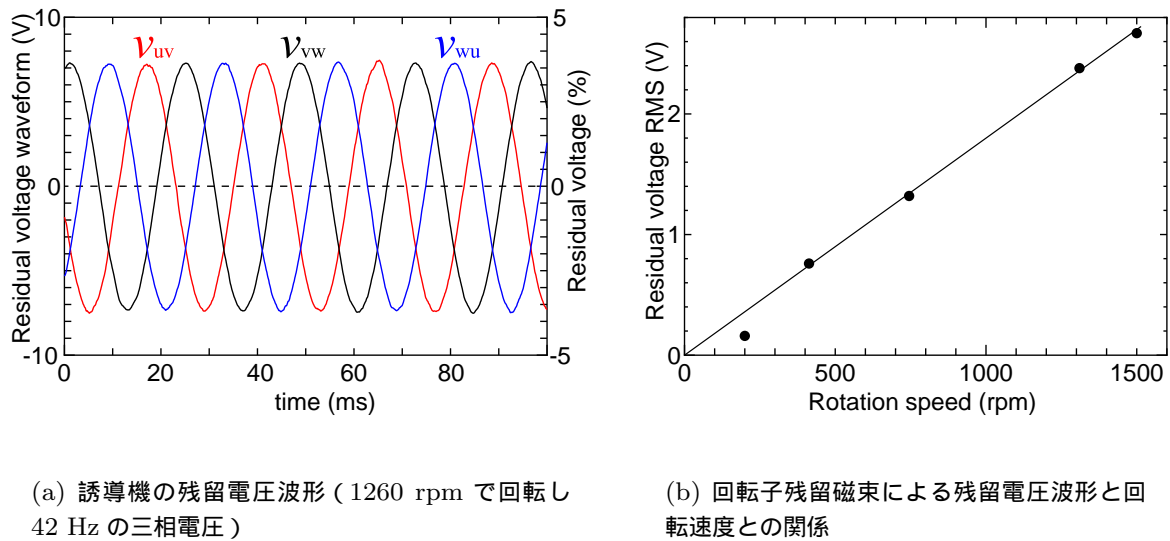


図 3.9: 誘導機の残留電圧波形と回転速度依存性

(遅れ電流) となって磁束を増大させる。磁束が増大すれば固定子端子間に発生する電圧も増大し、キャパシタ電流も増大する。このように、原因が結果を生み結果が原因となって誘導機の固定子端子間電圧は上昇していくことになる。O'A は誘導機の無負荷飽和曲線、OL はキャパシタの界磁抵抗線 ($V = I/\omega C$) である。そしてこの電圧は誘導機の無負荷飽和曲線 O'A とキャパシタの界磁抵抗線 OL の交点で大体安定する。なお、O'A と界磁抵抗線が交点を持たない場合、つまり

$$\tan \alpha = \frac{\sqrt{3}}{\omega C_1} \quad (3.1)$$

のように自励用キャパシタの静電容量 C_1 が小さい場合は、励磁電流を十分に補償しないため電圧は確立しない。従って

$$\tan \beta > \frac{\sqrt{3}}{\omega C_2} \quad (3.2)$$

の範囲で自励用キャパシタの静電容量 C_2 を選定する必要がある。但し、無負荷で発生する自励電圧と自励用キャパシタの静電容量との関係は無負荷飽和特性と界磁抵抗線の交点なので容易に計算できる。第 2 章 2.4.6 小節、表 2.9 と表 2.10 の仕様のフライホイール交流蓄電機を第 2 章 2.5.3 小節と同様に、ほぼ同期速度で回転させ、誘導電動機端子電圧を徐々に低下させ、端子電圧と電流を測定した結果 (無負荷試験) を図 3.10, 3.11 図に示す。また同図に自励用キャパシタの界磁抵抗線を示す。同図から先に示した原理に基づき、ほぼ同期速度で無負荷で回転している誘導発電機の自励電圧予測を行うと、2 極機

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

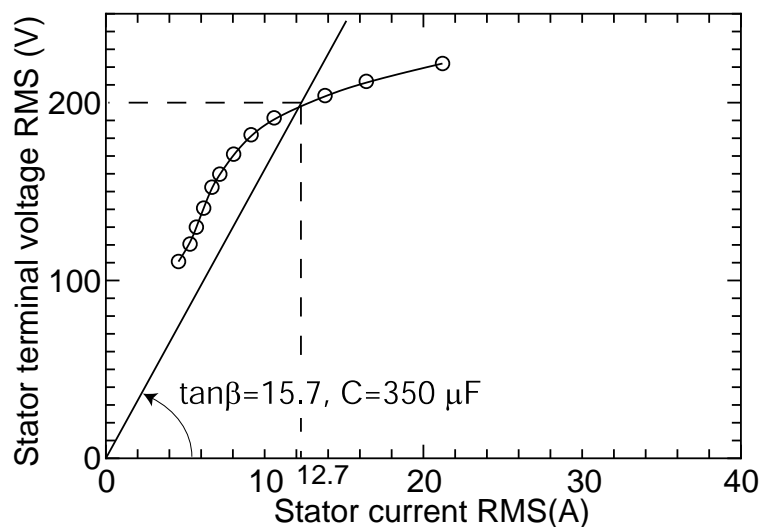


図 3.10: 無負荷飽和特性 (11 kW, 2 極機の場合) と自励用キャパシタの静電容量との関係

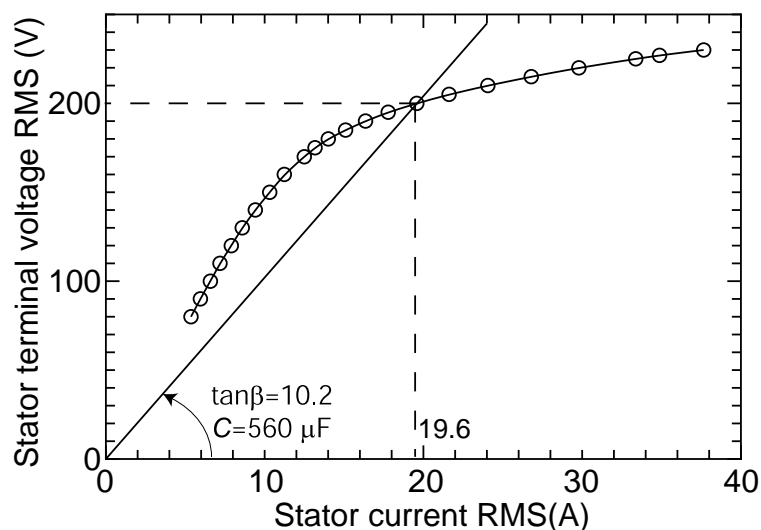


図 3.11: 無負荷飽和特性 (11 kW, 4 極機の場合) と自励用キャパシタの静電容量との関係

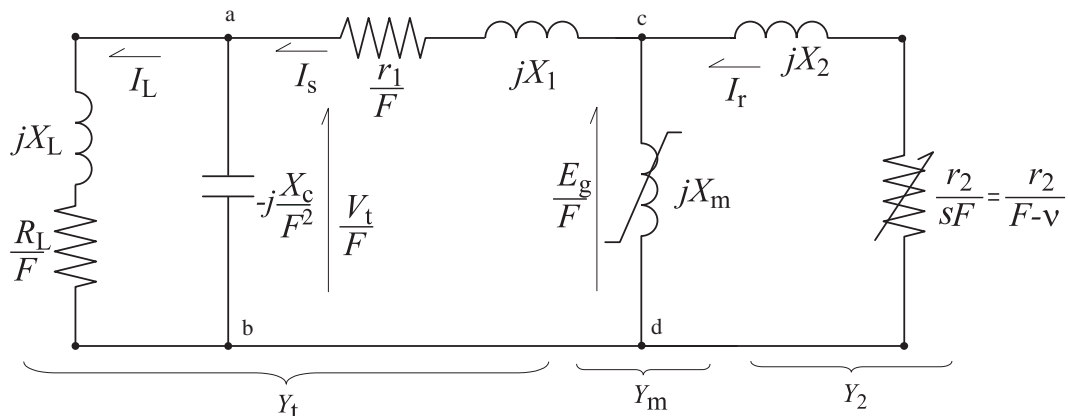
の場合は, $\tan \beta = 15.7$ であるので 1 相当たり $350 \mu\text{F}$ 接続時に定格電圧の 200 V , 4 極機の場合は $\tan \beta = 10.2$ であるので 1 相当たり $540 \mu\text{F}$ 接続時に定格電圧 200 V の電圧が誘起されると予測される。実測値と予測値との比較・確認に関しては以後の実験で詳述する。

3.4.2 自励現象の定量的説明

誘導機端子に容量性リアクタンス X_c のキャパシタを接続した場合に誘起される周波数・端子電圧の変化について説明する。誘導発電機の等価回路および電力を供給すべき誘導性負荷は通常、固定子・回転子の各諸定数により図 3.12 ように表現される。ここで F, ν は夫々誘起された周波数 $f(\text{Hz})$ ，回転子回転速度 $n(\text{min}^{-1})$ を定格値で割った値 $F = f/F_0, \nu = n/n_0$ として規格化し，単位は (p.u.) を用いる。すべり s は規格化すると $s = (F - \nu)/F$ で表され，誘導機は発電機として作用し s は常に負となるため，常に ν は F よりも大きな値となる。無負荷時の自励電圧は先に示したように容易に計算できるが，負荷接続時の自励電圧は方程式が非線形であるため繰り返し計算をしないと求めることができない。この等価回路において変数は周波数 F と非線形素子である励磁リアクタンス X_m であり，さまざまな計算方法が提案されている^(51,52)。

キャパシタ自励式誘導発電機の解析法

本論文では，その中の1つで，最も適当な解に収束しやすい Iterative method を用いた。この方法は各ノードでのアドミタンス Y_t, Y_m, Y_2 を用いる。ここで



- r_1, r_2 : per phase stator and rotor resistance
- X_1, X_2 : per phase stator and rotor leakage reactance
- X_m : magnetizing reactance
- X_c : per phase capacitive reactance of the terminal capacitor C
- R_L : load resistance
- F, ν : p.u. frequency and speed
- I_s, I_r, I_L : stator, rotor and load current per phase
- V_t, E_g : terminal and gap voltage

図 3.12: キャパシタ自励誘導発電機と誘導性負荷の等価回路

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

$$\frac{E_g}{F}(Y_t + Y_m + Y_2) = 0 \quad (3.3)$$

が成り立つ。ここに、

$$Z_{ab} = R_{ab} - jX_{ab} = \frac{\left(\frac{R_L}{F} + jX_L\right) \left(-j\frac{X_c}{F^2}\right)}{\frac{R_L}{F} + j\left(X_L - j\frac{X_c}{F^2}\right)} \quad (3.4)$$

$$Y_t = \frac{1}{R_t - jX_t} = G_t + jB_t \quad (3.5)$$

$$R_t = R_{ab} + \frac{r_1}{F}, \quad X_t = X_{ab} - X_1 \quad (3.6)$$

$$G_t = \frac{R_t}{R_t^2 + X_t^2}, \quad B_t = \frac{X_t}{R_t^2 + X_t^2} \quad (3.7)$$

とする。誘導発電機として動作するためにはギャップ電圧 E_g は零でないため式 (3.3) より $E_g \neq 0$ となるので

$$Y_t + Y_m + Y_2 = 0 \quad (3.8)$$

が成り立つ。つまり誘導発電機が電圧を確立するためには式 (3.8) の実部・虚部ともに零になることが条件となる。したがって、

$$G_t + \frac{\frac{r_2}{F - \nu}}{\left(\frac{r_2}{F - \nu}\right)^2 + X_2^2} = 0 \quad (3.9)$$

$$B_t - \frac{1}{X_m} - \frac{X_2}{\left(\frac{r_2}{F - \nu}\right)^2 + X_2^2} = 0 \quad (3.10)$$

と表せる。ここで、 $\gamma = F - \nu$ とすると式 (3.9) は

$$G_t X_2^2 \gamma^2 + r_2 \gamma + G_t r_2^2 = 0 \quad (3.11)$$

と書き換えることができる。つまり式 (3.11) の2次方程式を γ について解くと

$$\gamma = \frac{r_2}{2G_t X_2^2} \left(1 \pm \sqrt{1 - 4G_t^2 X_2^2}\right) \quad (3.12)$$

が解となる。解の符号は誘導発電機の場合、 γ は負の小さな値であることを考慮すれば

$$\gamma = \frac{r_2}{2G_t X_2^2} \left(1 - \sqrt{1 - 4G_t^2 X_2^2} \right) \quad (3.13)$$

となる。従って負荷が接続されている場合の自励電圧の繰り返し計算手順は次のようになる。

- (1) 誘導機の回路定数 (X_m 以外), 回転速度 ν , 自励用キャパシタのリアクタンス X_c , 負荷インピーダンス Z_L を決める。
- (2) 式 (3.4) ~ 式 (3.7) を用いてアドミタンスの実部 G_t を計算する。
- (3) G_t を用いて式 (3.13) の解 γ を求める。

以上により誘導発電機の暫定的な周波数 F_{first} が求まる。次に (2), (3) の繰り返し計算を行って周波数 F_{next} を求め,

$$|F_{\text{first}} - F_{\text{next}}| \leq \varepsilon \quad (3.14)$$

として収束条件 ε を満たすまで繰り返し計算を行う。そして収束した解である周波数 F_{last} を用いて式 (3.10) に代入すれば非線形素子である励磁リアクタンス X_m を求めることができる。

励磁リアクタンスとギャップ電圧

誘導機の無負荷試験 (第 2 章 2.5.3 小節参照) ではすべり s は非常に小さくほぼ零とみなせるくらい小さいため簡易等価回路 (星型一相分) は二次側を開放した図 3.13 のように表される。この等価回路において, ギャップ電圧 E_g は励磁リアクタンス X_m と無負荷試験での固定子電流 I_s の積で表すことができる。

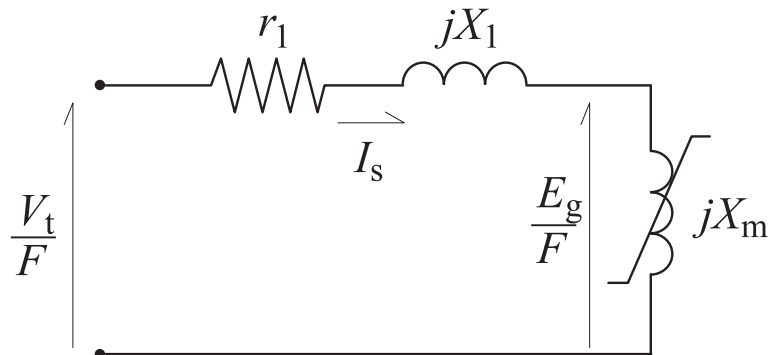


図 3.13: 誘導電動機の無負荷試験における簡易等価回路

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

$$E_g = X_m I_s \quad (3.15)$$

固定子電流 I_s は，その時の誘導機端子電圧を V_t ，無負荷簡易等価回路の全インピーダンスを Z_{n1} として，

$$I_s = \left(\frac{V_t}{\sqrt{3}} \right) \frac{1}{Z_{n1}} \quad (3.16)$$

となる。 Z_{n1} は，漏れリアクタンスを X_1 ，固定子巻線抵抗を r_1 として $Z_{n1} = r_1 + j(X_1 + X_m)$ のように表すことができるため，励磁リアクタンス X_m は以下のように書き表すことができる。

$$X_m = \sqrt{Z_{n1}^2 - r_1^2} - X_1 = \sqrt{\left(\frac{V_t}{\sqrt{3}I_s} \right)^2 - r_1^2} - X_1 \quad (3.17)$$

従ってギャップ電圧は次式のようになる。

$$E_g = X_m I_s = \left\{ \sqrt{\left(\frac{V_t}{\sqrt{3}I_s} \right)^2 - r_1^2} - X_1 \right\} I_s \quad (3.18)$$

この時の無負荷電流 I_s はほぼ全て励磁電流 I_m とみなすことができるため，式 (3.17) を用いて無負荷試験より励磁リアクタンス X_m とギャップ電圧 E_g の関係を求めることができる。以上より磁化特性曲線を図 3.14，図 3.15 に示す。同図より明らかなように，励磁

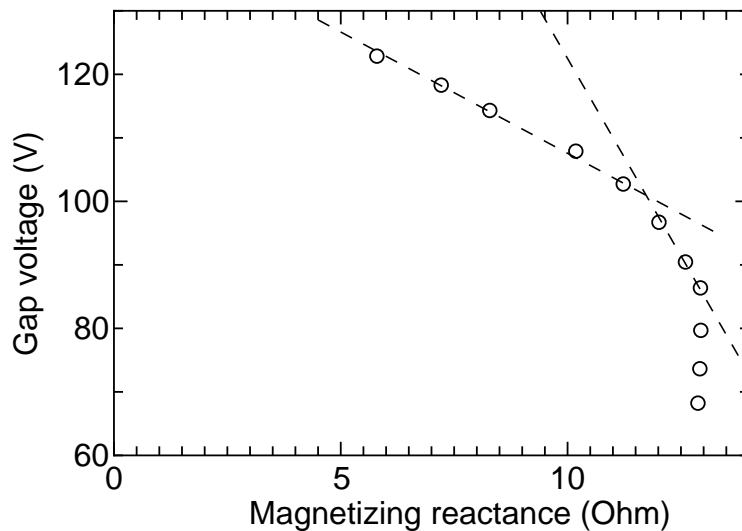


図 3.14: 励磁リアクタンスとギャップ電圧の関係 (第 2 章 2.4.6 小節，表 2.9 の仕様の 2 極機)

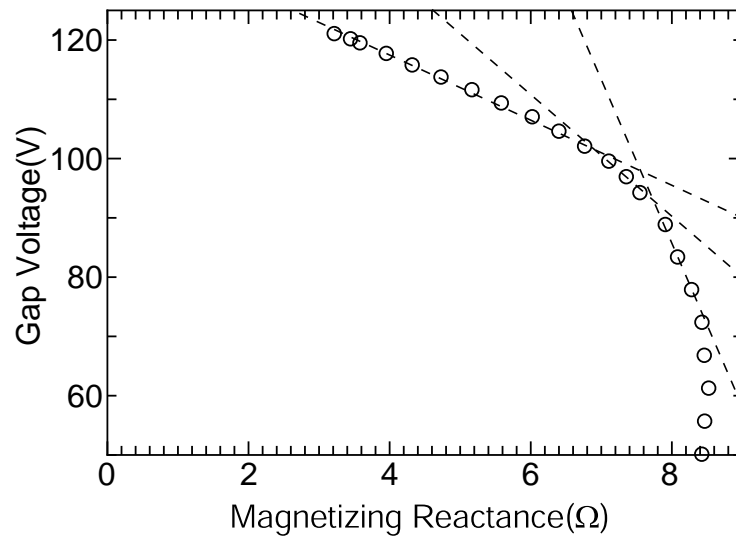


図 3.15: 励磁リアクタンスとギャップ電圧の関係 (第 2 章 2.4.6 小節, 表 2.10 の仕様の 4 極機)

電流が増加し印加電圧が定格電圧近傍では, 誘導機鉄心は飽和を始める。従って励磁リアクタンスとギャップ電圧の関係は飽和領域と非飽和領域に分けて考慮する必要がある。しかしながらコンデンサ自励式誘導発電機として実際に利用する範囲は完全に飽和領域となるため, ギャップ電圧 E_g は式 (3.19) のように場合わけをして, 励磁リアクタンス X_m の一次関数として近似できる。表 2.10 の仕様の 4 極機の場合, 以下のようになる。

$$E_g [\text{V}] = \begin{cases} -5.27X_m + 138 & (X_m [\Omega] \leq 6.76) \\ -12.0X_m + 184 & (6.76 \leq X_m [\Omega] \leq 7.55) \\ -29.5X_m + 322 & (7.54 \leq X_m [\Omega] \leq 8.28) \end{cases} \quad (3.19)$$

誘導機端子電圧・出力

電气的特性 (固定子電流, 回転子電流, 端子電圧など) は磁化特性曲線より得られたギャップ電圧 E_g から, 誘導機端子電圧を等価回路を用いて計算できる。図 3.12 の等価回路よりギャップ電圧と誘導機端子電圧の関係は式 (3.20) ~ 式 (3.25) のようになる。

まず, 誘導機固定子に流れ出る電流 I_s は

$$I_s = \frac{\frac{E_g}{F}}{\frac{r_1}{F} + jX_1 - \frac{j(R_L - jX_L F)X_c}{F^2 R_L + jX_L F^3 + jX_c F}} \quad (3.20)$$

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

となる。また、誘導機回転子を通る電流 I_r は

$$I_r = \frac{-\frac{E_g}{F}}{\frac{r_2}{F - \nu} + jX_2} \quad (3.21)$$

となる。したがって負荷に流れる電流 I_L は

$$I_L = \frac{-jX_c I_s}{FR_L + jX_L F^2 - jX_c} \quad (3.22)$$

よって、負荷電圧（誘導機端子電圧） V_t は

$$V_t = I_L Z_L F \quad , \quad Z_L = \frac{R_L}{F} + jX_L \quad (3.23)$$

したがって、軸からの入力 P_{in} は相数を q （通常は三相であるので $q = 3$ ）とすると、

$$P_{in} = \frac{-q |I_s| r_2 F}{F - \nu} \quad (3.24)$$

よって負荷が消費する電力 P_L は

$$P_L = q \left| \frac{V_t}{F} I_L \right| \quad (3.25)$$

として求められる。

3.5 誘導機のキャパシタ自励現象を用いた瞬低保護装置システム構成と実験結果

本小節では前小節で説明した誘導機のキャパシタ自励現象を利用して、誘導電動機にフライホイールを付けた表 2.9 や表 2.10 のフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置について以下の内容を述べる。

1. 瞬低保護システム全体の構成と動作（回路構成や動作シーケンス）
2. フライホイール交流蓄電機による基本的な瞬低保護装置としての特性，実験結果
3. 本瞬低保護装置の過負荷での特性，並列運転による大容量化の検討など

3.5.1 瞬低保護システム構成と動作

本瞬低保護装置のシステム構成を図 3.16，動作シーケンスを図 3.17 に示す。以下に本装置の動作シーケンスを説明する。

(1) フライホイール誘導電動機の起動

フライホイール誘導電動機の起動は電流制限用リアクトルを通じて減電圧始動する。その後，同期速度付近まで回転速度が上昇した後，リアクトルを短絡し，誘導電動機は無負荷で待機運転を行う。別案としてはリアクトル起動ではなく，連系サイリスタスイッチの位相角制御で減電圧し，起動電流を抑える方法もある。

(2) 瞬低の検出および負荷電圧維持

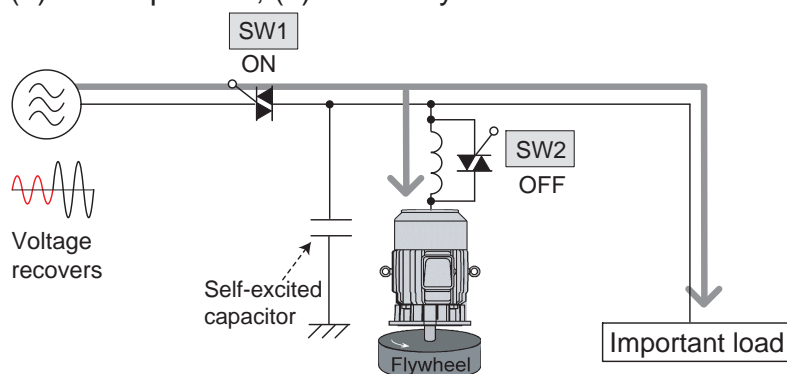
瞬低の検出は系統電圧の q 軸電圧を監視する方法と誘導機に流れ込む有効電力の逆潮流を監視する方法がある。瞬低の発生の確認と同時にフライホイール+誘導電動機から系統への逆潮流を防ぐため，SW1 を OFF し系統から負荷およびフライホイール+誘導電動機を双方向サイリスタスイッチにより切り離す。サイリスタスイッチを用いているため OFF 信号が入ってから瞬時電流値が零になって OFF となる。そして誘導電動機はと同時にキャパシタ自励現象が起きるためフライホイールを原動機としたキャパシタ自励式誘導発電機として負荷に電力を供給する。給電中，フライホイールの回転速度の低下に比例して自励電圧（=負荷電圧）の周波数は低下する。

(3) 復電

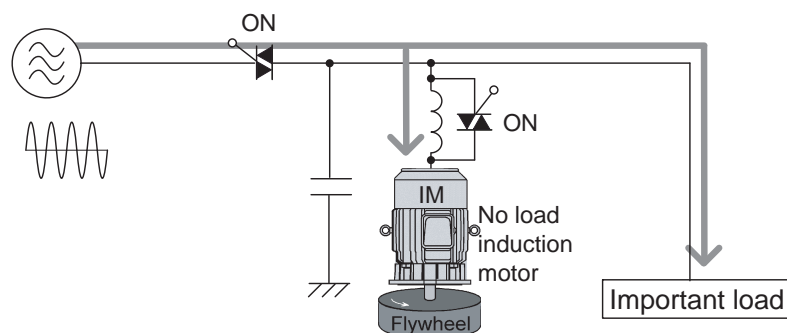
キャパシタ自励式誘導発電機により負荷を瞬低から保護した後，もし系統電圧が復帰していれば，系統電圧と負荷電圧の位相角差が零になる瞬間に SW1 を再度 ON し再

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

(1) Start up mode, (4) Recovery mode



(2) Idling mode



(3) Protection mode

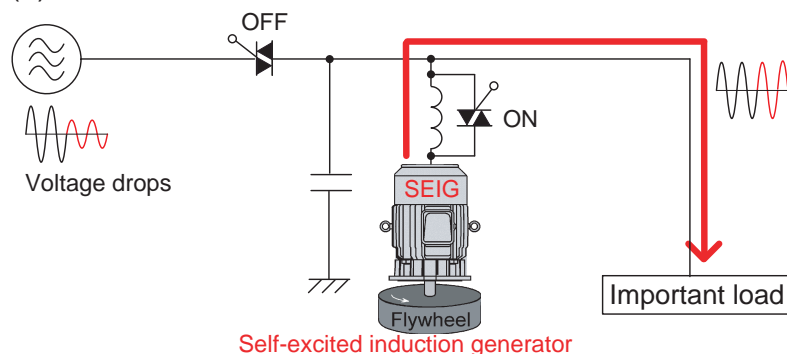


図 3.16: 提案するフライホイール+誘導電動機による瞬低保護装置のシステム構成

接続する。このとき SW2 を OFF とし誘導機は電流制限リアクトルを通じて復電する。これは再接続時、回転速度が低下したフライホイール+誘導機に流入するラッシュ電流によって系統電圧が低下する（系統インピーダンスに過電流が流れることによる電圧降下）影響を回避するためである。その後、フライホイール+誘導電動機の回転速度が同期速度付近まで上昇したら、SW2 を ON にして、フライホイール+誘導電動機は無負荷の待機状態となる。

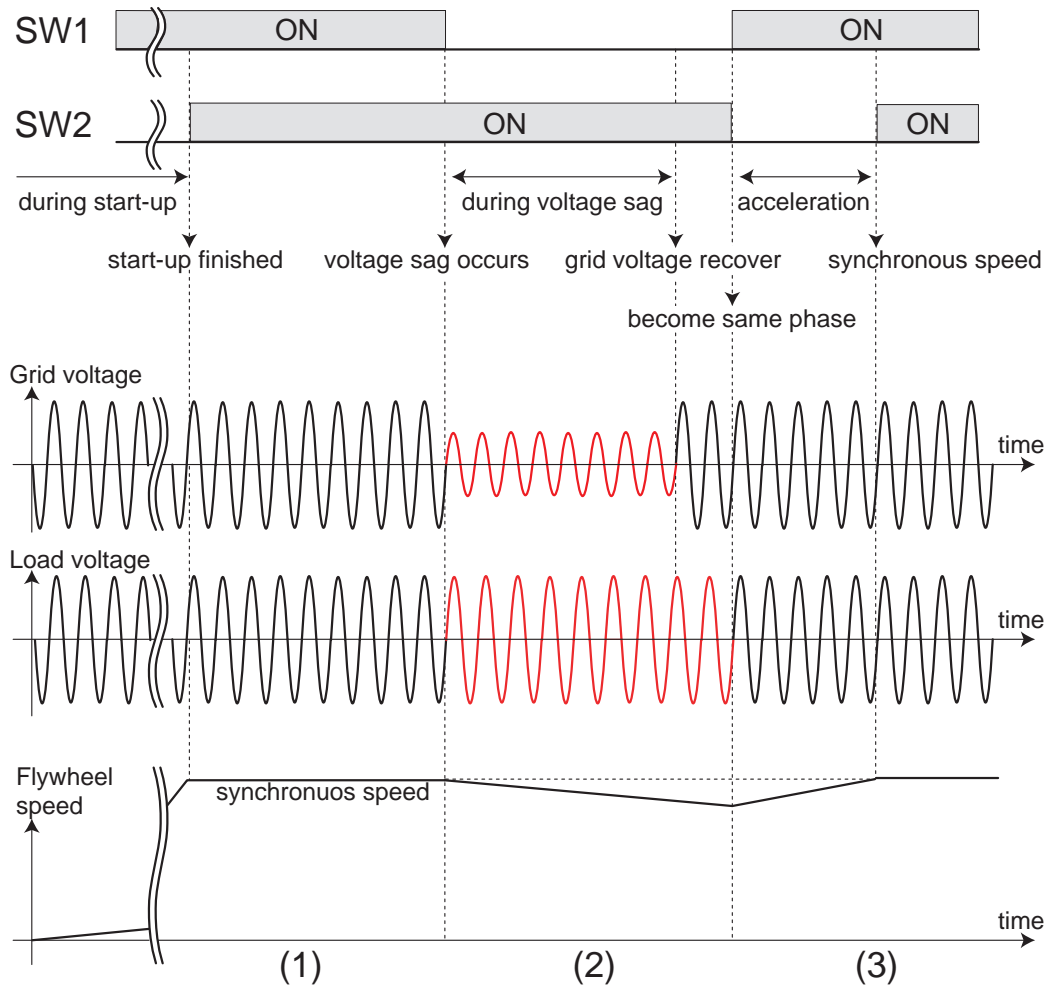


図 3.17: 提案する瞬低保護装置のスイッチ動作シーケンス

上記が実際に行う運転システム一連の概要である。待機時および瞬低補償中の各ベクトルのフェーザ図を図 3.18 に示す。瞬低補償中は負荷電圧の周波数が低下するため、負荷電圧ベクトルは系統電圧ベクトルに対して回転するフェーザ図(図 3.18(b))となる。次小節以降はフライホイール交流蓄電機の起動に始まる各運転状態における実験結果について説明する。

3.5.2 同期電動機でなく誘導電動機である理由

フライホイール交流蓄電機とは『かご形誘導電動機』+『フライホイール』で構成されている。電気機械のエネルギー変換機としての選択肢は『同期機』か『誘導機』の2種類が挙げられる。前小節で述べた提案する瞬低保護装置には同期機ではなく誘導機を採用す

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

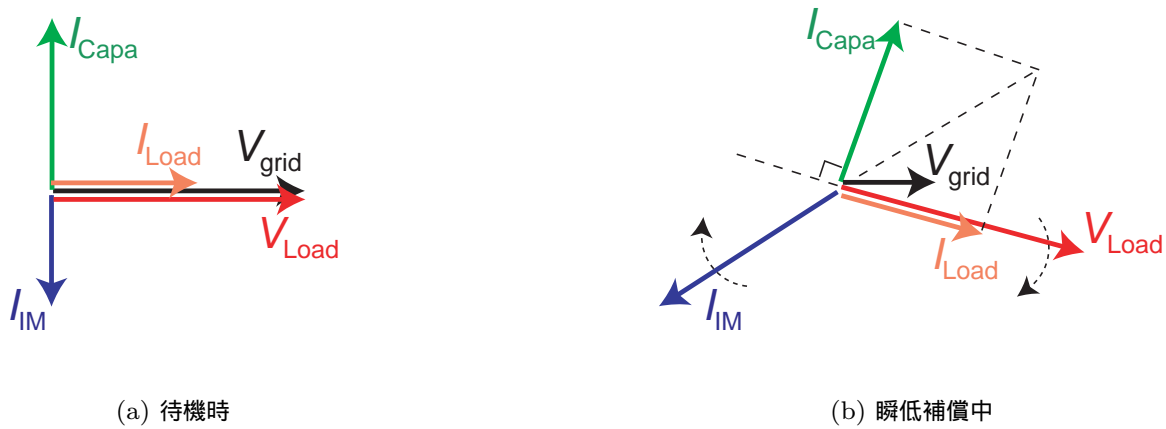


図 3.18: 待機時と瞬低補償時の各ベクトルフェーザ図

る理由が幾つかあり，以下に述べる。

- (1) 起動時の問題： 一般的に制動巻線を持たない同期機を起動するには半導体変換器による低周波起動するしかなく，半導体変換器を用いずに商用電源（50/60 Hz 固定）で起動できるのは誘導機である。制動巻線を有する同期機でも，その巻線の熱容量は非常に小さい。そのため慣性モーメントが大きいフライホイールが接続されている場合は商用周波数起動では制動巻線が焼損する。一方，誘導機の場合は同期機で言う制動巻線が回転子の全ての巻線に相当するため，熱容量も十分あり慣性モーメントが大きいフライホイールを接続している場合でも商用周波数起動は十分可能である。本フライホイール交流蓄電機起動時の回転子の温度上昇など熱容量の詳細を本節 3.5.4 小節で述べる。
- (2) 再接続時の問題： 提案する瞬低保護装置は周波数を犠牲にするため，補償時の周波数は低下する。同期機は回転している回転子の磁極の周波数（= 回転速度）と固定子が作る回転磁界の電氣的周波数および幾何学的位置が完全に一致していないと電源に接続できない。つまり，もし同期機を使用した場合，再接続時に系統側と同期機側の周波数が異なるため，再接続が出来ない，あるいは再接続しても脱調してしまう。一方，誘導機の場合は回転子の磁極の周波数（= 回転速度）は固定子が作る回転磁界によって生成されるため周波数と回転速度の周波数が異なる場合でも電源に接続出来る。
- (3) 同期機は回転子直流界磁巻線へ電流を流すためスリップリングやブラシなど磨耗部品があるが誘導機は接触部分が無いためメンテナンスが容易である。（ブラシレス励磁方式であれば磨耗部品はなくなるが回転励磁機が必要になり構造が複雑になる）

以上より、提案する半導体変換器を用いない瞬低保護装置では同期電動機でなく誘導電動機を利用している。

3.5.3 フライホイール交流蓄電機の起動

一般的に誘導電動機を起動する場合、静止している誘導機は 2 次側を短絡した変圧器と等しい構造となるため 1 次側に定格電圧を直接印加すると大きな始動電流が流れる巻き線を焼損する。特に本県級のシステムではフライホイールが連結された慣性大なる誘導電動機を用いるため始動時に発生する過電流は極めて重大な影響を与えることが予想される。起動方法は大きく分けて以下の 2 通りが考えられる。

- (1) まず第一に直列リアクトルによる減電圧起動が考えられる。この方式は誘導機の 1 次側に直列にリアクトルを接続することで始動電流を制限し十分な加速を得られた後にこれを短絡する方法である。
- (2) 他の方法は系統連系双方向サイリスタスイッチの位相各制御によって等価的に減電圧し、起動電流を抑制する方法がある。

前者は制御が必要ないが、起動用リアクトルが必要となる。後者の起動方法であれば別途起動用の構成部品は必要ないが、系統連系双方向サイリスタスイッチの制御が必要となる。また、可変周波数ではなく固定の商用周波数で起動するため、慣性が大きく起動時間が長い場合は、かご形回転子が溶けることがしばしばあるため、その考察も必要である。

リアクトル起動

起動に適当なリアクトルの選定について以下のように検討した。図 3.19 に示すようにリアクトルを誘導機の 1 次側に直列接続し定格電圧 200 V を印加し減電圧起動を行い、始動電流・始動時の端子電圧・起動時間を測定した。リアクトルは上下 E 型のコア中間に絶縁紙やベーク板などでエアギャップを作ることにより自由にインダクタンスを調整できる図に示すリアクトルを使用した。フライホイール交流蓄電機は第 2 章の表 2.9 に示したものを使用した。誘導電動機の試験成績表によると全電圧起動を行った場合、定格電流 40.2 A のおよそ 7 倍にあたる 282 A の電流が流れる。このため始動電流を抑えるにはリアクトルを含めた始動時のインピーダンスを 7 倍にするリアクトルを直列接続する必要がある。従って、誘導電動機の始動時のインピーダンスは始動電流より星型 1 相約 0.41 Ω であるため 2.4 Ω (7.8 mH) 以上のリアクトルを接続すれば、始動電流を定格電流以下に抑えることができる。

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

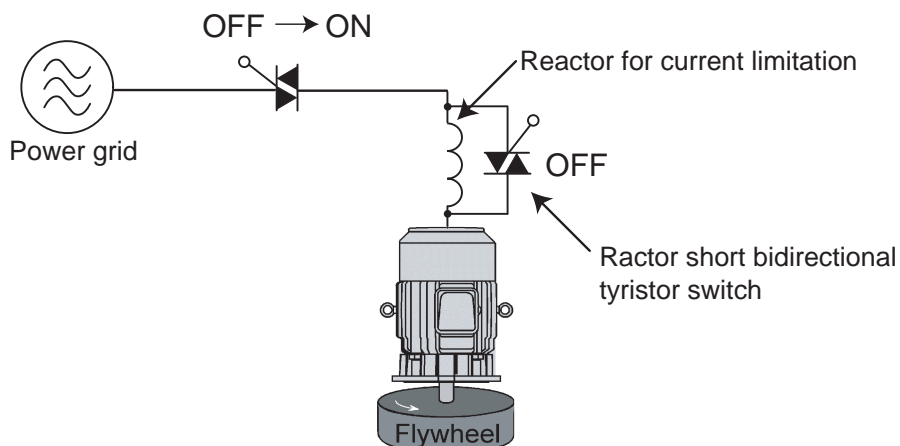


図 3.19: 始動特性実験回路

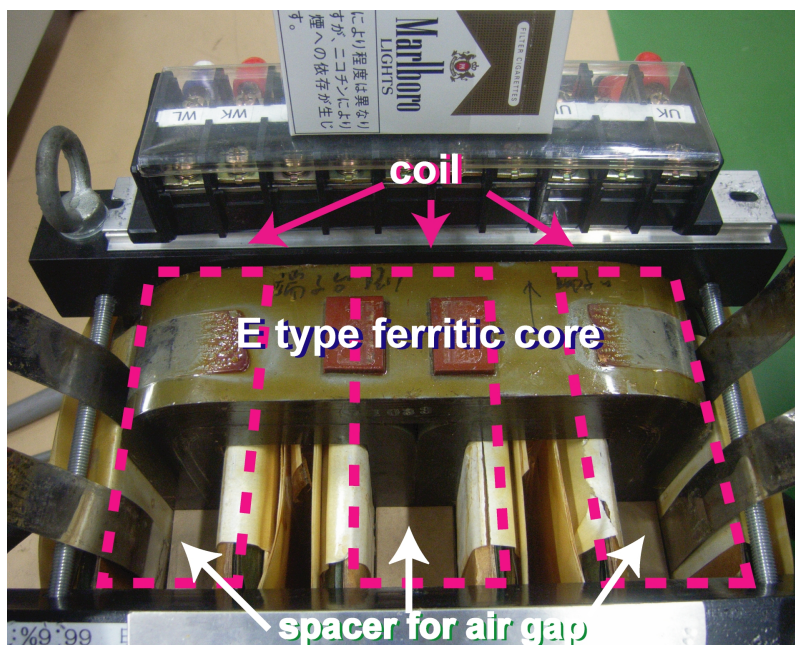


図 3.20: エアギャップ調整可能リアクトルの外観

以上より，起動開始直後の起動電流波形を図 3.21 に，リアクトルのインダクタンスを変化させた始動実験結果を，表 3.1 に示す。起動直後は定常値の約 2 倍の電流が 1 サイクル程度流れているがサイリスタスイッチの過電流容量は 1 サイクルで約 8 倍程度あるため，問題ない範囲である。また同表より，迅速な始動および適したリアクトルとして 6.4 mH のリアクトルが適当であることがわかる。このため，以後制限リアクトルとして 6.4 mH を利用した。

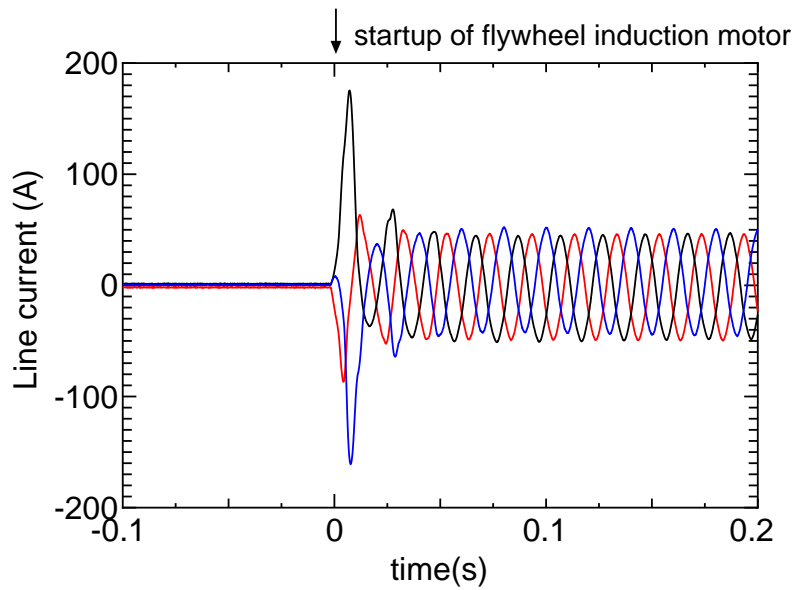


図 3.21: 電源投入直後の誘導電動機の固定子電流波形 (起動電流)

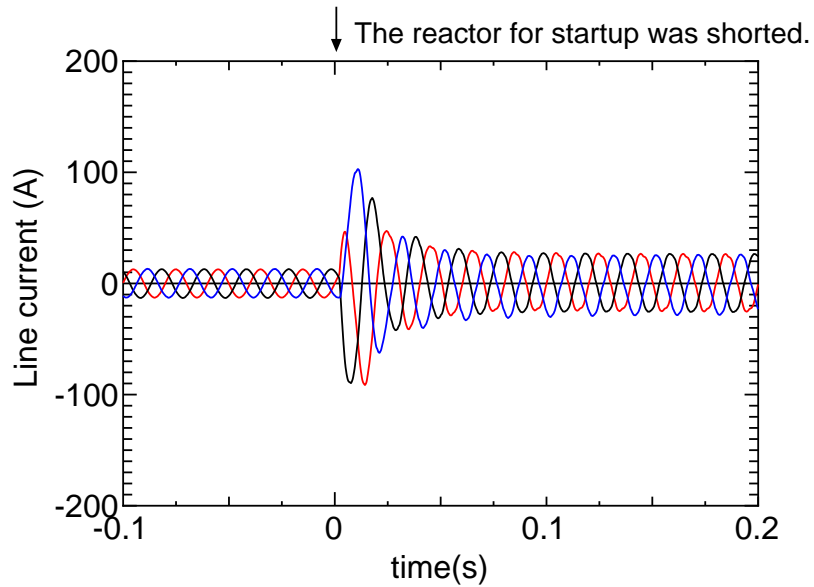


図 3.22: 起動完了後に直列リアクトル短絡時の固定子電流波形

サイリスタ位相各制御によるフライホイール交流蓄電機起動

一般的に慣性モーメントがあまりないかご形誘導電動機の起動は、双方向サイリスタスイッチの位相制御によって減電圧始動される場合がある。サイリスタは ON スイッチであって OFF することが出来ないが、ON する位相を変化させることによって負荷電圧実

表 3.1: リアクトル起動試験結果 (起動時間と起動電流)

インダクタンス	4.6 mH	6.5 mH
リアクタンス	1.45 Ω	2.04 Ω
始動電流	47.6 A	35.5 A
初期端子電圧	44.1 V	31.0 V
起動時間	540 s	900 s

効値を等価的に下げることが可能である⁽⁵³⁾。用途は起動が目的でなく、速度制御や軽負荷時に等価的に電圧実効値を下げることによる誘導電動機効率上昇を目的とする場合もある⁽⁵⁴⁾。

本瞬低保護装置では起動のためだけに利用し、起動し終わったら双方向サイリスタの位相制御をせずに全角度 ON 状態にする。但し、起動中はサイリスタで誘導電動機端子電圧を位相制御するため、自励用キャパシタ、負荷を切り離しておく必要がある。

3.5.4 起動時の回転子発熱と誘導機外扇の不必要性

起動電流を制限する事が出来ても起動時間が長い場合はかご形の回転子の回転子損失により回転子導体が溶ける場合もある。そこで本小節ではフライホイール交流蓄電機の起動時のエネルギー収支について計算し、誘導電動機外扇が無くても固定子、回転子共に温度上昇は十分余裕があり、本瞬低保護システムには支障が無いことを確認したので、以下に述べる。また外扇が不要ということになれば、フライホイール交流蓄電機の待機時の機械損失は約半分になるため (第 2 章 2.5.3 小節参照) 低待機損失化が実現できる。

フライホイール交流蓄電機起動時のエネルギー収支計算

誘導電動機を起動する際には第 2 章 2.5 節で述べた電氣的損失と機械的損失が発生する。その時の電力の流れは図 3.23 の通りである。今、回転速度が $0 \sim N_s$ (min^{-1})、 ω_s (rad/s) までの起動時間を $t(\text{s})$ とすると、その期間での固定子損失 (固定子銅損 W_{co} 、鉄損 W_{iron}) は以下のように表せる。

$$W_{\text{co}} = \int_0^t P_{\text{co}} dt = \int_0^t 3 \times r_1 I_s(t)^2 dt \quad (3.26)$$

$$W_{\text{iron}} = \int_0^t P_{\text{iron}} dt = \int_0^t 5.60 \times 10^{-3} \times V_t(t)^2 dt \quad (3.27)$$

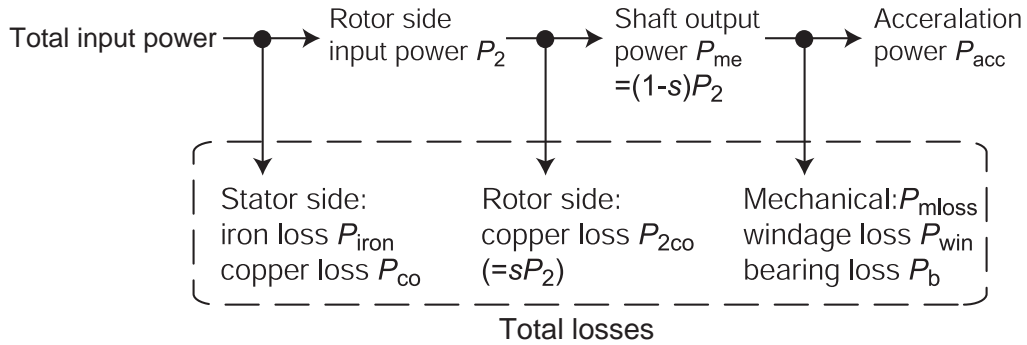


図 3.23: 誘導電動機起動時の電力の流れ

各係数は第 2 章 2.5 節 2.5.3 小節で求めた値である。誘導機一次側入力 P_1 から $P_{co} + P_{iron}$ を減ずれば、回転子への入力 P_2 が求められる。 P_2 と回転子導体での損失（銅損） P_{2co} との関係は、すべり s を用いて $P_{2co} = s \times P_2$ のようになる⁽⁵⁵⁾。したがって起動期間における回転子導体での回転子銅損 W_{2co} は以下ようになる。

$$W_{2co} = \int_0^t s \times P_2 dt = \omega_s \int_0^t s \times T dt \quad (3.28)$$

二次入力 P_2 から回転子銅損 P_{2co} を減ずれば機械出力 $P_{me} = (1 - s)P_2$ が求まる。この機械出力の内訳は機械損失（ベアリング損，風損あるいはファンなどの負荷）と回転子を加速する加速電力に区別できる。今回のようなフライホイールの場合は機械損 P_{mloss} は回転速度 $N(t)$ の関数として既知であり，以下のようにになっている。（第 2 章 2.5 節 2.5.4 小節参照）

$$\begin{aligned} W_{mloss} &= \int_0^t P_{mloss} dt = \int_0^t (P_{win} + P_b) dt \\ &= \int_0^t (7.92 \times 10^{-9} N(t)^3 + 2.27 \times 10^{-2} N(t)) dt \end{aligned} \quad (3.29)$$

以上より機械出力 P_{me} から機械損失 P_{mloss} を減じた電力が正ならば回転子を加速させる（負ならば減速）電力として回転速度を上昇（降下）させる。では，この加速電力 P_{acc} はどのような形にエネルギー変換されたかということ，それは軸端の負荷を含む回転子の慣性モーメント I と回転角速度 ω で表される機械エネルギー $E = 1/2 I \omega^2$ に変換されたことに他ならない。したがって，起動期間におけるその量は以下ようになる。

$$E = \frac{1}{2} I \omega_s^2 = \int_0^t P_{acc} dt = \int_0^t (P_{me} - P_{mloss}) dt \quad (3.30)$$

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

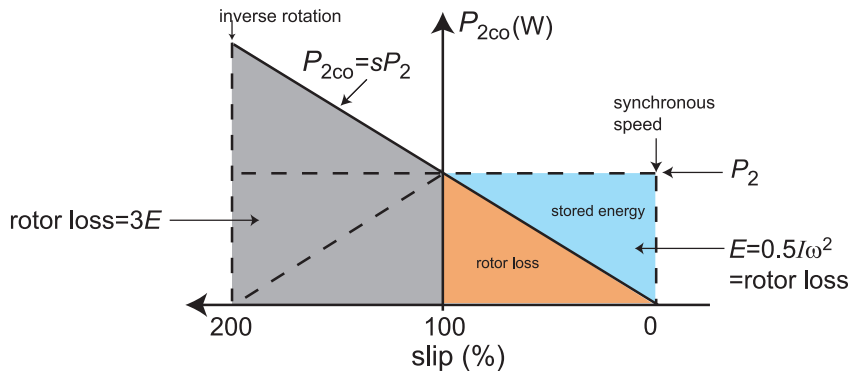


図 3.24: 負荷トルクが無視できる場合の回転子損失とすべりの関係

一方，回転子銅損は負荷トルクが無視できれば $dt/ds = -I\omega_s/T$ の関係と式 (3.28) より

$$W_{2co} = I\omega_s^2 \int_0^1 s ds = \frac{1}{2} I\omega_s^2 = E \quad (3.31)$$

となることが分かる。この関係を図 3.24 に示す。同図よりフライホイール交流蓄電機のように起動時間の大部分で負荷トルクが無視出来るくらい小さい場合は，起動時間の長短に依らず回転子銅損（回転子の発熱）は同じである。まだ同図より同期速度で回転している誘導電動機を逆相制動で静止させる場合は $3E$ が必要であることが分かる。以上より，外扇無しのフライホイール交流蓄電機をリアクトル起動した際の実験値よりエネルギー収支を計算し，各部温度上昇を実測したので以下に述べる。

外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の各部温度上昇

外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の電圧・電流および固定子・回転子損失などを図 3.25 から図 3.27 に示す。ここでは起動時のリアクトルの損失は対象外としている。同図において誘導機はリアクトルで減電圧起動しているため鉄損は殆ど無く，損失の殆どは固定子，回転子の銅損であることが分かる。また起動期間の大部分において負荷トルクとなる風損，ベアリング損は非常に小さいことから負荷トルクが殆ど無い状態での始動となっており，式 (3.30) および式 (3.31) がほぼ成り立つ筈である。そこで，起動期間におけるエネルギー収支を計算すると表 3.2 のようになる。同表より，フライホイールに蓄積されたエネルギーが第 2 章 2.4.6 小節，表 2.9 のフライホイール交流蓄電機仕様より 1 割程度多いことが分かる。実際は起動時の回転速度が低い状態で回転子には商用周波数と同じ周波数の電流が流れているため回転子側にも鉄損があると考えられる。さらに回転子の抵抗は低回転速度で二重かご形や深溝かご形のような表皮効果で等価回路定数よりも大きくなっている。これらを考慮すればエネルギー収支はほぼ妥当な結果と言える。

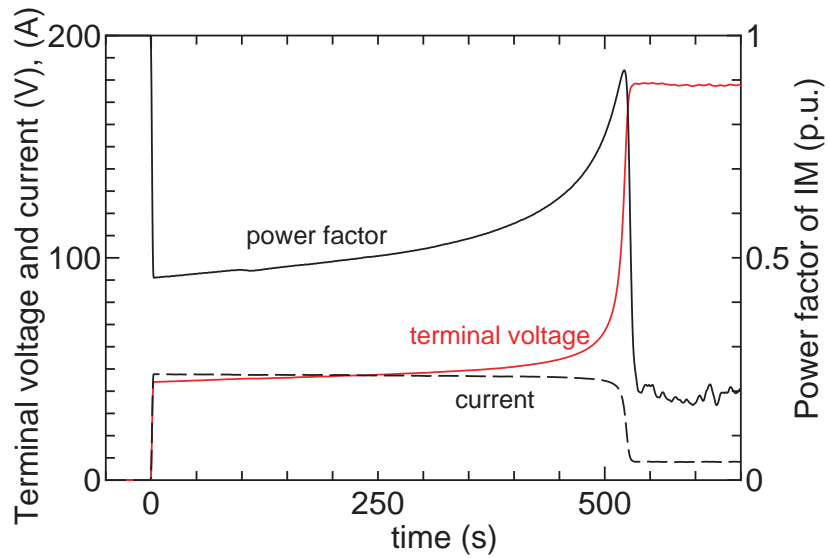


図 3.25: 外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の電圧・電流・力率

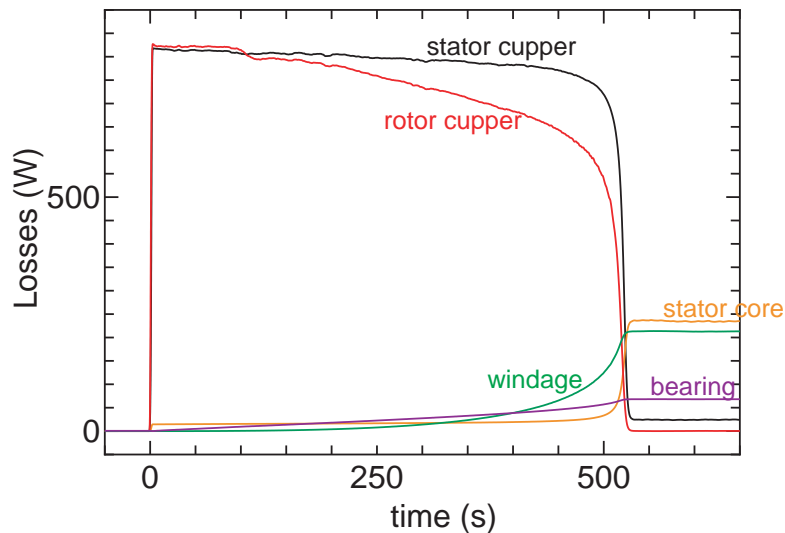


図 3.26: 外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の各部損失

また、図 3.28 に起動時の回転速度と各部温度の時系列変化を示す。温度は誘導機フレームおよびフライホイール下部軸受けの温度である。温度センサーは図 3.29 に示すように一般的なダイオードのバンドギャップを利用したもの（ナショナルセミコンダクター社 LM35DZ）であり、シリコングリスを塗布してその後接着剤で固めて実装した。

起動方法はリアクトル始動であり、誘導機に定格電流を流した状態で約 500 秒程度で起動が完了している。これより、誘導機フレーム温度は約 10 上昇しているので誘導機試験成績表より固定子巻き線温度は比例関係より起動時約 18 上昇したと推定できる。次

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

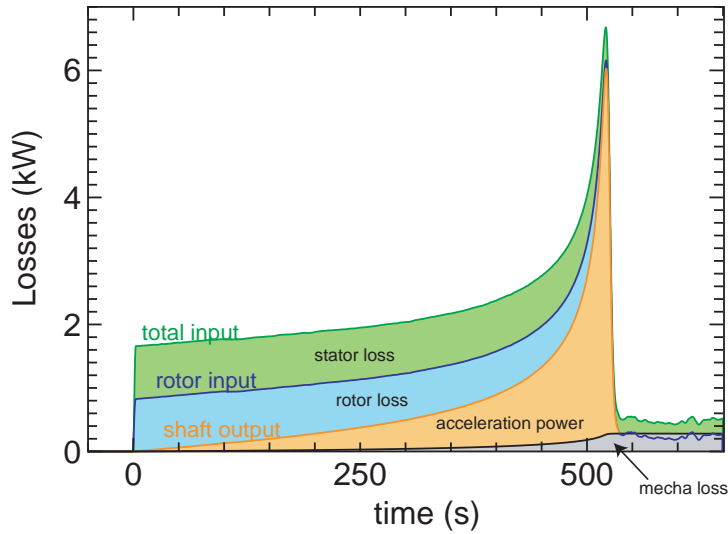


図 3.27: 外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時のエネルギー収支 (積み上げグラフ)

表 3.2: 起動期間における各部のエネルギー収支

Total input of IM.	$W_1=1203$ kJ
Stator copper loss	$W_{co}=410$ kJ
Stator core loss	$W_{iron}=14.7$ kJ
Rotor input	$W_2=778$ kJ
Rotor copper loss	$W_{2co}=379$ kJ
Shaft output	$W_{me}=398$ kJ
Windage loss	$W_{win}=18.3$ kJ
Bearing loss	$W_b=14.8$ kJ
Acceleration energy=Stored energy	$W_{acc}=365$ kJ

に各部温度上昇が損失基準で発生していると考え、表 3.3 のように固定子温度上昇は推定できているので固定子銅損と回転子銅損の比より回転子温度上昇のおおよそが推定できる。この考えが正しければ起動期間における回転子温度は約 17°C 上昇であると考えられる。これより回転子損失を時間平均しその電力が温度上昇をもたらしたと考え、回転子の熱抵抗 ($^{\circ}\text{C}/\text{W}$) は $0.023^{\circ}\text{C}/\text{W}$ 程度であると推算できる。10~100 kW 程度の低出力誘導機回転子はアルミキャストロータであるため、回転子全体で放熱出来るため比較的熱容量は小さい。以上より、本システムでは起動時のみ発熱するため、その温度上昇

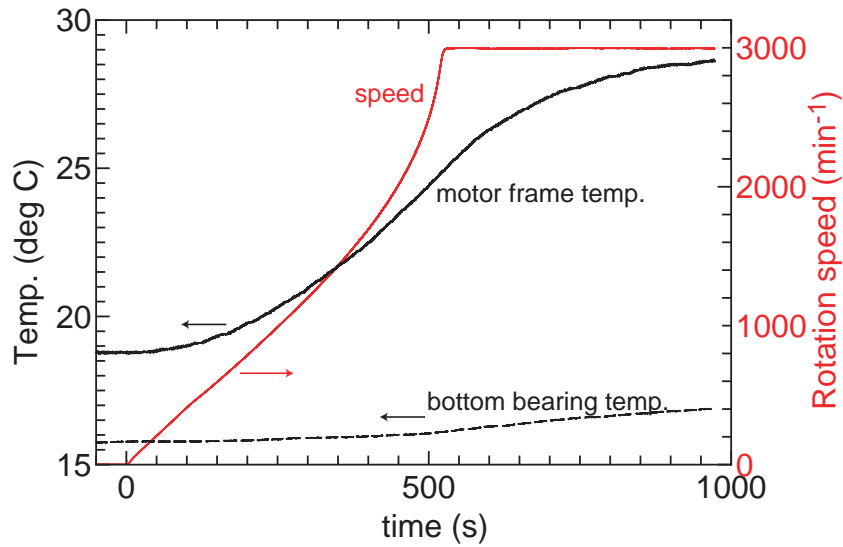


図 3.28: 外扇無しのフライホイール交流蓄電機起動時の回転速度と各部温度上昇

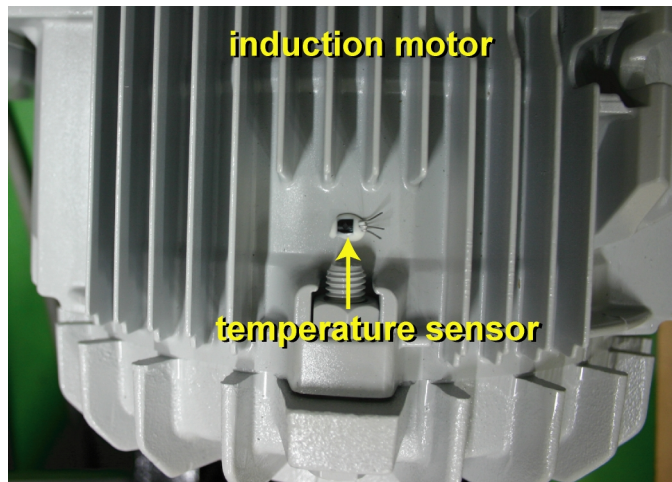


図 3.29: 誘導機フレーム温度センサー取り付け部分の写真 (LM35DZ)

を損失基準で計算，実測し，外扇が無くても十分実用に耐えると言える。外扇が無くてもよいためフライホイール交流蓄電機の待機時の機械損失は約 50%程度削減できる（第 2 章 2.5.3 小節参照）。

3.5.5 瞬低時のキャパシタ自励式誘導発電機の特性

瞬低から負荷を適切な定格電圧で保護するためには負荷とキャパシタの静電容量に応じた変化する自励電圧（負荷電圧）を把握する必要がある。このため，系統解列 0.3 秒後の

表 3.3: 回転子温度上昇と熱抵抗

固定子フレーム温度上昇 (定格負荷時, データシートより)	38
固定子コイル温度上昇 (定格負荷時, データシートより)	70
固定子温度上昇 (起動時における測定値)	10
固定子コイル温度上昇 (測定値に基づく推定値)	18
回転子温度上昇 (損失基準に基づく推定値)	17

負荷電圧とコンデンサ容量の関係について測定し, 各負荷容量に対して最適なキャパシタの静電容量について検討する。また, 2 章で紹介した 2 種類のフライホイール交流蓄電機 (2 極機と 4 極機) に関して瞬低保護装置としての比較を行う。

キャパシタ自励式誘導発電機の負荷特性

キャパシタ自励式誘導発電機の自励電圧を決定する要素は誘導電動機の無負荷飽和特性, フライホイール回転速度 ν , 自励用キャパシタのリアクタンス $X_c = 1/\omega C$, 負荷インピーダンス Z_L である。まず, 無負荷飽和特性が自励電圧にどのように影響するか説明する。本章 3.43.4.1 小節に示した図 3.11 と図 3.11 に 2 極機と 4 極機の無負荷飽和特性より, 2 極機のほうが 4 極機よりも $\tan \beta$ が大きい, 即ち定格電圧を発生させる電流 (無負荷時は全て励磁電流) が少なく済むことがわかる。つまり, この励磁電流を補うべき自励用キャパシタの静電容量 C も必然的に 2 極機のほうが少なくてよい。例えば無負荷で定格電圧を発生させるためには, 4 極機では $560 \mu\text{F}$ 必要なのに対して, 2 極機は $350 \mu\text{F}$ と約 60% の静電容量でよいことが判る。これは, 2 極機と 4 極機の構造を比較すれば, 2 極機の方が磁束が鎖交する磁路が長いと言え。2 つ同一側面積のロータに同一量の磁束密度が鎖交していたとする。2 極でこの磁束を発生させた場合と, 4 極でこの磁束を発生させた場合を比較すると, 4 極は 1 極当たりのロータ面積が狭くなるので, より多くの磁束を発生させなければならない。したがって, 4 極機はより多くの励磁電流を必要とする。次にキャパシタの静電容量 C と負荷電力 P_L の関係について説明する。

まず, フライホイール交流蓄電機を起動させ, その後, 図 3.16 の (2) の待機状態で系統連系スイッチ SW1 を開放する実験を行った。そして, 開放から 300 ms 後の負荷電圧を測定し, 負荷容量を変化させながら同様の実験を行った。第 2 章 2.4.6 小節, 表 2.9 の仕様の 4 極機の場合の結果を図 3.30 に示す。また同様に表 2.10 の仕様の 2 極機の場合の結果を図 3.31 に示す。同図における理論値とは本章 3.4.2 小節で説明した繰り返し計算

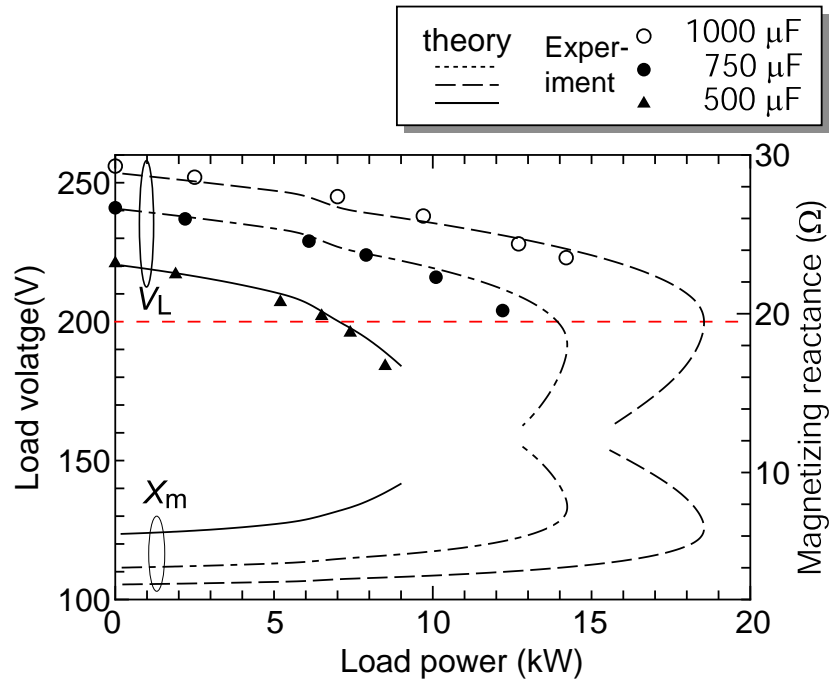


図 3.30: キャパシタ自励式誘導発電機の負荷特性 (系統を切り離してから 300 ms 後の特性, 表 2.9 の仕様のフライホイール交流蓄電機)

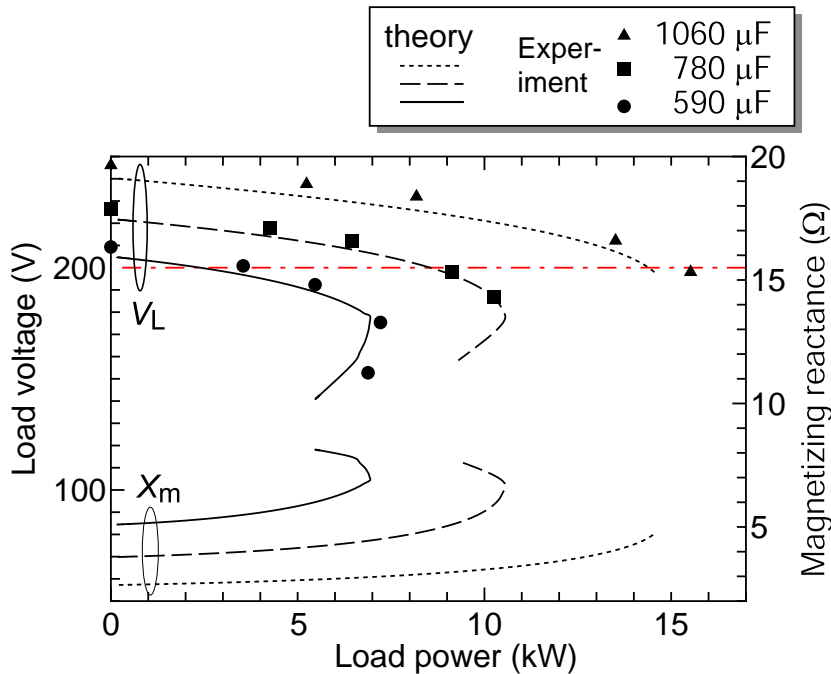


図 3.31: キャパシタ自励式誘導発電機の負荷特性 (系統を切り離してから 300 ms 後の特性, 表 2.10 の仕様のフライホイール交流蓄電機)

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

(3.14, 図 3.15 の磁化特性も含む) によって求めた結果である。同図より実験値と理論値は良く一致していると言える。さらに, 各静電容量において負荷電力の増加に伴い自励電圧の低下が確認できる。これは, 負荷電流の増加に伴う誘導機 1 次電圧降下の増大や励磁インダクタンスの飽和の度合いが関係している。同図より重負荷になるにつれて磁化インダクタンス X_m が増加していることが分かる。即ち重負荷になるにつれて誘導機鉄心の状態が飽和領域から線形領域へ推移することで, 固定子と回転子間のギャップ電圧 E_g が低下することが主な原因と考えられる。

また, 図 3.30, 図 3.31 より各静電容量において定格電圧 200 V を発生できる負荷電圧が存在し, その関係は図 3.32 となる。例えば, 負荷電力 10 kW の機器を保護したい場合は 4 極機であれば 850 μF , 2 極機であれば 630 μF が適切であることが分かる。

次に, この自励用キャパシタの静電容量の変化が負荷電圧に与える敏感度, 言い換えるとどの程度の幅をもって静電容量を選択すれば良いのかについて以下に述べる。図 3.33 に補償電圧を 210 V ~ 190 V まで変化させた場合の特性を示す。同図より, 補償範囲が定格電圧 200 V \pm 5% の 190 V ~ 210 V までの範囲でよいならば, 10 kW 負荷の場合 775 ~ 930 μF の範囲で自励用キャパシタの静電容量を選定すればよい。さらに負荷電力が変動した場合, 775 μF の自励用キャパシタを選定すれば 10 kW ~ 5.6 kW の範囲, 600 μF であれば 5.6 kW ~ 無負荷の範囲で定格電圧 200 V \pm 5% の精度で負荷電圧を保持可能である。今まで説明した本瞬低保護システムではキャパシタは固定であるため, 瞬低補償中に負荷が急に变化した場合を検討する必要があり次小節で述べる。(勿論, 負荷変動に応じた静電容量に瞬時に変更するのが望ましい。)

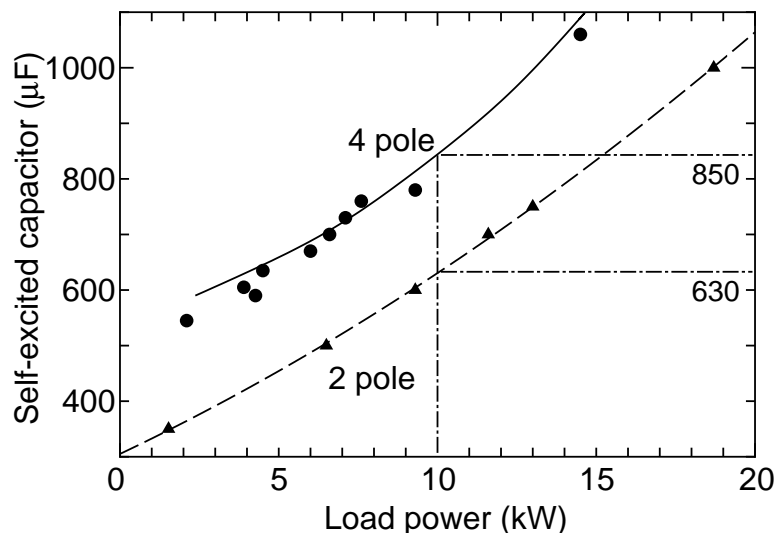


図 3.32: 自励用キャパシタと負荷電力の最適関係 (2 極機と 4 極機の比較)

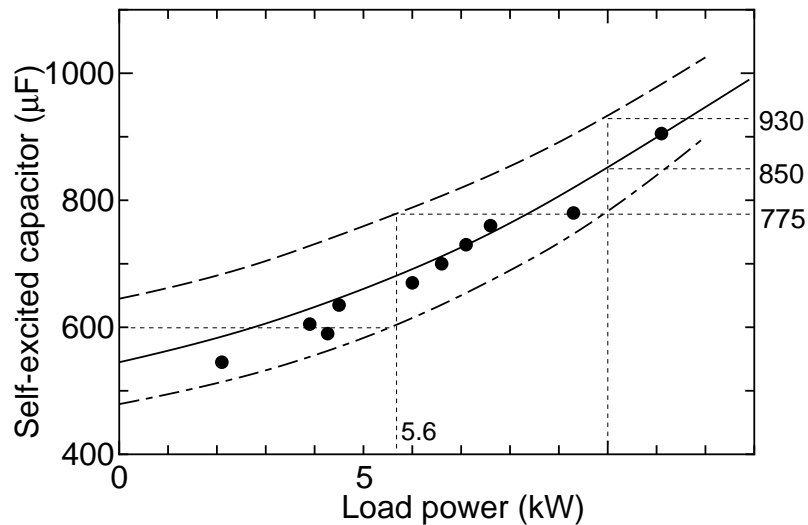


図 3.33: 自励用キャパシタの選定精度と負荷変動許容範囲

瞬低補償中の負荷急変時応答

本瞬低保護システムでは、通常、瞬低保護中に自励用キャパシタの制御、即ち負荷電圧の制御はしない。勿論、制御可能ではあるが自励用キャパシタの制御といっても数サイクル程度間隔での制御となる。では、固定の静電容量の自励用キャパシタで瞬低中に図 3.33 で示した許容範囲の負荷変動が起こった場合、本瞬低保護装置は安定に動作可能であるか、について実験を行った。実験条件は瞬低補償中に負荷を 3.2 kW → 0 kW (無負荷)

3.2 kW と変化させた。図 3.34 に実験結果を示す。同図より負荷変動範囲が前段落の図 3.33 で言及した範囲であれば、瞬低補償中の負荷変動は過渡的にも安定動作することが確認できたと言える。

3.5.6 系統電圧低下模擬による瞬低試験

瞬時電圧低下という現象は系統電圧が低下する現象であり、前段落まで実験していた系統開放とは異なる。前段落までは基礎的な実験であるため系統開放を瞬低模擬としていたが、本小節では三相単巻変圧器と電磁接触器による瞬低発生装置を製作し、提案する本瞬低保護装置で負荷を瞬低から保護する実験を行ったので以下に述べる。

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

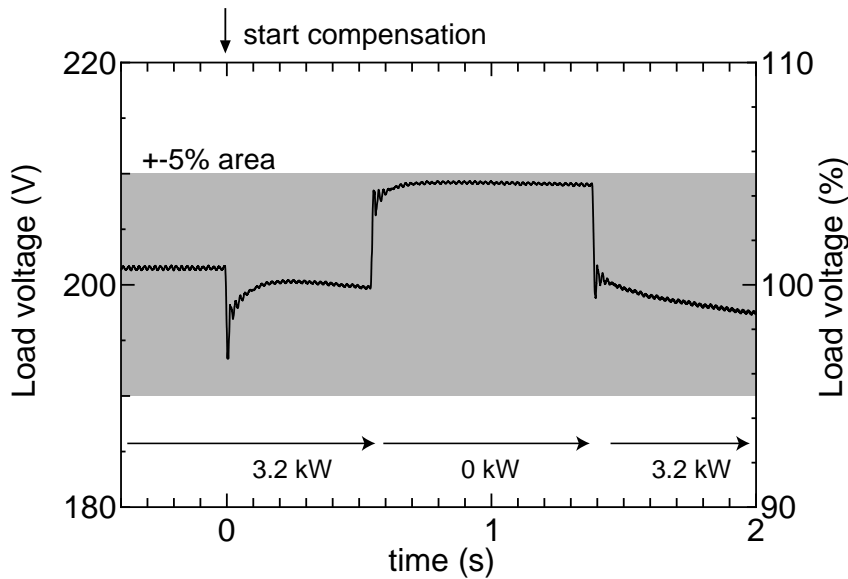


図 3.34: 負荷急変時の瞬低補償中誘導発電機の応答 (3.2 kW 0 kW 3.2 kW)

瞬低発生装置の製作

瞬低模擬実験を行うためには瞬低発生装置を製作する必要がある。瞬低発生装置は図 3.35 に示すように単巻変圧器 (スライダック) と 2 つの電磁接触器により構成されている。単巻変圧器をスライドさせれば電圧低下幅は任意に設定可能である。また 2 つの電磁接触器の ON/OFF タイミングは上位電力系統を開放することなく低電圧を模擬する必要があるため図 3.36 のようになっている。同図に示すように重なり時間を生成するための方法として、図 3.37 に示すように No.2 の電磁接触器の b 接点を活用して図 3.36 における確実に重なり時間 δ を約半サイクル程度 ($\delta = 10 \text{ ms}$) 作ることが出来る。

以上のように瞬低発生装置を製作し、その外観を図に示す。また瞬低発生装置で生成した模擬瞬時電圧低下を図 3.38 に示す。同図下段グラフの縦軸で示した電圧実効値とは α 軸と β 軸 の電圧空間ベクトルの長さ (直流量) とした。数式では

$$\begin{bmatrix} v_{\alpha} \\ v_{\beta} \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{uv} \\ v_{vw} \\ v_{wu} \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

$$V_{\text{rms}} = \frac{\sqrt{v_{\alpha}^2 + v_{\beta}^2}}{\sqrt{2}} \quad (3.33)$$

と表現できる。式 (3.32) の係数である $2/3$ は $\sqrt{2/3}$ とする場合もあるが、後者は軸変換

前後でエネルギーが一致する。前者は軸変換前後で振幅が一致する。従って、以後も特に断りの無い限り、電圧実効値とは瞬時電圧実効値に相当する量として係数を $2/3$ とした $\alpha\beta$ 変換の式 (3.32) の空間ベクトルの長さである式 (3.33) の V_{rms} を使用する。

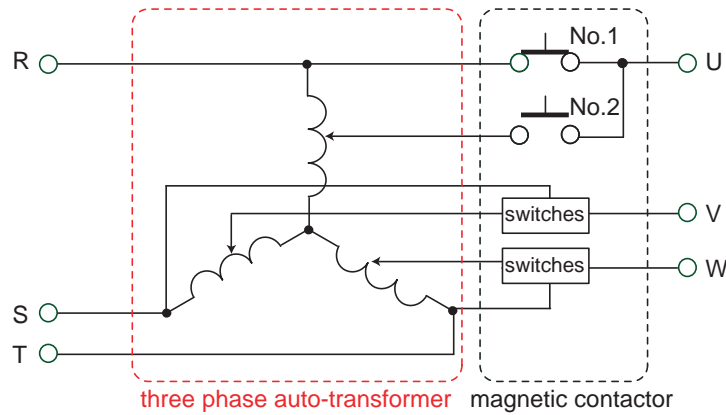


図 3.35: 単巻変圧器（スライダック）と電磁接触器による瞬低発生器の構成

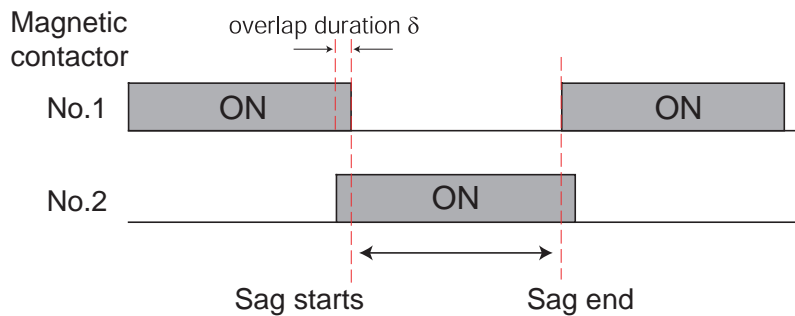


図 3.36: 瞬低発生装置の電磁接触器の ON/OFF タイミングチャート

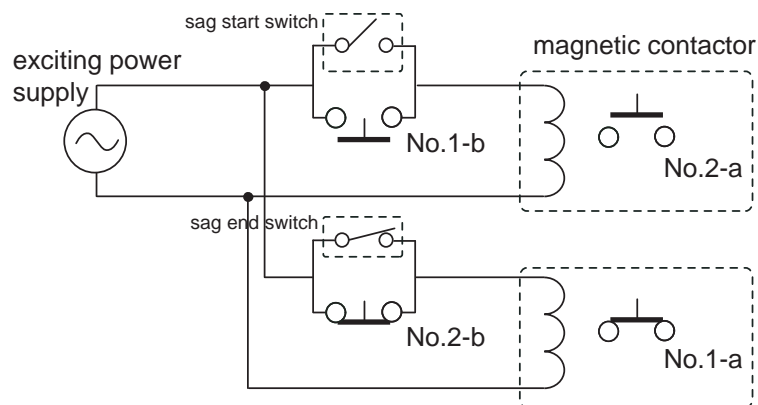


図 3.37: 瞬低発生装置の電磁接触器の励磁方法と b 接点使用による重なり時間の生成

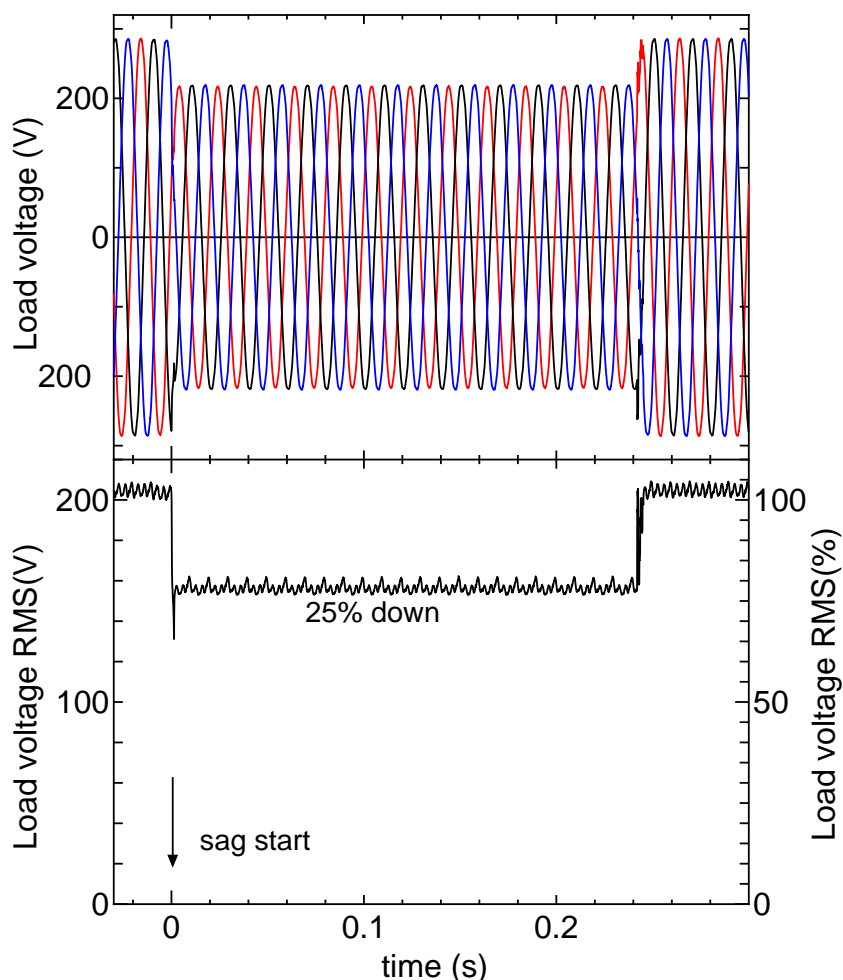


図 3.38: 瞬低発生装置で生成した模擬瞬時電圧低下 ($V_{\text{dip}} = 25\%$ に設定した場合)

瞬低検出装置の瞬低検出方法

本段落では提案する瞬低保護装置の瞬低検出方法について以下に述べる。瞬低検出方法として一般的に利用されている方法は式 (3.33) による系統電圧ベクトルの長さ (直流量) または dq 変換により直流量に変換された系統の d 軸 (または q 軸) 電圧の大きさを判断量にする場合が多い。本瞬低保護装置も同様に系統電圧を監視することで瞬低を検出可能である。また、別の方法としてフライホイール交流蓄電機の逆潮流を監視する方法も考えられる。通常はフライホイール交流蓄電機には損失分だけの有効電力しか流れ込まないが、電源電圧低下時などは 1 サイクル程度フライホイール交流蓄電機から電力が流れ出す。このフライホイール交流蓄電機へ流れ込む有効電力の正負を瞬低判基準とすることも可能である。

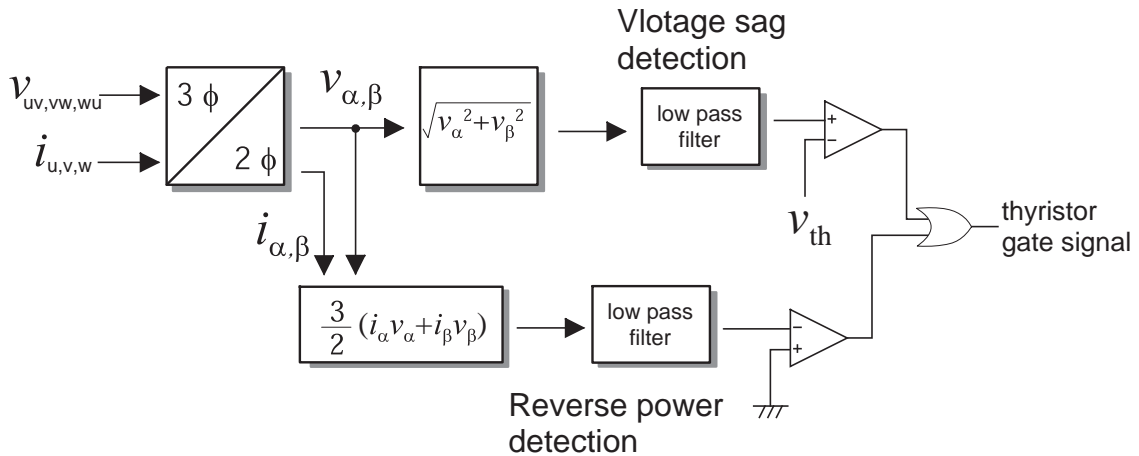


図 3.39: 本瞬低保護装置の瞬低検出方法

以上より，瞬低検出の構成を図 3.39 に示す。系統電圧 v_{uv}, v_{vw}, v_{wu} とフライホイール交流蓄電機に流れ込む電流 i_u, i_v, i_w を検出する。これより，系統電圧を式 (3.33) により直流量に換算しデジタルフィルタをかけて系統電圧アンバランスや波形ひずみによる直流量のリップルを取り除く。その後，直流量と閾値を比較することで瞬低と判断する。同時に電圧と電流から瞬時有効電力を計算しマイナス（逆方向）であれば瞬低と判断する。この両者を論理和して双方向サイリスタの OFF 信号を生成する。（回路図は付録図 A.1）

系統復帰後の復電制御回路

前段落では瞬低検出方法について述べたが，本段落では復電時の系統再接続時の制御回路について述べる。3.5.1 小節で本瞬低保護装置の動作について図 3.16，図 3.17 で既に示したように，再接続時は復帰した系統電圧と誘導発電機電圧（負荷電圧）の位相角差が一致した状態で系統に復電する。『周波数が異なる 2 系統の三相電源（電源電圧と負荷電圧）の位相角差が一致する時』の定義は各相 3 対の瞬時電圧が一致する瞬間である。電圧は時間的にも空間的にも存在しているため，空間ベクトルで考えれば相対的に回転している各相のベクトルが一致する瞬間である。

系統電圧と負荷電圧の大きさの差と位相角差を図 3.40 に示すような構成で一つの直流量 v_{dc} に換算し，閾値と比較することにより位相一致状態かどうかを判断することができる。

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

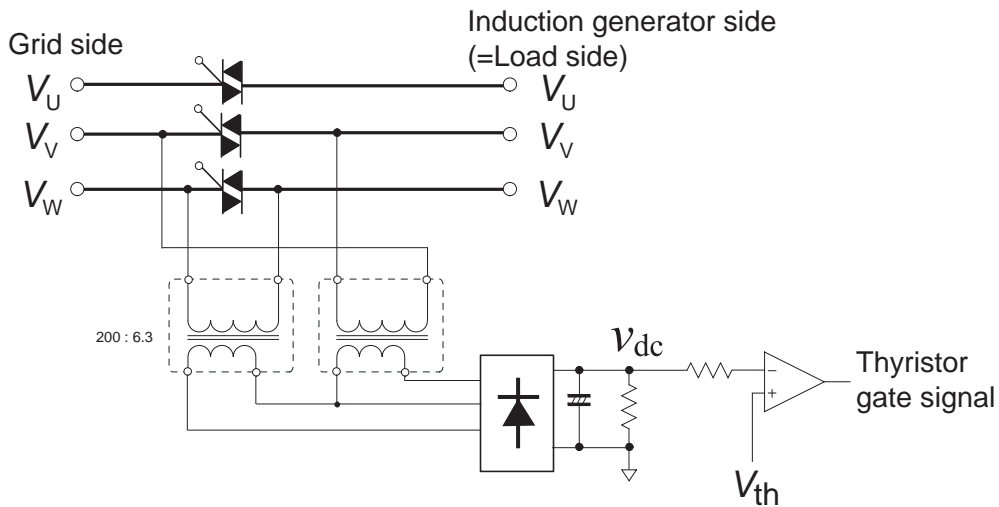


図 3.40: 系統復帰後の再接続時の同期判定回路

模擬瞬低実験の構成

前段落までに述べた瞬低発生装置を用いて模擬的に瞬低を発生させ、図 3.39 の瞬低検出方法を用いて本瞬低保護装置で抵抗負荷を保護する実験を行った。実験回路図を図 3.41 に、前段落までにおいて説明した瞬低保護装置の制御回路部の写真を図 3.42 示す。使用したマイクロコントローラはアナログデバイス MicroConveter ADuC7026 で内蔵 12 bit の AD 変換器により前段落までに述べた信号を処理した。実験条件は、瞬低検出閾値電圧 V_{th} は定格電圧の 80% (実効値 160 V) とした。また自励用キャパシタの選定は図 3.33 より負荷電力に最適なキャパシタを選定した。電源電圧低下幅は 30% , 50% , 70% として負荷電力は 7.2 kW とした。

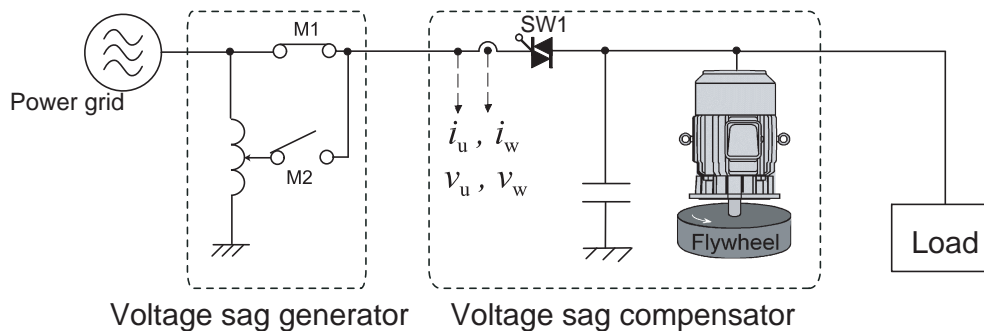


図 3.41: 模擬瞬低実験の実験回路構成

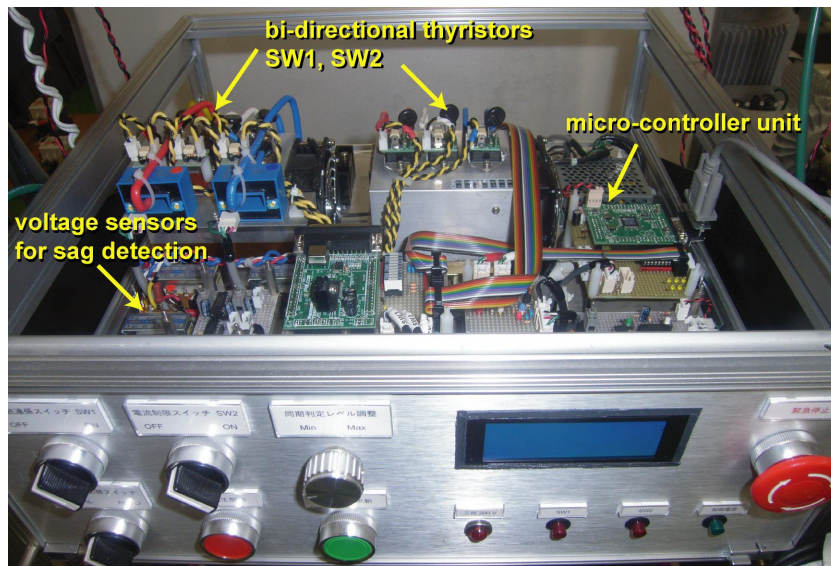


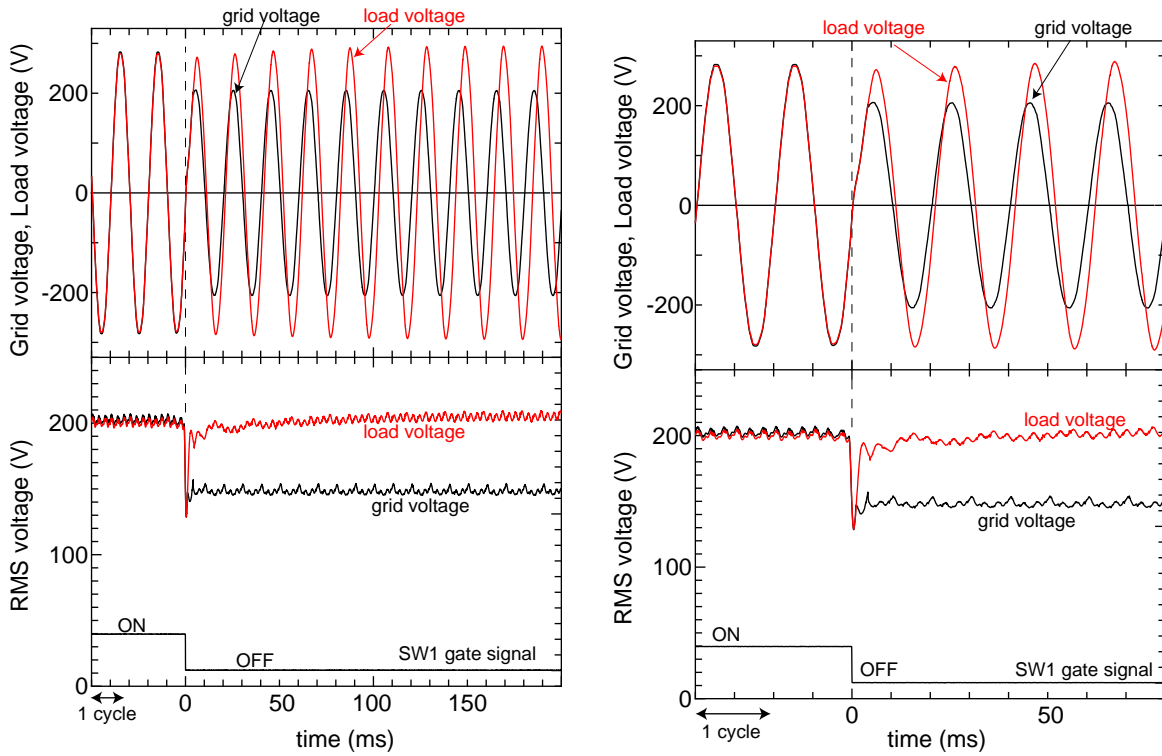
図 3.42: 製作した系統連系サイリスタスイッチと瞬低監視回路の実験装置外観

模擬瞬低実験結果

30%の模擬瞬低を発生させた場合の模擬瞬低実験結果を図 3.43(a) 図 3.43(b) に示す。同図より瞬低開始直後に電圧低下を検出してサイリスタに OFF 信号を出力していることが確認出来る。サイリスタは自己消弧型素子ではなく、電流がゼロになって初めて OFF となる。そのため他の並列補償方式でも同様に数 ms 程度、負荷電圧は必ず一旦電源電圧に引きずられる。瞬低後、直ぐに OFF 出来る自己消弧型素子である IGBT(Insulated Gate Bipolar Transistor) を利用して SW1 のスイッチを構成する場合、図 3.44 のように電流はダイオードと IGBT を通過するためスイッチでの導通損失はサイリスタに比べ 2 倍以上になる(放熱器(ヒートシンク)が 2 倍以上の大きさになる)。また、IGBT を利用して直ぐに OFF(電流を OFF)すると系統インダクタンスと負荷の磁気エネルギーが行き場を失うため、これ吸収するフィルタがスイッチ前後に必ず必要となる。つまり、早く電力系統と負荷を分離する事とスイッチでの常時損失はトレードオフの関係にある。本瞬低保護装置では双方向サイリスタを用いた損失が少なく、一旦電源電圧と同時に低下するが、その後、負荷電圧は半サイクル以内に定格電圧付近まで上昇しているため、双方向サイリスタスイッチを使用した。

補償時のフライホイールの回転速度は徐々に低下しているが、フライホイールが大きすぎるため数百 ms 程度では大きな変化は見られない。一方、その期間で負荷電圧の周波数は図 3.45 に示すように誘導発電機の『すべり』分だけ低下して、ほぼ一定の値になって

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置



(a) 30%瞬低を模擬した場合の系統電圧と負荷電圧の UV 線間電圧波形

(b) 30%瞬低を模擬した場合の系統電圧と負荷電圧の UV 線間電圧波形拡大図

図 3.43: 30%瞬低を模擬した場合の実験結果

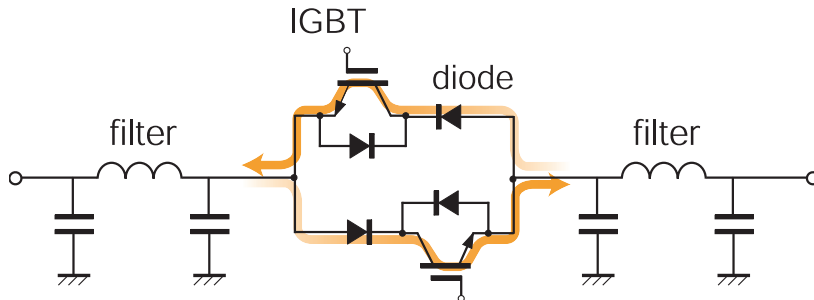


図 3.44: 電流を素早く切る IGBT スイッチの構成 (1 相分)

いる。誘導発電機の『すべり』とは誘導電動機と同じ定義で機械的回転速度 n_m と発電周波数 n_e の差を規格化した値で、

$$s = \frac{n_e - n_m}{n_e} \quad (3.34)$$

で表される。そのため、図 3.43 では負荷電圧の位相は電源電圧基準で遅れている。この

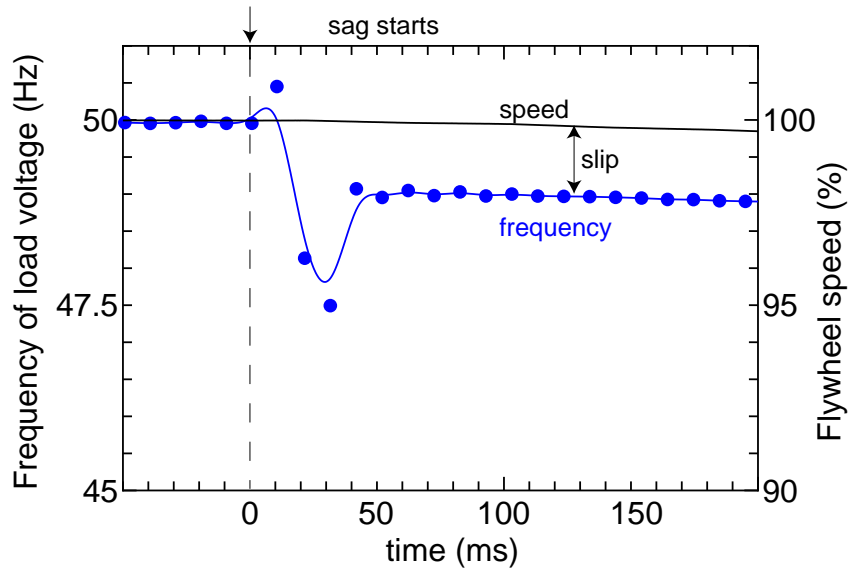
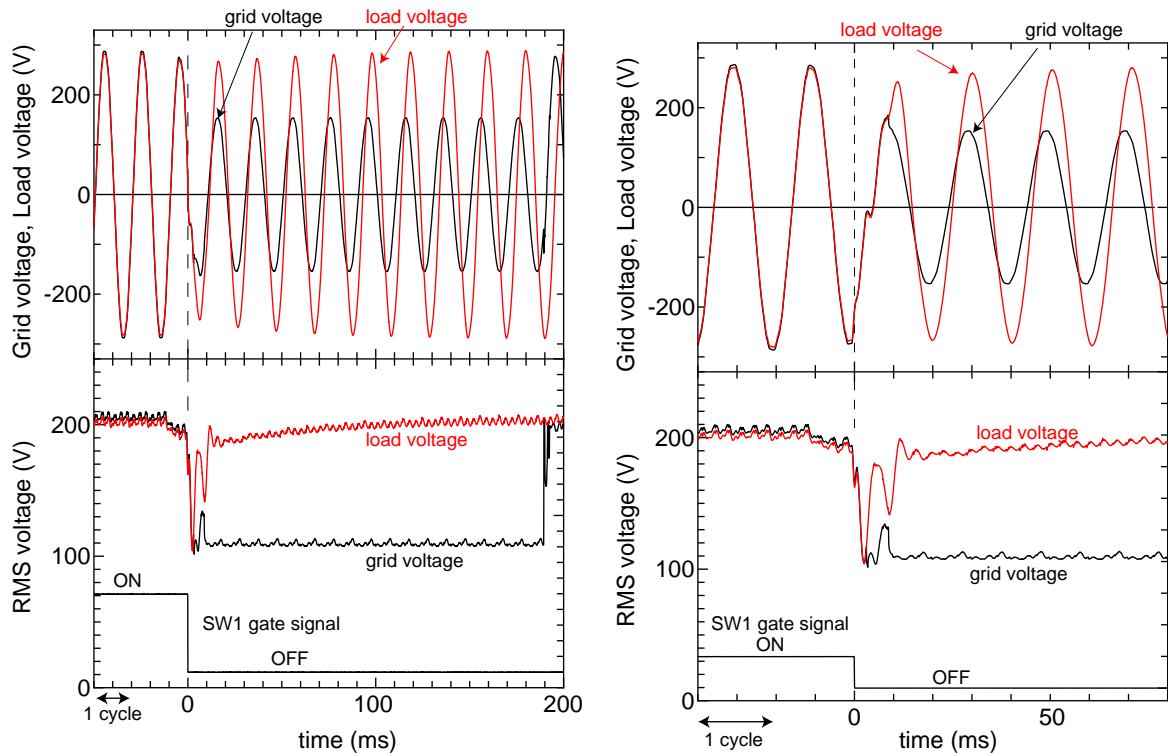


図 3.45: 30%瞬低を模擬した場合の負荷電圧の周波数低下



(a) 50%瞬低を模擬した場合の系統電圧と負荷電圧の UV 線間電圧波形

(b) 50%瞬低を模擬した場合の系統電圧と負荷電圧の UV 線間電圧波形拡大図

図 3.46: 50%瞬低を模擬した場合の実験結果

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

位相の遅れが積み重なって、再び同位相になる瞬間に SW1 の再接続を行う。

次に電源電圧を 50%低下させた場合の実験結果を図 3.46(a), 図 3.46(b) に示す。同図も同様に負荷電圧は一旦、瞬低状態の電源電圧 (50%低下) に引きずられていることが分かる。しかし, 10 ms 後 (半サイクル後) には定格電圧の 94%まで回復していることが確認できる。

系統復帰後の復電時電圧波形

系統復帰後, 図 3.17 のタイミングチャートに示したように電源電圧と負荷電圧の位相一致時に復電を行う。復電時の実験結果を図 3.47 に示す。同図より位相一致時には電源電圧ベクトルと負荷電圧ベクトルの大きさはほぼ同じであることが確認できる。また, 周波数低下による位相角差が 360 度になった状態で双方向サイリスタにゲート信号が送られて再接続が完了している。瞬低が発生してから再接続までに要する時間 (位相角差が再度 360 度になるまでの時間) を図 3.48 に示す。補償すべき負荷電力が重くなるにつれて

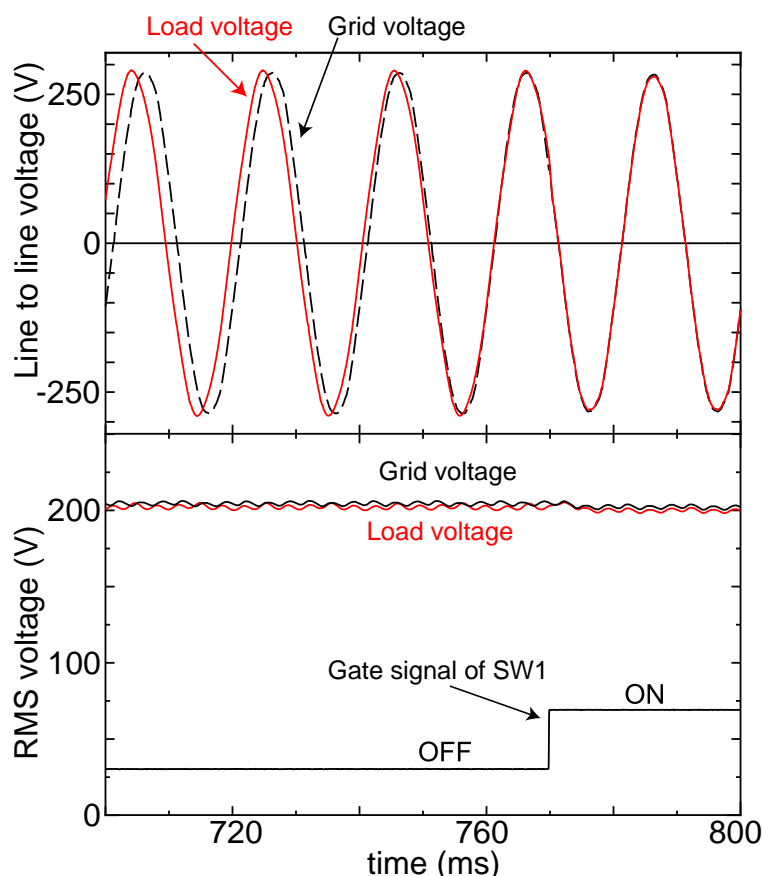


図 3.47: 電源電圧復帰後の復電時の電圧波形 (電源電圧と負荷電圧)

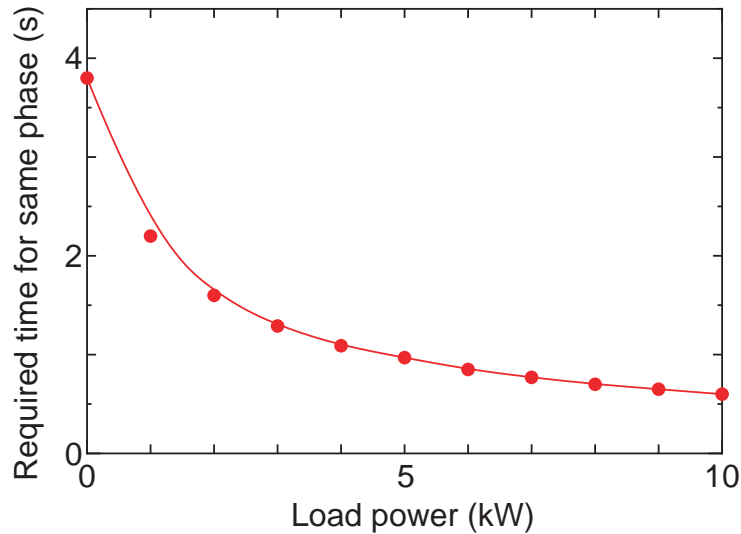


図 3.48: 瞬低発生から再接続までに要する時間

すべり s は大きくなり、周波数はより低下するため、再度、系統電圧と負荷電圧の位相角差が一致する時間は短くなる。この関係は第 2 章、表 2.9 と表 2.10 に示したフライホイールの慣性モーメントと第 2 章、表 2.11 で示した誘導機の回路定数によって決定される。詳しくは次節（本章 3.6 節）のフライホイール容量最適設計において言及する。

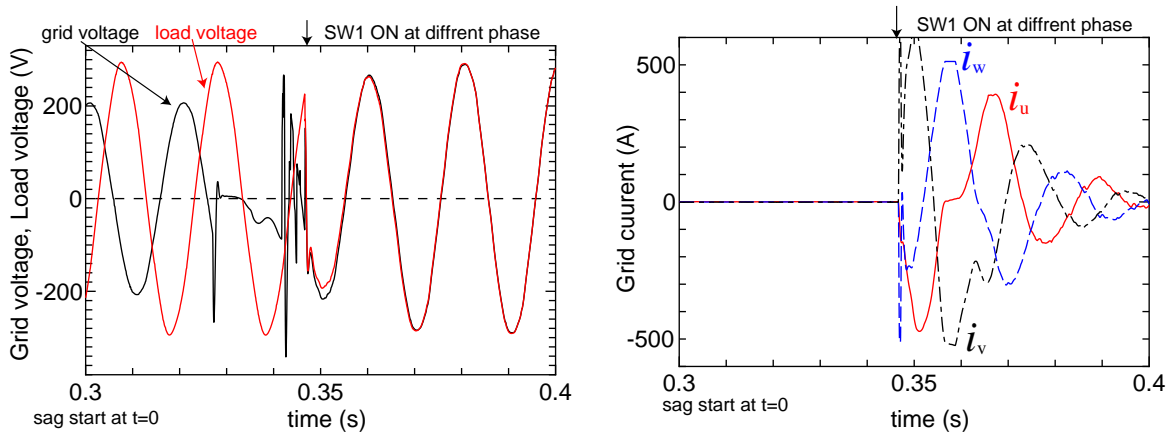
また、ほぼ逆位相時に復電する実験を行った結果を図 3.49 に示す。図 3.49(b) より系統電圧と負荷電圧の位相角差が約 180 度での再接続時に連系サイリスタに約 0.6~0.7 kA 程度（推定値）流れてサイリスタが故障した。再接続時に大電流が流れるとサイリスタスイッチの故障のみならず、系統インピーダンスによって負荷電圧は電圧低下し重要負荷に影響が出る。

以上より、位相一致時に復電することが必要であると考えられる。さらに再接続時は起動用リアクトルを介して再接続を行っている。起動用リアクトルを介する理由は

- (1) 再接続時に誘導機に過大な電流が流れ双方向サイリスタを破損する恐れがある。
- (2) 再接続時の過電流が原因で系統インピーダンスによる電圧低下が起こり、負荷電圧が低下する。

である。しかし、慣性モーメントが大きく回転速度があまり低下しない場合は起動用リアクトルを介さず再接続しても、位相さえ一致していればそれほど多い電流は流れないと考えられる。前段落の模擬瞬低実験と同じ負荷（7.2 kW）で、フライホイール交流蓄電機の復電に起動用リアクトルを介す復電（図 3.50(a)）と介さない復電（図 3.50(b)）について系統電流（SW1 の双方向サイリスタに流れる電流）の実験結果を図 3.51 に示す。同図

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

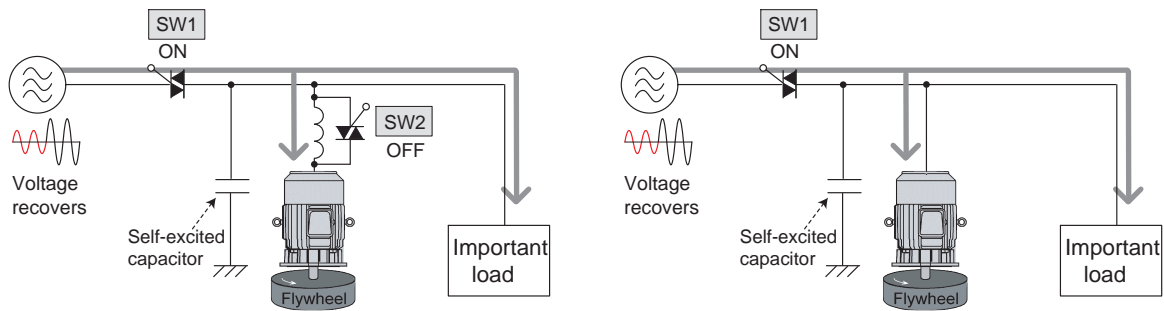


(a) 位相角差が 180 度付近での再接続時の UV 線間電圧波形

(b) 位相角差が 180 度付近での再接続時の SW1 に流れる系統電流波形

図 3.49: 180 度の位相角差で復電した場合の実験結果

より，起動用リアクトルがあっても無くても復電時の系統電流ピーク値はそれほど変化しないと言える。しかし，これはフライホイールの慣性モーメントが大きく回転速度があまり低下していない場合の結果である。よって，フライホイールの慣性モーメントを瞬低用に特化した大きさに最適設計された場合について，再度次節以降（本章 3.8 節 3.8.3 小節）で検討する。



(a) リアクトルを介して復電する場合

(b) リアクトルを使用せず復電する場合

図 3.50: 復電における電流制限リアクトルの必要性

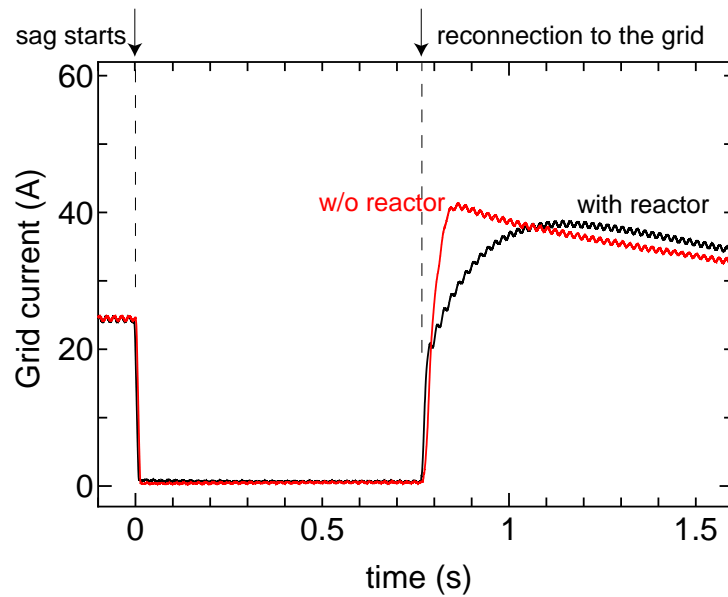


図 3.51: 系統復帰後の再接続時のリアクトルの効果 (図 3.50(a) と図 3.50(b))

3.5.7 過負荷時の補償能力とすべり s の関係

一般的に誘導電動機は電動機状態で機械出力は約 250%程度 (11 kW 誘導電動機であれば最大機械出力 25 ~ 30 kW 程度) であり, 以下の式 (3.35) で計算できる。

$$P_{\max} [\text{W}] = \frac{3V^2}{2 \left\{ (r_1 + r_2) \pm \sqrt{(r_1 + r_2)^2 + (x_2 + x_1)^2} \right\}} \quad (3.35)$$

発電機の場合は式 (3.35) の分母の複号がマイナスになるため, 電動機状態の機械出力よりも多く電気出力できる (V は相電圧)。その時 (最大発電電力時) のすべり s_{\max} は電動機状態の場合と同一値で

$$s_{\max} [\%] = \pm \frac{r_2}{r_2 + \sqrt{(r_1 + r_2)^2 + (x_2 + x_1)^2}} \times 100 \quad (3.36)$$

と表される (複号同順)。従って, 絶対値が同一のすべりの場合, 発電機状態の方がより多くのトルクを要求出来ることを意味している。例として, 第 2 章で述べた表 2.10 の仕様のフライホイール交流蓄電機 (誘導電動機部分は定格 11 kW で等価回路定数は第 2 章 2.5.1 節, 表 2.11 参照) の特性を図 3.52 に示す。特性計算は回路定数より定常的な誘導電動機, 発電機のすべての特性を計算することが出来る⁽⁵⁶⁾。 $P_{\max} [\text{W}]$ は, 電動機の場合 $P_2 [\text{W}]$ の最大値は

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

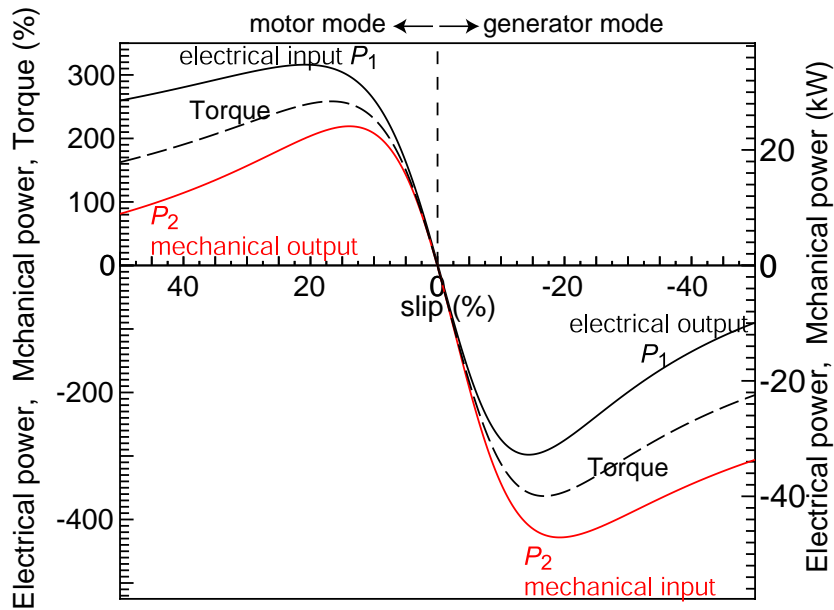


図 3.52: 定常状態での 11 kW 誘導電動機/発電機のすべり s 対電力特性

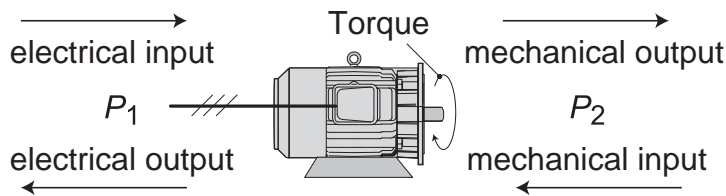


図 3.53: 誘導電動機/発電機の場合の入出力関係およびトルク

$$\begin{aligned}
 P_2 &= 223\% = 24.5 \text{ kW(最大値)} \\
 s &= 13.8\%
 \end{aligned}
 \tag{3.37}$$

であり，発電機の場合 P_1 [W] の最大値は

$$\begin{aligned}
 P_1 &= -285\% = -31.3 \text{ kW(最大値)} \\
 s &= -13.8\%
 \end{aligned}
 \tag{3.38}$$

となる。また同図より電動機領域と発電機領域では非対称の特性となっていることが分かる。本瞬低保護装置のような誘導発電機の使用方法でも適切に自励用キャパシタを選定すれば，誘導機定格以上の負荷に電力を供給することが出来ると考えられる。

以上より，表 2.10 の仕様の本瞬低保護装置は 31.3 kW の負荷まで保護できると推定できる。

過負荷実験による保護可能な最大負荷電力

前段落で述べたように、フライホイール交流蓄電機は本瞬低保護装置のような短時間であれば約 3 倍程度（11 kW の 3 倍）の過負荷を背負っても熱的に問題ない。従って、瞬低中、誘導発電機として何 kW 発電できるか（何 kW の負荷電力まで保護できるか）を測定したので以下に述べる。

前小節で模擬瞬低試験により本瞬低保護装置の有効性を確認したので、本実験では瞬低発生装置を取り外した図 3.54 に示す実験回路構成で電源を遮断（SW1 を OFF にする）し、系統への再接続は行わない本瞬低保護装置の過負荷時の特性について実験を行った。

負荷電力が 19 kW 時と 40 kW 時の場合の負荷電圧波形、フライホイール回転速度と誘導発電機の発電周波数を図 3.55 に示す。同図より、前段落の図 3.52 に示したように負荷電力が大きくなる程、すべり（フライホイール回転速度と発電周波数の差の規格値）が大きくなっていることが分かる。そして夫々の負荷電力で瞬低補償中、すべり s は時間に対してほぼ一定で推移していることが確認できる。また、補償開始直後に一旦、周波数は落ち込んでいることが確認できる。これは補償開始直後は誘導機の二次側回路の時定数を打ち消すように自動的に周波数が落ち込んでいると考えられる。つまり、待機時は誘導機の二次側に電流は流れておらず、補償開始直後には 2 次側に式 (3.21) で計算される二次電流が流れようとする。このとき時定数 $\omega L_2/r_2$ を打ち消すように自動的にすべりが多くなるため、二次側時定数があたかもないように振る舞い直ぐに所望の発電電圧、発電電力になる特性があると考えられる。

しかし、前段落で 11 kW の誘導発電機が発電できる最大値は 31.3 kW と推定したが、これを大きく上回った負荷電力（40 kW）でも問題ない無く発電できていることが確認できる。図 3.52 に示した 11 kW のすべり s 対電気出力電力 P_1 特性（発電機側）の計算値を実験値と比較したグラフを図 3.56 に示す。同図より、実験値は定格の 11 kW 付近まで

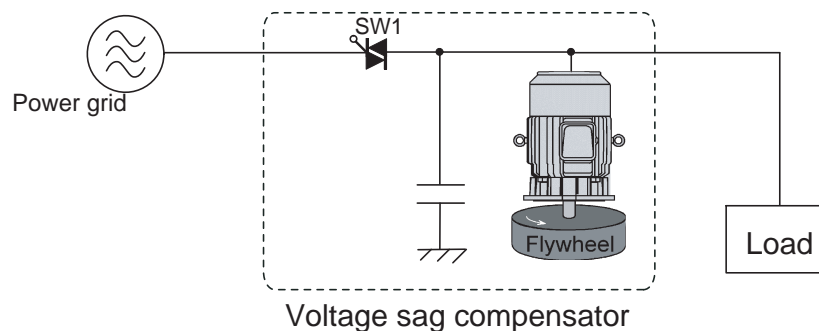
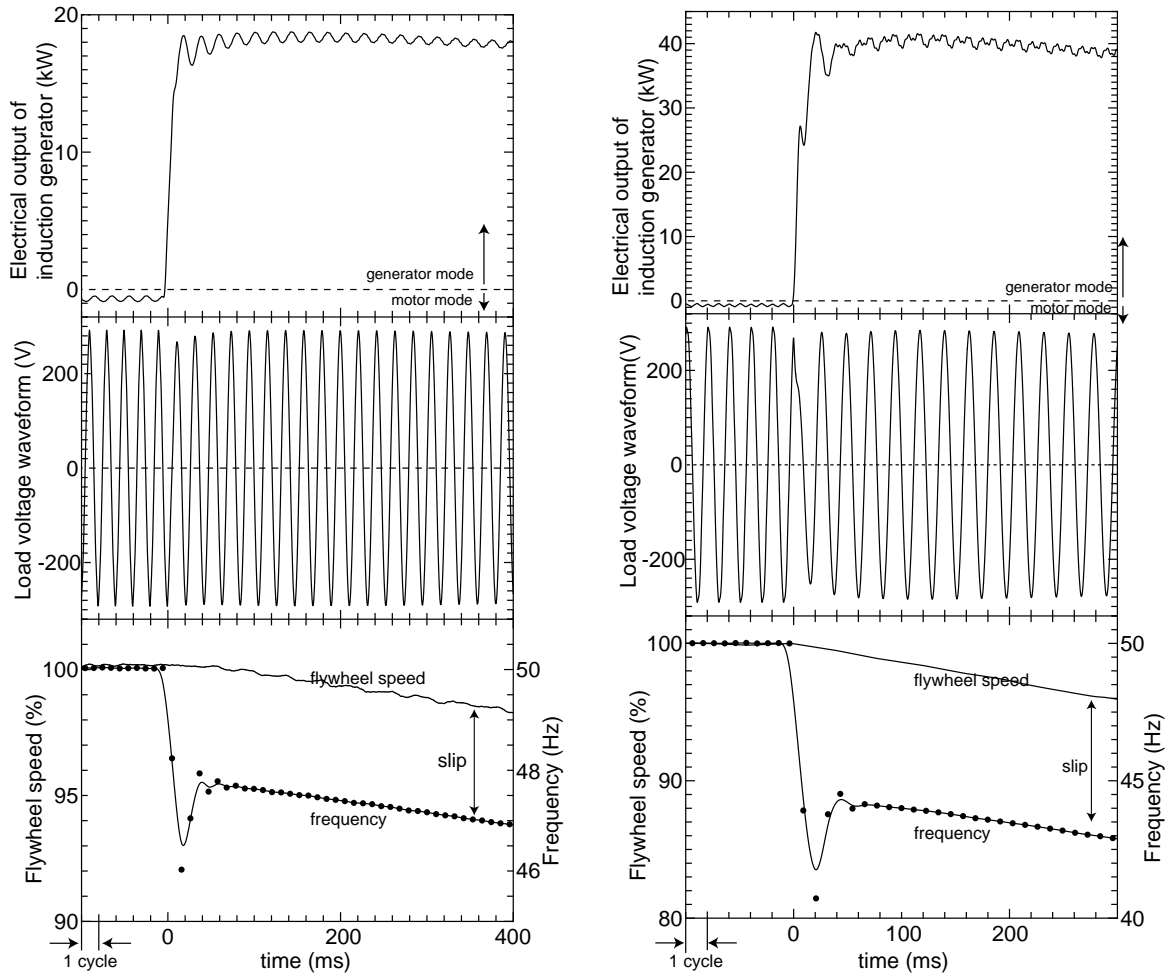


図 3.54: 本瞬低保護装置の過負荷能力測定実験回路構成

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置



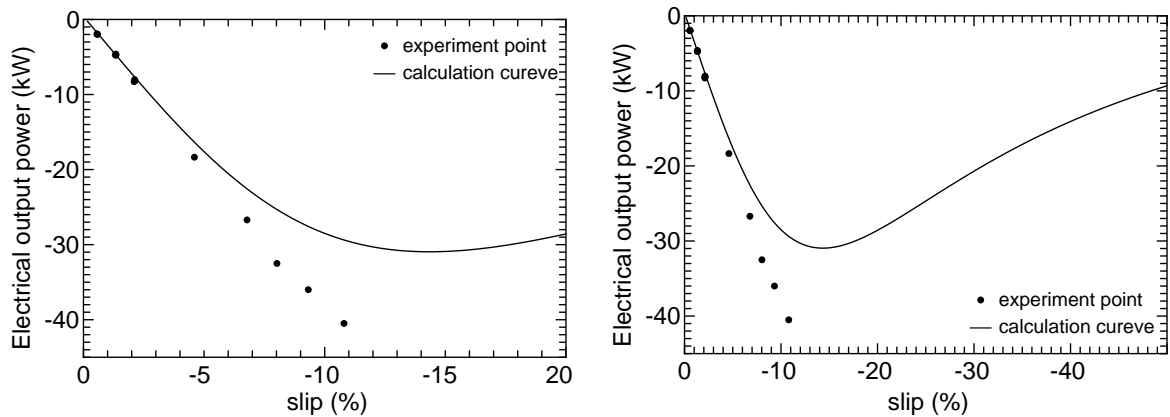
(a) 負荷電力が 19 kW での瞬低保護時の負荷電圧波形 v_{uv} とすべり s

(b) 負荷電力が 40 kW での瞬低保護時の負荷電圧波形 v_{uv} とすべり s

図 3.55: 過負荷状態における瞬低保護時の負荷電圧波形 v_{uv} とすべり s

計算値と良く一致しているが、20 kW 付近以降計算値以上に過負荷能力があることが確認できる。定量化は困難であるが定性的に次のように過負荷能力を説明することが出来る。

- (1) 瞬低補償中，誘導発電機の周波数が低下しているため漏れリアクタンス $x_1 + x_2 = 2\pi f (l_1 + l_2)$ が小さくなっているためであると考えられる。図 3.52 は発電機状態の場合も常に 50 Hz を維持した場合の特性計算であるため，この特性計算以上の電気出力電力 P_1 を出力することが出来る。
- (2) さらに他の要因として，誘導機の過渡現象があると考えられる。つまり，本瞬低保護装置のように通常は誘導電動機で瞬間的に数 100 ms 程度しか誘導発電機として使用



(a) すべり s と電気出力電力 P_1 の計算値と実験値の比較 (拡大図)

(b) すべり s と電気出力電力 P_1 の計算値と実験値の比較 (全体図)

図 3.56: すべり s と電気出力電力 P_1 の計算値と実験値の比較 (発電側)

しない用途であるため発電時の過渡的な漏れリアクタンスは等価的に小さくなっていると考えられる。

- (3) また過負荷時は誘導機の一側、二次側に定格以上の電流が流れるため、回路定数を測定した状態と違って漏れリアクタンスが飽和状態になり $x_1 + x_2$ が小さくなっていると考えられる。式 (3.35) において漏れリアクタンス $x_1 + x_2$ が小さくなれば発電可能な最大電気出力電力 P_1 は増加する。

以上より、約 3 倍程度の過負荷能力があると結論付けられる。

3.5.8 並列運転時の負荷分担の割合

かご形誘導電動機の並列運転は一般的には簡単であり、N700 系に代表される新幹線などで 1 つの半導体電力変換器 (インバータ) で 4 台の車両駆動用誘導電動機を並列に運転している⁽⁵⁷⁾。誘導発電機の場合も定常的に並列運転は可能である⁽⁵⁸⁾。本瞬低保護装置も瞬低中は誘導電動機が瞬間的に誘導発電機となって負荷に電力を供給するため、並列運転は容易に行えとされる。また、適切な容量の本瞬低保護装置の並列接続により大容量化が行えとされる。複数台のフライホイール交流蓄電機が並列接続されて瞬低保護を行った場合の動作について以下に述べる。

同一フライホイール交流蓄電機 2 台並列による瞬低保護実験

図 3.57 に示す回路構成でフライホイール交流蓄電機 2 台を並列接続し瞬低保護実験を行った。夫々のフライホイール交流蓄電機の仕様を表 3.4 に示す。両フライホイール交流蓄電機の負荷分担割合を測定する目的であるため、図 3.57 の SW1 を OFF する電力系統開放実験を行った。負荷電力 P_{load} を 10 kW とし、その実験結果を図 3.58 に示す。同図からわかるように、同一のフライホイール交流蓄電機であれば負荷分担の割合が 1:1 になることが確認できる。これは

- (1) 両フライホイール交流蓄電機は並列接続されているため発電周波数 $f(t)$ と発電電圧 $v(t)$ は同一である必要がある。
- (2) 補償開始直後、両回転角速度 ω_1, ω_2 は同一であり、これと周波数の差であるすべり s_1, s_2 も負の値で同一となる。
- (3) 両フライホイール交流蓄電機が発電する電力は図 3.52 に示した誘導機のすべり電力特性で決まり、同一容量の誘導電動機の場合この特性は同一となる。よって、補償開始直後の負荷分担（両発電電力）は同一となる。
- (4) 両慣性モーメントは同一であるため、その後の回転角速度 $\omega_1(t), \omega_2(t)$ が同一となり、すべり $s_1(t), s_2(t)$ も同一に変化し、負荷分担は 1:1 となる。

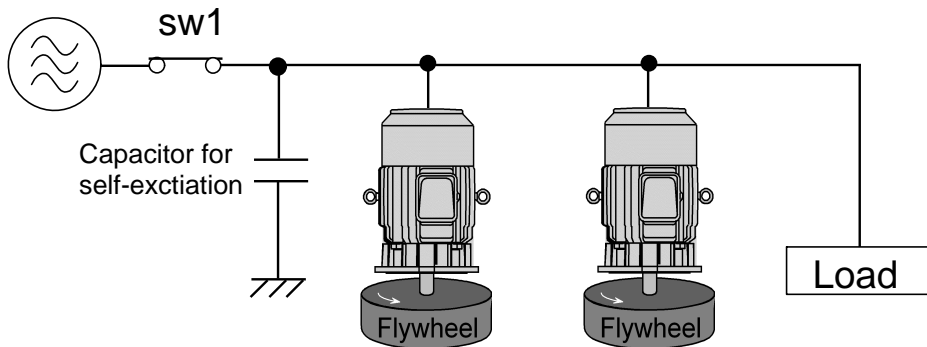


図 3.57: フライホイール交流蓄電機の 2 台並列瞬低保護実験回路構成

表 3.4: 並列接続した 2 台のフライホイール交流蓄電機の仕様

フライホイール交流蓄電機		No.1	No.2
誘導電動機容量	P_n	11 kW	11 kW
蓄積エネルギー容量	E_n	220 kJ	220 kJ

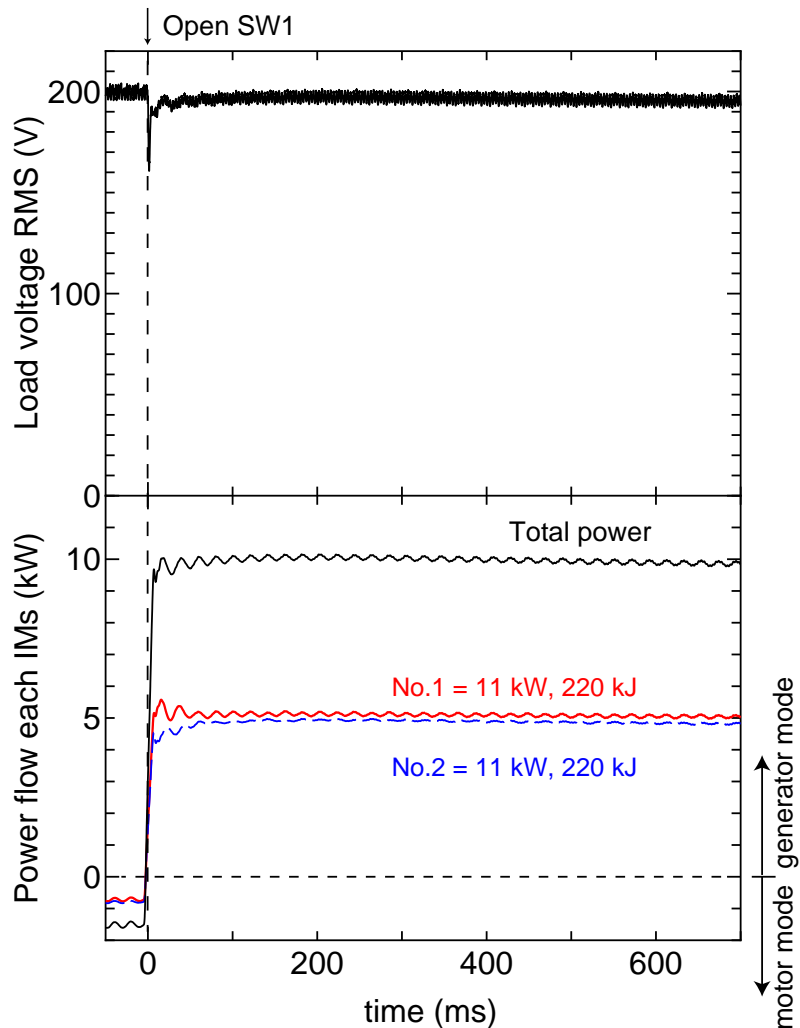


図 3.58: 同一フライホイール交流蓄電機による 2 台並列瞬低保護実験結果

これは、単純に同一のフライホイール交流蓄電機を並列接続するだけで、保護する負荷容量の増大が容易であることを意味している。大容量化する手法として上記に述べた同一のフライホイール交流蓄電機を複数台並列接続する方法が可能である。

以下に、大容量化するためには必要ないが、フライホイール交流蓄電機の特徴が異なる場合についてその負荷分担の割合を明らかにする。

フライホイール交流蓄電機の慣性モーメントが異なる場合

本段落では慣性モーメントが異なるフライホイール交流蓄電機の並列補償実験について述べる。実験で使用した 2 台のフライホイール交流蓄電機を表 3.5 に示す。負荷電力 P_{load} は前段落同様 10 kW として図 3.57 に示す回路構成で実験を行い、その結果を図

表 3.5: 並列接続した 2 台のフライホイール交流蓄電機の仕様 (蓄積エネルギーが異なる)

フライホイール交流蓄電機		No.1	No.2
誘導電動機容量	P_n	11 kW	11 kW
蓄積エネルギー容量	E_n	220 kJ	320 kJ

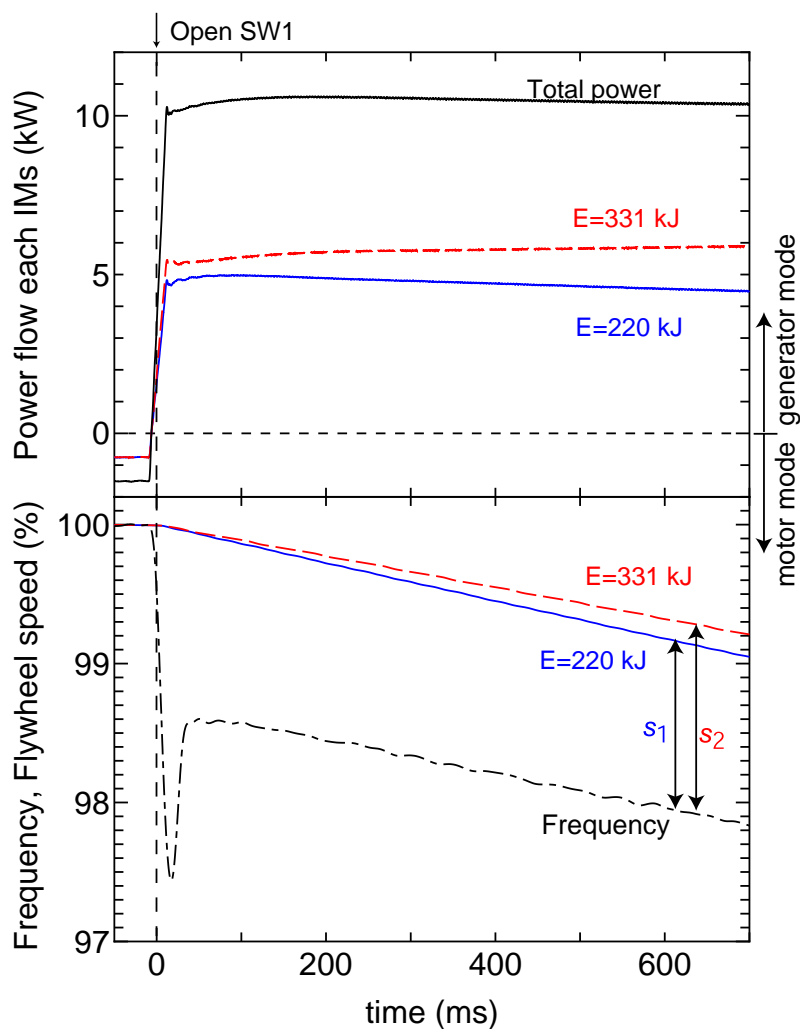


図 3.59: フライホイール蓄積エネルギー容量が異なる 2 台並列瞬低保護実験結果

3.59 に示す。瞬低補償開始直後は 1:1 の負荷分担をしているが、時間が経つにつれ蓄積エネルギー容量が大きいフライホイール交流蓄電機がより大きな負荷分担となっていることが分かる。これは

- (1) 前段落と同じ理由で補償開始直後の負荷分担は同一となる。
- (2) 慣性モーメントに差があるため、その後の $\omega_1(t), \omega_2(t)$ は異なり、すべり $s_1(t), s_2(t)$ は異なる。
- (3) 慣性モーメントが大きいほどすべりはより大きくなるため、負荷分担の割合は多くなる。

フライホイール交流蓄電機の電動機容量が異なる場合

最後に表 3.6 に示すようにフライホイール蓄積エネルギー容量が同一で誘導電動機容量が異なる（すべり電力特性が異なる）2 台のフライホイール交流蓄電機の並列補償実験について述べる。前段落までと同様の実験で負荷電力 P_{load} を 10 ~ 50 kW まで変化させ、その実験結果を図 3.60, 図 3.61 に示す。同図の 55 kW 誘導機の負荷分担の割合 α とは

$$\alpha(t) = \frac{P_{55}(t)}{P_{55}(t) + P_{11}(t)} \quad (3.39)$$

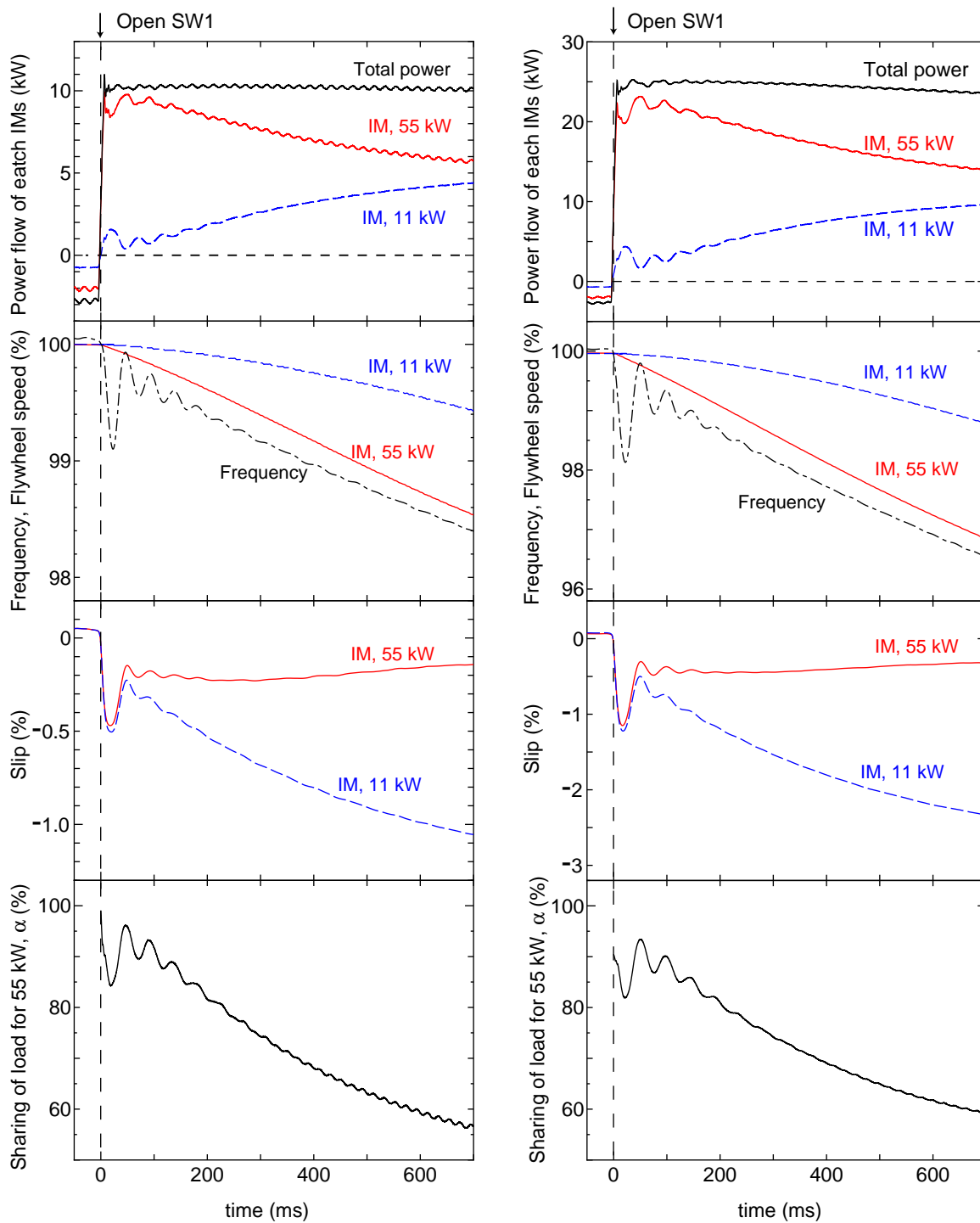
より求めた。同図より負荷電力の大小に依らず、瞬低補償開始直後は負荷電力の殆どを 55 kW 機が分担している。さらに、その後時間が経つにつれ 55 kW の負荷分担の割合が減少していくことが確認できる。これは以下のように考えることができる。

- (1) 前段落同様、補償開始直後すべりは同一であるため、負荷分担は誘導電動機のすべり電力特性により決定される。
- (2) その後の負荷分担の割合はフライホイールのエネルギー放出量の違いから回転角速度 $\omega_1(t), \omega_2(t)$ は異なり、すべりも異なるため負荷分担割合はすべり電力特性によって決定される。

表 3.6: 並列接続した 2 台のフライホイール交流蓄電機の仕様（誘導電動機容量が異なる）

フライホイール交流蓄電機		No.1	No.2
誘導電動機容量	P_n	11 kW	55 kW
蓄積エネルギー容量	E_n	220 kJ	220 kJ

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

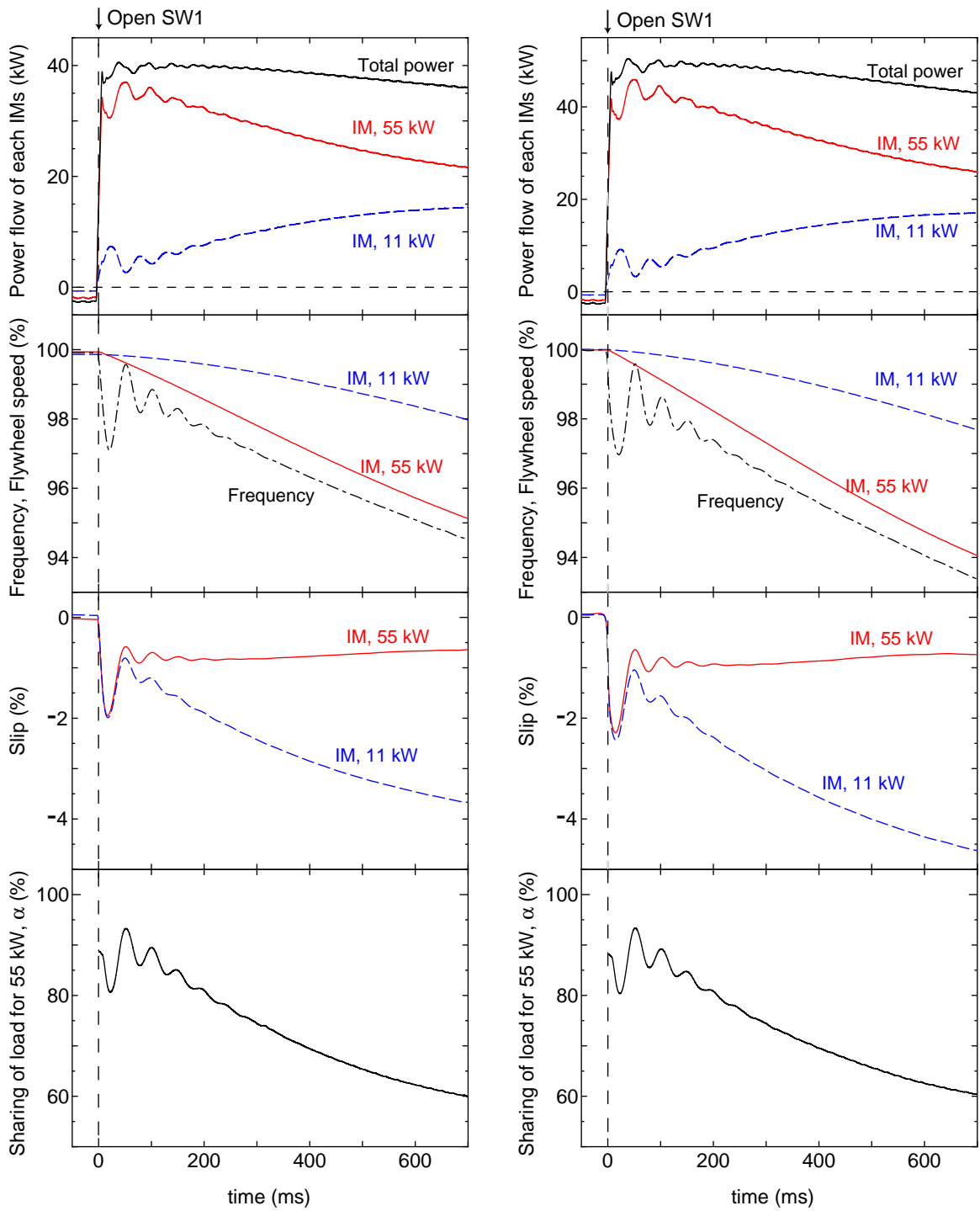


(a) 負荷電力 $P_{Load}=10$ kW

(b) 負荷電力 $P_{Load}=25$ kW

図 3.60: 電動機容量が異なる 2 台並列瞬低保護実験結果 (1)

3.5 瞬低保護装置の構成と瞬低保護実験結果



(a) 負荷電力 $P_{Load} = 40$ kW

(b) 負荷電力 $P_{Load} = 50$ kW

図 3.61: 電動機容量が異なる 2 台並列瞬低保護実験結果 (2)

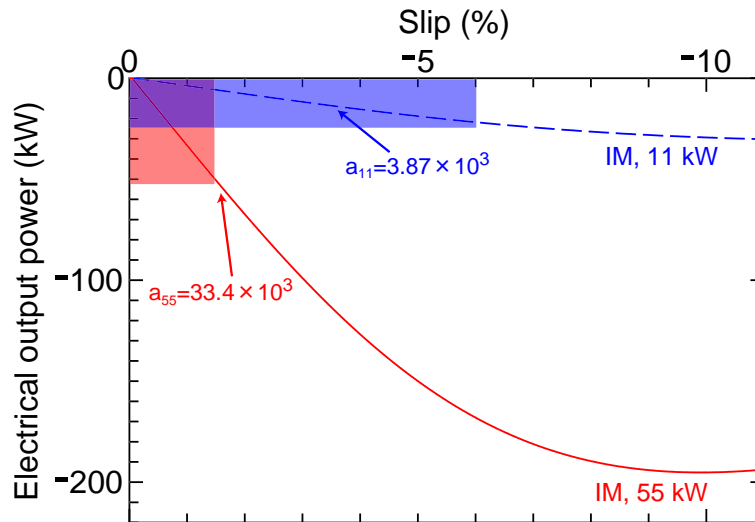


図 3.62: 実験で使用した誘導機のすべり電力特性 (発電機側)

まず初めに補償開始直後の負荷分担を議論する。以下のように No.1 (11 kW) , No.2 (55 kW) のすべり電力特性を等価回路定数 (表 2.11, 表 3.14 参照) より計算した。図 3.62 に計算した 11 kW と 55 kW の誘導電動機のすべり電力特性 (発電側のみ) を示す。実際に使用する領域は赤・青で示した線形領域であるため、このすべり電力特性は傾きを a とすると

$$P_1 [W] = a \times S \tag{3.40}$$

$$\begin{cases} a_{11} = 3.87 \times 10^3 \\ a_{55} = 33.4 \times 10^3 \end{cases}$$

と表現できる。ここで、 $P_1 [W]$ は誘導発電機の電気出力、 $S [%]$ はすべりである。式 (3.40) より、 a_{55} は a_{11} に比べ 8.6 倍程度の傾きがあることがわかる。つまり、同一すべり (補償開始直後) での負荷分担は 8.6:1 となり 55 kW 機のほうが多くなると計算できる。

先に定義した負荷分担割合 α に換算すると、同一すべりであれば、つまり補償開始直後は負荷電力 P_{load} に依らず $\alpha = 90\%$ となる。図 3.60, 図 3.61 より、補償開始直後は α は約 90% になっており計算結果と実験結果は概ね一致している。

次に補償直後からの時間経過による負荷分担を議論する。補償時間が進むにつれてすべりは異なり、負荷分担割合 α は変化している。一例として負荷電力 $P_{load} = 50 \text{ kW}$ の場合のこの変化を先に示したすべり電力特性 (図 3.62) にプロットし計算値と実験値を比較すると図 3.63 のようになる。同図より補償開始直後からの負荷分担はすべり電力特性の計算値と良く一致していることが確認できる。

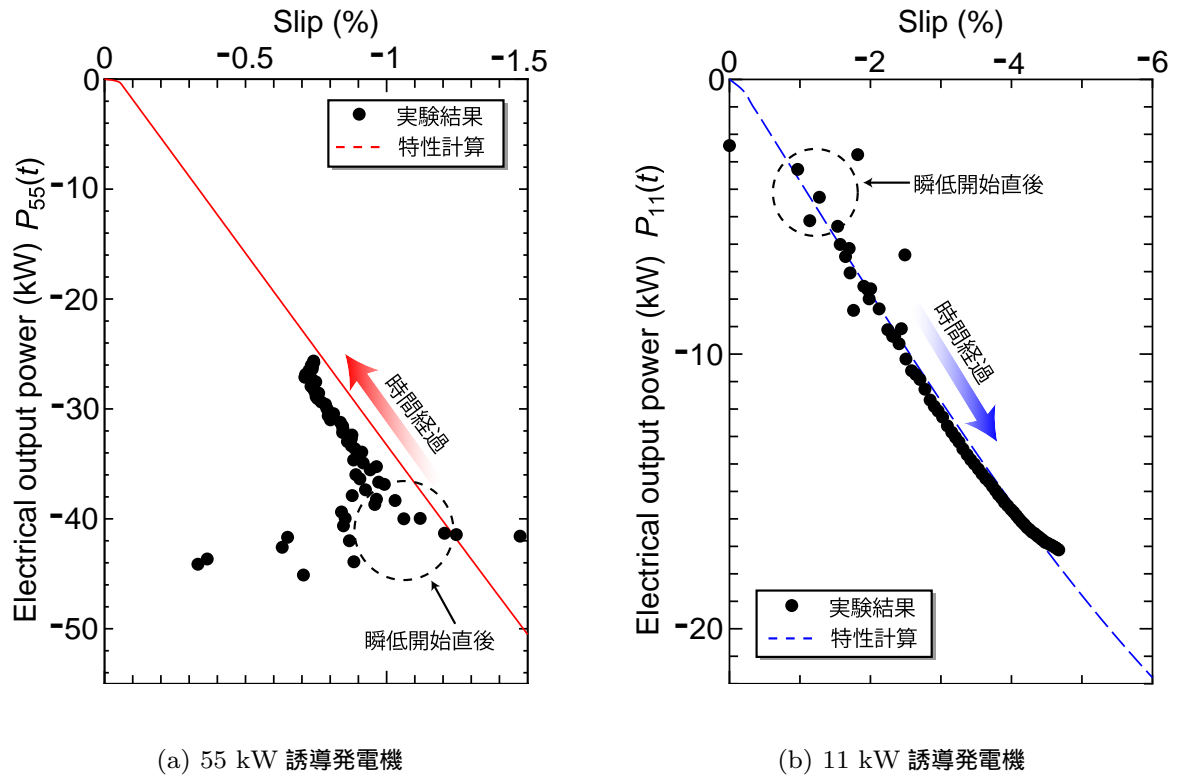


図 3.63: 誘導発電機のすべり電力特性・電気負荷 $P_{Load}=50$ kW での実験結果比較

並列接続による瞬低保護装置のまとめ

フライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の並列接続時負荷分担について以下のことが言える。

- (1) 同一の誘導電動機とフライホイールであれば負荷分担は 1:1 となる。
- (2) 同一の誘導電動機でフライホイール蓄積エネルギーが異なる場合、補償開始直後で負荷分担は 1:1 となりその後の負荷分担はフライホイール蓄積エネルギーが多いほうがより多くの負荷を背負う。その割合はおよそ蓄積エネルギーの比率で決まる。
- (3) 異なる誘導電動機でフライホイール蓄積エネルギーが同一の場合、補償開始直後で負荷分担は各誘導電動機のすべり電力特性によって決まり、容量の大きい誘導電動機がより多くの負荷を背負う。その後の負荷分担は蓄積エネルギーとすべり電力特性によって決まる。
- (4) 大容量化のためにフライホイール交流蓄電機を並列接続する場合は同一の誘導電動機と同一のフライホイールを並列接続することが最も望ましいと結論付ける。

3.5.9 負荷にかご形誘導電動機が接続されている場合のフライホイール交流蓄電機の応答

前段落までは基礎的なフライホイール交流蓄電機の実験装置の特性評価のため保護すべき負荷は純抵抗負荷としていた。しかし、実際には製造ラインの誘導電動機負荷であったり、ダイオード整流器負荷であったりする。そこで本小節では負荷が誘導電動機の場合について検討する。フライホイール交流蓄電機も慣性が大きい誘導電動機と見なすことができるため、慣性のあまりない誘導電動機が負荷となった場合、瞬低補償時の 2 つの誘導電動機の動作を検討する必要がある。

送風ファンモータ（かご形誘導電動機）負荷時の瞬低保護実験

本実験では定格 1.5 kW のかご形誘導電動機に直径 600 mm のプロペラがついている送風ファンを負荷として図 3.64 に示す回路構成で SW1 を OFF し系統を遮断することにより瞬低保護実験を行った。実験結果を図 3.65 に示す。同図より、系統連系スイッチ SW1 を OFF した直後にフライホイールが接続されている誘導電動機（フライホイール交流蓄電機）は誘導発電機となっている。一方、フライホイール効果の少ない誘導電動機（送風機ファン）は依然として電力を受け取るだけの電動機動作のみとなっていることが確認できる。これは、次のように定性的に説明することができる。

- (1) 負荷（誘導電動機送風ファン）とフライホイール交流蓄電機が電力系統から切り離された後、共に誘導発電機になろうとする。
- (2) しかし 2 台の誘導電動機が誘導発電機になった場合、電力の吐き出し口がなくなるため、必ずどちらか一方しか誘導発電機になれず、もう一方は必ず誘導電動機状態を継続する。

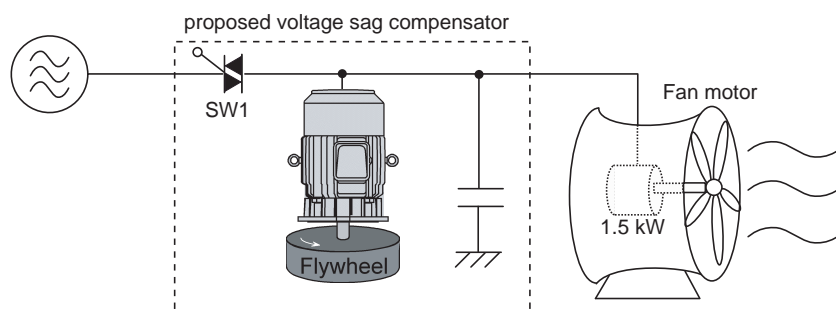


図 3.64: 送風機ファンモータが負荷となる実験回路構成

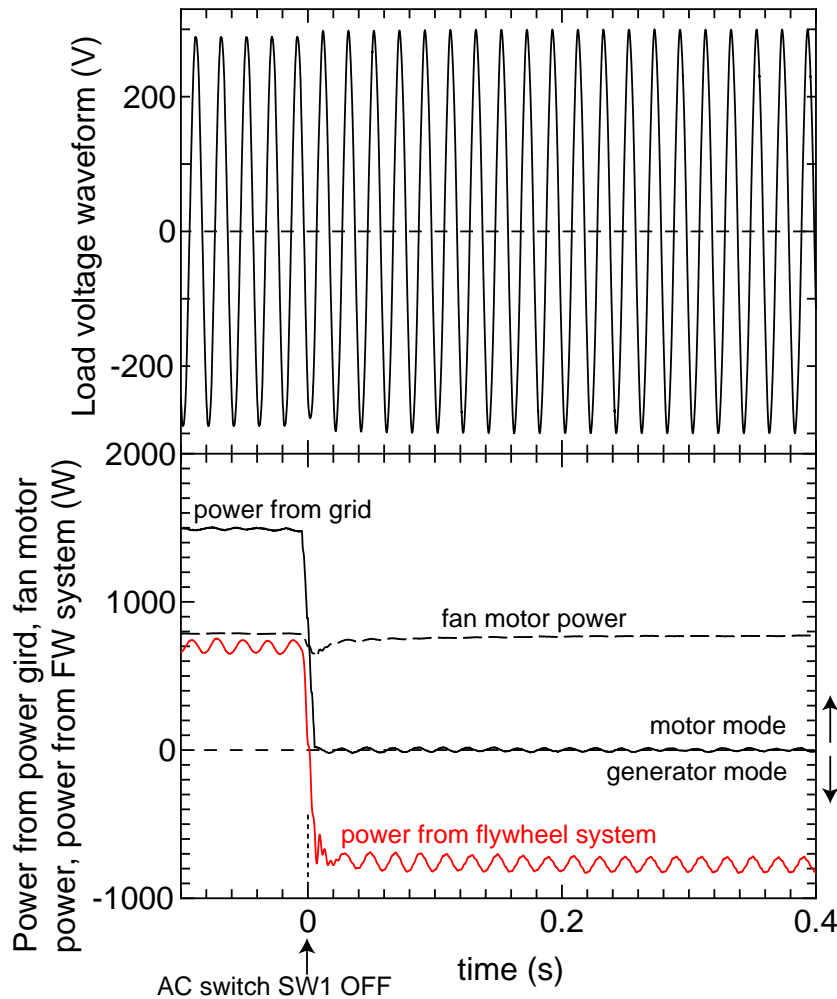


図 3.65: 送風機ファンモータの瞬低保護実験結果

- (3) 慣性モーメントが大きい誘導機ほど同一回転速度を維持できるため、その誘導機はより高い回転速度で回転する。両方が誘導発電機になり得ないため、周波数（回転速度換算）は両回転速度の間に存在すると考えられる。より高い回転速度の誘導機にとってすべり s は負になりもう一方にとってすべり s は正となる。

水中ポンプやその他誘導電動機が負荷となる場合でもフライホイールのような慣性モーメントを持つ負荷は存在しない。したがって、このような誘導機負荷が接続された場合も、瞬低中その負荷は正常に仕事をし（電動機状態を維持）、フライホイール交流蓄電機は電力を供給（発電機状態に推移）できると分かった。

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

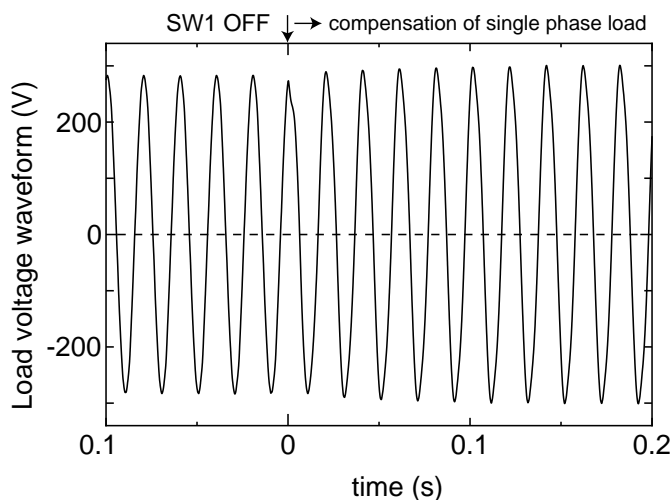


図 3.66: 単相負荷 2.4 kW での実験結果 (電圧波形)

3.5.10 単相負荷保護

本瞬低保護装置は三相三線式であり，前小節までは三相平衡負荷のみで実験を行っていた。しかし，保護すべき負荷の用途によっては三相のうちの一相（UV 線間）だけを使用，あるいは三相不平衡負荷となる場合もある。図 3.66 に 2.4 kW の単相負荷における瞬低保護時の負荷電圧波形を示す。誘導機としては非常に不平衡となっているが特に電圧波形に異常はない。単相負荷も三相負荷と同様に負荷で使用したエネルギーに応じて回転速度が低下するが，瞬低の範囲であれば単相負荷も適切に保護できることが確認できる。

3.5.11 運転騒音 (JEC 規定)

本瞬低保護装置は回転型瞬低保護装置であるが，いわゆる高速回転体と呼ばれる数万 rpm ではなく 1500 rpm や 3000 rpm 程度の低速領域での運転である。電気規格調査標準規格 (JEC) で規定されているように図 3.67 に示す各点において本瞬低保護装置の騒音レベルを測定し，その平均を騒音とした。表 3.7 にその測定結果を示す。一般的に 60 dB

表 3.7: 騒音レベル比較

フライホイール交流蓄電機	待機回転速度	騒音
2 極機	3000 rpm	66 dB
4 極機	1500 rpm	60 dB

3.5 瞬低保護装置の構成と瞬低保護実験結果

とは静かなオフィスや乗用車の中といった程度の騒音であり，高速回転体でないためフライホイールハウジング内を真空などにしなくても騒音は十分小さいと考えられる。

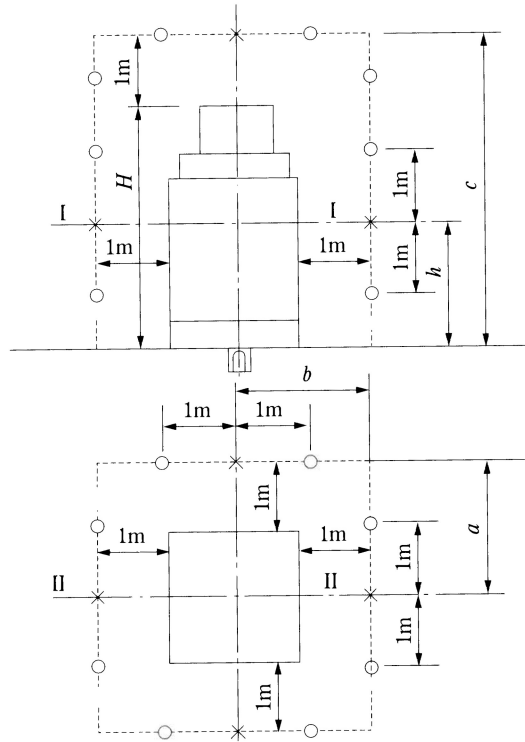


図 3.67: JEC による誘導電動機の騒音測定

3.6 本瞬低保護装置のフライホイール蓄積エネルギー容量設計指針

前章までは提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の基本的な特性について述べた。そしてフライホイール交流蓄電機は第 2 章で述べた表 2.9 と表 2.10 の仕様を使用していたが瞬低用途に最適化されたフライホイール交流蓄電機ではない。そこで本章ではそのフライホイール交流蓄電機を瞬低用に限定し、フライホイール蓄積エネルギー容量を如何にして選ぶべきかを定量的に述べる。

3.6.1 フライホイール蓄積エネルギー容量

フライホイール交流蓄電機の蓄積エネルギー容量をむやみに多くすると、製作が困難になることや、機械損失（軸受け損失と風損）が多くなる。一方、蓄積エネルギー容量が少ないとフライホイール効果がなく、瞬低期間中に回転速度が低下しすぎてしまい、自励現象による電圧維持が困難になる。よって適度なフライホイール蓄積エネルギー容量が必要となり、その定量的な設計について検討した。

さらに、提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置は系統が瞬低から復帰したからといって即座に復電できるわけではなく同位相になるまで待つ必要がある。

半導体変換器を利用する場合（従来方式，図 3.6(a) での蓄積エネルギー設計）

もし仮に、半導体変換器を利用して発電時の周波数は系統周波数と同一の場合、系統復帰直後に復電可能なため、フライホイール容量の設計は極めて単純である。フライホイールの回転速度と発電周波数は全く無関係に設計できるため、フライホイール回転速度の上限と下限を決め、その回転速度差が放出エネルギーとなる。

いま、瞬低から保護すべき負荷電力を p [W]，瞬低保護時間を t [s] とし、この時間で p が時間変化しないとする。フライホイールが蓄えておかなければならない最低限の蓄積エネルギー E' [J] は

$$E' = p \times t \tag{3.41}$$

であるが、このままでは蓄えていたエネルギーを瞬低期間中に全て放出する、つまりフライホイール回転速度がゼロまで低下してしまう。通常は半導体変換器の電氣的容量 (kVA) および回転機の特性的都合上、回転角速度の下限 ω_{\min} [rad./s] を最高回転角速

度 ω_{\max} [rad/s] の 50~70%程度に設定する。最高回転速度に対する下限回転速度の差を $\Delta\omega$ [rad/s] , $\% \Delta\omega$ [無単位] とすると ,

$$\omega_{\min} = \omega_{\max} - \Delta\omega \quad (3.42)$$

$$\omega_{\min} = (1 - \% \Delta\omega) \omega_{\max} \quad (0 < \% \Delta\omega < 1) \quad (3.43)$$

となる。この回転角速度差で放出するエネルギー ΔE [J] は回転角速度の 2 乗に比例するため慣性モーメントを I [kgm²] とすると

$$\Delta E = p \times t = \frac{1}{2} I \omega_{\max}^2 \left\{ 1 - (1 - \% \Delta\omega)^2 \right\} \quad (3.44)$$

となる。以上より , 蓄えておかなければならないエネルギー E [J] = $1/2 I \omega_{\max}^2$ は

$$E = \frac{\Delta E}{1 - (1 - \% \Delta\omega)^2} = \frac{p \times t}{1 - (1 - \% \Delta\omega)^2} \quad (3.45)$$

と計算できる。従って , 負荷電力 p [W] と瞬低保護時間 t [s] と最高回転速度と下限回転速度の差 $\% \Delta\omega$ さえ決まれば式 (3.45) より蓄積エネルギーは容易に決定できる。

また , この場合の必要な慣性モーメント I [kgm²] は最高回転角速度 ω_{\max} [rad./s] と ε によってのみ影響され

$$I = \frac{2 \times p \times t}{\left\{ 1 - (1 - \% \Delta\omega)^2 \right\} \omega_{\max}^2} \quad (3.46)$$

と表現できる。最高回転角速度 ω_{\max} を高い回転速度に設定すれば慣性モーメント I は小さくなり軽いが風損が多いフライホイールとなり , 低く設定すれば重くなると言える。また ε を大きく設定すれば慣性モーメントは低くなる。

本提案方式で系統復帰後直ぐに復電する場合

もし仮にフライホイール交流蓄電機による本提案方式で系統が瞬低から復帰した後に直ぐに復電できるとすると , フライホイール蓄積エネルギー容量は前段落同様の式 (3.45) より単純に計算できる。(勿論 , 系統が復帰直後に系統側と誘導発電機側の位相角差がどの程度ずれているかわからないため , 実際に系統復帰直後に復電することは出来ない。)

但し , 回転速度の下限 ω_{\min} を設定するのではなく発電周波数の下限 f_{\min} を設定すると式 (3.45) はすべり s の影響で若干異なった式となる。すべり s を考慮すると式 (3.45) は前段落同様に計算すると

$$E = \frac{p \times t}{1 - (1 - \% \Delta f)^2 (1 + s)^2} \quad (3.47)$$

となる。 s [%] は誘導機のすべり , $\% \Delta f$ [無単位] は周波数下限と上限の差の比率である。

3.6.2 提案方式のフライホイール蓄積エネルギー設計指針

本節ではフライホイール交流蓄電機による提案方式の蓄積エネルギー設計方針を以下に説明する。前節では提案方式で『仮にいつ復電してもよい』場合について述べたが、実際にはそのようなことは出来ず、系統側と誘導発電機側の位相角差が一致した瞬間のみ復電できるシステムであるため、その設計方法を以下に示す。

設計時に注意すべき点

設計時に以下の 3 点に注意が必要である。

- (1) 任意の時間で系統に再接続できない。補償開始後、系統側との電圧位相角差が再度零になるまで待つ必要がある。
- (2) 本方式は瞬低終了後、誘導発電機を半導体変換器なしで直接系統に再接続する。その為、電圧位相角差零の瞬間を迎えても、周波数が低下し過ぎていると再接続時に過大な加速トルクによる過大な電流が流れるため下限周波数 f_{limit} [Hz] (定格周波数の 90 ~ 95%程度) を設定する必要がある。
- (3) 提案する瞬低保護装置のフライホイール蓄積エネルギー容量設計はフライホイール交流蓄電機のかご形誘導電動機の電氣的特性 (特に回転子抵抗 r_2) も密接に関連している。

以上の 3 点 (電圧位相角差零, 周波数下限, かご形誘導電動機の電氣的特性) を考慮して補償中の周波数低下の下限を設定し, 下限周波数に到達したときに同位相を迎えるフライホイール蓄積エネルギー容量が本瞬低保護装置に最適なフライホイール蓄積エネルギー容量である。その設計指針について以下に詳述する。

3.6.3 位相一致時間の算出

保護すべき負荷電力が P_{load} [W] の時, フライホイールから誘導電動機へ入力される機械入力を P_{me} [W] とする。フライホイールが蓄積している機械エネルギーのうち, 補償時間 t [s] の期間に放出する機械エネルギー ΔE [J] は

$$\Delta E = P_{me} \times t = \frac{1}{2} I (\omega_n^2 - \omega(t)^2) \quad (3.48)$$

ここで ω_n [rad./s] $\omega(t)$ [rad./s] , I [kgm²] は夫々, フライホイールの待機回転角速度, 補償開始後の回転角速度関数, 慣性モーメントである。次に回転角速度関数 $\omega(t)$ [rad./s]

は次式に変形できる。

$$\omega(t) = \sqrt{\omega_n^2 - \frac{2P_{me} \times t}{I}} \quad (3.49)$$

さて、誘導電動機のすべり S [無単位] とは、定格周波数（電動機の場合は電源系統周波数）を f [Hz] とすると、その定義式は

$$S = \frac{p \left(\frac{\omega(t)}{2\pi} \right) - f}{f} \quad (3.50)$$

従って、誘導発電機では発電周波数 $f(t)$ [Hz] と回転角速度 $\omega(t)$ [rad./s] の関係は定義式 (3.50) より

$$f(t) = \frac{p \times \left(\frac{\omega(t)}{2\pi} \right)}{1 + S} \quad (3.51)$$

で表される。ここで p は極対数、 S は誘導発電機機の滑り（負の値であるが、直前の符号を反転させて S は正の値）で定格電力での滑りを s_n [無単位]、誘導機の定格電力を P_n [W] とすると、図 3.52 に示してあるように

$$S = \frac{P_{load}}{P_n} \times s_n \quad (3.52)$$

の比例関係が成り立つ。また、 s_n はかご形誘導電動機の定格容量 (kW) が大きいほど回転子抵抗 r_2 が小さいため s_n は小さくなる特性がある。したがって、定格周波数（電源系統周波数）を f_n [Hz] とすると周波数差 $\Delta f(t)$ [Hz] は

$$\Delta f(t) = f_n - f(t) \quad (3.53)$$

この周波数差の時間積分が位相角度差 θ [rad.] となり、 $\theta = 2\pi$ rad. となる時間 t [s] が位相一致時間 T_{match} [s] となる

$$\int_0^T \Delta f(t) dt = \frac{\theta}{2\pi} = \theta \quad (3.54)$$

θ [無単位] は系統側と負荷側の電圧位相角差 θ [rad.] を 2π rad. で規格化した値であり、位相一致時つまり θ は 1 のみとなるが、今後の検討のため $0 \leq \theta \leq 1$ の範囲とする。

ここで回転角速度関数の式 (3.49) の時間積分はやや煩雑になる。しかも、このままでは式 (3.54) を解析的に解くことが出来ないため、回転角速度関数 $\omega(t)$ を

$$\omega(t) \simeq \omega_n - kt \quad (3.55)$$

$$\Delta f(t) \simeq f_n - \frac{p \times (\omega_n - kt)}{(1 + S) \times 2\pi} \quad (3.56)$$

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

のように線形近似する。なぜなら回転体の慣性時定数 $H(s) = E/P_n$ に比べ補償時間が十分短い場合、回転角速度低下は線形であるからである。ここで、 k は回転角速度低下の比例係数であり、

$$k = -\frac{d}{dt}\omega(t)|_{t=0} = \frac{P_{me}}{\omega_n I} = k(I, P_{me}) \quad (3.57)$$

のように回転角速度関数の $t = 0$ s における接線の傾きとして決めた。この近似の妥当性を示すべく式 (3.49) と式 (3.55) を図 3.68 に示す。 $E = 50$ kJ とし、 $P_n = 10$ kW ($H = 5$ s) とした。 $t = 0$ s で電力 $P_n = 10$ kW 一定として機械エネルギーを放出した計算結果である。同図より、回転体の慣性時定数 H [s] に対して補償時間が $1/10$ の範囲では近似した関数である式 (3.55) の式 (3.49) に対する誤差率は $+0.1\%$ 以下であり、この近似は十分成り立つと考えられる。

以上より式 (3.54) を近似式 (3.55) を使い積分し、整理すると

$$\frac{k \times p}{4\pi(1+S)}t^2 + \left(f_n - \frac{f_n}{1+S}\right)t - \Theta = 0 \quad (3.58)$$

で表される二次方程式の条件式が得られる。これを解くと

$$T_{match}(I, P_{me}) = \frac{-B + \sqrt{B^2 + 4A\Theta}}{2A} \quad (3.59)$$

$$I_{match}(T, P_{me}) = \frac{pP_{me}T_{match}^2}{4\pi\omega_n(1+S)(\Theta - BT_{match})} \quad (3.60)$$

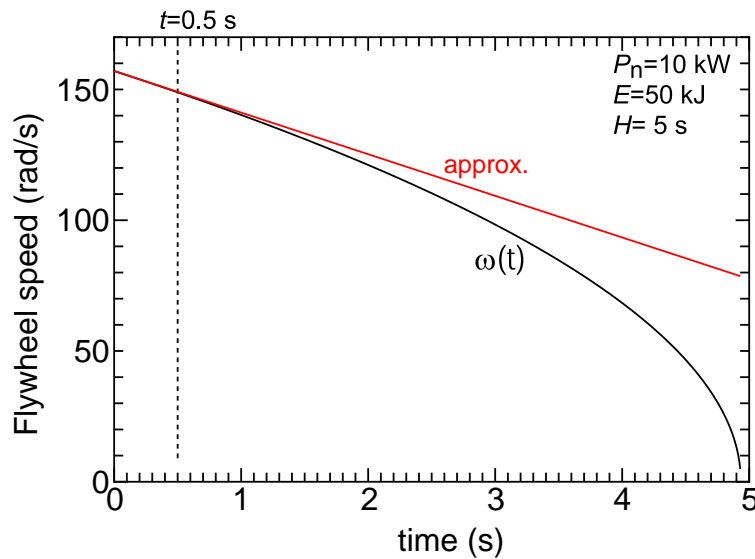


図 3.68: 回転角速度 $\omega(t)$ を近似しない式 (3.49) と近似する式 (3.55) の違い

$$A = \frac{k \times p}{4\pi(1+S)} \quad (3.61)$$

$$B = f_n - \frac{f_n}{1+S} \quad (3.62)$$

となる。以上より (3.59) 式のように補償開始後，再度電圧位相角差零になる時刻 T_{match} は $\theta = 2\pi \text{ rad. } (\theta = 1)$ とし機械入力 P_{me} ，慣性モーメント I ，定格すべり s_n で決定する。逆に同位相になる時刻 T_{match} を与えれば必要な慣性モーメント I_{match} は (3.60) 式のように時間と負荷電力によって決まる。

3.6.4 位相一致時間の実験値との比較

前小節 (3.6.3 小節) で示した位相一致時間の計算式と前節 (3.5 節) までに述べた実験結果との比較を行い，本節で述べる設計方法の方針を確認する。

誘導発電機の効率計算による P_{me} の算出

前小節で述べた位相一致時間の計算式 (3.59) はフライホイールから誘導発電機に入力される機械入力 P_{me} [W] を知る必要がある。しかし，実際はと軸にトルクメータを実装していないため，誘導発電機からの電気出力 P_{load} [W] しか測定できない。そこで機械入力 P_{me} [W] を知るには誘導発電機の効率 η_g [%] を知る必要がある。誘導機の回路定数 (第2章，表 2.11) を用いて特性計算することにより，効率 (電動機状態 η_m [%]，発電機状態 η_g [%]) を理論的に計算することが可能である。図 3.69 に発電機状態での誘導機の効率 η_g [%] を示す。これより測定した誘導発電機の電気出力を図の効率で除することによりフライホイールから誘導電動機に入力される機械入力 P_{me} [W] を得る。

表 2.10 のフライホイール交流蓄電機での位相一致時間実験値と計算値の比較

第2章，表 2.10 のフライホイール交流蓄電機を用いて 3.5 節で様々な実験を行った。その中で最も基本的な瞬低保護実験 (電力系統から負荷およびフライホイール交流蓄電機を切り離す) より，電力系統を切り離してから再度電力系統と位相角が一致する (再接続する) 時間を測定した図 3.48 の結果 (3.5 節 3.5.5 小節参照) と式 (3.59) による計算結果を比較した。図 3.70 にその比較結果を示す。同図より電力系統を切り離してから再接続までの時間 T_{match} は計算式 (3.59) と良く一致していることが確認出来る。

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

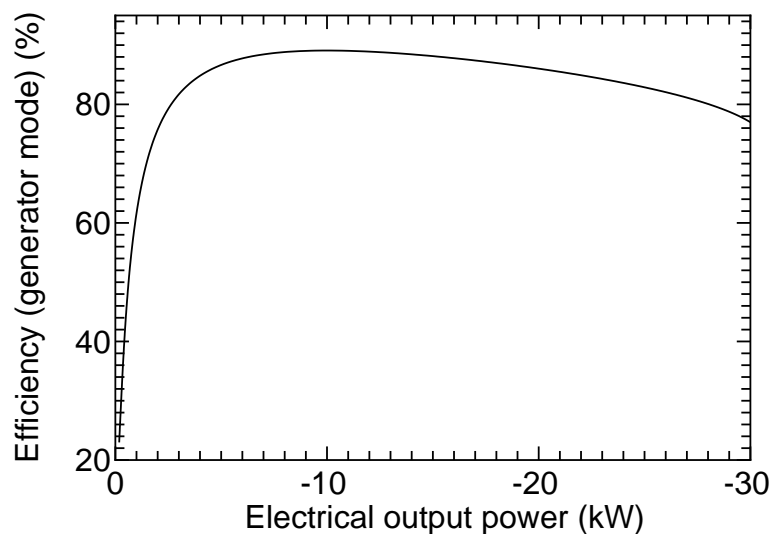


図 3.69: 回路定数 (第 2 章, 表 2.11 参照) から算出した 11 kW 誘導発電機の効率

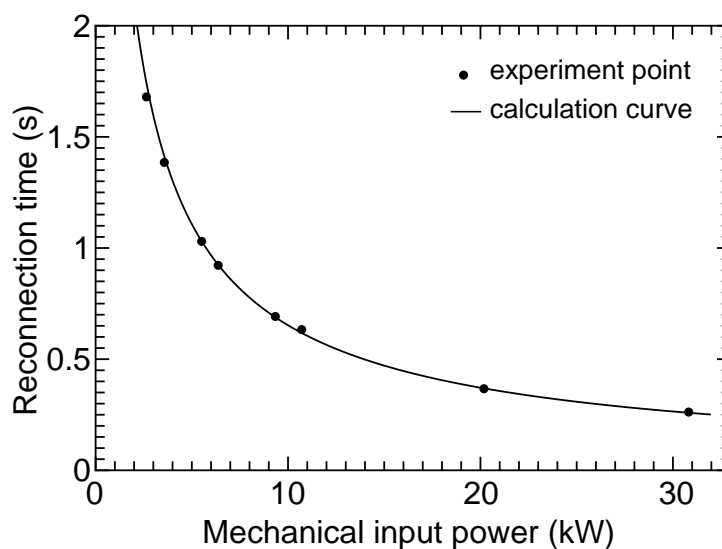


図 3.70: フライホイールから誘導発電機への機械入力と位相角一致時間の関係 (計算値と実験値の比較)

3.6.5 位相角一致時 (再接続時) の周波数低下の実験値との比較

電力系統側と誘導発電機側の位相角差がゼロ (位相角が一致) した瞬間の発電周波数 $f(T_{\text{match}})$ [Hz] の計算値と実験値とを比較する。位相一致時の誘導発電機の発電周波数

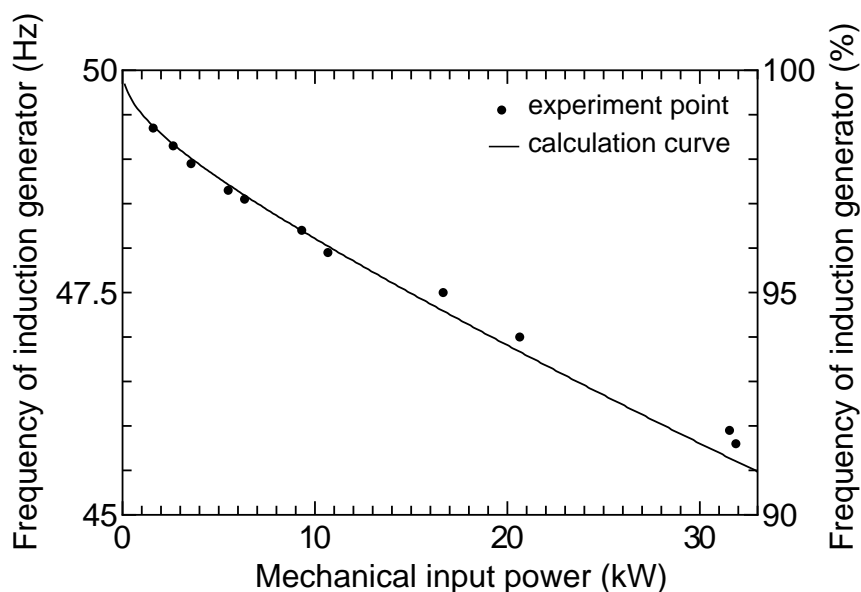


図 3.71: P_{me} と位相角一致時（再接続時）の発電周波数の関係（計算値と実験値の比較）

$f(T_{match})$ [Hz] は式 (3.56) より

$$f(T_{match}) = \frac{p \times (\omega_n - kT_{match})}{(1 + S) \times 2\pi} \quad (3.63)$$

と計算できる。この式 (3.63) と実験結果との比較を図 3.71 に示す。同図より，計算値と実験値の両者は P_{me} が過負荷領域 ($P_{me} \geq 20$ kW程度) では若干差が現れているものの百分率で言えば良く一致していると言える。

3.6.6 周波数下限設定による最適フライホイール蓄積エネルギー容量設計

前小節までの条件式よりフライホイールを設計する上で，さらに周波数低下を考慮する必要がある。つまり補償後，再度電圧位相角差が零になる時間までに周波数低下が $f - \Delta f_{limit}$ [Hz] に等しい，あるいは $f - \Delta f_{limit}$ [Hz] より高い必要がある。（周波数低下をどの程度まで許容するかは，以後の 3.8.3 節において検討する。）これを条件式で表すと，周波数低下の条件式は

$$\Delta f(T_{match}) \leq \Delta f_{limit} \quad (3.64)$$

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

で表され、これを解くと必要最低限の慣性モーメント I_{\min} [kgm²]、蓄積エネルギー E_{\min} [J] は

$$I_{\min} = \frac{pP_{me}\Theta}{\pi\omega_n(\Delta f_{\text{limit}}^2 - B^2)(1+S)} \quad (3.65)$$

$$E_{\min} = \frac{p\omega_n P_{me}\Theta}{2\pi(\Delta f_{\text{limit}}^2 - B^2)(1+S)} \quad (3.66)$$

また、 E_{\min} の蓄積エネルギーで同位相角となる時刻は式 (3.59) より

$$T_{\min}(I_{\min}, P_{\text{load}}) = \frac{-B + \sqrt{B^2 + 4A_{\min}\Theta}}{2A_{\min}} \quad (3.67)$$

$$A_{\min} = \frac{p}{4\pi(1+S)} \frac{P_{me}}{\omega_n I_{\min}}$$

となり、補償時間の最低期間が決まる。以上が周波数低下を考慮したフライホイール交流蓄電機における最適設計であると言える。

3.6.7 最適設計時の再接続時間（位相一致時間）と周波数低下および慣性モーメントの関係（模式図による説明）

前小節までの数式より、周波数下限を考慮しフライホイール蓄積エネルギーの必要最低限の値、およびそのエネルギーを持っていた場合の再接続時間（補償時間）を定量的に示した。これらの関係を以下に模式図を用いて定性的に説明する。

定格電気出力の場合 ($P_{\text{load}} = P_n$) を補償した場合の補償時間対周波数の関係模式図を図 3.72 に示す。同図の緑直線（実線、点線）は慣性モーメントの大小の違いによる補償開始後の発電周波数の変化を表している。また曲線 $f(t) \times t = \text{一定} = \Theta = 1$ の曲線であり、いわゆる $y = 1/x$ の形である。

慣性モーメントが無限大の場合

慣性モーメントが限りなく大きければ ($I = \infty$) 回転角速度は低下しないため、発電周波数 $f(t)$ は式 (3.63) において $k = 0$ となり、 $f(t)$ は時間に依らず緑点線で示したように

$$f(t) = \frac{f_n}{(1+S)} \quad (3.68)$$

で変化しない。その場合の再接続時刻を模式図 3.72 で説明すると、周波数 $f(t)$ （緑点線）と $\Theta = 1$ 一定の曲線との交点である。つまり、四角形 OCAE の面積が 1 となる時間であ

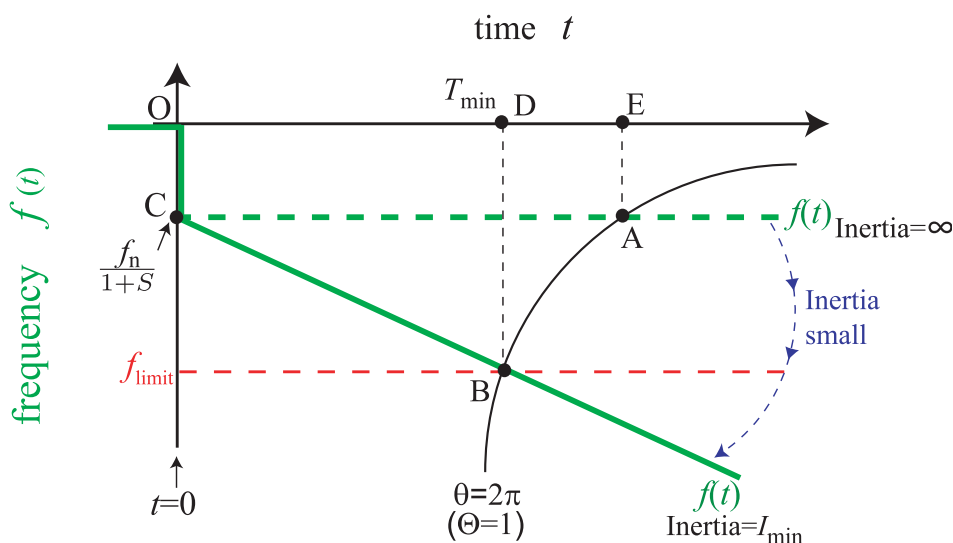


図 3.72: 時刻 t に対する発電周波数 $f(t)$ の関係 ($P_{\text{load}} = P_n$ の場合)

る。数式で表すと式 (3.58) を整理することにより

$$T_{\text{match}}|_{I=\infty} = \frac{\theta}{f_n - f_n/(1+S)} \quad (3.69)$$

と表現できる。

慣性モーメントが最適な場合

慣性モーメントが適当な場合、回転角速度は式 (3.55) に従って直線的に低下する。周波数もそれに合わせて緑実線で示したように低下する。この場合、再接続時刻は前段落同様に緑実線と曲線の交点であり、台形 OCBD の面積が 1 となる点である。尚且つこの点において発電周波数 $f(t)$ が周波数下限 f_{limit} と一致するような慣性モーメント I_{min} をもつフライホイールが最適な設計となる。(注意：図 3.72 の緑実線は再接続(位相角一致)と同時に発電周波数 $f(t)$ が周波数下限 f_{limit} となるような慣性モーメント I_{min} の場合を描いている)

慣性モーメントが適切でない場合

慣性モーメントが小さすぎる(フライホイールが軽い)場合、位相角一致時(発電周波数 $f(t)$ と $\theta = 2\pi$ 一定の曲線との交点)では、もう既に発電周波数 $f(t)$ が周波数下限 f_{limit} より低下してしまっていることになる。

一方、慣性モーメントが大きすぎる(フライホイールが重い)場合は位相角一致時において、未だ発電周波数 $f(t)$ が周波数下限 f_{limit} に到達していなく、余裕のある設計と

なってしまう。

3.6.8 系統連系双方向サイリスタの改良による再接続時間短縮

これまで系統連系双方向サイリスタスイッチ (SW1) は各相に 1 つであった。この場合、再接続の機会とは同位相角 (位相角差がゼロ) のみであった。つまり θ [rad.] の選択肢は $\theta = 2\pi, 4\pi, \dots (\theta = 1, 2, \dots)$ であった。再接続 $\theta = 2\pi$ まで待つと 10 kW の負荷電力の場合、図 3.73 に示すように、電力系統を切り離して約 600 ms 程度後に初めて再接続可能となる。電力系統は瞬低開始から約 200 ms 後に復帰するため約 400 ~ 500 ms の期間 (図 3.73 の (c) の期間) は本来電力系統から負荷に電力を供給したい。しかし、(c) の期間は位相一致を待っているため再接続できず、フライホイール交流蓄電機から負荷に電力を供給している。図 3.73 の (c) の期間を出来るだけ短く出来れば、フライホイールに余分なエネルギーを蓄積しなくて良い。

そこで系統連系双方向サイリスタスイッチ SW1 を図 3.74 に示すマトリックス状の構成に変更することにより以下のように図 3.73 の (c) の期間を出来るだけ短くすることが可能となる。

- (1) 再接続 (復電) の機会とは θ [rad.] = $2\pi/3, 4\pi/3, 2\pi, 8\pi/3, \dots (\theta = 1/3, 2/3, 1, 4/3, \dots)$ のように増える。 $2\pi/3$ rad. の位相角差で復電するという事は図 3.74 で説明すると、電力系統の RS 線間電圧 v_{uv} と誘導発電機の WU 線間電圧 v_{wu} の位相角差が零というになった瞬間に復電するという意味である。
- (2) 再接続 (復電) の機会が増えるため、電力系統の瞬低終了後時間に応じて、最も位相

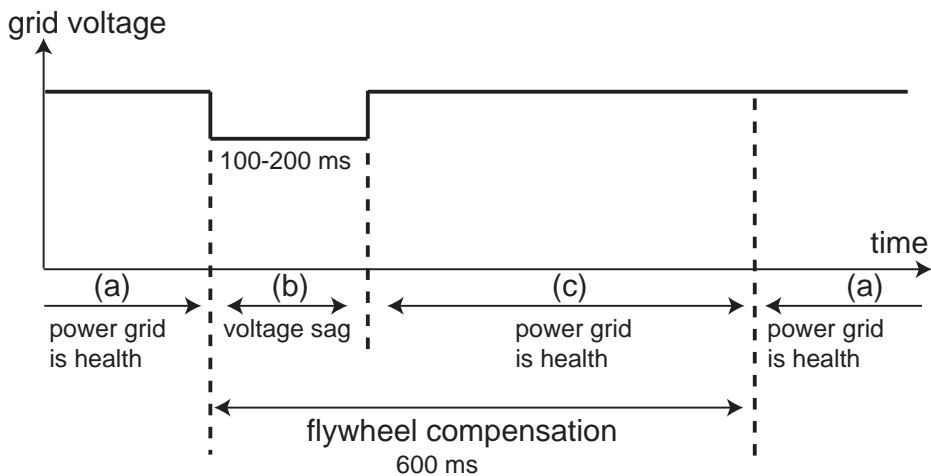


図 3.73: 負荷電力 10 kW 時の瞬低時間とフライホイール交流蓄電機による補償時間

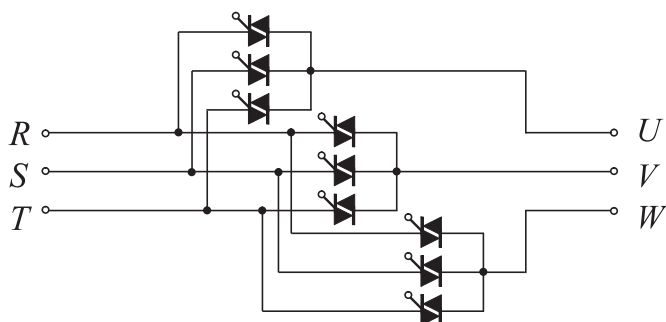


図 3.74: 系統連系双方向サイリスタスイッチのマトリックス状の構成

角差が一致している相同士を上記タイミングで再接続することが可能である。

- (3) 図 3.73 の (c) の期間を短くすることが可能になるため、その分だけフライホイール蓄積エネルギー容量 (kJ) が少なくても済む。

以上のように双方向サイリスタ 9 個による系統連系スイッチの改良によって、フライホイールが蓄積すべきエネルギーが低減可能である。双方向サイリスタスイッチは改良前の 3 個から 9 個に増加したが、常時何れか 3 個のスイッチしか ON していないため、スイッチ部分での常時損失は今までと変わらない。つまり放熱器 (ヒートシンク) の大きさ ($^{\circ}\text{C}/\text{W}$) は変わらないため、スイッチ全体の大きさも殆ど変わらない。またゲート駆動回路は IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) などと異なり、非常に簡素 (抵抗 2 つとフォトカプラ 1 つ) に構成可能である。IGBT の場合、絶縁電源 + フォトカプラによる信号が必要であるが、サイリスタの場合は図 3.75 に示すようにフォトカプラによる信号のみで絶縁電源は必要ない。(同図のスナバ回路とは dv_{sw}/dt を抑制する半導体スイッチの基本的な保護回路で、IGBT などの場合も必要である。) さらに、IGBT に比べサイリスタの方が過電流容量が大きい点も利点である (1 サイクルであれば約 10 倍の過電流容量を持つ)。

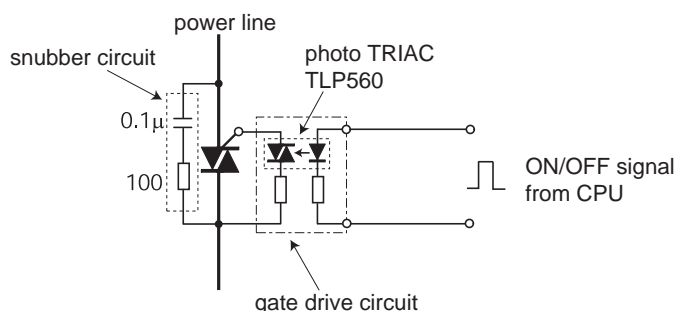


図 3.75: フォトリックによる双方向サイリスタスイッチのゲート駆動回路

3.6.9 マトリックス状系統連系スイッチ構成による再接続時間（位相一致時間）と周波数低下および慣性モーメントの関係

図 3.74 の構成の系統連系スイッチを利用すると本節 3.6.6 小節で説明した最適設計における位相角差 θ を離散的に $\theta = 2\pi/3, 4\pi/3, 2\pi, \dots$ のように選択できるため図 3.72 の模式図は図 3.76 のようになる。

$\theta = 2\pi/3$ rad. ($\Theta = 1/3$) で電力系統に再接続する場合

マトリックス状のスイッチにより電源系統側と誘導発電機側の位相角差を $\theta = 2\pi/3$ ($\Theta = 1/3$) で復電する場合，復電時刻は発電周波数 $f(t)$ （緑鎖線）と $\theta = 2\pi/3$ 一定の曲線との交点である。つまり，台形 OCBE の面積が $1/3$ となる時刻が復電時刻となる。これより， $\theta = 2\pi$ ($\Theta = 1$) で復電する場合に比べ，慣性モーメントを小さくしても良く（フライホイールが軽くて良い），図 3.73 の (c) の時間を短縮できる。

3.6.10 最適設計に基づく実機フライホイール蓄積エネルギー容量計算

以下に，10 kW 機と 50 kW 機の設計に関して 3.6.6 小節で述べた式に基づいてフライホイール蓄積エネルギー容量を算出した。

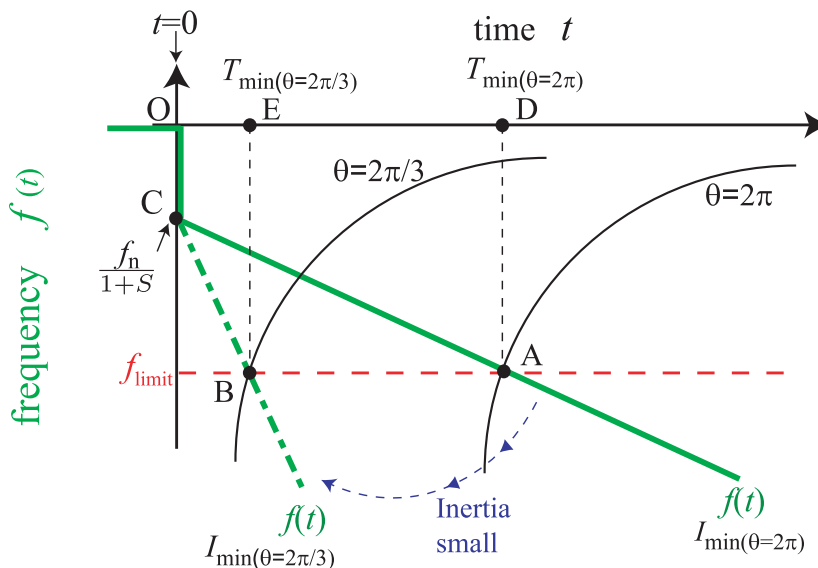


図 3.76: $\theta = 2\pi/3$ rad. で復電する場合の時刻 t に対する発電周波数 $f(t)$ の関係

10 kW クラスのフライホイール蓄積エネルギー容量最適値算出

本段落では 3.6.6 小節に基づき 10 kW クラスの実機での計算を行う。図 3.76 から分かる様に、周波数下限 f_{limit} をどの程度にするかによってフライホイール蓄積エネルギー容量設計は左右される。そのため、ここでは仮に $\Delta f_{\text{limit}} = 2.5 \sim 5 \text{ Hz} (-5\% \sim -10\%)$ としてある程度 Δf_{limit} に範囲を持たせて実機計算を行う。(勿論、最終的な設計では、 Δf_{limit} を範囲ではなく 1 つに決める必要がある。その決め方は実機による実験結果より 3.8.3 小節で述べる。) その設計仕様を表 3.8 に示す。定格電気出力時の誘導発電機の効率 η_g は図 3.69 と同様に計算した。また定格電気出力時のすべり s_n は等価回路定数からの電気的特性(図 3.52 と同様)から算出した。表 3.8 の場合、どの程度のフライホイール蓄積エネルギーが必要かを図 3.77 に示す。同図の内容は

- (1) 周波数低下許容値直線とは本節 3.6.1 小節で説明した『仮に位相角差に関係なくいつでも復電できる』とした場合の式 (3.47) による補償時間と蓄積エネルギーの関係である。いつでも復電できる場合はこの直線上の点で動作できる。
- (2) 従って提案する本瞬低保護装置は同位相角でないと復電出来ないため、同図の曲線上でしか動作できなく、 $\theta = 2\pi/3, 4\pi/3, 2\pi$ の曲線と周波数低下許容値直線との交点が蓄積エネルギー最適設計点である。
- (3) 許容周波数低下 Δf_{limit} が変われば、最適設計点は変化する。

また、図 3.77 の (I) と (II) について

- (1) (I) の領域は 3.6.7 小節の模式図で説明した慣性モーメントが大きすぎる場合で過設計領域である。図 3.77(a) より、これまでの実験(3.5 節)で使用していたフライホ

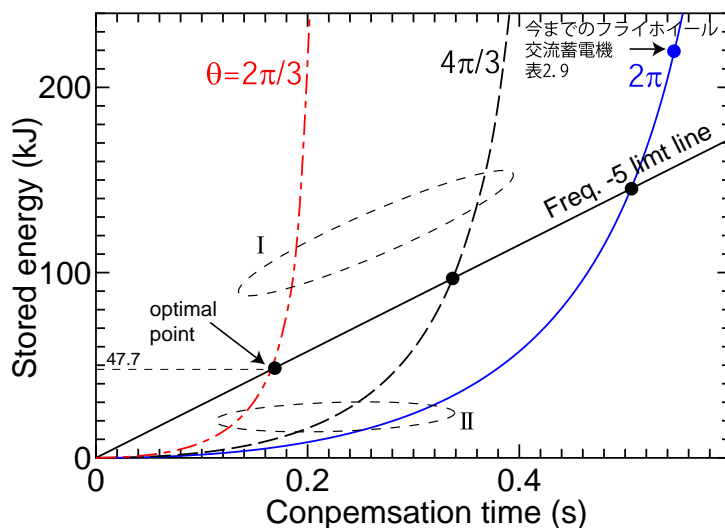
表 3.8: 本瞬低保護装置の 10 kW 機設計条件

周波数下限	Δf_{limit}	2.5 ~ 5 Hz(-5% ~ -10%)
負荷電力	P_{load}	11.0 kW
定格電気出力	P_n	11.0 kW
定格電気出力時の誘導発電機効率	η_g	90.4%
定格電気出力時の機械入力	P_{me}	12.2 kW
極数	$2p$	2
フライホイール待機回転角速度	ω_n	$100\pi \text{ rad./s}$ (3000 rpm)
定格電気出力時のすべり	s_n	0.0280 (2.80%)

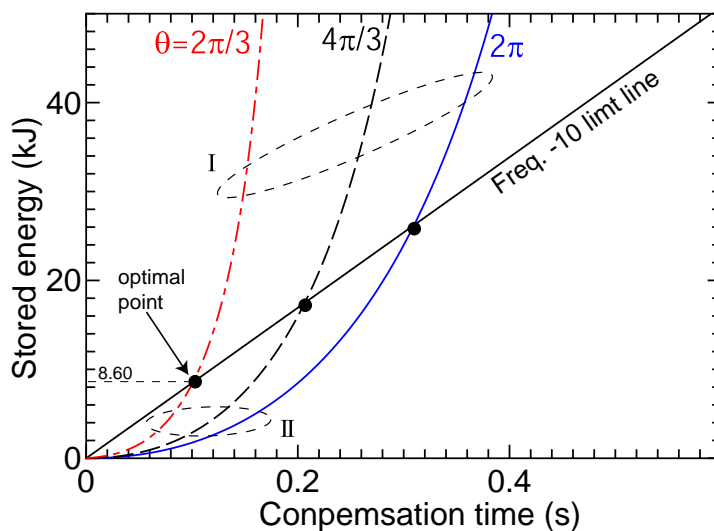
第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

イール交流蓄電機（第2章，表2.10）は過設計の領域であると分かる。

(2) (II) の領域は慣性モーメントが小さすぎる領域である。



(a) $\Delta f_{\text{limit}}=5\%$ の場合



(b) $\Delta f_{\text{limit}}=10\%$ の場合

図 3.77: 再接続時間と必要なフライホイール蓄積エネルギーの関係（表 3.8 の設計条件 $P_{\text{load}} = P_n = 11 \text{ kW}$ の場合）

以上より図 3.77 から，位相角差 θ を $\theta = 2\pi/3$ rad. で電力系統に再接続する場合を考えて，必要最低限の蓄積エネルギーは直線と曲線の交点であり，3.6.6 小節の式 (3.66) により計算すると

$$E_{\min} = \frac{p\omega_n P_{me} \theta}{2\pi (\Delta f_{\text{limit}}^2 - B^2)(1 + S)}$$

$$E_{\min} |_{\theta=1/3} = \begin{cases} 47.7 \text{ kJ} & (\text{at } \Delta f_{\text{limit}} = 5\%) \\ 8.60 \text{ kJ} & (\text{at } \Delta f_{\text{limit}} = 10\%) \end{cases} \quad (3.70)$$

が最適であると言える。このエネルギーを蓄積していた場合，電力系統切り離し後から再接続までの時間 T_{\min} は式 (3.67) より

$$T_{\min} = \frac{-B + \sqrt{B^2 + 4A_{\min} \Theta}}{2A_{\min}}$$

$$T_{\min} |_{\theta=1/3} = \begin{cases} 169 \text{ ms} & (\text{at } \Delta f_{\text{limit}} = 5\%) \\ 103 \text{ ms} & (\text{at } \Delta f_{\text{limit}} = 10\%) \end{cases} \quad (3.71)$$

と算出できる。これより実機のフライホイール交流蓄電機の蓄積エネルギーは 47.7 kJ ~ 8.60 kJ の範囲で 3 パターン製作する。

また，図 3.78 に周波数低下が $-5\% \sim -10\%$ の範囲を灰色で示す。この範囲のエネルギーを蓄積していれば，周波数低下が -10% 以内で位相角差 θ が $4\pi/3$ や 2π で電力系統に復電することも可能である。つまり図 3.78 で示した灰色の範囲内の曲線上の点であれ

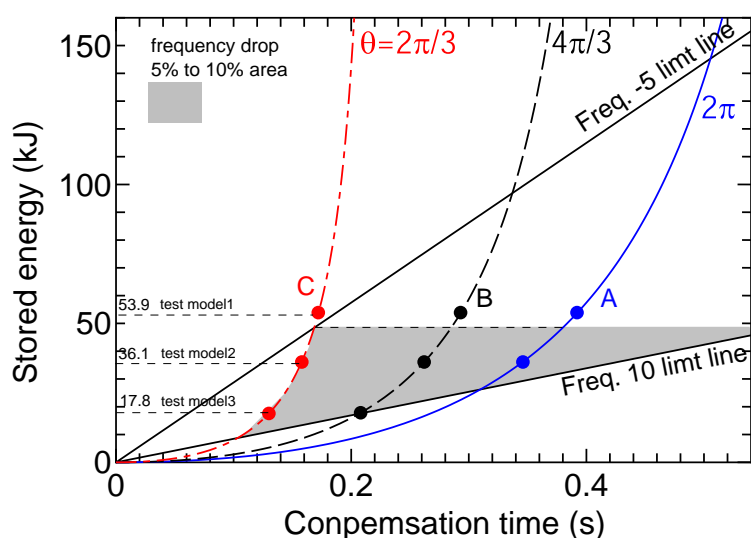


図 3.78: 再接続時間 T_{match} と必要なフライホイール蓄積エネルギーの関係 (図 3.77(a), (b) を同一グラフにし, $P_{\text{load}} = P_n = 11 \text{ kW}$ の場合)

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

ば最適な設計点となる。例えばフライホイール蓄積エネルギーがその範囲最大の 47.7 kJ に裕度 10%を加え 53.9 kJ を製作した場合 (test model 1) , 補償時間は

$$T_{\min} |_{E=53.9 \text{ kJ}} = \begin{cases} 392 \text{ ms} & (\theta = 2\pi, \text{A 点}) \\ 293 \text{ ms} & (\theta = 4\pi/3, \text{B 点}) \\ 172 \text{ ms} & (\theta = 2\pi/3, \text{C 点}) \end{cases} \quad (3.72)$$

の 3 点となる。53.9 kJ の 2/3 の 36.1 kJ を製作する場合 (test model 2) , 補償時間は

$$T_{\min} |_{E=36.1 \text{ kJ}} = \begin{cases} 346 \text{ ms} & (\theta = 2\pi) \\ 262 \text{ ms} & (\theta = 4\pi/3) \\ 158 \text{ ms} & (\theta = 2\pi/3) \end{cases} \quad (3.73)$$

の 3 点となる。53.9 kJ の 1/3 の 17.8 kJ を製作する場合 (test model 3) , 補償時間は

$$T_{\min} |_{E=17.8 \text{ kJ}} = \begin{cases} 208 \text{ ms} & (\theta = 4\pi/3) \\ 130 \text{ ms} & (\theta = 2\pi/3) \end{cases} \quad (3.74)$$

の 2 点となる。電力系統の瞬低継続時間を考慮すると, A 点の約 400 ms 程度補償できれば十分である。

また周波数低下 Δf は式 (3.66) を変形し

$$\Delta f = \sqrt{\frac{p\omega P_{me} \theta}{2\pi E (1+S)}} \quad (3.75)$$

と表され周波数低下許容値 Δf_{limit} とフライホイール蓄積エネルギー容量の最適値の関係を図 3.79 に示す。図 3.78 同様で, 図 3.79 においても, 灰色の範囲内の曲線上の点であれば

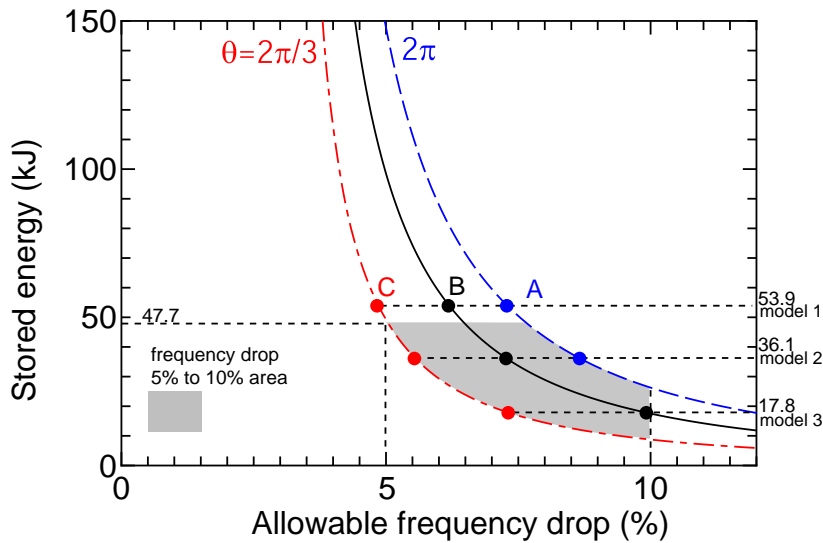


図 3.79: 周波数低下許容値 Δf_{limit} と E_{\min} の関係 ($P_{\text{load}} = P_n = 11 \text{ kW}$ の場合)

最適な設計点となる。従って、53.9 kJ を製作した場合 (test model 1) , 周波数低下は

$$\Delta f |_{E=53.9 \text{ kJ}} = \begin{cases} 7.28\% & (\theta = 2\pi, \text{A 点}) \\ 6.18\% & (\theta = 4\pi/3, \text{B 点}) \\ 4.83\% & (\theta = 2\pi/3, \text{C 点}) \end{cases} \quad (3.76)$$

36.1 kJ を製作する場合 (test model 2) , 周波数低下は

$$\Delta f |_{E=36.1 \text{ kJ}} = \begin{cases} 8.66\% & (\theta = 2\pi) \\ 7.27\% & (\theta = 4\pi/3) \\ 5.54\% & (\theta = 2\pi/3) \end{cases} \quad (3.77)$$

17.8 kJ を製作する場合 (test model 3) , 周波数低下は

$$\Delta f |_{E=17.8 \text{ kJ}} = \begin{cases} 9.92\% & (\theta = 4\pi/3) \\ 7.31\% & (\theta = 2\pi/3) \end{cases} \quad (3.78)$$

以上に示したように、53.9 kJ , 35.9 kJ , 18.0 kJ の 3 パターンのエネルギーを蓄積するフライホイールを製作する。

50 kW クラスのフライホイール蓄積エネルギー容量最適値算出

前段落の 10 kW 機同様に 50 kW 実機でのフライホイール交流蓄電機の最適蓄積エネルギー容量の算出を行う。その設計仕様を表 3.9 に示す。この 50 kW 機は周波数低下の許容値を $\Delta f_{\text{limit}} = 2.5 \text{ Hz} (-5\%)$ として 1 パターンのみのフライホイール交流蓄電機を製作することとして、フライホイール蓄積エネルギー容量最適値算出を行った。10 kW 機の計算による図 3.77(a) 同様、表 3.9 の 50 kW 機の場合、どの程度のフライホイール蓄積エネルギーが必要かを図 3.80 に示す。同図より 10 kW 機の場合と同様、曲線と直線

表 3.9: 本瞬低保護装置の 50 kW 機設計条件

周波数下限	Δf_{limit}	2.5 Hz(5%)
負荷電力	P_{load}	55.0 kW
定格電気出力	P_n	55.0 kW
定格電気出力時の誘導発電機効率	η_g	92.5%
定格電気出力時の機械入力	P_{me}	59.5 kW
極数	$2p$	4
フライホイール待機回転角速度	ω_n	$50\pi \text{ rad./s} (1500 \text{ rpm})$
定格電気出力時のすべり	s_n	0.019(1.9%)

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

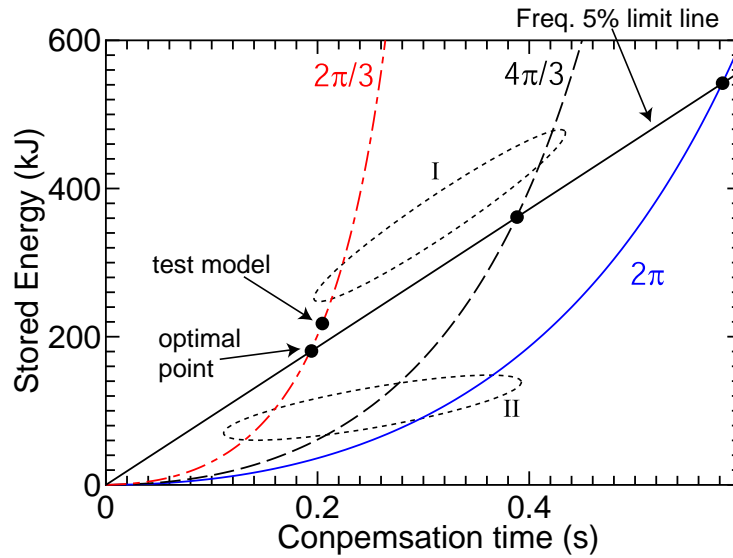


図 3.80: 再接続時間と必要なフライホイール蓄積エネルギーの関係 (表 3.9 の設計条件 $P_{load} = P_n = 55 \text{ kW}$ の場合)

の交点が最適設計点となる。電力系統の瞬低継続時間を考慮して $\theta = 2\pi/3$ で電力系統に復電する。この場合、最適設計点は

$$E_{\min} |_{\theta=2\pi/3} = 180 \text{ kJ} \quad (3.79)$$

となる。図 3.80 の (I), (II) は前段落同様に (I) の範囲は慣性モーメントが大きい過設計領域で (II) の領域は慣性モーメントが小さすぎて、同位相角時に-5%の周波数低下を満足できない設計領域である。従って最適点に裕度を加算して 220 kJ のエネルギーを蓄積するフライホイール交流蓄電機を製作する。この 220 kJ (図 3.80 で示した test model 点) のエネルギーを蓄積している場合、再接続までの時間は

$$T_{\min} |_{\theta=2\pi/3} = 202 \text{ ms} \quad (3.80)$$

と算出できる。

3.7 設計に基づく瞬低用フライホイール交流蓄電機の製作

3.6 節 3.6.10 小節で計算したフライホイール交流蓄電機 (10 kW と 50 kW) を製作した。10 kW 機は横軸 2 極機 3000 rpm のかご形誘導電動機を使用して横軸のフライホイール交流蓄電機を製作した。フライホイールに所望のエネルギーを貯めるという観点では縦軸でも横軸でも何ら変わりはない。但し、横軸にすることで製作の容易性は非常に向上する。つまり、横軸で尚且つ横軸誘導電動機軸にオーバーハングできれば誘導電動機自身のベアリングのみを利用し、追加ベアリングなしで、まさに誘導電動機の軸にフライホイールを差し込むだけのフライホイール交流蓄電機が製作可能になる。

3.7.1 10 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機

フライホイール形状

フライホイールの形状は円盤状で、フライホイールの直径 D [m] と厚さ L [m] は、風損を考慮して周速 $(D/2)\omega$ が約 50 m/s 程度となるように設計した。53.9 kJ, 36.1 kJ, 17.8 kJ のフライホイールを表 3.10 に示すように厚さを 1:2 の割合 (=蓄積エネルギーを 1 : 2 = 18 kJ : 36 kJ) で 2 枚のフライホイールを製作し合計 3 パターン (厚さが L_1 , L_2 , $L_1 + L_2$ で夫々 1 : 2 : 3 = 17.8 kJ : 36.1 kJ : 53.9 kJ の割合) のフライホイールの構成とした。この形状で蓄積エネルギーは式 (2.14) より

$$I = 771 \times D^4 L = 1.09 \text{ kgm}^2 \quad (3.81)$$

$$E = \frac{1}{2} I \omega^2 = 53.9 \text{ kJ} \quad (3.82)$$

となり、前節で設計した所望のエネルギーを蓄積することが出来る。

表 3.10: フライホイール形状 (直径と厚さ)

フライホイール直径	D	0.345 m
フライホイール厚さ (ディスク 1)	L_1	0.0330 m
フライホイール厚さ (ディスク 2)	L_2	0.0670 m

かご形誘導電動機の軸強度とベアリング寿命

前述のように横軸で製作すれば様々なメリットがあるが，追加ベアリングなしで横軸機を製作するには軸にかかる力と軸強度を検討する必要がある。横軸フライホイールの場合，軸にはスラスト方向（軸に平衡な方向）の力は無く，全てフライホイールの質量による重力 F_{fw} [N] でラジアル方向（軸半径方向）のみ力である。

11 kW 横軸かご形誘導電動機の許容ラジアル荷重 F_{limit} [N] は仕様書によると軸長 110 mm の軸先端で

$$F_{limit} = 2200 \text{ N} \tag{3.83}$$

である。一方フライホイールがオーバーハングすることによる荷重は重力 F_{fw} [N] のみであるため 2 枚重ねた状態で

$$F_{fw} = 9.8 \times \gamma \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 L = 9.8 \times 73.5 \tag{3.84}$$

$$= 720 \text{ N} < F_{limit} \tag{3.85}$$

であり，許容ラジアル荷重内である。次にベアリング寿命について計算する。表 3.11 に 11 kW 横軸かご形誘導電動機内部の負荷側軸のベアリング仕様を示す。これより基本定格寿命 L_{10h} [hour] は

$$L_{10h} = \left(\frac{C_r}{F_{fw}} \right)^3 \times \frac{10^6 \text{ 回転}}{60 \text{ min} \times 3600 \text{ rpm}} \tag{3.86}$$

$$= 2.96 \times 10^6 \text{ hour} = 337 \text{ 年} \tag{3.87}$$

となり，実質半永久的に使用できると考えられる。実際はグリスの寿命がもっと短いため，保守が不要な期間は 20 年～30 年程度と考えられる。

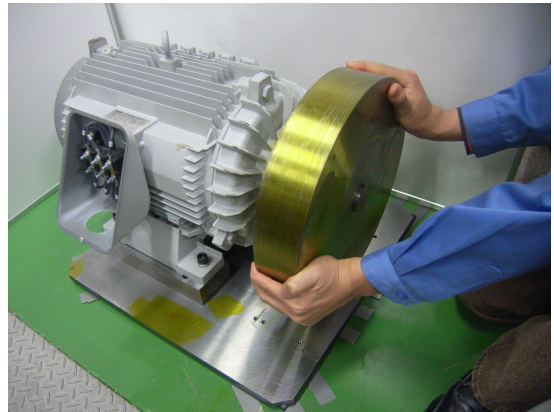
試作機の外観

図 3.81 にディスク 1 とディスク 2 の取り付け時の様子を示す。各ディスクは軸に取り付けた後，カラーリングでスラスト方向（軸根元方向）に押し込んで固定した。図 3.82

表 3.11: 11 kW 横軸かご形誘導電動機内部の負荷側軸のベアリング仕様

型番		6310ZZ
基本動定格荷重	C_r	62 kN
許容回転速度	N_{max}	6400 rpm

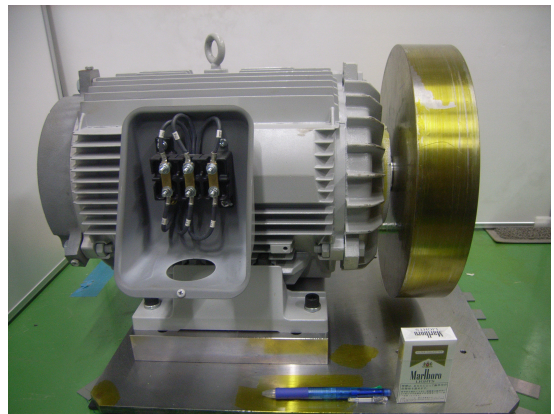
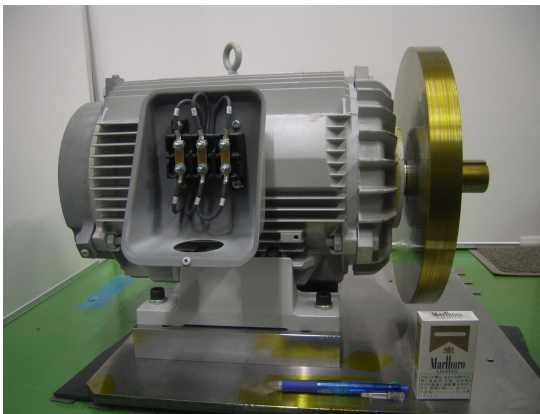
3.7 瞬低用フライホイール交流蓄電機の製作



(a) 厚さ $L=33$ mm (ディスク 1) 取り付け

(b) 厚さ $L=67$ mm (ディスク 2) 取り付け

図 3.81: 誘導電動機軸に設計したフライホイールを取り付ける時の様子



(a) 厚さ $L=33$ mm (ディスク 1) $E=18.0$ kJ

(b) 厚さ $L=67$ mm (ディスク 2) $E=35.9$ kJ

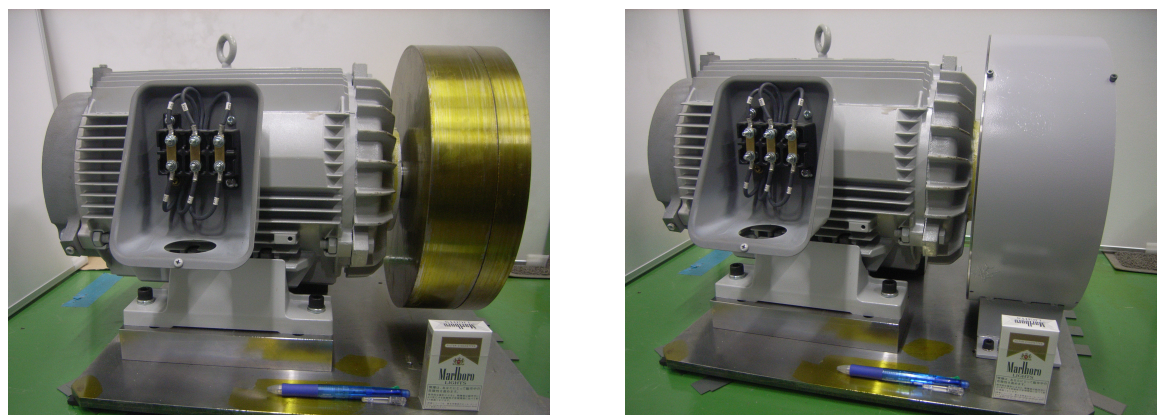
図 3.82: 設計したフライホイール交流蓄電機の外観

に設計した 10 kW クラスのフライホイール交流蓄電機の外観を示す。また図 3.83(b) に最終的な保護カバーを装着したフライホイール交流蓄電機の外観を示す。

製作した 10 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の待機損失測定

第 2 章 2.5.3 小節と同様に、無負荷試験により無負荷損失を銅損と鉄損と機械損失に分離した。ディスク 1, ディスク 2, ディスク 1 + ディスク 2 の 3 種類で測定した。機械損失測定結果を表 3.12 に示す。この機械損失とは風損と誘導電動機内部の軸受け損失の合計である。また、夫々において待機損失 (機械損失+鉄損+銅損) を表 3.13 に示す。全

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置



(a) 厚さ $L=100$ mm(ディスク 1, ディスク 2) (b) フライホイール保護用のカバー取り付け時

図 3.83: 設計したフライホイール交流蓄電機の外観 (保護カバー取り付け時)

表 3.12: 製作した横軸フライホイール交流蓄電機の機械損失

ディスク番号	厚さ L	蓄積エネルギー E	機械損失 P_{mloss}
誘導電動機のみ	0 mm	0 kJ	132 W
ディスク 1	33 mm	17.8 kJ	171 W
ディスク 2	67 mm	36.1 kJ	178 W
ディスク 1+ディスク 2	100 mm	53.9 kJ	193 W

表 3.13: 製作した横軸フライホイール交流蓄電機の待機損失

ディスク番号	厚さ L	蓄積エネルギー E	待機損失 $P_{\text{mloss}} + P_{\text{iron}} + P_{\text{Co}}$
誘導電動機のみ	0 mm	0 kJ	382 W
ディスク 1	33 mm	17.8 kJ	422 W
ディスク 2	67 mm	36.1 kJ	437 W
ディスク 1+ディスク 2	100 mm	53.9 kJ	446 W

待機損失 P_{loss} は第 2 章，式 (2.39) と同様，

$$\begin{aligned} P_{\text{loss}} (\text{W}) &= \text{銅損} + \text{鉄損} + \text{機械損} \\ &= I^2 r_1 + 5.43 \times 10^{-3} \cdot V^2 + P_{\text{mloss}}(\text{外扇無し}) \\ &= 422 \text{ W}(\text{ディスク 1}) \end{aligned} \quad (3.88)$$

と表現できる (V は端子電圧)。ディスクが厚くなってもそれほど機械損失は変化しなかった。誘導電動機のための機械損失は 132 W であり，フライホイール周速が 50 m/s 程度とそれほど早くないため機械損失が抑えられたと考えられる。

3.7.2 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機

前節で設計した 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機を製作した。第 2 章，表 2.10 のフライホイール交流蓄電機と蓄積エネルギーが同じ値 (220 kJ) であるため，上部の誘導電動機を 55 kW に変更しただけの 4 極縦軸とした。(2 極機にすれば誘導電動機が 55 kW であるため横軸も可能である。)

フライホイール形状の決定

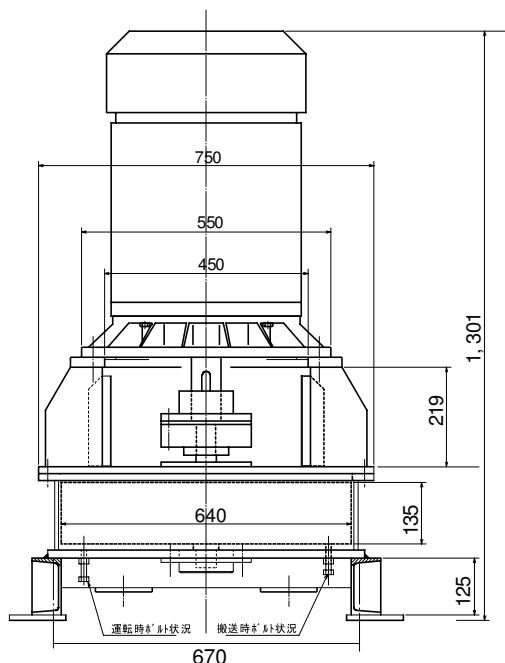
第 2 章，表 2.10 同様，フライホイール形状は直径 $D = 0.64 \text{ m}$ ，厚さ $L = 0.135 \text{ m}$ とした。製作したフライホイール交流蓄電機を図 3.84 に示す。これは第 2 章，図 2.17 の写真右側のフライホイール交流蓄電機の上部誘導電動機を 11 kW から 55 kW に変更した装置である。

製作した 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の待機損失測定

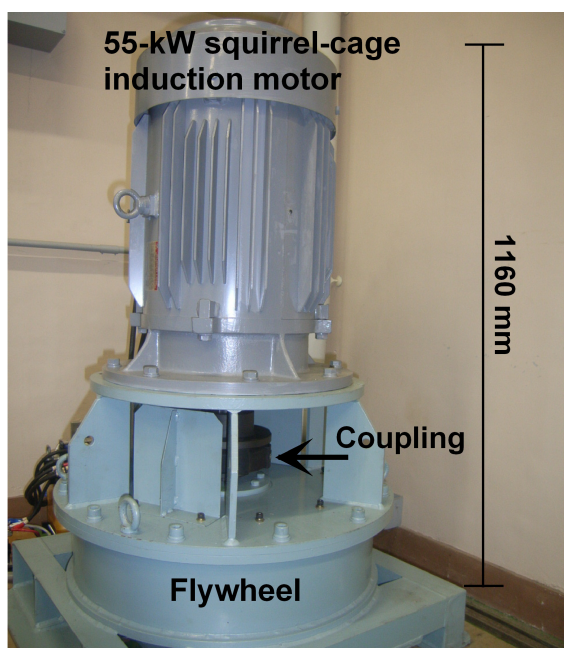
第 2 章 2.5.3 小節と同様に，無負荷試験により無負荷損失を銅損と鉄損と機械損失に分離した。また測定した等価回路定数を表 3.14 に示す。この機械損失とは風損と誘導電動機内部の軸受け損失の合計である。フライホイール形状が表 2.10 と同一であるため，上部誘導電動機の容量が 11 kW から 55 kW へ変更しても式 (2.39) で表した機械損失と同一と考えられる。しかし，実際には誘導機内部の回転子にも冷却のため内扇が付いており，誘導電動機が 55 kW の方が内扇形状が大きい。よって，フライホイールと誘導電動機を一体として回転するため機械損失は内扇の分だけ増加する。全待機損失 P_{loss} は

$$\begin{aligned} P_{\text{loss}} (\text{W}) &= \text{銅損} + \text{鉄損} + \text{機械損} \\ &= I^2 r_1 + 32.3 \times 10^{-3} \cdot V^2 + 447(\text{外扇無し}) \\ &= 1.77 \text{ kW} \end{aligned} \quad (3.89)$$

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置



(a) 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の図面



(b) 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の外観

図 3.84: 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の図面と写真

表 3.14: 55 kW 誘導電動機の等価回路定数

一次抵抗	r_1	0.0145 Ω
二次抵抗	r_2	0.0115 Ω
漏れインダクタンス	$l_1 + l_2$	0.317 mH

3.8 瞬低用フライホイール交流蓄電機的设计指針妥当性検証

本節では前節(3.6節)で述べた瞬低保護装置の設計指針に基づくフライホイール交流蓄電機を製作し、実験によりその設計の妥当性について検討した。

3.8.1 瞬低用 10 kW フライホイール交流蓄電機の妥当性確認実験

本小節では製作したディスク1とディスク2によるフライホイール交流蓄電機的设计妥当性確認のため、模擬停電試験を行った。さらに、前節(3.5節 3.5.6小節)同様に模擬瞬低実験を行い、その設計の妥当性および横軸フライホイール交流蓄電機の有効性を確認

したので以下に述べる。

模擬停電試験の構成

模擬停電試験では図 3.85 に示す実験回路構成で、フライホイール交流蓄電機の起動が完了した後に SW1 を OFF するだけで、再接続は行わない。SW1 を OFF にした直後、フライホイール交流蓄電機は誘導発電機となり負荷に電力を供給する。この実験では純抵抗負荷を使用して前節(3.6)で説明した設計の妥当性を確認する。つまり、位相角一致時間やその時の周波数低下が設計値と一致しているかどうか確認する。

模擬停電試験結果(ディスク1の場合)

ディスク1($E = 17.8 \text{ kJ}$)を使用して模擬停電試験を行い、電力系統を切り離してから位相角が一致する時間 T_{match} を測定し、機械入力電力 P_{me} と T_{match} の関係を図 3.86 に示す。同図において各機械入力電力ごとに数回測定を行い、それを全てプロットしている。横軸の機械入力電力 P_{me} とは測定した電気出力電力を誘導発電機特性計算から求めた効率で除した値である。また、位相角差 θ は系統電圧と誘導発電機の発電電圧から夫々の d 軸電圧を零にする PLL(Phase Locked Loop: 三相電圧波形を入力として鋸波の連続した $0 \sim 2\pi \text{ rad.}$ の位相情報を入力する) の位相角 θ_{grid} と θ_{seig} から位相角差 θ が $2\pi/3$ や $4\pi/3$ となった時刻をプロットしている。 d 軸電圧を零にする PLL の説明は 3.8.2 小節に詳しく述べる。 $2\pi/3 \text{ rad.}$ の位相角差とは電力系統の UV 線間電圧 v_{uv} と誘導発電機電圧の WU 線間電圧 v_{wu} の位相角差が零になるという意味である。

また位相角一致時の周波数低下を図 3.87 に示す。同図より実験値と計算値は良く一致していると考えられる。機械入力電力 P_{me} が大きい範囲で実験値と計算値に若干の差が見られる。これは 3.5 節 3.5.7 小節で説明した周波数が低下することにより漏れリアクタ

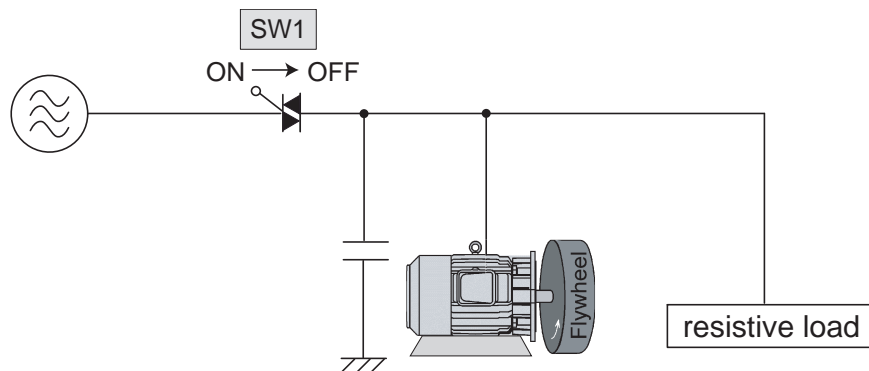


図 3.85: 模擬停電試験による設計指針妥当性確認実験回路

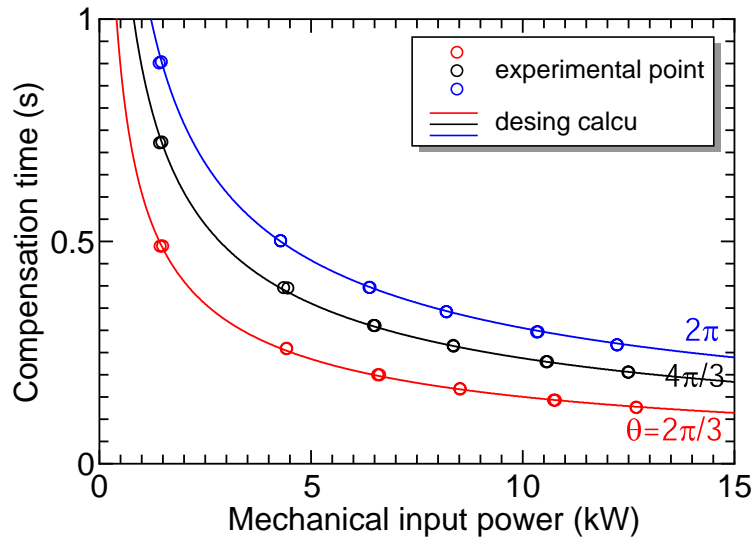


図 3.86: ディスク 1 ($E = 17.8$ kJ) での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時間 T_{match} の関係

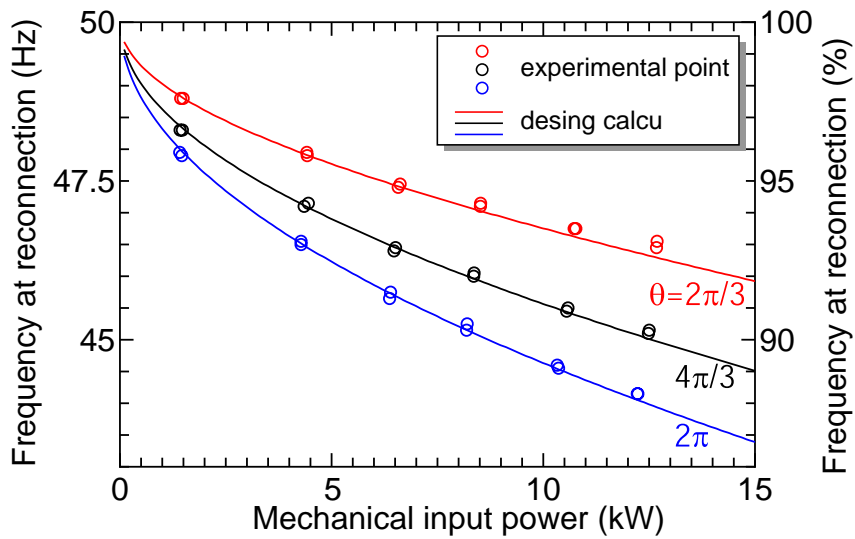


図 3.87: ディスク 1 ($E = 17.8$ kJ) での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時の発電周波数 f の関係

ンス $x_1 + x_2 = 2\pi f (l_1 + l_2)$ が小さくなるのが原因と考えられる。つまり、すべり s と電気出力 P_1 の比例係数 (3.6 節での式 (3.52)) が若干大きくなっている (図 3.56 参照) ためであると考えられる。

一例として、補償負荷電力 (電気出力電力 $P_{load} = 5.8$ kW 時の誘導発電機の周波数と位相角差の時系列変化を図 3.88 に示す。同図での計算値とは式 (3.56) と式 (3.58) から算

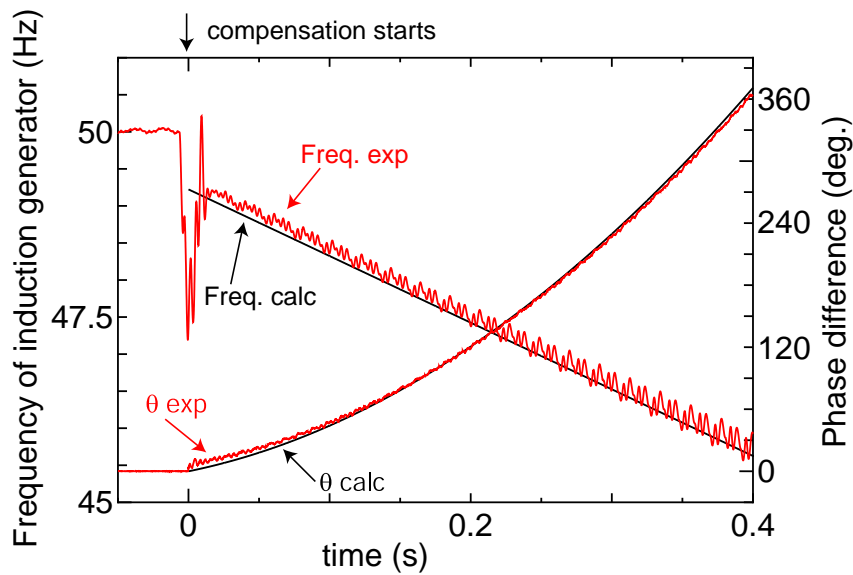


図 3.88: $P_{\text{load}} = 5.8 \text{ kW}$ における誘導発電機周波数 f と位相角差 θ の実験値と計算値との比較

出できる。同図より補償開始後，誘導発電機の発電周波数 $f(t)$ は直線的（一次関数）に低下する。定格周波数 50 Hz とこの $f(t)$ の差の積分値が位相角差 $\theta(t)$ であるため， $\theta(t)$ は二次関数で上昇する。瞬低補償開始後の周波数と電圧位相角差の時系列変化は計算値と実験値において良く一致している。

模擬停電試験結果（ディスク 2 の場合）

全段落同様に，ディスク 2 の設計の妥当性を確認するため，模擬停電試験を行い機械入力電力 P_{me} と位相角一致時間 T_{match} の関係を測定した。その結果を，図 3.89 に示す。また，この実験において位相角が一致する時間における誘導発電機の周波数 f を測定し，その結果を図 3.89 に示す。同図より，ディスク 1 同様，ディスク 2 でも前節での設計に基づく計算値と実験値の良好な一致が確認できる。

ディスク 1 とディスク 2 での実験結果のまとめ

このディスク 1 とディスク 2 での実験値を蓄積エネルギー計算（3.6 節 3.6.10 小節）で説明した図 3.78 同様に実験値をプロットすると図 3.91 のようになる。（灰色範囲は周波数低下が $-5 \sim -10\%$ の範囲）

- (1) 図 3.91(a) は電気出力電力 $P_{\text{load}} = 3.83 \text{ kW}$ 一定の場合である。このように負荷電力が少ない場合，ディスク 2 は $\theta = 2\pi/3, 4\pi/3$ で過設計（フライホイールが重い）領

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

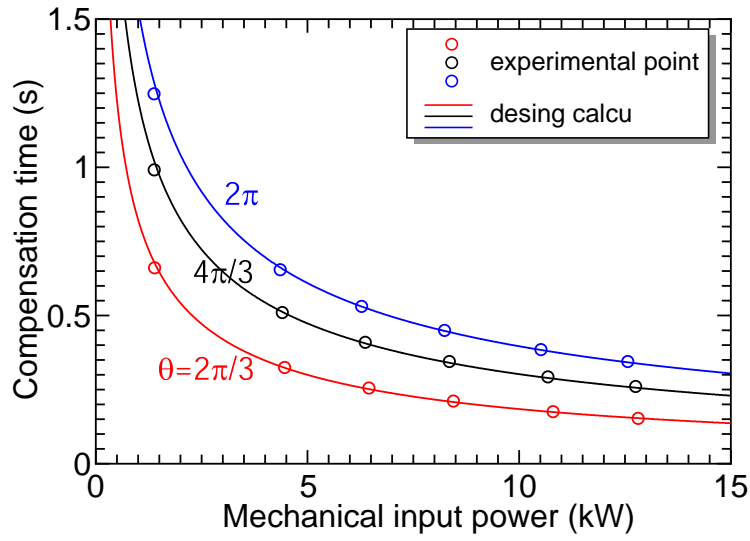


図 3.89: ディスク 2 ($E = 36.1$ kJ) での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時間 T_{match} の関係

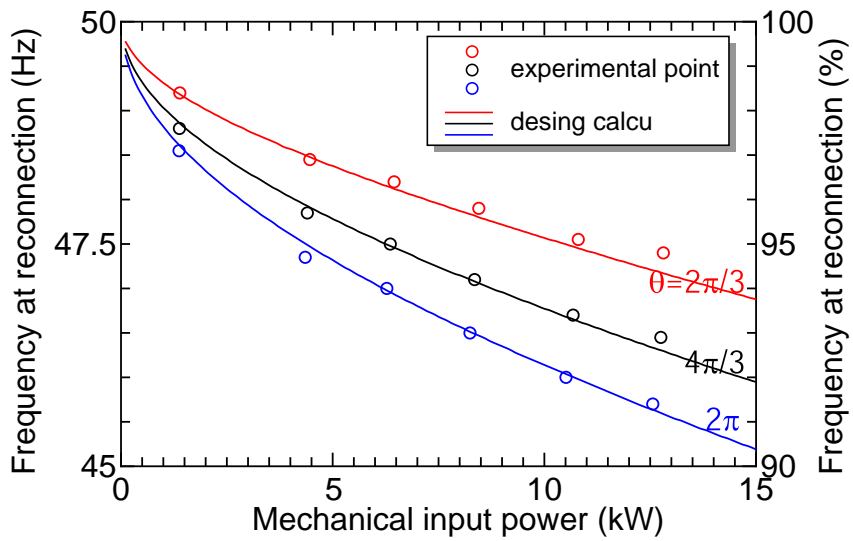
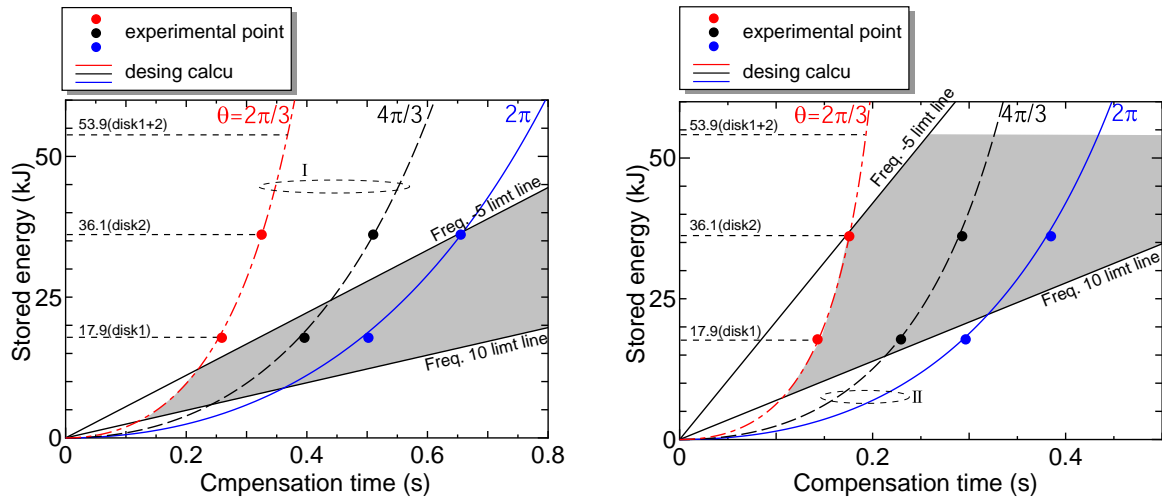


図 3.90: ディスク 2 ($E = 36.1$ kJ) での機械入力電力 P_{me} と位相角一致時の発電周波数 f の関係

域となる。

- (2) 一方, 図 3.91(b) は負荷電力が $P_{load} = 9.65$ kW 一定の場合である。このように負荷電力が多い場合, ディスク 1 は設計通り $\theta = 2\pi/3$ で周波数低下が -10% 以上の領域となる。



(a) 電気出力電力 $P_{load} = 3.83$ kW一定の場合 (b) 電気出力電力 $P_{load} = 9.65$ kW一定の場合

図 3.91: 位相一致時間 T_{match} と蓄積エネルギー E の関係 (実験値と計算値との比較, 前節図 3.78 参照)

これより, 10 kW 機ディスク 1 (蓄積エネルギー $E = 17.8$ kJ) およびディスク 2 (蓄積エネルギー $E = 36.1$ kJ) で本設計とその計算, 実験値は妥当であると結論付ける。

3.8.2 瞬低用 10 kW フライホイール交流蓄電機の有効性確認

3.5 節 3.5.6 小節と同様に模擬瞬低試験 (スライダックを用いて電源電圧低下させ模擬的な瞬低を発生させる) を行い, 製作した横軸の 10 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機の有効性を確認する。

模擬瞬低試験の構成

模擬瞬低試験の実験構成は図 3.41 と同様であるが, 図 3.92 に示すように系統連系スイッチ SW1 の構成は図 3.74 で説明したマトリクス状のサイリスタスイッチに変更する。また, 制御回路にも位相角差を随時計算する PLL を追加実装した。

マトリクス状サイリスタスイッチの製作

マトリクス状にし 9 個の双方向サイリスタスイッチを使用しても通常のように 3 個使用してもスイッチでの常時損失は変わらない。つまりヒートシンクの大きさも変わらない。10 kW の瞬低保護装置として SW1 の熱計算をすると約 $0.40^{\circ}\text{C}/\text{W}$ の放熱器が必要

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

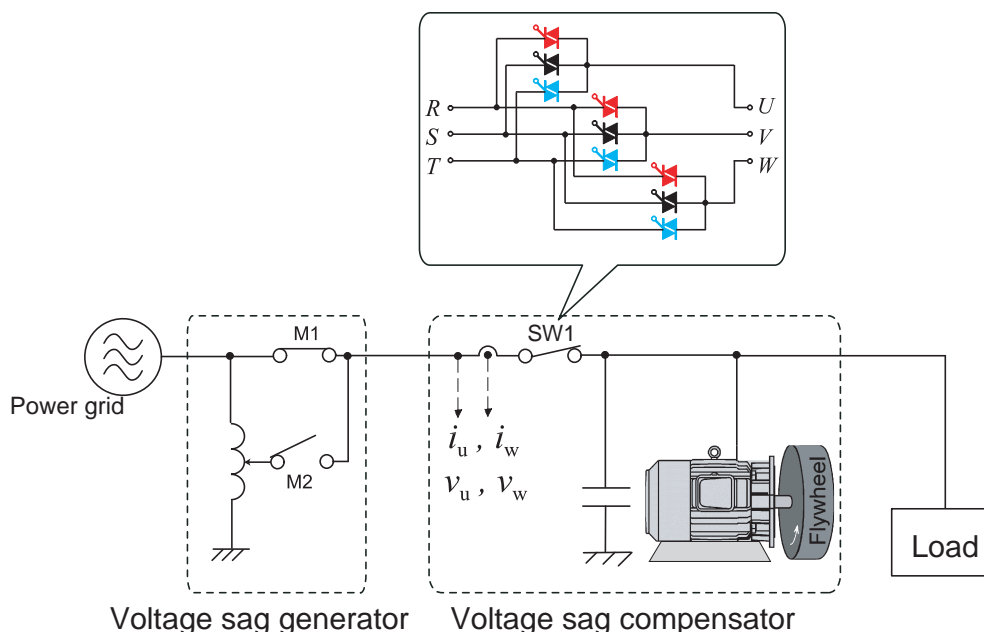
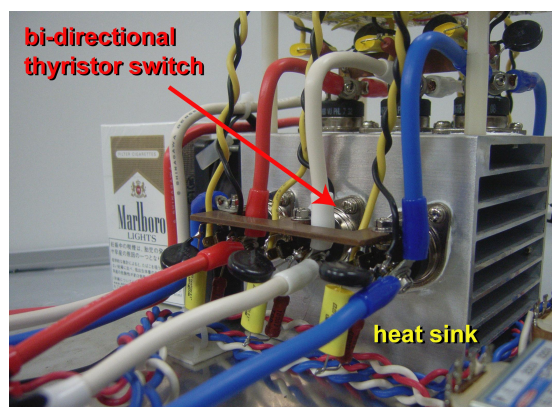


図 3.92: 模擬瞬低発生試験の回路構成 (マトリックス状のサイリスタスイッチに変更)



(a) 3 つの双方向サイリスタの場合 (直方体の放熱器の上面のみに 3 つの双方向サイリスタスイッチを実装)



(b) 9 つの双方向サイリスタの場合 (直方体の放熱器の 3 面に各 3 つの双方向サイリスタスイッチを実装)

図 3.93: サイリスタスイッチ実装におけるヒートシンクの大きさ

である。図 3.93(b) に製作した 9 スイッチ双方向サイリスタを示す。図 3.93 より 9 個のサイリスタスイッチを実装しても、3 個実装しても放熱器を含む連系スイッチ部分の大きさは殆ど変わらないと考えられる。

PLL (Phase Locked Loop) による瞬低検出と復電制御回路

本制御では図 3.94 に示すような d 軸の電圧 v_d を零にする PLL を構成した。ゼロクロスタイプの PLL では位相角が $0 \sim 2\pi$ まで進む保証はなく、外乱にも弱いため $dq0$ タイプの PLL を実装した。三相電圧波形の dq 変換を式 (3.90) に示す。

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \theta & \cos \theta \\ \cos \theta & -\sin \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} \quad (3.90)$$

ここで v_α, v_β は式 (3.32) の変換によって三相電圧波形から得られる。三相の瞬時電圧波形の d 軸電圧はその電圧波形の位相差誤差と極めて等しいため、 d 軸電圧をゼロにするフィードバックを実行することにより三相電圧波形の位相情報 $\theta(t)$ を得ることが出来る。また、この時 q 軸電圧は三相電圧波形の振幅に相当する量となる。フィードバックの PI 制御器は $50 \sim 100$ Hz 程度に追従するように設計した。

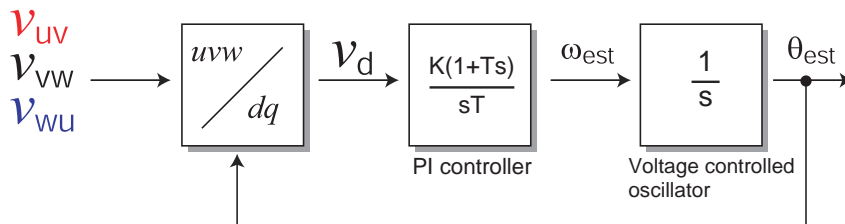


図 3.94: $dq0$ タイプの PLL のフィードバック構成

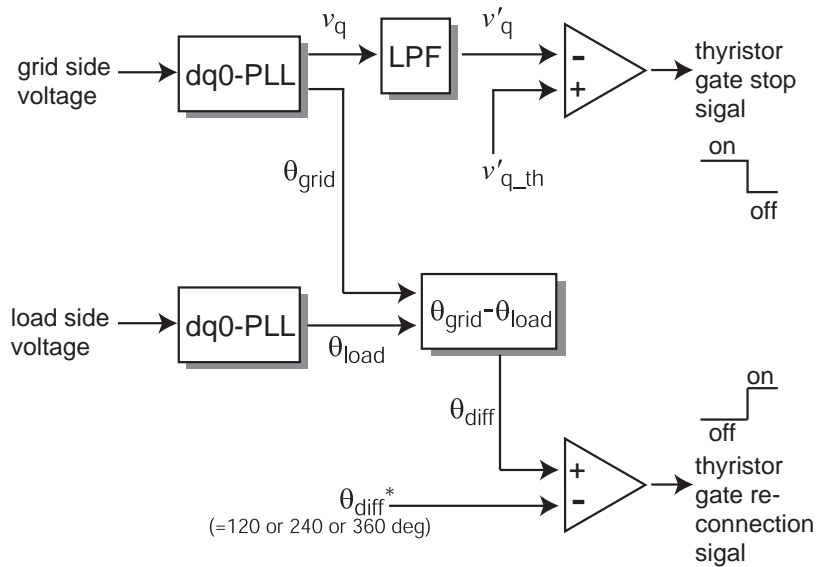


図 3.95: 位相角差検出による制御回路全体構成

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

図 3.95 制御回路全体の構成を示す。この PLL を用いて得られた q 軸電圧に約 1 ms 程度のローパスフィルタを通した値を監視することで瞬低検出を行った。また電源系統電圧と誘導発電機電圧 (= 負荷電圧) の夫々の位相角 θ を随時計算する。通常時この差 $\theta_{\text{diff}} = \theta_{\text{grid}} - \theta_{\text{load}}$ は零であるが、瞬低が発生して連系スイッチを切った後 θ_{diff} は上昇し、所望の位相角差になった瞬間にマトリックス状の所望の相 (3 個) のサイリスタスイッチに復電信号を与える。ノイズなどの誤動作による相短絡を避けるため相短絡防止ロジック回路を実装した (付録 A.3 参照)。

模擬瞬低試験結果

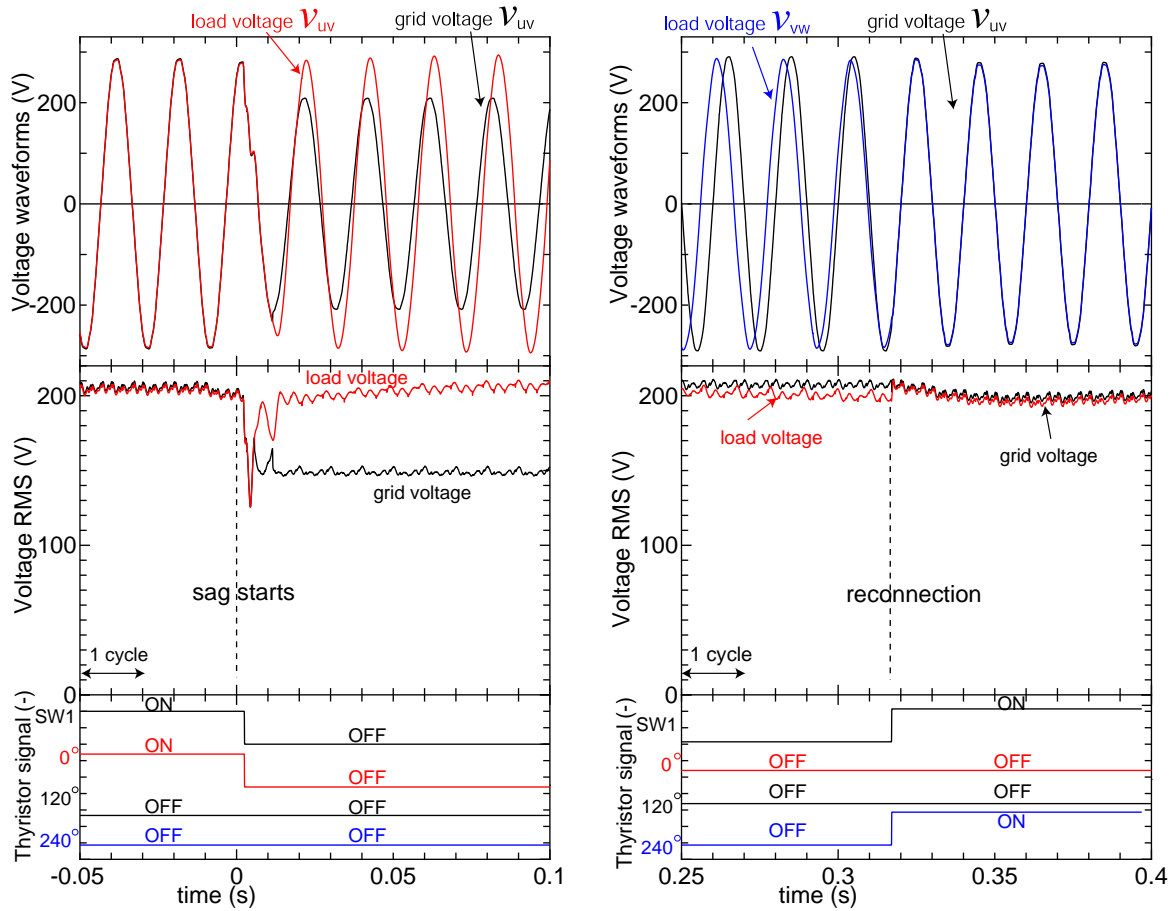
模擬瞬低試験の回路構成は図 3.85 と同じ構成で SW1 を切り離すのではなく、瞬低発生装置で瞬低を発生させ、全段落までに述べた制御回路を使用して瞬低を検出する。そして、電力系統が復帰した後、マトリックス状のサイリスタスイッチを用いて所望の位相角差 θ で電力系統に復電する。

図 3.96 にディスク 1 を使用した場合 ($P_{\text{load}} = 5.6 \text{ kW}$) の瞬低試験結果を示す。模擬瞬低継続時間は 200 ms とし、200 ms 後にもっとも位相角差が近い相は $\theta = 4\pi/3 \text{ rad.}$ である。同図において、双方向サイリスタへの信号を 4 組描いているが、SW1 は双方向スイッチを ON するか OFF するかを決定する信号で、0 度、120 度、240 度は 9 個のサイリスタスイッチのどの 3 つの組を ON するかという信号である。瞬低開始直後の図 3.96(a) では、瞬低開始前は 0 度の 3 つのスイッチ (図 3.92 の赤のスイッチ 3 つ) が ON しているが、瞬低直後 SW1 および位相選択信号は OFF となっている。スイッチが OFF になった後、約半サイクルで負荷電圧は定格電圧まで回復していることが確認でき、負荷電圧を問題なく定格電圧で維持している。

図 3.96(b) より、電力系統が 200 ms 間瞬低を継続していたため復帰した後、系統電圧 v_{uv} と $4\pi/3 \text{ rad.}$ 位相がずれた負荷電圧 v_{vw} が同位相角において再接続されていることが確認出来る。このように電力系統復帰後、もっとも近い位相角差の相へ復電することにより 3.6 節 3.6.8 小節に示した図 3.73 (c) の期間を短縮することが実験的に確認出来た。(サイリスタスイッチが 3 個の場合は $\theta = 2\pi \text{ rad.}$ まで待たなければならない)

また、この模擬瞬低試験におけるフライホイール回転角速度 $\omega(t)$ 、周波数 $f(t)$ 、位相角差 θ を図 3.97 に示す。瞬低を検出し、電力系統を切り離した後、フライホイールは回転速度を低下させることによって負荷に電力を供給していることがわかる。また、周波数も徐々に低下し、すべり S は一定で推移している。さらに電力系統復帰後、位相角差 θ は $\theta = 4\pi/3 \text{ rad.}$ で復電したため、一定になっていることが確認できる。

次に実際の瞬低のように模擬瞬低を連続的に発生させる実験を行った。同様の条件



(a) 瞬低直後の電圧波形（系統電圧 v_{uv} と負荷電圧 v_{uv} ）、電圧実効値と SW1 への信号

(b) 再接続時の電圧波形（系統電圧 v_{uv} と負荷電圧 v_{vw} ）、電圧実効値と SW1 への信号

図 3.96: ディスク 1 を使用して $\theta = 4\pi/3$ rad. で復電，電気出力電力（負荷電力） $P_{load} = 5.6$ kW での模擬瞬低実験結果

(ディスク 1 ($E=17.8$ kJ) を使用して負荷電力 $P_{load} = 5.6$ kW) で，瞬低継続時間を 150 ms に短縮して模擬瞬低を発生させた。以上の条件で電力系統復帰後，位相角差 θ が最も近い相 ($\theta = 2\pi/3$) へ復電を行った。図 3.98 にその実験結果を示す。同図より，瞬低発生後，系統を切り離し，負荷電圧は定格電圧に保たれている。そして，電力系統復帰後， $\theta = 2\pi/3$ rad. で復電していることが確認出来る。さらに 2 回目の瞬低では位相角差 θ は $\theta = 2\pi/3$ rad. から始まるため位相角差が $\theta = 4\pi/3$ rad. で復電していることが分かる。同様に 3 回目の瞬低では $\theta = 2\pi$ rad. で電力系統に再接続している。以上より，サイリスタスイッチをマトリックス状に構成することにより復電時間を自由に制御できることが確認出来た。

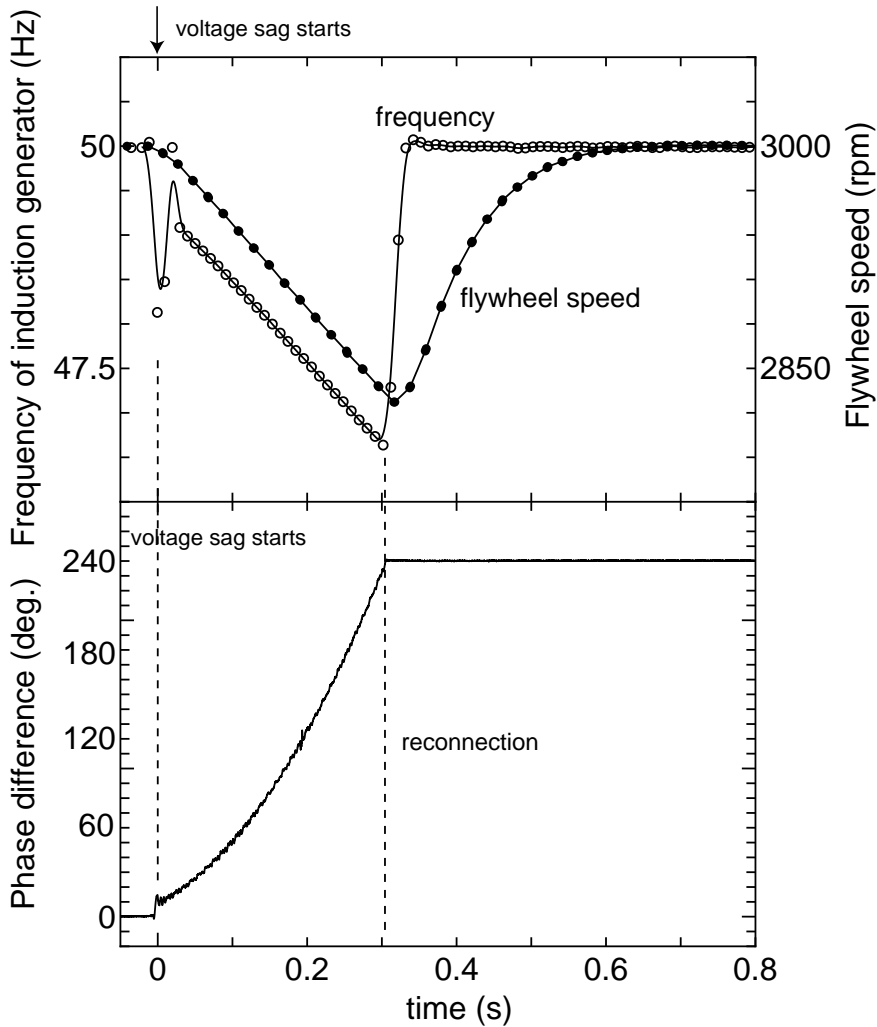


図 3.97: 図 3.96 の模擬瞬低試験におけるフライホイール回転角速度 $\omega(t)$, 周波数 $f(t)$, 位相角差 θ の時系列変化

以上の実験結果より, 3.6 節に基づく設計指針によるフライホイールで瞬低を良好に保護可能で, 瞬低保護装置として十分な性能があると結論付ける。

3.8.3 周波数低下 Δf_{limit} の下限検討

本小節では, 3.6 節で曖昧になっていた周波数下限 Δf_{limit} を如何にして選ぶべきかを検討する。3.5 節 3.5.1 小節のシステム構成図 3.16 のようにリアクトルを介して復電する場合, Δf は以後の段落で述べる自励電圧維持の観点から決定される。なぜなら周波数下限を決める理由は

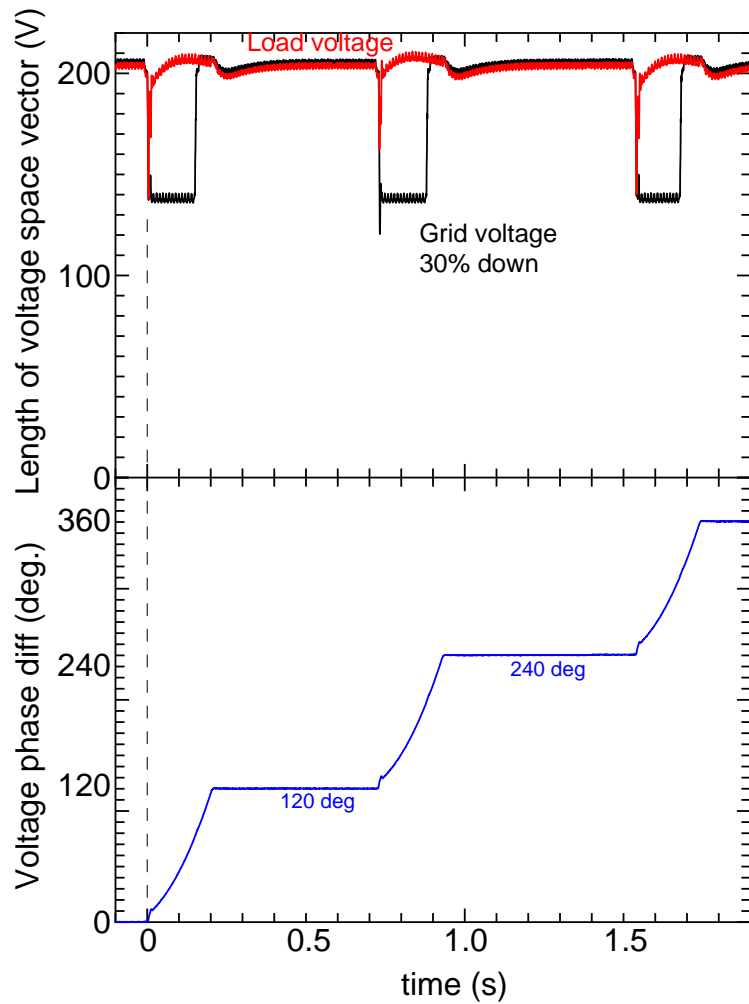


図 3.98: 連続して 100 ms の模擬瞬低を発生させた場合の瞬低保護実験
(ディスク $1E=17.8$ kJ)

- (1) 系統復帰後の再接続時にはフライホイール回転角速度 $\omega(t)$ と周波数 $f(t)$ が低下している。そのため回転速度が低下し過ぎていると、おおよそ 3.5 節 3.5.7 小節、図 3.52 に示したすべりトルク曲線に従う過大な電流が誘導電動機に流れる。
- (2) 過大な電流が流れると図 3.99 に示すように系統インピーダンスによって電圧降下が生じ、結局負荷電圧が低下し、いわば瞬低を再度発生させてしまう。
- (3) 過大な電流が流れると図 3.99 に示すように、双方向サイリスタスイッチを電流破壊してしまう。
- (4) 別な理由は、回転速度が低下し過ぎていると固定容量のキャパシタでは電圧維持が困難になり、負荷電圧を定格電圧付近で維持できなくなる。

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

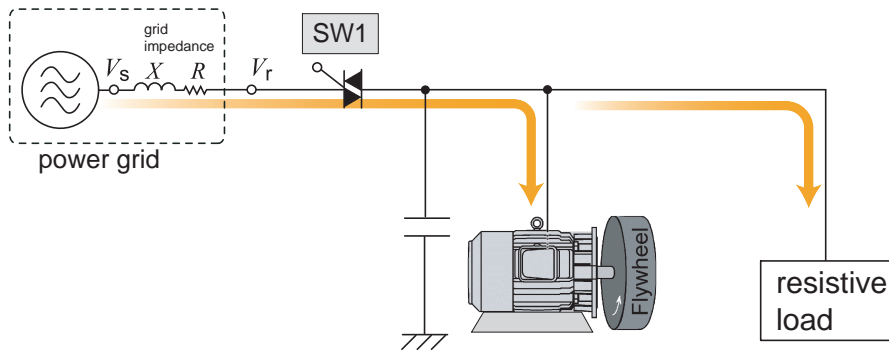


図 3.99: 実際の瞬低保護装置の実験構成 (系統インピーダンスを含む回路図)

である。ある程度のリアクトルを介して復電すれば，上記の (1)，(2) の問題は起こらない。しかしリアクトルが無い方がシステム全体で簡素にできるため，復電時にはリアクトルを使用しないで復電するとする。

再接続後の電圧降下 ΔV と系統インピーダンスの測定

まず，復電した際の SW1 に流れる有効電力と無効電力を図 3.100 に示す。同図の無効電力の正方向は電力系統が『進み無効電力放出』を意味している。つまり，常時はキャパシタが接続されているため，電力系統から見ると進み力率の負荷に見える。電力系統から SW1 を通る瞬時有効電力 p ，無効電力 q は次式より算出した。

$$p = \frac{3}{2} (e_{\alpha} i_{\alpha} + e_{\beta} i_{\beta}) \quad (3.91)$$

$$q = \frac{3}{2} (e_{\alpha} i_{\beta} - e_{\beta} i_{\alpha}) \quad (3.92)$$

再接続時は有効電力が無効電力に比べ極めて多いことが分かる。また再接続後，約 2 サイクル後に系統インピーダンスによる電圧降下 ΔV が最大を迎えていることが確認できる。 ΔV は次式のように表すことができる。

$$\Delta V = V_s - V_r = \sqrt{3}I (R \cos \delta + X \sin \delta) \quad (3.93)$$

$$= \frac{pR + qX}{V_r} \quad (3.94)$$

$\cos \delta$ は電力系統から見た回路の力率， R ， X は夫々系統インピーダンスの抵抗成分とリアクタンス成分， V_s ， V_r はそれぞれ送電端電圧，受電端電圧である。負荷電力 P_{load} を変化させ異なる Δf で再接続をする実験を行い，その時の実験値の p と q を使用して系統インピーダンスを式 (3.93) より算出した結果を図 3.101 に示す。式 (3.94) より $q = 0$ の瞬間の p (実験値) より抵抗成分 R を算出し，後に同式より実験値の p ， q よりリアクタン

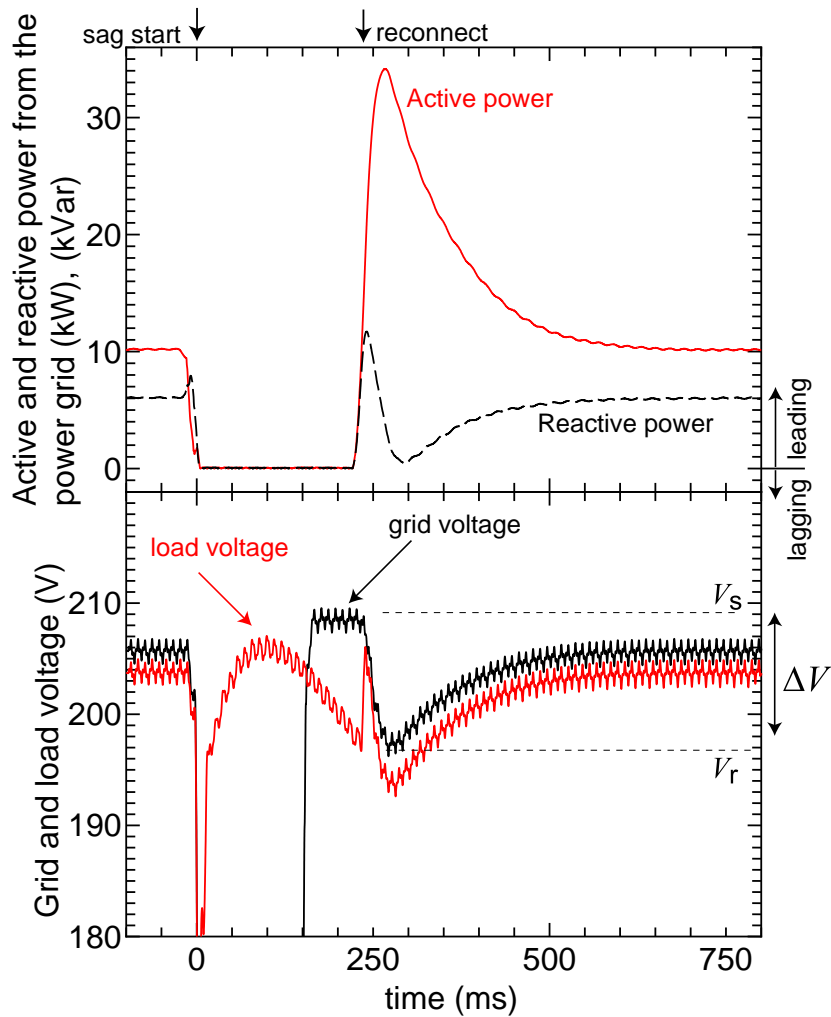


図 3.100: ディスク 1 で電気出力電力 $P_{load}=9.4$ kW を保護する模擬瞬低試験時の電力系統からの有効電力，無効電力（再接続時周波数低下 $\Delta f = 9\%$ ）

ス成分 X を算出した。 X の時系列変化はほぼ一定であった。送電端電圧 V_s は無負荷時の受電端電圧，つまり系統復帰後で再接続していない時の受電端電圧 V_r として計算した。同図より，おおよそ抵抗成分が 1.5%，リアクタンス成分が 0.5%（10 kW，200 V，4 Ω 基準）の系統インピーダンスであることが分かった。

系統インピーダンスが変化した場合の ΔV の変化

全段落の系統インピーダンス測定結果より，『仮に』系統インピーダンスがある値であった時に再接続後の ΔV がどの程度変化するのかを以下に検討した。仮に，系統インピー

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

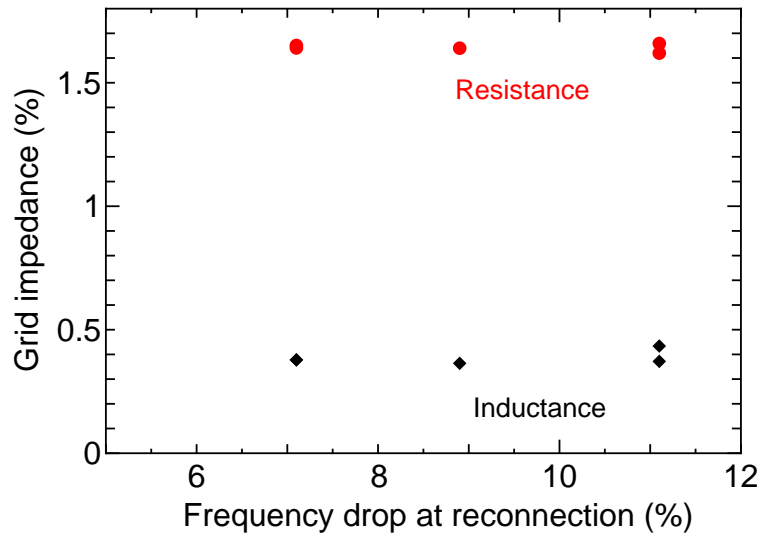
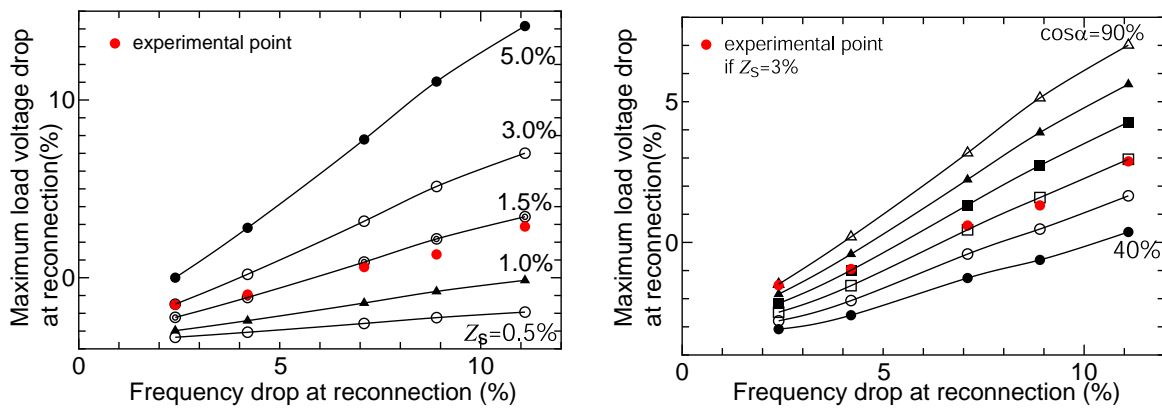


図 3.101: 実験で使用していた電力系統の系統インピーダンス (10 kW , 200 V , 4 Ω 基準)



(a) 系統インピーダンスの大きさ Z_s を変化させた場合

(b) 系統インピーダンスの力率角 $\cos \alpha$ を変化させた場合 ($Z_s = 3\%$)

図 3.102: 再接続時の周波数低下 Δf に対する再接続時最大電圧降下 ΔV

ンス $Z_s \angle \alpha$ の力率 $\cos \alpha = \frac{R}{\sqrt{R^2 + X^2}}$ は全段落で測定した実際の値で、系統インピーダンス Z_s の大きさを変化させた場合、再接続時の最大電圧降下 ΔV を計算した結果を図 3.102(a) に示す。同図は実験値の p, q を用いて、式 (3.93) と式 (3.94) より算出した。また図 3.102(b) に系統インピーダンスの大きさを 3%一定として系統インピーダンス $Z_s \angle \alpha$ の力率角 $\cos \alpha$ を変化させた場合の計算結果を示す。これらより、受電変圧器を含めた系統インピーダンスは約 3~5%であり、 X が支配的(系統インピーダンスの力率 $\cos \alpha$ が悪

い)であることから再接続時の最大電圧降下 ΔV を 5%以内に抑えるためには、周波数低下の下限 Δf_{limit} を 10%に設定することが適切であると結論付けることが出来る。

Δf_{limit} の下限検討 (自励電圧維持を考慮)

誘導発電機の特性を節で示したが、誘導発電機は回転速度が低下している状況で一定電圧を発生するにはキャパシタの静電容量の調整が必要である。また、回転速度が低下している状況で一定電圧を発生させると V/f が一定でなくなるため、励磁インダクタンスの磁気飽和がさらに進むため電圧維持は一層困難となる。しかし、回転速度低下がある程度の範囲であればほぼ一定の電圧を発生することが出来る。実験的に検討した結果、周波数低下は 10% ($\Delta f=5$ Hz) が限界であると考えられる。

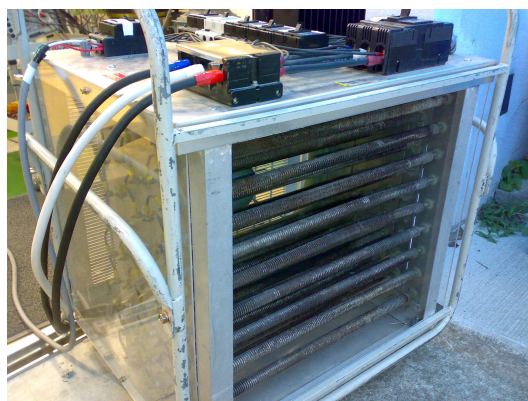
全段落の系統インピーダンスによる考察も考慮して、周波数低下の下限 Δf_{limit} は $\Delta f_{\text{limit}} = 10\%$ が適切であると結論付ける。

3.8.4 瞬低用 50 kW フライホイール交流蓄電機の妥当性確認実験

10 kW 機同様、50 kW 機においても設計の妥当性を確認するため、図 3.85 と同様の回路構成で SW1 を OFF にする開放試験を行った。

模擬停電試験結果

10 kW 機同様、負荷は力率 1 の純抵抗負荷を使用し、位相角一致時間や周波数低下を測定した。図 3.103 に抵抗負荷器の外観を示す。抵抗器をファンで冷却する空冷式の抵抗



(a) 螺旋状の抵抗負荷



(b) 外側の空冷用ファン

図 3.103: 空冷式 50 kW 抵抗負荷器の外観

第 3 章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

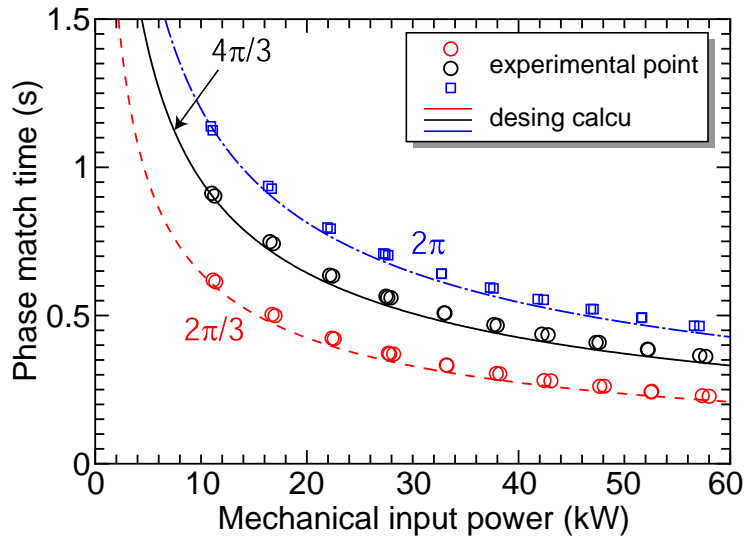


図 3.104: 50 kW 瞬低用フライホイール交流蓄電機での機械入力電力 P_{me} と位相一致時間 T_{match}

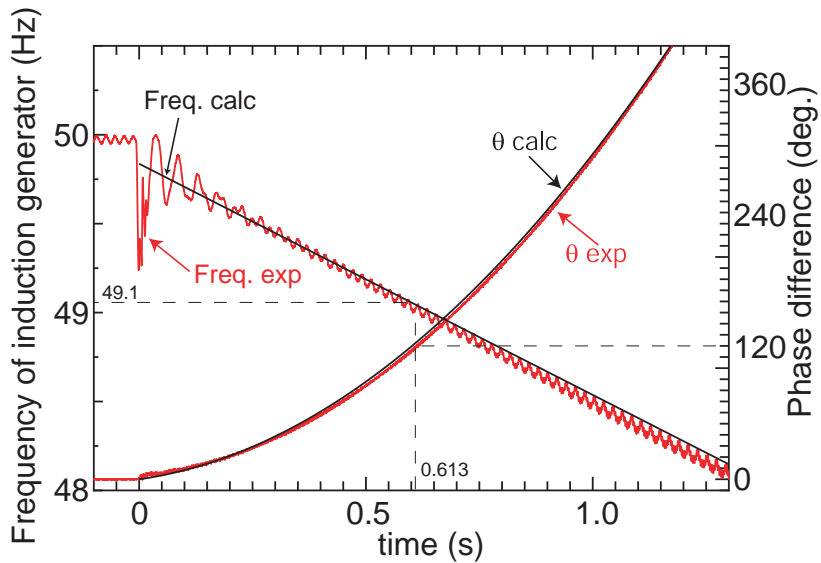


図 3.105: 負荷電力 $P_{load} = 10$ kW 時の位相角差 θ と誘導発電機周波数 f の時間変化

器を使用して，抵抗の温度が定常値に達してから測定を行った。図 3.104 に機械入力電力 P_{me} と位相角差 θ が $\theta = 2\pi/3$ または $4\pi/3$ または 2π となる時間 T_{match} の関係を示す。同図から実験結果と式 (3.59) による計算値は良く一致している。計算値が真値だとすると誤差はプラスになっており（最大で約 +7% 程度）再度位相が一致するまでの時間は若干長くなっている（安全側にずれている）。

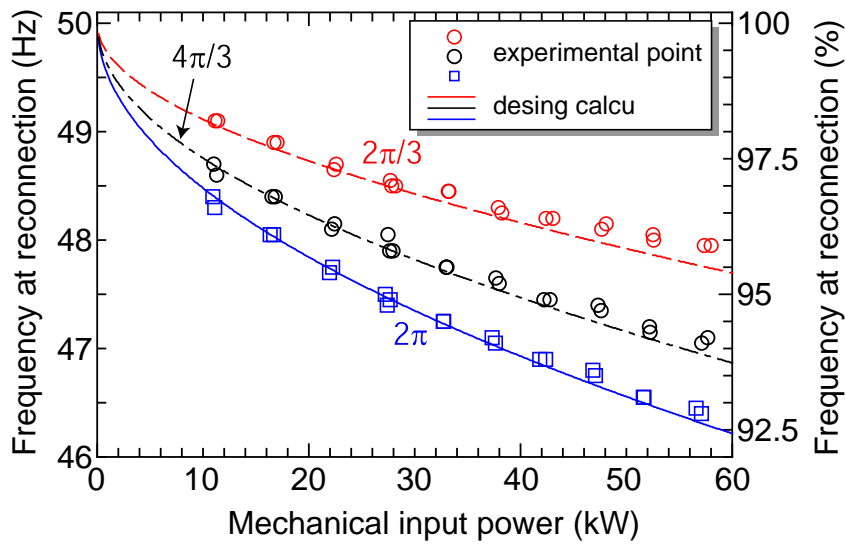


図 3.106: 50 kW

一方，この位相一致時の誘導発電機周波数について検討する。負荷電力 P_{load} が 10 kW の場合の系統と誘導発電機の電圧位相差，周波数を図 3.105 に示す。同図より周波数は直線的に低下する計算値と良く一致している。また補償前は電圧位相角差 θ は零で， $t = 0$ s から徐々に広がりその時系列変化も周波数差の積分値たる二次関数の計算値と良く一致している事が確認できる。また，周波数も徐々に低下し $t = 0.613$ s で 120 度の電圧位相角差となり，その時刻での周波数は 49.1 Hz であった。

以上より負荷電力 P_{load} を変化させた場合の位相一致時の周波数低下を図 3.106 に示す。同図より，周波数低下の実験値は 10 kW 機同様に計算値より安全側になっているが，ほぼ一致している事が確認出来る。

以上より，50 kW 機で本設計とその計算，実験値は妥当であると結論付ける。

となる。従って直列機器に流れる電流は、この電流に負荷電流 $I_{\text{load}} = 1$ を加えた電流であるため

$$I_{\text{series}} = \frac{1}{1 - \delta} \quad (3.97)$$

となる。以上より、DVR の直列機器および並列機器が持たなければならない変換器容量は

$$S_{\text{series}} = S_{\text{shunt}} = \frac{\delta}{1 - \delta} \quad (3.98)$$

となる。特徴とまとめを以下に示す。

- (1) エネルギー蓄積要素を持たずして瞬低を補償することも出来る。
- (2) エネルギー蓄積要素を持つ場合も、その量は並列補償方式に比べ蓄積エネルギー容量 (kJ) は少なくともよい。例えば、電圧低下の割合が定格電圧に対して δ (%) とすると、並列補償様式ではこれとは無関係に負荷電力 P_L と補償時間 t の積 $P_L t$ のエネルギーが必要だが、直列補償方式では $\delta P_L t$ の蓄積エネルギーでよい。
- (3) 多数の半導体を高周波でスイッチングすることにより、負荷電圧を高速に制御することが出来る。
- (4) 瞬低中でも低下している系統電圧は常に変動するため、挿入すべき電圧をフィードバックにより調整する必要がある。
- (5) 単相の変圧器が 3 台必要であり、瞬低の開始位相角度によっては変圧器鉄心の磁束密度が定常値の 2 倍にまで上昇する。そのため変圧器の励磁インダクタンスの磁気飽和が起こり (励磁インダクタンスが小さくなる)、過大な励磁電流により変圧器が焼損することもある。これを回避するために鉄心断面積を 2 倍程度に大きく (変圧器全体の重さ、体積が 2 倍) せざるを得ない。
- (6) 磁気飽和を解消するために様々な方策⁽³⁶⁾ が考えられているが、その場合は負荷電圧補償を約 $\pi/3$ rad 故意に遅らせて負荷電圧は一瞬だけ瞬低状態となる。
- (7) 現状の DVR では『磁気飽和を防ぐ事』と『負荷電圧を高速に制御する事』はお互いトレードオフの関係にある。
- (8) DVR における常時損失は変圧器の導通損失 (常時、変圧器は回路に直列に挿入されているため銅損と鉄損) と変換器の導通損失 (電圧挿入用 PWM インバータの上下どちらかのアームで短絡状態を作るため) がある。これら常時損失のうち変圧器部分の損失は 10 kVA の装置で 256 W と測定されている⁽³⁴⁾。一方、変換器部分の常時損失を記載している論文は無い。これは直列電圧挿入用変圧器の巻き数比の選択で変換器損失および変圧器損失は変化するからであると考えられる。

3.9.2 電気二重層キャパシタ (EDLC) や NaS 電池による並列補償方式の瞬低保護装置

電気二重層キャパシタや NaS 電池は直流の蓄電であるため基本的には単体では動作せず、双方向インバータや DC/DC コンバータと組み合わせて使用され、瞬低時に交流の正常な定格電圧を発生する。図 3.108 にその基本的な構成⁽⁴²⁾を示す。同図の双方向サイリスタスイッチが持たなければならない耐圧は瞬低中 OFF にする必要がある。さらに耐圧は電圧低下 δ に無関係であるため

$$V_{\text{switch}} = 1 \tag{3.99}$$

一方、このスイッチに負荷電流が全て ($I_{\text{switch}} = 1$) 流れるため、スイッチ容量はそれらの積で

$$S_{\text{switch}} = 1 \tag{3.100}$$

となる。この特徴のまとめを以下に示す。

- (1) 蓄積エネルギーは系統電圧の低下幅とは無関係であり、瞬低時は負荷電力の全てを NaS 電池や EDLC から双方向インバータを介して負荷に供給する必要がある。
- (2) NaS 電池の動作には常に高温維持 (約 300°C) が必要⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾なため、断熱容器に収納しているもののヒータ待機電力が必要となる。一方、EDLC は常温で動作し、単一セルの場合、図 3.109 に示すように自己放電が殆ど無いため⁽⁵⁹⁾、待機電力はほぼ必要ない。しかし、通常は複数セル (1 セル約 2.5 V) で使用するため電圧バランス回路での損失があり⁽⁶⁰⁾、過電圧防止回路などの付属回路が複雑となる⁽⁶¹⁾。
- (3) 瞬低を検出し電力系統と切り離れた後の制御は、直列補償方式と異なり不安定な電力系統の影響を全く受けず、負荷電圧一定制御は容易である。

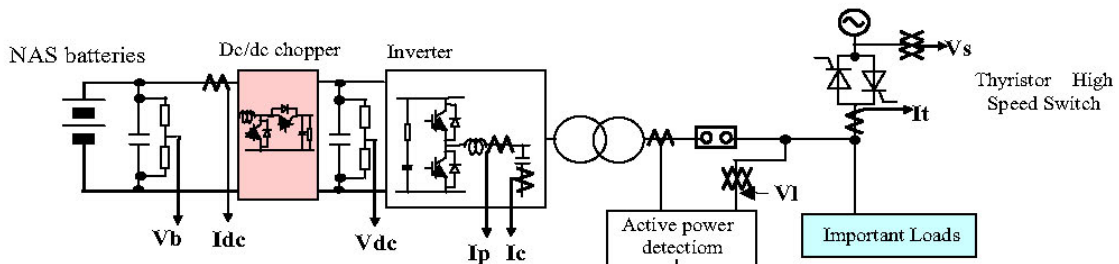


図 3.108: DC/DC 昇圧回路と自励式変換器 (双方向インバータ) による基本回路

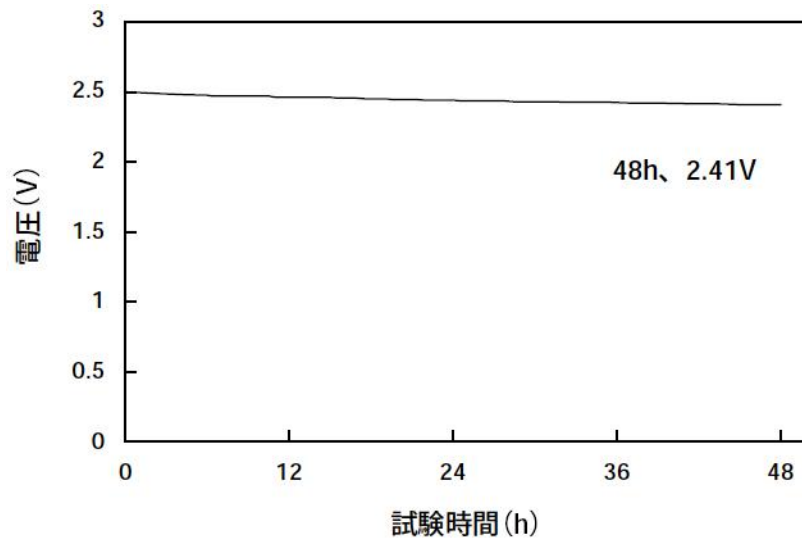


図 3.109: 電気二重層キャパシタ (EDLC) の自己放電特性

3.9.3 提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置と他方式との定性的・定量的な比較

瞬低保護装置として要求される特性で定量的に比較できる項目は待機損失，寿命，使用する半導体の数，電圧・周波数制御能力，瞬低時の切り替え時間などである。定性的には，構成要素，制御の複雑さ，過負荷能力，大容量化の容易性などである。これらを表 3.15 にまとめる。寿命とは定期的に交換が必要と予想される時期であり，提案方式は実質～30年でベアリング交換でフライホイールを廃棄するわけではない。一方，EDLC や NaS は約 10 年で主たる部品である EDLC と NaS 電池を廃棄，新品交換する必要がある。特に NaS 電池はナトリウムと硫黄であるためそのまま廃棄できず，取り扱いに注意が必要である。

半導体容量では提案方式は優れている。DVR はどの程度の電圧低下まで補償するかで変換器容量が決まる。例えば図 3.107 の回路構成で 50% ($\delta = 0.5$) の電圧低下まで補償する装置の場合，ダイオード部分と IGBT 部分の合計で $2 \times S_{\text{rated}}$ の容量が必要である。 S_{rated} とは負荷の定格容量 (kVA) である。NaS 電池や EDLC の場合は合計で $2 \times S_{\text{rated}}$ の半導体容量が必要となる。

待機損失は 10 kW ベースでの値であり，どれもそれほど変わらないと考えられる。また電圧調整能力もそれほど大差はない。しかし，本提案方式の周波数調整能力は他に比べて明らかに劣る。つまり，本章 3.3.3 小節で述べたように提案方式は上記半導体容量（特

表 3.15: 瞬低保護装置の比較

項目/方式	提案方式	EDLC, NaS	DVR
寿命	100 年以上 (実質 ~ 30 年)	10 年	半永久的 (実質 ~ 30 年)
交換部品	ベアリング	EDLC, NaS	半導体 (IGBT)
双方向サイリスタ	3 個	3 個	0
IGBT	0	6 個 (三相)	12 個 (单相 × 3)
ダイオード	0	0	6 個
連系スイッチ容量	S_{rated}	S_{rated}	0
IGBT 容量	0	S_{rated}	$\frac{\delta}{1-\delta} \times S_{rated}$
ダイオード容量	0	0	$\frac{\delta}{1-\delta} \times S_{rated}$
フィルタ容量	0	$0.05 \times S_{rated}$	$0.05 \times S_{rated}$
待機損失	422 W	300 ~ 400 W	256 W + 導通損
電圧調整能力	±5%	±5%	±5%
周波数調整能力	-10%	±0.1%	±0.1%
瞬低切替時間	10 ms	10 ms	3.3 ms
制御容易性	++	++	-
大容量化方法	並列運転	並列運転	新規大容量
負荷分担均一化	不要	必要	-

に IGBT によるインバータ部分) が有利になる反面, 周波数を妥協したシステムであることがわかる。

制御方法は提案方式および NaS 電池, EDLC は瞬低検出と電力系統と独立した状態で PWM インバータによる電圧発生である。しかし DVR は瞬低中の不安定な電力系統と連係した状態で負荷電圧一定制御をしなければならず, 制御の複雑さは否めない。また大容量化に関して本提案方式は 3.5.8 小節で説明したように並列に接続するだけで負荷分担は必要なく 1:1 になる。一方 NaS 電池や EDLC を用いた PWM インバータによる方式は夫々のインバータ同士で負荷分担制御が必要である。

3.10 本章のまとめ

本章では第2章で製作したフライホイール交流蓄電機（原理検証モデル）を瞬低保護装置に適用し以下の事を明らかにした。

- (1) 提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置起動時の誘導機回転子温度上昇はおよそ 17°C であり回転子が溶融することはないことを示した。
- (2) 瞬低発生器を製作して模擬瞬低を発生させる瞬低試験を行い、切替に最大 10 ms 必要とするがその後は正常に誘導発電機として負荷電圧を維持することが可能であることを示した。
- (3) フライホイール交流蓄電機の誘導電動機は瞬低期間の短時間しか使用しないため、約 3 倍程度の過負荷で使用することが出来ることを定量的に示した。（11 kW 誘導電動機を使用する場合、フライホイール蓄積エネルギー容量を適切に選択すれば約 30 kW の誘導発電機として使用可能である。）
- (4) 複数台のフライホイール交流蓄電機で並列補償する場合、同一の誘導電動機およびフライホイール蓄積エネルギー容量であれば、負荷分担は自動的に均一になることを示した。また、誘導電動機が異なる 2 台の場合（すべり電力特性が異なる場合）、瞬低補償開始直後の負荷分担はすべり電力特性に従うことを示した。さらに、フライホイール慣性モーメントが異なる 2 台の場合、補償開始直後の負荷分担は同一で、その後慣性モーメントが大きい方が負荷分担は大きくなることを示した。

以上より、原理検証モデルで本瞬低保護装置の有効性を確認し、フライホイール蓄積エネルギー容量最適化について以下の事を明らかにした。

- (1) フライホイール蓄積エネルギー容量の最適化について検討し、ある周波数下限を決めれば貯蔵容量の最適値が決定することを定量的に示した。
- (2) 系統連系スイッチをマトリックス状に構成することで上記設計にさらに自由度を与えることが可能となる。
- (3) 上記設計指針に基づくと 11 kW の負荷電力を補償する場合、53.9 kJ の貯蔵容量で約 390 ms ($\theta = 1$)、36.1 kJ の貯蔵容量で約 350 ms ($\theta = 1$)、17.8 kJ の貯蔵容量で約 210 ms ($\theta = 2/3$) の補償が可能であることを示し、試作機（横軸機）での実験結果より設計指針の妥当性を実証した。
- (4) 下限周波数は接続される系統インピーダンスによって制限を受けることを指摘し、系統インピーダンスが 3~5% の場合は周波数下限は -10% にが妥当であると結論付

第3章 フライホイール誘導機式瞬低保護装置

けた。

- (5) 他方式との比較した結果，周波数調整能力は他方式に劣るが寿命や半導体変換器レス，大容量化の容易性など優位な点も数多くある。

第 4 章

フライホイール交流蓄電機を応用した 停電猶予装置

本章では前章で説明したフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の補償時間を延長し、停電時の短時間補償装置（数秒程度）の提案と実験による効果確認を目的とする。また実際に短時間補償が必要な産業用自動化ロボットでの補償実験により、その有効性を検討する。

4.1 停電の現状と停電猶予装置の位置づけ

日本では停電より瞬低の方が圧倒的に回数は多いが、停電も無いわけではなく、また電力系統が強固でないインドネシアやラオスでは毎日のように停電が起きている⁽⁶²⁾。停電を補償する場合

- (1) 一般的には電力系統が停電している時間、つまり数分から数十分間のエネルギー蓄積が必要となる。
- (2) このような補償はどの蓄電要素を利用するにしても蓄積エネルギー容量 (kJ) が非常に多く必要である。
- (3) そこで停電開始直後の数秒間だけの補償で、その時間内に機器安全停止などを行えば停電補償の効果が十分な場合もある。

産業用の停電補償では、電力系統が停電している数十分間も今までと同じように操業したい場合（例えば化学反応などを利用している工場）は (2) のように停電時間分のエネルギー蓄積が必要となる。

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置

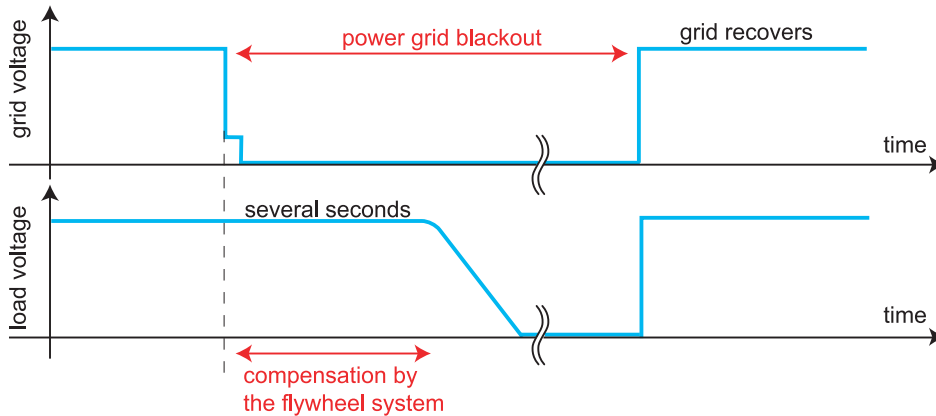


図 4.1: 停電猶予装置の補償時間時系列変化

しかし、そうでない場合も多く、電力系統が停電した場合は、数秒間で今稼動している機器を安全に所定の位置に停止・情報記憶させるだけで停電被害を免れることができる。このような停電対処方法の特許⁽⁶³⁾⁽⁶⁴⁾⁽⁶⁵⁾⁽⁶⁶⁾⁽⁶⁷⁾がいくつも提案されていることから考えると、(3)の停電補償で十分な産業用機器は多数あると考えられる（これらの公開特許公報では何れも蓄電装置には言及しておらず、その停電対処方法の詳細を述べている）。そして電力系統が数十分後に復帰した場合、再度その作業を継続する。この補償の場合、蓄積すべきエネルギーは数秒程度でそれほど多くない。

そこで、本章では(3)のような停電開始直後の数秒間だけ補償する装置を停電猶予装置と呼び、その概念を図 4.1 に示す。前章で説明したフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の補償時間延長について検討した。

4.1.1 本章の流れ

本章の流れは以下ようになる。

- (1) フライホイール交流蓄電機の補償時間延長に伴うフライホイール蓄積エネルギーの設計方針について述べる。停電猶予装置では電力系統に復電することは無いため蓄積エネルギーは補償したい時間と補償すべき負荷電力によって決まる。
- (2) フライホイール交流蓄電機の補償時間を延ばす、つまり自励式誘導発電機の電圧維持方法を幾つか提案し、所望のフライホイール蓄積エネルギーがあれば、補償時間延長が可能であることを実験的に示す。
- (3) フライホイール交流蓄電機を停電猶予装置が必要と思われる実機の産業用の自動化ロボットに適用し、フィールド試験から提案する方式の有効性を確認する。

4.2 停電猶予装置のフライホイール蓄積エネルギー計算

本節では提案するフライホイール交流蓄電機を応用した停電猶予装置の蓄積エネルギーを如何にして選ぶべきかを述べる。停電猶予装置は図 4.1 に示したように、電力系統に復電しないシステムである。従って、補償すべき負荷電力 P_{load} (W) と補償時間 t 、さらに回転角速度の下限 ω_{min} 又は周波数の下限 f_{min} (Hz) を決定することで、フライホイール蓄積エネルギーは計算できる。つまり第 3 章 3.6 節 3.6.1 小節の『半導体変換器を利用する場合』や『本提案方式で系統復帰後直ぐに復電する場合』で述べたように、フライホイール蓄積エネルギー容量は容易に決定することが出来る。そのエネルギー E (J) は

$$E = \frac{\Delta E}{1 - (1 - \% \Delta \omega)^2} = \frac{P_{\text{load}} \times t}{1 - (1 - \% \Delta \omega)^2} \quad (4.1)$$

$$\% \Delta \omega = \frac{\omega_{\text{max}} - \omega_{\text{min}}}{\omega_{\text{max}}}$$

と表現できる。 $\% \Delta \omega$ (単位なし) は最高回転速度 ω_{max} と最低回転速度 ω_{min} の差を最高回転速度で規格化した値である。本章で述べる停電猶予装置は電力系統への再接続が無く、自励式誘導発電機の電圧維持が目的であるため、下限周波数 f_{min} を設定するのではなく下限回転角速度 ω_{min} を設定する。

現状のフライホイール交流蓄電機での利用エネルギー

第 2 章、表 2.10 の現状のフライホイール交流蓄電機の場合、蓄積エネルギーのうち利用エネルギー E_{uti} (kJ) はどの程度かを計算する。 $E = 220$ kJ の場合、 E_{uti} は

$$E_{\text{uti}} = \left\{ 1 - (1 - \% \Delta \omega)^2 \right\} E \quad (4.2)$$

となる。 $\% \Delta \omega = 20\%$ とすると

$$E_{\text{uti}} = 79.2 \text{ kJ} \quad (4.3)$$

となり約 80 kJ の利用エネルギーとなる。負荷電力 P_{load} が 10 kW とすると補償時間 t は 8 秒となる。誘導発電機の過負荷範囲で使用して 20 kW とすれば 4 秒の補償時間となる。

4.3 下限回転角速度 ω_{min} と補償時間延長方法の検討

第 3 章で述べたフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の補償時間はフライホイールの蓄積エネルギー容量設計によって多少前後するが 200 ms 程度であった。これを

第4章 フライホイール式停電猶予装置

数秒へと延長させるためには問題がある。

- (1) 前章ではフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の下限回転角速度 ω_{\min} はおよそ最高回転速度 ω_{\max} (=待機回転速度) より -10% に設定することが適当と結論付けた。この回転速度の変化幅で蓄積機械エネルギーの一部 (= 利用エネルギー) を定格電圧の電気エネルギーに変換することは固定静電容量の自励用キャパシタで容易であった。
- (2) 下限回転角速度 ω_{\min} が -10% というのは電力系統に再接続をする場合の様々な制限により決定されていた。つまり本章で述べるような再接続をしないシステムであれば -10% より下げても良い。
- (3) ω_{\min} を下げられることは全機械蓄積エネルギー中の利用エネルギーの割合が多くなるため、蓄積エネルギーの利用率が良くなる。蓄積エネルギー利用率が向上すれば、蓄積すべきエネルギーは $P_{\text{load}} \times t$ に近づき少なくなる (利用率が 100% すなわち $\omega_{\min} = 0$ であれば蓄積すべきエネルギーは $P_{\text{load}} \times t$)。
- (4) 4.2 節で説明したように、 ω_{\min} を同一とすれば補償時間 t が長いことため停電猶予装置では瞬低保護装置に比べより多くの蓄積エネルギー容量が必要となる。そのため、停電猶予装置では ω_{\min} を下げて蓄積エネルギーを減らしたい。
- (5) ω_{\min} が ω_{\max} より仮に -20% とすると、前章のように固定静電容量のキャパシタでその全利用エネルギーを定格電圧の電気エネルギーに変換することは困難である。このままでは機械エネルギーが余ってしまい利用されずに残ってしまう。したがって回転角速度が下がっている場合も機械エネルギーを定格電圧の電気エネルギーとして取り出す方法を考える必要がある。

そこで、本節では下限回転角速度 ω_{\min} を低く設計 (例えば ω_{\max} の -20% 程度) した場合、全利用エネルギー (全蓄積エネルギーではない) を定格電圧の電気エネルギーに変換する方法について以下の2つを検討した。

4.3.1 自励用キャパシタ (無効電力) の制御

提案方法では半導体電力変換器を全く使用しないため、機械電気エネルギー変換を調節する要素は発電機端子電圧である (電力を送る相手は電力系統ではなく電気負荷であり一般的には抵抗と見なせるため)。フライホイール交流蓄電機の回転角速度が低下すると、その誘導発電機端子電圧も第3章3.4節3.4.2小節で説明した等価回路計算に従って低下する。よって機械エネルギーを定格電圧程度の電気エネルギーに変換出来る量も少なくな

る。定格電圧程度の電気エネルギーに変換できなければ意味が無く、回転角速度が低下した際も発電機端子電圧を維持できれば良い。

一般的に発電機の種類に依らず発電機端子電圧を制御する要素は励磁電流（界磁電流）である。誘導発電機の場合、励磁電流に相当する部分はその名の通り自己『励磁』用キャパシタに流れる電流である。よって回転角速度の低下に応じてキャパシタに流れる電流、言い換えればキャパシタの進み無効電力吸収量を適切に調整することで、所望の機械的な利用エネルギーを定格電圧の電気エネルギー変換することが出来る。

4.3.2 フライホイールと誘導機固定子の相対速度制御

フライホイール交流蓄電機の回転角速度が低下した場合、つまり固定子と回転子（フライホイール）の相対速度が低下した場合は相対速度を一定に保つように固定子を回転させればよい。固定子の回転速度制御には半導体変換器（インバータ）が必要であるが、その半導体変換器容量 [kVA] はすべり分（制御する電力の 2~3%の容量）でよい。そのため半導体変換器容量は十分少ない方法といえる。

4.4 補償時間延長実験

4.3 節で述べた 2 つの補償時間延長方法（無効電力制御と相対速度差制御）について実験を行い、その可能性を示す。

4.4.1 無効電力調整方法

キャパシタの静電容量調節による無効電力制御

端子（線間）電圧の実効値が V_g の対称三相平衡回路に接続された星型 1 相あたりの静電容量 C (μF) のキャパシタが発生する無効電力 Q_c (var) は定常状態で

$$Q_c = \sqrt{3} \times \frac{V_g^2}{\frac{1}{\omega C}} = \sqrt{3} V_g^2 \omega C \quad (4.4)$$

と表現できる。式 (4.4) より、無効電力の制御には電氣的角周波数、端子電圧、静電容量を制御すればよい。しかし電氣的周波数は機械的な回転角速度に比例して低下するため自由に制御できない。そこでキャパシタの静電容量 C を制御（増加）することで Q_c を制御（増加）させ V_g は一定に保つことが出来る。これは最も簡単な無効電力調整方法であり、制御速度は電源周期 1 サイクル程度 (20 ms 程度) とそれほど速くないが、停電猶予

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置

装置では回転角速度が-10%程度低下してからの無効電力制御が必要であるため，十分な制御速度である。したがって，停電猶予装置では C を変化させることで無効電力の制御を行った。

リアクトル印加電圧の調節による無効電力制御

別の一般的な方法として図 4.2 に示すようにリアクトルと V_{inv} の電圧を出す自励式 PWM インバータによる無効電力調整方法がある。電源電圧にキャパシタを接続するとキャパシタは進み無効電力を吸収するのと同じように，リアクトルを接続すると遅れ無効電力を吸収する。つまり，リアクトルに電源電圧と逆方向の電圧を印加できれば，リアクトルは進み無効電力吸収と同じ動作となる。逆方向電圧は図 4.2 に示すように自励式 PWM インバータで V_g と位相が同じで振幅が大きい電圧 V_{inv} を作ればよい。リアクトルと 2 つの電圧源 V_g, V_{inv} の間に成り立つ関係式

$$Q = \frac{V_{inv}}{X_L} (V_{inv} - V_g) \quad (4.5)$$

より，自励式インバータの出力電圧の大きさを変化させることにより無効電力を調整できる。この方法は制御が複雑であり，本論文で提案する簡素かつ効果のある装置というコンセプトには不向きである。しかし， V_{inv} を制御すれば式 (4.2) から分かるように，無効電力の正負（遅れ，進み）のいずれにも制御可能である。さらに電源周期 1 サイクルの 1/4 程度⁽⁶⁸⁾での高速な無効電力制御が可能な万能な無効電力調整装置である。

また，別の方法では磁気エネルギー回生スイッチ⁽⁶⁹⁾を応用することで，見かけのキャパシタ容量，つまり無効電力量を制御することが出来る⁽⁷⁰⁾。

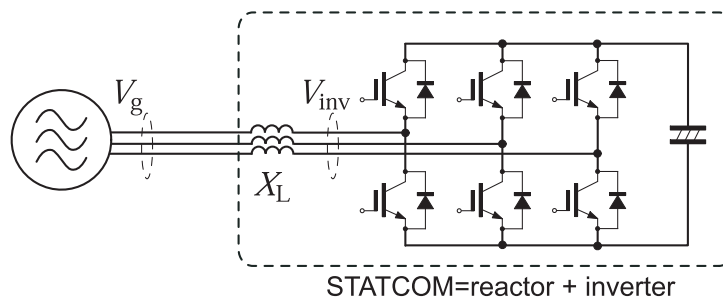


図 4.2: リアクトルと自励式 PWM インバータによる無効電力調整装置
(STATCOM: Static synchronous compensator)

4.4.2 無効電力調整による補償時間延長実験

キャパシタ調節による 2^n 段階無効電力制御

キャパシタの静電容量調整は図 4.3 のように夫々 2 倍の比率で n 個の静電容量のキャパシタを設け、最下位ビットから順に 1 ビットずつ増加させれば 2^n 段階で無効電力の調整が可能となる。例えば、3 つのスイッチを設ければ 8 段階、4 つで 16 段階の無効電力制御が可能となる。数段階程度の無効電力調整が出来れば十分であるため、図 4.3 に示した二進数制御の無効電力調整装置を製作し補償時間延長実験を行った。

 2^n 段階無効電力制御回路の製作

製作したサイリスタスイッチによる制御回路の外観を図 4.4 に示す。4 bit の構成 (16 段階) としサイリスタスイッチの放熱器はこの短時間使用の用途に最適化していなく、十分余裕のある設計となっているため比較的大きなサイズとなっている。制御回路は図 4.5 に示すように前章の瞬低検出で使用した式 (3.32) による実効値演算に 5 ms のデジタルローパスフィルタをかけて、その電圧が定格電圧以下に低下したら二進数に 1 bit を足す制御とした。

停電試験による補償時間延長実験

図 4.3 の回路で SW1 を OFF して停電を模擬し、その後数秒間、図 4.4 の無効電力調整装置を使用して所望の機械利用エネルギーを定格電圧の電気エネルギーに変換する実験を行った。ここで最下位 bit のキャパシタの静電容量 C_0 をどのように選定するかが重要となる。

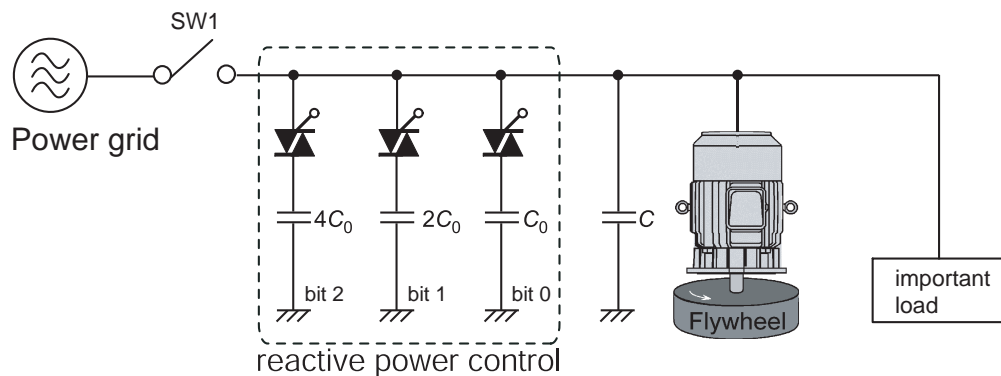


図 4.3: 二進数制御による無効電力調整回路

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置

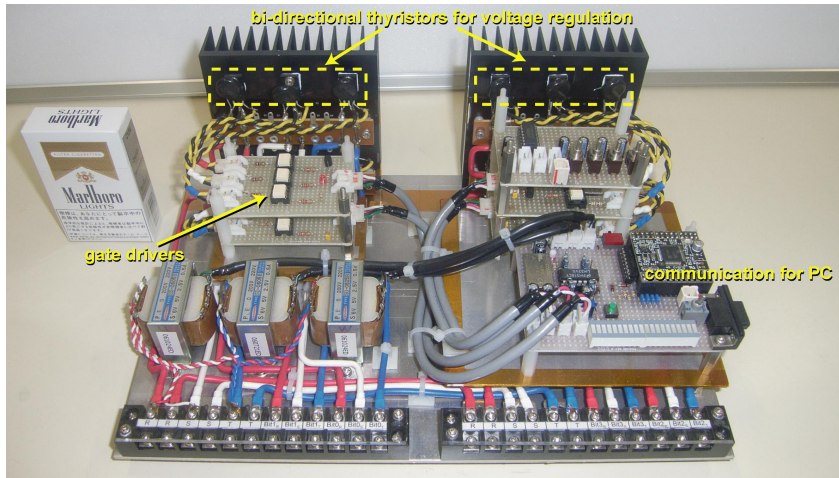


図 4.4: サイリスタスイッチによる 2^n 段階無効電力制御回路の外観

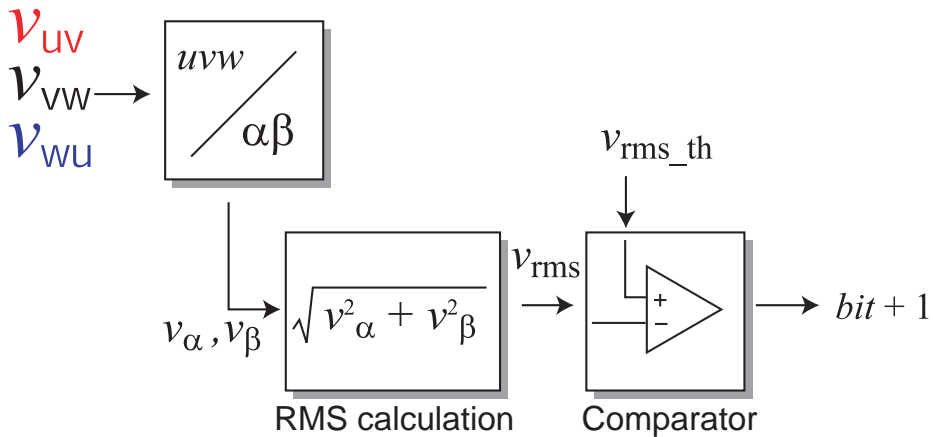


図 4.5: 2^n 段階制御のブロック図

そこで追加すべき最下位 bit から最上位 bit までの合計 C_{add} を

$$C_{\text{add}} = \sum_{n=1}^{n_{\text{max}}} C_n = (2^{n_{\text{max}}} - 1) C_0 \quad (4.6)$$

として、これと固定静電容量 C のキャパシタ静電容量の合計 $C_{\text{total}} = C_{\text{add}} + C$ を考える。その合計静電容量は時間的に一定なある負荷電力 P_{load} を補償する場合、フライホイール交流蓄電機の回転角速度が下限回転角速度 ω_{min} の時、定格電圧を発生する静電容量とすることが適切である。この合計静電容量の計算は第 3 章 3.4 節で説明した繰り返し計算から求める必要がある。仮に条件として $\% \Delta \omega = -20\%$ 、 P_{load} は力率 1 の 10 kW 負荷とすると $C_{\text{total}} = 1900 \mu\text{F}$ と計算できる。また 5 kW の場合、 $C_{\text{total}} = 1800 \mu\text{F}$ となる。

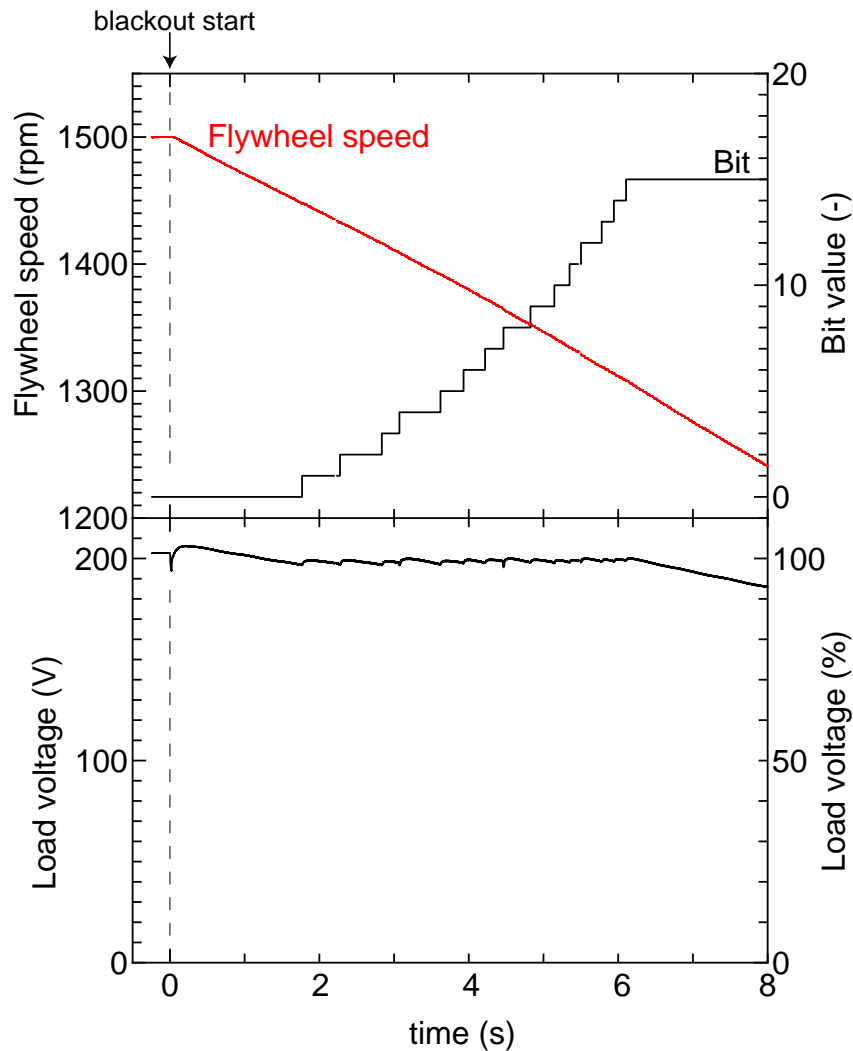


図 4.6: 無効電力制御による停電猶予装置のための補償時間延長実験結果
(負荷電力 $P_{\text{load}} = 7.2 \text{ kW}$ の場合)

フライホイール交流蓄電機の回転角速度が待機回転角速度 ω_{max} の時に定格電圧を発生させる静電容量 C は第 3 章図 3.32 より $C = 850 \mu\text{F}$ であるため $C_{\text{add}} = 1900 - 850 = 1050 \mu\text{F}$ となる。これを 4 bit ,つまり 15 で除した値を最下位 bit の静電容量 $C_0 = 70 \mu\text{F}$ とすればよい。実験では都合上 $C_0 = 70 \mu\text{F}$ とすることが困難であったため, $C_0 = 50 \mu\text{F}$ とした。

以上より負荷電力 $P_{\text{load}} = 7.2 \text{ kW}$ 一定および 3.2 kW 一定 として先に述べた無効電力制御を行い補償時間延長実験を行った。図 4.6 , 図 4.7 に補償時間延長実験結果を示す。同図で示した Bit とは段階的に調節された無効電力の量と同一の意味である。同図よりフ

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置

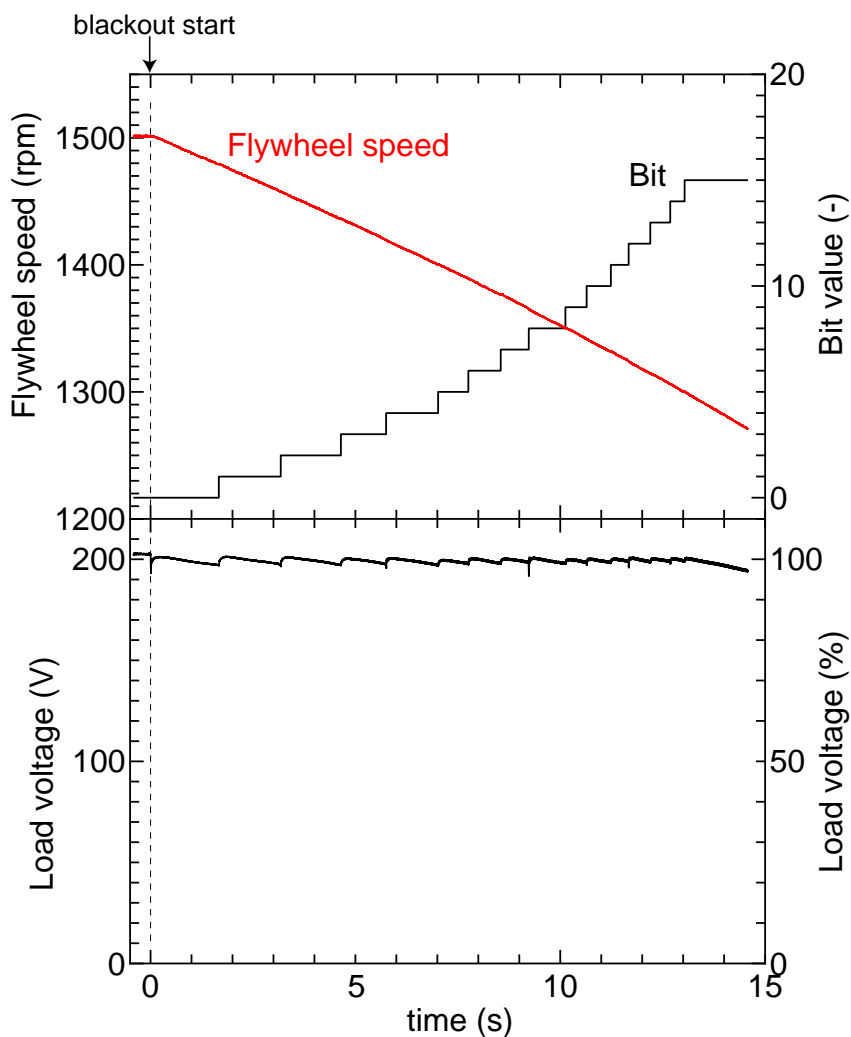


図 4.7: 無効電力制御による停電猶予装置のための補償時間延長実験結果
(負荷電力 $P_{\text{load}} = 3.2 \text{ kW}$ の場合)

ライホイールの回転速度が低下するごとに Bit 値は負荷電圧を一定に保つように上昇していることが確認出来る。また負荷電力が異なる場合でも負荷電圧が一定になるように二進数制御の段階的な無効電力制御が適切に行われていることが確認できる。回転角速度が -10% 以降も適切に負荷電圧は維持されて、およそ $\% \Delta \omega = -20\%$ まで利用エネルギー全てを定格電圧の電気エネルギーに変換している。つまり、本用途（停電猶予装置）では図 4.3 に示す段階的な無効電力調整は簡素かつ十分な制御能力を持つことが確認できた。以上よりフライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の可能性を示した。

4.4.3 相対速度差制御による補償時間延長実験

4.3 節で述べた他の補償時間延長方法として固定子と回転子（フライホイール）の相対速度を制御する方法で補償時間延長実験を行った。

固定子回転型フライホイール交流蓄電機

製作した固定子駆動型フライホイール交流蓄電機は、第 2 章で述べたフライホイール交流蓄電機に固定子可動機構を備えつけたものであり、その外観を図 4.8(a) に示す。同図に示すように、誘導機の固定子をターンテーブルに設置し、固定子を自由に回転することが可能な駆動機構を備えている。加えて、小型の誘導電動機（以下、制御モータと略す）をギアとタイミングベルトを介して連結し固定子を制御モータにより自由に操作することが可能である。本装置の固定子制御モータには、市販のギヤードモータ FFMN-32R-T040A(ニッセイ製)を用いた。図 4.8(b) に制御モータ部の拡大図を示す。制御モータからの機械的入力、減速ギアにより $1/10$ 、タイミングベルトによって $1/2.55$ に減速しトルクを増大させている。また固定子を回転制御するためには「すべり」に応じた電力が必要となる。定格 11 kW ですべりが 3%程度であるため、0.4 kW（4 極）の制御モータを固定子回転制御用に利用することとした。

本装置はトランジスタなどと同様、一種の増幅器である。例えばエミッタ接地のトランジスタでは、わずかなベース電流 I_b によって増幅率 β 倍のコレクタ-エミッタ間に流れる大電流 $I_c = \beta I_b$ を制御する。これと同様に本装置でもわずかなすべり分（数%）の制御用モータへの電力 P_{control} によって、これの数十倍の固定子（主回路）の大電力 P_{main} を制御できる。

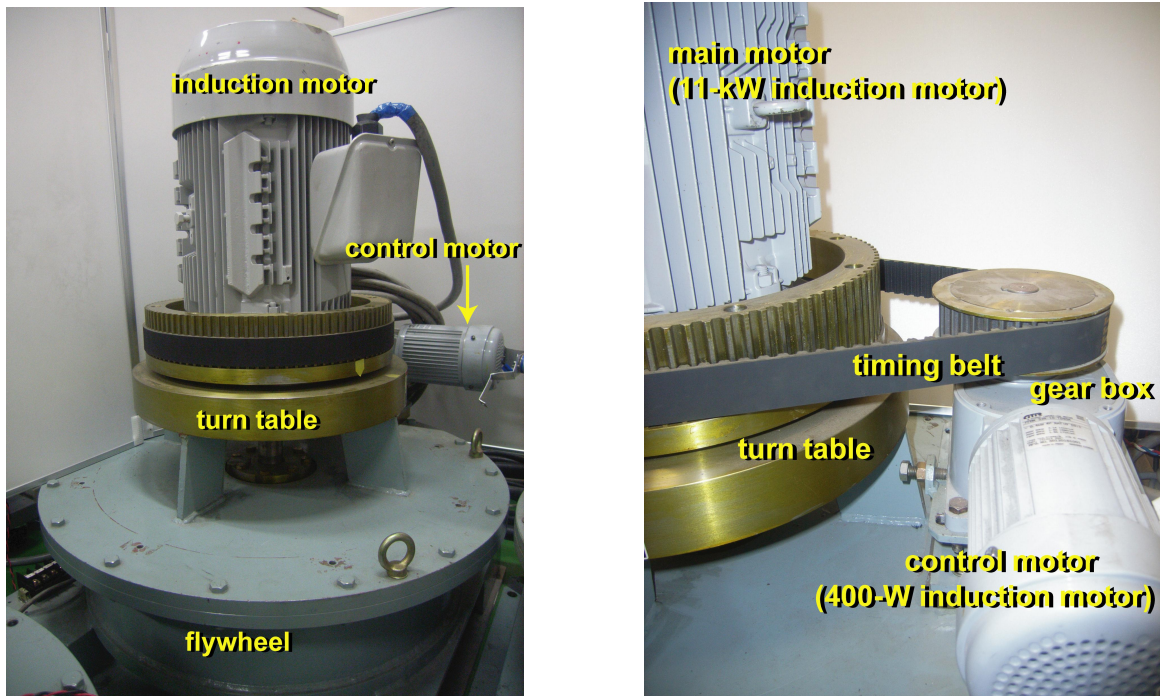
固定子回転制御実験

図 4.9 に固定子回転制御による補償時間延長実験構成、図 4.10 に制御装置の外観を示す。まず、フライホイールの回転速度 N を第 3 章図 A.2、図 A.3 で説明したフォトインタラプタで検出する。固定子制御モータ用インバータに入力すべき周波数指令値 N_{order} は

$$N_{\text{order}} = N_{\text{rated}} - N \quad (4.7)$$

と表される。つまり固定子回転速度を待機回転速度 N_{rated} とフライホイール回転速度の差分をとすることで、フライホイール回転速度が低下しても相対速度は一定に保たれる。上記の実験回路構成において、負荷 3.2 kW、7.2 kW において停電実験を行った。図

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置



(a) 外観

(b) ターンテーブルと制御用モータ

図 4.8: 10 kW 固定子回転型フライホイール交流蓄電機

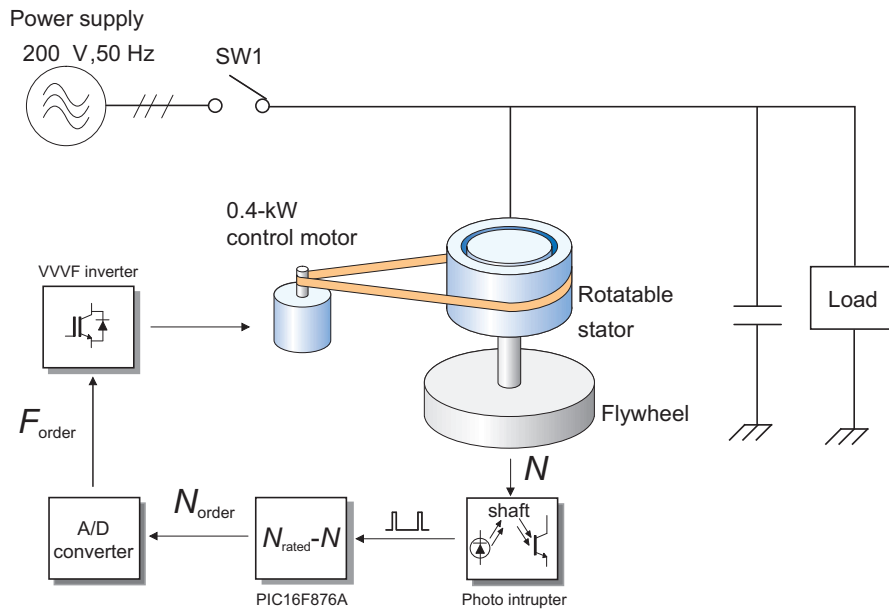


図 4.9: 固定子回転による保護時間延長の実験回路構成

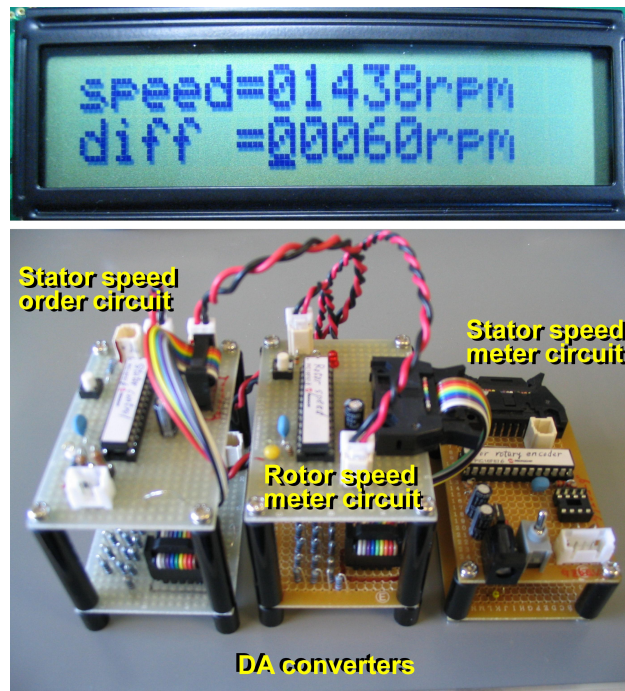


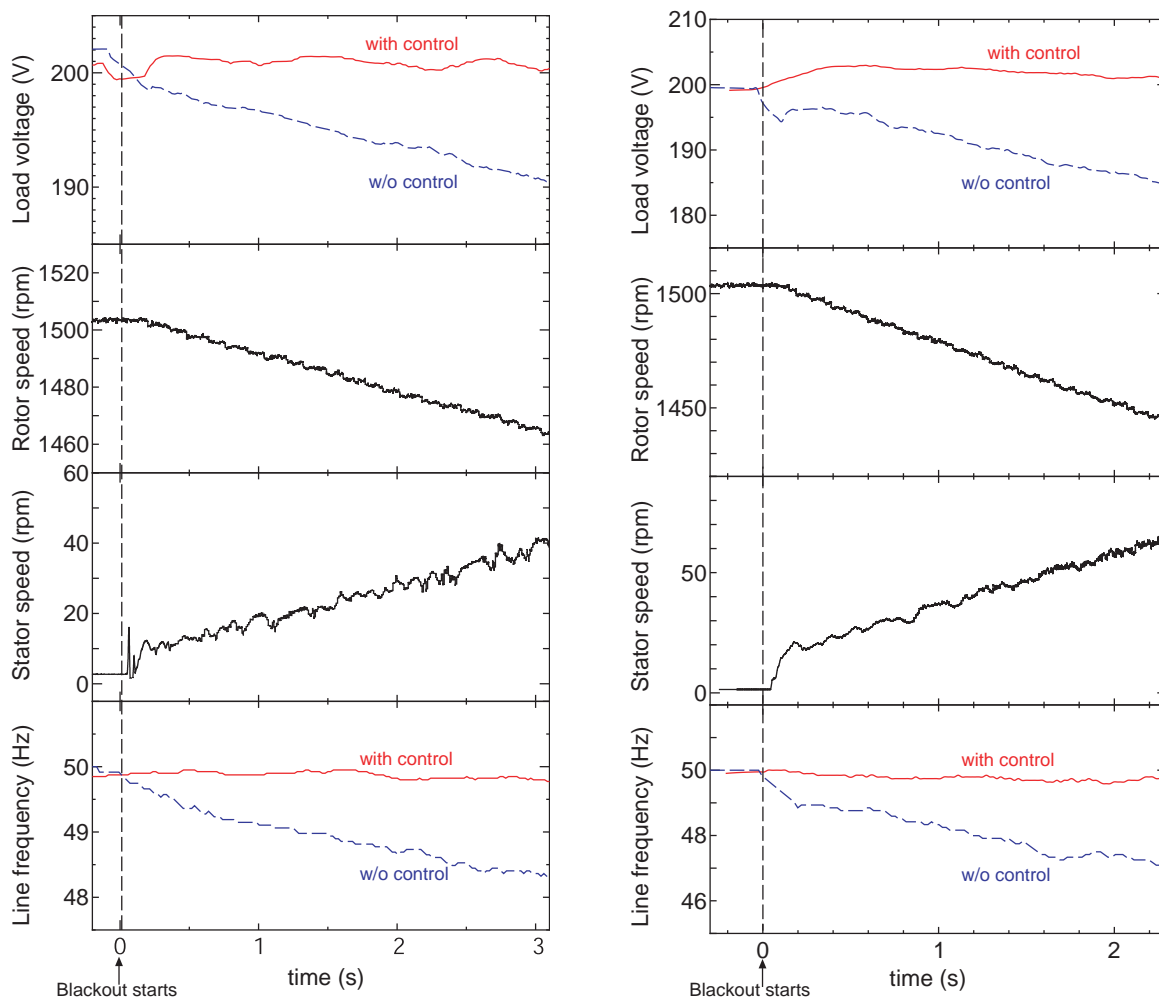
図 4.10: 固定子回転による保護時間延長制御装置の外観

4.11(b), 図 4.11(a) に 7.2 kW, 3.2 kW 時に測定した負荷電圧, フライホイール回転速度, 固定子回転速度, 周波数の結果を示す。同図より, 停電発生時フライホイール回転速度が低下するが, その分だけ固定子が回転し電圧低下を補っていることが確認できる。この手法は電圧だけでなく周波数も一定にできるというメリットがある。

しかし, この方法は固定子に接続されている電力ケーブルも同時に回転する必要があるためケーブルが捻れてしまい, 3 秒程度の補償が限界である。 $\% \Delta \omega = -20\%$ とした時に, この方法で機械的利用エネルギーを全て電気エネルギーに変換するためには 11 kW 誘導電動機 (主誘導電動機) の極数を増やして (例えば 8 極など) 電氣的角度と機械的角度の差を大きくすることが重要である (2 極機の場合は電氣的角度と機械的角度は同一)。このようにすれば固定子が回転すべき角速度は絶対的に少なくなりケーブルの捻れによる制限は解消される。

以上の結果より, 停電時に固定子回転制御を行うことによって P_{load} が定格付近で 3 秒程度負荷電圧を維持することが可能であることを確認した。

第4章 フライホイール式停電猶予装置



(a) 負荷電力 $P_{load} = 3.2 \text{ kW}$

(b) 負荷電力 $P_{load} = 7.2 \text{ kW}$

図 4.11: 固定子回転による保護時間延長実験結果

4.5 フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおけるフィールドテスト

前節までにフライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の可能性を示す実験をいくつか行い、その有効性を確認した。本節では実際に産業用に利用されている自動化ロボットの停電対策として本論文で提案する停電猶予装置を適用し、その実用性、有効性を確認する。

4.5 フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおけるフィールドテスト

4.5.1 産業用自動化ロボットの概要と停電保護の重要性

産業用自動化ロボットの約 7 割強が日本で生産（年間約 10 万台）されており，そのうちおよそ 5 割が日本で稼働している。このロボットの動作は一般的に初めティーチングと呼ばれるオペレータによる手動コントローラ操作によって作業履歴が記録される。次にオペレータ無しでこの履歴を自動再生するティーチングブレーバックと呼ばれる動作によって自動作業が行われている。

補償装置が何も無い場合，停電が発生すると産業用ロボットにエネルギーが供給されないため急激に減速し，機械的にショックを受ける。これによりターゲットの製品を壊したり落としたりする。また，機械的ショックによりエンコーダの位置がずれ，通常のティーチングブレーバック作業から若干ずれた自動動作となり，製品を掴み損ねる。したがって停電後はオペレータが再度ティーチングを行う必要があり，停電復旧には大変な手間と時間を要する。

4.5.2 実験で使用する産業用自動化ロボット

提案する停電猶予装置の実用性を確認するため，ある大手ロボット製造会社の実機ロボットを使用して実験を行った。このロボットは液晶ガラス基板（3メートル四方の大きな液晶基板）を搬送する装置で，2008年に開発された最新の第10世代超大形液晶ガラス基板搬送ロボットである。

主電源回路構成

そのロボットの主電源回路は図 4.12 に示すようにダイオード整流器で構成されており，その DC 電圧を電力ケーブルを通じて各軸の DC サーボモータ（高速制御可能な DC モータ）のアンプへ供給している。電気的容量は仕様用途により変化するが最大 30 kVA であった。DC 電圧は負荷が軽くなった場合の過電圧などのために DC 電圧上昇を抑える抵抗器を内蔵している（いわゆるブレーキ端子を使用している）。

ロボットの外観と仕様

このロボットの外形図を図 4.13，外観を図 4.14，その仕様を表 4.1 に示す。このロボットが稼働する最大の範囲は約 6 m×6 m×6 m であり，保護範囲も含めると床面積約 8 m×8 m 程度の安全柵で覆われていた。

4.5 フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおけるフィールドテスト



図 4.14: 実験で使用した液晶基板搬送用ロボットの外観

表 4.1: 実験で使用した産業用ロボットの仕様

概要		
構造	水平多関節形 (7 自由度)	
可搬質量	100 kg/各アーム	
本体質量	3900 kg	
繰り返し位置決め制度	±0.2 mm	
各軸名	動作範囲	最大動作速度
U 軸 (上下軸)	4000 mm	1000 mm/s
U 軸 (左右軸)	±50 mm	50 mm/s
S 軸 (旋回軸)	-215° ~ +125°	1.57 rad/s, 90°/s
L, R 軸 (前後軸)	-2620 mm ~ +2620 mm	最大 3700 mm/s

4.5.3 ロボットの通常動作パターンでの電力

前小節で述べたロボットをティーチング後、通常利用するであろう動作パターンでの自動運転 (100%の速度) における負荷電力 P_{load} を測定した。一連の動作 (液晶基板を掴んで移動し、所定の場所へ降ろす) における P_{load} を図 4.15(a) に示す。同図より、このロボットの動作には最大約 30 kW の電力が必要であることが分かる。従って、停電試験

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置

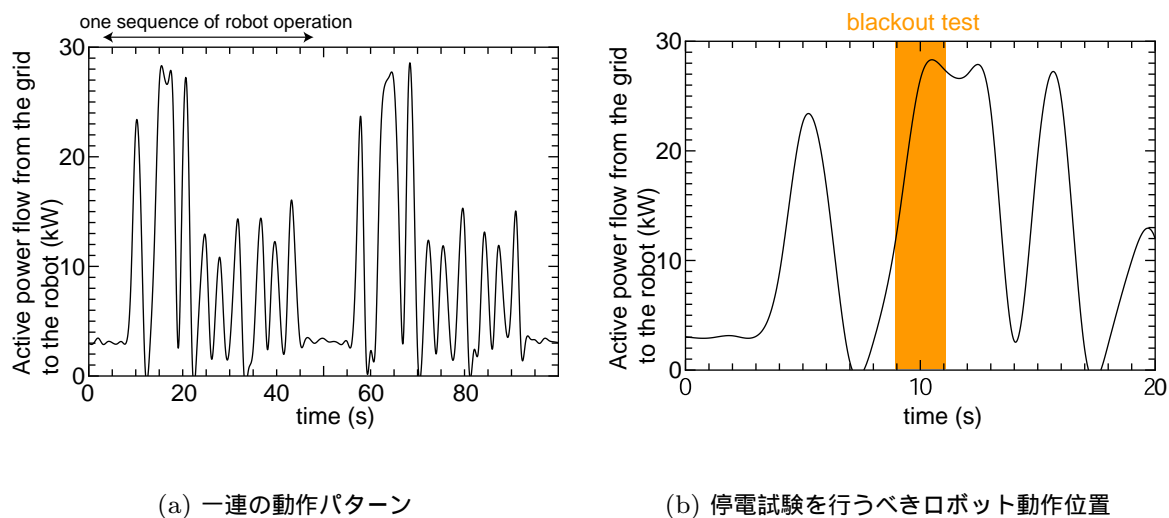


図 4.15: 測定した通常動作パターンでの負荷電力 P_{load} の時系列変化

を行う動作状態は最大に電力が必要と思われる図 4.15(b) に示す負荷電力 $P_{load} = 30 \text{ kW}$ の付近とした。

4.5.4 ロボットの停電実験と停電補償実験

前小節までに示した液晶基板搬送用ロボットの停電試験を行う。図 4.16 において停電試験とは以下の 3 パターンを行った。

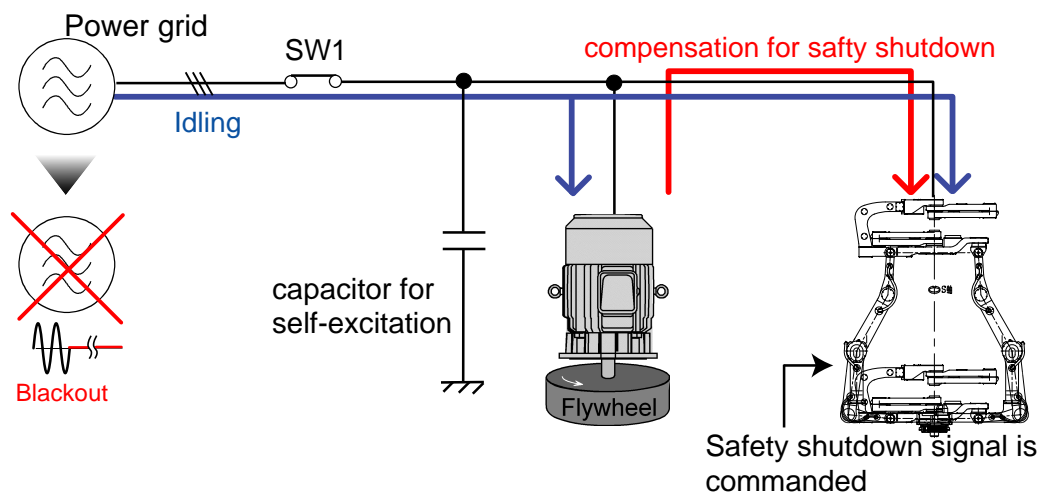


図 4.16: ロボットの停電実験と停電補償実験構成

4.5 フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおけるフィールドテスト

- (1) 停電猶予装置が無い状態で図 4.16 の SW1 を OFF にし安全停止信号をロボットに与える。
- (2) SW1 を OFF にせず，電力系統に接続した状態で安全停止信号をロボットに与える。つまりロボットは常に電力系統に接続されているため理想的な停電猶予装置がある場合の模擬実験という意味である。
- (3) 図 4.16 のようにフライホイール交流蓄電機を接続して，SW1 を OFF にし停電を模擬し，これの 10 ms 後に安全停止信号をロボットに与える。

(1) の条件での実験（停電猶予装置なしで停電実験）

停電猶予装置が無い状態で SW1 を OFF にし，同時に安全停止信号をロボットに与える実験を行った。ロボットに供給される有効電力 P_{load} の時系列変化を図 4.17 に示す。また図 4.12 に示すダイオード整流器負 AC 電圧 (= 負荷電圧 v_{load}) の実効値とダイオード整流器の DC 電圧 V_{dc} を図 4.18 に示す。-1 s 付近からロボットは走行と旋回動作を始めるため負荷電力は上昇する。そして 0 s で停電を模擬するため電源を遮断した。

図 4.12 に示すように，ロボット内部には殆どエネルギー蓄積要素が無い（ダイオード整流器の DC キャパシタの単位慣性時定数 H は約 8 ms），停電時 ($t = 0$ s) にダイオード整流器の DC 電圧 V_{dc} は急激に低下する。この DC 電圧が一定に保たれていればロボットは正常動作あるいは安全停止が可能となる。この停電猶予装置が無い実験では DC 電圧が約 70% 程度低下しているため，ロボットを安全停止することはできないことが

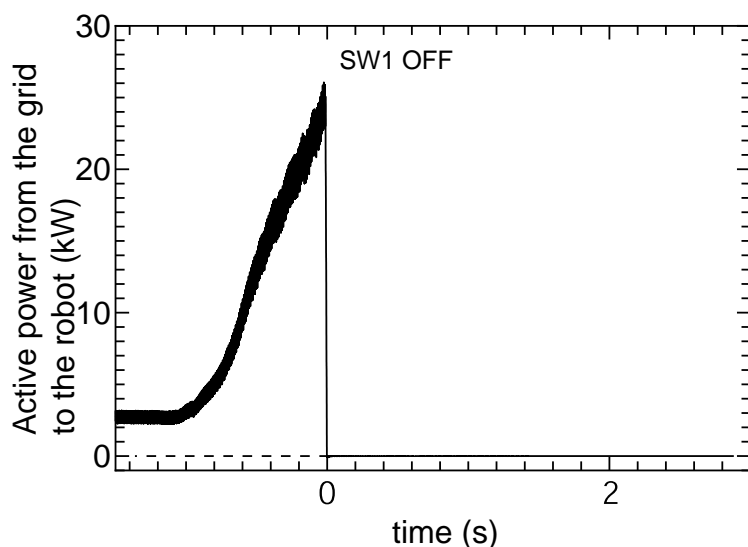
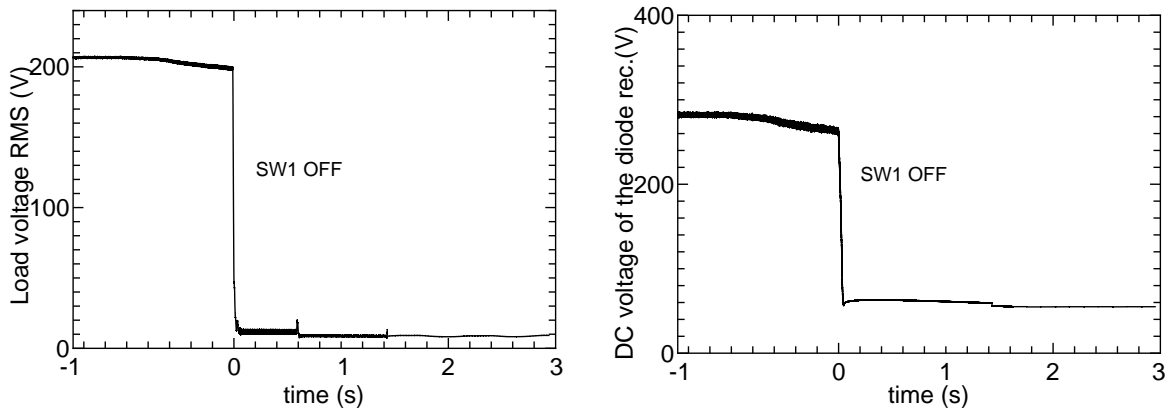


図 4.17: ロボットに供給される電力 P_{load} (停電猶予装置が無い状態で SW1 を OFF)

第 4 章 フライホイール式停電猶予装置



(a) ダイオード整流器に入力される電圧（負荷電圧 v_{load} ）の実効値

(b) ダイオード整流器の DC 電圧 V_{dc}

図 4.18: v_{load} と V_{dc} の時系列変化（停電猶予装置が無い状態で SW1 を OFF）

分かる。

この停電実験ではロボットへの機械的ショックが大きく、各軸のエンコーダがずれてしまったため再度ティーチングを行う必要があった。したがって、停電猶予装置が無い場合、実機ロボットでも先に述べた想定した被害が起こると分かった。

(2) の条件での実験（電力系統に常時接続 = 理想的な停電猶予装置の場合）

次に SW1 を常時 ON に保ち理想的な停電猶予装置がある場合を模擬し、ロボットの動作が (1) と同一時に安全停止指令をロボットに与える実験を行った。測定した有効電力 P_{load} （電力系統からロボットに入力される有効電力）を図 4.19 示す。同図より、安全停止指令を与えてから約 1 秒程度で安全停止が完了し、その後 2 kW 程度の電力で各軸を電氣的にホールドしていることが分かる。このホールドは最終的には安全機構により機械的にホールドされるため、完全に電力を必要としなくなる。

さらに、同実験でのロボット（ダイオード整流器）に入力される負荷電圧 v_{load} およびその DC 電圧 V_{dc} を図 4.20 に示す。同図より、負荷電圧 v_{load} はほぼ一定に保たれ安全停止していることが確認できる。（注意：本来、この実験では負荷電圧 v_{load} と系統電圧 v_{grid} は回路図上同一であるが、約 20 m 離れた 2 点を測定したためケーブルによる電圧降下分だけ v_{load} は低くなっている。）また DC 電圧 V_{dc} は安全停止動作中はほぼ一定に保たれ、その後負荷が急激に減るため V_{dc} は上昇し内臓抵抗に電力を捨てていることが確認できる。

4.5 フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおけるフィールドテスト

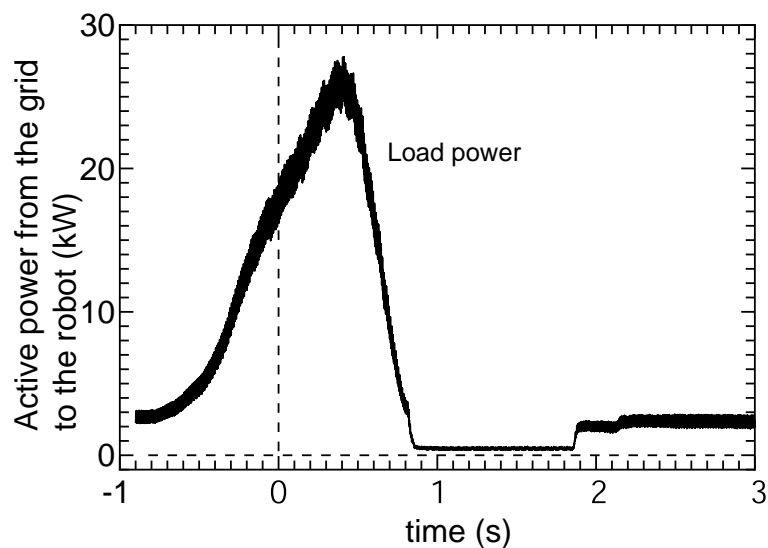
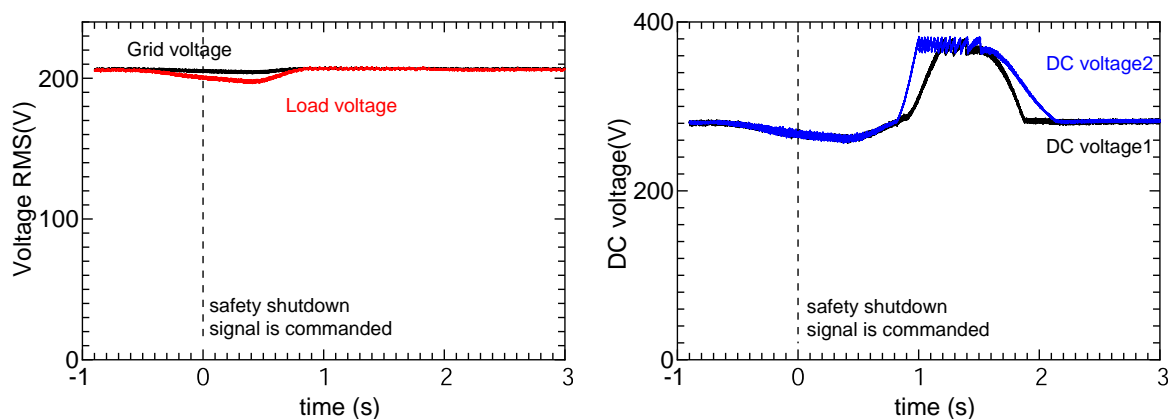


図 4.19: 電力系統からの電力で安全停止を実行した場合の有効電力 P_{load} の時系列



(a) ダイオード整流器に入力される電圧（負荷電圧 v_{load} ）の実効値

(b) ダイオード整流器の DC 電圧 V_{dc}

図 4.20: v_{load} と V_{dc} の時系列変化（電力系統からの電力で安全停止した場合）

以上より、実機ロボットでも安全停止するには幾らかのエネルギーが必要であることが確認できる。停電時このエネルギーを電力系統でない外部からロボットに供給すれば同様に安全停止が確実に行われると考えられる。

この実験ではロボットは通常動作中に指令を受けて安全停止が完了するまで機械的ショックは無く、エンコーダのずれも無く再度ティーチングする必要は無かった。

(3) の条件での実験（提案する停電猶予装置による安全停止）

前段落までにロボットの安全停止には約 1 秒，最大有効電力は約 30 kW，必要とされるエネルギーでは 16 kJ であることが分かった。但し，この値は図 4.15(b) の状態における安全停止実験結果であり，安全停止するタイミングによってはこの値よりも大きくなる可能性は考えられる。そこで，(3) の実験で使用するフライホイール交流蓄電機は前章 3.7 節 3.7.2 小節で示した 50 kW 機（誘導電動機が 55 kW で，蓄積エネルギーが 220 kJ(at 50 Hz)，図 3.84）を使用して余裕のあるフライホイール交流蓄電機で実験を行った。

本実験におけるロボットとフライホイール交流蓄電機（図 3.84）のサイズの相対関係を図 4.21 に示す。相対的にロボットが非常に大きいため，本フライホイール交流蓄電機で停電猶予装置が実現できれば十分有効であると考えられる。まず，フライホイール交流蓄電機を起動し，ほぼ同期速度で待機運転となる。そして図 4.16 における SW1 を OFF，その 10 ms 後に安全停止指令をロボットに与えた。図 4.22 にその実験結果を示す。

同図より，停電開始後（SW1 を OFF）フライホイール交流蓄電機は瞬時に待機状態（誘導電動機状態）から誘導発電機に切り替わりダイオード整流器負荷であるロボットに

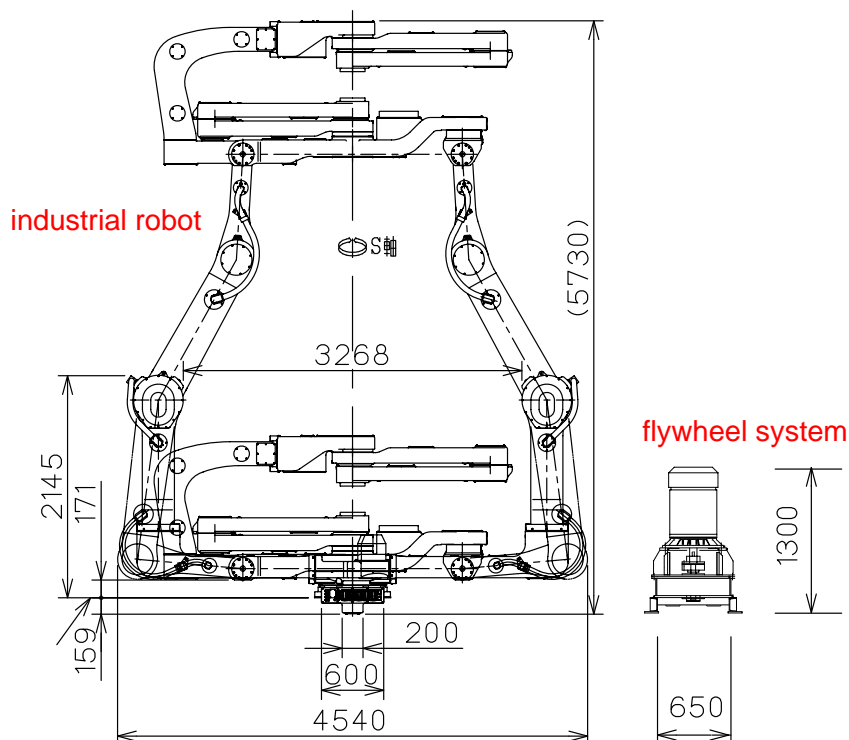


図 4.21: フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置と保護すべきロボット

4.5 フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置の産業用ロボットにおけるフィールドテスト

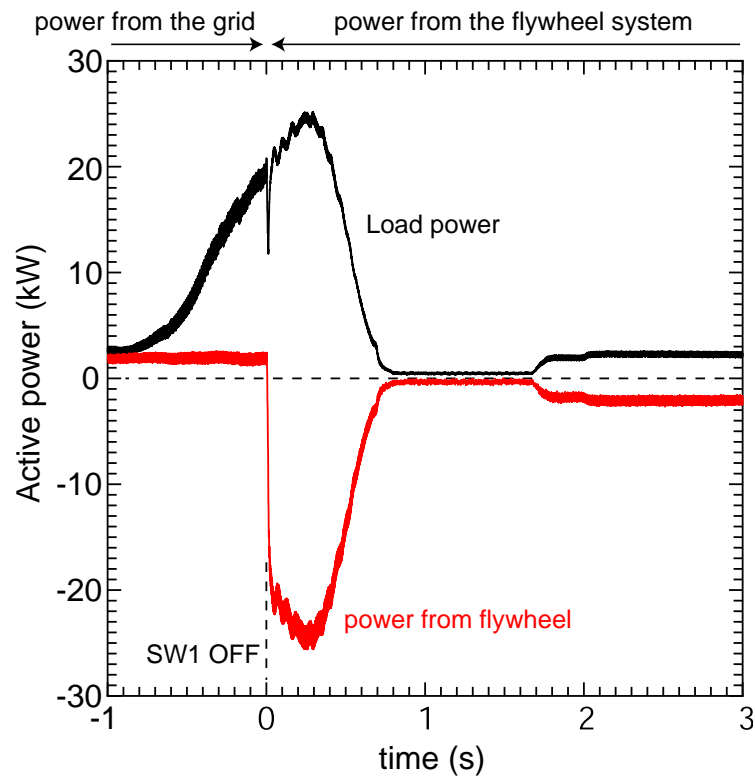
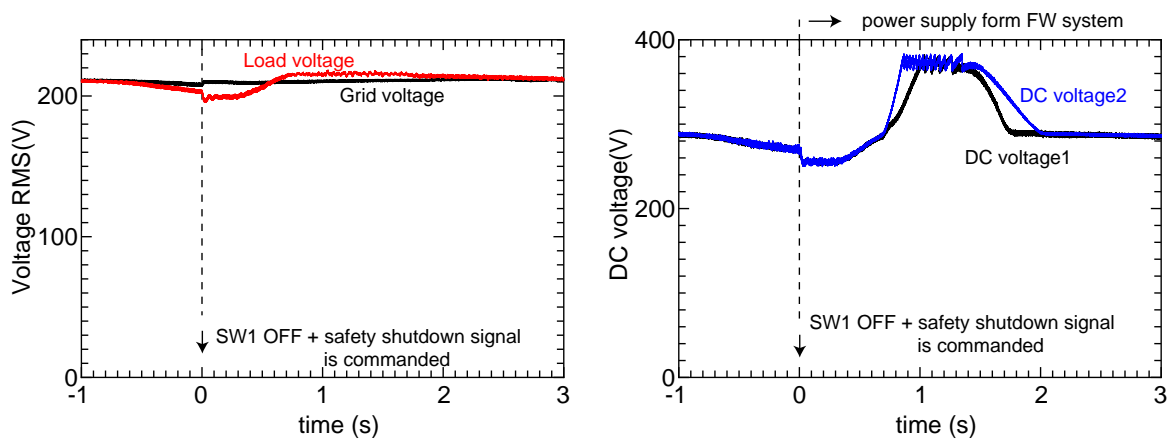


図 4.22: フライホイール交流蓄電機からの電力で安全停止した場合の有効電力 P_{load}



(a) ダイオード整流器に入力される電圧（負荷電圧 v_{load} ）の実効値

(b) ダイオード整流器の DC 電圧 V_{dc}

図 4.23: v_{load} と V_{dc} の時系列変化（フライホイール交流蓄電機による安全停止）

第4章 フライホイール式停電猶予装置

安全停止するための電力を供給していることが確認できる。停電開始直後、6 ms 程度負荷電力は低下しているが、次に述べる DC 電圧から問題ないことが分かる。また、安全停止時における有効電力 P_{load} の時系列変化は理想的な停電猶予装置による安全停止の実験結果 (2) と酷似していることが分かる。

さらに、このフライホイール交流蓄電機による停電猶予実験における負荷電圧 v_{load} とダイオード整流器の DC 電圧 V_{dc} を図 4.23 に示す。

同図より、DC 電圧 V_{dc} は一旦約 20 V 程度低下している。つまり、フライホイール交流蓄電機から放出されるべき電力が約 6 ms の期間、若干少ないため、ダイオード整流器の DC キャパシタは DC 電圧を下げることで、各軸のモータに電力を供給している。その後電力がフライホイール交流蓄電機から電力が送られてくるため、DC 電圧はそれほど低下せず、ロボットも問題なく動作している。図 4.23(a) の負荷電圧 v_{load} の時系列変化を見ても分かるように、フライホイール交流蓄電機の応答は理想的な停電猶予装置の場合と殆ど同一の結果となった。

本実験ではロボットの電氣的容量に対して余裕をもったフライホイール交流蓄電機を使用した。従って、実際に利用する際には本実験機で数台のロボットの停電保護が可能であると考えられる。またロボットの種類によっては補償時間が長い場合も存在し、その場合は前節で述べた段階的な無効電力調整装置を用いて同様に保護することが可能である。

また、フライホイール交流蓄電機による停電猶予実験においてもロボットに機械的なショックは無く、停電後再度ティーチングを行う必要は無かった。以上より、産業用ロボットは周波数の影響を殆ど受けないことから、提案方式による停電保護は非常に有効な手段であると結論付けられる。

4.6 本章のまとめ

本章ではフライホイール交流蓄電機を応用し、周波数を妥協することで停電後の数秒間を補償する停電猶予装置を提案し以下の点を明らかにした。

- (1) 停電補償中フライホイール交流蓄電機の回転角速度が徐々に低下するが、段階的な無効電力調整により、十分な負荷電圧制御能力があることを示し、本方式で数秒間の補償が可能であることを示した。
- (2) 無効電力調整とは異なりフライホイール交流蓄電機の固定子と回転子（フライホイール）の相対速度差を一定にする制御でも上記同様に数秒間の停電補償が可能であることを示した。

- (3) 産業用ロボットは停電により多大の被害を受けることから，停電猶予装置の必要性和重要性を指摘した。
- (4) 提案する停電猶予装置を実機の産業用ロボットの停電保護に応用した。提案方式を備えた状態での停電実験により，実機ロボットはスムーズに安全停止し，機械的なショック無くロボットを保護し，その効果を実証した。フィールドテスト結果より提案方式での停電保護結果と理想的な停電猶予装置での停電保護結果は同一であった。
- (5) 産業用ロボットは周波数の影響を殆ど受けないことから，フライホイール交流蓄電機による提案方式は実際のロボットの停電保護に非常に有効であると結論付けられる。

第 5 章

フライホイール交流蓄電機とエンジン 発電機による複合型無停電電源装置

5.1 長時間停電保護の必要性と提案方式の位置づけ

前章で述べた停電猶予装置は停電後の数秒間だけ重要負荷を保護するシステムであった。しかし、化学反応を利用している工場（例えば発泡スチロール工場）など一瞬たりとも電気が無くては化学反応が停止してしまい、製造ラインに相当な被害を受ける場合がある。

このような場合は通常、大規模な蓄積エネルギーを有する無停電電源装置による長時間保護、または数十秒の無停電電源装置による保護の後エンジン発電機の保護に切り替える方式である。従って、第 4 章、図 4.1 に示した時系列変化の停電猶予装置では保護できない負荷もある。

そこで本章では第 4 章で短時間保護に非常に有効であると結論付けたフライホイール交流蓄電機による停電猶予装置を応用し、エンジン発電機起動完了後はエンジン発電機に切り替え、給電を行う複合型無停電電源装置を検討する。

5.1.1 本章の流れ

本章では第 3 章並びに第 4 章で述べたフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置、停電猶予装置の延長として、これにエンジン発電機を併設する複合型無停電電源装置について提案する。そして 5 kVA のモデル装置の製作と基礎実験および停電発生からエンジン発電機での電力供給までの一連の動作実験により提案方式の更なる長時間保護の可能性

を以下のように検討した。

- (1) エンジン発電機を使用した長時間停電保護の必要性，重要性と本方式の位置づけを述べた。
- (2) 一般的に使用されているエンジン発電機による長時間停電保護の動作を説明し，本章で述べるフライホイール交流蓄電機を応用した複合型無停電電源装置の動作を説明する。
- (3) 上記の複合型無停電電源装置を実現するための基礎的な可能性検証（5 kVA エンジン発電機の起動時間測定）を行う。そして 5 kVA エンジン発電機を使用して提案する無停電電源装置の一連の動作を実験し，その可能性を示す。
- (4) 最後にこの複合型無停電電源装置のフライホイール交流蓄電機の貯蔵容量について検討し，その蓄積エネルギー容量を如何にして選ぶべきかを示す。

5.2 複合型無停電電源装置

本方式は 3 章で述べたフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置とエンジン発電機を複合利用するものである。すなわちエンジン発電機の起動時間を自動現象を利用したフライホイール発電機で補償し，エンジン発電機起動完了後エンジン発電機による長時間保護に移行するシステムである。

さらにエンジン発電機による長時間保護の際，フライホイールは無負荷待機回転させると良い効果もある。長時間保護中の独立した系であるエンジン発電機に負荷変動が起こった場合，フライホイール交流蓄電機がこれを安定化する効果も期待でき，次章で詳述する。本システムの長所として半導体変換器（インバータ・コンバータ）を利用しない簡素な構成，蓄電池を利用することなく無瞬断のシステム構築が可能である点が挙げられる。

この複合型無停電電源装置の基本的な構成要素と動作について以下に述べる。

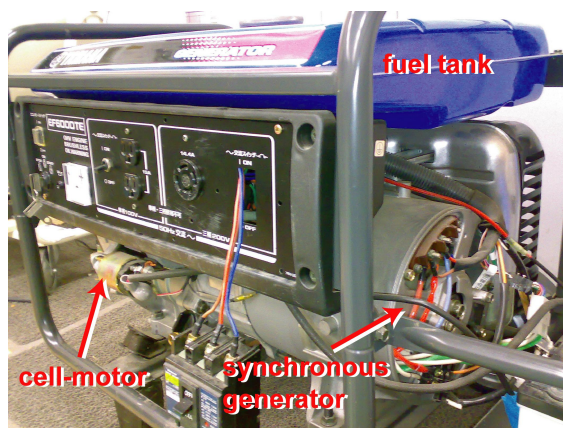
5.2.1 フライホイール交流蓄電機

本システムの実証試験で用いたフライホイール装置は前章までと同様の第 2 章で述べた 4 極機 11 kW のかご形誘導電動機と 220 kJ の蓄積エネルギーもつフライホイールから構成されている（表 2.10 の仕様参照）。5.5 節での蓄積エネルギー計算によるフライホイール交流蓄電機とすべきだが，本章では停電猶予装置とエンジン発電機による複合型無停電電源装置の可能性検証として余裕のあるフライホイール交流蓄電機を使用した。

5.2.2 エンジン発電機

モデル装置に利用したエンジン発電機 ヤマハ発電機 EF6000TE⁽⁷¹⁾の外観ならびに仕様を図 5.1, 図 5.2, 表 5.1 に示す。発電機は 2 極の同期発電機を利用しており, ブラシレス励磁方式で AVR (automatic voltage regulator) 機能により自動電圧調整する機能を備えている。このエンジン発電機の諸定数は以下のように測定した。

形式	2 極回転磁界形単相交流発電機 (単相・3 相利用可能)
電圧調整法	AVR 式 (自己励磁)
励磁方式	ブラシレス励磁方式 (図 6.32 参照)
回転速度調整方法	遠心重錘式
定格出力	5 kVA
定格電圧	200 V
定格電流	14.4 A
寸法	894 × 520 × 510 mm



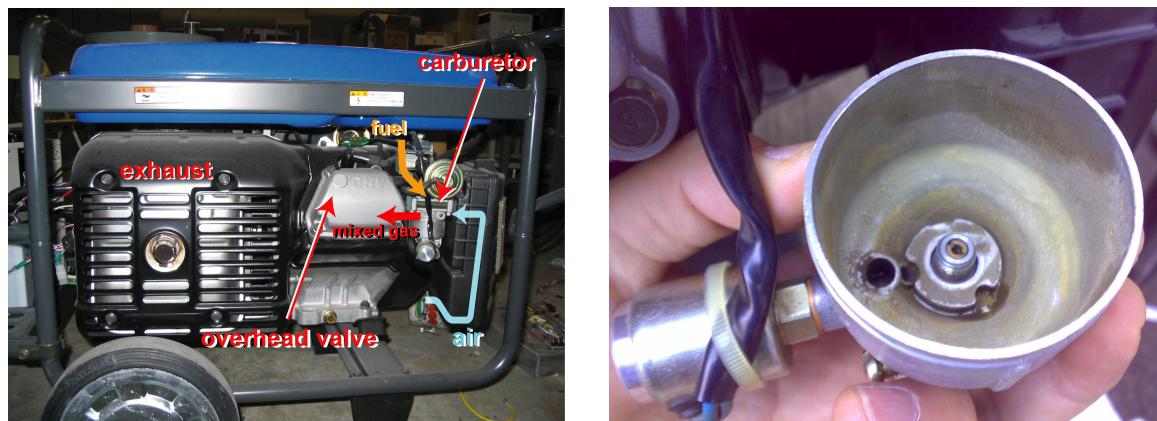
(a) 全体



(b) ガソリン給油時の様子

図 5.1: 5 kVA のエンジン発電機 (YAMAHA EF6000TE) の外観

第 5 章 エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置



(a) エンジン部付近

(b) 清掃後のキャブレターの状態

図 5.2: エンジン部分の様子

巻線抵抗 R_a

直流電源を用いて電圧・電流から巻線抵抗を測定し、式 5.2 から基準巻線抵抗温度 (75) の抵抗値を算出した。

$$\begin{aligned}
 R_a &= \frac{235 + \theta_1}{235 + \theta_2} \times R_2 & (5.1) \\
 &= \frac{235 + 75}{235 + 25} \times 0.78 \Omega \\
 &= 0.93 \Omega = 0.12 \text{ p.u.}
 \end{aligned}$$

ここに、 θ_1 θ_2 はそれぞれ基準巻線温度 (), 測定時の巻線温度 () である。

直軸同期リアクタンス X_d

直軸リアクタンスは同期発電機の無負荷飽和曲線と短絡特性曲線から求められる。この同期発電機の励磁機は軸に直結されており、その励磁機は永久磁石式と界磁巻線によるハイブリッド式であるため、界磁電流が 0 A でも約 30 V の発電機端子電圧が発生している。直軸同期リアクタンスは、電機子端子三相短絡時の電機子定格電流を流すのに要する界磁電流の、無負荷電機子定格電圧を誘導するのに要する界磁電流に対する比で表す。図 5.3 , 図 5.4 に無負荷試験と短絡試験ならびに三相突発短絡試験結果を示す。したがって、直軸

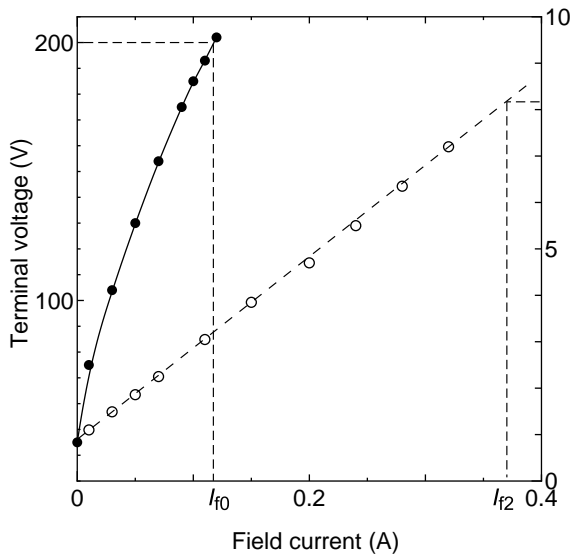


図 5.3: 無負荷試験と短絡試験結果

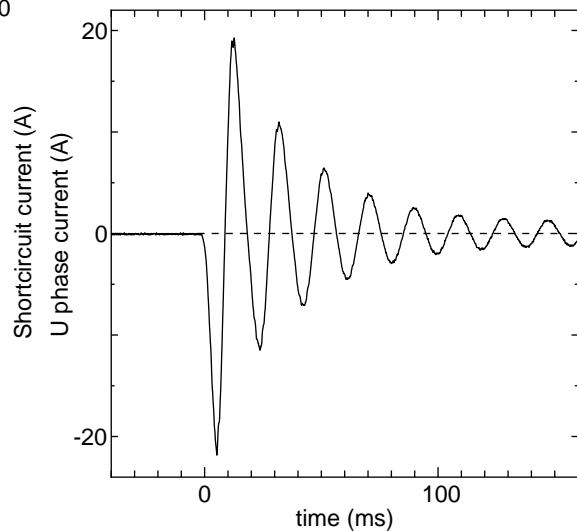


図 5.4: 三相突発短絡試験結果

同期リアクタンスは

$$X_d \simeq Z_d = \frac{I_{f2}}{I_{f0}} = 3.1 \text{ (p.u.)} \quad (5.2)$$

のように表せる。

通常、非常用自家発電機システムは、停電検出から給電開始まで 10 秒間のシーケンスが設定されている。これは図 5.5 のシステム動作を実行するための時間とされており、日本電機工業会 (JEMA)⁽⁷²⁾により規定された基準値である。エンジン発電機の規格を表 5.2 に示す。

5.2.3 複合型無停電電源装置のタイムチャート (概要)

フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置とエンジン発電機による複合型無停電電源システムのタイムチャートを図 5.6 に示す。停電発生後、しばらくの間、フライホイール交流蓄電機を停電猶予装置として負荷に給電必要がある。同図より、複合型無停電電源装置は重要負荷への電力供給源が電力系統、フライホイール交流蓄電機、エンジン発電機と順次移行するシステムである。また、フライホイール交流蓄電機およびエンジン発電機の回転速度の時系列変化を図 5.7 に示す。このシステムではエンジン発電機の起動時間 (定格電圧・定格回転速度となり起動が完了するまでの時間) が非常に重要である。以下にその具体的な内容について検討を行った。

第 5 章 エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置

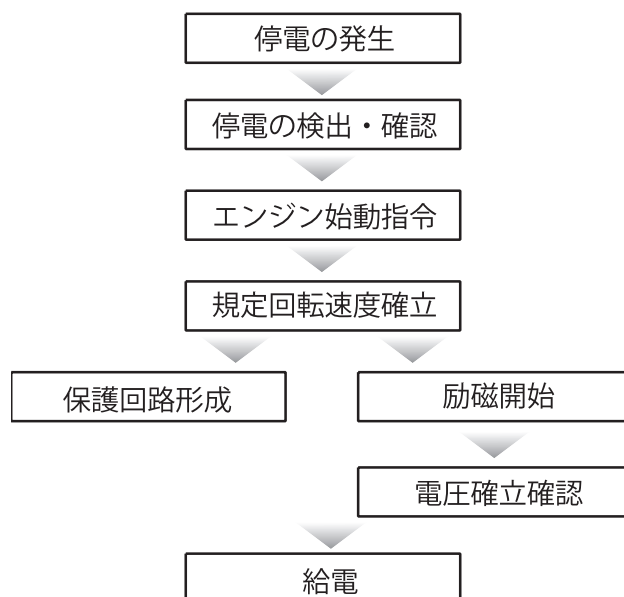


図 5.5: 非常用自家発電システムの動作指令

表 5.2: 陸用同期発電機の標準仕様 (JEMA)

回転速度変動率 (定格負荷遮断時)	過渡時 15 % 以内 定常時 5 % 以内 制定時間 8 秒以内
(定格負荷投入時)	過渡時 10 % 以内 定常時 5 % 以内 制定時間 8 秒以内
電圧変動率	± 2.5 % 以内
最大電圧降下率	25 % 以内
電圧調整範囲	無負荷 定格速度において ± 5 % 以内
過電流耐力	定格電流の 1.5 倍 15 秒
過速度耐力	定格 120 % 2 分間
不平衡負荷	逆相分電流 15% 以内
波形くるい率	無負荷 10% 以内

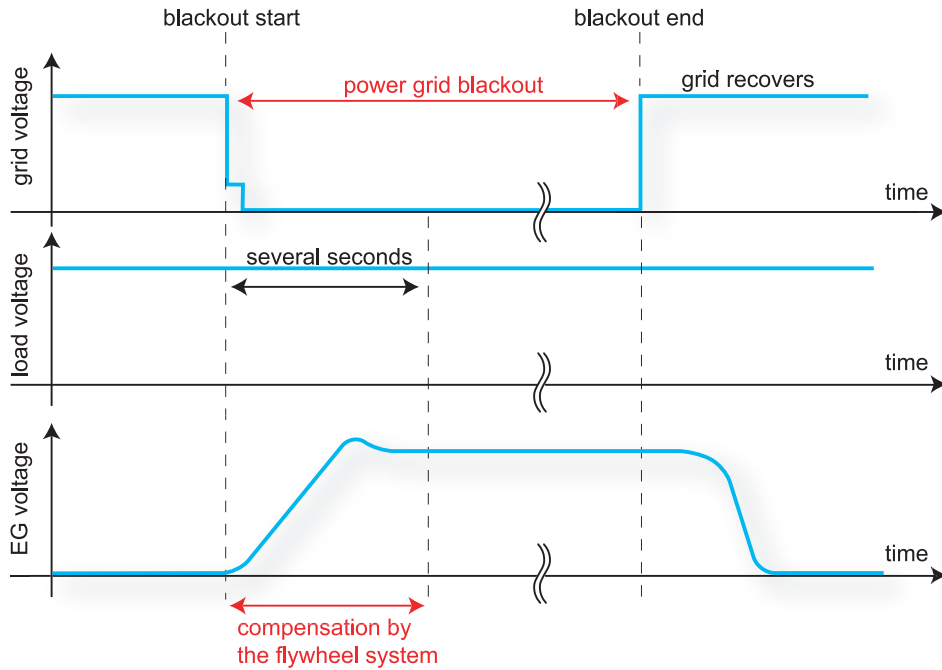


図 5.6: 複合型無停電電源システムの電圧時系列変化（停電開始から電力系統復帰まで）

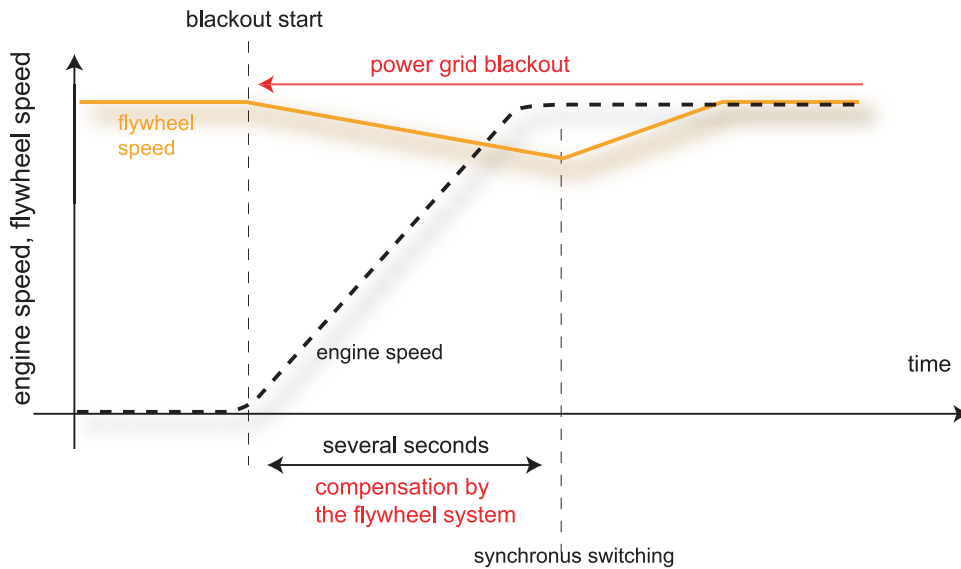


図 5.7: フライホイール交流蓄電機とエンジン発電機の回転速度時系列変化（停電開始からエンジン発電機給電まで）

5.3 複合型無停電電源装置の構成と動作

本節では前節で示した複合型無停電電源装置の概要を装置の回路構成と動作を含めより具体的に示す。

5.3.1 構成と動作

図 5.8 に全体の構成，図 5.9 に各スイッチの動作タイミングチャートを示す。本システムは第 3 章，第 4 章で詳述した瞬低保護装置，停電猶予装置にエンジン発電機を併設した構成である。以下に目標としている UPS 動作の概略について述べる。

(1) 系統電圧の低下

系統の電圧低下を検出すると系統から重要負荷及び本システムを双方向サイリスタスイッチ SW1 で切り離す。この際，重要負荷と一般負荷を判別し，重要負荷のみを優先的に保護するため一般負荷を切り離す場合もある。

(2) 瞬低と停電の判別

瞬低保護装置として 0.3 秒の電圧補償後，系統電圧が通常水準まで回復した場合は通常の瞬低保護シーケンス動作を行う。系統電圧が通常の電圧水準まで回復しない場合，エンジン発電機を起動し無停電電源として長時間の電圧維持に備える。本方式で

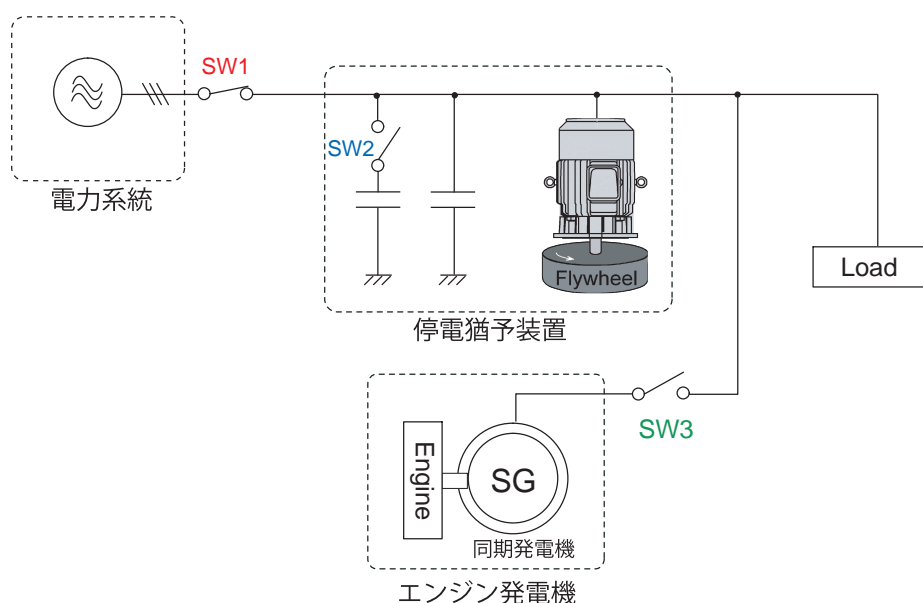


図 5.8: 複合型無停電電源装置の構成

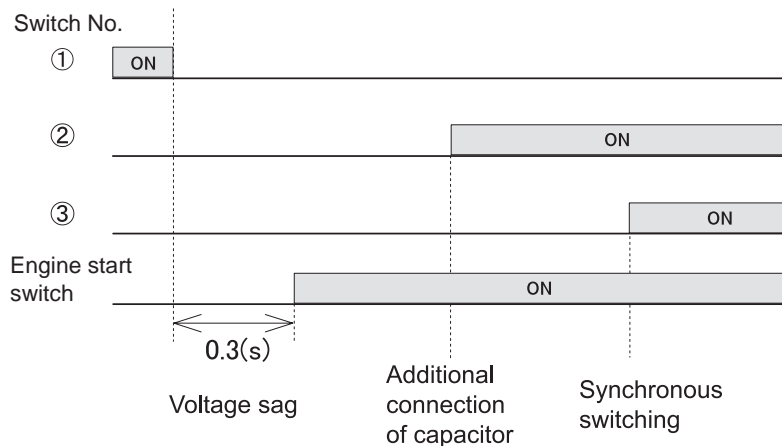


図 5.9: 複合型無停電電源装置の各スイッチ動作タイミングチャート

はエンジン発電機が安定動作（電圧確立）するまでの間，第 4 章で説明した停電猶予装置により短時間保護を行う。このため，フライホイール交流蓄電機より負荷へ短時間給電を行う。

(3) エンジン発電機起動までの短時間電圧補償

停電猶予装置で負荷へ給電中，必要であれば自励用キャパシタを追加投入する。そしてエンジン発電機が安定動作するまで負荷電圧を許容水準内に維持する。

(4) エンジン発電機起動

エンジン発電機が安定動作した後，フライホイール交流蓄電機とエンジン発電機の電圧位相角度差が零になった瞬間に同期投入し，エンジン発電機により重要負荷への電力供給を行う。

同期投入時，フライホイール交流蓄電機の回転角速度は短時間補償の秒数および負荷電力に応じて低下している。一方，エンジン発電機の回転速度は定格回転速度である。この差が大きければエンジン発電機はフライホイールを再度加速させる電力を余計に必要とするため，ラッシュ電流によって端子電圧が低下する恐れがある。

この対策としてエンジン発電機の回転速度をフライホイール交流蓄電機の回転速度に応じて待機するという選択肢もある。例えば図 5.10 に示すようにフライホイールの回転速度が 10%低下してエンジン発電機と同期投入される場合，エンジン発電機の起動完了回転速度も 90%に設定する。一般的にエンジン発電機は 50 Hz，60 Hz 両方に切り替え，ガバナ（調速機）設定を調節できるようになっているため，このようにエンジン発電機の起動完了回転速度を調節することは比較的容易である。なお，この際フライホイール交流蓄電機はエンジン発電機により待機運転させる。

第 5 章 エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置

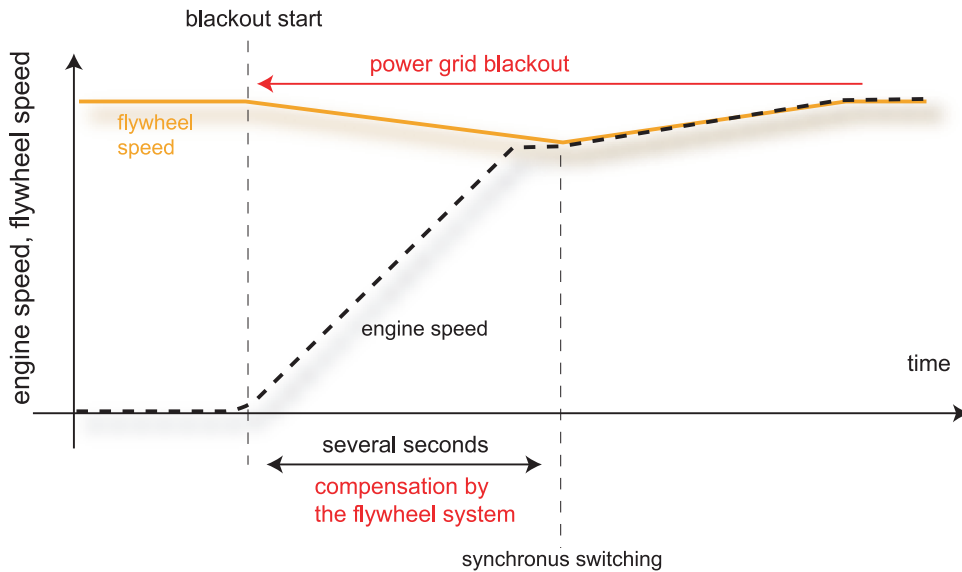


図 5.10: フライホイール交流蓄電機とエンジン発電機の回転速度時系列変化（エンジン発電機起動完了回転速度を-10%に設定）

(5) 一般負荷投入

重要負荷の安定供給を確保した後，必要に応じて一般負荷をエンジン発電機に接続する。

今回の実験では，以上に述べた一連のシステム動作の実現性を議論するため，本システムの課題であるエンジン発電機の起動時間，フライホイール発電機とエンジン発電機の同期投入について以下に実験・検討した。

5.4 エンジン発電機の起動特性

本システムは停電発生と同時にフライホイールによる短時間補償を行い，その後エンジン発電機による長時間補償に移行するシステムを目指している。このため，フライホイールによる補償時間は，エンジン発電機の起動時間と密接に関連する。一般に用いられている自家発電用非常用エンジンシステムでは給電開始までに 10 秒必要とする。実際，西芝製品を基に調査したところ，非常用ディーゼル発電機に関しては停電検出からエンジン発電機起動完了まで 10 秒間を想定している。しかし本システムでは停電検出ならびに各種確認動作を必要最低限まで簡略化し，エンジン始動から電圧確立までの機械動作時間のみを考慮すればよい筈である。

このため，図 5.1 のエンジン発電機を使用し，始動から安定起動するまでに必要な時間

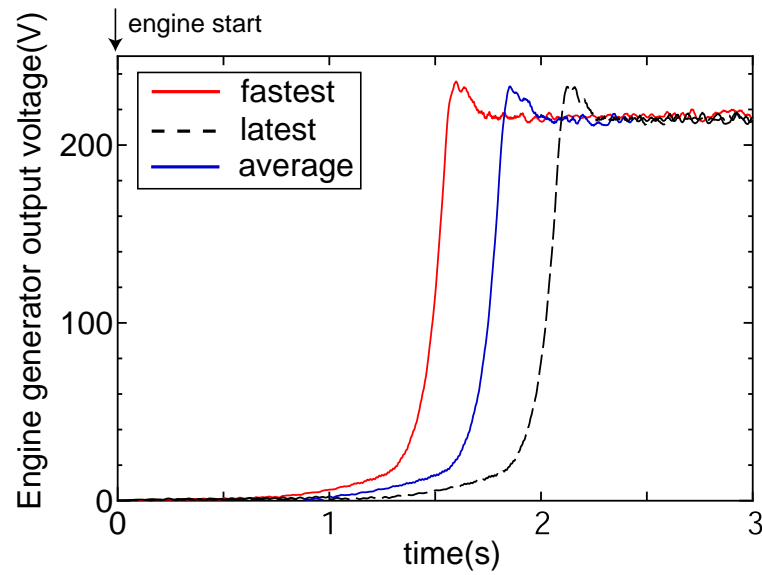


図 5.11: エンジン発電機の起動特性（発電機出力電圧）

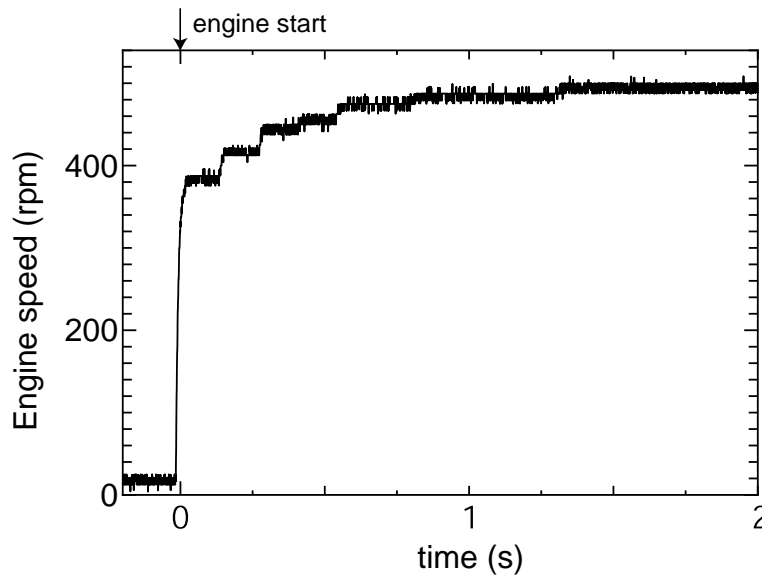


図 5.12: エンジン発電機の起動特性（セルモータのみ、ガソリン吹き込み無し）

を測定した。エンジン発電機始動開始直後は図 5.1 に示すセルモータによりある一定回転まで上昇し、その後スパークプラグの点火によりエンジンが駆動源となる。図 5.11, 図 5.12, 図 5.13 にその起動試験結果について示す。図 5.11 はエンジン発電機端子電圧の起動特性より、遅くとも約 2.5～3 秒程度で電圧が安定していることが確認出来る。また、図 5.12 はキャブレターにガソリンを投入せず、セルモータのみで回転させた状態である。同図よりセルモータで約 500 rpm（16%）まで回転速度を上昇させていることが分かる。

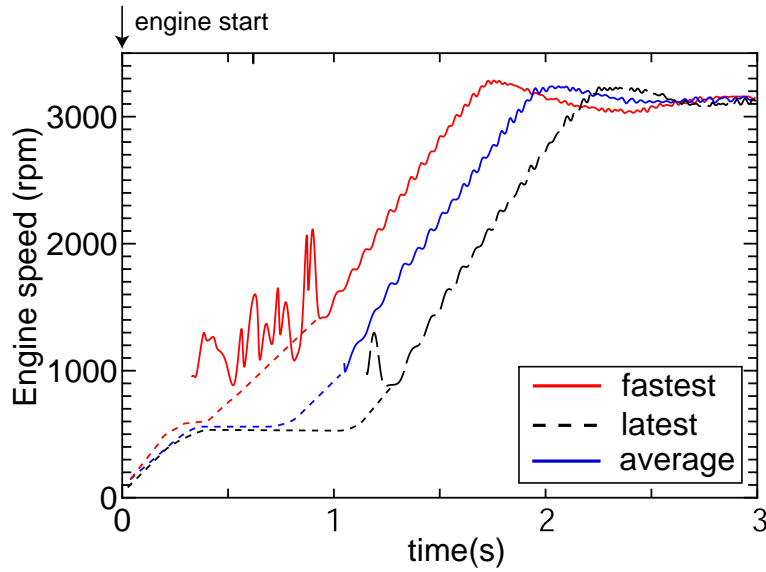


図 5.13: エンジン発電機の起動特性 (発電機回転速度)

さらに図 5.13 はガソリンを投入し起動完了までの回転速度の時系列変化である。回転速度計の測定範囲が 500 ~ 5000 rpm であるため、始動直後の回転速度は計測できない (注意: エンジン発電機 (同期発電機) の端子電圧は AVR によって調整されているため、回転速度との比例関係は無い)。しかし同図より起動開始から 2.5 ~ 3 秒以内にエンジン発電機の電圧・回転速度が確実に確立していることが確認できる。また、この起動時間特性は数十 kVA のエンジン発電機 (ヤンマー株式会社) の測定結果とほぼ同一であり、規模が大きくても約 2 ~ 3 秒以内でエンジン発電機は電力を供給できる状態になると考えられる。

以上より、フライホイールによる補償時間を 3 秒程度でよいことが確認出来た。

5.5 フライホイール交流蓄電機の蓄積エネルギー計算

前節の結果より、3 秒間だけ補償する停電猶予装置の蓄積エネルギーを計算する。ここでも回転速度をどの程度まで低下させるか、つまり $\% \Delta \omega$ が重要となる。仮に $\% \Delta \omega = -10\%$ で P_{load} をエンジン発電機の定格出力である 5 kW とすると、蓄積エネルギーすべきエネルギー計算は第 3 章式 (3.45) と同様に

$$\begin{aligned}
 E &= \frac{P_{load} \times t}{1 - (1 - \% \Delta \omega)^2} \\
 &= 79 \text{ kJ}
 \end{aligned}$$

と計算できる。本複合型無停電電源装置も瞬低保護装置と同様にエンジン発電機側と停電猶予装置（フライホイール交流蓄電機側）の位相角度が一致しているタイミングで図 5.8 の SW3 を ON にする。だが瞬低保護装置と異なり位相一致を考慮しなくても良い。なぜなら周波数が 10% 低下していれば $f = 45 \text{ Hz}$ となり、エンジン発電機の 50 Hz に対して 0.2 秒刻みで同位相角の瞬間が訪れる。3 秒補償に対して 0.2 秒同期投入が前後してもそれほど蓄積エネルギー計算に重大な影響を及ぼさないからである。

5.6 エンジン発電機とフライホイール発電機の同期投入実験

短時間補償から長時間補償に移行にともない、補償機をフライホイールからエンジン発電機に移行するため、同期投入時の負荷およびフライホイールが受ける接続による影響を実験的に検証する必要がある。一般に、位相の異なる系を接続する場合、電位差・位相差によって一方に大きな突入電流が発生することが知られている。本システムでは図に示すように接続時の電圧・位相角は一致しているが周波数が異なるため、接続後のエンジン発電機からフライホイール交流蓄電機への有効横流・無効横流による負荷電圧の乱れを検討する必要がある。

5.6.1 同期投入後もフライホイール交流蓄電機を接続する場合

エンジン発電機接続時の負荷への影響を最低限に抑えるため、フライホイール（負荷）とエンジン発電機の双方の位相を検出し同期投入を行う。また負荷電力 P_{load} はエンジン発電機の定格電力の約 70% の 3.2 kW で行う。同期投入の実験回路構成を図 5.14 に、位相検出回路の外観を図 5.15 に、回路構成を図 5.16 に示す。検出回路は各相の双方向サイリスタ間電圧を整流し、しきい値比較により同期位相を検出する回路である。しきい値を下回る電圧を検出した場合、双方向サイリスタにゲート信号を与え、エンジン発電機をフライホイールおよび負荷に同期接続する。今回の試験は、予め 3 相 200 V 電源によりフライホイールならびに 3.2 kW 負荷へ電力を給電、フライホイールを同期速度で待機させた後、電源を切り離す。同時にエンジン発電機を起動、フライホイール交流蓄電機の自励現象により負荷への補償を行いながら、連続的にエンジン発電機を同期接続する試験である。

図 5.17 に試験開始から測定した一連の電圧実効値を示し、同期投入時のエンジン発電機ならびにフライホイール発電機の UV 線間電圧波形を図 5.18 に示す。電圧実効値より、停電開始と共に自励電圧が補償を開始し、同期投入と同時にエンジン発電機電圧とフライ

第 5 章 エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置

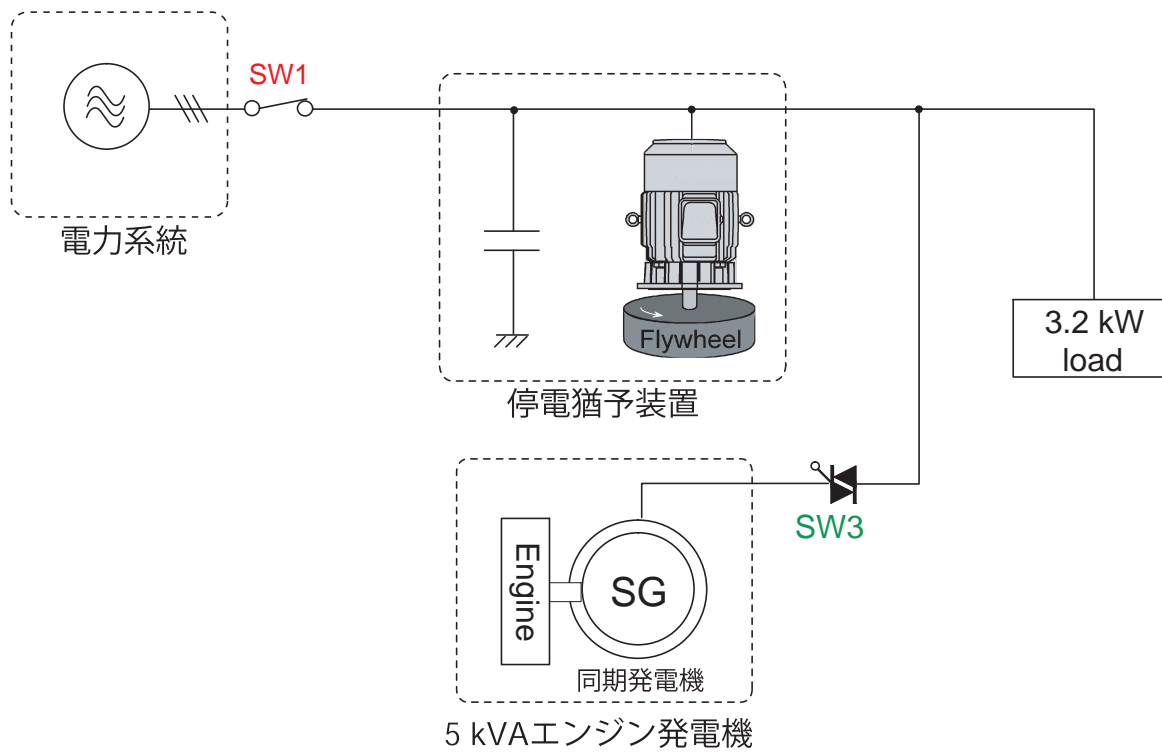


図 5.14: 同期投入試験装置

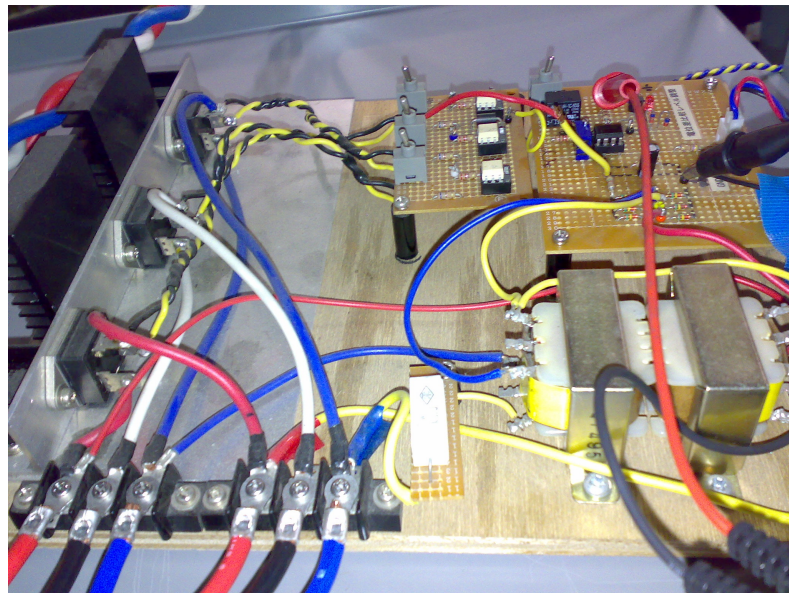


図 5.15: 位相検出回路 (外観図)

5.6 エンジン発電機とフライホイール発電機の同期投入実験

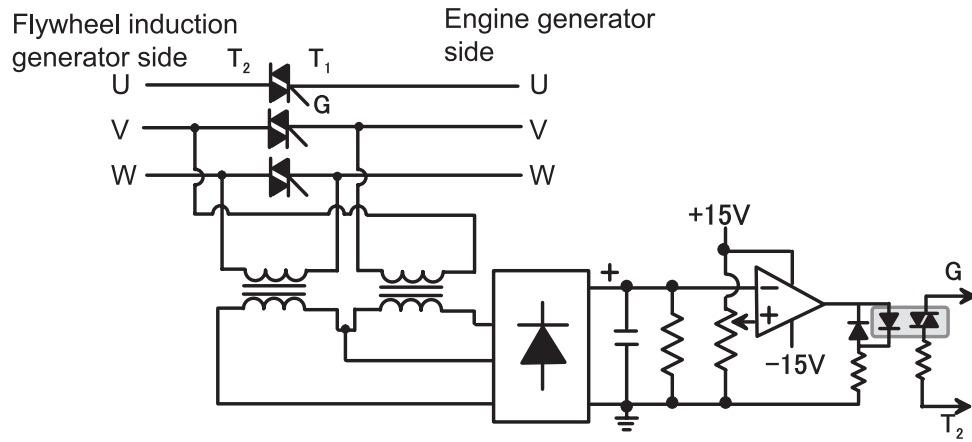


図 5.16: 位相検出回路

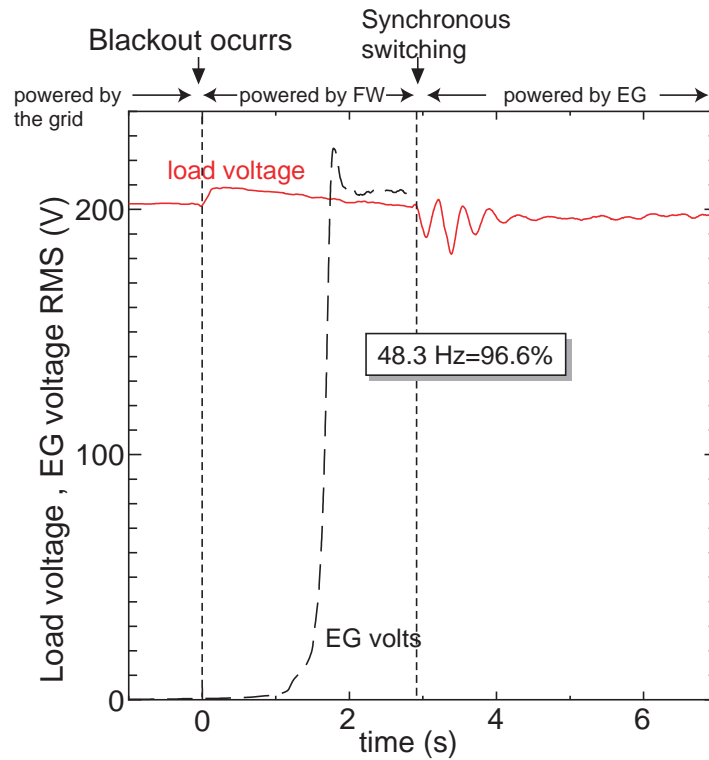


図 5.17: 複合型無停電電源装置の一連の動作実験 (3.2 kW 負荷の場合)

第 5 章 エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置

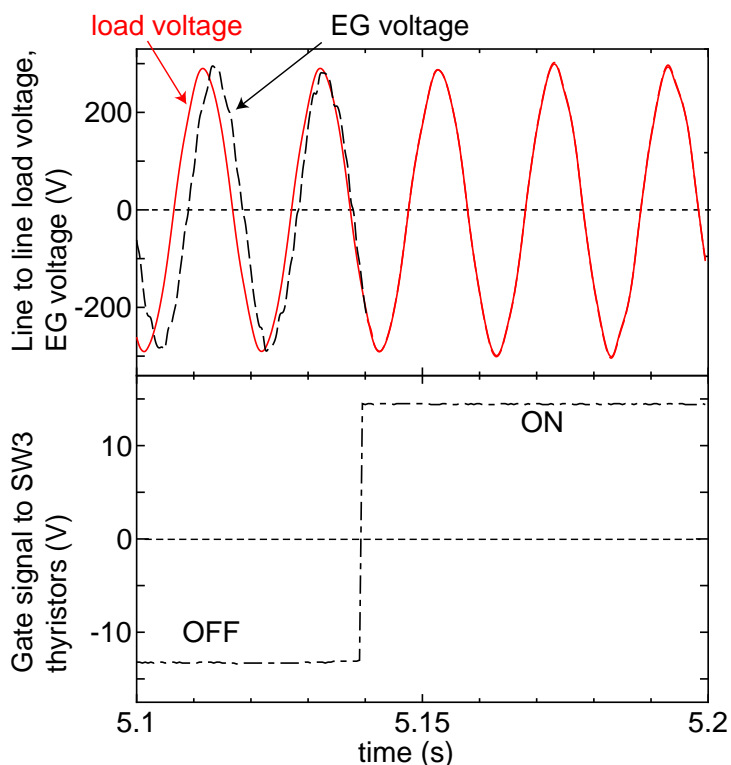


図 5.18: 複合型無停電電源装置の同期投入時の電圧波形

ホイール交流蓄電機の電圧波形が同期していることが確認できる。

同期投入時の電圧波形から、線間電圧位相がほぼ一致する時点でゲート信号が ON していることが確認できる。また、電圧最大降下値は 180 V 程度（-10%）であり接続前後の波形には大きな乱れがなく、連続的に電圧値が推移していることが確認できる。フライホイール蓄積エネルギー容量が多いため同期投入時の誘導発電機周波数は約 96%程度であった。5.5 節で述べた約 80 kJ の蓄積エネルギーの場合、再接続時の有効横流がさらに多くなると考えられ、再接続後の僅かな期間エンジン発電機の負担は重くなり最大電圧降下はさらに悪化すると考えられる。

従って、同期投入後の電圧変動を考えると

- (1) $\% \Delta \omega = -10\%$ 程度にする場合、図 5.10 に示した時系列変化のようにエンジン発電機の起動完了待機回転速度を -10% 程度に設定し、有効横流・無効横流を出来るだけ少なくする必要がある。
- (2) 或いは、今回の実験のように $\% \Delta \omega$ を小さく設定し有効横流を減らす（ $\% \Delta \omega$ が小さいと蓄積エネルギー利用率が悪くなるためより多くのエネルギーを蓄積する必要がある）。

また、そもそも有効横流・無効横流とは再接続後エンジン発電機からフライホイール交流蓄電機へと流れるものでありそれはフライホイール交流蓄電機の加速に使われる。したがって

- (1) 同期投入直後、フライホイール交流蓄電機は当面必要ないため、急速にフライホイールを加速させる必要は無い。
- (2) エンジン発電機の起動完了回転速度は制御せず、同期投入直後フライホイール交流蓄電機を一旦切り離してフリーランさせる。
- (3) その後、第3章 3.5.3 小節で説明したフライホイール交流蓄電機の起動方法（リアクトル起動やサイリスタ位相角制御によるソフト起動）で徐々に回転速度を上昇させれば、この問題は解決できる。

5.6.2 同期投入直後にフライホイール交流蓄電機を切り離す場合

先に述べたように、図 5.19 の構成で同期投入直後にスイッチ SW_{FW} によってフライホイール交流蓄電機を回路から切り離して前小節と同一の一連の複合型無停電電源装置の動作実験を行った。同期投入のためのサイリスタスイッチ $SW3$ への信号の反転信号をリ

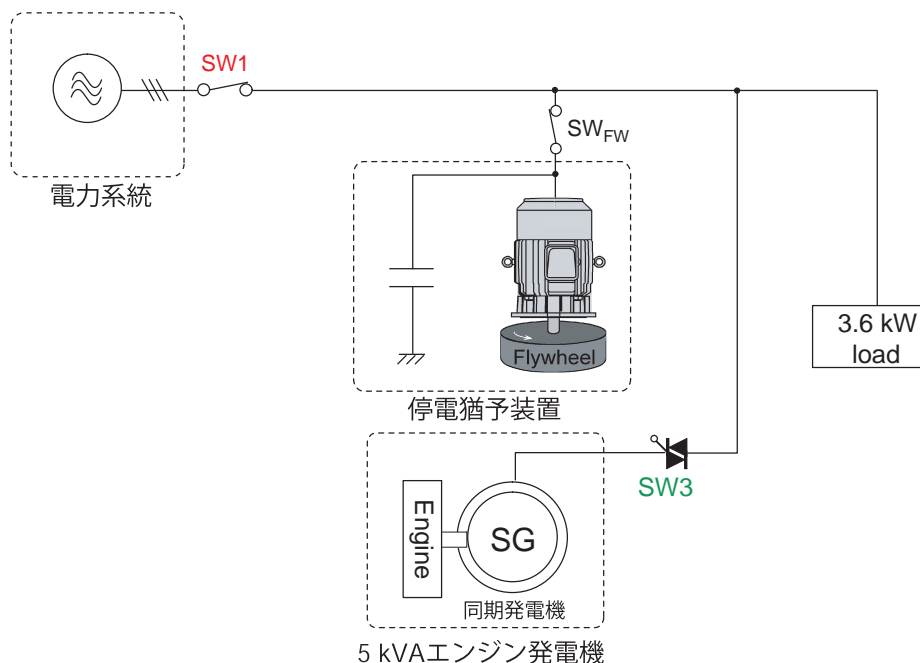


図 5.19: 同期投入実験回路構成（同期投入直後にフライホイール交流蓄電機を切り離す場合）

第 5 章 エンジン発電機併設による FW 式無停電電源装置

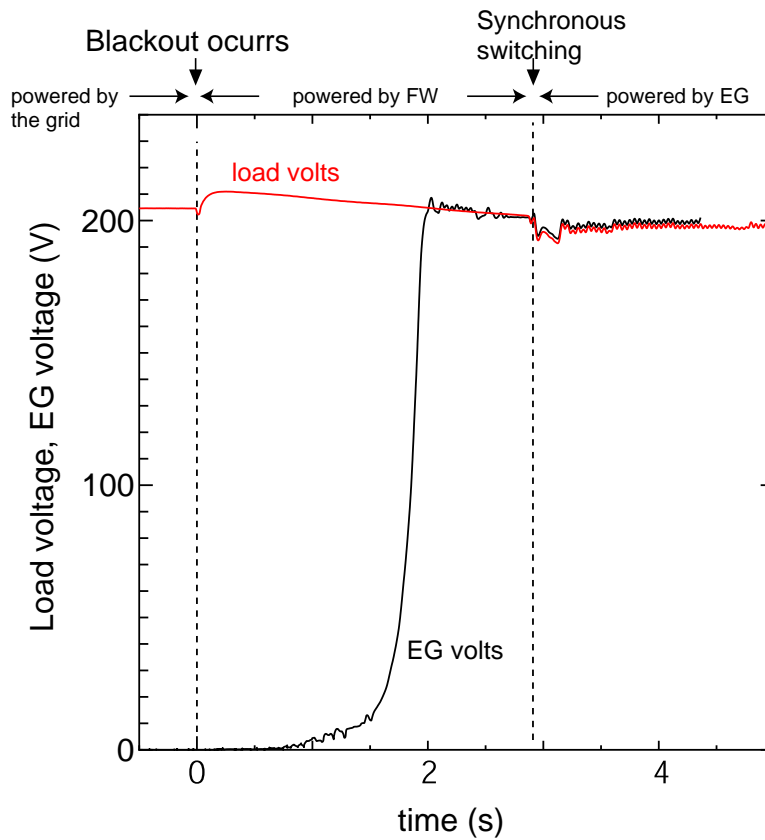


図 5.20: 複合型無停電電源装置の一連の動作実験 (3.6 kW 負荷で同期投入直後にフライホイール交流蓄電機を切り離す)

レーの b 接点を用いて SW_{FW} に与え, 再接続と同時にフライホイール交流蓄電機を切り離した。

図 5.20 にその一連の実験結果を示す。同図より, 同期投入直後, フライホイール交流蓄電機が切り離されているため有効横流・無効横流ともに無く, 負荷電圧はほぼ一定に維持されていることが確認できる。最大電圧低下も 192 V (-4%) に改善されていることが分かる。

エンジン発電機にフライホイール交流蓄電機が接続されていると非常に安定した強固な電源となるため, 実際にはこの後, フライホイール交流蓄電機をエンジン発電機に再度接続し, 徐々に加速させる必要がある。

以上のように, 同期投入直後にフライホイール交流蓄電機を一旦切り離すことにより, エンジン発電機の負担が軽くなり負荷電圧が安定することが確認出来た。つまり, このようになれば $\% \Delta \omega = -10\%$ と大きく設定しても良く, 5.5 節で計算したフライホイール容量があれば図 5.20 と同様の結果が得られると考えられる。

5.7 本章のまとめ

本章ではフライホイール交流蓄電機とエンジン発電機による複合型無停電電源装置について以下の点を明らかにした。

- (1) フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置（自励式誘導発電機）にエンジン発電機を併設する複合型無停電電源装置について提案した。
- (2) 原理検証，エンジン発電機起動特性について実験を行い，約 3 秒あればエンジン発電機は起動完了状態になることが判った。
- (3) 本システムにより無瞬断の無停電電源装置の動作が可能であることを示し，3.2 kW を負荷に用いた試験結果から，大きな歪みもなくフライホイール装置の短時間補償からエンジン発電機の長時間補償といったように電力補償機が連続的に移行することが可能であり，安定的に電力供給することが可能であることを検証した。
- (4) 改善点として再接続後の電圧変動を取り上げ幾つかの改善方法を示し，より良いフライホイール交流蓄電機による複合型無停電電源装置の可能性を示した。
- (5) 一改善手法として再接続直後に一旦フライホイール交流蓄電機を切り離すことで再接続後の電圧変動は無くなり，負荷電圧は安定することを実験的に確認し，提案手法の有効性を示した。

第 6 章

フライホイール交流蓄電機による エンジン発電機の安定化

6.1 エンジン発電機の欠点とその改善方法

エンジン発電機およびマイクロガスタービンなどは燃料投入型の代表的な分散型電源であり、コージェネレーションシステム（熱電併給）として 70～80% 高効率で運用できると言われている。また、マイクロガスタービンは燃料電池などよりも普及している（図 6.1 参照⁽⁷³⁾）。近年では六本木ヒルズなどがその代表例であり、1000 kVA のガスタービンを 6 基設置し、地域に電力と熱を供給するコージェネレーションシステムを採用している。また、高効率だけではなく地球温暖化の大きな原因といわれる CO₂ の排出量を大幅に削減可能であり、京都議定書などを考慮すればコージェネレーションは今後ますます重要となってくる。近年では六本木ヒルズなどの大きなビルなどでは電力会社から電力の供給を受けるのではなく、自家用エンジン発電機によりビル全体の負荷を賄っている。しかし、エンジン発電機やマイクロガスタービンなどの電源は定常的には前述のような利点を持っているが、バックパワーが非常に少なく、過渡的な負荷の投入や過負荷などに対して非常に脆弱である欠点も有している。また、これらの電源を系統連係している場合でも、系統事故などにより発電機が過負荷となり重要負荷を適切に保護できない場合が多い。

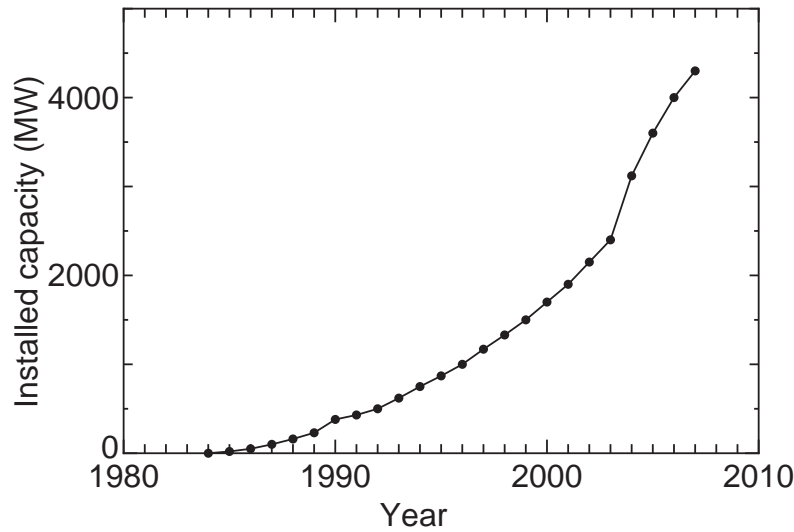


図 6.1: 都市ガスコージェネレーションの稼働実績 (累計設置容量)

6.1.1 エンジン発電機が放出する有効電力・無効電力と周波数低下・電圧低下

定常状態でエンジン発電機(同期発電機)は図 6.2 に示すように AVR 機能によりフィードバックで励磁電流を調節し等価的に内部インピーダンス X_d が零に見えている。同様に定常状態でガバナによりフィードバックで回転速度は一定に保たれ、機械的なインピーダンスが零に見えている。また定格容量以内であればどのような有効電力 P_{EG} ・無効電力 Q_{EG} を放出しても、定常状態になればエンジン発電機(同期発電機)の出力端子電圧 V_{EG} と周波数 f は定格値 ($V_{EG} = 200 \text{ V}$, $f = 50 \text{ Hz}$) に落ち着く。

ところが、過渡的に急激な P_{EG} , Q_{EG} の変化があった場合は、AVR 機能やガバナは追従できず出力端子電圧 V_{EG} と周波数 f は乱れる。

- (1) P_{EG} の変化があった場合、ガバナが追従せず周波数 f は乱れ、さらにこの乱れの飛び火として AVR 機能も能力が低下し電圧 V_{EG} も乱れる。
- (2) Q_{EG} の変化があった場合、内部インピーダンスの支配的成分はリアクタンスであるため AVR 機能が追従せず電圧 V_{EG} が乱れる。

負荷側として周波数は重要でない場合も多く、電圧 V_{EG} の維持こそ重要となる。しかし、周波数の乱れの飛び火として電圧も乱れるためエンジン発電機の周波数 f , 電圧 V_{EG} を安定化することが重要である。何れにせよ、急激な負荷変動時のエンジン発電機端子電圧

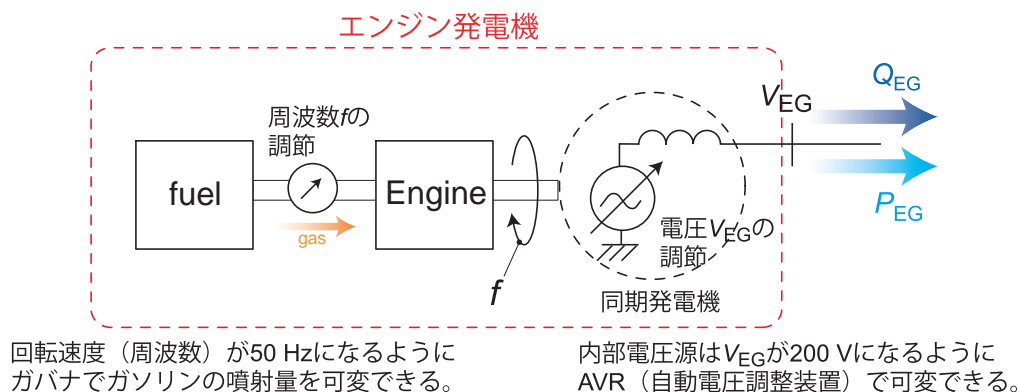


図 6.2: エンジン発電機の出力端子電圧 V_{EG} と周波数 f の調節

V_{EG} の維持が本章最大の目的である。そのためには

- (1) P_{EG} の変動を補償する（ガバナが追従するよう、小さい緩やかな変動にする）。
- (2) Q_{EG} の変動を補償する（AVR が追従するよう、小さい緩やかな変動にする）。
- (3) 負荷変動に比べ相対的に大きい容量のエンジン発電機を用意する。

が必要である。(3)の方法でこの安定化を図れるがそのためには変動負荷容量の約7倍程度が必要であると言われている。そこで(1),(2)の補償装置としてフライホイール交流蓄電機を利用してこの電圧・周波数安定化を提案し、以下にその詳細について述べる。

6.1.2 本章の流れ

本章ではこれらの分散型電源の欠点を補うために、フライホイール交流蓄電機を適用する方式について検討した。この方式は分散電源に並列にフライホイール交流蓄電機を接続するだけの極めて簡単な構成であり、第5章で説明した複合型無停電電源装置の延長上と言える。以下にこのフライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機の安定化に関して基礎的な検討から適応用途などについて述べる。本章では以下の流れでエンジン発電機の安定化について述べる。

- (1) 一般的にエンジン発電機は過渡的な負荷変動に弱く、これを補うべく何かからのエネルギー蓄積要素の必要性を説明した。
- (2) 次に、前小節で述べた『 P_{EG} の変動を補償する』ことによる安定化の実験を行った。第5章の延長として電力系統が停電中、エンジン発電機にフライホイール交流蓄電機が接続されていると負荷電力変動（ P_{EG} の変動）に対して電力系統と同等の安定・強固な電源となることを5 kVA のエンジン発電機で実験を行う。さらにエンジン発電

第 6 章 エンジン発電機の安定化

機単体の状態で同様の負荷変動を与え、両者を比較しフライホイール交流蓄電機の有効性を確認する。

- (3) さらに『 Q_{EG} の変動を補償する』ことによる安定化の実験を行った。具体的にはエンジン発電機にとって急峻な負荷変動 (P_{EG} と Q_{EG} の変動) として水を汲み上げる水中ポンプを直接全電圧起動する実験を行った。(勿論, 全電圧起動でなく第 3 章 3.5.3 小節で説明したようにフライホイール交流蓄電機を起動させるように数十秒かけてソフトスタートすればエンジン発電機単体でもガバナ, AVR はともに十分追従し, エンジン発電機の発電電圧・周波数はともに安定になる。) この実験では 20 kVA のエンジン発電機を使用しフライホイール交流蓄電機あり, なしで比較を行い, 提案方式によるエンジン発電機強化の有効性を確認する。エンジン発電機の最も実用的な使われ方として電動機負荷での実験を行うことにより, その実用性を検証する。
- (4) 最後に, フライホイール交流蓄電機が前述した効果を発揮するにはフライホイール交流蓄電機的设计 (誘導電動機容量・フライホイール蓄積エネルギー容量) をどのように行えばよいか検討する。

6.2 負荷電力変動時の P_{EG} 補償 (電圧・周波数安定化) 実験

本節では, 分散型電源としてエンジン発電機を使用し, これに第 2 章で詳述したフライホイール交流蓄電機を並列に接続する安定化方法に関して基礎的な検討から適応用途などについて詳述する。

6.2.1 安定化システムの構成と動作

前章で述べたフライホイール交流蓄電機による停電猶予装置とエンジン発電機による複合型無停電電源装置で電力系統の停電を回避したとする。そして依然として電力系統が停電中, あるいは電力系統とエンジン発電機が切り離された状態となっているとする。この状態を図 6.3 に示す。本章で提案する安定化システムは非常に簡単な構成で制御を必要としないという特徴がある。この状態はエンジン発電機 (分散型電源) にフライホイール付き三相かご形誘導機が並列に接続されている状態でこのフライホイール交流蓄電機は待機状態である。そしてこのシステムにおいて負荷電力が変動した場合, エンジン発電機回転速度も変化しようとするが, その瞬間フライホイールは依然変わらない回転速度を保つので誘導機は負のすべりとなり誘導発電機として動作し, エンジン発電機出力電力と併せて負荷に電力を供給する。したがって, エンジン発電機は負荷変動全てを受け持つわけでは

6.2 有効電力 P_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験

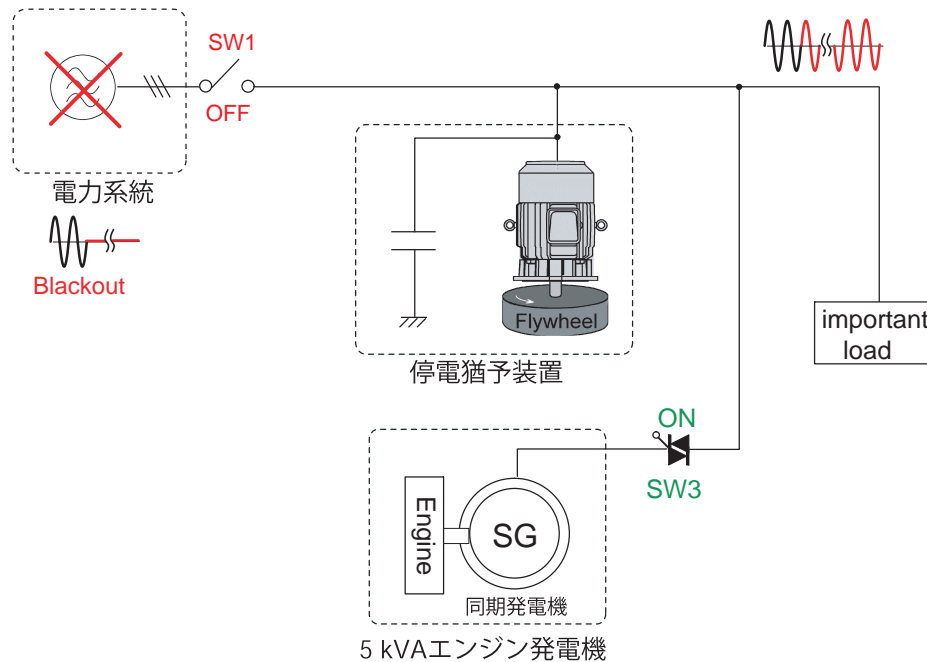


図 6.3: 停電を回避したが依然として電力系統が停電中の場合

ないので、負荷変動の過渡電圧安定性と周波数安定性が向上する。

周波数変動は多くの重要負荷にとってあまり重要でないが、ここでは周波数を維持（エンジン発電機の回転速度を維持）することはエンジン発電機にとって重要である。エンジン発電機は回転速度が低下すると電圧維持能力（AVR 機能）が脆弱となり結果として発電電圧が不安定となる。従ってフライホイール交流蓄電機を用いて周波数を安定化させることは間接的に電圧安定化に結び付く。

6.2.2 負荷電力変動補償（電圧・周波数安定化）実験

前小節までに説明したエンジン発電機安定化システムの効果を実証するため、図 6.4 の実験回路構成で負荷変動を発生させフライホイール交流蓄電機が並列接続されている場合と、そうでない場合とで比較する。本節では間欠的な負荷変動実験を行った。負荷変動は以下に示す条件で行った。

- (1) 負荷は図 6.5 に示す純抵抗負荷の力率 1 とする。
- (2) 変動幅は 4.5 kW(90%),7.0 kW(140%) の 2 種類で行う。
- (3) 変動パターンは方形波とし、変動周波数は 1 Hz, 0.5 Hz, 0.25 Hz, デューティー比は 50%, 25%で行う。

第 6 章 エンジン発電機の安定化

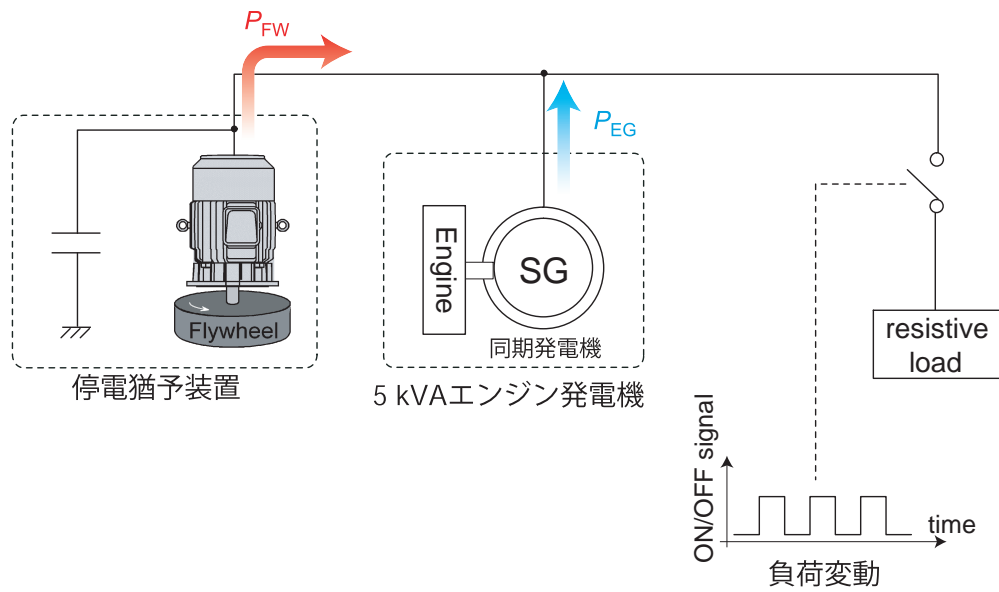
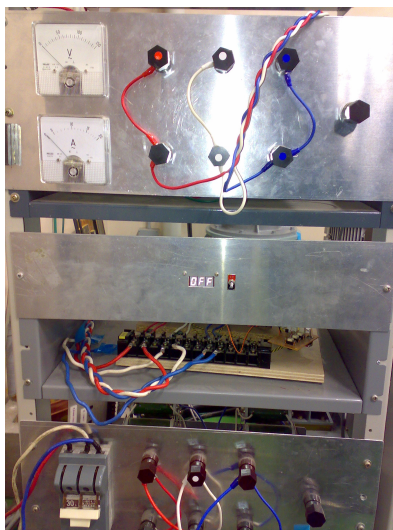
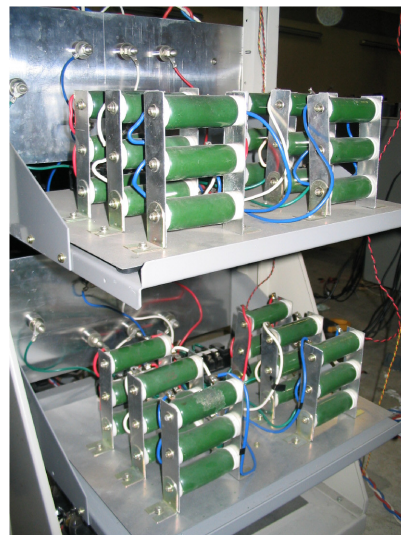


図 6.4: フライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機安定化実験構成



(a) ON/OFF スイッチと表示



(b) ホウロウ抵抗多並列構成

図 6.5: 抵抗負荷器の外観図

図 6.6～図 6.27 に間欠的な負荷変動実験結果（負荷電圧・電力潮流・エンジン発電機回転速度）を示す。 P_{FW} , P_{EG} は図 6.4 の構成においてそれぞれフライホイール交流蓄電機、エンジン発電機から出力される有効電力を示している。同図より、どの変動パターンにおいても負荷変動に対する電圧・周波数の安定性が極めて向上していることが確認できる。これはフライホイール交流蓄電機が接続されていない場合

- (1) エンジン発電機のカバナー（回転速度調節機構）は応答性が遅いため、負荷投入直後エンジン発電機の回転速度（周波数）は一旦低下する。
- (2) カバナーは回転速度が定格よりも低下すると自動で燃料バルブをより多く開き、エンジンの回転速度を上げようとする。回転速度が定格よりも上昇すると燃料バルブをより絞り、エンジンの回転速度を下げようとする。
- (3) このカバナーの応答時定数は秒オーダーであるため、エンジン発電機の回転速度（周波数）はステップ負荷変動に同期して非常に乱れる。

このエンジン発電機の回転速度の低下はエンジン発電機端子電圧の調整機構（AVR）の制御能力にも悪影響を及ぼす。図 6.18 から分かるようにエンジン発電機回転速度が約 30%低下していて、その影響で約 25%程度電圧も低下していることが分かる。

一方、フライホイール交流蓄電機が接続されている場合

- (1) 前述の通り、負荷投入直後エンジン発電機の回転速度は低下しようとする。
- (2) 回転速度（周波数）が低下しようとする時、自動的にすべり s が負になりフライホイール交流蓄電機は電動機状態から発電機状態へと切り替わる。

これにより、負荷投入直後、負荷電力の殆どをフライホイール交流蓄電機から出力している。そして徐々にフライホイール交流蓄電機からのアシストは少なくなる。つまり、エンジン発電機の立場で見ると投入された負荷はステップ的に変化する負荷電力でなく、秒オーダーで非常に緩やかに変化する負荷電力として見える。よってカバナーは十分応答し、発電機端子電圧・周波数は一定に保たれる。

特に、7.0 kW 負荷はエンジン発電機の定格を 40%も超える過負荷であるのに、フライホイール装置が並列に接続されているだけで電圧・周波数安定性に全く問題がない。このように従来では出来なかったような事がフライホイール交流蓄電機を並列に接続するだけで可能となった。

第 6 章 エンジン発電機の安定化

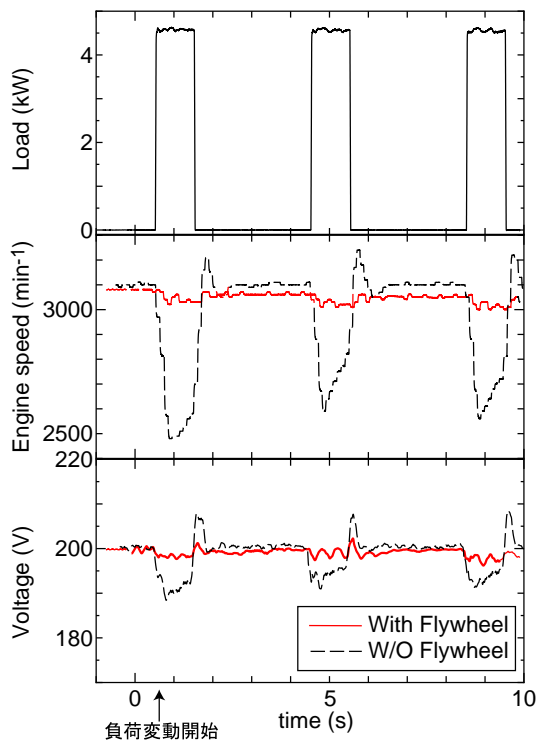


図 6.6: 0.25 Hz, 25%, 4.5 kW 変動

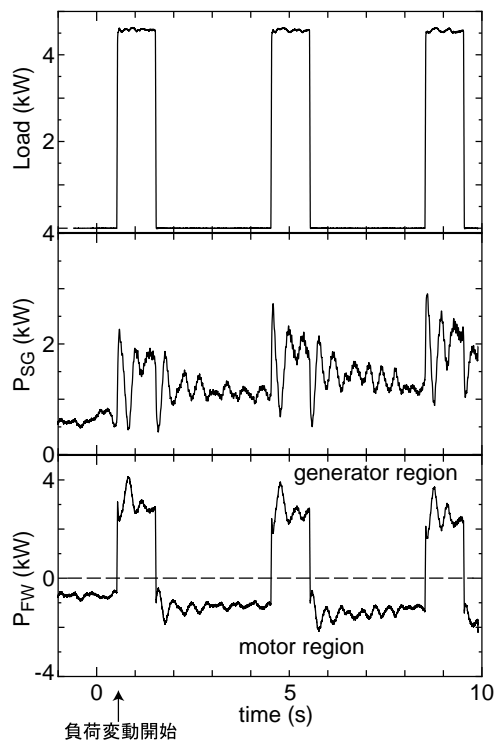


図 6.7: 0.25 Hz, 25%, 4.5 kW 変動

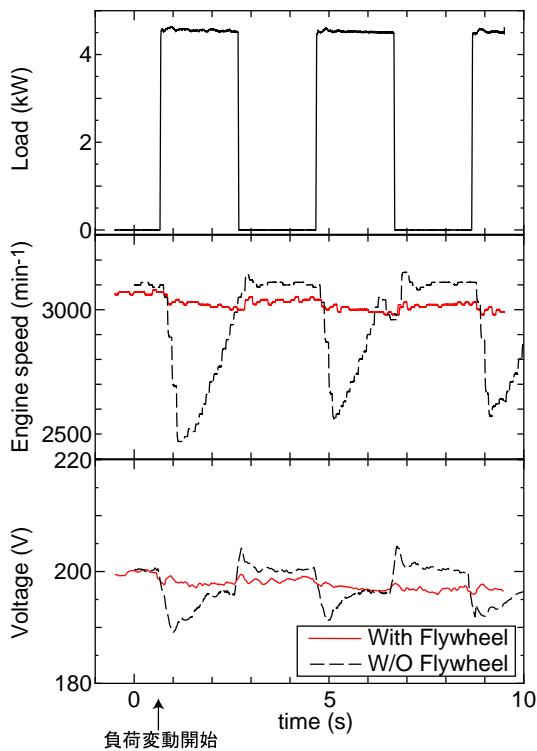


図 6.8: 0.25 Hz, 50%, 4.5 kW 変動

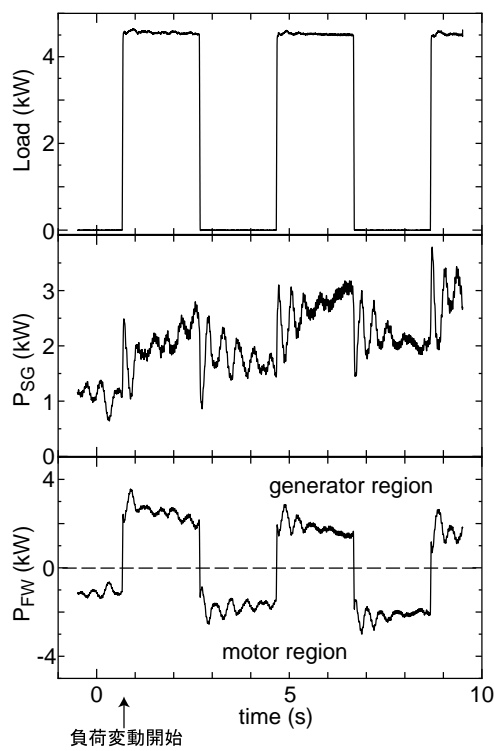


図 6.9: 0.25 Hz, 50%, 4.5 kW 変動

6.2 有効電力 P_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験

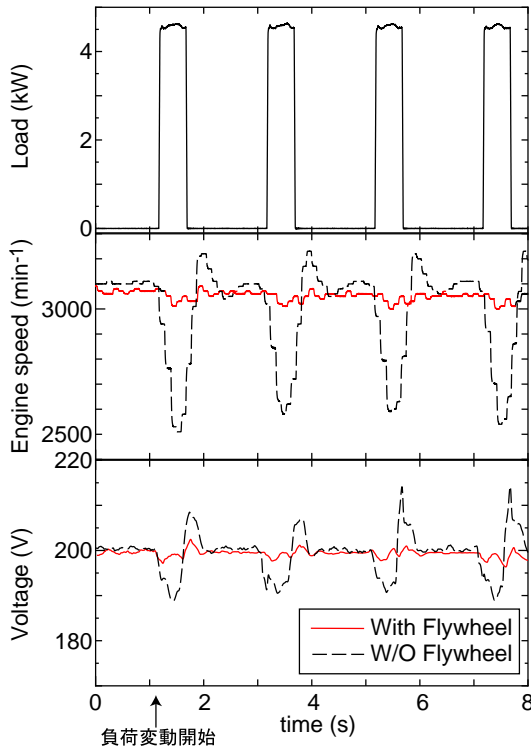


図 6.10: 0.5 Hz, 25%, 4.5 kW 変動

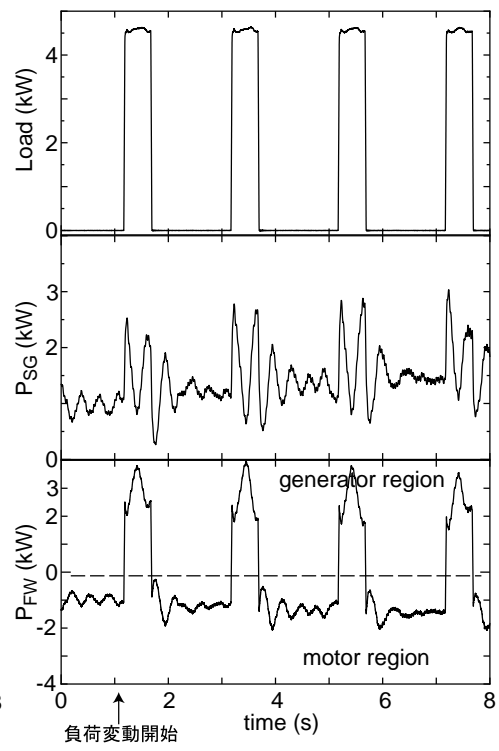


図 6.11: 0.5 Hz, 25%, 4.5 kW 変動

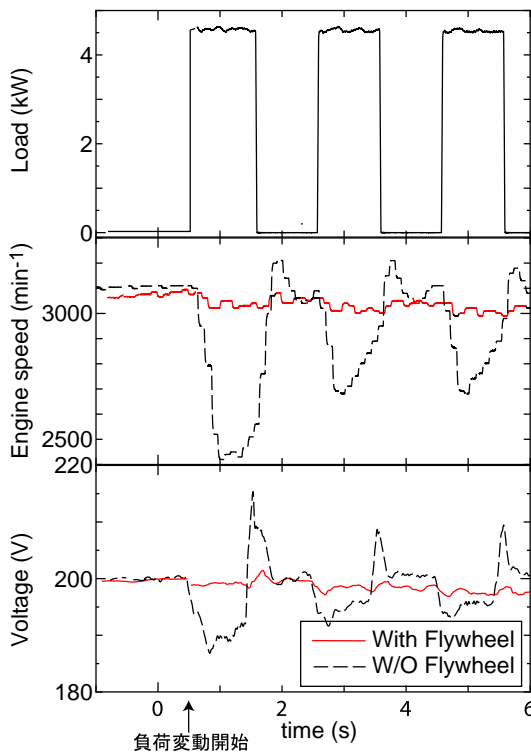


図 6.12: 0.5 Hz, 50%, 4.5 kW 変動

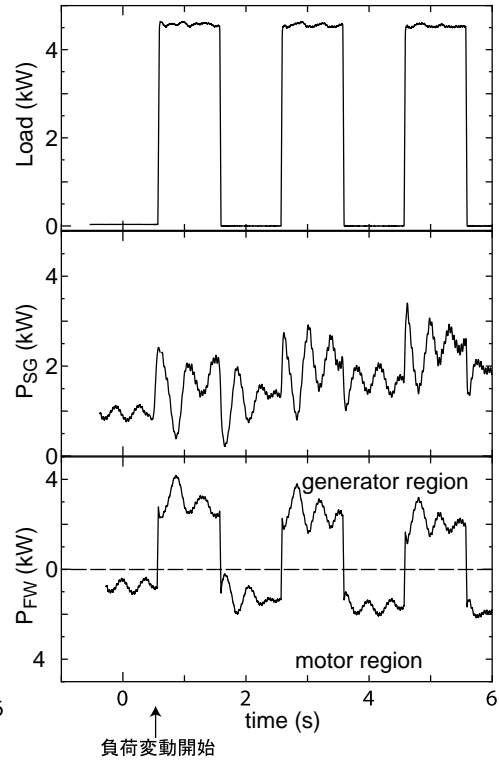


図 6.13: 0.5 Hz, 50%, 4.5 kW 変動

第 6 章 エンジン発電機の安定化

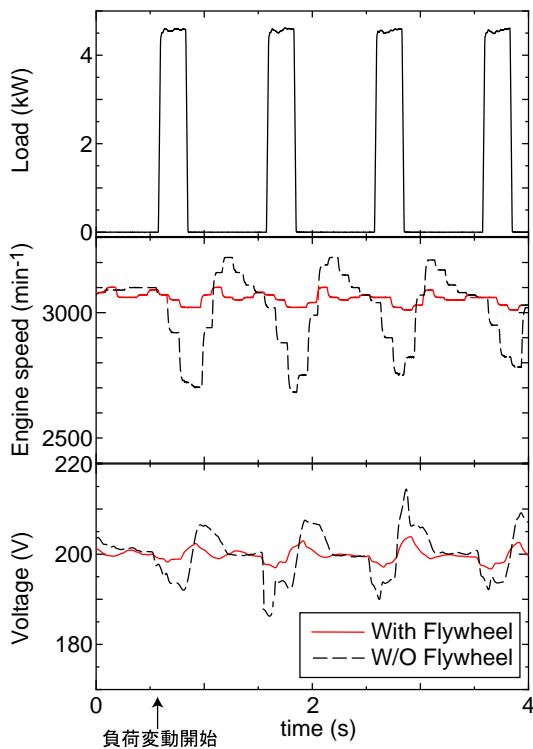


図 6.14: 1 Hz, 25%, 4.5 kW 変動

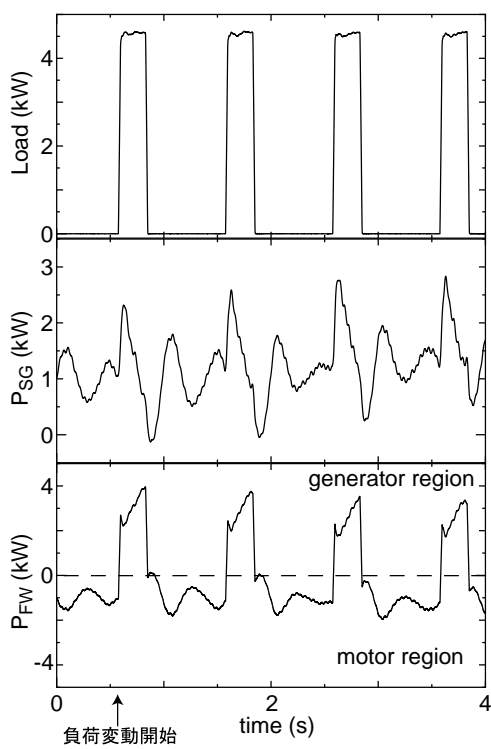


図 6.15: 1 Hz, 25%, 4.5 kW 変動

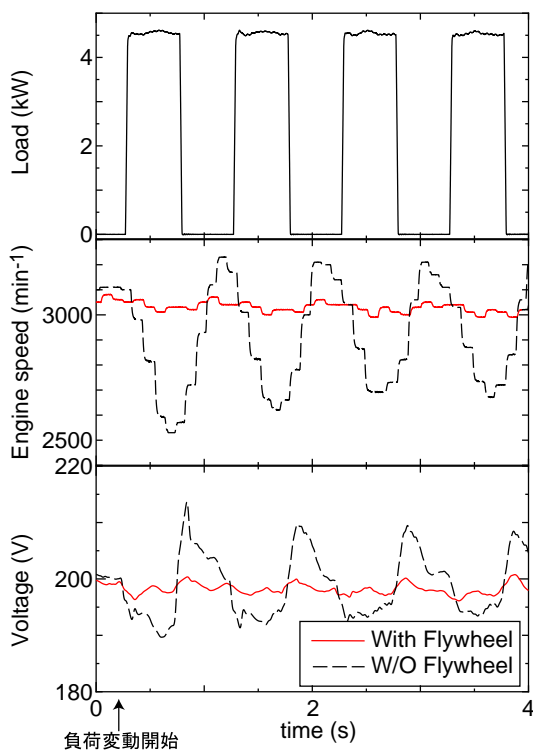


図 6.16: 1 Hz, 50%, 4.5 kW 変動

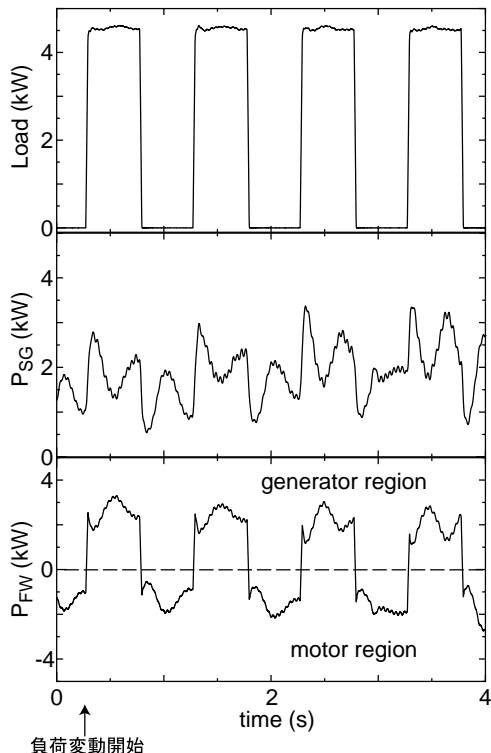


図 6.17: 1 Hz, 50%, 4.5 kW 変動

6.2 有効電力 P_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験

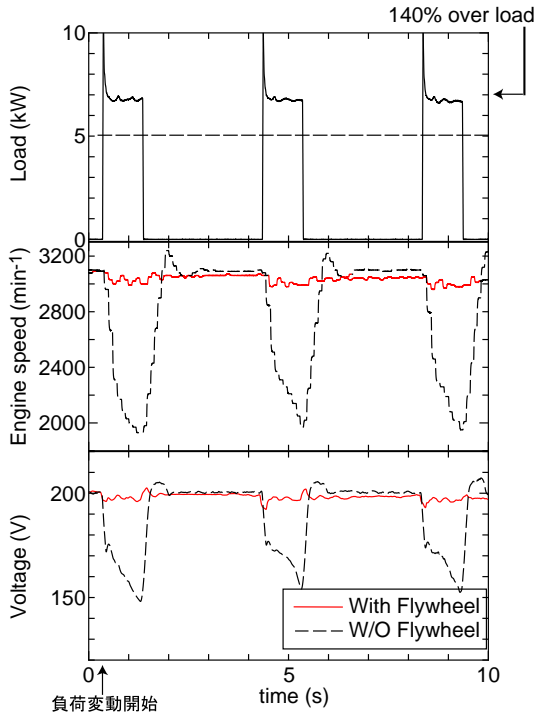


図 6.18: 0.25 Hz, 25%, 7 kW 変動

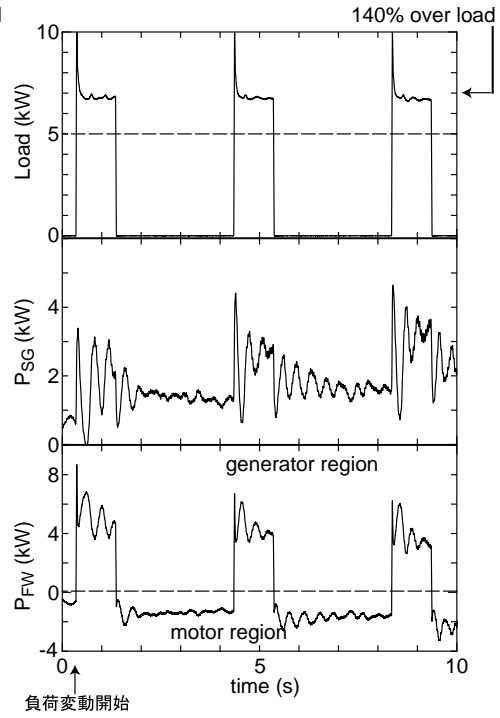


図 6.19: 0.25 Hz, 25%, 7 kW 変動

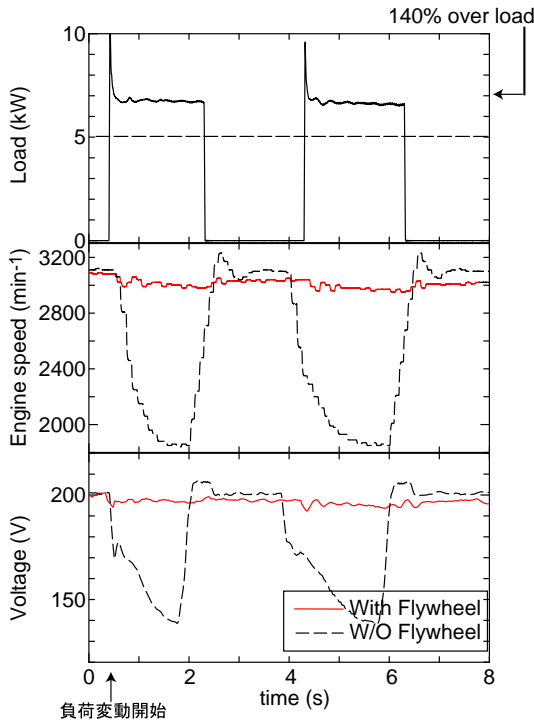


図 6.20: 0.25 Hz, 50%, 7 kW 変動

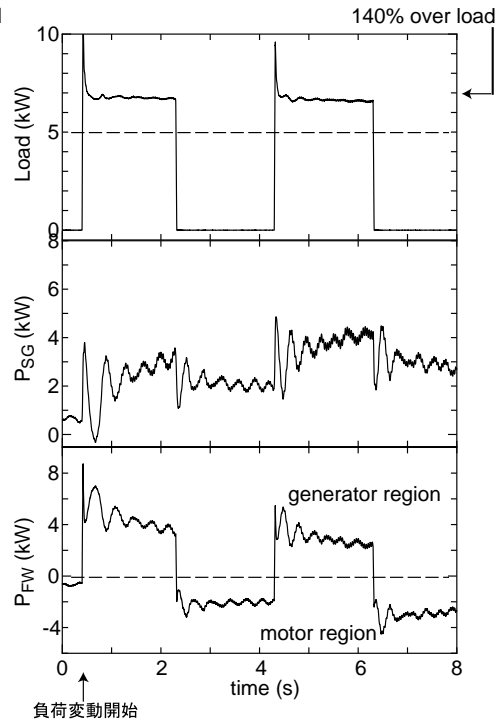


図 6.21: 0.25 Hz, 50%, 7 kW 変動

第 6 章 エンジン発電機の安定化

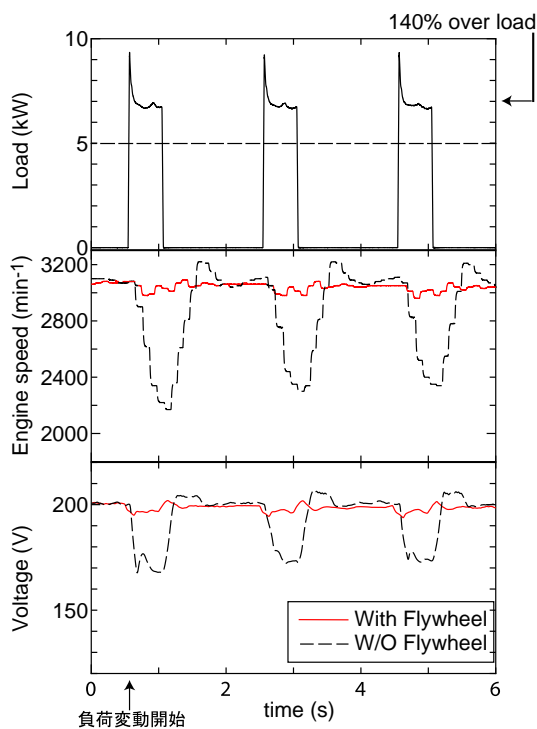


図 6.22: 0.5 Hz, 25%, 7 kW 変動

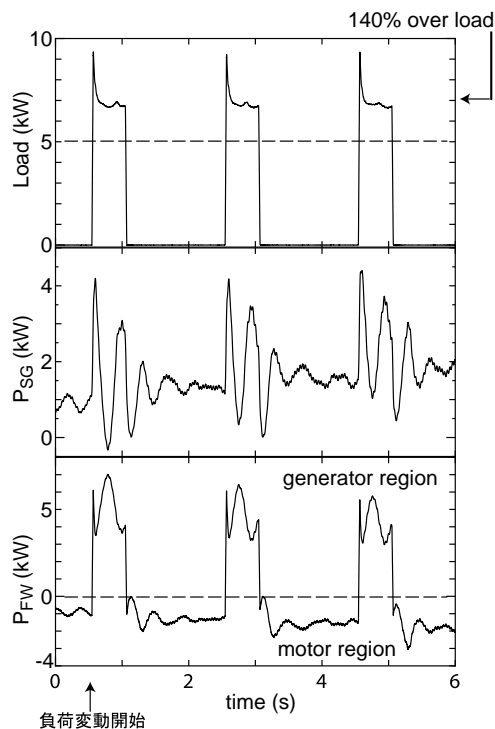


図 6.23: 0.5 Hz, 25%, 7 kW 変動

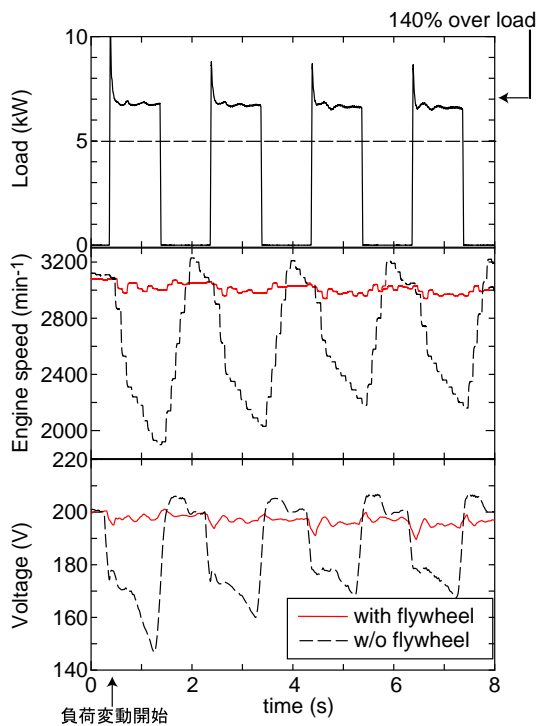


図 6.24: 0.5 Hz, 50%, 7 kW 変動

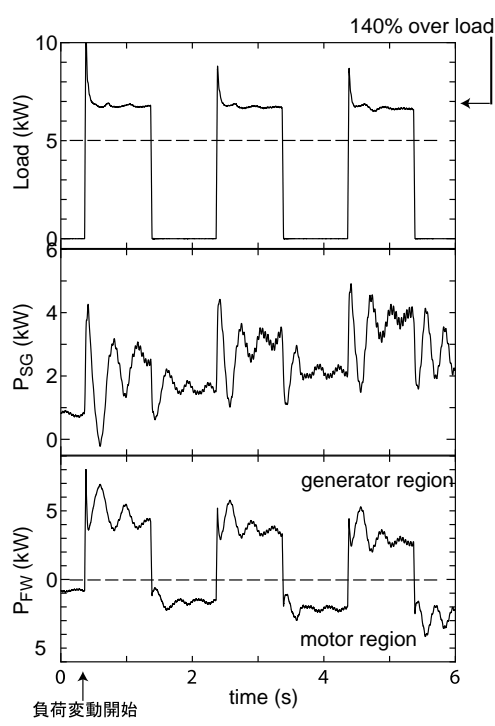


図 6.25: 0.5 Hz, 50%, 7 kW 変動

6.2 有効電力 P_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験

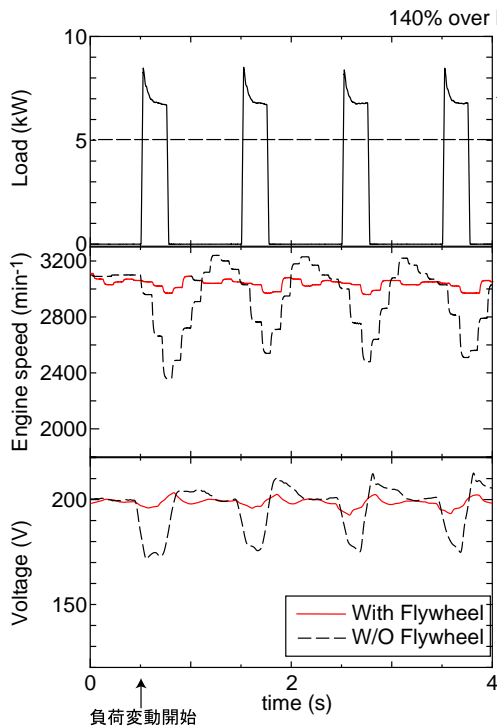


図 6.26: 1 Hz, 25%, 7 kW 変動

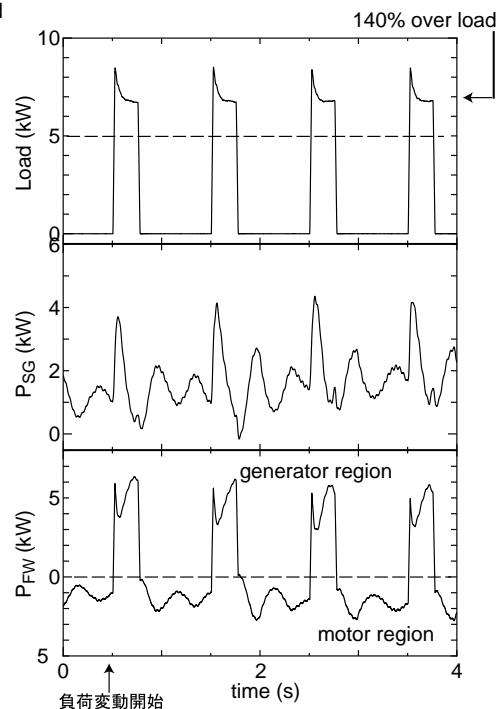


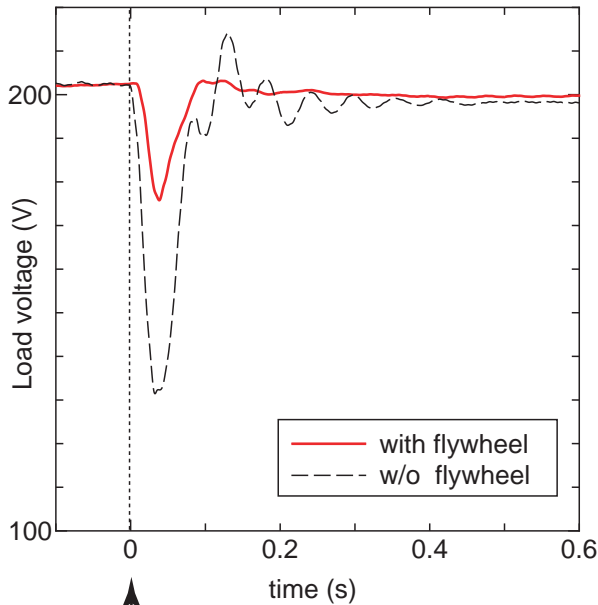
図 6.27: 1 Hz, 25%, 7 kW 変動

6.2.3 モータ始動実験

本小節では負荷変動のひとつとしてモータ負荷投入による実験をし、エンジン発電機にフライホイール交流蓄電機が並列接続されていれば、電圧安定性が向上することについて述べる。

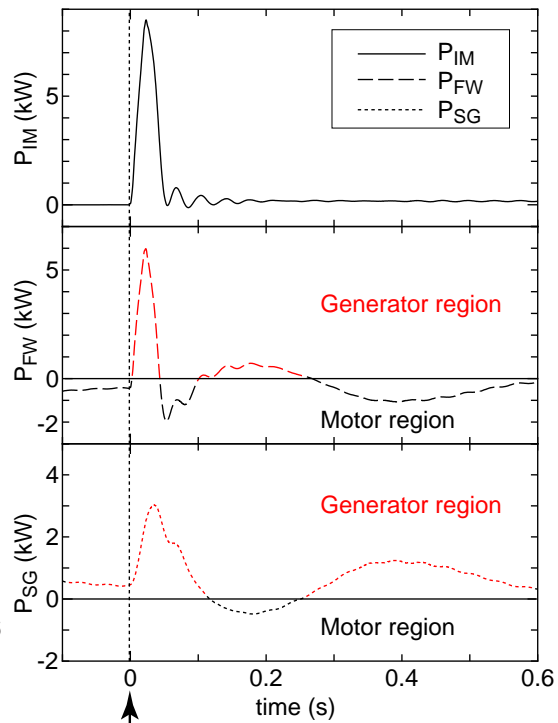
一般的にモータの始動時はモータ側に内部誘起電圧ないため、定格の 5~10 倍程度のラッシュ電流が流れる。したがって、従来エンジン発電機で誘導電動機などのモータを始動する際にはその 3~7 倍程度の容量のエンジン発電機が必要であった。しかし、本フライホイール装置が接続されていればモータ負荷投入時にそれほど影響を受けない。この効果を確認するため、1.5 kW の誘導電動機負荷を全電圧始動投入し、フライホイール装置の効果を検証した。図 6.28 に 1.5 kW 誘導電動機負荷投入時の負荷電圧、図 6.29 にその時の電力潮流を示す。同図より、1.5 kW というエンジン発電機定格容量の約 1/3 のモータ負荷投入に対して、エンジン発電機のみの場合は電圧が 130 V 程度まで低下 (-35%) してしまうがフライホイール交流蓄電機が並列接続されている場合は電圧低下は大幅に軽減されていることが確認できる。これは図 6.29 の電力潮流のグラフからわかるように、

第 6 章 エンジン発電機の安定化



Direct-on-line starting of 1.5-kW induction motor

図 6.28: 1.5-kW モータ負荷投入における応答 (負荷電圧)



Direct-on-line starting of 1.5-kW induction motor

図 6.29: 1.5-kW モータ負荷投入における応答 (電力潮流)

モータ負荷が全電圧投入時にフライホイール交流蓄電機は瞬時に発電機動作になり，負荷電力の殆どを分担していることが確認できる。つまり，瞬時の過渡的な電力はフライホイール装置が負担し，その後エンジン発電機はフライホイール装置が負担した分を定常時にゆっくり返却するといったシステムになっているため，モータ始動などの負荷変動に対しても極めて電圧安定性が良いシステムになっている。

6.2.4 燃料消費量の低減

前小節までに詳述したエンジン発電機安定化システムにおいて，フライホイール交流蓄電機が並列運転していると回転速度は殆ど変化しない。逆にエンジン発電機単体の場合，負荷変動に対して回転速度が大きく乱れる。したがって，同一の負荷変動である場合，エンジン発電機は回転速度の変化がない分だけ効率的な運転が可能となる。ガバナ応答性が悪い場合無駄な燃料が消費されており，これを解消できるためエンジン発電機システム

効率の上昇が期待できる。

6.2.5 ステップ負荷投による最適フライホイール容量の推定

先に示した実験結果よりフライホイール交流蓄電機の並列接続によるエンジン発電機の安定化に関して詳述し、極めてその安定性が向上することを確認した。本小節ではエンジン発電機にフライホイール装置が並列接続されている状態から急にステップ負荷を投入する実験を行った。ステップ負荷は図 6.5 に示す純抵抗負荷で、負荷の大きさは 1.6 kW , 2.4 kW , 3.2 kW , 3.8 kW , 4.3 kW で行った。図 6.30 にその代表的な実験結果を示す (4.3 kW)。ステップ負荷が投入されるとフライホイール装置は瞬時に発電機となっている。つまり図 6.30 の矢印の面積がフライホイールの全放出エネルギーとなる。このフライホイールから放出されるエネルギーは負荷の大きさによって異なる。ステップ負荷の大きさを変えて FWES が放出した全エネルギーの関係を図 6.31 に示す。この特性を 1 次関

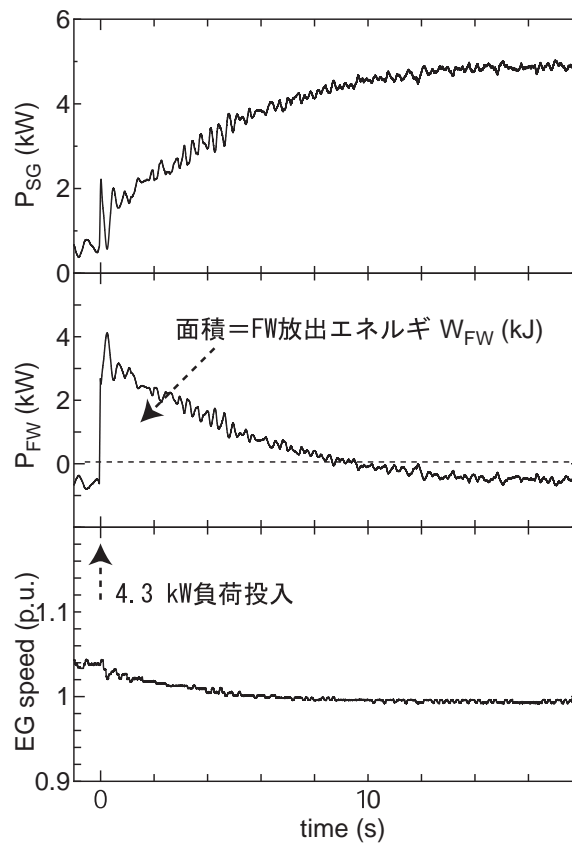


図 6.30: 4.3 kW ステップ負荷投入における応答

第 6 章 エンジン発電機の安定化

数で近似すると

$$W_{FW} \text{ (kJ)} = 3.7 \times P_L \text{ (kW)} - 3.5$$

と表される。また FWES の回転速度と蓄積エネルギーの関係は

$$\Delta E \text{ (kJ)} = \frac{1}{2} J (\omega_{\max}^2 - \omega_{\min}^2)$$

で表される。したがってステップ負荷投入時におけるエンジン発電機回転速度の低下を JEMA で規定している 10% の半分 (5%) に抑えるためには、現状の 17.9 kgm^2 の慣性モーメントのフライホイールを使用した場合

$$\Delta E = 37 \text{ (kJ)}$$

のエネルギーを放出することになる。これより、ステップ負荷投入によってエンジン発電機の回転速度低下を 5% に抑えることができる最大負荷容量 (kW) は

$$P_L = 11 \text{ (kW)}$$

が上限であると推定できる。また、5 kW の負荷であればその時に放出する総エネルギー量は図 6.31 より

$$\Delta E = 14.9 \text{ (kJ)}$$

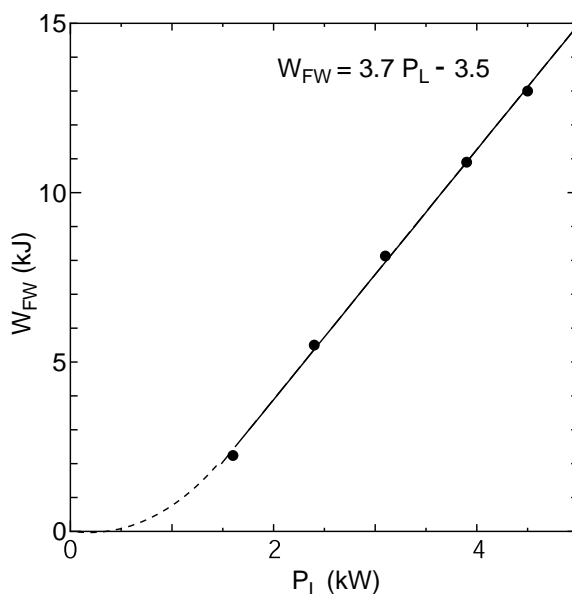


図 6.31: フライホイール容量の推定

であるので、必要なフライホイールの蓄積エネルギー容量は

$$E = 97 \text{ (kJ)}$$

だけ蓄積されていれば回転速度を 5%以内に抑えることが出来る。

6.2.6 エンジン発電機の励磁電流低減

前節までエンジン発電機へフライホイール交流蓄電機並列接続により、エンジン発電機の回転速度の負荷応答性の改善効果について説明した。本節ではエンジン発電機の回転速度の負荷応答性を改善したことによる発電機本体の過渡的な励磁容量の低減が可能であることを説明する。

実験で使用した発電機の励磁方式はブラシレス励磁方式である。ブラシレス励磁方式とは図 6.32 に示すように主発電機直結の回転電機子形の出力を同一軸上の整流器で直流に変換して主発電機の界磁電流とする方式である。この励磁方式はスリップリングが不要であるため幅広く採用されている。一般にエンジン発電機は負荷が投入された場合、回転速度も低下する。もしその場合、一定電圧を保とうとするならば、その回転速度低下分を補うだけ余分に励磁しなければならない。

一方、エンジン発電機にフライホイール装置が並列接続されていれば回転速度はほぼ一

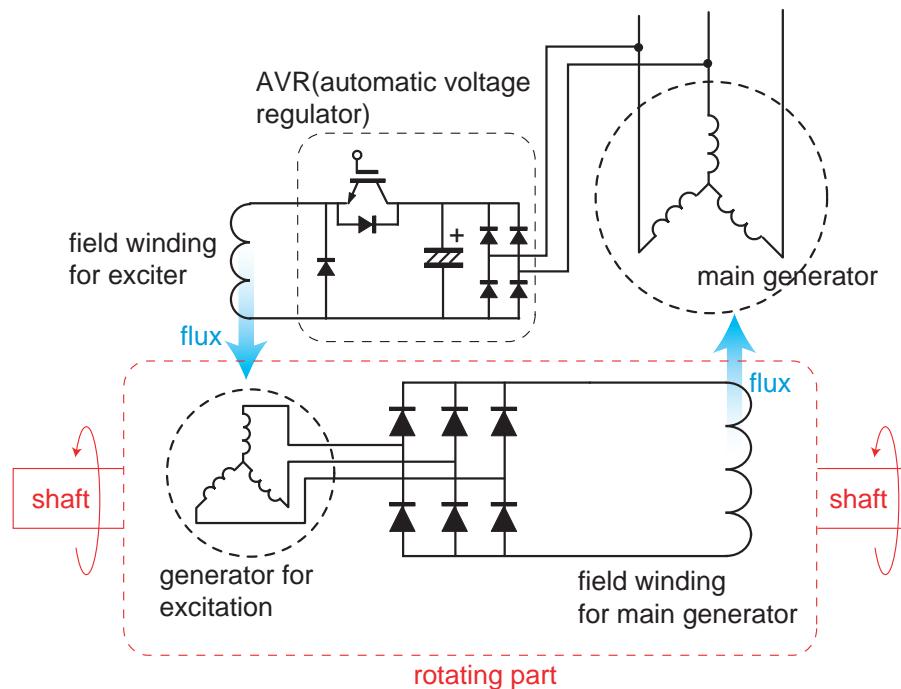


図 6.32: 同期発電機のブラシレス励磁方式

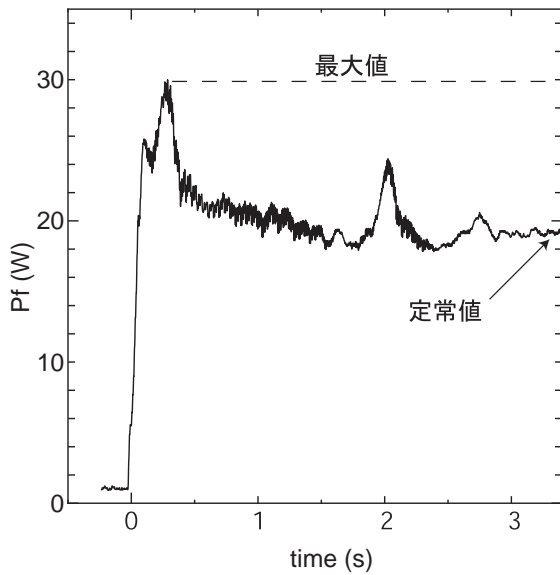


図 6.33: ステップ負荷時の励磁電力

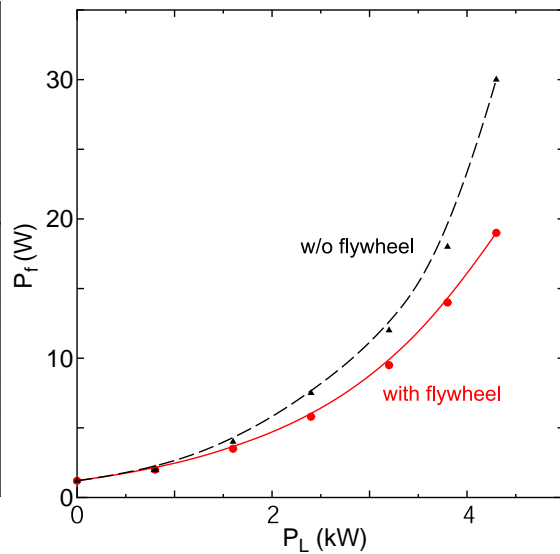


図 6.34: 励磁電力の比較

定に保たれるため、回転速度低下を補う必要はなくなる。図 6.33 はエンジン発電機単体に 4.3 kW のステップ負荷を投入した際の励磁電力である。これより励磁電力は負荷投入時に過渡的に定常時の 1.5 倍程度消費していることが確認できる。図 6.34 は負荷容量と励磁電力の関係を示すものである。同図より負荷投入に対して回転数が低下しないならば、そのエンジン発電機の励磁電流を定格で約 1/3 程度低減可能であることを確認した。

6.3 電動機負荷全電圧起動時の P_{EG} と Q_{EG} 補償 (電圧過渡安定度向上) 実験

前節までに抵抗負荷投入 (有効電力 P_{load} 変動) 実験を行い、5 kVA のエンジン発電機が出力すべき有効電力 P_{EG} をフライホイール交流蓄電機により補償し、電圧・周波数安定性向上を示した。しかし、実際にエンジン発電機の負荷となるものは抵抗負荷 (ヒータ負荷) ばかりでなく、電動機負荷 (例えば海上での石油掘削リグ、消火用のポンプ類など) となる場合も多い。

従って、本節ではこのような負荷を想定し水を汲み上げる水中ポンプの全電圧起動を 20 kVA エンジン発電機の負荷として使用し実験を行う。抵抗負荷との電気的な相違点は

- (1) 負荷側で無効電力 Q_{load} を多く必要とする。(抵抗負荷の場合、負荷側での無効電力 Q_{load} は零で有効電力 P_{load} のみ)

6.3 P_{load} と Q_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験

- (2) エンジン発電機の同期インピーダンスはリアクタンス成分が支配的であるため、過渡的な有効電力 P_{EG} 放出よりも、無効電力 Q_{EG} 放出の方がより端子電圧が落ち込む。
(定常的には電圧調整機能 (AVR) で定格値に戻る)

抵抗負荷よりも厳しい負荷である水中ポンプの全電圧起動実験で、前節の実験同様フライホイール交流蓄電機あり、なしでその比較を行った。

6.3.1 20 kVA エンジン発電機

実験で使用した 20 kVA (50 Hz) のエンジン発電機の仕様を表 6.1 に示す。またその外形図を図 6.35、外観を図 6.36 に示す。この 20 kVA のエンジン発電機も 5 kVA 同様にラシレス励磁方式であり、電氣的定数を表に示す。

6.3.2 水中ポンプ

実験で使用した電動機負荷である水中ポンプの外観を図 6.37(a) と運転時の水を弾き出す瞬間の様子を図 6.37(b) に示す。水中ポンプはその内部の誘導電動機の容量によって 2.2 kW, 3.7 kW, 5.5 kW, 7.7 kW の 5 種類を組み合わせる電動機負荷として使用した。

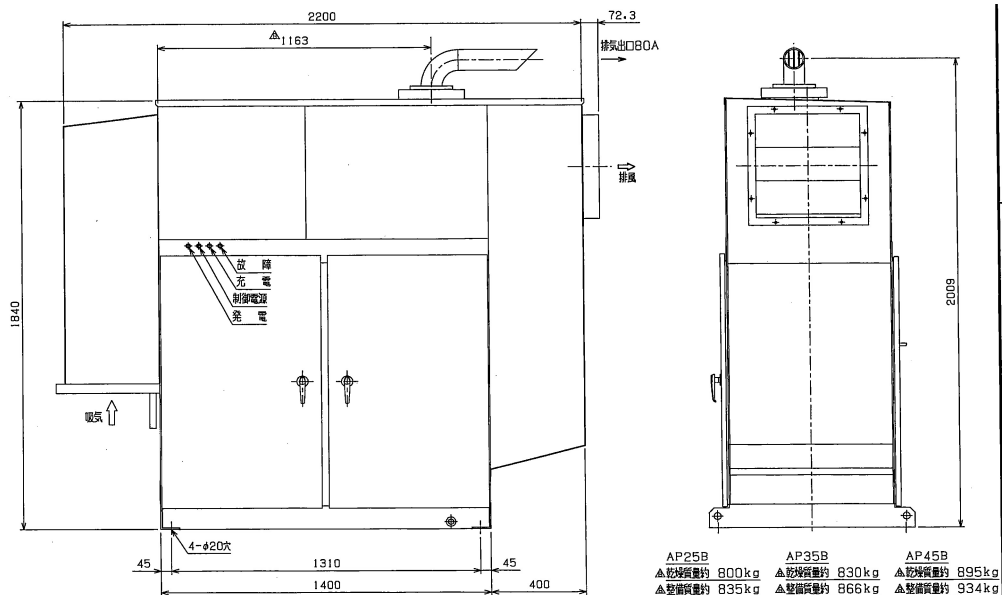


図 6.35: 実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の外形図

第 6 章 エンジン発電機の安定化



(a) 全体の外観

(b) 内部のエンジンと同期発電機

図 6.36: 実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の外観

表 6.1: 実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の使用

定格容量	S_{kVA}	20 kVA
定格電圧	V_n	200 V
定格電流	I_n	57.7 A
電圧調整方式	AVR 方式 (自己励磁)	
励磁方式	ブラシレス励磁方式 (図 6.32 参照)	
回転速度調整方式	遠心重錘式	
寸法	H:2000 mm, W:2200 mm, D:870 mm	

6.3.3 電動機負荷全電圧起動実験構成

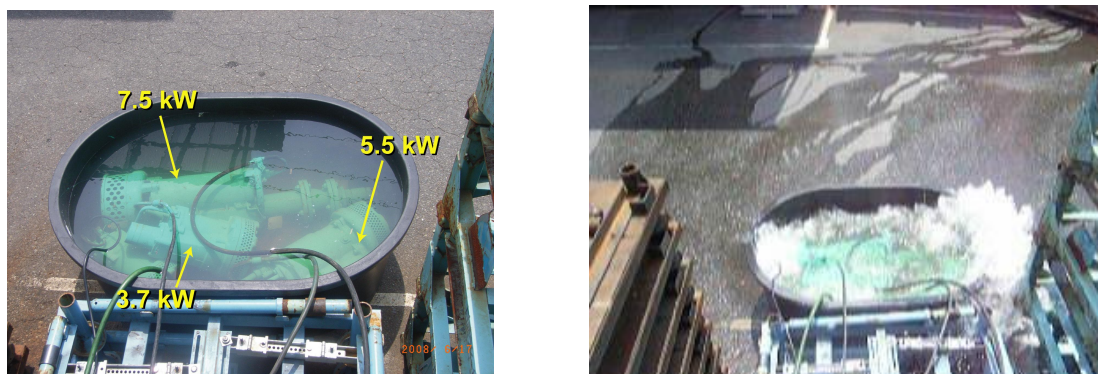
前小節で述べた 20 kVA のエンジン発電機に図 6.38 の実験回路構成で実験を行った。

(1) エンジン発電機単体で電動機負荷 (水中ポンプ) を全電圧起動する場合

表 6.2: 実験で使用した 20 kVA エンジン発電機 (同期発電機) の回路定数

巻線抵抗	r_a	0.068 Ω (0.034 p.u.)
直軸同期リアクタンス	X_d	6.2 Ω (3.1 p.u.)
直軸過渡リアクタンス	X'_d	0.50 Ω (0.25 p.u.)

6.3 P_{load} と Q_{load} 変動時のエンジン発電機安定化実験



(a) 各種水中ポンプ (2.2 kW ~ 7.5 kW)

(b) 全電圧起動時の様子

図 6.37: 実験で使用した 20 kVA エンジン発電機の外観

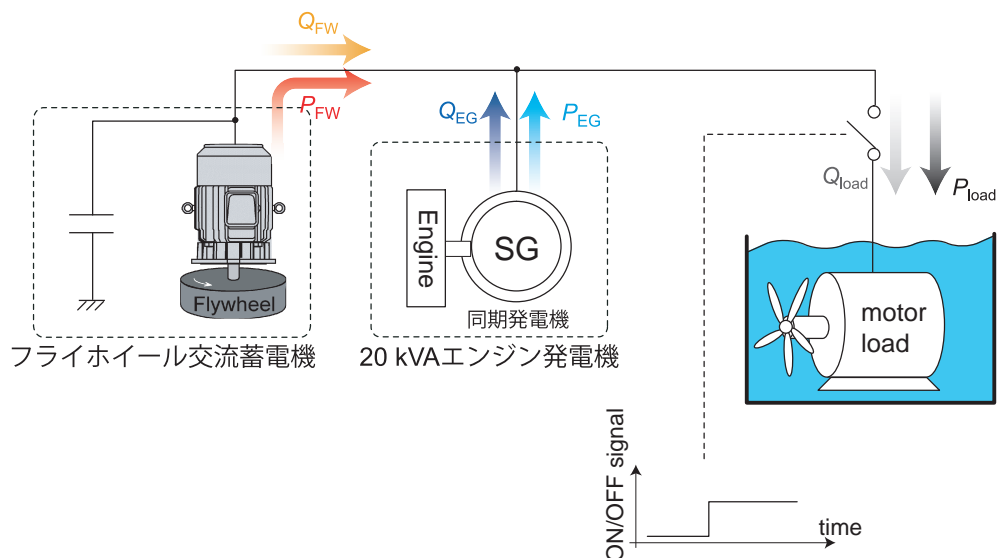


図 6.38: 20 kVA エンジン発電機の過渡電圧安定度向上実験

- (2) エンジン発電機でフライホイール交流蓄電機を起動させその後待機運転状態とし、同様に電動機負荷（水中ポンプ）を全電圧起動する実験を行った。

6.3.4 20 kVA エンジン発電機単体での全電圧起動実験

20 kVA エンジン発電機単体で電動機負荷（水中ポンプ）の容量を変化させ全電圧起動実験を行った。図 6.39 に 3.7 kW 水中ポンプ全電圧起動時のエンジン発電機端子電圧 V_{EG} の時系列変化を示す。また全電圧起動時に負荷で消費される（= エンジン発電機が

第 6 章 エンジン発電機の安定化

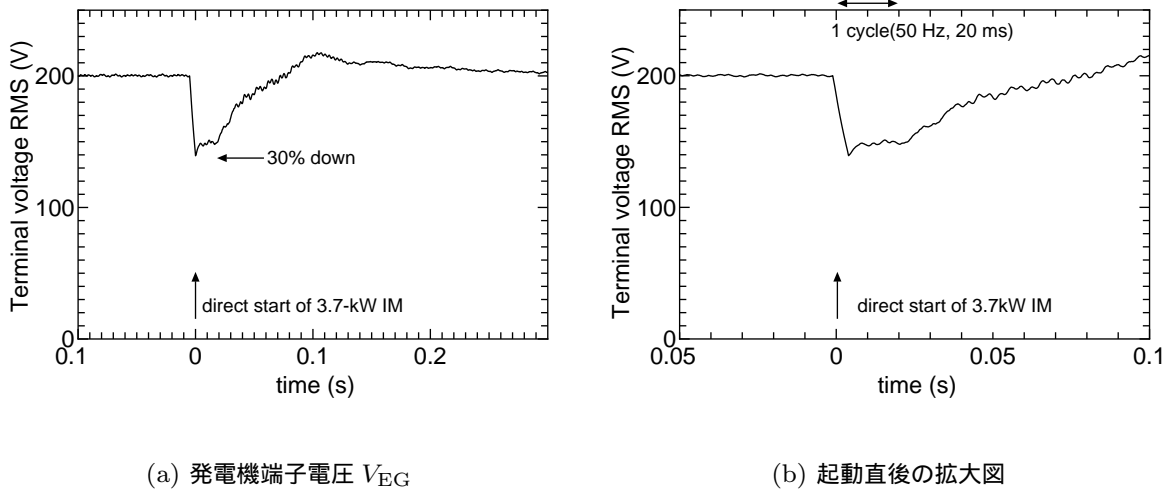


図 6.39: エンジン発電機単体での 3.7 kW 水中ポンプ全電圧起動実験結果

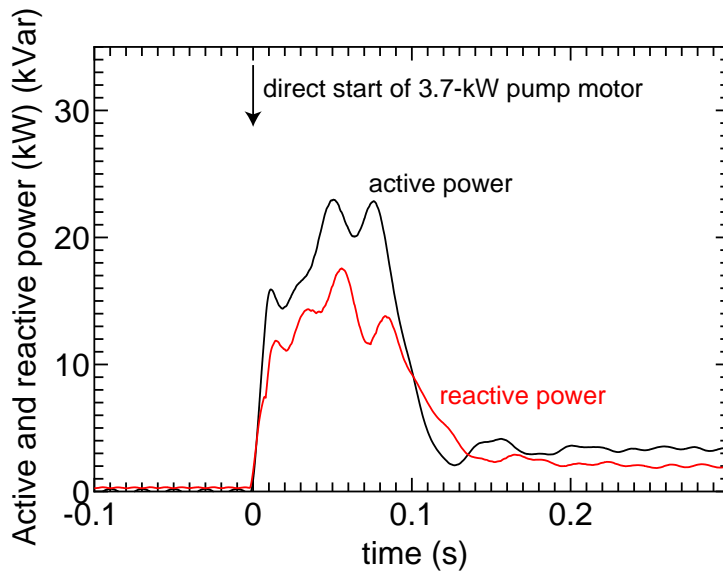


図 6.40: 3.7 kW 水中ポンプ起動時の有効電力 P_{load} ・無効電力 Q_{load}

出力する)有効電力 P_{load} ・無効電力 Q_{load} の時系列変化を図 6.3.4 に示す。同図より全電圧起動直後，エンジン発電機の端子電圧 V_{EG} は 1/4 サイクル以内で最低値まで達している。これは図 6.2 に示したようにエンジン発電機（同期発電機）の AVR のフィードバックが追従していないことが原因である。さらに起動直後の有効電力と無効電力の時系列変化を見ると定常的な値の約 7 倍程度必要であることが分かる。これより，全電圧起動時にエンジン発電機の端子電圧 V_{EG} を安定させるには

- (1) 有効電力・無効電力補償装置を併設しエンジン発電機が出力すべき P_{EG} と Q_{EG} を少なくする，あるいはその時間的変化を緩やかにする。
- (2) エンジン発電機の容量を大きくして P_{load} と Q_{load} の変動が相対的に小さくなるようにする。

といった方法が考えられる。(2) は図 6.3.4 から分かるように数倍程度の大きなエンジン発電機を用意する必要がある，大きなエンジン発電機を用意することが現状の一般的な対策となっている。これに対し (1) の方法で補償装置としてフライホイール交流蓄電機を併設し以下に実験を行った。

6.3.5 フライホイール交流蓄電機併設での全電圧起動実験

本実験では表 2.9，表 2.10，図 2.17 に示した 11 kW 誘導電動機 + 220 kJ，320 kJ のフライホイール交流蓄電機及び表 3.14，図 3.84 に示した 55 kW 誘導電動機 + 220 kJ のフライホイール交流蓄電機を使用した。

11 kW，220 kJ のフライホイール交流蓄電機の場合

11 kW，220 kJ のフライホイール交流蓄電機を図 6.38 の構成でエンジン発電機に接続し，起動完了後待機状態で水中ポンプ負荷を全電圧起動した。前小節同様に 3.7 kW の水中ポンプ全電圧起動の場合のエンジン発電機端子電圧の時系列変化を図 6.41 に示す。同図から，フライホイール交流蓄電機があると電圧降下（ディップ）は -30% から -20% へと軽減されていることが分かる。さらにその電圧降下の傾きも緩やかになっていることが確認できる。これは図 6.38 に示すようにフライホイール交流蓄電機による P_{FW} と Q_{FW} のサポートがあったからである。このサポートの量の時系列変化を図 6.42，図 6.43 に示す。同図より全電圧起動直後にすべり s が負になるためフライホイール交流蓄電機が電動機から発電機に瞬時に切り替わり P_{FW} が負から正になり，ピークで約 7 kW エン

表 6.3: 安定化補償装置として使用したフライホイール交流蓄電機

誘導電動機容量	蓄積エネルギー容量	慣性時定数
P_n	E	H
11 kW	320 kJ	29 s
11 kW	220 kJ	22 s
55 kW	220 kJ	4 s

第 6 章 エンジン発電機の安定化

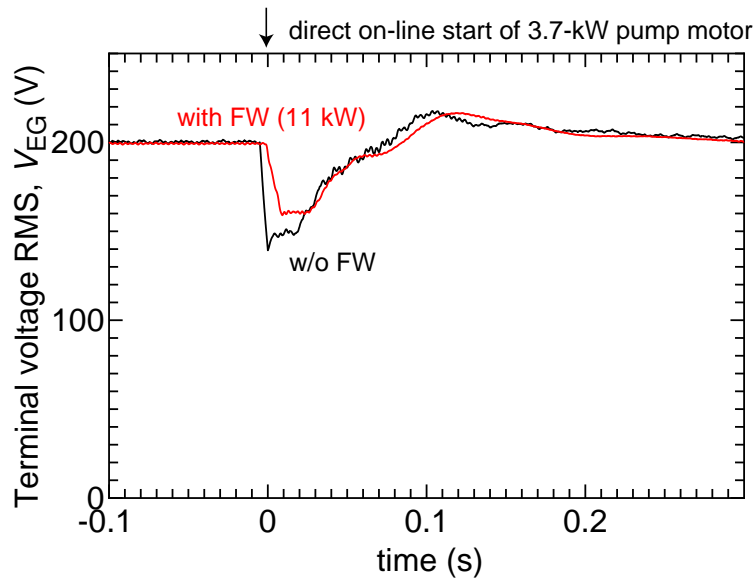


図 6.41: 3.7 kW 水中ポンプ全電圧起動時のエンジン発電機端子電圧 V_{EG}

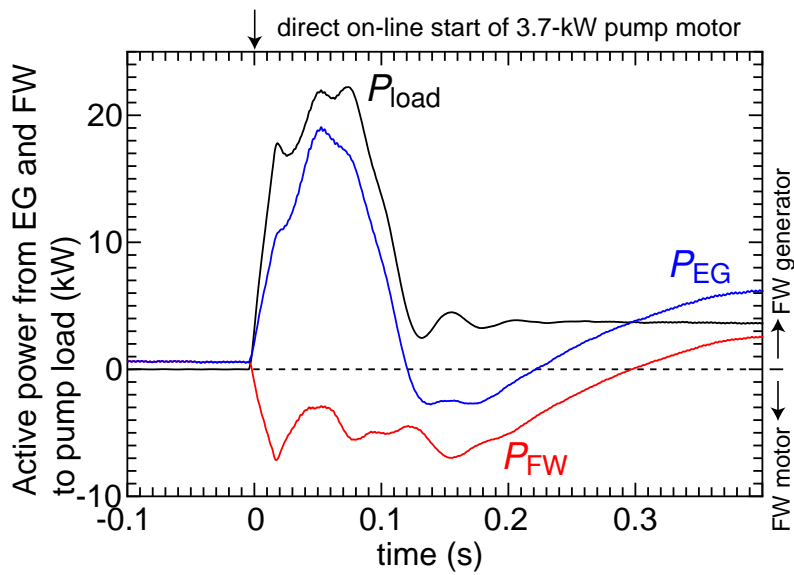


図 6.42: 3.7 kW 水中ポンプ起動時の各有効電力 P_{load} , P_{EG} , P_{FW}

ジン発電機をサポートしている。

また無効電力の面でもフライホイール交流蓄電機とキャパシタの合計 Q_{FW} が全電圧起動時にエンジン発電機をサポートしていることが確認出来る。これは

- (1) 通常時フライホイール交流蓄電機が吸収する遅れ無効電力とキャパシタが発生する遅れ無効電力を釣り合わせている（釣り合うようにキャパシタ容量を選択している）。

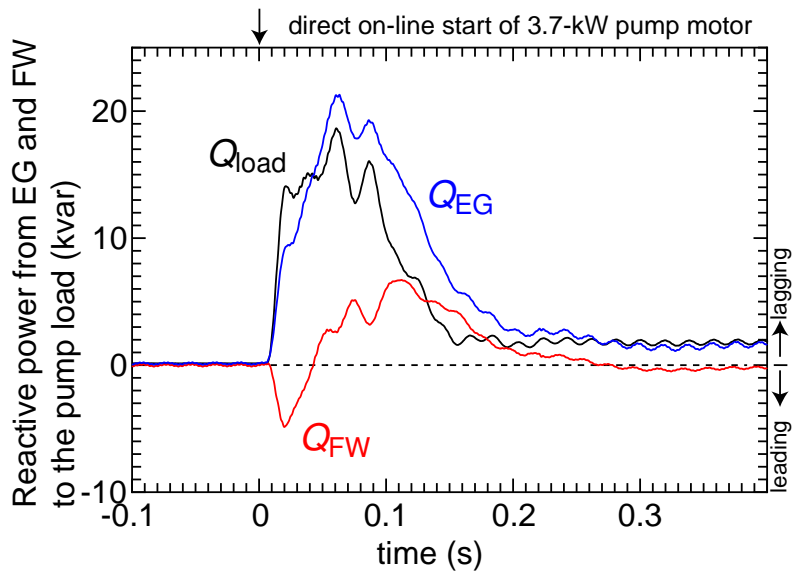


図 6.43: 3.7 kW 水中ポンプ起動時の各無効電力 Q_{load} , Q_{EG} , Q_{FW}

- つまり LC 並列共振状態である。
- (2) よってエンジン発電機が供給する無効電力は通常時，零になっている。
 - (3) そこで水中ポンプを全電圧起動すると今まで釣り合っていた無効電力のバランスが崩れ， C 成分が多くなる。つまり，図 6.44 のように今までリアクタンス作用をしていたフライホイール交流蓄電機がキャパシタ動作となる。

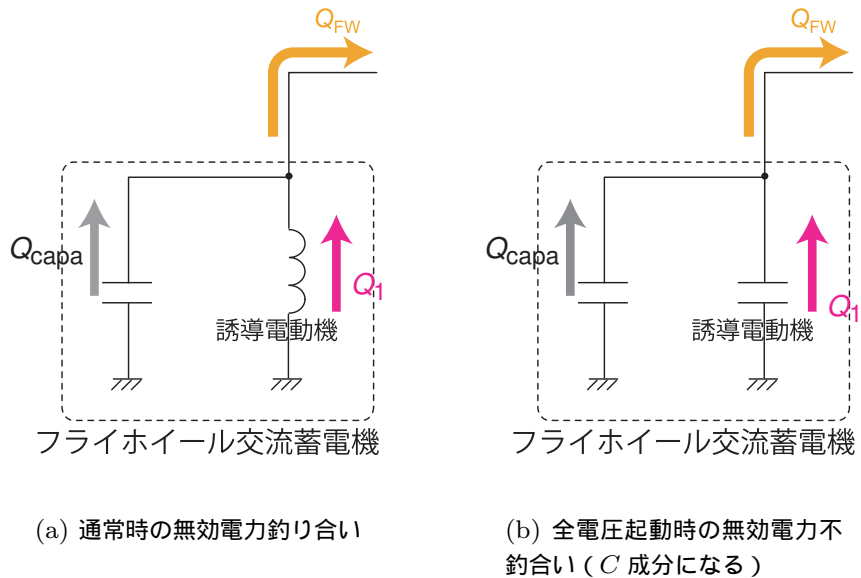


図 6.44: 無効電力サポート Q_{FW} の概要

第 6 章 エンジン発電機の安定化

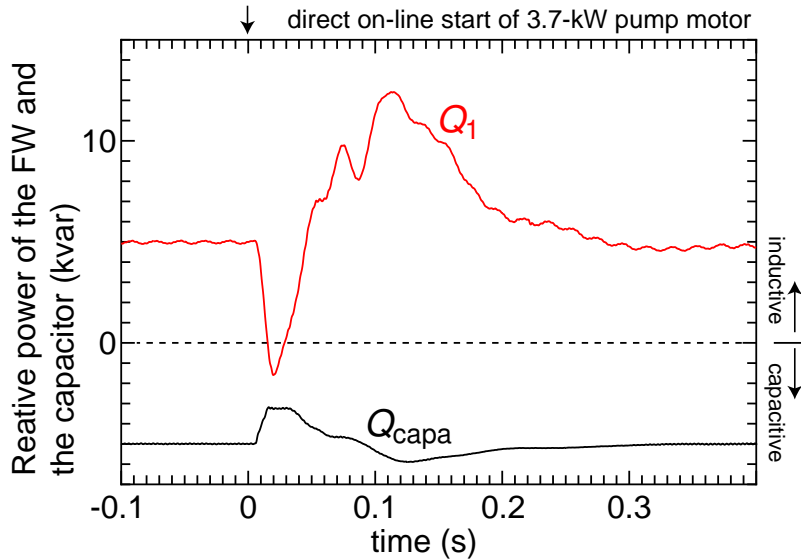


図 6.45: フライホイール交流蓄電機がサポートする無効電力 Q_{FW} の内訳

本実験 (3.7 kW 全電圧起動) での無効電力 Q_{FW} の内訳 ($Q_{FW} = Q_1 + Q_{capa}$) を図 6.45 に示す。このように Q_1 は通常時, L 成分であるがエンジン発電機端子電圧 V_{EG} が若干低下することにより, ある期間一定値に保持される内部誘起電圧と V_{EG} との間に漏れリアクタンスを介して図 4.2 で説明したように遅れ無効電力を発生 (C 成分の動作) することが出来る。

以上のような理由で図 6.43 から分かるようにエンジン発電機が出力すべき Q_{EG} の量を Q_{FW} がサポートし, またその Q_{EG} の時間的傾きも緩やかになっていることが分かる。エンジン発電機の内部インピーダンスはリアクタンス成分が支配的であるため Q_{EG} の量が減ることは V_{EG} の低下防止に役立っている。さらに時間的傾きの緩和も AVR の応答性を助けている。

11 kW, 320 kJ のフライホイール交流蓄電機の場合

同様に, 前段落より慣性時定数が約 1.5 倍のフライホイール交流蓄電機により実験を行った。同様の実験を行いフライホイール交流蓄電機から出力される P_{FW} と Q_{FW} を測定したが前段落と殆ど変わらない結果となった。これよりフライホイール蓄積エネルギー容量は 220 kJ の時点ですでに飽和領域であり本実験ではほぼ無限大と見なせる領域であることが分かった。これより,

- (1) エネルギーは十分蓄積されているため, その機械エネルギーを短時間でより大きな電力 (kW) に変換することが必要となる。(P_{EG} の補償)

(2) さらに図 6.44 で示したように無効電力のバランスが崩れることを利用しているため、この Q_1 と Q_{capa} の絶対値を大きくする必要がある。(Q_{EG} の補償)

これらを同時に行うにはフライホイール交流蓄電機の誘導電動機の電氣的容量 (kW) を増加させることが重要である。図 3.62 から分かるように 11 kW と 55 kW では同じすべり s で約 10 倍の電気出力が得られる。さらに、大容量の誘導電動機の方が漏れインダクタンスは小さくなるため式 (4.5) に従ってより少しの電圧差で多くの無効電力をサポートすることが出来る。

そこで次の段落では 55 kW の誘導電動機と 220 kJ のエネルギーを蓄積するフライホイール交流蓄電機を補償装置として実験を行った。

55 kW , 220 kJ のフライホイール交流蓄電機の場合

図 3.84 に示した 55 kW の誘導電動機と 220 kJ のエネルギーを蓄積しているフライホイール交流蓄電機を用いて前段落同様の 3.7 kW , 5.5 kW 水中ポンプを全電圧起動する実験を行った。図 6.46 , 図 6.47 にエンジン発電機の端子電圧 V_{EG} の時系列変化を示す。同図より、全電圧起動時のエンジン発電機端子電圧 V_{EG} の電圧ディップはフライホイール交流蓄電機により -30% から -7% へと大きく改善していることが確認できる。図 6.38 の実験回路構成での各有効電力・無効電力の時系列変化を図 6.48 , 図 6.49 に示

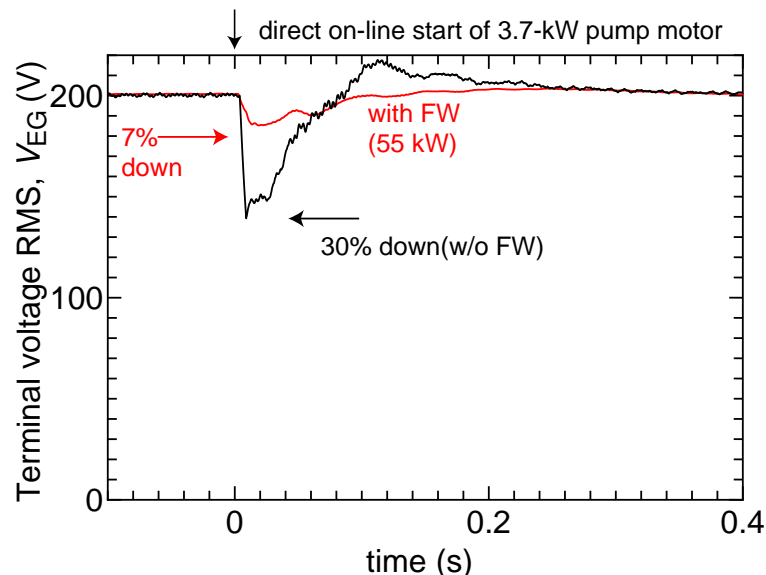


図 6.46: 55 kW , 220 kJ のフライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機端子電圧 V_{EG} 安定化 (3.7 kW の水中ポンプ負荷の場合)

第 6 章 エンジン発電機の安定化

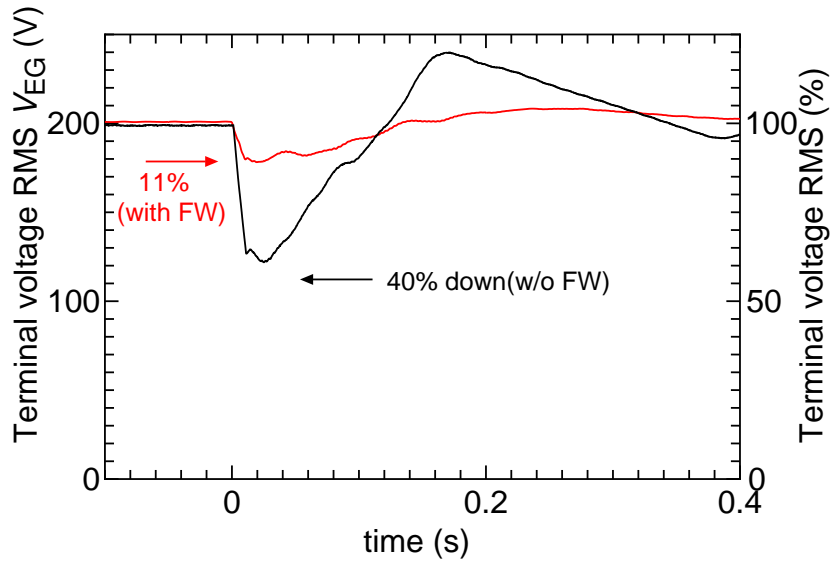


図 6.47: 55 kW , 220 kJ のフライホイール交流蓄電機によるエンジン発電機端子電圧 V_{EG} 安定化 (5.5 kW の水中ポンプ負荷の場合)

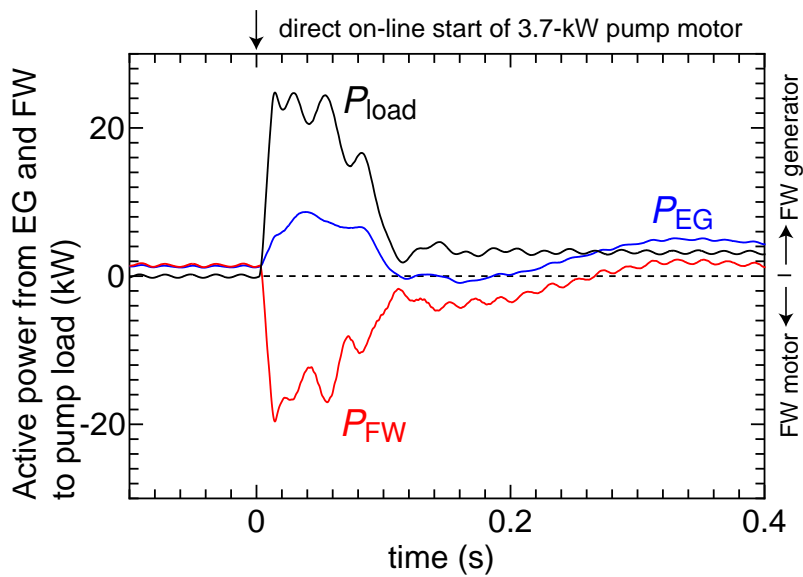


図 6.48: 3.7 kW 水中ポンプ起動時の各有効電力 P_{load} , P_{EG} , P_{FW}

す。同図よりフライホイール交流蓄電機からの P_{FW} , Q_{FW} はエンジン発電機が出力すべき有効電力 P_{EG} , 無効電力 Q_{EG} の殆ど補償していることが確認できる。従って, P_{EG} , Q_{EG} の量および時間的傾きも前段落と比較して十分緩やかになりエンジン発電機のガバナ, AVR は十分追従し電圧ディップを抑えている。

これより, 水中ポンプの電動機容量を変えて同様の実験を行いエンジン発電機端子電圧

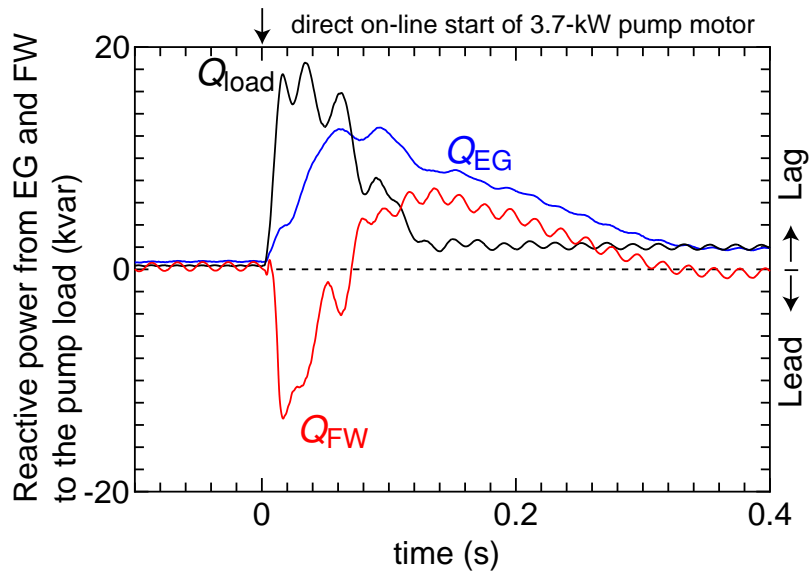


図 6.49: 3.7 kW 水中ポンプ起動時の各有効電力 Q_{load} , Q_{EG} , Q_{FW}

V_{EG} の安定性を測定した。

6.3.6 水中ポンプの電動機容量増加による V_{EG} の安定性

図 6.37(a) に示した水中ポンプの電動機容量を増加させ、全電圧起動による V_{EG} の電圧ディップの最低値を測定した。全電圧起動する水中ポンプの電動機容量とその電圧ディッ

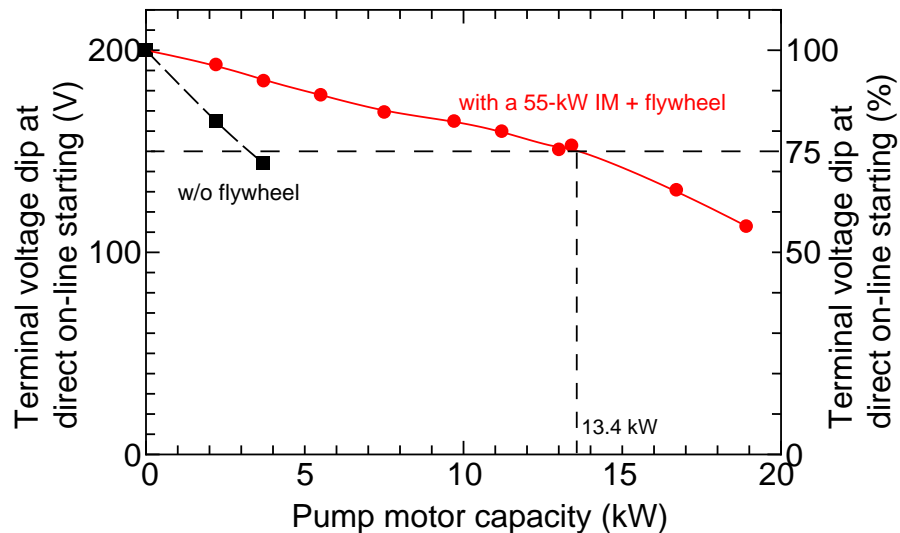


図 6.50: 水中ポンプの電動機容量と起動時の発電機端子電圧 V_{EG} ディップ

第 6 章 エンジン発電機の安定化

プの関係を図 6.50 に示す。同図よりエンジン発電機単体よりもフライホイール交流蓄電機を併設することにより発電機端子電圧 V_{EG} のディップが大幅に軽減されておいることが確認できる。

一般的にエンジン発電機の規格を定めている内燃力発電設備協会の規定⁽⁷⁴⁾によれば、水中ポンプなどの負荷を全電圧起動する場合、発電機端子電圧 V_{EG} のディップが 25%以上低下（残留 75%以上）でなければ起動できたことにならない、という規定がある。これは 25%以上電圧ディップが起これると瞬低同様同一母線に接続されている他の機器に影響を及ぼすためである。この規定に当てはめると 20 kVA エンジン発電機単体で起動できる水中ポンプの容量は約 3 kW である。一方、フライホイール交流蓄電機を接続した 20 kVA エンジン発電機は約 13 kW の水中ポンプを起動可能となった。

この 13 kW の水中ポンプをエンジン発電機単体で起動することを考えると、80 kVA のエンジン発電機が必要となる。エンジン発電機が大きくなると燃費の面で損をすると考えられるため、燃料消費量について次に述べる。

6.3.7 フライホイール交流蓄電機による燃料消費量の低減

今、13 kW の水中ポンプ負荷があり、これを頻繁に ON/OFF する必要がある。エンジン発電機で全電圧起動することを考えると選択肢は

- (1) 発電機端子電圧 V_{EG} のディップが 25%以内になるよう 80 kVA のエンジン発電機単体を設置する。
- (2) 先に述べたように 20 kVA のエンジン発電機とフライホイール交流蓄電機を設置する。

の 2 通りが考えられる。この両方で電氣的に同じ特性が得られる。この両方で燃料消費量を比較すると図 6.51 のようになる。同図より、燃料消費量は 20 kVA エンジン発電機の方が約半分程度となっている。(2) の選択肢はこれにフライホイール交流蓄電機の待機損失約 1.7 kW が加算されるがそれでも 13 kW 付近では約半分の燃料消費量である。さらに不要な場合はフライホイール交流蓄電機だけを切り離すことによりフライホイール交流蓄電機の損失は平均的に減らすことが可能である。(1) の場合、他の負荷が接続されているため電動機負荷の起動以外エンジンを停止させることは出来ない。

以上より、フライホイール交流蓄電機を併設することによるエンジン発電機の電圧安定化は燃費にも関係し、その向上が期待できる。具体的には 13 kW の負荷で約 1 年間運転した場合、(2) の選択肢では約 200 万円程度の経済効果があり、年間約 100 トンの CO₂

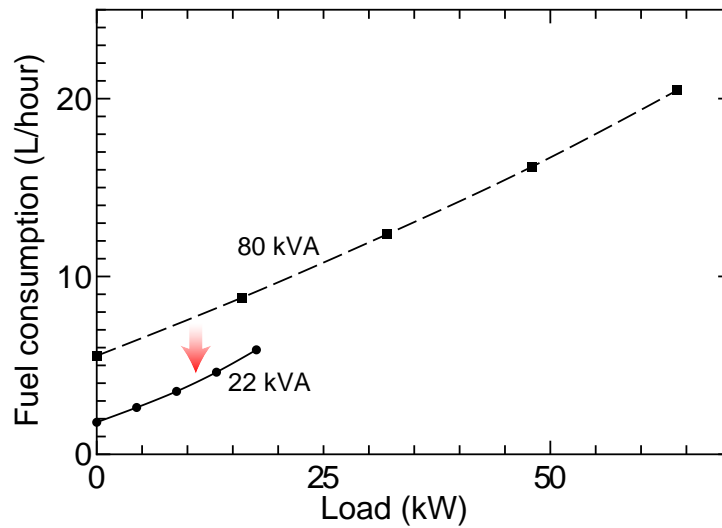


図 6.51: 80 kVA と 22 kVA エンジン発電機の燃料消費率の比較

の削減が期待できる。

6.4 フライホイール交流蓄電機が効果を発揮するための誘導電動機設計

フライホイール交流蓄電機が前述した電圧安定化効果を発揮するにはフライホイール交流蓄電機をどのように設計すべきかを述べる。本節では先ずフライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量の設計について述べる。考え方としては

- (1) 水中ポンプ負荷などの全電圧起動時の負荷電力 P_{load} , 無効電力 Q_{load} とエンジン発電機の回路定数, 発電機電圧低下許容値 (通常は -25%) が与えられているとする。
- (2) エンジン発電機からどの程度の無効電力 Q_{EG} を取り出したら, どの程度端子電圧 V_{EG} が低下するか概算する。
- (3) この Q_{EG} を超えないようにフライホイール交流蓄電機が Q_{FW} を放出できればよい。
- (4) この Q_{FW} を放出する誘導電動機がフライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量となる。

6.4.1 エンジン発電機の端子電圧と放出する無効電力 Q_{EG}

水中ポンプ負荷などの全電圧起動の場合，エンジン発電機（同期発電機）の最大電圧低下は起動直後に発生する。またこの時勿論 AVR は応答出来ない。この場合同期発電機の等価回路は図 6.52 のようになる。この負荷投入直前は負荷電流は流れていないため内部誘起電圧は定格電圧 V_n である。ここで電動機負荷が投入された場合，投入直後の電圧降下 ΔV は

$$\Delta V = V_n \frac{X'_d}{X'_d + X_{load}} \quad (6.1)$$

となる。ここで X'_d は発電機の過渡リアクタンス， X_{load} は電動機負荷のリアクタンスである。これより，エンジン発電機が出力する無効電力 Q_{EG} と端子電圧降下 ΔV との関係は

$$Q_{EG} = \frac{(V_n - \Delta V)^2}{(V_n / \Delta V - 1) X'_d} \quad (6.2)$$

と表せる。

式 (6.2) を確かめるために図 6.53 に示すように前節の水中ポンプ起動実験で起動直後の Q_{FW} と Q_{load} の差から Q_{EG} を求めた。その測定結果と式 (6.2) を比較した結果を図 6.54 に示す。同図より，表 6.2 に示した 20 kVA エンジン発電機の過渡リアクタンス設計値である $X'_d = 0.25 \sim 0.3$ p.u.(25% ~ 30%) の範囲で計算値と実験値がほぼ一致している。同図で 11 kW 機 2 台，11 kW 機 3 台というのは 11 kW，220 kJ のエネルギーを蓄積するのフライホイール交流蓄電機を補償装置として 2 台，3 台並列接続した実験結果である。即ち誘導電動機 22 kW 相当，33 kW 相当のフライホイール交流蓄電機という意味である。

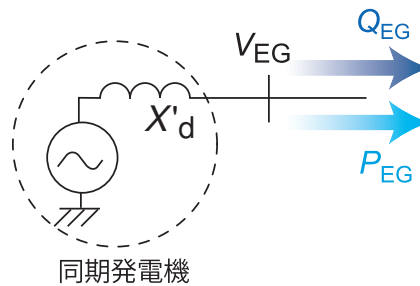


図 6.52: 過渡時の同期発電機の等価回路

これより発電機端子電圧降下 ΔV を 20% とすると、エンジン発電機から出力可能な無効電力 Q_{EG} は約 12 ~ 14 kvar と図 6.54 から決まる。

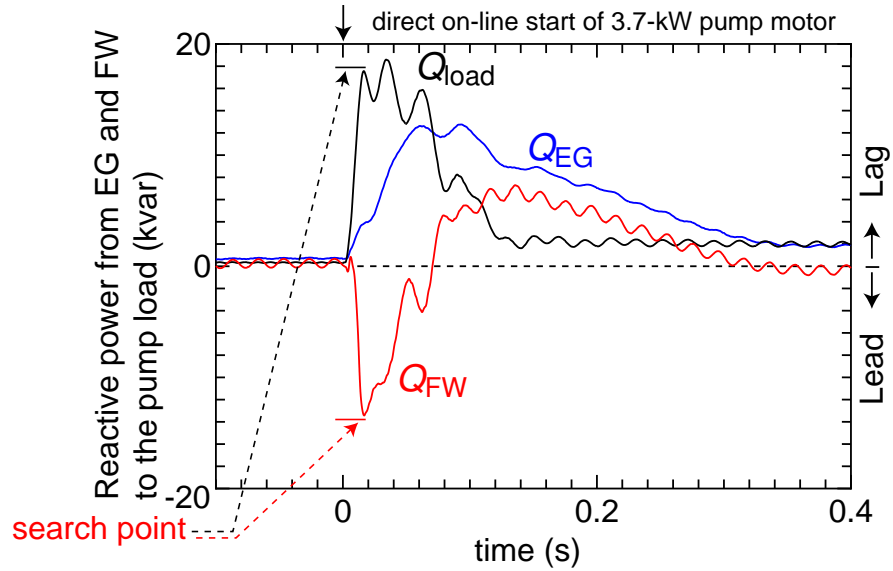


図 6.53: 無効電力 Q_{FW} , Q_{load} を測定するポイント (例: 3.7 kW 水中ポンプ全電圧起動, 55 kW フライホイール交流蓄電機併設時)

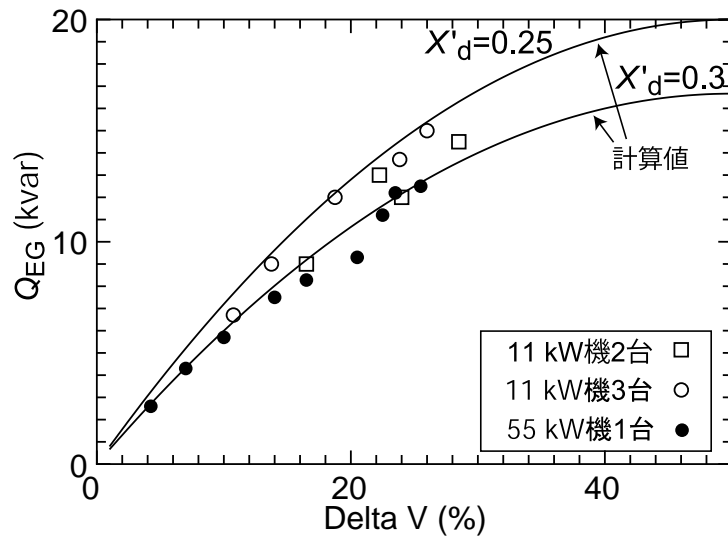


図 6.54: Q_{EG} と端子電圧降下 ΔV (計算値と実験値の比較)

6.4.2 フライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量と出力可能な Q_{FW}

これまでの実験結果より，フライホイール交流蓄電機の誘導電動機の容量の違いによって出力する無効電力 Q_{FW} は異なる。つまりエンジン発電機の無効電力をサポートできる量が異なる。その誘導電動機容量と出力可能な Q_{FW} の関係を図 6.55 に示す。同図よりフライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量 P_n が大きくなるにつれて電圧降下による無効電力放出量 Q_{FW} が多くなっていることが確認できる。例えば起動したい水中ポンプが全電圧起動時に消費する無効電力を $Q_{load} = 50 \text{ kvar}$ であるとする。 $\Delta V = 20\%$ でエンジン発電機から出力できる無効電力 Q_{EG} は約 $12 \sim 14 \text{ kvar}$ であるため，この差 $Q_{load} - Q_{EG} = 36 \sim 38 \text{ kvar}$ をフライホイール交流蓄電機が放出すればよい。図 6.55 から $\Delta V = 20\%$ でその量を放出できるフライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量 P_n は 40 kW から 55 kW であると分かる。

以上より，式 (6.2)，図 6.54，図 6.55 よりフライホイール交流蓄電機にどの程度の容量の誘導電動機を選択すればよいか概算できる。

6.5 本章のまとめ

本章では分散電源の一つとしてエンジン発電機の安定化について実験を行った。 5 kVA と 20 kVA エンジン発電機の負荷変動時の電圧安定化実験により以下のことを明らかに

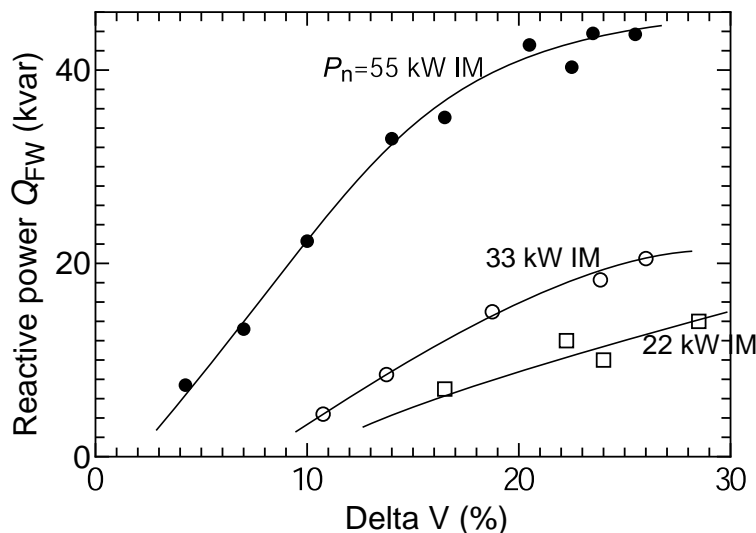


図 6.55: フライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量 P_n と出力可能な無効電力 Q_{FW}

した。

- (1) エンジン発電機はガバナ（速度調整機構）が数秒程度の時定数，AVR（電圧調整装置）が百 ms 程度の時定数であり，水中ポンプ負荷全電圧起動などの急峻な負荷変動に対して何らかの補償装置の必要性を指摘した。
- (2) 5 kVA のエンジン発電機で急峻な有効電力変動を発生させ，フライホイール交流蓄電機を併設すると過負荷の変動でも，エンジン発電機の電圧は極めて安定することを検証した。
- (3) 20 kVA のエンジン発電機にフライホイール交流蓄電機（55 kW 誘導電動機+フライホイール）を補償装置として併設しエンジン発電機の電圧安定化効果を実証した。また燃費の面でも経済性があることを示した。
- (4) どの程度の誘導電動機を持つフライホイール交流蓄電機であれば前述した効果を得られるかを定量的に概算し，その概算と実験結果はほぼ一致し，その概算法の妥当性を示した。

第 7 章

結論

7.1 本研究の結論

本研究では第 1 章～第 6 章までに以下の事を実験的・定量的に明らかにした。

第 1 章において、電力系統の瞬低問題・停電問題を取り上げ電力品質の重要性を確認し、エネルギー貯蔵の必要性を再確認した。また、独立分散電源においても同様にバックパワー増強のためのエネルギー貯蔵装置の必要性を述べた。

第 2 章において、各種エネルギー貯蔵装置（フライホイール、電気二重層キャパシタ、SMES、NaS 電池など）の最新の研究動向について述べた。そして、本論文で提案するフライホイールとかご形誘導電動機をフライホイール交流蓄電機と呼び、その特徴や製作について述べた。用途別に製作した交流蓄電機的设计および基礎特性について述べ、その損失特性（風損、軸受け損など）を比較検討した。

第 3 章において、本論文の主となるフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置について述べた。まず、現在まで使用されている瞬低保護装置との違いを明確にし、新規性のある点を述べた。重要機器の多くは周波数への依存性が少ないことを示し、従来必要であった半導体電力変換器を一切用いなく簡素な構成とし補償中の周波数変動を妥協する方式を提案した。そして誘導機の自励現象を定量的に示し本瞬低保護システムの一連の動作（模擬瞬低発生・瞬低検出し系統切り離し・補償時の電圧維持・電力系統へ再接続）を実験的に検証した。

さらに本瞬低保護装置の補償能力とすべりとの関係を示し、約 3 倍の過負荷能力がある

第7章 結論

ことを実証した（11 kW 誘導電動機を使用する場合は最大約 30 kW 程度まで補償可能）、また大容量化のための並列補償実験により負荷分担割合を定量的に議論し、本瞬低保護装置並列接続による大容量化の可能性を検証した。

次に本瞬低保護装置のフライホイール蓄積エネルギー容量設計について定量的に明らかにし、最適な貯蔵容量を計算する式を導出した。そしてこの設計指針に基づく 10 kW モデル、50 kW モデルを製作・実験し、夫々その設計の妥当性を実験的に実証した。

最後にその他の瞬低保護装置と本瞬低保護装置を定性的・定量的比較し、提案するフライホイール交流蓄電機による瞬低保護装置の利点を明確にした。

第4章において、第3章の延長としてフライホイール交流蓄電機を停電時の停電開始直後の数秒間だけの補償に応用する停電猶予装置を提案した。瞬低保護装置の数百 ms という補償時間から数秒程度にその補償時間を延ばす方法について幾つか検討・実験し停電猶予装置の実現性を示した。

次に停電によって多大な被害を受ける産業用ロボットの停電対策の重要性を指摘し、フライホイール交流蓄電機による停電猶予装置を提案した。産業用ロボットは数秒間で安全停止可能であり、また殆どは周波数の影響を受けないことからフライホイール交流蓄電機による停電猶予装置が最も適当であると考えた。そして、ある大手ロボットメーカーの実際の稼動している産業用の自動化ロボット（30 kVA）でのフィールドテストを行い、フライホイール交流蓄電機が理想的な停電猶予装置として動作することを実験的に実証し、提案方式の実用性・有用性を明確にした。

第5章において、第4章の延長であるエンジン発電機を併設した複合型無停電電源装置を提案した。また、エンジン発電機は約 2.5～3 秒で起動が完了することを実験的に検証した。そして 5 kVA の実験モデルにより、一連の動作（停電発生・検出・切り離し・エンジン発電機起動・同期投入）により提案方式の実現可能性を示した。さらにより良い複合型無停電電源装置の方式を再考・実験し、その有効性を実験的に検証した。

第6章において、独立分散電源の一つであるエンジン発電機の負荷変動に対する脆弱性を指摘した。そしてエンジン発電機のガバナの応答性の悪さをフライホイール交流蓄電機が解決できると考えた。そして 5 kVA のエンジン発電機に有効電力変動を与えてフライホイール交流蓄電機あり・なしでエンジン発電機端子電圧の変動を比較し、フライホイール交流蓄電機の有効性を実証した。特に 40%過負荷の変動であってもフライホイール交流蓄電機によりエンジン発電機の端子電圧はほぼ定格電圧に維持され、その有用性を示

した。

また、負荷が水中ポンプのような過渡的かつ急峻に有効電力・無効電力を消費する負荷の場合、ガバナも去ることながら AVR 機能も追従できず、エンジン発電機端子電圧が落ち込み、乱れる。この場合、フライホイール交流蓄電機併設により有効電力・無効電力共に補償可能であり、20 kVA のエンジン発電機に 50 kW の誘導電動機を使用したフライホイール交流蓄電機を併設すると、80 kVA 相当のエンジン発電機となることが分かった。そして前者のほうが燃費が 2 倍程度良く、経済性もあると結論付ける。そして前述の効果を発揮するためのフライホイール交流蓄電機の設計方法について概算法を示し実験結果とほぼ一致した。これによりその概算法の妥当性を実証した。

以上より、本論文で述べたかご形誘導電動機とフライホイールで構成されたフライホイール交流蓄電機は産業上有用であり、電気学術に明白に寄与できると結論付けられる。

7.2 将来展望と今後の課題

7.2.1 中規模工場用 5 MW 瞬低保護装置の外観

産業用中規模工場用としてフライホイール交流蓄電機による 5 MW の瞬低保護装置を考える。以下の理由で 5 MW、1 機ではなく 500 kW、10 機並列構成とする。

- (1) 軽負荷時の待機損失低減： 分割することで工場が軽負荷の場合には待機運転する台数を減らし、停止させている台数分の待機損失低減が可能とる。
- (2) フライホイール誘導機の起動： 5 MW の 1 機構成にするとフライホイール交流蓄電機起動時の起動電流により受電電流が多くなるため工場を一旦停止（あるいは一部停止）させ、提案する瞬低保護装置を起動させ、その後再稼動する必要がある。一方、5 MW を 10 台に分割することにより 1 台ずつ順次起動することにより工場の稼動に支障なく起動を完了させることが可能とる。
- (3) 開発リスクの低減： 初号機の開発には大容量機 1 台ではなく複数台に分割することで提案する瞬低保護装置の開発リスクを低減することが可能となる。
- (4) 並列補償の容易性： 提案する瞬低保護装置は複数台並列接続した場合でも補償時に負荷分担が自動的に均一になり、負荷分担均一制御などを特に必要としないため分割し上記のメリットを生かすことが出来る。

フライホイール蓄積エネルギー容量の試算と外観

1 機が分担補償する負荷電力は 500 kW であるが、第 3 章 3.5.7 小節の結果より連続定格 250 kW の誘導電動機を使用し、瞬低補償動作では 2 倍の 500 kW 機として使用する。250 kW 誘導電動機の仕様を表 7.1 に示す。同表より、第 3 章の設計指針に基づき周波数

表 7.1: 250 kW 誘導電動機の仕様

連続定格電力	250 kW
連続定格でのすべり	0.55%
瞬低補償時の発電電力	500 kW
定格電圧	6.6 kV
定格電圧での無負荷電流	6.5 A
定格周波数	50 Hz
極数	2
同期回転速度	3000 rpm (314 rad./s)

を最大 10% 低下させるとしてフライホイール蓄積エネルギー容量を計算すると以下のようになる。

$$T_{\min} = \begin{cases} 360 \text{ ms} & (E = 1050 \text{ kJ}, \theta = 2\pi) \\ 240 \text{ ms} & (E = 700 \text{ kJ}, \theta = 4\pi/3) \\ 120 \text{ ms} & (E = 350 \text{ kJ}, \theta = 2\pi/3) \end{cases} \quad (7.1)$$

これより $4\pi/3$ rad. の位相角度差で電力系統に復電、1 機 500 kW、240 ms を補償するとすると外観は図 7.1 のようになる。さらに同図の仕様を表 7.2 に示す。

表 7.2: 500 kW 1 機の瞬低保護装置の仕様

蓄積エネルギー	700 kJ at 3000 rpm
利用エネルギー	120 kJ (500 kW, 240 ms)
フライホイール厚さ	95 mm
フライホイール直径	680 mm
フライホイール重量	270 kg

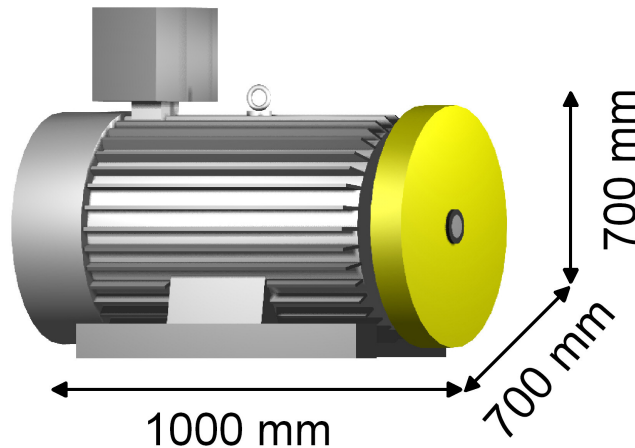


図 7.1: フライホイール交流蓄電機による 500 kW、240 ms 瞬低保護装置の外観

自励用キャパシタの試算と外観

250 kW 誘導電動機の無負荷電流は表 7.1 より約 30% であるため無負荷で定格電圧を発生するためには $250 \times 10^3 \times 30\% = 75 \text{ kvar}$ のキャパシタが必要となる。250 kW の 2 倍の 500 kW の負荷電力の場合、図 3.32 より、無負荷時のキャパシタ容量の約 3 倍が必要である。11 kW 機と 250 kW 機の一次抵抗値や漏れリアクタンスは kW ベースの百分率で考えると 250 kW 機の方が小さく電圧変動率も小さいため、2 倍の負荷電力の場合に必要なキャパシタは 3 倍よりも必ず小さくなる。従って、250 kW の誘導電動機で 500 kW を補償する場合、最大で見積もっても $75 \times 3 = 225 \text{ kvar}$ となる。10 機で 5 MW 全体で約 2.2 Mvar が必要となります。外形図は東芝高圧キャパシタのカタログより 6.6 kV、540 kvar のキャパシタが 4 台必要となる。

これより、誘導電動機もフライホイール蓄積エネルギーも同一の 500 kW 機を 10 台構成で並列接続すると中規模工場用 5 MW 瞬低保護装置の外観は図 7.2 となる。

7.2.2 中規模工場用 5 MW 停電猶予装置の外観

前節同様に中規模用 5 MW、3 秒を補償する停電猶予装置について考える。回転速度を 20% ($\varepsilon = 0.8$) 低下させて 3 秒間、500 kW 補償するフライホイール交流蓄電機の外観を図 7.3 に示す。また同図の仕様を表 7.3 に示す。本機はフライホイールが重いため横軸で製作するためには誘導機内部ベアリングだけでは荷重を支えることが出来ないため第 3

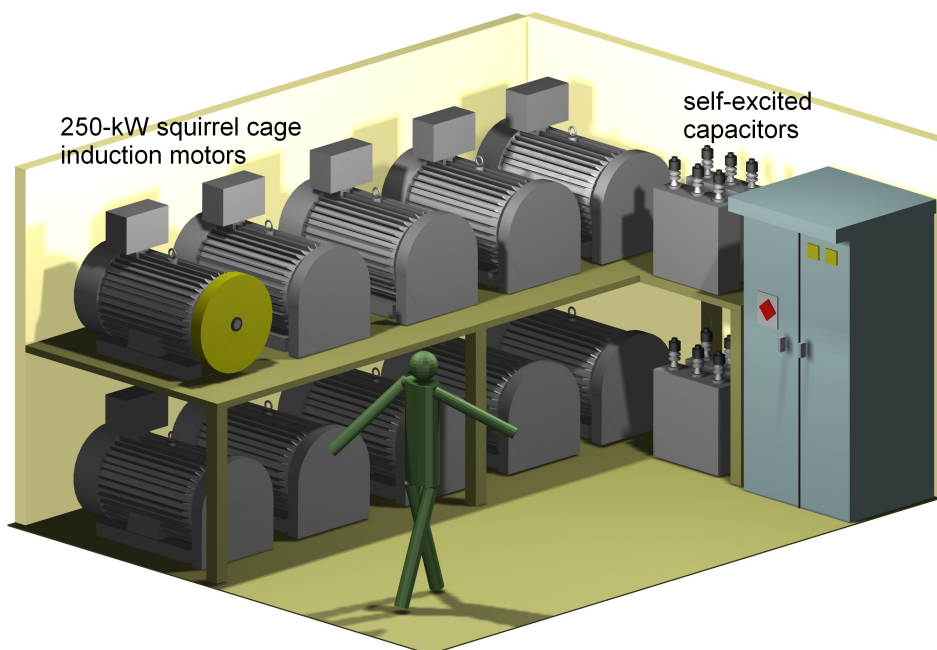


図 7.2: 中規模工場用 5 MW、240 ms 補償可能な瞬低保護装置の外観

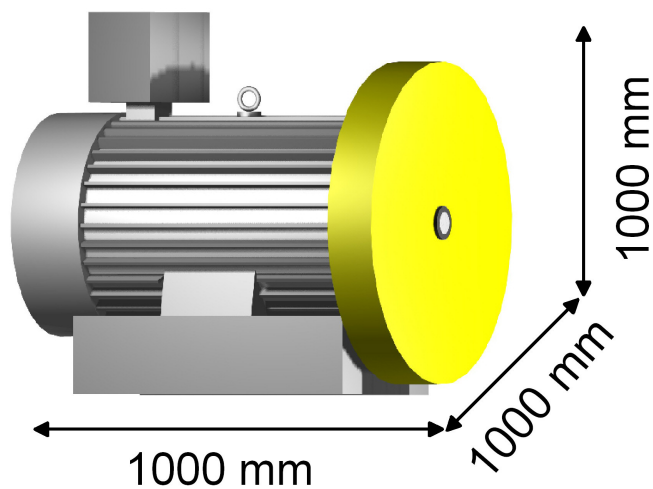


図 7.3: 500 kW、3 s 補償の停電猶予装置の外観

スタンド（誘導機内部ベアリングと反対側に設置するベアリングスタンド）が必要になると考えられる。または縦軸機構成としても良い。

以上より、前節同様に 500 kW 機を 10 台構成で並列接続するフライホイール交流蓄電機による停電猶予装置外観を図 7.4 に示す。

表 7.3: 500 kW、1 機の停電猶予装置の仕様

蓄積エネルギー	4.16 MJ at 3000 rpm
利用エネルギー	1.5 MJ (500 kW, 3 s)
フライホイール厚さ	140 mm
フライホイール直径	940 mm
フライホイール重量	760 kg

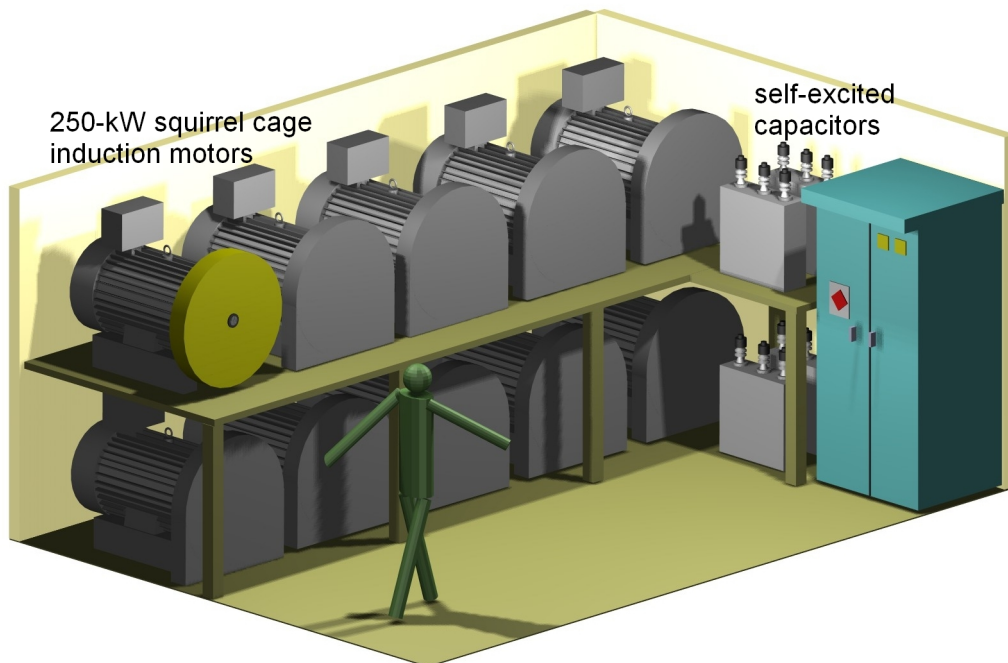


図 7.4: 中規模工場用 5 MW、3 s 補償可能な停電猶予装置の外観

7.2.3 今後の課題

瞬低保護装置や停電猶予装置は待機損失がそのまま電気代となるため、フライホイール交流蓄電機の待機時の待機損失低減も重要な課題の一つである。待機損失の中には純粋にフライホイールの回転を維持するためだけの約 100 W の機械損失の他に誘導電動機の銅損・鉄損が含まれる。機械損はやむを得ないが、銅損・鉄損は出来るだけ少なくしたい。

これらの損失はフライホイール交流蓄電機の数秒間隔の ON/OFF 制御でかなり低減できると考えられる。つまり、待機中はフライホイール交流蓄電機は 11 kW である必要は無く 100 W 誘導電動機でよい。しかし瞬低中や停電補償中には 11 kW 誘導電動機であ

第7章 結論

る必要がある。そこで待機中は数秒間隔の ON/OFF 制御で見かけの電動機容量を低減させれば、鉄損・銅損は低減すると考えられる。

第3章で述べた瞬低保護装置は実際の瞬低から重要機器を保護したことは無く、全て研究室における模擬瞬低実験である。瞬低の多い工場などに仮設置し実際の瞬低から重要機器を本当に保護できるのか長時間計測し総合的な実証試験が必要である。

第6章で述べたエンジン発電機の安定化ではフライホイール交流蓄電機の誘導電動機容量の適切な選定方法について述べたが、フライホイール蓄積エネルギー容量は未だ不明瞭であり、この貯蔵容量を明確にすることが今後の重要な課題である。

付録 A

A.1 瞬低検出回路図

瞬低検出の制御回路図 A.1 を示す。系統電圧をマイクロプロセッサへ直接入力することは出来ない。絶縁及び降圧する必要性から変圧器で 200 V から約 2.5 V まで降圧させ、その後、マイクロプロセッサは正の電圧のみ扱えるため、オペアンプを利用して電圧信号（交流）に直流オフセットを重畳させ全て正の電圧（脈流）に変換する。その後、アナログフィルタ（約 $1 \mu\text{s}$ ）をかけてマイクロプロセッサに入力する。電流も同様に交流を全て正の脈流に変換した後にマイクロプロセッサに入力する。

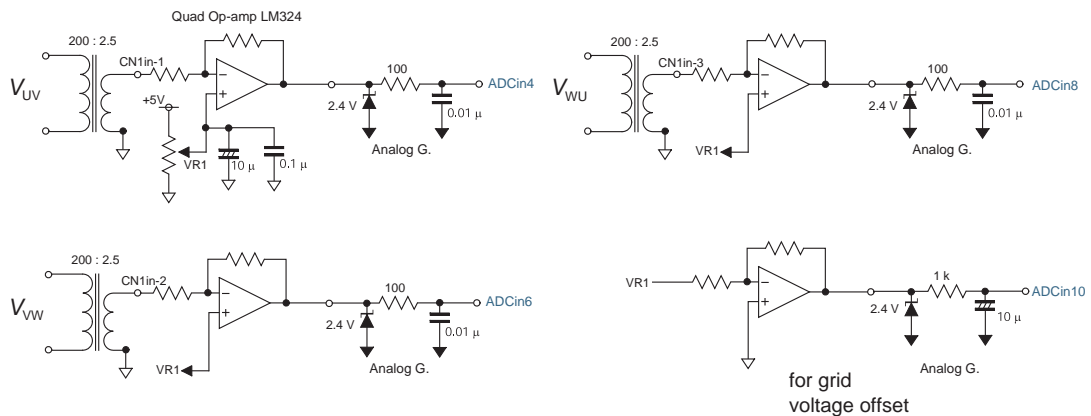


図 A.1: 交流の系統電圧を全て正の脈流電圧に変換する回路

A.2 回転速度計測回路

フライホイールの回転速度を精度良く測定する必要があるがロータリーエンコーダを軸に取り付けることが困難であったため図 A.2 に示す構成の回転速度計を製作した。図 A.3

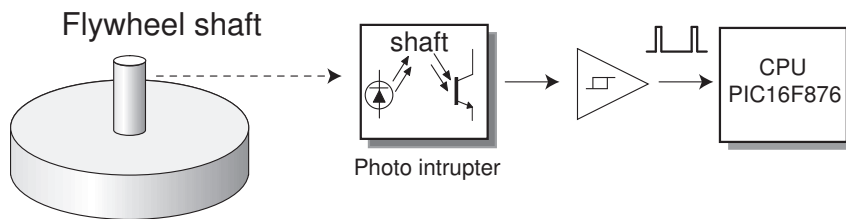


図 A.2: フォトインタラプタによるフライホイール回転速度計

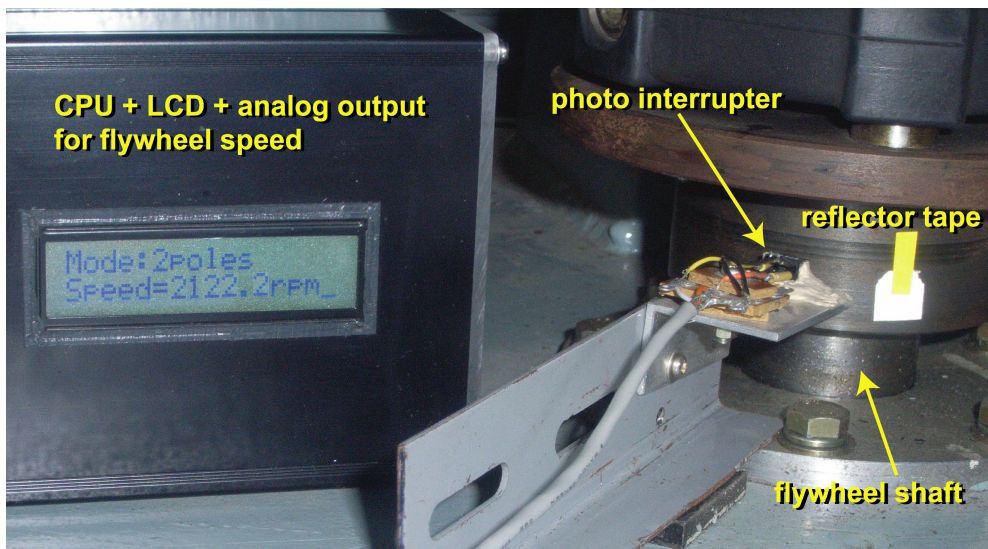


図 A.3: フォトインタラプタによる回転速度計測と製作した回転速度計の外観

に製作した回転速度計とフライホイールシャフトの様子を示す。フライホイールのシャフト円周上 1 箇所に反射テープを取り付け、フォトインタラプタによって反射光を検出し 1 回転に 1 回のパルス信号の時間間隔 (周期) を CPU で処理し、LCD 表示および 12 bit 分解能のアナログ電圧出力 (0~5 V を 4096 分割) を持つ回転速度計とした。以後、特に断りの無い限り回転速度計測は図 A.3 に示す方法で測定した。

A.3 相短絡防止インターロック回路

9 個のサイリスタスイッチに信号を与えるが、ノイズなどで同じ相のサイリスタスイッチが同時に ON してしまうと相短絡となり重大事故になる。このため以下のような論理回路を CPLD (Complex Programmable Logic Device) に実装して仮に CPU が暴走しても相短絡を防止する。この制御回路の 1 相 (U 相) のみを図 A.4 に示す。CPU が出力する信号は位相角度差 $\theta = 2\pi/3$ または $4\pi/3$ または 2π の情報とサイリスタスイッチの

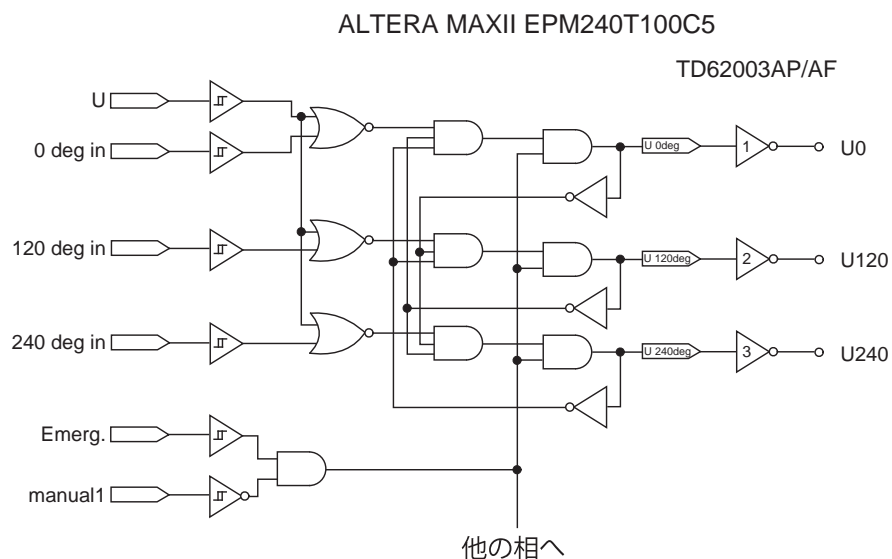


図 A.4: CPLD に実装した相短絡防止インターロック回路 (U 相分)

ON/OFF 情報であり、CPU は全て電流型の信号でこれらを CPLD に伝送する。この情報を CPLD 内部で図に示す論理回路を通して、9 個のサイリスタスイッチへの信号に割り振る。位相角情報は頻繁に変更しなく、また応答性も必要ないため、CPU と CPLD の間に約 30 ms の重いフィルタを通し、誤動作を防止する。

参考文献

- (1) 環境省. “2006 年度の温室効果ガス排出量（確定値）について”. Technical report, 環境省資料, 2008.
- (2) 米国電気学会 (IEEE). 『Recommended practice for monitoring electric power quality IEEE Std 1159-1995』. IEEE Std 1159-1995, 1995.
- (3) 産業電力電気応用技術委員会. “工場電気設備の停電実態調査と対策技術動向”. Technical Report 999 号, 電気学会, 2005.
- (4) 電気協同研究会. “配電系統における電力品質の現状と対応技術”. Technical Report 60 巻 2 号, 電気協同研究, 2005.
- (5) 電気協同研究会. “瞬時電圧低下対策”. Technical Report 46 巻 3 号, 電気協同研究, 1990.
- (6) 嶋田隆一, 佐藤義久. 『図説 電力システム工学電気をつくる・送る・ためる!』. 丸善, 2002.
- (7) 経済産業省. “「CCS2020」二酸化炭素の分離回収・地中貯留技術の現状と実用化の方向について”. 経済産業省産業技術環境局資料, 第 6 巻, 2006.
- (8) 国際電気標準会議 (IEC). 『Electromagnetic compatibility(EMC)-Compatibility levels for lowfrequency conducted disturbances and signalling in public low-voltage power supply systems(IEC-61000-2-2)』. IEC, 2002.
- (9) 日本工業標準調査会 (JIS). 『試験及び測定技術 - 電圧ディップ, 短時間停電及び電圧変動に対するイミュニティ試験 (JIS-C-61000-4-11)』. 日本工業標準調査会 (JIS), 2008.
- (10) 岩堀徹, 石原薫, 七原俊也, 石井章三. エネルギーを巡る新しい状況下での電力貯蔵技術, 第 9 巻, pp. 94-98. OHM, 2002.
- (11) エネルギー総合工学研究所. “国内最新技術の動向調査（品質別電力供給システム総合調査委員会資料）”. Technical Report 16-2-1, エネルギー総合工学研究所, 2004.
- (12) 日本機械学会（編）. 『磁気軸受の基礎と応用』. 養賢堂, 1995.
- (13) 小笠正道, “架線ハイブリッド車の開発と回生失効対策”, 鉄道車両と技術, vol. 1, No. 106, pp. 17-29, 2007.
- (14) 小笠正道, “鉄道における省エネルギーと環境”, 電気学会誌, vol. 127, No. 4, pp. 222-225, 2007.

- (15) 多田清和, 信田康太, 加藤友希, 藤田吾郎, 広山信朗, “鉄道用電力変換装置のいろいろ”, 電気学会誌, vol. 126, No. 8, pp. 550–553, 2006.
- (16) J. R. Sears. “THERMAL AND COMPRESSED-AIR STORAGE (TACAS): THE NEXT GENERATION OF ENERGY STORAGE TECHNOLOGY”. In *Active Power*, 2005.
- (17) 手島栄一. 高温超電導浮上を用いたリング形状フライホイールに関する研究. PhD thesis, 東京工業大学, 1998.
- (18) 良知秀樹, “電力技術のイノベーション(7) 電力貯蔵用 NAS 電池の開発と実用化”, 電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), vol. 128, No. 6, pp. 807–810, 2008.
- (19) 飯島由紀久, 伊丹卓夫, 田頭直子, 市岡立美, 加藤徹, 船渡永一, 福田将史. “UPS と NAS 電池電力貯蔵を組み合わせた高信頼電源システム”. 平成 20 年電気学会産業応用部門大会, 第 1 巻, pp. 393–394, 2008.
- (20) 堀洋一. “いつかはキャパシタ”. 平成 20 年電気学会産業応用部門大会, 第 2 巻, pp. 191–192, 2008.
- (21) 長屋重夫, 平野直樹, 式町浩二, “SMES 式瞬低補償装置”, 電気学会誌, vol. 128, No. 9, pp. 614–617, 2008.
- (22) 桑田徹, 齊藤修, “フライホイール型無停電電源用低損失磁気軸受の開発”, 電気学会産業応用部門広報記事(技術開発レポート), vol. 8, p. 4, 2007.
- (23) Ajisman, K. Yamagata, J. Kobuchi, and R. Shimada, “Study of Cooling Gases for Windage Loss Reduction”, 電気学会論文誌 B, vol. 120, pp. 478–483, 2000.
- (24) 日本機械学会(編). 技術資料: 流体の物性値集. 丸善, 1994. ISBN: 4-888-98016-0.
- (25) Ajisman. *A Study of Loss Reduction of Flywheel Energy Storage System*. PhD thesis, 東京工業大学, 2001.
- (26) 高久拓. 電気エネルギーを蓄積するスイッチの原理と風力発電システムへの応用に関する研究. PhD thesis, 東京工業大学, 2005.
- (27) 日本工業標準調査会 (JIS). 『一般構造用圧延鋼材 JIS G 3101』. 日本工業標準調査会 (JIS), 2004.
- (28) 高橋寿和. “エネルギー蓄積用リング形状フライホイールに関する研究”. 修士論文, 東京工業大学, 1994.
- (29) 日本工業標準調査会 (JIS). 『回転機械 - 剛性ロータの釣合い良さ JIS B 0905』. 日本工業標準調査会 (JIS), 1992.
- (30) D. Divan, “Power Disturbances and Power Electronics Equipment - A Major Cause of Unscheduled Downtime in Large Industrial Plants”, *IPEC*, vol. 129,

pp. 717–723, 2005.

- (31) 新藤孝敏, 林敏之, “瞬時電圧低下 (瞬低) の現状と対策”, 電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), vol. 123, No. 6, pp. 679–682, 2003.
- (32) P.-T. Cheng, C.-C. Huang, C.-C. Pan, and S. Bhattacharya, “Design and Implementation of a Series Voltage Sag Compensator Under Practical Utility Conditions”, *IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS*, vol. 39, No. 3, pp. 844–853, 2003.
- (33) J. G. Nielsen, M. Newman, H. Nielsen, and F. Blaabjerg, “Control and Testing of a Dynamic Voltage Restorer(DVR) at Medium Voltage Level”, *IEEE Transactions on POWER ELECTRONICS*, vol. 19, No. 3, pp. 806–813, 2004.
- (34) J. G. Nielsen and F. Blaabjerg, “A Detailed Comparison of System Topologies for Dynamic Voltage Restorers”, *IEEE Transactions on INDUSTRY APPLICATIONS*, vol. 41, No. 5, pp. 1272–1280, 2005.
- (35) 地道拓志, 藤田英明, 赤木泰文, “エネルギー蓄積要素を大幅に低減できる瞬時電圧低下補償装置の実験的検討”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 125, No. 12, pp. 1153–1160, 2005.
- (36) 地道拓志, 藤田英明, 赤木泰文, “直列補償型瞬時電圧低下補償装置に使用する直列変圧器の直流磁束抑制法”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 127, No. 3, pp. 308–314, 2007.
- (37) 山田正樹, 鈴木昭弘, 岩田明彦, 菊永敏之, 吉安一, 山本和生, 羽田野伸彦, “階調制御型瞬低補償装置の提案”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 125, No. 2, pp. 119–125, 2005.
- (38) 山田正樹, 鈴木昭弘, 岩田明彦, 菊永敏之, 吉安一, 山本和生, 羽田野伸彦, “階調制御型瞬低補償装置におけるエネルギー流用制御”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 125, No. 2, pp. 126–132, 2005.
- (39) 長石晋太郎, 山下良範, 川畑良尚, 川畑隆夫. “電気二重層コンデンサを用いた瞬低補償装置”. 平成 18 年電気学会産業応用部門大会, 第 1 巻, pp. 591–594, 2006.
- (40) H. Zaitzu, H. Nara, H. Watanabe, M. Oobe, S. Sugimoto, R. Hatano, and N. Yamamoto. “Uninterruptible Power Supply System Utilizing Electric Double-Layer Capacitors”. In *Power Conversion Conference 2007, Nagoya*, Vol. 1, pp. 230–235, 2007.
- (41) 坂井良孝, “電気二重層キャパシタ式瞬低補償装置”, 電気学会誌, vol. 128, No. 9, pp. 610–613, 2008.

- (42) N. Kawakami, Y. Iijima, K. Suzuki, Y. Yamamoto, M. Abe, Y. Tashiro, H. Aizawa, H. Takeda, H. Abe, and M. Sato. “Development and Field Experiences of Large Capacity Voltage Sag Compensation System using NAS Battery”. In *The 2005 International Power Electronics Conference*, Vol. 1, pp. 445–449, 2005.
- (43) 小西芳樹, “NAS 電池式瞬低補償装置”, 電気学会誌, vol. 128, No. 9, pp. 606–609, 2008.
- (44) I. Takahashi, Y. Okita, and I. Andoh. “Development of long life three phase uninterruptible power supply using flywheel energy storage unit”. In *International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems for Industrial Growth, 1996*, Vol. 1, pp. 559 – 564, 1996.
- (45) C. Junling, J. Xinjian, Z. Dongqi, and W. Haigang. “A Novel Uninterruptible Power Supply using Flywheel Energy Storage Unit”. In *The 4th International Power Electronics and Motion Control Conference 2004(IPEMC2004)*, Vol. 3, pp. 1180 – 1184, 2004.
- (46) R. d. Andrade Jr., A. C. Ferreira, G. G. Sotelo, J. L. S. Neto, L. G. B. Rolim, W. I. Suemitsu, M. F. Bessa, R. M. Stephan, and R. Nicolsky, “Voltage Sags Compensation Using a Superconducting Flywheel Energy Storage System”, *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, vol. 15, No. 2, pp. 2265–2268, 2005.
- (47) I. Ando, J. Shibata, H. Haga, and K. Ohishi. “Long Life UPS based on Active Filter and Flywheel without Electrolytic Capacitor”. In *European Conference on Power Electronics and Applications, 2007*, Vol. 1, pp. 1–10, 2007.
- (48) 足立良夫, “誘導機のコンデンサ自励現象”, 電気学会雑誌, vol. 80, pp. 8–15, 1960.
- (49) M. Mohd, A. M. Radzi, and M. I. A. Hakim. “Basic Design Aspects of Micro Hydro Power Plant and Its Potential Development in Malaysia”. In *Power and Energy Conference 2004*, Vol. 1, pp. 220 – 223, 2004.
- (50) L. Wang, D.-J. Lee, J.-H. Liu, Z.-Z. Chen, Z.-Y. Kuo, H.-Y. Jang, J.-J. You, Jin-Tsang, Tsai, M.-H. Tsai, W.-T. Lin, and Y.-J. Lee. “Installation and Practical Operation of the First Micro Hydro Power System in Taiwan Using Irrigation Water in an Agriculture Canal”. In *Power and Energy Society General Meeting*, Vol. 1, pp. 1–6, 2008.
- (51) S.S.Murthy, “Analysis of self-excited induction generators”, *IEE PROC*, vol.

- 129, pp. 260–265, 1982.
- (52) T.F.Chan, “Analysis of self-excited induction generators using an iterative method”, *IEEE Trans.Energy Conversion*, vol. 10, pp. 502–506, 1995.
 - (53) T.A.Lipo, “The Analysis of Induction Motors with Voltage Control by Symmetrically Triggered Thyristors”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 90, No. 9, pp. 515 – 525, 1971.
 - (54) Kenly, L. William, Bose, and K. Bimal, “Triac Speed Control of Three-Phase Induction Motor with Phase-Locked Loop Regulation”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 12, No. 5, pp. 492 – 498, 1976.
 - (55) 宮入庄太. 『大学講義 最新電気機器学』. 丸善, 2003. ISBN: 4-621-04155-X C3054.
 - (56) 電気学会. 『電気学会電気規格調査会標準規格 JEC-2137-2000 誘導機』. 電気書院, 2000. ISBN: 4-485-95958-9 C3054.
 - (57) 長谷部寿郎, 山本肇, “都市間輸送の高速化に貢献する次世代高速新幹線駆動システム”, *東芝レビュー*, vol. 61, No. 9, pp. 7–10, 2006.
 - (58) C. Chakraborty, S. N. Bhadra, and A. K. Chattopadhyay, “Analysis of parallel-operated self excited induction generators”, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, No. 2, pp. 209 – 216, 1999.
 - (59) 日本ケミコン. “電気二重層キャパシタ DLCAP”.
 - (60) M. Mohd, A. M. Radzi, and M. I. A. Hakim. “電気二重層コンデンサ用電圧バランス回路の研究”. 電気学会半導体電力変換産業電力電気応用研資, 第 SPC-04-37 巻, pp. 31 – 34, 2004.
 - (61) 金尾則一, 青木孝典. “電気二重層コンデンサを用いた瞬低補償装置の開発”. Technical Report 42, 北陸電力, 2008.
 - (62) 伊東洋一. “発展途上国向け気象レーダシステム用無停電電源装置の開発”. Technical report, 電気学会, 12 2007.
 - (63) 肥後徳仁 (株式会社デンソー). “移動ロボットの電力供給装置”. 特開 2001 - 339875, 2000. 特願 2000-349600.
 - (64) 堀部武史 (株式会社安川電機). “ロボット制御装置”. 特開 2005 - 66794, 2005. 特願 2003-302239.
 - (65) 松下茂生 (株式会社安川電機). “産業用ロボットのアーム退避装置および退避方法”. 特開平 6-285785, 1994. 特願平 5 - 98828.
 - (66) 進藤弘 (ヤマハ発動機株式会社). “産業用ロボットのアーム制御装置”. 特開平 6-170691, 1994. 特願平 5 - 190774.

- (67) 富沢修 (オリオン機械株式会社). “自動搾乳機の停電処理方法”. 特開平 2001 - 128574, 1999. 特願平 11-315953.
- (68) F. Z. Peng and J.-S. Lai, “Dynamic Performance and Control of a Static Var Generator Using Cascade Multilevel Inverters”, *IEEE Transactions on IAS*, vol. 33, No. 3, pp. 748 – 755, 1997.
- (69) 高久拓, 磯部高範, 鳴島じゅん, 筒井広明, 嶋田隆一, “磁気エネルギーを蓄積回生する電流スイッチによる力率改善”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 125, No. 4, pp. 372–377, 2005.
- (70) F. D. Wijaya, T. Isobe, K. Usuki, J. A. Wiik, and R. Shimada, “A New Induction Generator Voltage Controller Using Controlled Shunt Capacitor, SVC Magnetic Energy Recovery Switch”, 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 129, No. 1, pp. 29–35, 2009.
- (71) ヤマハ発動機, “<http://www.yamaha-motor.co.jp/>”, *YAMAHA MOTOR*, 2005.
- (72) 日本電機工業会, “<http://www.jema-net.or.jp/>”, *JEMA*, 2005.
- (73) 社団法人日本ガス協会. “都市ガスコージェネレーションの稼働実績 (累計設置容量) について”. Technical report, 社団法人 日本ガス協会, 7 2008.
- (74) 社団法人日本内燃力発電設備協会. 自家発電設備の出力算定法 (NEGA C201). 社団法人 日本内燃力発電設備協会, 2002.
- (75) 岡村幸壽 (電力中央研究所). “三相サイリスタ開閉器”. 特開平 7-31061, January 1995. 特願平 5-193892.
- (76) 鈴木康慎. “回転機を用いた電力安定化に関する研究”. 修士論文, 東京工業大学, 2003.
- (77) 長谷川隆太, “誘導機の自励現象を利用したフライホイール式瞬低保護装置に関する研究”, 学士論文, 東京工業大学, 2004.
- (78) 電気学会. 同期機 (JEC-2130). 電気書院, 2001. ISBN: 4-485-95960-0.
- (79) 足永吉誕. “汎用誘導電動機を用いたフライホイールによる電力品質向上に関する研究”. 修士論文, 東京工業大学, 2005.

研究業績

学術雑誌掲載論文（査読あり）

- (1) 加藤修平, 高久拓, 炭谷英夫, 嶋田隆一, “フライホイール誘導電動機による瞬低保護装置とエンジン発電機併設による UPS,” 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 127, no. 8, pp. 844–850, 2007.
- (2) 加藤修平, 程苗苗, 炭谷英夫, 嶋田隆一, “フライホイール誘導機式瞬低保護装置の貯蔵容量設計と 50 kW 機による実験的検証,” 電気学会論文誌 D (産業応用部門誌), vol. 129, no. 4, pp. 446–452, 2009.

一般雑誌掲載論文（概要査読あり）

- (1) **Shuhei Kato**, Taku Takaku, Hideo Sumitani, and Ryuichi Shimada, “Development of Voltage Sag Compensator and UPS Using a Flywheel Induction Motor and an Engine Generator,” *Electrical Engineering in Japan*, vol. 176, no. 1, pp. 74–81, 15 April 2009.

国際学会発表（概要査読あり）

- (1) Y. Ashie, **S. Kato**, T. Takaku, S. Nomura, and R. Shimada, “Novel Application of Small Unit of Flywheel with Induction Motor for Voltage Sag Compensator, UPS, and Load Stabilization,” *International Power Electronics Conference in Niigata 2005*, Niigata, Japan, 4-8 April, 2005.
- (2) **S. Kato**, Taku Takaku, S. Nomura, and R. Shimada, “Improvement of Electric Power Quality Using a Small Flywheel with a Squirrel-cage Induction Motor,” *Electrical Energy Storage Applications and Technologies 2005*, San Francisco, 17-19 October, 2005
- (3) **S. Kato**, Miao-miao Cheng, Hideo Sumitani, Ryuichi Shimada, “Semiconductor Power Converterless Voltage Sag Compensator and UPS Using a Flywheel Induction Motor and an Engine Generator,” *The 4th Power Conversion Conference Nagoya 2007*, 2-5 April 2007, Nagoya Congress Center, Japan

国内学会発表（第一著者のみ）

- (1) 加藤 修平，足永 吉誕，高久 拓，嶋田 隆一，“三相かご型誘導機を用いた小型フライホイール装置による電力品質向上に関する研究,” 平成 16 年電気学会半導体電力変換研究会, 大阪工業大学 2005 年 1 月 29 日,SPC-05-25.
- (2) 加藤 修平，Athari Mohammad，高久拓，炭谷英夫，嶋田隆一，“フライホイール誘導電動機の並列接続によるエンジン発電機の安定性向上,” 平成 18 年電気学会全国大会, 横浜国立大学，2006 年 3 月 15 日
- (3) 加藤 修平，Athari Mohammad，炭谷英夫，嶋田隆一，“フライホイール誘導電動機による瞬低保護装置とエンジン発電機併設による UPS の開発,” 平成 18 年電気学会産業応用部門大会, 名古屋工業大学，2006 年 8 月 23 日
- (4) 加藤 修平，Miao-miao Cheng，炭谷英夫，嶋田隆一，“フライホイール式半導体変換器レス瞬低保護装置の過負荷特性と並列運転に関する検討,” 平成 19 年電気学会産業応用部門大会, 大阪工業大学 2007 年 8 月 21 日
- (5) 加藤 修平，Miao-miao Cheng，炭谷英夫，嶋田隆一，“フライホイール誘導機式瞬低保護装置のフライホイール容量最適化と設計指針に関する検討,” 平成 20 年電気学会産業応用部門大会, 高知市民プラザ 2008 年 8 月 29 日

受賞暦

- (1) 電気学会優秀論文発表賞（IEEEJ Excellent Presentation Award）
加藤 修平，Athari Mohammad，炭谷英夫，嶋田隆一，“フライホイール誘導電動機による瞬低保護装置とエンジン発電機併設による UPS の開発,” 平成 18 年電気学会産業応用部門大会

謝辞

本研究の遂行ならびに本論文の作成にあたり，終始懇切なる御指導と御鞭撻を賜りました東京工業大学総合理工学研究科創造エネルギー専攻教授 嶋田隆一 先生に深く感謝するとともに厚く御礼申し上げます。

本論文を審査下さいました東京工業大学創造エネルギー専攻堀田栄喜教授，根本孝七教授，飯尾俊二准教授，沖野晃俊准教授には本研究への有益なご指導と貴重なご助言を戴きました。

本研究の遂行ならびに作成および論文添削において，懇切丁寧な御指導と御助言を賜りました東京工業大学原子炉工学研究所准教授 飯尾俊二 先生に深く感謝するとともに厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり，多大な御指導，御助言を頂いた東京工業大学原子炉工学研究所助教 筒井広明 先生に深く感謝するとともに厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり，特にご尽力頂き，フライホイール設計など細部にわたり御指導頂いた東京工業大学原子炉工学研究所非常勤講師 炭谷英夫 先生，株式会社 MERSTech 主任技師 北原忠幸 先生に深く感謝するとともに厚く御礼申し上げます。

本研究を鉄鋼分野産業用の観点から大変貴重な御意見・御指摘を頂き，また試験場所を提供していただいた新日本製鐵株式会社 福谷和彦 特任教授に深く感謝するとともに厚く御礼申し上げます。

本研究のエンジン発電機の安定化に関して大変貴重な御意見・御指摘を頂き，実験用エンジン発電機・水中ポンプの手配および実験を手伝って頂いたオーハツ株式会社顧問 熊谷雅久 氏，営業部 三好和久太 氏，技術部 開発課 木村均氏に深く感謝するとともに厚く御礼申し上げます。

本研究の瞬低保護装置の過負荷実験を手伝って頂き，負荷器を手配して頂いた日鉄エレクトックス株式会社 黒岩重光氏，小野浩史氏，有元和人氏に厚く御礼申し上げます。

また， \LaTeX の使用法をはじめとし，学会のプレゼンテーション資料の添削，輪講での大変有意義な御指摘・御意見など細部にわたりご指導頂いた統合研究院ソリューション研究機構 特任助教 野村新一 先生，富士電機デバイステクノロジー株式会社 高久拓 博士に深く感謝いたします。また統合研究院ソリューション研究機構 特任助教 Jan Wiik 先生には英語論文の添削および誘導電動機の実用的な議論など多くのご意見を頂き感謝いたします。計算機の使用法をはじめとし誘導電動機およびフライホイールの概論について有

意義な議論・御意見を頂いた統合研究院ソリューション研究機構 磯部 高範 博士に感謝申し上げます。JT-60 などの大型トカマク装置およびその電源部見学などの機会を与えて下さいました統合研究院ソリューション研究機構 特任教授 松川達哉 先生に感謝致します。

本研究の中心部分の実験装置設計、製作、実験遂行および測定の実務的な内容を手伝って頂いた博士課程二年 程苗苗 氏、修士課程二年 辻野巧 氏に感謝申し上げます。さらに在学時は本研究の一部を手伝って頂いた足永 吉誕 氏、長谷川 隆太 氏、Mohammad Athari 氏に感謝致します。

パワーエレクトロニクスの観点から本研究に貴重な御意見を頂きました東芝三菱電機産業システム株式会社パワーエレクトロニクス部技術主幹 川上紀子 氏に感謝致します。

誘導発電機の内部回路の議論や 1 kW クラスでの実験データを提供して頂いた博士課程二年 Fransisco Danang Wijaya 氏に感謝致します。同期博士課程である博士課程三年 三又秀行 氏には計算プログラムのコメントやテニスの相手などをして頂き感謝致します。また、実験装置の電子工作部分について有意義なコメントを頂いた修士課程二年 桑原大介 氏に感謝致します。研究室生活において将棋相手となって頂いた博士課程一年 羽瀧峻行 氏、修士課程二年 池田健太郎 氏に感謝致します。修士課程二年 中川喜栄 氏にはフライホイール取り付け時に手を貸して頂き、有難うございました。修士課程一年 風間紀之氏には抵抗負荷器の半田付けの手伝いをして頂き有難うございました。円滑に研究を進めるために必要な物品の購入の事務・経理に関してお世話になりました秘書 中嶋香奈美 氏にお礼申し上げます。東京工業大学原子炉工学研究所 研究支援推進員 片岡美果 氏には計算機の使用をはじめとしコーヒー倶楽部の集金係を担当して頂き有難うございました。

そして本研究の遂行にあたり、種々の御協力を頂きました、嶋田・飯尾研究室の先輩諸兄および同輩・後輩諸君に感謝致します。

最後に私の学業を長期間にわたり温かく見守り続けて下さいました父進、母幸枝、兄暢介にあらためて感謝致します。

検印省略
著者承認

平成 20 年度 東京工業大学 学位論文
フライホイール付誘導電動機による電力システムの
停電保護と安定化に関する研究

平成 20 年 12 月 26 日 初 版 第 1 刷 発行

平成 21 年 2 月 2 日 修正版 第 2 刷 発行

平成 21 年 3 月 11 日 修正版 第 3 刷 発行

著 者	加藤 修平
編集者	嶋田 隆一
発行者	伊賀 健一
発行所	国立大学法人 東京工業大学 〒152-8550 東京都目黒区大岡山 2-12-1, N1-33 統合研究院ソリューション研究機構 嶋田研究室 電話 (03) 5734-3328 FAX (03) 5734-3838
組版者	高久 拓
製本所	東京工業大学生活協同組合

© 加藤 修平 2008 無断複写・転載を禁ず

PRINTED IN JAPAN

非売品



著者近影

(2005年11月、改装工事直前の夢工房にて)

著者略歴

昭和 56 年 12 月	神奈川県横須賀市生まれ
平成 12 年 3 月	神奈川県立横須賀大津高等学校 卒業
平成 16 年 3 月	日本大学生産工学部電気工学科 卒業
平成 18 年 3 月	東京工業大学 理工学研究科 原子核工学専攻 修士課程 修了
同年 4 月	東京工業大学 総合理工学研究科 創造エネルギー専攻 博士課程 進学