

学位論文

気液二相系密閉容器内の絶縁油中アークによる
圧力上昇現象に関する研究

東京都市大学大学院
博士後期課程

機械システム工学専攻

田所 兼

目次

第 1 章	緒論	1
1.1	本研究の背景	1
1.1.1	電力系統の発展と課題	1
1.1.2	故障アーク現象	4
1.1.3	故障アークの事例	6
1.2	先行研究の概要	11
1.2.1	絶縁油中アークの特性	11
1.2.2	実験による圧力上昇の検討	15
1.2.3	解析による圧力上昇の検討	23
1.2.4	関連分野における検討	27
1.3	本研究の目的と各章の構成・概要	28
1.3.1	本研究の目的	28
1.3.2	各章の構成・概要	30
第 1 章	参考文献	33
第 2 章	絶縁油中アークの発生実験	38
2.1	まえがき	38
2.2	実験に用いる密閉容器，圧力センサ，絶縁油	39
2.2.1	密閉容器とその構成	39
2.2.2	圧力センサおよび絶縁油	43
2.3	LC 共振回路を電源とした実験	44
2.4	短絡発電機を電源とした実験	49
2.5	実験で得られた波形例とその特徴	50
2.6	あとがき	53
第 2 章	参考文献	54
第 3 章	絶縁油中アークの特性	55
3.1	まえがき	55
3.2	高速度カメラによる気泡挙動の観察	55

3.3	単位ギャップ長あたりのアーク電圧	58
3.4	熱分解ガスの発生量	60
3.5	熱分解ガスの組成分析結果	64
3.6	あとがき	65
第 3 章 参考文献		67
第 4 章 気泡挙動と圧力上昇の関係		68
4.1	まえがき	68
4.2	気泡挙動と気相圧力上昇	68
4.2.1	画像解析によるガス気泡の体積推定	68
4.2.2	ガス気泡体積と気相圧力上昇の関係	74
4.3	気相と液相の圧力上昇の関係	77
4.3.1	考察の対象	77
4.3.2	絶縁油流動と圧力との関係	79
4.3.3	液相圧力の実測と推定の比較	84
4.3.4	液相深さ方向の圧力分布	90
4.4	あとがき	91
第 4 章 参考文献		94
第 5 章 圧力上昇モデルの開発		95
5.1	まえがき	95
5.2	解析の対象	95
5.2.1	実験結果	96
5.2.2	圧力上昇の関係	98
5.2.3	ガス発生量とアークパワー	99
5.3	解析モデル	102
5.3.1	気泡挙動のモデル	103
5.3.2	アークと蒸発・凝縮現象のモデル	106
5.3.3	容器形状のモデル	109
5.3.4	解析条件	110
5.4	解析結果	112
5.4.1	実測結果と解析結果の比較	112
5.4.2	解析モデルの課題	116
5.5	あとがき	117
第 5 章 参考文献		119
第 6 章 総括		120
6.1	まえがき	120

6.2	絶縁油中アークの特性解明	120
6.3	圧力上昇現象の解明	121
6.4	絶縁油中アークによる圧力上昇モデルの開発	121
6.5	課題・今後の展開	122
謝辞		123
研究業績		125

目次

1.1	Changes in Japan's population and the maximum power demand.	2
1.2	Trends of amount of capital investments and annual increase of electrical substation equipment.	4
1.3	Example of an internal arc test for a switchgear [19].	7
1.4	Images of the arc and hot gases captured by a high-speed camera [20].	8
1.5	Composition of gases generated by primary and secondary decomposition of $C_{20}H_{42}$ [29].	14
1.6	Pressure waveforms of gaseous phase and liquid phase [13].	16
1.7	Schematic diagrams of oil surface positions seen at intervals after arcing commences [30].	17
1.8	Experimental pressure measurements [31].	18
1.9	Experiments / Simulation pressure profiles comparison (close to the arc) [31].	26
1.10	Schematic diagram of experimental system.	30
1.11	Overview of this research and the relation among main contents.	32
2.1	Photographs of the closed vessel.	41
2.2	Configurations of the closed vessel (Unit: mm).	42
2.3	ICP®Pressure Sensor: Model 113B26 [7].	43
2.4	Test circuit using LC resonance circuit as a power source.	45
2.5	Example of current waveform using LC resonance circuit (charged voltage 25 kV).	46
2.6	Relationship between charged voltages of capacitors and the first current peak.	48
2.7	Test circuit using short circuit generator as a power source.	49
2.8	Example of current waveform using short circuit generator (RMS current 2 kA).	50
2.9	Examples of measurement waveforms.	52

3.1	Observation of bubble behavior by the high-speed camera.	57
3.2	Current and voltage waveforms of the first half-cycle.	59
3.3	Arc voltage per unit gap length and its dependence on current. . . .	60
3.4	Waveforms of arc energy and pressure rise in air.	61
3.5	Calculated generated gas volume from the steady state pressure rise in air, and relationships with arc energy.	63
3.6	Results of the gas chromatographic analysis.	65
4.1	Relation between measured waveforms and bubble images.	70
4.2	Bubble volume estimation based on 8 bit grayscale images.	73
4.3	Comparison of ΔP_a with estimated pressure rise ΔP_{Ea} from bubble volume.	75
4.4	Relationship among bubble volume, air–oil surface and pressure rise in air.	76
4.5	Measurement waveforms of different arc depth.	78
4.6	Power spectrum of pressure rise in air.	82
4.7	Comparison of raw with filtered pressure waveforms.	83
4.8	Calculated displacement, velocity, and acceleration of oil from the pressure rise in air.	84
4.9	Comparison of measured and estimated pressure rise at same depth of arc.	85
4.10	Difference of pressure rise in oil due to the influence of depth. . . .	87
4.11	Model of unsteady fluid flow in the closed vessel.	88
4.12	Relative velocity profiles with a change in Womersley number. . . .	90
4.13	Comparison of estimated pressure rises with each depth.	92
5.1	Measurement waveforms as model cases for numerical analysis. . .	97
5.2	Attenuation of pressure rise in air.	98
5.3	Comparison of measured and estimated pressure rises in oil. . . .	99
5.4	Calculated arc power based on the average arc voltage.	101
5.5	Flowchart of simulation and process.	111
5.6	Simulation results.	113
5.7	Error rate of bubble radius varying in time.	115
5.8	Normalized frequency distribution and normal distribution of error rate.	115
5.9	Configuration diagram of the developed numerical analysis model based on the Rayleigh–Plesset equation.	117

表目次

1.1	Arc voltage per unit gap length in insulating oil.	12
1.2	Generated gas volume per unit arc energy (at ordinary temperatures and pressures).	21
1.3	Test conditions and results for overhead transformers.	22
2.1	Test conditions using LC resonance power source.	48
2.2	Test conditions using short circuit generator.	51
5.1	Simulation and initial conditions.	110

第 1 章

緒論

1.1 本研究の背景

1.1.1 電力系統の発展と課題

現代社会において、電力系統は欠かすことのできない生存基盤となっている。すなわち、発電所から変電所、送配電線によって送られてくる電気がなくては、経済活動はもとより、情報を得ることもままならず、火を起こすこと、水や食料を得ることも困難となる。このため、日本政府は、電力系統を含めた国内のエネルギー需給に関する施策を長期的、総合的かつ計画的に推進することを目的とするエネルギー政策基本法 [1] に基づき、国・地方公共団体、事業者等の責務、エネルギーの需給施策の基本的な方向性をエネルギー基本計画として策定している。至近の 2018 年 7 月に閣議決定された第 5 次エネルギー基本計画 [2] の基本的な方針では、S+3E と呼ばれる原則「エネルギー政策の要諦は、安全性 (Safety) を前提とした上で、エネルギーの安定供給 (Energy Security) を第一とし、経済効率性の向上 (Economic Efficiency) による低コストでのエネルギー供給を実現し、同時に、環境への適合 (Environment) を図るため、最大限の取組を行うことである。」 [2] が示されている。この S+3E の原則により、電力系統を運用・管理する電気事業者には、安全性の確保と安定供給を重視しつつ、これによる高コスト化を抑えたより効率的な運用と環境への適合が求められている。

ここでは、電力システムのこれまでの発展、現状および将来的な予測から S+3E の継続は簡単ではないことを示したい。Fig. 1.1 は、日本の総人口 [3, 4] と最大電力 [5–7] の年次推移を示したもので、この図から、両者の相関をみることができる。すなわち、1960 年代から人口増加にあわせて最大電力も急速に上昇しており、2000 年以降では、両者はいずれも横ばいとなっている。また、将来的な予測として、人口は内閣府発表の高齢社会白書 [4] によれば、2020 年で 0.4%/年、2040 年で 0.8%/年程度の減少が見込まれており、最大電力は電力広域的運営推進機関の年次報告書 [7] を参考とすれば、直近の 10 年間は 0.1%/年程度の減少と推察できる。この最大電力の減少については、経済規模の拡大や電化の進展などの増加要因に比べて、節電の取り組みや省エネの進展、人口の減少傾向、負荷平準化対策などによる減少要因の方が大きく寄与するためと報告されている [7]。これらのことから、将来的に国内の電力需要の増加は見込めず、したがって、電気事業者の収益も限られることから電力システムは現状維持となるであろう。

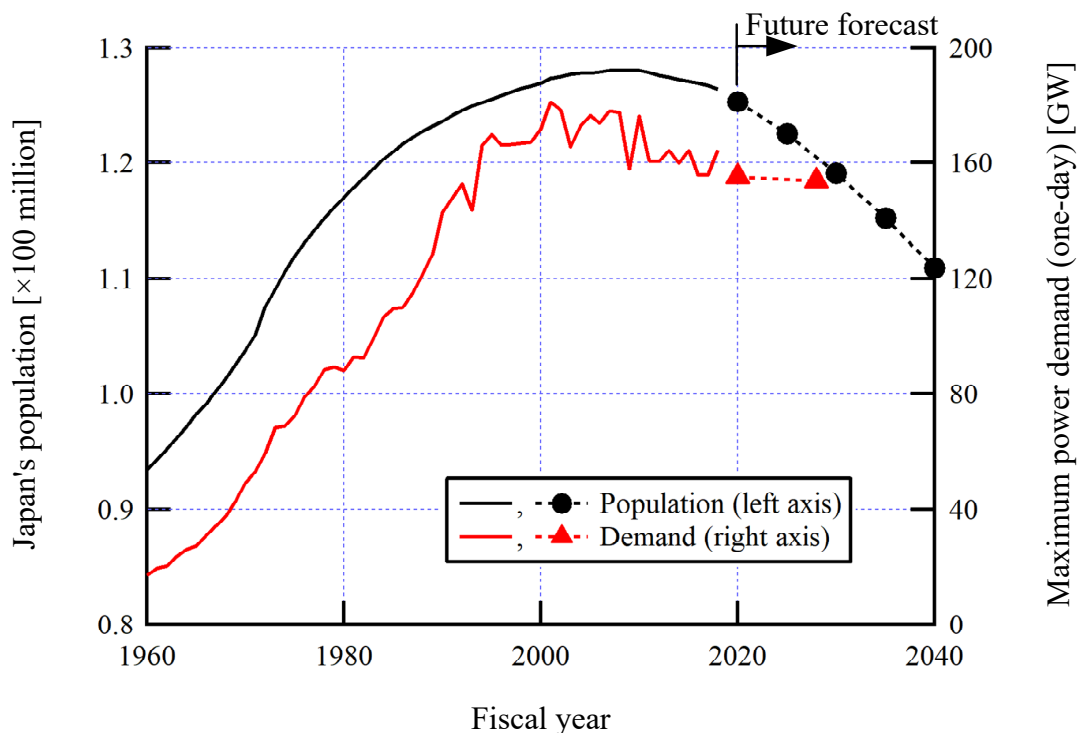


Fig.1.1 Changes in Japan's population and the maximum power demand.

電力系統を構成する設備のうち、発電所から需要家までを結ぶ変電設備、送電設備、配電設備を総称して電力流通設備という [8]。これら電力流通設備は、Fig. 1.1 に示した 1960 年から 2000 年頃までの最大電力の上昇に応えるため電気事業者の積極的な設備投資によって構築されてきた。この設備投資額 [5] と、流通設備の一例として、系統の変電設備数 [5] の増加推移（当該年度から過年度の設備数を減算することで著者が算出）の関係を Fig. 1.2 に示す。同図より、電力事業者の設備投資額は 1970 年頃の 1 兆円規模からピークとなる 1993 年の 4.9 兆円をかけて急速に上昇しており、変電設備数の増加推移から同時期には年間で 100 から 150 箇所程度が新設されていることが分かる。この時期の設備数増加の傾向は、変電設備に限らず送配電設備においても同様であり、現在の電力流通設備の多くは 1970 年代以降に敷設され、これらの経年は 20 年から 50 年となっている [9]。したがって、今後はこれら高経年設備が一斉に更新を控えており、設備保全技術の高度化、設備故障のリスクを考慮した長寿命化が重要になってきている。また、設備の更新にあたっては安全性とライフサイクルコストのバランスを図ることも求められる。

以上のように、電力系統を運用・管理する電気事業者には、安全性の確保と安定供給を重視しつつ、これによる高コスト化を抑えたより効率的な運用と環境への適合が求められている。これに応えるためには、限られた電気事業の収益から一斉に寿命を迎える設備に対応する必要がある、設備保全技術の高度化、設備故障のリスクを考慮した長寿命化が課題として挙げられる。また、設備の更新にあたっては安全性とライフサイクルコストのバランスを図ることも要請される。これらの課題・要請には、各種設備で生じる故障現象、故障が設備そのものや公衆に及ぼす影響を明確にしておく必要がある。

そこで、次の 1.1.2 節では、電力流通設備で生じる故障アークについて述べる。

1.1.2 故障アーク現象

国内の代表的な系統電圧（線間電圧）は、基幹系統の 500 kV ～ 187 kV，地域供給系統の 154 kV ～ 22 kV，配電系統の高圧 6.6 kV，低圧 200 V あるいは 100 V が採用されている [10]。電力系統の安全性および電力の安定供給には、まず、電力流通設備それぞれの絶縁と、設備の集合である系統としての絶縁協調が重要となる。

電力流通設備それぞれの絶縁は、主に、気体絶縁（空気，真空，SF₆ ガスなど），液体絶縁（鉱油系絶縁油，合成絶縁油），固体絶縁（磁器，絶縁紙，樹脂，ワニスなど）に分類され [8]，これらの絶縁は，系統電圧に対して長期間耐えなければならない。また，系統への雷撃や系統の操作によって発生する過電圧にも耐える必要がある。絶縁協調は，系統電圧および系統に発生する過電

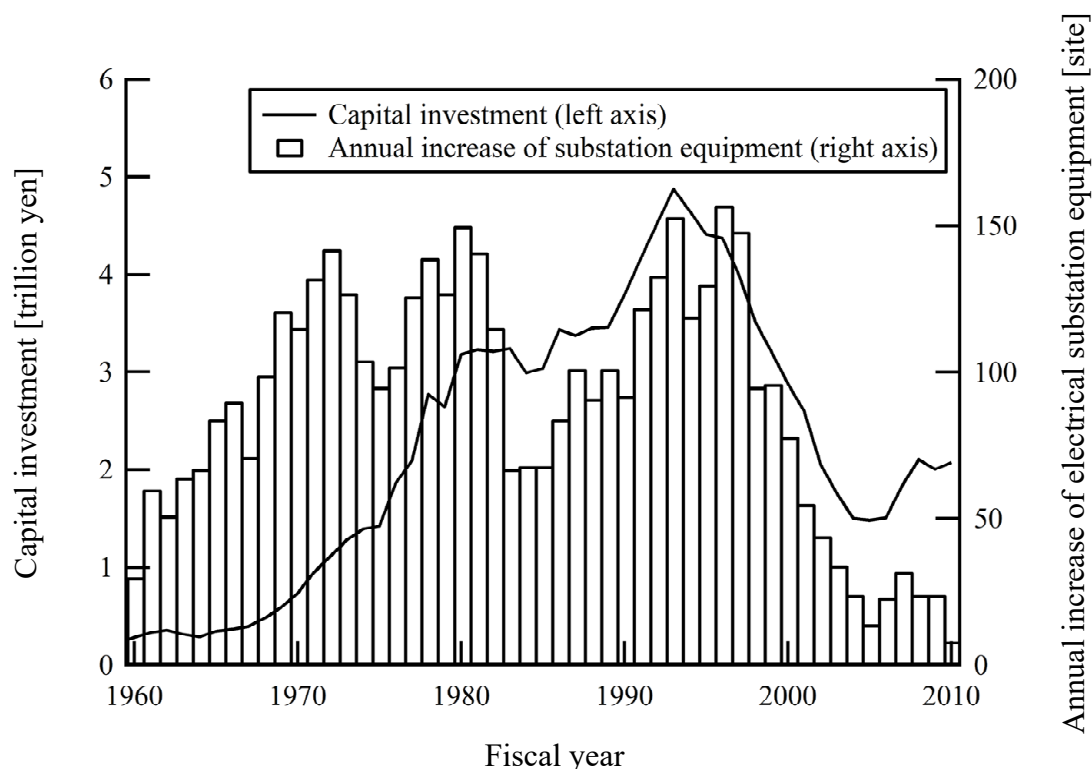


Fig.1.2 Trends of amount of capital investments and annual increase of electrical substation equipment.

圧とそれに対する保護装置の特性を基礎に、「系統各部の機器・設備の絶縁の強さに関して、技術上、経済上および運用上からみて最も合理的な状態になるように協調を図ることを絶縁協調という [11]。」と定義されている。電力流通設備それぞれの絶縁設計は、絶縁協調の考え方と設備実態を踏まえて定められた JEC (電気学会電気規格調査会 : Japanese Electrotechnical Committee) の基本規格 [11] の試験電圧と試験法、さらに、各設備固有の特徴を考慮した規格を基になされている。これら規格の条件によって各種耐電圧試験が実施され、その結果によって設備の絶縁は保証されている。しかしながら、適切な絶縁設計や絶縁協調がなされていても故障が生じる確率はゼロではない。

電力流通設備の絶縁破壊は、主に、設備不全（製作・施工・保守の不完全、自然劣化）や自然現象（雷・地震・水害・氷雪）、他物接触（樹木・鳥獣・飛来物）などによって生じる [12]。万一、絶縁破壊が発生した場合には、短絡故障（3 相のうち 2 相以上の線間が低インピーダンスで接続された状態）、あるいは地絡故障（1 相以上が大地または接地金属と接続された状態）、あるいは両方の地絡短絡故障となり、故障点には系統の発電機を電源とする大電流（kA 級）のアーク放電が発生・継続する場合がある。このアーク放電の特徴として以下が挙げられる [13]。

- 中心部が 1 万～3 万度の超高温であり、外周においても 5 千度以上である。
- ほとんどの分子が原子状に分解し、電子とイオンと中性粒子が混在している。
- 莫大なエネルギーを熱、光、さらには音の形で放出する。
- エネルギーは電流値、雰囲気等により極めて容易に、また正確に制御できる。
- 時間的变化に対する応答が極めて速い。

これらの特徴を制御し、積極的に利用する場合、アーク放電は熱プラズマ

と呼ばれ、金属溶接、廃棄物処理、材料プロセッシングなどに活用されている [14, 15]。一方で、電力流通設備の故障によって生じるアーク放電は故障アークなどと呼ばれ、当然制御されておらず、電磁力、浮力および気流の影響によって移動や伸展を伴い、周辺設備への影響や公衆災害に至る可能性もあるため、忌避されるものである。

この故障アークについて、各種規格を参照すると、まず、アーク発生源となる設備側では、設備内部でアークが発生した場合の人身保護を目的として、中圧スイッチギヤ、GIS、柱上開閉器、避雷器などをアーク試験の対象 [16] として、その試験法が IEC (International Electrotechnical Commission) や JEMA (日本電機工業会 : Japanese Electrical Manufacture's Association), JEC などで規定されている [17]。次に、故障アークに曝される危険性のある作業側では、作業者が着用する作業着やヘルメット、ゴム手袋などの各種保護具の性能評価が IEC や ASTM (American Society for Testing and Materials International) [18] で定められている。また、規格として定められていない場合にも、電力流通設備の多くは故障アークへの対策について何らかの検討や評価がなされている。

1.1.3 故障アークの事例

ここでは、故障アークについて紹介するため、著者の所属する一般財団法人電力中央研究所 電力技術研究所 大電力試験所で実施された試験のうち、公開可能な 2 つの事例を示す。なお、詳細は各文献を参照されたい。

まず、Fig. 1.3 は、実際に電力系統で使用されるスイッチギヤ（開閉装置や計器、継電器、母線などを接地された金属筐体に納めた設備）の内部でアークを発生させた試験の状況を示している [19]。この試験では、故障アークによるスイッチギヤの破損状況や、スイッチギヤで発生したアークから設備の火災へと至る条件を検証している。中段左側の画像（図中のアーク発生時）の高輝度部分は、スイッチギヤ上部の換気口を介して観察されたアークの光を示している。また、上段右側と下段中央の画像は、アークの発生箇所とした

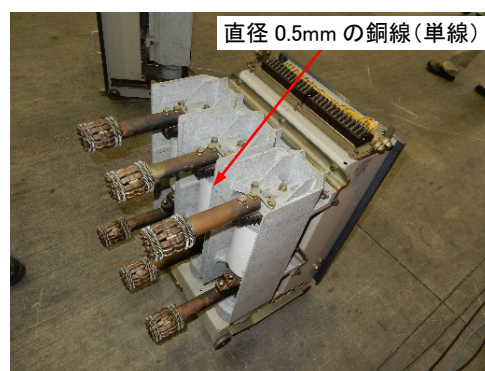
VCB（真空遮断器）の試験前後の状況を示しており，試験後の VCB は破損していることが分かる。

次に，Fig. 1.4 は，著者が過去に実施した試験において，ハイスピードカメラで撮影したアークの画像である [20]。この試験は，故障アークから作業者への熱的な影響を調査するために実施したもので，作業着を模した布地とアー

【試験準備状況】



(高圧盤 U,V の設置状況)



(VCB ターミナルでの発弧線の設置状況)

【試験 9-1 の試験状況との電源盤 V の試験後の状態】



(アーク発生時)



(上段 VCB 室内の状態)



(上段 VCB 室内の状況)



(上段 VCB の状況)



(接地装置の状況)

Fig.1.3 Example of an internal arc test for a switchgear [19].

クからの熱エネルギーを計測するセンサをパネルに設置し、これらを垂直に配置した銅電極（電極ギャップ 100 mm）間で発生させたアークに曝露させている。各画像の高輝度部分がアークおよびアークによって発生した高温ガスを示している。

上記の事例は、故障アークの特徴から爆発的な現象であること、また、設備の破損や公衆災害に至る可能性のあることを示すとともに、電力系統の安全性の確保および電力の安定供給には、電力流通設備における故障アークの対策技術が必要であることを示している。特に、電力流通設備のうち、例えば、変圧器や OF ケーブル (Oil Filled Cable) などの内部に絶縁油を含んだ密閉状態の設備では、故障アークの熱によって絶縁油が高温の可燃性分解ガスとなることで急激な圧力上昇が発生し、設備が損傷した場合には漏油、高温ガスの噴出から火災などの公衆災害に至る懸念がある。

実際に電力系統で生じた絶縁油による火災例として、2016 年 10 月 12 日に発生した東京電力管内の新座洞道火災事故が挙げられる。この事故では、内

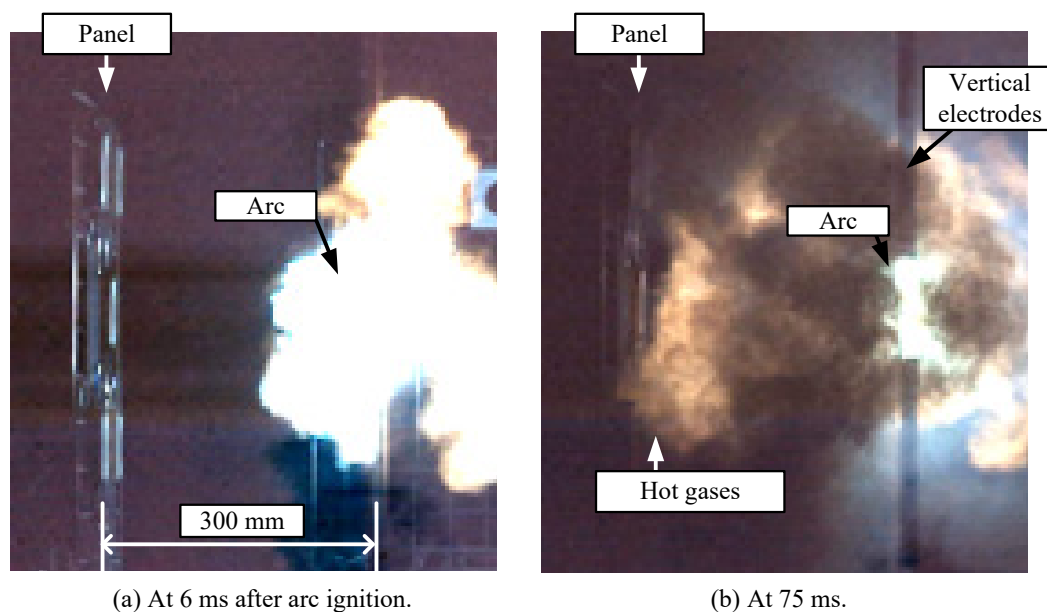


Fig.1.4 Images of the arc and hot gases captured by a high-speed camera [20].

部に絶縁油を含んだ経年 35 年の OF ケーブルにおいて故障アークが発生したことで、火災に至ったと推定されている [21]。したがって、電力流通設備内部の絶縁油中アークによる故障現象の解明は、高経年化の進む電力システムの安全性の確保および電力の安定供給に重要な課題となる。しかしながら、S+3E の原則と電力システムにおける故障アークの発生は稀頻度であることを踏まえると、実設備・実規模による検証には、コスト面の制約がある。具体的には、このような検証には、電力システムで生じる大電流を発生可能な試験設備を必要とすること、アークによって設備は破損するために多数回の試験実施は困難であることなどの制約が挙げられる。このため、基礎的な実験により絶縁油中アークの特性および圧力上昇現象を解明するとともに、実際の電力流通設備に適用可能なシミュレーション技術を構築することが有効と考えられる。

ここまで本論文の背景として 1.1 節で述べた、電力システムの発展と課題、故障アーク現象および故障アークの事例について概括すると、以下のようになる。

- 国内の電力システムを運用・管理する電気事業者には、S+3E と呼ばれる原則、すなわち、安全性の確保 (Safety) と安定供給 (Energy Security) を重視しつつ、これによる高コスト化を抑えた効率的な運用 (Economic Efficiency) と環境への適合 (Environment) が求められている。
- 将来的に国内の電力需要の増加は見込めず、電気事業者は限られた収益から電力システムを維持する必要がある。これに対して、現状の電力流通設備の多くは 1970 年代から 90 年代に構築され、これら高経年化の進む設備の保全技術の高度化、設備故障のリスクを考慮した長寿命化に加えて、安全性とライフサイクルコストのバランスが重要となっている。これには、電力システムで生じる故障アーク現象を明確にしておく必要がある。
- 電力流通設備の絶縁破壊によって生じる大電流の故障アークは、設備の破損や公衆災害に至る可能性がある。

- 特に，内部に絶縁油を含む密閉状態の設備で故障アークが生じた場合，漏油，高温ガスの噴出から火災に至る懸念があり，絶縁油中アークによる故障現象解明は重要な課題となる。一方で，S+3E の原則と電力系統における故障アークの発生は稀頻度であることを踏まえると，この課題には，基礎的な実験により絶縁油中アークの特性および圧力上昇現象を解明するとともに，実際の電力流通設備に適用可能なシミュレーション技術を構築することが有効と考えられる。

1.2 先行研究の概要

ここでは、本研究の参考とした先行研究の概要について述べる。まず、絶縁油中アークの特性および圧力上昇現象については、主には変圧器を対象に、従来から様々な検討・報告がなされている。これら先行研究の概要を絶縁油中アークの特性（1.2.1 節）、実験による圧力上昇の検討（1.2.2 節）、解析による圧力上昇の検討（1.2.3 節）に大別して紹介する。次に、関連分野の先行研究の概要として、液体中の気泡挙動および放電現象に関わる分野（1.2.4 節）を紹介する。

1.2.1 絶縁油中アークの特性

本節では、絶縁油中アークの特性として、従来から報告されているアーク電圧、およびアークによって発生する分解ガスの組成について述べる。

1.2.1.1 アーク電圧

一般的に、故障アークのパワー、エネルギーは、事象やアークが設備に与える影響を議論する際に重要な指標となる。ここで、アークのパワー $[W]$ ($=[J/s]$) は、アーク電流 $[A]$ とアーク電圧 $[V]$ の積となり、また、アークのエネルギー $[J]$ は、アークパワーの時間積分で表される。このうち、アーク電流は、系統の故障点に応じて、発電機容量、送配電線のインピーダンスおよび変圧器のインピーダンスに基づいて定まる。一方で、アーク電圧は、アークが発生した導体（電極）間の電位差であり、アークの長さ、電極の形状・材質、圧力、放電経路に存在する媒介物、アーク周囲のガス雰囲気などによって大きく異なる。このため、各種条件下の電極ギャップ間で発生させたアークの電圧を、その際の電極のギャップ長で除算した「単位ギャップ長あたりのアーク電圧 $[V/mm]$ 」によって整理・把握しておくことが工学的な見地から有効である。こうしておくことで、故障アークが発生した、あるいは、発生させようとする電極間の距離からアーク電圧を推定でき、ひいては、アークパ

Table1.1 Arc voltage per unit gap length in insulating oil.

Reference	Arc voltage per unit gap length [V/mm]	Test conditions	
		Arc current [kA]	Gap length [mm]
L. Darian [23]	10 ~ 30	10 ~ 30	48
E. Goodman [24]	10	Unknown	13
A. Hamel [25]	6 ~ 25	2 ~ 13	50
T. Kawamura [26]	5 ~ 17	Unknown	
緒志 哲郎 [27]	6 ~ 10	1.3 ~ 40.9	100 ~ 300

ワーやエネルギーを概算できる。

参考として、密閉容器内の空気中 kA 級アークの単位ギャップ長あたりのアーク電圧について、岩田および著者らは、4 V/mm 程度（ギャップ長 50 mm, 銅電極の場合）と報告している [22]。また、同値はアーク電界と言うべき単位となるが、故障アークの伸張などを考慮しておらず、あくまでもアークを発生させた電極ギャップ長から算出していることを明記しておく。

Table1.1 は、これまでに報告されている kA 級の絶縁油中アークを対象とした単位ギャップ長あたりのアーク電圧 [V/mm] およびその値を得た実験条件を纏めて示している。同表より、単位ギャップ長あたりのアーク電圧は、6 ~ 30 V/mm 程度と幅を持った値が報告されており、幅のある値についてはその中央値を用いて平均値を算出すれば、12.9 V/mm となる。また、同値は、空気中の 4 V/mm 程度に比べると高い傾向であることが分かる。この傾向について、深川らは、アーク電界にアーク周囲のガス雰囲気及ぼす影響について次のように述べている。

「気体が軽いほど粒子は高速で動き、他の粒子と衝突し易いため熱の授受が頻繁で熱伝導性が高まる。従って熱損失が増大するため、アークを維持するには大きな電力を必要とし、アーク電界が高まることになる。逆に、重い気体ほど、熱の保有性が高まるため、アーク電界は一般に低

下する傾向にある [13]。」

したがって、このアーク電界の考え方を単位ギャップ長あたりのアーク電圧に用いれば、絶縁油中アークは空気よりも軽い（分子量の小さい）ガス中で継続していると考えられる。そこで、次節では、絶縁油中アークによって発生する分解ガスの組成について述べる。

1.2.1.2 分解ガスの組成

絶縁油は、優れた絶縁性能と冷却性能を有することから変圧器をはじめ多くの電力流通設備の絶縁媒体に用いられている。このような絶縁油を含んだ密閉状態の設備では、絶縁油中の溶存ガス分析による保守管理手法が世界的に広く用いられている。本節では、絶縁油中の溶存ガス分析による知見を基に、絶縁油中アークで発生する分解ガス組成について述べる。

絶縁油中の溶存ガス分析では、まず、定期的（通常、発電所油入変圧器の場合は、1～3年に1回程度）に設備から絶縁油を採取し、ガスクロマトグラフィーを用いて油に溶存しているガス成分および体積比率を検出・定量する。ここで、標準的な分析対象は、酸素 (O_2)、窒素 (N_2)、水素 (H_2)*、メタン (CH_4)*、エタン (C_2H_6)*、エチレン (C_2H_4)*、アセチレン (C_2H_2)*、一酸化炭素 (CO)*、二酸化炭素 (CO_2) の9種、および(*)を付記した可燃性ガス6種の総和を、それぞれ油と油中ガスの体積比率 [ppm (vol)] で表す。次に、検出・定量したガス成分および体積比率から内部異常のレベル判定を行う。レベル判定の結果、異常が認められれば、最も体積比率の高いガスを主導ガスとして1.0で規格化した比率から変圧器の内部異常の種類を推定できる。

上記のガス分析において、ガス成分、体積比率、内部異常の関係は、電気事業者・メーカーが蓄積した実地のガス分析データと内部点検の結果 [28] などと、白井らの絶縁油の熱力学的平衡論による計算 [29] などに基づいている。特に、内部でアークが発生していると推定される組成については、水素 (H_2) あるいは、アセチレン (C_2H_2) が主導ガスになるとされている [28]。また、白

井ら [29] は、絶縁油に含まれる炭化水素の平均炭素数を 20 として、アイコサン ($C_{20}H_{42}$) の熱分解を計算し、その結果を Fig. 1.5 として示している。この結果により、変圧器の内部異常において最も温度域の高いアークが発生した場合には、水素、アセチレンおよびメタンの発生が支配的となることが分かる。

このガス組成については、前節で示した絶縁油中アークおよび空气中アークの単位ギャップ長あたりのアーク電圧の大小関係とも合致する。つまり、深川らの分子量が小さいほどアーク電界は高くなるという報告 [13] から、水素 (H_2) の分子量は 2、アセチレン (C_2H_2) の分子量は 26、空気を 28.8 とすれば、絶縁油中と空气中の単位ギャップ長あたりのアーク電圧は、前者の方が高くなる結果と整合する。

以上のように、絶縁油中でアークが発生すると、アーク周囲の絶縁油は蒸発し、熱分解により水素、アセチレンおよびメタンを主な組成とする分解ガスが発生することとなる。また、液体であった絶縁油が分解ガスとなることで、その体積変化により変圧器など密閉状態の設備の内部圧力は上昇し、設備の破損に至ることが懸念される。さらに、アークにより発生する分解ガスは、燃

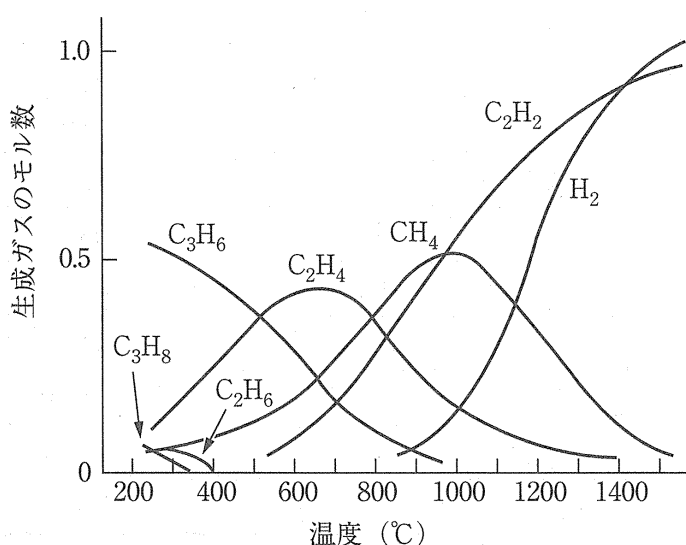


Fig.1.5 Composition of gases generated by primary and secondary decomposition of $C_{20}H_{42}$ [29].

焼範囲が非常に広域な可燃性ガスであり、容器の破損によって高温状態のこれらガスの噴出が生じれば、空気と接触することで容易に火災に至る可能性がある。このため、絶縁油中アークによって生じる圧力上昇現象は重要となり、次節では、実験による圧力上昇に関する先行研究について述べる。

1.2.2 実験による圧力上昇の検討

本節では、これまでに報告されている実験による圧力上昇の検討として、変圧器内部の絶縁油中アークによる過渡的な圧力上昇現象、アークエネルギーと定常的な圧力上昇および分解ガス発生量の関係、変圧器の耐圧力について述べる。

1.2.2.1 過渡的な圧力上昇現象

変圧器を対象として、絶縁油中アークによる過渡的な内部圧力上昇現象については、深川ら [13]、P. Barkan ら [30]、G. Perigaud ら [31] の報告が詳しく、本節で紹介する。

まず、深川ら [13] の報告によれば、上部に気相を有する柱上変圧器内の絶縁油中においてアークが発生した場合には、内部では時系列で 2 つの圧力上昇現象があるとし、Fig. 1.6 が示されている。同図によれば、1 つ目は、アーク発生直後に液相（絶縁油）において発生する初期スパイク圧と呼ばれる急峻な圧力上昇現象である。これは、急激な分解ガス発生に対して、粘性の影響によって周囲の絶縁油の運動は追従できないために生じるとしている。2 つ目は、発生した分解ガスが浮力によって気相液相の界面に達する以前に生じるピストン・モーションと呼ばれる圧力変動現象である。これは、分解ガス－液相－気相で構成されるバネ－マス－バネ系の振動現象で、容器内液相と気相の圧力変動は互いに 180° の位相差を持つとしている。

次に、P. Barkan ら [30] は、柱上変圧器内のアークの深さによって気相液相の界面の挙動が異なり、破損に至る危険性にも差異があるとして、その様相

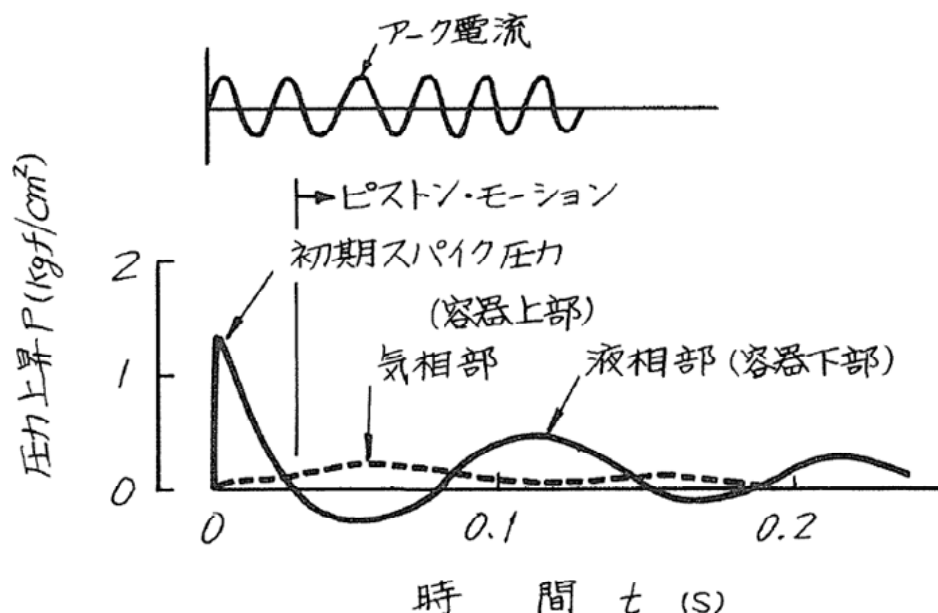


Fig.1.6 Pressure waveforms of gaseous phase and liquid phase [13].

を模式的に Fig. 1.7 で示している。図中の Fuse position は、アークの発生位置を表し、左から A が最も深く、B, C の順でアークの位置は浅くなっている。このアークの位置により、図中 A ではアークが十分に深いため界面は平面的に動くことを、B では界面が部分的に盛り上がり上蓋に到達する可能性のあることを、C ではアークが浅いため発生した分解ガスがすぐに気相側へ達することを示している。このような、界面の挙動により、図中 A に比べて、C の圧力上昇は小さく、B では上蓋の破損の可能性が高まるとしている。

最後に、G. Perigaud ら [31] は、上記 2 つの報告とは異なり、内部が絶縁油で満たされた大容量変圧器を対象にした圧力の経時変化を Fig. 1.8 で示している。この図においても、深川らの示すアーク発生直後のスパイク圧というべき圧力上昇が時刻 10 ms 程度に確認できる。また、G. Perigaud らは、圧力が容器内で一様とならず、圧力波は図中 C のアーク発生箇所から B, A へと伝搬していると述べている。

上記では、実設備の過渡的な圧力上昇現象として、文献の図を転載するとと

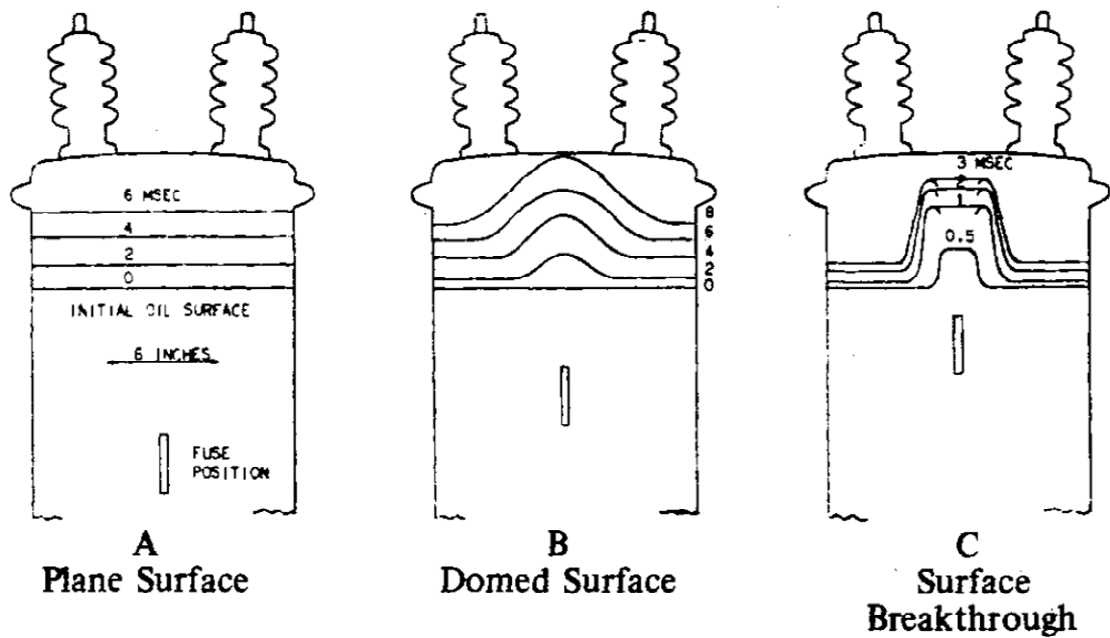


Fig.1.7 Schematic diagrams of oil surface positions seen at intervals after arcing commences [30].

もにその概略を紹介した。特に、深川ら [13] と G. Perigaud ら [31] の報告では、圧力振動現象が示されるとともに、その振動周期がアーク電流の周波数 (50/60 Hz) と相関が見られないこと、液相圧力が負圧を示すなど容器内の圧力は一様ではないことが示されている。また、P. Barkan ら [30] は容器内の現象がアークの深さによって異なることを示している。これらの現象は、設備の破損に至る圧力上昇に寄与するもので、実験的に明らかにすべきものと考えられる。

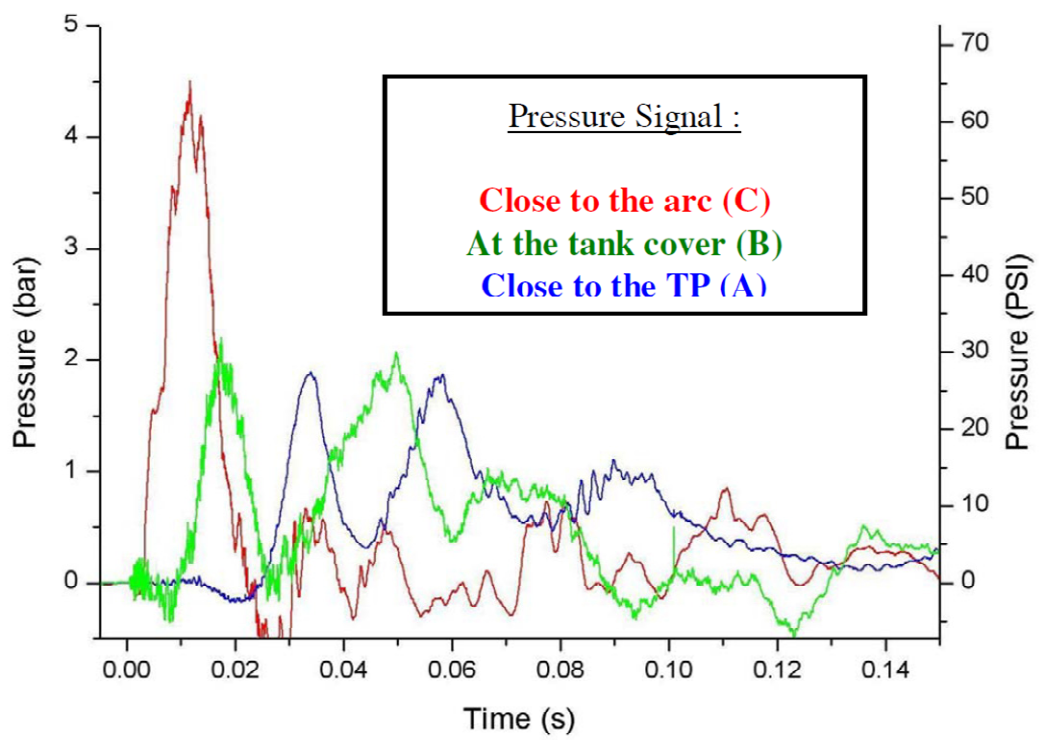


Fig.1.8 Experimental pressure measurements [31].

1.2.2.2 アークエネルギー，定常的な圧力上昇およびガス発生量の関係

前節で示した過渡的な圧力上昇現象の報告に比べて，アークエネルギーと定常的な圧力上昇およびガス発生量については，変圧器耐圧力の設計指針を得るための実験容器による基礎的な検討，実変圧器が破損に至るアークエネルギーレベルの解明などに関するものなど，従来から数多く報告されている。特に，多くの報告では，アークのエネルギーと定常的な圧力上昇およびガス発生量は比例するものとしている。また，アークエネルギーと定常的な圧力上昇の関係は，実験に使用した容器の体積に依存して変化するため，先行研究の報告では，アークエネルギーとガス発生量の関係として「単位アークエネルギーあたりのガス発生量 [m^3/kJ]」が示されている。本節では，この単位アークエネルギーあたりのガス発生量について，その算出方法とこれまでに報告されている値を纏めて示す。

まず，定常的な圧力上昇は，過渡的な圧力上昇の振動が減衰した後に確認されており，このとき，分解ガスは常温状態と仮定され，また，ガスは絶縁油に凝縮しないものとされている。したがって，密閉容器内の定常的な圧力上昇 ΔP_{steady} [kPa]（ゲージ圧）を測定することで，この定常的な圧力下におけるガス体積 V_b [m^3] は，以下の式で表される。

$$V_b = \frac{\Delta P_{\text{steady}} V_0}{\Delta P_{\text{steady}} + P_0} \quad (1.1)$$

ここで， P_0 は初期気相圧力 [kPa]（絶対圧）， V_0 は初期気相体積 [m^3] を示す。

次に，(1.1) 式で得られたガス体積 V_b を，ボイルの法則より常圧 (101 kPa) 換算すれば，以下の式でアークによって発生したガス発生量 V_n [m^3] が得られる。

$$V_n = V_b \frac{\Delta P_{\text{steady}} + P_0}{P_0} = \frac{\Delta P_{\text{steady}} V_0}{P_0} \quad (1.2)$$

なお、ガス発生量という表現は、先行研究と用語を統一するとともに分解ガスの体積を常圧換算したことを明確にするために用いている。このように計算したガス発生量をアークエネルギーで除算することで単位アークエネルギーあたりのガス発生量 [m^3/kJ] が得られる。

以上のように得られた単位アークエネルギーあたりのガス発生量およびその値を得た実験条件を Table1.2 に纏めて示す。各報告の対象は、密閉形の実験容器や、実際の変圧器（大容量，柱上）であるなど差異があり，実験条件も不明なものが多い。したがって，各報告値の幅やばらつきは，実験系による依存性や，同一アークエネルギーでも通電時間が異なることで生じる可能性もある。しかしながら，共通項として多くの報告は，定常的な圧力上昇および定常的な圧力上昇から算出されるガス発生量はアークエネルギーに比例するものとして同値を記載しており，各文献の平均値（幅のある値についてはその中央値を用いた）を算出すれば， $0.065 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kJ}$ となっている。

一方で，G. Perigaud らは，ガス発生量はアークエネルギーに対して対数関数的に変化する現象 "Vaporization Saturation Process" を報告している [32]。この現象は，MJ オーダーのアークエネルギーの領域において，ガス発生量が飽和するというもので，ある程度のガスがアークを包むとアークエネルギーがガスの加熱，低分子化およびガスのプラズマ化などで消費され，周囲の液状の絶縁油までエネルギーが到達しないためと考察している。

1.2.2.3 変圧器の耐圧力

変圧器の耐圧力については，Even ら [34]，Hamel ら [25] が柱上変圧器を対象に，絶縁油中アークの実験を行い，アークエネルギー，圧力上昇，および変圧器の破損様相を調査している。これら報告の実験条件および結果を Table1.3 に纏める。また，それぞれの報告内容を以下に述べる。

まず，Even ら [34] の報告では，容量 250, 630 kVA の変圧器タンクを対象

Table 1.2 Generated gas volume per unit arc energy (at ordinary temperatures and pressures).

Reference	Generated gas volume per unit arc energy [$\times 10^{-3} \text{m}^3/\text{kJ}$]	Test conditions	
		Arc current [kA]	Total arc energy [kJ]
G. Camilli [33]	0.07	Unknown	
A. Even [34]	0.05 ~ 0.11	0.5 ~ 20	0.3 ~ 1,860
E. Goodman [24]	0.02 ~ 0.11	Unknown	
T. Kawamura [26]	0.08	Unknown	
H. Kuwahara [35]	0.1	1, 5, 10, 20	Unknown
緒志 哲郎 [27]	0.05	1.3 ~ 40.9	110 ~ 2,640
福田 節雄 [36]	0.04 ~ 0.06	Unknown	
宮原 秀幸 [37]	0.02 ~ 0.03	10	Unknown

とし、水圧試験においては 150 kPa、油中アーク試験においては 1,000 kJ 以上のアークエネルギーがタンク内で消費された場合に 200 kPa を超えタンクが破損する危険があることを示している。さらに、1,000 kJ に達する状況の例として、アーク電流 5 kA、電極ギャップ長 30 mm の場合にはアーク継続時間は 200 ms 以下であり、アーク電流 20 kA、電極ギャップ 100 mm の場合には 50 ms 以下でタンク破損の可能性があることを報告している。また、アーク発生直後のスパイク圧が 200 kPa を超えた時点でのタンクの破損は観測されず、タンクの耐圧力にはスパイク圧を考慮する必要がないとしている。

次に、Hamel ら [25] の報告では、3 社 17 種の柱上変圧器 (容量 25, 50, 100, 167 kVA) を用いて、油中アーク試験を 47 回行い、柱上変圧器の破損の様相とアークエネルギーと定常的な圧力上昇の関係を調査している。その結果、25 kJ 以上のアークエネルギーがタンク内で消費された場合に、定常的な圧力上昇が 100 kPa を超え、タンクの上蓋の変形、噴油の可能性があることを指摘している。

上記 2 件の報告は、いずれも実変圧器を対象に複数回のアーク試験の結果から推定された変圧器の耐圧力について述べている。これらの報告を比較して、特に着目したい点は、アークエネルギーのレベルである。Even らは耐圧

力 200 kPa に対して、アークエネルギー 1,000 kJ まで耐えられるとし、一方で、Hamel らは耐圧力 100 kPa に対してアークエネルギー 25 kJ まで耐えられるとしている。変圧器のサイズや絶縁油量は概ね容量に比例すること、先に述べたように定常的な圧力上昇、ガス発生量はアークエネルギーに比例することを踏まえると、このような耐圧力の 2 倍の差に対してアークエネルギーが 40 倍もの差が生じる点はさらに検討を要するものと考ええる。

この 1.2.2 節では、これまでに報告されている実験による圧力上昇の検討として、変圧器内部の絶縁油中アークによる過渡的な圧力上昇現象、およびアークエネルギーと定常的な圧力上昇、分解ガスの発生量の関係、変圧器耐圧力について取り纏めた。これら先行研究を概括すると、以下のようになる。

- 絶縁油中アークによって、容器内ではスパイク圧、ピストンモーションと呼ばれる過渡的な圧力上昇現象が発生する。これら過渡的な圧力によって容器内の圧力分布は一様とはならない、また、これには絶縁油中のアークの深さも影響を及ぼす。
- 定常的な圧力上昇とガス発生量はアークエネルギーに比例するとの報告が多数ある。一方で、高エネルギーレベルでは"Vaporization Saturation Process"と呼ばれるガス発生量の飽和傾向についての報告もある。

Table1.3 Test conditions and results for overhead transformers.

Reference		A. Even [34]	A. Hamel [25]
Transformer capacity used in tests [kVA]		250, 630	25, 50, 100, 167
Number of tests		30	47
Test conditions	RMS arc current [kA]	0.5 ~ 20	1 ~ 12.8
	Arc duration [ms]	6.5 ~ 500	8.3 ~ 13.3
	Gap length [mm]	1 ~ 100	50
Test results	Arc energy [kJ]	0.5 ~ 1860	6.1 ~ 229
	Withstanding pressure [kPa]	200	100
	Withstanding arc energy [kJ]	1000	25

- 柱上変圧器の耐圧力については、アークエネルギー 1,000 kJ で 200 kPa に達するとする報告とアークエネルギー 25 kJ で 100 kPa に達するとする報告があり、エネルギーレベルに大きな差異が報告されている。

1.2.3 解析による圧力上昇の検討

数値流体解析において、流体の対象を気体、液体のいずれかの相（単相系）にしたものを単相流と呼び、気体・液体の両方の相（気液二相系）にしたものを気液二相流と呼ぶ [38]。気液二相系の現象を取り扱う解析は、二相流解析と自由表面流れ解析に大別できる [39]。

二相流解析は、気相と液相の流れ場を時間的かつ空間的に平均化し、質量保存則、運動量保存則、エネルギー保存則といった支配方程式を連立して解くことにより個々の相の巨視的ふるまいを決定するものである。この支配方程式は、粘性を考慮する場合はナビエ・ストークス方程式、粘性を考慮しない場合はオイラー方程式と呼ばれる。一方、自由表面流れ解析は、表面張力を考慮しつつ、格子内での気液占有率から気相と液相の界面を追跡するものである。代表的な界面追跡の方法として VOF（Volume of Fluid：流体体積）法が挙げられるが、格子サイズよりも微細な領域で界面の挙動を近似的に取り扱うことが難しく、数値計算上の課題が多い。いずれの解析も、種々の産業・工業プロセスにおいて多数の実績があり、原子炉での水沸騰現象、貯蔵タンクやパイプラインにおける石油や天然ガスの挙動、化学プラントの設計など、様々な文献が見受けられる。

電力流通設備における故障アークに関する圧力上昇の解析では、空気や SF₆ ガスなど気体の単相流を対象に、CFD（Computational Fluid Dynamics：数値流体力学）[40] シミュレーションによって盛んに行われている（例えば、文献 [41–44]、また、著者執筆の文献 [45] もある）。一方で、本論文が対象とする変圧器のような気液二相系における圧力上昇に関しては、解析的な報告例は極めて少なく、著者が調査した限り、フランスの SERGI [31, 46] とカナダ

の Hydro-Québec [25, 47, 48] の研究グループによるもののみである。これら 2 つのグループのうち、本節では、実験結果と解析結果の圧力波形が示されているフランスの SERGI 社の報告について、解析における仮定および支配方程式、実験・解析の比較結果を示す。

フランスの SERGI 社は、1955 年に設立され、油入変圧器における破損・焼損防止システムの設計・製作を行っている [49]。1995 年から 1998 年にかけて Magneto-Thermo-Hydrodynamic Model（以降、MTH と表記）という変圧器内部の圧力上昇をシミュレーションするソフトウェアを開発し、それをもとに 1999 年には Transformer Protector という変圧器タンクの圧力抑制装置を開発した。

絶縁油で満たされた変圧器内部で故障アークが発生した場合の圧力上昇を対象とする MTH は、解析にあたって以下の仮定を設けている。

- ガス発生に伴う変圧器内部の圧力上昇は非常に短時間の現象であるため、絶縁油の沸騰、蒸発、これに関連する種々の化学反応は考慮しない。
- 解析の初期状態において、アークで発生するガスを模擬する気泡を液中に設けておく。
- アークエネルギーのうち 90% が圧力上昇に利用されるものとし、残りの 10% はアークから周囲への放射損失としている。

上記仮定のもと、MTH には、圧縮性ナビエ・ストークス二相流モデルが採用され、絶縁油で満たされた変圧器の内部で短絡故障が発生した場合の圧力上昇についてシミュレーションを行うことができる。圧縮性ナビエ・ストークス二相流モデルの支配方程式は、次の (1.3) 式で表される。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \alpha_1}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} \alpha_1 = 0 \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{u}) = 0 \\ \frac{\partial \alpha_1 \rho_1}{\partial t} + \text{div}(\alpha_1 \rho_1 \vec{u}) = 0 \\ \frac{\partial \rho \vec{u}}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{u} \otimes \vec{u} + P) = \Phi_g^u + \Phi_\mu^u \\ \frac{\partial E}{\partial t} + \text{div}\{(E + P)\vec{u}\} = \Phi_g^E + \Phi_\mu^E + \Phi_T^E + \dot{E} \end{array} \right. \quad (1.3)$$

ここで、添え字の「₁」はアークで発生したガス（気相）を表しており、 α_1 はボイド率（ガスと絶縁油の混合物において、混合物の体積に占めるガス体積の比）、 ρ_1 はガスの密度、 $\alpha_1 \rho_1$ はガスの質量、 ρ は混合物の密度、 $\rho \vec{u}$ は混合物の運動量、 P は混合物の圧力、 E は混合物のエネルギーである。また、 $\Phi_g^{u,E}$, $\Phi_\mu^{u,E}$, Φ_T^E はそれぞれ運動量やエネルギーの保存則における重力、粘性、熱伝導の寄与分であり、 \dot{E} はアークパワーである。このように、圧縮性ナビエ・ストークス二相流モデルの支配方程式は、連立偏微分方程式として表現され、(1.3) 式は上から、ガスの体積比の移流方程式、混合物の密度の保存則、ガス質量の保存則、混合物の運動量の保存則、混合物のエネルギーの保存則を表している。この支配方程式により、アークにより発生するガス（気相）のふるまいと絶縁油（液相）のふるまいを統合的に解析することができる。また、離散化および数値解析手法として、有限体積法を採用している。

上記のように構築した MTH の検証として、実際に大容量変圧器内部のアーク試験で得られた圧力上昇の再現が試みられ、Fig.1.9 の上段は実測した圧力上昇波形を、下段はその解析結果を示している [31]。この報告内では、同図について実験結果と解析結果の全体的な傾向は一致している、と述べられている。しかしながら、現時点では実験と解析の定量的比較は不十分と言わざるを得ない。具体的には、実験結果の波形は、スパイク圧発生後、大気圧まで減少した後に圧力振動が生じている。一方、解析結果のスパイク圧発生後の

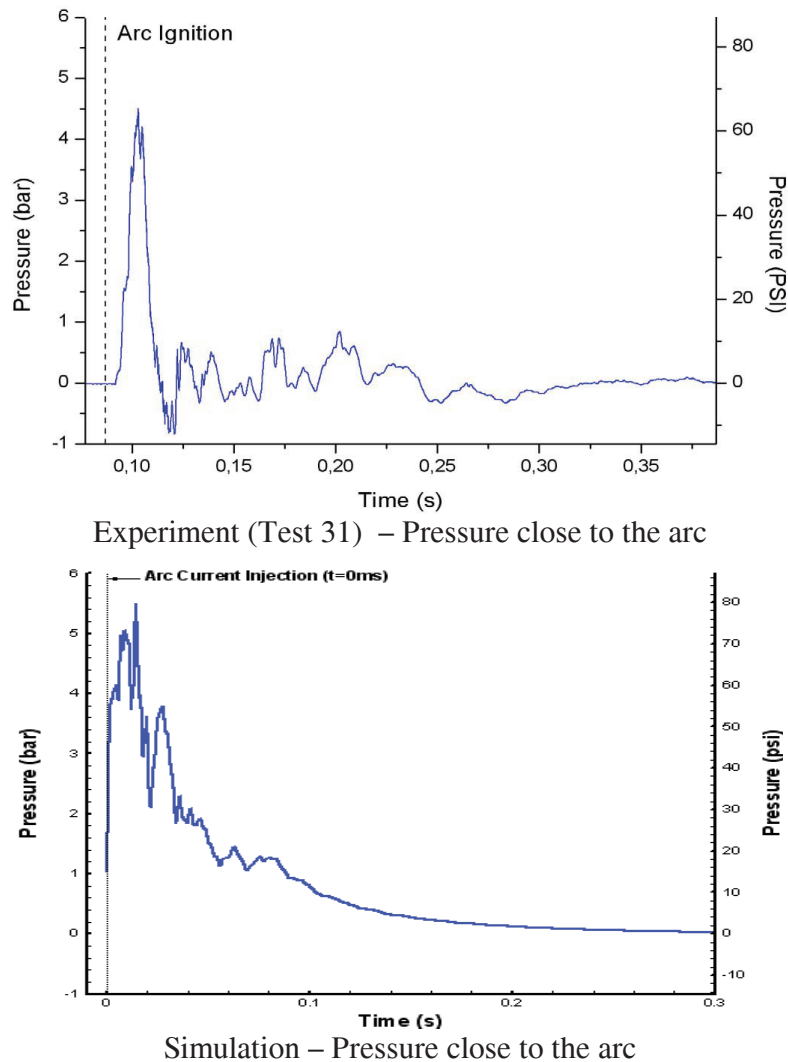


Fig.1.9 Experiments / Simulation pressure profiles comparison (close to the arc) [31].

圧力減少は非常に遅く、圧力振動の様相も不明瞭である。また、絶縁油の沸騰、蒸発を考慮していないため、解析結果は、初期状態におけるガスの体積や圧力に大きく依存することが予想される。したがって、アークエネルギーの一部が分解ガスの生成に利用され、アークエネルギーの大きさに応じてガス内の圧力や体積が決定されるという仮定の方が本来であれば適切であると考えられる。

この 1.2.3 節では、SERGI の研究グループの解析による圧力上昇の検討を述

べた [31, 46]。詳細を割愛したカナダの Hydro-Québec [25, 47, 48] の研究グループを含めての先行研究を概括すると、以下ようになる。

- アークによる気液二相系圧力上昇の解析は、ナビエ・ストークス方程式やオイラー方程式といった流れ場で成立する保存則を利用する CFD に基づくシミュレーションが主である。
- 支配方程式を有限体積法や有限差分法により離散化して解析を行うことも共通の手法として挙げられる。
- アークの電磁流体的な模擬は行っておらず、エネルギー保存則の生成項にアークエネルギーを付与している。
- 短時間の現象を取り扱うという仮定の下、絶縁油の沸騰、蒸発、これに関連する種々の化学反応は考慮していない。このため、アークで発生するガスを絶縁油の中に予め設けておき、その気泡の挙動を解析することにより圧力上昇現象を論じている。
- Fig.1.9 で示すように、現状の解析では、過渡的な圧力上昇現象の再現にさらなる検討を要すると考えられる。

1.2.4 関連分野における検討

本節では、絶縁油中アークに関連した液体中の気泡挙動および放電現象についての先行研究の報告を、以下に列記する。

まず、気泡力学分野について述べる。液体の運動を伴うポンプやプロペラでは、液体が加速されることで局所的に圧力が低下し、常温下においても液体が蒸発し、気泡を生じる。さらに、この気泡が崩壊することでポンプやプロペラに損傷を与える。このような気泡発生現象をキャビテーションと呼び、発生した気泡の崩壊などの挙動を扱う分野が気泡力学である [50]。気泡力学のベースにあたるものとして、1917 年に Rayleigh によって導かれ、1977 年に Plesset が改良を施した水中単一気泡の挙動を表す Rayleigh-Plesset の式

がある [50–52]。さらに近年では、気泡と周囲液相界面での相変化（蒸発・凝縮）を考慮した解析がなされている [53, 54]。

次に、機械工学分野では液体中のギャップ放電、あるいは金属細線溶断によって発生する MPa オーダーの衝撃圧力波を加工や成形、粉碎技術に利用する研究がなされている。これは、パルスパワーと呼ばれる μs オーダーで MW を超える大電力を発生させるもので、これらの報告では金属細線の溶断と衝撃圧力波の関係や気泡の挙動が示されている [55–57]。

最後に、伝熱工学分野における液中プラズマプロセスが挙げられる。これは、液体中に高周波やマイクロ波電力を投入し、プラズマを発生させ、反応場として利用する技術であり、プラズマ周囲を熱容量の大きな液体が覆うため冷却効果が期待でき、熱に弱い基盤材料の成膜プロセスが可能になる。さらに液中プラズマによって発生した気泡と周囲液相界面では、液体の蒸発によって高密度の材料供給が行われるとして、気泡の挙動・気泡内の圧力の検討がなされている [58]。

上記は、いずれも液体中の気泡発生・挙動と圧力に着目した研究であり、共通点はその気泡挙動の検討に Rayleigh-Plesset の式を用いている点である。後述するように、本論文で示すシミュレーションモデルも Rayleigh-Plesset の式に基づいており、上記の文献を大いに参考としている。

1.3 本研究の目的と各章の構成・概要

1.3.1 本研究の目的

電力系統で使用される電力流通設備には、変圧器のように内部に絶縁油を含む密閉状態の設備がある。このような電力設備の絶縁油中において、短絡あるいは地絡による故障アークが発生した場合、容器内部の急激な圧力上昇とともに設備の損傷や漏油、高温・可燃性の分解ガス噴出などが懸念されることから、万一のアークに対する十分な安全性を確保する必要がある。

前節までに示したように、絶縁油を含む密閉容器内のアークによる圧力上昇については、主に変圧器を対象として、これまでに様々な報告がなされている。しかし、先行研究の実験による検討では、実設備において過渡的な圧力上昇が発生することの報告や、アークエネルギーと定常的な圧力上昇、分解ガス発生量の報告に止まり、絶縁油中アークの基礎的な特性、絶縁油の蒸発状況、アークによる過渡的な圧力上昇現象の物理的なモデル、内部構造が圧力上昇現象に及ぼす影響などは明らかとされていない。また、解析による検討では、CFD シミュレーションによって圧力上昇現象の再現を試みる報告はあるものの、現時点では実験と解析の定量的比較は不十分と言わざるを得ない。特に、CFD シミュレーションでは、総じて膨大な計算コストを必要とするため、モデルの正確さとこれを効率的に解くことが重要となる。さらに、これらの検討は、S+3E の原則と電力系統における故障アークの発生は稀頻度であることを踏まえると、基礎的な実験により絶縁油中アークの特性およびアークによる圧力上昇現象を解明することが有効と考える。また、この結果を基に、実際の複雑な現象を単純化したモデルで再現することができれば、CFD シミュレーションでの計算コスト低減も期待できる。

そこで、本論文では、気液二相系（気相：空気，液相：絶縁油）密閉容器内の絶縁油中アークを対象として、絶縁油中アークの特性および圧力上昇現象を実験的に解明するとともに、ここで得られた知見に基づく単純化した圧力上昇モデルを構築し、実験結果との比較検証を行った。

次節で、各章の構成・概要を述べるにあたり、本論文の全体像を掴むために実験系の模式図を Fig.1.10 に示しておく。実験系は、主に、アークを発生させるための電源回路、高速度カメラ、内部に空気・絶縁油を含んだ気液二相系密閉容器からなる。密閉容器には、アークを発生させるための電極とアークおよび分解ガスを観察するための窓がある。この観察窓により、容器内部の状況を高速度カメラで撮影できる。また、圧力センサは2箇所あり、それぞれ気相圧力と液相圧力が測定できる。

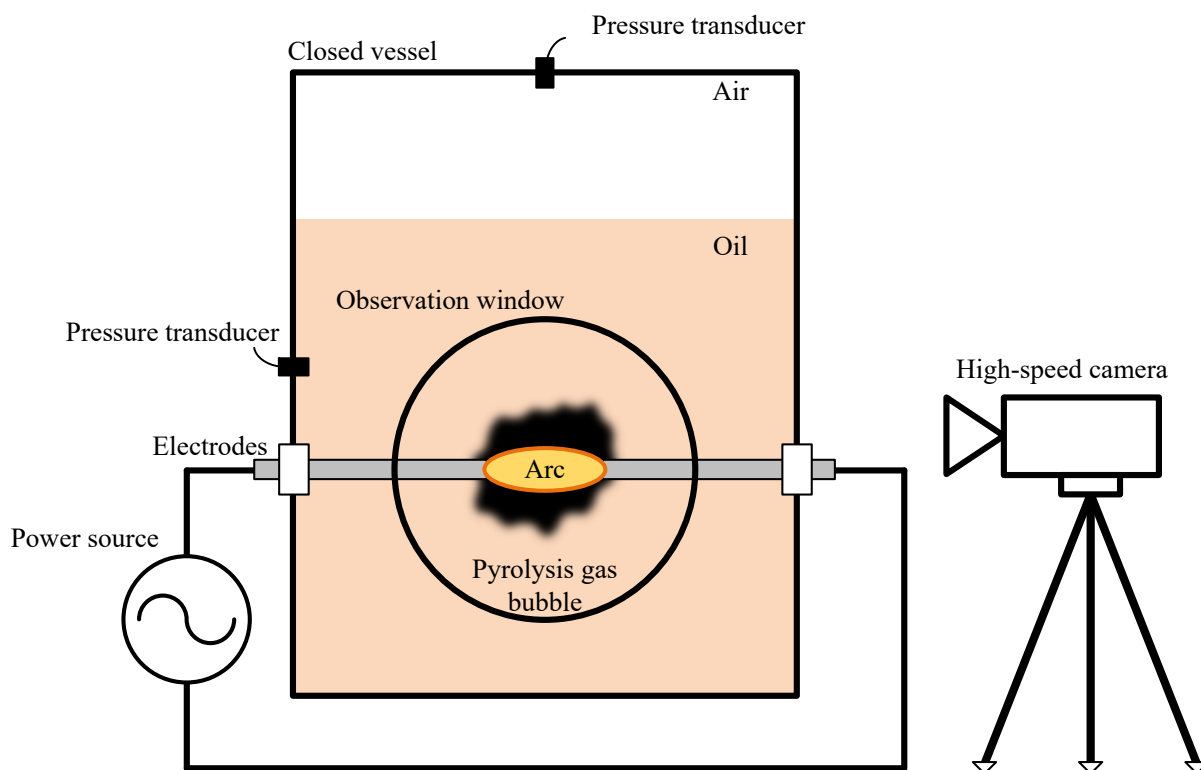


Fig.1.10 Schematic diagram of experimental system.

1.3.2 各章の構成・概要

本論文の全 6 章の内容と主要な項目（アーク，気相・液相，分解ガス気泡を対象とした測定，結果・考察，計算・解析，外部機関との協同など）の相関図を Fig. 1.11 に示す。同図は，第 1 章 緒論のまとめとして，本論文の構成，対象，キーワードを可能な限り網羅するとともに，平易に示したつもりである。同図の項目の関係，すなわち，第 2 章以降の構成・概要は以下のとおりである。

第 2 章では，密閉容器，圧力センサ，絶縁油などの実験に関連する資機材およびアークを発生させるために用いた電源回路や実験条件を纏めて示す。なお，電源回路については，LC 共振回路を用いた電源と短絡発電機の 2 種類を用いており，それぞれの回路構成や特徴についても述べる。そして，一例として，実験で得られる波形（アークの電流，電圧，パワー，エネルギーおよび

気相・液相の圧力上昇)の一式を示しておく。

第3章では、絶縁油中アークによる圧力上昇現象の解明に踏み出すため、まずは、高速度カメラで観察した容器内部の画像から、絶縁油中の分解ガスは気泡というべき形状となっていること、また、この気泡の挙動を示す。続いて、絶縁油中アークの特性として、単位ギャップ長あたりのアーク電圧、気相の定常的な圧力上昇値から算出した単位アークエネルギーあたりの分解ガス発生量を示す。また、実験後に採取した分解ガスの組成分析の結果（分析そのものは外部機関で実施）を示すとともに、先行研究における報告と比較する。これにより、本研究で示す現象やデータおよび、先行研究で明確となっていない4章以降の現象解明などの成果が、変圧器などの実設備を対象とした先行研究と共通的なものであり、本研究の成果が実設備へ適用できる可能性のあることを示す。

第4章では、気泡挙動と圧力上昇現象の関係性について述べる。これには、まず、分解ガス気泡の画像分析によって気泡体積の経時変化を算出することで、気泡挙動と気相の圧力上昇現象との関係を明らかにする。さらに、絶縁油中アークの位置（深さ）をパラメータとした実験結果を基に、気泡挙動、そして絶縁油の流動によって生じる液相の圧力上昇現象の関係を考察する。また、絶縁油の流動によって、液相の圧力分布は深さ方向に変化することを示す。これにより、容器内の気泡挙動と気相・液相の圧力上昇現象の関係を明らかにする。しかしながら、4章までの結果および考察は、気泡挙動および気相、液相圧力の関係性を議論するに止まり、アークと気泡挙動の関係は明確になっていない。

第5章では、アークと気泡挙動、そして気相、液相圧力上昇現象を明らかにするための絶縁油中アークによる圧力上昇モデルの構築について述べる。特に、このモデルでは、関連分野の先行研究で示されている水中単一気泡の挙動を表す Rayleigh–Plesset の式 [50–52] と蒸気泡–液相界面での自発的な蒸発・凝縮現象を考慮した江頭、藤川らの式 [53, 54] に基づいている。これに、著者

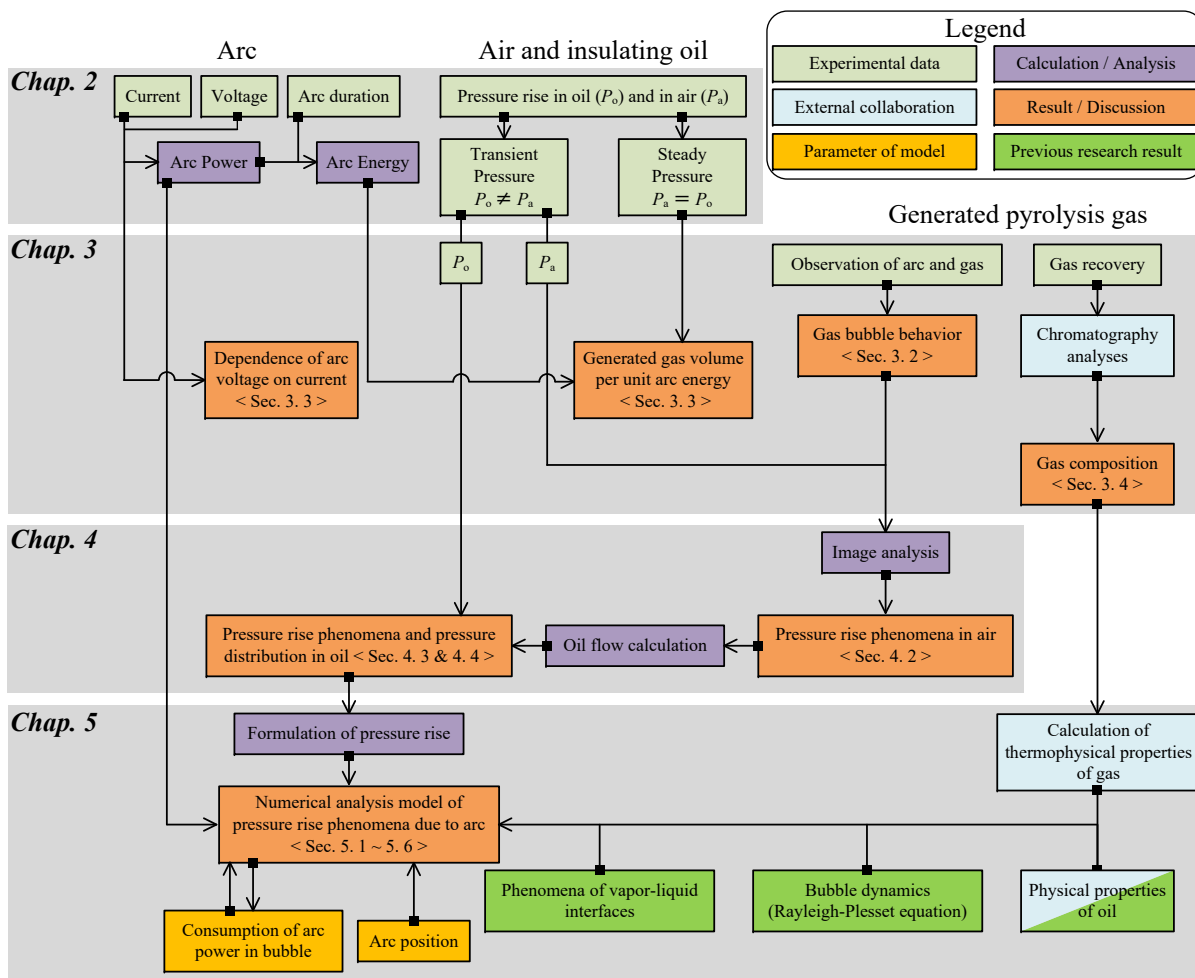


Fig.1.11 Overview of this research and the relation among main contents.

は、絶縁油中のアークによる気泡内の圧力上昇・蒸発現象，アーク上部の油の流動現象，油・分解ガスの物性（先行研究および外部機関による実測，計算値）などを考慮することで，本研究で得られた密閉容器内の気泡挙動および気相，液相の圧力上昇現象の解析を試みる。また，モデルでは，アークパワーの消費（アークパワーのうち気泡内部の圧力上昇に消費される割合と，絶縁油の蒸発に消費される割合）と，容器内のアークの深さをパラメータとしている。最後に，実験結果と解析結果の対比から明らかとなった解析モデルの課題について述べる。

第6章では，本研究で得られた結果をとりまとめ，総括した。

第 1 章 参考文献

- [1] e-Gov（電子政府の総合窓口，総務省行政管理局），エネルギー政策基本法（平成十四年法律第七十一号），<https://www.e-gov.go.jp/>（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [2] 経済産業省，第 5 次エネルギー基本計画，https://www.enecho.meti.go.jp/category/others/basic_plan/（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [3] 総務省統計局，人口推計の結果の概要，長期時系列データ（平成 12 年～27 年）および我が国の推計人口（大正 9 年～平成 12 年），<https://www.stat.go.jp/data/jinsui/2.html#series>（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [4] 内閣府，令和元年版高齢社会白書，https://www8.cao.go.jp/kourei/whitepaper/w-2019/zenbun/01pdf_index.html（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [5] 電気事業連合会，電気事業 60 年の統計，<https://www.fepc.or.jp/library/data/60tokei/index.html>（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [6] 電力広域的運営推進機関，電力需給及び電力系統に関する概況，<https://www.occto.or.jp/houkokusho/>（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [7] 電力広域的運営推進機関，2019 年度年次報告書，<https://www.occto.or.jp/houkokusho/>（2019 年 10 月 1 日閲覧）。
- [8] 電気科学技術奨励会 編，現代 電力技術便覧，オーム社，2007。
- [9] 電気協同研究会，日本の電力システムの将来展望，電気協同研究会，第 70 巻，第 4 号，2015。
- [10] 電気学会 編，電気工学ハンドブック 第 7 版，オーム社，2013。
- [11] JEC-0102-2010，電気規格調査会標準規格 試験電圧標準，電気書院，2010。
- [12] 電気協同研究会 密閉形変電設備劣化保全技術高度化専門委員会 編，密閉形変電設備の劣化保全技術高度化，電気協同研究会，第 61 巻，第 3 号，2006。
- [13] 深川 裕正，高梨 貢，稲葉 次紀，渡辺 泰夫，岡崎 正幸，他：「送配電設備における大電流アーク現象とその対策」，電力中央研究所報告 総合報告 W04，1989。
- [14] 作田 忠裕：「熱プラズマ技術」，電気学会誌，vol. 123，no. 2，pp. 81–84，2003。
- [15] 電気学会 放電ハンドブック出版委員会 編，放電ハンドブック 上巻，オーム社，1998。
- [16] 高橋 宣之，出沢秀一：「配電機器の防爆試験について」，電気評論，vol. 73，no. 12，pp. 1147–1151，1998。

- [17] 例えば, IEC 62271-200 Edition2.0, “High-voltage switchgear and controlgear Part 200: AC metal-enclosed switchgear and controlgear for rated voltages about 1 kV and up to and including 52 kV”, 2011.
- [18] 例えば, ASTM F2178, “Standard test method for determining the arc rating and standard specification for eye or face protective products”, 2008.
- [19] 白井 孝治, 宮城 吏, 田坂 光司, 池 正熏, 岩田幹正:「ディーゼル発電機 (D/G) からの給電を想定した高圧電気盤における高エネルギーアーク故障 (HEAF) 火災評価試験」, 電力中央研究所報告 研究報告 O18003, 2019.
- [20] T. Tadokoro, S. Furukawa, and M. Ichikawa, “Study of ignition threshold of black cotton fabric for internal arc test of metal-enclosed switchgear,” Proceedings of the 21th International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2016), pp. 109–112, 2016.
- [21] 東京電力パワーグリッド株式会社プレスリリース, 新座洞道火災事故に伴う経済産業大臣からの指示を踏まえた原因調査結果ならびに点検や防災対策等に関する進捗状況の報告について, http://www.tepco.co.jp/pg/company/press-information/press/2017/1392601_8686.html (2019 年 10 月 1 日閲覧).
- [22] 岩田 幹正, 田中 慎一, 宮城 吏, 大高 聡也, 田所 兼, 天川 正士, 合田 豊, Kittipong Anantavanich, Gerhard J. Pietsch :「密閉容器内のアークによる圧力上昇シミュレーション手法の開発」, 電力中央研究所報告 研究報告 H09021, 2010.
- [23] L. Darian, V. Fortov, V. Polistchook, A. Shurupov, and E. Son, “Arcless tests of the high voltage oil-filled electrical equipment on explosion safety,” Proceedings of CIGRE Conference, no. A3-102, 2012.
- [24] E. Goodman and L. Zupon, “Static pressures developed in distribution transformers due to internal arcing under oil,” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 95, no. 5, pp. 1689–1698, 1976.
- [25] A. Hamel, J.-B. Dastous, and M. Foata, “Estimating overpressures in pole-type distribution transformers. i. tank withstand evaluation,” IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 18, no. 1, pp. 113–119, 2003.
- [26] T. Kawamura, M. Ueda, K. Ando, T. Maeda, Y. Abiru, M. Watanabe, and K. Moritsu, “Prevention of tank rupture due to internal fault of oil-filled transformer,” Proceedings of

- CIGRE International Conference on Large High Voltage Electric Systems, pp. 12. 02. 01–12. 02. 7, 1988.
- [27] 緒志 哲郎, 伏見 保則, 岸 章夫, 村上寛:「高アークエネルギー領域における油中アーク試験」, 平成4年電気学会全国大会講演論文集, no. 861, pp. 8–41, 1992.
 - [28] 電気協同研究会 電力用変圧器保守管理専門委員会 編, 油入変圧器の保守管理, 電気協同研究会, 第54巻, 第5号, 1999.
 - [29] 白井 万次郎, 下地 貞夫, 石井敏次:「絶縁油熱分解の熱力学的考察」, 電気学会論文誌 A, vol. 97, no. 7, pp. 331–338, 1977.
 - [30] P. Barkan, B. L. Damsky, L. F. Ettlinger, and E. J. Kotski, “Overpressure phenomena in distribution transformers with low impedance faults: Experiment and theory,” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 95, no. 1, pp. 37–48, 1976.
 - [31] G. Perigaud, S. Muller, G. De Bressy, R. Brady, and P. Magnier, “Contribution to the study of transformer tank rupture due to internal arcing development of a computer simulation tool,” 2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting-Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, pp. 1–8, 2008.
 - [32] G. Perigaud, M. Boiarciuc, and S. Muller, “Protection of oil-filled transformer against explosion,” CIGRE Conference, pp. 1–8, 2008.
 - [33] G. Camilli, L. G. Littlejohn, and W. A. Wooldridge, “Internal fault characteristics of gas-insulated transformers,” Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems, vol. 78, no. 4, pp. 1779–1783, 1959.
 - [34] A. Even, M. Desmedt, and R. V. Schevensteen, “Safety of distribution transformers against internal failure,” 14th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution. Part 1. Contributions (IEE Conf. Publ. No. 438), vol. 1, pp. 17/1–17/5 vol.1, 1997.
 - [35] H. Kuwahara, K. Tsuruta, T. Ishii, and K. Yoshinga, “Study of explosion and fire hazards of silicone liquid under arc conditions,” IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Montreal, pp. 186–194, 1976.
 - [36] 福田 節雄, 電力用遮断器便覧, オーム社, 1961.
 - [37] 宮原 秀幸, 中野 恵介, 山岸 明, 三瓶 宏幸, 白坂 行康, 師岡 寿至:「低粘度シリコン液中のアーク放電時の分解ガスに関する考察」, 電気学会研究会資料. SA, 静止器研究会,

no. 118, pp. 1–5, 2009.

- [38] 湊 明彦, 気液二相流の力学と数値解析入門, アドバンスソフト, 2009.
- [39] 高城 敏美 他, 燃烧・希薄流・混相流・電磁流体の解析, 東京大学出版会, 1995.
- [40] 岩田 幹正:「用語解説 (第 102 回テーマ: CFD (数値流体力学))」, 電気学会論文誌 B, vol. 139, no. 9, pp. NL9–6, 2019.
- [41] M. Iwata, S. Tanaka, T. Miyagi, T. Amakawa, and G. J. Pietsch, “Influence of perforated metal plate on pressure rise and energy flow due to internal arcing in a container with a pressure-relief opening,” IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 29, no. 3, pp. 1292–1300, 2014.
- [42] N. Uzelac, M. Glinkowski, L. Del Rio, M. Kriegel, J. Douchin, E. Dullni, S. F. Costa, E. Fjeld, H. Kim, J. Lopez-Roldan *et al.*, “Tools for the simulation of the effects of the internal arc in transmission and distribution switchgear,” Brochure 602, CIGRE Working Group A3. 24, vol. 174, pp. 102–110, 2015.
- [43] B. P. Walsh and W. Z. Black, “Thermodynamic and mechanical analysis of short circuit events in an underground vault,” IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 20, no. 3, pp. 2235–2240, 2005.
- [44] X. Zhang, J. Zhang, and E. Gockenbach, “Calculation of pressure and temperature in medium-voltage electrical installations due to fault arcs,” Journal of Physics D: Applied Physics, vol. 41, no. 10, p. 105206, 2008.
- [45] 田所 兼, 大高 聡也, 天川正士:「防護管内 CVT ケーブルにおけるアーク短絡故障時の圧力上昇・伝搬特性モデルの提案」, 電気学会論文誌 B, vol. 131, no. 8, pp. 693–700, 2011.
- [46] S. Muller, M. P. Boiarciuc, and G. Perigaud, “Protection of oil-filled transformer against explosion: Numerical simulations on a 200 MVA transformer,” 2009 IEEE Bucharest PowerTech, pp. 1–8, 2009.
- [47] J. Dastous, M. Foata, and A. Hamel, “Estimating overpressures in pole-type distribution transformers. ii. prediction tools,” IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 18, no. 1, pp. 120–127, 2003.
- [48] M. Foata, M. Iordanescu, and C. Hardy, “Computational methods for the analysis of explo-

- sions in oil-insulated electrical equipment,” IEEE Transactions on Power Systems, vol. 3, no. 1, pp. 286–293, 1988.
- [49] SERGI Transformer Protector., <http://www.sergi-tp.com/> (2019 年 10 月 1 日閲覧).
- [50] 加藤 洋治 編著, 新版 キャビテーション, 森北出版, 2016.
- [51] Plesset, Milton S, “The dynamics of cavitation bubbles,” Journal of applied mechanics, vol. 16, pp. 277–282, 1949.
- [52] 高比良 裕之:「キャビテーションと気泡力学に関する用語」, 混相流, Vol. 11, No. 1, pp. 66–69 (1997)
- [53] 江頭 竜, 藤川 俊秀, 藤川 重雄:「非平衡蒸発を伴う蒸気泡のキャビテーション初生に関する理論と数値解析」, 日本機械学会論文集, vol. 82, no. 837, pp. 1–12, 2016.
- [54] S. Fujikawa, T. Yano and M. Watanabe, Vapor-liquid interfaces, bubbles and droplets - Fundamentals and applications-, Springer, 2011.
- [55] 今井田 豊:「放電時の現象と圧力の発生 (高エネルギー速度加工特集号)」, 日本塑性加工学会論文誌 塑性と加工, vol. 25, no. 283, pp. 687–693, 1984.
- [56] 大塚 誠彦, 岡本 直樹, 作原 陽一, 吉原 則秋, 竹垣 喜勝, 伊東 繁:「パルスパワーにより発生する水中衝撃波を利用した破碎技術に関する研究」, 資源・素材学会 Journal of MMIJ, vol. 123, no. 2, pp. 82–86, 2007.
- [57] 斎藤 宏:「水中導線爆発による発生圧力」, 静電気学会誌, vol. 15, no. 2, pp. 166–172, 1991.
- [58] 服部 吉晃, 向笠 忍, 野村 信福, 豊田 洋通:「液中プラズマの気泡の挙動と周辺温度」, 日本伝熱学会論文集, vol. 16, no. 4, pp. 131–137, 2008.

第 2 章

絶縁油中アークの発生実験

2.1 まえがき

本研究では、気相を空気、液相を絶縁油とする気液二相系密閉容器を対象に、絶縁油中アークの特性および圧力上昇現象を解明するとともに、複雑な現象を単純化したモデルを構築する。これら取り組みには、絶縁油中アークと周囲絶縁油の蒸発状況の観察から始め、分解ガスの採取と組成分析、アーク電圧やエネルギー、パワーおよび圧力上昇の波形データの取得なども必要となる。このため、これら実測データを得るために絶縁油中アークの発生実験を行った。なお、容器設計および実験条件は、配電システムで使用される柱上変圧器の寸法と油量を考慮しつつ、kA 級のアークを対象に参考文献で報告されるアークパワーと圧力上昇の関係、電極と容器壁面との絶縁を考慮して決定した。また、電極材質は、変圧器巻線と同じく、銅を使用した。

本章では、まず、実験に用いた資機材のうち密閉容器、圧力センサ、絶縁油について述べる。続いて、アーク発生のための電源およびこれを用いた実験回路、実験条件などについてまとめて示す。最後に、実験で得られる波形の例を示すと同時にその特徴を述べる。

2.2 実験に用いる密閉容器，圧力センサ，絶縁油

2.2.1 密閉容器とその構成

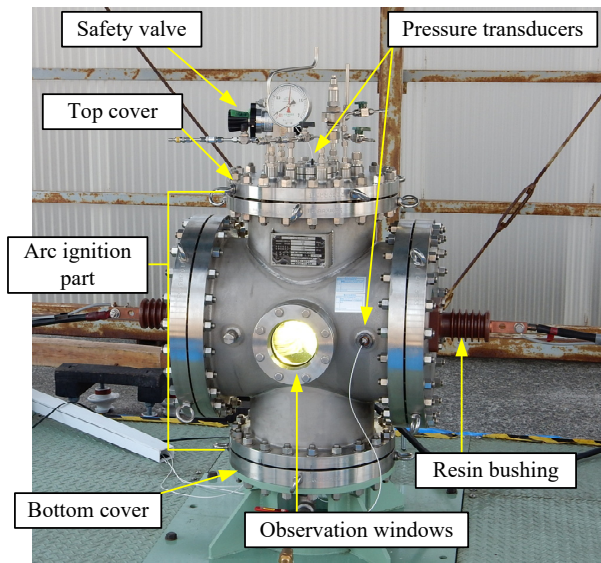
実験に用いた密閉容器は，絶縁油中アークによって発生する圧力上昇に耐えられるよう，株式会社 IHI 検査計測 [1] によって耐圧力 0.95 MPa で設計・製作がなされ，労働安全衛生法・ボイラー及び圧力容器安全規則の定める第 2 種圧力容器の個別検定に合格したものである。

実験準備が完了している状態の密閉容器の画像を Fig. 2.1 に示す。この容器は上蓋と下蓋およびその間に接続するアーク発生部と円筒部から構成される。Fig. 2.1(a) に示すように，上蓋には，万一の際の放圧弁や実験後のガス回収のためのバルブがあり，中央には気相圧力上昇を測定するための圧力センサを取り付けている。アーク発生部は，太さの異なる円筒を交差させた形状（水平方向の円筒は直径 396 mm，垂直方向は直径 310 mm）で，アークを発生させるためのブッシング（利昌工業株式会社製，エポキシ樹脂ブッシング，形名：ECB-6 [2]）および銅丸棒電極（直径 5 mm）を備える。また，アーク発生部とは別に，円筒部と呼ぶアーク発生部と同一直径の円筒を追加することができる。これにより，Fig. 2.1 (a, b, c) は，容器構成の変更が可能であることを示している。具体的には，同図 (a) はアーク発生部のみで実験を行う場合を示し，同図 (b, c) はアーク発生部に円筒部を接続して実験を行う場合を示す。このように，アーク発生部と円筒部の 2 つの容器から構成することで，その上下関係を変更し，アークの深さをパラメータにした実験を行うことができる。なお，アーク発生部，円筒部の側面には圧力センサを取り付けることができ，これらにより液相圧力上昇を測定している。以降，容器の構成については，同図 (a) を case I，(b) を case II，(c) を case III と呼ぶことにする。

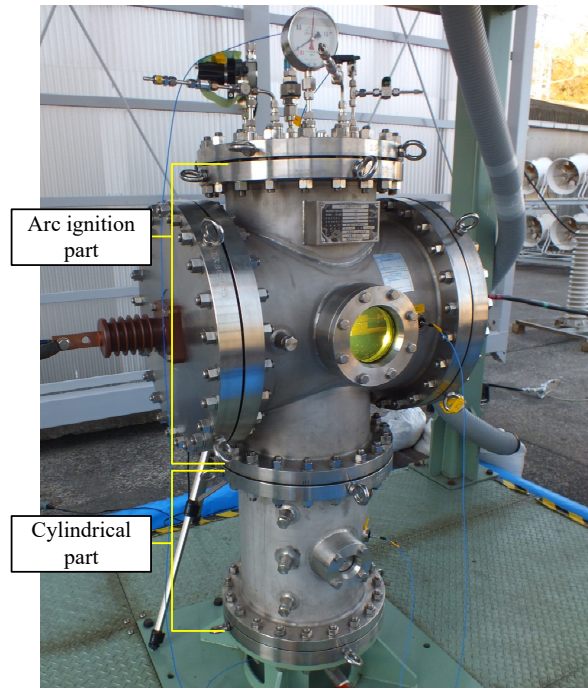
アーク発生部の両側面には対向した観察窓（直径 110 mm，ホウ酸塩ガラス製）があり，この観察窓から内部の様相を確認することができる。Fig. 2.1 (d) は，観察窓から容器内を撮影した画像を示しており，容器内部で水平対向に

設置された電極を確認できる。また、実験前の電極間には発弧線（図中、Fuse と表記）と呼ばれるアークを発生させるための直径 0.1 mm の銅細線を張っている。ここで、この発弧線について説明を加える。前章では、電力流通設備の故障アークは、絶縁破壊によって、短絡あるいは地絡故障が生じ、故障点に系統の発電機を電源とする大電流が流れることで発生すると述べた。しかしながら、アーク試験において、設備で絶縁破壊が生じるほどの高電圧と、電力系統で生じる大電流を模擬する電源を用意することは現実的ではない。そこで、アーク試験における一般的なアーク発生方法として、アークの発生が想定される箇所、あるいはアークを発生させようとする箇所をあらかじめ発弧線で短絡しておき、電源からの大電流でこれを溶断させ、その後、アーク放電に移行させる方法が採られる [3]。本論文においてもこの方法によって電極間にアークを発生させている。

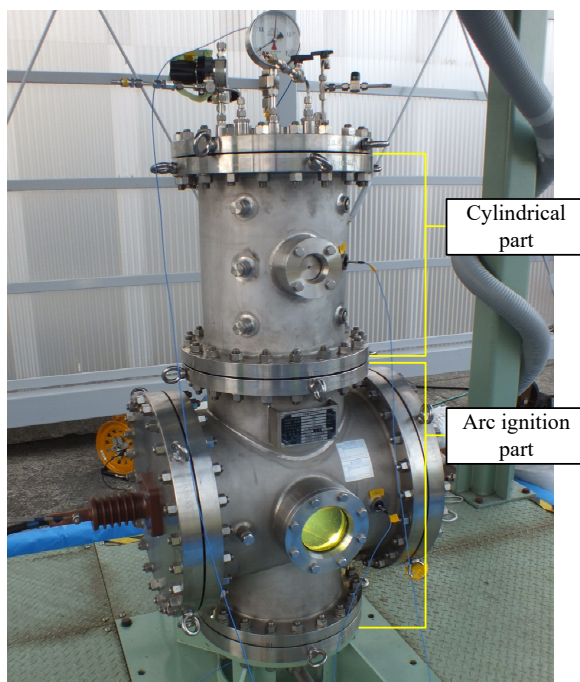
さらに、Fig. 2.2 に、容器の主要な寸法および各 case それぞれの気相液相の界面を基準とするアークの位置、圧力測定点の位置（深さ）を示す。同図で示すうち、特に、圧力の測定点およびこれら圧力の本論文の表記について、ここで整理しておく。まず、全ての実験において共通して測定した圧力は、気相の圧力（図中 ΔP_a ）および液相のうちアークと同一高さの圧力（図中 ΔP_o ）である。そして、後述する絶縁油の流動によって生じる液相の圧力上昇、液相深さ方向の圧力分布の議論では、円筒部に取り付けたセンサで測定した case II のアークより深い位置の圧力（図中 ΔP_d ）および case III のアークより浅い位置の圧力（図中 ΔP_s ）も示すこととする。以降の圧力の表現では、上記の通り、下付き添え字で測定箇所を表記する。また、 ΔP と記載する圧力は、圧力上昇分としてゲージ圧を示し、 P と記載する圧力は、圧力上昇分に加えて大気圧 (101 kPa) を加えた絶対圧を示すこととする。前者は主に文章中の表現や圧力上昇波形など図表に使用し、後者は式中で利用する。



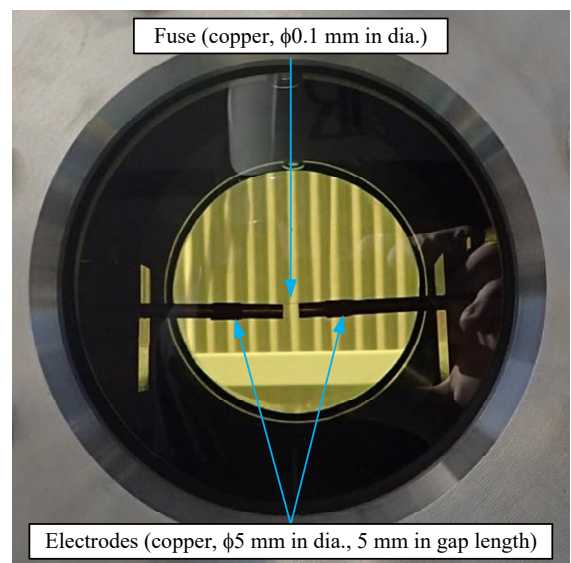
(a) External appearance of closed vessel: case I



(b) Case II



(c) Case III



(d) Observed internal condition from window

Fig.2.1 Photographs of the closed vessel.

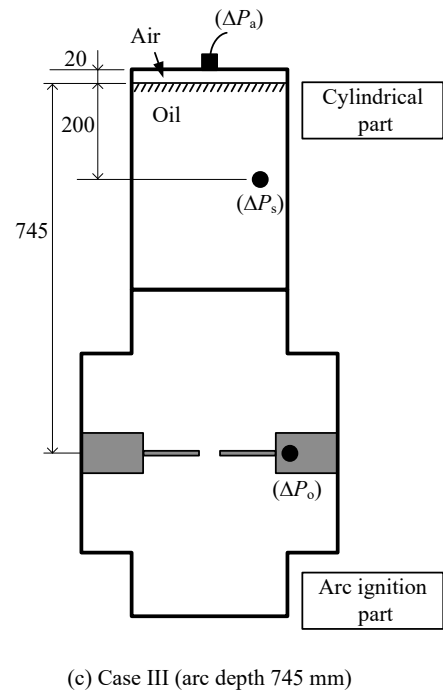
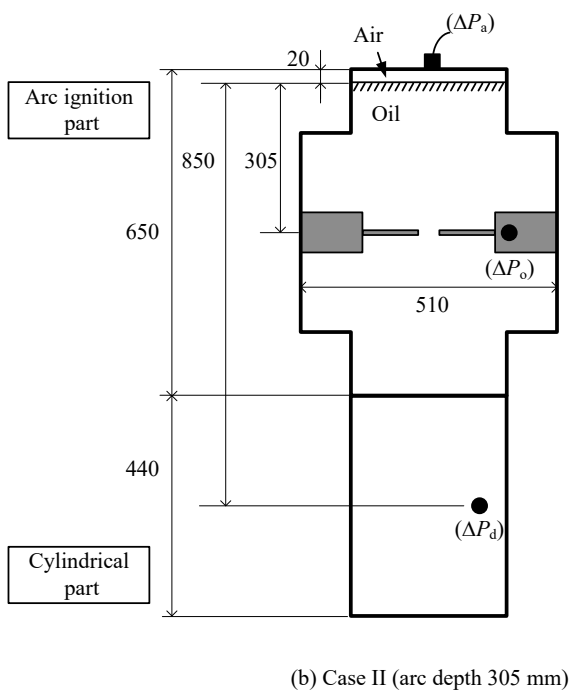
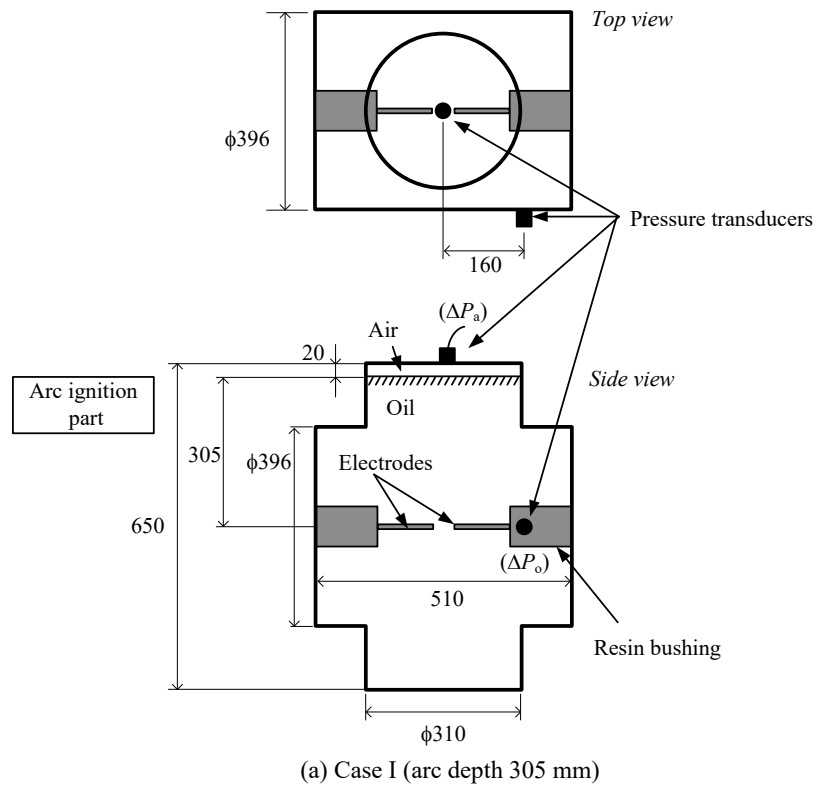


Fig.2.2 Configurations of the closed vessel (Unit: mm).

2.2.2 圧力センサおよび絶縁油

前述の通り，実験では容器内の気相および液相の圧力測定を行い，これには，PCB Piezotronics 社製の圧電式圧力センサ (Model : 113B26) [7] を用いた。同モデルの特徴として，圧縮，燃焼，爆発，キャビテーションなどの動的圧力測定用に設計されていることが挙げられる。具体的には，圧電素子に水晶を使用しており受圧面は直径 6 mm ほどと小型で，測定域が広く (0.14 ~ 3,450 kPa)，高い分解能を有する (14 Pa)，さらに，共振周波数 500 kHz 以上，立ち上がり時間は $1\mu\text{s}$ 以下と応答性が良く，放電時定数も 50 s 以上を有する。

容器内の絶縁油には，油入変圧器で主に使用される JIC 規格分類の 1 種 2 号 [4] を用いることとし，JXTG エネルギー株式会社製の高圧絶縁油 K [5] を選定した。ここで，絶縁油の絶縁破壊特性は，温度，水分量，浮遊塵埃（不純物），溶存ガスによって著しく影響を受けることが知られている。したがって，大容量変圧器などでは，設備側の乾燥工程で十分に水分を除去することから始まり，真空脱気した絶縁油を注油，さらに脱気濾過循環を行い，油中の水分やガスを十分に除去する必要がある [6]。一方で，本研究の実験では，前述の通り，アークは電極間に張った発弧線の溶断によって発生させる。このため，一連の実験において絶縁油の管理（温度，水分量，浮遊塵埃（不純物），

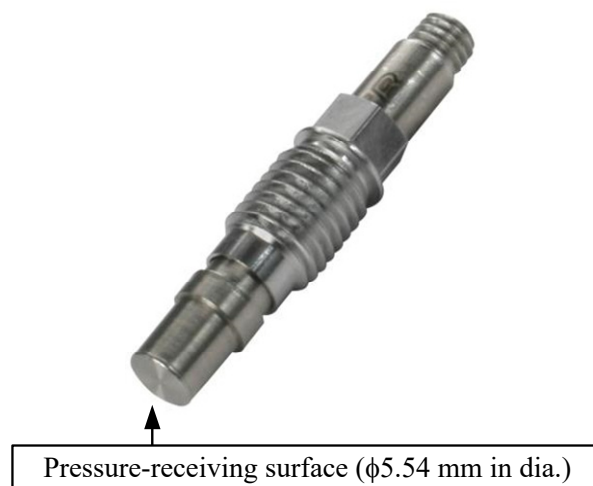


Fig.2.3 ICP®Pressure Sensor: Model 113B26 [7].

溶存ガス)は管理していないことを付記しておく。

以上で述べた密閉容器、圧力センサ、絶縁油を用いて、実験準備の手順としては、容器の構築 (case I, II あるいは III)、圧力センサの取付、電極の設置・電極ギャップ長の調整、電極間に発弧線を張った後に、容器上部から絶縁油を注ぎ入れ、大気圧下で上蓋を閉める手順となる。その後、アーク発生部のブッシングと電源回路を繋ぎ、kA 級の電流を流すことで発弧線を溶断させ、アークを発生させた。実験に使用した 2 種類の電源回路については、2.3 節および 2.4 節で述べる。

2.3 LC 共振回路を電源とした実験

本論文の実験では、著者の所属する一般財団法人 電力中央研究所 電力技術研究所が所有する 2 種類の電源を利用している。本論文で示すデータと電源の関係を時系列で述べると、まず、絶縁油中アークの特性および圧力上昇に関するデータ取得は、本節で述べる LC 共振回路を用いた電源（以降、LC 共振電源と表記）を用いて、電流値を変化させた条件下で複数回実施した。その後、絶縁油中アークによる圧力上昇モデルの構築のモデルケースとなるデータ取得には、次節で述べる短絡発電機を用いた。これは、その設備規模と電源の特性により、前者は比較的小規模であるために複数回の実験が可能である反面、通電中に電流の減衰を生じるという特性があり、後者は、電流の減衰はほとんど生じないものの、その設備規模から実験回数が限られるためである。このうち、本節では、LC 共振電源を用いた実験回路および実験条件について述べる。

LC 共振電源を用いた実験回路を Fig. 2.4 に示す。この電源では、事前に直流電源（最大 25 kV）によって充電したキャパシタ（容量 $C = 1,270 \mu\text{F}$ ）とリアクトル（容量 $L = 7.5 \text{ mH}$ ）を直列に接続することで、短時間ではあるものの、以下の式で表される共振周波数 $f_c = \text{約 } 50 \text{ Hz}$ の電流が通電できる。

$$f_c = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (2.1)$$

通電時間の制御は、投入開閉器の投入によって通電を開始した後、電流バイパス用の投入開閉器の投入によって、アークの電流を転流させることでアークが消滅し、アーク側の回路は通電終了となる。

この LC 共振電源で得られる電流の特性として、設備最大の直流電圧 25 kV でキャパシタを充電し、電極間を十分に太い電線で短絡させた場合（すなわち、アークを発生させていない場合）の電流波形を一例として、Fig.2.5 に示す。同図より、この電源ではキャパシタの放電にともなって、電流が減衰していくことが分かる。具体的には、初期半波の電流波高値は 11 kA であるのに対して、100 ms 後は 4 kA 程度まで減衰し、時定数は 100 ms 程度である。この特性を勘案して、本研究の一連の実験において、通電時間は最大 100 ms

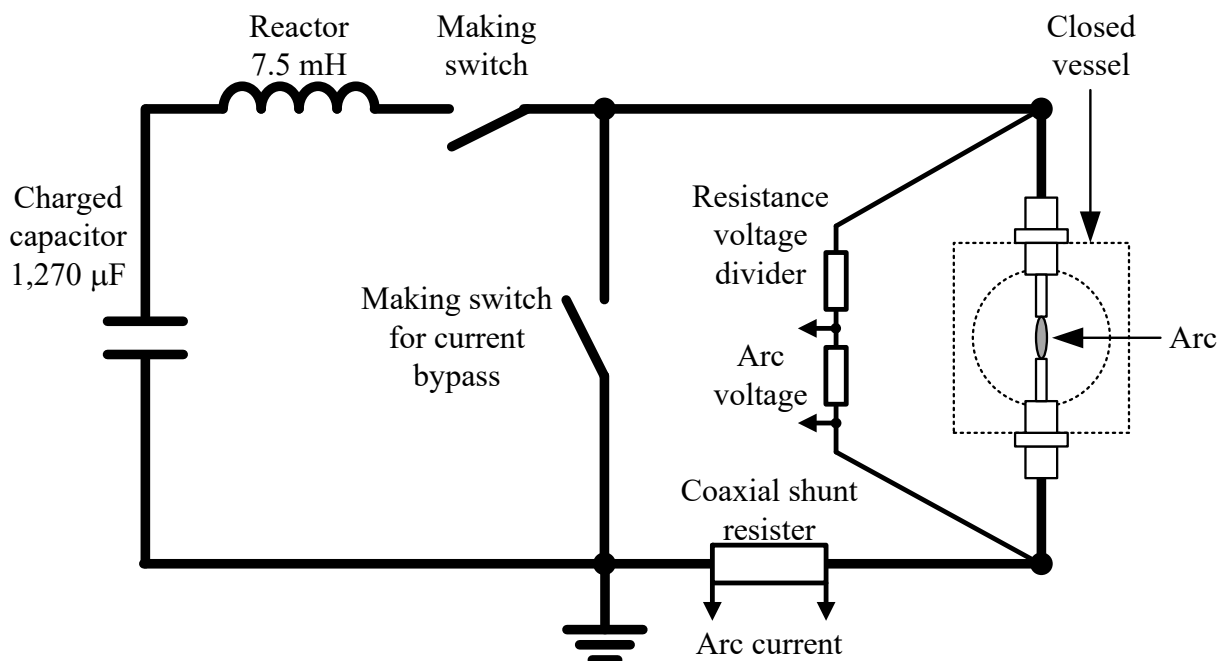


Fig.2.4 Test circuit using LC resonance circuit as a power source.

としている。

次に、一連のアークを発生させる実験で得られたキャパシタ充電電圧と初期半波の電流波高値の関係を Fig. 2.6 に示す（この図のデータではアークを発生している）。同図より、電流波高値は、充電電圧に比例して増加していることが分かる。また、図中の破線は、原点を通る最小二乗法による線形近似を示し、その傾きは 0.442 A/V 、決定係数 R^2 は 1.00 と、ばらつきなく電流が発生できていることが分かる。

この LC 共振電源の特徴は、上記のようにキャパシタの放電によって、実系統では生じることのない通電中の電流の減衰が生じる、一方で、後述の短絡発電機に比べて、設備規模は小さく、比較的容易に実験が実施できるため、試行錯誤的な検討や複数回の実験が可能である。そこで、この LC 共振電源の特徴を生かし、Table.2.1 に示す条件で複数回の実験を行った。同表より、まず、試験番号 1 ～ 38 では、容器構成を前述の case I として、電流波高値 0.5 kA 、通電時間 10 ms とするアークエネルギーの小さい条件から始め、圧力上昇値

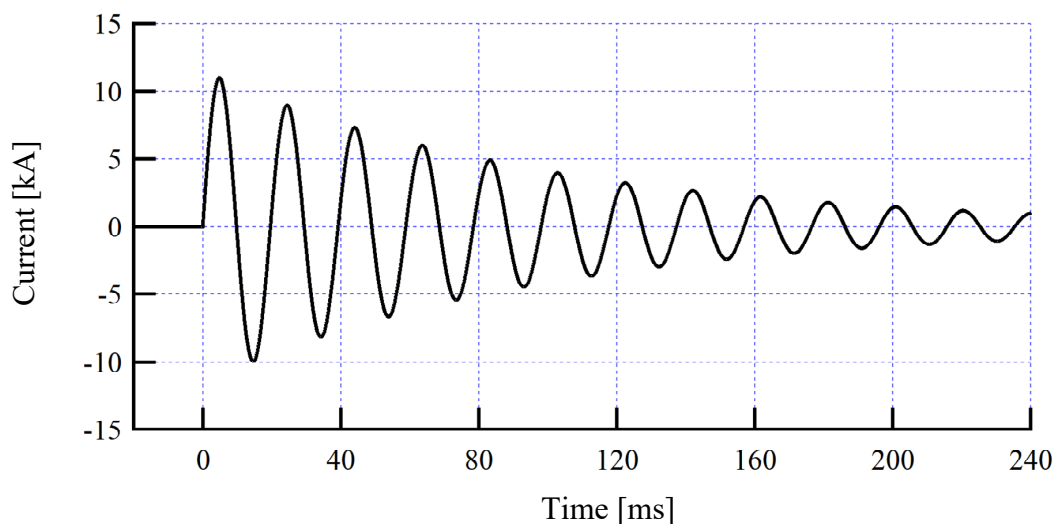


Fig.2.5 Example of current waveform using LC resonance circuit (charged voltage 25 kV).

などを確認しながら、徐々にアークエネルギーを増やした。ここで、特に、電極ギャップ長の条件について説明を加える。電力系統の故障アークを想定すれば、1章で述べた先行研究のように電極ギャップ長は数 10 mm 程度を設定することが望ましい。しかし、ギャップ長が大きい場合には、アークの挙動は不安定となり（延伸しやすく）、その評価には複数のギャップ長での実験が必要となる。また、アークパワーの上昇によって予期しない高い圧力上昇が発生する可能性がある。これらの点から、本論文では、アークの挙動が安定（アーク電圧が概ね一定）し、かつ、容器耐圧力の範囲内で電流をパラメータとできる電極ギャップ長として、5 mm 一定とした。この一連のデータは、高速カメラによる容器内の観察や、組成分析用の分解ガスの採取、単位アークエネルギーあたりの分解ガス発生量および単位ギャップ長あたりのアーク電圧などの取得に用いた。この結果は3章で述べる。次に、試験番号 39 および 40 では、容器構成を前述の case II, III として、アークの深さを変化させることで、4章で述べる気相および液相の圧力上昇現象の解明、液相深さ方向の圧力分布などを明らかにするためのデータに用いた。

以上、LC 共振電源を用いた実験では、複数回の実験を行い、各種データを得ることを主な目的とした。一方で、この電源では、実系統では生じることのない通電中の電流の減衰が生じるため、圧力上昇モデル構築のためのモデルケース取得には次節で述べる短絡発電機を電源に用いた。

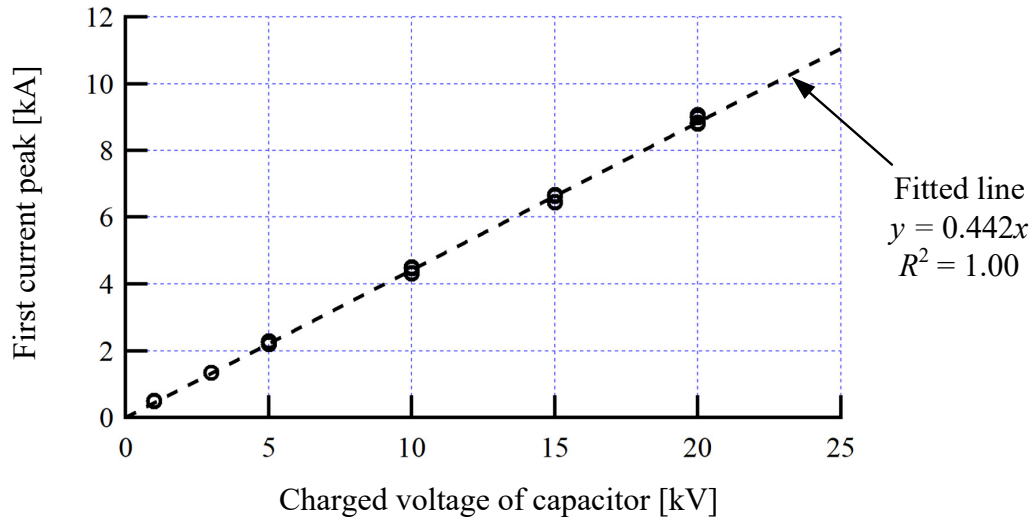


Fig.2.6 Relationship between charged voltages of capacitors and the first current peak.

Table2.1 Test conditions using LC resonance power source.

Test number		No. 1 ~ 38	No. 39	No. 40
Test frequency [Hz]		50		
Charged voltage of capacitor (V_c) [kV]		1 ~ 20	15	
First peak current [kA]		0.5 ~ 9.0	6.6	
Arc duration [ms]		10 ~ 100	100	
Arc ignition method		By fusing copper wire of 0.1 mm in diameter		
Closed vessel	Configuration (see Fig. 2.2)	Case I	Case II	Case III
	Air volume [$\times 10^{-3} \text{m}^3$]	1.51		
	Oil volume [$\times 10^{-3} \text{m}^3$]	86.8	120	
Electrodes	Material	Copper		
	Diameter [mm]	5		
	Gap length [mm]	5		
Measured pressure rise		$\Delta P_a, \Delta P_o$	$\Delta P_a, \Delta P_o, \Delta P_d$	$\Delta P_a, \Delta P_o, \Delta P_s$

2.4 短絡発電機を電源とした実験

前節に述べた LC 共振電源は、電流値をパラメータとした複数条件下でのアークの特性および圧力上昇に関するデータ取得に用いた。その後、本節で述べる短絡発電機を用いた実験は、絶縁油中アークによる圧力上昇モデル構築のモデルケースとなるデータ取得に主眼をおいて行った。

短絡発電機を用いた実験回路を Fig. 2.7 に示す。短絡発電機は、電動機と同一の軸で構成され、試験前は系統の電力で電動機によって発電機回転子を回転させ、試験時には系統と切り離すことで、電圧 15 kV、短絡容量 2,500 MVA を発生できる。本論文で用いた短絡発電機およびこれを含めた大容量電力短絡試験設備の情報については、文献 [8] を参照されたい。

短絡発電機を用いた際の電流波形の一例を Fig. 2.8 に示す。同図は、電流実効値 2 kA の条件で測定しており、通電開始から 100 ms では電流の減衰は生じていないことが分かる。このように、短絡発電機を用いた実験は、電流値が減衰しないことで、LC 共振電源に比べて、より系統の故障アークに近い条

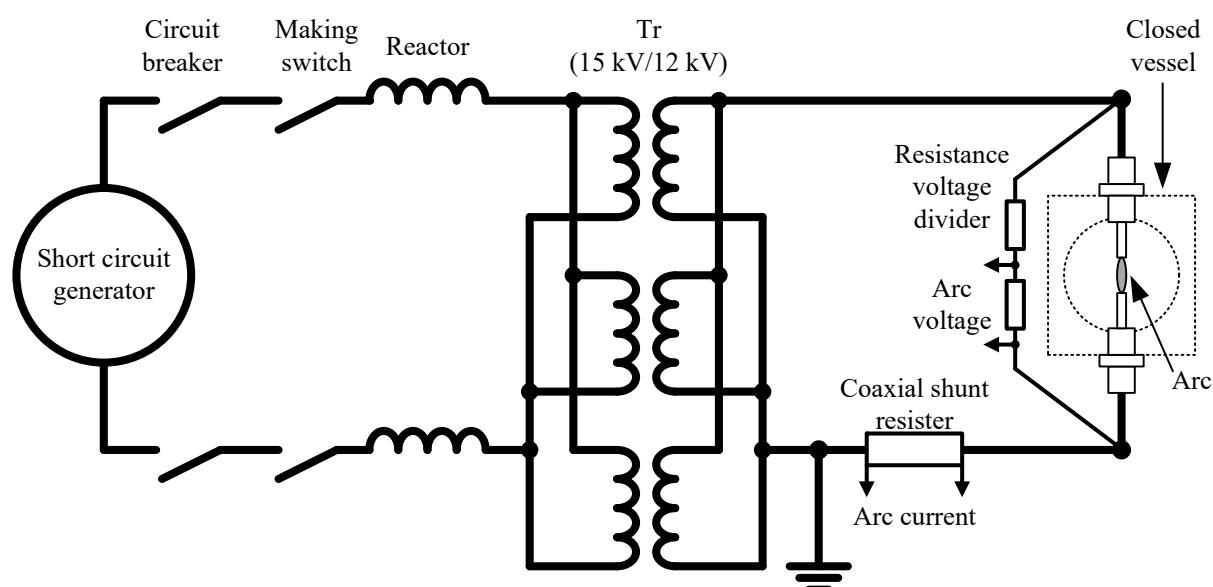


Fig.2.7 Test circuit using short circuit generator as a power source.

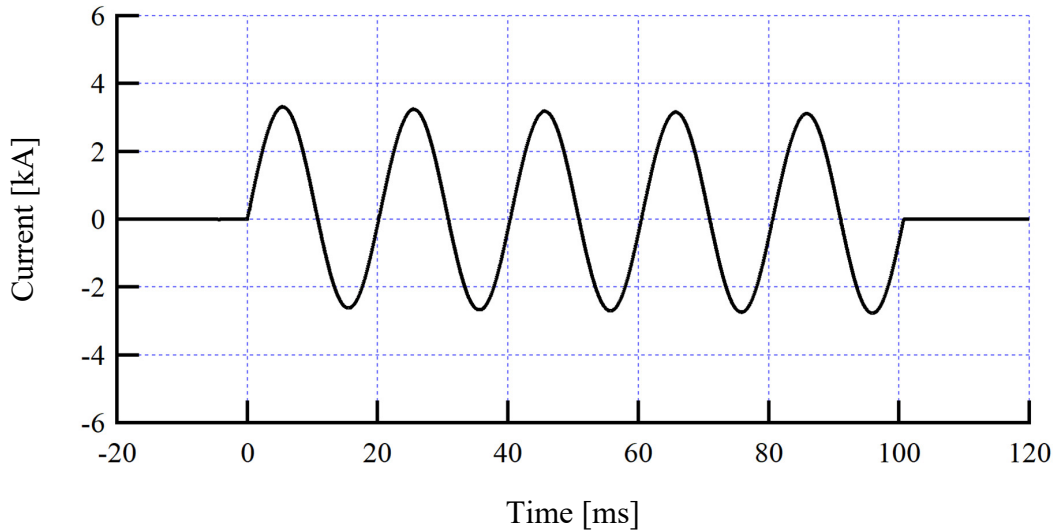


Fig.2.8 Example of current waveform using short circuit generator (RMS current 2 kA).

件と言える。また，電流の減衰が圧力上昇に及ぼす影響を除くことができるため，アークによる圧力上昇モデル構築のモデルケースとなるデータ取得においては，短絡発電機を用いて，Table.2.2 に示す条件で実験を行った。

2.5 実験で得られた波形例とその特徴

本節では，短絡発電機を用いた試験番号 41, 42 における実測波形を Fig. 2.9 に示し，本論文で構築する圧力上昇モデルで再現すべき圧力上昇現象の特徴を整理する。同図は，(a) 列に試験番号 41（容器構成 case II）の結果を，(b) 列に試験番号 42（容器構成 case III）の結果を示し，各図の横軸は通電開始時点を基準として 140 ms までの時刻を示している。また，各列の上段にアーク電流 [kA] とアーク電圧 [kV] を，中段に電流と電圧の積から算出したアークパワー [kW] とアークパワーの時間積分から算出したアークエネルギー [kJ] を，下段に気相と液相の圧力上昇（ ΔP_a , ΔP_o ）[kPa] をそれぞれ示す。

Fig. 2.9 (a) および (b) に示した結果より，まず，電流は case II, III の両条件で実効値約 2.1 kA と同一である。これを踏まえて，両結果の差を整理すると，

Table2.2 Test conditions using short circuit generator.

Test number		No. 41	No. 42
Test frequency [Hz]		50	
Test voltage [kV]		7.2	
RMS current [kA]		2.0	
Arc duration [ms]		100	
Arc ignition method		By fusing copper wire of 0.1 mm in diameter	
Closed vessel	Configuration (see Fig. 2.2)	Case II	Case III
	Air volume [$\times 10^{-3} \text{m}^3$]	1.51	
	Oil volume [$\times 10^{-3} \text{m}^3$]	120	
Electrodes	Material	Copper	
	Diameter [mm]	5	
	Gap length [mm]	5	
Measured pressure rise		$\Delta P_a, \Delta P_o$	

アーク電圧については、case II の 20～40 ms の間、および case III の 50～60 ms の間で、急峻な変動が確認できる。このアーク電圧の変動により、アークパワーおよびアークエネルギーは両条件で差異が生じ、全アークエネルギーは case II で約 22 kJ，case III で約 17 kJ となった。また、圧力波形からは、通電初期の液相のスパイク圧と呼ばれる急峻な圧力上昇と、気相および液相では位相の異なるピストンモーションと呼ばれる 200 kPa 程度の過渡的な圧力振動が観測されている。また、両 case で振動の周波数は異なり、特に振動の明確な ΔP_a によると、case II は 70 Hz 程度、case III は 40 Hz 程度となっている。

上記の結果から、本論文で構築する圧力上昇モデルで再現すべき圧力上昇現象は、以下のようにまとめられる。

- 先行研究が示したように、本研究においても、過渡的な圧力上昇，すなわち、通電初期の液相側の急峻な圧力上昇（スパイク圧），その後の気相と液相で位相が 180° 異なる圧力振動（ピストンモーション）が観測さ

れている。

- 先行研究ではスパイク圧が圧力上昇の最大値であったのに対して、実測した圧力波形は振動を伴い上昇する傾向を示しており、初期スパイク圧ではなく、ピストンモーションにおいて圧力の最大値となっている。
- さらに、ピストンモーションの振動周波数は、アークの深さによって異なる。これは、3.2 節、4.3.2 節で述べるように、アークで発生する分解ガス気泡に、流動する絶縁油の質量が慣性として影響するためと考えら

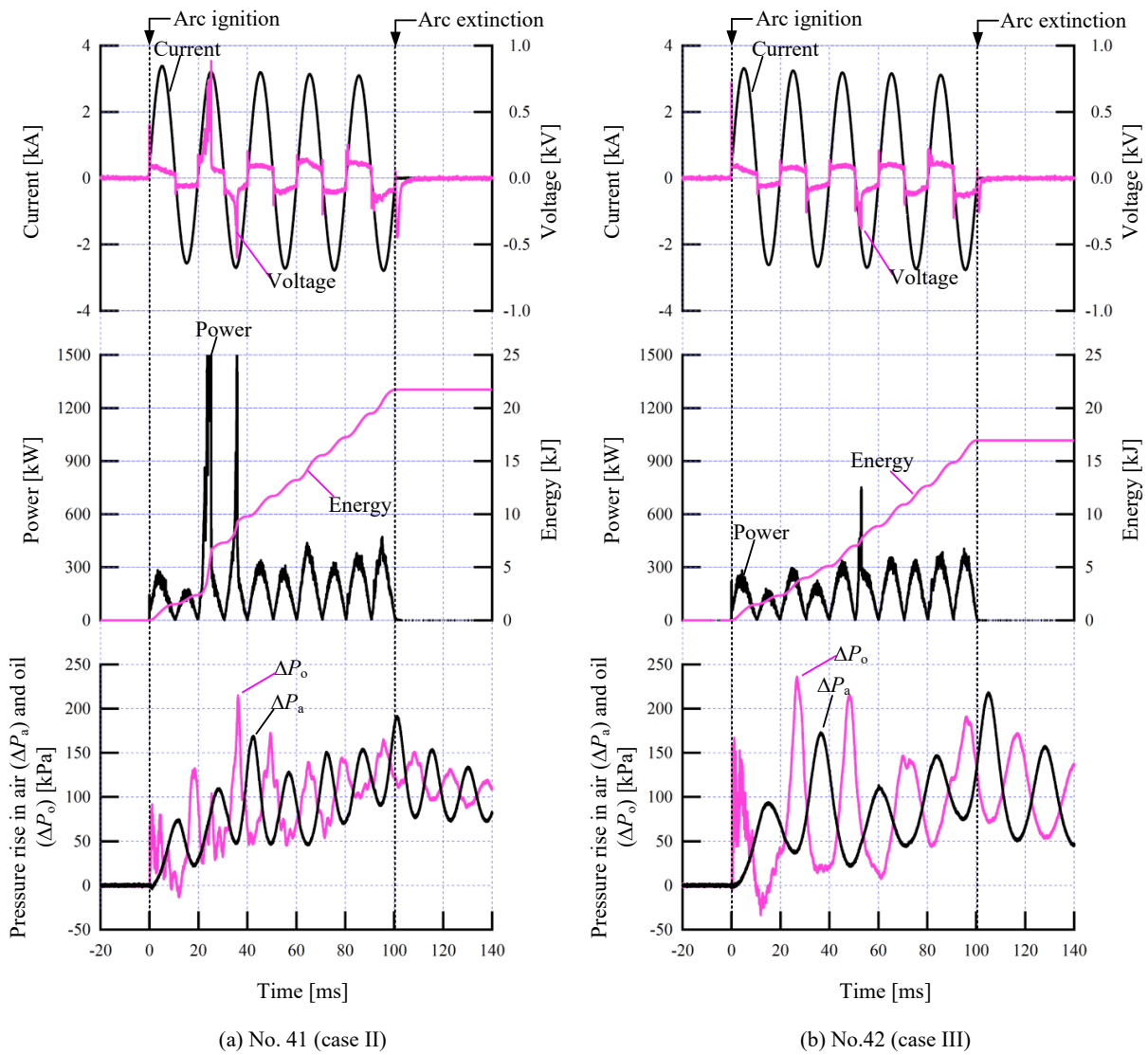


Fig.2.9 Examples of measurement waveforms.

れる。

以上より，本論文で構築する圧力上昇モデルでは，アークパワーおよびアークの深さを考慮した上で，スパイク圧からピストンモーションを再現することを課題として設定した。

2.6 あとがき

次章以降での取り組みには，絶縁油中アークの各種実測データが必要となる。本章では，これらデータを得るための資機材について述べるとともに，実験に用いた電源，実験回路，実験条件などをまとめて示した。特に，実験には2種類の電源を用いている。次章および4章は，LC共振電源を用いて得られたデータに基づき，アークによって発生した分解ガスの挙動やアークの特性などを述べる。その後の5章では，短絡発電機を用いて得られたデータをモデルケースとして絶縁油中アークによる圧力上昇モデルの構築について述べる。また，本章の最後には，実験で得られた波形の例を示し，本論文で構築する圧力上昇モデルで再現すべき圧力上昇現象の特徴を整理した。

第2章 参考文献

- [1] 株式会社 IHI 検査計測, <https://www.iic-hq.co.jp/> (2019 年 10 月 1 日 閲覧).
- [2] 利昌工業株式会社, エポキシ樹脂ブッシング, 形名: ECB-6, <http://www.risho.co.jp/product/products3/eg/bushing.htm> (2019 年 10 月 1 日 閲覧).
- [3] 田中 慎一, 神足 将司, 田所 兼, 合田 豊:「耐アーク試験時の過酷さに発弧用金属線が及ぼす影響評価」, 電気学会論文誌 B, vol. 137, no. 6, pp. 476–483, 2017.
- [4] JIS C 2320:2010, 日本産業規格 電気絶縁油, 日本規格協会, 2010.
- [5] JXTG エネルギー株式会社, 高圧絶縁油 K, <https://www.noie.jxtg-group.co.jp/business/lubricants/industrial/pdf/ins-0004-1811.pdf> (2019 年 10 月 1 日 閲覧).
- [6] 電気学会 放電ハンドブック出版委員会 編, 放電ハンドブック 下巻, オーム社, 1998.
- [7] PCB Piezotronics, Inc., <http://www.pcb.com/Products/model/113B26> (2019 年 10 月 1 日 閲覧).
- [8] 根本 雄介, 戸田 雄士, 竹原 有紗:「でんきの礎を訪ねて—②—大容量電力短絡試験設備と超高圧衝撃電圧発生装置—」, 電気学会誌, vol. 139, no. 8, pp. 550–553, 2019.

第 3 章

絶縁油中アークの特性

3.1 まえがき

本章では、絶縁油中アークによる圧力上昇現象の解明に踏み出すため、まずは、高速度カメラで観察した容器内部の画像を示す。続いて、この分解ガスに関連する絶縁油中アークの特性として、単位ギャップ長あたりのアーク電圧、気相の定常的な圧力上昇値から算出した単位アークエネルギーあたりの分解ガス発生量、実験後に採取した分解ガスの組成分析の結果（分析そのものは外部機関で実施）を示すとともに、先行研究における報告と比較する。これにより、本研究で確認された現象や結果が変圧器などの実設備を対象とした先行研究と大きく異なるものではないことを示す。また、先行研究で明確となっていない次章以降の考察や現象解明などの成果が、実設備に適用できる可能性のあることを示す。

3.2 高速度カメラによる気泡挙動の観察

前章で示した通り、容器のアーク発生部の両側面には対向した観察窓が設置されている。LC 共振電源による一部の実験では、対向する窓の一方からキセノンランプで容器内に投光し、他方の窓から高速度カメラ (2,000 コマ/秒, シャッタースピード 1/20,000) を用いて容器内部の観察を行った。電流波高値 1.4 kA, 通電時間 10 ms の条件でアークを発生させた際の代表的な画像を

Fig. 3.1 に示す。

Fig. 3.1 の各画像は、左から右へ、上から下へ時刻が経過しており、基準とした時刻 0 ms は、対向する電極間にアークの光が確認できた最初の画像である。また、同図の画像において、明度の高い格子状の部分は、カメラ対向の観察窓から投光しているランプの光が撮影されており、アーク発生前には電極がこの光を遮ることで、黒い影として映っている。さらに、アーク発生後は、電極間の球形の黒い影の部分がアークで発生した分解ガスを示している。なお、時刻 1 ～ 3 ms 程度までは、アークの光によって、分解ガスの内部はわずかに明るくなっている。このように、絶縁油中アークで発生する分解ガスは、周囲へすぐに拡散することなく、電極間で球形状となっていることが分かる。このため、本論文ではこれを分解ガス気泡、あるいは単に気泡と表現している。

次に、時系列で気泡の変化を確認していくと、電極間にアークが発生した 1 ms 後には気泡が確認されており、この内部でアークが継続していることが分かる。この気泡は、球形状を保ったまま膨張を始め、アーク消滅の 10 ms 程度まで膨張は続いている。さらに、この膨張した気泡は、浮上することなく、電極間に留まり、時刻 10 ～ 14 ms にかけては、気泡の収縮する様子が確認できた。その後、14 ～ 400 ms の画像では、徐々に球形が崩れ、周囲へ拡散するとともに、ゆっくりと上部の気相側へ浮上していく様子が確認された。

以上、本節では、絶縁油中アークで生じた分解ガス気泡を高速度カメラで観察し、その気泡挙動を画像で示した。その結果、アークは発生直後から分解ガス気泡で覆われること、また、気泡は膨張・収縮の挙動を示すことが確認された。このような気泡挙動については、水中アークによって発生した気泡挙動を対象とした報告がなされている [1]。この報告では、気泡挙動は、気泡の内部エネルギーと水の慣性によるものとしている。すなわち、発生初期の気泡は比較的高い内部エネルギーを保有し、急速に膨張していく。気泡の膨張により、気泡の内部エネルギーは周囲液体の運動エネルギーに変換され、こ

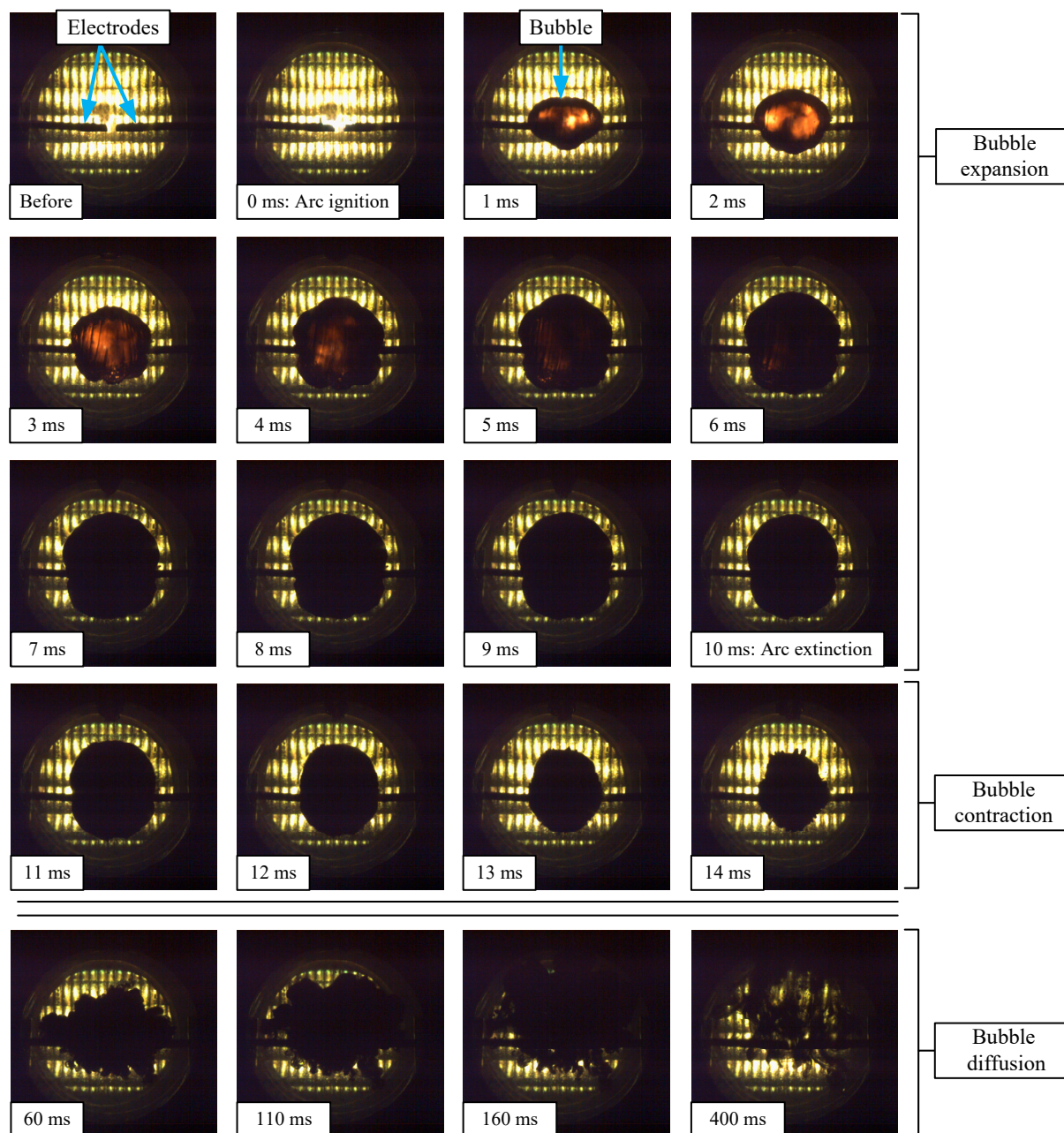


Fig.3.1 Observation of bubble behavior by the high-speed camera.

の運動エネルギーを得た液体は慣性によりさらに運動を続けるため、気泡は過膨張状態となる。この過膨張した気泡の内部圧力は、周囲の液体に比べ低圧となることで、液体はそれまでとは逆方向に低圧となった気泡へ流入を開始するため、気泡は収縮するとしている。したがって、この報告によれば、気泡挙動は周囲の油の流動による影響を受けていることとなる。

なお、著者が調べた限り、絶縁油中アークを対象とする気泡の膨張・収縮画像を示す文献は見受けられなかった。次章の圧力上昇の考察では、これらの画像に基づいて各時刻における気泡体積を推定することで、気泡と気相圧力上昇の関係を示す。また、1.2.4 節で述べたように、このような気泡挙動については、様々な分野で Rayleigh–Plesset の式によって検討がなされている。そこで、後述するように本研究のモデルにおいても、Rayleigh–Plesset の式をベースに構築するとともに、絶縁油の流動を考慮した。

3.3 単位ギャップ長あたりのアーク電圧

前節の分解ガス気泡の観察によって、絶縁油中アークはこの気泡内で継続していることが明らかとなった。したがって、単位ギャップ長あたりのアーク電圧は、この気泡内ガスの影響を受けることとなる。本節では、実験で得られた電流・電圧波形とともに単位ギャップ長あたりのアーク電圧を整理した結果を示す。

まず、単位ギャップ長あたりのアーク電圧の算出において、その分子に相当するアーク電圧は、通電初期の第一半波の電流波高値時点の値を読み取った。Fig. 3.2 は、この読取り値を示すために、実験で得られた第一半波の電流と電圧波形を拡大したものである。同図に示す結果は、電流波高値 9.01 kA で、同時刻のアーク電圧の読取り値は 106 V であった。また、実験条件としてギャップ長は 5 mm 一定としており、これにより、単位ギャップ長あたりのアーク電圧は、21.2 V/mm と算出される。なお、このように第一半波の電流波高値時点のアーク電圧から算出する理由は、通電初期であることからアークによる電極の溶損を無視できること、電流波高値付近は時間的な電流変化が少なくアークが安定していると考えられるためである。

上記のように、LC 共振電源を用いた容器構成 case I の全ての電流・電圧の測定波形から単位ギャップ長あたりのアーク電圧を算出し、電流で整理した結果を Fig. 3.3 に示す。同図より、単位ギャップ長あたりのアーク電圧は概ね

10 ～ 25 V/mm 程度となり，先行研究の報告と同程度の値となった。また，図中破線は，最小二乗法による線形近似を示し，その傾きは 1.291 V/mm/kA，決定係数 R^2 は 0.93 と，明らかに絶縁油中のアーク電圧は電流依存性のある結果が得られた。このアーク電圧の電流依存性については，本論文のような具体的なデータは示されていないものの，E. Goodman ら [2] はギャップ長 13 mm の結果から，この依存性はわずかにあるとし，緒志ら [3] はギャップ長 100 ～ 300 mm の結果を基にほとんど依存していないとしている。この差については，初期の電極ギャップ長によるものと考えられる。すなわち，初期のギャップ長が長い場合には，アーク電圧の電流依存性による変化よりも，アークの伸張によるばらつきの方が大きくなるものと考えられる。

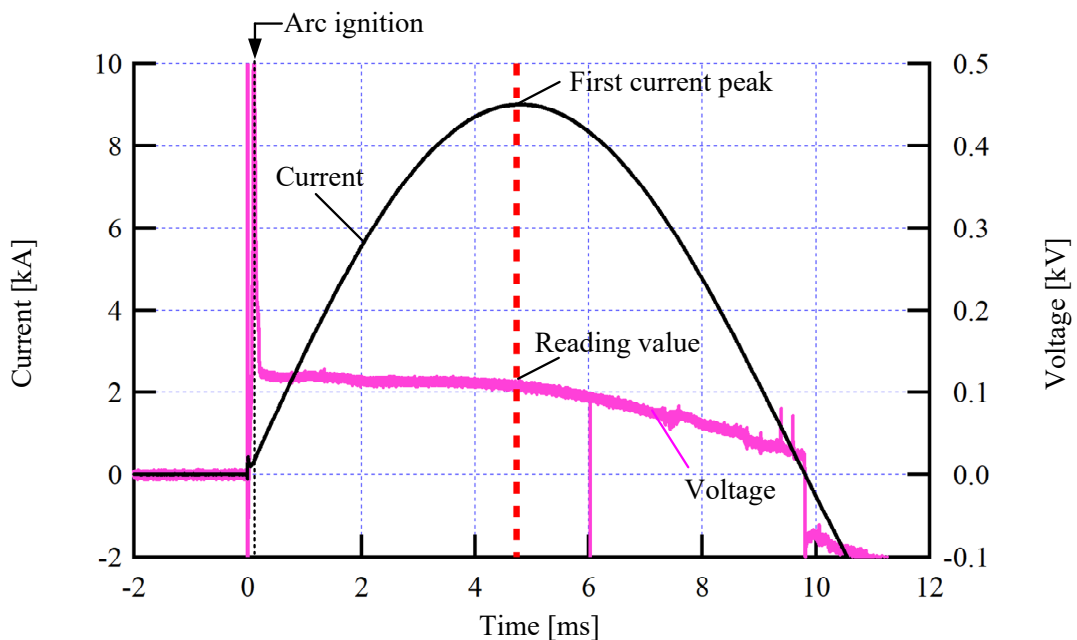


Fig.3.2 Current and voltage waveforms of the first half-cycle.

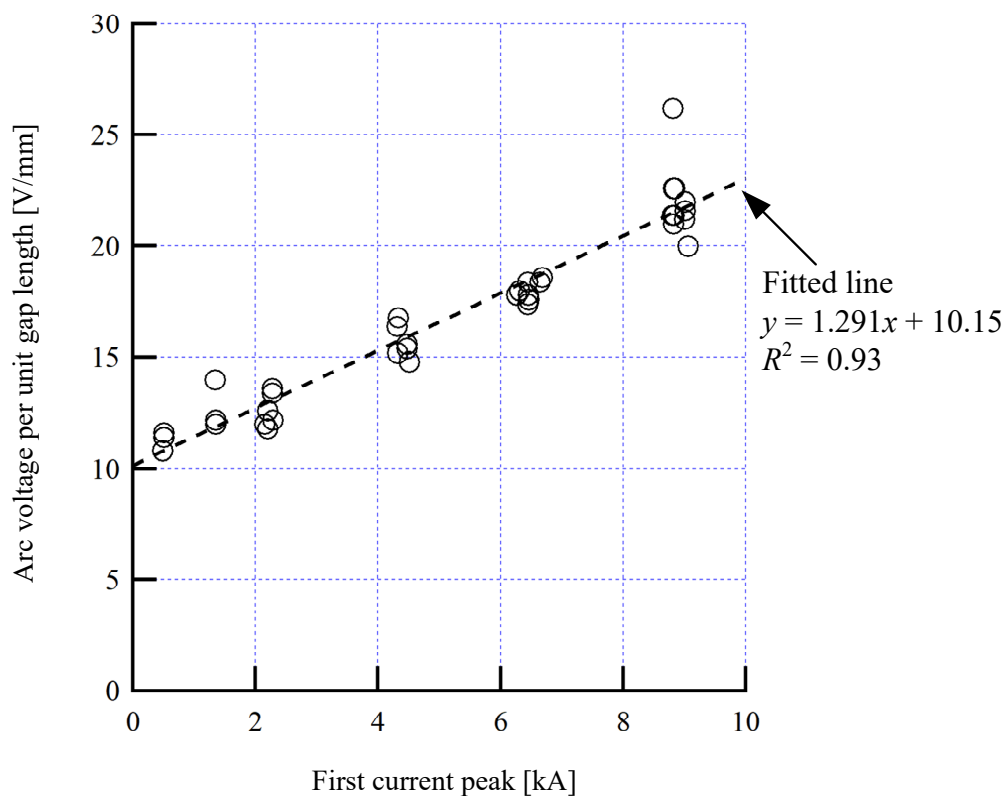


Fig.3.3 Arc voltage per unit gap length and its dependence on current.

3.4 熱分解ガスの発生量

第1章で述べたように、アークエネルギーと定常的な圧力上昇およびガス発生量については、正比例の関係にあるものとして、従来から数多く報告されている。また、定常的な圧力上昇は、過渡的な圧力上昇の振動が減衰した後に確認されており、このとき、分解ガスは常温状態と仮定され、また、分解ガスは絶縁油に凝縮しないものとされている。本節では、このアークエネルギーと定常的な圧力上昇および熱分解ガスの発生量についての実験結果を示す。

Fig. 3.4 は、前述の Fig. 3.2（条件：電流波高値 9.01 kA，通電時間 103 ms）と同じ実験で得られたアークエネルギーと気相圧力上昇 ΔP_a の波形を示している。同波形から、まず、アークエネルギーは通電終了時点で 61 kJ となっている。次に、 ΔP_a は、通電中には振動が観測されており、気相圧力上昇最大値

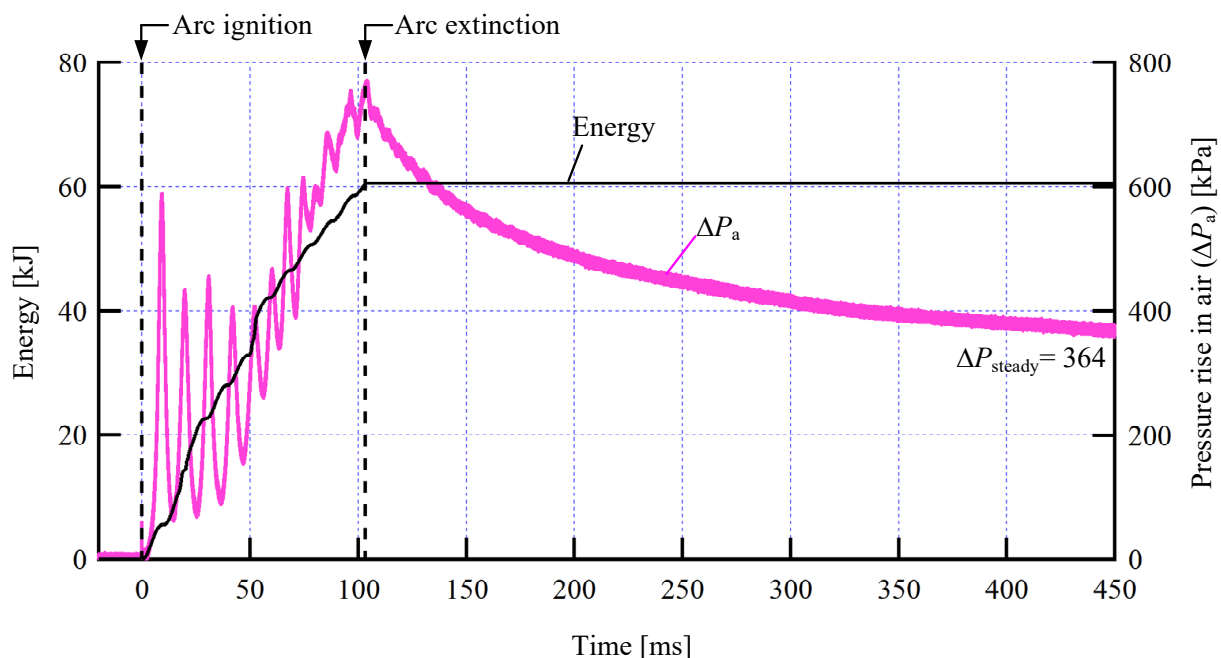


Fig.3.4 Waveforms of arc energy and pressure rise in air.

は 770 kPa まで達し、これは全ての実験での最大となっている。さらに、通電終了後から徐々に圧力は減衰していることが分かる。この通電終了後から圧力が減衰する原因は、周囲絶縁油の冷却によって、分解ガスの体積は減少するためと考えられる。この波形から、時刻 440 ～ 450 ms の圧力平均値を算出した結果、364 kPa となり、このように得られた値を本論文では定常的な圧力上昇 ΔP_{steady} と定義する。

ここで、第 1 章に示した分解ガス発生量についての式を再掲し、定数を本論文の実験条件で記載する。密閉容器内の定常的な圧力上昇 ΔP_{steady} [kPa] から、この定常的な圧力下におけるガス気泡の体積 V_b [m³] は、以下の式で表される。

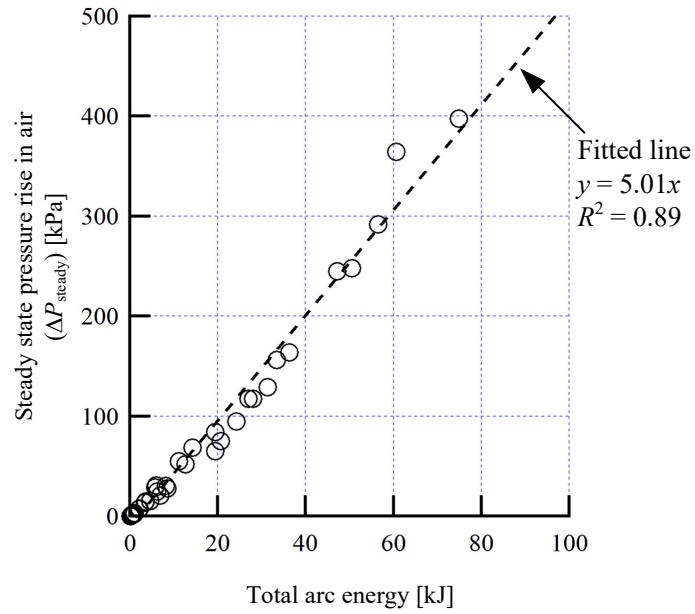
$$V_b = \frac{\Delta P_{\text{steady}} V_0}{\Delta P_{\text{steady}} + P_0} \quad (3.1)$$

ここで、 P_0 は初期気相圧力 101 kPa, V_0 は初期気相体積 $1.51 \times 10^{-3} \text{m}^3$ を示す。次に、(3.1) 式で得られた気泡体積 V_b を、ボイルの法則より常圧 (101 kPa) 換算すれば、以下の式でアークによって発生したガス発生量 $V_n [\text{m}^3]$ が得られる。

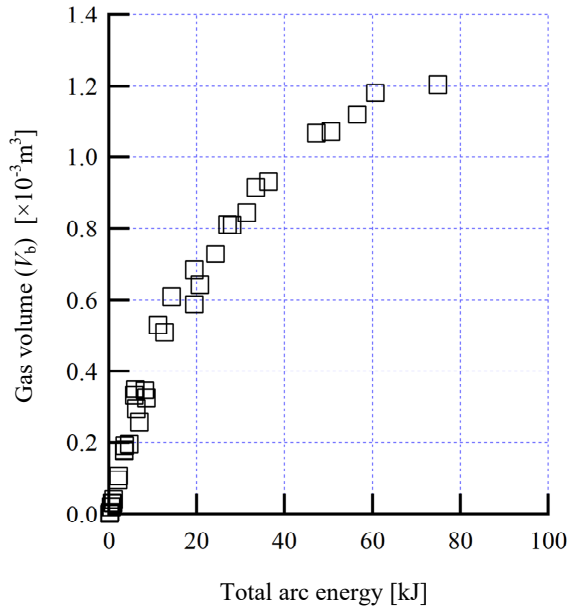
$$V_n = V_b \frac{\Delta P_{\text{steady}} + P_0}{P_0} = \frac{\Delta P_{\text{steady}} V_0}{P_0} \quad (3.2)$$

なお、ガス発生量という表現は、先行研究と用語を統一するとともに分解ガスの体積を常圧換算したことを明確にするために用いている。以上、実験で得られた ΔP_{steady} と、 ΔP_{steady} を基に (3.1), (3.2) 式から算出した V_b および V_n についてアークエネルギーで整理した結果を Fig. 3.5 (a~c) に示す。

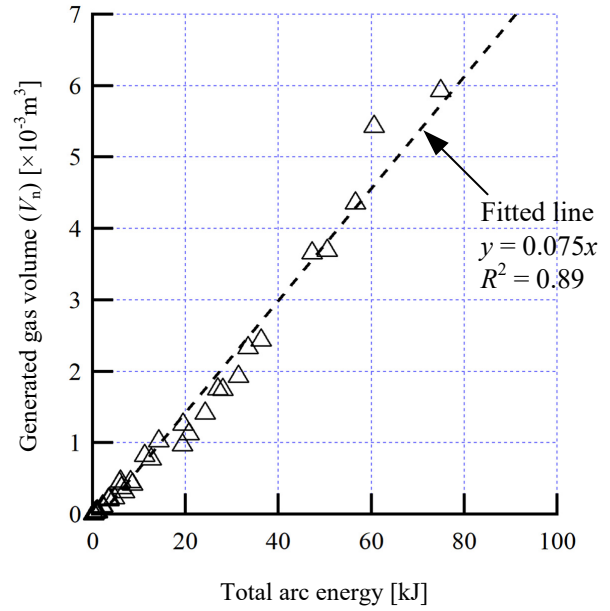
まず、同図 (a) は、アークエネルギーと ΔP_{steady} の関係を示し、本研究で実施したエネルギー 100 kJ 未満の条件では、 ΔP_{steady} はアークエネルギーに概ね比例する結果が得られていることが分かる。次に、同図 (b) は、参考として、初期気相体積 $1.51 \times 10^{-3} \text{m}^3$ に対して、本研究で生じている気泡体積がどの程度あるものかを表している。この図により、例えば 400 kPa の圧力上昇において、気泡体積は $1.2 \times 10^{-3} \text{m}^3$ となることが容易に分かる。また、(3.1) 式において、 $\Delta P_{\text{steady}} \rightarrow \infty$ とすれば、 V_b は V_0 に漸近することとなり、この図においてもその関係が示されている。最後に、同図 (c) はアークエネルギーと分解ガス発生量の関係を示している。図中の破線は、原点を通る最小二乗法による線形近似を示し、その傾き、すなわち、単位アークエネルギーあたりのガス発生量は、 $0.075 \times 10^{-3} \text{m}^3/\text{kJ}$ となる結果が得られた。これは、第 1 章で述べた先行研究の平均値 ($0.065 \times 10^{-3} \text{m}^3/\text{kJ}$) と概ね合致する。



(a) Total arc energy dependence of steady state pressure rise in air



(b) Relationship between calculated gas volume from ΔP_{steady} and total arc energy



(c) Relationship between converted gas volume at normal pressure and total arc energy

Fig.3.5 Calculated generated gas volume from the steady state pressure rise in air, and relationships with arc energy.

3.5 熱分解ガスの組成分析結果

前節で示したように、実験後の容器内は、アークによって発生した分解ガスによる定常的な圧力上昇 ΔP_{steady} が生じている。本節では、この分解ガスの組成分析を行った結果を示す。

まず、この分析は、実験後の気相側に真空脱気したガラス容器を接続し、回収したガスを対象としており、異なるアークエネルギーで発生させた計 8 サンプルのガスを対象とした。このように回収したガスを、株式会社東レリサーチセンター [4] に送付、ガスクロマトグラフで分析を実施した。対象としたガスは、水素 (H_2)*、メタン (CH_4)*、エタン (C_2H_6)*、エチレン (C_2H_4)*、アセチレン (C_2H_2)*、一酸化炭素 (CO)*、二酸化炭素 (CO_2) の計 7 種である (*は可燃性ガスであることを示す)。

株式会社東レリサーチセンターの分析で得られた分解ガス組成を Fig. 3.6 に示す。同図 (a) は、計 8 サンプルの可燃性ガスの体積分率 [%] の平均を示しており、分解ガスの組成は、主に水素、アセチレンおよびメタンからなることが分かった。この結果は、第 1 章で示した白井ら [5] の計算結果や、空気中のアーク電圧と比べてアーク電圧が高くなる結果と定性的に合致している。また、同図 (b) は、分解ガス組成を電気協同研究 [6] で示されているガスパターン診断に当てはめた結果である。この診断では、同図 (b) の横軸の順にガス成分を並べ、縦軸はガス成分のうち最大の体積分率を 1.0 で規格化して、パターン図を描くことで異常の内容を診断する。これによれば、同図 (b) の結果は、水素主導形と呼ばれ、部分放電やアーク放電によるものと診断できる。

以上、本節では絶縁油中アークによって発生した分解ガスの組成分析の結果を示した。この結果、分解ガス組成は主に水素、アセチレンおよびメタンからなることが分かった。また、従来から変圧器の保守管理に用いられているガスパターン診断に当てはめても、絶縁油中アークによるものと診断される結果が得られた。

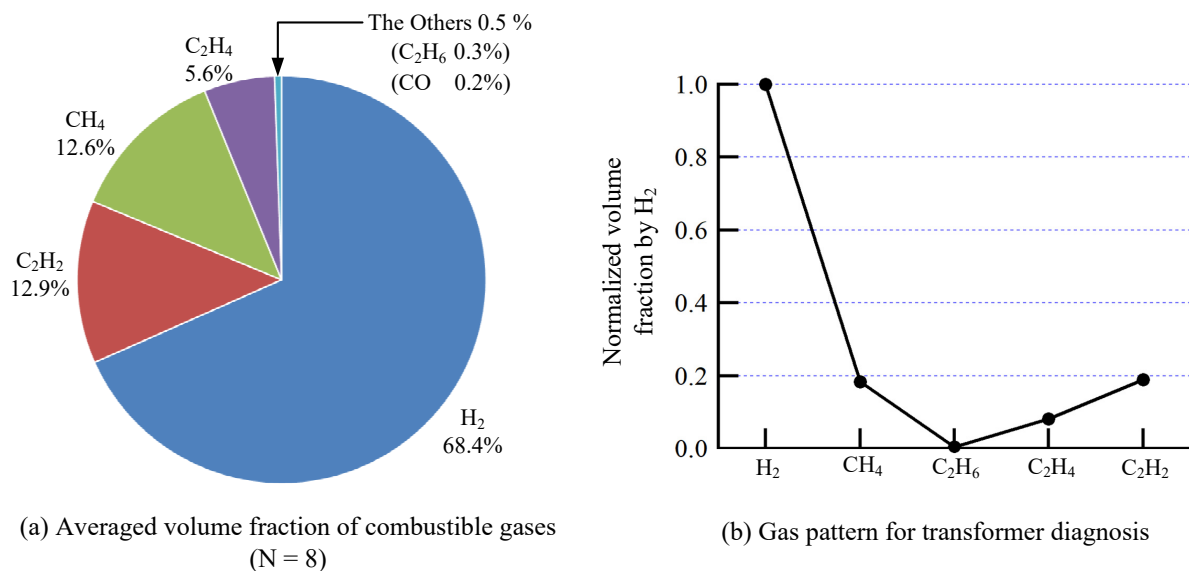


Fig.3.6 Results of the gas chromatographic analysis.

3.6 あとがき

本章では、まず、高速度カメラで観察した容器内部の画像を示した。続いて、この分解ガスに関連する絶縁油中アークの特性として、本研究で得られた単位ギャップ長あたりのアーク電圧、気相の定常的な圧力上昇値から算出した単位アークエネルギーあたりの分解ガス発生量、実験後に採取した分解ガスの組成分析の結果（分析そのものは外部機関で実施）を示し、先行研究における報告と比較した。これらの結果を整理すると、以下のようになる。

- 高速度カメラで観察した容器内部の画像から、アークは発生直後から分解ガスで覆われ、この分解ガスは気泡というべき球形状となっていることを示した。また、この気泡の挙動として、絶縁油中における気泡は膨張・収縮することを示した。
- 単位ギャップ長あたりのアーク電圧は、10 ～ 25 V/mm 程度となり、先行研究の報告（6 ～ 30 V/mm 程度）と同程度の値となった。また、絶縁油中のアーク電圧は、電流に比例して増加するという電流依存性のある

ことが明らかとなった。

- 単位アークエネルギーあたりのガス発生量は、 $0.075 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kJ}$ となる結果が得られた。これは、先行研究で示された値 ($0.02 \sim 0.11 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kJ}$) およびその平均値 ($0.065 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kJ}$) と概ね合致する。
- 絶縁油中アークで発生した分解ガスの組成は、主に水素、アセチレンおよびメタンからなることが分かった。また、この結果は、変圧器の保守管理に用いられているガスパターン診断に当てはめても、絶縁油中アークによるものと診断される。

以上の結果、本研究で得られた絶縁油中アークの特性は、先行研究によって示されている特性と大きく異なるものではないことが明らかとなった。これにより、先行研究で明確となっていない次章以降の考察や現象解明などの成果が、変圧器などの実設備にも適用できる可能性があるものとする。

第3章 参考文献

- [1] 森 英行, 今井田 豊, 平井 恒夫:「水中細線爆発における衝撃波およびガス体の挙動」, 日本塑性加工学会 昭和 62 年度 塑性加工春季講演論文集, pp.533-536 (1987)
- [2] E. Goodman and L. Zupon, “Static pressures developed in distribution transformers due to internal arcing under oil,” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 95, no. 5, pp. 1689–1698, 1976.
- [3] 緒志 哲郎, 伏見 保則, 岸 章夫, 村上寛:「高アークエネルギー領域における油中アーク試験」, 平成 4 年電気学会全国大会講演論文集, no. 861, pp. 8–41, 1992.
- [4] 株式会社 東レリサーチセンター, <https://www.toray-research.co.jp/> (2019 年 10 月 1 日閲覧).
- [5] 白井 万次郎, 下地 貞夫, 石井敏次:「絶縁油熱分解の熱力学的考察」, 電気学会論文誌 A, vol. 97, no. 7, pp. 331–338, 1977.
- [6] 電気協同研究会 電力用変圧器保守管理専門委員会 編, 油入変圧器の保守管理, 電気協同研究会, 第 54 巻, 第 5 号, 1999.

第 4 章

気泡挙動と圧力上昇の関係

4.1 まえがき

本章では、気泡挙動と気相および液相圧力上昇現象の関係性について述べる。これには、まず、分解ガス気泡の画像解析によって気泡体積の経時変化を推定することで、気泡挙動と気相の圧力上昇現象との関係を明らかにする。さらに、絶縁油中アークの位置（深さ）をパラメータとした実験結果を基に、気相圧力上昇から絶縁油の流動を近似的に計算し、この流動によって生じる気相、液相の圧力上昇現象の関係を考察する。また、絶縁油の流動によって、液相の圧力分布は深さ方向に変化することを示す。これにより、容器内の気泡挙動と気相・液相の圧力上昇現象の関係を明らかにする。

4.2 気泡挙動と気相圧力上昇

ここでは、前章 3.2 節で示した気泡画像およびこの実験で得られた各波形を示すとともに、気泡の画像解析から気泡体積の経時変化を推定することで、気泡挙動と気相圧力上昇の関係を明らかにする。

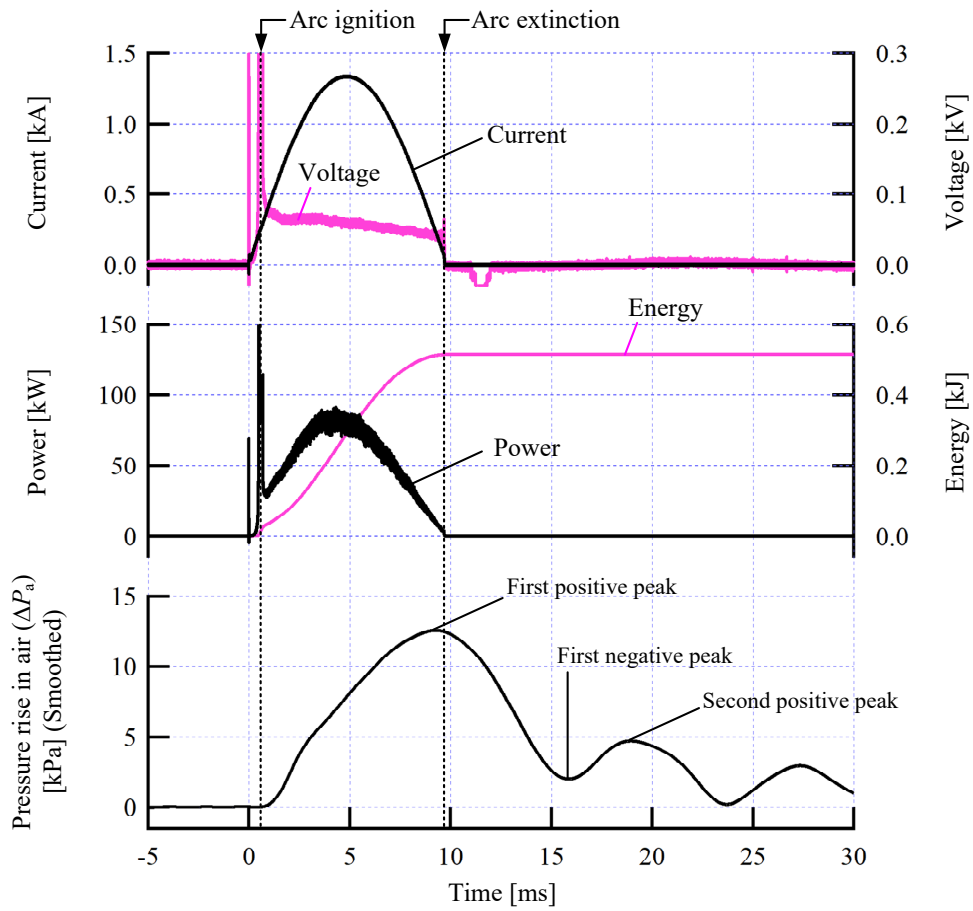
4.2.1 画像解析によるガス気泡の体積推定

Fig. 4.1(a) は実験で得られた波形のうち、アークの電流、電圧、パワー、エネルギーおよび気相圧力上昇を示す。この実験は、アークで発生する気泡の

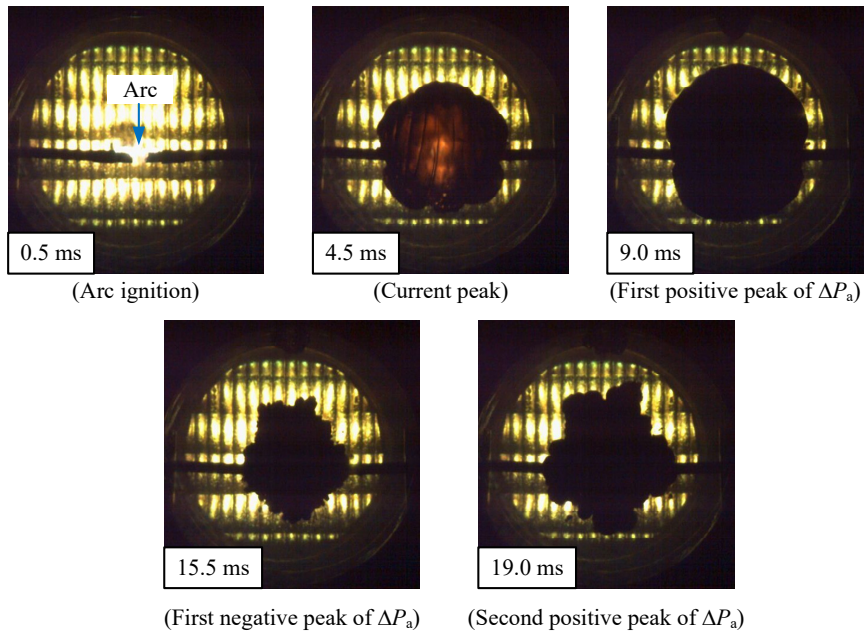
観察を目的にしており、アークの発生から消滅までの気泡全体が観察窓の直径に収まるよう実施した。その結果、電流波高値 1.4 kA、アークの継続時間 9.2 ms、アークエネルギー 0.52 kJ となっている。また、気相圧力上昇については、その値が非常に小さいこと、および振動の極値を後述の気泡画像との比較に用いることから、ノイズ除去のためにスムージング処理を施した波形を示している。

次に、同図 (b) は、この実験で撮影した気泡画像を示す。気泡画像は、前章 3.2 節で示したものと同一であるが、ここでは同図 (a) の波形データと時刻を同期している。この時刻同期は、波形側の通電開始からアークの発生が確認された時刻 0.5 s が、画像側では電極間に高輝度の発光が観測された時刻とする。なお、電流・電圧波形の時刻 0 s において観測されているのは、通電開始のための投入器の動作によるノイズである。これにより、圧力上昇波形の特徴的な時刻近傍の画像を抽出して、同図 (b) に示している。

気相圧力上昇波形と抽出した画像を比較すると、気相圧力上昇の極値の時刻と気泡画像の膨張・収縮挙動には関連が見てとれる。すなわち、圧力波形の最初の極大値（図中、First positive peak）の時刻約 9.2 ms においては、気泡画像の時刻 4.5 ~ 9.0 ms で気泡は膨張し、その後、15.5 ms で気泡は収縮しているように見える。同様に、圧力波形の次の極大値（図中、Second positive peak）の時刻約 19.0 ms に向かい、気泡は再度、膨張しているようである。そこで、気相圧力振動と気泡の膨張・収縮を定量的に確認するため、画像からガス気泡体積の推定し、さらに推定した気泡体積から気相圧力上昇の算出を行った。



(a) Measured waveforms in No. 5 (peak current: 1.4 kA, arc duration: 9.2 ms)



(b) Time synchronized bubble images with the measured waveforms

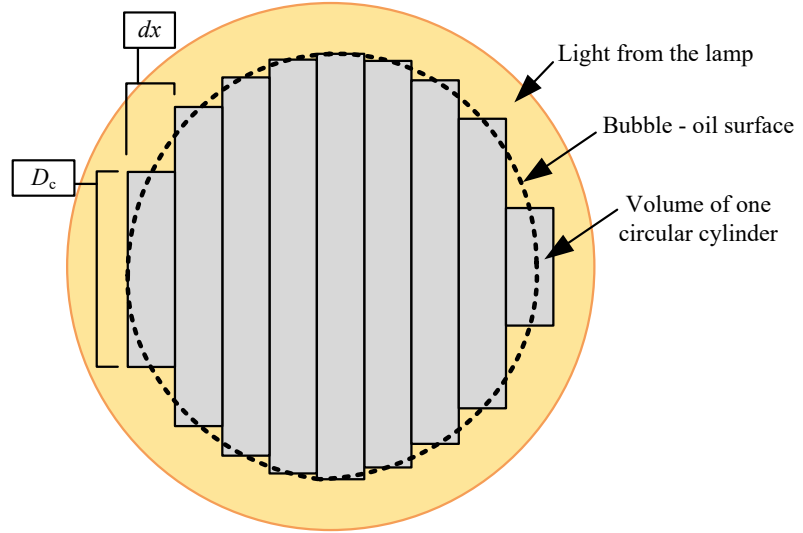
Fig.4.1 Relation between measured waveforms and bubble images.

気泡体積の推定について、その概要や推定手順の一部を例として Fig. 4.2(a)~(e) に示す。同図 (a) は、体積推定の概要を述べるため、気泡画像を模式図として示す。同図には、対向する観察窓から容器内に投光しているランプの光、体積を推定しようとする気泡（図中、破線）を描いている。このような気泡画像に対して、体積推定では、数値積分における区分求積のように、画像のうちの気泡を幅 dx の細かな短冊状で区切り、紙面垂直方向は円形と仮定することで、直径を V_c とする各円柱の体積を算出、これら各円柱体積の総和を気泡体積として求めた。

次に、各画像の気泡体積の推定手順について述べる。これには、実験で得られた画像を図中 (b), (d) に示すような 8 ビットグレイスケールへと変換した画像を用いる。この変換により、各画像は横軸 $x = 0 \sim 511$ pixel, 縦軸 $y = 0 \sim 511$ pixel に加えて、各 pixel の色合いは、輝度 $0 \sim 255$ bpp (bit per pixel) として得られる。なお、0 bpp は黒を、255 bpp は白を表す。これにより、各画像から定量的なデータが得られる。さらに、気泡体積の推定には、気泡にあたる部分の輝度、および実際の長さ [mm] と画像上の長さ [pixel] の関係を得る必要があり、これには電極を利用した。具体的には、図中 (b) は、アークが発生する前の画像を示しており、電極が位置する $y = 280$ pixel における x 軸方向の輝度から、輝度分布として図中 (c) が得られる。この図から、ランプの光が妨げられている電極にあたる部分は、平均的な輝度として 40 bpp が得られた。そこで、この 40 bpp をしきい値として、気泡の部分は 40 bpp 未満として読み取りに使用した。また、この図の高輝度部分の幅の 20 pixel をギャップ長 5 mm として、単位ピクセルあたりの長さ $\alpha = 0.25$ mm/pixel と設定した。この α を用いることで、画像上の長さ [pixel] を実際の長さ [mm] に換算する。

続いて、同図 (d) には、気泡が発生している画像を示し、このうち短冊状とした 1 つの円柱体積の算出の例を述べる。この画像で、 x 軸 248 ~ 252 pixel の幅 ($dx = 5$ pixel) の平均の輝度を抽出すると、同図 (e) の輝度分布が得られる。この輝度分布より、ランプの光が確認できる高輝度部分の間の 40 bpp 未

満を気泡とすると、円柱の直径 D_c は 265 pixel となる。これにより、この x 軸 248 ~ 252 pixel の円柱体積は $V_c = \alpha dx \pi D_c^2 / 4 [\text{mm}^3]$ により求まる。同様に、 x 軸方向について $dx = 5$ pixel 毎に円柱直径を読み取り、各円柱体積の総和を算出することで画像 1 枚分の気泡体積を推定した。なお、電極の体積分は気泡体積から除いている。これらの手順を、通電初期の気泡が比較的球形として観測された画像を対象に繰り返し、推定の気泡体積 V_{Eb} の経時変化を得た。なお、下付きの添え字 E は推定値であることを示している。



(a) Schematic diagram of the bubble volume estimation

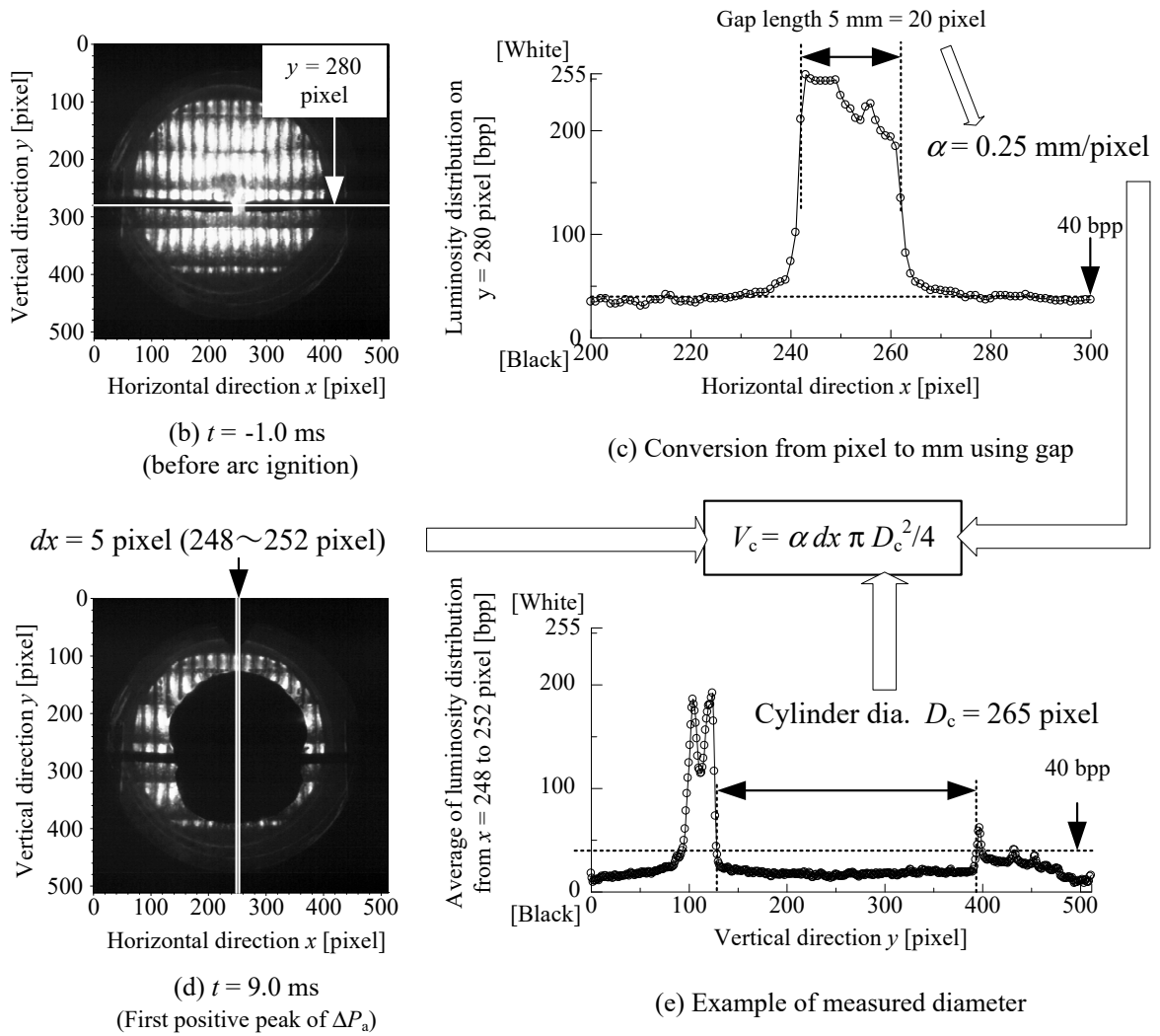


Fig.4.2 Bubble volume estimation based on 8 bit grayscale images.

4.2.2 ガス気泡体積と気相圧力上昇の関係

前節では、気泡を観測した画像を用いる気泡体積 V_{Eb} の推定について述べた。本節では、気泡体積と気相圧力上昇の関係を明らかとするため、推定した V_{Eb} を基に、さらに気相圧力上昇 ΔP_{Ea} を算出し、実測の気相圧力上昇と比較を行う。これには、前述の定常的な圧力上昇から気泡体積を算出する (3.1) 式を、圧力上昇について解く以下の式を用いた。

$$\Delta P_{Ea} = \frac{V_{Eb} P_0}{V_0 - V_{Eb}} \quad (4.1)$$

ここで、 ΔP_{Ea} は、推定した気泡体積 V_{Eb} から算出した気相圧力上昇を示す。なお、下付きの添え字 E は、気泡体積同様に推定値であることを示している。

実測した気相圧力上昇 ΔP_a と上記によって推定した気相圧力上昇 ΔP_{Ea} を Fig. 4.3 に示す。同図より、推定した気相圧力上昇は、通電開始から 15 ms 程度までは実測と良く一致している結果が得られた。これにより、気泡挙動と気相圧力上昇の関係は、絶縁油中アークで発生した気泡体積に応じて、絶縁油の気相側への流動が生じることで気相-液相界面が上下し、これによる気相体積の増減が気相の圧力上昇を決定しているためと考えられる。また、15 ms 以降では、実測と推定に差異が認められる。この原因として、気泡体積の推定では紙面垂直方向を円形と仮定したのに対して、Fig. 4.1 (b) で示したように当該時刻では気泡は歪んだ形状となっていることが挙げられる。これにより、気泡体積を実際よりも大きく推定することとなり、結果、圧力についても実測よりも推定は高い値を示したと考えられる。

ここで、本節のまとめとして、気泡挙動と気相圧力上昇の関係を纏める。高速度カメラによる観察の結果、絶縁油中アークによって発生した気泡は、電極間に留まり、膨張・収縮することが確認された。また、気泡画像から推定した気泡体積を基に、(4.1) 式から気相圧力を算出した結果、実測と概ね一致

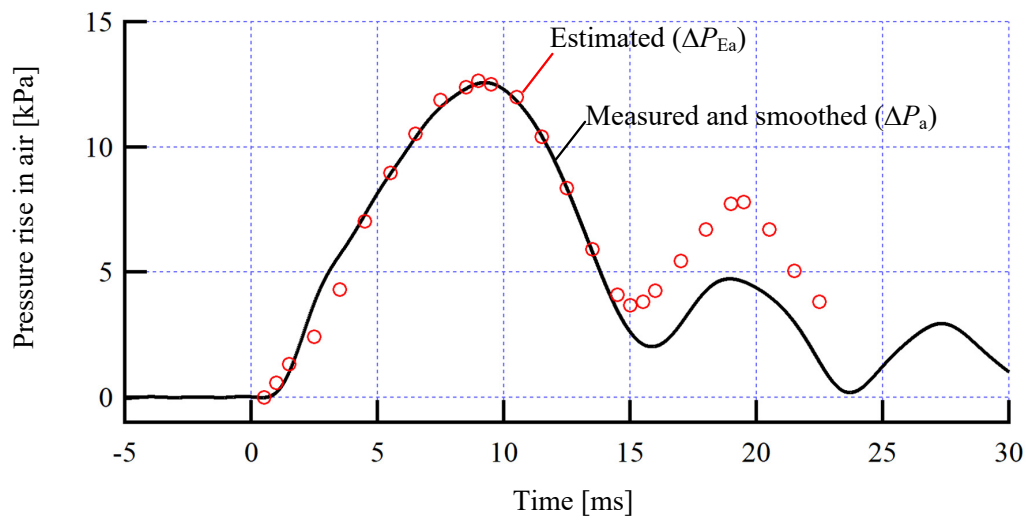


Fig.4.3 Comparison of ΔP_a with estimated pressure rise ΔP_{Ea} from bubble volume.

する結果が得られた。これらの結果より，気泡挙動と気相圧力上昇の関係は，Fig. 4.4 の模式図として表される。この図では，アークで発生した気泡体積 V_b に応じて，気泡上部の絶縁油は流動することで，気液界面は上下し，これによる気相体積の増減 ($V_0 - V_b$) が気相圧力 P_a を決定していることを示している。

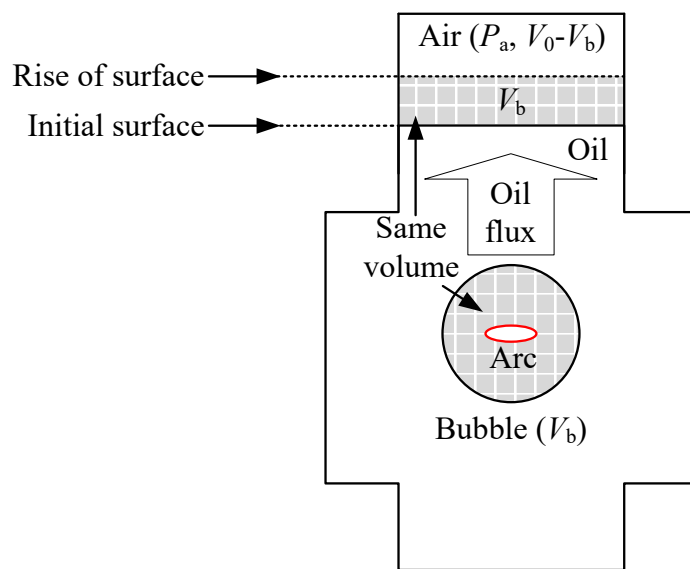


Fig.4.4 Relationship among bubble volume, air-oil surface and pressure rise in air.

4.3 気相と液相の圧力上昇の関係

前節では、気泡体積に応じた絶縁油の流動によって、気液界面が上下し、気相体積の増減が気相圧力を決定するという気泡挙動と気相圧力上昇の関係を明らかとした。本節では、さらに液相の圧力上昇を気相圧力と絶縁油の流動から考察する。具体的には、アーク発生直後に液相で生じるスパイク圧と、気相と液相で圧力に位相差が生じるピストンモーションおよび液相では深さ方向に圧力分布が生じる現象を対象とする。これにより、容器内の気泡挙動と気相および液相の圧力上昇の関係を明らかとする。

4.3.1 考察の対象

本節では、LC 共振電源を用いて行った実験のうち、アークの深さを変化させた容器構成 case II, III で得られたデータ（試験番号 39, 40）を考察の対象とする。これらの実験では、気相圧力 1 箇所と深さの異なる液相 2 箇所の圧力を測定している。

Fig. 4.5 に、それぞれの実験で得られた波形を示し、結果の概略を述べる。電流はいずれの条件でも第一半波の波高値は 6.6 kA で、その後の減衰も同一である。アーク電圧は、電流第一半波の波高値時点では同図 (a), (b) とともに 90 V 程度で同一である。また、(a) では 25 ms, (b) では 55 ms 程度の時刻で瞬間的にアーク電圧は上昇する場合があります、このときのアークパワーは 1 MW を超える。このアーク電圧の瞬間的な上昇は、アークの深さに因らず観測されており、気泡内のアーク経路に絶縁油が介在することで生じるものと考えられる。これにより、結果として (a) case II の方が、全アークエネルギーは高い結果が得られた。

同図 (a) case II の場合の圧力波形については、気相圧力上昇 ΔP_a は、117 Hz 程度の振動を伴い、全アークエネルギー 45 kJ で最大値 510 kPa に達している。液相圧力上昇 ΔP_o , ΔP_d では、アーク発生直後に最大 300 kPa 程度のスパ

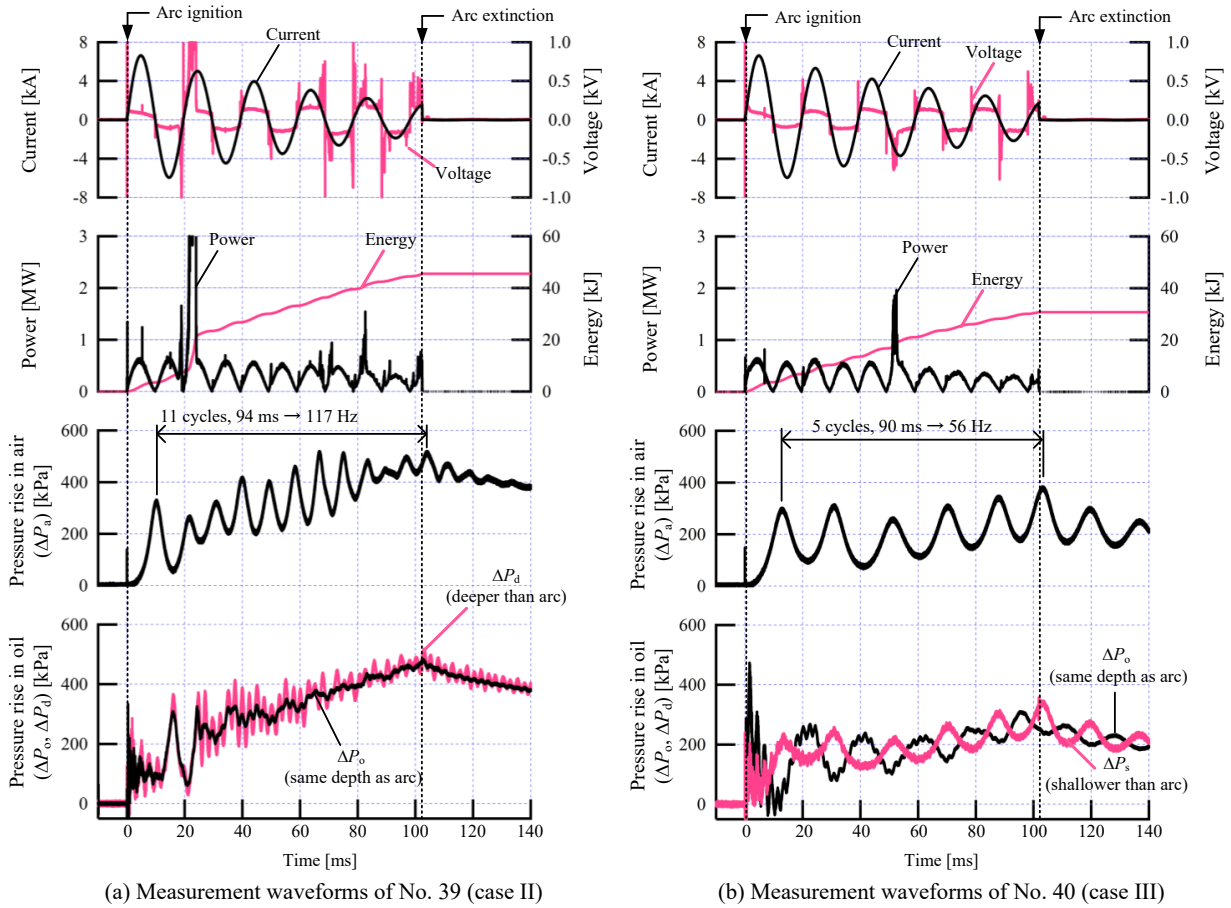


Fig.4.5 Measurement waveforms of different arc depth.

イク圧が発生している。その後、圧力の振動が始まり、25 ms 程度までは、気相と液相の圧力は逆位相で振動し、これをピストンモーションと考える。25 ms 以降は、 ΔP_o では大きな振動はなく、 ΔP_d では高周波の振動が続き、アーク消滅時点では ΔP_a と同程度の圧力上昇最大値となった。同図 (b) case III の場合の圧力波形については、気相の圧力上昇 ΔP_a は、56 Hz 程度の振動を伴い、全アークエネルギー 31 kJ で最大値は 375 kPa に達している。液相の圧力上昇では、スパイク圧は ΔP_o で最大 250 kPa、 ΔP_s で最大 460 kPa 程度発生している。その後、ピストンモーションが始まり、 ΔP_a と ΔP_o では逆位相の、 ΔP_a と ΔP_s では同位相の圧力振動が継続する。

以上より、アークの深さが異なることで、圧力振動の振幅や周波数は異なること、液相 2 箇所での圧力波形も異なる場合のあることが分かった。次の 4.3.2

節では、気相、液相圧力の関係について述べるため、この関係に重要な絶縁油の流動を気相圧力から近似的に計算する。その後、4.3.3 節では、これらの関係の妥当性を検証するため、実測した気相圧力とこれを基に近似的に計算した油の流動から、液相圧力を算出し、実測との差異を確認するとともに、4.3.4 節では液相深さ方向の圧力分布を考察する。

4.3.2 絶縁油流動と圧力の関係

前述の通り、高速度カメラを用いた容器内部の観察によって、絶縁油中アークの発生直後からアーク周囲には球状の分解ガス気泡が発生し、この気泡は膨張・収縮する。また、実験で得られた気相圧力上昇 ΔP_a と画像から推定した気泡体積 V_{Eb} は、(4.1) 式および Fig. 4.4 の関係において良く一致していることが分かった。これにより、アークで発生した気泡体積に応じて絶縁油が流動し、気相体積の増減が気相の圧力上昇を決定しているものと示した。したがって、気相、液相の圧力の差異は、絶縁油の流動に起因していると考えられ、この関係を明らかにする必要がある。しかしながら、容器内部の絶縁油の流動を直接的に測定することは困難である。そこで、本節では、絶縁油の流動と気相および液相圧力の関係式を導出するとともに、実測した気相圧力から絶縁油の流動を計算する。

4.3.2.1 絶縁油流動と圧力の関係式

まず、気泡の膨張・収縮に伴う絶縁油の流動において、気液の界面は常に一樣に上下し、気泡体積と界面の上昇分の体積は等しいという関係が成り立つと仮定する。これにより、 ΔP_a から、空気－絶縁油界面の上下方向の変位 x の関係を得ることができる。すなわち、気相圧力 P_a (絶対圧)、気泡体積 V_b 、気液界面の変位 x は、次式の関係となる。

$$P_a = \frac{V_0 P_0}{V_0 - V_b} = \frac{V_0 P_0}{V_0 - Sx} \quad (4.2)$$

ここで、 S は気液界面の断面積 $75.4 \times 10^{-3} \text{m}^2$ 、 x は上向きを正とした初期界面からの変位 [m] を示す。絶縁油は非圧縮で、流動する絶縁油は上端 (気相との界面) と下端 (分解ガス気泡との界面) に速度差がない剛体と仮定すれば、界面の変位はアークから上部の絶縁油全体の上下の流動運動の変位となる。これにより、(4.2) 式に、実験で得られた気相圧力 P_a を与えることで、絶縁油流動の変位 x を算出できる。さらに、この流動運動の変位の時間微分によって速度 dx/dt [m/s] が、速度の時間微分によって加速度 dx^2/dt^2 [m/s²] が得られる。

次に、この上下に流動する絶縁油の質量 m_f [kg] は、以下の式で表わされる。

$$m_f = \rho_o L S \quad (4.3)$$

ここで、 L は流動する絶縁油深さ方向の長さ [m]、 ρ_o は使用した絶縁油の密度 905 kg/m^3 を示す。

ニュートンの運動方程式より、アーク上部の質量 m_f の絶縁油の上下の流動は、気相および液相から絶縁油に加わる力の差分によって発生すると考えられ、これは (4.4) 式で表わされる。

$$m_f \frac{d^2 x}{dt^2} \left(= \rho_o L S \frac{d^2 x}{dt^2} \right) = F_o - F_a \quad (4.4)$$

ここで、 F_o は気泡から絶縁油に加わる力 [N]、 F_a は気相から絶縁油に加わる力 [N] を示す (いずれの力も上向きを正とする)。さらに、(4.4) 式の両辺を気液界面の断面積 S で除算すると、右辺は圧力差 ($P_o - P_a$) となる。これにより、液相圧力 P_o について整理すれば、以下の関係が得られる。

$$P_o = \rho_o L \frac{d^2 x}{dt^2} + P_a \quad (4.5)$$

(4.5) 式より，液相の圧力上昇現象は，絶縁油の流動によって発生する圧力 $\rho_o L d^2 x / dt^2$ とアークで発生した分解ガス気泡体積分の気相圧力上昇 P_a が重畳することで生じているものと考えられる。あるいは， $P_o - P_a$ の圧力差分は，絶縁油流動の加速度に比例して生じていると言える。また，このような，円管内の 2 箇所での圧力差分から流体の加速度を検出する方法は，気体を対象として，鳥越 [1] が報告している。次節では，この妥当性を確認するために，実測で得られた気相圧力から絶縁油の流動する加速度を得るための信号処理について述べる。また，4.3.3 節では，気相圧力上昇と絶縁油の流動する加速度によって推定される液相圧力上昇 ΔP_{Eo} と実測 ΔP_o を比較するとともに，流体力学の観点から (4.5) 式の関係性を述べる。なお，前述の推定の気相圧力と同様に，推定した液相の圧力上昇は，添え字 E を用いて， ΔP_{Eo} と表記する。

4.3.2.2 絶縁油流動を得るための信号処理

本節では，実測の気相圧力上昇 ΔP_a から絶縁油の流動する加速度 dx^2/dt^2 を算出する信号処理について述べる。

Fig. 4.6 は，Fig. 4.5 で示した ΔP_a について，高速フーリエ変換を行った結果を周波数特性として示す。同図より， ΔP_a のスペクトル強度は低周波成分が高いことが分かる。また，スペクトルの特徴的なピークの周波数は，Fig. 4.5 で示した通電期間中の振動周波数と概ね一致する結果が得られた。この特徴的な気相圧力の振動周波数は，気泡挙動が流動する絶縁油質量による慣性の影響を受けること（3.2 節で示した森らの報告を参照されたい）と，アークパワーの周波数が 100 Hz であることが影響していると考えられる。つまり，(a) No. 39 (case II) の場合は，流動する絶縁油の質量は小さいため，気泡挙動お

よび圧力振動はアークパワーに追従することで、その周波数は同程度になったものとする。一方、(b) No. 40 (case III) の場合は流動する絶縁油の質量が増えることで、気泡の過膨張・過収縮が顕著となり、その結果、圧力振動の周波数はアークパワーの周波数よりも低くなったものと考えられる。なお、1,000 Hz 以上の周波数帯域で 10^6 を超えるピークはなかった。

ここで、ある変位 h を正弦関数で示し、その微分によって速度、加速度を表すと、以下の (4.6) 式のようになる。この式から、変位の振幅に対して、加速度の振幅は角速度 ($\omega = 2\pi f$) の 2 乗に比例して、増幅されることが分かる。これにより、高周波成分のノイズの影響は増幅される。また、変位と加速度の位相は 180° 異なることが分かる。

$$\left\{ \begin{array}{l} h = h_0 \sin(\omega t) \\ \frac{dh}{dt} = \omega h_0 \cos(\omega t) \\ \frac{dh^2}{dt^2} = -\omega^2 h_0 \sin(\omega t) \end{array} \right. \quad (4.6)$$

上記の Fig. 4.6 で示した ΔP_a の周波数特性、および微分によって高周波成分

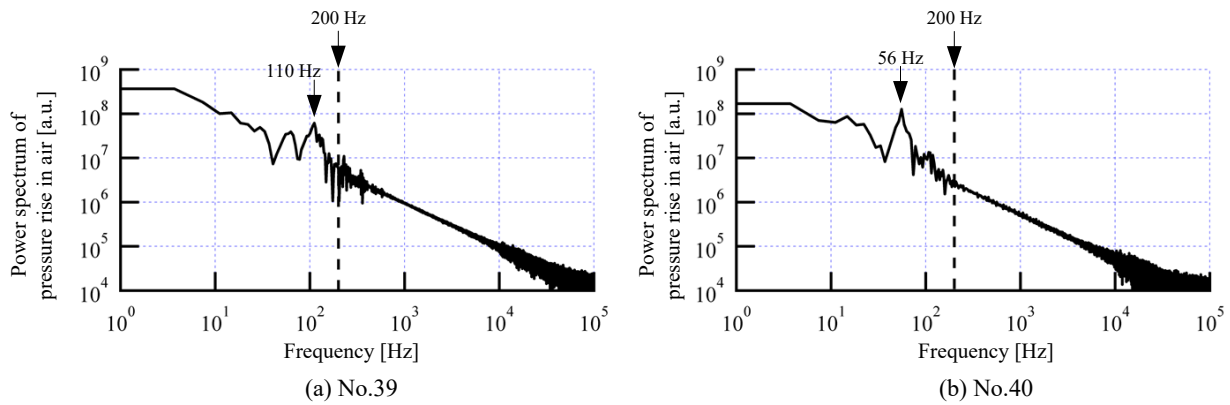


Fig.4.6 Power spectrum of pressure rise in air.

のノイズが増幅されることを勘案して、信号処理として、 ΔP_a の周波数領域で 200 Hz を超える高周波成分をノイズとして除去した。これを逆フーリエ変換にすることで、低周波成分のみの圧力波形を得て、(4.2) 式を変位 x について解き、変位の 2 階微分から加速度を算出した。なお、ここで着目した 200 Hz は、スペクトルの特徴的なピークの周波数 (110 Hz) より高いこと、信号処理前後の波形の相似が保たれる極力低い周波数であることから決定した。

Fig.4.7 は、通電開始から 40 ms までの ΔP_a について、Fig.4.5 で示した信号処理前の波形 (図中、Raw と表記) と信号処理後の低周波成分のみの波形 (図中、Filtered と表記) を示す。同図より、信号処理後の ΔP_a は、処理前の圧力波形の中心を推移して、細かな振動が除去されていることが分かる。次に、Fig.4.8 は、信号処理後の圧力を基に算出した絶縁油の変位 x ，その時間微分の速度 dx/dt ，さらに加速度 dx^2/dt^2 を示す。同図より、加速度の波形に細かな振動はほとんどなく、変位 x と逆の位相で振動することが分かる。ここで、算出された加速度の通電開始前は 0 とした。

次節では、実測した液相圧力上昇と、以上のように算出した絶縁油流動の加速度および実測した気相圧力上昇を (4.5) 式に代入することで推定した液相の圧力上昇を比較する。

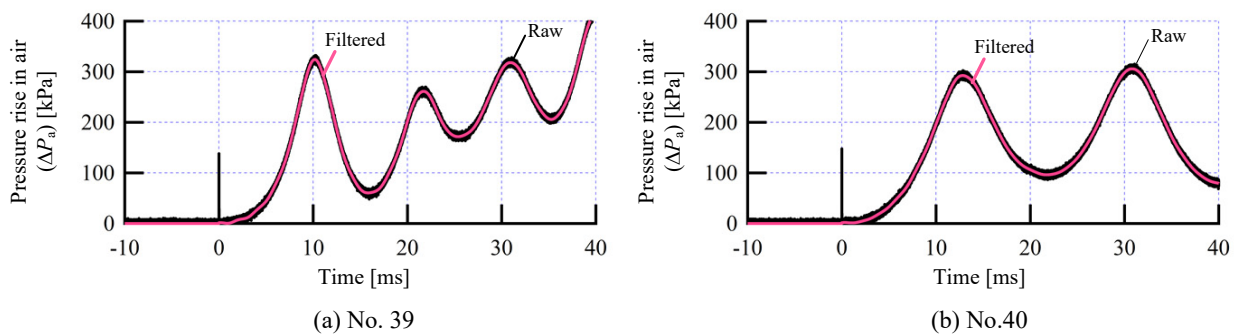


Fig.4.7 Comparison of raw with filtered pressure waveforms.

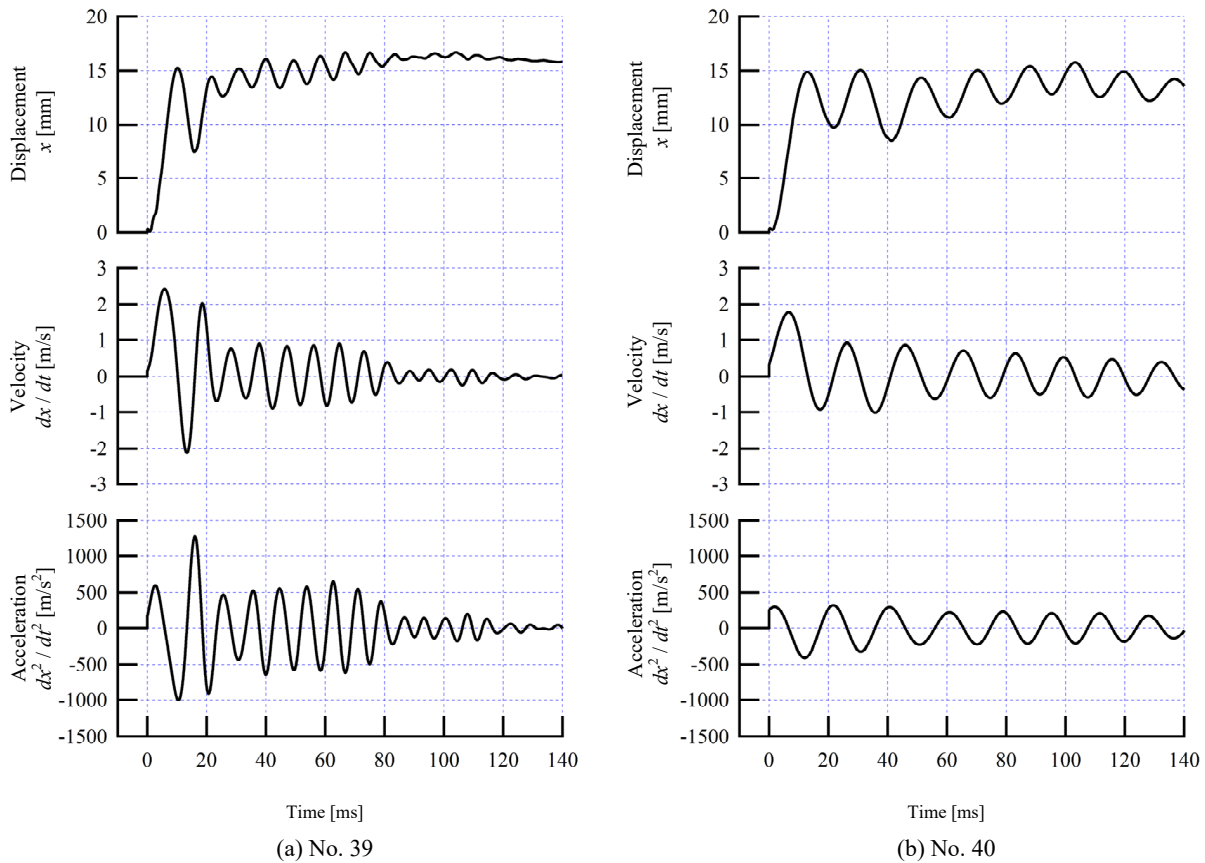


Fig.4.8 Calculated displacement, velocity, and acceleration of oil from the pressure rise in air.

4.3.3 液相圧力の実測と推定の比較

本節では、実測した液相圧力上昇 ΔP_o と、前節までに述べた絶縁油流動の加速度および実測した気相圧力上昇を (4.5) 式に代入することで推定した液相の圧力上昇 ΔP_{Eo} を比較する。

(4.5) 式から液相の圧力上昇 ΔP_{Eo} を得るためには、絶縁油流動の加速度、気相圧力上昇に加えて、流動する絶縁油の深さ方向の長さ L を与える必要がある。まずは、この L に、アークと同一の深さ (No. 39 では 305 mm, No. 40 では 745 mm) を与えて ΔP_{Eo} を算出し、これらとアークと同一深さの実測 ΔP_o と比較した。この結果を、Fig.4.9 に示す。

同図 (a) の実測と推定を比較すると、アーク発生直後のスパイク圧における

高い周波数の波高値に相違がある。これは、絶縁油流動の加速度の算出において 200 Hz を超える成分をノイズとして除去しているため、再現出来ていないものとする。また、スパイク圧やピストンモーションにおいて、 ΔP_{E0} の振動は実測の ΔP_0 よりも大きい。この振動に着目すると、 ΔP_a と逆の位相である。例として、 ΔP_{E0} において 40 ms 時点は負のピークであるが、Fig.4.5 に示す ΔP_a ではこの時点では正のピークである。このことから、 ΔP_a の振動よりもその逆位相の絶縁油加速度分の圧力振動を大きく推定しているものと考えられる。このように、実測と推定の振動には差があるものの、実測した圧力 ΔP_0 は、 ΔP_{E0} の中心付近を推移しており、実測と推定は概ね一致する結果が得られた。同様に、同図 (b) でも推定の圧力振動の方が実測よりも大きい。しかし、こちらも実測と推定は概ね一致しており、特に、スパイク圧からピストンモーションまで圧力振動の周期は良く一致している。

上記では、液相圧力の推定において、流動する絶縁油の深さ方向の長さ L に、アークの深さを与え、アークと同一の深さにおける液相圧力の実測と推定が概ね一致していることを示した。しかしながら、前述の Fig.4.5(b) で示すように液相 2 箇所の圧力上昇波形は同一とはならない場合がある。これは、

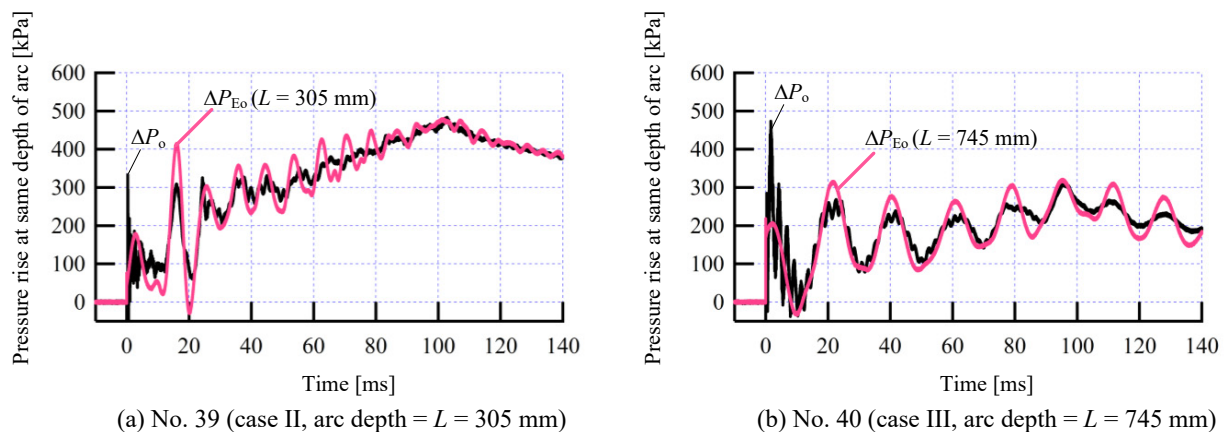


Fig.4.9 Comparison of measured and estimated pressure rise at same depth of arc.

アーク上部の絶縁油全体が同一の加速度で運動しても、アークと測定箇所的位置関係により、圧力上昇に寄与する絶縁油の質量が異なるためと考えられる。そこで、アークとは異なる深さの液相圧力 ΔP_d （アークより深い位置）、 ΔP_s （アークより浅い位置）について、 L を変化させた推定 ΔP_{Ed} 、 ΔP_{Es} と比較した。

Fig. 4.10 は、実測の液相圧力 ΔP_d 、 ΔP_s とそれぞれを推定した液相圧力 ΔP_{Ed} 、 ΔP_{Es} を示す。ここで、まず、同図 (a) の ΔP_d を推定する ΔP_{Ed} は、 $L = 305\text{mm}$ として算出した。つまり、前述の Fig. 4.9 (a) の ΔP_{E0} と同一の波形である。絶縁油が非圧縮性であることを考えれば、 ΔP_d の測定箇所を含めたアーク下部の絶縁油の流動は無視できるほど小さいと考えられる。液相圧力 ΔP_{Ed} の算出において、 $L = 850\text{mm}$ として算出することはアークよりも下部の油の流動も想定することになりこれに矛盾する。したがって、 L はアークと同じ深さの 305 mm として ΔP_{Ed} を算出した。一方で、同図 (b) の ΔP_{Es} は $L = 200\text{mm}$ として算出した。これは、 ΔP_{Es} の測定箇所はアークよりも浅い位置であるため、この圧力上昇に寄与する絶縁油の流動は 200 mm 分の絶縁油のみと考えられるためである。

Fig. 4.10 (a) の実測と推定を比較すると、アーク発生から消滅まで実測で高周波の圧力振動が多く、推定はこの高周波の振動を表わせていない。この高周波の圧力振動に考察を加えると、この深さにおいてはアークより下部であり、絶縁油の流動は生じていない。このことから、この圧力振動は気泡から絶縁油中を伝わる圧力振動であると考えられる。したがって、 ΔP_{Es} では対象に出来ていない。

次に、同図 (b) の実測と推定を比較すると、高周波の圧力振動を除いて、比較的良く一致していると言える。以上より、Fig. 4.10 に示したアークと異なる深さの圧力においても実測と推定は概ね一致したと考える。このことから、絶縁油の流動によって発生する圧力は、アークより下部ではほぼ一定であり、アークより上部では浅くなるほど小さくなるものと考えられる。したがって、

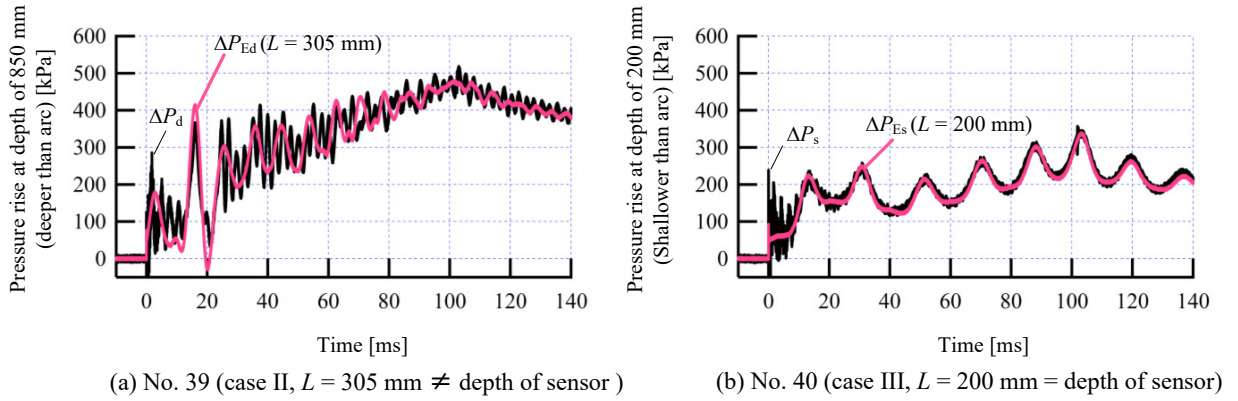


Fig.4.10 Difference of pressure rise in oil due to the influence of depth.

液相の深さ方向には圧力分布が生じる。

以上のように、結果として、液相圧力、気相圧力、および絶縁油流動の関係は概ね (4.5) 式で表されることが分かった。ここで、(4.5) 式について流体力学の観点から考察を加える。まず、問題を円筒座標系における周方向 (θ 方向) を無視した軸対象、容器内は Fig.4.11 のように x - r 平面の 2 次元として扱い、 $0 \leq x \leq L$, $-D/2 \leq r \leq D/2$ までの絶縁油の流動を考える。次に、容器内上部は圧縮性の気相があることから、絶縁油の流動は x 軸方向が支配的として、 r 軸方向の流速 $v_r = 0$ と無視する。また、実測より、圧力は位置および時間によって変化していることから円管内は非定常の流れとして、流速 v_x は x, r, t の関数、すなわち、 $v_x(x, r, t)$ とする。

非定常な流れでは、絶縁油中の音速を c [m/s]、振動の周波数を f [Hz] とし、

$$v_x \ll c, \quad L \ll \frac{c}{f} \quad (4.7)$$

の両条件を満足すると、流体を非圧縮性とみなすことができる。これに具体的な値として、絶縁油の音速 c に 1410 m/s (常温) [2], v_x に 3 m/s (Fig. 4.8

で得られた最大速度の概算値より), L に 0.305 m, f に 110 Hz (Fig. 4.6 で得られた周波数成分より) を与えると, 非圧縮性 (絶縁油の密度は一定) として差し支えないものとする。

非圧縮の連続の式およびナビエ・ストークス方程式の成分表示は,
連続の式 :

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(rv_r) = 0 \quad (4.8)$$

ナビエ・ストークス方程式 (x 方向) :

$$\rho_o \left(\frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_r \frac{\partial v_x}{\partial r} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left\{ \frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial v_x}{\partial r} \right) \right\} \quad (4.9)$$

ナビエ・ストークス方程式 (r 方向) :

$$\rho_o \left(\frac{\partial v_r}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_r}{\partial x} + v_r \frac{\partial v_r}{\partial r} \right) = -\frac{\partial P}{\partial r} + \mu \left[\frac{\partial^2 v_r}{\partial x^2} + \frac{\partial}{\partial r} \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(rv_r) \right\} \right] \quad (4.10)$$

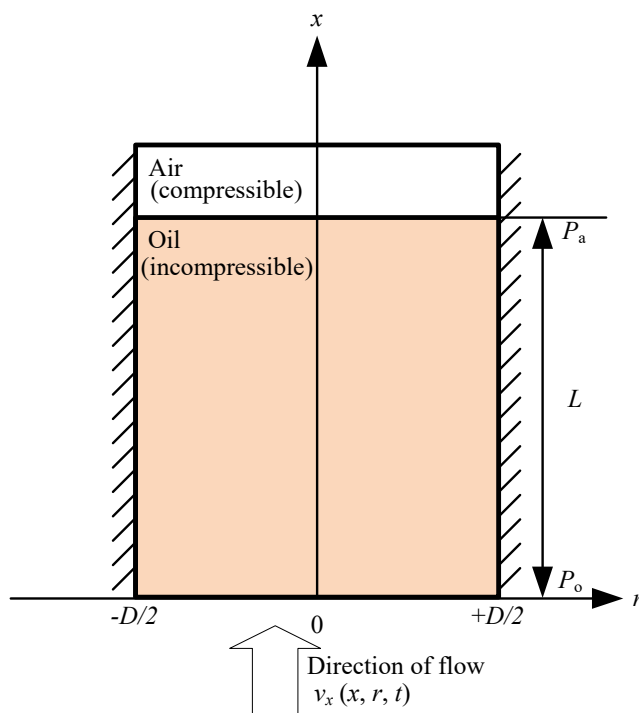


Fig.4.11 Model of unsteady fluid flow in the closed vessel.

と得られる。ここで、 μ は流体の粘度（粘性係数）で、実験に用いた絶縁油は $13.6 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ （常温）である。ナビエ・ストークス方程式において、左辺全体は慣性項、 $\partial/\partial t$ の項は非定常項、 $\partial/\partial x, \partial/\partial r$ の項は移流項、右辺の第一項は圧力項、第二項は粘性項と呼ばれる。特に、左辺の移流項は、非線形となるため、ナビエ・ストークス方程式を解くことは非常に難しい問題となる [3]。しかし、流れは x 軸の一方向にあるものとして、 $v_r = 0$ とすれば (4.9) 式のみを考えれば良く、さらに、連続の式が成り立つためには、 $\partial v_x / \partial x = 0$ となり、速度 v_x が流れ方向に変化しないことを示す。したがって、 v_x は、 r, t の関数となり、(4.9) 式は、

$$\rho_0 \frac{\partial v_x}{\partial t} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left\{ \frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial v_x}{\partial r} \right) \right\} \quad (4.11)$$

となる。なお、式の導出などは流体力学や輸送現象に関する書籍を参照されたい [3, 4]。

非定常な流れの場合には、その非定常性を表す無次元量として、Womersley 数 Wo が用いられる [5, 6]。この Wo は、ナビエ・ストークス方程式の慣性項と粘性項の比（慣性項／粘性項）および円管内の速度分布（ r 軸方向の v_x の変化）の指標を表すものとして、

$$Wo = \sqrt{\frac{\rho \omega D^2}{\mu}} \quad (4.12)$$

と定義される。これに、 D を容器直径 0.31 m、 f を 56 Hz（Fig. 4.6 で得られた周波数成分より）とすると、 $Wo \approx 1500$ となる。したがって、慣性項に比べて、粘性項は非常に小さいと言える。また、Loudon らは、数値計算によって Womersley 数をパラメータとした圧力差分と速度分布の関係を示してお

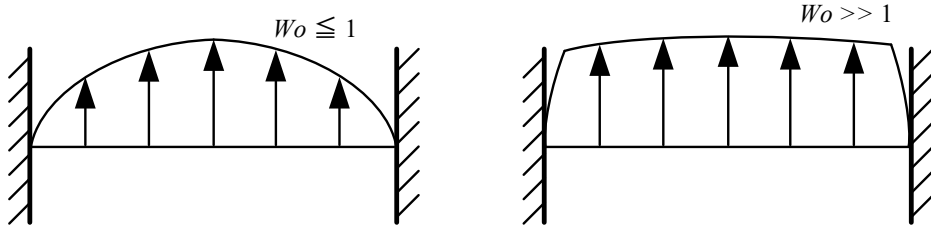


Fig.4.12 Relative velocity profiles with a change in Womersley number.

り [7], これを模式的に示すと Fig.4.12 のようになる。同図より, $Wo \approx 1500$ と大きい場合には, 壁面近傍を除いて, r 軸方向の v_x は平らな速度分布となり油は一体となって振動すると言え, 最終的に, $\partial v_x / \partial r \approx 0$, すなわち, v_x は時間 t のみの関数と簡略化する。この簡略化により, (4.11) 式の粘性項を無視するとともに, $\partial v_x / \partial t = dv_x / dt = d^2 x / dt^2$, $\partial x = L$, $\partial P = P_o - P_a$ とすれば,

$$\rho_o L \frac{d^2 x}{dt^2} = P_o - P_a \quad (4.13)$$

が得られ, これはニュートンの運動方程式から得た (4.5) 式と同じ関係となる。

ここでは, 流体力学の観点から (4.5) 式の液相圧力, 気相圧力, および絶縁油流動の関係を考察した。この考察では, 絶縁油の流動について, 半径方向の流速 $v_r = 0$ とし, 絶縁油は非圧縮性で, 粘性を無視する (Womersley 数が 1500 と大きい) という単純化により, ナビエ・ストークス方程式, ニュートンの運動方程式の両方から同じ関係が得られることを示した。次節では, L を変化させた際の推定圧力を示し, 液相深さ方向の圧力分布を考察する。

4.3.4 液相深さ方向の圧力分布

前節で述べた通り, 気相圧力 ΔP_a , および ΔP_a から得られる絶縁油の変位 x に対して, 変位 x を 2 階微分した絶縁油の加速度の位相は 180° 異なる。これ

に、(4.5) 式で示したように、液相の圧力は、深さに比例した絶縁油の流動によって発生する圧力と空気相の圧力 ΔP_a の和として表わされるため、深さに方向に圧力振動の振幅は変化していくものと考えられる。そこで、試験番号 No. 40 における実測 ΔP_a と L を 200, 350, 500, 745 mm として推定した圧力波形 ΔP_E を Fig. 4.13 に示す。同図に示すように、 $L = 200$ mm では、絶縁油の流動によって発生する圧力は小さく、圧力の振動の位相は ΔP_a に近いことが分かる。また、 $L = 745$ mm では、絶縁油の流動によって発生する圧力が大きく、圧力の振動の位相は ΔP_a と 180° 異なる。また、スパイク圧後は一度負圧にまで減少する。一方、 $L = 350, 500$ mm では、絶縁油の流動によって発生する圧力と気相圧力の振動が打ち消しあい、振動の振幅が小さくなる深さが存在することを示している。また、スパイク圧と呼ばれる液相の 10 ms 程度までの時刻で観測される大きな圧力上昇はアーク上部で徐々に小さくなっていることが分かった。以上より、これまで現象としてのみ報告されていたスパイク圧やピストンモーションについて、絶縁油流動の加速度の近似計算および容器内半径方向の流速 $v_r = 0$ とし、絶縁油は非圧縮性で、粘性を無視する（Womersley 数が 1500 と大きい）という単純化により、絶縁油中の深さと圧力振動の関係が明らかになったものとする。

4.4 あとがき

本章では、気泡挙動と気相および液相圧力上昇現象の関係性について、気泡体積、および絶縁油の流動によって生じる圧力上昇を推定し、実測と比較した結果を示した。これにより、以下が明らかとなった。

- 分解ガス気泡の画像解析によって、絶縁油中の気泡は膨張・収縮を繰り返すことを明らかとした。また、絶縁油中アークで発生した気泡体積に応じて絶縁油の流動が生じることで、気液界面が上下し、気相体積の増減が気相圧力を決定していることを明らかとした。

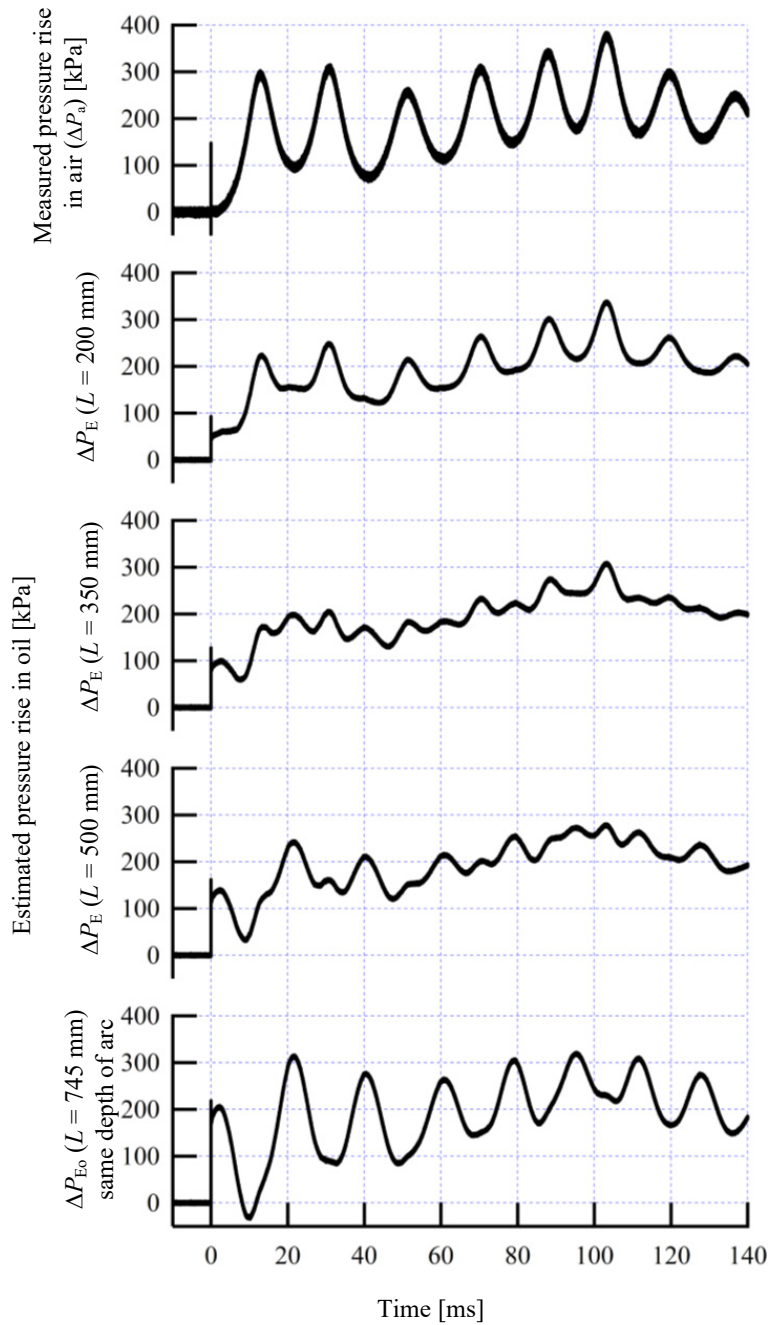


Fig.4.13 Comparison of estimated pressure rises with each depth.

- 上記の結果を基に，液相の圧力上昇は，気相圧力上昇に絶縁油の流動に伴う圧力が重畳することで生じるものとして，気泡体積と絶縁油の流動，気相および液相圧力の関係を単純化した式を導出した。
- 絶縁油流動の加速度を実測した気相圧力上昇から近似的に計算し，導出

した関係式に基づいて、液相圧力を推定した。その結果、高周波の圧力振動を除いて、液相圧力の推定は概ね実測と一致し、導出した関係式の妥当性を確認できた。

- さらに、絶縁油深さ方向の圧力の推定を行った結果、絶縁油の流動によって生じる圧力は、アークより下部ではほぼ一定であり、アークより上部では浅くなるほど小さくなることを示し、絶縁油深さ方向には圧力分布のあることを明らかとした。

以上、本章では絶縁油中アークによって生じる容器内の絶縁油の流動、気相および液相圧力の関係を明らかとした。しかしながら、これらは気泡挙動、絶縁油の流動および気相、液相圧力の関係性を議論するに止まり、アークと気泡挙動の関係は明確になっていない。そこで、次章ではアークと気泡挙動および気相、液相圧力の関係を明らかとすることを目的とした数値解析による検討について述べる。

第4章 参考文献

- [1] 鳥越 一平：「流れの加速度の検出法と脈動流量測定」，計測自動制御学会論文集，vol. 23, no. 8, pp. 794–799, 1987.
- [2] E. Howells and E. T. Norton, “Parameters Affecting the Velocity of Sound in Transformer Oil,” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-103, no. 5, pp. 1111–1115, 1984.
- [3] 今井 功，流体力学，岩波書店，1970.
- [4] 例えば，宗像 健三，森田 幸路，輸送現象の基礎，コロナ社，2006.
- [5] J. R. Womersley, “Method for the calculation of velocity, rate of flow and viscous drag in arteries when the pressure gradient is known,” The Journal of physiology, vol. 127, no. 3, pp. 553–563, 1955.
- [6] 関 眞佐子：「初心者のための流体力学」，日本バイオレオロジー学会誌, vol. 11, no. 1, pp. 22–32, 1997.
- [7] C. Loudon and A. Tordesillas, “The use of the dimensionless Womersley number to characterize the unsteady nature of internal flow,” Journal of theoretical biology, vol. 191, no. 1, pp. 63–78, 1998.

第 5 章

圧力上昇モデルの開発

5.1 まえがき

本章では、アークと気泡挙動、そして気相、液相圧力上昇現象を明らかとするための絶縁油中アークによる圧力上昇モデルの開発について述べる。特に、このモデルでは、関連分野の先行研究で示されている水中単一気泡の挙動を表す Rayleigh–Plesset の式 [1, 3] と蒸気泡–液相界面での自発的な蒸発・凝縮現象を考慮した江頭、藤川らの式 [4, 5] に基づいている。これに、著者は、前章に述べた単純化した絶縁油の流動と圧力の関係式、絶縁油中のアークによる気泡内の圧力上昇・蒸発現象、油・分解ガスの物性（外部機関による実測、計算値）を考慮することで、本研究で得られた密閉容器内の気泡挙動および気相、液相の圧力上昇現象の解析を試みる。また、モデルでは、アークパワーの消費（アークパワーのうち気泡内部の圧力上昇に消費される割合と、絶縁油の蒸発に消費される割合）と、容器内のアークの深さをパラメータとしている。最後に、実験結果と解析結果の対比から明らかとなった解析モデルの課題について述べる。

5.2 解析の対象

本節では、まず、5.2.1 節に数値解析のモデルケース取得を目的に実施した実験の結果を示す。その後、5.2.2 節では、前章で示した絶縁油の流動、気相

および液相圧力の関係を用いて、液相圧力の実測と推定の差異を確認しておく。なお、この関係は、解析モデルにも用いている。5.2.3 節では実験後の定常的な圧力上昇分からアークと分解ガス発生量の関係を示し、解析で考慮するアークパワーの変化と解析の制約としたガス質量を示す。

5.2.1 実験結果

解析のモデルケースは、短絡発電機を用いた実験のアークの深さを変化させた容器構成 case II, III で得られたデータ（試験番号 41, 42）を対象とする。Fig. 5.1 に、それぞれの実験で得られた波形を示し、結果の概略を述べる。同図 (a) および (b) に示した結果より、電流は両条件で実効値約 2.1 kA と同一であるが、アーク電圧については、(a) の 20~40 ms の間、および (b) の 50~60 ms の間で、急峻な変動が確認できる。このアーク電圧の変動により、アークパワーおよびアークエネルギーは両条件で差異が生じ、全アークエネルギーは case II で約 22 kJ, case III で約 17 kJ となった。また、圧力波形からは、アークの発生によって容器内の気相および液相で 200 kPa 程度のピストンモーションが確認できる。特にその振動が明確な ΔP_a によると、(a) は 70 Hz 程度、(b) は 40 Hz 程度となっている。これら圧力振動については、次節で絶縁油の流動、気相および液相圧力の関係を用いて、液相圧力の実測と推定の差異を確認する。

次に、定常的な圧力上昇として両実験で得られた通電開始から 1.5 s 後までの気相圧力上昇を Fig. 5.2 に示す。同図より、短絡発電機を用いた実験では、LC 共振電源を用いた実験よりも、 ΔP_a の振動は長時間続く結果が得られた。これは、短絡発電機を用いた実験では、通電終了まで電流が減衰しないためと考えられる。ただし、アークの位置が深い方（ここでは、No. 42）が、振動の振幅が大きい傾向は同じである。また、先に述べたように、アーク電圧の変動が異なる両条件では、アークエネルギーも異なる。しかし、同図に示すように、通電開始から 1 s 後には気相圧力の振動は減衰し、両条件とも定常

的な圧力上昇 ΔP_{steady} は約 62 kPa と一致する結果が得られた。この結果を基に、後述する 5.2.3 節では、アークと分解ガス発生量の関係を考察するとともに、解析モデルで考慮するアークパワーと、解析の制約条件としたガス質量についても示す。

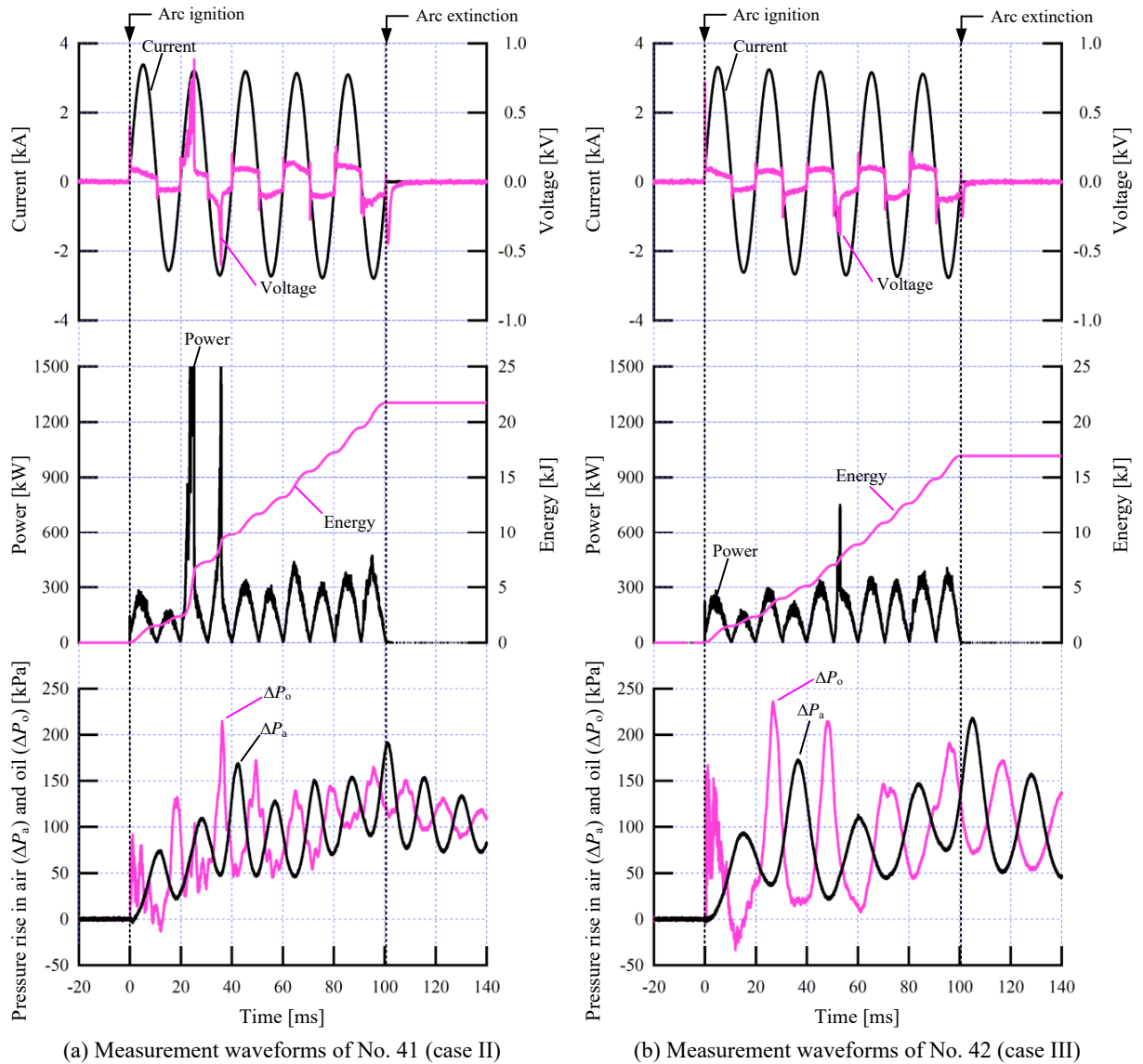


Fig.5.1 Measurement waveforms as model cases for numerical analysis.

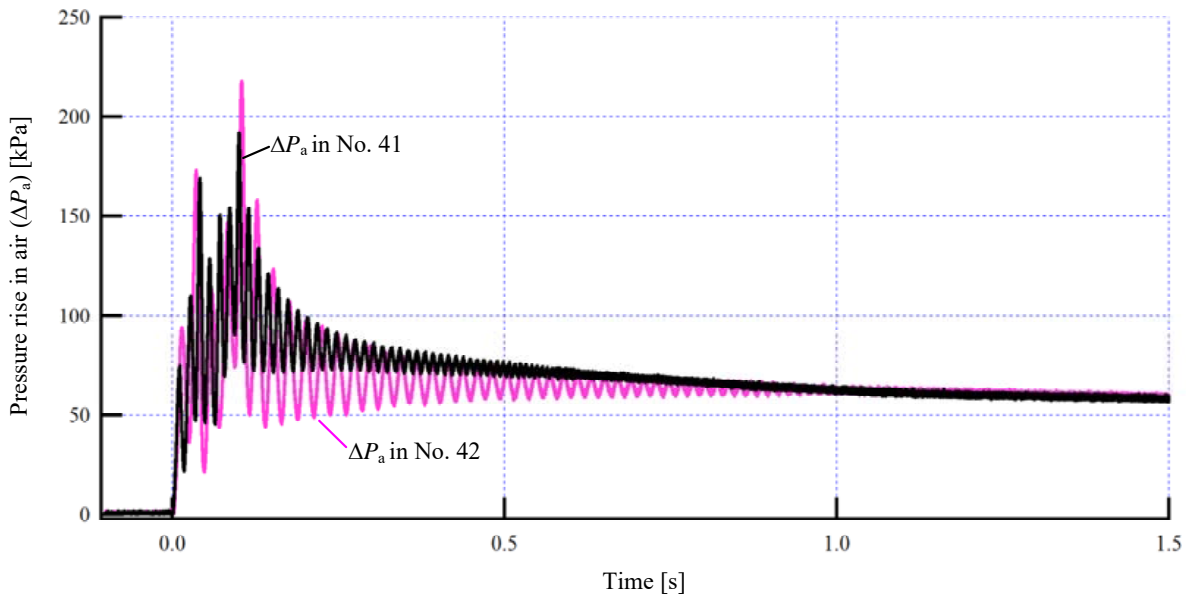
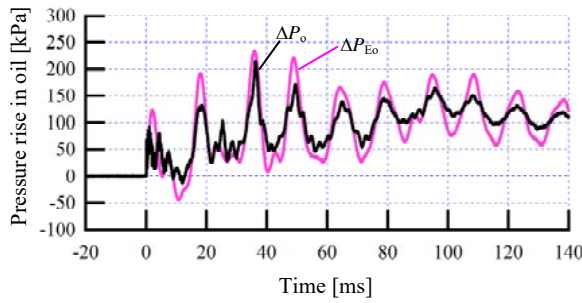


Fig.5.2 Attenuation of pressure rise in air.

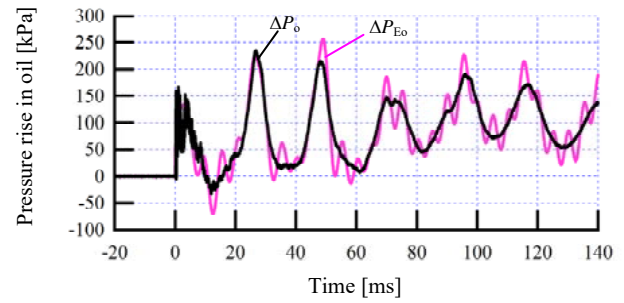
5.2.2 圧力上昇の関係

本節では、著者が導出した絶縁油の流動、気相および液相圧力の関係を用いて、上記結果の液相圧力の実測と推定の差異を確認しておく。なお、液相圧力の推定方法は前章と同様で、気相圧力上昇とこれから算出した絶縁油流動の加速度を (4.4) 式に代入して、 ΔP_{E0} を求めている。なお、この算出に用いる流動する絶縁油の深さ方向の長さ L は、アークと同一の深さである。Fig. 5.3 は、前述の実験で得られた Fig. 5.1 の液相圧力上昇 ΔP_0 を再掲するとともに、推定した液相圧力上昇を ΔP_{E0} として示している。 ΔP_0 と ΔP_{E0} を比較すると、いずれの条件においても圧力振動の様相は概ね一致している。

この結果より、解析モデルにおける圧力の計算は、アークパワーを考慮して気泡半径 R を計算することで、気泡体積 V_b が得られ、(4.2) 式の気相圧力上昇、および流動の変位 x を算出する。その後、流動の変位 x から得られる加速度と気相圧力上昇を (4.4) 式に代入し、液相圧力上昇を得ることとした。なお、詳細は後述の 5.3.1 節で述べる。



(a) Measurement waveforms of No. 41 (case II)



(b) Measurement waveforms of No. 42 (case III)

Fig.5.3 Comparison of measured and estimated pressure rises in oil.

5.2.3 ガス発生量とアークパワー

本節では、アークとガス発生量の関係から、解析モデルで考慮するアークパワーについて述べる。また、ガス組成とガス発生量に基づいて、解析の制約としたガス質量について述べる。

通電開始から 1 s 経過した後の定常的な圧力上昇 ΔP_{steady} は、両条件とも 62 kPa で一致している。そこで、(4.2) 式を V_b について解き、この時刻では気泡内温度が常温 (293 K) と仮定すれば、ボイルの法則より常圧換算のガス発生量は、 $V_n \approx 0.926 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ となる。一方で、アーク電圧には急峻な変動が確認されており、これにより両条件のアークパワーおよびアークエネルギーは異なる結果が得られた。このアーク電圧の急峻な変動は、アークの一部に高い体積抵抗率 ($28 \text{ T}\Omega\cdot\text{m}$) である絶縁油が介在するために生じるものと考えられ、絶縁油の蒸発現象、すなわちガス発生量に影響すると想定される。このガス発生量の一致とアークエネルギーの不一致という相反する結果を考察するために、急峻な変動が生じている時刻のアーク電圧には通電時間全体のアーク電圧平均値を与え、アークパワー、アークエネルギーを再度算出した。Fig. 5.4 は、この算出によって得られたアークパワーの経時変化を示し、その時間積分である全アークエネルギーは No. 41 で 18 kJ, No. 42 で 17 kJ と、ほぼ等しくなった。これにより、単位アークエネルギーあたりのガス発生量

は、約 $0.05 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kJ}$ となる。また、このことよりアーク電圧の急峻な変動による絶縁油の蒸発現象は無視できるものと考えられる。そこで、解析には Fig. 5.4 に示すアークパワーを用いることとした。

次に、解析の制約としたガス質量について述べる。これには、まず、3.5 節で示した組成分析の結果を基に、主要なガス 3 種（水素，アセチレン，メタン）のみを対象に，その比を水素 (H_2 , 72.5 vol%), アセチレン (C_2H_2 , 13.9 vol%), メタン (CH_4 , 13.6 vol%) と簡略化した。この組成から，混合ガスのモル質量 M_n を計算すると，7.3 g/mol となる。また，常温常圧 (293 K, 101 kPa) 換算のモル体積 V_m $24.0 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{mol}$ から上記ガス発生量 V_n をガス質量 m_b [mg] に換算すると，

$$m_b = \frac{V_n M_n}{V_m} \approx 280 \quad (5.1)$$

となる。次章で述べるように，解析モデルでは，アークパワーのうち気泡内部の圧力上昇に消費される割合と絶縁油の蒸発に消費される割合とをパラメータとし，これらパラメータを決定する上で，このガス質量を制約条件とした。

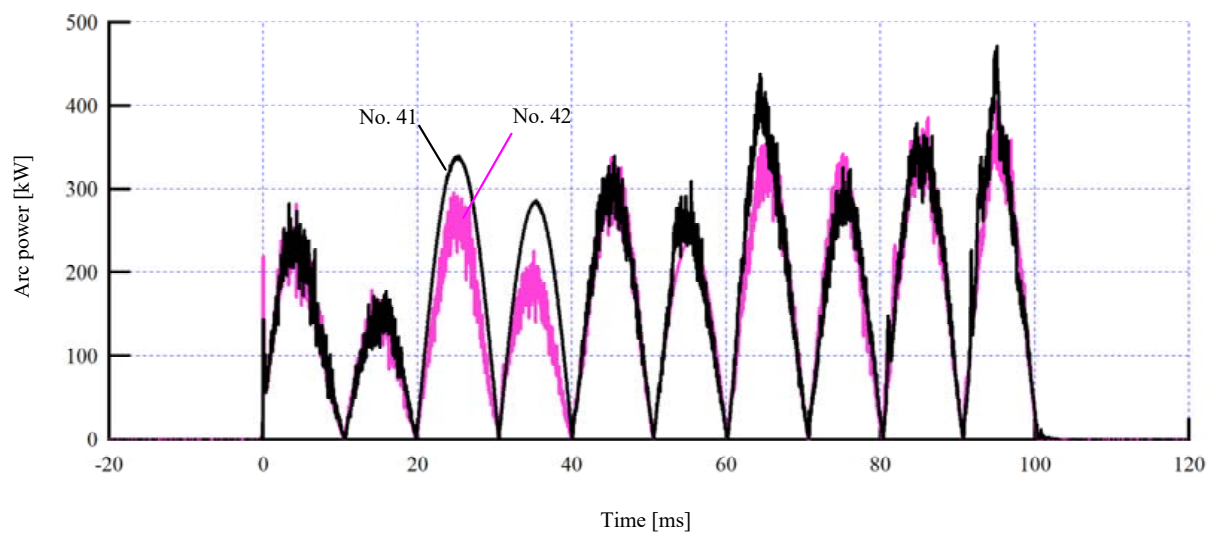


Fig.5.4 Calculated arc power based on the average arc voltage.

5.3 解析モデル

絶縁油中のアークによる熱分解ガス気泡の挙動を解析するモデルは、気泡、気泡-液相界面、液相の3要素で構成し、以下の条件を仮定した。

- 前章で述べたように、絶縁油は非圧縮性で、粘性および半径方向の流速を無視して単純化した絶縁油の流動と圧力上昇の関係を用了。
- 気泡は、単一の完全球体とし、電極中心から並進運動しない。
- 気泡内の物性 (温度, 圧力, 密度, 比エンタルピー) は空間的に一様とする。
- 気泡内のガス組成は水素 (H_2 , 72.5 vol%), アセチレン (C_2H_2 , 13.9 vol%), メタン (CH_4 , 13.6 vol%) で一定とする。この組成における温度と圧力に依存した熱力学・輸送特性を計算して、密度, 定圧比熱, 比エンタルピーを解析に用了。なお, この計算は, 著者所属の電力中央研究所から金沢大学 理工研究域 田中康規 教授への依頼によってなされたものである。
- 気泡から周囲液相への熱伝達は無視した。液体の蒸発・凝縮現象を考慮する上で, 簡単のため気泡-液相界面の温度は 566 K (絶縁油の大気圧下沸点) 一定とした。
- 液相温度は 293 K 一定とし, 密度などの物性は別途測定した値を用了。
- アークパワーのうち, 一部のパワーが油の蒸発および気泡内の圧力上昇に消費されるものとした。また, 油の蒸発に消費されるパワーは, アーク発生直後と, その後, アークが気泡内で継続する状況を考慮して時間的に変化するものとした。

以降, 本節では開発した解析モデルのうち, 気泡挙動のモデル, アークと気泡界面の蒸発・凝縮現象のモデル, 容器形状のモデルについて述べる。

5.3.1 気泡挙動のモデル

本節では、計算に用いた気泡挙動の方程式について述べる。ある圧力の液体の温度がその圧力における沸点より高くなる、あるいは、ある温度の液体の圧力がその温度における飽和蒸気圧より低くなると、液体が蒸発し液体中に気泡が生じる。前者は沸騰と呼ばれ、身近な現象である。後者はキャビテーションあるいは空洞現象と呼ばれ、ポンプやプロペラによって液体が加速され、局所的に圧力が低下することで常温下においても液体が蒸発し、気泡が生じる現象である。これらの現象は、いずれも液体が気体に相変化することから、物理的には同じ現象であると言える [1]。そこで、著者は、アークによって発生する分解ガス気泡を局所的な沸騰現象と考え、その気泡挙動の方程式をキャビテーション現象で用いられる Rayleigh-Plesset の式 [2, 3] に基づき表すこととした。

液体の粘性の項および表面張力の項を含める一般化した Rayleigh-Plesset の式は、非圧縮性流体中での単一球形気泡の挙動を表し、

$$Q = \frac{dR}{dt} \quad (5.2)$$

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{1}{R} \left(\frac{P_b - P_\infty}{\rho_0} - \frac{3}{2} Q^2 - \frac{4\nu_0}{R} Q - \frac{2\sigma_0}{\rho_0 R} \right) \quad (5.3)$$

となる。ここで、 R は気泡半径 [m]、 Q は気泡の膨張・収縮の速度 [m/s]、 P_b は気泡内圧力 [Pa]、 P_∞ は無限遠方の液相圧力 [Pa]、 ν_0 は油の動粘度 15.07×10^{-6} m²/s、 σ_0 は油の表面張力 30×10^{-3} N/m をそれぞれ表す。なお、 Q は気泡の膨張方向を正とする。この Rayleigh-Plesset の式は、液体中の純粋な空所に対するものである。これに、江頭、藤川らは、気泡-液相界面での温度と圧力による自発的な蒸発・凝縮現象を質量流束 j [kg/m²/s] として考慮した気泡挙動の式 [4, 5] を示しており、これは以下の式で表される。

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{1}{R} \left\{ \frac{P_b - P_\infty}{\rho_o} - \frac{3}{2}Q^2 - \left(\frac{4\nu_o}{R} + \frac{2j}{\rho_o} \right) Q - \frac{2\sigma_o}{\rho_o R} + \frac{j^2}{\rho_o \rho_b} \right\} \quad (5.4)$$

ここで、質量流束 j は液相から気泡への蒸発を正として、 ρ_b は気泡内密度 [kg/m³] を示す。

以上は、先行研究によって示された気泡挙動の方程式となる。先に述べたように、著者はアークによって発生する分解ガス気泡を局所的な沸騰現象と考えており、解析モデルでは質量流束 j を考慮した (5.4) 式を用いることとした。しかし、Fig. 5.1 に示したように、実験では、アークの深さ（気泡の深さ）によって圧力振動の周波数は変化しているのに対して、(5.4) 式では、気泡の深さは考慮されていない。そこで、気泡の深さについては、(5.4) 式の P_∞ に、絶縁油の流動の影響を含んだ P_0 を与えることで考慮することとした。これには、前章の実験で得られた気相圧力、液相圧力の関係を気泡半径 R で整理しておく。

まず、気相圧力は気泡体積分 ($V_b = 4\pi R^3/3$) だけ気泡上部の絶縁油が流動し、気相体積が圧縮されて生じるとする関係から、

$$P_a = \frac{V_0 P_0}{V_0 - \frac{4\pi R^3}{3}} = \frac{V_0 P_0}{V_0 - Sx} \quad (5.5)$$

となり、気泡半径を得ることで気相圧力が求まる。また、この関係から、絶縁油流動の変位 x 、絶縁油流動の加速度 dx^2/d^2t は、以下のように得られる。

$$x = \frac{V_b}{S} = \frac{4\pi R^3}{3S} \quad (5.6)$$

$$\frac{d^2x}{dt^2} = \frac{4\pi}{S} \left(\frac{dQ}{dt} R^2 + 2RQ^2 \right) \quad (5.7)$$

次に、液相圧力は、絶縁油の流動による圧力 $\rho_o L d^2 x / dt^2$ と気相圧力 P_a が重畳することで生じるとする関係は、前章 (4.5) 式および上記 (5.7) 式より、

$$P_o = \frac{4\pi\rho_o L}{S} \left(\frac{dQ}{dt} R^2 + 2RQ^2 \right) + P_a \quad (5.8)$$

と表される。このように得た絶縁油の流動を考慮した液相圧力を (5.4) 式の P_∞ に代入することで、最終的に解くべき式は、

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{1}{R(1 + 4\pi MR)} \left\{ \frac{P_b - P_a}{\rho_o} - \left(\frac{3}{2} + 8\pi MR \right) Q^2 - \left(\frac{4\nu_o}{R} + \frac{2j}{\rho_o} \right) Q - \frac{2\sigma_o}{\rho_o R} + \frac{j^2}{\rho_o \rho_b} \right\} \quad (5.9)$$

$$M = \frac{L}{S} \quad (5.10)$$

となる。この (5.9) 式は、(5.4) 式の気泡挙動と (5.8) 式による気泡上部の油の流動を連立した式として表されており、これによってアークの深さ（気泡の深さ）による圧力振動の周波数の変化が考慮できるものとする。このような連立式は、原子力分野においても大気開放の系を対象に報告されている [6]。また、上記 M [m^{-1}] は、流体の圧縮性と容器の弾性を省略した剛体理論の水圧管係数 [7, 8] を示し、容器断面積 S と流動する液相の高さ L から算出する。これについては、容器形状のモデルとして後述する。

以上より、解析では、時間積分に 4 次の Runge-Kutta 法を用いて、上記 (5.2) 式および (5.9) 式を解くことで気泡挙動を解析するが、そのためには、式中の P_b , ρ_b , j を与える必要がある。これらの値については次節で述べる。

5.3.2 アークと蒸発・凝縮現象のモデル

本節では、気泡挙動の方程式を解くために与える P_b , ρ_b , j について述べる。これらの値は、実験で直接得ることはできず、アークによる油の蒸発現象や気泡-液相界面の温度と圧力による自発的な蒸発・凝縮現象を考慮して気泡内の質量とエンタルピーの変化を計算する必要がある。このため、アークパワーのうち油の蒸発に消費されるパワーの割合 k_{ei} 、気泡内の圧力上昇に消費されるパワーの割合 k_p を仮定した。また、油の蒸発に消費されるパワーの割合 k_{ei} は、アーク発生直後と、その後、アークが気泡内で継続する状況は異なることから時間的に変化するものと考え、アーク発生直後は k_{e1} とし、その後は k_{e2} と設定するとともに、変化する時刻は電流初期半波終了時点 (10 ms) とした。これら仮定を含め、 P_b , ρ_b , j は以下の式から算出した。以降、物性値についてはその算出に用いる状態量を含めて示すこととし、例えば、 $H_i(P_b, T_i)$ は、圧力 P_b 、温度 T_i を用いて物性値から算出した気泡-液相界面のガスエンタルピー [J/kg] を示すこととする。

まず、気泡内の質量変化について述べる。気泡-液相界面のガスエンタルピー $H_i(P_b, T_i)$ と絶縁油のエンタルピー $H_o(P_o, T_i)$ の差分を算出し、これを蒸発潜熱 ΔH [J/kg] とした。

$$\Delta H = H_i - H_o \quad (5.11)$$

各時刻のアークパワー W_{arc} [W] ($=[J/s]$)、油の蒸発に消費されるパワーの割合 k_{ei} 、蒸発潜熱から各時刻でアークによって発生する蒸発ガス質量を m_{arc} [kg] とすると、

$$m_{arc} = \frac{k_{ei} W_{arc} \Delta t}{\Delta H} \quad (5.12)$$

が得られる。ここで、 Δt は計算に用いる時間刻み幅 [s] とし、前述したように、 k_{ei} は時刻 10 ms 未満で k_{e1} 、以降は k_{e2} とした。さらに、各時刻のアークによる蒸発分の質量流束 j_{arc} [kg/m²/s] は、気泡表面積と時間幅を用いて、以下で表される。

$$j_{arc} = \frac{m_{arc}}{4\pi R^2 \Delta t} \quad (5.13)$$

次に、江頭、藤川らの示した気泡-液相界面での温度と圧力による自発的な蒸発・凝縮現象の質量流束を j_{self} とおき、この分の蒸発・凝縮ガス質量を m_{self} とすると、

$$j_{self} = \frac{P_b}{2\sqrt{\pi} \frac{1-\alpha}{\alpha} - C_4^*} \sqrt{\frac{2}{R_c T_i}} \left(1 - \frac{P_b}{P^*}\right) \quad (5.14)$$

$$\alpha = \alpha_{\infty} \exp\left(\frac{-2\sigma_0}{\rho_0 R_c T_i R}\right) \quad (5.15)$$

$$m_{self} = j_{self} 4\pi R^2 \Delta t \quad (5.16)$$

と表される。上記の (5.14), (5.15) 式において、 α は蒸発・凝縮係数を示す。また、 R_c は蒸気の気体定数、 T_i は気泡-液相界面の温度、 P^* は温度 T_i における飽和蒸気圧であり、文献 [4] に示された水蒸気-水の系において、 $C_4^* = -0.2095$ 、 $\alpha_{\infty} = 1$ である。本稿では、先に述べたように、気泡内混合ガスの気体定数 R_c は前述の組成から 1144 J/K/kg を用いて、 T_i は絶縁油の沸点 566 K 一定、その飽和蒸気圧 P^* は大気圧とした。

ここで、本稿の対象は分解ガス-絶縁油の系となるため、定数である C_4^* 、 α_{∞} については議論を要するものの、江頭らの文献 [4] に示される水蒸気-水の系

の値を使用している。これについては、本稿の対象とする分解ガス-絶縁油の系の値は報告されていないことに加えて、藤川の文献 [9] では、分子間相互作用のモデルにより若干異なった値をとるが大きな違いはない、一世紀以上の長きにわたって測定されてきたが今日でも未解決の問題である、とされている。また、後述する自発的な蒸発・凝縮の制約条件によって、解析の結果、自発的な蒸発はアーク発生直後にのみ僅かに発生し、凝縮は発生していない。以上のことから、これら定数が圧力上昇に及ぼす影響は大きくないものと考え、江頭らの文献 [4] の値を用いた。

さらに、文献 [10] に示された鎖式飽和炭化水素の炭素数と密度、臨界温度の関係から、絶縁油の臨界温度 T_c を 900 K と見積もり、凝縮は気泡内温度が臨界温度以上では生じないと設定した。以上の (5.14) 式と臨界温度の制約より、 j_{self} による蒸発・凝縮現象を纏めると、蒸発は $P_b < P^*$ ($=101 \text{ kPa}$) のとき $j_{\text{self}} > 0$ となることで発生し、凝縮は $T_b < 900 \text{ K}$ の制約の下、 $P_b > P^*$ ($=101 \text{ kPa}$) のとき $j_{\text{self}} < 0$ となることで発生する。

気泡内エンタルピーの変化には、その増加分としてアークパワーのうち気泡内の圧力上昇に消費されるパワー W_{pre} [W] と、減少分として気泡から周囲への放射パワー W_{rad} [W] を以下のように考慮した。

$$W_{\text{pre}} = k_p W_{\text{arc}} \quad (5.17)$$

$$W_{\text{rad}} = 4\pi R^2 \epsilon \sigma_s (T_b^4 - T_o^4) \quad (5.18)$$

ここで、 ϵ は放射率 0.98 [-]、 σ_s はステファンボルツマン定数 約 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2/\text{K}^4$ 、 T_b は気泡内温度 [K]、 T_o は液相温度 293 K 一定とした。

以上より、気泡内の質量およびエンタルピーの変化を考慮することで、各時間幅 Δt の気泡内ガス質量 m_b 、密度 ρ_b 、エンタルピー H_b 、質量流束 j は以下のように更新できる。なお、更新後の物性値にはプライム (\prime) を加える。

$$m'_b = m_b + m_{\text{arc}} + m_{\text{self}} \quad (5.19)$$

$$\rho'_b = \frac{m'_b}{V_b} \quad (5.20)$$

$$H'_b = \frac{1}{m'_b} \{m_b H_b + (m_{\text{arc}} + m_{\text{self}}) H_i + W_{\text{pre}} \Delta t - W_{\text{rad}} \Delta t\} \quad (5.21)$$

$$j = j_{\text{arc}} + j_{\text{self}} \quad (5.22)$$

これにより，物性値を用いて，気泡内温度 $T_b(H'_b, P_b)$ を算出したのち，気泡内圧力 $P'_b(\rho'_b, T'_b)$ を得た。また，以上の計算で得られた P'_b , ρ'_b , j を (5.9) 式に与えた。

5.3.3 容器形状のモデル

前章で示したように，アークの深さが異なることで絶縁油の流動によって生じる圧力振動は変化する。また，実験に用いた容器は，アーク発生部にブッシングを備えた構造のため，単純な円筒形状ではない。そこで，解析における容器形状は，(5.9) 式の水圧管係数 M [m^{-1}] を使って考慮する。この水圧管係数 M は，アーク発生部の係数 M_a ，円筒部の係数 M_b が垂直に積まれている状況から，

$$M = M_a + M_b = \frac{L_a}{S_a} + \frac{L_b}{S_b} \quad (5.23)$$

となる。ここで， S_a はアーク発生部の断面積 0.208 m^2 ， S_b は円筒部の断面積 0.076 m^2 を示す。また，アーク発生部における液相の高さ L_a は case II, III とともに 0.204 m ，円筒部における液相の高さ L_b は case II で 0.101 m ，case III で 0.541 m となる。これにより，水圧管係数 M は case I で 2.31 m^{-1} ，case II で 8.10 m^{-1} となる。

Table5.1 Simulation and initial conditions.

Simulation conditions	
Δt	0.1 μ s
Arc power	See Fig. 5.4
k_{e1}	0.08
k_{e2}	0.0075
k_p	0.13
Initial conditions	
Pressure P_b, P_o, P_a	101 kPa
Temperature T_b	566 K
Temperature T_i	566 K (constant)
Temperature T_o	293 K (constant)
Bubble radius R	2.5 mm (a half of gap length)
Bubble boundary velocity Q	0 m/s
Bubble boundary acceleration dQ/dt	0 m ² /s

5.3.4 解析条件

Table.5.1 は，解析条件および初期条件を纏めて示す。ここで，No. 41 および No. 42 を対象として，解析上の異なる設定を纏めると，Fig. 5.4 に示したアークパワーと (5.23) 式で与えられる水圧管係数 M である。また，アークを考慮する上でパラメータとした k_{ei} , k_p については両条件で同一の値とした。これらパラメータは，5.2.3 節で示したアーク消滅時に気泡内ガス質量 m_b が 280 mg に達することを制約として，アーク発生中の圧力波形が実測結果と同程度になるよう決定した。次節で解析結果を述べる前に，ここまでに述べた解析および処理の全体像をフローチャートとして，Fig.5.5 に示しておく。

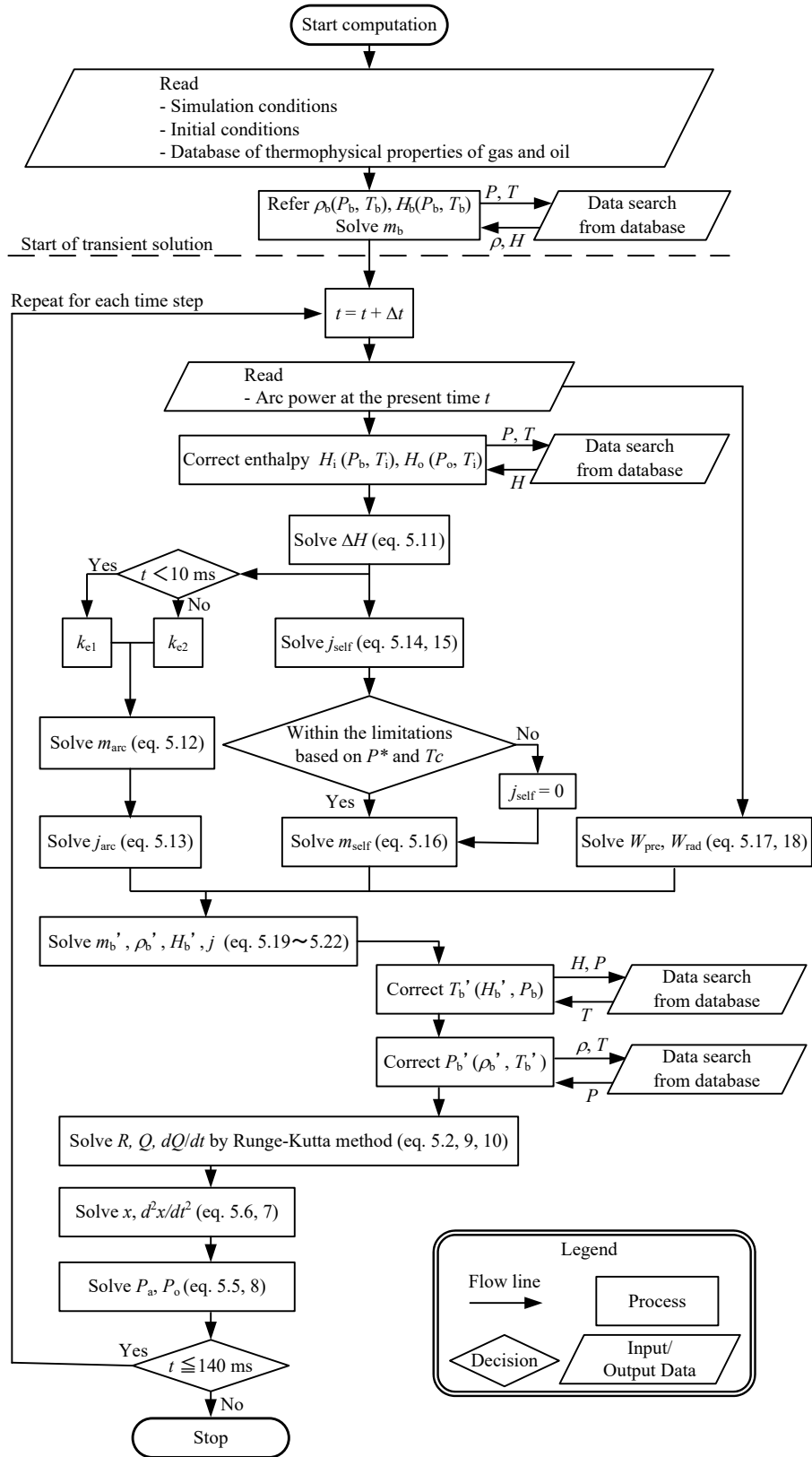


Fig.5.5 Flowchart of simulation and process.

5.4 解析結果

本節では、実測結果とこれまでに述べたモデルによる解析結果を合わせて示す。次に、実測結果と解析結果の対比から解析モデルの課題について述べる。

5.4.1 実測結果と解析結果の比較

Fig. 5.6 は、(a) 列に No. 41, (b) 列に No. 42 を対象とした解析結果を示し、最上段は気泡内のガス質量 m_b と温度 T_b の関係、2 段目は気相圧力上昇 ΔP_a , 3 段目は液相圧力上昇 ΔP_o , 最下段は気泡半径 R を示す。また、比較のために実験で得られた圧力上昇および実験で得られた ΔP_a を用いて (4.2) 式から換算した気泡半径もあわせて示す。特に、圧力上昇は対象の系に依存するため、気泡半径が解析モデルの精度の観点から重要な指標となる。解析の結果の特徴は、以下のように纏められる。

- 気泡内ガス質量と温度

まず、パラメータとした k_{ei} , k_p の制約条件として、アーク消滅後の気泡内ガス質量 m_b は 280 mg に達しており、満足していることが分かる。次に、 j_{self} として考慮した蒸発・凝縮現象に着目すると、気泡内ガス質量と温度の推移から、アーク発生中のほとんどの時刻で気泡内温度が臨界温度 900 K を超えるため、凝縮は生じていない。一時的に気泡内温度が 900 K を下回る時刻 (15 ms 付近) では、気泡内圧力が飽和蒸気圧以下となっており、 j_{self} で考慮した蒸発現象が生じる結果となった。さらに、気泡内温度は 1200 K 程度まで達していることが分かる。この温度域では、1.2.1 節で述べた通り、水素 (H_2), アセチレン (C_2H_2), メタン (CH_4) の発生が支配的となり、また、3.5 節で示した分解ガスの組成分析の結果とも整合する。

- 圧力上昇現象

気泡の挙動と単純化した絶縁油の流動を連立して圧力上昇を解析し

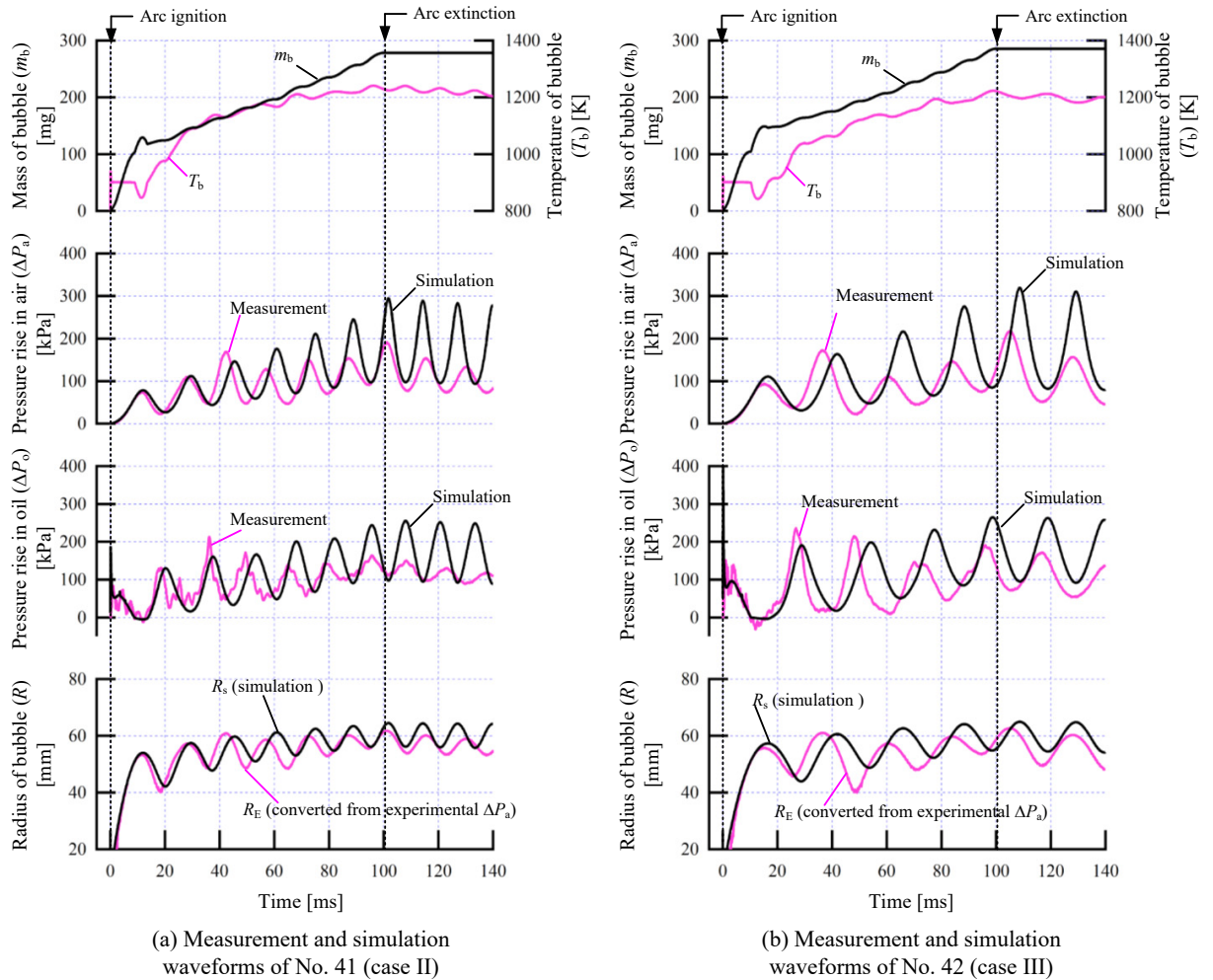


Fig.5.6 Simulation results.

た結果、No. 41, 42 のそれぞれで、アーク発生直後の液相のスパイク圧や気相と液相に生じるピストンモーションは再現されており、また、アーク深さが異なることで圧力振動の周波数が異なる現象も計算できている。実測結果との比較においては、圧力振動の周波数および通電開始後から 30 ms 程度までの圧力波形は概略で一致している。このように過渡的な圧力振動を再現できている点から、本論文で示したモデルは、絶縁油中アークによる気泡挙動の主要な現象を考慮できているものと考えられる。しかし、大きな相違点としては、通電開始後 40 ms 程度からの圧力振動の正の極大値が挙げられる。具体的には、正の圧力極大値は、実測

結果では 40～60 ms 程度で一旦減衰する傾向を示すのに対して、解析結果では減衰することなく、時間経過にともなって徐々に増加している。この圧力極大値の増加により、徐々に実測と解析結果には乖離が生じ、時刻 100 ms 前後で生じる圧力上昇 ΔP_a の最大値においては、解析結果の方が 100 kPa 程度大きくなっている。また、アーク消滅後についても、実測結果と比較して、解析結果の圧力減衰は小さく、時間の経過にともなってその差は大きくなっていることが分かる。

- 気泡半径

実験結果の ΔP_a から換算した気泡半径 R_E と解析で得られた気泡半径 R_S を比較すると、圧力上昇の最大値に至るまで 30～80 ms の時刻で差異が大きいことが分かる。特に、最大の相違は、case II における 50 ms 付近で発生しており、解析結果が 15 mm 程度大きくなっている。また、上記に示した圧力の最大値の差 100 kPa は、半径に換算すると 5 mm 程度の差となっている。

ここで、圧力上昇は系に依存するため、気泡半径の誤差率を用いてモデルの精度を定量化しておく。気泡半径 R_E に対する R_S の誤差率 ϵ [%] を、

$$\epsilon = \frac{R_S - R_E}{R_E} \times 100 \quad (5.24)$$

として、これを各時刻で求めると、Fig. 5.7 が得られる。なお、通電開始初期の時刻 (0～10 ms) では、 R_E は非常に小さいため、この図から除いた。同図より、No. 42 の時刻 40～80 ms までの誤差が大きく、最大は約 40% に達することが分かる。一方、この時刻を除いては、概ね $\pm 20\%$ に収まっていることが分かる。さらに、この時刻での正規化した誤差の頻度分布と、誤差が正規分布に従うと仮定して確率分布を Fig. 5.8 に示しておく。同図 (a) は No. 41, (b) は No. 42 について示している。具体的な値としては、No. 41 では、平均

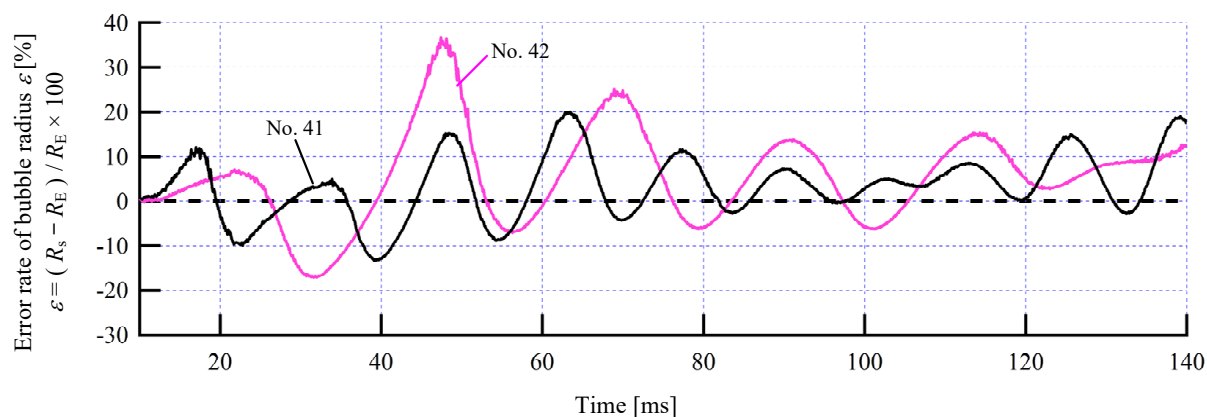


Fig.5.7 Error rate of bubble radius varying in time.

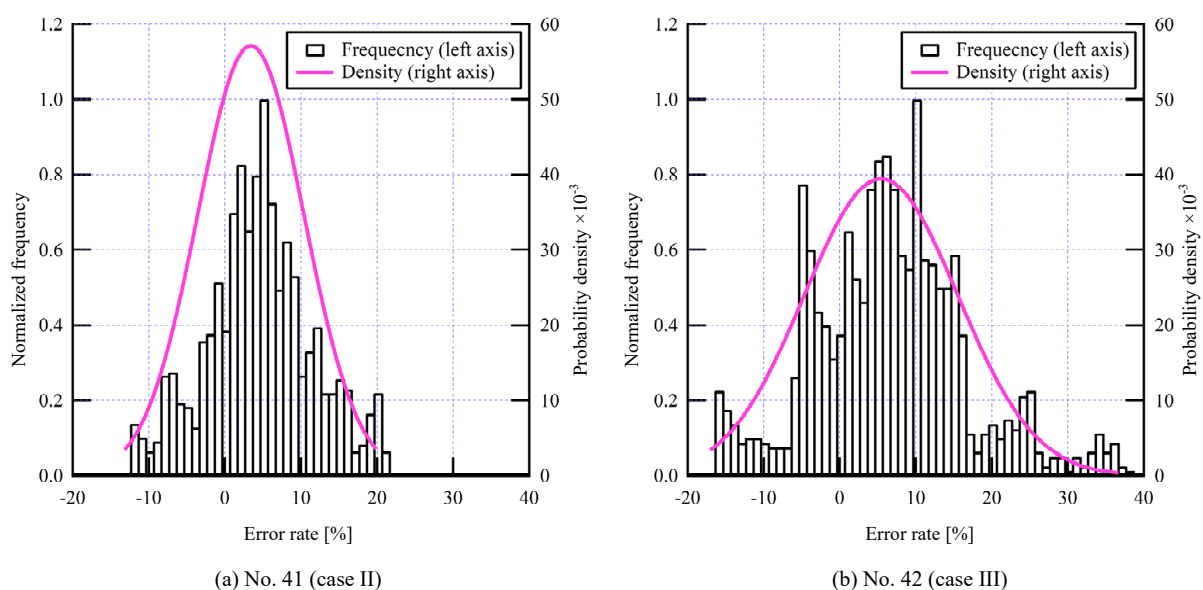


Fig.5.8 Normalized frequency distribution and normal distribution of error rate.

値 3.4% (中央値 3.4%), 標準偏差 $\sigma = 7.0\%$ となる。また, No. 42 では, 分布は広く, 平均値 5.4% (中央値 5.2%), 標準偏差 $\sigma = 10.1\%$ が得られた。このように誤差を定量化しておくことは, 次節で述べるモデルの課題を検討する際に重要な指標となる。

5.4.2 解析モデルの課題

前節で述べたように、解析によって得られた圧力上昇は実測結果よりも大きい傾向を示し、その差は時間の経過とともに大きくなった。したがって、解析モデルの主な課題として、圧力上昇が小さくなる、すなわち、気泡径の正の極大値が小さくなる方向に作用する事象を考慮する必要があるものと考えられる。この要因として、気泡の形状とマイクロバブルへの分裂が挙げられる。

解析モデルは、Rayleigh-Plesset の式を用いており、分解ガス気泡を単一の完全球体で、並進運動しないものと扱っている。さらに、気泡から周囲液相への熱伝達は無視している。しかし、3.2 節の Fig. 3.1 (b) で示すように、アーク発生後は時間の経過とともに気泡の球状性は崩れ、浮力の影響で徐々に気泡は上昇する。このように球状性が崩れることで、絶縁油との接触面積は増加し、気泡から周囲液相への熱伝達が無視できなくなることが考えられる。さらに、気泡の球状性が乏しい場合は気泡のエネルギーが表面振動に分配されて多数のマイクロバブルに分裂するとの報告 [11] がある。このように分裂したマイクロバブルにおいては、温度低下や絶縁油への凝縮によってその体積が減少すると考えられる。これら気泡球状性の変化やマイクロバブルへの分裂はいずれも気泡径を小さくする方向に作用すると推測されるが、解析モデルにおいてこれらの現象は考慮出来ていない。このため、実測結果よりも解析結果の圧力上昇は高い傾向を示し、その差は時間の経過とともに大きくなったものと考えられる。

その他の課題として、現状のモデルでは、前章で述べたように絶縁油の流動と圧力の関係を単純化していることに加えて、気泡-液相界面の温度を 566 K 一定としていることや、絶縁油の蒸発・凝縮現象においては水を対象とした定数を用いていること、アークの考慮をパラメータとしているなど多くの仮定を含んでいる。これら仮定の精緻化および圧力上昇に寄与する影響を明らかにする必要がある。また、アークの電流値や時間、電極ギャップ長が変

化した場合の実験を行い、この実測結果と解析結果の比較も今後必要であると考えられる。

5.5 あとがき

本章では、絶縁油中のアークと気泡挙動および気相、液相圧力の関係を明らかにする数値解析モデルについて述べた。

モデルは、水中単一気泡の挙動を表す Rayleigh-Plesset の式と気泡-液相界面での自発的な蒸発・凝縮現象を考慮した江頭、藤川らの式に基づいている。これに、著者は、絶縁油中のアークによる気泡内の圧力上昇・蒸発現象、単純化したアーク上部の油の流動現象、油・分解ガスの物性などを考慮することで、密閉容器内の気泡挙動および気相、液相の圧力上昇現象の解析を試みた。開発したモデルの構成を Fig.5.9 に示す。このモデルは、容器内の気相（空気）、液相（絶縁油）、アークおよび分解ガスを主な要素としており、容器形状として、その断面積とアークの位置を水圧管係数として考慮している。これら要素を基に、モデルには、容器内の気相・液相の圧力上昇現象、絶縁油の流動、アークによる絶縁油の蒸発現象、気泡と液相界面の自発的な蒸発・凝縮現象、

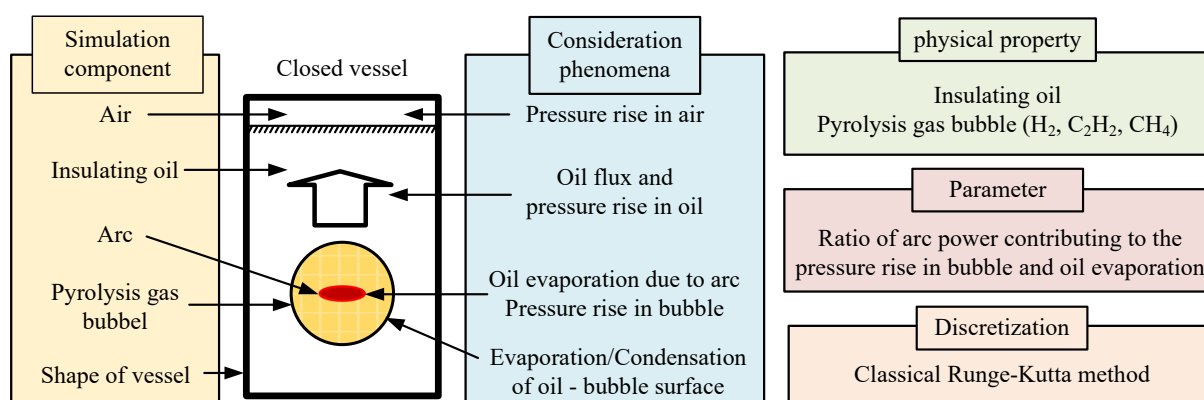


Fig.5.9 Configuration diagram of the developed numerical analysis model based on the Rayleigh-Plesset equation.

気泡内圧力上昇現象を含めた。また、計算では、絶縁油および水素、アセチレン、メタンからなる分解ガスの物性値を用いている。計算におけるパラメータとして、アークパワーのうち油の蒸発に消費されるパワーの割合、気泡内の圧力上昇に消費されるパワーの割合を仮定しており、これらはアーク発生中の圧力波形が実測結果と同程度になるよう決定した。

開発したモデルを用いて圧力上昇を計算し、実測と比較した結果、アークの深さによって異なる圧力振動の周波数やアーク発生直後の圧力波形は概ね一致する結果が得られた。これにより、本章で示した解析モデルは、絶縁油中アークによる気泡挙動と圧力上昇現象の主な特徴を再現できているものと考えられる。一方で、時間の経過にともなって、解析結果は実測結果よりも過大な圧力を示しており、これについては気泡の球状性に起因するものと考えられる。

第5章 参考文献

- [1] 加藤 洋治 編著, 新版 キャビテーション, 森北出版, 2016.
- [2] Plesset, Milton S, “The dynamics of cavitation bubbles,” *Journal of applied mechanics*, vol. 16, pp. 277–282, 1949.
- [3] 高比良 裕之:「キャビテーションと気泡力学に関する用語」, 混相流, Vol. 11, No. 1, pp. 66–69 (1997)
- [4] 江頭 竜, 藤川 俊秀, 藤川 重雄:「非平衡蒸発を伴う蒸気泡のキャビテーション初生に関する理論と数値解析」, 日本機械学会論文集, vol. 82, no. 837, pp. 1–12, 2016.
- [5] S. Fujikawa, T. Yano and M. Watanabe, *Vapor-liquid interfaces, bubbles and droplets -Fundamentals and applications-*, Springer, 2011.
- [6] Mujid S. Kazimi, “Analysis of pressure pulse generation due to gas release from failed fuel pins in a liquid-metal fast breeder reactor,” *Nuclear Science and Engineering*, vol. 59, no. 1, pp. 1–11, 1976.
- [7] 秋元 徳三, 水撃作用と圧力脈動〔改訂版〕第1編 基礎式および諸定数, 電力中央研究所, pp. 1-78–1-80, 2004.
- [8] 魚谷 正樹, 熊谷 博道, 西 義久, 吉田 和生:「二重タンク型 FBR におけるナトリウム-水反応時の圧力挙動 (その 3)ーピストンモーションによる圧力挙動に関する基礎検討ー」, 電力中央研究所報告 研究報告, no. T88035, 1989.
- [9] 藤川 重雄:「気液界面での質量・運動量・エネルギーの輸送: 分子動力学, 分子気体力学, 実験の融合 (第 1 章) 蒸発・凝縮の研究の意義と課題」, ながれ: 日本流体力学会誌, Vol. 33, No. 2, pp. 171–178 (2014)
- [10] E. H. Stenby and W. Yan, “Composition and physical properties of hydrocarbons, *Encyclopaedia of hydrocarbons Volume I*,” Istituto della Enciclopedia Italiana, pp.39–40, 2005.
- [11] 高山 和喜 編著, 衝撃波ハンドブック, シュプリンガー・フェアラーク東京, p. 385, 1995.

第 6 章

総括

6.1 まえがき

電力系統で使用される電力流通設備には、変圧器のように内部に絶縁油を含む密閉状態の設備がある。このような電力設備の絶縁油中において、故障アークが発生した場合、容器内部の急激な圧力上昇にともなう設備の損傷や漏油、高温・可燃性の分解ガス噴出などが懸念されることから、万一のアークに対する十分な安全性を確保する必要がある。しかし、絶縁油中アークの特性や過渡的な圧力上昇現象は明らかでない点も多く、また、CFD シミュレーションによって実測した圧力上昇の再現を試みる報告はあるものの、その定量評価は不十分と言わざるを得ない。

このため、本論文では、気液二相系密閉容器内の絶縁油中アークを対象として、アークの特性および圧力上昇現象を実験的に解明するとともに、ここで得られた知見に基づく単純化した圧力上昇モデルを構築し、実測結果との比較を行い、絶縁油中アークによる気泡挙動と圧力上昇現象の主な特徴を再現できていることを示した。以下に、本論文で得られた成果の概要を述べる。

6.2 絶縁油中アークの特性解明

アークで発生する分解ガスは気泡というべき球形状となること、また、この気泡は膨張・収縮を繰り返す挙動となることを高速度カメラの画像から明ら

かとした。続いて、アークの特性として、単位ギャップ長あたりのアーク電圧、単位アークエネルギーあたりの分解ガス発生量、実験後に採取した分解ガスの組成分析の結果を示した。電力系統では、様々な状況下でアークが発生するため、このような知見は工学的に有益となる。さらに、単位ギャップ長あたりのアーク電圧については、これまでに報告されていなかった電流依存性のあることを明らかとした。

6.3 圧力上昇現象の解明

絶縁油の流動について、非圧縮性、非粘性、半径方向の流速を無視する単純化により、この流動と圧力上昇の関係式を導出するとともに、容器内の主要な圧力上昇現象を以下のように明らかとした。

- 絶縁油中アークで発生した気泡体積に応じて絶縁油の流動が生じることで、気液界面が上下し、気相体積の増減が気相圧力を決定している。
- 液相の圧力上昇は、気相圧力上昇に絶縁油の流動に伴う圧力が重畳することで生じる。
- 絶縁油の流動によって生じる圧力は、アークより下部ではほぼ一定であり、アークより上部では浅くなるほど小さくなるため、絶縁油深さ方向には圧力分布がある。

6.4 絶縁油中アークによる圧力上昇モデルの開発

アークによる気泡内の圧力上昇・蒸発現象、油・分解ガスの物性などを考慮するとともに、水中単一気泡の挙動を表す式と単純化した絶縁油流動と圧力上昇の関係式を連立して解くことで、密閉容器内の気泡挙動および気相、液相の圧力上昇現象の解析モデルを開発した。

開発したモデルを用いて圧力上昇を計算し、実験と比較した結果、アークの深さによって異なる圧力振動の周波数やアーク発生後の圧力波形は概ね一致

する結果が得られた。これにより、解析モデルは、実際には複雑な絶縁油中アークによる気泡挙動と圧力上昇現象の主な特徴を再現できていることを示した。

6.5 課題・今後の展開

開発した圧力上昇モデルは、水中単一気泡の挙動を表す式と単純化した絶縁油流動と圧力上昇の関係式を用いることで、実測を再現でき、実験的な現象の解明という目的は果たしたものとする。しかし、このモデルでは、絶縁油の蒸発・凝縮現象の一部に水を対象とした定数を用いていること、アークの考慮をパラメータとしているなど多くの仮定を含んでいる。これら仮定の精緻化および圧力上昇に寄与する影響を明らかにする必要がある。また、アークの電流値や時間、電極ギャップ長が変化した場合の実測結果と解析結果の比較も必要とする。引き続き、これらの課題に取り組むことで複雑な現象を単純化した本論文の圧力上昇モデルの信頼性を確認していく。

今後、信頼性が高く、かつ、単純化したモデルを CFD シミュレーションに組み込むことで、実設備の形状や気泡の球状性を考慮した上で、詳細な圧力上昇を低廉な計算コストで得られるものとする。この展開によって、万一の故障アークに対する設備内部圧力の詳細な検討が可能となり、設備のユーザである電気事業者においては周辺の防災設備の設計や系統で生じた事故事象の解明、メーカーにおいては保護装置を含めた設備の最適な設計などに活用できるものとする。

謝辞

本論文の著者は、2008年3月に武蔵工業大学大学院 博士前期課程を修了後、同年4月より、財団法人 電力中央研究所（2012年度から一般財団法人に移行）電力技術研究所に、2016年9月より、東京都市大学大学院 機械システム工学専攻 博士後期課程に在籍し、主に電力系統で生じる大電流・故障アーク現象の研究に従事してきました。その中でも特に、絶縁油中アークによる圧力上昇現象に関する研究が、著者の担当したテーマであり、本論文はその成果を取り纏めたものです。本研究の遂行、論文の執筆にあたり、多くの方々からご指導、ご助言を賜りました。この紙面を借りて、謝意を述べさせていただきます。

本論文の指導教授であり、主査の東京都市大学 田中康寛教授には、熱心なご指導とご鞭撻を賜りました。また、田中先生には、学部・博士前期課程の頃より、研究者の在り方を示していただくとともに、その幅広い人脈によって私は多くの交流と経験を積むことができました。衷心より感謝致します。

副査の東京都市大学 江原由泰教授、島野健仁郎教授、三宅弘晃教授には、本論文の構成と考察について、多くのご指摘、ご助言を頂き、これらにより論文の不備を改善することができました。深く感謝致します。

金沢大学 田中康規教授には水素、アセチレン、メタンから構成される分解ガスの物性値を計算・ご提供頂くとともに、学会等ではいつも貴重なご意見を頂きました。深く感謝致します。アドバンスソフト株式会社 湊明彦殿には数値解析全般について貴重なご助言を頂きました。深く感謝致します。株式会社 IHI 検査計測 三輪敬一殿、竹脇幸治殿、田中健一郎殿には、圧力容器の設計から運用、保守に至るまで継続的かつ多大なサポートを頂きました。深

く感謝致します。

一般財団法人 電力中央研究所の諸先輩ならびに同僚に厚く御礼を申し上げます。特に，共同研究者として，研究の立案，推進および成果の取り纏めにご指導とご鞭撻を頂きました天川正士殿，岩田幹正殿，大高聡也殿，神足将司殿の各位に深く感謝致します。また，進学に対して，広いご理解とご協力を賜った八島政史殿，本山英器殿，市川路晴殿，門裕之殿，野田琢殿に深く感謝致します。

実験に際して多大なご協力と安全面へのご配慮を頂きました株式会社電力テクノシステムズ横須賀事業所短絡グループの関係各位に深く感謝致します。皆様の貢献の証明として，ここに写真を掲載いたします。



真冬の屋外での実験終了後，絶縁油にまみれての記念写真（著者は下段中央）

—最後に，著者を理解し，いつも励ましてくれる妻 亜矢子に心から感謝する。

研究業績

学術論文

電気学会 A 部門誌, Vol. 126, No. 10, pp. 1013–1014, 2006

直流電圧を印加したポリイミドフィルム中の可視光照射による空間電荷形成

田所 兼, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

電気学会 A 部門誌, Vol. 129, No. 7, pp. 463–469, 2009

直流電圧を印加したポリイミドの可視光照射による空間電荷形成

田所 兼, 本山 卓大, 原田 洋, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

【第 66 回電気学会学術振興賞 論文賞 受賞】

電気学会 B 部門誌, Vol. 131, No. 8, pp. 693–700, 2011

防護管内 CVT ケーブルにおけるアーク短絡故障時の圧力上昇・伝搬特性モデルの提案

田所 兼, 大高 聡也, 天川 正士

電気学会 B 部門誌, Vol. 132, No. 12, pp. 960–968, 2012

空気–水の二相系密閉容器内の水中アークによる圧力上昇

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

電気学会 B 部門誌, Vol. 134, No. 5, pp. 427–435, 2014

空気–水の二相系密閉容器内の水中アークによる圧力変動–アークの水深が圧力変動に及ぼす影響–

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

電気学会 B 部門誌, Vol. 136, No. 2, pp. 175–183, 2016

絶縁油中アークによる密閉容器内部の圧力上昇–気泡挙動と圧力上昇の関係–

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

電気学会 B 部門誌, Vol. 137, No. 2, pp. 138–146, 2017

絶縁油中アークによる密閉容器内部の圧力上昇—絶縁油中深さ方向の圧力振動—
田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

(掲載決定 済) 電気学会 A 部門誌, Vol. 140, No. 4, 2020
密閉容器内の絶縁油中アークによる気泡挙動と圧力上昇現象の数値解析
田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 岩田 幹正, 田中 康寛

国際会議

9th IEEE International Conference on Solid Dielectrics (ICSD2007)
Observation of Space Charge Behavior in Polyimide Film under DC Stress with Visible
Light Irradiation
T. Tadokoro, T. Tanaka, Y. Tanaka, T. Takada and T. Maeno

19th International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2010)
Internal Pressure Rise Due to Underwater Arc in a Closed Vessel
T. Tadokoro, M. Kotari, T. Ohtaka and T. Amakawa

19th International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2010)
CFD Modeling for Estimating Pressure Rise and Propagation Due to Short-circuited Fault
Arc on a CVT Cable Installed in a Protective Pipe
T. Tadokoro, T. Ohtaka and T. Amakawa

21st International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2016)
Study of Ignition Threshold of Black Cotton Fabric for Internal Arc Test of Metal-
enclosed Switchgear
T. Tadokoro, S. Furukawa and M. Ichikawa

33rd International Conference on Phenomena in Ionized Gases (ICPIG2017)
Internal Pressure Rise Due to Arc under Insulating Oil in a Closed Vessel
T. Tadokoro, M. Kotari, T. Ohtaka and M. Iwata

2018 IEEE Innovative Smart Grid Technologies - Asia (ISGT Asia)
Automatic Generation of Input Data for Distribution System Simulation Programs
T. Tadokoro, T. Noda, K. Ishimoto, N. Okada, S. Uemura and Y. Shumuta

国内学会発表

2006 年 電気学会 全国大会

可視光照射中における LDPE 内の空間電界形成に関する研究

田所 兼, 松井 康平, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

2006 年 電気学会 A 部門大会

可視光照射中における Kapton 内の空間電荷形成

田所 兼, 松井 康平, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

2007 年 電気学会 全国大会

光照射により生じるポリイミドフィルム内の空間電荷分布

田所 兼, 田中 努, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

2007 年 電気学会 A 部門大会

長時間部分放電がポリイミドフィルム中の空間電荷形成におよぼす影響

田所 兼, 本山 卓大, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

2007 年 電気学会 誘電・絶縁材料技術委員会 第 38 回電気電子絶縁材料システム
シンポジウム

長時間部分放電がポリイミドフィルム中の空間電荷形成におよぼす影響

田所 兼, 本山 卓大, 田中 康寛, 高田 達雄, 前野 恭

2010 年 電気学会 全国大会

CFD 解析を適用した CVT ケーブル三相短絡故障時における圧力上昇・伝搬モデルの
構築

田所 兼, 大高 聡也, 天川 正士

2011 年 電気学会 放電研究会

油入電力機器内での故障アークによる内部圧力上昇—水中アーク実験による基礎検
討—

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

2013 年 電気学会 全国大会

空気—水の二相系密閉容器内の水中アークによる深さ方向の圧力分布

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

2013 年 電気学会 B 部門大会

空気-水の二相系密閉容器内の水中アークの深さが気相圧力上昇に及ぼす影響

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

2014 年 電気学会 全国大会

金属閉鎖形スイッチギヤの内部事故アーク試験におけるインジケータ着火特性の検討

田所 兼, 市川 路晴

2014 年 電気学会 放電研究会

密閉容器内の絶縁油中アークによる圧力上昇

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 天川 正士

2015 年 電気学会 全国大会

絶縁油中アークによる圧力上昇への通電時間の影響

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 岩田 幹正, 天川 正士

2015 年 電気学会 放電／静止器／開閉保護合同研究会

密閉容器内の絶縁油中アークによる圧力上昇ーアークの深さと圧力変動の関係ー

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 岩田 幹正, 天川 正士

【静止器技術委員会 研究会優秀奨励賞 受賞】

2016 年 電気学会 全国大会

アークから周囲へ到達する熱エネルギー

田所 兼, 古川 静枝, 市川 路晴

2016 年 電気学会 放電／静止器／開閉保護合同研究会

密閉容器内の絶縁油中アークによる圧力上昇ー電流直流分が圧力上昇に及ぼす影響ー

田所 兼, 神足 将司, 大高 聡也, 岩田 幹正

2017 年 電気学会 B 部門大会

配電系統解析プログラム用データを設備データベースから自動抽出するシステムの開発

田所 兼, 野田 琢, 上村 敏, 大松 洋一, 本田 秀樹, 石川 博之, 原田 耕一, 小田 和幸, 嘉手苅 敦

2017 年 電気学会 放電／開閉保護／高電圧合同研究会

配電線における地絡サージ伝搬の実験的検討

田所 兼, 福島 健太郎, 市川 路晴

2018 年 電気学会 全国大会

132kV 地中ケーブルのサージ伝搬特性測定

田所 兼，森 亮太，野田 琢，仲間 博文，金子 敏章，平良 祐

2018 年 放電学会 年次大会

故障アークから周囲への熱エネルギー計測

田所 兼，古川 静枝，市川 路晴

2019 年 電気学会 全国大会

密閉容器内の絶縁油中アークによる気泡挙動

田所 兼，神足 将司，大高 聡也，岩田 幹正

2019 年 電気学会 B 部門大会

コンデンサ-線路共振方式による配電線路の地絡点標定

田所 兼，野田 琢，市川 路晴，万木 剛，長嶋 友宏

【電気学会優秀論文発表賞 受賞】