

タンデムロータ型インテリジェント風力発電 機の研究開発：風車ロータの好適化

17560155

平成 17 年度～平成 18 年度科学研究費補助金
(基盤研究(C)) 研究成果報告書

平成 19 年 5 月

研究代表者 金元 敏明
九州工業大学 工学部 教授

はしがき

本報告は、科学研究費補助金により、平成 17 年度から平成 18 年度の 2 年間にわたって行ってきた「タンデムロータ型インテリジェント風力発電機の研究開発：風車ロータの好適化」に関する研究成果を取りまとめたものである。

研究組織

研究代表者 : 金元敏明 (九州工業大学工学部教授)
研究分担者 : 服部裕司 (九州工業大学工学部助教授)
(研究協力者 : Ahmed Mohamed Galal, 津田洋介, 稲田裕治, 今野優子, 池田浩太, 西川貴之, 御手洗拓史, 久保幸一)

交付決定額 (配分額)

(金額単位：千円)

	直接経費	間接経費	合計
平成 17 年度	2,800	0	2,800
平成 18 年度	800	0	800
総計	3,600	0	3,600

研究発表

(1)学会誌等

- 1 . Toshiaki Kanemoto, Yuko Konno and Ahmed Mohamed Galal , Almighty High Output Type Intelligent Wind Turbine Generator, Proceedings of EXPO World Conference on Wind Energy, Renewable Energy, Fuel Cell and Exhibition, (2005-6), CD-ROM 1101.
- 2 . Toshiaki Kanemoto, Ahmed Mohamed Galal, Yuji Inada and Yuko Konno, Intelligent Wind Turbine Generator with Tandem Rotors Applicable to Offshore Wind Farm, Proceedings of 15th International Offshore and Polar Engineering conference and Exhibition, Vol. 1, Seoul, Korea (2005-6), pp. 457-462.
- 3 . Ahmed Mohamed Galal, Toshiaki Kanemoto, Yuji Inada and Yuko Konno, Intelligent Wind Turbine Generator with Tandem Rotors and Armatures, Proceedings of International Symposium on EcoTopia Science 2005, Nagoya, Japan (2005-8), pp.89-92.

- 4 . Toshiaki Kanemoto and Ahmed Mohamed Galal, Development of Intelligent Wind Turbine Generator with Tandem Wind Rotors and Double Rotational Armatures (1st Report, Superior Operation of Tandem Wind Rotors), JSME International Journal, Series B, Vol.49, No.2 (2006-5), pp.450-457
- 5 . Ahmed Mohamed Galal, Toshiaki Kanemoto, Yuko Konno, Kota Ikeda and Yuji Inada, Intelligent Wind Turbine Generator with Tandem Rotors Applicable to Offshore Wind Farm (Flow Conditions around Tandem Rotors Equipped with Two Dimensional Blades), Proceedings of the 16th (2006) International Offshore and Polar Engineering Conference, Vol.1 (2006-5-6), pp.357-362.
- 6 . アーメドモハメッドガラル・金元敏明, タンデムロータ型インテリジェント風力発電機 Intelligent Wind Turbine Generator with Tandem Wind Rotors and Armatures , ターボ機械 , 34-7(2006-7), pp.421-425.
- 7 . Kota Ikeda, Toshiaki Kanemoto, Ahmed Mohamed Galal and Noboru Aoki, Almighty High Output Type Intelligent Wind Turbine Generator, Proceedings of the 1st International Conference of Renewable Energy, Makuhari Messe, Chiba, Japan, (2006-10/9-13), CD-ROM:OW5-2.

(2)口頭発表

- 1 . 金元敏明・服部裕司・津田洋介・稲田裕治・今野優子・池田浩太, タンデムロータ型インテリジェント風力発電機の提案(反りを持つブレードによる特性把握), 第10回動力・エネルギー技術シンポジウム講演論文集, 長崎(2005-6), pp. 73-74 .
- 2 . 金元敏明・服部裕司・津田洋介・稲田裕治・今野優子・池田浩太, インテリジェント風力発電機のタンデム風車ロータを通る流れ, 日本機械学会 2005 年度年次大会講演論文集, 東京, Vol.2 (2005-9), pp.251-252.
- 3 . 金元敏明・今野優子・稲田裕治・池田浩太・Ahmed Mohamed Galal, 高出力インテリジェント風力発電機の研究開発(性能向上に向けた準備), 日本機械学会流体工学部門講演会講演論文集, 金沢, No. 05-32 (2005-10/), p.277, CD-ROM1820.
- 4 . 池田浩太, 金元敏明, Ahmed Mohamed Galal, 青木登, インテリジェント風力発電機の風車ロータの最適化, 日本機械学会 2006 年度年次大会講演論文集 (2006-9), pp.249-250..

1. 緒言

1.1 背景

地球温暖化防止 / 持続可能な循環型社会の構築に向けて環境負荷の少ない自然エネルギー資源の有効利用が注目されている．特に風力発電は自然エネルギーの中で水力，地熱発電について二酸化炭素排出量の少ないことなどから注目は高く，欧米を始め世界的規模で風力発電機が積極的に導入されつつある⁽¹⁾⁽²⁾．日本においても 2002 年に「電気事業者による新エネルギー等の利用に関する特別措置法」，いわゆる「RPS 法」が制定され 2010 年までに風力発電機による総発電容量 300kW 達成の目標が掲げられている⁽³⁾．

しかし，風況が良好な欧米に適した従来技術の延長線上にある現状の風車は，

- (1) 高出力には大径ロータが適しているが微風速下では稼働せず，微風速下では軽量小径ロータが適しているが強風速下でも出力が低いなど，適用範囲は限られ，
- (2) 電気の質(周波数，電圧)が保たれるよう，発電機の磁界を切る速度を速くするため増速機構を介するか，あるいは大径 / 多極発電機を準備する必要がある，
- (3) 強風速下におけるロータやタワーの破損と発電機への過負荷を避けるため，ブレーキや可変ピッチブレードなどの複雑な回転速度抑制機構を必要とし，
- (4) 微風速と強風速の差が著しく，風車にとって良好な風況が安定して得られない，たとえば日本における平均風速は岬で 5～8m/s，海岸で約 5m/s(デンマーク湾岸のミドルグランデンウィンドファームでは約 9m/s)，内陸で約 3m/s，山岳山頂で 5～10m/s(カリフォルニア州丘陵のアルタモントウィンドファームでは 8～13m/s)であり，従来風車の定格運転開始風速約 11m/s に達する地域や季節 / 時間はかなり限定される．

などの問題点がある．世界的要請であるクリーンエネルギー化を更に充実させるためには，これらの問題点を克服できる新たな風力発電機の誕生が望まれる．

1.2 独創的な着想とその優位性

これに応えるため，研究代表者は，大径の前段風車ロータと小径の後段風車ロータが固定子を持たない発電機の内外二重回転子を互いに駆動する新たな風力発電機を考案した(図 1.1)．詳細は後述するが，二重回転子型発電機とタンデム(二段)風車ロータの的確な連携プレー能力を備えており，

- (1) 特別な制動機構なしで極微風速から強風速まで従来風車に比べて格段の高出力で安定した連続稼働ができ，低風速下における高出力化のメリットを特筆すべきであろう．また，
- (2) 低風速下では両風車ロータが相反(逆方向)回転して，発電機の磁界を切る相対速度が増大するから，従来風車のような特別な増速機構なしで高品質の電力が得られる，などの利点 / 特徴があり，世界に先駆けて研究開発する意義・効果は極めて大きい．

1.3 研究の目的

本風力発電機の特徴 / 独創である発電機と風車ロータの的確な

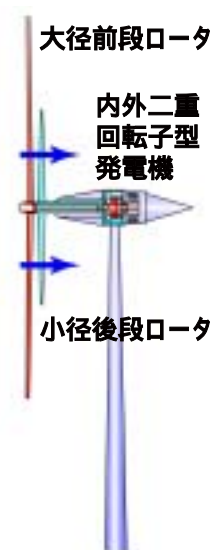


図 1.1 タンデムロータ型インテリジェント風力発電機の姿

連携プレー能力を発揮させるため，本研究の申請範囲では風車ロータに着目し，

- (1)ほんの微風[カットイン風速 1m/s 以下(従来風車 2～5m/s)]で，両風車ロータが互いに逆方向に回転を始め，
- (2)後段風車ロータの最高回転速度付近で定格運転に達し[風速 10m/s(従来風車約 11m/s)]，
- (3)さらに風速が増すと，後段風車ロータの回転速度は徐々に遅くなり，停止を経て前段風車ロータと同方向に回転し，
- (4)この間の出力が従来風車の 1.3 倍以上となる(机上の二次元計算では可能)風車ロータ形状を探究する．
- (5)なお，発電機についても開発中の一つに加える．

1.4 研究の位置付け

風車の研究は上述のように欧米を先頭にしてかなり進んでおり，商用運転も随所に見られる．しかし，単段ロータの開発に終始してきた従来の方針を踏襲する限り，今以上の格段の進展は望めないかもしれない．そのためか，最近では風車の設置による環境負荷に研究の目が向けられているようである．これも非常に重要なことではあるが，前述したように従来風車に残された問題点を克服する研究開発も重要な柱であろう．

その代表例として“風レンズ”や“柔軟ブレードの採用”などの新たな発想も生まれつつある．研究代表者が世界で初めて考案した本風力発電機も新たな発想の範疇であろう．なお，過去に小径前段ロータと大径後段ロータあるいは同径ロータの採用を考えた例があるが，固定子を有する従来通りの発電機を駆動する概念から離れない単なる思いつきに過ぎず，ロータと発電機に連携プレー機能を持たせる申請者の独創的な着想とはかけ離れている．

2. インテリジェント風力発電機の着想

2.1 内外二重回転電機子型発電機

本風力発電機に用いる内外二重回転電機子型発電機⁽⁴⁾は，従来当然のこととしてきた固定子をも回転子としたもので，内外回転電機子に働く相反トルクが同じ点で運転されるが回転速度や方向は任意であるという特性がある．これにより，発電機としてみれば

(1)内外回転電機子が逆方向に回転（相反回転）すれば，相対回転速度が倍増し，発電機径の半減，起電圧の倍増，極数半減が可能である．

(2)内外回転電機子が同方向に回転（同方向回転）すれば，相対回転速度が半減し，出力の過剰増加を抑制できる．

(3)回転トルクが発電機内で相殺されるため，外部に反作用としての力が一切働かない．などの特徴がある．

図 2.1 に相反転方式水力発電機⁽⁴⁾に用いた内外二重回転電機子型同期発電機において相対回転速度を一定に保ち，内外回転電機子軸の負荷トルクを変えたときの定常特性を示す⁽⁴⁾．内側回転電機子軸への負荷トルク M_{MF} と外側回転電機子軸への負荷トルク M_{MR} は，さまざまな相対回転速度の組み合わせや負荷トルクにおいても一致し，回転速度によらず相反回転トルクが同じ状態で運転されることが確認された．

系統連系を考えた大規模風力発電機では発生電力の質が問われるため，本風力発電機の実用化を目指し，本一連の研究では二重回転電機子方式二重巻線型誘導発電機（図 2.2）を開発している．

2.2 風車ロータのタンデム化

本研究開発の対象は，大径の前段風車ロータと小径の後段風車ロータ（タンデム風車ロータ）が，固定子を持たない発電機の内外二重回転電機子をそれぞれ駆動する新たな風力発電機であり，欧米技術に頼った従来風車の上述した問題点が克服できる斬新なものである．

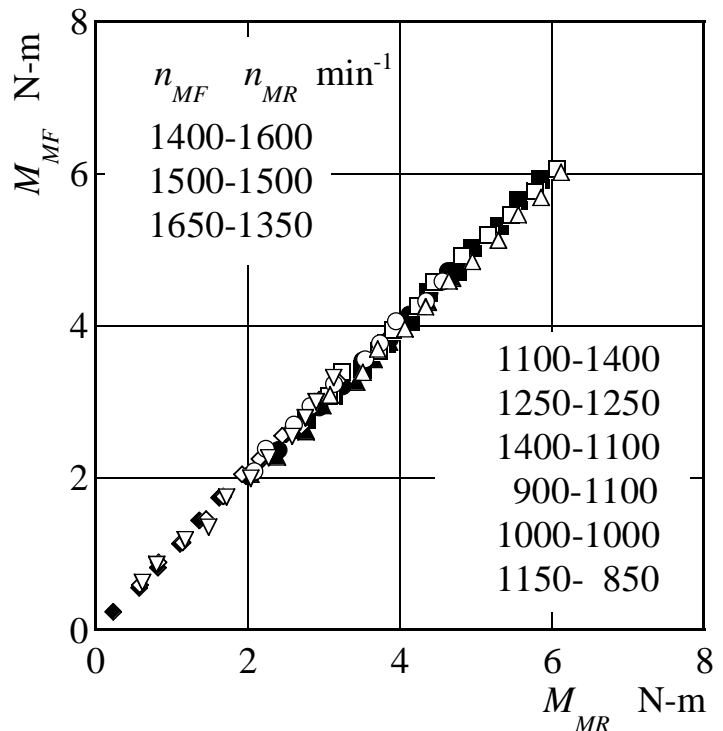


図 2.1 内外回転電機子の負荷トルク特性

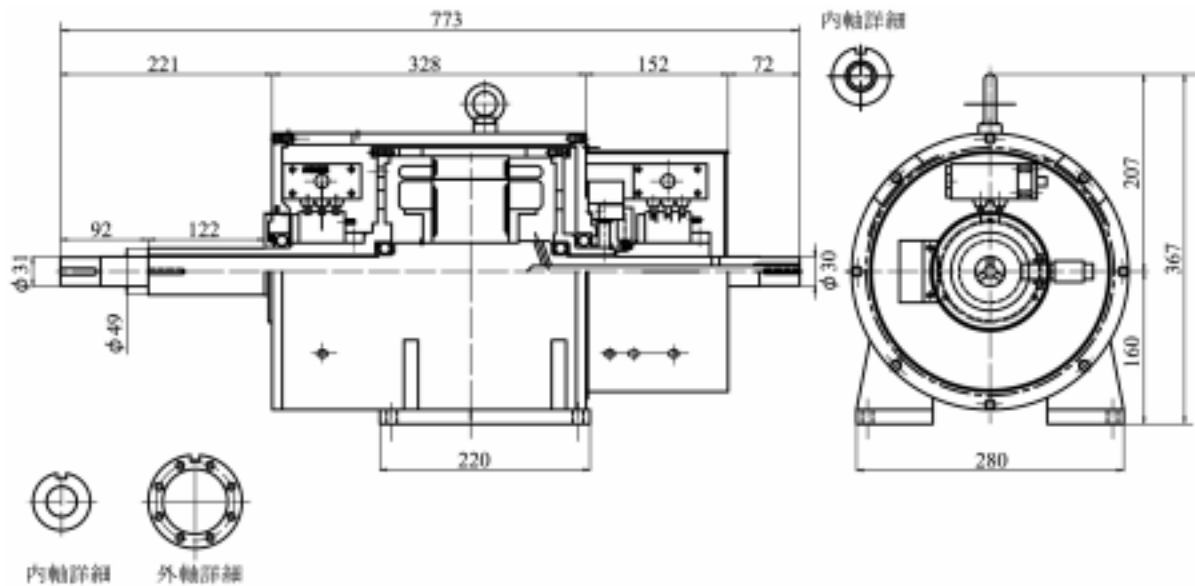


図 2.2 二重回転電機子方式二重巻線型誘導発電機

本独創的な着想の原点である，風車ロータと発電機の連携プレー能力について，次に箇条書きする(図 2.3 参照)．

- (a) 直径が異なる前後二段の風車ロータ (図 2.4，前段風車ロータ：大径，後段風車ロータ：小径)は固定子を持たない新たな発電機の内外二重回転電機子(図 2.5)をそれぞれ駆動する．
- (b) このとき，内外二重回転電機子に働く相反回転トルク，すなわち前後二段風車ロータそれぞれの発生トルク(方向は逆)が同じ点で運転されるが，回転電機子(風車ロータ)の回転速度や回転方向は任意である．
- (c) ほんの微風速(カットイン風速)で，両風車ロータは互いに逆方向に回転(相反回転)を始め，発電を開始する．
- (d) 風速の増加に伴って後段風車ロータは回転速度を増し，後段風車ロータの最高回転速度付近で定格運転状態に達する．この間，両風車ロータの相対回転速度は従来風車に比べて格段に速いので，微風速下でも従来風車に比べて高出力となる．
- (e) 後段風車ロータとは逆方向に回転している前段風車ロータの回転速度も同様に風速とともに増すが，定格運転域での増加は少ない(下述)．
- (f) 一方，小径の後段風車ロータが高回転速度(強風速)で風車運転として発生できる回転トルクには限界があるので，相反回転トルクが前段風車ロータと一致するように風に

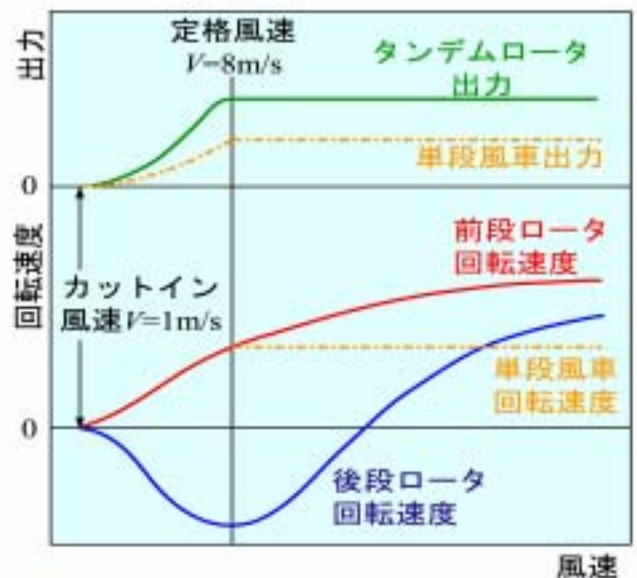


図 2.3 インテリジェント風力発電の運転 (風車ロータの挙動と出力)

逆らった一種の送風運転，すなわち後段風車ロータの回転速度は徐々に遅くなり，停止状態を経て前段風車ロータと同方向に回転するようになる．

(g)このとき，機械的な制動機構なしで，両風車ロータ間の相対回転速度とトルクの積(出力)は風速によらず一定にすることができる(このような自己制御能力をインテリジェンスと呼ぶ)．二重巻線型誘導発電機の採用により，安定した出力が得られるようになり，周波数も一定に保つことができる．また，風に逆らう後段風車ロータの影響により，前段風車ロータの過回転が自動的に抑えられる(強風時の自動ブレーキ効果)．

(h)以上のような風車ロータの挙動(高出力化，ブレーキ効果等)は前段風車ロータ径を相対的に小さく選定，あるいは低速型にできることを物語っており，同じ出力の従来風車に比べて風車ロータにかかる遠心力が小さくなるからブレードの材料選定や内部構造設計に自由度が増す．このとき，後段の小径風車ロータを高速型に選定することで増速機構は不要となる．

その姿を図 1.1 に示したが，増速機構はなく前後段の風車ロータ軸がそのまま発電機の内外回転電機子に直結されている．

2.3 インテリジェント運転の実証

の研究成果から本風力発電機の着想を再度ここに実証しておく．翼型形状を持つひねりなしの二次元ブレードを用い，前後段ブレード枚数は最適な組み合わせである $Z_F=3$, $Z_R=5$ ⁽⁴⁾ の場合について．図 2.6 に出力一定の定格運転をした場合の結果を示す．ここに， N_F , N_R は前後段風車ロータの回転速度(前段風車ロータの回転速度を正)， P は出力， V は風速である．低風速から便宜的に定めた定格運転開始風速 11.0m/s までは最適相対周速比(最高効率点)で運転され，それ以上の風速では出力一定となるように前後段風車ロータの回転速度が制御されている．ブレーキやピッチコントロールなどの回転速度抑制機構を用いることなく後段風車ロータが，相反回転から同方向回転に移行し，相対回転速度が自動的に制御されることによって出力は一定に保たれている．これは本風力発電機が着想通りの運転ができることを物語っている．

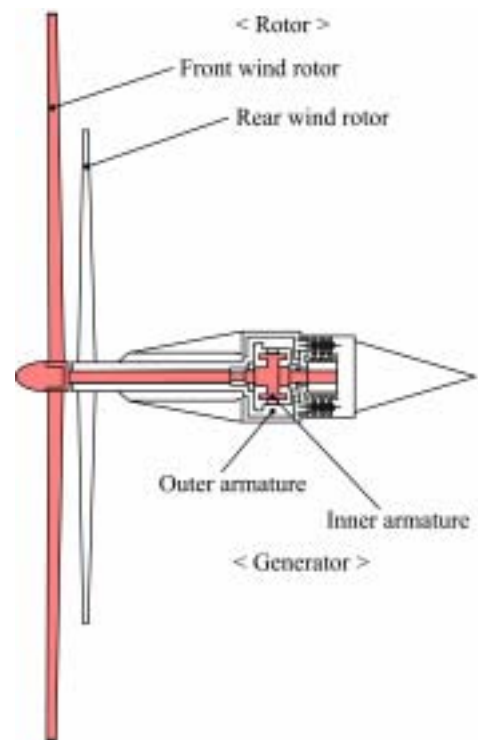


図 2.4 タンデム風車ロータと発電機

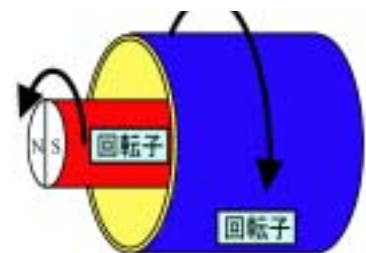


図 2.5 内外二重回転電機子方式発電機

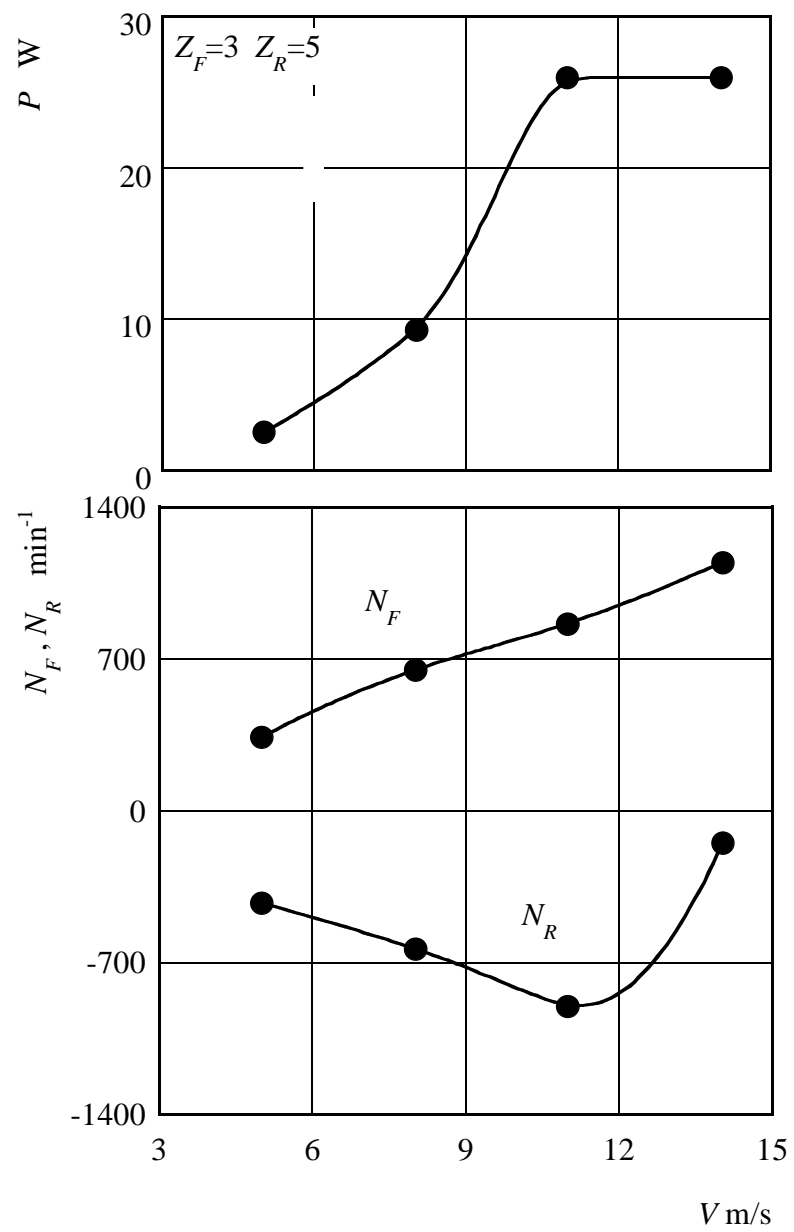


図 2.6 定格出力一定運転の実証

3. 発電機の基本特性

3.1 発電機実験用装置

風車ロータ開発に先立ち，本風力発電機に用いる二重回転電機子方式二重巻線形誘導発電機（定格出力 1.2kW，三相 200V，8 極，同期速度 900min^{-1} ）を試作し，その基本特性を把握するため，図 3.1 に示す試験装置を準備した．

本来は内側回転電機子と外側回転電機子が互いに逆方向に回転するが，相対回転速度がパラメータなので，ここでは外側回転電機子を固定した状態で，内側回転電機子のみを回転させた．内側回転電機子は，トルク検出器を介して電動機に連結されており，インバータにより回転速度を自由に調節することができる．軸系の機械トルクは予め調べて実測値から差し引くことにより，真の入力トルク T で評価することにした．発電機の二次側（内側回転電機子）は，電力計を介してインバータに接続されており，インバータにより，二次側の周波数，電圧を調節することができる．一次側（外側回転電機子）は，電力計を介して，ランプ負荷に接続されており，負荷の大きさ点灯するランプの数により変更することができる．

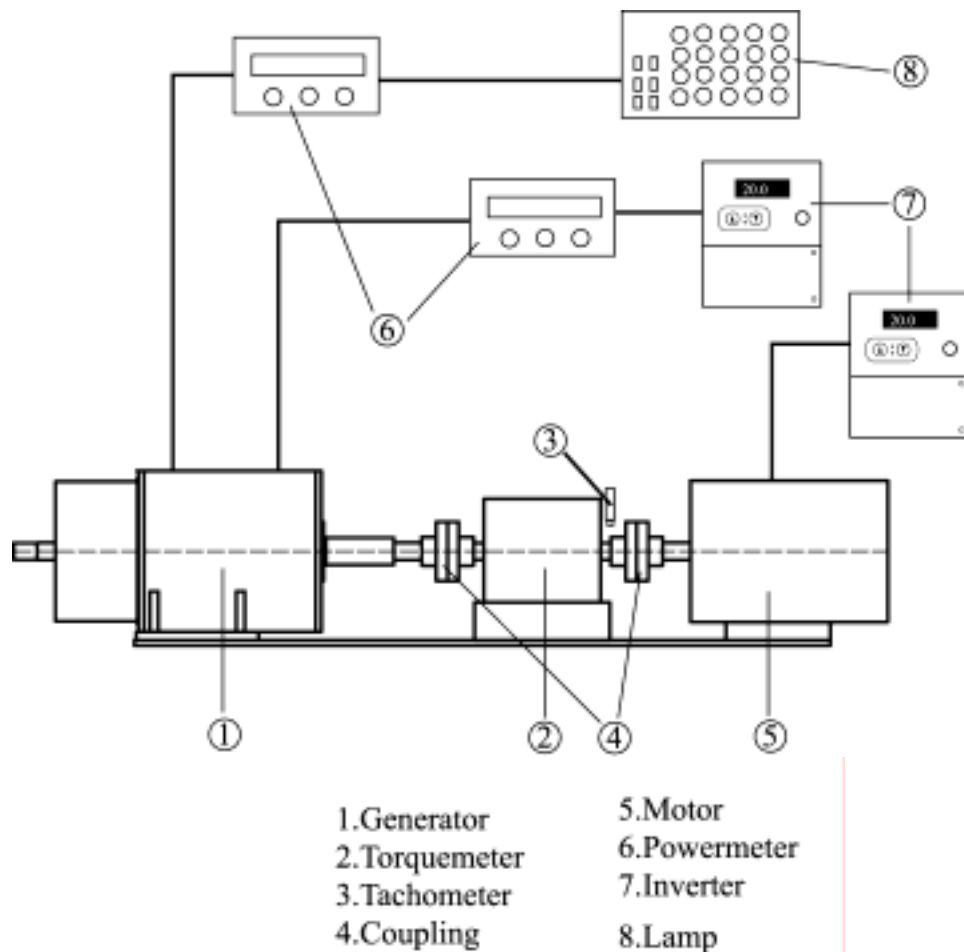


図 3.1 発電機の実験用装置

3.2 一次側の周波数と電圧を一定に保った場合の特性

系統連系を前提として，一次周波数 $f_1=60\text{Hz}$ ，一次電圧 $V_1=200\text{V}$ となるように，二次周波数 f_2 ，二次電圧 V_2 をインバータにより，調節して得られた結果を図 3.2 ～ 図 3.8 に示す．各回転速度およびランプ負荷に対して，二次周波数 f_2 と二次電圧 V_2 を図 3.2 および図 3.3 のように制御することで一次周波数 $f_1=60\text{Hz}$ ，一次電圧 $V_1=200\text{V}$ を一定に保つことができる．一次側周波数 $f_1=60\text{Hz}$ を得るための二次周波数はランプ負荷の大きさには依存せず，回転速度のみで決定することができる．ここに，二次側周波数 f_2 の負の値は相を入れ換えたことを示している．これに対し，二次側の電圧はランプ負荷で異なった値を取っており，各ランプ負荷及び回転速度に適した電圧を励磁する必要がある．

また，図 3.5 の二次電力 P_2 については，同期速度 900rpm 以上になると二次電力が負の値をとっており，これは二次側でも発電していることを示している．

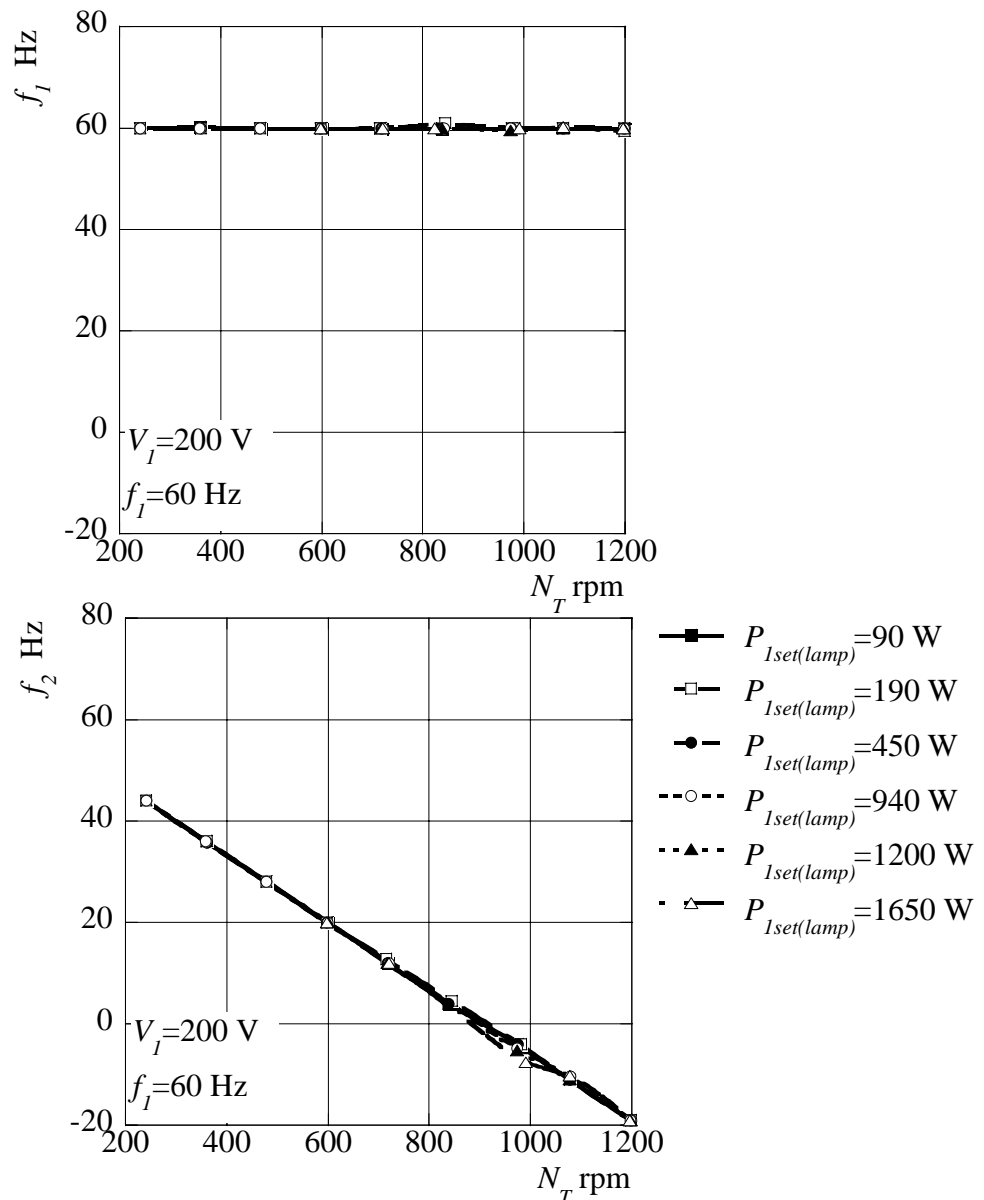


図 3.2 各ランプ負荷での回転数に対する周波数

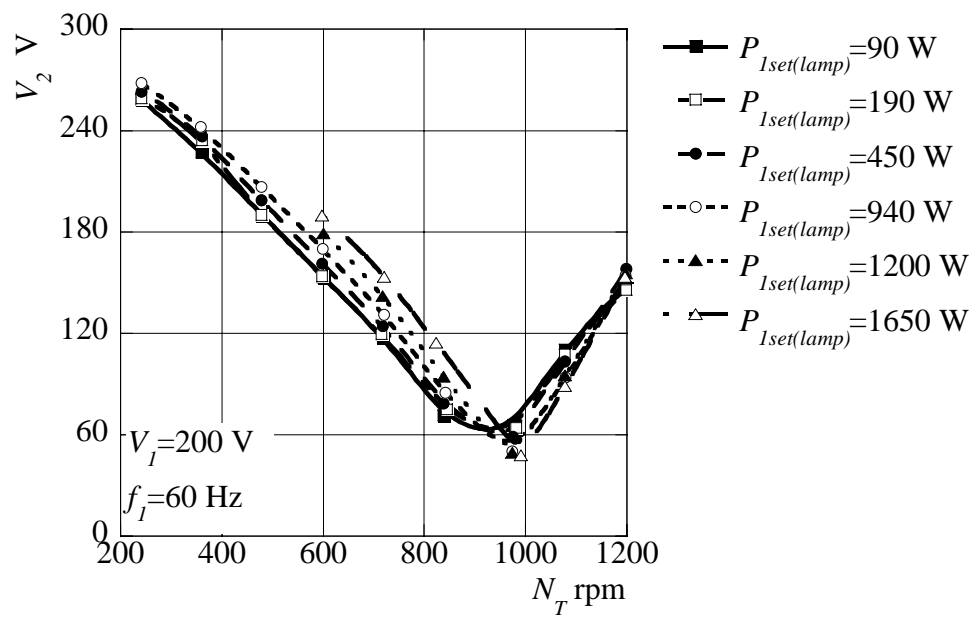
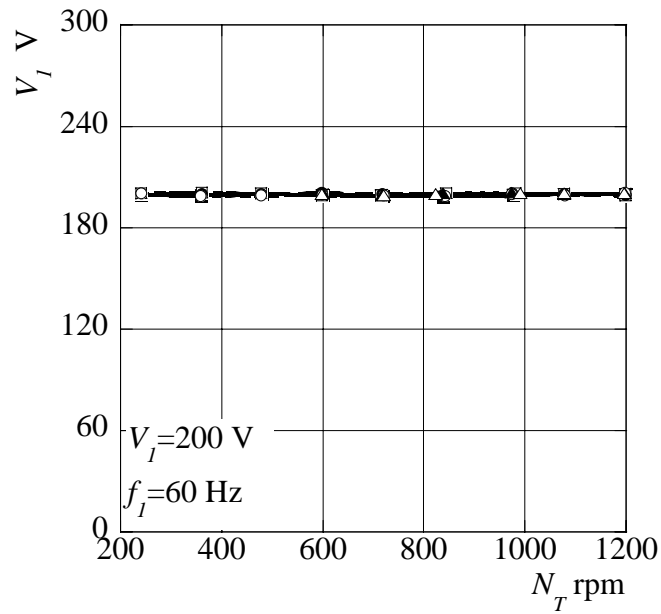


図 3.3 各ランプ負荷での回転数に対する電圧

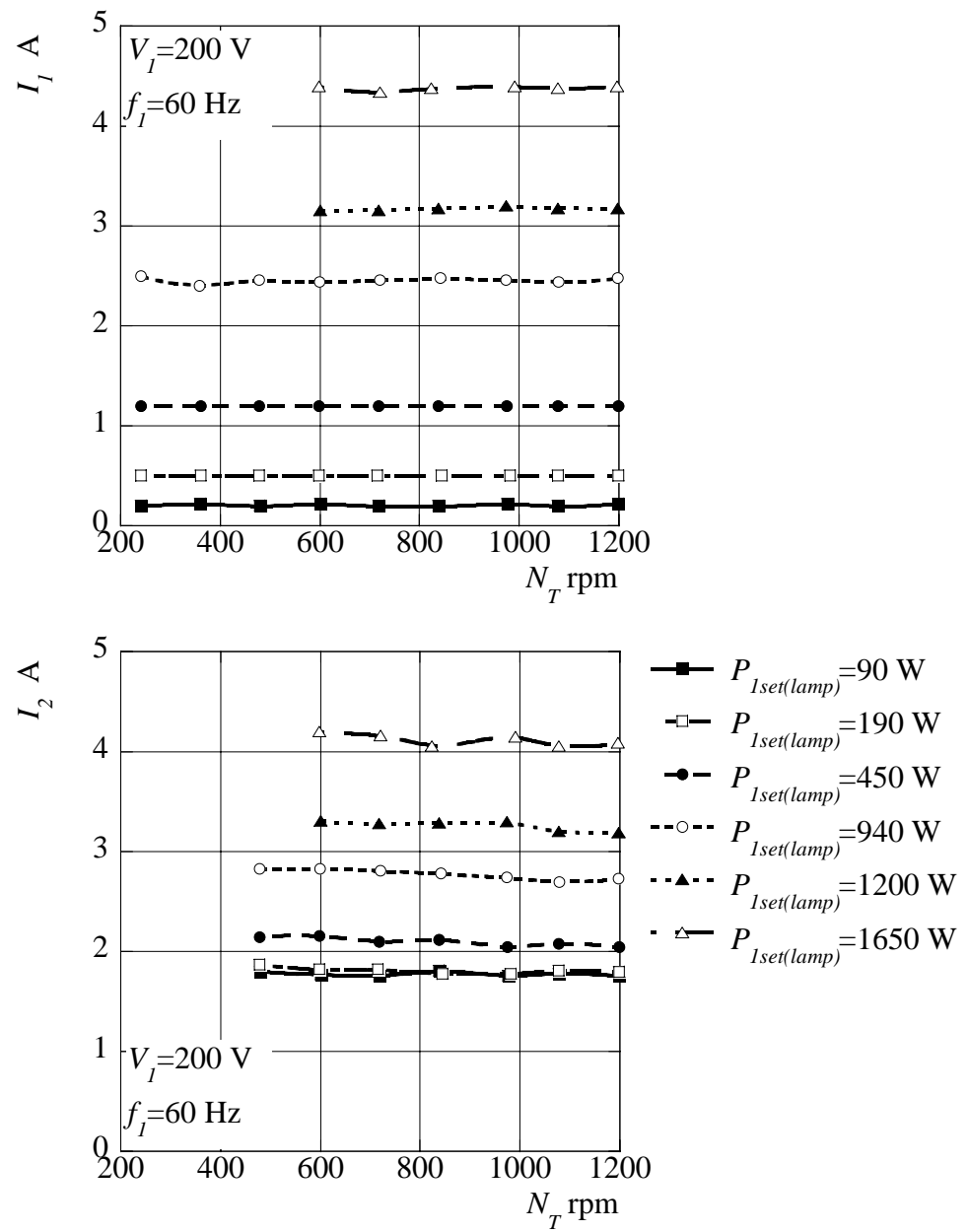


図 3.4 各ランプ負荷での回転数に対する電流

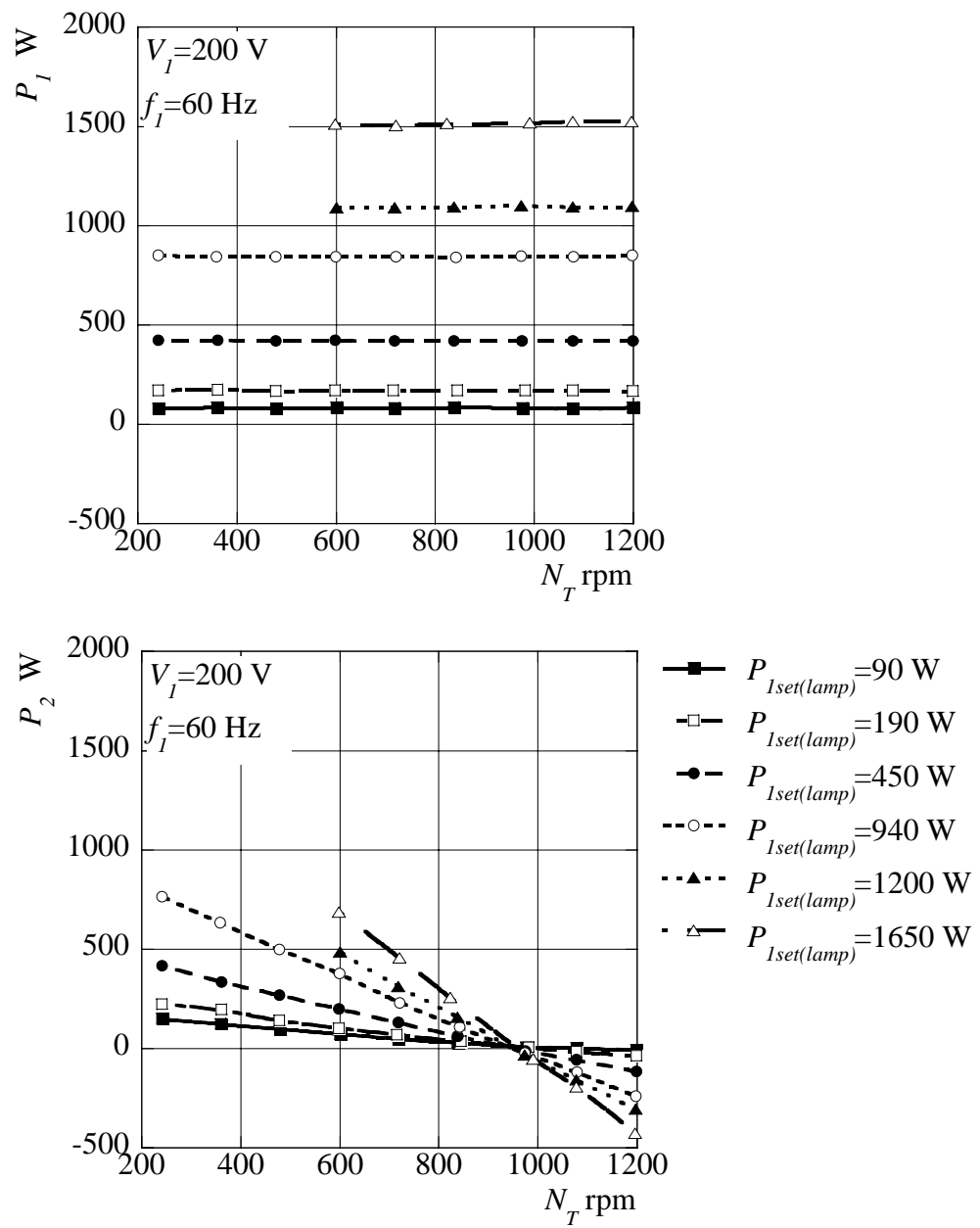


図 3.5 各ランプ負荷での回転数に対する電力

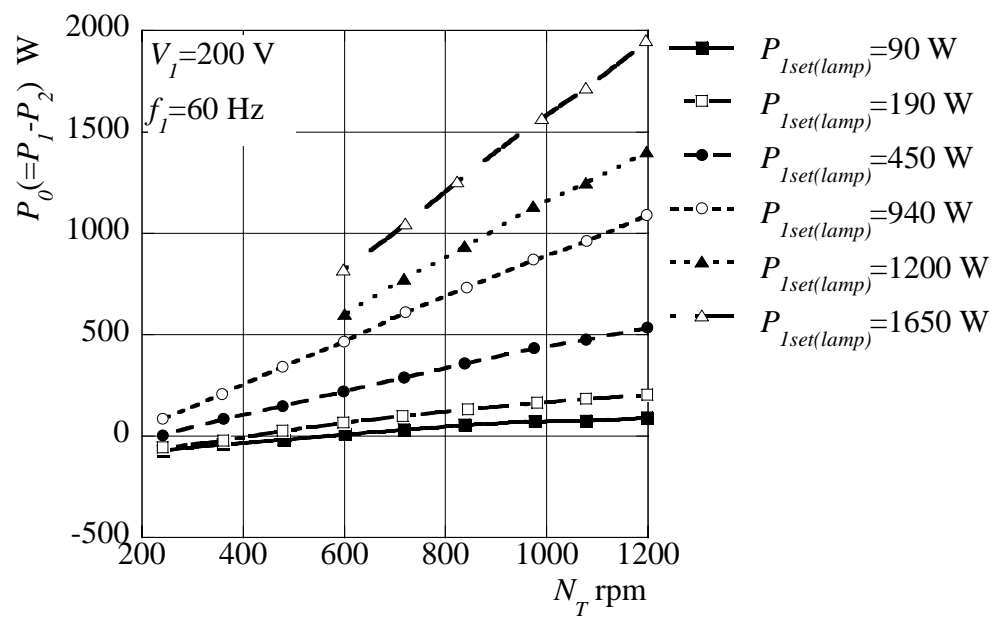


図 3.6 各ランプ負荷での回転数に対する総合電力

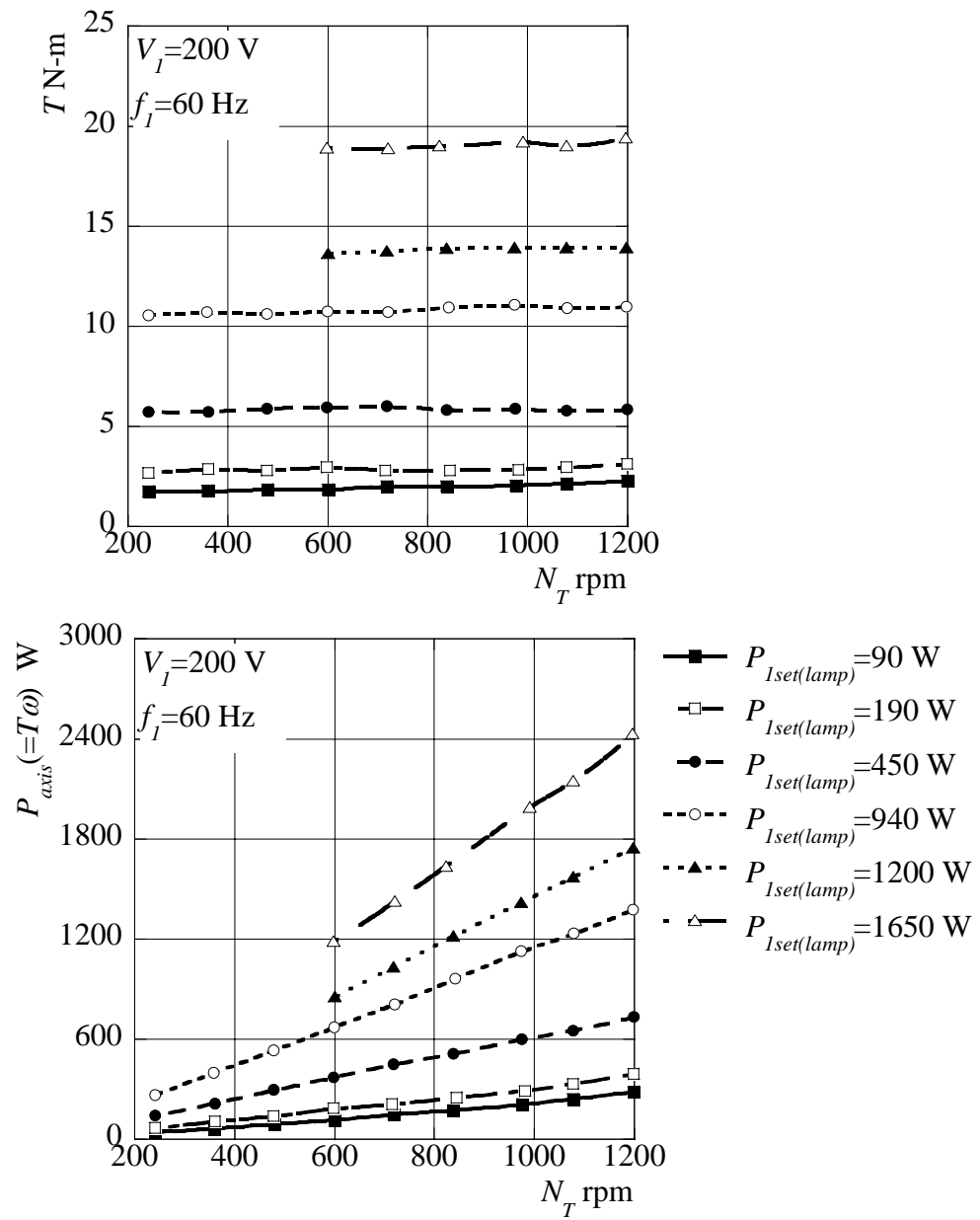


図 3.7 各ランプ負荷での回転数に対する回転トルク及び軸入力

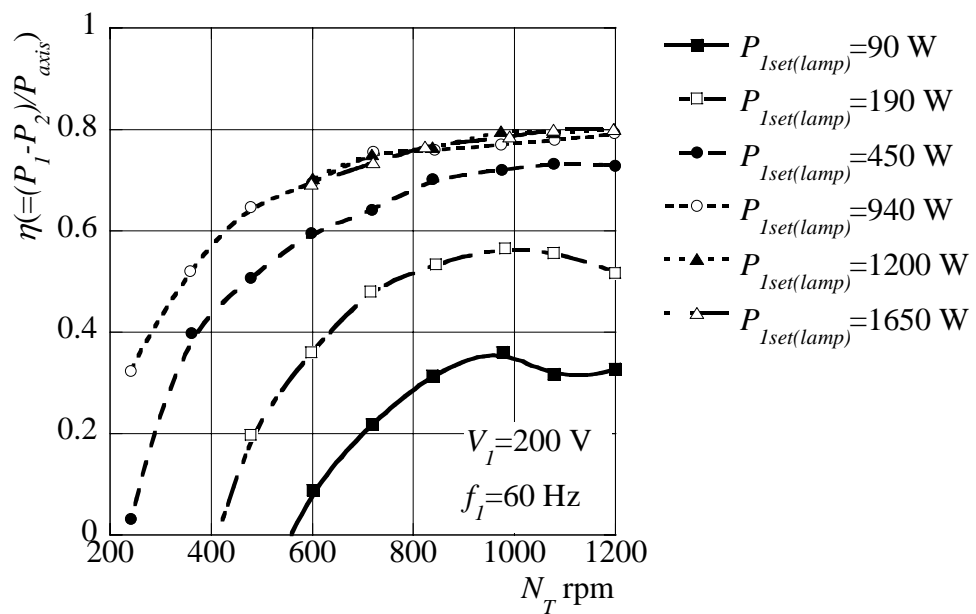


図 3.8 各ランプ負荷での回転数に対する発電効率

3.3 二次側の周波数と電圧を一定に保った場合の特性

次に，回転速度およびランプ負荷にかかわらず，二次側の周波数 $f_2=60\text{Hz}$ および電圧 $V_2=00\text{V}$ に固定した状態で得られた結果を図 3.9～図 3.15 に示す．

本電力計では，周波数が 100Hz までしか測定することができず，それ以上の周波数値は式 7.1 で求めた値を記している．

$$f_1 = f_2 + \frac{N_T}{900/60} \dots \dots \dots \text{式 7-1}$$

図 3.9 より，一次周波数はランプ負荷の大きさには依存せず，回転速度のみによって決定できることが分かる．また，図 3.10 より一次電圧は回転速度に比例して増加し，低ランプ負荷のときほど高電圧を得ることが分かる．

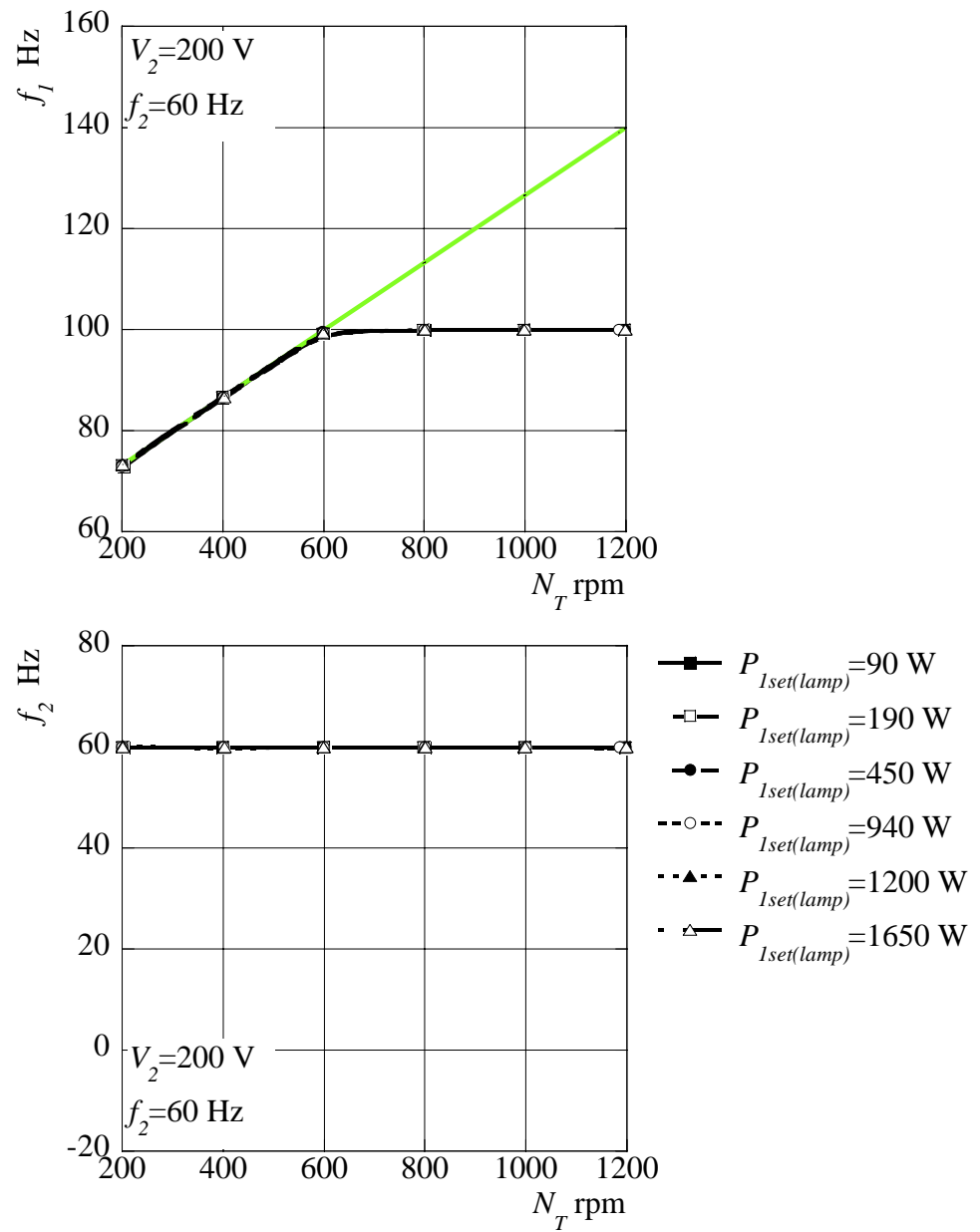


図 3.9 各ランプ負荷での回転数に対する周波数

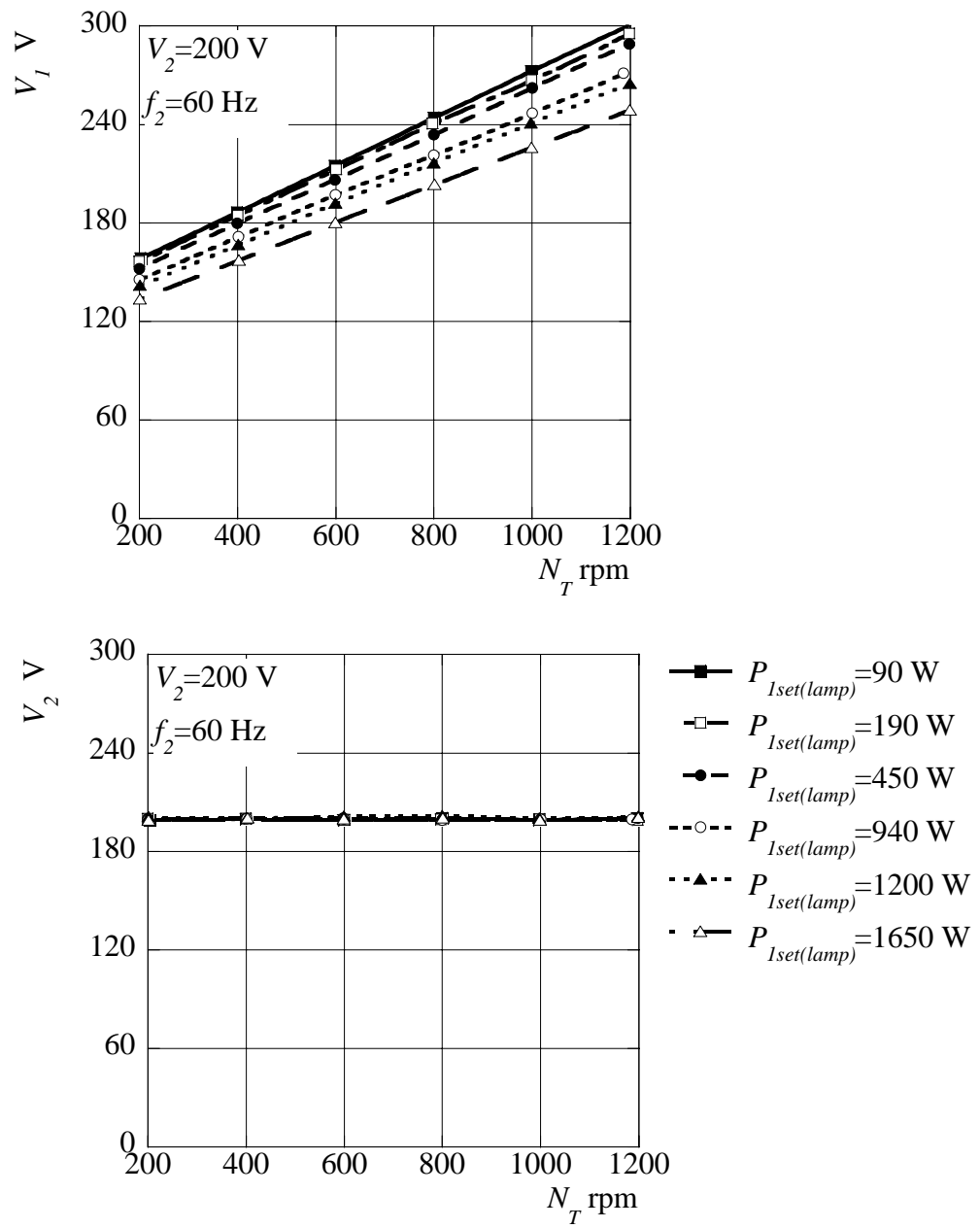


図 3.10 各ランプ負荷での回転数に対する電圧

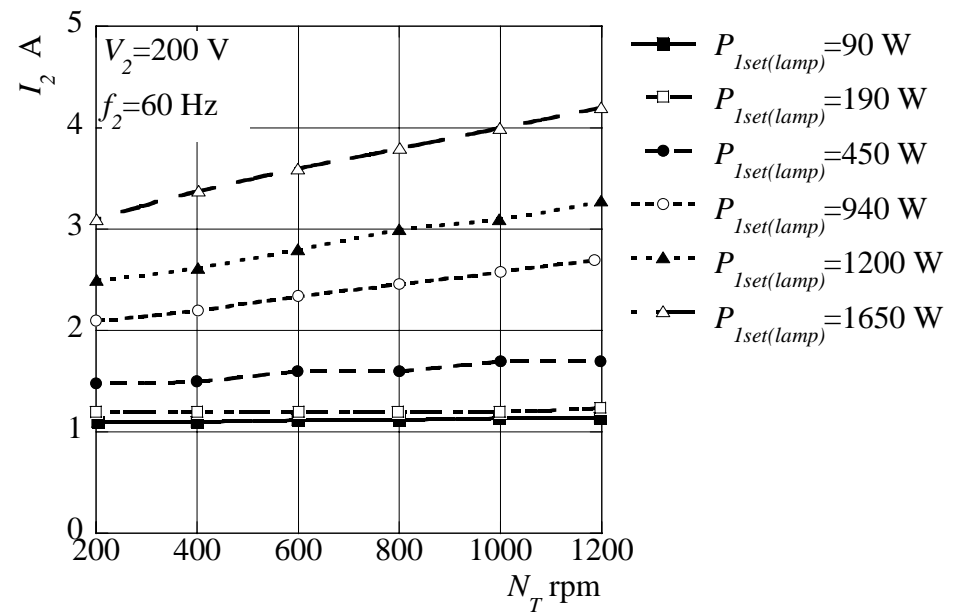
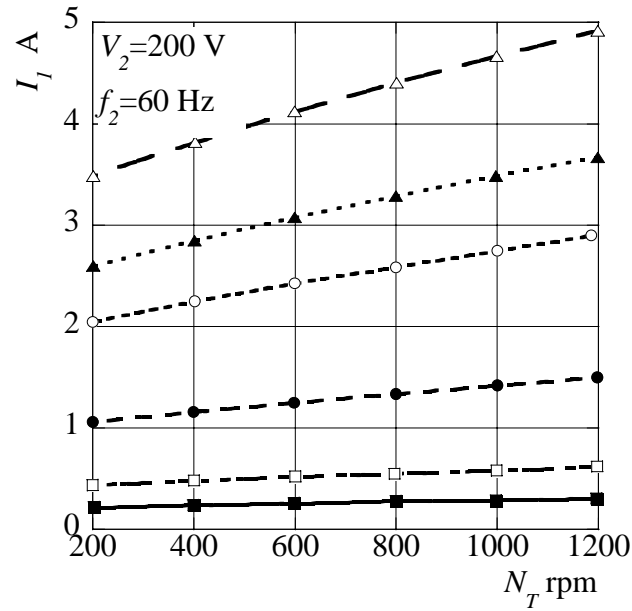


図 3.11 各ランプ負荷での回転数に対する電流

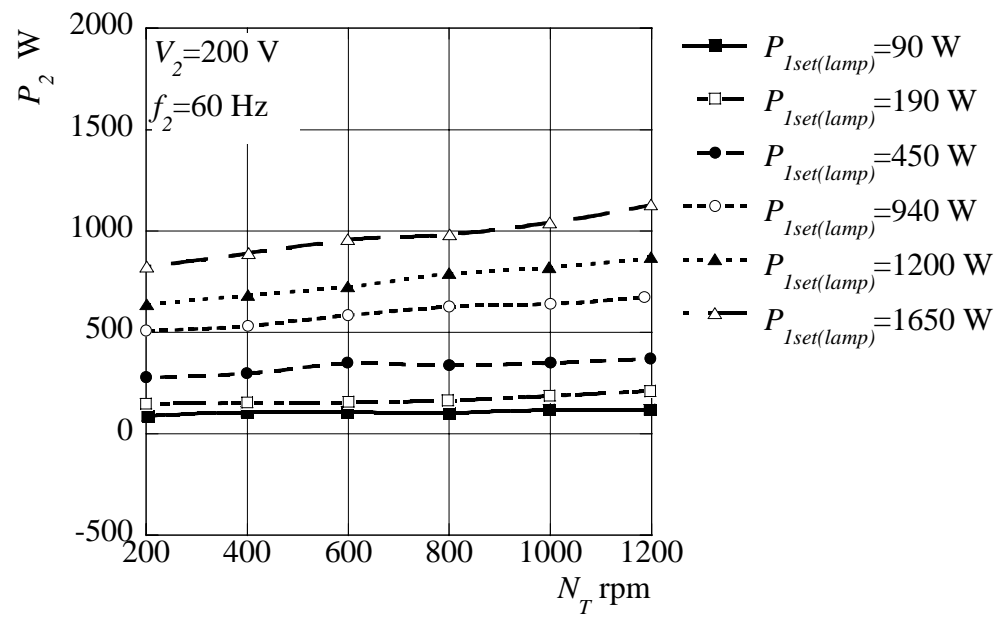
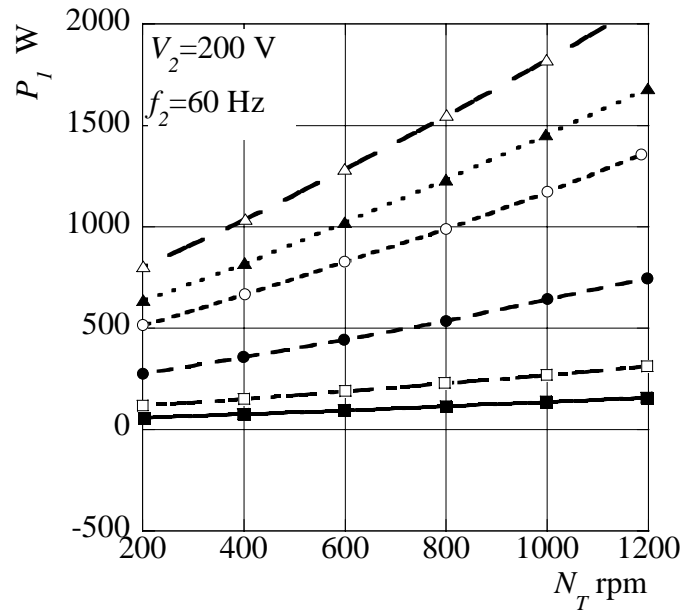


図 3.12 各ランプ負荷での回転数に対する電力

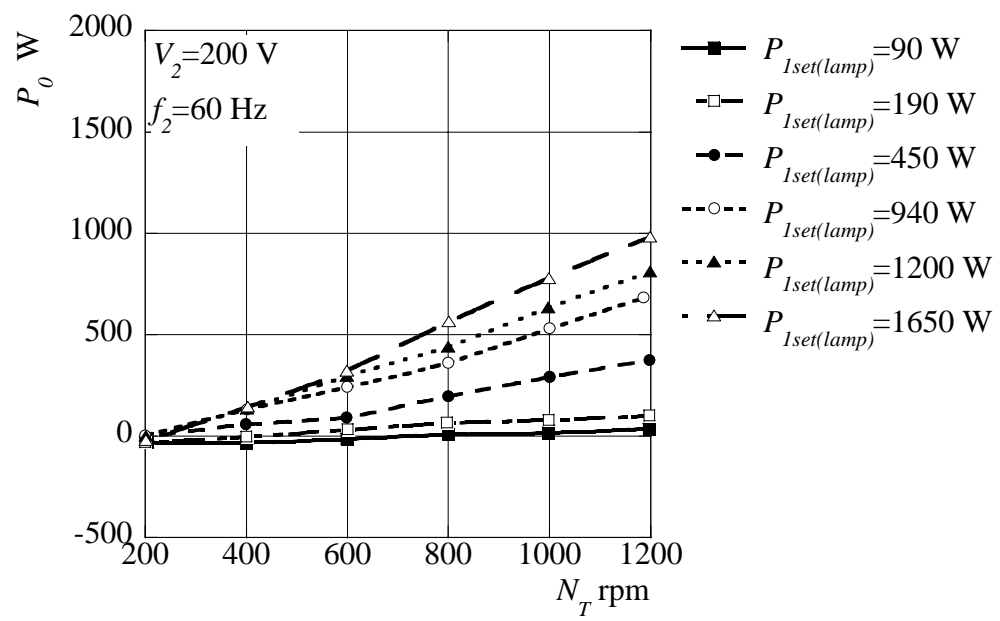


図 3.13 各ランプ負荷での回転数に対する総合電力

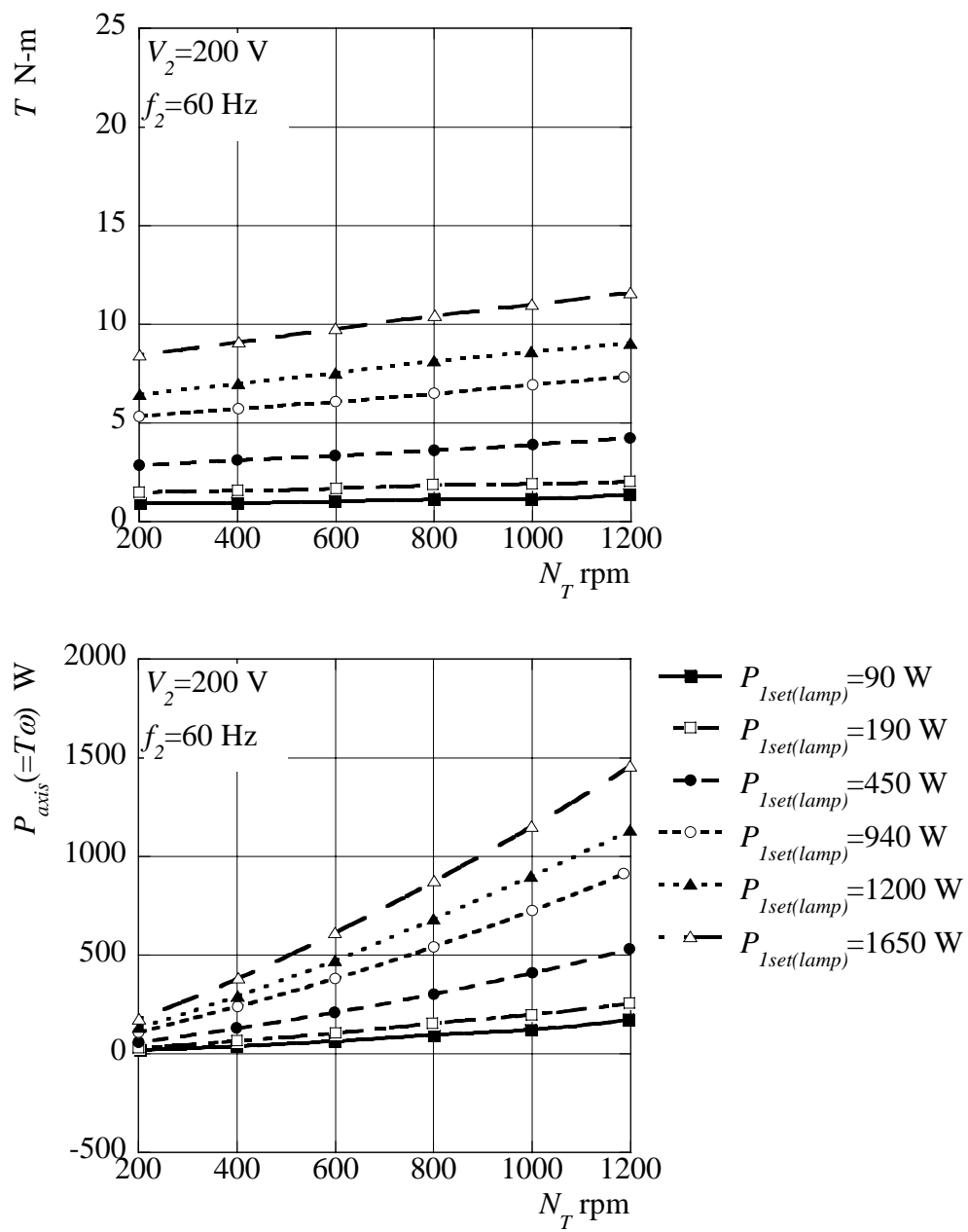


図 3.14 各ランプ負荷での回転数に対する回転トルク及び軸入力

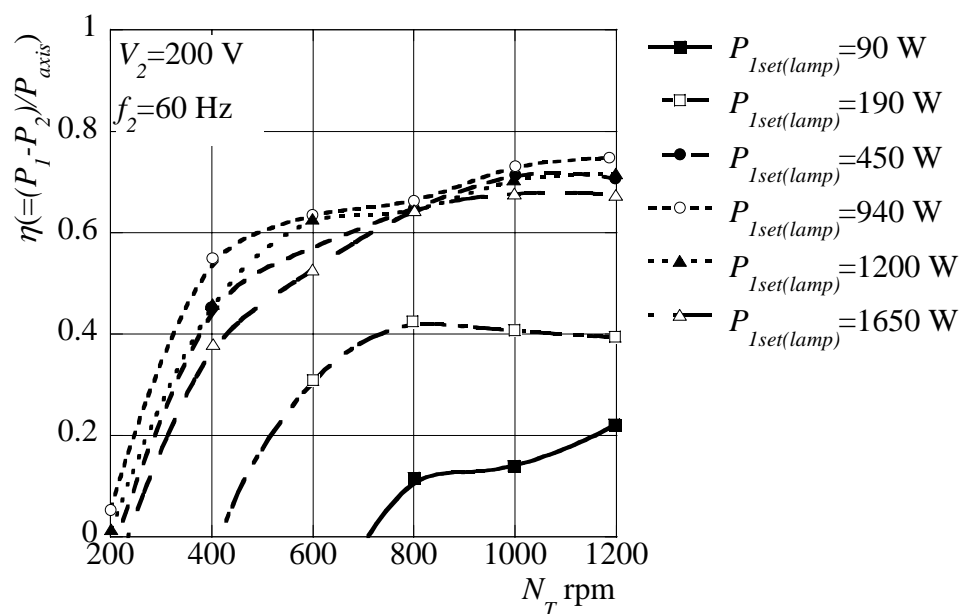


図 3.15 各ランプ負荷での回転数に対する発電効率

3.4 一次側の周波数とランプ負荷を一定に保った場合の特性

次に, ランプ負荷 $P_{lset(lamp)} = 1650$ W として各回転速度で一次側の周波数 $f_1 = 60$ Hz および電力 $P_1 = 100 \sim 1200$ W となるように, インバータによって二次側の周波数 f_2 及び電圧 V_2 を調節して得られた結果を図 7-16 から図 7-22 に示す.

図 7-16 より一次周波数 $f_1 = 60$ Hz を得る二次周波数はランプ負荷の大きさには依存せず, 回転数のみで決定することができる.

またランプ負荷 $P_{lset(lamp)} = 1650$ W の時, 各回転数で図 7-17 に示す二次電圧をかけることで, 所定の電力を得ることができる.

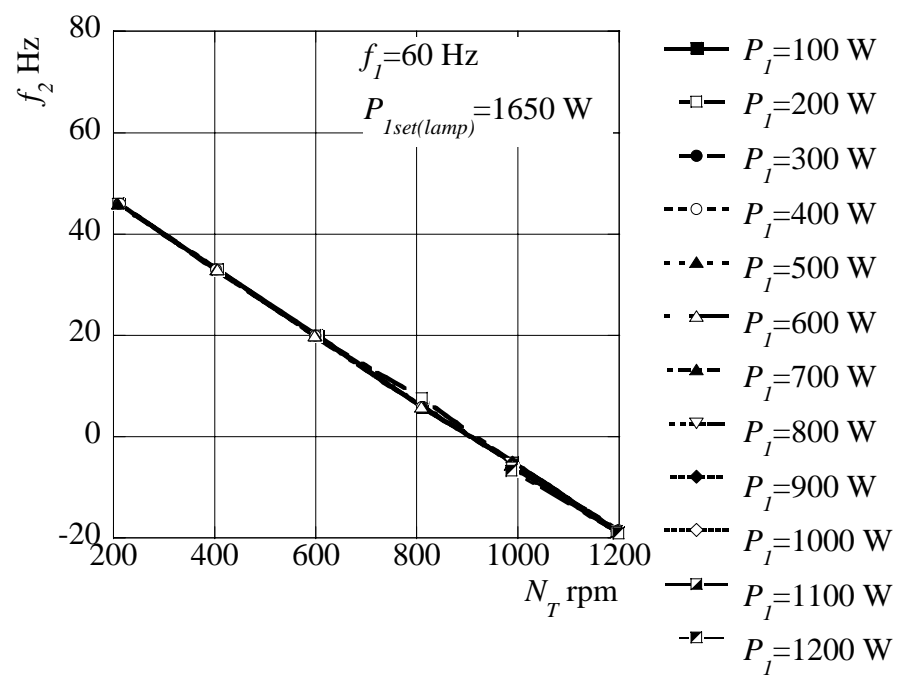
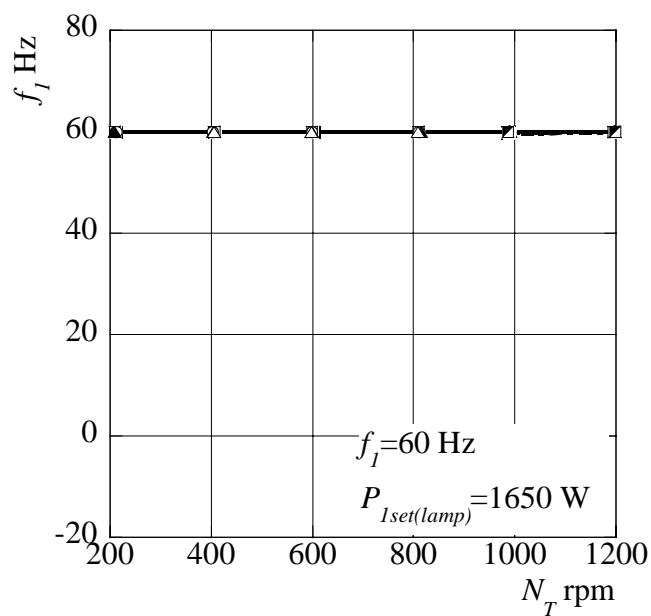


図 3.16 各一次電力での回転数に対する周波数

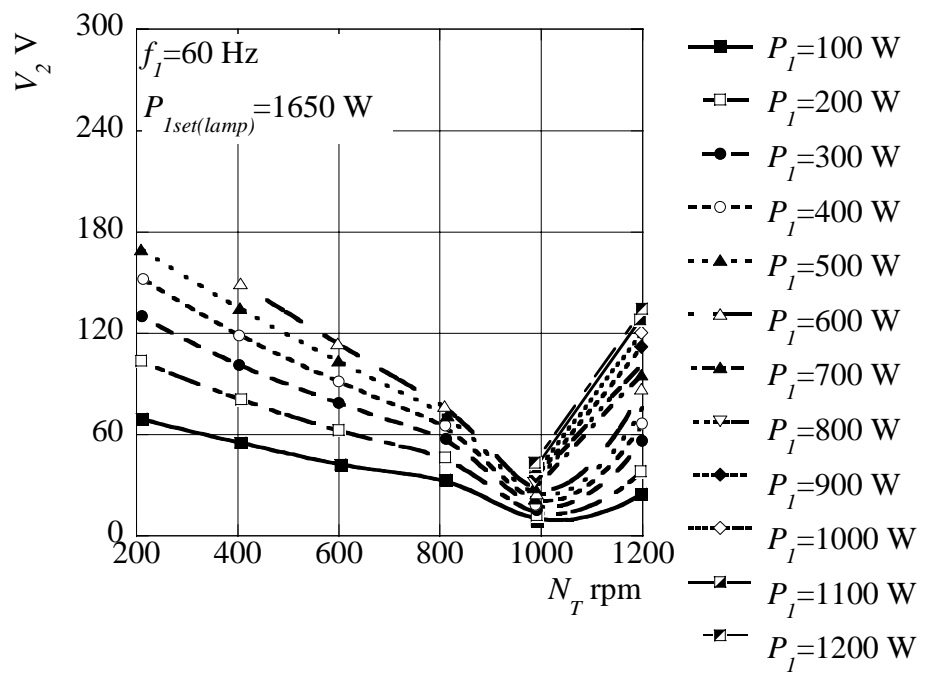
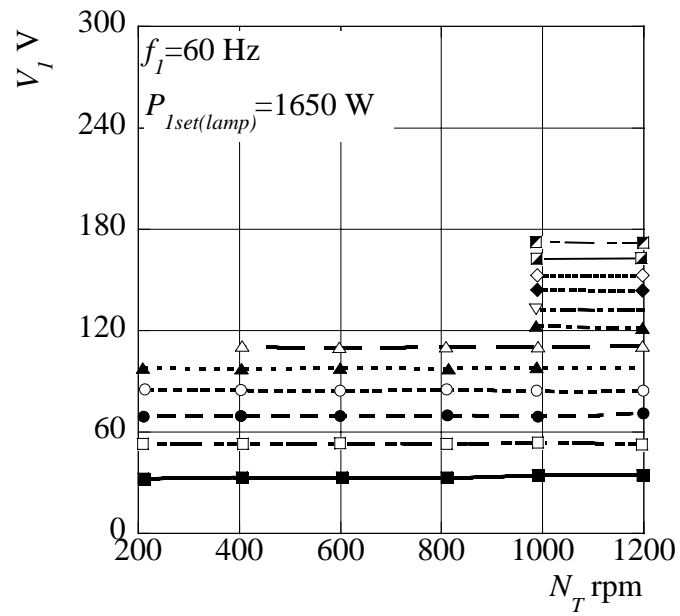


図 3.17 各一次電力での回転数に対する電圧

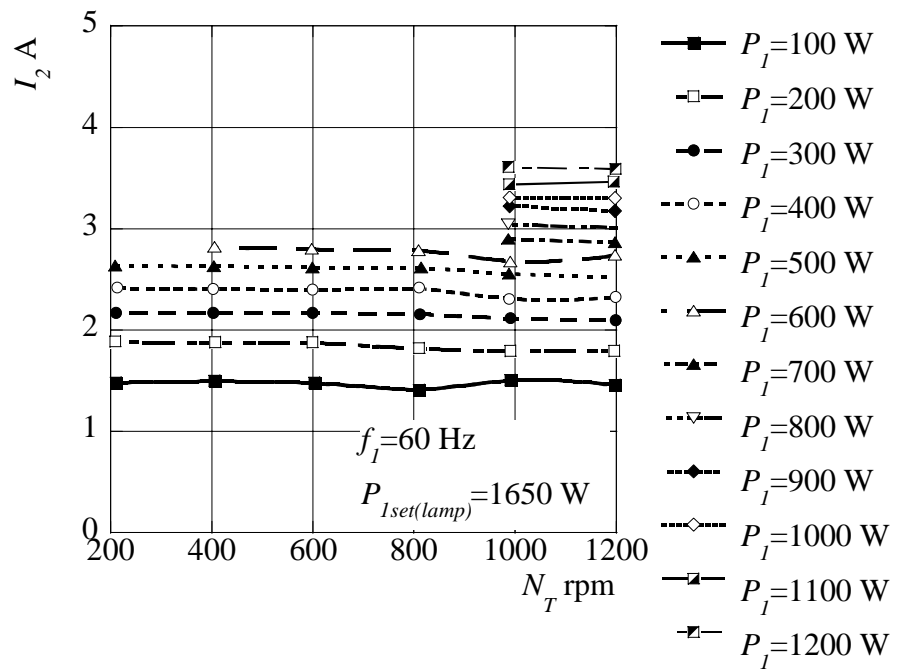
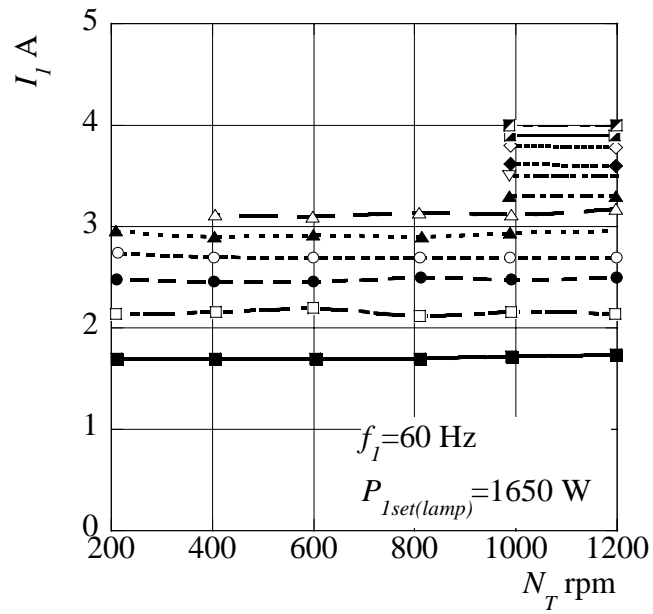


図 3.18 各一次電力での回転数に対する電流

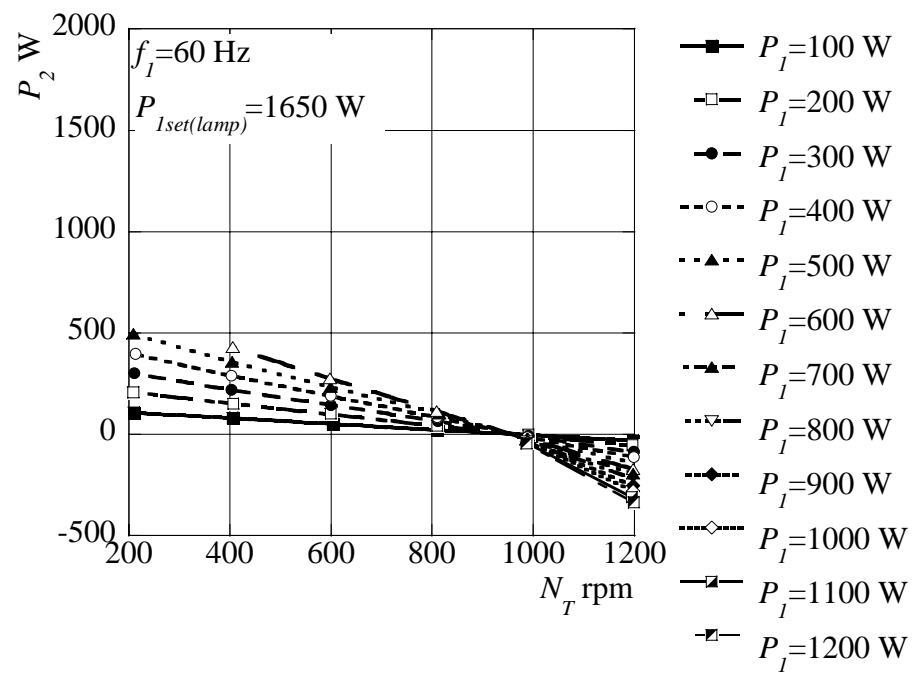
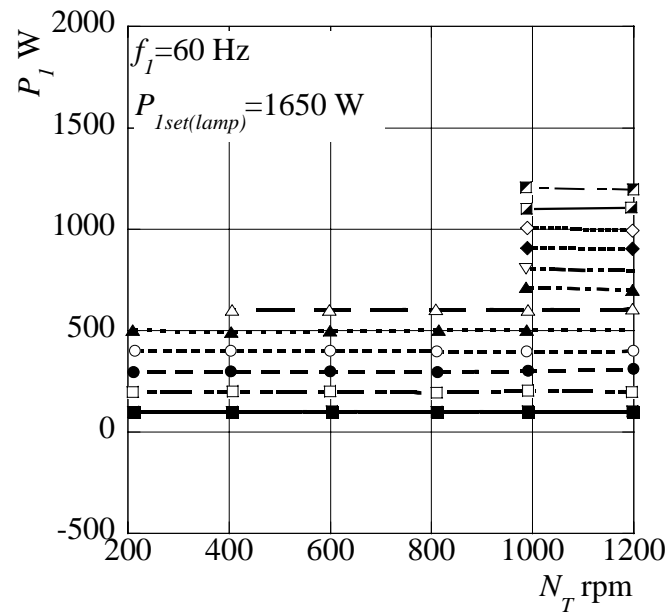


図 3.19 各一次電力での回転数に対する電力

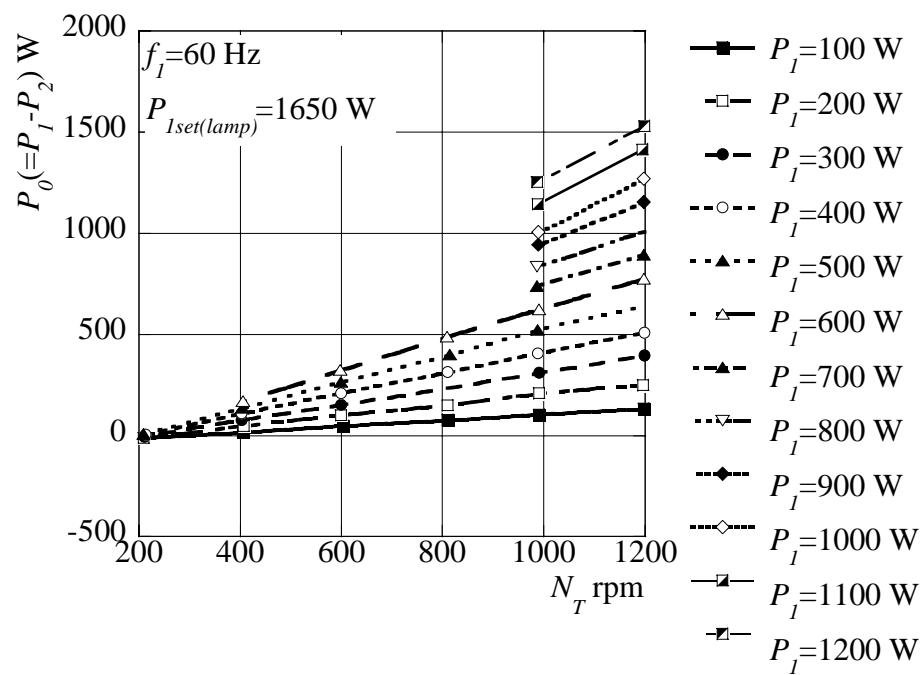


図 3.20 各一次電力での回転数に対する総合電力

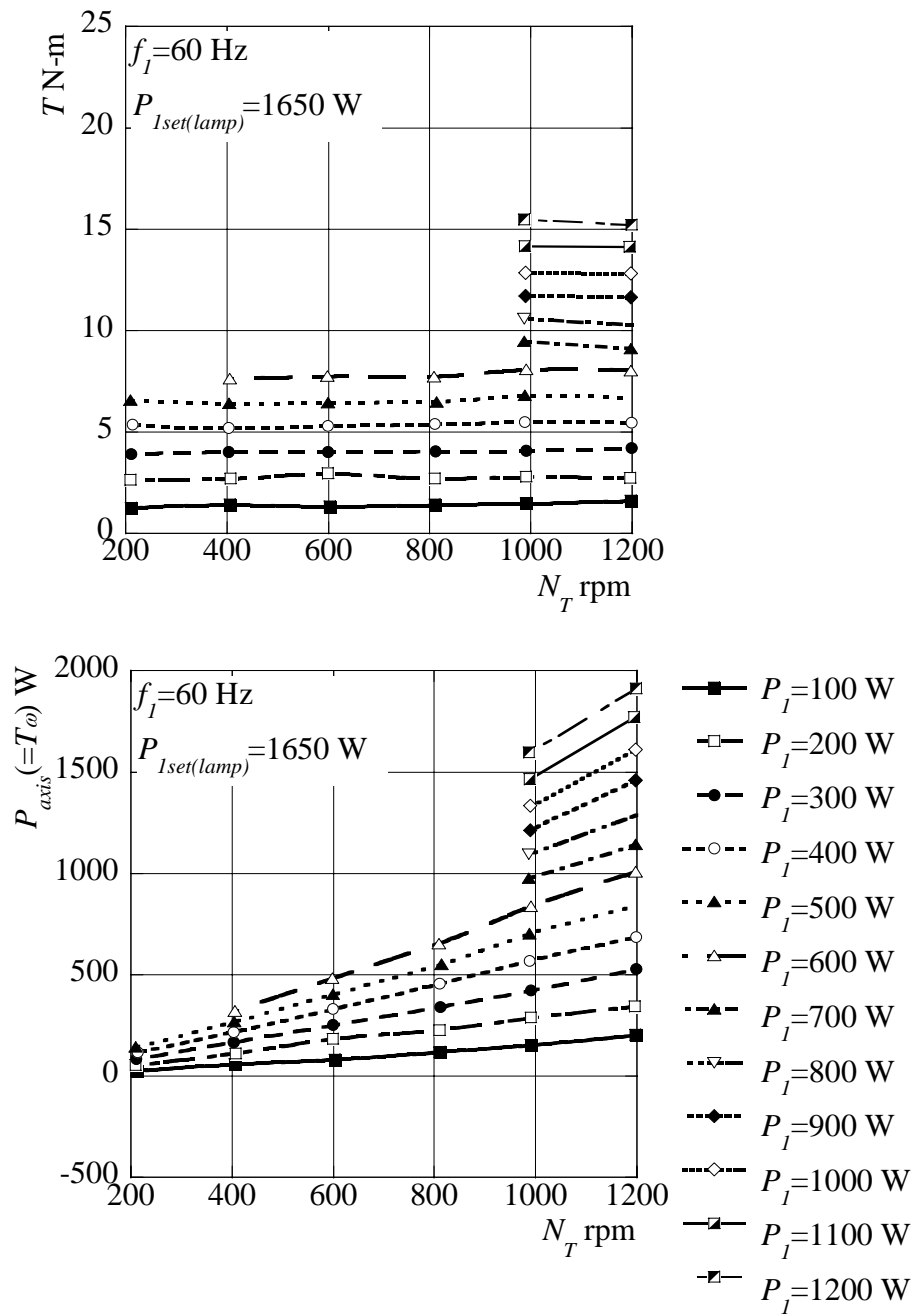
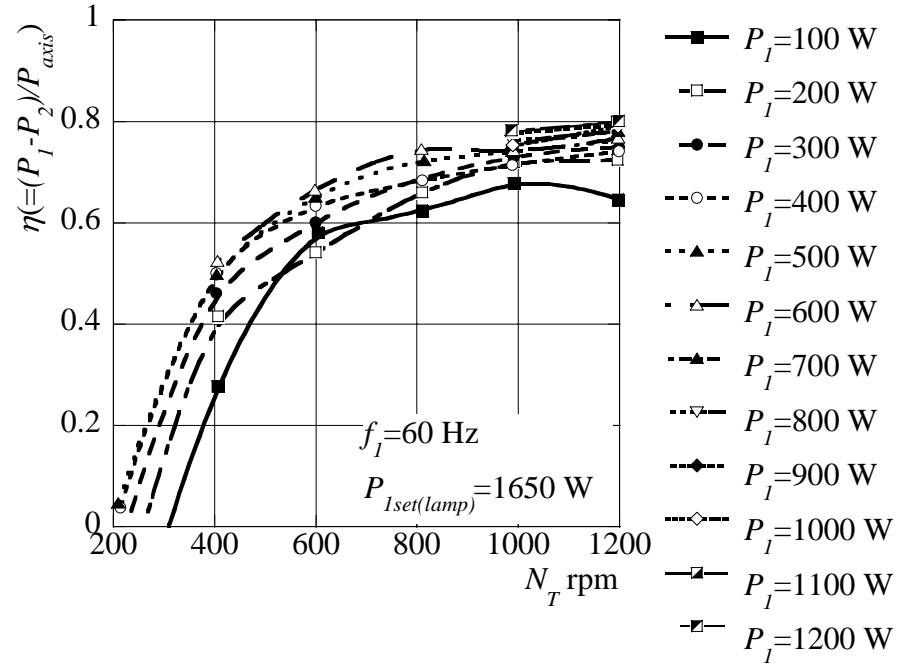


図 3.21 各一次電力での回転数に対する回転トルク及び軸入力



4. 性能に及ぼす風車ロータのそりとひねりの影響

4.1 性能試験用装置

前後段風車ロータの相互干渉と性能の関係を把握するため、図 4.1 に示す簡単なタンデム風車ロータモデルを風洞の出口（ノズル径 800mm）に設けた（図 4.2）。

本来の姿は、二段の風車ロータと二重回転電機子方式二重巻線形誘導発電機との組み合わせとなるが、ここではインバータで回生制動される電動機で前後段風車ロータそれぞれの発生動力（回転トルクは同じ）を吸収させた。このとき二重軸構造となるため、後段風車ロータの回転軸（外軸）はタイミングベルトとプーリを介して別軸に連結されている。それぞれの風車ロータ回転軸と電動機の間にはトルク検出器と回転検出器が設けられており、これら軸系の機械トルクを予め調べて実測値に加算することにより、風車ロータが発生する真のトルク T と真の動力 P で評価することにした。前段風車ロータ径は $d_F=500\text{mm}$ 、後段風車ロータは $d_R=260, 320, 355, 400, 420, 440, 480, 500, 560\text{mm}$ を準備し、ハブ径は 50mm である。前後段風車ロータのブレード枚数は最適な組み合わせである $Z_F=3, Z_R=5^{(4)}$ とした。ここに、ブレード取付け角 β はティップ位置で周方向から測った角度である。

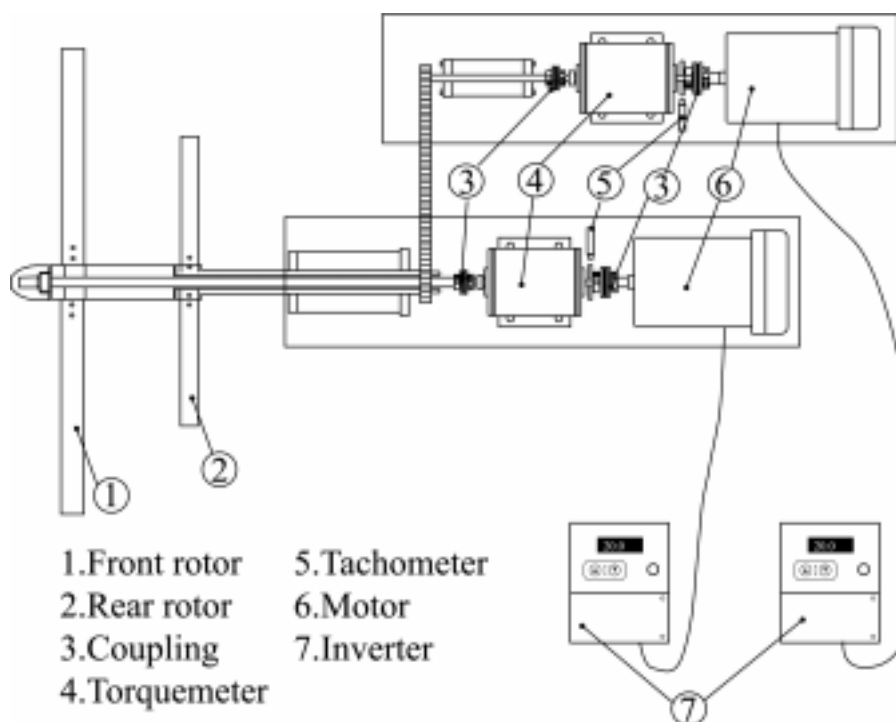


図 4.1 性能実験用装置

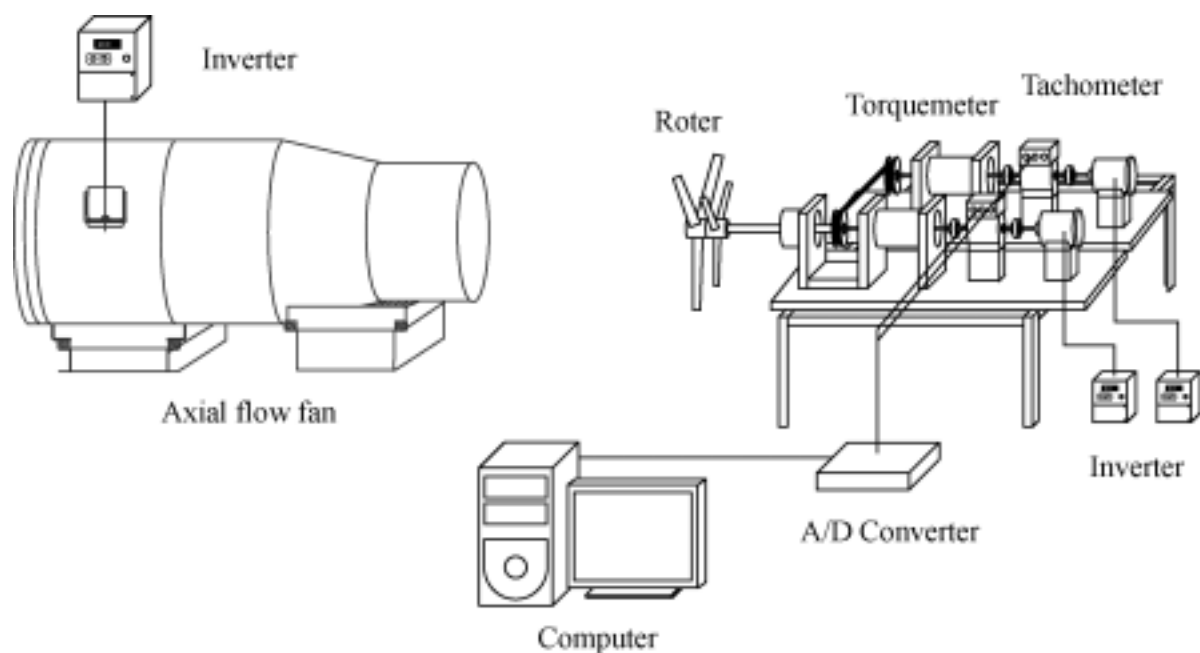


図 4.2 実験装置外略図

4.2 単段風車ロータとしての性能に及ぼすそりとひねりの影響

翼型形状を持つそりのない二次元翼 Blade E(図 4.3) ,そりを持つ MEL002 翼型を用いて,設計点風速 $V=8\text{m/s}$,周速比 $\lambda=6$ のとき迎角 $\alpha=7\text{deg}$.となるようひねりをつけた Blade G(図 4.4)の二種類を用いて実験を行った .

図 4.5 から図 4.8 にそれぞれ Blade E , Blade G のときのブレード取付け角 β_F を変化させた場合の結果を示す . Blade E を使用した場合は ,ブレード取付け角 $\beta_F=6.3\text{deg}$.の時に最大出力が得られる . また , Blade G を使用した場合は , $\beta_F=0\text{deg}$.の場合に最大出力となる .

ここで , Blade E , Blade G それぞれの最適なブレード取付け角での出力特性を比較した結果を図 4.9 に示す . そり , ひねりのある Blade G を使用した場合は最大出力を得る周速比は減少するものの , 最大出力およびその時の回転トルクは飛躍的に増加する . これは , 二次元翼である Blade E ではハブ側では迎角が大きくなり , 抗力が大きくなるためハブ側でほとんど仕事をしていないと考えられるのに対して , 設計点で迎角が一定となるようひねりを付けた Blade G では翼全体で仕事をしているためと考えられる .

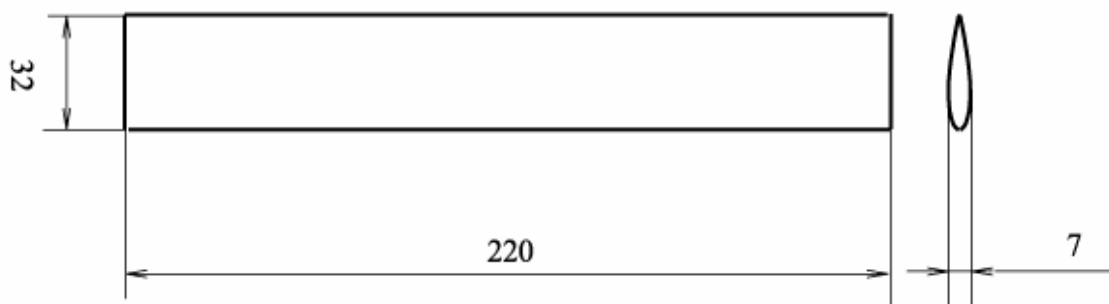


图 4.3 Blade E

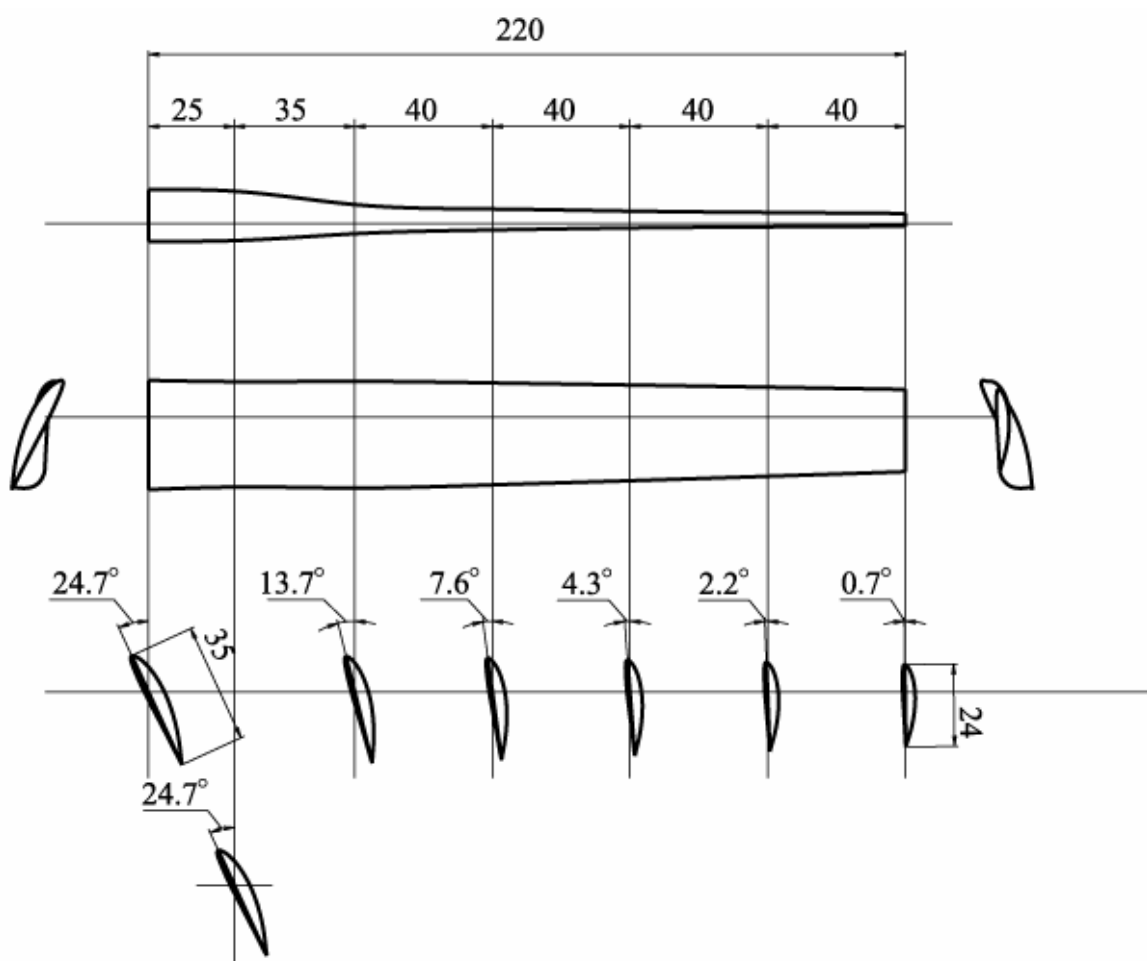


图 4.4 Blade G

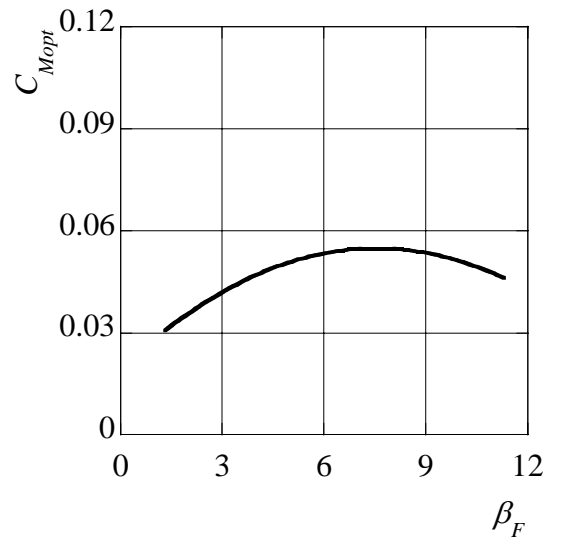
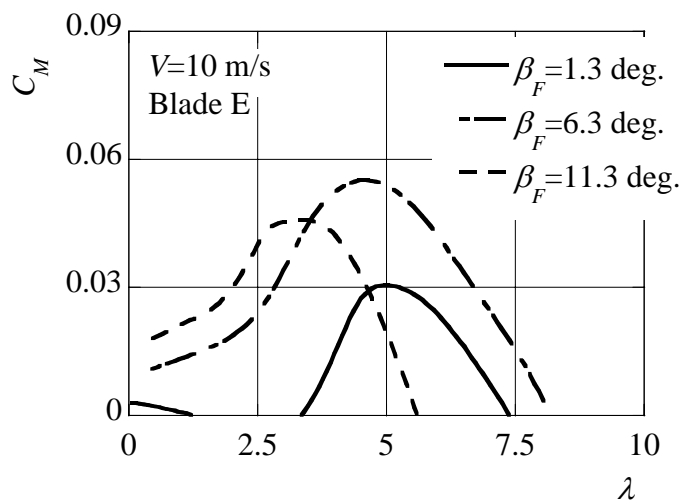
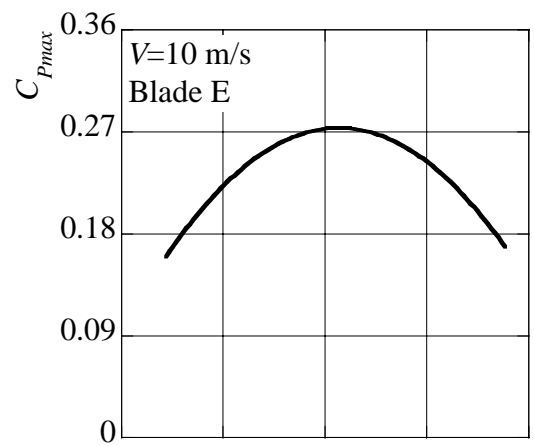
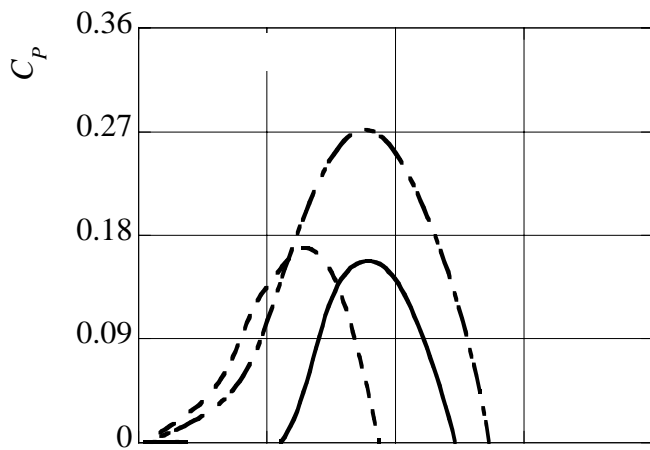


図 4.5 Blade E の基本特性

図 4.6 Blade E のブレード取付け角の影響

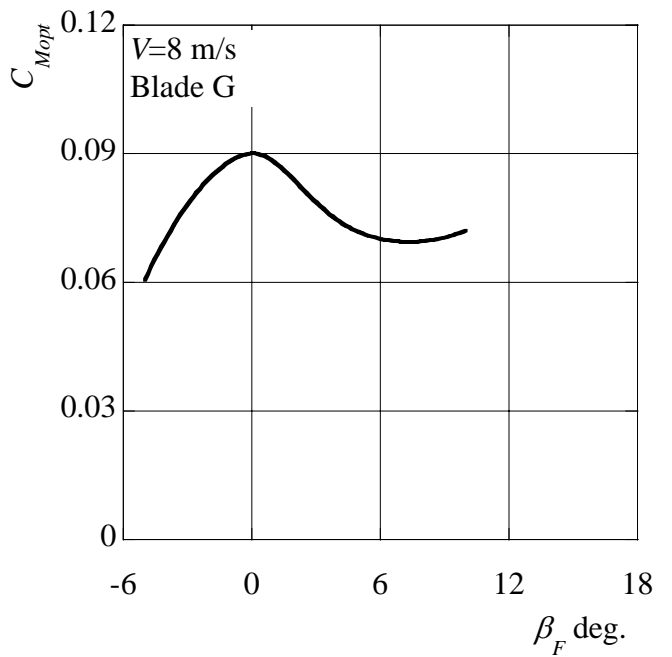
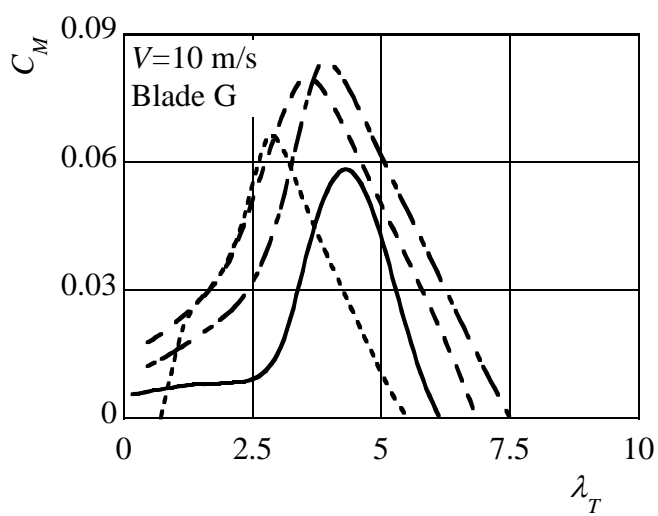
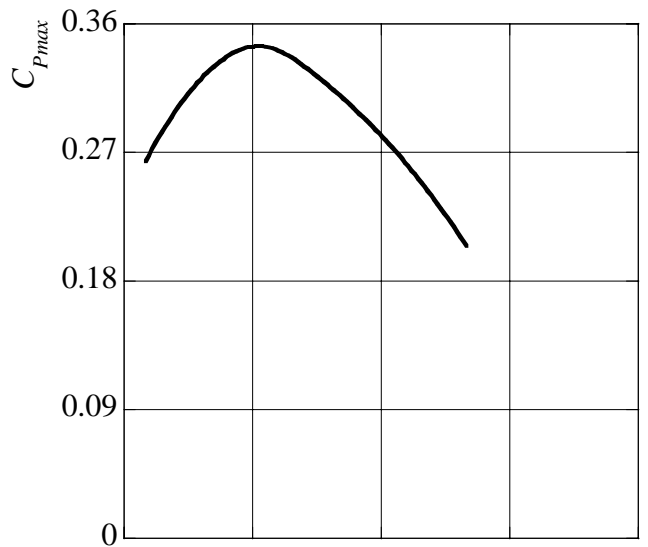
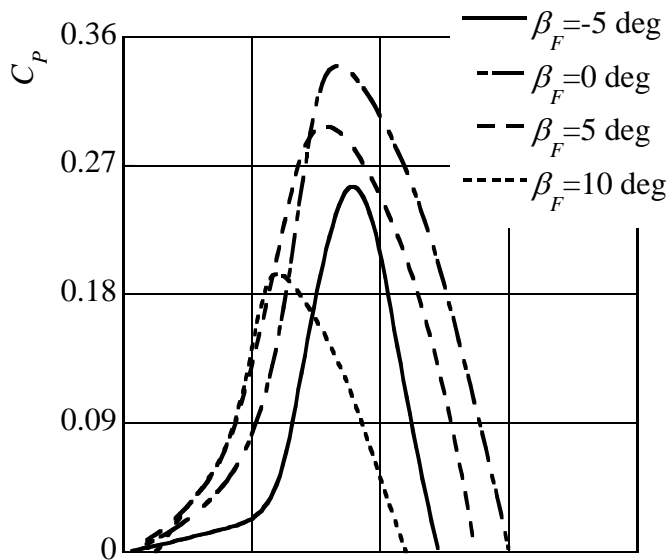


図 4.7 Blade G の基本特性

図 4.8 Blade G のブレード取付け角の影響

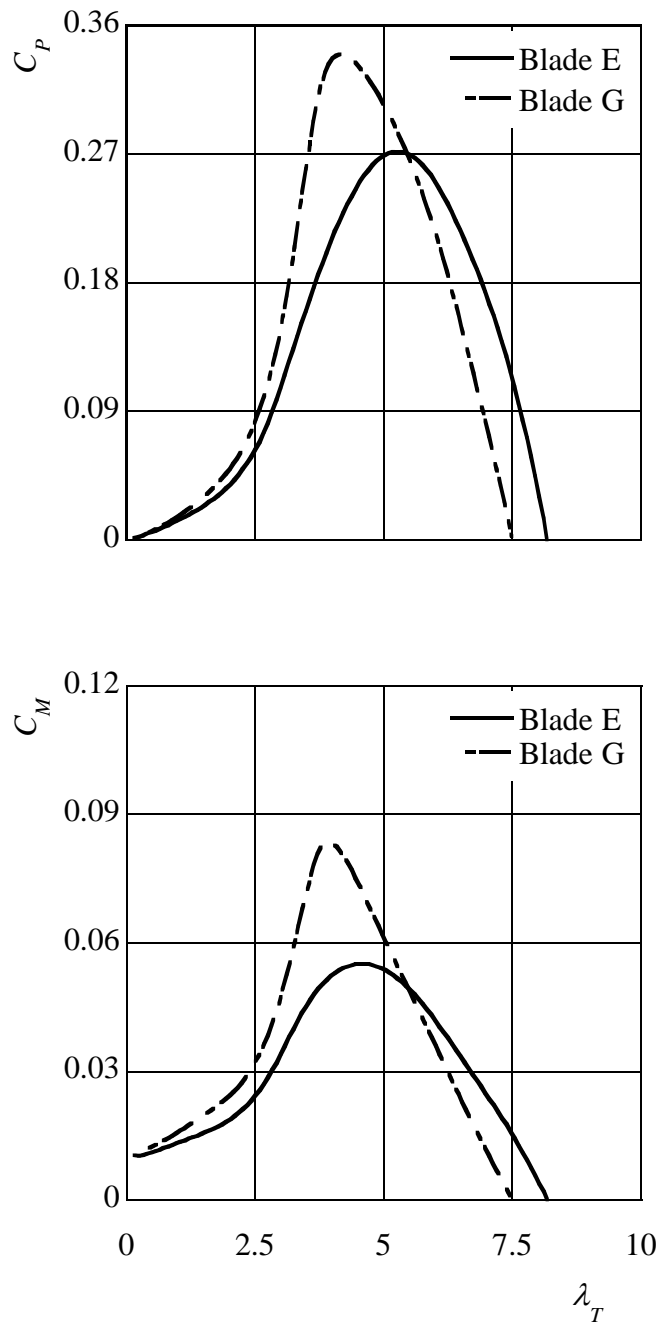


図 4.9 Blade E と Blade G の比較

4.3 タンデム風車ロータとしての性能に及ぼすそりとひねりの影響

4.3.1 前後段ブレード取付け角の影響 ここで、前後段とも Blade E を使用した場合と、前段に Blade G、後段に Blade E を使用した場合それぞれについて、前後段ブレード取付け角を変化させた。ここに、前後段間距離 L (風車ロータ間距離 l を前段風車ロータ径 d_F で無次元化した値) = 0.08、前後段直径比 D (後段風車ロータ径 d_R を前段風車ロー

タ径 d_F で無次元化した値) = 0.84 である。

図 4.10 から図 4.13 に前後段とも Blade E を使用した場合の結果を示す。この場合には前後ブレード取付け角 $\beta_F = 11.3\text{deg.}$, 後段ブレード取付け角 $\beta_R = 11.3\text{deg.}$ のときに最大出力を得た。

図 4.14 から図 4.18 に前段に Blade G , 後段に Blade E を使用した場合の結果を示す。この場合には前後ブレード取付け角 $\beta_F = 10\text{deg.}$, 後段ブレード取付け角 $\beta_R = 16.3\text{deg.}$ のときに最大出力を得た。

それぞれの場合について最大出力を得る最適な前段ブレードの取付け角をみると、どの場合にもそれぞれのブレードを使用した単段風車の最適なブレード取付け角よりも大きくなっていることが分かる。前段ブレード取付け角を大きくしたことで、前段風車ロータをより多くの風が通り抜けるようになり、後段風車ロータに流入するエネルギーが増加したため、出力増加につながったと考えられる。このことから、前段ブレードは単段として最適なブレードではなく、後段に流入する流れも考慮して新たに設計する必要がある。

4.3.2 前後段間距離の影響 前後段とも Blade E を使用した場合と、前段に Blade G , 後段に Blade E を使用した場合それぞれについて、前後段間距離 L を変化させた。ここに、ブレード取付け角はそれぞれの場合で最適な組み合わせである $\beta_F = 11.3\text{deg.}$, $\beta_R = 11.3\text{deg.}$ と $\beta_F = 10\text{deg.}$, $\beta_R = 16.3\text{deg.}$, 前後段直径比は $D = 0.84$ である。

その結果を図 4.19 から図 4.20 に示す。前段に Blade E を使用した場合と Blade G を使用した場合ともに $L = 0.08$ の時に最大出力を得たが、前段にそり、ひねりのある Blade G を用いることにより、全領域において出力は飛躍的に増加している。しかし、出力に違いはあるもののその傾向はほぼ変わっていないことから、翼形状を変えても本風力発電機では前後段間距離が近いほど高出力となることを示しているかもしれない。

4.3.3 前後段直径比の影響 前後段とも Blade E を使用した場合と前段に Blade G , 後段に Blade E を使用した場合それぞれについて、前後段直径比 D を変化させた。上述と同様に、ブレード取付け角は $\beta_F = 11.3\text{deg.}$, $\beta_R = 11.3\text{deg.}$ と $\beta_F = 10\text{deg.}$, $\beta_R = 16.3\text{deg.}$, 前後段間距離は $L = 0.08$ である。

その結果を図 4.23 から図 4.26 に示す。前段に Blade E を使用した場合と Blade G を使用した場合ともに $D = 1$ までは出力は増加傾向にある。しかし、図 4.26 をみると、いずれの場合でも相対回転速度が小さい領域で $D = 0.84$ までは後段風車ロータが前段風車ロータと同方向に回転しているのに対して、直径比がそれ以上になると、前段風車ロータが後段風車ロータと同方向に回転している。これは、直径比が大きくなると前段風車ロータより後段風車ロータの回転トルクが大きくなるため、前段風車ロータが後段風車ロータと回転トルクを釣り合わせるために、後段風車ロータと同方向に回転するものと考えられる。しかし、この風車ロータの回転挙動は本着想から大きくはずれるものであり、着想通りの回転挙動が実現でき、かつ出力が高い $D = 0.84$ 付近が最適であると言える。これは、前段風車ロータの翼形状を変えても同様の傾向にあるため、今後ロータ形状の最適化を行っても同様の傾向であると考えられる。

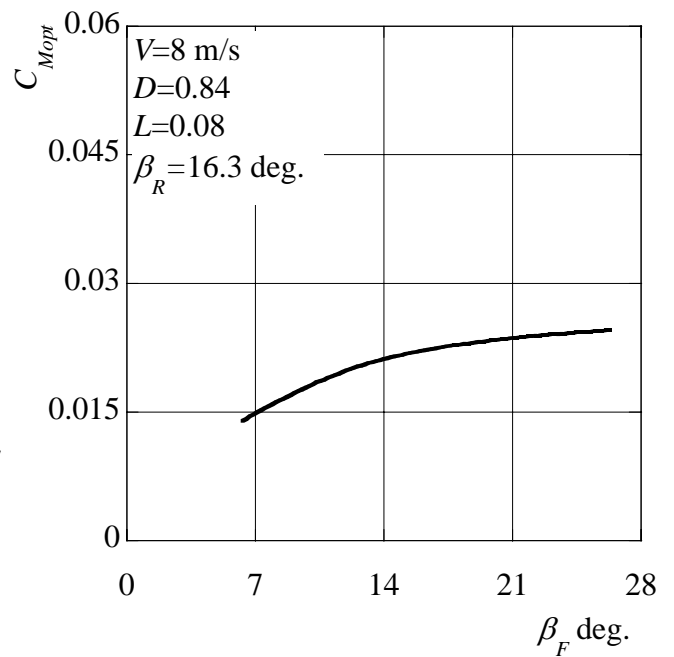
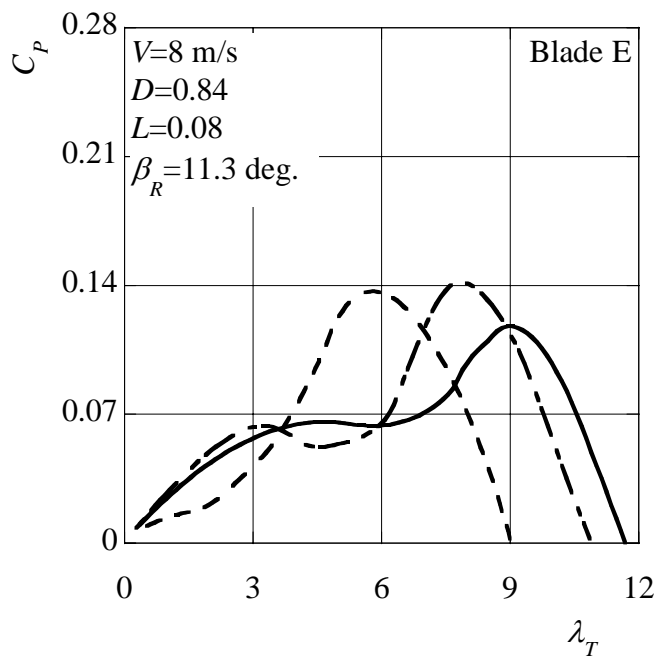
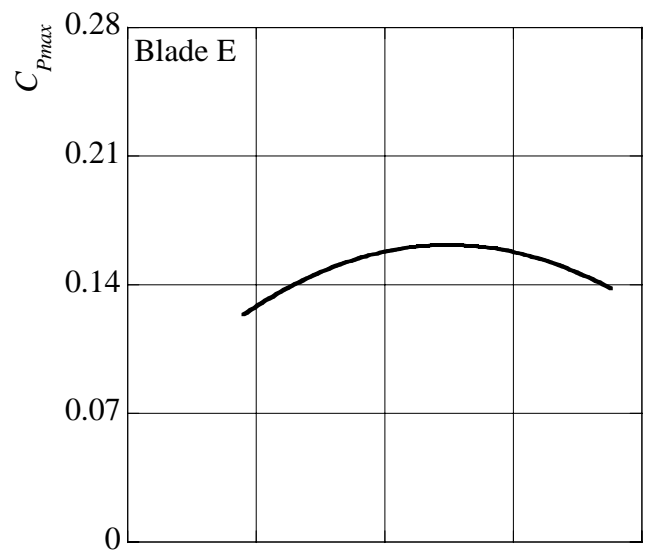
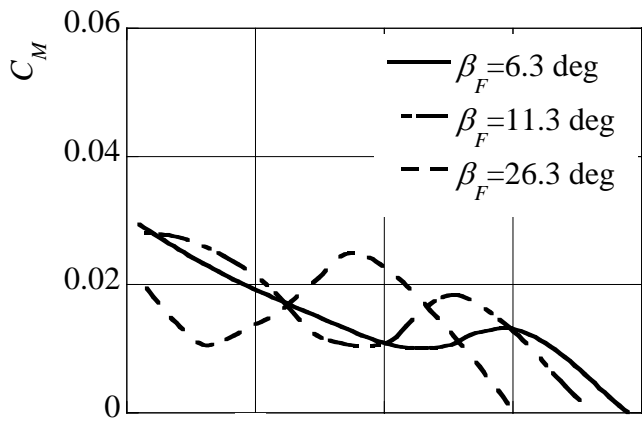


図 4.10 前後段とも Blade E を使用した場合の出力特性

図 4.11 前後段とも Blade E を使用した場合の
前段ブレード取付け角の影響

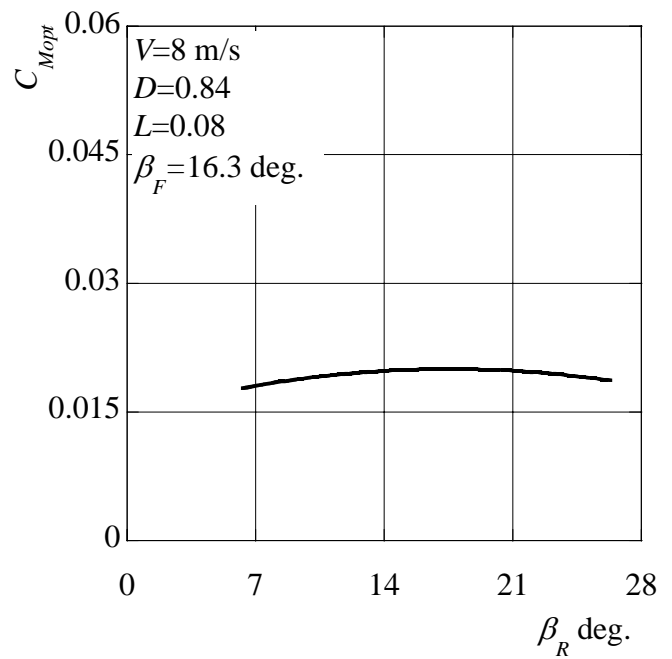
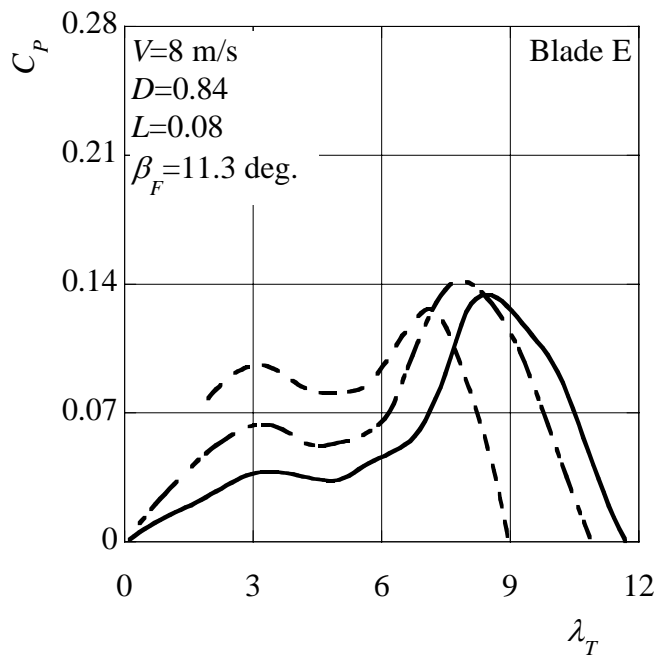
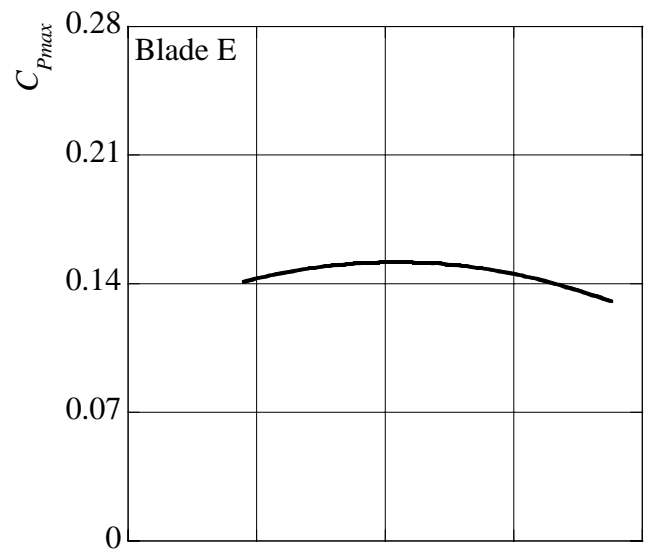
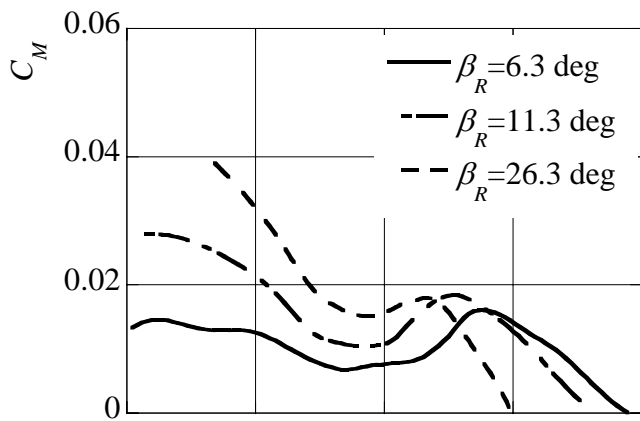


図 4.12 前後段とも Blade E を使用した場合の出力特性

図 4.13 前後段とも Blade E を使用した場の後段ブレード取付け角の影響

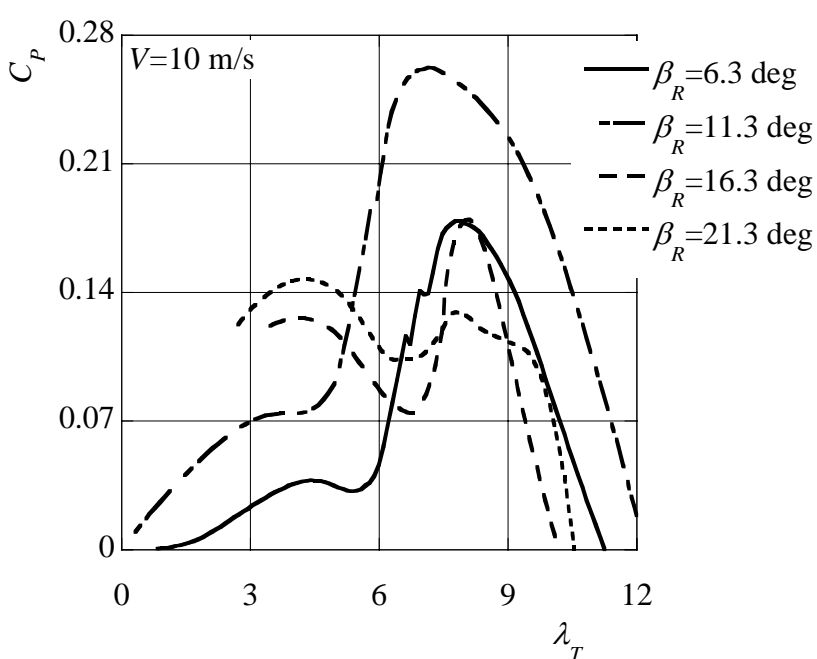
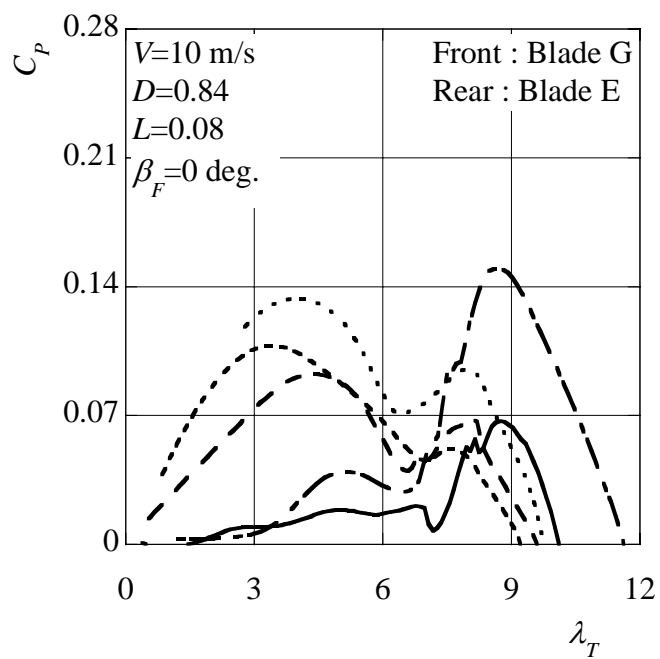
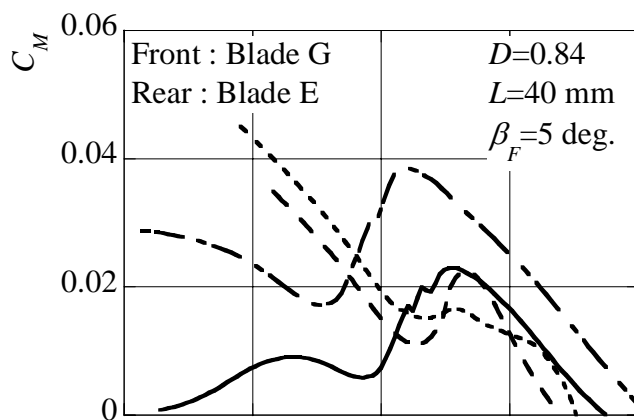
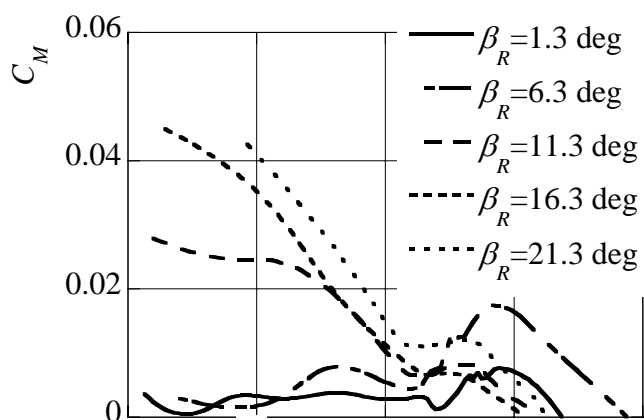


図 4.14 前段に Blade E , 後段に Blade G を使用した場合の出力特性

図 4.15 前段に Blade E , 後段に Blade G を使用した場合の出力特性

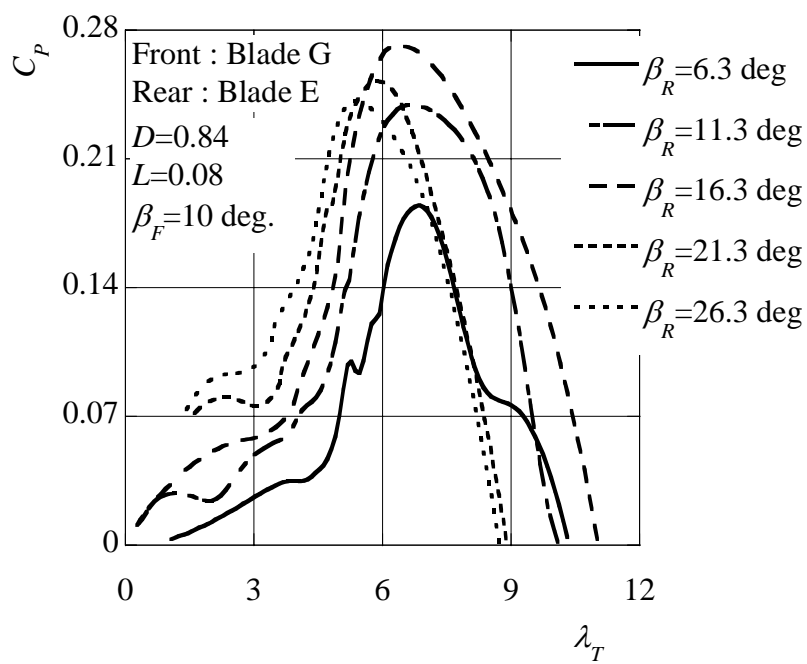
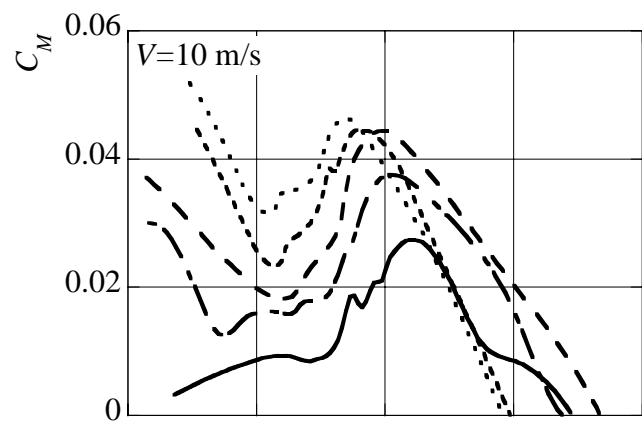


図 4.16 前段に Blade E，後段に Blade G を使用した場合の出力特性

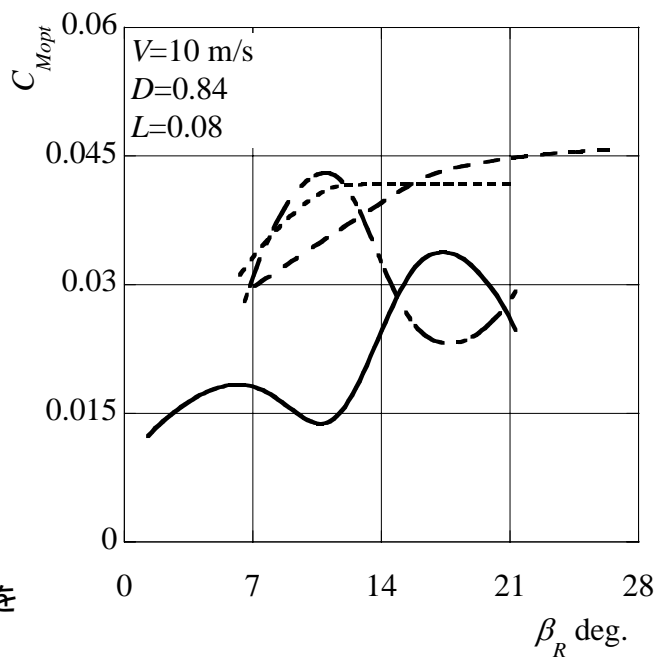
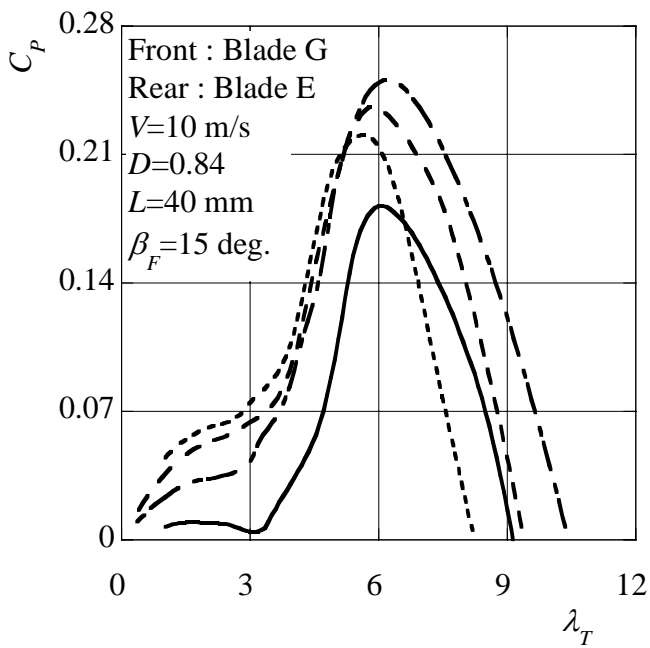
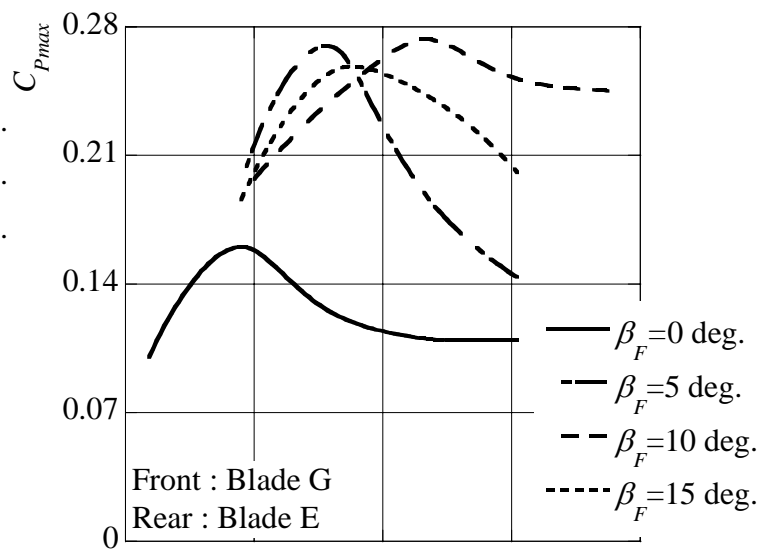
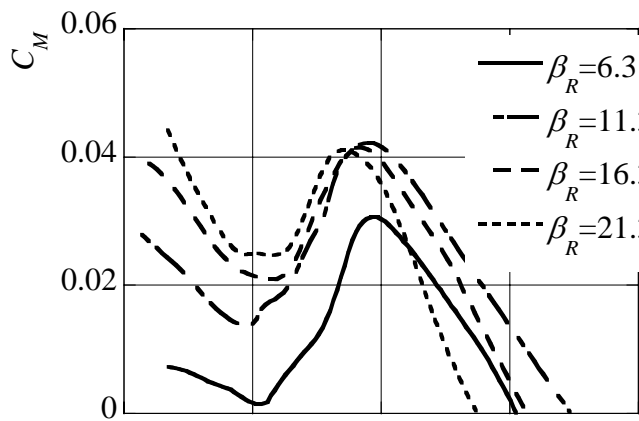


図 4.17 前段に Blade E，後段に Blade G を使用した場合の出力特性

図 4.18 前段に Blade E，後段に Blade G を使用した場合の前後段ブレード取付け角の影響

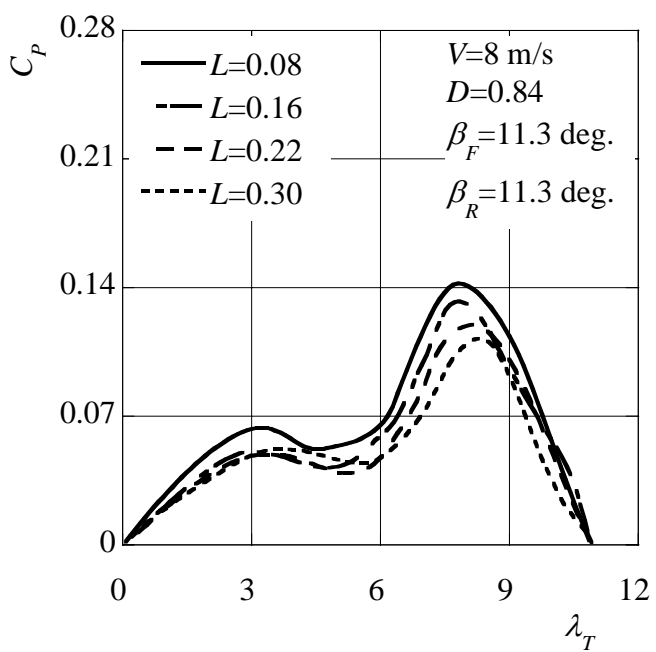
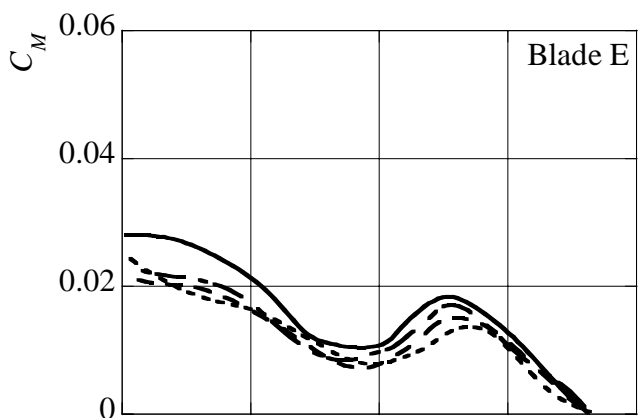


図 4.19 前後段とも Blade E を使用した場合の
前後段間距離の影響

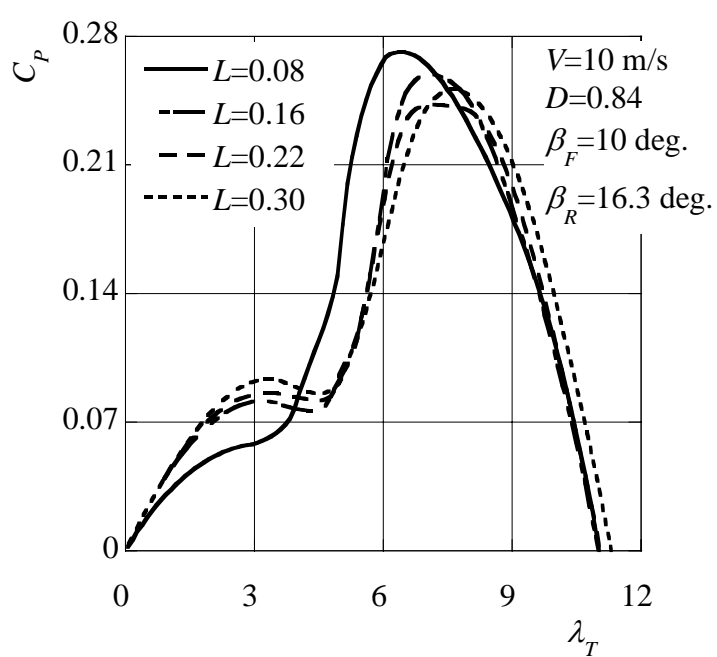
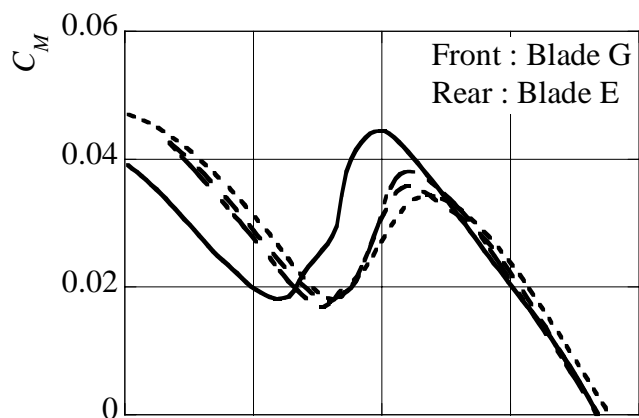


図 4.20 前段に Blade E，後段に Blade G を
使用した場合の前後段間距離の影響

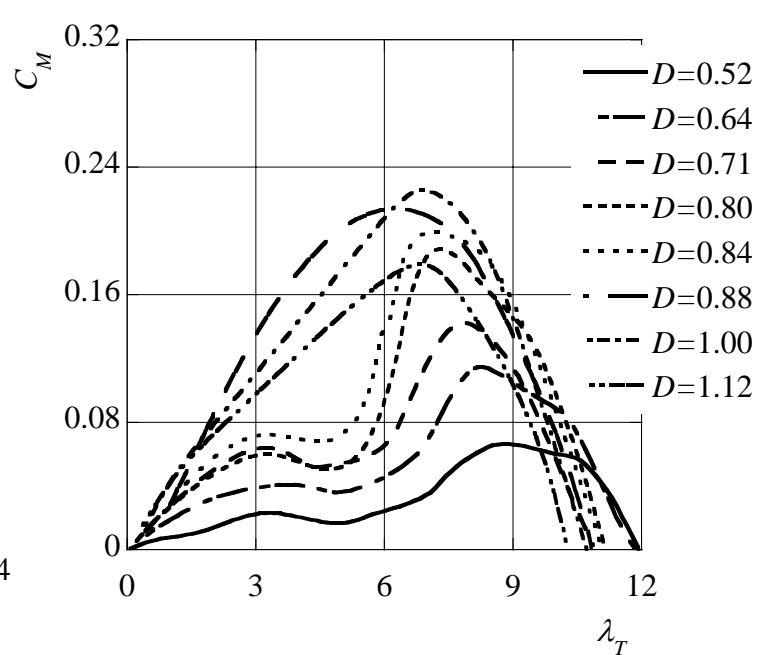
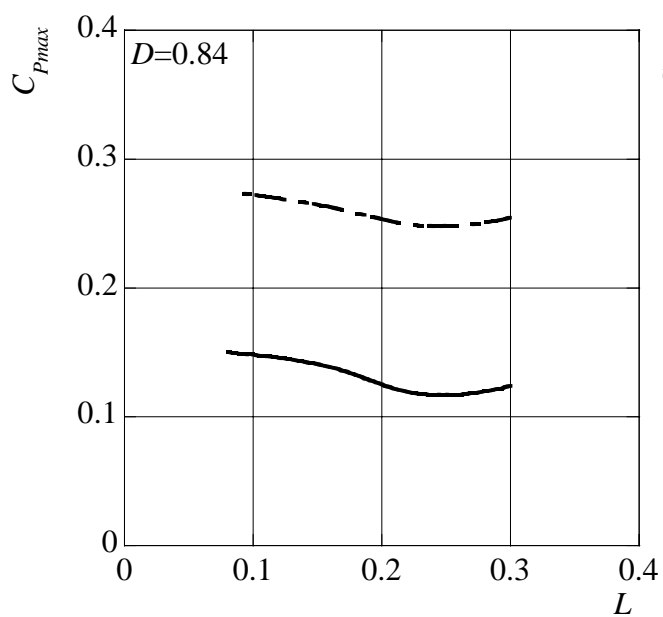
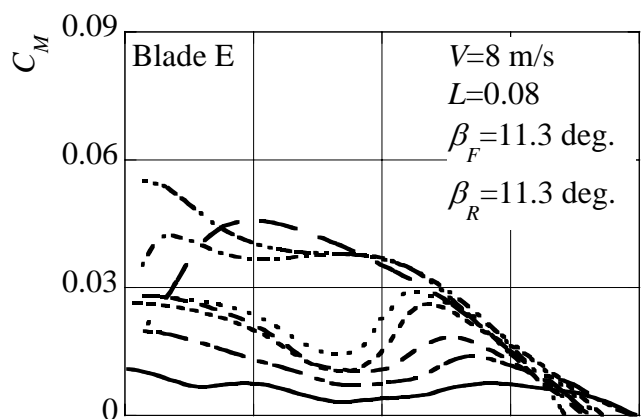
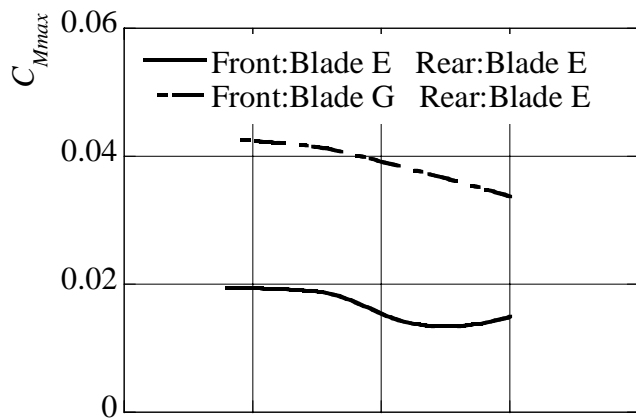


図 4.22 前後段とも Blade E を使用した場合と前段に Blade G，後段に Blade E を使用した場合の比較

図 4.23 前後段とも Blade E を使用した場合の前後段直径比の影響

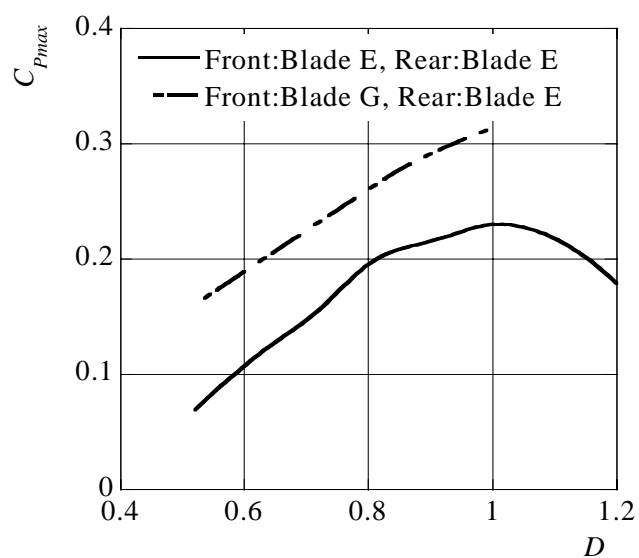
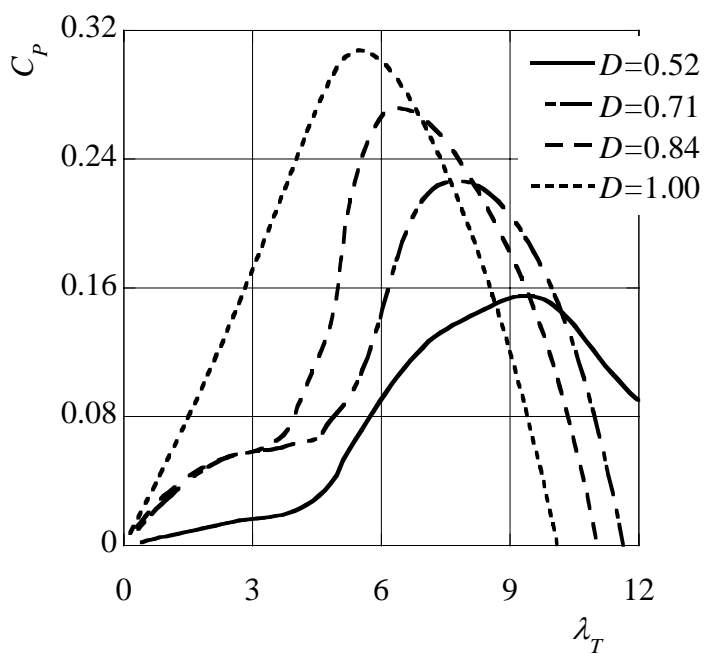
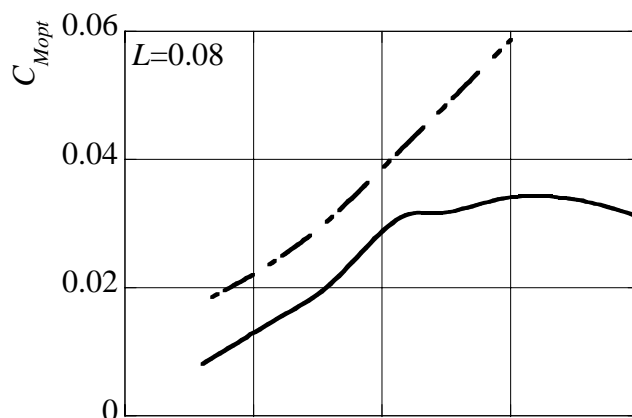
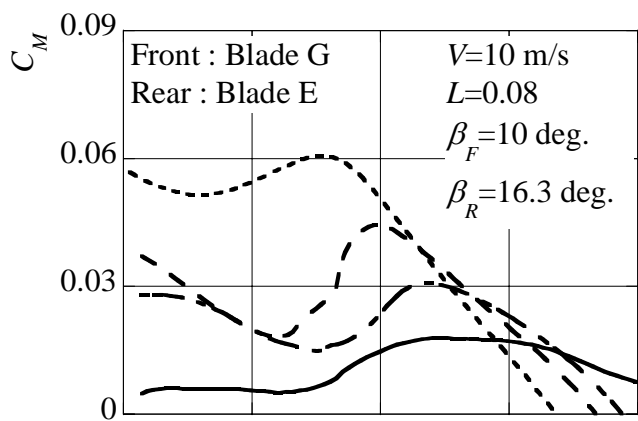


図 4.24 前段に Blade G , 後段に Blade E を使用した場合の前後段直径比の影響

図 4.25 前後段とも Blade E を使用した場合と前段に Blade G , 後段に Blade E を使用した場合の比較

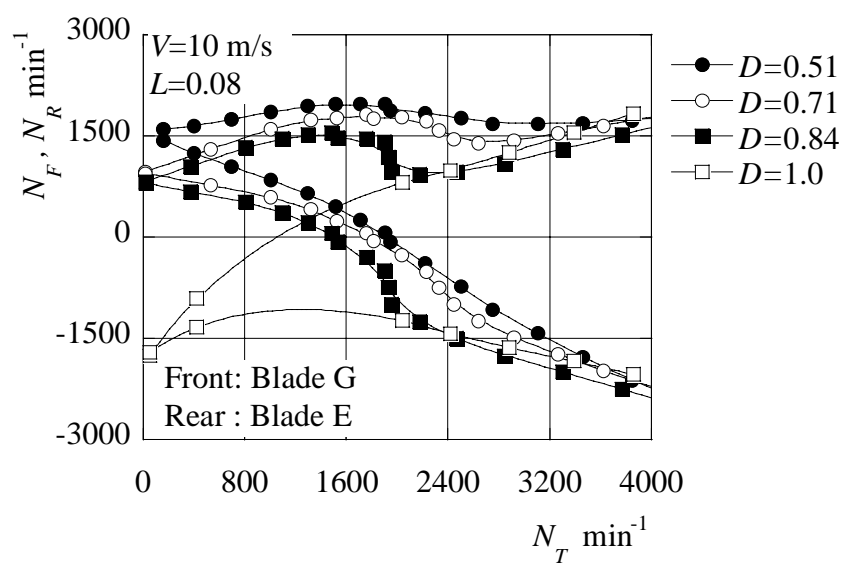
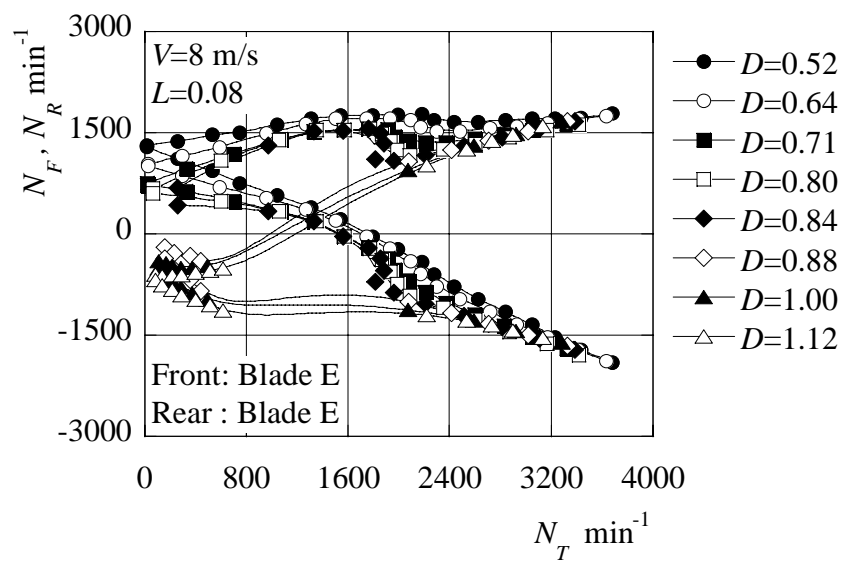


図 4.26 前後段とも Blade E を使用した場合と
前段に Blade G 後段に Blade E を使用した場合の回転挙動

5. 風車ロータ周りの流れ

5.1 ピトー管

5.1.1 ピトー管検定方法 内部流れ計測には5孔ピトー管(図5.1)を用いることにした。計測に先立ち5孔ピトー管を製作し、検定を行った。検定にはピトー管検定用二次元風洞を用いた。この風洞は、入口部に整流格子を持つ矩形断面からなる流路断面中央に、標準全圧管を設けるとともに、この受圧部位置にあたる断面上の流路側壁面に標準静圧孔が設けられている。また、流路中央断面付近の流れ方向は速度によらず一定で、流路内の速度(全圧, 静圧)は自由に選定できるようになっている。

検定は風洞内の速度を種々に変え、各速度で標準全圧管による全圧 P_t と標準壁面静圧 p を求めた後、検定するピトー管の受圧孔を標準全圧管の受圧孔と同位置に設けて検定する方法をとった。

ピトー管は κ 方向成分の速度は小さいものとし、二次元面上の流れの方向 β 、全圧及び速度を測定するために使用する。なお実際の測定では、流れ方向 β はピトー管の側圧差($=P_l^* - P_r^*$)が0となるようにピトー管を支柱軸周りに回転させ、その回転角度から求めることにした。そのときの全圧および速度については、以下に述べる検定結果を用いて算出した。

検定方法は次の通りである。

- (1) 全圧受圧孔の向きが流れ方向と一致するように、ピトー管を検定風洞にセットする。
- (2) $\kappa=0^\circ$ の場合について $P_l^* - P_r^*=0$ となるようにピトー管の支柱を回転させ固定した後、 κ を種々に変えて($\kappa=\pm 5^\circ$)も $P_l^* - P_r^*=0$ となることを確認する。つまり、実際の流れ角 β の測定値に及ぼす流路幅方向速度成分の影響がないことを確かめることになる。
- (3) 再度 $\kappa=0^\circ$ の状態に戻し、標準全圧 P_t 及び標準静圧 p を一定に保ちながら(速度 V を一定に保つことに相当)種々な β' をとること(ピトー管の支柱を順次回転させることによって得られる)で5つの受圧孔から得られる圧力 P_l^* , P_r^* , P_d^* , P_u^* , 及び P_c^* を測定し、付録 B に示す検定図を作成する。このような検定を風洞の流速を種々に

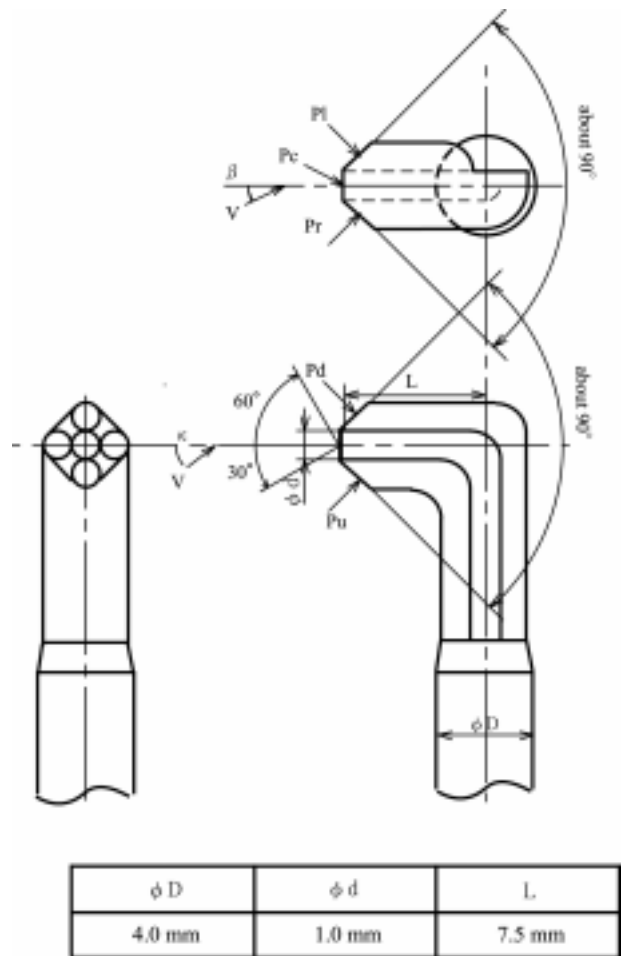


図 5.1 自作ピトー管

変えて行った．

- (4) ピトー管を傾けることで κ を 5° 刻み（上方 30° ，下方 30° ）に設定し，同様の手順を繰り返す．
- (5) 以上の検定結果にもとづき，全圧係数 K_t ，速度係数 K_v を以下に示すような方法で算出する．標準全圧 P_t ，速度 V 及び p の関係は

$$\frac{P_t}{\rho} = \frac{p}{\rho} + \frac{V^2}{2} \quad (3-1)$$

また，検定の対象とするピトー管から得られる全圧 P_c^* と標準全圧 P_t の相違は， $V=0$ の時 $P_c^*=P_t=p$ となることから速度によるものと考えられる．この場合，両者の関係は， P_t 及び p から求まる標準動圧に修正係数 K_t （なお， K_t は全圧誤差を修正するために用いるので，ここでは全圧係数と呼ぶ）を掛けた次式で示される．

$$\frac{P_c^*}{\rho} = \frac{p}{\rho} + K_t \frac{V^2}{2} \quad (3-2)$$

式(2-1)，(2-2)を用いて静圧 p を消去すると

$$K_t = 1 - \frac{2(P_t - P_c^*)}{\rho V^2} \quad (3-3)$$

という関係が求まり検定結果から全圧係数 K_t が算出される．従って，検定したピトー管を用いて実測した値 P_c^* から真の全圧 P_t を求めるときには式(2-3)を変形した次式を使用する．

$$\frac{P_t}{\rho} = \frac{P_c^*}{\rho} + (1 - K_t) \frac{V^2}{2} \quad (3-4)$$

この場合，上式からもわかるように，本 5 孔ピトー管を用いて得られる実測値から速度 V を知る必要がある．そこで次に，速度係数 K_v を求める．

側圧 $P_u^* (=P_d^*)$ についても式(2-2)と同様な関係が成り立つものとし，修正係数 K_s と置けば

$$\frac{P_u^*}{\rho} = \frac{p}{\rho} + K_s \frac{V^2}{2} \quad (3-5)$$

と表され，同時に式(2-2)を用いて静圧 p を消去すれば，速度 V は次式から求まる．

$$K_v = \sqrt{\frac{2}{K_t - K_s}} \quad V = K_v \sqrt{\frac{P_c^* - P_u^*}{\rho}} \quad (3-6)$$

つまり，検定結果を式(2-6)に代入し，速度係数 K_v を求めておけば，逆に P_c^* と P_u^* の実測値から速度 V が算出できる．

このようにして求めた種々の速度 V に対する 5 孔ピトー管の速度係数 K_v ，全圧係数 K_t の値は V がほぼ一定となるので，平均値を用いることとした．流れ角 β については上述のように支柱軸まわりに回転させその回転角度から求めるが，測定値と実際の流れ角では誤差が出るため角度補正が必要である．この角度補正には各流れ角 κ ごとの検定曲線を用いる．なお，いずれの場合にでも 1 つの曲線で表せるように横軸を無次元数としている．流れ角 κ についても同様に検定曲線を作った．

5.1.2 データ処理法 実験では，各測定断面で 5 孔ピトー管をトラバース($Pl=Pr$)

し、そのときの全圧 P_c^* 、側圧 P_l^* 、 P_r^* 、 P_u^* 、 P_d^* を測定した。これらは基準圧力との圧力差を、差圧計を用いて測定したものである。

流路幅方向の流れ角 κ については、実験装置の都合上、流路幅方向でトラバースをすることが不可能であるため、 P_c^* 、 P_u^* 、 P_d^* の値から検定曲線を使用して角度と絶対速度 V を求める。

また、測定時は極力 $Pl=Pr$ となる様にトラバースを行うが、 $Pl \neq Pr$ となる場合は角度補正を行う必要がある。そこで補正角 $\Delta\beta$ を測定時の流れ角 κ に応じた検定曲線を用いて求める。このときの計測値を β 、真の値を β' とすると、これらの関係は

$$\beta' = \beta - \Delta\beta \quad (3-7)$$

で表される。この補正された β' を目的の流れ角 κ とする。

5.2 単段風車の場合の風車ロータ周りの流れ

前段ブレードに Blade G を使用して単段風車とし、最適なブレード取付け角度 $\beta_F=0$ deg.の場合と、タンデム風車の場合での最適な前段ブレード取付け角度 $\beta_F=10$ deg. の場合について、コブラ型5孔ピトー管を用いて、最高効率点付近の風車ロータ周りの流れの状態を調べた。なお、ピトー管による測定位置を図 5.2 に示す。

図 5.3、図 5.4 に風洞出口風速で無次元化した各断面位置 M0、M1、M2 における各無次元半径位置 R に対する軸方向速度成分 V_{Mtm} 、旋回速度成分 $V_{\Theta m}$ および半径方向速度成分 V_{Rm} を示す。各断面の旋回速度成分 $V_{\Theta m}$ は、 $\beta_F=0$ deg.の場合のほうが大きな旋回速度を与えおり、より大きな回転トルクが得られているため単段とした場合、出力が高いと考えられる。しかし、M2 断面の軸方向速度成分 V_{Mtm} を見てみると、 $\beta_F=0$ deg.の場合は軸方向速度成分 V_{Mtm} が、後段ティップ位置付近で大きく減速しているのに対して、 $\beta_F=10$ deg.の場合はさきほど場合と比べて減速が小さい。つまり、タンデムにした場合には $\beta_F=0$ deg.では後段に流入するエネルギーが少ないため、減速の小さい $\beta_F=10$ deg.の場合に最大出力が得られたと考えられる。

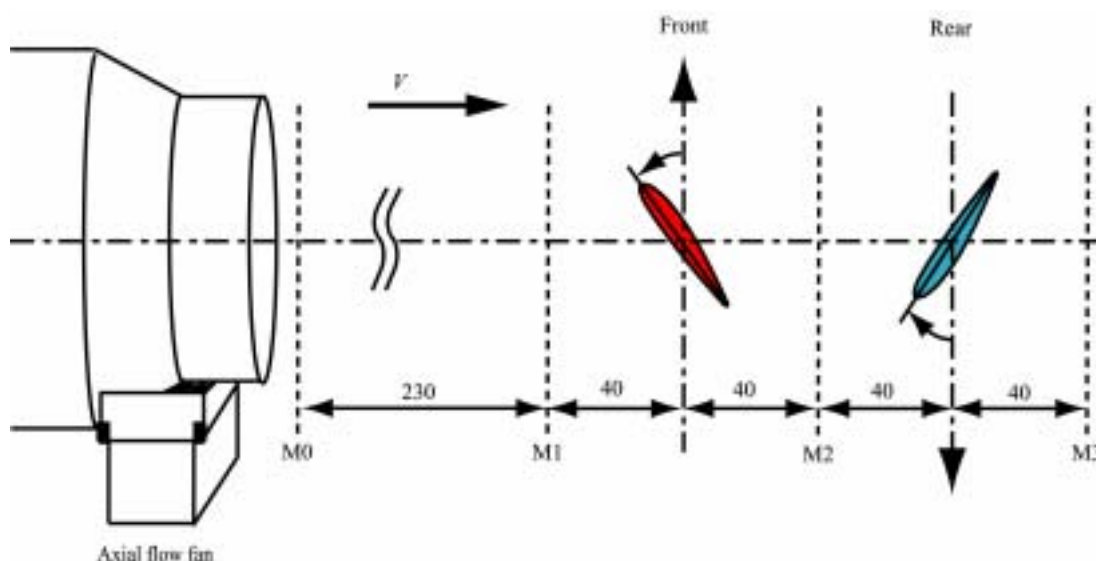


図 5.2 ピトー管測定位置

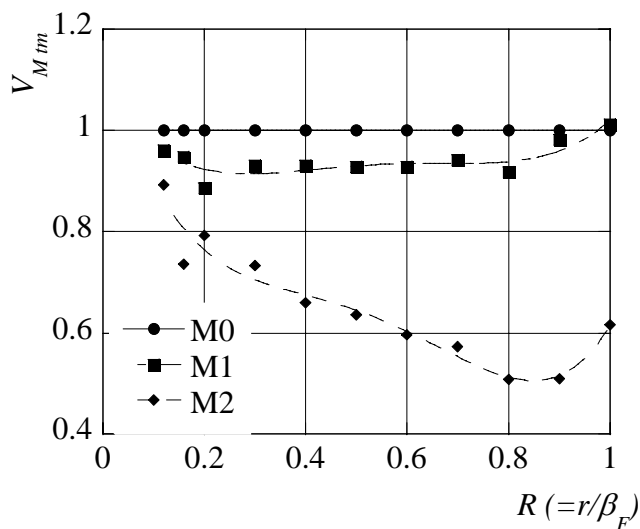
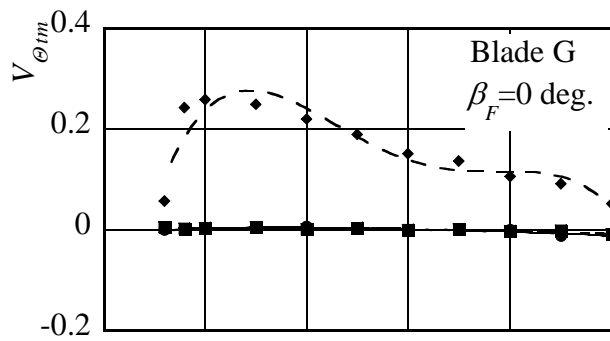
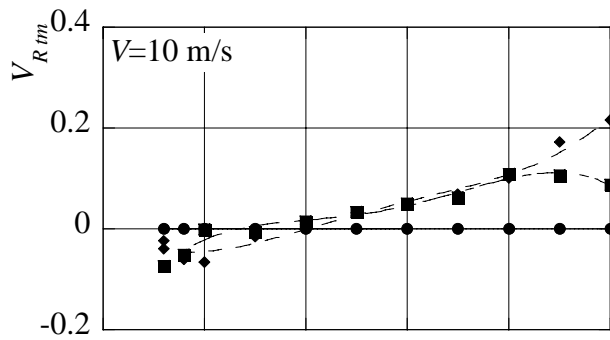


図 5.3 前段ブレード取付け角 $\beta_F=0$ deg.

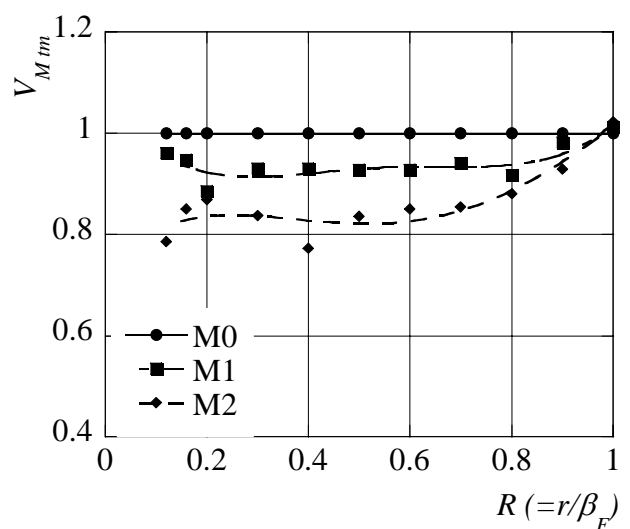
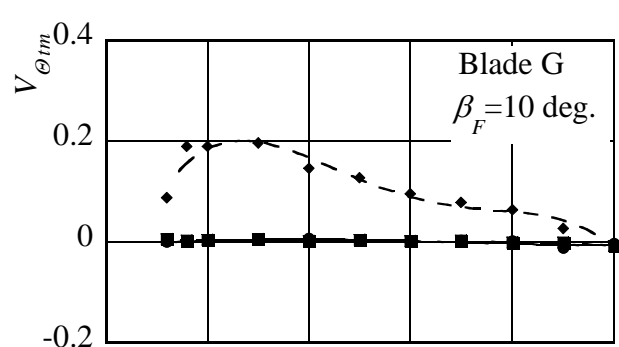
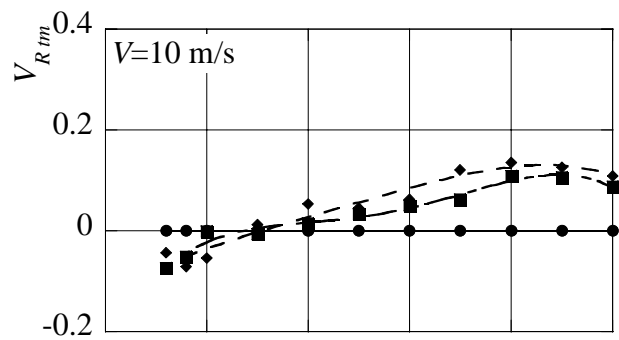


図 5.4 前段ブレード取付け角 $\beta_F=10$ deg.

5.3 タンデム風車の場合の前後段風車ロータ周りの流れ

前段ブレードに Blade G ,後段ブレードに Blade E を使用した場合の最高効率点における , 後段風車ロータがほぼ停止した状態 , 後段ロータが前段と同方向に回転している場合において , 流れ測定を行った .

図 6.5 , 図 6.6 に風洞出口風速で無次元化した各断面位置 M0 , M1 , M2 及び M3 における各無次元半径位置 R での軸方向速度成分 V_{Mtm} , 旋回速度成分 $V_{\theta tm}$ および半径方向速度成分 V_{Rtm} を示す . 最高効率点付近の前後段風車ロータを出た流れは , いずれも外側に広がっていることがわかる . これは , 後段を出た流れの軸方向速度がティップ側に向かうにつれ , 減速の幅が減少していることから確認できる . また , これは後段ティップ

側で十分にエネルギーを吸収できていないこと示してしている．つまり，後段ロータにも最適なひねりを与えることで出力の増加が期待できる（図 5.5）．

また，後段風車ロータが前段風車ロータとほぼ同じ回転速度で同方向に回転，すなわち，相対回転速度がほぼゼロの状態における，ロータ周りの流れの状態を図 5.6 に示す．M1，M2 断面において，ほぼ全域で半径方向速度は外側に広がり，軸方向速度も，特に M2 断面で減少が見られる．また，最高効率点と比較すると，前段の回転速度が減少している．これは，後段風車ロータが逆回転することによって前段風車ロータがその影響を受け，回転数が抑制されたものと考えられ，後段風車ロータの拳動によって，前段風車ロータに一種のブレーキ作用が働いているものと考えられる．

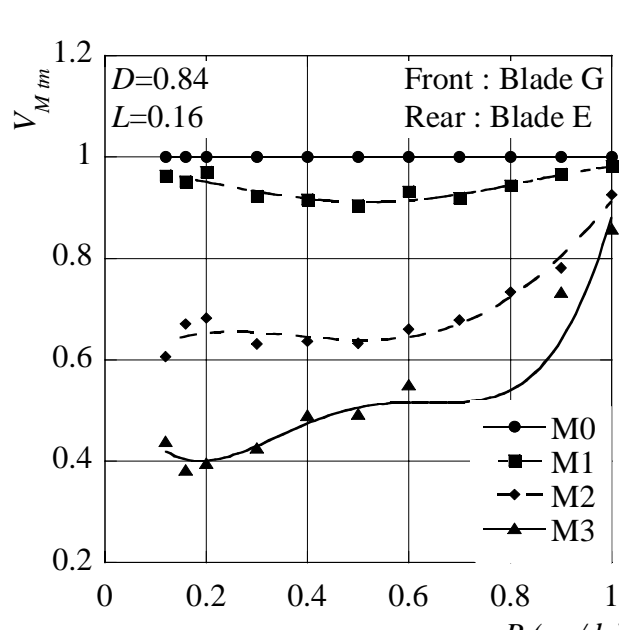
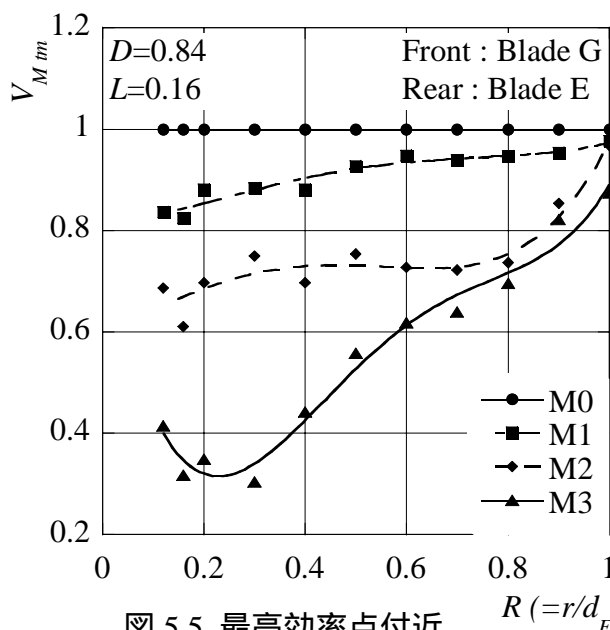
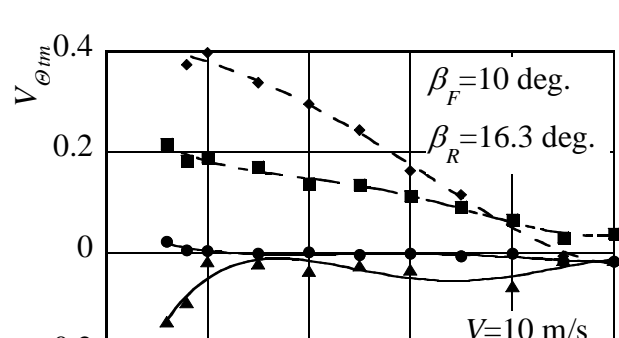
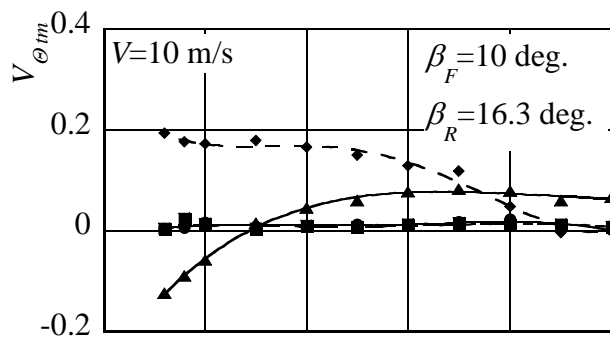
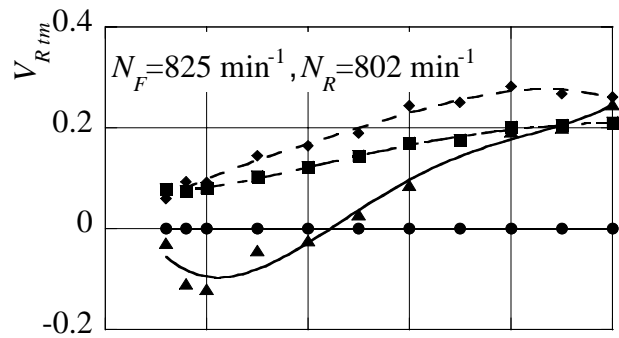
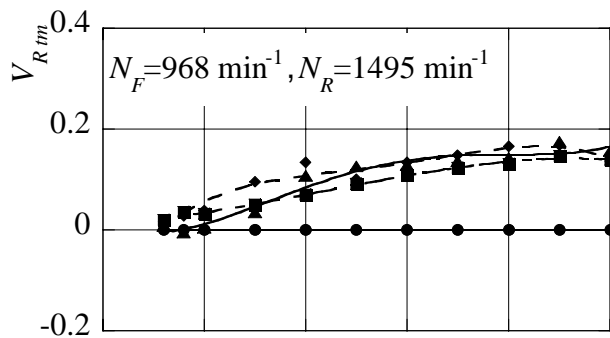


図 5.5 最高効率点付近

図 5-6 同方向回転状態

6. 実用化の準備

6.1 実風況下における実証試験の準備

実風況下では，風洞試験とは異なり，風速，風向の変動が激しい．実用化するためには，実風況下での実証試験を行う必要がある．そこで，実風況下でのフィールド試験に着手した．

実証実験を行う場所は，海に面した小高い山の中腹に位置しており，日本を代表する不規則な強風や，複雑な地形を有する場所であり，それに起因する変動荷重などの厳しい条件を再現できる場所である．とくに冬から春にかけて，海と陸地との温度差から生じる強風や，季節風の影響によりフィールド試験に適している．風車ロータは風車専用翼型の MEL012 翼型を使用し，設計風速は日本の風況を考慮して 8m/s に設定した．前段風車ロータは直径 2000mm，羽枚数 3 枚，後段風車ロータは直径 1330mm，羽枚数 5 枚で，ハブ直径は 290mm，前段ロータと後段ロータの間の軸間距離は 160mm である(図 6.1，図 6.2)．タワーは地表付近の乱流の影響を軽減し，より良好な風況を得るため地上から風車ロータ中心高さが 8m となる可倒式タワーとした．その全体図を図 6.3 に示す．

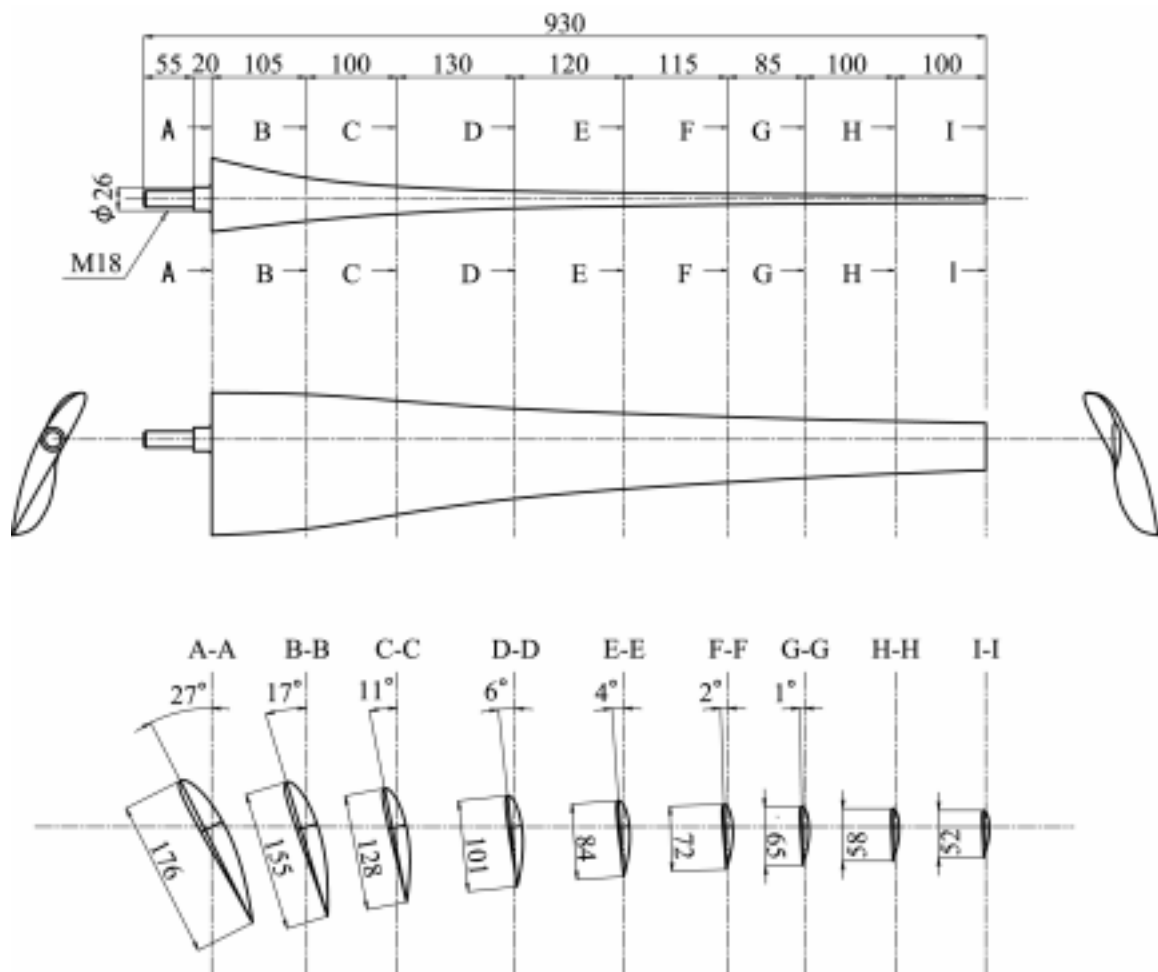


図 6.1 前段ブレード

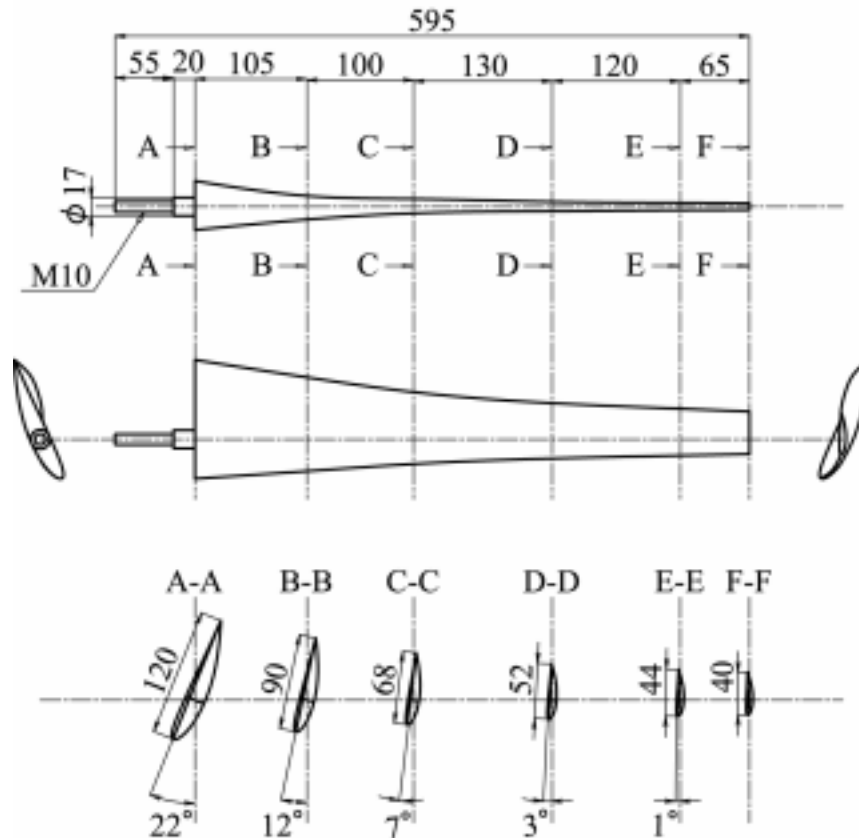


図 6.2 後段ブレード

6.2 風車ロータの設計

本風力発電機では、前段風車ロータは単段として最適な翼形状ではなく、後段ロータに流入する流れも考慮して設計する必要がある。そこで、後段ロータに流入する流れも考慮した、前段ブレードを設計した(図 6.4)。

設計点風速 10m/s、周速比 $\lambda_F=6$ で前段風車ロータ回転直径 $d_F=500\text{mm}$ 、ハブ径 290mm、これまでの研究成果から前後段ブレード枚数を $Z_F=3$ とした。これまでの結果を踏まえて、前段風車ロータで最大出力を得るのではなく、後段風車ロータに流入する流れを考慮し、風車ロータ半径の内側 50%までは、前段に流入する流れをそのまま後段に流し出すため、無負荷となるよう MEL002 翼型を参考に、そりのない翼型を用い、迎角 $\alpha_F=0\text{deg.}$ となるように、ひねりを与えた。それより外側は、MEL002 翼型を使

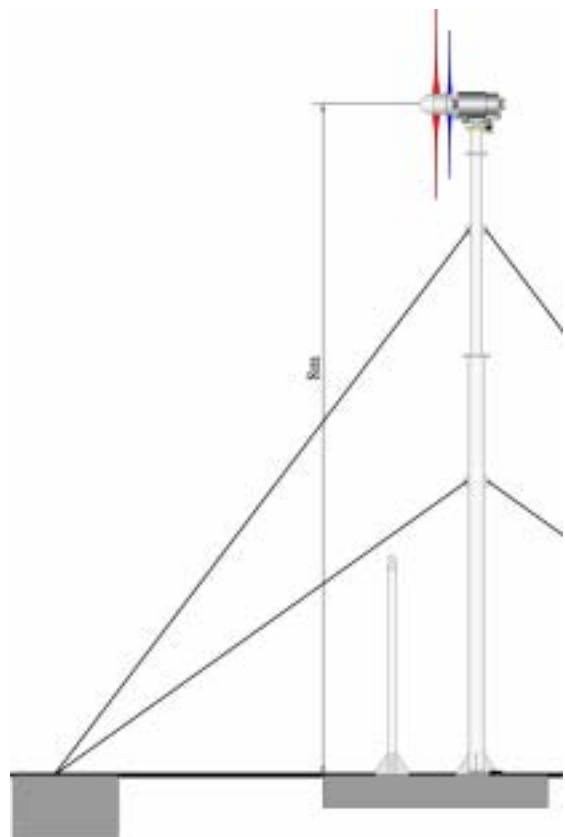


図 6.3 実証機全体図

用して，迎角 $\alpha_F=7\text{deg.}$ となるようにひねりを与えた．翼弦長は同様にハブからティップにかけて一定の割合で減少させている．

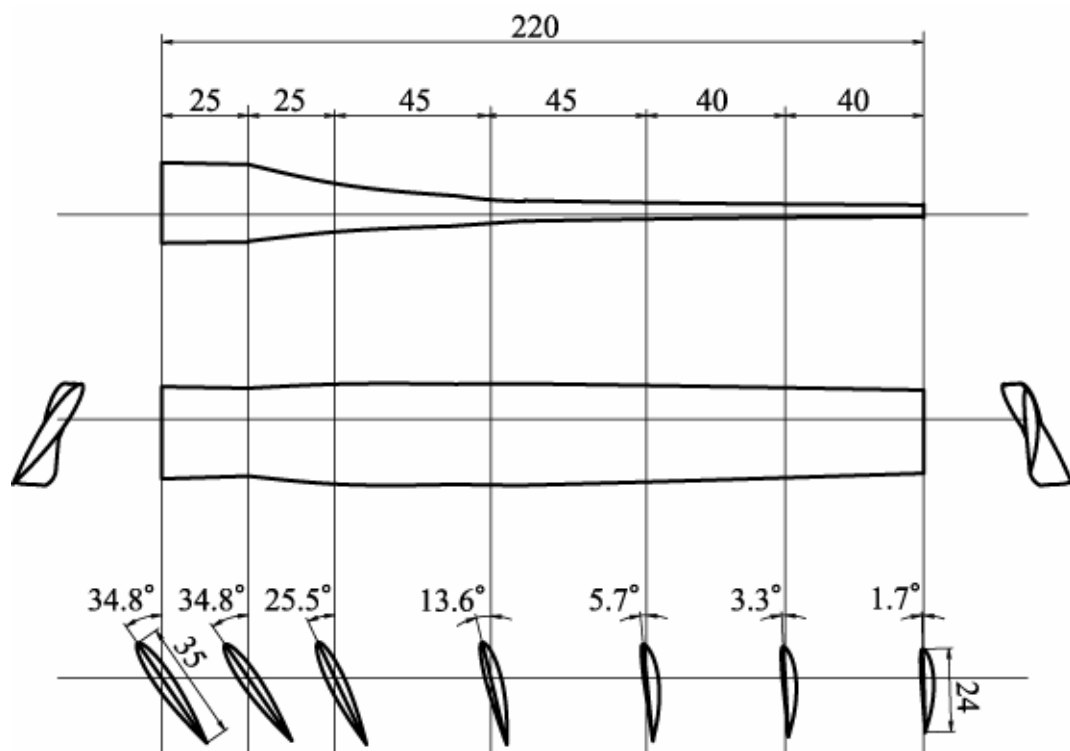


図 6.4 設計翼(前段ブレード)

7. 結言

タンデムロータ型インテリジェント風力発電機に用いる二重回転電機子方式二重巻線形誘導発電機の基本性能を把握し，そり，ひねが前後段風車ロータのブレード取付け角，前後段風車ロータ間距離および前後段風車ロータの直径比に与える影響を把握した．また，前後段風車ロータ周りの流れを測定し，単段での最高効率点，タンデムでの最高効率点及び同方向回転時流れを把握した．さらに，実用化に向けて，フィールド試験の準備を行い，後段に流入する流れを考慮した前段ブレードを設計し，今後，研究を飛躍的に発展させる準備をした．

文献

- (1) 芽 陽一，新エネルギー大辞典，2002，p.365
- (2) EWEA，Wind Force 12，<http://www.ewea.org/>
- (3) RPS 法ホームページ，<http://www.rps.go.jp>
- (4) 金元ほか，機論，66-644，B(2000)，p.1140
- (5) 津田，2005 年度九州工業大学大学院修士論文，西川，2006 年度九州工業大学卒業論文，久保，2007 年度九州工業大学卒業論文．