



次世代低GWP冷媒の実用化に向けた高効率冷凍空調技術の開発

第4分冊

安全グループ：

低GWP混合冷媒の安全性・性能評価

＜2023～2025年度進捗報告＞

2026年7月

（国研）新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）

目次

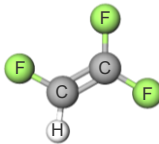
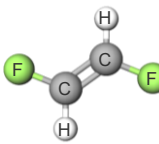
1. 研究開発概要とアウトカム	1
2. HF0 冷媒の自己分解反応の安全性の研究（電力中央研究所）	4
2.1 はじめに	4
2.2 冷媒安定性国際規格と安定性追加改定の動向	4
2.3 自己分解反応評価法の比較と国際標準化に向けた絞り込み	6
2.4 細線溶断発弧法による投入エネルギーの検討	9
2.5 試験所間比較試験	16
2.6 まとめ	19
3. 自己分解反応評価手法の開発及び HF0-1123 混合冷媒の研究（AGC）	21
3.1 研究開発の背景と目的	21
3.2 既存の着火法の課題と改良検討	23
3.3 細線溶断発弧法の放電挙動に及ぼす各種パラメーターの影響評価	26
3.4 細線溶断発弧法の妥当性検証	31
3.5 HF0-1123 混合冷媒の開発	35
3.6 まとめ	36
4. 自己分解反応の評価手法の開発及び R1132 (E) を含む混合冷媒の安全性確認 （ダイキン工業）	37
4.1 自己分解反応の評価手法の開発	37
4.2 R1132 (E) /R1234yf 混合冷媒の自己分解反応の各種条件における境界の明確化	42
4.3 自己分解反応のメカニズム解明	43
4.4 次世代低 GWP 冷媒の普及に向けた安全対策の実用化に関する課題とその対応	44
5. 圧縮機内での自己分解反応誘発要因の特定とエネルギー評価手法の開発 （公立諏訪東京理科大学）	46
5.1 はじめに	46
5.2 研究手法	47
APPENDIX 自己分解反応の可能性がある冷媒の実使用における安全性評価 （日本冷凍空調工業会）	59
A.1 自己分解反応について	59
A.2 自己分解反応リスク評価の考え方	60

A. 3 自己分解反応シナリオと到達条件検討.....	62
A. 4 最大印加エネルギー推定.....	62
A. 5 最大 R1132 (E) 組成比の推定.....	63
A. 6 自己分解反応限界線の推定と R1132 (E) 限界組成比.....	65
A. 7 危険シナリオに対する FTA.....	67
A. 8 現時点で自己分解反応を回避可能と考えられる機器仕様.....	69
A. 9 まとめと今後の活動について.....	70

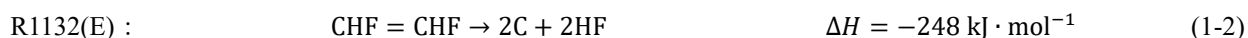
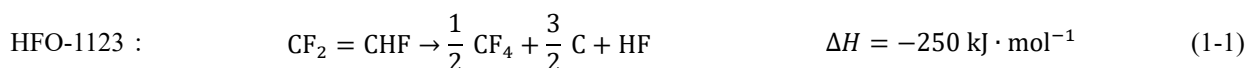
1. 研究開発概要とアウトカム

オゾン層保護の観点から特定フロン代替として開発された HFC（代替フロン）などのガスは温室効果が高く、京都議定書及びパリ協定において排出削減対象ガスに指定されている。さらに、2016 年に採択されたモントリオール議定書キガリ改正において、我が国を含む先進国では HFC 生産・消費量を 2036 年までに 85%（2011-2013 年の平均数量比）削減することが求められている。既存冷媒物質の継続使用ではこの目標を達成できないことが予想されており、地球温暖化への影響が極めて少ない冷媒及びそれらの冷媒を適用した冷凍空調機器の早期開発が必須の状況となっている。冷凍空調機器のうち、冷媒の市中ストック量が多く、大気中への漏えい源としても影響が大きい家庭用・業務用空調機や業務用小型冷凍冷蔵機器等では、依然として HFC 冷媒が使用されている。特に代替冷媒の決まっていない家庭用空調機等を対象とした、新たな混合冷媒のスクリーニングから適用機器の開発・評価までの一気通貫の実施による、基盤技術としての適用機器設計指針の確立により、民間企業による次世代低 GWP 冷媒及び、その適用機器の早期開発・普及が急務である。

低 GWP 化を図る次世代冷媒として HFO（HydroFluoroOlefin）系の冷媒が注目されている。これらの物質は分子構造中に炭素－炭素二重結合を有しており、一般に、地球温暖化係数（GWP）が極めて低く、可燃性も比較的低いという特徴を有している。空調および冷凍用途向けの次世代 HFO 系冷媒として、HFO-1123（ $\text{CF}_2=\text{CHF}$ ）および R1132(E)（ $\text{CHF}=\text{CHF}$ ）が注目されている。これらの冷媒の熱物性は現行主要冷媒の R32（ CH_2F_2 ）に近く、家庭用・業務用空調、電動車用空調、冷凍冷蔵用途において転換候補となっている。なお本章では、HFO-1123、R1132(E)、およびこれらを用いた混合冷媒を、次世代低 GWP 冷媒と呼称する。一方で、これらの次世代低 GWP 冷媒は、後述の自己分解反応を引き起こす可能性が指摘されており、従来の冷媒安全性指標（燃焼性・毒性）に留まらない安全性評価が求められる。

Table 2.1-1 HFO-1123 and R1132(E)	
HFO-1123	R1132(E)
$\text{CF}_2=\text{CHF}$	$\text{CHF}=\text{CHF}$
GWP < 1	GWP < 1
	

自己分解反応は、外部から与えられるエネルギーによって、2 個以上の同種の分子がお互いに反応して、2 種類以上の異なる生成物に分解する化学反応である。先述の次世代低 GWP 冷媒は自己分解反応し得ることが知られている。化学反応式を式(1-1)(1-2)に示す。反応により、フッ化水素や炭素（煤）が生成される。また、これらの冷媒の場合は発熱反応となる。



次世代低 GWP 冷媒の自己分解反応では、一般に以下の 3 要素が要因として挙げられる。

- 圧力・温度：高圧・高温条件で反応伝播しやすい。

- 冷媒組成：HFO-1123 や R1132(E)組成が高いと反応伝播しやすい。
- 投入エネルギー：反応開始には外部からのエネルギー投入が必要。エネルギー量が多いほど反応伝播しやすい。

Figure 2.1-1 に、上記 3 要素の概略図（同図(a)）と、反応伝播境界概略図（同図(b)-(d)）を示す。Figure 2.1-1 (b)において、赤線で示した反応伝播境界より上の領域（高圧・高温領域）では自己分解反応が伝播し、下の領域では伝播しないことを示している。この反応伝播境界は条件によって変化する。Figure 2.1-1 (c)では冷媒組成影響を示しており、HFO-1123 や R1132(E)の組成が小さいと反応伝播境界が上部に移動、すなわち反応伝播しにくくなることを表している。また、Figure 2.1-1(d)は投入エネルギーの大きさの影響を表しており、エネルギーが多いほど反応伝播境界が下部に移動、すなわち反応伝播しやすくなることを表している。

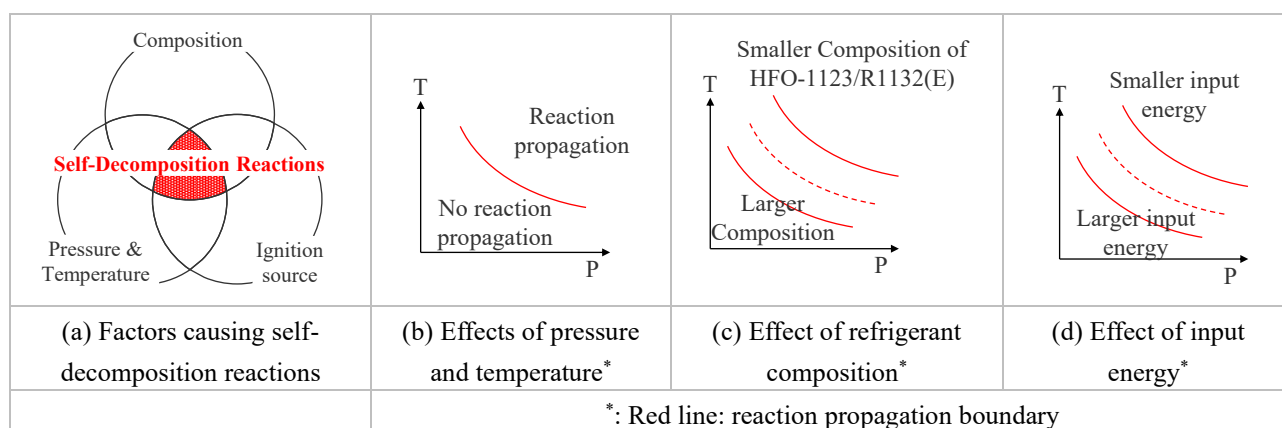


Figure 2.1-1 Factors causing self-decomposition reactions

自己分解反応の発生には高圧・高温条件が必要であるため、冷凍サイクルから冷媒が漏洩して大気圧となった場合は、反応する可能性は低いとされている。しかし、燃焼と異なり酸素を必要としないため、冷凍サイクル内で反応し得るという新たな安全性リスクが指摘されている。冷凍サイクルは様々な機器で構成されているが、その中で圧縮機内での自己分解反応事故発生リスクが最も高いとされている。圧縮機内にはモーターや圧縮機構が内蔵されており、特に、次世代低 GWP 冷媒の使用が想定されている家庭用エアコンなど向けの比較的小型の圧縮機ではモーターコイルが冷媒と直接触れて冷却されている。仮に何らかの異常運転にて装置内が高圧・高温になり、さらに電氣的絶縁が破壊されて放電が発生した場合、圧縮機内で自己分解反応が発生し得る。先述の通り HFO-1123 や R1132(E)の自己分解反応は発熱反応のため、反応により圧力・温度が増加し、最悪の場合圧縮機の破裂に繋がる可能性がある。

このような状況を踏まえ、安全性評価グループ（安全 Gr., Group for Safety Evaluation. 電力中央研究所（電中研）、公立諏訪東京理科大学、AGC、ダイキン工業の 4 機関で構成）では、次世代低 GWP 冷媒の安全性・性能評価を実施している。安全 Gr.の研究開発項目概略図を Figure 2.1-2 に示す。主な内容は以下の通りである。

- 自己分解反応誘発要因特定とエネルギー評価手法開発：自己分解反応誘発要因として最もリスクが高いとされている、圧縮機内で発生するエネルギー源およびそのエネルギー量の評価を行う。
- 自己分解反応評価法の開発：現状複数の手法が開発・提案されている次世代冷媒の自己分解反応評価手法を比較、評価し、標準化を見据えた評価法を開発する。
- 冷媒組成絞り込み：自己分解反応性の観点から、安全性、環境性、性能を鑑みた冷媒組成を絞り込む。
- リスク評価：実機事故シナリオや到達温度圧力条件を踏まえて、実使用時の自己分解反応に関わる安全性リスクを評価する。

- 国際標準化：冷媒安全性等級や安全・環境要求の国際規格に，自己分解反応に関わる安全性を追加改定する．

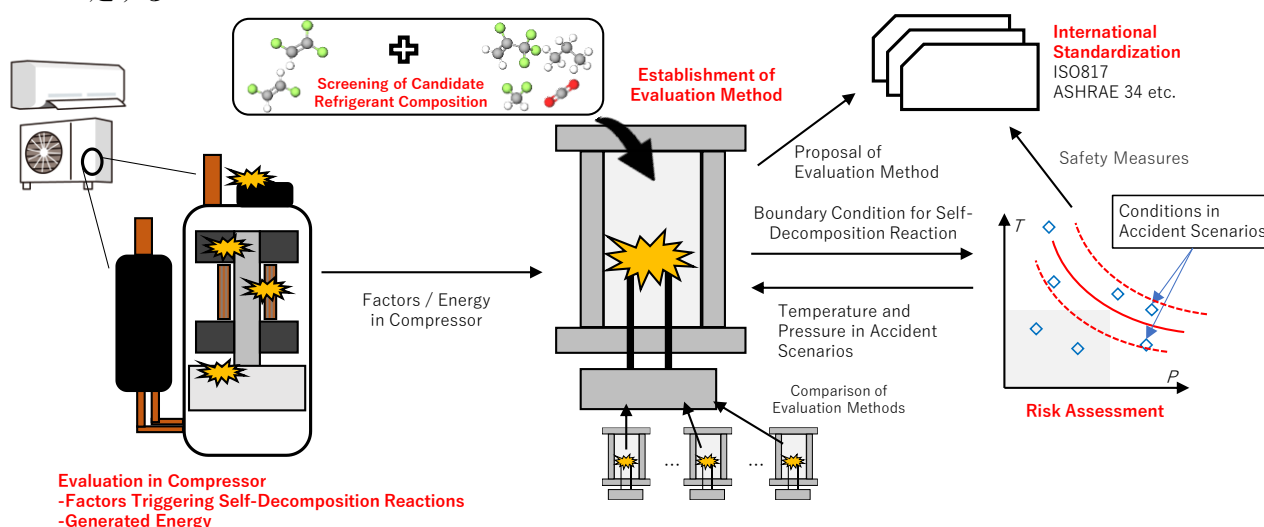


Figure 2.1-2 Overview of research and development items of Group for Safety Evaluation

先述の研究開発項目のうちリスク評価については，日本冷凍空調工業会（日冷工；図中 JRAIA）と自己分解反応研究会を組織し実施している．Figure 2.1-3 に自己分解反応研究会（図中”Self-Decomposition Reaction Study Group”）の体制図を示す．NEDO 事業者より，安全 Gr.4 機関（電中研（図中 CRIEPI），公立諏訪東京理科大学（図中 SUS），AGC，ダイキン工業（図中 DAIKIN）），産業技術総合研究所（図中 AIST），NEDO, PL が，日冷工より，自己分解反応リスク検討 WG（図中”Self-decomposition Reaction Risk Study Working Group”）および事務局が参加している．本図に示すように，産官学の連携により冷媒の実用化が推進されている．なお，日冷工自己分解反応リスク検討 WG の実施内容については，本章付録にて述べる．

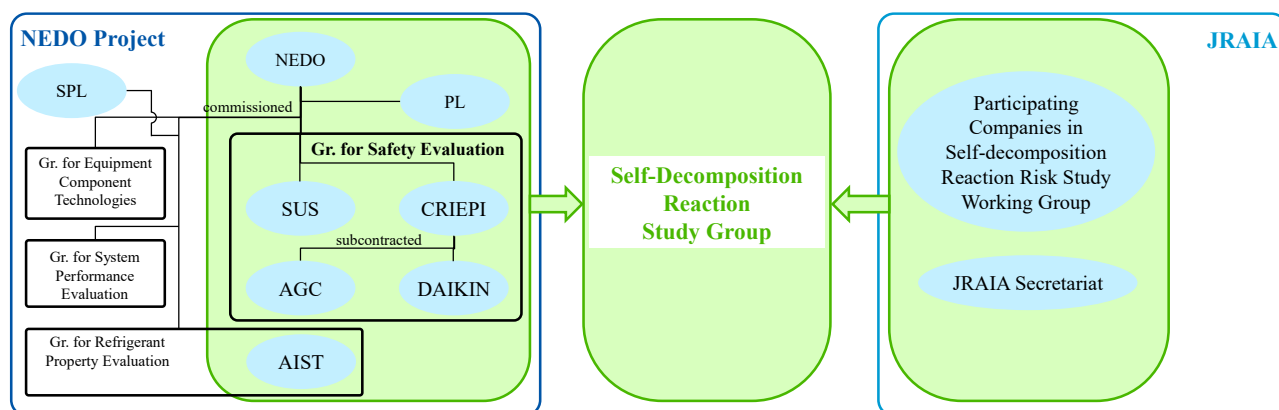


Figure 2.1-3 Self-decomposition Reaction Study Group

これらの研究開発を通じて，家庭用空調機器実機における各種短絡モードに応じた放電エネルギーを自己分解反応発生限界のデータと比較することで，自己分解反応の発生リスクを明確に評価可能となり，低 GWP 冷媒の実用化および国際標準化に向けた安全性の担保に資するとともに，冷媒の安定性等級を定めた国際規格の改定にも貢献する．また，自己分解反応の観点から安全と判定される冷媒組成が規定され，実使用時のリスク検証を通じて安全な冷媒・機器の要件や安全性が示される．加えて，本 NEDO 事業の他グループ成果との連携・統合により，安全性，環境性，性能に優れた冷媒組成が絞り込まれ，性能を維持・向上する機器設計指針が示される．これらにより，パリ協定およびキガリ改正の目標達成や，冷媒メーカー・機器メーカーによる次世代 HFO 冷媒の実用化が推進される．

2. HFO 冷媒の自己分解反応の安全性の研究（電力中央研究所）

2.1 はじめに

前節で述べた通り，HFO-1123 や R1132(E)といった次世代低 GWP 冷媒は優れた低 GWP 性を有するが，自己分解反応に関わる安全性の懸念を有する．この反応が圧縮機内で発生した場合，圧力が急激に上昇し，圧縮機の破裂などの重大事故を招く恐れがあり，実用化・普及の障害となっている．また，優れた環境性（低 GWP 性）や安全性（低自己分解反応性や低燃焼性）と同時に，冷媒として用いた際の優れたサイクル性能（高冷媒性能）が求められる．

2018-2022 年度に実施された先行 NEDO プロジェクト「省エネ化・低温室効果を達成できる次世代冷媒・冷凍空調技術及び評価手法の開発」（以下，先行プロジェクト）において，HFO 冷媒やその混合冷媒における自己分解反応の発生条件が調査されてきたが，その試験方法は統一されておらず，評価法によって自己分解反応の発生境界が異なるということが指摘されている（NEDO, 2023）．次世代低 GWP 冷媒の実用化・普及に向けて自己分解反応に関わる安全性の国際標準化が重要であるが，そのためには試験手法や判定法を含む評価法の標準化が必須である．

本節では冷媒安定性等級の改定に向けた取り組みについて報告する．国際標準の改定の動向を紹介し，自己分解反応に関わる安定性の追加改定に向けた評価法開発や，その妥当性検証のために実施した試験所間比較試験について述べる．

2.2 冷媒安定性国際規格と安定性追加改定の動向

2.2.1 ISO 817 による冷媒安全性等級

現行規格における冷媒の安全性等級は，ISO 規格では ISO 817:2024 (Refrigerants — Designation and Safety Classification) にて規定されている（ISO, 2024a）．この規格は，燃焼性と毒性の 2 つの観点から，冷媒の安全性等級を定めている．

燃焼性については，Table 2.2-1 に示すように，冷媒は 1, 2L, 2, 3 の 4 つの区分に分類される．60℃，101.3 kPa において火炎伝播が生じない場合，当該冷媒はクラス 1 に分類される．一方，火炎伝播が認められる場合には，LFL（燃焼下限界），HOC（燃焼熱），および BV（最大燃焼速度）に基づいて分類される．LFL を決定するための試験方法は，ASTM E681（Standard Test Method for Concentration Limits of Flammability of Chemicals (Vapors and Gases)）に規定されており，この試験では，ガラスフラスコ内の冷媒に電気放電を印加する（ASTM International, 2015）．燃焼速度は，ISO/PAS 24499（Method of test for burning velocity measurement of A2L flammable gases）またはその他の信頼できる方法に従って決定される．ISO/PAS 24499 では，燃焼速度を測定する方法として，鉛直ガラス管法が規定されている（ISO, 2024b）．

Table 2.2-1 Flammability classification

Class		Flame propagation*	LFL**	HOC***	BV _{max} ****
Class 1	No Flame Propagation	No			
Class 2L	Lower flammability	Yes	> 3.5 vol%	and < 19000 kJ•kg ⁻¹	and ≤ 10 cm•s ⁻¹
Class 2	Flammable	Yes	> 3.5 vol%	and < 19000 kJ•kg ⁻¹	
Class 3	Higher flammability	Yes	≤ 3.5 vol%	or ≥ 19000 kJ•kg ⁻¹	

*: tested in air at 60 °C and 101.3 kPa, **LFL: lower flammability limit,

HOC: heat of combustion, *BV_{max}: maximum burning velocity

毒性については、冷媒は Table 2.2-2 に示す 2 つの区分（A および B）に分類される。クラス A は毒性が低いことを示し、クラス B は毒性が高いことを示す。

Table 2.2-2 Toxicity classification			
Class	Mortality TCF*	TCF*	OEL**
		• of cardiac sensitization • and of anaesthetic or central nervous system • and of other escape impairing and permanent injury	
Class A	≥ 2500 ppm	and ≥ 10000 ppm	and ≥ 150 ppm
Class B	< 2500 ppm	or <10000 ppm	or < 150 ppm

*TCF: toxic concentration factor, **OEL: occupational exposure limit

2014 年に改訂された旧版では、毒性区分は OEL（Occupational Exposure Limit, 職業ばく露限界）による慢性毒性のみに基づいていた。OEL が 400 ppm 以上の冷媒は Class A に分類され、OEL が 400 ppm 未満の冷媒は Class B に分類されていた（ISO, 2014）。2024 年版で以下の改訂が行われた。

- OEL に基づく分類基準が緩和
- 急性毒性が追加の判定基準として追加導入

その結果、一部の冷媒については毒性区分が見直された。

なお冷媒安全性の国際規格としては、ASHRAE（American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, アメリカ暖房冷凍空調学会）が発行している ASHRAE Standard 34 - Designation and Safety Classification of Refrigerants も存在し、同じく燃焼性 4 等級、毒性 2 等級により冷媒を区分している（ASHRAE, 2024）。燃焼性に関してはほぼ同様の試験法を採用しているが、等級判定境界に若干の差異があり、その整合性について議論が行われている。毒性に関しては ASHRAE では OEL のみを用いた区分のままであるが、ISO と同様に急性毒性による区分を盛り込んだ改定の議論が進められている。

以上のように、冷媒の安全性等級は燃焼性と毒性によって定義され、これらの組合せにより A1 や B2 といった等級が与えられる。例として、R744（二酸化炭素）は A1、R32 は A2L、R290（プロパン）は A3、R717（アンモニア）は B2L に区分されている。

2.2.2 安定性の追加改定の動向

先述の通り冷媒の安全分類は燃焼性と毒性に基づいているが、現行の分類では自己分解反応のような安定性に関する課題は扱われていない。自己分解反応を起こし得る次世代低 GWP 冷媒の登場を受け、ISO/TC86/SC8（Refrigerants and refrigeration lubricants）では 2024 年 6 月に TF3（Refrigerant Stability Classification：冷媒安定性等級）が、我が国主導で設置された。これにより、冷媒安定性分類を ISO 817 に組み込むための改訂作業が開始された。

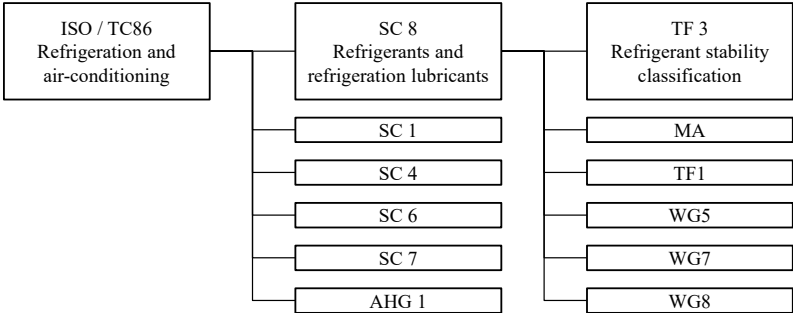


Figure 2.2-1 ISO/TC86 and TF3（ISO/TC86 Website, 2026）

2026 年 3 月現在, TF3 では, 冷媒安定性分類の確立に向けて主に以下の主要事項が議論されている。

- 冷媒安定性等級の定義：現時点では次の 3 区分が検討されている。
 - クラス α ：一般的な使用に十分な安定性
 - クラス β ：制御された条件下で十分な安定性
 - クラス γ ：不安定で使用してはならない
- 試験装置
- 試験条件

本規格改定が成立すれば, 冷媒の安全性等級は A1 α , A2L β のように表されることになる。

本規格改定のため, 試験装置と評価手法の双方を開発し, 規定する必要がある。次節より, 評価手法の開発に向けた取り組みについて述べる。

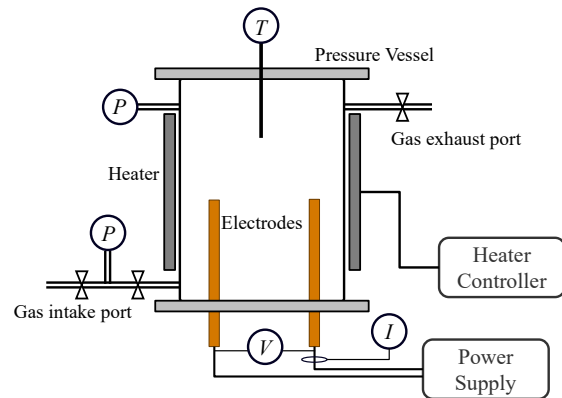
2.3 自己分解反応評価法の比較と国際標準化に向けた絞り込み

2.3.1 種々の評価法の比較

上述のように, 自己分解反応は高温・高圧条件下で生じるため, その評価も同様の条件下で実施される。Figure 2.3-1 に, 製作した自己分解反応評価装置の外観および模式図を示す。50 MPa までの圧力に耐えうる円筒形の反応容器 (内容積 314 cm³) 内に電極棒が挿入されている。この電極棒の先端には電極を取り付けることが可能であり, 外部から電流を供給することで, 冷媒にエネルギーを与える構造となっている。また, 反応容器の周囲にはヒーターが設置されており, 温度を 150 °C まで上昇させることができる。着火後の冷媒圧力・温度により, 自己分解反応の伝播有無を評価する。電極への電圧印加には, 安定化電源 (NF Corporation, DP090S) を用いた。電流制限値, 印加電圧, および印加時間は電源側で設定可能である。反応容器内の冷媒の圧力および温度は, それぞれ圧力計 (Nagano Keiki, KJ16, 精度 $\pm 0.5\%$ F.S.) および温度計 (K 型熱電対, 精度 ± 1.35 °C) を用いて測定した。また, 電流および電圧は, 電流計 (Hioki, CT6876, 精度 $\pm 0.04\%$ F.S.) および電圧計 (Keyence, NR-HV04, 精度 ± 0.4 V) を用いて測定した。



(a) Appearance



(b) Schematic diagram

Figure 2.3-1 Self-decomposition reaction evaluation apparatus

自己分解反応標準化に際し, 試験装置の構成に加え, 温度, 圧力, および着火法 (冷媒へのエネルギー投入法) といった試験法を規定する必要がある。これらの中でも, 反応開始に必要なエネルギーを与える着火法は特に重要である。

これまでに, 以下のような複数の手法が考案され, 次世代低 GWP 冷媒の評価が実施されてきた (Higashi ら, 2026)。

- 細線溶断法：
直径 1 mm 未満の金属細線を電極間に配置する。通電により金属細線が加熱され, 最終的に融点に

達して溶断する。この過程を通じて冷媒にエネルギーが供給される (Otsuka ら, 2018a)。投入エネルギー量は基本的に金属線の体積に依存する。ただし、入力電力の大部分は金属の加熱および溶融に消費されるため、実際に冷媒へ伝達された熱量の特定は困難であると考えられる。

- 放電法（可動電極）：
金属板により 2 個の正対するボルトを吊り下げた構造の電極を有する。ボルト先端どうしを接触させた状態で通電すると、電氣的反発力によってボルトが移動し、その結果生じた微小ギャップ内でアーク放電が発生する。投入エネルギー量は、電流値および通電時間によって制御される。この方法では、アーク放電を容易に発生させることができる。一方で、投入エネルギー量はボルトの移動にも依存するため、金属板がボルトを押し付ける力などの要因の影響を受ける可能性があり、正確なエネルギー制御は困難であると報告されている (Otsuka ら, 2018b)。
- 放電法（渦巻電極）：
銅製のらせん状電極（渦巻電極）2 本を部分的に重ね合わせて電極構造を形成する。通電すると、電極同士が電氣的に反発し、微小ギャップが生じ、その部分でアーク電圧が発生する。投入エネルギー量は、電流値および通電時間によって制御される (Zhang ら, 2023)。この方法でもアーク放電を容易に発生させることができるが、精度よく投入エネルギーを調整するためには、電極の繊細な調整が必要である。
- 放電法（絶縁破壊）：
針状電極を互いに対向するように配置する。40 kV の高電圧を瞬間的に印加して絶縁破壊を生じさせ、コンデンサに蓄えられたエネルギーをアーク放電として放出する。入力エネルギー量はコンデンサの充電量によって制御される。この手法では入力エネルギー量を容易に制御できる。一方、高電圧の昇圧回路が必要であり、3 MPa を超える圧力の冷媒雰囲気中で試験を実施することは困難である (Goto ら, 2023)。
- ヒートスポット法：
この方法では、金属線に所定時間通電し、ジュール発熱によって局所的な熱源を形成する (Goto ら, 2023)。投入エネルギー量は別途推定する必要がある。

これらのように複数の着火法により次世代低 GWP 冷媒の自己分解反応性試験が実施されているが、手法間で結果に差異が生じることが明らかとなっている。投入エネルギー量及び密度・着火法などの相互比較を目的に、先行プロジェクトで実施された異なる実施者・着火法による自己分解反応評価結果 (NEDO, 2023) を整理した。Figure 2.3-2 に、比較結果例を示す。同一冷媒、同一条件で試験を行っても、着火法により自己分解反応境界条件が大きく異なることから、国際標準化に適した着火法の開発・確立が重要であると言える。

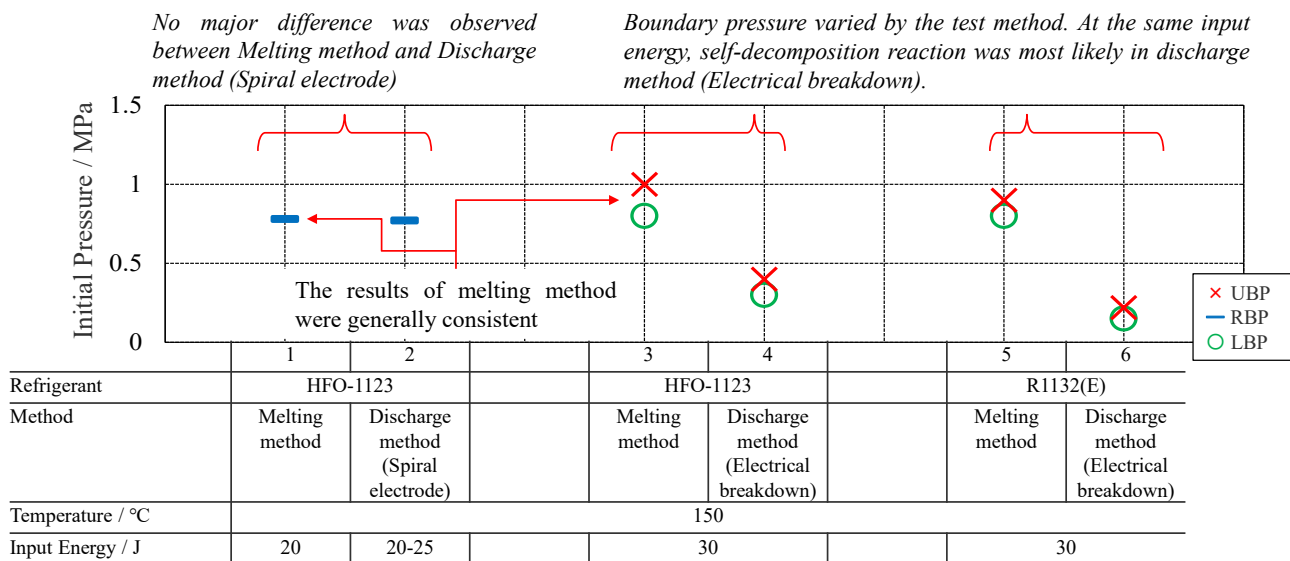


Figure 2.3-2 Comparison among different methods for self-decomposition reaction evaluation
 *: UBP: Upper Bound Pressure, RBP: Reaction Boundary Pressure, LBP: Lower Bound Pressure

2.3.2 提案手法：細線溶断発弧法

上述のように、これまでさまざまな評価手法が実施されてきた。評価手法を国際標準化する上では、以下の要件が重要であると考えられる。

- 再現性：試験を繰り返し実施した場合や、異なる実施者が行った場合でも、一貫した結果が得られること。
- 簡便性：試験方法が簡便で、実施しやすいこと。
- 投入エネルギー制御性：冷媒に与えられるエネルギー量が定量可能であり、かつ調整可能であること。

第3の要件に着目すると、電流および電圧の測定値からエネルギー量を直接算出できるため、冷媒へのエネルギー供給にはアーク放電を用いることが望ましい。しかし、フロン系冷媒は高い絶縁性を有しており、特に高圧条件下では、アーク放電を形成することが相対的に困難であると考えられる。アーク放電が不安定になると、供給エネルギー量も変動してしまう。したがって国際標準化のためには、以下の追加要件が必要となる。

- 高圧冷媒雰囲気中でも安定した放電が可能であること。

これらの要件に基づき、細線溶断発弧法が、国際標準化に向けた有望な試験方法であると絞り込まれた。Figure 2.3-3 に、本手法の模式図を示す。試験手順の概要は以下のとおりである。

- 数 mm の間隔で設置した電極間に、金属細線（発弧線）を設置する。
- 発弧線に通電すると、ジュール発熱により温度が上昇し、最終的に融点に達して溶断する。発弧線より生成される金属蒸気が、アーク放電の形成を促進する。
- 電極間でアーク放電が発生する。これにより冷媒に自己分解反応を開始させるエネルギーが供給される。

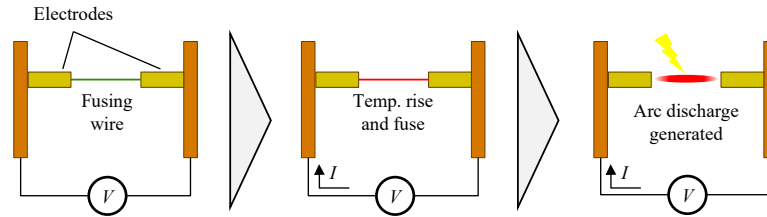


Figure 2.3-3 Fusing wire and discharge method.

Figure 2.3-4 に、試験装置 (Figure 2.3-1) に設置した電極を示す。直径 3 mm の銅電極 2 本を水平に配置し、電極間ギャップを 1 mm として対向させ、その間に発弧線 (直径 0.1 mm のニッケル線) をはんだ付けした。電極間に金属細線を設置して放電を発生させるこの手法は、EN 1839 (可燃性ガスおよび蒸気の爆発限界および限界酸素濃度の測定) や、TDG (国連危険物輸送勧告) などの国際規格において標準化されている。しかし、放電が困難であると考えられる高圧フロン冷媒が評価対象であること、要求されるエネルギー水準が異なることから、冷媒の自己分解反応評価に特化した各種要件の規定および妥当性評価が必要である。

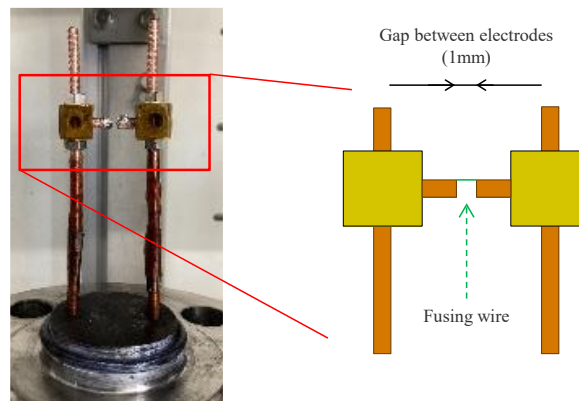


Figure 2.3-4 Electrodes used in fusing wire and discharge method

2.4 細線溶断発弧法による投入エネルギーの検討

ここでは、先述の細線溶断発弧法により冷媒に与えられる投入エネルギーの評価と予測について検討した (Higashi ら, 2025a)。

2.4.1 細線溶断発弧による放電時挙動

細線溶断発弧試験における放電の様子撮影結果を Figure 2.4-1 に示す。通電開始後、発弧線の温度は上昇し、溶断した後にアーク放電が発生した。2.5 ms から 10.0 ms にかけて、電極間および電極上方に強い発光が認められた。12.5 ms では、電源装置により電流が遮断され、アークは消弧した。

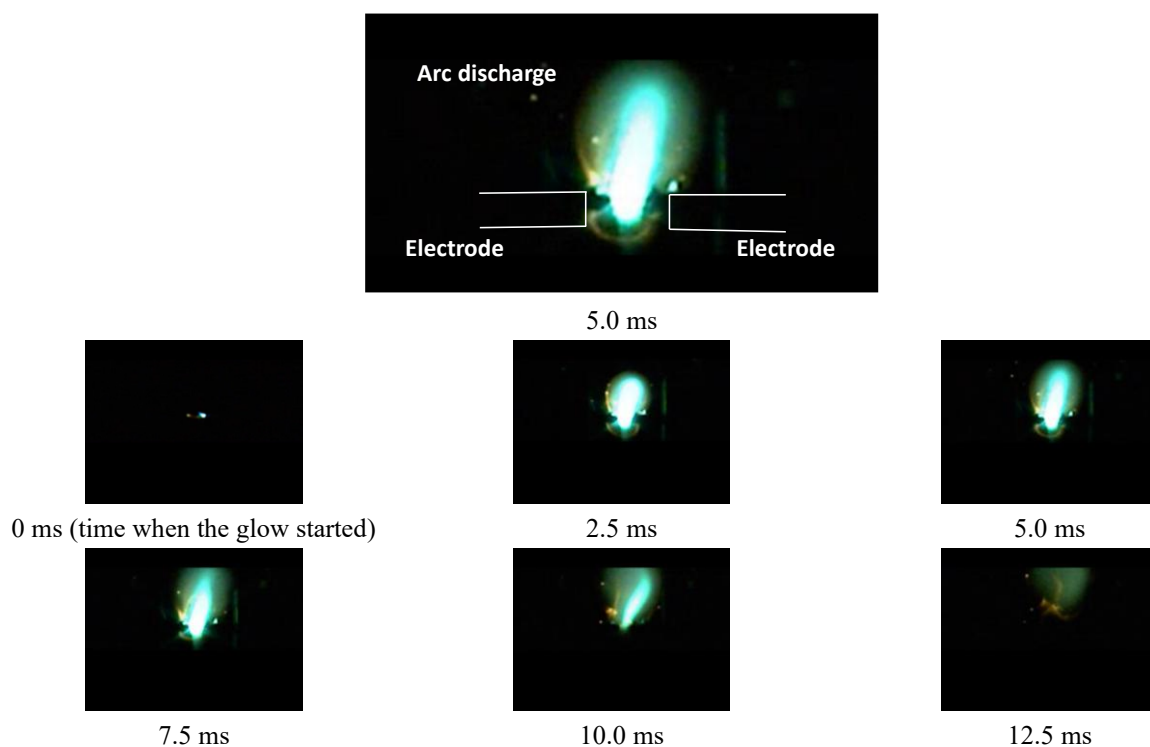


Figure 2.4-1 Images of the fusing wire and discharge test
(N₂, ambient temperature, 0.1 MPa, discharge distance: 2.5 mm)

Figure 2.4-2 に、発弧線の溶断およびアーク放電時における電流電圧の変化の一例を示す。実験条件は Figure 2.4-1 と同一である。電圧は発弧線の溶融に伴って徐々に上昇し、溶断時に最大となった。その後、アーク放電中の電圧はほぼ一定に維持された。Figure 2.4-3 に、電流および電圧の変化の模式図を示す。これらの変化は、大別して、(i) 発弧線が溶断するまでの過程 (t_{fus} まで) と、(ii) アーク放電過程 (t_{arc} まで) から構成される (式(2.4-1))。評価対象冷媒に与えられるエネルギー量を予測し、制御するため、以下では各過程における現象と投入エネルギー量を評価する。

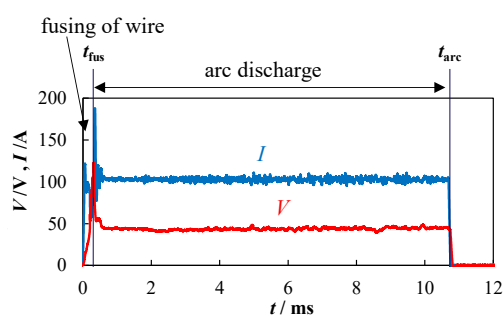


Figure 2.4-2 Change in voltage and current

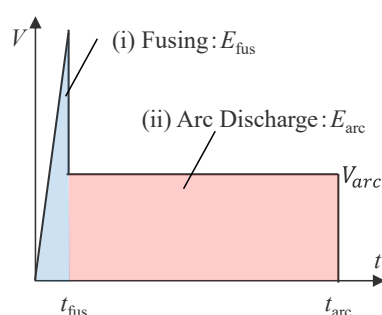


Figure 2.4-3 Schematic diagram of change in voltage during fusing wire and discharge method

$$E_{\text{total}} = E_{\text{fus}} + E_{\text{arc}} \quad (2.4-1)$$

2.4.2 溶断までの評価

発弧線の溶断過程における電流、電圧、および温度の変化を予測するため、発弧線材料の物性値に基づ

くシミュレーションを実施した．金属の融点，体積抵抗率，エンタルピー，その他の物性値は，産業技術総合研究所（AIST）の熱物性データベース（AIST, 2018）および先行研究（Ikeda, 1988）より取得した．Figure 2.4-4 に，ニッケルの物性値の一例を示す．横軸は温度，縦軸は体積抵抗率および比熱であり，いずれも温度の関数として表される．ニッケルはキュリー温度（ $T_c=358\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）において消磁し，図に示すように物性値が大きく変化する．

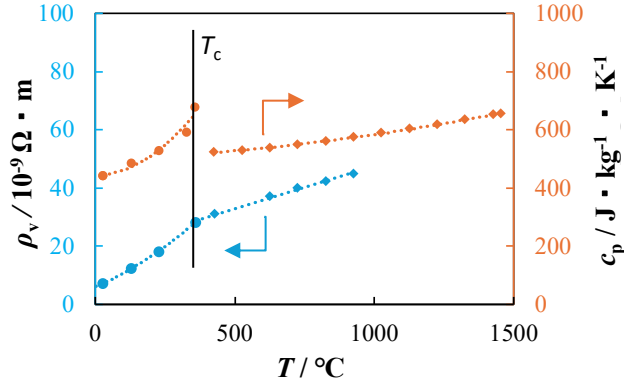


Figure 2.4-4 Physical properties of Nickel

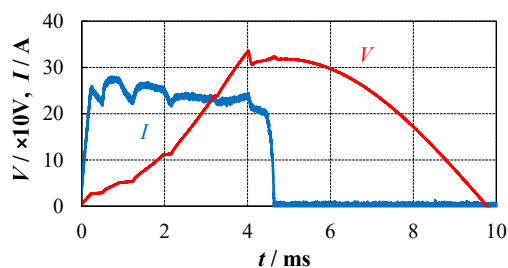
発弧線における電流および温度の変化は，式(2.4-2)-(2.4-4)を用いて予測した．ここで， A は断面積， L は長さ， T は温度， h は比エンタルピー， c_p は比熱， I は発弧線に流れる電流， V は発弧線に印加される電圧， ρ は密度， ρ_v は体積抵抗率を表す．

$$\rho AL \frac{d}{dt} h(T) = IV \quad (2.4-2)$$

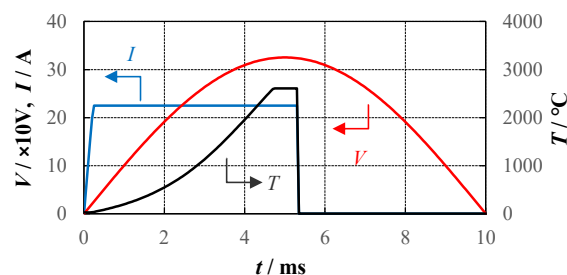
$$h(T) = \int_{T_0}^T c_p(T) dT \quad (2.4-3)$$

$$I = \frac{A}{\rho_v(T)L} V \quad (2.4-4)$$

Figure 2.4-5 に，発弧線の溶断過程における電流，電圧，および温度変化の実験結果と計算結果を示す．ここでは溶融過程に着目するため発弧線長さ L を 154 mm と長くし，交流 230 V を印加した．実験結果との比較により，本計算結果が電流変化および溶断に至るまでの時間を良好に再現することが示された．また，発弧線への投入エネルギーは，電流および電圧を時間積分することにより式(2.4-5)から算出した．実験値は 16.6 J，計算値は 15.3 J となり，両者はよく一致した．



(a) Experimental Result



(b) Calculation Result

Figure 2.4-5 Results of wire fusing test

$$E_{\text{fus}} = \int_0^{t_{\text{fus}}} IV dt \quad (2.4-5)$$

Figure 2.4-6 に、異なる放電距離（発弧線長さ）に対する溶断までのエネルギーの実験結果を示す。横軸は放電距離、縦軸は式(2.4-5)を用いて算出したエネルギーを表す。比較のため、発弧線の体積と比熱から得られる、発弧線を完全に溶融させるのに必要なエネルギーも併せて示す。その結果、発弧線が溶断するまでのエネルギーは発弧線長さに比例し、完全溶融に必要なエネルギーにおおむね一致した。これらの結果は、発弧線が溶断するまでに消費されるエネルギーが、発弧線の物性値および完全溶融に必要なエネルギーに基づいて予測可能であることを示している。ただし、溶断過程における電氣的投入エネルギーは、全て発弧線の状態変化に消費されており、このエネルギーが評価対象の冷媒に付与されているとは限らないことに留意が必要である。

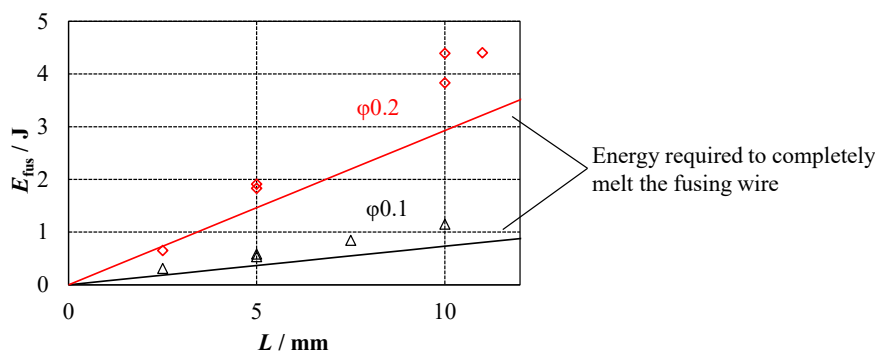


Figure 2.4-6 Relationship between energy input and discharge distance

2.4.3 アーク放電の評価

前節で述べたように、細線溶断発弧法では、発弧線の溶断後にアーク放電が発生する。一般に、アーク電圧 (V_{arc}) は、電極形状やガス種・状態により決まる。また、本試験法のように安定化電源を用いた場合は、電流と印加時間は電源装置側で設定される。アーク放電により投入されるエネルギー (E_{arc}) は式(2.4-6)で表され、このうち電流(I)と印加時間(t_{arc})は電源装置により規定される。すなわち、アーク電圧 (V_{arc}) が分かれば投入エネルギー量の予測・制御が可能となる。ここでは、種々の条件におけるアーク電圧を調べた。

$$E_{\text{arc}} = \int_{t_{\text{fus}}}^{t_{\text{arc}}} V_{\text{arc}} I dt \quad (2.4-6)$$

Figure 2.4-7 に、放電距離 (L) を変化させた際のアーク電圧を示す。横軸に放電距離、縦軸にアーク電圧を整理した。R32 と N_2 (および空気) を用いて、0.1 MPa と 0.7 MPa で試験を実施した。発弧線は 0.1 mm のニッケル線を用いた。アーク電圧は実験条件により多少変動する場合がある。これはアーク挙動が変化するからと推測される。ここでは、アークが最短距離である場合に相当する電圧最小値をアーク電圧の代表値として用いた。

Figure 2.4-7 において、放電距離に対しアーク電圧は線型に増加した。切片は約 20 V であり、いずれの実験条件においてもほぼ同一であった。一方、傾きは N_2 よりも R32 の方が大きく、また圧力が高いほど増大した。一般にアーク電圧は、陰極陽極電圧降下 (Figure 2.4-6 中の V_{A+C}) とアーク柱電圧降下との和で表される。このことから、アーク電圧 (V_{arc}) は式(2.4-7)により表されることが分かる。ただし、第 1 項は陰極陽極電圧降下、第 2 項はアーク柱電圧降下分であり、放電距離に比例することを表している。係数 a の値は、ガスの種類や状態に依存することが本結果からも分かる。

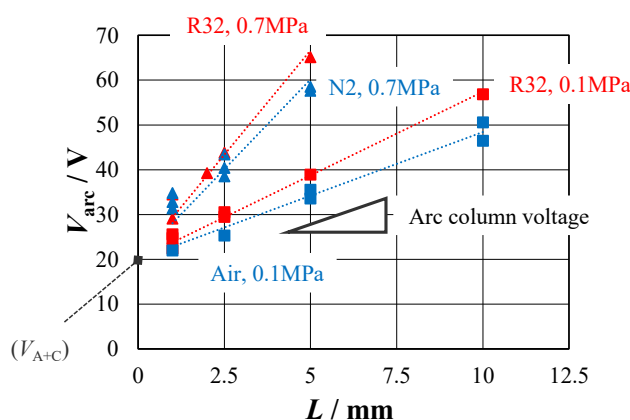


Figure 2.4-7 Relationship between arc voltage and discharge distance

$$V_{arc} = V_{A+C} + a \cdot L \quad (2.4-7)$$

Figure 2.4-8 に、ガス密度を変化させた場合のアーク電圧を示す。横軸にガス密度、縦軸にアーク電圧を示している。放電距離は全て 1 mm であり、発弧線は直径 0.1 mm のニッケル線である。異なる温度、圧力で行った実験結果を、ガス密度で整理した。ガス密度が高くなるとアーク電圧は増加した。また、R32 の結果から、本実験条件において温度依存性は小さいことが分かった。

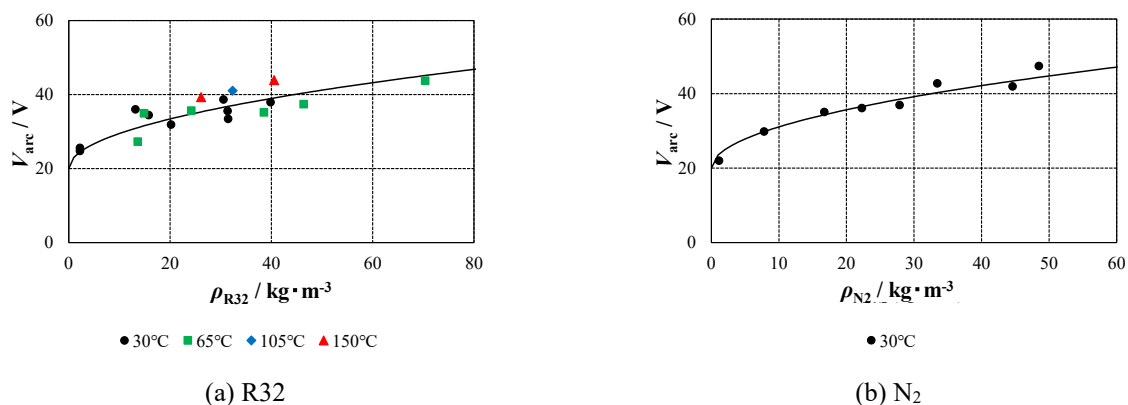


Figure 2.4-8 Relationship between gas density and arc voltage

以上の結果よりアーク放電電圧 (V_{arc}) は、陰極陽極電圧降下 (V_{A+C})、放電距離 (L)、ガス密度 (ρ_{gas})、ガス種から決まるパラメータ ($\Delta V, \beta$) を用いて、式(2.4-8)により予測、制御可能なことが分かった。試験条件の範囲内で得られた各パラメータの値を Table 2.4-1 に示す。菅ら (1988) は、高圧アルゴン雰囲気中でのアーク電圧を調べ、アーク柱電圧降下は放電距離ガス圧力の指数乗に比例すると報告している。本研究でも同様の傾向が見られ、式(2.4-8)と Table 2.4-1 の値を用いて、アーク電圧や細線溶断発弧法での投入エネルギーの予測・制御が可能であることが示された。

$$V_{arc} = V_{A+C} + \Delta V \cdot L \cdot (\rho_{gas})^{\beta} \quad (2.4-8)$$

Table 2.4-1 Constants for prediction of arc voltage ($L=1$ mm)

Gas	V_{A+C}	ΔV	β
	V	$V \cdot mm^{-1} \cdot (kg \cdot m^{-3})^{-\beta}$	-
R32	20	3.1	0.5
N ₂	20	3.5	0.5

Figure 2.4-9 に、発弧線材質を変化させた場合の比較を示す。実験条件は、N₂、0.1 MPa、室温、電流制限値 189 A である。ニッケル (Ni) およびモリブデン (Mo) について比較した結果、アーク放電が形成される最大放電距離には差があり、モリブデン線ではニッケル線よりも長い放電距離まで放電が可能であった。ただし、アーク放電時の投入エネルギーに対する発弧線材質の影響は認められなかった。

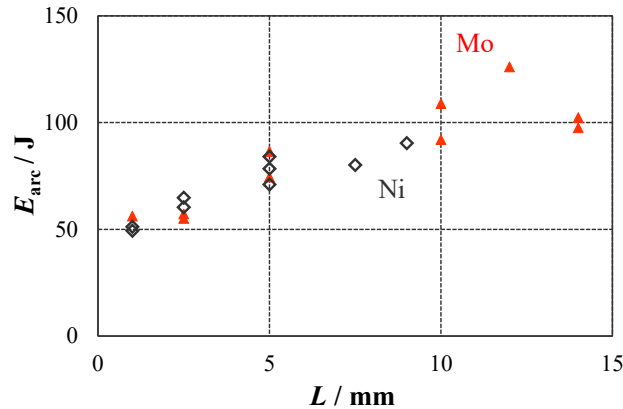


Figure 2.4-9 Comparison of fusing wire material

これらの結果より、アーク電圧および投入エネルギーは、放電距離およびガス密度に基づいて予測可能であることが示された。特に、放電距離が増加するとアーク電圧も上昇し、これに伴ってアークの不安定化が進み、放電の形成が困難となる。したがって、この観点からは放電距離は短い方が望ましい。また、発弧線については、線径を細くすることで溶断に消費されるエネルギーを低減でき、冷媒に与えられたエネルギーをより明確に評価することが可能となる。ただし、実際の試験法としては作業性も考慮する必要がある。以上を踏まえ、冷媒の自己分解反応評価を目的とした場合、放電距離 1 mm、発弧線径 0.1 mm を適切な条件と判断した。Table 2.4-2 に、本試験結果に基づき適切と判断した試験条件を、TDG 法および EN 1839 における関連条件と併せて示す。

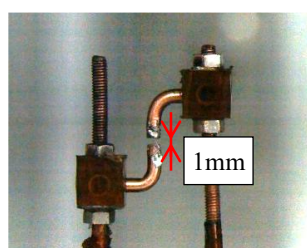
Table 2.4-2 Proposal conditions for self-decomposition reaction evaluation and comparison with existing standards

	Method for self-decomposition reaction evaluation	TDG	EN 1839
Diameter of electrodes	3 mm	-	-
Distance between electrodes	1 mm	3-6 mm	4-6 mm
Material of fusing wire	Ni	Ni	NiCr
Diameter of fusing wire	0.1 mm	0.12 mm	0.05-0.2 mm

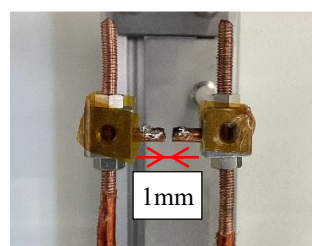
2.4.4 アーク放電の不安定性に関する考察

電極間のアークを用いてエネルギーを投入する場合、通電中にアーク放電の挙動が不安定となり、アークの経路が湾曲するなどしてアーク長が伸縮したり、アーク放電と電極との接点（アークスポット）が変化したりしてしまう場合がある。その際、式(2.4-8)の L に相当する長さが放電距離より長くなるため、アーク電圧が増加し、投入エネルギーが変化してしまう。そこで、電極形状によりアーク放電の変動が抑制できるかを検討した（伊藤ら，2025）。

アーク放電の挙動に影響する主な力には、気体の発熱による浮力（半田，1972）と、電子が受ける電磁力（ローレンツ力）がある。このうち浮力は電極間からアークが離脱する方向に作用するため、この影響を抑制する電極形状を検討した。ここでは Figure 2.4-10(a)に示すように、アークの向きが垂直方向となる電極を作成し、水平電極（Figure 2.4-10(b)）と比較した。



(a) Vertical electrodes



(b) Horizontal electrodes

Figure 2.4-10 Electrodes for evaluation of arc discharge stability

Figure 2.4-7 で述べた試験と同様に、R32 を用いて冷媒密度を変化させて放電試験を実施した。ここでは安定性の指標として、式(2.4-9)で定義される電圧上昇率（ V_{increase} ）を評価した。

$$V_{\text{increase}} = \frac{V_{\text{arc,avg}} - V_{\text{arc,min}}}{V_{\text{arc,min}}} \quad (2.4-9)$$

ただし、 $V_{\text{arc,min}}$ はアーク放電中の電圧最小値、 $V_{\text{arc,avg}}$ はアーク放電中の電圧平均値である。電圧上昇率が大きいほど、アークが不安定であることを示す。

Figure 2.4-11 に実験結果を示す。水平電極と比較し、垂直電極では電圧上昇率が小さく、安定したアーク放電が形成されたことが分かった。今後試験方法の確立に際し、アーク放電の不安定性が課題となった場合は、上記の考察を含めて検討する。

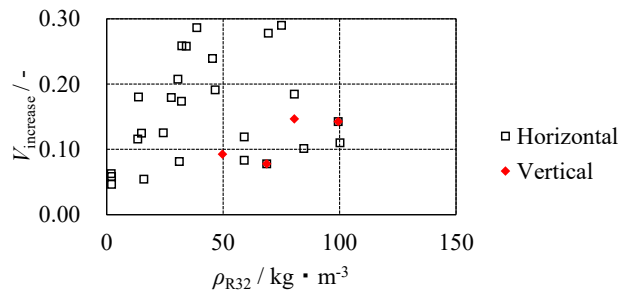


Figure 2.4-11 Comparison of voltage increase ratio by electrode structure

2.5 試験所間比較試験

前項では、細線溶断発弧法の各パラメータと冷媒に与えられる投入エネルギーとの関係を調べ、冷媒の自己分解反応評価法として適切な条件を絞り込んだ。本項では、その試験法の妥当性の検証のため安全 Gr. の 3 機関(電中研(CRIEPI), AGC, ダイキン(DAIKIN))で実施した、試験所間比較(Interlaboratory Comparison; ILC)試験の結果について述べる。本試験では、3 機関が同一冷媒を用いて同一条件下で実験を行い、得られた反応限界圧力を比較した(Higashi ら, 2025b)。

2.5.1 試験装置

Table 2.5-1 に、3 機関で用いた試験装置の外観、反応容器の寸法および内容積、着火電極の外観を示す。電中研(表中 CRIEPI)については、Figure 2.3-1 にて示したものをを用いた。いずれの装置においても、Figure 2.3-3 および Figure 2.3-4 に示した細線溶断発弧法を用いている。装置の寸法や外形には差異が認められるものの、基本構造はいずれも Figure 2.3-1 に示す構成と同様である。

Table 2.5-1 Experimental apparatus for interlaboratory comparison test

	CRIEPI	AGC	DAIKIN
Overview			
Size of pressure vessel (Inner diameter, height, volume)	φ40 mm, 250 mm, 314 cm ³	φ72 mm, 171.3 mm, 650 cm ³	φ82.5 mm, 95 mm, 500 cm ³
Ignition source (Fusing wire and discharge method)			

2.5.2 試験条件

Table 2.5-2 に試験条件を示す．対象冷媒として，R23 などの低温用冷媒の低 GWP 代替冷媒候補である R1132a ($\text{CH}_2=\text{CF}_2$) を用いた (Qin ら, 2021)．R1132a は，HFO-1123 や R1132(E) と同様にエチレン系冷媒であり，自己分解反応が生じることが報告されている (Lisochkin ら, 2006)．試験温度は，圧縮機故障時を想定した既往研究に基づき $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ とし，投入エネルギー (E) は 25 J に設定した．投入エネルギーは式(2.5-1)を用いて，電流と電圧の積を時間積分することにより算出した．放電距離は 1 mm とした．発弧線には直径 0.1 mm のニッケル線を使用した．各条件については，Table 2.5-2 に示す許容公差を設定し，これを満たさない結果は解析対象から除外した．

Table 2.5-2 Experimental Conditions	
Parameter	Value
Refrigerant	R1132a
Initial temperature (T_0)	$150 \pm 5\text{ }^{\circ}\text{C}$
Initial pressure (P_0)	(Varied)
Input energy (E)	$25 \pm 5\text{ J}$
Gap between electrodes	$1 \pm 0.1\text{ mm}$
Fusing wire material	Nickel
Fusing wire diameter	0.1 mm

$$E = \int_0^t IV dt \quad (2.5-1)$$

2.5.3 試験手順

各試験では，冷媒を封入した後，圧力容器を加熱して所定の温度および圧力に調整した．その後，容器内に設置した着火源を用いてエネルギーを付与した．反応が伝播した場合には，反応容器内の温度および圧力が上昇した．同一初期圧力 (P_0) において最大 3 回試験を実施し，各条件における反応伝播の有無は以下のように判定した．

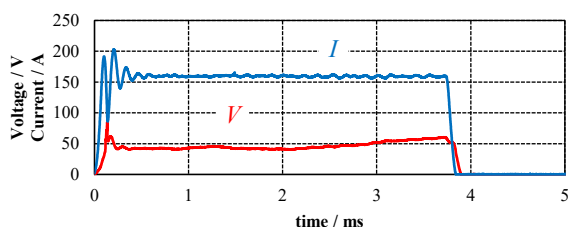
- 反応伝播あり：いずれか 1 回以上の試験において，圧力が初期圧力の 30 % を超えて上昇した場合，当該条件を「反応伝播あり」と判定した．
- 反応伝播なし：すべての試験において，圧力上昇が初期圧力の 30 % 以下であった場合，当該条件を「反応伝播なし」と判定した．

「反応伝播あり」と判定された試験結果のうち，測定された初期圧力の最小値を反応上限圧力 (Upper Bound Pressure, UBP) と定義した．また，「反応伝播なし」と判定された試験結果のうち，測定された初期圧力の平均値が最大となる条件を反応下限圧力 (Lower Bound Pressure, LBP) と定義した．試験は初期圧力を変化させながら繰り返し実施した．さらに，UBP と LBP の平均値を反応境界圧力 (Reaction Boundary Pressure, RBP) と定義した．

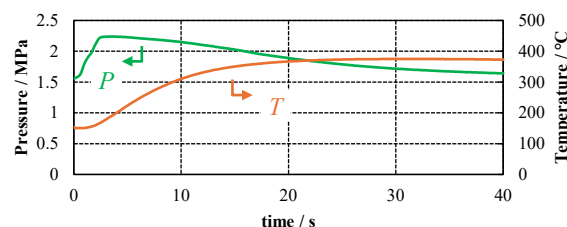
2.5.4 試験結果

Figure 2.5-1 に，反応が伝播した条件 (初期圧力： 1.56 MPa) における，着火源の電流および電圧の変化 (Figure 2.5-1 (a))，および反応容器内の温度圧力変化 (Figure 2.5-1 (b)) を示す．Figure 2.5-1 (a) より，電流は電源の設定値 (最大 160 A) 付近でほぼ一定に維持されたことが分かる．アーク電圧は，冷媒の物性およ

び試験時の圧力・温度条件によって決定され、本条件では約 50 V であった。投入エネルギーは、放電時間を調整することにより 25 J に制御した。Figure 2.5-1 (b) に示される通り、圧力は最大 2.24 MPa まで上昇した後、緩やかに低下した。温度は約 400 °C まで上昇した。最大圧力と初期圧力との比（圧力比）は 1.44 であり、1.3 を上回ったことから、本条件は「反応伝播あり」と判定された。



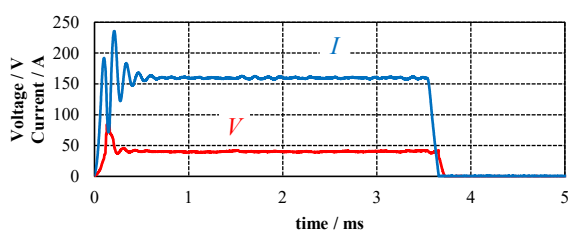
(a) Change in voltage and current



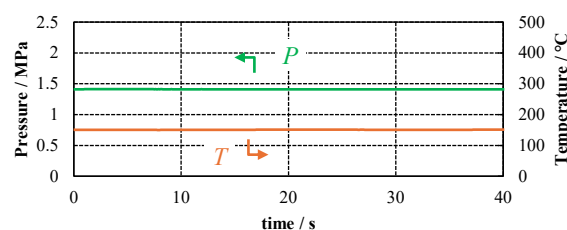
(b) Change in pressure and temperature

Figure 2.5-1 Results under “reaction propagation” condition ($P_0 = 1.56$ MPa)

Figure 2.5-2 に、反応が伝播しなかった条件（初期圧力：1.41 MPa）における、着火源の電流および電圧の変化（Figure 2.5-2 (a)），および反応容器内の温度圧力変化（Figure 2.5-2 (b)）を示す。Figure 2.5-2 (b) に示した通り、圧力と温度は試験中ほぼ一定で推移し、圧力比は 1.00 であった。したがって、本条件は「反応伝播なし」と判定された。



(a) Change in voltage and current



(b) Change in pressure and temperature

Figure 2.5-2 Results under “no reaction propagation” condition ($P_0 = 1.41$ MPa)

Figure 2.5-3 に、電中研で取得した測定データに基づく試験結果を示す。横軸は投入エネルギー、縦軸は初期圧力を表す。○は「反応伝播なし」条件を、×印は「反応伝播あり」条件を示している。本試験における投入エネルギーの最大値および最小値は、それぞれ 27.2 J および 22.2 J であった。これらはいずれも、目標範囲である 25 ± 5 J の範囲内に収まっており、細線溶断発弧法により高い再現性で投入エネルギーを制御できることが確認された。これらの結果に基づき、反応境界圧力は以下のように決定した。

- 反応下限圧力 LBP = 1.41 MPa
- 反応上限圧力 UBP = 1.56 MPa
- 反応境界圧力 RBP = 1.48 MPa.

Figure 2.5-4 に、3 機関で得られた結果の比較を示す。各機関について、反応上限圧力 UBP，反応下限圧力 LBP，および反応境界圧力 RBP を示し、UBP および LBP には圧力計精度に基づく測定不確かさを併記した。3 機関で得られた RBP は、それぞれ 1.48 MPa，1.28 MPa，および 1.37 MPa であり、平均値は 1.38 MPa であった。また、UBP と LBP の幅を考慮すると、いずれの機関の結果も平均値に対して ± 5 % 以内に収まった。これらの結果は、本稿で述べた試験方法および試験条件が、異なる試験機関間においても一貫した結果を与えることを示している。

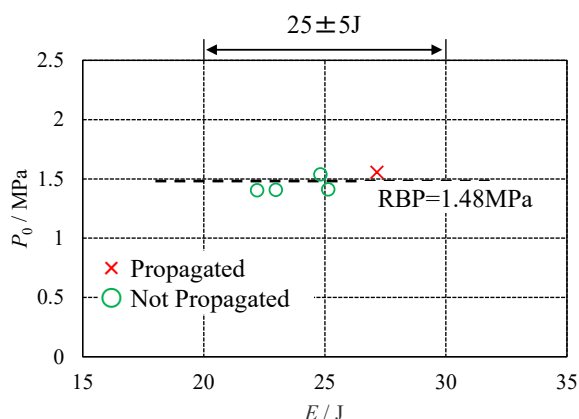


Figure 2.5-3 Experimental results
(obtained by CRIEPI)

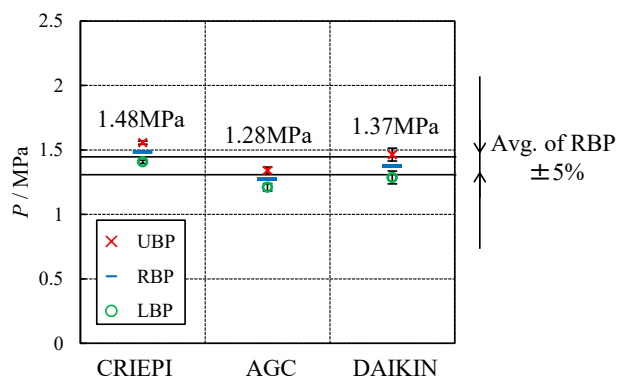


Figure 2.5-4 Comparison of results obtained by three
organizations

*: UBPa: Upper Bound Pressure, RBP: Reaction Boundary
Pressure, LBPa: Lower Bound Pressure

これらの結果より、細線溶断発弧法は冷媒の自己分解反応評価法として妥当であることが示された。これらの結果をもって、ISO 817 規格改定の概要、試験手法、主要試験条件などを提案中である。他方、投入エネルギー量や投入時間、容器容積など、これまでの検討の中で規定しきれていない項目についても試験結果に影響を与える可能性がある。これらのパラメータ依存性を含め、国際標準化に向けて検討を続ける計画である。

2.6 まとめ

次世代冷媒の自己分解反応評価について、ISO 817 の改定提案を見据えた評価手法を開発中である。種々の着火法の比較を踏まえ、国際標準化を見据えた再現性・簡便性の高い評価手法として、細線溶断発弧法を開発し、各種パラメータが投入エネルギーに与える影響を評価した。試験所間比較試験を実施し、本評価法の妥当性を評価した。これらの検討結果を踏まえ、ISO 817 規格改定の概要、試験手法、主要試験条件などを提案中である。今後は、開発した評価手法を用いて次世代低 GWP 冷媒の自己分解反応・安全性評価と、転換候補として有望と考えられる冷媒組成の絞り込み、実使用時を想定した自己分解反応に関わるリスク評価を実施する計画である。自己分解反応標準化やリスク評価を通じて、次世代低 GWP 冷媒を安全に使用できる環境整備や情報発信に資する取り組みを継続する。

【参考文献】

- 伊藤誠，東朋寛，神足将司，飛原英治，2025，冷媒自己分解性評価確立に向けた細線溶断発弧法による投入エネルギー量の評価，2025 年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集，B122.
- 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構，2023，HFO 冷媒の自己分解反応研究会成果報告書
- 菅泰雄，蓮井淳，1988，高圧ヘリウム雰囲気中におけるアークの特性について，溶接学会論文集，6(1)，pp. 86-91.
- 半田栄，1972，大気中交流アークの浮力による自然消弧，電気学会論文誌.A，92(12)，pp. 568-575.
- ANSI/ASHRAE Standard 34-2024 Designation and Safety Classification of Refrigerants
- ASTM E681:2015 Standard Test Method for Concentration Limits of Flammability of Chemicals (Vapors and Gases)
- Goto T, Usui T, Yoshimura T, Yamada Y, 2024, Study of decomposition of R-1132(E) as ultra-low GWP refrigerants, International Journal of Refrigeration, 163, pp. 71-77.
- EN 1839:2017, Determination of the explosion limits and the limiting oxygen concentration (LOC) for flammable gases and vapours
- Higashi T, Ito M, Hashimoto K, Kotari M, 2025, Development of evaluation method of self-decomposition reactions of next-generation refrigerants 1st report: development of ignition method, 7th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer

Processes of Refrigerants. Maryland, USA, 1134.

Higashi T, Ito M, Hashimoto K, Kotari M, Zhang Z, Okamoto H, Inoue T, Goto T, Yamada Y, Usui T, Hihara E, 2025, Development of Evaluation Method for Self-Decomposition Reactions of Next-Generation Refrigerants, JRAIA International Symposium 2025. Hyogo, Japan, TS042.

Higashi T, Ito M, Hashimoto K, Kotari M, Hihara E, 2026, Development for revision of ISO 817 - Evaluation method of self-decomposition reactivity of next-generation refrigerants -, 15th IEA Heat Pump Conference, Vienna, Austria, REF3.1.

Ikeda, K., 1988, Electrical Resistivity of Nickel, Cobalt and Their Alloys. Transactions of the Japan Institute of Metals, 29(3), pp. 183-190.

ISO 817:2014 Refrigerants — Designation and safety classification

ISO 817:2024 Refrigerants — Designation and safety classification

ISO/PAS 24499:2024 Method of test for burning velocity measurement of A2L flammable gases

ISO/TC 86 Refrigeration and air-conditioning, <https://www.iso.org/committee/50356.html> (Last accessed: 16th, Mar., 2026)

Lisochkin Y. A., Poznyak V. I., 2006, Explosive-Hazard Estimates for Several Fluorine-Containing Monomers and Their Mixtures, Based on the Minimum Ignition Pressure with a Fixed Igniter Energy, Combustion, Explosion, and Shock Waves, 42(2), pp. 140-143

National Institute of Advanced Industrial Science and Technology, latest update: 2018, Network Database System for Thermophysical Property Data, https://tpds.db.aist.go.jp/index_en.html (Last accessed: 16th, Mar., 2026)

Otsuka T, Ueno K, Okamoto H, Ippommatsu M, Dobashi R, 2018, Analysis of disproportionation process of trifluoroethylene mixtures, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 54, pp. 179-182.

Otsuka T, Ueno K, Okamoto H, Ippommatsu M, Dobashi R, 2018, Analysis of disproportionation process of trifluoroethylene using high power spark ignitions over 5 J. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 51, pp. 36-41.

Qin Y., Li N., Zhang H., Liu B., 2021, Energy and exergy analysis of a Linde-Hampson refrigeration system using R170, R41 and R1132a as low-GWP refrigerant blend components to replace R23, Energy, 229, pp. 120645

United Nations Recommendations on the Transport of Dangerous Goods, 2023

Zhang Z, Miyoshi A, Ito M, Dang C, Chen Y, Hihara E, 2023, Suppression of the HFO-1123 disproportionation reaction by adding R290, International Journal of Refrigeration, 149, pp. 299-307.

3. 自己分解反応評価手法の開発及び HFO-1123 混合冷媒の研究 (AGC)

3.1 研究開発の背景と目的

3.1.1 自己分解反応評価手法の国際標準化の社会的要請

近年冷凍空調の分野では地球温暖化を含む環境問題への関心が高まる中、環境規制も日々厳しくなり、より環境に優しい次世代冷媒への転換需要が高まっている。地球温暖化を防ぐために、温暖化効果が大きい HFC (Hydrofluorocarbon) 冷媒から温暖化効果が小さい HFO (Hydrofluoroolefin) 冷媒や自然冷媒への転換が要望されているが、それぞれ燃焼性、毒性に加えて化学的な不安定性の課題を有している。

HFO 冷媒のうち、次世代冷媒として注目を集めている HFO-1123 と R1132 (E) の共通点は炭素と炭素間の二重結合を持つため、化学的に不安定である。Figure 3.1-1 (a), (b)に示されているように、このような物質は実用化された際に、冷媒圧縮機内で不具合が起きると、内部が高温高压の状態になり、同時に強制的に外部からエネルギーが投入されると(例えばレイヤーショート), 自己分解反応が発生し、一定の条件(温度, 圧力, 投入エネルギー)を満たせばこの反応は連鎖的に周囲に伝播する。

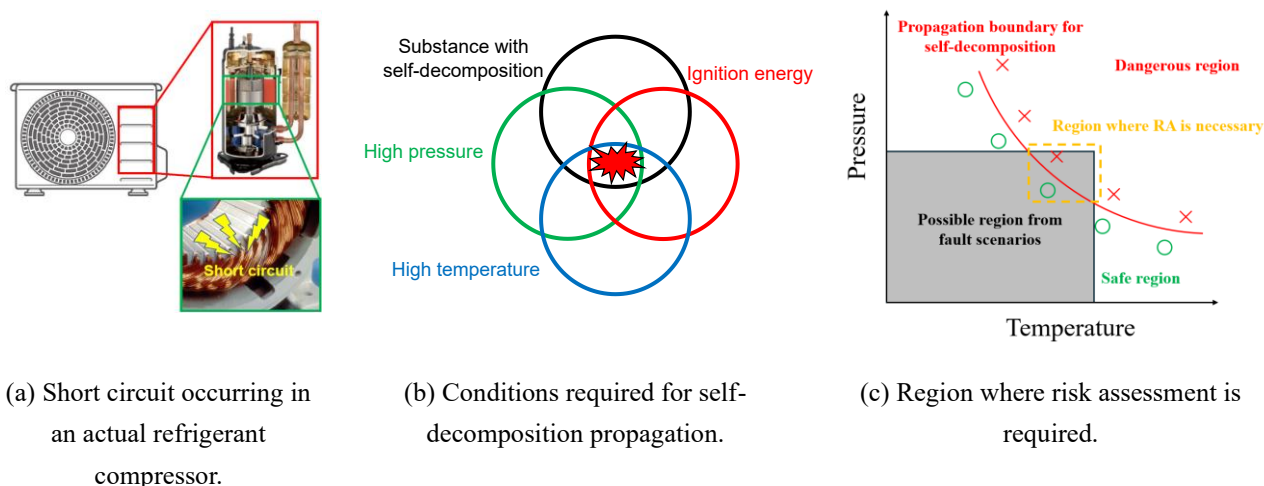


Figure 3.1-1 Risk assessment of self-decomposition propagation

自己分解反応は稀な現象ではなく、TFE (Tetrafluoroethylene, $\text{CF}_2=\text{CF}_2$), HFO-1123 (Trifluoroethylene, $\text{CF}_2=\text{CHF}$) と R1132E (Trans-1,2-difluoroethylene, trans- $\text{CHF}=\text{CHF}$) が引き起こすことが知られており、これらの物質の自己分解反応は式3.3-1から3.3-3に示される。上記の反応が実機の冷媒圧縮機内で伝播すると、内部が高温高压になり、事故へ繋がるリスクがある。以上の理由により、このような課題を持つ HFO 冷媒を次世代冷媒として普及するにはリスクアセスメントを行うことで安全性を担保する必要がある。

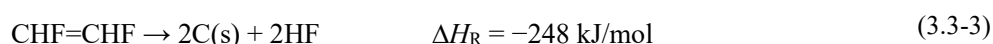
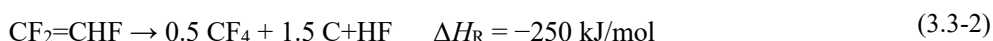
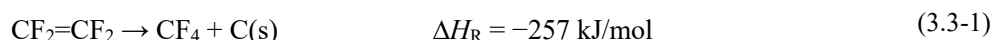


Figure 3.1-1 (c)に示されているように異常が発生した際に実機の冷媒圧縮機内で至る最高温度と圧力の範囲と自己分解反応が伝播する範囲を比較し、重なる領域がある場合は自己分解反応によるリスクがあり、安全性を担保するためにリスクアセスメントを行う必要がある。リスク評価は FTA (Fault Tree Analysis)

による発生確率と危害度を評価することで行われる。しかしながら、自己分解反応が伝播する条件を調査する方法について、評価手法がまだ確立されておらず、各社・研究機関での異なる試験装置や試験方法により、異なる結果が得られることが懸念される。そのため、次世代冷媒として普及する目標に対して、評価手法の国際標準化は不可欠である。そのため、本研究では自己分解反応の評価手法の国際標準化に不可欠な評価手法の妥当性を支持する基盤的なデータの取得に取り組んだ。

3.1.2 国際標準化における着火法開発の重要性

前節で HFO 冷媒の普及に対する自己分解反応の評価手法の国際標準化の重要性を示し、本節では評価手法のうち着火法の重要性について説明する。評価手法は試験装置、着火法、試験手順と評価基準で構成されるが、着火法が一番クリティカルである。これまでは自己分解反応の発生プロセスを模擬するために、細線溶断法、ヒートスポット法と放電法のような様々な着火法によりエネルギーを投入し、強制的に反応を開始させた。これらの着火法は異なる現象を自己分解反応の誘発要因として想定して開発された。細線溶断法は冷媒圧縮機内のエナメル線が高温により溶断するプロセスを模擬し、ヒートスポット法は中高温に加熱された容器の壁面を模擬し、放電法はエナメル線間で起きるレイヤーショート現象を模擬して開発され、それぞれ模擬している現象は異なる。リスクアセスメントでは、上記の異なる着火法のうち、発生確率と危険性を考慮した一番リスクが高い誘発要因を模擬した手法で評価しないといけない。着火法の選定が不適切だと再現している現象が異なるため、異なる自己分解反応の伝播範囲が得られることが懸念され、正しくリスクアセスメントを行うことが出来ない。各種誘発要因のうち、放電現象であるレイヤーショートによる自己分解反応の伝播リスクが一番高いため、放電法の開発に注力した。安全 Gr.内では公立諏訪東京理科大学が実機で起きる放電現象の放電パターンについて調査を行っている。本研究では適切なリスクアセスメントを行うために不可欠な公立諏訪東京理科大学で解明された実機で起こりうる放電現象の特性を模擬できる放電法の開発に取り組んだ。

先行研究（Goto et al., 2024; Otsuka et al., 2018a; Otsuka et al., 2018b; Zhang et al., 2023）ではニードル電極を使用した絶縁破壊による放電法と接点を有する電極を使用する放電法が開発されているが、前者はパッシェンの法則により高圧条件での使用が不可で、後者は放電エネルギーの再現性と成功率の課題がある。また上記の放電法はレイヤーショート現象をよく模擬しているが、国際標準として求められる試験の簡便性や再現性を満たしていない。安全 Gr.では輸送物の安全性を評価するための国際標準 TDG (Transport of dangerous goods) を基に、実機での誘発要因である放電現象の再現性と試験の簡便性を同時に満たした細線溶断発弧法が開発された（Higashi et al., 2025）。この着火法を国際標準化するには着火法の妥当性の根拠になる基盤的な試験データの取得を行い、また評価結果の整合性を確認するために安全 G 内の三機関（電力中央研究所, AGC, ダイキン工業）で R1132a (Vinylidene Fluoride) を標準物質とした試験所間比較試験を行った。

3.2 既存の着火法の課題と改良検討

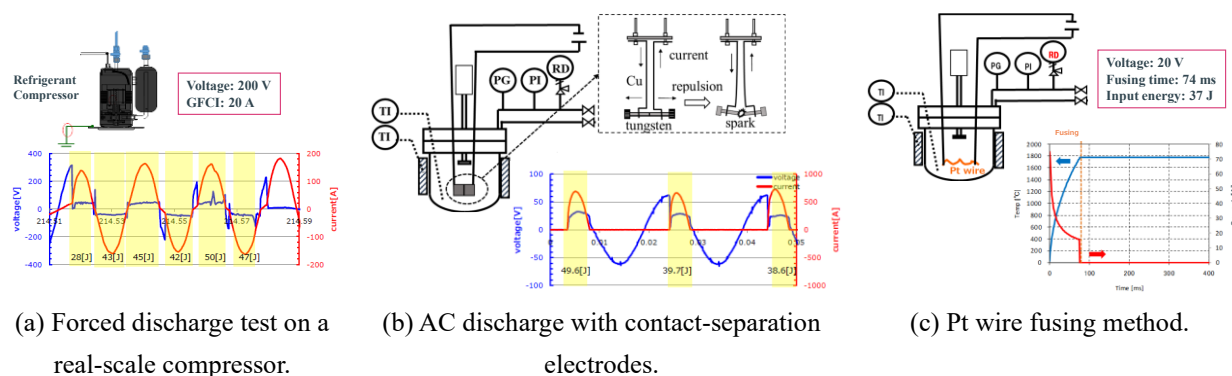


Figure 3.2-1 Ignition methods used in previous AGC studies.

AGC の先行研究 (Okamoto et al., 2024) では、Figure 3.2-1 に示されているように、簡便性が高く、一般的に使用されている Pt 線細線溶断法と実機現象を模擬するために開発された交流電源と接点分離式電極を使用した交流放電法で評価を行っている。交流放電法は放電の開始位置、継続時間と放電回数が不安定のため、投入エネルギー量の再現性が低く、Figure 3.2-1 に示されているようにエネルギー量を制御することができない。そのため、様々な条件での評価が求められるリスクアセスメントに対して生産性が低く、着火法として望ましくない。この課題を解決するために、前期 NEDO プロで使用されている直流放電法を参考に、既存の放電法の改良検討を行った。

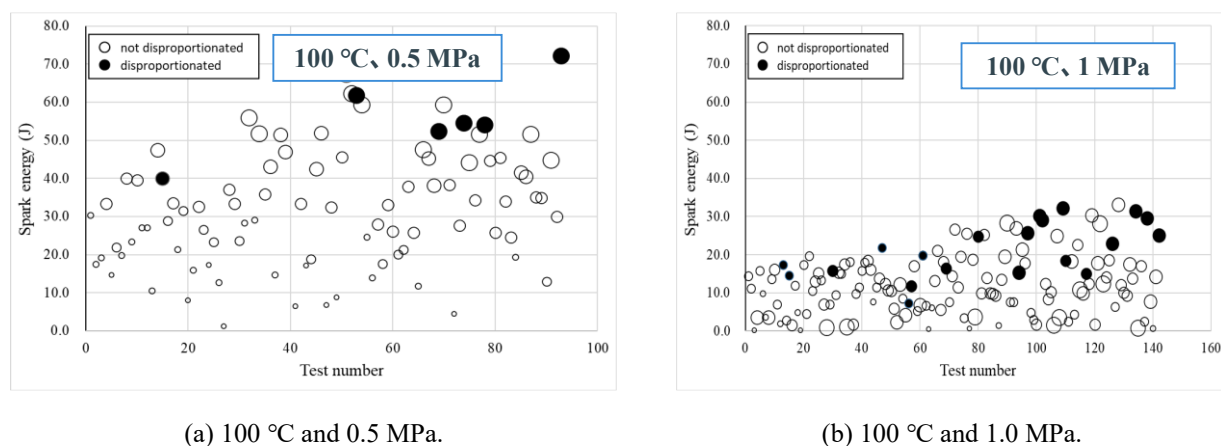


Figure 3.2-2 Experimental results by AC discharge method with contact-separation electrodes under different conditions

Figure 3.2-2 (b)に示されている交流放電の電流電圧波形からアーク放電は一定の電圧電流以上にならないと起こらないことが観察された。交流電源から直流電源に切り替えることで、電圧・電流の低下によるアークの消滅を防ぎ、上記の不安定性問題が解決されたが、まだアーク生成の成功率の課題が残っている。接点を有する電極を使用した場合のアークの生成過程は Figure 3.2-3 に示されているように以下のステップに切り分けることができる：

- ① 電圧が印加されると、電極はジュール発熱で加熱される。
- ② 熱電子が放出され、金属蒸気も生成される。
- ③ 電極間の隙間・周囲にプラズマが生成される。

- ④ 電場に沿ってプラズマ体が流れアークが生成される。
- ⑤ 高温による隙間間の気体の膨張と平行電極板間の電磁反発力により放電距離が広がる。
- ⑥ アーク長が変化し、アーク電圧が変化する。

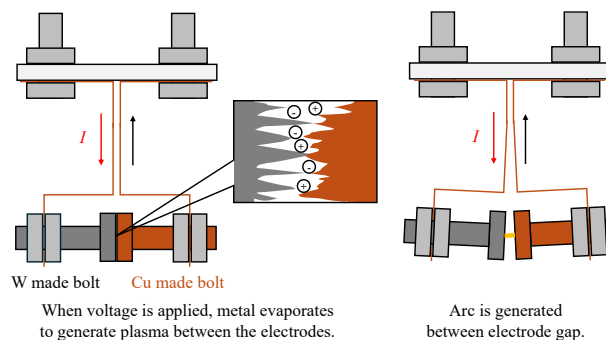
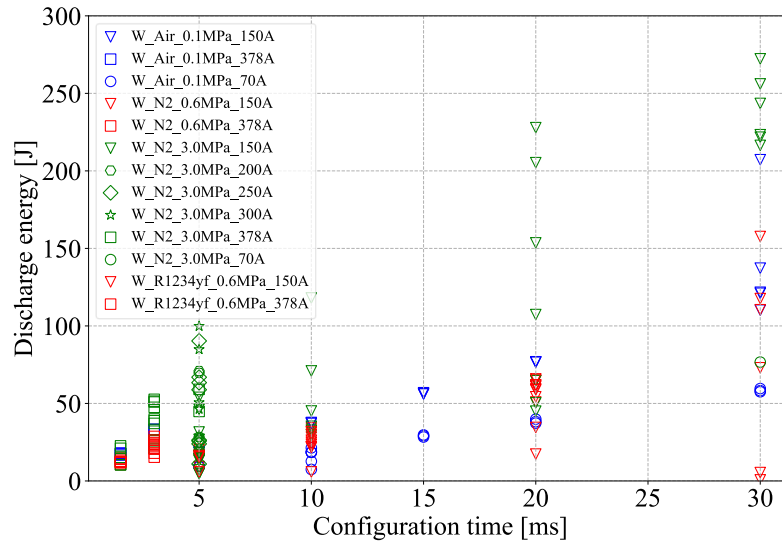
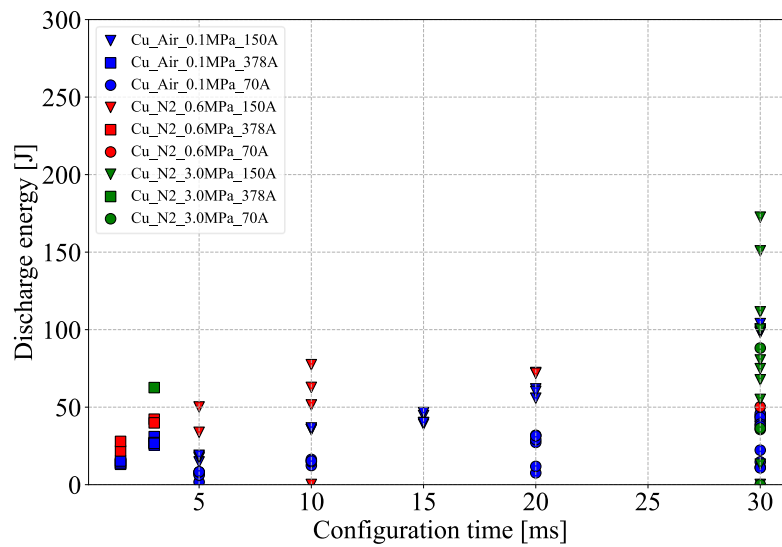


Figure 3.2-3 Mechanism of contact-separation electrodes.

既存の電極を用いた直流放電法でアークの生成が Figure 3.2-4 (a)に示されているような不安定になる原因はステップ②にあり，高融点のタングステンを使用することによる金属蒸気の発生に遅れが生じることが原因だと考えられる．解決策として，融点が高い銅に切り替えた結果，アークの発生率を大きく向上することを確認できた．しかしながら，新たに電極が溶着しやすく，Figure 3.2-4 (b)に示されているようなアークが印加時間通りに継続しないことによる放電エネルギーが設定値を下回る課題が現れた．このような現象を解決するために，タングステンの難溶着性と銅の放電発生し易さのような材質の特徴を利用したハイブリッド形式の電極構造に改良した．片方の電極の材質を銅にし，もう片方の材質をタングステンにすることで，安定したアークの生成と溶着せずにアークが印加時間通りに継続する目標を同時に達成する電極構造を開発することができた．



(a) W electrodes



(b) Cu electrodes

Figure 3.2-4 Low reproducibility of discharge energy.

アーク放電の特徴はショートサーキットに近い現象であるため、直流放電の場合は Figure 3.2-5 (a)に示しているように電流値は安定化電源の電流リミッター設定値に制限され、アーク電圧は電極の材質に依存することが知られており、安定している状態では一定値になる。交流放電の場合は Figure 3.2-5 (b)に示しているように電流電圧が変化するため、一定値以上でアークが生成され、アーク電圧分電圧が増加する。半周期で電流電圧が 0V になるため、アークは半周期以上継続することができない、各半周期内での継続時間、全体での発生回数の不確かさが前節で述べた放電エネルギーの低い再現性に寄与している。直流放電法の場合は電圧が一定のため、電流リミッターの設定値を制御することで解明される実機での放電パターンのエネルギー密度に合わせることができる。さらにエネルギー量はエネルギー密度が一定のため、印加時間で定量的に制御することが可能。そのため、本研究では実機現象の再現性を重視した、様々な異なるエネルギー密度とエネルギー量の放電パターンを再現することが可能な放電法の開発に成功した。大気中の試

験だけではなく、高圧の N_2 と R32 雰囲気中で試験した場合の放電の再現性とエネルギー量の定量化性能を評価した。Figure 3.2-6 に示されているように、異なるエネルギー密度でも実際に使用される環境に近い高圧の R32 雰囲気中では優れた再現性と投入エネルギー量の定量化を達成することができた。また N_2 雰囲気中で試験した場合は、アーク電圧の変動が激しくなり、放電エネルギーの不確かさが拡大する傾向があることが分かった。

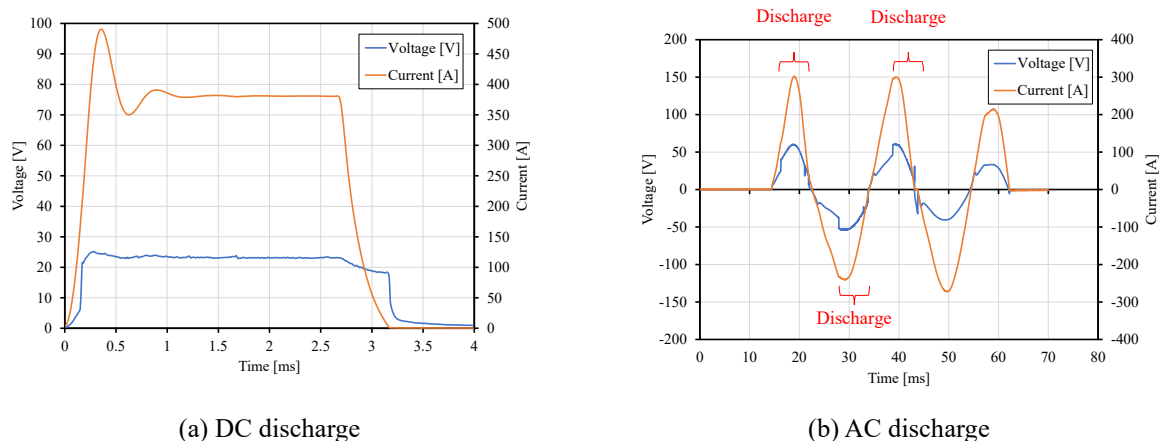


Figure 3.2-5 Typical current and voltage waveforms for DC and AC discharges.

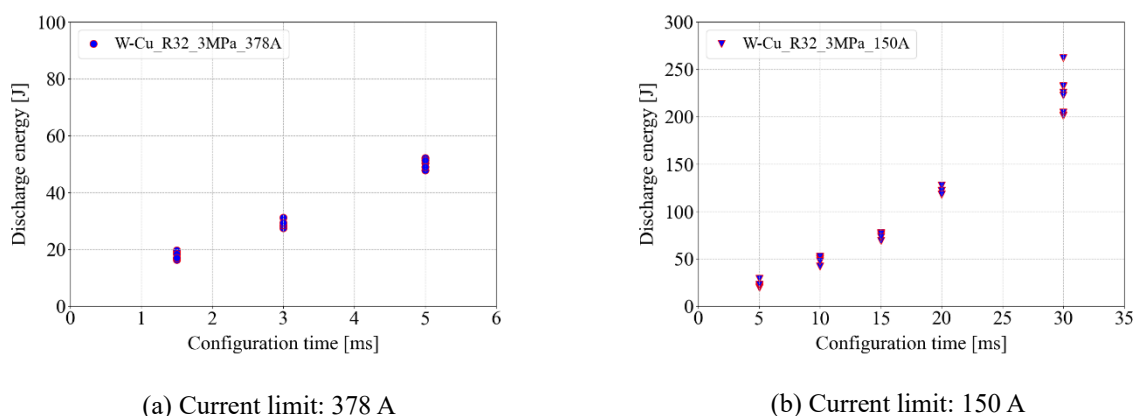


Figure 3.2-6 Discharge energy quantification at 3.0 MPa R32 under different current limiters.

3.3 細線溶断発弧法の放電挙動に及ぼす各種パラメーターの影響評価

自己分解反応の評価手法を国際標準化する際に、適切な着火法を選定する必要がある。安全 Gr.は試験の簡便性と実機現象の再現性を両立する観点から、TDG 法を基に開発された細線溶断発弧法を国際標準化する評価手法の着火法として提案している。細線溶断発弧法の概要図を Figure 3.3-1 に示し、通電後に電極棒を繋げている金属細線が溶断し、細線があった箇所であークが発生する原理になっている。着火法以外の自己分解反応の評価手法の詳細は省略する。

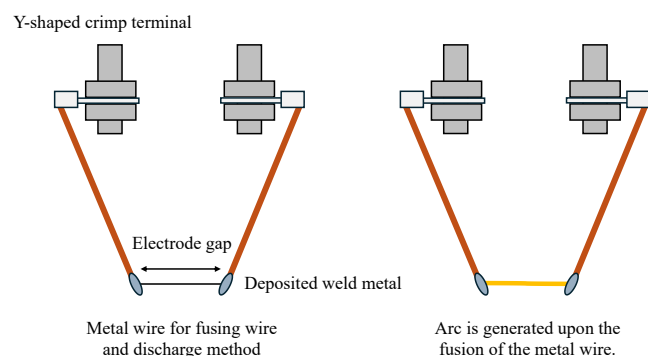


Figure 3.3-1 Electrodes for fusing wire and discharge method.

細線溶断発弧法を着火法とする評価手法を国際標準化するには、基盤的なパラメーターの影響の調査と標準物質を使用した試験所間比較試験により、異なる開発機関で試験しても同じ結果が得られる整合性を確認する必要がある。本節では細線溶断発弧法の放電挙動に及ぼす各種パラメーターの影響について調査した。パラメーターとしては細線溶断発弧法で使用する電極の放電距離、金属細線の金属種と線径、放電雰囲気的气体種と圧力が含まれる。

本研究では Figure 3.3-2 に示された試験装置を用いて評価手法の国際標準化の根拠になる試験データを取得した。試験装置は主に安定化電源（NF Co. DP120RS）、インコネル製の設計温度と圧力が 390 °Cと 45 MPa の圧力容器、圧力計 PI, PG, 熱電対とラプチャーディスクなどから構成される。圧力容器の内部にはステンレススチール製の電極棒が設置されており、様々な電極構造を接続することで細線溶断発弧法の各種パラメーターの影響と異なる電極構造の着火法の評価を実施した。

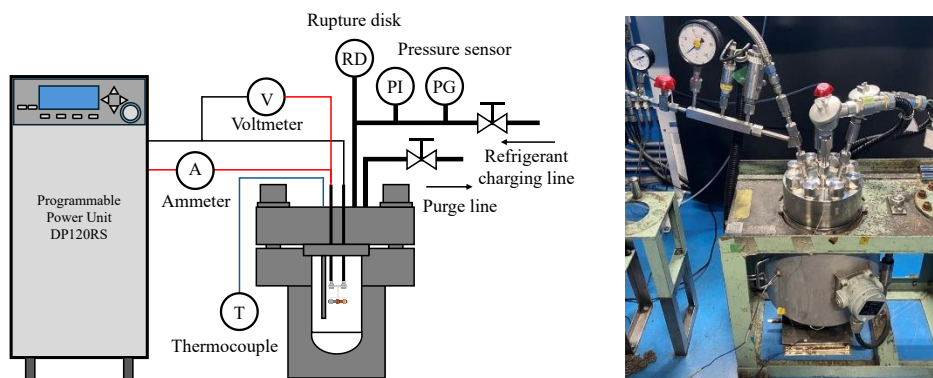


Figure 3.3-2 Schematic of experimental apparatus.

3.3.1 放電距離、金属細線の金属種と線径の影響

着火法としては放電エネルギー量の再現性と定量化の両方を満たすことが求められる。放電距離はアーク長に依存するアーク電圧だけではなく、パッシェンの法則により放電が可能な最大圧力にも影響するため、放電距離が放電挙動に与える影響について調査した。また本着火法では電極間を金属細線で繋ぐため、使用する金属種と線径の影響についても調査した。

大気中で実施した初期のアーク電圧と放電距離及び線径の影響について調査した結果を Figure 3.3-3 に示す。AGC の接点分離式電極は接点を有するため、放電距離は無限に 0 mm に近いとすると、初期のアーク電圧は放電距離に比例して増加し、電極材質の一次電離電圧に依存する切片を持つ関係になっていることが分かった。線径の影響については、放電距離に応じてアーク電圧が増加する傾きが異なることが分かった。

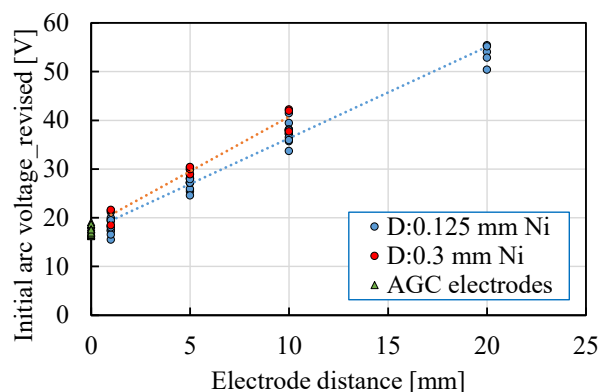


Figure 3.3-3 Relationship between initial arc voltage and discharge distance.

また金属細線の線径が放電挙動に与える影響について調査した結果のうち、典型的な例を Figure 3.3-4 に示す. Ni 細線の線径を $\phi 0.125$ mm から $\phi 0.3$ mm に変更すると、通電直後から金属が溶断してアークを発生させるまでの時間に大きなラグが生じることが観察された. 線径の増加に対して、プラズマ生成に不可欠な溶断による金属蒸気の生成に必要なジュール熱が線径比の二乗に比例して増加するため、アーク発生までのラグが顕著に増加したと考えられる.

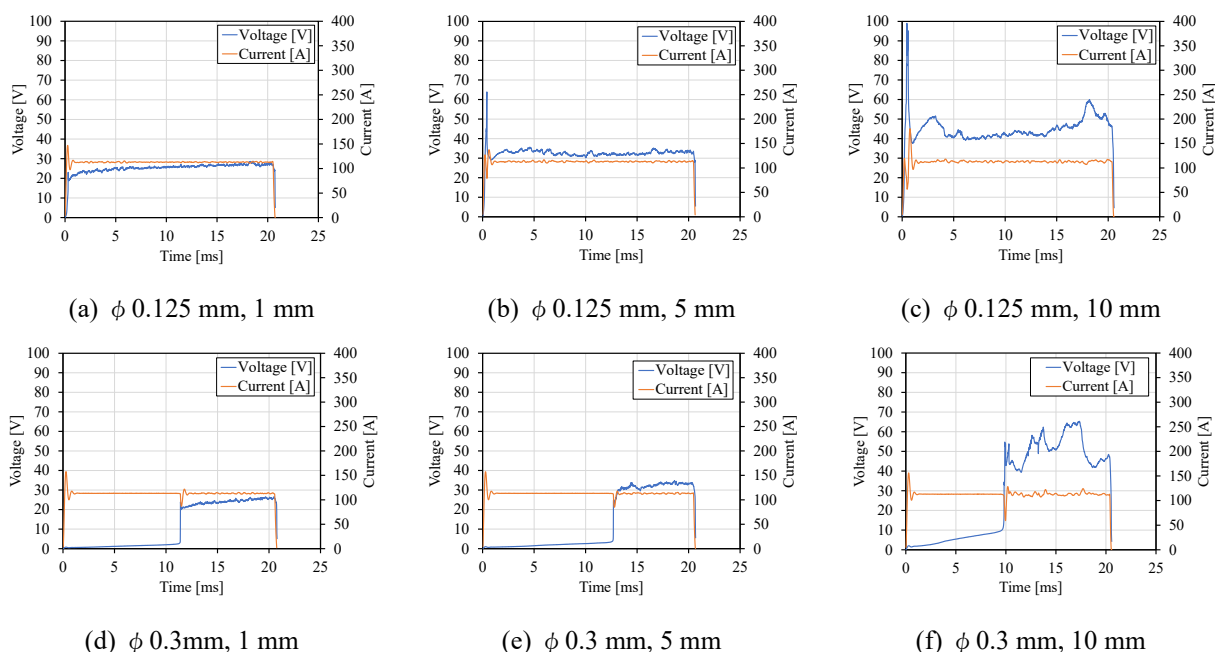
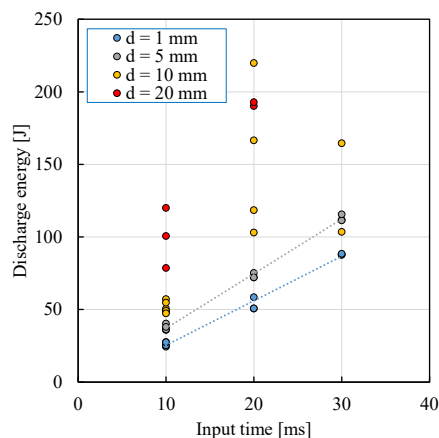


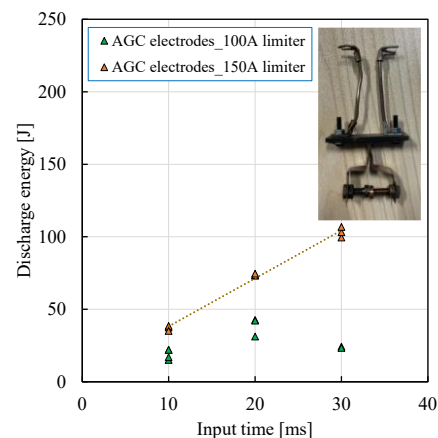
Figure 3.3-4 Influence of the metal wire diameter.

放電距離を変えた際の放電エネルギー量の再現性について調査した結果, Figure 3.3-5 (a)に示されているように放電距離が 5 mm を超えた条件では放電エネルギー量の不確かさが大きくなり、電圧の印加時間で定量化することができないことが分かった. また Figure 3.3-5 (b)に示されているように、AGC で改良後の接点解離式電極を使用した直流放電の結果と比較すると、細線溶断発弧法で放電距離が 5 mm の結果は接点解離式電極を使用する場合の電流リミッターが 150 A の時の挙動に近いことが分かった. 接点解離式電極を使用した場合に電流リミッターが 100 A になると、確率的に電極が溶着することにより実際の放電継続時間が電圧の印加時間を大きく下回ることが起き、結果として放電エネルギーが低下する現象も観察さ

れた。



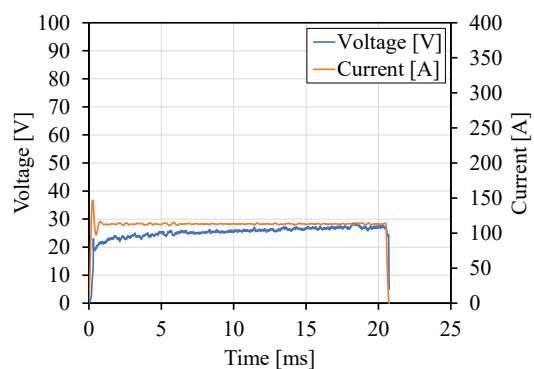
(a) Fusing wire and discharge method.



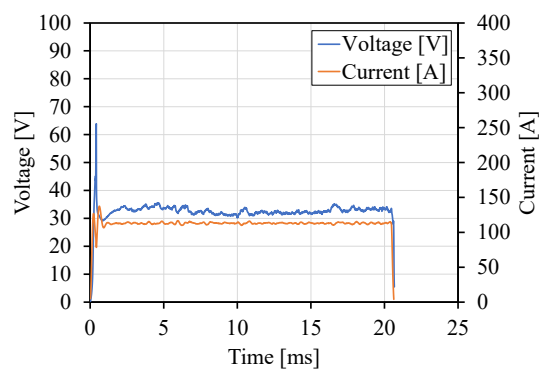
(b) DC discharge method with contact separation electrodes

Figure 3.3-5 Relationship between input energy and input time.

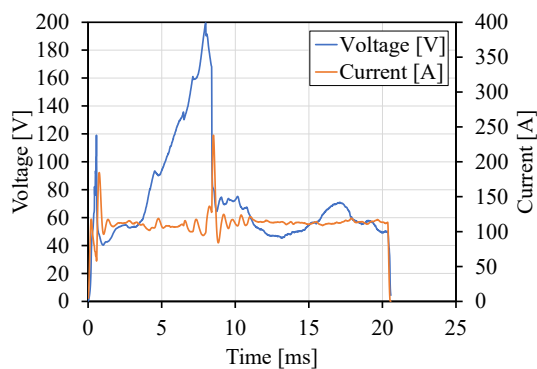
Figure 3.3-5 (a)に示されているような、放電距離が増加すると放電エネルギーの定量化性能が悪化する原因についても調査結果を Figure 3.3-6 に示した。結果から放電エネルギーの変動の原因はアーク電圧の増加と実際のアーク継続時間が異なることであることを分かった。



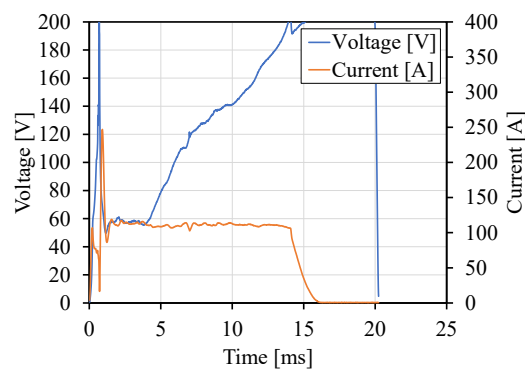
(a) 1 mm



(b) 5 mm



(c) 10 mm



(d) 20 mm

Figure 3.3-6 Change in arc voltage when the discharge distance increases (ϕ 0.125 mm).

電極間を繋げるための金属細線の金属種の影響について調査した結果を Figure 3.3-7 に示す。放電距離を変えて初期のアーク電圧を評価したが、Cu, Ni, Pt の三種の金属で評価した結果、顕著な相違は確認されず、アーク電圧は使用する金属の材質に依存せず、電極棒自身の材質と放電距離に依存することが示唆された。

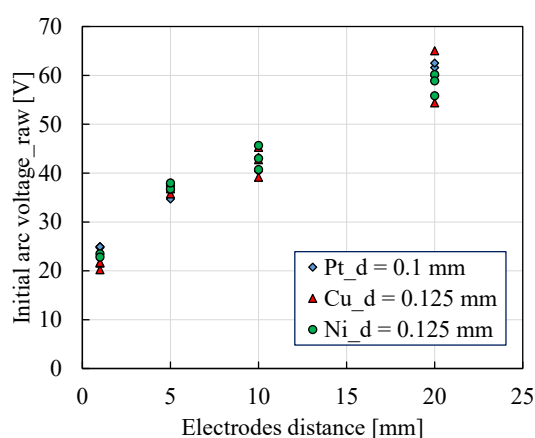


Figure 3.3-7 Influence of different metal species on initial arc voltage.

3.3.2 放電雰囲気（ガス種と圧力）の影響

前節で説明した試験結果は大気中で実施された結果であり、自己分解反応の評価試験は高温高压の冷媒雰囲気中で実施されるため、ガス種と圧力の影響についても調査する必要がある。試験は放電距離が 1 mm、電流リミッターが 100 A の条件で実施した。ガス種としては冷媒雰囲気中で試験するために、二重結合を持たなくて自己分解反応の伝播リスクがない R32 を選定したが、室温での飽和蒸気圧が 1.47 MPa であるため、高压での試験で実施するには加熱しなければいけない。そのため、代替として容易に圧力を調整できる N₂ 雰囲気中で試験し、圧力の影響について調査した結果を Figure 3.3-88 に示す。N₂ 雰囲気中の試験結果からは、圧力の増加に応じて初期のアーク電圧が増加する傾向があることが分かった。R32 と N₂ 雰囲気中で試験した時の典型的な放電特性を Figure 3.3-89 に示す。N₂ 雰囲気中で試験した場合、放電開始後の早い段階でアーク電圧が激しく増加し、印加時間中にアークが消滅する現象が観察された。これらの現象が放電エネルギーの不確かさの増加に寄与していると考えられる。アーク電圧の増加はアーク長の増加を意味しており、一定の長さ以上になるとアークが消滅して、回路が開の状態になり、電圧は印加電圧の 200 V になる。それに対して R32 雰囲気中の試験では、大気中の結果よりアーク電圧が立ち上がる傾向はあるが、N₂ 雰囲気中に比べてアーク電圧が比較的に安定であり、印加時間通りに放電が継続し易い。上記の結果から N₂ より R32 雰囲気中の方でアークが安定することが分り、節 3.2 で述べた接点解離式電極を改良した時と同じ結論が得られた。N₂ と R32 の比熱の違いにより、アーク生成時の周囲のガスの温度上昇率が異なる。R32 のように温度変化によるガスの膨張率が小さいと、アーク長の変化が小さく、結果としてアーク電圧が安定するためと考察している。

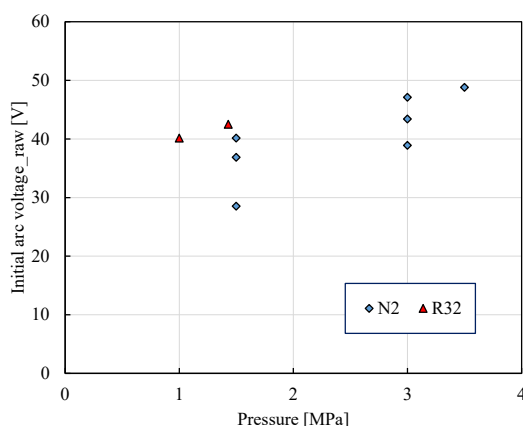
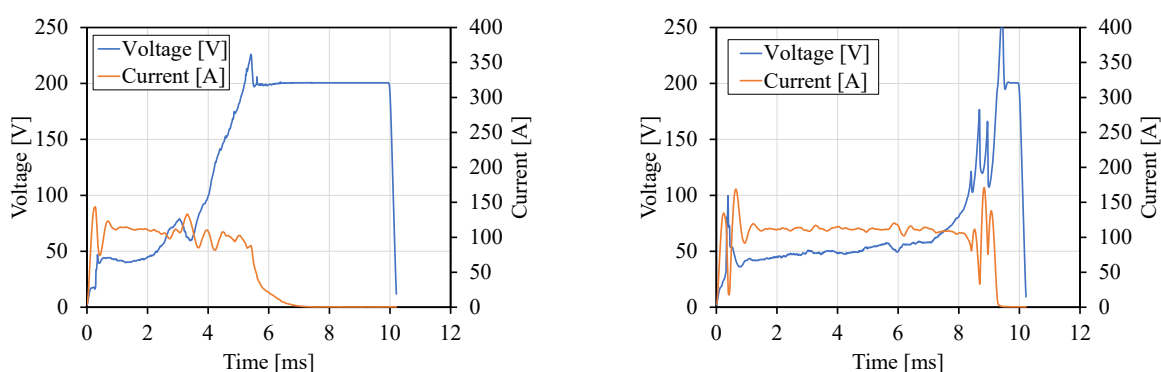


Figure 3.3-8 Influence of environmental gas type and pressure on initial arc voltage.



(a) Discharge in 1.5 MPa N₂.

(b) Discharge in 1.4 MPa R32.

Figure 3.3-9 Comparison of arc discharge in N₂ and R32 environments.

3.4 細線溶断発弧法の妥当性検証

3.4.1 整合性を確認するための試験所間比較試験

細線溶断発弧法を着火法とした自己分解反応の評価手法を国際標準化するには、国際標準で求められる異なる開発機関で試験しても同じ結果が得られる整合性を確認する必要がある。そのため安全 Gr.内の三機関で R1132a を標準物質とした試験所間比較試験を実施した。各機関で得られた 150 °C、放電距離が 1 mm、放電エネルギー量が 25 ± 5 J の条件下で得られた自己分解反応が伝播する境界圧力が許容される誤差範囲内にあるため、評価手法の整合性を確認することができた。本節では AGC が実施した結果について説明する。

試験条件は電流リミッターが 150 A、安定化電源で DC 200 V を約 5 ms 印加する条件で実施した。試験結果を Figure 3.4-1 に示す。この結果からは放電エネルギー量が 25 ± 5 J の場合、自己分解反応が伝播する境界圧力は 1.28 MPa 付近になることが分かった。この結果は先行研究 (Lisochkin et al., 2006) で報告されている 100 °C の温度条件で細線溶断法 19 J のエネルギーを投入した試験で得られた境界圧力 3.0 MPa を大きく下回る結果になった。着火法及び使用される電極構造の違いが境界圧力の相違に寄与していることを示唆している。

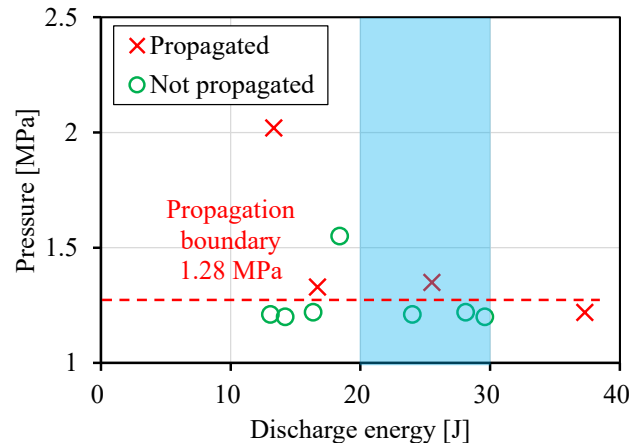


Figure 3.4-1 Pressure boundary for R1132a obtained using the fusing wire and discharge method with a discharge energy of 25 ± 5 J.

3.4.2 異なる着火法との比較評価

前節で実施した評価手法の整合性を確認するための試験結果は細線溶断法で実施された文献値を大きく下回る結果が得られ、国際標準化するにはその原因を解明する必要がある。本節では以下の六種類の異なる電極構造を使用した着火法で試験を実施し、150 °C の R1132a の自己分解反応が伝播する境界圧力を比較することで電極構造や再現している現象の影響について調査した。

- Ni 細線を使用した細線溶断発弧法
- Cu 細線を使用した細線溶断発弧法
- 銅製渦巻き電極を使用した直流放電法（前 NEDO プロで使用された着火法）
- 接点解離式電極を使用した交流放電法（AGC 従来の着火法）
- 接点解離式電極を使用した直流放電法（AGC 改良後の着火法）
- 白金細線溶断法

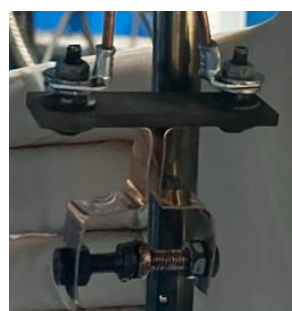
上記の着火法では Figure 3.4-2 に示されているような四種類の電極構造が使用されている。それぞれの着火法で得られた詳細な試験結果を Figure 3.4-3 に示す。各種着火法の結果からは境界圧力を電極構造でまとめられることが分かった。細線溶断発弧法用の電極を使用した着火法で得られた自己分解反応が伝播する境界圧力は 1.25 と 1.28 MPa であり、Cu と Ni 細線の違いによる影響は小さいことが分かった。AGC の接点解離式電極を使用した場合の直流・交流放電法ではエネルギー密度に違いがあるはずだが、境界圧力は 2.74 MPa と 2.5～3.0 MPa であることが分かった。この結果は、エネルギー密度の違いより、その他の要因の影響の方が大きいことを示唆している。前期 NEDO プロで使用された渦巻き電極を使用した直流放電法の場合の境界圧力は 1.79 MPa であり、前二種類の電極を使用した場合の間にある結果となった。また簡便性が高いことで一般的に使用される細線溶断法について、 $\phi 0.5\text{mm}$ の Pt 細線を使用した場合の境界圧力は 2.86 MPa であることが分かった。



(a) Electrodes for fusing wire and discharge method



(b) Spiral electrodes (prior NEDO project).

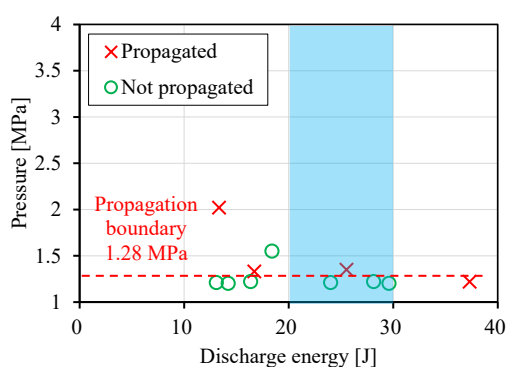


(c) Contact separation electrodes.

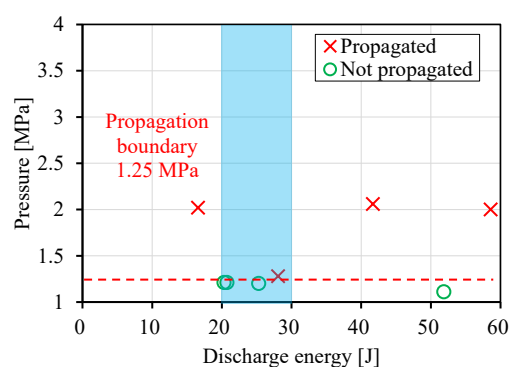


(d) Electrodes for Pt wire fusing method.

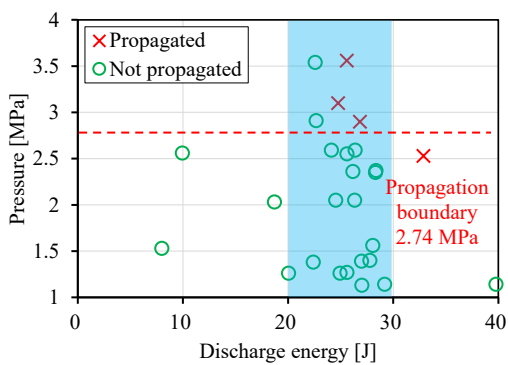
Figure 3.4-2 Electrode structures used in this study.



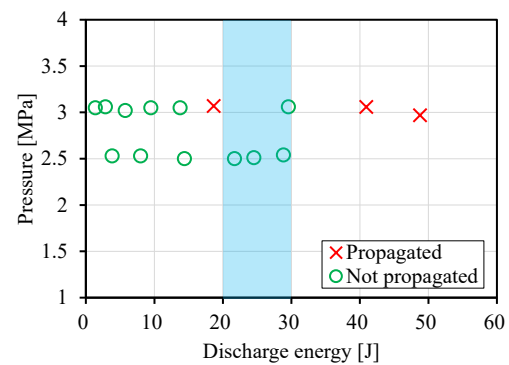
(a) Fusing wire and discharge method with Ni wire.



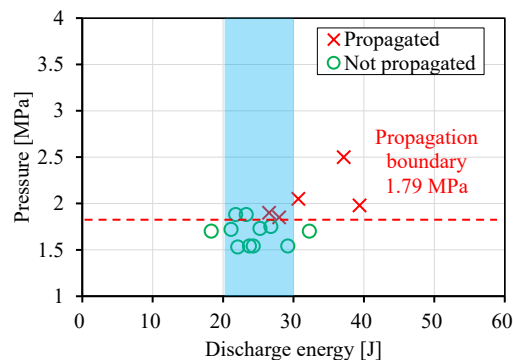
(b) Fusing wire and discharge method with Cu wire.



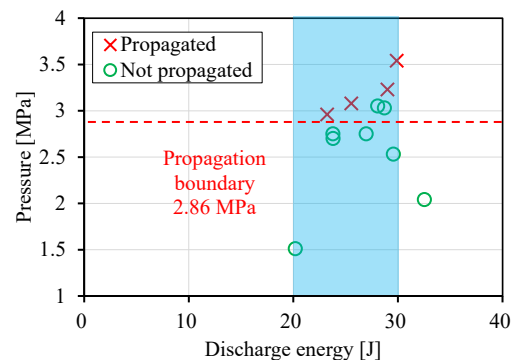
(c) DC discharge method with contact separation electrodes.



(d) AC discharge method with contact separation electrodes (at 100 °C).



(e) DC discharge method with spiral electrodes.



(f) Pt wire fusing method.

Figure 3.4-3 Propagation boundaries for ignition methods using different electrode structures.

異なる電極構造を使用した場合の境界圧力の関係は高い順で白金細線溶断法の電極＞AGCの接点解離式電極＞渦巻き電極＞細線溶断発弧法の電極になる。この結果は上記四種類の電極構造における放電あるいは溶断によって生成される熱の逃がしやすさの順位と一致していることが分かった。Pt細線を使用した細線溶断法の場合は、細線溶断発弧法で使用する細線より約5倍太い線を使用しているため、溶断に必要な時間が大きく異なる。この場合はPt線を伝わって損失する熱の影響が顕著になる。そのため、放電あるいは溶断が起きる箇所の周囲に電極構造体も含め金属塊が多いほど、生成された熱が金属表面で起きる伝熱により失われる割合が大きくなり、実際に周囲のガスに伝わる熱量が大きく削減ことを示唆している。上記の考察を踏まえて、異なる着火法を使用した際の自己分解反応が伝播する境界圧力が異なる原因は投入エネルギー量が同じでも、電極構造による熱の逃がしやすさが異なり、実際に点火箇所から周囲のガスに伝わるエネルギー量の割合が異なることであることが分かった。この結果は自己分解反応のリスクアセスメントにも有意義であり、上記の着火法のうち、国際標準化しようとしている細線溶断発弧法ではエネルギーが一番周囲のガスに伝わりやすい手法であり、実機での自己分解反応の伝播リスクを過大評価してしまう懸念がある。リスクアセスメントで適切に発生リスクを評価するには実機の冷媒圧縮内で放電現象が起きる箇所の周囲の熱環境も考慮してリスク評価する必要があることが示唆された。

3.4.3 試験温度が自己分解反応の伝播境界条件に及ぼす影響

自己分解反応の評価手法では、冷媒圧縮機内の磁石の熱減磁温度（150℃）を最高温度と想定している。効率的にリスクアセスメントに必要なデータを取得するには、室温での評価で代替することが望ましい。そのため、本研究では細線溶断発弧法で得られる自己分解反応が伝播する境界圧力の温度依存性について調査し、65、100と150℃で試験した結果をFigure 3.4-4に示す。試験結果から、上記の三つの温度条件で試験したが、境界圧力に顕著な違いは確認されず、約1.3 MPaであることが分かった。温度が高いほど分子の衝突頻度が高まり、結果として反応性が高まる。一方で、同じ圧力で試験しているため、温度が高いほど分子密度が低くなり、衝突頻度が低下し結果として反応性が低下する効果もある。ほぼ同じの境界圧力が得られた理由は上記のように両者の効果が相殺し、結果として同じような境界圧力になったことが考えられる。

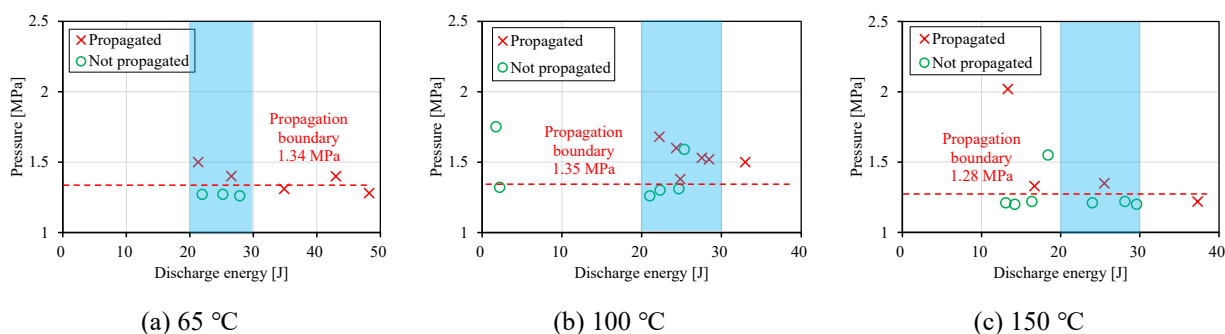


Figure 3.4-4 Temperature dependency of propagation boundary for the fusing wire and discharge method.

3.5 HFO-1123 混合冷媒の開発

低 GWP 冷媒への転換需要に対して、HFO-1123 を含む GWP150 の混合冷媒を開発するために、HFO-1123/R32/R1234yf の三元系混合冷媒を想定し HFO-1123 の最大混合率について調査した。GWP150 固定のため、R32 の混合率は 21.5 mass% 固定になる。着火法は接点分離式電極を使用した直流放電法で、電流リミッターが 378 A の条件で実施した。試験条件は家庭用エアコンの通常運転条件を想定した 130 °C、4 MPa の条件で実施した。試験結果を Figure 3.5-1 に示す。HFO-1123 の混合率が 45 mass% の組成については 30 J のエネルギーが投入されても自己分解反応の伝播は確認されなかった。HFO-1123 の混合率が 50 mass% の組成は放電エネルギーが 30 J の条件では反応が伝播しなかったが、34.4 J で自己分解反応が伝播した。この結果は HFO-1123 を 50 mass% 含む組成に対して、自己分解反応が伝播する着火エネルギーの境界値が 30 J 付近にあることを示唆している。HFO-1123 の混合率が 60 mass% の組成の着火エネルギーの境界値は 20 J 以下であることが分かった。そのため、通常運転条件を想定した条件下で、30 J までのエネルギーが投入される場合、HFO-1123 の混合率が 50 mass% までの組成であれば、自己分解反応が伝播しないことが分かった。この結果は HFO-1123 を含む混合冷媒のサイクル性能改善のための組成開発に有意義である。

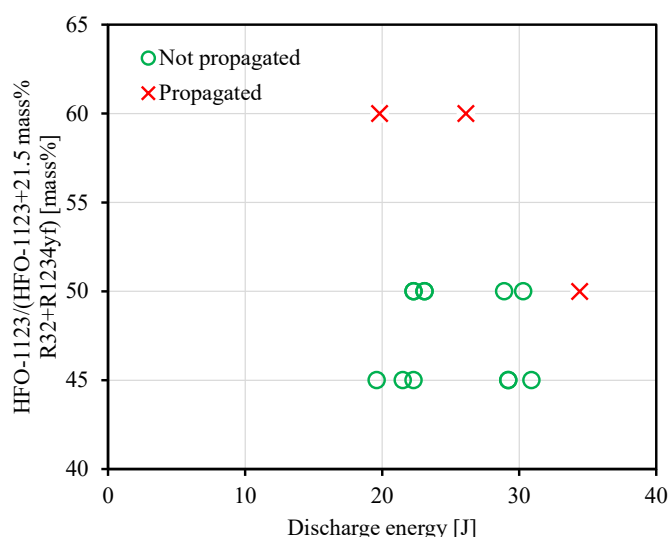


Figure 3.5-1 Experimental results varying HFO-1123 concentration and discharge energy.

3.6 まとめ

本研究では HFO 冷媒を普及するために不可欠な自己分解反応評価手法の国際標準化に取り組み、自社の着火法の改善と、安全 Gr.として国際標準で使用する着火法として提案している細線溶断発弧法を用いた試験所間の結果再現性検証及び、放電着火法としての妥当性の根拠となる基盤的な試験データの取得に取り組んだ。適切なリスクアセスメントを行うために異なる着火法とも比較して境界圧力が電極構造に依存することを明らかにした。また次世代冷媒の候補である HFO-1123 を含む混合冷媒のサイクル性能改善のために、一定の条件下での HFO-1123 の最大混合率についても調査した。

【参考文献】

- 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構, 2023, HFO 冷媒の自己分解反応研究会成果報告書
- Goto T., Usui T., Yoshimura T., Yamada Y., 2024, Study of decomposition of R-1132(E) as ultra-low GWP refrigerants, *International Journal of Refrigeration*, 163, pp. 71-77.
- Higashi T., Ito M., Hashimoto K., Kotari M., Zhang Z., Okamoto H., Inoue T., Goto T., Yamada Y., Usui T., Hihara E., 2025, Development of Evaluation Method for Self-Decomposition Reactions of Next-Generation Refrigerants, JRAIA International Symposium 2025. Hyogo, Japan, TS042.
- Lisochkin Y. A., Poznyak V. I., 2006, Explosive-Hazard Estimates for Several Fluorine-Containing Monomers and Their Mixtures, Based on the Minimum Ignition Pressure with a Fixed Igniter Energy, *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 42(2), pp. 140-143
- Okamoto, H., Zhang, Z., Ito, M., Hihara, E., 2024, Development of risk assessment test methods for next-generation refrigerants and verification using actual air-conditioning equipment, 2024 JSRAE Annual Conference, Fukuoka, Japan.
- Otsuka T., Ueno K., Okamoto H., Ippommatsu M., Dobashi R., 2018a, Analysis of disproportionation process of trifluoroethylene mixtures, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 54, pp. 179-182.
- Otsuka T., Ueno K., Okamoto H., Ippommatsu M., Dobashi R., 2018b, Analysis of disproportionation process of trifluoroethylene using high powerspark ignitions over 5 J. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 51, pp. 36-41.
- Zhang Z., Miyoshi A., Ito M., Dang C., Chen Y., Hihara E., 2023, Suppression of the HFO-1123 disproportionation reaction by adding R290, *International Journal of Refrigeration*, 149, pp. 299-307.

4. 自己分解反応の評価手法の開発及び R1132 (E) を含む混合冷媒の安全性確認

(ダイキン工業)

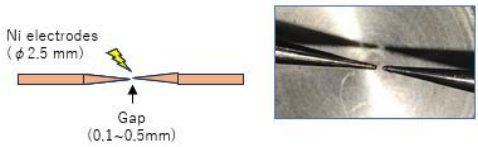
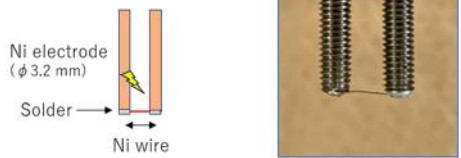
4.1 自己分解反応の評価手法の開発

空調機内における自己分解反応の評価に適した試験方法の確立のため、高ガス圧に対応した放電試験装置を開発するとともに、規格化に向けた検討を行う。加えて、開発した試験方法で R1234yf 等との混合系について自己分解反応の R1132(E)混合率限界(境界)を検討する。また自己分解反応のメカニズムを解明するとともに、空調機で使用する際に想定されるリスクを検証し、機器対策の要否の際の判断材料を提供する。本項目では高ガス圧下で放電発生が可能な装置の開発を行った。

4.1.1 評価装置の概要

既往の自己分解反応評価装置では絶縁破壊法を採用しており、電極間に接点はなく、その電極間に瞬間的に高電圧(40 kV)を付与し電子を加速させることでアークを発生させていた。これに対し、新しく開発した溶断放電法では、電極間を金属細線でブリッジさせることで接点部を作り、通電により接点部の温度を上昇させる。その後、金属細線の熔融・蒸発が起こり、熱電子放出あるいは電界電子放出により、電極間が電子リッチな状態となり、低電圧でも放電を起こすことが可能となる。Table 4.1-1 に各装置の電極構造と主な仕様をまとめる。

Table 4.1-1 Characteristics of discharge devices

Contents	Dielectric breakdown method (conventional equipment)	Fusing wire and discharge method (new device)
Electrode structure		
Discharge mechanism	- Accelerate the electrons between the electrodes by applying a high voltage. - Cause dielectric breakdown and ionize the refrigerant molecules. - Current flows through the electron-rich region between the electrodes, producing a discharge.	- Apply a voltage across the electrodes to melt and break the thin metal wire. - Thermionic electrons are emitted from the molten metal during fuse breakage. - Current flows through the electron-rich region between the electrodes, producing a discharge.
Input voltage	DC: ~ 2000 V (capacitor)	DC: ~ 230 V
Discharge energy	~ 250 J	~ 100 J
Testable pressure level	~ 3 MPa	~ 6 MPa
Features	- High reproducibility of discharge energy. - Use fixed electrodes. - A power supply capable of generating high voltage is required.	- High reproducibility of discharge energy. - Use fixed electrodes. - Lower device cost and easier electrode adjustment.

溶断放電法の電源には、入手の容易な安定化電源を用いることができ、電流値の制御が可能で、放電電力を調整する。また遮断スイッチにより放電時間を制御することで放電エネルギーの調整が可能となる。放電発生時の波形を Figure 4.1-1 に示す。放電波形から、初期に金属溶融が発生し溶断後、アーク放電に移していることを確認した。

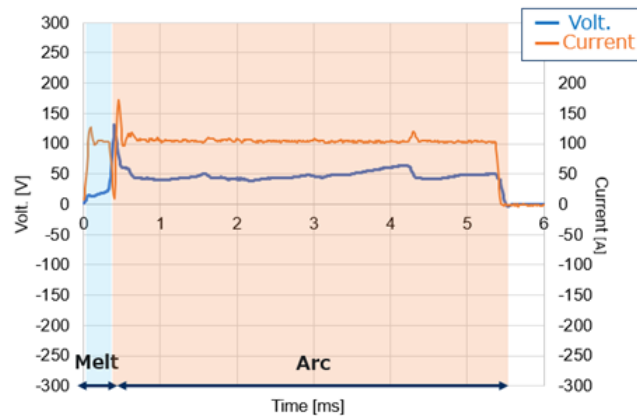


Figure 4.1-1 Discharge waveform of the fusing wire and discharge method

4.1.2 放電挙動に影響するパラメータ

冷媒の自己分解反応評価するにあたって，高ガス圧雰囲気下でも安定的に放電を発生，維持することが試験装置に求められる．そこで，放電現象に影響する装置パラメータを把握するため，Table 4.1-1 に記載の項目について，最大放電距離との相関を検証した．最大放電距離が長いほど，放電を維持しやすい構造であることを示している．電極には，対向電極を用いて，金属細線を架橋しナットにて固定した．

Table 4.1-2 Device parameters

No.	Contents		Observation points
①	Metal wire	Material	Differences in melting point, boiling point, and work function
		Wire diameter	Changes in behavior up to fuse melting / breakage
②	Gas temperature and pressure		Cooling of the arc column (ionization state)
③	Voltage		Maintenance of thermionic electron emission in the arc column (ionization state)
④	Electrode gap		Cooling of the arc column

(a) 細線

Figure 4.1-2 に融点・沸点・仕事関数という3つの観点から，最大放電距離をプロットした表を示す．電極には Cu 電極を使用し，Air，R32 雰囲気下でそれぞれ検証した．電圧は 60 V で統一した．Air 雰囲気下では，細線の融点，沸点が高くなると放電可能な放電距離が延びる傾向となった．高融点の細線を使用することで，アーク発生時の電極周囲の局所的な温度が高くなり，①電極からの熱電子放出を促進した，②アーク柱の冷却効果を抑制した，等が考えられる．一方で，細線の仕事関数に依存しなかったのは，細線そのものの熱電子放出の影響は小さいことを示している．また R32 雰囲気下で，傾向が見られなかったのは，R32 分解時に発生する煤などが，電極に付着するなどして，アーク形成を阻害したと考えられる．その他，細線径についても評価したが，最大放電距離に違いは見られなかった．本結果から，自己分解反応評価においては，細線種の影響は小さいと考えられる．

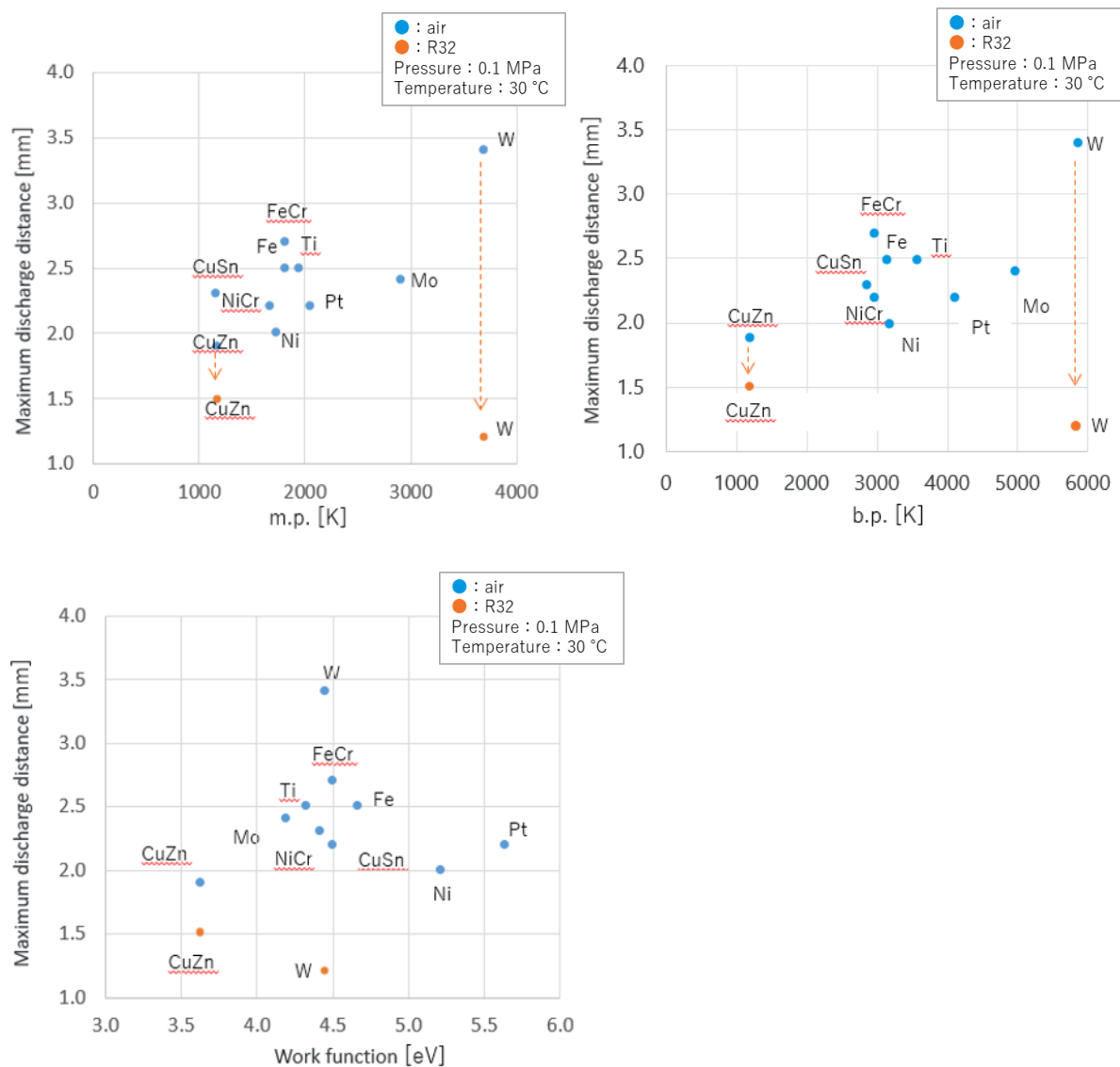


Figure 4.1-2 Relationship between the melting point / boiling point / work function and maximum discharge distance

(b) 圧力・温度

ガスの圧力(密度)と温度について、最大放電距離の評価を行った。Figure 4.1-3 に圧力、Figure 4.1-3 に温度の結果を示す。電圧は 60 V で統一した。

ガス圧力(密度)について、4 種の金属細線で使用し評価を行ったところ、どの場合でも顕著な相関がみられ、圧力(密度)が高くなるにつれて最大放電距離が短くなることを確認した。顕著な相関がみられた理由について、ガス密度が高くなるにつれて①アーク部の電離電子の平均自由工程が短くなり電離状態を維持できなくなった、②アーク柱が冷却されて温度が低下し電離状態を維持できなくなった、等が考えられる。

温度について、W と CuZn どちらの細線を使用した場合においても、30℃から 150℃の範囲では最大放電距離に違いはないことを確認した。アーク柱の電離温度が数千 K になるのに対し、自己分解評価で想定しているガス温度の幅は 100 K 程度と小さく、影響がなかったと考えられる。本結果から、高压条件下の自己分解評価では放電を起こしにくくなることが想定される。

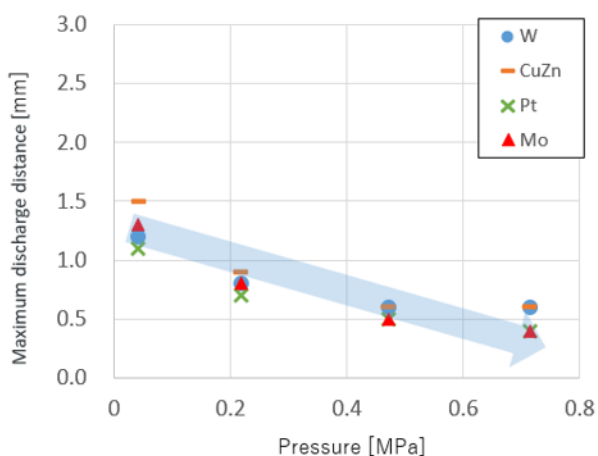


Figure 4.1-3 Correlation between pressure and the maximum discharge distance

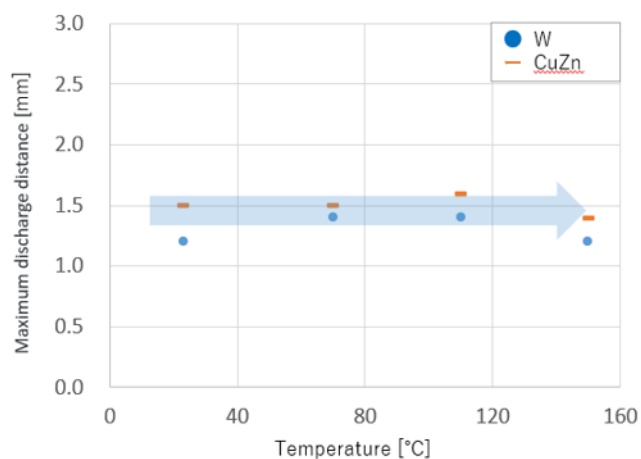


Figure 4.1-4 Correlation between temperature and the maximum discharge distance

(c) 電圧

Figure 4.1-5 に電極間電圧と最大放電距離の変化を示す。温度 30°C，大気圧雰囲気下で Air，R32 にて評価を行った。どちらの場合においても，電圧が高くなるにつれて放電が可能な放電距離は増大する傾向を確認した。電圧が高くなるにつれて，電離電子が加速されて電離状態を維持しやすくなったと考えられる。

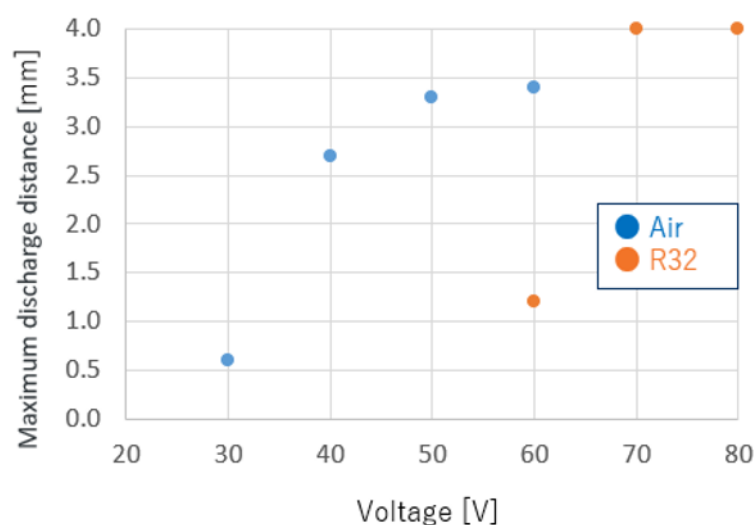


Figure 4.1-5 Correlation between voltage and the maximum discharge distance

本試験結果から，最大放電距離(放電の起こりやすさ)は，圧力(密度)と電源電圧に顕著に依存することを確認した。

4.1.3 自己分解反応評価条件

自己分解反応の試験条件は国連危険物輸送勧告(United Nations Recommendations on the Transport of Dangerous Goods(TDG))における可燃性ガスの安定性試験方法をベースにした評価方法を参照した。試験条件を Table 4.1-3 に示す(混合冷媒については，WCF(Worst Case Formulation)組成で実施)。この試験条件をも

とに当社で作成した試験装置の全体構成を Figure 4.1-6 に示す。インシュレータを用いて耐圧容器に電極を固定し、その先端部分に金属細線を架橋する。冷媒を評価する際の温度圧力として、エアコンで一般的に使用されている高圧冷媒の R32 の通常時の運転範囲から考えると 65℃、4 MPa 程度であるが機器故障時等の異常状態の高温高圧環境も考慮すべきである。特定の故障モードにおける温度圧力に言及できないため最大異常温度として、モーターに使用されている永久磁石の減磁温度を踏まえて 150℃と設定した。最大異常圧力は、圧縮機の耐圧設計を踏まえて 65℃飽和圧力の 1.5 倍と設定した。65℃以下において臨界温度に達する冷媒種については、その臨界圧力の 1.5 倍と設定した。自己分解発生有無は、圧力が初期圧力の 1.3 倍以上になったものを自己分解有と判定するものとした。本試験法は、2.2 節に記載の通り、ISO817 の安定性の新区分の評価方法として議論を進めている。

Table 4.1-3 Test Conditions

Parameter		Value
Electrodes	Gap	1.0±0.1 mm
	Wire material	Ni
	Wire diameter	Φ 0.12 mm
Vessel	Shape	Cylindrical
	Volume	>0.25 L
	Diameter	50±10 mm
Ignition	Source	AC/DC
	Time	max. 10 ms
	Energy	25±5 J (or 10±2 J)
Refrigerant	Composition	WCF
	Pressure	Saturated pressure ×(1.5±0.1) MPa
	Temperature	150 °C

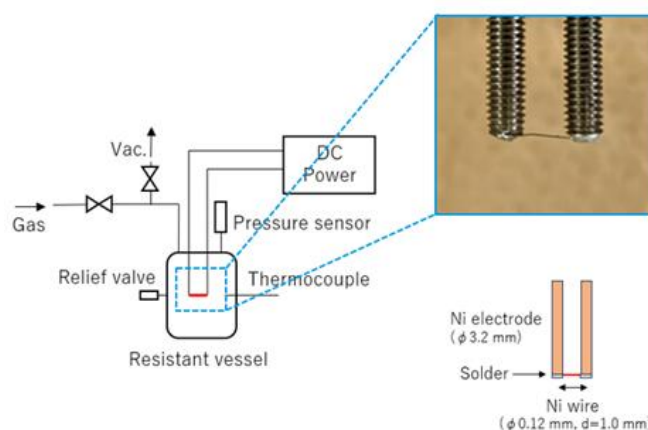


Figure 4.1-6 Device configuration

4.1.4 試験所間比較 (Inter Laboratory Comparison : ILC) 試験

4.1.3 項に記載の試験条件にて、R1132a を用いて、試験所間比較を実施した。弊社での試験結果を Figure 4.1-7 に示す。R1132a では 1.3～1.5 MPa 付近に自己分解反応境界があることを確認した。試験所間比較では 2.5 節に記載の通り、Upper Bound Pressure (UBP)と Lower Bound Pressure (LBP)の幅を考慮すると、いずれの機関の結果も平均値に対して±5 %以内に収まっており、異なる試験機関間においても一貫した結果を与えることが示された。

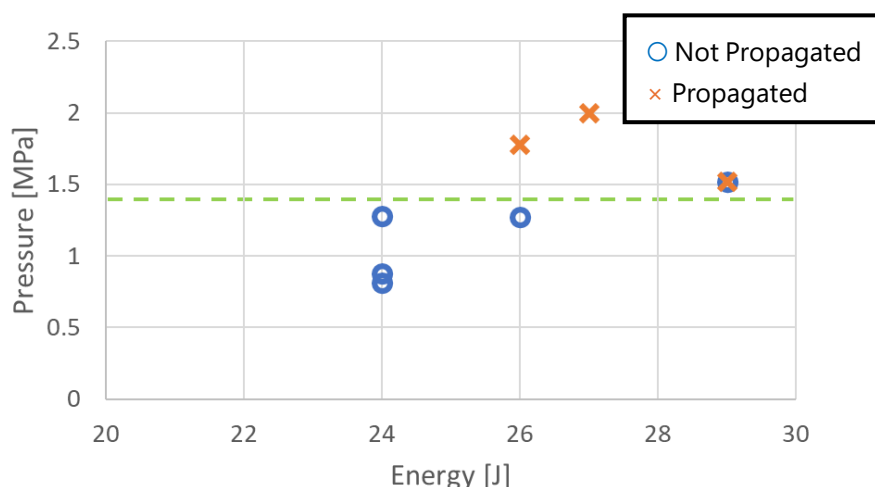


Figure 4.1-7 Evaluation of the boundary conditions for R1132a

4.1.5 容器依存性の評価

判定結果に影響を及ぼすパラメータを把握するため、試験容器容量の影響を評価した。Figure 4.1-8 に、ILC 試験の条件と同様の条件で、異なる容器容量(38 cc, 100 cc, 500 cc)で試験した際の試験結果を示す。試験した 3 条件で結果に差異は見られず、この結果より容器の内部空間の高さを L 、内径を D とすると、 L (高さ)/ D (内径)が 1.2 の容器では、容器容量と自己分解反応の伝播が起こる境界圧力に依存性はなく、最小の 38 cc 以上あれば、ほぼ同じ結果になることが明らかになった。

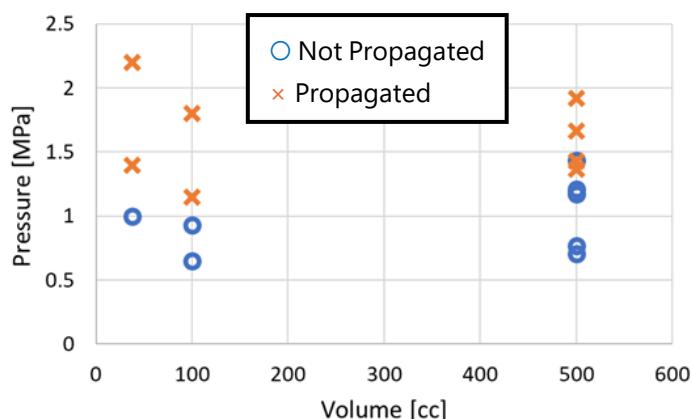


Figure 4.1-8 Evaluation of vessel-volume dependence for R1132a

4.2 R1132(E)/R1234yf 混合冷媒の自己分解反応の各種条件における境界の明確化

4.2.1 R1132(E)/R1234yf 混合冷媒における自己分解反応境界

現状冷媒登録されている R1132(E)混合冷媒のうち、最も R1132(E)の濃度が高い R474B を対象に、4.1.3 項に記載の試験条件で自己分解評価を実施した。冷媒組成は、R474B の WCF 組成である R1132(E)/R1234yf = 33.5/66.5 mass%で実施した。試験条件を Table 4.2-1 に示す。試験回数 $n = 3$ で実施したところ、いずれも自己分解反応は起こらないことを確認した。試験で得られた温度圧力波形を Figure 4.2-1 に示す。アーク放電発生と同時に 0.1 MPa 程度の圧力上昇が見られた。この圧力上昇はアーク放電部での冷媒の熱分解によるものと考えられる。ただ、温度上昇は全く見られなかった。

本結果から、現状 ISO817 に提案している安定性試験方法では、R474B は α 区分(一般的な使用に十分な安定性)となると考えられる。また R474A も、R1132(E)濃度が低いため、同区分の扱いが期待される。今後 R479A も同様に評価をしていく。また ILC 試験結果や装置パラメータの依存性評価から、評価方法の健全性が確認でき、ISO のタスクフォース内で合意が得られた際には、その手法で改めて評価を実施し冷媒分類を確定する。

Table 4.2-1 Test Conditions

Parameter		Value
Ignition	Source	DC 200 V
	Time	<5 ms
	Energy	Apx. 25 J
Refrigerant	Composition	R1132(E)/R1234yf = 33.5/66.5 mass%
	Pressure	4.4 MPa · A
	Temperature	150°C

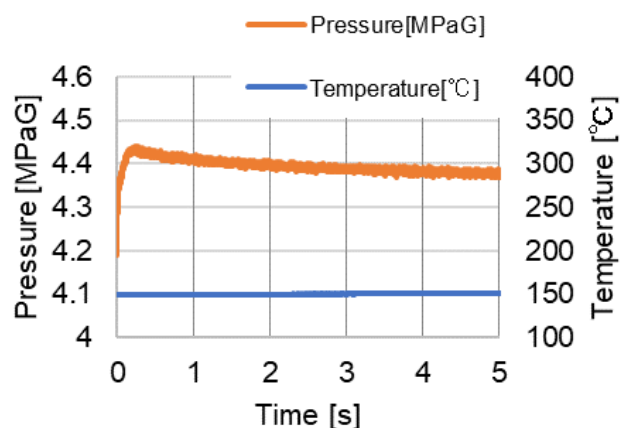


Figure 4.2-1 Pressure and temperature waveforms

4.2.2 絶縁破壊法との比較

R1132(E)/R1234yf 混合冷媒における試験方法の違いによる自己分解反応の挙動を確認した。試験条件は、4.1.3 項に記載の条件であり、変更点として圧力を任意で設定し、実機で発生しうるエネルギーを想定して 10 J としている。自己分解発生の有無の判定についても同様に、圧力が初期圧力の 1.3 倍以上となったものを自己分解発生有と判定した。絶縁破壊法の結果を赤色、溶断放電法の結果を青色で示す。今回、整合性を確認するために R1132(E)/R1234yf=70/30 mass% で比較試験をしたところ、結果は一致することが確認できた。今後は、他圧力帯から高圧力帯まで試験点を追加し、放電特性が及ぼす自己分解反応への影響を確認していく。

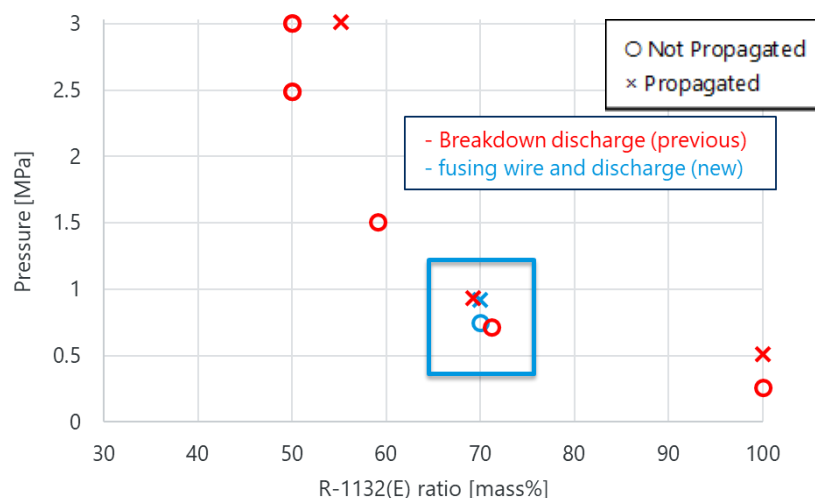


Figure 4.2-2 Comparison between the fusing wire and discharge and dielectric breakdown methods

4.3 自己分解反応のメカニズム解明

自己分解反応のメカニズムを考察するにあたり、考えうる仮説を想定してさらに実験による結果をよく反映する仮説を採用する手法を取ることにした。仮説を机上で検証するにあたっては、汎用量子化学計算プログラム Gaussian 16W を使用し、構造によるエネルギー推移を算出して実現可能性の是非を検証した。種々仮説を検証した結果、①フルオロオレフィン二分子が会合し、構造を再構成する経路と②フルオロオレフィン単分子が励起状態となり構造を再構築する経路の二種類がエネルギー推移から起こりうる経路であると推定した(Figure 4.3-1)。今後、これらの仮説を実験結果と照らし合わせ、整合性のあるルートを選定しメカニズムの考察を進める。

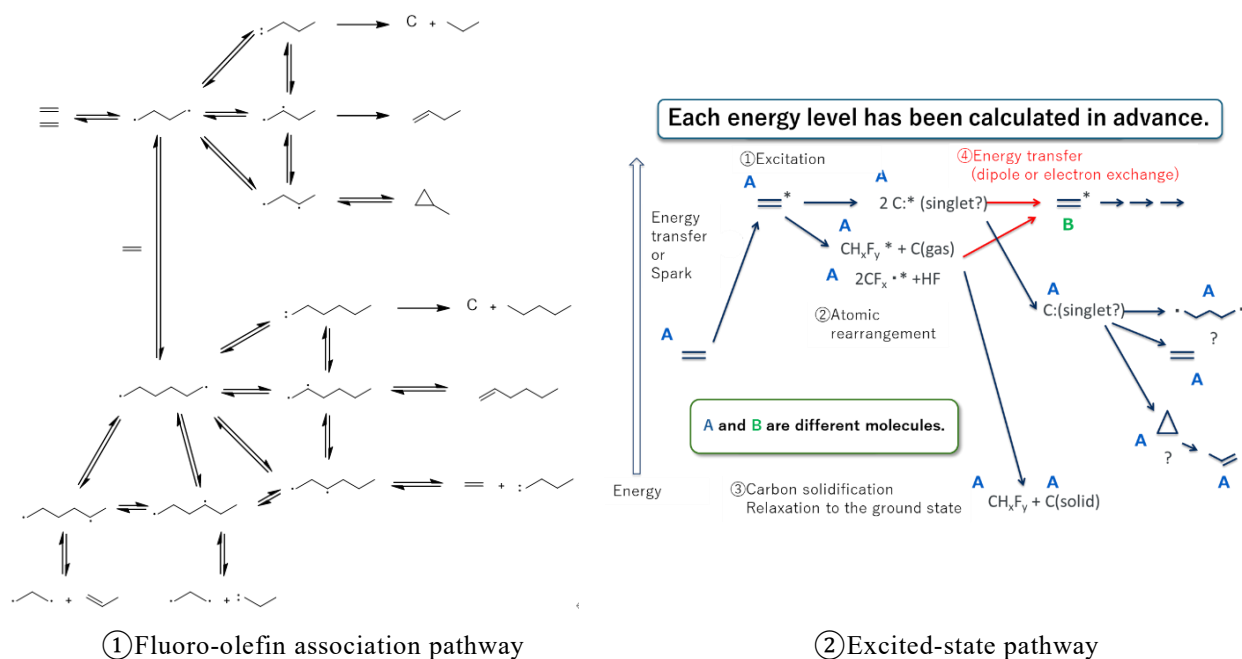


Figure 4.3-1 Possible pathways inferred from the energy diagram

4.4 次世代低 GWP 冷媒の普及に向けた安全対策の実用化に関する課題とその対応

本事業の成果を活用し、自己分解反応の安全対策が実用化でき、次世代低 GWP 冷媒をグローバルに普及させるため、普及における課題を整理し、法的要件も踏まえた解決策を検討した。

普及における課題は、「自己分解反応への安全対策の実用化がなされた次世代低 GWP 冷媒のグローバルでの普及」とし、これを「(1) 世界の機器メーカーに冷媒として採用して頂くための環境づくり」と「(2) 世界各国でキガリ改正及び温暖化防止の選択肢の一つとしての位置づけの確立」に分類、(1) については、「複数企業保有の機器特許が次世代低 GWP 冷媒採用の障害にならないための仕組みの検討」と「ノウハウが無いことで次世代低 GWP 冷媒を使いこなすことが出来ないことを防ぐ仕組みの検討」に分類、(2) については、「パブリックプロモーションが効果的に行われる仕組みの検討」とした。

4.4.1 複数企業保有の機器特許が次世代低 GWP 冷媒採用の障害にならないための仕組みの検討

次世代低 GWP 冷媒を用いた空調機・冷凍冷蔵装置に関する機器特許（以下、機器特許）が採用の障害にならないための仕組みづくりとして、機器特許の実施を容易とする機器特許を使い合う仕組みに関する検討を、知的財産と独占禁止法に関する有識者と、機器メーカーに対するヒアリング（19 回）により進めた。

機器特許の実施を容易とする機器特許を使い合う仕組み（以下、新たな仕組み）は、新たな仕組みを管理運営する機関（以下、機関）を立ち上げ、当該機関は、恣意性を排し合理的な検索式に基づき母集団を形成する。母集団は、HFO-1123 もしくは HFO-1132 を冷媒として空調機・冷凍冷蔵装置に採用する際※に必要な技術に関する特許となる。なお、機器特許保有者は、新たな仕組みへの参加/不参加を選択することができる。

新たな仕組みが対象とする機器特許にかかる特許料は、対象冷媒の単位重量あたりの定額料金とすることで、普及も鑑みた低額の特許料とし、対象冷媒の販売を通じて徴収され、機関により管理される。

上記の検討を踏まえ、独占禁止法違反行為を未然に防止し、期待される競争促進効果を十分に発揮する新たな仕組みの運営機関の設立に向けた取り組みに移行する。

※) 2026 年 3 月 23 日現在, HFO-1123 もしくは HFO-1132 を冷媒として空調機・冷凍冷蔵装置に採用する際に想定されている, American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers: ASHRAE に登録されている混合冷媒は, R474A, R474B, R479A, R479B, R491A となる。

4.4.2 ノウハウが無いことで次世代低 GWP 冷媒を使いこなすことが出来ないことを防ぐ仕組みの検討

ノウハウについては, 「次世代低 GWP 冷媒を使用した機器の設計, 製造等に関わるノウハウ」と「次世代低 GWP 冷媒の設置, メンテナンス, 廃棄等に関わるノウハウ」に分類され, これらは, 安全性に加え, 省エネを通じた効率性や経済性などにも寄与する可能性がある。

本テーマについて, 一般的な課題として (1) 機器の設計, 製造等に関わるノウハウについては, 当該社(工場)固有のものがあリ, そのまま他社で使用できるようなものではなく, さらに各社にとって秘匿性の高いものであるという課題と, (2) 設置, メンテナンス, 廃棄等に関わるノウハウについては, 機器メーカーではなく, 施工業者や冷媒充填回収業者の現場の技術者や職人が経験的に習得し, 意識せず使用しており, 特許化されていないケースがほとんどであるという課題が挙げられる。しかし, 次世代低 GWP 冷媒については, A2L 冷媒として普及が進む R32 で各社に相当程度の蓄積があり, ノウハウについて, 新たに仕組みとして管理する必要がないことが整理された。

4.4.3 パブリックプロモーションが効果的に行われる仕組みの検討

自己分解反応への安全対策の実用化がなされた次世代低 GWP 冷媒をグローバルに普及させるためには, 特に, 世界各国でキガリ改正及び温暖化防止の選択肢の一つとしての位置づけを確立することが重要と考えられており, モントリオール議定書における対応や, 欧州の F ガス規則, REACH 規則といった政策的イデオロギーへの対応など, 民間企業の活動のみではブレイクスルーできない対応が求められ, それぞれの役割を官民で協調的に進める必要がある。

官民の協調的な取り組みは, 国, 業界団体, 機器メーカー, 冷媒メーカーのそれぞれが, 自らの役割を担って進めていくことが考えられるが, 考え方や進む方向性の確認, 活動の結果として得られた情報の共有など, 持続的な協調性が求められる取り組みである。

NEDO は, 「NEDO プロジェクトを核とした人材育成, 産学連携等の総合的展開／次世代低 GWP 冷媒の実用化に向けた高効率冷凍空調技術の開発に係る特別講座」に関する事業を通じて, 「低 GWP 冷媒・機器の研究開発・実装を先導する技術に関する本プロジェクトおよび関連する国内外技術の調査を実施し, その広報活動・人材育成・人的交流を通じて, 早期の社会実装を橋渡し」及び, 「ISO/ASHRAE 等の国際標準化・国際規格化を見据えた, 国内外の関連産業・学術界との連携を強化するための知的基盤を整備する」こととしており, 4.4.1 項で構築を進める仕組みについて, 当該事業と連携することが, 更なる課題として考えられる。

【参考文献】

- Goto, T., Usui, T., Yoshimura, T., Yamada, Y., 2024, Study of decomposition of R1132(E) as ultra-low GWP refrigerants, *Int. J. Refrig.*, vol. 163: p. 71-77.
- Higashi, T., Ito, M., Hashimoto, K., Kotari, M., 2025, Development of evaluation method of self-decomposition reactions of next-generation refrigerants 1st report: Development of ignition method, *7th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants*, IIR: p. 1134.
- Otsuka, T., Ueno, K., Okamoto, H., Ipponmatsu, M., Dobashi, R., 2018, Analysis of disproportionation process of trifluoroethylene using high power spark ignitions over 5 J. *J. Loss Prev. Process Ind.*, vol. 51: p. 36-41.
- Usui, T., Goto, T., Yoshimura, T., Yamada, Y., Ozaki, T., Inoue, T., Negishi, Y., 2024, Stability evaluation of R 1132(E) mixed refrigerants, *Trans. Jpn. Soc. Refrig. Air Cond. Eng.*, vol. 41, no. 4: p. 351-357.

5. 圧縮機内での自己分解反応誘発要因の特定とエネルギー評価手法の開発

(公立諏訪東京理科大学)

5.1 はじめに

温室効果ガスの排出削減のため、ハイドロフルオロカーボン（HFC）の使用量削減に向けた取り組みが進められている。HFC の最大用途は冷媒で、HFC 排出量全体のおよそ 9 割を占める（環境省、2023）。ゆえに冷媒の低 GWP（Global Warming Potential: 地球温暖化係数）化は HFC 由来の温室効果ガス削減に大きく寄与する。2000 年代までは冷媒性能と安全性の面で優位な R410A（GWP=2,090（環境省、2026））が主力冷媒であったが、HFC 系冷媒の中でも比較的 GWP の小さい R32（GWP:675）が微燃性に関するリスク評価およびこれを受けた安全対策の整備を経て代替完了し、現在家庭用空調機器類の主力冷媒として用いられている。しかしながら R32 の普及促進期とほぼ同じころ、2016 年に合意されたモントリオール議定書キガリ改正により新たな削減目標（環境省、2017）が提示され、R32 ではこれを達成することが困難となる見込みとなり、新たな代替冷媒の開発と探索が必要となった。R1132(E)等、一部の HFO 系冷媒は GWP が 1 以下で、かつ冷媒としての性能が従来冷媒と同等以上であることから、この要求を満たす有力な代替候補冷媒として期待されている。一方で、高温・高圧等ある特定の条件において所要のエネルギーが与えられると、自己分解反応を生じることが知られており、これによる重大な人的・物的被害が懸念されている。自己分解反応は燃焼現象とは異なり酸化剤が存在しない環境下でも生じうるので、特に冷媒が高温・高圧になる圧縮機内においては自己分解反応の発生危険性を無視できない。したがって自己分解反応の発生を未然に防止することが、これらの冷媒の実用化にあたりクリアすべき最重要課題となっている。

このような背景から、2022 年度までに NEDO 事業“省エネ化・低温室効果を達成できる次世代冷媒・冷凍空調技術および評価手法の開発”において、圧縮機内で自己分解反応を誘発する要因の調査が行われ、特に「モータ巻線間のレイヤーショートや地絡時に生じるアーク放電」が、最も自己分解反応を誘発する可能性が高いと指摘されている。この事業では静岡大学の研究グループにおいて、レイヤーショートが生じた場合のエネルギーや保護回路、圧縮機の運転挙動などが調べられている（NEDO, 2023）。一方で、冷媒雰囲気環境下における放電エネルギーは取得されておらず、さまざまな運転条件で圧縮機内において生じるアーク放電のエネルギーを定量評価する手法の開発にまでは至っていない。また、アーク放電以外にも例えば圧縮機内でのロータ摺動部の摩擦熱や、電気ターミナル部でのトラッキングなども自己分解反応誘発要因の 1 つと考えられることが指摘されているものの、その定量的評価にまでは至っていない。

そこで本研究では、調査・理論・計算・実験的アプローチを駆使して、圧縮機内での自己分解反応誘発要因（アーク放電エネルギー及びその他の要因）について、データの収集とテーブル化を通じてその発生メカニズムの解明を行い、これをもとに圧縮機の運転条件等から自己分解反応誘発要因（放電エネルギー等）を定量的に評価する推算モデルを開発することを目的とする。開発した推算モデルは実機模型を用いた実証試験により妥当性を評価する。具体的には、家庭用空調機の圧縮機内における巻線間の相間短絡および地絡現象を実験的に再現し、電流電圧波形、放電プラズマの視覚的挙動、放電プラズマの分光スペクトル等を取得して放電エネルギーを求めると同時に、これらが雰囲気圧力等の諸条件に及ぼす影響を調べた。加えて、実験によらないエネルギーの予測を可能とするために、数値シミュレーションを用いた計算手法の構築に取り組むと同時に、簡易的な理論式の導出と妥当性評価を試みた。このうち本報告書では、インバータおよび一定速圧縮機内における巻線間の相間短絡を模擬した実験およびシミュレーションの結果について詳細を述べる。

5.2 研究手法

5.2.1 短絡実験装置及び方法

使用したインバータ式圧縮機（以下、インバータ機）および一定速圧縮機（以下、一定速機）の仕様を Table 5.2-1 に示す。インバータ機は市販の家庭用空調機器実機に搭載されているものを使用している。一定速機を搭載した家庭用空調機器は海外で使用実績があるものの、日本国内ではほとんど流通していないことから、家庭用空調機器の代わりに冷凍機実機に搭載されている一定速機を用いた。インバータ機および一定速機を用いた場合の等価回路図をそれぞれ Figure 5.2-1, Figure 5.2-2 に示す。電源と圧縮機を接続する配線を一部分岐させて短絡回路に接続可能とした。Figure 5.2-3 は短絡装置の写真である。短絡装置は容積 1.5 L, 耐圧 6.0 MPa の SUS316 製円筒容器で、一対の金属棒が容器中心で対向するよう設置されている。一方の金属棒（SUS316 製、直径 6.2 mm）は絶縁継手を介して容器に固定されているが、もう一方（銅製、直径 6.2 mm）はステッピングモータ（オリエンタルモーター、ARM46AC-H50）の軸に接続されており水平方向に 10 mm のストロークで移動することができる。この一対の金属棒に分岐配線を接続して可動電極を移動させ、電極面を接触させて短絡を実現した。なお電極面は平面である。容器はジャケットヒーターでおおわれており、容器内外の温度を最高 150 °C まで上昇させることができる。容器には一対の観察窓（直径 25 mm）が取り付けられており、ここを介して容器内の放電挙動を撮影することが可能である。また、容器内圧力は圧力変換器（長野計器 KH-15）によりモニタリングした。

Table 5.2-1 Specifications of test compressors of room air conditioners.

(a) Single-phase AC200V inverter-driven compressor (b) Single-phase AC100V inverter-driven compressor

Power	Single-Phase AC200V
Refrigerant	R32
Rated performance	Cooling: 3.6 kW, Heatig: 4.0 kW
Consumption power	Cooling: 0.81 kW, Heating: 0.96 kW
Working current	Cooling: 4.45 A, Heating: 5.27 A
Power of compressor	0.56 kW

Power	Single-Phase AC100V
Refrigerant	R32
Rated performance	Cooling: 2.8 kW, Heatig: 3.6 kW
Consumption power	Cooling: 0.51 kW, Heating: 0.66 kW
Working current	Cooling: 5.50 A, Heating: 7.00 A
Power of compressor	1.10 kW

(c) Single-phase AC100V constant-speed compressor

Power	Single-Phase AC100V
Refrigerant	R448A
Temperature	Evaporation: -10°C/Outside 32°C
Consumption power	1.02 kW
Working current	10.7 A
Power of compressor	0.60 kW

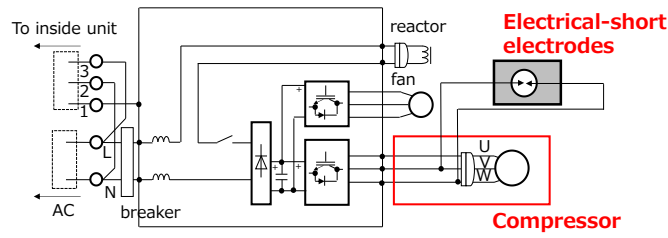


Figure 5.2-1 Schematic of equivalent circuit of an inverter-driven room air conditioner.

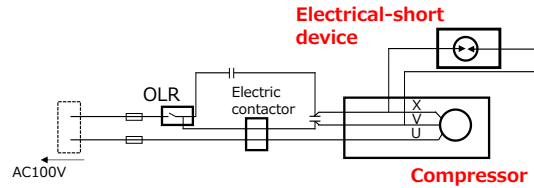


Figure 5.2-2 Schematic of equivalent circuit of a constant-speed-compressor-driven refrigerator.

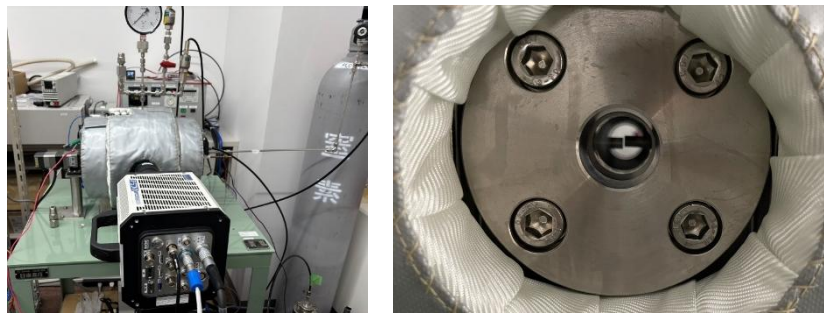


Figure 5.2-3 Overall view of the electrical-short device and enlarged view of electrodes.

測定項目は短絡回路を流れる電流，短絡電極両端の電圧，発光プラズマの分光スペクトルである．それぞれ，AC/DC カレントセンサ（日置電機製，CT6973），高電圧差動プローブ（Tektronix, P5205A），分光器（浜松ホトニクス製 OPAL-Luxe）により計測した．分光器に接続された光ファイバは観察窓の外側中央に設置した．また，放電発光挙動を高速度カメラ（ナックイメージテクノロジー，MEMRECAMACS-1 M60）で撮影した．撮影速度は 200,000 fps，シャッタースピードは 1/250,000 s とした．電流・電圧信号は高速オシロスコープ（Tektronix, MSO44 4-BW-1000）に記録した．本実験では電流信号の検知と同時にオシロスコープから外部トリガ信号を発信し，これにより高速度カメラおよび分光器の起動タイミングを同期した．

実験条件として雰囲気ガス種（窒素，空気），雰囲気圧力（0.1-6.0 MPa），雰囲気温度（室温及び 150 °C）を変化させた．1 つの雰囲気ガス種・雰囲気圧力・雰囲気温度の組み合わせにつき，短絡実験をインバータ機では 10 回，一定速機では 60 回繰り返した．

5.2.2 数値シミュレーション手法

米国 Esgee Technologies 製 VizSpark v2.4.4 を用いて本実験系における短絡現象の再現を試みた．Figure 5.2-4 にシミュレーションモデルの概略図を示す．計算空間は $3\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$ で， $3\ \mu\text{m} \times 1\ \mu\text{m}$ の金属電極を配置した．陽極が固定電極（SUS316），陰極が可動電極（銅）である．固定電極側に 10° の傾斜がついており，局所的な接触を再現している．計算負荷の点から計算実時間を $5\ \mu\text{s}$ に制限したので，電極移動速度を 0.2 m/s とし，計算時間内に電極が接触できるようにした．この電極を直流電源と抵抗器に接続した RC 回路を構成し，電源電圧を 250 VDC，抵抗を $3.57\ \Omega$ とし，短絡時の電流を 70 A に制限した．電極周囲の

気体は初期温度 300 K の空気とし， 初期圧力を 0.1, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 10.0 MPa に設定した．

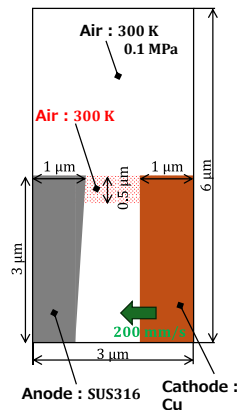


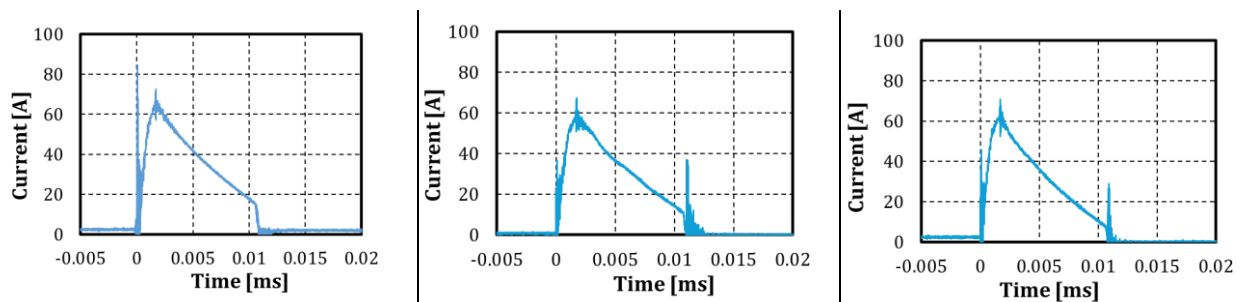
Figure 5.2-4 Schematic of computational domain of electrical short.

5.3 結果及び考察

5.3.1 インバータ機の相間短絡実験結果（単相 200V 機）

Figure 5.2-5 は常温・常圧の空気環境下における， 短絡前後の典型的な電流電圧波形である． 左から順に U-V 短絡， U-W 短絡， V-W 短絡である． この実験では， 短絡回路に 30 A を超える電流が流れた際にトリガ信号を発して記録を開始するように設定されている．

短絡 ($t = 0$ s) 後ただちに電圧が降下するとともに短絡電流が生じている． ただし， 短絡電流はモータコイルのインダクタンスの影響を受けるので， 電圧と同程度の速度で瞬時に増加するのではなく， やや遅れて立ち上がる． 電圧はおよそ 20 V 程度で 12 μ s 程度一定となったのち， 再度一瞬上昇して 0 V に落ちる． 一方， 電流はおよそ 2 μ s を境に時間に対して直線的に減衰し， やはり 12 μ s 程度でゼロを示した． まず短絡直後は， それまで開放回路であった電極間に低抵抗のアークチャネルが形成されることにより， 電極間， 巻線， インバータ出力端子， ケーブル等に蓄えられていた電荷が一気に放電するため強いスパイクを生じたものと考えられる． その後電流の増加に伴いインバータ保護回路が起動したことにより， 電流ピーク付近で再びスパイクが生じたものとみられる． 最終的に保護回路が完全作動すると電流・電圧とも停止するが， この時インダクタンスによって電流を維持しようとするために， インダクタンスと電流減少速度の積で決まる逆起電力が生じて大きなスパイクが生じるものと推測される． U, V, W はそれぞれ位相が 120° ずつずれている（井出， 2006）ので， 放電開始のタイミングによって放電波形は多少異なるが， U-V, U-W, V-W のいずれの相間で短絡が生じたかということと， アーク電圧および電流ピーク値の大小に大きな依存性は認められない．



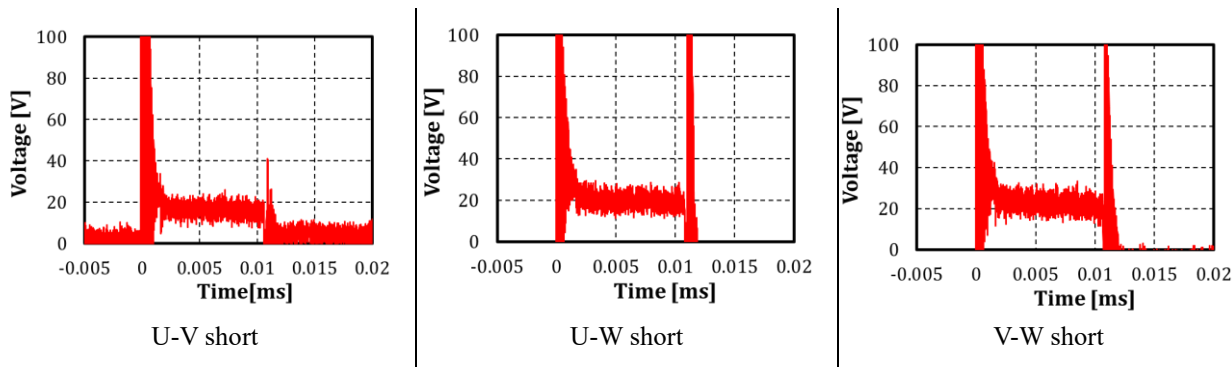


Figure 5.2-5 Typical waveforms of phase-to-phase electrical short of coil windings of the inverter-driven compressor of AC200V RAC. Ambient condition: air, room temperature, atmospheric pressure.

Figure 5.2-6 は V-W 短絡において雰囲気温度，雰囲気圧力を変化させたときの電流電圧波形の一例である。また，Figure 5.2-7 は Figure 5.2-5 および Figure 5.2-6 でみられたアーク電圧，最大電流，及び電流電圧波形の積を放電時間で積分して求めた短絡放電エネルギーの圧力に対する依存性を，温度を凡例として示したものである。インバータ回路であるため電流がマイナスの値を示すこともあったが，その場合は電流・電圧共に極性が反転するのみで，絶対値はおおむね一定であった。すなわち，電流電圧波形は雰囲気温度・圧力条件にはほとんど影響されないことがわかる。アーク電圧値も雰囲気圧力や温度に依存せずおおむね 20 V 程度であった。アーク放電では電極表面が高温に加熱され，熱電子を放出して大きな電流密度を持つようになる。ゆえに電流電圧波形は電極温度が大きく関係しており，周囲気体の温度はこれに比べて十分低いので，影響が大きくなかったものと考えられる。圧力についても，電極温度に比して大差ないオーダーまで雰囲気温度を高められるとは考えにくいので，影響がほとんど出なかったとみられる。したがって電流と電圧の積を放電時間で積分したエネルギーも，圧力に対してほぼ一定であり，約 5-8 mJ であった。

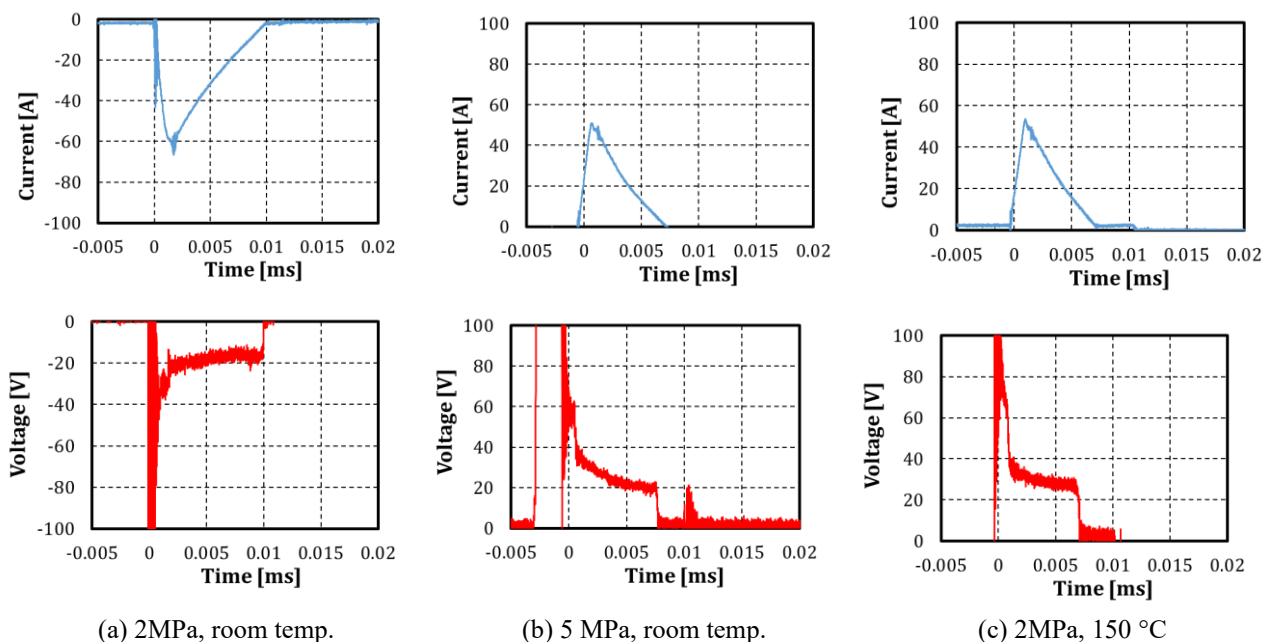


Figure 5.2-6 Typical waveforms of V-W phases-electrical short of coil windings of the inverter-driven compressor of AC200V RAC under different environment conditions.

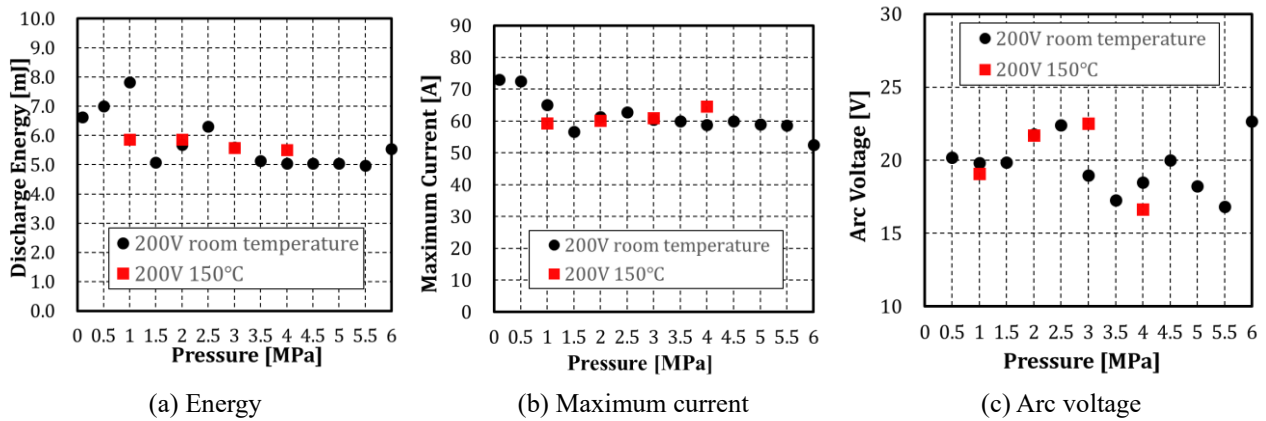


Figure 5.2-7 Dependences of arc discharge energy, maximum current, and arc voltage on ambient pressure and temperature in V-W phases-electrical short of AC200V RAC.

Figure 5.2-8 は V-W 相間短絡における放電発光を撮影した一例である．雰囲気圧力および温度の増加に伴い，放電発光領域が拡大する傾向を示した．特に温度の上昇に伴う効果は顕著で，雰囲気圧力が同じでも温度 150℃ のもとでは発光領域が明確に拡大している．これは初期圧力の増加により分子数が増加すること，温度上昇により分子運動が活発化して，励起された分子がより広範囲に拡散すること，によると思われる．

しかしながらこの結果は，放電エネルギーが圧力や温度に対してあまり変化しなかったとする結果と一致しないように思われる．そこで，放電に伴う発光のスペクトルを分光分析することにより温度を見積もり，エネルギーを推算することとした．分光分析による温度推算にはボルツマン法を採用した．この手法は，プラズマ中での原子・分子の励起状態の占有率がボルツマン分布に従うことを利用したものである．上準位の粒子数を n_u ，全粒子数を n ，縮退度を g_u ，ボルツマン定数を k_B ，上準位エネルギーを E_u ，温度依存の分配関数を $Z(T)$ ，励起温度を T_{exc} とするとき，以下の式が成立する．

$$\frac{n_u}{n} = \frac{g_u}{Z(T)} \exp\left(-\frac{E_u}{k_B T_{exc}}\right) \quad (5.3-1)$$

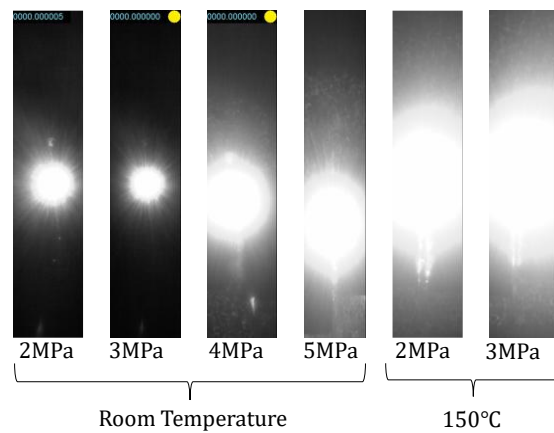


Figure 5.2-8 Luminescence of discharge generated by V-W phases electric short under different ambient conditions.

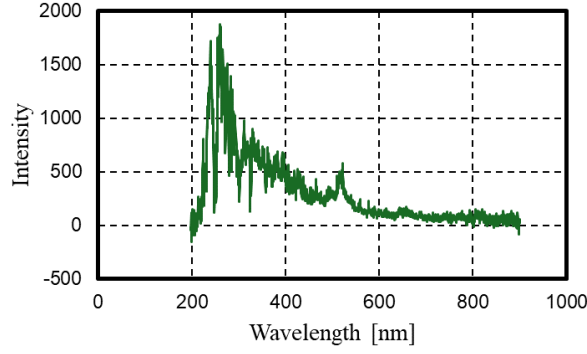


Figure 5.2-9 An example of spectroscopic spectrum of plasma generated by the V-W phases electrical short.

エネルギー準位が u から l に落ちるときに生じるスペクトル線の発光強度 I_{ul} はアインシュタイン係数 A_{ul} 、遷移エネルギー $h\nu$ として次式で表される。

$$I_{ul} \propto n_u \cdot A_{ul} \cdot h\nu \quad (5.3-2)$$

式(5.3-1), (5.3-2)より次式を得る。

$$I_{ul} \propto \frac{g_u A_{ul}}{Z(T)} \exp\left(-\frac{E_u}{k_B T_{exc}}\right) \quad (5.3-3)$$

式(5.3-3)の両辺の対数を取ると式(5.3-4)を得る。

$$\ln \frac{(I_{ul} \lambda)}{g_u A_{ul}} = -\frac{E_u}{k_B T_{exc}} + const. \quad (5.3-4)$$

よって、分光スペクトルからある波長 λ における I_{ul}, E_u, g_u, A_{ul} を NIST データベース (NIST, 2024) 等で同定すれば、式(5.3-4)の傾きから T_{exc} を求めることができる。得られた発光スペクトルの一例（雰囲気ガス種：窒素，4 MPa，常温）を Figure 5.2-9 に示す。これから上記の手法にて T_{exc} を求めると、 $T_{exc} \cong 10^4$ K を得た。励起温度が $10^4 \sim 10^5$ K のとき、ガス温度 $T_{gas} = 10^2 \sim 10^3$ K 程度になるとされている (Buggeman et al., 2014, Sintsov et al., 2020, Xu et al., 2013)。そこで、文献をもとに励起温度とガス温度の経験式を求めて推算したところ、常温環境で 1.0, 2.0 MPa では約 500 K，4.0, 5.0 MPa では約 1500 K 程度になった。150 °C 環境下でもほぼ同様の値となった。プラズマの持つエネルギーは、プラズマ型に時間当たりに発する熱エネルギーと持続時間の積で表されるとすれば、プラズマが最大直径に到達するまでに要する時間を t_{peak} [s]，雰囲気温度 T_∞ [K]，ガス密度 ρ [kg/m³]，プラズマの最大直径 d [m]，比熱 c_p [J/(kgK)]，プラズマの持続時間を t_l [s] として、以下の式で与えられる。

$$E = \frac{T_{gas} - T_\infty}{t_{peak}} \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{1}{6} \pi d^3 \cdot t_l \quad (5.3-5)$$

取得した画像から d および t_{peak}, t_l を読み取り、先に求めた T_{gas} の値を用いて式(5.3-5)によりエネルギーを計算したところ、Table 5.2-2 に示すように 2.0MPa では 112mJ, 5.0MPa では 703 mJ となり、測定結果に比べて 2 桁以上大きな値となった。この計算では発光領域の全域の温度が T_{gas} に等しいと仮定しているが、放電時間が極めて短いためにプラズマ全体は熱平衡に至っておらず、中心分の直径 1 mm 程度以外は励起に伴う化学発光であって温度上昇は伴っていないという知見 (Tao et al., 2024) を考慮して、 T_{gas} に等しい温度を持つプラズマの温度領域を 1 mm として再計算した結果が Table 5.2-2 の下欄の値である。この値はおおむね実験結果と一致しており、プラズマの分光スペクトルの解析によって短絡放電エネルギーを推算

できる可能性が示された.

Table 5.2-2 List of calculated energy of plasma generated by V-W phases electrical short estimated by the spectroscopy analysis using Eq.(5.3-5).

	2.0MPa, room temp.	5.0MPa, room temp.	2.0MPa, 150°C
Assuming that temperature in all luminous region corresponds to T_{gas}	112 mJ	703 mJ	583 mJ
Assuming that temperature in only 1 mm diameter of plasma corresponds to T_{gas}	4.2 mJ	5.6 mJ	1.7 mJ

5.3.2 インバータ機の相間短絡実験結果（単相 100V 機）

Figure 5.2-10 は単相 100 V 機における V-W 短絡での放電波形の一例である．単相 200 V 機の場合とほぼ同じ波形である．すなわち，アーク放電の電圧は電源電圧ではなくほぼ電極材質によって決まることがわかる．Figure 5.2-11 はアーク電圧，最大電流及びエネルギーの初期圧力に対する依存性を示したもので，比較のために 200 V 機のデータもあわせて掲載してあるが，100 V 機と 200 V 機とで傾向に明確な変化は認められなかった．ゆえに，単相 100 V 機であっても，相間短絡時の放電特性はおよそ(a)で述べた単相 200 V 機とほぼ同じ短絡特性を示すと思われる．

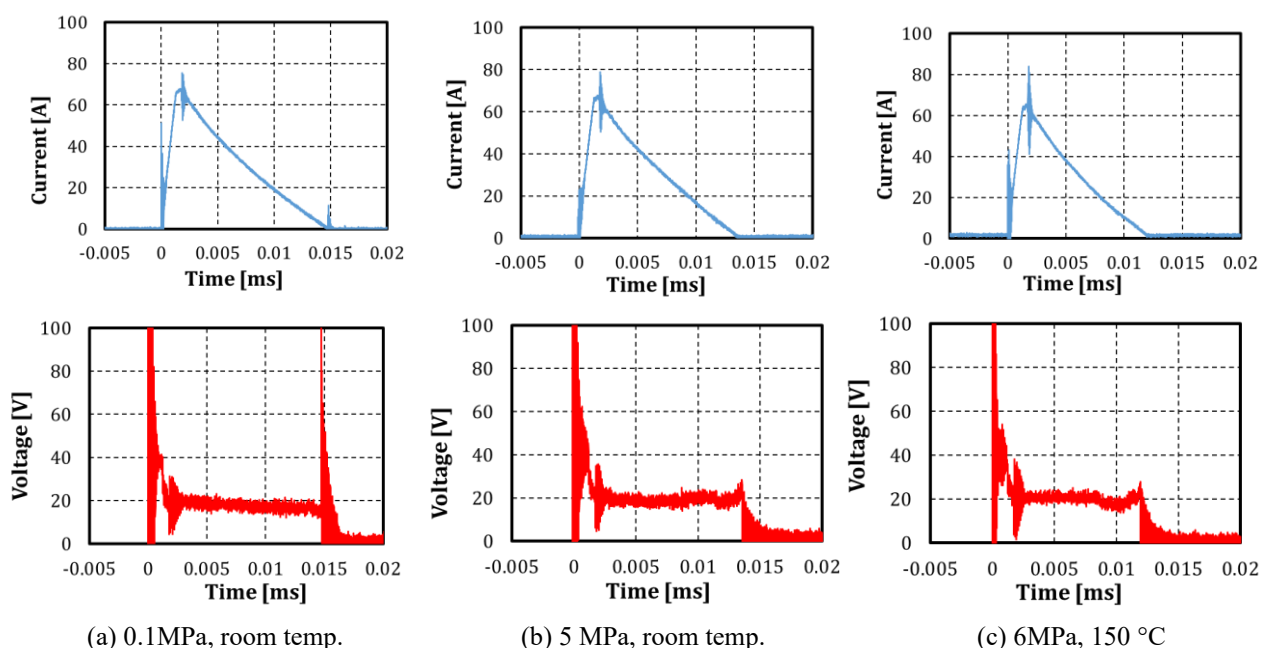


Figure 5.2-10 Typical waveforms of V-W phases-electrical short of coil windings of the inverter-driven compressor of AC100V RAC under different environment conditions.

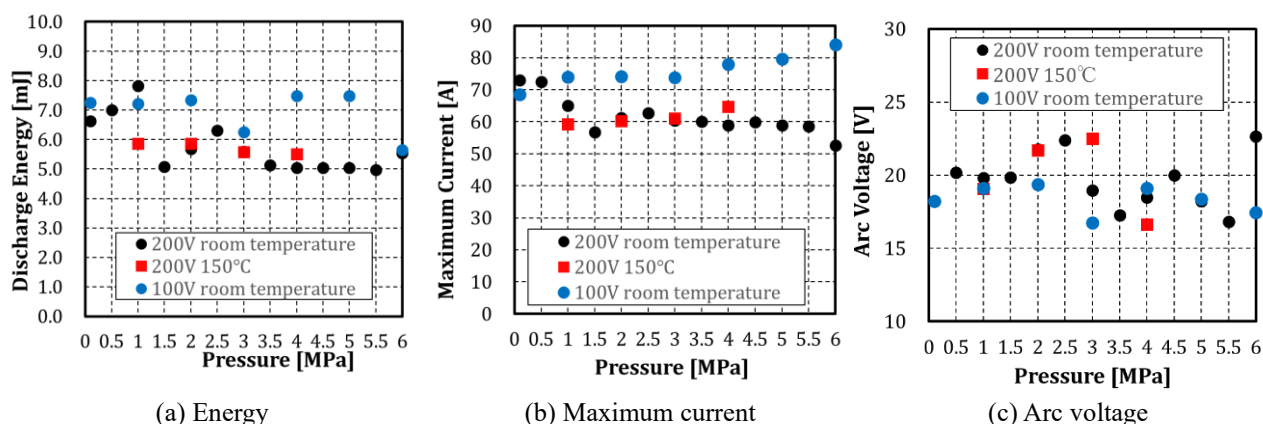
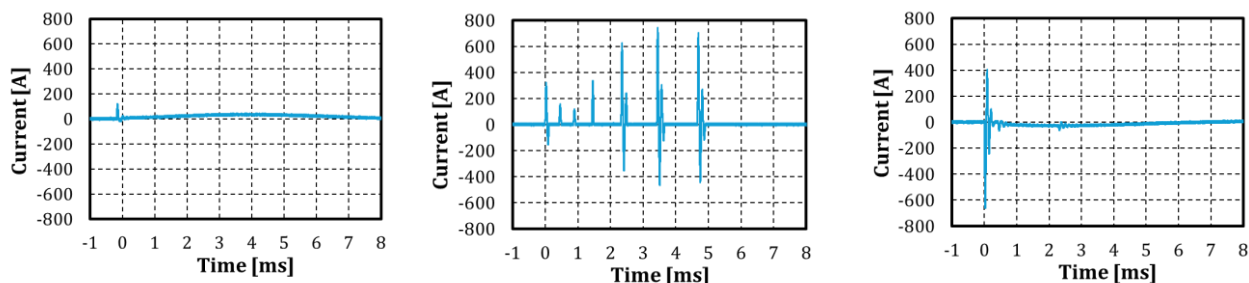


Figure 5.2-11 Dependences of arc discharge energy, maximum current, and arc voltage on ambient pressure and temperature in V-W phases-electrical short of AC200 V and AC100 V RAC.

5.3.3 一定速機の相間短絡実験結果

Figure 5.2-12 に、単相 100 V 一定速機を用いた場合の電流電圧波形の一例を示す。雰囲気条件は常温常圧、空気である。インバータ機の場合とは大きく異なり、電流のスパイクが規則的に立ち上がることで、電圧がのこぎり波状になることが確認された。また、放電の発生回数に規則性は見られない。1 回あたりの放電時間はおよそ 20 μs 程度であるが、複数回放電が生じる場合では 5 ms 程度にわたって繰り返される場合も見られた。そもそも一定速機は商用電源（今回の実験では AC100 V, 60 Hz）がそのままモータに供給されるので、短絡時の電源位相が毎回変化する。これが短絡時の電流電圧波形やエネルギーに大きく影響する。もともと短絡回路には電流は流れていないので、高い電圧で短絡すると大電流が流れ、プラズマが生じる。このプラズマは電極に衝突したり、周囲流体との温度差に基づく熱損失などで冷却され、ある時間経過後に消弧し電流がゼロとなるが、モータのインダクタンスによって逆起電力を生じるので再度電圧が増加する。この電圧がアーク電圧を超えると再度点弧する。ゆえに、位相としてはおよそ $90^\circ \sim 120^\circ$ 程度で短絡すると、比較的放電エネルギーが大きいようである。一方、ゼロクロス付近で短絡すると短絡電流自体が小さいのですぐに消弧してしまい、逆起電力も大きくないため再点弧に至る電圧にも満たない。そのため、小さな放電のみにとどまると考えられる。したがって放電エネルギーは電源位相及びモータに蓄えられているエネルギーに大きく依存すると考えられる。これを裏付けるのが短絡した瞬間に観測される、1 発目のスパーク波形の最大電流及び放電エネルギーと短絡時電圧の関係（Figure 5.2-13）である。オームの法則から自明なように最大電流は短絡時電圧に比例し、エネルギーは電圧の 2 乗に比例した。



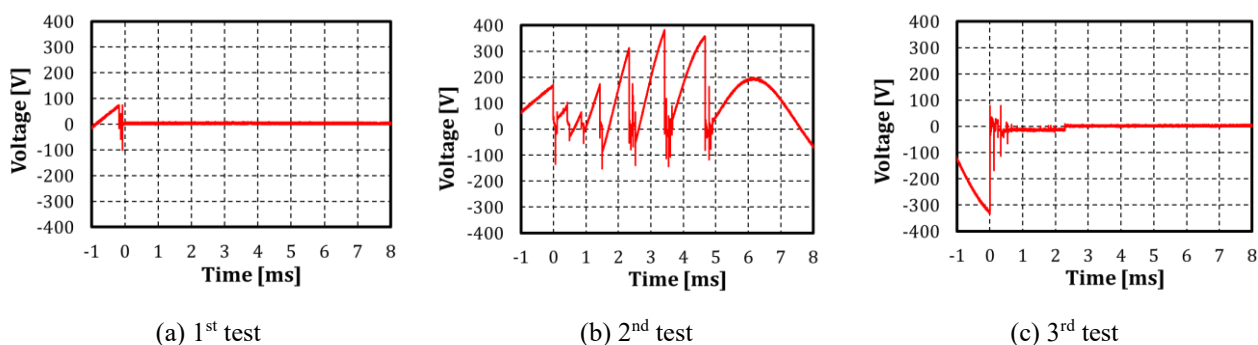


Figure 5.2-12 Typical waveforms of V-X phases electrical short of the constant-speed compressor of AC100V refrigerator. Ambient: air, atmospheric pressure, room temperature

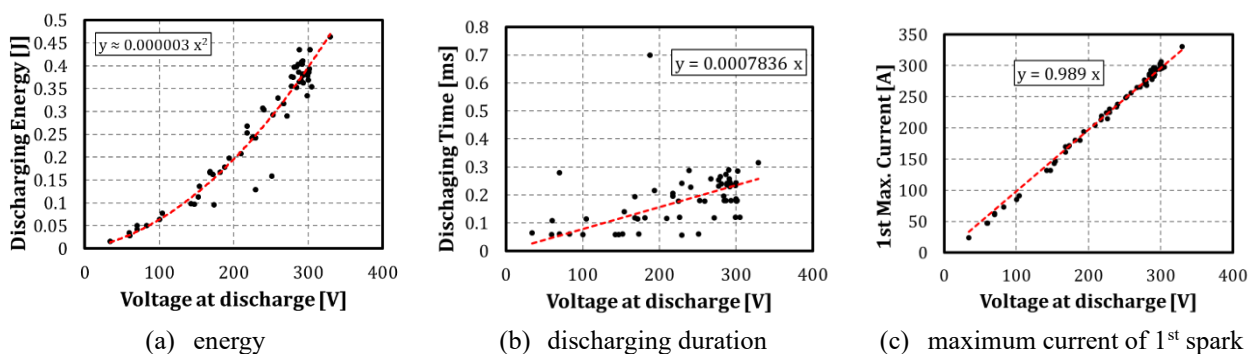


Figure 5.2-13 Dependences of energy, maximum current, and discharging time on the voltage at the beginning of electrical short.

また、インバータ素子がないため、大電流が流れた際の電流遮断までの時間は回路に備え付けられた過電流ブレーカの容量に依存して決まるので、放電時間はインバータ機のそれと比べて格段に長くなったと思われる (0.01 ms → 5 ms)。今回の実験では一定速機に備え付けられている過電流ブレーカの容量は 30 A である。電流と電圧の積を放電時間で積分して求めたエネルギーは平均 3.8 J，最大 6.9 J，最小 0.81 J であった。

Figure 5.2-14 は短絡時の放電挙動である。単相 200 V インバータ機 (Figure 5.2-8) と比較して、発光領域の大きさはかなり大きい。一方、Figure 5.2-15 に示す発光スペクトルは単相 200 V 機に比べて強度は大きいですがピーク波長はほぼ同じであるから、プラズマに含まれる元素成分はほぼ同じとみられる。

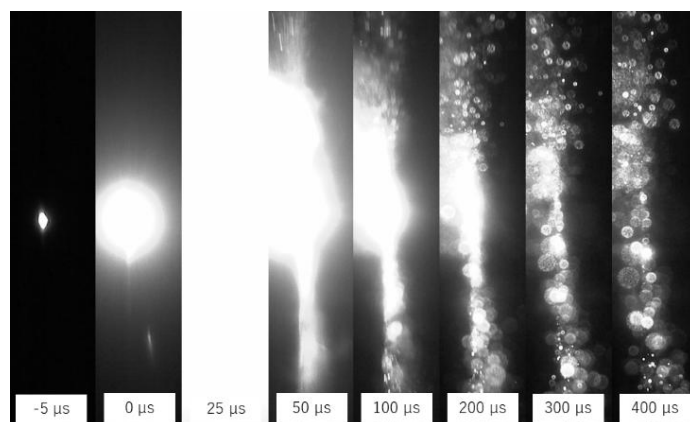


Figure 5.2-14 Luminescence of discharge generated by V-X phases electric short of constant-speed compressor.

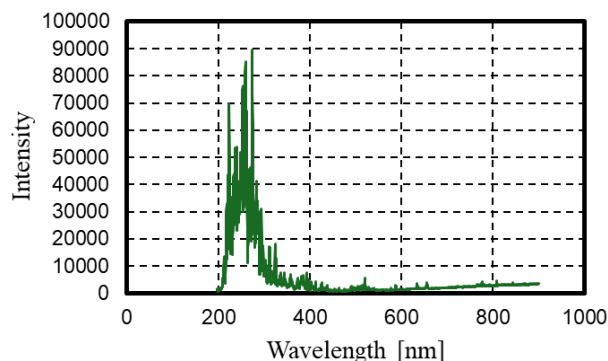


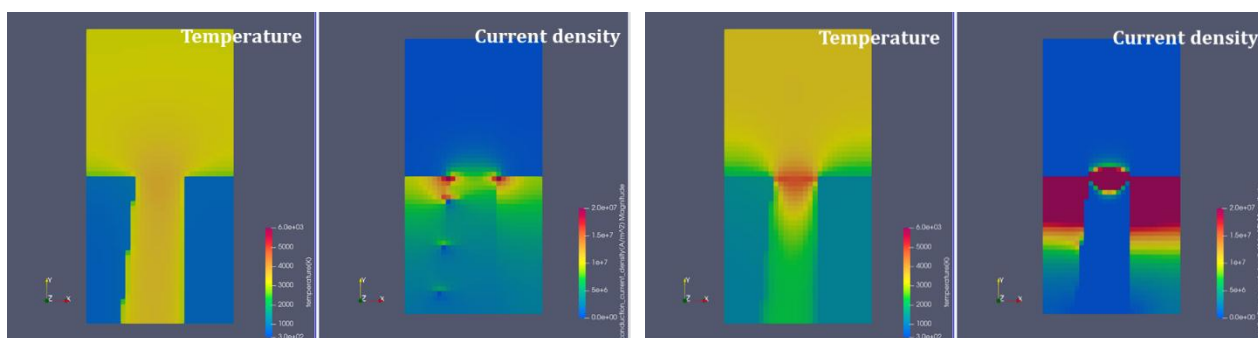
Figure 5.2-15 An example of spectroscopic spectrum of plasma generated by electrical short of the V-X phases of constant-speed compressor.

5.3.4 インバータ機相間短絡の数値シミュレーション結果

Figure 5.2-16 に放電前後の温度及び電流密度分布のシミュレーション結果を示す．容器内の圧力は 1.0 MPa としている．それぞれ左が温度分布，右が電流密度分布を示している．まず温度分布に注目すると，放電開始とともに電極上端にアークが形成されていることが確認できる．電流密度分布に注目すると，放電開始前はグロー放電により，弱い電流密度勾配が電極上端から下端に向かって生じているが，放電開始直後に電極上端の電流密度が急激に大きくなっている様子が確認できる．

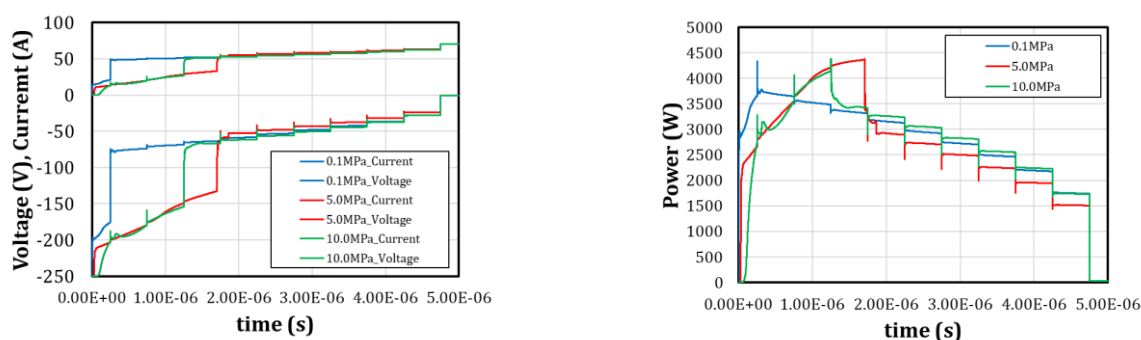
Figure 5.2-17 は容器内圧力 0.1, 5.0, 10.0 MPa における電流・電圧波形および両者の積として求めた電力の経時変化を示したものである．電圧が急上昇（マイナスの電圧であるため，絶対値としては小さくなっているの，電圧降下と電流の発生を意味する）した瞬間がアーク短絡を起こした瞬間と考えられるが，このタイミングは初期圧によって変化している．ただし初期圧に対して単調に変化するわけではなく，短絡を起こすまでの時間は 0.1 MPa で最も短く，0.5 MPa で最も長い（短絡しにくい）．10 MPa では 0.1 MPa よりは長くなるものの 0.5 MPa よりは短くなる結果となった．

Figure 5.2-18 はシミュレーションによって得られた放電エネルギーと実測値を比較したものである．図中の黒丸は放電開始時から放電終了時までにはわたって電流と電圧の積を積分して求めた値，白丸はアーク放電が開始してからの時間帯に限定して積分して求めたエネルギーである．アーク放電によるエネルギーに限れば，エネルギーが極小値をとる圧力が存在することがわかる．このことは上述のアーク開始時間と圧力の関係が示した傾向に一致しており，電極から放出された熱電子の運動が圧力によって阻害される効果と，圧力の増加に伴う分子数増加によって生じる電子なだれとの相互作用でアーク発生条件が影響されることを示唆している．しかし全体にわたってみれば圧力に対しておおむねエネルギーは一定であり，実験結果をよく再現できることが分かった．



(a) $t = 0.2 \mu\text{s}$ ($t = 0 \text{ s}$: triggered time, probably glow-discharge which occurs before arc-discharge) (b) $t = 0.6 \mu\text{s}$ (arc-discharge occurs)

Figure 5.2-16 Typical contours of temperature distribution and current density.



(a) Voltage and current profiles

(b) power

Figure 5.2-17 Time evolutions of voltage, current and power obtained by numerical simulation.

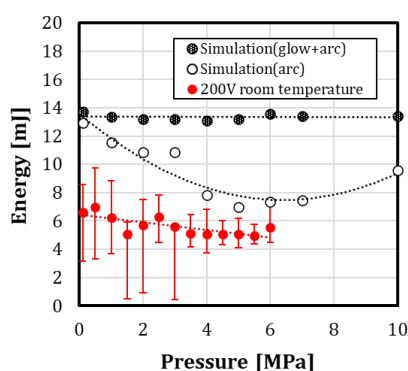


Figure 5.2-18 Comparison of the dependences of arc discharging energy on pressure obtained by experiment and simulation.

5.4 まとめと今後の予定

本研究では2025年度までに、インバータ機および一定速機の相間短絡および地絡時に発生しうるアーク放電エネルギーの定量化を、実験・数値シミュレーション・理論考察の三輪で進めてきた。実験では、市販のインバータ式機実機および一定速機実機のリード線を延長して短絡装置に導き、高温高圧環境下での短絡試験を可能とする装置を開発した。これを用いて短絡試験を行い、電流電圧波形を取得してエネルギーを求めると同時に、放電による発光スペクトルの分光分析からエネルギーを推算した。加えて、数値シミュレーションにより現象を再現し、エネルギーを予測可能とする手法の構築にも取り組んだ。

まずインバータ機の相間短絡時には、アーク放電はおおむね単一パルスで放電時間は12 μs 程度であり、アーク放電エネルギーは5-8 mJ程度で雰囲気圧力や温度、電源仕様の影響はあまりみられず、短絡電極の材質に依存することが分かった。放電による発光領域は圧力及び温度の上昇に伴い拡大するが、分光分析の結果エネルギーとしては実験で得られたエネルギーとオーダー的に変わらない値であることを示した。

一定速機の相間短絡時はインバータとは異なり、毎回電流電圧波形が変化した。これは圧縮機と電源が直結されているために、短絡時の電源位相に放電挙動が依存するためである。ゆえに放電時間が長く、したがってアーク放電エネルギーもインバータに比べるとけた違いに大きかった（平均3.8 J）。

これらの結果をもとに、まずインバータ機の相間短絡時におけるアーク放電エネルギーを推算するためのモデルを構築し、代表的な数値を代入して推算したところ良好な一致をみた。加えて、数値シミュレーションによっても再現可能であることを示した。

今後は引き続いて一定速機でのデータを充実させるとともに、インバータ機および一定速機に対応したアーク放電エネルギー予測モデルを構築する。加えて、アーク放電以外に圧縮機内でエネルギー発生要因となりうるが見込まれる、摺動摩擦等のエネルギー定量化について実験及び調査を進める。

【参考文献】

- 井出萬盛, 2006, よくわかる最新モータ技術の基本とメカニズム, 秀和システム, pp.79-83.
- 環境省, <https://www.env.go.jp/content/000310279.pdf> (Last accessed: 17th, Mar., 2026)
- 環境省, https://www.env.go.jp/earth/furon/files/gwp_list.pdf (Last accessed: 17th, Mar., 2026)
- 環境省, <https://www.env.go.jp/content/900422743.pdf> (Last accessed: 17th, Mar. 2026)
- NEDO, 2023, HFO 冷媒の自己分解反応研究会成果報告書, <https://www.nedo.go.jp/content/100960896.pdf> (Last accessed: 17th, Mar. 2026)
- NIST, 2024, NIST Atomic Spectra Database, <https://www.nist.gov/pml/atomic-spectra-database> (Last accessed: 17th, Mar.2026)
- P.J.Buggeman, N.Sadeghi, D.C.Schram and V.Linss, 2014, Gas temperature determination from rotational lines in non-equilibrium plasmas: a review, Plasma Sources and Technology, 23, 023001.
- S.Sintsov, K.Tabata, D.mansfield, A.Vodopyanov and K.Komurasaki, 2020, Optical emission spectroscopy of non-equilibrium microwave plasma torch sustained by focused radiation of gyrotron at 24 GHz, J.Phys.D., 53, 305203.
- J.Tao, C.Li, X.Cao, S.Li, J.Wang, G.Hu, 2024, Modeling of the arc characteristics inside a thermal laminar plasma torch with different gas components, Processes, 12(6), 1207.
- S.F.Xu and X.X.Zhong, 2013, Heat transport of nitrogen in helium atmospheric pressure microplasma, Appl. Phys. Lett., 103, 024101.

APPENDIX 自己分解反応の可能性のある冷媒の実使用における安全性評価

(日本冷凍空調工業会)

日本冷凍空調工業会（以下、「日冷工」）自己分解反応リスク検討 WG では、NEDO グリーン冷媒として検討されている、自己分解反応の可能性のある冷媒の実使用における安全性評価を実施した。この検討の目的は、自己分解反応を発生する可能性のあるエチレン系 HFO を使用した混合冷媒について、冷凍空調機器で使用時のリスク評価の実施、及び安全性を確保するために必要な対策を検討することで、自己分解反応を回避し、機器の安全性を確保できる条件を確立することである。また、NEDO グリーン冷媒が自己分解反応を回避して使用できる見通しを広く周知し、冷凍・空調関係者がこの冷媒の検討に早期に着手できるようにすることも目的の一つである。

日冷工では、2022 年度に自己分解反応の可能性のある冷媒のリスク評価方法の検討のため「自己分解反応リスク検討準備 WG」を立ち上げて活動を実施してきたが、今回、前身の準備 WG で得られた知見を受け継ぎながら、「自己分解反応リスク検討 WG」として NEDO 自己分解反応研究会と連携する形で 2023 年 12 月より本格的に活動を開始した。

安全性確保の目的に関しては、NEDO 自己分解反応研究会や冷媒メーカーより提供された、自己分解反応が発生・拡散する境界条件を基に、日冷工自己分解反応リスク検討 WG では、主に実機でこの境界条件を超えるシナリオやその発生確率についての検討を実施した。

また、NEDO グリーン冷媒が自己分解反応を回避して使用できる見通しを広く周知するための活動としては、NEDO プロジェクト活動報告会、及び、環境と新冷媒国際シンポジウム 2025 にて、これらの冷媒が自己分解反応を回避して使用できる見込みとその機器仕様範囲について発表した。

A.1 自己分解反応について

本検討の対象となる R1132(E)等のエチレン系 HFO 冷媒は、不均化反応と呼ばれる自己分解反応を発生する特性がある。自己分解反応は同一物質同士が酸化還元して分解する反応であり、空気がなくても反応が進行する特徴がある。この反応は、冷媒にある一定以上のエネルギーが加わると反応を開始する。この反応は発熱反応であり、境界条件以上の温度・圧力環境下では反応が連鎖的に進行し、圧縮機内でこの反応が発生すると、内部の温度や圧力が上昇して圧縮機が破裂するリスクがある。

R1132(E)単体において、自己分解反応が拡散する境界の温度・圧力条件は、冷凍サイクルで通常使用する条件内であるため、R1132(E)を単体で使用することは困難であるが、R1132(E)を他の冷媒と混合し、R1132(E)を希釈することで、反応境界条件をより高温・高圧側に移動させることができる。本検討の対象となる冷媒は、R1132(E)に R1234yf や R32 を混合することで反応境界条件を機器で使用する運転条件より高温・高圧側にしたものである。具体的には、2 成分系の R474A、R474B は R1132(E)と R1234yf の混合物、3 成分系の R479A は R1132(E)と R1234yf、R32 の混合物である。

A.1.1 自己分解反応限界

自己分解反応が発生する境界条件となる温度と圧力の組み合わせは、冷媒に印加されて反応を開始させるエネルギー（以下、「印加エネルギー」）や、冷媒の混合組成（R1132(E)の比率）により変化する性質がある。Figure A.A.1-1 にそのイメージを示す。図において、それぞれのグラフは自己分解反応が発生する温度と圧力の関係を示しており、(a)が基本パターンとなる。図中の左上から右側に引かれた曲線は自己分解反応が発生・拡散する温度と圧力の境界線（以下、「自己分解反応限界線」）である。この線より上側の領域では自己分解反応が発生・拡散する（以下、「自己分解反応発生領域」）。前述のとおり、自己分解反応限界

線は印加エネルギーや冷媒組成により変化する性質がある。(b)は印加エネルギーが変化した時の自己分解反応限界線の変化イメージを示す。印加エネルギーが大きくなると、自己分解反応限界線は低温・低圧側に移動し、自己分解反応が発生しやすくなる。逆に印加エネルギーが小さいと自己分解反応限界線は高温・高圧側に移動する。また、(c)は冷媒中の R1132(E)組成比が変化した場合の自己分解反応限界線の変化イメージを示す。R1132(E)の組成比が大きくなると自己分解反応限界線は低温・低圧側に移動し、自己分解反応が発生しやすくなる。

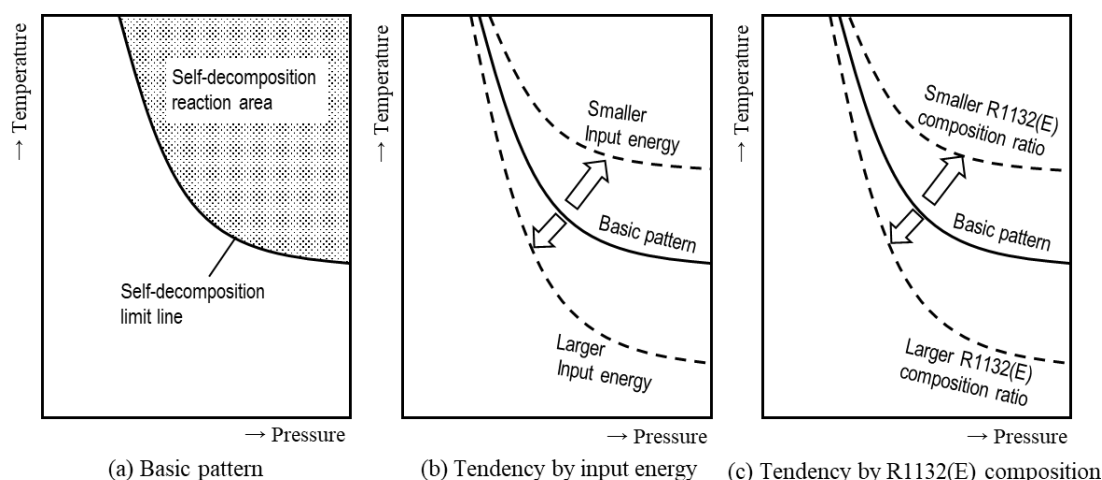


Figure A.A.1-1 Self-decomposition limit

A. 1.2 実機における自己分解反応発生条件の考え方

前述の自己分解反応発生条件と冷凍空調の実機における自己分解反応発生可能性の関係について以下に述べる。まず、本検討の対象である3種類の混合冷媒(R474A, R474B, R479A)の組成は、冷凍空調機器が通常運転で使用する温度・圧力条件や、何らかの原因で通常運転範囲を逸脱した時に保護が働くまでの裕度範囲となる温度・圧力条件では自己分解反応が発生しないように設計されているため、冷凍空調機器の通常運転中や保護が機能している限り自己分解反応が発生する可能性はないと考えられる。しかし、機器が異常な運転条件になることや、その時に保護機能が働かないことも考えられるため、機器の運転条件が保護裕度範囲を超えて高温・高圧になり、自己分解反応限界線を超える可能性が考えられる。

次に冷凍空調機器における印加エネルギーについてだが、主なエネルギー発生源は圧縮機内に搭載されたモーターの短絡によるものである。この時に発生する印加エネルギーは、モーターの短絡モードや電源仕様により異なる。印加エネルギーが大きくなると自己分解反応限界線が低温・低圧側に移動し、自己分解反応が発生しやすくなる可能性がある。

本検討の対象となる混合冷媒は非共沸冷媒であり、温度グライドがある。非共沸冷媒は、冷凍サイクル内でその組成が変化するため、部分的にR1132(E)の組成比が大きくなり、自己分解反応限界線が低温・低圧側に移動し、自己分解反応が発生しやすくなる可能性がある。

自己分解反応の発生には上述の各要素が複合的に影響するため、自己分解反応のリスク評価は各要素の影響範囲とそれをどのように結び付けて自己分解反応の発生可能性を考えるかがポイントとなる。A.2にてその考え方について説明する。

A. 2 自己分解反応リスク評価の考え方

自己分解反応は、圧縮機モーター部の短絡などにより印加エネルギーが発生すると反応を開始し、高温、高圧環境下で拡散する性質があるので、リスク評価はこれらの印加エネルギー発生、高温・高圧条件が発生するシナリオや、そのシナリオで到達し得る条件で自己分解反応が発生するかどうかの判定、及

び、シナリオの発生確率を網羅する形で、以下のリスク評価実施項目を設定した。

A.2.1 リスク評価実施項目1（基本形）

自己分解反応のリスク評価の基本形は下記の①～④となる。

① 高温・高圧となる可能性があるシナリオ抽出

冷凍空調機器において、異常状態も含めて冷凍サイクル内が高温、または高圧になる可能性があるシナリオを抽出する。

② 各シナリオの到達条件調査

上記①で抽出されたシナリオについて、その到達温度・圧力条件を実機試験により確認する。

③ 危険シナリオの判定

上記②で確認した各シナリオの到達条件が自己分解反応限界線を越えて自己分解反応領域に達しているかどうかを確認し、達している場合は危険シナリオと判定する。

④ 危険シナリオの発生確率推定（FTA）

上記③で危険シナリオと判定されたシナリオについて、FTAを実施し、そのシナリオの発生確率を推定する。その結果、許容確率（ 1×10^{-10} 以下）を上回る場合は、発生確率を低減する対策を講じて再度FTAを実施する。

A.2.2 リスク評価実施項目2（自己分解反応限界線関連、使用可能範囲特定のための検討）

日冷工のWG活動としては、対象冷媒において自己分解反応が回避可能かどうかの見通しを早期に得て、その情報を関係者に周知し、多くのメーカーが対象冷媒の検討に着手できる環境を早期に作る必要があると考えている。しかし、個別の機器仕様毎に各シナリオが危険シナリオになるかどうかを判定することは、多数のケース分けが必要になり、また、印加エネルギー、R1132(E)組成比を全て網羅する自己分解反応限界線の作成には膨大な試験が必要となり、相当な時間がかかることになる。

そこで、印加エネルギーは考えられる最大値（最も自己分解反応が発生しやすい条件）、R1132(E)の組成比は、5%刻みとして、冷媒メーカーの方で自己分解反応限界線を作成することとした。日冷工WGとしては、最大印加エネルギーの推定、R1132(E)の組成比が変化する範囲の推定を実施した。

また、本検討において確認した全てのシナリオの到達温度、圧力条件において自己分解反応が発生しないR1132(E)最大組成比をR1132(E)限界組成比として設定し、R1132(E)限界組成比を超えない機器仕様側の条件を逆算することで、特別な自己分解反応防止の対策を講じなくても自己分解反応を回避可能な機器仕様範囲を示すこととした。

これらの検討のための実施項目について、下記⑤～⑨に示す。

⑤ 最大印加エネルギーの推定

インバータでの印加エネルギー測定結果より、インバータ機の最大印加エネルギーの推定を行う。

⑥ 最大R1132(E)組成比の推定

対象となる冷媒が冷凍サイクル内で循環組成変化する可能性について、組成変化への影響が大きい機器仕様や、機器の使用環境温度範囲におけるR1132(E)の最大組成比を推定する。

⑦ 自己分解反応限界線の推定

上記⑤で推定した最大印加エネルギーに基づき、R1132(E)組成比5%刻みで自己分解反応限界線の作成を冷媒メーカーにて実施する。

⑧ R1132(E)限界組成比の設定

上記⑦で推定したR1132(E)組成比5%刻みの自己分解反応限界線のうち、全てのシナリオが自己分解反応限界線を越えないR1132(E)の最大組成比を、R1132(E)の限界組成比として設定する。

⑨ R1132(E)限界組成比を超えない機器仕様条件の特定

上記⑥の検討結果に基づき、⑧のR1132(E)限界組成比を超えない範囲を、アキュムレータに滞留し得る冷媒量の封入冷媒量に対する比率をパラメータとして冷媒毎に特定する。

A.3 自己分解反応シナリオと到達条件検討

自己分解反応シナリオとして、冷凍・空調機器の運転中に高温・高圧が発生するシナリオの抽出を行った。高温・高圧の目安についてだが、多くの機器において通常使用で許容している温度・圧力範囲は概ね 120°C ・ 4 MPa 程度である。この条件を逸脱した時の保護裕度も含めて、 150°C または 6 MPa を超える可能性があるシナリオを対象とした。

これらの温度や圧力は機器に異常が発生して、更に一部または複数の保護機能が働かない状態で出現する可能性がある。自己分解反応リスク検討 WG 内では、前身の自己分解反応リスク検討準備 WG で抽出されたシナリオも含めて、合計 65 件のシナリオが提案された。

提案されたシナリオで発生する現象をベースに、類似シナリオを整理して数項目に分類し、各項目の中で到達温度・圧力が高いと考えられるシナリオ 19 件について、到達条件の検証試験を各メーカーで分担して実施した。この結果は、後述の A.6 にて示す。

A.4 最大印加エネルギー推定

圧縮機のモーター短絡などにより発生する印加エネルギーは、自己分解反応限界に影響するため、自己分解反応発生に対して影響の大きい要素の一つである。また、短絡した部位や短絡のパターン、タイミング等によっても印加エネルギーは大きく変化する。当 WG では自己分解反応発生に対して過小評価しないように最大印加エネルギーを推定し、それにより自己分解反応発生有無を一次判断することとした。

印加エネルギーは電源方式により大きく異なることが予想されるが、今回の検討では、現在の冷凍空調機器の主流であるインバータ機に対して最大印加エネルギーを推定した。また、以前の NEDO の研究の中で、同等の印加エネルギーの場合、細線溶解法よりも放電法の方が自己分解反応しやすい結果が観測されているため、放電エネルギーを対象とした。

A.4.1 RAC 用インバータでの放電エネルギー測定

インバータ機で短絡が発生した時の放電エネルギーの実測を行った。RAC 用インバータの回路や保護仕様はメーカーによって異なるため、WG メンバー各社の 2.2 kW RAC 用の単相 100 V のインバータを用い、モーターで短絡が発生した時を模擬した放電エネルギー測定を行った。モーターの短絡には、相間短絡と地絡があるのでその両者について試験を行った。Figure A.A.4-1 にその回路図を示す。

図において(a)は相間短絡を想定、(b)は地絡を想定しており、回路の一部に設置した裸線や鉄板を接触させることで短絡させた。放電エネルギーは接触時の電圧と電流、及び継続時間より計算で求めた。

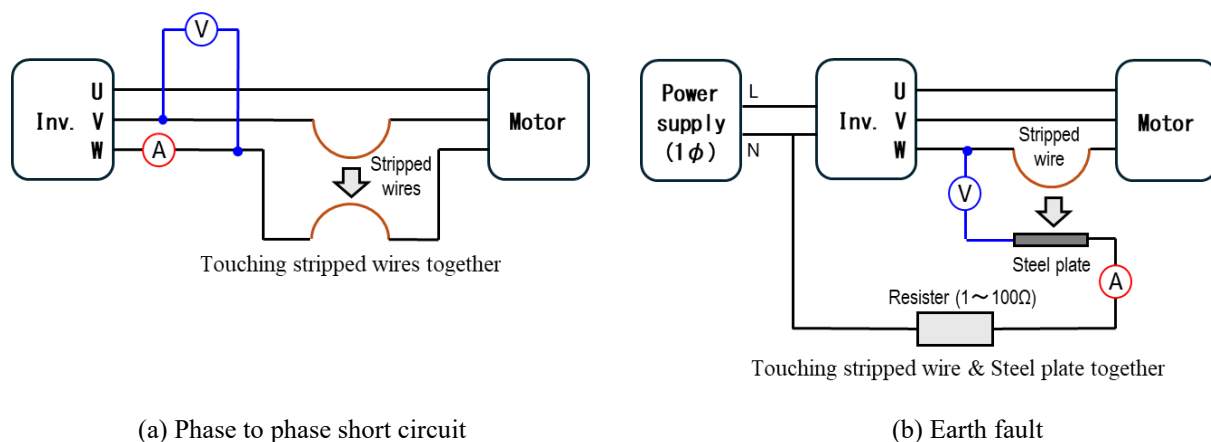


Figure A.A.4-1 Input energy measurement circuit

放電エネルギーは、主に短絡の発生するタイミングにより大きくばらつくため、数回の試験を実施してその中の最大発生エネルギーを代表値とした。Table A.4-1 にその結果を示す。相間短絡に比べて地絡の方が発生エネルギーは大きくなる結果が得られ、その発生エネルギーは 200mJ 以下となった。

Table A.4-1 Result of input energy (discharge) measurement

Short circuit mode	Input energy
Phase to phase	< 10 mJ
Earth fault	< 200 mJ

A. 4.2 インバータの最大印加エネルギーの設定

A.4.1 にて試験したインバータは 2.2 kW RAC 用と、冷凍空調機器の中でも出力が小さいものであるが、大型機や 200 V 電源、三相電源など広範囲の冷凍空調機器のインバータへの適用も可能となるように、測定値に対して 50 倍の余裕を見て暫定的な最大印加エネルギーを 10J に設定した。

制御にて短時間に電流保護ができるインバータに対して、電源直結となる一定速機用の回路については、短絡時の通電停止が機械的保護になり、通電時間がインバータより長くなって印加エネルギーが増大すると考えられるので、今回設定した 10J の適用は対象外とする。一定速機に関しては今後の検討の中で印加エネルギーを特定していく予定である。

A. 5 最大 R1132 (E) 組成比の推定

今回の検討対象である R474A, R474B, R479A は沸点の異なる成分からなる非共沸混合冷媒のため、冷凍サイクルに冷媒封入後、冷凍サイクル内各部の混合組成比が封入組成から変化する可能性がある。前述のように混合組成が変化すると自己分解反応限界となる温度・圧力が変化する傾向があるため、リスク評価には組成変化も考慮する必要がある。

組成変化を精度良く計算するには、個別の冷凍サイクル毎にシミュレーション等を実施する必要があるが、自己分解反応発生シナリオ毎に計算する必要があるため、膨大な作業となる。一方、対象となる各冷媒における最大組成変化の推定だけであれば、サイクル内で液冷媒が滞留可能な量とサイクル内への封入冷媒量の比率から、簡易的な方法で計算することが可能である。自己分解反応が最も発生しやすくなると考えられる R1132(E)の最大組成比を以下の方法で推定した。

A. 5.1 組成変化の簡易的な推定の考え方

冷凍サイクル内で組成変化する場所としては、液冷媒が循環せずに滞留する場所で、気相と液相の間で成分が変化し、高圧成分となる R1132(E)の組成比は、ガス相では増大し、液相では減少する傾向がある。冷凍サイクル内で液冷媒が滞留する場所としては、高圧レシーバー、中圧レシーバー、アキュムレータ（低圧レシーバー）、マルチ機種種の停止室内機の熱交換器等が考えられる。今回は、自己分解反応が発生しやすくなる組成変化、つまり液冷媒滞留部の出口で R1132(E)の組成比が増大する傾向となる組成変化に注目して、各液冷媒滞留部の組成変化の傾向を考察する。

まず、レシーバーについて考察する。高圧レシーバーでは出口が液冷媒となるため、R1132(E)成分が増大する傾向はないと考えられる。中圧レシーバーでは、出口が二相冷媒となるため、成分変化は発生しにくい傾向がある。アキュムレータ（低圧レシーバー）では、出口がガス冷媒となるため、R1132(E)の組成比が増大する傾向となる。

次に熱交換器について考察する。熱交換器内で冷媒が循環している状態においては、液冷媒は滞留ではなく流動しているため、成分変化が発生しにくい。熱交換器に液冷媒が滞留する可能性があるケースとしては、マルチ機種で停止中の室内機が考えられる。停止室内機の液冷媒滞留については、暖房時にガス冷

媒が停止室内機の熱交換器に入り、それが熱交換器内で凝縮するケースが考えられるが、ガス冷媒の組成比は、元々、サイクル内でも R1132(E)成分が多く含まれているため、それが停止室内機の熱交換器内で寝込んだとしても、循環している冷媒の R1132(E)組成比が増大することはないと考えられる。

上記の考察より、循環組成中の R1132(E)成分が増大する可能性が高い場所は、アキュムレータのみとなるため、アキュムレータにおける組成変化について A.5.2 にて検討する。尚、この考え方は、冷媒の組成比を意図的に制御する精留器等の構成や制御が入っていないことを前提とするものである。

A.5.2 具体的な R1132(E) 最大組成比の簡易計算方法

具体的な R1132(E)の最大組成比の算出方法について示す。まず、冷凍サイクルは、Figure A.A.5-1(a)に示すような、圧縮機、凝縮器、膨張弁、蒸発器、及びアキュムレータにより成る単純な冷凍サイクルを仮定する。液冷媒はアキュムレータ内、及び熱交換器内に存在することになるが、熱交換器内の液冷媒は流動しているため循環成分とみなすことができ、成分変化は発生しにくい。つまり、アキュムレータに滞留している液冷媒以外は、組成変化の観点からは全てガス冷媒と考えても問題ないことになる。

そこで、Figure A.A.5-1(b)に示すように、冷凍サイクル全体を 1 つの容器としてみなし、容器の中のガス成分が冷凍サイクルを循環している成分と考える。尚、アキュムレータの油戻し穴から流出する液冷媒は無視して考えることとする。（これを無視しても R1132(E)最大組成比の過小評価にはならない）

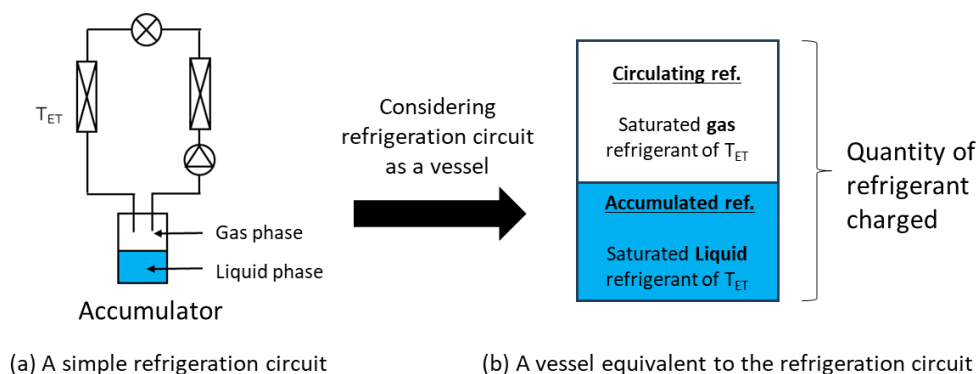


Figure A.A.5-1 Consideration of the refrigerant circuit to estimate circulating composition

容器内の冷媒は気相と液相に分離する。この時の液冷媒量の全冷媒量に対する比率は、容器の大きさと冷媒量（つまり容器内の冷媒平均密度）により決定される。この時の乾き度(x)は下式により計算できる。

$$x = 1 - m_{Liq} / m_{Total} \quad (A.5-1)$$

ここで、数式内の記号は下記を表す。

- x : 容器内の冷媒の乾き度 [-]
- m_{Liq} : 容器内の液冷媒の量 [kg]
- m_{Total} : 容器内の全冷媒量 [kg]

容器内の気相、及び液相の組成比は、乾き度と温度（冷媒の密度計算に必要）をパラメータとした冷媒物性計算により求めることができる。（例えば、NIST 社が提供する refprop の vapormassfraction 関数や liquidmassfraction 関数）

また、A.5-1 式の m_{Liq} / m_{Total} の値が最大となるのは、アキュムレータが液冷媒で満たされた状態であり、ガス相中の R1132(E)組成比が最大となる。この時にアキュムレータに滞留している液冷媒量が滞留液冷媒量の物理的な最大値となり、この時の m_{Liq} / m_{Total} の値を「滞留冷媒量比」と定義する。

本項では、具体的な R1132(E)最大組成比の計算結果そのものについては言及しないが、この計算結果を基に、自己分解反応を回避可能と考えられる機器仕様範囲として得られた結果を A.8 で後述する。

A. 6 自己分解反応限界線の推定と R1132(E) 限界組成比

上述の最大印加エネルギーの検討結果より、冷媒メーカーにて印加エネルギー10J 時の自己分解反応限界線を推定し、温度－圧力 MAP 上にプロットした。また、各自己分解反応シナリオの到達条件確認結果を同じ MAP 上にプロットした。その結果を Figure A.A.6-1 に示す。図において(a)は2成分系の R474A 及び R474B を対象とし、(b)は3成分系の R479A を対象とする。

A. 6.1 R1132(E) 組成比による自己分解反応限界線の傾向

Figure A.A.6-1 の図中に R1132(E)組成比 5%刻みの自己分解反応限界線を示す。実線は実測値ベース、破線は外挿による推定値である。R1132(E)の組成比が増加するにつれて、自己分解反応限界線は低温、低圧側に移動していることが分かる。特に2成分系の R1132(E)組成比 55%、3成分系の R1132(E)組成比 60% 以上では、通常運転条件範囲（120℃、4 MPa 以下）まで自己分解反応限界線が低下している。

A. 6.2 シナリオ到達条件の傾向

シナリオ到達条件の確認は、R32、R410A、R454C で実施し、実験にて観測された温度、圧力の最大値をそのままプロットしている。尚、プロットの数字は WG 内で提案されたシナリオの番号である。到達条件確認試験を検討対象冷媒ではなく他の冷媒で試験している理由としては、現状の冷凍空調機器には主に R32 や R410A が使用されており、圧縮機をはじめとした機器の仕様、及び運転制御や保護仕様がこれらの冷媒に適正化されていること、対象冷媒の入手性や機器を対象冷媒対応にチューニングするには多大な時間と手間がかかるということがある。また、R32 や R410A の動作圧力は、対象冷媒と比べて高めであるが、循環組成変化により R1132(E)の組成比が増大し高圧冷媒化する可能性も考えると、より高圧の冷媒で評価した方が安全サイドであることも理由の一つであり、温度－圧力 MAP 上へのプロットも対象冷媒の動作圧力への補正を行わず高めの圧力のままとしている。

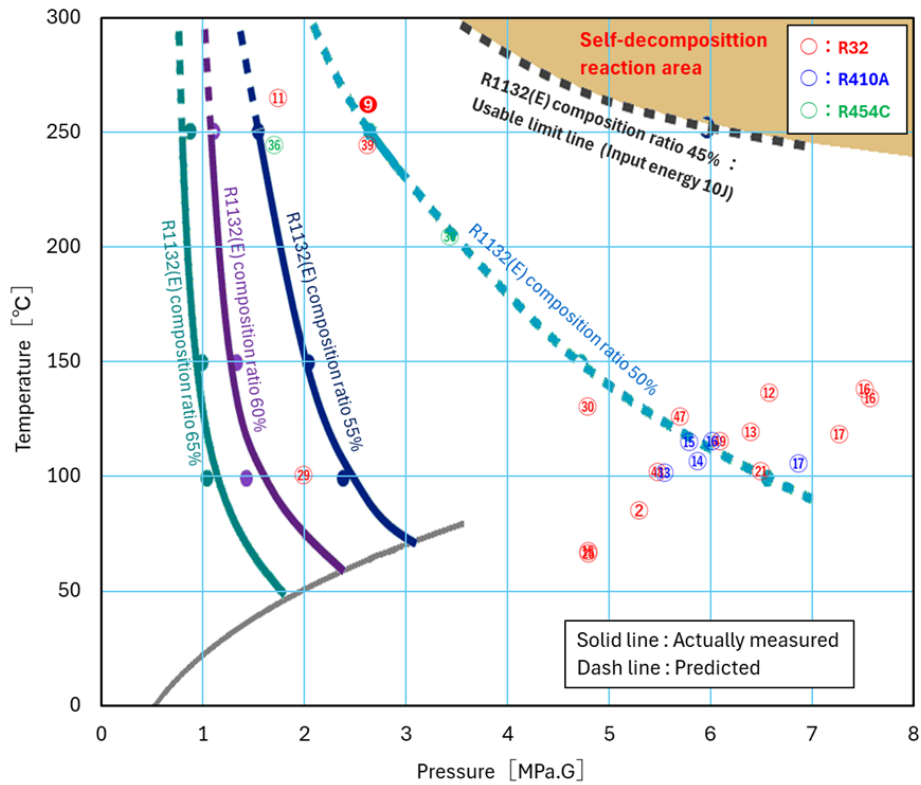
シナリオ到達条件の傾向を見ると、温度が大きく上昇するが圧力はそれほど上昇しないシナリオ（以下、「温度上昇シナリオ」と）、逆に圧力は大きく上昇するが温度はそれほど上昇しないシナリオ（以下、「圧力上昇シナリオ」）に分けることができる。温度上昇シナリオとしては、主に高圧縮比条件や真空運転のシナリオ、圧縮機で圧縮していない状態（空回りや圧縮機ロック）で通電している状態で発生している。また、圧力上昇シナリオとしては、主に高圧側の回路閉塞（例えば、室外機のカス管バルブ（三方弁）閉のまま運転等）や、凝縮側熱交換器の凝縮阻害（例えば、凝縮側のファン停止や凝縮器の付近の風路が塞がれている等）によって発生する傾向がある。

A. 6.3 R1132(E) 限界組成比の設定

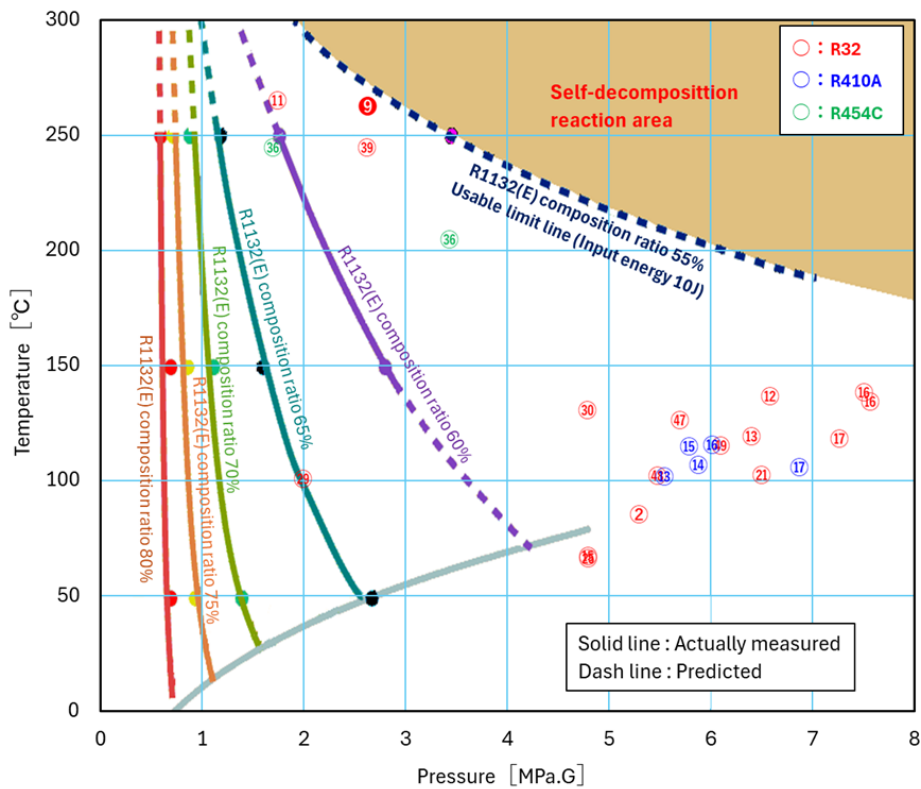
Figure A.A.6-1(a), (b)において、現在確認されたすべてのシナリオの到達温度・圧力で自己分解反応限界線を超えない R1132(E)の組成比を、「R1132(E)限界組成比」として設定する。具体的な値としては、2成分系における R1132(E)限界組成比は 45%、3成分系では 55%となる。尚、これらの R1132(E)限界組成比は、インバータ機を対象とした印加エネルギー10J の場合であり、これよりも印加エネルギーが大きくなれば、R1132(E)限界組成比はもっと低い値となる。

この R1132(E)限界組成比以内で使用する限りにおいては、前述した危険シナリオ（自己分解反応限界線を超えるシナリオ）は存在しないことになるが、A.8 で後述するように、すべての機器仕様で R1132(E)限界組成比を満たすことができるわけではない。その場合は、危険シナリオに対する FTA も含めた検討が必要になる。

尚、現在の結果において、自己分解反応限界線に元も近いシナリオは、シナリオ No.9 であるため、A.7 にてこのシナリオの説明、及び FTA について検討する。



(a) 2 components (R474 series)



(b) 3 components (R479 series)

Figure A.A.6-1 Self-decomposition limits and reached temperature & pressure conditions of scenarios

A.7 危険シナリオに対する FTA

A.6 で述べたように、現在までの検討において、自己分解反応限界線に最も近いシナリオ No.9 について、その内容の説明と FTA について示す。

A.7.1 シナリオ No.9 の到達条件確認試験結果

シナリオ No.9 は、温度上昇シナリオの 1 つであり、ルームエアコンにおいて、応急運転モードで冷媒ポンプダウン運転をしたまま放置し、更に吐出温度サーミスタが正規の位置から外れており、圧縮機や吐出ガスの温度上昇が検知できないことを想定している。Table A.7-1 に機器の仕様及び試験条件を示す。

Table A.7-1 Specifications of the apparatus and test conditions

Items		Specifications / conditions
Specifications of the apparatus	Type of apparatus	Domestic air conditioner
	Capacity	2.2 kW
	Refrigerant	R32
	Power supply	1φ 100 V
	Compressor type	Rotary (Rolling piston)
	Compressor shell type	High pressure
	Discharge temp. thermistor	Disabled (Out of proper position)
Test conditions	Operation type	Pump down
	Operation mode of apparatus	Emergency operation mode (cooling)
	Ambient temperature	43 °C
	Procedure after pump down	Continue operating

次にポンプダウン運転について説明する。ポンプダウン運転とは、室内機側の冷媒を室外機に回収する運転である。運転モードは冷房運転である。室外機の液側のバルブ（2 方弁）を閉じて運転することで、室外機から室内機に液冷媒（2 相冷媒）を送る経路が遮断されるため、室内機から室外機に冷媒が移動することはできるが、室外機から室内機への冷媒移動は発生しない。結果として、室外機の熱交換器（凝縮器）に冷媒が溜め込まれ、室内機内の冷媒の室外機への移動が完了した時点で室外機のガス側のバルブ（三方弁）を閉じてポンプダウン運転を終了させることで、冷凍サイクル内の冷媒は室外機内に回収される。シナリオ No.9 は、ポンプダウン完了後も運転を終了せずにそのまま放置したケースである。

試験結果だが、時間経過とともにいくつかの変化が現れた。まず、運転開始してしばらくは室内機の冷媒を室外機に回収することで、圧縮機の吸入圧力が低下し、室内機の冷媒の回収が終わると真空運転に近い状態となった。本来はこの時点でポンプダウン運転を終了させるが、本シナリオではこのまま運転を継続することで、圧縮機は真空運転を継続する。真空運転状態ではガスの流れがなくなり、圧縮機のシリンダー内部の熱が排出できずに圧縮機のシリンダー内部の温度上昇が発生した。また、モーター部もガスの流れがなくなることでモーターの冷却ができず、モーターで発生した熱により温度上昇した。

圧縮機のシリンダー内部の温度が上昇すると、吸入室と圧縮室を仕切っているベーンという部品が熱膨張し、上下の軸受の間に挟まって動けなくなることにより、圧縮機は圧縮できず空回り状態となった。

圧縮機が圧縮運転から空回り運転状態となることで、一時的に高圧側の温度が少し低下するが、そこからまた温度上昇を始めた。温度上昇の理由は、モーターを通過するガスの流れがなく、モーターで発生したロスによる発熱がモーターの巻線に蓄積されるためであり、温度が徐々に上昇した。

この試験で最終的に到達した条件は、圧縮機モーターの巻線温度で 262 °C まで上昇した。この温度は、電線の被覆が溶融する可能性がある温度であり、この試験中の短絡は確認されていないものの、モーター

の電線が短絡して自己分解反応の起点となる印加エネルギーが発生する可能性があると考えられる。尚、この時の圧縮機内の圧力条件は、室外機周囲温度（43℃）の飽和温度である 2.62 MPa.G であった。

現在の空調機用インバータ圧縮機で広く使用されている希土類磁石は熱に弱く、高温でモーターにある程度の電流が流れると減磁する特性があるが、今回の試験で巻線温度が 262℃でも大幅な減磁をせずに運転を継続できた（インバータで制御できた）ことは意外であった。圧縮機が空回り状態となっていたため、軽負荷で電流がほとんど流れていなかったことにより、減磁しなかったと考えられる。ちなみに最後に圧縮機を停止した際に大きな電流が流れたことにより、圧縮機の解体調査した時は、全く運転ができないほど減磁していた。

A.7.2 シナリオ No.9 の FTA

シナリオ No.9 について FTA を実施した。Figure A.A.7-1 にフォールトツリーを示す。このシナリオの発生確率に影響する主要要素としては、ポンプダウン実施率（機器のサービス、移設、撤去等）、ポンプダウンのまま長時間放置する確率（ヒューマンエラー）、保護装置で保護できない確率、高外気温になる確率がある。保護装置が保護できない確率の中には、温度検知ができない確率とその他の保護が働かない確率があり、その他の保護とは、例えば、機器にポンプダウンモードがあり、ポンプダウン開始から一定時間経過後に運転を停止する機能である。今回はその他の保護は「なし（発生確率 1.0）」とした。

個別事象の発生確率については精査が必要であり、今回は具体的な発生確率を示していないが、概算の発生確率は、概ね目標発生確率である 1.0×10^{-10} に近い値となっている。

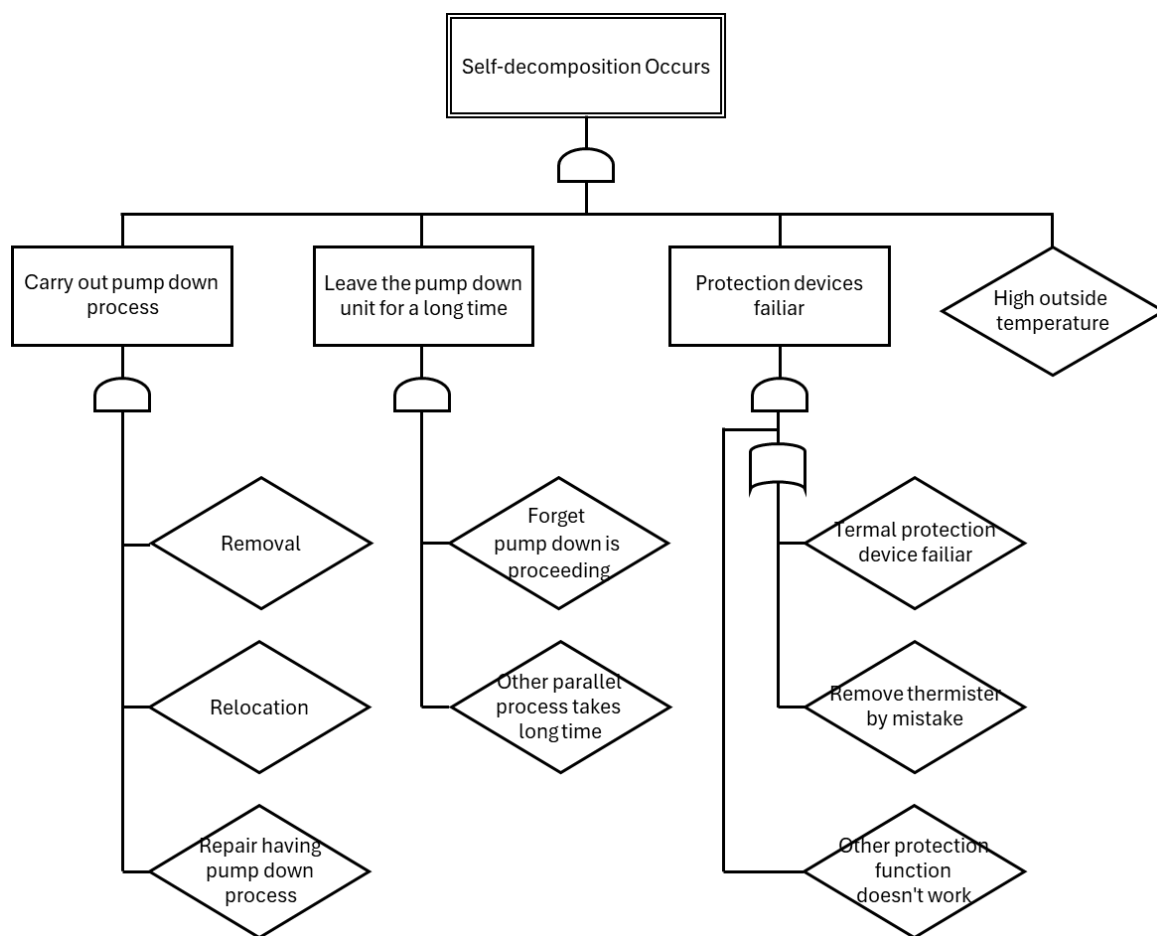


Figure A.A.7-1 Fault tree of scenario No.9

A. 8 現時点で自己分解反応を回避可能と考えられる機器仕様

上述の A.5, A.6 の結果より, インバータ機において自己分解反応が回避可能な機器仕様範囲について検討した. 具体的には, A.5 にて定義した滞留冷媒量比 (アキュムレータに滞留可能な最大液冷媒量の封入冷媒量に対する比率) をパラメータとして, 自己分解反応が回避可能かどうかを判定した.

A. 8. 1 滞留冷媒量比の計算

自己分解反応が回避可能かどうかを判定するために必要なパラメータとなる, 滞留冷媒量比(P)は以下の計算式により求める.

$$P = V_a \rho / m \quad (\text{A.8-1})$$

P : 滞留冷媒量比 [-]

V_a : アキュムレータの有効内容積 [L]

ρ : 液冷媒密度 [kg/L]

m : 封入冷媒量 [kg]

尚, アキュムレータの有効内容積は, Figure A.A.8-1 に示すように出口管の高さまでの容積となる.

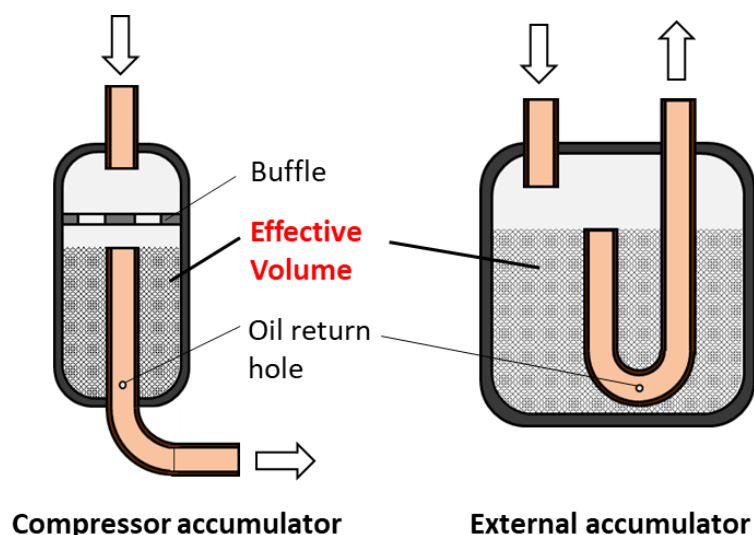


Figure A.A.8-1 Effective Volume of Accumulators

滞留冷媒量比が大きいほど循環組成変化は大きくなる傾向がある. また, 低温になるほど液冷媒密度が大きくなるので, 滞留冷媒量比は大きくなる傾向がある. 本検討では, 最も自己分解反応が発生しやすい条件を求めるために, 各機器の使用最低温度を, 空調機では-35 °C, 冷凍機では-45 °Cに設定し, その時の循環組成変化を求めた. 尚, 各冷媒の使用最低温度における密度(ρ)は Table A.8-1 の値を用いた.

Table A.8-1 Liquid refrigerant density [ρ] at the minimum operating temperature

Refrigerants	Air conditioners	Refrigeration equipment
R32	1.166 kg/L	1.194 kg/L
R410A	1.297 kg/L	1.329 kg/L
R404A	—	1.302 kg/L
Liquid temperature	-35 °C	-45 °C

尚、この計算は本来対象冷媒の値を使用すべきであるが、対象冷媒の物性が現在公開されていないため、従来冷媒の値を用いて代用した。

A.8.2 自己分解反応回避可否の判定

A.8.1 にて求めた滞留冷媒量比を用いて、自己分解反応が回避可能かどうかを対象冷媒毎に判定した結果を Table A.A.8-2 に示す。表中の「✓」が付いている項目は、現在までに提案されたすべてのシナリオに対して自己分解反応が回避可能と考えられる。また、「—」の項目については、現時点ではすべてのシナリオに対して自己分解反応が回避できるとは言い切れないことを示す。

Table A.A.8-2 Self-decomposition avoidable specifications

Proportion of accumulated refrigerant	R474A	R474B	R479A
< 20 wt%	✓	✓	✓
20 wt% - 40 wt%	✓	✓	✓
40 wt% - 60 wt%	✓	—	✓
60 wt% - 80 wt%	✓	—	✓
≥ 80 wt%	—	—	✓
Limit R1132(E) composition ratio	45 wt%	45 wt%	55 wt%
Initial R1132(E) composition ratio	23.0 wt%	31.5 wt%	28.0 wt%

✓ : Self-decomposition reaction is avoidable

— : Not yet established that Self-decomposition reaction is avoidable

尚、この判定結果は、多くの機器共通で判定可能となるように、自己分解反応発生に影響する各パラメータが、最も自己分解反応が発生しやすくなる組み合わせで判定しており、自己分解反応発生に対して厳しめの判定となっている。具体的には、印加エネルギー最大（10J）、液冷媒密度最大（使用最低温度における密度）、R1132(E)組成比最大（アキュムレータに物理的に滞留できる最大量を貯留している）という状態を想定している。

判定結果より、3 成分系の R479A については、滞留冷媒量比によらず自己分解反応が回避できると考えられる。一方、2 成分系の R474A や R474B は滞留冷媒量比が大きくなると、自己分解反応が回避できると言い切れない仕様が存在するが、上述のように、この判定は自己分解反応発生に対して厳しめに判定しているので、今後の詳細検討による各パラメータの精査（特に印加エネルギー）、及び、個別機器の構成、制御方法や使用条件等によって決まるパラメータの個別設定により自己分解反応がすべてのシナリオで回避可能となる可能性がある。また、危険シナリオの FTA による自己分解反応シナリオ自体の発生確率や、そのシナリオ発生時に自己分解反応発生に影響する各パラメータが同時に取得する値やその確率等も含めた詳細検討することによっても、自己分解反応を回避可能となる可能性がある。

A.9 まとめと今後の活動について

日冷工自己分解反応リスク検討 WG における検討結果、下記の見解を得た。

- ① 2.2 kW RAC 用単相 100 V インバータ機で短絡が発生した時の印加エネルギー（放電）は、相間短絡で 10 mJ 以下、地絡時では 200 mJ 以下であった。電圧や相数の異なるインバータや出力の大きい大型機への適用も考え、インバータ機の最大印加エネルギーを暫定的に 10J に設定した。
- ② 印加エネルギー 10J において、自己分解反応を回避可能な R1132(E)限界組成比は、R474A や R474B で 45 wt%、R479A で 55 wt%となる。
- ③ 機器運転中に発生し得る冷媒の組成変化について、R1132(E)の最大組成比を滞留冷媒量比より簡易的

に計算する方法を確立した。

- ④ インバータ機において、自己分解反応が回避可能な滞留冷媒量比は、R474A で 80 wt%以下、R474B で 40 wt%以下、R479A では滞留冷媒量比によらず自己分解反応が回避できる。

検討により得られた結果については、下記の発表を実施した。

- ① NEDO プロジェクト「次世代低 GWP 冷媒の実用化に向けた高効率冷凍空調技術の開発」活動報告会（2025 年 4 月 21 日開催）において、当 WG より、「自己分解反応が回避可能と考えられる冷媒×機器仕様について」のタイトルで発表した。
- ② 環境と新冷媒国際シンポジウム 2025（2025 年 10 月 23 日～24 日）において、当 WG より、「自己分解反応の可能性がある冷媒の安全使用に関する検討」のタイトルで発表した。

今後の検討課題及び活動としては下記となる。

- ① 単相 100 V 以外のインバータ機や一定速機についても最大印加エネルギーを実験的に明らかにするとともに、発生し得る最大印加エネルギーの理論的な裏付けについても検討を実施していく。
- ② 今回、自己分解反応が回避可能と言い切れなかった R474A、R474B で滞留冷媒量比が大きい機器については、上記の最大印加エネルギーの精査結果を基にした自己分解反応限界、R1132(E)組成比が増加した時に危険シナリオとなってしまうシナリオで発生し得る R1132(E)組成比の精査、及び FTA によるシナリオ発生確率の精査などの詳細検討により、これらの冷媒の使用可否を判定していく。

【参考文献】

- Goto, T., Usui, T., Yoshimura, T., Yamada, Y., 2024, Study of decomposition of R-1132(E) as ultra-low GWP refrigerants, *International Journal of Refrigeration*, IIR, 163, pp. 71–77
- Usui, T., Goto, T., Yoshimura, T., Yamada, Y., Ozaki, T., Inoue, T., Negishi, Y., 2024, Stability Evaluation of R1132(E) Mixed Refrigerants, *Transactions of the Japan Society of Refrigerating and Air Conditioning Engineers*, JSRAE, 41, no. 4, pp. 351-357