

令和四年度
長岡技術科学大学大学院 工学研究科
修士課程 修士論文

電力フィードバック進行波型熱音響発電機に
おける発振余裕の解析と制御系設計ツールの
開発

Analysis of Oscillation Margin and Development of Control System
Design Tool for electricity Feedback Traveling-Wave Thermoacoustic
Generator

令和5年1月27日

所属 機械創造工学専攻
氏名 佐藤悠
学籍番号 19304886
指導教員 小林泰秀 准教授

Abstract

27th, January, 2023

Analysis of Oscillation Margin and Development of Control System Design
Tool for electricity Feedback Traveling Wave Thermoacoustic Generator

No.19304886

SATO Haruka

Department of Mechanical Engineering
Nagaoka University of Technology

Thermoacoustic phenomena are attracting attention as a way to effectively utilize relatively low-temperature waste of 200 to 300°C from factories and automobiles, which have been discarded into the environment unused. There are two types of thermoacoustic generators that utilize this phenomenon: a loop-tube traveling-wave thermoacoustic generator, which consists of a thermoacoustic core consisting of a stack and hot and cold side heat exchangers connected to a loop-shaped tube, and a standing-wave thermoacoustic generator, which is connected to a straight tube. It is generally known that the traveling wave type has higher energy conversion efficiency than the standing wave type. However, the resonance of the acoustic system depends on the tube length and the operating frequency is fixed due to the natural vibration of the linear generator's moving parts, so it has a problem that it cannot respond to temperature fluctuations in the heat source and cannot maintain optimal power generation efficiency. In addition, if a large branch tube called a resonator is installed in the loop tube to drive the linear generator near its resonant frequency, much energy is dissipated because acoustic energy is consumed in the resonator.

To solve these problems, a power feedback traveling wave thermoacoustic generator has been proposed, which installs linear motors at both ends of the thermoacoustic core and replaces the acoustic power feedback of the loop-tube traveling wave generator with a power feedback. However, although it can oscillate with 5 cores, there is a problem that the total length is about 6m and the equipment is large.

In this research, we aim to reduce the size of the device in advance of analysis so that we can reduce the number of experiments on the actual device. the reproduction of the analysis results and experimental results for the core 5th and 4th stages, and examined whether development could be done in advance of the analysis. Also, we confirmed that the possibility of oscillation of the 5th and 4th core stages when the feedback circuit is shortened by the analysis is consistent with the experiment, the prediction accuracy of the oscillation frequency is about 3%, and the series connection of the resistor and the capacitor is possible. By using the margin, it is possible to reduce the number of core stages and reduce the size of the device.

目次

第 1 章 緒言	7
第 2 章 熱音響現象について	9
第 3 章 実験装置	11
3.1 熱音響コアの構成 [12]	12
3.2 熱音響コアの周波数応答取得系 [3]	14
3.3 リニアモータの構成	16
3.4 リニアモータの電気-音響特性取得系	18
3.5 電力フィードバック進行波型熱音響発電機の構成	20
第 4 章 ナイキストの安定判別手法に基づいた電力フィードバック進行波型熱音響発電機の発振状況の解析 [3]	22
4.1 コアが多段接続された電力フィードバック進行波型熱音響発電機における安定性解析	23
4.2 ナイキストの安定判別に基づいた解析ツールについて	27
第 5 章 コア 5 段および 4 段の実験と解析の整合性について	29
5.1 コア 5 段の発振の可否の整合性と発振周波数について	29
5.2 コア 4 段の発振の可否の整合性と発振周波数について	34
第 6 章 発振する場合の余裕を拡大するフィードバック回路の検討	36
6.1 発振余裕を拡大するフィードバック回路の検討	36
6.2 コア 5 段での発振余裕の拡大の検討	36
6.3 コア 4 段での発振余裕の拡大の検討	46
6.4 コア 3 段での発振余裕の拡大の検討	49

第7章 結言	50
参考文献	53

目 次

3.1	Photograph of thermoacoustic core	13
3.2	Photograph of stack	13
3.3	Apparatus for measuring frequency response of thermoacoustic core	14
3.4	Frequency response of G_{core1}	15
3.5	Photograph of linear motor	17
3.6	Photograph of coil	17
3.7	Apparatus for measuring frequency response of linear motor	18
3.8	Frequency response of G_{other}	19
3.9	Electricity-feedback thermoacoustic electric generator with 5-stage cores	20
3.10	Electricity-feedback thermoacoustic electric generator with 4-stage cores	21
3.11	Feedback circuit	21
4.1	Closed-loop system	27
4.2	Nyquist plot at core5 with $R=0$	28
4.3	Nyquist plot at core5 with $R=\infty$	28
5.1	Pressure amplitude time response	30
5.2	Terminal voltage v_{s1} and v_{s2} amplitude time response	31
5.3	Nyquist plot at core5 with $R=0$	32
5.4	Nyquist plot at core4 with $R=0$	34
6.1	Feedback circuit for oscillation margin to expanded	37
6.2	Nyquist plot at core5 with 0Ω	38
6.3	Nyquist plot at core5 with 1Ω	38
6.4	Nyquist plot at core5 with 4.7Ω	38

6.5	dmin vs Capacitance diagram of core5 with Fig. 6.1(c)(0Ω)	40
6.6	Oscillation diagram of core5 with Fig. 6.1(c)	41
6.7	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 108μF	42
6.8	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 216μF	42
6.9	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 324μF	42
6.10	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 432μF	43
6.11	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 540μF	43
6.12	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 648μF	43
6.13	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 756μF	44
6.14	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 864μF	44
6.15	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 972μF	44
6.16	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 1080μF	45
6.17	Nyquist plot at core5 with 0Ω and 10800μF	45
6.18	Oscillation diagram of core4 with RC circuit	48
6.19	Oscillation diagram of core3 with RC circuit	49

表 目 次

3.1	Experimental equipment	11
4.1	Analysis result of Fig. 4.2 and Fig. 4.3	28
5.1	Resonance frequency at core5 with $R=0$	32
5.2	Resonance frequency at core4 with $R=0$	34
6.1	core5 with Fig. 6.1(c) ($R=0\Omega$)	39
6.2	core5 with Fig. 6.1(c)($R=1\Omega$)	39
6.3	core5 with Fig. 6.1(c) ($R=2\Omega$)	40
6.4	core4 with Fig. 6.1(c)($R=0\Omega$)	47
6.5	core4 with Fig. 6.1(c)($R=1\Omega$)	47
6.6	core4 with Fig. 6.1(c)($R=2\Omega$)	48

第1章 緒言

未使用のまま環境中に捨てられている工場や自動車からの比較的低温度の廃熱を有効利用する手段として熱音響現象が注目されている [2]。管内に設置した細かな流路を持つ円筒型の蓄熱器 (以後スタックとする) の両側に高温側及び低温側の熱交換器を設置し、スタックに対して温度勾配を与えることで管内の音波が増幅され共振現象が生じる。この現象を熱音響自励発振と呼ぶ。この現象を利用する熱音響システムには、エンジン [8]、発電機 [23]、冷凍機 [13] がある。

熱音響発電機には、熱音響コア (スタック、高温側及び低温側熱交換から構成される) とループ状管路から構成されるループ管進行波型熱音響発電機と、直管から構成される定在波型熱音響発電機がある。一般に進行波型は定在波型に比べてエネルギー変換効率が高いことが知られている。しかし、音響系の共振とリニア発電機の可動部の固有振動が管路長に依存し、動作周波数は固定であるため熱源の温度変動に対応できず最適な発電効率を維持できない問題がある。また、リニア発電機の共振周波数付近で駆動させるために、ループ管に共鳴器と呼ばれる大きな枝管を設置すると、共鳴器内で音響エネルギーが消費されるため多くのエネルギー散逸を招く [16]。これらの問題に対し、ループ管進行波型熱音響発電機におけるループ管を電気回路に置き換えた電力フィードバック型熱音響発電機が提案されている [3]。これは熱音響コアの両端にリニアモータを設置し、ループ管進行波型発電機の音響パワーのフィードバックを電力のフィードバックに置き換えたシステムである。フィードバック回路の定数を変化させることにより温度変動の問題に対処でき、また、動作周波数を調節するために共鳴器を設置する必要が無いためエネルギー散逸を抑えることができると期待されている。

電力フィードバック型発電機ではフィードバック回路の負荷抵抗によって発振余裕が拡大できることや発振モードが変化することが得られており文献 [3]、コア 5 段での投入熱量 2kW (コア 1 段当たり) 400W の時、発電量が 800mW であり発電効率は 0.04% である。発振する場合の余裕を拡大させることで発電量が増加するためコアを 5 段に多段接続された現有の装置にて発振する場合の余裕を拡大することで発電量を増加が見込める。結果として、コアの段数を下げることが可能となる。

現有の装置にてコア 5 段での発振が出来ているが全長が約 6m で装置が大きい問題点がある。そこで、

本研究では実機での実験回数を減らせるよう解析先行で装置の小型化を目指す。そのために、文献 [3] で示されているナイキストの安定判別を用いた解析手法を上記のシステムを対象に用いてコア 5 段および 4 段の解析結果と実験結果の発振状況の一致と直列接続の抵抗およびコンデンサによって発振余裕が拡大する組み合わせが存在することを示し、フィードバック回路を短絡とした時の発振状況の再現を示すことにより、解析先行で開発が行える設計ツールであるか検討する。

本論文の構成は次の通りである。第 2 章では本論文で取り扱う熱音響現象の原理や行われている研究について述べる。第 3 章では熱音響コアの構成とコア部の周波数応答取得系、リニアモータの構成とリニアモータの電気-音響特性取得系、電力フィードバック型熱音響発電機の構成概要について述べる。第 4 章では熱音響システムにおける熱音響コア等、サブシステムの周波数応答に基づいてシステム全体の発振状況を解析する手法について述べる [3]。第 5 章では第 4 章で述べた手法による解析結果を示し、実験と解析の整合性について述べる。第 6 章では発振する場合の余裕を拡大できるフィードバック回路が存在することを示し、その余裕を利用することで装置の小型化が見込めることを示す。第 7 章で結言を述べる。

第2章 熱音響現象について

熱音響エンジンは、熱音響現象を利用した外燃機関であり、熱音響コアと共鳴管によって構成される。一般に、自由空間内を音波が伝播するとき、作動流体や周囲物との熱交換は行われず、断熱圧縮変化となる。一方で、スタックのような極めて狭い流路内を音波が伝播するときにはスタック内の流路壁近傍の流体は等温圧縮変化となる。よって流路壁と作動流体との熱交換が行われ、熱流と音響パワーの相互変換が生じる。このような熱エネルギーと音エネルギーの相互エネルギー変換現象を熱音響現象と呼ぶ [17]。

熱音響システムは、熱力学サイクル的にはスターリングエンジンと等しく、発振が生じることで引き起こされる気柱振動がスターリングエンジンにおけるピストンの役割を担う [15]。また外燃機関であり使用する熱源を選ばず、200～300℃の比較的低温で動作可能なため、工場や自動車からの廃熱の回収・利用が期待されている。スターリングエンジンに比べ、熱音響エンジンは単純な共鳴管とスタック、熱交換器から構成されるため低コストである。また効率面でも、1999年に Backhauss らによってカルノー効率の41%を達成する進行波型熱音響エンジン [19] が開発されており、低コストで開発できかつ廃熱駆動できる熱機関として、高い潜在性を持つ技術として注目されている。

熱音響システムは一般に、発生した音響パワーをもう一つのスタックに与えることで生じる温度勾配を利用して冷却を行う熱音響冷凍機 [13] や、音響パワーをスピーカ（音響-電気相互変換器）に与えて電力に変換する熱音響発電機 [20] に用いられる。コアを多段接続させループ状の管路を接続した構成の進行波型熱音響発電機において加圧したアルゴンガスを用いて実験で網羅的に電気回路の合成インピーダンスを変化させ発電量の増加を目指す研究 [25], [26] や CFD といった解析コストの高いツールを用いた研究 [24], [29] がされている。また、熱源として液化天然ガスを用いた低品位熱エネルギーや [27] や途上国での調理廃熱を利用した進行波型の熱音響発電機の研究も報告されている [28]。

電力フィードバック型熱音響発電機は、熱音響コアの左右に接続された管路の端面はリニアモータによって閉じられており、回路の負荷抵抗を開放とした場合は定在波型システムとして機能する。負荷抵抗を短絡とした場合、電力によるエネルギーのフィードバックにより管内に進行波音波が生じ、進行波型

モードとして動作する。そのため、進行波型・定在波型の2種類の発振モードが存在する。定在波が生じるのはリニアモータ端面で反射しておりこの反射を利用するために装置全長が6mとなっている。これまでに、文献 [9], [11] ではコア1段における電力フィードバック型熱音響発電機に対してナイキストに基づく安定解析手法を適用した。さらに、文献 [3] ではこの解析手法をコアが多段の場合に拡張した。これにより現有の装置において回路の負荷抵抗によって変化する発振モードを解析により予測した。しかし、現有の装置は全長6mと大きい問題がある。本研究ではコアの段数を5段から4段、3段へと削減し、装置の小型化を可能とするフィードバック回路を解析先行で設計することを目的とする。

第3章 実験装置

本章では，熱音響コアの構成とコア部の周波数応答取得系，リニアモータの構成とリニアモータの電気-音響特性取得系，電力フィードバック型熱音響発電機の構成概要について説明する。各使用機器の仕様をまとめたものを Table 3.1 に示す。

Table 3.1: Experimental equipment

Stack	NGK INSULATORS honey-comb ceramics 600 cpi $l = 55\text{mm}$, $\phi = 50\text{mm}$
Loudspeaker	FOSTEX FW108N
Power Amp.	YAMAHA P1000S
PC	Dell PowerEdge840 (RTAI3.6.1/Linux kernel 2.6.20.21)
A/D, D/A	CONTEC AD12-16(PCI), DA12-4(PCI) (12bit, $\pm 5\text{ V}$, $10\mu\text{ sec}$)
Thermometer	ANRITSU HPD-2234
Cartridge heater	HAKKO HLE1201 (100W)
Sheath heater	HAKKO SWD1040 (400W)
Thermo cont.	HAKKO DGC2310
Pressure sens.	PCB106B51(amp.:482C05)
Bellows	NS10109-1-Y $l = 21\text{mm}$, $\phi = 109\text{mm}$, $k = 23.65\text{N/mm}$
Oscilloscope	LeCroy W wave Jet 324A (200MHz)
Chiller	EYELA NCC-1110

3.1 熱音響コアの構成 [12]

文献 [12] にて製作された熱音響コアの外観を Fig. 3.1 に示す。熱音響コアはコア部の全長 $L_{core_1} = 433\text{mm}$ で、厚み 0.1mm のステンレス管、直径 50mm ・長さ 55mm で約 1mm の細管流路を持つハニカムセラミックス製のスタック (外観を Fig. 3.2 に示す)、中央の高温側熱交換器 1 個、左右両側に一個ずつ計 2 個の低温側熱交換器から構成される。右側の低温側熱交換器はスタックの片端面の冷却用、左側の低温側熱交換器はステンレス管の保護用に設置されている。左右の低温側熱交換機にステンレス管が接続され、隣接するコア部もしくは管路とクランプされる。高温側熱交換器は隙間 1mm 、幅 10mm のフィンを持つ銅製の正方形ブロックで、四辺に挿入された四本のカートリッジヒータで加熱されサーモコントローラによって任意の温度に調整される。低温側熱交換器は隙間 1mm 、幅 5mm のフィンを持つ銅製の正方形ブロックで、接続されたホースを介した循環水により冷却され、循環水はチラー装置によって温度調整される。熱交換器の表面温度 T_H と T_C は熱電対により測定される。スタック壁面上を T_H から T_C へ図の右方向へ向かう熱流とつり合い、図の左方向へ向かう音波の音響パワーが増幅される。

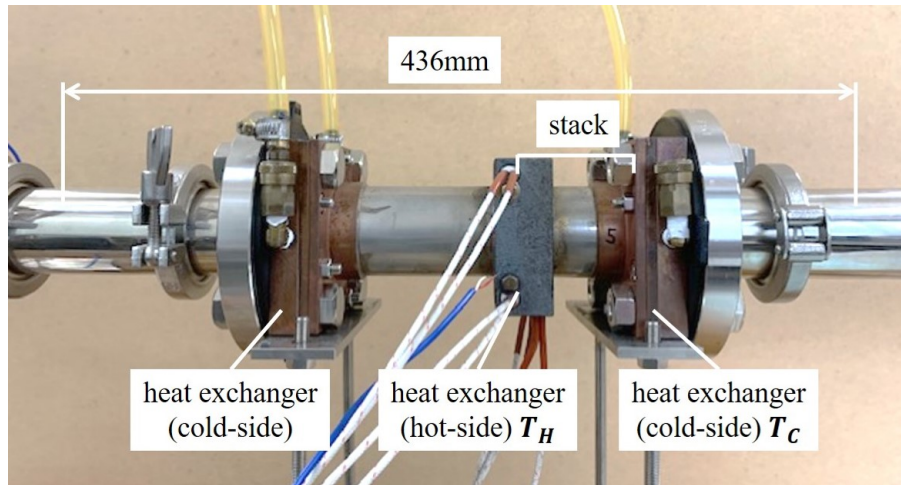


Fig. 3.1: Photograph of thermoacoustic core

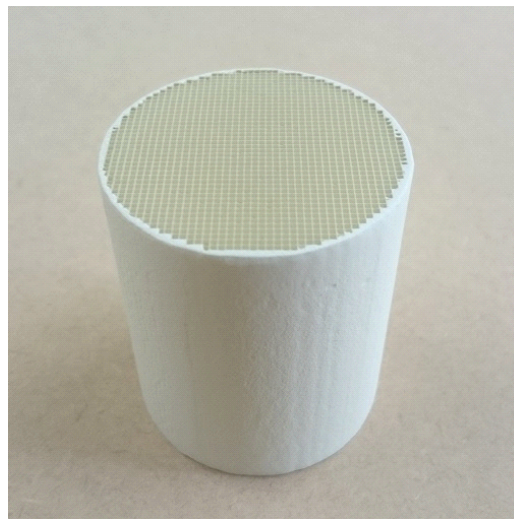


Fig. 3.2: Photograph of stack

3.2 熱音響コアの周波数応答取得系 [3]

熱音響コアの構成図を Fig. 3.3 に示す。中央部に熱音響コア，左右に周波数応答測定部 I, II が接続され，左右のスピーカ (SPK1, SPK2) を交互に駆動することでコア部の周波数応答が計測される。周波数応答測定部は，内径 50mm の塩ビ管から構成され，端に音源一個，圧力センサ二個が距離 $l_s := 0.768\text{m}$ 離れて設置される。測定対象の端から近接する圧力センサまでの距離 $\Delta l = 34\text{mm}$ である。パソコンの D/A 出力 w, u がパワーアンプを介して音源を駆動し，圧力センサの出力電圧 $p_{s1}, p_{c1}, p_{c2}, p_{s2}$ を A/D 変換しパソコンに取り込む。なお，各センサを区別する添え字の c はコア側， s はスピーカ側を意味するものである。

第 2.1 節で示した熱音響コアはステンレス製の構成であるがコア 1 段分の全長としては差異がないため解析を行う際，文献 [3] で取得された Fig. 3.4 に示す熱音響コアの周波数応答を用いることとする。

Fig. 3.4 は $T_C = 16^\circ\text{C}$ ， $T_H = 100, 200, 300, 400^\circ\text{C}$ で取得したコアの周波数応答 G_{core1} である。図の右下要素 A_1 から B_1 まで，及び左上要素 B_2 から A_2 までのゲインは他に比べて比較的低い値となっており，コア部で反射される成分はそのままコアを通過する成分よりも小さいことが分かる。

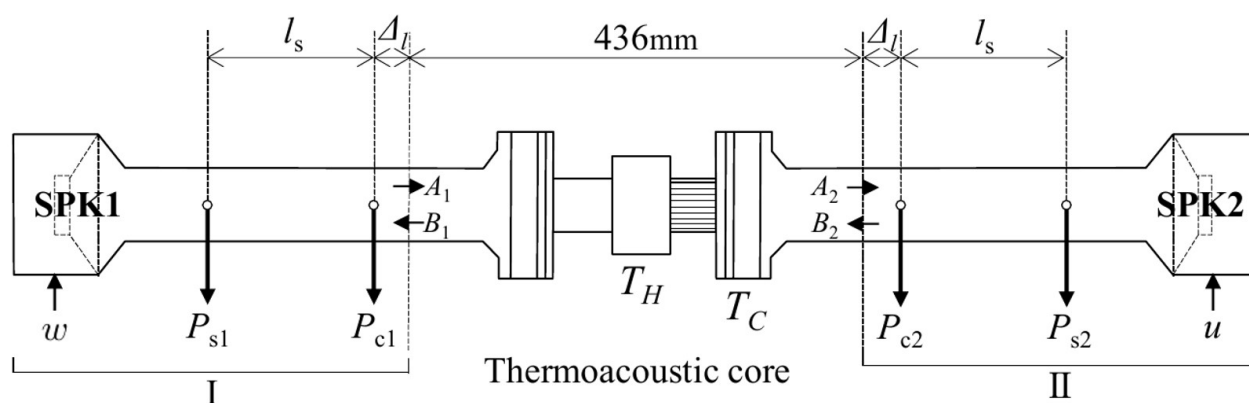


Fig. 3.3: Apparatus for measuring frequency response of thermoacoustic core

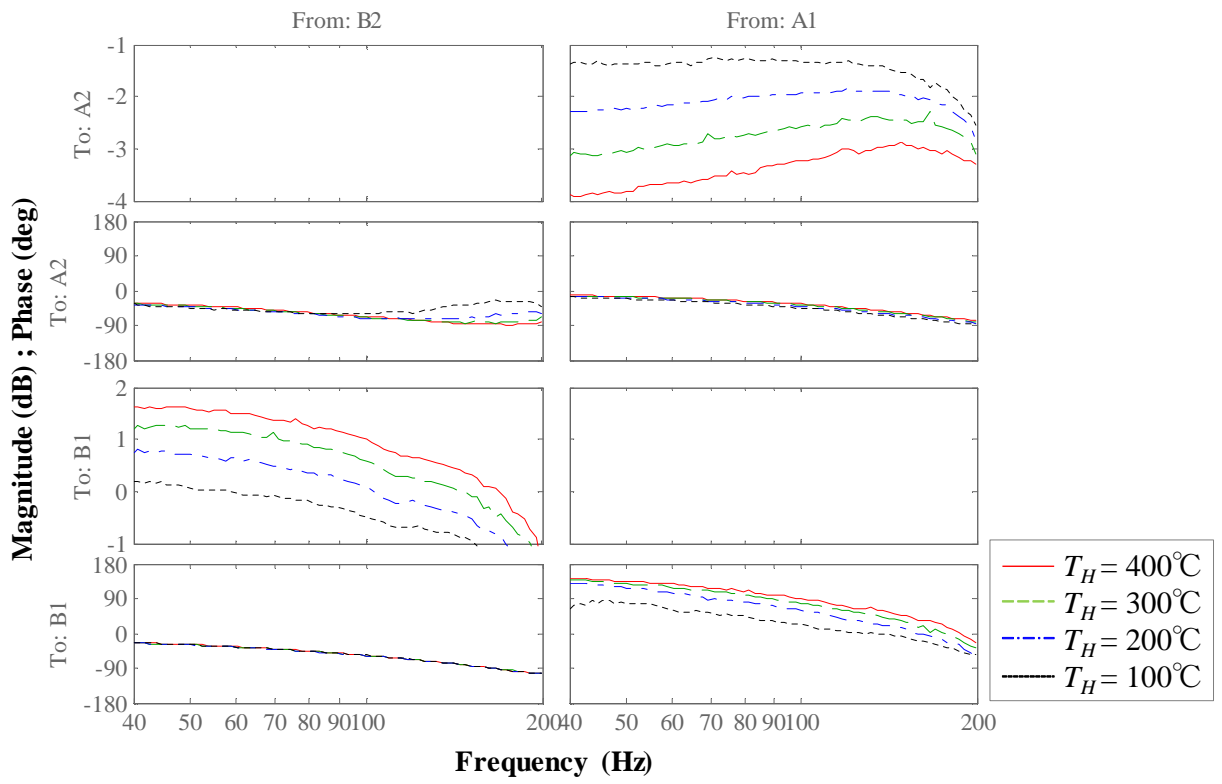


Fig. 3.4: Frequency response of G_{core1}

3.3 リニアモータの構成

リニアモータの外観を Fig. 3.5 に示す。Fig. 3.6 のようにコイルとベローズを組み合わせたものから構成される。ベローズは一方の端面がステンレス製のフランジと接着され、もう一方の端面がアクリル製の円盤で接着されている。また、アクリル製の円盤を介してコイルに接続される。永久磁石は、アルミニウム製の金属板にて固定されており、文献 [3] にて行っていた位置調節の必要ない構成になっている。リニアモータの機械共振周波数は 46Hz である。リニアモータ開端からアクリル円盤までの距離は 165mm である。電力フィードバック進行波型発電機中のリニアモータは、電力フィードバック機能のために電気-音変換を行うリニア発電機としても機能する。

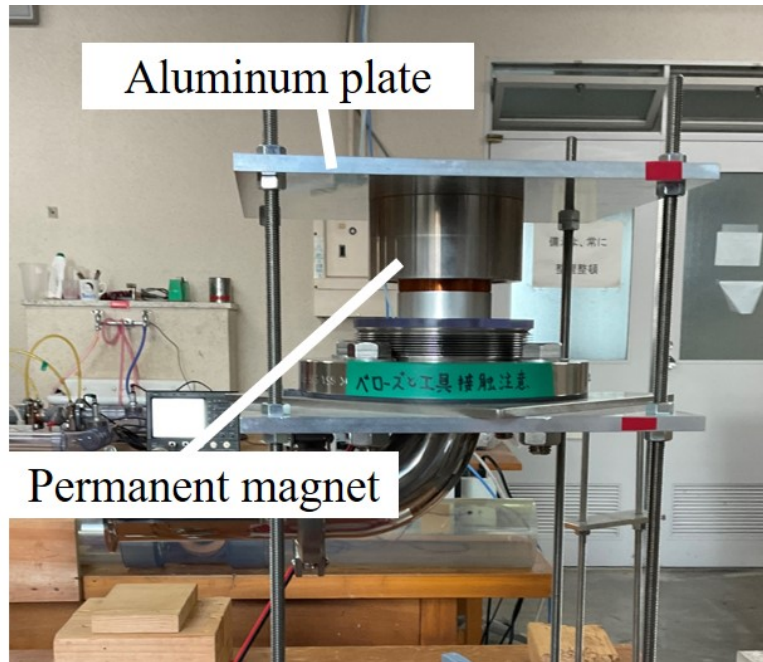


Fig. 3.5: Photograph of linear motor

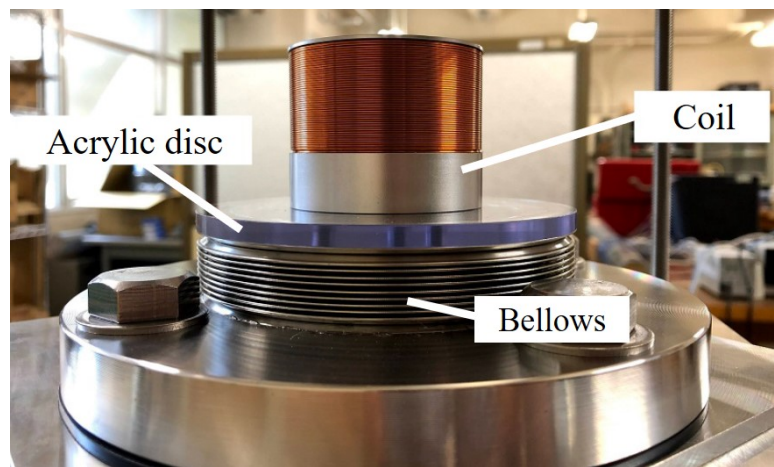


Fig. 3.6: Photograph of coil

3.4 リニアモータの電気-音響特性取得系

実験装置の構成図を Fig. 3.7 に示す。リニアモータに出入りする進行波圧力成分，端子電圧 v_s, v_i 及び電流を計測するため構成したリニアモータの左側に前述した周波数応答測定部 I を接続し，圧力センサの出力電圧 p_{s1}, p_{c1} ，端子電圧 v_s, v_i を A/D 変換しパソコンに取り込む。ただし電流計測用に抵抗 10Ω を直列接続し，その両端の電圧 v_s, v_i から電流 $i := (v_s - v_i)/10$ を算出する。図のリニアモータから正の電力が流れる方向に v_s, i の方向を定めている。

Fig. 3.8 にリニアモータ部を含む管路部の周波数応答を示す。左上 B_2 から A_2 はコア部左側 (T_H 側) に接続されるリニアモータ H_2 に入射する進行波圧力成分 B_2 から放射される進行波圧力成分 A_2 までの周波数応答で，リニアモータの長さ 0.165 m 分のむだ時間特性である。右下 A_1 から B_1 はコア部右側 (T_C 側) に接続される管路（リニアモータ H_1 を含む）に入射する進行波圧力成分 A_1 から放射される進行波圧力成分 B_1 までの周波数応答で，リニアモータの長さと同直管の長さ $L_{\text{tube}1} = 3.169$ m を合わせた 3.334 m 分のむだ時間特性である。

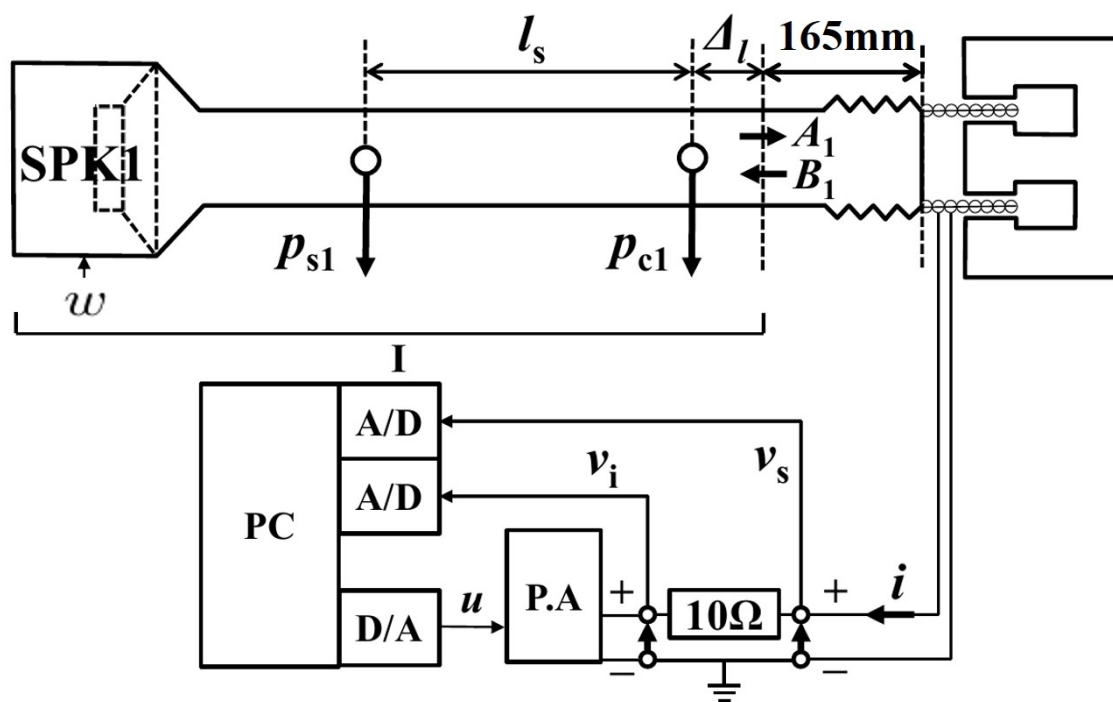


Fig. 3.7: Apparatus for measuring frequency response of linear motor

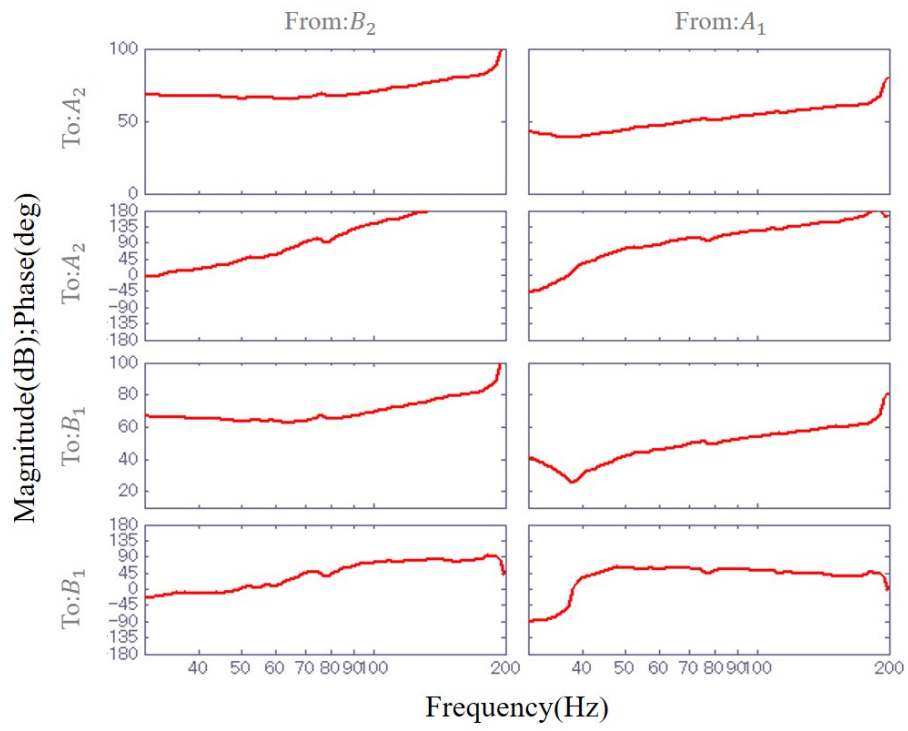


Fig. 3.8: Frequency response of G_{other}

3.5 電力フィードバック進行波型熱音響発電機の構成

実験装置概要を Fig. 3.9 に示す。5 段直結に接続された熱音響コアの両側に前述したリニアモータが設置され、ステンレスのサニタリー管で連結される。電力フィードバック回路を短絡した際に、リニアモータ両側の端子電圧が強め合うように、文献 [3] とは逆に両者の端子の極を同極にしてフィードバック回路に接続され、コア部によって増幅された音響パワーを受けリニアモータ H_2 が発電し、発電した電力がフィードバック回路を経由し図の右方向にフィードバックされ H_1 へと送電される。フィードバック回路部は負荷抵抗 Z_3 が直列に、 Z_1 と Z_2 が並列に接続される。管路部 L_{tube1} には圧力センサ p_1 , p_2 が距離 $l := 866\text{m}$ の間隔で設置されている。 p_1 はリニアモータから $\Delta l = 207\text{mm}$ の位置に設置される。 L_{tube1} はサニタリー管及び圧力センサによって構成され 3169mm である。また、 L_{tube2} は L_{tube1} 同様にサニタリー管と圧力センサで構成され長さ 354mm である。また、図中の W は圧力センサ位置の音響パワーである。

コア 4 段の時の装置概要を Fig. 3.10 に示す。コア 4 段の時の基本的な構成は 5 段同様である。ただし、装置の全長は変えず L_{tube1} 側のコア 1 段を取り外し、同等な長さとなるよう 430mm のサニタリー管を接続した。よって装置の全長は約 6m と 5 段の時と変わらず、 L_{tube1} がコア 5 段の時と比べ 430mm 長い 3599mm となる。本論文では電力フィードバック回路を Fig. 3.11 に示すように、 Z_3 を負荷抵抗 R 、 Z_1 と Z_2 を開放として考える。この時装置は、 $R = 0$ (短絡) で進行波型、 $R = \infty$ (開放) で定在波型の発振モードとして機能する。

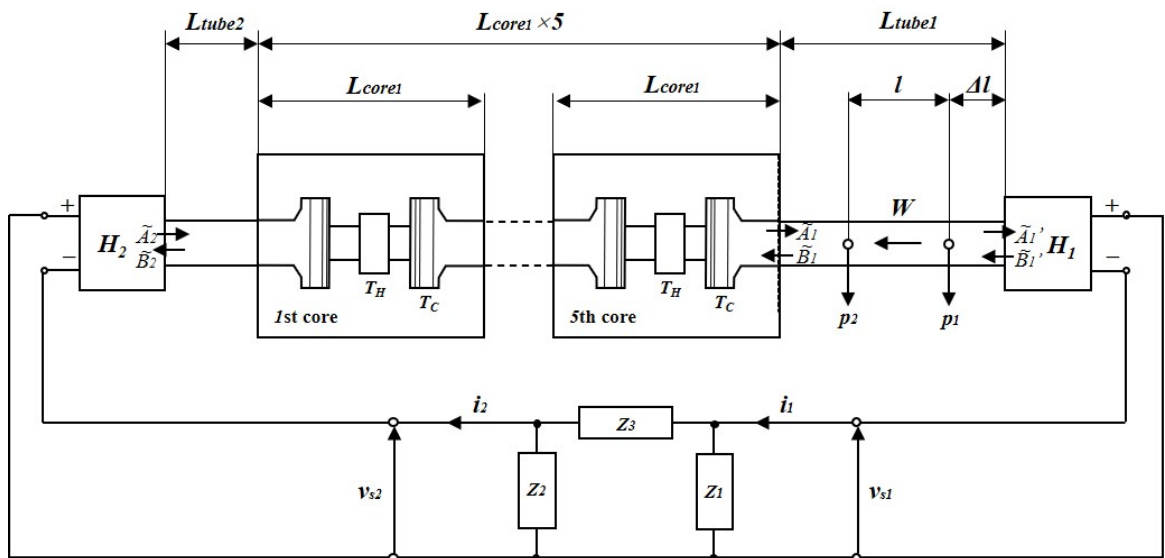


Fig. 3.9: Electricity-feedback thermoacoustic electric generator with 5-stage cores

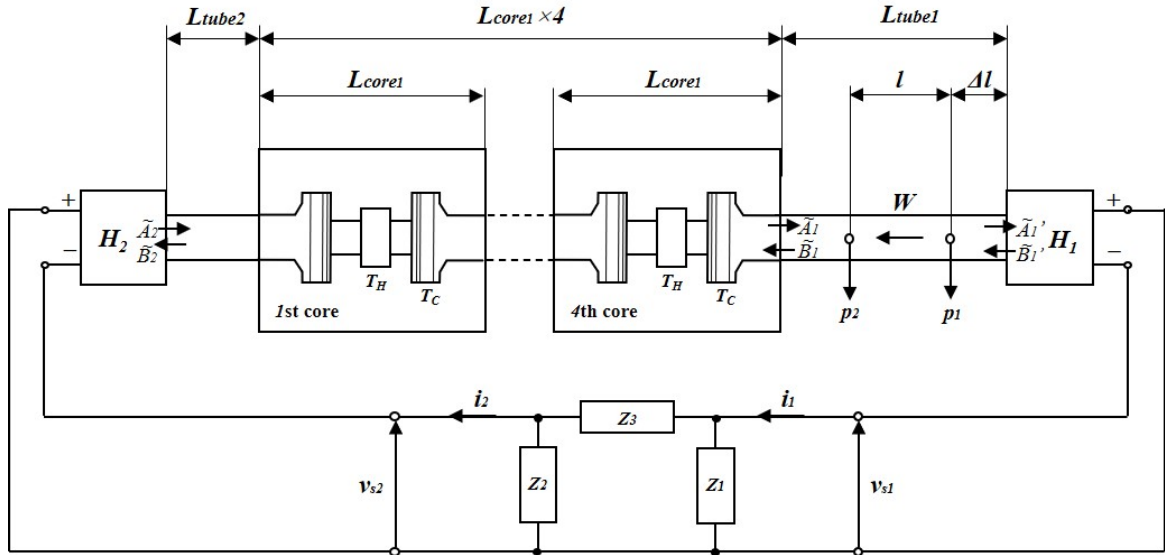


Fig. 3.10: Electricity-feedback thermoacoustic electric generator with 4-stage cores

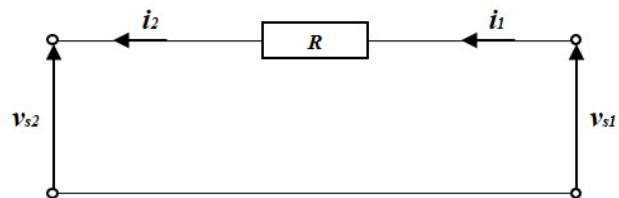


Fig. 3.11: Feedback circuit

第4章 ナイキストの安定判別手法に基づいた電力 フィードバック進行波型熱音響発電機の発振 状況の解析 [3]

いままで、熱音響システムの安定性解析では文献 [21] で示されているように伝達マトリクスに基づく固有値解析が行われている。しかし、伝達マトリクスをそのまま用いてナイキストの安定判別を適用することはできない。これに対して因果的なシステム表現およびナイキストの安定判別に基づく解析手法を提案されている文献 [9], [11]。第 4.1 節で、文献 [3] にて示されるナイキストの安定判別に基づく解析手法を電力フィードバック型熱音響発電機に適用した場合について説明する。

4.1 コアが多段接続された電力フィードバック進行波型熱音響発電機における安定性解析

文献 [10] はコア段数が1段の電力フィードバック型熱音響発電機に対して、熱音響コアを制御対象、その他のフィードバック電気回路を含む管路部を補償器とした閉ループ系とすることでナイキストの安定判別を適用した。さらに、文献 [3] ではこの手法を多段コアの場合に拡張した。本節では文献 [3] におけるコアが多段接続された電力フィードバック型熱音響発電機における安定性解析手法について述べる。ただし、文献 [3] に対してリニアモータ H_2 側に $L_{\text{tube}2}$ が追加されている。これにより $G_{\text{tube}2}$ 及び $G_{\text{tube}2}$ が直管の周波数応答として与えられることになる。

1. コア部の周波数応答の構成

まず、コア部の周波数応答の構成について説明する。コア一段分の周波数応答実験を Fig. 3.3 に示す装置を用いて行い、コア部の因果的システム $G_{\text{core}1}$

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}_2 \\ \tilde{B}_1 \end{bmatrix} = G_{\text{core}1} \begin{bmatrix} \tilde{B}_2 \\ \tilde{A}_1 \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

の周波数応答を

$$G_{\text{core}1} = \begin{bmatrix} \tilde{A}_2^1 & \tilde{A}_2^2 \\ \tilde{B}_1^1 & \tilde{B}_1^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{B}_2^1 & \tilde{B}_2^2 \\ \tilde{A}_1^1 & \tilde{A}_1^2 \end{bmatrix}^{-1} \quad (4.2)$$

により求める。2センサ法より各進行波圧力成分の複素振幅は、各部の圧力センサにおける複素圧力振幅を用いて式 (4.3) で与えられる。

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}_1 & \tilde{B}_2 \\ \tilde{B}_1 & \tilde{A}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{2j \sin kl_s} \begin{bmatrix} -e^{-jk(l_s+\Delta_l)} & e^{-jk\Delta_l} \\ e^{jk(l_s+\Delta_l)} & -e^{jk\Delta_l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{p}_{c1} & \tilde{p}_{c2} \\ \tilde{p}_{s1} & \tilde{p}_{s2} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

Fig. 3.9 のように多段接続された n 段の熱音響コア

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}_{n+1} \\ \tilde{B}_1 \end{bmatrix} = G_{\text{core}} \begin{bmatrix} \tilde{B}_{n+1} \\ \tilde{A}_1 \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

の周波数応答は各段のコアの周波数応答

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}_{i+1} \\ \tilde{B}_i \end{bmatrix} = G_{\text{core}_i} \begin{bmatrix} \tilde{B}_{i+1} \\ \tilde{A}_i \end{bmatrix} \quad (i = 1, \dots, n) \quad (4.5)$$

からスター積による入出力成分の結合によって次式で与えられる。

$$G_{\text{core}} = G_{\text{core}_n} \star \dots \star G_{\text{core}_2} \star G_{\text{core}_1} \quad (4.6)$$

2. コア部から見た管路全体の周波数応答の構成

次に、コア部から見た管路全体の周波数応答の構成について説明する。Fig. 3.7の装置を用いて周波数応答実験を行い、リニアモータ部の伝達マトリクス H

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}_1 \\ \tilde{B}_1 \end{bmatrix} = H \begin{bmatrix} \tilde{i} \\ \tilde{v}_s \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

を取得する。 \tilde{A}_1, \tilde{B}_1 はリニアモータに流入・流出する進行波圧力成分で、式 (4.3) と同様に圧力センサ二つの出力から算出される。式 (4.2) と同様に、周波数応答測定部 I のスピーカ及びリニアモータを別々に動作させて二組の周波数応答を測定することにより、 H が式 (4.8) で求まる。

$$H = \begin{bmatrix} \tilde{A}_1^1 & \tilde{A}_1^2 \\ \tilde{B}_1^1 & \tilde{B}_1^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{i}^1 & \tilde{i}^2 \\ \tilde{v}_s^1 & \tilde{v}_s^2 \end{bmatrix}^{-1} \quad (4.8)$$

また、二つのリニアモータの H が式 (4.7) と同様に与えられたとき、Fig. 3.7の進行波圧力成分の方向と電流の方向から、式 (4.10) 及び (4.10) が成り立つ。ただし、Fig. 3.7に示すようにリニアモータの端子の結線は同極であるため文献 [3] とは \tilde{i}_2 と \tilde{v}_{s2} の符号が逆になっている。

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}'_1 \\ \tilde{B}'_1 \end{bmatrix} = H_1 \begin{bmatrix} \tilde{i}_1 \\ \tilde{v}_{s1} \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

,

$$\begin{bmatrix} \tilde{B}_2 \\ \tilde{A}_2 \end{bmatrix} = H_2 \begin{bmatrix} -\tilde{i}_2 \\ \tilde{v}_{s2} \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

減衰を考慮しない直管の周波数応答 $G_{\text{tube1}}, G_{\text{tube2}}$ は、それぞれ一端に入射する進行波圧力成分が $\frac{L_{\text{tube1}}}{c_0}, \frac{L_{\text{tube2}}}{c_0}$ 秒後に他端に到達するむだ時間で次式のように与えられる。

G_{tube1} に対しては式 (4.11) 及び (4.12) で与えられる。

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}'_1 \\ \tilde{B}'_1 \end{bmatrix} = G_{\text{tube1}} \begin{bmatrix} \tilde{B}'_1 \\ \tilde{A}'_1 \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

$$G_{\text{tube1}} = \begin{bmatrix} 0 & e^{-jkL_{\text{tube1}}} \\ e^{-jkL_{\text{tube1}}} & 0 \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

同様にして G_{tube2} に対しては式 (4.13) 及び (4.14) で与えられる。

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}'_2 \\ \tilde{B}'_2 \end{bmatrix} = G_{\text{tube2}} \begin{bmatrix} \tilde{B}'_2 \\ \tilde{A}'_2 \end{bmatrix} \quad (4.13)$$

$$G_{\text{tube2}} = \begin{bmatrix} 0 & e^{-jkL_{\text{tube2}}} \\ e^{-jkL_{\text{tube2}}} & 0 \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

このとき、コア部から見た管路の因果的システム G_{other}

$$\begin{bmatrix} \tilde{A}_2 \\ \tilde{B}_1 \end{bmatrix} = G_{\text{other}} \begin{bmatrix} \tilde{B}_2 \\ \tilde{A}_1 \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

の周波数応答は式 (4.16) で与えられる。

$$G_{\text{other}} = G_{\text{tube2}} \star \text{CHAIN}^{-1}(H_2') \star G_{\text{circ}} \star \text{CHAIN}^{-1}(H_1^{-1}) \star G_{\text{tube1}} \quad (4.16)$$

ここで, CHAIN^{-1} は chain-scattering 表現 [22] から因果的システム表現への変換を表す。

$$H'_2 := \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} H_2 \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

$$G_{\text{circ}} = \text{CHAIN}^{-1}(T_{\text{circ}}) \quad (4.18)$$

T_{circ} は電気回路の伝達マトリクスである:

$$\begin{bmatrix} \tilde{i}_2 \\ \tilde{v}_{s2} \end{bmatrix} = T_{\text{circ}} \begin{bmatrix} \tilde{i}_1 \\ \tilde{v}_{s1} \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

$$T_{\text{circ}} := \begin{bmatrix} 1 + \frac{Z_3}{Z_2} & -\frac{Z_1 + Z_2 + Z_3}{Z_1 Z_2} \\ -Z_3 & 1 + \frac{Z_3}{Z_1} \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

3. ナイキストの安定判別: $G_{\text{core}}, G_{\text{other}}$ の周波数応答が与えられたとき, Fig. 4.1 の閉ループ系が安定となるための必要十分条件は,

$$\phi := |I - G'_{\text{core}} G'_{\text{other}}| \quad (4.21)$$

のナイキスト軌跡が原点を囲まないことである。つまり, ナイキスト軌跡が原点を囲んでいることで装置が発振することが予測され, 原点を囲まない軌跡であるとき発振しないことが予測される。ただし, G'_{core} と G'_{other} はそれぞれ, 同一方向の進行波圧力成分がそれぞれ結線されるように入力成分を入れ替えた周波数応答

$$G'_{\text{core}} := G_{\text{core}} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

$$G'_{\text{other}} := G_{\text{other}} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

である。

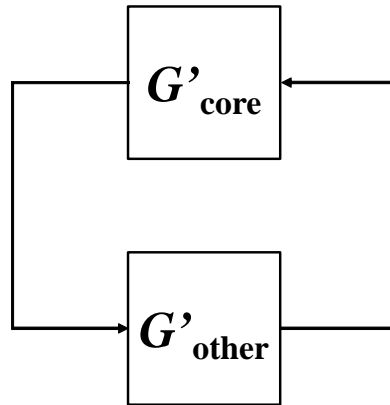


Fig. 4.1: Closed-loop system

4.2 ナイキストの安定判別に基づいた解析ツールについて

ここでは、前節で示したナイキストの安定判別を発振の可否、発振する場合の余裕、発振周波数が予想できるツールとして使用する。あらかじめコア部、リニアモータ部を含む管路部の周波数応答とリニアモータ間の電気回路のインピーダンスが与えられたとき、対象とするシステムのナイキスト軌跡を描画することで発振状況(発振の可否、原点に対して軌跡が回転した角度 θ 、原点からの最短距離(発振する場合の余裕) d_{min} 、発振周波数 \hat{f}_r)を予想する。発振の可否について、ナイキスト軌跡が原点を囲むのか囲まないのかによって推定することができる。軌跡が原点を囲むとシステムが不安定であり、発振することが予想される。対して、軌跡が原点を囲まないと安定であり、発振しないことが予想される。発振周波数は d_{min} における周波数(軌跡上の×印)によって求められる。

Fig. 4.2 にコア 5 段でフィードバック回路を短絡($R=0\Omega$)とした時、Fig. 4.3 に開放($R=\infty\Omega$)とした時のナイキスト軌跡を示す。また、得られた θ 、 d_{min} 、 \hat{f}_r を Table 4.1 に示す。

フィードバック回路が短絡($R=0\Omega$)の時 Fig. 4.2 及び Table 4.1 よりナイキスト軌跡が原点を囲まずに原点の右側を通っているため発振する予想結果が得られ、 θ は $-5.0[\text{rad}]$ 、 d_{min} は 0.0124 、 \hat{f}_r は $36.6[\text{Hz}]$ と予想される。一方で Fig. 4.3 より開放($R=\infty\Omega$)の時は軌跡が原点を囲んでいないため発振しない予想結果となる。以上のようにツールによって発振の可否、発振する場合の余裕、発振周波数が予想できる。

次章にて解析結果が実験を再現でき、解析先行で開発が行えるのか検討する。

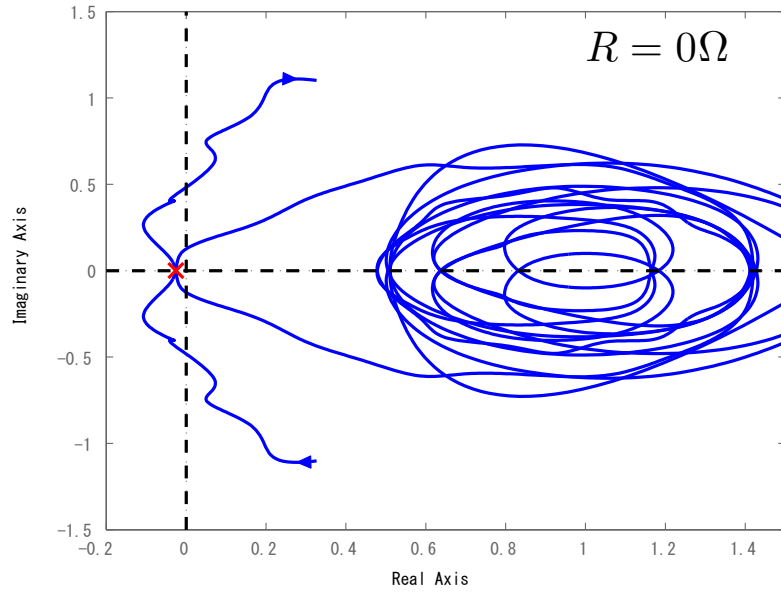


Fig. 4.2: Nyquist plot at core5 with $R=0$

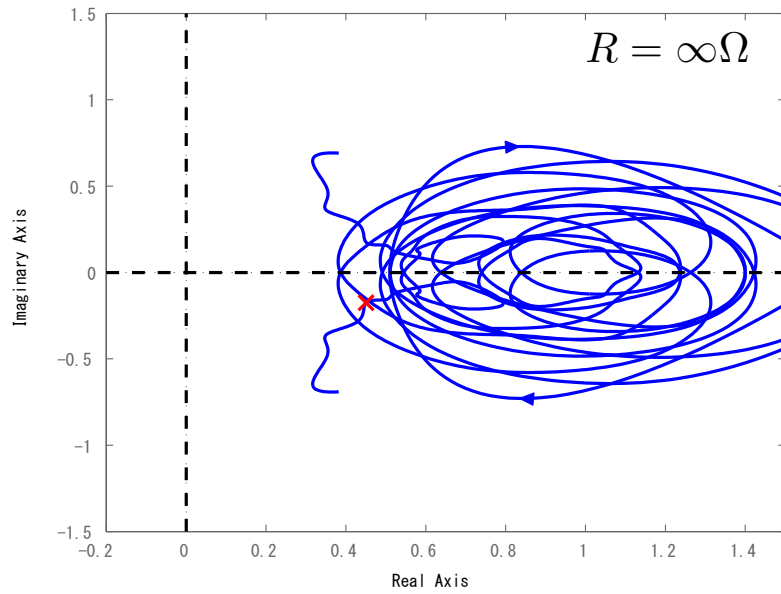


Fig. 4.3: Nyquist plot at core5 with $R=\infty$

Table 4.1: Analysis result of Fig. 4.2 and Fig. 4.3

$R[\Omega]$	θ [rad]	d_{min}	\hat{f}_r [Hz]
0	-5.0	0.0124	36.6
∞	1.1	0.4835	33.9

第5章 コア5段および4段の実験と解析の整合性について

取得された各部の周波数応答と、リニアモータ間の電気回路のインピーダンスが与えられたとき、コア5段の場合は Fig. 3.9, コア4段の場合は Fig. 3.10 の電力フィードバック型熱音響発電機の発振の可否と周波数を予測することを考える。ただし、コア5段の時コア端面からリニアモータ端面までの距離 L_{tube1} は 3169mm であり、コア4段の時コア端面からリニアモータ端面までの距離 L_{tube1} はコア1段分相当の 430mm が追加されるため 3599mm となる。装置の全長としてはコアの段数を変化させても約 6m で一定である。なお、音速 $c_0 = 346(\text{m/s})$, 空気密度 $\rho_0 = 1.21(\text{kg/m}^2)$, 管の断面積 $S = \pi 0.025^2(\text{m}^2)$, また管壁の減衰を考慮するため、複素波数 $k = (\omega - j0.7)/c_0$ とする。また、実験及び解析どちらの場合も $T_C = 15^\circ\text{C}$, $T_H = 280^\circ\text{C}$ を用いて行った。本論文では全て上記の条件で解析を行う。文献 [3] で取得された Fig. 3.4 に示すコアの周波数応答 G_{core} と Fig. 3.8 に示すリニアモータの周波数応答を含む管路部及びフィードバック回路の周波数応答である G_{other} の周波数応答を用いて解析を行う。

5.1 コア5段の発振の可否の整合性と発振周波数について

Fig. 3.9 に示すようにコア5段で $L_{tube1} = 3.169\text{m}$, $L_{tube2} = 0.354\text{m}$ にて発振実験を行った結果、フィードバック回路短絡時、発振が持続することを確認した。 $T_H = 280^\circ\text{C}$, $T_C = 20^\circ\text{C}$, 発振時の圧力センサの出力電圧 p_1 , p_2 , リニアモータ端子電圧 v_{s1} , v_{s2} を A/D 変換しサンプリング周期 0.2ms で 10 秒間の時間応答波形を記録した。Fig. 5.1 に圧力振幅を示し, Fig. 5.2 に端子電圧の時間応答を示す。振幅はリニアモータ側センサ p_2 の圧力振幅の方が大きく, 管内はほぼ進行波一次共振の圧力分布と考えられるため妥当な結果である。この時の発振周波数は 35.4Hz であった。

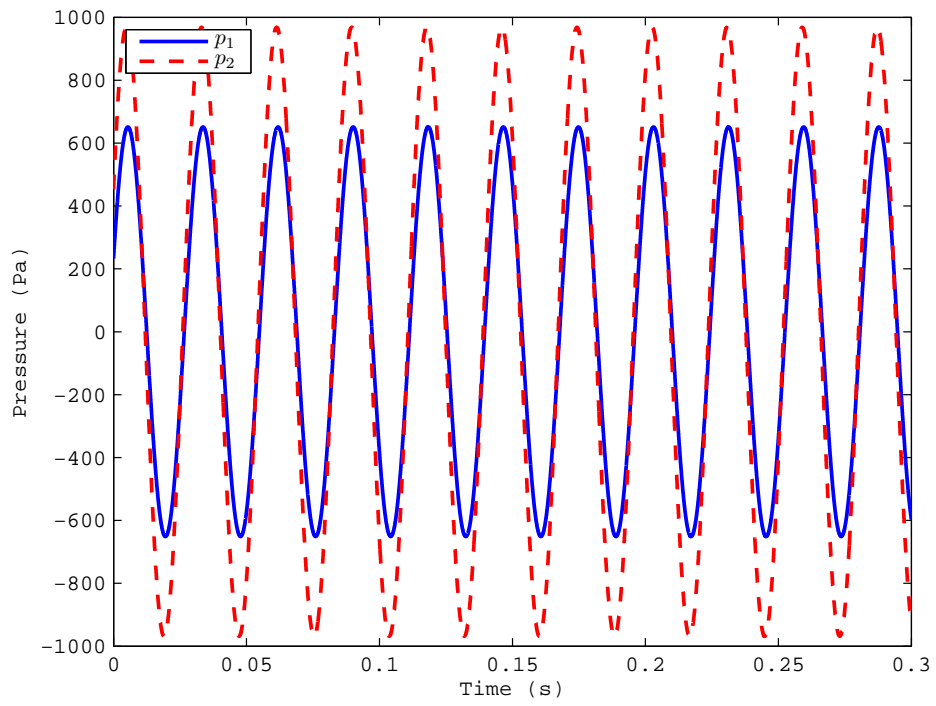


Fig. 5.1: Pressure amplitude time response

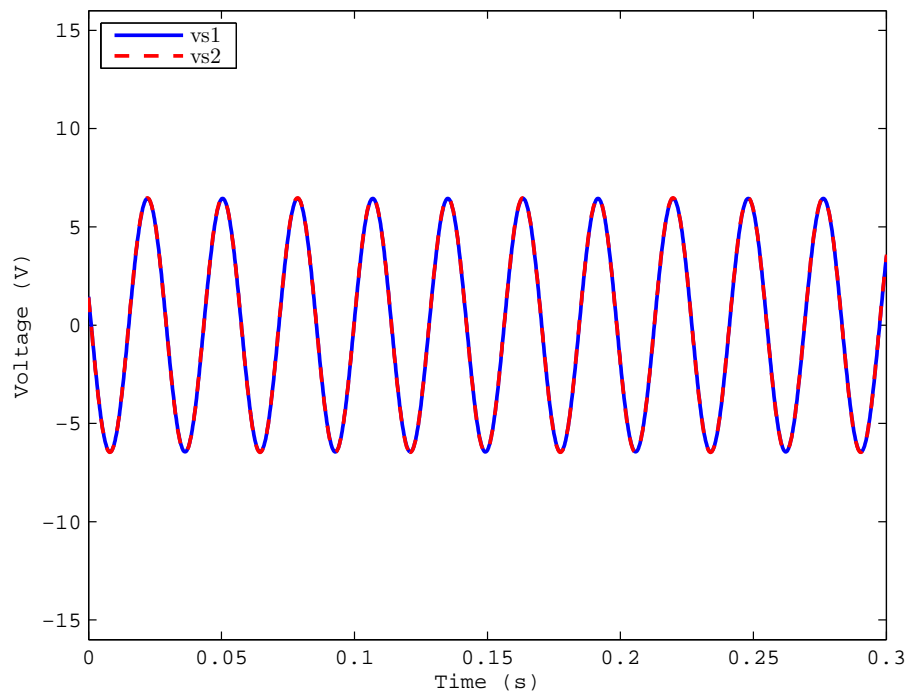


Fig. 5.2: Terminal voltage v_{s1} and v_{s2} amplitude time response

解析上ではコアの長さや L_{tube1} 及び L_{tube2} に接続されるサニタリー管の長さ ($L_{tube1}=3196\text{mm}$, $L_{tube2}=354\text{mm}$), センサ間距離は実験時と同様となるように ($l=866\text{mm}$, $\Delta_l=207\text{mm}$) に調節した。また, コア 5 段から 4 段へと段数を減らした際に装置の全長が短くならないように実験時と同様にコアの長さや L_{tube1} に対して 430mm を追加した構成となるよう調節している。得られた実験結果と解析ツールにより得られた解析結果を Table 5.1 に示す。また, 解析ツールによって得られたリニアモータ間を短絡した場合のナイキスト軌跡を Fig. 5.3 に示す。○が実験によって得られた発振周波数, ×が予測周波数である原点からの最短距離の周波数 \hat{f}_r であり, 解析によって予測した発振周波数を示している。

Table 5.1: Resonance frequency at core5 with R=0

	$R = 0$
実験値	35.4 Hz
予測値	36.6 Hz
誤差 ((予測値 - 実験値)/実験値)	+3.4%

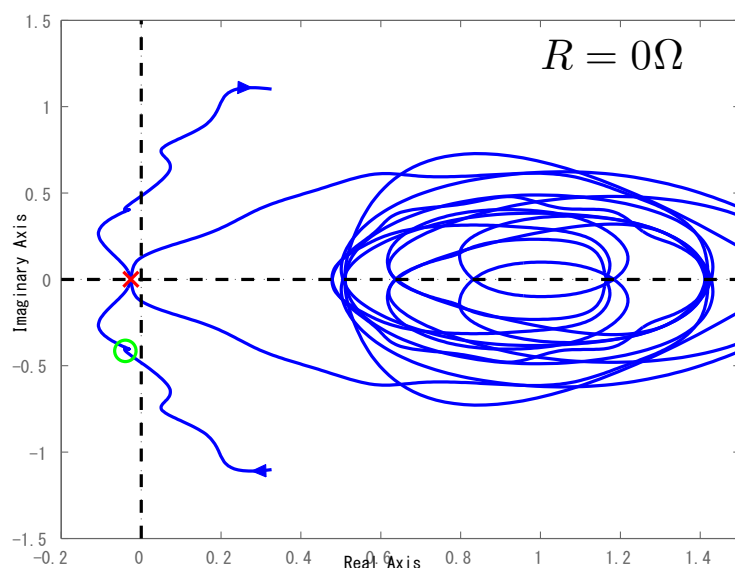


Fig. 5.3: Nyquist plot at core5 with R=0

発振の可否について Fig. 5.3 よりナイキスト軌跡が原点を囲んでいるため発振すると予想ができる。よって, コア 5 段の場合での発振の可否について整合していることが分かった。

発振周波数については実験で得られた 35.4Hz に対して解析ツールによる予測値が 36.6Hz であり，誤差 3.4%の精度であった。文献 [24] では実験と解析の予測誤差は約 7%と得られている。対して本論文では誤差約 3%であり文献 [24] より良い予測精度である。これにより，解析ツールによってコア 5 段の発振状況の再現ができることが分かった。

5.2 コア4段の発振の可否の整合性と発振周波数について

第3.5節で示したように実験装置を構成し ($L_{tube1}=3169$ +コア1段分433mm, $L_{tube2}=354$ mm, センサ間距離866mm), 発振実験を行った結果コア4段においても回路短絡時 $T_H = 280^\circ\text{C}$ にて発振が持続し, 発振周波数は34.2Hzであった。得られた実験結果と解析ツールにより得られた解析結果を Table 5.2 に示す。また, 解析ツールによって得られたリニアモータ間を短絡した場合のナイキスト軌跡を Fig. 5.4 に示す。

Table 5.2: Resonance frequency at core4 with $R=0$

	$R = 0$
実験値	34.2 Hz
予測値	35.3 Hz
誤差 ((予測値 - 実験値)/実験値)	+3.2%

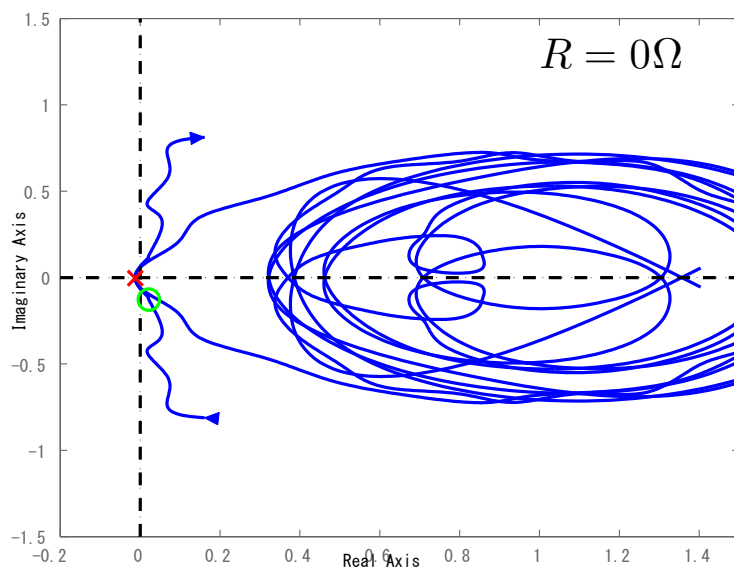


Fig. 5.4: Nyquist plot at core4 with $R=0$

発振の可否について Fig. 5.4 よりナイキスト軌跡が原点を囲んでいるため発振すると予想ができる。よって, コアの段数を1段減らしたコア4段の場合においても発振の可否に対して整合していることが分かった。

発振周波数について実験で得られた 34.2Hz に対して解析ツールによる予測値が 35.3Hz であり、誤差 3.2%の精度であった。これにより、解析ツールによってコア 4 段においても発振状況の再現ができることが分かった。

以上の結果より、解析ツールにて予測誤差 3%で発振状況の再現ができることが得られた。そのため次章で行う解析が実験の再現をしていると考え、解析先行で発振する場合の余裕を拡大するフィードバック回路の検討を行う。

第6章 発振する場合の余裕を拡大するフィードバック回路の検討

6.1 発振余裕を拡大するフィードバック回路の検討

前章にて、実験と解析による発振の可否の整合性、発振周波数の予測誤差について述べた。本章ではまず、第6.2節にてコア5段での抵抗とコンデンサを用いたフィードバック回路の場合の解析について述べ、次に第6.3節にてコアの段数を1段下げたコア4段での抵抗とコンデンサを用いたフィードバック回路の場合の解析について述べる。最後に第6.4節にて3段の解析結果を示す。

以上より、第4章で示した解析ツールを用いて解析先行で発振余裕を拡大出来るフィードバック回路を設計し、発振する場合の余裕を拡大することでコアの段数を下げ装置の小型化を目指すことを目的とする。現状、フィードバック回路を Fig. 6.1 に示すように抵抗とコンデンサ直列接続した解析とは無関係にコア5段から4段へとコアの段数の削減が出来ている。抵抗とコンデンサを直列に接続したフィードバック回路にて発振する場合の余裕を拡大し、その余裕を利用してコアの段数が削減することが期待できる。

6.2 コア5段での発振余裕の拡大の検討

本節ではコア5段での抵抗とコンデンサを用いたフィードバック回路にて発振余裕が拡大できるか検討する。Fig. 6.1 に抵抗とコンデンサを直列に接続した場合のフィードバック回路を示す。この時フィードバック回路のインピーダンスは次式で表される。

$$Z = R + \frac{1}{j\omega C} \quad (6.1)$$

解析ツールを用いて Fig. 6.1 に示すような抵抗とコンデンサを組み合わせたフィードバック回路に対して解析を行った。まず、フィードバック回路が短絡及び抵抗値のみに対して発振する場合の余裕を拡大

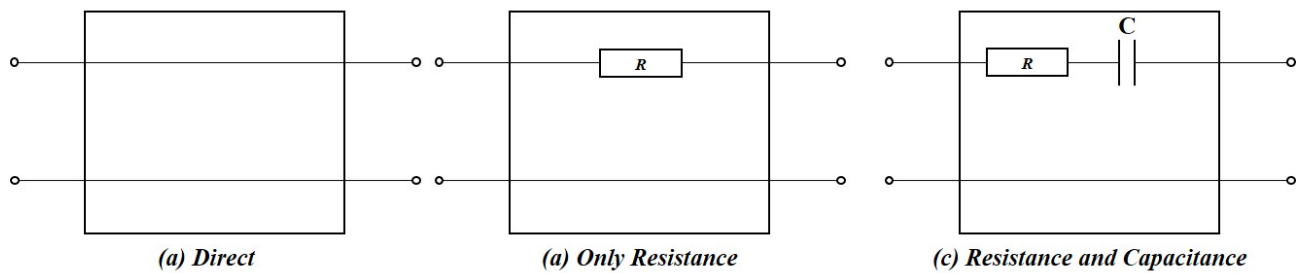


Fig. 6.1: Feedback circuit for oscillation margin to expanded

するのにコンデンサの追加が有益であるかについて述べる。抵抗値 0Ω の時に静電容量を変化させた場合の結果を Table 6.1 に示す。発振の可否について発振する場合を○、発振しない場合を×で表した図を Fig. 6.5 に示す。各フィードバック回路の組み合わせに対して解析によって得られたナイキスト軌跡を Fig. 6.7 から Fig. 6.2 に示す。○は実験で得られた $R=0\Omega$ の時の発振周波数 36.6Hz である。Table 6.1 より、発振する場合の余裕が最大となるコンデンサ $648\mu\text{F}$ の時、 0.0440 であった。これは短絡の場合の 0.0259 に比べて約 1.7 倍である。これによりフィードバック回路にコンデンサを追加することで発振する場合の余裕を拡大し、コアの段数削減に期待できることが分かった。

続いて、Fig. 6.2 から Fig. 6.4 に示すナイキスト軌跡より軌跡が原点を囲んでいるのが $R=0\Omega$ 及び $R=1\Omega$ である。対して 4.7Ω では軌跡が原点を囲まず発振しないことが分かる。そこで、コア 5 段で抵抗のみのフィードバック回路で発振する解析結果を得た範囲に該当する 0Ω から 2Ω までの間で、抵抗値とコンデンサの静電容量を変化させ解析を行った。各抵抗値に対する静電容量の時、発振の可否を示したものを Fig. 6.6 に示す。また、各値を示したものを Table 6.2, Table 6.3 に示す。Fig. 6.6, Table 6.1 から Table 6.3 より同じ抵抗値でコンデンサの静電容量を増加させていくと $432\mu\text{F}$ を境に発振し、各値がコンデンサ無しの結果に徐々に近づくことが分かる。次節ではコアの段数を下げたコア 4 段の時に本節同様の解析を行う。

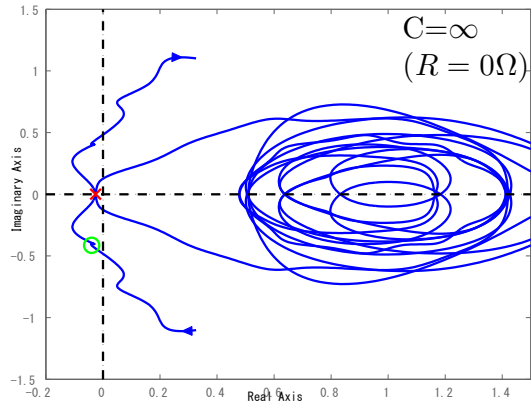


Fig. 6.2: Nyquist plot at core5 with 0Ω

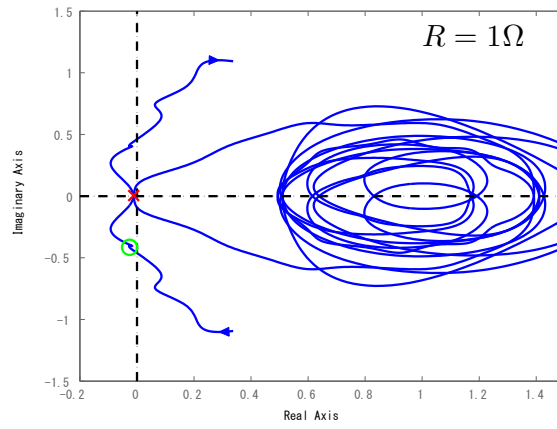


Fig. 6.3: Nyquist plot at core5 with 1Ω

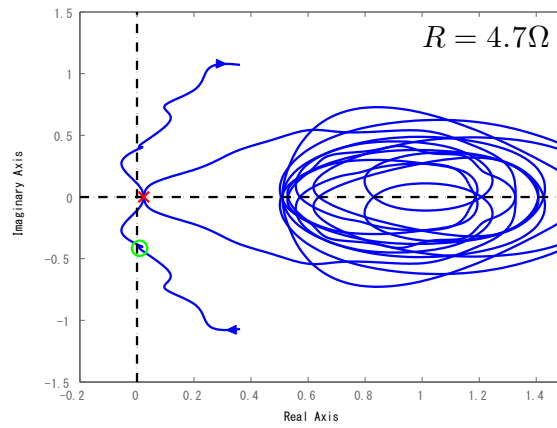


Fig. 6.4: Nyquist plot at core5 with 4.7Ω

Table 6.1: core5 with Fig. 6.1(c) ($R=0\Omega$)

$C[\mu\text{F}]$	θ [rad]	d_{min}	$\hat{f}_r[\text{Hz}]$
108	0.8	0.2088	38.9
216	1.0	0.0707	37.7
324	1.2	0.0024	37.5
432	-5.1	0.0284	37.3
540	-5.1	0.0408	37.2
648	-5.0	0.0440	37.0
756	-5.0	0.0437	36.9
864	-5.0	0.0423	36.9
972	-5.0	0.0410	36.8
1080	-5.0	0.0400	36.8
10800	-5.0	0.0275	36.6
108000	-5.0	0.0261	36.6
コンデンサ無し	-5.0	0.0259	36.6

Table 6.2: core5 with Fig. 6.1(c) ($R=1\Omega$)

$C[\mu\text{F}]$	θ [rad]	d_{min}	$\hat{f}_r[\text{Hz}]$
108	0.8	0.2164	38.9
216	1.0	0.0775	37.6
324	1.2	0.0113	37.4
432	-5.1	0.0170	37.3
540	-5.1	0.0280	37.1
648	-5.1	0.0308	37.0
756	-5.0	0.0305	37.0
864	-5.0	0.0296	36.9
972	-5.0	0.0286	36.9
1080	-5.0	0.0272	36.8
10800	-5.0	0.0156	36.6
108000	-5.0	0.0148	36.6
コンデンサ無し	-5.0	0.0124	36.6

Table 6.3: core5 with Fig. 6.1(c) ($R=2\Omega$)

$C[\mu\text{F}]$	θ [rad]	d_{min}	\hat{f}_r [Hz]
108	0.8	0.2240	38.9
216	1.0	0.0842	37.6
324	1.1	0.0206	37.4
432	-5.1	0.0056	37.2
540	-5.1	0.0153	37.1
648	-5.1	0.0181	37.0
756	-5.1	0.0178	37.0
864	-5.0	0.0171	36.9
972	-5.0	0.0160	36.9
1080	-5.0	0.0150	36.8
10800	-5.0	0.0057	36.6
108000	-5.0	0.0031	36.6
コンデンサ無し	-5.0	0.0030	36.6

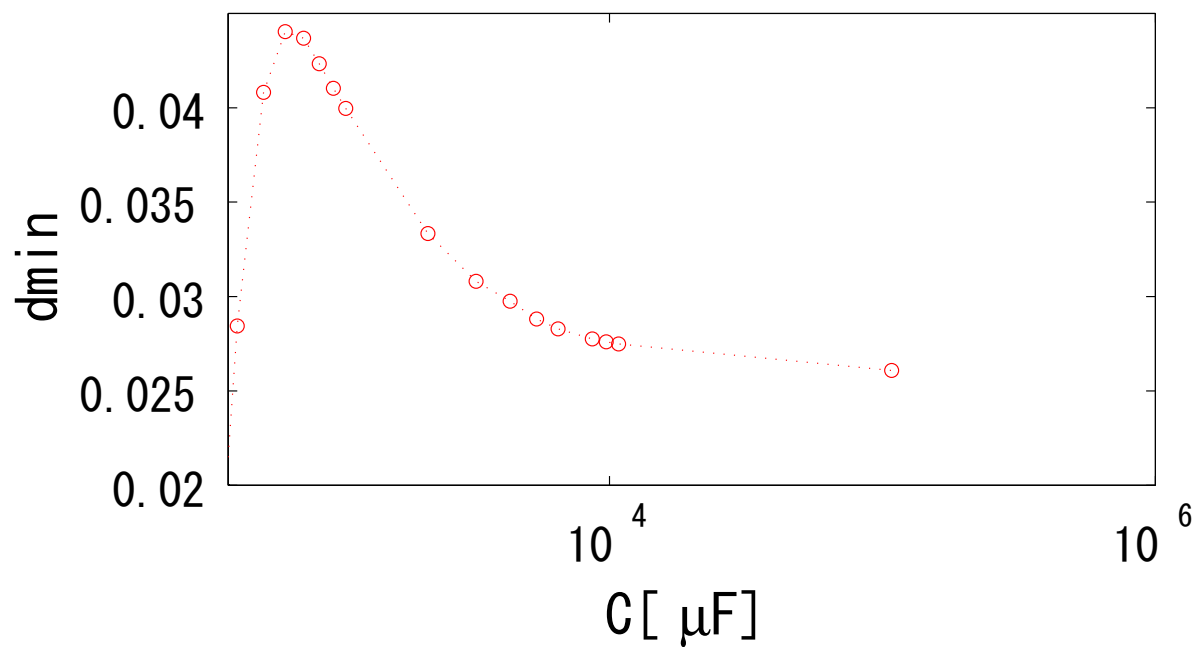


Fig. 6.5: d_{min} vs Capacitance diagram of core5 with Fig. 6.1(c)(0Ω)

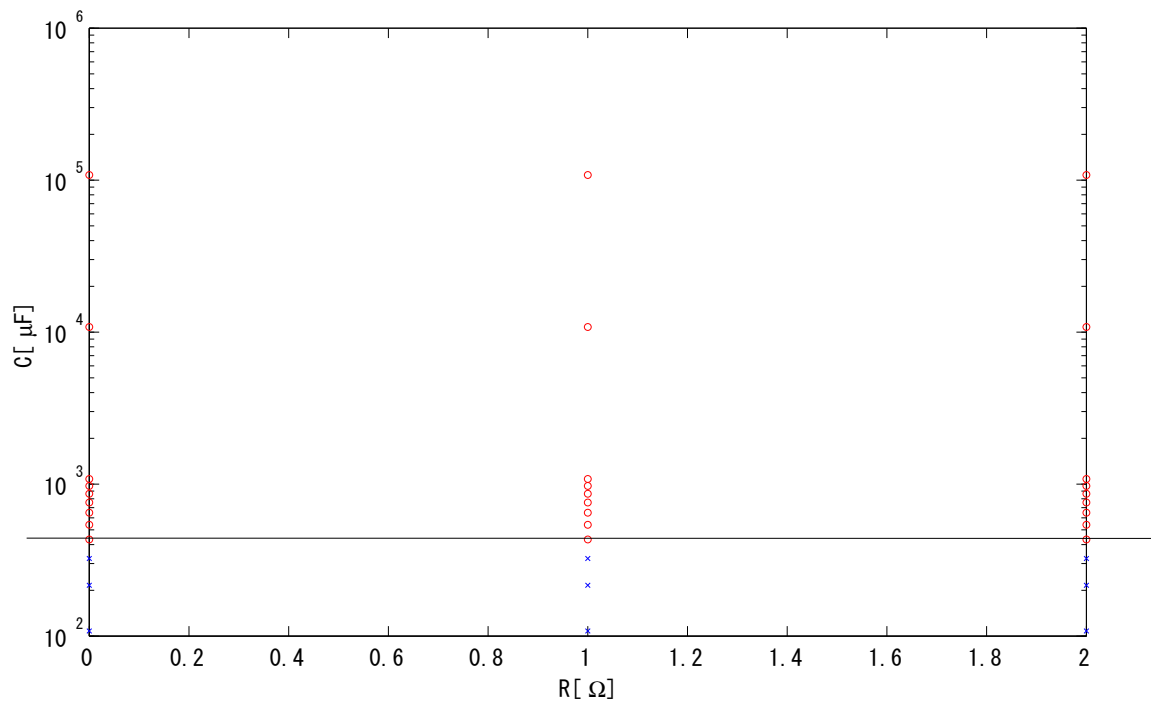


Fig. 6.6: Oscillation diagram of core5 with Fig. 6.1(c)

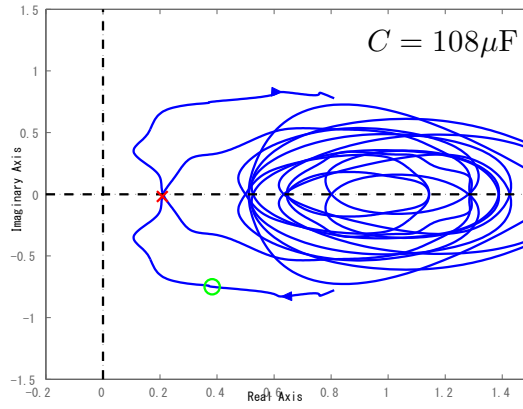


Fig. 6.7: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $108\mu\text{F}$

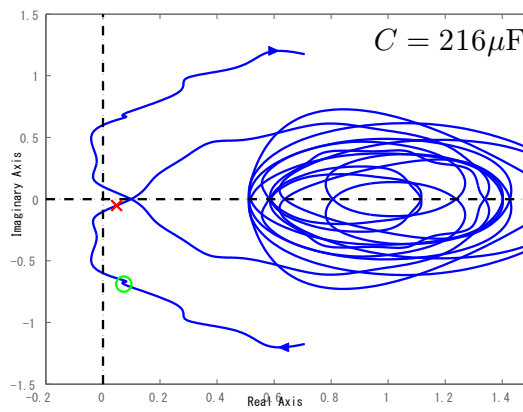


Fig. 6.8: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $216\mu\text{F}$

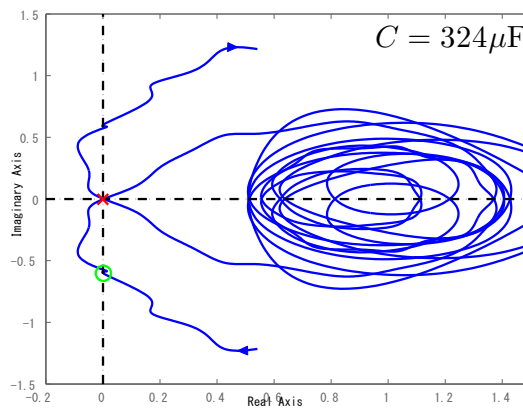


Fig. 6.9: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $324\mu\text{F}$

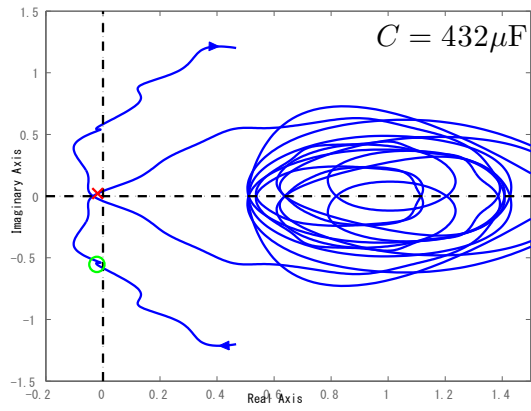


Fig. 6.10: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $432\mu\text{F}$

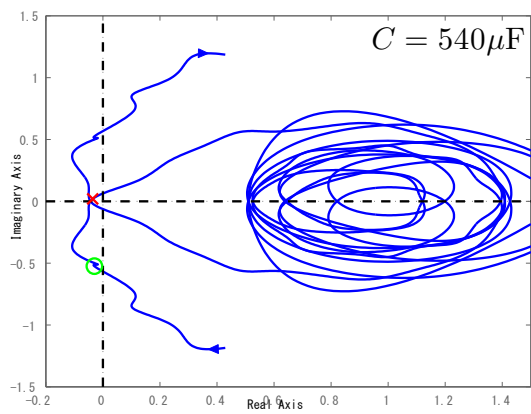


Fig. 6.11: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $540\mu\text{F}$

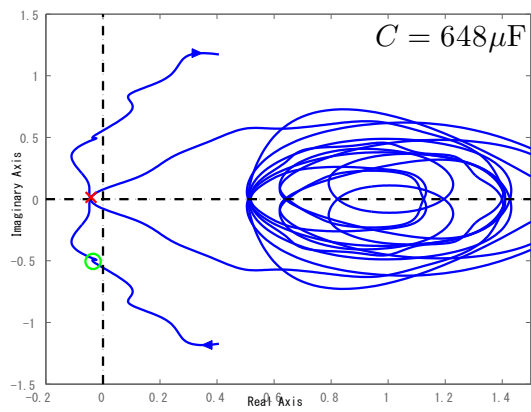


Fig. 6.12: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $648\mu\text{F}$

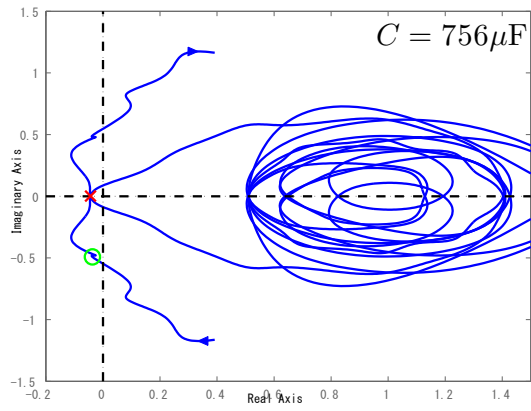


Fig. 6.13: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $756\mu\text{F}$

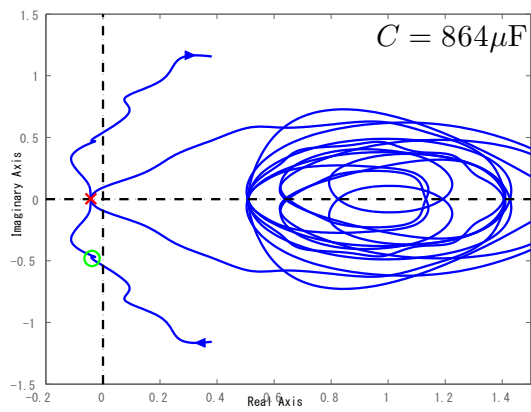


Fig. 6.14: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $864\mu\text{F}$

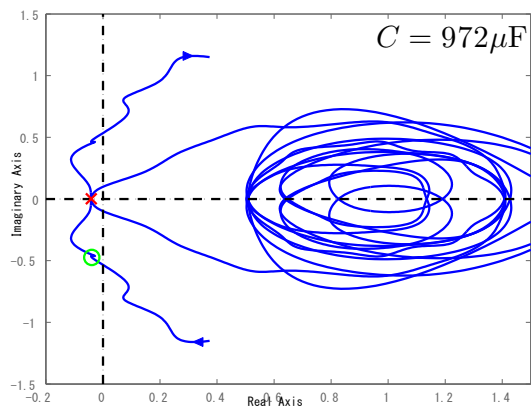


Fig. 6.15: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $972\mu\text{F}$

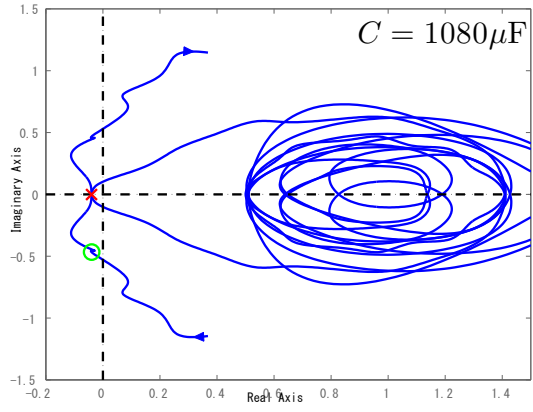


Fig. 6.16: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $1080\mu\text{F}$

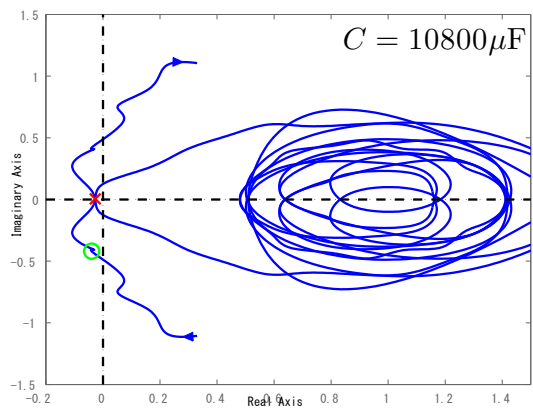


Fig. 6.17: Nyquist plot at core5 with 0Ω and $10800\mu\text{F}$

6.3 コア 4 段での発振余裕の拡大の検討

本節ではコア 4 段での抵抗とコンデンサを用いたフィードバック回路にて発振余裕が拡大できるか検討する。発振の可否について Fig. 6.18 に示す。得られた各値を Table 6.4 から Table 6.6 に示す。Fig. 6.18, Table 6.4, Table 6.5, Table 6.6 より $R=0\Omega$ の時は $540\mu\text{F}$ を境に発振し、徐々にコンデンサ無しの結果に近づく。 $R=1\Omega$ の時も同様であるが $648\mu\text{F}$ を境に発振する。対して $R=2\Omega$ ではどの静電容量でも発振しない。 1Ω から 2Ω まで詳しく見た Fig. 6.18 で、ある特定の範囲で発振する結果が得られている。また、抵抗値の増加とともにその範囲は狭くなっていきやがて発振しなくなることが分かった。

Table 6.4: core4 with Fig. 6.1(c)(R=0 Ω)

C[μ F]	θ [rad]	d_{min}	\hat{f}_r [Hz]
108	0.6	0.1844	37.3
216	1.0	0.0562	36.6
324	1.2	0.0246	36.1
432	1.2	0.0050	35.9
540	-5.0	0.0072	35.8
648	-5.0	0.0119	35.8
756	-5.0	0.0156	35.7
864	-5.0	0.0176	35.6
972	-4.9	0.0189	35.6
1080	-4.9	0.0193	35.6
10800	-4.9	0.0143	35.4
108000	-4.9	0.0132	35.3
コンデンサ無し	-4.9	0.0129	35.3

Table 6.5: core4 with Fig. 6.1(c)(R=1 Ω)

C[μ F]	θ [rad]	d_{min}	\hat{f}_r [Hz]
108	0.6	0.1891	37.3
216	1.0	0.0683	36.5
324	1.2	0.0361	36.1
432	1.2	0.0170	35.9
540	1.3	0.0064	35.8
648	1.3	0.0032	35.7
756	-5.0	0.0029	35.7
864	-5.0	0.0049	35.6
972	-5.0	0.0067	35.6
1080	-5.0	0.0073	35.6
10800	-5.0	0.0044	35.4
108000	-5.0	0.0017	35.4
コンデンサ無し	-5.0	0.0018	35.4

Table 6.6: core4 with Fig. 6.1(c)($R=2\Omega$)

$C[\mu\text{F}]$	θ [rad]	d_{min}	\hat{f}_r [Hz]
108	0.7	0.1939	37.3
216	1.0	0.0800	36.5
324	1.1	0.0470	36.1
432	1.2	0.0279	35.9
540	1.2	0.0185	35.8
648	1.3	0.0124	35.7
756	1.3	0.0094	35.7
864	1.3	0.0073	35.6
972	1.3	0.0062	35.6
1080	1.3	0.0067	35.6
10800	1.3	0.0086	35.4
108000	1.3	0.0099	35.4
コンデンサ無し	1.3	0.0099	35.4

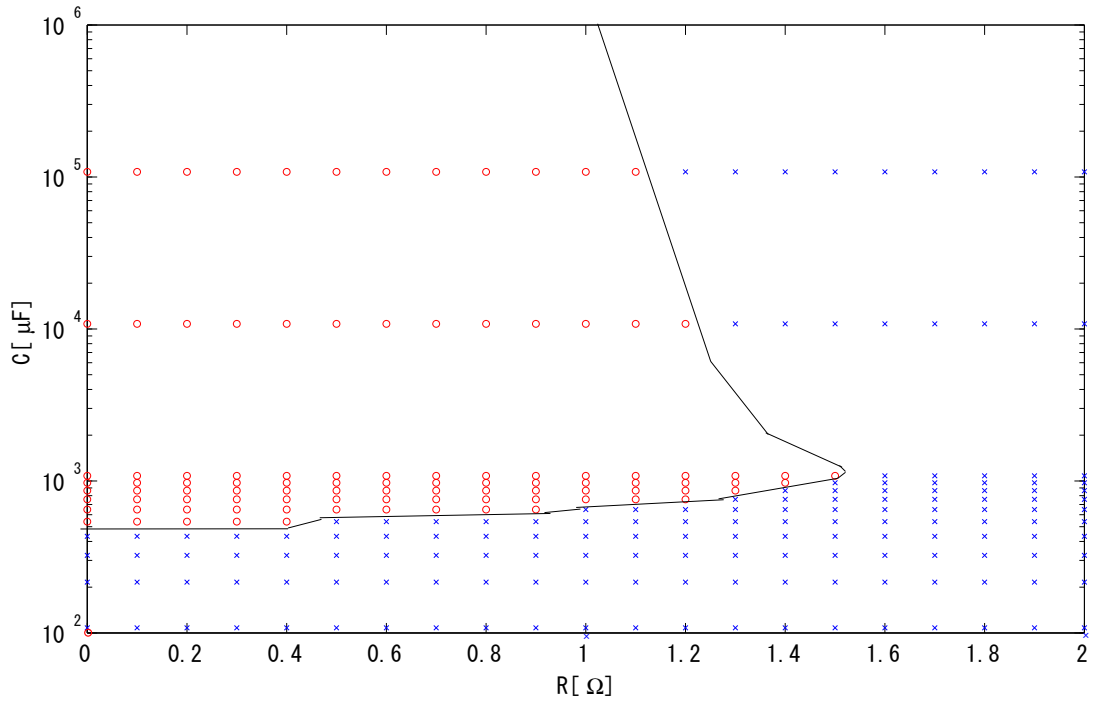


Fig. 6.18: Oscillation diagram of core4 with RC circuit

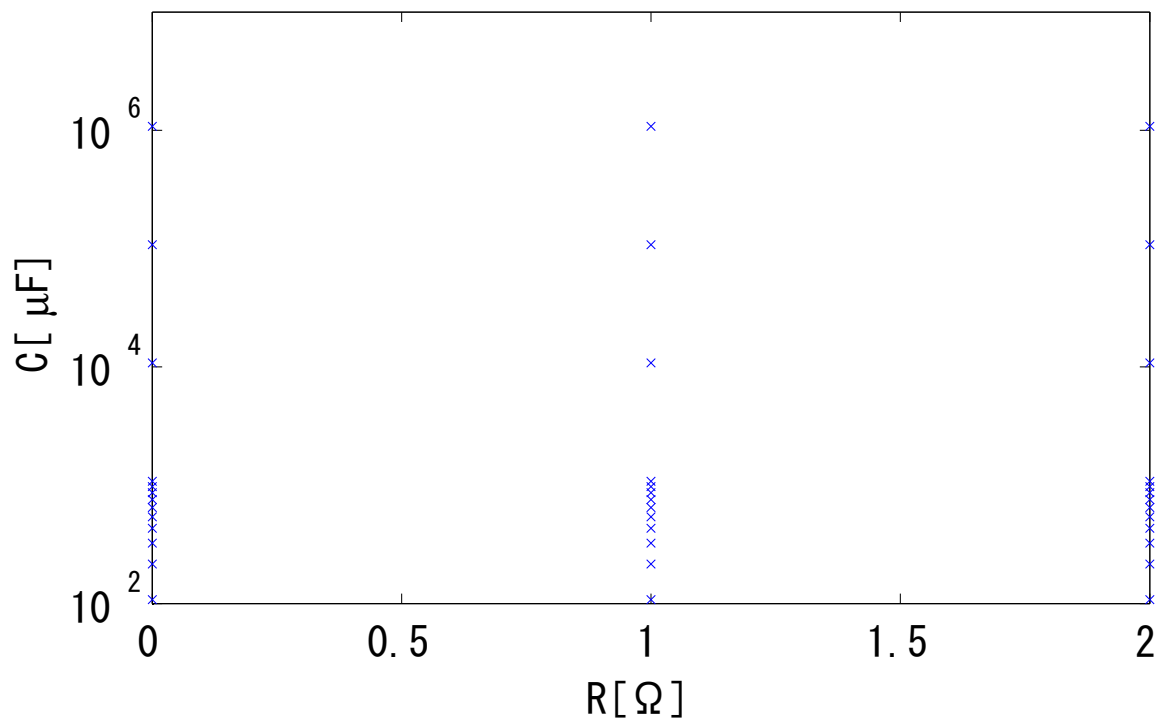


Fig. 6.19: Oscillation diagram of core3 with RC circuit

6.4 コア 3 段での発振余裕の拡大の検討

ここでは 3 段の解析結果について述べる。前節同様に発振の可否を Fig. 6.19 に示す。Fig. 6.19 より、一番発振しやすい $R=0\Omega$ の場合でも発振しないことが分かる。よって抵抗とコンデンサの組み合わせによるフィードバック回路では発振しないことが分かった。

第7章 結言

本論文では、電力フィードバック進行波型熱音響発電機の小型化を実現可能にするためにナイキストの安定判別に基づいて電力フィードバック回路の抵抗値及び静電容量を変更して解析を行った結果、以下の知見を得た。

1. フィードバック回路を短絡つまり抵抗値 0Ω のみのコア 5 段および 4 段における発振の可否に対して実験と解析で整合する。
2. 発振周波数についての予測誤差は予測値の方が実験値よりも高く得られ、コア 5 段の場合 3.4%で、コア 4 段の場合 3.2%であった。

1 と 2 より、コア 5 段及び 4 段にて解析による発振の可否が実験と整合することと発振周波数の予測誤差が約 3%で発振状況を再現できることが得られた。解析により発振状況の誤差 3%で再現できていることから解析先行で装置の開発が期待できる。

次に、抵抗とコンデンサを直列接続させたフィードバック回路を用いて発振する場合の余裕を拡大し、その余裕を利用して段数削減を目指せることを示した。発振する場合の余裕を拡大するためにコア 5 段、4 段、3 段の場合に対して抵抗とコンデンサを組み合わせたフィードバック回路を用いて解析を行った結果、

1. コア 5 段の場合、 $R=0, 1, 2\Omega$ どの抵抗値でも、ある静電容量から発振する。また、余裕が最大となる静電容量が存在し、抵抗値を増加させると余裕が減少する。
2. コア 4 段の場合、 $R=0, 1, 2\Omega$ どの抵抗値でも、ある静電容量から発振する。しかし、余裕が最大となる静電容量は 5 段に比べて大きい。
3. コア 3 段の場合、一番発振しやすい $R=0\Omega$ で発振しない。そのため $1, 2\Omega$ でも発振せず、本論文で用いたコンデンサの静電容量を直列に組み合わせても発振しない。

以上より，抵抗とコンデンサを直列接続させたフィードバック回路に対して解析により発振する場合の余裕を拡大できること解析結果が得られた。このことから拡大された余裕を利用してコアの段数を削減することが期待できる。

謝辞

本研究を遂行するにあたり，本学 機械系 小林泰秀准教授に終始手厚いご指導ご鞭撻を賜りました。ここに，謹んで深甚なる謝意を表します。

本研究は科学研究費助成事業基盤研究 (C) (課題番号:18K04193) の助成を受け。ここに謝意を表します。

最後となりますが，日々のゼミを通じて多くの知識や示唆をいただいた小林研究室の皆様へ感謝し，謝辞とさせていただきます。

参考文献

- [1] M. Guedra, G. Penelet, P. Lotton”Experimental and theoretical study of the dynamics of self-sustained oscillations in a standing wave thermoacoustic engine” *Journal of Applied Physics*, 115, 024504 (2014).
- [2] 富永 昭, 熱音響工学の基礎, 内田老鶴圃 (1998).
- [3] 篠田 将太郎, 小林 泰秀, 上田 祐樹, “熱音響コアの多段接続による電力フィードバック進行波型熱音響発電機の実現”, 日本音響学会誌, 74-6, pp.313-323 (2018) .
- [4] 小林, 山田: 進行波圧力成分に関するシステム表現に基づく定在波型/進行波型熱音響システムに対する統一的な自励発振条件の解析, システム制御情報学会論文誌, 28-9, 392/399 (2015)
- [5] 廣本, 小林: 定常発振制御を用いた周波数応答計測に基づく熱音響コアの振幅依存性と自励発振時圧力の推定, 日本音響学会 2019 年春季研究発表会講演論文集, 101/102 (2019), 講演番号 2-4-17
- [6] 馬場, 小林: 定常発振制御に基づくループ管進行波型熱音響エンジンの臨界温度比推定, 日本音響学会 2018 年秋季研究発表会講演論文集, 69/70 (2018), 講演番号 1-7-2
- [7] 馬場, 小林: 定常発振制御に基づくループ管進行波型熱音響システムの臨界温度比推定における音源位置の効果, 日本機械学会北陸信越支部第 57 期総会・講演会講演論文集 (2020), paper no.D021
- [8] 櫻井 一晃, 小林 泰秀, 中田 匠, 山田 昇, “定在波型熱音響エンジンの適応定常発振制御に基づく臨界温度比測定”, 日本音響学会誌, 73-2, pp.93-99(2017).
- [9] Y. Kobayashi, S. Shinoda, T. Nakata and N. Yamada: A unied stability analysis method for sponta neous oscillation conditions in thermoacoustic systems via measured frequency response data with appli cation to standing and traveling-wave engines, *Journal of Sound and Vibration*, 456-9, 86/103 (2019), <https://authors.elsevier.com/a/1Z7mj,WhnBiQY>.

- [10] 小林 泰秀, 梅本 康平, 山田 昇 ”リニアモータの電気-音響特性に基づく電力フィードバック型熱音響発電機の自励発振条件解析,” 日本音響学会誌, 73, pp12-20, (2017).
- [11] 小林 泰秀, 山田 昇 ”進行波圧力成分に関するシステム表現に基づく定在波型進行波型熱音響システムに対する統一的な自励発振条件の解析,” システム制御情報学会論文誌, 28, pp392-399, (2015).
- [12] 萩原佑斗, 小林泰秀 ”電力フィードバック進行波型熱音響発電機における電力フィードバック部の非対称化が与える発振モードへの効果,” 日本音響学会講演文集 2-4-16, (2019).
- [13] 矢崎 太一, 上田 祐樹, 琵琶 哲志, “音を利用して冷やす方法-熱音響冷凍機の原理と試作”, 日本音響学会誌, 62, pp.128-133 (2006).
- [14] 矢崎 太一, “熱音響現象の理解と応用を目指して”, 数理解析研究所講究録, 1483, pp100-111, (2006).
- [15] 矢崎 太一, “熱音響現象と Stirling エンジン -エンジンを理解するための新しい概念”, 低温工学, 43, pp509-516, (2008).
- [16] D.M. Sun, K. Wang, X.J. Zhang, Y.N. Guo, Y. Xu, L.M. Qiu, “A traveling-wave thermoacoustic electric generator with a variable electric R-C load”, *Applied Energy*, 106, pp.377-382 (2013).
- [17] 坂本 眞一, “はじめての熱音響”, 日本音響学会誌, 74-6, pp.326-329(2018).
- [18] <http://www.kibitujinja.com/>.
- [19] Baiman Chen, Abdalla. Yousif, Paul H. Riley, David . Hann, “Development and Assessment of Thermoacoustic Generators Operating by Waste Heat from Cooking Stove”,*Engineering*,4,pp.894-902 (2012).
- [20] S.Backhaus, E.Tward, M.Petach, “Traveling-wave thermoacoustic electric generator”, *Applied Physics Letters*, 85, pp.1085-1087 (2004).
- [21] M. Guedra, G. Penelet, P. Lotton, JP. Dalmont”Theoretical prediction of the onset of thermoacoustic instability from the experimental transfer matrix of a thermoacoustic core,” *The Journal of the Acoustical Society of America*, 130-1, pp. 145-152 (2011).
- [22] H. Kimura ”*Chain-Scattering Approach to H^∞ Control*”, Birkhäuser (1997).

- [23] H. Kang, P Cheng, Z. Yu, H. Zheng, "A two-stage traveling-wave thermoacoustic electric generator with loudspeakers as alternators", *Applied Energy*, 137, pp.9-17 (2015).
- [24] Esmatullah Maiwand Sharify , Shun Takahashi, Shinya Hasegawa, Development of a CFD model for simulation of a traveling-wave thermoacoustic engine using an impedance matching boundary condition, *Journal of Applied Physics*, Applied Thermal Engineering 107 (2016) 1026–1035
- [25] Tianjiao Bi , Zhanghua Wu , Wei Chen , Limin Zhang, Ercang Luo, Bin Zhang, Numerical and experimental research on a high-power 4-stage looped travelling-wave thermoacoustic electric generator, *Journal of Energy*, Energy 239 (2022) 122131
- [26] Tianjiao Bi, Zhanghua Wua, Limin Zhang, Guoyao Yu, Ercang Luo, Wei Dai, Development of a 5 kW traveling-wave thermoacoustic electric generator, *Jornal of Applied Energy*, Applied Energy 185 (2017) 1355–1361
- [27] Daming Sun, Jie Zhang, Honghao Pan, Qie Shen, Yun Qi, Xin Qiao, Shiyue Su, Numerical study on a three-stage traveling-wave thermoacoustic generator with a simplified structure simultaneously utilizing cold and low-grade thermal energy, *Jornal of Cryogenics*, Cryogenics 120 (2021) 103385
- [28] Kalid O.A. Abdoulla-Latiwish, Xiaoan Mao, Artur J. Jaworski, Thermoacoustic micro-electricity generator for rural dwellings in developing countries driven by waste heat from cooking activities, *Journal of Energy*, Energy 134 (2017) 1107-1120
- [29] Rui Yang, Yi Wang, Jiaqi Luo, Jingqi Tan, Tao Jin, Performance comparison of looped thermoacoustic electric generators with various thermoacoustic stages, *International Journal of Energy Research*(2019), <https://doi.org/10.1002/er.4998>