

電力系統の事故時および平常時の
周波数変動解析に関する研究
Studies on Power System Frequency
Dynamic Analysis under Emergency and
Normal Conditions

2016年7月

早稲田大学大学院 先進理工学研究科

井上 俊雄

Toshio INOUE

目次

1. 序 論	1
1.1 事故時の周波数変動解析	1
1.1.1 火力プラント出力応動の重要性	1
1.1.2 本研究の貢献	2
1.2 平常時の周波数変動解析	3
1.2.1 負荷周波数制御の重要性	3
1.2.2 本研究の貢献	4
1.3 各章の内容梗概	5
1.3.1 第2章	5
1.3.2 第3章	6
1.3.3 第4章	8
1.3.4 第5章	9
1.3.5 第6章	11
参考文献	13
2. 事故時周波数変動解析用貫流火力プラントモデルの開発	15
2.1 緒言	15
2.2 開発モデルの概要	15
2.2.1 ボイラー主蒸気圧力・流量モデル	15
2.2.2 プラント制御系モデル	17
2.2.3 モデルの使用定数	18
2.2.4 サンプルシミュレーション	20
2.3 実機の周波数変動模擬試験結果との対比	22
2.3.1 実測とプラントモデルの対比	22
2.3.2 実機応動の考察	28
2.4 結言	29
付録	29
参考文献	30
3. 事故時周波数変動解析用 CCGT プラントモデルの開発	32
3.1 緒言	32
3.2 系統運用・制御面の CCGT プラントの主要な運転特性	32
3.3 事故時周波数変動解析用プラントモデルの要件の明確化	33
3.4 開発モデルの概要	34
3.4.1 モデルの構成	34
3.4.2 ガスタービンモデル	36
3.4.3 蒸気タービン出力モデル	37
3.5 プラントモデルの精度検証例	38

3.5.1	ガスタービン・蒸気タービンモデルの使用定数の算定	39
3.5.2	制御系モデルの構築	39
3.5.3	実機とプラントモデルの対比	41
3.6	周波数変動時のプラント応動特性	43
3.6.1	周波数変動時の応動	43
3.6.2	別メーカープラントの精度検証例	45
3.7	開発モデルのバリエーション	45
3.7.1	多軸型プラントへの適用	45
3.7.2	周波数上昇時の簡易モデル	46
3.8	結言	49
	付録	50
	参考文献	50
4.	負荷周波数制御 (LFC) 解析用貫流火力プラントモデルの開発	52
4.1	緒言	52
4.2	LFC 運転時の火力プラント出力変化	53
4.2.1	中心出力 (出力変化の緩やかな成分)	53
4.2.2	出力変化分 (出力変化の速い成分)	53
4.3	開発モデルの概要	53
4.3.1	モデルの特長	54
4.3.2	モデルの構成	55
4.4	開発モデルの精度検証	57
4.4.1	出力変化分の検証	57
4.4.2	中心出力を含めた検証	60
4.5	実規模系統の LFC 解析ツール例	60
4.5.1	LFC 解析ツールの概要	60
4.5.2	シミュレーションの精度検証	62
4.6	結言	63
	参考文献	64
5.	出力応動遅れの大きい発電機を活用する LFC 制御ロジックの提案	65
5.1	緒言	65
5.2	出力応動遅れの大きい発電機を活用する LFC 制御ロジックの提案	65
5.2.1	制御ロジックの全体構成	65
5.2.2	LPF の一次遅れ時定数の設定	66
5.2.3	PID 制御定数の設定	67
5.3	シミュレーションによる提案ロジックの効果検証	68
5.3.1	モデルの全体構成	68
5.3.2	系統負荷変動データ	68
5.3.3	系統周波数特性 (GF 特性・負荷特性) モデル	69

5.3.4 LFC 発電機モデル	69
5.3.5 LFC 制御ロジックモデル	70
5.3.6 想定ケースと結果	72
5.3.7 実システムに向けた制御ロジック構成例	76
5.4 結言	77
付録 系統負荷変動特性に着目した LFC 所要調整力の算定法	77
参考文献	80
6. 負荷周波数制御シミュレーションの高度化	81
6.1 緒言	81
6.2 開発手法の概要	81
6.2.1 開発手法の従来手法との関連	81
6.2.2 プログラムの構成と演算処理フロー	82
6.2.3 解析条件・モデル	84
6.3 計算アルゴリズム	86
6.3.1 新しい数値積分手法の適用	86
6.3.2 モデル系統での求解性能の検証	87
6.3.3 新しいノード周波数算出法	90
6.4 需給変化時の長時間動特性シミュレーション解析例	93
6.4.1 解析条件	93
6.4.2 解析結果	94
6.5 結言	97
付録 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法の特徴	97
参考文献	106
あとがき	108
謝辞	110
研究業績	111

1. 序 論

我が国ではエネルギーの安定供給とコストの低減の観点からエネルギー政策の見直しが行われ、現在、安定供給の確保、電気料金の最大限抑制、需要家の選択肢や事業者の事業機会の拡大を目的として電力システム改革が進められている。一方、低炭素社会の実現に向けて再生可能エネルギー導入促進のために固定価格買取制度が導入された結果、電力システムの安定運用に影響を与える自然変動電源である太陽光発電の導入が急増している。

このように電気事業を取り巻く環境は大きく変化しているが、その根底にあるのは電力システムの供給信頼性の確保であることには何らの変化もない。電力システムの供給信頼性の確保の考え方は長期的および短期的な側面から整理されている。長期的には電力需要に見合う十分な発電設備の確保ならびに安定かつ効率的に電力輸送ができる流通設備の確保である。短期的には電力システムの安定運用の確保であり、事故時の系統セキュリティ維持（系統安定度、周波数、電圧の維持）ならびに平常時の電力品質の維持を可能とする電力システムの安定運用の確保である。

本研究の対象は、上記の電力システムの安定運用の確保のうち、事故時の周波数維持と平常時の周波数品質の維持である。電力システムの周波数の維持を実現するには、それを支える基盤的な研究開発が必要であり、しかも、電源構成の変化、電源特性や電源運用の変化などの電力系統の特性変化に対応できる研究成果であることが要求されるため、過去の研究成果がそのまま適用され続けることが必ずしもできるわけではない。

本研究は、事故時および平常時における周波数変動シミュレーション解析に関する研究である。電力システムの周波数変動シミュレーション解析は、系統事故時の周波数異常（周波数の大幅な変動）に対する周波数安定化制御の策定、ならびに平常時の周波数

品質維持のための周波数制御の実施において重要な役割を果たしている。

本章では系統事故時ならびに平常時の周波数変動解析の概要を述べる中で本研究の貢献を明確にする。なお、電力システムにおける周波数制御の詳細は電気学会技術報告所^[1-1]に良くまとめられている。

1.1 事故時の周波数変動解析

近年の大停電事故では安定度崩壊や送電線過負荷による電源脱落あるいは系統分離によって電源と負荷の不均衡が大きくなり、系統周波数変動、特に周波数低下によって電源が連鎖的に脱落して大停電事故へ拡大するケースが多い。これを防止するためには、シミュレーション解析によって事故時の周波数変動を精度良く事前に予測し、適切な事故波及防止対策を立てておくことが重要である。

1.1.1 火力プラント出力応動の重要性

周波数変動は各種電源の出力応動特性と負荷特性によって定まるが、電源側の特性としては主要電源である火力プラントの出力応動特性が重要となる。

(1) 汽力火力プラント

汽力プラントはボイラー形式によってドラム火力と貫流火力に区分される。ドラム火力では単位出力当たりのボイラー保有水や蒸気量が貫流火力と比べて多いので、ボイラーの等価的な応動時定数（周波数変動時のガバナ動作によるタービン蒸気流量変化に対するボイラー主蒸気圧力変化の応動時定数）が長い。このため、周波数変動解析で重要な系統事故発生から1～2分間程度の比較的短い時間領域では、火力プラントの出力応動特性をタービン・ガバナ応動のみによって考慮することが可能である。周波数の大幅な上昇では、ガバナ動作によるタービン蒸気制御弁の急速閉鎖や制御弁動作の非線形特性の考慮が重要である。そのような詳細タービ

ン・ガバナモデル^[1-2, 1-3]が従来から提案されている。

一方、我が国では1970年代から、技術革新によってドラム火力から超臨界圧貫流火力（以下、貫流火力）への移行とそれによる発電効率の向上や単機容量の増大が進められ、1990年代には汽力火力プラントの主体は貫流火力によって占められるようになった。

貫流火力では単位出力当たりのボイラー保有水や蒸気量がドラム火力と比べて少なくボイラーの等価的な応動時定数が短いため、周波数変動解析で重要な1~2分程度の短い時間領域においても、タービン蒸気流量変化に対するボイラー主蒸気圧力の変化がドラム火力と比べて大きい。主蒸気圧力の変化が許容範囲を超える、あるいは火力プラント安定運転に重要な影響を及ぼす場合、プラントはトリップされる^[1-4]。また、貫流火力のプラント制御系では、発電機出力を設定値に一致させるため、ボイラー制御（給水・燃料流量制御）とタービン制御（加減弁開度制御）を協調して制御する「ボイラー・タービン協調制御」（以下、協調制御）が適用されている^[1-5]。この制御では、中央給電指令所等からの出力設定変化に対応して、ボイラーの安定運転内で迅速に加減弁を制御すると同時にボイラー出力を変化させることで、良好な負荷追従性能が得られる。しかしその一方、貫流火力では協調制御の応動がプラント出力応動特性へ与える影響が強いため、周波数変動時の貫流火力の出力応動を精度良く求めるには従来のようなタービン・ガバナ応動だけでなく、主蒸気圧力や協調制御の影響を考慮する必要がある。さらに、近年では、部分負荷時の熱効率向上などの面から変圧運転が一般的になっており、その影響も考慮する必要がある^[1-6]。

(2) コンバインドサイクルプラント

CO₂排出、発電効率や建設工期の面のメリットから、新設火力プラントとしてコンバインド

サイクルプラントの導入が進められている。我が国では1980年代半ばに最初の本格的なコンバインドサイクルが導入され、その後、コンバインドサイクルの導入が増加してきた。一方、1996年のマレーシア系統事故^[1-7]では周波数低下によってガスタービンプラントやコンバインドサイクルプラントの連鎖トリップが発生し大停電事故へ波及し、これを契機としては、周波数変動時のコンバインドサイクルプラントの出力応動特性の把握の重要性が我が国においても高まった。コンバインドサイクルプラントはドラム火力や貫流火力といった従来の汽力火力プラントと異なり、ガスタービンと蒸気タービンを組合せた構成となっている。このため、周波数変動時のコンバインドサイクルプラントの出力応動を精度良く求めるにはガスタービン、蒸気タービンの応動を考慮することが必要である。

1.1.2 本研究の貢献

本研究では大容量火力プラントの近年の主流を占めている貫流火力プラントとコンバインドサイクル火力プラントを対象とし、事故時の周波数変動系統解析用モデルをそれぞれに開発した^[1-8, 1-10]（第2章、第3章）。開発した貫流火力プラントモデルではタービン・ガバナ系の応動だけでなくボイラー主蒸気圧力変化やプラント制御系（ボイラ・タービン協調制御）の応動の影響などを考慮している。開発したコンバインドプラントモデルではガスタービン制御系の応動や燃料や空気の流量変化による燃焼温度変化ほかの影響を考慮しているなど、両モデルともに、これまでの課題を解決した、事故時周波数変動解析用として新規性の高いモデルである。開発したモデルは電力各社の周波数安定化システムで活用されて電力供給安定供給に大きく貢献している。

1.2 平常時の周波数変動解析

周波数品質を確保するため電力各社では周波数を基準周波数（50 Hz または 60Hz）に一致するように需要変動に応じた発電調整を実施し、需要と供給（電力需給）の均衡を維持している。周波数の管理目標（最大周波数偏差）は系統規模に応じて基準周波数 $\pm 0.2\text{Hz}$ ～ $\pm 0.3\text{Hz}$ である。

電力系統では多数の発電機が運転されているが、周波数制御を分担しているのは火力機、水力機である（原子力機は出力一定運転しており周波数制御は分担せず）。このうち水力機は出水状況によって周波数制御に必要な出力調整が制約される時期があり、年間を通じて出力制御が可能な火力機が周波数制御の主体となっている。

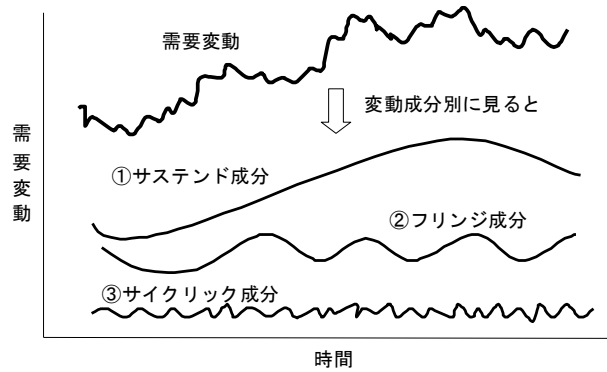
近年、電力自由化（電力システム改革）の進展や再生可能エネルギー（太陽光、風力など自然変動電源）の導入拡大との関連において電力系統の周波数制御の研究の必要性が非常に高まっている。

1.2.1 負荷周波数制御の重要性

電力系統の需要変動（負荷変動）は一見するとランダムな変動であるが、変動成分別にみるとサステンド成分（長周期成分）、フリンジ成分（短周期成分）、サイクリック成分（小幅変動成分）に分けることができる（図 1.1^[11]）。変動成分に応じてそれぞれ次の制御が実施されている。

(1) サステンド成分

20 数分以上の長周期の需要変動成分である。本成分は日間負荷変動カーブからある程度予測可能であり、予測負荷に見合うよう経済性（主として発電燃料費）を考慮して発電機の出力配分が決定され、中央制御（中央給電指令所から制御）されている。この制御は EDC（経済負荷配分制御：Economic Dispatching Control）と呼ばれる。



①サステンド成分 (20数分程度以上の長周期変動分)	日間需要変動カーブからある程度予測可能 経済性を加味して発電機出力を自動指令 (経済負荷配分制御:EDC)
②フリンジ成分 (数分～20分程度までの短周期変動分)	実周波数と基準周波数の偏差を検出して中 央制御で補正、(負荷周波数制御:LFC)
③サイクリック成分 (数分までの小幅変動分)	系統周波数特性(発電機のガバナフリー運 転および需要の自己制御性)によって吸収

図 1.1 平常時の需要変動特性と周波数制御分担

Fig.1.1. Characteristics of a power system load fluctuation and associated generation control

(2) フリンジ成分

数分から 20 分程度の短周期の需要変動成分である。本成分の予測は困難であるため、これによる周波数変動は LFC（負荷周波数制御: Load Frequency Control）によって制御される。すなわち、実周波数と基準周波数からの偏差を小さくするように発電機出力が中央制御されている。また、上述の EDC の予測誤差で生じる周波数変動も LFC の制御分担である。

(3) サイクリック成分

数分以下の小幅な需要変動成分である。これによる周波数変動は発電機のガバナフリー運転と負荷の自己制御性によって抑制される（下記）。

・ガバナフリー運転

発電機自端の周波数（厳密には回転数）を検出し、周波数が下がると発電出力を増して周波数の低下を抑制する運転である（周波数上昇はこの逆）。これは中央制御の EDC、LFC による出力調整とは異なり、数分以下の周波数変動を抑制するため発電出力を迅速に調整するローカル制御である。

・負荷の自己制御性

電動機では周波数が上がると回転数が増えて負荷

が増える。これによって周波数上昇が抑制される(周波数が下がる場合はこの逆)。このような、負荷が周波数変動を抑制する特性を指す。

電力自由化(電力システム改革)における発電事業者の発電計画(30分計画値同時同量)と時々刻々の需要変動との差異によって生じる需給インバランス、ならびに再生可能エネルギー導入拡大によって生じる自然変動電源の出力変動は予測困難である。このため、これらの予測困難な要因によって電力系統に追加される周波数変動はLFCの制御分担になる。このため、今後、周波数品質確保におけるLFCの重要性は非常に高まる。また、LFCの所要調整力や制御性能の評価のためのLFCシミュレーション解析(平常時の周波数変動解析)、LFCの制御性能の向上が特に重要な課題である。

1.2.2 本研究の貢献

本研究の成果はLFCにおける以下の課題の解決に貢献したものである。

(1) LFCシミュレーションにおける火力機の実出力遅れの考慮

LFCでは短周期の負荷変動に対応するため、出力調整指令に対する火力機の実出力遅れ(無駄時間遅れ)も重要な留意点となる。特に石炭火力機では給炭機、ミル等の応動遅れに起因して、出力指令に対する出力遅れが大きい傾向が見られる場合がある(図1.2^{[1-11])}。

また、熱効率の面から、中間出力帯では蒸気加減弁の開度を一定にしてボイラー蒸気圧力を変化することで出力を調整する変圧運転の採用が近年では一般的である。これによりLFC指令に対する発電機出力応動が遅れる傾向になることにも留意する必要がある。

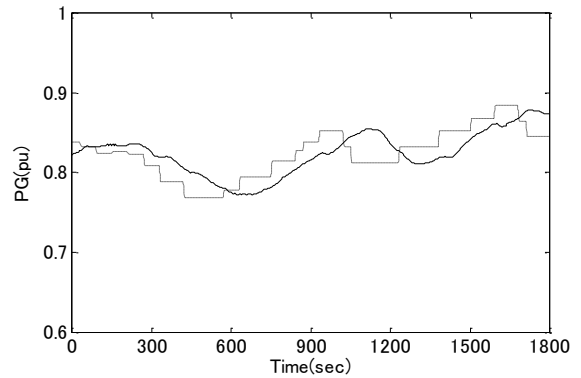


図 1.2 LFC 運転時の石炭火力機の実出力遅れ実測例
(実線：発電機出力、破線：発電機出力指令)

Fig. 1.2. Example of generator power response of a coal-fired thermal power plant in LFC operation (Recorded data)

このような火力機の実出力遅れを表現したLFCシミュレーション用火力(汽力)プラントモデルの開発は課題であったが本研究において開発した^[1-12](第4章)。事故時の周波数変動解析とは異なり、LFCシミュレーション(平常時の周波数変動)では解析対象時間は数時間程度の長時間にわたり、しかも、系統全体を模擬するので発電機台数は多数ではあるが、周波数変動の大きさは事故時と比べてかなり小さい、という特徴がある。この特徴に適するように、開発したモデルは事故時周波数変動解析用モデル(第2章)よりは大幅に簡易なモデルにするとともに、中央給電指令所からのLFC指令(LFC火力への出力指令)変化に対する発電機出力遅れを考慮した新規性の高いモデルである。また、開発したモデルを用いた実規模系統のLFCシミュレーション解析では実測対比によって解析精度が良好なことを検証した^[1-13]。開発モデルは電力各社において活用されている。

(2) 中給LFCの制御ロジックの改良

中給LFCの制御ロジックにはもともと位相遅れ生じる要素、例えば平滑用フィルターや積分要素などが存在している。このため、火力機の実出力遅れが大きい場合はトータル位相遅れが大きくな

り、系統としての LFC 性能へ影響することも考えられる。発電機の応動遅れを考慮した LFC 制御の改良が今後の課題であるとの指摘がなされている^[1-14]。この課題を解決するための新しい制御ロジックを本研究において開発した^[1-15] (第 5 章)。開発した制御ロジックは電力会社の中央給電指令所の LFC ロジックとして採用されている^[1-16]。

(3) LFC シミュレーションの高度化

現行の LFC シミュレーションでは電力系統の需給・周波数制御のみを解析している。電力自由化の下においては需給・周波数制御と電圧・無効電力制御は制度面では個別に扱われる可能性があるが、電力の安定供給の点からは両者は一体として考えることが重要である。このため、需給・周波数制御と電圧・無効電力制御を統合して効率的に解析できるシミュレーション手法を開発した^[1-17]。開発手法は LFC シミュレーションの高度化に資すると期待される。

1.3 各章の内容梗概

事故時の周波数変動解析に関しては、周波数変動シミュレーション用に開発した貫流火力プラントモデルと周波数変動時の同プラント出力応動特性を第 2 章で述べる。また、近年増加しているコンバインドサイクル火力プラントと周波数変動時の同プラント出力応動特性を第 3 章で述べる。

平常時の周波数変動解析については、負荷周波数制御シミュレーション用に開発した貫流火力プラントモデルおよび開発モデルを用いた実規模系統の LFC シミュレーション例を第 4 章で述べる。第 5 章では出力応動遅れの大きい発電機を活用するための開発した負荷周波数制御ロジックを述べる。

さらに、負荷周波数制御シミュレーションの高度化に向けて、周波数制御と電圧・無効電力制御を統合するために開発しシミュレーション

解析手法を第 6 章で述べる。

上述の各章の内容梗概は次の通り。

1.3.1 第 2 章

従来から汽力火力プラント単体の動特性について、プラント制御系の設計や定数の検討などを目的として、各種の非線形特性やバーナーパターン変化による火炉での収熱変化などの影響までも解析できる詳細なモデルがプラントメーカーによって開発されている。しかし、このようなモデルを多数のプラントを含む電力系統の動特性解析に適用するには、必要とするデータ量が多すぎるとともにデータの算出が困難であること、また数十分間程度のボイラー動特性を解析目的としているのでガバナ系の応動特性のような短時間の特性が簡略化あるいは無視されていること、などの問題があり、これらのモデルを系統解析に適用するのは不適當である。このため、周波数変動解析など電力系統の動特性解析に適した汽力火力プラントモデルとして、貫流火力プラントを対象とし、系統擾乱時の数分間程度までのプラントの典型的な動特性を模擬したモデル^[1-8]を開発した。開発したモデルの特長と構成は以下の通り。なお、開発したモデルを用いた周波数変動時の貫流火力プラントの典型的な出力応動解析例が技術レポート^[1-9]に記載されている。

(1) 開発モデルの特徴

- ・ボイラー動特性：応動の速い蒸気流量と蒸気圧力に着目してモデル化
- ・プラント制御系：協調制御系の基本部分をモデル化
- ・給水・燃料制御系：応動が上記と比べて遅いため簡易にモデル化
- ・タービン・ガバナ系：タービン制御弁（加減弁とインターセプト弁）の急閉機構を含めた詳細モデルを使用

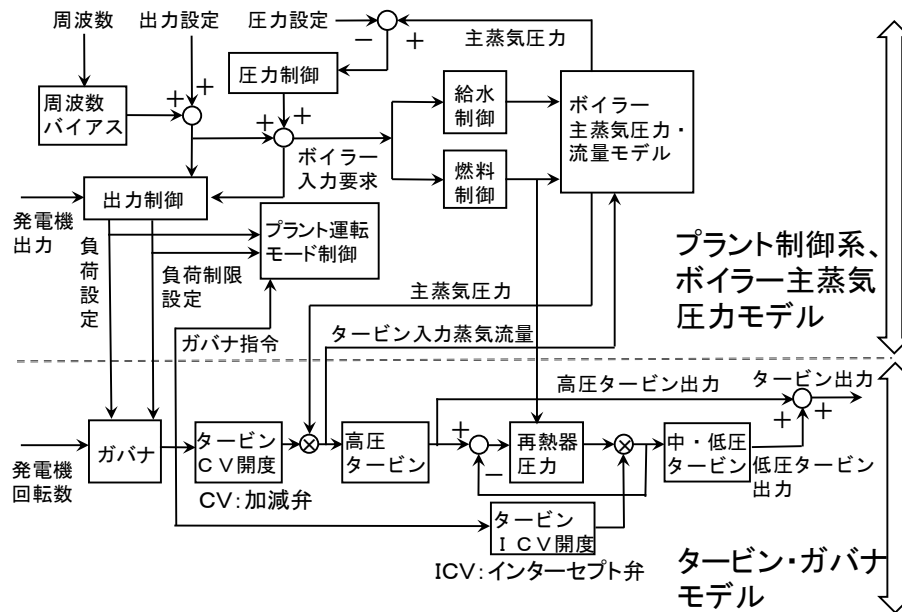


図 1.3 開発した貫流火力プラントモデルの構成概要

Fig. 1.3 Outline of proposed model for thermal power plant with once-through boiler

(2) 開発モデルの構成

貫流火力プラントモデルの構成概要を図 1.3 に示す。プラントモデルの構成は、ガバナ、タービン加減弁、インターセプト弁、高圧タービン、再熱器、低圧タービンから構成されるタービン・ガバナ系モデル（同図下部）にボイラー系モデル（同図上部）を付加した形となっている。

(2a) 主蒸気圧力・流量モデル

ボイラー系モデルのうち、ボイラーの主蒸気圧力・流量モデルがプラントの主要モデルであり、その他はプラント制御系モデルである。主蒸気圧力・流量モデルではボイラーを 4 領域(節炭器、過熱器、主蒸気管、再熱器)に分割し、それぞれの部分での圧力と流量を体積・質量平衡とエネルギー平衡から算定している。

(2b) プラント制御系モデル

プラント制御系の主要な動作は以下の通り。

- ・周波数バイアス：プラントへの発電出力設定（中給指令など）を周波数偏差によって修正
- ・出力制御(タービン制御)：修正後の出力設定、発電機出力ならびに圧力制御からのオーバーライド指令によって、タービン負荷設定（LL 運

時は負荷制限設定）を修正後の出力設定に合致するように制御

- ・圧力制御（ボイラー制御）：主蒸気圧力を設定値に維持するよう燃料・給水指令を制御
- ・燃料・給水制御：圧力制御からの指令値に従って燃料・給水を制御
- ・プラント運転モード制御：プラント制御モードの切換（例えば協調制御からボイラ追従制御へ）

上述した主蒸気圧力・流量モデルのブロック構成と標準的（典型的）な使用定数、ならびにプラント制御系モデルの標準的なブロック構成について第 2 章で述べる。また、実測とシミュレーション結果の対比を通じ、周波数低下時の出力応動特性への協調制御と主蒸気圧力の影響についても同章で述べる。

1.3.2 第 3 章

マレーシアの大停電事故（1996 年）^[1-7]が発生する以前、電力系統の動特性解析に適したモデルは開発されておらず系統の運用・制御の観点から、コンバインドサイクルプラントモデルの応動特性に関する具体的な検討はほとんど行

われていなかった。しかし、上記の大停電事故を契機にして、系統解析用のプラントモデル開発の必要性が我が国でも急速に高まり、系統解析用のコンバインドサイクルプラントモデルを開発した^[1・10]。

(1) 開発モデルの特徴

大容量コンバインドサイクル発電所（系列）を構成する単位プラント（軸）をモデルの対象とし、系統解析上で重要なプラント諸量として、ガスタービン出力、排ガス温度・流量、蒸気タービン出力、燃料流量、空気流量の動特性をモデル化した。なお、開発モデルは多軸型にも対応可能である。

(2) 開発モデルの構成

モデルはプラント制御系、ガスタービン、蒸気タービンの各モデルから構成した（図 1.4）。プラント制御系についてはメーカーの相違による応動特性の差異が見受けられるので、解析対象の制御系モデルをプラント個別（メーカー別）に構築することとし、一方、ガスタービン、蒸気タービンの動特性についてはプラント共通の定式化とした。

(a) ガスタービンモデル

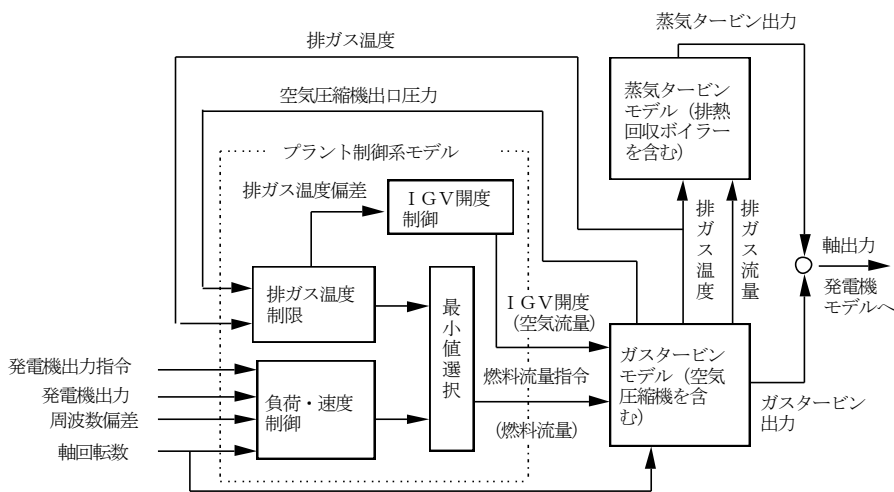


図 1.4 開発したコンバインドサイクルプラントモデルの構成概要（軸単位）

Fig. 1.4 Outline of proposed model for combined cycle gas turbine power plant

ガスの流量、温度、圧力をエネルギー、質量、体積平衡を考慮して計算し、空気圧縮機排気とタービン排気の高ガス温度は、圧縮・膨張の可逆過程から圧縮機、タービンのそれぞれの効率を考慮して算定した。

(b) 蒸気タービンモデル

ガスタービンの排ガス流量と温度に対する蒸気タービン出力の静特性をもとに、排熱回収ボイラーのドラム時定数を考慮した一次遅れとして蒸気タービン出力応動を算定した。

(c) プラント制御系モデル

出力調整は主として燃料流量制御によって、排ガス温度制御は主として空気流量制御すなわち空気圧縮機の IGV（入口案内翼: Inlet Guide Vane）開度制御によってそれぞれ制御される。制御の概要は以下の通り。

・燃料制御

主としてガバナとしての負荷・速度制御信号、ならびに高負荷時に機器高温部分を保護するための排ガス温度上限を制限する排ガス温度制限信号のうちの最小値によって燃料流量が制御される。

・負荷・速度制御

軸出力指令（系列負荷制御装置などから）に軸出力（発電機出力）が一致するように負荷設定を調整する。貫流火力の協調制御と同様、周波数変動時には周波数バイアス（不感帯有）によって出力指令が修正され、修正後の出力設定に軸出力が一致するよう負荷設定が制御される。ガバナ信号（負荷設定に対して軸回転数偏差に応じた速度制御特性を加えた信号）と負荷制限信号の最小値が、負荷・速度制御からの燃料制御指令となる。

・排ガス温度制限

上記の負荷・速度制御による燃料制御（負荷・速度制御モード）は、排ガス温度制限によって燃料流量が制限（排ガス温度制限モード）まで可能である。すなわち、部分負荷では燃焼温度が低いので排ガス温度制限モードにはならないが、定格付近まで負荷が増加して燃焼温度が上昇し、排ガス温度がその設定値を越えた場合、排ガス温度制限モードに移行する（下記の空気流量制御を参照）。

・空気流量制御（IGV 開度制御）

排熱回収ボイラーの発生蒸気温度の変化幅を小さくするため、部分負荷で排ガス流量を減少して温度を高くすることで排熱回収ボイラーでの熱回収を容易するための制御である。IGV 開度制御の排ガス温度設定値は、上記の排ガス温度制限の設定値より若干低い値に設定される。IGV 開度制御の設定値に排ガス温度が制御されている間は、負荷・速度制御モードから排ガス温度制限モードへ移行することはない。しかし、定格付近まで負荷が増加して IGV が全開しても排ガス温度が制御できない場合（真夏など外気温度が高い状況）や周波数低下時のガバナ要求により燃料流量が急速に増加した場合など、排ガス温度制限モードへ移行する。

上述したモデルのブロック構成と標準的（典型的）な使用定数、ならびにプラント制御系モ

デルの標準的なブロック構成について第 3 章で述べる。また、シミュレーション結果を通じ、周波数変動時のコンバインドサイクルプラントの基本的な応動特性についても同章で述べる。

1.3.3 第 4 章

電力自由化の進展に伴い系統の経済運用に対するニーズが高まる中、現状の周波数品質を維持しつつ LFC（負荷周波数制御）における調整力（発電機調整幅と調整速度）を適正化して LFC 発電機へ配分することが求められて来ている。その一方で、電源の多様化の流れから、従来の重油プラントなどに比べて応答が遅い石炭プラントの採用が増加し、また環境問題への配慮から、出力変動の予測が困難な自然エネルギー（風力発電、太陽光発電）の導入量が拡大するなど、LFC による周波数品質の維持が難しくなりつつある。

このような問題に対処するため LFC シミュレーション解析の必要性が急速に高まっており、その解析では周波数調整の主体電源である火力プラントの出力応動特性を精度良く解析することが特に重要である。

(1) 開発モデルの特徴

従来から、LFC 解析用の火力モデルとしては安定度解析用タービン・ガバナ系モデルに LFC 指令に対する出力応動遅れを簡易に追加したモデル（従来モデル）が用いてきた。しかし、従来モデルはプラント制御系やボイラー動特性といったプラントの影響を考慮していないため、近年の火力のようにプラントの影響が少くない状況では LFC シミュレーションの解析精度が大きく低下するという課題があった。

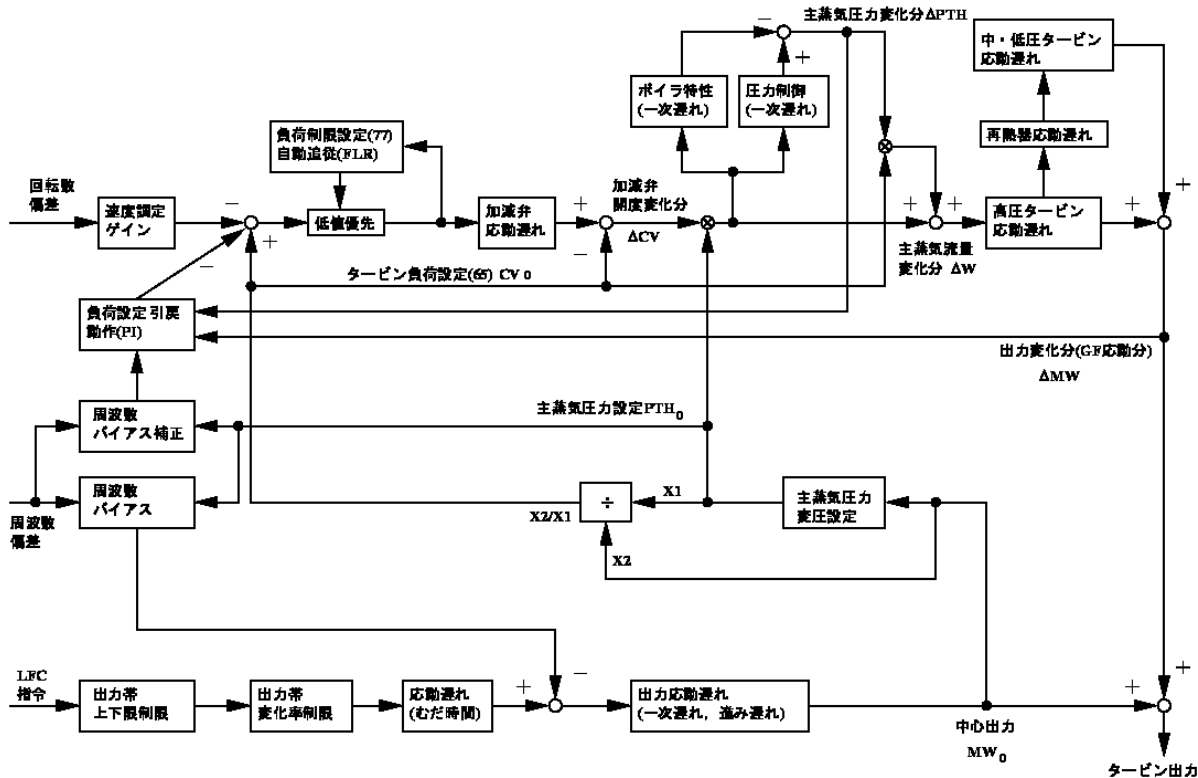


図 1.5 開発した LFC 用貫流火カプラントモデル

Fig. 1.5. Outline of proposed thermal power plant model for LFC simulation

一方、プラントの影響を考慮するため、事故時周波数変動解析用に開発した詳細モデル（第 2 章）を利用することについては、詳細モデルはモデルの規模が大きくて使用定数の数も多いため、多数の火力プラントをモデリングする必要がある LFC シミュレーションでは使用定数の設定や計算効率面で大変扱いにくい面がある。

そこで、詳細モデルをベースにして、解析対象を平常時の周波数変動に限定することでプラント制御系、ボイラー動特性を必要最小限モデル化した LFC シミュレーション用貫流火カプラントモデル（以下、LFC 用モデル）を新たに開発した（図 1.5）^[1-12]。

本モデルでは、プラント制御系については周波数バイアス、負荷設定の引き戻し、ボイラー動特性についてはボイラーの応動遅れ、主蒸気圧力を簡易にモデル化している。

モデルの構成としては、周波数変動に即応する部分（出力変化分：同図中の ΔMW ）と、LFC

指令の変化に対して緩やかに応動するが周波数が変動しても即応しない部分（中心出力：同図中の MW_0 ）、に分けた構成としている。この構成は実機とは異なるが、中心出力と出力変化分を分けることによって簡易かつ精度の良いモデリングを実現している。

(2) 開発モデルの精度検証

ボイラー系の応動が遅くプラントの影響が大きい、石炭燃変圧貫流火カプラントを対象として、開発モデルの解析精度を検証した。また、開発したモデルを使用した実規模系統の LFC シミュレーション解析ツールを開発し、実測結果と対比して検証した^[1-13]。

1.3.4 第 5 章

中給 LFC 制御装置には数十年前に確立された制御ロジックが現在もほぼそのまま踏襲されており、近年の火力機で見られるボイラー制御

や燃料種別等に起因した、LFC 指令（LFC 発電機への出力指令）に対する大きな出力応動遅れには十分に対応できていない。このため、本章では発電機の出力応動遅れの大小に応じて発電調整を分担させる新しい制御ロジックを提案し、石炭火力機など出力応動遅れが大きい発電機の活用効果を示した^{[1]-[5]}。

(1) 提案の制御ロジックの特徴

(a) 地域要求量 AR の変動成分による配分

時々刻々変動する AR（Area Requirement：系統の発電と負荷の需給インバランスを表す。AR が正值であれば発電不足、負値であれば発電過剰）を発電機の追従性能に応じた変動成分に分けて抽出し、出力応動遅れの大きい発電機（群）には緩やかな変動成分、遅れの小さい発電機（群）には速い変動成分を配分する（図

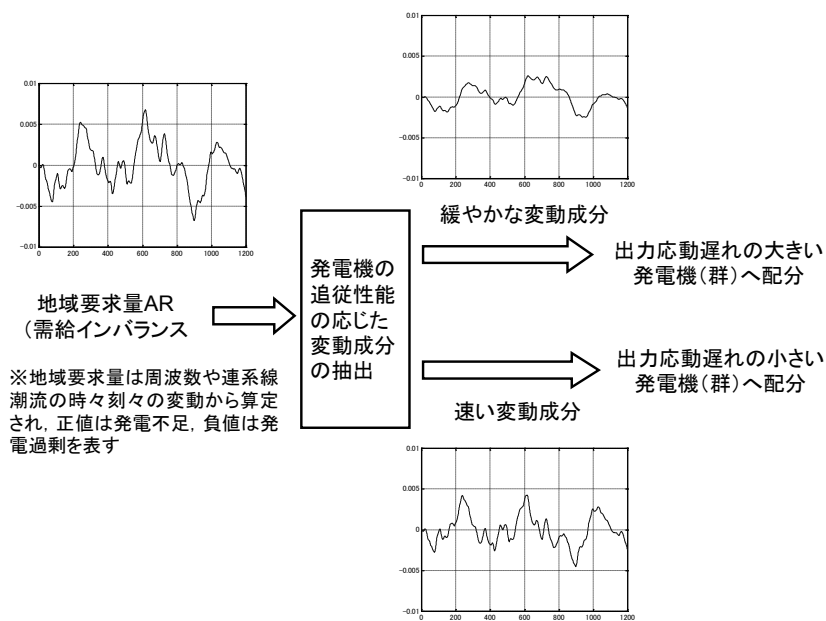
1.6(a)）。

(b) LFC 指令作成における PID 制御の採用

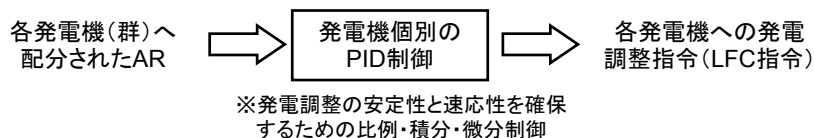
発電調整の安定性と速応性を確保するため、LFC 指令の作成に発電機個別の PID 制御を採用する（図 1.6(b)）。PID 制御定数は発電機の出力応動遅れ特性を考慮して算定し、シミュレーションで最終調整する。

(2) シミュレーションによる効果検証

出力応動遅れが小さい Fast 発電機（コンバインドサイクル発電機をイメージ）、および従来では活用できなかった出力応動遅れが大きい Slow 発電機（変圧貫流石炭火力機をイメージ）の 2 機を想定し、発電調整容量に占める Slow 発電機比率を変化させてシミュレーションした。その結果、Slow 発電機比率の増加に対して次の効果を明らかとした。



(a) 地域要求量 AR の変動成分別の配分



(b) 発電調整の安定性と速応性を確保するための PID 制御の採用

図 1.6 提案の LFC 制御ロジックの特徴

Fig 1.6 feature of proposed control logic for LFC

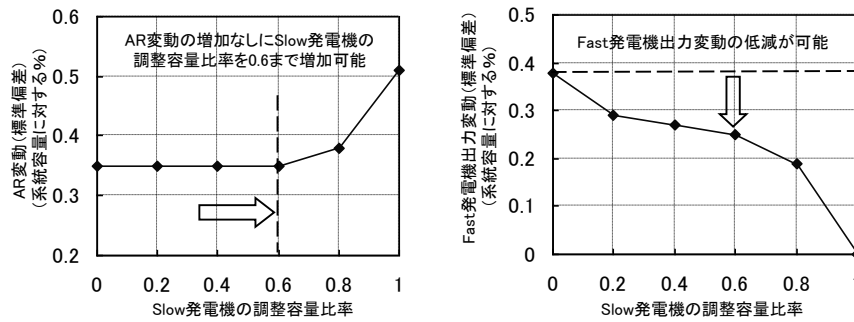


図 1.7 提案ロジックによる Slow 発電機の活用効果 (シミュレーション)
 — 発電調整容量に占める Slow 発電機の比率と AR、Fast 発電機出力変動の関係 —

Fig. 1.7 Effect of Slow generator utilization by proposed control logic

(i)提案ロジックを用いることで AR の変動の増加なしに Slow 発電機の調整容量比率を 0.6 まで拡大できる (図 1.7 左)。

(ii) Slow 発電機の調整容量比率を 0.6 まで拡大した場合、従来と比べて Fast 発電機の出力変動 (標準偏差) を約 30% 低減できる (同図右)。

このように提案の制御ロジックを用いこれにより出力応動遅れの大きい発電機を有効に活用できる。また、提案方式は電力会社の中央給電指令所で採用されている [1-16]。

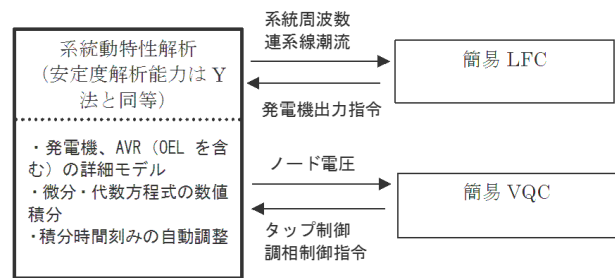
1.3.5 第 6 章

電力自由化の下では有効電力と無効電力が個別に扱われる状況が考えられるが、安定供給の点から両者は一体として管理する必要がある。特に今後は既存設備の有効活用の観点から一層厳しい系統運用が求められるため、系統の動特性を考慮した需給・周波数制御と電圧・無効電力制御の統合的解析手法が重要となる。しかし、現用の需給解析手法ではノード電圧や送電線潮流が解析できず、一方、電圧解析手法では電源の応動や周波数変動が解析できない。

このため、需給・周波数制御と電圧・無効電力制御を同期安定度まで考慮して統合的に効率的に解析可能な手法 (いわゆる電力系統長時間解析) の基本プログラムを開発し、その解析性能を検証した [1-17]。主な成果は次のとおり。

表 1-1 開発プログラムの解析条件・モデル
 Table 1-1 Simulation conditions and modes of developed computer programs

解析条件・モデル		
解析条件	需給変化 (需要変化, 発電機スケジュール出力) 指定	
	発電機並列・解列指定	
	時系列データ (負荷変動, 発電変動) 指定	
	送電線故障指定 (3 LG-O-C)	
解析モデル (1)電源	発電機モデル (詳細パークモデル: Y法と同一)	
	AVRモデル (Y法標準と同一)	
	発電機過励磁抑制 (OEL) モデル	
	火力プラントモデル (ユーザー定義モデル)	
	(2)負荷	誘導機モデル (Y法と同一)
	定Zモデル	
(3)系統制御	電圧・無効電力制御 (VQC) 簡易モデル	
	負荷周波数制御 (LFC) 簡易モデル	



- ・需給変化、発電機出力スケジュール: 入力データとして与える
- ・簡易 LFC と簡易 VQC: 電力会社の実システムの制御ロジックをサブルーチン化すれば容易に置き換え可能

図 1-8 開発プログラムの構成

Fig. 1.8 Structure of developed computer program

(1) 基本プログラムの開発

需給制御と電圧・無効電力制御の効率的な統合的解析が可能な基本プログラムを開発した

(表 1-1、図 1-8)。その特徴は次の通り。

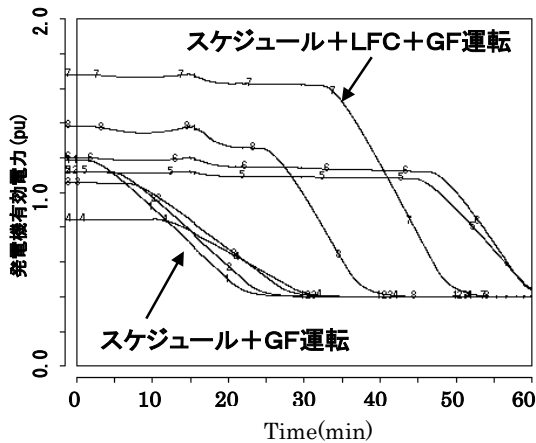
- a) 電力系統解析に特有の不連続変化の発生（地絡事故時電圧急変や制御系リミッタ動作など）に対して、解析の時間刻みを可変にしても数値積分の精度と安定性が維持できる積分手法を検討し^[1-18]、さらに、新しい積分手法（2 段対角型陰的ルングクッタ）を見出して^[1-19]、採用した。これにより同期化力振動などの速い現象が系統に発生した場合には、時間刻みを短縮することで精度と高速性を両立している。
- b) 需給制御と電圧・無効電力制御モデルについては、ユーザー固有の制御モデルに容易に入れ替えることができ、ニーズに応じた詳細な解析が可能である。

(2) 多機系統における解析性能の検証

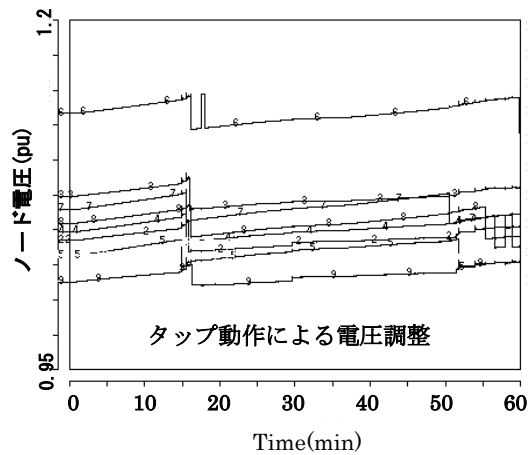
30 機系統モデルで基本プログラムの解析性能を検証した結果、汎用ノート PC で 1 時間相当の現象を概ね 1~2 分で精度良く解析できることが明らかとなった。需要減少時の解析結果の一例を示すと、出力調整電源の応動、負荷ノード電圧の変化、系統周波数偏差や連系線潮流の変動など従来手法では解析できない系統動特性が解析されている（図 1-9）。

(3) 主な適用先

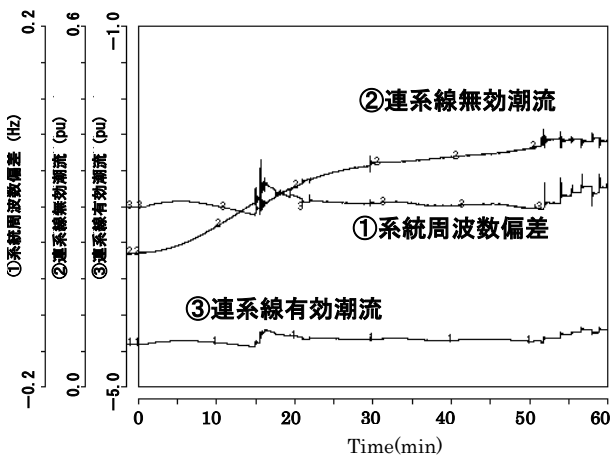
開発した基本プログラムは、動特性を含む電圧安定性解析、負荷周波数制御と電圧・無効電力制御の調整力検討など、よりきめの細かい信頼性検討、効率的な系統運用検討のための支援ツールとして活用が期待される（表 1-2）。



(1) 出力調整発電機 (8 機) の応動



(2) 負荷ノード電圧の変化



(3) 系統周波数偏差、連系線潮流変化

図 1-9 需要変化時の系統動特性解析結果 (例)
 < 電気学会 EAST30 機系統、出力調整電源 : 8 機 (うち 4 機は LFC 運転を併用) >

Fig. 1-9 Simulation result of power system dynamics in system demand change

表 1-2 開発プログラムの主な適用先の例

Table 1-2 Expected application fields of developed computer program

主な適用先	内容
動特性を含む効率的電圧安定性解析	需要急増時の発電機過励磁制御の動作やこれによる同期安定度低下を考慮した解析を現用の手法の数分の1の計算時間で実施可能。
負荷周波数制御と電圧・無効電力制御の所要調整力検討	系統周波数変動、潮流変動、電圧変動を許容範囲に抑えるために必要な、負荷周波数調整力（発電機）と電圧・無効電力調整力（発電機、調相設備）の相互の関係を含めて解析することで、より効率的な系統運用条件の検討が可能。

参考文献

- [1-1] 「電力系統における常時および緊急時の負荷周波数制御」、電気学会技術報告第 869 号、2002 年 3 月
- [1-2] R.T. Byerly, et al., “Dynamic Models for Steam and Hydro Turbines in Power System Studies”, IEEE Committee Report. Trans. on PAS, Vol. 92, No. 6, Nov. /Dec. 1973, pp. 1904-1915.
- [1-3] F. P. de Mello, et al., “Dynamic Models for Fossil Fueled Steam Units in Power System Studies”, Working Group on Prime Mover and Energy Supply Models for System Dynamic Performance Studies, IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 6, No. 2, pp. 753-761, May 1991.
- [1-4] P. Kundur, “A Survey of Utility Experiences with Power Plant Response during Partial Load Rejection and System Disturbances”, IEEE Trans. on PAS, Vol. PAS-100, No.5, pp. 2471-2475, May 1981.
- [1-5] 「計測制御と自動化」、火原協会講座、火力原子力発電協会、平成 6 年 6 月
- [1-6] 「変圧運転を採用した中間負荷火力発電プラント」、電気学会雑誌、Vol.98、No.2、pp.9-16 (1978-2)
- [1-7] 海外電力「マレーシアの大規模停電」、1996 年 10 月号
- [1-8] T. Inoue, H. Taniguchi, et al., “A Model of Fossil Fueled Plant with Once-through Boiler for Power System Frequency Simulation Studies”, IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 15, No.4, pp. 1322-1328, Nov. 2000.
- [1-9] “Analysis and modeling needs of power systems under major frequency disturbances”, Task Force 38-02-14, CIGRE Technical Brochure, June 1999 (井上を含む WG メンバー連名)
- [1-10] 井上、須藤、竹内、三谷、中地、「電力系統動特性解析のためのコンバインドサイクルプラントモデルの開発」、電学論 B、119 巻 7 号、平成 11 年 8 月
- [1-11] 井上、「電力系統の周波数制御から見た火力機の出力行動特性」、解説、電学論 B、124 巻 3 号、2004 年
- [1-12] T. Inoue, H. Amano, “A Thermal Power Plant Model for Dynamic Simulation of Load Frequency Control”, IEEE PES 2006 Power System Conference and Exposition, November 2006.
- [1-13] T. Inoue, H. Amano, K. Hanamoto, W. Wayama and Y. Ichikawa, “Development of Load Frequency Control Simulation Tool”, 2010 CIGRE Session, Aug., 2010.
- [1-14] 「給電自動化システムの機能」、電気学会技術報告第 931 号、2003 年 7 月
- [1-15] T. Inoue and H. Amano, “Load Frequency Control Logic to Utilize Generators with Long Time Delay in MW Response”, 8th IASTED International Conference, Power and Energy Systems, June, 2008.
- [1-16] 「九州電力における技術革新のあゆみ」、特集：平成 21 年・電力技術革新のあゆみ、電気評論、2010 年 1 月
- [1-17] T. Inoue, “Dynamic Simulations of Electric Power Systems under Long-term Change in System Generation and Loads”, 7th IASTED

International Conference, Power and Energy Systems, Aug., 2007.

- [1-18] 井上、市川、谷口、「電力系統長時間動特性解析に適した数値積分手法の検討」、電気学会論文誌 Vol. 113-B、No.12、1993年12月
- [1-19] 井上、谷口、「電力系統長時間動特性解析に適した積分解法の検討－2段対角型陰的ルンゲクッタ法－」、平成12年電気学会全国大会、平成12年3月

2. 事故時周波数変動解析用貫流火力プラントモデルの開発

2.1 緒言

序論で述べた(1.3.1項)のように電力システムの解析ではメーカーのプラント設計用の詳細な火力プラントモデルを使用するのは不相当である。一方、電力システムの解析では従来から簡易なモデルが知られている^[2-1,2-2]。また、ボイラー主蒸気圧力やプラント制御系の応動を考慮した一般的なモデルが見られる^[2-3,2-4]。しかし、これらのモデルは貫流火力プラントのボイラー・タービン協調制御の基本的(典型的)な応動を表現するには簡易過ぎると考えられる。なお、協調制御の例を知る上では、プラント運転員訓練用あるいは長時間電力システム解析で使用されているプラント制御系モデル^[2-5,2-6]は有用である。

本章では開発した貫流火力プラントモデル^[2-7]の概要、メーカー詳細モデルとの対比結果に基づくモデルの使用定数の調整結果、実機周波数変動模擬試験結果との対比結果ならびにその結果を通じて協調制御や主蒸気圧力の影響を述べる。

2.2 開発モデルの概要

開発した貫流火力プラントモデルは以下のモデルから構成した。

- ・ボイラー主蒸気圧力モデル
- ・プラント制御系モデル
- ・タービン・ガバナモデル

プラントモデルの概要構成は既に序論で示した(図 1.3)通りである。タービン・ガバナモデルについてはその詳細さは既往研究^[2-3,2-8]と同様なので具体的なブロック図等は既往研究を参照していただくこととし、ここではボイラー主蒸気圧力モデルとプラント制御系モデルについて述べる。

2.2.1 ボイラー主蒸気圧力・流量モデル

貫流ボイラーの主蒸気部を実機の設備構成に則するように以下の4つのノードに分割した。各ノードの主蒸気圧力、各ノード間の主蒸気流量をモデル化した(図 2.1)。

- ・蒸発部ノード

ボイラー火炉水冷壁入口から汽水分離器出口までの領域とした。

- ・過熱部ノード

汽水分離器出口連絡管から最終過熱器出口管寄までの領域とした。

- ・主蒸気管ノード

ボイラー出口から高圧タービン入口(主塞止弁入口)までの領域とした。

- ・再熱部ノード

高圧タービン出口から再熱器入口までの低温再熱蒸気管、再熱器、および再熱器出口から中圧タービン入口(インターセプト弁入口)までの高温再熱蒸気管までの領域とした。

(1) 主蒸気圧力

各ノードの流体(水あるいは蒸気)の圧力の時間的变化をエネルギー平衡、質量平衡、体積平衡を考慮した集中定数系(図 2.2(a))を線形近似モデル((同図(b)、式(2.1))で簡易に表現した。同モデルでは各ノードの流体の特性はノード出口の特性と同一とし、また、同モデルの各係数、すなわち、入力ゲイン(H_i 、 K_i)と出力ゲイン(H_o)と応動の時定数(T)は固定定数とし、その数値は解析で最も重要な定格出力状態において式(2.2)によって推定した。両式の導出は付録参照。

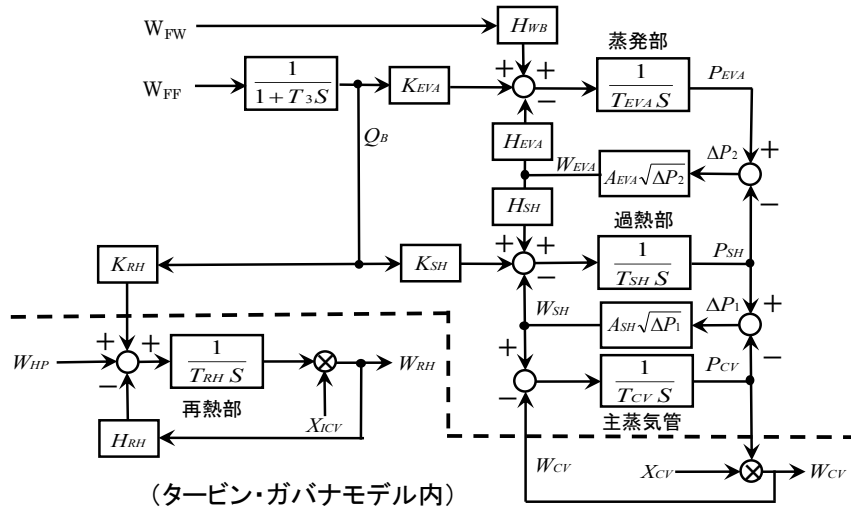


図 2.1 ボイラー主蒸気圧力・流量モデル

Fig. 2.1 Steam pressure and flow rate model in presented model

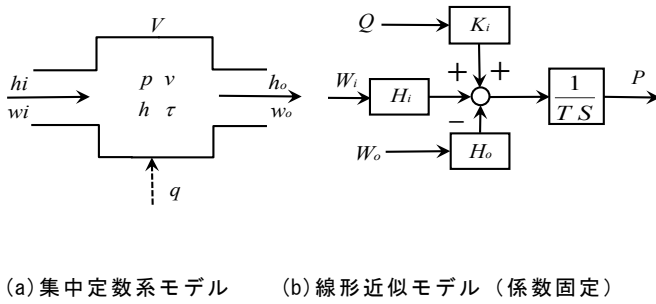


図 2.2 主蒸気圧力モデル

Fig. 2.2 Steam pressure model

$$P = \frac{1}{T_S} (H_i \cdot W_i - H_o \cdot W_o + K_i \cdot Q) \quad (2.1)$$

$$T = \frac{p_R}{q_R} \left\{ \frac{V}{v} \left(\frac{\partial h}{\partial p} - \frac{\partial h}{\partial \tau} \cdot \frac{\partial v}{\partial p} \right) - \alpha \cdot V \cdot 10^4 \right\} [\text{sec}]$$

$$H_i = (h_i - h_o + v \cdot \frac{\partial h}{\partial \tau}) \cdot \frac{w_R}{q_R} [\text{pu}]$$

$$H_o = v \cdot \frac{\partial h}{\partial \tau} \cdot \frac{w_R}{q_R} [\text{pu}]$$

$$K_i = (h_i - h_o) \cdot \frac{w_R}{q_R} [\text{pu}] \quad (2.2)$$

ここで

V : ノードの容積 [m³]
v : 定格出力時のノードの比容積 [m³/kg]

- h_i : 定格出力時にノードに流入する流体のエンタルピ [kcal/kg]
- h_o : 定格出力時にノードから流出する流体のエンタルピ [kcal/kg]
- h : 定格出力時のノードの流体のエンタルピ [kcal/kg] (h_o = h として扱う)
- τ : 定格出力時のノードの流体の温度 [K]
- p : 定格出力時のノードの流体の圧力 [kgf/cm²]
- p_R : 定格出力時のタービン加減弁入口圧力 [kgf/cm²]
- q : 定格出力時のノードの流体に加えられる熱量 [kcal/sec]
- q_R : 定格出力時のボイラー発熱量 [kcal/sec]
- w_i : 定格出力時にノードへ流入する流体の流量 [kg/sec]
- w_o : 定格出力時にノードから流出する流体の流量 [kg/sec]
- w_R : 定格出力時の主蒸気流量 [kg/sec]
- α : 仕事の熱当量 [=1/426.9 kcal/(kgf·m)]

- P : ノードの流体の圧力 [pu] (p_R 基準)
- Q : ノードの流体に加えられる熱量 [pu] (q_R 基準)
- W_i : ノードへ流入する流体の流量 [pu] (w_R 基準)
- W_o : ノードから流出する流体の流量 [pu] (w_R 基準)

具体的には各ノードの流体の圧力は以下で表現した。

$$\left. \begin{aligned} P_{EVA} &= (H_{WB} \cdot W_{FW} - H_{EVA} \cdot W_{EVA} + K_{EVA} \cdot Q_B) / (T_{EVA} \cdot s) \\ P_{SH} &= (H_{SH} \cdot W_{EVA} - H_{CV} \cdot W_{SH} + K_{SH} \cdot Q_B) / (T_{SH} \cdot s) \\ P_{CV} &= (H_{CV} \cdot W_{SH} - H_{CV} \cdot W_{CV}) / (T_{CV} \cdot s) \\ P_{RH} &= (W_{HP} - H_{RH} \cdot W_{RH} + K_{RH} \cdot Q_B) / (T_{RH} \cdot s) \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

ここで

PEVA: 蒸発部ノードの蒸気圧力 [pu]

PSH: 過熱部ノードの蒸気圧力 [pu]

PCV: 主蒸気管ノードの蒸気圧力 [pu]

PRH: 再熱部ノードの蒸気圧力 [pu]

WEVA、WSH、WCV、WRH: 各ノードから流出する蒸気流量 [pu]

HEVA、HSH、HCV、HRH: 各ノードへの蒸気流量の入力/出力ゲイン [pu]

WFW: 蒸発部ノードへ流入する給水流量 [pu]

WHP: 高圧タービンから再熱部へ流入する蒸気流量 [pu]

QB: 燃料の燃焼によって水(蒸気)に加えられる熱量 [pu]

TEVA、TSH、TCV、TRH: 各ノードの蒸気圧力時定数 [sec]

HWB: 蒸発部への給水流量の入力ゲイン [pu]

KEVA、KSH、KRH: 各ノードの水(蒸気)に加えられる熱量の入力ゲイン [pu]

(2) 主蒸気流量

主蒸気流量 WEVA、WSH は式 (2.4) のように流出ノードと流入ノードの圧力差の関数(定常流れ)で表現した。一方、WCV、WRH はそれぞれ式 (2.5)、式 (2.6) のように、タービン加減弁あるいはインターセプト弁の開度と蒸気圧力によって表現した。

$$W = A \sqrt{\Delta P} [\text{pu}] \quad (2.4)$$

$$W_{CV} = X_{CV} \cdot P_{CV} [\text{pu}] \quad (2.5)$$

$$W_{RH} = X_{ICV} \cdot P_{RH} [\text{pu}] \quad (2.6)$$

ここで:

ΔP : 蒸気圧力差 [pu]

WEVA では (PEVA-PSH)、WSH では (PSH-PCV)

A: $\sqrt{\Delta P}$ から W への変換ゲイン [pu-steam flow/(pu-steam pressure)^{0.5}]

WCV: 高圧タービン入口蒸気流量 [pu]

XCV: タービン加減弁の開度 [pu]

WRH: 中・低圧タービン入口蒸気流量 [pu]

XICV: タービンインターセプト弁の開度 [pu]

式 (2.1) の各変数は定格出力状態で正規化されているので定格出力では PEVA と PSH を除いて 1.0 である。また、HCV=1.0 となるように式 (2.3) の HSH、KSH、TSH と TCV は HCV で正規化されているので、HCV は図 2.1 のボイラー主蒸気圧力モデルには陽には示されていない。

(3) 燃焼による熱量

燃料の燃焼によって水(蒸気)に加えられる熱伝達量は燃料流量の一次遅れで簡易に表現した。その時定数は図 2.1 では T₃ である。

2.2.2 プラント制御系モデル

貫流火力プラントではボイラー・タービン協調制御モードが使用されている。このモードではタービン出力制御と主蒸気圧力制御が同時に協調されることによって良好な負荷変化性能を得ることができる。

開発したモデルのプラント制御系モデルを図 2.3 に示す。同図は大容量の超臨界圧貫流プラントの協調制御の基本的な流れを表現したもので、我が国で商用運転中の約 20 機の主要なプラントの調査結果に基づいている。その調査では様々な定格出力(450MW から 700MW)、燃料種別(石油、天然ガス、石炭)、プラントメーカー(バブコック日立、三菱、石川島播磨)を対象とし、その結果、各プラントのプラント制御系の構成はプラント相互ではほぼ同様であることが判明した。その理由は、大容量超臨界圧貫流プラント技術は充分に開発された結果、プラントメーカー間で制御の考え方にはほとんど差異が見られなかったためと考えられる。

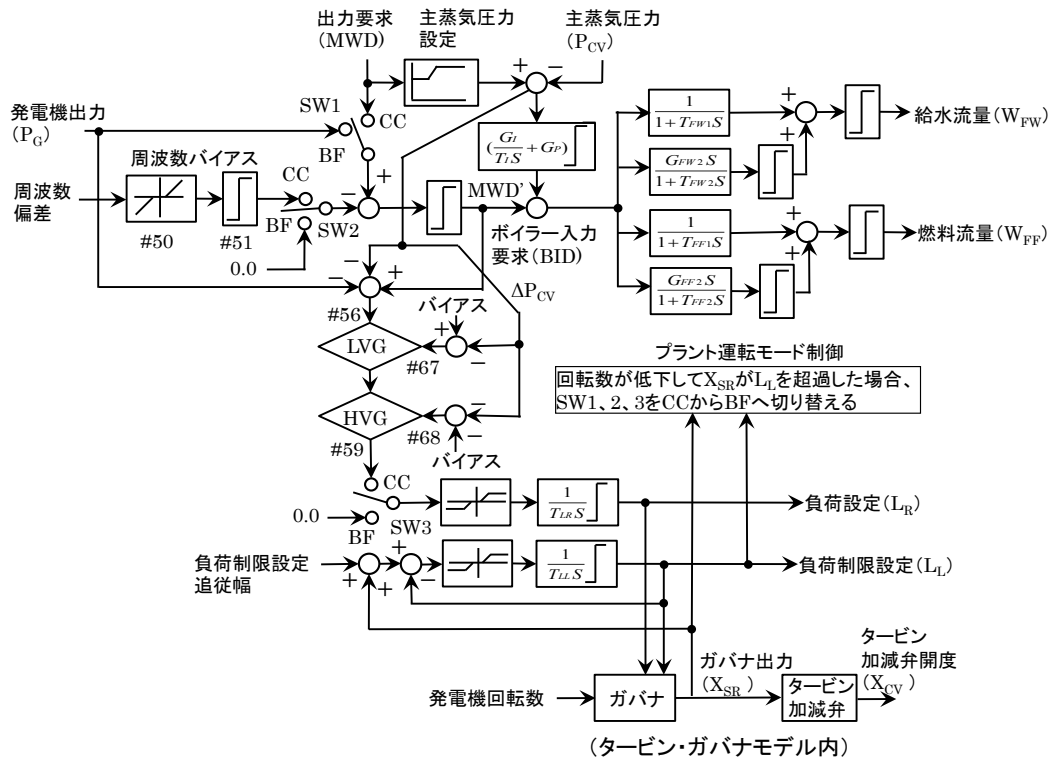


図 2.3 プラント制御系モデル

Fig. 2.3 Plant control system model in presented model

プラント制御系の基本的な流れは次の通り。協調制御 (CC: Coordinated Control) では中央給電指令所等から与えられるプラントへの発電出力要求 (図 2.3 の MWD: MW Demand) に周波数バイアス動作 (周波数偏差が不感帯を超えた場合に動作) による修正が加えられたものが正味の出力指令 (同図の MWD') となる。この MWD' は発電機出力 (同図の P_G) と比較され、その差異を解消するようにタービン・ガバナへの負荷設定 (同図の L_R) が制御される。その際、ボイラーからタービンへの蒸気流量の変化によって主蒸気圧力 (同図の P_{CV}) と主蒸気圧力設定値に大きな偏差が生じた場合、圧力偏差が拡大しないように負荷設定の制御 (すなわち蒸気流量の変化) が制限される (この状況は後述の図 2.8 で説明)。一方、主蒸気圧力を設定値に維持するため、MWD' と主蒸気圧力制御信号の合計として生成されたボイラー入力要求 (BID: Boiler Input Demand) によってボイラー入力

(給水燃料、燃料流量ほか) が制御される。

発電機回転数 (周波数) の低下によってタービン・ガバナ出力 (同図の X_{SR}) が増加して負荷制限設定 (同図の L_L) を超えた場合、プラント制御モードが協調制御 (CC) からボイラー追従制御 (BF: Boiler Follow) に切り替わる (同図の SW1、SW2、SW3 が CC 側から BF 側へ切り替わる) ことがある。BF モードでは MWD' の代わりに発電機出力 (同図の P_G) が使用され、また、負荷設定 (同図の L_R) は切り替え時の設定に固定される。

2.2.3 モデルの使用定数

(1) プラント制御系モデル

プラント制御系モデル (図 2.3) のゲインや時定数などの使用定数は、実機の制御系の構成や定数を調査して簡略することによって算定は可能である。

(2) ボイラー主蒸気圧力・流量モデル

一方、上記とは対照的に、ボイラー主蒸気圧力・流量モデル（図 2.1）のうち、主蒸気圧力モデルは集中定数系（図 2.2(a)）の特性を線形近似モデル（同 2.2(b)）で簡易に表現したものである。このため、式(2.2)によって推定したモデルの各係数の数値は実測結果あるいはプラントメーカーの設計用詳細モデルとの対比によって調整する必要がある。特に、蒸発部ノードでは圧縮水（ノード入口）から過熱蒸気（ノード出口）への大きな状態変化が生じているため主蒸気圧力時定数などの推定値の調整は重要である。

このため、開発したモデルを使用して、定格出力 600MW 超臨界圧貫流プラント（天然ガス焚）の出力応動をシミュレーション解析し、実機試験時の実測結果とプラントメーカー設計用詳細モデルを用いた解析結果と対比した。上記プラントは調査対象のうちの一つである。

タービン加減弁ステップ応答試験やタービン負荷設定変更試験など種々の対比の結果、蒸発部ノードの主蒸気圧力時定数 (T_{EVA}) は推定値のおおよそ 2 倍の 25 秒、燃焼熱の伝達時定数 (T_3) は 3 秒に設定することで、実測結果や詳細シミュレーション結果と同様の出力応動を得ることができた。使用定数の推定結果は調査したプラント間でほぼ同様の数値であった[2-9]ことから考えると、表 2.1 の使用定数は他のプラントへの適用可能と考えられる。

表 2.1 主蒸気圧力・流量モデル（図 2.1）の使用定数（調整結果）

Table 2.1 Values of parameters of steam pressure model (Fig. 2.1)

T_{EVA}	T_{SH}	T_{CV}	H_{WB}	H_{EVA}	K_{EVA}	H_{SH}
25	12	2	0.15	0.44	0.29	0.46

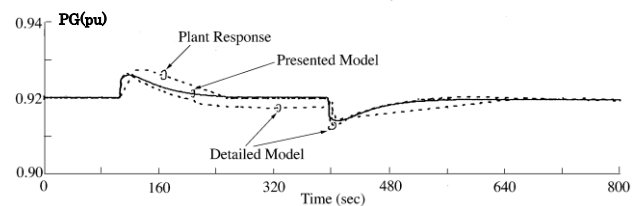
K_{SH}	A_{EVA}	A_{SH}	T_3	T_{RH}	H_{RH}	K_{RH}
0.54	5.4	6.4	3	11	1.6	0.6

T_{EVA} 、 T_{SH} 、 T_{CV} 、 T_3 、 T_{RH} : sec
 H_{WB} 、 H_{EVA} 、 K_{EVA} 、 H_{SH} 、 K_{SH} 、 H_{RH} 、 K_{RH} : pu
 A_{EVA} 、 A_{SH} : pu-steam flow / (pu-steam pressure)^{0.5}

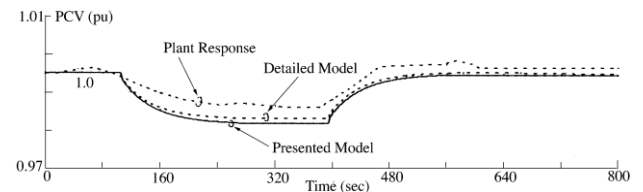
以下では開発したモデルのシミュレーション結果を実機の実測結果あるいは詳細モデルの結果と対比して示す。

(ケース 1) タービン加減弁ステップ応答試験

本試験の条件は、給水流量と燃料流量を一定（試験前状態に固定）に維持し、タービン加減弁開度指令に±1%のステップ変化指令を与えるものである。実測結果、シミュレーション結果を図 2.4 に示す。開発モデルは詳細モデルと良好に合致している。両モデルと実測に差異がみられる理由は、両モデルではタービン加減弁は 1 弁で模擬しているが実機では 4 弁で構成されているため試験時の実際の開度変化には各弁の非線形特性が影響していること、開度変化幅が小さいこと、が考えられる。



(a) 発電機出力 P_G



(b) 主蒸気圧力 P_{CV}

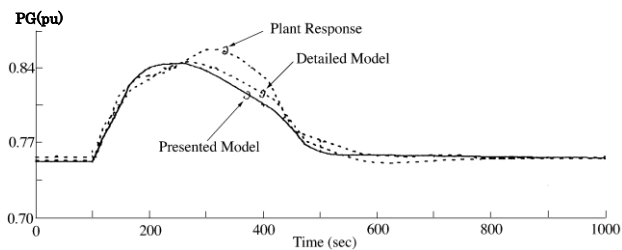
Plant response : 実測、Detailed Model : プラントメーカー設計用詳細モデル、Presented Model : 開発モデル

図 2.4 プラント応動の比較（タービン加減弁ステップ応答試験）

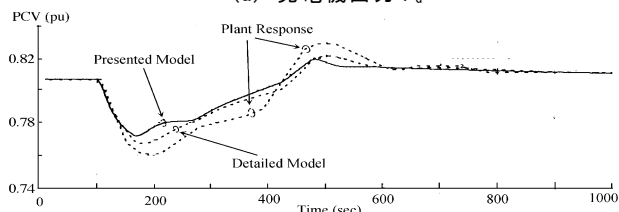
Fig. 2.4 Comparison of plant response (plant response to change in turbine control P valve lift)

(ケース 2) タービン負荷設定変更試験

本試験の条件は、プラント運転モードをボイラー追従制御とし、タービン負荷設定を増減させることで加減弁開度を約±13%/min の速度で増減させるものである。



(a) 発電機出力 P_G



(b) 主蒸気圧力 P_{CV}

Plant response : 実測、Detailed Model : プラントメーカー設計用詳細モデル、Presented Model : 開発モデル

図 2.5 プラント応動の比較
(タービン負荷設定変更試験)

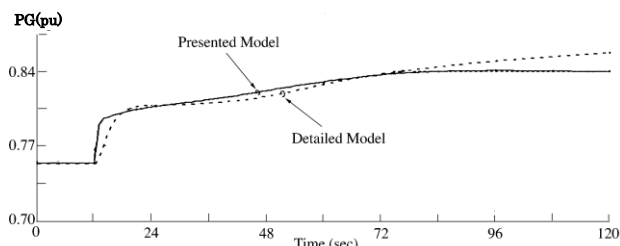
Fig. 2.5 Comparison of plant response (plant response to load change)

実測結果とシミュレーション結果を図 2.5 に示す。開発モデルは実測や詳細モデルとほぼ同様の結果を示している。

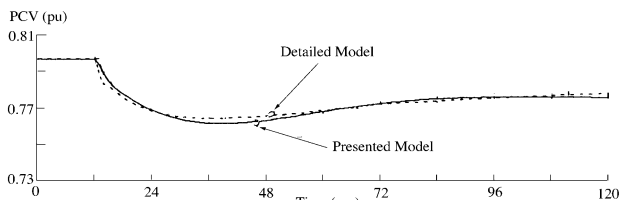
(ケース 3) タービン加減弁開度の急峻な増加/減少

上記試験でのタービン加減弁開度の変化は事故時の系統周波数変動時の開度変化と比べてかなり遅い。そこで使用定数 (表 2.1) の妥当性を検証するためタービン加減弁開度の急峻な変化 (約±20%/sec) に対するシミュレーションを開発モデルと詳細モデルで実施した。

シミュレーション結果は図 2.6、2.7 に示すとおり、開発モデルは詳細モデルと良い合致を示している。



(a) 発電機出力 P_G

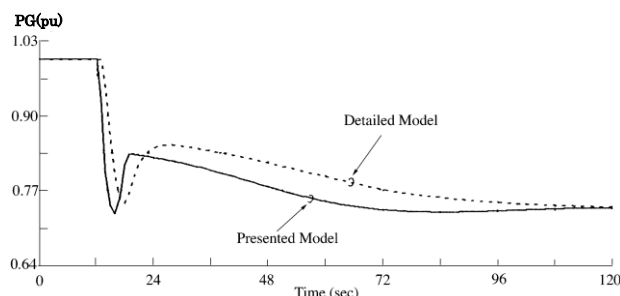


(b) 主蒸気圧力 P_{CV}

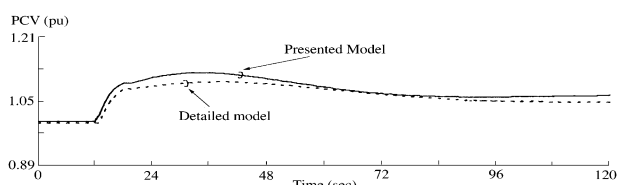
Detailed Model : プラントメーカー設計用詳細モデル
Presented Model : 開発モデル

図 2.6 プラント応動の比較
(タービン加減弁開度の急峻な増加)

Fig. 2.6 Comparison of plant response (plant response to rapid increase of turbine control valve lift)



(a) 発電機出力 P_G



(b) 主蒸気圧力 P_{CV}

Detailed Model : プラントメーカー設計用詳細モデル
Presented Model : 開発モデル

図 2.7 プラント応動の比較
(タービン加減弁開度の急峻な減少)

Fig. 2.7 Comparison of plant response (plant response to rapid decrease of turbine control valve lift)

2.2.4 サンプルシミュレーション

事故時周波数変動に対する貫流火力プラントの基本的 (典型的) な応動を例示するため、以下の 2 ケース (CaseA、CaseB) を想定し、開

発モデルを用いてシミュレーションした。発電機出力 P_G の初期値は 0.9 [puMW]とした。周波数バイアスの不感帯（図 2.3 の#50）と調定ゲインはそれぞれ ± 0.3 [Hz]、 25 [puMW/puHz]、とした。また、周波数バイアスの出力上下限（同図の#51）は ± 0.1 [puMW]とした。

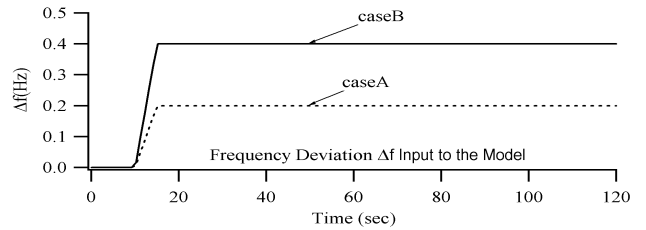
Case A は周波数バイアスの不感帯内の周波数上昇、Case Bで周波数バイアスの不感帯を超えた周波数上昇 Δf をそれぞれ想定した。開発モデルに入力した周波数上昇パターンを図 2.8(a)に示す。

(Case A) 0.2Hz の周波数上昇

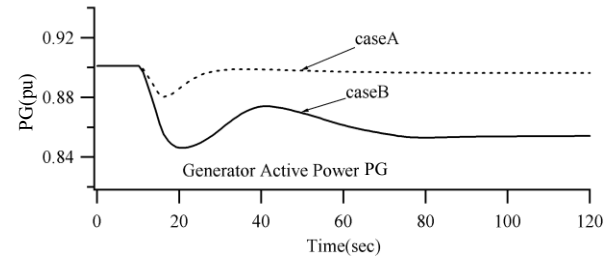
周波数バイアスは動作しないのでプラントへの発電出力要求は修正されない。このため、図 2.8(b)と(c)の破線に示すようにガバナ出力によるタービン加減弁開度 X_{CV} の絞り込みで生じた発電機出力 P_G の減少は完全にキャンセルされている。このキャンセルは、プラント制御系の動作によるタービン負荷設定 L_R の増加（同図(e)の破線）によって生じている。また、上記キャンセルの結果、主蒸気圧力 P_{CV} の変動は小さい（同図(d)の破線）。

(Case B) 0.4Hz の周波数上昇

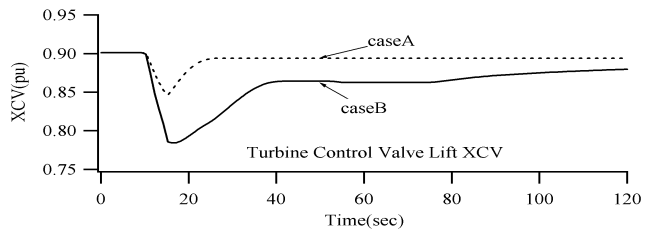
このケースでは周波数バイアスが動作するのでプラントへの発電出力要求は修正される。よって、図 2.8(b)、(c)の実線に示すように、ガバナ出力によるタービン加減弁開度 X_{CV} の絞り込みで生じた発電機出力 P_G の減少は完全にキャンセルされることはなく、タービン負荷設定 L_R の調整によって、修正後の出力要求（ 0.86 [puMW]）に発電機出力 P_G が一致するように制御されている。ここで留意することは、タービン負荷設定 L_R の変更要求（図 2.3 の#56）が主蒸気圧力許容偏差の上下限（上限が#67、下限が#68）が超えている状況（図 2.8(f)の 20 数秒から 50 数秒の間）では負荷設定 L_R の変更要求（#59）が主蒸気圧力許容偏差の下限（#68）で制限されている、ことである。



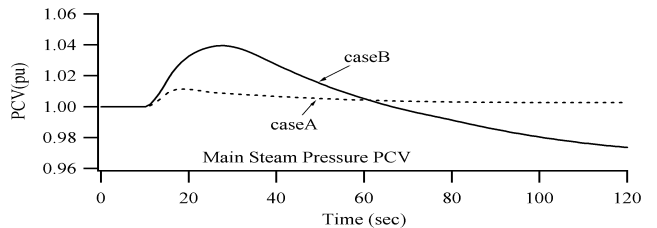
(a) 開発モデルに入力した周波数上昇パターン



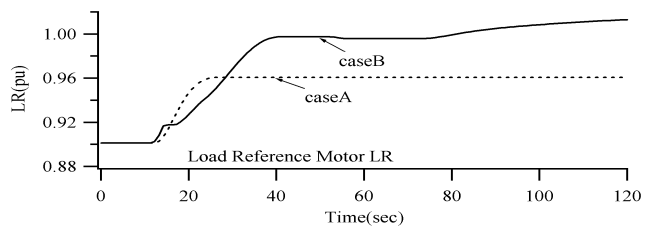
(b) 発電機出力 P_G



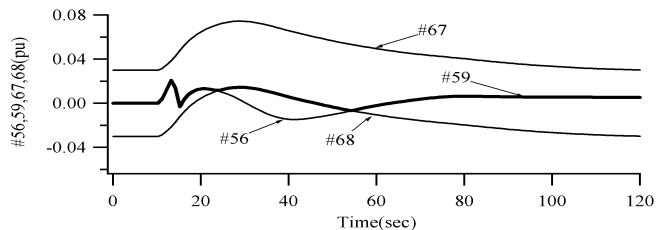
(c) タービン加減弁開度 X_{CV}



(d) 主蒸気圧力 P_{CV}



(e) タービン負荷設定 L_R



(f) 主蒸気圧力許容偏差(#67、68)による負荷設定変更要求(#59)の制限の様子

図 2.8 周波数上昇時の貫流火力プラントの基本的応動

Fig. 2.8 Fundamental plant response to increase of system frequency

2.3 実機の周波数変動模擬試験結果との対比

周波数低下模擬試験時の実機（新小倉 5 号機：定格出力 600MW、超臨界圧変圧貫流、天然ガス燃）の応動と、開発した貫流プラントモデルによるシミュレーション結果との対比結果を示す。また、実機応動の考察から得られた、協調制御と主蒸気圧力が周波数変動時の出力応動特性へ与える影響を述べる。この対象プラントでは、周波数変動模擬信号を実機へ入力した時のプラント各部の応動が実測されており、検証の対象として大変に適している。対比ケースは、高出力で出力変化幅が大きく、また、主蒸気圧力が定格圧力、部分圧力の両方を含む 4 つのケース（以下）とした。なお、対象プラントのモデルは、開発モデル（2.2 節）をベースにし、実機のプラント制御系構成に合わせてプラント制御系モデル部分へのブロックの追加や積分時定数の調整を一部実施して作成した^[2-10]。

2.3.1 実測とプラントモデルの対比

対象プラントにおける周波数変動模擬試験の各種試験ケースの中から、高出力で出力変化幅が大きく、また、試験時の主蒸気圧力が全圧（定格圧力）、変圧（部分圧力）の両方を含む 4 つの試験ケース（表 2.2）を選定し、作成プラントモデルのシミュレーション精度検証の対象とした。シミュレーションでは、試験時に実機へ入力した模擬周波数偏差（図 2.9～2.12 の最上段のグラフ）を作成したプラントモデルへ入力した。

まず一般的にシミュレーション結果は実測と概ね合致しておりプラントモデルが実機の特徴的な応動（発電機出力 P_G など）を良好に模擬できていることが確認できる。また、同時に、従来モデル（ガバナモデルのみ）によるシミュレーションでは周波数バイアス不感帯有のケース 1（図 2.9）、ケース 3（図 2.11）での発電機出力 P_G の特徴的な応動を模擬できないこと、ならびに周波数バイアス不感帯無のケース 2（図 2.10）、ケース 4（図 2.12）についても周波数低下から数十秒間程度までの発電機出力 P_G の増加幅が実測やプラントモデルの場合と比べて大きくなっていることが示されている。すなわち、周波数変動時の貫流火力プラントの応動を精度良く解析するには協調制御ならびに主蒸気圧力の影響を模擬したプラントモデルを使用する必要があることが示されている。なお、プラントモデルによるシミュレーション結果は、使用定数の調整を詳細に実施すればさらに実測に近づくと考えられる。各ケースの概要は次の通り。

(1) ケース 1（図 2.9）

試験条件は、発電機出力 P_G 75%出力、周波数バイアス不感帯有（ $\pm 0.33\% \text{Hz}$ ）である。周波数低下直後、ガバナ出力 X_{SR} （タービン蒸気流量指令）の増加によって発電機出力 P_G が増加するが、協調制御によるタービン負荷設定 L_R の減少により、ガバナ出力 X_{SR} の増加とそれによる発電機出力 P_G の周波数低下直後の増加は引き戻されて頭打ちになっている。この引き戻しの様子は、高圧タービン圧力 P_{HPT} （高圧タービン出力に相当）の変化によく表れている。

表 2. 2 シミュレーション結果と実測の対比を実施した 4 ケース（いずれも GF 運転）

Table 2.2 Comparison cases of simulation and recorded data

	出力	主蒸気圧力	模擬周波数偏差	周波数バイアス不感帯	対比結果
ケース 1	75%	83%	-0.5%Hz	有 ($\pm 0.33\% \text{Hz}$)	図 2.9
" 2	75%	83%	-0.5%Hz	無	図 2.10
" 3	90%	100%	-0.3%Hz	有 ($\pm 0.33\% \text{Hz}$)	図 2.11
" 4	90%	100%	-0.3%Hz	無	図 2.12

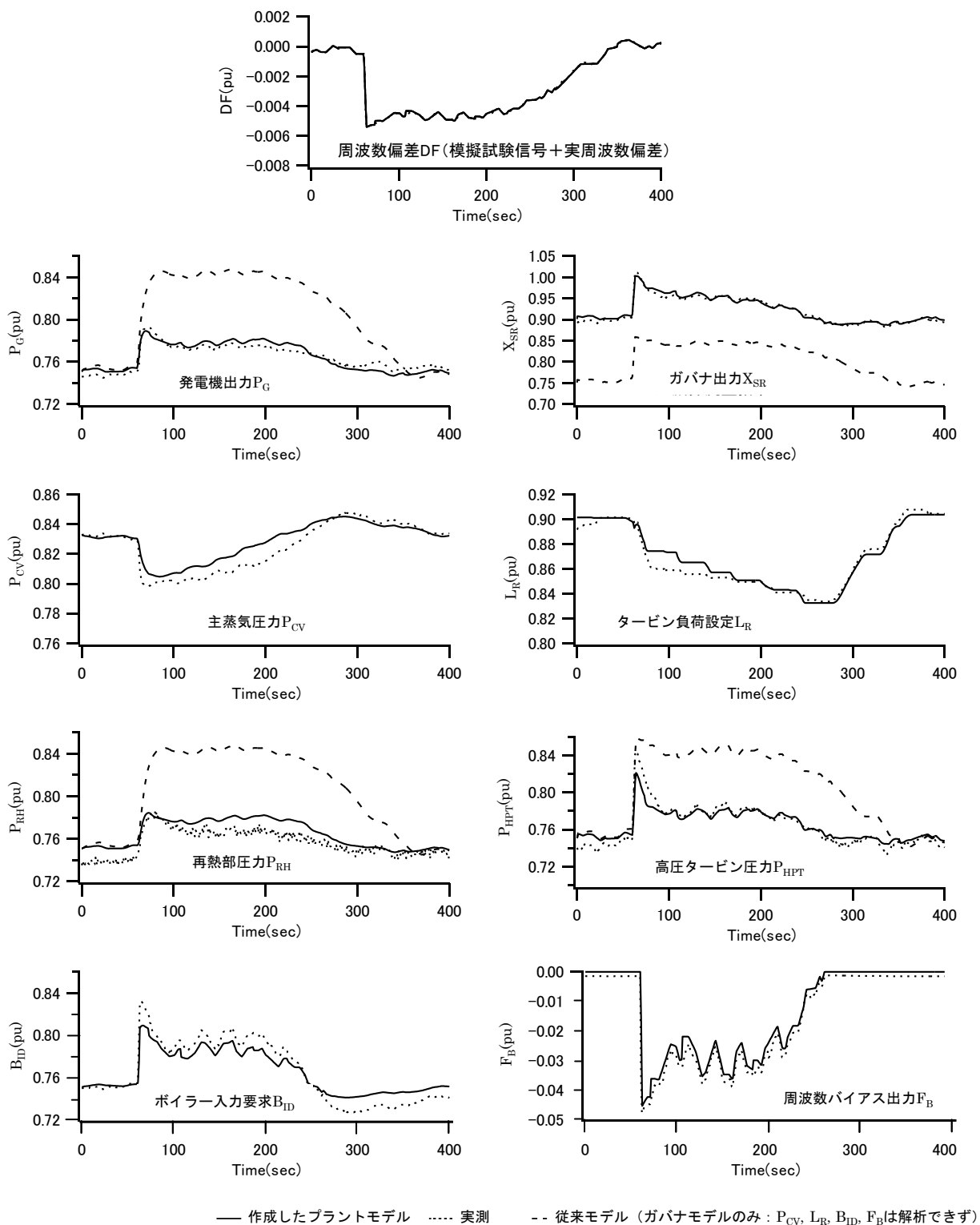
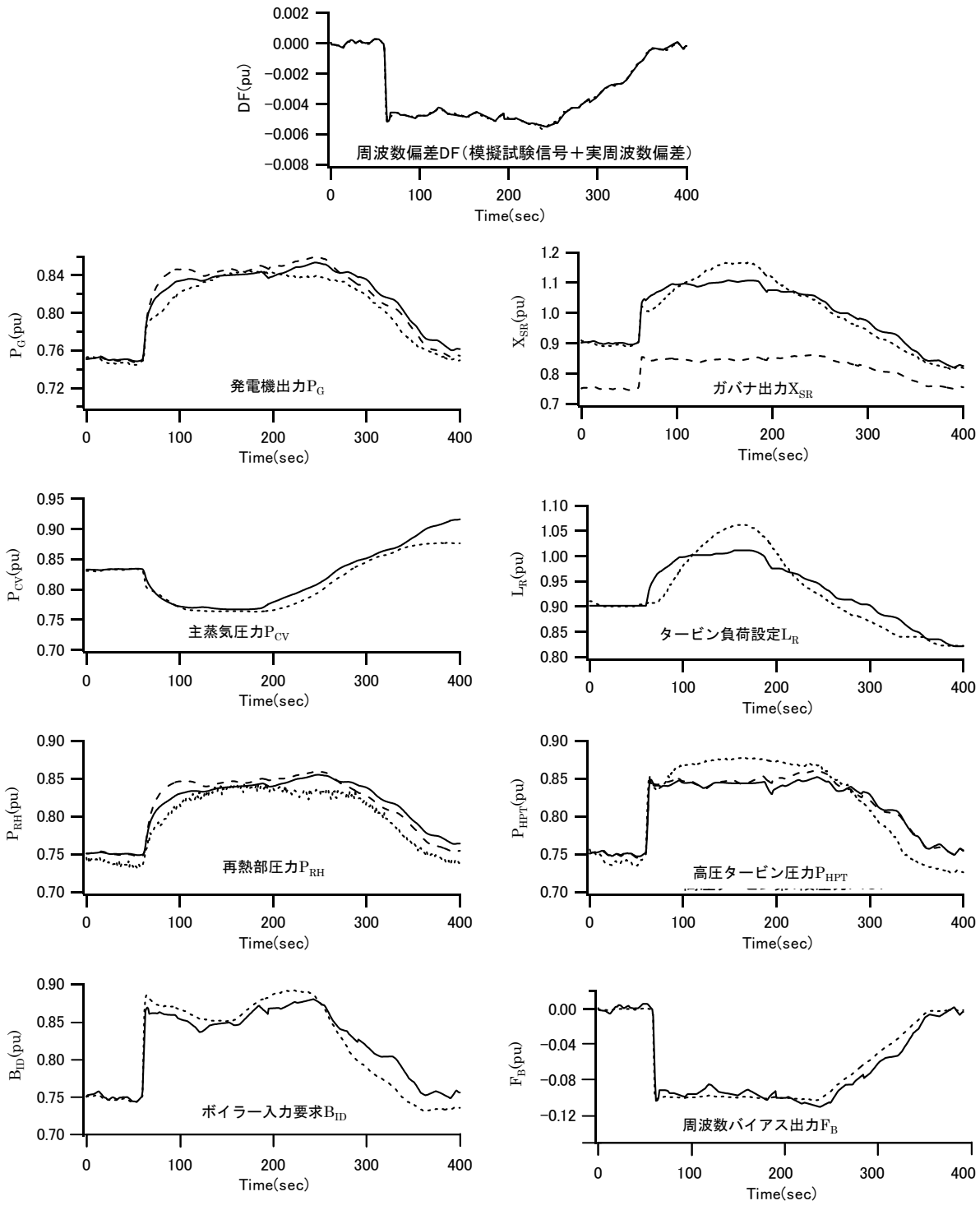


図 2.9 モデルと実機応動の対比 (ケース 1: 75%出力、周波数バイアス不感帯有)

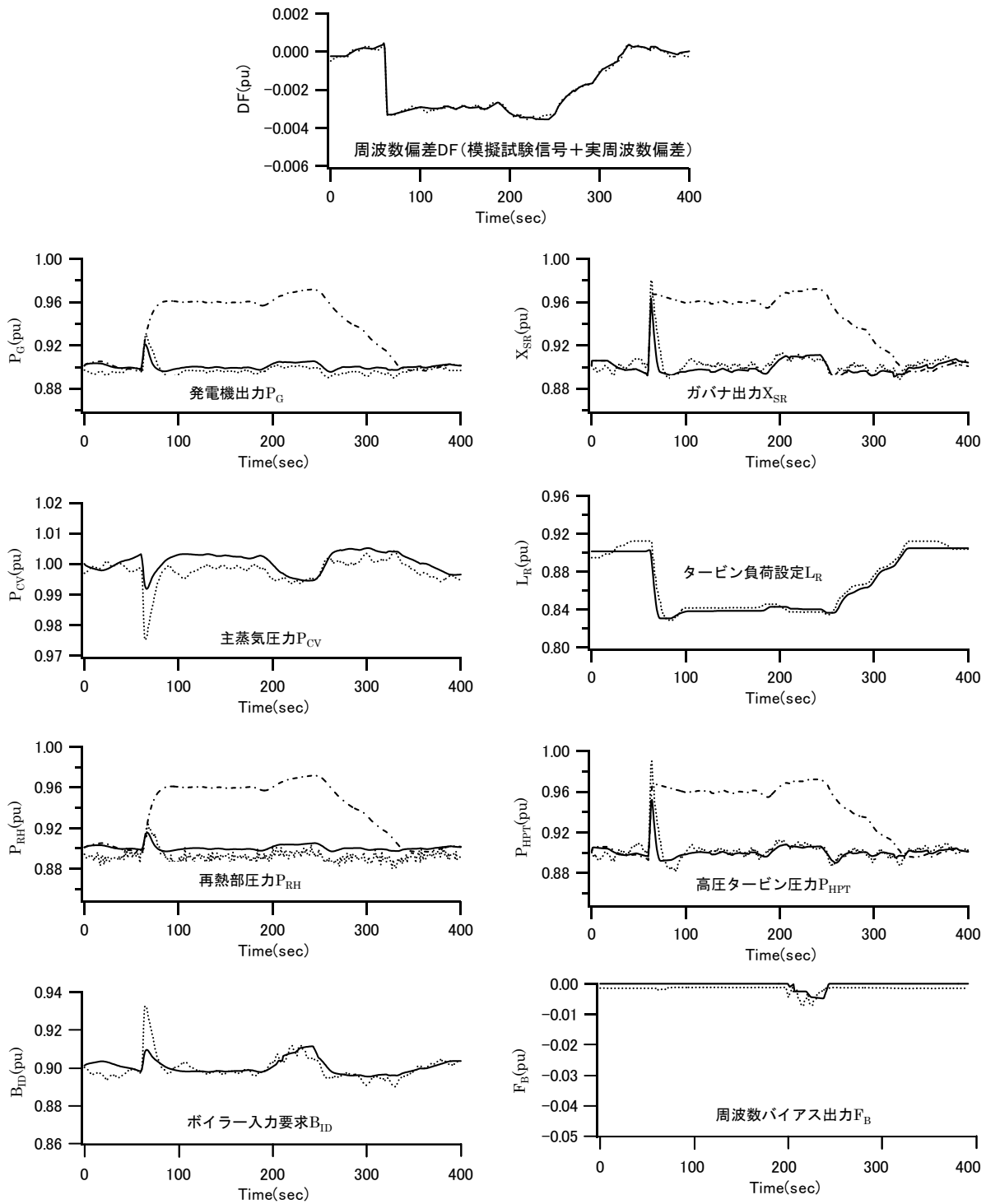
Fig. 2.9 Comparison of Developed Model to Actual Response of Sample Plant



— 作成したプラントモデル 実測 --- 従来モデル (ガバナモデルのみ : P_{CV} , L_R , B_{ID} , F_B は解析できず)

図 2.10 モデルと実機応動の対比 (ケース 2 : 75%出力、周波数バイアス不感帯無し)

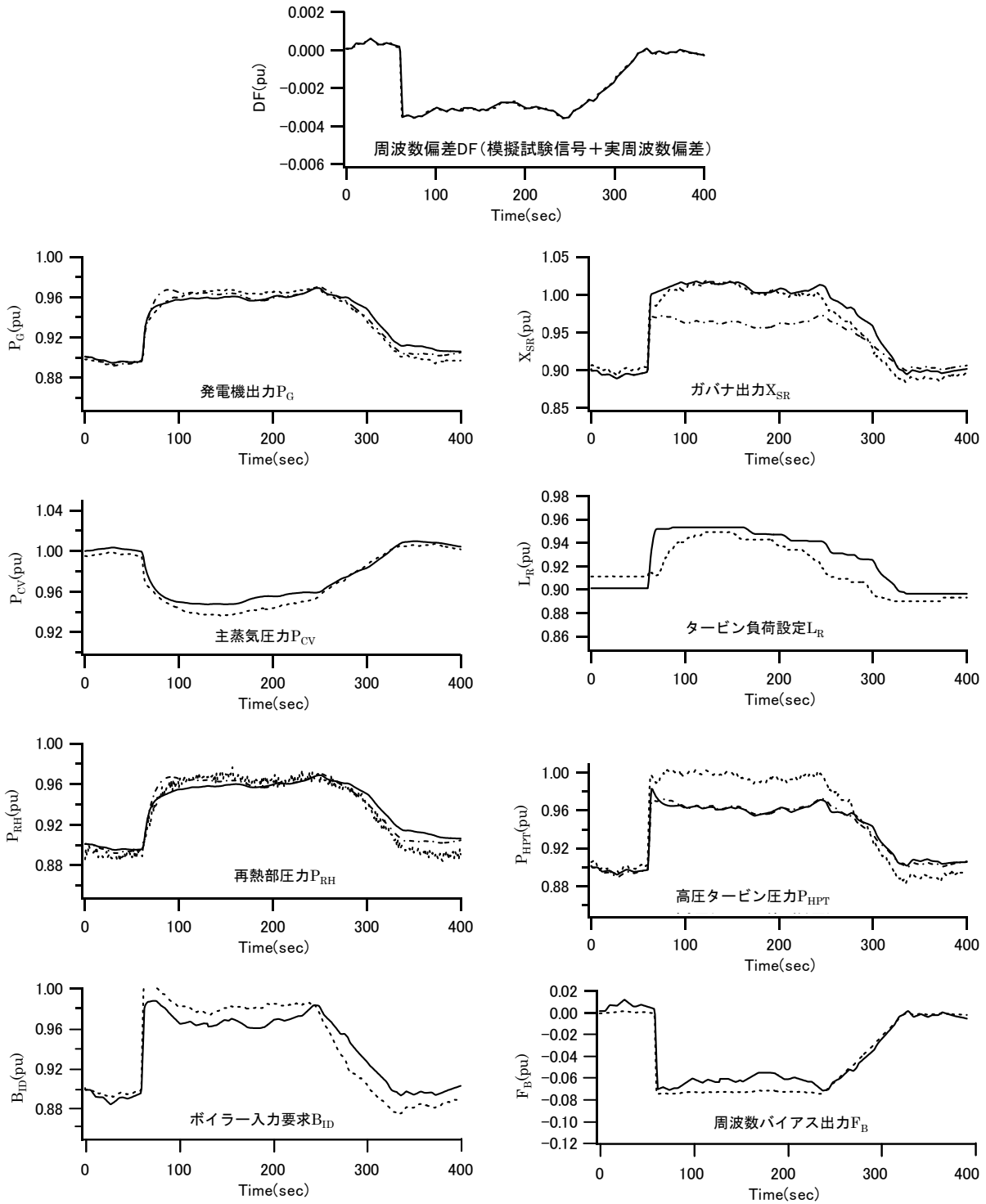
Fig. 2.10 Comparison of Developed Model to Actual Response of Sample Plant



— 作成したプラントモデル 実測 - - - - 従来モデル (ガバナモデルのみ: P_{CV} , L_R , B_{ID} , F_B は解析できず)

図 2.11 モデルと実機応動の対比 (ケース 3: 90%出力、周波数バイアス不感帯有)

Fig. 2.11 Comparison of Developed Model to Actual Response of Sample Plant



— 作成したプラントモデル 実測 ---- 従来モデル (ガバナモデルのみ: P_{CV} , L_R , B_{ID} , F_B は解析できず)

図 2.12 モデルと実機応動の対比 (ケース 4 : 90%出力、周波数バイアス不感帯無し)

Fig. 2.12 Comparison of Developed Model to Actual Response of Sample Plant

その後は、周波数バイアス出力 F_B の変化（負方向が発電機出力増加方向）と発電機出力 P_G の変化が一致するようにタービン負荷設定 L_R が制御される。その際、主蒸気圧力 P_{CV} の偏差（圧力設定値との差）が考慮されるので、主蒸気圧力 P_{CV} が設定値より低い状況では、周波数バイアス出力 F_B の変化と比べて発電機出力 P_G の変化が小さくなるようにタービン負荷設定 L_R が制御される。周波数バイアス出力 F_B の変化幅の周波数低下直後から 200 秒程度までの平均値が概ね 3%程度であるのに対して発電機出力 P_G の変化幅が 2%程度となっているのはこの理由による。なお、発電機出力 P_G の同一の変化を得る場合、主蒸気圧力の変圧（部分圧力）運転時は全圧（定格圧力）運転時と比べてタービン加減弁開度がより大きく変化するので主蒸気圧力偏差はより大きくなる。このため、周波数バイアス出力 F_B の変化と発電機出力 P_G の変化の差は、一般に変圧時のほうが大きくなる。

このような、協調制御の特徴的な応動をはじめ、発電機出力 P_G 、ガバナ出力 X_{SR} 、主蒸気圧力 P_{CV} 、再熱部圧力 P_{RH} （中低圧タービン出力に相当）、高圧タービン圧力 P_{HPT} （高圧タービン出力に相当）などの諸量についても実測とほぼ合致しており、作成モデルが周波数変動時の実機の特徴的な応動を全般的に良好に模擬できていることを示している。

一方、比較のため、従来モデル（ガバナモデルのみ）を用いたシミュレーション結果を図 2.9 に併せて示す。従来モデルでは、主蒸気圧力は定格値に固定、タービン負荷設定は初期値固定とし、また、協調制御の応動、主蒸気圧力の変動などプラント側の応動を全く表現していないため、図中に併記できる諸量は発電機出力 P_G 、ガバナ出力 X_{SR} 、再熱部圧力 P_{RH} 、高圧タービン圧力 P_{HPT} に限定される（図 2.10～12 も同じ）。従来モデルでは、ガバナ出力 X_{SR} の初期値だけでなく、発電機出力 P_G の変化は実測や

プラントモデルとはかなり異なった結果となっており、この種の解析ではプラントモデルを用いる必要があることが明確に示されている。

(2) ケース 2 (図 2.10)

試験条件は、発電機出力 P_G 75%出力、周波数バイアスの不感帯無しである。通常、常時の周波数変動によって動作しないように周波数バイアスには不感帯 ($\pm 0.33\% \text{Hz}$) が設定されているが、その不感帯を無しとしたケースである。

ケース 1 と同様、プラントモデルによる結果は実測と良好に合致している。本ケースでは、ケース 1 とは異なり、周波数低下直後、ガバナ出力 X_{SR} の増加によって発電機出力 P_G が増加するが、さらに発電機出力 P_G を増加するように、協調制御によるタービン負荷設定 L_R の増加によるガバナ出力 X_{SR} の増加と発電機出力 P_G の増加が生じている。これは、主蒸気圧力 P_{CV} の低下による発電機出力 P_G の増加の低下をガバナ出力 X_{SR} の増加で補うためである。

その後は、周波数バイアス出力 F_B の変化と発電機出力 P_G の変化の差、および主蒸気圧力 P_{CV} の偏差に応じてタービン負荷設定 L_R が調整される。

一方、比較のため、従来モデルを用いたシミュレーション結果を図中に併せて示す。ケース 1 とは異なり、発電機出力 P_G のレベルについては実測に近い。周波数バイアスの不感帯が無い場合、周波数バイアス出力 F_B の変化による発電機出力 P_G の変化とガバナ調定率による出力変化がほぼ等しくなるためである。

ただし、ガバナ出力 X_{SR} の初期の変化（周波数低下直後から概ね 100 数秒時点）に対する発電機出力 P_G の変化は、従来モデルの場合、実測やプラントモデルより大きくなっている。これは、主蒸気圧力 P_{CV} が変圧（定格 83%）運転時には、ガバナ出力 X_{SR} の変化に対する発電機出力 P_G の変化が全圧（定格圧力）運転時と比

べて小さくなるが、従来モデルの場合、主蒸気圧力を定格値固定として変圧運転を考慮していないので、発電機出力 P_G の変化が大きくなる。なお、これに対して、全圧運転時（後出の図 2.12）では、従来モデルの場合でも大きな差異はない。

なお、実測とプラントモデルで発電機出力 P_G の変化に若干の差異があるが、これはタービン加減弁の開度特性の実機とモデル間の相違によると考えられる。

(3) ケース 3（図 2.11）

試験条件は、発電機出力 P_G 90%出力、周波数バイアス不感帯有である。本ケースのプラント応動はケース 1 と基本的に同様であるが、模擬周波数変動が周波数バイアス不感帯 ($\pm 0.33\% \text{Hz}$) をほとんど超えていないので、周波数低下直後に増加したガバナ出力 X_{SR} 、発電機出力 P_G はともに引き戻されてほぼ初期出力付近となっている点がケース 1 と異なっている。一方、プラントモデルと実測の対比、従来モデルとの対比の結果もケース 1 と同様であり、プラントモデルの必要性、作成したプラントモデルの良好な精度が示されている。

(4) ケース 4（図 2.12）

試験条件は、発電機出力 P_G 90%出力、周波数バイアス不感帯無である。本ケースのプラント応動はケース 2 と基本的に同様である。一方、プラントモデルと実測の対比、従来モデルとの対比の結果もケース 2 と同様である。

2.3.2 実機応動の考察

次に、協調制御ならびに主蒸気圧力が周波数変動時の発電機出力応動特性へ与える影響という観点に焦点を当て、上記の各ケースでの実機応動を再度考察して以下に述べる。

(1) 協調制御の影響

ボイラー・タービン協調制御では、プラントの発電出力設定に発電機出力を一致させるため、ボイラーの圧力制御（給水・燃料制御）とタービンの出力制御（負荷設定制御）が協調して制御される。これにより、中給指令等からの出力設定変化に対し、ボイラーの安定運転範囲内で迅速に加減弁を制御すると同時にボイラー出力を変化させることで良好な負荷追従性能が得られる。しかし、このことは逆に、周波数低下時、ガバナ出力の増加によって発電機出力が増加した場合、協調制御によって発電機出力が出力設定に復帰するようタービン負荷設定が減少し、その結果、一旦変化した発電機出力が出力設定へ引き戻されるという不都合が生じる。

これを解消するため、周波数変動が大きい場合、周波数バイアス出力によって出力設定が修正され、その結果、ガバナ出力変化によって一旦変化した発電機出力は、修正された出力設定に一致するよう協調制御によって引き続き制御されることになる。しかし、常時の周波数変動によって出力設定の不要な修正がかからないよう周波数バイアスには不感帯が設定され、一般に $\pm 0.33\% \sim 0.5\% \text{Hz}$ ($\pm 0.2 \sim 0.3 \text{Hz}$) の周波数変動では周波数バイアスは動作しない。

ケース 1（図 2.9）では模擬周波数偏差が周波数バイアスの不感帯 ($\pm 0.33\% \text{Hz}$) を超しているため、発電機出力 P_G が初期値（設定値）と比べてやや増加している。本ケースでは、ガバナ出力 X_{SR} の増加による発電機出力 P_G の増加と比べて、周波数バイアス出力 F_B による出力設定の増加が少ないので、ガバナ出力 X_{SR} によって一旦増加した発電機出力 P_G が協調制御によるタービン負荷設定 L_R の引き戻しによってやや減少している。一方、ケース 3（図 2.11）では模擬周波数偏差が周波数バイアスの不感帯を超えていないので、ガバナ出力 X_{SR} によって一旦増加した発電機出力 P_G が協調制御による

タービン負荷設定 L_R の引き戻しによって完全に初期値（設定値）に復帰している。

(2) 変圧運転（主蒸気圧力）の影響

部分負荷時の熱効率向上などの面から変圧運転が一般的になってきているが、このことは、周波数変動時、ガバナ出力の変化に対する発電機出力の変化が、主蒸気圧力設定が低い分だけ減少することを意味している。

例えば、周波数バイアスの不感帯を無しにしたケース 2（部分圧力運転、図 2.10）、ケース 4（定格圧力運転、図 2.12）では、周波数低下に対するガバナ出力 X_{SR} の増加と同時に、協調制御からのタービン負荷設定 L_R 増加によるガバナ出力 X_{SR} の追加増加が見られるが、その状況は定格圧力運転時と部分圧力運転時でやや異なる。すなわち、定格圧力運転では、ガバナ出力 X_{SR} による主蒸気圧力 P_{CV} の低下（発電機出力 P_G 増加の低下）を補償するため、周波数低下に対するガバナ出力 X_{SR} の増加に対して協調制御によるガバナ出力 X_{SR} の追加増加が生じている。これに対して部分圧力運転では、このような主蒸気圧力低下の補償に加え、部分圧力におけるガバナ出力 X_{SR} の増加に対する発電機出力 P_G の増加幅の減少を補償するため、協調制御によるガバナ出力 X_{SR} の追加増加が大きくなっている。

具体的には、発電機出力 P_G の増加がほぼ整定した時点（約 150 秒時点）でみると、部分圧力運転（図 2.10）ではガバナ出力 X_{SR} の約 25% 増加（このうち協調制御による増加分は約 15%）に対する発電機出力 P_G の増加は約 8%、これに対して定格圧力運転（図 2.12）ではガバナ出力 X_{SR} の約 12% 増加（このうち協調制御による増加分は約 6%）に対する発電機出力 P_G の増加は約 6%、というように変圧（部分圧力）運転時はガバナ出力 X_{SR} の増加幅に対する発電機出力 P_G の増加幅が減少している。

2.4 結言

事故時周波数変動解析用の貫流火力プラントモデルを開発した。開発モデルでは、我が国で運転されている主要な大容量変圧貫流火力プラントの調査結果に基づき、ボイラー・タービン協調制御の基本的（典型的）な応動、ボイラー主蒸気圧力の応動を表現できる。これによって、従来モデルでは解析ができなかった周波数変動時の貫流火力プラントの出力応動を解析できる。開発モデルにおけるボイラー主蒸気圧力モデルの使用定数については、実機の使用前試験結果やプラント設計用メーカー詳細モデルとの対比結果に基づき、一般的と考えられる数値を示した。また、開発モデルを用いたサンプルシミュレーションでは、周波数変動時の貫流火力プラントの基本的な応動を明示した。さらに、実機の周波数変動模擬試験結果との対比では、本モデルの解析性能の検証結果、ならびに実機応動の考察を通じて協調制御の影響や変圧運転（主蒸気圧力）の影響を示した。

開発モデルをベースにしてプラント制御系部分をプラント個別にカスタマイズしたモデルは電力各社における事故時周波数変動解析の実務で使用され^{例えば[2-11]}、その解析結果は事故時周波数安定化制御方策の策定で活用されている。

付録

・式 (2.1) と (2.2) の導出

図 2.2(a)の集中定数系における体積平衡、質量平衡、エネルギー平衡から次式が得られる。

$$\frac{V}{v} \left(\frac{\partial v}{\partial p} \cdot \frac{dp}{dt} + \frac{\partial v}{\partial \tau} \cdot \frac{d\tau}{dt} \right) + v(w_i - w_o) = 0 \quad (\text{A2.1})$$

$$\frac{V}{v} \left(\frac{\partial h}{\partial p} \cdot \frac{dp}{dt} + \frac{\partial h}{\partial \tau} \cdot \frac{d\tau}{dt} \right) + h(w_i - w_o) \quad (\text{A2.2})$$

$$= h_i \cdot w_i - h_o \cdot w_o + q + \alpha \cdot V \cdot \frac{dp}{dt} \cdot 10^4$$

ここで上記の式における変数の定義は、

V : ノードの容積 [m^3]

v : ノードの比容積 [m³/kg]
 h_i : ノードに流入する流体のエンタルピ [kcal/kg]
 h_o : ノードから流出する流体のエンタル [kcal/kg]
 h : ノードの流体のエンタルピ [kcal/kg]
 ($h = h_o$ として扱う)
 τ : ノードの流体の温度 [K]
 p : ノードの流体の圧力 [kgf/cm²]
 q : ノードの流体に加えらる熱量 [kcal/sec]
 w_i : ノードへ流入する流体の流量 [kg/sec]
 w_o : ノードから流出する流体の流量 [kg/sec]
 α : 仕事の熱当量 [=1/426.9 kcal/(kgf.m)]

式 (A2.1) から次式が得られ、

$$\frac{d\tau}{dt} = \left\{ -v(w_i - w_o) - \frac{V}{v} \cdot \frac{\partial v}{\partial p} \cdot \frac{dp}{dt} \right\} / \left(\frac{V}{v} \cdot \frac{\partial v}{\partial \tau} \right) \quad (\text{A2.3})$$

上式を式 (A2.2) の左辺へ代入し、図 2.2(b) の線形近似モデルの形に整理すると次式となる。

$$p = \frac{1}{Ts} (H_i \cdot w_i - H_o \cdot w_o + K_i \cdot q) \quad (\text{A2.4})$$

ここで

$$\begin{aligned}
 T &= \frac{V}{v} \left(\frac{\partial h}{\partial p} - \frac{\partial h}{\partial \tau} \cdot \frac{\partial v / \partial p}{\partial v / \partial \tau} \right) - \alpha \cdot V \cdot 10^4 \\
 H_i &= (h_i - h_o + v \cdot \frac{\partial h / \partial \tau}{\partial v / \partial \tau}) \\
 H_o &= v \cdot \frac{\partial h / \partial \tau}{\partial v / \partial \tau} \\
 K_i &= 1.0
 \end{aligned} \quad (\text{A2.5})$$

上式で d/dt は s (Laplace 演算子) で表記した。

式 (A2.5) を定格出力状態で算定し、また、 p 、 q 、 w_i 、 w_o をそれぞれ定格出力時の主蒸気圧力 p_R (蒸発部、過熱部、主蒸気管ではタービン加減弁入口圧力、再熱器については再熱器出口圧力)、ボイラー発熱量 q_R 、主蒸気流量 w_R (蒸発部、過熱部、主蒸気管では主蒸気流量、再熱器については再熱主蒸気流量) で正規化すると式 (2.1)、(2.2) が得られる。

参考文献

[2-1] M. Keely, F. McNamara, J. Hope and M. J. Witmarsh-Everiss, "Modeling of Post Generation

Loss Frequency Behavior in Power Systems", CIGRE WG Report, No. 38-307, August 1994

[2-2] Cheres, "Small and Medium Size Drum Boiler Models Suitable for Long Term Dynamic Response", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol.5, No.4, pp.686-692, December 1990

[2-3] F. P. de Mello, et al., "Dynamic Models for Fossil Fueled Steam Units in Power System Studies", Working Group on Prime Mover and Energy Supply Models for System Dynamic Performance Studies, IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 6, No. 2, pp. 753-761, May 1991.

[2-4] F.P. de Mello, "Boiler Models for System Dynamic Performance Studies", IEEE Trans. on Power system, Vol.6. No.1, pp.66-74, February 1991.

[2-5] K. Hemmaplardh and S. A. Sackett, "Application of Dynamic Models in Dispatch Training Simulator and in Other System Dynamic Performance Studies", IEEE Trans. on PAS, Vol. PAS-104, No. 6, pp. 1349-1355, June 1985.

[2-6] V. Kola, A. Bose and P. M. Anderson, "Power Plant Models for Operator Training Simulators", IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 4, No. 2, pp. 559-565, May 1989.

[2-7] T. Inoue, H. Taniguchi and Y. Ikeguchi, "A Model of Fossil Fueled Plant with Once-through Boiler for Power System Frequency Simulation Studies", IEEE Transaction on Power System, Vol. 15, No. 4, November 2000.

[2-8] R. T. Byerly, et al., "Dynamic Models for Steam and Hydro Turbines in Power System Studies", IEEE Committee Report, Trans. on PAS, Vol. 92, No. 6, pp. 1904-1915, Nov./Dec. 1973.

[2-9] 井上、谷口、「電力系統動特性解析のための火力プラントモデルとその標準定数」、電中研研究報告 T91007、H3 年

[2-10] 井上、谷口、安藤、安部、「火力プラントのガバナ系制御による長周期電力動揺抑制能

力の評価」、電中研研究報告、H10年

- [2-11] K. Yamashita, R. Minami, T. Inoue, et al., “A Study on Dynamic Behavior of Coal-fired Thermal Power Plant during Significant System Frequency Rise after System Separation”, IEEE General Meeting 2011.

3. 事故時周波数変動解析用 CCGT プラントモデルの開発

3.1 緒言

高温の燃焼ガスを用いてガスタービンを回転させて発電するとともに、ガスタービンから排気される燃焼ガスの熱エネルギーを回収して発生した蒸気を用いて蒸気タービンを回転させて発電するのがコンバインドサイクル（CCGT: Combined Cycle Gas Turbine）プラント（以下、CCGT プラント）である。

天然ガスを燃料とする近年の CCGT プラントでは、ガスタービン・ブレードの冷却技術の進歩による燃焼ガス温度の高温化とそれによる発電効率の向上、ならびに、低 NO_x 燃焼器の導入による環境影響の低減が実現されている。我が国では 1980 年代半ばに最初の本格的な CCGT プラントが導入され、2000 年代には我が国の火力発電の主要な電源となり、最近建設される大容量天然ガス火力発電のほとんどは CCGT プラントとなっている。

一方、国外で過去（1996 年 8 月）に起こった大規模停電事故^[3-1]では、周波数低下によって CCGT プラントやガスタービンの連鎖トリップが発生し、これを契機として CCGT プラントの系統解析用モデルの開発の緊急性、重要性が国内においても急激に高まった。

本章では事故時周波数変動解析用に開発した CCGT プラントモデル^[3-2]について述べる。本章ではまず、CCGT プラントの運転特性を整理し、これに続き系統解析用プラントモデルが具備すべき要件を明示する。次に、開発したプラントモデルの記述としてガスタービン・蒸気タービンモデルでの定式化を示す。さらに、実機応動との対比による解析精度の検証について、実機プラント制御系の概要ならびに精度検証結果を示す。最後に、系統擾乱時のプラント応動特性として周波数制御面における基本特性を試

解析結果から明らかにする。また、事故時周波数上昇変動解析用の簡易モデルを紹介する。

3.2 系統運用・制御面の CCGT プラントの主要な運転特性

大容量発電所で採用されている排熱回収式 CCGT プラントは、ガスタービン、その排ガスの熱エネルギーを再利用して蒸気を発生する排熱回収ボイラー、蒸気タービン、および発電機から構成される。CCGT プラントの運転特性^[3-3-3-6]のうち、電力系統の運用・制御からみて主要なものを整理すると以下の通りである。

(1) 熱効率

従来の汽力発電プラントと比較して CCGT プラントの熱効率は高く、ガスタービン燃焼温度 1100℃級プラントでは約 47%（低位発熱量基準）、1300℃級（ACC: Advanced Combined Cycle）では約 55%に達する。最近ではさらに熱効率が向上した 1500℃級（MACC: More Advanced Combined Cycle）や最新では 1600℃級のより高い熱効率のプラントが運用開始されている。

また、大容量発電所では比較的小容量の複数の単位プラント（軸）を組み合わせることで、出力の増減を軸の運転台数の増減で行うことで、広い出力範囲で定格負荷時と同等の高い熱効率が得られ、部分負荷での熱効率低下が小さい。

(2) 燃料流量・空気流量制御

燃料流量は基本的には速度・負荷制御によって調整される。これは従来の汽力発電プラントで蒸気タービンの加減弁が速度・負荷制御によって調整されるのと同様である。しかし、CCGT プラントでは蒸気タービンの加減弁は通常運転中は全開で出力制御を実施しないので、例えば系統周波数変動に対する軸出力の即応変化分はガスタービン出力の変化分となる。

一方、空気流量は低負荷での排気流量を減少

させ排ガス温度を高くして排熱回収ボイラーでの熱回収を容易にするとともに、機器耐久性の面から排ガス温度上昇を制限するため、空気圧縮機の入口案内翼（IGV: Inlet Guide Vane）の開度によって調整される。

(3) 外気温度による最大出力の変化

最大出力が外気温度により大きく変化し、温度が高くなると出力が小さくなる。すなわち、ガスタービンの空気圧縮機の吸込み体積流量は外気温度に関係なくほぼ一定なので、外気温度が上がって空気密度が低下すると質量流量が減少する。一方、ガスタービンは機器耐久性の面から排ガス温度の上限を定めて運転されるが、外気温度の上昇により圧縮後の燃焼用空気の温度が上昇すると排ガス温度の上限値までの余裕が小さくなり、燃料の投入が制限され、吸込み空気質量流量の減少と相俟って、ガスタービン出力が低下する。

一方、蒸気タービンについては、ガスタービン最大出力の低下による排ガス質量流量の低下により、排熱回収ボイラーでの発生蒸気流量が減少し、出力が若干減少する。

(4) 負荷変化時の応動特性

燃料流量変化に対するガスタービンの出力応動は非常に速い。一方、蒸気タービンは、通常運転中は加減弁全開として特に出力制御を実施しないので、排熱回収ボイラーからの発生蒸気流量に比例した出力となる。ガスタービン排ガス熱量の変化に対する発生蒸気流量の変化は排熱回収ボイラーの熱容量などにより応答が遅れるので、燃料流量変化に対して蒸気タービンの出力は数分オーダーの遅れで応動する。一軸型では全体の出力の約 2/3 を分担するガスタービンが蒸気タービンの応動遅れを補償するように応答する。

(5) 周波数変動時の応動特性

従来の汽力火力プラントでは、ボイラーの熱容量（主として保有水の熱容量）がバッファ

として働き、例えば、周波数低下時には、その熱容量によって、タービン加減弁開度の増加による蒸気流量増加をしばらく継続でき、系統の瞬動予備力としての発電機出力の増加が確保できる。特にドラムボイラー火力では、ボイラー内の飽和蒸気・水によるバッファ効果が大いなので発電機出力の増加継続能力が高い。

これに対し、CCGT プラントでは、周波数変動に対して即応できるのはガスタービンの出力応動である。ガスタービンには汽力プラントのようなバッファがないので、周波数変動に即応した燃料流量と空気流量の調整が必要となる。

3.3 事故時周波数変動解析用プラントモデルの要件の明確化

これまで、ガスタービン単体については電力系統動特性解析にも適用できるモデル^[3-7]が提案され、また、適用例^[3-8, 3-9]も見られる。このモデルの適用対象は、排ガスの流量は出力に関係なく一定でありその温度のみが燃料流量に応じて直線的に変化するという単純な一般的なガスタービンである。これまで、ある特定の応動解析において CCGT プラントへ適用した例^[3-10]がある。しかし、ガスタービン単体と比較してより複雑な、排ガス温度特性、燃料・空気流量制御、出力応動特性、すなわち、以下の複雑な動特性を有するコンバインドサイクルプラントにはこのモデルは通常、適用できない。

- ・排ガス温度設定は空気圧縮機出口圧力（ガスタービン出力の目安）に応じて変更される
- ・入口案内翼開度（空気流量）は排ガス温度が設定値に一致するように制御されるが、同時に入口案内翼開度は空気圧縮機出口圧力に影響を与える
- ・燃料流量は所望の出力が得られるよう制御されるが、同時に燃料流量は空気圧縮機出口圧力に影響を与える。
- ・入口案内翼開度全開時に排ガス温度が設定値

を超えた場合には燃料流量が減少、すなわち出力が減少される

逆に言えば、上記の動特性を表現できることが、電力系統解析用 CCGT プラントモデルの具備すべき要件となる。すなわち、プラント本体（ガスタービンと蒸気タービン）と制御系に分けて要件を明確にすると以下となる。

(1) ガスタービン・蒸気タービンモデルの要件

プラント制御系モデルから与えられる燃料流量、入口案内翼開度の変化に対する出力、排ガス温度、空気圧縮機出口圧力の動特性を表現すること

(2) プラント制御系モデルの要件

ガスタービン・蒸気タービンモデルから与えられる出力、排ガス温度、空気圧縮機出口圧力の変化に対する燃料流量、入口案内翼開度の動特性を表現すること

これまでに、モデルの開発に資するとの位置づけで、プラント制御系の基本的な特性を含むモデルが示されている^[3-11]。しかし、ガスタービンモデルは、出力、空気流量、燃料流量、排ガス温度に関する静特性に基づいた簡易なモデルとなっており、この面で、上記(1)の要件を満たすことができない。

一方、プラント制御系については、出力調整は主として燃料流量によって、排ガス温度調整

は主として空気流量によって、それぞれ制御されるといった、プラントメーカー共通の基本的な特性を模擬したモデルとなっている。しかし、周波数変動などに対するプラント制御系の応動特性はメーカー間でかなりの相違が見受けられるため、実機の応動を精度良く解析するためには、プラント個別（メーカー毎に型式別）に制御系モデルを構築することが必要であり、基本的な特性だけを模擬したモデルでは不十分である。

3.4 開発モデルの概要

このように、CCGT プラントモデルが具備すべき要件を満たすモデルはこれまでに開発されておらず、本章で記載のモデルは事故時周波数変動解析用として我が国の最初と言える。以下にモデルの概要を示す。

3.4.1 モデルの構成

大容量 CCGT 発電所を構成する単位プラント（軸）をモデル化の対象とした（図 3.1）。また、発電所の出力の増減は軸の運転台数の増減で行われ、各軸が低出力で運転されることはない。このため、通常の高出力運転状態（概ね定格出力の 60%以上）におけるプラント応動をモデル化の対象とした。

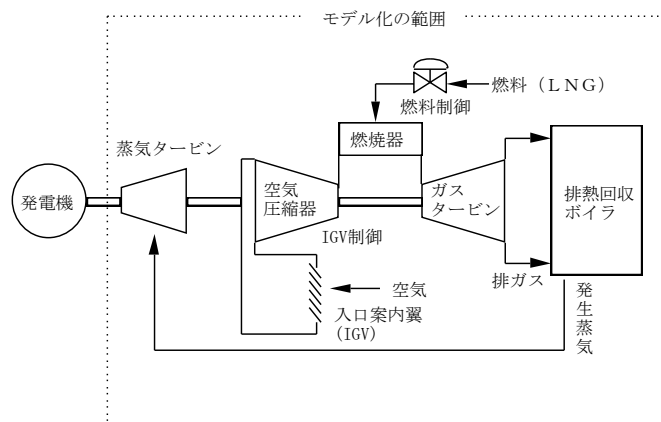


図 3.1 モデル化の対象

Fig. 3.1 Modeled components

開発したプラントモデルは、プラント制御系、ガスタービン、蒸気タービンの各モデルで構成した。プラントモデルの概要構成は既に序論(図 1.4) に示した通りである。プラント制御系モデルについては、解析対象の制御系モデルをプラント個別(メーカー別)に構築する。ガスタービン・蒸気タービンの動特性についてはプラント共通の定式化とし、使用する定数のみプラント個別の数値を用いる。使用定数の算定に際して、系統運用サイドでも比較的容易に入手できる、機器仕様(圧縮比、効率他)、各出力でのヒートバランス(燃料流量、空気燃料、排ガス温度など)等のデータを活用する

以下では、プラント共通の定式化であるガスタービンモデルと蒸気タービンモデルについて、モデルで用いている定式化を説明する。一方、プラント制御系についてはプラント個別のモデリングとなるので、一例として、実機の応動との対比のための構築したモデルを 3.5 節で概説する。

開発したプラントモデルにおけるガスタービンと蒸気タービンモデルの特徴は以下の通り。

(1)ガスタービンモデル

- ・ガスの流量、温度、圧力をエネルギー、質量、体積バランスを考慮して計算する。また、空気圧縮機排気、タービン排気のガス温度は、圧縮・膨張の可逆過程から圧縮機、タービン、それぞれの効率を考慮して算定する。

- ・ガス特性を簡易に扱うため、圧縮機までは空気、燃焼過程以後では燃焼ガスとなるが、燃空比(燃料と空気の重量混合比)は数パーセント以下と小さいので、その特性を空気で近似する。但し、高温になると比熱が増加するので、温度変化が大きい圧縮機部、燃焼器・タービン部、それぞれで別々の比熱を持つ完全流体の空気として扱う。

(2)蒸気タービンモデル

ガスタービンの排ガス流量と温度に対する蒸気タービン出力の静特性をもとに、排熱回収ボイラーのドラム時定数を考慮した一次遅れとしてタービン出力応動を算定する。ガスタービンモデル、蒸気タービンモデルでの定式化は次の通り。また、夫々の定式化間での変数の入出力関係を図 3.2 に示す。

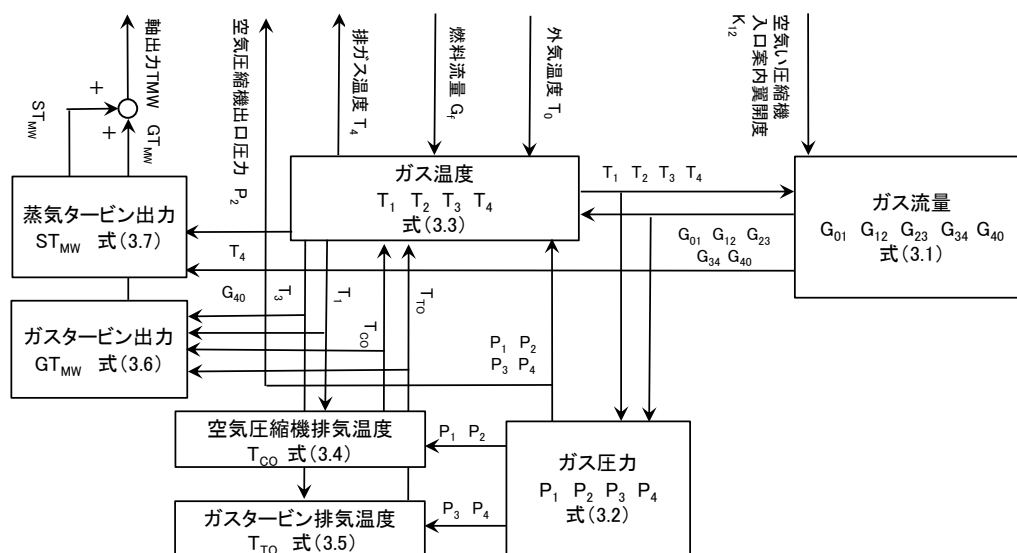


図 3.2 ガスタービン・蒸気タービンモデルの各式間の入出力関係

Fig. 3.2 Relationship of Input and Output Variables between Gas Turbine and Steam Turbine Models

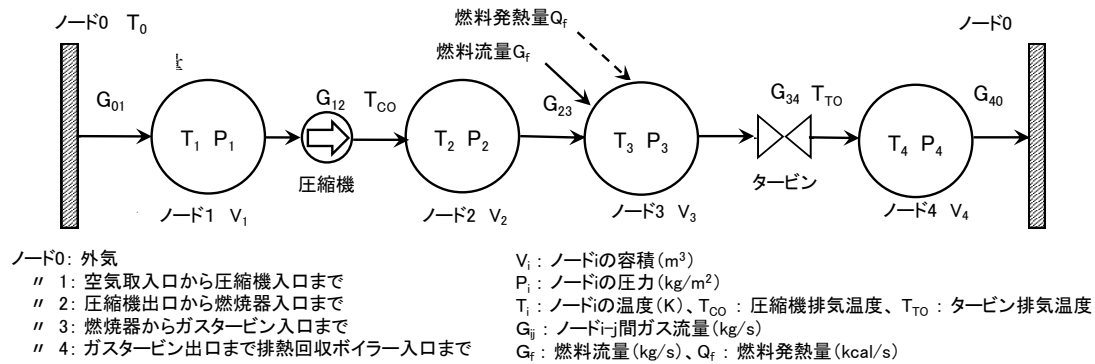


図 3.3 ガスタービンモデルのノード構成

Fig. 3.3 Node Configuration of Gas Turbine Model

3.4.2 ガスタービンモデル

ガスタービンを4つの集中定数ノードに分割し (図 3.3)、ノード間のガス流量、各ノードのガスの圧力と温度を式 (3.1)、(3.2)、(3.3) でそれぞれ表現した。圧縮機排気 (ノード 2 へ流入) の温度、タービン排気 (ノード 4 へ流入) の温度はそれぞれ式 (3.4)、(3.5) で表現した。また、ガスの特性は空気 (理想気体として) で近似し、比熱については、ノード 1、2 は圧縮機部とし、ノード 3、4 は燃焼器・タービン部とし、それぞれの部で別々の比熱を用いた。

(1) ガスの流量

流量の基本特性 (定常流れ) に基づいて式 (3.1) で表現した。すなわち、ノード間の流量 (G_{01} 、 G_{23} 、 G_{40}) はノード間圧力差の平方根に比例しガスの比容積 ($=R \cdot T_i / P_i$) の平方根に半比例し、圧縮機流量 (G_{12}) は入口圧力 (P_1) に、タービン流量 (G_{34}) は入口圧力 (P_3) にそれぞれ比例する^[3-12]。なお、空気圧縮機流量には系統周波数変化による軸回転数変化を考慮した。

$$\left. \begin{aligned} G_{01} &= K_{01} \sqrt{\frac{P_0(P_0 - P_1)}{R \cdot T_0}} \\ G_{12} &= K_{12} \frac{P_1 N_g}{\sqrt{T_1}} \\ G_{23} &= K_{23} \sqrt{\frac{P_2(P_2 - P_3)}{R \cdot T_2}} \\ G_{34} &= K_{34} \frac{P_3}{\sqrt{T_3}} \\ G_{40} &= K_{40} \sqrt{\frac{P_4(P_4 - P_0)}{R \cdot T_4}} \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

R : 空気のガス定数 ($=29.3$ [kgf.m/(kg.K)])

T_i : ノード i の温度 [K]

P_i : ノード i の圧力 [kgf/m²]

G_{ij} : ノード i - j 間の流量 [kg/s]

K_{ij} : ノード i - j 間流量係数

但し、 K_{12} は入口案内翼 (IGV) 開度の関数 (開度に応じて K_{12} は変化)、他はヒートバランス等から算定される固定定数

N_g : 軸回転数 [pu]

(2) ガスの圧力・温度

ガスの特性を空気 (理想気体として) で近似し、また、エネルギー、質量、体積バランスを考慮すると、ガスの温度、圧力の時間的な変化は式 (3.2)、(3.3) で表現できる (導出は付録)。ここで、圧縮機入口温度 (T_1) は外気温度 (T_0) と等しいとする。

なお、ガスの特性を空気で近似した例としてはガスタービン特性の簡易計算 (代数計算) への適用例^[3-12]が見られるが、系統周波数変動解

析用 CCGT モデルにおけるガス圧力・温度の動特性計算への適用は筆者らが知る範囲ではこれまでにない。

・圧力

$$\left. \begin{aligned} \frac{dP_1}{dt} &= \frac{R \cdot \kappa_c}{V_1} (G_{01} \cdot T_0 - G_{12} \cdot T_1) \\ \frac{dP_2}{dt} &= \frac{R \cdot \kappa_c}{V_2} (G_{12} \cdot T_1 - G_{23} \cdot T_2) \\ \frac{dP_3}{dt} &= \frac{R \cdot \kappa_f}{V_3} (G_{23} \cdot T_2 - G_{34} \cdot T_3 + G_f \cdot T_f + \frac{Q_f}{C_{p3}}) \\ \frac{dP_4}{dt} &= \frac{R \cdot \kappa_t}{V_4} (G_{34} \cdot T_3 - G_{40} \cdot T_4) \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

・温度

$$\left. \begin{aligned} T_1 &= T_0 \\ \frac{dT_2}{dt} &= \frac{R \cdot T_2}{P_2 \cdot V_2} \{-T_2(G_{12} - G_{23}) + \kappa_c(G_{12} \cdot T_{co} - G_{23} \cdot T_2)\} \\ \frac{dT_3}{dt} &= \frac{R \cdot T_3}{P_3 \cdot V_3} \{-T_3(G_{23} + G_f - G_{34}) \\ &\quad + \kappa_c(G_{23} \cdot T_2 + G_f \cdot T_f - G_{34} \cdot T_3 + \frac{Q_f}{C_{p3}})\} \\ \frac{dT_4}{dt} &= \frac{R \cdot T_4}{P_4 \cdot V_4} \{-T_4(G_{34} - G_{40}) \\ &\quad + \kappa_t(G_{34} \cdot T_3 - G_{40} \cdot T_4)\} \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

V_i : ノード i の容積 [m³]

G_f : 燃料流量 [kg/s] (ノード 3 のみ)

Q_f : 燃料燃焼による熱量 [kcal/s] (ノード 3 のみ)

但し、 $Q_f = G_f \cdot H_v$

H_v : 燃料発熱量 [kcal/kg]

κ_c : 圧縮部 (ノード 1、2) の比熱比

C_{pc} : 圧縮部 (ノード 1、2) の定圧比熱 [kcal/(kg.K)]

κ_f : 燃焼器・タービン部 (ノード 3、4) の比熱比

C_{pt} : 燃焼器・タービン部 (ノード 3、4) の定圧比熱 [kcal/(kg.K)]

T_{co} : 圧縮機排気温度 [K] (式 3.4)

T_{to} : タービン排気温度 [K] (式 3.5)

(3) 空気圧縮機排気温度、タービン排気温度

圧縮機、タービンの排気温度は、圧縮・膨張の可逆過程において圧縮機、タービン、それぞれの効率を考慮すると次式で表現できる。

・空気圧縮機排気温度 (T_{co})

$$\left. \begin{aligned} T_{co} &= T_1 \cdot [1 + \{r^{(\kappa_c-1)/\kappa_c} - 1\} / \eta_c] \\ r &= \frac{P_2}{P_1} \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

κ_c 、 η_c : 圧縮部の比熱比、圧縮機効率 [pu]

・タービン排気温度 (T_{to})

$$\left. \begin{aligned} T_{to} &= T_3 \cdot \{1 - \eta_t + \eta_t \cdot r^{(1-\kappa_t)/\kappa_t}\} \\ r &= \frac{P_3}{P_4} \end{aligned} \right\} \quad (3.5)$$

κ_t 、 η_t : 燃焼器・タービン部の比熱比、タービン効率 [pu]

(4) ガスタービン出力 (GT_{MW})

空気圧縮機で消費されるエネルギーとガスタービンで発生されるエネルギーの合計として以下で算定できる。

$$GT_{MW} = \{(T_1 - T_{co}) \cdot C_{pc} \cdot G_{12} + (T_3 - T_{to}) \cdot C_{pt} \cdot G_{40}\} \cdot 4.1868 [\text{W}] \quad (3.6)$$

なお、上式で算定したガスタービン出力と実機との差異が大きい場合、以下の補正を実施する。係数 (α 、 β) は実機特性との比較で算定する。

$$GT_{MW}' = \alpha + \beta \cdot GT_{MW}$$

GT_{MW}' : ガスタービン出力補正值

3.4.3 蒸気タービン出力モデル

蒸気タービンの出力変化は、ガスタービン排気ガスからの受熱エネルギーの変化 (排ガス温度と流量の変化) に着目して次式で定式化した静特性の一次遅れ応動でモデル化した (図 3.4)。係数 ($K_1 \sim K_3$) は実機のヒートバランスから容易に算定できる (3.5.1 節)。

$$\Delta ST_{MW} = K_1 \Delta T_4 + K_2 \Delta G_{40} + K_3 \Delta T_4 \cdot \Delta G_{40}$$

$$ST_{MW} = ST_{MWR} + \frac{\Delta ST_{MW}}{1 + T_{STMW} S} [\text{W}]$$

$$\Delta T_4 = T_4 - T_{4B}、\Delta G_{40} = G_{40} - G_{40B} \quad (3.7)$$

ここで、 ST_{MWR} : 100%出力時の蒸気タービン出力 [W]、 T_{4B} : 100%出力時の T_4 [K]、 G_{40B} : 100%出力時の G_{40} [kg/s]、 ΔST_{MW} : 蒸気タービンの出力変化 (100%出力時からの変化) [W]、 T_{STMW} : 排熱回収ボイラー出力応動時定数 [s]

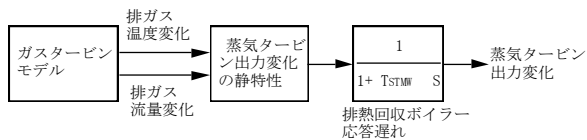


図 3.4 蒸気タービンモデル

Fig. 3.4 Steam Turbine Model

3.5 プラントモデルの精度検証例

開発したモデルのシミュレーション解析精度を実機との対比によって検証した例を以下に述べる。検証では、まずガスタービン、蒸気タービンの入力データを収集し、直接入手できないものについては入力データをもとにして算定（表 3.1 の 1.と 2.）あるいは仮定し（同表の 7.～11.）、次に実機のプラント制御系モデルを構

築した。

なお、シミュレーションでは、積分時間刻みは電力系統の動特性解析で一般に用いられている 10ms とし、また、初期状態の確立では、プラントメーカーで通常行われているように発電機出力がゼロ出力から初期出力に整定するように $t=0^-$ までのシミュレーションを実施した。これは、プラント制御系の非線形特性が強いため所望の初期出力から順次逆算して各部の初期値を決定することが非常に困難であること、また、外気温度が高い場合には排ガス温度制限によって所望の初期出力が達成できないことがあるためである。

表 3.1 ガスタービン・蒸気タービンモデルの入力データ項目

Table 3.1 Input Data Items of Gas and Steam Turbine Models

データ項目	単位	備考
1. 流量係数 ($K_{01} \sim K_{40}$)	—	表 3.2 のデータから算定
2. 蒸気タービン静特性係数 ($K_1 \sim K_3$)	—	表 3.3 のデータから算定
3. 燃料発熱量 (HV)	kcal/kg	実機データ
4. " 温度 (T_f)	K	273.15 (0°C) と仮定
5. 圧縮機効率 (η_c)	pu	実機データ
6. タービン効率 (η_t)	pu	実機データ
7. 圧縮部比熱比 (K_c)	—	1.40 (*1)
8. " 定圧比熱 (C_{pc})	kcal/(kg.K)	0.240 (")
9. 燃焼器・タービン部比熱比 (K_t)	—	1.33 (")
10. " 定圧比熱 (C_{pt})	kcal/(kg.K)	0.276 (")
11. 排熱回収ボイラー応答遅れ (TSTMW)	s	300 (")

(*1) ヒートバランス、機器仕様からは直接得られない項目は、シミュレーション結果とヒートバランス、実機応動との対比によって調整してこれらの数値を使用

表 3.2 流量係数 ($K_{01} \sim K_{40}$) 算定ための入力データ項目

Table 3.2 Input Data Items for Calculation of Flow Coefficients K_{ij}

データ項目	単位	備考
1. 排ガス流量 (G34, G40)	kg/s	100%出力時ヒートバランス
2. 燃料流量 (Gf)	"	"
3. 外気温度 (T_0)	K	"
4. 排ガス温度 (T_4)	"	"
5. 外気圧力 (P_0)	kgf/m ²	"
6. 圧縮機入口圧力 (P_1)	"	"
7. 燃焼器入口圧力 (P_2)	"	"
8. ガスタービン入口圧力 (P_3)	"	"
9. 排熱回収ボイラー入口圧力 (P_4)	"	"

(*1) 空気流量 (G01, G12, G23) は「排ガス流量－燃料流量」で算定

表 3.3 蒸気タービン静特性係数 ($K_1 \sim K_3$) 算定ための入力データ項目

Table 3.3 Input Data Items for Calculation of Steam Turbine Coefficients $K_1 \sim K_3$

データ項目	単位	備考
1. 排ガス流量 (G40)	kg/s	100%、90%、75%、60%出力時ヒートバランス
2. 排ガス温度 (T_4)	K	"

3.5.1 ガスタービン・蒸気タービンモデルの使用定数の算定

式(3.1)～(3.7)を用いてシミュレーションする際に必要な入力データ項目は表 3.1 の通り。このうち、式(3.1)のガス流量係数 K_{ij} は表 3.2 のデータ項目、式(3.7)の蒸気タービン出力静特性係数 $K_1 \sim K_3$ は表 3.3 のデータ項目、それぞれから以下で算定した。

(1) ガス流量係数 K_{ij} (表 3.2 のデータから算定) ・ (ステップ 1) 燃焼器入口温度 (T_2)、ガスタービン入口温度 (T_3) の算定

(P_2/P_1) と $T_1 (=T_0)$ を用い式(3.4)より T_{co} を算定しこれを T_2 とする。次に T_2 、 G_{23} 、 G_{34} 、 G_f 、 T_f を用い式(3.2)の dT_3/dt の右辺 = 0 を解いて T_3 を算定した。なお、 T_3 と (P_3/P_4) を用い式(3.5)より算定した T_{ro} が T_4 が同じになるよう比熱、比熱比を調整した (表 3.1)。

・ (ステップ 2) 流量係数 K_{ij} の算定

空気流量 G_{01} 、 G_{12} 、 G_{23} 、排ガス流量 G_{34} 、 G_{40} 、各ノード圧力 $P_1 \sim P_4$ 、温度 $T_1 \sim T_4$ (T_2 、 T_3 は上記で算定) を用い、式(3.1)から各流量

係数 K_{ij} を算定した。なお、算定した係数のうち K_{12} は IGV (入口案内翼) 開度が全開における流量係数なので、IGV 開度が調整される場合、制御系モデルから与えられる IGV 開度を流量に換算し、全開時流量との比を K_{12} に乗算することにより K_{12} を変更する。

(2) 蒸気タービン出力特性係数 $K_1 \sim K_3$ (表 3.3 のデータから算定)

100%出力時のヒートバランスを基準として、90%、75%、60%出力時のそれぞれについて式(3.7)から係数 $K_1 \sim K_3$ を未知数とした 3 つの式を解いてこれら係数を算定した。

3.5.2 制御系モデルの構築

実機の燃料流量制御、空気流量制御などプラント制御系から、通常の高出力運転時において系統周波数の変化に応動すると考えられる範囲を選定してモデルを構築し、前述のガスタービン・蒸気タービンモデルと結合した。制御系モデルは燃料制御と空気圧縮機 IGV 開度制御から構成した (図 3.5)。

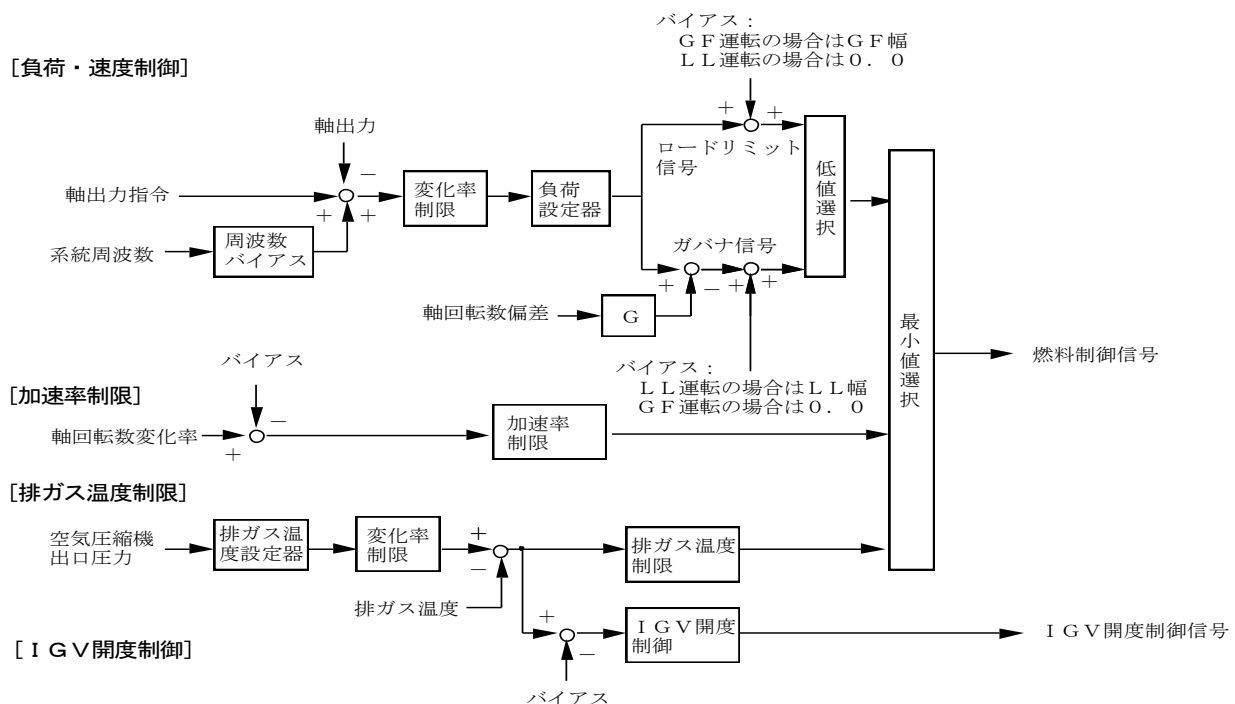


図 3.5 プラント制御系モデルの概要

Fig. 3.5 Outline of Plant Control System Model

制御系の動作概要は以下の通り。

(1)燃料制御

主として、ガバナとしての負荷・速度制御信号、および高負荷時に機器高温部分を保護するために排ガス温度上限を制限する排ガス温度制限信号の最小値によって制御される。

・負荷・速度制御

系列負荷制御装置からの軸出力指令に軸出力が一致するよう負荷設定を調整する。事故時などで系統周波数が変動した場合には周波数バイアスが動作して出力指令に修正を加える。すなわち、周波数が上昇した場合には出力指令を減少し、低下した場合には増加する。なお、周波数バイアスには不感帯が設けてあり平常時の周波数変動では周波数バイアスは動作しない。負荷設定器から、ガバナ信号、ロードリミット信号が作成され、その最小値が負荷・速度制御からの燃料制御指令となる。ガバナ信号は、負荷設定に対して軸回転数偏差に対する垂下特性（ガバナ特性）を加えた信号である。ガバナ信号にバイアスを加えた場合はロードリミット（LL: Load Limit）運転、他方、ロードリミット信号にバイアスを加えた場合はガバナフリー（GF: Governor Free）運転となる。

・排ガス温度制限

上記の負荷・速度制御による燃料制御（負荷・速度制御モード）は、排ガス温度制限により燃料流量が制限される（排ガス温度制限モード）まで可能である。すなわち、部分負荷では燃焼温度が低いので排ガス温度制限モードにはならないが、定格付近まで負荷が増加して燃焼温度が上昇し、排ガス温度がその設定値を越えた場合、排ガス温度制限モードに移行する。なお、排ガス温度の設定値は、ガスタービン出力に比例する特性を有する空気圧縮機出口圧力の関数として与えられる。

・加速率制限

主として起動時の軸回転数の加速率を制限す

るための制御であるが、出力運転時では、例えば、LL 運転時で発電機至近端の事故直後で軸回転数の加速が大きい状況では、過渡的に本制御により燃料流量が制限されることが考えられる。

(2)空気圧縮機の IGV 開度制御

排熱回収ボイラーの発生蒸気温度の変化幅を小さくするため、部分負荷で排ガス流量を減少して温度を高くすることで排熱回収ボイラーでの熱回収を容易するための制御である。IGV 開度制御の排ガス温度設定値（以下、IGV 温度設定値）は、上記の排ガス温度制限の設定値より若干低い値に設定される。IGV 開度で調整できる空気流量は定格の 30%程度である。

部分負荷では IGV は中間開度（0.5[pu]程度）に保持されるため（後出の図 3.8 の上段右の IGV グラフを参照）、出力増加につれて排ガス温度は上昇する（図 3.6 の左のグラフ）。排ガス温度が IGV 開度制御の温度設定値に達すると、排ガス温度を IGV 温度設定値に保持するよう IGV 開度が増加し、空気流量（排ガス流量）が増加する（図 3.6 の中央のグラフ）。IGV 温度設定値は概ね 85%負荷までは一定値であるが、その後は負荷の増加とともに低下するように設定されるので、負荷が増加して定格付近まで達すると、排ガス温度が下がることになる（図 3.6 の左のグラフ）。

IGV 開度制御の設定値に排ガス温度が制御されている間は、負荷・速度制御モードから排ガス温度制限モードへ移行することはない。しかし、定格付近まで負荷が増加して IGV が全開しても排ガス温度が制御できない場合、排ガス温度制限モードへ移行する。

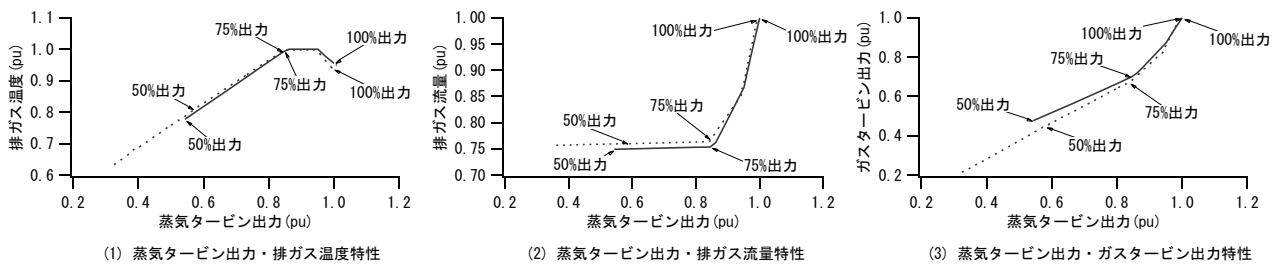


図 3.6 ヒートバランスの対比 (実線：モデル、破線：実機設計値)

Fig. 3.6 Simulation of Heat Balance (Solid: Model, Dotted: Manufacture's design)

3.5.3 実機とプラントモデルの対比

(1) ヒートバランス

モデルの静特性を検証するため、ヒートバランス (外気温度 5°C) をシミュレーションした。シミュレーションでは、プラント制御系 (図 3.5) の軸出力指令を所望の出力へ変更設定し (例えば 100% から 75% へ)、モデルの整定状態を求めた。ガスタービン、蒸気タービンモデルにおけるエネルギーバランス、質量バランス、圧縮・膨張過程などの定式化 (3.4 節) が適切でなければ、軸出力が所望値へ一致しても、ガスタービン出力、蒸気タービン出力、排ガス温度・流量などプラント諸量は実機特性とは一致しない。

シミュレーション結果を実機 (設計値) と対比して図 3.6 に示す。低出力領域では実機特性とはやや差異があるものの、モデル化の対象である高出力運転領域 (60% 出力程度以上) については、プラント諸量は良好に実機特性と合致しており、開発したモデルの解析性能が適切であることを示している。

なお、図 3.6 中の矢印の数値は軸出力を表している。例えば、図 3.6 の右のグラフにおいて矢印で示されている 75% 出力の点は、蒸気タービン出力がその定格の約 85% (横軸)、ガスタービン出力がその定格の約 70% (縦軸)、ガスタービン出力と蒸気タービン出力の合計で軸全体の定格の 75% 出力であることを示している。

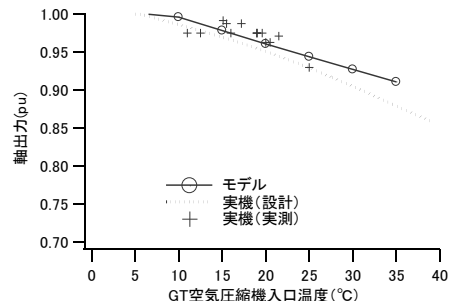


図 3.7 最大出力の変化特性

Fig. 3.7 Simulation Result of Maximum Plant Output

すなわち、部分負荷では、定格時と比べてガスタービンの出力分担比率が若干低下する。

(2) 外気温度と出力特性

実機との対比例を図 3.7 に示す。外気温度が高くなると軸出力が低下する特性についても、開発したモデルの特性は実機特性 (設計および実績) と概ね同じ傾向を示し、モデルの解析性能が適切であることを示している。

(3) 負荷変動試験

実機の運開前試験での 100% → 75% → 100% (6%/分) の負荷変動試験での実機応動との対比を図 3.8 に示す。出力降下時の燃料制御指令の若干のアンダーシュート、排ガス温度の上昇と整定、出力復帰時の軸出力の一次遅れの増加など、シミュレーション結果は実機の特徴的な出力応動特性と良好に合致している。

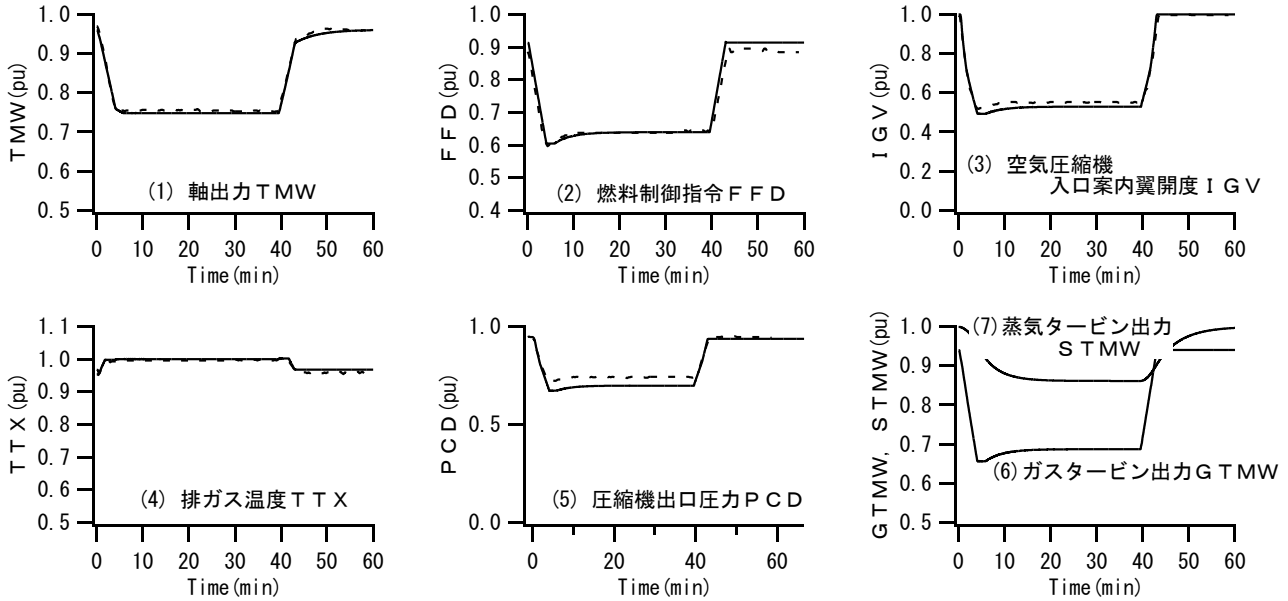


図 3.8 負荷変動試験の実機応動との対比 (実線：モデル、破線：実測)
 (蒸気タービン出力、ガスタービン出力は実機では区別できないので実測なし)

Fig. 3.8 Simulation of Load Change (Solid: Model, Dotted: Measured)
 (No Measurements for Steam Turbine and Gas Turbine Outputs)

これらのことは、開発したモデルの解析精度が動特性の面でも適切であることを示している。

また、蒸気タービン出力の応動遅れをガスタービンが補償している状況が示されている。

(4) 周波数変動模擬試験^[3-13]

実機の周波数変動模擬試験結果との対比例を図 3.9 に示す。周波数の急峻な変化(実周波数+模擬信号)に対する実機応動の特徴的な以下

の変化を良好にシミュレーションで再現できていることがわかる。すなわち、

- ・ 発電機出力：燃料流量減少による発電機出力の初期減少とその後の周波数変動に対応した出力変化
- ・ 排ガス温度：燃料流量減少による排ガス温度の初期低下とその後の発電機出力低下に応じた温度レベルの上昇

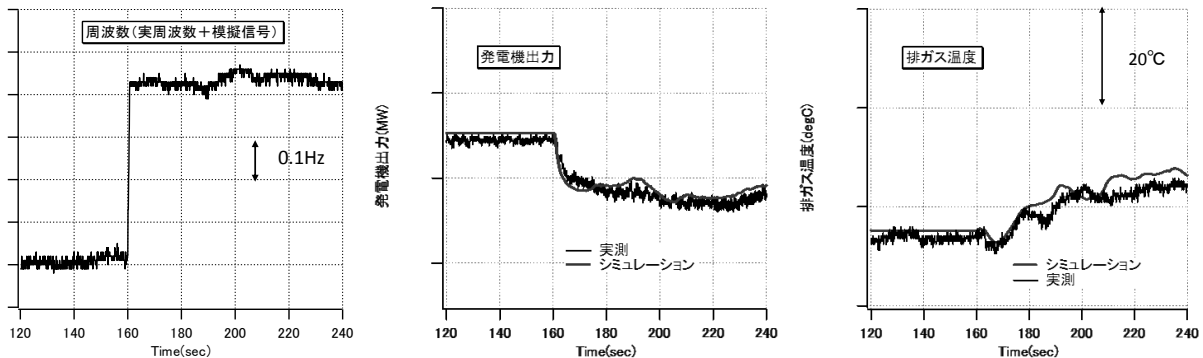


図 3.9 周波数変動模擬試験の実機応動との対比 (実線：モデル、破線：実測)
 (蒸気タービン出力、ガスタービン出力は実機では個別に測定できないので実測なし)

Fig. 3.9 Simulation of Frequency Change (Solid: Model, Dotted: Measured)

3.6 周波数変動時のプラント応動特性

次に、開発したプラントモデルを用い、系統周波数変動時の CCGT プラントの基本的な応動特性をシミュレーションによって明らかにする。急速な系統周波数変動の場合、温度変化に応じて制御される IGV 開度は急速には応動せず、急速に制御されるのは燃料制御指令のみである。このため、燃料制御指令に対する実際の燃料流量の応動が設計に比べてどの程度の速さであるかがポイントとなる。なお、プラントのメーカーや燃焼温度クラス（1100℃級、1300℃級、1500℃級など）の違いによってプラントの応動特性には差異があるので、以下に示す試解析結果は一例として見ていただきたい。

3.6.1 周波数変動時の応動

周波数上昇、低下に対する基本的な応動特性を明らかにするため、ランプ状の変化パターン（±1Hz の変化、各図の最上段左側のグラフ）をモデルに入力し、シミュレーションを実施した。以下に基本応動特性、安定運転面での留意点を明確化する。なお、シミュレーションでは、外気温度は 15℃、プラント初期出力は 90%、負荷・速度制御の運転モードは GF 運転（GF

幅 10%）とした。この外気温度でのプラント最大出力は 97% 程度であるから、周波数低下時の最大余力は 7% 程度となる。

(1) 周波数上昇（図 3.10）

・基本応動特性

負荷・速度制御のガバナ動作による燃料流量指令（図 3.10 の FFD）によって燃料流量が急速に絞り込まれ、その後、軸出力（同図 GTMW+STMW）が周波数バイアスにより修正された出力要求へ一致するよう、燃料流量は修正される。軸出力の変化の大部分はガスタービン出力の変化によるものであり、蒸気タービン出力（同図 STMW）の変化は、前述（3.2 節）したように非常に遅い。したがって、周波数上昇のように燃料流量を絞る方向では排ガス温度による制約がなく、また、解析対象時間において蒸気タービン出力が一定と近似できる範囲であれば、ガスタービンモデルのみでしかも排ガス温度（同図 TTX）変化を考慮しない簡略なモデルが考えられる（後述の 3.7.2 項）。一方、IGV 開度（同図 IGV）は、燃料流量の減少により低下した排ガス温度（同図 TTX）を空気流量の減少によって設定値まで復帰させるため、その開度が減少する。

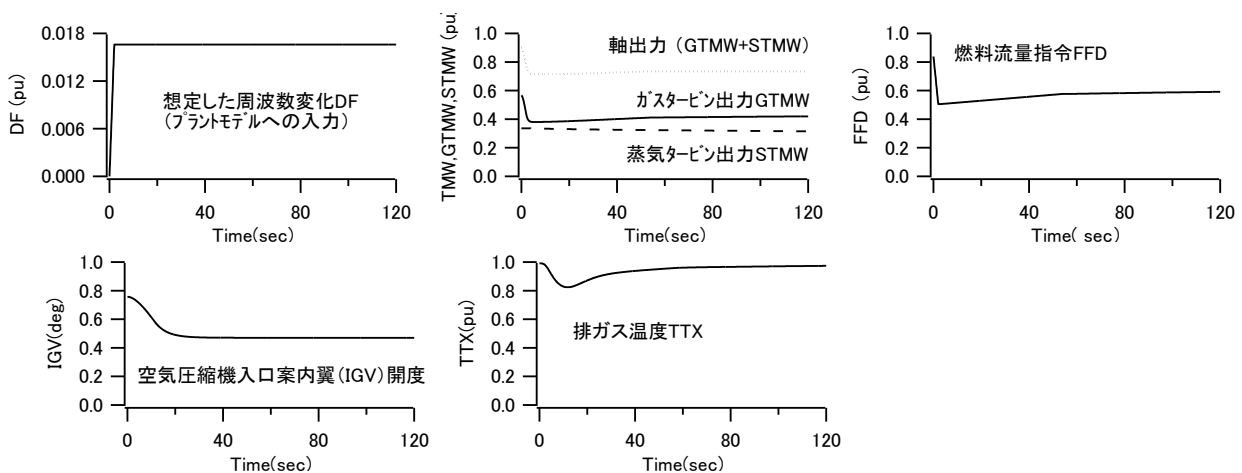


図 3.10 周波数上昇時のプラント応動

Fig. 3.10 Simulation Result of Plant Response under System Frequency Increase

なお、LL 運転では、周波数上昇幅が LL 幅を越えるまでガバナ信号が選択されないので、GF 運転と比べて、燃料流量指令の絞り込みのタイミングの遅れと初期の絞り込み量の減少が生じるが、その後は GF 運転と同様、修正された出力指令へ一致するように燃料指令は徐々に修正される。

・安定運転面での留意点

燃料流量指令（同図 FFD）の急速な絞り込みにより排ガス温度（同図 TTX）が低下するが、これと比べて IGV 開度（同図 IGV）の減少（空気流量の減少）は緩やかなので、10 秒程度までは排ガス温度（同図 TTX）の低下が続いている。したがってこの間は、燃空比（空気流量に対する燃料流量の比）が通常と比べて低下し、燃焼状態としては吹消え（失火）が懸念される方向となる。なお、燃料流量指令の大幅な絞り込み時の燃焼器切替えによりガスタービンの出力が不連続に変動した事例^[3-10]がある。

(2) 周波数低下（図 3.11）

・基本応動特性

負荷・速度制御のガバナ動作により燃料流量指令（図 3.11 の FFD）が急速に増加し、同時に周波数バイアスにより出力要求も増加する。これによって燃料流量も増加するが、排ガス温度（同図 TTX）上昇による排ガス温度制限モー

ドへの移行によって、一旦増加した燃料指令（同図 FFD）は引き戻され、IGV 開度（同図 IGV）の増加につれて燃料流量指令（同図 FFD）が増加する。このため、軸出力は、一旦は増加するが引き戻され、その後、増加するという応動特性となり、瞬動予備力としての出力増加が排ガス温度制限によって制限される。

なお、LL 運転では、周波数低下に対しては負荷・速度制御のガバナ動作は機能しないので、周波数バイアスによる出力指令の増加により徐々に燃料流量指令が増加する。このため、燃料流量、軸出力とも、負荷変更時の出力増加（6%/分）と同様のゆっくりとした応動となる。

・安定運転面での留意点

燃料流量指令（同図 FFD）の急速な増加により排ガス温度（同図 TTX）が上昇するため、排ガス温度制限による燃料流量制限が実施されるが、これと比べて IGV 開度（同図 IGV）の増加（空気流量の増加）は緩やかなので、10 秒程度までは排ガス温度の上昇が続いている。したがってこの間に周波数の低下（軸回転数の低下）が拡大すると、空気圧縮機性能の低下による空気流量の減少と相俟って、排ガス温度高によるランバック動作やプラントトリップが懸念される方向となる。

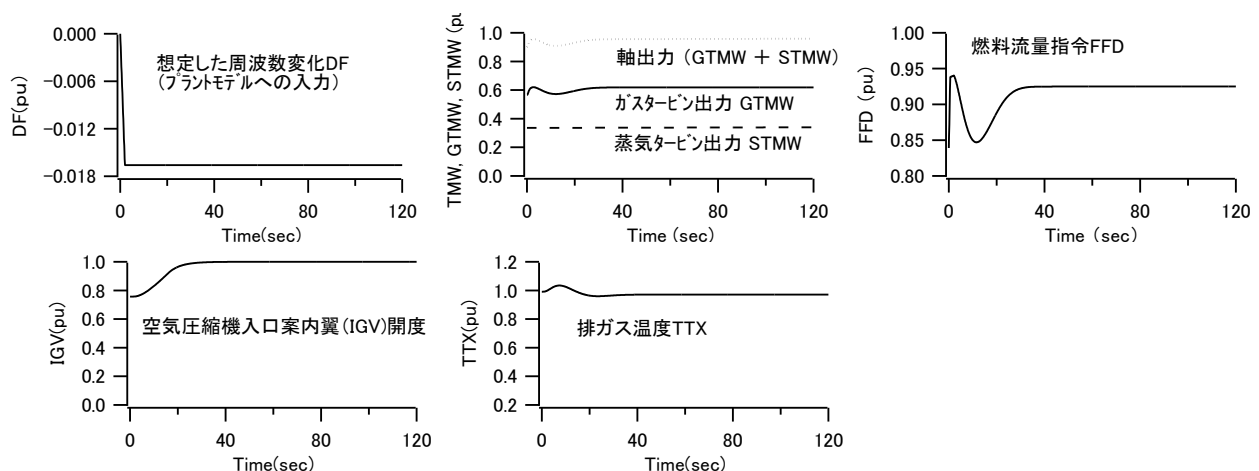


図 3.11 周波数低下時のプラント応動

Fig. 3.11 Simulation Result of Plant Response under System Frequency Decrease

また、最大出力（外気温度依存）で運転中の場合、周波数低下すなわち軸回転数の低下で生じる空気圧縮機の空気流量の低下とそれに起因する排ガス温度上昇によって、出力低下が生じることも重要な留意点である。

3.6.2 別メーカープラントの精度検証例

前節までに記載のプラントとは異なる別のメーカーの実機について実測とモデルの対比例を下図に示す。図 3.12 は周波数変動模擬試験時の実機応動との対比例^[3-14]、図 3.13 は LFC 運転試験時の軸出力変化の対比例^[3-15]（図 3.12 とは別のプラント）であり、両者ともモデルの精度が良好であることを示している。

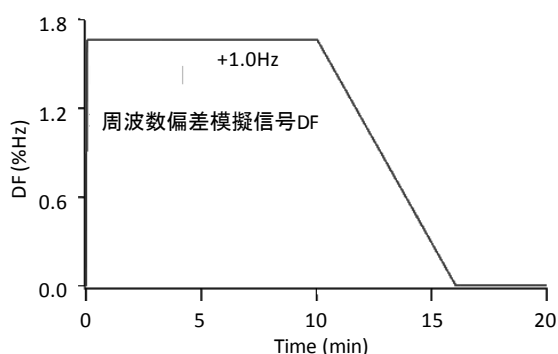


図 3.12 周波数変動模擬試験（2秒間で1.67%の周波数上昇の模擬信号）時のプラント応動の実測対比

Fig. 3.12 Comparison of simulation and recorded data of plant response in system frequency change tests

また、上述の ACC プラントだけでなく、さらに MACC プラントについても実機周波数変動模擬試験結果との対比を実施して良好な結果を得ている^[3-16]

3.7 開発モデルのバリエーション

3.7.1 多軸型プラントへの適用

1台のガスタービンと1台の蒸気タービンを同軸で連結した一軸型と異なり、複数台のガスタービンと1台の蒸気タービンを組み合わせた多軸型プラントについても開発モデルをベースにして構築し（図 3.14）実機周波数変動模擬試験結果との対比を実施し、良好な結果を得ている^[3-17]

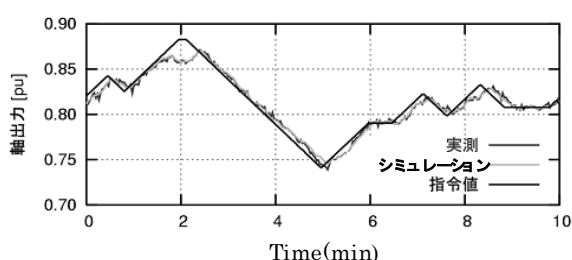
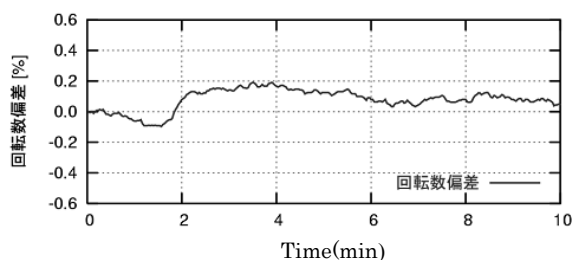
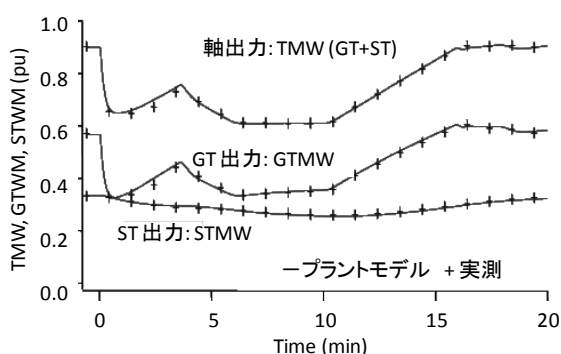
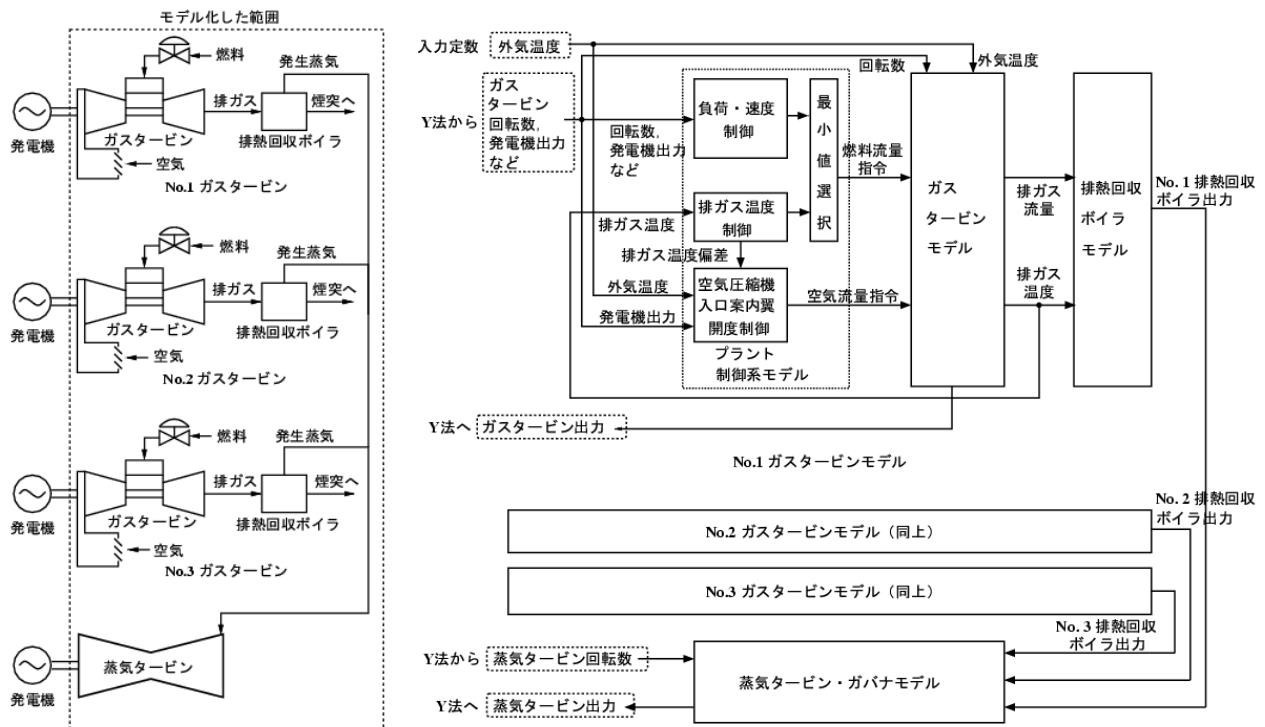


図 3.13 LFC 運転時のプラント応動の実測対比

Fig. 3.13 Comparison of simulation and recorded data of plant response in LFC operation



Y法：我が国における代表的な電力系統動特性解析手法の一つ

図 3.14 多軸型プラントモデルの例（ガスタービン 3 台に蒸気タービン 1 台）

Fig. 3.14 Example of multi-shaft plant model (1 steam turbine with 3 gas turbines)

3.7.2 周波数上昇時の簡易モデル

前節までに、事故時周波数変動に対する CCGT プラントの出力応動特性を明らかにするため、重要なプラント諸量（排ガス温度など）を含むプラント動特性モデルを開発し、その解析精度を実機応動との対比により検証した。

本項では、解析対象を系統周波数上昇時における発電機出力応動に絞って開発した簡易解析モデル^[3-18]を紹介する。なお、区別のため、ここでは、前節までのモデルを詳細モデル、本項のモデルを簡易モデルと呼ぶこととする。

(1) 簡易モデルの概要

(1a) モデルの目的

ロードリミット運転（負荷制限運転）の CCGT プラントを対象とし、系統周波数上昇時のガバナ特性による燃料流量変化に対する発電機出力（軸出力）応動を解析する。解析対象時間は周

波数変動解析で重要な 1～2 分間程度とする。これにより、周波数上昇時の分離系統の安定化制御方策の検討に資する。

(1b) モデルの特徴

・ガバナ特性、ガスタービン出力特性

1～2 分程度の時間領域では、周波数変動時のガバナ特性による燃料流量の変化に即応するガスタービン出力が軸出力変化の大部分をしめる。このため、ガバナ特性による燃料制御指令・燃料流量の変化、および燃料流量に対するガスタービン出力特性を精度良く模擬している。

(1c) 軸過速度防止制御

軸過速度防止制御が動作した場合には発電機出力の急減や解列が実施されるので、軸過速度防止制御の動作の有無は系統制御上、重要である。このため、軸過速度防止制御の動作を模擬している（ただし、動作後の応動は解析対象外とする）。

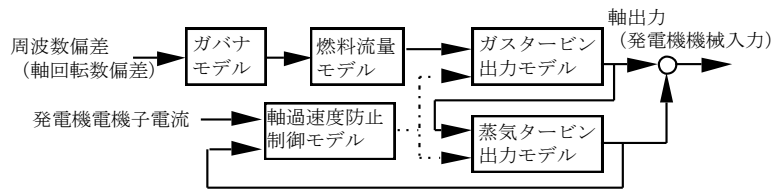


図 3.15 開発した簡易モデルの構成概要

Fig. 3.15 Outline of structure of developed simplified model

(1d) 排ガス温度ほか

- ・ 周波数上昇時は燃料流量を絞る方向なので排ガス温度による運転制約はないので、排ガス温度は模擬していない。
- ・ 一般に燃料流量の応動に比べて空気流量の応動は遅い。このため、周波数上昇時は燃空比（燃料と空気の比）が低下する方向となる。したがって、燃空比変動が燃料安定性に与える影響が大きい場合には別途、検討が必要となる。

(2) モデルの構成

モデルの構成は以下の通り（図 3.15 にモデルの概略構成）。

(2a) ガバナモデル（ガバナ特性による燃料制御指令の変化）

周波数（軸回転数）変動を入力、燃料制御指令を出力とする制御系モデルを実機制御系から抽出して構築する。

- ・ 燃料流量モデル（燃料制御指令に対する燃料流量変化）

燃料制御指令に対する燃料流量変化の応動特性を 1 次遅れ要素で簡易に模擬する。応動時定数は実機の試験時応動実績や設計値にもとづいて設定する。

(2b) ガスタービン出力モデル（燃料流量に対するガスタービン出力の変化）

基準外気温度（例えば設計外気温度）における燃料流量（燃料制御指令）に対するガスタービン出力変化の静特性を折れ線近似して表現することで、燃料流量変化に対するガスタービン出力の変化を模擬する。なお、シミュレーショ

ンでの想定外気温度が基準温度と異なる場合、想定外気温度での最大出力（例えば定格の 97% 出力）と基準外気温度での最大出力（例えば定格出力）の比を静特性に乗じることで、外気温度の高低に対するガスタービン出力の変化特性を近似する。

- ・ 蒸気タービン出力モデル

蒸気タービン出力は、ガスタービン出力の 1 次遅れで簡易に表現する。

- ・ 軸過速度防止制御モデル

軸過速度防止制御の動作特性を模擬する。すなわち、蒸気タービン出力（実機では排熱回収ボイラーの再熱器圧力から換算）から算定される設定値と比べて、発電機電機子電流が低下した場合に動作するといった特性を模擬する。

(3) モデルの実機応動との対比例

(3a) 使用モデルの概要

実機応動との対比例で用いたモデルのブロック概要図（図 3.15 の構成概要をより具体的に示したもの）を図 3.16 に示す。

- ・ ガバナモデル

周波数（軸回転数）偏差にゲインを乗じたものとガバナ設定との和をガバナ信号とし、これとロードリミット信号との低値優先（LVG）、ならびにリミッタを通したものを燃料制御指令

- ・ 燃料流量モデル

燃料流量は燃料制御指令の 1 次遅れで表現

- ・ ガスタービン出力モデル

燃料流量に対するガスタービン出力特性（設計外気温度 5℃）を 2 本の折れ線で近似

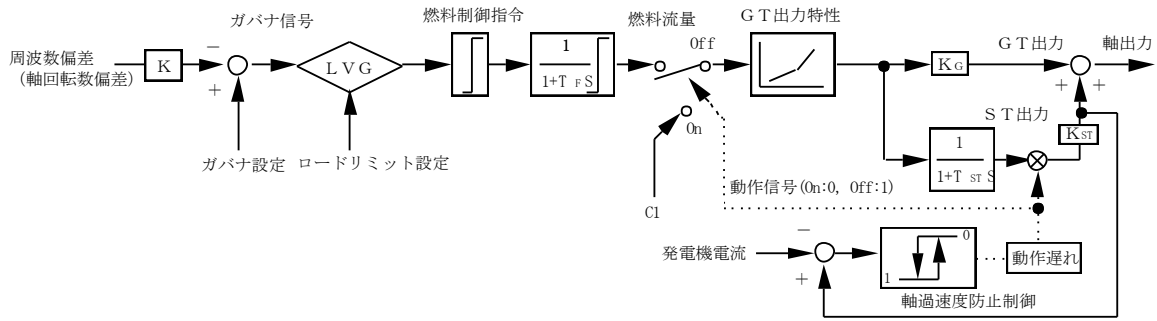


図 3.16 簡易モデルのブロック概要図 (本対比例の場合)

Fig. 3.16 Blockdiagram of developed model

・ 蒸気タービン出力モデル

ガスタービン出力の1次遅れ(時定数 300 秒程度)で模擬

・ 軸過速度防止制御モデル

本制御の動作後の応動は解析対象外であるが、動作時には燃料流量を急減すると同時に蒸気タービン出力を 0.0 にする

(3b) 対比結果

実機周波数変動模擬試験(2秒間で1Hzの上昇)での軸出力(発電機出力)の実測と簡易モデルによる解析結果を図 3.17 に示す。出力の減少過程、減少幅ともに実測とほぼ合致しており、開発した簡易モデルの解析精度が良好であることが示されている。

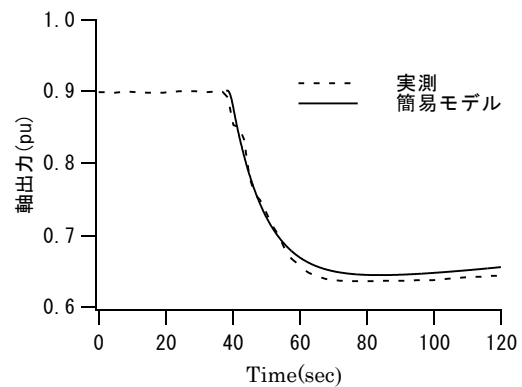


図 3.17 実機応動と簡易モデルの対比 (周波数変動試験、外気温度 27°C)

Fig. 3.17 Comparison between simulation and measurement

(4) 分離系統の周波数上昇の試解析例

(4a) 解析条件

無限大との連系線のルート遮断による分離系統移行を想定し(図 3.18)、電源過剰となった分離系統の周波数上昇を解析した。

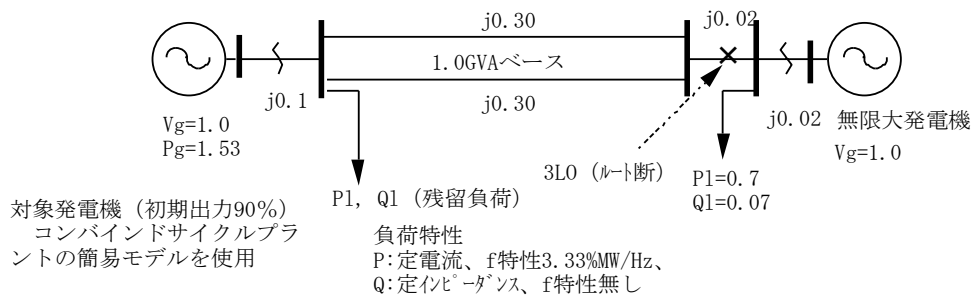


図 3.18 分離系統試解析用モデル系統

Fig. 3.18 Power system model for system separation simulations

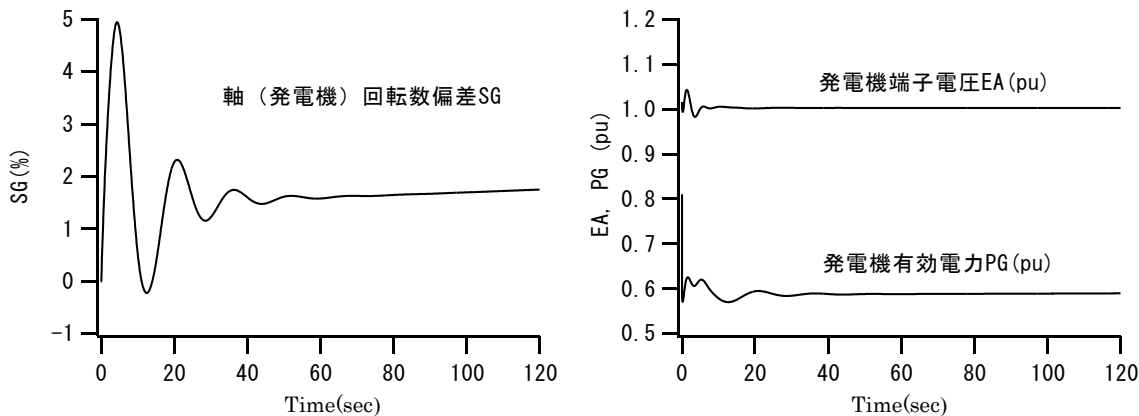


図 3.19 分離系統の周波数上昇試解析例

Fig. 3.19 Simulation Result of Frequency Increase in Separated Power System

一例として、電源過剰約 25%（定格出力ベース）のケースの解析結果を図 3.19 に示す。本ケースの結果を含め、過剰量の異なる他ケースの結果も詳細モデルによる結果とほぼ合致することを検証しており、開発した簡易モデルの有用性を確認した。

(5) 本項のまとめ

本項では、解析対象を系統周波数上昇時に絞って開発した CCGT プラント発電機出力応動の簡易解析モデルの概要を紹介し、次に実機応動との対比例を示し、簡易モデルの解析精度が良好であることを述べた。最後に試解析例として、簡易モデルを用いた分離系統の周波数上昇シミュレーションを示した。

開発した簡易モデルは文字どおり簡易な構成（図 3.16）であり、周波数上昇時の分離系統の安定化制御方策の検討に資することができる簡便なモデルとして活用が期待される。

3.8 結言

事故時周波数変動解析用のコンバインドサイクル（CCGT）プラントモデルを開発し、精度検証例、系統擾乱時のプラント応動の基本特性を述べた。概要は以下の通り。

(1) モデルの要件

電力系統の運用・制御から見た CCGT プラントの運転特性を整理し、系統動特性解析用のプラントモデルが具備すべき要件を明確化した。

(2) 開発したモデルの概要

モデルの構成はガスタービン、蒸気タービン、プラント制御系の各モデルとし、プラント共通のモデルであるガスタービンと蒸気タービンのモデルの特徴、定式化を示した。

(3) モデルの解析精度検証例

ガスタービンと蒸気タービンモデルの入力データ項目、パラメータ算定方法を示した。また、実機応動との対比のために構築したプラント系モデルの概要を述べた。静特性、動特性をシミュレーション解析した結果、開発したモデルの解析精度が良好であることを明らかとした。

(4) 周波数変動時のプラント応動の基本特性

開発したモデルを用いてシミュレーションを実施し、周波数変動時の基本的な応動特性を明らかとした。主な特性は以下の通り。

なお、プラントのメーカーや燃焼温度クラス（1100℃、1300℃、1500℃）などの違いによる差異があるので詳細な特性は個別に検討する必要がある。

- ・ガバナ動作による燃料流量の変化に対するガ

スタービンの出力応動は速いが、蒸気タービン出力は数分オーダーの遅れで応動する

・ガバナ動作による燃料流量の変化と比べ、排ガス温度を制御するための空気流量の変化は遅い。このため、周波数低下時にガバナ動作によって燃料流量が増加するとガスタービン出力も増加するが、同時に排ガス温度上昇によって燃料流量の増加が一時的に制限される。一方、周波数上昇時は燃空比（空気流量に対する燃料流量の比）が通常と比べて低下し、燃焼状態としては吹消え（失火）が懸念される方向となる。

また、開発モデルを基にして、実運用中の CCGT プラントをメーカーや燃焼温度の違いに応じて個別にカスタマイズして開発して精度を検証したモデル [3-14, 3-16, 3-17] が系統事故時の周波数安定化のための各種方策等の検討において電力各社で活用されている。

付録

図 A3.1 について、エネルギー平衡、質量平衡、体積平衡はそれぞれ次式で与えられる。

$$\frac{d(M \cdot h)}{dt} = A \cdot V \frac{dP}{dt} + G_i \cdot h_i + G_f \cdot h_f - G_o \cdot h + Q \quad (A3.1)$$

$$\frac{dM}{dt} = G_i + G_f - G_o \quad (A3.2)$$

$$\frac{dV}{dt} = \frac{d(M \cdot v)}{dt} = 0 \quad (A3.3)$$

但し、A は仕事の熱当量で $A=(1/426.9)$ [kcal/(kgf.m)]

式(A3.2)、(A3.3)ならびに空気ガス定数(R)を持つ理想気体の状態方程式 ($v=R \cdot T/P$)、および温度とエンタルピの関係 ($\frac{dT}{dt} = \frac{1}{C_p} \frac{dh}{dt}$) を用いて整理すると、

$$M \frac{dh}{dt} = -T \cdot C_p (G_i + G_f - G_o) + \frac{V}{R} C_p \frac{dP}{dt} \quad (A3.4)$$

これを式(A3.1)へ代入し、ガス定数(R)と定圧比熱(Cp)、定容比熱(Cv)の関係 ($A \cdot R - C_p = -C_v$) を使って整理すると、圧力の式[本文の式(3.2)]式が得られる。

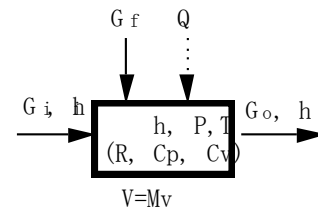
$$\frac{dP}{dt} = \frac{R \cdot \kappa}{V} (G_i \cdot T_i + G_f \cdot T_f - G_o \cdot T + \frac{Q}{C_p}) \quad (A3.5)$$

但し、 $\kappa = C_p / C_v$

ノード3以外では $G_f=0.0$ 、 $Q_f=0.0$

式(A3.5)を式(A3.4)へ代入し、再度、温度とエンタルピの関係 ($\frac{dT}{dt} = \frac{1}{C_p} \frac{dh}{dt}$) を用いて整理すると温度の式[本文の式(3.3)]式が得られる。

$$\frac{dT}{dt} = \frac{R \cdot T}{P \cdot V} \left\{ -T \cdot (G_i + G_f - G_o) + \kappa (G_i \cdot T_i + G_f \cdot T_f - G_o \cdot T + \frac{Q}{C_p}) \right\} \quad (A3.6)$$



G_i, h_i : ノード流入ガス流量(kg/s)、エンタルピ(kcal/kg)
 G_o, h : ノード流出ガス流量(kg/s)、エンタルピ(kcal/kg)
 G_f : ノード流入燃料流量(kg/s)(ノード3以外では $G_f=0.0$)
 Q : ノード流入熱量(kcal/s)(ノード3の燃料燃焼熱 Q_f)
 h, P, T, M, v : ノード内ガスのエンタルピ(kcal/kg)、圧力(kgf/m²)、温度(K)、質量(kg)、比容積(m³/kg)
 R : 空気(gas)のガス定数(kgf.m/(kg.K))
 C_p, C_v : 定圧比熱および定容比熱(kcal/(kg.K))
 V : ノード容積

図 A3.1 ノードモデル

Fig. A3.1 Node Model

参考文献

- [3-1] 海外電力「マレーシアの大規模停電」、1996年10月号
- [3-2] 井上、他「電力系統動特性解析のためのコンバインドサイクルプラントモデルの開発」、電学論 B、119 巻 7 号、平成 11 年 8 月
- [3-3] 渡辺「中部電力(株)四日市火力 4 号系

- 列コンバインドサイクル発電の運転実績と川越火力発電所 3、4 号系列建設計画」日本ガスタービン学会誌、GTSJ21-83、1993 年
- [3-4] 佐藤「川越 3、4 号系列／新名古屋 7 号系列 ACC 発電設備の計画概要」火力・原子力発電、46、10、1997 年
- [3-5] 川内他「アドバンスドコンバインド発電プラント」日立評論、79、3、1997 年
- [3-6] 入門講座「複合発電 VII.複合発電プラントの制御」、火力・原子力発電、48、11、1997 年
- [3-7] W.I. Rowen, “Simplified Mathematical Representations of heavy-duty Gas Turbines”, Trans. of ASME, Vol. 105(1), 1983.
- [3-8] L.N. Hannett, et al., “Combustion Turbine Dynamics Model Validation from Tests”, IEEE Trans. on Power System, Vol.8, No.1, 1993.
- [3-9] L.N. Hannett, et al., “A Governor/Turbine Model for A Twin-Shaft Combustion Turbine”, IEEE Trans. on Power System, Vol.10, No.1, 1995.
- [3-10] 藤本他「柳井発電所 1 号系列における系統単独運転機能」火力・原子力発電、47、3、1996 年
- [3-11] “Dynamic Models for Combined Cycle Plants in Power systems”, Working Group on Mover and Energy Supply Models for System Dynamic Performance Studies, 94WM 185-9 PWRs.
- [3-12] 西野「ガスタービン」朝倉機械工学全書、朝倉書店
- [3-13] 井上、他「電力系統動特性解析用コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比（続報）」、電気学会 H13 年全国大会、H13 年 3 月
- [3-14] 井上、他「電力系統動特性解析用コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比」、電気学会 H11 年全国大会、H11 年 3 月
- [3-15] T. Inoue and H. Amano, “Thermal Power Plant Models for Power System Frequency Simulations”, IERE South Asia Symposium, November 2005.
- [3-16] 山下、天野、井上、他「電力系統動特性解析用コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比（続々報）」、電気学会 H21 年全国大会、H21 年 3 月
- [3-17] 平神、未成、松原、天野、井上「電力系統動特性解析用多軸型コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比」、電気学会 H25B 部門大会
- [3-18] 井上、加藤、和澤、中地、「周波数上昇時のコンバインドサイクル発電機出力応動の簡易解析モデルの開発」、平成 11 年電気学会電力・エネルギー部門大会、平成 11 年 9 月

4. 負荷周波数制御 (LFC) 解析用貫流火力プラントモデルの開発

4.1 緒言

我が国では、電力系統の供給信頼性の確保のため電力各社は自社エリアの電力需給バランスを維持することが要求されている。すなわち、電力各社は会社間の連系線潮流を計画値に運用・管理する責任を有している。このため、各社では負荷周波数制御 (LFC: Load Frequency control) によって発電出力を自動調整することで連系線潮流偏差と周波数偏差を許容範囲に維持している。電力系統の電源には原子力など出力一定のベース電源が運転されているほか、太陽光発電や風力発電などの自然変動電源の系統への連系が近年大きく系増加している。我が国の長期エネルギー需給見通しによると 2030 年までに再生可能エネルギーのうち太陽光発電を約 6400 万 kW、風力発電を約 1000 万 kW という導入見通しがなされている。これらの自然変動電源は発電出力を調整できないため、LFC の負担増大や制御性能の評価などが重要な課題となっている。

LFC に必要な発電調整力は我が国では主として貫流火力プラントから提供されている。これまでの LFC の動特性シミュレーション解析では、タービン・ガバナモデル^[4-1]に対して、LFC 指令 (中央給電指令所から LFC 運転の火力プラントに送信される発電出力指令) 受信後の出力制約 (上下制限制約、変化率制約) や燃料・ボイラー系の出力応動遅れを追加した簡易なモデルが従来から使用されてきた例えば^[4-2, 4-3]。

しかし、LFC 運転時の火力プラントの発電出力応動を解析するには、従来モデルのように上記の出力制約や燃料・ボイラー系の応動遅れだけの考慮では不十分である。これらに加えて、ボイラー主蒸気圧力の変圧制御、タービン加減弁開度変化による主蒸気圧力変化、ボイラー・タービン協調制御 (タービ

ン負荷設定制御) の影響を考慮する必要があることが指摘されている^[4-4]。

これらのプラント応動の影響は近年の火力プラントでは一般的であるが、LFC 技術の確立に向けて LFC 研究が盛んであった 30~40 年前のドラム火力を主体とした火力プラントには見られなかったものである。最近になって再度、LFC 研究が脚光を浴びようになり、これらの影響を LFC シミュレーション解析でも考慮する必要性が高まっている。

本章では、事故時周波数変動解析用に開発した貫流火力プラントモデル (第 2 章) をベースにして、平常時の LFC シミュレーション解析で考慮すべき上述の影響を効率的に表現できるように工夫することで、比較的簡易な構成を実現した LFC 解析用貫流火力プラントモデルを開発し解析精度を検証した結果^[4-5]を述べる。

モデルの使用定数の一部はシミュレーション解析結果と実測の対比によって調整する必要があるが、それらの定数の個数は少ないので調整が容易で、ほとんどの使用定数はプラントの運用データから設定可能である。

また、実規模系統の LFC シミュレーション解析に適したツールの一例として、東北電力の需給運用を再現するために開発した LFC シミュレーション解析ツール^[4-6]について述べる。開発したツールは主として火力プラントモデルと中央給電指令所モデルで構成し、火力プラントモデルは上記の LFC 解析用開発モデルを使用し、プラント個別のモデルの使用定数は実測波形から算出した。中央給電指令所モデルは LFC 制御ロジックのみをモデル化した。シミュレーション解析は実測の需給データに基づいて実施した。すなわち、運転中の各火力プラントの運転モード (LFC 運転か否かなど) や系統の需要変動は実測に基づいてシミュレーション解析の入力データとして設定した。開発ツールを用いた解析を実測と対比した結果、開発ツールが実系

統の特性（LFC 制御性能）を良好に表現できることを検証した。開発ツールは LFC の制御性能の評価や制御ロジック改良による制御性能の改善検討などに活用される予定である。

4.2 LFC 運転時の火力プラント出力変化

LFC シミュレーション解析において特に重要な LFC 運転時の火力プラントの発電出力変化は 2 つの成分に分けることができる（図 4.1）。一つは LFC 指令変化に対する出力変化の緩やかな成分（以下、中心出力）で、周波数変化（発電機回転数変化）には即応しない成分である。もう一つはこの中心出力の周りの小幅な速い変化成分（以下、出力変化分）で、これは周波数変化に対するガバナ制御とプラント制御（ボイラー・タービン協調制御）の相乗による出力変化で、周波数変化に即応する成分である。すなわち、LFC 解析用火力プラントモデルの要件は以下の 2 つの成分を表現できることである。

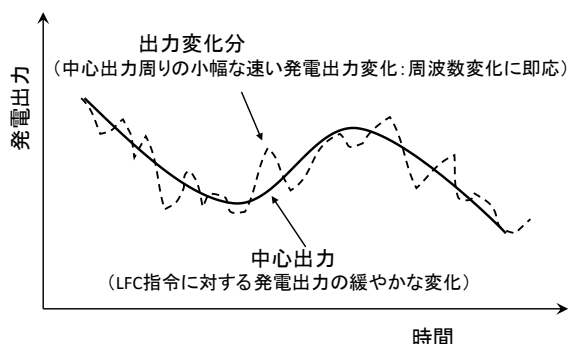


図 4.1 LFC 運転時火力プラント発電出力変化を構成する 2 つの成分（中心出力と出力変化分）

Fig. 4.1 Slow Component and Fast Component consisting of MW Response of Thermal Power Plant under LFC Operation

4.2.1 中心出力（出力変化の緩やかな成分）

発電出力変化の中心出力を表現するには、LFC 指令の信号伝送遅れ（中央給電指令所から火力プラントへ）、出力要求に対する火力プラント側の出力変化率制限とボイラー出力応動遅れの考慮が重要である。指令信号は電力会社に

依存して、出力要求値あるいは出力上げ下げパルスとして火力プラントへ伝送される。

LFC 運転時の火力プラントの出力変化率制限値は通常、運転出力の出力帯に対応している。我が国の火力プラントの LFC 運転時の出力帯は通常、3 つの出力帯に分けられる。例えば大容量変圧貫流石炭火力では、高出力帯は 0.75～1.0[pu]、中出力帯は 0.55～0.75[pu]、低出力帯は 0.4～0.55[pu]である。出力変化率制限は $\pm 0.03 \sim \pm 0.05$ [pu/min]で、出力帯が低いと変化率制限は厳しく（数値が小さく）なる。

4.2.2 出力変化分（出力変化の速い成分）

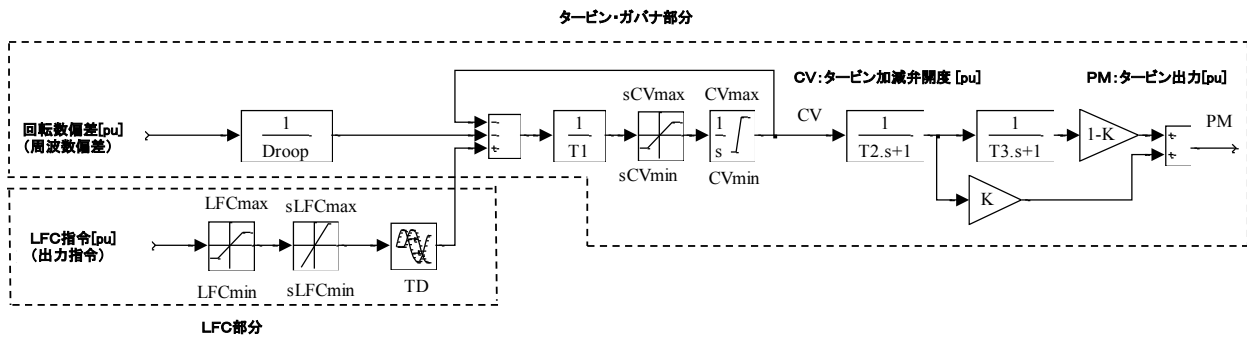
中心出力の周りの出力変化分は周波数変化に対応して生じ、その成分を表現するには、第 2 章で述べたように、タービン・ガバナ応動だけでなく、ボイラー・タービン協調制御の影響や、さらにはボイラー主蒸気の変圧制御やタービン加減弁開度変化による主蒸気圧力の変化も考慮することが重要である。

4.3 開発モデルの概要

開発モデルのタービン・ガバナ部分は従来モデルの同部分と同一であることから、まず従来モデルを紹介し、それに続き、開発モデルにおけるプラント応動（ボイラー・タービン協調制御、ボイラー主蒸気の変圧制御やタービン加減弁開度変化による主蒸気圧力変化）の影響の効率的な模擬を実現するための特長（工夫）を述べる。

<従来モデル>

タービン・ガバナモデルに LFC 指令に対する出力の上下制限と変化率制限、ボイラー出力応動の無駄時間遅れを追加したモデルである。タービン・ガバナ部分（図 4.2 上部のブロック図）の使用定数の参考値として、EHC（電気油圧式）ガバナ方式のタービン・ガバナモデルの使用定数例を同図の（1）の一覧表に示す。



(1) タービン・ガバナ部分の使用定数の一覧

使用定数	内容	使用定数の参考値 (EHC ^[4-1])
Droop	速度調定率 [pu]	0.05
T1	CV (加減弁) サーボ 遅れ時定数 [sec]	0.1
sCVmax	CV 開動作最大速度 [pu/sec]	0.1
sCVmin	CV 閉動作最大速度 (負値) [pu/sec]	-0.2
CVmax	CV 開度上限 [pu]	1.0
CVmin	CV 開度下限 [pu]	0.0
T2	HP (高圧タービン) 出力遅れ時定数 [sec]	0.3
T3	LP (中・低圧タービン) 出力遅れ時定数 (再熱器を含む) [sec]	7.5
K	HP出力分担比率	0.3

(2) LFC部分の使用定数の一覧

使用定数	内容	使用定数の設定における留意点
LFCmax	各出力帯の出力上限 [pu]	プラント運用データから入手可能
LFCmin	各出力帯の出力下限 [pu]	同上
sLFCmax	各出力帯の出力増加率上限 [pu/min]	同上
sLFCmin	各出力帯の出力減少率上限 [pu/min]	同上
TD	LFC 指令に対する発電機出力応動無駄時間遅れ [sec]	発電機出力の応動遅れ実測から同定可能

図 4.2 従来モデル (LFC 解析用火力プラントモデル)

Fig. 4.2 Conventional Thermal Power Plant Model for LFC Simulation

LFC 指令に応答する部分 (図 4.2 ブロック図左側の LFC 部分) の使用定数は、LFC 指令に対する発電機出力の応動 (LFC 解析では周波数偏差が小さいので発電機出力はタービン出力 PM と同一として扱うことができる) の無駄時間遅れ (TD) を除いて、火力プラントの運用データから入手可能である。TD は LFC 指令に対する発電機出力の応動の無駄時間遅れとして実測 (同定) 可能である。近年の我が国の火力プラントの応動に関する著者の経験によると、TD は約 10~80 秒であり、その値は石炭焚火力では石油焚や天然ガス焚の火力より大きく (長い)、ボイラー主蒸気圧力の変圧運転時は定格圧力運転時より大きいのが一般的である。

4.3.1 モデルの特長

LFC シミュレーション解析では、LFC 運転

中の火力プラントを個別にモデル化して、需給インバランス発生時 (需要変動や自然変動電源の出力変動などに因る) の周波数変動を多数の条件ケースについて数時間に亘って解析することが多く、効率的な解析 (計算時間の短縮) を実現することが重要である。このため、LFC 解析用の火力プラントモデルは出来るだけ簡易な構成が望ましいが、従来モデルはプラント応動の影響を考慮していないため、その影響が重要である LFC シミュレーションでは解析精度が低下する問題が生じる。一方、事故時周波数変動解析用モデル (第 2 章) は解析精度面では問題はないが、モデルの規模が大きく (使用定数が多い)、LFC シミュレーション解析には不向きである。

そこでモデル化の考え方を以下とすることで、簡易なモデル構成としつつ、解析精度の維持と

計算時間の短縮を実現した^(注)、LFC 解析用火
力プラントモデルを開発した。

(1)モデル化の考え方

- ・解析対象を平常時の小幅な周波数変化（±
0.2Hz 程度の偏差）に限定する。
- ・モデルの構成は、LFC 運転時の火力プラント
の発電出力変化に含まれる、中心出力と出力変
化分のそれぞれに対応した部分から構成する。
また、モデルの構成はプラント共通としプラ
ント個別の特性は使用定数で調整する。

（注）一例として、実機応動の再現解析（後述の図
4.7）では、事故時周波数変動解析用モデルを用いた
場合の使用定数は約 80 個、計算時間は 6.6 秒（計算
刻みは 0.01 秒）に対して、開発モデルを用いた場合
の使用定数は約 20 個、計算時間は 0.1 秒（計算刻み
は 1 秒）であった。

4.3.2 モデルの構成

図 4.3 に示すように、中心出力 $PM0$ （同図の
ブロック図最下段）と出力変化分 ΔPM （同最上
段）に分かれたモデル構成とした。この構成は
実機の設備構成面とは異なるが、現象面で中心
出力と出力変化分に分けることで簡易なモデル
化を実現した。

(1) 中心出力

中心出力 $PM0$ は、LFC 指令を入力としたボ
イラー出力応動（図 4.3 ブロック図最下段）の
出力として表現した。同出力応動は、出力制約
としての上下限制約（ LFC_{max} 、 LFC_{min} ）と
変化率制限（ $sLFC_{max}$ 、 $sLFC_{min}$ ）、燃料・
ボイラー系の応動としての無駄時間遅れ（時定
数 TD ）と一次進み遅れ（時定数 $T4$ 、 $T5$ ）で構
成した。出力制約の使用定数は実機の運用設定
を用い、燃料・ボイラー系のむだ時間と一次進
み遅れの使用定数は LFC 指令に対する実機の
応動実測から決定できる。

(2)出力変化分

出力変化分 ΔPM は以下の影響を考慮して表
現した。その考慮においては、平常時の小幅な

周波数変化に対して影響を受ける部分のみを対
象とすることで簡易なモデル化を実現した。

- ・タービン・ガバナ応動（同図の最上段）
- ・発電出力制御（同図の中段左）
- ・主蒸気圧力応動（同図の中段右上）
- ・主蒸気圧力変圧制御（同図の中段右下）

具体的には、タービン流入蒸気流量 W 、加減
弁開度 CV 、主蒸気圧力 MSP をそれぞれ、中
心部分（添字 0 を付ける）と変化分（ Δ を付け
る）に分けて、まずタービン流入蒸気流量の変
化分 ΔW を次式で算定し、

$$\Delta W = \Delta CV \cdot MSP0 + CV0 \cdot \Delta MSP \quad (4.1)$$

次に ΔW に高タービン応動遅れ（時定数 $T2$ ）、
再熱器と中・低圧タービンの応動遅れ（時定数
 $T3$ ）を考慮して ΔPM を算定した。

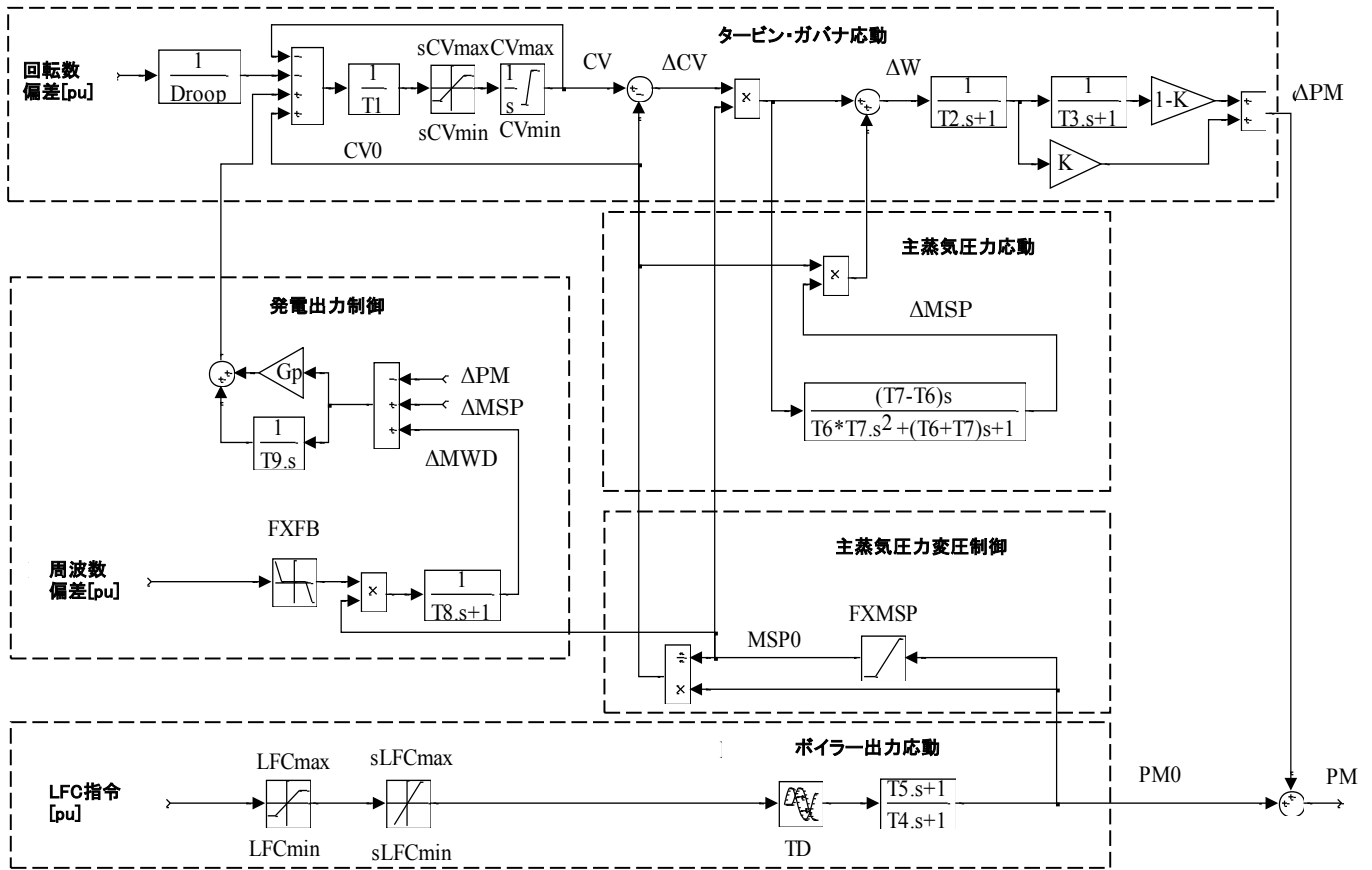
タービン・ガバナ応動の使用定数は従来モデ
ルの数値を用いればよい。

a) $CV0$ 、 $MSP0$

式(4.1)中の $CV0$ はタービン加減弁の中心開
度、すなわちタービン負荷設定に相当する。 $CV0$
の変化は発電出力制御における PI（比例積分）
制御によって算定した。PI 制御の入力は MW
要求補正（ ΔMW ）、主蒸気圧力偏差（ ΔMSP ）
と出力変化分（ ΔPM ）である。MW 要求補正は
周波数バイアス設定（ $FXFB$ ）と一次遅れ（時
定数 $T8$ ）から構成した。PI 制御の定数は実機
応動から出力引戻しの早さに応じて設定すれば
よい（比例ゲイン Gp : 0.5~1.0、積分時定数
 $T9$: 30~60 秒程度）。周波数バイアス、主蒸気
圧力設定は各プラントの制御系の設定を用いる。

$CV0$ の初期値は中心出力 $PM0$ と主蒸気圧力
設定 $MSP0$ を用いて次式で算定した。

$$CV0 = PM0 / MSP0 \quad (4.2)$$



(1) 従来モデル (図 4.2) に追加した使用定数の一覧

	使用定数	内容	使用定数の設定における留意点
発電出力制御	Gp	比例制御ゲイン	プラント制御システムデータから入手可能
	T9	積分制御時定数 [sec]	同上
	T8	出力要求補正時定数 [sec]	同上
	FXFB	出力要求補正関数 [pu]	同上 (図 4.4a に一例)
主蒸気圧力変圧制御	FXMSP	主蒸気圧力設定関数 [pu]	同上 (図 4.4b に一例)
主蒸気圧力応動	T6、T7	主蒸気圧力応動時定数 [sec]	シミュレーション結果と実測の対比あるいは基準データ (例えばボイラーメーカーシミュレーション) との対比によって設定 (同定) 可能
ボイラー出力応動	T4、T5	出力要求に対するボイラー出力応動時定数 (遅れ時定数、進み時定数) [sec]	同上

(2) 変数一覧

	変数	内容
タービン・ガバナ	PM	タービン機械出力 (=PM0+ΔPM) [pu]
	ΔPM	タービン機械出力の変動成分 (ガバナ制御による PM0 周りの速い変動成分) [pu]
	PM0	LFC 出力要求に対するタービン機械出力の緩やかな変動成分 (中心成分) [pu]
	CV	CV (タービン加減弁) 開度 (=CV0+ΔCV) [pu]
	CV0	CV 開度、タービン負荷設定 (主蒸気変圧制御を考慮) [pu]
	ΔCV	CV 開度変動 (ガバナ制御による CV0 周りの速い変動成分) [pu]
	ΔW	CV 蒸気流量変動 (CV 開度変化と主蒸気圧量変化によって生じる) [pu]
発電出力制御	ΔMWD	出力要求補正 (周波数バイアスによる) [pu]
主蒸気圧力応動	MSP0	主蒸気圧力設定値 [pu]
	ΔMSP	主蒸気圧力変化 (MSP0 周り) [pu]

図 4.3 開発モデル (LFC 解析用火力プラントモデル)

Fig. 4.3 Proposed Thermal Plant Model for LFC Simulation

式(4.2)中の $MSP0$ は、中心出力 $PM0$ から主蒸気圧力制御系の圧力設定関数 ($FXMSP$) を用いて算定した。

b) ΔCV 、 ΔMSP

式(4.1)中の ΔCV はタービン加減弁開度変化であり、ガバナ速度調定率 ($Droop$)、加減弁の動作時定数 ($T1$)、動作速度 ($sCVmax$ 、 $sCVmin$)、開度上下限 ($CVmax$ 、 $CVmin$) を考慮して算定した。式(4.1)中の ΔMSP は主蒸気圧力変化である。 ΔMSP は、ボイラー特性時定数 (タービン加減弁開度変化 ΔCV に対するボイラー主蒸気圧力変化の応動時定数) を $T7$ 、主蒸気圧力制御時定数 (圧力制御によるボイラー主蒸気圧力復帰の応動時定数) を $T6$ とし、次式で算出した。

$$\begin{aligned} \Delta MSP &= MSP0 \{ 1/(1+T6 \cdot s) - 1/(1+T7 \cdot s) \} \Delta CV \\ &= \frac{MSP0(T7 - T6)s}{T6 \cdot T7s^2 + (T6 + T7)s + 1} \Delta CV \end{aligned} \quad (4.3)$$

$T7$ は 20 秒程度、 $T6$ は燃料の種類によって設定する (石油: 60 秒程度、石炭: 200 秒程度) が目安で、実機の応動から決定すればよい。

4.4. 開発モデルの精度検証

石炭焼き変圧貫流火力プラントを対象とし、開発モデルの解析精度を検証した。対象とした石炭火力プラントでは、ボイラーの応動が遅く、プラント制御系の応動や主蒸気圧力変化の影響が大きい。このため、LFC 解析用開発モデルの解析精度が十分でない場合、事故時周波数変動解析用の貫流火力プラントモデル (第 2 章) (以下、詳細モデル) との差異が明確に示されると考えられることから、開発モデルの精度検証に適したプラントである。

まず、詳細モデルとの対比から、開発モデルの出力変化分の応動を検証した結果を述べる。なお、詳細モデルとしては、これまでに 1000MW 級石炭焚変圧貫流の実機応動との対比から、解析精度は良好であることを検証済み

のモデル^[4-7]を使用した。

次に、上記とは別の 700MW 級石炭焚変圧貫流火力プラントの出力応動の実測との対比から、中心出力も含めて開発モデルの解析精度を検証した結果を述べる。

4.4.1 出力変化分の検証

周波数低下時シミュレーション解析、平常時シミュレーション解析の 2 ケースを実施し、LFC 解析用開発モデルと詳細モデルの応動を比較した。これらの解析では、開発モデルでは出力変化分のみが応動する。なお、参考として LFC 解析用従来モデルを用いた場合の結果も併せて示す。

運転モードはガバナフリー (ガバナフリー幅 10%MW)、ガバナ調定率は 4% とし、周波数バイアス、主蒸気圧力設定は図 4.4 のように設定した。ボイラー特性時定数 $T7$ は 20 秒、主蒸気圧力制御時定数 $T6$ は 200 秒、発電出力制御定数の比例ゲイン Gp は 0.5、積分時定数 $T9$ は 30 秒とした。

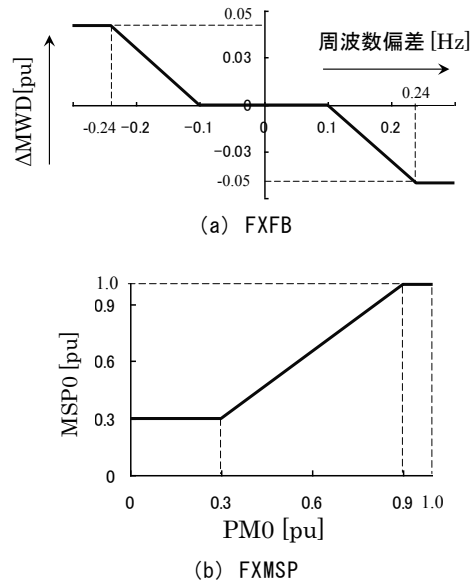


図 4.4 周波数バイアス、主蒸気圧力設定 (例)

Fig. 4.4 Examples of FXFB and FXMSP

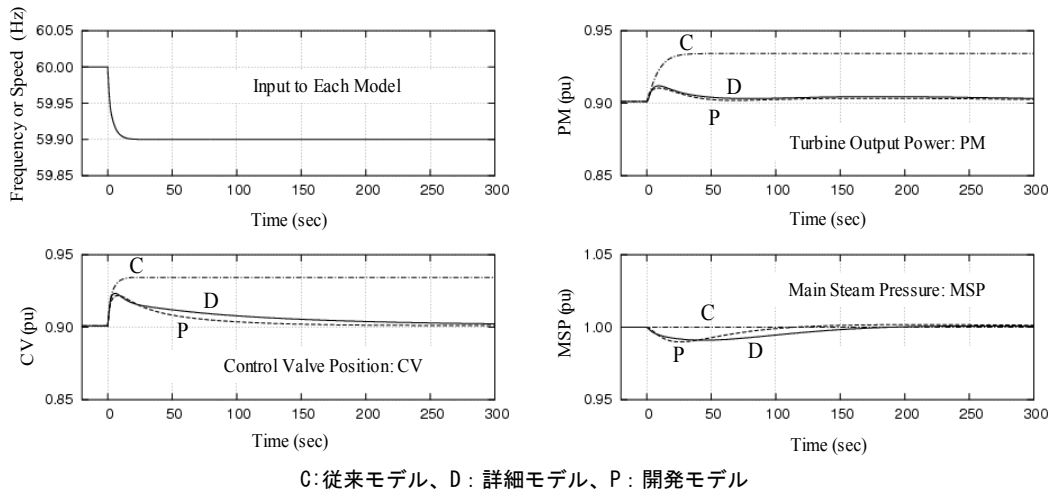


図 4.5 周波数低下 (0.1Hz) シミュレーション結果

Fig. 4.5 Simulation results of plant response under frequency decline of 0.1 Hz

(1) 周波数低下時シミュレーション

解析結果を図 4.5 に示す。モデルへ入力した周波数の低下幅は 0.1Hz とした (同図左上)。

加減弁開度 (同図 CV) の引き戻し、加減弁開度 CV の変化による主蒸気圧力の変動 (同図 MSP) は、LFC 用開発モデル (図中の“P”の波形) と詳細モデル (同“D”) とで概ね一致している。また、発電機出力 (同図 PM) は両者で良く一致している。LFC 解析用従来モデル (図中の“C”) では加減弁開度 CV の引き戻し、主蒸気圧力 MSP の低下の影響を考慮していない (1.0 に固定している) ため約 10 秒以降で詳細モデルや開発モデルの応動とは大きく異なっている。

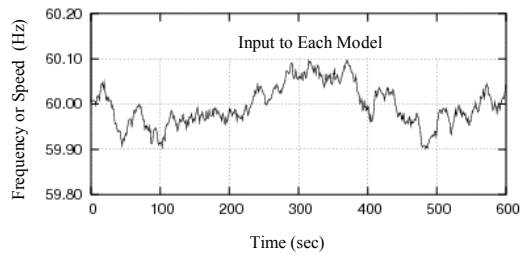
(2) 周波数平常時シミュレーション

平常時の周波数偏差を模擬した時系列データをモデルに入力した。初期発電出力は 0.9[pu]、0.5[pu]の 2 ケースについてシミュレーション解析を行った。

解析結果を図 4.6 に示す。いずれのケースについても、LFC 解析用開発モデルによるシミュレーション結果 (波形 P) は、詳細モデルの結果 (波形 D) とほぼ一致している。初期発電出力 0.5[pu]のケースでは主蒸気圧力 (同図 MSP) は変圧運転領域であり、タービン加減弁開度 (同

図 CV) の変化に対する発電機出力 (同図 PM) の変化は小さい。開発モデルでは、詳細モデルと同様にこの影響を考慮できていることがわかる。従来モデル (波形 C) では、変圧運転を考慮していないため、発電出力の変化幅は定格圧力時 (初期発電出力 0.9[pu]のケース) と同じになっている。なお、従来モデルでは初期発電出力 0.5[pu]時の主蒸気圧力 MSP は 1.0 [pu]、加減弁開度 CV は 0.5 [pu] となり詳細モデルや開発モデルの値と大きく異なるため図示していない (同図左の中段、下段)。

以上の結果より、LFC 解析用開発モデルは、常時の周波数変動解析に対しては詳細モデルと概ね同じ結果を与えると判断できる。



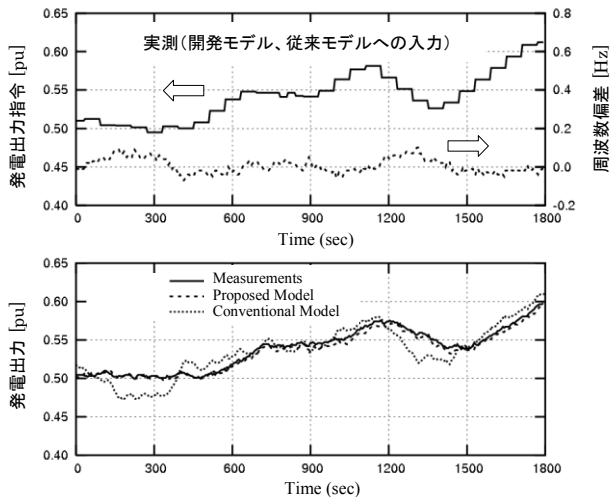
平常時周波数変動の模擬時系列データ（各モデルへ入力）

	初期発電出力 0.5[pu]	初期発電出力 0.9[pu]
発電出力 PM	<p>開発モデルの波形 P は詳細モデルの波形 D とほぼ一致</p>	<p>開発モデルの波形 P は詳細モデルの波形 D とほぼ一致</p>
タービン加減弁開度 CV	<p>従来モデルの波形 C は 0.5[pu]付近で変動しているため非図示</p>	<p>開発モデルの波形 P は詳細モデルの波形 D とほぼ一致</p>
主蒸気圧力 MSP	<p>従来モデルの波形 C は 1.0[pu]固定のため非図示</p>	

P: 開発モデル、C: 従来モデル、D: 詳細モデル

図 4.6 平常時周波数変動シミュレーション

Fig. 4.6. Comparison of simulation results of plant response under primary frequency (governor) control



Measurements: 実測、Proposed Model: 開発モデル、
Conventional Model: 従来モデル

図 4.7 開発モデルと実測と対比例

Fig. 4.7. Comparison of MW response in LFC (Large-capacity coal-fired once-through unit with sliding pressure control)

4.4.2 中心出力を含めた検証

LFC 運転時の 700MW 級石炭焚変圧貫流火力プラントの出力応動の実測結果と LFC 解析用開発モデルによるシミュレーション結果の比較を図 4.7 に示す。モデルの速度調定率、周波数バイアスなどの設定は実機に合わせている。ボイラー特性時定数 $T7$ は 20 秒、圧力制御時定数 $T6$ は 180 秒、発電出力制御定数の比例ゲイン Gp は 0.5、積分時定数 $T9$ は 30 秒とした。

シミュレーション解析では、発電出力指令の実測値 (図 4.7 上段の実線) と周波数の実測値 (同図上段の破線) を開発モデルと従来モデルに入力した。発電出力のシミュレーション解析と実測の比較から、開発モデルの結果 (同図下段の太破線) は実測と概ね合致していること、従来モデルの結果 (同図下段の細破線) は実測とはかなり異なっていること、が示されている。

なお、ここでは記載しないが石油焚変圧貫流火力プラントについても開発モデルと実測を対比し良好な結果を得た。

このように、LFC 解析用に開発した火力プラントモデルは、事故時のように大幅に周波数が

変化する場合には適用できないが、平常時の周波数変動解析に対しては簡易かつ精度の良い大変有用なモデルである。

4.5 実規模システムの LFC 解析ツール例

本節では、前述した LFC 解析用開発モデルを用いた実規模システムの LFC シミュレーション解析ツール例として、東北電力の LFC 制御を再現した解析ツール^[4-6]を紹介する。

同ツールは、火力プラントには開発モデルを用い、中央給電指令所は実システムに即してモデル化したことで良好な解析精度を示している。

4.5.1 LFC 解析ツールの概要

LFC シミュレーション解析ツールの構成を図 4.8 に示す。東北電力エリアの実需要変動が解析ツールへの入力で、AR (地域要求量) が解析ツールの出力 (計算結果) である。

AR はエリア全体の需給インバランス (発電と負荷の差) を表わしており、AR が正值であれば発電不足、負値であれば発電過剰である。解析は東北電力の中給 (中央給電指令所) の需給実績データをもとにして実施する。需給実績データには発電機の実績値・運転モードなどが格納されている。

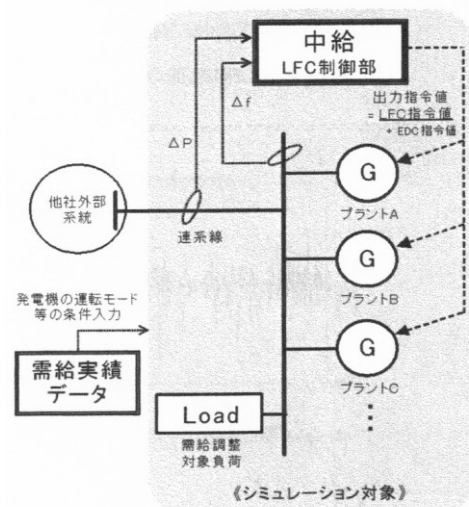


図 4.8 LFC 解析ツールの構成概要

Fig. 4.8 A schematic overview of LFC simulation tool

ARは周波数偏差 Δf と、連系線潮流偏差（計画と実績の差異、東北エリア向きを正とする） ΔP から算出される。シミュレーション解析の計算時間刻みは1秒で、数時間に亘るLFC解析を実施できる。

解析ツールの主な構成要素はLFC運転中の各火力プラントモデルと中給モデルである。中給モデルではARに基づいて各火力プラントへのLFC指令（発電出力指令）を算定する。各火力プラントモデルではLFC指令と周波数偏差 Δf を入力として発電出力変化を算出する。系統の周波数偏差 Δf と連系線潮流偏差 ΔP は系統の需要変動と火力プラントの出力変化に基づいて算定する。

ツールに組み込まれている中給モデルのLFC制御部や火力プラントモデルの定数・ブロックなどは、ユーザー側で調整・変更可能である。また、入力データを加工することで、LFC運転発電機の変更や、任意の外乱入力なども試行することができる。

ベース電源（原子力など）や流れ込み水力などは出力固定電源として扱っている。また、エリア電源の経済運用のためのEDC制御（経済負荷配分制御：Economic Dispatching Control）からの出力指令は入力データとして与える。なお、シミュレーション解析の目的は東北電力エリアのLFC解析であるため、東北電力エリア外（隣接系統）については周波数変動の実測から推定した需給インバランスのみで表現した。また、電力系統の構成も考慮していない。

(1) 火力プラントモデル

LFCシミュレーションツールの火力プラントモデルはLFC解析用開発モデルを使用した。開発モデルの使用定数を実測結果に基づいて調整することで、燃料種別（石炭焚、石油焚、天然ガス焚）やプラント制御応答が異なる火力プラント個別の出力応答特性を表現した。LFCシ

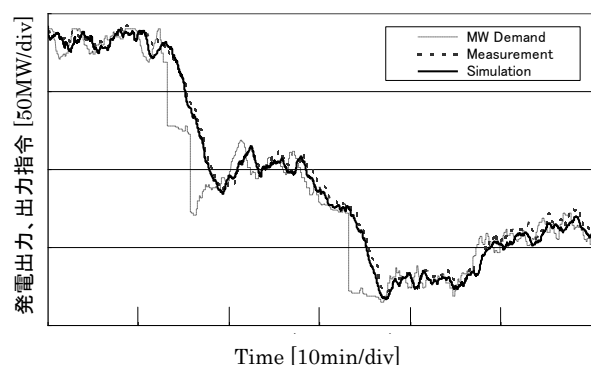
ミュレーション解析で最も注意が必要な使用定数は、LFC指令（発電出力指令）に対するボイラー出力応答時定数（図4.3の無駄時間遅れTD、遅れ時定数T4、進み時定数T5）であり、このため、これらの時定数をプラント毎に実測波形とシミュレーション結果との対比によって自動的に同定するルーチンを作成した。

そのルーチンを用いた、実測波形に基づく無駄時間遅れTD、遅れ時定数T4、進み時定数T5の同定については実施例^[4-8]を参照されたい。

その他の使用定数、例えば周波数バイアス設定関数や主蒸気圧力設定関数などは実機の運用データを調査すれば設定できる。

東北電力エリアの主要な火力プラント（約20機）の使用定数を調整して各プラントのモデルを作成した^[4-9]。使用定数調整後の実測対比による精度検証例を図4.9示す。

中給からの発電出力指令（同図のMW Demand：LFC指令とEDC指令の合計）変化に対する発電出力変化の緩やかな成分（中心出力）ならびに周波数変動に対する出力変化の速い成分（出力変化分）がともに良好に再現できていることが示されている。



MW Demand：中央給電指令所からの火力プラントへの発電出力指令
 Measurement：火力プラントの出力応答の実測
 Simulation：同上のシミュレーション結果

図 4.9 開発モデルと実測の対比例
 (LFC 運転時火力プラント出力応答)

Fig. 4.9 An example of plant response comparison between developed model and measurement

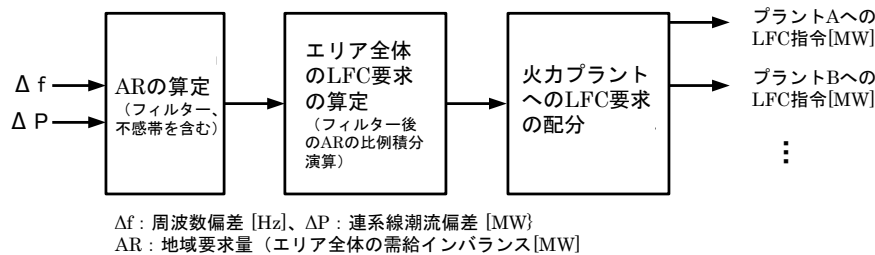


図 4.10 中給（中央給電指令所）モデル

Fig. 4.10 Model of central load dispatching center

(2) 中給モデル

中給（中央給電指令所）モデルでは LFC 制御ロジックを実際の装置と機能を以下の通り表現している（図 4.10）。

・ AR の算定

東北電力エリアでは TBC（Tie-line Bias Control：周波数偏倚連系線電力制御）が採用されていて、AR は周波数偏差 Δf と連系線潮流偏差 ΔP から次式で計算する。フィルターや不感帯を考慮する。

$$AR = \Delta P - K\Delta f, K: \text{系統定数 [MW/Hz]}$$

・ エリア全体の LFC 要求の算定

エリア全体の LFC 要求はフィルター処理後の AR の比例積分演算によって算定する。その際、上下限制約を考慮する。

・ 各火力プラントへの LFC 要求の配分

エリア全体の LFC 要求を LFC 運転中の各火力プラントの出力変化速度に応じて配分する。LFC 指令がプラントの LFC 上限あるいは LFC 下限を逸脱する場合、再配分を実施する。

・ LFC 指令（EDC 指令との合計）を火力プラントへ送信する

なお、ここでは示さないが、中給モデルの解析精度を検証するため、周波数偏差と連系線潮流偏差の実測波形を同モデルに入力し、火力プラントへの LFC 要求を複数ケースで再現した。その結果、再現した LFC 要求は実測波形とほぼ同じであることを検証した。

4.5.2 シミュレーションの精度検証

開発した LFC シミュレーションツールにて、実績需給断面をシミュレーションし、その再現性を確認することで、作成したツール全体の妥当性を検証した。

ここではその一例として、重負荷期（8月）ある日の 24 時間をシミュレーションツールにて再現し、得られた AR の時系列波形を図 4.11 に実績と対比して示す（ここでは 24 時間中 6 時間分を抜粋して図示）。ツールが、実系統の LFC 制御を良好に再現していることが認められる。また、この AR のパワースペクトル密度を求めた結果を図 4.12 に示す（比較のため、需要のスペクトルもあわせて図示）。

スペクトル密度からも、LFC が主要な役割を果たす数分から 20 分周期程度の領域において AR が良好に再現できていることが見て取れ、ツールが実績を良好にシミュレーションしていることが認められる。

以上から、開発したシミュレーションツールが実系統の LFC 制御を良好に再現しており、ツールが妥当であることを確認した。なお、24 時間のシミュレーションに要した計算時間は汎用ノート PC（3.2GHz CPU、1GB RAM）で約 20 分であった。

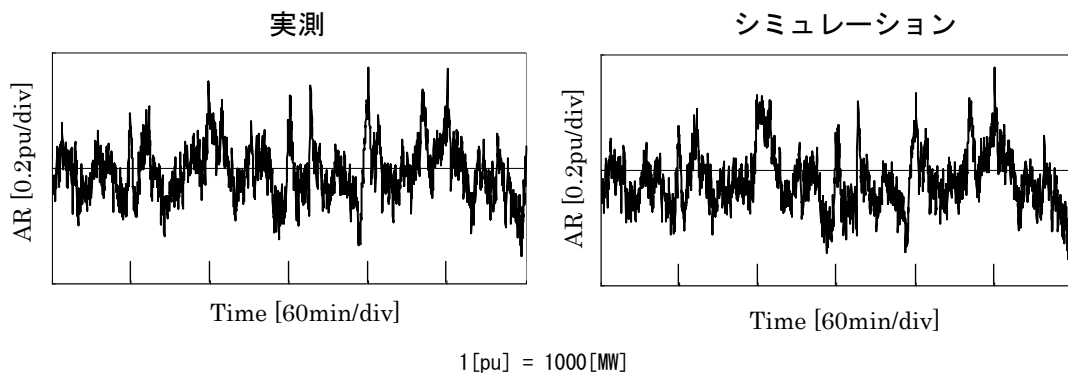
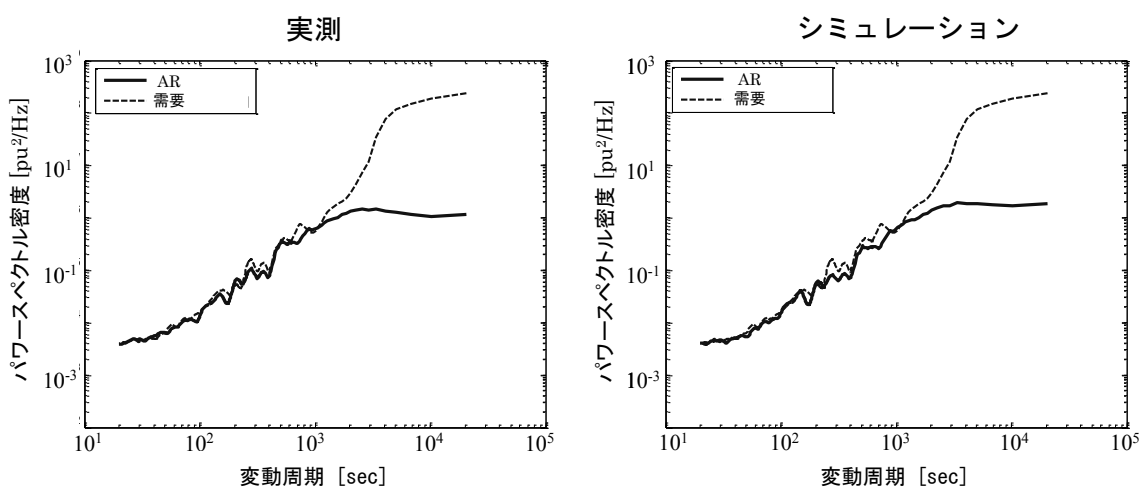


図 4.11 AR (エリア全体の需給インバランス) の時系列波形
 Fig. 4.11 Time series of AR



AR : エリア全体の需給インバランス、需要 : エリア全体の需要

図 4.12 AR のパワースペクトル密度
 Fig. 4.12 Power spectrum density of AR

4.6 結言

平常時の LFC シミュレーション解析で考慮すべきプラント応動の影響を簡易な構成でモデル化することで、効率的な解析（計算時間の短縮）を実現した LFC 解析用火力プラントモデルを開発し解析精度を検証した。開発モデルの使用定数の一部はシミュレーション解析結果と実測の対比によって調整する必要があるが、それらの定数の個数は比較的少ないので調整が容易であり、ほとんどの使用定数はプラントの運用データから設定可能である。開発モデルを用いることにより、従来モデルでは実現できなかった LFC シミュレーションの解析精度の向上が達成でき、また、それにより、LFC 所要調

整力の合理的配分、制御性能の高い LFC 制御ロジックの検討などへの活用が期待される。開発モデルは電力各社で活用されている。

次に、実系統規模の LFC シミュレーション解析ツールの一例として、東北電力エリアの需給運用を再現するために開発した LFC 解析ツールについて述べた。開発ツールの主要な構成要素は LFC 運転中の火力プランモデルと中給（中央給電指令所）モデルであり、火力プラントモデルは上記の LFC 解析用開発モデルを使用し、個々の火力プラントで使用するモデルの使用定数は実測波形から算出した。中給モデルでは LFC 制御ロジックをモデル化した。火力プラントモデルと中給ロジックモデルは実測と

対比して解析精度を検証して良好な結果を得た。

実測の需給データに基づいてシミュレーション解析は実施した結果、解析で得られた AR が実測と良好に合致することを検証した。開発したシミュレーションツールは LFC の制御性能の評価や制御ロジック改良による制御性能の改善検討などに活用される予定である。

なお、北陸電力エリアを対象にしたシミュレーションでも良好な結果を得ている^[4-10]。

参考文献

- [4.1] P. Kundur, “Power System Stability and Control”, McGraw-Hill, 1994.
- [4-2] S. Fukushima, T. Sasaki, et al., “Dynamic Analysis of Power System Frequency Control”, 38-204, 2000 CIGRE Session, Aug., 2000.
- [4-3] 「電力需給制御方式の機能検証に関する研究」、電気学会電力技術研究会、PE-02-172、平成 14 年 9 月
- [4-4] L. N. Bize and J. D. Hurlry, “Frequency Control Considerations for Modern Steam and Combustion Turbines”, IEEE PES 1999 Winter Meeting.
- [4-5] T. Inoue and H. Amano, “A Thermal Power Plant Model for Dynamic Simulation of Load Frequency Control”, IEEE PES 2006 Power System Conference and Exposition, November 2006
- [4-6] T. Inoue, H. Amano, K. Hanamoto, W. Wayama, Y. Ichikawa, “Development of Load Frequency Control Simulation Tool”, C4-304, 2010 CIGRE Session, Aug., 2010.
- [4-7] 天野、井上、植原、小坂、「電力系統動特性解析用大容量火力プラントモデルの実機応動との対比」、平成 13 年電気学会全国大会、2001 年 3 月
- [4-8] 高橋、阿部、坂本、和山、天野、井上、「LFC

シミュレーション用火力プラントモデルの精度検証」、平成 18 年電気関係学会東北支部連合大会、2006 年 8 月

- [4-9] 花本、天野、井上、和山、阿部、市川、「負荷周波数制御シミュレーションツールの開発と検証」、平成 20 年電気関係学会東北支部連合大会、2008 年 8 月

- [4-10] 川口、井上、山下、山田、水野、上田、「負荷周波数制御シミュレーションモデルの開発」、平成 15 年電気学会電力技術・電力系統技術合同研究会資料、PE-03-9、PES-03-20、2003 年 9 月

5. 出力応動遅れの大きい発電機を活用する LFC 制御ロジックの提案

5.1 緒言

電力系統の負荷周波数制御（LFC）は、負荷変動の短周期成分（数分から 20 分周期程度の変動成分）によって生じる需給インバランス（地域要求量 AR と呼ばれる）を発電調整で補償することで系統周波数や社間連系線潮流を目標値に維持する制御である。

LFC の制御対象発電機（LFC 発電機）の主体は火力機である。中給 LFC 装置から LFC 発電機に送信される出力調整指令（LFC 指令）に対して出力応動遅れが大きい場合、制御仕上がりに影響を与える。特に石炭火力機では給炭機、ミル等の応動遅れに起因して出力指令に対する出力応動遅れが大きい傾向が見られる場合が多い。

また、近年の火力機では熱効率の面から部分出力帯（概ね 30% から 90% 出力）では変圧運転の採用が一般的である。変圧運転では、蒸気加減弁の開度をほぼ全開に維持したままボイラー出力を調整することで発電出力を調整する。このため、ボイラー出力が変化し始めるまでは発電出力は変化しないので LFC 指令に対して数十秒程度の出力応動遅れ時間が生じる場合がある。

一方、中給 LFC の制御ロジックにはもともと位相遅れが生じる要素、例えば平滑用フィルターや積分要素などが存在している。

このため、火力機の出力応動遅れが大きい場合はトータルの位相遅れが大きくなり、系統大としての LFC 性能へ影響することも考えられる。発電機の応動遅れを考慮した LFC 制御の高度化が今後の課題であるとの指摘もなされている^[5-1]。

本章では、この課題に対応して、出力応動遅れを考慮した LFC 制御ロジックを提案し、提

案ロジックを適用することで出力応動遅れの大きい LFC 発電機を活用できる例を簡単なシミュレーションによって示す^[5-2, 5-3]。

5.2 出力応動遅れの大きい発電機を活用する LFC 制御ロジックの提案

5.2.1 制御ロジックの全体構成

提案する制御ロジックの全体構成を図 5.1 に示す。提案ロジックの特長は次の通り。

(1) AR の変動成分による配分

出力応動遅れの大きい発電機を効果的に活用するため、まず、応動遅れの大きい発電機には、地域要求量（AR）のうち当該発電機が追従可能な緩やかな変動成分をローパスフィルター（図 5.1 の各 LPF）で抽出して配分し、その残りの変動成分を順次、より応動遅れの小さい発電機に配分するカスケード的な配分方式としている。

出力応動遅れが類似する発電機が複数機ある場合は、それらをまとめたグループ単位に対して上記と同様に AR を配分する（後述の図 5.16）。

このように提案方式では AR を変動成分別に配分している。これに対して従来の制御方式では AR は予め決められた比率で各発電機へ比例配分される^[5-4]。

(2) LFC 指令作成における PID 制御の採用

LFC 指令（出力変更指令）に対する火力機の出力応動遅れは無駄時間遅れと一次進み遅れで表される。一般に無駄時間遅れ系の制御では PID 制御がよく用いられており、提案の制御ロジックでも PID 制御（図 5.1 の各 PID）を取り入れている。提案ロジックでは発電機個別に PID 制御を採用することで、LFC 指令に対する出力応動の安定性と速応性を確保している。

グループ単位で AR が配分されている場合も PID 制御は発電機個別に設定する（後述の図 5.16）。

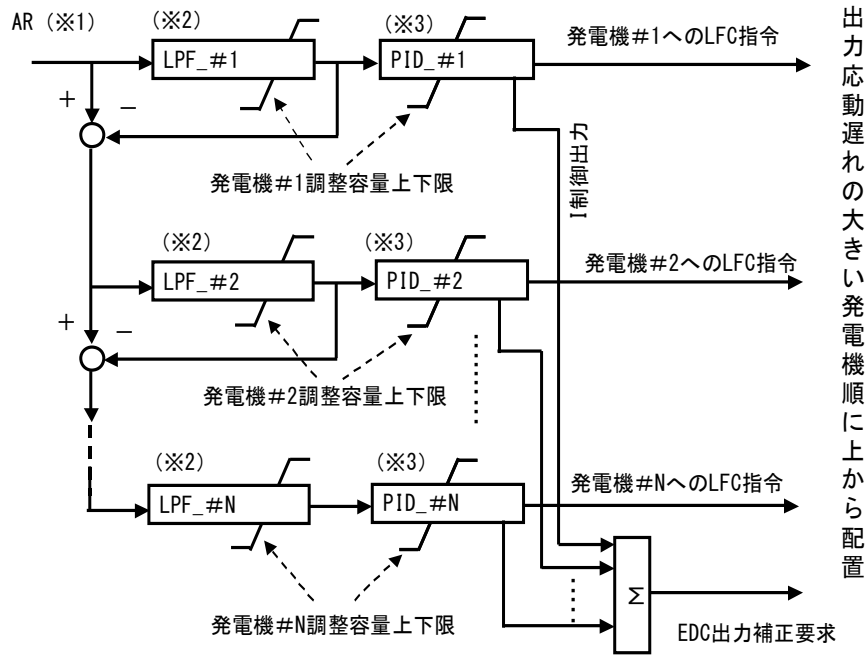


図 5.1 提案の LFC 制御ロジックの全体構成

Fig. 5.1 Proposed LFC Control Scheme

- ※1 : 自系統需給インバランス (地域要求量 AR : Area Requirement)
- ※2 : 追従できない速い変動成分をカットするローパスフィルター (LPF)
(カットオフ波数は当該発電機出力応動特性に基づいて設定)
- ※3 : PID 制御 (速応性改善) (制御定数は当該発電機出力応動特性に基づいて設定)

(3) EDC への補正要求

LFC では需要予測誤差等によって生じる需給インバランスのレベル変化を一時的に負担することになる。この負担を EDC (経済負荷配分制御) へ戻すため、各発電機の PID 制御から I 制御 (積分制御) 出力を合計し、EDC 発電機への出力補正要求としている (図 5.1 右下)。

刻々変動する AR から、当該発電機が追従可能な緩やかな変動成分を抽出するために、換言すれば、速い変動成分当該発電機が追従できない速い変動成分をカットするために設置している。このため、LPF のカットオフ周波数 (一次遅れの時定数) は発電機の応動遅れに依存して異なる設定とする必要がある。

5.2.2 LPF の一次遅れ時定数の設定

ローパスフィルター (図 5.1 の LPF) は、時々

LFC 指令に対する火力機の発電出力応動の中心出力部分は図 5.2 のモデルで表現できることが検証されている (第 4 章)。

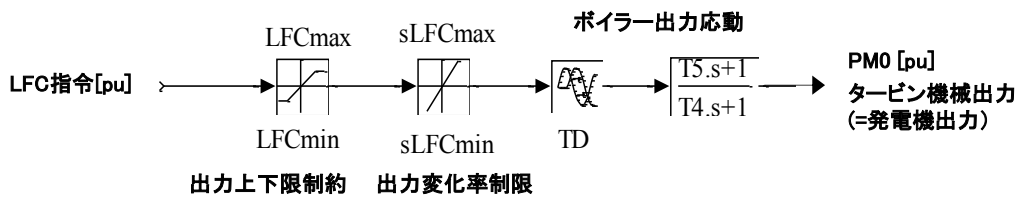


図 5.2 LFC 発電機出力応動特性モデル (第 4 章 図 4.3 の中心出力 PM0 部分)

Fig. 5.2 LFC Generator Output Power Dynamic Model

同図をもとに、出力上下限制約と出力変化速度制限を無視し、また、無駄時間遅れ TD を集中定数系で近似（パディ近似等）すれば、LFC 指令に対する発電機出力のボード線図を得ることができる。一例として、後述のシミュレーション（5.3 節）で想定した出力応動遅れの大きい発電機（Slow 発電機と呼ぶ）のボード線図を図 5.3 に示す。

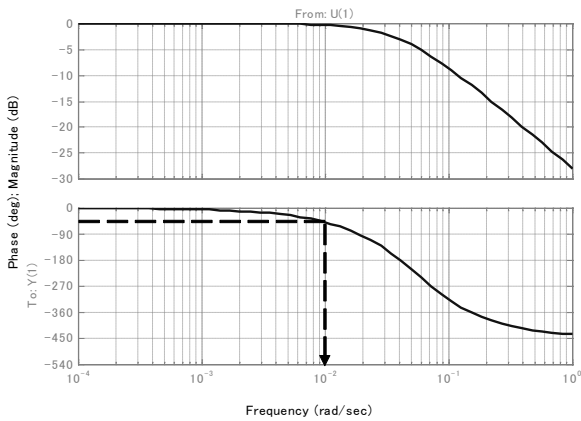


図 5.3 LFC 指令に対する発電機出力のボード線図（後述の Slow 発電機）

Fig. 5.3 Bode Diagram of Generator Output Power Response to LFC Demand

提案の制御ロジックでは、LFC 指令の周期変動に対して 45 度程度の位相遅れが生じる角周波数を、LFC 指令に対して十分に追従できる限界の周波数の目安としている。そして、これを超す周波数成分を低減するため、この目安を LPF のカットオフ角周波数に設定している。図 5.3 の例ではこの角周波数は約 0.01 (rad/s) となることから、LPF の一次遅れ時定数 F の設定は約 100 秒となる。

5.2.3 PID 制御定数の設定

上記 LPF と発電機出力応動遅れ（図 5.2 の無駄時間遅れ TD と一次進み遅れ T4、T5）の伝達関数の組み合わせを対象とし、PID 制御定数の調整方法として部分的モデルマッチング法（北森法）^[5-5]を適用している。

PID 制御の定数調整法として限界感度法が従来から良く用いられているが、PID 制御の能力を十分に発揮させ難いことが知られている。一方、制御対象の数式モデルが概略でも分かっている場合は部分的モデルマッチング法が有効な調整方法とされている^[5-6]。

部分的モデルマッチング法は、①大抵の制御対象では低周波数特性が重要であり、また、高周波特性より低周波特性の方が正確に分かる場合が多い、②所望されるステップ応答特性は、ある伝達関数形で表現される場合が多い、という経験則に基づいた方法である。

(1) 部分的モデルマッチング法

制御対象の伝達関数を式(5.1)、PID 制御則を式(5.2)とする。

$$G(s) = \frac{1}{a_0 + a_1s + a_2s^2 + a_3s^3 \dots} \quad (5.1)$$

$$C(s) = K_P \left(1 + \frac{1}{T_I s} + T_D s \right) \quad (5.2)$$

部分的モデルマッチング法によると、PID 制御の制御定数 K_P, T_I, T_D は以下で求まる。

$$\begin{aligned} K_P &= (a_1 / \sigma) - \alpha_2 a_0 \\ T_I &= (a_1 / a_0) - \alpha_2 \sigma \\ T_D &= \frac{(a_2 / \sigma) - \alpha_2 a_1 + (\alpha_2^2 - \alpha_3) a_0 \sigma}{(a_1 / \sigma) - \alpha_2 a_0} \end{aligned} \quad (5.3)$$

ここで、 σ は次の代数方程式の解の中で最小の正の実根である。

$$(\alpha_2^3 - 2\alpha_2\alpha_3 + \alpha_4) a_0 \sigma^3 - (\alpha_2^2 - \alpha_3) a_1 \sigma^2 + \alpha_2 a_2 \sigma - a_3 = 0 \quad (5.4)$$

ただし、 $\alpha_2 = 0.5, \alpha_3 = 3/20, \alpha_4 = 3/100$

(2) LFC 制御ロジックへの適用

LPF の伝達関数を以下で表現とすると、

$$\frac{1}{1 + F s} \quad (5.5)$$

ここで、F は LPF の一次遅れ時定数

制御対象の伝達関数（LPF と発電機出力応動遅れの組み合わせ）は次式となる。

$$\frac{1}{1+Fs} \cdot \frac{1+T5s}{1+T4s} e^{-TDs} \quad (5.6)$$

ここで、 e^{-TDs} は無駄時間遅れ TD のラプラス演算子 s を用いた表記

部分的モデルマッチング法を適用するためには制御対象の式(5.6)の伝達関数表現を分子が 1 の分母系列表現（式(5.1)の表現）にすることが必要である。このため、式(5.6)のうち一次進み遅れを式(5.7)、無駄時間遅れを式(5.8)で表す。

$$\frac{1+T5s}{1+T4s} = \frac{1}{1+(T4-T5)s - (T4-T5)T5s^2 + (T4-T5)T5^2s^3 - \dots} \quad (5.7)$$

$$e^{-TDs} = \frac{1}{1+TDs + (1/2)TD^2s^2 + (1/6)TD^3s^3 + \dots} \quad (5.8)$$

式(5.7)、(5.8)を式(5.6)に代入すると、式(5.1)のうちの $a_0 \sim a_3$ （式(5.4)で必要）は次式で算定できる。

$$\begin{aligned} a_0 &= 1 \\ a_1 &= TD + T4 - T5 + F \\ a_2 &= (1/2)TD^2 + (T4 - T5)(TD - T5) + F(TD + T4 - T5) \\ a_3 &= (1/6)TD^3 + (1/2)TD^2(T4 - T5 + F) \\ &\quad + TD\{F(T4 - T5) - (T4 - T5)T5\} \\ &\quad + T5(T4 - T5)(T5 - F) \end{aligned} \quad (5.9)$$

よって、制御対象の式(5.6)に対する PID 制御定数は式(5.9)、(5.4)、(5.3)から求まる。ただし、最終的には、制御定数算定で無視した要素（図 5.2 出力における変化速度制限など）を考慮した動特性シミュレーションを実施し、式(5.3)から算定された K_P を調整する。

5.3 シミュレーションによる提案ロジックの効果検証

提案する LFC 制御ロジックの基本的な効果を簡単な動特性シミュレーションによって示す。シミュレーションでは LFC 発電機として無駄時間遅れの大きい発電機（Slow 発電機と呼ぶ）と小さい発電機（Fast 発電機と呼ぶ）の 2 機とし、負荷変動を入力し、地域要求量 AR、LFC 発電機出力応動等を計算した。

なお、LFC 発電機が 3 機以上の場合でも同様の考え方によってシミュレーションできる。

5.3.1 モデルの全体構成

モデルの全体構成は図 5.4 の通り。本シミュレーションでは地域要求量 AR は以下で定義し、提案ロジックによる Slow 発電機の活用効果、Fast 発電機への影響、AR への影響等を検討した。なお、基準周波数は 50Hz、AR 算定（下式、図 5.8）の制御ゲイン（系統定数）は 10%MW/Hz に設定した。

$$AR = -\{\text{周波数偏差} \times \text{制御ゲイン}\} \quad (5.10)$$

5.3.2 系統負荷変動データ

LFC に対する負荷変動短周期変動（数分から 20 分周期程度）の標準偏差 Σ_D は、系統容量 P とすると以下の関係があるとされている^[5-4, 5-7]。

$$\Sigma_D = \gamma \sqrt{P} \quad (5.11)$$

シミュレーションでは、 $P=10,000\text{MW}$ 、 $\gamma=0.5$ として、式(5.11)を満たす時系列データ（図 5.5）を作成し、図 5.4 における系統負荷変動として使用した。

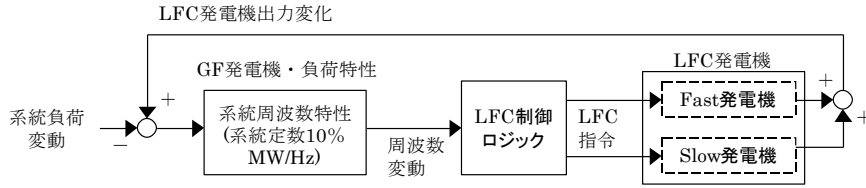


図 5.4 LFC シミュレーションモデルの全体構成

Fig. 5.4 Outline of LFC Simulation Model

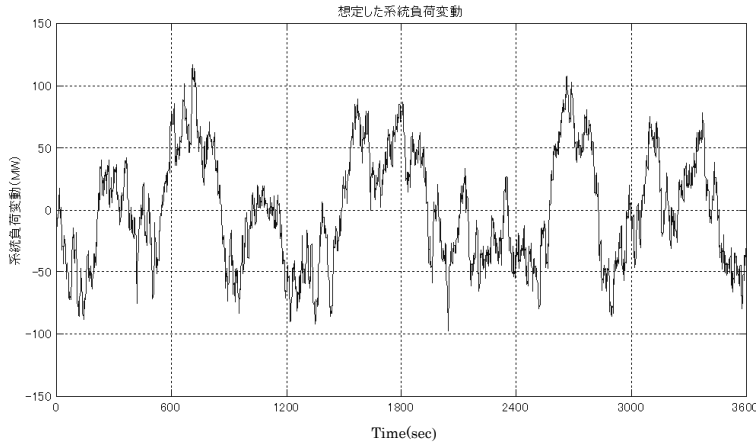


図 5.5 LFC シミュレーションで想定した系統負荷変動

Fig. 5.5 System Load Deviation assumed in LFC Simulation

5.3.3 系統周波数特性 (GF 特性・負荷特性) モデル

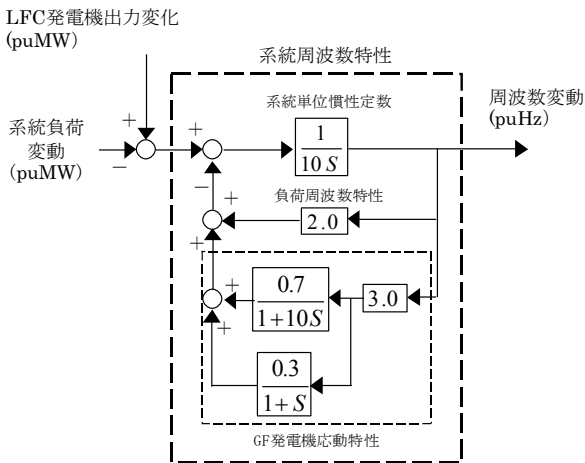


図 5.6 系統周波数特性モデル

Fig. 5.6 System Frequency Characteristic Model

系統の慣性、周波数変動に対するガバナフリ

ー (GF) 発電機の出力行動と負荷の消費電力の変化を表したモデル (図 5.6) とし、需給不均衡 (=LFC 発電機出力変化-系統負荷変動) に対する周波数変動感度 (系統定数) を 10% MW/Hz とした。

5.3.4 LFC 発電機モデル

発電機モデルは次図 (図 5.2 の再掲) を使用し、出力変化率制限と一次遅れ時定数 T_4 は同一であるが、無駄遅れ時間 T_D に大きな差異 (10 秒と 60 秒) のある 2 機の発電機 (それぞれ Fast 発電機と Slow 発電機と呼ぶ) を想定した (表 5.1)。なお、簡単のため、一次進み時定数 T_5 は 0 秒としている。大まかにいって Fast 発電機は石油火力やコンバインドサイクル、Slow 発電機は石炭火力機をイメージしている。

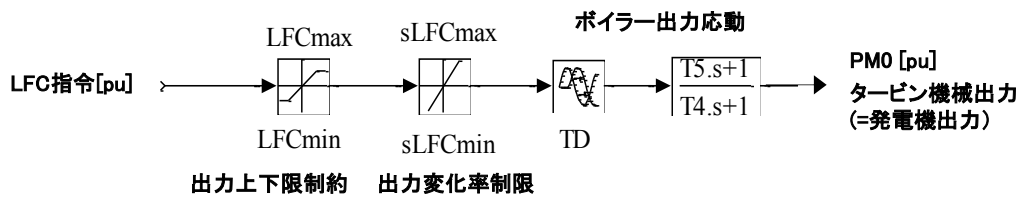


図 5.2 (再掲) LFC 発電機出力応動特性モデル

Fig. 5.2 (Re-appeared) LFC Generator Output Power Dynamic Model

表 5.1 LFC 発電機特性の設定

Table 5.1 LFC Generator Parameters

	出力上下限制約 (発電機容量基準)	出力変化率制限 (発電機容量基準)	無駄時間遅れ TD (秒)	遅れ時定数 T4 (秒)	進み時定数 T5 (秒)
Slow 発電機	LFCmax=1.0 LFCmin=0.0	sLFCmax=3%MW/分 sLFCmin=-3%MW/分	60	25	0
Fast 発電機	同上	同上	10	同上	同上

LFC 発電機は LFC 用に設計されているので、発電機間で出力変化率制限に大きな差異はなく、通常、 $\pm 3\% \text{MW/分} \sim \pm 5\% \text{MW/分}$ (自己容量基準) である。しかし、LFC 指令を受け取ってから出力が変化するまでの無駄時間遅れに大きな差異が見られることが多い。ここでは、無駄時間遅れが大きい発電機を Slow 発電機、小さい発電機を Fast 発電機とした。

両発電機の出力応動遅れの差異を明確に示す例として、出力指令のステップ変化 (0.2 [pu]) に対する両発電機の応答を図 5.7 に示す。両発電機とも出力変化率制限は $\pm 3\% \text{MW/分}$ とした。

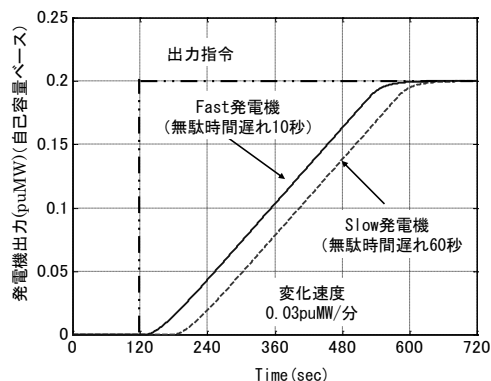


図 5.7 両発電機のステップ応答

Fig. 5.7 Step Response of Both Generators

5.3.5 LFC 制御ロジックモデル

図 5.1 において LFC 発電機を 2 機にした構成にするとともに地域要求量 AR の算定を追加したモデルとした (図 5.8)。

(1) LFC 所要調整幅の設定

LFC 所要調整力 (調整幅と調整速度) については、筆者らの既提案の算定法^[5-8] (付録参照) を用いて算定した。その算定では地域要求量 AR の標準偏差の許容値 (付録の付 2.1 における AR_{res}) を 33MW (系統容量基準で $0.33\% \text{MW}$) とし、付録の式(A5.8)、(A5.9)から LFC 所要調整力を求めた。すなわち、Slow 発電機と Fast 発電機の合計で、LFC 調整幅は $\pm 113 \text{MW}$ (約 $\pm 1.1\% \text{MW}$)、LFC 調整速度は $\pm 81 \text{MW/分}$ (約 $\pm 0.8\% \text{MW/分}$) が求まる。

上記に基づいて、LFC 調整幅は、正值側については後述の負荷変動の 50MW ステップ変化 ($+0.5\% \text{MW}$) の重畳を考慮して $+163 \text{MW}$ ($+1.6\% \text{MW}$) とし、図 5.8 (表 5.2) における U_{Slow} と U_{Fast} の合計に設定した。負値側についても絶対値を正值側に合わせて -163MW ($-1.6\% \text{MW}$) とし、 L_{Slow} と L_{Fast} の合計に設定した。また、上記の LFC 調整速度が $\pm 3\% \text{MW/分}$ に相当するとすれば LFC 発電機容量は 2700MW となる。

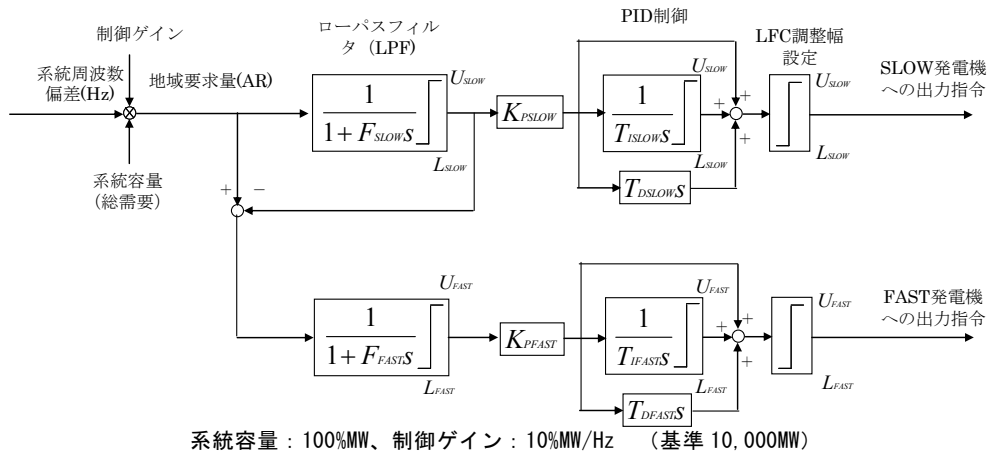


図 5.8 LFC 制御ロジックモデル

Fig. 5.8 LFC Control Scheme Model

表 5.2 LFC 制御定数設定

Table 5.2 Parameters for LFC Control Scheme

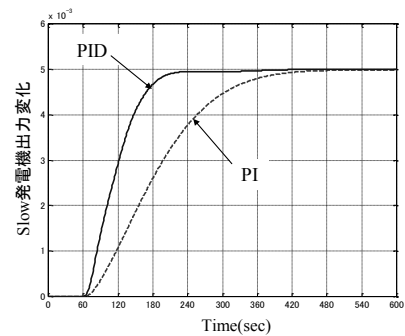
(1) Slow 発電機					
F_{SLOW}	K_{PSLOW}	T_{ISLOW}	T_{DSLOW}	U_{SLOW} (LFC 調整幅の正值側)	L_{SLOW} (LFC 調整幅の負値側)
100 秒	1.1	135 秒	26 秒	U_{FAST} と合計で約 1.6%MW	L_{FAST} と合計で約 -1.6%MW
(2) Fast 発電機					
F_{FAST}	K_{PFAST}	T_{IFAST}	T_{DFAST}	U_{FAST} (LFC 調整幅の正值側)	L_{FAST} (LFC 調整幅の負値側)
33 秒	1.1	59 秒	15 秒	U_{SLOW} と合計で約 1.6%MW	L_{SLOW} と合計で約 -1.6%MW

(2) LPF 時定数の設定

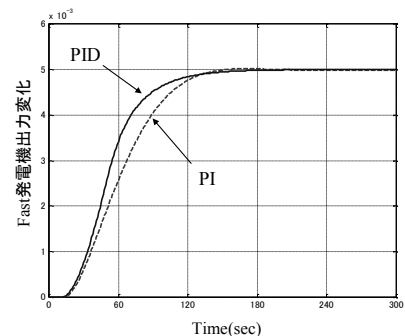
Slow 発電機は前述 (5.2.2 節) のように LPF の時定数 F_{SLOW} を 100 秒に設定し、Fast 発電機は Slow 発電機と同様の手順によって時定数 F_{FAST} を 33 秒に設定した (図 5.8、表 5.2)。

(3) PID 制御定数の設定

両発電機についてそれぞれ、前述 (5.2.3 節) の算定法で制御定数 K_P, T_I, T_D (※) を求めた後、ステップ応答シミュレーションを実施して K_P を最終調整した。シミュレーションでは Slow 発電機のみ (表 5.3 のケース C10)、あるいは Fast 発電機のみ (同表のケース C00) とし、系統負荷変動 (図 5.4 左) として負荷のステップ増加 (+0.5%MW) のみを入力した (時刻 0 秒)。そして、これに対する発電機出力応答が振動的にならず、かつ速やかに整定するように K_P を調整 (小さく) した。 K_P 最終調整後の両発電機のステップ応答を図 5.9 の PID に示す。



(a) Slow 発電機ステップ応答



(b) Fast 発電機ステップ応答

図 5.9 系統負荷のステップ増加 (時刻 0 秒で印加) に対する発電機出力応答 (PI 制御との比較を含む)

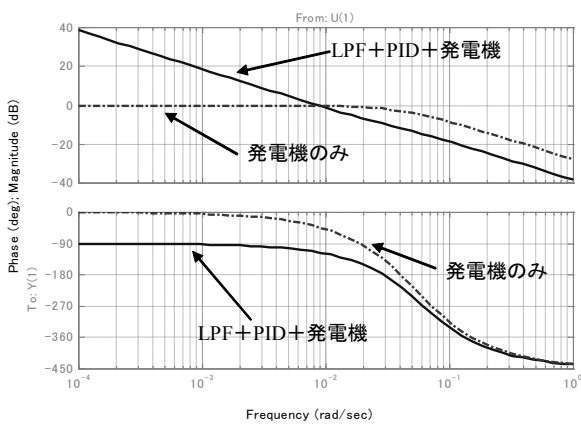
Fig. 5.9 Output Power of Both Generators Responding to Step Change in System Load (Comparison with PI Control is included)

また、念のため、系統負荷変動として図 5.5 に上記ステップを重畳させたものを入力し、 K_P を最終調整値の半分、2 倍にした場合とシミュレーションし、最終調整値の妥当性を確認した。

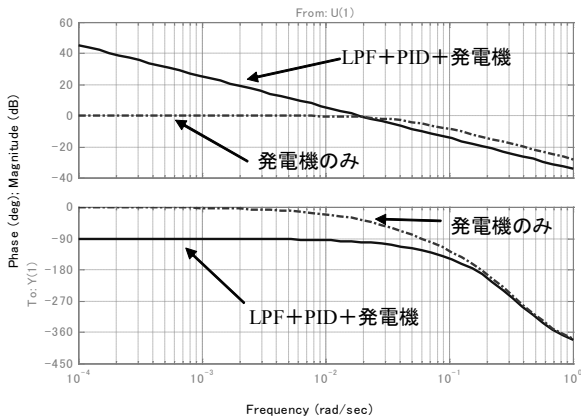
(※)それぞれ、図 5.8(表 5.2)では K_{PSLOW} 、 T_{ISLOW} 、 T_{DSLOW} (Slow 発電機)、 K_{PFAST} 、 T_{IFAST} 、 T_{DFAST} (Fast 発電機) に該当している (以下、同様)。

(4) LPF と PID 制御後の発電機ボード線図

両発電機について、発電機だけのボード線図、LPF+PID 制御を加えた後のボード線図を図 5.10 に示す。



(a) Slow 発電機



(b) Fast 発電機

図 5.10 PID 制御後のボード線図

Fig. 5.10 Bode Diagram of Both Generators after PID Control Compensation

両発電機ともに、発電機の場合と比べ、LPF のカットオフ角周波数 (Slow 発電機では 0.01、Fast 発電機では 0.03) 付近を境に低周波数側では積分制御による定常偏差の低減、高周

波数側では微分制御による位相遅れの補償と位相余裕の改善などの効果が見られる。特に Slow 発電機については微分制御による位相余裕の改善効果が大きい。

(5) PID 制御の D 制御の効果例

PID 制御の D 制御 (微分制御) の効果は上述のボード線図でも述べたが、その効果を明確に示す例として、上記(3)と同一の系統負荷のステップ応答に対する PI 制御と PID 制御の差異を示すため PI 制御の波形を図 5.9 に併記した。

PI 制御の制御定数は部分的モデルマッチング法による PI 制御定数算定式を用い (PID を対象とした(5.3)式とは異なる。ここでは省略)、シミュレーションで比例ゲインを調整した。同図より D 制御の有無による差異は Fast 発電機ではそれほどでもないが、Slow 発電機では顕著にみられる。このように無駄時間遅れの大きい発電機では D 制御が速応性と安定性の改善に大変有効であることが確認できる。

5.3.6 想定ケースと結果

以下の(1)では図 5.5 の時系列データを図 5.4 のモデルへ入力した。(2)ではこのデータにステップ増加を (+0.5%MW) を重畳したデータをモデルへ入力した。

(1) Slow 発電機の LFC 調整容量比率の増加

(1.1) 想定ケース

Fast 発電機だけのケース (表 5.3 の C00) をベースケースとし、Slow 発電機の LFC 調整容量分担比率を増加した変化ケースを想定し (同 C02~C10)、提案方式 (提案の制御ロジック) の効果を従来方式と比較した。提案方式では各ケースの LFC 調整容量の Slow 欄の正値を U_{SLOW} 、負値を L_{SLOW} (図 5.8、表 5.2)、Fast 欄の正値を U_{FAST} 、負値を L_{FAST} (同図、同表) に設定した。従来方式では分担比率に応じて Fast 発電機と Slow 発電機に AR を按分した。

表 5.3 シミュレーションケース -系統容量 10,000MW-

Table 5.3 Simulation Cases -System Capacity 10,000MW-

ケース	LFC 調整容量 分担比率		LFC 調整速度 (MW/分) Fast は±81 一定 Slow は分担比率に比例		LFC 調整容量 (MW) Fast と Slow のトータルで ±163		LFC 発電機容量 (MW)	
	Slow	Fast	Slow	Fast	Slow	Fast	Slow	Fast
C00	0.0	1.0	±0	±81	±0	±163	0	2700
C02	0.2	0.8	±16	"	±33	±130	540	"
C04	0.4	0.6	±32	"	±65	±98	1080	"
C06	0.6	0.4	±49	"	±98	±65	1620	"
C08	0.8	0.2	±65	"	±130	±33	2160	"
C10	1.0	0.0	±81	"	±163	±0.0	2700	"

各変化ケースでは Slow 発電機の LFC 調整容量を増加した分だけ Fast 発電機の調整容量を削減した。また、Slow 発電機の発電機容量は調整容量に比例して増加したが、Fast 発電機の発電機容量は一定（よって調整速度も一定）とした。その理由は、Slow 発電機の LFC 運転への新規追加によって、既存の Fast 発電機の出力変動がどの程度低減するか、そして AR の増加がどのようになるかを見るのが LFC 制御から見て重要と判断したからである。

(1.2)シミュレーション結果

各ケースにおける地域要求量 AR、Slow と Fast の両発電機の出力変動の標準偏差を表 5.4 と図 5.11 に示す。これらの結果は以下を示している。

(a)Fast 発電機の出力変動の低減は従来方式と同程度であるが（図 5.11 中央）、AR の増加が

抑制される（同図左）。特に Slow 発電機の調整容量比率 0.6（C06）までであれば AR の増加無しに Fast 発電機の出力変動を低減できる。この場合、Fast 発電機の調整容量は約 60%削減（C00 を基準）となる。

(b)上記効果は Slow 発電機の出力変動が従来方式よりも大きい（より活用されている）ことに因る（同図右）。

このように提案方式では出力応動遅れの大きい発電機を有効に活用できていることが示されている。

シミュレーション波形の一例（ベースケース、および Slow 発電機の調整容量比率 0.6）を図 5.12 に示す。従来方式では Slow 発電機（図(c)）と Fast 発電機の出力変動はほぼ同じ動きであるの対して、提案方式では両発電機がそれぞれ比較的異なるの動きをしていることがわかる（図(b)）。

表 5.4 シミュレーション結果 -系統容量 (10,000MW) 基準-

Table 5.4 Simulation Results -System Capacity (10,000MW) Base -

ケース	Slow 発電機 調整容量比率	地域要求量 AR 標準偏差 (%MW)		Slow 出力変動 標準偏差 (%MW)		Fast 出力変動 標準偏差 (%MW)	
		提案方式	従来方式	提案方式	従来方式	提案方式	従来方式
C00	0	0.35	0.35	0.0	0.0	0.38	0.38
C02	0.2	0.35	0.36	0.17	0.04	0.29	0.33
C04	0.4	0.35	0.38	0.18	0.09	0.27	0.28
C06	0.6	0.35	0.41	0.18	0.15	0.25	0.21
C08	0.8	0.38	0.45	0.26	0.23	0.19	0.13
C10	1.0	0.51	0.51	0.35	0.35	0.0	0.0

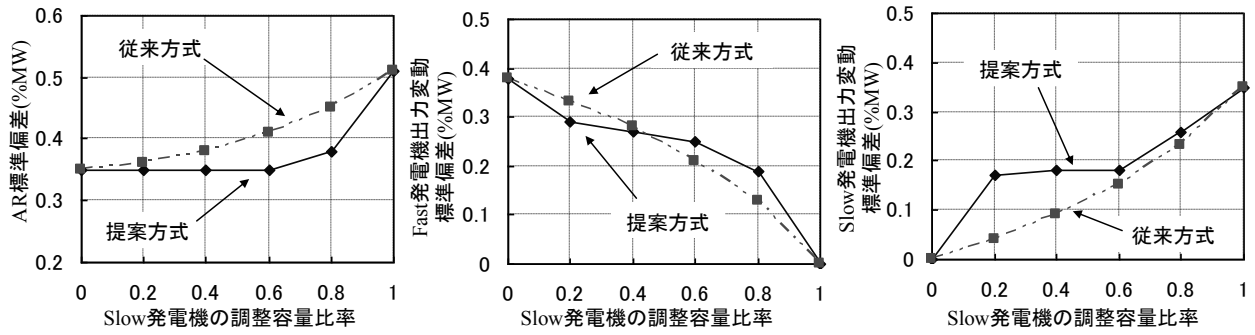


図 5.11 Slow 発電機の調整容量比率と AR、発電機出力変動 (表 5.4 をプロット)

Fig. 5.11 Slow Generator Proportion and Change in Standard Deviation of AR、Generator Output Power (Plots of Table 5.4)

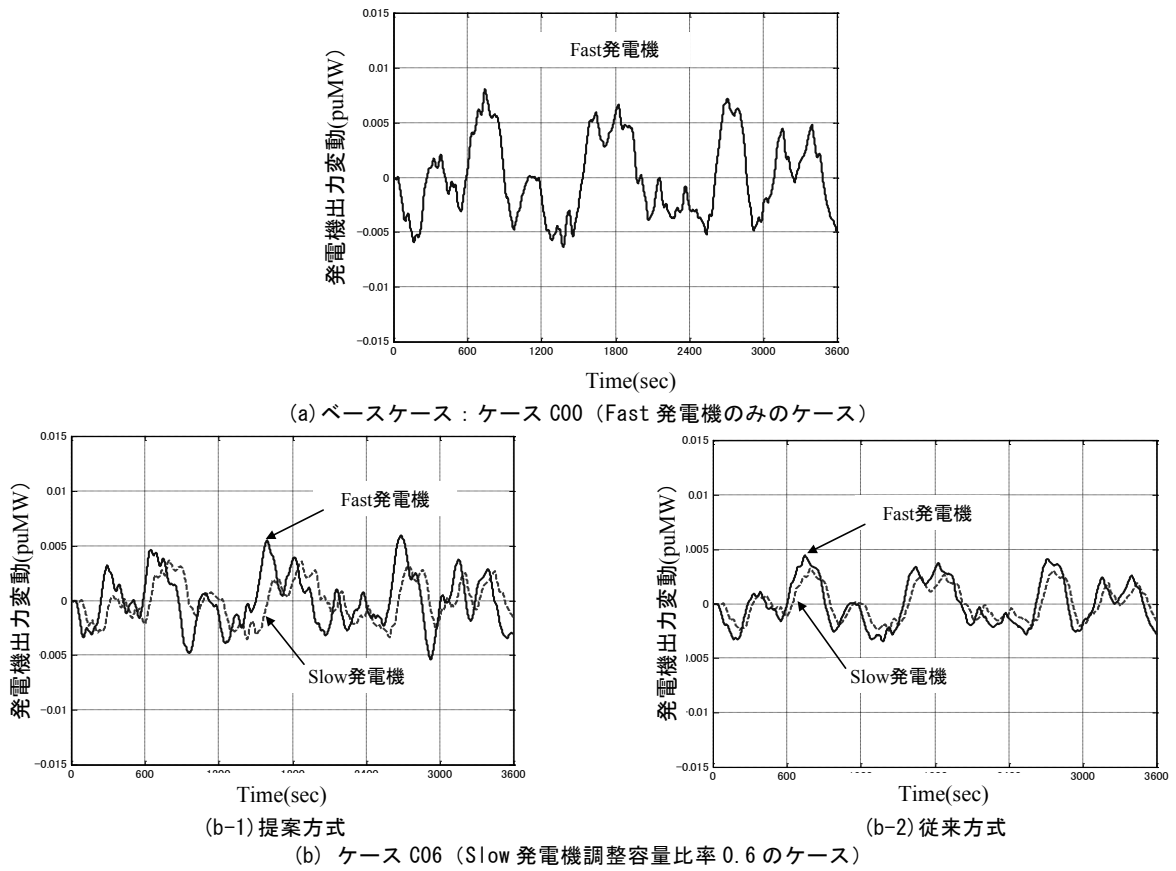


図 5.12 シミュレーション波形例 (ケース C00 と C06 の発電機出力変動)

Fig. 5.12 Example of Simulation Result (Generator Output Power Change of Case C00 and C06)

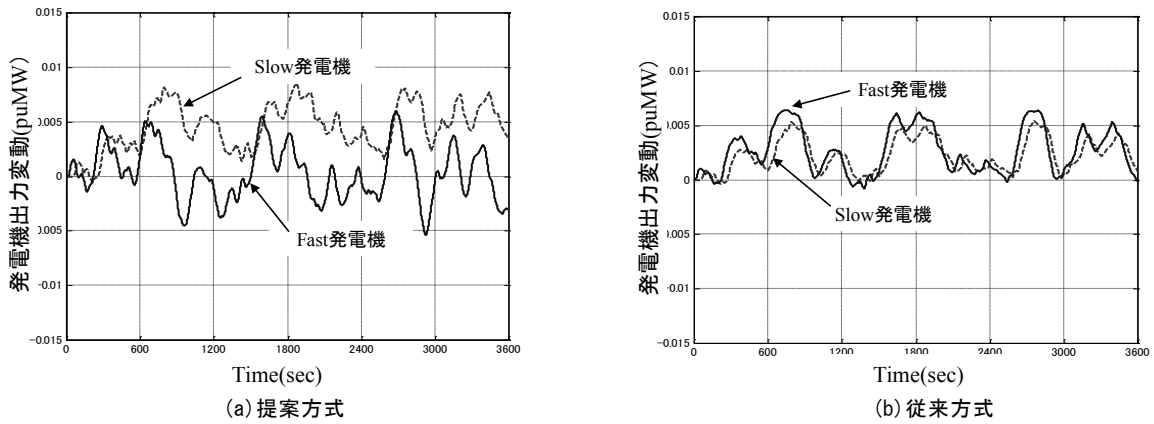


図 5.13 ケース C06 (Slow 発電機調整容量比率 0.6) で負荷にステップ増加を重畳したケース

Fig. 5.13 Simulation Result of Case C06 with Addition of Step Increase in System Load

(2) 負荷のステップ増加の重畳

需要予測誤差等に起因する需給インバランスのレベル変化が EDC (経済負荷配分制御: Economic Dispatching Control) によって補正されるまでは一時的に LFC が負担することになる。このような状況を想定するため、ケース C06 で負荷のステップ増加 (+0.5%MW、時刻 0 秒で印加) を重畳したケースをシミュレーションした。シミュレーション波形を図 5.13 に示す。同図は、提案方式ではステップ変化分を Slow 発電機が分担しており、Fast 発電機の出力量はほぼ平均値ゼロとなっており、提案の制御ロジックが期待通りの効果を発揮していること示している。

(3) EDC との協調制御

上記(2)では、需給インバランスのレベル変化を一時的に LFC が負担した。この負担を EDC に移すため、各発電機の PID 制御における I 制御 (積分制御) 出力を合計し、この合計出力を EDC 発電機への出力補正要求指令とするロジック (提案) を追加した (図 5.14) シミュレーションを実施した。同図に記載の積分制御時定数、出力変化速度の数値はシミュレーションで使用した数値である。

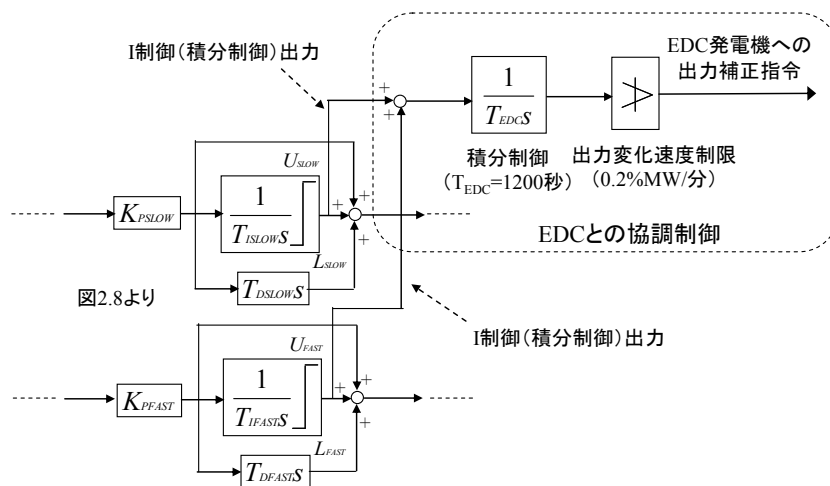


図 5.14 提案の EDC 補正制御ロジック (EDC との協調制御)

Fig. 5.14 Proposed EDC Adjustment Control Scheme (Cooperation Control with EDC)

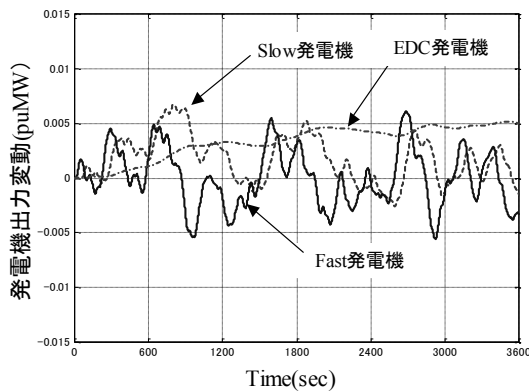


図 5.15 EDC 補正による LFC 負担軽減効果

Fig. 5.15 Effect of EDC Adjustment Control on LFC Duty Decrease

上記(2) (図 5.13(a)) に対応するシミュレーション結果 (図 5.15) には、EDC 発電機の出力が EDC 補正ロジックによって増加し、その結果、Slow 発電機の負担は 1200 秒程度以降ではほぼ解消されている効果が示されている。

このように EDC 補正制御を追加することに

より、需給インバランスのレベル変化を一時的に LFC が負担し、最終的には EDC が負担するという分担で協調制御が実現できる。

5.3.7 実システムに向けた制御ロジック構成例

出力応動特性から見て LFC 発電機が次の様な 3 グループに分類できるとすると提案の制御ロジックは図 5.16 となる。例えば、グループ #1 は石炭火力機、#2 は天然ガス/石油火力機、#3 はコンバインド火力機あるいは水力機、それぞれこのあたりの発電機が該当するであろう。フィルターで抽出して各グループへ配分された AR は、グループ内の発電機に配分係数 K によって再配分され、各 PID 制御を通して LFC 指令を作成する。また、各 PID 制御の I 制御 (積分制御) 出力の合計を EDC への出力補正要求とする。

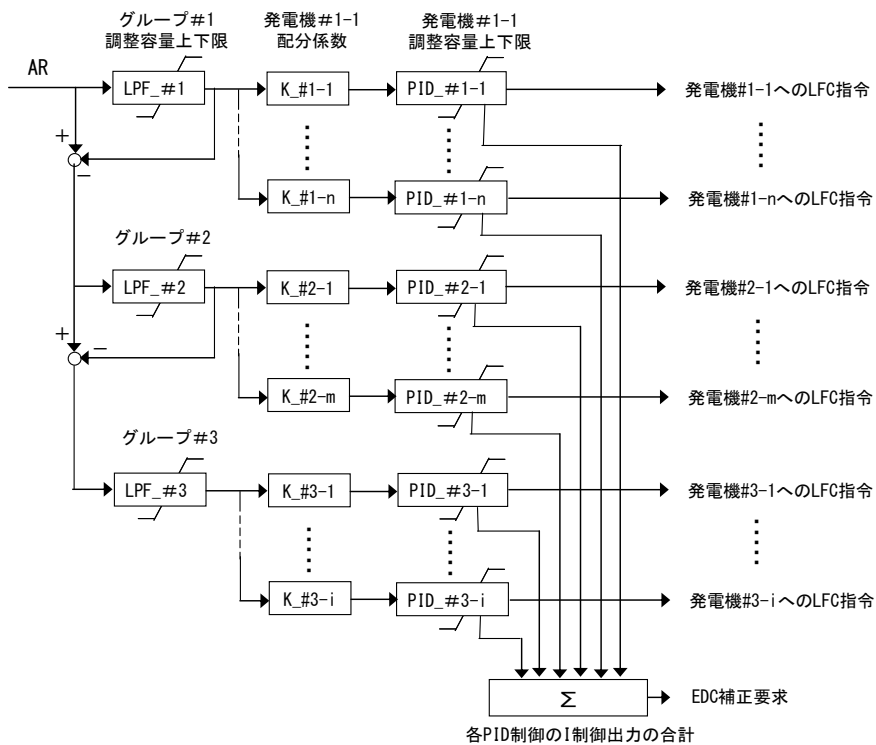


図 5.16 実システムに向けた制御ロジック構成例 (LFC 発電機が 3 グループに分類される場合)

Fig. 5.16 Example of Configuration of Proposed Control Scheme

5.4 結言

石炭火力機などの出力応動遅れの大きい LFC 発電機を活用する制御ロジックの構成、制御定数の設定方法を提案した。提案ロジックの特長は以下の 2 点である。

- ・時々刻々変動する AR（地域要求量）を LFC 発電機の発電調整性能（LFC 指令変化に対する追従性能）に応じた変動成分に分けて抽出し、出力応動遅れの大きい発電機（群）には緩やかな変動成分、遅れの小さい発電機（群）には速い変動成分を配分
- ・LFC 発電機の発電調整の安定性と速応性を確保するために LFC 指令の作成に際して発電機個別の PID 制御を採用

提案ロジックの有用性を検証するため、出力応動遅れの大きい発電機（Slow 発電機）と小さい発電機（Fast 発電機）の 2 機で構成した簡単なシミュレーションによって提案ロジックを試した結果、以下の効果が示された。

- ① Slow 発電機の調整容量比率の増加に対して、AR の増加を抑制しつつ Fast 発電機の出力変動を低減できる
- ② EDC の需要予測誤差等によって生じる需給インバランスのレベルの変化（平均値の変化）を Slow 発電機で負担できる
- ③ EDC 補正制御を加えることで上記②の Slow 発電機の負担を EDC 発電機へ移すことができる

このように提案ロジックを用いることで、現用 LFC の制御ロジックでは困難であった石炭火力などの出力応動遅れの大きい発電機の有効活用が可能となる。

提案ロジックのうち、AR の変動成分による配分ロジックは電力会社の中央給電指令所で採用されている^[5-9]。また、今後の出力自然変動エネルギー導入拡大に向けた新しい技術開発として、既存火力機と蓄電池を協調した LFC に提案方式が適用され、良好な結果を得ている^{例えば}

^[5-10]。本提案が発展して電力会社の実務等でさらに役立つことを期待している。

付録 系統負荷変動特性に着目した LFC 所要調整力の算定法

系統負荷変動のパワースペクトルから LFC 所要調整力（系統大の発電出力の調整幅と調整速度）を試算する方法を提案した^[5-8]。以下ではその考え方と試算結果を述べる。

付 1 変動周期に対する負荷変動の大きさの算定

付 1.1 式の導出

系統負荷変動のパワースペクトル密度は下式で近似できるとされている^[5-7]。

$$S_L(\omega) = \frac{A}{\omega^2} \quad (\text{A5.1})$$

ここに A : 定数

また、LFC の対象領域である 20 分周期以下の負荷変動の大きさ（標準偏差[MW]）は次式で近似できるとされている^[5-4]。

$$\sigma_D = \gamma\sqrt{P} \quad (\text{A5.2})$$

ここに P : 系統容量[MW]、 γ : 定数

上記の両式から次式が成り立つ。

$$\int_{\omega_0}^{\infty} S_L(\omega) d\omega = \gamma^2 P \quad (\text{A5.3})$$

ここに $\omega_0 = 2\pi \frac{1}{20 \times 60} = 0.00524$

式(A5.3)をもとに定数 A を求めると、(A5.1)式は下式となる。

$$S_L(\omega) = \frac{\gamma^2 P}{\omega_0} \left(\frac{\omega_0}{\omega} \right)^2 \quad (\text{A5.4})$$

また、式(A5.4)から周期 ω 以下の負荷変動の標準偏差 $\Sigma(\omega)$ を求めると下式が得られる。

$$\begin{aligned}\Sigma(\omega)^2 &= \int_{\omega}^{\infty} S_L(\omega) d\omega \\ &= \gamma^2 P \left(\frac{\omega_0}{\omega} \right)\end{aligned}\quad (\text{A5.5})$$

付 1.2 変動周期に対する負荷変動の大きさ
一例として下記の条件のもとで、

系統容量 P : 10,000MW
定数 γ : 0.5

式(A5.5)から求めた周期 ω 以下の負荷変動の標準偏差 $\Sigma(\omega)$ を図 A5.1 に示す。変動周期が短いと変動の大きさも小さくなっていることが示されている。

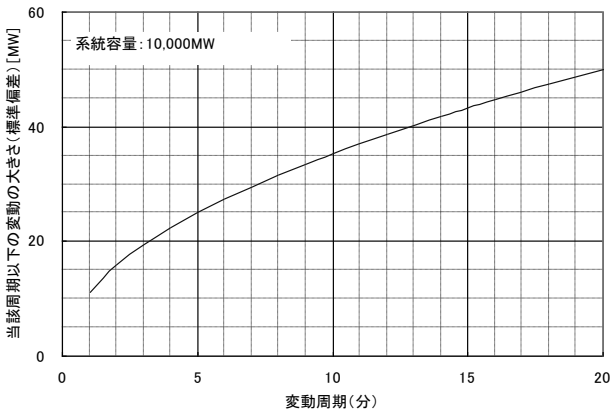


図 A5.1 ある変動周期以下の負荷変動の大きさ(標準偏差)の試算例

Fig. A5.1 System Load Deviation with respect to Deviation Period

付 2 LFC 所要調整力の試算

付 2.1 LFC に対応が必要な負荷変動の最短周期

LFC の許容制御残 (許容 AR) を AR_{res} (標準偏差) とすると、負荷変動の大きさ (標準偏差) が AR_{res} を超える変動周期が LFC に対応が必要な負荷変動の最短周期となる。この最短周期 T_{res} は式(A5.5)から以下で算定できる。

$$T_{res} = AR_{res}^2 \cdot \frac{2\pi}{60 \cdot \omega_0 \gamma^2 P} \quad (\text{A5.6})$$

ここで、

AR_{res} : 許容 AR (MW)

T_{res} : LFC で対象とする負荷変動の最短周期 (分)

上記の図 A5.1 を例として AR_{res} を 33MW (系統容量の 0.33% MW : 系統定数を 10% MW/Hz とし、周波数換算すると 0.033Hz に相当) とし、 T_{res} を算定すると、 $T_{res} = 8.7$ 分が得られる。これは図 A5.1 の視察からも確認できる。

付 2.2 LFC 所要調整幅

上記のことから、対象領域 (周期 20 分以下の負荷変動) のうち、周期 T_{res} 以上の負荷変動を LFC に対応すればよい。周期 T_{res} 以上 20 分以下の負荷変動の大きさ Σ_c (標準偏差) は次式

で算定できる。

$$\Sigma_c = \sqrt{(\gamma\sqrt{P})^2 - AR_{res}^2} \quad (\text{A5.7})$$

LFC 調整幅として $3\Sigma_c$ (正規分布であれば $\pm 3\Sigma_c$ の範囲に 99.7% が滞在する) を確保するとすれば所要調整幅 Q は次式となる。

$$Q = 3\sqrt{(\gamma\sqrt{P})^2 - AR_{res}^2} \quad (\text{A5.8})$$

付 2.3 LFC 所要調整速度

LFC に対応する負荷変動を正弦波で近似すると、周期 T_{res} 、振幅 Q の正弦波の最大変化速度 S は次式となる。

$$S = 2\pi Q / T_{res} \quad (\text{A5.9})$$

これに追従する速度が LFC で必要とされるとすると式(A5.9)が LFC 所要調整速度となる。

付 2.4 系統容量と LFC 所要調整力

上記の式(A5.8)、(A5.9)を用い、系統容量に対する LFC 所要調整力 (調整幅と調整速度) を試算した結果を図 A5.2、図 A5.3 に示す (γ を

パラメータ)。また、 $\gamma = 0.5$ の例を表 A5.1 に示す。ここで、LFC の許容制御残の標準偏差(式(A5.8)の AR_{res}) は $0.33\%MW$ (系統容量基準) としている。

式(A5.8)の関係から、系統容量 P が大きいほど LFC 所要調整幅 (系統容量基準) は少なくなり、ある系統容量以上では式(A5.8)の平方根内が零以下となり、LFC 所要調整幅は 0.0 と算定される。例えば、 $\gamma = 0.5$ の場合、 $P = 22957MW$ 以上では LFC 所要調整幅は 0.0 と算定される。

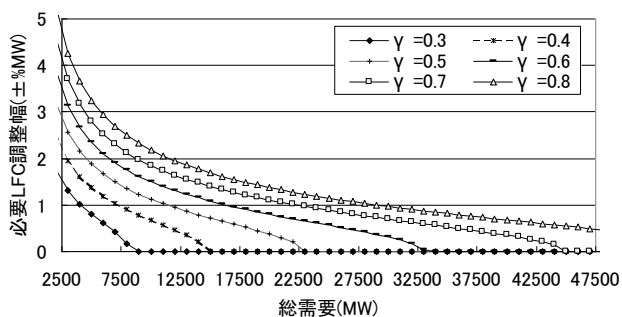


図 A5.2 系統容量 (総需要) と LFC 所要調整幅の試算結果 (%MW は系統容量基準)

Fig. A5.2 Power System Capacity and Required Regulation Capacity

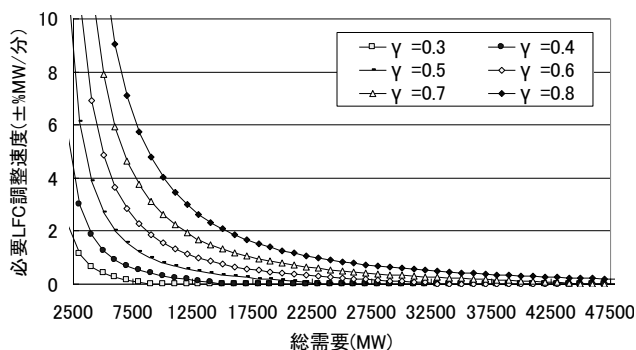


図 A5.3 系統容量 (総需要) と LFC 所要調整速度の試算結果 (%MW は系統容量基準)

Fig. A5.3 Power System Capacity and Required Regulation Speed

表 A5.1 系統容量と LFC 所要調整力の試算例 ($\gamma = 0.5$ の例)

Table A5.1 Power System Capacity and Required Regulation Capacity

P (MW)	Tres (分)	Q (%MW)	S (%MW/分)
2000	1.7	± 3.2	± 11.6
4000	3.5	± 2.2	± 3.9
6000	5.2	± 1.7	± 2.0
8000	7.0	± 1.4	± 1.2
10000	8.7	± 1.1	± 0.8
12000	10.5	± 0.9	± 0.6
14000	12.2	± 0.8	± 0.4
16000	13.9	± 0.7	± 0.3
18000	15.7	± 0.5	± 0.2
20000	17.4	± 0.4	± 0.1
22000	19.2	± 0.2	± 0.1

P: 系統容量

Tres: LFC に対応が必要な負荷変動の最短周期

Q: LFC 所要調整幅、S: LFC 所要調整速度

付 2.5 実系統データへの適用について

本試算では LFC の対象領域とされる周期 20 分以下の系統負荷変動のスペクトル密度が式(A5.1)で表現されるとしている。実系統では、中央給電指令所で測定された周波数、総需要のデータから系統負荷を推定し、これから負荷変動 (LFC の対象領域) のスペクトル密度を算定することになる。この場合、スペクトル密度は式(A5.1)のような関数形ではなくデータとして算定されるが、スペクトル密度波形から負荷変動 (標準偏差) を算出するための具体的な計算方法は文献^[5-4]に記載されている。したがって、実データから、上述の考え方に沿って LFC 所要調整力を試算することは可能である。

図 A5.4 に実測データへの適用例を示す。負荷変動データ (同図の 1 番目の波形) から変動周期 20 分以下の成分を抽出し (2 番目の波形)、そのスペクトル密度を算定し (3 番目の波形)、その波形から算出した変動周期と負荷変動 (標準偏差) の関係 (4 番目の波形) をもとに、LFC で追従すべき最短周期は 10 分程度、との結果が得られている例である。

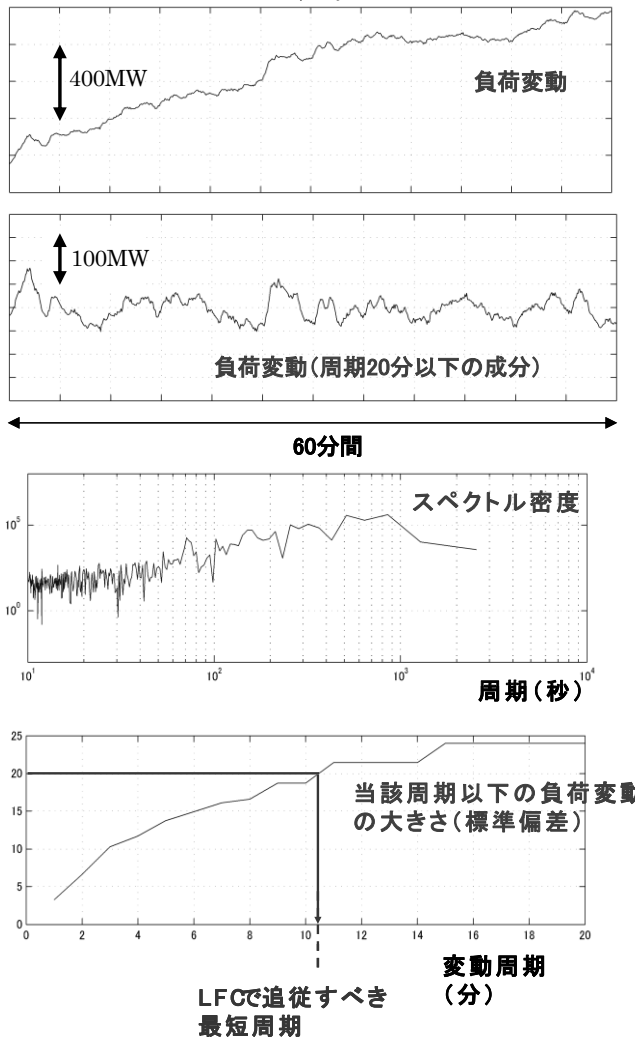


図 A5.4 実測データへの適用例

Fig. A5.4 Application to Measured Data

参考文献

- 制御」、2002年3月
- [5-5] 北森「制御対象の部分的知識に基づく制御形の設計法」、計測自動制御学会論文集、15-4、549/555 (1977-8)
- [5-6] 阿部、延山「むだ時間システム入門1 - 伝達関数からのアプローチ」、計測と制御、第44巻第11号 (2005-11)
- [5-7] 電気学会技術報告(II部)第40号、「電力系統の負荷・周波数制御」、昭和51年2月
- [5-8] 井上、天野、七原「負荷変動特性に基づくLFC 所要調整力算定の一検討」、電気学会全国大会 No.185 (2003-3)
- [5-9] 「九州電力における技術革新のあゆみ」、特集:平成21年・電力技術革新のあゆみ、電気評論、2010年1月
- [5-10] H. Amano, W. Shima, T. Kawakami, T. Inoue, et.al, "Field Verification of Control Performance of a LFC System to Make Effective Use of Existing Power Generation and Battery Energy Storage System", 4th IEEE PES ISGT Europe, October 2013.
- [5-1] 電気学会技術報告第931号、「給電自動化システムの機能」(2003-7)
- [5-2] T. Inoue and H. Amano, "Load Frequency Control Logic to Utilize Generators with Long Time Delay in MW Response", Proc. of 8th IASTED EuroPES, June 2008.
- [5-3] 井上、天野「発電機出力応動特性に応じた負荷周波数制御分担 - 応動遅れの大きい発電機を活用する制御ロジックの提案 -」電中研研究報告: R05021 (2006年6月)
- [5-4] 電気学会技術報告 第869号、「電力系統における常時および緊急時の負荷周波数

6. 負荷周波数制御シミュレーションの高度化

6.1 緒言

電力系統では瞬時瞬時の電力の需要と供給を均衡させることが要求される。これに応えるには、同期安定度、電圧・無効電力、過負荷といった系統制約をクリアしつつ周波数を維持する必要がある。このため、設備形成面では、需要の増加に対応して電源と流通設備が電力会社によって従来からバランスよく増強されてきた。

近年では需要増加の鈍化によって電源と流通設備の新設が減少する一方、新規電気事業者の電源や分散電源が増加している。今後、需要家における電力費用削減や電力自由化進展などにもないこれらの新規参入電源の増加が加速される可能性が考えられる。また、低炭素社会の実現に向けた再生可能エネルギー電源の導入拡大政策として、太陽光発電や風力発電などの系統への新規参入が拡大している。

これらの新規導入電源は電力会社の電源と比較して、時々刻々の需要変化に対する発電調整力や電圧調整力が制限されているのが現状では一般的である。特に太陽光発電や風力発電は天候に依存して発電出力が変動する自然変動電源である。このため、新規参入電源が増加すれば電力系統の周波数維持だけでなく電圧・無効電力供給に与える影響も増加する。また、既設の流通設備の輸送能力を超えて新規参入電源が増加すれば、電圧や過負荷、場合によっては同期安定度などへの影響も考えられる。

このような状況の電力系統における周波数維持の確保方策の検討に資するため、LFC (Load Frequency Control : 負荷周波数制御) シミュレーション解析手法の高度化として、LFC 解析と VQC (電圧・無効電力制御) 解析を統合的に解析できる、いわゆる長時間動特性解析手法の基本プログラムを開発した^[6-1, 6-2]。基本プログ

ラムは、従来から個別の解析手法が使われてきた LFC 解析と VQC 解析を統合した新しいシミュレーション解析手法であり、系統の需給変化時の周波数、電圧を高速に解析できる。また、N-1 事故時の同期安定度もチェック可能である。ここで、N-1 事故とは電力系統を構成する設備の 1 箇所の事故 (送電線 1 回線、変圧器 1 台、発電機 1 台などの事故) をいう。N-1 事故では原則として供給支障が生じないように電力系統は設計・運用されている。

6.2 開発手法の概要

6.2.1 開発手法の従来手法との関連

わが国の電力系統の同期安定度の解析では Y 法^[6-3]が電力各社で用いられている。一方、LFC 解析や VQC 解析では従来から安定度解析手法とは別の解析手法が使用されている。例えば LFC 解析では各社独自の手法が使用されている。VQC 解析では V 法^[6-3]が電力各社で活用されている。

LFC 解析と VQC 解析のそれぞれで安定度解析手法とは異なる別々の解析手法が使用されている理由は以下であろう。

- (1) LFC 解析と VQC 解析では安定度解析と比べて解析対象時間が長時間に亘るので (数時間～1 日)、安定度解析手法では計算時間がかかり過ぎて実用的ではない。
- (2) VQC 解析では安定度と周波数は問題ないものとして需要変化に対する系統各部の電圧の推移を解析するため、潮流計算ベースの静特性解析手法が効率的である。
- (3) LFC 解析では与えられた系統制約 (安定度解析や電圧解析、潮流制約から決定される発電機の運用制約) の下で需給変化時の系統の周波数変動を効率的に検討できる解析手法が有効である。そのような手法の一つが、第 4 章の 4.5 節で述べた LFC (負荷周波数制御) 解析ツールである。

このように安定度解析、LFC 解析、VQC 解析の夫々で別々の解析手法を用いることで効率的な解析を可能としている背景には、従来から系統制約を考慮してバランス良く電源と流通設備の形成がなされてきたという事実が大きい。

しかし、今後、新規参入電源増加の様相によっては電源と流通設備のバランスに少なからず影響を与える（バランスが徐々に崩れる）状況が生じることが考えられる。このような状況に備え、安定度解析、LFC 解析、VQC 解析を統合して同時に考慮することで、翌日運用計画などの短期系統運用計画に対する LFC と VQC の制御仕上がりや、N-1 事故時の安定度をチェックできる解析手法の開発は重要である。

開発した基本プログラムの解析対象範囲と従来手法との基本的な相違は図 6.1、表 6.1 の通りである。従来の VQC 解析では安定度、周波数は問題ないものとし、系統の各ノード電圧、各線路潮流を計算する簡略計算である。計算手法としては潮流計算を使用し動特性は無視する。一方、LFC 解析では安定度、電圧は問題ないものとして、系統の総発電と総需要の差を積分して平均周波数を計算する簡略計算である。各ノード電圧や各線路潮流は計算しない。

これに対して開発手法では従来手法のような簡略計算ではなく発電機モデルなど系統の安定性に大きな影響を有するモデルは Y 法と同等の詳細モデルを用いることにより、Y 法と同等の系統動特性の解析精度を具備しつつ、時間刻みを可変ステップにすることで需給変化時の系統電圧、周波数など時間オーダーの長時間に亘る系統のシミュレーション解析を高速（Y 法と比べて数倍から十倍程度）に実行できる。

本章では開発した手法（基本プログラム）について、プログラムの構成や処理フローの概要、モデル系統における計算アルゴリズムの求解性能の検証と改良、需給変化時の長時間系統動特性シミュレーションの試解析結果を述べる。

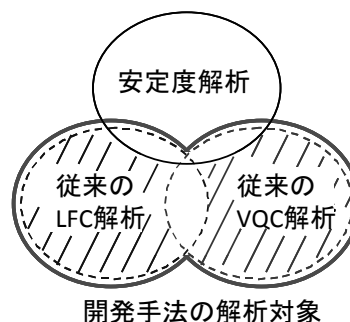


図 6.1 開発した解析手法の位置付け

Fig. 6.1 Scope of developed simulation tool

表 6.1 開発した解析手法の特徴（概要）
Table. 6.1 Features of developed simulation tool

	モデルの詳細度合い(発電機モデルの例)	計算手法	長時間解析高速化の考え方
開発した解析手法	詳細パークモデル(Y法と同一)	微分・代数方程式の数値積分(Y法と同様)	可変ステップとすることで精度を維持しつつ高速化
従来の VQC 解析	なし	連続潮流計算	動特性は無視し静特性で代用
従来の LFC 解析	慣性のみ	需給不均衡から慣性を用いて平均周波数を計算	電気的特性は無視

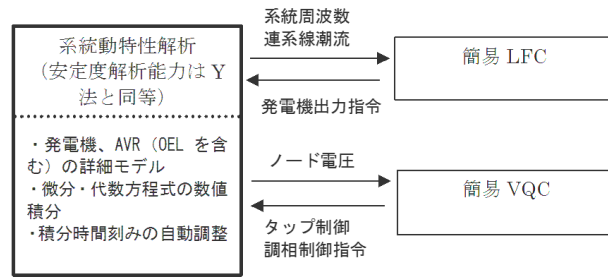
6.2.2 プログラムの構成と演算処理フロー

(1) プログラムの構成

プログラムの構成は、系統動特性解析部と、簡易 LFC 部と簡易 VQC 部の 2 つに大きく分かれている（図 6.2）。

(1a) 系統動特性解析部

本プログラムの核をなす部分であり、数値積分時間刻みを可変ステップにすることで同期安定度は Y 法と同等の解析能力を維持しつつ、LFC 解析や VQC 解析で必要な長時間に亘るシミュレーション計算時間の短縮を図っている。



- ・需給変化、発電機出力スケジュール：入力データとして与える
- ・簡易 LFC と簡易 VQC：電力会社の実システムの制御ロジックをサブルーチン化すれば容易に置き換え可能

図 6.2 本プログラムの構成

Fig. 6.2 Structure of developed simulation program

(1b) 簡易 LFC 部、簡易 VQC 部

簡易 LFC 部では、我が国の連系系統における LFC の代表的な制御である TBC (Tie-line Bias Control) の基本的な特性を模擬している。一方、簡易 VQC 部では、ローカル VQC の代表的な制御手順である一般的な 90Ry (偏差時間積分) に基づく電圧制御 (変圧器タップ、調相設備) を模擬している。

発電機、AVR (Automatic Voltage Regulator : 発電機の自動電圧制御装置)、ガバナ (タービン発電機の调速装置) など系統との時間的結合が密である機器のモデルについては数値積分 (2 段対角型陰的ルンゲクッタ法、後述) の収束計算 (NR 法 : Newton-Raphson 法) に組み込んで計算している。

(1c) 電力会社の LFC、VQC ロジックとの結合

電力会社の実システム (中給や基幹給、制御所など) の LFC、VQC の制御ロジックを精度良く模擬することが上記の簡易 VQC 部や LFC 部では困難な場合、実システムの制御ロジックをプログラム化 (サブルーチン) 化すれば、本手法との結合は比較的容易である。また、別の見方として、系統動特性解析部を実システムに取り込んで一種のシミュレータを構成することも考えられる。

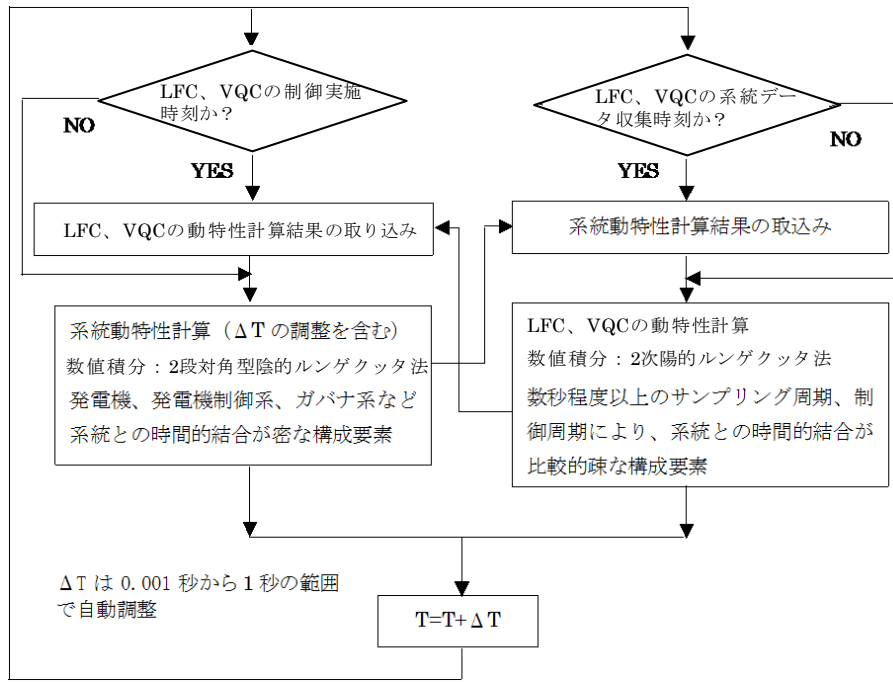
(2b) 簡易 VQC 部、簡易 LFC 部

LFC (例えば周波数や連系線潮流の収集は 5 秒毎で制御周期は 30 秒など) や VQC (制御周期は数十秒) などの制御周期固定の処理は系統との時間的結合が比較的疎であることから上記数値積分の収束計算に組み込む必要性が低い。このため、数値積分が必要な要素は簡単のため陽解法 (2 次陽的ルンゲクッタ法) を用いる。これにより、電力会社の VQC、LFC 制御ロジックの追加あるいは結合も容易に実現できる。

なお、シミュレータ機能を有する実システムもあるがその目的が訓練用の場合、リアルタイムでのシミュレーションが要求される。需給変化時の系統電圧、周波数など長時間に亘る系統動特性を解析するには時間がかかり過ぎるため訓練用には適さない。

(2) 演算処理の違い (図 6.3)

(2a) 系統動特性解析部



(左) 系統動特性解析

(右) 簡易 LFC の VQC の動特性計算

図 6.3 本プログラムにおける 2 種類の演算処理

Fig. 6.3 Two-kind of calculation process in developed simulation program

6.2.3 解析条件・モデル

開発手法で使用できる解析条件と解析モデルの概要を表 6.2 に示す。以下では特徴的なもの(下表の○印)について概要を述べる。

表 6.2 解析条件・モデルの一覧

Table 6.2 List of available specification on simulation conditions and models

解析条件・モデル		
解析条件	需給変化(需要変化、発電機スケジュール出力)指定	
	発電機並列・解列指定	○
	時系列データ(負荷変動、発電変動)指定	○
	送電線事故指定(3LG-0-C)※	
解析モデル	(1)電源	
	発電機モデル(詳細パークモデル: Y法と同一)	
	AVRモデル(Y法標準と同一)	
	発電機過励磁抑制(OEL)モデル	
	ガバナモデル(ユーザー定義モデル)	○
	(2)負荷	
誘導機モデル(Y法と同一)		
(3)系統制御	電圧・無効電力制御(VQC)簡易モデル	
	負荷周波数制御(LFC)簡易モデル	○

※3 相地絡事故-事故除去-一再閉路

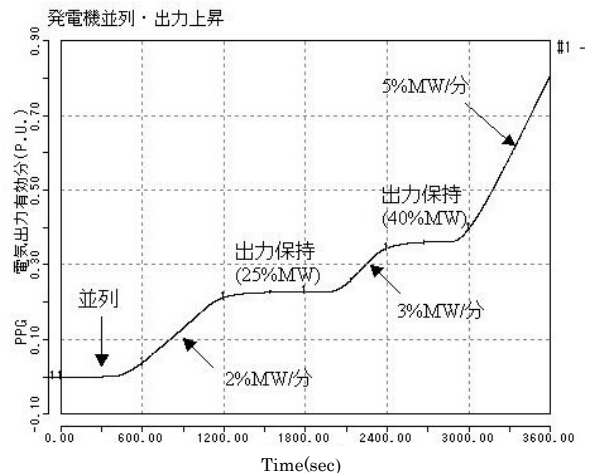


図 6.4 発電機出力変化指定(例)

Fig.6.4 Specification of change in generator output power (example)

・ 発電機の並列・解列

潮流計算指定で有効電力と無効電力がともに 0.0 (PG=0, QG=0) ノードへの発電機の並列、並列後の解列を可能とした。これと発電機出力のスケジュール指定を組み合わせることで、例えば図 6.4 のような出力変更パターン(発電機

の立上り例) [6-4]を模擬することが可能である。

・時系列データ（負荷変動、発電変動）の入力
 負荷（需要）変動は通常、変動周期によって3つの成分に分類される[6-5]。このうち、変動周期が数分から10数分程度までの変動成分（フリンジ成分）と10数分以上の変動成分（サステンド成分）の指定は需給変化として可能とした。また、変動周期が数分以下の小幅な変動成分（サイクリック成分）や風力発電出力の変動などは上記指定では扱い難いことが多いため、これらの変動を時系列データとしての指定を可能とした。

・ガバナモデル（ユーザー定義モデル）

需要変化に対する電源の出力変化を精度良く解析するには、出力調整指令（LFC指令など）に対する緩やかで大幅な発電機出力の応動および周波数変化に対するガバナフリーによる小幅で速い出力応動を模擬する必要がある。このため、ユーザー定義モデルを使用してLFC解析用火力プラントモデルの作成を可能とした。使用可能な主な演算要素を表6.3に示す。また、外部ファイルからの入力機能（No.9）を用いれば（外部ファイルで時刻とスケジュール出力値を指定しておけば）、発電機出力を外部ファイルの指定に応じて変更することができる。

表 6.3 演算要素の一覧（主なもの）

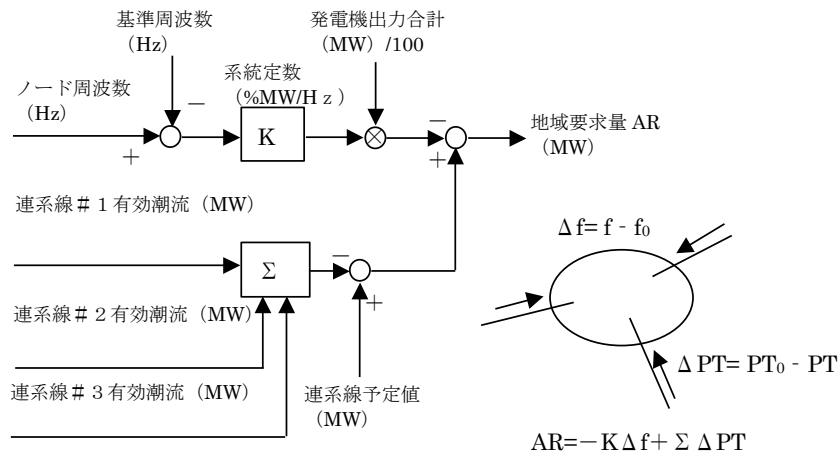
Table 6.3 List of available calculation elements

No.	演算要素
1	積分器リミッタ付き
2	一次遅れ
3	ゲインリミッタ付き
4	ゲイン付き加算器
5	低値優先
6	高値優先
7	非線形要素（リミッタ）
8	定数要素
9	外部ファイルからの入力機能

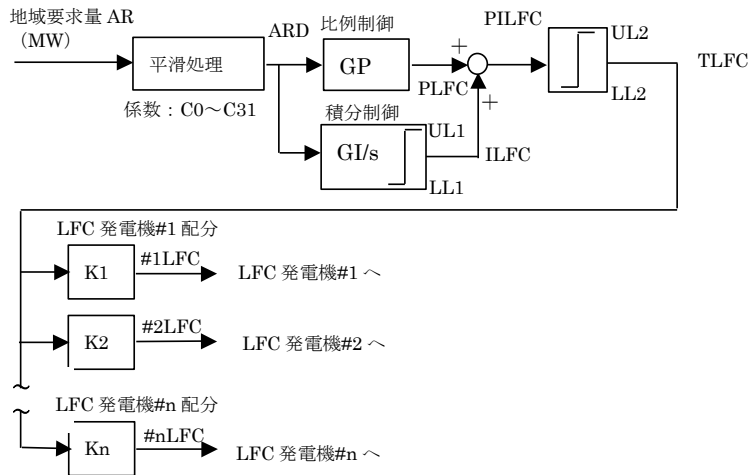
・LFC簡易モデル

中央給電指令所におけるLFC制御ロジックには電力各社特有の種々の機能が付加され、各社で異なった構成となっている[6-5]。しかし、LFC指令作成の基本的な演算ロジックは各社でほぼ共通していると考えられるのでこれを模擬したモデルとした（図6.5）。すなわち、系統周波数偏差（基準周波数からの偏差）と連系線潮流偏差（スケジュール潮流からの偏差）に基づき発電出力の調整量（地域要求量：AR）を算定し（同図(1)）、これをLFC分担発電機へのLFC指令（同図(2)）とするロジックである。このうちARからLFC指令指令を決定する方式については基本的な方式の一つである比例・積分制御（PI制御）を模擬した。

なお、LFC簡易モデルとVQC簡易モデルについては前述したように（6.2.2項）、電力会社の実システムの制御ロジックをサブルーチン化すれば、これらと比較的容易に置き換えることができるようなプログラム構成としている（図6.2）。



(1) 地域要求量 AR



(2) 発電機への LFC 指令

図 6.5 LFC 簡易モデル

Fig. 6.5 LFC simplified model

6.3 計算アルゴリズム

6.3.1 新しい数値積分手法の適用

開発手法の大きな特長は、シミュレーションの時間刻みを可変ステップとして高速化を実現するために適した手法として、新しい数値積分手法である 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法を見出して評価・採用したことである。同積分手法は台形法と同等の精度を有し、しかも数値積分の時間刻みを延伸した場合も台形法とは異なり数値振動が発生しないという優れた特長を有している。2 段対角型陰的ルンゲクッタ法の積分

精度や数値解安定性などの詳細については付録に記載している。

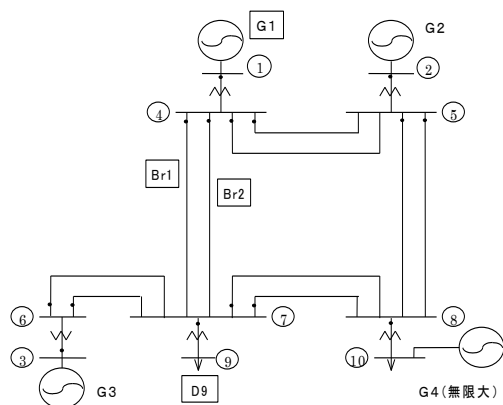
具体的には、電力系統動特性方程式を構成する微分方程式と代数方程式を

$$\begin{aligned} \dot{x} &= f(x, v) \\ 0 &= g(x, v) \end{aligned} \tag{6.1}$$

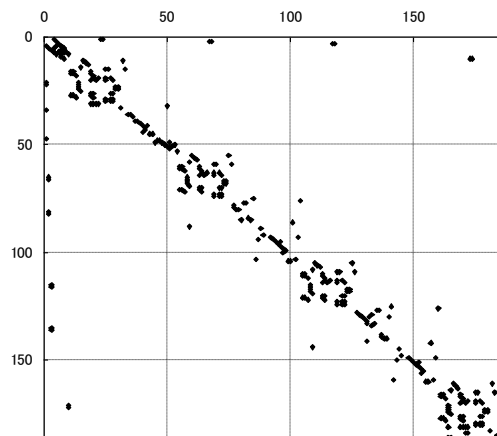
ただし、初期値 $x_0 = x(t_0)$

とすると、2 段対角型陰的ルンゲクッタ法を用いた計算処理は次式となる。

ここで、 $x_n = x(t_0 + nh)$ 、 h は時間ステップである。



(1) 系統構成



(2) ヤコビアン行列

図 6.6 ヤコビアン行列の例 (4 機モデル)

Fig. 6.6 Example of Jacobian Matrix (4-generator Model)

処理的には後退オイラー法の 2 段重ねと見ることが出来る。

- ・内部段の 1 段目

$$\begin{aligned} \tilde{x}_{n+1} &= x_n + \alpha k_1 \\ &= x_n + \alpha hf(\tilde{x}_{n+1}, \tilde{v}_{n+1}) \\ 0 &= g(\tilde{x}_{n+1}, \tilde{v}_{n+1}) \end{aligned}$$

(6.2)

- ・内部段の 2 段目(最終段)

$$\begin{aligned} x_{n+1} &= x_n + \beta k_1 + \alpha k_2 \\ &= x_n + \frac{\beta}{\alpha}(\tilde{x}_{n+1} - x_n) + \alpha hf(x_{n+1}, v_{n+1}) \\ 0 &= g(x_{n+1}, v_{n+1}) \end{aligned}$$

(6.3)

式(6.2)、式(6.3)は解くべき未知数を右辺に含むため、各時間ステップでニュートン・ラフソン法を用いて解いており、その際にヤコビアン行列(感度行列)を算出している。

このヤコビアン行列は、例えば 4 機モデル系統であっても比較的大規模な行列となる(図 6.6)。この行列で、送電系統の占める次数は 10 に過ぎない(左上部分:いわゆる Y 行列)。その他は、発電機や AVR、ガバナの動特性を表現したものである。このように、開発手法ではヤコビアン行列の大きさを左右する支配要因は発

電機台数となる。

発電機台数が数十機を超える実規模系統の解析ではヤコビアン行列の次数は数千以上になることから、開発手法で用いている直接法(LU 分解と前進・後退代入:系統解析で広く用いられている連立一次方程式の解法)で問題が生じないかを検証する必要がある。

6.3.2 モデル系統での求解性能の検証

このことから、以下では、直接法の求解性能の検証手段として、大規模系統モデル(概略 1000 ノード 150 機)で、しかも最も解析精度が必要とされる安定度解析について、開発手法が Y 法と同等の解析精度を有することを検証した結果を述べる。このモデルではヤコビアン行列の次数は約 15000 に達する。また、電気学会 EAST30 機モデル系統と WEST30 機モデル系統^[6-6]についても、同様に、開発手法の解析精度を検証した結果も述べる。

(1) 大規模系統モデル (150 機)

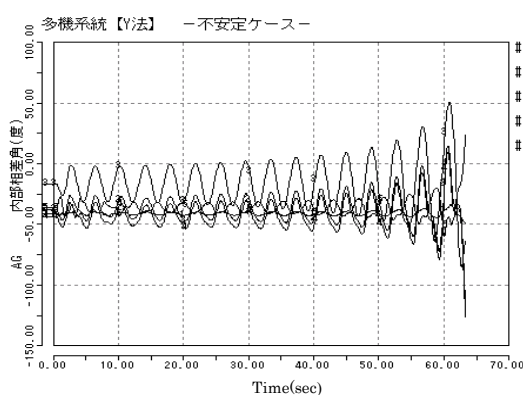
まず、発電機数約 150 機の大規模系統モデルで不安定ケースを解析した。代表発電機の内部相差角(AG)の解析結果を図 6.7 に示す。解析した現象は、可変時間刻みの解析手法の場合に

解析精度の低下が懸念される、徐々に振動発散するケース（定態安定度限界）である。

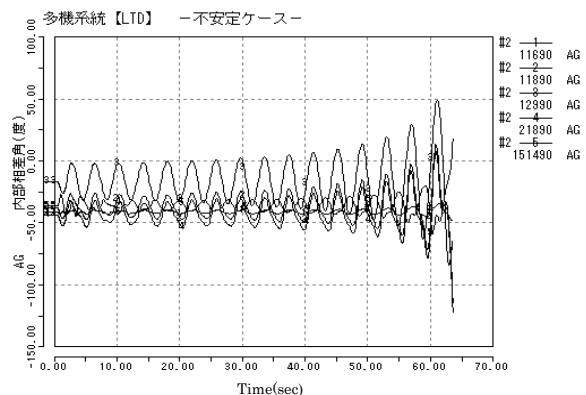
このような現象についても開発手法はY法と同等の精度を有することが示されている。時間刻みについては、発散に至る動揺の最後の方では開発手法の時間刻みが自動的に短縮されている。なお、CPU時間はY法が約60秒、開発手法が約243秒であった。

また、開発手法において時間刻みの自動調整で用いている誤差判定基準^[6-10]の解析結果への影響をみるため、判定基準をデフォルト

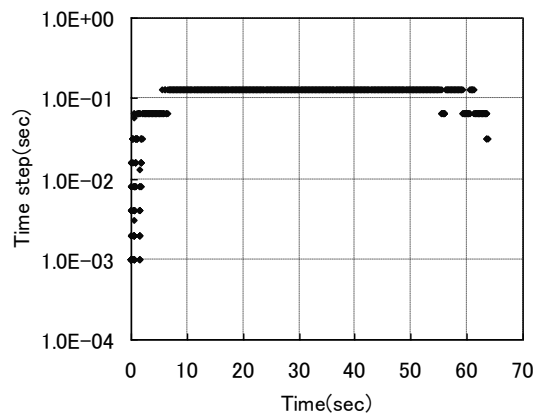
($EPS=10^{-4}$)^[6-10]の10倍、100倍にしてケースを解析した(図6.8(1)、(2))。その結果、これまでの検討で定めたデフォルト($EPS=10^{-4}$)の10倍としても概ね良好な解析結果が得られることが示されたが(図6.8(1))、安全のため、Y法と同等の精度が得られる点でこれまで通りの数値をデフォルトとすることとした。



(1) Y法



(2) 開発手法 ($EPS=10^{-4}$: デフォルト) ※

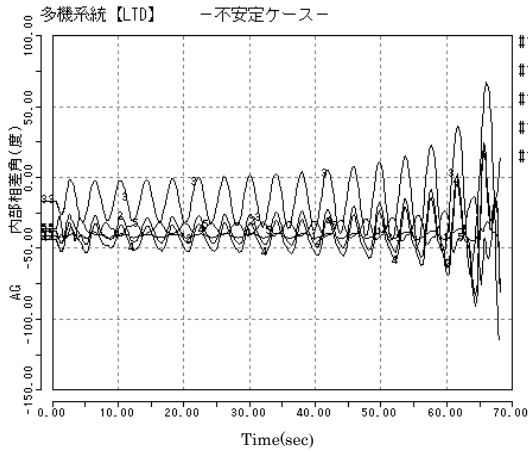


(3) 開発手法の時間刻み (Y法は 1.0^{-2} 秒固定)

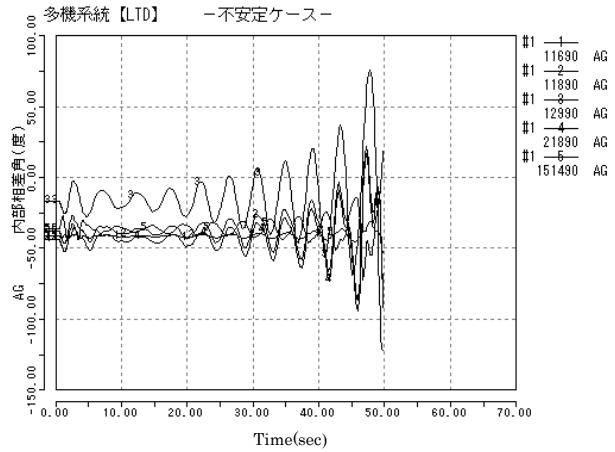
※ EPS: 時間刻み自動調整で用いている誤差判定基準

図 6.7 Y法との比較による開発手法の解析精度検証 (大規模システムモデル: 約150機)

Fig. 6.7 Comparison of developed tool and Y-method (Large-scale System Model: about 150 Generators)



(1) $EPS=10^{-3}$: デフォルトの 10 倍



(2) $EPS=10^{-2}$: デフォルトの 100 倍 ※

※ EPS : 時間刻み自動調整で用いている誤差判定基準

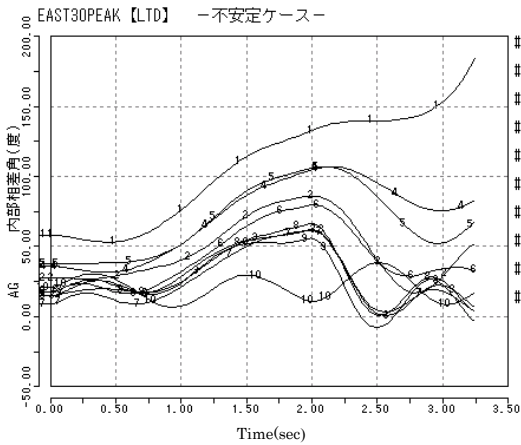
図 6.8 開発手法における誤差判定基準が解析結果へ与える影響 (大規模システムモデル : 約 150 機)

Fig. 6.8 Influence of Error criterion used in developed tool on simulation results (Large-scale System Model with about 150 Generators)

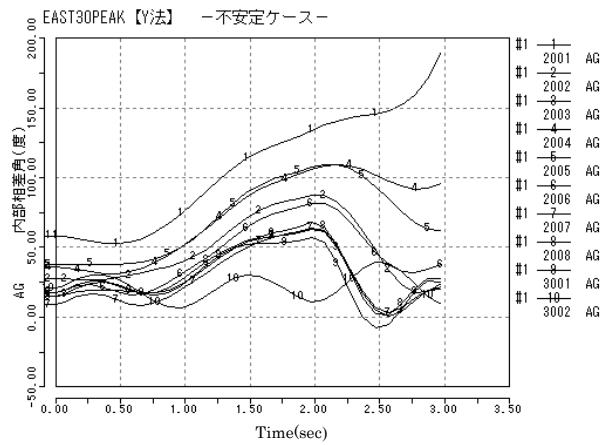
(2) EAST30 機モデル

電気学会 EAST30 機モデルシステムを対象に安定ケース、不安定ケースを含む複数ケースを解析した結果、開発手法は Y 法と同等の精度を有することを検証した。一例として、安定度解析

で重要となる不安定ケースを図 6.9 に示す。開発手法においても Y 法と同等に安定度を的確に把握していることが示されている。



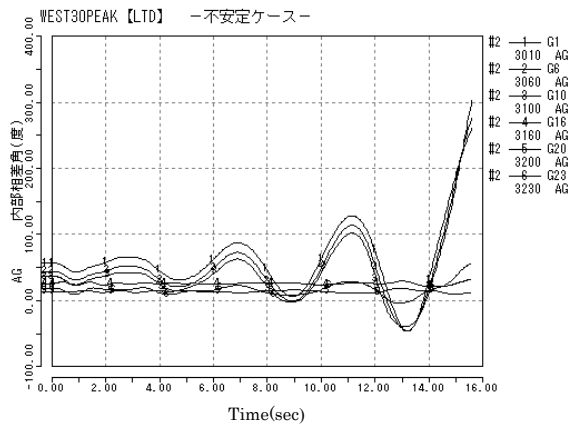
(1) 開発手法



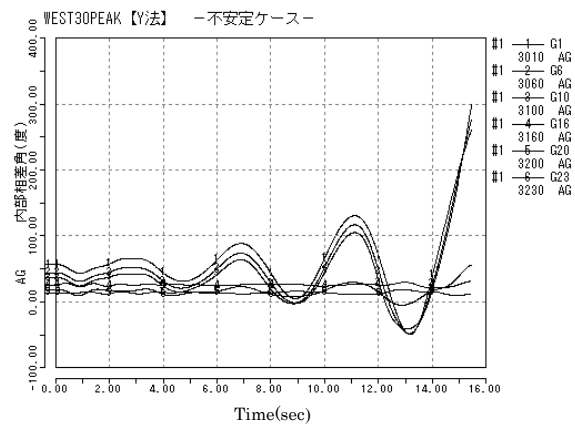
(2) Y 法

図 6.9 開発手法 (左) と Y 法 (右) の比較 (EAST30 機モデル)

Fig. 6.9 Comparison of developed tool and Y-method (EAST 30-generator Model)



(1) 開発手法



(2) Y法

図 6.10 開発手法 (左) と Y 法 (右) の比較 (WEST30 機モデル)

Fig. 6.10 Comparison of developed tool and Y-method (WEST 30-generator Model)

なお、本ケースの CPU 時間は開発手法が約 8.3 秒、Y 法が約 1.2 秒であった。開発手法では脱調していく過程でヤコビアン行列の再計算など CPU 時間がかかるため、計算速度の差が大きくなる。安定ケースでは Y 法との速度差はもう少し縮まる。

(3) WEST30 機モデル

EAST30 機モデルと同様、安定ケース、不安定ケースを含む複数ケースについて電気学会 WEST30 機モデルシステムを対象に解析した (図 6.10)。その結果、開発手法は Y 法と同等の精度を有することを検証した。一例として不安定ケースを上図に示す。このような N 波脱調に関し、開発手法においても Y 法と同等に安定度を的確に把握していることが示されている。なお、本ケースの CPU 時間は開発手法が約 23.3 秒、Y 法が約 5.0 秒であった。

(4) まとめ

上述の検討ケースの結果が示しているように開発手法は Y 法と同等の精度を有することを検証した。その一方で、開発手法の CPU (演算時間) 時間は安定度解析のみの場合、Y 法の約 4 ~ 5 倍程度かかると考えられる。すなわち、

- 安定度解析のようなシステムの速い現象のみの解

析に対しては、Y 法と比較において開発手法の有用性は発揮できない

- 需給変化時の系統現象のような長時間に亘る緩やかな現象変化の解析に対しては、時間刻みの自動延伸によって Y 法よりも高速に解析できる (後述)。

6.3.3 新しいノード周波数算出法

- 新しい算定法の必要性

ノード周波数は負荷の周波数特性や周波数リレーの応動などを考慮するためにシミュレーション上で必要な変数である。シミュレーションでは、通常は電圧アングルの数値微分から算定するため 1 時刻前の値となる。Y 法のように時間刻みが固定でかつ短い (Y 法では 0.01 秒) 場合、1 時刻前のノード周波数を用いてもシミュレーション精度上は問題とならないが、開発手法のように時間刻みが可変の場合、時間刻みが大きくなった場合には同時刻性の確保は必須となる。このため、開発手法用に新しいノード周波数算定法を提案した。

- 従来の定式化との相違

(1) 従来のノード周波数算定法 (従来方式)

各ノード電圧の直角座標表現 $v = [e \ f]$ に関して、その 1 時点前のステップの値 $v_0 = [e_0 \ f_0]$ を用いた計算によって位相変化分を算出し、

$$\Delta\delta = \frac{e_o f - e f_o}{e_o^2 + f_o^2} = \frac{e_o(f_o + \Delta f) - (e_o + \Delta e)f_o}{e_o^2 + f_o^2} = \frac{e_o \Delta f - f_o \Delta e}{e_o^2 + f_o^2} \quad (6.4)$$

これから次で周波数を計算する。

$$\omega = \frac{\Delta\delta}{\Delta t} \quad (6.5)$$

(2) 新しいノード周波数算定法の提案

開発手法の各時間ステップにおけるニュートン・ラフソン法の収束計算の変数として、新たに、

$$\dot{\nu} = [\dot{e} \ \dot{f}] \quad \text{但し、} \ \dot{e} = de/dt, \ \dot{f} = df/dt \quad (6.6)$$

を導入し、

$$\omega = \frac{d\delta}{dt} = \frac{e\dot{f} - \dot{e}f}{e^2 + f^2} \quad (6.7)$$

によって ω を算出している。

$\dot{\nu}$ の算定は、開発手法で用いている数値積分公式を数値微分公式に変形して使用することで行っている。これにより、数値積分と数値微分の精度の整合性を確保している。

(1) 内部段 1 段目

$$\begin{aligned} \tilde{x}_{n+1} &= x_n + \alpha k_1 \\ &= x_n + \alpha h f(\tilde{x}_{n+1}, \tilde{\nu}_{n+1}) \\ 0 &= g(\tilde{x}_{n+1}, \tilde{\nu}_{n+1}) \end{aligned} \quad (6.8)$$

ノード電圧の微係数算定式

$$\tilde{\dot{\nu}}_{n+1} = (\tilde{\nu}_{n+1} - \nu_n) / \alpha h \quad (6.9)$$

(2) 内部段 2 段目 (最終段)

$$\begin{aligned} x_{n+1} &= x_n + \beta k_1 + \alpha k_2 \\ &= x_n + \frac{\beta}{\alpha} (\tilde{x}_{n+1} - x_n) + \alpha h f(x_{n+1}, \nu_{n+1}) \\ 0 &= g(x_{n+1}, \nu_{n+1}) \end{aligned} \quad (6.10)$$

ノード電圧の微係数算定式

$$\dot{\nu}_{n+1} = (\nu_{n+1} - \nu_n) / h \quad (6.11)$$

< EAST30 機モデルでの検証例 >

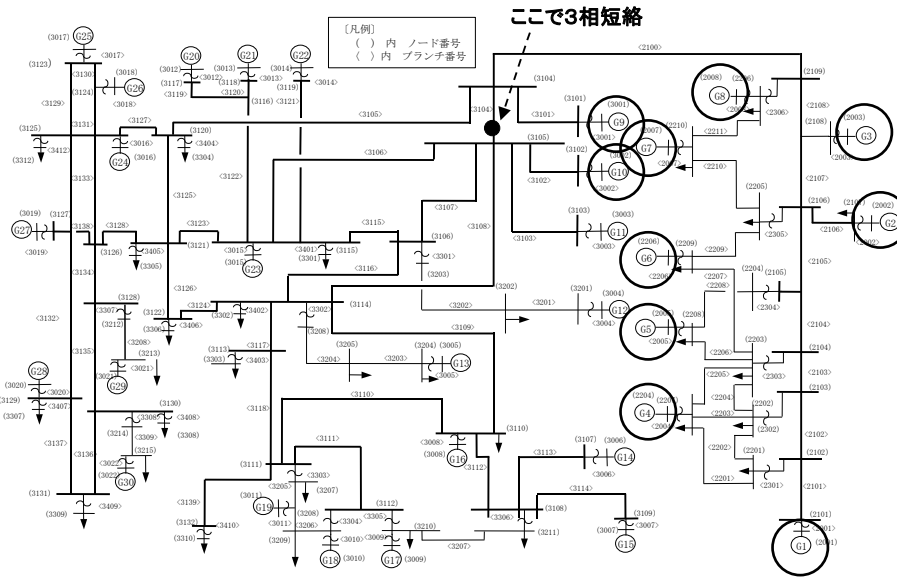
(a) 解析条件

・注目地点：主に発電機ノード (図 6.11(1)の○印)

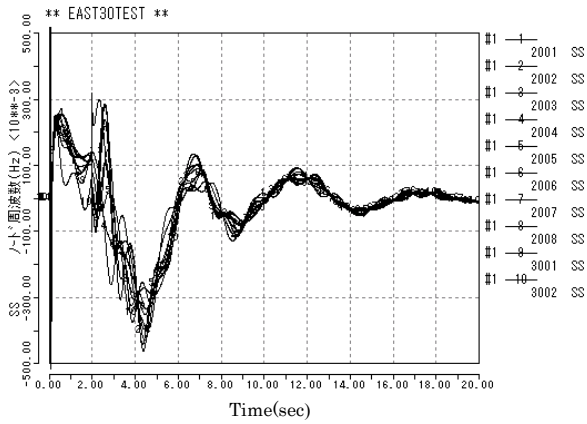
・事故点：同図に示したとおり

(b) 解析結果

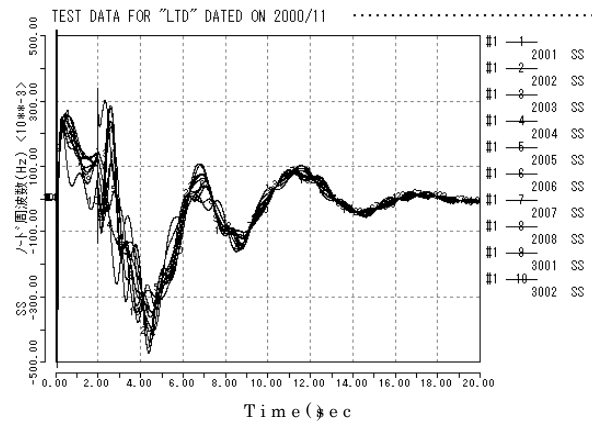
注目発電機ノードの周波数を求めた結果、新方式の場合 (同図(3)) には Y 法のノード周波数 (同(2)) とほぼ合致した波形が得られ、その有効性が示されている。



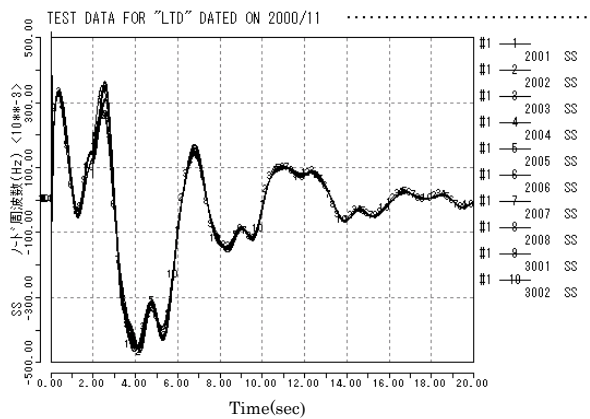
(1) ノード周波数の注目地点 (○印)



(2) Y法によるノード周波数



(3) 新方式 (提案) によるノード周波数



(4) 従来方式によるノード周波数

図 6.11 周波数算出方法の比較 (EAST30 機モデル)

Fig. 6.11 Comparison of frequency among developed method、conventional method and Y-method (WEST30-generator Model)

6.4 需給変化時の長時間動特性シミュレーション解析例

開発したプログラムの有用性を検証するため、EAST30 機モデルで需要変化（減少）時の長時間に亘る系統動特性解析を実施した。

6.4.1 解析条件

EAST30 機ピークを初期断面とし、対象系統に関して需要変化（減少）と発電出力調整、周波数制御（LFC）、電圧（VQC）制御などを表 6.4、図 6.12 によりに設定し 1 時間にわたる系統動特性シミュレーション解析を実施した。

表 6.4 解析条件設定（ケース 1）

Table 6.4 Assumed Simulation Conditions (case 1)

	対象 系統		隣接系統
需要変化	1 時間で総需要の 13% 減少 (初期総需要比率)	変化パターン: 図 6.13(1) (各負荷が一律で変化)	設定なし
出力調整発電機 (スケジュール指令)	4 機 (*) (G3012、G3013、G3014、G3015)	当該発電機の位置: 図 6.12 スケジュール指令: 図 6.13(2)	設定なし
出力調整発電機 (スケジュール指令+LFC)	4 機 (*) (G3016、G3018、G3019、G3020)	当該発電機の位置: 図 6.12 スケジュール指令: 図 6.13(2)	設定なし
電圧制御	簡易 VQC	各負荷ノードの変圧器タップあるいは調相設備の制御 (90Ry)	設定なし
周波数制御	簡易 LFC	周波数、連系統の検出点: 図 6.12	設定なし
LL (Load Limit) 運転 発電機	3 機 (G3001、G3002、G3017)		2 機 (G2001、G2005)
GF (Governor Free) 運転 発電機	LL 運転発電機以外の全機		LL 運転発電機 以外の全機

(*) 発電出力指令に対する発電出力応動遅れを模擬するため LFC 解析用貫流火力プラントモデル (第 4 章) を使用

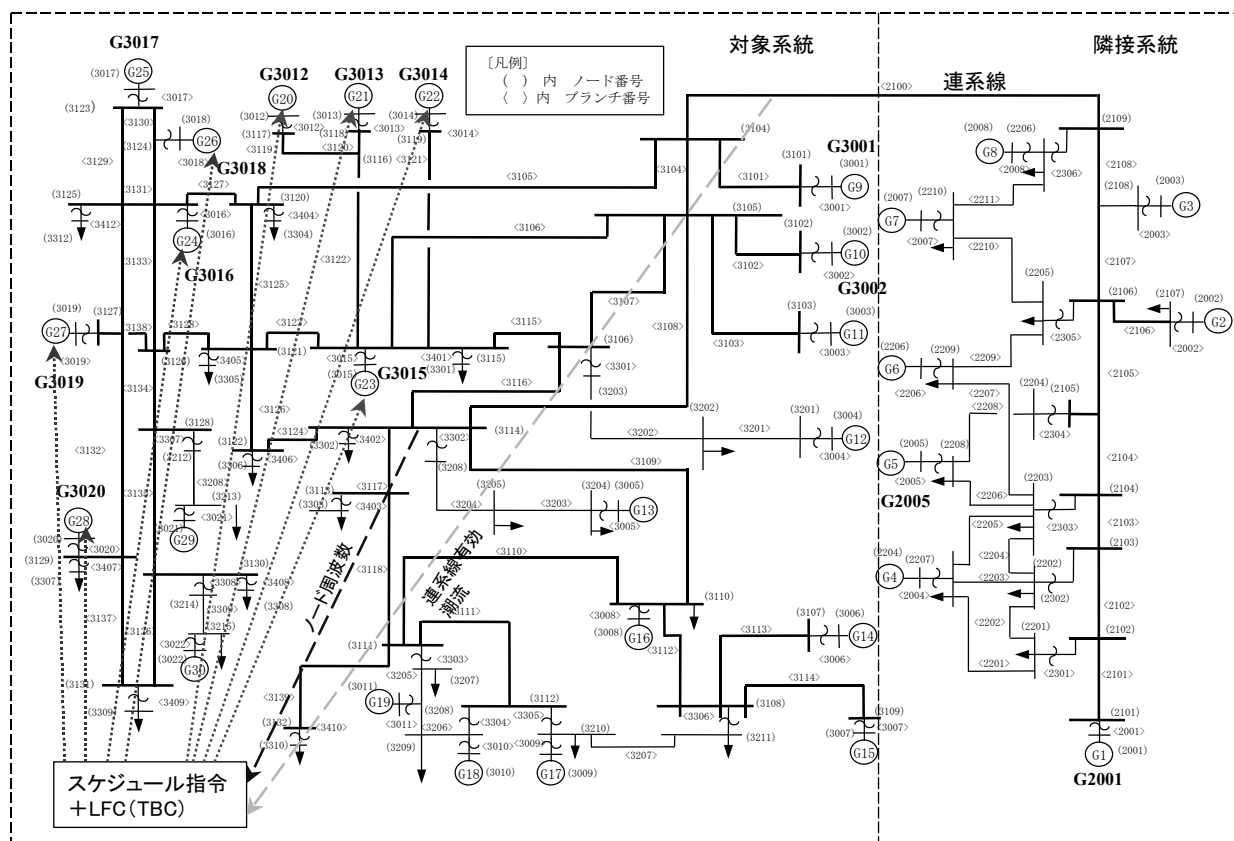
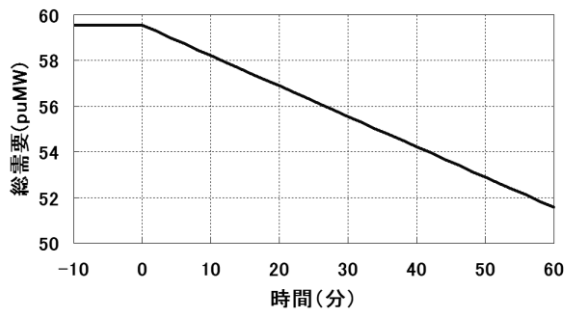
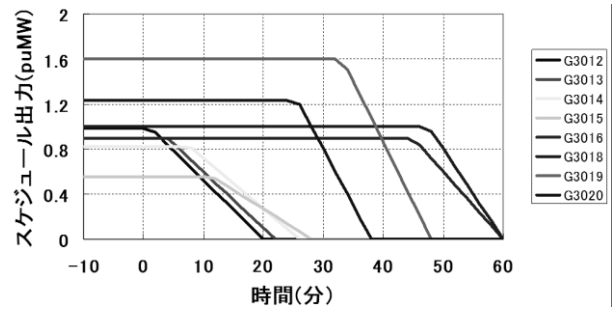


図 6.12 需要変化時における出力調整発電機の位置ほか

Fig. 6.12 Positions of generation control generators and so on in case of system demand decrease



(1) 総需要変化パターン



(2) 出力調整発電機（8機）のスケジュール出力（指令）

図 6.13 需給変化設定

Fig. 6.13 Specified change in system demand and generation

6.4.2 解析結果

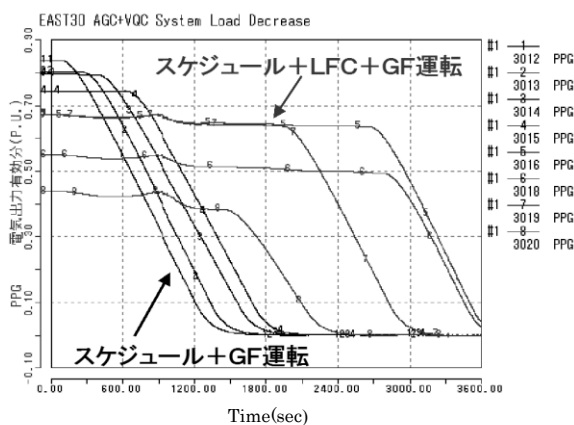
(1) 発電機出力（有効電力）の応動

出力調整発電機（スケジュール+GF 運転、あるいはスケジュール+LFC+GF 運転）の有効電力（PPG）の応動を図 6.14(1)、その他発電機については同(2)に示す。出力調整発電機についてはスケジュール出力指令に対する発電出力応動遅れが模擬されている。また、LFC 運転を兼ねている発電機ではスケジュール出力に LFC による出力変化が重畳している。一方、出力調整発電機以外のその他の発電機(対象系統)のうち、LL 運転発電機は出力一定で推移して

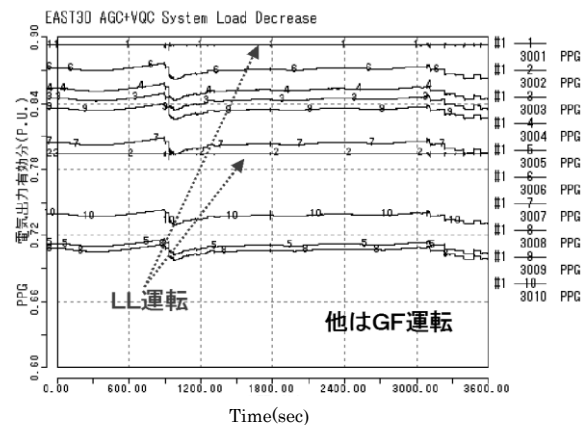
おり、GF 運転発電機は周波数変動に対応してやや出力が変化している。このような発電機出力の動的な変化は従来の VQC 解析では得られない。

(2) 発電機無効電力の応動

出力調整発電機については出力減少とともに無効電力（QQG）も減少し、一部発電機ではやや進相運転となっている（図 6.15(1)）。その他発電機についても無効電力が減少している。需要減少により無効電力が余り気味になっている状況は従来の LFC 解析では得られない。



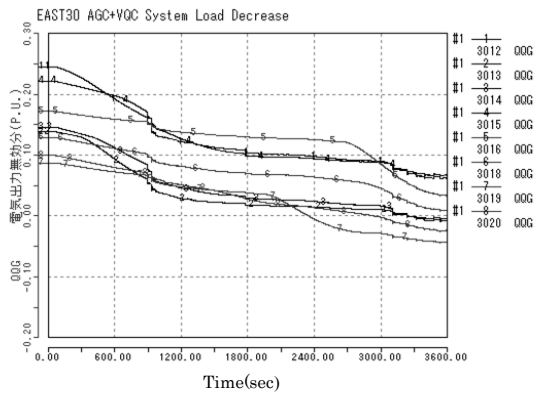
(1) 出力調整発電機の有効電力の応動



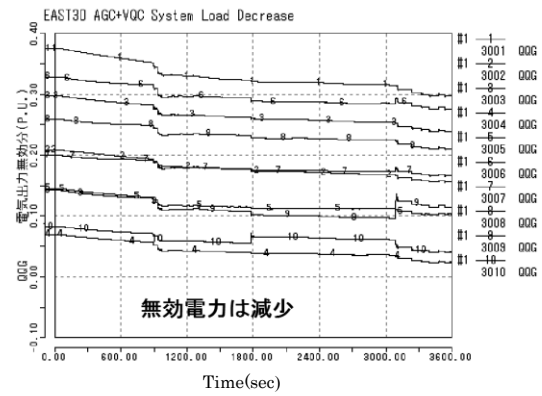
(2) その他発電機の有効電力の応動

図 6.14 発電機出力（有効電力）の応動(例)

Fig. 6.14 Response of generator output power (active power) (example)



(1) 出力調整発電機の無効電力の応動



(2) その他発電機の無効電力の応動

図 6.15 発電機無効電力の応動(例)

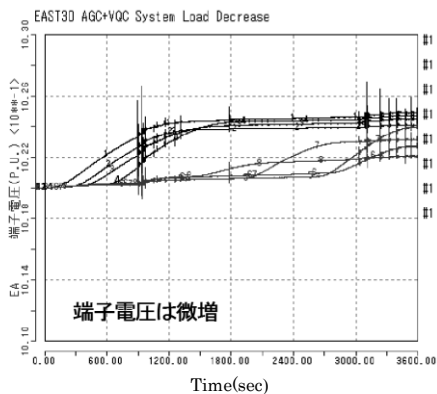
Fig. 6.15 Response of generator reactive power (example)

(3) 発電機端子電圧の応動

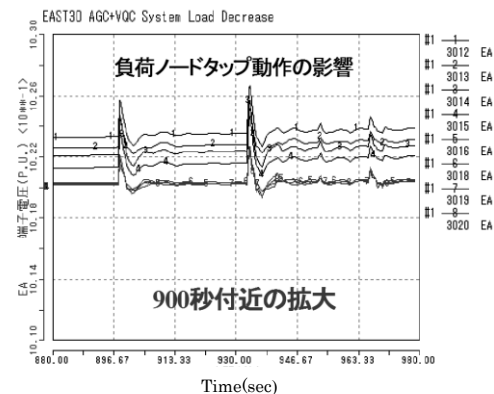
出力調整発電機（スケジュール、あるいはスケジュール+LFC）の端子電圧（EA）の応動を図 6.16(1)に示す。AVR により制御されているものの端子電圧が微増している。また、その 900 秒

付近の拡大図を同(2)に示すように負荷ノードタップ動作時による過渡的な電圧変化が示されている。

このように Y 法でしか解析できないような動的な挙動も解析できている。



(1) 出力調整発電機の端子電圧の応動



(2) 左図の拡大

図 6.16 発電機端子の応動(例)

Fig. 6.16 Response of generator terminal voltage (example)

(4) 発電機内部相角度の応動

出力調整発電機の内部相角度（AG）の変化を図 6.17 に示す。需要減少に対応して発電出力が減少しているため相角度も減少し安定度的には楽になっている。このような従来の LFC 解析や VQC 解析では把握できない、需要変化に応じた出力調整時の発電機内部相角度の変化が解析できることは需給変化時の系統安定度面のチェックに大変有用といえる。

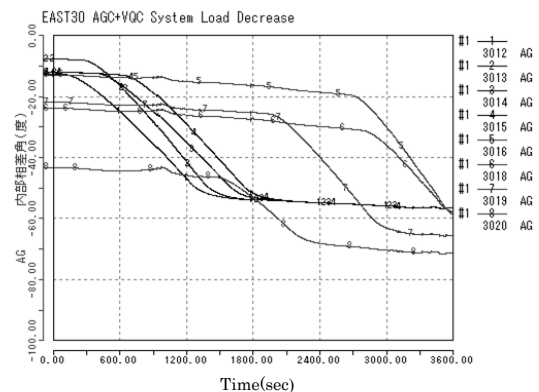


図 6.17 出力調整発電機の内部相角度の応動(例)

Fig. 6.17 Response of generator angle in generation control (example)

(5) 負荷ノード電圧の応動

負荷ノード電圧 (VT) の変化を図 6.18 に示す。タップ制御によって、需要減少に対応して増加した電圧が戻されている。また、有効線路潮流 (PS) の変化を図 6.19 に示す。従来の LFC 解析では解析できないノード電圧や線路潮流が解析できている。

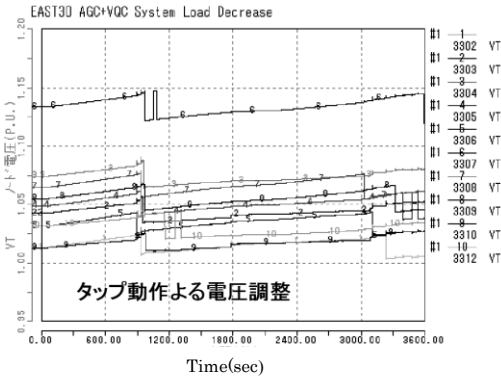


図 6.18 負荷ノード電圧の応動 (例)

Fig. 6.18 Response of load-node voltage (example)

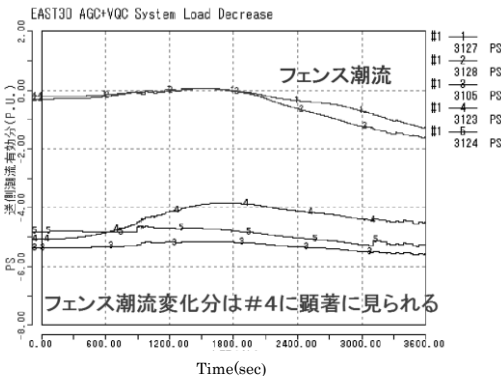


図 6.19 送電線潮流変化(例)

Fig. 6.19 Response of line-flow (example)

(6) 系統周波数、連系線潮流の応動

系統周波数偏差 (SS) と連系線有効潮流 (PS)、無効潮流 (QS) の変化を図 6.20 に示す。需要減少により無効電力が連系線潮流変化となっている。有効潮流については LFC (TBC) により変化が抑制されている。このような変化について、従来の VQC 解析では系統周波数偏差は得られない。一方、LFC 解析では連系線有効潮流の平均的な変化は得られるが無効潮流変化は計算できない。

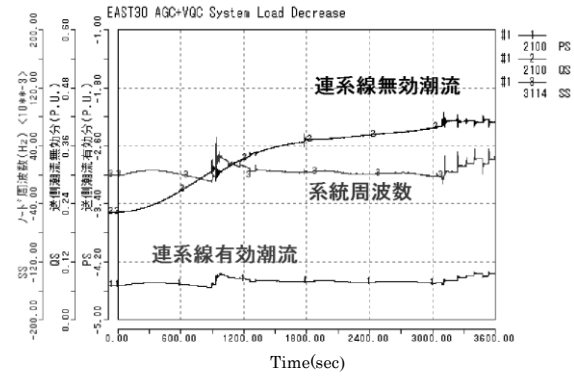


図 6.20 系統周波数偏差、連系線潮流の変化

Fig. 6.20 Response of system frequency and tie-line flow

(7) 時間刻みの変化と CPU 時間

時間刻みの変化を図 6.21 に示す。タップ動作など現象変化が急激な時には時間刻みの自動短縮が見られる。同図で時間刻みが下限まで短縮しているのは発電機出力調整シーケンス投入時に設定下限まで短縮したためである。

このように、時間刻みの自動調整によって Y 法でしか解析できないような速い現象変化や需給変化時の電圧や周波数の緩やかな現象変化が精度良く解析できている。CPU 時間 (Intel Celeron 1.2GHz) は約 2 分であった。Y 法では本解析を実施することは解析機能面で無理であるが、もし Y 法で実施した場合の CPU 時間を 6.3.2 節の結果 (EAST30 機、WEST30 機) から推定すると約 20~30 分程度となる。この数値は、安定度解析時の計算負荷から見たもので、現象変化は緩やかであれば Y 法の計算負荷も軽くなり CPU 時間も軽減されるので、正確には言えないが、概略、時間オーダーの系統現象を解析する場合、Y 法と比較して数倍~十倍程度の高速で解析可能と判断される。

本解析では含めなかったが、送電線 1 回線 3LG-O や単機電源脱落など、需給変化時の N-1 事故に対する系統安定性 (需給面、電圧面、安定度面) のチェックも可能である。

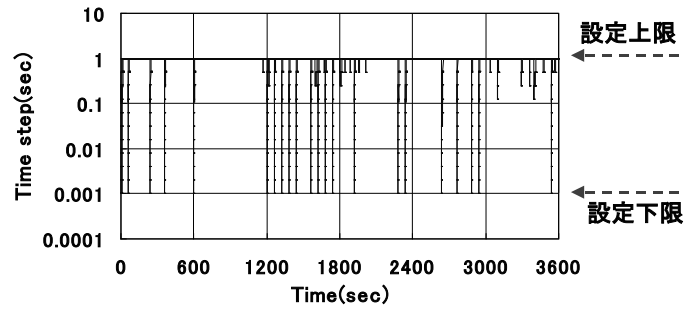


図 6.21 シミュレーション時間刻みの変化 (CPU 時間 112 秒 : Intel Celeron 1.2GHz)

Fig. 6.21 Change in simulation time step (CPU time 112sec : Intel Celeron 1.2GHz)

6.5 結言

LFC シミュレーション解析の高度化として、LFC 解析と VQC 解析を統合した長時間電力系統動特性解析の基本プログラムを開発し、その性能を EAST30 機モデル系統のシミュレーション解析で検証した。その結果、計算方法や解析モデルの簡略化を行っている従来の LFC 解析や VQC 解析の個別の解析手法では得られない以下が可能であることを検証した。

- ・ 需給変化時の系統の周波数や連系線潮流の挙動や系統各部の電圧の推移を解析できる
- ・ 系統事故時 (N-1) の同期安定度のチェックも可能である
- ・ 数値積分の時間刻みに延伸に適した新しい積分手法 (2 段対角型陰的ルンゲクッタ法) の採用によって長時間現象解析の効率的な実行 (演算時間の短縮) が実現できる

また、電力会社の実制御システムの LFC ロジックや VQC ロジックをサブルーチン化すれば、開発プログラムとの結合を比較的容易とするプログラム構成と演算処理にしている。これにより、電力会社における本プログラムの実用化をより柔軟に進めることが可能である。

付録 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法の特徴

電力系統動特性解析では発電機や制御系などの動特性を表現した微分方程式と、代数方程式である系統方程式を解く必要がある。このため、微分方程式を数値積分法によって代数方程式

で近似し、これと系統方程式を一緒にした大規模な非線形連立代数方程式を各時刻で解く。

本プログラムでは数値積分法として 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法、連立代数方程式の一括解法としてニュートン・ラフソン法を使用している。2 段対角型陰的ルンゲクッタ法は電力系統解析に適した単段階方式¹でかつ積分時間ステップ延伸時の数値解安定性に優れた解法である。電力系統解析手法に適用したのは本プログラムが国内外で最初である。また、本プログラムのニュートン・ラフソン法では時間ステップ延伸時においても良好な収束特性を確保するためヤコビアン行列を厳密計算していることが特徴である。

国外で開発されている代表的な長時間動特性解析プログラム^[6-8, 6-9]では、数値積分法として多段階方式¹を用いている手法では不連続発生時には精度が低下する、あるいはニュートン・ラフソン法のヤコビアン行列を数値微分近似で算定しているなど、本プログラムの方が優れていると考えられる (表 A6.1)。

本付録では本プログラムで用いている 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法を中心に述べる。また、同解法のプログラミング上の実現についても簡単に述べる。なお、本プログラムにおけるヤコビアン行列の厳密計算手法、時間ステップの自動調整論理については文献^[6-10]を参照されたい。

¹単段階方式とは次の時点での状態を数値積分で求める過程で現時点の状態のみを用い、それ以前の過去の状態を用いない方式。これに対し過去の状態を用いるのは多段階方式。

表 A6.1 開発プログラムと既往の代表的な電力系統長時間動特性解析プログラムとの比較（数値積分法の概要）

Table A6.1 Numerical Algorithm Comparison between Developed Simulation Tool and Others for Power System Long-term Dynamic Simulations

プログラム名	数値積分公式			時間ステップ ^h (または次数 q) 自動調整	その他	
EUROSTAG (EDF) 文献[6-9, 6-15, 6-16]	予測子・修正子法		予測子(陽解法)	(1)基本式: $h_{new} \propto h_{old} (Tol / \ e\)^{1/q}$ Tol: ユーザー指定の基準精度 (相対値 {例: 発電機自己容量ベース} と絶対値 {例: 系統容量ベース}) $\ \cdot \ $: Weighted RMS norm e: 偏差ベクトル ($e = x_{n+1}^C - x_{n+1}^P$, or $e = y_{n+1}^C - y_{n+1}^P$) (2) 3LG-O 等の大擾乱発生時は次数を1、タイムステップを最小値 へ一旦変更 (3) 次数の自動調整有り(次数1または2)	(1) Jacobian 計算 (偏微分係数計算) 厳密計算 (2) 非線形方程式解法 NR 法(減速定数付)、 Jacobian の更新は必 要最小限	
	微分方程式 状態変数	次数1	$x_{n+1}^P = x_n + h_n \dot{x}_n$			$x_{n+1}^C = x_n + h_n \dot{x}_{n+1}^C$ (後退オイラー法)
		次数2	$x_{n+1}^P = x_n + (3/2)h_n \dot{x}_n - (1/2)h_n \dot{x}_{n-1}$			$x_{n+1}^C = x_n + (1/2)h_n \dot{x}_n + (1/2)h_n \dot{x}_{n+1}^C$ (台形法)
	代数方程式 状態変数 (数値計算上 での扱い)	次数1	$y_{n+1}^P = y_n + h_n \dot{y}_n$			$y_{n+1}^C = y_n + h_n \dot{y}_{n+1}^C$
次数2		$y_{n+1}^P = 3y_n - 3y_{n-1} + y_{n-2}$	$y_{n+1}^C = (4/3)y_n - (1/3)y_{n-1} + (2/3)h_n \dot{y}_{n+1}^C$ (ギア法)			
EXSTAB(GE) 文献[6-8, 6-17, 6-18]	予測子・修正子法		予測子(陽解法)	(1)基本式: e の定義(下記)を除き、上記(1)と同一 e: 偏差ベクトル ($e = x_{n+1}^C - x_{n+1}^P$) (2) 3LG-O 等の大擾乱発生時はタイムステップを最小値へ、積分 公式は別の陽解法(次数2、下記)へ変更し、そのまま過渡安 定度時間領域が終了するまで継続 $x_{n+1} = x_n + (3/2)h_n \dot{x}_n - (1/2)h_n \dot{x}_{n-1}$ (3) 次数の自動調整無し(θ の値は固定)	(1) Jacobian 計算 近似計算(数値微分) (2) 非線形方程式解法 NR 法、Jacobian の更 新は必要最小限	
	微分方程式状態の 変数のみ		$x_{n+1}^P = x_n + (3/2)h_n \dot{x}_n - (1/2)h_n \dot{x}_{n-1}$ (次数2)			$x_{n+1}^C = x_n + h_n [(1 - \theta) \dot{x}_{n+1}^C + \theta \dot{x}_n]$ (θ 法、 θ の値で次数1 { $\theta=0$ } ~ 2 { $\theta=0.5$ } まで変化) 但し、EXSTAB では $\theta=0.47 \sim 0.49$ の範囲の或る値(例: 0.47)に固 定して使用
開発プログラム 文献[6-1, 6-2, 6-7, 6-14]	微分方程式の状態 変数のみ		2段対角型陰的ルンゲクッタ(次数2) $x_{n+1} = x_n + b_1 k_1 + b_2 k_2$ $k_1 = h_n f(x_n + \alpha k_1, y_1)$, 但し、 $0 = g(x_n + \alpha k_1, y_1)$ $k_2 = h_n f(x_n + \beta k_1 + \alpha k_2, y_2)$, 但し、 $0 = g(x_n + \beta k_1 + \alpha k_2, y_2)$ $\alpha = 1 - 2^{0.5}/2$, $\beta = 1 - \alpha$	(1)基本式: e の定義(下記)を除き、上記(1)と同一 $e = x_{n+1} - x_n - h_n \dot{x}_{n+1}$ (2) 3LG-O 等の大擾乱発生時、タイムステップを最小値へ一旦変 更 (3) 次数の自動調整無し(次数2に固定)	(1) Jacobian 計算 厳密計算 (2) 非線形方程式解法 NR 法、Jacobian の更 新は必要最小限(例: タイムステップ変更時、リミッ タ動作時)	

(注) 電力系統動特性方程式を構成する微分方程式を $\dot{x}=f(x, y)$ 、代数方程式を $0=g(x, y)$ と表記

付1 トラペゾイダル法との比較

長時間解析では、数十分間以上の長時間に亘る系統現象を精度良くかつ効率的に解析するため、現象変化が緩やかな状況において積分の時間刻みを延伸できることが必須である。これを実現するには、数値積分法の選定と時間ステップの自動調整論理の開発が必要である。筆者はこれまで、以下の観点から検討を進めてきた。

- ・電力系統のように硬い（系に含まれる最小時定数と最大時定数の比が非常に大きい）系において時間ステップを延伸しても数値積分の安定性が確保できる
- ・系統構成変化や制御系のリミッタ動作などの不連続事象が頻繁に発生する現象の解析に適した単段階方式の解法である

その検討の結果、電力系統の長時間動特性解析に適した解法は陰的解法の一種であるトラペゾイダル法(台形法)であることを明らかとし、また、現象の変化速度に応じた時間ステップの自動調整方法を提案し、単純系統の動特性解析に適用し、提案手法の妥当性を検証した^[6-7]。

一方、その後、陰的ルンゲクッタ法という比較的新しい積分法^[6-11, 6-12, 6-13]について研究調査を実施した。陰的ルンゲクッタ法は単段階方式であり、しかも数値積分の安定性に優れた解法もあり、長時間動特性解析に適する新たな解法として検討した。その結果、2段対角型の陰的ルンゲクッタ法が長時間解析に適した数値積分の精度と安定性を有していると判断した^[6-14]。

以下では、まず、ルンゲクッタ法（広義）を紹介し、次に2段対角型陰的ルンゲクッタ法による数値積分の精度と安定性をトラペゾイダル法との比較においてその優位性を示す。

(1)ルンゲクッタ法(広義)^[6-11]

常微分方程式を

$$dx(t)/dt = f(x) \quad (A6.1)$$

ただし、初期値 $x_0=x(t_0)$

で表すこととする。

ルンゲクッタ法は式(A6.2)のように、過去の状態を使用しない代わりに内部段で算定した $k_1 \sim k_s$ によって上式の解を近似する内部多段方式である。その性質は段数 s 、係数 $a_{ij}(i, j=1, s)$ 、 $b_i(i=1, s)$ の値によって決定される。

$$x_{n+1} = x_n + b_1 k_1 + b_2 k_2 + \dots + b_s k_s \quad (A6.2)$$

ここで

$$x_n = x(t_0 + nh), \quad h \text{ は時間ステップ}$$

$$k_1 = hf(x_n + a_{11}k_1 + a_{12}k_2 + \dots + a_{1s}k_s)$$

$$k_2 = hf(x_n + a_{21}k_1 + a_{22}k_2 + \dots + a_{2s}k_s)$$

・

・

・

$$k_s = hf(x_n + a_{s1}k_1 + a_{s2}k_2 + \dots + a_{ss}k_s)$$

これまで、 $a_{ij}(j \geq i) = 0$ とした解法、すなわち、求めようとする k を右辺に含まない陽的な解法が古くから良く知られている。例えば、電力系統解析分野でも広く使われている、いわゆる4次のルンゲクッタ法は、Kuttaによって1901年に提案された以下の段数、係数を用いたものである。

$$s=4$$

$$a_{11}=0$$

$$a_{21}=1/2, a_{22}=0$$

$$a_{31}=0, a_{32}=1/2, a_{33}=0$$

$$a_{41}=0, a_{42}=0, a_{43}=1, a_{44}=0$$

$$b_1=1/6, b_2=1/3, b_3=1/3, b_4=1/6$$

$$(A6.3)$$

一方、陰的な解法、すなわち陰的ルンゲクッタ法については、1970年から1980年で急速に研究が進められた。しかし、これまでのところ電力系統解析への適用は国内外で見られない。

陰的ルンゲクッタ法には、段数、係数に応じて様々な特徴を有する種々の解法があるが、ここでは、電力系統長時間解析に適するという観点から 2 段対角型の解法を述べる。

(2) 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法

一般に、段数 s の陰的ルンゲクッタ法では、 $k_1 \sim k_s$ を一括して解かねばならない。 x の次元を $(m \times 1)$ とすると、ニュートン・ラフソン法で必要なヤコビアン行列のサイズは $(m \times s)$ 行、 $(m \times s)$ 列となる。このように段数の 2 乗に比例して計算作業量が増大するような解法は実用的ではない。

これを解決するために考案されたのが対角型と呼ばれる解法で、係数 a について以下の条件を設けることにより、計算作業量を軽減している。

$$a_{ij}=0 \quad (i>j) \quad (\text{A6.4a})$$

$$a_{ii} = \dots = a_{ss} = \alpha \quad (\text{A6.4b})$$

すなわち、式(A6.4a)の付加によって、まず、最初の内部段で k_1 を解き、次の段で k_1 を用いて k_2 を解くというように $k_1 \sim k_s$ を逐次解くことが可能となり、ヤコビアン行列のサイズは m 行 $\times m$ 列に縮小できる。また、式(A6.4b)によって、各段で同一のヤコビアン行列が共通して使用することが可能となり、同行列の三角化分解が各時刻において一度で済む。

ここでは、本プログラムで用いている 2 段対角型の陰的ルンゲクッタ法^[6-13]について述べる。同解法はトラペゾイダル法と同等以上の精度を有しかつより優れた安定性を有するもので 1977 年に考案された。なお、以下では同法を 2S-*DIRK* (2 Stage-Diagonaly Implicit Runge-Kutta) と呼ぶ。

以下では、まず 2S-*DIRK* の積分公式を紹介し、次に数値積分の安定性と精度についてトラペゾイダル法と比較する^[6-14]。

(2a) 積分公式^[6-13]

$$x_{n+1} = x_n + b_1 k_1 + b_2 k_2 \quad (\text{A6.5})$$

ここで

$$k_1 = hf(x_n + a_{11}k_1)$$

$$k_2 = hf(x_n + a_{21}k_1 + a_{22}k_2)$$

$$a_{11} = a_{22} = \alpha$$

$$a_{21} = \beta$$

$$b_1 = \beta$$

$$b_2 = \alpha$$

$$\text{ただし、} \alpha = 1 - 0.5\sqrt{2}, \beta = 1 - \alpha$$

なお、トラペゾイダル法の積分公式は上式において、

$$a_{11}=0, a_{21}=1/2, a_{22}=1/2$$

$$b_1=1/2, b_2=1/2$$

としたものであるから陰的ルンゲクッタ法の一つと見ることができる。ただし、2S-*DIRK* と異なり k_1 を陽的に求めているので、2S-*DIRK* の方が 1 時刻あたりの計算作業量はやや多い。

(2b) 安定性

時間ステップを延伸したときの積分安定性を評価する指標として、次式にルンゲクッタ法を適用して得られる数値解 x_n と x_{n+1} の比である $R(h\lambda)$ が通常用いられる^[6-11]。

$$dx(t)/dt = \lambda x \quad (\text{A6.6})$$

ここで x, λ は複素数とする

まず、2S-*DIRK* では

$$R(h\lambda) = x_{n+1}/x_n$$

$$= \{ [1 + h\lambda(1 - 2\alpha)] / (1 - h\lambda\alpha)^2 \}$$

$$(\text{A6.7})$$

一方、トラペゾイダル法では

$$R(h\lambda) = x_{n+1}/x_n$$

$$= \{ (1 + h\lambda/2) / (2 - h\lambda/2) \}$$

(A6.8)

となる。h は積分時間刻みである。

任意の実数 y に対して $|R(jy)| \leq 1$ が成り立つ解法では、 λ が複素平面の左側にあれば積分の時間刻み幅 h に係わらず x_{n+1} は x_n より増大しないこと、すなわち A 安定であることが知られている。この特性は時間刻みの延伸を実現する上での必須条件である。

2S-DIRK では、

$$|R(jy)| = \left| \frac{(1+y^2\alpha^2)^2 - \alpha^2 y^4}{(1+y^2\alpha^2)^2} \right| \leq 1 \quad (A6.9)$$

トラペゾイダル法では、

$$|R(jy)| = \left| \frac{(1+y^2/4)}{(1+y^2/4)} \right| = 1 \quad (A6.10)$$

となることから、両解法とも A 安定である。ただし、時間ステップ h を長くすると、トラペゾイダル法では $|R(h\lambda)| \rightarrow 1$ (式(A6.8)) となり、数値解に数値計算上の誤差による振動が現れた場合、それが持続してしまい、これによって時間ステップの延伸が制限される。

これに対し 2S-DIRK では $|R(h\lambda)| \rightarrow 0$ (式(A6.7)) となり、時間ステップ h を長くしても数値計算上の誤差が持続する心配はないので時間ステップの延伸が制限されない。これは長時間解析から見て非常に優れた特性である。

(2c) 精度

次に数値解の固有値という観点から精度を調べる。式(A6.6)の厳密解から

$$x(t+h)/x(t) = \exp(h\lambda) \quad (A6.11)$$

の関係が得られるので、適用した解法による数値解固有値 λ_c と h の積は次式で求められる。

$$h\lambda_c = \log\{R(h\lambda)\} \quad (A6.12)$$

解析対象の系が単調減衰系、単調発散系、持続振動系の場合について、2S-DIRK における h λ_c と h λ_c の関係について、トラペゾイダル法と比較して以下に図表で示す。なお、これら3つの系での比較によって、一般の系についても推測できる。

(i) 単調減衰系 (λ が負の実数)

・時間刻みが系の時定数の 2 倍程度より小さい範囲 ($h\lambda$ が 0 から概ね -2 の範囲)

2S-DIRK の数値解固有値は真値と同様、負の実部のみである。これはトラペゾイダル法と同様であるが、2S-DIRK の方が精度が良い。このうち $h\lambda$ が -0.5 までの数値解固有値を表 A6.2 に示す。

・上記外の範囲

2S-DIRK の数値解固有値に虚部が現われる。これもトラペゾイダル法と同様である。ただし、時間刻みを延長していくと ($h\lambda \rightarrow -\infty$)、トラペゾイダル法では実部が 0 に漸近するので不適切に時間ステップを延伸すると、すでに述べたように、数値解に数値計算上の誤差による振動成分が現れた場合、それが持続する心配がある。

これに対し、2S-DIRK では数値解固有値の実部が -2 程度に漸近するので上記のような不都合は生じないという、長時間解析から見てたいへん優れた特徴を有する (図 A6.1)。

表 A6.2 単調減衰系における 2S-DIRK とトラペゾイダル法の数値解固有値の精度 (狭範囲)

Table A6.2 Accuracy of 2S-DIRK and Trapezoidal method for a monotone damping system (narrow span)

真値(h λ)	2S-DIRK	トラペゾイダル法
-0.1	-0.1000+j0.0	-0.1001+j0.0
-0.2	-0.2003+j0.0	-0.2007+j0.0
-0.3	-0.3011+j0.0	-0.2921+j0.0
-0.4	-0.4027+j0.0	-0.4055+j0.0
-0.5	-0.5054+j0.0	-0.5108+j0.0

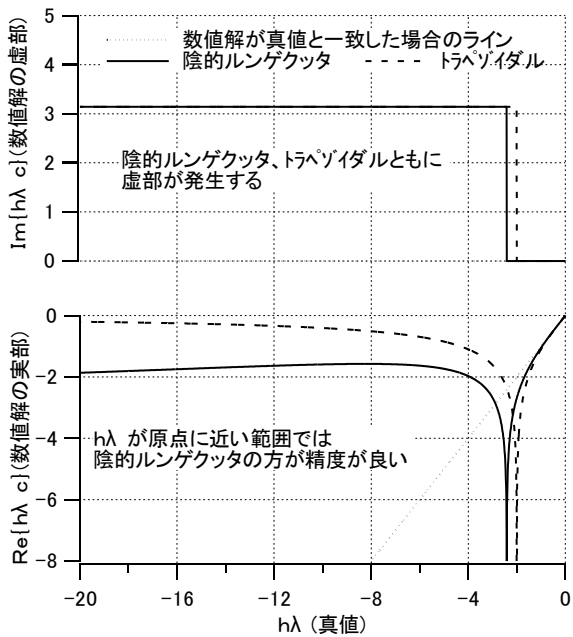


図 A6.1 単調減衰系における 2S-DIRK とトラペゾイダル法の数値解固有値の精度 (広範囲)

Figure A6.1 Accuracy of 2S-DIRK and Trapezoidal method for a monotone damping system (wide span)

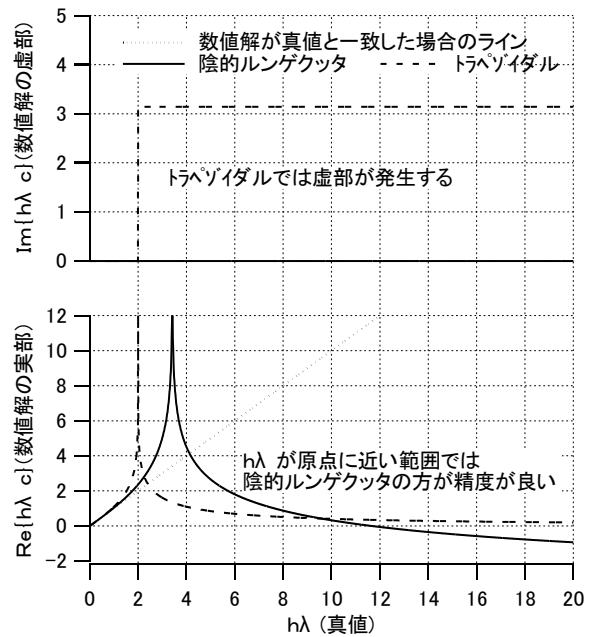


図 A6.2 単調発散系における 2S-DIRK とトラペゾイダル法の数値解固有値の精度 (広範囲)

Figure A6.2 Accuracy of 2S-DIRK and Trapezoidal method for a monotone divergent system (wide span)

(ii) 単調発散系 (λ が正の実数)

・ 時間刻みが系の時定数の 2 倍程度より小さい範囲 ($h\lambda$ が 0 から概ね 2 の範囲)

2S-DIRK の数値解固有値は真値と同様、正の実部のみである。これはトラペゾイダル法と同様であるが、2S-DIRK の方が、精度が良い。このうち $h\lambda$ が 0.5 までの数値解固有値を表 A6.3 に示す。

表 A6.3 単調発散系における 2S-DIRK とトラペゾイダル法の数値解固有値の精度 (狭範囲)

Table A6.3 Accuracy of 2S-DIRK and Trapezoidal method for a monotone divergent system (narrow span)

真値 ($h\lambda$)	2S-DIRK	トラペゾイダル法
0.1	0.1000+j0.0	0.1001+j0.0
0.2	0.2003+j0.0	0.2007+j0.0
0.3	0.3011+j0.0	0.2921+j0.0
0.4	0.4025+j0.0	0.4055+j0.0
0.5	0.5049+j0.0	0.5108+j0.0

・ 上記外の範囲

トラペゾイダル法と異なり、2S-DIRK の数値解固有値に虚部は現われない。また、時間刻みを延長していくと ($h\lambda \rightarrow \infty$)、トラペゾイダル法では実部が 0 に漸近するが、2S-DIRK では時間刻みが系の時定数の 11 倍程を超すと数値解固有値の実部が負になるので、不適切に時間ステップを延長すると不安定な系を安定として捉えることがある (図 A6.2)

(iii) 持続振動系 (λ が虚数の場合)

・ 時間ステップが系の固有角周波数の 2 倍程度より小さい範囲 ($j h\lambda$ が 0 から概ね $j2$ の範囲)

2S-DIRK の数値解固有値の虚部はトラペゾイダル法より精度がよい。このうち $h\lambda$ が $j0.5$ までの数値解固有値を表 A6.4 に示す。ただし、トラペゾイダル法と異なり $j h\lambda$ が $j2$ に近づくにつれて非常に小さいが負の実部が現われる。

表 A6.4 持続振動系における 2S-DIRK とトラペゾイダル法の数値解固有値の精度 (狭範囲)

Table A6.4 Accuracy of 2S-DIRK and Trapezoidal method for a continuous oscillation system (narrow span)

真値 ($j h \lambda$)	2S-DIRK	トラペゾイダル法
j0.1	0.000+j0.1000	0.000+j0.0999
j0.2	0.000+j0.1997	0.000+j0.1993
j0.3	0.000+j0.2989	0.000+j0.2978
j0.4	0.000+j0.3974	0.000+j0.3948
j0.5	0.000+j0.4950	0.000+j0.4900

・ 上記外の範囲

トラペゾイダル法と異なり、時間刻みを延長していくと ($h\lambda \rightarrow \infty$)、2S-DIRK では時間刻みが系の時定数の 11 倍程を超すと数値解固有値の実部が負になるので、不適切に時間刻みを延長すると持続振動系を減衰振動系として捉えることがある (図 A6.3)。

(2d) まとめ

以上、本プログラムで用いている 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法の特徴を数値解の精度と安定性の観点からトラペゾイダル法と比較して示し、電力系統の長時間解析から見た優位性を示した。主要な特徴は以下の通り。

- ・ 1 時刻あたりの計算作業量はやや多いが、精度もやや良い。
- ・ 時間ステップを延伸しても数値解に減衰の悪い数値計算上の振動が現われる心配がない。

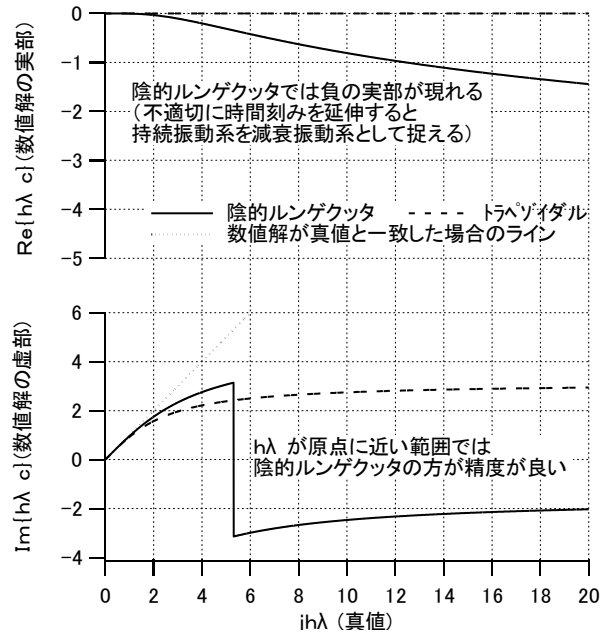


図 A6.3 持続振動系における 2S-DIRK とトラペゾイダル法の数値解固有値の精度 (広範囲)

Figure A6.3 Accuracy of 2S-DIRK and Trapezoidal method for a continuous oscillation system (wide span)

付 2 プログラミング方法

(1) 内部段の計算処理

電力系統動特性方程式を構成する微分方程式と代数方程式を

$$\begin{aligned} \dot{x} &= f(x, v) \\ 0 &= g(x, v) \end{aligned} \quad (\text{A6.13})$$

ただし、初期値 $x_0 = x(t_0)$

とすると、2 段対角型陰的ルンゲクッタ法を用いた計算処理は次式となる。

ここで、 $x_n = x(t_0 + nh)$ 、 h は時間ステップである。

処理的には後退オイラー法の 2 段重ねと見ることができる。

・ 内部段の 1 段目

$$\begin{aligned} \tilde{x}_{n+1} &= x_n + ak_1 \\ &= x_n + ahf(\tilde{x}_{n+1}, \tilde{v}_{n+1}) \\ 0 &= g(\tilde{x}_{n+1}, \tilde{v}_{n+1}) \end{aligned}$$

(A6.14)

・ 内部段の 2 段目（最終段）

$$\begin{aligned}
 x_{n+1} &= x_n + \beta k_1 + \alpha k_2 \\
 &= x_n + \frac{\beta}{\alpha} (\tilde{x}_{n+1} - x_n) + \alpha hf(x_{n+1}, v_{n+1}) \\
 0 &= g(x_{n+1}, v_{n+1})
 \end{aligned}
 \tag{A6.15}$$

ここで

$$\hat{x}_n \equiv x_n + \frac{\beta}{\alpha} (\tilde{x}_{n+1} - x_n)
 \tag{A6.16}$$

とおくと、式(A6.15)は

$$\begin{aligned}
 x_{n+1} &= \hat{x}_n + \alpha hf(x_{n+1}, v_{n+1}) \\
 0 &= g(x_{n+1}, v_{n+1})
 \end{aligned}
 \tag{A6.17}$$

となり、式(A6.14)と同一形式となる。つまり、1 段目の計算終了後、式(A6.16)で変換することで 2 段目も 1 段目と同一の計算処理ルーチンを使うことができるのでプログラミング上、たいへん効率的となる。

(2) 需要変化の模擬

長時間の電力系統解析では、解析条件として指定した系統の需要変化を効率的に模擬する必要がある。

すなわち、緩やかな需要変化に見合って時間ステップが自動的に延伸されるよう、負荷（系統方程式に含まれる静特性負荷）の変化方法については本プログラムで用いている 2 段対角型陰的ルンゲクッタ法のアルゴリズムを反映したロジックが必要となる。なお、誘導電動機など微分方程式で表現された負荷は以下に示す発電の変化方法と同様のやり方で変化できる。

以下では図 A6.4 の変化パターンを例に本プログラムの発電と負荷の変化方法を示す。

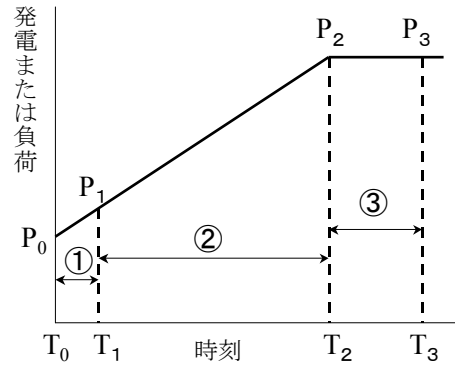


図 A6.4 発電または負荷の変化パターン

Figure A6.4 Pattern of change in generation or load

(2a) 発電出力の変化方法

本プログラムでは発電出力を変化させる発電機には必ずタービン・ガバナモデルを付け、タービン出力設定を模擬している積分器に、変化パターンにおける各時間スパン(①～③)での変化速度を入力する(図 A6.5)。このように発電出力の変化ではモデルを付加するのみで数値積分解法のアルゴリズムを特に意識する必要はない。ただし、各スパンの開始時刻で確実に変化速度を切り替える必要があるため、時間ステップの自動調整において各スパンの開始時刻を通り過ぎないように調整している。

(2b) 静特性負荷の変化方法

系統方程式に含まれる静特性負荷の変化については数値積分解法のアルゴリズムを意識する必要がある。

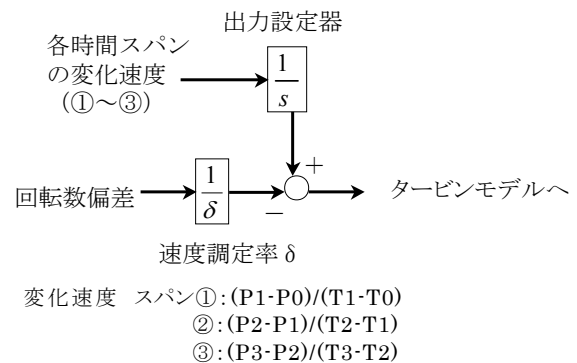


図 A6.5 発電出力の変化方法

Figure A6.5 Way of making change in generator power

すなわち、2 段対角型陰的ルンゲクッタ法の各内部段での計算内容 (式(A6.14)、(A6.15)) と整合のとれた変化を採る必要がある。

現時刻を T とし、これから計算する次時刻を $T+h$ (h :時間ステップ) とすると、

- ・内部段の 1 段目

現時刻から次時刻における負荷の変化分の α 倍を現時刻の負荷に足したものを 1 段目での計算での負荷とする。例えば、現時刻が時間スパン②にある場合は次式となる。

内部段の 1 段目での負荷

$$=(P_2-P_1)/(T_2-T_1)*\alpha h+P(T) \quad (A6.18)$$

ここで $P(T)$: 現時刻の負荷、 h : 時間ステップ

- ・内部段の 2 段目

次時刻における負荷を 2 段目での計算で使用する。時間スパン②にある場合は次式となる。

内部段の 2 段目での負荷

$$=(P_2-P_1)/(T_2-T_1)*h+P(T) \quad (A6.19)$$

(2c) 需要増加シミュレーション例

4 機系モデル (図 6.6) における急速な需要増加 (約 0.5%MW/分) 想定時のシミュレーション例を図 A6.6 に示す (系統電圧制御を考慮していないので母線電圧が大幅に低下)。この時の時間ステップの変化を図 A6.7 に示す。時間ステップが順調に延伸していること、時間スパンの開始時刻を通過しないように時間ステップが 10 秒、240 秒の各時点で調整 (短縮) されていることが示されている。なお、現時刻の時間ステップが 1 秒を超えている場合には時間ステップを延伸しないことにしている。このため時間ステップ最大値は制限されている。

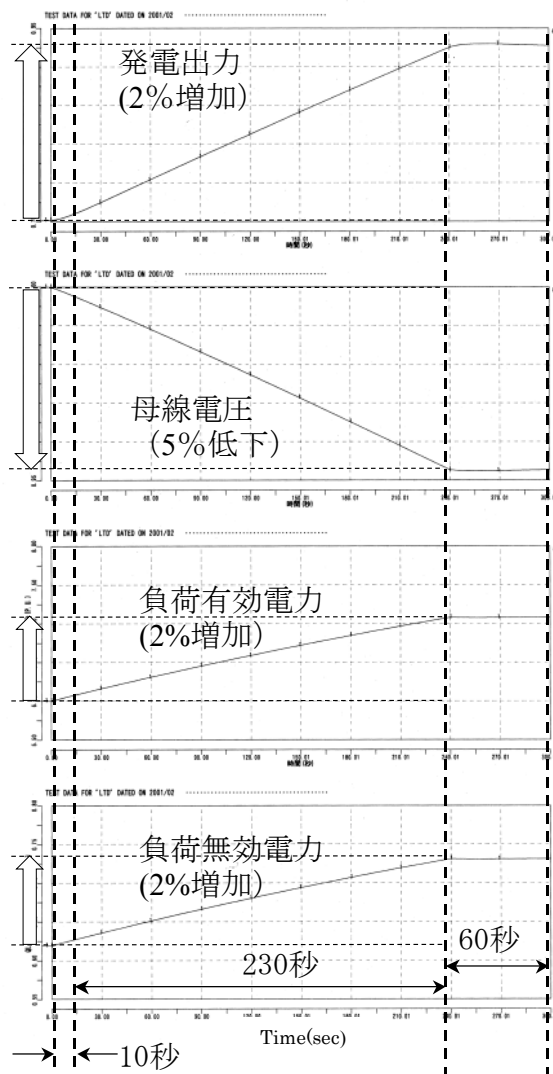


図 A6.6 需要増加時シミュレーション例 (系統電圧制御無し)

Figure A6.6 Example of simulation in system load increase (no system voltage control)

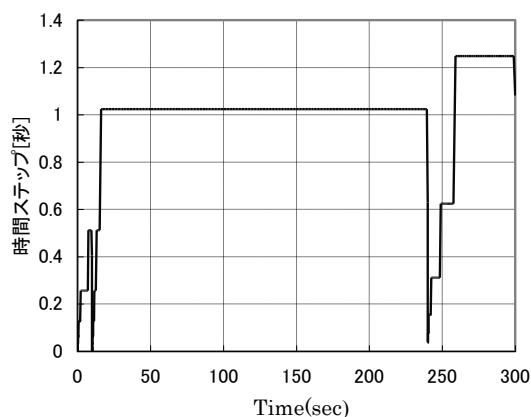


図 A6.7 上記シミュレーションの時間ステップ変化

Figure A6.7 Time step change in above simulation

上記シミュレーションに要した CPU 時間 (Pentium2 450MHz) は本プログラムでは約 3 秒である。参考として上記と同じ 300 秒を Y 法でシミュレーション (但し、ほぼ外乱無しの定常計算) した場合は約 90 秒かかる。このように、電力系統の長時間解析における現象推移のベースとなる分オーダーの緩やかな状態変化について、本プログラムでは非常に効率的に計算できる。

実際の解析では上記の緩やかな現象に加えて同期化力振動などの速い現象が重畳されるのでそれに要する計算が加わる。速い現象の計算は Y 法のほうが速い (Y 法は陽的解法なので計算負荷が軽い)。したがって上記の CPU 時間比率 (3 秒対 90 秒) ほどの差は生じないものの、概ね本プログラムは Y 法より一桁程度 (10 倍程度) 速いと推測してよいと考えられる。

参考文献

- [6-1] T. Inoue, "Dynamic Simulations of Electric Power Systems under Long-term Change in System Generation and Loads", 7th IASTED International Conference, Power and Energy Systems, Aug., 2007.
- [6-2] 井上、田中、熊野、「電力系統長時間動特性シミュレーション手法—基本プログラムの開発—系統電圧特性に着目した基本プログラムの開発—」、電中研研究報告 T01051、平成 14 年 4 月
- [6-3] 安定度総合解析システム開発グループ、「大規模電力系統の安定度総合解析システムの開発」、電力中央研究所総合報告 T14、1990
- [6-4] 「電力系統の需給制御技術」、電気学会技術報告 (II 部) 第 302 号、1989 年 7 月
- [6-5] 「電力系統における常時および緊急時の負荷周波数制御」、電気学会技術報告第 869 号、2002 年 3 月
- [6-6] N. Uchida, K. Kawata and M. Egawa, "Development of Test Case Models for Japanese Power Systems", IEEE PES 2000 Summer Meeting, July 2000.
- [6-7] 井上、市川、谷口、「電力系統長時間動特性解析に適した数値積分手法の検討」、電気学会論文誌 Vol. 113-B、No.12、1993 年 12 月
- [6-8] A. Kurita, H. Okubo, K. Obi, et al., "Multiple Time-scale Dynamic Simulation", IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 8, February 1993.
- [6-9] M. Stubbe, A. Bihain, et al., "STAG – A New Unified Software Program for the Study of the Dynamic Behavior of Electrical Power Systems", IEEE Trans. on Power Systems, Vol. PWRS-4, February 1989.
- [6-10] 井上、田中、市川、「電力系統長時間動特性解析プログラムの開発—基本プログラムの開発—」、電中研研究報告 T92048、平成 5 年 4 月
- [6-11] E. Hairer, et al., "Solving Ordinary Differential Equations I, II", Book, Springer-Verlag, 1991.
- [6-12] 三井他、「硬い常微分方程式の数値解法—回路の過渡解析を意識しつつ—」、電子情報通信学会論文誌 A Vol. J74-A No.8、1991 年 8 月
- [6-13] R. Alexander "Diagonally Implicit Runge-Kutta Methods for Stiff O.D.E.'s", SIAM J. Numer. Anal. Vol. 14, No.6, December 1977.
- [6-14] 井上、谷口、「電力系統長時間動特性解析に適した積分解法の検討—2 段対角型陰的ルンゲクッタ法—」、平成 12 年電気学会全国大会、平成 12 年 3 月
- [6-15] J.Y.Astic, et al., "The mixed Adams-BDF variable step size algorithm to simulate transients and long term phenomena in power system", IEEE Trans. on PS, Vol.9, No.2, May 1994.
- [6-16] M.Jerosolimski, et al., "A New Method for Fast Calculation of Jacobian Matrices: Automatic

- Differentiation for Power System Simulation”,
IEEE Trans. on PS, Vol.9, No.2, May 1994.
- [6-17]J.J.Sanchez-Gasca, et al., “Variable Time Step,
Implicit Integration for Extended-term Power
System Dynamic Simulation”, IEEE 95WM、
January 1995
- [6-18]J.L.Sancha, et al., “Application of Long-term
Simulation Programs for Analysis of System
Islanding”, IEEE Trans. on PS, Vol.12, No.1,
February, 1997.

あとがき

本研究では、電力系統の安定運用の確保のうち、事故時の周波数維持と平常時の周波数品質の維持を対象とした。本論文では、本研究の位置づけなどを明記した第1章の序論に引き続き、第2章から第6章に本研究の成果を述べた。第2章以降の成果の概要は次の通り。

事故時の電力系統の周波数異常（大幅な周波数変動）を予測して対策を講じるためには火力プラントの出力応動を解析することが重要である。このため、第2章と第3章では、周波数変動解析用火力プラントモデルとして開発した、近年の火力プラントの主流である貫流プラントモデル、コンバインドサイクルプラントモデルのそれぞれの概要について述べた。開発したこれらのモデルを使用することによって事故時の周波数変動解析で特に重要となる時間領域（事故発生から1～2分間程度）のプラント出力応動を解析することを可能とした。開発モデルは電力各社の周波数安定化制御システムの制御定数の設定に活用され、送電線ルート遮断などの事故時の周波数異常の抑制の面で電力の安定供給に大きく貢献している。

まず、第2章では事故時の周波数変動解析用に開発した貫流火力プラントモデルの概要を述べた。開発モデルの特徴は汽力火力の主流である超臨界圧変圧貫流火力のプラント制御系（ボイラー・タービン協調制御）の制御動作、ボイラー主蒸気圧力の変化や変圧運転の影響を表現している点にある。これにより従来のタービン・ガバナ系のみを表現したモデルでは解析が困難であった周波数変動時の貫流火力プラントの特徴的な出力応動の解析を可能とした。プラント制御系の構成と制御動作や変圧設定については我が国で商用運転中の主な火力ユニットのプラント制御系の調査結果に基づいている。開発モデルで使用する定数のうち、プラント制御系モデルの定数は実機データに基づいて設定可

能であるが、主蒸気圧力の応動時定数など実機試験結果に基づいて設定すべき定数については、実機試験波形と開発モデルによるシミュレーション波形の比較等を通じて得られた推奨値を提示した。

開発モデルによる解析例では事故時の周波数上昇時や低下時の貫流火力プラントの典型的な出力応動特性を示した。さらに周波数変動模擬試験時の実機応動と開発モデルによる解析結果の対比を通じて、周波数変動時の貫流火力の出力応動に関してはタービン・ガバナ系の応動に加えてプラント制御系の動作、主蒸気圧力の変化や変圧運転の影響が大きく、これらの影響は従来モデルでは表現できないことを明示した。

開発モデルをベースにしてプラント制御系をプラント個別にカスタマイズしたプラントモデルが電力各社において事故時の周波数安定化システムで使用され、各社の系統安定運用に大きく寄与している。

次に、第3章では、事故時の周波数変動解析用に開発したコンバインドサイクルプラントモデルの概要を述べた。開発モデルの特徴は、従来モデルとは大きく異なり、周波数変動時のガスタービンの出力応動に大きな影響を及ぼすプラント制御系の動作やガスタービン排ガス温度の変化を表現している点にある。プラント制御系の構成や動作はメーカー間の差異が大きいためメーカー個別にモデル化する必要があるが、一例として代表的なプラント制御系のモデル例を示した。また、開発モデルの解析精度は実機の周波数変動試験結果との対比等を通じて検証した。

開発モデルはその後の我が国の電力各社の新設コンバインドサイクルプラント個別の周波数変動解析用モデル開発のベースとなったもので、それらの個別モデルは電力各社において事故時の周波数安定化システムで使用され、各社の系統安定運用に大きく寄与している。

一方、近年、再生可能エネルギーの電力系統への連系拡大が進められており、特に太陽光発電の系統連系が急速かつ大幅に拡大している。太陽光発電は天候依存で出力が変動する、いわゆる自然変動電源であり、その系統への連系拡大によって生じる、平常時の電力系統の負荷周波数制御（LFC）への影響が懸念されている。このため、電力各社では LFC の制御性能や所要調整力の評価のための LFC シミュレーション解析の精度向上や制御性能の向上に対する要求が高まっている。これに対応した研究として、第 4 章、第 5 章では平常時の周波数変動解析に関する研究成果を述べた。

まず、第 4 章では、LFC 解析の精度向上を目指し、LFC 調整力の主体である火力貫流プラントの LFC 解析用に開発したプラントモデルの概要を述べた。LFC 解析では従来からタービン・ガバナ系のみを表現したモデルが使用されているが、第 2 章で示したように従来モデルは周波数変動時の貫流火力プラントの出力応動を解析できないため、LFC 解析の精度低下の原因となっている。これを解決するため、開発モデルは事故時変動解析用に開発した貫流火力プラントモデル（第 2 章）を平常時の周波数変動に限定して簡素化することで精度を維持しつつ、中央給電指令所からの出力要求（LFC 指令）に対する緩やかな出力変化を追加することで、LFC 解析に必要とされる数時間に亘る周波数変動解析の精度向上と効率的な実施を可能とした。

LFC 運転時の実機の出力応動との対比を通じて、開発モデルでは実機の応動を表現できているが従来モデルは表現できないことを明示した。開発モデルは電力各社において周波数品質の維持に向けた LFC 解析において活用されると期待される。また、開発モデルを使用して構築した実規模系統用の LFC 解析ツールの概要を述べるとともに、実測結果との対比を通じた

検証によって同ツールの有用性を示した。

第 5 章では LFC の制御性能の向上を目指して、現用の LFC の制御ロジックでは活用できなかった出力応動の無駄時間遅れが大きい石炭火力機を LFC で活用するための制御方法を提案し、その有用性をシミュレーションで示した。中央給電指令所では数十年前に確立された LFC 制御ロジックが現在もほぼそのまま踏襲されており、近年の火力プラントで見られるボイラー制御や燃料種別に起因した、LFC 指令（発電機への発電出力指令）に対する出力応動の無駄時間遅れには対応できていない。このため、無駄時間遅れが大きい石炭火力を LFC に活用することが困難であり、石炭火力機の比率が大きくなる深夜帯などでは LFC の制御性能の低下が懸念されている。

提案方式を中央給電指令所の LFC 制御ロジックに適用することで、出力応動の遅れの大きい石炭火力機の活用できるだけでなく、出力応動の即応性の高い揚水機の負担軽減など、LFC 発電機の出力応動特性に応じた LFC 調整力の効率的な活用が可能となる。提案方式を中央給電指令所に実装している電力会社もある。

第 6 章では、LFC シミュレーション解析手法の高度化として、電力系統の需要変化時の LFC 解析と VQC（電圧・無効電力制御）解析を同期安定度まで考慮して同時にシミュレーション解析する手法、いわゆる長時間解析手法を提案した。提案手法の特徴は、新しい数値積分手法（2 段対角型陰的ルンゲクッタ）を電力系統の長時間解析に適した手法として見出して評価・採用したことである。同積分手法は台形法と同等の精度を有し、しかも、数値積分の時間刻みを延伸した場合も台形法異なり数値振動が発生しないという優れた特徴を有している。

電気学会モデル系統を対象にした解析例を通じて、提案手法が同期安定度を精度よく解析できること、需給変化時の LFC と VQC を統合し

た解析を効率的に実施できことを示した。提案手法の今後の活用が多いに期待される。

謝辞

本論文の取り纏めにあたり、特段のご指導とご鞭撻を頂いた早稲田大学先進理工学部電気・情報生命工学科 岩本伸一教授に深謝申し上げます。また、ご多忙の中、本論文に関して貴重なご助言を賜りました早稲田大学先進理工学部電気・情報生命工学科 石山敦士教授、若尾真治教授、林 泰弘教授に御礼申し上げます。

本研究は（一財）電力中央研究所の関係各位ならびに電力各社のご支援の賜物です。同研究所における研究遂行に関してご指導

を頂いた電力中央研究所 谷口治人名誉研究アドバイザー、田中和幸研究アドバイザー、七原俊也研究アドバイザー、ご協働を頂いた天野博之上席研究員には厚く御礼申し上げます。

最後に学部4年および大学院修士課程において電力系統工学の研究遂行に深いご指導を賜り、また、修士課程修了後の電力中央研究所への入所についても暖かいご支援を賜りました、恩師である早稲田大学（故）田村康男教授に心から御礼申し上げます。

研究業績

種 類 別	題名、 発表・発行掲載誌名、 発表・発行年月、 連名者（申請者含む）
査読付き学 術論文○(1)	A Model of Fossil Fueled Plant with Once-through Boiler for Power System Frequency Simulation Studies, IEEE Transaction on Power System, Vol. 15, No. 4, November 2000, <u>T. Inoue</u> , H. Taniguchi, Y. Ikeguchi
○(2)	電力系統動特性解析のためのコンバインドサイクルプラントモデルの開発, 電学論 B, 119 巻 7 号, 平成 11 年 8 月, <u>井上</u> , 須藤, 竹内, 三谷, 中地
○(3)	電力系統長時間動特性解析に適した数値積分手法の検討, 電学論 B, 113 巻 12 号, H5 年 12 月, <u>井上</u> , 谷口, 市川
査読付き国 際学会○(1)	Development of Load Frequency Control Simulation Tool, 2010 CIGRE Session, Aug., 2010, <u>T. Inoue</u> , H. Amano, K. Hanamoto, W. Wayama, Y. Ichikawa
○(2)	Load Frequency Control Logic to Utilize Generators with Long Time Delay in MW Response, 8th IASTED International Conference, Power and Energy Systems, June, 2008, <u>T. Inoue</u> , H. Amano
○(3)	Dynamic Simulations of Electric Power Systems under Long-term Change in System Generation and Loads, 7th IASTED International Conference, Power and Energy Systems, Aug., 2007, <u>T. Inoue</u>
○(4)	A Thermal Power Plant Model for Dynamic Simulation of Load Frequency Control, IEEE PES 2006 Power Systems Conference & Exposition, Oct., 2006, <u>T. Inoue</u> , H. Amano
(5)	A Study on Dynamic Behavior of Coal-fired Thermal Power Plant during Significant System Frequency Rise after System Separation, IEEE General Meeting 2011, K. Yamashita, R. Minami, <u>T. Inoue</u> , et.al
(6)	Thermal Power Plant Models for Power System Frequency Simulations, IERE South Asia Symposium, November 2005, <u>T. Inoue</u> , H. Amano
(7)	Modeling of Combined-Cycle Power Plants for Power System Studies, IEEE PES General Meeting, July 2003, CIGRE Task Force C4-02-25 (井上を含む TF メンバー連名)
(8)	Suppression of Low-frequency Inter-area Power Swing by Utilizing Turbine Governor System in a Once-through Thermal Plant, CIGRE London Symposium, June 1999, <u>T. Inoue</u> , H. Taniguchi, M. Abe, H. Ando
(9)	Large Frequency Disturbances: Analysis and Modeling Needs, IEEE PES 1999 Winter Meeting, February 1999, CIGRE Task Force 38-02-14 (井上を含む TF メンバー連名)
国内学会	実測との対比による定数調整が容易なコンバインドサイクルプラントモデル, 電気学会 B 部門大会, 平成 22 年 9 月, 倉本, 天野, <u>井上</u>
(1)	
(2)	電力系統動特性解析用コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比 (続々報), 電気学会 H21 全国大会 6-156, H21 年 3 月, 山下, 天野, <u>井上</u> , 他 3 名
(3)	需給制御と電圧・無効電力制御の統合的解析手法ー需給変化時の長時間動特性解析プログラムの開発ー, 電気学会 H17 全国大会 6-151, H17 年 3 月, <u>井上</u>

	<p>(4) LFC シミュレーション用火力プラントモデルの開発，電気学会電力技術・電力系統技術合同研究会，平成 15 年 9 月，天野，川口，<u>井上</u></p> <p>(5) LFC シミュレーション用火力プラントモデルの開発，電気学会 B 部門大会，平成 15 年 8 月，川口，天野，<u>井上</u></p> <p>(6) 負荷周波数制御シミュレーションモデルの開発，電気学会電力技術・電力系統技術合同研究会，平成 15 年 9 月，川口，<u>井上</u>，山下，山田，水野，上田</p> <p>(7) 負荷周波数制御シミュレーションモデルの開発，電気学会 B 部門大会，平成 15 年 8 月，山下，山田，金尾，水野，<u>井上</u>，川口</p> <p>(8) 電力系統長時間動特性解析に適した積分解法の検討－2 段対角型陰的ルンゲクッタ法－，電気学会 H12 全国大会 6-093，H12 年 3 月，<u>井上</u>，谷口</p> <p>(9) 電力系統動特性解析用コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比（続報），電気学会 H13 年全国大会，H13 年 3 月，<u>井上</u>，松浦，山本，古田，渡部</p> <p>(10) 電力系統動特性解析用大容量火力プラントモデルの実機応動との対比，電気学会 H13 年全国大会，H13 年 3 月，天野，<u>井上</u>，他 2 名</p> <p>(11) 電力系統動特性解析用コンバインドサイクルプラントモデルの実機応動との対比，電気学会 H11 年全国大会，H11 年 3 月，<u>井上</u>，須藤，竹内，中地</p> <p>(12) 電力系統動特性解析のための複合サイクルプラントモデルの開発，電気学会電力技術・電力系統合同研究会，平成 10 年 10 月，<u>井上</u>，須藤，竹内，三谷，中地</p> <p>(13) 火力プラントのガバナ系制御による長周期電力動揺抑制性能の評価，電気学会 H10 年電力・エネルギー部門大会，平成 10 年 8 月，<u>井上</u>，谷口，安部，安藤</p> <p>(14) 実測結果に基づく系統周波数特性の推定手法の開発，電気学会電力技術研究会，H7 年 10 月，<u>井上</u>，谷口，吉田，草間</p> <p>(15) 電力系統長時間動特性解析のための基本プログラムの開発，電気学会 H7 年電力・エネルギー部門大会，H7 年 8 月，<u>井上</u>，谷口</p> <p>(16) ガバナ，プラント応動を考慮した系統周波数変動の簡易解析手法，電気学会 H5 年全国大会，H5 年 3 月，<u>井上</u>，谷口，三浦，草間</p> <p>(17) 電力系統動特性解析のための火力プラントモデル，電気学会電力技術研究会，H4 年 10 月，<u>井上</u>，谷口</p> <p>(18) 電力系統長時間動特性解析の高速化，電気学会 H3 年電力・エネルギー部門大会，H3 年 8 月，<u>井上</u>，谷口，市川</p>
<p>総説</p>	<p>電力土木技術者のための電力系統概説（第 4 回）－需給計画と周波数制御－，電力土木，No.316，</p> <p>(1) 2005 年 3 月，<u>井上</u></p> <p>(2) 電力系統の周波数制御から見た火力機の出力応動特性，電学論 B，124 巻 3 号，H16 年 3 月，<u>井上</u></p> <p>(3) Modeling of gas turbines and steam turbines in combined cycle power plant, Task Force C4-02-25, CIGRE Technical Brochure, December 2003（井上を含む TF メンバー連名）</p> <p>(4) Analysis and modeling needs of power systems under major frequency disturbances, Task Force 38-02-14, CIGRE Technical Brochure, June 1999（同上）</p>

電中研研究報告	<p>発電機の出力応動特性に応じた負荷周波数制御分担一応動遅れの大きい発電機を活用する制御ロジックの提案一, 電中研研究報告 R05021, H18年6月, <u>井上</u>, 天野</p> <p>(2) 需給制御と電圧・無効電力制御の統合的解析手法一需給変化時の長時間電力系統動特性解析のための基本プログラムの開発一, 電中研研究報告 T03046, H16年4月, <u>井上</u>, 他</p> <p>(3) 負荷周波数制御シミュレーション用火力プラントモデルの開発, 電中研研究報告 T03044, H16年4月, 天野, 川口, <u>井上</u></p> <p>(4) 電力系統長時間動特性シミュレーション手法一系統電圧特性に着目した基本プログラムの開発一, 電中研研究報告 T01051, H14年4月, <u>井上</u>, 田中, 熊野</p> <p>(5) 電力系統動特性解析のためのコンバインドサイクルプラントモデルの開発, 電中研研究報告 T97072, H10年6月, <u>井上</u>, 三谷, 竹内</p> <p>(6) 火力プラントのガバナ系制御による長周期電力動揺抑制能力の評価, 電中研研究報告, H10年, <u>井上</u>, 谷口, 安藤, 安部</p> <p>(7) 電力系統長時間動特性解析プログラムの開発一火力プラントモデルを含めた解析機能の検証一, 電中研研究報告, H7年, <u>井上</u>, 谷口</p> <p>(8) 電力系統長時間動特性解析プログラムの開発一基本プログラムの開発一, 電中研研究報告, H5年, <u>井上</u>, 田中, 市川</p> <p>(9) 電力系統動特性解析のための火力プラントモデルとその標準定数, 電中研研究報告 T91007, H3年, <u>井上</u>, 谷口</p> <p>(10) 電力系統長時間動特性解析の高速化一トラペゾイダル法の改良一, 電中研研究報告, H2年, <u>井上</u>, 谷口, 市川</p>
その他 査読付き学術論文	<p>(学位論文に直接関係のない)</p> <p>Numerical Integration by the 2-Stage Diagonally Implicit Runge-Kutta Method for Electromagnetic Transient Simulations, IEEE Transaction on Power Delivery, Vol. 24, No. 1, January. 2009, T. Noda, K. Takenaka, <u>T. Inoue</u></p> <p>(2) 非線形解析理論を用いた制御系設計手法の開発一振動発散の抑制に有効な PSS 定数設定法一, 電学論 B, 127 巻 6 号, 平成 19 年 6 月, 天野, <u>井上</u></p> <p>(3) Nonlinear Stability Indices of Power Swing Oscillation Using Normal Form Analysis, IEEE PES Transaction on Power Systems, Vol. 21, No. 2, May, 2006, H. Amano, T. Kumano, <u>T. Inoue</u></p> <p>(4) Nuclear Plant Model for Medium-to Long-term Power System Stability Studies, IEEE Transaction on Power System, January 1995, <u>T. Inoue</u>, T. Ichikawa, P. Kundur, P. Hirsch</p> <p>(5) 多機くし形系統における内部共振の解析への非線形動揺安定性指標の適用, 電学論 B, 125 巻 7 号, H17 年 7 月, 天野, 熊野, <u>井上</u></p> <p>(6) 多機系統における非線形を考慮した動揺安定性指標の提案, 電学論 B, 124 巻 2 号, H16 年 2 月, 天野, 熊野, <u>井上</u>, 谷口</p> <p>(7) 時系列データを用いた電力系統の特性同定手法一小規模単独系統の周波数変動特性の同定一, 電学論誌 B, 124 巻 1 号, H16 年 1 月, 七原, 山下, <u>井上</u>, 伊良皆, 安里</p> <p>(8) Light Water Reactor Plant Modeling for Power System Dynamics Simulation, IEEE Transaction on Power System, February 1988, T. Ichikawa, <u>T. Inoue</u></p>

	(9)	Estimation of Power System Inertia Constant and Capacity of Spinning-reserve Support Generators Using Measured Frequency Transients, IEEE Transaction on Power System, January 1997, <u>T. Inoue</u> , H. Taniguchi, K. Yoshida, Y. Ikeguchi
査読付き国際学会	(1)	Proposal of a Modified Algebraic Approach to Evaluate Required Capacity for Load Frequency Control (LFC) under a Large Penetration of Solar Photovoltaic Generations, 2012 CIGRE Session, Aug., 2012, M. Kuramoto, M. Nagata, <u>T. Inoue</u>
	(2)	A New PSS Parameter Design Using Nonlinear Stability Analysis, IEEE PES General Meeting 2007, June 2007, H. Amano, <u>T. Inoue</u>
	(3)	Nuclear Plant Dynamics under Power System Disturbances, 韓国電気学会 1988 大会 International Session, <u>T. Inoue</u> , T. Ichikawa
国内学会	(1)	PV 大量導入が LFC へ与える影響に関するシミュレーション検討, 電気学会電力技術研究会, H24 年 9 月, 天野, 西田, 大城, 川上, <u>井上</u>
総説	(1)	大規模系統解析のためのツールとシミュレータ, 電気学会誌, 2012 年 12 月 (12 月号特集記事), Vol.132, No.12, <u>井上</u>
	(2)	電力土木技術者のための電力系統概説 (第 3 回) -電力系統の運用と制御の概要-, 電力土木, No.315, 2005 年 1 月, <u>井上</u>