

電力機器の故障アークに起因する  
高温ガスに対する公衆安全性  
に関する研究

神足 将司

# 目次

第1章 緒論	1
1.1 本研究の背景	1
1.1.1 電力システムを取り巻く現状と課題	1
1.1.2 故障アーク現象	3
1.2 故障アーク現象に関わる研究動向と課題	5
1.2.1 電力流通設備内部における圧力上昇・伝搬	5
1.2.2 電力機器から噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響	10
1.2.3 SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした内部アーク代替試験法	12
1.3 本研究の目的および内容	13
1.3.1 本研究の目的	13
1.3.2 本研究の内容	14
【第1章の参考文献】	16
第2章 油入電力機器の故障アークに起因する大型電気室内の圧力上昇・伝搬	19
2.1 まえがき	19
2.2 解析方法	20
2.3 解析モデル, 解析条件, および境界条件	21
2.3.1 解析モデル	21
2.3.2 解析条件, 境界条件	23
2.4 解析結果	25
2.4.1 圧力上昇の経時変化	25
2.4.2 エネルギー注入箇所中心から壁床面または機器床面との距離 $P_{1st}$ の関係	29
2.5 あとがき	40
【第2章の参考文献】	42
第3章 SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する機器内部の圧力上昇	44
3.1 まえがき	44
3.2 アーク放電実験	45

3. 2. 1	実験容器	45
3. 2. 2	実験回路	47
3. 2. 3	計測機器, 計測方法	49
3. 2. 4	分析方法	51
3. 2. 5	実験条件	52
3. 3	実験結果	53
3. 3. 1	空気または SF <sub>6</sub> ガス中アーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす初期 ガス充填圧力の影響	53
3. 3. 2	SF <sub>6</sub> ガス中アーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす電極材質の影響	55
3. 3. 3	SF <sub>6</sub> ガスにおけるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネ ルギーの比 $k_p$	58
3. 4	実験容器内部のエネルギー収支	61
3. 4. 1	エネルギー収支の概念	62
3. 4. 2	エネルギー収支の算出に用いた実験結果	63
3. 4. 3	各エネルギーの計算方法	68
3. 4. 4	計算結果および考察	74
3. 5	あとがき	76
	【第3章の参考文献】	78

## 第4章 SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する高温ガスによる周囲への熱的影響 80

4. 1	まえがき	80
4. 2	SF <sub>6</sub> ガスと空気の混合ガス解析モデルの構築・妥当性検証	81
4. 2. 1	混合ガス解析モデル	81
4. 2. 2	解析条件	81
4. 2. 3	実験結果と解析結果の比較	87
4. 3	噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響の解析モデル	88
4. 3. 1	熱的影響解析モデル	88
4. 3. 2	解析条件	91
4. 3. 3	金属板へ入射する熱量の算出方法	92
4. 4	噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響の解析結果	92
4. 4. 1	温度上昇分布	92
4. 4. 2	金属板表面の温度上昇の経時変化	93
4. 4. 3	金属板へ入射する熱量	96
4. 4. 4	考察	96

4. 5	あとがき	100
	【第4章の参考文献】	101
第5章	SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法	103
5. 1	まえがき	103
5. 2	密閉状態の電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法	104
5. 2. 1	損耗質量に及ぼす $P_{ini}$ の影響	104
5. 2. 2	試験条件 $P_{ini}$ の設定方法	108
5. 2. 3	アーク放電実験による妥当性検証	112
5. 3	開放状態の電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法	117
5. 3. 1	試験条件の設定方法	117
5. 3. 2	解析結果	117
5. 4	あとがき	120
	【第5章の参考文献】	122
第6章	総括	124
6. 1	まえがき	124
6. 2	本研究で得られた成果および今後の課題	124
6. 2. 1	油入電力機器の故障アークに起因する大型電気室内の圧力上昇・伝搬	124
6. 2. 2	SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する機器内部の圧力上昇	125
6. 2. 3	SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する高温ガスによる周囲への熱的影響	126
6. 2. 4	SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法	127
	謝辞	128
	本研究に関連する研究業績	129

# 第 1 章 緒論

## 1.1 本研究の背景

### 1.1.1 電力系統を取り巻く現状と課題

現代社会における電力は、平常時だけでなく災害などの緊急異常時を含め、社会活動において必要不可欠である。上下水道、情報・通信、ガス・燃料などの社会インフラシステムは電力の供給によって機能が発揮されるものであり、この意味で電力、およびそれを安定供給する電力系統は社会インフラシステムの中で他のインフラを支えるベースインフラとしての役割を担っている。2011 年 3 月 11 日、宮城県三陸沖を震源とするマグニチュード 9.0 の大地震により、東北電力管内では供給支障電力が約 790 万 kW（地震前需要の約 6 割）、最大停電戸数が約 466 万戸にのぼった（停電地域 全域：青森県、岩手県、秋田県、ほぼ全域：宮城県、山形県、一部：福島県）[1]。東京電力管内においても最大停電戸数が約 405 万戸にのぼった[2]。この他に、原子力発電設備、および送電・変電・配電設備から構成される電力流通設備にも甚大な被害が及んだ[1]。これら一連の被害により電力の復旧ができない地域においては、上下水道や情報・通信などの社会インフラシステムが機能不能となり、電力が我々の社会活動にとって必要不可欠なものであることを改めて実感させられた。このため、政府は、2018 年 7 月に閣議決定された第 5 次エネルギー基本計画[3]において、自然災害発生時においても安定した電力供給を実現するため、風力発電などの再生可能エネルギーを既存の電力系統へ導入するための 2030 年の長期エネルギー需給の見通し（エネルギーミックス）の実現に向けた取組みを更に押し進めていくことを宣言した。この基本的な方針として、3E+S と呼ばれる原則として、「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（Economic Efficiency）の向上による低コストでのエネルギー供給を実現

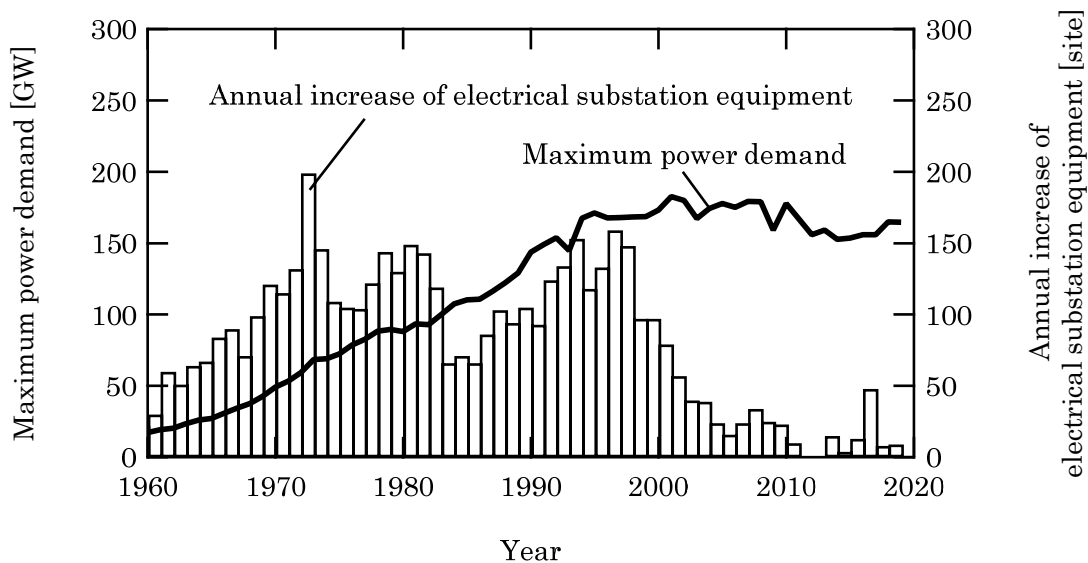


Fig.1.1 Trends of the maximum power demand and annual increase of electrical substation equipment<sup>[4][5]</sup>.

し、同時に、環境（Environment）への適合を図るため、最大限の取組を行う[3]ことが示されている。この原則により、電力系統を構成する電力流通設備を管理・運用する電気事業者には、低コスト化および環境への配慮を行いつつ、安全性の一つである公衆安全性の確保と電力の安定供給がより一層求められることになる。

また、Fig.1.1 に電力系統を構成する電力流通設備の内、変電設備箇所と最大電力の推移を示す。同図は文献[4][5]のデータを基に1960年から2019年までの推移を纏めたものである。同図より、1970年代前半までは最大電力の増加とともに変電設備箇所も増加しており、1973年には新設された変電設備箇所は200箇所程度にのぼっている。その後、一端、新設された変電設備箇所が減少に転じるが、再び、1990年頃から増加している。2000年以降においては新設された変電設備箇所は10箇所～50箇所程度で推移している。なお、最大電力は1990年代中頃まで増加し、その後、大凡一定になっていることが分かる。また、多くの変電設備は1970年代および1990年代に導入されていることが分かる。2021年時点では設備導入から20年～50年が経過していることとなり、当然、経年機器

においては事故や故障の発生確率は上昇することが想定される。今後、これら経年設備への対応が必要となり、電気事業者には設備故障のリスクを念頭に置いた電力流通設備の管理・運用が求められると考えられる。

以上の背景の下、公衆安全性の確保と電力の安定供給を実現・継続していくためには、事故や故障の発生確率が零ではない限り、万一の事故・故障時への対策が重要となる[6][7]。例えば、万一、電力機器内部で絶縁破壊などが発生した場合、その箇所には高いエネルギーを持つアーク放電が発生し、機器の破損に至り、電力の安定供給に支障をきたす。場合によっては、破損した機器から高温のガスが大気中へ噴出し、大規模な公衆災害に至る可能性もある。従って、機器内部で発生するアーク放電に起因する様々な現象を明確化することで、電力流通設備の適切な管理・運用、ひいては、公衆安全性の確保と電力の安定供給の実現・継続に繋がると考えられる。

そこで、次の 1.1.2 項では、電力流通設備で生じるアーク放電現象について述べる。なお、電力流通設備で事故や故障が発生した場合に生じるアーク放電を以後「故障アーク」と呼ぶこととする。

### 1. 1. 2 故障アーク現象

電力流通設備の事故・故障原因としては、設備不全（製作不完全、施工不完全、保守不完全、自然劣化などによるもの）、自然現象（風雨、冰雪、雷、地震、水害などの自然災害によるもの）、他物接触（樹木接触、鳥獣被害、飛来物接触などによるもの）、およびその他（故意、過失、他事故波及などによるもの）がある[8]。万一これらが発生した場合には、その箇所で絶縁破壊が生じ、地絡、短絡、および地絡短絡に至る場合がある。この時、発電機を電源として、その箇所へ大電流が流れ、故障アークが発生する可能性がある。ここで、故障アークの一般的な物理的な特徴として、以下の事項が挙げられる[9]。

- ① 中心部が数千～数万度の超高温であり、外周においても数百～数千度である。

- ② 莫大なエネルギーを熱，光，さらには音の形で放出する。
- ③ 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。
- ④ エネルギーは電流値，雰囲気などにより，容易かつ正確に制御できる。
- ⑤ 時間的变化に対する応答性が極めて早い。

故障アークが持つ上記①および②の特徴により，電力流通設備において故障アークが発生した際には，発生箇所，およびその周囲にも深刻な熱的・機械的ストレスを及ぼす。例えば，変圧器，ガス絶縁開閉装置（Gas Insulated Switchgear: GIS），電気盤などの密閉または半密閉空間内で故障アークが発生した場合，その熱により機器を構成している部材へ熱的ストレスを与える。さらに，内部の絶縁媒体（油，SF<sub>6</sub>ガス，空気など）が加熱され，内部の圧力が上昇し，機器筐体に機械的ストレスを与え，機器が破損する可能性もある。この際に生じる故障アークは，超高温の極めて軽い電流路であり，発生箇所に留まることなく，電磁力や浮力，および気流などの影響を受けて複雑な挙動を示す。例えば，GISで内部事故が発生すると，電磁力により故障アークが絶縁スペーサの沿面を介し，導体と機器筐体の間で地絡，その後，その箇所が故障アークにより溶損し，貫通破壊（バーンスルー）に至る可能性もある。このような移動・進展を伴う故障アークは特に「フリーバーニングアーク」と呼ばれ，電力流通設備で生じる故障アークの多くはこの形態にある。さらに，破損した機器から高温ガスが周囲に噴出した場合，大規模な公衆災害に至る可能性もある。

以上のことから，電力流通設備，特に，変圧器，GIS，および電気盤などの密閉状態あるいは半密閉状態にある電力機器を実系統に導入する前には，各種関連規格に沿った形式試験が実施される。電力機器筐体の耐圧性能を評価する規格としては，International Electrotechnical Commission（IEC）（例えば，IEC62271-200[10]，IEC62271-203[11]など），電気学会電気規格調査会 Japanese Electrotechnical Committee（JEC）（例えば，JEC-2350[12]など），日本電機工業会



Japanese Electrical Manufacturers' Association (JEMA) (例えば, JEM 1425[13]など) が挙げられる。一方, 公衆安全の観点から, 破損した電力機器から噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響を評価する規格として, 金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤを対象とした IEC62271-200 がある。さらに, 作業者が着用する耐熱・耐火性を有する作業着やヘルメット, ゴム手袋などの各種保護具の熱的影響を評価する規格として, IEC61482-1-1[14]や American Society for Testing and Materials International (ASTM) (例えば, ASTM F2178[15]など) がある。これらの規格に沿った形式試験を実施し, 電力流通設備は設計仕様の要求事項に合致していることを検証している。

以上を踏まえ, 電力流通設備において故障アークが発生した場合, 当該設備が破損するとともに, 他の設備にもその影響が波及・拡大する可能性がある。さらに, 破損した機器から万一高温ガスが周囲へ噴出した場合には大規模な公衆災害に至る可能性もあるため, 故障アークに起因する様々な現象を明確化することは意義があると考えられる。

## 1.2 故障アーク現象に関わる研究動向と課題

本節では, 本研究に関わる研究動向と課題について, 電力流通設備側と, 環境および試験規格側の視点からそれぞれ述べる。具体的には, 電力流通設備側の視点では, 電力流通設備内部の故障アークに起因する当該機器内部やその周囲の圧力上昇・伝搬 (1.2.1 項), 密閉状態あるいは半密閉状態にある電力機器から噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響 (1.2.2 項) を述べる。さらに, 環境および試験規格側の視点では, SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした内部アーク代替試験法 (1.2.3 項) について述べる。

### 1.2.1 電力流通設備内部における圧力上昇・伝搬

#### 1.2.1.1 大型電気室

1.1.2 項で述べた通り, 密閉状態あるいは半密閉状態の電力流通設備にて故障アークが発生すると, 絶縁媒体である油や空気, または SF<sub>6</sub> ガスが加熱され, 機

器内部の圧力が上昇する。このため、一般財団法人電力中央研究所を始めとした様々な研究機関において、圧力上昇・伝搬に及ぼすガス種、電流値、通電時間、電力機器に使用されている部材の材質、初期充填ガス圧力値、および実験容器の形状などの影響を明らかにするための研究がなされている[16]-[22]。しかしながら、これらの研究は比較的体積の小さい電力機器を対象とした事例が多い。体積が小さい電力機器の場合、故障アークによるエネルギー注入により機器内部の絶縁媒体が加熱され、一様に圧力上昇が生じる。しかしながら、ある程度体積の大きな電力機器の場合、圧力上昇とともに、圧力波の伝搬現象が生じる。ここで例えば、大型電気室（以下、電気室）内に設置された油入電力機器において、万一の故障により機器内部でアーク放電が発生すると、高温のアーク放電により絶縁油が加熱され機器内部の圧力が上昇し、機器の破損に至る可能性がある。さらに、その破損口から絶縁油が噴出し、それがアーク放電に曝されると着火・燃焼し、故障箇所周囲の空気が加熱され、電気室内の圧力が急激に上昇することが懸念される。上記の背景により、他研究機関において、電力機器が設置された電気室を対象に数値流体力学（Computational Fluid Dynamics; CFD）に基づいた圧力上昇の解析がなされている。S. Wetzeler らは、Fig.1.2 に示すような体積が  $70 \text{ m}^3$  の受配電室を対象とし、室内に設置された電力機器における故障アークを想定し、故障箇所周辺や室内の圧力上昇に及ぼす開口部や故障箇所の影響を検討している[22]。Fig.1.3 に示すように開口部の位置によって、室内壁面における圧力波形の様相や圧力上昇最大値が異なることが分かる。また、J. Douchin らは、スイッチギヤ内部の故障アークを想定し、Fig.1.4 に示すような 1 台の当該機器が設置された体積  $72 \text{ m}^3$  の受配電室を対象に三次元圧力上昇解析を行っている[23]。この報告では、故障アーク発生時、高温の空気が当該機器上部の放出口から受配電室内へ放出した場合を想定し、受配電室内および天井の圧力上昇に及ぼすアークエネルギーの影響について検討している。Fig.1.5 に示すように、故障アーク発生箇所から噴出した高温の空気が天井に当たり、その後、放圧口へ向

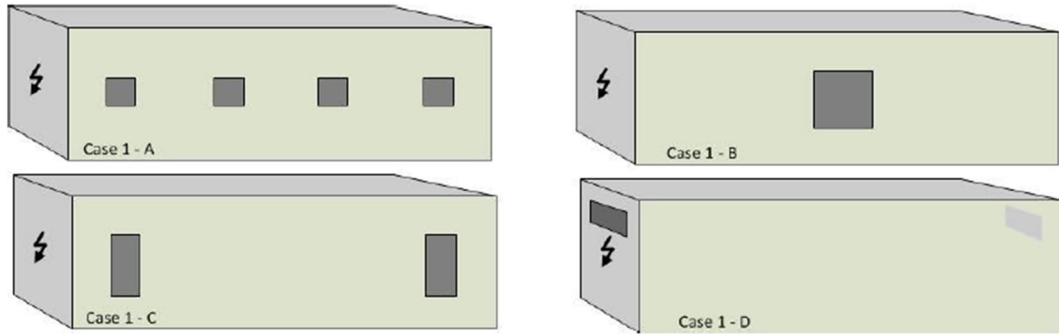


Fig.1.2 Case 1-A the opening is split into four quadratic small openings distributed along a side wall; Case 1-B the opening is in the midst of the side wall; Case 1-C the opening is split in two rectangular openings near the end wall; Case 1-D the opening is split in two rectangular openings on the end wall<sup>[22]</sup>.

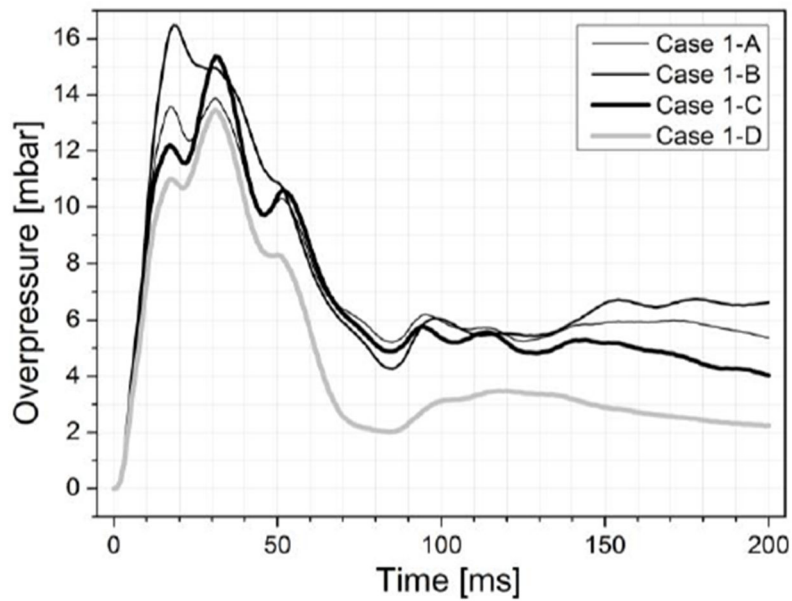
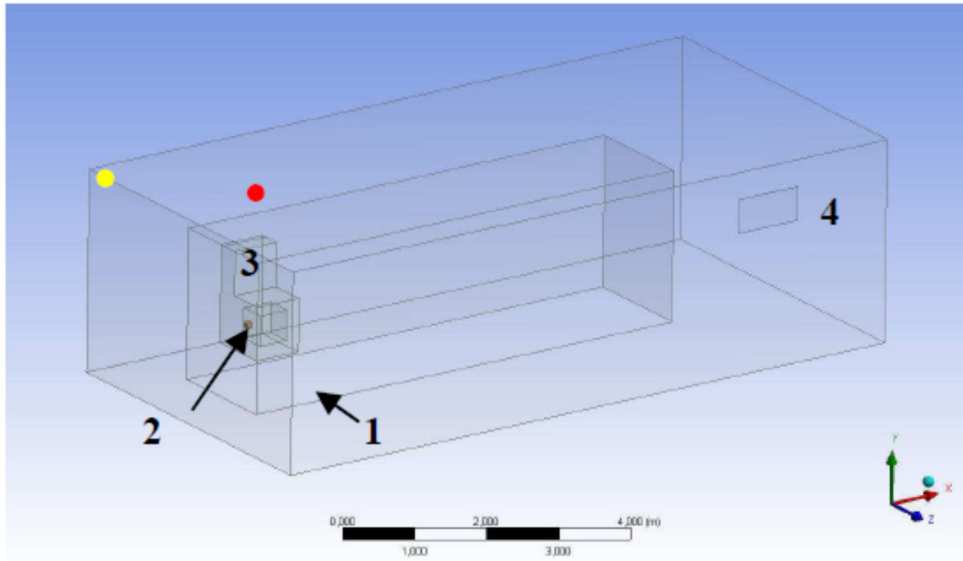


Fig.1.3 Averaged overpressure on the side wall without opening in consideration of different opening concepts<sup>[22]</sup>.



1. The faulty cell is at the left end of the switchgear.
2. The arc is located in a withdrawable circuit breaker compartment, including.
3. A chimney to switchboard top face. Gases are thus directed upwards.
4. The room pressure relief opening is located at the other end of the room, front wall.

Fig.1.4 Typical room geometry<sup>[23]</sup>.

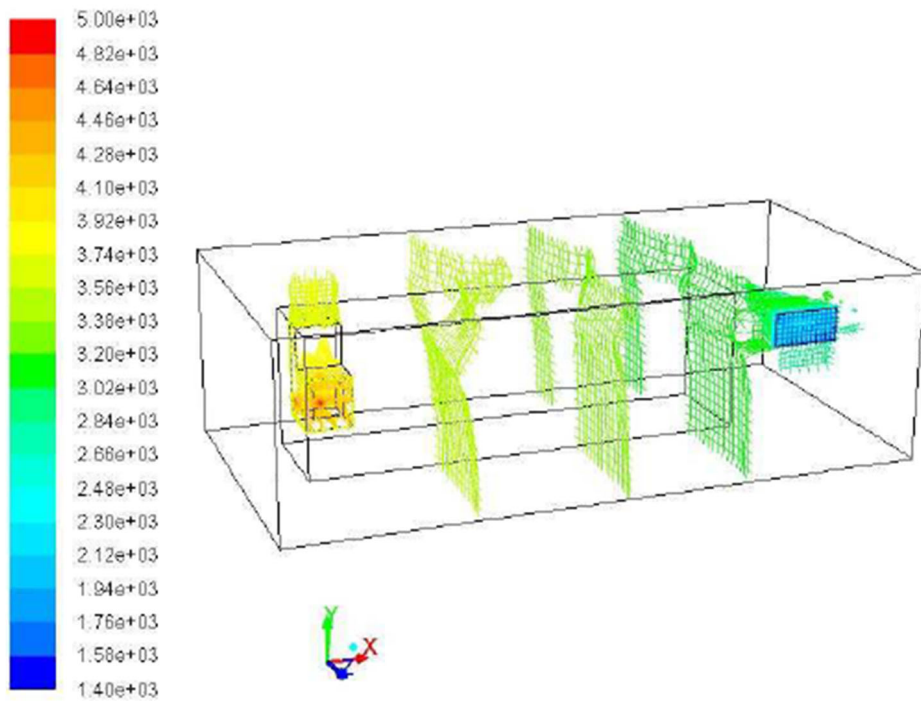


Fig.1.5 Pressure isovalue 260 ms after fault initiation<sup>[23]</sup>.

かって伝搬していく様子が分かる。

一方、電気室には変圧器および受配電盤など、複数の電力機器が設置されている場合がある。ここで、油入電力機器において万一の故障によりアーク放電が発生し当該機器が破損すると、その故障箇所から圧力波が発生する。その圧力波は故障箇所周囲へ伝搬し、床、壁、天井および電力機器で反射が生じる。この時、故障箇所から発生する圧力波の様相はアーク故障箇所や体積に依存することが考えられる。さらに、電気室内には通過風量の調整または閉鎖、万一の火災発生時に室内へ放出される消火剤の排気口として用いられるダンパ（開口部）[24]が設けられている。その開口部の位置も故障アーク発生箇所周囲の圧力上昇・伝搬の様相に影響を及ぼすと考えられる。しかしながら、受配電室に比べて大きな体積を持つ電気室においては、故障アーク発生箇所周囲の圧力上昇・伝搬の様相に及ぼす故障箇所や体積、および開口部の位置の影響は明らかにされていない。

#### 1. 2. 1. 2 密閉状態あるいは半密閉状態の電力機器

密閉状態あるいは半密閉状態の電力流通設備を対象とした機器内部の故障アークに起因する圧力上昇はガス種、電流値、通電時間、電力機器に使用されている部材の材質、初期充填ガス圧力値、および機器の形状などに影響すると述べた。しかしながら、ガス種以外のパラメータを同一とした際のアーク放電に伴う圧力上昇に及ぼすガス種の影響は明らかにされていない。

また、電力機器内でアーク放電が発生すると、そのアーク放電のエネルギーは全てガスを加熱するエネルギー（圧力上昇に寄与するエネルギー）として使われるのではなく、例えば電力機器の端子や母線などへ伝わる熱伝導エネルギー、これら金属部材の熔融や気化に伴うエネルギー、およびアーク放電から発生する放射損失エネルギーなどに使われる。さらに、金属部材の蒸気とガスとの化学反応に伴うエネルギー、および分解ガス発生に伴うエネルギーの発生または消費[25][26]などの影響もある。現状では、Fig.1.6 に示すような空気および SF<sub>6</sub> ガス中のアーク放電発生時の密閉容器内のエネルギー収支の報告[27]はあるものの、

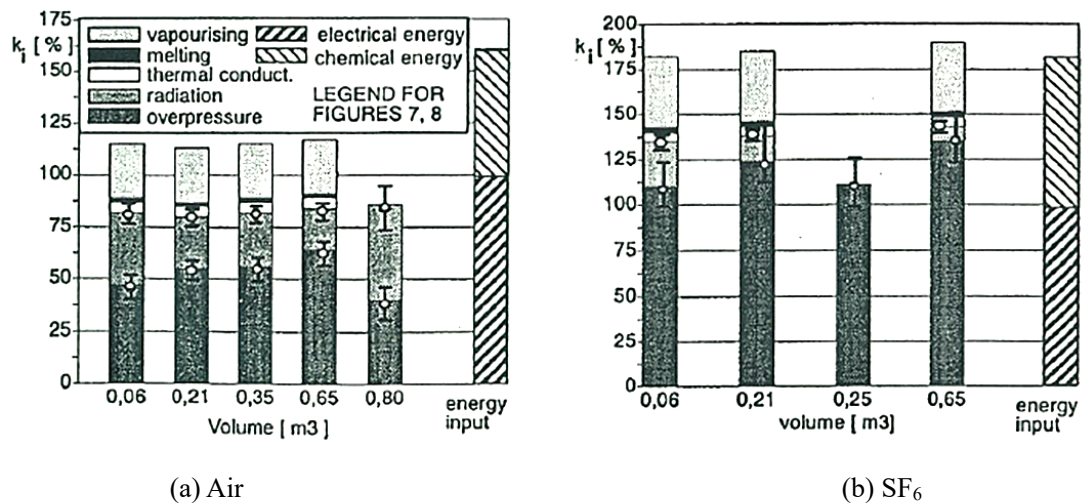


Fig.1.6 Energy balance<sup>[27]</sup>.

SF<sub>6</sub>分解生成ガスとフッ化物の定性・定量分析の結果、およびSF<sub>6</sub>ガスの分解メカニズムとフッ化物の化学反応を考慮に入れた詳細な報告はない。このような複雑な現象が絡むSF<sub>6</sub>ガス中アーク放電発生時のエネルギー収支を明らかにすることで、機器内部でアーク放電が発生した場合、アークエネルギーの使途が明確となり、より詳細な圧力上昇の解明に繋がると考えられる。

### 1. 2. 2 電力機器から噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響

1.1.2 項で述べた通り、密閉状態あるいは半密閉状態の電力流通設備にて故障アークが発生すると、当該機器から高温のガスが噴出し、大規模な公衆災害に至る可能性がある。そのため、国内外の大電力試験所では、高温ガスによる周囲への熱的影響を評価するための試験が行われている。IEC 規格 62271-200 によると、金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの内部アーク試験を実施する際、これら機器から高温ガスが噴出した場合の周囲への熱的影響を評価するため、Fig.1.7 に示すようなインジケータを設置する。インジケータは黒い綿布で、約 150 g/m<sup>2</sup>の黒い更紗（代表的な作業者の衣服を想定）または約 40 g/m<sup>2</sup>の黒コットンリンネル布（夏季に着用するような軽装を想定）である。設置箇所については、機器の据付場所に応じて接近性・タイプ A および接近性・タイプ B に区別されている。Fig.1.8 に接近性タイプやスイッチギヤの高さに応じたイン

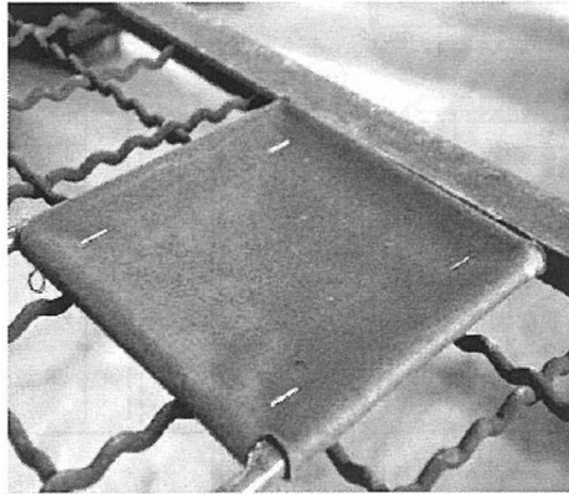


Fig.1.7 Indicator<sup>[10]</sup>.

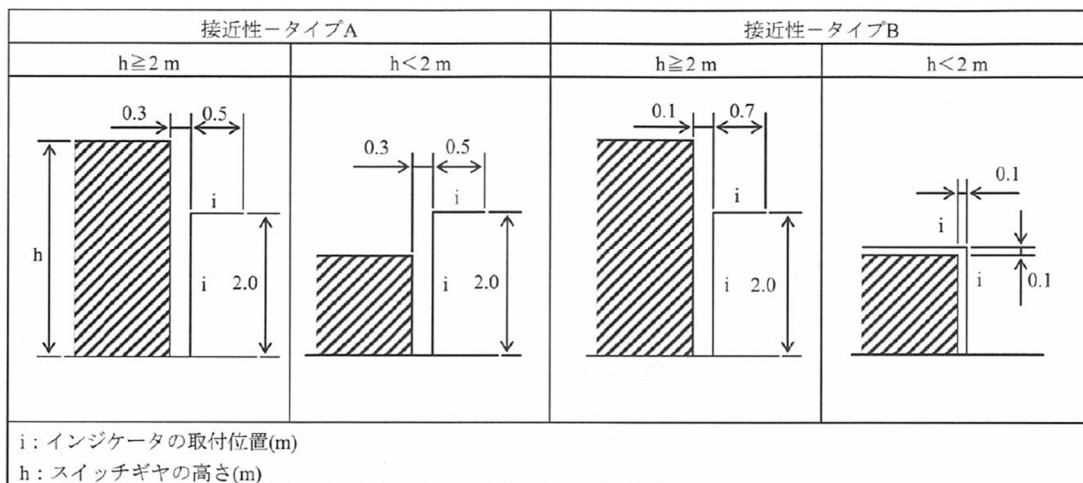


Fig.1.8 Position of indicators<sup>[10]</sup>.

インジケータの取付図を示す。同図のように、接近性・タイプ A の場合は許可された人だけが接近可能なスイッチギヤ、一方、接近性・タイプ B の場合は公共用など許可されていない人が接近可能なスイッチギヤを対象としている。試験では機器周囲に配置したインジケータの着火有無により、高温ガスによる熱的影響を定性的に評価しているが、ガス種の違いを考慮に入れた定量的な評価がなされていないため、その評価手法の確立が重要であると考えられる。

### 1. 2. 3 SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした内部アーク代替試験法

国内外の大電力試験所では、アーク放電に対する電力機器筐体の耐圧性能などを評価するため、内部アーク試験を実施している。例えば、内部故障における国内外のGIS用圧力容器の所要性能としては、「機器の通常運転時における最高使用圧力（使用圧力，最高使用温度による圧力上昇など）に，電力系統で導入されている主保護継電器による主保護故障除去時間までのガス圧力上昇値を加えた最終圧力値に，容器の強度が耐えること」と規定されている[11][12][28][29]。そのため，内部アーク試験を実施し，筐体の耐圧性能や耐バーンスルー性能を検証する必要がある[30]。

ここで，SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の一つである金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの内部アーク試験の際には，環境への配慮から，大気中へSF<sub>6</sub>ガスや人体に有害なSF<sub>6</sub>分解生成ガス（HF や SO<sub>2</sub> など），固体分解生成物（CuF<sub>2</sub>などのフッ化物）の漏洩を防ぐため，試験対象機器の周りを筐体で覆うなどの対策を施し，試験を実施する必要がある。しかしながら，これには時間と労力を費やす必要があることから，IEC規格62271-200などにに基づき，SF<sub>6</sub>ガスを空気に置き換えた代替試験を実施する必要がある。同規格には「SF<sub>6</sub>ガスを空気で代替する場合，定格充填ガス圧力値の±10%で空気を封入し試験を実施しても良い。」と記述されている。しかしながら，SF<sub>6</sub>ガスと空気の物性値に差異があることから，故障アークに起因する機器内部の圧力上昇，および，万一機器が破損し高温ガスが周囲へ噴出した場合には周囲への熱的影響が異なることが明らかとなっている[31][32]。このため，CIGRE Working Group A3.24（Tools for the Simulation of the Effects of the Internal Arc in Transmission and Distribution Switchgear）において，SF<sub>6</sub>ガスに代わるガスの一つとして空気が提案され，内部アーク試験に関わる文献，資料および試験データに基づき，空気への代替手順や適切な試験条件の選定方法，ガス種の違いを考慮した圧力上昇の計算方法，高温のSF<sub>6</sub>ガスと空気が大気中へ噴出した際の熱的影響，およびガス種毎のバーンスルー性能に影響



を及ぼすアーク放電から筐体などへの熱伝導・熱伝達やアーク挙動の影響などについて議論がなされた[33]。しかし、空気または SF<sub>6</sub> ガス中アーク放電に起因する圧力上昇や、高温ガスの周囲への熱的影響に関する体系的な実験や解析データが不足しているため、これら現象の等価性を担保する試験条件の決定には至っていない。さらに、内部アーク試験を実施する際には、機器内部の最終圧力値だけでなく、機器の筐体などの耐バーンスルー性能も重要な検証項目となるが、同性能の等価性を立証するための試験データが不足している。

以上より、SF<sub>6</sub> ガスを空気に代替した内部アーク試験における試験条件を提案するためには、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件の下で、圧力上昇や高温ガスによる周囲への熱的影響に及ぼすガス種の影響を明らかにする必要がある。

### 1.3 本研究の目的および内容

#### 1.3.1 本研究の目的

1.2 節で述べた背景および研究動向と課題により、本研究では、公衆安全性確保の観点から、万一、電力機器内部で故障アークが発生した際に生じる機器内部やその周囲の圧力上昇・伝搬を解析および実験の両面から明らかにするとともに、当該機器内部から噴出した高温ガスが周囲へ及ぼす熱的影響を解析面から明らかにする。これらの結果を踏まえて、SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法を提案することを目的とする。

そこで本研究では、まず、圧力上昇・伝搬の様相を的確に把握・評価することを目的とし、受配電室に比べて大きな体積を持つ複数の油入電力機器が設置された電気室を対象として、CFD に基づいた解析を実施する。この解析では、油入電力機器内部で故障アークが発生し、当該機器が破損、その破損口から絶縁油が噴出し、着火・燃焼した場合を想定する。なお、油入電力機器を対象とした理由は、空気や SF<sub>6</sub> ガス絶縁の電力機器に比べて、故障アーク発生時に生じるエネ

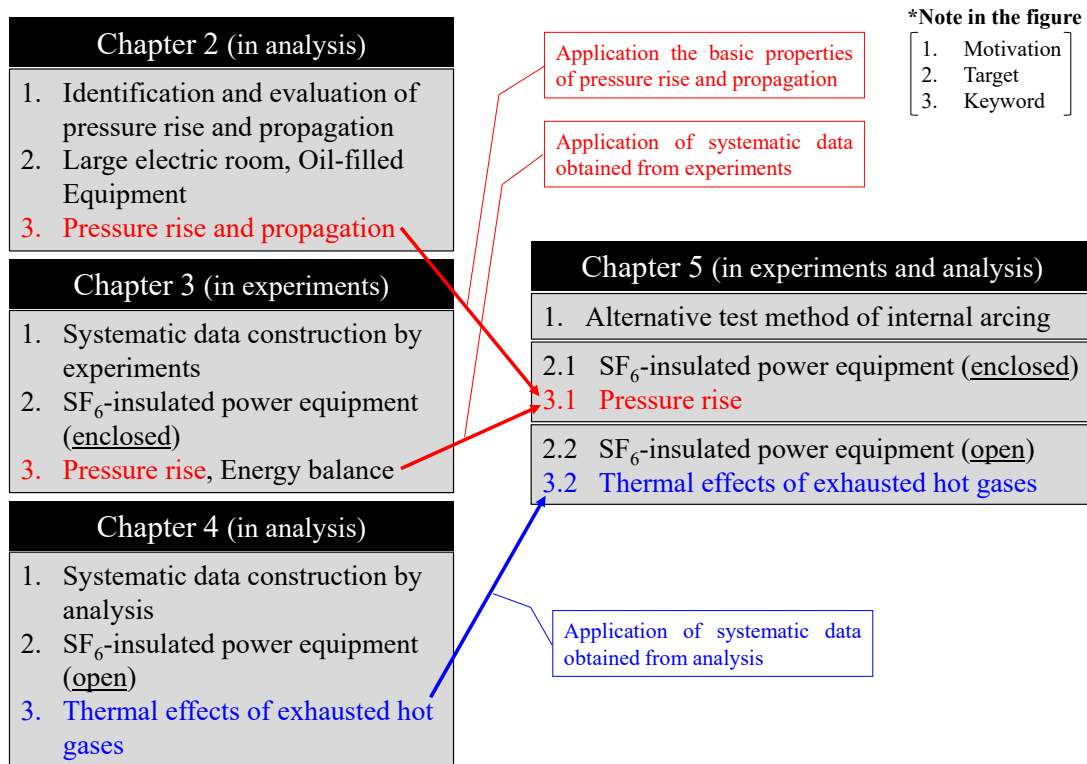


Fig.1.9 Overview of the research and the relation among main contents.

ルギーが約 20 倍高く [34][35], 大きな圧力波が生じることが想定されるため, 圧力上昇・伝搬を的確に把握・評価できると考えられるためである。さらに, SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法を提案するため, ガス種以外のパラメータを同一とした条件下における SF<sub>6</sub> ガスと空気の圧力上昇を実験面から比較・評価するとともに, 機器から噴出した高温の SF<sub>6</sub> ガスや空気が周囲へ及ぼす熱的影響を解析面から明らかにする。最後に, 上記で得られた成果に基づいて, SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法を提案する。

### 1. 3. 2 本研究の内容

本論文は 6 章で構成されており, 本論文の第 2 章から第 5 章の各目的, 対象とした電力機器, およびキーワードを網羅した相関図を Fig.1.9 に示す。同図の項目の関係性, すなわち, 第 2 章以降の構成・概要は以下の通りである。

第 2 章では, 圧力上昇・伝搬の様相を把握・評価することを目的とし, 複数の油入電力機器が設置された電気室を対象に CFD に基づいた三次元圧力上昇解析

を実施し、故障アーク箇所周囲の圧力上昇・伝搬に及ぼす故障箇所や体積、および開口部の位置の影響を明らかにした。

第3章および第4章では、第5章で述べる SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とした。具体的には、第3章では、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下における SF<sub>6</sub> ガスおよび空気中のアーク放電に伴う圧力上昇を実験面から明らかにした。さらに、実機器の初期充填ガス圧力値を対象とし、SF<sub>6</sub> ガス中アーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす電極材質の影響を明らかにした。さらに、SF<sub>6</sub> ガスの分解メカニズムと分解生成ガスおよびフッ化物の定性・定量分析結果を考慮し、アーク放電が発生した際の容器内のエネルギー収支を検討した。これにより、CFD に基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  に及ぼす電極材質や初期充填ガス圧力値の影響を明らかにした。

さらに、第4章では、高温ガスによる周囲への熱的影響を評価するため、温度範囲 300 K~30,000 K の SF<sub>6</sub> ガスと空気の質量分率に応じた熱力学・輸送特性を組み込んだ解析モデルを構築した。さらに、この解析モデルを用いて、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件の下で高温の SF<sub>6</sub> ガスおよび空気が周囲へ及ぼす熱的影響を解析面から定量的に明らかにした。

第5章では、第2章で得られた故障アーク発生時の圧力上昇・伝搬の様相、第3章および第4章で得られた体系的なデータを踏まえ、SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法を提案した。具体的には、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を対象とし、機器内部の最終圧力値が等価となるような空気における試験条件の設定方法を提案した。また、公衆安全性の観点から、機器の放圧機構が動作した場合や、万一機器が破損した開放状態

の機器を対象とし、放圧口や破損口から噴出する高温ガスが周囲へ及ぼす熱的影響が等価となるような空気における試験条件の設定方法を提案した。

第 6 章では、本論文を総括し、本研究で得られた成果および今後の課題をまとめた。

## [第 1 章の参考文献]

- [1] 経済産業省，3月11日の地震により東北電力で発生した広域停電の概要，<http://www.bousai.go.jp/kaigirep/chousakai/tohokukyokun/9/pdf/sub2.pdf>，参考資料，2011年9月10日（2021年4月閲覧）
- [2] 東京電力株式会社，東北地方太平洋沖地震に伴う電気設備の停電復旧記録，[https://www.tepco.co.jp/torikumi/thermal/images/teiden\\_hukkyuu.pdf](https://www.tepco.co.jp/torikumi/thermal/images/teiden_hukkyuu.pdf)（2013年3月）（2021年4月閲覧）
- [3] 経済産業省，エネルギー基本計画，[https://www.enecho.meti.go.jp/category/others/basic\\_plan/pdf/180703.pdf](https://www.enecho.meti.go.jp/category/others/basic_plan/pdf/180703.pdf)（2018年7月）（2021年4月閲覧）
- [4] 電気事業連合会，電気事業60年の統計，<https://www.fepc.or.jp/library/data/60tokei/>（2021年4月閲覧）
- [5] 経済産業省資源エネルギー庁 編：「電気事業便覧 2020年版」，丸井工文社（2021年3月）
- [6] 深川裕正，高梨貢，稲葉次紀，渡辺泰夫，大電流研究室 新素材研究室 他の研究員：「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年1月）
- [7] 岩田幹正，田中慎一，古川静枝，大高聡也，宮城吏，田所兼，神足将司，中野智之：「電力流通設備における大電流アーク現象とその対策技術」，電力中央研究所報告 研究報告：H19006（2020年3月）
- [8] 一般社団法人電気協同研究会：「ガス絶縁開閉装置の保全高度化」，電気協同研究，第70巻，第2号（2014年8月）
- [9] 尾崎勇造：「高電圧電力工学」，電気書院，pp.145-184（1997年5月）
- [10] IEC International Standard 62271-200 Edition 2.0, “High-voltage switchgear and controlgear-Part 200: AC metal-enclosed switchgear and controlgear for rated voltages above 1 kV and up to and including 52 kV”, (2011)
- [11] IEC International Standard 62271-203 Edition 2.0, “High-voltage switchgear and controlgear-Part 203: Gas-insulated metal-enclosed switchgear for rated voltages above 52 kV” (2011)
- [12] 電気学会 電気規格調査会JEC-2350：「ガス絶縁開閉装置」（2017年6月）
- [13] 日本電機工業会規格JEM 1425：「金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロール

ギヤ」(2011年7月)

- [14] IEC International Standard 61482-1-1 Edition 1.0, “Live working-Protective clothing against the thermal hazards of an electric arc-Part 1-1: Test methods-Method 1: Determination of the arc rating (ATPV or EBT<sub>50</sub>) of flame resistant materials for clothing” (2009)
- [15] ASTM F2178, “Standard Test Method for Determining the Arc Rating and Standard Specification for Face Protective Products” (2008)
- [16] S. Wetzeler, Y. Cressault, and G. J. Pietsch, “Influence of insulating gas on pressure rise in electrical installations due to internal arcs”, Proceedings of 20th International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2014), D11, pp.442-445 (2014)
- [17] M. Li, Y. Wu, Y. Wu, Y. Liu, and Y. Hu, “MHD Modeling of Fault Arc in a Closed Container”, *IEEE Transactions on Plasma Science*, Vol.42, No.10, pp.2714-2715 (2014)
- [18] S. Wetzeler, Y. Cressault, G. J. Pietsch, and L. Hermette, “Pressure Rise in Electrical Installations due to Internal Arcing in CO<sub>2</sub> as Insulating Gas”, *Journal of Energy and Power Engineering*, 9, pp.548-555 (2015)
- [19] P. Duquerroy, G. Friberg, G. J. Pietsch, C. Herault, and P. Chevrier, “Safety in the Event of an Internal Fault: Modelling or Tests?”, International Conference on Electricity Distribution (CIRED97), No.438, pp.1.11.1-1.11.5 (1997)
- [20] E. Fjeld and S. T. Hagen, “Small-Scale Arc Fault Testing of Medium-Voltage Metal-Enclosed Switchgear”, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol.31, No.1, pp.37-43 (2016)
- [21] F. Lutz and G. J. Pietsch, “The Calculation of Overpressure in Metal-Enclosed Switchgear due to Internal Arcing”, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol.PAS-101, No.11, pp.4230-4236 (1982)
- [22] S. Wetzeler and G. J. Pietsch, “Investigations on Pressure Stress in Elongated Substations due to Internal Arcing”, 20th Symposium on Physics of Switching Arc (FSO2013), pp.323-326 (2013)
- [23] J. Douchin and F. Gentiles, “Pressure Rise in Switchgear Rooms in case of Internal Arc in AIS MV Switchboards: Importance of Room Design and Simplified Calculation Method”, 22nd International Conference on Electricity Distribution (CIRED2013), Paper 1301 (2013)
- [24] 井上宇市：「改訂5版 空気調和ハンドブック」, 丸善株式会社 (2014)
- [25] R. J. Van Brunt and I. Sauers, “Gas-phase hydrolysis of SOF<sub>2</sub> and SOF<sub>4</sub>”, *J. Chem. Phys.*, Vol.85, No.8 (1986)
- [26] 社団法人電気学会 ガス絶縁開閉装置技術調査専門委員会：「GIS性能に配慮される諸問題」, 電気学会技術報告 (II部), 第163号 (1984年3月)
- [27] M. Schumacher, G. Pietsch, and S. Bauschke, “Time resolved analysis of arc radiation using thermopiles”, 7th International Conference on Switching Arc

- Phenomena, Vol.1, pp.332-335 (1993)
- [28] IEEE Standard C37.122, “IEEE Standard for Gas-insulated Substations” (2010)
  - [29] GB-7674-1997, “Gas insulated metal-enclosed switchgear for rated voltage 72.5 kV and above” (2008)
  - [30] 社団法人電気学会 ガス絶縁開閉装置試験法調査専門委員会：「ガス絶縁開閉装置試験法」，電気学会技術報告，第II-216号（1986年4月）
  - [31] R. Smeets, P. Leufkens, J. Hooijmans, N. Uzelac, P. Milovac, D. Kennedy, G.J. Pietsch, and K. Anantavanich, “On the Replacement of SF<sub>6</sub> by Air in Internal Arc Testing of MV SF<sub>6</sub> Insulated Switchgear”, 20th International Conference on Electricity Distribution (CIRED), Paper 0392, 8-11 (2009)
  - [32] E. Dullni, M. Shumacher, and G. Pietsch, “Pressure Rise in a Switchroom due to an Internal Arc in a Switchboard”, Proceeding of the 6th International Symposium on Short-Circuit Currents in Power Systems, pp.4.5.1-4.5.7 (1994)
  - [33] CIGRE Working Group A3.24, “Tools for the Simulation of the Effects of the Internal Arc in Transmission and Distribution Switchgear”, Technical Brochure 602 (2014)
  - [34] H. Kuwahara, K. Tsuruta, T. Ishii, and K. Yoshinaga, “Study of Explosion and Fire Hazards of Silicone Liquid under Arc Conditions”, IEEE International Symposium on Electrical Insulation, pp.186-194 (1976)
  - [35] F. Y. Hshieh and H. D. Beeson, “Note: Measuring the Effective Heats of Combustion of Transformer-Insulating Fluids Using a Controlled-Atmosphere Cone Calorimeter”, Fire and materials, Vol.26, pp.47-49 (2002)

## 第2章 油入電力機器の故障アークに起因する大型電気室内の圧力上昇・伝搬

### 2.1 まえがき

大型電気室（以下、電気室）内に設置された油入電力機器において、万一の故障により機器内部で故障アークが発生すると、高温のアークにより絶縁油が加熱され機器内部の圧力が上昇し、機器の破損に至る可能性がある。さらに、その破損口から絶縁油が噴出し、それがアークに曝されると着火・燃焼し、故障箇所周囲の空気が加熱され、電気室内の圧力が急激に上昇することが懸念され、場合によっては公衆災害に至る可能性がある。これまで、他研究機関では、電力機器が設置された電気室内を対象に数値流体力学 CFD に基づいた圧力上昇の解析事例が報告されている[1][2]。これらの事例では、体積  $70 \text{ m}^3$  程度の比較的容積の小さな受配電室を対象としている。一方で、電気室には変圧器および受配電盤など、複数の電力機器が設置されている場合がある。油入電力機器において故障アークが発生し、当該機器が破損すると、その故障箇所から圧力波が発生する。その圧力波は故障箇所周囲へ伝搬し、その箇所周囲の床、壁、天井および電力機器で反射が生じる。この時、故障箇所から発生する圧力波の様相は故障アーク箇所や体積に依存することが考えられる。さらに、電気室内には通過風量の調整または閉鎖、万一の火災発生時に室内へ放出される消火剤の排気口として用いられるダンパ（以下、開口部）[3]が設けられている。その開口部の位置も故障アーク発生箇所周囲の圧力上昇・伝搬の様相に影響を及ぼすと考えられる。しかしながら、受配電室に比べて大きな体積を持つ電気室においては、故障アーク発生箇所周囲の圧力上昇・伝搬の様相に及ぼす故障箇所や体積、および開口部の位置の影響は明らかになっていない。

そこで本章では、複数の油入電力機器が設置された電気室を対象に CFD に基

づいた三次元圧力上昇解析を実施し、故障アーク箇所周囲の壁面や機器における圧力上昇・伝搬に及ぼす故障箇所や体積、および開口部の位置の影響を明らかにした結果を述べる。故障箇所の条件としては、油入電力機器内部での故障アークに伴い機器が破損し、その破損口から絶縁油が噴出し、着火・燃焼した場合を想定した。

なお、本解析で対象とした電気室においては、いずれの解析条件においても、最初の立ち上がりの圧力値  $P_{1st}$  は 2 kPa 程度となった。ただし、現場の状況によっては本解析以外の故障条件も考えられ、2 kPa よりも圧力が高くなる可能性がある。本解析モデルを適用する際には、故障アーク箇所や故障アーク体積を考慮した解析条件の設定、および、電気室の寸法、開口部の位置、電気室に設置された電力機器の寸法や数など、現場の状況に則した詳細な解析モデルの構築が重要と考えられる。

## 2.2 解析方法

本解析では、米国 ESI Group 社製の商用の数値流体力学 CFD ツール（以下、CFD-ACE+）を使用した。解析方法としては、アークエネルギーを生成項として見なし、微小空間に分割した解析モデルに局所的にエネルギーを注入し、微小空間毎に質量保存則、運動量保存則、エネルギー保存則などの微分方程式を解くことにより、圧力、温度、密度などの物理量の空間的な分布の経時変化を算出する。この際に解く微分方程式を以下に示す。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \nabla(\rho\underline{v}\phi) = \nabla(\Gamma\nabla\phi) + S \quad (1)$$

ここで、 $\phi$  は従属変数（質量、運動量、エンタルピー）、 $\rho$  および  $\underline{v}$  はそれぞれ流体の密度および速度、 $\Gamma$  は変数  $\phi$  の輸送係数、 $S$  は変数  $\phi$  の生成速度（発生項）



を示す[4]。(1)式の左辺第 1 項は微小体積における単位質量あたりの物理量 $\phi$ の時間変化, 第 2 項は微小体積を通過する流れ場によってその体積から流出する物理量 $\phi$ の生成を示している。本解析で解くべき保存則は, 質量保存則, エネルギー保存則, さらに運動量が X, Y および Z 方向の 3 方向の成分を持つため 3 成分の運動量保存則, 合計 5 つである。なお, CFD-ACE+を用いた本解析技術は, これまで一般財団法人電力中央研究所で開発した圧力上昇・伝搬シミュレーション技術である。この技術は, 電線共同溝や受配電盤などの実規模の電力流通設備において故障アークが発生した際, 設備内の圧力上昇の実験結果と解析結果が概ね一致した実績を有している[5][6]。

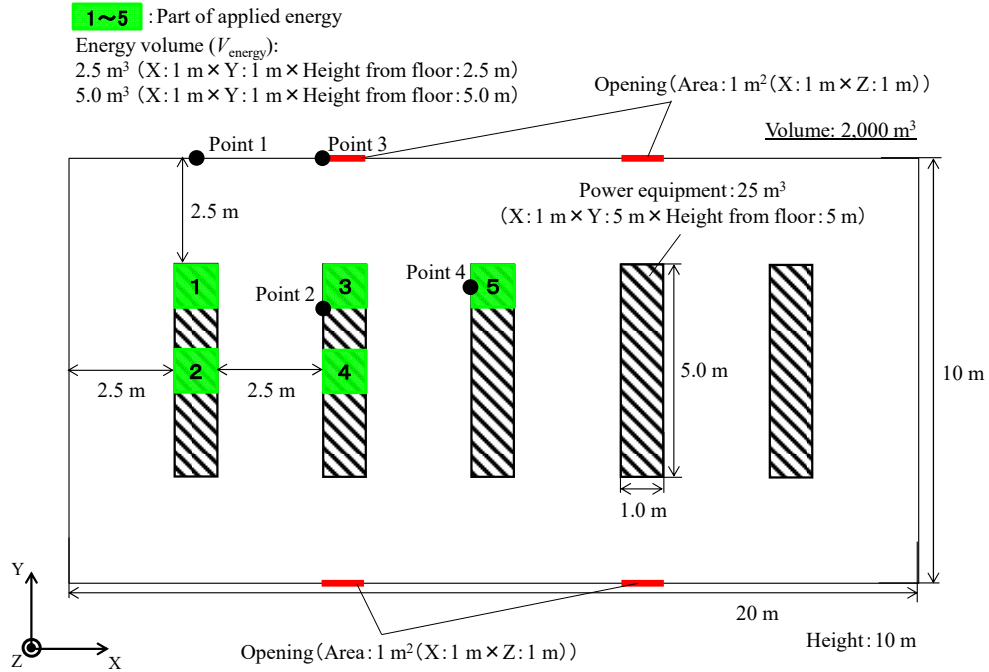
## 2.3 解析モデル, 解析条件, および境界条件

### 2.3.1 解析モデル

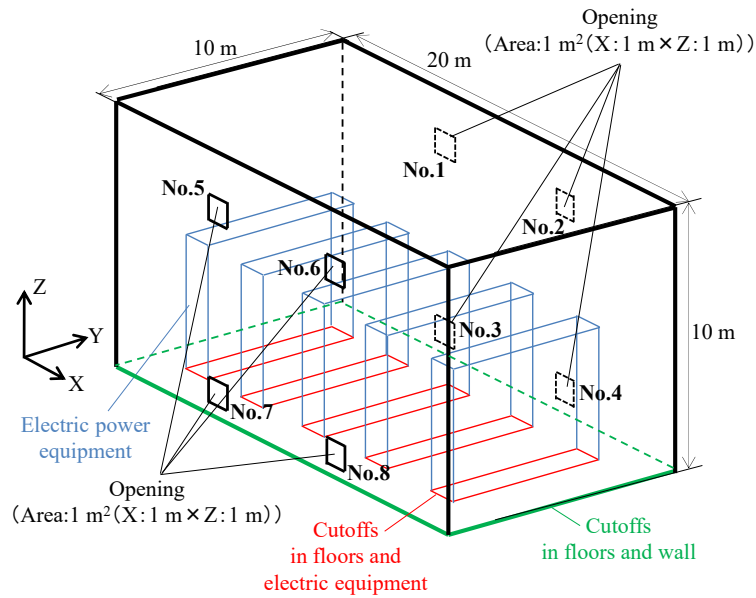
解析対象とする電気室モデルの平面図および立体図を Fig.2.1(a)および Fig.2.1(b)にそれぞれ示す。

電気室は体積  $2,000 \text{ m}^3$  (X : 20 m, Y : 10 m, 地面からの高さ : 10 m) とし, 室内には複数の電力機器が設置されていると仮定する。これは, 本解析を実施する前の事前検討から体積  $2,000 \text{ m}^3$  であれば, 故障アーク箇所から発生する圧力波による圧力上昇・伝搬の様相が詳細に把握・評価できると判断したためである。Fig.2.1(b)中の青線で示すように, この機器を壁から 2.5 m ずつ等間隔に計 5 台配置した。本解析では計算を簡略化するために, 1 つの電力機器を 1 つの直方体ブロックで模擬し, その体積を  $25 \text{ m}^3$  (X : 1 m, Y : 5 m, 床面からの高さ : 5 m) とした。

開口部の位置は Fig.2.1(b)中に示した No.1~No.8 であり, 電気室の必要換気量 12 回/h~30 回/h[7], 開口部の吹出速度と吸気速度[3]を踏まえ, その面積を  $1 \text{ m}^2$  (X : 1 m, Z : 1 m) で一定, その個数を合計 4 個とし, これらの位置は参考文



(a) Plan view



(b) Cubic diagram

Fig.2.1 Simulation model of electric room.

Table 2.1 Opening conditions.

Pattern	Condition	
	Open	Close
1	No.1, No.2, No.5, No.6	No.3, No.4, No.7, No.8
2	No.1, No.2, No.7, No.8	No.3, No.4, No.5, No.6
3	No.3, No.4, No.5, No.6	No.1, No.2, No.7, No.8
4	No.3, No.4, No.7, No.8	No.1, No.2, No.5, No.6

Table 2.2 Simulation conditions.

Item	Condition
Electric room volume (size)	2,000 m <sup>3</sup> (X: 20 m×Y: 10 m×Z: 10 m)
Gas inside electric room	Air, 0.1 MPa-abs (initial), 300 K (initial)
Power on combustion of oil	20 MW
Analysis time	150 ms
Time step	50 μs

献[3]を参考に床面から開口部下部までの高さを 0.5 m または 7.5 m とした。開口部の組合わせと開閉状態は Table 2.1 に示す計 4 パターンとした。

故障アーク箇所（以下、エネルギー注入箇所と呼称する）は Fig.2.1(a)中の No.1～No.5 のそれぞれの箇所とし、その体積 ( $V_{\text{energy}}$ ) を 2.5 m<sup>3</sup> (X : 1 m, Y : 1 m, Z : 床面からの高さ 2.5 m) または 5.0 m<sup>3</sup> (X : 1 m, Y : 1 m, Z : 床面からの高さ 5 m) とした。

### 2. 3. 2 解析条件, 境界条件

まず、解析条件について述べる。Table 2.2 に解析条件を示す。電気室内部は初期圧力 0.1 MPa-abs, 初期温度 300 K（以下、室温と呼称する）の空気で満たされているとした。

故障条件としては、シリコン油入電力機器の故障アークに伴い、機器内部からシリコン油が噴出し、着火・燃焼した場合を想定し、1 リットルのシリコン油が完全燃焼した際に発生するエネルギーを 1 s, 20 MW（単位時間当たりの発生エネルギー）とし、 $V_{\text{energy}}$  に一定のエネルギーを与えた。これは次の 2 つの

理由による。空気や SF<sub>6</sub> ガス絶縁の電力機器に比べて、油入電力機器の場合、故障アーク発生時に生じるエネルギーが約 20 倍高く [8][9], 大きな圧力波が生じることが想定されるため、圧力上昇・伝搬の様相を把握・評価できると考えた。また、参考文献[8]では、シリコン油中で電流値 10 kA~20 kA のアーク放電を 167 ms 間発生させた際のアークエネルギーは約 25 kJ~225 kJ と報告されている。一方、シリコン油 1 リットルが完全燃焼した際に発生する燃焼エネルギーは約 20 kJ であり、その 3 s 後には自然鎮火していることが報告されている[9]。以上を踏まえ、本解析では燃焼継続時間を 1 s とした。これにより、単位時間当たり注入するエネルギーは高く、故障後の圧力上昇を高め推定することになり、安全側の評価に繋がると考えた。

また、解析時間を 150 ms とした。これは次の理由による。本解析を実施する前の事前検討として、エネルギー注入箇所を Fig.2.1(a)中の No.1,  $V_{\text{energy}}$  を 5.0 m<sup>3</sup>, 開口部の位置を Pattern 1 とし、20 MJ の燃焼エネルギー (20 MW のパワーを 1 s 間) 与え、解析を実施した。その結果、室内の圧力は時間の経過とともに上昇せず、圧力上昇最大値以下で推移する傾向が見られ、いずれの位置においても、10 ms~50 ms 時点においてエネルギー発生から発生する最初の立ち上がりの圧力が概ね最大となった。従って本解析では、圧力が最大となる現象に着目するため、解析時間を 150 ms (最初の立ち上がりの圧力最大となる時刻 50 ms の 3 倍) としても、この現象が捉えられると考えた。なお、解析のタイムステップは 50 μs とした。

以上より、本解析では、エネルギー注入箇所を計 5 パターン、 $V_{\text{energy}}$  を計 2 パターン、および開口部の位置を計 4 パターンとして解析を実施した。

次に、境界条件について述べる。Table 2.3 に境界条件を示す。室内の壁面、床面や天井および電力機器の筐体面は簡単化のため、温度の境界条件を断熱とした。開口部については、圧力を 0.1 MPa-abs 一定とし、室内へ向かう流体の流れが発生した場合、室温の空気が流入するとした。なお、空気の物性値 (粘性率、

Table 2.3 Boundary conditions.

	Wall, Power equipment	Opening
Velocity	0 m/s	grad $U=0$
Temperature	adiabatic	grad $T=0$
Pressure	—	0.1 MPa-abs *

\* If there in an inflow through an outlet, the temperature is set at 300 K.

定圧比熱，熱伝導率) は，圧力を 0.1 MPa-abs，温度範囲 300 K～30,000 K とした温度依存性のみを考慮した。

## 2.4 解析結果

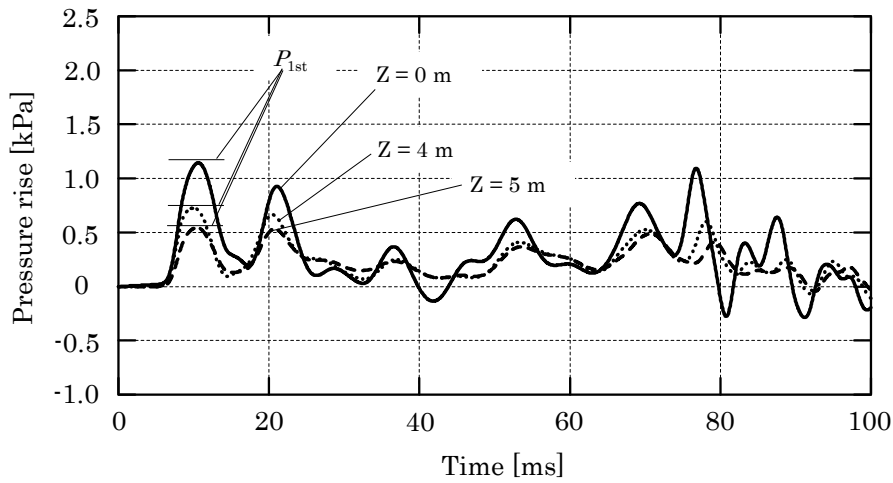
本節では，解析で得られた電気室内の圧力上昇・伝搬の様相について述べる。参考文献[2]では，高温の空気がスイッチギヤ上部の放出口から受配電室内へ放出した場合を想定しているため，天井の圧力上昇・伝搬に着目している。一方，本解析では，床面に近い箇所故障アークから発生する圧力波による圧力上昇・伝搬を把握・評価することを目的としているため，故障アーク箇所周囲の壁面および機器に着目することとした。

### 2.4.1 圧力上昇の経時変化

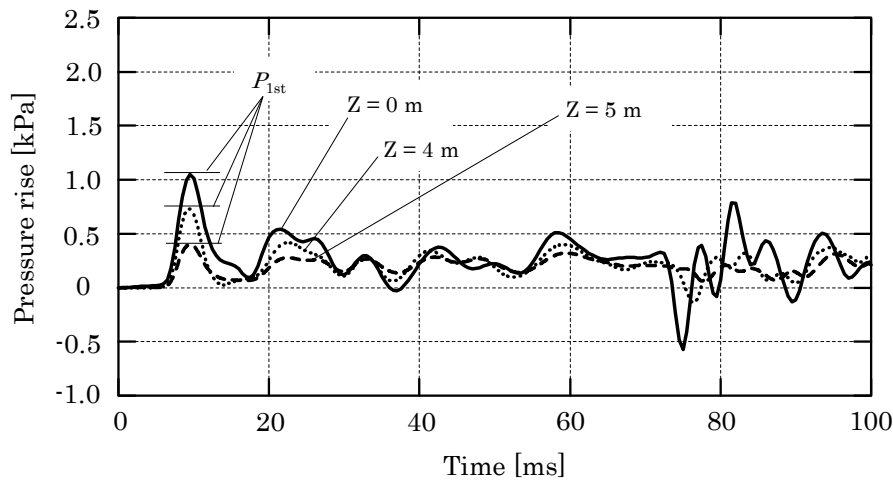
Fig.2.2 に解析結果の一例を示す。同図は，Fig.2.1(a)中でエネルギー注入箇所を No.1， $V_{\text{energy}}$  を  $5.0 \text{ m}^3$ ，開口部の位置を Pattern 1 としたときの壁 (Point 1(X : 3.0 m, Y : 10 m)) および機器 (Point 2(X : 6.0 m, Y : 6.5 m)) における床面からの高さ 0 m，4 m および 5 m での圧力上昇の経時変化を示している。

Fig.2.2 より，いずれの位置においても圧力は時間の経過とともに上昇しない傾向が見られた。これは，密閉された室内では室内の温度が徐々に上昇するため室内の圧力は上昇していくものの，今回の解析モデルでは開口部から高温の空気が流出するため，室内の圧力は上昇しないと考えられる。

また，エネルギー注入箇所周囲の壁および機器において，いずれの高さにおいても最初の立ち上がりの圧力が概ね最大となり， $P_{1st}$  は床面と壁の見切り部分



(a) Point 1-Surface of wall (X: 3.0 m, Y: 10 m)



(b) Point 2-Surface of power equipment (X: 6.0 m, Y: 6.5 m)

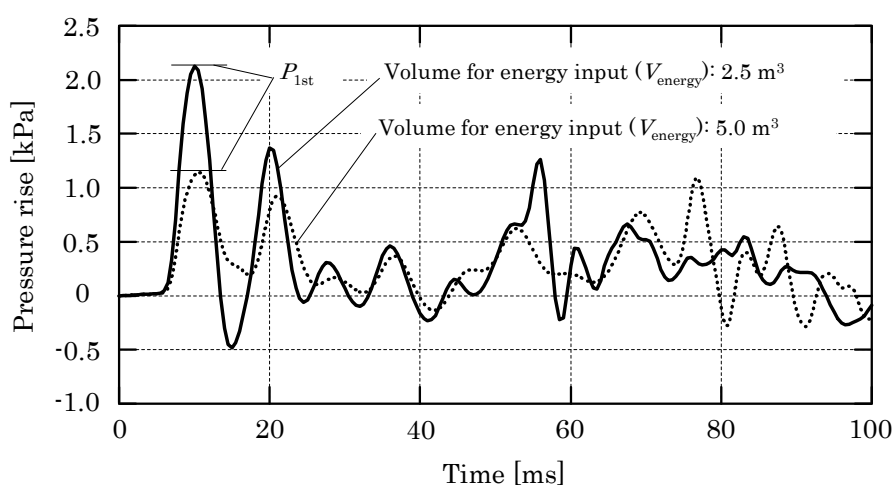
Fig.2.2 Simulation waveforms of pressure rise (Part of applied energy: No.1,  $V_{\text{energy}}=5.0 \text{ m}^3$ , Opening: Pattern 1).

(Fig.2.1(b)中の緑線。以下、壁床面と呼称) および床面と機器の見切り部分 (Fig.2.1(b)中の赤線。以下、機器床面と呼称) が最大となった。ここで、三次元圧力上昇分布で確認したところ、床面においては、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が半球面状に広がり、「直接、エネルギー注入箇所から壁床面または機器床面へ伝搬する圧力波」、「エネルギー注入箇所の床面から壁床面または機器床面へ伝搬する圧力波」および「圧力波が壁または機器へ伝搬・反射し、その後床面へ伝搬する圧力波」が重畳することが分かった。

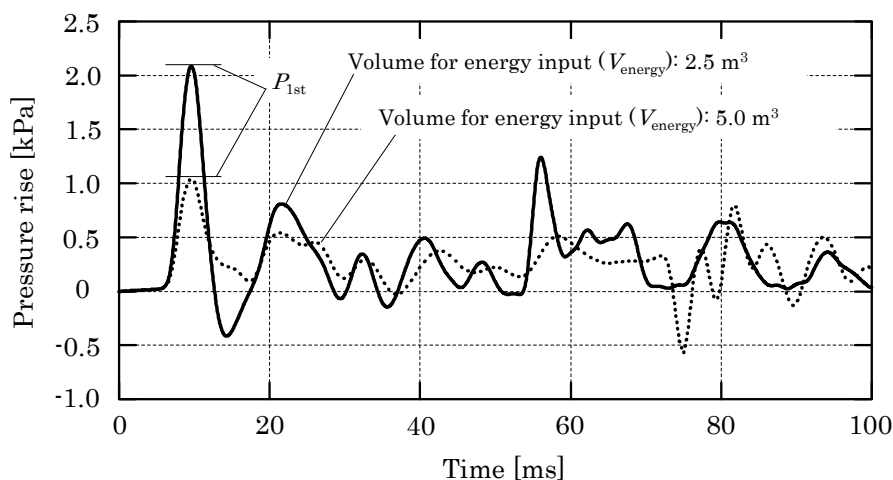
以上を踏まえ、以降、壁床面または機器床面における  $P_{1st}$  に及ぼす  $V_{energy}$  および開口部位置の影響について検討を行った。

#### 2. 4. 1. 1 $V_{energy}$ の影響

Fig.2.3 にエネルギー注入箇所を Fig.2.1(a)中の No.1, 開口部の位置を Pattern 1,  $V_{energy}$  を  $2.5 \text{ m}^3$  または  $5.0 \text{ m}^3$  としたときの Point 1 および Point 2 における圧力の経時変化を示す。同図より、いずれの  $V_{energy}$  においても  $P_{1st}$  の圧力が概ね最大となった。また、 $V_{energy}$  を  $5.0 \text{ m}^3$  から  $2.5 \text{ m}^3$  に減少させると、 $P_{1st}$  が増加すること



(a) Point 1-Surface of wall (X: 3.0 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



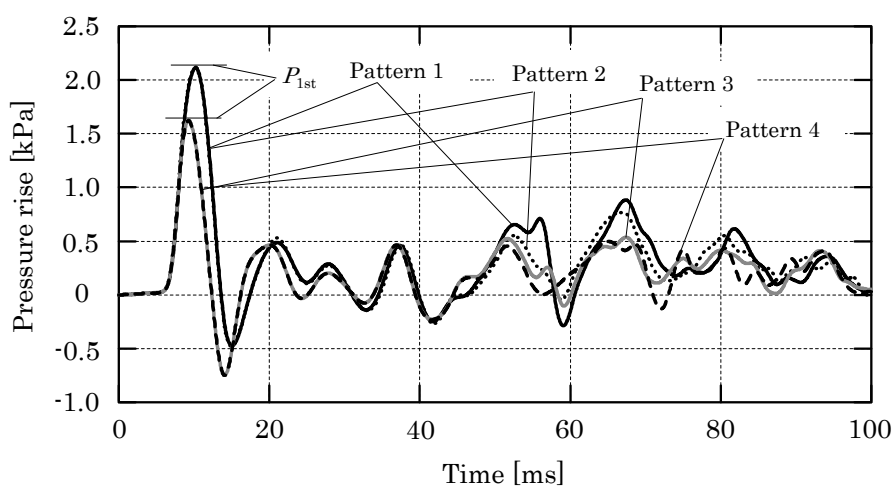
(b) Point 2-Surface of power equipment (X: 6.0 m, Y: 6.5 m, Z: 0 m)

Fig.2.3 Influence of arc fault volume on pressure rise  
(Part of applied energy: No.1, Opening: Pattern 1).

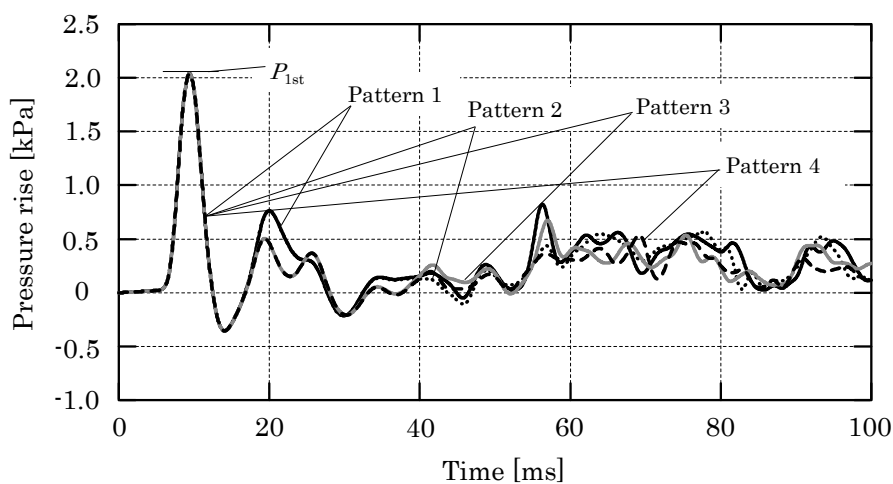
が分かった。この原因は、 $V_{\text{energy}}$ を減少させると、その体積に注入するエネルギー密度が増加し、エネルギー注入箇所およびその周囲の温度が上昇すること、およびエネルギー注入箇所の中心点が床面に近いことが起因していると考えられる。

## 2. 4. 1. 2 開口部位置の影響

Fig.2.4 にエネルギー注入箇所を Fig.2.1(a)中の No.3,  $V_{\text{energy}}$  を  $2.5 \text{ m}^3$ , 開口部の



(a) Point 3-Surface of wall (X: 6.0 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



(b) Point 4-Surface of power equipment (X: 9.5 m, Y: 7.0 m, Z: 0 m)

Fig.2.4 Influence of opening pattern on pressure rise  
(Part of applied energy: No.3,  $V_{\text{energy}}=2.5 \text{ m}^3$ ).



位置を Pattern 1～Pattern 4 としたときの Point 3(X : 6.0 m, Y : 10 m, Z : 0 m)および Point 4(X : 9.5 m, Y : 7.0 m, Z : 0 m)における圧力の経時変化をそれぞれ示す。同図(a)より、床面においては、開口部の位置が Pattern 1 と Pattern 2 および Pattern 3 と Pattern 4 を比較すると、後者の方が前者に比べ  $P_{1st}$  が低いことが分かる。これは、エネルギー注入箇所正面の壁面において、開口部を床面付近に設置すると、開口部から高温の空気が流出することに起因していると考えられる。一方、機器床面においては、同図(b)で示す通り、開口部の位置が変化しても  $P_{1st}$  は変化しないことが分かる。

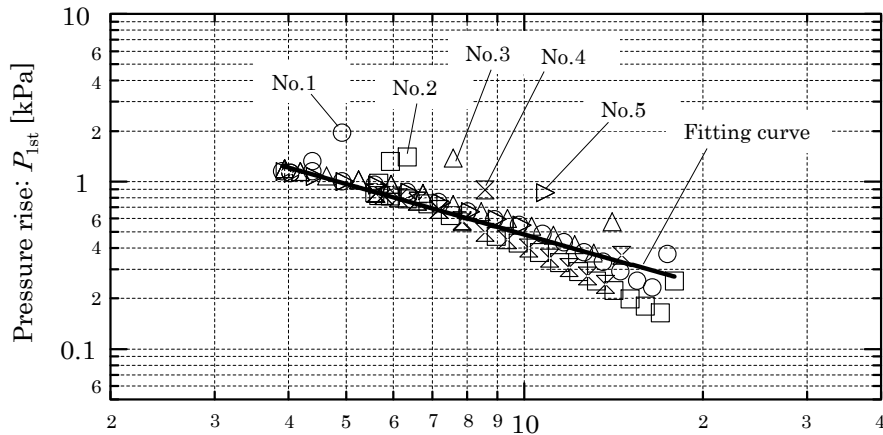
## 2. 4. 2 エネルギー注入箇所中心から壁床面または機器床面との距離と $P_{1st}$ の関係

2.4.1 項で示した通り、エネルギー注入箇所正面の壁面において、壁床面の  $P_{1st}$  が最も高くなることが分かった。そこで本項では、 $P_{1st}$  とエネルギー注入箇所中心から壁床面 (X : 0 m～20 m, Y : 10 m, Z : 0 m) との距離 ( $r_1$ ) および機器床面 (X : 6.0 m, 9.5 m, 13 m, Y : 2.5 m～7.5 m, Z : 0 m) との距離 ( $r_2$ ) に及ぼすエネルギー注入箇所,  $V_{energy}$ , および開口部位置の影響について述べる。

### 2. 4. 2. 1 エネルギー注入箇所の影響

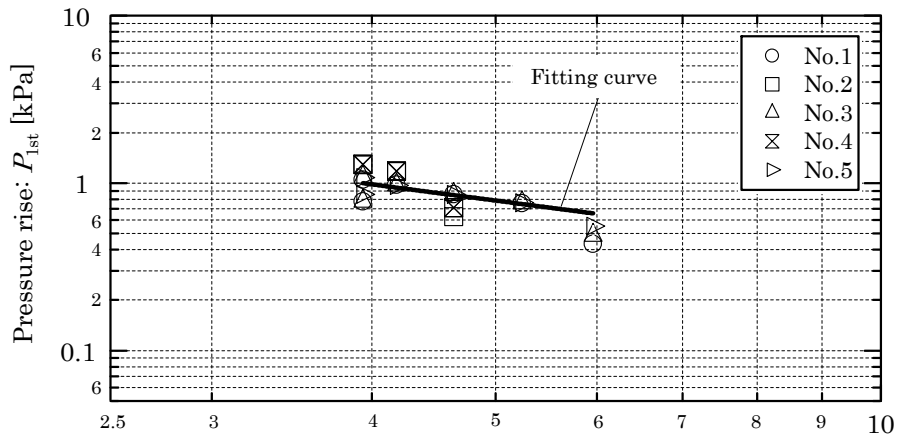
$V_{energy}$  を  $5.0 \text{ m}^3$ , 開口部の位置を Pattern 1, エネルギー注入箇所を Fig.2.1(a)中の No.1～No.5 で変化させた場合の  $P_{1st}$  と  $r_1$  および  $r_2$  の関係を Fig.2.5 に示す。Fig.2.5(a)は、 $P_{1st}$  と  $r_1$  の関係を示している。さらに、Fig.2.5(b)は、エネルギー注入箇所から X 軸方向の機器床面における  $P_{1st}$  を示している。すなわち、同図中に示した  $P_{1st}$  は、エネルギー注入箇所が No.1 および No.2 の場合は X=6.0 m の位置、No.3 および No.4 の場合は X=9.5 m の位置、および No.5 の場合は X=13 m の位置での機器床面における値である。なお、これらの近似曲線は後述する理由により、 $P_{1st}$  が  $r_1$  または  $r_2$  に反比例すると仮定し描いた曲線である。

これら図より、 $P_{1st}$  の最大値はエネルギー注入箇所に依存することが分かる。まず、同図(a)より、エネルギー注入箇所を No.1, No.2, …と変化させると、 $r_1$  が



Distance between part of applied energy and wall:  $r_1$  [m]

(a) Floor face of wall (X: 0 m~20 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



Distance between part of applied energy and power equipment:  $r_2$  [m]

(b) Floor face of power equipment (X: 6.0 m, 9.5 m, 13 m, Y: 2.5 m~7.5 m, Z: 0 m)

Fig. 2.5 Influence of part of applied energy on relationship of distance from part of applied energy and  $P_{1st}$  ( $V_{energy}=5.0 \text{ m}^3$ , Opening: Pattern 1).

低下するにつれて、 $P_{1st}$ の最大値が減少していく傾向が見られる。一方、同図(b)より、 $r_2 \doteq 3.9 \text{ m}$ においては、エネルギー注入箇所が No.2 および No.4 の場合、 $P_{1st}$ は No.1, No.3 および No.5 の場合に比べ高い値となる。以上より、エネルギー注入箇所によって、壁床面および機器床面における  $P_{1st}$ は異なることが分かった。また、 $P_{1st}$ はエネルギー注入箇所に依らず、 $r_1$ および  $r_2$ に概ね反比例して減衰する傾向が見られた。一般的に、点音源から球面波状に放射される音圧は距離に反比例して減衰する[10]。すなわち、圧力波も音波と同様に疎密波であるため、

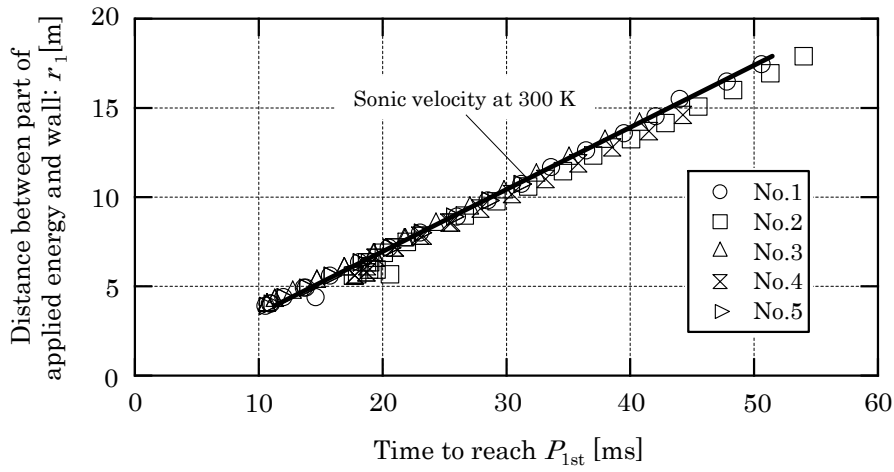
エネルギー注入箇所から球面状に放射される圧力波は距離に概ね反比例して減衰したものと考えられる。

ここで、 $P_{1st}$ はエネルギー注入箇所から壁床面または機器床面までの圧力波の伝搬速度、つまり、エネルギー注入箇所から壁床面または機器床面までの距離に依存する。そこで、エネルギー注入箇所から発生した圧力波の伝搬速度と  $P_{1st}$  に達する時間の関係性を検討することを試みた。

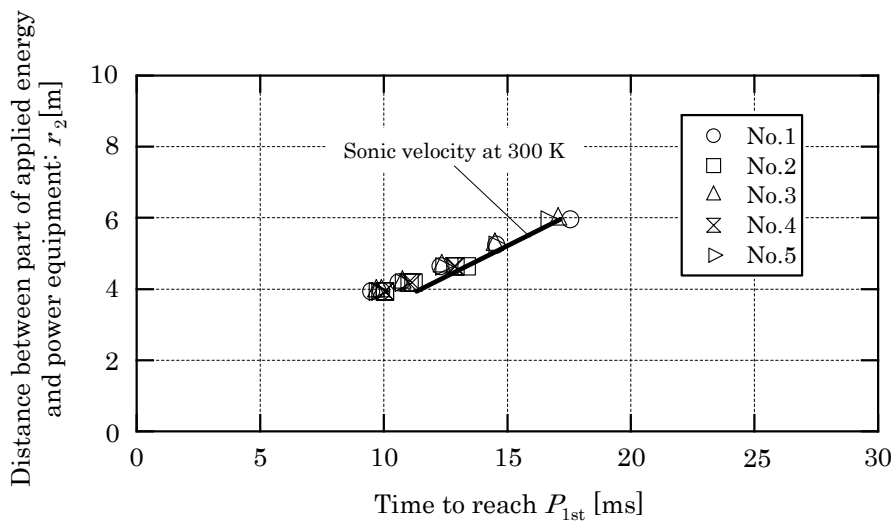
Fig.2.6 に  $r_1$  または  $r_2$  と  $P_{1st}$  に達する時間の関係をそれぞれ示す。同図中の実線は室温の空気の音速 348 m/s を示す直線である。三次元温度上昇分布にて、エネルギー注入箇所近傍の温度を確認したところ、温度は室温程度であった。そのため、 $r_1$  または  $r_2$  と  $P_{1st}$  に達する時間の関係を室温の音速と比較することにより、圧力波の速度に及ぼすエネルギー注入箇所、 $V_{energy}$  および開口部の位置の影響について検討を行った。

同図(a)より、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が壁床面に到達した際、 $r_1$  が 7.5 m 以下においては、室温の音速に比べ、圧力波の速度が僅かに高くなっていることが分かる。一方、 $r_1$  が 7.5 m 以上においては、圧力波の速度は室温の音速と同程度になっていることが分かる。また、同図(b)より、圧力波が機器床面に到達した際、圧力波の速度は室温の音速に比べ高くなっていることが分かる。圧力波の速度が室温の音速に比べ高くなっている原因は、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が半球面状に広がり、上述した圧力波が重畳し、 $P_{1st}$  が高くなっていることに起因していると考えられる。なお、この現象が本解析条件や解析モデルに起因しているのかを明らかにするためには、エネルギー注入箇所や  $V_{energy}$  などの解析条件や解析モデルの寸法や体積をパラメータとした解析が必要であり、今後の課題である。

以上より、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が壁床面または機器床面に到達した際、エネルギー注入箇所近傍においては圧力波の速度が室温の音速に比べ高くなることが分かった。一方、エネルギー注入箇所からある程度離れた



(a) Floor face of wall (X: 0 m~20 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



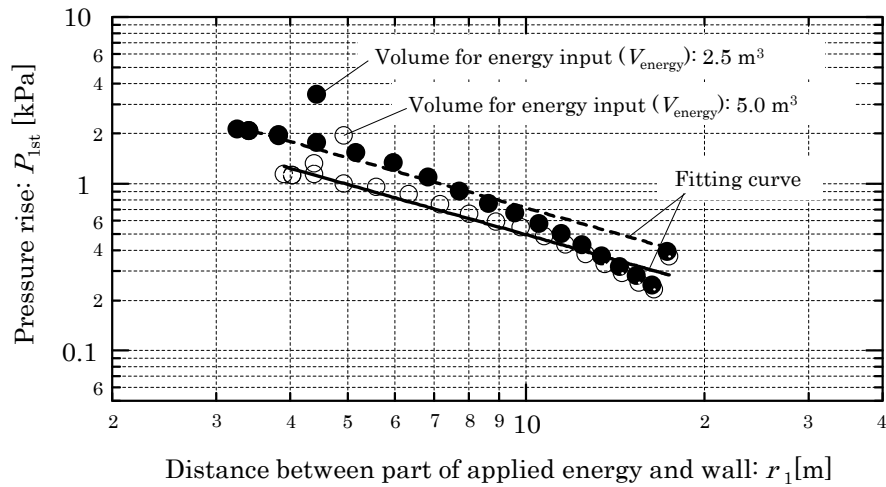
(b) Floor face of power equipment (X: 6.0 m, 9.5 m, 13 m, Y: 2.5 m~7.5 m, Z: 0 m)

Fig. 2.6 Relationship of distance from part of applied energy and time to reach  $P_{1st}$  ( $V_{energy}=5.0$   $m^3$ , Opening: Pattern 1).

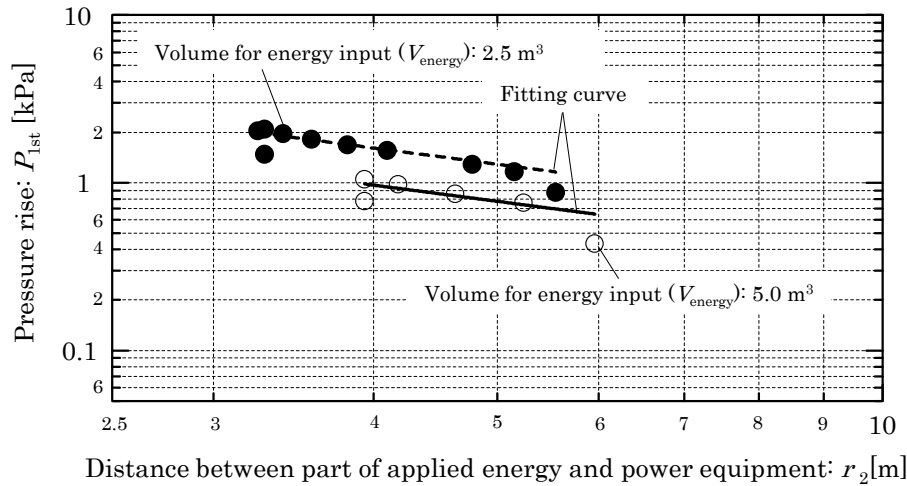
箇所では圧力波の速度は音速程度となることが分かった。

#### 2. 4. 2. 2 $V_{energy}$ の影響

エネルギー注入箇所を Fig.2.1(a)中の No.1, 開口部の位置を Pattern 1 とし,  $V_{energy}$  を  $2.5 m^3$  または  $5.0 m^3$  とした場合の  $P_{1st}$  と  $r_1$  または  $r_2$  の関係を Fig.2.7 にそれぞれ示す。同図中には,  $V_{energy}$  が  $2.5 m^3$  および  $5.0 m^3$  における  $P_{1st}$  をそれぞれ



(a) Floor face of wall (X: 0 m~20 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



(b) Floor face of power equipment (X: 6.0 m, 9.5 m, 13 m, Y: 2.5 m~7.5 m, Z: 0 m)

Fig. 2.7 Influence of arc fault volume on relationship of distance from part of applied energy and  $P_{1st}$  (Part of applied energy: No.1, Opening: Pattern 1).

れ塗りつぶしのプロットおよび白抜きのプロットで示している。また、同図(b)中に示した  $P_{1st}$  は  $X=6.0$  m の位置での機器床面における値を示している。なお、同図中の破線および実線は  $V_{energy}$  が  $2.5$   $m^3$  または  $5.0$   $m^3$  における  $P_{1st}$  の近似曲線をそれぞれ示している。

同図より、いずれの  $V_{energy}$  の場合も  $P_{1st}$  は  $r_1$  または  $r_2$  に反比例して概ね減衰する傾向が見られた。また、 $V_{energy}$  を  $5.0$   $m^3$  から  $2.5$   $m^3$  に減少させると、エネルギー注入箇所近傍の  $P_{1st}$  が増加することが分かる。一方、 $r_1$  が  $10$  m 以上の場合、

両者の  $P_{1st}$  は同程度の値となることが分かった。

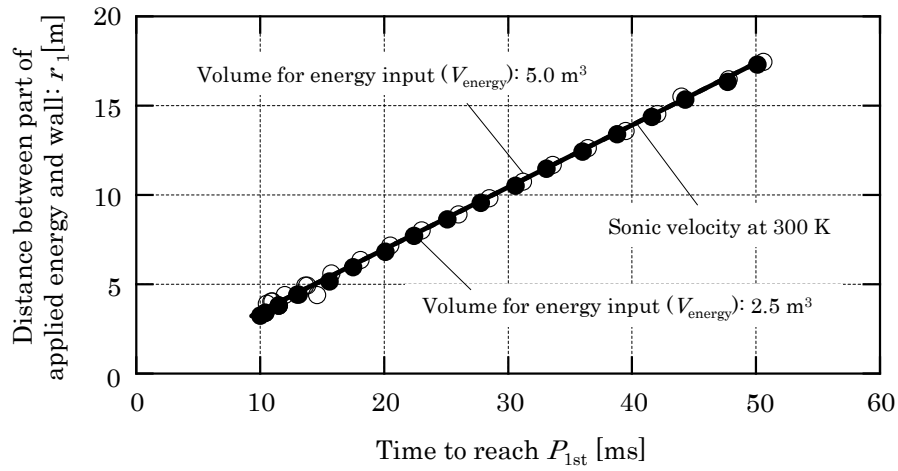
Fig.2.8 に  $r_1$  または  $r_2$  と  $P_{1st}$  に達する時間の関係をそれぞれ示す。同図中の実線は室温の空気の音速 348 m/s を示す直線である。同図(a)より、 $V_{energy}$  が  $5.0 \text{ m}^3$  の場合、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が壁床面に到達した際、 $r_1$  が 7.5 m 以下においては、室温の音速に比べ、圧力波の速度が僅かに高くなっており、 $r_1$  が 7.5 m 以上においては、室温の音速と同程度になっていることが分かる。一方、 $V_{energy}$  が  $2.5 \text{ m}^3$  の場合、いずれの  $r_2$  においても圧力波の速度は室温の音速と同程度となっていることが分かる。また、同図(b)より、 $V_{energy}$  が  $5.0 \text{ m}^3$  の場合、圧力波の速度は室温の音速に比べて高くなっている。一方、 $V_{energy}$  が  $2.5 \text{ m}^3$  の場合、圧力波の速度は室温の音速と同程度となっている。

以上より、 $V_{energy}$  が  $5.0 \text{ m}^3$  の場合、エネルギー注入箇所近傍においては圧力波の速度が室温の音速よりも高くなる場合があることが分かった。一方、 $V_{energy}$  が  $2.5 \text{ m}^3$  の場合、圧力波の速度は室温の音速と同程度となることが分かった。

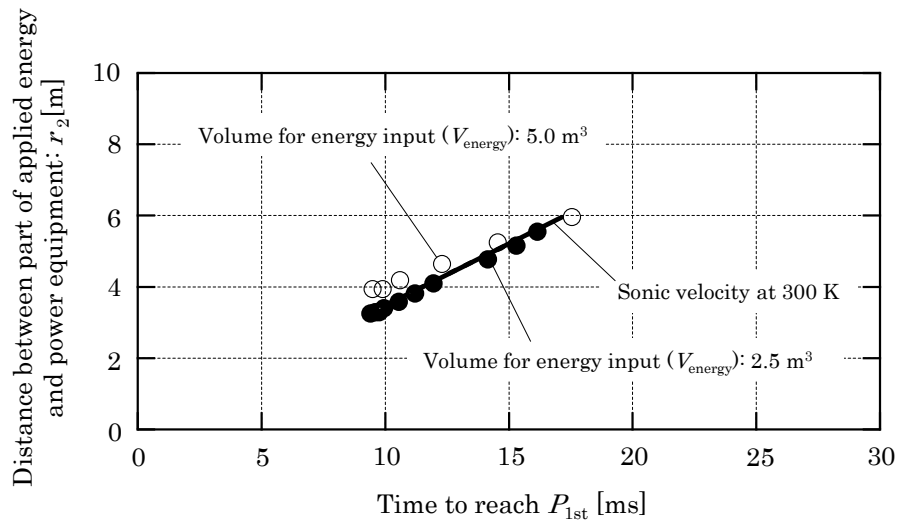
#### 2. 4. 2. 3 開口部位置の影響

エネルギー注入箇所を Fig.2.1(a)中の No.3、 $V_{energy}$  を  $2.5 \text{ m}^3$ 、開口部の位置を Pattern 1～Pattern 4 としたときの  $P_{1st}$  と  $r_1$  または  $r_2$  との関係を Fig.2.9 に示す。同図より、いずれの開口部の位置においても  $P_{1st}$  は  $r_1$  または  $r_2$  に反比例して概ね減衰する傾向が見られた。また、 $r_1$  および  $r_2$  が約 3.5 m の付近においては、Pattern 1 および Pattern 2 の  $P_{1st}$  に比べて、Pattern 3 および Pattern 4 の  $P_{1st}$  は低いことが分かる。さらに、同図(a)において、 $r_1$  が 7.5 m 以上の場合、Pattern 1 および Pattern 2 の  $P_{1st}$  と比べて、Pattern 3 および Pattern 4 の  $P_{1st}$  は低くなった。これは、エネルギー注入箇所正面壁面の開口部から高温の空気が流出することに起因していると考えられる。

上述の 2.4.2.1 項および 2.4.2.2 項と同様、Fig.2.10 に  $r_1$  または  $r_2$  と  $P_{1st}$  に達する時間の関係をそれぞれ示す。これら図より、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が壁床面または機器床面に到達した際、開口部の位置に依存せず、圧力波

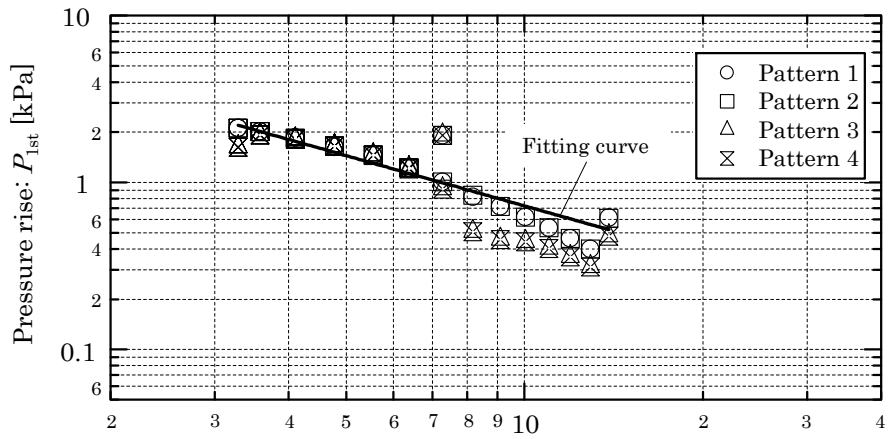


(a) Floor face of wall (X: 0 m~20 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



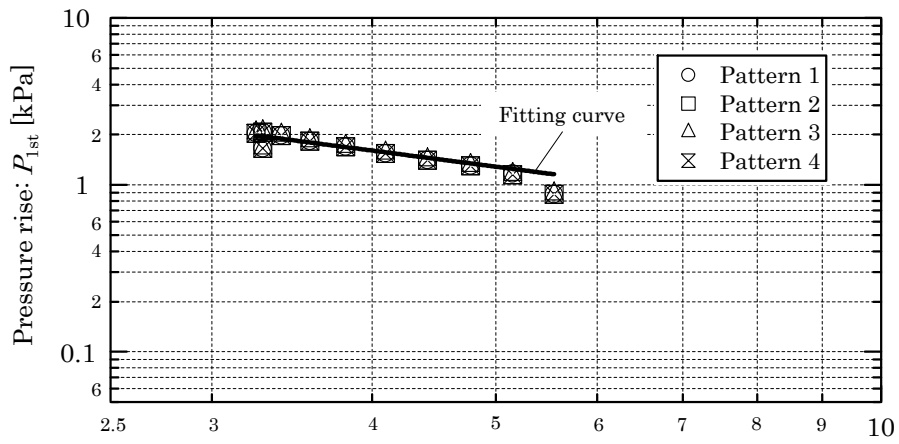
(b) Floor face of power equipment (X: 6.0 m, 9.5 m, 13 m, Y: 2.5 m~7.5 m, Z: 0 m)

Fig. 2.8 Relationship of distance from part of applied energy and time to reach  $P_{1st}$  (Part of applied energy: No.1, Opening: Pattern 1).



Distance between part of applied energy and wall:  $r_1$ [m]

(a) Floor face of wall (X: 0 m~20 m, Y: 10 m, Z: 0 m)

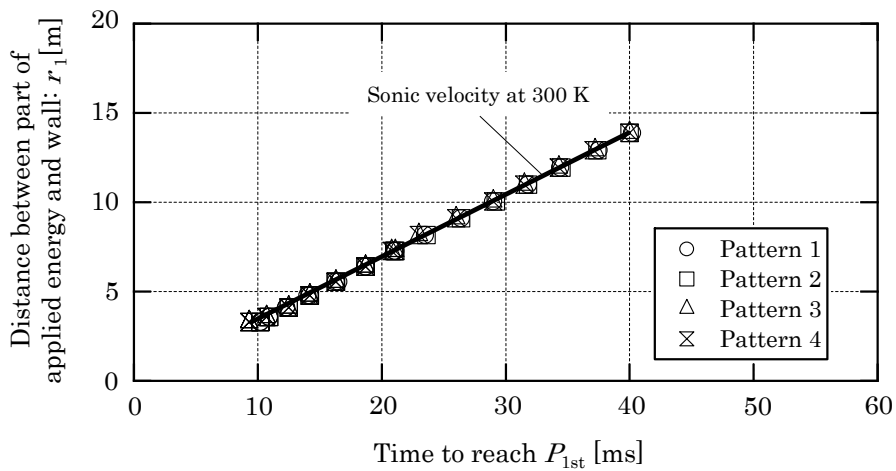


Distance between part of applied energy and power equipment:  $r_2$ [m]

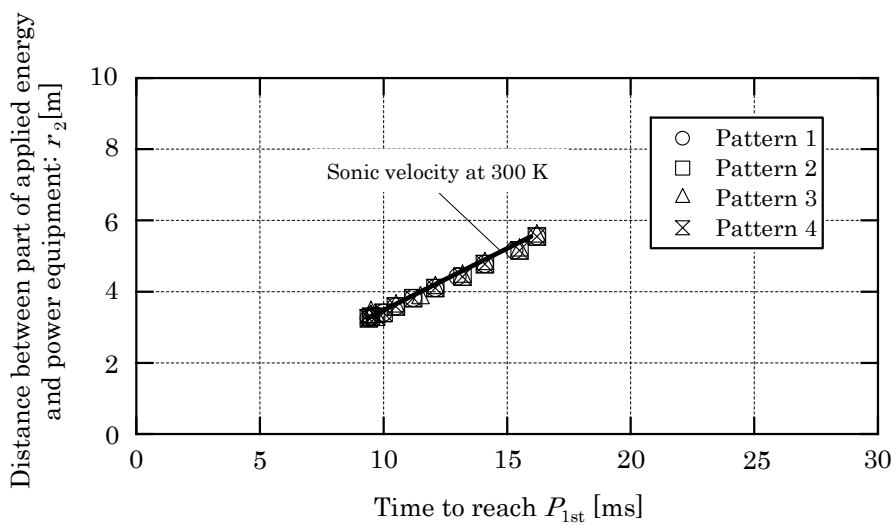
(b) Floor face of power equipment (X: 9.5 m, Y: 2.5 m~7.5 m, Z: 0 m)

Fig. 2.9 Influence of opening pattern on relationship of distance from part of applied energy and  $P_{1st}$  (Part of applied energy: No.3,  $V_{energy}=2.5 \text{ m}^3$ ).





(a) Floor face of wall (X: 0 m~20 m, Y: 10 m, Z: 0 m)



(b) Floor face of power equipment (X: 9.5 m, Y: 2.5 m~7.5 m, Z: 0 m)

Fig. 2.10 Relationship of distance from part of applied energy and time to reach  $P_{1st}$  (Part of applied energy: No.3,  $V_{energy}=2.5 \text{ m}^3$ ).

の速度は室温の音速と同程度になっていることが分かる。

以上、エネルギー注入箇所、 $V_{\text{energy}}$  および開口部の位置に関して、 $r_1$  または  $r_2$  と  $P_{1\text{st}}$  に達する時間の関係を整理した結果、エネルギー注入箇所近傍において、圧力波の速度はエネルギー注入箇所および  $V_{\text{energy}}$  に依存し、室温の音速よりも高くなることが分かった。一方、開口部の位置に依存せず、圧力波の速度は室温の音速と同程度となることが分かった。すなわち、エネルギー注入箇所近傍においては、圧力波の伝搬速度はエネルギー注入箇所および  $V_{\text{energy}}$  に依存する。本解析モデルを用いて、電気室内部の圧力上昇・伝搬の様相を把握・評価する際には、エネルギー注入箇所や  $V_{\text{energy}}$  を現場の状況に則した形で、解析条件を設定することが重要となる。

#### 2. 4. 2. 4 $P_{1\text{st}}$ の特異点

Fig.2.5(a), Fig.2.7(a) および Fig.2.9(a) で示すように、壁床面における  $P_{1\text{st}}$  と  $r_1$  の関係において、反比例の近似曲線よりも高い  $P_{1\text{st}}$  が確認された。さらに、Fig.2.5(b), Fig.2.7(b) および Fig.2.9(b) においては、近似曲線よりも低い  $P_{1\text{st}}$  が確認された。ここではこれらの点を『 $P_{1\text{st}}$  の特異点』と定義し、以下、これらの特異点が現れる原因を調査した。

まず、Fig.2.5(a), Fig.2.7(a) および Fig.2.9(a) で現れている近似曲線よりも高い  $P_{1\text{st}}$  の特異点の原因を明らかにするため、三次元圧力上昇分布にて圧力波の伝搬・反射の様相を確認した。Fig.2.11 に三次元圧力上昇分布を示す。同図は Fig.2.1(a) 中の No.1,  $V_{\text{energy}}$  を  $2.5 \text{ m}^3$ 、開口部の位置を Pattern 1 とした場合、電気室内の隅の周辺で圧力が最大となる時間を基準とし、その前後の経時変化を示したものである。同図より、以下の順序で圧力波が伝搬・反射する様子が分かる。

- ① エネルギー注入箇所から発生した圧力波が壁へと伝搬する（同図(b)）。
- ② これら2つの圧力波が室内の隅に向かってそれぞれ伝搬し、室内の隅で圧力波が重畳し、圧力が高くなる（同図(c)および同図(d)）。

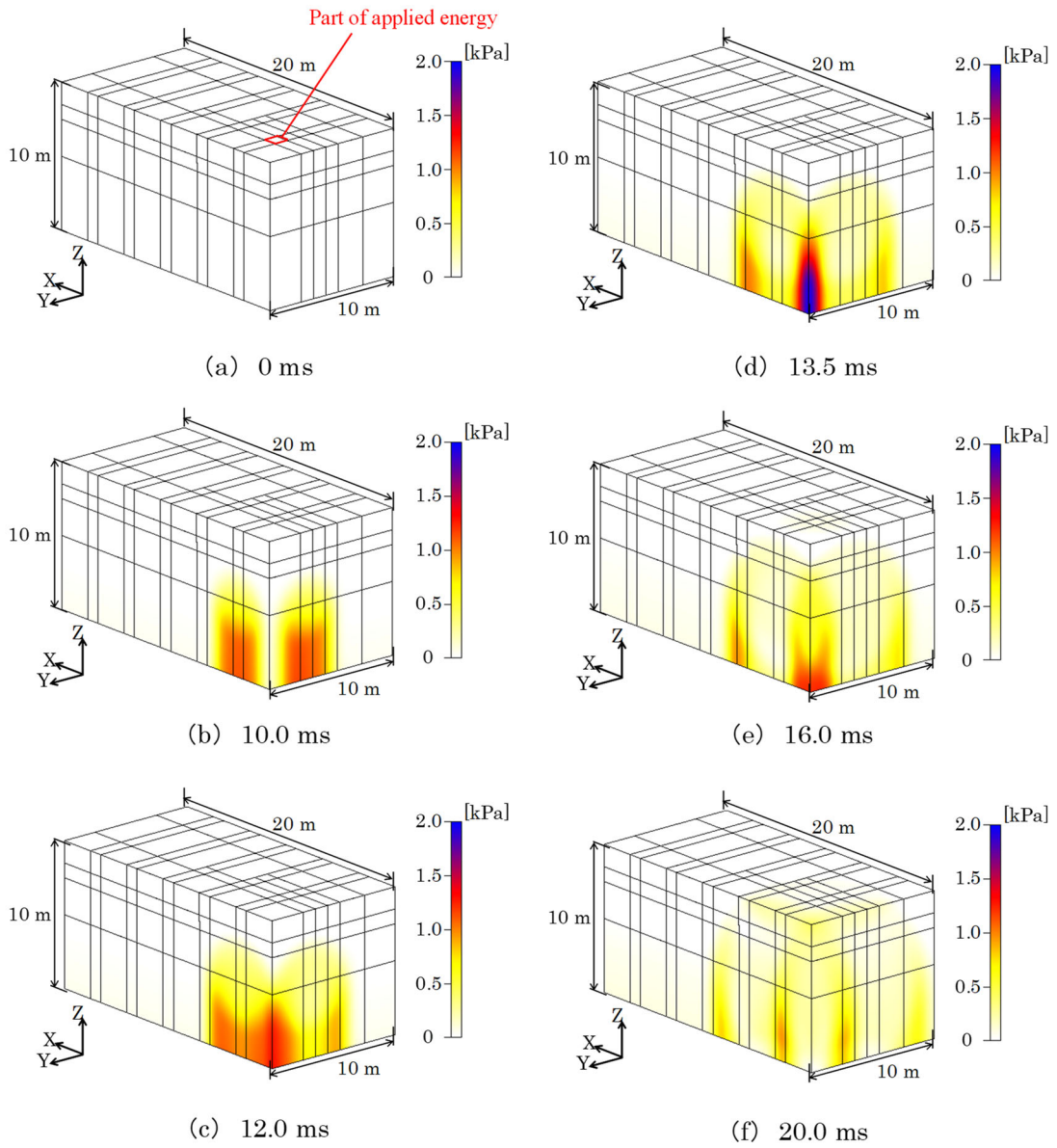


Fig.2.11 Pressure rise distribution in 3-D CFD calculation model (Part of applied energy: No.1,  $V_{\text{energy}}=2.5 \text{ m}^3$ , Opening: Pattern 1).

- ③ その後、室内の隅で圧力波が反射し、再びそれぞれの壁へと伝搬する（同図(e)および同図(f)）。

以上より、近似曲線よりも高い  $P_{1st}$  の特異点は電気室内の隅における現象であることが分かった。この原因は、エネルギー注入箇所から発生した圧力波が半球面状に広がり、「直接、エネルギー注入箇所から室内の隅へ伝搬する圧力波」、「エネルギー注入箇所の床面から室内の隅へ伝搬する圧力波」および「それぞれの壁で反射し、その後、室内の隅へ向かって伝搬する2つの圧力波」が重畳することに起因していると考えられる。

同様に、Fig.2.5(b)、Fig.2.7(b)および Fig.2.9(b)で現れている近似曲線よりも低い  $P_{1st}$  の特異点は、同分布にて圧力波の伝搬・反射の様相を確認した結果、機器端部の床面（X : 9.5 m, Y : 2.5 m および 7.5 m, Z : 0 m）における現象であることが分かった。つまり、これらの床面において、上述の圧力波の内、「直接、エネルギー注入箇所から機器床面へ伝搬する圧力波」と「エネルギー注入箇所の床面から機器床面へ伝搬する圧力波」が機器端部の床面に到達した際、これら圧力波の一部が機器端部の床面周囲へ伝搬していることが分かった。これにより、機器端部の床面の  $P_{1st}$  が他の床面の  $P_{1st}$  に比べて低くなっていると考えられる。

以上より、エネルギー注入箇所から発生した複数の圧力波の伝搬・反射により、ある箇所において  $P_{1st}$  の特異点が現れることが明らかとなった。なお、複数の圧力波の重畳現象が本解析条件や解析モデルに起因しているのかを明らかにするためには、エネルギー注入箇所や  $V_{energy}$  などの解析条件や解析モデルの寸法や体積をパラメータとした解析が必要であり、今後の課題である。

## 2.5 あとがき

本章では、複数の油入電力機器が設置された大型電気室（電気室）内を対象に、CFD に基づく三次元圧力上昇解析を実施した。電気室内には通過風量の調整な

どを行うダンパ（開口部）を設けた。故障条件としては、空気やSF<sub>6</sub>ガス絶縁の電力機器に比べて、油入電力機器の場合、故障アーク発生時に生じるエネルギーが大幅に高く、大きな圧力波が生じ、圧力上昇・伝搬の様相を把握・評価できると考え、油入電力機器内部での故障アークに伴い機器が破損し、その破損口から絶縁油が噴出しアーク放電に曝され、着火・燃焼した場合を想定した。解析では、故障アーク箇所周囲の圧力上昇・伝搬の様相に及ぼす故障箇所や体積および開口部の位置の影響を明らかにし、以下の成果が得られた。

- ① 故障アーク箇所周囲の壁や電力機器のいずれの高さにおいても、最初の立ち上がりの圧力が最大となり、その値（第1圧力波高値  $P_{1st}$ ）は床面が最大となることが分かった。また、故障アーク体積を増加させると床面と壁面の見切り部分（壁床面）および床面と電力機器の見切り部分（機器床面）の  $P_{1st}$  も増加することが分かった。これは、故障アーク箇所から発生した圧力波が開口部から流出することに起因していると考えられる。なお、機器床面の  $P_{1st}$  は開口部の位置に依存しないことが分かった。
- ②  $P_{1st}$  は、故障アーク箇所や体積、および開口部の位置に依らず、故障箇所中心から壁床面または機器床面との距離に概ね反比例して減衰する傾向が見られた。さらに、故障アーク箇所中心からの距離と  $P_{1st}$  に達する時間の関係から、故障アーク箇所近傍においては、その箇所から発生した圧力波の速度は故障アーク箇所および体積に依存し、圧力波の速度は室温の音速に比べて高くなることが分かった。一方、開口部の位置に依存せず、圧力波の速度は室温の音速程度となることが分かった。また、壁床面において反比例の近似曲線よりも高い  $P_{1st}$  の特異点が現れた。この原因は、三次元圧力上昇分布にて故障箇所周囲の圧力波の様相を確認したところ、室内の隅において複数の圧力波が重畳していることに起因していることが明らかとなった。

以上より、複数の油入電力機器が設置された電気室を対象に、CFDに基づく三次元圧力上昇解析を実施し、故障アーク箇所周囲の圧力上昇・伝搬に及ぼす故障箇所や体積、および開口部の位置の影響を明らかにした。また、故障アークが想定される箇所近傍に開口部を設けることで、その箇所から発生する圧力波による壁床面および機器床面の圧力上昇を緩和することができると考えられる。

また、本解析モデルを用いることで、現場の状況に則した様々な条件下での圧力上昇・伝搬の様相を把握・評価することができ、電気室の壁面の強度設計にも活用可能であると考えられる。ただし、本検討により、2,000 m<sup>3</sup>程度の比較的大きな電気室における圧力上昇・伝搬の様相には、故障アーク箇所や体積、および開口部が影響を及ぼすことが明らかになった。そのため、本解析モデルを適用する際には、故障アーク箇所や体積を考慮した解析条件の設定、および、電気室の寸法、開口部の位置、電気室に設置された電力機器の寸法や数など、現場の状況に則した詳細な解析モデルの構築が重要と考えられる。

なお、故障アークが発生した際の電気室内部の圧力上昇・伝搬の様相に及ぼす電気室の寸法や体積、開口部の面積や位置などの影響を、様々な電気室へ適用すること、すなわち、本解析モデルの汎用性の検証や一般化については、今後の課題である。

## [第2章の参考文献]

- [1] S. Wetzeler and G. J. Pietsch, “Investigations on Pressure Stress in Elongated Substations due to Internal Arcing”, 20th Symposium on Physics of Switching Arc (FSO2013), pp.323-326 (2013)
- [2] J. Douchin and F. Gentiles, “Pressure Rise in Switchgear Rooms in case of Internal Arc in AIS MV Switchboards: Importance of Room Design and Simplified Calculation Method”, 22nd International Conference on Electricity Distribution (CIRED2013), Paper 1301 (2013)
- [3] 井上宇市：「改訂5版 空気調和ハンドブック」, 丸善株式会社 (2014)
- [4] S. V. Patankar, “Numerical Heat Transfer and Fluid Flow”, Hemisphere Publishing Corporation (1980)
- [5] 岩田幹正, 田中慎一, 宮城吏, 天川正士, G. J. Pietsch : 「受配電盤内のアー

- ク故障を想定した圧力上昇シミュレーション手法の開発」, 電力中央研究所  
研究報告 H13011 (2014)
- [6] 宮城吏, 田中慎一, 岩田幹正, 天川正士:「電線共同溝内におけるアーク短  
絡故障時の圧力上昇・伝搬」, 電気学会論文誌B, Vol.135, No.8, pp.519-526  
(2015)
- [7] [https://www.mitsubishielectric.co.jp/ldg/ja/air/guide/support/knowledge/detail\\_01.h  
tml](https://www.mitsubishielectric.co.jp/ldg/ja/air/guide/support/knowledge/detail_01.html) (2021年4月閲覧)
- [8] H. Kuwahara, K. Tsuruta, T. Ishii, and K. Yoshinaga, “Study of Explosion and Fire  
Hazards of Silicone Liquid under Arc Conditions”, IEEE International Symposium  
on Electrical Insulation, pp.186-194 (1976)
- [9] F. Y. Hshieh and H. D. Beeson, “Note: Measuring the Effective Heats of Combustion  
of Transformer-Insulating Fluids Using a Controlled-Atmosphere Cone Calorimeter”,  
Fire and materials, Vol.26, pp.47-49 (2002)
- [10] 飯田一博:「音響工学基礎論」, 株式会社コロナ社 (2012)

## 第3章 SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する 機器内部の圧力上昇

### 3.1 まえがき

SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の一つである金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤを対象とした内部アーク試験の際には、環境への配慮から、関連規格[1]に基づき、SF<sub>6</sub>ガスを空気に代替して試験を実施する場合がある。しかしながら、SF<sub>6</sub>ガスと空気の物性値に差異があることから、故障アークに起因する機器内部の圧力上昇が異なっている[2]。CIGRE Working Group A3.24 (Tools for the Simulation of Effects of the Internal Arc in Transmission and Distribution Switchgear)において、SF<sub>6</sub>ガスに代わるガスの一つとして空気が提案され、適切な試験条件の選定方法などの議論がなされた[3]。しかし、空気またはSF<sub>6</sub>ガス中アークに起因する圧力上昇に関する体系的な実験データが不足しているため、等価性を担保する試験条件の決定には至っていない。

そこで本章では、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とする。具体的には、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を想定し、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下におけるSF<sub>6</sub>ガスおよび空気中のアーク放電に伴う圧力上昇を明らかにした結果を述べる。また、実機器の初期充填ガス圧力値を対象とし、SF<sub>6</sub>ガス中のアーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす電極材質の影響を明らかにするとともに、その際のSF<sub>6</sub>ガスの分解メカニズムと分解生成ガスおよびフッ化物の定性・定量分析結果を考慮し、アーク放電が発生した際の容器内のエネルギー収支を検討した。これにより、CFDに基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネル



ギーの比  $k_p$  に及ぼす電極材質や初期充填ガス圧力値の影響を明らかにした結果を述べる。

## 3.2 アーク放電実験

### 3.2.1 実験容器

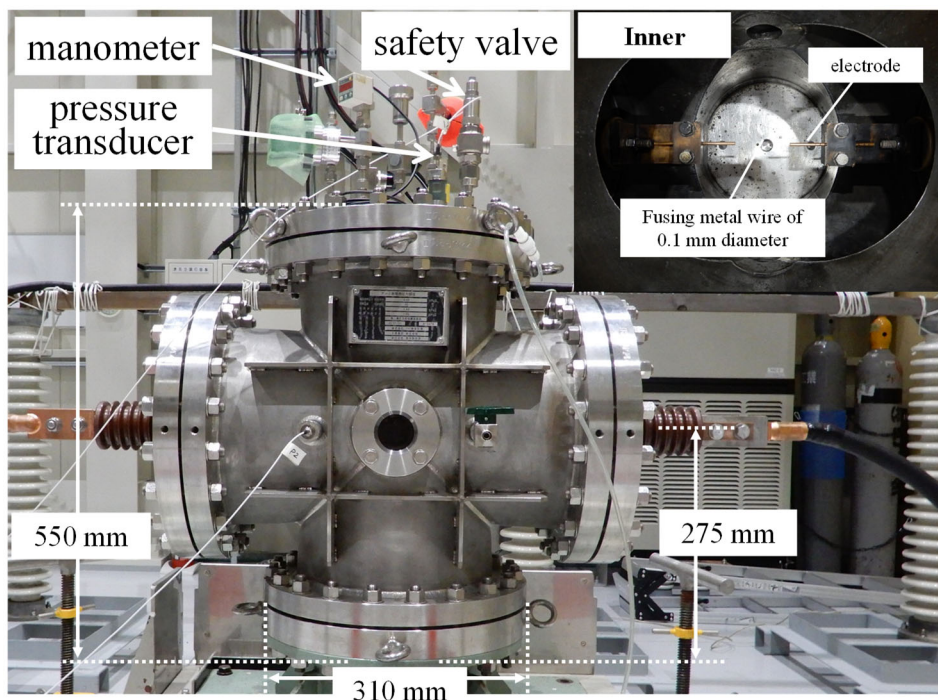
実験で用いた容器は株式会社 IHI 検査計測が設計・製造したものであり、労働安全衛生法・ボイラー及び圧力容器安全規則の定める第二種圧力容器の個別検定に合格したものである。その仕様および外観とスケルトン図を Table 3.1 および Fig.3.1 に示す。

この容器は上部フランジと下部フランジ、およびその間に接続するアーク放電発生部から構成され、容積は 63.3 L、最大使用圧力値は 0.95 MPa(G)である。同図(a)に示すように、上部フランジには万一の際の安全弁や圧力計測のための圧電型圧力センサなどを取付けている。アーク放電発生部は、同じ太さの円筒容器を交差させた形状で、アーク放電を発生させるためのビスフェノール A 型エポキシ樹脂製ブッシング（利昌工業株式会社製、定格電圧 7.2 kV、形名：ECB-6）[4]および電極を備える。また、両側面には対向した観測窓があり、紫外光から赤外光までの波長領域において透過率が概ね一定の合成石英ガラス（シグマ光機株式会社製、形名：QPSQ-70C20-P、直径 70 mm、厚さ 20 mm）[5]を取付けている。

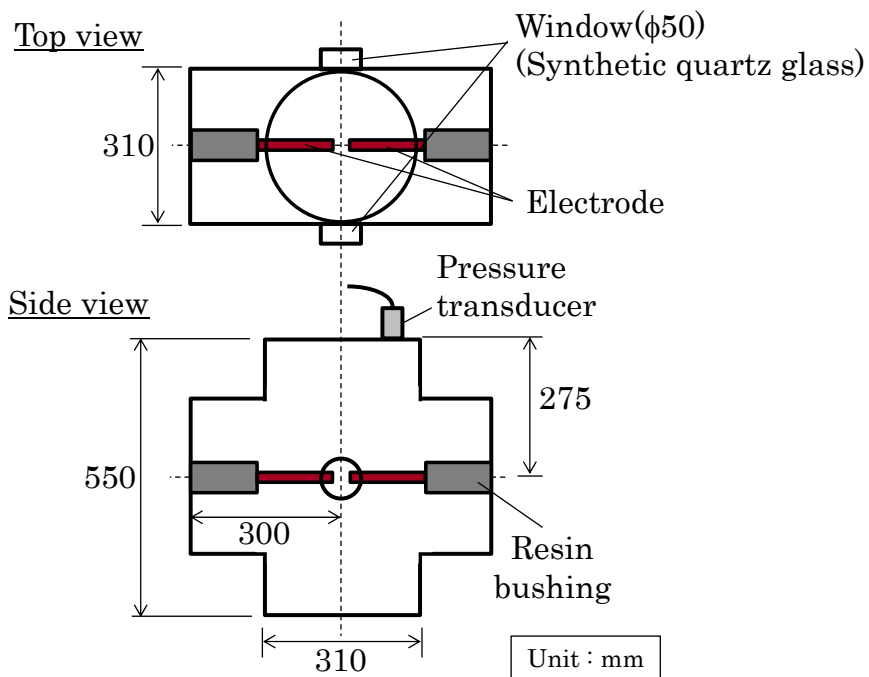
同図(a)の右上写真は上部フランジを開放させた状態で容器内部を撮影したものであり、容器内部で水平対向された設置された直径 5 mm の電極が確認できる。また、実験前の電極間には発弧線と呼ばれるアーク放電を発生させるための直径 0.1 mm の金属線を張っている。

Table 3.1 Specification of the closed container.

Verification number	II 大 881744
Maximum pressure	0.95 MPa(G)
Maximum volume	0.146 m <sup>3</sup>



(a) Appearance



(b) Skeleton diagram

Fig.3.1 Closed container used in experiments.

### 3. 2. 2 実験回路

実験で用いた回路を Fig.3.2 に示す。実験には、一般財団法人電力中央研究所が保有するリアクトルとコンデンサから構成される LC 共振回路を用いた電源を使用している。この電源は、最大 25 kV 発生可能な直流電源にてコンデンサ（容量  $C=1,270\ \mu\text{F}$ ）を充電し、直列に接続されたリアクトル（容量  $L=7.5\ \text{mH}$ ）にて、短時間であるが最大波高値 11 kA、共振周波数  $f_c$ =約 50 Hz の減衰電流が通電できる。

通電時間の制御には、2 台の開閉器を使用している。リアクトルとコンデンサに直列に接続された開閉器の投入により通電を開始する。その後、実験容器と並列に接続されたもう一台の開閉器を投入することで、電流を転流させることによりアーク放電が消弧する。

参考までに、Fig.3.1(a)において電極間を十分に太い電線で短絡させた状態（アーク放電を発生させない状態）にて、電圧 25 kV に充電したコンデンサにて通電した電流波形の一例を Fig.3.3 に示す。この例は、25 kV で充電されたコンデン

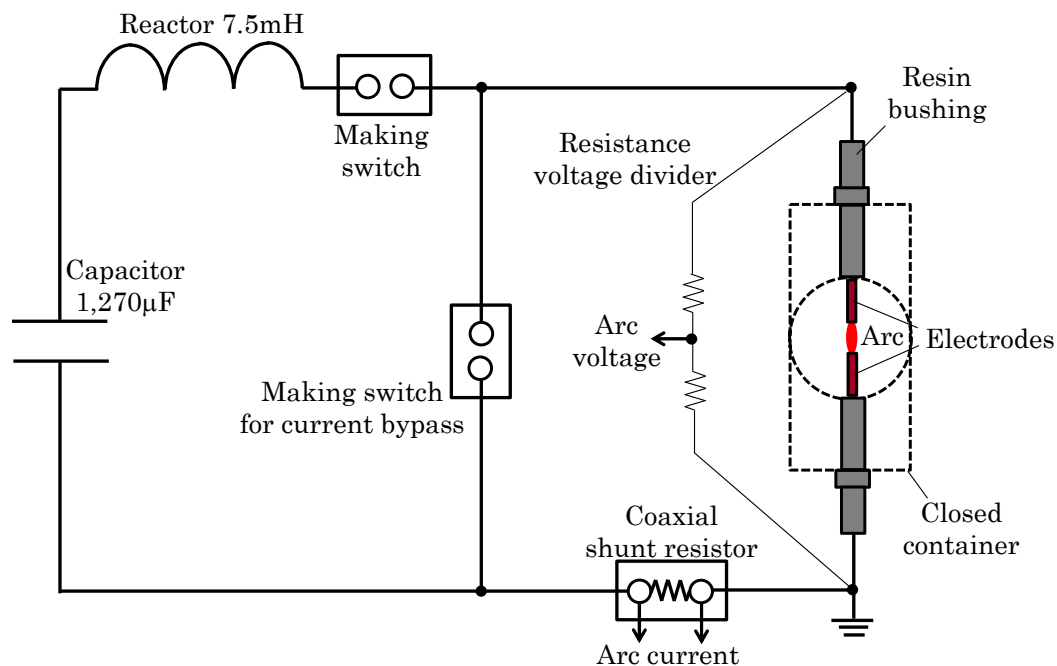


Fig.3.2 Experimental circuit.

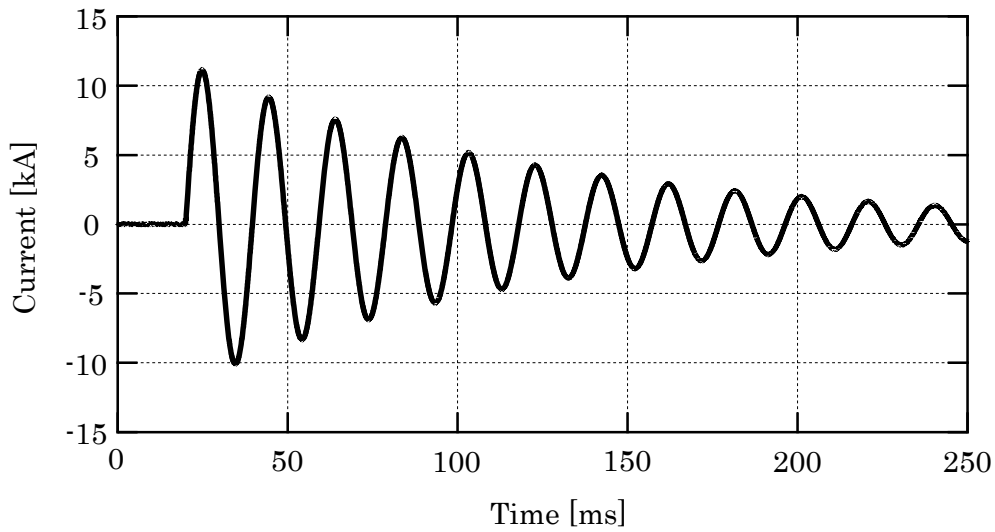


Fig.3.3 Example of current waveform using LC resonance circuit (charged voltage 25 kV).

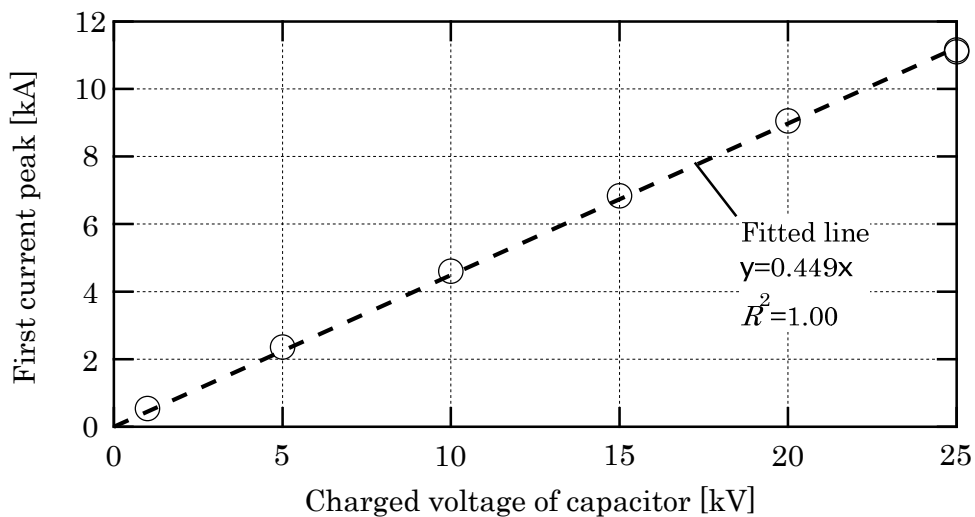


Fig.3.4 Relationship between charged voltages of capacitors and the first current peak.

サが全て放電された時の電流波形である。同図より、最大波高値約 11 kA の電流が流れており、約 100 ms 後には波高値約 5 kA まで電流が減衰していることが分かる。

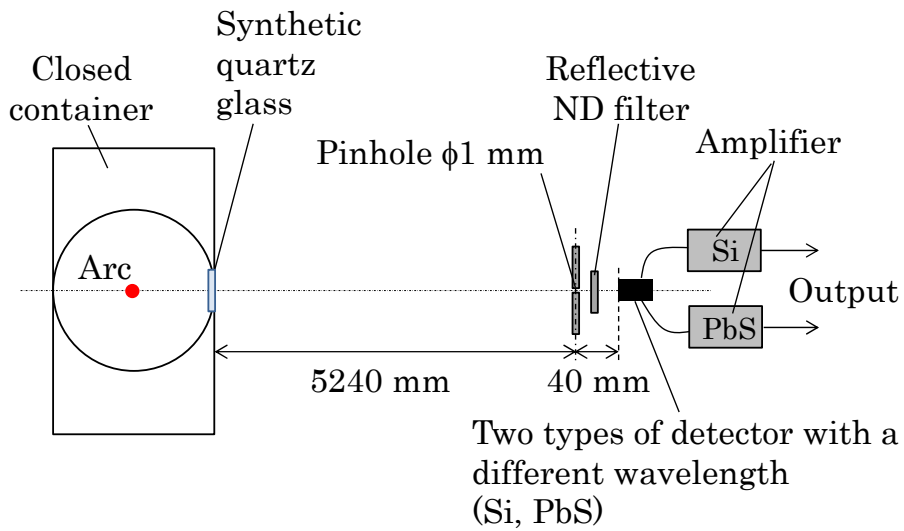
次に、一連のアーク放電を発生させる実験で得られたコンデンサの充電電圧と最大波高値の関係を Fig.3.4 に示す。同図より、電流波高値は、充電電圧に比例して増加していることが分かる。

### 3. 2. 3 計測機器, 計測方法

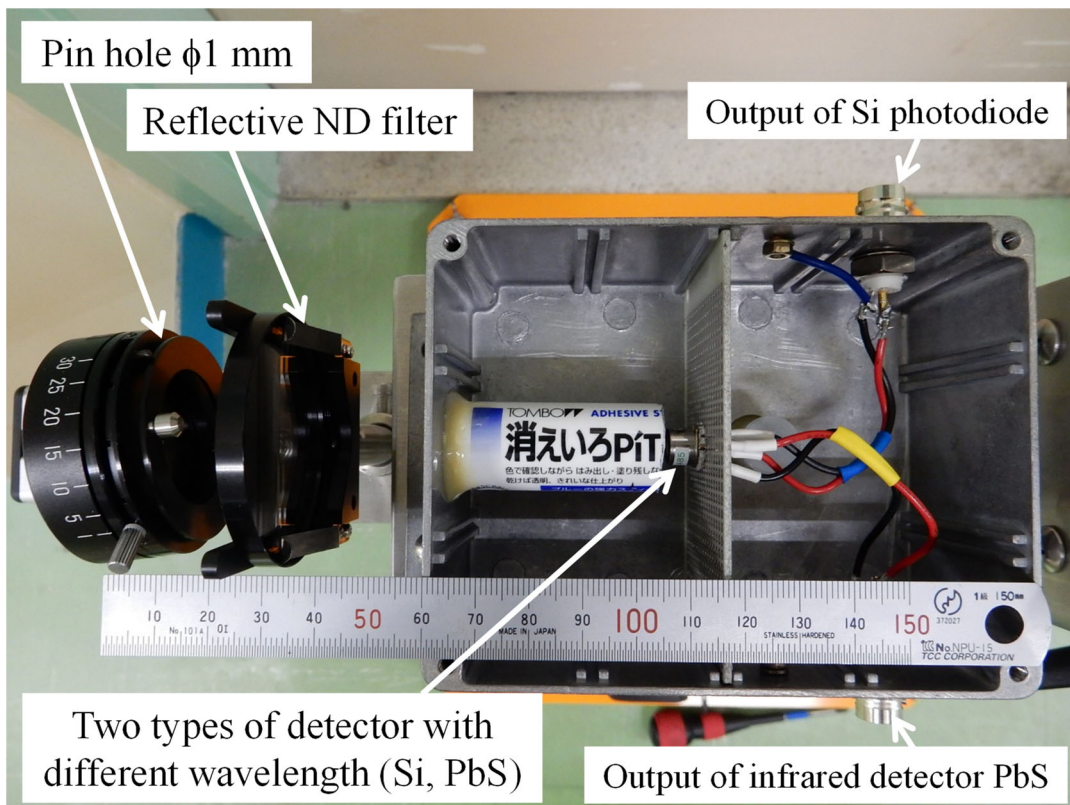
電圧および電流については、東京変圧器社製の抵抗分圧器および同軸シャントを用いて、それぞれ計測した。圧力計測には、PCB Piezotronics 社製の圧電型圧力センサ (Model : 113B26) [6]を使用した。このセンサは、圧縮、燃焼、爆発などの動的圧力計測用に設計されていることが特徴である。圧電素子に水晶を使用しており、受圧面は直径 6 mm ほどと小型で、計測域が広く (0.14 kPa~3,450 kPa)、高い分解能を有する (14 Pa)。さらに、共振周波数 500 kHz 以上、立ち上がり時間は 1  $\mu$ s 以下と応答性が良く、放電時定数も 50 s 以上を有する。以上より、アーク放電のような爆発的事象に伴う圧力上昇を捉えるためには有用であると考えられる。

本研究では、アーク放電発生時の密閉容器内部のエネルギー収支を検討するため、アーク放電からの放射損失パワーを計測する必要がある。Fig.3.5 に放射損失パワーの計測系を示す。同図(a)は計測系全体の位置関係、および同図(b)は検出部の外観を示している。計測系および放射損失エネルギーの算出方法については文献[7]を参考にした。本計測系では、受光感度の波長領域が異なる 2 種類の素子 (Si フォトダイオード(以下, Si と呼称する), 赤外線検出素子 PbS(以下, PbS と呼称する)) を具備した浜松ホトニクス社製の複合素子 K1713-01[8]を用い、アーク放電からの全放射損失パワーを計測した。Si および PbS の受光感度はそれぞれ 200 nm~1,180 nm および 1,000 nm~2,900 nm の領域に存在する。これにより、波長領域 200 nm~2,900 nm での放射損失パワーが計測できる。複合素子の応答時間は最長 200  $\mu$ s であり、交流 50 Hz の現象を捉えるためには十分な高速応答時間を有している。さらに、この素子をアーク放電中心から約 5.2 m 離れた位置に設置し、アーク放電を点光源とみなした。また、アーク放電からの放射量を低減させるため、直径 1 mm のピンホールおよび反射型固定式 ND フィルター (波長 550 nm における透過率 0.1 %) を設置した。Si アンプのゲインは  $10^7$  V/A であり、PbS アンプのゲインは 100 である。

Top view



(a) Skeleton diagram



(b) Detector

Fig.3.5 Measurement system of radiation power loss by SF<sub>6</sub> arc.

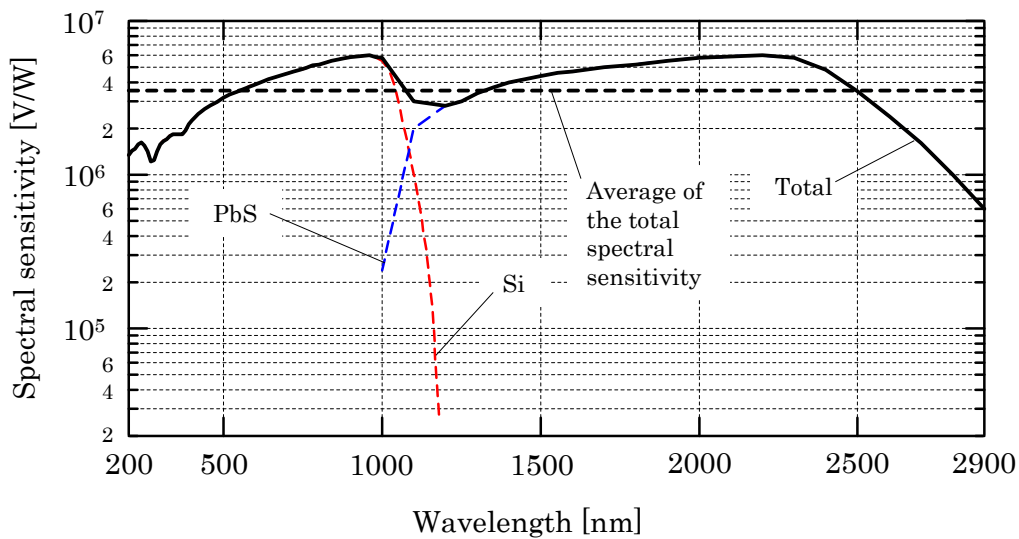


Fig.3.6 Spectral sensitivities of the two types of detector with a different wavelength as a function of wavelength.

Fig.3.6 に各素子の受光感度特性およびこれら素子の受光感度特性を合計した総合放射感度特性の波長依存性をそれぞれ示す。同図中の太破線は総合放射感度特性の平均値を示しており、その値は 3,534,730 V/W である。Si についてはアンプのゲインを介した受光感度特性を示しており、同特性には補正係数 1.30 を乗算している。このような補正により、同図中の実線で示す総合放射感度特性が出来る限り一定になるように工夫を施した。なお、放射損失エネルギーの算出方法については、3.4.3 項で詳述する。

### 3. 2. 4 分析方法

SF<sub>6</sub>分解生成ガスは、フーリエ変換赤外分光法 (FT-IR) およびガスクロマトグラフ質量分析 (GC-MS) により、定性・定量分析を行った。また、フッ化物は、蛍光 X 線分析 (XRF) により定性分析、X 線回折分析 (XRD) により半定量分析を行った。ここで、半定量分析とは、分析試料中で同定した各成分に対応する測定ピークの最大強度と分析装置のデータベース内に格納されている各成分の最大強度の比から、試料中の重量比を求め、その重量比の和が 100 wt%となるように規格化する方法[9]である。

### 3. 2. 5 実験条件

Table 3.2 に実験条件を示す。容器の初期充填ガス圧力値  $P_{ini}$  については、空気の場合は 0.1 MPa-abs または 0.4MPa-abs, SF<sub>6</sub> ガスの場合は 0.1 MPa-abs, 0.4MPa-abs, または 0.6 MPa-abs とした。故障時に流れる電流が kA オーダー[10]であること, 電力系統における故障除去時間が数十 ms から数百 ms オーダー[11]であることから, 実験では, 電流波高値  $I_{1st}$  を 4.5 kA, 8.7 kA, 10.7 kA (コンデンサの充電電圧  $V_c$  を 10 kV, 20 kV, 25 kV) で変化させ, 40 ms (周波数 50 Hz, 2 サイクル) 間アーク放電を発生させた。圧力は容器上面フランジにて計測した。また, 電極の材質は, 電力機器で使用されている部材を想定し, 銅, 鉄, およびアルミニウムとした。また, 実験前後の電極の重量を計測した。

実験直前に容器内の水分量を計測し, 電流を開閉する電力機器の管理値 150 ppm 以下[12]を確認した。SF<sub>6</sub> ガスの場合, 実験終了後, アーク放電により生成した SF<sub>6</sub> 分解生成ガスを, あらかじめ十分真空引きをした SUS 製シリンダーにより回収した。さらに, ガス回収後, 容器内下部および壁面に堆積・付着した電

Table 3.2 Experimental conditions.

Item		Condition
Closed container	Shape	Crossed cylinders
	Volume	$63.3 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ (63.3 L)
Electrodes	Materials	Copper, Iron, Aluminum
	Diameter	5 mm
	Gap length: $L_g$	20 mm, 40 mm, 80 mm
Frequency		50 Hz
Charged voltage: $V_c$		10 kV, 20 kV, 25 kV
Peak current in first cycle for $V_c$ : $I_{1st}$		4.5 kA, 8.7 kA, 10.7 kA
Duration of arc		40 ms
Ignition method		By fusing of copper wire of 0.1 mm diameter
Gas		Air                      SF <sub>6</sub>
Initial filling pressure in the closed container: $P_{ini}$		0.1 MPa-abs              0.1 MPa-abs 0.4 MPa-abs              0.4 MPa-abs 0.6 MPa-abs



極の溶融や気化に起因する飛散物を出来る限り回収した。

### 3.3 実験結果

#### 3.3.1 空気または SF<sub>6</sub> ガス中アーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす初期充填ガス圧力の影響

Fig.3.7 に観測波形の一例として、 $I_{1st}=8.7\text{ kA}$  ( $V_c=20\text{ kV}$ )、ギャップ長  $L_g=80\text{ mm}$ 、電極材質が銅における観測波形を示す。同図は  $P_{ini}$  が  $0.1\text{ MPa-abs}$  および  $0.4\text{ MPa-abs}$  の時の空気および SF<sub>6</sub> ガスにおける波形である。図には、通電開始時点を時間軸の基準として、空気および SF<sub>6</sub> ガスにおけるアーク電流  $I$  [kA]、アーク電圧  $V$  [kV]、アークエネルギー  $E$  [kJ]、容器上面で観測した圧力上昇  $\Delta P$  [kPa] を示している。 $E$  は  $I$  と  $V$  との積から求めたアークパワーを時間積分により求め、通電終了時点におけるアークエネルギーの大きさを  $E_{arc}$  [kJ] と定義した。

$$E_{arc} = \int I \cdot V \cdot dt \times 10^{-3} \quad (1)$$

さらに、 $\Delta P$  における最終的な圧力上昇の最大値を  $\Delta P_{max}$  [kPa] と定義した。なお、SF<sub>6</sub> ガスの  $\Delta P_{max}$  の評価においては、圧力波形には空気に比べて振動成分の重畳が大きいため、その波形の中心を通るように、時間幅 5 ms の隣接平均を施したものを対象とした。これは、容器の長さ、圧力センサの位置を変えた実験から、SF<sub>6</sub> ガスと空気の密度（音速）の差異による容器内部を往復反射する圧力波の影響[13]、および、容器内壁面から奥まっているセンサ取付口で発生している圧力定在波[14][15]が原因であると推測されるためである。また、同一の条件で数回の実験結果より、本実験系で得られる  $E_{arc}$  や  $\Delta P_{max}$  には数%程度のばらつきがあった。

同図より、空気および SF<sub>6</sub> ガスともに  $P_{ini}$  を  $0.1\text{ MPa-abs}$  から  $0.4\text{ MPa-abs}$  へ高くすると、 $V$  は高くなり、それに伴い  $E$  も高くなる。また、SF<sub>6</sub> ガスと空気の導

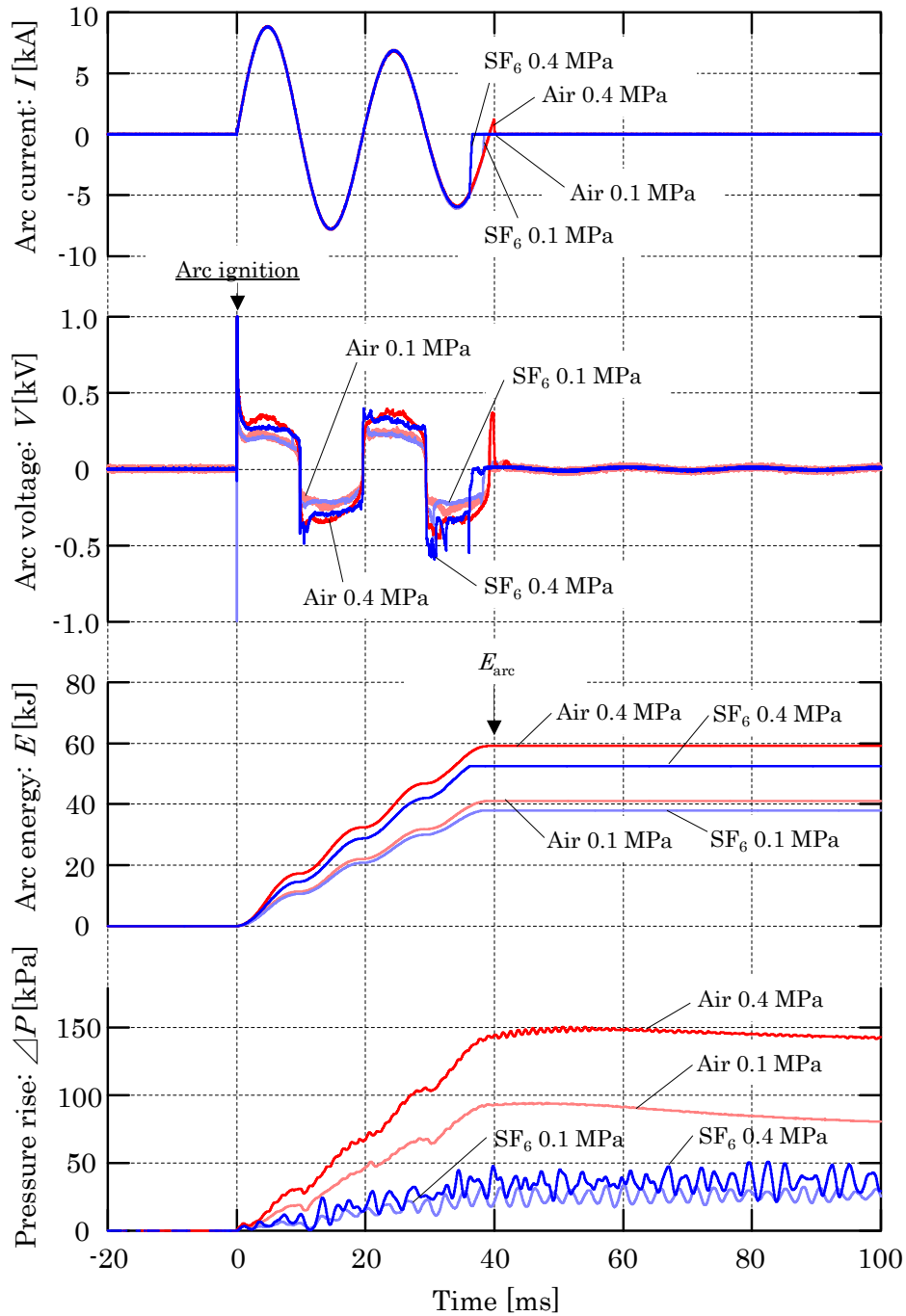


Fig.3.7 Examples of measured waveforms

(Air, SF<sub>6</sub>,  $P_{ini}=0.1$  MPa-abs, 0.4 MPa-abs,  $I_{1st}=8.7$  kA ( $V_c=20$  kV),  $L_g=80$  mm).

電率の差異に起因し、 $V$ は空気の方が $\text{SF}_6$ ガスに比べて高いため、 $E$ は空気の方が高くなっている。この傾向は、今回実施した全ての実験条件で同様であった。 $\Delta P$ については、今回実施したいずれの条件においても、アーク放電の発生から消滅まで単調に増加していることが分かる。この原因は、アーク放電発生後、金属蒸気が分子としてガス中に混入することや、アークエネルギーによる容器内部の温度上昇に起因すると考えられる。また、同じ $P_{\text{ini}}$ で比較した場合、空気の方が $\text{SF}_6$ ガスに比べて、 $\Delta P$ の傾き、 $\Delta P_{\text{max}}$ が大きくなった。これは、容器内のガスが均一に加熱され、容器内の構成化学種の総モル数 $N$ を一定と仮定した場合、気体の状態方程式 $PV=NRT$ から求めた空気および $\text{SF}_6$ ガスの温度は、それぞれ413 K~583 Kおよび338 K~401 Kとなる。これらの温度においては、空気の比熱が $\text{SF}_6$ ガスに比べて小さく、温度が高くなるためであると考えられる[16]。 $P_{\text{ini}}$ を0.1 MPa-absから0.4 MPa-absへ高くすると、いずれのガス種においても $\Delta P$ の傾きが増加し、 $\Delta P_{\text{max}}$ は空気および $\text{SF}_6$ ガスの場合にそれぞれ約1.6倍および約1.5倍となった。また、空気と $\text{SF}_6$ ガスでは、振動成分（振幅と周期）が異なる圧力波形が観測された。この原因は、CFDに基づいた圧力上昇の解析結果を踏まえると、 $\text{SF}_6$ ガスの方が空気に比べ密度が大きく（音速が遅く）、容器内部を往復反射する圧力波、および、容器内壁面から奥まっているセンサ取付口で発生している圧力定在波が原因であると推測される。

### 3. 3. 2 $\text{SF}_6$ ガス中アーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす電極材質の影響

Fig.3.8に観測波形の一例として、 $\text{SF}_6$ ガスにおける $P_{\text{ini}}=0.6$  MPa-absの時の電極材質毎の観測波形を示す。また、時間軸を通電開始から1,400 msとした各電極材質における圧力上昇波形をFig.3.9に示す。Fig.3.8に見られるように、観測した $\Delta P$ には大きな振動成分が重畳していた。この原因は前述した理由に起因していると推測されるため、 $\Delta P_{\text{max}}$ の評価においては、Fig.3.8およびFig.3.9中の太線で示すような圧力波形の中心を通るような時間幅5 msの隣接平均を施したものを対象とした。

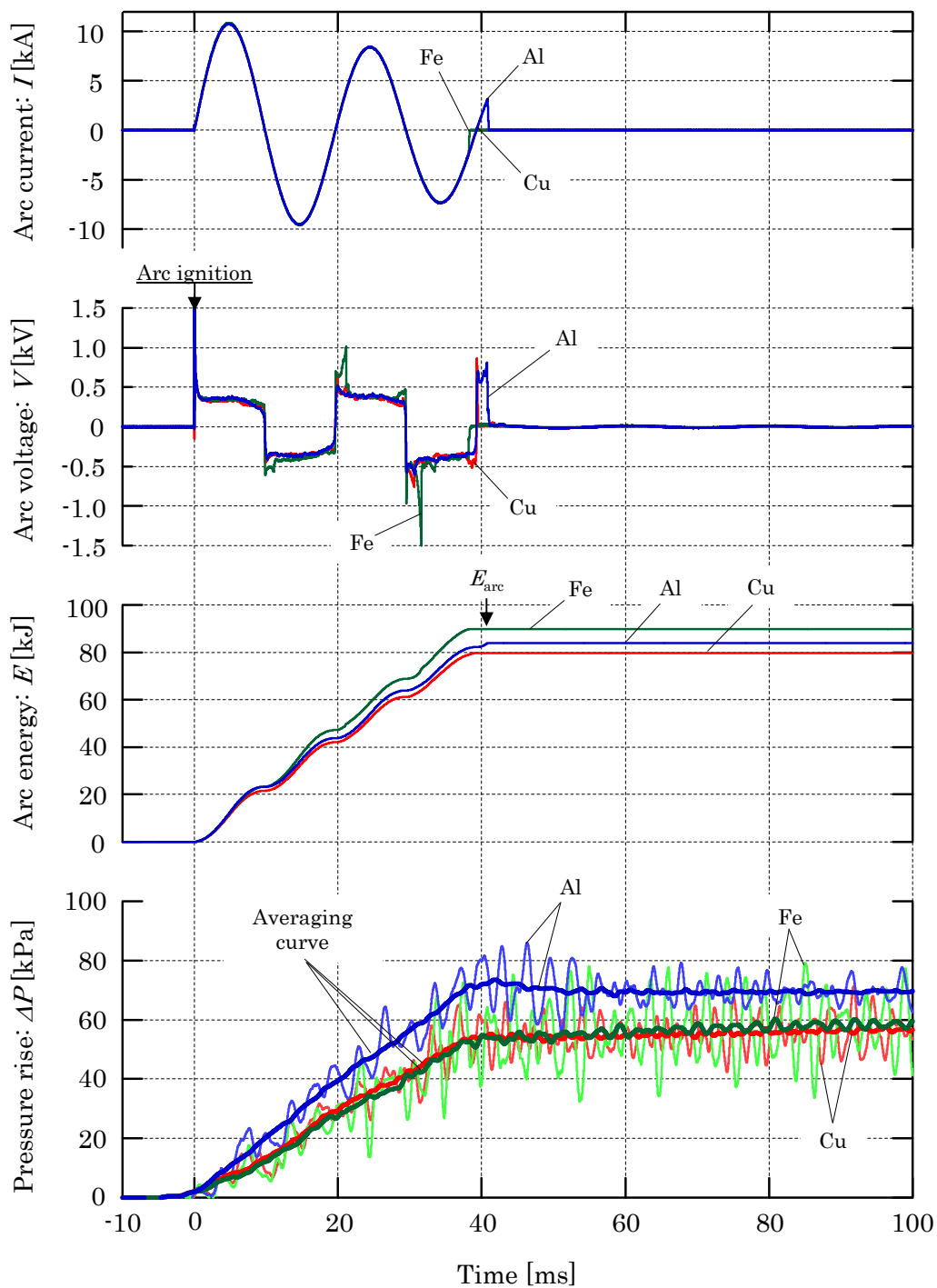


Fig.3.8 Examples of measured waveforms  
 ( $SF_6$ ,  $P_{ini}=0.6$  MPa-abs,  $I_{1st}=10.7$  kA ( $V_c=25$  kV),  $L_g=80$  mm).

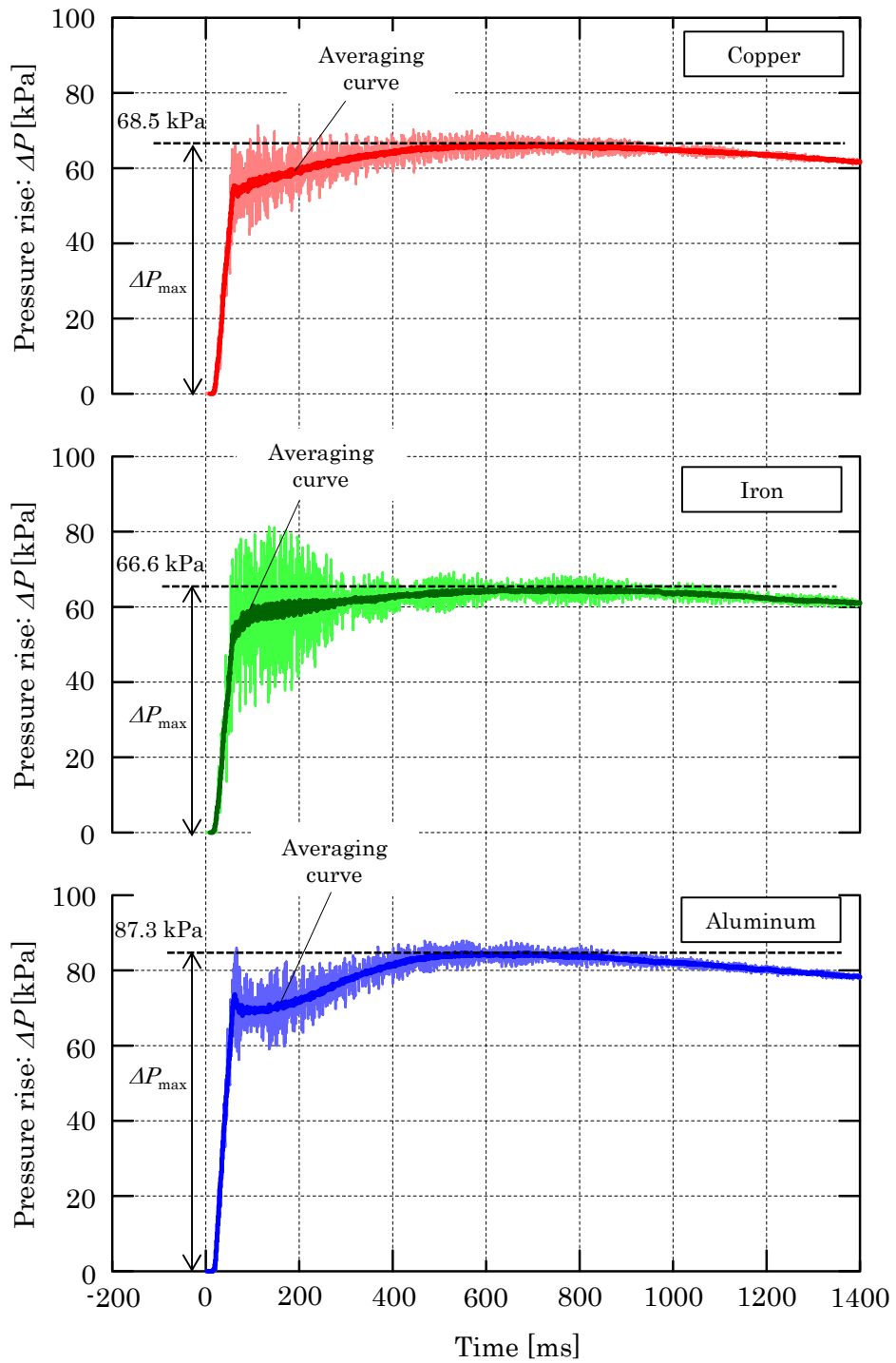


Fig.3.9 Pressure waveforms  
 ( $\text{SF}_6$ ,  $P_{\text{ini}}=0.6$  MPa-abs,  $I_{1\text{st}}=10.7$  kA ( $V_c=25$  kV),  $L_g=80$  mm).

Fig.3.8 より、 $I$ は電極材質に依らず同程度の値となっている。一方、 $V$ および  $E$ は電極材質に依存し、鉄の場合、他の電極材質に比べて、電流零点付近の  $V$ が 高くなり、それに伴い  $E_{arc}$ が最も高くなっている。銅、鉄およびアルミニウムの  $E_{arc}$ はそれぞれ 79.5 kJ, 89.6 kJ および 83.8 kJ となった。なお、銅およびアルミニウムに比べて、鉄の方が電流零点付近の  $V$ が高くなっている原因は、電極から蒸発した鉄蒸気がアークへ混入したことによる導電率の変化やアークの挙動などに起因していると推測されるが、詳細は不明である。

Fig.3.9 より、いずれの電極材質においても、通電終了後に  $\Delta P$  が最大となっていることが分かる。これは、通電終了後も金属蒸気は高温状態を保ったまま  $SF_6$  ガス中に存在し、この蒸気と  $SF_6$  分子との化学反応が継続、かつ、 $SF_2$  や  $SF_4$  などの低分子量の分解したガス分子と容器内の水分や酸素分子との化学反応が継続し、これらによるエネルギーの発生が生じているものと考えられる。

Fig.3.8 および Fig.3.9 より、アルミニウムの場合、銅および鉄に比べて圧力の増加割合および  $\Delta P_{max}$  は高くなった。 $\Delta P_{max}$  は銅、鉄およびアルミニウムの場合、それぞれ 68.5 kPa, 66.6 kPa および 87.3 kPa であり、アルミニウムの  $\Delta P_{max}$  は鉄の  $\Delta P_{max}$  の 1.3 倍となった。なお、 $P_{ini}$  が 0.1 MPa-abs の場合も同様の傾向を示した。このような電極材質による  $\Delta P_{max}$  の差異の原因は、電極の熔融や気化に起因する飛散物発生に伴う化学反応エネルギー、および  $SF_6$  分解生成ガス発生に伴うエネルギーが異なっていることに起因していると考えられる。

### 3. 3. 3 $SF_6$ ガスにおけるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比 $k_p$

$SF_6$  ガスにおける  $P_{ini}=0.1$  MPa-abs または 0.6 MPa-abs の場合で電極材質毎の アークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  を明らかにした結果を述べる。なお、前述した通り、 $k_p$  は CFD に基づいた圧力上昇解析を実施する際、注入エネルギーを決定する時の重要なパラメータの一つであるため、本実験において算出を試みた。

気体の状態方程式  $PV=NRT$  に基づけば、定積下での圧力上昇は、構成化学種の総モル数  $N$  の増加、かつ、温度  $T$  の上昇に起因すると考えられる。アーク放電後、電極から発生した金属蒸気が  $SF_6$  ガス中に混入する。さらに、アーク放電近傍では  $SF_6$  分子の解離・電離が生じ、金属蒸気と解離・電離した  $SF_6$  分子との化学反応による飛散物の発生、かつ、解離・電離した  $SF_6$  分子と容器内の微量な水分や酸素分子との化学反応による分解生成ガスが発生する。そのため、容器内の構成化学種の総モル数が変化し、圧力上昇に影響を及ぼす可能性が考えられる。しかし、本実験条件においては、以下の理由により、容器内の構成化学種の総モル数の増加が圧力上昇へ及ぼす影響は無視できると仮定し、 $k_p$  を算出した。一つ目の理由は、いずれの電極材質においても、アーク放電発生後、金属蒸気が分子として  $SF_6$  ガス中に混入することによる圧力上昇は、電極損耗量全てが金属蒸気として混入したと仮定すると、容器の容積 63.3 L に対して標準状態換算で約 1% とごく僅かであるため、無視することとした。二つ目の理由は、実験後の  $SF_6$  分解生成ガスの定性・定量分析の結果（後述する Table 3.4）より、いずれの電極材質においても実験後の容器内部は約  $10^6$  ppm (100 vol%) の  $SF_6$  ガスで満たされており、 $SF_6$  ガスのモル数に対して分解生成ガスの場合は最大 0.2% 程度、および飛散物の場合は最大 0.1% 程度であることから、構成化学種の総モル数は変化しないと仮定した。

以上、構成化学種の総モル数の増加が圧力上昇に寄与しない仮定の下、後述(2)式より算出した  $T_{ave}$  [K] が  $SF_6$  ガスの解離・電離が開始する温度以下（銅，鉄，アルミニウムでそれぞれ 333 K~416 K，329 K~422 K および 341 K~517 K）であるため、以下の検討を行った。

$E_{arc}$  は(1)式から算出した。また、圧力上昇に寄与するエネルギー  $E_{pre}$  は次式を用いて求めた。

$$T_{ave} = \frac{(\Delta P_{max} + P_{ini}) \times T_{ini}}{P_{ini}} \quad (2)$$

$$C = \int_{T_{ini}}^{T_{ave}} C_v dt \quad (3)$$

$$E_{pre} = (m_{gas} \times C) / 10^3 \quad (4)$$

ここで、 $T_{ave}$  [K]は容器内の  $SF_6$  ガスが均一に加熱され、構成化学種の総モル数  $N$  を一定と仮定した理想気体の状態方程式  $PV=NRT$  から求めたガスの平均温度、 $T_{ini}$  [K]はガスの初期温度（ここでは 300 K と仮定）である。さらに、 $C$  [J/g]は  $SF_6$  ガスを  $T_{ini}$  から  $T_{ave}$  まで上昇させるために必要なエネルギー、 $C_v$  [J/(g·K)]は  $SF_6$  ガスの定積比熱、 $m_{gas}$  [g]は容器内の  $SF_6$  ガスの質量である。 $C_v$  はマイヤーの関係式 ( $C_v=C_p-R$ ) が成り立つ温度範囲は 300 K~1,000 K[17]であること、および、本実験条件での  $T_{ave}$  は銅、鉄およびアルミニウムの場合それぞれ 333 K~416 K, 329 K~422 K および 341 K~517 K であることから、同関係式が成立するとして、 $SF_6$  ガスの定圧比熱  $C_p$  [J/(g·K)]と気体定数  $R$  から、初期充填ガス圧力毎の値を算出した。なお前述の通り、電極損耗量全てが金属蒸気として  $SF_6$  ガス中に混入することによる圧力上昇は約 1%と僅かであるため、 $C_v$  は 100%  $SF_6$  ガスのデータを使用した。

以上より、上述の各エネルギーの算出結果から、 $k_p$  を以下の式で定義し、算出した。

$$k_p = E_{pre}/E_{arc} \quad (5)$$

Fig.3.10 に  $SF_6$  ガスにおける  $k_p$  の  $P_{ini}$  および電極材質依存性を示す。同図より、 $k_p$  の値はアルミニウム、鉄、銅の順に高いことが分かった。アルミニウムの場合、 $P_{ini}$  が 0.1 MPa-abs 時には  $k_p$  が 1 以上となった。この原因は、後述するアルミニウムの「金属蒸気のフッ化反応に伴うエネルギー」および「 $SF_6$  分解生成ガス発生に伴うエネルギー」が、銅および鉄に比べて、それぞれ約 3 倍および約 86 倍高いことに起因していると考えられる。また、銅および鉄の場合、 $P_{ini}$  に依らず、



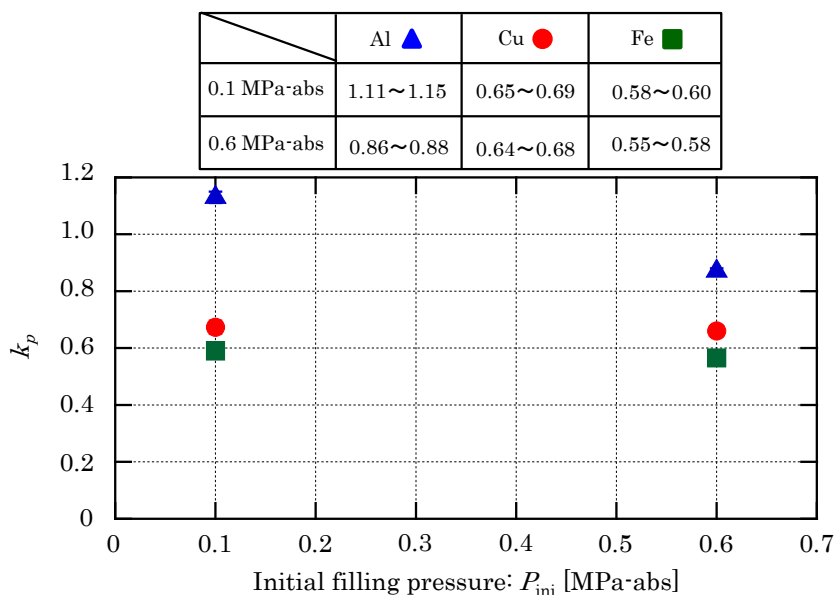


Fig.3.10 Dependence of  $k_p$  on  $P_{ini}$  and materials of electrode at SF<sub>6</sub>.

$k_p$ の値はほぼ一定であることが分かる。一方、アルミニウムの場合、 $P_{ini}$ を高くすると  $k_p$ の値は減少する傾向が見られた。これらの原因については、3.4.4項で後述する。

### 3.4 実験容器内部のエネルギー収支

複雑な現象が絡む SF<sub>6</sub> ガス中アーク放電発生時のエネルギー収支を明らかにすることで、機器内部でアーク放電が発生した場合、アークエネルギー使途が明確となる。それにより、CFD に基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  に及ぼすアークエネルギーの使途の影響が明らかとなる。そこで本節では、実機器を想定した 0.6 MPa-abs の SF<sub>6</sub> ガスを封入した密閉容器内のエネルギー収支に及ぼす電極材質の影響を明らかにした結果を述べる。

なお、エネルギー収支の検討では、アーク放電後の圧力上昇最大値に達するまでの事象とアーク放電から長時間経過後の事象、2つの事象を対象としている。ここで、参考文献[18]に述べられているように、SF<sub>6</sub> ガス中アーク放電後、約 1

ms 時点で解離・電離した SF<sub>6</sub> 分子は容器内部の水分や SF<sub>6</sub> 分解生成ガス、および電極の溶融・気化に伴う金属蒸気と反応することが報告されている。さらに、アーク放電発生後から約 100 s 時点で SOF<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub>F<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub>, HF などの SF<sub>6</sub> 分解生成ガスが発生し、これらガスは長時間容器内に存在し続けることが報告されている。以上の理由により、エネルギー収支の検討においては、アーク放電時に発生した分解生成ガスが長時間に亘り容器内部に存在すると仮定し、長時間経過後の分解生成ガスの定性・定量分析結果を用いることで、アーク放電後の圧力上昇最大値に達するまでの事象とアーク放電から長時間経過後の事象が関連付けられると仮定した。

### 3. 4. 1 エネルギー収支の概念

Fig.3.11 にアーク放電発生時の密閉容器内のエネルギー収支の模式図を示す。第 1 章 1.2 節 1.2.1 項で述べた通り、容器内に注入されたアークエネルギー ( $E_{arc}$ ) は全て圧力上昇に寄与するエネルギー ( $E_{pre}$ ) に使われるのではなく、電極への熱伝導エネルギー ( $E_{cond}$ )、電極の溶融や気化に伴うエネルギー ( $E_m, E_v$ )、放射損失エネルギー ( $E_{rad}$ ) などにも使われる。一方、電極の溶損により発生した金属蒸気と空気中の酸素との酸化反応に伴うエネルギーの発生 ( $E_{oxi}$ ) [19], 金属蒸気と SF<sub>6</sub> 分子とのフッ化反応に伴うエネルギー ( $E_{flu}$ ) および SF<sub>6</sub> 分解生成ガス発生に伴うエネルギー ( $E_{gas}$ ) の発生または消費[10][20]などの影響もある。

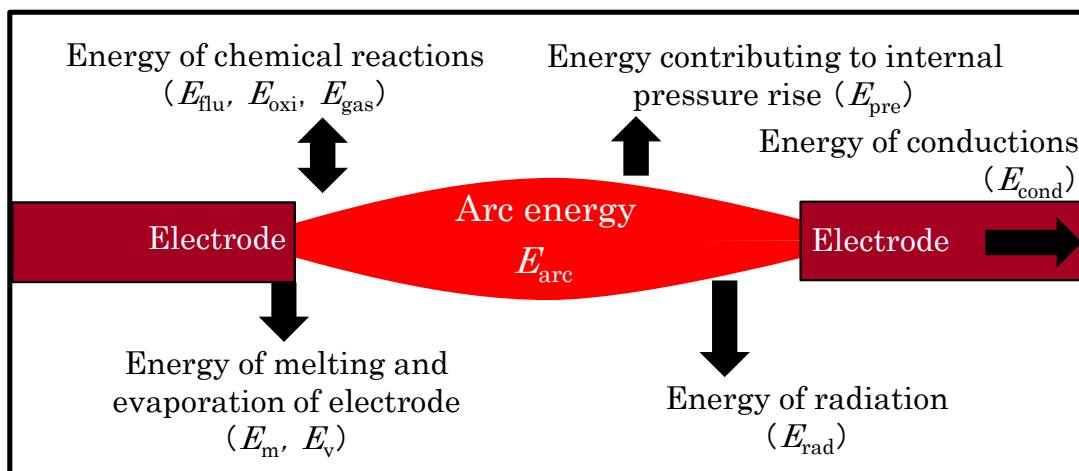


Fig.3.11 Simplified energy balance of a fault arc in a closed container.

エネルギー収支を検討するにあたり、全入力エネルギー $E_{in}$  [kJ]としては、 $E_{arc}$ 、 $E_{flu}$ 、 $E_{oxi}$ および $E_{gas}$ の計4項目を考慮する。一方、全消費エネルギー $E_{cons}$  [kJ]としては、 $E_{pre}$ 、 $E_m$ 、 $E_v$ および $E_{rad}$ の計4項目を考慮する。以上、各項目のエネルギーを考慮することで、容器内部のエネルギー収支を検討した。以上より、次式が成り立つ。

$$E_{arc} + E_{flu} + E_{oxi} + E_{gas} = E_{pre} + E_m + E_v + E_{rad} \quad (6)$$

なお、電極への熱伝導エネルギー ( $E_{cond}$ )、電極の加熱エネルギーおよび容器を温めるために必要なエネルギーは無視した。これは以下の理由による。

電極の熱伝導エネルギーおよび電極の加熱エネルギーは、実験時、アーク発生部の電極先端とは逆側に貼り付けたサーモラベルの変色結果から、 $E_{in}$  に対し無視できるほど小さかったため、エネルギー収支の計算過程において無視した。

また、容器を温めるために必要なエネルギーは、 $SF_6$ 分子の解離・電離に伴って発生する放射損失エネルギー ( $E_{rad}$ ) の他、「アーク放電により加熱された  $SF_6$  分子からの熱伝導や対流伝熱」があると考えられる。後者については、密閉容器内の圧力変化 (容器内のガスが保有するエネルギー変化) はフッ化反応および酸化反応を除けば、容器内の壁面への伝導や伝熱によって減少すると考えられる。しかし、これまでの実験から、フッ化反応および酸化反応の無い窒素中のアルミニウム電極間でアーク放電を発生させた際、通電終了後の時間領域における圧力上昇の傾きは通電中の圧力上昇の傾きに比べて小さくなることが分かっている[21]。以上の理由により、通電中にガスに注入されるエネルギーに比べ、伝導や伝熱によって容器内壁へ失われるエネルギーは無視できると考えられる。

### 3. 4. 2 エネルギー収支の算出に用いた実験結果

電極材質毎のエネルギー収支の算出には、Fig.3.8 で示した実験条件 ( $SF_6$  ガス、 $P_{ini}=0.6$  MPa-abs,  $I_{1st}=10.7$  kA,  $L_g=80$  mm) における結果を用いた。

### 3. 4. 2. 1 SF<sub>6</sub>ガスの分解メカニズム, SF<sub>6</sub>ガスと金属蒸気および絶縁物との化学反応

Fig.3.12 に SF<sub>6</sub> ガスの分解メカニズム, 絶縁物または金属蒸気と SF<sub>6</sub> 分子, 酸素分子および水分との化学反応を示す[19][22]。高温のアーカ放電により SF<sub>6</sub> 分子は低分子量の SF<sub>2</sub> や SF<sub>4</sub> などへ分解する。この際, 容器内に酸素分子や水分が存在する場合, それらと反応し, SOF<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub>F<sub>2</sub>, HF および SO<sub>2</sub> などの分解生成ガスが発生する。また, 容器内にブッシングなどの絶縁物が存在する場合, これ

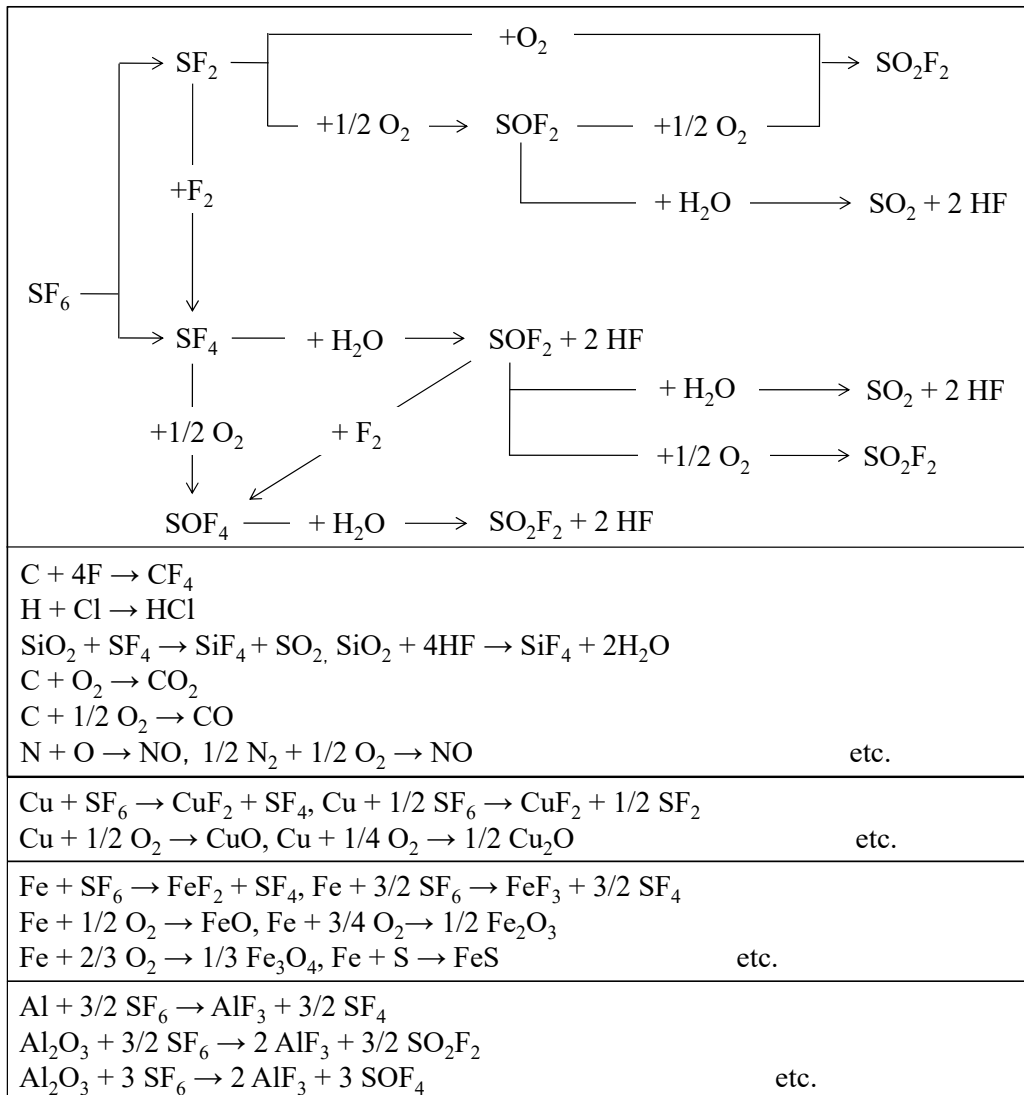


Fig.3.12 Chemical reactions of gas, metal vapors and electrical insulation materials due to SF<sub>6</sub> arc<sup>[19][22]</sup>.

らの成分との反応により，HCl，CF<sub>4</sub>およびSiF<sub>4</sub>などが発生する。さらに，飛散物として，金属蒸気の酸化物(CuO，FeO，Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>など)，金属蒸気のフッ化物(CuF<sub>2</sub>，FeF<sub>2</sub>，FeF<sub>3</sub>，AlF<sub>3</sub>)が生成する。

### 3. 4. 2. 2 飛散物中の各成分の分類

文献[23]を参考にしたアーク発生時の電極の溶損形態モデルを Fig.3.13 に示す。電極間にアーク放電が発生すると，電極が溶融し一部が気化する。その際，気化した金属蒸気は SF<sub>6</sub> 分子，水分および酸素分子と化学反応を起こし，フッ化物および酸化物が生成される。さらに，アーク放電周囲の SF<sub>6</sub> 分子と容器内の水分および酸素分子との反応により，SF<sub>6</sub> 分解生成ガス (SOF<sub>2</sub>，SO<sub>2</sub>，HF など) が発生する。また，金属蒸気が化学反応を起こさず，冷却され凝固し，容器内部に堆積・付着する金属もある。以上の過程を考慮し，以下の通り，飛散物中の各成分の重量を分類した。

- ① 電極損耗量 (Weight of total loss of electrodes:  $m_t$ ) : 実験前後で求めた課電側および接地側の電極のそれぞれの重量差を加算し算出した。
- ② 残存溶融物量 (Weight of molten electrode remained at tip of electrode:  $m_r$ ) : 実験終了後の電極表面を観察した結果，電極先端面が全体に亘り溶融していることが確認された。ここで，文献[19]では，電極先端の断面を光学顕微鏡にて

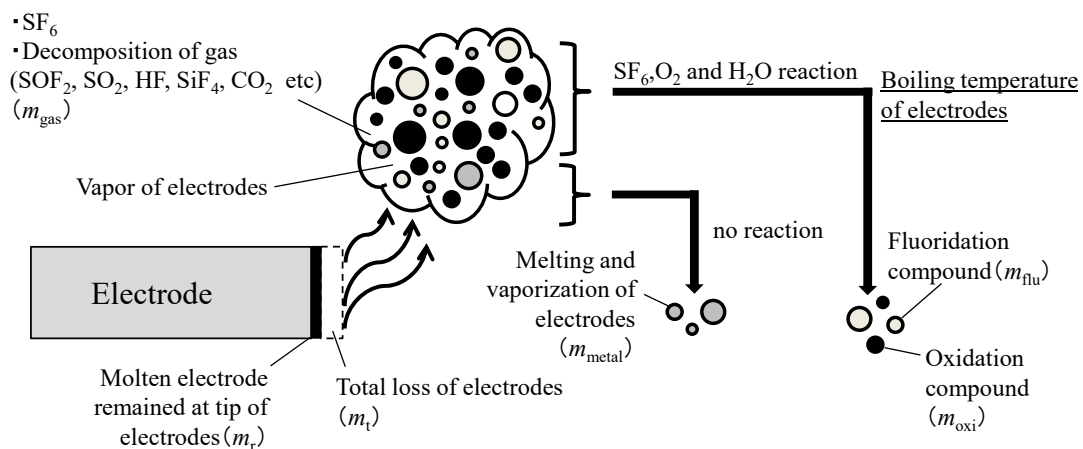


Fig.3.13 Erosion phenomena of electrodes due to arc.

観察し、電極先端から溶融している円柱層の厚さを推定している。観察した結果、斑模様（フェライトーフェライト粒界）が電極先端ほど細くなることが確認された。これは高温のアークにより電極先端が溶融され、通電後に電極先端が急冷されたため、結晶が成長する前に凝固し、結晶が細くなったと考えられる。この斑模様の細かい部分の電極先端からの深さは一様ではないが 0.5 mm 以内であると報告されている。よって、電極先端から 0.5 mm の円柱層が溶融していると仮定し算出した。

- ③ フッ化物量 (Weight of fluoridation compound:  $m_{flu}$ ), 酸化物量 (Weight of oxidation compound:  $m_{oxi}$ ), 電極の溶融や気化に起因する金属の重量 (Weight of melting and vaporization of metal:  $m_{metal}$ ) : 実験後、容器内に堆積・付着した飛散物を出来る限り回収し、重量を測定した。この時、実験後の分解生成ガス回収の際に回収できなかったミスト状の飛散物も存在するため、その重量を以下の通り求めた。まず、回収した飛散物の重量を算出する。さらに、後述する Table 3.5 の分析結果に基づいて、回収した飛散物中の各成分の金属元素換算の重量を算出する。次に、 $m_t$  から回収した飛散物中の金属元素換算の重量を算出する。ここで、回収できなかった飛散物中にも Table 3.5 に示す各成分が同じ割合含まれていると仮定し、金属元素換算の重量から各成分の重量を算出する。最後に、回収した、および、回収できなかった各成分の重量をそれぞれ加算し、 $m_{flu}$ ,  $m_{oxi}$  および  $m_{metal}$  を算出する。以上より算出した各成分の重量を Table 3.3 に示す。

### 3. 4. 2. 3 SF<sub>6</sub>分解生成ガスおよび飛散物の分析結果

本実験で得られた SF<sub>6</sub> 分解生成ガスおよび飛散物の分析結果を Table 3.4 および Table 3.5 にそれぞれ示す。まず Table 3.4 より、SF<sub>6</sub> ガス、SOF<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub>, HF が検出された。また、絶縁物であるブッシングがアーク放電に曝されて発生する高温の蒸気と SF<sub>6</sub> 分子、酸素分子および水分との反応に起因する HCl, CF<sub>4</sub>, SiF<sub>4</sub>, CO<sub>2</sub> および NO が検出された。

Table 3.3 Weight of each compound.

Item	Weight [g]		
	Copper	Iron	Aluminum
Weight of total loss of electrodes ( $m_t$ )	2.38	1.10	1.25
Weight of molten electrode remained at tip of electrodes ( $m_r$ )	0.18	0.15	0.05
Weight of fluoridation compound ( $m_{flu}$ )	3.63	2.21	2.19
Weight of oxidation compound ( $m_{oxi}$ )	0	0	0
Weight of melting and vaporization of electrodes ( $m_{metal}$ )	0.11	0	0

Table 3.4 Quantitative analysis of decomposition gas of SF<sub>6</sub>.

Compound	Concentration [ppm]		
	Copper	Iron	Aluminum
SF <sub>6</sub>	≅ 10 <sup>6</sup>	≅ 10 <sup>6</sup>	≅ 10 <sup>6</sup>
SF <sub>4</sub>	Non quantification	Non quantification	Non quantification
SOF <sub>2</sub>	568	48	1999
SO <sub>2</sub> F <sub>2</sub>	Non detection	Non detection	Non detection
SO <sub>2</sub>	27	47	63
HF	500	600	1,300
HCl	3	Non detection	Non detection
CF <sub>4</sub>	24	31	36
SiF <sub>4</sub>	Non detection	Non detection	8
CO <sub>2</sub>	Non detection	620	1
CO	Non detection	Non detection	Non detection
NO	Non detection	15	Non detection
Si(CH <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> F <sub>2</sub>	Non detection	Non detection	Non detection

Table 3.5 Quantitative analysis of litter materials.

Compound	Formation rate [wt%]
	Copper
CuF <sub>2</sub>	70
CuF <sub>2</sub> · 2H <sub>2</sub> O	26
CuO	Non detection
Cu <sub>2</sub> O	Non detection
Cu	4

Compound	Formation rate [wt%]
	Aluminum
AlF <sub>3</sub>	100
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Non detection
Al <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Non detection
Al	Non detection

Compound	Formation rate [wt%]
	Iron
FeF <sub>2</sub>	Non detection
FeF <sub>3</sub>	100
FeO	Non detection
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Non detection
Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Non detection
Fe	Non detection

次に、Table 3.5 より、銅の場合、CuF<sub>2</sub>、CuF<sub>2</sub>が容器内の水分または飛散物回収時に空気中の水分との水和反応により析出した CuF<sub>2</sub> · H<sub>2</sub>O が検出された。さらに、銅蒸気が化学反応を起こさず、冷却され凝固した Cu も検出された。また、鉄およびアルミニウムの場合はそれぞれ FeF<sub>3</sub> および AlF<sub>3</sub> が検出された。なお、いずれの電極材質においても金属蒸気と酸素分子の酸化反応による Cu<sub>2</sub>O、FeO、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> などの酸化物は検出されなかった。

### 3. 4. 3 各エネルギーの計算方法

#### 3. 4. 3. 1 アークエネルギー $E_{arc}$

(1)式から  $E_{arc}$  を算出した。

#### 3. 4. 3. 2 金属蒸気のフッ化反応に伴うエネルギー $E_{flu}$

飛散物の定性・半定量分析の結果、各金属材質の場合もフッ化物のみが生成していた。このため、アーク放電により気化した高温の金属蒸気が SF<sub>6</sub>分子と各金属の沸点（銅：2,843 K、鉄：3,023 K、アルミニウム：2,792 K）で反応すると仮定した。算出の際に考慮した化学反応式を Table 3.6 に示す。同表より、CuF<sub>2</sub>が



Table 3.6 Fluoridation reactions of metal vapor.

Fluoride	Chemical reaction equation
CuF <sub>2</sub>	Cu + SF <sub>6</sub> = CuF <sub>2</sub> + SF <sub>4</sub> + 9.51 kJ (at 2,843 K)
	Cu + 1/2 SF <sub>6</sub> = CuF <sub>2</sub> + 1/2 SF <sub>2</sub> - 11.4 kJ (at 2,843 K)
FeF <sub>3</sub>	Fe + 3/2 SF <sub>6</sub> = FeF <sub>3</sub> + 3/2 SF <sub>4</sub> - 272 kJ (at 3,023 K)
AlF <sub>3</sub>	Al + 3/2 SF <sub>6</sub> = AlF <sub>3</sub> + 3/2 SF <sub>4</sub> + 267 kJ (at 2,792 K)

生成する場合、発熱または吸熱が伴う 2 種類の化学反応式が存在する。ここで、どちらの化学反応が起こるかは不明であるため、発熱または吸熱のいずれか一方の化学反応が起こると仮定して算出し、算出結果にはエラーバーで表記した。なお、銅の場合に検出された CuF<sub>2</sub>・H<sub>2</sub>O は CuF<sub>2</sub> が水和して生じているため、算出過程では CuF<sub>2</sub> とみなした。また、アーク発生中に生成したフッ化化合物が室温（ここでは 300 K と仮定）へ戻る際の発熱エネルギーも評価に含めた。E<sub>flu</sub> の算出式を以下に示す。

$$E_{flu} = \frac{m_{flu} \times dH_{flu}}{M_{flu}} + \frac{m_{flu} \times dH_{flu\_300K}}{M_{flu}} \quad (7)$$

ここで、M<sub>flu</sub> [g/mol] は各フッ化物の分子量である。dH<sub>flu</sub> [kJ/mol] はフッ化反応時の反応エネルギー、dH<sub>flu\_300K</sub> [kJ/mol] はフッ化物が室温に戻る際の発熱エネルギーであり、両者とも市販の化学反応／平衡計算ソフトウェア「HSC Chemistry Ver.4.0」を用いて算出した。このソフトウェアは、途中の反応経路に依存しない化学反応式の左辺と右辺のエネルギーの差から反応エネルギーを算出するものである。ここでは、SF<sub>6</sub> 分子の解離・電離に伴う分子数の変化、すなわち、圧力の変化が反応エネルギーに及ぼす影響は数ジュールと小さいため、無視している。算出時には、気化した各金属蒸気がフッ化反応すると仮定しているため、dH<sub>flu</sub> は各金属の沸点の値を、dH<sub>flu\_300K</sub> は各金属の沸点から室温までのエネルギーの変化分（銅：296 kJ/mol、鉄：338 kJ/mol、アルミニウム：263 kJ/mol）を用

いた。

### 3. 4. 3. 3 金属蒸気の酸化反応に伴うエネルギー $E_{oxi}$

Table 3.5 に示した飛散物の分析結果から、本実験ではいずれの電極材質においても金属蒸気と酸素分子との反応に起因する酸化物は検出されなかった。そのため、 $E_{oxi}$  は本算出過程では考慮に入れていない。

### 3. 4. 3. 4 SF<sub>6</sub>分解生成ガス発生に伴うエネルギー $E_{gas}$

Fig.3.12 および Table 3.4 から、アーク放電発生時に生じる主要な化学反応式を推定した結果を Table 3.7 に示す。同表には電極材質毎の化学反応式の反応熱 $\Delta H$  [kJ/mol]も併せて示している。同表より、各電極材質に依存して $\Delta H$  が変化していることが分かる。これは、Fig.3.9 に示した通り、通電終了後に化学反応が継続し圧力が上昇していると推定されるため、各分解生成ガスの発生温度を推定す

Table 3.7 Decomposition reaction of SF<sub>6</sub>.

Decomposition gas of SF <sub>6</sub>	Chemical reaction equation			
SOF <sub>2</sub> , HF	(8-1) SF <sub>6</sub> + H <sub>2</sub> O = SOF <sub>2</sub> + 2HF + 2F + $\Delta H$ kJ			
SO <sub>2</sub> , HF	(8-2) SF <sub>6</sub> + 2H <sub>2</sub> O = SO <sub>2</sub> + 4HF + 2F + $\Delta H$ kJ			
	(8-3) SF <sub>6</sub> + 1/2 O <sub>2</sub> + H <sub>2</sub> O = SO <sub>2</sub> + 2HF + 4F + $\Delta H$ kJ			
HCl	(8-4) H + Cl = HCl + $\Delta H$ kJ			
CF <sub>4</sub>	(8-5) C + 4F = CF <sub>4</sub> + $\Delta H$ kJ			
SO <sub>2</sub> , SiF <sub>4</sub>	(8-6) SiO <sub>2</sub> + SF <sub>4</sub> = SiF <sub>4</sub> + SO <sub>2</sub> + $\Delta H$ kJ			
	(8-7) SiO <sub>2</sub> + 4HF = SiF <sub>4</sub> + 2H <sub>2</sub> O + $\Delta H$ kJ			
CO <sub>2</sub>	(8-8) C + O <sub>2</sub> = CO <sub>2</sub> + $\Delta H$ kJ			
NO	(8-9) N + O = NO + $\Delta H$ kJ			
	(8-10) 1/2 N <sub>2</sub> + 1/2 O <sub>2</sub> = NO + $\Delta H$ kJ			

Decomposition gas of SF <sub>6</sub>	Equation No.	Heat of reaction: $\Delta H$ [kJ/mol]		
		Copper	Iron	Aluminum
SOF <sub>2</sub> , HF	(8-1)	313	489	277
SO <sub>2</sub> , HF	(8-2)	1,215	1,548	1,128
	(8-3)	-92	75	-135
HCl	(8-4)	454	455	454
CF <sub>4</sub>	(8-5)	1,268	1,268	1,268
SO <sub>2</sub> , SiF <sub>4</sub>	(8-6)	277	280	276
	(8-7)	-1,529	-1,858	-1,442
CO <sub>2</sub>	(8-8)	399	399	399
NO	(8-9)	648	649	648
	(8-10)	-90	-90	-90

ることは難しい。そこで、各分解生成ガスの発生量から換算した反応エネルギーの温度依存性はほとんど無かったことから、各金属の沸点で化学反応が起こったと仮定したためである。また、HF、SO<sub>2</sub>、SiF<sub>4</sub>およびNOは発熱または吸熱反応が考えられるため、発熱または吸熱のいずれか一方の化学反応が起こると仮定して算出し、算出結果にはエラーバーで表記した。なお、発生した分解生成ガスが室温に戻る際の発熱エネルギーは微量のため考慮しなかった。以上より、各分解生成ガス発生時の反応エネルギーを算出し、これらエネルギーの総和を取ることで  $E_{gas}$  を算出した。

$$E_{gas} = \sum_j \frac{m_j \times dH_j}{M_j} \quad (8)$$

ここで、 $j$  は各分解生成ガス種、 $m_j$  [g] は理想気体の状態方程式から算出した各分解生成ガス  $j$  の質量、 $M_j$  [g/mol] および  $dH_j$  [kJ/mol] は各分解生成ガスの分子量および反応エネルギーであり、 $dH_j$  (同表中の  $\Delta H_j$ ) については上述のソフトウェアを用い、算出した。

### 3. 4. 3. 5 圧力上昇に寄与するエネルギー $E_{pre}$

(2)式～(4)式を用いて、 $E_{pre}$  を算出した。

### 3. 4. 3. 6 電極の溶融に伴うエネルギー $E_m$

飛散物に含まれる金属は気化せず、周囲のガス分子と反応していないと仮定しているため、電極先端の溶融した重量分と飛散物中の金属の重量分と加算した重量を用いた。これより、電極を室温から融点まで加熱するために必要なエネルギー  $E_m$  を次式より算出した。

$$E_m = \frac{Q_m \times (m_r + m_{metal})}{M_i} \quad (9)$$

ここで、 $Q_m$  [kJ/mol] は室温における各電極材質の比熱[24]および融解熱[24]から

求めた、電極の温度上昇に必要な単位モル数当たりのエネルギーである。その値は、銅、鉄およびアルミニウムでそれぞれ 43.2 kJ/mol, 73.1 kJ/mol および 28.9 kJ/mol である。

### 3. 4. 3. 7 電極の気化に伴うエネルギー $E_v$

3.4.3.6 項と同様の仮定により、算出式には電極の損耗量から飛散物中の金属の重量分を減算した重量を用いた。これにより、電極を室温から沸点まで加熱するために必要なエネルギーとして、次式から  $E_v$  を算出した。

$$E_v = \frac{Q_v \times (m_t - m_{metal})}{M_i} \quad (10)$$

ここで、 $Q_v$  [kJ/mol] は室温における各電極材質の比熱[24]、融解熱[24]、および蒸発熱[25]から求めた、電極の温度上昇に必要な単位モル数当たりのエネルギーである。その値は、銅、鉄およびアルミニウムでそれぞれ 392 kJ/mol, 483 kJ/mol および 370 kJ/mol である。なお、気化した金属が室温（ここでは 300 K と仮定）へ戻る際の発熱エネルギーは微量なため、評価に含めなかった。

### 3. 4. 3. 8 放射損失エネルギー $E_{rad}$

文献[7]に記載されている放射損失パワーから放射損失エネルギーを求める方法を参考にした。

Si および PbS の出力値 ( $V_{Si}$  [V] および  $V_{PbS}$  [V]) を以下の式に代入し、各素子の放射損失パワー  $P_{rad\_Si}$  [kW] および  $P_{rad\_PbS}$  [kW] を算出・加算し、放射損失パワー  $P_{rad}$  [kW] を求めた。

$$P_{rad} = P_{rad\_Si} + P_{rad\_PbS} = 4\pi L_a^2 \times \left( \frac{\alpha \times V_{Si}}{\beta \times A_{Si}} + \frac{V_{PbS}}{\beta \times A_{PbS}} \right) \quad (11)$$

ここで、 $L_a$  [m] はアーク放電から直径 1 mm のピンホールまでの距離、 $A_{Si}$  [m<sup>2</sup>] および  $A_{PbS}$  [m<sup>2</sup>] は Si および PbS の受光面積である。本計測系では、各素子の受光

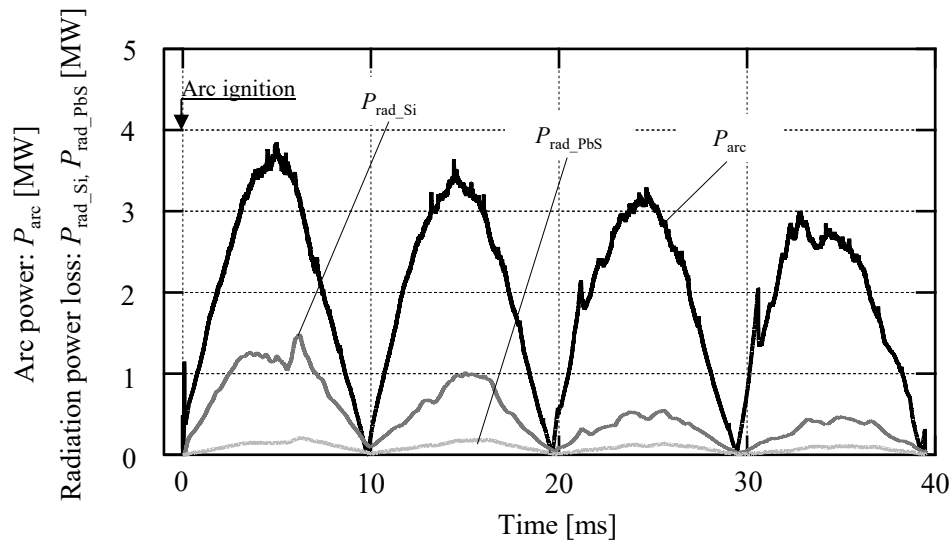


Fig.3.14 Examples of measured  $P_{arc}$ ,  $P_{rad\_Si}$  and  $P_{rad\_PbS}$   
(Copper,  $P_{ini}=0.6$  MPa-abs,  $I_{1st}=10.7$  kA ( $V_c=25$  kV),  $L_g=80$  mm).

面積よりもピンホール面積の方が小さいことから、 $A_{Si}$ および $A_{PbS}$ はピンホールの面積  $7.85 \times 10^{-5}$  [m<sup>2</sup>]とした。また、 $\alpha$ はSiの受光感度特性における補正係数、 $\beta$ はFig.3.6の破線で示した総合放射感度特性の平均値 [V/W]である。さらに、導出過程において、ピンホールによる減光率、反射固定式フィルターの透過特性、および合成石英ガラスの透過特性の補正を行っている。

Fig.3.14に一例として、 $P_{ini}=0.6$  MPa-abs,  $I_{1st}=10.7$  kA ( $V_c=25$  kV),  $L_g=80$  mmの条件で銅電極間にアーク放電を発生させた際のアークパワー $P_{arc}$  [MW],  $P_{rad\_Si}$ および $P_{rad\_PbS}$ を示す。同図より、 $P_{rad\_Si}$ および $P_{rad\_PbS}$ は時間の経過とともに減衰していくことが分かる。これは、アーク電流の減衰、すなわち、 $P_{arc}$ の減衰によるものと推測される。以上より、各素子の放射損失パワー $P_{rad\_Si}$ および $P_{rad\_PbS}$ を加算した $P_{rad}$ を時間積分することにより放射損失エネルギー $E_{rad}$  [kJ]を算出した。

$$E_{rad} = \int (P_{rad\_Si} + P_{rad\_PbS}) \cdot dt = \int P_{rad} \cdot dt \quad (12)$$

算出の結果、各電極材質の放射損失エネルギーは銅、鉄およびアルミニウムの場合、それぞれ 23.0 kJ, 47.5 kJ および 46.2 kJ となり、鉄が最大となった。銅の  $E_{rad}$  が鉄およびアルミニウムの  $E_{rad}$  に比べて半分程度となっていた。これは、 $E_{rad}$  の電極材質依存性に依るものであると考えられる[19]。さらに、 $P_{ini}$  が 0.1 MPa-abs の場合も  $E_{rad}$  の電極材質依存性が確認された。

### 3. 4. 4 計算結果および考察

Fig.3.15 に電極材質毎の  $E_{in}$  および  $E_{cons}$ 、すなわち、密閉容器内のエネルギー収支を示す。なお、同図中には  $SF_6$  分解生成ガスとフッ化物の発熱反応および吸熱反応エネルギーをエラーバーで示している。これらの図より、銅、鉄、およびアルミニウムの  $E_{in}$  と  $E_{cons}$  の差異はそれぞれ約 2 %~6 %、約 8 %~12 % および約 16%~22 % であった。アルミニウムの場合、他の電極材質に比べて、この差異が大きくなっている詳細な理由は不明であり、今後の検討課題である。また、 $E_{pre}$  と  $E_{arc}$  の比 ( $k_p$ ) は銅、鉄およびアルミニウムの場合でそれぞれ 0.68, 0.58 および 0.86 であった。 $E_{rad}$  と  $E_{arc}$  の比はそれぞれ 0.29, 0.53 および 0.55 であった。さらに、 $E_{in}$  および  $E_{cons}$  を構成する各エネルギーについて、以下のことが分かつ

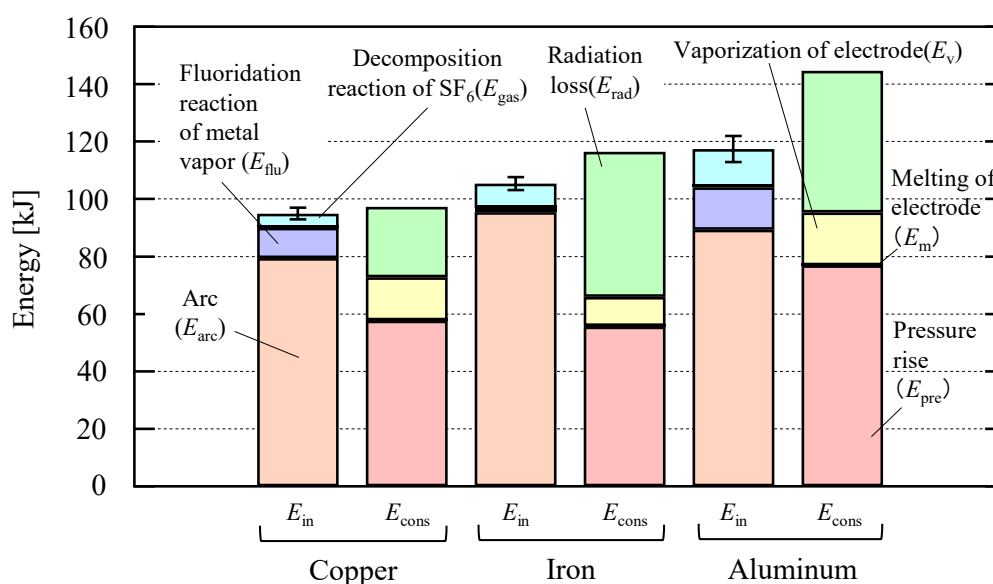


Fig.3.15 Influence of materials of electrode on energy balance in the closed container ( $P_{ini}=0.6$  MPa-abs,  $I_{1st}=10.7$  kA ( $V_c=25$  kV),  $L_g=80$  mm).

た。ここでは、いずれの電極材質においても  $E_{in}$  と  $E_{cons}$  は概ね一致していると仮定し、以下の検討を進めることとした。

①  $E_{in}$  : アルミニウムの場合、 $E_{in}$  は最も高く、銅および鉄の場合のそれぞれ約 1.2 倍および約 1.1 倍となった。 $E_{in}$  の内、 $E_{arc}$  は電極材質に依存することが分かった。 $E_{flu}$  については、アルミニウムの場合、13.8 kJ となり、他の電極材質に比べて最も高く、 $E_{flu}$  が  $E_{in}$  に占める割合は 12 %~13 %程度であった。これは、Table 3.3 および Table 3.6 に示すように、いずれの電極材質においても  $m_{flu}$  は概ね同程度であるが、銅および鉄に比べて、アルミニウムの方がフッ化反応時の発熱エネルギーが一桁~二桁程度大きいためである。同様に  $E_{gas}$  についても、銅および鉄に比べてアルミニウムが最も高くなった。これは、Table 3.4 および Table 3.7 に示すように、アルミニウムの場合、 $SO_2$  および HF の生成量が一桁~二桁程度大きく、発熱エネルギーが大きいためである。以上より、 $E_{in}$  を構成する  $E_{arc}$ 、 $E_{flu}$  および  $E_{gas}$  は電極材質に依存することが明らかとなった。

②  $E_{cons}$  :  $E_{rad}$  は鉄、アルミニウム、銅の順に高く、特に、鉄およびアルミニウムの  $E_{rad}$  は同程度となったものの、アルミニウムの  $E_{pre}$  は 72.2 kJ と最も高くなった。これは、鉄に比べて  $E_{in}$  が約 1.1 倍となっていたことから、その分、 $E_{pre}$  が高くなったと考えられる。なお、 $E_v$  が  $E_{cons}$  に占める割合は、銅、鉄およびアルミニウムの場合でそれぞれ約 15 %、約 9 %および約 13 %となり、電極材質間の差異は 2 %~6 %程度であり、電極材質に概ね依存しないことが分かった。さらに、 $E_m$  も電極材質に依らず概ね同程度の値となった。以上より、 $E_{cons}$  を構成する  $E_{pre}$  および  $E_{rad}$  は電極材質に依存することが明らかとなった。

また、Fig.3.10 で述べた通り、 $P_{ini}$  を 0.1 MPa-abs から 0.6 MPa-abs に増加させ

ると、銅および鉄の場合は  $k_p$  が概ね一定となった。一方、アルミニウムの場合には  $k_p$  が減少した。これらについて、エネルギー収支の観点から検討した。

$E_{in}$  に着目すると、Fig.3.15 および文献[26]より、 $P_{ini}$  が増加すると、 $E_{arc}$  は増加するものの、 $E_{flu}$  および  $E_{gas}$  は  $P_{ini}$  に依らず同程度の値となる。一方、 $E_{cons}$  においては、 $P_{ini}$  が増加すると、 $E_{pre}$  および  $E_{rad}$  は増加、 $E_v$  は減少するものの、 $E_m$  は  $P_{ini}$  に依らず同程度の値となる。すなわち、 $P_{ini}$  に依存するエネルギーは  $E_{arc}$ 、 $E_{pre}$ 、 $E_v$  および  $E_{rad}$  である。以上の傾向がいずれの電極材質においても確認された。

ここで、 $E_{pre}$  の算出式(2)~(4)より、 $E_{pre}$  を構成する  $\Delta P_{max}$  は  $E_{arc}$ 、 $E_{flu}$  および  $E_{gas}$  に依存するパラメータである。本実験条件において、 $E_{flu}$  および  $E_{gas}$  は  $P_{ini}$  に依存しないことが明らかとなっている。従って、 $E_{pre}$  に寄与するパラメータは  $\Delta P_{max}$ 、すなわち、 $E_{arc}$  であると考えられる。このことから、 $P_{ini}$  が増加すると、 $E_{arc}$  が増加するとともに、 $E_{pre}$  および  $E_{rad}$  が増加したと考えられる。

以上より、 $P_{ini}$  の増加により  $k_p$  が一定または減少する原因は、 $E_{arc}$  の使途の割合 ( $E_{pre}$ 、 $E_{rad}$  および  $E_v$  に寄与する  $E_{arc}$  の割合) に起因していると推測される。ただし、 $E_{arc}$  の使途に及ぼす  $P_{ini}$  の影響を解明することは今後の課題である。

### 3.5 あとがき

本章では、SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とした。具体的には、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を想定し、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下における SF<sub>6</sub> ガスおよび空気中のアーク放電に伴う圧力上昇を明らかにした。また、実機器の初期充填ガス圧力を対象とし、SF<sub>6</sub> ガス中のアーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす初期充填ガス圧力や電極材質の影響を明らかにした。さらに、SF<sub>6</sub> ガスの分解メカニズムと分解生成ガスおよびフッ化物の定性・定量分析結果を考慮し、アーク放電が発生した際の容器内のエネルギー



ギー収支を検討した。これにより、CFD に基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  に及ぼす電極材質や初期充填ガス圧力値の影響を明らかにした。主な結果は以下の通りである。

- ① 電極の溶損により発生した金属蒸気と  $\text{SF}_6$  ガスとのフッ化反応エネルギーおよび  $\text{SF}_6$  分解ガス発生に伴うエネルギーの差異のため、電極材質毎に圧力上昇最大値が異なる。
- ② 密閉容器内のエネルギー収支を明らかにするため、 $\text{SF}_6$  分解ガスやフッ化物の定性・定量分析からアーク放電発生時に生じる主要な化学反応式を推定し、これらの反応エネルギー、圧力上昇に寄与するエネルギー、電極の熔融・気化および放射損失エネルギーを評価した。その結果から、アークエネルギーの用途が明らかとなった。これにより、CFD に基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  に及ぼす電極材質や初期充填ガス圧力値の影響を明らかにした。

以上の成果により、実機器を対象とした  $\text{SF}_6$  ガスまたは空气中アークによる容器内部の圧力上昇の体系的なデータを取得することができ、 $\text{SF}_6$  ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法の提案へ道筋をつけた。さらに、容器内部のエネルギー収支を検討することで、CFD に基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  に及ぼす電極材質や初期充填ガス圧力値の影響を明らかにした。この成果は、実機器に使用されている金属材質の種類や初期充填ガス圧力値に応じて  $k_p$  を変えることで CFD に基づく圧力上昇解析に活用できると考えられる。

なお、電流値や通電時間などをパラメータとした条件での体系的なデータのさらなる拡充、および、アークエネルギーの用途に及ぼす初期充填ガス圧力値の解明については今後の課題である。

### [第3章の参考文献]

- [1] IEC International Standard 62271-200 Edition 2.0, “High-voltage switchgear and controlgear-Part 200: AC metal-enclosed switchgear and controlgear for rated voltages above 1 kV and up to and including 52 kV”, (2011)
- [2] E. Dullni, M. Shumacher, and G. Pietsch, “Pressure Rise in a Switchroom due to an Internal Arc in a Switchboard”, Proceeding of the 6th International Symposium on Short-Circuit Currents in Power Systems, pp.4.5.1-4.5.7 (1994)
- [3] CIGRE Working Group A3.24, “Tools for the Simulation of the Effects of the Internal Arc in Transmission and Distribution Switchgear”, Technical Brochure 602 (2014)
- [4] 利昌工業株式会社, エポキシ樹脂ブッシング, 形名: ECB-6, <https://www.risho.co.jp/product/products3/eg/bushing.htm> (2021年4月閲覧)
- [5] シグマ光機株式会社, 平行平面基盤, <https://www.global-optosigma.com/jp/Catalogs/pno/?from=page&pname=OPSQ%2FOPSQK-C&cocode=W3137&dcode=W3137-3> (2021年4月閲覧)
- [6] PCB Piezotronics Inc., ICP® PRESSURE SENSOR, <https://www.pcb.com/products?model=113B26> (2021年4月閲覧)
- [7] Y. Yokomizu and T. Matsumura, “Radiation power of SF<sub>6</sub> arc in current range from 500 to 20000 A at pressure of 0.1 and 0.4 MPa”, *J. Phys. D: Appl. Phys.*, Vol.41, 125203 (2008)
- [8] 浜松ホトニクス株式会社, 複合素子 K1713-01, <https://dtsheet.com/doc/1776228/%E8%B5%A4%E5%A4%96%E7%B7%9A%E6%A4%9C%E5%87%BA%E7%B4%A0%E5%AD%90%EF%BC%8F%E6%8A%80%E8%A1%93%E8%B3%87%E6%96%99> (2021年4月閲覧)
- [9] 株式会社リガク:「蛍光X線分析の手引き」, pp.77-86 (1982)
- [10] 社団法人電気学会 ガス絶縁開閉装置技術調査専門委員会:「GIS性能に配慮される諸問題」, 電気学会技術報告(Ⅱ部), 第163号(1984年3月)
- [11] 社団法人電気学会 ガス絶縁開閉装置試験法調査専門委員会:「ガス絶縁開閉装置試験法」, 電気学会技術報告, 第Ⅱ-216号(1986年4月)
- [12] 社団法人電気協同研究会 電力用SF<sub>6</sub>ガス取扱基準専門委員会:「電力用SF<sub>6</sub>ガス取扱基準」, 電気協同研究, 第54巻, 第3号(1998年12月)
- [13] 田中慎一, 田所兼, 宮城吏, 大高聡也, 岩田幹正, 天川正士:「アークによる内部圧力上昇に及ぼす電極ギャップ長および密閉容器サイズの影響」, 電気

- 学会論文誌B, Vol.129, No.9, pp.1131-1138 (2009)
- [14] PCB Piezotronics Inc.: Model 122A05 Charge Output Pressure Sensor Installation and Operating Manual (1972)
- [15] J. L. Leclerc, M. R. Smith, and G. R. Jones, "Pressure Transients in a Model Gas-Blast Circuit Breaker Operating at Extra High Current Levels", *IEEE Trans. Plasma Sci.*, Vol.PS-8, No.4, pp.376-384 (1980)
- [16] M. I. Boulos, P. Fauchais, and E. Pfender: Thermal Plasmas Fundamentals and Applications Volume 1, Plenum Press, New York (1994)
- [17] 横水康伸, 小林隆典, 松村年郎: 「定積空間における高温SF<sub>6</sub>の粒子組成と比熱の温度依存性」, 電気学会放電・静止器・開閉保護合同研究会資料, ED-14-61, SA-14-48, SP-14-17, pp.19-24 (2014)
- [18] F. Y. Chu, "SF<sub>6</sub> Decomposition in Gas-Insulated Equipment", *IEEE Transactions on Electrical Insulation*, Vol.EI-21, No.5 (1986)
- [19] 宮城吏, 田中慎一, 岩田幹正, 田所兼, 大高聡也, 天川正士: 「大電流アークを発生させた密閉容器内のエネルギー収支に及ぼすアーク電流の影響」, 電気学会論文誌B, Vol.130, No.2, pp.232-238 (2010)
- [20] R. J. Van Brunt and I. Sauers, "Gas-phase hydrolysis of SOF<sub>2</sub> and SOF<sub>4</sub>", *J. Chem. Phys.*, Vol.85, No.8 (1986)
- [21] 宮城吏, 田所兼, 大高聡也, 田中慎一, 岩田幹正, 天川正士: 「アークによる密閉容器内圧力上昇に及ぼす化学反応エネルギーの影響」, 平成21年電気学会全国大会, 6-235 (2009)
- [22] S. Tokuyama, Y. Yoshida, F. Nakajima, and Y. Arikawa, "Analysis of SF<sub>6</sub> Gas Decomposition due to Current Interruption", *IEE. Gas Discharge*, pp.200-202 (1972)
- [23] 中山和夫, 横水康伸, 松村年郎: 「極短ギャップ大電流気中アークによる電極損耗簡易モデル」, 電気設備学会誌, Vol.26, No.9, pp.736-743 (2005)
- [24] M. W. Chase, Jr. C. A. Davies, J. R. Downey, Jr. D. J. Frurip, R. A. McDonald, and A. N. Syverud, "JANAF Thermochemical Tables Third Edition Part 1, Al-Co", *J. Phys. Chem. Ref. Data*, Vol.14, Suppl. 1 (1980)
- [25] 「理化学辞典」, 第5版, 岩波書店 (1999)
- [26] 神足将司, 田所兼, 田中慎一, 岩田幹正, 天川正士: 「SF<sub>6</sub>ガス中アーク発生時の密閉容器内部における化学反応エネルギーに関する検討」, 電気学会放電・静止器・開閉保護合同研究会資料, ED-15-70, SA-15-69, SP-15-22, pp.61-66 (2015)

## 第4章 SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する 高温ガスによる周囲への熱的影響

### 4.1 まえがき

国内外の大電力試験所では、アークに対する電力機器筐体などの耐圧性能や通風孔などから高温ガスが周囲へ噴出した際の熱的影響を評価するため、内部アーク試験を実施している。その中で、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした内部アーク試験を実施する際には、環境への配慮から、IEC規格などの試験規格[1]に基づき、SF<sub>6</sub>ガスを空気に代替して試験を実施する場合がある。しかしながら、高温のSF<sub>6</sub>ガスまたは空気による周囲への熱的影響の等価性を担保する試験条件は決められておらず、その設定方法の提案が望まれている。

また、高温のSF<sub>6</sub>ガスが周囲へ及ぼす熱的影響を評価するためには、SF<sub>6</sub>ガスが大気中へ噴出する現象を模擬するため、SF<sub>6</sub>ガスと空気の混合ガスを取り扱う解析モデルを構築する必要がある。これまで、温度範囲300 K～5,000 Kのガスの熱力学・輸送特性を取り扱う解析モデルを構築してきた。ここで、アーク周辺の温度は数万度[2]となるため、解析可能な温度範囲の拡張が必要となる。

そこで本章では、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とする。具体的には、機器の放圧機構が動作した場合や機器筐体が破損した場合の開放状態の電力機器を想定し、放圧口や破損口から噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響を評価するため、解析可能な温度範囲を5,000 Kから30,000 Kへ拡張したSF<sub>6</sub>ガスと空気の質量分率に応じた熱力学・輸送特性を組み込んだ解析モデルを構築するとともに、その妥当性を検証した結果を述べる。さらに、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法の提案に繋げるため、この解析モデルを用いて、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電

流値，通電時間，初期充填ガス圧力値を同一とした条件の下で高温の SF<sub>6</sub> ガスおよび空気が周囲へ及ぼす熱的影響を定量的に明らかにした結果を述べる。

## 4. 2 SF<sub>6</sub> ガスと空気の混合ガス解析モデルの構築・妥当性検証

本解析では，2 章と同様に米国 ESI Group 社製の CFD-ACE+ を使用した。解析方法などの詳細は第 2 章 2.2 節を参照頂きたい。

### 4. 2. 1 混合ガス解析モデル

Fig.4.1 に解析対象とした実験系[3]と解析モデルを示す。同図(a)は解析対象とした実験系を示し，GIS の配電盤を想定したものである。本実験系は，銅電極間でアーク放電を発生させる Arc-burning 部屋（以下，Room A と呼称する）と，Room A からの高温ガスが噴出する Pressure-relief 部屋（以下，Room B と呼称する）が管路（断面積 0.036 m<sup>2</sup>）で繋がれた構成となっている。Room A は SF<sub>6</sub> ガスで充填され，体積は 0.2 m<sup>3</sup> である。一方，管路および Room B は空気で充填されており，Room B の体積は 8.0 m<sup>3</sup> である。同図(b)は解析モデルを示し，X 軸対象の二次元軸対称モデルであり，各部屋の体積は実験系と合わせている。

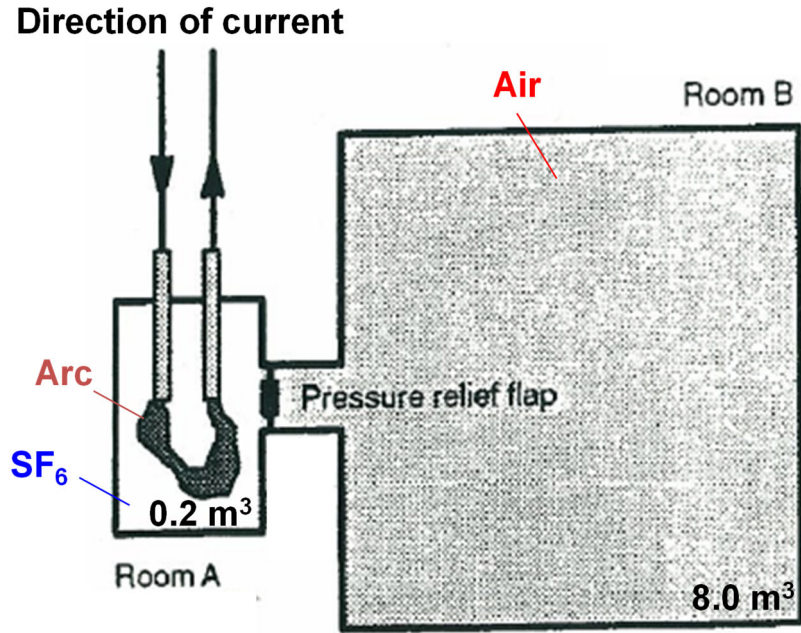
### 4. 2. 2 解析条件

#### 4. 2. 2. 1 注入エネルギー

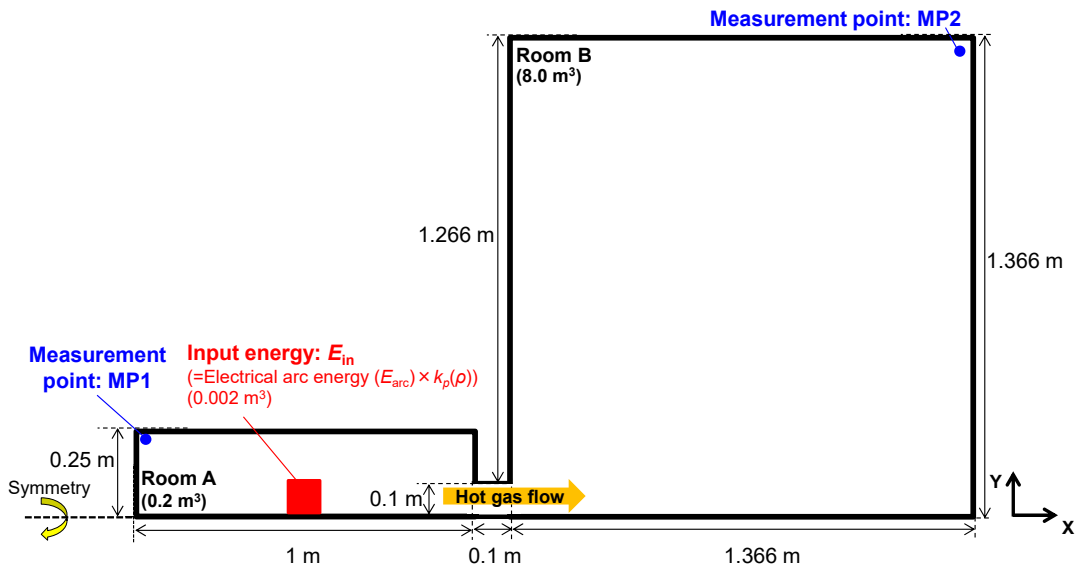
第 3 章 3.4 節 3.4.1 項で述べた通り，電力機器内部で故障アークが発生すると，そのアークのエネルギーは様々なエネルギーに使われる。本解析は圧力上昇に着目した解析であることから，圧力上昇に寄与するエネルギー  $E_{pre}$  を解析における注入エネルギー  $E_{in}$  と定義した。

$$E_{in} = k_p \times E_{arc} \quad (1)$$

ここで， $E_{in}$  [kJ] は注入するエネルギー， $E_{arc}$  [kJ] はアークエネルギー，および  $k_p$



(a) Experimental setup<sup>[3]</sup>



(b) Analytical model

Fig.4.1 Experimental setup and analytical model.

は  $E_{pre}$  (本解析においては  $E_{in}$  と同義) と  $E_{arc}$  の比である。 $E_{arc}$  については、実験で得られたアークパワーをフィッティングし近似関数を求め、そのパワーを時間積分することとした。

また、Fig.4.1 の通り、Room A 内部でアーク放電が発生すると、高温ガスが管路を介して、Room B へ噴出する。その際、Room A 内の密度が減少していくことが予想される。ここで、文献[4]で報告されているように、ガス種が空気または  $SF_6$  ガスで、電極材質が銅の場合、 $k_p$  が密度に依存して減少していくことが明らかになっている。以上の現象を踏まえ、(1)式中の  $k_p$  を以下の式で定義することとした[5]。

$$k_p = k_{p0} \times (\rho(t)/\rho_0)^\beta \quad (2)$$

ここで、 $k_{p0}$  は  $k_p$  の初期値、 $\rho(t)$  [ $kg/m^3$ ] は Room A 内部におけるガス密度の経時変化、 $\rho_0$  [ $kg/m^3$ ] は 0.1 MPa-abs 時のガス密度、および  $\beta$  はガス種や電極材質などに依存する定数である。

本解析では、文献[6]を参考に  $k_{p0}$  を 0.70 とした。この値は Fig.3.10 で示したように本研究で取得した銅電極の  $k_p$  の値と同程度であることが分かる。また、この文献によると、Room A 内部の密度が初期値から 1/5, 1/25, 1/125, …と減少していくにつれて、 $k_p$  が 1/2, 1/4, 1/8, …と減少することが報告されている。さらに、文献[7]によると、 $SF_6$  ガスを充填した密閉容器内部で銅電極間にアーク放電を発生させ、 $k_p$  に及ぼす初期充填ガス圧力値の影響を明らかにしている。これらの結果を踏まえ、本解析を実施する前の事前検討として、 $\beta$  を 0.063~0.70 で変化させた解析を実施したところ、Room A の圧力波形に概ね一致するような  $\beta$  は 0.60 であることが分かった。以上の検討を踏まえ、本解析では  $\beta$  を 0.60 とした。

#### 4. 2. 2. 2 SF<sub>6</sub>ガスと空気の混合ガスの熱力学・輸送特性

Room A から噴出した高温の SF<sub>6</sub>ガスは Room B 内の空気と混合する。Room B 内部の圧力上昇を明らかにするためには、SF<sub>6</sub>ガスと空気の混合ガス（以下、混合ガス）の熱力学・輸送特性を考慮する必要がある。本解析では、SF<sub>6</sub>ガスと空気の二成分のみであるため、一成分の濃度が既知であれば、もう一方の成分の濃度は一意に決まる。このことから、以下の通り、SF<sub>6</sub>ガスと空気の質量分率  $\xi$  を定義した。

$$\xi_{SF_6} + \xi_{air} = 1 \quad (3)$$

本解析で必要となる混合ガスの熱力学・輸送特性（密度、定圧比熱、エンタルピー、粘性率、熱伝導率、および拡散係数）は、文献[8][9]を参考に、(3)式で示したガスの混合則にて算出した質量分率毎の圧力と温度の関数として決定した。混合ガスの熱力学・輸送特性はそれぞれ以下の通り算出した。

① 密度  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] [8]

$$\rho_{SF_6-air}(T) = [\xi_{SF_6}/\rho_{SF_6}(T) + \xi_{air}/\rho_{air}(T)]^{-1} \quad (4)$$

② 定積比熱  $C_p$  [J/kgK] [8]

$$C_{p,SF_6-air}(T) = \xi_{SF_6} \times C_{p,SF_6}(T) + \xi_{air} \times C_{p,air}(T) \quad (5)$$

③ エンタルピー  $H$  [J/kg] [8]

$$H_{SF_6-air}(T) = \xi_{SF_6} \times H_{SF_6}(T) + \xi_{air} \times H_{air}(T) \quad (6)$$



④ 粘性率  $\eta$  [Pa·s], 熱伝導率  $\kappa$  [W/mK] [9] (ここでは,  $\eta$  の場合で表記)

$$\eta_{SF_6-air} = \frac{x_{SF_6} \times \eta_{SF_6}(T)}{x_{SF_6} + x_{air} \times \varphi_{SF_6-air}(T)} + \frac{x_{air} \times \eta_{air}(T)}{x_{air} + x_{SF_6} \times \varphi_{air-SF_6}(T)} \quad (7)$$

$$\varphi_{SF_6-air} = \frac{[1 + (\eta_{SF_6}(T)/\eta_{air}(T))^{1/2} (M_{air}(T)/M_{SF_6}(T))^{1/4}]^2}{[8(1 + M_{SF_6}(T)/M_{air}(T))]^{1/2}} \quad (8)$$

$$\varphi_{air-SF_6}(T) = \frac{\eta_{air}(T) \times M_{SF_6}(T)}{\eta_{SF_6}(T) \times M_{air}(T)} \times \varphi_{SF_6-air}(T) \quad (9)$$

ここで,  $x_i$  は質量分率で除算した  $i$  成分のモル分率である。

⑤ 拡散係数  $D'$  [m<sup>2</sup>/s] [9]

$$D' = \frac{1 - x_{SF_6}}{x_{SF_6} / D_{SF_6-air}} \quad (10)$$

$$D_{SF_6-air} = \frac{0.00266 \times T^{3/2}}{P \times M_{SF_6-air}^{1/2} \times \sigma_{SF_6-air}^2 \times \Omega_D} \quad (11)$$

ここで,  $T$  [K] は温度,  $P$  [bar] は圧力,  $M_{SF_6-air}$  [kg/kmol] は  $2[(1/M_{SF_6}) + (1/M_{air})]$ ,  $\sigma_{SF_6-air}$  [Å] は特性長, および  $\Omega_D$  は衝突積分[10]である。

混合ガスおよび空気単体の圧力範囲と温度範囲をそれぞれ 0.1 MPa-abs ~ 1.0 MPa-abs と 300 K ~ 30,000 K, および, 0.1 MPa-abs ~ 10 MPa と 300 K ~ 30,000 K とした。また, SF<sub>6</sub> ガスの質量分率を 0, 0.1, 0.2, ..., 0.9, 1.0 と 0.1 刻みとした。混合ガスの熱力学・輸送特性は圧力, 温度および質量分率から成る三次元データテーブル, または, 空気単体のそれは二次元データテーブルを用いた。なお, いずれのデータテーブルの場合も 0.1 刻みの間の質量分率における熱力学・輸送特性については線形補間により求めた。

#### 4. 2. 2. 3 解析条件

Table 4.1 に解析条件を示す。本解析条件は文献[3][6]の実験条件を基にしている。Room A は初期充填ガス圧力値 105 kPa-abs, 初期温度 300 K の SF<sub>6</sub> ガスとし、一方、Room B は初期充填ガス圧力値 100 kPa-abs, 初期温度 300 K の空気とした。Room A および Room B の壁面は等温変化とした。また、Fig.4.1(b)に示すように Room A 中心に  $E_{in}$  を与えた。 $E_{in}$  の体積は 0.002 m<sup>3</sup> (Room A の体積 0.2 m<sup>3</sup> の 1%) とした。解析では、Fig.4.1(b)に示す観測点 MP1 および MP2 にて各 Room の圧力上昇の経時変化を取得した。なお、実験系においては、Room A と Room B を繋ぐ管路に Pressure relief flap が具備されており、Room A 内部の圧力上昇値が 50 kPa になると破裂するものである[3][6]。ただし、実験で得られた圧力波形を見ると、通電時間 0.30 s に対して、数 ms 後に破裂していることから、各 Room の圧力上昇に影響を及ぼさないと考え、本解析では Pressure relief flap は模擬しないこととした。

Table 4.1 Analytical conditions\*.

Item	Condition	
	Room A	Room B
Room name	Room A	Room B
Gas	SF <sub>6</sub>	Air
Frequency [Hz]	50	-
Current [kA <sub>rms</sub> ]	20	-
Duration of current [s]	0.30	-
Arc voltage [V]	657	-
Arc energy: $E_{arc}$ [MJ]	3.55	-
Initial pressure [kPa-abs]	105	100
Initial temperature [K]	300	
$k_{p0}$	0.70	-
$\beta$	0.60	-
Input energy: $E_{in}$ [MJ]	1.63	-
Time step [ $\mu$ s]	10	
Analytical time [s]	0.30	

\* The value of frequency, current, duration of current, arc voltage, arc energy, and initial pressure is described in the literatures [3] and [6].

#### 4. 2. 3 実験結果と解析結果の比較

Fig. 4.2 に実験[6][8]と本解析で得られた Room A および Room B の圧力上昇の経時変化をそれぞれ示す。同図より、通電開始と同時に Room A 内部の圧力が急激に上昇し、その後、下降していることが分かる。その後、エネルギーが注入され続けるため、Room A の圧力は上昇し、Room B の圧力も次第に上昇していく様子が分かる。これは、Room A に 0.30 s 間エネルギーが注入され続け、Room A から Room B へ高温の SF<sub>6</sub> ガスが噴出していくためである。

また、第 1 章 1.2 節 1.2.3 項で述べた通り、電力機器筐体の耐圧性能を評価する際には圧力上昇最大値に着目する必要がある。そのため、構築した解析モデルの妥当性については、圧力上昇最大値に着目し検証した。Room A においては、実験結果と解析結果の圧力波形の様相は概ね等しくなっている。圧力上昇最大値についても概ね等しくなっていることが分かり、両者の差は約 6% である。一

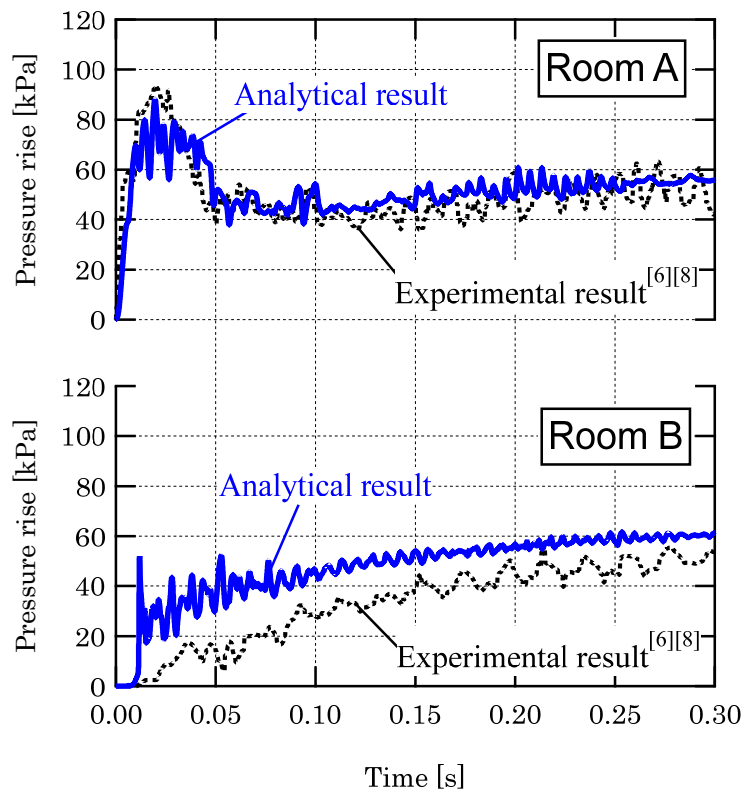


Fig.4.2 Temporal change in pressure rise at the experimental<sup>[6][8]</sup> and analytical results.

方、Room B の実験結果と解析結果の圧力波形の様相においては、高温の SF<sub>6</sub> ガスが流入した直後は両者に差異が見られるものの、圧力上昇最大値の差異は約 10% となっており、概ね一致していることが分かる。なお、高温の SF<sub>6</sub> ガスが流入した直後において、実験結果と解析結果に差異が生じる原因は、Room A や Room B の形状や寸法、および管路の長さなどに起因していると考えられる。これらの形状や寸法を変えて解析を実施することは今後の課題である。

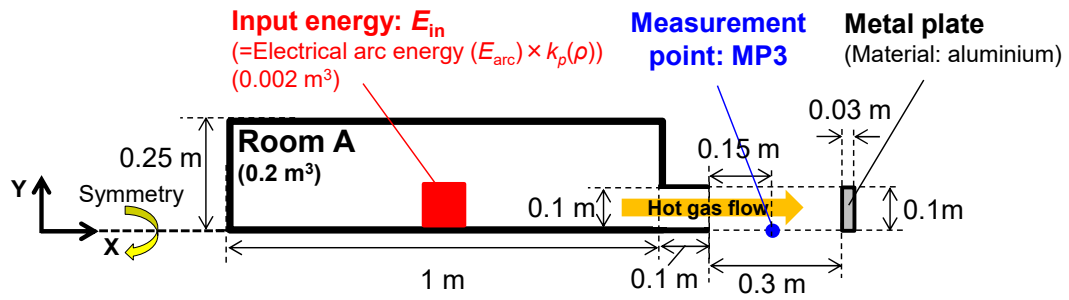
以上の結果より、圧力上昇最大値の観点から構築した解析モデルの妥当性を検証することができた。次節以降、本節で構築した解析モデルを用い、高温ガスによる周囲への熱的影響を評価する。

### 4.3 噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響の解析モデル

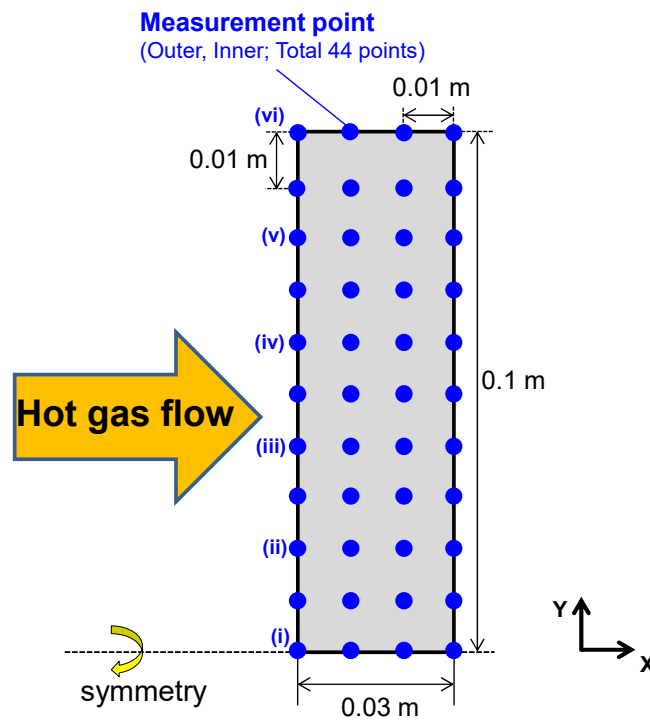
#### 4.3.1 熱的影響解析モデル

Fig.4.3 に解析モデルを示す。同図(a)は解析モデル全体、同図(b)は金属板をそれぞれ示している。同図(a)は、Fig.4.1(b)の解析モデルにおいて、Room B を取り除いたものであり、Room A や管路の形状や体積、およびエネルギー注入箇所やその体積は同じである。本解析では、Room A 内部で故障アークが発生した際、高温ガスが管路を介して、大気中へ噴出するような X 軸対称の二次元解析モデルを使用した。

また、同図(a)に示すように、Room A から噴出した高温ガスが周囲へ及ぼす熱的影響を評価するため、管路出口から 0.3 m 離れた位置に金属製の板を置いた。板の温度上昇を評価しやすくするため、板の材質は銅などに比べて熱伝導率の高いアルミニウムとした。この板の断面積および厚さはそれぞれ 0.0314 m<sup>2</sup> および 0.03 m である。なお、管路出口と板との距離 0.3 m については、次の理由による。第 1 章 1.2 節 1.2.2 項に示したように、IEC 規格 62271-200[1]によると、金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの内部アークを実施する際には、これら機器から高温ガスが噴出し周囲への熱的影響を評価する場合、Fig.4.4 に



(a) Overall view



(b) Metal plate

Fig.4.3 Analytical model.

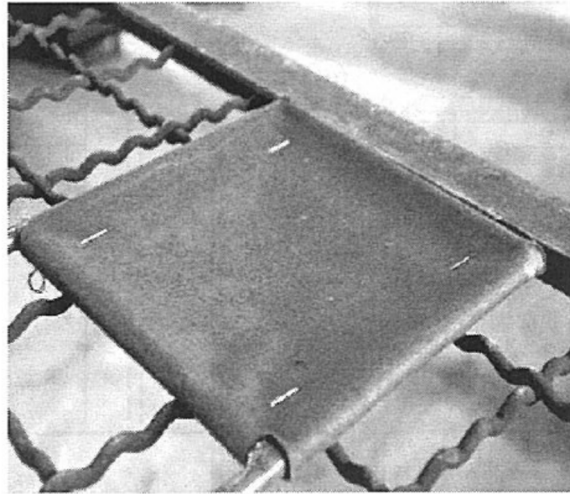


Fig.4.4 Indicator<sup>[1]</sup>.

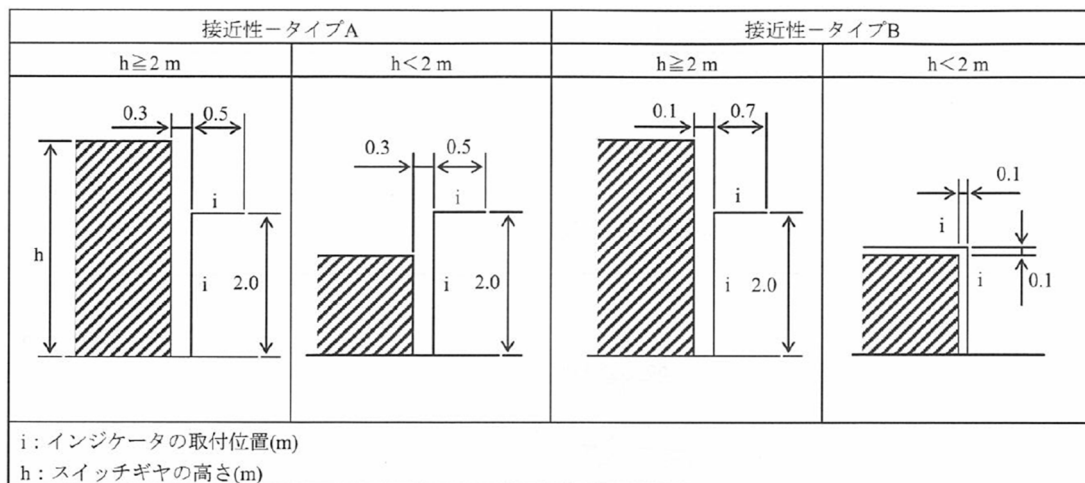


Fig.4.5 Position of indicators<sup>[1]</sup>.

示すインジケータと呼ばれる黒い綿布を試験対象機器の周囲に配置する場合がある。Fig.4.5 に示すように、インジケータの配置箇所については、機器の据付場所に応じて、接近性・タイプ A（許可された人だけが機器に接近することができる場合）または接近性・タイプ B（公共用など任意の人が機器に接近することができる場合）に分類される。機器からインジケータまでの距離は、接近性・タイプ A および接近性・タイプ B でそれぞれ 0.30 m または 0.10 m である。本解析では、接近性・タイプ A を想定し、0.30 m を適用することとした。

また、金属板内部や表面における温度の経時変化を把握するため、同図(b)に示すような 0.01 m の等間隔の合計 44 箇所の観測点の温度を取得した。

#### 4. 3. 2 解析条件

Table 4.2 に解析条件を示す。Room A は、初期充填ガス圧力値 100 kPa-abs, 初期温度 300 K の SF<sub>6</sub> ガスまたは空気とし、Room A の壁面は等温とした。さらに、Room A から高温ガスが大気中へ噴出することを想定し、Room A および管路以外の解析領域は、圧力値 100 kPa-abs, 初期温度 300 K とした。また、金属板においては、高温ガスに暴露される面以外は全て断熱とした。

解析における電流値、アーク電圧値、通電時間、および  $E_{arc}$  は文献[3][6]を参考にした。 $E_{arc}$  は SF<sub>6</sub> ガスまたは空気の場合でそれぞれ 3.55 MJ (電流値: 20 kA<sub>rms</sub>, アーク電圧: 657 V, 通電時間: 0.30 s) または 2.89 MJ (電流値: 20 kA<sub>rms</sub>, アーク電圧: 535 V, 通電時間: 0.30 s) とし、Room A 中心 (体積: 0.002 m<sup>3</sup>) に与えた。本解析での  $E_{in}$  は、SF<sub>6</sub> ガスおよび空気の  $E_{arc}$  に  $k_p$  をそれぞれ乗算した値と

Table 4.2 Analytical conditions\*.

Item	Condition	
Room name	Room A	
Gas	SF <sub>6</sub>	Air
Frequency [Hz]	50	
Current [kA <sub>rms</sub> ]	20	
Duration of current [s]	0.30	
Arc voltage [V]	657	535
Arc energy: $E_{arc}$ [MJ]	3.55	2.89
Initial pressure [kPa-abs]	100	
Initial temperature [K]	300	
$k_{p0}$	0.70	0.50
$\beta$	0.60	0.19
Input energy: $E_{in}$ [MJ]	1.63	1.16
Time step [ $\mu$ s]	10	
Analytical time [s]	0.40	

\* The value of frequency, current, duration of current, arc voltage, arc energy, and initial pressure is described in the literatures [3] and [6].

した。SF<sub>6</sub>ガスにおける  $k_{p0}$  および  $\beta$  はそれぞれ 0.70[6] および 0.60 とした。なお、 $\beta$  は 4.2.2 項で実験結果と解析結果が概ね一致した値を用いた。一方、空気におけるそれらはそれぞれ 0.50[6] および 0.19 とした。なお、0.19 は文献[7]で報告されている  $k_p$  の密度依存性をフィッティングにより求めた値である。また、解析時間間隔を 10  $\mu$ s, 解析時間を 0.40 s とした。

#### 4. 3. 3 金属板へ入射する熱量の算出方法

高温ガスが周囲に及ぼす熱的影響の評価には、金属板表面および内部の観測点 44 ポイントにおける温度上昇最大値の全観測点における平均値を使用し、金属板へ入射する熱量を算出する。ここで、熱量の算出方法については、IEC 規格 61482-1-1[12]を参考にした。以下に、金属板全体の定圧比熱の平均値  $\overline{C_p}$  [J/kgK] の算出式、熱量  $Q$  [J/m<sup>2</sup>] の算出式をそれぞれ示す。

$$\overline{C_p} = \frac{C_p(T_{initial}) + C_p(T_{final})}{2} \quad (12)$$

$$Q = \frac{M \times \overline{C_p} \times (T_{final} - T_{initial})}{A} \quad (13)$$

ここで、 $T_{initial}$  [K] は初期温度 (300 K),  $T_{final}$  [K] は金属板表面および内部の観測点 44 ポイントにおける温度上昇最大値を全観測点で除算した平均値,  $C_p(T_{initial})$  [J/kgK] は  $T_{initial}$  における金属板の定圧比熱,  $C_p(T_{final})$  [J/kgK] は  $T_{final}$  における金属板の定圧比熱,  $M$  [kg] は金属板の質量, および  $A$  [m<sup>2</sup>] は高温ガスに暴露される金属板表面の面積である。なお、(12)式の  $C_p(T_{final})$  については、アルミニウムの定圧比熱の温度依存性を考慮した[13]。

### 4. 4 噴出した高温ガスによる周囲への熱的影響の解析結果

#### 4. 4. 1 温度上昇分布

Fig.4.6 に Room A が SF<sub>6</sub> ガスまたは空気における解析モデル全体の温度上昇



分布を示す。同左図が SF<sub>6</sub> ガス，同右図が空気の場合であり，解析開始前，解析開始から 0.40 s まで，0.05 s 刻みの温度上昇分布をそれぞれ示している。

同図より，いずれのガス種においても，時間の経過とともに高温ガスが Room A から管路を介して大気中へ噴出している様相が確認できる。金属板表面近傍における空間的な温度上昇の平均値は SF<sub>6</sub> ガスまたは空気の場合でそれぞれ約 2,500 K または約 6,000 K であった。

また，通電終了後の 0.35 s 時点において，SF<sub>6</sub> ガスの場合，高温ガスが大気中へ噴出し続けている様相が確認できるが，空気ではこの様相が確認できない。これは，空気の方が SF<sub>6</sub> ガスに比べて密度が小さく（音速が速く），高温ガスの噴出が短時間に終了するためである。

#### 4. 4. 2 金属板表面の温度上昇の経時変化

Fig.4.7 に SF<sub>6</sub> ガスまたは空気の場合における金属板表面の温度上昇の経時変化を示す。同図中の破線は Fig.4.3(b)で示した(i)～(vi)における温度上昇の経時変化を示しており，青色および赤色の実線はそれらの平均を示している。同図より，いずれのガス種においても，通電終了の 0.30 s 付近において温度上昇値が最大となることが分かる。空気の場合，通電終了まで単調増加しているが，SF<sub>6</sub> ガスの場合はそのような様相になっていない。この原因は，ガス密度の差異に起因していると考えられる。Fig.4.6 に示すように，空気の場合，Room A から噴出した高温ガスが金属板表面に到達した直後に周囲へ拡散していく様相が確認できる。一方，SF<sub>6</sub> ガスの場合，Room A から噴出した高温ガスが金属板表面付近に滞留していることが確認できる。また，SF<sub>6</sub> ガスの場合，温度上昇最大値は金属板中心部よりも端部の方が高くなっており，一方，空気の場合はその逆の傾向となっている。この原因については，4.4.4 項で述べる。

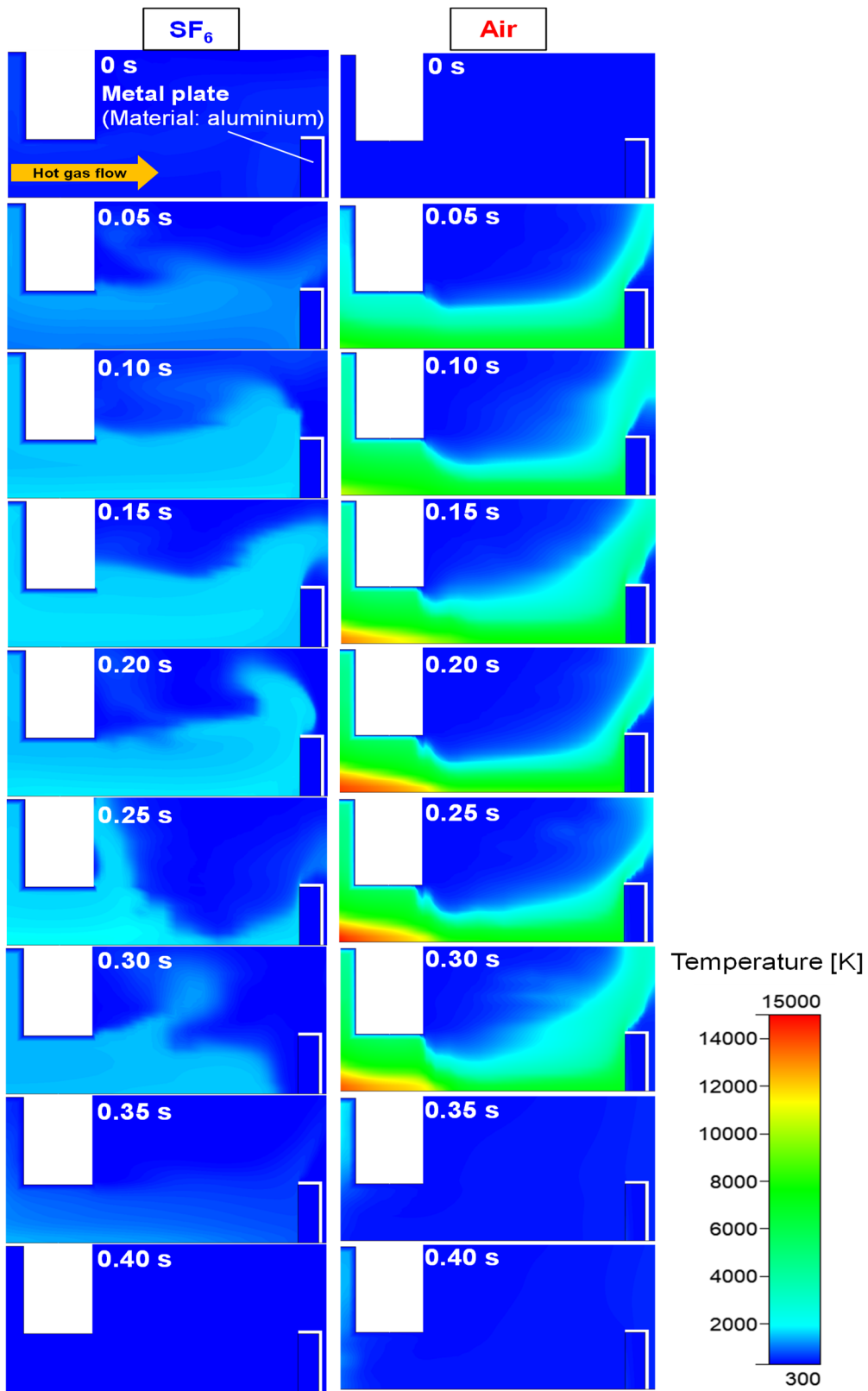


Fig.4.6 Temperature increase distribution in the analytical model.

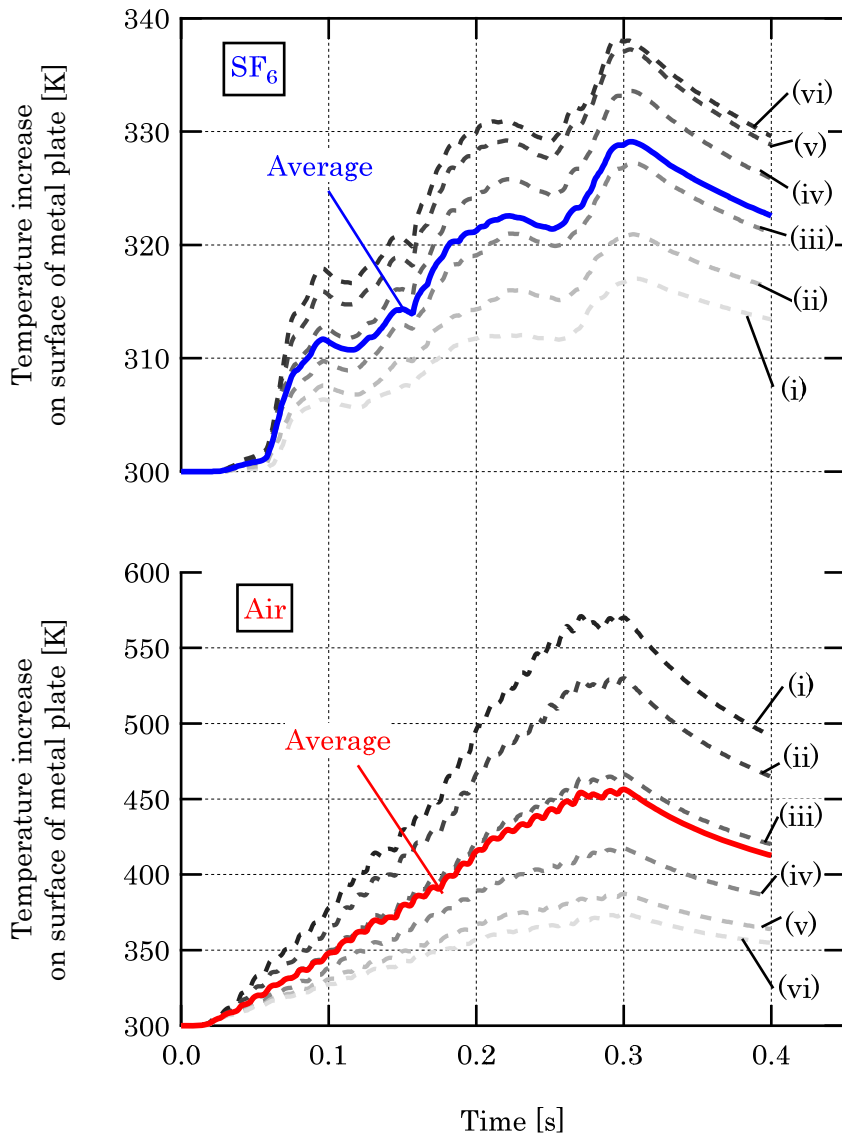


Fig.4.7 Analytical waveform of the increase in the temperature on surface of metal plate.

また、Fig.4.8 に SF<sub>6</sub> ガスおよび空気における温度上昇の経時変化を観測点 44 ポイントで平均したものを示す。同図より、SF<sub>6</sub> ガスに比べて、空気の方が、全観測点における温度上昇平均値の最大値が高くなり、この値は SF<sub>6</sub> ガスと空気の場合でそれぞれ 308 K および 343 K である。

#### 4. 4. 3 金属板へ入射する熱量

本解析で得られた SF<sub>6</sub> ガスまたは空気における金属板の温度上昇最大値を、(12)式および(13)式にそれぞれ代入することにより、 $Q$  を算出した。その結果を Fig.4.9 に示す。同図より、SF<sub>6</sub> ガスおよび空気の  $Q$  はそれぞれ 0.58 MJ/m<sup>2</sup> および 3.15 MJ/m<sup>2</sup> となり、SF<sub>6</sub> ガスに比べ、空気の方が約 5.4 倍高くなった。すなわち、SF<sub>6</sub> ガスを空気に置き換えた内部アーク代替試験を想定した場合、同じ条件の下では過酷側の評価になることが示唆される。なお、SF<sub>6</sub> ガスと空気における  $Q$  の差異の原因については、4.4.4 項で述べる。

#### 4. 4. 4 考察

4.4.1 項で述べた通り、SF<sub>6</sub> ガスの場合、温度上昇最大値は金属板中心部よりも端部の方が高くなっており、一方、空気の場合はその逆の傾向となっていた。さらに、4.3.3 項で述べた通り、SF<sub>6</sub> ガスの  $E_{arc}$  は空気のそれに比べて高いにも関わらず、空気の  $Q$  が高くなった。本項ではこれらの理由について、ガスの熱力学・輸送特性、すなわち、ガスの熱容量と熱伝導率の観点から考察する。

##### 4. 4. 4. 1 金属板表面の温度上昇

Fig.4.10 に Fig.4.3(b)中の観測点(i)および(vi)における、SF<sub>6</sub> ガスおよび空気における金属板近傍の熱量  $Q_{heat\_in}$  [MJ/m<sup>2</sup>]を示す。 $Q_{heat\_in}$  は以下の式にて算出した。

$$Q_{heat\_in} = \frac{A \times \lambda(t) \times (T_{gas}(t) - T_{plate}(t))}{L} \quad (14)$$

ここで、 $A$  [m<sup>2</sup>]は金属板の表面積、 $\lambda(t)$  [W/mK]はガスの熱伝導率の経時変化、 $T_{gas}(t)$ は金属板近傍におけるガス温度、 $T_{plate}(t)$ [K]は金属板近傍におけるガス温度

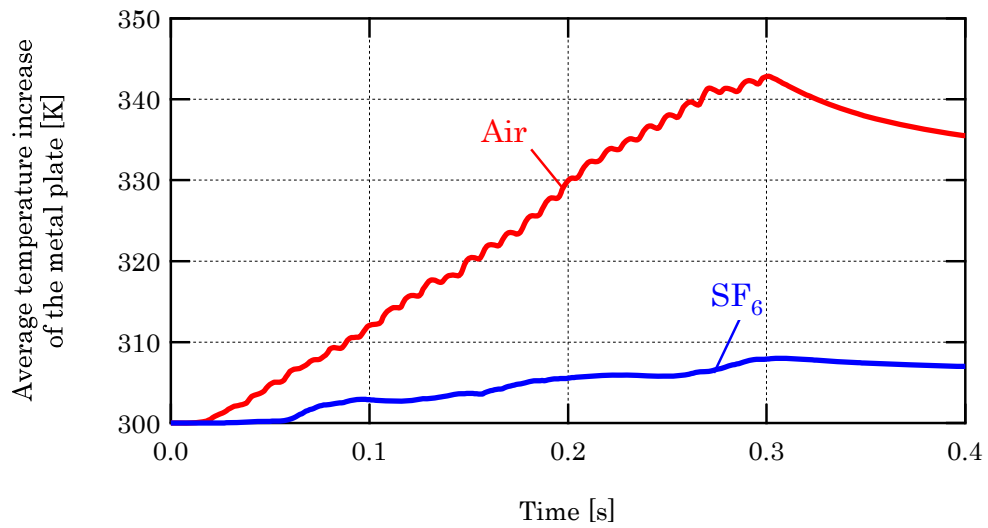


Fig.4.8 Analytical waveform of average temperature increase of the metal plate.

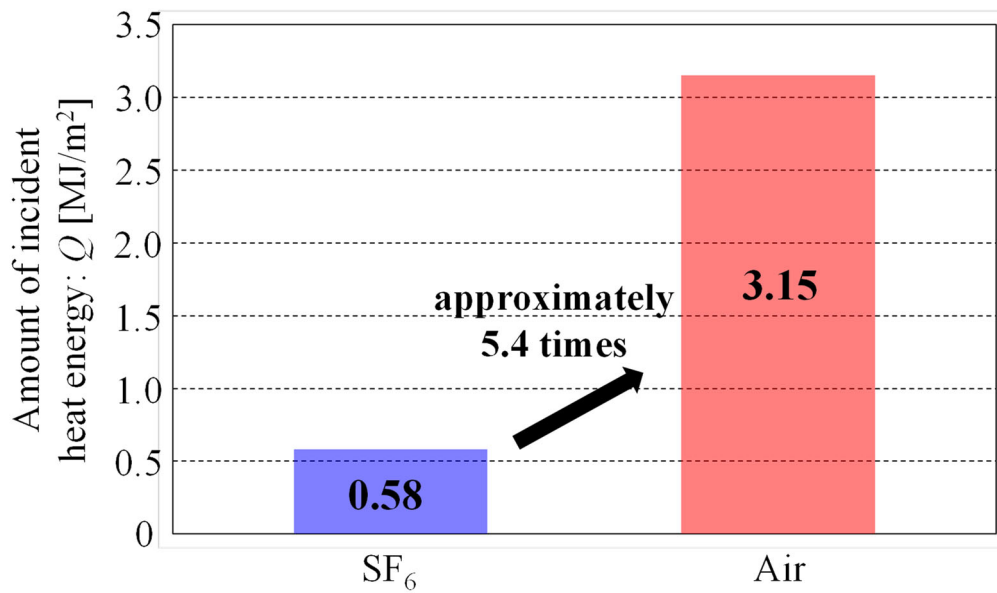


Fig.4.9 Amount of incident heat energy.

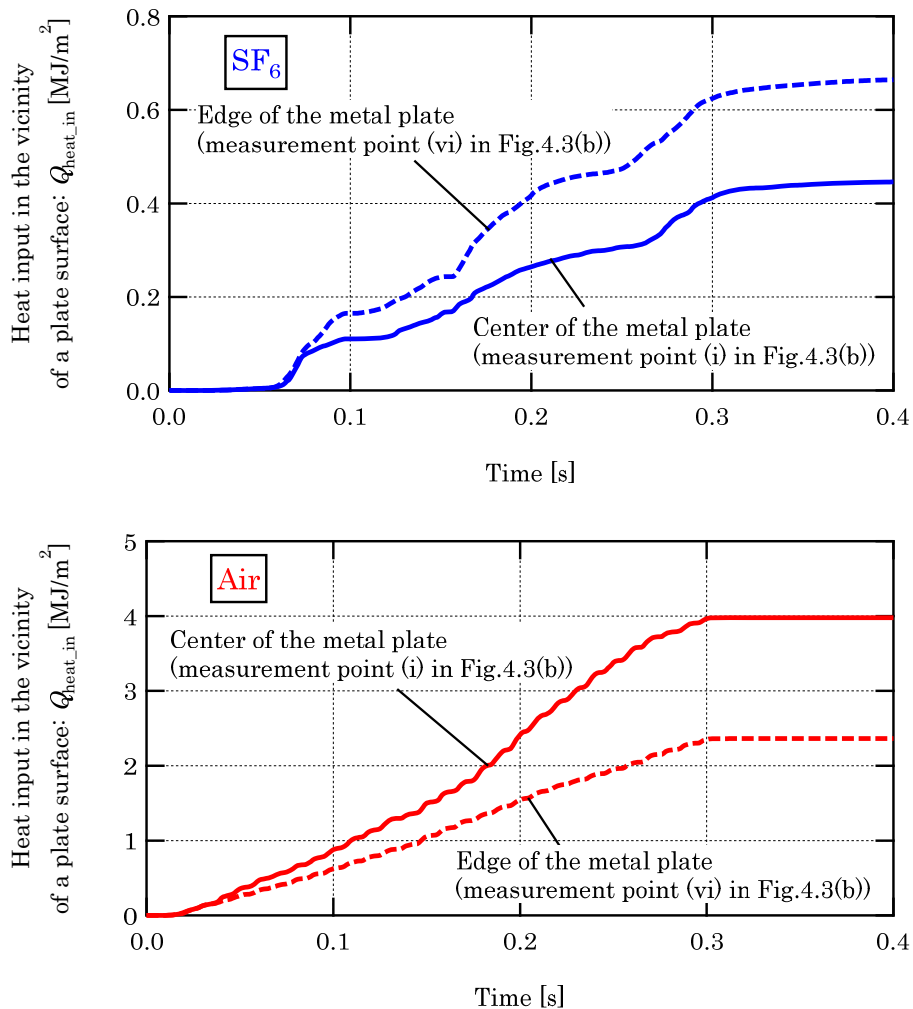


Fig.4.10 Heat input in the vicinity of the center and edge of the metal plate for SF<sub>6</sub> and air.

(300 K),  $L$  [m]はガスと金属板表面の境界層の距離を示している。同図より、SF<sub>6</sub>ガスの場合、金属板端部 (Fig.4.3(b)中の観測点(vi)) の方が中心部 (Fig.4.3(b)中の観測点(i)) に比べて  $Q_{\text{heat\_in}}$ が高くなっていることが分かる。一方、空気の場合は逆となっている。以上のように、SF<sub>6</sub>ガスの場合、金属板端部の方が中心部に比べて、温度上昇値が高くなる原因は、ガスの熱伝導率の観点から説明できる。

#### 4. 4. 4. 2 金属板へ入射する熱量

Fig.4.11 に Fig.4.3(a)に示す観測点 MP3 における熱容量の経時変化を示す。同図より、SF<sub>6</sub>ガスの熱容量は空気に比べて、全時間帯で高いことが分かる。これ

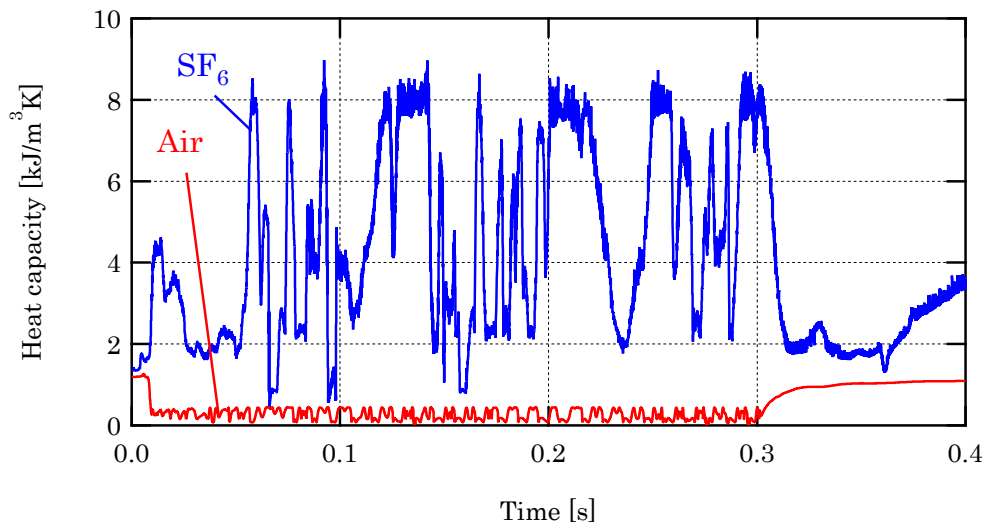


Fig.4.11 Evolution of the heat capacity over time at the measurement point MP3 in Figure 3.

は、SF<sub>6</sub>ガスの密度が空気に比べて高く（音速が遅く）、高温のSF<sub>6</sub>ガスがゆっくり噴出するため、大きな熱量を持つガスが金属板表面に長時間留まっているためである。一方、空気の場合は噴出した後に金属板周囲に拡散していく。このように、熱容量は空気に比べてSF<sub>6</sub>ガスの方が高い、すなわち、ガス温度は空気の方が高いこととなる。なお、この傾向は金属板表面近傍の他の箇所においても同様であった。

また、Fig.4.12に高温ガスに暴露される金属板近傍における平均熱量  $Q_{\text{heat\_in}}$  を示す。なお、 $Q_{\text{heat\_in}}$ は(14)式にて算出した。同図より、空気の  $Q_{\text{heat\_in}}$ はSF<sub>6</sub>ガスに比べ、約4.6倍高いことが分かる。ここで、Fig.4.9に示した通り、空気の  $Q$ はSF<sub>6</sub>ガスに比べて約5.4倍高いことから、 $Q$ と  $Q_{\text{heat\_in}}$ には相関関係があることが考えられる。以上のように、SF<sub>6</sub>ガスの  $E_{\text{arc}}$ は空気のそれに比べて高いにも関わらず、空気の  $Q$ が約5.4倍高くなった理由については、ガスの熱容量と熱伝導率の観点から説明できる。

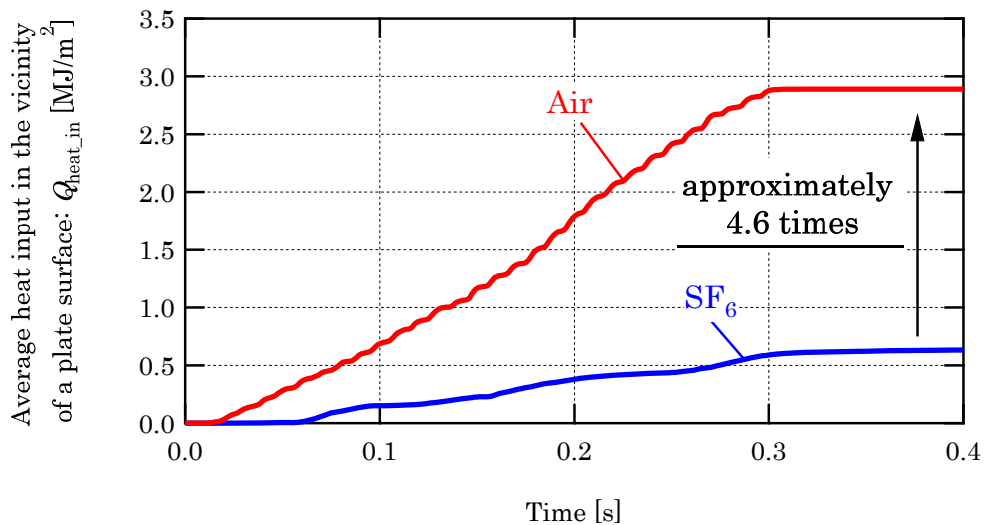


Fig.4.12 Average heat input in the vicinity of a metal plate surface exposed to a hot gas.

## 4.5 あとがき

本章では、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とした。具体的には、機器の放圧機構が動作した場合や機器筐体が破損した場合の開放状態の電力機器を想定し、高温のSF<sub>6</sub>ガスが大気中へ噴出し、周囲へ及ぼす熱的影響を評価するため、解析可能な温度範囲を拡張した温度範囲 300 K～30,000 K のSF<sub>6</sub>ガスと空気の質量分率に応じた熱力学・輸送特性を組み込んだ解析モデルを構築した。さらに、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下でのSF<sub>6</sub>ガスと空気の周囲へ及ぼす熱的影響を定量的に明らかにした。主な結果は以下の通りである。

- ① 故障アークが発生する部屋における圧力上昇に寄与するエネルギーとアークエネルギーの比  $k_p$  の密度変化、温度範囲 300 K～30,000 K のSF<sub>6</sub>ガスと空気の質量分率に基づく混合ガスの熱力学・輸送特性を組み込んだ解析モデルを構築した。さらに、実験結果と解析結果の圧力上昇最大値が概ね一致することを確認し、同モデルの妥当性を検証した。



- ② 構築した解析モデルを使用し、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下での解析を実施したところ、SF<sub>6</sub>ガスに比べて空気の方が金属板へ入射する熱量が約 5.4 倍高くなることが分かった。この差異は、金属板近傍のガスの熱力学・輸送特性、すなわち、ガスの熱容量および熱伝導率から説明できることが分かった。これは、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法を想定した場合、同一条件下では過酷側の評価になることを示唆している。

以上の成果により、同一条件下での高温の SF<sub>6</sub>ガスと空気の周囲への熱的影響の差異が明確となり、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法の提案へ道筋をつけた。さらに、構築した解析モデルは、ガスの熱力学・輸送特性、解析モデルの形状や体積、電流値や初期充填ガス圧力値などの解析条件を変えることにより、高温ガスによる周囲への熱的影響が定量的に評価できると考えられる。

なお、本解析モデルに組み込んだアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  の密度依存性については、本研究の一連の解析により、故障アークが発生した部屋の形状や体積、および管路の形状や断面積に依存することが推測される。さらに、参考文献[7]によると、電極材質にも依存することが知られている。そのため、 $k_p$  の密度依存性に及ぼすこれらの影響を実験および解析から明らかにすることは、今後の課題である。

#### [第4章の参考文献]

- [1] IEC International Standard 62271-200 Edition 2.0, “High-voltage switchgear and controlgear-Part 200: AC metal-enclosed switchgear and controlgear for rated voltages above 1 kV and up to and including 52 kV”, (2011)
- [2] 尾崎勇造：「高電圧電力工学」，電気書院，pp.145-184 (1997)
- [3] E. Dullni, M. Shumacher, and G. Pietsch, “Pressure Rise in a Switchroom due to an Internal Arc in a Switchboard”, Proceeding of the 6th International Symposium on

Short-Circuit Currents in Power Systems, pp.4.5.1-4.5.7 (1994)

- [4] G. Friberg, “Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Druckbelastung in elektrischen Anlagen im Storlichtbogenfall”, Ph.D. thesis RWTH Aachen University
- [5] R. Hutmacher, “Simulation der Druckentwicklung in elektrischen Anlagen im Storlichtbogenfall”, Ph.D. thesis RWTH Aachen University (1997)
- [6] K. Anantavanich, G. J. Pietsch, M. Schuwinne, and A. Schnettler, “Modelling of SF<sub>6</sub>-air mixtures in MV switchgear during internal arcing using a CFD tool”, XV th International Symposium on High-Voltage Engineering (ISH), T3-282 (2007)
- [7] X. Zhang, J. Zhang, and E. Gockenbach, “Calculation of pressure and temperature in medium-voltage electrical installations due to fault arcs”, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 41 105206 (2008)
- [8] K. Anantavanich, “Calculation of Pressure Rise in Electrical installations due to Internal Arcs Considering SF<sub>6</sub>-Air Mixtures and Arc Energy Absorbers”, Ph.D. thesis RWTH Aachen University (2010)
- [9] B. E. Poling, J. M. Prausnitz, and J. P. O’connell, “Properties of Gases and Liquids”, McGraw-Hill Book Co. New York (2000)
- [10] D. Neufeld, A. R. Janzen, and R. A. Aziz, “Empirical Equations to Calculate 16 of the Transport Collision Integrals  $W^{(l,s)*}$  for the Lennard-Jones (12-6) Potential”, *J. Chem. Phys.* 51 1100 (1972)
- [11] IEC International Standard 62271-203 Edition 2.0, “High-voltage switchgear and controlgear-Part 203: Gas-insulated metal-enclosed switchgear for rated voltages above 52 kV” (2011)
- [12] IEC International Standard 61482-1-1 Edition 1.0, “Live working-Protective clothing against the thermal hazards of an electric arc-Part 1-1: Test methods-Method 1: Determination of the arc rating (ATPV or E<sub>BT50</sub>) of flame resistant materials for clothing” (2009)
- [13] 産総研 分散型熱物性データベース, <https://tpds.db.aist.go.jp/tpds-web/index.aspx?MaterialID=10540> (2021年4月閲覧)

## 第5章 SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による 内部アーク代替試験法

### 5.1 まえがき

第1章 1.2 節 1.2.3 項, 第3章 3.1 節, および第4章 4.1 節で述べたように, SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の一つである金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの内部アーク試験法を実施する際には, 環境への配慮から, IEC 規格 62271-200[1]などの試験規格に基づいて SF<sub>6</sub>ガスを空気に代替して試験を実施する場合がある。しかしながら, 空気による試験条件の設定方法などは決められておらず, その具体的な提案が望まれている。IEC 規格 62271-200[1], 日本電機工業会規格 JEM1425[2]および JEM1499[3]の規定によると, 金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの内部アークの試験条件として, 周波数, アーク放電の発生位置, 電流値, 通電時間, および初期充電ガス圧力値  $P_{ini}$  を決める必要がある。周波数については, 定格周波数が 50 Hz または 60 Hz では試験開始時の周波数を 48 Hz ~62 Hz とすることが定められている[2]。アーク放電の発生位置については, アーク放電が金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの機能ユニット内で最も高いストレス状態となる位置にすることが定められている[2]。また, 電流値については, 試験対象機器の定格短時間耐電流値とすること, 通電時間については, 機器の製造業者が決めることになっている[2]。ここで, H. Strasser ら, および J. A. J. Pettinga らの報告[4][5]によると, 電流値および通電時間は機器の筐体などのバーンスルー性能に影響を及ぼすことが明らかになっている。よって, これらを規定値から変更した場合, 筐体などのバーンスルー性能に影響を及ぼすことが懸念されるため, 規定値で内部アーク試験を実施することが望ましいと考えられる。以上を踏まえると, 空気による内部アーク代替試験の際には, 機器の最終圧力値が等価となる試験条件として, 試験条件の一つである空気の  $P_{ini}$

を適切な値に調整する方法が考えられる。しかし、バーンスルー性能に及ぼす空気の  $P_{ini}$  の影響は明らかになっていない。

そこで本章では、以下 2 つの状態を想定した SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法を提案する。すなわち、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器、または、公衆安全性確保の観点から機器の放圧機構が動作した場合や万一機器が破損した開放状態の電力機器を対象とする。密閉状態の電力機器については、機器内部の最終的な圧力値が等価となるような空気における試験条件の設定方法について述べる。具体的には、 $P_{ini}$  が 0.6 MPa-abs の SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器（例えば、GIS や金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤなど）を対象とした空気による内部アーク代替試験を想定し、機器内部の最終圧力値  $P_{total}$  [MPa] ( $P_{ini}$  とアークによる内部圧力上昇最大値  $\Delta P_{max}$ ) が等価となるような空気の  $P_{ini}$  の設定方法について検討した。また、開放状態の電力機器については、放圧口や破損口から噴出する高温ガスが周囲へ及ぼす熱的影響が等価となるような空気における試験条件の設定方法について検討した。

## 5.2 密閉状態の電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法

### 5.2.1 損耗質量に及ぼす $P_{ini}$ の影響

参考文献[6]によると、空気に比べ、SF<sub>6</sub> ガスの方が機器筐体のバーンスルーに至る時間が早いと報告されている。しかし、空気および SF<sub>6</sub> ガスにおけるバーンスルー現象の差異を定量的に示す試験データは不十分な状況である。そのため、本実験においては、バーンスルー現象の基礎特性を把握することを目的とし、その基礎特性の一つである電極の溶損質量に着目した。そこで本項では、材質の異なる 3 種類の棒形状の電極を用いて、空気または SF<sub>6</sub> ガス中でアーク放電を発生させ、電極溶損質量に及ぼす空気の  $P_{ini}$  の影響を明らかにした結果を述べる。

## 5. 2. 1. 1 アーク放電実験の方法

実験で使用した密閉容器については Fig.3.1 と同じものを使用した。また、実験回路についても Fig.3.2 と同じものを使用した。これらの詳細については、詳細は第 3 章 3.2 節 3.2.1 項および 3.2.2 項をそれぞれ参照頂きたい。

Table 5.1 に実験条件を示す。GIS 筐体の耐バーンスルー性能を検証する際には、安全側の評価のため、電磁力の影響によるアークの移動を出来る限り低減させ、試験を実施することが推奨されている[7]。H. Kuwahara らは GIS 筐体のバーンスルー現象を想定し、棒-平板電極モデルを用い、平板電極の溶損体積およびバーンスルーに至る時間を検討している[8]。しかし、棒電極に対向する電極が平板形状の場合、電磁力の影響により平板状のアークスポットが移動するため、棒形状に比べて溶損質量が減少することが明らかになっている[9]。このため本実験においては、実験毎の電磁力によるアークスポットの移動を低減させ、バーンスルー現象の基礎特性を評価する観点から、棒-棒電極（直径：5 mm，材質：銅，鉄，アルミニウム，ギャップ長  $L_g$ ：80 mm）を用い、容器中心に水平に対向

Table 5.1 Experimental conditions.

Item		Condition	
Closed container	Shape	Crossed cylinders	
	Volume	$63.3 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ (63.3 L)	
Electrodes	Materials	Copper, Iron, Aluminum	
	Diameter	5 mm	
	Gap length: $L_g$	20 mm, 40 mm, 80 mm	
Frequency		50 Hz	
Charged voltage: $V_c$		25 kV	
Peak current in first cycle for $V_c$ : $I_{1st}$		10.7 kA	
Duration of arc		40 ms	
Ignition method		By fusing of copper wire of 0.1 mm diameter	
Gas		Air	SF <sub>6</sub>
Initial filling pressure in the closed container		0 MPa(G) 0.3 MPa(G) 0.5 MPa(G)	0.5 MPa(G)

配置した。実験では容器に空気を  $P_{ini}=0$  MPa(G), 0.3 MPa(G)または 0.5 MPa(G), SF<sub>6</sub>ガスを  $P_{ini}=0.5$  MPa(G)でそれぞれ充填した。 $I_{1st}$ を 10.7 kA ( $V_c=25$  kV) とし, 直径 0.1 mm の銅線の溶断によりアーク放電を発生させた。 $\Delta P_{max}$  は容器上面の圧力センサーにて測定した。また, 通電時間を 40 ms とした。実験前後の課電側および接地側の電極の質量をそれぞれ測定し, それらの差分の合計値を算出し, 電極溶損質量  $M_{loss}$  [g]と定義した。

### 5. 2. 1. 2 観測波形

Fig.5.1 に観測波形の一例として,  $P_{ini}=0.5$  MPa(G), 電極材質が鉄における観測波形を示す。同図には, 通電開始時点をも時間軸の基準とし, 空気および SF<sub>6</sub> ガスにおけるアーク電流  $I$  [kA] (同図(a)), アーク電圧  $V$  [kV] (同図(b)), アークエネルギー  $E$  [kJ] (同図(c)), 容器内部の圧力値 [MPa] (同図(d)) を示している。 $E$  は第 3 章 3.3 節の(1)式で求め,  $E_{arc}$  [kJ]は通電開始時点から通電終了時点までのアークエネルギーの大きさと定義した。また, 観測した SF<sub>6</sub>ガスの圧力波形には大きな振動成分が重畳していたため, 第 3 章 3.3 節 3.3.1 項に記載した方法で波形の中心を通るような波形に対して評価を行った。

同図(c)より, 空気および SF<sub>6</sub>ガスの  $E_{arc}$  はそれぞれ 89 kJ および 90 kJ となり, ほぼ一致した。これは, 本実験においては, 棒-棒電極間でアーク放電を発生させており, アーク電圧に大きく寄与する電磁力によるアークの挙動が概ね等しいためであると考えられる。同図(d)より, 空気および SF<sub>6</sub>ガスの  $\Delta P_{max}$  はそれぞれ 0.22 MPa および 0.064 MPa となり, 空気の方が SF<sub>6</sub>ガスに比べて約 3 倍高くなり,  $P_{total}$  はそれぞれ 0.72 MPa および 0.57 MPa となった。

### 5. 2. 1. 3 $M_{loss}$ と $P_{ini}$ の関係性

Fig.5.2 に空気および SF<sub>6</sub> ガスにおける電極材質毎の  $M_{loss}$  と  $P_{ini}$  の関係性を示す。白抜きのプロットは空気, 塗りつぶしのプロットは SF<sub>6</sub>ガスの場合を示している。さらに, 図中の丸印は銅, 四角印はアルミニウム, および三角印は鉄の場合をそれぞれ示している。同図より,  $P_{ini}=0.5$  MPa(G)の場合, ガス種に依らず,

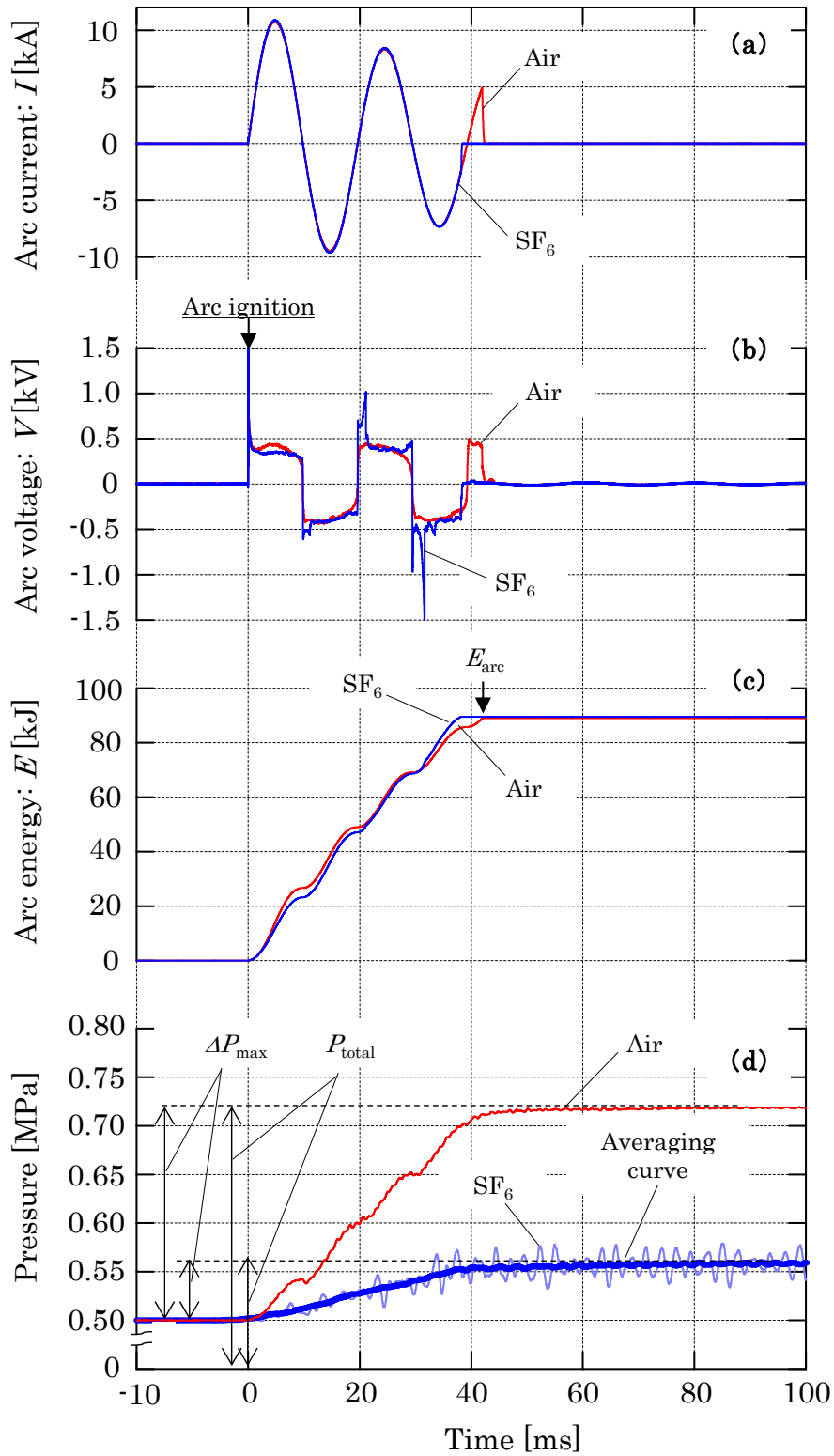


Fig.5.1 Examples of measured waveforms  
(Material of electrodes: Iron,  $P_{ini}=0.5$  MPa(G)).

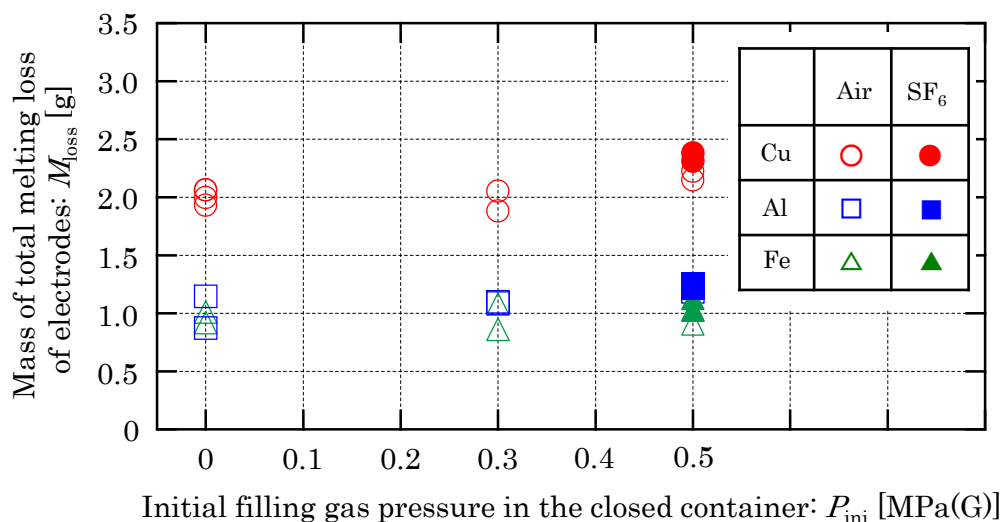


Fig.5.2 Dependence of  $M_{\text{loss}}$  on  $P_{\text{ini}}$ , materials of electrode, and gas species.

電極材質毎の  $M_{\text{loss}}$  はそれぞれ概ね等しいことが分かる。また、空気の場合、 $P_{\text{ini}}$  に依らず、電極材質毎の  $M_{\text{loss}}$  はそれぞれ概ね一定となることが分かる。これより、いずれの電極材質においても、機器の筐体や仕切板などのバーンスルー現象の基礎特性である  $M_{\text{loss}}$  に空気の  $P_{\text{ini}}$  はほとんど影響を及ぼさないことが明らかとなった。すなわち、 $P_{\text{ini}}=0.5 \text{ MPa(G)}$  の SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験を想定した場合、 $P_{\text{ini}}$  を  $0.5 \text{ MPa(G)}$  から低下させても  $M_{\text{loss}}$  にほとんど影響を及ぼさないことから、空気による内部アーク代替試験法の一つのパラメータとして空気の  $P_{\text{ini}}$  が適用できることが示唆された。

## 5. 2. 2 試験条件 $P_{\text{ini}}$ の設定方法

5.2.1 項で述べた通り、いずれの電極材質においても、機器の筐体や仕切板などのバーンスルー現象の基礎特性である  $M_{\text{loss}}$  に空気の  $P_{\text{ini}}$  はほとんど影響を及ぼさないことが明らかとなった。これを踏まえ、本項では、 $0.5 \text{ MPa(G)}$  の SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とし、SF<sub>6</sub> ガスと空気の  $P_{\text{total}}$  が概ね等価となるような空気の  $P_{\text{ini}}$  の設定方法について述べる。



### 5. 2. 2. 1 圧力上昇最大値 $\Delta P_{\max}$ とアークエネルギー $E_{\text{arc}}$ の関係性

Fig.5.3(a)は $P_{\text{ini}}=0$  MPa(G), 同図(b)は $P_{\text{ini}}=0.5$  MPa(G)における $\Delta P_{\max}$ と $E_{\text{arc}}$ の関係性を電極材質毎にそれぞれ示している。白抜きのプロットは空気, 塗りつぶしのプロットは $\text{SF}_6$ ガスの場合を示している。さらに, これら図中の丸印は銅, 三角印は鉄, および四角印はアルミニウムの場合を示しており, 実線, 一点鎖線, および点線はそれぞれ銅, 鉄, およびアルミニウムにおける原点を通る一次関数近似直線である。同図(a)および(b)で示す空気および $\text{SF}_6$ ガスにおける近似直線の傾きから, いずれの $P_{\text{ini}}$ および電極材質においても $E_{\text{arc}}$ が同一であれば,  $\text{SF}_6$ ガスの $\Delta P_{\max}$ に比べて, 空気の $\Delta P_{\max}$ が約3倍~4倍高くなることが分かる。

### 5. 2. 2. 2 試験条件 $P_{\text{ini}}$ の設定方法の概念

Fig.5.4(a)に空気の $P_{\text{ini}}$ の設定方法の概念図, および同図(b)にフロー図を示す。ここで, $P_{\text{total}}(\text{Air})$ および $P_{\text{total}}(\text{SF}_6)$ はそれぞれ空気および $\text{SF}_6$ ガスの最終圧力値, $P_{\text{ini}}(\text{Air})$ および $P_{\text{ini}}(\text{SF}_6)$ はそれぞれ空気および $\text{SF}_6$ ガスの初期充填ガス圧力値, $\Delta P_{\max}(\text{Air})$ および $\Delta P_{\max}(\text{SF}_6)$ はそれぞれ空気および $\text{SF}_6$ ガスの圧力上昇最大値を示している。これより, 両ガスの $P_{\text{total}}$ が等価となるような $P_{\text{ini}}(\text{Air})$ の設定方法は以下の通りである。

Fig.5.3 に示した通り, 一般的に,  $I_{\text{1st}}$ , 通電時間, 電極材質,  $L_g$  および  $P_{\text{ini}}$  を同一条件にすると,  $\Delta P_{\max}(\text{Air})$  は  $\Delta P_{\max}(\text{SF}_6)$  に比べて, 約 3 倍~4 倍高くなる (Fig.5.4(a)①)。そのため, 空気による内部アーク代替試験を想定した場合, 両ガスの  $P_{\text{total}}$  を等しくするためには  $P_{\text{ini}}(\text{SF}_6)$  に比べて  $P_{\text{ini}}(\text{Air})$  を低くする必要がある (Fig.5.4(a)②)。なお, Fig.5.3 から,  $P_{\text{ini}}=0.5$  MPa(G), 電極材質が銅, 鉄, およびアルミニウムにおける空気と  $\text{SF}_6$  ガスの  $E_{\text{arc}}$  の差異はそれぞれ約 11 %~19 %, 約 0.7 %~12 %, および 0.5 %~9 % となっている。そこで, 空気と  $\text{SF}_6$  ガスの  $E_{\text{arc}}$  は電極材質毎に概ね一致していると仮定し, 空気の  $P_{\text{ini}}$  を算出する。Fig.5.4(b)に沿った  $P_{\text{ini}}(\text{Air})$  の算出過程を以下に示す。

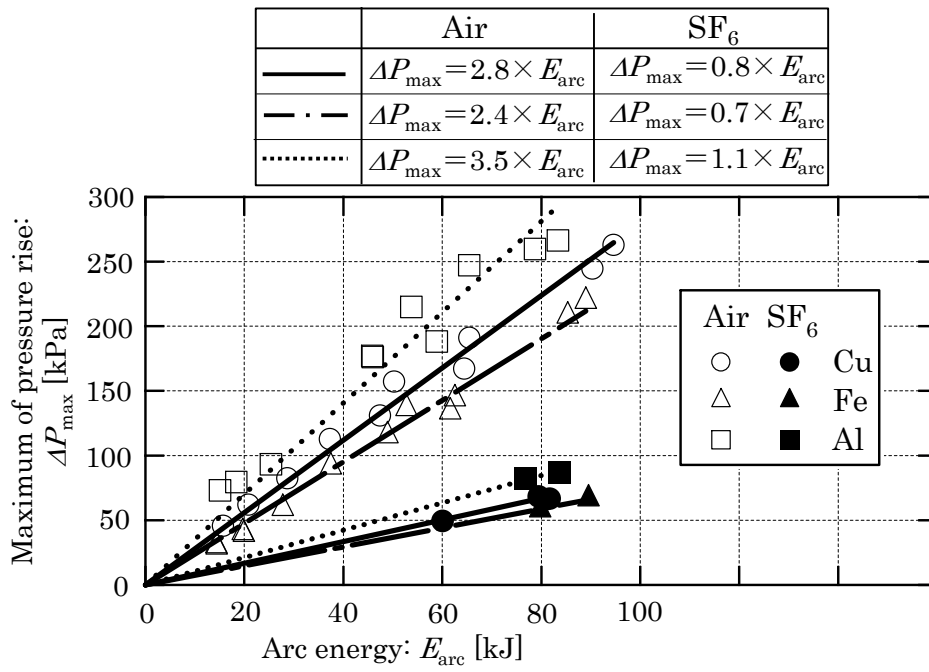
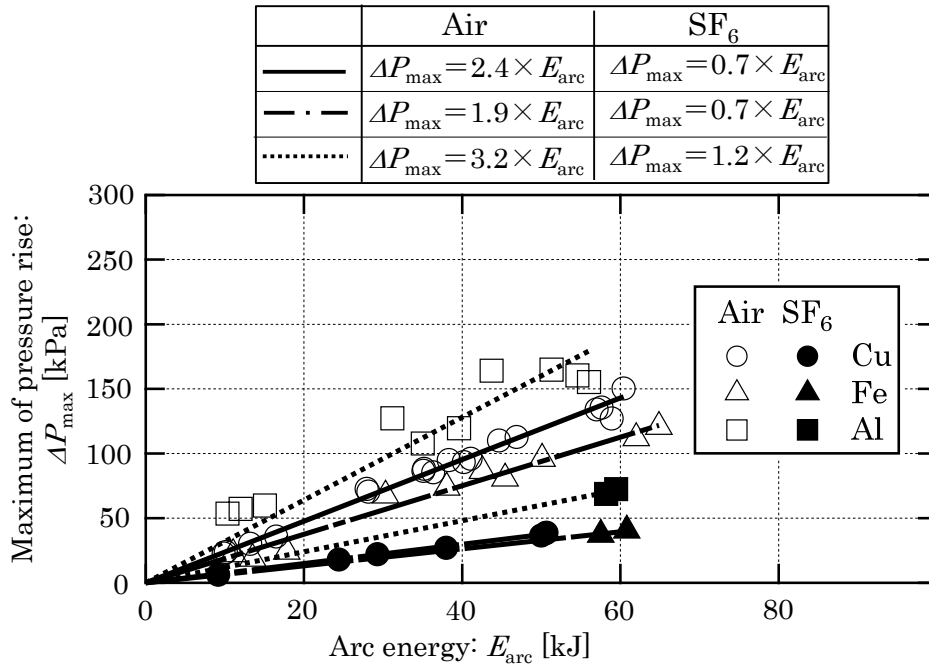
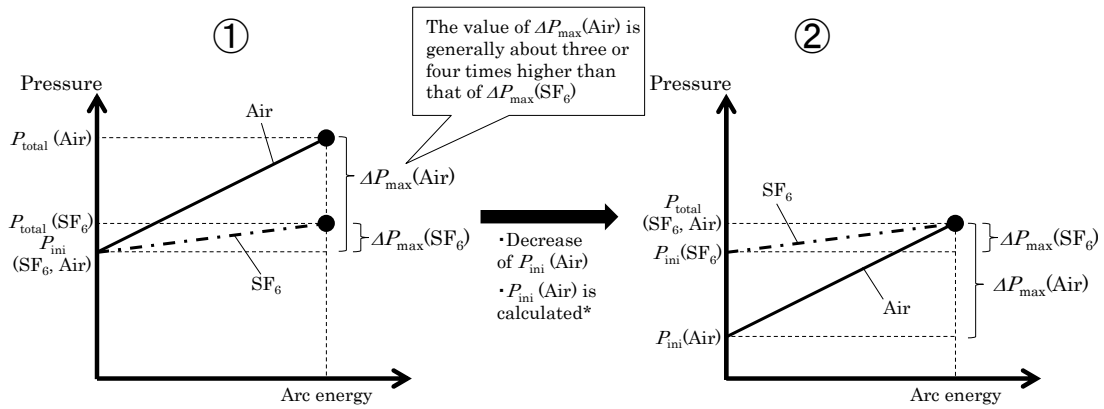
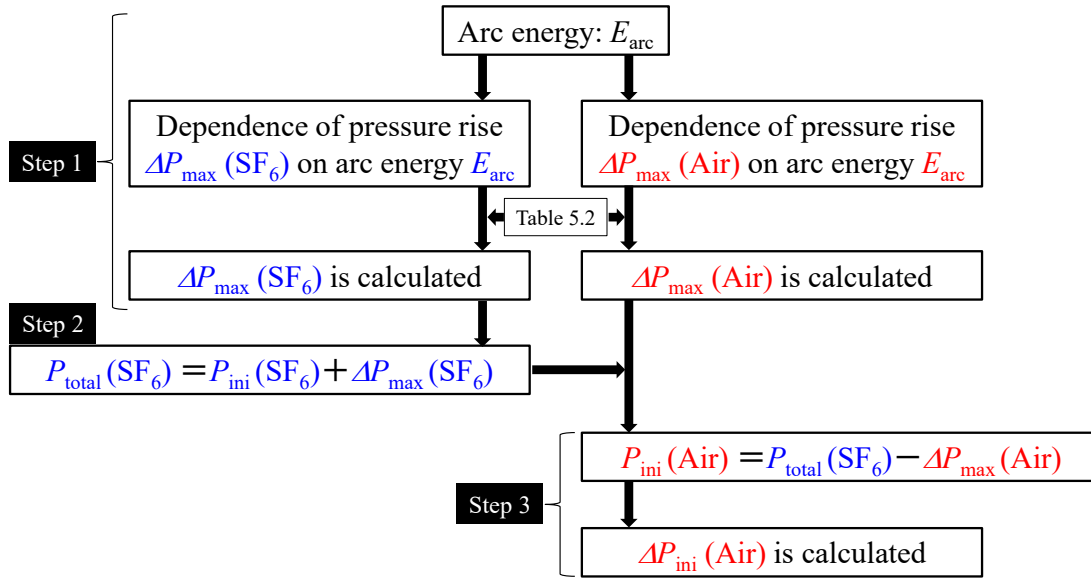


Fig.5.3 Dependence of  $\Delta P_{\max}$  on  $E_{\text{arc}}$ .



(a) Conceptual diagram



(b) Flow diagram

Fig.5.4 Method selecting  $P_{\text{ini}}$  of air.

Table 5.2 Equation of fitting curve in  $\Delta P_{\max}(\text{Air})$  or  $\Delta P_{\max}(\text{SF}_6)$  on  $E_{\text{arc}}$ .

Gas	Material of electrodes	Equation of fitting curve
Air	Copper	$\Delta P_{\max}(\text{Air}) = 2.6 \times E_{\text{arc}}$
	Iron	$\Delta P_{\max}(\text{Air}) = 2.2 \times E_{\text{arc}}$
	Aluminum	$\Delta P_{\max}(\text{Air}) = 3.4 \times E_{\text{arc}}$
SF <sub>6</sub>	Copper	$\Delta P_{\max}(\text{SF}_6) = 0.8 \times E_{\text{arc}}$
	Iron	$\Delta P_{\max}(\text{SF}_6) = 0.7 \times E_{\text{arc}}$
	Aluminum	$\Delta P_{\max}(\text{SF}_6) = 1.1 \times E_{\text{arc}}$

- Step 1 : SF<sub>6</sub>ガスと空気の  $E_{arc}$  をそれぞれ同一と仮定した場合、電流値、通電時間、およびアーク放電発生位置より定まる  $E_{arc}$  を、アーク放電発生位置に使用されている金属材質により決まる  $\Delta P_{max}$  (Air) または  $\Delta P_{max}$  (SF<sub>6</sub>) の  $E_{arc}$  依存性の近似直線にそれぞれ代入し、電極材質毎の  $\Delta P_{max}$  (Air) または  $\Delta P_{max}$  (SF<sub>6</sub>) をそれぞれ算出する。Table 5.2 に電極材質毎の  $\Delta P_{max}$  (Air) または  $\Delta P_{max}$  (SF<sub>6</sub>) の  $E_{arc}$  依存性の比例直線を示す。なお、これらの直線は Fig.5.3 に示したデータに  $P_{ini}=0.3$  MPa(G)の結果を加えたものである。
- Step 2 : 算出した  $\Delta P_{max}$  (SF<sub>6</sub>) と  $P_{ini}$  (SF<sub>6</sub>) を加算し、電極材質毎の  $P_{total}$  (SF<sub>6</sub>) をそれぞれ算出する。
- Step 3 : 算出した  $P_{total}$  (SF<sub>6</sub>) から  $\Delta P_{max}$  (Air) を減算し、電極材質毎の  $P_{ini}$  (Air) をそれぞれ算出する。

以上の計算過程より、両ガスにおける  $P_{total}$  が等しくなるような電極材質毎の  $P_{ini}$  (Air) がそれぞれ求まる。

### 5. 2. 2. 3 試験条件 $P_{ini}$ の設定結果

前述した  $P_{ini}$  (Air) の設定方法により、本実験においては、銅、鉄およびアルミニウムにおける両ガスの  $P_{total}$  が概ね等しくなるような  $P_{ini}$  (Air) はそれぞれ 0.35 MPa(G)、0.40 MPa(G) および 0.35 MPa(G) となった。次項において、本設定方法の妥当性を検証するためのアーク放電実験を行った結果を述べる。

### 5. 2. 3 アーク放電実験による妥当性検証

本項では、5.2.2 項で求めた電極材質毎の  $P_{ini}$  (Air) で空気を密閉容器内にそれぞれ充填し、アーク放電実験を実施し、実験面から空気の  $P_{ini}$  の設定方法の妥当性を検証した。

Fig.3.2 および Fig.3.1 に示す実験回路および密閉容器を用い、本実験を実施した。Table 5.3 に実験条件を示す。実験では、 $P_{ini}=0.35$  MPa(G)~0.4 MPa(G) で空気を容器に充填した。 $L_g$ ,  $I_{1st}$ , 通電時間、アーク放電の発弧方法、および  $\Delta P_{max}$

Table 5.3 Experimental conditions.

Item		Condition		
Closed container	Shape	Crossed cylinders		
	Volume	$63.3 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ (63.3 L)		
Electrodes	Materials	Copper	Iron	Aluminum
	Diameter	5 mm		
	Gap length: $L_g$	80 mm		
Frequency		50 Hz		
Charged voltage: $V_c$		25 kV		
Peak current in first cycle for $V_c$ : $I_{1st}$		10.7 kA		
Duration of arc		40 ms		
Ignition method		By fusing of copper wire of 0.1 mm diameter		
Gas		Air		
Initial filling pressure in the closed container		0.35 MPa(G)	0.40 MPa(G)	0.35 MPa(G)

の測定箇所は 5.2.2.1 で述べた条件と同様である。

Fig.5.5～Fig.5.7 に空気および SF<sub>6</sub> ガスにおける電極材質毎の観測波形を示す。Fig.5.5 は銅，Fig.5.6 は鉄，および Fig.5.7 はアルミニウムにおける観測波形である。なお，SF<sub>6</sub> ガスの各種波形については，Fig.3.8 で示した観測波形を示している。これら図中には，通電開始時点の時間軸を基準とし，空気および SF<sub>6</sub> ガスにおけるアーク電流  $I$  [kA]，アーク電圧  $V$  [kV]，アークエネルギー  $E$  [kJ]，容器内部の圧力値 [MPa]を示している。これら図より， $I$  はガス種および  $P_{ini}$  に依らず同程度の値となっている。一方， $V$  および  $E$  はガス種に依存し，鉄およびアルミニウムの場合，銅に比べて，電流零点付近の  $V$  が高くなり，それに伴い  $E_{arc}$  が高くなっている。銅，鉄およびアルミニウムの  $E_{arc}$  は空気と SF<sub>6</sub> ガスの場合，それぞれ 81 kJ および 80 kJ，82 kJ および 90 kJ，75 kJ および 84 kJ であった。

$P_{total}$  については，今回実施したいずれの条件においても，アーク放電発生から消滅まで単調に増加した。また，ガス種に依らず，アルミニウムの場合， $P_{total} = 0.59 \text{ MPa}$  であり，銅および鉄の  $P_{total} = 0.57 \text{ MPa}$  よりもやや高くなった。このよ

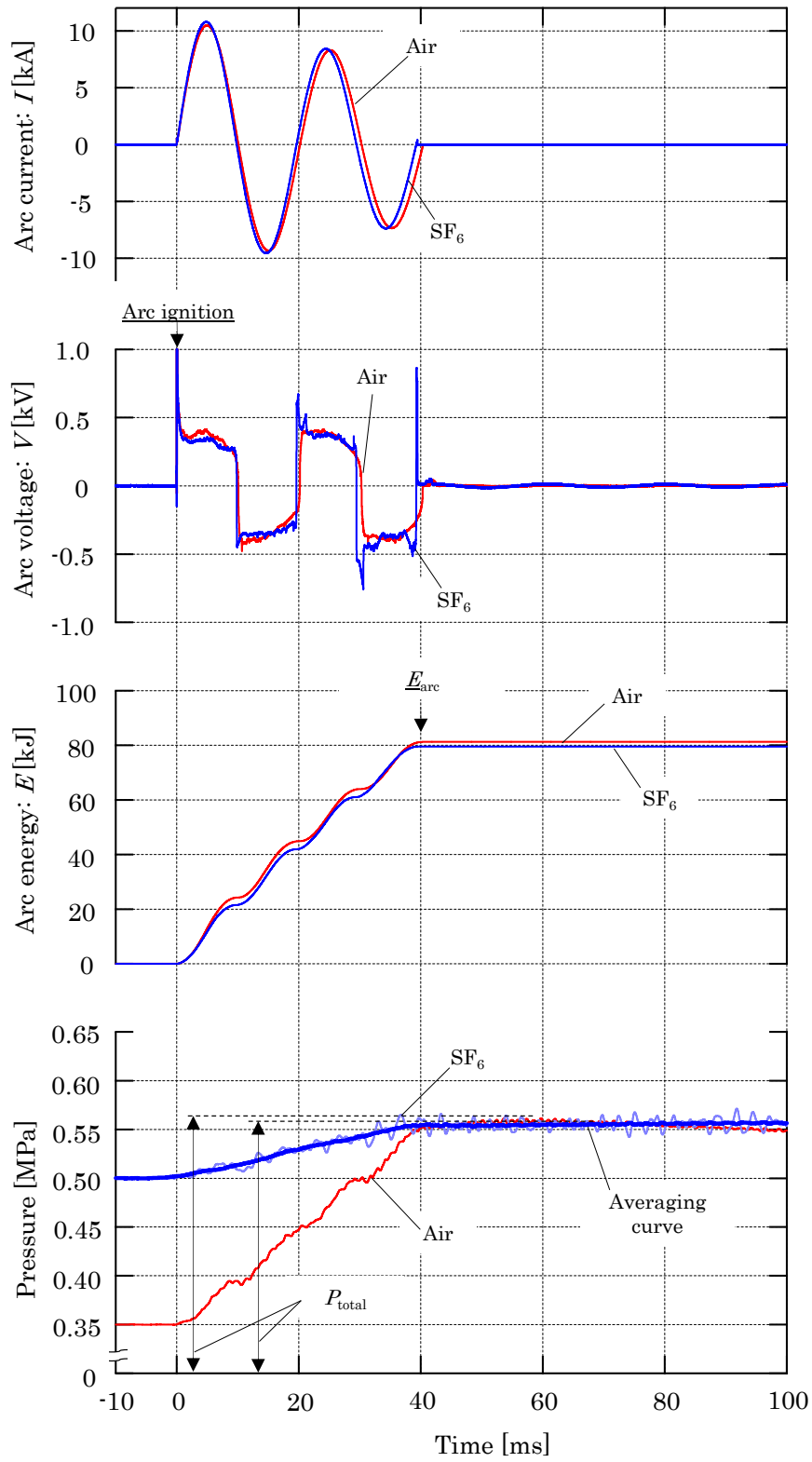


Fig.5.5 Measured waveforms for copper electrodes  
 $(P_{ini}(\text{SF}_6)=0.5 \text{ MPa(G)}, P_{ini}(\text{Air})=0.35 \text{ MPa(G)})$ .

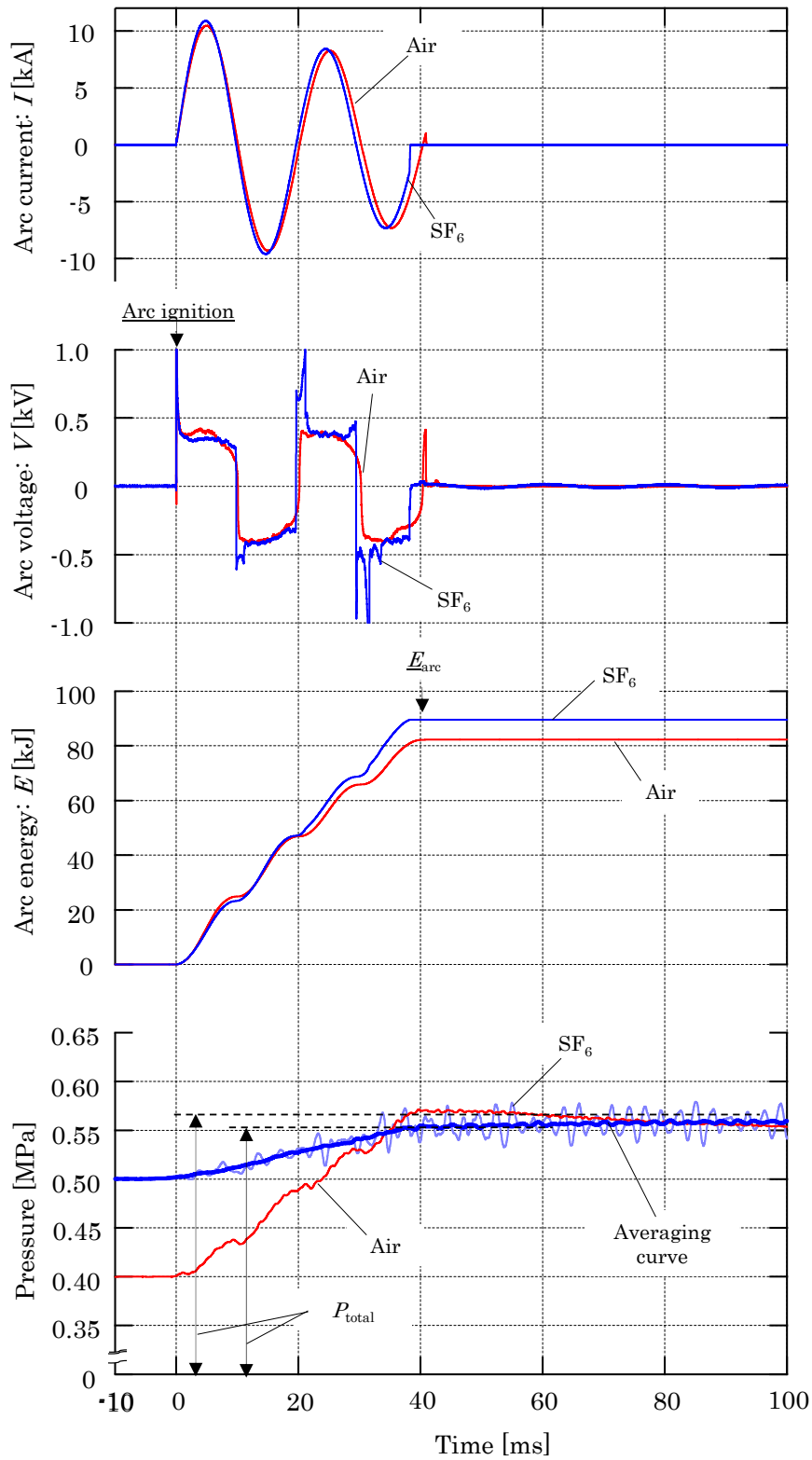


Fig.5.6 Measured waveforms for iron electrodes  
 $(P_{ini}(\text{SF}_6)=0.5 \text{ MPa(G)}, P_{ini}(\text{Air})=0.40 \text{ MPa(G)})$ .

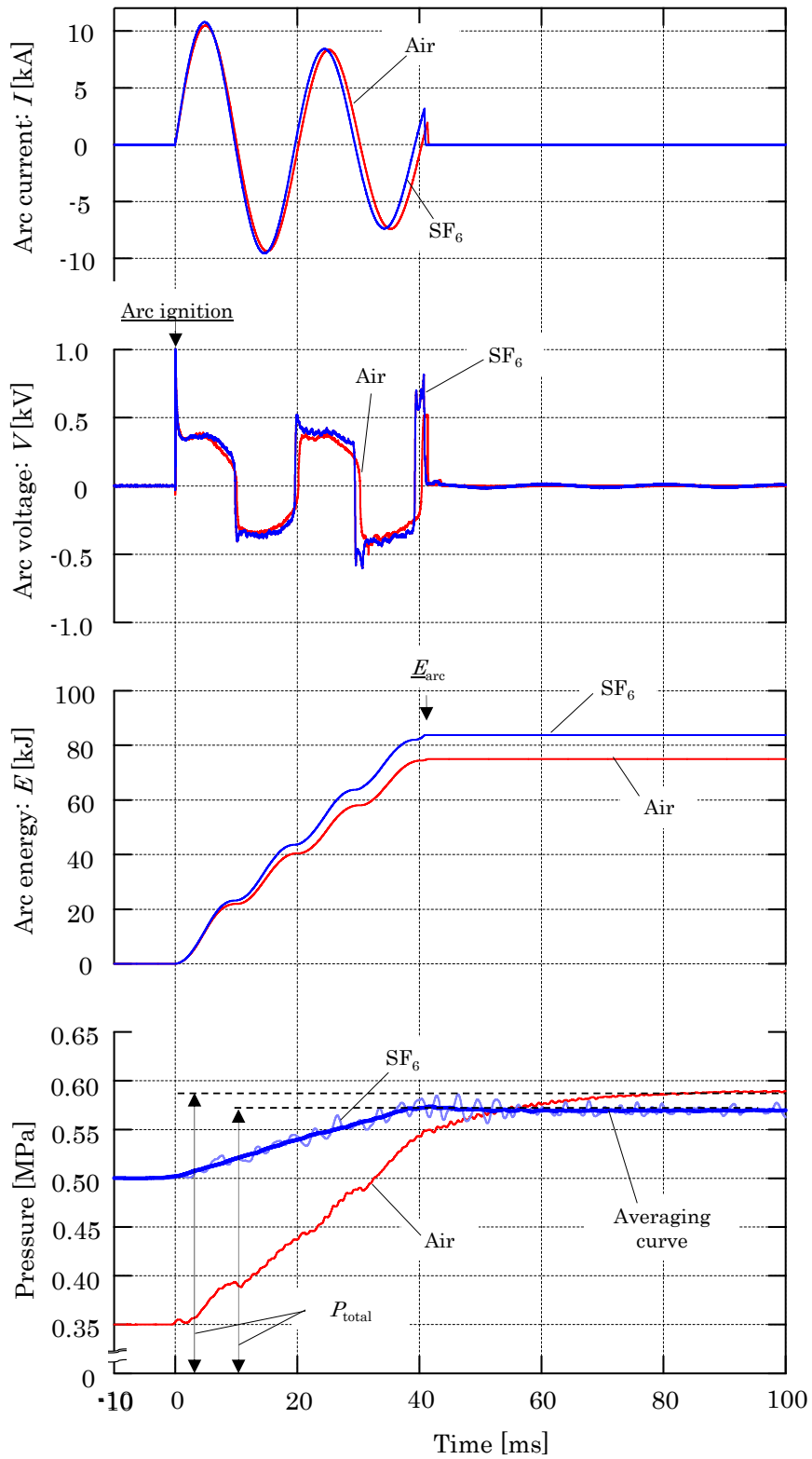


Fig.5.7 Measured waveforms for aluminum electrodes  
 $(P_{ini}(\text{SF}_6)=0.5 \text{ MPa(G)}, P_{ini}(\text{Air})=0.35 \text{ MPa(G)})$ .



うな電極材質による  $P_{total}$  の差異は、電極の溶融や気化に伴う化学反応エネルギーおよび  $SF_6$  分解ガス発生に伴うエネルギーがそれぞれ異なっていることに起因していると考えられる。これより、銅およびアルミニウムの場合、空気を  $P_{ini}=0.35 \text{ MPa(G)}$ 、鉄の場合、空気を  $P_{ini}=0.4 \text{ MPa(G)}$  で充填すると、両ガスの  $P_{total}$  が概ね等しくなることが実験的に明らかになり、空気の  $P_{ini}$  の設定方法の妥当性が検証された。

以上より、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を対象とする場合、機器内部の  $P_{total}$  が概ね等しくなるような試験方法として、 $SF_6$  ガスまたは空気における電極材質毎の  $\Delta P_{max}$  と  $E_{arc}$  の関係性を用いて、空気の  $P_{ini}$  を設定することが考えられる。

### 5.3 開放状態の電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法

#### 5.3.1 試験条件の設定方法

Fig.4.7 に示すように、同一条件下では  $SF_6$  ガスに比べて空気の方が金属板へ入射する熱量が約 5.4 倍高くなった。そこで、 $SF_6$  ガスの場合、金属板へ入射する熱量  $0.58 \text{ MJ/m}^2$  と概ね等しくなるような空気における試験条件の設定方法を検討した。ここでは、試験パラメータとして、電流値または通電時間に着目し、これらの設定方法について解析面から明らかにした結果を述べる。

本解析では、Fig.4.3(a)に示した開放状態の電力機器を模擬した解析モデルを使用した。Table 5.4 に解析条件を示す。電流値をパラメータとした場合、通電時間を  $0.30 \text{ s}$  一定とし、電流値を  $7.5 \text{ kA}_{rms} \sim 30 \text{ kA}_{rms}$  とした。一方、通電時間をパラメータとした場合、電流値を  $20 \text{ kA}_{rms}$  一定とし、通電時間を  $0.05 \text{ s} \sim 0.20 \text{ s}$  とした。なお、他の解析条件は第 4 章 4.4 節で述べた内容と同一である。

#### 5.3.2 解析結果

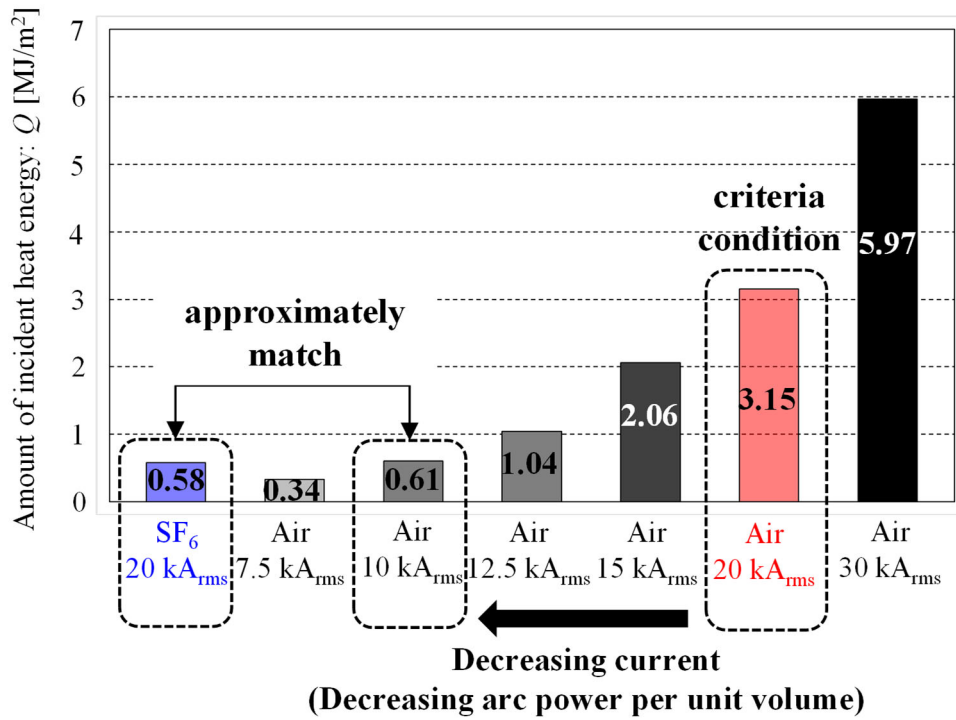
Fig.5.8 に電流値または通電時間をパラメータとした場合の  $Q$  をそれぞれ示す。

Table 5.4 Analytical conditions.

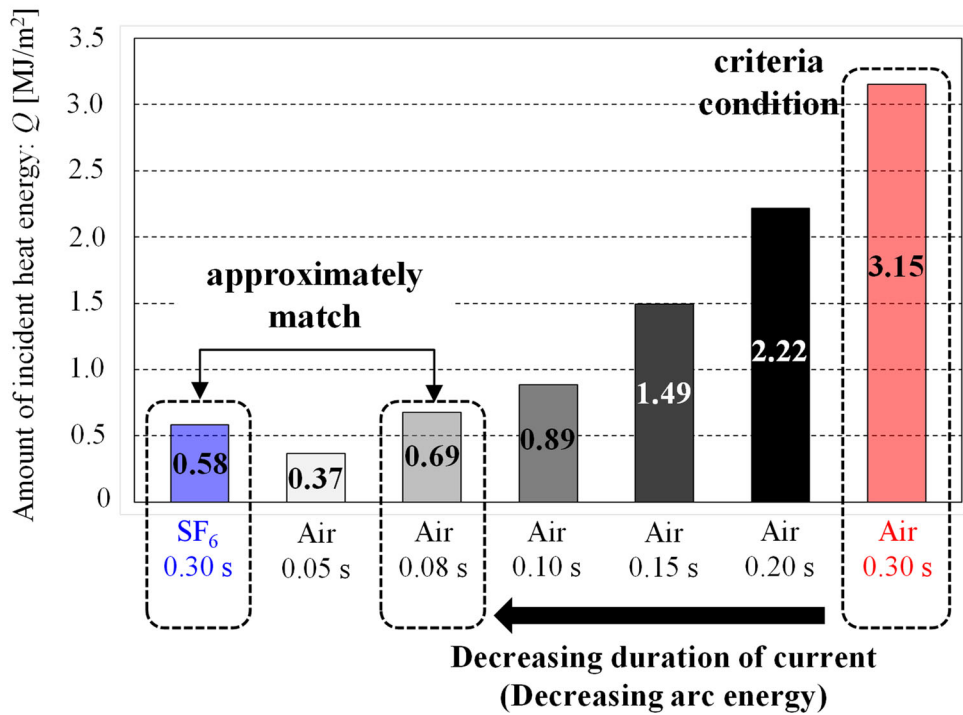
Item	Condition	
Parameter	Current	Duration of current
Room name	Room A	
Gas	Air	
Frequency [Hz]	50	
Current [kA <sub>rms</sub> ]	7.5, 10, 12.5, 15, 30	20
Duration of current [s]	0.30	0.05, 0.08, 0.10, 0.15, 0.20
Arc voltage [V]	535	
Initial pressure [kPa-abs]	100	
Initial temperature [K]	300	
$k_{p0}$	0.50	
$\beta$	0.19	
Time step [ $\mu$ s]	10	
Analytical time [s]	0.40	

$Q$  は第 4 章 4.3 節で述べた算出方法により求めた。以降、SF<sub>6</sub> ガスまたは空気における  $Q$  をそれぞれ  $Q_{\text{SF6}}$  または  $Q_{\text{air}}$  と示す。電流値をパラメータとする場合、電流値を 20 kA<sub>rms</sub> から 10 kA<sub>rms</sub> に低下させると、 $Q_{\text{SF6}}$  と  $Q_{\text{air}}$  が概ね一致していることが分かる。一方、通電時間をパラメータとする場合、通電時間を 0.30 s から 0.08 s に低下させると、これら熱量が概ね一致していることが分かる。

ここで、第 4 章 4.4 節で述べた通り、 $Q$  は  $Q_{\text{heat\_in}}$  と相関関係があると考えられる。同様の算出方法により、電流値または通電時間をパラメータとした時のそれぞれの  $Q_{\text{heat\_in}}$  を算出した。結果を Fig.5.9 に示す。同図(a)は電流値をパラメータとした場合、同図(b)は通電時間をパラメータとした場合の金属板全体の温度上昇平均値の経時変化、および  $Q_{\text{heat\_in}}$  をそれぞれ示している。同図より、電流値を 10 kA<sub>rms</sub> または通電時間を 0.08 s とする場合、それぞれの  $Q_{\text{heat\_in}}$  は  $Q$  と概ね等しくなっていることが分かる。すなわち、空気による内部アーク代替試験を実施する際には、電流値（すなわち、アークパワー）を変える方法、または、通電時間（すなわち、アークエネルギー）を変える 2 通りの方法があることを解析で



(a) Method of setting current (Constant duration of current at 0.30 s)



(b) Method of setting duration of current (Constant current at 20 kA<sub>rms</sub>)

Fig.5.8 Amount of incident heat energy for different current and duration of current.

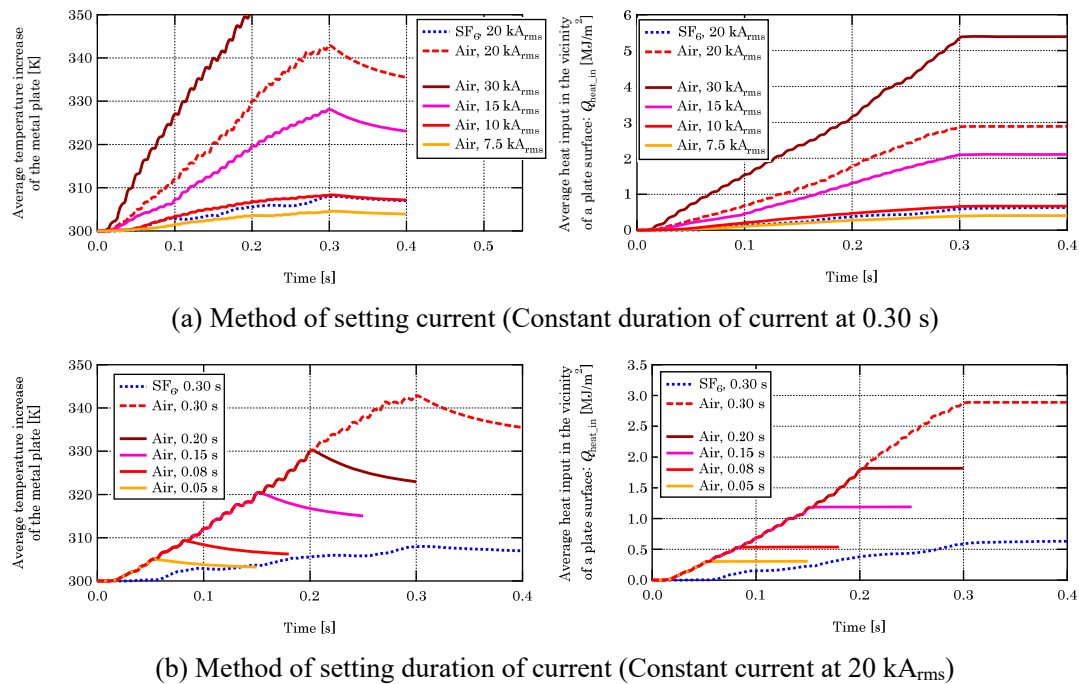


Fig.5.9 Average temperature increase and heat input in the vicinity of a plate surface for different current and duration of current.

明らかにした。なお、 $Q$ だけでなく、通電期間中の温度上昇の経時変化も SF<sub>6</sub> ガスと概ね等価とするような試験を実施する場合は、同図(a)のように電流値をパラメータとする方法が推奨される。

以上より、機器の放圧機構や機器筐体が破損した場合を想定し、放圧口や破損口から噴出する高温ガスが周囲へ及ぼす熱的影響が等価となるような空気における代替試験条件の設定方法を検証することができた。

## 5.4 あとがき

SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の一つである金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤの内部アーク試験法を実施する際には、環境への配慮から、IEC 規格などに基づいて SF<sub>6</sub> ガスを空気に代替して試験を実施する場合がある。しかしながら、空気による試験条件の設定方法などは決められておらず、その具体的な提案が望まれている。そこで本章では、SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気によ

る内部アーク代替試験法として、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器、および、機器の放圧機構や機器筐体が破損した場合を想定した開放状態の電力機器を対象とし、それぞれの空気の試験条件の設定方法について述べた。主な成果は以下の通りである。

- ① 放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を対象とする場合、機器内部の  $P_{\text{total}}$  が概ね等しくなるような試験方法として、 $\text{SF}_6$  ガスまたは空気における電極材質毎の  $\Delta P_{\text{max}}$  と  $E_{\text{arc}}$  の関係性を用いて、空気の  $P_{\text{ini}}$  を設定することが考えられる。
- ② 公衆災害の観点から、機器の放圧機構が動作した場合や機器筐体が破損した場合を想定した開放状態の電力機器を対象とする場合、高温ガスの周囲への熱的影響が等しくなるような試験方法として、空気の電流値（アークパワー）または通電時間（アークエネルギー）を設定することが考えられる。

以上、本章で提案した空気の試験条件の設定方法の概念については、 $\text{SF}_6$  ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験へ適用可能であると考えられる。

なお、これら設定方法の汎用化に向けた今後の課題としては、以下が挙げられる。

- ① 放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器

空気の  $P_{\text{ini}}$  の算出に使用した圧力上昇最大値は本実験で使用した密閉容器での結果である。文献[6]によると、 $\text{SF}_6$  ガスの圧力上昇速度に比べ、空気の方がその速度が速いため、 $\text{SF}_6$  ガスに比べ空気の方が実験対象機器に具備された放圧機構が早く動作することが報告されている。この原因は、これまでの実験から、容器体積や形状、および空気と  $\text{SF}_6$  ガスの物性値の差異に起因

していると考えられる。例えば、容器体積が大きい場合、SF<sub>6</sub>ガスの方が空気に比べて密度が大きいため、圧力波の伝搬速度が遅くなり、容器全体の圧力上昇速度が遅くなる[10]。さらには、第2章で述べた通り、比較的体積の大きな電力機器を対象とする際には、故障アーク箇所から発生した圧力波の伝搬・反射が生じると考えられ、機器内部で圧力が一様に上昇しないことが推測される。以上のことから、提案した空気の  $P_{ini}$  の設定方法については、放圧機構が無く、比較的体積が小さいSF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器にて適用できると考えられる。空気の  $P_{ini}$  の設定方法の汎用性については、容器の体積や形状、放圧機構の開口部などの形状などをパラメータとして、実験および解析の両面から検証する必要がある。

- ② 機器の放圧機構や機器筐体が破損した場合を想定した開放状態の電力機器
- 第4章で述べた通り、本解析モデルに組み込んだアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  の密度依存性に及ぼす容器の体積や形状、放圧機構の開口部などの形状などの影響を実験および解析の両面から明らかにし、本設定方法の汎用性を検証する必要がある。

## [第5章の参考文献]

- [1] IEC International Standard 62271-200 Edition 2.0, “High-voltage switchgear and controlgear-Part 200: AC metal-enclosed switchgear and controlgear for rated voltages above 1 kV and up to and including 52 kV”, (2011)
- [2] 日本電機工業会規格JEM1425 : 「金属閉鎖形スイッチギヤ及びコントロールギヤ」 (2011)
- [3] 日本電機工業会規格JEM1499 : 「定格電圧72 kV及び84 kV用金属閉鎖形スイッチギヤ」 (2012)
- [4] H. Strasser, K. D. Schmidt, and P. Hogg, “EFFECTS OF ARCS IN ENCLOSURES FILLED WITH SF<sub>6</sub> AND STEPS TAKEN TO RESTRICT THEM IN SF<sub>6</sub> SWITCHGEAR”, *IEEE Trans. Power Appar. & Syst.*, Vol.PAS-94, No.3 (1975)
- [5] J. A. J. Pettinga, “FULL-SCALE HIGH-CURRENT MODEL TESTS ON BUSBAR CONSTRUCTIONS FOR G.I.S.”, *Proceedings of CIGRE Symposium on High*

Currents in Power Systems, S 06-85 (1985)

- [6] CIGRE Working Group A3.24, “Tools for the Simulation of the Effect of the Internal Arc in Transmission and Distribution Switchgear”, Technical Brochure, 602 (2014)
- [7] 社団法人電気学会 ガス絶縁開閉装置試験法調査専門委員会：「ガス絶縁開閉装置試験法」，電気学会技術報告，第II-216号（1986年4月）
- [8] H. Kuwahara, K. Yoshinaga, S. Sakuma, T. Yamaguchi, and T. Miyamoto, “FUNDAMENTAL INVESTIGATION ON INTERNAL ARCS IN SF<sub>6</sub> GAS-FILLED ENCLOSURE”, *IEEE Trans. Power Appar. & Syst.*, Vol.PAS101, No.10 (1982)
- [9] 渋谷正豊，稲葉次紀，合田豊：「棒電極端面に形成された大電流交流アーク放電による電極溶損」，電気学会論文誌B，Vol.113，No.4，pp.327-334 (1993)
- [10] M. Kotari, T. Tadokoro, S. Tanaka, and M. Iwata, “Pressure Oscillation due to Arcs in a Closed Container Filled with Air and SF<sub>6</sub>”, *CIREC, Open Access Processing Journal*, Vol.2017, No.1, pp.400-402 (2017)

## 第6章 総括

### 6.1 まえがき

本研究においては、公衆安全性の確保と電力の安定供給を実現・継続していくため、電力通流設備における地絡・短絡による故障アークに起因する様々な現象を明らかにするため、実験および解析の両面からアプローチした。具体的には、万一、電力機器内部で故障アークが発生した際に生じる当該機器やその周囲の圧力上昇・伝搬を実験と解析の両面から明らかにするとともに、当該機器内部から噴出した高温ガスが周囲へ及ぼす熱的影響を解析的に明らかにした。さらに、これらの成果に基づき、機器の放圧機構が動作する前の状態やその機構が具備されていない密閉状態の電力機器、または、機器の放圧機構が動作した場合や機器筐体が破損した場合を想定した開放状態の電力機器を対象とし、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法をそれぞれ提案した。以下に、本研究で得られた成果を各章毎に要約するとともに、今後の課題を述べる。

### 6.2 本研究で得られた成果および今後の課題

#### 6.2.1 油入電力機器の故障アークに起因する大型電気室内の圧力上昇・伝搬

複数の油入電力機器が設置された、比較的大きな体積を持つ電気室を対象に数値流体力学 CFD に基づく三次元圧力上昇解析を実施した。電気室内には通過風量の調整などを行うダンパ（開口部）を設けた。故障条件としては、油入電力機器内部での故障アークに伴い機器が破損し、その破損口から絶縁油が噴出しアーク放電に曝され、着火・燃焼した場合を想定した。解析では、故障アーク箇所周囲の圧力上昇・伝搬の様相に及ぼす故障箇所や体積および開口部の位置の影響を明らかにした。また、故障アークが想定される箇所近傍に開口部を設ける



ことで、その箇所から発生する圧力波による壁床面および機器床面の圧力上昇を緩和することができると考えられる。

また、本解析モデルを用いることで、現場の状況に則した様々な条件下での圧力上昇・伝搬の様相を把握・評価することができ、電気室の壁面の強度設計にも活用可能であると考えられる。ただし、本検討により、比較的大きな電気室における圧力上昇・伝搬の様相には、故障アーク箇所や体積、および開口部が影響を及ぼすことが明らかになった。そのため、本解析モデルを適用する際には、故障アーク箇所や体積を考慮した解析条件の設定、および、電気室の寸法、開口部の位置、電気室に設置された電力機器の寸法や数など、現場の状況に則した詳細な解析モデルの構築が重要と考えられる。

なお、故障アークが発生した際の電気室内部の圧力上昇・伝搬の様相に及ぼす電気室の寸法や体積、開口部の面積や位置などの影響を、様々な電気室へ適用すること、すなわち、本解析モデルの汎用性の検証や一般化については、今後の課題である。

#### 6. 2. 2 SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する機器内部の圧力上昇

SF<sub>6</sub> ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とした。具体的には、放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を想定し、ガス種以外のパラメータ、すなわち、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下における SF<sub>6</sub> ガスおよび空気中のアーク放電に伴う圧力上昇を実験面から明らかにした。さらに、実機器の初期充填ガス圧力値を対象とし、SF<sub>6</sub> ガス中アーク放電に伴う圧力上昇に及ぼす電極材質の影響を明らかにした。さらに、SF<sub>6</sub> ガスの分解メカニズムと分解生成ガスおよびフッ化物の定性・定量分析結果を考慮し、アーク放電が発生した際の容器内のエネルギー収支を検討した。これにより、CFD に基づいた圧力上昇の解析で重要なパラメータの一つであるアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  に及ぼす電極材

質や初期充填ガス圧力値の影響を明らかにした。

なお、電流値や通電時間などをパラメータとした条件での体系的なデータのさらなる拡充、および、アークエネルギーの用途に及ぼす初期充填ガス圧力値の解明については今後の課題である。

### 6. 2. 3 SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の故障アークに起因する高温ガスによる周囲への熱的影響

SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法の提案を目指し、その提案に繋がる体系的なデータを構築することを目的とした。具体的には、機器の放圧機構が動作した場合や機器筐体が破損した場合の開放状態の電力機器を想定し、高温のSF<sub>6</sub>ガスが周囲へ及ぼす熱的影響を評価するため、温度範囲 300 K～30,000 K のSF<sub>6</sub>ガスと空気の質量分率に応じた熱力学・輸送特性を組み込んだ解析モデルを構築し、その妥当性を検証した。さらに、構築した解析モデルを使用し、周波数、電流値、通電時間、初期充填ガス圧力値を同一とした条件下での高温のSF<sub>6</sub>ガスおよび空気が周囲へ及ぼす熱的影響の差異が明らかとなり、同一条件下でSF<sub>6</sub>ガスを空気に代替すると過酷側の評価になることが示唆された。以上の成果により、同一条件下での高温のSF<sub>6</sub>ガスと空気の周囲への熱的影響の差異が明確となり、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法の提案へ道筋をつけた。さらに、構築した解析モデルは、ガスの熱力学・輸送特性、解析モデルの形状や体積、電流値や初期充填ガス圧力値などの解析条件を変えることにより、高温ガスによる周囲への熱的影響が評価できると考えられる。

なお、本解析モデルに組み込んだアークエネルギーと圧力上昇に寄与するエネルギーの比  $k_p$  の密度依存性については、本研究の一連の解析により、故障アークが発生した部屋の形状や体積、および管路の形状や断面積に依存することが推測される。さらに、電極材質にも依存することが知られている。そのため、 $k_p$  の密度依存性に及ぼすこれらの影響を実験および解析から明らかにすること

は、今後の課題である。

#### 6. 2. 4 SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法

空気およびSF<sub>6</sub>ガス中アーク放電発生時の圧力上昇、これらガスが周囲へ及ぼす熱的影響の結果に基づき、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器を対象とした空気による内部アーク代替試験法として、空気の試験条件の設定方法を提案した。放圧機構が具備されていない密閉状態の電力機器を対象とする場合、機器内部の最終圧力値が概ね等しくなるような試験方法の一つとして、SF<sub>6</sub>ガスまたは空気における電極材質毎の圧力上昇最大値とアークエネルギーの関係性を用いて、空気の初期充填ガス圧力値を設定することができる。また、公衆安全性確保の観点から、機器の放圧機構や万一機器が破損した場合を想定した電力機器を対象とする場合、高温ガスが周囲への熱的影響を等しくなるような試験方法の一つとして、空気の電流値（アークパワー）または通電時間（アークエネルギー）を設定することができる。これらの設定方法の概念については、SF<sub>6</sub>ガス絶縁電力機器への適用は可能であると考えられる。

なお、本設定方法の汎用性については、対象とする電力機器の体積や形状、放圧機構の開口部などの形状をパラメータとして、実験および解析の両面から検証する必要がある、今後の課題である。

## 謝辞

本研究の遂行ならびに本論文の執筆にあたり、懇切なるご指導とご鞭撻を賜った名古屋大学大学院 工学研究科 教授 早川直樹先生に甚大なる感謝の意を表します。また、本論文の執筆にあたり、SF<sub>6</sub>ガスの熱力学・輸送特性の提供を頂くとともに、アーク現象に関する広い視点からご指導を賜った名古屋大学大学院 工学研究科 教授 横水康伸先生に深く感謝の意を表します。さらに、本論文の執筆にあたり、広い視野からご指導を賜った名古屋工業大学 大学院 工学研究科 教授 安井晋示先生に深く感謝の意を表します。また、本研究の遂行ならびに本論文の執筆にあたり、有益なるご助言とご指導を賜った名古屋大学大学院 工学研究科 准教授 小島寛樹先生に厚く感謝いたします。

本研究は、一般財団法人電力中央研究所において実施されたものである。国内会議論文、国際会議論文、および学術論文の執筆におけるご助言、実験や解析データに関する議論をして頂くとともに、終始懇切なる励ましを頂いた株式会社電力テクノシステムズ 代表取締役社長 天川正士氏、一般財団法人電力中央研究所 グリッドイノベーション研究本部 ファシリティ技術研究部門 岩田幹正副研究参事、一般財団法人電力中央研究所 グリッドイノベーション研究本部 ファシリティ技術研究部門 大電力試験所 副試験所長 田中慎一上席研究員に深甚なる感謝の意を表します。

また、本研究を進めるにあたり、実験業務および解析業務に際して多大なるご協力を頂いた一般財団法人電力中央研究所 グリッドイノベーション研究本部 ENIC 研究部門 田所兼主任研究員、および一般財団法人電力中央研究所 グリッドイノベーション研究本部 ファシリティ技術研究部門 宮城吏主任研究員に深く感謝いたします。

最後に、本研究を行うための機会を与えてもらうとともに、精神的な面から支え、多大なる理解を示してくれた家族に心から感謝します。

## 本研究に関連する研究業績

### 学術論文

No.	論文題目	発表機関	著者	関連する章
1	SF <sub>6</sub> ガス中アーク発生時の密閉容器内部の圧力上昇特性およびエネルギー収支	電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), Vol.135, No.3, pp.181-190 (2015)	神足 将司 田所 兼一 田中 慎一 岩田 幹正 天川 正士	第 3 章
2	SF <sub>6</sub> ガス中アーク発生時の密閉容器内の圧力上昇およびエネルギー収支に及ぼす電極材質の影響	電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), Vol.137, No.4, pp.319-329 (2017)	神足 将司 田所 兼一 田中 慎一 岩田 幹正 天川 正士	第 3 章
3	油入電力機器のアーク故障に起因する絶縁油の燃焼を想定した大型電気室内の圧力上昇解析	電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), Vol.137, No.4, pp.330-338 (2017)	神足 将司 宮城 吏幹 岩田 正士 天川 正士	第 2 章
4	SF <sub>6</sub> ガス絶縁電力機器の空気による内部アーク代替試験法の検討—空気の初期充填ガス圧力値の設定方法—	電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌), Vol.138, No.11, pp.914-922 (2018)	神足 将司 田所 兼一 田中 慎一 岩田 幹正	第 5 章
5	Alternative test method of internal arcing for replacing SF <sub>6</sub> by air in SF <sub>6</sub> -insulated power equipment	Engineering Research Express 3 (2021) 035005, DOI: 10.1088/2631-8695/ac0fc2	Masashi Kotari Mikimasa Iwata Hiroki Kojima Naoki Hayakawa	第 4 章 第 5 章

## 国際会議論文

No.	論文題目	発表機関	著者	関連する章
1	Experimental Evaluation of Fraction $k_p$ of Electrical Energy Contributing to Pressure Rise due to Air and SF <sub>6</sub> Arc in a Closed Container	Proceedings of the 20th International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2014), A-17, pp.111-114 (2014)	Masashi Kotari Tomo Tadokoro Shin-ichi Tanaka Mikimasa Iwata Tadashi Amakawa	第3章
2	Pressure Rise due to Air and SF <sub>6</sub> Arc and Energy Balance in a Closed Container	Proceedings of the 21st International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2016), Vol.1, pp.189-192 (2016)	Masashi Kotari Tomo Tadokoro Shin-ichi Tanaka Mikimasa Iwata Tadashi Amakawa	第3章
3	PRESSURE OSCILLATION DUE TO ARCS IN A CLOSED CONTAINER FILLED WITH AIR AND SF <sub>6</sub>	Proceedings of the 24th International Conference on Electricity Distribution (CIRED2017), Paper 0486 (2017)	Masashi Kotari Tomo Tadokoro Shin-ichi Tanaka Mikimasa Iwata	第3章
4	Configuring the Test Current of Internal Arc Tests to Replace SF <sub>6</sub> with Air in SF <sub>6</sub> -Insulated Power Equipment	Proceedings of the 22nd International Conference on Gas Discharges and their Applications (GD2018), A22, VOLUME 1 (2018)	Masashi Kotari Tomo Tadokoro Shin-ichi Tanaka Mikimasa Iwata	第5章
5	Analysis of the Characteristics of Pressure Rise and Exhausted Hot Gas due to Internal Arc Faults in SF <sub>6</sub> -Insulated Power Equipment	Proceedings of 5 <sup>th</sup> International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology, I-1-4, pp.531-534 (2019)	Masashi Kotari Tomo Tadokoro Shin-ichi Tanaka Mikimasa Iwata Hiroki Kojima Naoki Hayakawa	第4章

## 特許

No.	発明の名称	出願日, 出願番号 公開日, 公開番号	発明者	関連する章
1	ガス絶縁機器の試験装置 及びガス絶縁機器の試験 方法	2017年9月25日出 願, 2017-184032  2019年4月18日公 開, 2019-062611	神足 将司 岩田 幹正 田中 兼慎	第5章