

令和元年度
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部の非対称化が
熱音響発電機の発振余裕に与える効果

Effect of asymmetry of electricity-feedback circuit on instability
margin of thermoacoustic electric generator.

令和2年1月31日

所属	機械創造工学専攻
氏名	萩原 佑斗
学籍番号	16307383
指導教員	小林泰秀 准教授

Abstract

31,January,2020

Effect of asymmetry of electricity-feedback circuit on instability margin of thermoacoustic electric generator.

No.16307383

HAGIHARA Yuto

Department of Mechanical Engineering
Nagaoka University of Technology

There has been application of thermoacoustic phenomenon as a mean to recover and use relatively-low-temperature waste heat energy from automobiles and factories. By applying a temperature gradient to both sides of a heat regenerator having narrow flow channels installed in a tube, sound waves in the tube are amplified and a resonance phenomenon occurs. The thermoacoustic system where the spontaneous oscillation of the thermoacoustic is used is a generator, an engine, and a refrigerator. In a thermoacoustic generator, electric power is obtained by giving acoustic power generated by the spontaneous oscillation of the thermoacoustic phenomenon to a linear alternator. Loop-tube traveling-wave thermoacoustic generator composed of thermoacoustic core and loop-shaped pipeline has a higher advantage for energy conversion efficiency of heat- acoustic than standing-wave thermoacoustic generator composed of straight tubes. However, because the operating frequency is fixed due to the resonance of the acoustic system depending on the tube length of the system, there is a problem that the energy conversion efficiency of the thermoacoustic system is lowered due to the temperature variation of the heat source. In addition, there is a problem that thermoacoustic generator is complicated by loop pipe and linear generator, and there is a problem that performance decreases due to increase of heat loss of thermoacoustic by Gedeon streaming. In order to suppress the Gedeon streaming, measures are taken to block the air flow, such as installing a membrane in the loop pipe or installing a linear generator in the pipe. However, blocking the air streaming causes a sudden drops in the acoustic impedance due to the pressure drops, and the installation of branch stubs to compensate for this has a problem of complicating the equipment pipeline.

In contrast ,use Electric-feedback thermoacoustic electric generator in which Acoustic power feedback in Acoustic power feedback is replaced with electric power feedback. The problem of temperature fluctuation can be dealt with by dynamically changing the load resistance that constitutes the electric circuit. In addition, Gedeon streaming does not occur because there is no loop tube , also since there is no need to branch the pipeline for stubs and linear generators, miniaturization of the generator can be expected. Our research group is conducting research to improve the performance of this thermoacoustic generator. There is a study that tried to expand and maximize the instability margin by installing

a coil in the electric circuit, and a study that tried to maximize the efficiency of the thermoacoustic system by dynamically changing the load resistance in response to temperature fluctuations.

The purpose of this paper is to improve the performance of this thermoacoustic generator. In the power feedback traveling-wave thermoacoustic generator, the effect of switching off the instantaneous power flowing in the direction to reduce the acoustic power (negative direction) in the feedback circuit by switching and making the feedback circuit asymmetric was studied. First, as an effect on the oscillation mode due to the asymmetry of the feedback circuit using one photoswitch, the same frequency appears in the standing wave oscillation mode as in the traveling wave oscillation mode, and the pressure amplitude and the instantaneous voltage are beaten. It was shown experimentally that the asymmetry of the feedback circuit could control the oscillation mode. Next, we focused on the problem that the switching shutoff time could not be shorter than the photo switch turn-on time of 5 ms, and that the instantaneous power flowing in the direction in which the acoustic power was amplified (positive direction) was also shut off. We proposed to connect two photo switches in parallel to shorten the cutoff time, and examined the effect of the shutoff time on the transport electric power. It was experimentally shown that the transport electric power was maximized when the shutoff time was adjusted. In addition, as the acoustic power in the positive direction and the transport electric power increased due to the asymmetry of the feedback circuit, it was shown that the standing wave oscillation mode was approaching the oscillation mode of the traveling wave oscillation mode from the viewpoint of energy. Furthermore, as a result of examining the effect of a feedback circuit on the range of load resistance (instability margin) where a beat is given by asymmetry, it was experimentally shown that the oscillation margin is expanded.

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	10
3.1 熱音響コアの構成	11
3.2 リニアモータの構成	13
3.3 電力フィードバック進行波型熱音響発電機の構成	15
3.3.1 第4章で扱う実験装置の構成	16
3.3.2 電圧, 圧力測定系の構成	16
3.3.3 第5章で扱う実験装置の構成	17
3.4 負荷抵抗に対する発振モードの関係	18
第4章 電力フィードバック部の非対称化が発振モードに与える効果	19
4.1 発振モードと瞬時電力の逆流の関係	19
4.1.1 瞬時電力が逆流する ωt の範囲	20
4.1.2 各発振モードにおける逆流の大きさ	22
4.2 スwitchングによる電力フィードバック回路の非対称化の実現	24
4.2.1 実験による検証	25
4.3 非対称化が発振モードに与える効果	27
第5章 非対称化による遮断時間が環送電力に与える効果	34
5.1 フォトスイッチを二つ用いた遮断時間の短縮	34
5.2 遮断時間が環送電力に与える効果	36
5.3 エネルギー的観点からの非対称化が発振モードに与える効果	37

第 6 章 電力フィードバック部の非対称化が発振余裕に与える効果	39
第 7 章 結言	41
第 8 章 今後の課題	42
謝辞	43
参考文献	44
研究業績	46

目 次

3.1	Photograph of thermoacoustic core	12
3.2	Photograph of stack	12
3.3	Photograph of linear motor	14
3.4	Photograph of voice coil	14
3.5	Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with 5-stage cores	15
3.6	Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with photoswitch	16
3.7	Photograph of linear motor	17
3.8	Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with two photo-switch	17
4.1	Time response of electric power	23
4.2	Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with 5-stage cores	24
4.3	Time chart of photoswitch	25
4.4	Time response of electric power	26
4.5	Time response of electric power(Reduced view)	28
4.6	FFT analysis of voltage(general view)	29
4.7	FFT analysis of voltage(magnified view)	30
4.8	Time response of pressure	31
4.9	FFT analysis of pressure(general view)	32
4.10	FFT analysis of pressure(magnified view)	33
5.1	Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with 5-stage cores	35
5.2	Time chart of two photoswitch	35
6.1	Resistance and acoustic power	40

表 目 次

3.1	Experimental equipment	10
5.1	Experimental result of shutoff time, oscillation frequency and acoustic power	38

第1章 緒言

未利用のまま環境中に捨てられてきた、自動車や工場からの比較的低温度の廃熱を回収・利用する手段の一つとして熱音響現象の応用が注目されている [1]。管内に設置した細かな流路を持つ円筒型の蓄熱器 (以後スタックと呼ぶ) の両側に高温側・低温側の熱交換器を設置し、スタックに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、発電機 [2] やエンジン [3]、冷凍機 [4] がある。

熱音響発電機では、熱音響自励発振により生じる管内の気柱振動をリニア発電機に与えることで、電力が得られる。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) とループ状の管路から構成されるループ管進行波型熱音響発電機は、直管から構成される定在波型に比べ、熱音波のエネルギー変換効率が高い利点があることが知られている。しかし、管路長に依存する音響系の共振とリニア発電機可動部の固有振動に依存する機械系の共振により動作周波数が固定されているため、熱源の温度変化により効率が低下する問題がある。また、ループ状の管路とリニア発電機などによって熱音響発電機が複雑化することや、コアの温度勾配によってループ管内で生まれる圧力差によって気流が生じる。この現象は Gedeon 流と呼ばれ熱音響コアの熱損失を増加させ、性能を低下させる問題がある [5]。この問題を抑制するために、ループ管内に膜を設置する [6]、リニア発電機を管内に設置する [7] など、気流を遮ることで対策している。しかし、気流を遮ることは、管内の圧力低下による音響インピーダンスの急激な低下を引き起こし、それを補正するために分岐スタブの設置等により、装置の複雑化が依然として問題である [7]。

これに対し本研究では、当研究グループで研究を進めている電力フィードバック進行波型熱音響発電機 [2], [8] を取り扱う。これは熱音響コアの両側にリニア発電機を設置し、ループ管進行波型発電機における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り、この電気回路を構成する負荷抵抗を動的に変化させることで温度変動の問題に対処でき [9]、ループ管を持たないことから Gedeon 流が発生せず、スタブやリニア発電機を分岐させる必要がないことから発電機の小型化も期待できる。当研究グループでは、この熱音響発電機の性能向上を目的として研究を進めている。電

気回路にコイルを設置し発振余裕の拡大・最大化を試みた研究 [10][11], 温度変動に対して負荷抵抗を動的に変化させることで熱音響システムの効率最大化を試みた研究 [9] がある. 本論文でも, この熱音響発電機の性能向上を目的として研究を行う.

本論文で扱う熱音響発電機において電力フィードバック回路(直列抵抗)は電力の伝送について左右対称であり, 音響パワーを増幅させる方向だけでなく減衰させる方向にも瞬時電力が流れ発振を弱めていることが考えられる. そこで, まず, 瞬時電力が音響パワーを減衰させる方向にも流れていること(瞬時電力の逆流)を確認し, スwitchングにより逆流を遮断できることを示す. その結果, 電力の伝送が非対称化される. 次にこの非対称化が熱音響発電機に与える効果を示す.

本論文の構成は次の通りである. まず, 第3章第3.1~3.3節で電力フィードバック進行波型熱音響発電機の構成を示す. 第3.4節にて, 本発電機は電力フィードバック回路の負荷抵抗により進行波型と定在波型の発振モードがある特徴を持つことを示す. 第4章にて, 電力フィードバック回路をswitchングにより非対称化し, 発振モードに与える効果を実験的に示す. 第4.1節にて電力フィードバック回路において端子電圧に位相差があると瞬時電力の逆流が生じることを示し, 逆流する範囲の大きい定在波型の発振モードを対象とすることを述べる. 第4.2節にてswitchングにより電力フィードバック回路の非対称化が実現することを示す. 第4.3節にて非対称化によって定在波型の発振モードに進行波型の発振モードと同じ周波数が現れうなりが生じる効果があることを示す. 第5章にて瞬時電力の逆流に対してswitchングの遮断時間が長い問題を解決し, 遮断時間が環送電力に与える効果を示す. また, 非対称化における発振モードの効果をエネルギー的観点から示す. 第5.1節にてフォトスイッチ二つを並列接続し遮断時間を短縮できることを示す. 第5.2節にて電力フィードバック回路両端における電力がどちらも逆流している範囲に遮断時間を合わせると, 環送電力が最大となることを示す. 第5.3節にてエネルギー的観点から非対称化によって定在波型の発振モードに進行波型の発振モードが励起することを示す. 第6章にて電力フィードバック回路の非対称化によって進行波型の発振モードが励起する抵抗値の範囲(発振余裕)が広がることを示す. 最後に第7章で結言を述べ, 今後の課題を第8章で述べる.

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る。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搬するとき、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搬するとき、スタック内の流路壁近傍の流体は等温圧縮変化となる。ゆえに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 [12].

熱音響現象は歴史上、古くから確認されている。1850年、Soundhaussによって丸底フラスコ形状の管（Soundhauss管）に対して丸底部分を加熱し続けると自励発振が生じる現象が報告され、1859年には、Rijkeによって円筒管を垂直に立て、全長の下から四分の一の位置に金網を設置しこの部分を加熱することで共鳴が生じるRijke管が報告されている [13]. また日本においても、江戸時代の読本作品にも登場する「吉備津の釜」が同様の現象として報告されている [14].

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、熱交換器から成るため低コストで構成可能なメリットを持つ。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 [16] 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、生じ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 [4] や、音響パワーをスピーカ（電気-音響相互変換器）に与えて電力に変換する熱音響発電機 [17] に用いられる。熱音響発電機は、様々な廃熱から発電する研究の一例として、発展途上国の農村地に住む人々の生活の質を向上するために、薪ストーブや調理コンロの廃熱から発電する熱音響発電機 [18] や、液化天然ガス (LNG) の再ガス化プロセスにて生成された冷熱の廃熱から発電する熱音響発電機 [19] が研究開発されている。

第3章 実験装置

本章では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。3.1～3.2 節では熱音響コアと呼ぶ、熱と音波エネルギーの相互変換を行うためのユニット、電力と音波エネルギーの相互変換を行うリニアモータ（本装置ではリニア発電機としても扱う）について説明する。3.3 節で電力フィードバック型熱音響発電機の機能について説明する。

Table 3.1: Experimental equipment

Stack	NGK INSULATORS honey-comb ceramics (600 cpi, $l = 55\text{mm}$, $\phi = 50\text{mm}$)
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-2232
Cartridge heater	HAKKO HLE2101 (100W) \times 20
Thermo cont.	HAKKO DGC2330 (200V Three phase power supply)
Pressure sens.	PCB 106B51
Bellows	IRIE KOKEN NS151-1 ($l = 17\text{mm}$, $\phi = 51\text{mm}$, $k = 7.13\text{N/mm}$)
Linear motor	FOSTEX FW208N
Oscilloscope	LeCroy W wave Jet 324A (200MHz)
Chiller	EYELA NCC-1110

3.1 熱音響コアの構成

熱音響コアの外観を Fig. 3.1 に示す。コア部の全長 $L_{\text{core}} = 436\text{mm}$ 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)、中央右の高温側熱交換器一個、両側の低温側熱交換器二個とステンレス製フランジなどから構成される。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左側のサニタリー管と呼ばれる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製フランジが設置され管路と接続される。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温度調整される。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、ブロックに接続されたホースを介した循環水で冷却され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釣り合い、図の左方向へ向かう音波の音響パワーが増幅される。

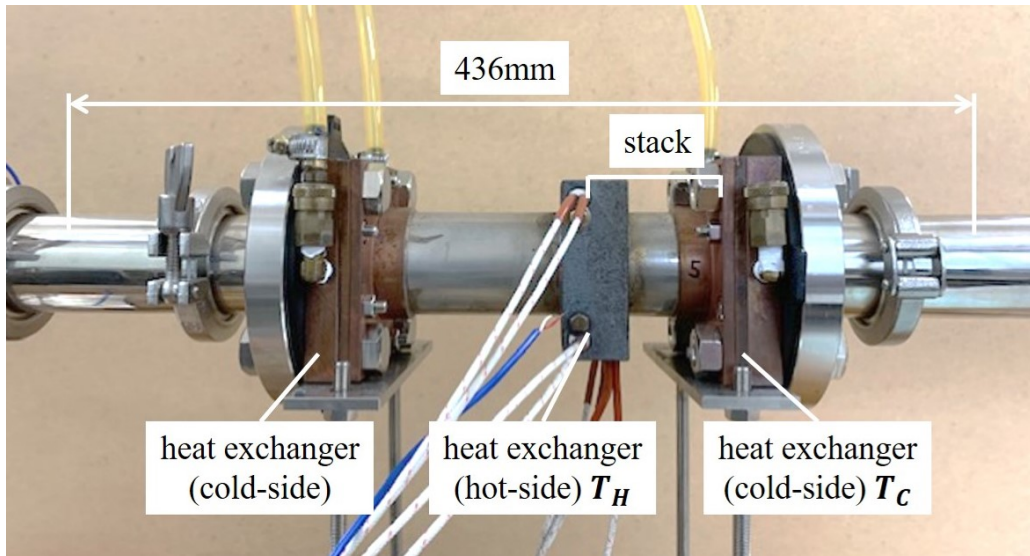


Fig. 3.1: Photograph of thermoacoustic core

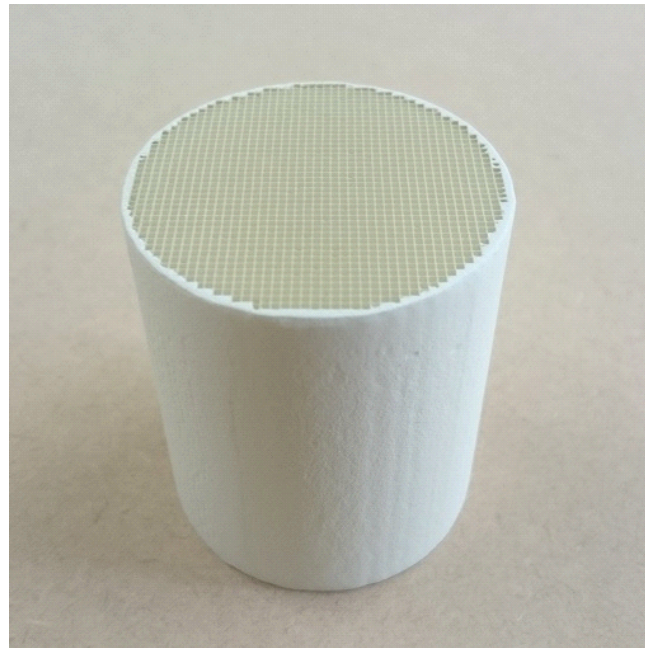


Fig. 3.2: Photograph of stack

3.2 リニアモータの構成

リニアモータの外観を Fig. 3.3 に示す。リニアモータは市販のスピーカからダンパとコーン紙を取り除き永久磁石とボイスコイルを分離し、Fig. 3.4 のようにボイスコイルとベローズを組み合わせたものから構成される。ベローズは端面がアクリル製の円盤で接着され、その円盤を介してボイスコイルに接続される。分離された永久磁石は、ボイスコイル間のギャップ・位置調整のため、xyz ステージ上に設置される。リニアモータの機械共振周波数は 45Hz 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 396mm 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。

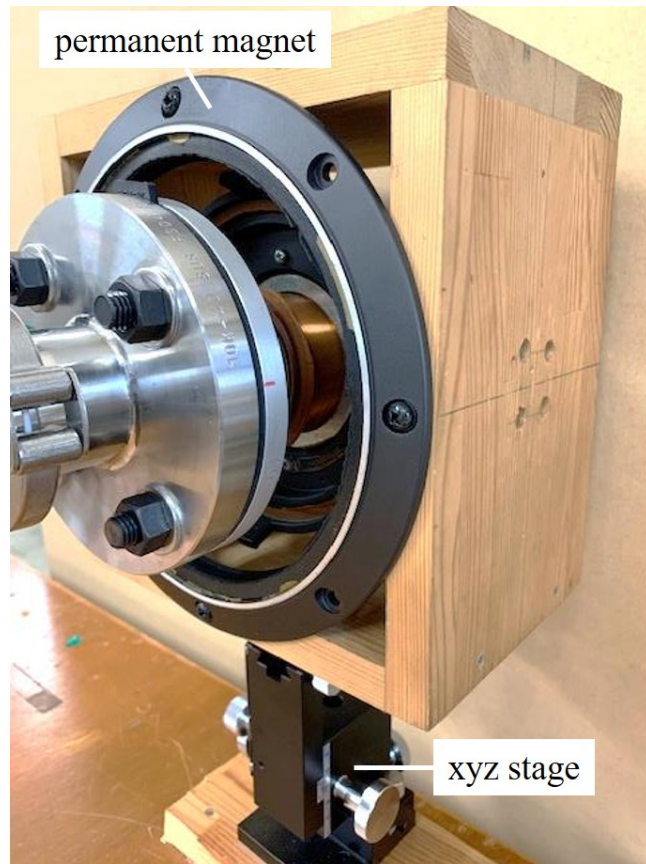


Fig. 3.3: Photograph of linear motor

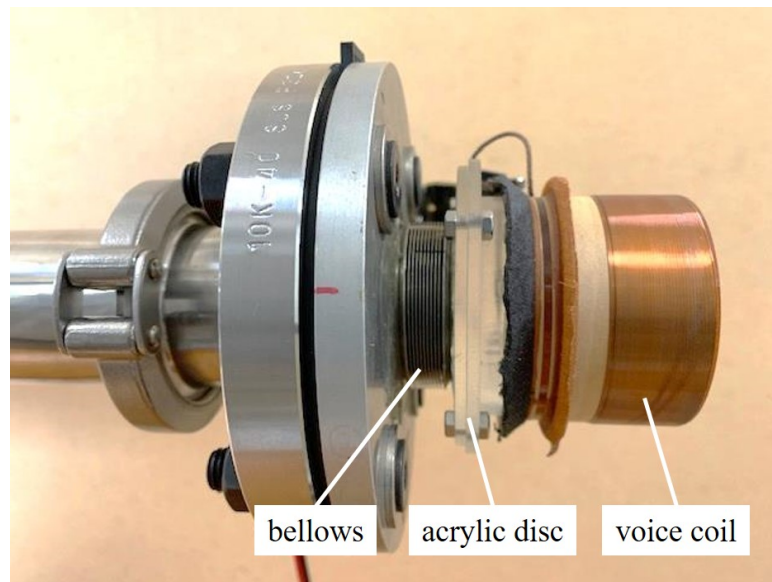


Fig. 3.4: Photograph of voice coil

3.3 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. 3.5 に示す．実験装置構成は文献 [2] と同様である．ただし，第 4 章及び第 5 章で扱う実験装置構成は一部を変更して用いる（詳細は次の節で説明する）．5 段直列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，内径 50mm のサニタリー管で連結される．Fig. 3.5 下部の電力フィードバック回路を短絡とした際に，両側のリニアモータの端子電圧が強め合うように，両者の端子を逆にして電力フィードバック回路に接続される．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，発電した電力が電力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には負荷抵抗 R が直列接続される．管路には二つの圧力センサ p_1 ， p_2 が距離 $l = 871\text{mm}$ の間隔で設置される． p_1 はリニアモータから $\Delta l = 34\text{mm}$ の位置に設置される．圧力センサの出力電圧を A/D 変換し PC に取り込み圧力振幅 p_1 ， p_2 として取得し，2 センサ法により音響パワー I_C を算出する． P_1 ， P_2 は電力フィードバック回路を循環する平均電力を表す．

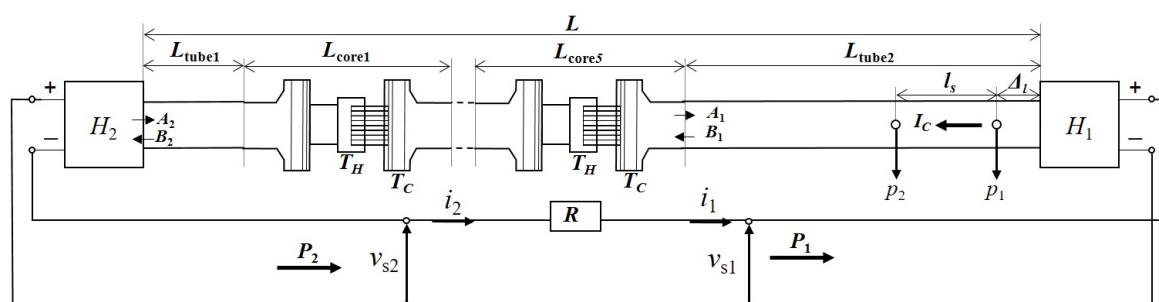


Fig. 3.5: Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with 5-stage cores

3.3.1 第4章で扱う実験装置の構成

第4章にて、フォトスイッチを電力フィードバック回路内に設置した実験装置の構成を Fig. 3.6 に示す。Fig. 3.6 では電力フィードバック回路の非対称化のために Fig. 3.5 下部にフォトスイッチを設ける変更をした。また、フォトスイッチは ON/OFF 時で抵抗値が一定でないため、フォトスイッチ両端の電位差を計測したとしても電流、電圧を算出することが出来ない。そこで、フォトスイッチの両側に抵抗 R_1, R_2 を設置し、それぞれの抵抗値における電流を求め、瞬時電力を算出した。熱音響発電機の瞬時電力は端子電圧 v_{s1}, v_{s2}, v_1, v_2 を用いて以下のように定義される。

$$P_1(t) = v_{s1} \frac{v_1 - v_{s1}}{R_1} \quad (3.1)$$

$$P_2(t) = v_{s2} \frac{v_{s2} - v_2}{R_2} \quad (3.2)$$

このとき、電力フィードバック回路においてコアが音波を増幅する方向 (図の左から右) と電流が流れる向きが同様の時を正と定義する。

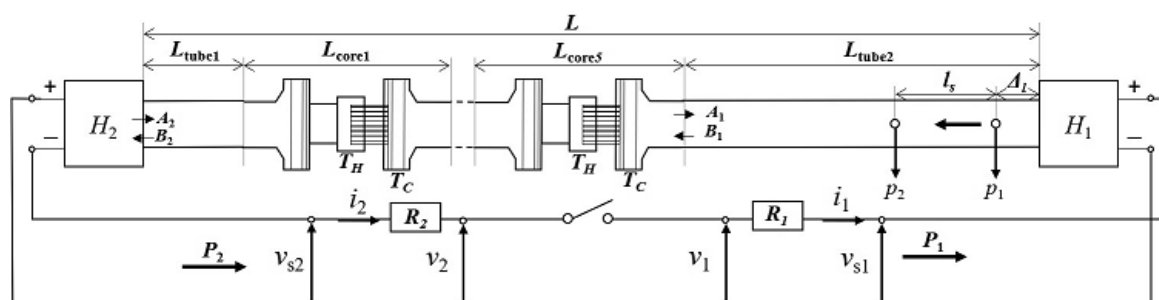


Fig. 3.6: Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with photoswitch

3.3.2 電圧、圧力測定系の構成

Fig. 3.6 における電圧、圧力測定系を Fig. 3.7 に示す。圧力振幅 p_1, p_2 各抵抗の端子電圧 v_{s1}, v_{s2}, v_1, v_2 は、A/D 変換し PC に取り込む。図中の負荷抵抗 R_2 は可変抵抗器で、PC からのデジタル信号 $R_s(0 \sim 255$ の指令値) により $0 \sim 255 \Omega$ の範囲を 1Ω 刻みで調整できる。フォトスイッチは PC からのデジタル信号 $v(0$ か 1 の指令値) により動作する。

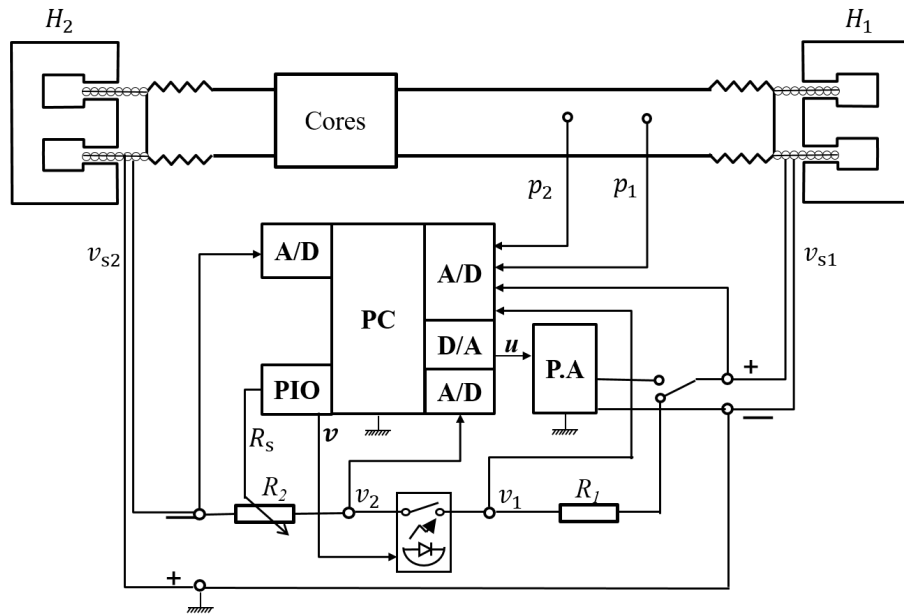


Fig. 3.7: Photograph of linear motor

3.3.3 第5章で扱う実験装置の構成

第5章にて、電力の遮断時間を短縮するためにフォトスイッチを二つ並列接続した実験装置の構成を Fig. 3.8 に示す。Fig. 3.6 と異なる点は、電力フィードバック回路内に設置されているフォトスイッチが二つ並列接続されている点のみである。フォトスイッチを並列接続する理由の概要は以下のとおりである。フォトスイッチが一つの場合は瞬時電力の逆流よりも遮断時間が長くなり、正方向の瞬時電力も遮断する問題を解決するために、フォトスイッチを二つ並列接続することにより、遮断時間の短縮が可能とする。

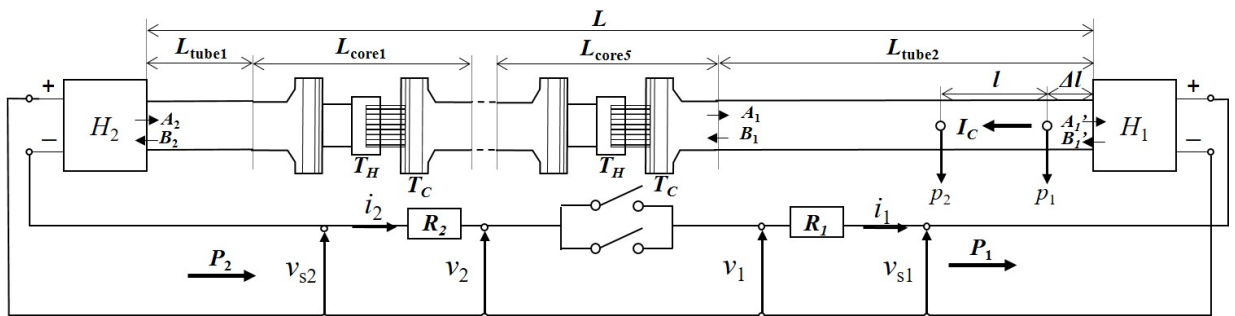


Fig. 3.8: Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with two photoswitch

3.4 負荷抵抗に対する発振モードの関係

本研究で扱う電力フィードバック進行波型熱音響発電機は、電力フィードバック回路の負荷抵抗によって発振モードが変わる特徴を持っている。電力フィードバック回路が短絡(負荷抵抗が 0Ω) の場合、コアが増幅した音響パワーが電力としてフィードバックされることで、低温側における音響パワーの向きが高温側と一致し、進行波型の発振モードとなる。一方、フィードバック回路が開放(負荷抵抗が $\infty\Omega$) の場合、エネルギーのフィードバックが行われなため、定在波型の発振モードとなる。このとき低温側の音響パワーの向きを、コアが音波を増幅させる方向を正と定義し、正のとき進行波型の発振モード、負のとき定在波型の発振モードと呼ぶ。すなわち、音響パワーの向きから発振モードを判別する。

また、発振モードが異なると発振周波数も異なることが報告されている。文献[2]では、抵抗 R を短絡から開放まで静的に変化させたときの発振実験において、抵抗値が小さい ($R \leq 120\Omega$) 領域においては、音響パワーの向きが正であることから進行波型の発振モードであり、約 44Hz で発振すること、一方、抵抗値が大きい ($R \geq 220\Omega$) 領域においては、音響パワーの向きが負であることから定在波型の発振モードであり、約 38Hz で発振することが報告されている。

第4章 電力フィードバック部の非対称化が発振モードに与える効果

本章では、電力フィードバック進行波型熱音響発電機において、フィードバック回路内にスイッチを設けて音響パワーが減少する方向に流れる瞬時電力を遮断することで、瞬時電力が流れる方向を一方向（非対称）にすることが熱音響発電機の発振モードに与える効果を示す。まず、第4.1節にて瞬時電力の逆流の有無及び進行波型と定在波型の発振モードにおける瞬時電力の逆流の大きさを検証する。次に第4.2節にて瞬時電力の逆流に対するフィードバック回路の非対称化の原理、第4.3節にて非対称化が与える発振モードへの効果を示す。

4.1 発振モードと瞬時電力の逆流の関係

Fig. 3.5において電力フィードバック回路の交流電圧 v_{s1} , v_{s2} は(4.1), (4.2)式で与えられる。交流電流 $i(t)$ は(4.3)式で与えられる。ここで、 θ は v_{s1} に対しての v_{s2} の位相進み、 V_{s1} , V_{s2} は振幅(第3章から $V_{s1} < V_{s2}$)、 R はフィードバック回路の負荷抵抗である。

$$v_{s1}(t) = V_{s1} \cos(\omega t) \quad (4.1)$$

$$v_{s2}(t) = V_{s2} \cos(\omega t + \theta) \quad (4.2)$$

$$i_1(t) = i_2(t) = i(t) = \frac{v_{s2}(t) - v_{s1}(t)}{R} \quad (4.3)$$

ある時刻 t における瞬時電力 $P_1(t)$, $P_2(t)$ は次式で与えられる。

$$P_1(t) = v_{s1}(t)i(t) \quad (4.4)$$

$$P_2(t) = v_{s2}(t)i(t) \quad (4.5)$$

ここで $P_1(t), P_2(t)$ は第 3.3.1 節よりフィードバック回路において音響パワーを増幅する方向と電流が流れる向きが同様の時を正, 減少する方向と同様の時が負と定義されている. すなわち, $P_1(t), P_2(t)$ が負であるとき瞬時電力が逆流していると定義する.

4.1.1 瞬時電力が逆流する ωt の範囲

$v_{s1}(t)$ と $v_{s2}(t)$ が同相, すなわち $\theta = 0$ のとき瞬時電力の逆流は生じず, $\theta \neq 0$ のとき逆流が生じる. 以下, このことを示す. 初めに, $\theta=0$ では逆流が起こらないことを示す.

$$P_1(t) = v_{s1}i(t) \quad (4.6)$$

$$= \frac{V_{s1} \cos(\omega t)(V_{s2} - V_{s1}) \cos(\omega t)}{R} \quad (4.7)$$

$$= \frac{V_{s1}(V_{s2} - V_{s1})}{R} \cos^2(\omega t) \begin{cases} > 0 & (V_{s2} > V_{s1}) \\ = 0 & (V_{s2} = V_{s1}) \\ < 0 & (V_{s2} < V_{s1}) \end{cases} \quad (4.8)$$

$V_{s2} < V_{s1}$ では全域で逆流すると示されているが, 実験装置において, コアが音波を増幅する方向が固定であり, エネルギーの大小関係は必ず装置左側が大きくなる. したがって, 物理的に $V_{s2} \geq V_{s1}$ となるため, $V_{s2} < V_{s1}$ という条件は考慮しない. このことから, 電圧 $v_{s1}(t), v_{s2}(t)$ が同相 ($\theta = 0$) のときは逆流する範囲が存在しない.

次に, $\theta \neq 0$ のとき $P_1(t), P_2(t)$ に逆流が生じることを示す. $P_1(t), P_2(t)$ が負になるための必要十分条件は, 電圧 $v_{s1}(t)$ または $v_{s2}(t)$ と電流 $i(t)$ の符号が逆となることである. そのような時刻 t が存在する範囲を検討するため, $v_{s1}(t), v_{s2}(t), i(t)$ それぞれが 0, 正, 負になる ωt の範囲を示す. $P_1(t), P_2(t)$ は時刻 t について周期 π の関数であるが, 算出に用いる $v_{s1}(t), v_{s2}(t), i(t)$ は時刻 t について周期 2π の関数であるため, $0 \leq \omega t < 2\pi$ の範囲を示す.

まず, $v_{s1}(t), v_{s2}(t)$ の符号と ωt の関係については直ちに以下のように与えられる.

- $v_{s1}(t)$ の符号と ωt の関係

$$v_{s1}(t) = 0 \quad \text{のとき} \quad \omega t = \frac{\pi}{2}, \quad \frac{3\pi}{2} \quad (4.9)$$

$$v_{s1}(t) > 0 \quad \text{のとき} \quad 0 \leq \omega t < \frac{\pi}{2}, \quad \frac{3\pi}{2} < \omega t < 2\pi \quad (4.10)$$

$$v_{s1}(t) < 0 \quad \text{のとき} \quad \text{それ以外} \quad (4.11)$$

- $v_{s2}(t)$ の符号と ωt の関係

$$v_{s2}(t) = 0 \quad \text{のとき} \quad \omega t = \frac{\pi}{2} - \theta, \quad \frac{3\pi}{2} - \theta \quad (4.12)$$

$$v_{s2}(t) > 0 \quad \text{のとき} \quad 0 \leq \omega t < \frac{\pi}{2} - \theta, \quad \frac{3\pi}{2} - \theta < \omega t < 2\pi \quad (4.13)$$

$$v_{s2}(t) < 0 \quad \text{のとき} \quad \text{それ以外} \quad (4.14)$$

一方, $i(t)$ の符号と ωt の関係は次のように与えられる.

- $i(t)$ の符号と ωt の関係

$$i(t) = 0 \quad \text{のとき} \quad \omega t = \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)}, \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} + \pi \quad (4.15)$$

$$i(t) > 0 \quad \text{のとき} \quad 0 \leq \omega t < \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)}, \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} + \pi < \omega t < 2\pi \quad (4.16)$$

$$i(t) < 0 \quad \text{のとき} \quad \text{それ以外} \quad (4.17)$$

以下にこの導出過程を示す. $i(t) = 0$ となる ωt を導出する.

$$i(t) = \frac{v_{s2}(t) - v_{s1}(t)}{R} = \frac{V_{s2} \cos(\omega t + \theta) - V_{s1} \cos(\omega t)}{R} = 0 \quad (4.18)$$

$$V_{s2} \cos(\omega t + \theta) - V_{s1} \cos(\omega t) = 0 \quad (4.19)$$

と, 加法定理 $\cos(\omega t + \theta) = \cos(\omega t) \cos(\theta) - \sin(\omega t) \sin(\theta)$ より

$$V_{s2} \cos(\omega t) \cos(\theta) - V_{s2} \sin(\omega t) \sin(\theta) - V_{s1} \cos(\omega t) = 0 \quad (4.20)$$

$$V_{s2} \sin(\omega t) \sin(\theta) = \cos(\omega t) \{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}\} \quad (4.21)$$

$$\frac{\sin(\omega t)}{\cos(\omega t)} = \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} \quad (4.22)$$

$$\tan(\omega t) = \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} \quad (4.23)$$

$$\omega t = \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} \quad (4.24)$$

となる. 以上より $\theta \neq 0$ のときの $P_1(t), P_2(t)$ が負となる ωt の範囲を示す. ωt の範囲は θ の符号により変化するが, ωt の大小関係が入れ替わるだけなので, $\theta > 0$ のときの $P_1(t), P_2(t)$ が負となる ωt の範囲のみを示す.

- $\theta > 0$ のときの $P_1(t)$ が負となる ωt の範囲

$$\tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} < \omega t < \frac{\pi}{2}, \quad \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} + \pi < \omega t < \frac{3\pi}{2} \quad (4.25)$$

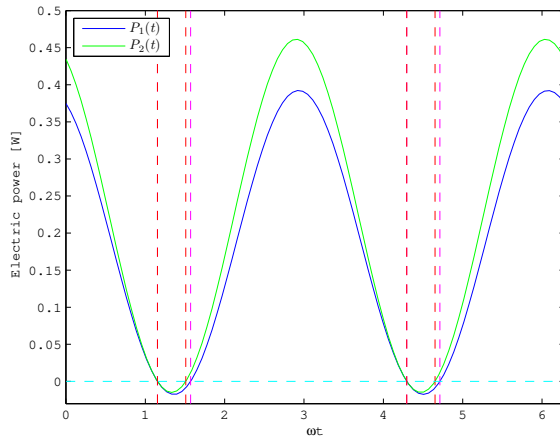
- $\theta > 0$ のときの $P_2(t)$ が負となる ωt の範囲

$$\tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} < \omega t < \frac{\pi}{2} - \theta, \quad \tan^{-1} \frac{V_{s2} \cos(\theta) - V_{s1}}{V_{s2} \sin(\theta)} + \pi < \omega t < \frac{3\pi}{2} - \theta \quad (4.26)$$

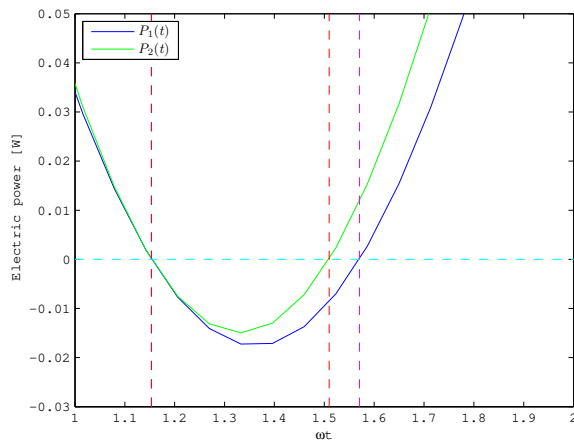
次に、一例ではあるが計算結果とグラフからの読み取った値を比較し、計算の妥当性を示す。文献 [2] から $V_{s1} = 10.5(V)$, $V_{s2} = 12.2(V)$, $\theta = 3.5(^{\circ})$, $R = 47(\Omega)$ を (4.1)~(4.3) 式に代入し、 $P_1(t)$ と $P_2(t)$ をプロット、導出した (4.25)(4.26) 式に代入し縦線としてプロット、0 点を横線としてプロットしたものを Fig. 4.1 に示す。Fig. 4.1(b)(c) にゼロクロス付近の拡大図を示す。 $P_1(t)$ と $P_2(t)$ のゼロクロスと (4.25)(4.26) 式に代入した値が一致していることがわかる。よって瞬時電力 $P_1(t)$, $P_2(t)$ において逆流する範囲が存在する必要十分条件は、電圧 $v_{s1}(t)$, $v_{s2}(t)$ に位相差がある ($\theta \neq 0$) ときであることを示した。

4.1.2 各発振モードにおける逆流の大きさ

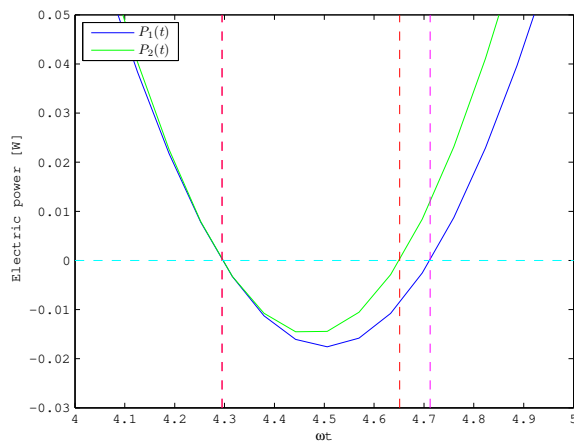
文献 [2] では抵抗 R を短絡から開放まで静的に変化させたときの発振実験において、抵抗値が小さい ($R \leq 120\Omega$) 領域においては、音響パワーの向きが正であることから進行波型の発振モードであり、 v_{s1} に対しての v_{s2} の位相進み (θ) が 3° 程度である。また、抵抗値が大きい ($R \geq 220\Omega$) 領域においては、音響パワーの向きが負であることから定在波型の発振モードであり、 θ が -40° 程度であると報告されている。定在波型の発振モードは進行波型の発振モードに比べ θ の絶対値が大きく、瞬時電力 $P_1(t)$, $P_2(t)$ の逆流する範囲が大きいことから、定在波型の発振モードに対してフィードバック回路の非対称化を行うことで、発電電力や熱電気変換効率の高い進行波型の発振モードに近づける効果が期待できる。また、進行波型の発振モードにおける位相進みは 3° 程度であり、逆流がする時間がもともと短いため、非対称化の効果は小さいと考えられる。



(a) general view



(b) magnified view



(c) magnified view

Fig. 4.1: Time response of electric power

4.2 スイッチングによる電力フィードバック回路の非対称化の実現

瞬時電力の逆流を遮断しフィードバック回路を非対称化するために、フォトスイッチをフィードバック回路内に設置する。フォトスイッチをフィードバック回路内に設置した場合の実験装置の構成を Fig. 4.2 に示す。瞬時電力の時間応答波形からスイッチの動作を確認するため、フォトスイッチの両端に抵抗 R_1 , R_2 を設置した。本研究において図中の負荷抵抗 R_2 は可変抵抗器で、PC からのデジタル信号 R_s (0 ~ 255 の指令値) により 0 ~ 255 Ω の範囲を 1 Ω 刻みで調整できる。瞬時電力は (3.1)(3.2) 式を用いて求めた。瞬時電力は時間による周期 π の関数であり、逆流する時間は電圧 1 周期毎に 2 周期現れる。

PC からフォトスイッチへの指令は、電圧 v_1 のゼロクロスに同期させ、ゼロクロスからスイッチを OFF にする時間と ON にする時間を指令する。この 2 つの指令は、実験ごとに瞬時電力の時間応答波形からスイッチングの動作を確認し、逆流を遮断するように試行錯誤的に決定する。ただし、フォトスイッチにはターンオン時間の仕様によって遮断できる最短の時間が決まっている。Fig. 4.3 にフォトスイッチのタイムチャートを示す。ターンオン時間とは、フォトスイッチが PC から ON になる指令を受け取ってから、実際にフォトスイッチが ON になるまでの時間を示しており、使用した東芝社製 TLP241 では 5ms である。よって、逆流を遮断できる最短の時間は 5ms となる。また、実際にスイッチが OFF になっている時間を遮断時間 t_s と定義する。

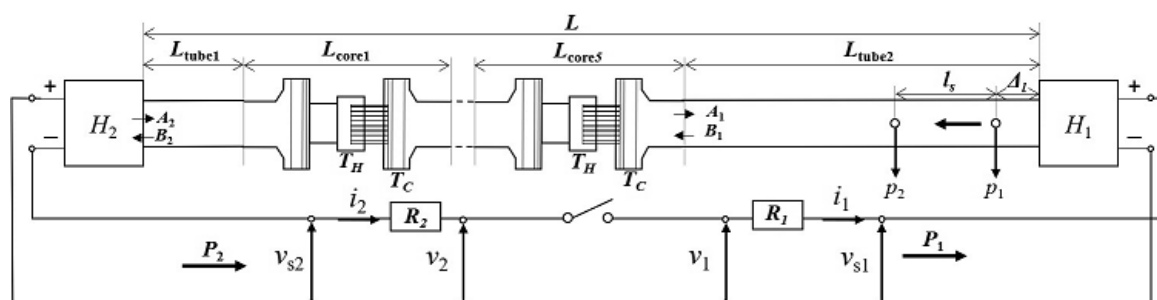


Fig. 4.2: Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with 5-stage cores

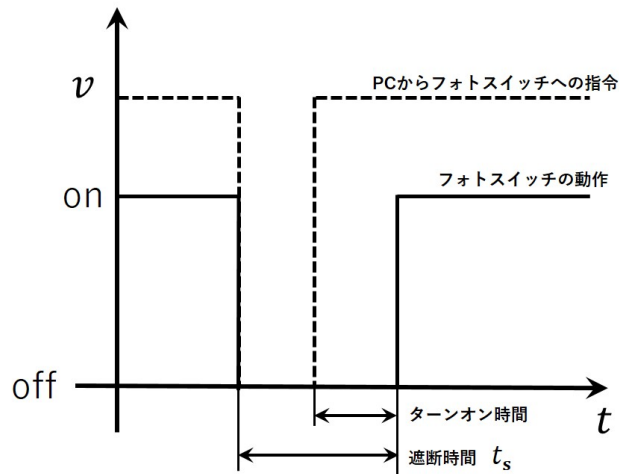
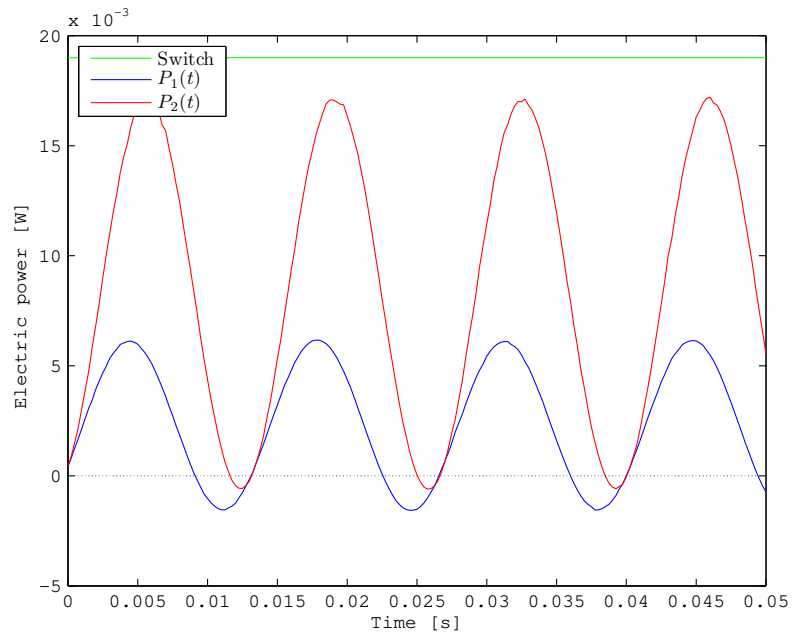


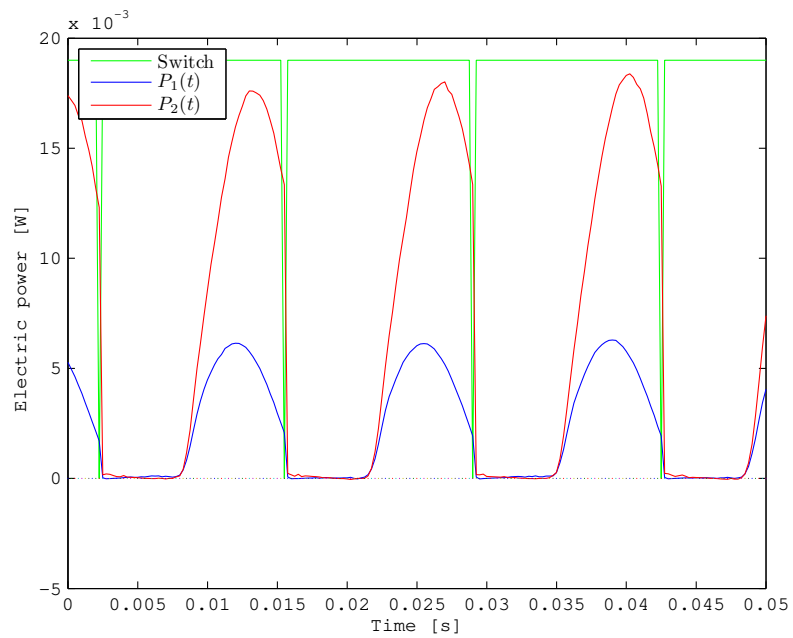
Fig. 4.3: Time chart of photoswitch

4.2.1 実験による検証

まず、フィードバック回路が非対称化されているか瞬時電力の時間応答波形から発振実験により検証する。 T_H は $280\text{ }^\circ\text{C}$ 、 T_C は $10\text{ }^\circ\text{C}$ 一定とし、抵抗値は $R_1=R_2=110\Omega$ としてスイッチングによる制御なし、ありの順で実験を行った。抵抗値はスイッチングの効果を見やすくするため、進行波型と定在波型の発振モードが切り替わる抵抗値を探索したのち、その抵抗値から 10Ω ほど大きくし定在波型の発振モードとなるように決定した。スイッチングの条件は電圧 v_1 のゼロクロスから 12ms 後に $t_s=5\text{ms}$ とし (PC から OFF 指令の後に直ちに ON 指令を与え最短の遮断時間とした)、各実験ごとに圧力振幅が定常になるまで 3 分間待った後、そのまま 10 秒間、サンプリング周期 0.25ms で抵抗の端子電圧 v_{s1} , v_{s2} , v_1 , v_2 , 圧力振幅 p_1 , p_2 を取得し、PC からフォトスイッチへの指令 v を記録した。 Fig. 4.4 に瞬時電力の時間応答波形を示す。 Fig. 4.4(a) では図中緑線よりスイッチへの指令が ON のままであるため、瞬時電力が負となり逆流する時間が存在することがわかる。 Fig. 4.4(b) では図中緑線よりスイッチングによる制御が働いており、スイッチを OFF にする指令から 5ms の間瞬時電力の値が 0W となり、逆流を遮断していることがわかる。しかし、スイッチングの遮断時間がフォトスイッチのターンオン時間の 5ms より短縮できず、音響パワーを増幅させる方向 (正方向) に流れる瞬時電力も遮断していることがわかる。



(a) without switch



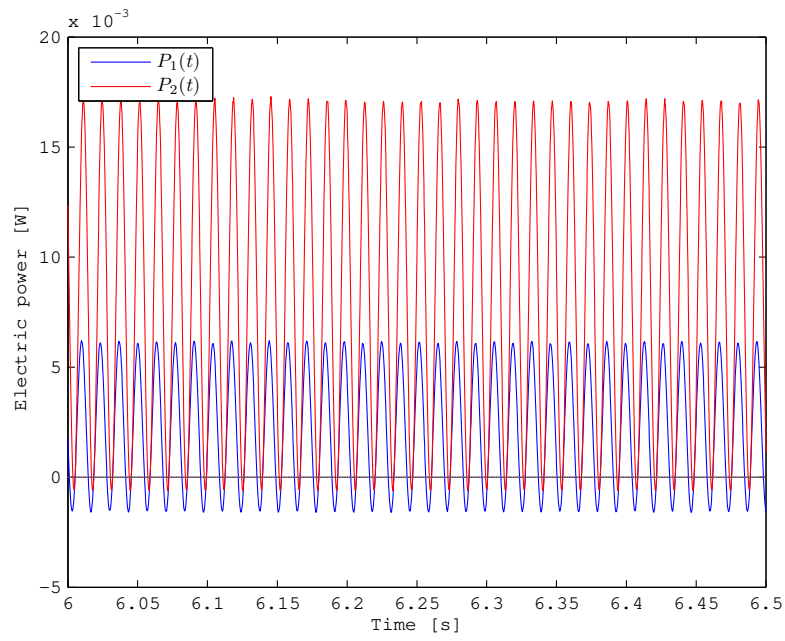
(b) with switch

Fig. 4.4: Time response of electric power

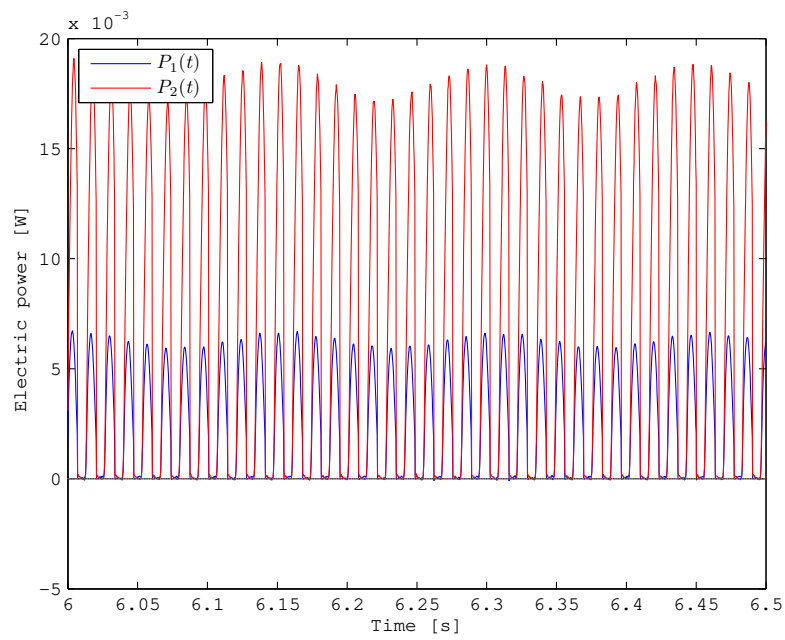
4.3 非対称化が発振モードに与える効果

前節のスイッチングなし、ありにおける端子電圧 v_{s1} , v_{s2} , v_1 , v_2 , 圧力振幅 p_1 , p_2 を同時計測した実験において、取得した瞬時電力と圧力振幅の時間応答を用いてフィードバック回路の非対称化が発振モードに与える効果を示す。Fig.4.5 に瞬時電力を示す。Fig.4.5 は前節の Fig.4.4 と同様の波形で、横軸を縮小したものである。フィードバック回路の端子電圧である $v_{s1}(t)$, $v_{s2}(t)$ について FFT 解析の結果を Fig.4.6 に示し、その拡大図を Fig.4.7 に示す。Fig.4.5 より、非対称化により約 6Hz のうなりが現れていることがわかる。Fig.4.6 と Fig.4.7 より 44Hz の周波数成分が大きくなっていることがわかる。非対称化により大きくなった周波数成分である 44Hz と、最も大きな周波数成分である 38Hz との差が 6Hz であり、うなりの周波数と一致する。44Hz の周波数成分は進行波型の発振モードの発振周波数に等しいことから、定在波型の発振モードでフィードバック回路の非対称化を行うと、進行波型の発振モードと同じ周波数が現れうなりが生じる効果があることがわかった。

次に Fig.4.8 に圧力振幅の時間応答波形を示す。圧力振幅 p_1 , p_2 について FFT 解析の結果を Fig.4.9 に示し、その拡大図を Fig.4.10 に示す。非対称化により Fig.4.8 の圧力波形に顕著なうなりは確認できず、Fig.4.9 から大きくなっている周波数成分は確認できない。しかし、Fig.4.10 より、Fig.4.7 と同様にわずかであるがスイッチングにより 44Hz の周波数成分が現れていることがわかる。よって、非対称化は圧力振幅にも効果が現れることから、スイッチングによる瞬時電力の制御で発電機の発振状況を制御できることがわかった。

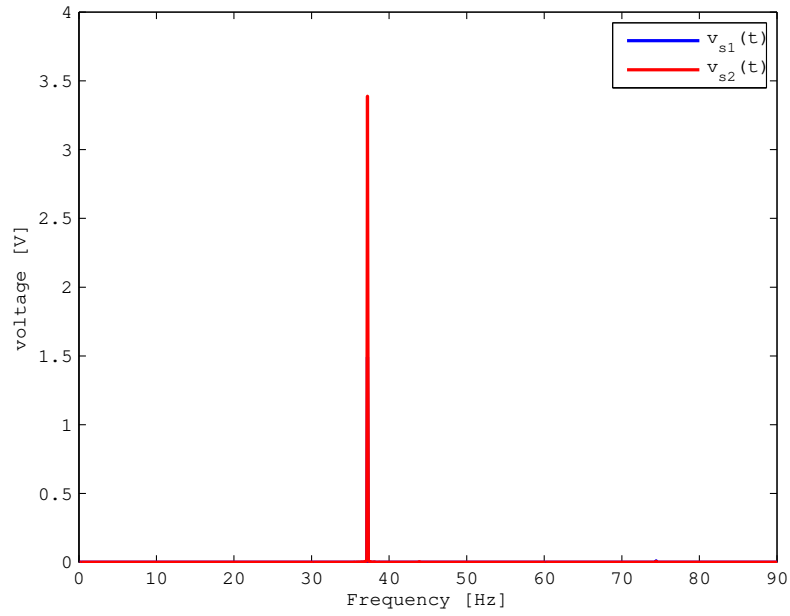


(a) without switch

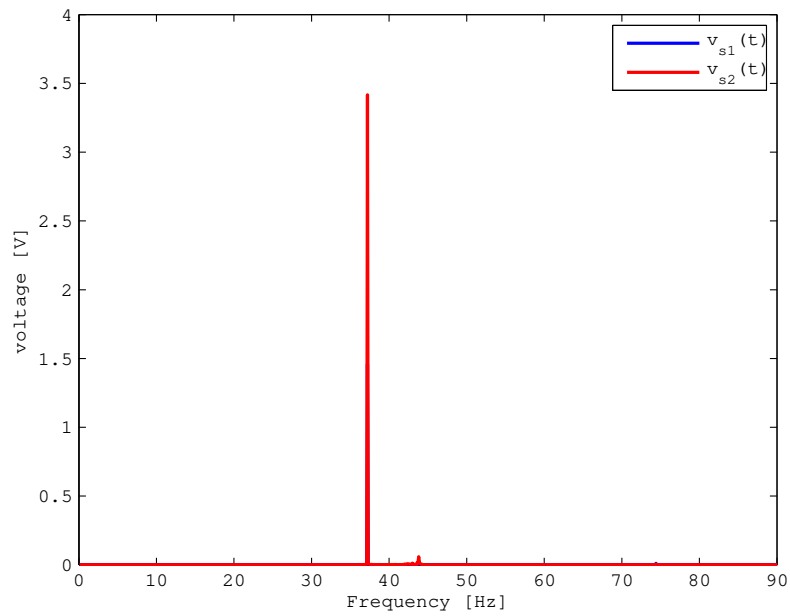


(b) with switch

Fig. 4.5: Time response of electric power(Reduced view)

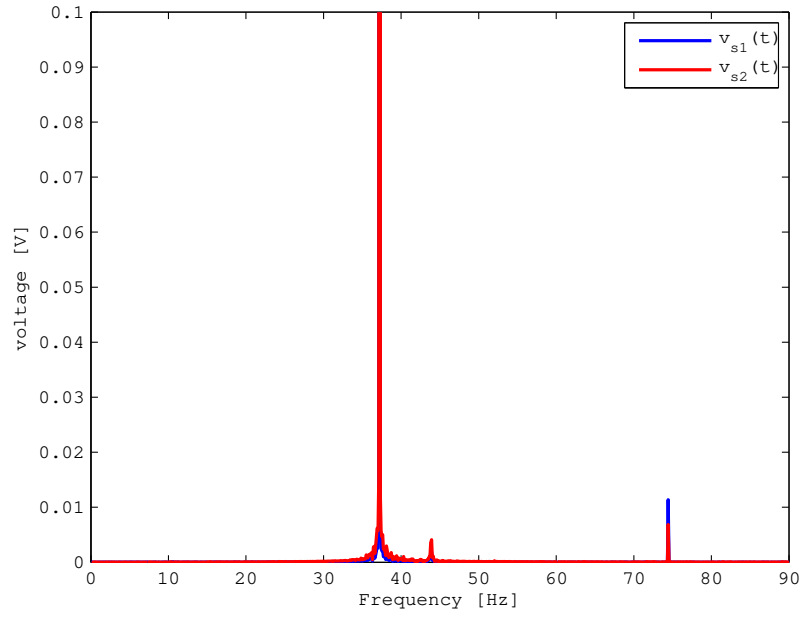


(a) without switch

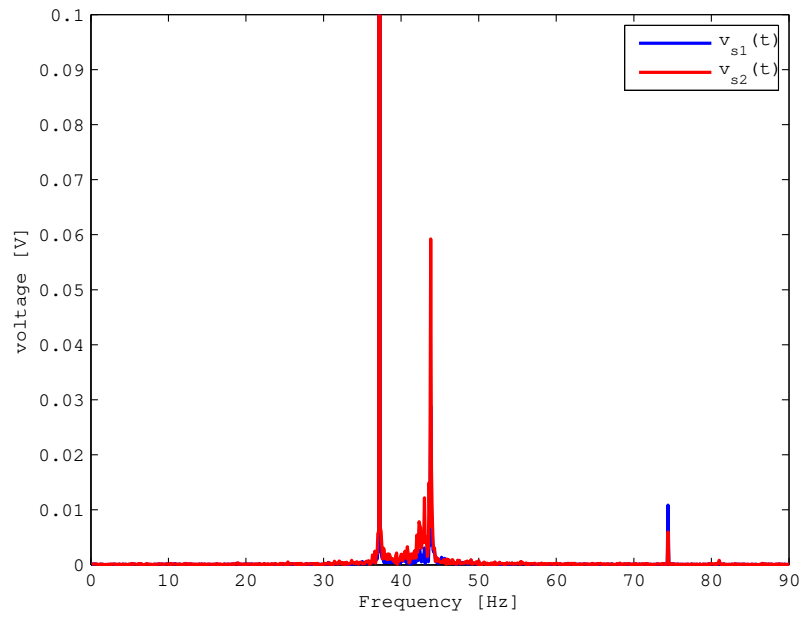


(b) with switch

Fig. 4.6: FFT analysis of voltage(general view)

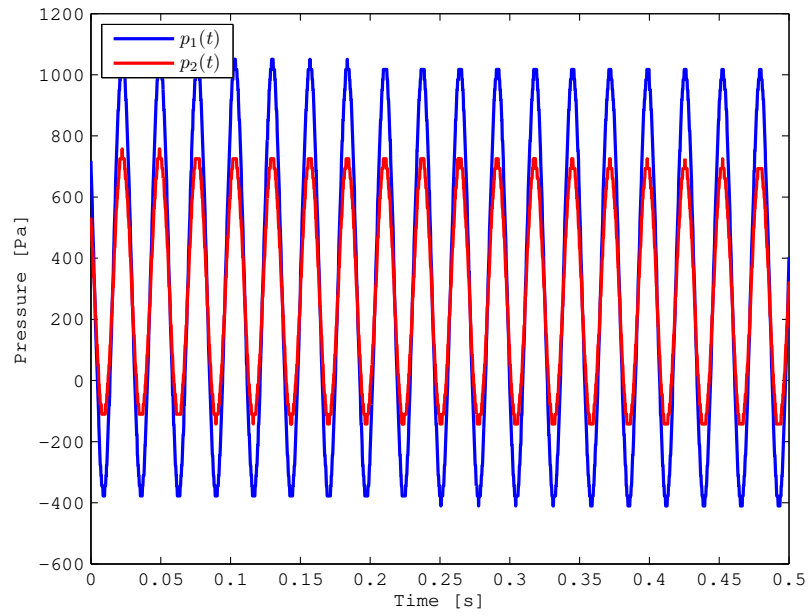


(a)without switch

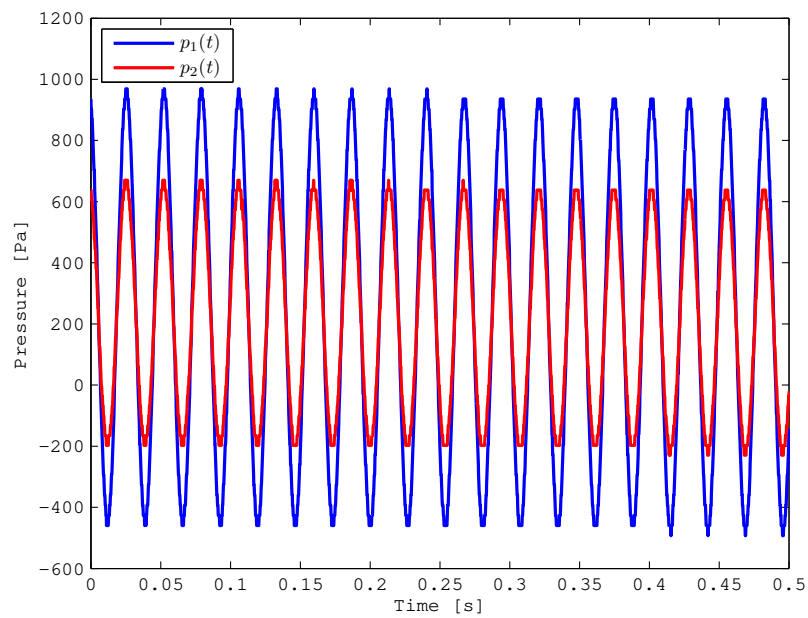


(b)with switch

Fig. 4.7: FFT analysis of voltage(magnified view)

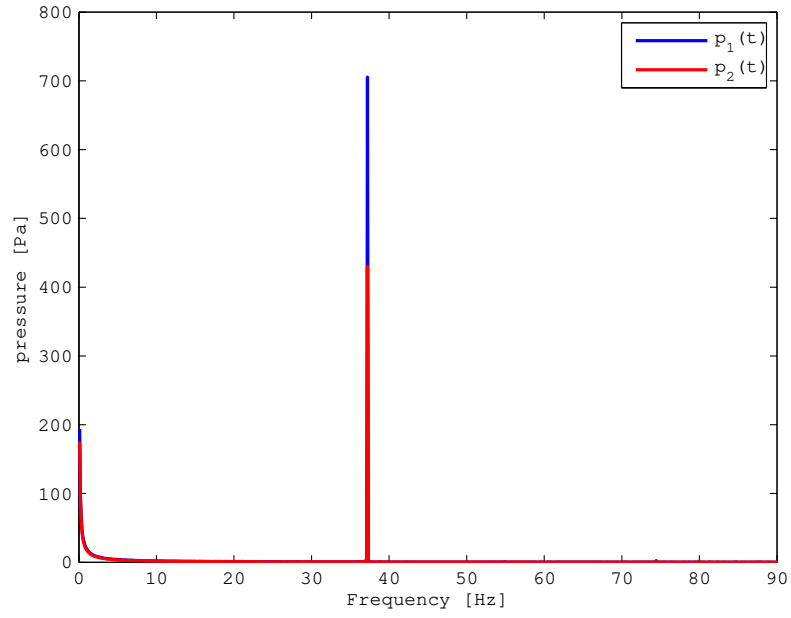


(a) without switch

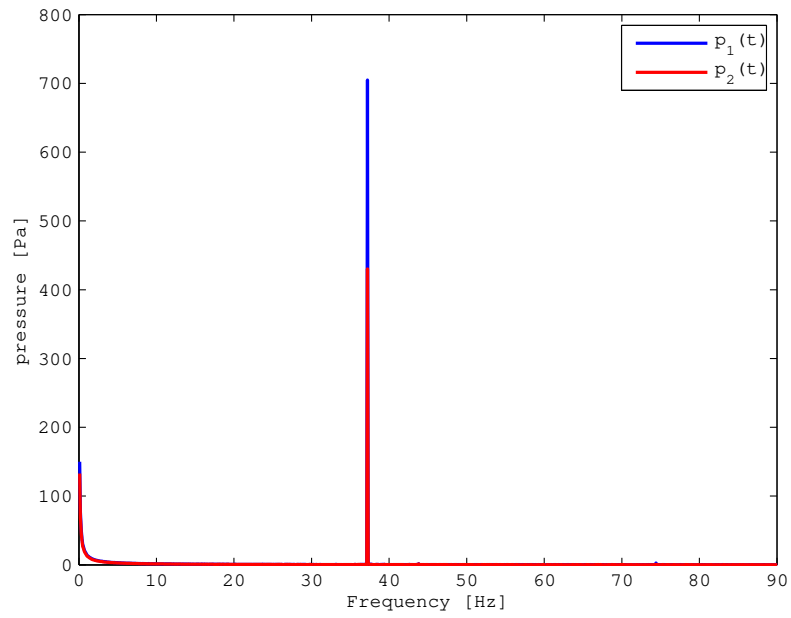


(b) with switch

Fig. 4.8: Time response of pressure

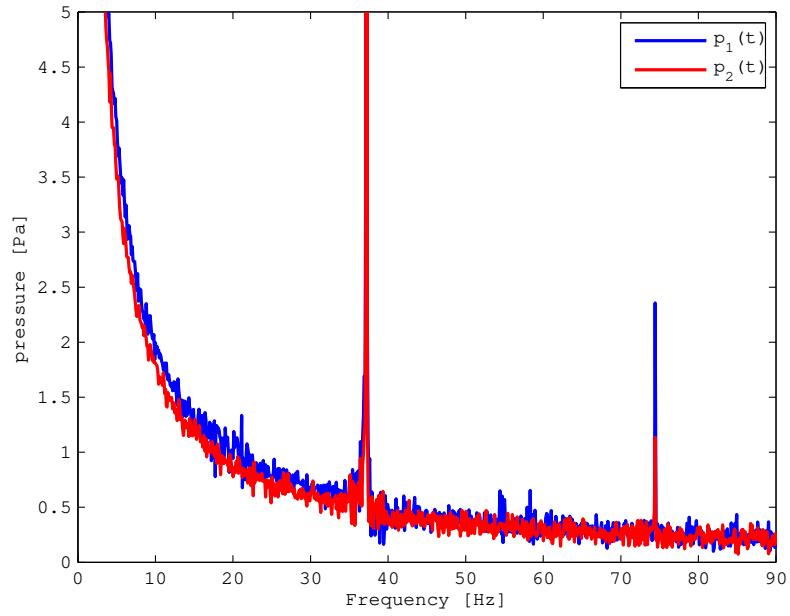


(a)without switch

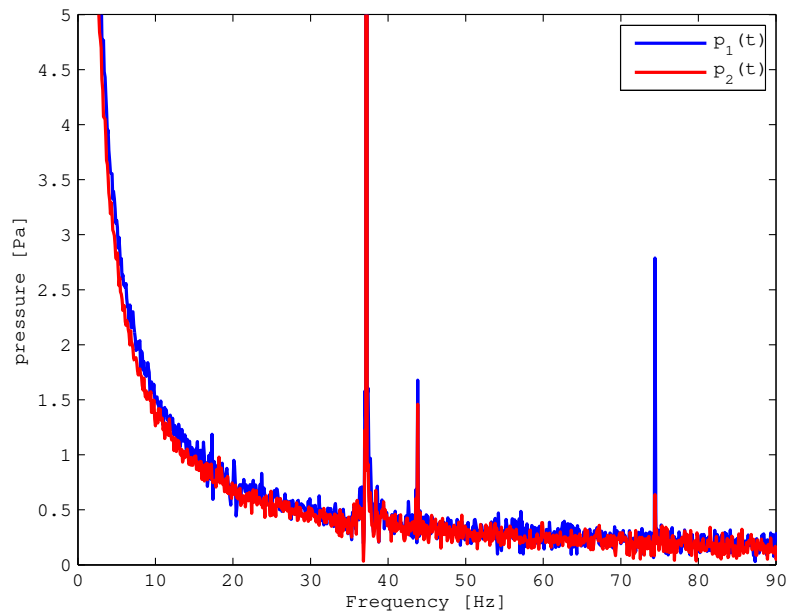


(b)with switch

Fig. 4.9: FFT analysis of pressure(general view)



(a) without switch



(b) with switch

Fig. 4.10: FFT analysis of pressure(magnified view)

第5章 非対称化による遮断時間が環送電力に与える効果

本章では、第4章にスイッチングの遮断時間がフォトスイッチのターンオン時間の5msより短縮できず、音響パワーを増幅させる方向（正方向）に流れる瞬時電力も遮断する問題に注目した。まず、第5.1節にてターンオン時間による縛りをなくし遮断時間の短縮を可能にするため、フォトスイッチを2つ並列接続することを示す。次に第5.2節にて遮断時間が環送電力に与える効果を示し、最も環送電力が高くなる最適な遮断時間を決定した。第5.3節では最適な遮断時間における環送電力と音響パワーから非対称化が発振モードに与える効果を示す。

5.1 フォトスイッチを二つ用いた遮断時間の短縮

第5章で取り扱う実験装置概要を Fig.5.1 に示す。第4章ではフォトスイッチのターンオン時間による制約から、遮断時間 t_s は5ms以下に設定することが出来なかった。そこで、二つのフォトスイッチを並列接続し、フォトスイッチへの指令に時間差を設ける。フォトスイッチのタイムチャートを Fig.5.2 に示す。二つのフォトスイッチが並列接続されている場合のフィードバック回路が遮断される必要十分条件は、フォトスイッチが2つともOFFの場合である。Fig.5.2より、二つのフォトスイッチの動作を示す赤線と青線が、ともにOFFになったときに回路が遮断されるため、フォトスイッチの動作に時間差を設けることで、 t_s の短縮が可能であると考えられる。

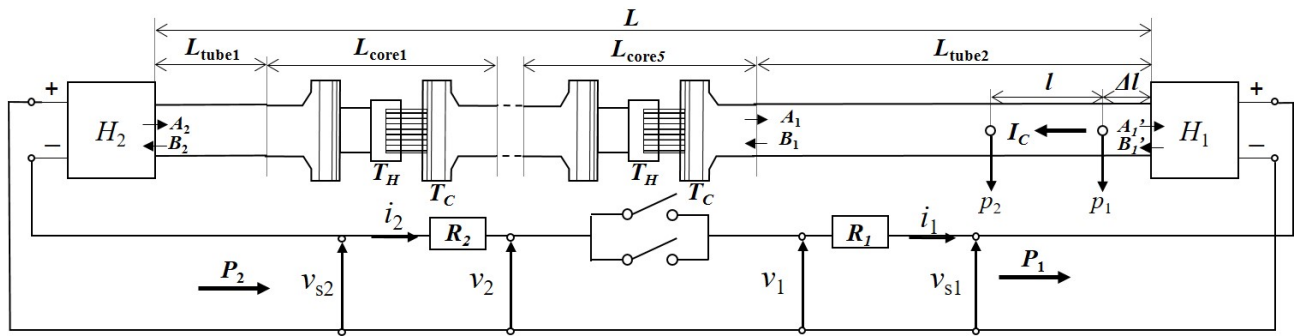


Fig. 5.1: Electricity-feedback traveling-wave thermoacoustic electric generator with 5-stage cores

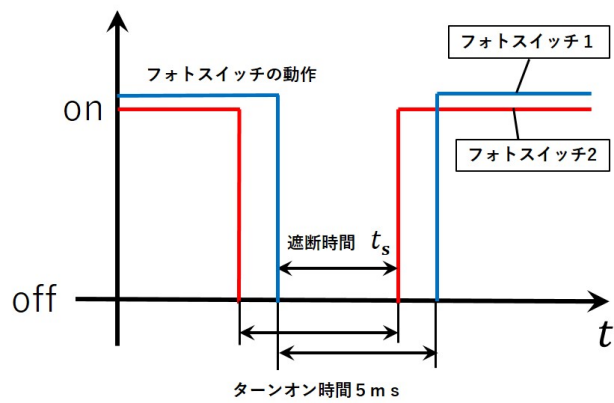


Fig. 5.2: Time chart of two photoswitch

5.2 遮断時間が環送電力に与える効果

遮断時間 t_s による環送電力 P_1 への効果を検証するため、逆流を遮断できるように $t_s = 0, 5, 4, 3, 2\text{ms}$ と設定した。 $t_s = 0\text{ms}$ は非対称化による制御無し、 $t_s = 5\text{ms}$ は第4章のスイッチング条件と同様で、 $t_s = 4\text{ms}$ は $P_1(t)$ の逆流、 $t_s = 2\text{ms}$ は $P_2(t)$ の逆流に遮断時間を合わせたスイッチングの条件である。 T_H は 300°C 、 T_C は 10°C 一定とし、抵抗値は $R_1=70\Omega$ 、 $R_2=47\Omega$ として $t_s = 0, 5, 4, 3, 2\text{ms}$ 順を4回繰り返し実験を行った。各実験ごとに圧力振幅が定常になるまで3分間待った後、そのまま10秒間、サンプリング周期 0.25ms で端子電圧 v_{s1}, v_{s2}, v_1, v_2 、圧力振幅 p_1, p_2 を取得し、PCからフォトスイッチへの指令 v を記録した。Table5.1に実験順、遮断時間 t_s 、 $30\sim 40\text{Hz}$ で最大の周波数成分 f_1 、 f_1 の周波数成分における音響パワー I_{C1} 、 $40\sim 50\text{Hz}$ で最大の周波数成分 f_2 、 f_2 の周波数成分における音響パワー I_{C2} 、環送電力 P_1 、端子電力 P_2 、消費電力 P_R を示す。環送電力 P_1 、端子電力 P_2 はそれぞれ瞬時電力 $P_1(t)$ 、 $P_2(t)$ の平均電力である。消費電力 P_R は抵抗によって消費された電力であり、 $P_R = P_2 - P_1$ と定義し、発電機における発電電力にあたる。

No.1~10の結果より、 $t_s=2\text{ms}$ における P_1 が 18mW と最大となった。No.11~20の結果では、 $t_s \neq 0\text{ms}$ の P_1 に大きな違いは現れなかった。ただし、No.15のみうなりが現れなかった。 $t_s=2\text{ms}$ で P_1 が最大となった要因として、 $P_1(t)$ と $P_2(t)$ がともに逆流している範囲のみを遮断したためだと考えられる。

5.3 エネルギー的観点からの非対称化が発振モードに与える効果

第4章において非対称化が発振モードに与える効果として、定在波型の発振モードでフィードバック回路の非対称化を行うと、進行波型の発振モードと同じ周波数が現れうなりが生じる効果があることを示した。しかし、 T_C 側の音響パワーを算出しておらず、44Hzの周波数成分が本当に進行波型の発振モードを意味するかはわかっていない。そこで、前節の端子電圧 v_{s1} , v_{s2} , v_1 , v_2 , 圧力振幅 p_1 , p_2 を同時計測した実験において、スイッチングなし、ありを比較し、うなりが生じる要因となる2つの周波数成分の音響パワーを計測した結果から、非対称化が発振モードに与える効果を示す。Table5.1より、 $t_s=0\text{ms}$ はスイッチングなしの条件、それ以外はスイッチングありの条件である。音響パワー I_C , I_{C2} の符号は音響パワーの向きを表しており、正の場合は進行波型、負の場合は定在波型として発電機が動作していることを意味する。

f_1 と I_C を見ると、 f_1 は約38Hzであり I_C が負であることから、定在波型の発振モードであることがわかる。スイッチングありの場合、音響パワーの絶対値が2~9mW小さくなっていることがわかる。また、 f_2 と I_{C2} を見ると、スイッチングありにおいて約44Hzの正方向の音響パワーが現れていることから、進行波型の発振モードが現れていることがわかる。したがって、スイッチングにより定在波型の音響パワーが小さくなり、進行波型の音響パワーが大きくなっていることから、エネルギー的観点から、非対称化は定在波型の発振モードから進行波型の発振モードに近づける効果があることがわかった。

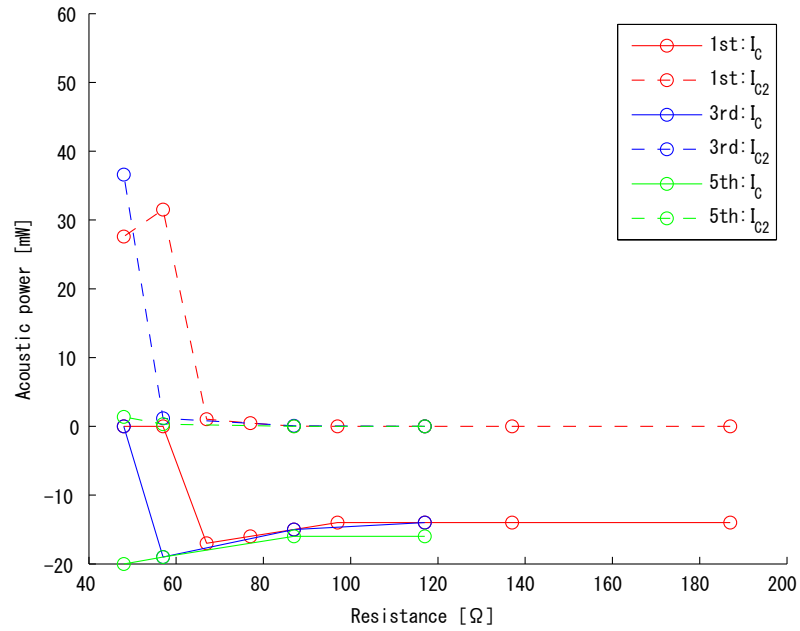
Table 5.1: Experimental result of shutoff time, oscillation frequency and acoustic power

	t_s ms	f_1 Hz	I_C mW	f_2 Hz	I_{C2} mW	P_1 mW	P_2 mW	P_R mW
No.1	0	37.99	-14	43.91	-0	8	43	35
No.2	5	38.02	-12	43.72	4	15	55	41
No.3	4	38.02	-12	43.72	4	15	57	42
No.4	3	38.02	-6	43.72	4	18	52	34
No.5	2	37.93	-10	43.74	4	18	52	34
No.6	0	37.97	-14	43.98	0	9	36	27
No.7	5	37.99	-12	43.71	4	18	49	32
No.8	4	38.01	-8	43.71	5	17	50	32
No.9	3	37.92	-6	43.73	4	17	51	34
No.10	2	37.94	-11	43.75	4	18	51	33
No.11	0	37.97	-15	44.38	0	8	36	28
No.12	5	38.02	-7	43.73	4	16	46	30
No.13	4	37.93	-6	43.73	4	16	46	30
No.14	3	37.94	-9	43.74	4	16	47	31
No.15	2	37.96	-13	44.07	-0	10	38	29
No.16	0	37.98	-15	43.89	-0	8	35	27
No.17	5	38.02	-8	43.72	4	16	46	30
No.18	4	38.02	-6	43.73	4	16	46	30
No.19	3	37.94	-10	43.74	4	16	47	31
No.20	2	37.96	-13	43.77	3	16	47	32

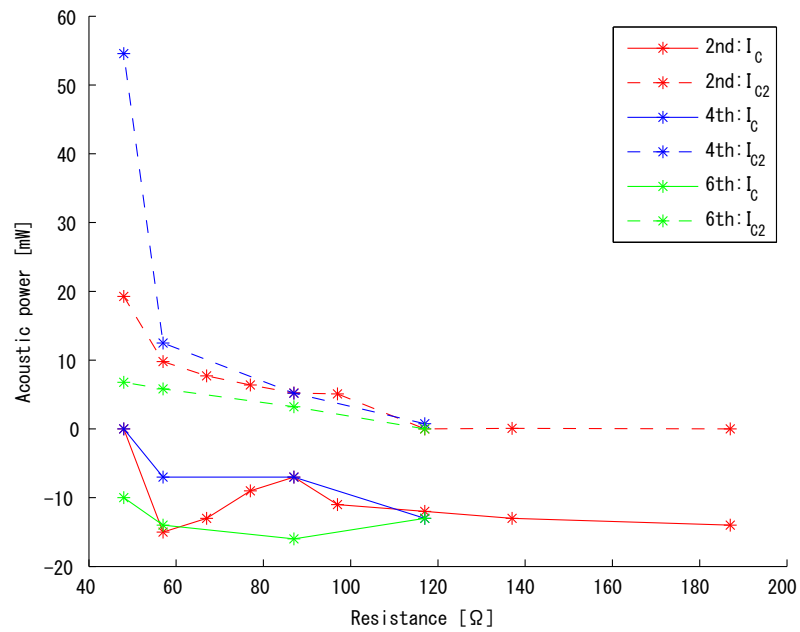
第6章 電力フィードバック部の非対称化が発振余裕に与える効果

本実験装置において、発電電力や熱電気変換効率の高い進行波型の発振モードで発振する負荷抵抗の範囲を広げることは、温度変動に対して効率を最大化する負荷の制御範囲を広げられるなど、発電機の性能向上には望ましい。先行研究では、ナイキストの安定判別に基づいて発振状況を予測している [2][10][11]。一般に古典制御理論におけるナイキストの安定判別では、閉ループ系が安定である軌跡がナイキスト線図における原点を囲まない時の軌跡と原点間の余裕は安定余裕と呼ばれてる。一方、本研究グループではその対の概念-発振余裕-を用いる。すなわち、ナイキスト線図に閉ループ系が不安定である時ナイキスト軌跡が原点を囲む時の軌跡と原点間の余裕を発振余裕と呼ぶ。よって、本実験装置において進行波型の発振モードが現れる負荷抵抗の許容範囲が広がることは、発振余裕が広がることを意味する。そこで電力フィードバック回路の非対称化が与えるうなりが生じる負荷抵抗の許容範囲を検討する。

T_H は 300 °C, T_C は 10 °C 一定とし、まず、スイッチング無しで抵抗値 $R_1=47\Omega$ 固定とし、負荷抵抗の合計 $R_1 + R_2$ を 187, 137, 117, 97, 87, 77, 67, 57, 48 Ω の順で変化させる。次に $t_s = 2\text{ms}$ で同じ抵抗値の順で変化させ、各抵抗値ごとに圧力振幅が定常になるまで5分間待った後、そのまま10秒間、サンプリング周期 0.25ms で端子電圧 v_{s1}, v_{s2}, v_1, v_2 , 圧力振幅 p_1, p_2 を取得し、PC からフォトスイッチへの指令を記録した。また、この実験でうなりが現れる負荷抵抗が 87 Ω 付近だったため、117, 87, 57, 48 Ω の順でスイッチングなし、ありと2回繰り返し、計6通りの実験を行った。音響パワー I_C, I_{C2} を算出し、抵抗値に対する音響パワーの関係から、非対称化が発振余裕に与える効果を示す。結果を Fig.6.1 に示す。縦軸が音響パワー I_C, I_{C2} , 横軸が負荷抵抗である。Fig.6.1 より、非対称化により 57 ~ 97 Ω において I_{C2} が大きくなっており、 I_C が 0mW に近づいている。したがって、進行波型の発振モードが現れる抵抗値の範囲が広がっていることから、非対称化が発振余裕を拡大させる効果があることがわかった。



(a) without switch



(b) with switch

Fig. 6.1: Resistance and acoustic power

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において、フィードバック回路における音響パワーを減少させる方向（負方向）に流れる瞬時電力をスイッチングにより遮断し、フィードバック回路を非対称化することの効果を検討した。

まず、第4章においてフォトスイッチを一つ用いたフィードバック回路の非対称化による発振モードへの効果として、定在波型の発振モードでは進行波型の発振モードと同じ周波数が現れ圧力振幅と瞬時電圧にうなりが生じることを実験的に示し、フィードバック回路の非対称化が発振モードを制御できる可能性を示した。

次に、第5章においてスイッチングの遮断時間がフォトスイッチのターンオン時間の5msより短縮できず、音響パワーを増幅させる方向（正方向）に流れる瞬時電力も遮断する問題に注目した。遮断時間の短縮のためにフォトスイッチを二つ並列接続することを提案し、遮断時間が環送電力に与える効果を検討した結果、逆流する時間が最も短い瞬時電力 $P_2(t)$ の逆流に遮断時間を合わせると、環送電力が最も大きくなることを実験的に示した。また、フィードバック回路の非対称化により、正方向の音響パワーが増加することから、エネルギー的観点からも定在波型の発振モードから進行波型の発振モードへ近づいていることを示した。

さらに、第6章において電力フィードバック回路の非対称化が与えるうなりが生じる負荷抵抗の範囲（発振余裕）への効果を検討した結果、発振余裕が拡大することを実験的に示した。

第8章 今後の課題

今後の課題として、以下の2点が挙げられる。

- 電気回路調整の検討
- 高効率なりニアモータの適用

本論文では電力フィードバック回路における音響パワーを減少させる方向（負方向）に流れる瞬時電力をスイッチングにより遮断し、電力フィードバック回路を非対称化することの効果を検討した。回路両端の電圧に位相差があることで逆流が生じていることを示したが、電圧の位相調整により逆流を起こさないように発振を制御することが今後の課題として挙げられる。定在波型熱音響エンジンにおいて、低温側閉端部の圧力振幅信号を高温側にフィードバックし、位相制御により進行波圧力成分を増幅させた研究 [20] を本装置にも導入することを検討する。

電力フィードバック進行波型熱音響発電機は、通常のループ管型熱音響発電機と異なり、電気回路を経由して音響パワー-電力の相互変換を行うため、発電機の効率改善は装置全体の効率改善のために重要である。現在のスピーカーを改造したものは音響パワー-電力の変換効率は74%、電力-音響パワーの変換効率は23%である [2]。特に電力-音響パワーの変換効率が低くボイスコイルアクチュエーター等の効率が保証された市販品に換装することを検討する。

謝辞

本研究を遂行するにあたり，終始手厚いご指導ご鞭撻を賜りました，本学 機械系 小林泰秀准教授に深く感謝の意を表します．本研究は科学研究費助成事業基盤研究 (C) (課題番号:18K04193) の助成を受けた．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感謝し，謝辞とさせていただきます．

参考文献

- [1] 富永 昭, “熱音響工学の基礎”, 内田老鶴圃 (1998).
- [2] 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) .
- [3] 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)
- [4] 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)
- [5] Bo Wang, Limin Qiu, Daming Sun , Kai Wang , Weijuan Yang , Junhu Zhou , “ Visualization observation of onset and damping behaviors in a traveling-wave thermoacoustic engine by infrared imaging ”, International Journal of Heat and Mass Transfer, 54, pp.5070–5076 (2011) .
- [6] Kai Wang, Daming Sun , Jie Zhang , Ya Xu , Kai Luo , Ning Zhang ,Jiang Zou , Limin Qiu, “ An acoustically matched traveling-wave thermoacoustic generator achieving 750 W electric power”, Energy, Volume103, pp.313–321 (2016) .
- [7] Huifang Kang, Peng Cheng, Zhibin Yu , Hongfei Zheng, “A two-stage traveling-wave thermoacoustic electric generator with loudspeakers as alternators ”, Applied Energy, Volume137, pp.9–17 (2015) .
- [8] 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) .
- [9] 井上陽仁, 小林泰秀, “温度変動に対して熱音響システムの効率を最大化する負荷のフィードバック制御”, 長岡技術科学大学大学院工学研究科修士論文 (2019).

- [10] 小林泰秀, 井上陽仁, “電力フィードバック回路の調整による熱音響発電機の発振余裕の拡大”, 日本音響学会 2017 年秋季研究発表会講演論文集, pp.1311-1312(2017), 講演番号 1-5-4.
- [11] 小林泰秀, 井上陽仁, “電力フィードバック回路の調整による熱音響発電機の発振余裕の最大化”, 日本音響学会 2018 年春季研究発表会講演論文集, pp.1167-1168(2018), 講演番号 3-7-1.
- [12] 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) .
- [13] 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) .
- [14] <http://www.kibitujinja.com/>
- [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] S. Backhaus, G.W.Swift, “A thermoacoustic Stirling heat engine”, Nature, 399, pp.335-338 (1999).
- [17] S.Backhaus, E.Tward, M.Petach, “Traveling-wave thermoacoustic electric generator”, Applied Physics Letters, 85, pp.1085-1087 (2004) .
- [18] Baiman Chen, Abdalla A. Yousif, Paul H. Riley, David B. Hann, “Development and Assessment of Thermoacoustic Generators Operating by Waste Heat from Cooking Stove”, Engineering,4, pp.894-902 (2012).
- [19] Kai Wang , Swapnil Dubey , Fook Hoong Choo , Fei Duan, “Thermoacoustic Stirling power generation from LNG cold energy and low-temperature waste heat”, Energy,127, pp.280-290 (2017).
- [20] J. Callanan, M. Nouh, “Optimal thermoacoustic energy extraction via temporal phase control and traveling wave generation”, Applied Energy, 241, pp.599-612 (2019) .

研究業績

学会発表リスト (口頭発表)

(講演発表者の氏名に○印, 著者に下線を付す)

1. 日本音響学会 2019 年春季研究発表会

”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共振モードへの効果”

○萩原 佑斗, 小林 泰秀

開催日: 平成 31 年 3 月 5・6・7 日

2. 日本音響学会 2019 年秋季研究発表会

”電力フィードバック型熱音響発電機における電力フィードバック部の遮断時間が環送電力に与える効果”

○萩原 佑斗, 小林 泰秀

開催日: 令和 元年 9 月 4・5・6 日