

自動車用発電機の電磁振動と
騒音に関する研究

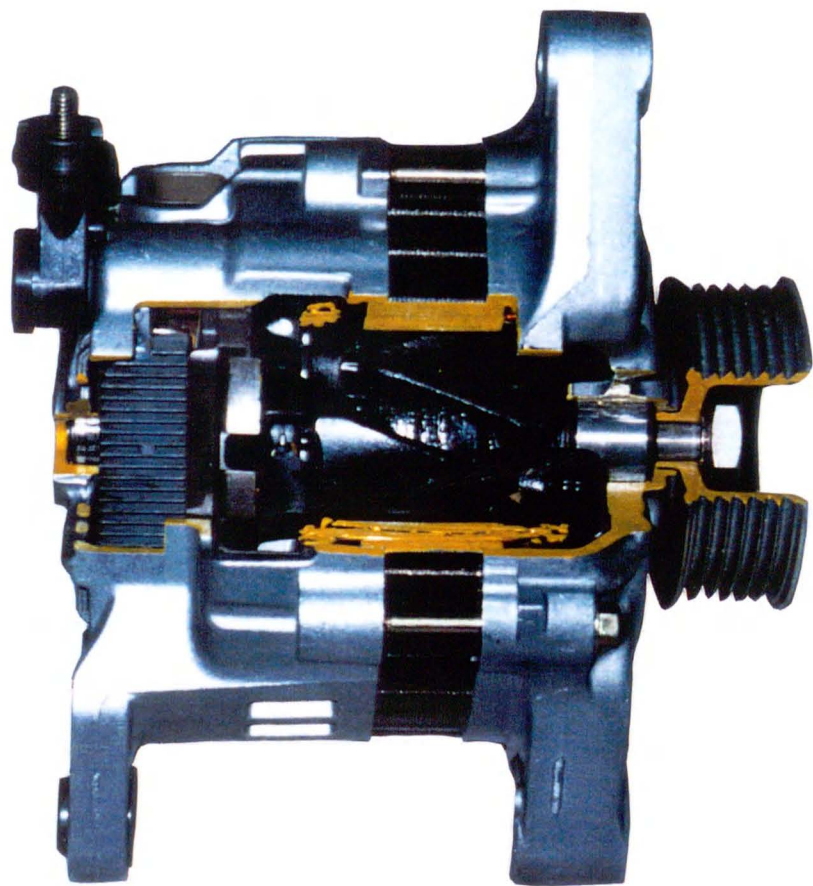
1996年3月

嵯峨 宣彦

自動車用発電機の電磁振動と
騒音に関する研究

1996年3月

嵯 峨 宣 彦



自動車用発電機

目 次

第1章. 緒 言 1
1. 1 研究の背景と目的 2
1. 2 本論文の構成 4
第2章. 電磁騒音の分析 5
2. 1 はじめに 6
2. 2 電磁騒音の周波数分析 6
2. 3 電磁騒音の次数分析 6
第3章. 加振周波数の検討 10
3. 1 はじめに 11
3. 2 加振周波数の検討 11
第4章. 実験モーダル解析による検討 15
4. 1 はじめに 16
4. 2 部分構造の実験モーダル解析 16
4. 3 発電機アッセンブリの実験モーダル解析 23
4. 4 結び 23
第5章. FEMによる検討 26
5. 1 はじめに 27
5. 2 ステータ単体モデルの検討 27
5. 3 アッセンブリ化の影響に関する検討 30
5. 3. 1 変形形状の影響 31
①軸方向変形 31

②半径方向変形	……	31
5. 3. 2 初期応力の影響	……	34
5. 3. 3 ハウジング剛性の影響（接触条件の検討）	…	34
①軸対称要素による検討	……	34
②平面殻要素による検討	……	36
5. 4 結び	……	39
第6章. 部分構造合成法による検討	……	47
6. 1 はじめに	……	48
6. 2 伝達関数合成法	……	48
6. 3 結合条件に関する検討	……	50
6. 3. 1 弾性結合	……	50
6. 3. 2 剛結合	……	51
6. 4 結び	……	54
第7章. アッセンブリ・ステータの固有振動数の簡易算出式	…	55
7. 1 はじめに	……	56
7. 2 コア単体の固有振動数の算出式	……	56
7. 3 アッセンブリ・ステータの固有振動数の簡易算出式	…	56
7. 4 計算結果と考察	……	58
7. 5 結び	……	58
第8章. 高速電磁騒音に関する検討	……	60
8. 1 はじめに	……	61
8. 2 ロータ・ポール部全体の検討	……	61
8. 2. 1 ポール部1極モデル	……	61
8. 2. 2 ポール部全体モデル	……	61

①ボール部6極モデル	…… 61
②回転による初期応力の影響	…… 66
8. 3 シャフトを考慮したモデルによる検討	…… 66
8. 3. 1 中実モデル	…… 66
8. 3. 2 シャフトを含むロータ・モデル	…… 66
8. 4 SUS製リングによる騒音低減効果	…… 69
8. 4. 1 固有振動数に対する影響	…… 69
8. 4. 2 強度の違いによる影響	…… 69
8. 5 結び	…… 80
第9章. 結 言	…… 82
参考文献	…… 85
本論文に関する著者の文献・本論文に関する著者の講演文献	… 86
謝辞	…… 87

第 1 章
諸 言

第1章. 緒 言

1・1 研究の背景と目的

近年の自動車には、高性能化に加えて省エネルギーや安全性、さらには快適性といった感性に関わる評価まで求められるようになってきている。それに伴いエンジンやそれに装着される発電機などの電装品には、従来にも増して静粛性が求められるようになってきている。しかし、その一方で小形・軽量化、低コスト化の要求が強く、これに応じて設計者は、これまでハウジングなどの構造部品の薄肉化を進めており、低騒音化とは相反する設計を行ってきた。

図1. 1に示す自動車用発電機（以後、単に発電機と呼ぶ）における騒音問題の原因は、電磁力が励振源となり、ステータ（固定子）やロータ（回転子）に引き起こされる電磁振動によって生じる電磁騒音と冷却用ファンなどの回転によって生じる風音（流体騒音）、軸受やベルトなどの摺動によって生じる機械騒音に分類できる。この発電機の騒音はエンジンルーム内の騒音源として大きな問題となっており、その騒音発生周波数や騒音放射特性を設計段階で予測することは極めて重要なことである。

一般に、回転電気機械の騒音問題に関する研究は、産業用モータ⁽¹⁾に関しては多く見られるのに対し、発電機に関してはほとんど見受けられない⁽²⁾。これは、産業用モータが特定の周波数で使用されるものが多いのに対し、発電機は広周波数域で使用されるため共振の回避が難しく扱いにくいことや産業用モータではステータ外周がハウジングに密着される構造を採り、ステータとそれを保持するハウジングの幾何学的、力学的な結合条件は比較的単純であるのに対し、発電機はコスト低減や軽量化のために外周加工を省略したステータをハウジングとのフロントおよびリヤのハウジングで挟み、4本のボルトでフロントとリヤのハウジング間を締結するサンドイッチ構造が採られるため、その結合条件は複雑となることが挙げられる。

そこで、本論文は電磁力によって生じる発電機の振動現象、並びにそれにより発生する電磁騒音について、実験モーダル解析、FEM（有限要素法）、部

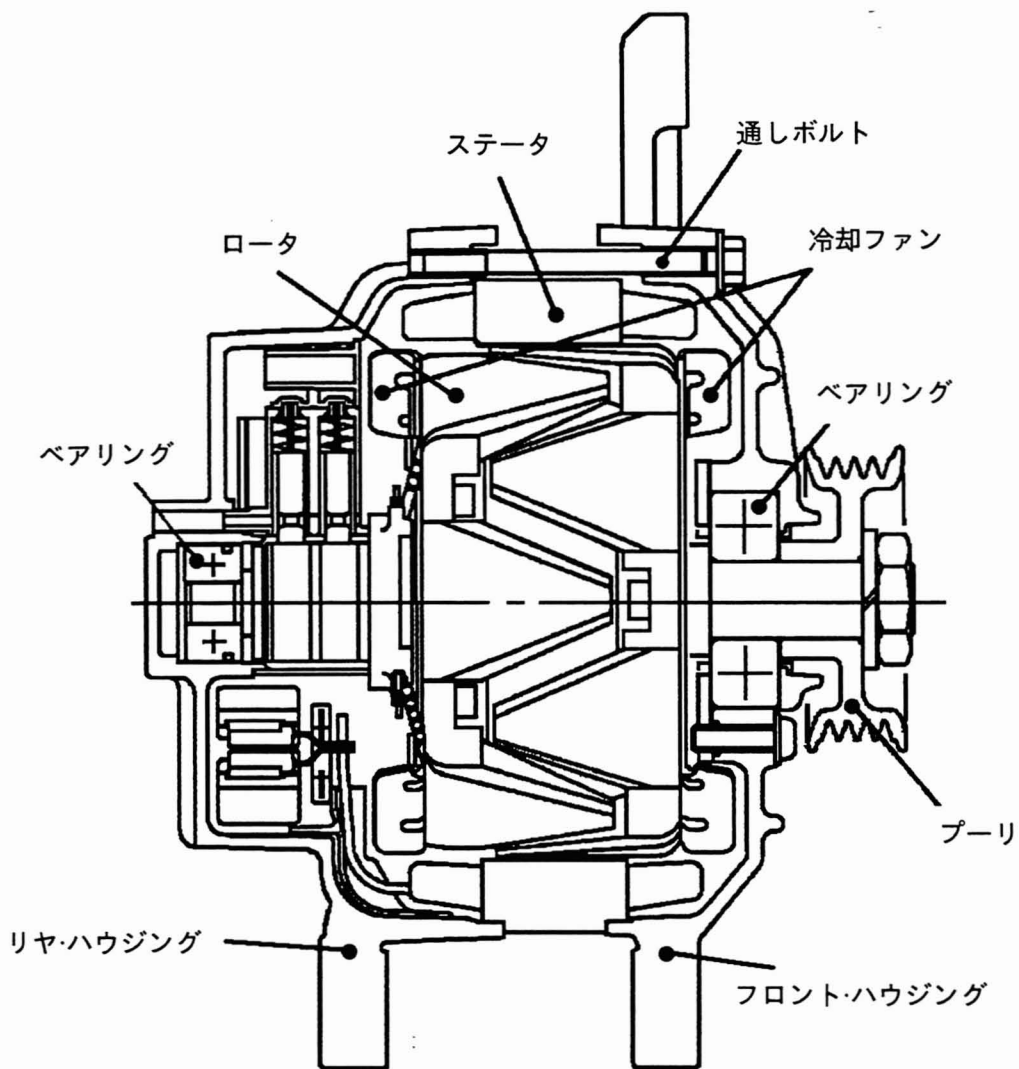


図 1.1 自動車用発電機の構造

分構造合成法などを用いて研究し、騒音源の特定および騒音発生周波数の予測を行い、騒音低減のために役立てようとするものである。

1・2 本論文の構成

本論文の構成と内容は、次の通りとなっている。

まず第1章では、本研究の背景、意義、目的などについて述べるとともに、発電機の特徴を産業用モータと比較し述べた。

第2章では、無響室において騒音のレベルを測定し、FFTアナライザ（高速フーリエ変換装置）を用いて騒音分析を行い、発電機の電磁騒音の特徴を明らかにした。

第3章では、電磁騒音発生の加振周波数となっている高調波成分について明らかにし、不連続な突出部の現れている騒音発生周波数をもとに共振部品の固有振動数を推定した。

第4章では、発電機の構成部品および発電機アセンブリの振動特性を実験モーダル解析により測定し、電磁騒音発生の原因となっている構造部品を特定した。

第5章では、FEMを用いて、ステータ・コア単体の最適なモデル形状の検討と発電機アセンブリ状態のステータ（以後、アセンブリ・ステータと表現する）の固有振動数に影響を及ぼす諸因子の検討を行った。

第6章では、第4章で測定した伝達関数を用いて部分構造合成法を行い、ハウジングとステータの結合条件について検討した。

第7章では、ステータとハウジングの結合条件を検討し、これまで示されていないアセンブリ・ステータの固有振動数の算出式を提案した。

第8章では、高速電磁騒音の発生要因となっているロータ・ポールの振動モードをFEMを用いて検討するとともに、さらに電磁騒音対策として用いられているSUS製リングの効果について考察した。

第9章では、全体の総括を行い、各章の関連付けと本研究による結論を述べた。

第 2 章

電磁騒音の分析

第2章. 電磁騒音の分析

2. 1 はじめに

発電機騒音の現状を知るために、使用域における騒音の周波数分析と騒音発生周波数における次数分析をFFTアナライザなどを用いて行った。

2. 2 電磁騒音の周波数分析

無響室において、発電機の側方と後方（図1. 1左側）でそれぞれ距離30 [cm] の位置にマイクロホンを設置し、無発電状態と発電状態のそれぞれの場合につき、発電機の回転数を0 ~ 20×10^3 [r/min] までに変化させながら騒音測定を行い、その周波数分析を行った。測定結果を図2. 1に示す。オーバーオール値を記したものがそれである。

無発電時では、連続的ななだらかな右上がりのカーブになっており、これは冷却ファンの回転によって発生する空力騒音の特徴を示したものと判断できる。発電時では不連続な突出部が、0 ~ 5×10^3 及び 10×10^3 [r/min] 近傍で見られるが、これは無発電時には見られないので電磁騒音の原因と判断できる。

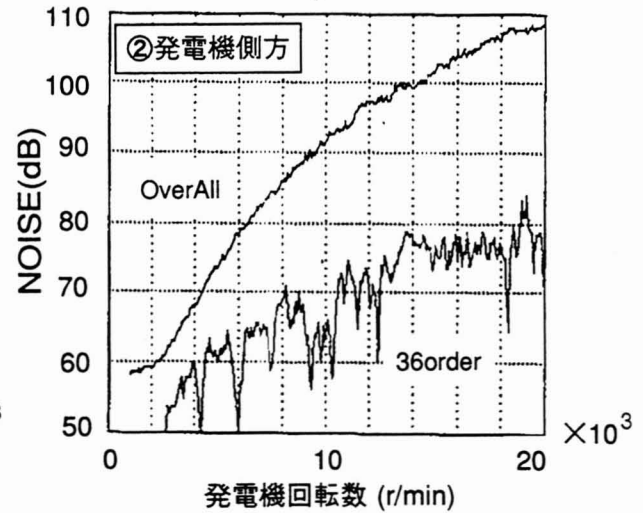
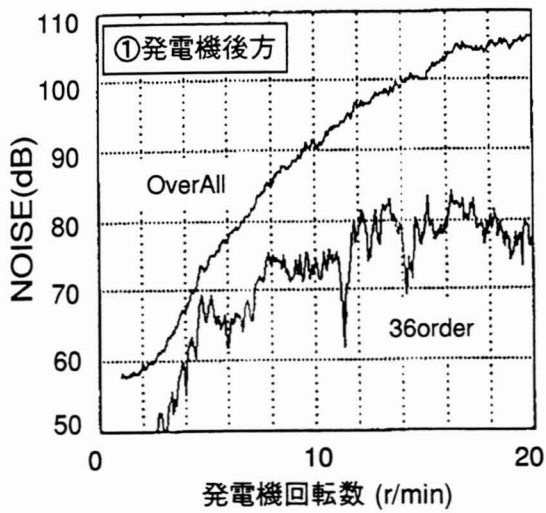
2. 3 電磁騒音の次数分析

発電機騒音の不連続な突出部のピークが現れたそれぞれの回転数において、次数分析を実施した結果を図2. 2に示す。

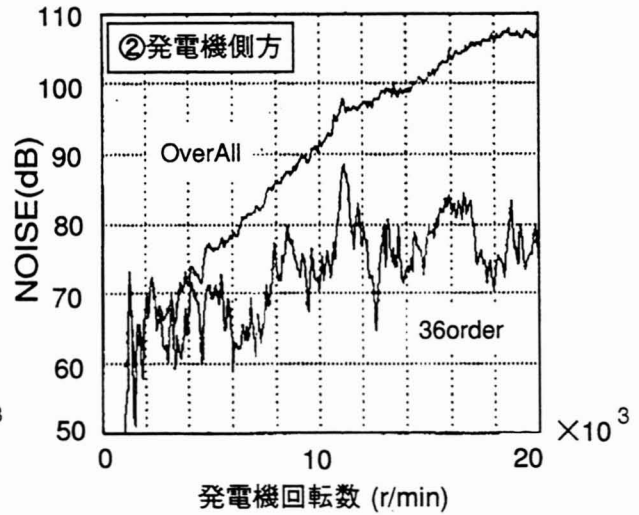
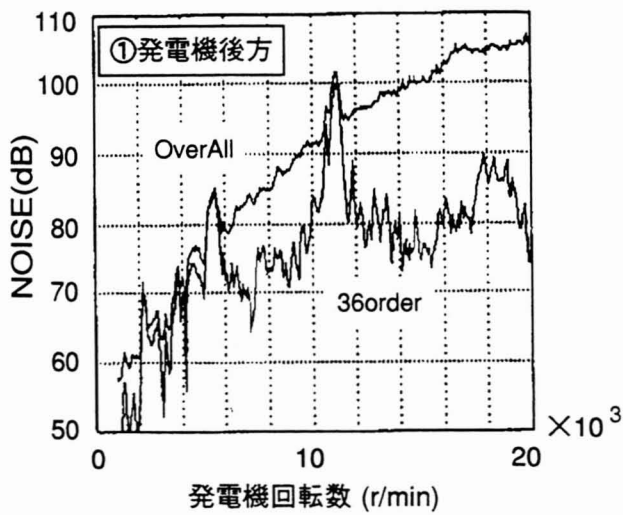
いずれかの回転数においても 各次数成分のうち第3章で述べる36次成分が最も大きく出現している。但し、次数は騒音発生周波数に対する軸回転数の比を意味する。

この36次成分のみ周波数分析を行った結果を図2. 1に示す。オーバーオール値と36次成分を比べると、発電状態では、オーバーオール値の不連続な突出が出現する回転数において、36次成分にも不連続な突出が見られる。これよりオーバーオール値の部分的な突出は、36次の周波数成分に対する共振であることがわかる。この現象は無発電状態では見られない。

さらに、発電機側方では 5×10^3 [r/min] 以下の回転数においては、36



(1) 無発電状態



(2) 発電状態

図 2. 1 発電機の騒音周波数分析

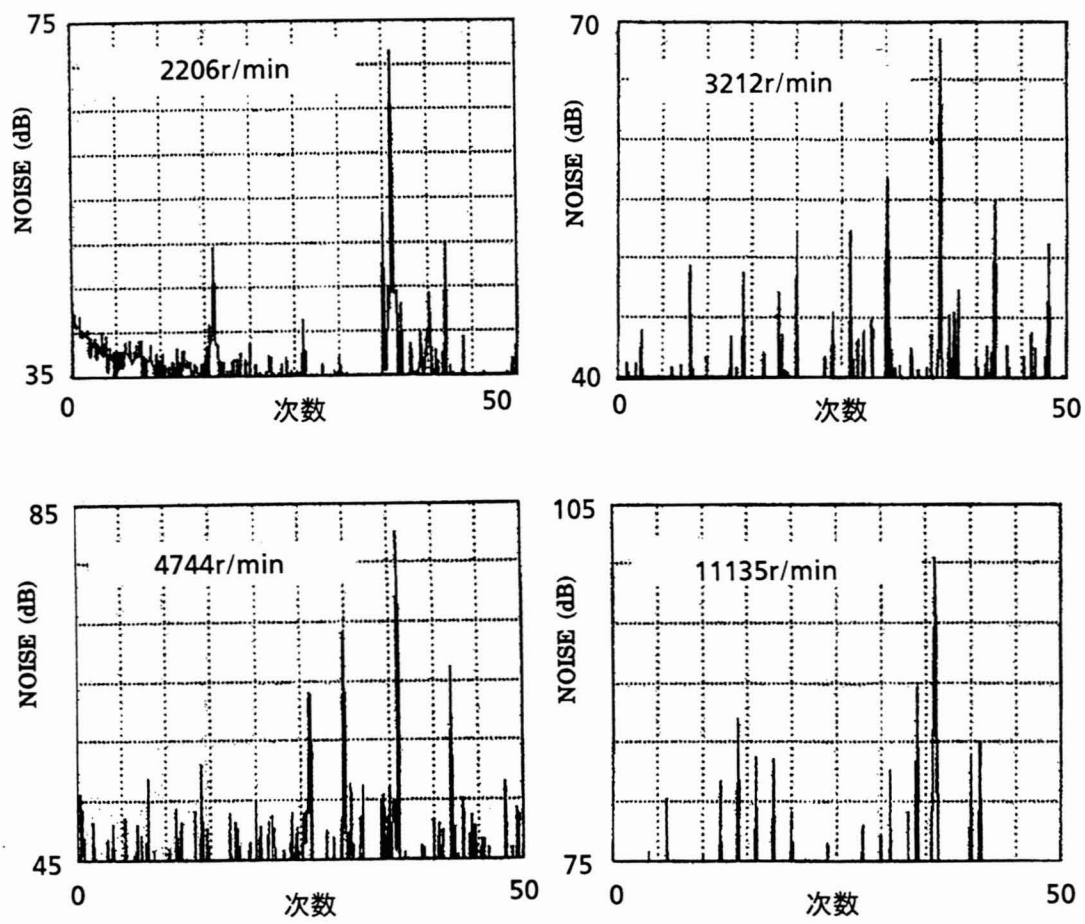


図 2.2 発電機の騒音次数分析

次成分は大きくオーバーオール値の不連続な突出部の大部分を占めており、発電機表面を構成するステータ振動の影響が強く現れていると推定される。

これに対し、 5×10^3 [r/min] より大きな回転数では発電時でも36次成分は小さく、オーバーオール値にあまり影響を与えていない。しかし、発電機後方における測定結果では 1.1×10^3 [r/min] においてオーバーオール値と36次成分と同等の不連続な突出部が存在しており、これは発電機内部の構成部品であるロータ振動により発生する騒音が吸・排気用窓のない側方には伝わりにくいためと推定される。

ここで、本研究で取り扱う発電機の諸元を表2.1に示す。

表2.1 発電機の諸元

極 数	1 2
スロット数	3 6
ロータ外径	94.5 (mm)
ステータ外径	122.0 (mm)
ステータ積厚	27.0 (mm)

第 3 章

加振周波数の検討

第3章. 加振周波数の検討

3. 1 はじめに

第2章で測定した結果、明らかとなった電磁騒音において主たる成分となっている36次成分について考える。

3. 2 加振周波数の検討

自動車用として用いられている三相交流発電機は、ステータ歯部とロータ爪部（エアギャップ）に三角関数的に変化する磁束が通り、互いに磁気吸引力が働いている。これの周波数 f_p [Hz] は、発電機の電圧波形の積分値が磁束波形となり、この磁束の2乗が磁気吸引力波形となることから、基本周波数の2倍となり、次式で示される。

$$f_p = 2 \times (P / 2 \times N / 60) \quad \dots\dots (3 \cdot 1)$$

但し、Pは極数、Nは発電機回転数 [r/min]

また、発電機の磁束には防ぐことの困難な“電機子反作用”が存在し、高調波を生じ主磁束がゆがむ。この高調波の中で最も大きな影響を与えているのが、第三高調波であることが一般に知られている⁽³⁾。この例を図3. 1に示す。

図3. 1の第三高調波の磁束波形は三相巻線にY形結線を用いるため、図3. 2に示す通り基本波が平衡三相となり、各相が120°位相がずれてベクトル和が0となるのに対し、三相全てが同位相となりベクトル和が0にならない。

この結果から第三高調波の加振力の周波数 f [Hz] は、磁気吸引力の周波数の3倍となるが、これが騒音発生の加振周波数となっていると判断される。式で示すと次のようになる。

$$f = 3 \times f_p \quad \dots\dots (3 \cdot 2)$$

ここで扱う発電機は12極であるから式(3. 2)は次式となる。

$$f = 36 \times (N / 60) \quad \dots\dots (3 \cdot 3)$$

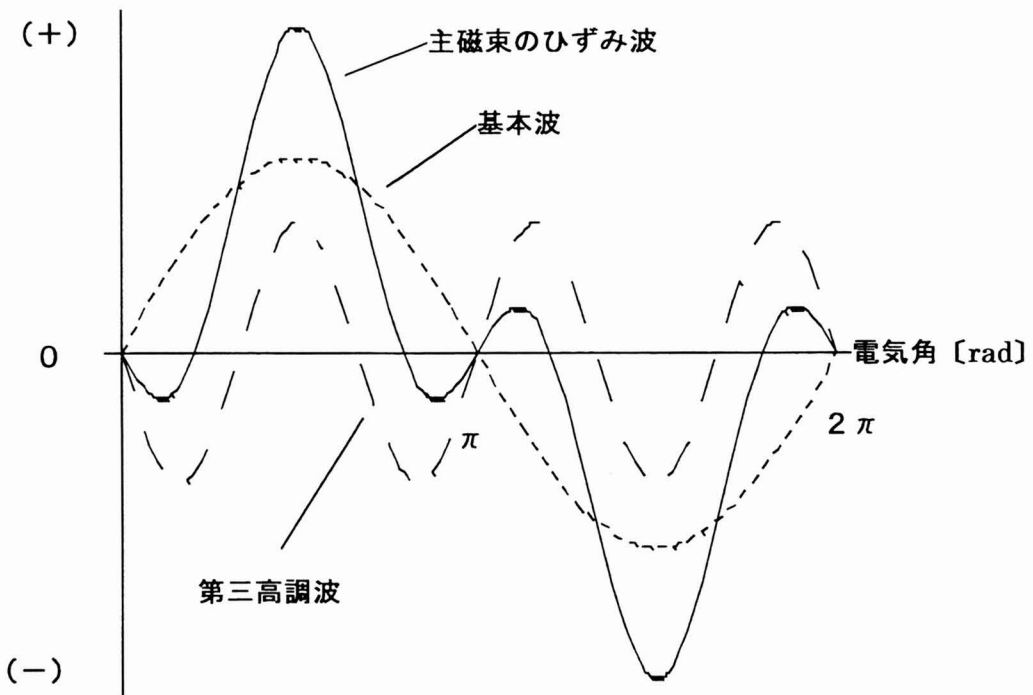


図3. 1 磁束のひずみ波形

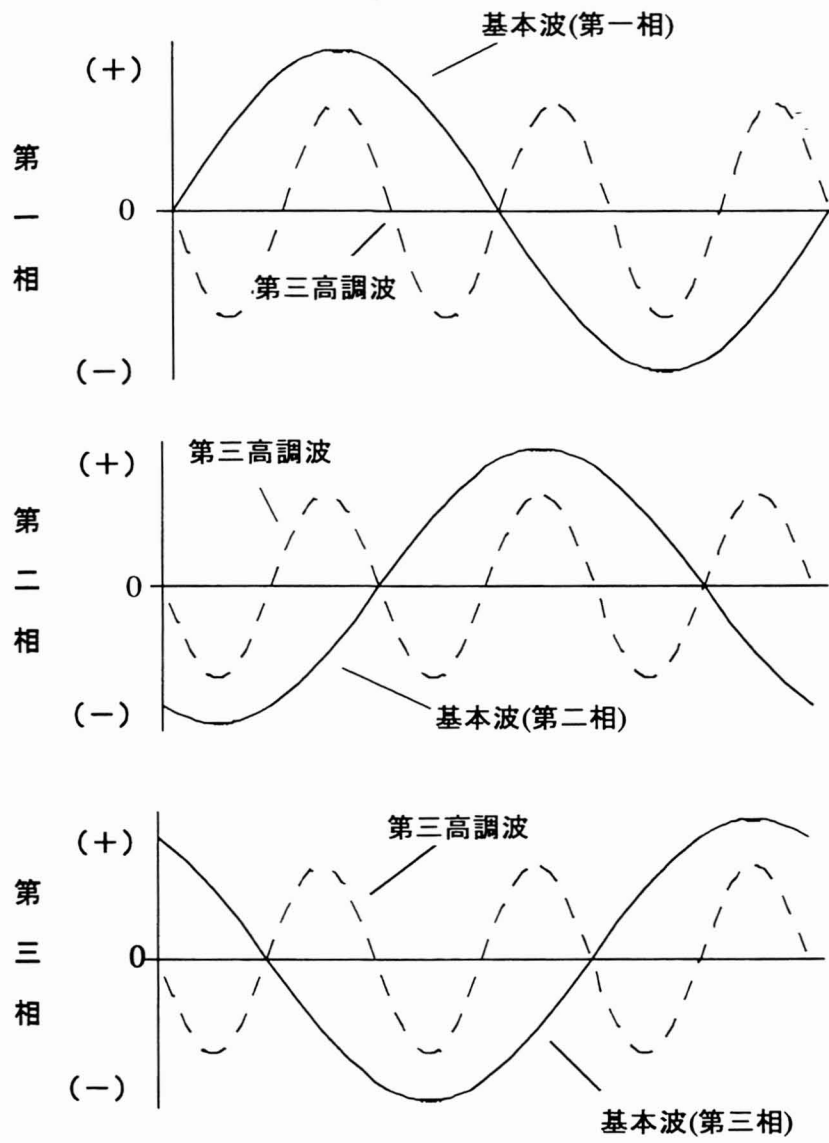


図3. 2 第三高調波の波形

よって、36次の加振周波数に構成部分が共振すると電磁騒音として聴覚されることになる。

例えば、図2.1で見られた 2200 [r/min] , 3200 [r/min] , 4750 [r/min] , 11100 [r/min] のピーク値はそれぞれ1.3 [kHz] , 1.9 [kHz] , 2.85 [kHz] , 6.66 [kHz] となる。

第 4 章

実験モーダル解析による検討

第4章. 実験モーダル解析による検討

4. 1 はじめに

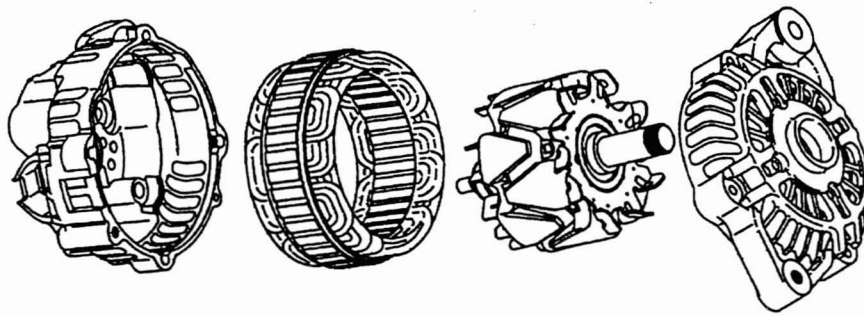
発電機を構成する構造部品の振動は、ステータやロータに作用する電磁力が加振力となって共振現象を引き起こし、電磁騒音として聴覚される。そこで、発電機の部分構造や発電機アセンブリ状態において、それぞれのモードとそれに対応する固有振動数について実験モーダル解析を行って、騒音発生源となる構造部品について検討した。ここで、発電機アセンブリはロータも含め全ての部品が組み立てられた状態を意味する。

4. 2 部分構造（ステータ、ロータおよびハウジング単体）の

実験モーダル解析

発電機をフロント・ハウジング、リヤ・ハウジング、ステータ、ロータの四つの部分構造からなる振動系と考えると、それぞれに関するモード特性を打撃試験による実験モード解析によって得た。測定は、フロント・ハウジングには軸受の質量を考慮し組み込んだままの状態、リヤ・ハウジングは整流器などをねじで取り付けた状態で、半径方向振動モードに着目したモデル化を行い実施した。加えて両方のハウジングには、後の結合を考慮し軸受箱部を4箇所測定した。また、ステータはコアのみの状態と巻線の挿入された状態について測定した。図4. 1に各部分構造と測定モデル、図4. 2にこれらの部分構造に対し得られた伝達関数と曲線適合を実施した結果を示す。また、図4. 3～図4. 6にはそれぞれの部分構造のモードシェイプを示す。但し、ステータは二つの状態でモードシェイプは同じため、固有振動数についてコア単体の状態を f_c 、巻線の挿入された状態を f_{sT} で示した。

この結果を見ると、ハウジングはステータに比べ剛性が大きく、そのため1[kHz]以下に固有振動数は存在していない。振動モードに関しては楕形状のハウジングにもフロント、リヤに拘わらず、ステータと同様に円環の2次モードである長円形状が現れていることが判る。次に、ステータは各モードに共通して巻線挿入の影響は小さく固有振動数に差はほとんど見受けられない。また、

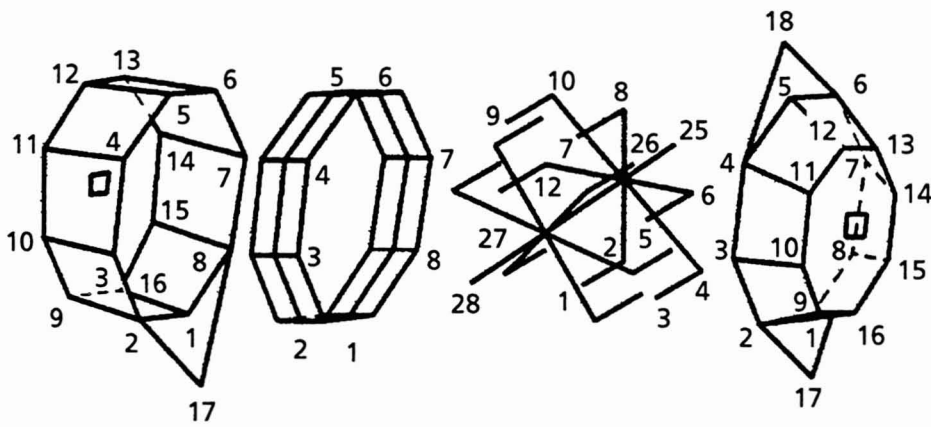


リア・ハウジング

ステータ

ロータ

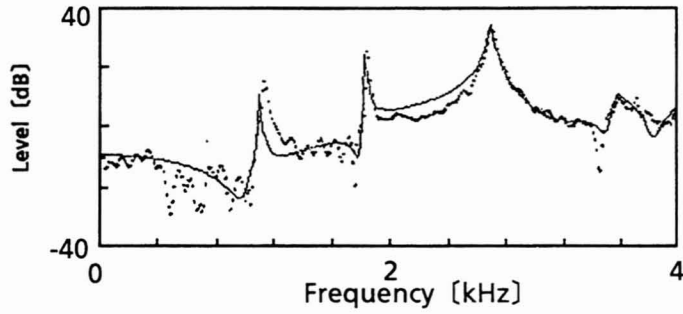
フロント・ハウジング



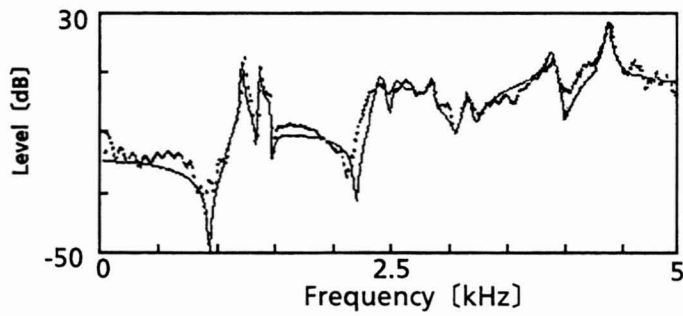
節点No.1: 加振点

図 4. 1 構成部品の部分構造と測定モデル

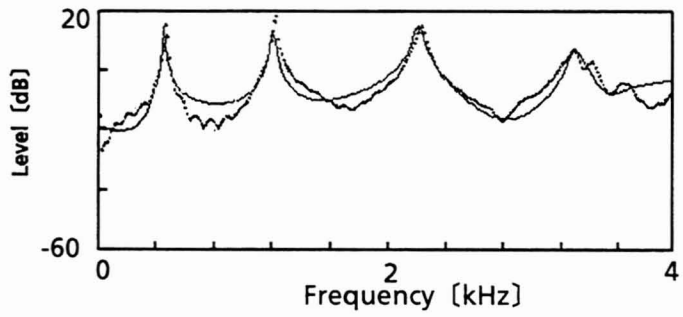
(1) フロント・ハウジング (測定点: 節点No.3)



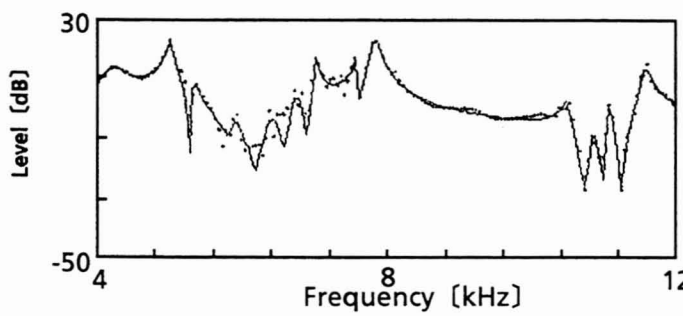
(2) リヤ・ハウジング (測定点: 節点No.3)



(3) ステータ (測定点: 節点No.10)

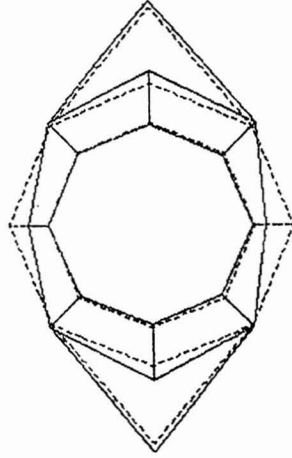


(4) ロータ (測定点: 節点No.3)

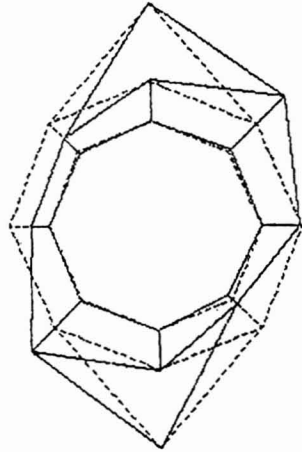


— : カーブフィット
... : 実測値

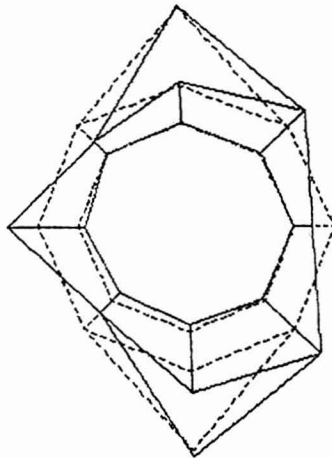
図 4. 2 発電機各部分構造の伝達関数



1114.6 Hz
長円モード

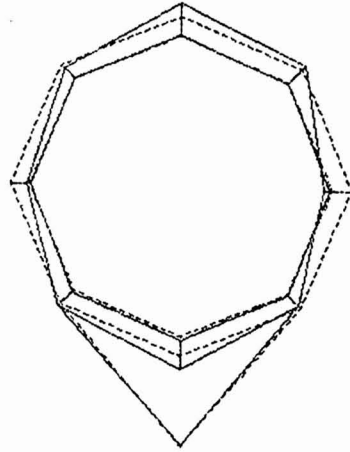


1852.8 Hz
長円モード



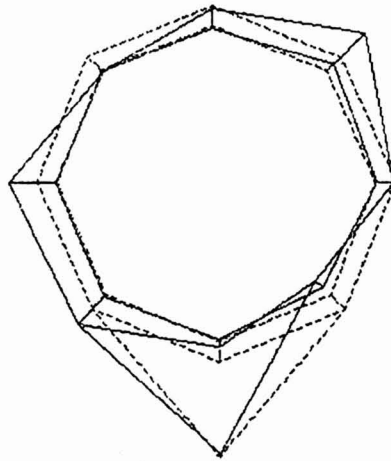
2717.7 Hz
三角形モード

図4.3 フロント・ハウジングのモードシェイプ



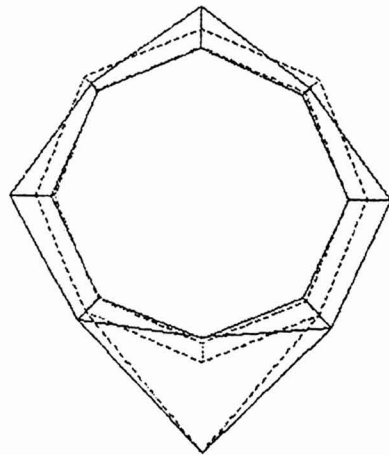
1234.8 Hz

長円モード



1385.7 Hz

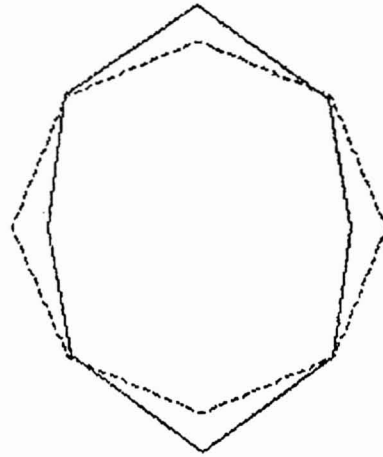
長円モード



2424.2 Hz

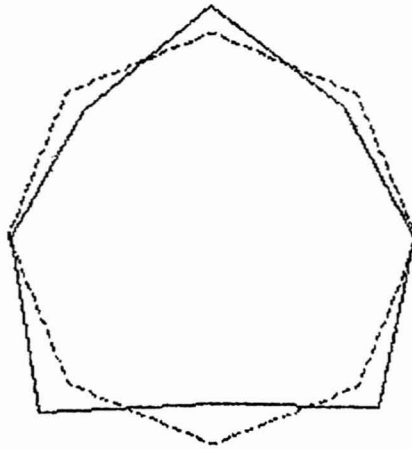
三角形モード

図 4.4 リヤ・ハウジングのモードシェイプ



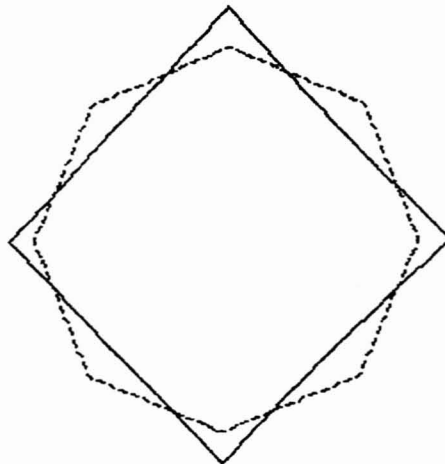
fc:462.5 Hz
fst:487.5Hz

長円モード
(2次)



fc:1262.5 Hz
fst:1250.0Hz

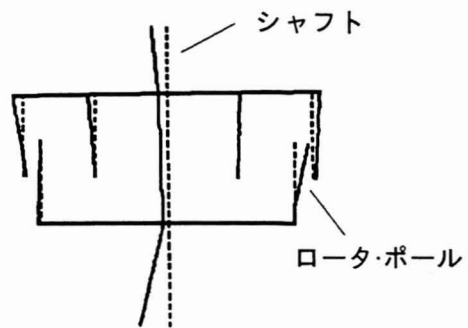
三角形モード
(3次)



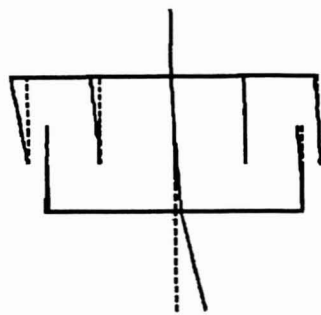
fc:2362.5 Hz
fst:2275.0Hz

四角形モード
(4次)

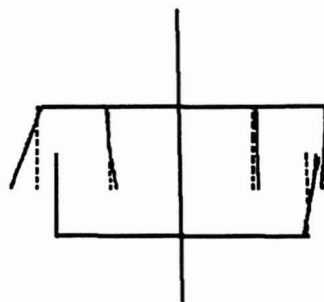
図 4.5 ステータのモードシェイプ



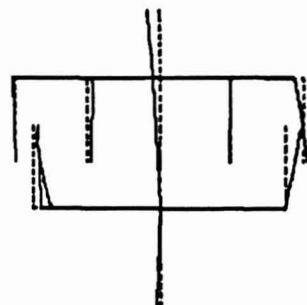
4268.4Hz



5080.6Hz



6036.7Hz



6666.9Hz

図 4. 6 ロータのモードシェイプ

して巻線挿入の影響は小さく固有振動数に差はほとんど見受けられない。また、ロータについて4.2 [kHz] および5 [kHz] に現れるモードはシャフトの曲げによるものであり、シャフトの剛性を考えると騒音とは無関係と考えられる。次の6 [kHz] および6.6 [kHz] 付近に現れるモードがロータ・ポール部の曲げを含むモードであり、図1.2の発電機後方における 11×10^3 [r/min] に見られる突出部に相当すると判断できる。すなわち、ロータの共振が高周波数域の発生源と考えられる。

4.3 発電機アセンブリの実験モーダル解析

四つの部分構造を組み合わせた発電機アセンブリ状態において実験モード解析によって得られた伝達関数を図4.7に、モードシェイプを図4.8に示す。4.2と同様、加振点および測定点の自由度は半径方向である。

この結果を見ると、フロントおよびリヤ・ハウジングと組み合わされたアセンブリ・ステータにおいて、円環の2次モードに相当する長円モードに二種類の固有振動数が見受けられるが、単体のステータには見受けられない。これは、モードシェイプ・データからも明らかなように、二つのハウジングにはエンジンブロック取り付け用フランジ部が設けられており、このためフランジの振動モードの影響を受け高周波数側の長円モードが発生している。アセンブリ・ステータにもその影響が考えられる。また、伝達関数の測定結果からアセンブリ状態のステータの固有振動数が、1.5 [kHz], 2 [kHz] 付近に見られ、これは電磁騒音発生周波数とほぼ一致しておりステータ振動が低周波数域における電磁騒音の原因であることを裏付けている。

4.4 結び

部分構造および発電機アセンブリの実験モーダル解析からは、次の結果が得られた。

1. 発電機の電磁騒音と比較すると、騒音測定データで見られた不連続な突出部の周波数は、低周波数域ではアセンブリ・ステータの固有振動数に、高周波数域ではロータの固有振動数に一致していることから、これらの構造部品が

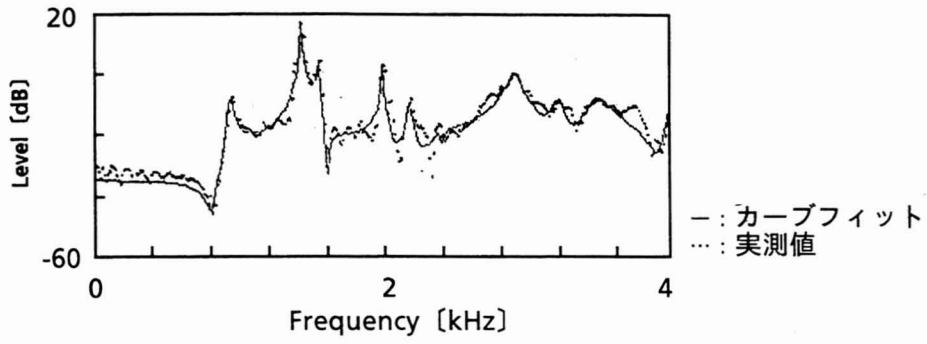


図 4. 7 アッセンブリ・ステータの伝達関数
(測定点:ステータ 節点No.10)

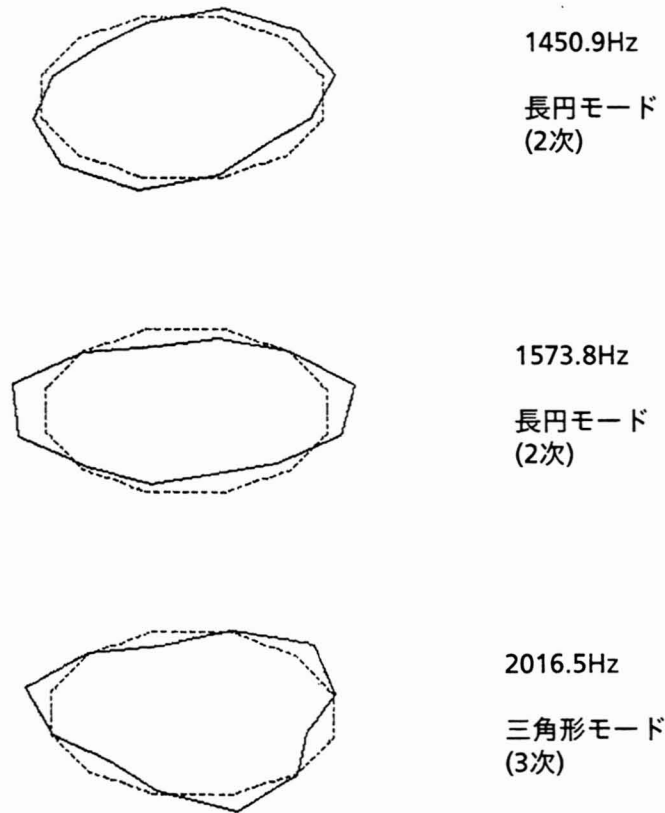


図 4. 8 アッセンブリ・ステータのモードシェイプ

電磁騒音の主因となっていると判断できる。

2. ステータの固有振動数はコア単体と巻線挿入状態では変わらず、巻線の影響は小さい。また、コア単体からアッセンブリ・ステータでは固有振動数は大きく変化しており、ハウジングの剛性などが大きく影響をおよぼしていると考えられる。

第 5 章

F E M に よ る 検 討

第5章. FEMによる検討

5.1 はじめに

発電機の騒音発生周波数の推定は、低周波数域に着目するとアッセンブリ・ステータの固有振動数に一致する。この固有振動数の解析としてFEMは有効な手法であると思われるが、大きな系全体を精度良く計算するには要素数を多く採らねばならず、コンピュータの計算時間や計算容量の増大から、短期サイクルで開発を望まれる自動車用電装品への適用は困難で現実的でない。そこで、この章ではステータの半径方向振動によって発生する騒音に限定し、ステータ部とその周辺を簡単にモデル化することによって、ステータの解析モデルの形状とアッセンブリ化されたステータに付加される諸因子について検討する。

5.2 ステータ単体モデルにおける検討

ステータの固有振動数の算出は、一般に第7章に示した円環モデルを使用し計算されているが、実際のステータ形状にはノッチやティースが設けられ計算値では誤差を含んだ値となっている。そこで、図5.1に示した解析モデルでこれらの影響を確認する。比較のため、実際の発電機のステータ形状も図5.1に示す。解析は、平面殻要素を用いたモデルで検討した。ここで、モデル4はモデル1にティース部の質量を付加したものである。モデル3の求められたモードシェイプを図5.2に、各モデルの求められた固有振動数と実験値とを比較した結果を表5.1に示す。本論文で示す実験値は、第4章で示したFFTアナライザ、インパルスハンマー、加速度センサ等を用いて打撃試験により求めた値を指す。

この解析結果を見るとティース部がコアの固有振動数に与える影響は大きい。がノッチ部は小さく、これの算出にはティース部の影響を考慮する必要があると判断できる。さらに、モデル4の固有振動数はモデル2, 3および実験値とほぼ同等の値となっていることから、コアの半径方向振動において、ティース部はコアの曲げ剛性に対し有効に作用せず、剛性よりはむしろ質量に対する影響が大きいと考えられる。

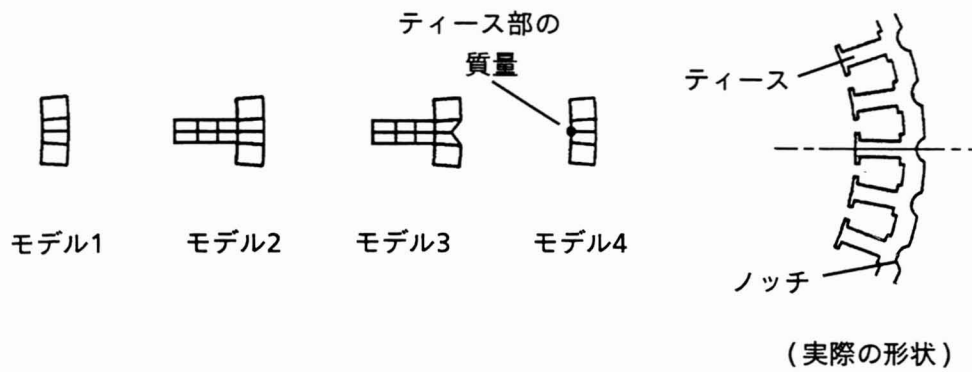
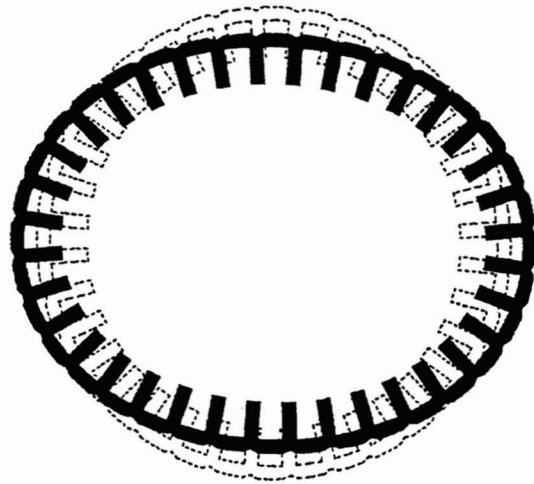


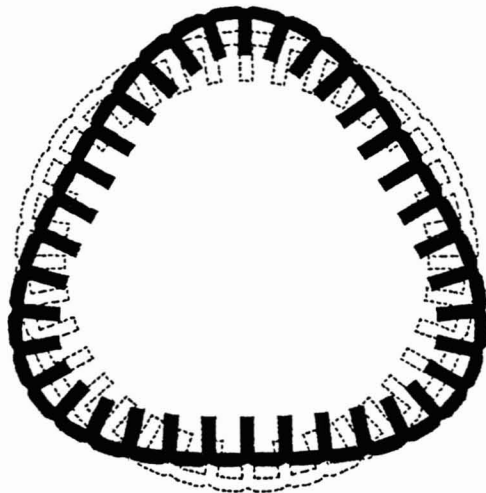
図 5.1 ステータの実際の形状と解析モデル

表 5.1 FEMの解析結果と実験値比較(単位:Hz)

モデル (要素数)	Mode	
	2nd	3rd
モデル1 (144)	623.3	1761.4
モデル2 (360)	472.2	1303.7
モデル3 (360)	462.5	1262.5
モデル4(180)	445.6	1254.5
実験値	474.5	1223.2



2次モード



3次モード

図 5.2 モデル3のモードシェイプ

また、各モデルのモードシェイプは図5. 2に示されているものとすべて同じになっており、これは円環のそれと同一である。

5. 3 アッセンブリ化の影響に関する検討

5. 3. 1 変形形状の影響

①**軸方向変形** ステータを発電機アッセンブリとして組み込む時、ステータとフロントおよびリヤ・ハウジングのインロー部の嵌合と、4本の通しボルトによるハウジング間の結合によってステータ断面は、“く”の字形に歪む。このメカニズムを図5. 3に示す。

そこで、真円度計により計測した変形量約80 [μm] を、ステータ断面中央部の両端からの変形量として、変形前と変形後の形状を解析モデルとして円環の長円モードである2次モードの固有振動数を計算した。解析には軸対称体要素を用いてモデル化し、計算比較した。図5. 4に解析モデルを、表5. 2に解析結果を示す。モデル5は変形前を、モデル6は変形後を示す。

この結果を見ると、わずか軸方向に変形が生じてもその形状のみから、固有振動数に与える影響はほとんどないと判断できる。

②**半径方向変形** ステータがフロントおよびリヤ・ハウジングに組み付けられる時、軸方向だけでなく、半径方向にも変形し、その形状は星形のようなになる。そこで、この変形の計測データを元に変形後の形状においてビーム要素を用いてモデル化し、固有振動数を計算した。解析に用いたモデルは、ハウジング剛性が部位により異なることから、実際の変形形状は周期対称形状とはならないが、簡単のためこの条件を用いた。

図5. 5に実際にステータ内周中央部の変形量を計測したデータと解析モデルを示す。実測データのうち、波線はアッセンブリにした時の通しボルトの締め付けトルクが0 [$\text{N}\cdot\text{m}$] , 実線は4 [$\text{N}\cdot\text{m}$] で締め付けた時の径方向変形量を示す。また、解析モデルについてモデル7が変形なしの状態, モデル8が径方向に80 [μm] (実測データの最大値), 45度ずつ外側, 内側～交互に変形したと仮定した。解析結果を表5. 3に示す。

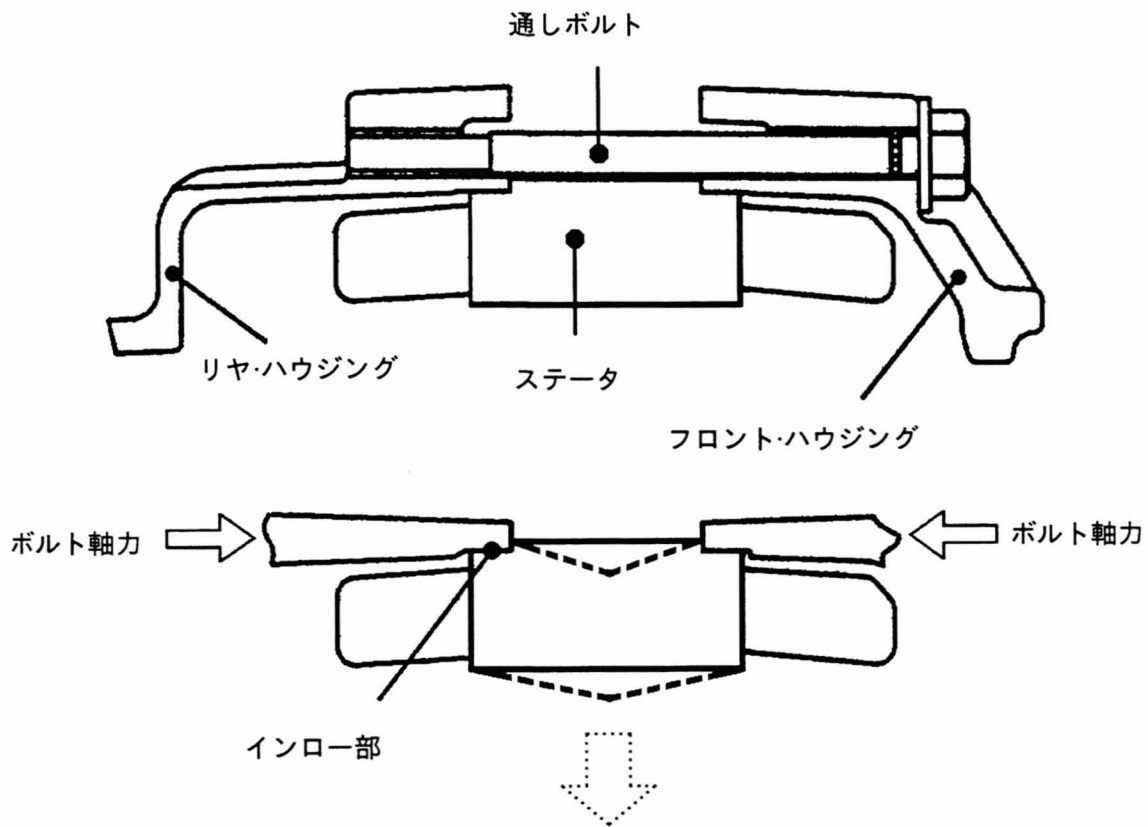


図 5.3 ステータの軸方向変形メカニズム

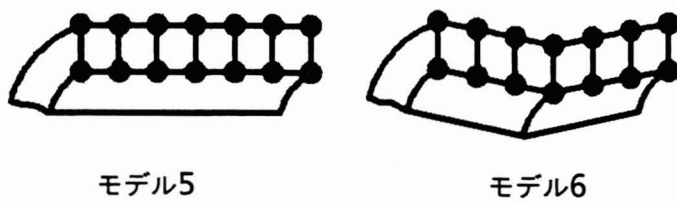


図 5.4 モデル5とモデル6の解析モデル

表 5.2 モデル5とモデル6の解析結果(単位:Hz)

モデル (要素数)	Mode	2nd
モデル5 (6)		648.29
モデル6 (6)		648.37

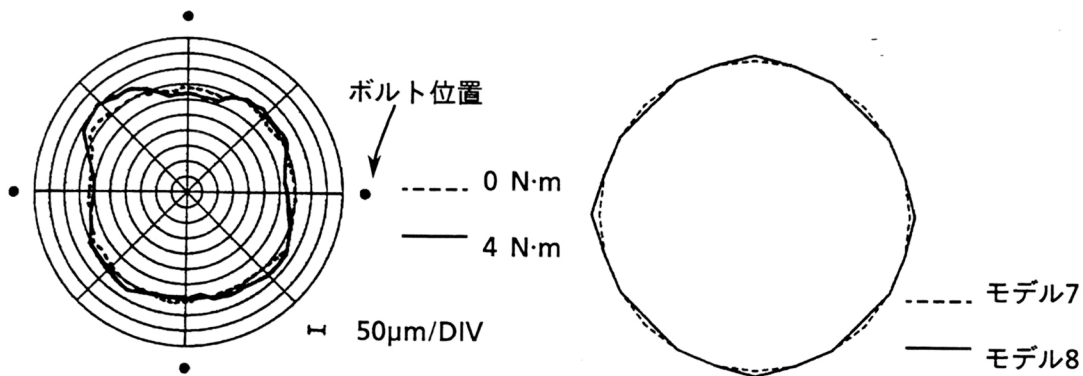


図 5.5 半径方向変形の実測データと解析モデル

表 5.3 モデル7とモデル8の解析結果(単位:Hz)

モデル (要素数)	Mode	2nd	3rd
	モデル7 (12)		628.29
モデル8 (12)		628.21	1776.6

この結果を見ると半径方向にわずかな変形が生じて、その変形形状における固有振動数は変形前とほとんど変化していない。このことから、径方向変形による固有振動数の影響はほとんどないと判断できる。

5. 3. 2 初期応力の影響

ステータを発電機アセンブリとして組み込む時、ハウジング間を4本のボルトによって締結する。その際、ステータの締結部付近の4箇所にはそれぞれボルト軸力3300 [N] が加わっている。そこで、ボルト締結によりステータには初期応力が与えられているとして、まず初めに静解析を行い、これを初期条件として固有振動数を計算した。解析モデルは、ティース部も含め三次元体要素を使用した。静解析の結果を図5. 6に、解析結果を表5. 4に示す。ここで、モデル9は初期応力のない場合、モデル10は初期応力のある場合を示す。

この結果を見るとステータに初期応力が付加されない時、周期対称形状のため2次のモードにおいても、3次のモードにおいても二つの固有振動数が存在するが、初期応力が付加されるとボルト位置の4箇所で拘束されるため、固有振動数は一つになり、前者の二つの解のうち高い方と同等である。このことから、初期応力を考慮しても固有振動数に与える影響はほとんどないと判断できる。

5. 3. 3 ハウジング剛性の影響（接触条件の検討）

①軸対称体要素による検討 ステータの固有振動数に影響を及ぼしていると考えられるものに、ステータとインロー（嵌合）部で接触しているハウジングがある。このため、解析モデルはステータにハウジングの剛性を加味して検討する必要があるが、これには接触条件を決定しなければならない。ところが、これを求めるには二つの部品間の力の伝達状態や接触部の応力・ひずみ状態、さらに負荷前後の挙動を観察しておく必要があるなど煩雑で、その取扱も一般に非線形となる。そこで今回の解析では、接触部が一体となった挙動をすると仮定し、接触要素は用いず線形問題として扱うことにした⁽⁴⁾。

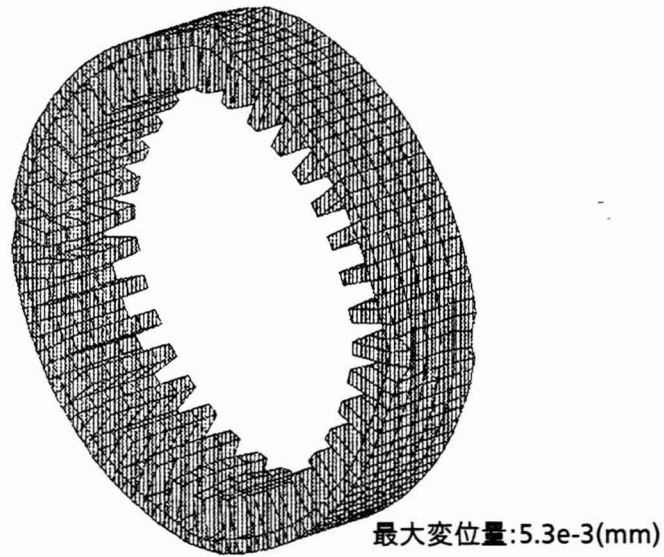


図 5.6 静解析の結果

表 5.4 モデル 9とモデル10の解析結果(単位:Hz)

モデル (要素数)	Mode	2nd	3rd
モデル9 (720)		487.1	1081.1
		503.0	1389.4
モデル10 (720)		502.9	1389.3

解析には、(5. 3. 1. ①)のモデルを基本に軸対称体要素を用い接触部の状態を三つのケースでモデル化、長円モードである2次モードを計算した。図5. 7に全体解析モデルを、図5. 8に接触部を拡大した三つの解析モデルを示す。このモデルはモデル1 1はステータおよびハウジングの全接触、モデル1 2は半径方向のみの接触、モデル1 3はコーナー部の点接触の状態をそれぞれ示している。

これら三つのケースについて解析した結果を表5. 5に整理し、図5. 9にモデル1 3のモードシェイプについて示す。

この結果を見ると、ハウジングとステータの接触部が一体であるとの仮定のもとで、ハウジング剛性を加味するとコア単体からの固有振動数は大きく異なっている。また、アセンブリのステータの固有振動数においてクリアランスも要因の一つであることが判った。しかし、アセンブリのステータの2次モードの実験値に対し大きな値となっている。念のため、解析に使用したハウジング単体の2次の固有振動数について解析結果／実験値を示すと、

フロント・ハウジング	1566.5 / 1114.5, 1852.8 [Hz] ,
リヤ・ハウジング	1291.4 / 1234.8, 1385.7 [Hz]

であり、解析値は実験値と同程度の値となっている。実験値に示す二つの解はいずれも2次の固有振動数である。

②平面殻要素による検討 軸対称体要素では、全周に対するハウジングとステータの接触条件のみの検討であり、実験値を大きく上回ったため接触条件を円周方向に対して考える。ステータとハウジングは、ステータ内周の変位量の測定結果から、4本の通しボルトによって接触の強弱が存在していることが判っている。そこで、平面殻要素を用いてフロントおよびリヤのハウジングとステータをモデル化し、(5. 3. 1. ①)と同様に接触部を一体挙動すると仮定して、それぞれの部品を剛結合させて行った。解析モデルの接触条件はそれぞれ、モデル1 4はボルト位置4点の点接触、モデル1 5は全周線接触、さらにモデル1 6では嵌合面を加味した半径方向全周における面接触を考慮してお

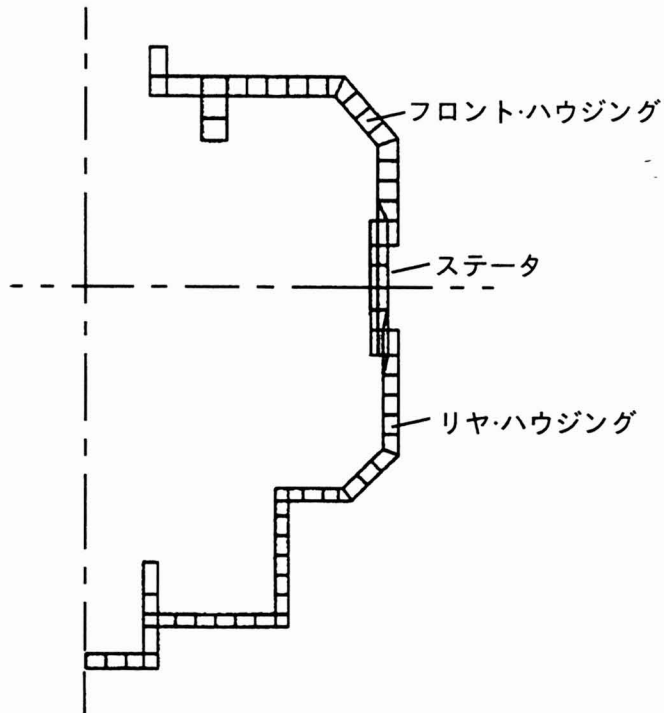


図 5.7 軸対称体要素による 全体解析モデル

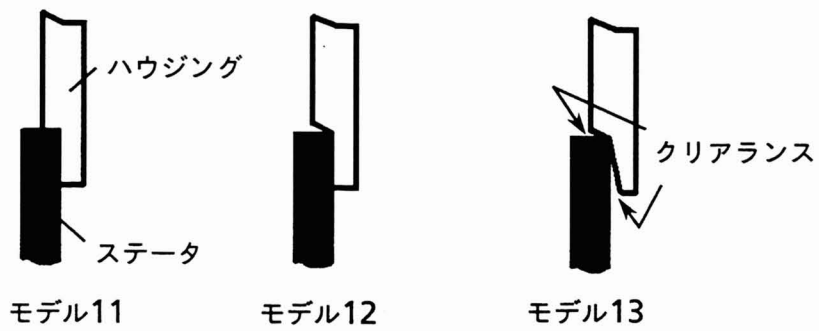


図 5.8 接触部の拡大モデル

表 5.5 モデル 11,12,13の解析結果(単位:Hz)

モデル (要素数)	Mode	2nd
モデル11 (72)		4529.0
モデル12 (72)		4406.7
モデル13 (72)		4083.2
実験値		1450.9

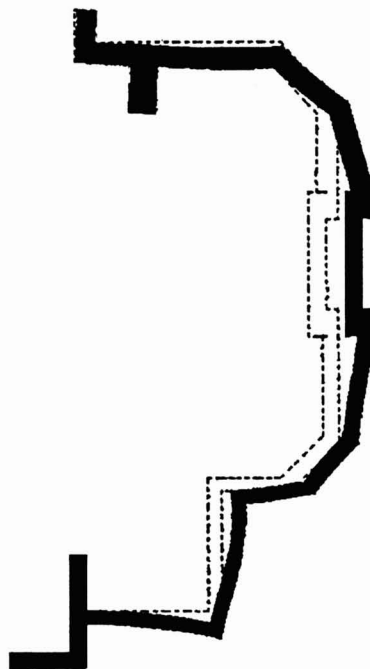


図 5.9 モデル13のモードシェイプ

り、図5. 10～5. 12は各部品単位の解析結果を示し、結合させた解析のモデル形状を図5. 13に、各々の接触条件のモデルの解析結果を表5. 6に示す。また、モデル16のモードシェイプを図5. 14に示す。

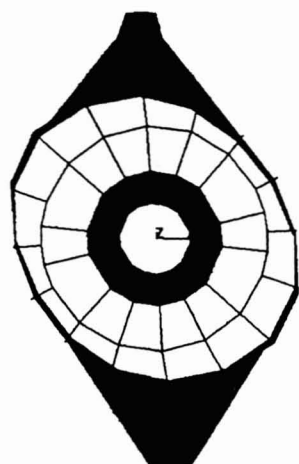
この結果を見ると、ハウジング単体の固有振動数は(5・3・3・①)に示された実験値に対しやや小さめの値となっているが、ステータ単体では表5. 1の実験値と同等の値となっている。ただし、軸方向が加味されて軸の端面が逆位相の長円モードも2次および3次の固有振動数の間に現れている。これらのことから、単体の解析モデルは妥当であると判断できる。アッセンブリとして組まれたステータの固有振動数の解析結果は実験値に対し、点接触では小さく線接触では大きな値となっている。また、面接触では固有振動数そのものの値は大きいですが、同じモード次数の固有振動数の数は減少していることが判る。ここで、モデル14の2次モードとモデル15の3次モードのうち、変形がわずかで完全な長円形状、三角形状になっていないものを()で示した。これらのような不完全なモードシェイプが現れたり、同じモードでも大きく離れた固有振動数が存在するのは、ステータの半径方向に対し不均一なハウジング剛性が影響し変形が抑制されたり、それぞれ異なる剛性のフロントおよびリヤのハウジングがステータ軸方向の両端に付加されたりしたためと考えられる。モードシェイプは、実験結果と同様であることが確認されている。

5. 4 結び

FEMを用いたコア単体および発電機アッセンブリの種々の解析から次の結果が得られた。

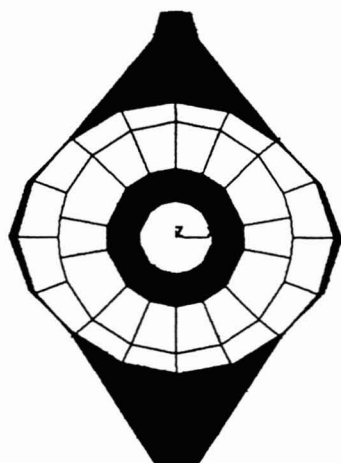
1. ステータ・コアの固有振動数の算出は、ティース部の影響は大きく考慮しておく必要があるが、これに対しノッチ部はほとんど影響を与えていないことが判った。また、ティース部、ノッチ部を含んでも半径方向振動に対するモードは円環と同一である。

2. ステータの半径方向振動において、アッセンブリ化によって、その固有振動数は大きく変化するが、要因の一つと考えられる軸方向および半径方向の変



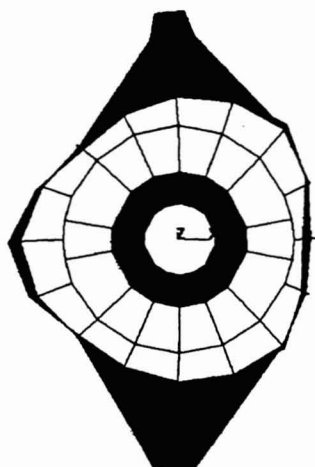
1028.2Hz

長円モード
(2次)



1138.9Hz

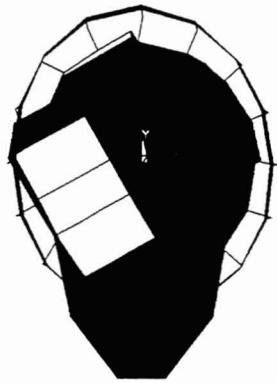
長円モード
(2次)



3242.1Hz

三角形モード
(3次)

図5.10 フロントハウジングの解析結果



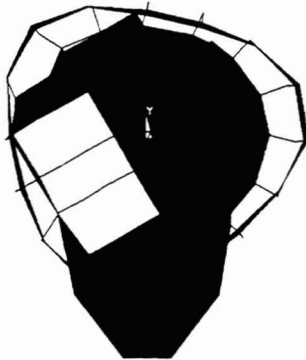
907.6Hz

長円モード
(2次)



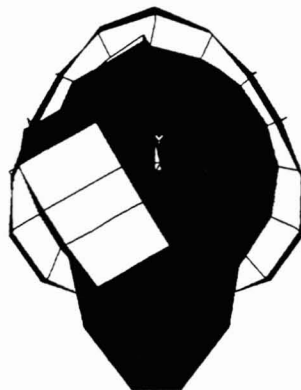
1077.6Hz

長円モード
(2次)



2603.7Hz

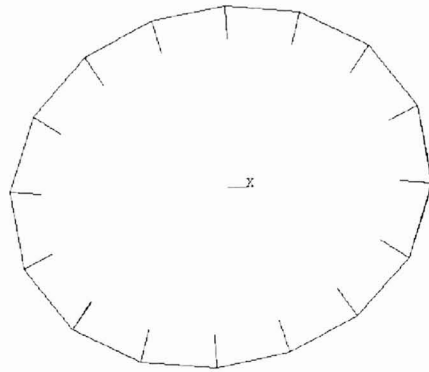
三角形モード
(3次)



2727.1Hz

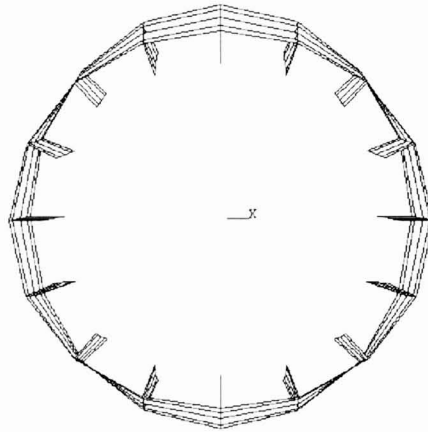
三角形モード
(3次)

図 5. 11 リヤ・ハウジングの解析結果



516.7 Hz

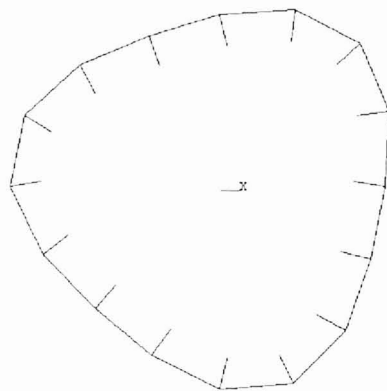
長円モード
(2次)



1092.4 Hz

1391.4 Hz

(長円)モード



1468.7 Hz

三角形モード
(3次)

図5. 12 ステータの解析結果

(フロント視)

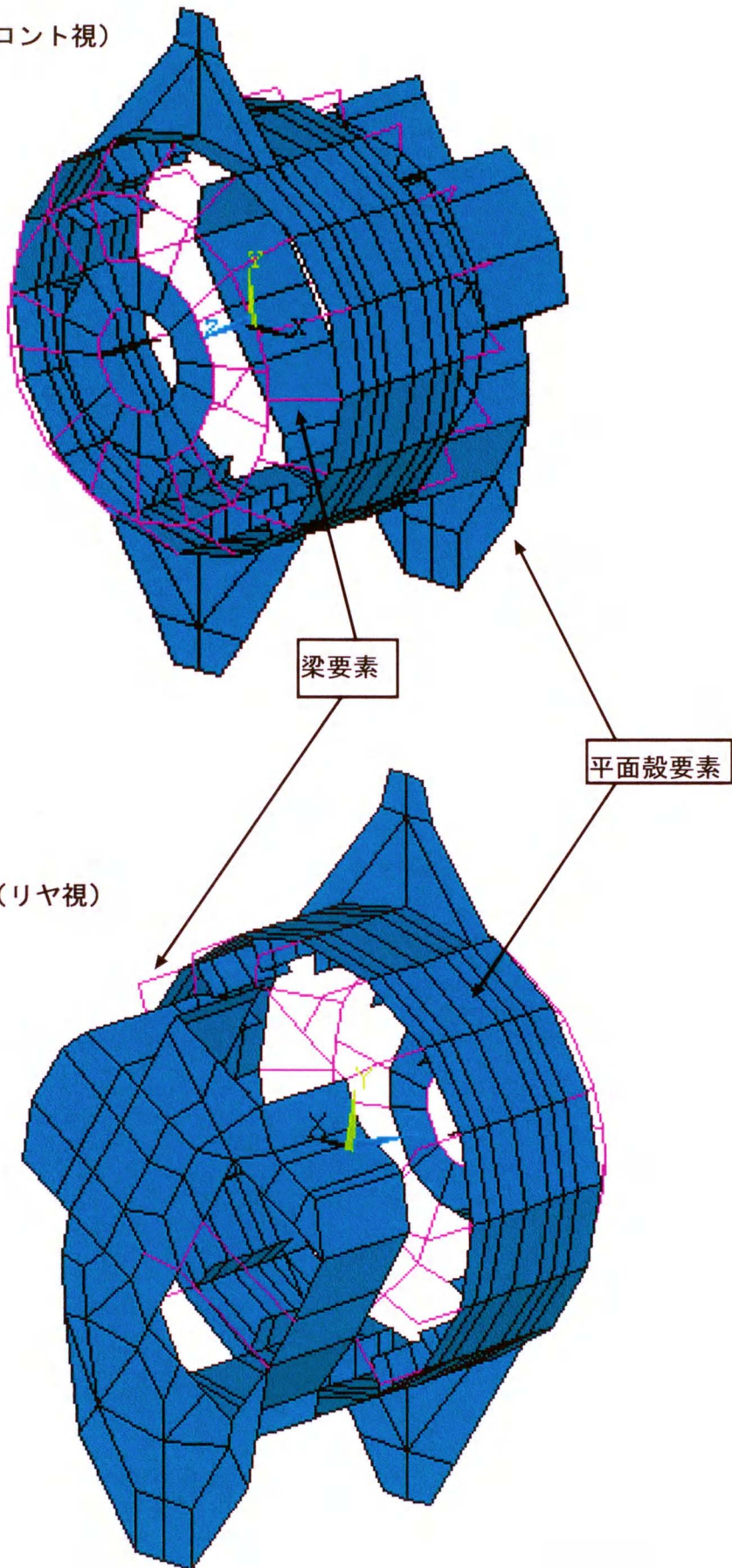


図5. 13 発電機全体の解析モデル

表5.6 モデル14, 15, 16の解析結果 (単位: Hz)

モデル (要素数)	Mode	2nd	3rd
モデル14 (437)		867.7 (928.7) 1728.8	1886.9 2122.4
モデル15 (437)		1313.4 1810.0	(2173.5) 2596.0
モデル16 (437)		1711.9 1849.1	2591.5
実験値		1450.9 1573.8	2016.5



長円モード
(2次)



長円モード
(2次)



三角形モード
(3次)

図 5. 14 モデル16のモードシェイプ

形形状はほとんど影響を与えていない。

3. ステータにおいて、ボルト締結による応力を付加してもステータの固有振動数を大きく変化させる要因とはならず、同じモード次数の複数の固有振動数のうち高い方が残り、その値が若干低くなることが明らかになった。

4. ハウジング剛性の影響は大きく、アッセンブリ化によるステータのハウジングとの接触は、コア単体から固有振動数を大きく引き上げる主因となっている。また、接触要素を用いず線形系の範囲で接触部を一体挙動するとした仮定において解析を行う場合、通しボルト付近のみを面接触にすれば良いことが明らかになった。しかし、今回の解析では接触面の大きさを限定するには至らず、これを行うにはステータ部およびハウジングの嵌合部をさらに細分化し、多角形化したモデルで検討を行う必要があると考える。

第 6 章

部分構造合成法による検討

第6章. 部分構造合成法による検討

6.1 はじめに

アッセンブリ・ステータの固有振動数の推定を第5章ではFEMによって行ったが、さらに解析精度をあげるためには要素数を増やし、ハウジングとステータ間の接触部の要素を細分化する必要があるなどかなり面倒で時間を要する。このため、ステータとハウジング間の結合条件を確定するには至らず、この簡単かつ妥当なモデル化を行うことは重要である。そこで、本章では第4章で測定した各部分構造の動特性をもとに、部分構造合成法⁽⁵⁾⁽⁶⁾を用いてアッセンブリ・ステータの固有振動数の予測を行った。なかでも、各部分構造の伝達関数の測定が容易であること、伝達関数の結合過程では理論的に誤差を生じないため結合条件のみの検討ができることなどから伝達関数合成法を用いた。

6.2 伝達関数合成法

実験モード解析によって得られた伝達関数をもとにステータとハウジング間をボルト弾性結合、あるいは剛結合されると仮定して伝達関数合成法を適用し全体系の振動特性を推定する。

ここで、図6.1のようにハウジングおよびステータの二つの部分構造が弾性結合されている場合の解析方法を説明する。

まず、ステータS単体の点1に外力 F_1 、点2に外力 F_2 が作用する場合、周波数 ω での任意の点 i と点 j 間の伝達関数を $G_{ij}(\omega)$ で表すと、点1と点2の変位 X_1 、 X_2 は、次式で表される。ただし、自由度は半径方向振動に着目するところから各点それぞれ半径方向に1自由度として取り扱い、伝達関数 $G_{ij}(\omega)$ は実験によって求められる。

$$X_1 = G_{11}^S(\omega) F_1 + G_{12}^S(\omega) F_2 \quad \cdots (6 \cdot 1)$$

$$X_2 = G_{21}^S(\omega) F_1 + G_{22}^S(\omega) F_2 \quad \cdots (6 \cdot 2)$$

同様に、ハウジングB単体の点3に外力 F_3 が作用すれば、点3と点4の変位

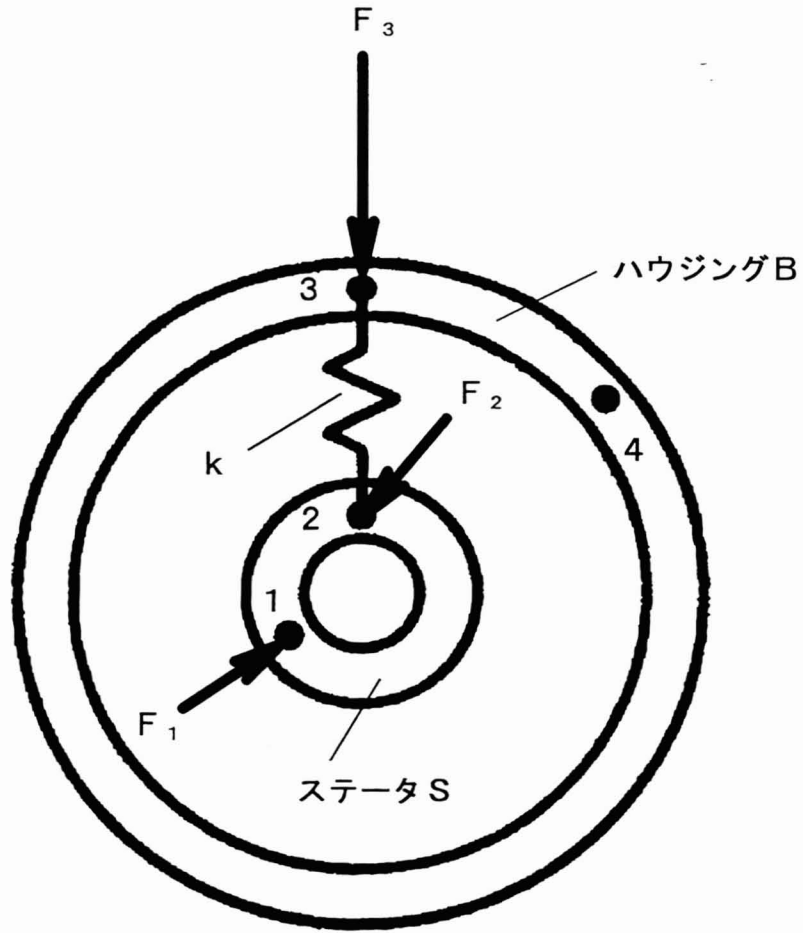


図 6. 1 伝達関数合成法モデル

は次式となる。

$$X_3 = G_{33}^B(\omega) F_3 \quad \dots (6 \cdot 3)$$

$$X_4 = G_{43}^B(\omega) F_3 \quad \dots (6 \cdot 4)$$

次に結合点2および3は、ばね定数Kによって結合され互いに連成していませんとすれば結合点の力は次式で表される。

$$K(X_3 - X_2) = F_2 = F_3 \quad \dots (6 \cdot 5)$$

そこで、式(6・1)～(6・5)を整理すると、

$$\begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & -G_{12}^S(\omega) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -G_{22}^S(\omega) & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -G_{33}^B(\omega) \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -G_{43}^B(\omega) \\ 0 & k & -k & 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \\ X_4 \\ F_2 \\ F_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} G_{11}^S(\omega) \\ G_{21}^S(\omega) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} F_1 \quad \dots (6 \cdot 6)$$

となり、この1次の連立方程式を解くと各点の周波数 ω における応答変位が求められる。

6.2 結合条件に関する検討

6.2.1 弾性結合

ステータとハウジングおよびロータを弾性結合により発電機アセンブリに組み込んだ時の概念図を図6. 2に示す。

また、その時のステータの振動特性を伝達関数合成法を用いてコンピュータにより求めた。結合後の伝達関数を図6. 3に示す。結合条件はステータの半径方向に着目し、半径方向並進ばね定数 4.7×10^7 [N/m] でフロント・ハウジングとステータおよびリヤ・ハウジング間の各節点を結合し、その他の部品は解析モデルから除外した。

ここで用いた半径方向並進ばね定数は、動的なハウジング剛性を示し、これは実験により求めた。この算出式と半径方向並進ばね定数については第7章で説明する⁽⁵⁾。

この解析結果を見ると、2次、3次モードの固有振動数はそれぞれ1.4 [kHz]、2 [kHz] 付近に現れ、実験値とほぼ同等の値を示している。ここで生じている実験値と解析値の誤差は、ステータとハウジング間を均一ばねと仮定しているため、実際は4本の通しボルトで締結されていることから半径方向ではそのばね定数の値に大小が存在しているためと思われる。

さらに、ロータおよび軸受の影響を確認するため、発電機アセンブリのステータ部の振動特性をロータ有無で計算比較した。ロータとハウジング間は軸受剛性を用い、フロント側には、 9.8×10^6 [N/m]、リヤ側には 6.8×10^7 [N/m] のばねによって結合した。この結果を先に示した図6. 3に重ねて示す。

この結果を見るとロータの有無に拘わらずステータの半径方向の振動特性は、ほぼ近い周波数で固有振動数が存在している。

6. 2. 2 剛結合

さらにステータとハウジングの嵌合部を剛結合と仮定して検討した。剛結合の条件として、4本のボルトにより締結されたステータの変形形状（ボルト位置では内側に変形）を考慮し、フロント、リヤのハウジングそれぞれとボルトにより4点で剛結合しているとした。この結果を図6. 4に示す。

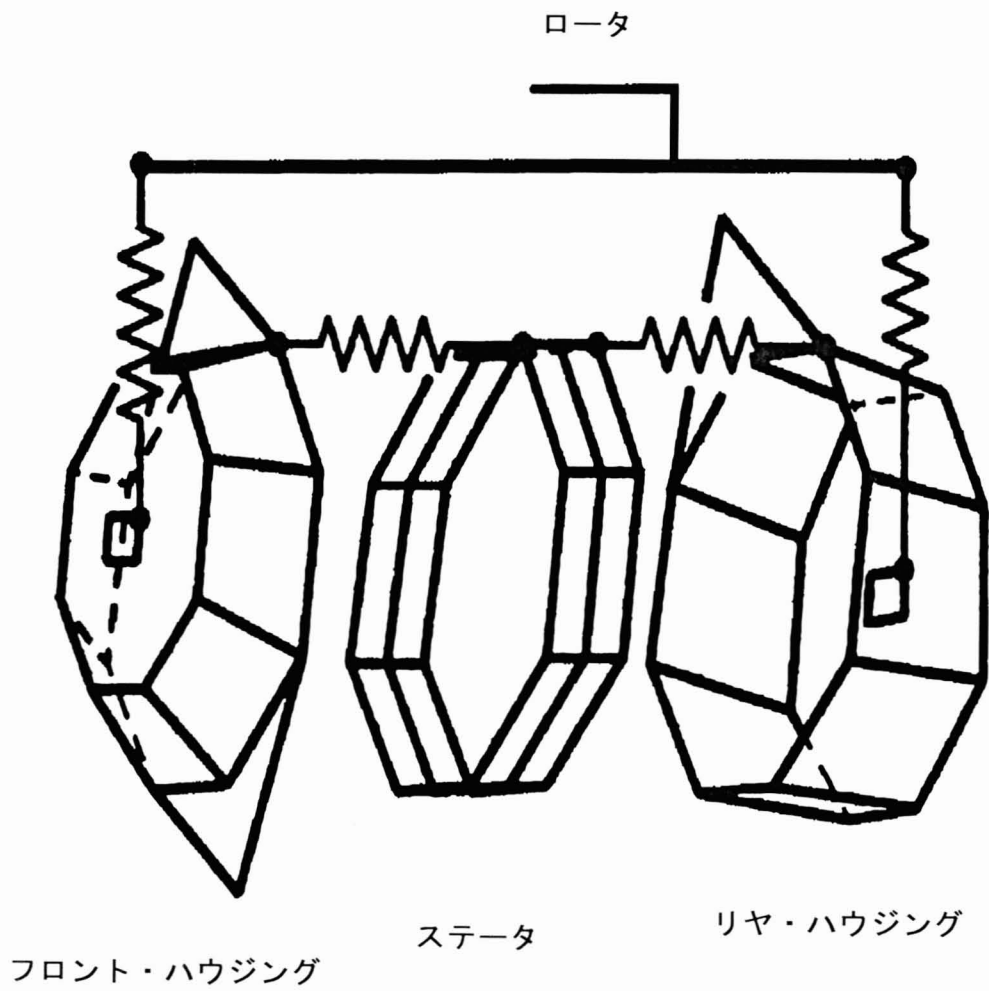


図6. 2 部分構造合成法の概念図

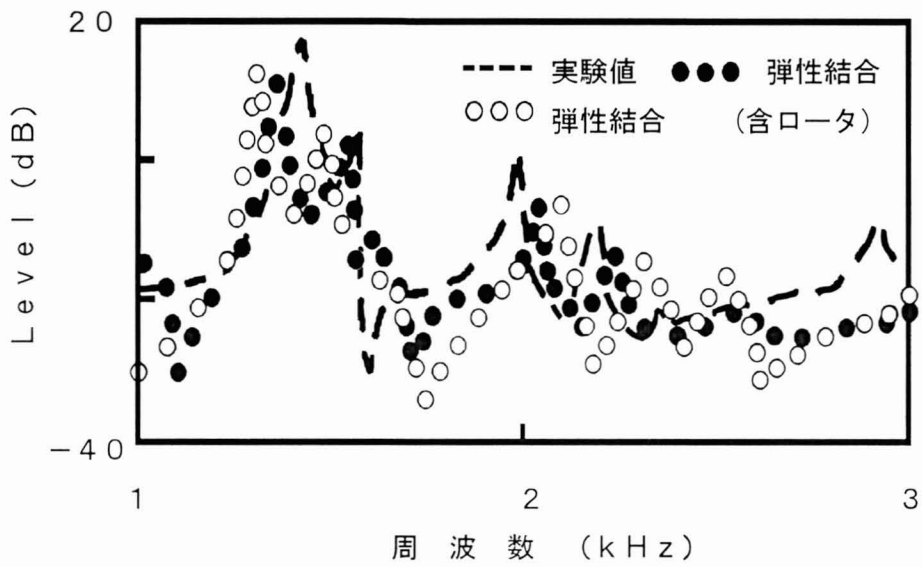


図6. 3 弾性結合後のステータの伝達関数

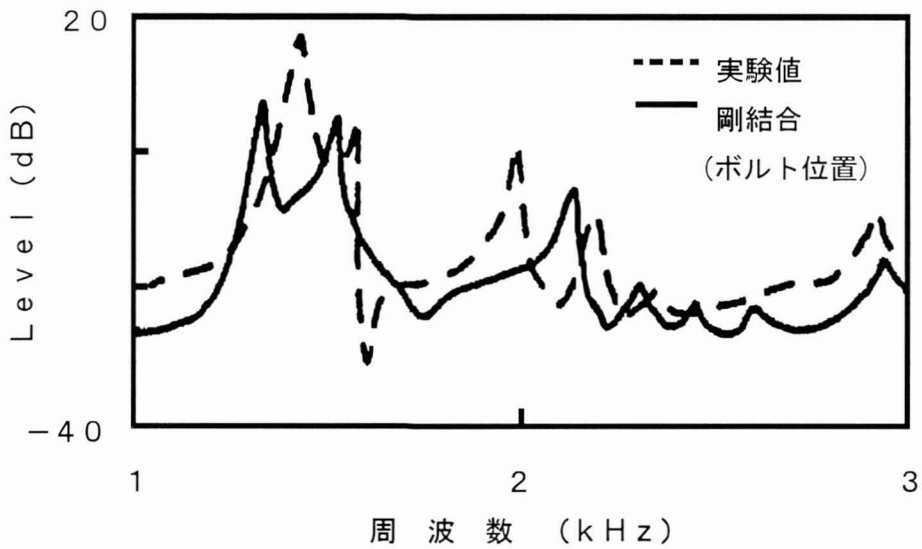


図6. 4 剛結合後のステータの伝達関数

図6. 4を見ると4点結合の場合、全周弾性結合としたものと同等の解析結果が得られた。また、実験値とも近い値となっており、ボルト締結によるステータ内側への変形はハウジングとの剛結合によってモデル化できることを示している。ここで生じている実験値と解析値の誤差は、弾性結合時と同様に4本の通しボルト締結によるステータとハウジングの接触条件が、位置により異なるためであると思われる。

6. 3 結び

部分構造合成法を用いて発電機アセンブリの振動解析を行った結果、次のことが得られた。

1. 本仕様の発電機のようにハウジングとステータのサンドイッチ構造とボルト締結によって結合されている場合、非線形な結合条件を用いなくてもステータおよびハウジングの結合条件は、全周等価ばねによる弾性結合、または部分的な剛結合によって表現できる。
2. ステータの半径方向振動における固有振動数は、ロータおよび軸受の影響は小さく、部分構造合成法を適用するにあたりこれらを見捨てても、ほぼ実験値に近い値が計算によって求められる。
3. FEMによる解析結果と比較した場合、部分構造合成法による解析結果の方が、より短時間で精度の良い計算結果が得られる。

第 7 章

アッセンブリ・ステータの固有振動数の 簡易算出式

第7章. アッセンブリ・ステータの固有振動数の 簡易算出式

7. 1 はじめに

ステータ・コアが発電機アッセンブリとして組み込むと第4章の実験から大きく変化することが判ったが、その理論式はまだ提案されていない。そこで、ステータ・コアを円環モデルに近似することによって、簡易的にアッセンブリ・ステータの固有振動数が求められる算出式を検討する。

7. 2 コア単体の固有振動数の算出式

図7. 1に計算で用いるステータ・コアの断面図を示す。

ステータ・コア単体のM次 ($M \geq 2$) の面内振動に対する固有振動数 f_M は円環モデルに置き換えて、次式で表すことができる^{(7) (8)}。

$$f_M = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{Eg}{\gamma} \cdot \frac{I}{Arc} \cdot \frac{M^2(1-M^2)^2}{1+M^2}} \times \sqrt{\frac{m_1}{m_1+m_2}} \quad \dots (7 \cdot 1)$$

但し、 E : ステータ・コアのヤング率

g : 重力加速度

γ : ステータ・コアの比重量

I : ステータ・コアの断面2次モーメント

A : ステータ・コアの断面積

M : 節線 (変形線) の波 (=次数)

r_c : ステータ・コアの有効半径

m_1 : コア部の質量

m_2 : ティース部の質量

7. 3 アッセンブリ・ステータの固有振動数の簡易算出式

次に、ステータが発電機に組み込まれた状態をモデル化し、アッセンブリ・ステータの固有振動数の算出式を検討する。そこで、ボルトの締結とハウジングとのはめあいを全周均一ばねで式されたモデルで近似して、発電機アッセン

ブリとなったステータの固有振動数算出式を導く。

円環の一般的な曲げ振動について考える。

半径方向の変位は、円環中心まわりの角度座標を θ とすると、

$$\mathbf{u} = a_1 \cos \theta + a_2 \cos 2 \theta + a_3 \cos 3 \theta + \dots \quad \dots (7 \cdot 2)$$

で表すことができる⁽⁹⁾。ここで、 a_1, a_2, a_3, \dots は時間の関数である。

また、接線方向の変位 v として伸びを起こさない場合を考えると、

$$\mathbf{u} = \partial v / \partial \theta \quad \text{であるから、}$$

$$\mathbf{v} = a_1 \sin \theta + a_2 \sin 2 \theta / 2 + a_3 \sin 3 \theta / 3 + \dots \quad \dots (7 \cdot 3)$$

全周を均一ばねで支持された円環の面内振動において、位置エネルギー V は次式で与えられる。

$$V = \frac{EI}{2r_c^4} \int_0^{2\pi} \left(\frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial \theta^2} + \mathbf{u} \right)^2 r_c d\theta + \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} k \mathbf{u}^2 r_c d\theta \quad \dots (7 \cdot 4)$$

ただし、 k は円環に沿う単位長さ当たりの支持ばねのばね定数である。

振動する環の運動エネルギー T は、次式となる。

$$T = \frac{A\gamma}{2g} \int_0^{2\pi} \left\{ \left(\frac{d\mathbf{u}}{d\theta} \right)^2 + \left(\frac{d\mathbf{v}}{d\theta} \right)^2 \right\} r_c d\theta \quad \dots (7 \cdot 5)$$

式 (7・4) , (7・5) に対し、式 (7・2) , (7・3) を代入し、リッツ法により係数を支配する微分方程式を導くと次式を得る。

$$\frac{d^2 a_M}{d\theta^2} + \frac{g}{A\gamma r_c} \cdot \frac{M^2}{1+M^2} \left\{ \frac{EI}{r_c^3} (1-M^2)^2 + 2kr_c \right\} a_M = 0$$

これより任意の次数 M の固有振動数 f' が求められる。

$$f' = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{g}{A\gamma r_c} \cdot \frac{M^2}{1+M^2} \left\{ \frac{EI}{r_c^3} (1-M^2)^2 + 2kr_c \right\}}$$

また、ティース分の質量 (図 7. 1 参照) を加味するとアッセンブリ・ス

ステータの固有振動数 f は次式となる。

$$f = \sqrt{\frac{m_1}{m_1 + m_2}} \times f' \quad \dots (7 \cdot 6)$$

7. 4 計算結果と考察

式 (7・1) , (7・6) を用いて、ステータの固有値を計算すると表 7. 1 のようになる。ただし、ここで用いた半径方向並進ばね定数 k は動的なハウジング剛性を示し、これはフロントおよびリヤのハウジングを同一にして、ステータ・コアの緒元の異なるサンプルに対し、アッセンブリに組み込み、打撃試験を行い求めた固有振動数に、式 (7・6) を用いて逆算、平均して求めた。比較のため、第 4 章のステータの実験モード解析結果と、これに対応する第 2 章の騒音の突出部の周波数を併記した。騒音のピークは、 5×10^3 [r/min] (≈ 3 [kHz]) 以下の低い回転数に出現するものに限られている。この計算結果は、固有振動の実験値に対し、よい近似式を与えている。また、これらの固有振動数は、騒音の周波数のピークとも、かなり良い一致を示している。

7. 5 結び

本仕様の発電機におけるアッセンブリ・ステータの固有振動数は、全周均一ばねで支持されていると仮定し近似した算出式で、4 次のモードまで精度良く求めることを示した。

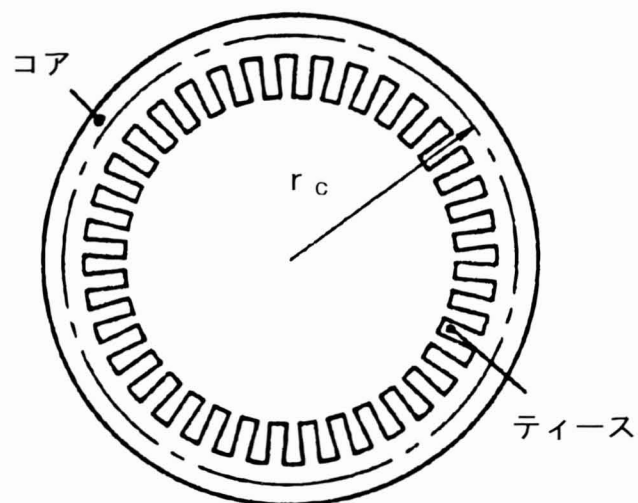


図 7. 1 ステータ・コアの断面図

表 7. 1 ステータの固有振動数の近似計算と実験モード解析
および騒音発生周波数の比較〔単位：H z〕

振 動 対 応 次 数	騒音発生 周波数	実験モーダル解析値		近似計算値	
		コア単体	アッセンブリ ステータ	コア単体	アッセンブリ ステータ
2	1 3 2 4	4 6 3	1 4 5 1	4 5 0	1 4 8 6
3	1 9 2 7	1 2 6 3	2 0 1 4	1 2 6 3	1 9 0 1
4	2 8 4 6	2 3 6 3	2 9 2 2	2 8 3 6	2 8 3 6

第 8 章

高速電磁騒音に関する検討

第8章. 高速電磁騒音に関する検討

8・1 はじめに

発電機における高速電磁騒音は、第4章で行った実験モーダル解析によりロータ・ポール部が共振し、エア・ギャップを不均一にすることにより発生していることが明らかとなった。しかし、実験からは高速電磁騒音相当の周波数が二つ求められ、誤差を考え合わせると振動モードを特定するには至らなかった。このことから、FEMを用いて考察を加えるとともに、対策として用いられているSUS製リングの効果についても考察する。尚、解析結果のモードに対する表現は、ロータ・ポール部先端を結び円環モデル化して表現した。

8・2 ロータ・ポール部の検討

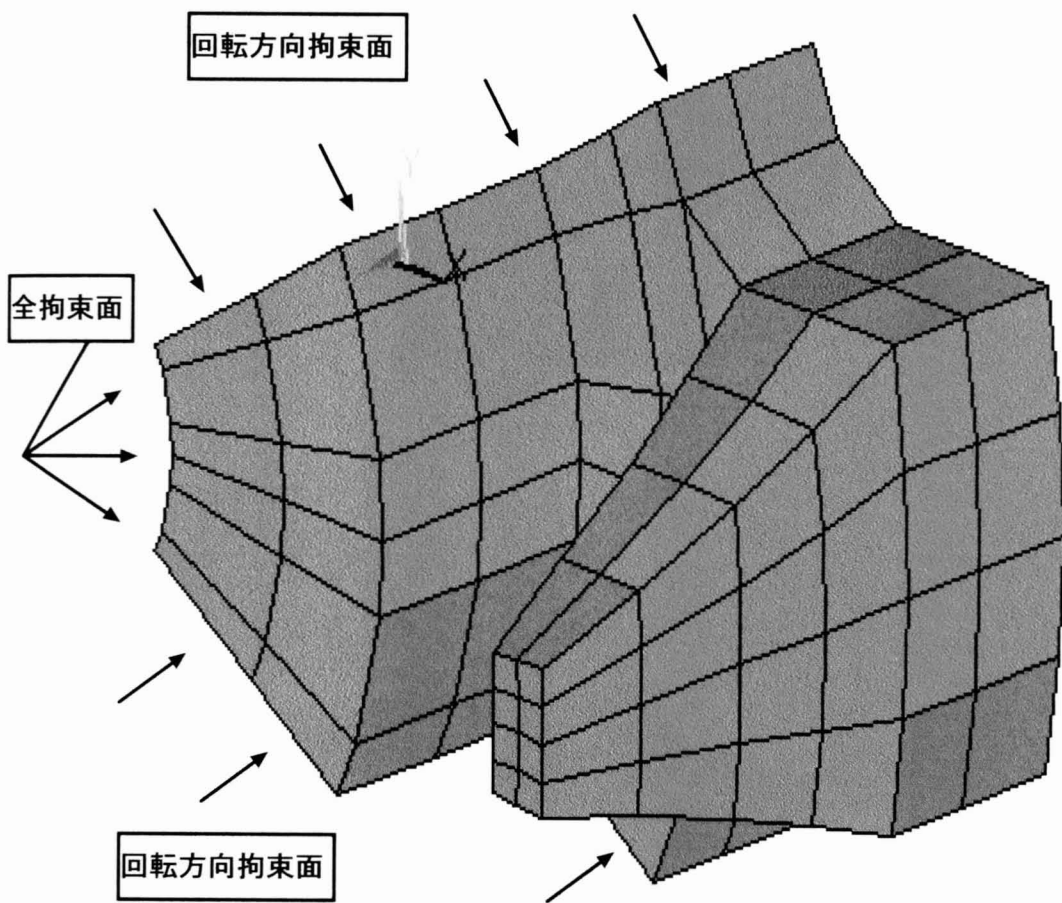
8.2.1 ポール部1極モデル

まず、ロータ・ポール部をコア部を含めた1極分をモデル化し、高速電磁騒音の発生がポール部先端のみの半径方向に対する曲げモードによるものか検討する。モデル化は三次元体要素を用い、拘束条件は隣り合うポールとの境界面については円筒座標系における回転方向について拘束し、さらにシャフトとの結合部はシャフト強度がかなり大きく、ポールの中央の穴加工部にローレット転造されたシャフトを圧入して強い結合が確保されていることから全拘束とした。解析モデルを図8.1に、解析結果を図8.2に示す。

解析結果を見ると、ポール部の半径方向の曲げモードは5.9 [kHz] 付近で現れており電磁騒音との相関は強いと思われる。しかし、次に現れるモードは固有振動数としては過大で、ポール部の回転方向曲げのモードとなっていることから、半径方向への変形は小さく電磁騒音とは無関係と判断できる。

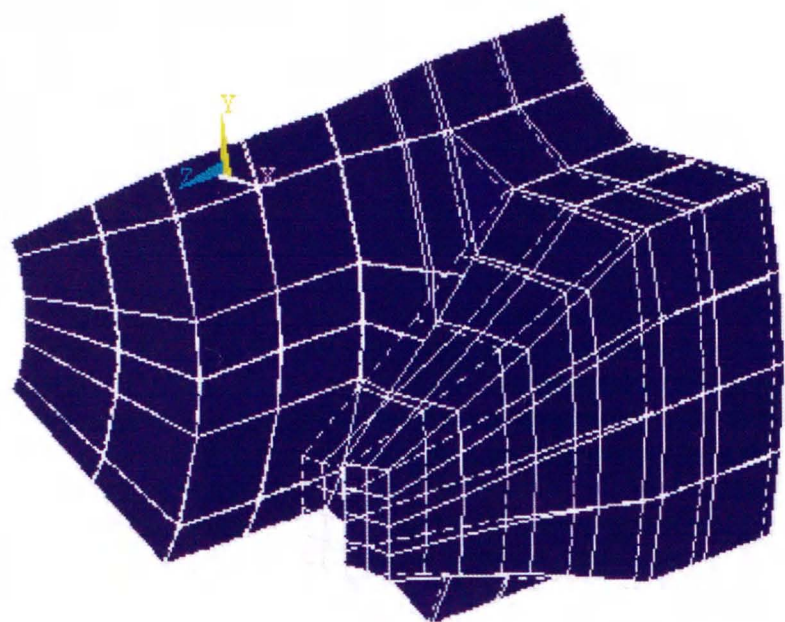
8.2.2 ポール部全体の検討

①**ポール部6極モデル** ロータ・ポール部1極のみでは、コア部の影響やポール全体としての振動モードがとらえにくいいため、6極全てを三次元体要素を用いてモデル化した。拘束条件はシャフト接合部を全拘束とする中空モデルとした。解析モデルを図8.3に、解析結果を図8.4に示す。



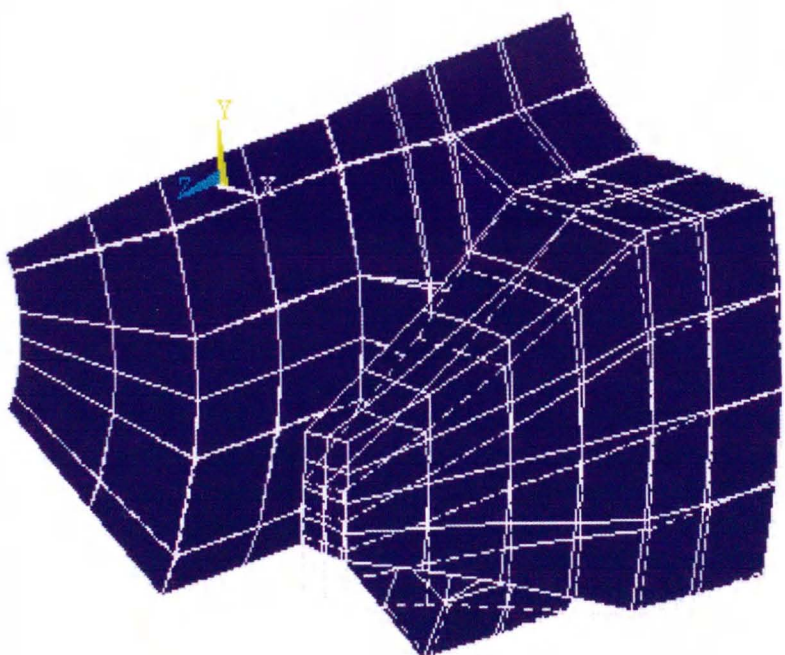
要素数：128

図8. 1 ポール部1極モデル



5936.1 Hz

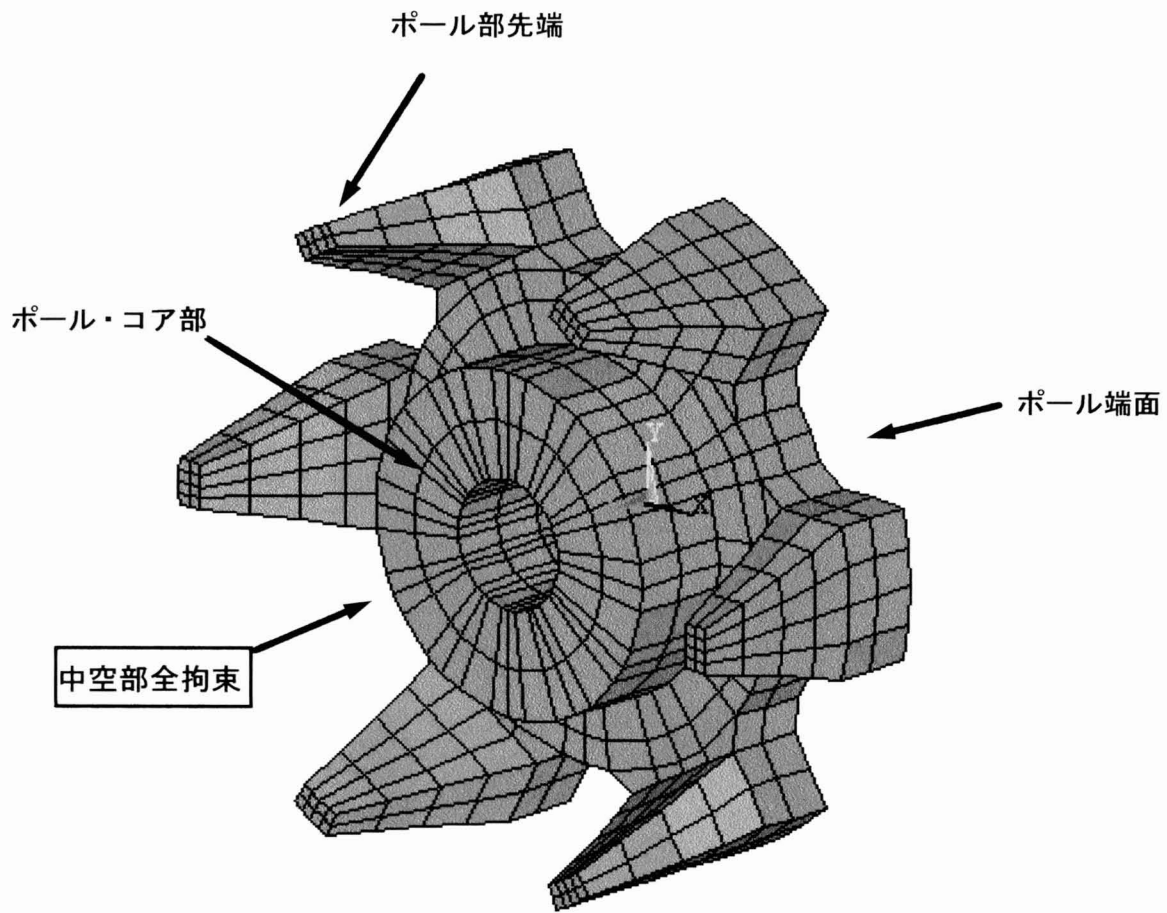
半径方向曲げモード



10785.0 Hz

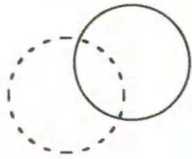
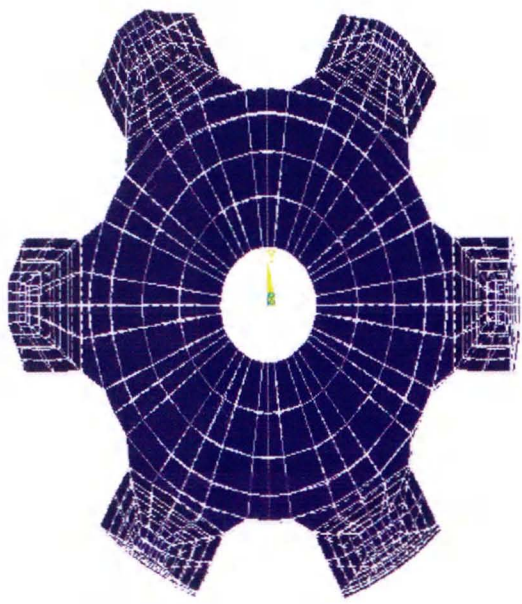
回転方向曲げモード

図8.2 ポール部1極の解析結果



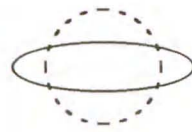
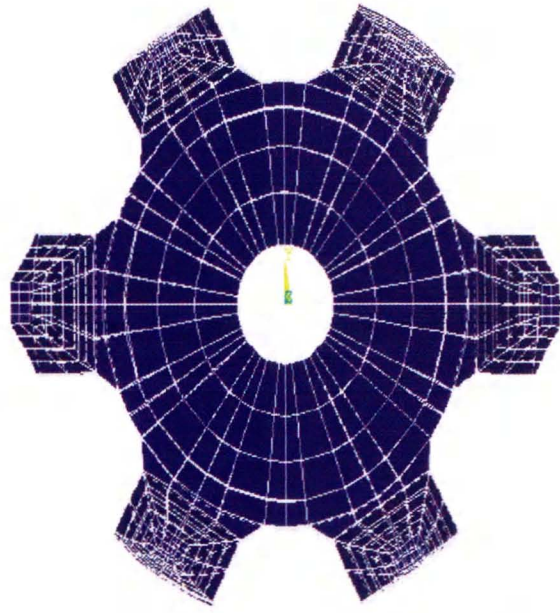
要素数：768

図8.3 ポール部6極モデル



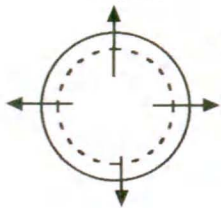
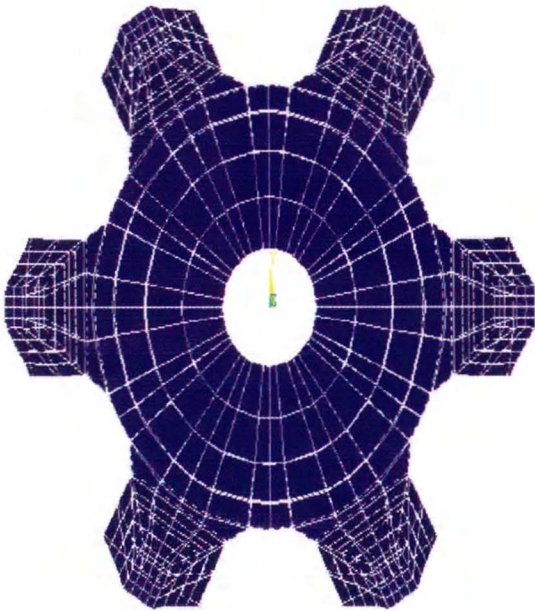
6673.8 Hz

回転モード



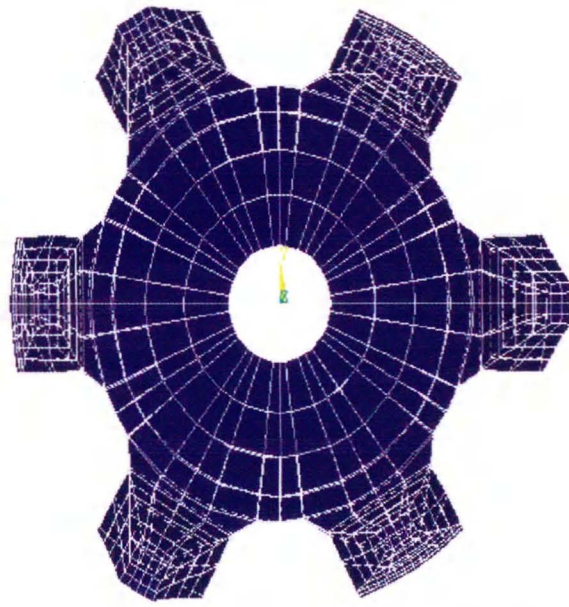
6749.4 Hz

長円モード



6937.7 Hz

同心円モード



7085.7 Hz

三角形モード

図8.4 ポール6極の解析結果

この解析結果を見ると、6.6 [kHz] 以下に固有振動数は存在せず、ポール部先端を円環に置き換えた振動モードの回転モードと長円モードが現れている。

②回転による初期応力の影響 さらに、8.2.2 ① で求められた値に回転による初期応力が加わった場合の固有振動数への影響を調べてみる。方法として求められたそれぞれのモードの固有振動数について式(3.3)を用いて角速度に置き換え、これを荷重条件として初期応力を求め、固有振動数を検討する。図8.5に回転モードでの発電機回転数における応力解析の結果を、表8.1に①および②の求められた解析結果を整理する。

解析結果を見ると、モードシェイプは各モードに対して同じであり、固有振動数はそれぞれのモードに対して僅か3~4 [Hz] 程度しか変化していないことから、回転による影響は小さいと考えられる。

8.3 シャフトを考慮したモデルによる検討

8.3.1 中実モデル

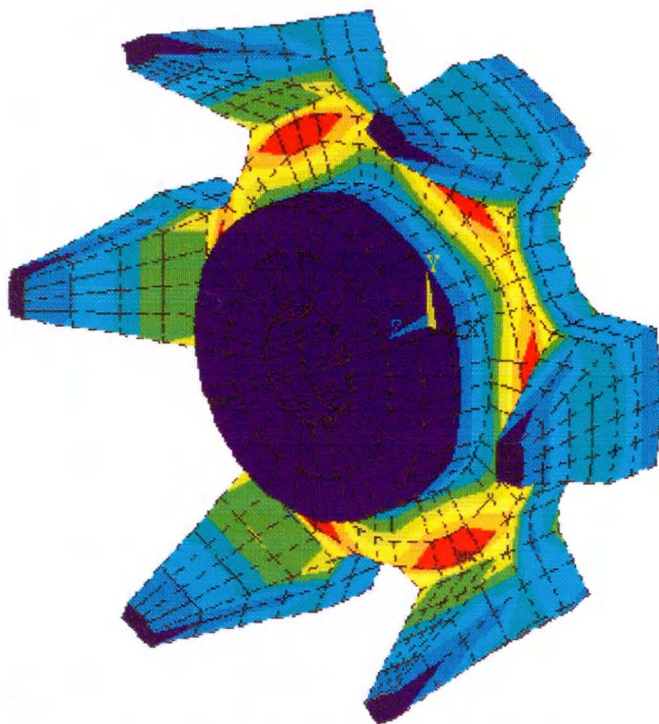
第4章のロータの実験モーダル解析より、ロータの振動モードにはシャフトの影響が大きいことが見受けられた。そこで、シャフトを考慮するため図8.3のモデルのコア部を中実モデルとしてシャフトを加えて検討した。シャフト部とポール・コア部の結合条件は、一体挙動すると仮定し剛結合と仮定した。図8.6に解析結果を示す。

この結果をみると、これまでの解析では求められなかった6 [kHz] 以下に固有振動数が存在するようになっているが、このモードは回転方向にズレる

(剛体移動する) 回転方向移動モードであり、電磁騒音とは無関係と判断できる。前節の8.2で求められたものと同様の円環に相当する回転モードと長円モードの固有振動数は6.6 [kHz] 以上にあり同等である。

8.3.2 シャフトを含むロータ・モデル

次に、シャフトについて三次元体要素でモデル化し、さらにポール部の対向するN極とS極を合わせたロータ・アセンブリのモデルでシャフトの影響を



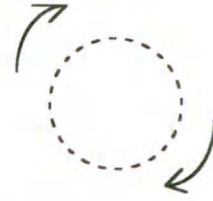
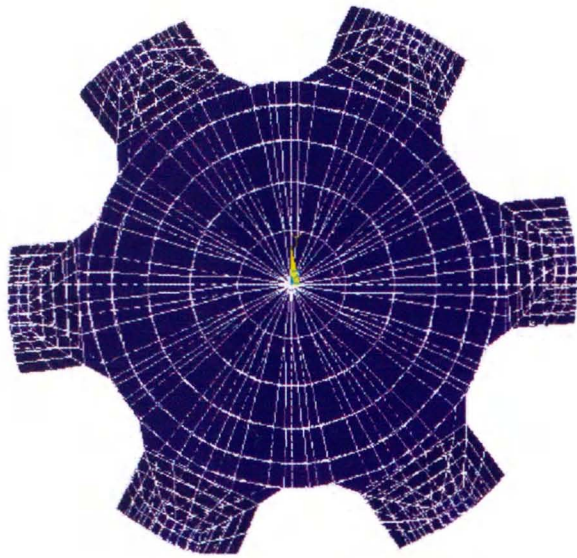
JAN 9, 1996
 17:02:10
 NODAL SOLUTION
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 SEQV (AVG)
 DMX =.029133
 SMN =.118139
 SMX =5.085
 SMXB=7.061
 .118139
 .670064
 1.222
 1.774
 2.326
 2.878
 3.43
 3.982
 4.534
 5.085

最大変位：0.029133 [mm]
 最大応力：5.085 [kgf/mm²]

図8.5 12187 [r/min] の応力分布

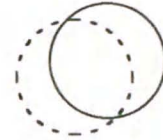
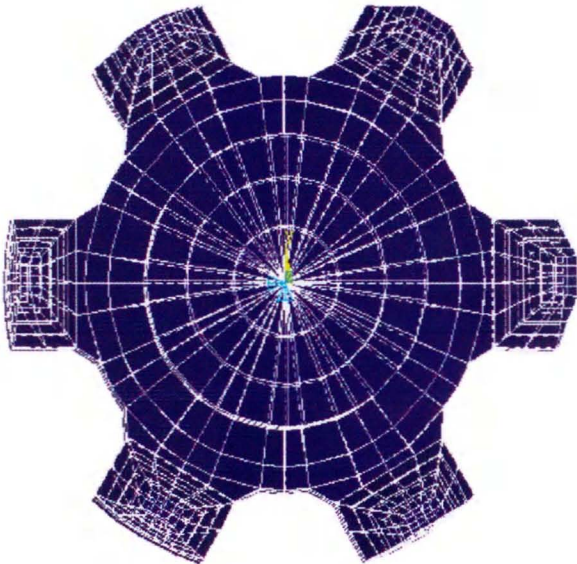
表8.1 遠心力の有無による固有振動数の比較 (単位：Hz)

	遠心力なし	遠心力あり
回転モード	6673.8	6677.3
長円モード	6749.4	6753.1
同心円モード	6937.7	6941.1
三角形モード	7085.7	7089.8



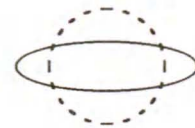
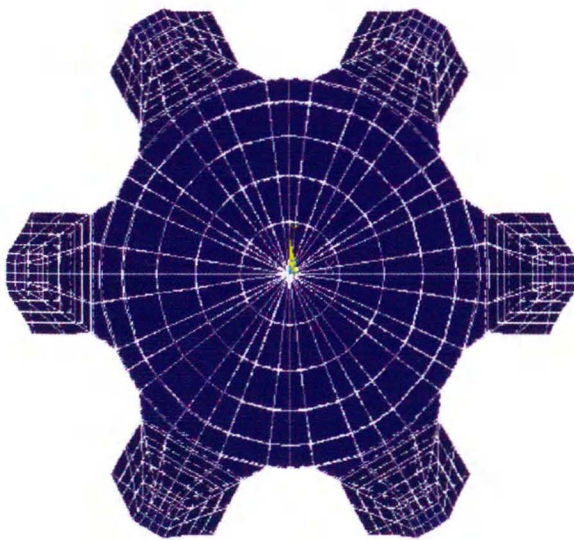
5347.8 Hz

回転方向移動モード



6548.9 Hz

回転モード



6702.2 Hz

長円モード

図8.6 中実モデルによる解析結果

確認した。ここで、シャフトとポール部およびコア部との接合部は一体挙動するとして剛結合とした。解析モデルを図 8. 7 に、解析結果を図 8. 8 に示す。

この結果を見ると、電磁騒音に影響を与えていると思われる 6. 5 [kHz] 以上に長円モードが現れている。しかし、4 [kHz] 付近に現れているポール部端面の振れによって発生したと思われる回転モードや N 極と S 極が逆位相で振動する同心円モードは、ポール部端面の剛性や半径方向変形の不均一さなどを加味すると電磁騒音には影響は小さいものと推定される。それ以下の固有振動数はシャフトの曲げポール部の回転方向移動のモードとなっており、電磁騒音とは無関係と判断できる。

8. 4 SUS 製リングによる騒音低減効果

一般に、発電機では高速域である 10×10^3 [r/min] 以上に現れる電磁騒音対策として非磁性の SUS 材で構成したリングをロータ・ポール内周に、溶接によって接合している。これにより、第 2 章の騒音測定結果に見られた騒音の 11×10^3 [r/min] の不連続な突出部は、 20×10^3 [r/min] 以下の回転数域から消滅する。そこで、この SUS 製リングの効果について、SUS 製リングとポール間の結合部を一体挙動するとして、剛結合と仮定して検討する。

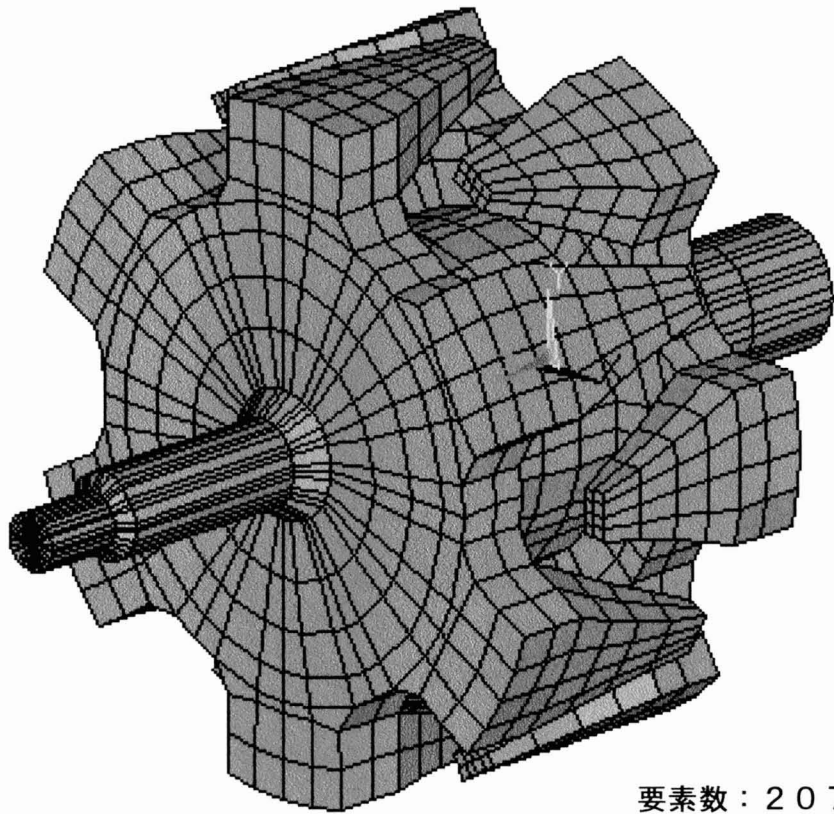
8. 4. 1 固有振動数に対する影響

ここで、SUS 製リングの寸法は厚さ 3 [mm]、幅 8 [mm] である。検討条件として 6 極と 12 極について、解析モデルを図 8. 9 に示し図 8. 10 および図 8. 11 に解析結果を示す。

この解析結果を見ると、いずれの解析結果についても 6～7 [kHz] 付近に固有振動数が存在しており、これは高速電磁騒音発生領域に相当する。また、6 極モデルで見るとリングの有無で固有振動数への影響は小さい。これらのことから、SUS 製リングの固有振動数変動への寄与は小さいことがわかる。

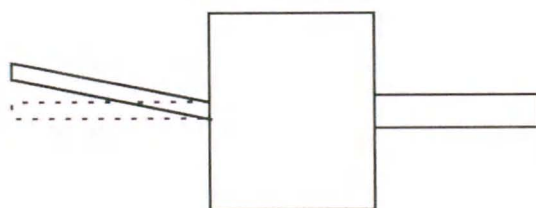
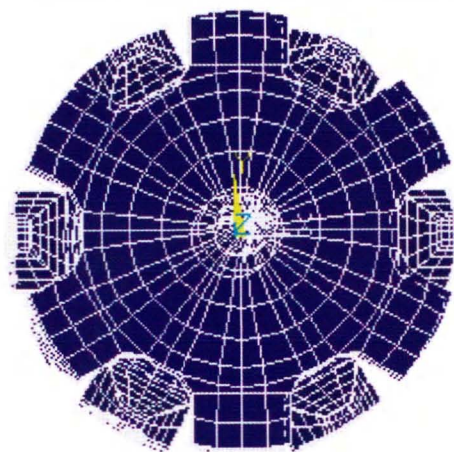
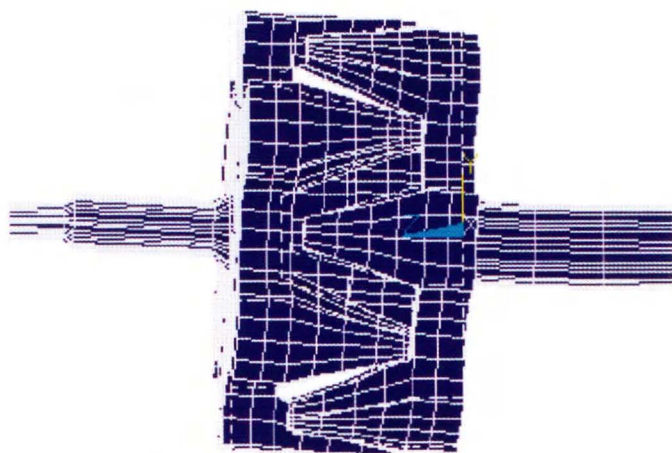
8. 4. 2 強度の違いによる影響

8. 4. 1 では、SUS 製リングは固有振動数を変化させる効果がないこと



要素数：2076

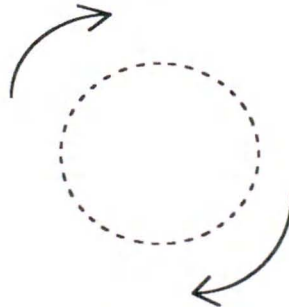
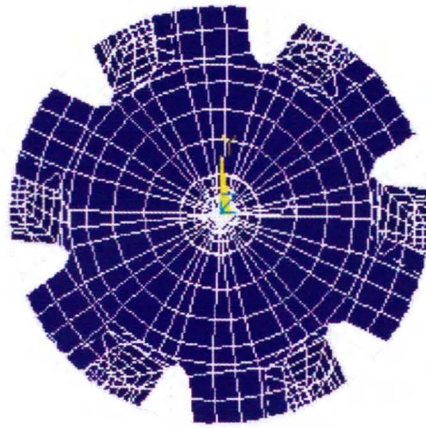
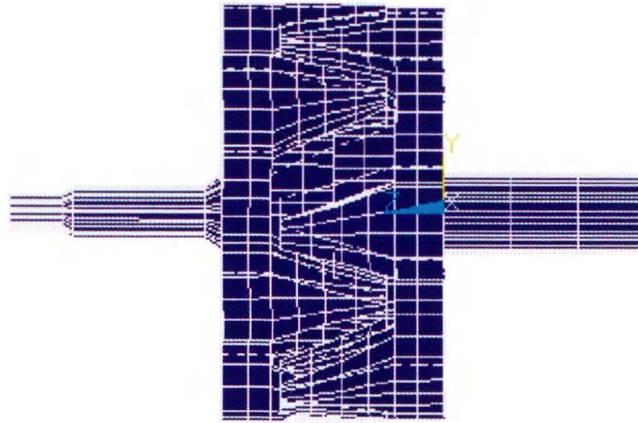
図8.7 ロータの解析モデル



726.9Hz

シャフトの振れモード

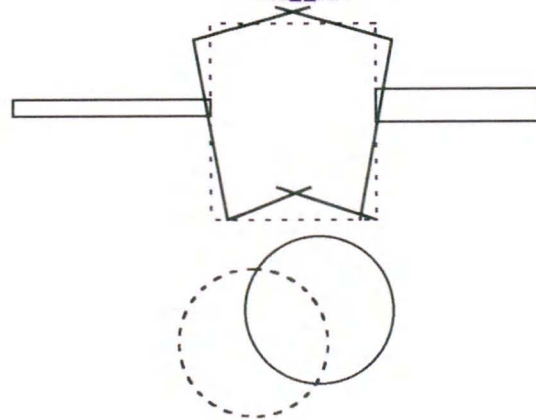
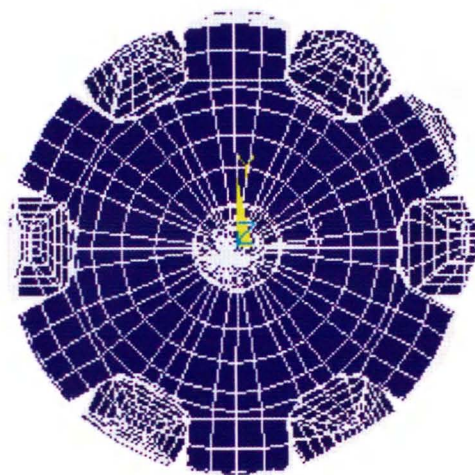
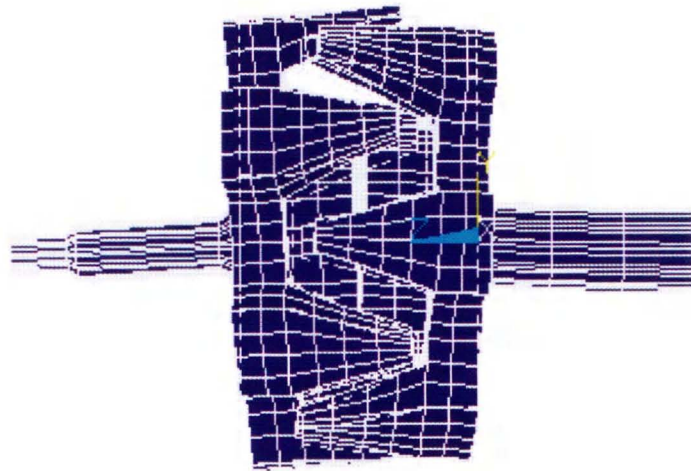
図8.8① ロータの解析結果



3883.3Hz

ポールの回転方向移動モード

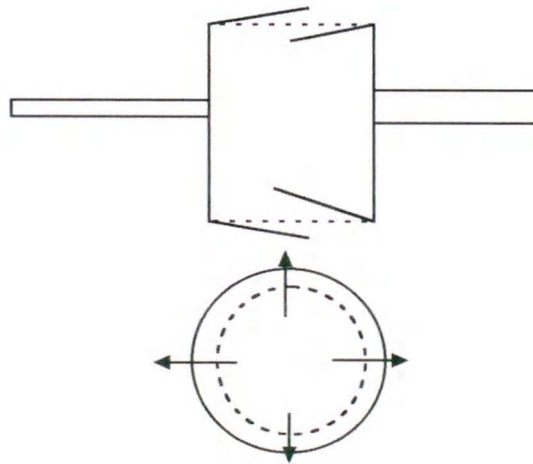
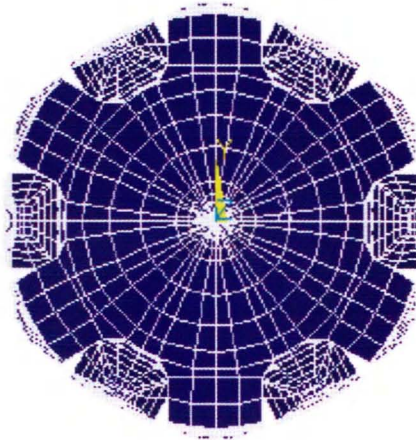
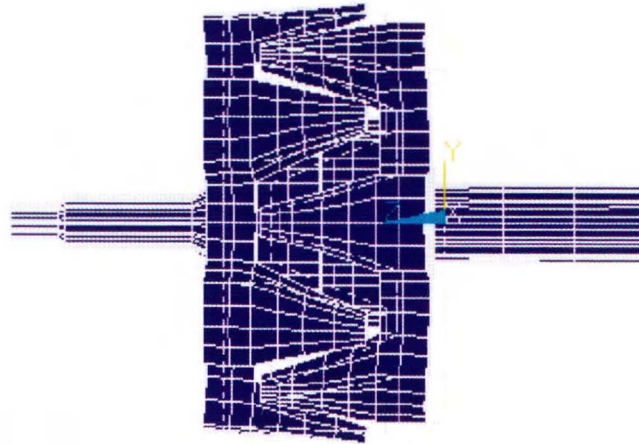
図8. 8② ロータの解析結果



4028.3 Hz

ポール端面の振れ+回転モード

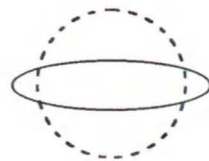
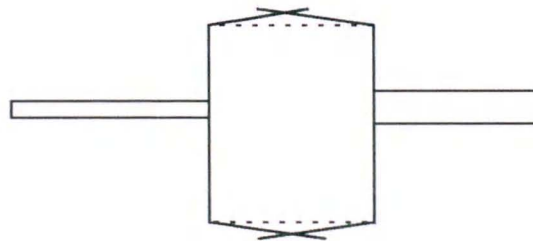
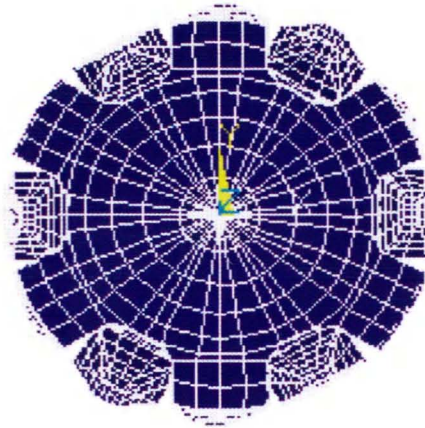
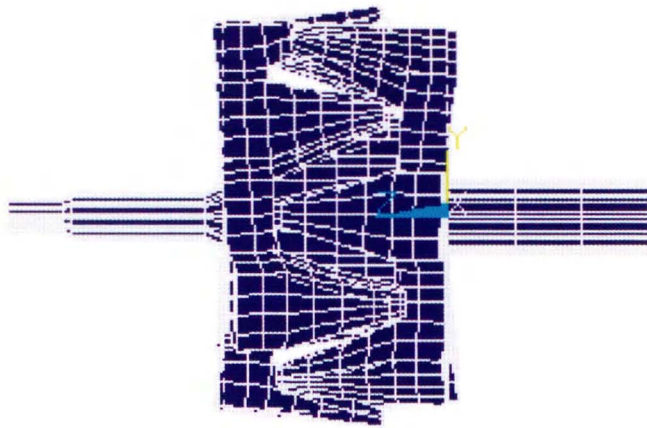
図 8. 8③ ロータの解析結果



4198.3 Hz

同心円モード

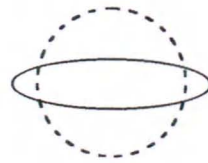
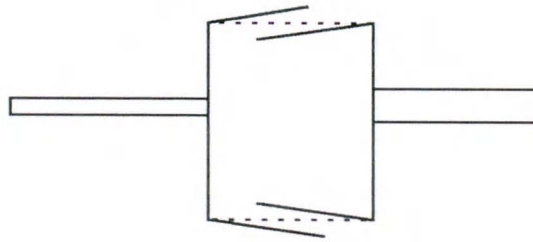
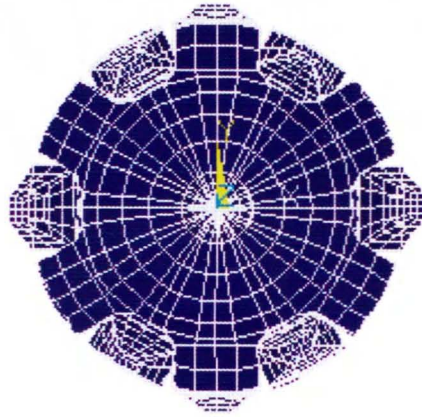
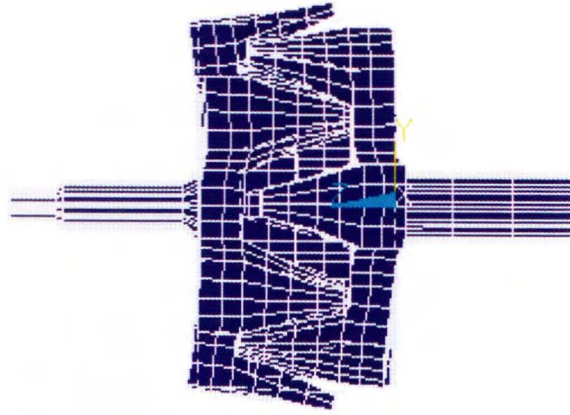
図8.8④ ロータの解析結果



6 5 7 3 . 3 H z

長円モード (N極, S極で同位相)

図 8. 8 ⑤ ロータの解析結果

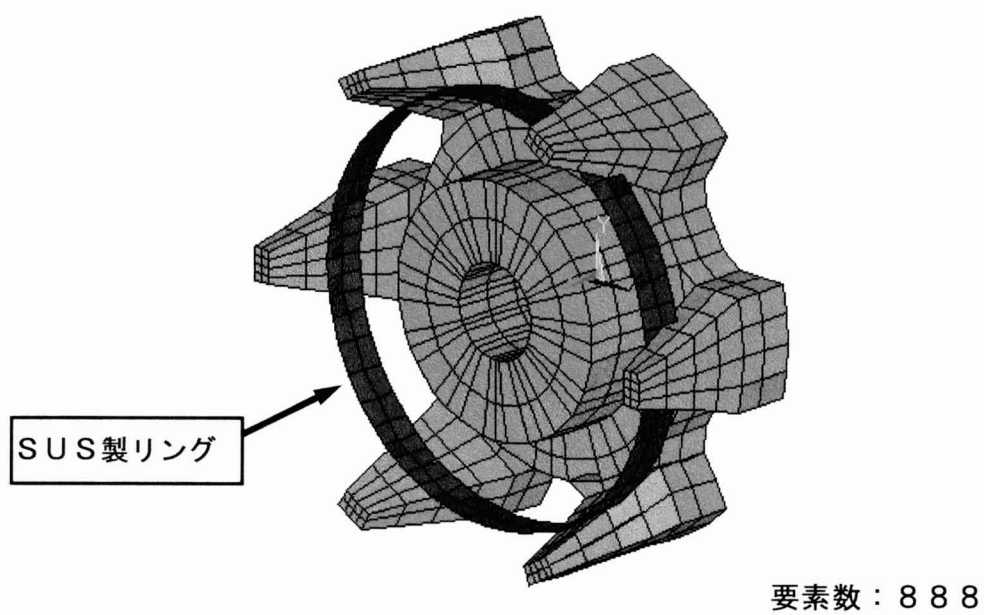


6648.0Hz

長円モード (N極, S極で逆位相)

図8.8⑥ ロータの解析結果

(1) ポール部6極モデル



(2) ポール部12極モデル

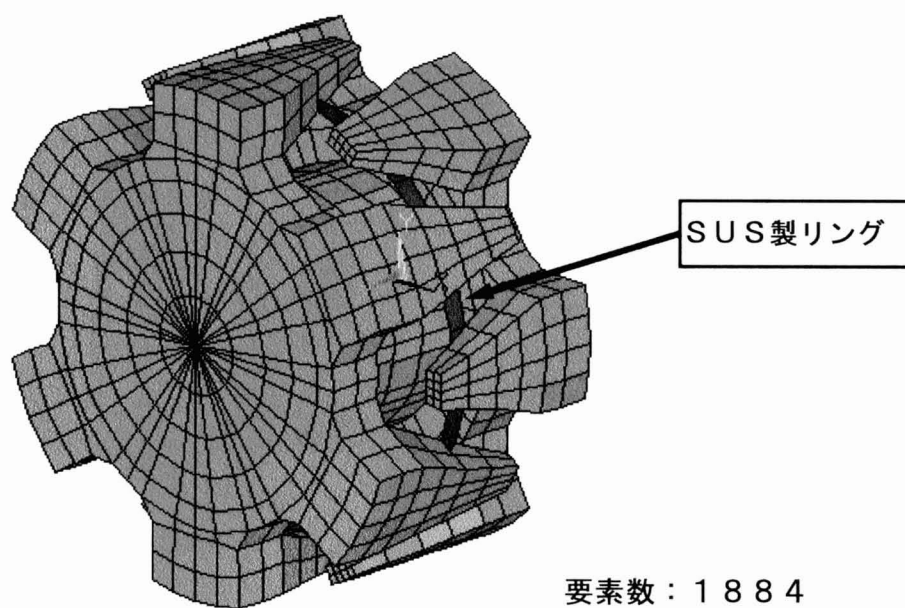
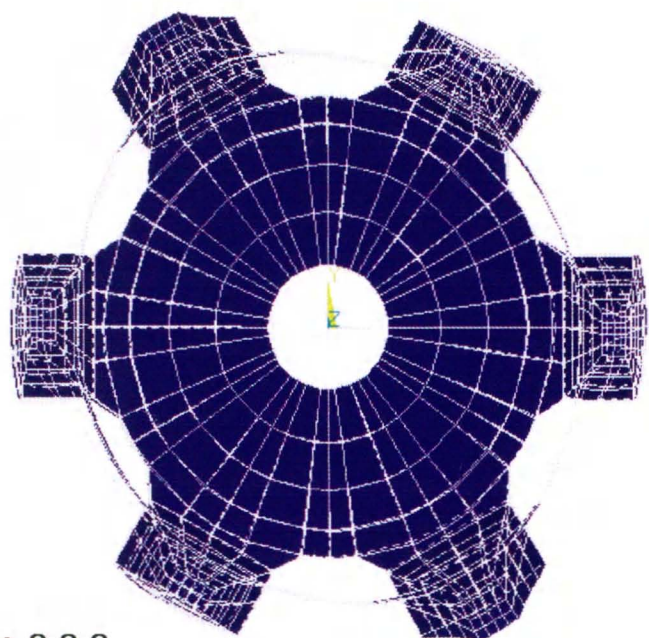
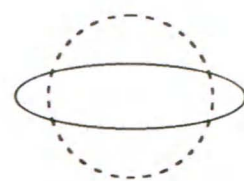


図8.9 SUS製リング付ポールモデル

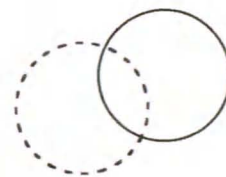
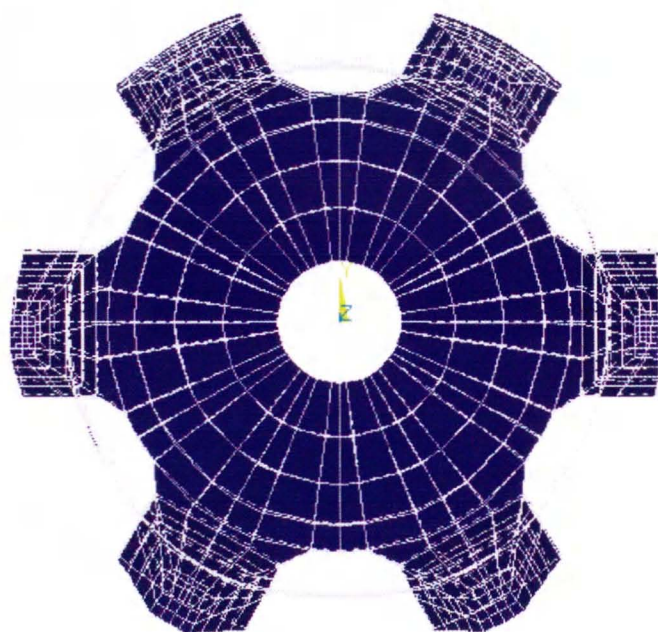


要素数：888



6328.0 Hz

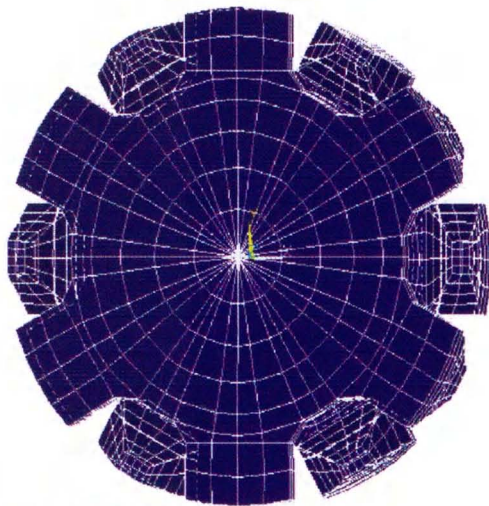
長円モード



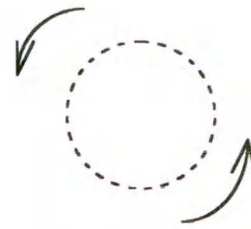
6632.6 Hz

回転モード

図8.10 SUS製リング付ポール6極モデルの解析結果

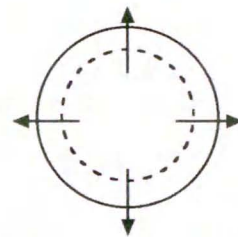
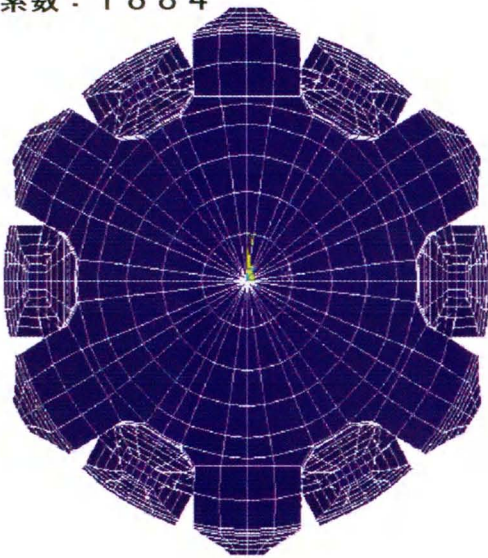


要素数：1884



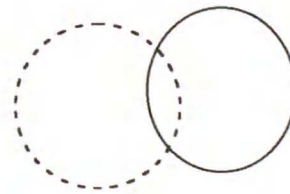
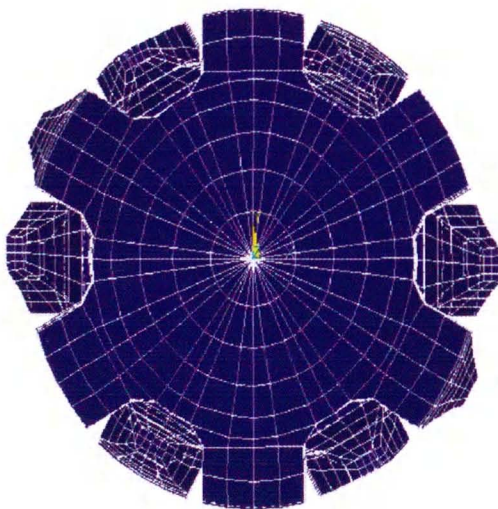
3571.9Hz

回転モード



7052.3Hz

同心円モード



8581.8Hz

長円モード

図8.11 SUS製リング付12極モデルの解析結果

が判ったので、変形量の抑制効果について考える。そこで、リングのない6極モデルとリングのある12極モデルについて、ポール先端に単位力1 [kgf]を加えて変形量を調べた。解析モデルは、6極モデルには8.3.1で使用した中実モデルを、12極モデルには図8.9②を用いた。解析結果を図8.12に示す。

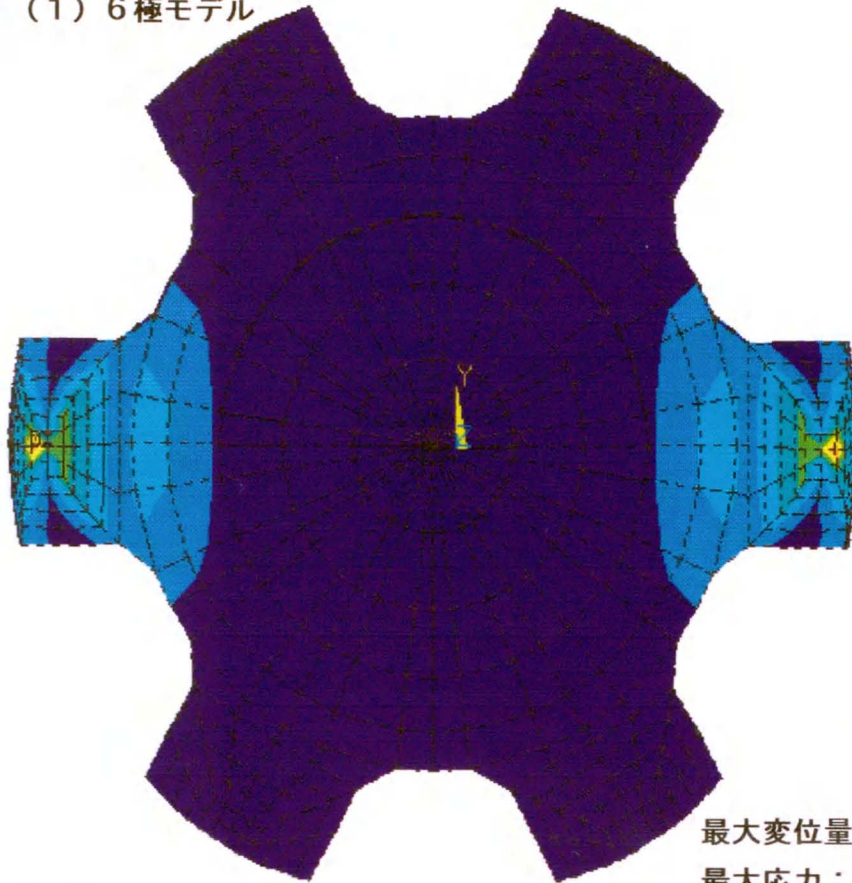
この解析結果を見ると、SUS製リングのない場合に対するSUS製リングありの場合の変形量は約25%低減されていることから、騒音低減への影響は大きいと判断できる。

8.5 結び

FEMを用いて、ロータの振動によって発生する高速電磁騒音について検討した結果、次のことが明らかとなった。

1. 電磁騒音発生のロータの振動モードは、ロータ・ポール先端部に着目してその挙動を見ると、円環に置き換えたときの回転モードあるいは長円モードに相当し、その固有振動数は6 [kHz]以上である。
2. ロータの回転による固有振動数への影響は、回転によって生じる応力を初期条件として加味した解析結果から僅か3~4 [Hz]程度しか変化せず、小さいことが明らかとなった。
3. シャフトを考慮したモデルにおいても、電磁騒音に影響のあるロータ・ポール部の長円モードは6.5 [kHz]以上に現れており、この振動モードにおけるシャフトの影響は小さいと考えられる。
4. 高速電磁騒音対策として用いられているSUS製リングは、固有振動数を変化させる効果よりも変形量を抑制する効果により騒音低減している。

(1) 6極モデル

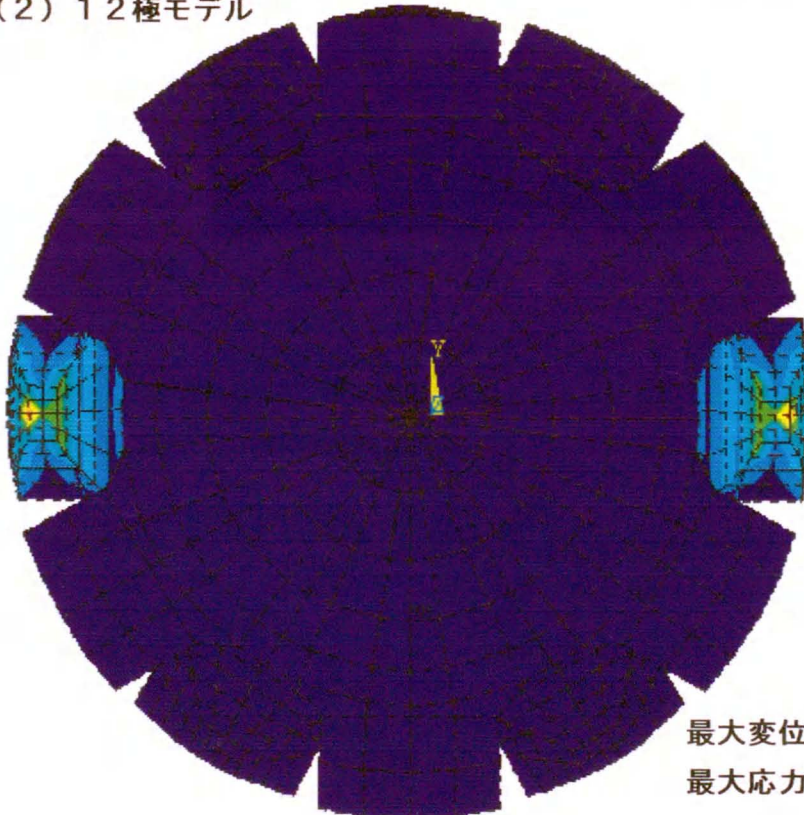


JAN 18, 1996
 19:00:16
 NODAL SOLUTION
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 SEQV (AVG)
 DMX =.001552
 SMN =.970E-05
 SMX =.298959
 SMXB=.403573

Dark Purple	.970E-05
Blue	.033226
Light Blue	.066443
Teal	.09966
Green	.132876
Yellow-Green	.166093
Yellow	.19931
Orange	.232526
Red-Orange	.265743
Red	.298959

最大変位量 : 0.001552 mm
 最大応力 : 0.2989 kgf/mm²

(2) 12極モデル



JAN 18, 1996
 20:28:13
 NODAL SOLUTION
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 SEQV (AVG)
 TOP

Dark Purple	.139E-03
Blue	.033125
Light Blue	.066112
Teal	.099098
Green	.132084
Yellow-Green	.16507
Yellow	.198056
Orange	.231042
Red-Orange	.264029
Red	.297015

最大変位量 : 0.001198 mm
 最大応力 : 0.2970 kgf/mm²

図 8. 1 2 単位荷重による強度解析結果

第 9 章
結 言

第9章. 結 言

本研究は、高性能化や燃費改善，安全性向上などが進む自動車において、近年、新しく要求されるようになってきた感性に関して、発電機の騒音をテーマに、いかに開発・設計段階で騒音発生周波数を予測できるかを検討したものである。

研究の結果、発電機の電磁騒音は、磁気回路を構成するステータとロータが、第三高調波を加振周波数とした電磁力に共振し発生するものであること、特にステータは発電機アセンブリ状態になると固有振動数が単体の時に比べ大きく異なり、これを予測する手法としてFEMと部分構造合成法を用いたが、FEMはモデル化に時間が費やされ実用的ではなく、実験と不足構造部品にはFEMを利用できる部分構造合成法が短時間で有効な解が得られ実用的であることを明らかにした。

各章ごとに得られた成果の要点をまとめると次の通りである。

1. 第2章の騒音分析により、電磁騒音は36次(発電機回転周波数の36倍)の周波数成分に対する共振により発生し、電磁騒音の指向性から5000 [r/min] 以下では発電機の側面の構造部品に、10000 [r/min] 付近では発電機内部の構造部品の共振に起因していることを明らかにした。
2. 第3章の加振周波数の分析により、電磁騒音の主たる成分である36次は第三高調波により発生していることを明らかにした。
3. 第4章の実験モーダル解析により、電磁騒音発生の原因となる構造部品がステータとロータであること、ステータの固有振動数は単体とアセンブリ状態で大きく異なり、電磁騒音は5000 [r/min] 以下ではアセンブリ状態のステータの固有振動数に一致していることを明らかにした。
4. 第5章のFEMによる固有振動数解析により、ステータ単体の解析モデルではティース部を質量として考慮しておく必要があり、ノッチ部は影響が小さいこと、アセンブリ状態のステータはハウジング剛性の影響が大きく、ステータとハウジング間を部分的に剛結合させる線形モデルで近似可

能であることを明らかにした。

5. 第6章の部分構造合成法による解析により、ステータとハウジング間の結合は、全周均一ばねによる弾性結合あるいは通しボルト位置での剛性結合により、精度良くアッセンブリ状態を近似できることを明らかにした。
6. 第7章のアッセンブリ・ステータの固有振動数の簡易算出式では、一般的な円環の固有振動数算出式とリッツ法を用いて、アッセンブリ状態のステータを均一ばねに支持された円環と仮定し、4次まで精度良く求められる簡易算出式を導いた。
7. 第8章の高速電磁騒音に関する検討では、ロータの振動解析から騒音発生モードはロータ・ポール部先端を円環に例えると、回転モードおよび長円モードと推定され、シャフトのモデル化や回転による初期応力考慮は影響が小さいと判断できる。また、高速電磁騒音対策として用いられているSUS製リングは、固有振動数を変化させるのではなく変形量を抑制する効果を持っていることが明らかとなった。

参 考 文 献

- (1) 石橋 文徳・野田 伸一・森 貞明：「小形誘導電動機の電磁振動について」，電学論D，112-3, 307 (1992)
- (2) Nagai, T. , and Liev, D.K. : *Acoustic Noise Reduction in Automobile Alternator by Constrained Layer Damping of the Stator*, SAE Technical Paper Series, 920407(1992)
- (3) 杉浦 利和：「電子技術の基礎と実際・充電装置編」，自動車工学，37, 10, 236~239 (1988)
- (4) 川井 忠彦・岸 正彦：有限要素法入門，オーム社，87~92 (1990)
- (5) 長松 昭男・大熊 政明：部分構造合成法，培風館，59~102 (1991)
- (6) 日野 順市・谷住 和也・芳村 敏夫・長松 昭男：「部分構造合成法による小形モータの振動解析」，機論C，53, 491, 1384~1390 (1987)
- (7) 小野寺 悟・山沢 清人：誘導電動機の電磁振動に関する定量的解析，電学論，RM-91-123, 31 (1991)
- (8) Hartog, D. : *Mechanical Vibration* , McGraw-Hill, 165 (1956)
- (9) Timoshenko, S. : *Vibration Problems in Engineering* , D. Van Nostrand, 426 (1955)

本論文に関する著者の文献

- (1) 嵯峨 宣彦・岩城 良之・中沢 賢：「自動車用発電機の電磁騒音に関する検討」，機論C，61，589，88～93（1995）
- (2) 嵯峨 宣彦・岩城 良之・中沢 賢：「自動車用発電機の部分構造合成法による電磁振動解析」，電学論D，115-12，101～106（1995）
- (3) 嵯峨 宣彦・岩城 良之・中沢 賢：「自動車用発電機鉄心のFEMによる振動解析」，電学論D，116-2，152～157（1996）

本論文に関する著者の講演文献

- (1) 嵯峨 宣彦・岩城 良之・中沢 賢：「自動車用発電機鉄心のFEMによる電磁振動解析」，平成7年度電気学会産業応用部門全国大会，267～272（1995）

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、有益なるご指導とご教示賜りました信州大学工学系研究科生物機能工学専攻 中沢賢教授に感謝致します。また、本研究に対し、深い御理解と御指導、御支援を賜りました三菱電機㈱姫路製作所開発部 岩城良之次長に感謝致します。最後に、本研究を行う機会を与えていただいた三菱電機㈱姫路製作所開発部EV第2グループ 金行和敏グループマネージャに深くお礼申し上げます。