自動車用発電機鉄心のFEMによる振動解析

正員 嵯峨 宣彦 (三菱電機)

非会員 岩城 良之 (三菱電機)

非会員 中沢 賢 (信州大学)

Vibration Analysis for Alternator Stator of Automobile by Finite Elemental Method

Norihiko SAGA, Member, Yoshiyuki IWAKI, Non-member (Mitsubishi Electric Corp.)

Masaru NAKAZAWA, Non-member (Shinshu Univ.)

Reduction of the noise emitted from the automobile alternator has recently become a serious issue, especially in relationship to the improvement of the amenity of driving. In order to design a quiet automobile alternator, a designer needs to anticipate all important resonant frequencies of the alternator stator. We intend to simulate the electromagnetic vibration behavior of the stator using finite element method. The results obtained are applicable to alternator design for the reduction of noise.

キーワード： 三相交流発電機, 有限要素法, 電磁騒音, 固有振動数

1. 結 言

近年の自動車用電装品には、小形軽量化や以前にも増した低コスト化の要求が強まっている。これらを受けて、設計者はハウジングなどの構造部品の薄肉化を進めている。ところが最近では、低騒音化という相反する要求も加わり、設計段階で振動および騒音の予測を行うということが極めて重要なこととなってきた。中でも図1に示す自動車用発電機の騒音は大きな問題となっており、その騒音は低周波数で磁気回路構成部品の一つであるステータの固有振動数と一致することがいわれている⁽¹⁾。このステータは単体と発電機アセンブリで固有振動数が異なり、ハウジング剛性やボルトの締め付けなどの影響を受けて大きく変化する。このため、騒音発生周波数を特定するには、このアセンブリ後の固有振動数を推定する必要がある。

この解析手法として有限要素法 (FEM) は有効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、短期サイクルの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はない。そこで、本論分はステータの径方向振動により発生する騒音に着目し、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、FEMがアセンブリ化されたステータの固有振動数の予測に有効であるかどうか検討を行い、自動車用発電機の騒音低減に役立てようとするものである。

図1. 自動車用発電機の構造

Fig.1. Structure of Alternator

2. ステータ単体のモード解析

ステータの固有振動数の算出は、一般に円環モデルを使用し計算⁽²⁾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2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、実際の自動車用発電機のステータ形状も図2に示す。

図2. ステータの実際の形状と解析モデル

Fig. 2. Actual Shape and Analysis Model of Stator

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3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1に示す。本論文で示す実験値はF F T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。

図3. モデル3のモードシェイプ

Fig. 3. Mode Shapes of MODEL 3

表1. FEMの解析結果と実験値比較(単位:Hz)

Table 1. Comparison of Computed Results with Experimental Results

Mode モデル(要素数)	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

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。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。

また、各モデルのモードシェイプは図3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。

3. アセンブリ化による変形形状による影響

〈3・1〉軸方向変形による影響 ステータを発電機ア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締結によってステータ断面部は、“く”の字形に歪む。このメカニズムを図4に示す。

図4. ステータの軸方向変形メカニズム

Fig. 4. Deformation Mechanism of Stator in Axial Direction

そこで、真円度計により計測した変形量約 $80\mu\text{m}$ 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に解析モデルを、表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。

図5. モデル5とモデル6の解析モデル

Fig. 5. Finite Element Models of MODEL 5 and MODEL 6

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

表2. モデル5とモデル6の解析結果(単位:Hz)

Table 2. Computed Results of MODEL 5 and MODEL 6

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

〈3・2〉径方向変形による影響 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、軸方向だけでなく径方向にも変形し、その形状は星形になる。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、ハウジングの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6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。

図6. 径方向変形の実測データと解析モデル

Fig.6. Measurement Data of Radial Deformation and Finite Element Model

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 N·m、実線は4 N·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、内側へ交互に変形したと仮定した。解析結果を表3に示す。

表3. モデル7とモデル8の解析結果(単位:Hz)

Table 3. Computed results of MODEL 7 and MODEL 8

Model (要素数)	Mode	2nd	3rd
モデル 7 (12)		628.29	1776.1
モデル 8 (12)		628.21	1776.6

この結果を見ると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。

4. アッセンブリ化による初期応力の影響

ステータを発電機アッ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3300N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7に、解析結果を表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。

図7. 静解析の結果

Fig.7. Computed Results of Static Analysis

表4. モデル9とモデル10の解析結果(単位:Hz)

Table 4. Computed results of MODEL 9 and MODEL 10

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

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、回転対称形状のため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. アッセンブリ化によるハウジング剛性の影響

〈5・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、その取り扱い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とした⁽³⁾。

解析には、〈3・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8に全体解析モデルを、図9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11がステータおよびハウジングの全接触、モデル12が径方向のみの接触、モデル13がコーナー部の点接触の状態をそれぞれ示している。

図8. 全体解析モデル

Fig.8. Finite Element Model of Stator Assembly using Shell Elements

図9. 接触部の拡大モデル

Fig.9. Enlarged Models of Contact Portion

これら三つのケースについて解析した結果を表5に整理し、図10にモデル13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、

フロント側 1566.5 / 1114.5, 1852.8 (Hz),

リヤ側 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。

表5. モデル11～13の解析結果(単位: Hz)

Table 5. Computed Results of MODEL 11, 12 and 13

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10. モデル13のモードシェイプ

Fig.10. Computed Mode Shape of Model 13

〈5・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・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解析を行った。解析モデルの接触条件はそれぞれ、モデル14はボルト位置4点の点接触、モデル15は全周線接触、さらにモデル16では嵌合面を考慮した径方向面全周接触を加味しており、図11は各部品単体の解析結果を示し、結合させた解析のモデル形状を図12に、各々の接触条件のモデルの解析結果を表6に示す。ただし、ステータ単体のモードシェイプは図3と同様のため省略した。また、モデル16のモードシェイプを図13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・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1の実験値と同等の値となっている。また、単体のモードシェイプも実験値と同様であることが確認され、単体の解析モデルは妥当であると判断できる。ア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

Mode モデル(要素数)	2nd		3rd	
フロント ハウジング (152)	1028.2	1138.9	3242.1	
リヤ ハウジング (157)	907.6	1077.6	2603.7	2727.1
ステータ(128)	516.7		1468.7	

図11. 各部品の解析結果(単位:Hz)

Fig.11. Computed Results of Three Substructure

図12. 全体解析モデル

Fig.12. Finite Element Model of Stator Assembly using Axisymmetric Elements

ものの値は大きい、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

図13. モデル16のモードシェイプ

Fig.13. Mode Shapes of MODEL 16

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。また、ロータの有無がアッセンブリ状態のステータの固有振動数にほとんど影響しないことを打撃試験で確認している。

Model (要素数)	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

表6. モデル14～16の解析結果(単位:Hz)

Table 6. Computed Results of MODEL 14, 15 and 16

5. 結 言

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が大きく必ず考慮しておく必要があるが、これに対しノッチ部は影響がほとんどないことが判った。また、ティース部、ノッチ部を含んでも径方向振動に対するモードは円環と同一であった。
2. ステータの径方向振動において、ア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径方向の変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要因となっている。また、接触要素を使わず線形系の範囲で接触部を一体挙動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。

(平成7年6月15日受付, 平成7年9月22日再受付)

文 献

- (1) 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).
- (2) 小野寺 悟・山沢 清人: 誘導機の電磁振動に関する定量的解析, 電学論, RM-91-123, 31 (1991).
- (3) 川井 忠彦・岸 正彦: 有限要素法入門, 87~92, オーム社 (1990).

嵯峨 宣彦 (正員) 1962年 2月 9日生まれ。86年 3月秋田大学生産機械工学科卒業。同年三菱電機(株)入社。主として自動車用発電機の開発に従事。日本機械学会等の会員。

岩城 良之 (非会員) 1940年 4月25日生まれ。56年 4月三菱電機(株)入社。90年まで、主として自動車用発電機の開発とその製造技術開発に従事。現在、電気自動車用コンポーネントの開発に従事。姫路製作所開発部次長。

中沢 賢 (非会員) 1937年11月16日生まれ。62年 3月東北大学大学院機械工学専攻修士課程修了。現在、信州大学繊維学部教授。主として、弾性複合系の振動、繊維機械のメカトロニクス化の研究に従事。工学博士。日本機械学会等の会員。