

SF₆ ガス遮断器における

ノズルアブレーション現象とその促進による

熱的遮断性能向上に関する研究

佐藤 基宗

SF₆ ガス遮断器における

ノズルアブレーション現象とその促進による

熱的遮断性能向上に関する研究

佐藤 基宗

(2020 年 9 月)

目次

第 1 章 緒論	1
1-1 まえがき	1
1-2 電力系統における遮断器の機能	2
1-3 送電用遮断器(72 kV 以上)の発展と変遷	2
1-4 パッファ式 SF ₆ ガス遮断器(GCB)による大電流遮断原理	4
1-5 SF ₆ ガスの地球温暖化への影響	9
1-5-1 SF ₆ ガスの大気排出量	9
1-5-2 SF ₆ ガス排出削減目標	9
1-6 145 kV クラスでの送電用遮断器の SF ₆ ガス不使用化に向けた取組み	11
1-6-1 SF ₆ 代替ガスの開発動向とその課題	11
1-6-2 高電圧・大容量 VCB 開発動向とその課題	12
1-7 今後の 145 kV 以上の高圧送電用遮断器開発について	12
1-8 パッファ式 GCB 開発における技術課題	13
1-8-1 ノズルアブレーションの熱的遮断性能への影響, および同現象の数値モデル化の重要性	13
1-8-2 SF ₆ アークからの輻射熱パワー(GCB ノズルのアブレーション要因)	14
1-8-3 PTFE 製ノズルアブレーションのモデル化への取り組み例	16
1-9 本研究の目的と論文の構成	17
第 1 章の参考文献	18
第 2 章 SF₆ アーク暴露による PTFE アブレーション質量の定式化	26
2-1 まえがき	26
2-2 SF ₆ アークに暴露される PTFE のアブレーション質量の測定	27
2-2-1 測定準備	27
2-2-2 アブレーション質量 M_1	27
2-2-3 アブレーション質量 M_1 測定結果	28
2-3 PTFE アブレーションの主要因の検討	30

2-3-1 検討方法.....	30
2-3-2 実験結果.....	32
2-3-3 考察.....	33
2-4 PTFE アブレーション質量予測式の提案.....	37
2-4-1 PTFE テストピースが吸収する輻射パワー Φ_{rw}	37
2-4-2 PTFE が吸収するアークの輻射パワー Φ_{rw} による PTFE アブレーション質量 M_1 の定式化.....	41
2-5 まとめ.....	44
第 2 章の参考文献.....	45
付録 2-1 PTFE の吸収係数と吸収率の関係.....	48
付録 2-2 吸収係数の Planck 平均および Rosseland 平均の導出式.....	49

第 3 章 SF₆ ガス遮断器のアーク遮断過程におけるパuffa 室ガス圧力上昇の計算手法：ノズルアブレーション蒸気による加圧効果.....	50
3-1 まえがき.....	50
3-2 PTFE ノズルアブレーション質量の計算式.....	51
3-2-1 ノズルアブレーション質量の計算式の構築.....	51
3-2-2 アーク暴露による PTFE アブレーションとその質量.....	51
3-2-3 定数 μ の決定.....	52
3-3 モデル SF ₆ 遮断器の大電流遮断過程におけるノズルアブレーション質量：PTFE 製ノズルアブレーション質量式の検証.....	56
3-3-1 ノズルアブレーション質量.....	56
3-3-2 ノズルアブレーション質量の計算.....	58
3-4 電流遮断過程におけるパuffa 室圧力.....	61
3-4-1 測定方法.....	61
3-4-2 測定結果.....	62
3-5 PTFE アブレーションを考慮したパuffa 室圧力計算法の提案:アブレーション質量 m (式(3-6))の展開.....	65

3-5-1 計算方法	65
3-5-2 提案計算手法の適用によるパuffァ室圧力の導出	71
3-5-3 本論文でのパuffァ室圧力計算手法の利点	75
3-6 まとめ.....	76
第3章の参考文献.....	76
第4章 熱的遮断性能を向上させる GCB 用アブレーション材料	80
4-1 まえがき	80
4-2 GCB に適したアブレーション材料の探索.....	81
4-2-1 これまで検討された遮断器用アブレーション材料	81
4-2-2 GCB に適したアブレーション材料の必要条件	81
4-2-3 GCB に適したアブレーション材料の選定	82
4-3 GPE アブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果.....	83
4-3-1 実験準備.....	83
4-3-2 実験結果.....	83
4-4 GPE のアブレーション質量特性およびアブレーション主要因の検討.....	85
4-4-1 GPE アブレーション質量の測定条件.....	85
4-4-2 アブレーション質量 M_1 の測定結果.....	86
4-4-3 GPE アブレーションの主要因の検討.....	87
4-4-4 GPE を適用する GCB ノズル構造案.....	89
4-4-5 GPE の GCB ノズル適用時に生じるアーク分解生成物.....	90
4-5 まとめ.....	90
第4章の参考文献.....	91
第5章 総括	94
5-1 研究成果のまとめ.....	94
5-2 今後の展望.....	97

謝辞	98
本研究に関して発表した論文	99

第1章 緒論

1-1 まえがき

電気は日常生活のみならず病院や学校などの社会施設でも欠くことのできない存在であり、現代社会を支える基盤エネルギーとして、世界的にその重要性が高まっている。表 1-1 に示す IEA/OECD の統計では、2008 年から 2020 年にかけて世界人口が 40 億人から 80 億人へと倍増する間、電力供給量は 30%増加している[1][2]。この電力供給量の増加傾向は、よく知られている電力インフラ投資と世界の GDP の規模・成長率との強い相関、および図 1-1 に示す 2050 年までの各国の購買力平価(PPP: Purchasing Power Parity)で換算しなおした GDP の増大予測を考慮すれば、今後も維持されると予想できる。さらに、アフリカなどの表 1-1 における電力使用主要国としてまだあがってきていない世界の約 30%の地域がまだ電化されておらず、電力の重要性は今後ますます高まっていくと考えられる。

電力は貯蔵できないため、需要と供給のバランスをとることと、電力の流れを制御して供給信頼性を向上させるために、発電所と需要地を結ぶ電力送変電・配電網がめぐらされており、これを電力系統と呼んでいる。電力系統は発電所、電力を送る送電線、電圧・電流を変換し回路の開閉保護を行う変電所・開閉所、需要家に電力を配る配電網からなっている。電力系統は高品質な電力を信頼性高く制御・共有するのが主たる役割であるが、事故や異常時の保護切り替え制御を迅速に行うのも重要な責務であり、遮断器などのスイッチがその役割を担っている。

Table. 1-1. Relationship between world population and electricity generation [1][2].

IEA/OECD 統計	人口 (億人)			発電量 (1000TWh)		
	2008	2016	2020	2008	2016	2020
中国	13.4	13.7	13.9	3.5	6.0	6.6
インド	11.9	12.6	13.9	0.8	1.4	1.6
ドイツ	0.8	0.8	0.8	0.6	0.7	0.7
日本	1.3	1.3	1.2	1.1	1.0	1.0
米国	3.1	3.2	3.4	4.3	4.3	4.3
ロシア	1.4	1.4	1.4	1.0	1.0	1.0
世界合計	40	72.8	76.5	20.1	24.7	25.7

電力インフラ投資はGDP規模・成長率と強い相関： 英PwC Growth Markets Centre予測

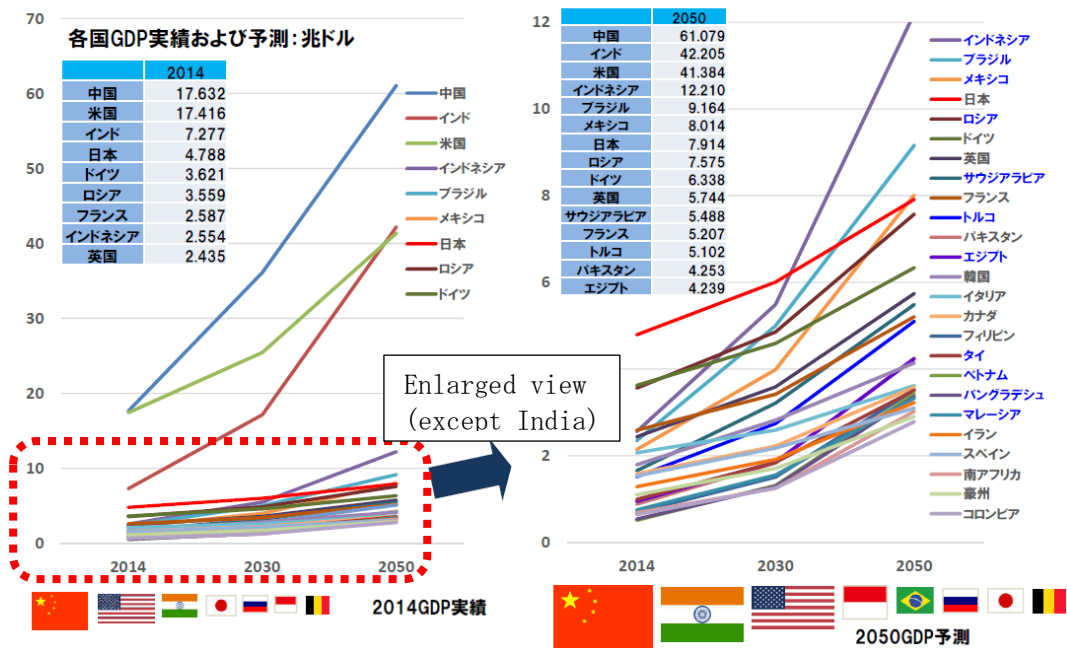


Figure. 1-1. GDP in PPP(Purchasing Power Parity) terms transition [3].

1-2 電力系統における遮断器の機能

遮断器は、大地から絶縁された主回路で正常時の系統の電流を流す機能に加えて、負荷電流や事故電流を短時間で自動的に遮断する機能を有するスイッチである。特に交流回路での短絡事故では定格電流の数十倍もの大電流が流れるため、遮断器による系統の事故電流の速やかな遮断は、電力系統における停電被害を極小化し、かつ変圧器をはじめとする高価な送変電設備を確実に保護するのに重要である。遮断器の定格遮断電流は国内外での規格(JEC-2300, IEC62271-100)では最大 63 kA(実効値)もの大電流まで規定されている。

1-3 送電用遮断器(72 kV 以上)の発展と変遷

交流電流の遮断原理は、遮断器内部の金属接点開放時に発生するアークを何らかの方法で冷却し電流零点でアークへのパワー入力为零になることを利用して遮断することであり、その冷却の方法、媒体によって種々の方法に分かれる。現在、72 kV 以上での送電用遮断器の極間に発生するアークの消弧には、SF₆ ガスを吹き付ける方式

が主流となっている。

図 1-2 に 1930 年代以降における遮断器の 1 遮断点(1 消弧室)あたりの遮断容量の向上を示す[4]。遮断器における絶縁および消弧媒体として 1970 年代以前までは油や空気が使用されてきたが、現在では SF₆ ガスが使用されている。SF₆ ガスは絶縁性能が空気の約 3 倍あることに加えて、消弧能力は空気の約 100 倍[5]-[8]とも言われており、遮断器の絶縁、消弧媒体として卓越した特性を有している。電力用の SF₆ ガス遮断器 (GCB: Gas Circuit Breaker)において、消弧室は電流遮断を行うコンポーネントであり、高圧力の SF₆ ガスで満たされた密閉容器の中に配置される。ガス容器は、特に日本では耐震性に優れた接地金属タンクを用いることが多い。SF₆ ガスは消弧室内部での電気絶縁、消弧室や導体などの高電圧部位と接地タンク間の電気絶縁を行うと同時に、アークへの吹き付けガスとしても使用される。

現在 GCB の主流であるパuffァ式は 1970 年中ごろ以降から電力用遮断器として広く用いられるようになった方式であり、操作機構によりパuffァシリンダと一体化した可動電極を駆動することによって開極を行い、発生したアークへパuffァシリンダとピストンで作られる高圧ガスをノズルを通して吹き付けて消弧するものである。本方式の GCB では、パuffァ室内の圧力上昇にアークの熱エネルギーを用いる、いわゆる「自力消弧式」消弧室が取り入れられるなど、様々な消弧方式の改良が行われてきた。これにより、1980 年に遮断点 1 点あたり約 10 GVA だったパuffァ式 GCB の遮断容量は、その後 20 年で約 2 倍にも向上している。この GCB の遮断容量の増大によって、GCB に適用される消弧室の数の削減や、操作装置の低出力化が推進されてきた。図 1-3 は 550 kV/63 kA のパuffァ式 GCB の外観写真である[9]。操作装置にはバネ操作装置が適用されており、高出力を得やすい油圧式操作装置適用の GCB に比べて、保守性が向上している。

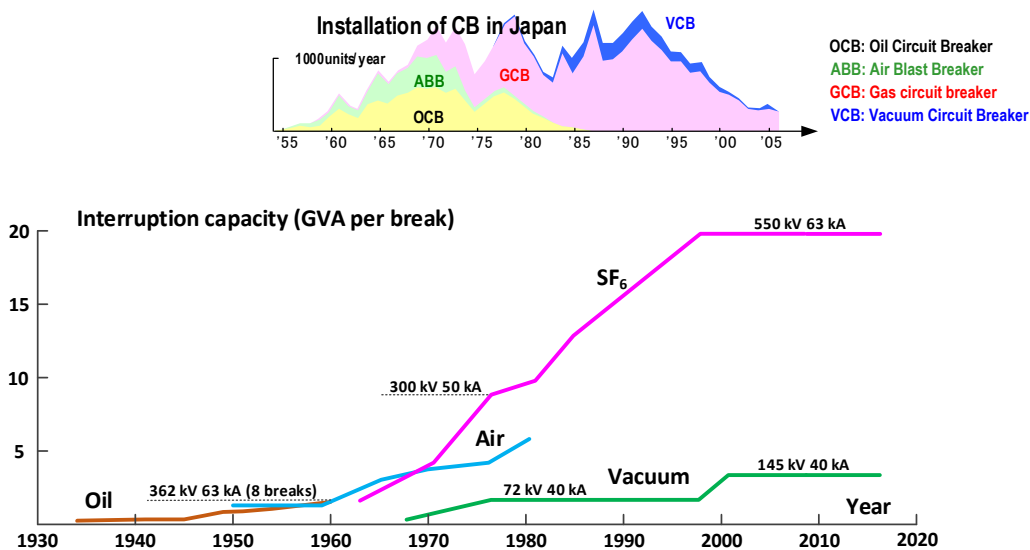


Figure. 1-2. Improvement of interruption capacity of circuit-breaker [4].

550kV 63kA ばね操作 GCB の外観(開発試験状況写真)



Figure. 1-3. 550 kV/63 kA SF₆ gas circuit-breaker (GCB) with spring mechanism [9].

1-4 パウファ式 SF₆ ガス遮断器(GCB)による大電流遮断原理

電力用遮断器において、接点間の金属接触が失われる瞬間には、電流が1点に集中し、接点金属の加熱、蒸発を生じ、これが起点となって周囲気体が高温となり導電性を持つようになる。現象的にはアーク放電が接触子間を橋絡し、これを通じて電流が

流れ続ける。電流零点においては、アーク陽光柱へのエネルギー注入は零となるので、エネルギー損失が十分大きければ導電性が維持できず、極間に現れる系統電圧に耐える絶縁体に変化する。遮断器では、このように電流を流す機能と電氣的に回路を絶縁する機能との切り替えを、電流零点を境としてアークの過渡応答を通じて行っている。

図1-4にパuffァ式GCBの全体断面図を示す。また、図1-5は、大電流遮断の過程における電流およびアーク電圧の模式図と、パuffァ式GCB消弧室の動作図を対応させたものである。

消弧室は、可動電極と固定電極で構成され、投入状態では可動電極と固定電極は接触状態にあり、それら接触面を通じて電流を流通させる。電極はPTFE (Polytetrafluoroethylene)からなるノズルで囲まれている。系統に事故電流が流れ、GCBへ開極指令が与えられると、操作装置に駆動されるパuffァシリンダなどの可動部分が開極動作を開始し、可動電極と固定電極の開離後にアークが点弧する。また同時に、アークの点弧空間とつながっているパuffァ室が圧縮される。

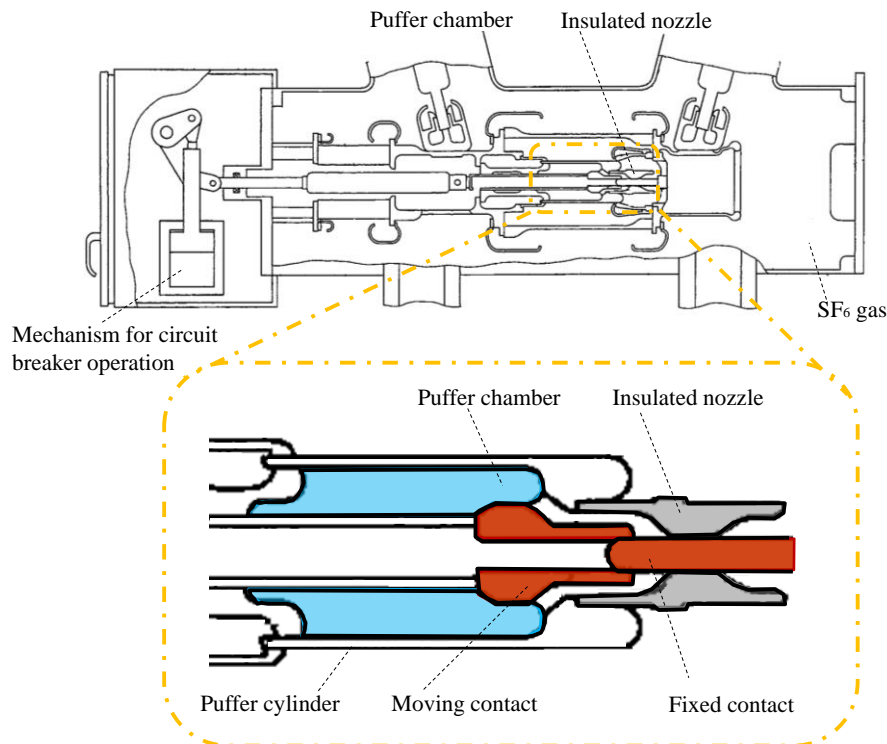


Figure. 1-4. Cross section of puffer type GCB [10].

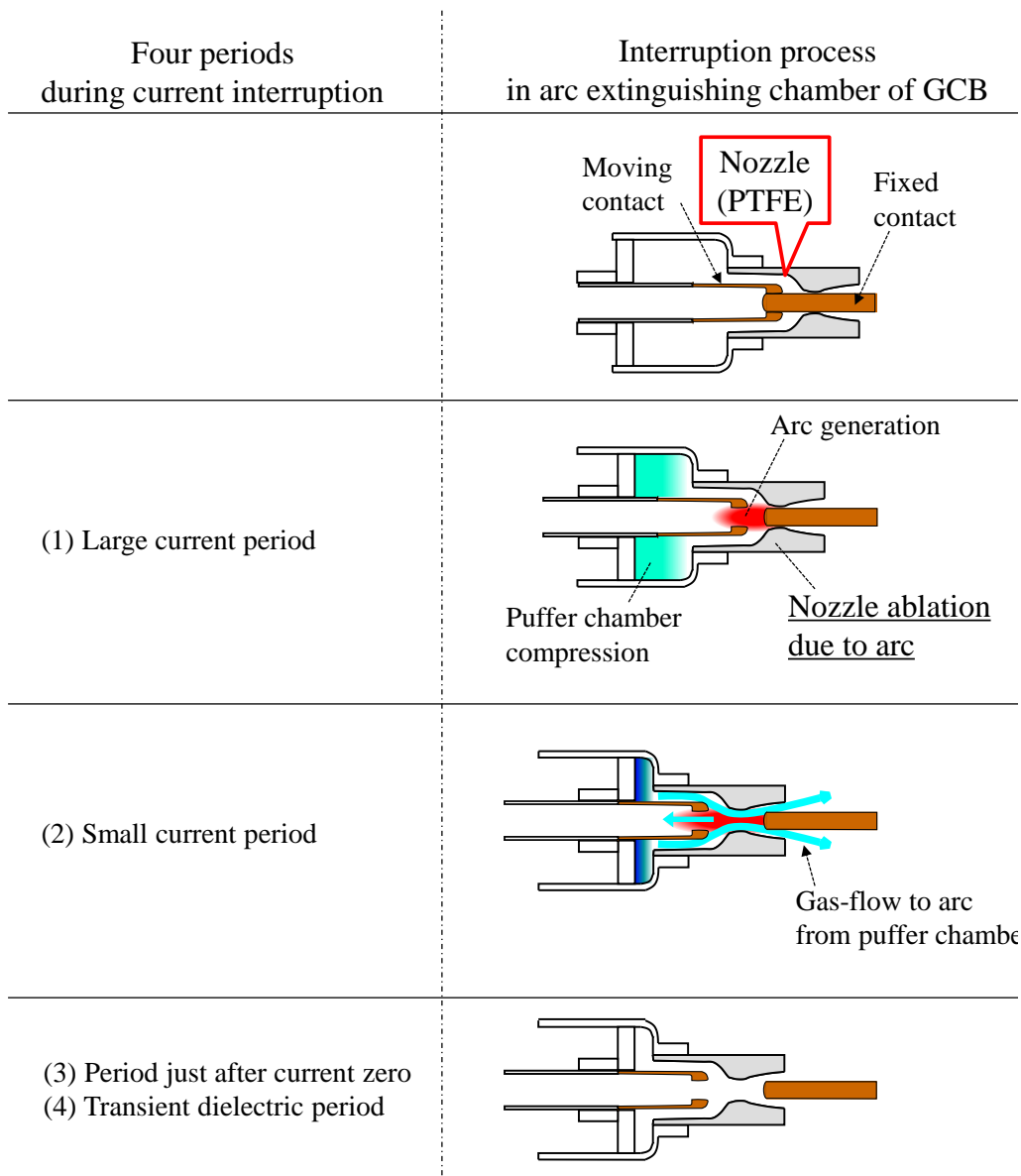
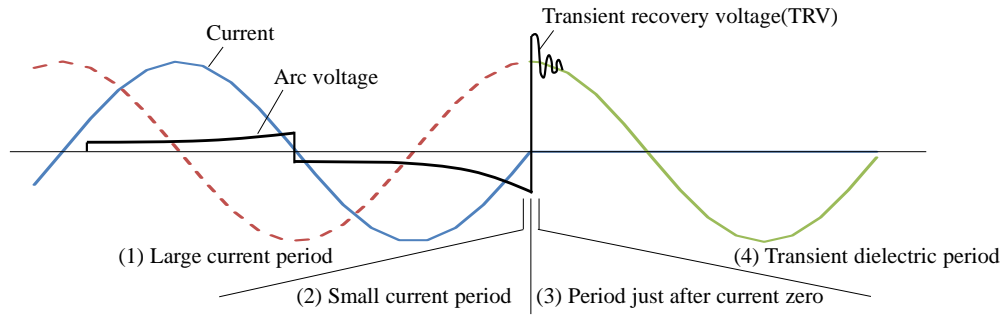


Figure. 1-5. Arc interruption process in arc extinguishing chamber of puffer type GCB.

大電流遮断の過程で生じる、数10 kAの大電流のアークと、零点付近の数10~数 Aの小電流のアークでは、アークとその周辺で生じる現象はかなり異なったものとなる。そこで、電流の大きさや電流零点からの時間に着目して遮断過程を便宜的に次の4つの期間に分類し、図1-5を参照して各期間の特徴を述べる。

(1) 大電流期間

パuffa室内部の SF₆ ガスが圧縮される。開極動作によって可動電極と固定電極が開離すると、電離した SF₆ ガスを通電媒体とする導電性アークが絶縁ノズルの内部で発生する。

主にノズルの内部やその周辺の空間について、大電流アークによる圧力、温度、流速などが大きく変動する。またこの時、アークによる絶縁ノズルの溶発(アブレーション)が活発に生じ、ノズル蒸発ガスが高温の SF₆ ガスとともにパuffa室へ逆流する。これは、パuffa室内部のガス圧力上昇に影響する。

(2) 小電流期間

電流零点付近でのアークコンダクタンスの低下が重要となる期間であり、アークと周囲のガスとの半径方向のエネルギーのバランスに主に支配される熱的破壊現象が関係する。

消弧室内部では、電流の零点に近づくにつれてアークの導電径は次第に細くなり、パuffa室内部で高圧力化された SF₆ ガスが、ノズル内で高速の流れとなってアークを冷却し、電流零点を迎えたときにアークは遮断される。

(3) 電流零点直後(数 μs)の期間

電極間の空間には高温の導電性ガスが残留しているため、遮断直後から電極間に印加される過渡回復電圧(TRV: Transient Recovery Voltage)によって微小電流(残留電流)が流れる。したがって、この残留電流と TRV によって電極間空間へ熱エネルギーが入力される。ここで、パuffa室からの SF₆ ガス吹付けによる電極間空間の冷却は継続しているため、同ガス吹付けの冷却力が前記熱エネルギー入力による同空間加熱力を上回ると、残留電流は消滅する。一方、ガス吹付けによる冷却力が十分でない場合、電極間空間の加熱が促進され、再点弧(熱的破壊)に至る。

この期間(2)-(3)にかけてのガス吹付けによる冷却力は熱的遮断性能と呼ばれる。

(4) 過渡的な絶縁期間

消弧室からの熱ガス流が、遮断器内の広がりのある空間へ流出、拡散する。この期間において、消弧室の電極間空間の絶縁は、ガスの温度低下および密度

増加によって回復していく。この時の絶縁回復早さが TRV の上昇早さを上回ると、GCB における遮断が完了する。一方、前記絶縁回復早さが TRV の上昇早さを下回ると、電極間が絶縁破壊し、再点弧に至る。この絶縁回復早さは誘電的遮断性能と呼ばれる。

上記(1)および(2)の大電流および小電流期間では、消弧室におけるエンタルピーフローが熱的遮断成否を左右する[11]-[13]。また、パuffa形GCBの熱的遮断性能と電流零点前後の現象については、次式の関係が知られており、同関係式からアークへのガス吹き付け圧力、すなわちパuffa室内の圧力が遮断性能を左右する重要な要素であることがわかる[14]-[17]。

$$\left(\frac{dV}{dt}\right)_c = \frac{KP^a}{\left(\frac{di}{dt}\right)^b} \quad (1-1)$$

ここで、 $\left(\frac{dV}{dt}\right)_c$: 遮断可能な臨界 TRV, $\frac{di}{dt}$: 電流傾度, P : アークへのガス吹き付け圧力 (パuffa式 GCB におけるパuffa室圧力) である。 a は臨界 TRV のガス吹付け圧力に対する依存を示す指数, b は臨界 TRV の遮断電流への依存を示す指数である。Find や西川らの実験から求められた a は 1.4~1.6, b は 2.0~2.4 である。また K は電極周辺や吹付け装置構造によって決まる定数であり、アーク軸方向の一方向のみへの吹き付けを行うシングルフロー形では 50~65, 図 1-5 のような遮断器可動側および固定側の両方向へのガス流を形成するダブルフロー形では 600 の値が提案されている。

これらエンタルピーフローやパuffa室圧力の両方にとって、ノズルは重要な役割を果たす。パuffa室からアークへのガスの吹き付けはノズルによって制御されるので、アーク冷却効率はノズル形状に依存する。さらに、ノズルは一般的に樹脂の PTFE (Polytetrafluoroethylene) で形成されるので、大電流期間においてアークによってアブレーションし、ノズルのアブレーションガスが、アークの冷却やパuffa室の圧力増大による吹き付け圧力増加に寄与して、GCB の熱的遮断性能を向上させる効果がある [13][18]-[25]。しかし同時に、大電流期間でのノズルアブレーションは、ノズル形状を変えて遮断性能を低下させる要因にもなる[22]。

以上から、ノズルアブレーションは GCB の熱的遮断性能と寿命を大きく左右する。

1-5 SF₆ ガスの地球温暖化への影響

前述のとおり、SF₆ガスは遮断器の絶縁媒体、消弧媒体として優れた性能を有しており、遮断器の高性能化、高信頼化、コンパクト化に貢献し、ひいては電力の安定供給に寄与している。一方で、地球温暖化対策が世界的な課題となる中、CO₂の23,500倍もの高い地球温暖化係数(地球温暖化への影響をCO₂を1として示した指標、GWP:Global Warming Potential)を持つSF₆ガスの地球環境への影響がクローズアップされてきている。本節では、SF₆ガスの大気放出量抑制に関する取組みや、電力用高電圧遮断器における今後のSF₆ガスの位置づけについて述べる。

1-5-1 SF₆ ガスの大気排出量

文献[26]によれば、人為的な行為によってもたらされている地球温暖化効果全体のうち、SF₆ガスの寄与は0.1%程度と小さい。加えて、わが国では、1998年に電気事業連合が策定した「電気事業におけるSF₆排出抑制に関する自主行動計画」に基づきSF₆ガスの排出抑制への取組みがなされ、図1-6に示すように、2005年以降、「機器製造時排出率3%、機器点検時排出率3%、機器廃棄時排出率1%」が達成され続けている[4][27]。さらに、機器から大気への自然漏洩量については、国内規格JEC-2350(2016)や国際規格IEC62271-1(2017)において、改定時に従来の1vol%/年から0.5vol%/年へより厳しい値に変更されている。実際、ガス絶縁機器の気密性はこれら規格が求めるものより高く、0.1vol%/年以下であるとの報告もある[28]。

以上から、SF₆ガスの地球温暖化へ与える実質的な影響は非常に小さい。

1-5-2 SF₆ ガス排出削減目標

前節のとおり、大気排出量は少ないものの、SF₆ガスは温暖化ガスである。そのため、その排出削減に向けた取組みが世界的に進められている。

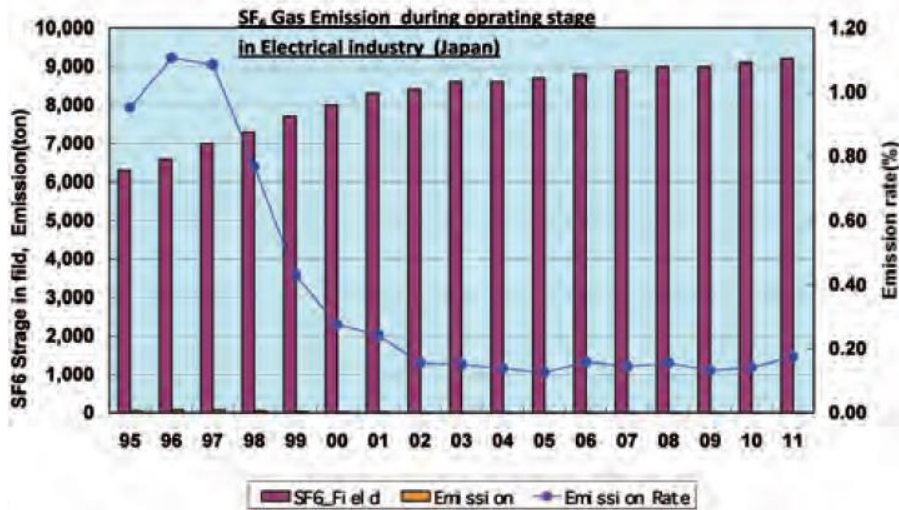
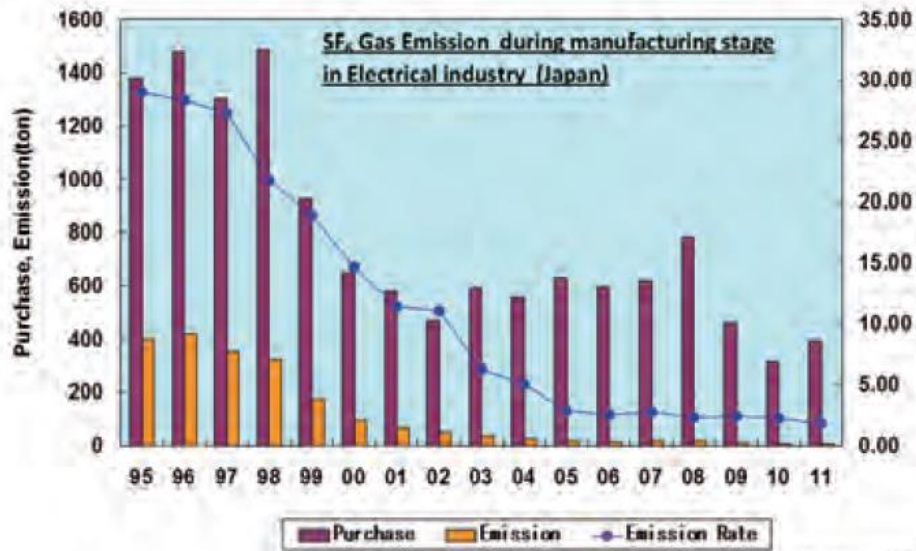


Figure. 1-6. SF₆ emission during manufacturing and operation of electrical equipment in Japan [4].

2015年のCOP21(第21回気候変動枠組条約締約国会議)で採択されたパリ協定では、COP3においてSF₆ガスを規制対象ガスの1つとして指定した京都議定書の内容が改めて確認および採択され、翌年のCOP22では日本はパリ協定の締結書類に署名した。日本においては、6種の対象ガス(CO₂, CH₄, N₂O, HFC, PFC, SF₆)について、それら排出量を2030年までに2013年比に比べ26%削減するとしている。また、米国カリフォルニア州環境局(CARB: California Air Resources Board)は、2030年までにSF₆ガス機器購入を段階的に禁止する検討を行っている[29]。

1-6 145 kV クラスでの送電用遮断器の SF₆ ガス不使用化に向けた取組み

温室効果ガスの大気排出量削減への取組みの一環として、2000年ごろから、送電用の高電圧遮断器における消弧ガスをSF₆ガスから別のものへ置き換えようとする取組みが行われている。

SF₆ガスの不使用化に向けた取組みは、SF₆代替ガス開発、および真空遮断器(VCB: Vacuum Circuit Breaker) の高電圧・大容量化の大きく2つに分類される。

1-6-1 SF₆ 代替ガスの開発動向とその課題

遮断器の消弧ガスとして、単体ガスではCO₂がSF₆代替ガスの候補とされている[30]-[40]。しかしながら、CO₂の熱的遮断性能はSF₆の50%以下と低く[30]-[32]、表1-2に示すようにSF₆ガス遮断器に対して封入圧力、機器サイズおよび駆動エネルギーなどすべての設計項目が大型化してしまう。そこで、CO₂へCF₃I, He, N₂, CH₄, O₂など、他のガスを混合させることで遮断性能を向上させる検討もなされている[41]-[51]。

2014年の国際大電力システム会議(CIGRE: Conseil International des Grands Reseaux Electriques)パリ大会では、CO₂ やO₂を主ガスとして少量のケトン系ガス(C5-FK, (CF₃C(O)CF(CF₃)₂)やニトリル系ガス(C4-FN, (CF₃)₂-CF-CN)を混合したSF₆ガスの代替ガスが提案され、それらを適用した遮断器の遮断性能が活発に検討されている。しかしC5-FKやC4-FNを用いた遮断器の開発はいまだ145 kVクラスにとどまっている[52]-[55]。さらに、遮断時のアーク熱で分解しても温度が低下すると復元するSF₆ガスと異

Table. 1-2. Comparison of design parameters between 72 kV-class SF₆ gas and CO₂-GCB model [34].

Items	The latest SF ₆ gas circuit breaker*	The CO ₂ -GCB model
Gases	SF ₆	CO ₂
Interlocking pressure (MPa-g)	0.4	0.7
Outer diameter of the interrupting chamber (%)	100	130
Stroke (%)	100	155
Weight of the movable part (%)	100	140
Driving energy (%)	100	450

(*Product of TMT&D Corporation)

なり、C4-FNやC5-FKは一度分解すると元に戻らない[56]-[58]。これは、電流遮断を繰り返すことでこれらSF₆代替ガスの熱的および誘電的遮断性能が変化することを意味し、高い信頼性が求められる電力用遮断器にとって望ましくない。また、C4-FNやC5-FKが分解すると凝縮相炭素が生成されるため[58]、電流遮断後の遮断器の耐電圧性能低下を招きかねない。加えて、C5-FKやC4-FNはSF₆ガスに比べて毒性が高いことが知られている。OEL-TWA(Occupational Exposure Limit -Time Weighted Average)という“この数値以下なら人体への健康上の影響が表れない”とされるガス濃度指標では、SF₆ガスが1,000 ppmなのに対し、C5-FKは約70 ppm、C4-FNは約200 ppmである。すなわち、人体への影響という側面において、C5-FKはSF₆の約15倍、C4-FNはSF₆の約5倍の毒性があるので、安全衛生上の点でも課題が多い。

1-6-2 高電圧・大容量 VCB 開発動向とその課題

SF₆ガスの不使用化に向けた取り組みの2つ目は真空遮断器(VCB:Vacuum Circuit Breaker)の高電圧・大容量化である。2018年に開催されCIGREパリ大会では、真空遮断器のこれら課題についても議論されおり、論文A3-302[59]では3つの真空バルブを並列に配置する発電機主回路遮断器(24 kV, 27 kV)の構成が示された。また、A3-311[60]では145 kV/170 kVクラスの真空バルブにおける大電流通電性能の実現可能性評価が報告されている。

しかしながら、SF₆ガスと異なり、真空の絶縁耐力はギャップ長が増大すると飽和してしまう[61]。そのため、真空バルブ1本あたりの耐電圧性能は、SF₆ガス遮断器の1消弧室あたりの耐電圧性能(550 kV)に届かず、現在国内で製品化されている真空バルブの最大電圧定格は145 kVである[62]。

1-7 今後の145 kV以上の高圧送電用遮断器開発について

我が国をはじめ先進諸国において、電力設備はすでに社会インフラとして整備されており、我が国では最大550 kV、海外では800 kV～1100 kVもの高電圧を使用する電力

設備は、その安定運用をSF₆ガスの優れた消弧能力・絶縁能力に依存している。また、節1-5-1で述べたように、ガス絶縁機器からのSF₆ガスの大気放出量は0.1vol%/年以下と非常に少なく、実質的な地球温暖化への影響は小さい。

また、節1-6では、送電用遮断器におけるSF₆ガス不使用化に向けた取り組みをまとめた。SF₆不使用化手段として検討されているSF₆代替ガスおよび真空遮断器の両取り組みにおいて、現時点で実現できている電圧クラスは145 kVまでである。また、それらの基本的特性から、更なる高電圧化とそれに伴う大容量化(550 kV遮断器では最大定格電流が8000 Aにもなる)を可能にするコンセプトは今のところ発案されていない。

以上から、特に送電系統の基幹電圧である 275 kV/550 kVなどの超高压では、遮断器のSF₆ガス不使用化は容易ではない。したがって、SF₆ガス遮断器は当面電力系統に欠くことの出来ない存在であり続けるので、今後の電力系統のさらなる発展のために、遮断性能向上のための研究を続けていかなければならない。

1-8 パッファ式 GCB 開発における技術課題

1-8-1 ノズルアブレーションの熱的遮断性能への影響、および同現象の数値モデル化の重要性

節1-4で述べた通り、パッファ式GCBの熱的遮断性能はパッファ室圧力が左右する。また、このパッファ室圧力には、少なくとも以下の事象が関係している[18]- [25]。

1. 機械的圧縮によるパッファ室容積の減少。
2. パッファ室への高温ガスの逆流によるパッファ室内ガスの温度上昇とガス密度増加。
3. PTFE 製ノズル表面に到達する熱パワー。
4. (a) 上記 3 によってアブレーションされた PTFE 分解蒸気の質量。(b) 同蒸気がパッファ室に逆流することによるパッファ室内ガス温度上昇とガス密度増加。

このうち、3 および 4 にかかわる PTFE 製ノズルのアブレーションは、ノズルスロット径増大によるガス流路断面積の変化を引き起こし、遮断器の電流遮断限界に、また

遮断器の余寿命にさえも影響を与える。一方で、ノズルのアブレーションガスが、アークの冷却やパuffa室の圧力増大による吹き付け圧力増加に寄与して、GCBの熱的遮断性能を向上させる効果も知られている[13][18]-[25]。

したがって、パuffa式GCB開発において、アーク挙動の数値解析などで遮断過程のパuffa室圧力の変化を見積もり、同消弧室の設計指針を得ようとするなら、ノズルアブレーション質量の的確な予測が重要な課題となる。また、その予測は、費用および時間などの開発資源削減の観点から、一般的に普及している代数計算ソフトウェアによって短時間で実施できるのがより望ましい。

1-8-2 SF₆アークからの輻射熱パワー(GCBノズルのアブレーション要因)

GCBのような高ガス圧力のSF₆ガス中で生じるアークでは、粒子密度が高いため、構成粒子間の弾性衝突、あるいは励起、電離などを伴う非弾性衝突が頻繁に起こり、ガス温度は十分に高まって電子温度とほぼ等しく[63]、数千度以上の高温となる。このため、常温で分子状態にあるSF₆ガスは、アーク陽光柱内では、熱解離して少原子分子もしくは原子状態に、さらにそれらが電離してイオン状態になっている。これらアーク陽光柱の構成粒子間には、気体運動論的、化学反応論的な熱平衡がよく成立しているとされている[64]。

図1-7は、アーク陽光柱が熱平衡にあるとの仮定のもと、熱解離、電離反応に関するSahaの関係式に基づいて理論的に導かれた高温SF₆ガスの粒子組成である[65]。同図から、大電流域におけるSF₆アーク温度(約20,000 K)では、SF₆ガスは解離および電離している。このような高温のSF₆アーク陽光柱の内部では、電子の励起、自由電子とイオンの再結合、および原子核近傍の電界中を通過する自由電子の制御作用などが活発に起こるので、放射量が極めて大きいことが特徴である[66]-[77]。図1-8に示すように、SF₆アークからの放射パワーは、アーク電流およびガス圧力が上昇すると増大し、ガス圧力0.4 MPa(絶対圧力)およびアーク電流10 kAでは入力パワーの約40%にもなる[71]-[73]。そのため、アークの放射パワーはGCBにおけるPTFEアブ

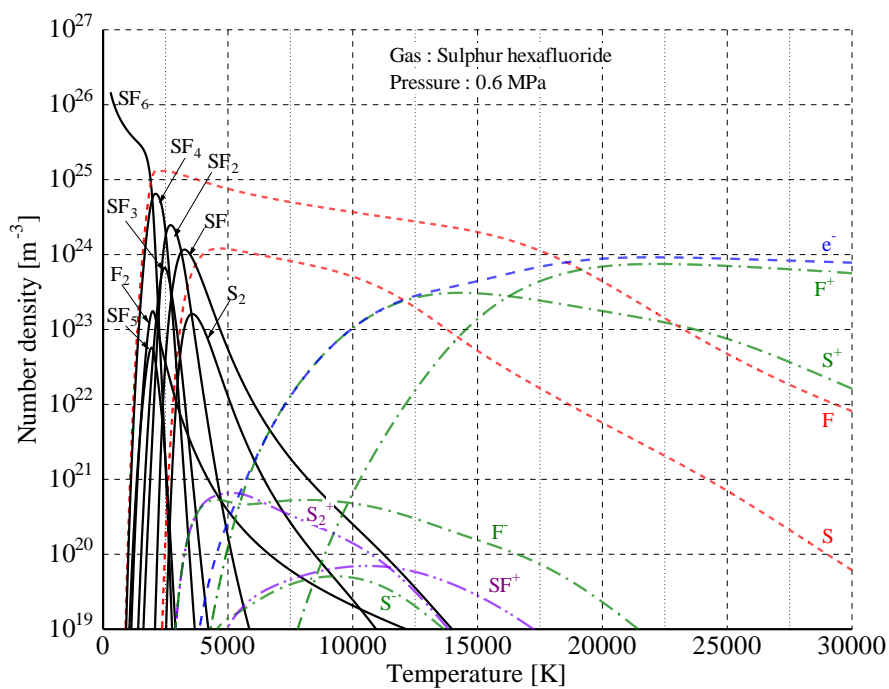


Figure. 1-7. Number density of SF₆ at 0.6 MPa(absolute pressure)[65].

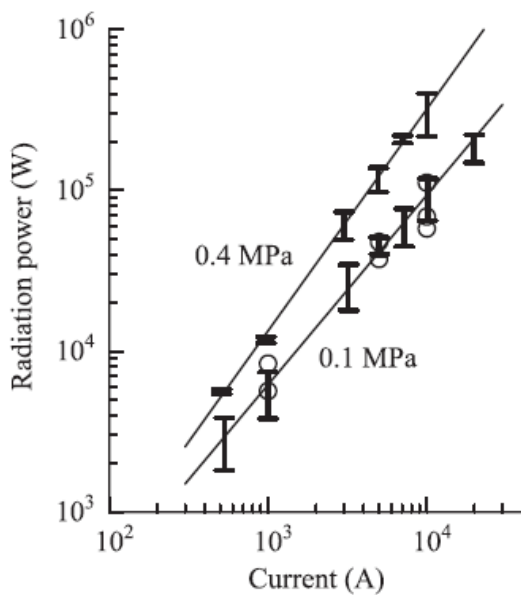


Figure. 1-8. Radiation power of SF₆ arc burning between Cu–W electrodes with gap length of 15 mm as a function of arc current for different pressures. The open mark denotes radiation power estimated from arc temperature [73].

レーションの要因と指摘されている[18]-[25],[74]-[79]。しかしながら、大電流遮断過程では、アークからの熱伝導・輻射およびアークへの消弧ガス対流など様々な動的エネルギー収支が生じるので、PTFE アブレーション質量への放射パワーの寄与を解明すること、さらにはアブレーション質量そのものを予測することは一般的に困難である。

1-8-3 PTFE 製ノズルアブレーションのモデル化への取り組み例

GCB の消弧室において、遮断中のノズルのアブレーション質量を計算し、ノズルアブレーションによるパッファ室の圧力上昇効果をアーク挙動解析に反映させる手法がいくつか提案されている[13][18]-[25]。これら手法は、大きく2つに分類される。1つ目は文献[13][18]で提案されているように、ノズルのアブレーション質量をノズル形状の考慮なしに単にアーク電流値と実験により得た定数から決めるものである。しかし、図 1-5 に示すように、アークが発生する GCB ノズルの内径はノズル上流および下流部で広く、軸方向位置によって一定でない。また、定格電圧や遮断電流によってノズル寸法も様々であるため、この1つ目のノズルアブレーション計算手法は消弧室のアーク挙動解析にとって汎用的なモデルではないといえる。

2つ目は、文献[19]-[25]で提案されているように、アークからノズルへ照射される輻射流束から PTFE 熱分解量を導出しているものである。これらはノズル形状考慮とアークからの輻射流速計算のために、2次元もしくは3次元の数値解析用の消弧室モデルの構築、および同モデル内部におけるガス温度や密度などの空間分布計算を必要とするので、実現に近い状況下におけるノズルアブレーション質量予測が可能である。一方で、計算時間には通常数時間から数日を必要とし、さらに一般的に普及している代数計算ソフトウェアでの実行は困難である。

以上から、文献[13][18]-[25]などで提案されているこれまでのノズルアブレーションの計算モデルは、GCB の開発初期段階において、遮断器構造や可動部の動作速度、遮断電流やアーク時間などの多くのパラメータを加味しながら、最適な消弧室構造を見

出すには使いづらいと言える。

1-9 本研究の目的と論文の構成

本研究では、高遮断性能な GCB 消弧室の開発効率向上および機器のさらなる小形化を目的とする。研究はノズルアブレーション現象に焦点を当て遂行されたものであり、同現象を考慮した GCB パuffa室でのガス圧力の過渡推移予測法および同現象を活用した GCB の熱的遮断性能向上手法を開発している。GCB パuffa室でのガス圧力の過渡推移予測法は、機器開発初期段階において、熱的遮断性能に優れた GCB 消弧室構造の作り込みに効果があり、開発効率の改善に貢献できる。また、熱的遮断性能向上手法は、これまでのノズル形状最適化や自力消弧室改善に代わる技術として、GCB のコンパクト化および SF₆ ガス使用量の削減を図ることができる。

ノズルのアブレーション現象は、ノズルのアブレーションガスが GCB パuffa室での圧力増加に寄与して、GCB の熱的遮断性能を向上させる。しかし、大電流遮断過程では、アークからの熱伝導・輻射およびアークへの消弧ガス対流など様々な動的エネルギー収支が生じるので、アブレーションの要因解明とその質量予測を難しくしていた。そのため、アブレーション質量予測が必要不可欠な遮断過程における GCB パuffa室の圧力変化予測までもが困難となり、本来遮断器構造や可動部の動作速度、遮断電流やアーク時間などの多くのパラメータを加味しながら迅速に最適構造を見出さねばならない GCB の開発において、一つの解を得るのに数時間から数日を必要とする 2 次元もしくは 3 次元の数値解析用消弧室モデルを使わざるを得なかった。

本論文は、上述した課題を解決する成果である。一般的なノズル材料である PTFE について、そのアブレーションがアーク輻射流束パワーの吸収に起因することを伝熱物理に基づいて明確に説明している。さらに、PTFE アブレーション質量がアーク電流と PTFE ノズル半径を変数とする関数で表現され、得られた関数式は、GCB パuffa室でのガス圧力の過渡推移予測へ展開されている。最後に、GCB パuffa室での圧力増加を促進させる新たなノズル材料として GPE(GCB-PolyEther)を提案している。

本論文は全 5 章で構成されている。

まず、第 1 章では本研究の研究対象であるパuffa式 GCB の概要と課題をまとめるとともに、本研究の目的を明確にした。

第 2 章では、GCB の交流電流遮断過程における大電流アーク放電からの輻射流束パワー \vec{F}_{Ra} に着眼し、PTFE 製ノズルのアブレーション機構を提示し、次いで、アブレーション質量を電流およびノズル半径の関数として定式化している。

第 3 章では、第 2 章で定式化した式、すなわち PTFE による輻射吸収式を利用し、単一のノズル内半径および単一のアーク電流値に限定されない PTFE 製ノズルのアブレーション質量を表す一般式を導出している。さらに、導出されたアブレーション質量の式とガス流速式などを組み合わせて、GCB 遮断過程におけるパuffa室圧力上昇プロセスの計算手法を提案している。

第 4 章では、GCB 消弧室の熱的遮断性能を向上させる手段として、パuffa室圧力を上昇させやすいノズル材料を検討しており、GPE(GCB-PolyEther)と名付けたポリエーテルを見出した過程と、GPE アブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果を示している。

最後に、第 5 章で本論文を総括し、本研究で得られた主要な知見をまとめる。

第 1 章の参考文献

- [1]“Electricity generation”, Organisation for Economic Co-operation and Development (OECD), <https://data.oecd.org/energy/electricity-generation.htm>, (Accessed on 23 May 2020)
- [2]“Electricity”, International Energy Agency (IEA), 27 March 2020, <https://www.iea.org/fuels-and-technologies/electricity>, (Accessed on 23 May 2020)
- [3]“The World in 2050: Will the shift in global economic power continue?”, Pwc Grown Markets Centre, <https://www.pwc.com/jp/en/japan-news/2015/assets/pdf/world-in-2050-150227.pdf>, (Accessed on 23 May 2020) (2015)

- [4]P. Glaubitz et al. :“The Application of SF₆ in Transmission and Distribution Networks”,
CIGRE position paper (2014)
- [5]中西 :「SF₆ガスの特性」, 電気学会雑誌, 97 巻, 5 号, pp.4–11 (1977)
- [6]E. Charlton and F. S. Copper :General Electric Review, Vol. 40, No. 438 (1937)
- [7]H. J. Ligal, A. P. Strom, and T. E. Brown Jr : AIEE Trans. Part III, Vol. 72 (1953)
- [8]H. J. Ligal and J. B. Owens : AIEE Trans. Part III, Vol. 72 (1953)
- [9]「国内最大容量 550kV のばね操作ガス絶縁遮断器を開発」, 三菱電機株式会社,
<http://www.mitsubishielectric.co.jp/news-data/2010/pdf/0310.pdf>, (Accessed on 23 May
2020) (2010)
- [1 0] 「ガス絶縁機器の基礎技術とその適用 第 2 編 ガス遮断器(GCB)」, 三菱電
機株式会社 系統変電システム製作所編, (改訂 2017)
- [1 1] J.F. Perkins, et al.: “Enthalpy-flow Limitation of Gas-blast SF₆ Arcs”, Prpc. Instn
Elect. Engrs. 118, 948 (1971)
- [1 2] L. S. Frost: “Composition and Transport Properties of SF₆ and Their use in a
Simplified Enthalpy Flow Arc Model”, Proc. IEEE, Vol. 59, Issue: 4, pp. 474–485 (1971)
- [1 3] 吉岡ら :「パuffア式しゃ断器のしゃ断時消弧室圧力とその計算法」, 電学論
B, 98 巻 12 号, pp. 17–24 (1978)
- [1 4] Swanson, et al. :“Arc Cooling and Short Line Fault Interruption”, IEEE Trans., PAS-
90, Issue: 3, pp. 1094–1102 (1971)
- [1 5] G. Frind, et al. : “Recovery Speed of Axial Flow Gas Blast Interrupter , Dependence
on Pressure and di/dt for Air and SF₆”, IEEE Trans., PAS-93, Issue: 5, pp. 1675–1684
(1974)
- [1 6] 西川ら :「SF₆ガス吹き付けアーク回復特性」, 電学論 B, 98 巻, 4 号, pp. 57–64
(1978)
- [1 7] G. Frind, et al.: “Experimental Investigation of Limiting Curves for Current
Interruption”, BBC Symposium on Current Interruption in H. V. Networks (1977)

- [1 8] N. Osawa and Y. Yoshioka : “Analysis of Nozzle Ablation Characteristics of Gas Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 25, No. 2, pp. 755–761 (2010)
- [1 9] J. J. Gonzalez et al.: “PTFE Vapor Contribution to Pressure Changes in High-Voltage Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 43, Issue: 8, pp. 2703–2714 (2015)
- [2 0] J. L. Zhang et al.: “Computational Investigation of Arc Behavior in an Auto-Expansion Circuit Breaker Contaminated by Ablated Nozzle Vapor”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 30, No. 2, pp. 706–719 (2002)
- [2 1] A. Petchanka et al.: “Improved Modeling of Ablation Process in High Voltage Circuit Breakers for Switching Arc Simulation”, Proceedings of XXth International Conference on Gas Discharges and Their Applications, pp. 131–134 (2014)
- [2 2] S. Arabi et al.: “Modeling Nozzle Geometry Changes due to the Ablation in High-Voltage Circuit Breakers”, Proceedings of XXth International Conference on Gas Discharges and Their Applications, pp. 454–457 (2014)
- [2 3] D. Eichhoff et al. : “Study of an Ablation-Dominated Arc in a Model Circuit Breaker ”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 45, No. 30, 305204 (2012)
- [2 4] C. Lüders et al. : “Investigation of an SF₆-Selfblast Circuit Breaker”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 39, No. 4, pp. 666–672 (2006)
- [2 5] M. Seeger et al.: “Experimental Study on PTFE Ablation in High Voltage Circuit-Breaker”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 39, No. 23, pp. 5016–5024 (2006)
- [2 6] Update on Global SF₆ Emissions Trends from Electrical Equipment – Edition 1.1
01.07.2010 Ecofys Emission Scenario Initiative on Sulphur Hexafluoride for Electric Industry (ESI-SF₆)
- [2 7] 電気事業連合 : 「電気事業における環境行動計画」 (2015)

- [2 8] 電気共同研究会：「電力用 SF₆ ガス取り扱い基準」，電気共同研究第 58 巻，第 2 号 (1998)
- [2 9] Electricity Transmission and Distribution Greenhouse Gas Emissions: Meetings & Workshops, 15 August 2019, <https://ww2.arb.ca.gov/our-work/programs/elect-tandd/meetings-workshops>, (Accessed on 23 May 2020)
- [3 0] EPRI Report, “Fundamental Investigation of Arc Interruption in Gas Flow”, EPRI EL-284 (Final Report) prepared by GE, (1977)
- [3 1] Y. Yokomizu et al. “Electrical and Thermal Conductivities of High-Temperature CO₂-CF₃I Mixture and Transient Conductance of Residual Arc during Its Extinction Process”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 42, No. 21, 215204 (2009)
- [3 2] 望月ら：「各種ガスの電流遮断性能の評価」，電学論 B, 124 巻, 2 号, pp. 299–306 (2004)
- [3 3] 横水ら：「高温ガスの熱力学・輸送特性に基づく残留アークコンダクタンスの低下過程の解明」，電学論 B, 123 巻, 4 号, pp. 450–456 (2003)
- [3 4] 内井ら：「消弧媒体としての CO₂ ガスの基礎特性と実規模モデル遮断器による熱的遮断性能の検証」，電学論 B, 124 巻, 3 号, pp. 469–475 (2004)
- [3 5] 内井ら：「環境低負荷型 72kV 級 CO₂ ガス遮断器モデルの開発」，電学論 B, 124 巻, 3 号, pp. 476–484 (2004)
- [3 6] Uchii et al. ; “Fundamental Research on SF₆-free Gas Insulated Switchgear Adopting CO₂ Gas and Its Mixtures”, ISETS2007, pp. 516–520 (2007)
- [3 7] K. Zhu et al. : “Experimental Study on Characteristics of CO₂ and Its Gas Mixtures with SF₆ for High Voltage Gas Circuit Breakers”, XXth Int. Conf. Gas Discharges and their Appl., A-19 (2014)
- [3 8] P. G. Nikolic et al. : “Investigation on Switching Arcs in CO₂ by Time-Resolved Optical Emission Spectroscopy and CFD Simulations”, XXth Int. Conf. Gas Discharges and their Appl., A-27 (2014)

- [3 9] Z. Chen et al. : “Investigation on the Reduced Critical Breakdown Field of Hot CO₂ Gas and CO₂-Based Mixtures”, 3rd Int. Conf. Electric Power Equipment ICEPE-ST 2015, GO-393 (2015)
- [4 0] K. Murai et al. : “The LTE Simulation on Decaying Arc Plasmas in Various Arc Quenching Gases in a Model Circuit Breaker”, 3rd Int. Conf. Electric Power Equipment ICEPE-ST 2015, GO-495 (2015)
- [4 1] 多喜ら: 「SF₆代替ガスとして用いるCF₃Iガスの遮断特性」, 平成18年電気学会全国大会講演論文集, 6-233 (2006)
- [4 2] 糟谷ら: 「CF₃I-CO₂混合ガスのBTF遮断特性」, 平成30年電気学会電力・エネルギー部門大会論文集, 314 (2008)
- [4 3] 落合ら: 「高温CO₂-CF₃I混合ガスにおける熱力学および温度低下因子の特性」, 平成19年電気学会全国大会講演論文集, 6-263 (2007)
- [4 4] Y. Yokomizu et al. “Particle Composition of CO₂-CF₃I Mixture at Temperatures of 300-30,000 K”, IEEJ Trans. PE, Vol. 127, No. 12, pp. 1281–1286 (2007)
- [4 5] Y. Yokomizu et al. “Thermodynamic Properties at High Temperatures and Particles Present after Arc Extinction in CO₂-CF₃I Mixture”, IEEJ Trans. PE, Vol. 129, No. 10, pp. 1187–1193 (2009)
- [4 6] 佐藤ら: 「異なる吹き付け圧力環境下におけるCO₂-HeおよびCO₂-N₂混合ガスでのアーク遮断能力」, 平成21年電気学会全国大会講演論文集, 6-239 (2009)
- [4 7] Y. Yokomizu et al. “Effect of N₂ and O₂ Additions to CO₂ on Extinction Limitation of Axial Gas Flow Arc”, IEEJ Transactions on Power and Energy, Vol. 133, No. 11, pp. 858–866 (2013)
- [4 8] Y. Yokomizu et al. “High-Temperature Properties of CO₂ Mixed with N₂ – Comparison to CO₂ Mixture with O₂”, IEEJ Transactions on Power and Energy, Vol. 133, No. 11, pp. 867–874 (2013)

- [4 9] 内井ら:「消弧ガスとしての CO₂/CH₄ 混合ガスの基礎特性」, 電気学会 放電・静止器・開閉保護研究会資料, ED-09-54/SA-09-42/SP-09-11 (2009)
- [5 0] 真島ら:「CO₂/CH₄ 混合ガスの熱的遮断性能の検証」, 平成 21 年電気学会全国大会講演論文集, 6 - 240 (2009)
- [5 1] 真島ら:「CO₂/O₂ 混合ガスの熱的遮断特性」, 平成 31 年電気学会全国大会講演論文集, 6 - 070 (2019)
- [5 2] V. Hermosillo et al. “Performance Evaluation of CO₂/Fluoronitrille Mixture at High Short Circuit Current Level in GIS and Dead-Tank High-Voltage Circuit Breaker”, CIGRE 2018, A3-301 (2018)
- [5 3] K. Bousoltane et al. “Performance Evaluation of CO₂ and Fluoronitril Mixture in Comparison with SF₆”, CIGRE 2018, A3-309 (2018)
- [5 4] J. D. Mantilla et al. “Physical Aspects of Arc Interruption in CO₂/O₂/Fluoroketones Gas Mixtures”, CIGRE 2018, A3-305 (2018)
- [5 5] M. Mantilla et al. “Environmentally Friendly Perfluoroketones-based Mixture as Switching Medium in High Voltage Circuit Breakers”, CIGRE 2016, A3-113 (2016)
- [5 6] Y. Wu et al. “Properties of C₄F₇N-CO₂ Thermal Plasmas: Thermodynamic Properties, Transport Coefficients and Emission Coefficients”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 51, No. 15, 155206 (2018)
- [5 7] K. Bousoltane et al. “Investigation on the Influence of the O₂ Content in Fluoronitrile/CO₂/O₂(g₃) Mixtures on the Breaking in High Voltage Circuit Breakers”, Proc. of 22nd Int. Conf. on Gas Discharges and Their Applications, pp. 107–110 (2018)
- [5 8] Y. Yokomizu et al. “Chemical Species Produced in Arc-Quenching Gas CO₂/O₂ mixed with C₃H₂F₄, C₄-FN or C₅-FK: Prevention of Condensed-Phase Carbon Formation and Its Formulation”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 53, No. 14, 145202 (2020)

- [5 9] P. Leufkens et al. “Vacuum Generator Circuit Breaker As a Reliable SF₆- Alternative With Reduced Life Cycle Costs For Power Plants Up To 400 MW ”, CIGRE 2018, A3-302 (2018)
- [6 0] J. Teichmann et al. “145/170 kV Vacuum Circuit Breakers and Clean-Air Instrument Transformers – Product Performance and First Installations in AIS Substations”, CIGRE 2018, A3-311 (2018)
- [6 1] 宅間ら: 「高電圧大電流工学」, 電気学会大学講座, p. 83 (1983)
- [6 2] 「真空遮断器・開閉器の技術動向」, 電気学会 真空遮断器・開閉器の技術動向調査専門委員会技術報告, II部 1278号, p. 4 (2013)
- [6 3] J. M. Smerville: “The Electric Arc”, Methuen & Co. (1959)
- [6 4] S. Flügge: “Handbuch der Physik Encyclopedia of Physics”, Springer. Verlag (1956)
- [6 5] 小島ら: 「PTFE/BN 溶発分解蒸気が混入した高温 SF₆ ガスの衝突電離係数および電子付着係数 -温度 1000 K-」, 平成 31 年電気学会全国大会講演論文集, 6-040 (2019)
- [6 6] 稲葉次紀, 楠茂幸, 岩尾徹, 遠藤正雄: 「大電流器壁安定化アークの放射パワーに及ぼす電流と電力パラメータの解析的試算」, 電学論 A, 118 巻 1 号, pp. 10–15 (1998)
- [6 7] V. Aubrecht et al. : “Calculations of Radiation Transfer in SF₆ Plasmas Using the Method of Partial Characteristics”, J. Phys. D:Appl. Phys., Vol. 27, No. 10, pp. 2066–2073 (1994)
- [6 8] V. Aubrecht et al. : “Net Emission Coefficient of Radiation in SF₆ Arc Plasmas”, J. Phys. D:Appl. Phys., Vol. 27, No. 1, pp. 95–100 (1994)
- [6 9] C. M. Dixon et al. : “A Comparison of Three Radiation Models for the Calculation of Nozzle Arcs”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 37, No. 23, pp. 3309–3318 (2004)
- [7 0] G. Raynal et al. : “Radiative Transfer in SF₆ and SF₆-Cu Arcs”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 28, No. 3, pp. 508–515 (1995)

- [7 1] Y. Yokomizu et al. : “Radiation Power of SF₆ Arc at Current up to 20 kA”, Proc. of XIIth Symposium on Physics of Switching Arc, pp. 152–155 (1996)
- [7 2] 松村ら : 「電流域 20kA までの SF₆ ガス吹付けアークの全放射パワー」, 電学論 A, 114 巻, 9 号, pp. 585–590 (1994)
- [7 3] Y. Yokomizu et al.: “Radiation Power of SF₆ Arc in Current Range from 500 to 20 000 A at Pressures of 0.1 and 0.4 MPa”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 41, No. 12, 125203 (2007)
- [7 4] C. B. Ruchti et al. : “Ablation Controlled Arcs”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-14, No. 4, pp. 423–434(1986)
- [7 5] A. Gleizes et al., : “Calculation of Net Emission Coefficient in N₂, SF₆ and SF₆-N₂ arc Plasmas”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 24, No. 8, pp. 1300–1309 (1991)
- [7 6] C. Jan et al., “Calculation of Radiative Properties of SF₆-C₂F₂ Thermal Plasmas- Application to Radiative Transfer in High-Voltage Circuit Breakers Modelling”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 47, No. 1, 015204 (2014)
- [7 7] T. Ishii et al., “Critical Electric-Field Strength of High-Temperature SF₆ Mixture Gas with Ablated PTFE/BN Vapor at Temperatures of 300 - 4000K ”, Proceeding of 5th International Conference on Electric Poer Equipment – Switching Technology, pp. 7–11 (2019)
- [7 8] M. Kuroda et al., “Evaluation of Dielectric Interruption Performance in Gas Circuit Breaker with Ablated PTFE/BN Vapor”, Proceeding of 5th International Conference on Electric Poer Equipment – Switching Technology, pp. 551–554 (2019)
- [7 9] A. A. Iordanidis et al. “Self-consistent radiation-based simulation of electric arcs: II. Application to gas circuit breakers”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 41, No. 13, 135205 (2008)

第2章 SF₆アーク暴露による PTFE アブレーション質量の定式化

2-1 まえがき

前章で述べたとおり、GCB遮断プロセスで生じるノズルのアブレーションガスは、パuffa室の圧力を増大させる効果がある。また、パuffa室の圧力を制御することはGCBの熱的遮断性能を高めることに直結する。したがって、パuffa式GCBの開発において、数値解析などで遮断過程のパuffa室圧力の変化を予測し、同消弧室の設計指針を得ようとするなら、ノズルアブレーション質量の的確な予測が必要不可欠である。

遮断過程における消弧室の高温ガスの温度や圧力を数値解析で求める試みはこれまでいくらか行われており[1]-[10]、必要な遮断性能に合わせた GCB 消弧室を開発の初期段階で作りこむのに活用されてきた。しかしながら、ノズルアブレーション現象は、アークからノズルへの熱伝導・輻射およびアークへの消弧ガス対流など様々な動的エネルギー収支を考慮しなければならない複雑な現象である。そのため、従来の数値解析手法のいくつかでは[1][2]、ノズルアブレーション質量を単にアーク電流値と実験により得た経験的定数から予測しており、実際のノズルアブレーション機構を考慮した現象モデリングがされていなかった。また、アークからノズルへ照射される輻射流束からノズル熱分解量を導出する手法[3]-[10]では、ノズル形状考慮とアークからの輻射流速計算のために、2次元もしくは3次元の数値解析用の消弧室モデルの構築および同モデル内部におけるガス温度や密度などの空間分布計算を必要とし、解を得るために数時間から数日以上時間を要するので、GCB 開発における迅速な消弧室設計の妨げになる場合があった。

本章では、ノズルアブレーション機構に基づいて遮断電流やノズル形状を考慮しながら、かつ簡便にノズルアブレーション質量を算出できる予測式を検討する。まず、PTFE テストピースを用いたアーク実験の結果から、アーク電流やテストピース形状

に対する PTFE アブレーション質量の依存性について述べている。次に、放射パワーの輸送特性やアーク物理に立脚して PTFE が吸収する放射パワーを定式化し、同放射パワーを用いた PTFE アブレーション質量の予測式を提案している。最後に、PTFE アブレーション質量予測値の測定値に対する誤差評価の結果を示している。

2-2 SF₆ アークに暴露される PTFE のアブレーション質量の測定

2-2-1 測定準備

PTFE から成るテストピースは、厚み 10 mm の円筒形である。テストピースの外直径は 70 mm、内面の半径 R_w は 11.5, 17 もしくは 25 mm とした。図 2-1(a)は、テストピースを取り付けるアーク装置の内部配置図を示している。テストピースはアーク装置の圧力室内部に配置される。また、同図(b)に示すとおり、テストピースはその内面以外をフェノール樹脂で覆われる。すなわち、可動電極と固定電極の間に生じるアークには、テストピースの内面のみが暴露される。アーク装置は SF₆ を 0.6 MPa(絶対圧力)封入した密閉容器内に配置される。

アーク電流 I は 60 Hz の減衰性の正弦波交流であり、その第 3 半波目が 9.5, 13.5 もしくは 20 kA(実効値)になるように調整される。

2-2-2 アブレーション質量 M_1

テストピースはアーク装置に組み込まれる前に、実験前の初期質量 M_i が測定される。そして、アーク装置の中で複数回アークへ曝された後取り出され、実験後の質量 M_a が測定される。テストピースのアブレーション質量 M_1 は、アーク暴露回数 N と、 M_i および M_a の測定結果から、

$$M_1 = \frac{1}{N}(M_i - M_a) \quad (2-1)$$

により導出される。なお、本実験において N は 5 とし、実験は同一条件下において 1 回もしくは 2 回実施される。

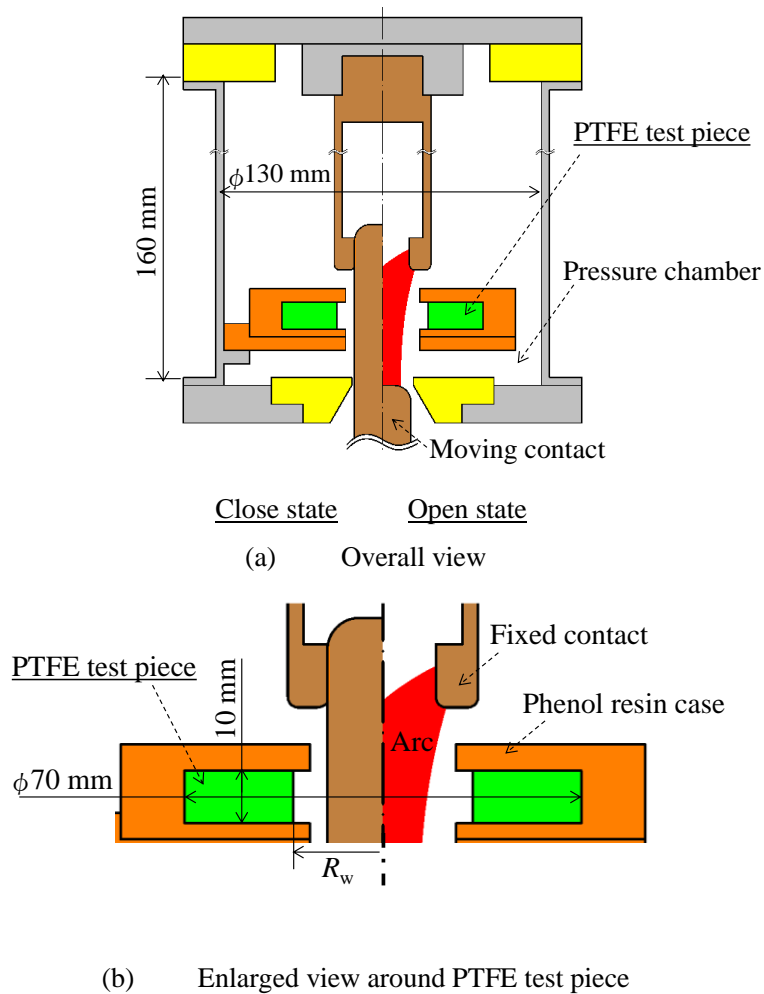


Figure. 2-1. Cross section of inner space of the arc apparatus.

2-2-3 アブレーション質量 M_1 測定結果

図 2-2 は、電流、アーク電圧および電極間距離の測定波形例、およびアーク装置における各時刻の電極配置を示している。なお同図は、電流の第 3 半波が 20 kA に設定されたものである。アークは時刻 13.5 ms に発生し、その後可動電極が 20 mm 下降した時刻 23 ms からテストピースはアークに暴露され始める。テストピースのアーク暴露が終了するのは電流が 0 になる時刻 34 ms である。すなわち、この 11 ms (= 34 ms - 23 ms) の期間がテストピースのアーク暴露時間になる。また、テストピースの厚みは 10 mm なので、時刻 25.5 ms 以降は、テストピースの内面全体がアークに暴露される。以降示されるテストピースのアブレーション質量 M_1 は、すべて上記と同じアーク暴露時間 11 ms において測定された結果である。

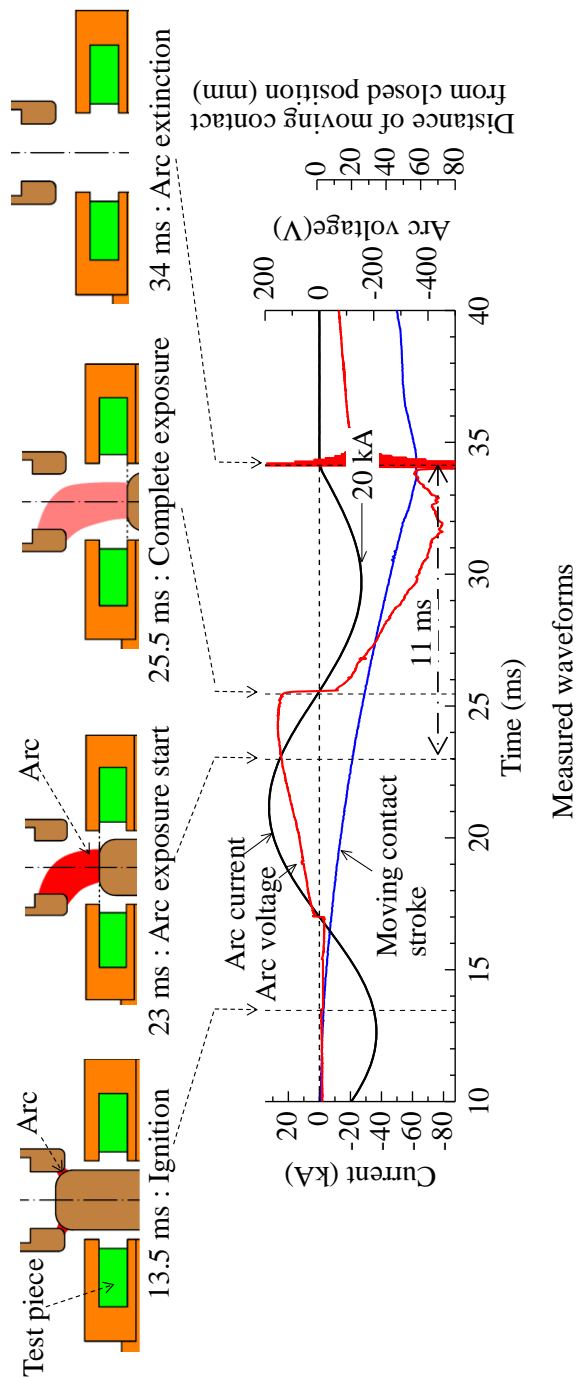
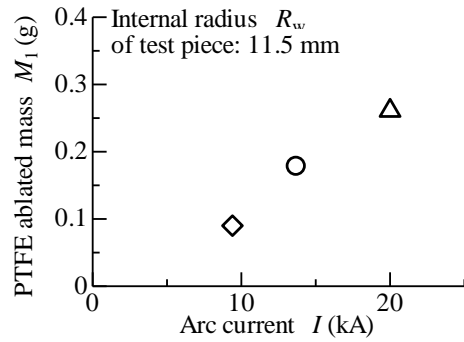
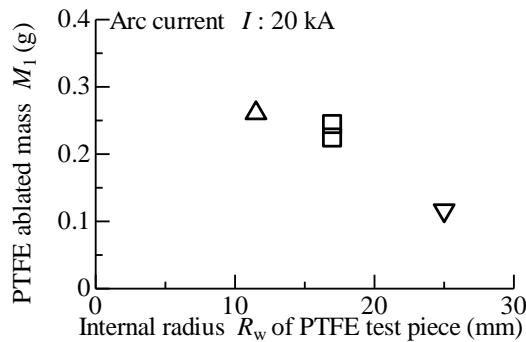


Figure. 2-2. Example waveforms of current, arc voltage and travel distance of moving contact from closed position(Current $I = 20$ kA(effective value))

図 2-3(a)は、テストピースの R_w が 11.5 mm の時に測定されたアブレーション質量 M_1 を示している。同図(a)に示されるように、アーク電流 I が 9.5 kA から 20 kA へ増大すると、 M_1 は 0.09 g から 0.26 g へ、約 2.9 倍に増加している。また、同図(b)では、



(a) M_1 for $R_w = 11.5$ mm



(b) M_1 for $I = 20$ kA

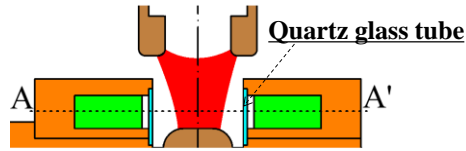
Figure. 2-3. Measured results for PTFE ablated mass M_1 as function of I (effective value) and R_w .

I が 20 kA の条件における M_1 を示している。同図から、 M_1 は $R_w=11.5$ mm の時には 0.26 g であるが、25 mm では約 0.5 倍の 0.12 g に減少している。

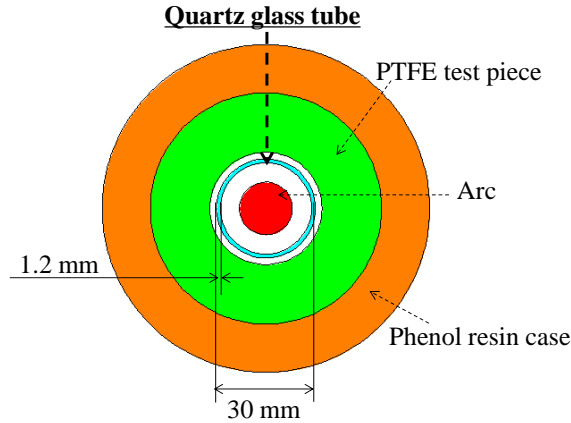
2-3 PTFE アブレーションの主要因の検討

2-3-1 検討方法

SF_6 アーク温度は、1 kA 以上の大電流域における測定結果[11]や解析結果[2][12]から、約 20,000 K の高温と考えられている。そのような高温の SF_6 アークに曝される PTFE は、アークからの熱伝導や、アークから照射される輻射パワーによりアブレーションする。その内、特にアークの入力パワーの 40% [13] にもなる輻射パワーは、PTFE アブレーションの主要因である可能性がある。そこで、アブレーション質量 M_1 と、PTFE が吸収する輻射パワーとの関係を調べることで、PTFE アブレーションへのアークの輻射パワーの影響を検討する。



(a) Enlarged view around PTFE test piece



(b) Cross sectional view at A-A' line in Figure (a)

Figure. 2-4. Cross section of inner space of arc apparatus with a quartz glass tube.

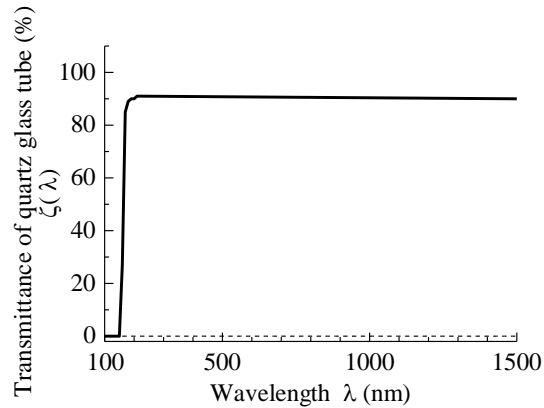


Figure. 2-5. Transmittance of quartz glass tube $\zeta(\lambda)$.

本検討にあたり，図 2-4 に示すように，アーク装置へ石英ガラス管を取り付けた。石英ガラス管はアーク点弧位置とテストピースの間に配置されるので，PTFE アブレーション要因のひとつと考えられるアークからノズルへの熱伝導機構によるパワー伝達を遮る。一方で，もう一つの PTFE アブレーション要因である輻射パワーは石英ガラス管を通じて PTFE へ届く。

図 2-5 に，本実験で用いる石英ガラスの透過特性 $\zeta(\lambda)$ を示す。同図から，石英ガラス管は波長 150 nm 未満の光を通さず，200 nm 以上の光を 90% の割合で透過させるこ

とがわかる。したがって、石英ガラス管が取り付けられたアーク装置では、アークから放射される光の内、石英ガラス管を透過する光が、テストピースへ到達する。なお、石英ガラスの反射率は、200 nm 以下の短波光に対して概ね 10% 以下と小さい[14]。したがって、石英ガラス管で遮られる輻射パワーのほぼ全ては、石英ガラス管そのものに吸収される。

アーク電流 I およびテストピース内面の半径 R_w は、それぞれ 20 kA および 17 mm とする。これら I および R_w は、前節における実験条件の 1 つである。ただし本実験では、テストピースのアーク暴露回数(N)は 1 とする。これは、石英ガラス管は複数回アークに曝されると、輻射パワーの吸収による温度上昇でその表面状態が変質し、図 2-5 の透過特性が変化する可能性があるためである。

2-3-2 実験結果

図 2-6 は、石英ガラス管設置時に 2 回の実験で測定されたテストピースのアブレーション質量 M_1 を示している。また同図では、石英ガラス管非設置条件での M_1 の 2 回の測定結果も示している。同図において、 \boxtimes 印で示される石英ガラス管設置時の M_1 は 0.06 g である。 \square 印で示される石英ガラス管非設置時の M_1 が 0.23 g(2 点の平均値)であることから、石英ガラス管設置により M_1 は約 74% 減少している。

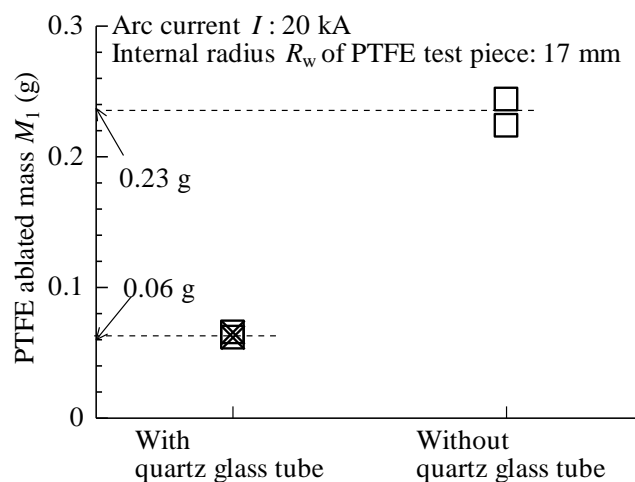


Figure. 2-6. Test piece ablated mass in the arc apparatus with quartz glass tube (I : 20 kA(effective value), R_w : 17 mm).

2-3-3 考察

前述のとおり、SF₆アークから放出される光は、アーク装置に取り付けた石英ガラス管を透過した後、テストピースへ到達して吸収される。PTFEに到達せずに遮られたSF₆アーク光は石英ガラス管に吸収されるので、図2-6におけるM₁の減少がPTFEの輻射パワー吸収量の減少に起因するといえるなら、PTFEアブレーションが主としてアークの輻射パワーにより生じたことになる。

物体（固体、ガス他）は、電子基底状態と励起状態間の遷移双極子モーメントと電磁場が相互作用することで、その共鳴周波数に対応する光を吸収もしくは放射する。振動子強度は物体の吸収係数 k_λ スペクトルのピーク値の大きさを示す無次元量である。すなわち、物体の振動子強度は吸収係数 k_λ に比例する[15]ので、ある波長域で振動子強度が高いことは物体のその波長域における吸収係数 k_λ [W/m⁴]が高く、その波長域で光を吸収しやすいことを示す。また、局所熱平衡状態にある系ではキルヒホッフの法則から放射係数 χ_λ が吸収係数 k_λ に比例するので、放射係数 χ_λ もまた振動子強度に比例する。

図2-7は、量子分子動力学法によるSF₆分子の分解シミュレーションにより求められた温度20,000 KにおけるSF₆アークの振動子強度を示している[16]。同シミュレーションは、図1-7と同様の手法にて求められた温度20,000 KにおけるSF₆分子の分解生成物の粒子種類および粒子数密度の情報を用いて実施されたものである。分子軌道法の配置間相互作用計算により分解生成物の電子励起状態構造を最適化し、電子励起状態から電子基底状態への遷移双極子モーメントを計算して振動子強度が求められた。以上から、図2-7に示される $\epsilon(\lambda)$ は、20,000 KのSF₆アークから放出される輻射強度[W/m³]の波長依存性を表しており、真空紫外域の100~200 nmの波長域における光を強く放射することがわかる。

また、図2-8は、図2-7と同じく、量子分子動力学法を用いてシミュレーションにより求められたPTFEの振動子強度の波長依存性を示している[16]。したがって、図2-8に示される $\eta(\lambda)$ は、PTFEの吸収係数 k_λ の波長依存性を表わしており、PTFEはSF₆ア

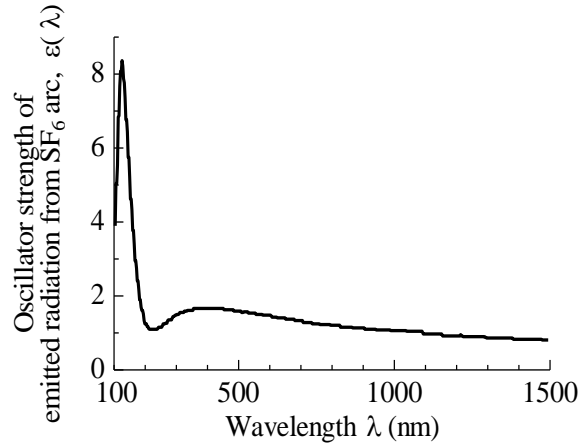


Figure. 2-7. Spectrum emitted from SF₆ arc, $\varepsilon(\lambda)$ [16].

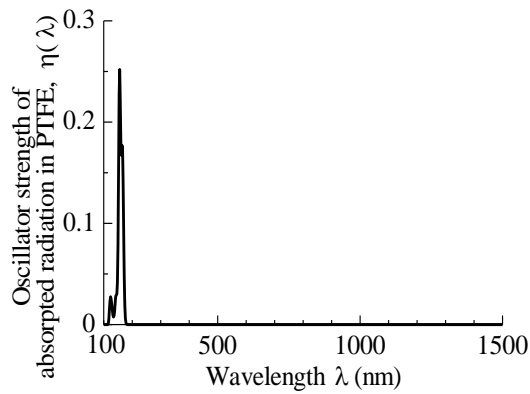


Figure. 2-8. Absorption spectrum in PTFE, $\eta(\lambda)$ [16].

ークが放出する真空紫外光の成分を吸収しやすいことがわかる。

次いで、PTFEの吸収係数 k_λ を Lambert-Beer の法則に当てはめると、付録 2-1 に示すとおり、PTFEの吸収係数 k_λ は PTFEの吸収率に比例すると見なせる。すなわち、図 2-8 に示される $\eta(\lambda)$ は、PTFEの吸収率の波長依存性をも表わしており、100 ~ 150 nm の波長域における光を多く吸収することがわかる。

以上から、本実験において発生した SF₆ アークの温度が 20,000 K であったと仮定し、また PTFE アブレーションの SF₆ アーク特性への影響が無視できるほど小さかったとすれば、PTFE が SF₆ アークの光を直接受けるとき、PTFE が吸収する輻射強度の波長特性は、

$$\xi_{wo}(\lambda) = \varepsilon(\lambda) \cdot \eta(\lambda) \quad (\text{without quartz glass tube}) \quad (2-2)$$

と算出される。図 2-9(a)に示される石英ガラス管非設置時の $\xi_{wo}(\lambda)$ から、PTFE は SF₆ アーク光の内、115 ~ 180 nm の光を吸収することがわかる。

この PTFE が吸収する SF₆ アークの輻射強度は、アークと PTFE の間に石英ガラス管が設置されると、石英ガラス管の透過特性 $\zeta(\lambda)$ によって変化する。石英ガラス管は SF₆ アークが発する光の内、図 2-5 に示される波長域の光をその透過特性に従って通す。すなわち、アークによる石英ガラス管蒸発が SF₆ アーク特性に対してほぼ影響がなかったと仮定すると、石英ガラス管の非設置時および設置時における PTFE が吸収する輻射強度の波長特性は、前記 $\xi_{wo}(\lambda)$ と

$$\xi_w(\lambda) = (\varepsilon(\lambda) \cdot \zeta(\lambda)) \cdot \eta(\lambda) \quad (\text{with quartz glass tube}) \quad (2-3)$$

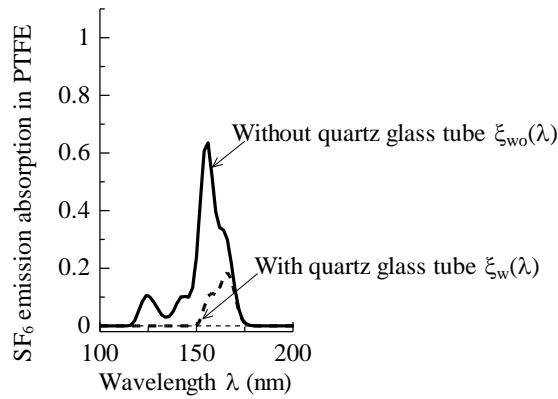
とで記述される $\xi_w(\lambda)$ とで比較出来る。図 2-9(a)に示される $\xi_w(\lambda)$ から、石英ガラス管設置により、PTFE の吸収波長域は 115 ~ 180 nm から 150 ~ 180 nm へ狭まることがわかる。また、波長 115 ~ 180 nm において、PTFE が吸収する単位波長当りの輻射強度の最大値は、 $\xi_{wo}(\lambda)$ の最大値が 0.6 に対して $\xi_w(\lambda)$ は 0.2 であるので、約 33% に低下している。

さらに石英ガラス管非設置時および設置時の PTFE が吸収する全輻射強度 [W/m²] は、 $\xi_{wo}(\lambda)$ および $\xi_w(\lambda)$ を波長積分した $\sigma_{wo}(\lambda)$ および $\sigma_w(\lambda)$ とで比較できる。

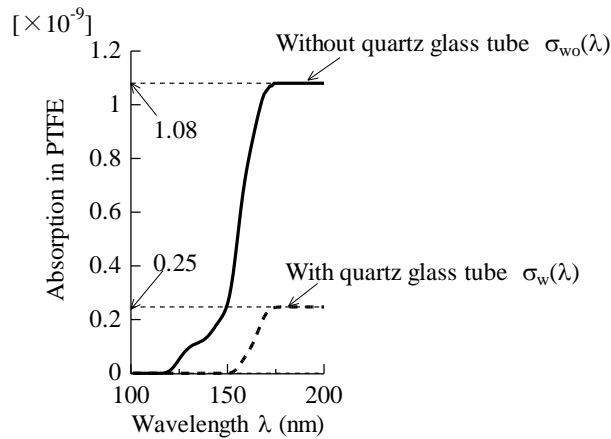
$$\sigma_{wo}(\lambda) = \int_{100 \text{ nm}}^{\lambda} \xi_{wo}(\lambda) d\lambda \quad (\text{without quartz glass tube}) \quad (2-4)$$

$$\sigma_w(\lambda) = \int_{100 \text{ nm}}^{\lambda} \xi_w(\lambda) d\lambda \quad (\text{with quartz glass tube}) \quad (2-5)$$

図 2-9(b)に示される $\sigma_{wo}(\lambda)$ および $\sigma_w(\lambda)$ から、PTFE が吸収する全輻射強度は、石英ガラス管の設置により 77% 減衰する。図 2-6 で述べたように、PTFE アブレーション質量 M_1 はアーク装置への石英ガラス管の設置により約 74% 減少した。すなわち、PTFE が吸収する全輻射強度の減衰率 77% と、 M_1 の減少率はほぼ等しい。



(a) Absorbed spectrum in PTFE



(b) Absorption in PTFE

Figure. 2-9. Absorbed spectrum in PTFE, and absorption in PTFE.

石英ガラス管設置により PTFE に到達せずに遮られた SF₆ アーク光は、石英ガラス管に吸収される。また、PTFE アブレーションの要因として、アークからの熱伝導も考えられるが、今回の実験に用いた石英ガラス管の熱時定数[17](=熱抵抗 [K/W][18]と熱容量 [J/K]の積)は 1 秒以上であり、実験中にテストピースがアークに暴露される時間(11 ms)より十分長い。すなわち、テストピースがアークに暴露されている期間中、石英ガラス管のアーク側の面温度が SF₆ アークの輻射パワー吸収等により上昇したとしても、石英ガラス管のテストピース側の面は実験前とほぼ変わらない温度だったと考えられる。したがって、図 2-6 における石英ガラス管設置条件におけるテストピースのアブレーションにアークからの熱伝導はほとんど寄与しておらず、同図におけるアブレーション質量 M_1 は、ほぼ全て石英ガラス管を透過した SF₆ アーク光照射により生じた質量と考えられる。

以上の考察結果から、PTFE アブレーションが主としてアークの輻射パワーにより生じることが実験的に示された。

2-4 PTFE アブレーション質量予測式の提案

節 2-3 の検討では、SF₆アークに暴露される PTFE のアブレーション質量と、PTFE が吸収する輻射パワーの関係から、PTFE アブレーションの主要因がアークの輻射パワーであることを実験的に示した。そこで、この結果に基づき、PTFE アブレーション質量の予測式を PTFE が吸収するアークの輻射パワー Φ_{rw} を使って導出することを試みる。

2-4-1 PTFE テストピースが吸収する輻射パワー Φ_{rw}

2-4-1-1 仮定

節 2-2 および 2-3 までのテストピースのアブレーション質量測定実験と同じく、円筒状の PTFE からなるテストピースの内面が、アークに暴露される状況を想定する。図 2-10 はその概念図である。本検討で対象とするアークの輻射パワーは、アーク内部で自己吸収された後にアークの外に放出される輻射パワーとする。また、輻射パワー Φ_{rw} の検討のために以下を仮定する。

- (i) アークは半径 R_a の一様な円柱であり、その z 方向の長さは、テストピースに対して十分長い。
- (ii) アーク半径 R_a から内面半径 R_w のテストピースへ至る空間は、光学的に厚い[19]。また、本検討において考慮する空間範囲は、アークの外の空間、すなわち $R_a \leq r \leq R_w$ に限る。

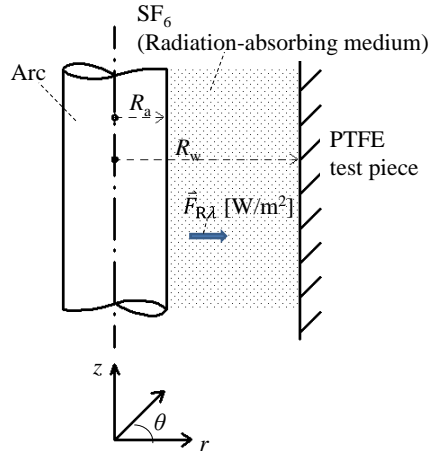


Figure. 2-10. Assumption of arc and its surrounded circumstance.

2-4-1-2 PTFE が吸収するアークの輻射パワー Φ_{rw} の導出

アーク表面から放出される輻射流束 $\vec{F}_{R\lambda}$ [W/m²]は、輻射吸収性の気体(SF₆ガス)が充満する場、すなわち光学的に厚い領域の通過により減衰した後、テストピースに到達し、吸収される。テストピースが吸収する輻射パワー Φ_{rw} は、テストピース内面におけるテストピースへ到達する輻射流束 $\vec{F}_{R\lambda}$ の面積分となる。そこで、 Φ_{rw} の導出に先駆けて、 $R_a \leq r \leq R_w$ における輻射流束 $\vec{F}_{R\lambda}$ について検討する。

輻射吸収性の気体が充満する場において、ある物体から放出される輻射流束 $\vec{F}_{R\lambda}$ のパワー損失は、そのパワーのうち気体に吸収されるパワーを差し引いたものに等しく、この関係は以下に示す式

$$\text{div } \vec{F}_{R\lambda} = 4\pi\chi_\lambda - 4\pi k_\lambda u_\lambda \quad (2-6)$$

で記述される[19]。ここで、 χ_λ ：気体の放射係数、 k_λ ：気体の吸収係数、 u_λ ：単位波長あたりの輻射強度 [W/m³]である。

また、輻射流束 $\vec{F}_{R\lambda}$ は、光学的に厚い場では、 u_λ と

$$\vec{F}_{R\lambda} = -\frac{4\pi}{3k_\lambda} \text{grad}(u_\lambda) \quad (2-7)$$

に示される関係にあると見なせる[19]。この式(2-7)を式(2-6)に代入して整理する。

$$\text{div} \left(-\frac{4\pi}{3k_\lambda} \text{grad}(u_\lambda) \right) = 4\pi\chi_\lambda - 4\pi k_\lambda u_\lambda \quad (2-8)$$

次に式(2-8)を全ての波長 λ について積分すると、全ての波長 λ について積分された輻射強度 u [W/m²]の式に整理できる[19][20]。

$$\operatorname{div} \left(-\frac{1}{3k_r} \operatorname{grad}(u) \right) = E_c - k_p u \quad (2-9)$$

$$E_c = \int \chi_\lambda d\lambda \quad (2-10)$$

ここで、 k_r : 全ての波長について積分された吸収係数 k の Rosseland 平均、 k_p : k の Planck 平均である[19]。この式(2-9)における u の解析解を導くことを試みる。 u が導出されれば、式(2-7)により全ての波長 λ について積分された輻射流束 \vec{F}_R が導出され、ひいては \vec{F}_R から Φ_{rw} を導くことが出来る。

k_p , k_r および E_c が $R_a \leq r \leq R_w$ において一定とすると、式(2-9)は、

$$\operatorname{div} \cdot \operatorname{grad}(u) - 3k_p k_r u = -3k_r E_c \quad (2-11)$$

と書ける。仮定(i)のとおり、アークは一様な円柱で、テストピースに対して z 方向に十分長いとすれば、円柱座標系で $\partial/\partial\theta$ および $\partial/\partial z$ を0として、式(2-11)は、

$$r^2 \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + r \frac{\partial u}{\partial r} - 3k_p k_r r^2 u = -3k_r E_c r^2 \quad (2-12)$$

と記述され、さらに、 $x = r\sqrt{3k_p k_r}$ として整理すると、

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1}{x} \frac{\partial u}{\partial x} - u = -\frac{E_c}{k_p} \quad (2-13)$$

と書ける。ここで、式(2-13)の左辺は u に関する0次の変形 Bessel 方程式であり[21]、このことは、 u の解析解を式(2-13)から得ることが出来ることを示している。0次の変形 Bessel 方程式の解の一般解は0次の第1種変形 Bessel 関数 $I_0(x)$ および第2種変形 Bessel 関数 $K_0(x)$ であるので[21]、 u の解析解は指定すべき定数 a_1 および a_2 を使って、

$$u = a_1 I_0(x) + a_2 K_0(x) + \frac{E_c}{k_p} \quad (2-14)$$

と導出される。ここで、アークが半径 R_a の円柱で、テストピース内面の半径 R_w が ∞ の場合、アークから発せられた輻射の強度 u は、テストピース内面において0と考えられる。一方で、式(2-14)右辺第1項の $I_0(x)$ は、 $x = \infty$ 、すなわち $r = \infty$ において ∞ である。このことは、 $I_0(x)$ にかかる定数 a_1 が0であることを示している。

以上から、 $R_a \leq r \leq R_w$ における u は、

$$u = a_2 K_0(x) + \frac{E_c}{k_p} \quad (R_a \leq r \leq R_w) \quad (2-15)$$

と記述される。

上述のとおり、 Φ_{rw} はテストピースへ到達する輻射流束 \vec{F}_R のテストピース内面における面積分である。ここで、 Φ_{rw} を z 方向の単位長さ当たりのパワー[W/m]とすると、 Φ_{rw} は R_w における \vec{F}_R を $d\theta$ について 0 から 2π まで積分することで求まる。また、 \vec{F}_R は u と式(2-7)の関係にあるので、 \vec{F}_R および Φ_{rw} は、それぞれ式(2-16)および(2-17)と記述される。

$$\vec{F}_R = -\frac{4\pi}{3k} \text{grad}(u) \quad (2-16)$$

$$\begin{aligned} \Phi_{rw} &= \int_0^{2\pi} R_w \vec{F}_R \cdot \vec{e}_r d\theta = \int_0^{2\pi} R_w \cdot a_3 K_1 \left(R_w \sqrt{3k_p k_r} \right) \cdot \vec{e}_r d\theta \\ &= 2\pi R_w \cdot a_3 K_1 \left(R_w \sqrt{3k_p k_r} \right) \end{aligned} \quad (2-17)$$

$$a_3 = \frac{4\pi \sqrt{3k_p k_r}}{3k} a_2 \quad (2-18)$$

ここで、 \vec{e}_r : 単位ベクトル、 K_1 : 1 次の第 2 種変形 Bessel 関数である。

同様に、アークから放出される正味の輻射パワー Φ [W/m] は、アーク半径 R_a における輻射流束 \vec{F}_R を $d\theta$ について 0 から 2π まで積分したパワーなので、

$$\Phi = 2\pi R_a \cdot a_3 \cdot K_1 \left(R_a \sqrt{3k_p k_r} \right) \quad (2-19)$$

と記述される。他方、文献[22]によれば、アークの輻射パワーと気体の輸送特性の関係から、1 kA 以上の大電流のアークでは、 Φ はアーク電流 i の 1.2 乗に比例すると考察している。これを参考に、 Φ が比例定数 τ を使って式(2-20)のように記述出来るとする。

$$\Phi = \tau i^{1.2} \quad (2-20)$$

これら Φ を表わす式(2-19)および(2-20)から、式(2-18)における未知の定数 a_2 を含む a_3 は、

$$a_3 = \frac{\tau \cdot i^{1.2}}{2\pi R_a \cdot K_1(R_a \sqrt{3k_p k_r})} \quad (2-21)$$

と導出される。この式(2-21)を式(2-17)に代入して整理すると、 Φ_{rw} を式(2-22)のように i, R_w, R_a で表わすことが出来る。

$$\Phi_{rw} = \tau f(i, R_w, R_a) \quad (2-22)$$

ここで、

$$f(i, R_w, R_a) = \frac{R_w \cdot K_1(R_w \sqrt{3k_p k_r})}{R_a \cdot K_1(R_a \sqrt{3k_p k_r})} \cdot i^{1.2} \quad (2-23)$$

である。この式(2-22)が、テストピースが吸収するアークの輻射パワー Φ_{rw} [W/m]の式である。ここで、アークは半径 R_a の一様な円柱であると仮定したので、 R_a はアーク電流 i およびアークの電流密度 J から、式(2-24)で表わすことが出来る[23]。

$$R_a(i) = \sqrt{\frac{i}{\pi J}} \quad (2-24)$$

したがって、式(2-22)の Φ_{rw} は、アーク電流 i とテストピース形状(アークに暴露される面の半径 R_w)の2つのパラメータに関する関数 $f(i, R_w)$ に比例するとみなすことができる。

2-4-2 PTFE が吸収するアークの輻射パワー Φ_{rw} による PTFE アブレーション質量 M_1 の定式化

式(2-23)および(2-24)から $f(i, R_w)$ を導出し、 Φ_{rw} のアーク電流やテストピース形状に対する依存性を確かめる。

2-4-2-1 SF₆ アーク電流密度および SF₆ ガスの吸収係数

文献[2]では 1 ~ 40 kA の SF₆ アーク電流密度 J の検討結果として、6 ~ 8 kA/cm² が示されている。また、文献[6]では、0.1 MPa(絶対圧力)のガス圧力条件において測定された 20 kA 以下のアークの輻射熱量[24]から、波長によらない平均化された SF₆ の吸収係数 k (436 m⁻¹) が推定されている。

以降の検討では、これら文献に示されている値を参考に、 SF_6 アーク電流密度 J として 7 kA/cm^2 を仮定する。また、 SF_6 の吸収係数の Rosseland 平均 k_r および Planck 平均 k_p は、上記 k と付録 2-2 に示す計算式にしたがって求めた。

2-4-2-2 PTFE アブレーション質量予測式の導出

図 2-11 は、アーク電流の実効値 I を、式(2-23)および(2-24)の i へ代入して求められた $f(I, R_w)$ を示している。同図(a)に示されるように、節 2-2 での実験条件の 1 つである $R_w=11.5 \text{ mm}$ の場合、 I が 9.5 kA から 20 kA へ増大すると、 $f(I, R_w)$ は約 2.8 倍に増加している。また、同図(b)に示されるように、同じく節 2-2 での実験条件のひとつである $I=20 \text{ kA}$ の場合、 R_w が 11.5 mm から 25 mm 増大すると、 $f(I, R_w)$ は約 0.5 倍に減少している。

図 2-3 で述べたように、テストピースの R_w が 11.5 mm の時、 I が 9.5 kA から 20 kA

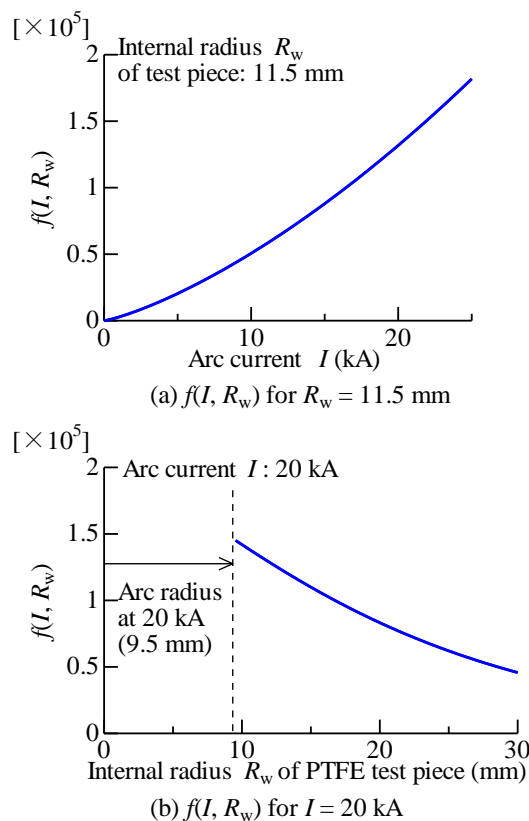


Figure. 2-11. Characteristics of $f(I, R_w)$.

へ増大すると、アブレーション質量 M_1 は約 2.9 倍に増加した。また、アーク電流 I が 20 kA の時、 R_w が 11.5 mm から 25 mm に増大すると、 M_1 は約 0.5 倍に減少した。これら I や R_w の増加による M_1 の増減率は、上述した $f(I, R_w)$ の場合とほぼ等しい。そこで、図 2-12 において、図 2-3 で示したアブレーション質量 M_1 の測定結果を、それぞれが測定された I および R_w の条件における $f(I, R_w)$ に対して示す。同図において、節 2-3 および節 2-4-1 の議論から $f(I, R_w)$ と M_1 は理論的に比例とみなすことが出来るため、最小二乗法により導出された $f(I, R_w)$ に対する M_1 の比 2.13×10^{-6} によって、PTFE テストピースのアブレーション質量 M_1 は、

$$M_1 = 2.13 \times 10^{-6} \cdot f(I, R_w) \quad (2-25)$$

と記述出来る。この式(2-25)が、PTFE アブレーションの主要因と考えられる輻射パワー Φ_{rw} と、アブレーション質量 M_1 の測定結果に基づいて導き出された本実験条件において成立する PTFE アブレーション質量の予測式であり、予測値(破線)と測定値の誤差は-16%から 12%である。以上の結果から、PTFE アブレーション質量を式(2-22)で表わされる輻射パワー Φ_{rw} によって説明出来ることが明らかになり、図 2-12 に示される I や R_w の条件以外での PTFE アブレーション質量を式(2-25)によって予測することが可能となった。

図 2-13 は、PTFE アブレーション質量 M_1 のアーク電流 I に対する依存性を予測した結果である。なお、テストピースの内面半径 R_w は、図 2-12 における実験を行った

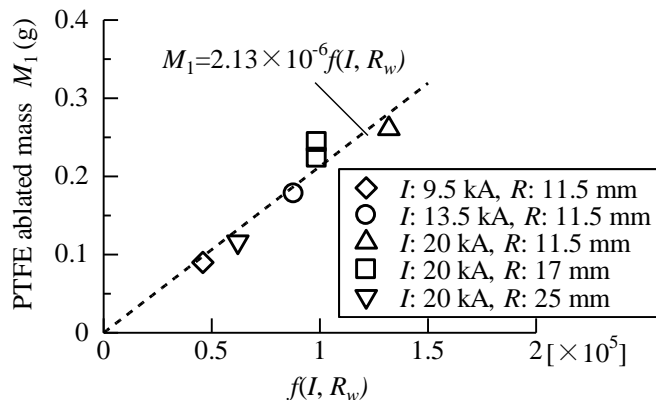


Figure. 2-12. PTFE ablated mass M_1 as function of $f(I, R_w)$.

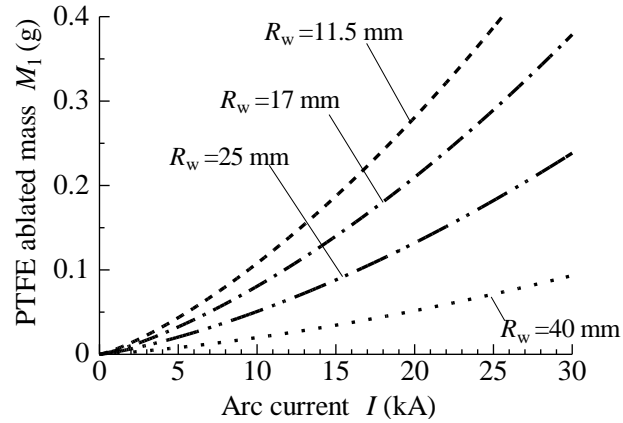


Figure. 2-13. Predicted lines of PTFE ablated mass M_1 by eq. (2-25).

11.5, 17, 25 の 3 ケースに加えて, 実験を行っていない $R_w=40$ mm のケースを例として示している。同図において, M_1 は, 例えばアーク電流 I が 20 kA で R_w が 25 mm の時は 0.13 g, アーク電流 I が 13.5 kA で R_w が 11.5 mm の時は 0.16 g と予測されている。上記の M_1 の予測値に対する測定値の誤差評価結果から, 図 2-13 における M_1 の予測値は 84% から 112% 程度の確からしきで算出されていると考えられる。

2-5 まとめ

SF_6 アーク暴露による PTFE アブレーション質量の予測式を提案した。得られた結果を以下に示す。

(1) SF_6 アークによる PTFE アブレーション主要因の実験的検討

SF_6 アーク暴露による PTFE のアブレーションは, PTFE が吸収する輻射パワーによって生じる。すなわち, PTFE のアブレーション質量は, SF_6 アークの輻射パワー照射により分解される PTFE の質量と考えられる。

(2) SF_6 アークによる PTFE アブレーション質量の予測式構築

PTFE が吸収する輻射パワーを, アーク電流と PTFE 形状(アークに暴露される面の半径)の 2 つをパラメータとする関数として定式化し, それを用いた PTFE アブレーション質量予測式を構築した。

(3) PTFE アブレーション質量予測式の誤差評価

PTFE アブレーション質量の予測値に対する測定値の誤差が-16% から 12%であることを示した。これにより、今回構築された予測式が、アーク電流や PTFE 形状に対する PTFE アブレーション質量の依存性をある程度定量的に表すことが出来、PTFE アブレーション質量を輻射パワー Φ_{rw} によって説明出来ることが明らかになった。

第 2 章の参考文献

- [1] N. Osawa, and Y. Yoshioka : “Analysis of Nozzle Ablation Characteristics of Gas Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 25, No. 2, pp.755–761 (2010)
- [2] 吉岡芳夫, 筑紫正範, 夏井健一, 平沢邦夫 : 「パツファ式しゃ断器のしゃ断時消弧室圧力とその計算法」, 電学論 B, 98 卷 12 号, pp. 17–24 (1978)
- [3] J. L. Zhang, J. D. Yan, A. B. Murphy, W. Hall, and M. T. C. Fang: “Computational Investigation of Arc Behavior in an Auto-Expansion Circuit Breaker Contaminated by Ablated Nozzle Vapor”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 30, No. 2, pp. 706–719 (2002)
- [4] A. Petchanka, F. Reichert, J.-J.Gonzalez, and P. Freton: “Improved Modeling of Ablation Process in High Voltage Circuit Breakers for Switching Arc Simulation”, Proceedings of XXth International Conference on Gas Discharges and Their Applications, pp. 131–134 (2014)
- [5] S. Arabi, J-Y. Trepanier, R. Camarero, and A. Vassilev: “Modeling Nozzle Geometry Changes due to the Ablation in High-Voltage Circuit Breakers”, Proceedings of XXth International Conference on Gas Discharges and Their Applications, pp. 454–457 (2014)
- [6] 小泉眞, 安藤竜弥, 浦井一, 柳沼宣幸, 筑紫正範, 原田巖 : 「ガスの輻射吸収性を考慮したアーク動解析手法の開発」, 電学論 B, 121 卷, 12 号, pp. 1652–1659 (2001)
- [7] J.-J.Gonzalez, P. Freton, F. Reichert, and A. Petchanka: “PTFE Vapor Contribution to

- Pressure Changes in High-Voltage Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 43, No. 8, pp. 2703–2714 (2015)
- [8] D. Eichhoff et al. : “Study of an Ablation-Dominanted Arc in a Model Circuit Breaker ”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 45, No. 30, 305204 (2012)
- [9] C. Lüders et al. : “Investigation of an SF₆-Selfblast Circuit Breaker”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 39, No. 4, pp. 666, 672 (2006)
- [1 0] M. Seeger et al.: “Experimental Study on PTFE Ablation in High Voltage Circuit-Breaker”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 39, No. 23, pp. 5016, 5024 (2006)
- [1 1] T. Oomori, S. Hamano, H. Sasao, and Y. Ueda: “Optical Observation of Self-Gas-Flow in GCB”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-102, No. 5, pp. 1408–1413(1983)
- [1 2] C. B. Ruchti, and L. Niemeyer: “Ablation Controlled Arcs”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-14, No. 4, pp.423–434 (1986)
- [1 3] Y. Yokomizu, and T. Matsumura: “Radiation power of SF₆ arc in current range from 500 to 20 000 A at pressures of 0.1 and 0.4 MPa”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 41, No. 12, 125203 (2008)
- [1 4] 黒澤宏, 瀧川靖雄, 佐々木亘, 奥田昌宏, 藤原関夫, 吉田国雄, 加藤義章, 井上能英 : 「石英ガラスにおける真空紫外レーザー照射損傷」, レーザー研究, 18 卷, 6 号, pp. 406–414 (1990)
- [1 5] H. R. Griem: “Principles of Plasma Spectroscopy”, Cambridge Monographs on Plasma Physics, p. 34 and pp. 222–229 (1997)
- [1 6] 山下ら : 「ガス遮断器用低損耗ノズルの開発」, 平成 21 年電気学会全国大会講演論文集, 6-207, pp. 347–348 (2009)
- [1 7] 国峯尚樹, 中村篤 : 「熱設計と数値シミュレーション」, pp. 34–35, 株式会社オーム社 (2015)
- [1 8] 田中清志 : 「現場の即戦力 初めての熱制御 事前エネルギー活用のための熱

- 技術」, p. 108, 株式会社 技術評論社 (2011)
- [1 9] M. F. Modest: “Radiative heat transfer”, pp. 369-371, pp. 312-315 and pp. 485-491, McGraw-Hill, Inc. (1993)
- [2 0] J. J. Lowke: “Radiative Energy Transfer in Circuit Breaker Arc”, Current Interruption in High-Voltage Networks, pp. 299-372, Plenum Press (1978)
- [2 1] 森口繁一, 宇田川銑久, 一松信: 「数学公式Ⅲ —特殊関数—」, pp. 170-206, 株式会社 岩波書店 (1960)
- [2 2] 稲葉次紀, 楠茂幸, 岩尾徹, 遠藤正雄: 「大電流器壁安定化アークの放射パワーに及ぼす電流と電力パラメータの解析的試算」, 電学論 A, 118 巻 1 号, pp. 10-15 (1998)
- [2 3] 原田ら: 「大電流工学ハンドブック」, p. 104, 株式会社 コロナ社 (1992)
- [2 4] 松村年郎, 横水康伸, 二俣浩行, 鬼頭幸生: 「電流域 20 kA までの SF₆ ガス吹付けアークの全放射パワー」, 電学論 A, 114 巻, 9 号, pp. 585-590 (1994)
- [2 5] A. Costela, I. Garcia-Moreno, F. Florido, and J.M. Figuera: “Laser ablation of polymeric materials at 157 nm”, Journal of Applied Physics 77, 2343 (1995)
- [2 6] 岩森暁: 「高周波スパッタリングにより成膜した機能性フッ化炭素薄膜」, 表面技術, Vol. 64, No. 7, pp. 386-391 (2013)

付録 2-1 PTFE の吸収係数と吸収率の関係

図 2-7 において SF₆ アークから放射される光が高強度となる波長、例えば約 150 nm を取り上げる。文献[25]によれば、波長 157 nm のレーザー光照射による PTFE の溶発深さは 161 nm である。すなわち、同波長のような短波光は、PTFE のごく表層で吸収されると言える。また、同じ文献によれば、同波長光に対する PTFE の吸収係数 k_λ は 6,200 m⁻¹ である。

物質に入射する前の光の輻射強度を $\varepsilon'_0(\lambda)$ とした時、入射後の光の輻射強度 $\varepsilon'(\lambda)$ は Lambert-Beer の法則から、吸収係数 k_λ を用いて以下の式で示される。

$$\varepsilon'(\lambda) = \varepsilon'_0(\lambda) \cdot e^{-k_\lambda l} \quad (\text{付 2-1-1})$$

ここで、 l は物質への光の侵入深さである。PTFE の 400 nm 未満の光に対する反射率は 5% 未満と小さい[26]。そこで、PTFE へ入射する光の反射率を仮に 0 とすれば、PTFE の吸収率 $\Pi(\lambda)$ は、

$$\Pi(\lambda) = \frac{\varepsilon'_0(\lambda) - \varepsilon'(\lambda)}{\varepsilon'_0(\lambda)} = 1 - e^{-k_\lambda l} \quad (\text{付 2-1-2})$$

と記述される。

一方、図 2-7 および 2-8 における 100 ~ 1,500 nm の広範囲の波長光における PTFE の l と k_λ の値、ひいては $\Pi(\lambda)$ の値は知られていない。そこで、PTFE の l として 2,000 nm までを考える。これは、波長 157 nm のレーザー光による PTFE 溶発深さの約 10 倍の値である。さらに、PTFE の k_λ の値は広範囲な 1 ~ 100,000 m⁻¹ でのいずれかの値であると仮定する。すなわち、 $k_\lambda l$ の値は 0.2 以下の微小値なので、Taylor 級数展開によって式(付 2-1-2)を次式に変形できる。

$$\Pi(\lambda) \cong 1 - (1 - k_\lambda l) = k_\lambda l \quad (\text{付 2-1-3})$$

この式は、 $\Pi(\lambda)$ と k_λ がほぼ比例関係にあることを示している。したがって、図 2-8 に示される $\eta(\lambda)$ が吸収係数 k_λ の波長依存性を表わしているため、 $\eta(\lambda)$ と $\Pi(\lambda)$ もほぼ比例関係にあり、言い換えれば $\eta(\lambda)$ は PTFE へ入射する光の吸収率 $\Pi(\lambda)$ の波長依存性を表わしているといえる。

付録 2-2 吸収係数の Planck 平均および Rosseland 平均の導出式

文献[5]によれば、気体の吸収係数 k_λ が光の波長によらない場合、 k_λ の Planck 平均 k_p および Rosseland 平均 k_r は、以下の式で表すことができる。

$$k_p = \frac{90}{\pi^4} k_\lambda \quad (\text{付 2-2-1})$$

$$k_r = \left(\frac{\pi^4 + 90\Omega(3)}{2\pi^4} \right) k_\lambda \quad (\text{付 2-2-2})$$

$$\Omega(3) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^3} \quad (\text{付 2-2-3})$$

SF₆ ガスの吸収係数には波長依存性があると考えられるが、本論文では上式が波長によらない平均化された SF₆ の吸収係数 k (436 m⁻¹)についても成り立つとして、上式から k の Planck 平均 k_p および Rosseland 平均 k_r を導出した。

第3章 SF₆ガス遮断器のアーケ遮断過程におけるパuffa室ガス圧力上昇の計算手法：ノズルアブレーション蒸気による加圧効果

3-1 まえがき

第2章では、GCBにおけるPTFEノズルのアブレーション質量 M_1 を電流 i とノズル半径 R_w を変数とする関数で表現できた。そこで、次段階として、得られた関数式を消弧室におけるパuffa室でのガス圧力の過渡推移予測に展開させる。

GCBの遮断過程におけるパuffa室内のガス圧力を計算するにあたり、以下の事象を少なくとも考慮すべきである[1]-[7]。

1. 機械的圧縮によるパuffa室容積の減少。
2. パuffa室への高温ガスの逆流によるパuffa室内ガスの温度上昇とガス密度増加。
3. PTFE製ノズル表面に到達する熱パワー。
4. (a) 上記3によってアブレーションされたPTFE分解蒸気の質量。(b) 同蒸気がパuffa室に逆流することによるパuffa室内ガス温度上昇とガス密度増加。

本章では、上記4-(a)に関して、PTFEの輻射吸収式を利用し、ひとつのアーケ装置に限定されない、すなわち単一のノズル内半径および単一のアーケ電流値に限定されないSF₆アーケ遮断過程におけるPTFEノズルのアブレーション質量を表す一般式を導出している。

ついで、ここで導出されたアブレーション質量の式および上記4-(b)のほか、ガス流速などを組み合わせることによって、GCB遮断過程におけるパuffa室圧力上昇プロセスの計算手法を提案している。

最後に、モデルSF₆遮断器での大電流遮断実験で測定されるパuffa室圧力上昇過程と、本章で提案している計算法から導き出される圧力上昇過程を比較し、測定結果と計算結果がよく一致することを示している。

3-2 PTFE ノズルアブレーション質量の計算式

3-2-1 ノズルアブレーション質量の計算式の構築

第2章で式(2-22)として定式化した輻射 Φ_{rw} [W/m]が PTFE ノズルに吸収され、ひいては PTFE がアブレーションすることを鑑みると、単位時間および単位暴露長あたりの PTFE アブレーション質量 m [g/(m·s)]は輻射 Φ_{rw} [W/m]に対して比例的に増加すると考えられる。そこで、定数 ω を用いて、

$$m = \omega \cdot \Phi_{rw} \quad (3-1)$$

と表す。式(3-1)へ式(2-22)を代入すると、別の表記として、 m を関数 f に関係づけることができ、

$$m = \mu \cdot f(i, R_w) \quad (3-2)$$

と表すことができる。式(3-2)は、内半径 R_w [m]のノズル孔において、アークが電流瞬時値 i [A]で点弧しているとき、ノズルから質量 m [g/(m·s)]がアブレーションし、蒸気化することを表している。ここで、 μ は定数($\mu = \omega \tau$)である。定数 ω の単位は[g/J]であり、PTFE へ照射される輻射の単位エネルギーと同エネルギーで生じるアブレーション質量を関連付ける係数である。また、 τ はアークから放射される輻射パワーとアーク電流値を関連付ける定数であり、単位は[W/(m·A^{1.2})]である。 μ は ω と τ の積なので、単位は[g/(m·s·A^{1.2})]となる。

式(3-2)での定数 μ の値を何らかの方法で見出すことができれば、ノズル内半径 R_w [m]および電流瞬時値 i [A]の値から式(3-2)を用いて PTFE アブレーション質量 m を求めることができるので、式(3-2)は大変有用性が高いものになる。そこで、次節 3-2-2 で述べられる SF₆ アーク暴露による PTFE アブレーション質量の測定結果を利用して、節 3-2-3 では、 μ の値の決定を試みている。

3-2-2 アーク暴露による PTFE アブレーションとその質量

第2章では、図 2-1 のアーク装置を用いて、ノズル孔の一部を模擬した軸方向長 10 mm の PTFE 製テストピース内面をアークへ暴露させる実験を行った。測定条件で

Table 3-1. Result for PTFE ablated mass M_1 [10] and evaluated $\Psi(t_f)$ for various currents and inner radius.

	Inner radius of nozzle R_w [mm]	Arc current I [kA(effective value)]	Arcing time [cycle]	PTFE ablated mass M_1 [g]	$\Psi(t_f)$ Evaluated from eq. (3-8)
[1]	11.5	9.5	1.2	0.09	4.1
[2]	11.5	13.5	1.2	0.18	7.8
[3]	11.5	20	1.2	0.26	11.8
[4]	17	20	1.2	0.22	8.8
[5]	17	20	1.2	0.24	8.8
[6]	20	20	1.2	0.12	5.5

あるテストピース内半径 R_w と電流実効値 I が、表 3-1 の第 2 および 3 列目にまとめられている。また各条件下におけるテストピースのアブレーション質量 M_1 が表 3-1 の 5 列目に示されている。同表 6 列目の $\Psi(t_f)$ については節 3-2-3-1 で後述する。

3-2-3 定数 μ の決定

3-2-3-1 消弧過程での PTFE アブレーション質量の総量

表 3-1 のアブレーション質量の測定実験における可動電極の移動および電流瞬時値が時間の経過とともに変わることを見みると、PTFE のアーク暴露長および輻射の吸収量 Φ_{rw} に関して、以下(a)および(b)が言える。

- (a) 可動電極の移動に伴ってアーク長は時間の経過につれて長くなり、PTFE のアーク暴露長 L [m] も変化する。
- (b) アーク電流瞬時値 i は時々刻々変化し、それに伴って輻射吸収量 $\Phi_{rw} = \tau \cdot f \cdot i \cdot R_w$ も変化する。

したがって、遮断過程における時刻 0 [s] から時刻 t [s] までの PTFE 製ノズルのアブレーション質量の総量 $M(t)$ は、上記(a)および(b)に関して、 m を積算したものであると言える。よって、PTFE 製ノズルのアブレーション質量の総量 $M(t)$ は

$$M(t) = \int_0^t \left(\int_0^{L(t')} m \, dz \right) dt' = \int_0^t \left(\int_0^{L(t')} \mu \cdot f(i(t'), R_w(z)) \, dz \right) dt' \quad (3-3)$$

と表わせる。ここで、 L : ノズル軸方向のアーカ暴露長、 z : ノズルの軸方向座標(ノズルのアーカ暴露が開始される地点の座標が 0)である。式(3-3)は m を被積分関数とする 2 重積分の式であり、ノズル軸方向座標 z に沿って m を 0 から L まで積分することによって関数を得、次にその関数を時刻 0 から t まで積分することを示している。この積分にあたって積分変数 t' を採用している。

式(3-3)における μ を一定とみなし、さらに

$$\Psi(t) = \int_0^t \left(\int_0^{L(t')} f(i(t'), R_w(z)) dz \right) dt' \quad (3-4)$$

と定義すると、 $M(t)$ を

$$M(t) = \mu \cdot \Psi(t) \quad (3-5)$$

と表現できる。 $f \propto \Phi_{rw}[\text{W/m}]$ なので、 Ψ はアーカ暴露中にノズルへ照射される放射エネルギー[J]の変化を示す量と捉えることができる。

式(3-5)には指定すべき比例定数 μ が含まれている。次節では、定数 μ の値を決定する。

3-2-3-2 Ψ の値および PTFE アブレーション質量

図 3-1(a)は、図 2-2 で示した内半径 11.5 mm のテストピースに対して測定されたアーカ電流、アーカ電圧および可動電極移動距離の波形と同じものである。図 3-1 (a)とその上部に示されるように、可動電極の移動によって時刻 13.5 ms でアーカが形成され、可動電極のさらなる移動によって、23 ms(= t_s)からテストピースがアーカに暴露されはじめる。可動電極の移動によって、暴露長は長くなり、ついには、時刻 25.5 ms では、テストピース内面全長 (長さ 10 mm)がアーカ暴露される。その後、可動電極がテストピースを通過し、アーカ消弧の時刻 34 ms(= t_f)までテストピース内面全長がアーカ暴露され続ける。図 3-1 (b)に、上述のアーカ暴露長 L をグラフで表している。

図 3-1(a)に示されるアーカ電流瞬時値 i 、および図 3-21(b)に示されるアーカ暴露長 $L(t)$ を用いて、式(3-4)から $\Psi(t)$ を計算した。図 3-1(c)に示される $\Psi(t)$ から、アーカ消弧

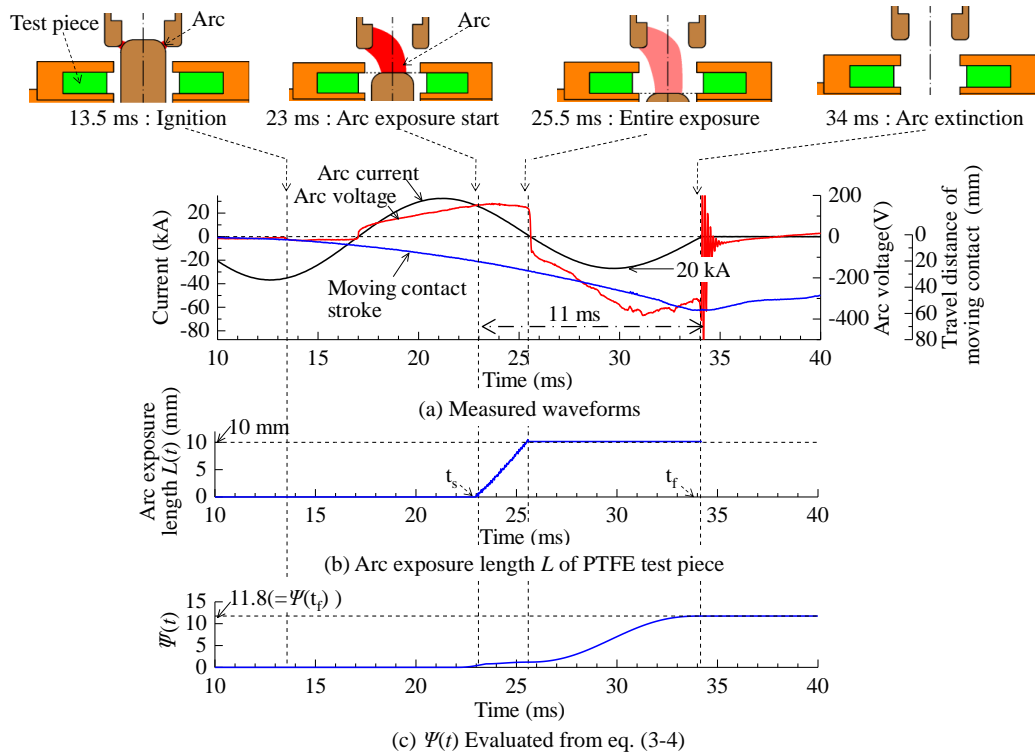


Figure. 3-1. Example of measured waveforms, arc exposure length of test piece, and $\Psi(t)$ evaluated from eq. (3-4)
($I=20$ kA(effective value), $R_w=11.5$ mm).

時刻 34 ms(= t_f)での $\Psi(t_f)$ の値は 11.8 であると求められる。

同様に表 3-1 における他の条件についても $\Psi(t_i)$ を求め、それらを表 3-1 の最右列に追記する。

3-2-3-3 定数 μ の値

図 3-2 では、 $\Psi(t_f)$ を横軸に、 M_1 を縦軸にとり、表 3-1 における M_1 をそれぞれ異なる印でプロットしている。同図から、 $\Psi(t_f)$ と M_1 が比例関係にあると考えられ、その比例定数として式(3-5)における μ は 2.39×10^{-2} であることを導くことができる。ひいては、式(3-2)、すなわち、アークに暴露される PTFE に関して単位時間および単位暴露長あたりのアブレーション質量 m [g/(m·s)]を

$$m(t) = 2.39 \times 10^{-2} \cdot f(i(t), R_w(z)) \quad (3-6)$$

と記述できる。

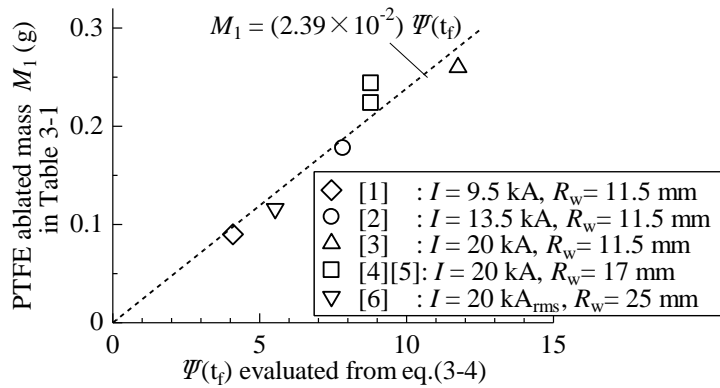


Figure. 3-2. PTFE ablated mass M_1 as function of $\Psi(t_f)$.

式(3-6)のポイントは、PTFE アブレーション質量 m を単位時間あたりかつ単位長さあたりとして、電流瞬時値 $i(t)$ および R_w の関数として定式化できたこと、また単一の R_w および単一の I に限定せずに導出されたことである。したがって、式(3-6)で記述される m は、図 2-1 のアーク装置に限定されず、他の SF_6 アーク装置にも適用できると考えられる。

なお、式(3-3)-(3-6)ではアーク暴露中の PTFE の R_w は一定として扱っている。これは、以下に述べる (i) および (ii) に基づいている。

- (i) 表 3-1 における最も M_1 が大きい条件[3]の場合であってもアーク暴露前後の R_w の変化は 0.16 mm (11.5 mm \rightarrow 11.66 mm) 程度と小さい。
- (ii) 節 2-4-2-2 では M_1 への R_w の影響を論述しており、この程度の R_w の変化は式 (3-3) で得られる M_1 の値にほとんど影響を与えない。

そこで、節 3-3 では、他の SF_6 アーク装置として、パuffa室を具備したモデル SF_6 遮断器を対象として、電流遮断過程で測定された PTFE 製ノズルのアブレーション質量を述べる。さらに、式(3-6)、ひいては式(3-3)を用いてアブレーション質量を求めることによって、式(3-6)が他の SF_6 アーク装置に適用できることを示す。節 3-4 では、アブレーションを考慮したパuffa室圧力の経時変化の計算に展開する。

3-3 モデル SF₆ 遮断器の大電流遮断過程におけるノズルアブレーション質量 量：PTFE 製ノズルアブレーション質量式の検証

3-3-1 ノズルアブレーション質量

3-3-1-1 測定方法

図 3-3 は、図 2-1 とは別のアーク装置として用意されたモデル SF₆ 遮断器の消弧室の内部配置図を示している。同モデル遮断器は、ノズルの他、固定電極、可動電極、機械的に圧縮されるパッファ室を備えている。図 3-3 に示されるように、ノズル内半径 $R_w(z)$ は軸方向位置によって変化しており、ノズル上流および下流部で広い。

実験においては、PTFE 製ノズルを用意し、その質量 M_i を計測した後に、モデル遮断器の消弧室へ取り付け、モデル遮断器に 0.5 MPa(絶対圧力)の SF₆ ガスを封入した。60 Hz の減衰性正弦波交流電流をモデル遮断器に供給し、この電流に対してモデル遮断器は開極動作を行い、接点間にアークが点弧する。アーク電流は 3 半波分流れ、この間、可動電極は移動し続け、ノズルはアークに暴露される。電流の第 2 半波目の実効値は 30 kA(実効値)である。このアーク暴露を 5 回繰り返した後にノズルを取り出し、実験後の質量 M_a を測定した。質量 M_i に対する質量 M_a の減少分、すなわち $M_i - M_a$ をアブレーション質量とした。モデル SF₆ 遮断器へ取り付ける前の PTFE ノズル質量 M_i は 1,117 g と測定された。

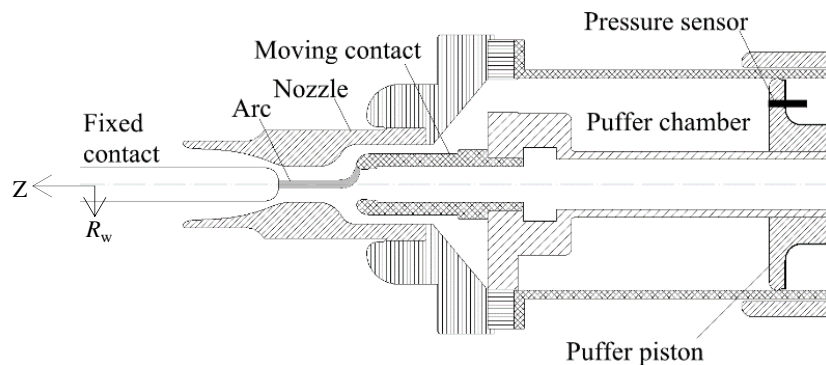


Figure 3-3. Cross sectional view of model SF₆ circuit-breaker for measuring nozzle ablated mass and gas pressure in puffer chamber.

3-3-1-2 測定結果

- a) 測定波形：図 3-4 は、アーク電流、電極間電圧および可動電極の移動距離の測定波形例を示している。時刻 0 ms が電極開離の瞬間であり、この時刻から電極間にアークが形成し、ノズルはアーク暴露され始める。図 3-4(b)に示されるように、可動電極の移動距離は時間経過につれて長くなり、それに伴ってノズルのアーク暴露長 $L(t)$ も長くなる。図 3-4(a)に示すように、アークは時刻 21 ms(= t_f)まで継続した後、遮断され、この時点でノズルのアーク暴露が終わる。
- b) アブレーション質量：電流位相に対する電極開離タイミングすなわちアーク点弧タイミングがそれぞれ異なるアーク暴露実験を 5 回実施したのち、PTFE ノズルをモデル SF₆ ガス遮断器から取り出して質量測定した結果 1105.3 g(M_a)であった。したがって、本実験における PTFE ノズルのアブレーション質量は 11.7 g(= $M_i - M_a$)となった。

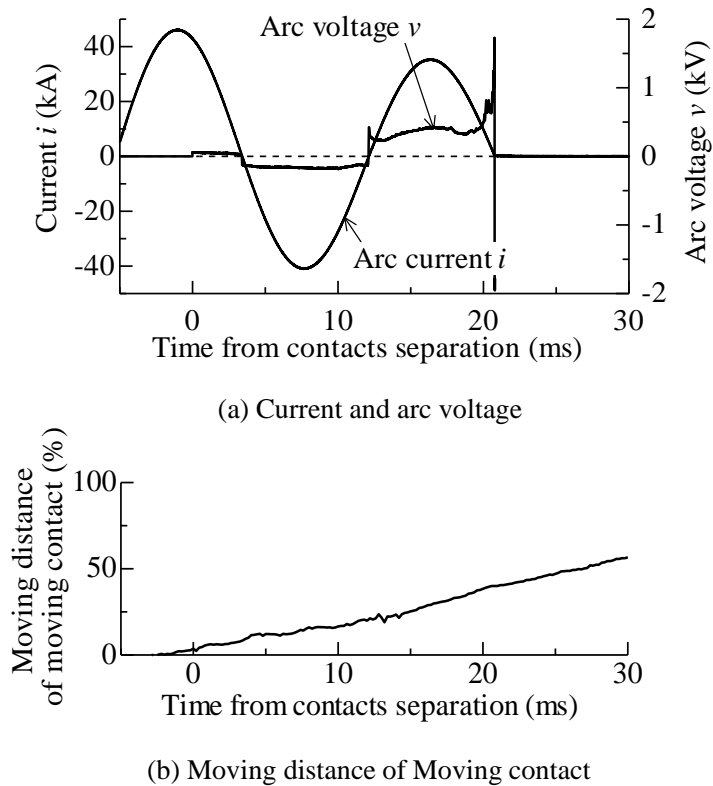


Figure. 3-4. Waveforms measured for current interrupting experiments.

3-3-2 ノズルアブレーション質量の計算

3-3-2-1 計算方法

a) アブレーション質量：ノズル表面の各部位。

ノズル表面を，図 3-5 に示すように，上流側から下流側に渡って，5つの部位に区分した。これら5つの部位でのアブレーション質量計算値は，後述する節 3-5 のパuffa室圧力計算法の検討において，アーク空間のガス圧力計算にも活用される(S1 および S2 が後述する Cell2 の壁面の一部，S3 が後述する Cell3 の壁面になる)。それぞれの部位のアーク暴露長を $L_{Si}(t)$ ($i=1, 2, 3, 4, 5$) で表すと，各部位でのアブレーション質量 M_{Si} ($i=1, 2, 3, 4, 5$) は，式(3-3)を利用して，

$$M_{Si}(t) = \int_0^t \left(\int_0^{L_{Si}(t')} 2.39 \times 10^{-2} \cdot f(i(t'), R_w(z)) dz \right) dt' \quad (3-7)$$

で記述できる。

式(3-7)の右辺にそれぞれの部位のアーク暴露長 $L_{Si}(t)$ を代入し，それぞれの部位のアブレーション質量 M_{Si} ($i=1, 2, 3, 4, 5$) を求めた。得られた結果から各部位でのアブレーション質量の違いを検討した。

b) アブレーション質量：ノズル長さ方向全体。

電流位相に対する発弧タイミングが異なる 5 回のアーク暴露実験のひとつひとつに対して，ノズル内半径 $R_w(z)$ ，アーク暴露長 $L(t)$ および電流瞬時値 $i(t)$ を式(3-7)の右辺へ代入し，アーク消弧時刻 t_f までの期間におけるアブレーション質量 M_k ($k=1, 2, 3, 4, 5$) を求めた。次に， M_k の積算値 M_T を求めた。

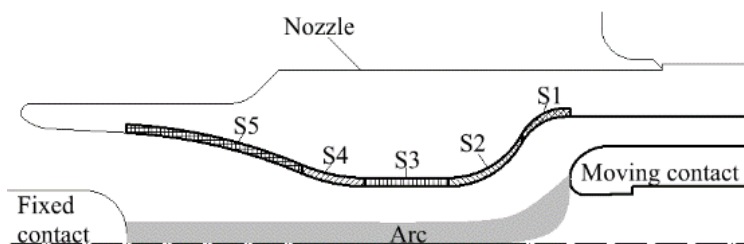


Figure. 3-5. Enlarged view of interrupter model around nozzle.

3-3-2-2 計算結果

a) アブレーション質量：ノズル表面の各部位。

図 3-6 は、図 3-4(a)で示された電流瞬時値、および図 3-4(b)の可動電極移動距離から算出された L_{Si} を式(3-7)へ代入して求められたノズルの各アブレーション質量 M_{Si} ($i=1, 2, 3, 4, 5$)を示している。S2 および S3 でのアブレーション質量 M_{S2} および M_{S3} がその他に比べて多く、S1 および S4 と比較して、2~3 倍であることが導出されている。これは、S2 および S3 は他に比べてアークに曝される時間が長く、かつ内径が小さい(アークに近い)ことに起因している。図 3-7 は実験後にモデル遮断器から取り出した PTFE 製ノズルの写真である。ノズル内表面を観測したところ、S2 および S3 部での形状変化が他の部位に比べて大きかったことから、アブレーション質量の計算結果は実際のノズルアブレーションの様相をよく再現できていると考えられる。

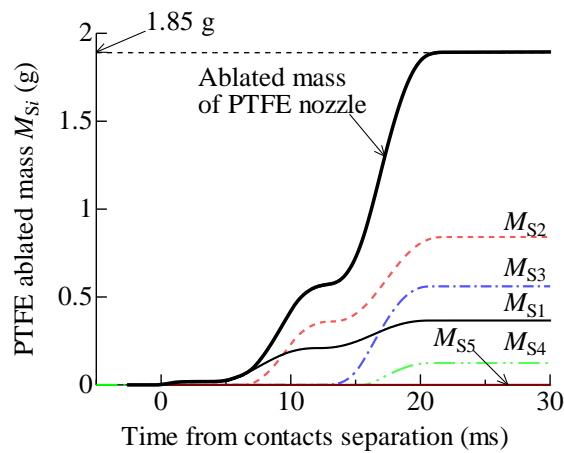
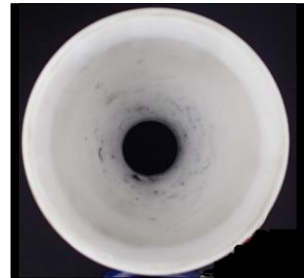


Figure. 3-6. Calculated result for PTFE nozzle ablated mass due to one shot arc exposure under arc testing condition in Figure. 3-4.



(a) View from the moving contact side in Figure. 3-3.



(b) View from the fixed contact side in Figure. 3-3.

Figure. 3-7 PTFE nozzle after 5 shots arc exposure experiments.

図 3-6 に示される太線は、図 3-4 での実験に対して求められたアブレーション質量 M_k の経時変化を示している。図 3-6 に示されるように、アブレーション質量 M_k は 1.85 g である。

b) アブレーション質量：ノズル長さ方向全体。

5 回のアーク暴露実験では、電流位相に対する電極開離タイミングすなわちアーク点弧タイミングがそれぞれ異なった。図 3-6 におけるアブレーション質量 1.85 g は、5 回の内のアーク発生時間 21 ms の実験(図 3-4)を対象に求められたものである。図 3-8 は、それら点弧タイミングの異なる 5 回のアーク暴露実験条件においてそれぞれ算出されたアブレーション質量 M_k ($k=1, 2, 3, 4, 5$)の合算値(M_T)を示しており、 M_T は 9.9 g となった。

また同図は、節 3-3-1-2 で述べたアブレーション質量の測定値 11.7 g も示している。計算値は誤差 20%以下で測定値に一致している。したがって、式(3-6)は、GCB を模擬したモデル遮断器でも成立することを示しており、高い汎用性を持っていると考えられる。

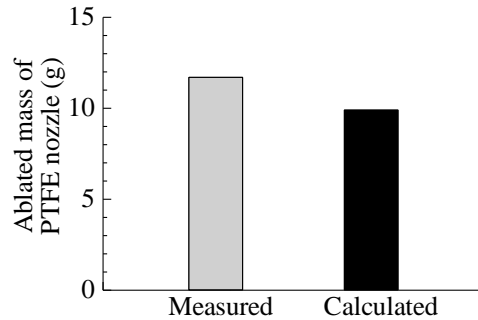


Figure. 3-8. Ablated mass of PTFE nozzle in five shots arc exposures.

3-4 電流遮断過程におけるパuffa室圧力

電流遮断過程におけるパuffa室での圧力上昇過程は、ノズル空間へのガス流速に影響を与え、ひいてはアーク遮断性能を左右する。パuffa室での圧力上昇過程は、パuffa室の機械的圧縮による容積変化の他、ノズルからのアブレーション蒸気も寄与することが知られている。節 3-2 から節 3-3 にかけて導出・検証したように、PTFE ノズルアブレーション質量をアーク電流瞬時値などで定式化し、式(3-6)を提案できた。本節では、ノズルアブレーション質量の計算式を、ガス質量およびガス流速などの計算式と組み合わせることによって、パuffa室圧力の計算法に展開させる。

はじめに、図 3-3 に示されるモデル SF₆ 遮断器でのパuffa室圧力の時間変化の測定を述べる。次いで、パuffa室圧力の計算法を論述し、パuffa室圧力の時間変化を計算で再現する。

3-4-1 測定方法

3-4-1-1 モデル遮断器の大電流遮断過程におけるパuffa室圧力

次節 3-5 で論述するパuffa室圧力計算法の検証を容易にするため、アブレーションする通常の PTFE 製ノズル適用時と、ほとんどアブレーションしないノズル適用時のそれぞれのケースにおいてパuffa室圧力を測定する。これにより、パuffa室圧力上昇へのアーク熱とノズルアブレーションのそれぞれの影響を切り分けることができる。

A) ノズル材料として以下に示す 2 つを用いた。

i) PTFE

ii) セラミックの 1 種であるジルコン($ZrSiO_2$)

材料 ii) の分解温度は $1673 \pm 10^\circ C$ [12] であり、PTFE の分解温度 $460^\circ C$ [13] に比べて高い。したがって、材料 ii) で製作されたセラミック製ノズルは、PTFE 製ノズルに比べて、アークによりほとんどアブレーションしないと考えられる。

B) モデル遮断器に SF_6 ガスを 0.5 MPa (絶対圧力) で封入した。

C) アーク電流は 60 Hz の減衰性の正弦波交流であり、その第 2 半波目の実効値は 30 kA である。このアーク電流に対してモデル遮断器は開極動作を行い、接点間にアークが点弧する。アーク電流は第 3 半波分供給された後に、補助遮断器により遮断される。

D) モデル遮断器のパuffaピストンには圧電式の圧力センサーが取り付けられている。C) で述べられた大電流遮断過程において、モデル遮断器の開極動作中のパuffa室の圧力変化を測定した。A) で述べたように、PTFE 製ノズルおよびセラミックス製ノズルを用いているので、パuffa室圧力の測定結果から、PTFE アブレーションによるパuffa室圧力への影響を明らかにすることができる。

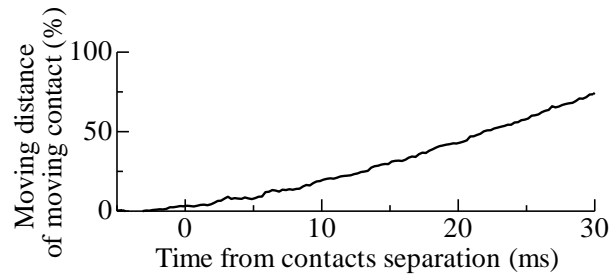
3-4-1-2 無負荷開極過程におけるパuffa室圧力

上述の実験のほかに、無負荷条件下で、すなわちアークを発生させずにモデル遮断器に開極動作をさせ、この動作中でのパuffa室圧力を測定した。この実験では機械的圧縮過程のみによってパuffa室の圧力は上昇する。

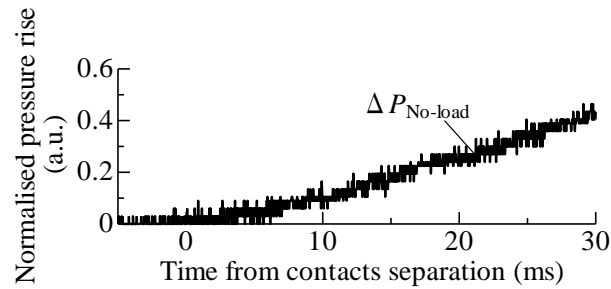
3-4-2 測定結果

3-4-2-1 無負荷開極過程におけるパuffa室圧力

図 3-9 は、無負荷開極過程における可動電極移動距離およびパuffa室圧力上昇値 $P_{No-load}$ の測定例を示している。横軸は、可動電極が固定電極から離れる瞬間を 0 ms と



(a) Moving distance of moving contact



(b) Pressure rise in puffer chamber

(Normalised by maximum value of ΔP_{PTFE} in Fig. 3-10(c))

Figure. 3-9. Moving distance of moving contact and pressure rise in puffer chamber during open operation (No load condition).

している。縦軸は、後に示される PTFE 製ノズル条件下で測定されたパuffa室圧力上昇値 ΔP_{PTFE} の最大値で規格化されている。同図に示されるように、パuffa室圧力 $\Delta P_{No-load}$ は、時刻 4 ms 以降ほぼ直線的に上昇しており、例えば時刻 16.3 ms において可動電極移動距離は 35%、パuffa室圧力上昇値 $\Delta P_{No-load}$ は 0.22 である。

3-4-2-2 アーク実験過程におけるパuffa室圧力

図 3-10(a)は、モデル遮断器による大電流遮断過程で測定された電流 i およびアーク電圧 v の例を示している。電流の第 3 半波では、電流は時刻 16.3 ms で波高値に達している。セラミック製ノズル下でのアーク電圧は同時刻で 340 V である。一方、PTFE 製ノズル条件下でのアーク電圧は同時刻で 430 V であり、セラミック製ノズルと比べて 90 V 高い。

図 3-10(b)および(c)は可動電極移動距離およびパuffa室の圧力上昇値を示してい

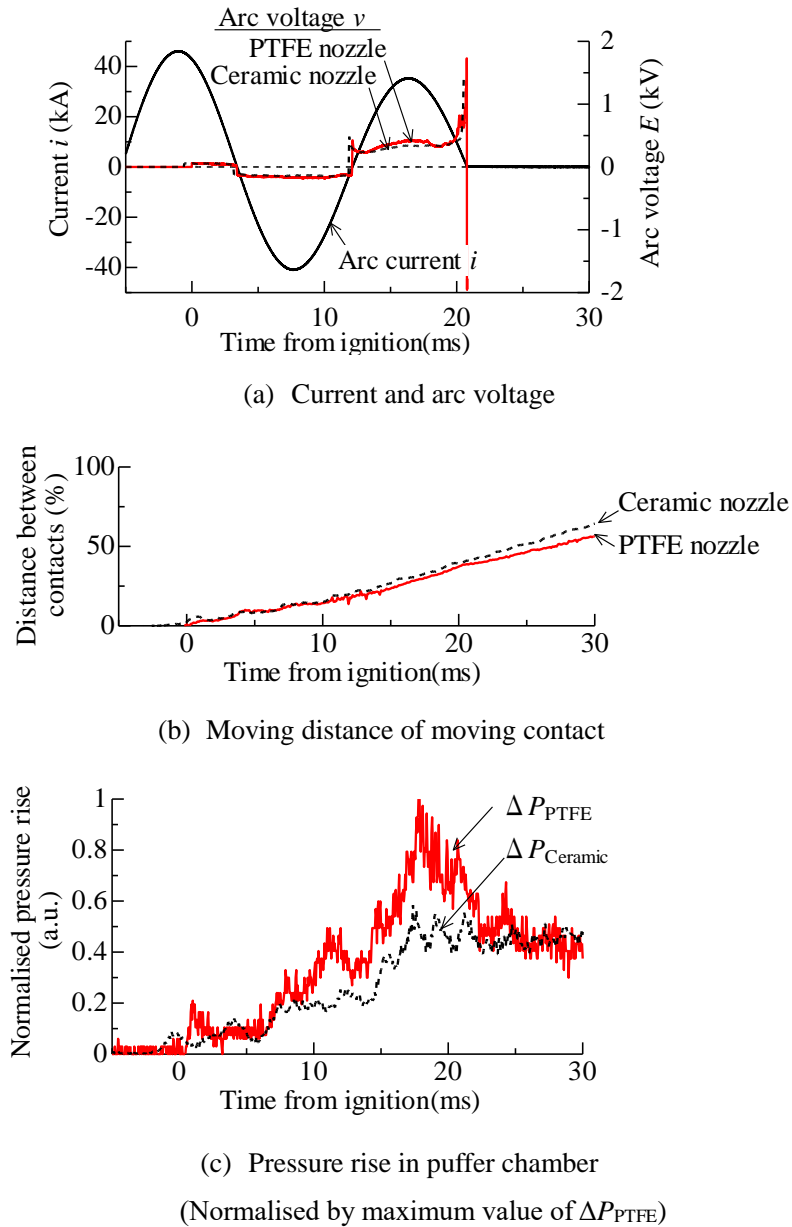


Figure. 3-10. Waveforms measured for arc generation experiments.

る。これら圧力上昇値は、図 3-9(b)における $\Delta P_{\text{No-load}}$ と同じく、 ΔP_{PTFE} の最大値で規格化されている。セラミックス製ノズルでの電流遮断の場合、可動電極移動距離は時刻 16.3 ms で 33% であり、圧力上昇値 $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ は 0.47 である。したがって、パuffer 室の機械的圧縮は同程度にもかかわらず、 $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ は $\Delta P_{\text{No-load}}$ の約 2 倍高い。

PTFE 製ノズルの場合、時刻 16.3 ms の可動電極移動距離は無負荷開極時およびセラミックス製ノズル適用時とほぼ同じ 30% であるが、圧力上昇値 ΔP_{PTFE} は 0.76 であり、

$\Delta P_{\text{No-load}}$ および $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ に対してそれぞれ約 3.5 倍および約 1.6 倍に高まる。

なお、時刻 16.3 ms において可動電極移動距離が各条件においてわずかに異なる。これは、「パuffァ圧力上昇値×パuffァピストン断面積」がモデル遮断器操作装置の開極動作力に対して反力となり、パuffァ室圧力上昇値が高い条件ほど可動電極移動速度が減速したためである。

3-5 PTFE アブレーションを考慮したパuffァ室圧力計算法の提案:アブレーション質量 m (式(3-6))の展開

3-5-1 計算方法

3-5-1-1 考慮すべき要因

圧力の経時変化を計算するにあたっては、以下 4 つの要因を考慮する必要がある。

- ①装置可動部の動作によるガス空間の体積変化
- ②ガス流れによる質量密度変化
- ③アークによるガス空間のエネルギー変化
- ④PTFE アブレーション蒸気

3-5-1-2 ガス空間

図 3-3 に示されたモデル SF₆ ガス遮断器では、パuffァ室は装置可動部の開極動作、すなわち図 3-3 の右方向への移動と共に圧縮される。パuffァ室内で圧縮される SF₆ ガスは、ノズルを通じて消弧室の左側へ流れる。

SF₆ ガスは、パuffァ室、様々な形状のガス流路および電極間空間など、いろいろな空間を流れることを考慮して、ガス空間は、図 3-11(a) に記述されるように、7 つの空間から構成されていると見なす。その結果作り上げたガス空間モデルを図 3-11(b) に示す。本モデルにおいて、Cell 1, 2 および 3 はノズル内空間であり、アークが発生する。Cell 7 はパuffァ室であり、Cell 6 および 5 を通じてノズル内空間(Cell 1, 2 および 3) につながっている。Cell 3 内のガスは図中左方向の外のガス空間に流れる。また、Cell 1 内のガスは図中右方向の Cell 4 を通じて外のガス空間に流れる。

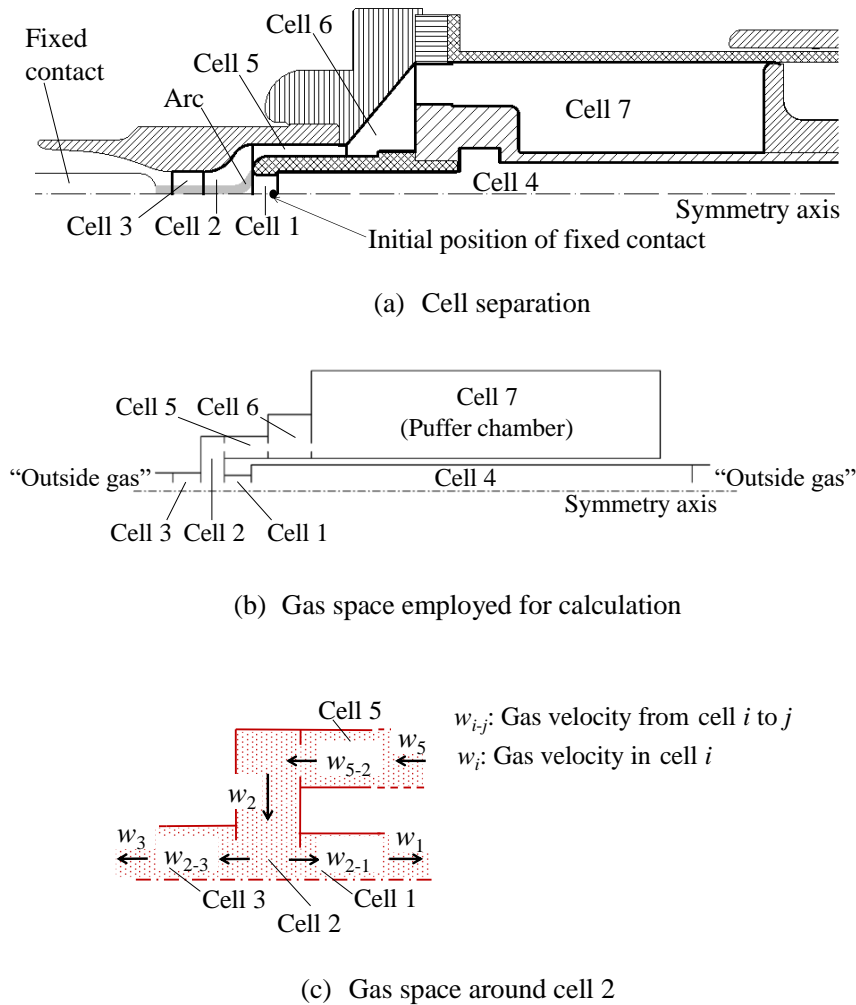


Figure. 3-11. Gas-pressure calculation model for model SF₆ circuit-breaker.

上記のとおり分けられた空間のうち、図 3-11 における Cell 1, 2 および 3 では、開極動作中にそれらにおいて固定電極の占める体積が時々刻々と減少する。本計算方法においては、それら内に占める固定電極体積を計算時刻ごとに計算し、同体積の減少に応じて Cell 体積すなわちガス体積を増加させる。これにより、モデル遮断器の開極動作で固定電極の占める体積が減少する Cell1, 2 および 3 ではガス体積が増大し、その増大した体積の分だけ同空間におけるガス密度が減少する。

図 3-11(c)は、Cell 2 とそれにつながる Cell 1, 3 および 5 を示している。本節では、ガス空間 Cell 2 を取り上げて、計算法を述べる。

(i) Cell 2 の体積は V_2 であり、Cell 2 には質量密度 ρ_2 およびエンタルピー H_2 のガ

スが圧力 P_2 で満たされている。また、Cell 2 におけるガスは速さ w_2 で流れている。

(ii) Cell 2 は Cell 1, 3 および 5 と、それぞれ断面積 S_{2-1} , S_{2-3} および S_{5-2} の通気孔を通じて、つながっている。Cell 2 からのガスは通気孔 S_{2-1} および S_{2-3} を介して、Cell 1 および 3 へ流速 w_{2-1} および w_{2-3} で流出する。また、Cell 5 のガスが、Cell 2 に通気孔 S_{5-2} を介して、ガス流速 w_{5-2} で流入する。

(iii) Cell 2 の壁は PTFE で構成されている。Cell 2 では、大電流遮断過程に形成されるアークによって、PTFE がアブレーションし、蒸気が発生する。

(iv) Cell i ($i=1, 3, 5$) の体積は V_i であり、その Cell i には、質量密度 ρ_i 、比熱比 γ_i およびエンタルピー H_i のガスが圧力 P_i で満たされている。また、Cell i におけるガスは速さ w_i で流れている。

3-5-1-3 計算法

(1) Cell 2 でのガス質量の変化

Cell 2 でのガス質量 $\rho_2 V_2$ は、Cell 5 からのガス流入によって、単位時間あたり $\rho_5 w_{5-2} S_{5-2}$ 分だけ増加し、一方、Cell 1 および 3 へのガス流出によって $\rho_2 w_{2-1} S_{2-1}$ および $\rho_3 w_{2-3} S_{2-3}$ 分だけ減少する。さらに PTFE アブレーション蒸気発生による質量増加を考慮して、Cell 2 でのガス質量 $\rho_2 V_2$ の時間的変化を

$$\frac{d(\rho_2 V_2)}{dt} = g_{5-2} - g_{2-1} - g_{2-3} + \int_0^{L_2(t)} m dz \quad (3-8)$$

で表すことができ、ここで、

$$g_{5-2} = S_{5-2} \rho_5 w_{5-2}, \quad (3-9)$$

$$g_{2-1} = S_{2-1} \rho_2 w_{2-1}, \quad (3-10)$$

$$g_{2-3} = S_{2-3} \rho_2 w_{2-3}, \quad (3-11)$$

である。また、 m はノズルアブレーション質量であり、PTFE 製ノズルでの m は式(3-6)に記述されるとおりである。セラミックス製ノズルの場合、 $m=0$ とする。 $L_2(t)$ は、Cell 2 でのアーク暴露長の時間変化である。

(2) Cell 2 での運動量の変化

断面積 S_{5-2} , S_{2-1} および S_{2-3} の通気孔を通じて Cell 2 に出入りする運動量を考慮して、Cell 2 での運動量 $\rho_2 V_2 w_2$ の時間的変化を

$$\frac{d(\rho_2 V_2 w_2)}{dt} = g_{5-2} w_{5-2} - g_{2-1} w_{2-1} - g_{2-3} w_{2-3} \quad (3-12)$$

と書ける[14]。

(3) ガス流

Cell 5 から Cell 2 へ流入するガスの流速 w_{5-2} を以下の式で表す[14]。

$$w_{5-2} = \sqrt{\frac{2\gamma_5}{(\gamma_5 - 1)\rho_5} \frac{P_5}{P_2} \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_5} \right)^{\left(1 - \frac{1}{\gamma_5} \right)} \right]} + w_5 \quad (3-13)$$

式(3-13)の第 1 項は気体の圧縮性を考慮した 1 次元定常流の式[15]であり、Cell 5 と Cell 2 のガス圧力の差によって生じるガス流速を示している。すなわち、各 Cell 間の通気孔を流れるガスの流速は、Cell 間の差圧により生じる流速にガス流上流の Cell におけるガス流速 w_i を加えたものである。同様に、Cell 2 から Cell 1 および 3 へ流出するガスの流速 w_{2-1} および w_{2-3} は以下の式で記述できる。

$$w_{2-1} = \sqrt{\frac{2\gamma_2}{(\gamma_2 - 1)\rho_2} \frac{P_2}{P_1} \left[1 - \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^{\left(1 - \frac{1}{\gamma_2} \right)} \right]} + w_2 \quad (3-14)$$

$$w_{2-3} = - \sqrt{\frac{2\gamma_2}{(\gamma_2 - 1)\rho_2} \frac{P_2}{P_3} \left[1 - \left(\frac{P_3}{P_2} \right)^{\left(1 - \frac{1}{\gamma_2} \right)} \right]} + w_2 \quad (3-15)$$

(4) Cell 2 におけるガスのエネルギー変化

Cell 2 中のガスに関しては、断面積 S_{2-1} , S_{2-3} および S_{5-2} の通気孔を通じて Cell 2 に出入りするエネルギーの他に、アークからのパワーおよび PTFE アブレーションで発生する蒸気パワーが入力される。したがって、Cell 2 でのエネルギーの時間的変化を

$$\frac{d(\rho_2 V_2 H_2)}{dt} = g_{5-2} H_5 - g_{2-1} H_2 - g_{2-3} H_2 + q_g + q_{\text{PTFE}} \quad (3-16)$$

と記述できる。右辺第 1 から 3 項は、断面積 S_{5-2} 、 S_{2-1} および S_{2-3} の通気孔を通じて Cell 2 に出入りするエネルギーである。

右辺第 4 項 q_g は、アークから Cell 2 中のガスへの入力パワーであり、このパワーによってガスが加熱される。この第 4 項 q_g については、アークパワーのうちの一部(δ 倍、 $\delta < 1$)がガス加熱に寄与すること[3][16]、また、Cell 2 でのアーク暴露長 $L_2(t)$ とアーク長 $L(t)$ を考慮して、

$$q_g = \delta q_{\text{arc}} \frac{L_2(t)}{L(t)} = \delta (\text{iv}) \frac{L_2(t)}{\sum_{k=1}^5 L_k(t)} \quad (3-17)$$

と表わす。式(3-17)の定数 δ には 0.55[17][18]を用いる。

右辺第 5 項 q_{PTFE} は PTFE アブレーションで発生する蒸気エネルギーであり、式(3-6)を用いて、

$$q_{\text{PTFE}} = \left(\int_0^{L_{\text{Si}}(t)} m \, dz \right) H_{\text{PTFE}} \quad (3-18)$$

と記述できる。ここで、 H_{PTFE} はアーク暴露で生じる PTFE アブレーション蒸気のエンタルピーである。PTFE 蒸気のエンタルピー H_{PTFE} には 11.9 MJ/kg を用いる[19]。発生した PTFE 蒸気は、以後 SF_6 ガスと同じ特性を持つものと仮定する。

(5) ガス温度およびガス圧力

ガスの分解を考慮した SF_6 ガスのエンタルピー H はガス温度およびガス圧力による変化特性が公開されている[20]。したがって、時刻 t_1 におけるガス温度 $T_j(t_1)$ は、前記特性を利用した圧力 P_j およびエンタルピー H_j の関数 Q から導出される。

$$T_j(t_1) = Q(P_j(t_1), H_j(t_1)) \quad (3-19)$$

また、同じく文献[20]にガス分解を考慮した SF_6 ガスの密度 ρ も公開されているので、時刻 $(t_1 + dt)$ におけるガス圧力 $P_j(t_1 + dt)$ は、ガス密度 $\rho_j(t_1)$ を使って式(3-20)の状態方程式から求める。

$$P_j(t_1 + dt) = \rho_j(t_1) R_j(t_1) T_j(t_1) \quad (3-20)$$

ここで、 R は気体定数であり、上記 ρ から求められるガス温度およびガス圧力を考慮

したものである。

上記式(3-8)～式(3-20)に記載される方程式を解くことによって、各 Cell での圧力 P_j の時間変化を求める。このように求められる圧力 P_j は各 Cell における平均圧力であり、 P_j の計算過程で導出される各 Cell におけるガス温度およびガス密度などの諸物理量も同様である。すなわち、図 3-11(b)のモデルにおける各 Cell 内部ではそれら物理量は一様であるとみなす。

上記の計算を図 3-11(b)のモデル全体で実施するにあたっては、式(3-17)で述べられている電流瞬時値 i およびアーク電圧 v 、並びに式(3-17)で述べられている PTFE のアーク暴露長 L_{si} を入力データとする。

なお、上式(3-9)、(3-11)、(3-13)および(3-15)は、主としてパuffa室内(Cell 7)のガス圧力が高く、パuffa室からガスが流出する過程において使用される。一方、大電流アーク発生時にノズルスロート(Cell 3)のガス圧力が高まり、同空間からパuffa室へ高温ガスが逆流する過程では、それら式で表されている各物理量は式(3-21)-(3-24)で計算される。すなわち、このときの全 Cell におけるガス圧力の関係は $P_3 > P_2 > P_5 > P_6 > P_7$ および $P_2 > P_1 > P_4$ である。

$$g_{5-2} = S_{5-2} \rho_2 w_{5-2}, \quad (3-21)$$

$$g_{2-3} = S_{2-3} \rho_3 w_{2-3}, \quad (3-22)$$

$$w_{5-2} = - \sqrt{\frac{2Y_2}{(Y_2 - 1)} \frac{P_2}{\rho_2} \left[1 - \left(\frac{P_5}{P_2} \right)^{\left(1 - \frac{1}{Y_2} \right)} \right]} + w_2 \quad (3-23)$$

$$w_{2-3} = - \sqrt{\frac{2Y_3}{(Y_3 - 1)} \frac{P_3}{\rho_3} \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_3} \right)^{\left(1 - \frac{1}{Y_3} \right)} \right]} + w_3 \quad (3-24)$$

パuffa室圧力の導出では、隣接する Cell 間のガス圧力の高低判定と、同判定結果による流速などの式の選定が計算時刻ごとに行われる。また、上記判定と式の選定は、上述の Cell だけではなく、図 3-11 における全ての Cell で実施される。

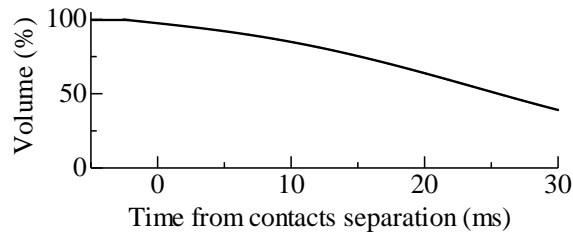
3-5-2 提案計算手法の適用によるパuffa室圧力の導出

3-5-2-1 無負荷開極過程

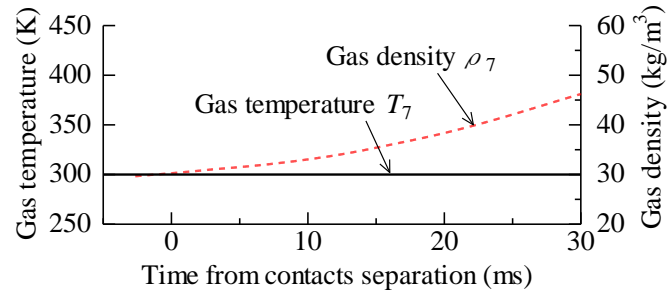
図 3-12(a)は計算過程で求められたパuffa室体積を示しており、パuffa室体積は時間の経過に伴って減少し、時刻 30 ms では 30%に減少する。図 3-12(b)はパuffa室のガス温度 T_7 およびガス密度 ρ_7 の計算結果を示している。 T_7 は 300 K のままであるが、 ρ_7 は時刻の経過につれて、時刻 30 ms では 46 kg/m^3 に増加することが導かれている。図 3-12(c)は、 T_7 および ρ_7 を用いて、式(3-20)から求められたパuffa室での圧力上昇計算値 ΔP_7 を示している。同図では、測定値 $\Delta P_{\text{No-load}}$ も示しており、計算値 ΔP_7 は測定値 $\Delta P_{\text{No-load}}$ とよく一致していると判断できる。この一致は、節 3-5-1-1 で述べられた要因①および②の現象を記述している式(3-8)から(3-15)が妥当であることを示している。

なお、開極過程でパuffa室の体積は時間経過につれて減少し、パuffa室内のガスは圧縮される。開極過程は数十 ms という短時間であるため、ガス圧縮は断熱的に行われると考えられる。断熱圧縮されるガスは外部から加えられる仕事により温度上昇し、その温度上昇率は、ガスの圧力上昇率の R/C_p 乗となる [21]。ここで C_p はガスの定圧比熱、 R は気体定数である。

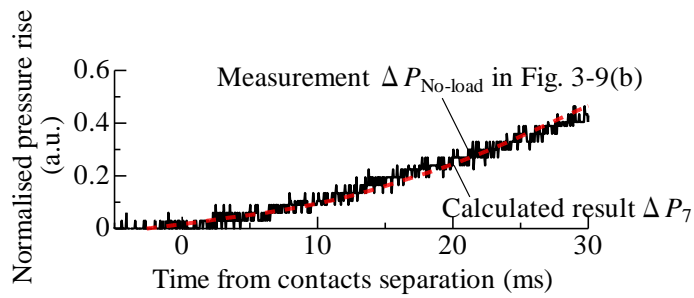
常温(298 K)における SF_6 ガスの定圧比熱は $97.3 \text{ J/(mol} \cdot \text{K)}$ と比較的大きく [22]、そのため R/C_p は 0.085 と小さい。したがって、図 3-12 の時刻 20 ms におけるガス圧力上昇値と上記断熱圧縮による温度上昇特性から、パuffa室内ガスの初期状態(300 K)からの温度上昇率は 2% 程度と小さい。このことから、GCB のパuffa室におけるガスへの断熱圧縮による温度上昇値は小さく、今回提案するパuffa室圧力計算方法において無視できると考えられる。



(a) Puffer chamber volume



(b) Gas temperature and gas density in puffer chamber



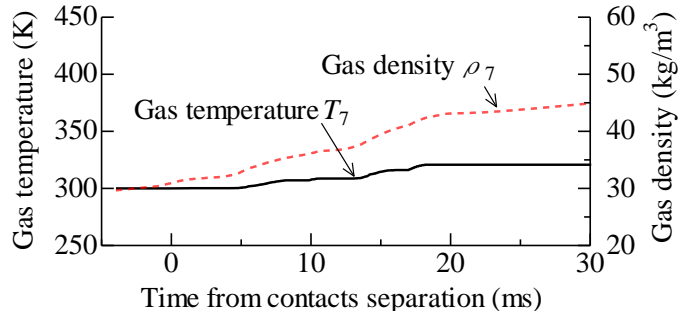
(c) Pressure rise in puffer chamber

(Normalised by maximum value of ΔP_{PTFE} in Fig. 3-10(c))

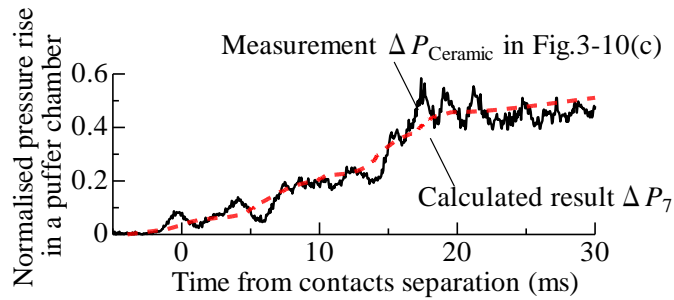
Figure. 3-12. Calculated puffer chamber volume, gas temperature, gas density and pressure rise in puffer chamber (No load condition).

3-5-2-2 セラミックス製ノズル

パッファ室の圧力上昇要因は、パッファ室の機械的圧縮の他に、図 3-11 における Cell 1-3 で発生するアークである。図 3-13(a)はパッファ室のガス温度 T_7 およびガス密度 ρ_7 の時間変化、図 3-13(b)は圧力上昇値の計算値 ΔP_7 を示している。また、図 3-13(b)には、図 3-10(c)で示したパッファ室圧力上昇値の測定結果 $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ も合わせて示している。図 3-13(b)から、パッファ室圧力上昇の計算値 ΔP_7 は測定値 $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ によく一致している。



(a) Gas temperature and gas density in puffer chamber



(b) Pressure rise in puffer chamber

(Normalised by maximum value of ΔP_{PTFE} in Fig. 3-10(c))

Figure. 3-13. Gas temperature, gas density and pressure rise in puffer chamber (Arc testing with ceramic nozzle condition).

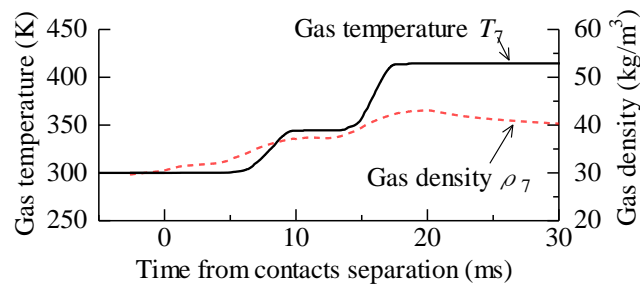
節 3-4-2-2 で述べたとおり，パッファ室の機械的圧縮は同程度であっても，第 3 半波の電流波高時間 16.3 ms において，セラミックス製ノズルでのパッファ室圧力上昇値 $\Delta P_{Ceramic}$ は，無負荷開極過程での上昇値 $\Delta P_{No-load}$ の約 2 倍高い。図 3-13(a)における 16.3 ms でのガス温度は 316 K，ガス密度は 40.6 kg/m³ である。同時刻における無負荷開極過程におけるガス温度およびガス密度は図 3-12(b)からそれぞれ 300 K および 36.2 kg/m³ であることから， $\Delta P_{Ceramic}$ が $\Delta P_{No-load}$ に対して大きくなった要因は，パッファ室におけるガス温度およびガス密度の増大であると言える。これらガス温度やガス密度の増大は節 3-5-1-1 で述べられた要因③，すなわちアークによるガス空間のエネルギー変化によりパッファ室へ高温ガスが流入したためと考えられる。したがって，図 3-13(b)におけるパッファ室圧力上昇値の計算値 ΔP_7 と測定値 $\Delta P_{Ceramic}$ が一致したことは，上記 要因③を記述している式(3-16)の右辺第 1 項から 4 項，および式(3-17)が本実験における実現象をよく再現できていることを示している。

3-5-2-3 PTFE 製ノズルを具備したモデル遮断器

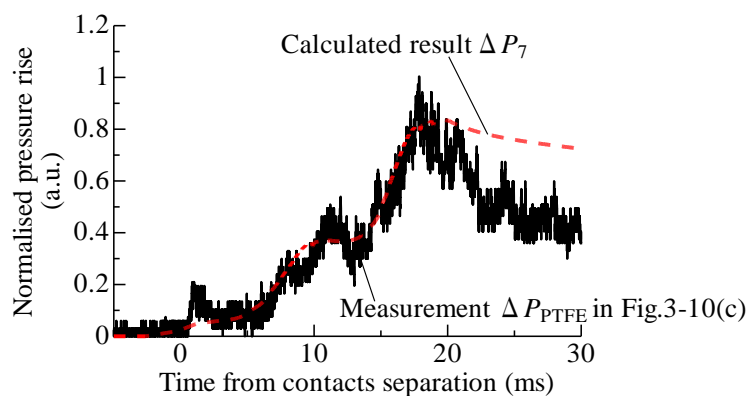
本条件においては、パuffa室の圧力上昇要因は、パuffa室の機械的圧縮、図 3-11 における Cell 1-3 でのアーク発生、さらにノズルアブレーションが加わる。

図 3-14(a)はパuffa室のガス温度およびガス密度の時間変化、図 3-14(b)は圧力上昇値の計算値を示している。また図 3-14(b)には、図 3-10(c)で示したパuffa室圧力上昇値の測定結果 ΔP_{PTFE} も合わせて示している。同図において、パuffa室圧力上昇値の計算値と測定結果 ΔP_{PTFE} は、時刻 0 から約 19 ms までの圧力上昇過程においてよく一致している。

節 3-4-2-2 で述べたとおり、時刻 16.3 ms におけるパuffa室の機械的圧縮は同程度であるが、同時刻における ΔP_{PTFE} は $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ の約 1.6 倍高い。図 3-14(a)における 16.3 ms でのガス温度は 392 K、ガス密度は 41.2 kg/m^3 である。このことから、PTFE 製



(a) Gas temperature and gas density in puffer chamber



(b) Pressure rise in puffer chamber (Cell7)

(Normalised by maximum value of ΔP_{PTFE} in Figure. 3-10(c))

Figure. 3-14. Gas temperature, gas density and pressure rise in puffer chamber (Arc testing with PTFE nozzle).

ノズル適用時のパuffa室のガス密度はセラミック製ノズル適用時とそれほど変わらないが、ガス温度の初期値(300 K)からの上昇値は約 6 倍に増大していることがわかる。すなわち、 ΔP_{PTFE} が $\Delta P_{\text{Ceramic}}$ に対して大きくなった要因は、パuffa室へ流入するガスのエネルギーが増大し、その結果としてパuffa室におけるガス温度が上昇したことが主な要因と考えられる。このガス温度の上昇は節 3-5-1-1 で述べられた要因④、すなわち PTFE アブレーション蒸気によって引き起こされたものである。PTFE アブレーション蒸気によって節 3-4-2-2 で論述したアーク電圧上昇と、PTFE 蒸気の質量とパワーの各 Cell への入力パuffa室のガス温度上昇に寄与したと考えられる。したがって、PTFE 蒸気質量および蒸気パワーの各 Cell への入力を記述している式(3-16)の右辺第 5 項および式(3-18)は、実現象を表現する上で概ね正しいと捉えることができる。

3-5-3 本論文でのパuffa室圧力計算手法の利点

通常、この種の計算では、流体解析ソフトウェアを導入し、2次元や3次元で消弧室内部におけるガスの温度、密度、流速、圧力の空間分布を計算することが多い[4]。しかし、そのような計算では、通常、計算時間が数時間以上となるなど必要な計算リソースが多いため、GCB 消弧室設計において、迅速な設計の妨げになる場合がある。

一方、本論文で示した計算手法は、図 3-11(b)で示したように消弧室がいくつかの体積情報をもつ空間で構成されているとみなし、それら空間内のガスの状態を均一としている。さらには、それら空間の形状を考慮する必要がない。また本計算手法は、パuffa室圧力上昇値に関する限り、モデル遮断器での実験結果をよく再現できた。

したがって、電流遮断過程におけるパuffa室での圧力上昇予測を行う場合には、本計算手法は2次元や3次元の消弧室モデルを用いる従来の計算手法に比べて計算資源を大幅に削減し、迅速な消弧室設計に貢献できる。

3-6 まとめ

第 2 章で定式化された PTFE の輻射吸収式を利用し、SF₆ アーク遮断過程における単位時間および単位暴露長あたりの PTFE ノズルのアブレーション質量を表す一般式を導出した。次いで、同式とガス流速式などを組み合わせることで、GCB 遮断過程におけるパuffa室圧力上昇プロセスの計算手法を構築した。得られた結果を以下に示す。

(1) PTFE のアブレーション質量を表す式

PTFE アブレーション質量 m を単位時間あたりかつ単位長さあたりとして、電流瞬時値 $i(t)$ および R_w の関数として定式化した。次いで、パuffa室を具備したモデル SF₆ ガス遮断器の電流遮断実験を行い、測定された PTFE 製ノズルのアブレーション質量と同式を使って計算された質量がほぼ同じであることを確認した。これにより、本論文にて導出された PTFE アブレーション質量 m の式が単一のノズル内半径や単一のアーク電流値に限定されないことを示し、同式の有用性の高さを明らかにした。

(2) GCB 遮断過程におけるパuffa室圧力変化の計算手法

PTFE アブレーション質量 m の式を展開し、アブレーションを考慮したパuffa室圧力の経時変化の計算手法を構築した。次いで、パuffa室を具備したモデル SF₆ ガス遮断器の電流遮断実験においてパuffa室の圧力上昇値を測定し、前記計算手法から求められるパuffa室の圧力上昇値と比較した。その結果、計算値と測定値はよく一致し、PTFE アブレーション蒸気の消弧室内ガスへの影響について記述した諸式が、実現象を表現する上で概ね正しいことを明らかにした。

第 3 章の参考文献

- [1] 吉岡芳夫, 筑紫正範, 夏井健一, 平沢邦夫: 「パuffa式しゃ断器のしゃ断時消弧室圧力とその計算法」, 電学論 B, Vol. 98, No. 12, pp. 17-24 (1978)
- [2] S. Yanabu, H. Mizoguchi, A. Kobayashi, Y. Ozaki, and Y. Murakami: “Factors

- Influencing the Interrupting Ability of SF₆ Puffer Breaker and Development of 300kV-50kA One-Break Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-101, Issue: 6, pp. 1511–1518 (1982)
- [3] 大澤直樹, 吉岡芳夫 : 「熱パッファ式 GCB におけるガス吹付け特性とガス通路構造との関係」, 電学論 B, Vol. 123, No. 10, pp. 1208–1214 (2003)
- [4] J. J. Gonzalez, P. Freton, F. Reichert, and A. Petchanka: “PTFE Vapor Contribution to Pressure Changes in High-Voltage Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 43, Issue: 8, pp. 2703–2714 (2015)
- [5] N. Osawa and Y. Yoshioka : “Analysis of Nozzle Ablation Characteristics of Gas Circuit Breaker”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 25, No. 2, pp. 755–761 (2010)
- [6] J. L. Zhang, J. D. Yan, A. B. Murphy, W. Hall, and M. T. C. Fang: “Computational Investigation of Arc Behavior in an Auto-Expansion Circuit Breaker Contaminated by Ablated Nozzle Vapor”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. 30, No. 2, pp. 706–719 (2002)
- [7] A. Petchanka, F. Reichert, J. J. Gonzalez, and P. Freton: “Improved Modeling of Ablation Process in High Voltage Circuit Breakers for Switching Arc Simulation”, Proceedings of XXth International Conference on Gas Discharges and Their Applications, pp. 131–134 (2014)
- [8] 佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 中村泰規, 芳友雄治, 吉田大輔 : 「SF₆ アークによる PTFE ノズル溶発量のモデル化に関する検討」, 電気学会研究会資料 放電・開閉保護・高電圧合同研究会, ED-15-105/SP-15-029/HV-15-071 (2015)
- [9] M. Sato, K. Horinouchi, S. Hiza, Y. Nakamura, Y. Yoshitomo, and Y. Shimizu: “Study for Modeling of PTFE Nozzle Ablation due to SF₆ Arc”, Proceedings of the 21st International Conference on Gas Discharges and their Applications, vol. 1, pp. 141–144 (2016)
- [1 0] 佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 中村泰則, 清水芳則, 横水康伸 : 「SF₆ ア

- ークに暴露される PTFE ノズルのアブレーション質量予測式の提案」, 電学論 B, Vol. 139, No. 7, pp. 478–486 (2019)
- [1 1] 小泉眞, 安藤竜弥, 浦井一, 柳沼宣幸, 筑紫正範, 原田巖:「ガスの輻射吸収性を考慮したアーク動解析手法の開発」, 電学論 B, Vol. 121, No. 12, pp. 1652–1659 (2001)
- [1 2] A. Kaiser, M. Lobert, and R. Telle: “Thermal stability of zircon (ZrSiO₄)”, Journal of the European Ceramic Society, Vol. 28, Issue: 11, pp. 2199–2211 (2008)
- [1 3] L. A. Wall and J. D. Michaelson: “Thermal Decomposition of Polytetrafluoroethylene in Various Gaseous Atmospheres”, Journal of Research of the National Bureau of Standards, Vol. 56, No. 1, pp. 27–34 (1956)
- [1 4] 大澤直樹, 吉岡芳夫 : 「ノズルアブレーションを考慮した単一分子モデルによるガス遮断器の吹付け圧力の解析」, 電学論 B, Vol. 121, No. 1, pp. 88–94 (2001)
- [1 5] L. D. Landau and E. M. Lifshitz: “Fluid Mechanics -2nd Edition”, Course of Theoretical Physics, Vol. 6, p. 316 (1987)
- [1 6] B. W. Swanson: “Nozzle Arc Interruption in Supersonic Flow”, IEEE Trans. PAS, Vol. 1, PAS-96, No. 5, pp. 1967–1706 (1977)
- [1 7] M. Kotari, T. Tadokoro, S. Tanaka, M. Iwata, and T. Amakawa :“Experimental Evaluation of Fraction K_p of Electrical Energy Contributing to Pressure Rise due to Air and SF₆ Arc in a Closed Container”, Proceedings of the XXth International Conference on Gas Discharges and their Applications, Vol. 1, pp. 111–114 (2014)
- [1 8] 佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 中村泰規, 芳友雄治, 清水芳則 : 「PTFE アブレーションを考慮したアーク空間の圧力計算手法の検討」, 電気学会研究会資料 放電・開閉保護・高電圧合同研究会, ED-17-148/SP-17-049/HV-17-101 (2017)
- [1 9] C. B. Ruchti and L. Niemeyer: “Ablation Controlled Arcs”, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol. PS-14, No. 4, pp. 423–434 (1986)

- [20] 小嶋哲夫, 横水康伸, 松村年郎: 「各種アークプラズマの温度伝導率」, 平成 11 年電気学会電力・エネルギー部門大会講演論文集, 分冊 B—電力機器・現象—, p. 469 (1999)
- [21] 小宮山宏: 「入門熱力学—実例で理解する—」, p. 58, 倍風館 (1996)
- [22] 大門真・堂免一成 訳: 「バーロー 物理化学 第 6 版」, pp. 141–143, 東京化学同人 (1999)

第4章 熱的遮断性能を向上させる GCB 用アブレーション材料

4-1 まえがき

GCB の遮断性能に関わる仕様は、国内規格 JEC-2300 や国際規格 IEC62271-100 などによって厳格に定められている。そのため、GCB の遮断性能がそれら規格で定められた仕様にわずかでも達しない場合、消弧室の直列接続数の増大や、消弧室の構造変更、GCB 操作装置によるパuffa室の機械的圧縮力の増大、などが必要になる。したがって、ごく簡単な方法で電流遮断時のアークへの吹付けガス圧力を増大出来れば、GCB の熱的遮断性能向上の補助手段手法として非常に有効である。例えば、消弧室の熱的遮断性能が規格要求の 90% しかないために 2 点切り構成になっている GCB では、消弧室の遮断性能を 10% 向上するだけで 1 点切りに構成にすることが可能である。これは、GCB の部品点数削減およびコンパクト化につながり、ひいては SF₆ ガス使用量の削減(～50%)につながる。

第3章においては、GCB の絶縁ノズル材料として一般的に用いられる PTFE について、その分解蒸気質量を単一のノズル内半径および単一のアーク電流値に限定されない一般式を提案した。さらに、同関数式とガス流速式などの融合によって、GCB 遮断過程におけるパuffa室圧力上昇プロセスの計算手法を提案した。本章では、それらの知見に基づいて、ノズルアブレーションの促進により GCB 消弧室の熱的遮断性能を向上させる手段を考案し、同手段を実現するのに適した GPE(GCB-PolyEther)を見出した。

はじめに、PTFE よりアーク暴露時のアブレーション質量が多く、結果として高い圧力上昇効果を期待できるアブレーション材料を探索し、その結果選定した GPE について述べる。次いで、GPE のアブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果を示し、アーク電流などに対するアブレーション質量の依存性について調査し、アブレーション主要因を考察している。

4-2 GCB に適したアブレーション材料の探索

4-2-1 これまで検討された遮断器用アブレーション材料

配線用の気中遮断器では、筐体をはじめとする消弧室近傍のポリマー樹脂のアブレーションを積極的にアークプラズマ消弧に利用しており、文献[1-18]では、POM(Polyacetal)、PA6 などのナイロン系ポリマー、PE(Polyethylene)など 10 数種のポリマー樹脂が遮断器用のアブレーション材料として検討されている。これらポリマー樹脂においては、一般的に熱分解温度の低い材料ほどアーク暴露によるアブレーション量が多く、それに伴う発生ガス量も多くなることが知られている[5]。またそれらポリマー樹脂の特徴として、ポリマー組成中に水素原子(H)が含まれていることがある。

ポリマー樹脂のアブレーションを積極的にアークプラズマ消弧に利用している配線用遮断器では、消弧媒体として空気を使用している。電流遮断時において空気は窒素原子(N)および酸素原子(O)に分解する。このような N 原子や O 原子が存在する高温ガスへ H 原子を含むアブレーション材料蒸気が混入すると、熱拡散性の高い H 原子の効果によってガスの冷却が促進され、遮断器の熱的遮断性能が向上する[1][2][13]。

4-2-2 GCB に適したアブレーション材料の必要条件

SF₆ ガスを消弧媒体として使っている GCB では、アークによる SF₆ ガスの分解過程で硫黄原子(S)やフッ素原子(F)が生じる。このような S 原子や F 原子の存在する高温ガス空間においても熱拡散性の高い H 原子の混入は GCB の熱的遮断性能に寄与すると考えられる。しかしながら、電流遮断後に S、F および H 原子を含む高温ガスが冷却される過程において、F 原子と H 原子は結合してフッ化水素(HF)となる。HF は腐食性の強い物質であるため、GCB 内部の絶縁物の沿面絶縁性能を著しく劣化させる[19]。したがって、文献[1]-[18]で検討されている種々のポリマー樹脂は、GCB の熱的遮断性能の向上に寄与すると考えられるものの、GCB ノズルの材料には適さないと

考えられる。すなわち、GCB で使用するアブレーション材料には、H 原子が極力含まれないことが必要条件といえる。

4-2-3 GCB に適したアブレーション材料の選定

高分子材料は、たとえば文献[20]では 50 種類以上が掲載されているが、H を含まない材料は PTFE 以外に PFA(Perfluoroalkoxyalkane), PFE(Perfluoroethylenepropenecopolymer), PCTFE(Polychlorotrifluoroethylene) および TFE/PDD(Tetrafluoroethylene-Perfluorodioxolecopolymer)の 4 種程度である。PFA および TFE/PDD は C, F, および O 原子から成るポリマー樹脂である。PCTFE は C, F, および Cl 原子から成る。また、PFE は C および F の 2 つの原子から成る。ポリマー樹脂のアブレーションしやすさがポリマー分子構造における各原子の結合の仕方に依存すると考え、代表的なアブレーション材料である POM と同様にポリマー分子中に C-O 結合を持つ樹脂がアブレーションしやすい材料と予測した。上記ポリマー樹脂のうちポリマー分子中に C-O 結合を持つ樹脂は PFA および TFE/PDD の 2 種のみである。

PFA および TFE/PDD はポリマー分子の側鎖に C-O 結合をもつ。一方、ポリマー分子中に H を含むもののアブレーションしやすい樹脂と知られている POM では、ポリマー分子の主鎖に C-O 結合を持つため、C-O 結合の持ち方が PFA および TFE/PDD と POM とでは異なる。このうち PFA は、アーク暴露時におけるアブレーション質量が POM の 1/3 程度であるので[18], 同材料を GCB ノズルへ適用したとしても GCB 消弧室の熱的遮断性能を向上させるほどにはパッファ室圧力は上昇しないと考えられる。同様に、ポリマー分子中の C-O 結合の持ち方がポリマー樹脂のアブレーションのしやすさに関係するとすれば、TFE/PDD もまたアブレーションしやすい樹脂ではないと考えられる。

そこで、産業分野を限らず新たな絶縁樹脂を探索し、GCB のアブレーション材料として適すると考えられるポリマー樹脂を見出した。同樹脂のポリマー分子は C, F, および O の 3 種原子で構成され、H 原子は含まない。加えて、同樹脂は代表的なアブレ

ーション材料である POM と同様にポリマー分子の主鎖にエーテル結合(-C-O-C-)を持つポリエーテルである。この POM とのポリマー分子構造の類似点は、今回見出した樹脂のアブレーションしやすさを予想させる。以降、GCB に適用するポリエーテルとして、今回見出した樹脂を GPE(GCB-PolyEther)と表記することとする。

この GPE を GCB ノズルに適用するアブレーション材料候補と位置づけ、節 4-3 において SF₆ アーク暴露時の周囲空間のガス圧力上昇効果、およびアブレーション質量のアーク電流などに対する依存性を評価する。

4-3 GPE アブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果

4-3-1 実験準備

GPE から成る厚み 10 mm の円筒形テストピースを用意した。テストピースの外直径は 70 mm、内面の半径 R_w は 11.5 mm および 17 mm とし、図 2-1 のアーク装置へ取り付けられる。また、テストピースが配置される圧力室の壁には圧力センサーが取り付けられ、内部の圧力変化を測定できる。アーク装置は SF₆ ガスを 0.6 MPa(絶対圧力)封入した密閉容器内に配置される。

アーク電流 I は 60 Hz の減衰性の正弦波交流であり、その第 3 半波目が 20 kA(実効値)になるように調整される。

4-3-2 実験結果

図 4-1 は、内面半径 R_w が 11.5 mm の GPE 製のテストピースが取り付けられたときの電流、アーク電圧および電極間距離の測定波形例、およびアーク装置における各時刻の電極配置を示している。

アークは時刻 13.5 ms に発生し、その後可動電極が 20 mm 下降した時刻 23 ms からテストピースはアークに暴露され始める。テストピースのアーク暴露が終了するのは電流が 0 になる時刻 34 ms である。すなわち、この 11 ms(=34 ms-23 ms)の期間がテストピースのアーク暴露時間になる。また、テストピースの厚みは 10 mm なので、時刻

25.5 ms 以降は、テストピースの内面全体がアークに暴露される。

図 4-2 は、図 4-1 の実験中に測定された圧力室内部のガス圧力上昇値 ΔP を示している。加えて同図には、 R_w が 11.5 mm であり PTFE から成るテストピースを取り付けたときの ΔP も示している。同図において、 ΔP はテストピース材料にかかわらず時

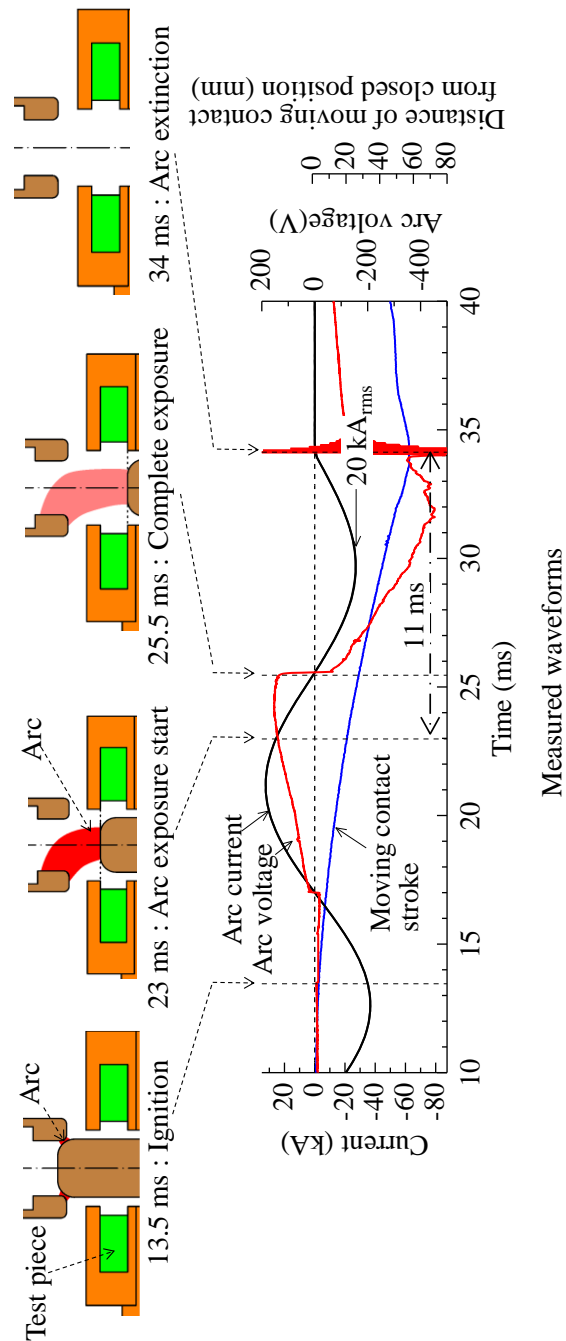


Figure. 4-1. Example waveforms of current, arc voltage and travel distance of moving contact from closed position (Test piece material: GPE).

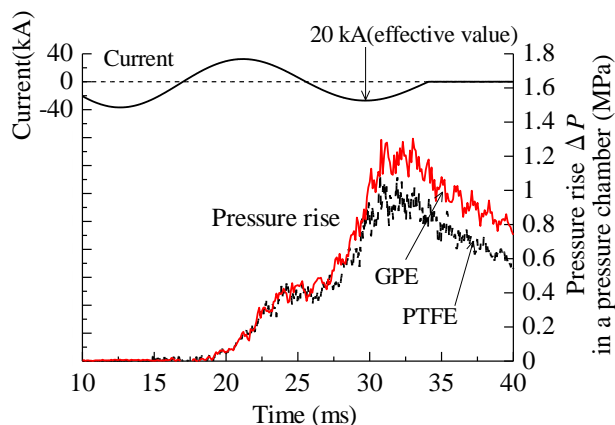


Figure. 4-2. Pressure changes in the pressure chamber of the arc apparatus in figure 2-1 during arc experiment.

刻約 20 ms から上昇を始め、GPE のアーク暴露が始まる時刻 23 ms では約 0.3 MPa 上昇している。ΔP はその後も上昇を続け、第 3 半波電流がその波高値に達する時刻 30 ms には約 1.2 MPa に達している。

一方、テストピース材料が PTFE の場合、PTFE のアーク暴露が開始される時刻 23 ms での圧力上昇値 ΔP は GPE の場合と同じく約 0.3 MPa だが、PTFE 内面全体がアークに暴露される時刻 25.5 ms 以降での ΔP は GPE の場合に比べて低い。たとえば、時刻 30 ms での PTFE テストピース時の ΔP は、GPE テストピースでの ΔP に比べて約 0.3 MPa 低いことがわかる。この GPE と PTFE のアーク暴露開始後の ΔP の差異は、GPE のアブレーション量が PTFE より多く、それに伴う発生ガス量も GPE の方が多かったために生じたと考えられる。

以上の実験結果によれば、GCB のノズルに GPE を使用することで、従来の PTFE ノズルの場合に比べてパuffa 圧力が増大し、ひいては熱的遮断性能の向上に寄与できると考えられる。

4-4 GPE のアブレーション質量特性およびアブレーション主要因の検討

4-4-1 GPE アブレーション質量の測定条件

節 4-3-1 でアーク装置に組み込まれた内面半径 R_w が 11.5 mm および 17 mm のテス

トピースについてアブレーション質量 M_1 が測定された。また、 M_1 は、図 4-1 で示された第 3 半波目が 20 kA(実効値)のアーカ電流条件に加えて、第 3 半波目が 9.5 kA(実効値)のアーカ電流条件においても測定された。

4-4-2 アブレーション質量 M_1 の測定結果

テストピースはアーカ装置に組み込まれる前に、実験前の初期質量 M_i を測定され、アーカ装置の中で複数回アーカへ曝された後取り出され、実験後の質量 M_a を測定された。そして、テストピースのアブレーション質量 M_1 は、アーカ暴露回数 N と、 M_i および M_a の測定結果から、式(2-1)により導出される。なお、本実験において N は 5 である。

図 4-3 は、GPE から成るテストピースのアブレーション質量 M_1 を▲、◆および■印で示している。図中の▲は図 4-1 における 20 kA のアーカ電流条件にて測定された

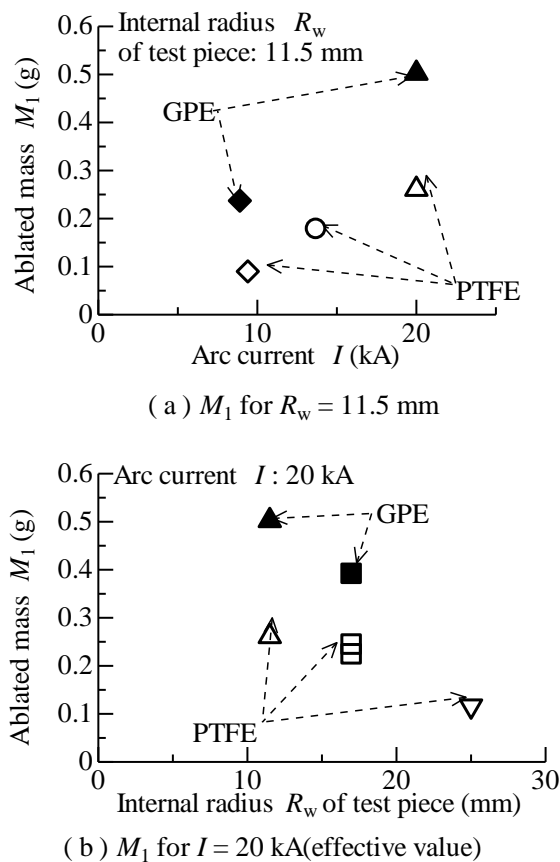


Figure. 4-3. Measured results of ablated mass M_1 for GPE and PTFE.

ものであり、このときの R_w は 11.5 mm, M_1 は 0.5 g である。同図(a)において、テストピース内面の半径 R_w が 11.5 mm 時には、アーク電流 I が 9.5 kA から 20 kA へ増大すると、 M_1 は 0.24 g から 0.5 g へ、約 2 倍に増加している。また、同図(b)において、 I が 20 kA の条件では、 R_w が 17 mm のテストピースの M_1 (0.39 g)は、11.5 mm の時の約 0.8 倍へ減少している。

加えて、図 4-3 では、第 2 章で測定された PTFE から成るテストピースのアブレーション質量も、○や△などの白抜き印で示している。PTFE の場合では、図 4-3(a)に示すとおり、テストピースの R_w が 11.5 mm 時、アーク電流 I が 9.5 kA から 20 kA へ増大すると、 M_1 は 0.09 g から 0.26 g へ、約 2.9 倍に増加している。さらに、 I が 20 kA の条件では、図 4-3(b)に示すように、 R_w が 17 mm のテストピースの M_1 (0.23 g)は、11.5 mm の時の約 0.9 倍に若干減少している。

以上の M_1 の測定結果から、GPE のアブレーション質量は I や R_w の条件が同じであれば常に PTFE より多いことがわかる。加えて、GPE のアブレーション質量の R_w や I に対する相対的な変化の割合は、PTFE の場合と同程度なことが明らかになった。

4-4-3 GPE アブレーションの主要因の検討

第 2 章で検討したように、PTFE はアークの輻射パワーによってアブレーションする。また、内面がアークに暴露される単位長のノズルが吸収する輻射パワー Φ_{rw} [W/m] は、定数 τ と式(2-23)の関数 f の積で表される。そこで、図 4-3 における GPE のアブレーション質量測定値と輻射パワー Φ_{rw} とを比較することで、GPE アブレーションの主要因を検討することとする。

図 4-4 は、アーク電流の実効値 I を、式(2-23)の i へ代入して求められた $f(I, R_w, R_a(I))$ に対して、GPE のアブレーション質量 M_1 を図 4-3 と同じ▲、◆および■印で示している。同図において、GPE のアブレーション質量 M_1 は、 $f(I, R_w, R_a(I))$ に比例しており、その比例係数は 3.98×10^{-6} である。

加えて図 4-4 では、PTFE のアブレーション質量 M_1 も図 4-3 と同じ白抜きの印で示

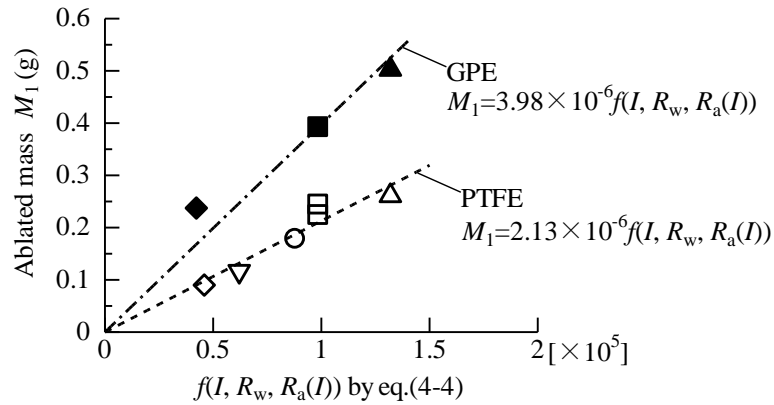


Figure. 4-4. Ablated mass M_1 as function of $f(I, R_w)$.

されている。同図から、PTFEのアブレーション質量 M_1 も $f(I, R_w, R_a(I))$ に比例しており、その比例係数は 2.13×10^{-6} である。

前述のとおり、PTFEは遮断時にアークの輻射パワーによってアブレーションすることがわかっている。また、図4-4で示したとおり、GPEのアブレーション質量 M_1 もまた、関数 f すなわち輻射パワー Φ_{rw} に対して明確な増大特性を持っている。したがって、GPEのアブレーションの主要因の特定には今後さらなる検討が必要なものの、そのアブレーション質量 M_1 がPTFEと同じく輻射パワー Φ_{rw} に対して明確な増大特性を示していることから、GPEのアブレーション主要因もアークの輻射パワー Φ_{rw} である可能性がある。加えて、GCBノズルに適用されるGPEのアブレーション質量は関数 f によって予測可能であり、同じアーク電流およびノズル内半径の条件におけるGPEのアブレーション質量はPTFEの約2倍になると考えられる。

ポリマー樹脂アブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果は、ポリマー樹脂のアブレーション蒸気による周囲ガスの密度増加や、アブレーション蒸気エネルギーによる周囲ガスの温度上昇によってもたらされると考えられる。したがって、図4-2において、テストピース材料がGPEの時に圧力室内部のガス圧力上昇値がより高くなったのは、GPEのアブレーション質量がPTFEより多いことが要因の一つと考えられる。

4-4-4 GPE を適用する GCB ノズル構造案

節 4-3-2 での実験結果から、GCB のノズルに GPE を使用することでパuffァ圧力が増大し、ひいては熱的遮断性能の向上が期待できる。一方で、図 4-3 で示したとおり、GPE は PTFE に比べてアブレーション質量が約 2 倍多い。そのため、アークへのガス吹付けを制御している GCB ノズルへ GPE を適用する際には、遮断時の GPE アブレーションによるノズル内径変化が消弧室の遮断性能低下につながらないように配慮する必要がある。

GCB ノズルにおいて、内径がもっとも小さくなるスロート部はアークへの吹付けガスの流速がもっとも速くなる箇所であり、同箇所の径の増大はパuffァ室の圧力低下とガス流速の低下、ひいては遮断性能の低下につながると考えられる。

図 4-5 に GPE を適用した GCB ノズル構造の一案を示す。GPE は GCB ノズルの一部に取り付けられ、アーク発生直後から GPE アブレーションによるパuffァ室圧力の上昇効果を得るためにノズルスロートより可動電極側に配置されている。また、その形状変化が消弧室の遮断性能低下につながる可能性のあるノズルスロート部は、従来のノズル材料である PTFE で形成されている。これにより、GPE アブレーションによるパuffァ室圧力の増大の効果を得ながら、ノズルスロート径増大による遮断性能の低下は従来のノズルと同等に抑えられると考えられる。

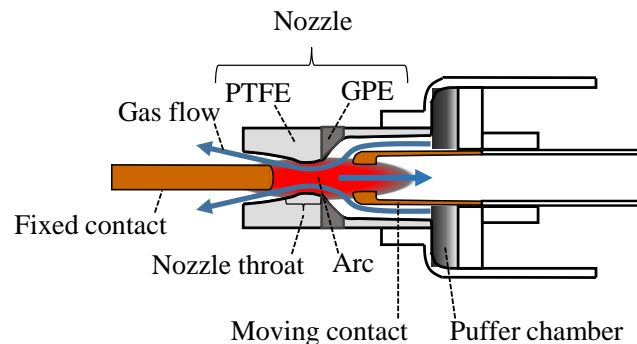


Figure. 4-5. Arc extinguishing chamber applied with GPE.

4-4-5 GPE の GCB ノズル適用時に生じるアーク分解生成物

GCB では遮断時に生じる SF₆ アークヘノズルアブレーション蒸気や電極蒸気が混入することで分解生成物が生じ、それらは長期にわたって GCB 内部に残留すると考えられる。今回検討された C, F および O の 3 種の原子からなる GPE を GCB ノズル材料に使う場合、従来の C 原子および F 原子のみから成る PTFE 製ノズルを使う従来の GCB では生じない新たなアーク分解生成物が生じる可能性がある。

SF₆ アークへ C や O 原子が混入する際に生じる主なアーク分解生成物は、文献[21] から CO₂, CF₄, および SO₂F₂ と考えられる。それら分解生成物は従来の GCB においても生成することがわかっており[19], さらに H 原子を含むアブレーション材料使用時に生じる HF と異なり、物質を腐食させるような性質を持たない。したがって、GPE の GCB ノズル適用により生じるアーク分解生成物は GCB の長期運用にとって深刻な問題にならないと考えられる。

4-5 まとめ

GCB 消弧室の熱的遮断性能を向上させる手段として、ノズルに PTFE よりアブレーションしやすい材料を適用させ、パuffァ室圧力の上昇によりアークへの吹付けガス圧力を向上させることを考案した。

本章では、GCB ノズルに適したアブレーション材料 GPE(GCB-PolyEther)を選定し、GPE アブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果が従来のノズル材料である PTFE より高いことを示した。加えて、同じアーク暴露条件であれば GPE のアブレーション質量は PTFE の約 2 倍多いことを示すとともに、そのアブレーション主要因がアークの輻射パワーである可能性を示した。最後に、GPE を適用した GCB ノズル構造の一案を示した。

第 4 章の参考文献

- [1] 恩地俊行, 田中康規, 上杉喜彦: 「高分子材料から発生するアブレーションガスが電流減衰過程のアーク特性に与える影響」, 電学論 B, Vol. 131, No. 7, pp. 609–620 (2011)
- [2] P. Andre: “Composition and Thermodynamic Properties of Ablated Vapours of PMMA, PA6-6, PETP, POM and PE”, J. Phys. D :Appl. Phys., Vol. 29, No.7, pp. 1963–1972 (1996)
- [3] Mahesh S Ranade, Amol Kale and Abhimanyu kumar Singh: “A Three Dimensional CFD Analysis to Investigate the Effect of Ablative Materials and Venting Arrangement on Arc Characteristics in Low Voltage Circuit Breakers”, 2013 IEEE 59th Holm Conference on Electrical Contacts (HOLM 2013) , pp. 22–25, (2013)
- [4] 竹澤幸大, 田中康規, 上杉喜彦: 「片側密閉型ポリマー溶発アークの実験およびその電磁熱流体解析の比較」, 電気学会研究会資料 放電・静止器・開閉保護合同研究会, ED-10-044/SA-10-060/SP-10-011(2010)
- [5] 磯崎優, 杉山修一, 秦淳一郎, 米満和哲, 鈴木精一, 石川武: 「密閉容器内における大電流気中アークの特性」, 平成 13 年電気学会電力・エネルギー部門大会講演論文集, 416, pp. 356–357 (2001)
- [6] 恩地俊行, 柳瀬博雅, 山崎正志, 黒田昌美, 磯崎優, 杉山修一, 秦淳一郎, 米満和哲: 「並行平板樹脂間に発生するアークの電圧と温度特性」, 電気学会研究会資料 放電・静止器・開閉保護合同研究会, ED-06-74/SA-06-56/SP-06-23 (2006)
- [7] M. Kriegel: “Influence of Nozzle Materials on the Interrupting Capability of a Selfblast Circuit Breaker”, RWTH Aachen Annual Report, pp. 38–43 (2000)
- [8] L. Muller: “Modelling of an Ablation Controlled Arc”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 26, No. 8, pp.1253–1259 (1993)
- [9] Y. Jianjum, G. Wenyuan, and G. Liangyu: “Study on Applications of Two Kinds of Fluoride Materials in SF₆ Self-energy Arc Quenching”, Int. Symp. On Electrical

Insulating Materials, pp. 499–502 (1995)

- [1 0] P. Andre: “The Influence of Graphite on the Composition and Thermodynamic Properties of Plasma Formed in Ablated Vapour of PMMA, PA6-6, PETP, POM and PE Used in Circuit Breakers”, J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 30, No. 3, pp. 475–493 (1997)
- [1 1] L. Niemeyer: “Evaporation Dominated High Current Arcs in Narrow Channels”, IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-97, Issue: 3, pp. 950–958 (1978)
- [1 2] P. F. Hettwer: “Arc-Interruption and Gas-Evolution Characteristics of Common Polymeric Materials”, IEEE Trans. on Power Apparatus Systems, Vol.PAS-101, Issue: 6, pp. 1689–1696 (1982)
- [1 3] 伊藤裕幸, 作田忠裕, 小林正: 「各種プラスチック蒸気が混入した器壁安定化空気アーク過渡と減衰特性」, 電学論 B, Vol. 120, No. 3, pp. 463–470 (2000)
- [1 4] 伊藤丈博, 横水康伸, 松村年郎, 松尾和宏, 丹羽芳充, 坂口互: 「高分子板を具備した消弧板配置空間における直流アーク遮断過程での発生電圧」, 平成 26 年電気学会全国大会講演論文集, 6-299, p. 523 (2014)
- [1 5] 上田祐介, 横水康伸, 松村年郎, 松尾和宏, 丹羽芳充, 坂口互: 「消弧板空間への高分子板の設置による直流アークの電圧上昇」, 平成 27 年電気学会電力・エネルギー部門大会講演論文集, 296, pp. 757–758 (2015)
- [1 6] 南翔太, 横水康伸, 上田祐介, 松村年郎, 市川貴善, 丹羽芳充, 坂口互: 「消弧板空間への PVC 製板配置による直流アークの電圧上昇」, 平成 28 年電気学会全国大会講演論文集, 6-026, p. 35 (2016)
- [1 7] 横水康伸, 南翔太, 上田祐介, 松村年郎, 市川貴善, 丹羽芳充, 坂口互: 「高分子板を具備した消弧板空間における直流遮断アーク電圧」, 電気学会研究会資料 放電・静止器・開閉保護合同研究会, ED-16-76/SA-16-39/SP-16-5(2016)
- [1 8] 岡野雄太, 金子英治, 渊上正樹: 「気中遮断器用消弧材の研究」, 電気学会研究会資料 放電・静止器・開閉保護合同研究会, ED-13-78/SA-13-51/SP-13-23 (2013)
- [1 9] 新開裕行, 五島久司, 八島政史, 杉尾隆行: 「高経年 GCB の耐電圧性能検証

および内部絶縁ガスの調査」, 電気学会研究会資料 放電・開閉保護・高電圧合同研究会, ED-11-158/SP-11-57/HV-11-62 (2011)

[2 0] “プラスチック・機能性高分子材料辞典”, 産業調査会 辞典出版センター (2004)

[2 1] Y. Yokomizu, T. Matsumura, M. Sato, and K. Horinouchi : “Predominant Particle in SF₆-CO₂ Mixture at Temperatures of 300-30,000 K”, IEEJ Trans. PE, Vol. 113-B, No. 11, pp. 818–825 (2013)

第 5 章 総括

5-1 研究成果のまとめ

本研究は、電力系統の安定運用に欠くことの出来ない SF₆ ガス遮断器(GCB)について、ノズルのアブレーション現象に焦点を当てて遂行したものである。同現象を考慮した GCB パツファ室でのガス圧力の過渡推移予測法および同現象を活用した GCB の熱的遮断性能向上手法を開発し、それらによる高遮断性能な GCB 消弧室の開発効率向上および更なる機器小形化を目的とした。

以下に本研究で得られた成果をまとめる。

第 2 章においては、GCB の絶縁ノズル材料として一般的に用いられている PTFE を対象として、SF₆ アーク暴露によるアブレーション質量 M_1 を電流 I およびノズル半径 R_w の関数として定式化した。

まず、温度 20,000 K に達する SF₆ アークからの輻射流束パワーを振動子強度の面から波長分析し、さらに Lambert-Berr 法則の適用によって PTFE の光吸収率を導出した結果、PTFE が吸収する全輻射強度と PTFE アブレーション質量が比例することを見出した。このことから、PTFE アブレーションが、アークからの熱伝導パワーではなく、アーク輻射流束パワーの吸収によって生じることを伝熱物理に基づいて実証した。次いで、アーク周辺空間に高密度で存在する SF₆ 分子の輻射吸収を考慮して、輻射パワー $\vec{F}_{R\lambda}$ とノズル表面への到達パワー ϕ_w に関する輻射方程式を構築した。この方程式の解析解を解き明かし、ついには、輻射吸収に起因するアブレーション質量 M_1 を、電流 I およびノズル半径 R_w を変数とする第 2 種変形 Bessel 関数で表現できた。得られた関数式はアブレーション質量の実測値を誤差 10% 程度の高精度で説明できた。

以上の検討に基づいて提案されたノズルアブレーション質量の予測式は、第 3 章で検討するパツファ室でのガス圧力の過渡推移予測に活用される。また、ノズルアブレ

ーションはノズル損耗を引き起こし、また遮断器の余寿命にさえも影響を与える。そのため、Excel レベルの代数計算ソフトウェアで遮断器ノズルの消耗予測・余寿命評価を達成できる本予測式は、それ単体でも十分な有用性を持つと考えられる。

第3章においては、アブレーションで生じた PTFE 分解蒸気質量に関して、単一の PTFE ノズル内半径および単一のアーク電流値に限定されないアブレーション質量の一般式を導出した。ついで、ここで導出されたアブレーション質量の式とガス流速式などを組み合わせることによって、GCB 遮断過程におけるパuffa室圧力上昇プロセスの計算手法を提案した。

まず、第2章で定式化した式、すなわち PTFE による輻射吸収式を利用し、アークが電流瞬時値 i [A] で点弧しているときのノズルからの単位時間および単位暴露長あたりのアブレーション質量 m [g/(m·s)] を定式化した。次に、パuffa室を具備したモデル SF₆ ガス遮断器の電流遮断実験を行い、測定された PTFE 製ノズルのアブレーション質量と同式を使って計算された質量が誤差 20% 以下で一致することを確認した。これにより、導出された PTFE アブレーション質量 m の式が単一のノズル内半径や単一のアーク電流値に限定されないことを示し、同式の有用性の高さを明らかにした。

さらに、アブレーション質量 m の式を GCB の遮断過程におけるパuffa室圧力上昇プロセスの計算手法へ展開させた。電流遮断過程で生じるノズルアブレーション蒸気の質量とパワーを m の式を使って表現し、7つの空間から構成されていると見なした GCB 消弧室モデル内部のガス圧力計算式に適用させた。その結果、パuffa室圧力上昇値の計算値と測定結値は、時刻 0 から約 19 ms までの圧力上昇過程においてよく一致することが分かった。これにより、PTFE アブレーション蒸気質量および蒸気パワーの消弧室内部空間への入力式が実現現象を表現する上で概ね正しいことが示された。加えて、検討に使用したモデル GCB での 30 kA アーク発生条件下においては、パuffa室圧力上昇値の約 40% がノズルアブレーションの効果と判明した。

上記計算手法は、通常ノズルアブレーション現象を考慮する際に使用される 2次元

や3次元の消弧室解析モデルは不要である。したがって、GCB 消弧室設計のために行うアーク挙動解析における計算資源の削減に貢献できると考えられる。

第4章においては、ノズルアブレーションの促進により GCB 消弧室の熱的遮断性能を向上させる手段を考案し、同手段を実現するのに適したポリエーテル(GPE)を見出した。

第3章での検討結果は、電流遮断過程におけるノズルアブレーションのパuffa室圧力への寄与が大であることを示している。すなわち、アークへのガス吹き付け圧力に依存している GCB の熱的遮断性能の向上には、ノズルアブレーション促進によるパuffa室圧力増大が効果的であるということである。この考えの基に、産業分野を限定せずにアークによってアブレーションしやすい樹脂を探索し、その結果として GPE(GCB-PolyEther)と名付けたポリエーテルを見出した。GPE は低圧の気中遮断器における代表的なアブレーション材料である POM と同様、ポリマー分子の主鎖にエーテル結合(-C-O-C-)を持つ。

この GPE に対して SF₆ アーク暴露時の周囲空間のガス圧力上昇効果、およびアブレーション質量のアーク電流などに対する依存性を評価した結果、GPE アブレーションによる周囲空間のガス圧力上昇効果は、従来のノズル材料である PTFE より 1.3 倍高くなった。加えて、同じアーク暴露条件であれば GPE のアブレーション質量は PTFE の約 2 倍多くなることを明らかにし、GPE アブレーション要因が第2章で定式化した輻射パワー ϕ_w に比例することを見出した。そのアブレーション主要因がアークの輻射パワーであることと推測できた。さらに、この GPE を適用した GCB ノズル構造を検討し、GPE アブレーションによるパuffa室圧力の増大の効果を得ながら、ノズルスロート径増大による遮断性能の低下は従来のノズルと同等に抑えられる構造案を提案した。

5-2 今後の展望

第1章で述べたように、GCBの1遮断点(1消弧室)あたりの遮断容量は1980年以降の20年で約2倍にも向上してきた。この1消弧室あたりの遮断容量の著しい向上は、主として、ノズル形状変更によるアーク冷却に適したガスの吹き付け方の探求や、パuffa室内の圧力上昇にアークの熱エネルギーを用いる「自力消弧式」の適用により押し進められてきた。しかしながら、図1-2において、2000年以降では消弧室の遮断容量は大きく向上していない。これは、ノズル形状の最適化や、自力消弧室のさらなる改善による遮断容量の増大が限界に近いことを示唆している。

本論文において見出したアブレーション材料 GPE は、消弧室の遮断容量向上開発において、これまでのノズル形状最適化や自力消弧室改善に代わる技術として期待できるものである。第4章で述べたように、アブレーション材 GPE の適用により消弧室の遮断性能を増大出来れば、更なる GCB のコンパクト化および SF₆ ガス使用量の削減に貢献できる。GPE に限らず、このような新材料をノズルへ適用している GCB の例は現時点でなく、独自の遮断性能向上技術(特許 5940180 号, 特許 5721866 号)として 145 kV などの比較的定格電圧の GCB への搭載から始め、その後、より定格電圧の高い遮断器へ展開していく予定である。

一方で、GPE を実用化するには本論文における成果だけでは不十分であるため、下記3つの項目、および高低温環境下における材料変質検証をはじめとする GCB のノズル材料として必要なすべての検証を今後も継続して進めていく。

1. モデル遮断器への GPE 適用によるパuffa室圧力上昇効果の検証
2. 実遮断器ノズルへの GPE 適用による熱的遮断性能向上効果の確認
3. GPE による遮断器の誘電的遮断性能への影響を評価

謝辞

本研究の指導および本論文の作成にあたり、終始懇切なるご指導、ご鞭撻を賜りました名古屋大学大学院工学研究科 教授 横水康伸先生に謹んで感謝の意を表します。本論文審査において、数々の有益なご教示を賜りました名古屋大学大学院工学研究科 教授 早川直樹先生、同准教授 梶田信先生、名古屋工業大学電気・機械工学専攻 教授 安井晋示先生に深くお礼申し上げます。

また、本論文の作成に対して深い理解を示され、様々なご配慮とご便宜をはかってくさいました三菱電機株式会社 系統変電システム製作所 開閉機器製造部 部長 吉田大輔氏、同部課長 芳友雄治氏に衷心より感謝の意を表します。

この研究は著者が三菱電機株式会社 先端技術総合研究所および系統変電システム製作所において、多くの諸先輩ならびに同僚のご指導ご鞭撻を得て行ったものです。特に、著者に長年にわたり研究の場を与えてくださいました、先端技術総合研究所 電機システム技術部 部長 佐藤伸治氏、福山製作所 遮断器製造部 小倉健太郎氏（元先端技術総合研究所 電機システム技術部 開閉装置グループ グループマネージャー）には、永年に亘りご指導、ご鞭撻を賜りました。深くお礼申し上げます。

本研究遂行にあたっては、先端技術総合研究所 開閉装置グループ 堀之内克彦氏の多大なるご協力を賜りました。実験の遂行のみならず、常に有益なる討論を行っていただいた同氏のご協力に対して深く感謝の意を表します。

数々の貴重なデータを得ることの出来た実験装置の試作においては、系統変電システム製作所 開閉装置開発課の多くの方のご協力を戴きました。同課の方々のご協力に心から感謝致します。

最後に、暖かい励ましと助力を惜しまず内助の功で支えてくれた妻絵美に深く感謝いたします。

本研究に関して発表した論文

論文題目	公表の方法及び時期	著者
I. 学会誌等		
1. SF ₆ アークに暴露される PTFE ノズルのアブレーション質量予測式の提案	電気学会論文誌 B, Vol. 139, No. 7, pp. 478–486 (2019)	佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 中村泰規, 清水芳則, 横水康伸
2. SF ₆ ガス遮断器のアーク遮断過程におけるパuffア室ガス圧力上昇の計算手法: ノズルアブレーション蒸気による加圧効果	電気学会論文誌 B, Vol. 140, No. 4, pp. 331–342 (2020)	佐藤基宗, 横水康伸, 堀之内克彦, 中村泰規, 芳友雄治, 清水芳則
3. A Study on Thermal-Interrupting Performance Improvement of SF ₆ Gas Circuit-Breaker by Promotion of Nozzle Ablation	IEEE Transactions on Electrical and Electronic Engineering, Vol. 15, Issue 5, pp. 775–780 (2020)	M. Sato, K. Horinouchi, S. Hiza, T. Kawana, Y. Nakamura, Y. Yoshitomo, Y. Shimizu, Y. Yokomizu
II. 国際会議		
1. Study for Modeling of PTFE Nozzle Ablation due to SF ₆ Arc	Proceedings of the 21st International Conference on Gas Discharges and their Applications (Nagoya), vol. 1, pp. 141–144 (2016)	M. Sato, K. Horinouchi, S. Hiza, Y. Nakamura, Y. Yoshitomo, D. Yoshida
2. Calculation Model Development of PTFE Nozzle Ablated Mass and Pressure Changes in High-Voltage Circuit Breaker	Proceedings of the 22nd International Conference on Gas Discharges and their Applications (Serbia), vol. 1, pp. 51–54 (2018)	M. Sato, K. Horinouchi, S. Hiza, Y. Nakamura, Y. Yoshitomo, Y. Shimizu, Y. Yokomizu

<p>Ⅲ. その他</p>		
<p>Ⅲ.1 電気学会研究会</p>		
<p>1. SF₆ アークによる PTFE ノズル溶発量のモデル化に関する検討</p>	<p>電気学会研究会資料 放電・開閉保護・高電圧合同研究会, ED-15-105/SP-15-029/HV-15-071 (2015)</p>	<p>佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 中村泰規, 芳友雄治, 吉田大輔</p>
<p>2. PTFE アブレーションを考慮したアーク空間の圧力計算手法の検討</p>	<p>電気学会研究会資料 放電・開閉保護・高電圧合同研究会, ED-17-148/SP-17-049/HV-17-101 (2017)</p>	<p>佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 中村泰規, 芳友雄治, 清水芳則</p>
<p>3. ノズルアブレーション促進によるガス遮断器性能向上技術開発に向けた検討</p>	<p>電気学会研究会資料 放電・静止器・開閉保護合同研究会, ED-18-050/SA-18-033/SP-18-002 (2018)</p>	<p>佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 川名隆志, 中村泰規, 芳友雄治, 清水芳則, 横水康伸</p>
<p>Ⅲ.2 電気学会 部門大会・全国大会等</p>		
<p>1. SF₆ ガスアークによる PTFE 溶発量のモデル化に関する検討</p>	<p>平成 27 年電気学会電力・エネルギー部門大会講演論文集, 279 (2015)</p>	<p>佐藤基宗, 堀之内克彦, 檜座秀一, 久保一樹, 中村泰規, 芳友雄治</p>