

「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」

事業原簿【公開】

担当部	国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構 環境部
-----	-----------------------------------

—目次—

概 要 プロジェクト用語集

I. 事業の位置付け・必要性について

1. 事業の背景・目的・位置付け.....	I - 1
1.1 事業の背景.....	I - 1
1.1.1 オゾン層保護対策の動向.....	I - 1
1.1.2 温暖化対策の動向.....	I - 2
1.2 事業の目的と位置付け.....	I - 2
2. NEDOの関与の必要性・制度への適合性.....	I - 3
2.1 NEDOが関与することの意義.....	I - 3
2.1.1 社会的な背景.....	I - 3
2.1.2 低 GWP 冷媒機器開発の必要性.....	I - 6
2.1.3 分野別の対応状況.....	I - 8
2.1.4 技術的な課題と NEDO の関与する意義.....	I - 10
2.2 実施の効果(費用対効果).....	I - 13
2.2.1 産業界への効果.....	I - 13
2.2.2 費用対効果.....	I - 13
2.2.3 制度への適用性.....	I - 13

II. 研究開発マネジメントについて

1. 事業の目標.....	II - 1
1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発.....	II - 4
1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発.....	II - 4
1.3 冷媒の性能、安全性評価.....	II - 5
2. 事業の計画内容.....	II - 9
2.1 研究開発の内容.....	II - 9
2.1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発.....	II - 9
2.1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発.....	II - 10
2.1.3 冷媒の性能、安全性評価.....	II - 12
2.2 研究開発の実施体制.....	II - 23
2.3 研究の運営管理.....	II - 25
2.4 研究開発成果の実用化、事業化に向けたマネジメントの妥当性.....	II - 25
3. 情勢変化への対応.....	II - 26
4. 中間評価結果への対応.....	II - 27
5. 評価に関する事項.....	II - 28

III. 研究開発成果について

1. 事業全体の成果.....	III - 1
1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発.....	III - 1
1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発.....	III - 1
1.3 冷媒の性能、安全性評価.....	III - 2
2. 研究開発項目毎の成果.....	III - 5
2.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発.....	III - 8
2.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発.....	III - 20
2.3 冷媒の性能、安全性評価.....	III - 33

IV. 成果の実用化・事業化に向けた取り組み及び見通しについて

1. 成果の実用化・事業化に向けた取り組み及び見通しについて.....	IV- 2
1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発.....	IV- 2
1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発.....	IV- 2
2. 成果の実用化に向けての見通し及び取り組みについて.....	IV- 3
2.1 冷媒の性能、安全性評価.....	IV- 3
3. 波及効果.....	IV- 5
3.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発.....	IV- 6
3.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発.....	IV- 6
3.3 冷媒の性能、安全性評価.....	IV- 6

・論文リスト

(添付資料)

- ・「京都議定書目標達成計画 抜粋版」(平成 20 年 3 月 28 日 全部改定)
- ・「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」基本計画 NEDO環境部
- ・「脱フロン対策分野」【技術戦略マップ 2010 より抜粋】(分野別技術ロードマップ)
- ・事前評価関連資料(事前評価書、パブリックコメント募集の結果)

概要

最終更新日 平成 28 年 10 月 13 日

施策名	「京都議定書目標達成計画」、「フロン回収・破壊法 第 50 条」、「平成 25 年度科学技術重要施策アクションプラン」						
プロジェクト名	高効率ノンフロン型空調機器技術の開発	プロジェクト番号	P11008				
担当推進部/担当者	環境部/阿部正道、市川直喜、神戸正純、山下尚人（平成 28 年 10 月現在） 環境部/阿部正道、寶山 登、須澤美香（平成 26 年 4 月～平成 28 年 3 月） 環境部/阿部正道、高野正好（平成 25 年 4 月～平成 26 年 3 月） 環境部/阿部正道、畠山文香、宮坂一弘（平成 24 年 4 月～平成 25 年 3 月） 環境部/阿部正道、畠山文香、和仁秀幸（平成 23 年 4 月～平成 24 年 3 月）						
0. 事業の概要	<p>現行の代替フロン冷媒に比べ大幅に温室効果を下げた低温室効果冷媒を用い、かつ高効率を両立する業務用空調機器（ビル用 PAC 等）を実現するため、機器システム、冷媒の両面から以下の技術開発を行う。</p> <p>①低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器（圧縮機、熱交換器等）の開発 ②高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発 ③冷媒の性能、安全性評価（可燃性、毒性等）</p>						
I. 事業の位置付け・必要性について	<p>我が国は京都議定書目標達成計画において、代替フロン等 3 ガス（HFC、PFC、SF6）については追加対策を行うことにより、第 1 約束期間中（2008 年～2012 年）に大幅な排出抑制に努めなければならない、温室効果がより小さい代替物質の開発・普及と設備等の導入を推進することが強く要請されている。また、京都議定書第 1 約束期間終了後（2013 年以降）においても、更なる長期的・継続的な排出削減対策の実施が求められている。これまで「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（H17～H22）では、冷却のみを行う業務用冷凍冷蔵や機器規模が小さい家庭用エアコン分野を対象として冷媒転換の技術開発を行い、従来機比 10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。一方、代替フロン等 3 ガスの 2020 年 BAU（Business As Usual）推計排出量において冷凍空調分野の約 30%を占めることになる業務用空調機器分野は、家庭用エアコンに比べ規模（冷媒量、配管長）が格段に大きいため特に技術的ハードルが高く、これまで開発は行われてこなかった。しかし近年、世界的な微燃性冷媒に対する安全評価の考え方の変化や、高圧・超臨界状態での CO2 冷媒を用いる新たな圧縮機技術の登場等を背景として、業務用空調分野での冷媒転換の可能性が近年急速に高まってきたところである。このため、残された業務用空調分野での技術開発を一気に進め、省エネ化、低温室効果冷媒への転換を促進する。さらに、現在進行中の微燃性冷媒に係わる国際規格策定の議論を我が国がリードすることで、海外市場における競争基盤を獲得する。</p>						
II. 研究開発マネジメントについて							
事業の目標	<p>温室効果ガスの削減ポテンシャルの大きい分野である業務用空調機器に関して低温室効果ガスを用いて省エネ化・高効率化を実現する。新冷媒開発、圧縮機、熱交換器等の要素機器の開発、システム開発等の研究開発により、低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン品と同等以上の性能を実現する基盤技術の確立を目標とする。</p> <p>研究開発項目①「低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発」： 低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン機と同等以上の性能を実現する基盤技術の確立を目標とする。</p> <p>研究開発項目②「高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発」： 現状市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を実現する基盤技術の確立を目標とする。</p> <p>研究開発項目③「冷媒の性能、安全性評価」： 公共的な見地から国際的標準化を注視しつつ、冷媒の性能、安全性評価を実施する。</p>						
事業の計画内容	主な実施事項	H23fy	H24fy	H25fy	H26fy	H27fy	
	低温室効果冷媒適用技術の開発	→					
	冷媒の性能・安全性評価	→					
	成果とりまとめ	→					
	会計・勘定	H23fy	H24fy	H25fy	H26fy	H27fy	総額

開発予算 (会計・勘定別に事業費の実績額を記載) (単位:百万円) 契約種類: ○をつける (委託(○) 助成(○) 共同研究(負担率())	一般会計	-	-	-	-	-	-
	特別会計(需給)	480	480	280	280	250	1770
	開発促進財源	-	60	20	-	44	124
	総予算額	480	540	280	280	294	1894
	(委託)	190	249	124	207	202	972
	(助成) : 助成率 2/3 (~H25fy), 1/2 (H26fy~)	290	291	176	73	92	922
	(共同研究) : 負担率△/□	-	-	-	-	-	-
開発体制	経産省担当原課	製造産業局化学物質管理課オゾン層保護等推進室					
	プロジェクトリーダー	プロジェクトリーダー: 飛原英治 (東京大学大学院 新領域創成科学研究科教授) サブプロジェクトリーダー: 藤本悟 (日本冷凍空調工業会 微燃性冷凍安全検討WG 主査)					
	委託先 (* 委託先が法人の場合は参加企業数および参加企業名も記載)	①低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発 (助成先) ・サンデン株式会社 (H23fy ~ H25fy) ・ダイキン工業株式会社 (H23fy ~ H27fy) ・パナソニック株式会社 (H23fy ~ H25fy) ・三菱重工業株式会社 (H23fy) ・三菱電機株式会社 (H23fy ~ H25fy) ②高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発 (助成先) ・旭硝子株式会社 (H23fy ~ H27fy) ③冷媒の性能、安全性評価 (委託先) ・国立大学法人九州大学 (H23fy ~ H27fy) ・学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学 (H23fy ~ H27fy) ・国立大学法人東京大学 (H23fy ~ H27fy)					
情勢変化への対応	国内では、冷凍温室効果冷媒(微燃性冷媒)を規定する「高圧ガス保安法 冷凍保安規則」見直しにおいて、本研究開発成果を踏まえた規制緩和の方向性が見出されている。また、国外では、欧州のFガス規制により冷媒用途ごとの排出規制や使用禁止措置などが決まっている状況において、新規低 GWP 冷媒の定置式冷凍空調機への適用研究に対応している。						

	中間評価の結果と対処方針のポイントは下表の通り。	
	<p>評価のポイント</p> <p>① 機器開発については、実用化に向けて早期に実機での COP 等の性能を確認すべきである。</p> <p>② 本技術開発だけでは COP 向上見込みが不十分で今後の展開が難しいテーマがあり、対応を検討する必要がある。</p> <p>③ ノンフロン型空調機器技術では単に効率 (COP や APF) で判断するのではなく GWP を考慮したトータルな意味での判断が必要と考える。また、イニシャル・ランニングコスト、運転管理の容易性・長寿命性・安全性・安定性・快適性、設置面積・必要容積・重量・発生音・工事の容易性など建物側への制約が少ないことなど、総合的な評価方法を明確化することが重要である。</p> <p>④ 国内外の法規制の行方が今後の研究・開発テーマ展開に大きく影響を及ぼすので、情報収集を適切に行い、法規制に対応して研究項目の変更等を行うことが望ましい。</p>	<p>反映 (対処方針) のポイント</p> <p>① 基本計画を一部変更し、実証機を製作してシステム性能評価試験を実施する。</p> <p>② 現段階で中間目標達成見込みが立っていないテーマについては、中止する。</p> <p>③ 温室効果ガス排出抑制の観点では LCCP (Life Cycle Climate Performance (製品寿命気候負荷)) による評価を実施している。一方、機器普及、導入・運用に係る課題・評価方法については、実証機試験を実施する中で抽出・検討を行う。</p> <p>④ 先に成立した「フロン使用合理化・適正管理法」に早期に対応すべく、次年度実施予定実験を前倒し、冷媒性能評価の早期高精度化を図るとともに、国内外の法規制の情報収集結果に基づき冷媒燃焼時の危害度評価実験における測定項目を追加する。</p>
中間評価結果への対応		
評価に関する事項	事前評価	平成 22 年度実施 担当部 環境部
	中間評価	平成 25 年度 中間評価実施
	事後評価	平成 28 年度 事後評価実施
Ⅲ. 研究開発成果について	<p>研究開発項目①～③について、中間評価実施後、平成 26 年度から採択の下記 5 テーマ ((a)～(e)) について、委託事業及び助成事業 (助成率 1/2) の 2 つの事業フェーズ毎に研究開発を実施した。また、NEDO は、適宜、PL の開催する委託先/助成先毎の進捗検討会議に参加し、研究開発成果及び進捗状況等を確認・指導を実施した。各研究開発テーマの内容及び成果は以下のとおり。</p> <p>研究開発項目①「低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発」</p> <p>(a) 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】</p> <p>多段冷却圧縮で圧縮中の冷媒温度の上昇を抑制して圧縮動力を大幅に低減し、また膨張機技術を採用して膨張損失を低減して高効率化を行い、従来の HFC 冷媒と同等レベルの性能を達成する CO2 冷媒を用いた高効率ビル用マルチ空調機の開発を目的として、下記の研究項目を実施した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・新機構多段圧縮機の開発 ・アルミマイクロチャネル熱交換器の開発 ・複合切換弁の開発 ・新型液ガス熱交換器の開発 ・システム構成要素の試作または調達 ・システム性能評価 ・制御仕様検討 ・社内フィールド試験機の運転評価 	

目 標	研究開発成果
テーマ： 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発	
冷房定格 COP を現行 R410A 機同等レベル、2015 年省エネ法基準値である APF 5.2 (5HP) を超える性能を達成する	5HP の室外機に新機構多段圧縮機、アルミマイクロチャネル熱交換器、複合切換弁、新型液ガス熱交換器、膨張機を搭載し、性能試験を実施した。 試験機実測に基づいて 10HP 最終製品のシステム性能を試算した結果、いずれも目標値達成の見込みがあることを確認した。
[1] 新機構多段圧縮機の開発	
システム目標性能を満足する仕様の確立	1 ケーシングで 4 段圧縮が可能な新機構の多段圧縮機を試作評価し、基本仕様を確立した。 構成部品の設計適正化を行い、システム性能に必要な効率目標値を達成した。
[2] アルミマイクロチャネル熱交換器の開発	
システム目標性能を満足する基本仕様の確立	蒸発性能を向上させたアルミマイクロチャネル熱交換器を試作評価した。 CO2 冷媒の高耐圧強度を満足するように扁平多穴管、ヘッダ、継手の仕様を決定し、またシステム性能を満足するように、熱交換能力と圧力損失のバランスを考慮した インタークーラー一体型熱交換器の仕様を決定した。
[3] 複合切換弁の開発	
システム目標性能を満足する基本仕様の確立	低圧力損失かつ低熱損失仕様の複合切換弁の試作評価を実施した。 圧力損失および熱損失について解析技術を活用しながら構造を検討し、従来形式の四路切換弁と同等まで低減できる見込みが得られた。
[4] 新型液ガス熱交換器の開発	
システム目標性能を満足する基本仕様の確立	アルミを採用すると共に、多穴管形状の最適化、伝熱促進機構高効率化によりコンパクト化、低コスト化し、システムが必要とする基本仕様を確立した。
[5] システム構成要素の試作または調達	
システム目標性能を満足する冷媒回路に必要な機能部品や膨張機を選定、試作または調達	多段圧縮サイクル向けに設計した膨張機を試作した。 部品寸法の最適化により解決しシステム性能を満足する仕様を決定した。 その他、システム構成に必要な膨張弁や逆止弁などの機能部品について選定した。
[6] システム性能評価	
システム目標性能を満足する冷媒回路の基本構成の確立と、全ての要素技術をシステムに組み込んだシステム性能評価	従来要素技術をベースにした基礎試験にて、多段圧縮サイクルの有効性を確認し、基本回路構成を確定した。 全ての新要素部品をシステムに搭載して性能評価を行い、性能目標値達成の見込みがあることを確認した。
[7] 制御仕様検討	
システム運転特性を反映し、超臨界でかつ膨張機付きサイクルを自動運転するための制御プログラムを作成する	種々の条件下での運転特性から制御ロジックを検討し、それを反映させた制御プログラムを作成した。疑似サブクール制御やインジェクション量制御など多段圧縮サイクル特有の制御についてロジックを検討し、安定した運転ができることを確認した。
[8] 社内フィールド試験機の運転評価	
実運転環境下で、自動制御による安定した冷媒運転状態になることを実証し、構成要素に致命的な設計欠陥がないことを確認する	夏期・冬季において社内でフィールド試験を実施し、作成した制御プログラムが実運転環境下でも室温を適切に調整し、空調機としての基本機能に問題がなく、持続的な自動運転が可能であることを確認した。

研究開発項目②「高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発」

(b) 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

業務用空調機器用高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を目的とし、下記の研究項目を実施した。

- ・地球温暖化
- ・燃焼性
- ・毒性
- ・冷媒性能

目 標	研究開発成果
テーマ： 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発	
現状市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を実現する基盤技術の確立を目標とする。	候補媒体について選定の為の燃焼性及び毒性（Ames試験・蓄積性）に関する基礎データを取得。有望候補媒体について、基本特性、応用特性に関するデータ取得・評価を実施、高効率かつ低温室効果の新冷媒を実現する基盤技術を確立した。
[1]地球温暖化	
地球温暖化性能（100年間）GWPは300以下	候補媒体2媒体について測定を実施し、目標値を満足することを確認した。
[2]燃焼性	
不燃性～微燃性（ASHRAE安全区分：1～2）	候補媒体2媒体について測定を実施し、目標であるASHRAE安全区分1～2（2L）を満足することを確認した。
[3]毒性	
低毒性（LC50>20,000ppm）	候補媒体2媒体についてLC50測定を終了し、目標値を満足することを確認した。反復暴露試験結果に基づき、暫定許容濃度を設定した。
[4]冷媒性能	
COP及び冷凍能力がR410AまたはR134a（R123・R245fa）と同等以上	候補媒体2媒体について実機を用いたドロップイン試験を実施し、現行冷媒と同等の性能を得る見通しを得ると共に、実測値情報に基づく状態方程式を作成した。

研究開発計画③「冷媒の性能、安全性評価」

(c) 業務用空調機器に適した低GWP冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

本開発研究では、①HF0系冷媒候補物質の中で熱物性およびサイクル性能がほとんど明らかにされていないR1234ze(Z)やR1243zf等の安全性を含む化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性を明らかにするとともに、②R1234ze(E)などを含むHF0系冷媒、HFC系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる低GWP混合冷媒の中から業務用空調機器の冷媒として適した混合冷媒を探求・選定し、選定した混合冷媒の熱力学的・輸送的性質の測定、伝熱特性の測定およびサイクル性能の評価を行い、低GWP混合冷媒を実用冷媒として使用する為の基盤技術を構築することを目的として、下記の研究項目を実施した。

- ①R1234ze(Z)の基本物性およびサイクル性能に関する研究
 - (a) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の化学的性質の調査（担当：九州大学）
 - (b) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の熱力学的性質の測定（担当：いわき明星大学および九州産業大学）
 - (c) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の輸送的性質の測定（担当：佐賀大学）
 - (d) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の伝熱特性の測定（担当：九州大学）
 - (e) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒のサイクルの基本特性の評価（担当：九州大学および佐賀大学）
- ②低GWP混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究
 - (a) 低GWP混合冷媒の探求・選定（担当：九州大学およびいわき明星大学）
 - (b) 低GWP混合冷媒の熱力学的性質の測定（担当：いわき明星大学および九州産業大学）
 - (c) 低GWP混合冷媒の輸送的性質の測定（担当：佐賀大学）
 - (d) 低GWP混合冷媒の伝熱特性の測定（担当：九州大学および佐賀大学）
 - (e) 低GWP混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価（担当：九州大学および佐賀大学）

目 標	研究開発成果
テーマ：業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価	
<p>① R1234ze(Z) などの新規低 GWP 純冷媒の化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性の解明を行う。</p> <p>② 業務用空調機器に適した低 GWP 混合冷媒の探求および選定と、その熱力学的・輸送的性質の測定と、伝熱特性およびサイクル性能の評価を行う。以上より、低 GWP 混合冷媒を実用化する為の基盤技術を構築する。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z)の化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性を世界に先駆けて測定し、それらの特性を解明。 ・R1243zfの熱力学的性質を世界に先駆けて測定し、解明。 ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R1233zd(E)の水平平滑管外凝縮・沸騰熱伝達特性を世界に先駆けて測定。 ・次世代冷媒として有望な R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系の2成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系の3成分混合冷媒の組成を選定し、それらのPvT 性質、臨界定数、輸送的性質を測定とともに、状態方程式を提案。 ・R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系 3 成分混合冷媒の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を測定／解明。 ・R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系の2成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系の3成分混合冷媒のサイクル性能を解明し、既存冷媒 R410A の代替冷媒として使用できる混合冷媒を提案。
① R1234ze(Z) などの新規低 GWP 純冷媒の基本物性およびサイクル性能に関する研究	
(a) 新規低 GWP 純冷媒の化学的性質の調査	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z)の材料適合性、燃焼性及び毒性の基本特性を測定し、それらの特性を世界に先駆けて解明。 ・R1243zf の化学的性質に関する情報を製造会社より取得。
(b) 新規低 GWP 純冷媒の熱力学的性質の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z)および R1243zf の熱力学的性質(PvT 性質、臨界定数、蒸気圧)を初めて高精度に測定し、精度の高い状態方程式を提案。 ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)、R1243zf および R1233zd(E)の表面張力を初めて高精度に測定し、推算式を提案。
(c) 新規低 GWP 純冷媒の輸送的性質の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R1233zd(E)の熱伝導率、並びに粘度を高精度に測定し、拡張対応状態原理に基づく予測モデルおよび簡易相関式を提案。
(d) 新規低 GWP 純冷媒の伝熱特性の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R1233zd(E)の水平平滑管上の凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定し、物性値の予測精度を総合的に確認。 ・R1234ze(Z)の水平設置された伝熱促進管上の凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定し、フィンによる伝熱促進効果を確認。 ・R1234ze(E)および R1234yf の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定。 ・プレート式熱交換器内の水／空気二相流動特性の把握および R1234ze(E)局所凝縮・沸騰熱伝達特性の測定。 ・伝熱試験結果をデータベース化し、公表の予定。
(e) 新規低 GWP 純冷媒のサイクルの基本特性の評価	<ul style="list-style-type: none"> ・純冷媒 R1234ze(E)および R1234(Z)、並びに2成分混合冷媒 R1234ze(E)/R32 のヒートポンプサイクル性能試験を世界に先駆けて実施し、これらの冷媒が高温ヒートポンプ用に適していることを指摘。
② 低 GWP 混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究	
(a) 低 GWP 混合冷媒の探求・選定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系 3 成分混合冷媒より、GWP=300 および GWP=200 近傍の冷媒組成を熱力学的サイクル性能解析より選定。
(b) 低 GWP 混合冷媒の熱力学的性質の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・選定された 2 成分および 3 成分混合冷媒の熱力学的性質を世界に先駆けて初めて測定し、それらの状態方程式を提案。

(c) 低 GWP 混合冷媒の輸送的性質の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)/R32 系および R1234ze(Z)/R32 系 2 成分混合冷媒の熱伝導率を初めて測定し、熱伝導率の拡張対応状態原理に基づく予測モデルおよび簡易相関式を提案。 ・R1234ze(Z)/R32 系 2 成分混合冷媒の粘度を初めて測定し、簡易相関式を提案。
(d) 低 GWP 混合冷媒の伝熱特性の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R32/R1234ze(E)系 2 成分混合冷媒の扁平多孔管内凝縮沸騰熱伝達特性を初めて測定。 ・R32/R1234ze(E)系および R32/R1234yf 系の 2 成分混合冷媒、並びに R744/R32/ R1234ze(E)系 3 成分混合冷媒の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定。 ・伝熱試験結果のデータベース化し、公表の予定。
(e) 低 GWP 混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価	<ul style="list-style-type: none"> ・選定した GWP=200 弱および 300 弱の 2 成分混合冷媒、並びに 3 成分混合冷媒のサイクル性能試験により、GWP=300 弱の 2 成分および 3 成分混合冷媒は既存冷媒 R410A の代替冷媒として使用できることを検証。

(d) 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

A2L 冷媒の燃焼・爆発挙動を詳細な実験及び数値シミュレーションによって評価するとともに、実際に A2L 冷媒を空調機器に適用した場合における火災・爆発事故発生可能性およびそれによる物理的有害度（フィジカルハザード）を実験的に評価した。本研究開発は 6 つのサブテーマにより構成されており、それぞれのサブテーマにおける研究成果は以下のとおりである。

- ・微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価
- ・微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価
- ・暖房機器と同時使用時の安全性評価
- ・サービス・据え付け時の安全性評価
- ・多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価
- ・実際の事故シナリオを想定した実大着火実験

目 標	研究開発成果
テーマ： 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント	
本研究開発では、A2L 冷媒が使用された空調機のフィジカルハザードを評価し、A2L 冷媒の空調機器適用に係るガイドライン作成への寄与を目標とする。	本研究開発では、KG 値や燃焼速度等を指標として、比較的実大に近い規模の実験により業務用空調機器搭載用低 GWP 冷媒の燃焼特性を明らかにするとともに、リスクアセスメントにて抽出された各種事故シナリオにおける火災発生可能性およびフィジカルハザードを明確化した。その成果は高圧ガス保安法をはじめとする各種規制緩和に資している。以上より本研究開発の当初の目的を達成した。
[1] 微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価（担当：産業技術総合研究所）	
事故シナリオの検討に基づくハザード評価及び爆発影響評価。	実規模を想定した微燃性冷媒の燃焼特性について検討し、燃焼速度の遅さからくる浮力による燃焼特性への影響や規模効果、昇温・加湿環境影響について、大型燃焼容器を用いて調査し、また直接的な比較としてアンモニアについても同一の試験環境で燃焼試験を実施して、規模効果を含めてアンモニアと同等の燃焼性であることを明らかにした。
[2] 微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価（担当：産業技術総合研究所）	
事故シナリオの検討に基づく予混合・漏洩条件評価及び過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価。	微燃性冷媒の燃焼爆発影響について、評価条件を検討して影響評価試験条件に反映し、また過剰なエネルギーとして着火源がなくても自然発火する場合について実験的に試験を行い、ASTM 試験法にもとづいた同一試験条件での発火温度を評価した。大型燃焼容器を用いた試験結果と合わせ、燃焼特性を特にアンモニアと比較する形で整理した。
[3] 暖房機器と同時使用時の安全性評価（担当：東京理科大学）	

居住空間でA2L冷媒が空調機から漏洩した場合に、暖房機器による着火の有無及び燃焼生成物濃度を明らかにする。	目標のシナリオを模擬した実大実験を実施し、室内にミニスプリット型空調機器搭載量の冷媒が漏洩した場合の着火の有無及び燃焼生成物濃度を定量的に明らかにした。
[4] サービス・据え付け時の安全性評価（担当：東京理科大学）	
サービス・据え付け作業空間に冷媒が漏洩し、そこに着火源があった場合の火炎伝播挙動を実験的に把握する。	想定されるシナリオとして、①冷媒滞留空間で市販ライターを使用した場合、②ピンホール漏洩、③回収機等内での漏洩を取り上げ、それぞれのシナリオで想定される各種着火源を模擬した実験により、着火可能性および火炎伝播挙動、フィジカルハザードを定量的に明らかにした。
[5] 多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価（担当：東京理科大学）	
多室型空調機に搭載されるA2L冷媒の漏洩に伴う着火危険性等の安全性を実験的に評価する。	多室型空調機が設置され空間に燃焼範囲内になる冷媒量が漏洩した場合を模擬した燃焼実験を実施し、火炎伝播速度を有効可燃冷媒積によって予測できる手法を構築した。
[6] 実際の事故シナリオを想定した実大着火実験（担当：東京理科大学）	
想定された事故シナリオを模擬した実大着火実験により、燃焼による危害度を評価するためのデータを取得する。	狭小カラオケルームにおいて冷媒が漏洩した場合の事故シナリオを設定し、実大実験により、着火条件を明確化した。さらに、着火時の圧力上昇、火炎伝播速度等のフィジカルハザードデータを取得し、定量的な評価が行える環境を整備した。
(e) エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】 微燃性冷媒の安全性の評価及び安全な利用技術の開発に資することを目的として、下記の研究項目を実施した。	
<ol style="list-style-type: none"> 1. エアコンの性能評価法の確立 2. 室内への冷媒リーク時の安全性評価 3. ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価 4. ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発 5. 低 GWP 冷媒の固有特性に係る安全性評価 	
目 標	研究開発成果
テーマ：エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価	
微燃性冷媒を安全に使用するために評価すべき事柄について、共通基盤的な情報を提供し、低 GWP・微燃性冷媒の実用化を促進する。	微燃性冷媒のリスク評価を行うのに必要な燃焼特性や事故危険性について学術的な情報を提供するとともに、試験法についても新たに開発し、国際的な規格の改正に貢献した。産学官が協力して、微燃性冷媒のリスク評価を実施し、国内法の改正に協力した。
[1] エアコンの性能評価法の確立	
<ol style="list-style-type: none"> ① エアコンの使用実態の把握 ② エアコン、ビル用マルチエアコンの部分負荷特性と快適性評価の検討 ③ 低 GWP 冷媒の熱交換器性能、サイクル性能の評価 	<ol style="list-style-type: none"> ① 使用実態の把握を終え、得られた結果をルームエアコンのJISの改訂に利用した。 ② 業務用エアコンの使用実態調査を実施し、パッケージエアコンJISの改訂に情報提供を行った。 ③ R1234yf、R32が潤滑油とともに流れる熱交換器性能を測定し、実用的な伝熱、圧力損失性能を解明した。
[2] 室内への冷媒リーク時の安全性評価	
<ol style="list-style-type: none"> ① 微燃性冷媒が室内へ漏洩したときの濃度分布の解析 ② 熱分解、燃焼後の HF 濃度解析 ③ ポンプダウン運転時のディーゼル燃焼 ④ 微燃性冷媒のリスク評価 	<ol style="list-style-type: none"> ① 冷媒濃度の時間的推移を計算し、可燃範囲に入る条件を明らかにすることで、着火可能性評価に貢献した。 ② 冷媒が高温壁面に接触するときの熱分解について実験し、熱分解のしやすさは冷媒の燃焼性に直接関連しないことを明らかにした。 ③ 冷媒、潤滑油混合気が圧縮時にディーゼル爆発をする現象を再現し、発生しやすさは冷媒の燃焼性に直接関連しないことを明らかにした。 ④ 微燃性冷媒リスク評価研究会を構成し、産学官協力とともに、リスク評価を推進して規制緩和に貢献した。
[3] ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価	

	<p>①冷媒の実用上の燃焼限界評価方法の開発と評価 ②2L 冷媒の燃焼速度に及ぼす温度・湿度影響の評価</p>	<p>①6 種類の 2L 冷媒単体や混合系冷媒、及び既存の R410A、R134a 等の冷媒について、燃焼限界の温度及び湿度依存性を明らかにした。可燃性～不燃性まで統一的に評価する方法に関してはその基本を確立した。燃焼限界測定法の高度化が新たな課題であり、ASHRAE 法と保安法の整合化を検討した。R32、R1234yf、及び 3 種類の冷媒に加えて 1 種類の新冷媒について、熱分解開始温度および熱分解に伴う生成物を分析し、既存の冷媒との定量比較を可能にした。 ②6 種類の 2L 冷媒単体及び既存の不燃性冷媒について、燃焼速度の温度及び湿度影響を明らかにした。最悪条件として設定した 60℃、湿度 50%において、2L 冷媒と既存の不燃性冷媒の横並び比較を可能にした。得られた燃焼限界と燃焼速度の温度・湿度依存性から、様々な環境条件における燃焼特性を推算可能にした。</p>						
[4]ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発								
	<p>①2L 冷媒の最小火花着火エネルギー (MIE) の評価法の開発 ②2L 冷媒の実用条件の最小火花着火エネルギー (MIE) の評価 ③2L 冷媒の最小着火エネルギー及び消炎距離評価方法の開発</p>	<p>①着火エネルギーに及ぼす電極の冷却の影響を明らかにし、MIE 評価装置を製作した。種々の 2L 冷媒単体及び混合系 2L 冷媒について、MIE を測定し、③の結果と合理的に相関することを明らかにした。 ②可燃性冷媒について電磁開閉器及びコンセントからの火花放電による着火試験を行い、その結果が①③の基礎特性データと合理的に一致することを明らかにした。 ③2L 冷媒に適用可能な消炎距離評価装置を開発し、種々の 2L 冷媒及び湿度により可燃化する不燃性冷媒について測定を行い、消炎距離、燃焼速度等のパラメータから MIE を推算し、①と合理的に相関することを明らかにした。消炎直径評価法を開発し、消炎距離及び燃焼速度との関係、②の着火試験の結果を合理的に説明できることを示した。</p>						
[5]固有安全性評価手法の確立								
	<p>①新規開発低 GWP 冷媒を適用した空調機器使用時におけるリスク評価 ②固有安全性評価手法の確立</p>	<p>①本プロジェクトで開発された新冷媒について、固有安全性の評価を実施し、十分な安全措施を講ずれば、実用化が可能であることを明らかにした。 ②低 GWP 冷媒の安全性を確認するための手法について検討し、安全手法について知見を得た。</p>						
投稿論文	「査読付き」118件、「その他」160件							
特 許	「出願済」95件、「登録」9件、「実施」0件（うち国際出願 9件）							
その他の外部発表（プレス発表等）	3件							
IV. 実用化・事業化の見通しについて	対象技術毎の成果の実用化・事業化の見通しを下表に示す。							
	<p>研究開発項目</p>	<table border="1"> <thead> <tr> <th data-bbox="552 1467 837 1527">対象技術等</th> <th data-bbox="837 1467 1479 1527">成果の実用化・事業化見通し</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td data-bbox="552 1527 837 1854"> <p>① 機器開発</p> <p>ビル用マルチエアコン（大型） ・中～大規模ビルの冷暖房用</p> </td> <td data-bbox="837 1527 1479 1854"> <ul style="list-style-type: none"> ・技術面では、高効率化及びサイズ・重量アップを大きく抑制する基本技術を確立。 ・しかし、現行の R410A 冷媒機に比べると、サイズや重量は依然として大きく、ブレークスルーが必要。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規制（GWP 規制等）状況及び低 GWP 冷媒の安全性（燃焼性等）リスク評価）、及び他社の新冷媒の動向を踏まえ、事業化フェーズへの移行を見極める。 </td> </tr> <tr> <td data-bbox="552 1854 837 2072"> <p>② 冷媒開発</p> <p>低 GWP 冷媒開発</p> </td> <td data-bbox="837 1854 1479 2072"> <ul style="list-style-type: none"> ・技術面の課題は解決済み。 ・家庭用エアコンを例にリスクアセスメントを実施し、許容値をクリアしていることを確認。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規格等の取得、各地域における化学物質登録、規制緩和等の法的対応）を解決し、早期実用化の為の商業生産を進める事により、新冷媒の実用化・事業化を推進する予定。 </td> </tr> </tbody> </table>	対象技術等	成果の実用化・事業化見通し	<p>① 機器開発</p> <p>ビル用マルチエアコン（大型） ・中～大規模ビルの冷暖房用</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・技術面では、高効率化及びサイズ・重量アップを大きく抑制する基本技術を確立。 ・しかし、現行の R410A 冷媒機に比べると、サイズや重量は依然として大きく、ブレークスルーが必要。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規制（GWP 規制等）状況及び低 GWP 冷媒の安全性（燃焼性等）リスク評価）、及び他社の新冷媒の動向を踏まえ、事業化フェーズへの移行を見極める。 	<p>② 冷媒開発</p> <p>低 GWP 冷媒開発</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・技術面の課題は解決済み。 ・家庭用エアコンを例にリスクアセスメントを実施し、許容値をクリアしていることを確認。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規格等の取得、各地域における化学物質登録、規制緩和等の法的対応）を解決し、早期実用化の為の商業生産を進める事により、新冷媒の実用化・事業化を推進する予定。
	対象技術等	成果の実用化・事業化見通し						
<p>① 機器開発</p> <p>ビル用マルチエアコン（大型） ・中～大規模ビルの冷暖房用</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・技術面では、高効率化及びサイズ・重量アップを大きく抑制する基本技術を確立。 ・しかし、現行の R410A 冷媒機に比べると、サイズや重量は依然として大きく、ブレークスルーが必要。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規制（GWP 規制等）状況及び低 GWP 冷媒の安全性（燃焼性等）リスク評価）、及び他社の新冷媒の動向を踏まえ、事業化フェーズへの移行を見極める。 							
<p>② 冷媒開発</p> <p>低 GWP 冷媒開発</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・技術面の課題は解決済み。 ・家庭用エアコンを例にリスクアセスメントを実施し、許容値をクリアしていることを確認。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規格等の取得、各地域における化学物質登録、規制緩和等の法的対応）を解決し、早期実用化の為の商業生産を進める事により、新冷媒の実用化・事業化を推進する予定。 							

	③ 性能・安 全性評価	低 GWP 冷媒評価（性 能・安全性）	<ul style="list-style-type: none"> ・本研究開発を通して取得した成果が、本研究開発期間中に既に国内外の微燃性冷媒の実用化に向けた標準化および規制緩和の議論に供されており、効果的に新冷媒の実用化の支援に貢献。 ・今後も、各種規制の見直しのために本研究成果を提供することで、規制緩和の根拠としての活用が期待できると共に、企業等による新規の混合冷媒を用いた研究開発を行う上で、極めて有益な情報を提供するものと考えられる。
V. 基本計画に関する事項	作成時期	平成 23 年 3 月 10 日、制定	
	変更履歴	平成 23 年 7 月、根拠法の改正による改訂 平成 26 年 2 月、中間評価の反映による改訂（助成率変更）	

プロジェクト用語集

Ames試験	細菌を用いて突然変異性を検出する試験。カリフォルニア大学バークレー校のAmes教授らにより開発されたため、この名がある。
APF	Annual Performance Factor(通年エネルギー消費効率):1年を通して、ある一定条件のもとにエアコンを使用した時の消費電力1kWhあたりの冷房・暖房能力を表したものの。
ASHRAE	American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers(アメリカ暖房冷凍空調学会):暖房、換気、空調、冷凍など(空気調和、HVAC&R)に関わるあらゆる個人や団体のための国際的学会。冷媒の安全性に係る規格(毒性、燃焼性など)も作成している。ASHRAE34は冷媒に関する規格。
CFC(CFCs)	CFC(クロロフルオロカーボン):フロン的一种。冷媒、発泡剤、洗浄剤等として使用される。オゾン層破壊物質であり、モントリオール議定書の規制対象物質。また、強力な温室効果ガスでもある。先進国では1995年末に生産・消費が全廃されており、開発途上国でも2009年末に生産・消費が全廃された。
COP	Coefficient Of Performance(成績係数(動作係数)):冷暖房器具のエネルギー消費効率をチェックするための係数のこと。消費電力1kWに対しての機器の冷却能力、暖房(加熱)能力を示す。
COP3(4,・・・)	Conference of the Parties(締約国会議):気候変動枠組条約に基づき、温室効果ガスの排出量を削減するために開催されている会議。1997年12月に京都で開催されたものがCOP3(第3回)であり、COP3で採択された京都議定書では、地球温暖化問題に対して21世紀以降、人類が中長期的にどのように取り組んでいくのかという道筋の第一歩が定められ、この仕組みを京都メカニズムと呼んでいる。
Fガス	欧州におけるフルオロカーボン類の略称。2007年7月に発効したFガス規制では、カーエアコンにおいて2011年以降の新車にGWP150以下の冷媒を使用することが義務づけられている。
GHG	Green House Gas:温室効果ガスのこと。
GWP	Global Warming Potential(地球温暖化係数):二酸化炭素、メタン、亜酸化窒素などの各種の温室効果ガス毎に定められる、温室効果の程度を示す値。二酸化炭素のGWPを1とする。別表参照。
HCFC(HCFCs)	HCFC(ハイドロクロロフルオロカーボン):フロン的一种。オゾン層破壊物質であり、モントリオール議定書の規制対象物質。オゾン層破壊係数はCFCよりも小さい。また、強力な温室効果ガスでもある。先進国では2020年までに、また開発途上国でも2030年までに、生産・消費が全廃される予定。
HFC(HFCs)	HFC(ハイドロフルオロカーボン):CFCやHCFCの代替物質として使用が増えている。オゾン層破壊効果はないものの強力な温室効果ガスであり、京都議定書において排出削減の対象となっている。
HFO(-1234yf,-1234ze)	HFO(ハイドロ・フルオロ・オレフィン):フロン的一种。水とフッ素または二フッ化酸素が反応して生成する極めて不安定な化合物で、すぐにフッ化水素と酸素に分解する。オゾン層を破壊せず、GWPも4(zeは6)と極めて低い。
IEC	International Electrotechnical Commission(国際電気標準会議):電気工学、電子工学、および関連した技術を扱う国際的な標準化団体。その標準の一部は国際標準化機構(ISO)と共同で開発されている。IEC60335-2-40はエアコンに関する基準。
ISO	International Organization for Standardization(国際標準化機構):電気分野を除く工業分野の国際的な標準である国際規格を策定するための民間の非政府組織。ISO5149は冷凍空調機器に関する基準。
LCCP	Life Cycle Climate Performance(製品寿命気候負荷):生産から使用、廃棄段階におけるトータルの冷媒漏洩とエネルギー消費(燃費)の影響を加味した環境影響評価手法。
MAC	Mobile Air Conditioning:自動車エアコンの略称。
MIE	Minumum Ignition Energy(最小着火エネルギー):可燃性ガス・空気混合気中でガス濃度とエネルギーを変化させて電気火花を飛ばした時、それらの混合気が着火する最小のエネルギーのこと。
ODP	Ozon Depletion Potential(オゾン破壊係数):オゾン層を破壊する力を定数値化した値。R11(CFC)を1.0として、同一質量の他の物質が放出されたときのオゾンへの影響(破壊すると考えられる能力)を相対値で示すもの。別表参照。
PAC	Packaged Air Conditioner(パッケージエアコン):空調管理に必要な機能がひととおり組み込まれているエアコン。中規模施設に多く利用されている。
R~(ex.R410A)	フロンに付けられている物質番号(冷媒番号)。別表参照。
RAC	Room Air Conditioner:家庭用室内エアコンの略称。
REFPROP	冷媒物性データベースの標準版として現在流通しているソフトウェア。
TEAP	Technology and Economic Assessment Panel:モントリオール議定書の技術・経済評価パネル。
UL	Underwriters Laboratories Inc.(アメリカ保険業者安全試験所):材料・装置・部品・道具類などから製品に至るまでの、機能や安全性に関する標準化を目的とした製品安全規格を策定し、同時に評価方法を設定、実際の評価試験を実施する非営利機関。任意の認証制度ながらアメリカ向けに輸出される原料や製品を製造販売する国や企業もULの認可を必要とし、現在ではその認証は世界中で使用されるものとなっている。UL 2182は冷媒に関する規格。
オートクレーブ	内部を高圧力にすることが可能な耐圧性の装置や容器を用いて行う処理のこと。本PJでは材料の適合性試験等に用いられる。
オゾン層	地球の大気中でオゾンの濃度が高い部分のこと。オゾンは、地上から約10~50kmほどの成層圏に多く存在し、特に地上20~25kmの高さで最も密度が高くなる。太陽からの有害な紫外線の多くを吸収し、地上の生態系を保護する役割を果たしている。
家電リサイクル法	家電の減量とリサイクルの促進を目指し、1998年6月に制定、2001年4月完全施行された法律。正式名称は「特定家庭用機器再商品化法」。エアコン、テレビ、冷蔵庫・冷凍庫、洗濯機の家電4品目について販売業者が引き取り、製造業者がリサイクルすることが義務づけられている。製造業者はエアコンと冷蔵庫に含まれるフロンの回収義務も負う。

プロジェクト用語集

京都議定書	1997年に京都で開催されたCOP3において採択された議定書。2005年2月に発効した。二酸化炭素(CO ₂)など6種類の温室効果ガスを先進国全体で削減することを義務づけるとともに、排出量取引などの京都メカニズムや森林吸収源の算定などを盛り込んでいる。
京都議定書目標達成計画	地球温暖化対策の推進に関する法律(地球温暖化対策推進法)に基づき、京都議定書発効の際、温室効果ガス6%削減約束を確実に達成するために必要な措置を定めるものとして作成された計画のこと。
高圧ガス保安法	高圧ガスによる災害を防止するため、高圧ガスの製造、貯蔵、販売、輸入、移動、消費、廃棄等を規制するとともに、民間事業者及び高圧ガス保安協会による高圧ガスに関する自主的な活動を促進し、公共の安全を確保することを目的とする法律。本法律の一般高圧ガス保安規則によれば、HFO-1234yfは可燃性ガスに分類される。
自動車リサイクル法	クルマのリサイクルについてクルマの所有者、関連事業者、自動車メーカー・輸入業者の役割を定めた法律。事業者は、フロン類を基準に従って適正に回収して自動車メーカー・輸入業者に引き渡し、自動車メーカー・輸入業者は、フロン類を引き取り、リサイクル等を行うことを義務づけられている。
自然冷媒	人工的に化学合成されたものではなく、もともと自然界に存在し生成から消滅までの循環サイクルがすでに確立されている物質を冷媒として使用する場合、このような冷媒を自然冷媒と呼ぶ。アンモニア、プロパン、ブタンなどの炭化水素、炭酸ガス、空気、水、等がある。別表参照。
消炎距離	混合気中を火炎が伝播するとき、火炎が固体壁へ近づくと、壁に熱を奪われて、ある距離以下にまでは近づけず、そこで消炎が起こる。壁近傍の、この火炎伝播が阻害される領域の厚みのこと。通常、平板を向かい合わせにした配置での間隔で議論する。
ショーケース	スーパーマーケット、コンビニエンスストア等において冷凍・冷蔵が必要な商品の陳列に使用する冷凍冷蔵ショーケースのこと。「冷凍機別置型」と「冷凍機内蔵型」がある。
ターボ冷凍機(遠心冷凍機)	遠心式圧縮機を利用した冷凍機で、回転する羽根車で冷媒を外周部へ吐き出すことで圧縮を行う蒸気圧縮式冷凍機の種類。冷凍能力は100トン～10000トンと範囲が広く、オフィスビル、地域冷暖房、病院等に適用されている。
代替フロン	特定フロンの代替として産業利用されている合成化合物のこと。HCFC類やHFC類等が該当し、オゾン層破壊効果はないが温室効果はある。
代替フロン等3ガス	代替フロンのうち、温室効果が高く、広く使用されているHFC、PFC、SF ₆ のこと。
直膨型空調機	利用する場所で冷媒を膨張させ熱を奪う「直接膨張方式」を用いた空調機のこと。
低GWP冷媒(低温室効果冷媒)	GWPが小さく、温室効果の少ない冷媒。HFOや自然冷媒(CO ₂ 、アンモニア、炭化水素、水)など。
特定フロン	特にオゾン層破壊効果が大い、CFC(クロロフルオロカーボン)等5種類のフロンおよび3種類のハロンのこと。
ドロップイン試験	冷凍空調機器において、システムには何の変更も加えずに冷媒だけを入れ替えて、性能等の変化を確認する試験。
燃焼限界	空気と可燃性ガスの混合気において、燃焼できる混合気に含まれる可燃性ガスの濃度の限界のこと。可燃性ガスの濃度の薄い方の燃焼限界を下限界、濃い方の燃焼限界を上限界という。
ノンフロン冷媒	オゾン層破壊の恐れが無く温室効果の低い冷媒の総称として使用。
爆轟(ばくごう)	気体の急速な熱膨張の速度が音速を超え衝撃波を伴いながら燃焼する現象。破壊力が非常に大きいので、安全上の観点からは起こしてはならない現象である。
微燃性冷媒	燃焼性の弱い冷媒のこと。我が国の高圧ガス保安法や冷凍保安規則には不燃と可燃の分類しがなく、燃焼性の弱い冷媒の取り扱いについての考慮が少ない。ASHRAE34規格では2L(燃焼熱量<19MJ/kg、燃焼速度<10cm/s)に位置付けられており、アンモニア、R32、R1234yf、R1234ze(E)等が含まれる。
フロン	炭化水素の水素を塩素やフッ素で置換した化合物(CFC、HCFC、HFC)の総称で、このうち水素を含まないものをクロロフルオロカーボン(Chlorofluorocarbons; CFCs)と呼んでいる。化学的に安定で反応性が低く、ほとんど毒性を有しない。また揮発性や親油性などの特性を持っており、冷蔵庫などの冷媒、半導体などの精密な部品の洗浄剤、ウレタンフォームなどの発泡剤、スプレーの噴射剤などとして幅広く使用されてきた。
フロン回収に関する法律	平成19年10月に改正された「特定製品に係るフロン類の回収及び破壊の実施の確保等に関する法律(フロン回収・破壊法)」といった、フロン類の適正な回収・破壊によるフロン類の大気中への放出を抑制するための法律。フロン類を大気中にみだりに放出することの禁止、機器の廃棄の際のフロン類の回収・破壊を義務づけ、機器廃棄時の行程管理制度(フロン類の引渡し等を書面で捕捉する制度)の導入、機器整備時の回収義務の明確化等の措置が講じられている。
ポスト京都	京都議定書の第1約束期間(2008年から2012年まで)の後に来る、2013年以降の地球温暖化ガス削減を目指す枠組み。同議定書については、アメリカの不参加や、中国・インドなどに削減義務がないこと、途上国と先進国間の立場と意見の相違、各国の取り組みの温度差などさまざまな課題がある。第2約束期間(2013～2020)については、我が国は不参加となった。
マルチ空調機	一つの室外機で複数の室内機を使用し空調を行うもの。中小規模の建築物で一般に使用されている。室内機の個別起動・停止が可能で、増設が容易。マルチ、ビルマル(ビル用マルチ空調機)と省略されることが多い。
モントリオール議定書	正式名称は「オゾン層を破壊する物質に関するモントリオール議定書」。1987年に採択、1989年発効。日本は1988年9月30日に加入。事務局はナイロビのUNEPに置かれている。ウィーン条約に基づき、オゾン層を破壊するおそれのある物質を特定し、該当する物質の生産、消費及び貿易を規制することをねらいとしている。具体的には、成層圏オゾン層破壊の原因とされるフロン等の環境中の排出抑制のための削減スケジュールなどの規制措置を定めている。議定書の発効により、特定フロン、ハロン、四塩化炭素などが1996年以降全廃となり、その他の代替フロン、HCFCなども順次、全廃となった。
冷媒番号	ISO817(国際標準化機構)で定められた、冷媒の種類を表すRで始まる番号。冷媒番号はRの次に3ないし4桁の数字と英添え字で表される。別表参照。
レトロフィット	代替フロンを冷媒とする従来の冷凍空調機器に、低GWP冷媒を適用させること。

代表的な冷媒

●フルオロカーボン類*1

種類	冷媒番号	略称	化学式(組成)	地球温暖化係数 GWP*2	オゾン破壊係数 ODP	安全性 分類*3
CFC	R12	CFC12	CCl_2F_2	10900	1	A1
HCFC	R22	HCFC22	CHClF_2	1810	0.055	A1
HFC	R32	HFC32	CH_2F_2	675	0	A2L
	R125	HFC125	CHF_2CF_3	3500	0	A1
	R134a	HFC134a	CH_2FCF_3	1430	0	A1
	R404A	—	(HFC125/143a/134a)	3920	0	A1
	R407C	—	(HFC32/125/134a)	1770	0	A1
	R410A	—	(HFC32/125)	2090	0	A1
	R1234yf	HFO1234yf	$\text{CH}_2=\text{CF}_2$	4	0	A2L
	R1234ze(E)	HFO1234ze(E)	$\text{CHF}=\text{CHF}_2$	6	0	A2L

*1:「特定フロン(CFC/HCFC)およびフルオロカーボン類の環境・安全データ一覧表(日本フルオロカーボン協会)」より

*2:IPCC4次評価報告(2007)100年値

*3:ASHRAE 34 冷媒安全性分類規格; A低毒性、B毒性、1不燃性、2L低微燃性、2微燃性、3強燃性

●自然冷媒

種類	冷媒番号	化学式
プロパン	R290	C_3H_8
プロピレン	R1270	C_3H_6
ブタン	R600	C_4H_{10}
イソブタン	R600a	$\text{CH}(\text{CH}_3)_3$
二酸化炭素	R744	CO_2
アンモニア	R717	NH_3
水	R718	H_2O

I. 事業の位置付け・必要性について

1. 事業の背景・目的・位置付け

1.1 事業の背景

事業背景となるオゾン層保護対策と地球温暖化対策の動向を整理して示す。

1.1.1 オゾン層保護対策の動向

我が国は、1988年に「特定物質の規制等によるオゾン層の保護に関する法律」（オゾン層保護法）を制定・施行し、ウィーン条約及びモントリオール議定書に加入した。同法により、既にCFCは1996年に全廃、HCFCは基準量の15%以下に消費量を削減しており、2020年までに全廃することとしている。また、同法に基づき、オゾン層の破壊の状況や大気中のオゾン層破壊物質の濃度変化の状況を監視し、「オゾン層等の監視結果に関する年次報告書」として毎年とりまとめ、公表している。

フロン等の生産・消費規制により、オゾン層の破壊は食い止められつつあるが、冷凍・冷蔵・空調機器の冷媒等として既に世の中に出回っているフロンの回収・破壊を確実にを行うことにより、オゾン層の回復を一層促進することができる。

このため、わが国では、2001年に「特定製品に係るフロン類の回収及び破壊の実施の確保等に関する法律」（フロン回収・破壊法）を制定し、CFCとHCFCのみならず、オゾン層は破壊しないものの強い温室効果を持つHFC（ハイドロフルオロカーボン）を対象として、業務用の冷凍・冷蔵・空調機器からの冷媒フロン類（CFC、HCFC、HFC）の回収・破壊を義務づけている。

このフロン類回収を一層徹底するために、行程管理制度の創設、整備時回収の適正化、建物解体時の確認義務等を主な内容とする改正フロン回収・破壊法が、2007年10月から施行された。また、家庭用エアコン・冷蔵庫については家電リサイクル法、カーエアコンについては自動車リサイクル法により、フロン類の回収が行われている。

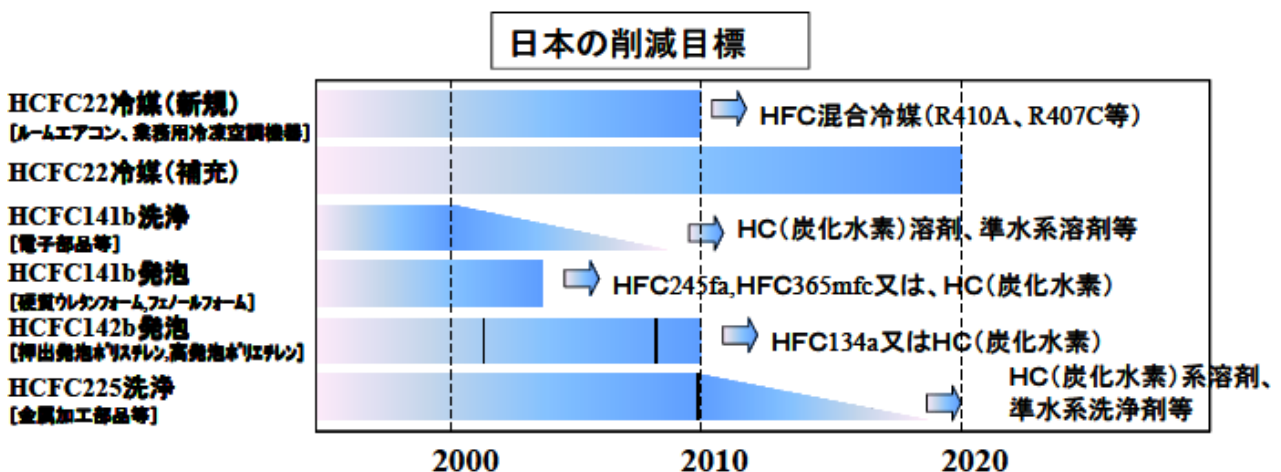
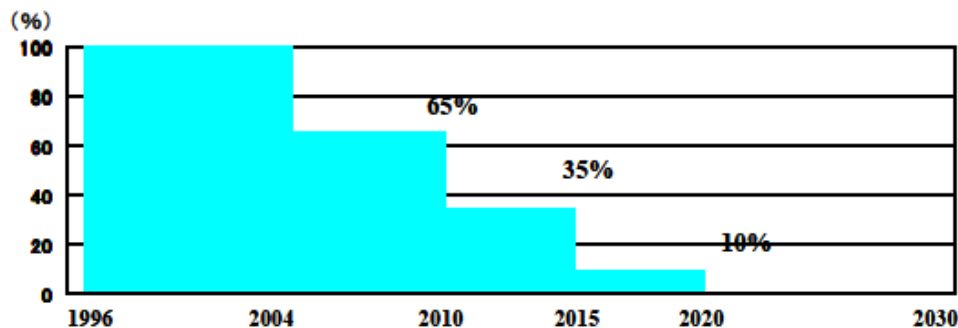


図 1.1.1-1 モントリオール議定書で定められたHCFC削減スケジュール

1.1.2 温暖化対策の動向

フロン類は、二酸化炭素の数百倍から一万倍超の強い温室効果を持ち、例えば、家庭用エアコンには数千 kg、スーパーなどに設置されている冷蔵ショーケースには数万 kg もの CO₂ に相当するフロン類が、冷媒として充填されている。地球温暖化防止の観点からも、機器の廃棄時や整備時に冷媒フロン類を回収・破壊することが必要です。また、冷媒フロン類は、機器の廃棄時だけでなく使用中にも漏れなどによって相当程度排出されることが判明している。

地球温暖化防止のための京都議定書では、HFC、PFC（パーフルオロカーボン）、SF₆（六フッ化硫黄）が対象（代替フロン等 3 ガスと呼ばれる）になっている。CFC 及び HCFC はモントリオール議定書の規制により排出がいずれ少なくなりますが、HFC は、これらの代替物質として使われ始めたものであり、今後、排出量の増大が予想されているので、その排出抑制等を推進することがますます重要です。このため、代替フロン等 3 ガスについては、政府の京都議定書目標達成計画（2008 年 3 月全部改定）において排出削減の対策が位置づけられている。

具体的には、法律に基づく回収・破壊の徹底、産業界の計画的取組の推進に加え、代替物質の開発等及び代替製品の利用の促進が挙げられる。例えば、フロンを用いないノンフロン製品も開発・普及が進んでいる。家庭用の冷蔵庫ではイソブタン、業務用の冷凍・冷蔵機器の一部ではアンモニアや二酸化炭素等が代替冷媒として利用されるとともに、ダストブロワー（ほこり飛ばしスプレー）、断熱材等についてもフロン類を使わないもの（ノンフロン）が実用化されているものがある。これらについて、「国等による環境物品等の調達の推進等に関する法律」（グリーン購入法）に基づく国等の積極的な調達、業務分野における導入補助、普及啓発等により導入を促進している。

1.2 事業の目的と位置付け

京都議定書の批准により、我が国においても地球温暖化対策の観点から温室効果ガスの排出量削減が必要とされており、温暖化等に配慮した環境技術開発が不可欠な状況にある。これを受け、代替フロン物質を削減する技術開発を総合的・効率的かつ加速的に推進し、その導入・普及を促進することにより、環境・エネルギー・経済のバランスのとれた持続可能な社会の構築を図ることを目的とする環境安心イノベーションプログラムの一環として、本研究開発では産業競争力を持ち、かつ長期的に見ても世界トップクラスの温暖化防止技術の開発を推進する。

クロロフルオロカーボン（フロン）等のオゾン層破壊物質は、オゾン層保護の観点からモントリオール議定書により、生産の段階的な廃止が義務付けられたため、代替フロンが開発され多用される状況にある。

代替フロンは、その優れた特性から、冷媒（冷凍・冷蔵庫、空調機器、自動車エアコン等）として利用されて来たが大気中に長期間に亘って安定に存在し、かつ極めて大きな温室効果を発揮する化合物であることから、京都議定書において排出削減対象ガスとなっている。

したがって、国際的な地球温暖化対策加速における日本の国際貢献の重要性から、革新的な新技術について国家レベルでの基礎研究育成・技術的困難の克服・新システムの確認・評価や、実現性が高く早期市場投入が可能な技術の確立ならびに旧来システムの改良に対する技術面・評価面での支援を急ぐ必要がある。

本研究開発では、オゾン層の破壊やその他の環境影響が少なく温室効果も小さい冷媒物質を用い、かつエネルギー効率が高く市場的に有効な業務用空調システム技術の開発を行い、省エネルギー性やライフサイクル等の観点から総合的な環境負荷の低減を目指す。

2. NEDOの関与の必要性・制度への適合性

2.1 NEDOが関与することの意義

2.1.1 社会的な背景

フッ素を含有する化合物は、その優れた特性から、冷媒、産業洗浄剤、発泡剤、半導体・液晶製造、電力機器絶縁、消火剤など、幅広い産業分野で利用されている。このうち、オゾン層の破壊や地球温暖化へ大きな影響をもつ一部のフロンは、代替の技術により置き換わりつつある。(表 2.1.1-1)

オゾン層の破壊を起こすもの(CFC、HCFC等)は、先進国においては2020年までに実質全廃の見通しである。特にHCFCに関しては、第19回モントリオール議定書締約国会合(MOP19)にて途上国における全廃時期の10年前倒し(2040年→2030年)が決議された。

温暖化防止に関しては、1988年、UNEPが世界気象機関(WMO)と「気候変動に関する政府間パネル(IPCC)」を設立し、地球温暖化に関する自然科学的及び社会科学的取組を開始した。その後、1992年には「気候変動枠組条約」が締結され、その具体的な温室効果ガスの排出抑制対策として、1997年に「京都議定書」が採択され2005年に発効した。(図 2.1.1-1)

また、「京都議定書」第1約束期間における温室効果ガスの6%削減約束の達成に必要な措置を定めた「京都議定書目標達成計画」を2005年に閣議決定(その後2008年に改定)し、CO₂、CH₄、N₂OとともにHFC、PFC、SF₆(代替フロン等3ガス)も排出目標が設定された。

京都議定書の排出規制対象温室効果ガスのうち、フロン対策分野では、HFC、PFC、SF₆(代替フロン等3ガス)が対象である。我が国では、2002年の地球温暖化対策推進大綱改訂で、第1約束期間(2008～2012年)における排出量目標を基準年(1995年)排出量比プラス2%以下、その後、2005年の京都議定書目標達成計画にてプラス0.1%以内と定めた。2008年3月の目標達成計画追加対策では基準年排出量比マイナス1.6%に引き下げている。(表 2.1.1-2 および図 2.1.1-2)

また、我が国では2006年施行の改正大気汚染防止法により、浮遊粒子状物質や光化学オキシダントに係る大気汚染の原因としてVOCの排出規制が開始され、炭化水素系の化学物質に対しても規制が強化された。

一方、使用済みとなった機器からのフロン類の回収・破壊等については、「フロン回収・破壊法」、「家電リサイクル法」、「自動車リサイクル法」等の施行により対策が行われている。さらにフロン類の回収率向上を図るため、2006年度にはフロン回収・破壊法の改正が行われ、2007年に施行された。また、この法律においては、我が国におけるフロン対策に関する研究開発の推進を謳っている*。

※：「特定製品に係るフロン類の回収及び破壊の実施の確保等に関する法律」(フロン回収・破壊法) 抜粋：

(研究開発の推進等)

第五十条 国は、フロン類の回収及び破壊に関する技術の研究開発、フロン類に代替する物質であってオゾン層の破壊をもたらさず、かつ、地球温暖化に深刻な影響をもたらさないものの研究開発その他フロン類に係る環境の保全上の支障の防止に関する研究開発の推進並びにその成果の普及のために必要な措置を講ずるものとする。

表 2. 1. 1-1 特定フロン及び代替フロン等 3 ガス

特定フロン		代替フロン等3ガス			
種類	CFC クロロフルオロカーボン	HCFC ハイドロクロロフルオロカーボン	HFC (代替フロン) ハイドロフルオロカーボン	PFC パーフルオロカーボン	SF6 六フッ化硫黄
国際規制	モントリオール議定書対象物質 ＜生産、輸入規制＞ (京都議定書対象外)		京都議定書対象物質 (他の京都議定書対象はCO ₂ 、メタン、N ₂ O)		
オゾン層破壊効果	大きい	比較的小さい	まったくオゾン層を破壊しない		
温室効果 (GWP) ^{※1}	極めて大きい (約10,000)	大きい (数百～約2,000)	大きい (数百～約4,000) ^{※2}	極めて大きい (約6,000～9000)	極めて大きい (23,900)
主な用途	(96年以降全廃済)	・冷凍空調機器の 冷媒 ・洗浄剤、溶剤等 (2020年全廃予定)	・冷凍空調機器の 冷媒 ・断熱材の発泡剤	・半導体、液晶製造 ・洗浄剤、溶剤	・電気絶縁機器 ・半導体、液晶製造 ・マグネシウム casting

※1 GWP : 地球温暖化係数・・・CO₂の何倍の温室効果を有するかを表す値

※2 主な冷媒種としての値

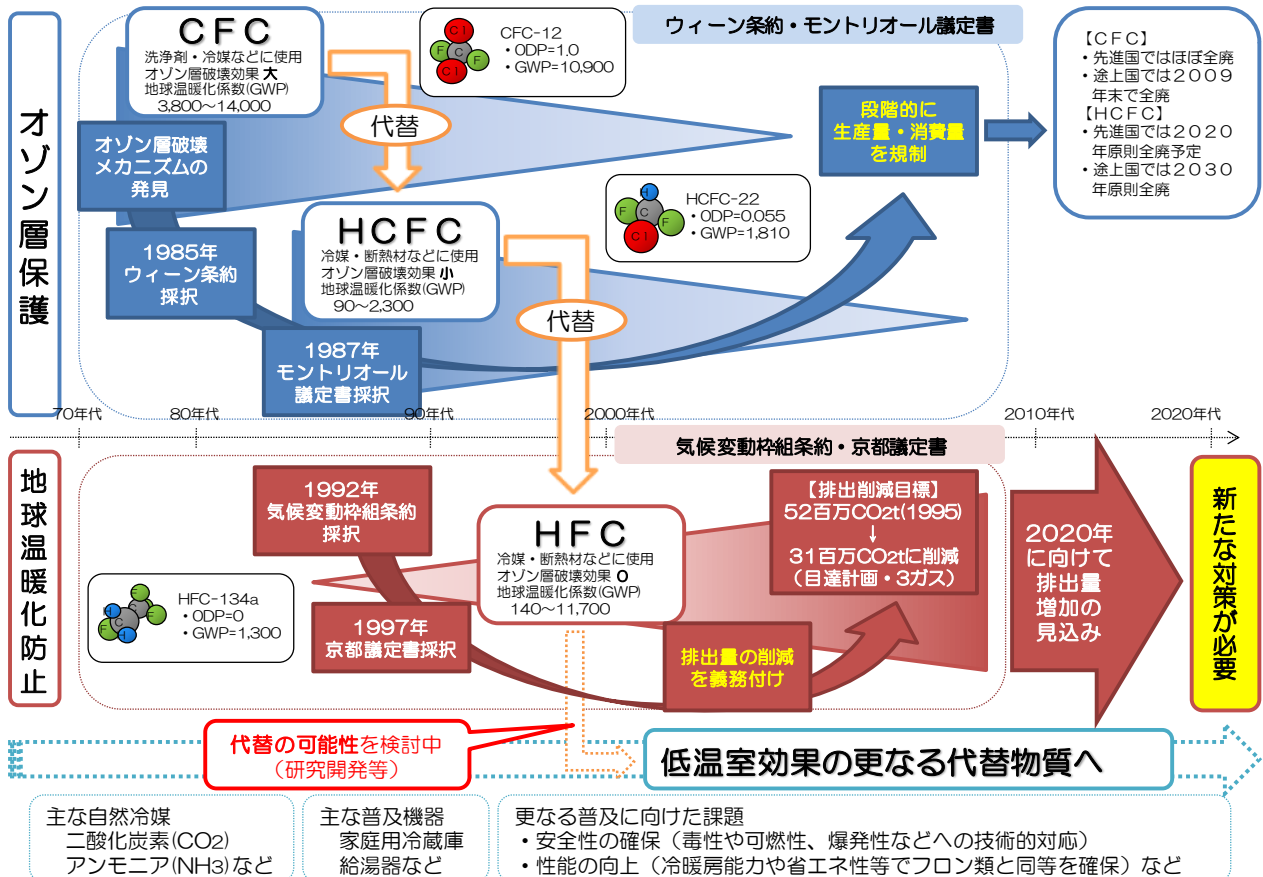


図 2. 1. 1-1 フロン類を巡る規制と対策の流れ

表 2.1.1-2 我が国の「京都議定書」による温室効果ガス削減目標

	計画年度	基準年 百万 t-CO2	2010年 百万 t-CO2	増減比
エネルギー起源 CO2	2008	1 0 5 9	1 0 8 9	+2.3%
	2005	1 0 4 8	1 0 5 6	+0.6%
	1998	1 0 4 8	1 0 2 4	▲2.0%
非エネルギー起源 CO2、CH4、N2O	2008	1 5 1	1 3 2	▲1.5%
	2005	1 3 9	1 2 4	▲1.2%
	1998	1 3 9	1 3 3	▲0.5%
代替フロン等3ガス HFC、PFC、SF6	2008	※ 5 1	3 1	▲1.6%
	2005	5 0	5 2	0.1%
	1998	5 0	7 3	2.0%
森林吸収・CDM等	2008	— — —	(▲68)	吸収源 : ▲3.8%
	2005	— — —	(▲68)	CDM等 : ▲1.6%
温室効果ガス排出量 合計	2008	1 2 6 1	1 1 8 6	▲6.0%
	2005	1 2 3 7	1 1 6 3	▲6.0%

※：代替フロン等3ガス分野は1995年を基準年としたCO2換算排出量比

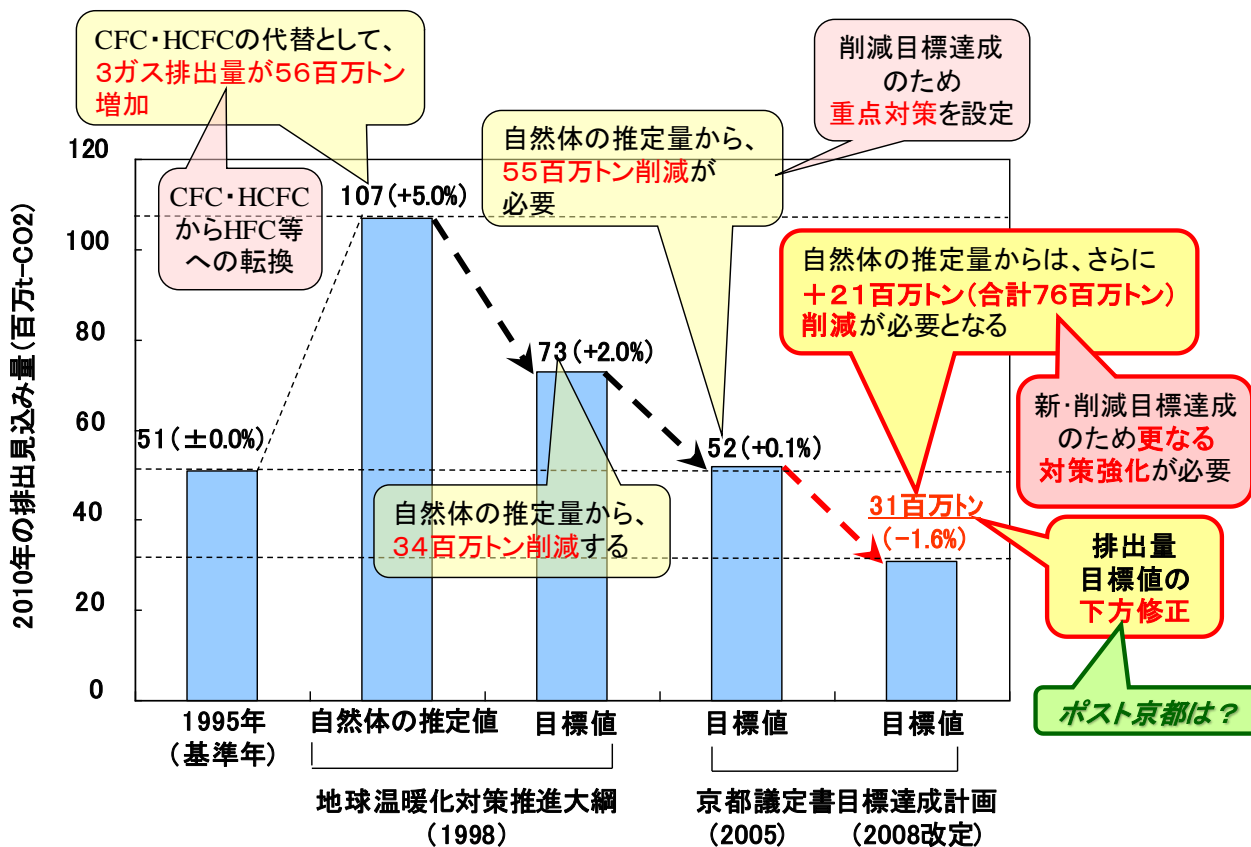


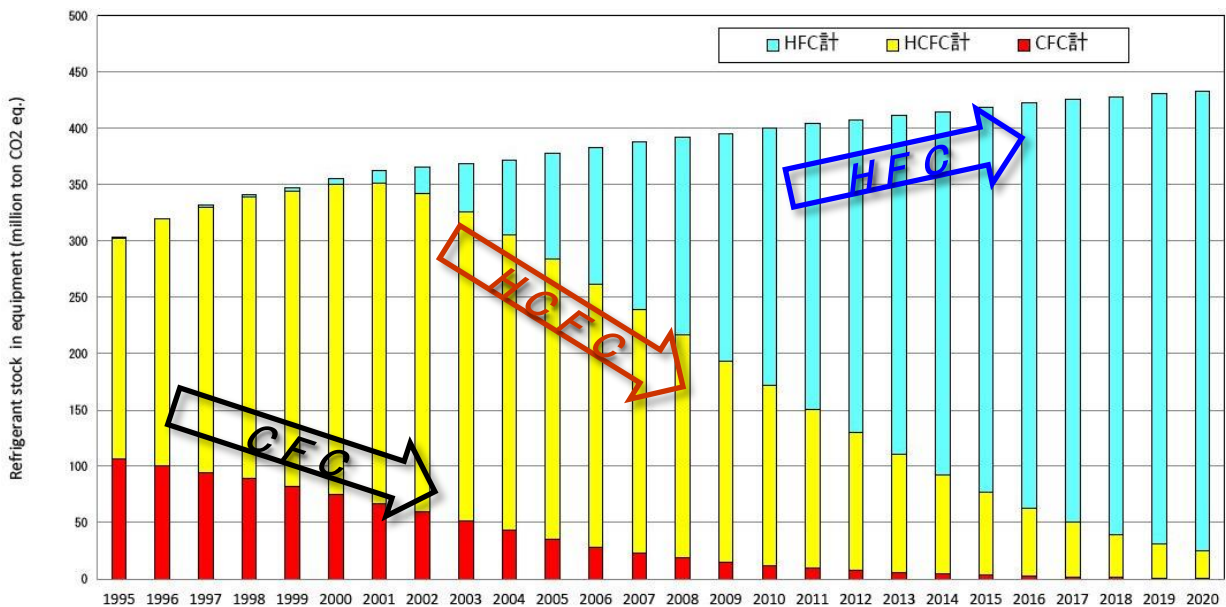
図 2.1.1-2 代替フロン等3ガス2010年排出削減目標値の変遷

2.1.2 低 GWP 冷媒機器開発の必要性

今後エアコンや冷蔵・冷凍ショーケース等の冷凍空調分野でオゾン層破壊フロン（CFC, HCFC）から代替フロン（HFC）への冷媒転換が進行する（図 2.1.2-1）。これに伴い、代替フロン等 3 ガスの排出量は現在の約 24 百万 t-CO₂ から 2020 年推計では約 56 百万 t-CO₂ に急増する見込みであり、この大半は冷凍空調分野（2008 年：約 13 百万 t-CO₂→2020 年：約 40 百万 t-CO₂）が要因である（図 2.1.2-2）。この根本的対策としては、低温室効果冷媒への転換を推進し、排出源となる市中の代替フロン冷媒自体を減らすことが極めて有効である。空調機器は一旦市場に出荷されれば十数年にわたり排出源として温暖化に悪影響を及ぼすため、一刻も早く代替技術を開発し、市場投入を図ることが不可欠である。

上述の通り代替フロン等 3 ガスのうち HFC 等代替フロンの使用量は増加に転じる傾向を示し、特に冷凍空調機器に係る事項において顕著である。このことは冷凍機冷媒の場合、使用中・廃棄時の漏れを完全にゼロにすることが極めて困難であることに起因するものであり、それゆえこの分野での対策が急務であるとして、漏洩時における地球温暖化影響が極めて少ない低 GWP 冷媒の機器の開発が社会的に求められている。

一方、近年、世界的な微燃性冷媒に対する安全評価の考え方の変化や、高圧・超臨界状態での CO₂ 冷媒を用いる新たな冷媒圧縮機技術の登場等を背景として、空調分野での冷媒転換の可能性が近年急速に高まってきたところである。例えば欧州では、F ガス規制により、発泡剤、エアゾール、消火剤など用途ごとに排出抑制や使用禁止措置などが決まっている。中でも、カーエアコンについては、2011 年からの新型車への GWP 150 以上の冷媒の使用禁止を定めており、新規物質開発への影響は世界的な広がりを見せている。特に温暖化係数 10 以下の新規なフッ素化合物の開発が注目されているが、これは全く新たなカテゴリーに属する物質であり、大気寿命が 10 日前後と短いこれらの化合物の VOC としての挙動、大気中での分解挙動、総合的な環境影響・毒性問題への取組が重要な課題となってきている。



〔出典：産業構造審議会化学・バイオ部会地球温暖化防止対策小委員会第 1 回冷媒対策 WG 資料（2010/6）に基づき NEDO 作成〕

図 2.1.2-1 我が国における業務用冷凍空調機器と家庭用エアコン冷媒の市中ストック推移の BAU 推計（CO₂ 換算）

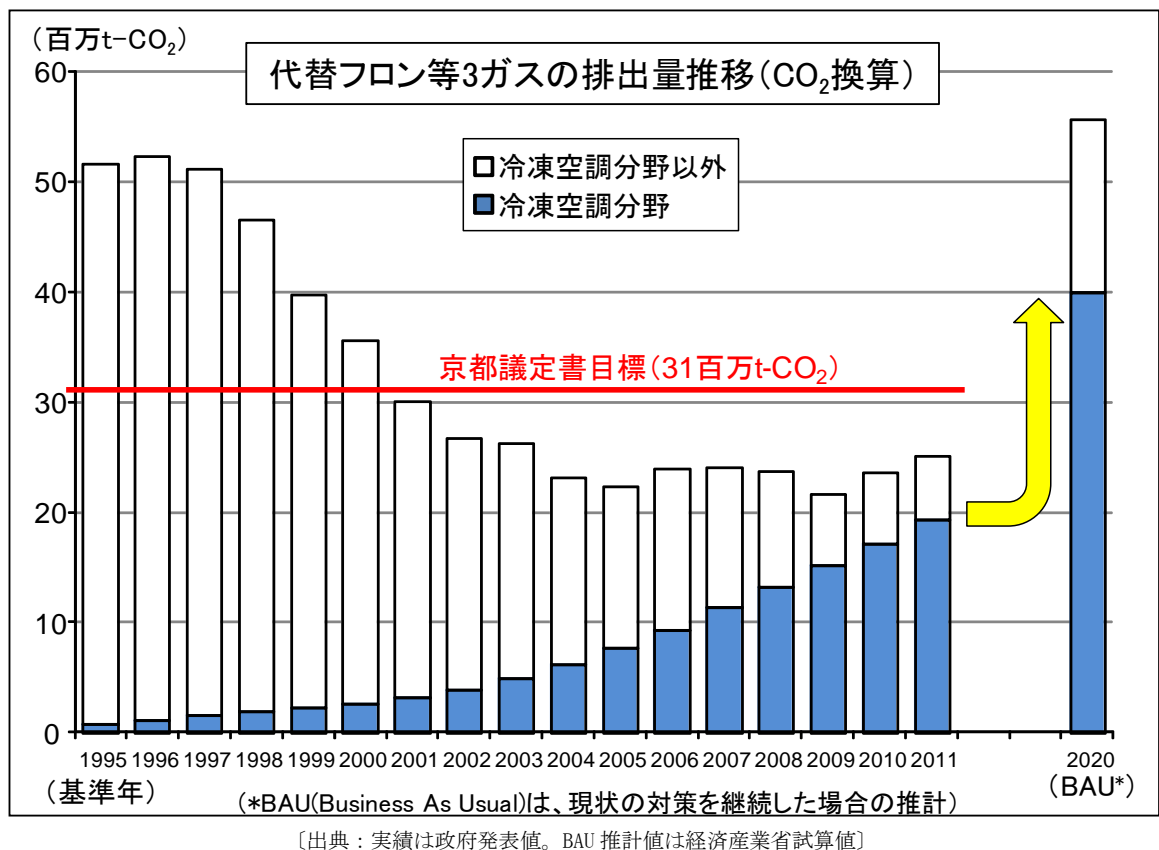


図 2.1.2-2 代替フロン等3ガスの排出量の推移 (CO₂換算)

2.1.3 分野別の対応状況

以下、各研究開発テーマ別でのフロン類の転換の状況について簡単に述べる。

2.1.3.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

2.1.3.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

現在、空調機に冷媒として使用されている R410A 冷媒は、温暖化係数（GWP）が高いことから、京都議定書において、排出削減の対象ガスとなっている。そのため、温室効果ガスの削減ポテンシャルの大きい分野である業務用空調機器に関して低温室効果ガスを用いた高効率空調機の研究開発は非常に重要なテーマとなっている。世界的に温暖化ガス削減が議論されている中、業務用空調分野でも低 GWP 冷媒化の技術開発が必要と考える。

2.1.3.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

2.1.3.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

地球環境保護の観点より、オゾン層を破壊する CFC および HCFC 類の段階的削減および全廃が進められている。一方、塩素原子を構造に含まない HFC 類は、オゾン層を破壊しないことからオゾン層破壊物質の代替媒体として冷媒用途を中心に転換が進められている。しかし、HFC 類は大気寿命が長く、温室効果が大きいことから、京都議定書において、排出を抑制する対象ガスとして指定されており、対策が急がれている。

特に業務用空調機器は、1台あたりの冷媒充填量が多いとともに、長期にわたり設備が使用されることから、高効率かつ低温室効果の冷媒の開発が急がれている。

2.1.3.3 冷媒の性能、安全性評価

2.1.3.3.1 業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

オゾン層保護及び地球温暖化防止に関する国際的規制の動きを受けて、1990年代中頃から、地球温暖化への影響が少ない自然界に存在する物質（例えば、CO₂、NH₃、水、i-C₄H₁₀などの自然冷媒）を作動媒体として用いたヒートポンプ・冷凍システムの開発が最重要課題となり、今日、CO₂を作動媒体としたヒートポンプ給湯機、i-C₄H₁₀を作動媒体とした家庭用冷蔵庫、CO₂あるいは i-C₄H₁₀を作動媒体とした自動販売機など、一部の分野で自然冷媒を用いたヒートポンプ・冷凍機の実用化がなされた。自動車用空調機に関しては、ヨーロッパにおいて2011年からGWP（Global Warming Potential）が150以下の冷媒を用いることが定められ、現在使用されているR134aはGWP=1430と温暖化への影響が大きいため、2011年から段階的に削減され、2017年に全面使用禁止となる予定である。このため、自然冷媒CO₂を作動媒体とした自動車用空調機の開発が、一時期、盛んに行われていたが、その開発は、性能、漏洩などの課題のために中断されて、現時点では、GWPが極めて低いオレフィン系新規代替冷媒R1234yf（CF₃CF=CH₂：2，3，3，3-Tetrafluoropropene）を用いた自動車用空調機の開発が急ピッチで進められている。また、家庭用・業務用空調機に関しては、一部、CO₂や炭化水素を用いたシステムの開発が進められているものの、現在使用されているHFC系混合冷媒のR410A、R407Cなどにとって替わるほどの性能、安全性、あるいは経済性が確保できていないようである。

以上のような社会的背景のもと、本研究者のグループは、Mg合金製造プロセスのカバーガスとして開発されたR1234ze(E)（CF₃CH=CFH：Trans-1，3，3，3-Tetrafluoropropene）は低GWPで、ODP=0（ODP：Ozone Depletion Potential）であり、冷媒として使用できる可能性があることに着目し、平成19年頃からR1234ze(E)をヒートポンプ用作用媒体として導入することの可能性についての研究を開始し、ついで、H21年度～H22年度は（独）新エネルギー・産業技術総合開発機構の受託研究「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発／実用的な性能評価、安全基準の構築／エア

コン用低 GWP 混合冷媒の物性と L C C P 評価」の一部として、世界に先駆けて「HF01234ze 混合冷媒の熱物性とサイクル性能の研究」を実施し R1234ze(E)および R1234ze(E)を含む混合冷媒を空調機器の作動媒体として導入する場合に必要な熱力学的・輸送的性質に関する情報、伝熱特性およびサイクル性能評価について一定の成果を得た。

本研究開発プロジェクトでは、まず、HF0 系冷媒候補物質の中で熱物性およびサイクル性能がほとんど明らかにされていない R1234ze(Z)に注目し、その安全性を含む化学的性質、熱力学的・輸質、伝熱特性およびサイクル基本特性を世界に先駆けて明らかにする。これに加え、より低沸点で熱物性に優れると予想されているものの若干可燃性が高い新冷媒 R1243zf の熱力学的性質を、より高沸点で産業用高温ヒートポンプに適すると考えられる新冷媒 R1233zd(E)の表面張力および伝熱特性を世界に先駆けて明らかにする。ついで、R1234yf, R1234ze(E), あるいは R1234ze(Z)を HFC 系冷媒や自然冷媒などと組み合わせることによって得られる、低 GWP 混合冷媒の中から業務用空調機器の冷媒として適した混合冷媒を探求・選定し、選定した混合冷媒の熱力学的・輸送的性質の測定、伝熱特性の測定およびサイクル性能の評価を行った。

以上の研究開発は、新規の低 GWP 冷媒 R1234ze(Z)の基本特性を提供して冷媒の選択肢の拡張およびヒートポンプ技術の応用範囲の拡大に貢献するとともに、低 GWP 混合冷媒を実用冷媒として今後導入する為の基盤技術を構築するものであり、産業界が低 GWP 冷媒を用いた空調・冷凍システムの研究開発を行う上で極めて有益である。

2.1.3.3.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

1980 年代後半から 90 年代初頭にかけて、オゾン層保護の観点から、モントリオール議定書によって CFC 冷媒や HCFC 冷媒の使用が規制され、HFC 冷媒への転換が進んだ。ところが、当時の HFC 冷媒の主流が、オゾン層破壊係数 (Ozone Depleting Potential: ODP) がゼロである反面、地球温暖化係数 (Global Warming Potential: GWP) が高いものであったため、使用中の漏洩や冷媒未回収の廃棄機器からの大気漏洩などにより、HFC 冷媒によって地球温暖化が加速される懸念が生じた。そこで、ODP がゼロでかつ、GWP が低い冷媒の開発が急がれ、現在、候補冷媒として R32 (ジフルオロメタン, CH_2F_2) や R1234yf (2,3,3,3-テトラフルオロプロペン, $\text{CH}_2=\text{CF}_2\text{CF}_3$), R1234ze(E) (trans-1,3,3,3-テトラフルオロプロペン, $\text{CF}_3\text{CH}=\text{CHF}$) などが挙げられている。これらの冷媒は従来冷媒である R410A 等に比較して、GWP が圧倒的に小さいため、地球温暖化促進防止に資する冷媒といえるが、反面、反応性を有するために、R290 (プロパン) ほどではないものの、燃焼性を有する。これを受けて、すでに米国では、燃焼性が比較的低いとされる冷媒を 2L クラスの冷媒と位置づけ、取扱基準の策定などに活用する動きがある。これに対し我が国の高圧ガス保安法や冷凍保安規則などでは、本プロジェクト開始の時点で、燃焼性については可燃性または不活性の 2 区分しかなく、燃焼性の大小が考慮されていない。そのため、先に述べた R32 や R1234yf, R1234ze(E)といった、比較的燃焼性の低い冷媒 (本事業原簿中において、これらの冷媒を“微燃性冷媒”と呼称する) を実際の業務用空調機器に適用するためには、燃焼性および燃焼後生成ガスの毒性等に関する基礎的データを集積して、従来冷媒との比較や、これをベースにしたリスクマネジメントにより、規制緩和を達成することが必要である。微燃性冷媒の基礎的な燃焼性状として、燃焼範囲、最小着火エネルギー、燃焼速度、消炎距離などがあげられるが、これらについては、リスクマネジメントに有益なデータや知見、モデルなどが構築されつつある。しかしながら、これらの微燃性冷媒を業務用空調機器等に適用した場合に、実際に起こりうる事故を想定した火災発生可能性やフィジカルハザード (たとえば火炎伝播特性、圧力上昇特性、燃焼後生成ガスの発生特性など) は、まだ断片的にしかならなくなっておらず、リスクマネジメントに活用できるまでに体系的に整備された知見は、世界的に見てもいまだ十分に整備されているとは言い難い。したがって、想定される事故シナリオに立脚した、微燃性冷媒の火災発生可能性およびフィジカルハザード評価を実施することは、微燃性冷媒の業務用空調機器等への適用に大きく資するのみならず、わが国の冷凍空調産業が世界市場において主導的な地位を維持することにも資する。

2.1.3.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

本プロジェクトでは、現行の代替フロン冷媒に比べ大幅に温室効果を下げた低温室効果冷媒を用い、かつ高効率を両立する業務用空調機器を実現するため、機器システム、冷媒の両面から技術開発を行った。低温室効果冷媒は概ね可燃性を有していることから、冷媒に関するリスク評価に係る項目（着火・燃焼特性、着火時挙動評価、使用機器燃焼試験、使用機器廃棄方法指針、フィジカルハザード評価、毒性評価等）について、室内実験や数値計算の技術を駆使した評価研究を実施し、候補冷媒に関しては使用条件等に応じた性能評価を実施した。また、再委託先では、微燃性物質を冷凍空調機器用冷媒として使用するときの安全性評価に必要な基礎的なデータの取得を目的とした。

ノンフロン型空調機器用冷媒の性能評価と安全性評価をするために、国立大学法人東京大学はエアコンの性能評価法の確立、室内への冷媒リーク時の安全性評価、低 GWP 冷媒の固有特性に係る安全性評価に関する研究を行い、再委託先の国立研究開発法人産業技術総合研究所はノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価、ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発に関する研究を行った。これにより、微燃性を有する冷媒の安全性を評価し、適切な使用法を検討した。

一般に、冷媒の低 GWP 化と燃焼性増大はトレードオフの関係にある。したがって、低 GWP 冷媒を使用するためには燃焼性の評価が不可欠であり、既存の冷媒の燃焼危険性と定量比較し、その評価結果に基づいて適切に冷凍空調システムを開発する必要がある。

冷媒の燃焼性評価に関しては、冷媒漏洩時における爆発の発生確率と実際に爆発が起きた場合の被害の大きさの両者を加味する必要がある。可燃性冷媒を国内外の規則に則って実用化するためには代表的な燃焼性指標を明らかにすることが不可欠である。

一方、これらの規則では殆どの場合、常温乾燥空気中の条件のみで燃焼性を判断している。しかし、低 GWP 冷媒のうち高湿度によって燃焼性が大きく変化するものもあり、我が国の使用環境を想定した温度・湿度・濃度条件におけるリスク評価が必要である。

冷凍空調機器から冷媒が漏洩した場合に、電磁開閉器等の着火源で爆発に至るかどうかは着火エネルギーの大きさにも依存するが、微燃性冷媒の最小着火エネルギーの既報値には数桁のばらつきがあり、冷媒が漏洩した場合を想定した機器の設計を困難にしている。そこで微燃性冷媒に適した着火エネルギー測定法の開発が望まれている。

以上の必要性に鑑み、微燃性冷媒や類似化合物及びそれらの混合系について、燃焼性評価と評価法の開発を行い、新規高効率ノンフロン型冷凍空調機器の開発に貢献することを目的とする。

2.1.4 技術的な課題と NEDO の関与する意義

研究開発の取組は、フロン等の破壊・回収技術の開発と、フロンの代替物質の開発として物質の探求とその合成および精製技術の開発、さらに、フロン類を全く使用しないノンフロン化技術の開発に分類され、NEDO のプロジェクトとして体系的に実施してきた（表 2.1.4-1）。

「HFC-23 破壊技術の開発」（1998～2001 年度）では、冷媒やフッ素樹脂原料として使用される HCFC-22 の製造時に副生する HFC-23 を破壊する技術開発を行った。また、「冷媒フロンのケミカルリサイクル技術の開発」（2000 年度）において、回収 HCFC-22 を高純度化してフッ素樹脂原料としてリサイクルする技術の開発を行った。HFC-23 の破壊に関しては、多くの CDM プロジェクトにより海外への技術移転が実施されており、世界規模での温室効果ガスの削減に効果をあげている。

代替物質の開発については、「新規冷媒等研究開発」（1994～2001 年度）と「SF₆ 等に代替するガスを利用した電子デバイス製造クリーニングシステムの研究開発」（1998～2002 年度）において、それぞれ冷媒、洗浄剤、発泡剤と、半導体の CVD キーニングガスを対象として環境負荷の小さい新規フロン代替物質の開発を行った。そこで有望と思われた物質については、「省エネルギーフロン代替物質合成技術開発」（2002～2006 年度）で省エネルギー性確立の観点から工業的合成技術の開発を行った。

また、ノンフロン化技術では、「SF₆ フリー高機能発現マグネシウム合金組織制御技術開発」（2004～2006 年度）および「革新的ノンフロン系断熱材技術開発」（2007～2011 年度）により、マグネシウムダイカスト用カバーガス、断熱発泡剤等の分野における低 GWP フッ素系ガスを含むノンフロン化技術開発に取り組んでいる。

冷凍空調分野においては、「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（2005～2010）によ

り、冷却のみを行う業務用冷凍冷蔵や機器規模が小さい家庭用エアコン分野を対象として冷媒転換の技術開発を行い、従来機比 10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。

しかしながら、中・大型の業務用空調機器は、規模（冷媒量・配管長）が大きいこと、冷・暖房両方を行う必要があること等から特に冷媒代替の技術的ハードルが高く、現時点で低温室効果冷媒を用いつつ、省エネ性、コスト、安全性等を満たすシステムは存在していない。

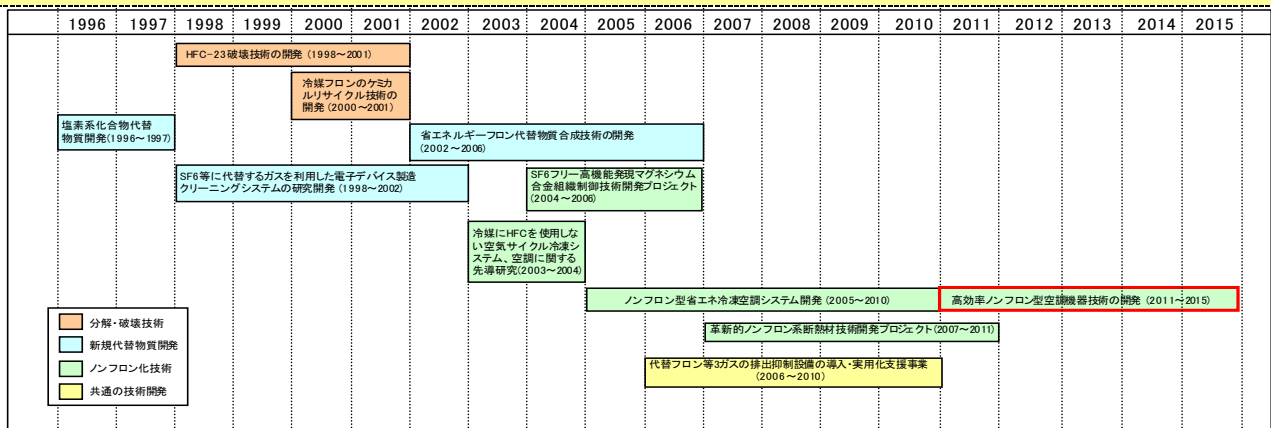
空調機器は一旦市場に投入されれば、その後十数年以上にわたり排出源として温暖化に悪影響を及ぼすことを考えれば一刻も早く開発し市場に投入させることが不可欠である。

以上を踏まえ、「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」（2011～2015）においては、業務用冷凍空調機器を対象として、従来フロン機以上の効率性（省エネ性）と冷媒のノンフロン化を両立する技術の開発を実施する。これにより、市中の空調用冷媒ストックの約半分を占める業務用冷凍空調機器についてノンフロン化を進める。

こうした開発はいずれも基礎（実験室レベル）からの取り組みが必要であり技術的不確実性は高い。また 1 社単独の技術では解決が難しく、大学や研究機関等と複数企業による知見の結集が不可欠なため、国のプロジェクトとして実施する必要性は高い。加えて、低温室効果冷媒への転換（ノンフロン化）はコストアップ要因となる一方、メーカー・ユーザーともに直接の経済的利益がなく事業者に開発インセンティブが働きにくく、国の支援が不可欠である。さらに、冷媒の安全性評価や基準化手法の策定は、産業界全体の基盤となる技術であり、特定企業に偏りのない実施が必要であることから、国が主体となって実施することが必要である。

表 2.1.4-1 NEDO におけるフロン対策技術の変遷

P J タイトル	実施期間・予算	予算(年度)	研究概要
HFC-23 破壊技術の開発	H10-H13 総額 1.2 億円	H10 年度 約 1.0 億円	HCFC-22 製造時に複製する HFC-23 を高温燃焼破壊し無害化、CaF ₂ として回収
冷媒フロンのケミカルリサイクル技術の開発 (3R 技術実用化補助金)	H12 総額 2.2 億円	H12 約 2.2 億円	使用済みエアコンから回収した冷媒フロンを樹脂原料としてリサイクル
塩素系化合物代替物質開発	H8~H9 総額 3 億円	H9 年度 約 2.9 億円	半導体・液晶製造用や産業用洗浄剤への適用
SF ₆ 等に代わるガスを利用した電子デバイス製造クリーニングプロセスの研究 (半導体 CVD 洗浄プロジェクト)	H10~H14 総額 2.5 億円	H14 年度 約 4 億円	COF ₂ を用いた CVD チャンバークリーニングシステムの有効性を実証
省エネルギーフロン代替物質合成技術開発	H14~H18 総額 1.0 億円	H15 年度 約 2.2 億円	HFE 類, CF ₃ I, COF ₂ などの低 GWP 値・新規化合物の工業的合成技術開発
SF ₆ フリー高機能発現マグネシウム合金組織制御技術開発プロジェクト	H16~H18 総額 2.9 億円	H18 年度 約 1.1 億円	高強度な Mg 合金ビレットを SF ₆ を使用せずに連続製造
冷媒に HFC を使用しない空気サイクル冷凍システム、空調に関する先導研究	H15~H16 総額 0.3 億円	H16 年度 約 0.2 億円	業務用冷凍倉庫向け空気冷媒冷凍機の排熱をデシカント除湿機の再生に利用
ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発	H17~H22 総額 4.2 億円	H22 年度 約 7.7 億円	ノンフロン冷媒利用の安全かつ省エネな冷凍空調機器の基礎研究、並びに実用化開発
革新的ノンフロン系断熱材技術開発プロジェクト	H19~H23 総額 1.5 億円	H19 年度 約 2.8 億円	現行フロン系断熱材同等以上のノンフロン断熱材製造技術開発
高効率ノンフロン型空調機器技術の開発	H23~H27 総額 18.94 億円	H25 年度 約 2.8 億円	低温室効果冷媒を用い、かつ高効率を両立する業務用空調機器を実現する。
代替フロン等 3 ガスの排出抑制設備の導入・実用化支援事業	H18~H22 総額 6.7 億円	H22 年度 約 9 億円	温室効果ガス排出量削減に資する先進的かつ波及性の高い事業への助成



2.2 実施の効果（費用対効果）

2.2.1 産業界への効果

空調機器については、R410A 代替候補に有力なものがない中、選択肢を増やす検討が必要と考える。こういった中、R1234yf、R1234ze(E)、R32 といった R410A より GWP が低いものについて代替候補となりえないかといったことが TEAP 等において、国際的に話題となっている。ここに挙げられた物質に関しては、微燃性（ASHRAE（米国冷凍空調学会）による燃焼等級 2L の分類）ということもあり、これらの物性・安全性評価については今後の課題となる。日本冷凍空調工業会では、微燃焼性冷媒の検討を実施することについて、機関決定を行った。

2.2.2 費用対効果

表 2.1.4-1 に京都議定書における温室効果ガス排出削減目標達成に係る NEDO におけるフロン対策技術の変遷を示す。

本プロジェクトは 5 年間で予算総額は 18.94 億円である。

現在（3 年目）まで平均年 4 億円程度を投入しており、これは機器開発、冷媒開発、及び性能・安全性評価という各分野において実施している。プロジェクトリーダー（PL）による適時指導及び各年度末の技術委員会による第三者評価を実施するなどして、プロジェクト終了後に低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン品と同等以上の性能を実現する基盤技術が製品化（低 GWP 冷媒適用業務用空調機器及び新規低 GWP 冷媒の上市化）されることを目指している。

2.2.3 制度への適用性

冷凍・空調機器の製造、事故、修理・メンテナンス、廃棄における冷媒漏洩は完全にゼロには出来ない。このため、地球温暖化問題への貢献に向けて、フッ素を含有しないオゾン層を破壊効果が無く地球温暖化効果の少ないノンフロン冷媒を使用する冷凍・空調機器を開発することが望ましい。

本プロジェクトは世界的な環境保護の高まりの中で経済産業省 特別会計のもと「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」として、国立大学法人東京大学、国立大学法人九州大学、及び学校法人東京理科大学への委託（NEDO 費用負担 100%）、このほか民間企業 6 社への助成（NEDO 費用負担 2/3）により、平成 23 年度から 27 年度の 5 年間の事業実施期間として開始した。

本研究開発の最終目標は「低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン品と同等以上の性能を実現する基盤技術を確立」することにある。

要素機器技術やシステムコンポーネントの開発により省エネルギーで安全な工業製品を産業界へ供給し、長期的観点から CO2 排出量の削減をはかる事が肝要である。

II. 研究開発マネジメントについて

1. 事業の目標

本研究開発では、温室効果ガスの削減ポテンシャルの大きい分野である業務用空調機器に関して、低温室効果ガスを用いて省エネ化・高効率化を実現する技術開発を行い、新冷媒開発、圧縮機、熱交換器等の要素機器の開発、システム開発等の研究開発により、低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン品と同等以上の性能を実現する基盤技術の確立を目標としている。

上記目標を達成するために、以下の3研究開発項目を対象に、それぞれの分野で開発目標を定め研究開発を実施した。

研究開発項目①「低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発」

【中間目標（平成25年度）】

低温室効果冷媒適用時の空調機器の効率低下を抑制する要素技術について実用化の見通しを得る。

【最終目標】

低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン機と同等以上の性能を実現する基盤技術の確立を目標とする。その後、早期に製品化を目指し普及させることにより、代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。

研究開発項目②「高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発」

【中間目標（平成25年度）】

空調機器適用時の機器効率低下が抑制された低温室効果冷媒の実用化の見通しを得る。

【最終目標】

現状市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を実現する基盤技術の確立を目標とする。その後、早期に製品化を目指し普及させることにより、代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。

研究開発項目③「冷媒の性能、安全性評価」

【中間目標（平成25年度）】

公共的な見地から国際的標準化を注視しつつ、冷媒の性能、安全性評価のための項目・指針の見通しを得る。

【最終目標】

公共的な見地から国際的標準化を注視しつつ、冷媒の性能、安全性評価を実施する。

上述の目標の達成を図るため、研究開発テーマ毎に目標等を定め事業を遂行した。研究開発テーマの一覧を表 1-1-1 に示す。その後の中間評価を経て、平成26年度より5テーマに絞り込まれた。研究開発テーマの一覧を表 1-1-2 に示す。機器開発については、CO2冷媒を適用するビルマルチエアコン開発の1テーマ、冷媒開発については、新規冷媒開発を実施する1テーマ、性能・安全性評価については、3テーマであるが、低GWP冷媒の特性として微燃性を有することがあることから、微燃性冷媒の評価に重点をおいている。

以下、各テーマにおける目標を述べる。

表 1-1-1 「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」 研究開発テーマ (平成23年度)

研究開発項目	テーマ	委託先/助成先	委託/助成	契約期間	対象技術等	対象冷媒	備考
①機器開発	CO ₂ を冷媒とした業務用空調機器向け高効率冷凍サイクルの開発	サンデン株式会社	助成(2/3)	2011-2013	パッケージエアコン(PAC)(中型) ・小規模店舗、事務所等の冷暖房用	CO ₂	<ul style="list-style-type: none"> ・開発対象機器が同じPACである3テーマの違いは、適用冷媒の種類 ・適用冷媒が同じCO₂である2テーマの違いは、開発対象機器の規模
	CO ₂ -HFO系混合冷媒を用いた高効率業務用空調機器技術の開発	パナソニック株式会社	助成(2/3)	2011-2013		HFO系混合冷媒(R1234ze(E)+CO ₂ +R32混合等)	
	扁平管熱交換器を適用した業務用空調機の研究	三菱電機株式会社	助成(2/3)	2011-2013		低GWP冷媒(R1234yf等)	
	高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発	ダイキン工業株式会社	助成(2/3)	2011-2013	ビル用マルチエアコン(大型) ・中～大規模ビルの冷暖房用	CO ₂	
②冷媒開発	低GWP冷媒の高温域での適用調査研究	三菱重工株式会社	助成(2/3)	2011	ターボ式機器(超大型) ・ビル、工場全体のセントラル冷暖房、地域冷暖房等に使用	低GWP冷媒(R1234ze(E))	<ul style="list-style-type: none"> ・新規媒体を合成・評価
	高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発	旭硝子株式会社	助成(2/3)	2011-2013	低GWP冷媒開発	新規低GWP冷媒	
	業務用空調機器に適した低GWP冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価	九州大学	委託	2011-2013		<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z), ・R1234ze(E)+R32+CO₂の三元系混合冷媒等 	
③性能・安全性評価	エアコン用低GWP冷媒の性能および安全性評価	東京大学	委託	2011-2013	低GWP冷媒評価(性能・安全性)	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234yf, ・R1234ze(E), ・R32等 	<ul style="list-style-type: none"> ・燃焼に至る条件に重点を置いて評価 ・実際に燃焼する場合に重点を置いて評価
	微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント	諏訪東京理科大学	委託	2011-2013			

表 1-1-2 「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」 研究開発テーマ (平成 26 年度)

研究開発項目	テーマ	委託先 / 助成先	委託 / 助成	契約期間	対象技術等	対象冷媒	備考
①機器開発	高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発	ダイキン工業株式会社	助成 (2/3 →1/2)	H23-H27	ビル用マルチエアコン (大型) ・中～大規模ビルの冷暖房用	CO ₂	
②冷媒開発	高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発	旭硝子株式会社 (委託：産総研、諏訪東京理科大学)	助成 (2/3 →1/2)	H23-H27	低 GWP 冷媒開発	新規低 GWP 冷媒	・新規媒体を合成・評価
③性能・安全性評価	業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価	九州大学 (再委託：佐賀大学、いわき明星大学、九州産業大学)	委託	H23-H27	低 GWP 冷媒評価 (性能・安全性※) ※特に微燃性冷媒 (A2L 冷媒) の安全性評価に関しては、「微燃性冷媒リスク評価研究会」の下、産業界と連携	・ R1234ze (Z), ・ R1234ze (E) + R32+CO ₂ の三元系混合冷媒等	・既存媒体およびその混合媒体から冷媒探求、評価
	微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント	諏訪東京理科大学 (再委託：産総研安全科学研究部門)	委託	H23-H27		・ R1234yf, ・ R1234ze (E), ・ R32 等	・実際に燃焼する場合に重点を置いて評価
	エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価	東京大学 (再委託：産総研機能化学研究部門)	委託	H23-H27			・燃焼に至る条件に重点を置いて評価

1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

1.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

CO₂ 冷媒は可燃性がなく、給湯用途では従来冷媒と効率が同等レベルのため、ヒートポンプ式給湯機「エコキュート」等の冷媒として使用されている。

しかし、空調用に CO₂ 冷媒を採用した場合、従来冷媒に比べて COP（特に冷房運転時）が著しく劣るという課題がある。そのため、空調用途に CO₂ 冷媒を採用するためには、COP を大幅に改善するための技術開発が必要である。そこで、本研究開発では CO₂ 冷媒を用いた高効率ビル用マルチ空調機を開発することを目的とし、目標値は CO₂ 冷媒空調機の普及を目指して以下のように設定した。

[中間目標]

最終目標性能を達成するために必要な要素部品の基本仕様を確立する

[最終目標]

冷房定格 COP を現行 R410A 機同等レベル、2015 年省エネ法基準値である APF 5.2 を超える性能を達成する

<目標設定の理由>

自然冷媒（低 GWP）化により、温暖化への直接影響は削減されるが、CO₂ 冷媒空調機の普及のためには間接影響（電力消費量）も現行冷媒空調機と同等でなければ難しい状況である。そこで、冷凍/冷蔵分野で実用化されている多段圧縮機、エコマイザーサイクル、中間冷却を採用したサイクルに加え、膨張時の損失を低減する膨張機技術によって達成可能と見積もった。

1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

1.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

先行プロジェクトである「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業において実施された家庭用エアコンを対象とした開発成果を踏まえ、本事業においては冷媒充てん量の多い、業務用空調機器、遠心式冷凍機を対象とした。

冷媒性能目標としては、対象である業務用空調機器並びに遠心式冷凍機を現行使用されている冷媒である業務用空調機器用冷媒としては対象に現行冷媒である R410A、R134a 及び R245fa と同等以上の冷媒性能（COP と冷凍能力）を設定した。

温暖化影響に関しては、現行冷媒である R410A の地球温暖化係数 1,924、R134a の地球温暖化係数および R134a の地球温暖化係数 1,300、R245f の地球温暖化係数 858、R410A の代替候補として検討されている R32 の地球温暖化係数 677 の各影響度を考慮に入れ、R32 の約 1/2 である地球温暖化係数値 300 を目標として設定した。

安全性としては、自然冷媒として検討されているプロパン（強燃性）やアンモニア（微燃性、高毒性）に対する優位性を確保するため、低毒性および不燃性～微燃性の目標設定を行うことにより、冷媒充てん量の大きい民生用途向け機器の冷媒としての使用を可能とする。毒性の点では OECD のガイドラインに基づき LC50 値として 20,000ppm 以上を設定した。

これら目標値を達成する高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を行う。

（中間目標）

目標性能を満足する低温室効果を有する新冷媒の実用化の見通しを得る。

（最終目標）

目標性能を満足する市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を開発する。

1.3 冷媒の性能、安全性評価

1.3.1 業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

本開発研究の目標は、①R1234ze(Z)などの新規の低 GWP 冷媒候補物質の安全性を含む化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性を明らかにすること、および②R1234ze(E)などを含む HF0 系冷媒、HFC 系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる低 GWP 混合冷媒の中から業務用空調機器の冷媒として適した混合冷媒を探求・選定し、選定した混合冷媒の熱力学的・輸送的性質の測定、伝熱特性の測定およびサイクル性能の評価を行うことにあり、九州大学と再委託先であるいわき明星大学、九州産業大学および佐賀大学と共同で実施する。以下、各研究開発項目の担当組織と目標を示す。ここで、実施計画書の 3 種類の HF0 系冷媒 HF0-1234ze(E)、HF0-1234yf および HF0-1234ze(Z)、並びに HFC 系冷媒 HFC-32 は、本事業原簿では、R1234ze(E)、R1234yf および R1234ze(Z)、並びに R32 とともに記述する。また、自然冷媒である二酸化炭素 CO₂ は、本事業原簿では R744 とともに記述する。

①R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の基本物性およびサイクル性能に関する研究

R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の化学的性質、熱力学的性質の測定、輸送的性質の測定、伝熱特性の測定およびサイクルの基本特性の評価を行う。

- (a) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の化学的性質の調査（担当：九州大学）
R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の化学的安定性、毒性および燃焼性に関する基礎的な特性を明らかにする。
- (b) R1234ze(Z)の熱力学的性質の測定（担当：いわき明星大学および九州産業大学）
いわき明星大学は R1234ze(Z)の臨界定数、温度-圧力-比体積の関係、飽和蒸気圧および飽和密度を測定し、それらの物性情報を取得する。九州産業大学は上記の測定データおよび収集した熱物性値情報に基づき、R1234ze(Z)の状態方程式を作成する。
- (c) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の輸送的性質の測定（担当：佐賀大学）
R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の液相および気相における熱伝導率測定と液相における粘度測定を行い、それらの物性情報を取得する。ついで、測定した熱伝導率および粘度に関するデータに基づき、それらを計算するための相関式を提供する。
- (d) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の伝熱特性の測定（担当：九州大学）
R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の管内凝縮および蒸発熱伝達・流動特性の測定を行い、熱交換器の設計に有用なデータベースの構築を行う。
- (e) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒のサイクルの基本特性の評価（担当：九州大学および佐賀大学）
九州大学は、R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒のサイクル特性をドロップイン試験により評価し、本冷媒候補物質の適用温度領域を明らかにする。佐賀大学は、サイクル予測計算を行い、本ドロップイン試験の結果を検証する。

②低 GWP 混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究

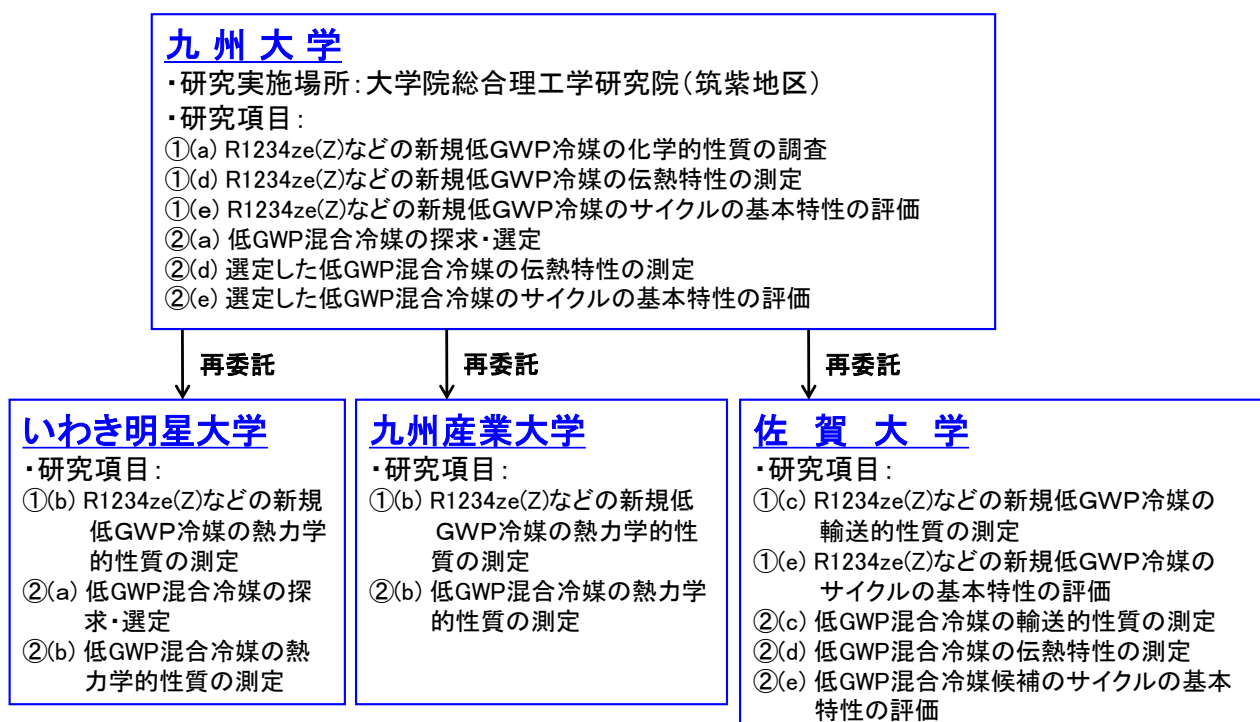
R1234ze(E)などを含む HF0 系冷媒、HFC 系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる低 GWP 混合冷媒の中から業務用空調機器の冷媒として適した混合冷媒を選定し、その混合冷媒の熱物性の測定、伝熱特性の測定およびサイクル性能の評価を行う。

- (a) 低GWP混合冷媒の探求・選定（担当：九州大学およびいわき明星大学）
九州大学といわき明星大学と共同で、HF0系冷媒、HFC系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる低GWP混合冷媒の熱力学的サイクル性能解析を行い、業務用空調機器用冷媒として適した低GWP混合冷媒候補の選定を行う。
- (b) 低GWP混合冷媒の熱力学的性質の測定（担当：いわき明星大学および九州産業大学）
いわき明星大学は、選定した低GWP混合冷媒候補の臨界軌跡、温度-圧力-比体積-組成の関係、気液平衡性質および臨界軌跡を測定し、物性データを取得する。九州産業大学は、上記の測定データと収集した熱物性情報に基づき、混合冷媒の状態方程式の作成を行う。
- (c) 低GWP混合冷媒の輸送的性質の測定（担当：佐賀大学）
選定した低GWP混合冷媒候補の液相および気相における熱伝導率測定と液相における粘度測

定を行い、物性データを取得する。ついで、それらの測定データより、低GWP混合冷媒候補の熱伝導率および粘度の相関式を提供する。

- (d) 低GWP混合冷媒の伝熱特性の測定（担当：九州大学および佐賀大学）
九州大学と佐賀大学とで分担して、選定した低GWP混合冷媒候補の凝縮および蒸発伝熱特性の測定を行い、熱交換器の設計に有用なデータベースの構築を行うが、九州大学は、低GWP混合冷媒候補の円管内、扁平管内および円管外の伝熱特性の測定を担当し、佐賀大学は低GWP混合冷媒候補のプレート熱交換器内伝熱特性の測定を担当する。
- (e) 低GWP混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価（担当：九州大学および佐賀大学）
九州大学は、ドロップイン試験により GWP を抑制した R1234ze(Z)/R32, R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系混合冷媒のサイクル性能評価を明らかにする。佐賀大学はドロップイン試験結果と比較するためのサイクル性能予測計算を行う。九州大学はドロップイン試験とサイクル性能計算の結果を総合して、これら低 GWP 混合冷媒の業務用空調機への適用可能性を明らかにする。

以上の研究開発を行うための研究実施体制を以下に示す。



1.3.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

GWP の小さな R32 や R1234yf, R1234ze(E) などの代替フロン冷媒は、直接的な地球温暖化効果を大幅に低減させる冷媒として知られているが、反面、微燃性を有する。そこで、これらの代替フロン冷媒を使用した空調機器について、火災事故の発生可能性、火災事故発生時の人的・物的危害度（フィジカルハザード）を明確化する。具体的には、 K_c 値や燃焼速度等をもとにして、微燃性冷媒の燃焼性および爆発性を実験的及び数値的に評価するとともに、微燃性冷媒搭載空調機器について実際に起こりうる事故シナリオとして、化石燃料系暖房機器やサービス・据え付け時のバーナー等による火災危険性を明らかにする。本研究開発の成果は、微燃性冷媒を業務用空調機器等に適用するにあたっての取扱い基準やガイドライン等の策定に寄与するものと期待される。

K_c 値や燃焼速度等に基づいた微燃性冷媒の燃焼性評価は、主として（国研）産業技術総合研究所安全科学研究部門に再委託して実施することとした。事故シナリオに基づいた火災発生可能性および

びフィジカルハザード評価は、学校法人東京理科大学において担当することとした。両者とも（公社）日本冷凍空調学会 微燃性冷媒リスク評価研究会に委員として参加するとともに、両者間で必要に応じ研究報告会を開催するなどして、お互いの研究成果のフィードバックを図ることとした。

1.3.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

(A) エアコンの性能評価法の確立(担当:東京大学)

(A-1) エアコンの使用実態の把握

使用実態の把握を行い、得られた結果を JIS の改訂に利用する。

(A-2) エアコン、ビル用マルチエアコンの部分負荷特性と快適性評価の検討

本研究プロジェクトで取得するエアコンのデータ、既存研究データ、メーカー等に協力してもらい収集する実運転データを集積し、業務用エアコンの部分負荷特性を評価する方法を提案する。

(A-3) 低 GWP 冷媒の熱交換器性能、サイクル性能の評価

R-1234yf や R-1234ze およびこれらを用いた混合冷媒の熱交換性能を明らかにし、平滑管内の蒸発器性能、凝縮器性能を示す実験式を提案する。

(B) 室内への冷媒リーク時の安全性評価(担当:東京大学)

(B-1) 微燃性冷媒が室内へ漏洩したときの濃度分布の解析

冷媒濃度の時間的推移を計算し、可燃範囲に入る条件を明らかにすることで、着火可能性評価へとつなげる。

(B-2) 熱分解、燃焼後の HF 濃度解析

高温壁面で熱分解により発生する HF の濃度を測定する装置を完成させ、R-1234yf および R-1234ze の HF 発生濃度を求め、従来冷媒(HFC)との比較データを提供する。

(B-3) ポンプダウン運転時のディーゼル燃焼

冷媒、潤滑油混合気が圧縮時に自己着火する現象を模擬する実験装置を完成させ、微燃性冷媒、従来冷媒についてディーゼル燃焼が発生する条件を求め、HF 発生濃度を測定し、安全性を評価する。

(B-4) 微燃性冷媒のリスク評価

リスク評価結果を積極的に発信し、微燃性冷媒の規制の見直し、安全に利用するためのガイドラインの策定に貢献する。

(C) ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価（担当：産業技術総合研究所）

(C-1) 冷媒の実用上の燃焼限界評価方法の開発と評価

R1234yf、R1234ze(E)、R32、R717 等の 2L 冷媒単体や混合系冷媒、及び既存の R410A、R134a 等の冷媒について、温度、圧力及び湿度条件における燃焼限界、燃焼速度を調べると共に、可燃性から不燃性まで連続的・統一的に評価する方法を開発する。3 種類以上の冷媒について、熱分解に伴う生成物を分析し、HF や COF_2 等の生成量を明らかにし、新冷媒の使用によって生成物由来のリスクが増大するかどうか明らかにする。

(C-2) 2L 冷媒の燃焼速度に及ぼす温度・湿度影響の評価

得られた燃焼特性の条件依存性から、2L 冷媒の燃焼における最悪条件を設定し、総合的な燃焼危険性指標を得て 2L 冷媒に関する実用上の最悪の被害の想定に資する。

(D) ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発（担当：産業技術総合研究所）

(D-1) 2L 冷媒の最小火花着火エネルギー（MIE）の評価法の開発

種々の 2L 冷媒単体及び混合系 2L 冷媒について、火花放電による放電時間・電極形状等と着火エネルギーの相関を明らかにする。

(D-2) 2L 冷媒の実用条件の最小火花着火エネルギー（MIE）の評価

微燃性冷媒の評価に最適な最小着火エネルギー評価方法を開発すると共に、実用上生じうる火花放電による着火可能性の判定に資する。

(D-3) 2L 冷媒の最小着火エネルギー及び消炎距離評価方法の開発

消炎距離について測定法を開発し、種々の 2L 冷媒について測定を行い、最小着火エネルギーと消炎距離、燃焼速度等の他の燃焼性指標との相関を調べることにより、燃焼性パラメータから最

小着火エネルギーを予測する方法の検討を行う。消炎直径に相当する量を評価する方法を検討し、この値と消炎距離及び燃焼速度との関係、実機の着火試験との相関を明らかにし、2L 冷媒の実用化に向けた国際標準の整備に資する。

(E) 固有安全性評価手法の確立(担当: 東京大学)

(E-1) 新規開発低 GWP 冷媒を適用した空調機器使用時におけるリスク評価

冷凍・冷蔵・空調機器への使用において想定されるリスクに対して十分な安全レベルにあることを示す。

(E-2) 固有安全性評価手法の確立

低 GWP 冷媒固有の安全性に対する評価手法を確立する。

2. 事業の計画内容

2.1 研究開発の内容

2.1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

2.1.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

空調用に CO₂ 冷媒を採用した場合、従来の HFC 冷媒と比べてサイクルの特性が大きく異なり、CO₂ 冷媒では、超臨界サイクルとなるため HFC 冷媒のような一定温度での相変化がないため（凝縮温度が無い）、放熱時に冷却損失が大きく増加する。また差圧が HFC 冷媒比で約 3 倍となり、膨張損失が増加して、空調用途では従来冷媒に比べて冷房定格 COP が 60%程度まで低下するという大きな課題がある。

本研究開発では、その課題を解決するために、多段冷却圧縮（圧縮途中の冷媒を断続的に外気で冷却し、再度圧縮することを繰り返すこと）で、圧縮中の冷媒温度の上昇を抑制して圧縮動力を大幅に低減し、また膨張機技術を採用して膨張損失を回収することで高効率化を図る。

そこで、コンパクトな高効率化サイクルを実現するための要素機器（圧縮機や熱交換器など）の技術開発およびそれらを組み込んだシステムの性能評価に取り組む。図 2.1.1.1-1 に CO₂ 冷媒を用いた高効率ビル用マルチ空調機のイメージを示す。

また、CO₂ 冷媒適用に伴い多段圧縮サイクルの採用により圧縮機の複数化によるコスト上昇や高耐圧化による熱交換器のコスト上昇などが懸念されるため、コスト抑制のために新しい要素技術の開発に取り組む。

さらに、種々の条件下においてシステムの自動運転が可能な制御プログラムを作成し、温度条件等が変化するような実運転環境下で、超臨界でかつ膨張機付サイクルが安定した冷媒運転状態になることを実証する。また、実運転を通して搭載した要素機器に故障や異常な劣化が生じないかを確認する。

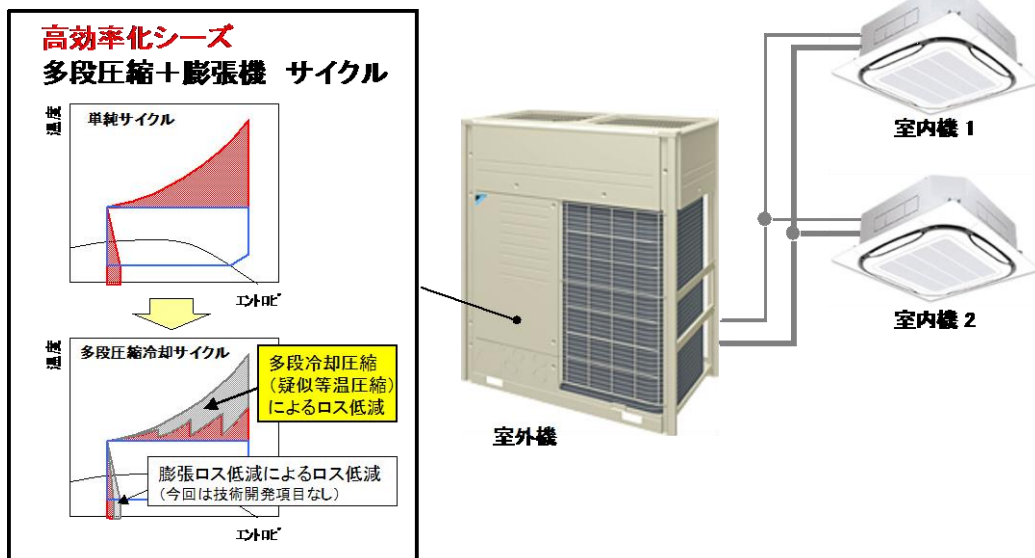


図 2.1.1.1-1 CO₂ 冷媒を用いた高効率ビル用マルチ空調機イメージ

2.1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

2.1.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

業務用空調機器用高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を目的として、下記の研究項目を実施する。

新冷媒の設計研究としては、新冷媒の分子設計を行うと共に、選定された候補媒体について合成試作を行う。

新冷媒の特性評価研究としては、新冷媒の基本特性評価（沸点・蒸気圧等）を明確にすると共に、新冷媒の最適化、安全性評価（毒性・燃焼性・固有安全性）および熱力学特性評価を行う。

新冷媒の実用化を行った。これらの研究成果を踏まえ、新冷媒の選定を行った。選定された新冷媒の冷凍機油および各種空調機器構成材料との適合性を評価すると共に、冷凍サイクル特性を評価することにより、業務用空調機器用高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を行った。

新冷媒の実用化研究としては、新冷媒に最適な冷凍機油の選定を行うと共に、材料適合性、実機を用いた冷媒特性評価を行う。

委託研究としては、環境影響評価、安全性評価（燃焼性評価）、不均化反応伝搬機構の解明および不均化反応抑制の理論構築、音速を中心とする物性評価、及び

新冷媒の燃焼性に対する着火源種類が燃焼可能性及び燃焼危害度に及ぼす影響評価を行う。

表 2.1.2.1-1 実施計画年表

年度 研究 開発項目	H23 年度	H24 年度	H25 年度	H26 年度	H27 年度
新冷媒の設計研究 分子設計 合成研究	分子基本設計		候補冷媒のを合成・試作		
新冷媒の特性評価研究 基礎特性評価 新冷媒の最適化 安全性評価	試作冷媒の基本特性			新冷媒の最適化	
熱力学特性評価	臨界定数・PVT性質・気液平衡関係				毒性試験
新冷媒の実用化研究 材料適合性評価 冷媒の実用化研究	燃焼性試験（燃焼範囲・燃焼速度）・組成変化			安定性評価	
委託研究 （環境影響・安全性評価） OH ラジカルとの反応速度 赤外吸収スペクトル・ GWP 評価 大気中の分解機構 燃焼性評価	冷凍機油評価・実機性能試験・最適化				
（物性評価） 物性評価					音速評価
（安全性評価） 反応機構解明と理論構築					不均化反応機構解明
（燃焼性評価） 燃焼可能性及び危害度評価					
予算額 助成対象費用 （円） 助成額	¥90,150,000 ¥60,100,000	¥95,350,000 ¥63,566,000	¥83,300,000 ¥55,532,000	¥80,850,000 ¥40,425,000	¥70,850,000 ¥35,425,000

2.1.3 冷媒の性能、安全性評価

2.1.3.1 業務用空調機器に適した低GWP冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

①R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の基本物性およびサイクル性能に関する研究

R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の化学的性質（毒性および燃焼性）の調査、熱力学的性質（臨界定数、温度-圧力-比体積の関係、飽和蒸気圧および飽和密度）の測定、輸送的性質（熱伝導率、粘度）の測定、管内伝熱特性の測定およびサイクルの基本特性の評価を行う。

(a) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の化学的性質の調査（担当：九州大学）

R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の化学的安定性、毒性および燃焼性に関する国内外研究情報の調査を行うとともに、安全性に関する基礎的な試験（毒性試験および燃焼試験）を外注によって実施する。

(b) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の熱力学的性質の測定（担当：いわき明星大学および九州産業大学）

いわき明星大学はR1234ze(Z)やR1243zfなどの新規低GWP冷媒の臨界定数、温度-圧力-比体積の関係、飽和蒸気圧および飽和密度を混合冷媒用に開発した現有の臨界軌跡測定装置およびPvTx測定装置を用いて測定する。一方、九州産業大学は上記の測定データおよび収集した熱物性値情報に基づき、R1234ze(Z)やR1243zfなどの新規低GWP冷媒の状態方程式を作成する。

(c) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の輸送的性質の測定（担当：佐賀大学）

現有の熱伝導率測定装置を改造して、R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の液相および気相における熱伝導率を測定する。また、現有の粘度測定装置を改造して、液相における粘度を測定する。ついで、測定した熱伝導率および粘度に関するデータに基づき、それらを計算するための相関式を提供する。

(d) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の伝熱特性の測定（担当：九州大学）

R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の熱力学的性質が明らかにされた後に、現有の冷媒管内伝熱特性試験装置を改造して、管内凝縮および蒸発熱伝達・流動特性の測定を行い、熱交換器の設計に有用なデータベースの構築を行う。

(e) R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒のサイクルの基本特性の評価（担当：九州大学および佐賀大学）

R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の熱力学的性質が明らかにされた後に、サイクル特性の評価を九州大学と佐賀大学とで以下のように分担して行う。九州大学は冷媒としてR1234ze(Z)を用いる場合の適用温度範囲を定めるためのドロップイン試験を現有の水熱源ヒートポンプサイクル試験装置を改造して行う。また、それらの試験結果と佐賀大学のサイクル性能予測計算結果との比較を行う。一方、佐賀大学は、ドロップイン試験結果と比較するためのサイクル性能の予測計算を担当する。

②低GWP混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究

R1234ze(Z)、R1243zf、R1234yfおよびR1234ze(E)を含むHF0系冷媒、HFC系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる低GWP混合冷媒の中から業務用空調機器の冷媒として適した混合冷媒候補を選定し、その混合冷媒の熱物性の測定、管内（円管および扁平管内）および管外伝熱特性の測定およびサイクル性能の評価を行う。

(a) 低GWP混合冷媒の探求・選定（担当：九州大学およびいわき明星大学）

低GWP混合冷媒の探求・選定を、九州大学およびいわき明星大学とで以下のように分担して行う。

いわき明星大学はHF0系冷媒、HFC系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる数種類の低GWP混合冷媒に関する簡易状態方程式の作成を試みる。九州大学は、それらの状態方程式を用いて熱力学的サイクル性能解析を行い、業務用空調機器用冷媒として適した低GWP混合冷媒候補の選定を試みる。

(b) 低GWP混合冷媒の熱力学的性質の測定（担当：いわき明星大学および九州産業大学）

いわき明星大学は、選定した低GWP混合冷媒候補の臨界軌跡、温度-圧力-比体積-組成の関係、気液平衡性質および臨界軌跡を、現有の臨界軌跡測定装置およびPvTx測定装置を用いて

測定する。また、九州産業大学は、上記の測定データと収集した熱物性情報に基づき、混合冷媒の状態方程式の作成を試みる。

(c) 低GWP混合冷媒の輸送的性質の測定（担当：佐賀大学）

改造した熱伝導率測定装置を用いて、選定した低GWP混合冷媒候補の液相および気相における熱伝導率を測定する。また、改造した粘度測定装置を用いて液相における粘度を測定する。ついで、それらの測定データより、低GWP混合冷媒候補の熱伝導率および粘度の相関式を提供する。

(d) 低GWP混合冷媒の伝熱特性の測定（担当：九州大学および佐賀大学）

選定した低GWP混合冷媒候補の凝縮および蒸発伝熱特性の測定を行い、熱交換器の設計に有用なデータベースの構築を、九州大学と佐賀大学とで以下のように分担して行う。

九州大学は現有の管内伝熱試験装置を用いて、低GWP混合冷媒の円管内および扁平管内伝熱特性の測定を行う。また、九州大学は管外伝熱試験装置を製作して、単管上の伝熱特性の測定を行う。一方、佐賀大学はプレート熱交換試験装置を製作して、低GWP混合冷媒候補のプレート熱交換器内伝熱特性の測定を担当する。

(e) 低GWP混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価（担当：九州大学および佐賀大学）

まず、GWPを抑制した R1234ze(Z)/R32, R1234yf/R32/R744 および R1234ze(E)/R32/R744 系混合冷媒のサイクル性能評価を九州大学と佐賀大学とで以下のように分担して行う。

九州大学は現有の水熱源ヒートポンプサイクル試験装置を改造して、R1234ze(E)/R32/R744 系混合冷媒のドロップイン試験を行う。一方、佐賀大学はドロップイン試験結果と比較するためのサイクル性能予測計算を行う。そして、九州大学はドロップイン試験とサイクル性能計算の結果を総合して、R1234yf/R32/R744およびR1234ze(E)/R32/R744系混合冷媒の業務用空調機への適用可能性を明らかにする。

ついで、上記研究項目②(a)において選定した低 GWP 混合冷媒候補について、九州大学は水熱源ヒートポンプ試験装置を用いたドロップイン試験を行い、佐賀大学はサイクル性能解析を行う。そして、九州大学はドロップイン試験とサイクル性能計算の結果を総合して、選定した低 GWP 混合冷媒候補の業務用空調機への適用可能性を検討する。

以下へ H23 年度から H27 年度までの研究開発スケジュールを示す。

事業項目	H23年度	H24年度	H25年度	H26年度	H27年度
①R1234ze(Z)*などの新規低GWP冷媒の基本物性およびサイクル性能に関する研究					
(a)低GWP純冷媒の化学的性質の調査(九州大学)	R1234ze(Z) 化学的性質・材料適合性試験 毒性・燃焼性試験			R1243zfなどの冷媒候補物質 材料適合性、燃焼性、毒性などの調査	
(b)低GWP純冷媒の熱力学的性質の測定	R1234ze(Z) 飽和蒸気圧、飽和密度、臨界定数の測定			R1243zfなど 飽和蒸気圧、飽和密度、臨界定数、表面張力の測定	
・測定(いわき明星大学)			状態式作成	状態式作成	
・状態式の作成(九州産業大学)					
(c)低GWP純冷媒の輸送的性質の測定(佐賀大学)	R1234ze(Z) 文献調査 飽和液測定 装置改造 高温飽和液測定		装置改造 高温圧縮液測定・相関式作成	R1243zfなど 液・蒸気の測定・相関式作成	
・熱伝導率	装置設計・製作 予備測定 装置改造 高温高圧域圧縮液測定・相関式作成			液・蒸気の測定・相関式作成	
・粘度					
(d)低GWP純冷媒の伝熱特性の測定	R1234ze(Z) 管内装置改造 管内伝熱試験		管内伝熱試験	R1234ze(Z), R1234ze(E), R1233zd など 管外装置改造 管外伝熱試験	
・管内(九州大学)			管外装置改造	管外伝熱試験	
・管外(九州大学)			プレート熱交換装置改造	プレート熱交換伝熱試験	
・プレート熱交(佐賀大学)					
(e)低GWP純冷媒のサイクル基本特性評価	R1234ze(Z) 装置改造 サイクル試験		サイクル試験		
・性能試験(九州大学)	モデルの検討		プログラム 基本特性確認	試験と対応させた計算	
・性能解析(佐賀大学)					

※ HFO-1234ze(Z)をR1234ze(Z)と記述

事業項目	H23年度	H24年度	H25年度	H26年度	H27年度
②低GWP混合冷媒の探求とその基本特性およびサイクル性能に関する研究					
(a)低GWP混合冷媒の探求・選定 (九州大学)	混合冷媒 R32/R1234ze(E)など 混合冷媒の簡易状態式作成		低GWP混合冷媒の探求・選定		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 低GWP混合冷媒の探求・選定
・探求・選定	熱力学的解析		熱力学的解析		熱力学的解析
・サイクル熱力学解析	熱力学的解析		熱力学的解析		熱力学的解析
(b)低GWP混合冷媒の熱力学的 性質の測定	混合冷媒 R32/R1234ze(E) など 混合冷媒 PvTx 性質, 気液平衡, 臨界軌跡の測定		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 混合冷媒 PvTx 性質, 気液平衡, 臨界軌跡の測定		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 混合冷媒 PvTx 性質, 気液平衡, 臨界軌跡の測定
・測定(いわき明星大学)	混合冷媒の状態式の作成		混合冷媒の状態式の作成		混合冷媒の状態式の作成
・状態式の作成(九州産業大学)	混合冷媒の状態式の作成		混合冷媒の状態式の作成		混合冷媒の状態式の作成
(c)低GWP混合冷媒の輸送的性質 の測定(佐賀大学)	混合冷媒 R744/R32/R1234ze(E) など 熱伝導率測定・相関式作成		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 熱伝導率測定・相関式作成		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 熱伝導率測定・相関式作成
・熱伝導率	熱伝導率測定・相関式作成		熱伝導率測定・相関式作成		熱伝導率測定・相関式作成
・粘度	液粘度測定・相関式作成		液粘度測定・相関式作成		液粘度測定・相関式作成
・粘度	液粘度測定・相関式作成		液粘度測定・相関式作成		液粘度測定・相関式作成
(d)低GWP混合冷媒の伝熱特性 の測定	混合冷媒 R744/R32/R1234ze(E) など 装置改造 円管内混合冷媒伝熱試験		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 円管内伝熱試験		混合冷媒 R744/R32/R1234yf など 円管内伝熱試験
・管内(九州大学)	装置改造 円管内混合冷媒伝熱試験		装置改造 円管内伝熱試験		円管内伝熱試験
・管外(九州大学)	装置改造 扁平管内混合冷媒伝熱試験		装置改造 扁平管内伝熱試験		扁平管内伝熱試験
・プレート熱交(佐賀大学)	装置設計・製作 管外伝熱試験		装置設計・製作 プレート熱交伝熱試験		(低GWP純冷媒の管外伝熱試験へ) プレート熱交伝熱試験
・プレート熱交(佐賀大学)	装置設計・製作 管外伝熱試験		装置設計・製作 プレート熱交伝熱試験		プレート熱交伝熱試験
(e)低GWP混合冷媒のサイクル 基本特性評価	混合冷媒 R32/R1234ze(E), R744/R32/R1234ze(E) 装置改造 モデルの検討 相平衡測定・サイクル試験		混合冷媒 R32/R1234yf, R744/R32/R1234yf など 相平衡測定・サイクル試験		混合冷媒 R32/R1234yf, R744/R32/R1234yf など 相平衡測定・サイクル試験
・性能試験(九州大学)	装置改造 モデルの検討 相平衡測定・サイクル試験		相平衡測定・サイクル試験		相平衡測定・サイクル試験
・性能解析(佐賀大学)	プログラム・基本サイクル計算 熱交換・圧力損失を考慮した計算		熱交換・圧力損失を考慮した計算		試験と対応させた計算
①+② 年度委託費(うち再委託費); 円	32,537,106 (13,282,000)	49,868,894 (22,196,000)	34,255,000 (13,716,000)	39,913,000 (15,063,000)	28,986,000 (9,574,000)

2.1.3.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

本研究開発では、目標達成のために以下の6つのサブテーマについて詳細な研究を実施した。うち、「①微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価」および「②微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価」については、(国研)産業技術総合研究所 安全科学研究部門へ再委託して実施した。表2.1.3.1-1に実施計画及び予算推移線表を示す。

① 微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価 ((国研)産業技術総合研究所 安全科学研究部門担当)

作業不良や、経年劣化等による配管破損箇所等から、室内等に漏洩した微燃性冷媒が、漏洩空間内の着火源により着火した場合の燃焼影響・爆発影響を検討、検証するために、以下の項目を実施する。

(a) 事故シナリオの検討に基づくハザード評価

事故シナリオを模擬する漏洩箇所、漏洩量、着火時期等の条件に対して、必要に応じ実規模の燃焼爆発実験またはシミュレーションを行う。④-⑤(東京理科大学担当)にて実施の安全性評価と連携し、実規模評価へと発展可能な評価条件の絞り込みを行い、実規模被害予測を可能にする。

(b) 爆発影響評価

可燃性の予混合気が多量に漏洩した後に、着火した場合の爆発影響を検証するため、密閉爆発容器内で微燃性冷媒の予混合気を爆発させ、圧力上昇の計測及び火炎伝播の観測等を行う。②(b)において他の可燃性冷媒と直接的な爆発影響の比較を可能にするため、密閉爆発容器を用いた同一試験条件でのアンモニア・プロパンなどの爆発影響評価を行う。

(c) 爆発強度影響評価

冷媒の基礎的燃焼特性の評価結果を、より現実的な条件での安全性評価に反映して実規模における影響評価を可能とするために、爆発の激しさとそれによる人体や構造物への影響を関連付ける爆発強度の評価手法について検討する。数値シミュレーションによる室内等における圧力上昇挙動の解析を可能にし、 K_G 値の評価手法に基づいた圧力上昇度と部屋の隙間等の開口率の関係を明らかにする。実験により評価される経験的燃焼速度を用い、燃焼速度を取り込んだ爆発強度シミュレーション手法を開発し、実験的評価が困難な実規模評価への適用を可能にする。

② 微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価（（国研）産業技術総合研究所 安全科学研究部門担当）

空調機器の配管内に空気が混入するなど限られた空間で予混合気を形成した場合、ないしは空間に微燃性冷媒が漏洩した場合を想定し、長時間熱源に接するなど過剰なエネルギーが加わった場合の燃焼爆発特性を明らかにするために、以下の項目を実施する。

(a) 事故シナリオの検討に基づく予混合・漏洩条件評価

微燃性冷媒を使用する空調機器での、事故シナリオ洗い出し作業（別途実施）と連携し、配管内で形成される予混合気や、配管からの漏洩条件を検討する。

(b) 過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価

上記(a)で検討される条件において、長時間熱源に接するなど極端にエネルギーが加えられた場合の着火実験（着火源として最悪を想定）を実施し、安全性を評価する。自然発火試験により微燃性冷媒の自然発火特性を評価する。微燃性冷媒の水分や金属片などの存在による自然発火特性影響を評価する。アンモニアを中心としたほかの可燃性ガスの燃焼特性の調査を行い、アンモニアについては微燃性冷媒との直接的な比較が可能な同一試験条件での自然発火試験を行う。

③ 暖房機器と同時使用時の安全性評価（東京理科大学担当）

居住空間において、空調機器から微燃性冷媒が漏洩した場合に、暖房機器が着火源となつて着火するか否かを把握するとともに、暖房機器によるフッ素系冷媒の熱分解生成物発生濃度を把握する。得られた成果は、従来冷媒との比較により、市場における微燃性冷媒の安全認知に大きく貢献できるものと期待される。

(a) 試験室及び試験装置の製作

6 畳程度の床面積を有し、気密性が高く爆風圧に耐えうる試験室を建設する。試験室内に、微燃性冷媒搭載予定の空調機器（エアコン）、および、着火源となる化石燃料系暖房機器を設置する。測定項目は、冷媒濃度、燃焼生成物濃度、温度等とし、これらを精度よく計測できる測定系を構成する。

(b) 着火特性・燃焼生成物評価試験

エアコン吹き出し口から試験室内へ冷媒を所定量漏洩させ、室内で同時使用されている化石燃料系暖房機器により、冷媒の着火の有無を観察するとともに、冷媒の濃度分布、試験室内の温度、着火源の温度、燃焼生成物の濃度等を計測する。試験条件として、エアコン運転の有無、着火源となる暖房機器の種類（石油ストーブ、ファンヒーター等）、冷媒漏洩量を数段階設定する。冷媒種類については、特に代替冷媒候補と考えられている R32、R1234yf、R1234ze(E)等および、従来市場等において後半に用いられてきた R410A 等を対象とする。これらの従来冷媒と比較することにより、暖房機器と同時使用時のフィジカルハザードを定量的に評価する。

④ サービス・据え付け時の安全性評価（東京理科大学担当）

空調機器において、可燃性冷媒を使用する基準を定めた国際規格である IEC60355-2-40 においては、サービス・据え付け時の取扱基準が定められ、プロパンなどの強燃性冷媒と、微燃性冷媒とは全く同一の取扱基準となっている。中には微燃性冷媒にとっては過剰に厳しい取扱制約事項も散見されることから、今後、微燃性冷媒に適した取扱基準が議論される予定である。こうした国際規格の議論を先導することを視野に、本研究項目では、サービスや据え付けの作業空間に冷媒が漏洩し、そこにバーナー等、一般にサービス・据え付け時に存在しうる着火源が存在する場合を想定し、着火条件および消炎挙動も含めた火炎伝播挙動を実験的に把握する。

(a) 試験装置の製作

冷媒を漏洩・滞留させるために、その内面が視認できる試験空間を製作する。さらに、実際にサービス・据え付け時に使用される着火源を調査・選定し、これを試験空間で移動させて着火させることのできる着火装置を製作する。さらに、サービス・据え付け時の配管系統からの冷媒漏洩とこれに伴う着火危険性を評価するための試験装置を設計・製作する。

(b) 着火特性把握試験

試験空間内に冷媒を漏洩・滞留させて、着火前の冷媒濃度分布を計測する。着火源を移動させて着火の有無を確認するとともに、火炎挙動、着火地点の冷媒濃度、温度等を計測

する。試験条件として、着火源、冷媒漏洩量、冷媒種類等を数段階設定する。さらに、サービス・据え付け時の配管系統からの冷媒漏洩特性と、着火特性、着火時の周囲へ及ぼす熱的危険性等を実験的に評価する。さらに、着火危険性をより定量的に評価するために、冷媒及び可燃性蒸気と空気のモデル混合気の着火性データを実験的に取得・蓄積する。また、サービス・据え付け作業時には、作業空間において高温表面となる箇所が居住空間に比べて多いことから、高温表面に冷媒が衝突した際の着火危険性についても検討する。

⑤ 多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価（東京理科大学担当）

複数の室内機を同一の冷媒系統で連結した多室型空調機システムは、わが国の空調機メーカーが世界に先駆けて開発してきたものであり、設計施工の簡便性、個別分散空調が可能なゆえの柔軟性、直膨式ゆえの省エネルギー性を備えており、国内のみならず、世界市場で多く用いられている。このシステムは、室内外機ユニット数が1対1の空調システムに比較して、室内機が複数であり、冷媒配管長も長くなることから、1つの冷媒系統が備える冷媒充填量が大きくなっている。したがって、冷媒が漏洩した場合の温暖化影響が大きいこともあり、微燃性冷媒採用による低GWP化が特に望まれている機器である。また、微燃性冷媒を使用した場合には、漏洩時の冷媒量が多くなるため、室内の可燃域空間の大きさが拡大したり、可燃性混合気の実在時間が長くなる可能性がある。そのため、1対1システムとは異なった安全性評価を行う必要がある。

そこで、多室型空調機に搭載される微燃性冷媒の漏洩に伴う着火危険性等の安全性を実験的に評価することを目的とする。

(a) 試験装置の製作

多室型空調機からの冷媒漏洩を模擬できる、冷媒漏洩配管系統および試験空間を製作する。これに対応して、冷媒濃度及び燃焼生成物濃度等の計測装置を構成する。

(b) 冷媒漏洩試験

多室型空調機からの冷媒漏洩を模擬して、所定量の冷媒を試験空間に漏洩させて、漏洩速度および冷媒濃度分布を計測する。単室型空調機での試験の結果との比較により、多室型空調機を用いた場合の濃度分布特性を明らかにする。

(c) 着火特性評価試験

上記(b)で行った冷媒漏洩条件において、着火源を設定し、濃度条件、湿度条件、といった着火条件と、爆風圧や熱流束、燃焼生成物濃度等の燃焼特性データを取得する。単室型空調機での結果との比較により、多室型空調機を用いた場合のフィジカルハザードを明確化する。試験条件として冷媒量や着火源、冷媒種類を数段階設定し、多室型空調機に搭載される微燃性冷媒の漏洩に伴う着火危険性を評価するためのデータを蓄積する。実際に空調機器が使用される状況を勘案して、①漏洩位置の違い（濃度分布の違い）による影響、②すでに着火源がある空間に冷媒が漏洩した場合と、冷媒が滞留した空間内で着火源が動作した場合での燃焼特性の違い、③開口面積等の違いによる影響、を検討する。

(d) 空間寸法および空間形状の影響

異なるスケールのプールを使用して(c)と同様の実験を行い、燃焼特性に及ぼすスケール効果を検討する。また、異なる空間形状（直方体）のプールを使用した実験により、空間形状が及ぼす影響についても検討する。

(e) 湿度の影響

プール内の温度および湿度を適切に管理できる機構を組み上げ、絶対湿度を変化させて(c)、(d)と同様の実験を行い、燃焼特性に及ぼす湿度の影響を検討する。

⑥ 実際の事故シナリオを想定した実大着火実験（東京理科大学担当）

微燃性冷媒の安全性評価は、これまで多くの結果が出てきており、日本冷凍空調工業会（以下日冷工）等においてリスクアセスメントの基礎データとして活用されている。最終的に高圧ガス保安法の規制緩和につなげるためには、実際に想定される事故シナリオにおいて、火災発生の可能性評価及び火災発生時の危害度評価を行うためのデータが必要になる。そこで、想定された事故シナリオの条件を設定して実大着火実験を実施することにより、燃焼による危険度を評価するためのデータを取得する。

(a) シナリオの設定

火災シナリオとして、床面積4m²程度の比較的高気密な空間内で冷媒が漏洩した場合に、裸火等の着火源が存在した場合の、火災事故発生危険性及び危害度評価を想定する。

(b) 実験装置の製作

設定したシナリオに基づき、製作すべき実験装置（燃焼容器およびセンサ等）を設計し、発注・製作する。

(c) 着火実験の実施及びデータ解析

設定したシナリオに基づき、着火実験を実施し、火炎挙動、圧力、温度等を計測するとともに、冷媒種、漏洩量、漏洩速度等の実験パラメータとの関係を整理・解析する。これに先立ち、冷媒漏洩量・漏洩速度と室内濃度の関係を測定する。

表 2.1.3.1-1 当初研究計画とそれに照らした進捗状況及び事業費の推移

事業項目		平成23年度				平成24年度				平成25年度				平成26年度				平成27年度			
		①	②	③	④	①	②	③	④	①	②	③	④	①	②	③	④	①	②	③	④
① 微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価	(a) 事故シナリオの検討に基づくハザード評価																				
	(b) 爆発影響評価																				
	(c) 微燃性冷媒の爆発強度影響評価																				
② 微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価	(a) 事故シナリオの検討に基づく予混合・漏えい条件評価																				
	(b) 過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価																				
③ 暖房機器と同時使用時の安全性評価	(a) 試験室および試験装置の製作																				
	(b) 着火特性・燃焼生成評価試験																				
④ サービス・据え付け時の安全性評価	(a) 試験装置の製作																				
	(b) 着火特性把握試験																				
⑤ 多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価	(a) 試験装置の製作																				
	(b) 冷媒漏洩試験																				
	(c) 着火特性評価試験																				
	(d) 空間寸法及び空間形状の影響																				
	(e) 湿度の影響																				
⑥ 実際の事故シナリオを想定した実大着火実験	(a) シナリオの設定																				
	(b) 実験装置の製作																				
	(c) 着火実験の実施及びデータ解析																				
各年度事業費（総額305,698,014円）		49,212,154円				93,155,100円				39,942,400円				52,892,640円				70,495,720円			

2.1.3.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

(A) エアコンの性能評価法の確立(担当:東京大学)

(A-1) エアコンの使用実態の把握

APF 評価法の改善に貢献するために、以下の項目を実施した。

- ・ エアコンに関する日本工業規格 (JIS) では APF を算定するにあたって、エアコンの使用時間を想定している。適切な APF 評価を行うために使用実態(外気温度条件、使用時間等)の調査を行う。
- ・ エアコン形態に対応する使用実態を調査するために、ユーザーやオーナーに対するアンケート調査、電力計を設置した設備についてはそのデータに基づく使用時間調査を実施する。
- ・ 冷房および暖房の使用実態を一日の運転時間だけではなく、一日の中の使用時間のパターンを統計的に整理し、外気温の発生時間データとの関係を整理する。

(A-2) エアコン、ビル用マルチエアコンの部分負荷特性と快適性評価の検討

JIS に基づく APF 値と実態との乖離を埋めるために以下の項目を実施した。

- ・ パッケージエアコン、ビル用マルチエアコン、二次冷媒を用いるエアコンを対象として、部分負荷特性および快適性を確保するための試験条件の設定法について比較、評価する。
- ・ 上記研究成果を用いて、JIS 試験から推定する部分負荷特性と、実測される部分負荷特性を比較し、評価法の改善を目指す。

(A-3) 低 GWP 冷媒の熱交換器性能、サイクル性能の評価

R-1234yf や R-1234ze といった低 GWP 冷媒、およびこれらを用いた混合冷媒と、従来冷媒の性能を比較するために以下の項目を実施した。

- ・ 熱交換器性能、サイクル性能を、実験とシミュレーションを用いて比較、評価する。
- ・ 蒸発器での性能を明らかにするために、R-1234yf と R-1234ze を対象として、純冷媒、混合冷媒(R-1234yf のみ)、潤滑油を含む場合の性能試験を行い、伝熱予測モデルを提案する。
- ・ 凝縮器での性能を明らかにするために、R-1234yf と R-1234ze を対象として、純冷媒、混合冷媒(R-1234yf のみ)、潤滑油を含む場合の性能試験を行い、伝熱予測モデルを提案する。
- ・ 平成 23 年度は既存の装置で計測を行うが、平成 24 年度に潤滑油を含む冷媒の凝縮器性能を試験するための装置を設置する。平成 25 年度には潤滑油を含む冷媒の蒸発器性能を試験するための装置を設置する。
- ・ 平成 26 年度、27 年度には、低 GWP 冷媒として新規に提案されている純冷媒あるいは混合冷媒について、熱交換器の性能を試験する。

(B) 室内への冷媒リーク時の安全性評価(担当:東京大学)

(B-1) 微燃性冷媒が室内へ漏洩したときの濃度分布の解析

微燃性冷媒が可燃性範囲に入る条件を明らかにするために以下の項目を実施した。

- ・ 冷媒の漏洩シナリオを検討し、漏洩箇所、漏洩スピード、冷媒状態や室内状況を設定、分布濃度のシミュレーション解析を行う。
- ・ 平成 23 年度から 24 年度にかけて、単一室内への冷媒の漏洩を解析する。広く利用されている熱流体解析ソフトを用いて、室内の気流分布、冷媒の濃度分布を 3 次元で解析し、冷媒の可燃範囲にある条件を求める。
- ・ 平成 24 年度に冷媒漏洩シミュレーションの妥当性を実験的に証明するために、測定棟を建設する。冷媒放出後の冷媒濃度の時間的広がりについて測定し、可燃濃度体積の時間的推移を推定し、冷媒漏洩シミュレーションと比較する。
- ・ 平成 25 年度にはビル用マルチエアコンを想定し、広い空間への漏洩、複数の室内への漏洩を解析する。
- ・ 平成 26 年度、27 年度には、機械室に設置されたチラーから冷媒が漏洩する場合の解析を行う。また、リスク評価をする上で重要な条件が設定された場合には、その解析を行う。

(B-2) 熱分解、燃焼後の HF 濃度解析

毒性があり、人的被害の原因になりうるフッ化水素 (HF) の安全評価を行うために以下の項目を実施した。

- ・ R-1234yf や R-1234ze が熱分解または燃焼した際に生じるフッ化水素の濃度を従来冷媒(R410A など)と比較する。
- ・ 平成 23 年度は R-1234yf や R-1234ze が高温壁に接したときに熱分解で発生するフッ化水素の量を測定する装置を設計する。フッ化水素は猛毒であるので、大学の安全基準に適合する除外装置を付属す

るドラフトを設置し、その中に試験装置を置いて試験する。フッ化水素濃度を HFC 冷媒と比較して、リスク評価の基礎データとする。

- ・平成 24 年度には熱分解試験装置を設置し、気流や熱源温度などを変化させて、フッ化水素の発生濃度を明らかにする。また、燃焼試験装置を設置し、冷媒を燃焼させる場合、火炎に接触させる場合の試験を行い、フッ化水素の発生濃度を明らかにする。
- ・平成 25 年度には、加熱部材質、湿度の影響を明らかにする。
- ・平成 26 年度、27 年度には、加熱部材質、湿度、冷媒の種類が熱分解開始温度、分解生成物へ与える影響を総合的に明らかにする。また、火炎へ冷媒が接触し、燃焼に至らないときの分解率に与える湿度や冷媒種の影響を評価する。
- ・新規に提案される低 GWP 冷媒について、熱的安定性や化学的安定性について試験を行い、評価をする。
- ・平成 26 年度には環境試験棟 2 を増築し、熱分解生成物を安全な環境で試験できるようにする。
- ・着火の可能性を検討するために、着火源モデルを検討し、着火可能性検討試験装置を製作し、試験する。

(B-3) ポンプダウン運転時のディーゼル燃焼

ルームエアコンのポンプダウン時のディーゼル爆発に関し、発生条件を明らかにし、安全性評価を行った。

(B-4) 微燃性冷媒のリスク評価

本 NEDO プロジェクト(他の委託事業も含む)で実施する低 GWP 冷媒(微燃性)の安全性に関する研究成果や既存の研究結果を踏まえて、産業界と協力してリスク評価を実施した。

- ・平成 23 年度にリスク評価を実施する体制を作り、検討を開始する。
- ・平成 24 年度からリスク評価を実施する。微燃性冷媒の安全性に関する成果を積極的に海外に発信し、世界的な合意形成を目指す。

(C) ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価 (担当：産業技術総合研究所)

(C-1) 冷媒の実用上の燃焼限界評価方法の開発と評価

R1234yf、R1234ze(E)、R32、R717 等の 2L 冷媒単体や混合系冷媒、及び既存の R410A、R134a 等の冷媒について、日本での実用を考慮した温度、圧力及び湿度条件における燃焼限界を調べると共に、可燃性から不燃性まで連続的・統一的に評価する方法を開発する。R1234yf 等の 2L 冷媒単体やその混合系冷媒、及び既存の冷媒について、燃焼、あるいは熱分解に伴う生成物を分析し、HF や COF₂ 等の生成量を明らかにする。

・平成 23 年度は、R1234yf、R1234ze(E)、R32、R717 等の 2L 冷媒単体について、様々な温度、湿度条件で燃焼限界を調べる。R1234yf、R32 の燃焼生成物を明らかにすると共に、再現性・一般性を考慮した熱分解生成物測定法の検討と実験装置の試作を行い、予備的な実験を開始する。

・平成 24、25 年度は、R1234yf 等の混合系冷媒について、様々な温度、圧力及び湿度条件における燃焼限界を調べると共に、既存の R410A、R134a 等の不燃性冷媒についても同様の測定を行い、条件により不燃から可燃に変化しないか確認する。R1234yf、R32 の熱分解生成物の測定を行い、温度と生成物の関係を明らかにする。あわせて従来安全に使用されてきた既存の不燃性冷媒の熱分解生成物の測定を行い、定量的に比較することにより、2L 冷媒等の使用によって生成物由来のリスクが増大するかどうか明らかにする。

・平成 26、27 年度は、R1234yf、R1234ze(E)、R32、R717、R1234ze(Z)、R1234ze(E) 混合冷媒等の 2L 冷媒、R410A や R134a 等の不燃性冷媒に加えて種々の可燃性化合物と不燃性化合物との混合系についての可燃限界を測定するとともに、可燃性から微燃性、さらに不燃性まで含めて、連続的・統一的に評価する方法を新たに開発する。また、3 種類以上の冷媒について、燃焼・熱分解生成物の分析を行い、HF や COF₂ 等の生成濃度を明らかにする。

(C-2) 2L 冷媒の燃焼速度に及ぼす温度・湿度影響の評価

R1234yf、R32、R717 等の 2L 冷媒単体及び混合系 2L 冷媒について、日本での実用を考慮した濃度、温度、及び湿度条件における燃焼速度の変化を実験的に調べる。比較のため、既存の冷媒 R410A、R134a 等の燃焼速度についても研究 (C-1) で可燃であることが明らかになった場合には、温度及び湿度依存性を調べる。標準的な測定方法で評価が困難な場合には、他の方法の検討も行い最適な評価方法を明らかにする。

・平成 23 年度は、R1234yf、R32、R717 等の 2L 冷媒単体について、様々な濃度、温度、湿度条件で燃焼速度を調べる。

・平成 25 年度は、R1234ze(E)、及び種々の混合系 2L 冷媒について燃焼速度の濃度、温度、湿度依存性を明らかにする。研究(C-1)で可燃であることが明らかになった場合には、それらについて燃焼速度の温度及び湿度依存性を調べる。燃焼性が低すぎて浮力等の影響を受けることにより通常の条件で評価が不可能な場合には、微小重力下での測定を行い、信頼性の高い燃焼速度を求める。

・平成 26、27 年度は、R1234yf、R1234ze(E)、R32、R717、R1234ze(Z)、R1234ze(E)混合冷媒等の 2L 冷媒、及び不燃性冷媒のうち高湿度条件において可燃になるものについて、燃焼速度の測定を行う。得られた燃焼限界、燃焼熱及び燃焼速度の湿度依存性から、微燃性冷媒の燃焼における最悪条件を設定し、RF2 等の総合的な燃焼危険性指標を得て 2L 冷媒に関する実用上の最悪の被害の想定に資する。

(D) ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発(担当：産業技術総合研究所)

(D-1) 2L 冷媒の最小火花着火エネルギー(MIE)の評価法の開発

R1234yf、R32、R717 等の 2L 冷媒単体及び混合系 2L 冷媒について、冷凍空調機器の電磁開閉器や静電気等の火花放電による着火を想定し、放電時間可変の直流放電、交流放電を用いて、放電時間・電極形状等と着火エネルギーの相関を調べ、これらの関係を明らかにする。

・平成 23 年度は、R1234yf、R32、R717 等の 2L 冷媒単体について、直流放電及び交流放電着火装置を用いて MIE を調べる。

・平成 24 年度は、一般的な電磁開閉器で発生する火花のうち保守的な条件(電極間隔 2mm 程度、放電時間 3ms 程度)において、直流火花放電を用いて、R1234yf 等の 2L 冷媒単体について、電極形状と着火エネルギーの関係を調べる。

・平成 25 年度は、R1234yf の 2L 冷媒単体について、電極形状と着火エネルギーの関係を調べる。

・平成 26、27 年度は、R1234ze(Z)や R1234ze(E)混合冷媒等及び不燃性冷媒のうち高湿度条件において可燃になるものについて、放電時間可変の直流放電や交流放電を用いて、放電時間、電極形状等と着火エネルギーとの関係を明らかにする。不燃性冷媒のうち高湿度条件において可燃になる混合冷媒の評価データを追加して、不燃から微燃性の領域までの着火エネルギーを定量的に比較可能とすることで、安全性評価に必要な燃焼特性データを精確にする。

(D-2) 2L 冷媒の実用条件の最小火花着火エネルギー(MIE)の評価

研究(C)において燃焼性の温度及び湿度の影響が顕著に現れた冷媒を中心に、最小着火エネルギーの温度及び湿度影響について調べる。様々な周辺環境条件による MIE を調べ、実用上生じうる火花放電による着火可能性の判定に資する。また、状況に応じて冷媒/空気混合気を満たした大型密閉容器内に、電磁開閉器など業務用空調機器において着火源となりうるパーツを配置し、パーツからの火花放電による着火試験を行い、基礎データとの相関を明らかにする。

・平成 24 年度は、冷媒/空気混合気を満たした大型密閉容器内に、電磁開閉器など業務用空調機器において着火源となりうるパーツを配置し、パーツからの火花放電による着火試験を行い、(D-1)及び(D-3)の基礎データとの相関を明らかにする。平成 25 年度は項目(C-1)、(C-2)で燃焼性の温度及び湿度の影響が顕著に現れた冷媒を中心に、最小着火エネルギーの温度及び湿度影響の測定を行い、実用条件における最小火花着火エネルギーを評価する。

・平成 26、27 年度は、R1234ze(Z)や R1234ze(E)混合冷媒等について、燃焼性の温度及び湿度の影響が顕著に現れた場合には、最小着火エネルギーの温度及び湿度影響について調べる。また、電磁開閉器など着火源となりうるパーツを用いた着火試験を行い、基礎データとの相関を明らかにする。これらの結果に基づいて、微燃性冷媒の評価に最適な最小着火エネルギー評価方法を開発すると共に、実用上生じうる火花放電による着火可能性の判定に資する。

(D-3) 2L 冷媒の最小着火エネルギー及び消炎距離評価方法の開発

研究(D-1)及び(D-2)の結果を基に、科学的根拠に基づきかつ実用上の危険度評価に資する、2L 冷媒の評価に最適な最小着火エネルギー評価方法を開発する。また、消炎距離について測定を行い、最小着火エネルギーと消炎距離、燃焼速度等の他の燃焼性指標との相関を調べることにより、燃焼性パラメータから最小着火エネルギーを予測する方法の検討を行う。

・平成 23 年度は、既存の装置を用いて消炎距離測定法の検討を行うと共に、着火用の電源装置を増強して大きな消炎距離が想定される微燃性冷媒に適した消炎距離測定法の検討を開始する。

・平成 24、25 年度は、R1234yf 等について装置条件、測定条件と消炎距離の関係を調べると共に、最小火花着火エネルギーと消炎距離の相関関係を検討する。また、平成 24 年度は、2L 冷媒の消炎隙間に相当する量を評価する方法を検討し、この値と消炎距離及び燃焼速度との関係、及び(D-2)の

実機の着火試験との相関を明らかにし、2L 冷媒の実用化に向けた国際標準の整備に資する。燃焼性が低すぎて浮力等の影響を受けることにより通常の条件で評価が不可能な場合には、微小重力下での測定を行い、信頼性の高い消炎距離、消炎隙間を求める。

・平成 26、27 年度は、R1234ze(Z)や R1234ze(E)混合冷媒等及び不燃性冷媒のうち高湿度条件において可燃になるものについて、消炎距離及び消炎直径についての測定を行い、最小着火エネルギーと消炎距離、燃焼速度等の他の燃焼性指標との相関を調べ、これらの値から最小着火エネルギーの予測が可能かどうかを明らかにする。不燃性冷媒のうち高湿度条件において可燃になる混合冷媒の評価データを追加して、不燃から微燃性の領域までの消炎距離及び消炎直径を定量的に比較可能とすることで、安全性評価に必要な燃焼特性データを精確にする。

なお、今後有力な 2L 冷媒が開発された場合は、それについても随時燃焼限界、燃焼速度、着火エネルギーに関する測定、及び燃焼あるいは熱分解生成物を明らかにする。

(E) 固有安全性評価手法の確立（担当：東京大学）

(E-1) 新規開発低 GWP 冷媒を適用した空調機器使用時におけるリスク評価

平成 26、27 年度は、低 GWP 冷媒を適用した空調機器の運転、冷媒の充填・輸送・保管・回収・破壊、保守サービスまでの一連のライフサイクルを通じた様々な条件を考慮して作成された FTA (Fault Tree Analysis) 図、リスク発生確率などを基に、産業界、学会、大学等の有識者と協力して、安全性に対するリスク評価を行う。また、実機を用いた固有安全性試験のデータに基づいて作成された被害影響についても、有識者と協力の上、評価を行う。

(E-2) 固有安全性評価手法の確立

平成 26、27 年度は、実験室規模の試験装置を用いた静的条件下で取得された固有安全性評価試験データと実機が用いられた試験データを比較して、実験室規模の試験結果が実機における環境・使用条件を模擬した結果であることを、有識者と協力の上、評価する。本手法を基に低 GWP 冷媒に固有特性に係る安全性評価手法の確立を目指す。

研究開発項目	23年度				24年度				25年度				26年度				27年度			
	第1 四 半 期	第2 四 半 期	第3 四 半 期	第4 四 半 期	第1 四 半 期	第2 四 半 期	第3 四 半 期	第4 四 半 期	第1 四 半 期	第2 四 半 期	第3 四 半 期	第4 四 半 期	第3 四 半 期	第4 四 半 期	第3 四 半 期	第4 四 半 期	第1 四 半 期	第2 四 半 期	第3 四 半 期	第4 四 半 期
A. エアコンの性能評価法の確立																				
(A-1)エアコンの使用実態の把握																				
(A-2)エアコン、ビル用マルチエ コンの部分負荷特性と快適性評 価の検討																				
(A-3)低 GWP 冷媒の熱交換器性 能、サイクル性能の評価																				
B. 室内への冷媒リーク時の安全性 評価																				
(B-1)微燃性冷媒が室内へ漏洩した ときの濃度分布の解析																				
(B-2) 熱分解、燃焼後の HF 濃度 解析																				
(B-3) ポンプダウン運転時のディー ゼル燃焼																				
(B-4) 微燃性冷媒のリスク評価																				
C. ノンフロン型冷媒の実用条件の 燃焼性評価																				
(C-1) 冷媒の実用上の燃焼限界評 価方法の開発と評価																				
(C-2) 2L冷媒の燃焼速度に及ぼす 温度・湿度影響の評価																				
D. ノンフロン型冷媒の着火エネル ギー評価法の開発																				
(D-1) 2L冷媒の最小火花着火エネ ルギー (MIE) の評価法の開 発																				
(D-2) 2L冷媒の実用条件の最小火 花着火エネルギーの評価																				
(D-3) 2L冷媒の最小着火エネル ギー及び消炎距離評価方法の開 発																				
E. 低 GWP 冷媒の固有特性に係る 安全性評価																				
(E-1) 新規開発低 GWP 冷媒を適 用した空調機器時用時における リスク評価																				
(E-2) 固有安全性評価手法の確立																				
研究費 (円)	65,650,087				89,928,313				49,689,300				109,999,680				102,501,000			

2.2 研究開発の実施体制

本研究開発は地球環境に影響の小さい低温室効果冷媒を使用した業務用空調機器・システム及び冷媒の研究開発、さらに低温室効果冷媒に関する性能、安全性評価の構築を目指すものである。

研究開発計画に基づき産業分野別、あるいは事業フェーズ（基礎研究／実用化研究）別に研究開発事業を推進した。

図 2.2-1 に示すように、本プロジェクトは新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）の指名したプロジェクトリーダー及びサブプロジェクトリーダーの助言・指導、また別途有識者による成果評価確認のための技術委員会による進捗評価を得て、参加9事業者毎に事業を推進した。

委託先は、国立大学法人東京大学、国立大学法人九州大学、学校法人東京理科大学諏訪東京理科大学である。

助成先は、サンデン株式会社、ダイキン工業株式会社、パナソニック株式会社（旧三洋電機株式会社）、三菱重工業株式会社、三菱電機株式会社、旭硝子株式会社である。

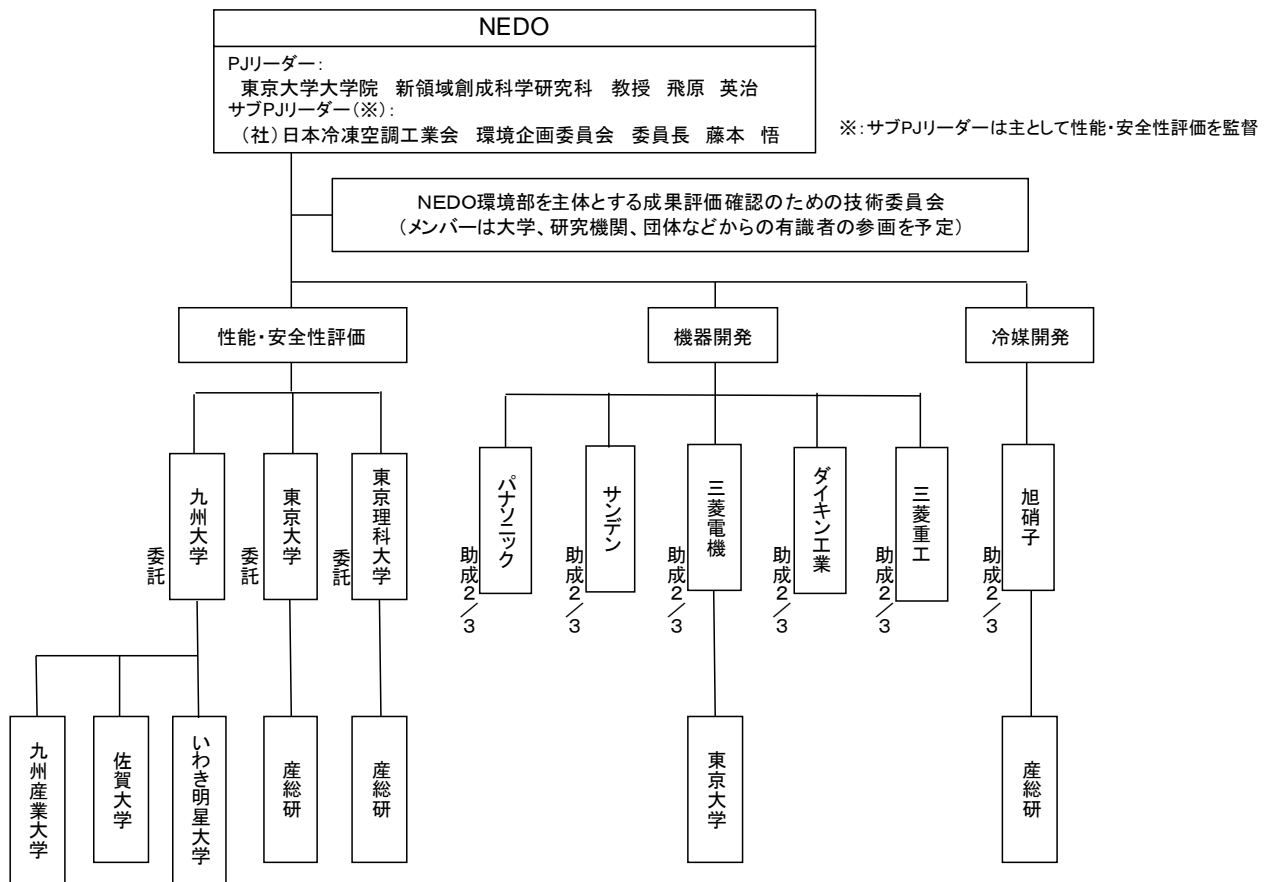


図 2.2-1 プロジェクトの実施体制全体図

その後の中間評価を経て、平成26年度より図 2.2-2 に示すように5テーマに絞り込まれた。

委託先は、国立大学法人東京大学、国立大学法人九州大学、学校法人東京理科大学諏訪東京理科大学である。

助成先は、ダイキン工業株式会社、旭硝子株式会社である。

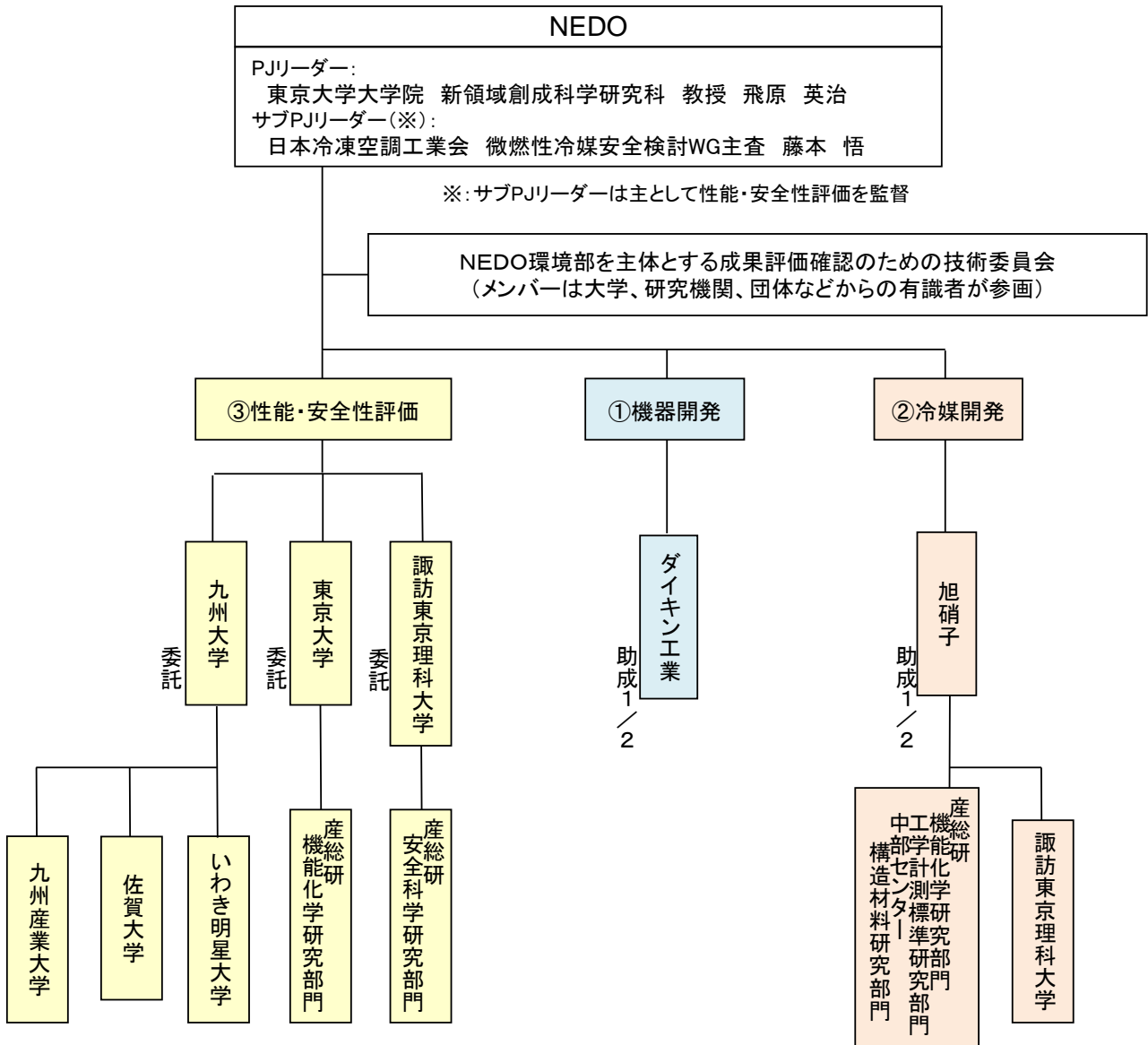


図 2.2-2 プロジェクトの実施体制全体図(平成26年度以降)

2.3 研究の運営管理

NEDO は、経済産業省、プロジェクトリーダー、サブプロジェクトリーダー及び各研究開発責任者等と密接な関係を維持しつつ、プロジェクトの目的、目標に照らして適切な運営管理を実施した。具体的には、外部有識者の意見を運営管理に反映させるため技術委員会を定期的に開催するとともに、プロジェクトリーダーと各事業の進捗管理を行った。

本研究開発は基礎研究（委託）と実用化研究（助成）の2つの研究開発フェーズに分け運営管理・予算管理を適切に行った。

運営管理の流れを以下に示す。

- (1) 月例報告（委託先／助成先より研究進捗報告書（月報）を提出）
- (2) プロジェクトリーダー、NEDO 職員による委託先／助成先のヒアリング
 - ・ 現地調査による研究開発能力・設備等の調査（事業者参画初年度実施）
 - ・ 委託先／助成先の進捗報告（中間期ヒアリング、技術委員会前報告を実施）
 - ・ 以上に基づく、プロジェクトリーダーによる個別指導（随時実施）
- ↓
- (3) (1)(2)による研究進捗の整理
 - ・ NEDO での絞り込み案の策定（計画修正・予算配分） → 適時研究開発計画の変更、加速など事業の推進
- ↓
- (4) 技術委員会によるコメント聴取
 - ・ 評価基準に基づく評価（各年度末に実施）
- ↓
- (5) 絞り込み
 - ・ 次年度研究開発計画、予算の決定

2.4 研究開発成果の実用化・事業化に向けたマネジメントの妥当性

1) 運営管理に従った、計画・予算の絞り込みにより、実用化・事業化の可能性の高い技術開発に資源を集中。

2) 技術委員会等において各事業者は実用化の見通しについて発表、それに対してプロジェクトリーダー、技術委員（外部有識者）が意見を述べるとともに助言。

3) 標準化戦略・標準化活動（JIS、IEC等）

4) 微燃性冷媒リスク評価研究会（日本冷凍空調学会に設置）

・ プロジェクトリーダー及びサブプロジェクトリーダーが主体となり発足。

・ 研究開発項目③で実施する低GWP冷媒（微燃性冷媒）の安全性に関する研究成果を踏まえて、産業界が実施するリスク評価に協力。

・ 研究成果を産業界へ積極的に発信すると共に、産業界のニーズを本プロジェクト研究内容にフィードバック。

→本研究会を通じた、性能・安全性評価テーマと機器開発テーマとの連携。

5) 知的財産に関して

・ 研究開発項目①、②（助成事業）については、各事業者毎の企業戦略（積極的な出願、ノウハウ秘匿のための出願抑制等）に沿った知的財産管理を推奨している。

・ 研究開発計画③（委託事業）については、主として公共的な知的基盤の整備を目的とするため、原則として成果は積極的に公表する方針としている。（ただし、知的財産取得を妨げるものではない。）

3. 情勢変化への対応

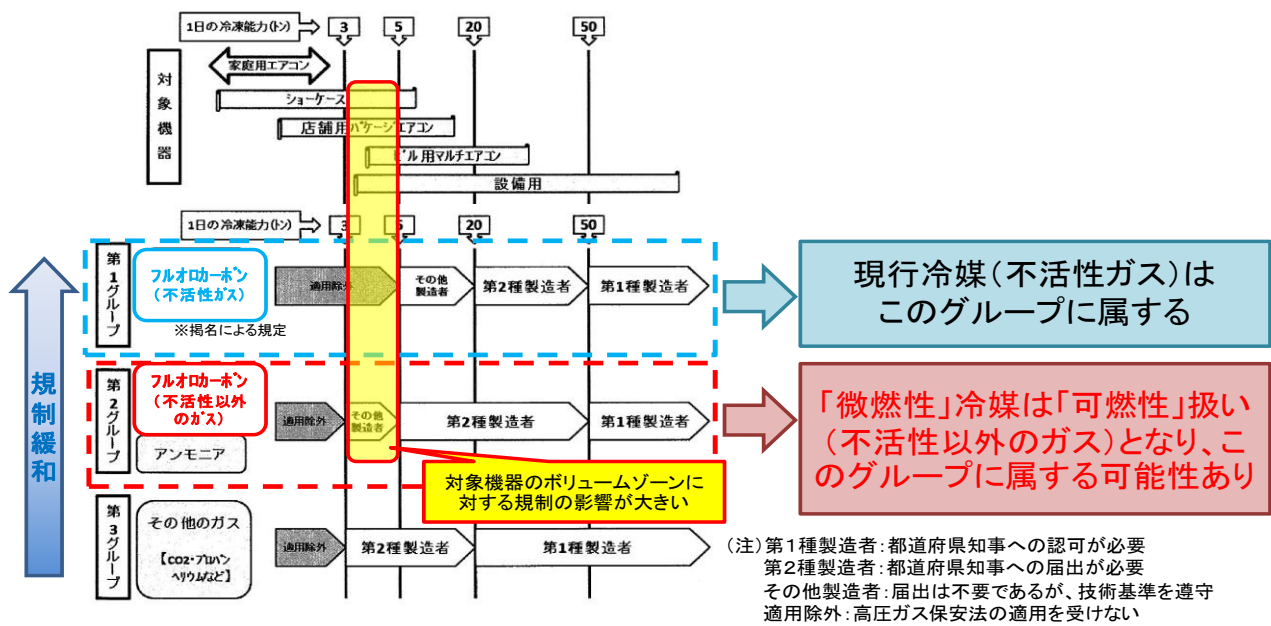
国内外の規制動向を注視しつつ、研究開発を実施。

3.1 高圧ガス保安法

高圧ガス保安法 冷凍保安規則の規制体系の概要を図 3.1-1 に示す。

低温室効果冷媒（微燃性冷媒）が第 2 グループに属すると、様々な制約（技術基準適用による機器コストアップ等）により普及が困難となる。

冷媒転換を促進するためには、従来冷媒が属する第 1 グループ並みの規制とすることが重要である。



規制緩和の動きとして、2015年3月12日、2016年3月9日の産業構造審議会保安分科会高圧ガス小委員会において高圧ガス保安法冷凍規則の規制緩和の方向性が打ち出されている。規制緩和の方向は冷凍規則において R32、R1234yf、R1234ze の 3 冷媒を「不活性」に位置付けるという方向性である。ただし、技術上の基準に必要な措置を講ずるという条件付きである。必要な措置というのは、

- ・これらの微燃性冷媒が漏洩した時に滞留しないような構造にすること
- ・滞留の恐れがある場所には検知・警報の設備を設けること

である。

3.2 EU 指令

欧州では、F ガス規制により、発泡剤、エアゾール、消火剤など用途ごとに排出抑制や使用禁止措置などが決まっている。

カーエアコンについては、2011 年からの新型車への GWP150 以上の冷媒の使用禁止を定めていたが、代替冷媒の供給不足により、2013 年 1 月 1 日からの実施となった。

固定式冷凍空調機器については、冷媒充填量に応じて、検査義務や記録保管義務がある。現時点では本規制による定量的な効果は明らかになっておらず、効果の検証、制度の見直しが進められており、2012 年 11 月に規制の強化案が欧州委員会より提案された。

表 3.2-1 欧州 F ガス規制概要

固定式機器の検査 (Fガス規則 2007 年7月発効: 冷凍空調部分抜粋)

Fガス充填量	検査頻度	備考
3kg以上	1回／年以上	6kg未満で密閉システムとラベル表示される機器は対象外
30kg以上	1回／6か月以上 (漏洩検知システム付きであれば、 1回／年以上)	
300kg以上	1回／3か月以上 (漏洩検知システム付き であれば、 1回／6か月以上)	漏洩検知システムの設置が必要。漏洩検知システムは、 少なくとも年1回検査
その他		
<ul style="list-style-type: none"> ■ 漏洩修理後、1か月以内に修理の有効性を検査・確認。 ■ 3kg以上の機器を有する場合、オペレーターは以下の記録を保管 <ul style="list-style-type: none"> ・ 充填量、ガスの種類 (サービス時、保守時、最終処分時の追加量、回収量も含む) ・ 作業を行った会社、作業者の身分証明、その他関連情報 ・ 検査日時、結果、検査対象機器の識別情報 (記録は、要求があれば当局及び欧州委員会へ提示する場合有り)		

冷媒の種類 (カーエアコン指令 2006 年 7 月発効)

規制時期	規制の概要
2011年1月1日以降	新たに出荷される新型車には、GWPが150を超える冷媒を用いたエアコンを装着できない
2017年1月1日以降	全ての新車には、GWPが150を超える冷媒を用いたエアコンを装着できない

2008 年には新規低 GWP 冷媒である R-1234yf (ODP:0、GWP:4、大気寿命 11 日) が冷媒メーカーにより開発され、カーエアコン用次世代冷媒として日米の自動車業界で採用の検討が開始された。

先行プロジェクトである「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」(H17～H22) においては、NEDO が上記冷媒開発メーカーとコンタクトを取り、新規開発冷媒のサンプル提供についての了承を得ることに成功し、新規低 GWP 冷媒の定置式冷凍空調機への適用研究を世界に先駆けて実施している。

4. 中間評価結果への対応

中間評価の結果と、対処方針のポイントは下表の通り。

表 3.2-2 中間評価結果への対応

評価のポイント	反映（対処方針）のポイント
<p>高効率ノンフロン型空調機器の実用化は、地球温暖化防止への効果が大きく重要な課題であるが、その具現化には技術的にも経済的にも困難なハードルが存在し、とりわけ安全性評価についてはNEDOが先導する意義は大きい。</p> <p>機器開発及び新冷媒開発については着実に開発が進んでおり、特に新規冷媒の性能・安全性評価における、微燃性冷媒の燃焼性に関する研究は、世界的に見ても極めて高いレベルにある。</p> <p>① 機器開発については、実用化に向けて早期に実機での COP 等の性能を確認すべきである。</p> <p>② 本技術開発だけでは COP 向上見込みが不十分で今後の展開が難しいテーマがあり、対応を検討する必要がある。</p> <p>③ ノンフロン型空調機器技術では単に効率（COP や APF）で判断するのではなく GWP を考慮したトータルな意味での判断が必要と考える。また、イニシャル・ランニングコスト、運転管理の容易性・長寿命性・安全性・安定性・快適性、設置面積・必要容積・重量・発生音・工事の容易性など建物側への制約が少ないことなど、総合的な評価方法を明確化することが重要である。</p> <p>④ 国内外の法規制の行方が今後の研究・開発テーマ展開に大きく影響を及ぼすので、情報収集を適切に行い、法規制に対応して研究項目の変更等を行うことが望ましい。</p>	<p>① 基本計画を一部変更し、実証機を製作してシステム性能評価試験を実施する。</p> <p>② 現段階で中間目標達成見込みが立っていないテーマについては、中止する。</p> <p>③ 温室効果ガス排出抑制の観点ではLCCP（Life Cycle Climate Performance（製品寿命気候負荷））による評価を実施している。一方、機器普及、導入・運用に係る課題・評価方法については、実証機試験を実施する中で抽出・検討を行う。</p> <p>④ 先に成立した「フロン使用合理化・適正管理法」に早期に対応すべく、次年度実施予定実験を前倒し、冷媒性能評価の早期高精度化を図るとともに、国内外の法規制の情報収集結果に基づき冷媒燃焼時の危害度評価実験における測定項目を追加する。</p>

5. 評価に関する事項

NEDO は、国の定める技術評価に係わる指針及び NEDO が定める技術評価実施要領に基づき、技術的及び実用化の観点から、研究開発の意義、目標達成度、成果の技術的意義並びに将来の産業への波及効果等について、外部有識者による研究開発の中間評価を平成 25 年度に、事後評価を平成 28 年度に実施する。なお、評価の時期については、当該研究開発に係る技術動向、政策動向や当該研究開発の進捗状況に応じて、前倒しする等、適宜見直すものとする。

Ⅲ. 研究開発成果について

1. 事業全体の成果

1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

1.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

多段冷却圧縮で圧縮中の冷媒温度の上昇を抑制して圧縮動力を大幅に低減し、また膨張機技術を採用して膨張損失を低減して高効率化を行い、従来の HFC 冷媒と同等レベルの性能を達成する CO2 冷媒を用いた高効率ビル用マルチ空調機の開発を目的として、下記の研究項目を実施した。

- (1) 新機構多段圧縮機の開発
- (2) インタークーラー体型熱交換器の開発
 - ① アルミマイクロチャンネル熱交換器の開発
 - ② 複合切替弁の開発
- (3) 新型液ガス熱交換器の開発
- (4) システム構成要素の試作または調達
- (5) システム性能評価
- (6) システム技術開発
 - ① 制御仕様検討
 - ② 社内フィールド試験機の運転評価

1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

1.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

業務用空調機器用高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を目的として、下記の研究項目を実施した。

新冷媒の分子設計・合成試作を行うと共に、得られた新冷媒の基本特性評価（沸点・蒸気圧等）、環境影響評価（GWP 値）、安全性（毒性・燃焼性）および熱力学特性評価を行った。これらの研究成果を踏まえ、新冷媒の選定を行った。選定された新冷媒の冷凍機油および各種空調機器構成材料との適合性を評価すると共に、冷凍サイクル特性を評価することにより、業務用空調機器用高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を行った。

新冷媒の実用化研究の必須条件を満たすことを確認することにより、開発を完了した。なお、新冷媒の実用化研究の必須条件を満たさない場合、新冷媒の設計研究又は新冷媒の特性評価研究にフィードバックすることにより、性能改善を図った。

評価項目の内、環境影響評価および安全性評価（燃焼性評価）については、国立研究開発法人産業技術総合研究所・機能化学研究部門へ研究委託を行った。環境影響評価は新冷媒と OH ラジカルとの反応速度および赤外吸収スペクトルの測定結果に基づき GWP を算出した。また、新冷媒と OH ラジカルとの分解生成物を明らかにすると共に大気中における分解経路を明らかにする。燃焼性評価としては、燃焼限界、燃焼熱、燃焼速度、消炎距離、最小着火エネルギー等の評価を行った。

本事業において開発中の低温室効果冷媒は、HF0（ハイドロフルオロオレフィン）系の媒体を主成分としている。HF0 系の媒体は、使用環境、使用条件次第で自己分解反応を起こし、発熱および圧力上昇を起こす固有の性質（不均化反応）を持つ場合がある。開発中の冷媒についても、特性評価を実施していく中で、この固有の課題（不均化反応）があることが判明した。そのため、本開発冷媒の実用化のためには、不均化反応に関する安全性評価が重要課題である。不均化反応伝搬機構の解明および不均化反応抑制の理論構築に関する研究開発を国立研究開発法人産業技術総合研究所・構造材料研究部門へ研究委託を行った。

また、冷媒の実用化、およびその冷媒を適用するための機器開発には、高精度な状態方程式の確立が重要課題であり、そのためには冷媒の PVT 性質、臨界定数などの熱力学特性と併せて、音速並びに理想気体状態の比熱を把握することが不可欠である。この課題を解決するため、音速を中心と

する物性評価に関する研究開発内容を追加し、この分野で十分な実績のある国立研究開発法人産業技術総合研究所・工学計測標準研究部門へ研究委託を行った。

微燃性冷媒のリスク評価に不可欠な評価項目である新冷媒の燃焼性に対する着火源種類が燃焼可能性及び燃焼危害度に及ぼす影響評価を諏訪東京理科大学へ研究委託して行った。

1.3 冷媒の性能、安全性評価

1.3.1 業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

本開発研究では、①HF0 系冷媒候補物質の中で熱物性およびサイクル性能がほとんど明らかにされていない R1234ze(Z)や R1243zf 等の安全性を含む化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性を明らかにするとともに、②R1234ze(E)などを含む HF0 系冷媒、HFC 系冷媒、自然冷媒などを組み合わせることによって得られる低 GWP 混合冷媒の中から業務用空調機器の冷媒として適した混合冷媒を探求・選定し、選定した混合冷媒の熱力学的・輸送的性質の測定、伝熱特性の測定およびサイクル性能の評価を行い、低 GWP 混合冷媒を実用冷媒として使用する為の基盤技術を構築することを目的として、下記の研究項目を実施した。

①R1234ze(Z)の基本物性およびサイクル性能に関する研究

- (a) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の化学的性質の調査 (担当：九州大学)
- (b) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の熱力学的性質の測定 (担当：いわき明星大学および九州産業大学)
- (c) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の輸送的性質の測定 (担当：佐賀大学)
- (d) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の伝熱特性の測定 (担当：九州大学)
- (e) R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒のサイクルの基本特性の評価 (担当：九州大学および佐賀大学)

②低 GWP 混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究

- (a) 低GWP混合冷媒の探求・選定 (担当：九州大学およびいわき明星大学)
- (b) 低GWP混合冷媒の熱力学的性質の測定 (担当：いわき明星大学および九州産業大学)
- (c) 低GWP混合冷媒の輸送的性質の測定 (担当：佐賀大学)
- (d) 低GWP混合冷媒の伝熱特性の測定 (担当：九州大学および佐賀大学)
- (e) 低GWP混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価 (担当：九州大学および佐賀大学)

以上の研究開発によって、以下の主たる成果が得られた。

- (1) 低 GWP 冷媒 R1234ze(Z)の化学的性質 (材料適合性/毒性/燃焼性) の基本特性を世界に先駆けて解明し、冷媒として使用可能であることを確認した。
- (2) 低 GWP 冷媒 R1234ze(Z)および R1243zf の熱力学的特性を世界に先駆けて明らかにし、その公表に努めた。R1234ze(Z)については、さらに輸送的性質および伝熱特性についても明らかにした。
- (3) 高温用ヒートポンプ冷媒として R1234ze(Z)が適していることを見出した。
- (4) R410A の代替として有望な混合冷媒 R1234ze(E)/R32 および R1234yf/R32, ならびに R1234ze(E)/R32/R744 および R1234yf/R32/R744 の組成比を、GWP200 以下および GWP300 以下という条件のもと選定し、熱力学的評価およびサイクル実験により次世代冷媒として使用できることを実証した。
- (5) 低 GWP 混合冷媒 R1234ze(E)/R32 および R1234yf/R32, ならびに R1234ze(E)/R32/R744 および R1234yf/R32/R744 の基本物性の予測の精度を向上させるとともに、組成比の伝熱特性に及ぼす影響を測定し、種々の熱交換器設計に必要な情報を提供した。

以上へ挙げたように、R1234ze(Z)や R1243zf などの新規低 GWP 冷媒の基本物性を解明したことは、冷媒選択肢が少ない現状の中で極めて有益で、業務用ヒートポンプ冷媒の低GWP化の可能性に道を拓くものである。また、低 GWP 混合冷媒 R1234ze(E)/R32 および R1234yf/R32, ならびに R1234ze(E)/R32/R744 および R1234yf/R32/R744 が R410A の代替として使用可能であることを示したことは、業務用を含む各種空調機器の低 GWP 化を促進する上で有用である。さらに、取得した基本物性はデータベースとして基盤技術を構築するものであり、今後の低 GWP 冷媒を用いた空調機器を

民間企業等が設計する上で極めて有用である。

1.3.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

A2L 冷媒の燃焼・爆発挙動を詳細な実験及び数値シミュレーションによって評価するとともに、実際に A2L 冷媒を空調機器に適用した場合における火災・爆発事故発生可能性およびそれによる物理的危険度（フィジカルハザード）を実験的に評価した。本研究開発は 6 つのサブテーマにより構成されており、それぞれのサブテーマにおける研究成果は以下のとおりである。

サブテーマ①：微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価

実験により評価される経験的燃焼速度を用い、燃焼モデルを取り込んだ爆発強度シミュレーション手法を開発した。火炎伝播速度や燃焼速度、 K_G 値、到達圧力 P_{max} などを実験的に評価して燃焼特性を整理し、基礎データを整備するとともに、爆発強度指数のスケール依存性などを明らかにした。さらに、爆発の激しさとそれによる人体や構造物への影響を関連づける爆発強度の評価手法について検討した。

サブテーマ②：微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価

長時間熱源に接するなど極端にエネルギーが加えられた場合の着火実験（着火源として最悪を想定）を実施し、安全性を評価した。自然発火温度を K_G 値など各種燃焼特性値とともに整理し、 K_G 値を基準に整理する限り、自然発火温度は爆発強度との直接の相関性は見られなかった。

サブテーマ③：暖房機器と同時使用時の安全性評価

家庭用空調機器に搭載される程度の量の A2L 冷媒が 4 畳半室内に漏洩しても、暖房機器による着火や火炎伝播は起こらず、熱分解生成物となるフッ化水素（HF）発生能力は R410A と同等程度であった。室内にいくらかの気流がある場合、HF 濃度が高くなる傾向があることが明らかになった。

サブテーマ④：サービス・据え付け時の安全性評価

(1) A2L 冷媒が滞留した空間内で圧電ガスライターを使用した場合、いずれの実験ケースでも着火は認められず、滞留冷媒への火炎伝播も見られなかった。石油ライターの場合は、ライターに定常火炎が形成され、これにより周囲の冷媒へ火炎が伝播する現象が見られた。

(2) 配管の破断を想定して直径 4 mm のピンホールから冷媒を蒸気圧で漏洩させたところ、実際の作業環境中で想定される着火源よりも過剰に大きなエネルギーを与えても、冷媒噴流全体への火炎伝播は認められなかった。

(3) 回収機等のサービス・メンテナンス用機器内で冷媒が漏洩した場合、回収機に適切なスリットを取り付けることにより、冷媒の滞留を極短時間に抑えられ、着火を防止できることが確認された。

サブテーマ⑤：多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価

着火源よりも上方にあって、かつ燃焼範囲内にある冷媒量が、火炎伝播速度や圧力上昇といった燃焼挙動に大きく影響を及ぼすことが分かった。燃焼速度に対する当量比の影響も考慮した有効可燃冷媒積を導入することにより、濃度分布曲線や LFL, UFL, 着火源高さといった事前に既知にできるパラメータのみで、火炎伝播速度をある程度予測可能であることを示した。

サブテーマ⑥：実際の事故シナリオを想定した実大着火実験

狭小カラオケルーム内に A2L 冷媒が漏洩・滞留し、テーブル上のろうそくに着火した場合を想定した実大着火実験を実施した。R32, R1234ze(E) いずれの場合も、全量漏洩した場合に UFL となる冷媒量が漏洩したとしても、適切な換気を施せば着火を防止できることが分かった。

1.3.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

微燃性冷媒の安全性の評価及び安全な利用技術の開発に資することを目的として、下記の研究項目を実施した。

1. エアコンの性能評価法の確立
2. 室内への冷媒リーク時の安全性評価
3. ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価
4. ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発
5. 低 GWP 冷媒の固有特性に係る安全性評価

2. 研究開発項目毎の成果

研究開発は順調に進捗し、研究開発テーマ毎の最終目標に対する達成度は、表Ⅲ. 2-1 に示す通り、ほとんどのテーマが「目標達成」となっている。代替フロンに比較して低 GWP 冷媒の適用が難しい状況下において、十分な成果を得ていると考えられる。

論文などの成果は、表 2-2 の通りである。助成事業である研究開発項目①及び②においては、研究開発途上ということもあり、知的財産の観点からも、現時点での成果の外部発表は少ない。一方、委託事業であり、公共的な知的基盤整備を目標としている研究開発項目③においては、論文投稿、講演発表等が多く実施されている。

知的財産権の状況については、表 2-3 の通りである。研究開発途上ということもあり、特許等の登録には至っていない。また、研究開発項目③に関しては、公共性の強いテーマであるため、現時点で知財等が発生していない。

表 2-1 最終目標に対する達成度

研究開発項目	対象技術等	テーマ	最終目標	成果	自己評価
①機器開発	ビル用マルチエアコン（大型）・中～大規模ビルの冷暖房用	高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発	冷房定格 COP を現行 R410A 機同等レベル、2015 年省エネ法基準値である APF 5.2（5HP）を超える性能を達成する	5HP の室外機に新機構多段圧縮機、アルミマイクロチャネル熱交換器、複合切換弁、新型液ガス熱交換器、膨張機を搭載し、性能試験を実施した。 試験機実測に基づいて 10HP 最終製品のシステム性能を試算した結果、冷房定格 COP 3.76、APF 5.24 となり、いずれも目標値達成の見込みがあることを確認した。	○
②冷媒開発	低 GWP 冷媒開発	高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発	現状市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を実現する基盤技術の確立を目標とする。	候補媒体について選定の為の燃焼性及び毒性（Ames 試験・蓄積性）に関する基礎データを取得。有望候補媒体について、基本特性、応用特性に関するデータ取得・評価を実施、高効率かつ低温室効果の新冷媒を実現する基盤技術を確立した。	○
③性能・安全性評価	低 GWP 冷媒評価（性能・安全性）	業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価	①R1234ze (Z) などの新規低 GWP 純冷媒の化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性の解明を行う。 ②業務用空調機器に適した低 GWP 混合冷媒の探求および選定と、その熱力学的・輸送的性質の測定と、伝熱特性およびサイクル性能の評価を行う。 以上より、低 GWP 混合冷媒を実用化する為の基盤技術を構築する。	・R1234ze (Z) の化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性を世界に先駆けて測定し、それらの特性を解明。 ・R1243 z f の熱力学的性質を世界に先駆けて測定し、解明。 ・R1234ze (E)、R1234ze (Z) および R1233zd (E) の水平平滑管外凝縮・沸騰熱伝達特性を世界に先駆けて測定。 ・次世代冷媒として有望な R1234ze (E)/R32 系および R1234yf/R32 系の 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze (E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系の 3 成分混合冷媒の組成を選定し、それらの PvT 性質、臨界定数、輸送的性質を測定とともに、状態方程式を提案。 ・R1234ze (E)/R32 系および R1234yf/R32 系 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze (E)R32/R744 系 3 成分混合冷媒の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を測定／解明。	○

				<p>・ R1234ze (E)/R32 系および R1234yf/R32 系の 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze (E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系の 3 成分混合冷媒のサイクル性能を解明し、既存冷媒 R410A の代替冷媒として使用できる混合冷媒を提案。</p>	
		<p>微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント</p>	<p>本研究開発では、A2L 冷媒が使用された空調機のフィジカルハザードを評価し、A2L 冷媒の空調機器適用に係るガイドライン作成への寄与を目標とする。</p>	<p>本研究開発では、KG 値や燃焼速度等を指標として、比較的実大に近い規模の実験により業務用空調機器搭載用低 GWP 冷媒の燃焼特性を明らかにするとともに、リスクアセスメントにて抽出された各種事故シナリオにおける火災発生可能性およびフィジカルハザードを明確化した。その成果は高圧ガス保安法をはじめとする各種規制緩和に資している。以上より本研究開発の当初の目的を達成した。</p>	○
		<p>エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価</p>	<p>微燃性冷媒を安全に使用するために評価すべき事柄について、共通基盤的な情報を提供し、低 GWP・微燃性冷媒の実用化を促進する。</p>	<p>微燃性冷媒のリスク評価を行うのに必要な燃焼特性や事故危険性について学術的な情報を提供するとともに、試験法についても新たに開発し、国際的な規格の改正に貢献した。産学官が協力して、微燃性冷媒のリスク評価を実施し、国内法の改正に協力した。</p>	◎

【◎：計画以上、○：計画通り（目標達成又は達成見込）、△：ほぼ計画通り（一部計画遅れ）、×：計画未達】

表 2-2 論文等の成果

研究開発項目 区分	成果の発表			計
	①機器開発	②冷媒開発	③性能・安全性評価	
論文 (査読付き)	2	1	115	118
論文 (その他)	0	14	146	160
その他外部発表 (プレス発表等)	0	2	1	3
計	2	17	262	281

表 2-3 本事業の特許状況

研究開発項目 区分	特許出願			計
	①機器開発	②冷媒開発	③性能・安全性評価	
国内	35	73	0	108
外国	3	37	0	40
PCT*出願	2	26	0	28
計	40	136	0	176

(※Patent Cooperation Treaty :特許協力条約)

以下、研究開発テーマ毎に研究開発成果の詳細を述べる。

2.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

2.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

<研究開発成果概要>

目 標	研究開発成果	達成度
テーマ：高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発		
冷房定格 COP を現行 R410A 機同等レベル、2015 年省エネ法基準値である APF 5.2(5HP)を超える性能を達成する	5HP の室外機に新機構多段圧縮機、アルミマイクロチャネル熱交換器、複合切換弁、新型液ガス熱交換器、膨張機を搭載し、性能試験を実施した。 試験機実測に基づいて 10HP 最終製品のシステム性能を試算した結果、いずれも目標値達成の見込みがあることを確認した。	○
[1] 新機構多段圧縮機の開発		
システム目標性能を満足する仕様の確立	1 ケーシングで 4 段圧縮が可能な新機構の多段圧縮機を試作評価し、基本仕様を確立した。 構成部品の設計適正化を行い、システム性能に必要な効率目標値を達成した。	○
[2] アルミマイクロチャネル熱交換器の開発		
システム目標性能を満足する基本仕様の確立	蒸発性能を向上させたアルミマイクロチャネル熱交換器を試作評価した。 CO2 冷媒の高耐圧強度を満足するように扁平多穴管、ヘッダ、継手の仕様を決定し、またシステム性能を満足するよう、熱交換能力と圧力損失のバランスを考慮した インタークーラー一体型熱交換器の仕様を決定した。	○
[3] 複合切換弁の開発		
システム目標性能を満足する基本仕様の確立	低圧力損失かつ低熱損失仕様の複合切換弁の試作評価を実施した。 圧力損失および熱損失について解析技術を活用しながら構造を検討し、従来形式の四路切換弁と同等まで低減できる見込みが得られた。	○
[4] 新型液ガス熱交換器の開発		
システム目標性能を満足する基本仕様の確立	アルミを採用すると共に、多穴管形状の最適化、伝熱促進機構高効率化によりコンパクト化、低コスト化し、システムが必要とする基本仕様を確立した。	○
[5] システム構成要素の試作または調達		
システム目標性能を満足する冷媒回路に必要な機能部品や膨張機を選定、試作または調達	多段圧縮サイクル向けに設計した膨張機を試作した。 部品寸法の最適化により解決しシステム性能を満足する仕様を決定した。 その他、システム構成に必要な膨張弁や逆止弁などの機能部品について選定した。	○
[6] システム性能評価		
システム目標性能を満足する冷媒回路の基本構成の確立と、全ての要素技術をシステムに組み込んだシステム性能評価	従来要素技術をベースにした基礎試験にて、多段圧縮サイクルの有効性を確認し、基本回路構成を確定した。 全ての新要素部品をシステムに搭載して性能評価を行い、性能目標値達成の見込みがあることを確認した。	○

[7] 制御仕様検討		
システム運転特性を反映し、超臨界でかつ膨張機付きサイクルを自動運転するための制御プログラムを作成する	種々の条件下での運転特性から制御ロジックを検討し、それを反映させた制御プログラムを作成した。疑似サブクール制御やインジェクション量制御など多段圧縮サイクル特有の制御についてロジックを検討し、安定した運転ができることを確認した。	○
[8] 社内フィールド試験機の運転評価		
実運転環境下で、自動制御による安定した冷媒運転状態になることを実証し、構成要素に致命的な設計欠陥がないことを確認する	夏期・冬季において社内でフィールド試験を実施し、作成した制御プログラムが実運転環境下でも室温を適切に調整し、空調機としての基本機能に問題がなく、持続的な自動運転が可能であることを確認した。	○

【 ◎:計画以上、○:計画通り(目標達成)、△:ほぼ計画通り(一部未達)、×:目標未達 】

2.1.1.1 新機構多段圧縮機の開発

4 段圧縮を行う場合、単段圧縮機を 4 台もしくは 2 段圧縮機を 2 台用いる方法がある。しかしながら、単純にこれらの形式を採用すると、設置スペースの増加による室外機のサイズや重量の増大を招いてしまう。また、複数の圧縮機を直列に配置する方式もあるが、圧縮機間におけるシステムを循環する潤滑油の分配制御が非常に困難となる。

そこで、1 台で 4 段圧縮が可能な新たな圧縮機構を考案した。従来のロータリー式では 1 つのピストンで 1 つの圧縮室しか形成できないが、この新圧縮機構では、1 つのピストンで 4 つの圧縮室を形成することができる。その原理を図 2.1.1.1-1 に示す。ピストンブッシュ穴とシリンダ溝に組み込まれたブッシュ型ベーンがピストン回転角度に応じてスライドすることで、ピストンが揺動運動して圧縮を行うことができる。

また、本評価機では、冷媒の流入出で発生する圧力脈動を抑制するため、2 つのピストンを用いて合計 8 つの圧縮室を形成し、各段の圧縮を 180deg 位相差のある 2 室で行うことができる。その構造の概略断面を図 2.1.1.1-2 に示す。多数の圧縮室を持つ割には可動部が少なくシンプルな機構となるため、部品点数や本体サイズの増加を抑制することができる。

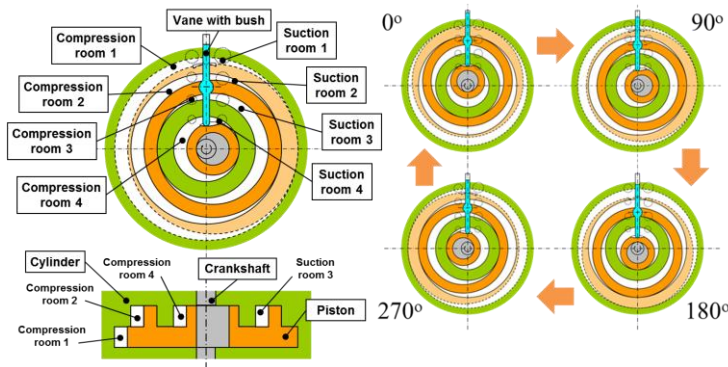


図 2.1.1.1-1 新機構圧縮機の動作原理

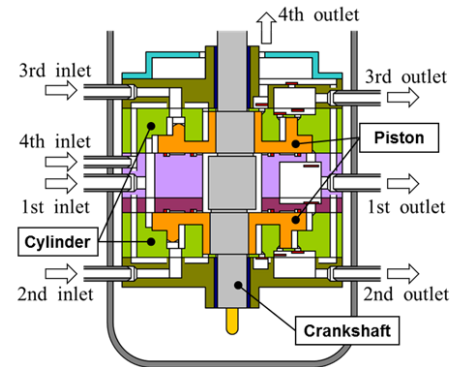


図 2.1.1.1-2 内部断面構造外略図

実際に試作してシステムに搭載した 4 段圧縮機のピストンとブッシュ型ベーンを図 2.1.1.1-3 に、本体外観を図 2.1.1.1-4 に示す。同能力クラスの CO₂ 冷媒用単段圧縮機の胴体径からのサイズアップはないが、高さはおよそ 25%アップする。各段 2 室構成ではあるが、吸入管および吐出管は共通のため、接続配管数は最小限の 8 本となる。



図 2.1.1.1-3 ピストン

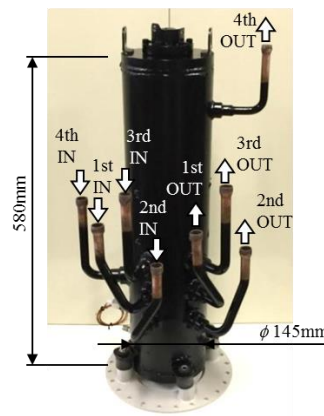


図 2.1.1.1-4 新機構 4 段圧縮機の試作機 (5HP)

本圧縮機は、4 段圧縮機構を 1 つのケーシング内にコンパクトに格納しているため、設計上の制約が非常に多い。そのような制約下で、各段シリンダ容積比設定やピストン背面ガス圧、メカ内冷媒流

路形状などの最適化に取り組んだ結果、良好な性能が得られた。その単体性能評価結果を図 2. 1. 1. 1-5 に示す。

新機構ではスラスト摺動箇所が多数あるため摺動損失が増加し、また内部の冷媒流路が複雑かつ冷媒の出入り回数が多いため吸入部や吐出部での圧力損失も増加し、図機効率は単段圧縮機のそれよりも低くなる。一方で、圧縮過程を分割しているため、各段の圧縮室から吸入室への漏れや、各段のシリンダ間の漏れが少ないため、容積効率は単段圧縮機のそれよりも高くなる。その結果、良好な圧縮機効率となり、特に低速域で優位性が得られた。また、当初の圧縮機効率の目標値も達成することができ、新サイクルに採用可能と判断した。

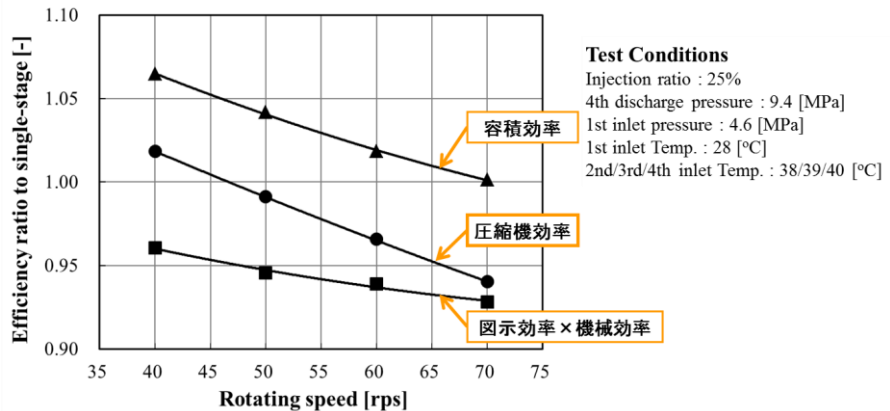


図 2. 1. 1. 1-5 圧縮機単体性能評価結果

2. 1. 1. 2 インタークーラー一体型熱交換器の開発

①アルミマイクロチャンネル熱交換器の開発

本サイクルは多段圧縮を用いるため、図 2. 1. 1. 2-1 に模式的に示すように冷房運転時では圧縮過程の途中に複数のインタークーラを設ける必要がある。そこで、室外空気熱交換器の一部をインタークーラとして、残りの部分をガスクーラとして使用する。

高圧の CO2 冷媒を用いる本サイクルでは、空気熱交換器は作動圧力に応じた耐圧設計が必要となり、既存のフィン&チューブ熱交換器では、銅製伝熱管の肉厚が厚くなる。加えて、従来の HFC 冷媒を用いるサイクルと同等のシステム能力を確保するには必要な熱交換器サイズが大きくなるため、空気熱交換器の重量が大幅に増加し、製品のコストアップにつながるものが課題である。

そこで、熱交換器のコンパクト、軽量化を図る具体的な手段として、ヒートポンプ (H/P) に適用可能なアルミ製マイクロチャンネル熱交換器の適用に取り組んだ。

カーエアコンなどにすでに用いられているアルミマイクロチャンネル熱交換器では、同等能力ではフィン&チューブ熱交換器と比較して小型化できるが、この構造の熱交換器を蒸発器として使用すると、フィン面で発生するドレン水が扁平管に滞留し空気の流れを阻害し性能が低下するため、H/P システムへの適用が困難であった。

そこで、フィンの両端部を上下で繋げることでドレン水の排水性を向上させる新構造のフィンを用いたマイクロチャンネル熱交換器で構成されるインタークーラー一体型熱交換器の開発を行った。その最終仕様である社内フィールド試験機搭載用の試作機を図 2. 1. 1. 2-2 に示す。

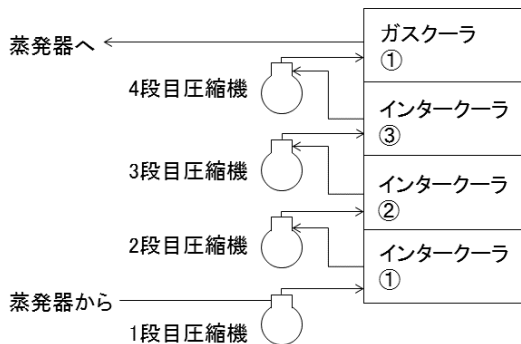


図 2. 1. 1. 2-1 冷房運転時の室外熱交換器

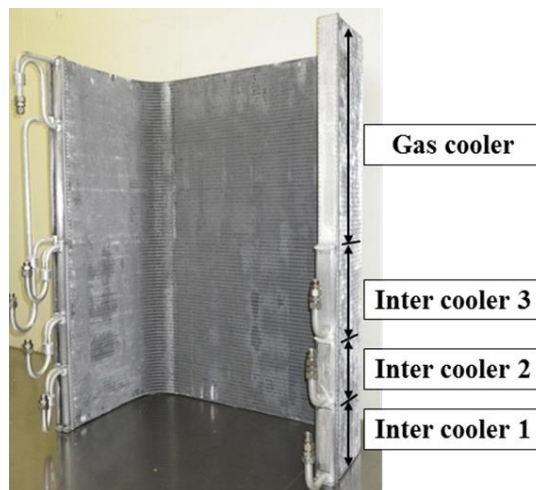


図 2. 1. 1. 2-2 インタークーラー一体型
マイクロチャネル熱交換器の試作機

②複合切換弁の開発

冷房運転では室外機の熱交換器は圧縮機の吐出ごとで冷却が必要なため、3つのインタークーラと、1つのガスクーラで構成される。一方、暖房運転時には圧縮途中で冷却すると暖房能力が減少するため、圧縮途中での冷却を行わない。さらに冷房運転時にガスクーラとして使用する空気熱交換器のみを蒸発器として使用した場合には、サイズが小さく能力が不足する。

そこで、図 2. 1. 1. 2-3 に示すように、冷房時にインタークーラと使用していた空気熱交換器を蒸発器として使用することで能力不足を回避する方式を採用した。

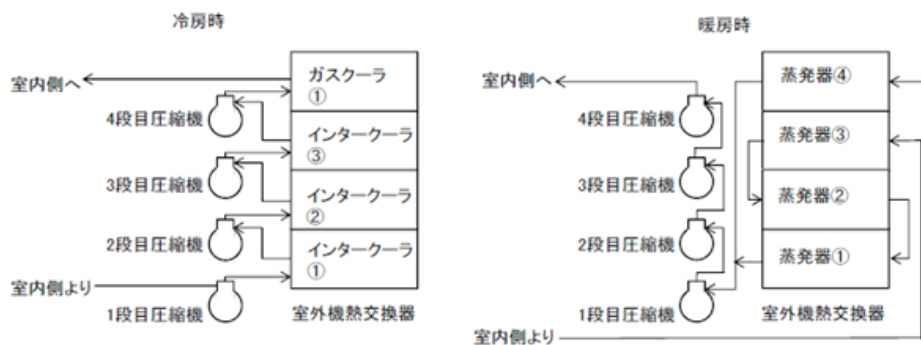


図 2. 1. 1. 2-3 室外機熱交換器切換方式

この場合、冷房／暖房で室外空気熱交換器の流路を切換る必要があるが、空調機に一般的に用いられる四路切換弁などの切換機構を適用した場合には、冷媒回路の複雑化や、システム構成部品点数が増大するなどの課題があるため、モータと減速ギアを用いて複数の流路を同時に切り替えることができる複合切換弁を考案して開発を行った。その最終仕様である社内フィールド試験機搭載用の複合切換弁の試作機を図 2. 1. 1. 2-4 に示す。

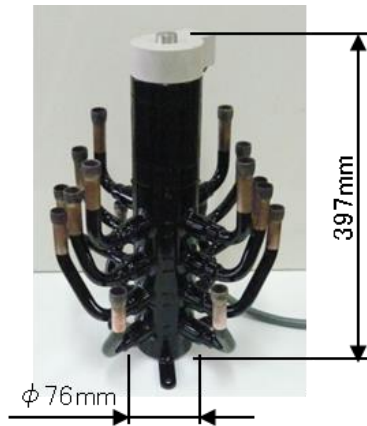


図 2.1.1.2-4 複合切換弁の試作機

2.1.1.3 新型液ガス熱交換器

液ガス熱交換器として一般的に用いられる銅製の二重管式熱交換器は、高圧冷媒 CO₂ を用いたヒートポンプシステムに適用した場合、耐圧強度確保のためにサイズともに大幅に増大し、熱交換器のコスト増大に繋がる。また、高効率多段圧縮サイクルでは、サイクル内部での冷媒同士の熱交換部が多数あるため、一層の軽量化やコンパクト化が必要である。そこで、従来の多穴管式液ガス熱交換器の高効率化することで重量やサイズ増大の抑制を図った。

その最終仕様である社内フィールド試験機搭載用の複合切換弁の試作機を図 2.1.1.3-1 に示す。

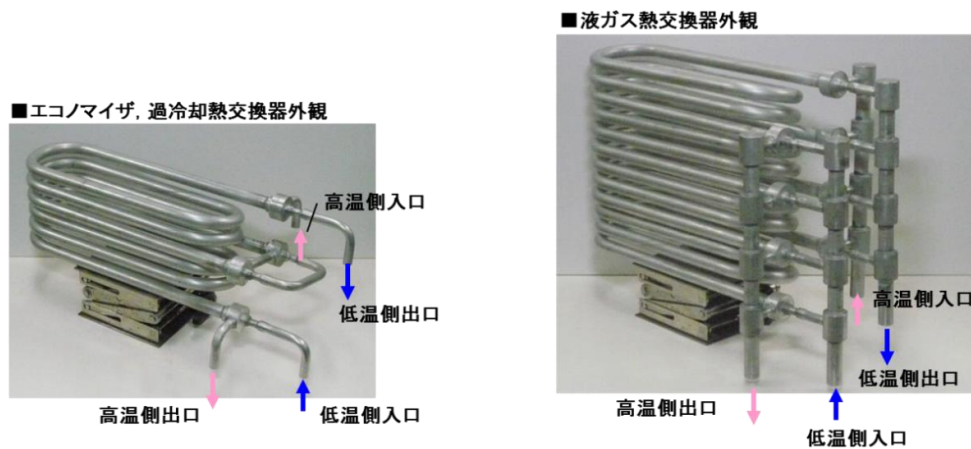


図 2.1.1.3-1 新型アルミ多穴管式液ガス熱交換器の試作機

2.1.1.4 システム構成要素の試作または調達

CO₂ 冷媒では運転時差圧が HFC 冷媒比で約 3 倍となり、大きな膨張ロスが生じる。この膨張ロスを回収しシステム性能を向上させるための膨張機を試作した。膨張機的主要な技術は平成 13~15 年度に NEDO 委託研究にて開発したものであり、今回のシステムサイクルの運転条件に合わせ再設計した。

膨張機はサイクル上では通常設置している膨張弁に置き換わり、冷媒の膨張時のロスエネルギーとして回収するものである。今回のシステム構成ではエネルギーを電力に変換し、圧縮機の動力として利用している。(図 2.1.1.4-1)

試作した膨張機は小型の圧縮機と同様の外観となっており、内部は膨張エネルギーを回転トルクに変換する膨張機構メカ(スイング式を採用)と回転トルクを電力に変換する発電機により構成されている。(図 2.1.1.4-2)

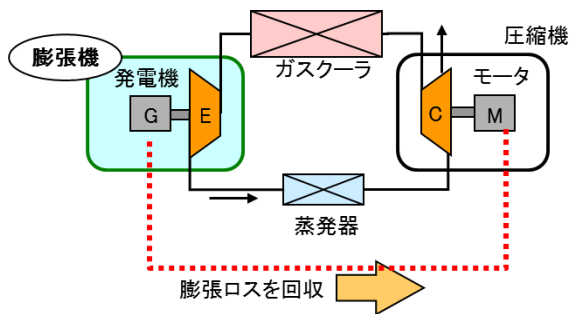


図 2.1.1.4-1 膨張機サイクルの概要

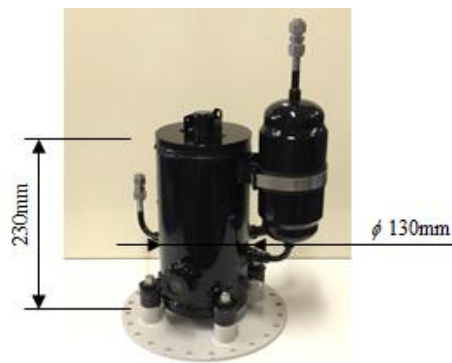


図 2.1.1.4-2 スイング式膨張機の試作機

2.1.1.5 システム性能評価

図 2.1.1.5-1 に今回試作した評価システムのサイクル模式図を示す。空調用途では冷房運転のみならず、暖房運転でも高効率化が必要となるため、それらが両立するように冷媒回路を工夫した。

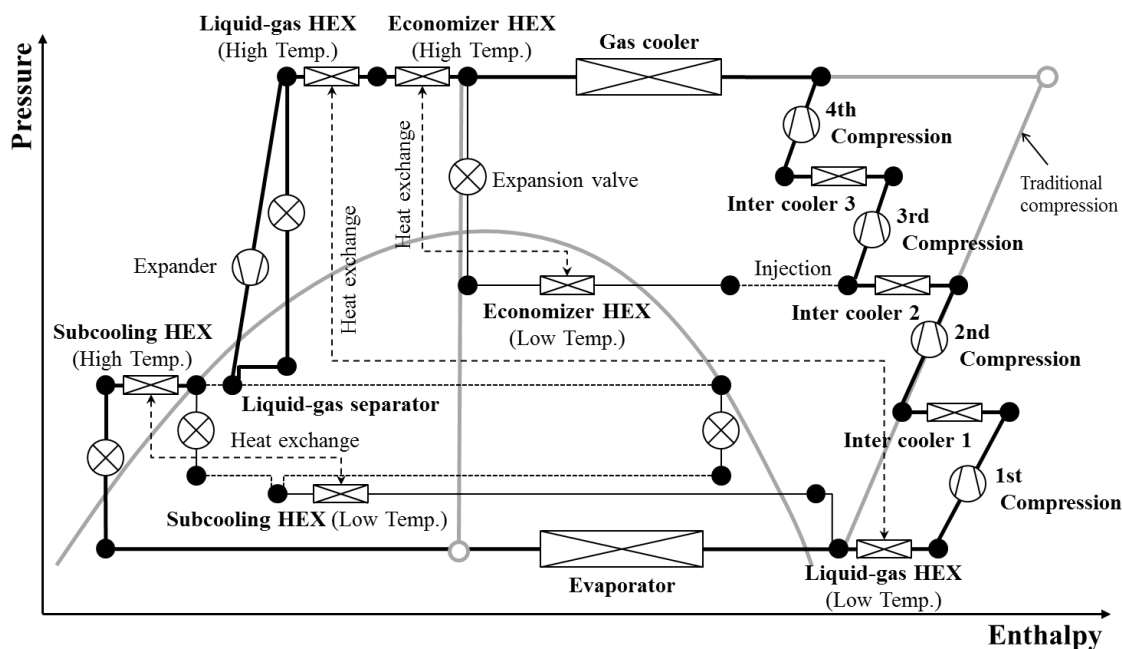


図 2.1.1.5-1 高効率サイクル（冷房運転時）

冷房運転と暖房運転の切り換えには、流路切換機構と逆止弁を組み合わせることで、冷房運転時に中間冷却器として作用していたインタークーラ 3 台を暖房運転時には蒸発器として作用させることができる。さらに、蒸発器性能の向上のため、それらのインタークーラを直列配置にする回路とした。

また、膨張機による膨張エネルギー回収やエコマイザ回路も暖房運転時に有効に作用させるため、逆止弁と膨張弁で構成された逆止弁ブリッジを採用した。これにより、暖房運転時に室内機熱交換器で冷却された高圧低温冷媒を適切な流れ方向で膨張機やエコマイザ熱交換器を通過させることができる。

当社の R410A 冷媒 VRF の上吹き型の室外機ケーシングを流用し、図 2.1.1.5-2 のような室外機を試作した。冷凍能力は 5HP とし、空気熱交換器の前面面積および有効長は R410A 機と同等とした。しかしながら、高効率化および軽量化や配管の簡素化を可能とするために、各機器の仕様は大きく異なり、

本評価機は新形式の圧縮機や熱交換器等で構成されている。

また、高効率化に伴い多数の内部熱交換器や油分離器、膨張機を搭載する必要があるため、同能力の R410A 冷媒のケーシングよりも幅を 295mm 拡大した。その結果、図 2.1.1.5-3 および表 2.1.1.5-1 に示すように、R410A 冷媒機ケーシングに対して体積比 146%となった。ケーシングサイズを大きくし、かつ複雑な配管群を可能な限りコンパクトに収納したにもかかわらず、その機内は機器や配管で埋め尽くされ、内部に空間的余裕はほぼない状態である。



図 2.1.1.5-2 室外機（性能評価試験）

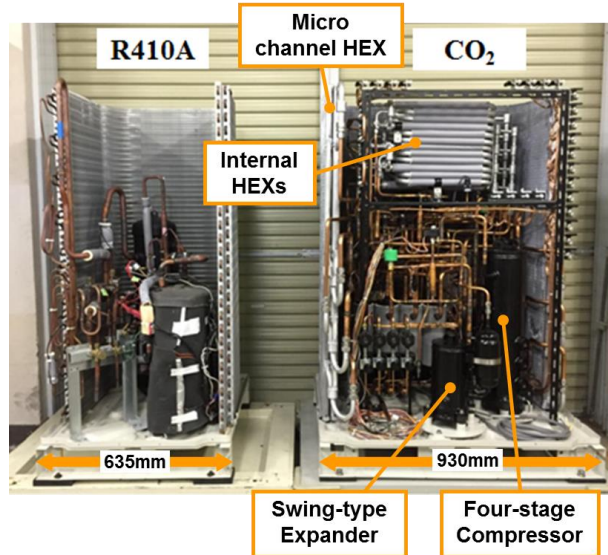


図 2.1.1.5-3 内部構造の比較

表 2.1.1.5-1 熱交換器と筐体サイズの比較

	R410A冷媒機 ※カタログ掲載値	CO2冷媒機(フィールド試験機)
容量	5HP	←
熱交サイズ比 (面積比)	100% (銅クロスフィン)	100% (アルミマイクロチャネル)
筐体サイズ比 (容積比)	100% (W635×D765×H1680)	146% (W930×D765×H1680)

性能評価試験の実測値から描いた P-h 線図を図 2.1.1.5-4 と図 2.1.1.5-5 示す。冷房条件では、圧縮過程をバランスよく分割でき、目論見通りの 4 段圧縮冷却が行えている。2 段目吐出冷媒の中間冷却は、インタークーラと冷媒のインジェクションにてなされるが、エコノマイザ熱交換器で十分に熱交換された後の冷媒ガスをインジェクションするため、その冷却効果は微小であり、ほとんどがインタークーラによるものである。また、エコノマイザ熱交換器と液ガス熱交換器の二つの内部熱交換器により、膨張前の温度を外気温よりも大きく下げることで、蒸発器入口冷媒のエンタルピが小さくなり、蒸発能力を増大することができている。

一方暖房条件では、インタークーラによる中間冷却は行わないが、3 段目吸入冷媒に二相状態の冷媒をインジェクションして 2 段吐出冷媒を冷却しているため、見かけ上は 2 段圧縮冷却サイクルとなる。また、冷房条件にて圧縮機のシリンダ容積および各段の比率を決定したため、通常であれば 3 段目吐出冷媒ガスの全てを吸入できず、3 段目吐出圧力が過度に上昇して高圧を制御できなくなってしまふ。しかしながら、先述の新形式の圧縮機内部の 3 段目吐出空間にリリーフ弁を設置しているため、暖房条件でも高圧調整が可能となっている。

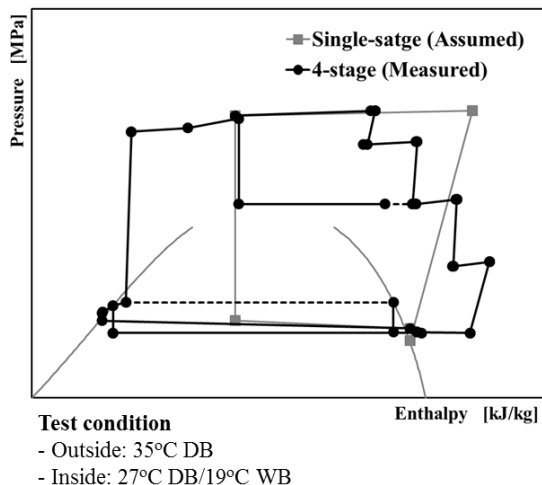


図 2. 1. 1. 5-4 システム性能結果 (冷房)

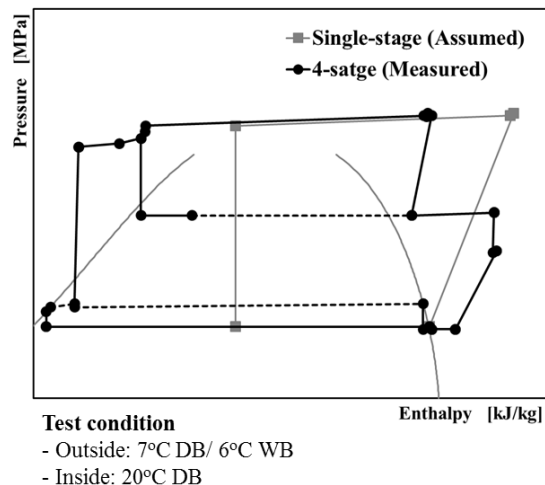


図 2. 1. 1. 5-5 システム性能結果 (暖房)

今回試作評価した 5HP システムの冷房定格 COP を図 2. 1. 1. 5-6 に示す。筐体サイズが 146%にもかわらず、冷房定格 COP は 92%までしか改善できず、性能を R410A 冷媒機同等とするためには、熱交換器のサイズアップ等の構成要素のさらなる高効率化によるサイクル効率改善が必要である。

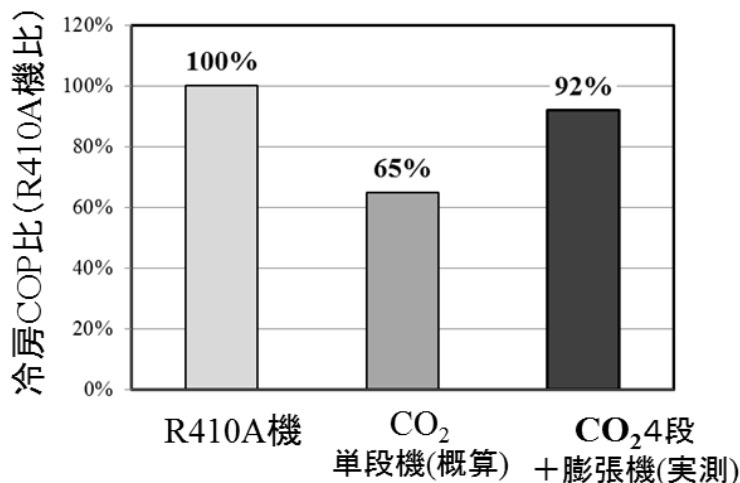


図 2. 1. 1. 5-6 冷房定格 COP (5HP 試験結果)

5HP システムの評価結果に基づき、当社が販売している VRF の主力 クラスである 10HP 室外機の性能と製品重量を概算した結果を表 2. 1. 1. 5-2 と図 2. 1. 1. 5-7 に示す。R410A 冷媒機と同等性能を達成する見込みは得られたが、4 段圧縮機や膨張機などの効率向上技術を採用に加えて、熱交換器のサイズ(前面面積サイズ)を R410A 冷媒機の 150%とする必要がある。また、膨張機や内部熱交換器などの要素機器数の増加、配管の使用量増加、さらには室外機ケーシングサイズアップなどによって、最終的に室外機重量はおよそ 250%にもなる見込みである。

表 2.1.1.5-2 10HP 製品性能見込み

室外空気熱交換器 サイズ(面積R410A比)	COP比 (対R410A機)	APF(2006)比 (対R410A機)
熱交換器サイズ140%	100%	99.6%
熱交換器サイズ170%	103%	100.8%

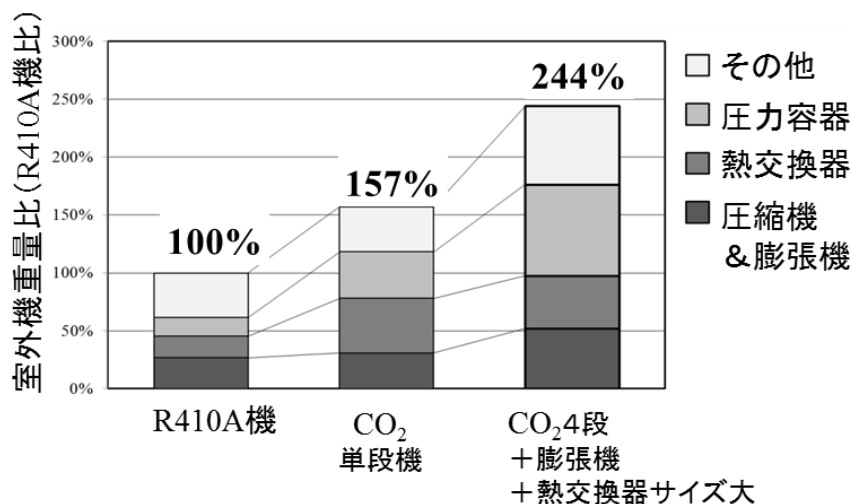


図 2.1.1.5-7 10HP 製品重量見込み

2.1.1.6 システム技術開発

CO₂ 冷媒サイクルでは常用高圧が超臨界のため、放熱動作における凝縮温度が存在しない。ガスクーラ出口温度に対して高圧は任意となり、COP が最大となる最適な高圧が存在する。R410A 冷媒サイクルのような過冷却度 (SC) 制御が成立しないため、擬似凝縮温度 (その圧力で比熱が最大となる温度) を定義し、擬似サ SC で制御した。擬似サブクール概念を図 2.1.1.6-1 に示す。

本制御方法の適用当初、外気温度が低い場合に目標擬似 SC が比較的小さいままでは高圧が安定しないという課題が生じた。その原因は運転高圧が臨界圧近傍になり温度圧力の小さな変化でも出口エンタルピーの影響が大きくなり少しの変化で大きく能力が変わってしまうことが考えられた。

そこで、外気温度に対応して目標擬似 SC を変化させる制御方式を導入して改善を図った結果、擬似 SC により高圧を安定的に制御することが可能となった (図 2.1.1.6-2)。

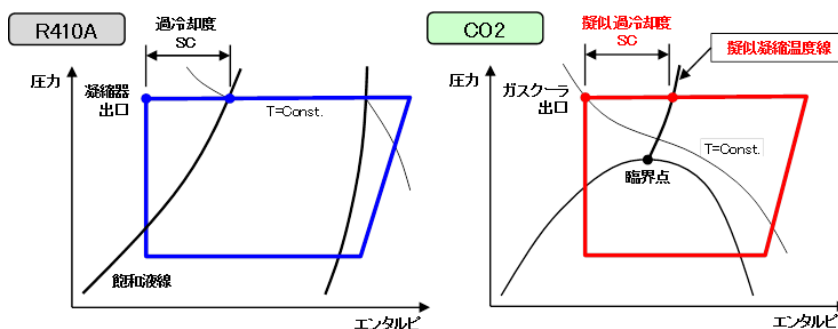


図 2.1.1.6-1 擬似過冷却度の概念

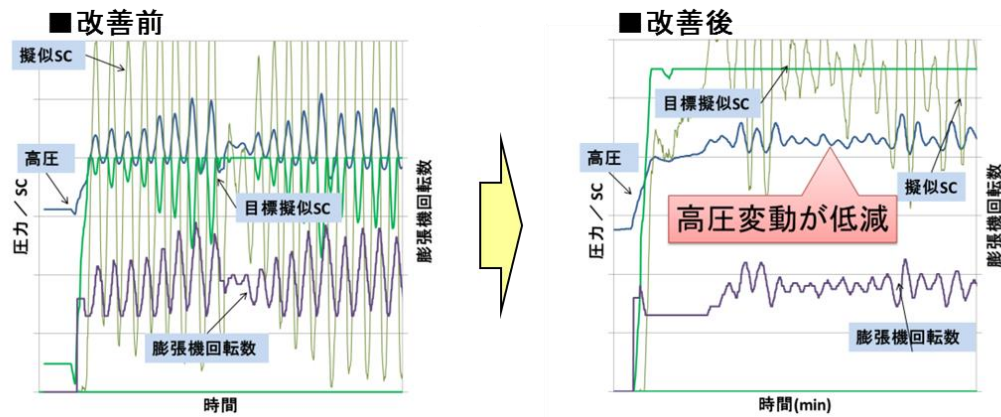
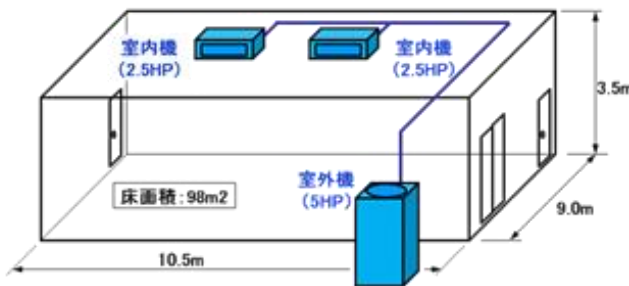


図 2.1.1.6-2 改善前後での安定性

また、実運転環境下での制御ロジック評価のため、実際に建屋（部屋）の空調用として据付して社内フィールド試験を実施した。空調対象部屋は、弊社建屋内の実験室を選定した（図 2.1.1.6-3）。

温調室での試験で構築した制御ロジックの実運転評価および制御定数等の調整を行い、冷房運転と暖房運転ともに空調機として問題なく運転できることを確認した。

■試験対象部屋概略



■堺製作所 金岡工場



■計測制御システム



■室外機(5HP)



(熱交換器側より)



■室内機



ダクト型
室内機(2.5HP) × 2台

図 2.1.1.6-3 フィールド試験機設置概要

<特許、論文、外部発表等の件数> (詳細内容は添付リストを参照)

区分 年度	特許出願			論文		その他外部発表 (プレス発表等)
	国内	外国	PCT※出願	査読付き	その他	
H23FY	12	0	0	0	0	0
H24FY	5	0	2	0	0	0
H25FY	10	0	0	0	0	0
H26FY	5	1	0	0	0	0
H27FY	3	2	0	0	0	0
H28FY	0	0	0	2	0	0
合計	35	3	2	2	0	0

(※Patent Cooperation Treaty :特許協力条約)

2.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

2.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

目 標	研究開発成果	達成度
テーマ：高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発		
現状市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を実現する基盤技術の確立を目標とする。	候補媒体について選定の為の燃焼性及び毒性(Ames 試験・蓄積性)に関する基礎データを取得。有望候補媒体について、基本特性、応用特性に関するデータ取得・評価を実施、高効率かつ低温室効果の新冷媒を実現する基盤技術を確立した。	○
[1]地球温暖化		
地球温暖化性能(100年間)GWPは300以下	候補媒体2媒体について測定を実施し、目標値を満足することを確認した。	○
[2]燃焼性		
不燃性～微燃性(ASHRAE 安全区分:1～2)	候補媒体2媒体について測定を実施し、目標であるASHRAE安全区分1～2(2L)を満足することを確認した。	○
[3]毒性		
低毒性(LC50>20,000ppm)	候補媒体2媒体についてLC50測定を終了し、目標値を満足することを確認した。反復暴露試験結果に基づき、暫定許容濃度を設定した。	○
[4]冷媒性能		
COP及び冷凍能力がR410AまたはR134a(R123・R245fa)と同等以上	候補媒体2媒体について実機を用いたドロップイン試験を実施し、現行冷媒と同等の性能を得る見通しを得ると共に、実測値情報に基づく状態方程式を作成した。	○

【 ◎:計画以上、○:計画通り(目標達成)、△:ほぼ計画通り(一部未達)、×:目標未達 】

業務用空調機器用高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発を目的として実施し、下記成果を得た。

2.2.1.1 新冷媒の分子設計

業務用空調機器用冷媒として使用されている R123 (標準沸点 27.8°C)、R245fa (標準沸点 15.1°C)、R134a (標準沸点 -26.1°C)、R410A (標準沸点 -51.4°C) を考慮し、標準沸点として -50°C ~ +50°C を有する化合物を中心に選定を行った。

環境影響の点より、大気中での反応性を有する事が確認されている分子構造の中に二重結合を有する事を必須条件とし、複数の化合物の中から、6 媒体を選定した。

2.2.1.2 新冷媒の選定

図 2.2.1.2-1 に冷媒開発フローを示す。冷媒の開発は、ODP、GWP 等の環境影響及び標準沸点、臨界温度等の基本物性を考慮し、候補と成り得る分子設計を行う (レベル 1)。次に分子設計された化合物を合成試作するとともに、試作された試料を用い基礎物性を測定するとともに、経済的に受け入れられる製造プロセスの設計を行う (レベル 2)。さらに燃焼性や毒性等の安全性に関する評価を行い、冷媒の選定を行う (レベル 3)。レベル 3 までの評価プロセスを経て絞り込まれた冷媒候補について、

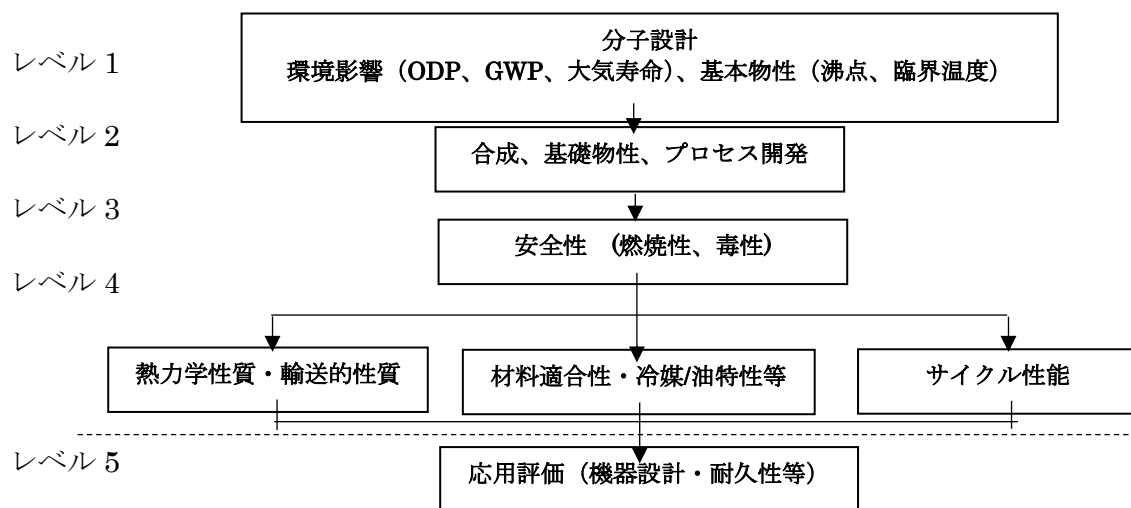


図 2.2.1.2-1 冷媒開発フロー

具体的体的な冷媒特性評価を行う (レベル 4)。具体的には冷凍空調機器の最適設計や運転評価等に必要不可欠である熱力学性質や輸送性質、構成材料との材料適合性や最適な冷凍機油の選定、冷凍・空調サイクル性能等である。これまでの基礎的な評価結果に基づき、選定された冷媒について、実際の製品化の為に最適な機器設計、長期にわたる信頼性評価試験を経て、製品として市場に提供することとなる。本研究開発においては機器メーカーにおける製品開発の手前のレベルであるレベル 4 までの開発評価を行うこととする。

最初に 2.2.1.1 にて選定した候補媒体について、高純度試料の試作を行い、初期選定を行った。選定項目は、安全性の観点より、毒性項目として Ames 試験、燃焼性の観点より ASTM 法に基づく燃焼範囲の 2 項目について実施した。

評価の結果、R410A 代替冷媒として HFO-1123、R245fa 代替冷媒として HCF-1224yd を選定した。なお、化合物 A については、HCFO-1224yd(Z) よりも標準沸点が高く、能力が低下することから候補から外した。初期選定結果を表 2.2.1.2-1 に示す。

表 2.2.1.2-1 初期選定結果

候補冷媒	Ames 試験	燃焼範囲 [vol%]	結果
HFO-1123	陰性	13~25 (60°C・50%)	○
HCFO-1224yd(Z)	陰性	なし	○
A	陰性	なし	△
B	陽性	4~24(60°C・50%)	×
C	陽性	13~34(60°C・50%)	×
D	陽性	なし	×

2.2.1.3 新冷媒の特性評価研究

2.2.1.3.1 基礎特性評価

2.2.1.3.1.1 HFO-1123

HFO-1123 の臨界点近傍における気液共存曲線に沿った飽和密度の測定を実施した。結果を図 2.2.1.3.1.1-1 に示す。メニスカスの消滅位置、臨界蛋白光の強度より臨界温度は、 $58.65 \pm 0.05^\circ\text{C}$ と、臨界密度は $510 \pm 5 \text{kg/m}^3$ と各々決定した。臨界圧力としては、蒸気圧測定結果に基づき、臨界温度に相当する圧力として $4.545 \pm 0.005 \text{MPa}$ と決定した。

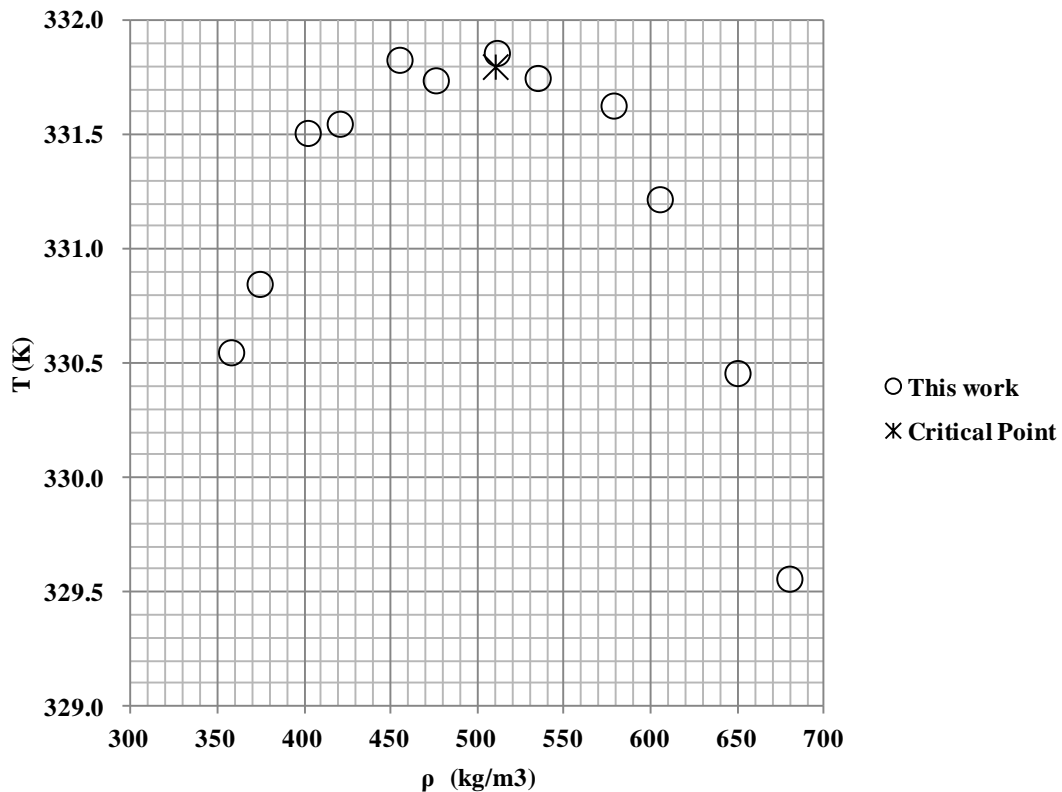


図 2.2.1.3.1.1-1 HFO-1123 の臨界点近傍における気液共存曲線測定結果

状態方程式の作成のために必要となる広範囲の P-T-ρ 関係の測定を密度 50~800 kg/m³ の範囲で実施した。測定結果を図 2.2.1.3.1.1-2 および 2.2.1.3.1.1-3 に記載する。

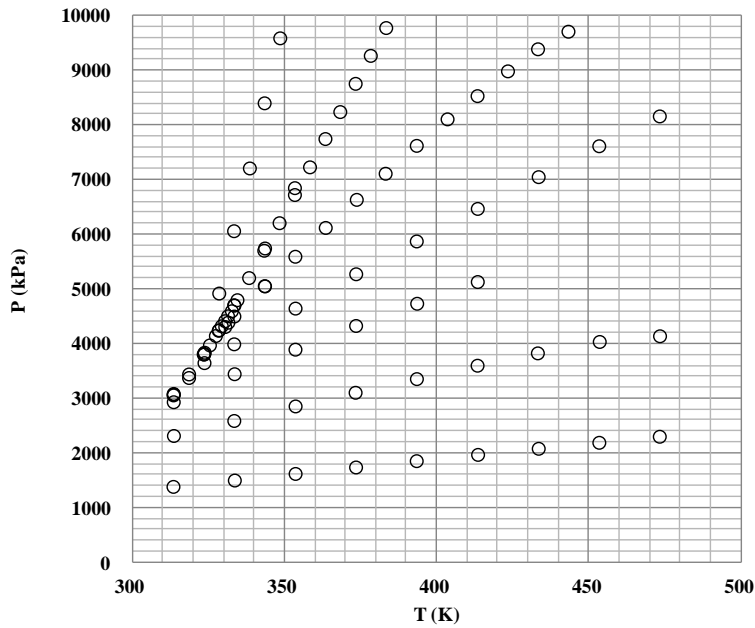


図 2.2.1.3.1.1-2 HF0-1123 の P-T- ρ 測定結果 (1)

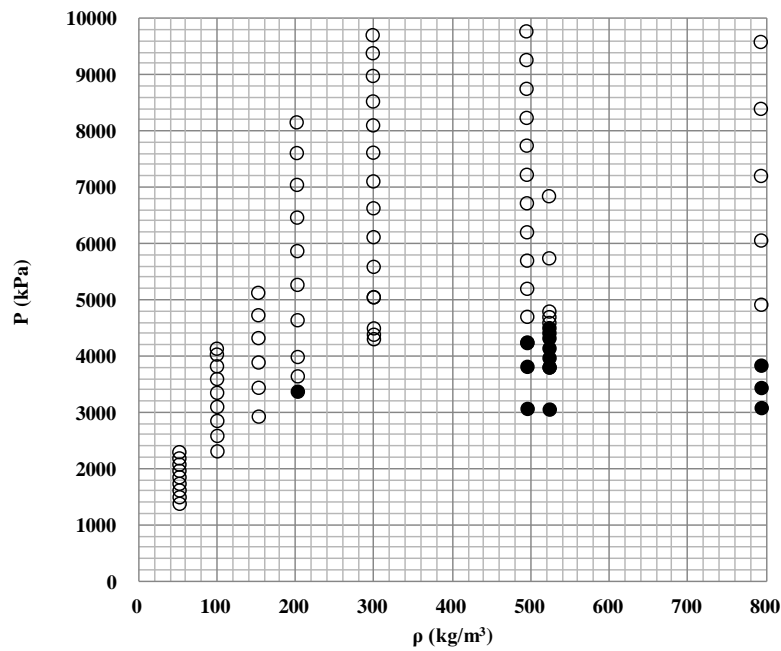


図 2.2.1.3.1.1-3 HF0-1123 の P-T- ρ 測定結果 (2)

飽和液体密度については、パイレックス硝子製浮子を用い、密度 970~1170kg/m³ の範囲で 6 点のデータを得ると共に、先に示した密度 800 kg/m³ に沿った P-T- ρ 測定結果に基づく変曲点として 1 点の飽和密度データを決定した。図 2.2.1.3.1.1-1 に示した臨界点近傍における飽和密度データと併せて図 2.2.1.3.1.1-4 に示す。

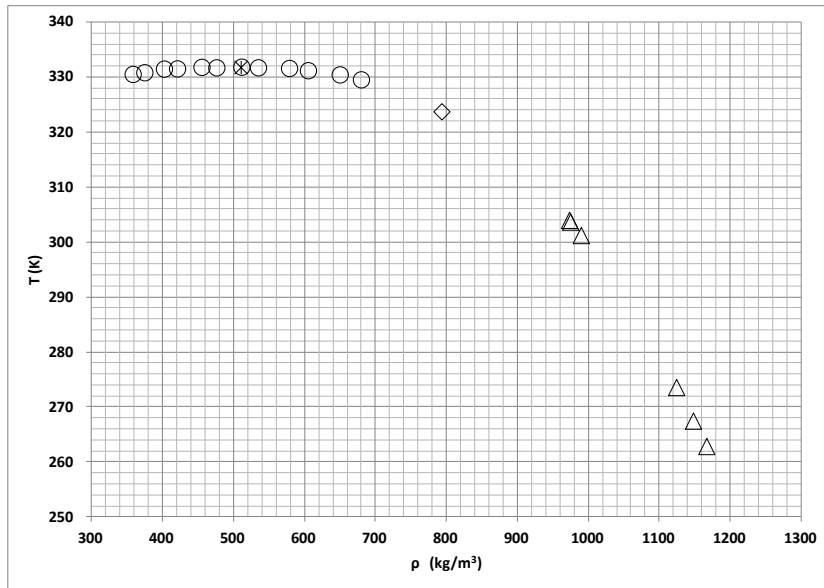


図 2.2.1.3.1.1-4 HFO-1123 の飽和密度測定結果

2.2.1.3.1.2 HCF0-1224yd(Z)

HCF0-1224yd(Z) の臨界点近傍における気液共存曲線に沿った飽和密度の測定を実施した。測定結果を図 2.2.1.3.1.2-1 に示す。メニスカスの消滅位置、臨界蛋白光の着色の強度に基づき、臨界温度は、 $429.18 \pm 0.01\text{K}$ と、臨界密度は $530 \pm 5\text{kg/m}^3$ と各々決定した。臨界圧力は、後述する蒸気圧測定結果に基づき、臨界温度に相当する圧力として $3.379 \pm 0.006\text{MPa}$ と決定した。

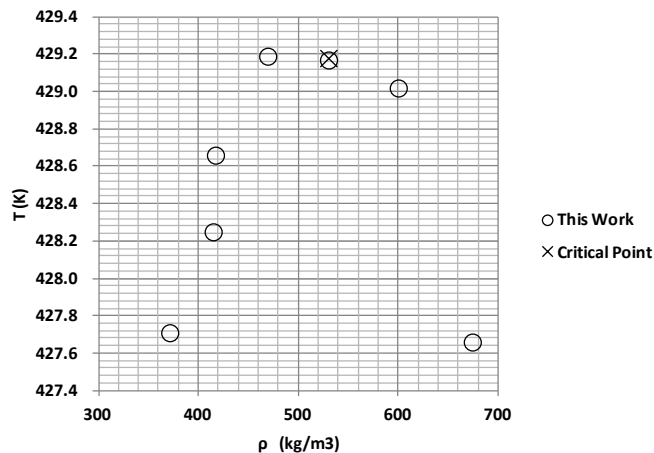


図 2.2.1.3.1.2-1 HCF0-1224yd(Z) の臨界点近傍における気液共存曲線測定結果

状態方程式の作成のために必要となる広範囲の P-T- ρ 関係の測定を密度 50~800 kg/m³ の範囲で実施した。飽和蒸気圧測定結果を図 2.2.1.3.1.2-2 に、P-T- ρ 測定結果を図 2.2.1.3.1.2-3 に記載する。

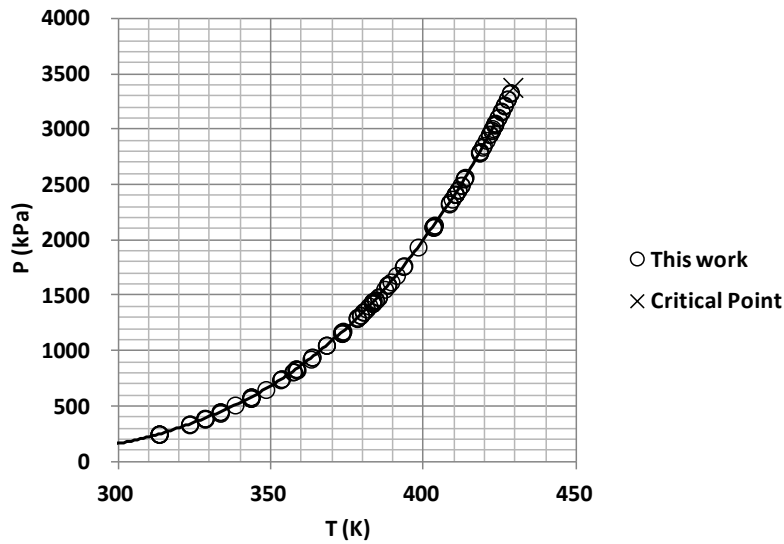


図 2.2.1.3.1.2-2 HCF0-1224yd(Z) の飽和蒸気圧測定結果

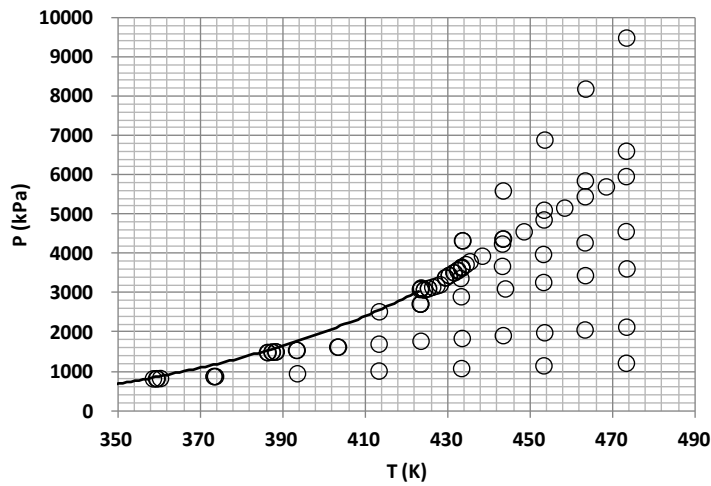


図 2.2.1.3.1.2-3 HCF0-1224yd(Z) の P-T- ρ 測定結果

飽和液体密度については、パイレックス硝子製浮子を用い、密度 1281~1395kg/m³ の範囲で 8 点のデータを得ると共に、先に示した P-T- ρ 測定結果に基づく変曲点として 6 点の飽和密度データを決定した。図 2.2.1.3.1.2-1 に示した臨界点近傍における飽和密度データと併せて図 2.2.1.3.1.2-4 に示す。

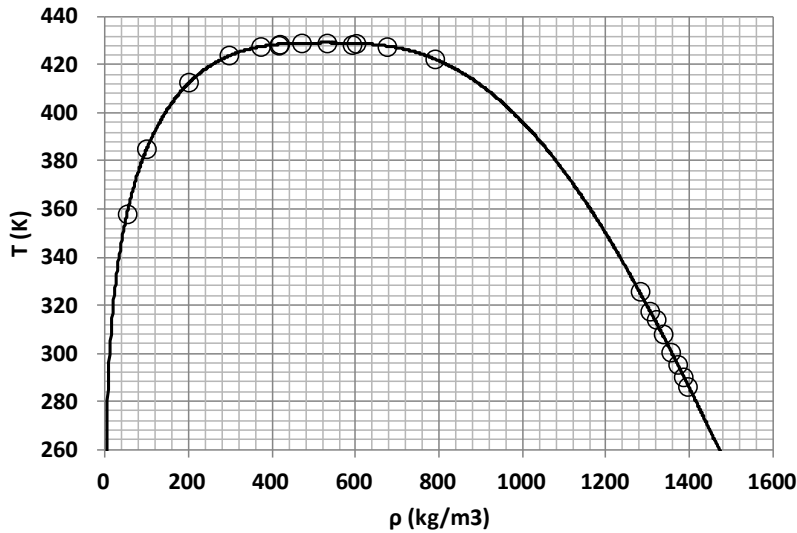


図 2.2.1.3.1.2-4 HCF0-1224yd(Z) の飽和密度測定結果

2.2.1.3.2 毒性評価

新冷媒候補 6 物質について、まずは急性毒性試験（基準：LC₅₀>20,000ppm）、変異原性試験の結果を中心に毒性の観点からの候補冷媒の絞り込みを行い、その後 ASHRAE 申請等に向けて安全性試験の実施／評価を行った。あわせて、化審法または安衛法の新規物質についてはその申請に必要な試験も実施した。試験はサンプル試作の状況に合わせて実施可能な候補冷媒から実施した。

評価の結果、HFO-1123 及び HCF0-1224yd(Z) は安全性が高いことが確認された。結果を表 2.2.1.3.2-1 に示す。

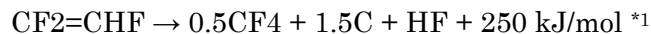
表 2.2.1.3.2-1 試験結果一覧

	HFO-1123	HCF0-1224yd(Z)
急性吸入毒性	LC ₅₀ >20,430ppm LC ₅₀ >206,620ppm	LC ₅₀ >20,180ppm LC ₅₀ >213,100ppm
復帰突然変異 (Ames)	陰性	陰性

2.2.1.3.3 固有安全性評価

2.2.1.3.3.1 HFO-1123自己分解反応の検証試験

HFO-1123は特定の条件下で外部エネルギーが印加されると大きな発熱を伴う分解反応（下式）が発生することが知られている。



*1 : Ya. A. Lisochkin, et al., *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 42(2), 2006, 140-143

この反応は特定の条件下では、発生するエネルギーにより温度上昇と圧力上昇を伴いながら連鎖的に進行することが知られている。HFO-1123を単独で冷媒として使用した場合、本検討で対象とする業務用空調機器で到達する温度、圧力条件下で連鎖的な自己分解反応が発生するリスクが存在するかを検討した。試験は図2.2.1.3.3.1-1に示す試験装置を用いて種々の温度、圧力下に高圧ガスA法に基づき、白金線溶断（30J）の着火にて上式の不均化反応が連鎖的に進行することによる急激な温度圧力上昇の有無により判断した（図2.2.1.3.3.1-2参照）。

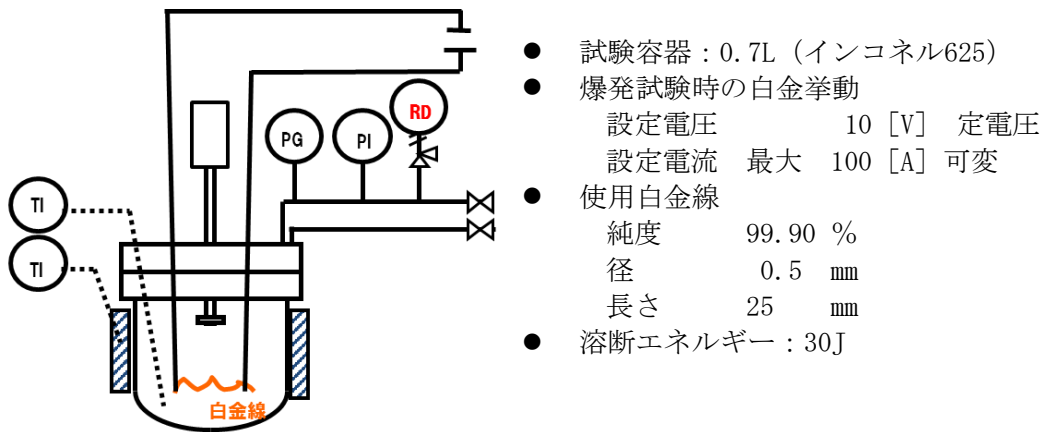


図2. 2. 1. 3. 3. 1-1 不均化伝播評価試験装置

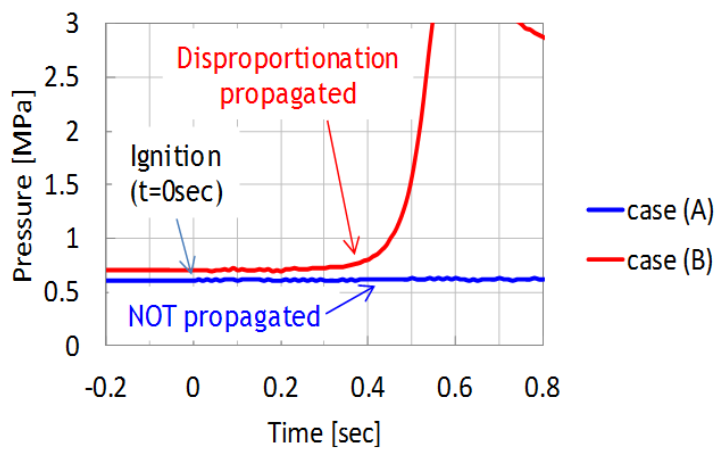


図2. 2. 1. 3. 3. 1-2 不均化圧力上昇

着火後に圧力上昇が確認されたときに不均化伝播あり（図2. 2. 1. 3. 3. 1-2 case(B)）、圧力上昇が確認されなかったときを不均化伝播なし（図2. 2. 1. 3. 3. 1-2 case(A)）と判断した。

HF0-1123単体で種々の温度、圧力における不均化伝播の有無を確認した結果を図2. 2. 1. 3. 3. 1-3に示す。図2. 2. 1. 3. 3. 1-3における○×の境がHF0-1123 単体の不均化伝播境界領域となり、境界領域より右上の領域が不均化伝播領域となる。

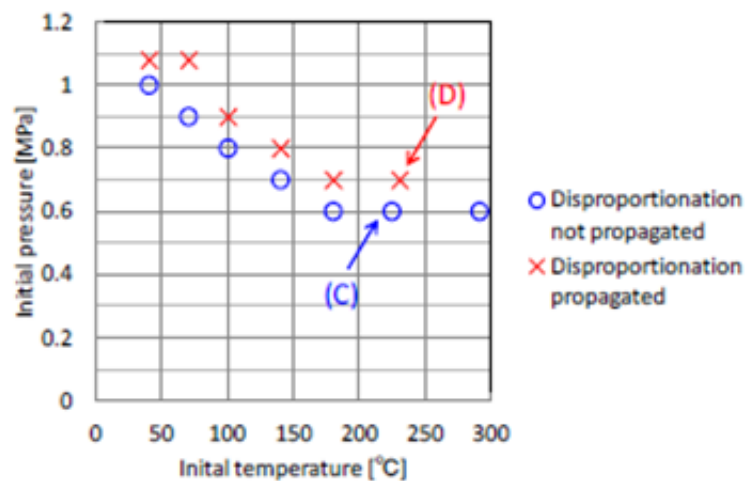


図2. 2. 1. 3. 3. 1-3 HF0-1123単体の不均化伝播領域

この結果は、通常想定される業務用空調機器運転時に圧縮器内で想定される温度、圧力条件でも放電スパークなど30J白金溶解相当の着火源が存在するとHFO-1123 単体冷媒では不均化伝播による圧力上昇で圧縮器破損の危険があることを示している。

次にHFO-1123と沸点が近くすべての混合組成で共沸様混合物となるR-32との混合組成物について同様の評価を実施した。図2.2.1.3.3.1-4に混合組成物の組成と、着火時の試験圧力をそれぞれX軸、Y軸としたときの130℃、215℃、300℃における不均化連鎖発生の境界領域を評価した結果を示す。

試験の結果、HFO-1123単独で着火させた場合と異なり、R-32の混合割合が増えると連鎖的な分解反応が発生する圧力領域が狭くなる（より高い圧力でも連鎖分解が発生しなくなる）ことが判明した。また、温度は高くなるほど同じ組成で連鎖分解が発生する圧力領域が広がる（より低い圧力でも連鎖分解が発生する）ことも分かった。通常の業務用空調機器運転時に到達する温度、圧力は130℃、6MPa程度あることからHFO-1123の重量組成が60wt%以下であれば着火源が存在してもHFO-1123/R-32混合組成物の連鎖的な不均化分解は発生しないことが想定された。

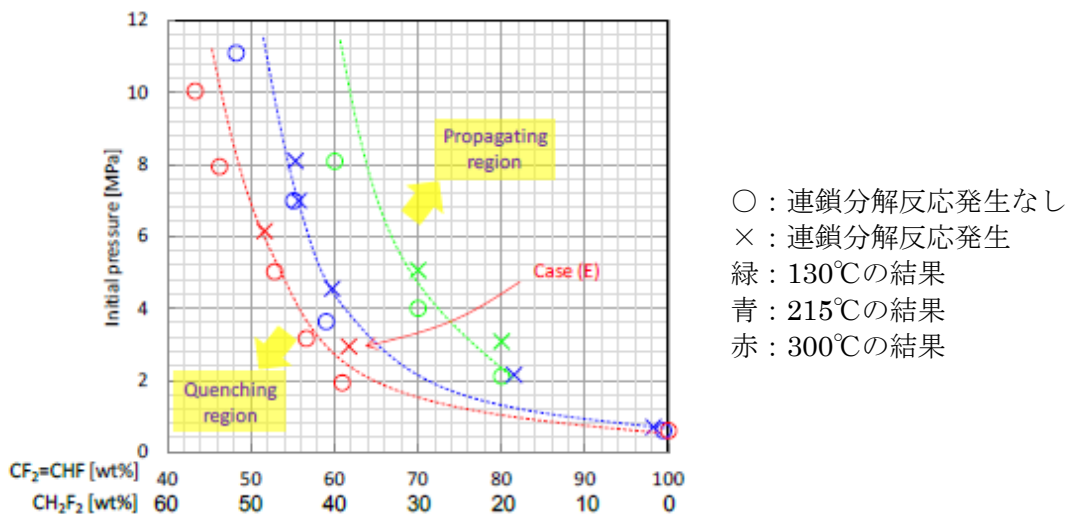


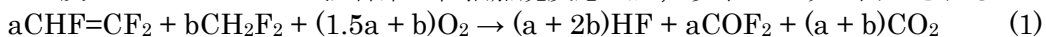
図 2.2.1.3.3.1-4 30J エネルギー着火による HFO-1123/R-32 混合組成物の連鎖分解発生領域

2.2.1.3.4 新冷媒の燃焼性評価（国立研究開発法人産業技術総合研究所・機能化学研究部門）

燃焼性を有している HFO-1123 及び HFO-1123/HFC32 混合冷媒について、国際標準である ASHRAE34 規格に規定されている燃焼特性（燃焼限界，燃焼熱，燃焼速度）について評価を実施した。評価結果を表 2.2.1.3.4-1 に示す。なお、混合冷媒については ASHRAE Standard 34 で規定する最悪組成（WCFF）での値である。

(1) 燃焼熱

HFO-1123 及び HFO-1123/R32 混合系の総括燃焼反応式は、以下のように表わされる。



また一般に、燃料/空気当量比（ ϕ ）は、以下の式で定義される。

$$\phi \equiv (\text{燃料/空気})_{\text{実際}} / (\text{燃料/空気})_{\text{理論}} \quad (2)$$

総括反応式において $\phi=1$ のときの濃度を量論混合濃度（ C_{st} ）といい、燃料が希薄のとき $\phi < 1$ ，燃料が過濃のとき $\phi > 1$ となる。

燃焼熱は、式(1)の反応式と各成分の生成エンタルピーから計算によって求めた。各成分の生成エンタルピーは、ANSI/ASHRAE Standard 34 (2013) Table F2 の値を使用し、HFO-1123 及び R32 の生成エンタルピーは、理論計算によって、それぞれ-491.25 kJ/mol 及び-452.33 kJ/mol と求めた。

(2) 燃焼限界

燃焼限界（LFL）測定は、ASHRAE Standard 34 (2013) Appendix B の方法で行った。温度 23℃，相対湿度 50%RH の条件で行った。

(3) 燃焼速度

燃焼速度は、通常重力下（1G）において、内径 15.5cm，内容積 3.8L の窓付き密閉円筒容器を用いて実施し、シュリーレン可視化法及び圧力上昇から球状火炎伝播モデルを用いた球形容器法の解析により評価した。測定は、各濃度につき最低 2 度測定を行い、再現性を確認した。こうして得られた燃

焼速度の濃度（当量比）依存性のデータを 3 次関数でフィッティングすることにより、最大燃焼速度 $S_{u0,max}$ を決定した。

(4) 最悪組成 (WCFF)

ASHRAE Standard 34 では、名目組成に公差を考慮した最悪の組成 (WCF) の混合冷媒が漏洩した場合に、その混合冷媒の各成分の沸点の違いにより生成する最悪組成 (WCFF) における値と規定している。ここでいう「最悪の組成」とは、LFL が最低となる組成か、燃焼速度が最大となる組成かの 2 通りの組成がありうるが、HFO-1123/HFC-32 からなる 2 成分系では両者は同じ組成であり、混合冷媒中に HFO-1123 が最も高い比率で存在する組成である。

表 2.2.1.3.4-1 HFO-1123 及び HFO-1123/HFC-32 混合冷媒の燃焼特性

	燃焼熱	燃焼限界 (LFL)	燃焼速度
HFO-1123	9.9 MJ/kg	10.0 vol%(0.34 kg/m ³)	6.6 cm/s
HFO-1123/HFC-32 (40/60%)	9.7 MJ/kg	10.1 vol%(0.27 kg/m ³)	3.5 cm/s
HFO-1123/HFC-32 (45/55%)	9.7 MJ/kg	10.0 vol%(0.27 kg/m ³)	3.6 cm/s

2.2.1.3.5 新冷媒の環境影響評価（国立研究開発法人産業技術総合研究所・機能化学研究部門）

C-F 結合を有する化合物は、赤外域に C-F 結合に由来する吸収があるため、大気中に放出されると地球温暖化の原因となりうる。また、塩素を含んだ化合物は、成層圏で分解され塩素原子を放出することで成層圏オゾン層を破壊する可能性がある。地球温暖化係数 (GWP) は、大気中に留まる時間 (大気寿命) と赤外域の吸収強度に依存し、オゾン層破壊係数 (ODP) も大気寿命に依存する。候補冷媒である HFO-1123 (CF₂=CHF)、HCFO-1224yd(Z) ((Z)-CF₃CF=CHCl) について、大気寿命を含むハロゲン不飽和化合物の大気中における主要な分解経路である大気中に微量存在する OH ラジカルとの反応速度から求めると共に、赤外吸収スペクトルの測定を行い、大気寿命、GWP、ODP の推算を行った。

GWP の推算については、Pinnock らは 10cm⁻¹ 毎の吸収断面積と放射強制力の積算値から *IF* (Instantaneous forcing) を求め、CFC-11 に対する GWP 値 (HGWP) を求める方法を提案している。一方、Hodnebrog らは、1cm⁻¹ 毎の放射強制力で *RE* (Radiative Efficiency) を求め、得られた *RE* の値を大気寿命で補正する方法を提案した。

両者の方法で求めた GWP100 年値を表 2.2.1.3.5-1 に示す。

ODP については、WMO の報告書で、大気寿命が 25 日程度、分子量が CFC-11 と同程度で塩素原子を 1 個含んだ化合物の ODP の推算値を 0.003 と報告しており、この方法で大気寿命、分子量、および塩素原子の数を考慮して ODP を求めることができる。他の方法としては、ODP が既知の化合物を reference として大気寿命、分子量、および塩素原子の数を考慮してスケールリングする方法が考えられる。そこで、WMO の方法、および (*E*)-CHCl=CHCF₃ を reference としてスケールリング法で ODP の値を求めた。結果を、表 2.2.1.3.5-1 に示す。WMO の方法で求めた ODP の値は (*E*)-CHCl=CHCF₃ を reference とした場合よりも大きくなっている。HCFO-1224yd(Z) の ODP と (*E*)-CHCl=CHCF₃ の ODP (0.00034) を比べると、1/2 以下であり、環境に与える影響は非常に小さいことが分かった。

表 2.2.1.3.5-1 冷媒化合物の大気寿命、GWP、ODP

冷媒	大気寿命 日	Hodnebrog	Pinnock	ODP	
		GWP ^{a)}	GWP ^{a)}	CHCl=CHCF ₃	WMO
HFO-1123	1.4	<1	0.3	—	—
HCFO-1224yd(Z)	21	<1	5.3	0.00015	0.0023

a) 100 年値

2.2.1.4 新冷媒の実用化研究

2.2.1.4.1 冷凍機油適合性評価

2.2.1.4.1.1 HF0-1123 及び混合冷媒

冷凍機油の適合性評価としては、HF0-1123/HFC-32 (60%/40%) を用い、冷凍機油との相互溶解性及び化学的安定性評価を実施した。なお、冷凍機油としては R410A 用潤滑油として主流であるポリオールエステル油を選定した。相互溶解性試験結果を表 2.2.1.4.1-1 に、化学的安定性試験結果を表 2.2.1.4.1-2 に示す。表 2.2.1.4.1-1 及び 2.2.1.4.1-2 より、HF0-1123/HFC-32 混合媒体はポリオールエステル油との相互溶解性に優れていると共に、化学的安定性についても安定剤の最適化を行うことにより、実用的な安定性を確保することが可能であることを確認した。

表 2.2.1.4.1-1 相互溶解性試験結果

冷媒濃度 [wt%]	冷凍機油濃度 [wt%]	二層分離温度 [°C]
90	10	-60°C以下
85	15	-60°C以下
80	20	-60°C以下
70	30	-60°C以下

表

2.2.1.4.1-2 化学的安定性試験結果

		POE	
		初期	試験後
冷凍機油	g	30	
冷媒	g	30	
水分濃度	ppm	1000	
試験温度	°C	175	
試験期間	hr	168	
色度	(ASTM)	L0.5	L0.5
酸価	mgKOH/g	0.01	0.01

2.2.1.4.1.2 HCF0-1224yd(Z)

冷凍機油の適合性評価としては、HCF0-1224yd と冷凍機油との相互溶解性及び化学的安定性評価を実施した。なお、冷凍機油としては R123、R245fa 等遠心式冷凍機用冷媒に対する冷凍機油として使用されている広範囲の油について実施した。相互溶解性試験結果を表 2.2.1.4.1-3 に、化学的安定性試験結果を表 2.2.1.4.1-4 に示す。表 2.2.1.4.1-3 及び 2.2.1.4.1-4 より、HCF0-1224yd は広範囲の冷凍機油との適合性に優れており、ポリオールエステル油との相互溶解性に優れていると共に、化学的安定性についても安定剤の最適化を行うことにより、実用的な安定性を確保することが可能であることを確認した。

表 2.2.1.4.1-3 相互溶解性試験結果

冷凍機油 (冷媒 90%/油 10%)	分離温度
ナフテン系鉱物油	-16°C/+40°C以上
AB 油	-40°C以下/+40°C以上
POE 油	-40°C以下/+40°C以上

表 2.2.1.4.1-4 化学的安定性試験結果

冷凍機油		POE	ナフテン系鉱物油	アルキルベンゼン油
条件	冷凍機油	g	30	
	冷媒	g	30	
	試験温度	℃	175	
	試験期間	hr	336	
冷媒	酸分 (HCl として)	ppm	<1	<1
冷凍油	色度 (ASTM)		L0.5	L1.0
	酸価	mgKOH/g	0.01	0.01

2.2.1.4.2 実機性能評価

2.2.1.4.2.1 HF0-1123 混合冷媒

冷媒性能評価試験としては、能力 4kW の空調機器を用いたドロップイン試験を実施した。

HF0-1123 濃度としては不均化反応を考慮し、高温・高圧力下での不均化の抑制を確認した HF0-1123 濃度 40% と設定した。一方、HFC-32 濃度としては、60% を設定した 2 成分系（共沸様混合冷媒）と、目標 GWP 値である 300 を満足する HFC-32 濃度 44%、HF0-1234yf 濃度を 16% より構成される 3 成分系（非共沸混合冷媒）とした。

試験結果を R410A との比較として表 2.2.1.4.2-1 に示す。3 成分系混合冷媒は APF96%、2 成分系混合冷媒は 97% であった。なお、本評価はドロップ試験の結果であり、機器の最適により、更なる効率の改善が可能である。

表 2.2.1.4.2-1 冷媒性能評価試験結果（ドロップイン試験結果）

		1123/32/1234yf =40/44/16%	1123/32 =40/60%	R410A
COP	冷房定格	110 %	116 %	100 %
	冷房中間	95 %	94 %	100 %
	暖房定格	96 %	99 %	100 %
	暖房中間	97 %	98 %	100 %
APF		96 %	97 %	100 %
GWP (100 年, AR4)		298	406	2088

2.2.1.4.2.2 HCFO-1224yd(Z)

冷媒性能評価試験としては、遠心式冷凍機を用いた性能比較試験を実施した。

試験結果を図 2.2.1.4.2-1 に示す。図 2.2.1.4.2-1 より、HCFO-1224yd は HFC-245fa と同等の COP を有する事が理解できる。なお、本評価は現行機に基づく試験結果であり、機器の最適により、更なる効率の改善が可能である。

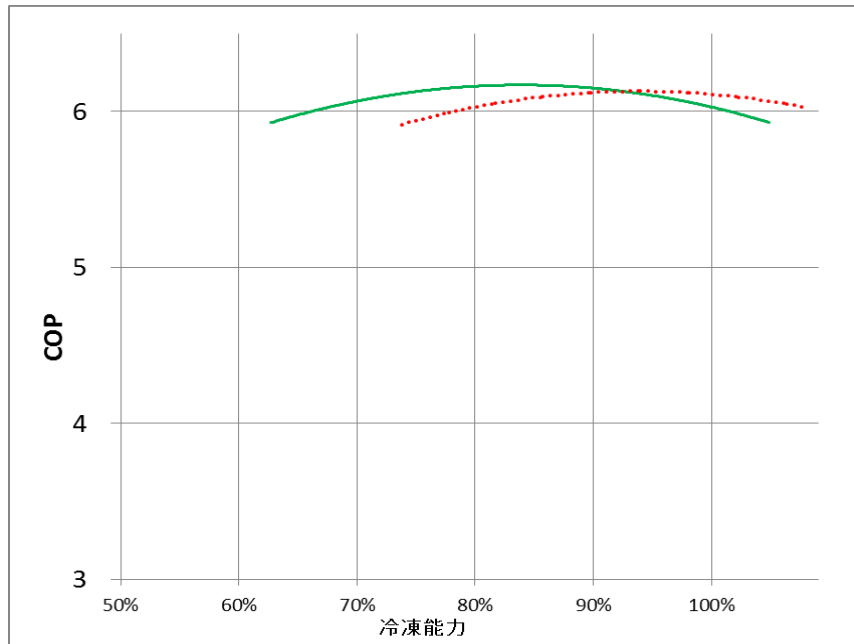


図 2.2.1.4.2-1 冷媒性能評価試験結果
HCF0-1224yd(Z) : ————— R245fa: - - - - -

<特許、論文、外部発表等の件数> (詳細内容は添付リストを参照)

区分 年度	特許出願			論文		その他外部発表 (プレス発表等)
	国内	外国	PCT※出願	査読付き	その他	
H23FY	0	0	1	0	0	0
H24FY	1	1	1	0	0	0
H25FY	16	4	14	0	0	1
H26FY	32	27	10	0	6	0
H27FY	24	5	0	1	8	1

(※Patent Cooperation Treaty :特許協力条約)

2.3 冷媒の性能、安全性評価

2.3.1 業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

<研究開発成果概要>

目 標	研究開発成果	達成度
テーマ：業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価		
<p>① R1234ze(Z) などの新規低 GWP 純冷媒の化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性の解明を行う。</p> <p>② 業務用空調機器に適した低 GWP 混合冷媒の探求および選定と、その熱力学的・輸送的性質の測定と、伝熱特性およびサイクル性能の評価を行う。 以上より、低 GWP 混合冷媒を実用化する為の基盤技術を構築する。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z)の化学的性質、熱力学的・輸送的性質、伝熱特性およびサイクル基本特性を世界に先駆けて測定し、それらの特性を解明。 ・R1243zfの熱力学的性質を世界に先駆けて測定し、解明。 ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R1233zd(E)の水平平滑管外凝縮・沸騰熱伝達特性を世界に先駆けて測定。 ・次世代冷媒として有望な R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系の2成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系の3成分混合冷媒の組成を選定し、それらの PvT 性質、臨界定数、輸送的性質を測定とともに、状態方程式を提案。 ・R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)R32/R744 系 3 成分混合冷媒の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を測定／解明。 ・R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系の2成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系の3成分混合冷媒のサイクル性能を解明し、既存冷媒 R410A の代替冷媒として使用できる混合冷媒を提案。 	○
① R1234ze(Z) などの新規低 GWP 純冷媒の基本物性およびサイクル性能に関する研究		
(a) 新規低 GWP 純冷媒の化学的性質の調査	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z)の材料適合性、燃焼性及び毒性の基本特性を測定し、それらの特性を世界に先駆けて解明。 ・R1243zfの化学的性質に関する情報を製造会社より取得。 	○
(b) 新規低 GWP 純冷媒の熱力学的性質の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(Z)および R1243zfの熱力学的性質(PvT 性質、臨界定数、蒸気圧)を初めて高精度に測定し、精度の高い状態方程式を提案。 ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)、R1243zf および R1233zd(E)の表面張力を初めて高精度に測定し、推算式を提案。 	○
(c) 新規低 GWP 純冷媒の輸送的性質の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R1233zd(E)の熱伝導率、並びに粘度を高精度に測定し、拡張対応状態原理に基づく予測モデルおよび簡易相関式を提案。 	○
(d) 新規低 GWP 純冷媒の伝熱特性の測定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R1233zd(E)の水平平滑管上の凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定し、物性値の予測精度を総合的に確認。 ・R1234ze(Z)の水平設置された伝熱促進管上の凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定し、フィンによる伝熱促進効果を確認。 ・R1234ze(E)および R1234yf の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定。 ・プレート式熱交換器内の水／空気二相流動特性の把握および R1234ze(E)局所凝縮・沸騰熱伝達特性の測定。 ・伝熱試験結果をデータベース化し、公表の予定。 	○
(e) 新規低 GWP 純冷媒のサイクルの基本特性の評価	<ul style="list-style-type: none"> ・純冷媒 R1234ze(E)および R1234(Z)、並びに2成分混合冷媒 R1234ze(E)/R32 のヒートポンプサイクル性能試験を世界に先駆けて実施し、これらの冷媒が高温ヒートポンプ用に適していることを指摘。 	○
② 低 GWP 混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究		
(a) 低 GWP 混合冷媒の探求・選定	<ul style="list-style-type: none"> ・R1234ze(E)/R32 系および R1234yf/R32 系 2 成分混合冷媒、並びに R1234ze(E)/R32/R744 系および R1234yf/R32/R744 系 3 成分混合冷媒より、GWP=300 および GWP=200 近傍の冷媒組成を熱力学的サイクル性能解析より選定。 	○

(b) 低 GWP 混合冷媒の熱力学的性質の測定	・選定された 2 成分および 3 成分混合冷媒の熱力学的性質を世界に先駆けて初めて測定し、それらの状態方程式を提案。	○
(c) 低 GWP 混合冷媒の輸送的性質の測定	・R1234ze(E)/R32 系および R1234ze(Z)/R32 系 2 成分混合冷媒の熱伝導率を初めて測定し、熱伝導率の拡張対応状態原理に基づく予測モデルおよび簡易相関式を提案。 ・R1234ze(Z)/R32 系 2 成分混合冷媒の粘度を初めて測定し、簡易相関式を提案。	○
(d) 低 GWP 混合冷媒の伝熱特性の測定	・R32/R1234ze(E)系 2 成分混合冷媒の扁平多孔管内凝縮沸騰熱伝達特性を初めて測定。 ・R32/R1234ze(E)系および R32/R1234yf 系の 2 成分混合冷媒、並びに R744/R32/ R1234ze(E)系 3 成分混合冷媒の溝付管内凝縮・沸騰熱伝達特性を初めて測定。 ・伝熱試験結果のデータベース化し、公表の予定。	○
(e) 低 GWP 混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価	・選定した GWP=200 弱および 300 弱の 2 成分混合冷媒、並びに 3 成分混合冷媒のサイクル性能試験により、GWP=300 弱の 2 成分および 3 成分混合冷媒は既存冷媒 R410A の代替冷媒として使用できることを検証。	○

【 ◎:計画以上、○:計画通り(目標達成)、△:ほぼ計画通り(一部未達)、×:目標未達 】

2.3.1.1 R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の基本物性およびサイクル性能に関する研究
 2.3.1.1.1 R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の化学的性質の調査

(a)材料適合試験

R1234ze(Z)の樹脂、ゴム及び金属への影響を評価するための試験を実施した。

<樹脂への影響評価>

ポリ塩化ビニル（硬質）、ポリ塩化ビニル（軟質）、ポリエチレン（高圧）、ポリエチレン（低圧）、ポリプロピレン、ポリスチレン、アクリル樹脂およびノリル樹脂を試験対象樹脂として選定した。試験では、外径 34 mm、内径 27.2 mm、長さ 110 mm の SUS316 製耐圧管に封入された R1234ze(Z)（封入量：52g）の液中に試験対象樹脂を 50℃で 5 日間浸漬する。そして、耐圧管から試験対象樹脂を取り出して、その重量変化率および体積変化率を算出して影響を評価する。

図 2.3.1.1.1-1 に R1234ze(Z)の樹脂への影響評価の結果を示す。ポリ塩化ビニル（硬質）は取出し直後の重量変化率が小さく、恒量時においても重量変化が小さいことから、冷媒の影響が比較的小さいと考えられる。一方、他 7 種類については、重量変化があり、例えばポリ塩化ビニル（軟質）は、取出し直後は重量増加が認められ、恒量時には、重量減少していた。なお、ポリ塩化ビニル（軟質）は硬化して透明から白色へ変化し、アクリル樹脂はテストピースの原形はとどめないまで溶解した。

<ゴムへの影響評価>

NBR, HNBR, EPDM, クロロプレン, 塩素化ポリエチレン, シリコンゴムおよびフッ素ゴムを試験対象のゴムとした。樹脂の場合と同様に、R1234ze(Z)の液中に試験対象ゴムを 50℃で 5 日間浸漬した後に、耐圧管から試験対象ゴムを取り出して、その重量変化率および体積変化率を算出して影響を評価する。

図 2.3.1.1.1-2 に R1234ze(Z)のゴムへの影響評価の結果を示す。クロロプレンの重量変化が比較的小さかった。NBR, HNBR, シリコンゴムは、取出し直後では重量増加が認められ、恒量時には重量減少していた。フッ素ゴムは、取出し直後の重量増加が大きく、恒量時には、元の重量付近まで戻った。なお、HNBR, シリコンゴムおよびフッ素ゴムは試験直後の膨潤が大きく、また NBR は表面に白い粉が認められた。

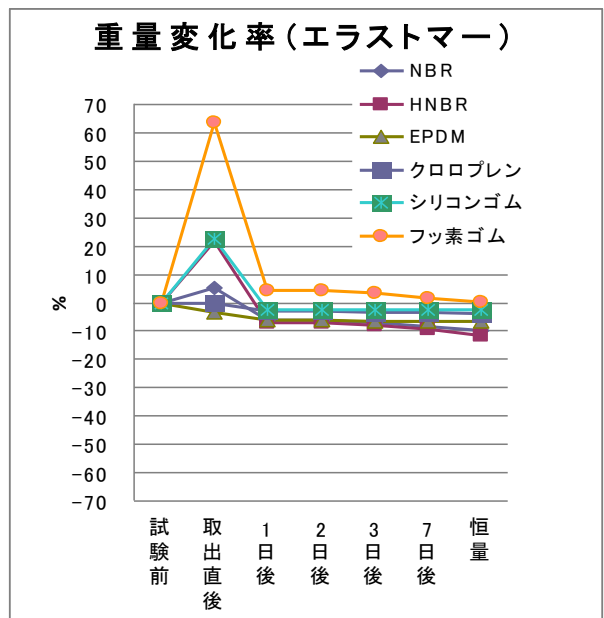
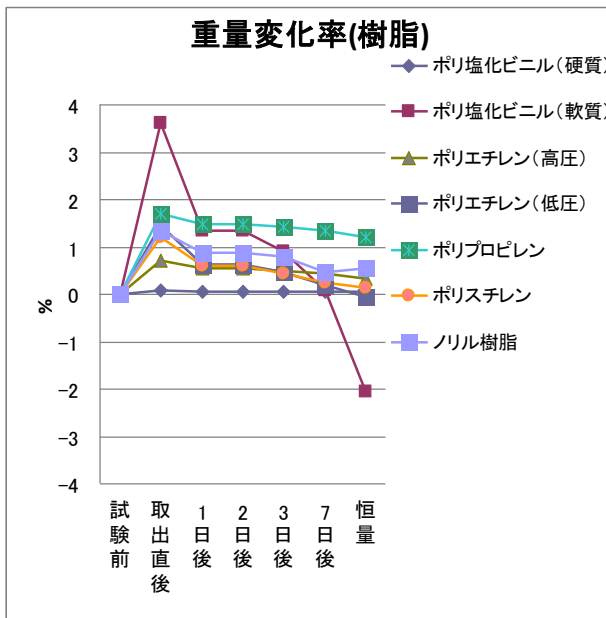


図 2.3.1.1.1-1 R1234ze(Z)の樹脂への影響

図 2.3.1.1.1-2 R1234ze(Z)のゴムへの影響

<金属への影響評価>

シールドチューブ試験（175℃、14日間）により R1234ze(Z)の金属共存下における安定性および金属腐食性の試験を実施する。対象金属は一般的な金属である鉄、銅、アルミニウムとし、空気（混入量：100 torr）、水（混入量：1 wt%）または潤滑油の存在、非存在下での各種金属の

腐食速度を算出するとともに、R1234ze(Z)の分解による酸発生量をイオンクロマトグラフィにより測定し、熱安定性を確認する。

表 2.3.1.1.1-1 に空気あるいは水の存在下、あるいは非存在下での、R1234ze(Z)の蒸気中での鉄、銅およびアルミの腐食試験の結果を示す。ここに、鉄の場合については比較対照として実施した R245fa 蒸気中の鉄の腐食試験結果も併記している。各金属に関して著しい腐食は認められなかったが、鉄およびアルミは水共存下で若干腐食速度が早い傾向が認められた。

表 2.3.1.1.1-1 R1234ze(Z)の金属への影響

	金属	番号	水	空気	腐食速度 (mm/y)	外観	
						光沢	変色
1234ze(Z)	鉄	1	○		0.0102	×	少し錆
	鉄	2		○	0.0001	△	やや茶色
	鉄	3			0.0005	○	変化なし
	銅	4	○		0.0003	○	錆
	銅	5		○	0.0016	×	茶色
	銅	6			0.0005	○	変化なし
	アルミ	7	○		0.0092	×	変化なし
	アルミ	8		○	0.0019	○	変化なし
	アルミ	9			0.0033	○	変化なし
	無	10					
245fa	鉄	11	○		0.0045	×	錆
	鉄	12		○	0.0007	△	茶色
	鉄	13			0.0008	○	やや暗い色

(b) 燃焼性試験

R1234ze(Z)の燃焼安全性を評価するために、室温条件下で不燃性か可燃性かを確認し、可燃性が認められた場合、燃焼範囲(上・下限界)測定、最小着火エネルギーの測定および引火点の測定を実施した。測定方法を以下に示す。

<燃焼範囲の測定>

内容積 1000 cc の球形ガス爆発試験装置(多摩精器工業(株)製)に R1234ze(Z)および空気を供給し、装置内部において所定濃度の混合ガスを調製する(混合ガス初期圧力=大気圧、混合ガス初期温度=25℃)。金属線溶断法(ニクロム線の長さ 15 mm、直径 0.5 mm)を用いて、混合ガスの爆発有無を判定する。爆発した場合は、その時の到達圧力および圧力上昇速度を爆発波形解析装置から読み取る。同一濃度で3回中1回も爆発しない濃度を上限濃度および下限濃度とする。なお、爆発有無の判定基準を下記に示す。

爆発: $0.1 \times 10^5 \text{ Pa} \leq$ 上昇圧力

不爆: 上昇圧力 $< 0.1 \times 10^5 \text{ Pa}$

<最小着火エネルギーの測定>

内容積 270 cc のシリンダー型爆発試験装置(多摩精器工業(株)製)に R1234ze(Z)および空気を供給し、装置内部において所定濃度の混合ガスを調製する(混合ガス初期圧力=大気圧、混合ガス初期温度=25℃)。エネルギー発生装置(株指月電機製作所製: DC=0~15kV、コンデンサ最大容量=0.1575 μF 、着火エネルギー=1 mJ~800 mJ)によって所定のエネルギーに調整した電気火花(電極間距離=1.5 mm)を用いて、混合ガスへ着火し、爆発有無を判定する。任意の混合ガス濃度において、爆発する最小のエネルギーを最小着火エネルギーとする。なお、爆発有無の判定基準を下記に示す。

爆発: 圧力が $0.1 \times 10^5 \text{ Pa}$ 以上上昇かつ
温度が 5℃以上上昇

不爆: 圧力、温度が共に変化しない

<引火点の測定>

タグ密閉式引火点測定装置(JIS K2265 に準拠)により、R1234ze(Z)の引火点の測定を行う。表 2.3.1.1.1-2 に R1234ze(Z)の燃焼性試験の結果を示す。参考までに、表 2.3.1.1.1-2 には

R1234ze(E), R1234yf, R32, R134a および R245fa の公表されている結果も示している。R1234ze(Z)は、今回実施のガス爆発上下限界濃度測定において、7.5~16.4 vol%の混合気で爆発範囲を有することが確認された。最小発火エネルギーの測定では、爆発範囲の混合ガス(8.0, 10.0, 12.0, 14.0, 16.0 vol%)に 800 mJ のエネルギーを印加しても各混合濃度で不爆という結果であった(800 mJ は、本試験を実施した装置で発生可能な最大エネルギー)。また、引火点はなかった。

表 2.3.1.1.1-2 R1234ze(Z)の燃焼性試験の結果

冷媒	沸点 [°C]	燃焼範囲 [vol%]	MIE ^{※4} [mJ]	引火点 [°C]	燃焼速度 [cm/s]	区分 ^{※7}
R1234ze(Z)	9	7.5~16.4 ^{※1}	n. d. ^{※5}	none	n. d.	?
R1234ze(E)	-19	5.3~17.2 ^{※1} 5.6~14.4 ^{※2} (7.0~9.5) ^{※3}	61000	N/A	0 ^{※6}	2L
R1234yf	-29.4	6.2~12.3	5000	N/A	1.5	2L
R32	-51.7	14.4~29.3	30	N/A	6.7	2L
R134a	-26.1	None	N/A	N/A	N/A	1
R245fa	15.3	None	N/A	none	N/A	1

※1 高圧ガス保安法に準拠した測定値(同一の装置, 方法による)

※2 高圧ガス保安法に準拠した測定値(※1とは装置が異なる)

※3 ASHRAE法の測定値(測定温度=54 °C)

※4 MIE: 最小着火エネルギー

※5 R1234ze(Z)は測定装置の上限値(800 mJ)で不燃

※6 R1234ze(E)は燃焼速度測定条件下で不燃

※7 ASHRAE Standard34による燃焼性区分, 1: 不燃性, 2L: 低微燃性(L=燃焼速度 \leq 10cm/s), 2: 低燃焼性, 3: 燃焼性(燃焼範囲, 最小着火エネルギー, 燃焼速度の引用文献: AHRI Project 8004 Final Report)

(c) 毒性試験

R1234ze(Z)の予備的毒性を評価するために、細菌性復帰突然変異試験および急性吸入毒性試験を実施した。試験方法を以下に示す。

<細菌性復帰突然変異試験>

細菌(ネズミチフス菌および大腸菌)を用いて、被験物質 R1234ze(Z)の変異原性を評価する。その方法の概要は以下のとおりである。遺伝子操作により必須アミノ酸の合成能力を有しない細菌を、37 °C×48 時間の条件で培養する。被験物質の添加によって突然変異が起こらない場合、細菌はアミノ酸合成ができないため、グルコース寒天培地上で増殖せず、コロニー形成は観測されない。一方、被験物質が突然変異を誘発する場合、細菌自身がアミノ酸合成が可能となり、グルコース寒天培地上で増殖し、コロニーを形成する。被験物質に暴露しながら培養した細菌のコロニー形成数をカウントし、被験物質の変異原性を評価する。なお、本方法は経済協力開発機構(OECD)ガイドライン 471 に準拠したものである。

<急性吸入毒性試験>

ラットを用いて、被験物質 R1234ze(Z)の急性毒性を評価する。その方法の概要は以下のとおりである。ラットに被験物質の空気希釈ガスを 4 時間吸入させる。吸入直後から 14 日間経過するまで、ラットに発現する症状、体重、病理学的変化を指標として、急性毒性を解明する。被験物質の濃度は 500 ppm(v/v)から開始し、急性毒性が認められない場合は段階的に濃度を上げ、最高濃度 20000 ppm(v/v)まで同様の試験を行う。なお、本方法は経済協力開発機構(OECD)ガイドライン 436 に準拠したものである。

表 2.3.1.1.1-3 に R1234ze(Z)の毒性試験の結果を示す。参考までに、表 2.3.1.1.1-3 には R1234ze(E), R1234yf, R32, R134a および R245fa の公表されている結果も示している。表に結論

を示しているが、本毒性試験により被験物質 R1234ze(Z)は、細菌（ネズミチフス菌および大腸菌）に対する変異原性を有しないこと（陰性）が確認された。また、R1234ze(Z)の LC₅₀ (4h) は 21695 ppm であることが確認された。

表 2.3.1.1.1-3 R1234ze(Z)の毒性試験の結果

冷媒 ^{※1}	変異原性 ^{※2}	LC ₅₀ (4h) ^{※3} [ppm]
R1234ze(Z)	陰性	>21,695 ^{※5}
R1234ze(E)	陰性	>207,000
R1234yf	陰性 ^{※4}	>400,000
R32	陰性	>520,000
R134a	陰性	>500,000
R245fa	陰性	>200,000

※1 R1234ze(Z)以外の毒性試験データは、日本フルオロカーボン協会 MSDS より引用

※2 細菌復帰突然変異試験結果（ネズミチフス菌，大腸菌）

※3 急性吸入試験結果（ラット，吸引時間＝4時間）

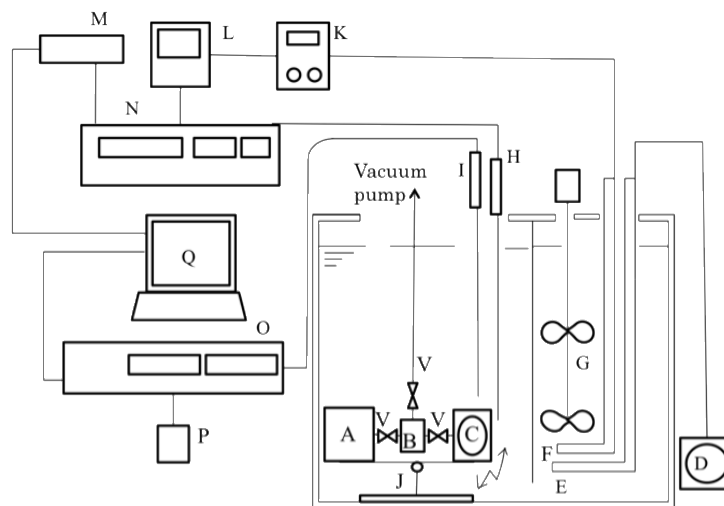
※4 培養された細菌性細胞で遺伝子の損傷を引き起こしたが，培養哺乳類細胞では遺伝子の損傷は起こさなかった

※5 今回の急性吸入試験(OECD436)で実施した最高濃度＝20000 ppm

2.3.1.1.2 R1234ze(Z)などの新規低 GWP 冷媒の熱力学的性質の測定

(a) 臨界域における飽和液体および飽和蒸気密度の測定

本実験では、臨界域近傍の飽和液体密度および飽和蒸気密度を、メニスカス（気液界面）の消滅を肉眼で直接観察して決定する方法で行った。実験装置概要図を図 2.3.1.1.2-1 に示す。



- (A) 試料供給容器；(B) 膨張容器；(C) 窓付き圧力容器；(D) 電圧変換器；(E) 1.5 kW ヒーター；
 (F) 300W ヒーター；(G) 攪拌機；(H, I) 25 Ω 標準白金抵抗測温体；(J) 揺動装置；
 (K) PID コントローラ；(L) サイリスタ；(M) デジタルマルチメータ；
 (N, O) 交流測温ブリッジ；(P) 25 Ω 標準抵抗；(Q) コンピュータ；(V) 高圧弁。

図 2.3.1.1.2-1 メニスカスの消滅の観察による飽和密度測定および臨界定数決定装置

測定装置主要部は、純物質および混合物試料を初期充填するための SUS 314 製円筒形の試料供給容器 (A)，同じく SUS 314 製円筒形の圧力容器で、密度設定を変更するとき試料を膨張して

密度を変化させることができるように付加された膨張容器 (B), そして試料のメニスカスの消滅の挙動が, 外部から観察できるようにパイレックスガラス製の覗き窓を設けた圧力容器 (C) から構成される. 3つの圧力容器は, 配管部および高圧弁の接続部までを含む内容積が, 純水を用いて既に測定されており, その値はそれぞれ $77.575 \pm 0.016 \text{ cm}^3$, $8.949 \pm 0.003 \text{ cm}^3$, $11.638 \pm 0.008 \text{ cm}^3$ である. 3つの圧力容器は配管と高圧弁で接続され, 揺動装置 (J) に設置された状態で, シリコンオイルを熱伝熱媒体に用いた液体恒温槽内に設置される. 液体恒温槽内のシリコンオイルは, 高温での温度制御に用いる 1.5 kW ヒーター (E) と, 放熱量の補充を目的とした 300 W ヒーターで加熱され, この 300W ヒーターには PID 制御機構 (K) が導入されているので, ミリケルビン (mK) のオーダーでの温度制御が可能である. 温度は 25Ω 標準白金抵抗測温体を用いて測定し, ITS-90 に準拠して算出した. 温度測定誤差は $\pm 10 \text{ mK}$ 以内と考えている. 密度の値に関しては, 3つの圧力容器のそれぞれの内容積の値と, 膨張容器の組み合わせの方法により, 計算から求めることができる. 密度設定は膨張によって変化させているので, 膨張回数が増すほど, 密度測定精度が悪くなるのは否めない. それでも, 最大 0.2 % 以上の不確かさが生じないように, 膨張回数で制限を加えている. 本研究で使用した試料は, R1234ze (Z) がセントラル硝子株式会社の物性計測用に調整された高純度試料であり, その純度は 99.93 %, R1243zf はメキシケム UK 製で, その純度は 99.5 %であった. 測定をする上で, 特に試料純度向上を目的とした蒸留操作等は加えていない.

本実験においては, R1234ze (Z) および R1243zf の臨界点近傍におけるメニスカスの消滅の様子を観察し, メニスカスの消滅位置と, 臨界タンパク光による着色の様子から, 飽和液体密度か, 飽和蒸気密度かを識別して, R1234ze (Z) が 10 点, R1243zf が 14 点の飽和密度の実測値を得ることができた. その結果を表 2.3.1.1.2-1 および表 2.3.1.1.2-2 にまとめた. なお, これらの表の中には後述する $P\rho T$ 測定結果から, 等容線の折れ曲がり点を解析して得られた飽和密度の情報もあわせて記載している. そして, これらの結果を温度と密度の関係を表す $T-\rho$ 線図上に示したものが図 2.3.1.1.2-2 および図 2.3.1.1.2-3 である.

R1234ze (Z) は臨界温度が 423 K 付近と, 比較的高温の物質であり, R1243zf も新規物質で, メニスカスの消滅を観察した測定の実績がなかった. さらに, ほかの研究者も臨界点のみならず飽和密度の実測値も存在していなかった. そのため, Brown らが報告していた推算値で, あらゆる計算が行なわれていたのが実状である. 本研究により初めて実験により R1234ze (Z) および R1243zf の熱力学性質が解明されたことになる.

表 2.3.1.1.2-1 R1234ze (Z) に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

T (K)	ρ (kg m^{-3})	系の状態	実験方法
416.083	223.7	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
419.312	266.1	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
419.660	283.1	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
422.752	358.1*	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
423.247	395.7*	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
423.268	470.6*	臨界点のごく近傍	メニスカスの消滅観察
423.245	500.7*	飽和液体	メニスカスの消滅観察
420.849	633.6	飽和液体	メニスカスの消滅観察
419.395	658.0	飽和液体	メニスカスの消滅観察
403.137	833.2	飽和液体	メニスカスの消滅観察
356.3	45	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
390.4	106	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
400.9	140	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
416.8	240	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
418.6	670	飽和液体	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
412.0	752	飽和液体	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
390.4	901	飽和液体	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
368.3	1002	飽和液体	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)

(*) 星印のデータでは臨界タンパク光が観察された.

表 2.3.1.1.2-2 R1243zf に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

T (K)	ρ (kg m^{-3})	系の状態	実験方法
366.505	182.7	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
369.778	205.8	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
371.667	231.2	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
374.309	255.3	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
375.353	287.6	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
376.413	323.1	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
376.929	408.8*	飽和蒸気	メニスカスの消滅観察
376.932	414.2*	臨界点のごく近傍	メニスカスの消滅観察
376.866	451.6*	飽和液体	メニスカスの消滅観察
376.376	508.8	飽和液体	メニスカスの消滅観察
374.158	571.5	飽和液体	メニスカスの消滅観察
371.852	616.3	飽和液体	メニスカスの消滅観察
369.831	644.0	飽和液体	メニスカスの消滅観察
360.727	723.7	飽和液体	メニスカスの消滅観察
321.5	50	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
347.5	100	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
370.9	200	飽和蒸気	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
363.2	700	飽和液体	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)
347.2	797	飽和液体	$P\rho T$ 測定 (等容線の挙動から解析)

(*) 星印のデータでは臨界タンパク光が観察された。

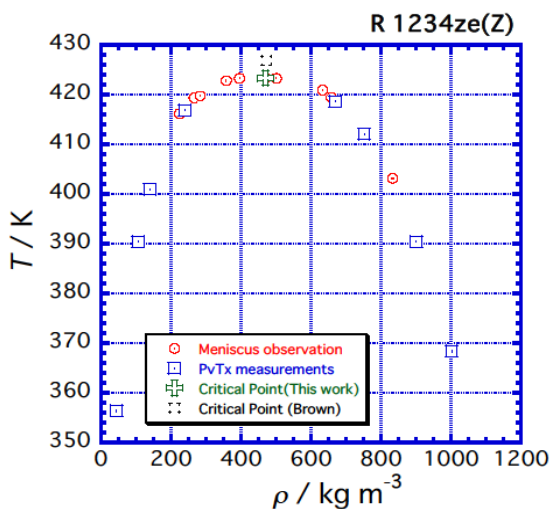


図 2.3.1.1.2-2 R1234ze(Z)に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

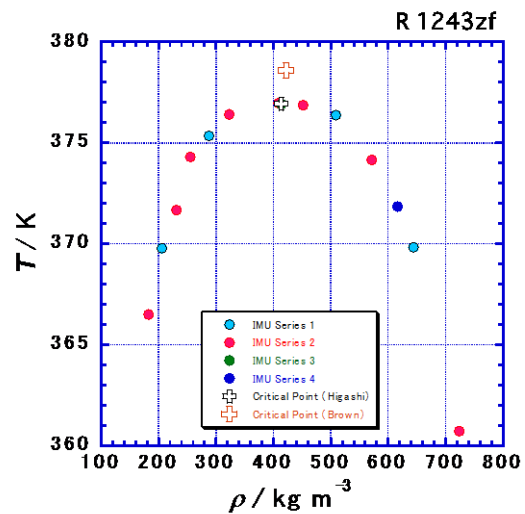


図 2.3.1.1.2-3 R1243zfに関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

本実験では、臨界密度を含む臨界点に近い領域での飽和蒸気密度から飽和液体密度の測定を行っており、これらの実測値について、以下の基準で実験的に臨界点を決定している。

<臨界点をメニスカスの消滅から決めるときの基準>

- (1) 室温状態において、メニスカスの位置が容器中央部にある。
- (2) 温度を上昇させていっても、メニスカスの位置が変化しない。
- (3) メニスカスの消滅と生成の位置が同じである。
- (4) メニスカス消滅の直前に、臨界タンパク光が強く確認される

(5) 臨界タンパク光による着色の度合いが、液相と気相でほとんど変わらない。

メニスカス観察記録を慎重に議論し、R1234ze(Z) および R1243zf の臨界定数を以下のように決定した。この物質について、臨界定数を実験的に決定した報告は過去に無く、本研究で世界に初めて R1234ze(Z) および R1243zf の臨界定数を解明したことになる。なお、臨界圧力に関しては、後述の $P\rho T$ 測定による飽和蒸気圧測定結果から求めている。

【R1234ze(Z)】

$$T_c = 423.27 \pm 0.03 \text{ K}, \quad (2.3.1.1.2-1)$$

$$\rho_c = 470 \pm 5 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}, \quad (2.3.1.1.2-2)$$

$$V_c = 242.6 \pm 2.9 \text{ cm}^3\cdot\text{mol}^{-1}. \quad (2.3.1.1.2-3)$$

$$P_c = 3533 \pm 10 \text{ kPa}. \quad (2.3.1.1.2-4)$$

【R1243zf】

$$T_c = 376.93 \pm 0.02 \text{ K}, \quad (2.3.1.1.2-5)$$

$$\rho_c = 414 \pm 3 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}, \quad (2.3.1.1.2-6)$$

$$V_c = 232.0 \pm 1.7 \text{ cm}^3\cdot\text{mol}^{-1}. \quad (2.3.1.1.2-7)$$

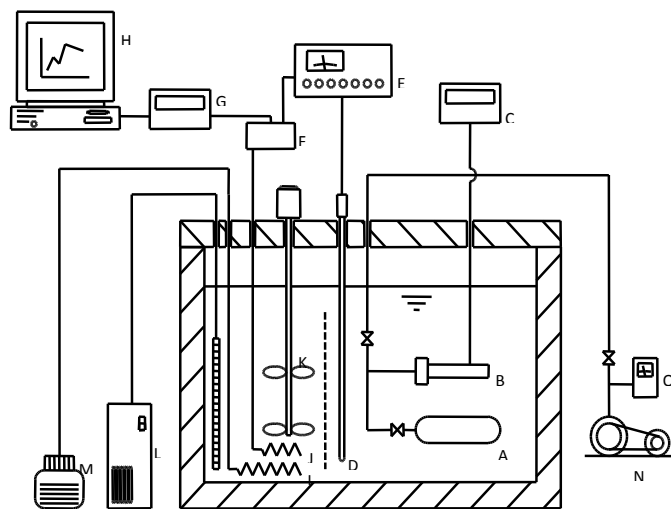
$$P_c = 3517 \pm 3 \text{ kPa}. \quad (2.3.1.1.2-8)$$

(b) 飽和蒸気圧および $P\rho T$ (圧力-密度-温度) 性質の測定

R1234ze(Z) および R1243zf の飽和蒸気圧および $P\rho T$ (圧力-密度-温度) 性質は、等容法に基づいた装置で測定した。実験装置概要図を図 2.3.1.1.2-4 に示す。

配管系を含めた内容積の値を事前に正確に測定した試料圧力容器(A)に、質量を測定した対象物質を充填する。充填質量の値と容器の内容積から流体の密度が算出でき、その時の温度と、その温度に対応する圧力をそれぞれ精密に計測することで $P\rho T$ 性質を測定する。圧力は水晶発振式圧力計(B)で、温度は 25Ω 標準白金抵抗測温体(D)と測温ブリッジ(E)で測定した。密度に関しては、容器内容積と、温度と圧力の変化に対応させた充填質量から、温度・圧力による影響も考慮して算出した。本研究における測定精度は、温度測定に関しては、温度センサの確度や恒温槽内の熱媒体の温度分布のばらつきなどを考慮し、 $\pm 10 \text{ mK}$ 以内と見積もった。圧力測定に関しては、測定時のばらつきだけでなく、圧力センサの振動数を圧力に変換する相関式の信頼性も考慮して、 $\pm 2 \text{ kPa}$ 以内と見積もった。充填質量と内容積から算出する密度に関しては、最大でも $\pm 0.15 \%$ 以内と見積もっている。

本研究で使用した試料は、臨界域における飽和密度測定で使用した試料と同じ、セントラル硝子株式会社製の 99.93 % R1234ze(Z) およびメキシケム UK 製の 99.5% R1243zf である。



(A) 試料圧力容器, (B) 圧力センサ, (C) 圧力計, (D) 標準白金抵抗測温体, (E) 測温ブリッジ, (F) PIDコントローラ, (G) デジタルマルチメータ, (H) コンピュータ, (I) 主ヒータ, (J) サブヒータ, (K) 攪拌機, (L) 冷却器, (M) 電圧変換器, (N) 真空ポンプ, (O) 真空計

図 2.3.1.1.2-4 等容法による $P\rho T$ (圧力-密度-温度) 性質測定装置

本実験において、飽和蒸気圧と $P\rho T$ 性質の実測値が得られた。R1234ze(Z) の飽和蒸気圧に関しては、温度 310 K から 420 K の範囲で、表 2.3.1.1.2-3 に示す 19 点の実測値が得られ、R1243zf に関しては、温度 310 K から 375 K の範囲で、表 2.3.1.1.2-4 に示す 19 点の実測値が得られた。表 2.3.1.1.2-3 および表 2.3.1.1.2-4 のデータの中には、日を改めて同じ温度で測定し、測定の再現性を確認した実測値が含まれている。温度測定の不確かさは ± 0.01 K、圧力測定に不確かさは ± 2 kPa である。得られた実測値および前項で決定した臨界温度の値を用いて、飽和蒸気圧相関式を温度の関数として作成した。

$$\ln P = \ln P_c + (T_c/T)(A\tau + B\tau^{1.5} + C\tau^{2.5} + D\tau^5) \quad (2.3.1.1.2-9)$$

ここで、式(2.3.1.1.2-5)の係数は、R1234ze(Z) に関しては、 $A=-7.6208$ 、 $B=1.5925$ 、 $C=-2.3198$ 、 $D=2.0196$ であり、R1243zf に関しては、 $A=-7.26583$ 、 $B=1.34642$ 、 $C=-11.7799$ 、 $D=19.1288$ である。この式(2.3.1.1.2-5)のフィッティングパラメータとして、臨界圧力が決定でき、R1234ze(Z) に関しては、 $P_c = 3533$ kPa、R1243zf に関しては、 $P_c = 3517$ kPa として決定された。本相関式は、R1234ze(Z) では平均偏差 0.05 %、R1243zf では平均偏差 0.01%で本実測値を再現できている。

表 2.3.1.1.2-3 R1234ze(Z) の飽和蒸気圧実測値

T (K)	P_s (kPa)	T (K)	P_s (kPa)	T (K)	P_s (kPa)	T (K)	P_s (kPa)
310.00	263	345.00	702	375.00	1404	405.00	2540
320.00	357	350.00	795	380.00	1558	410.00	2785
330.00	474	355.00	897	385.00	1728	415.00	3048
335.00	542	360.00	1008	390.00	1907	420.00	3333
340.00	619	370.00	1260	400.00	2313		

表 2.3.1.1.2-4 R1243zf の飽和蒸気圧実測値

T (K)	P_s (kPa)	T (K)	P_s (kPa)	T (K)	P_s (kPa)	T (K)	P_s (kPa)
310.00	815	330.00	1333	350.00	2067	370.00	3080
310.00	815	335.00	1494	355.00	2290	373.00	3263
315.00	927	340.00	1670	360.00	2533	375.00	3390
320.00	1050	345.00	1860	360.00	2532	375.00	3390
325.00	1186	345.00	1860	365.00	2795		

R1234ze(Z) の $P\rho T$ 性質に関しては、温度範囲 310 K から 440 K、密度範囲 45 kg/m^3 から 1002 kg/m^3 、圧力範囲 6 MPa 以下で合計 236 点の実測値を得ることができ、R1243zf の $P\rho T$ 性質に関しては、温度範囲 310 K から 430 K、密度範囲 50 kg/m^3 から 901 kg/m^3 、圧力範囲 7MPa 以下で合計 133 点の実測値を得ることができ。実測値の分布を図 2.3.1.1.2-5 および図 2.3.1.1.2-6 にまとめた。実際にシステム設計や性能評価を行うためには、本実測値に基づいて状態式を作成し、プログラムパッケージ化する必要があるが、それに関しては状態式の開発の項で説明する。

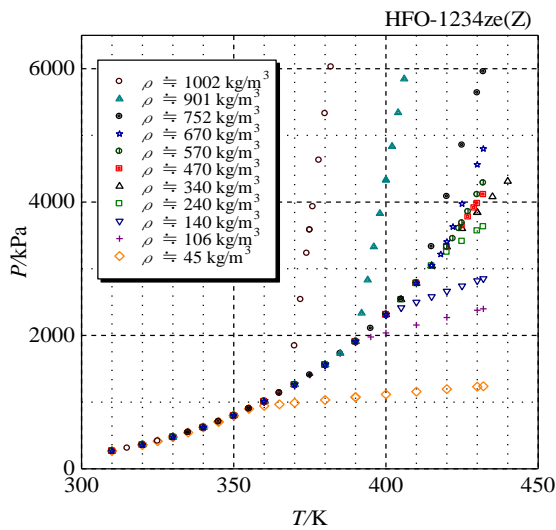


図 2.3.1.1.2-5 R1234ze(Z) の $P\rho T$ 性質実測値の分布

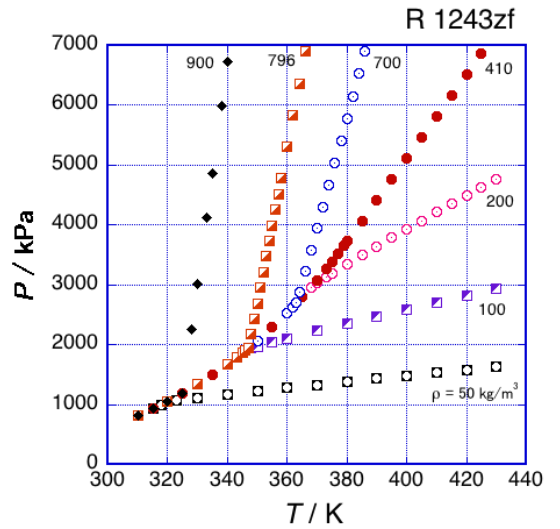


図 2.3.1.1.2-6 R1243zf の $P\rho T$ 性質実測値の分布

(c) 表面張力の測定

図 2.3.1.1.2-7 は表面張力を示差毛管上昇法によって測定するための装置図である。圧力容器中には、内径 $0.4222 \pm 0.0009 \text{ mm}$ と $0.7526 \pm 0.0009 \text{ mm}$ の 2 本のガラス管が設置されており、下端を液冷媒へ浸し、メニスカス上昇高さの差から冷媒の表面張力を算出するものである。

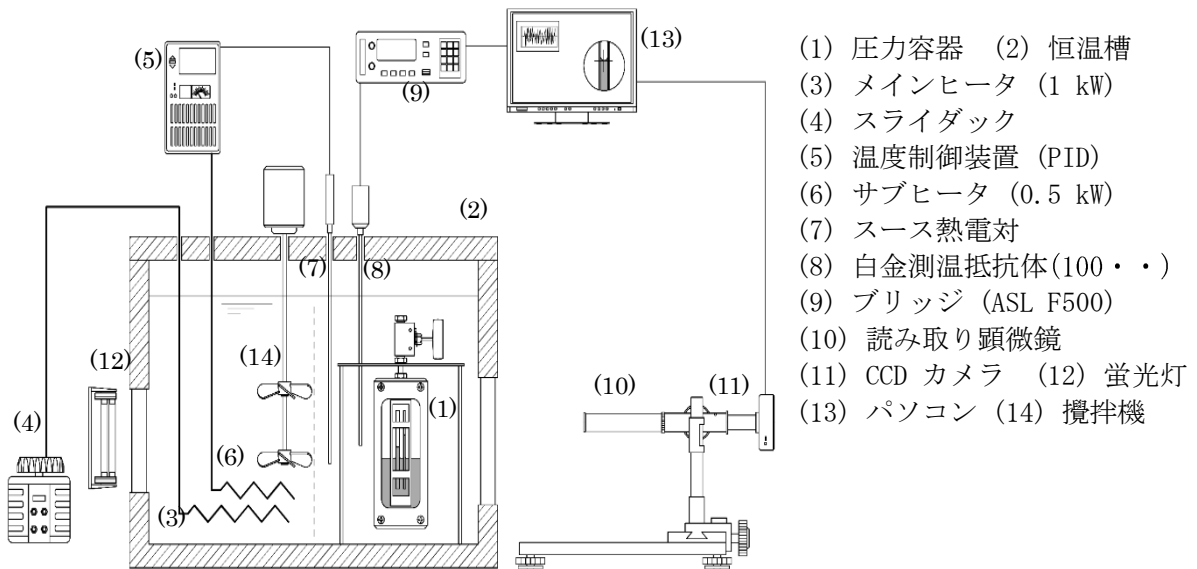


図 2.3.1.1.2-7 示差毛管法による表面張力測定

本実験により R1234ze(Z), R1233zd(E) および R1243zf の表面張力を測定した。これらの表面張力の測定データは、R1233zd(E) に関する 3 点のデータを除けば、いずれの文献等にも公開されておらず、本プロジェクトにより世界に先駆けて測定されたものである。表 2.3.1.1.2-5 はその測定データをまとめたものである。

図 2.3.1.1.2-8 はその測定結果と比較対象である R1234fy, R134a および R245fa の測定結果をまとめたものである。まず、現行冷媒である R134a および R245fa の表面張力を測定し、その測

定結果が他の測定データとよく一致することから測定方法の妥当性が確認された。その後 R1234ze(Z), R1233zd(E)および R1243zf の表面張力を測定し、以下に示すファンデルワールス型の経験式を提案した。

$$\sigma = 0.0533 \left(1 - \frac{T}{376.93} \right)^{1.247} \quad \text{for R1243zf} \quad (2.3.1.1.2-10)$$

$$\sigma = 0.0566 \left(1 - \frac{T}{243.27} \right)^{1.220} \quad \text{for R1234ze(Z)} \quad (2.3.1.1.2-11)$$

$$\sigma = 0.0620 \left(1 - \frac{T}{438.75} \right)^{1.277} \quad \text{for R1233zd(E)} \quad (2.3.1.1.2-12)$$

ここで、 σ および T は表面張力 [N m^{-1}] および温度 [K] である。図中曲線で示すように、これらの式は測定結果と 0.13 mN m^{-1} 以内で一致する。本プロジェクトで得られた表面張力のデータは、沸騰および凝縮熱伝達特性の予測するために非常に有用であり、以上の3式は REFPROP に収録されている。

表 2. 3. 1. 1. 2-5 示差毛管法による表面張力測定結果

	temperature (ITS-90)	liquid density	vapor density	capillary rise height difference	surface tension	
	K	kg m ⁻³	kg m ⁻³	×10 ⁻³ m	×10 ⁻³ N m ⁻¹	
R1243zf	series 1	298.97	975.62	27.55	1.67	7.47
		308.68	945.26	36.12	1.45	6.22
		318.04	913.85	46.50	1.27	5.19
	series 2	303.99	960.18	31.73	1.56	6.84
		273.50	1047.34	12.65	2.18	10.63
		277.58	1036.50	14.45	2.10	10.10
		288.18	1007.24	20.09	1.89	8.80
		322.35	898.55	52.13	1.23	4.89
		332.81	858.60	68.61	0.99	3.70
		343.54	812.06	91.12	0.77	2.62
		352.22	768.10	115.70	0.58	1.78
		R1234ze(Z)	series 1	294.00	1231.44	7.67
310.61	1187.64			13.09	2.06	11.38
319.97	1161.56			17.29	1.90	10.23
330.01	1132.27			22.96	1.71	8.95
339.94	1101.73			30.01	1.58	7.96
350.03	1068.67			38.99	1.37	6.66
273.22	1282.53			3.58	2.70	16.26
277.34	1272.71			4.20	2.59	15.51
series 2	283.24		1258.37	5.24	2.45	14.47
	293.20		1233.48	7.46	2.31	13.35
	303.19		1207.58	10.38	2.16	12.19
	313.05		1180.96	14.09	1.97	10.83
R1233zd(E)	series 1	323.05	1152.75	18.89	1.83	9.78
		299.64	1259.20	7.56	2.42	14.29
		310.54	1232.22	10.75	2.26	12.99
		320.56	1206.51	14.53	2.05	11.54
		330.37	1180.36	19.19	1.90	10.38
		340.23	1152.92	25.01	1.72	9.13
		349.98	1124.41	32.11	1.56	8.05
	series 2	305.58	1244.61	9.19	2.32	13.53
		280.72	1303.97	3.82	2.74	16.78
		301.79	1253.94	8.12	2.40	14.08
		279.26	1307.32	3.61	2.77	17.02

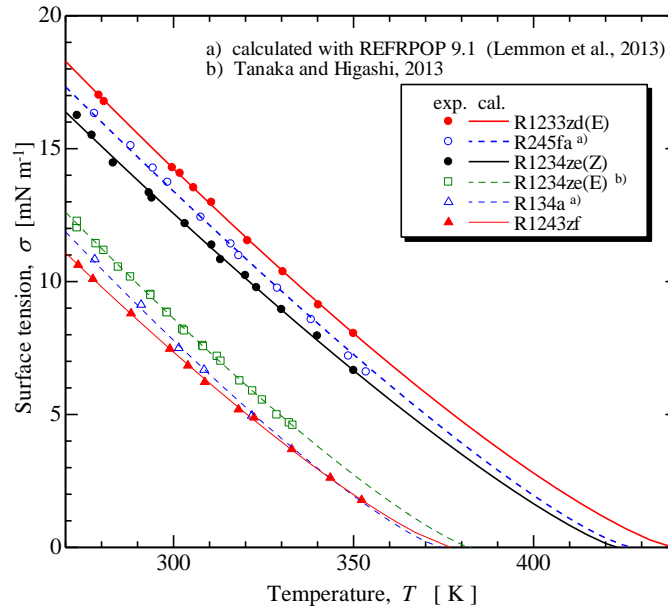


図 2.3.1.1.2-8 低 GWP 冷媒と現行冷媒の表面張力

(d) R1234ze(Z) に対する Helmholtz 型状態方程式の開発

R1234ze(Z) の臨界定数，飽和蒸気圧，飽和密度および PvT 性質の値に基づき，Helmholtz 型状態方程式を開発した．作成にあたっては，他の研究機関から公表されている飽和蒸気圧，気相密度，液相密度および気相音速の実測値も収集し，本研究における測定値と整合している値も使用した．

本研究で開発した状態方程式は次式で表される．

$$\frac{a(T, \rho)}{RT} = \alpha(\tau, \delta) = \alpha^0(\tau, \delta) + \alpha^r(\tau, \delta) \quad (2.3.1.1.2-13)$$

ここで， a はモル Helmholtz エネルギーであり， α は無次元 Helmholtz エネルギーである．また， R は一般気体定数であり，その値は $8.314472 \text{ J}/(\text{mol K})$ である．独立変数の τ および δ は無次元温度および無次元密度であり，次式で計算される．

$$\tau = T_{\text{red}} / T \quad (2.3.1.1.2-14)$$

$$\delta = \rho / \rho_{\text{red}} \quad (2.3.1.1.2-15)$$

ここで， T_{red} および ρ_{red} は温度および密度に対する無次元化パラメーターであり， T_{red} には本研究で決定した臨界温度 423.27K を用いる．また， ρ_{red} は状態方程式の最適化において $470.615 \text{ kg}/\text{m}^3$ と決定した．

式(2.3.1.1.2-13)の α^0 および α^r はそれぞれ α の理想気体部分および残留部分である． α^0 は理想気体の定圧比熱の式から次式より計算する．

$$\alpha^0(\tau, \delta) = \frac{h_0^0 \tau}{RT_c} - \frac{s_0^0}{R} - 1 + \ln \frac{\delta \tau_0}{\delta_0 \tau} - \frac{\tau}{R} \int_{\tau_0}^{\tau} \frac{c_p^0}{\tau^2} d\tau + \frac{1}{R} \int_{\tau_0}^{\tau} \frac{c_p^0}{\tau} d\tau \quad (2.3.1.1.2-16)$$

理想気体の定圧比熱式として，本研究では Joback 法により求めた次式を用いた．

$$\frac{c_p^0}{R} = N_0^0 + N_1^0 T_r + N_2^0 T_r^2 + N_3^0 T_r^3 \quad (2.3.1.1.2-17)$$

ここで， $T_r = T/T_c$ ， $N_0^0 = -1.6994$ ， $N_1^0 = 24.527$ ， $N_2^0 = -9.9249$ ， $N_3^0 = 1.5158$ である．

一方，残留部分は，入力値として与えた実測値を測定不確かさの範囲内で再現できるように非線形最小自乗法で最適化を行い，以下の関数形を得た．

$$\alpha^r(\tau, \delta) = \sum_{i=1}^5 N_i \tau^{t_i} \delta^{d_i} + \sum_{i=6}^{17} N_i \tau^{t_i} \delta^{d_i} \exp(-\delta^{e_i}) \quad (2.3.1.1.2-18)$$

係数および指数は表 2.3.1.1.2-6 に示す．

Helmholtz 型状態方程式は，微分演算のみで全ての熱力学的状態量を導くことができる．例えば，圧力 p ，比エンタルピー h および定積比熱 c_v は式(2.3.1.1.2-13)から以下のように計算され

る。

$$p = \rho RT \left[1 + \delta \left(\frac{\partial \alpha^r}{\partial \delta} \right)_\tau \right] \quad (2.3.1.1.2-19)$$

$$\frac{h}{RT} = \tau \left[\left(\frac{\partial \alpha^0}{\partial \tau} \right)_\delta + \left(\frac{\partial \alpha^r}{\partial \tau} \right)_\delta \right] + \delta \left(\frac{\partial \alpha^r}{\partial \delta} \right)_\tau + 1$$

$$\frac{c_v}{R} = -\tau^2 \left[\left(\frac{\partial^2 \alpha^0}{\partial \tau^2} \right)_\delta + \left(\frac{\partial^2 \alpha^r}{\partial \tau^2} \right)_\delta \right]$$

なお，飽和状態は Maxwell の条件を用いて反復計算により求める。

表 2.3.1.1.2-6 R1234ze(Z) に対する式(2.3.1.1.2-18)の係数および指数

i	N_i	t_i	d_i	e_i
1	$0.77652368 \times 10^{+01}$	0.685	1	-
2	$-0.87025756 \times 10^{+01}$	0.8494	1	-
3	$-0.28352251 \times 10^{+00}$	1.87	1	-
4	$0.14534501 \times 10^{+00}$	2	2	-
5	$0.92092105 \times 10^{-02}$	0.142	5	-
6	$-0.24997382 \times 10^{+00}$	4.2	1	1
7	$0.96674360 \times 10^{-01}$	0.08	3	1
8	$0.24685924 \times 10^{-01}$	0	5	1
9	$-0.13255083 \times 10^{-01}$	1.1	7	1
10	$-0.64231330 \times 10^{-01}$	5.5	1	2
11	$0.36638206 \times 10^{+00}$	6.6	2	2
12	$-0.25548847 \times 10^{+00}$	8.4	2	2
13	$-0.95592361 \times 10^{-01}$	7.2	3	2
14	$0.86271444 \times 10^{-01}$	7.6	4	2
15	$0.15997412 \times 10^{-01}$	8.5	2	3
16	$-0.13127234 \times 10^{-01}$	23	3	3
17	$0.42293990 \times 10^{-02}$	18	5	3

本研究で開発した状態方程式を用いて計算した飽和蒸気圧，密度および気相音速と実測値との比較を図 2.3.1.1.2-9, -10 および-11 に示す．いずれも入力値として与えた実測値は測定不確かさの範囲内で再現されており，状態方程式が良好な再現性を持っていることが確認できる．状態方程式の有効範囲（入力値として与えた実測値が存在する範囲）は，温度が 273 K から 430 K の範囲であり，圧力の上限は 6 MPa である．この範囲における実測値の平均的な再現性は，飽和蒸気圧に対して 0.15%程度，気相密度に対して 0.4%程度，液相密度に対して 0.2%程度，気相音速に対して 0.05%程度と見積もった．

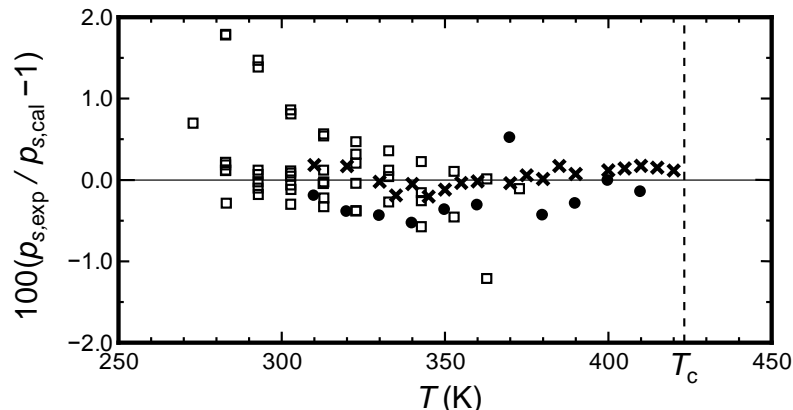


図 2.3.1.1.2-9 状態方程式からの計算値に対する飽和蒸気圧実測値の偏差 (R1234ze(Z)) :
(×) 本研究, (□●) Kayukawa et al.

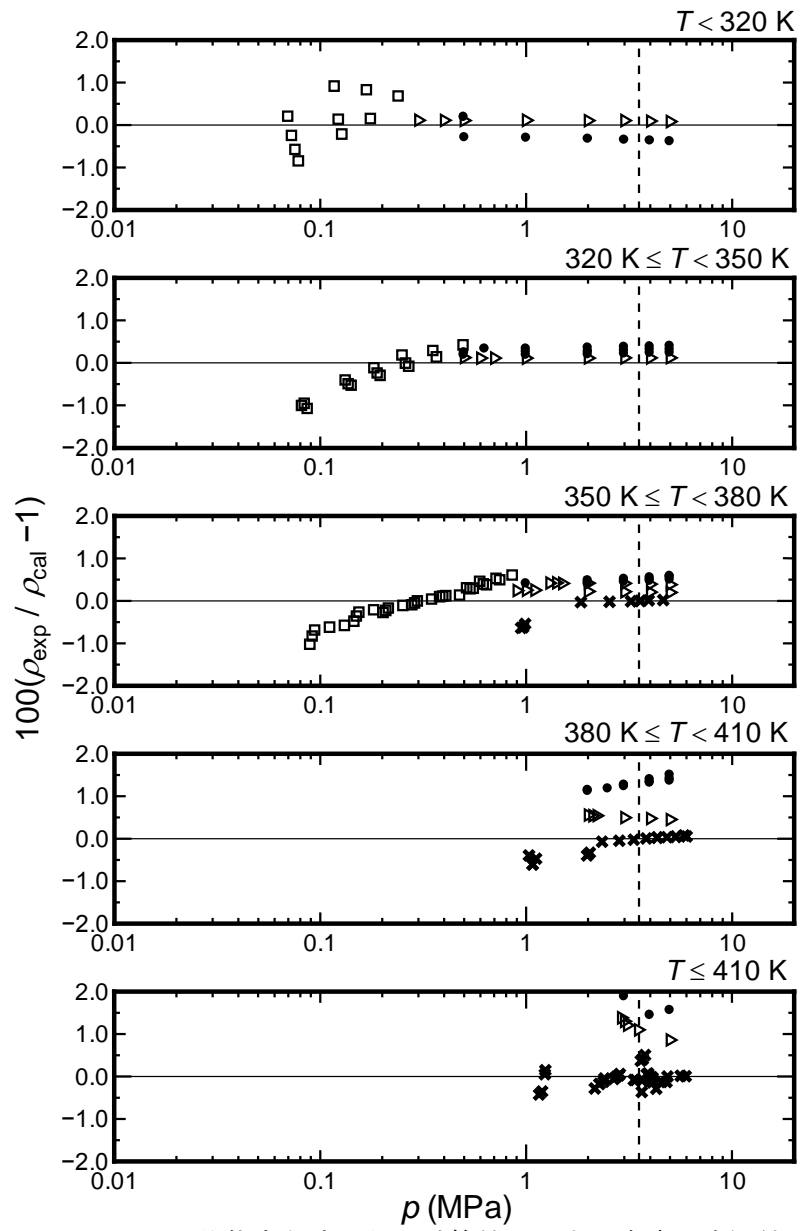


図 2. 3. 1. 1. 2-10 状態方程式からの計算値に対する密度の実測値の偏差：
 (×) 本研究, (□●) Kayukawa et al., (▷) Tanaka

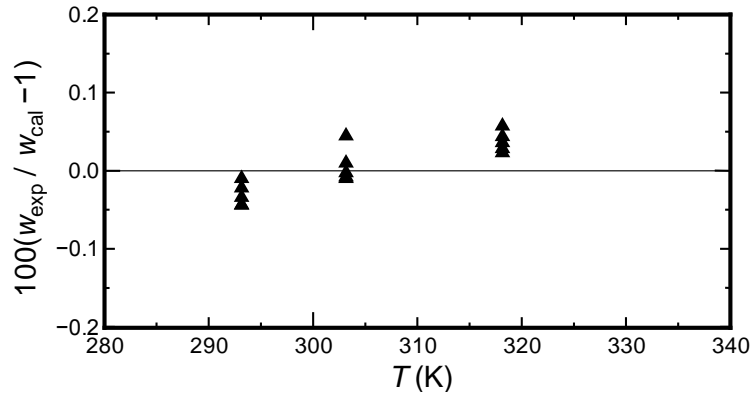


図 2.3.1.1.2-11 状態方程式からの計算値に対する気相音速の実測値の偏差：
(▲) Kayukawa et al.

また、状態方程式が入力値の範囲外でも熱力学的に正しい挙動を示しているかを確認するため、定積比熱、定圧比熱および音速と温度との関係をプロットした結果を図 2.3.1.1.2-12 に示す。これらの図には不自然な勾配や極大値・極小値が現れておらず、広い温度・圧力範囲に渡って状態方程式の熱力学的健全性が保たれていることが確認できる。なお、本研究の成果は文献 (Akasaka et al., 2014) において報告されている。

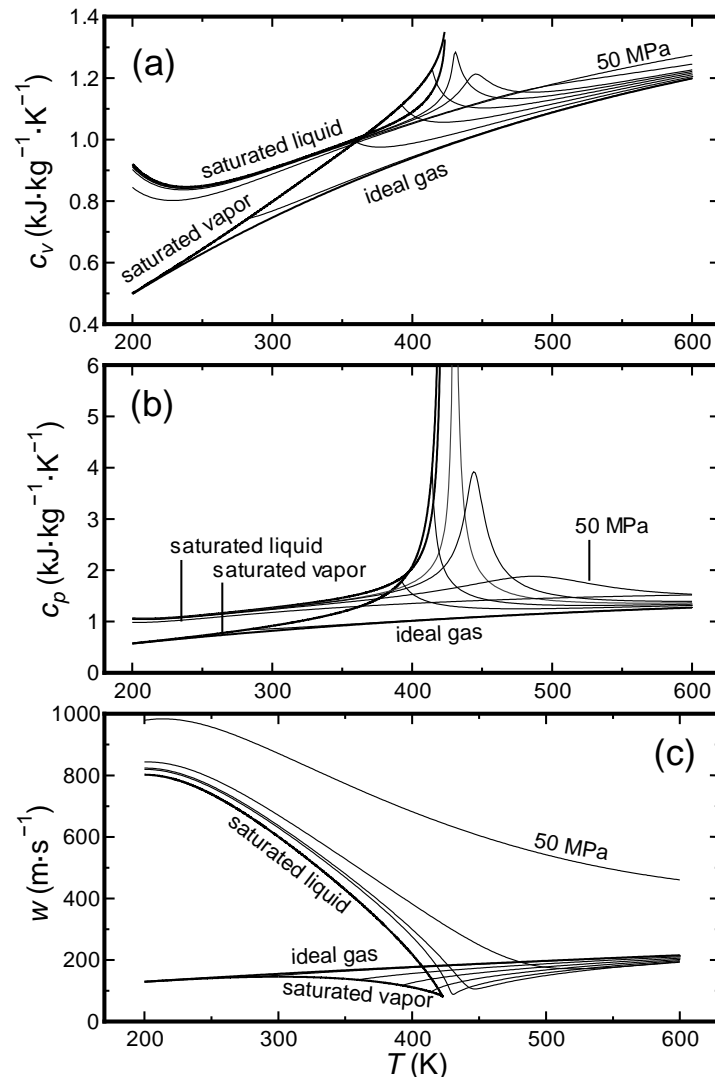


図 2.3.1.1.2-12 状態方程式から計算した温度と定積比熱(a)、定圧比熱(b)および音速(c)との関係

(e) R1243zf に対する Helmholtz 型状態方程式の開発

R1243zf の臨界定数，飽和蒸気圧，飽和密度および pvT 性質の値を用いて Helmholtz 型状態方程式の開発を行った．状態方程式の概略は R1234ze (Z) の項で述べた通りである．温度に対する無次元化パラメータ T_{red} は本研究で測定した臨界温度 376.93 K を用いた．また，密度に対する無次元化パラメータ ρ_{red} は，R1234ze (Z) と同様に状態方程式の最適化の中で調整を行い，最終的に 414.264 kg/m³ と決定した．

理想気体の定圧比熱式は，R1234ze (Z) と同様に Joback 法を用いて推算し，次式を得た．

$$c_p^0 = N_0^0 + N_1^0 T + N_2^0 T^2 + N_3^0 T^3 \quad (2.3.1.1.2-20)$$

ここで c_p^0 (J mol⁻¹ K⁻¹) および T (K) である．また， $N_0^0 = -9.030$, $N_1^0 = 0.4300$, $N_2^0 = -3.833 \times 10^{-4}$ および $N_3^0 = 1.306 \times 10^{-7}$ である．

残留部分の関数形は式 (2.3.1.1.2-18) と同様である．R1243zf に対する係数および指数を表 2.3.1.1.2-7 に示す．

表 2.3.1.1.2-7 R1243zf に対する式 (2.3.1.1.2-18) の係数および指数

i	N_i	t_i	d_i	e_i
1	$0.7778443271 \times 10^{+01}$	0.6754	1	-
2	$-0.8690330704 \times 10^{+01}$	0.835	1	-
3	$-0.2796711221 \times 10^{+00}$	2.72	1	-
4	$0.1454690442 \times 10^{+00}$	2.57	2	-
5	$0.8976776111 \times 10^{-02}$	0.24	5	-
6	$-0.5379340327 \times 10^{-01}$	5.77	1	1
7	$0.7406747105 \times 10^{-01}$	0.642	3	1
8	$0.2278681805 \times 10^{-01}$	0.	5	1
9	$-0.1253992688 \times 10^{-01}$	1.353	7	1
10	$-0.7234529504 \times 10^{-01}$	4.08	1	2
11	$0.3463328155 \times 10^{+00}$	4.17	2	2
12	$-0.2649827224 \times 10^{+00}$	6.02	2	2
13	$-0.9976284113 \times 10^{-01}$	8.4	3	2
14	$0.9606394666 \times 10^{-01}$	8.1	4	2
15	$0.1900375798 \times 10^{-01}$	3.	2	3
16	$-0.1509419097 \times 10^{-01}$	7.	3	3
17	$0.2709528238 \times 10^{-02}$	1.	5	3

本研究で開発した状態方程式を用いて計算した飽和蒸気圧および液相密度と実測値との比較を図 2.3.1.1.2-13 および図 2.3.1.1.2-14 に示す．本研究で測定された気相密度が+1.2%程度の系統偏差を示しているものの，他の実測値は測定不確かさの範囲内で再現されており，状態方程式が良好な再現性を持っていることが確認できる．状態方程式の有効範囲は，温度が 234 K から 376 K の範囲であり，圧力の上限は 35 MPa である．この範囲における実測値の平均的な再現性は，飽和蒸気圧に対して 0.1%程度，気相密度に対して 0.6%程度，液相密度に対して 0.05%程度と見積もった．

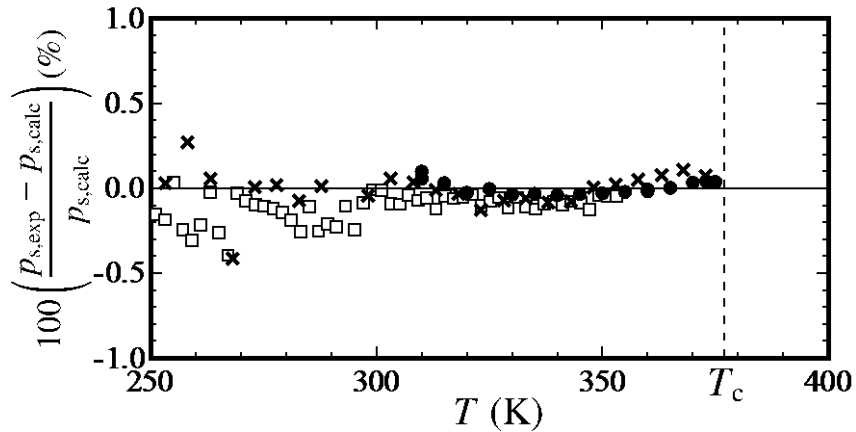


図 2.3.1.1.2-13 状態方程式からの計算値に対する飽和蒸気圧実測値の偏差 (R1243zf) :
 (●) 本研究, (×□) Brown et al.

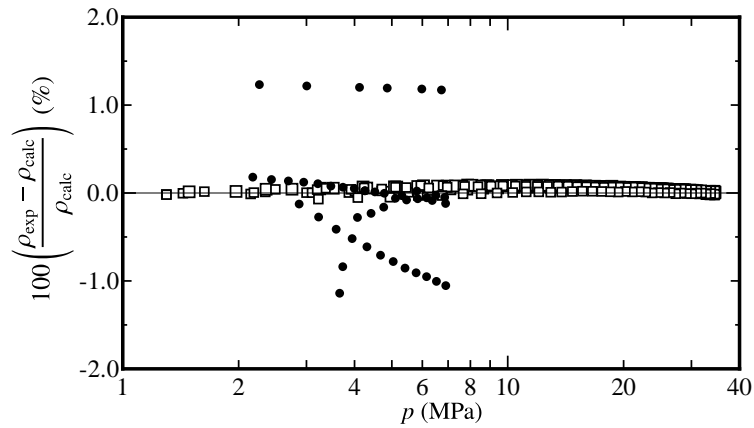


図 2.3.1.1.2-14 状態方程式からの計算値に対する液相密度の実測値の偏差 :
 (●) 本研究, (□) Di Nicola et al.

また、本研究で開発した状態方程式は広い温度・圧力範囲に渡って熱力学的健全性を保っていることが確認されている。図 2.3.1.1.2-15 に定圧比熱と温度との関係を示す。
 なお、本研究の成果は文献 (Akasaka et al., 2016) において報告されている。

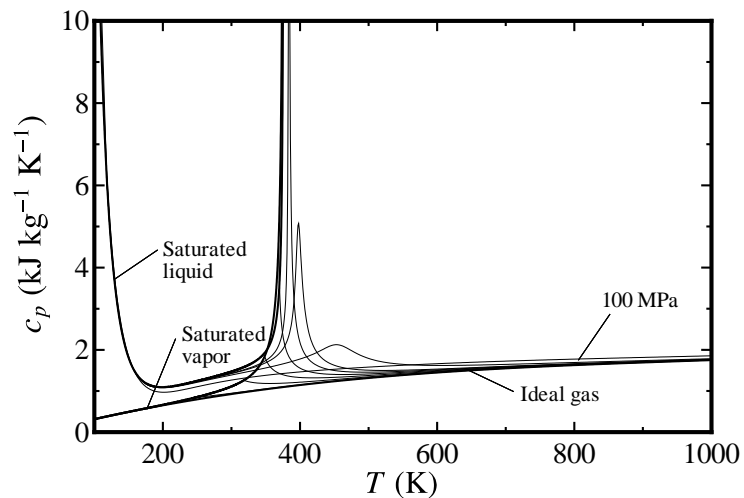


図 2.3.1.1.2-15 状態方程式から計算した温度と定圧比熱との関係

<参考文献>

- Lemmon, E.W., Huber, M.L., McLinden, M.O., 2013. Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties - REFPROP Ver. 9.1. National Institute of Standards and Technology, Boulder, CO, USA.
- Tanaka, K., Higashi, Y., 2013. Surface Tensions of trans-1,3,3,3-Tetrafluoropropene and trans-1,3,3,3-Tetrafluoropropene +Difluoromethane Mixture. J. Chem. Eng. Japan 46, 371-375.
- Mohr, P.J., Taylor, B.N., Newell, D.B., 2006, CODATA recommended values of the fundamental physical constants, Rev. Mod. Phys., vol. 80, no. 2, 633-730.
- Joback, K.G., Reid, R.C., 1987, Estimation of pure-component properties from group-contributions, Chem. Eng. Commun., vol. 57, no. 1-6, 233.
- Kayukawa, Y., Tanaka, K., Kano, Y., Fujita, Y., Akasaka, R., Higashi, Y., 2012, Experimental Evaluation of the fundamental properties for low-GWP refrigerant R1234ze(Z), Proc. Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2012, Kobe, Japan.
- Tanaka, K., 2013, private communication.
- Akasaka, R., Higashi, Y., Miyara, A., Koyama, S., 2014. A fundamental equation of state for cis-1,3,3,3-tetrafluoropropene (R1234ze(Z)), Int. J. Refrig., vol. 44, no. 1, 168-176.
- Brown, J. S., Di Nicola, G., Fedele, L., Bobbo, S., and Zilio, C., 2013. Saturated pressure measurements of 3,3,3-trifluoroprop-1-ene (R1243zf) for reduced temperatures ranging from 0.62 to 0.98. Fluid Phase Equilib., vol. 351, 48-52.
- Di Nicola, G., Brown, J. S., Fedele, L., Securo, M., Bobbo, S. Zilio, C., 2013. Subcooled liquid density measurements and PvT measurements in the vapor phase for 3,3,3-trifluoroprop-1-ene (R1243zf). Int. J. Refrig., vol. 36, no. 8, 2209-2215.
- Akasaka, R., 2016. Recent trends in the development of Helmholtz energy equations of state and their application to 3,3,3-trifluoroprop-1-ene (R1243zf), to be published in Science and Technology for the Built Environment.

2.3.1.1.3 R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の輸送的性質の測定

(a) 熱伝導率の測定

<測定装置および測定方法>

本実験では、非定常細線法に基づいた測定を行った。この方法は、試験液体中に鉛直に張った金属細線をステップ関数状に通電加熱し、細線の発熱量とその温度変化から試験液体の熱伝導率を測定するものである。無限に長い半径 a の細線が均質な流対中に設置され、ステップ関数状に加熱された場合、流体の対流が発生しないとすれば、その温度変化は次式で表される。

$$\Delta T = T - T_0 = \frac{q}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\kappa t}{a^2}\right) - \gamma + \frac{a^2}{2\kappa t} - \frac{\beta-1}{\beta} \cdot \frac{a^2}{2\kappa t} \left\{ \ln\left(\frac{4\kappa t}{a^2}\right) - \gamma \right\} + \dots \right] \quad (2.3.1.1.3-1)$$

ここで、 ΔT は細線の温度変化、 q は単位長さあたりの発熱量、 λ は流体の熱伝導率、 κ は熱拡散率、 t は時間、 a は細線の半径、 γ ($=0.5772157\dots$) は Euler 定数、 β ($=(c\rho)_m/(c\rho)_h$) は流体と細線の熱容量比である。物性値が一定で $a^2/(4\kappa t)$ が小さく、一様加熱であると仮定すれば、

$$\Delta T = -\frac{q}{4\pi\lambda} \left\{ \ln\left(\frac{4\kappa t}{a^2}\right) - \gamma \right\} \quad (2.3.1.1.3-2)$$

となり、 $\ln(t)$ で微分すると次式が得られる。

$$\lambda = \frac{q/4\pi}{d\Delta T/d\ln t} \quad (2.3.1.1.3-3)$$

この式が熱伝導率を求める基礎式であり、単位長さあたりの加熱量 q および細線の温度応答、すなわち $d\Delta T/d\ln(t)$ を測定することで、熱伝導率を求めることができる。

図 2.3.1.1.3-1 に熱伝導率測定装置の概要を示す。装置は、試験液体を封入する圧力容器、恒温槽、試験液体中に設置した白金細線、白金細線に電流を流す直流安定化電源、白金細線の温度応答を測定するブリッジ回路で校正されている。本装置では上述の仮定を満足させるために直径 $15\ \mu\text{m}$ の白金細線を用い、接続部の影響を打ち消すために長短 2 本の白金細線を取り付けた。

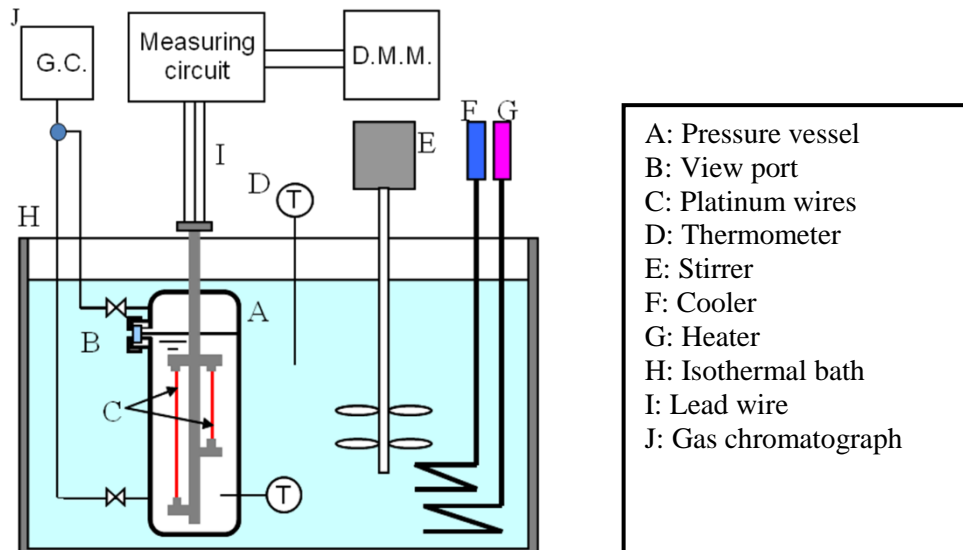
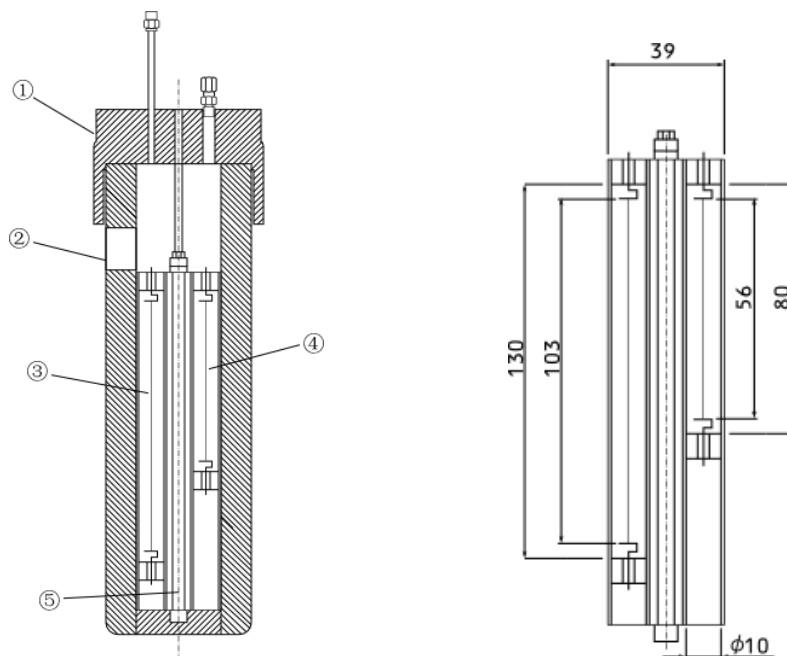


図 2.3.1.1.3-1 熱伝導率測定装置

圧力容器内および圧力容器内に設置する測定セルの詳細を図 2.3.1.1.3-2 に示す。圧力容器は SUS304 製で耐圧は $10\ \text{MPa}$ である。また、液面を確認するためにサイトグラスが取り付けられている。測定セルは、容器内の温度を均一に保つために銅で作製した。白金細線は、白金性のフック型支持具にスポット溶接で接続した。



(a) 圧力容器および測定セルの設置

(b) 測定セル

図 2.3.1.1.3-2 圧力容器および測定セル

図 2.3.1.1.3-3 に電圧測定回路を示す。圧力容器内には長短 2 本 (図中の R_L , R_S) が取り付けられており、 $100\ \Omega$ の固定抵抗 (横河電機 (株) 製: 2792A06, 図中の R_1 , R_2) および $0\text{--}100\ \Omega$ の可変抵抗 (アルファ・エレクトロニクス (株) 製: ADR-6104M, 図中の R_3 , R_4) を用いてホイートス

トブリッジ回路を構成している。赤色の破線で囲まれた部分は圧力容器内に、その他の部分は容器外に設置されている。

測定に際して、直流安定化電源の電流を安定させるため、白金細線に電流を流す前に抵抗 R_D (横河電機(株)製 2.3.1.1-792A06) に電流を流しておき、測定開始時にブリッジ回路への切り替えを行う。抵抗 R_D からブリッジ回路への切り替え部にはチャタリングを防止するために水銀リレー (沖田製作所製 MTP-102N) を使用した。

抵抗 R_3 および抵抗 R_4 は、ブリッジ回路のバランスをとるための可変抵抗器であり、測定前にブリッジ回路内のバランスをとり、デジタルマルチメーター (図中の D.M.M.) で測定される出力電圧 (非平衡電位差) が 0 V になるように調整した。ブリッジ回路に電流を流すと白金細線の温度上昇によって長短それぞれの白金細線の抵抗が増加する。それによりブリッジ回路の平衡がくずれて非平衡電位差が生じる。この非平衡電位差の時間変化をデジタルマルチメーターで測定し、電位差の時間変化から熱伝導率を算出する。

非定常細線法での測定において、供試液体が極性物質の場合、イオンによる影響で電気伝導性が表れて測定に影響すること、またその影響を除去するために測定セルに分極電圧をかけることの効果は報告されている。本測定においても R1234ze(Z) が極性を持っているので、図 2.3.1.1.3-3 中の Polarization Voltage と記載した位置で供給電源に分極電圧を印加した。

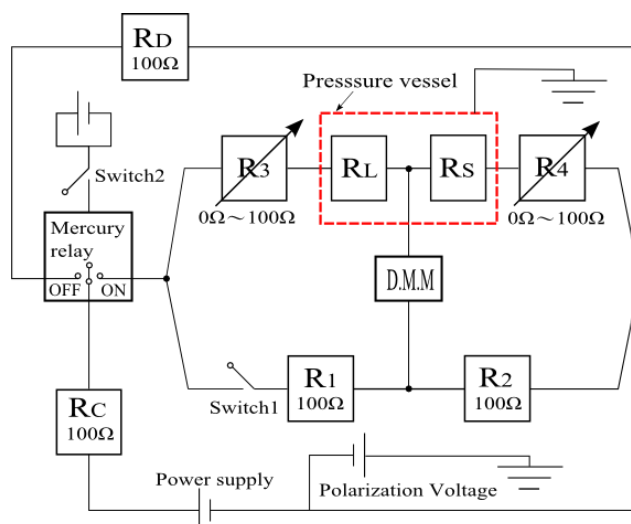


図 2.3.1.1.3-3 熱伝導率測定装置の測定回路

白金細線の抵抗は以下のように求めた。白金細線の抵抗 R と温度 T の関係は次式により表せるものとし、検定により定数 a , b , c を求める。

$$R = a + b \cdot (T - 273.15) + c \cdot (T - 273.15)^2 \quad (2.3.1.1.3-4)$$

検定では、圧力容器を恒温槽に入れて、10 °C から 80 °C まで 10 °C 毎に定常状態に保ったのちに長短それぞれの細線の抵抗を測定した。また、配線の接続部等の抵抗を考慮して検定には長い細線の抵抗値から短い細線の抵抗値を引いたものを基準として表 2.3.1.1.3-1 に示すように係数を算出した。

表 2.3.1.1.3-1 白金線検定結果

	a	b	c
long-short	36.65867	0.140881	-0.0000212
long	70.58683	0.271267	-0.0000407
short	33.92816	0.130387	-0.0000196

白金細線の単位長さあたりの発熱量 q が時間に対して一定であるとすれば、ジュールの法則より

$$q = \frac{R_{l+s} I^2}{l_{l+s}} = \frac{R_{l+s}}{l_{l+s}} \left(\frac{V_b}{(R_3 + R_l) + (R_4 + R_s)} \right)^2 \approx \frac{R_{l+s,0}}{l_{l+s}} \left(\frac{V_b}{(R_3 + R_{l,0}) + (R_4 + R_{s,0})} \right)^2 \quad (2.3.1.1.3-5)$$

ここで R_l , R_s はそれぞれ測定中の細線の抵抗値, $R_{l,0}$ および $R_{s,0}$ は測定開始前の細線の抵抗値であり, R_3 および R_4 は可変抵抗の抵抗値, V_b は測定回路への印加電圧, l_{l+s} は 2 本の細線の長さの合計値である. ここでブリッジの非平衡電位差 E は次式で表される.

$$E = V_b \left(\frac{R_3 + R_l}{(R_3 + R_l) + (R_4 + R_s)} - \frac{R_l}{R_l + R_2} \right) \quad (2.3.1.1.3-6)$$

R_3 および R_4 は測定回路内の固定抵抗である. 式(2.3.1.1.3-6)を温度で微分すると

$$\begin{aligned} \frac{dE}{dT} &= V_b \frac{d}{dT} \left(\frac{R_3 + R_l}{(R_3 + R_l) + (R_4 + R_s)} \right) \\ &= \frac{V_b}{(R_3 + R_l) + (R_4 + R_s)} \left(\frac{dR_l}{dT} - \left(\frac{dR_l}{dT} + \frac{dR_s}{dT} \right) \frac{R_3 + R_l}{(R_3 + R_l) + (R_4 + R_s)} \right) \end{aligned} \quad (2.3.1.1.3-7)$$

となる. また,

$$\frac{dE}{d \ln t} = \frac{dE}{dT} \frac{dT}{d \ln t} \quad (2.3.1.1.3-8)$$

の関係を用いて, 式(2.3.1.1.3-3)を書き換えると次のようになる.

$$\lambda = \frac{q}{4\pi} \cdot \frac{dE}{dT} \bigg/ \frac{dE}{d \ln t} \quad (2.3.1.1.3-9)$$

ここで, 式(2.3.1.1.3-9)に式(2.3.1.1.3-5)および式(2.3.1.1.3-7)を代入すると, 測定結果から熱伝導率を計算する式が次のように求まる.

$$\begin{aligned} \lambda &= \frac{q}{4\pi} \cdot \frac{dE}{dT} \bigg/ \frac{dE}{d \ln t} \\ &= \frac{R_{l+s,0}}{4\pi l_{l+s}} \left(\frac{V_b}{R_3 + R_{l,0} + R_4 + R_{s,0}} \right)^2 \frac{V_b}{R_3 + R_l + R_4 + R_s} \\ &\quad \left(\frac{dR_l}{dT} - \left(\frac{dR_l}{dT} + \frac{dR_s}{dT} \right) \frac{R_3 + R_l}{R_3 + R_l + R_4 + R_s} \right) \bigg/ \frac{dE}{d \ln t} \end{aligned} \quad (2.3.1.1.3-10)$$

<測定結果>

図 2.3.1.1.3-4 に R1234ze(Z) の熱伝導率および関連する純冷媒 R32, R1234ze(E), R1234yf の熱伝導率について本装置での測定結果を示す. いずれも飽和液の条件での測定結果である. なお, 純冷媒 R32, R1234ze(E), R1234yf については, 過去の研究により測定結果が報告され, それに基づいて物性値計算ソフト REFPROP ver. 9.0 の式も決定されているので, REFPROP ver. 9.0 による計算結果も直線, 破線, および一点鎖線で示した. 表 2.3.1.1.3-2 には R1234ze(Z) の熱伝導率の測定値を示す.

いずれの冷媒においても温度の上昇とともに熱伝導率が低下しており, R1234ze(Z) の熱伝導率は, 本実験の温度範囲 10~70°C (283~343 K) で 94~74 mW/(m·K) の値をとる. この値は R32 と比較して約 26%低い値であるが, 他のオレフィン系冷媒 R1234ze(E), R1234yf より高い.

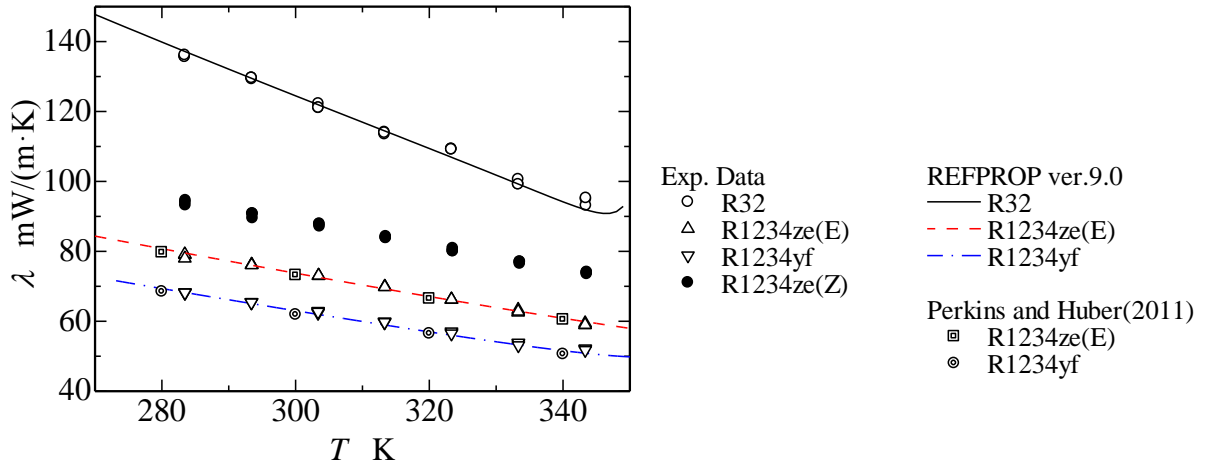


図 2.3.1.1.3-4 R1234ze(Z)の熱伝導率および関連する純冷媒の熱伝導率の測定結果

表 2.3.1.1.3-2 R1234ze(Z)の熱伝導率の測定値

T [K]	λ [mW/(m·K)]	T [K]	λ [mW/(m·K)]
283.15	94.05	323.15	80.87
283.15	93.18	323.15	80.12
283.15	94.57	323.15	80.10
293.15	89.49	333.15	77.03
293.15	90.81	333.15	76.49
293.15	90.71	333.15	76.95
303.15	87.72	343.15	73.53
303.15	87.14	343.15	74.05
303.15	87.88	343.15	73.91
313.15	83.79		
313.15	84.27		
313.15	83.89		

また、九州大学で取得された伝熱データ整理の補足のため、冷媒 R1233zd(E) の飽和液熱伝導率の測定も実施した。測定結果を図 2.3.1.1.3-5 に示す。比較のため、同条件における R1234ze(Z) の熱伝導率データも示している。図中青および黒プロットはそれぞれ R1234ze(Z) および R1233zd(E) の熱伝導率データを示しており、青および黒実線は REFPROP Ver. 9.1 による計算値である。また、黒破線は得られた実験データから作成した簡易相関式である。図より、R1233ze(E) の熱伝導率は、R1234ze(Z) の熱伝導率より 15%程度小さいことがわかる。また、R1233zd(E) の REFPROP 計算値は、実験データより平均で 5%程度小さいことが確認でき、計算モデルのパラメータの修正が必要であると考えられる。

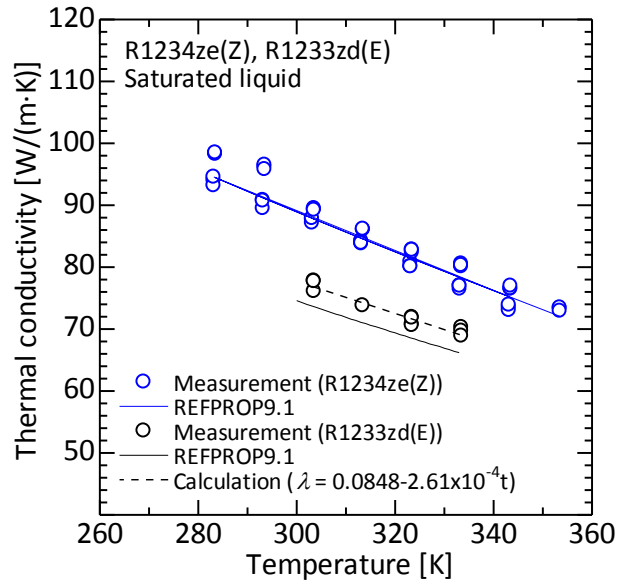


図 2.3.1.1.3-5 R1233zd(E) の熱伝導率

(b) 粘度の測定

<測定装置および測定方法>

本実験では、毛細管法を用いて粘度の測定を行った。この方法では、毛細管内に試験流体を層流状態で流してハーゲン・ポアズイユの法則に基づいて粘度を求める。ハーゲン・ポアズイユの法則を用いると粘度 η は次式で与えられる。

$$\eta = \frac{R^2}{8u_B} \left(-\frac{dP}{dx} \right) = \frac{R^4}{8Q} \left(-\frac{dP}{dx} \right) \quad (2.3.1.1.3-11)$$

ここで、 R は毛細管の半径、 Q は毛細管内を流れる流体の体積流量、 dP/dx は圧力勾配、 π は円周率である。なお、実際の測定においては毛細管の出入口で発生する損失があるので、一般にはそれらを考慮して粘度が求められる。管長 L の毛細管を用いて入口および出口の圧力 P_1 および P_2 を測定した場合、毛細管の出入口における運動エネルギー補正および管端補正を加えた次式で粘度を計算する

$$\eta = \frac{\pi R^4 (P_1 - P_2)}{8(L + nR)Q} - \frac{m\rho Q}{8\pi(L + nR)} \quad (2.3.1.1.3-12)$$

ここで、 ρ は流体の密度、 m は運動エネルギー補正係数、 n は管端補正係数、 π は円周率である。 m および n の値は実験により定める必要があるが、本実験では長短 2 本の毛細管を用いることで出入口の損失を消去して粘度を求めた。

図 2.3.1.1.3-6 に粘度測定装置の概要を示す。装置は、2 本の毛細管、毛細管を設置する測定容器、圧力容器、流量計、2 台の恒温槽で構成されている。測定容器は恒温槽に設置されており、目的の温度を安定に保つことができる。圧力容器には気液二相状態で試験流体が封入されており、試験容器より高温にすることで圧力を高め、一定の圧力で試験容器に流体を供給できる。

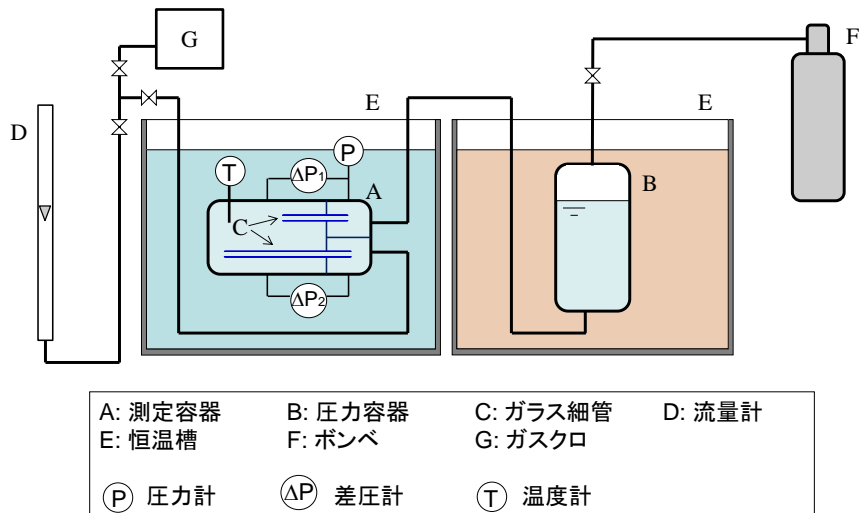


図 2.3.1.1.3-6 粘度測定装置

長短 2 本の毛細管の長さとして、 L_{long} , L_{short} , ΔP_{short} , ΔP_{short} とすると、圧力降下は図 2.3.1.1.3-7 のように表され、長さの差と圧力降下の差から求まる圧力勾配が毛細管内の圧力損失と等しくなる。

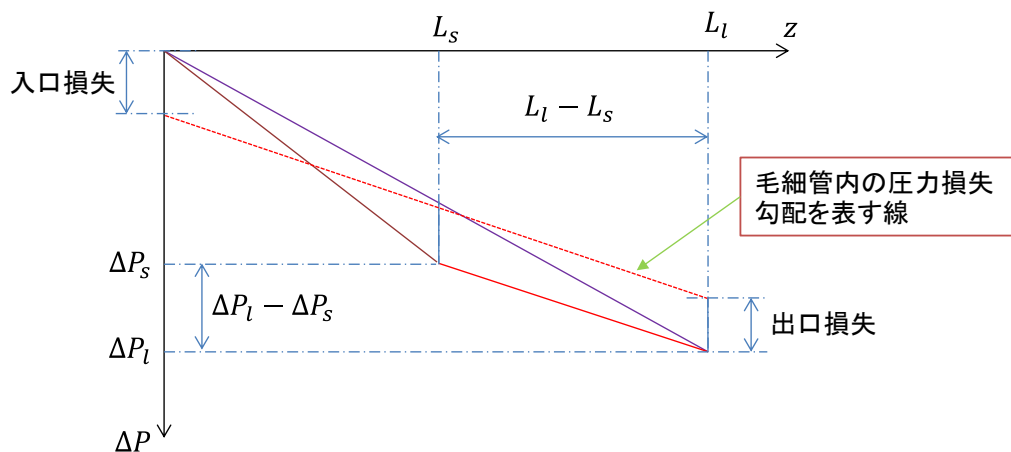


図 2.3.1.1.3-7 毛細管内の圧力降下

したがって、図 2.3.1.1.3-7 に示した関係から、粘度を次式で求めることができる。

$$\eta = \frac{\pi R^4}{8Q} \left(\frac{\Delta P_l - \Delta P_s}{L_l - L_s} \right) \quad (2.3.1.1.3-13)$$

<測定結果>

図 2.3.1.1.3-8 に R1234ze(Z) の粘度および関連する純冷媒 R32, R1234ze(E) の粘度について本装置での測定結果を示す。測定範囲は、10~60 °C (283~333 K) であり、いずれもそれぞれの冷媒の 70 °C の飽和圧力の条件での測定結果である。図中には REFPROP ver. 9.0 による R32 の粘度の計算結果も示している。この計算値は粘度の実測値に基づいて計算されているものであり、本測定値が REFPROP ver. 9.0 の計算値と一致することは、本測定法の信頼性を示している。

いずれの冷媒も温度の上昇とともに粘度が低下しており、R1234ze(Z) の粘度は、本実験の温度範囲 10~60 °C (283~363 K) で 353~201 $\mu\text{Pa}\cdot\text{s}$ の値をとる。この値は R32 より約 150%, R1234ze(E) より約 50%高い値である。

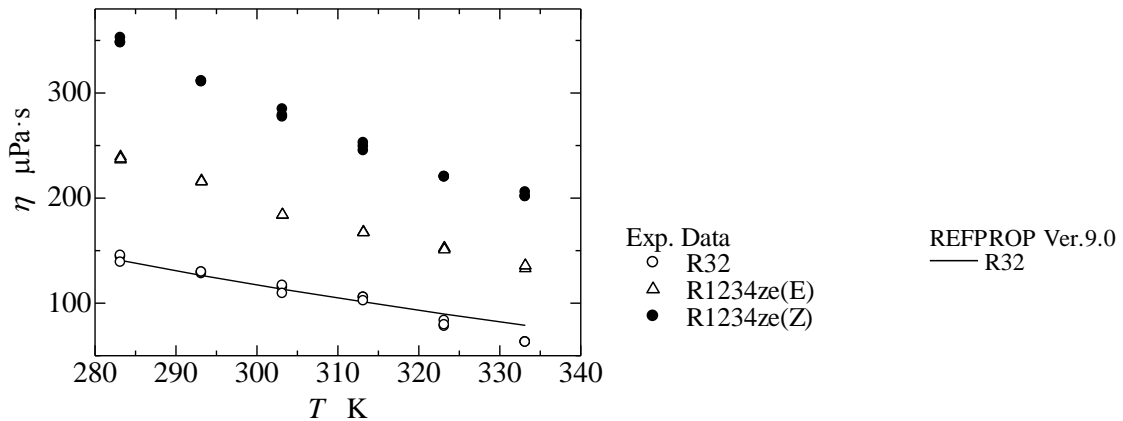


図 2.3.1.1.3-8 R1234ze(Z)の粘度および関連する純冷媒の粘度の測定結果

また、熱伝導率と同様に、九州大学で取得された伝熱データ整理の補足のため、冷媒 R1233zd(E) の圧縮液および過熱蒸気粘度の測定も実施した。測定結果を図 2.3.1.1.3-9 に示す。比較のため、同条件における R1234ze(Z) のデータも示している。図中青および黒プロットはそれぞれ R1234ze(Z) および R1233zd(E) の測定値を示しており、青および黒実線は REFPROP Ver. 9.1 による計算値である。図より、R1233ze(E) の粘度は、R1234ze(Z) の熱伝導率より圧縮液で 30%程度高く、過熱蒸気でほぼ同等かわずかに低いことが確認できる。また、R1233zd(E) の REFPROP 計算値は、圧縮液、過熱蒸気いずれの場合においても、実験データを精度よく再現していることが確認できる。

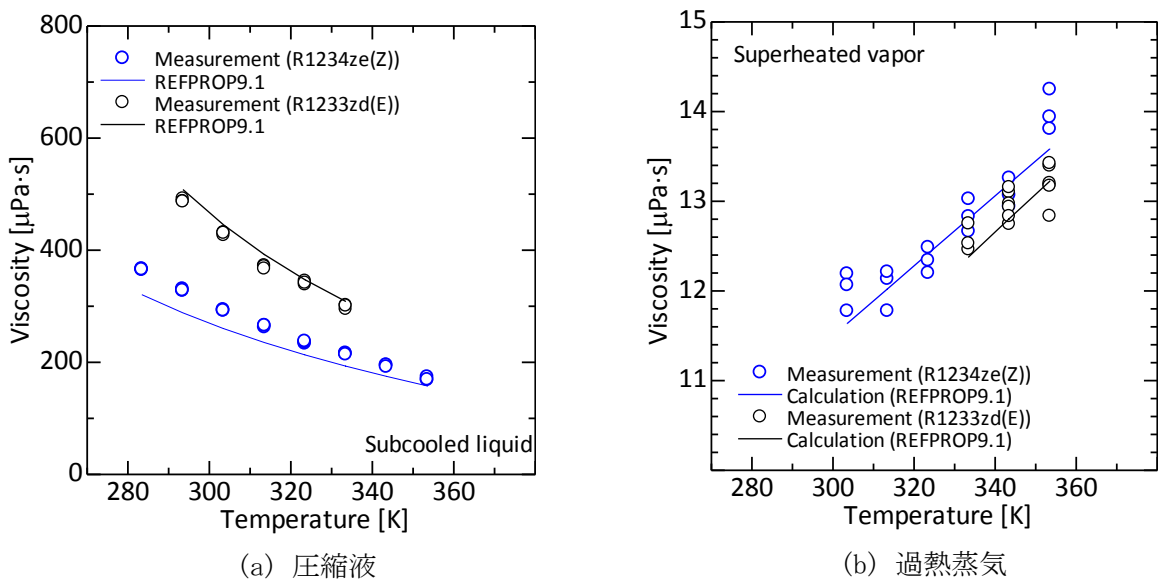


図 2.3.1.1.3-9 R1233zd(E) の粘度

(c) 熱伝導率・粘度の予測計算モデル

本研究では、熱伝導率および粘度の予測計算式に拡張対応状態モデル (Extended Corresponding State (ECS) model) を用いる。ECS モデルとは、対象流体の物性値を、基準物質の物性の関数として計算するものである。以下に粘度および熱伝導率それぞれに関する ECS モデルの概要を示す。

<粘度>

対象流体の粘度 η は、以下のような式で整理できる。

$$\begin{aligned} \eta(T, \rho) &= \eta^*(T) + \Delta\eta(T, \rho) \\ &= \eta^*(T) + \Delta\eta_0(T_0, \rho_0) F_\eta(T, \rho) \end{aligned} \quad (2.3.1.1.3-14)$$

ここに、 $\eta^*(T)$ は、希薄気体(密度 $\rho \rightarrow 0$ の極限)における値であり、Chapman-Enskog 理論により以下の関係式が提案されている。

$$\eta^*(T) = \frac{5}{16} \sqrt{\frac{Mk_B T}{\pi N_A}} \frac{1}{\sigma^2 \Omega^{(2,2)}(T^*)} \quad (2.3.1.1.3-15)$$

ここに、 M はモル質量 kg/mol, k_B はボルツマン定数 J/K, N_A はアボガドロ数 1/mol, σ は剛体球直径 m である。 Ω は衝突積分であり、Newfeld らにより、無次元温度 $T^* = k_B T / \epsilon$ の関数として与えられている。また、式(2.3.2.1.3-14)の下付き添え字 0 は、基準物質における値を示しており、基準物質の温度 T_0 および密度 ρ_0 は、対象流体の温度 T および ρ と以下のように対応している。

$$T_0 = \frac{T}{f}, \quad \rho_0 = \rho h \quad (2.3.1.1.3-16)$$

$$f = \frac{T_C}{T_{C,0}} \theta, \quad h = \frac{\rho_{C,0}}{\rho_C} \phi \quad (2.3.1.1.3-17)$$

ここに、関数 θ および ϕ は形状因子と呼ばれ、対象流体の残留項 $\Delta \eta$ を基準流体の残留項モデル $\Delta \eta_0$ で対応させるためのものであり、通常、 T, ρ もしくは T のみの関数で表される。Huber らは、式(2.3.1.1.3-16)の ρ_0 に換算密度 $\rho_r (= \rho / \rho_C)$ の多項式 $\beta(\rho_r)$ を導入し、式(2.3.1.1.3-16)を $\rho_0 = \rho h \beta(\rho_r)$ とすることで再現性を高めており、本研究でもそれを踏襲する。したがって、粘性係数の相関式において決定すべきパラメータは、関数 θ, ϕ および β であり、実験データのフィッティングにより決定する。

また、式(2.3.1.1.3-14)中の関数 $F_\eta(T, \rho)$ は、関数 f および h と以下の関係がある。

$$F_\eta = f^{1/2} h^{-2/3} \left(\frac{M}{M_0} \right)^{1/2} \quad (2.3.1.1.3-18)$$

<熱伝導率>

Huber らによると、流体の熱伝導率は、分子同士の衝突によるエネルギー輸送分 $\lambda^{\text{trans}}(T, \rho)$ および分子自身の運動によるエネルギー輸送分 $\lambda^{\text{int}}(T)$ の和として、以下のように表される。

$$\lambda(T, \rho) = \lambda^{\text{int}}(T) + \lambda^{\text{trans}}(T, \rho) \quad (2.3.1.1.3-19)$$

$\lambda^{\text{int}}(T)$ は以下のように表される。

$$\lambda^{\text{int}}(T) = \frac{f_{\text{int}} \eta^*}{M} \left(C_p^* - \frac{5}{2} R \right) \quad (2.3.1.1.3-20)$$

$$f_{\text{int}} = a_0 + a_1 T \quad (2.3.1.1.3-21)$$

ここに、 C_p^* および R は理想気体の定圧比熱 J/(mol·K) および気体定数 (=8.314472 J/(mol·K)) であり、 η^* は式(2.3.1.1.3-15) から得られる希薄気体の粘度である。

また、 $\lambda^{\text{trans}}(T, \rho)$ は、希薄気体(密度 $\rho \rightarrow 0$ の極限)の熱伝導率 $\lambda^*(T)$ 、臨界増大項 $\lambda^{\text{crit}}(T, \rho)$ および残余項 $\lambda^r(T, \rho)$ を用いて以下のように表される。

$$\lambda^{\text{trans}}(T, \rho) = \lambda^*(T) + \lambda^r(T, \rho) + \lambda^{\text{crit}}(T, \rho) \quad (2.3.1.1.3-22)$$

粘度の場合と同様に、基準物質における値(下付き添え字 0)を用いると、残余項は以下のようになる。

$$\lambda^r(T, \rho) = \lambda^r_0(T_0, \rho_0) F_\lambda(T, \rho) \quad (2.3.1.1.3-23)$$

$$F_{\lambda}(T, \rho) = f^{1/2} h^{-2/3} \left(\frac{M_0}{M} \right)^{1/2} \quad (2.3.1.1.3-24)$$

ここに、関数 f および h の定義は、式(2.3.2.1.3-17) と同一である。粘度の場合と同様に、実験データのフィッティングにより関数 f および h を求める。

<ECS モデル検討>

図 2.3.1.1.3-10 および図 2.3.1.1.3-11 に R1234ze(Z) の熱伝導率および粘度の測定結果と ECS モデルによる計算結果を示す。両図ともに左は実験値との比較を示しており、右は実験値との偏差を示している。両図より、ECS モデルによる計算結果は、REFPROP Ver. 9.1 による計算結果より高精度で実験値を精度よく再現していることが確認できる。

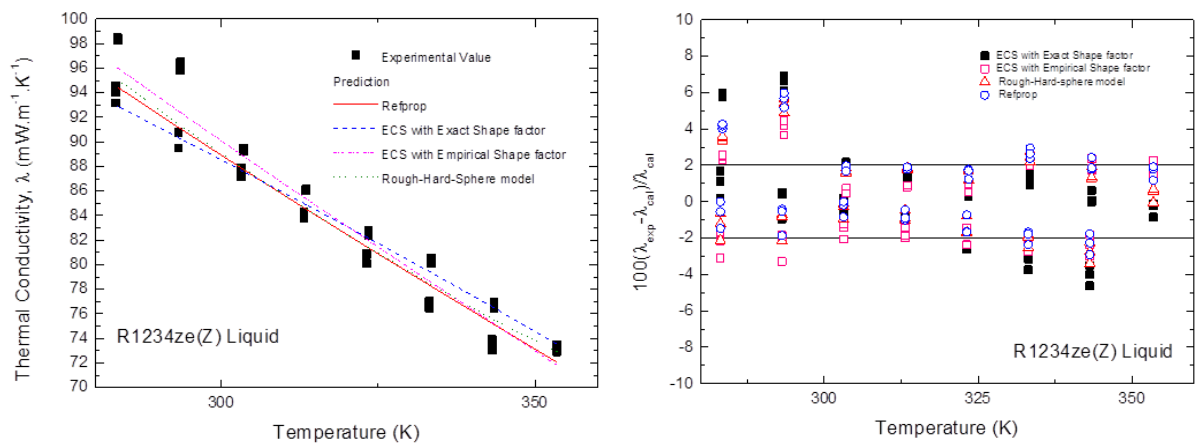


図 2.3.1.1.3-10 ECS モデル計算結果 (熱伝導率)

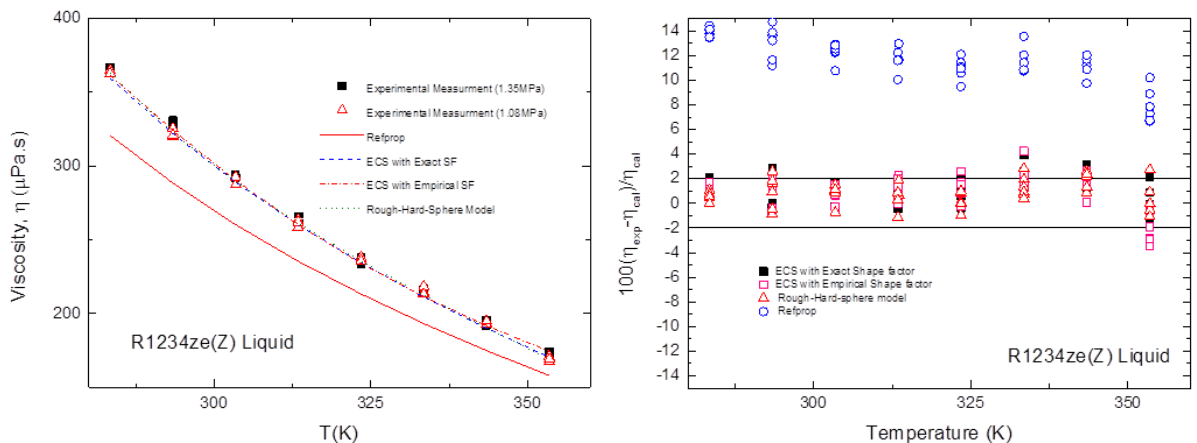


図 2.3.1.1.3-11 ECS モデル計算結果 (粘度)

<参考文献>

Carslaw, H.S., Jaeger, J.C., 1959, Conduction of heat in solids 2nd ed., 345 (Oxford Univ. Press, London).
 Wakeham, W.A., Nagashima, A., Sengers, J.V., 1991, Measurement of the transport properties of fluids, Blackwell Scientific Publications.
 Perkins, R.A., Laesecke, A., Nieto de Castro, C.A., 1992, Polarized transient hot wire thermal conductivity measurements, Fluid Phase Equilibria, vol.80, 2752. 3. 2. 1-86.
 宮良明男, 福田遼太, 椿耕太郎, 2011, R1234ze(E)+R32 および R1234yf+R32 混合冷媒の飽和液の熱伝導率測定, 日本冷凍空調学会論文集, vol. 28, no. 4, 435-443.

- Perkins, R. A., Huber, M. L., 2011, Measurement and correlation of the thermal conductivity of 2,3,3,3-Tetrafluoroprop-1-ene (R1234yf) and trans-1,3,3,3-tetrafluoropropene (R1234ze(E)), J. Chem. Eng. Data, vol. 56, no. 12, 4868-4874.
- Lemmon, E. W., Huber, M. L., McLinden, M. O., 2010, NIST reference fluid thermodynamic and transport properties - REFPROP. NIST Standard Reference Database 23-Version 9.0.
- 日本熱物性学会, 1990, 熱物性ハンドブック, 養賢堂.
- Laesecke, A., Luddecke, T. O. D., Hafer, R. F. Morris, D. J., 1999, Viscosity measurements of ammonia, R32, and R134a. Vapor buoyancy and radial acceleration in capillary viscometers, Int. J. Thermophys. vol. 20, no. 2, 401-434.
- Bivens, D. B., Yokozeki, A., Geller, V. Z., Paulaitis, M. E., 1993, Transport properties and heat transfer of alternatives for R502 and R22, ASHRAE/NIST Refrigerants Conference, August 19-20, Gaithersburg, MD, 73-84.
- Takahashi, M., Shibasaki-Kitakawa, N., Yokoyama, C., Takahashi, S., 1995, Gas viscosity of difluoromethane from 298.15 K to 423.15 K and up to 10 MPa, J. Chem. Eng. Data, vol. 40, 900-902.
- Oliveira, C. M. B. P., Wakeham, W. A., 1993, The viscosity of R32 and R125 at saturation, Int. J. Thermophys., vol. 14, 1131-43.
- Huber, M. L., Laesecke, A., Perkins, R. A., "Model for the Viscosity and Thermal Conductivity of Refrigerants, Including a New Correlation for the Viscosity of R134a", Industrial & Engineering Chemistry Research, Vol. 42, No. 13 (2003), pp. 3163-3178.
- Neufled, P. D., Janzen, A. R., Aziz, R. A. "Empirical equations to calculate 16 of the transport collision integrals $\Omega(1, s)$ *for the Lennard-Jones (12-6) potential" J. Chem. Phys., 57, 1100-1101.

2.3.1.1.4 R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒の伝熱特性の測定

(a) ら旋溝付管内のR1234ze(Z)の伝熱特性の測定

<実験装置および方法>

図 2.3.1.1.4-1 は、実験に使用した圧縮式強制循環ループの系統図である。この冷媒循環ループの主構成要素は、回転数可変の圧縮機 (1)、オイルセパレータ (2)、プレクーラ (3)、凝縮テストセクション (4)、アフタークーラ (5)、液溜め (6)、コリオリ質量流量計 (7)、手動により開度調整可能な電磁膨張弁 (8)、電気ヒータ (9)、蒸発テストセクション (10)、アフターヒータ (11) である。5 つの恒温槽 (12) はそれぞれ、プレクーラ、凝縮テストセクション、アフタークーラ、蒸発テストセクションおよびアフターヒータへ温調された水を供給する。この冷媒強制循環ループ内随所に設けられた混合室内では、冷媒混合温度と圧力を測定しており、過熱域あるいは過冷却域では比エンタルピが計算される。二相域の比エンタルピは、過熱域あるいは過冷却域の比エンタルピから水側の熱バランスで求めたエンタルピ変化を加減して求められる。冷媒循環量と圧力は主に、圧縮機回転数、バイパス流路の開度、および凝縮器内の循環水温度で調整される。テストセクション入口の乾き度は、主に電気ヒータによって調整される。

図 2.3.1.1.4-2 は、テストセクション内に設けられたサブセクションを模式的に表している。全長約 2.2 m のテストセクションは計 4 つのサブセクションに分割されるが、図 2.3.1.1.4-2 は、そのうちの上流側 2 つのサブセクションを図示している。試験溝付管 (1) は、有効伝熱区間 414 mm の 4 つの二重管式水熱交換器 (2) (ここではサブセクションと呼ぶ) によって囲まれており、このサブセクション中央では、試験溝付管外壁の上下左右に熱電対 (3) が埋め込まれている。また、試験溝付管には 554 mm ごとに圧力孔が設けられており、テストセクション入口から各区間の圧力損失が差圧計 (4) で計測される。

図 2.3.1.1.4-3 は試験溝付管 MF2 の断面写真である。表 2.3.1.1.4-1 にこれらの寸法諸元を示す。試験管 MF2 はねじれ角約 20 度、フィン高さ約 0.255 mm の銅製内面ら旋溝付管であり、フィン数は 48 である。ここに、表中の等価直径 d_{eq} 、面積拡大率 η_A とは、等価の自由流れ体積を持つ平滑管直径、および等価の平滑管内面積に対するら旋溝付管内実伝熱面積の比で、試験管 MF2 場合、それぞれ 5.34mm および 2.24 である。

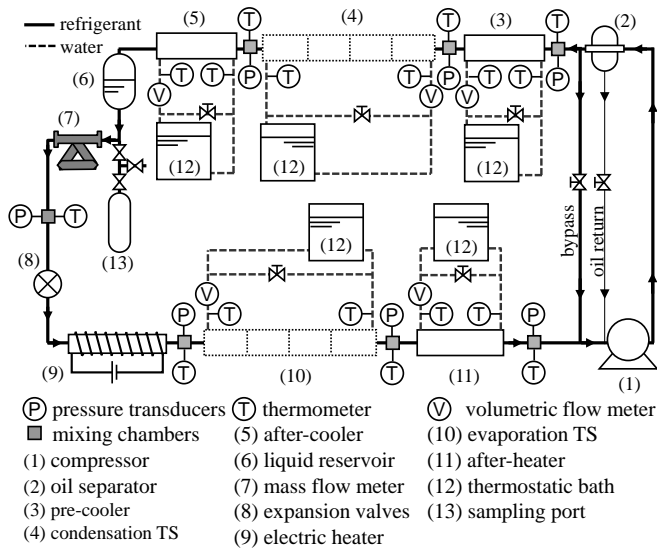


図 2.3.1.1.4-1 実験装置系統図

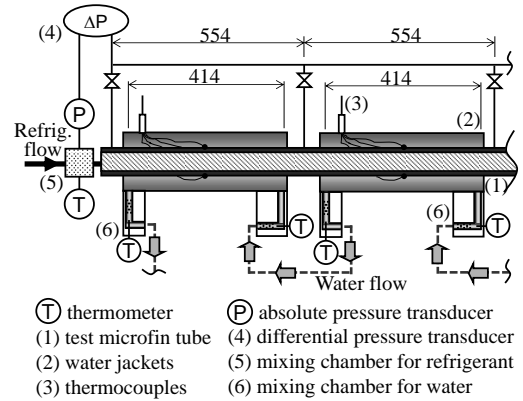


図 2.3.1.1.4-2 実験装置系統図 (蒸発)

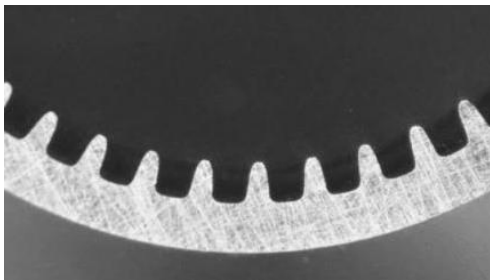


図 2.3.1.1.4-3 試験溝付管断面拡大写真 (MF2)

表 2.3.1.1.4-1 試験溝付管 (MF2) の寸法諸元

Dimensions		MF2
outer diameter	OD	6.04
fin root inner diameter	d_{max}	5.45
equivalent inner diameter	d_{eq}	5.34
fin height	h_{fin}	0.255
spiral angle	β	20.1
number of fins	N_{fin}	48
surface enlargement	η_A	2.24

冷媒質量速度 G_r は、試験溝付管の自由流れ断面積 ($d_{eq}^2 \pi / 4$) で定義される。また、サブセクション内の平均熱流束 $q [W m^{-2}]$ は、実伝熱面積を基準とし次式で定義される。

$$q = Q_{H2O} / (\pi d_{eq} \eta_A \Delta Z) \quad (2.3.1.1.4-1)$$

ここに、 Q_{H2O} 、 ΔZ はそれぞれ、水側熱バランスから求めたサブセクション内熱交換量、および有効伝熱区間 414 mm である。熱伝達率 $\alpha [W m^{-2} K^{-1}]$ は次式で定義される。

$$\alpha = q / (T_{wi} - T_r) \quad (2.3.2.1.4-2)$$

ここに、 T_{wi} 、 T_r はそれぞれ、管内壁温度および冷媒温度である。この管内壁温度 T_{wi} は、測定した管外壁温度より管壁内熱伝導を考慮するフーリエの法則から求められる。各サブセクション入口出口において、冷媒圧力および比エンタルピから平衡状態を仮定して求められる冷媒温度が計算される。ここでは、これらの算術平均値を各サブセクション代表冷媒温度 T_r とし、式 (2.3.1.1.4-2) に代入する。なお、冷媒の物性は Refprop Ver. 9.0 によって計算した。その際、R1234ze (Z) の物性計算に必要となるライブラリデータ (Fluid file と呼ばれる) は、本プロジェクトで開発されたものを使用した。一方、圧力損失勾配 ($\Delta P / \Delta Z$) は、サブセクション出入口の圧力差を圧力ポート間の距離で除することにより求まる。

<結果および考察: R1234ze (Z) の凝縮熱伝達率および圧力損失>

図 2.3.1.1.4-4 に、R1234ze (Z) 凝縮熱伝達率と乾き度の関係を示す。縦軸は実伝熱面積基準の凝縮熱伝達率を、横軸は乾き度を示しており、図中、流体の進行方向は左向きとなる。シンボルは測定結果であり、エラーバーは横方向にサブセクション内での乾き度の変化を、縦方向に 95% 包括度の不確かさを示す。また、実線で Cavallini らの式による予測結果を示す。

図 2.3.1.1.4-4 (a) は、圧力 0.52~0.58 MPa、凝縮温度 60.6~65.3 °C、熱流束 10 kWm⁻² の条

件において質量流速を 150 から 400 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ まで変化させた時の結果である。R1234ze (Z) 凝縮熱伝達率は乾き度の低下とともに低下し、約 9 から 0.5 $\text{kW m}^{-2}\text{K}^{-1}$ の範囲で分布する。このことは、蒸気速度の低下と液膜厚さの増加で説明ができる。凝縮が進行するとともに冷媒の速度が低下し、また液膜の厚さが増すことで熱抵抗が増加することが既に他の冷媒で確認されており、本実験結果はその傾向とよく一致しているといえる。したがって、実線で示した Cavallini らの式による予測結果ともよく一致している。本実験で確かめた質量流速の範囲において、凝縮熱伝達率の変化幅は約 2 $\text{kW m}^{-2}\text{K}^{-1}$ 以内であった。その変化幅は Cavallini らの式による予測結果とよく一致しているが、乾き度 0.6 以上の範囲では、質量流速の増加とともに実験による熱伝達率が低下することに対し、予測結果は上昇する、という点で相反する。

図 2.3.1.1.4-4 (b) は、質量流速 200 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ 、熱流束 10 kW m^{-2} の条件において、凝縮温度（圧力）を、35.8～39.5 $^{\circ}\text{C}$ (0.25～0.29 MPa)、53.1～54.9 $^{\circ}\text{C}$ (0.42～0.45 MPa)、60.6～65.3 $^{\circ}\text{C}$ (0.25～0.29 MPa) の 3 段階に変化させた結果である。凝縮温度が約 38 $^{\circ}\text{C}$ では乾き度 1.0 付近の熱伝達率が 13 $\text{kW m}^{-2}\text{K}^{-1}$ であるのに対し、約 63 $^{\circ}\text{C}$ では 9 $\text{kW m}^{-2}\text{K}^{-1}$ のであった。このように、凝縮温度の上昇とともに熱伝達率は低下する。これは、凝縮温度の上昇に伴い、冷媒蒸気密度が増加することによって蒸気速度が低下する事、蒸発潜熱が幾分か低下し単位質量当たりの凝縮量に対する潜熱放出量が若干低下する事、また液熱伝導率が低下し液膜の熱抵抗が増加する事で説明ができる。さらに、実験結果の傾向は予測結果ともよく一致しているが、乾き度 0.6 以上の範囲では幾分か乖離がみられる。この乖離は、エラーバーに示されるように、測定の不確かさの増加が原因である可能性が高い。

図 2.3.1.1.4-4 (c) は、凝縮温度約 65 $^{\circ}\text{C}$ 、熱流束 10 kW m^{-2} 、質量流速 200 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の条件のもと、R1234ze(Z) とその同位体 R1234ze(E) の凝縮熱伝達率を比較した結果である。同じ凝縮温度のもとでは、R1234ze(Z) の凝縮熱伝達率の方が R1234ze(E) よりも高い。この原因を説明するため、表 2.3.1.1.4-2 に両冷媒の基本物性を比較する。R1234ze(Z) の蒸気密度は R1234ze(E) の約 36% と小さく、これは R1234ze(Z) の蒸気速度が最大で 2.6 倍程度高く、強制対流による熱伝達が大きく寄与することを示唆する。また、液熱伝導率と蒸発潜熱はそれぞれ、R1234ze(Z) の方が R1234ze(E) よりも、24% および 37% 高い。このことは、液膜の熱抵抗が小さく、潜熱放出が大きくなることを意味し、凝縮熱伝達率が高くなる原因を理由づける。さらに、これら物性の影響を反映した予測結果と本実験結果の傾向はよく一致している。

表 2.3.1.1.4-2 基本物性の比較 (65 $^{\circ}\text{C}$)

		R1234ze(Z)	R1234ze(E)
vapor density	kg m^{-3}	29	80
liquid density	kg m^{-3}	1107	1010
liquid thermal conductivity	mW m^{-1}	76	61
heat of vaporization	kJ kg^{-1}	178	130
vapor isobaric specific heat	$\text{kJ kg}^{-1}\text{K}^{-1}$	1.111	1.28
liquid isobaric specific heat	$\text{kJ kg}^{-1}\text{K}^{-1}$	1.41	1.61
liquid viscosity	$\mu\text{Pa s}$	191	122

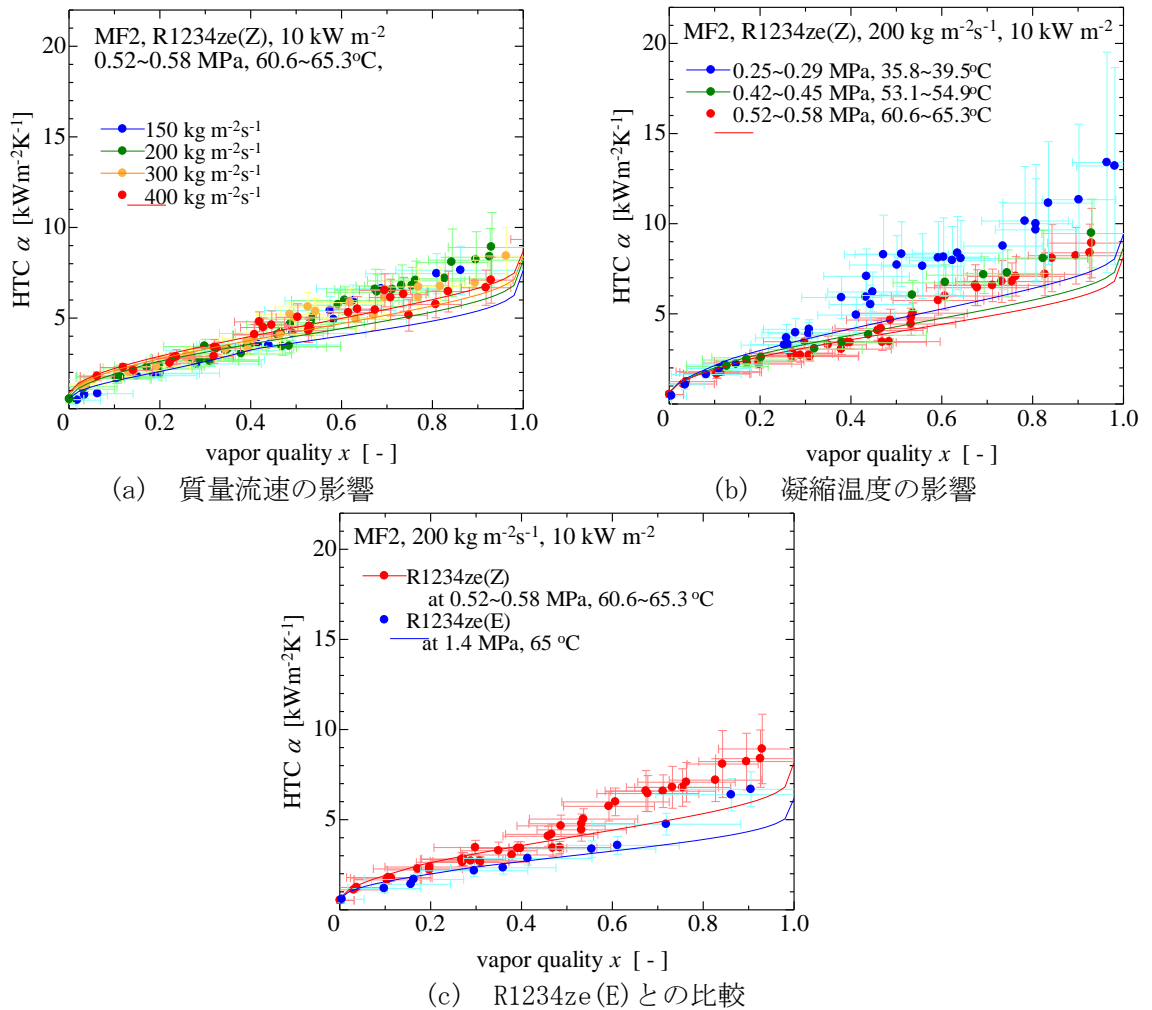


図 2.3.1.1.4-4 凝縮熱伝達率と乾き度の相関

図 2.3.1.1.4-5 に、R1234ze (Z) の圧力損失と乾き度の関係を示す。シンボルは測定結果であり、実線は Goto らの式による予測結果である。図 2.3.1.1.4-5 (a) は、質量流速を 150 から 400 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ まで変化させた時の R1234ze (Z) の圧力損失である。質量流速の増加とともに圧力損失は著しく増加し、質量流速 400 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ のとき圧力損失は最大で約 26 kPa m^{-1} となる。また、実験結果は、実線で示す Goto らの式による予測結果よりもかなり高く、最大で 2 倍程度の差異がある。図 2.3.1.1.4-5 (b) は、凝縮温度 (圧力) を、35.8~39.5 $^{\circ}\text{C}$ (0.25~0.29 MPa)、53.1~54.9 $^{\circ}\text{C}$ (0.42~0.45 MPa)、60.6~65.3 $^{\circ}\text{C}$ (0.52~0.58 MPa) の 3 段階に変化させた時の R1234ze (Z) の圧力損失である。凝縮温度の低下とともに、圧力損失は低下する。これは、蒸気密度の増加によって蒸気速度が低下すること、また液粘度が低下することで説明ができる。予測結果も実験結果と同様の変化を示すが、その絶対値を比較すると、実験結果の方が 2 倍程度高い。図 2.3.1.1.4-5 (c) は、凝縮温度約 65 $^{\circ}\text{C}$ の条件のもと、R1234ze (Z) とその同位体 R1234ze (E) の圧力損失を比較した結果である。同じ凝縮温度のもとでは、R1234ze (Z) の圧力損失の方が R1234ze (E) に比して約 3 倍高い。表 2.3.1.1.4-2 に示した基本物性はその原因を示唆している。R1234ze (Z) の蒸気密度は R1234ze (E) の約 36% と小さいため、R1234ze (Z) の蒸気速度が最大で 2.6 倍程度高くなり得る。さらに R1234ze (Z) の液粘度は R1234ze (E) に比して 57% 高い。このことから、R1234ze (Z) の運動量散逸、摩擦損失が多くなることが説明できる。Goto らの式もやはり R1234ze (Z) の圧力損失を高く予測するが、その絶対値はかなり異なる。R1234ze (E) ではその差異は約 15% 程度であるが、一方 R1234ze (Z) では、最大で約 2.7 倍異なる。

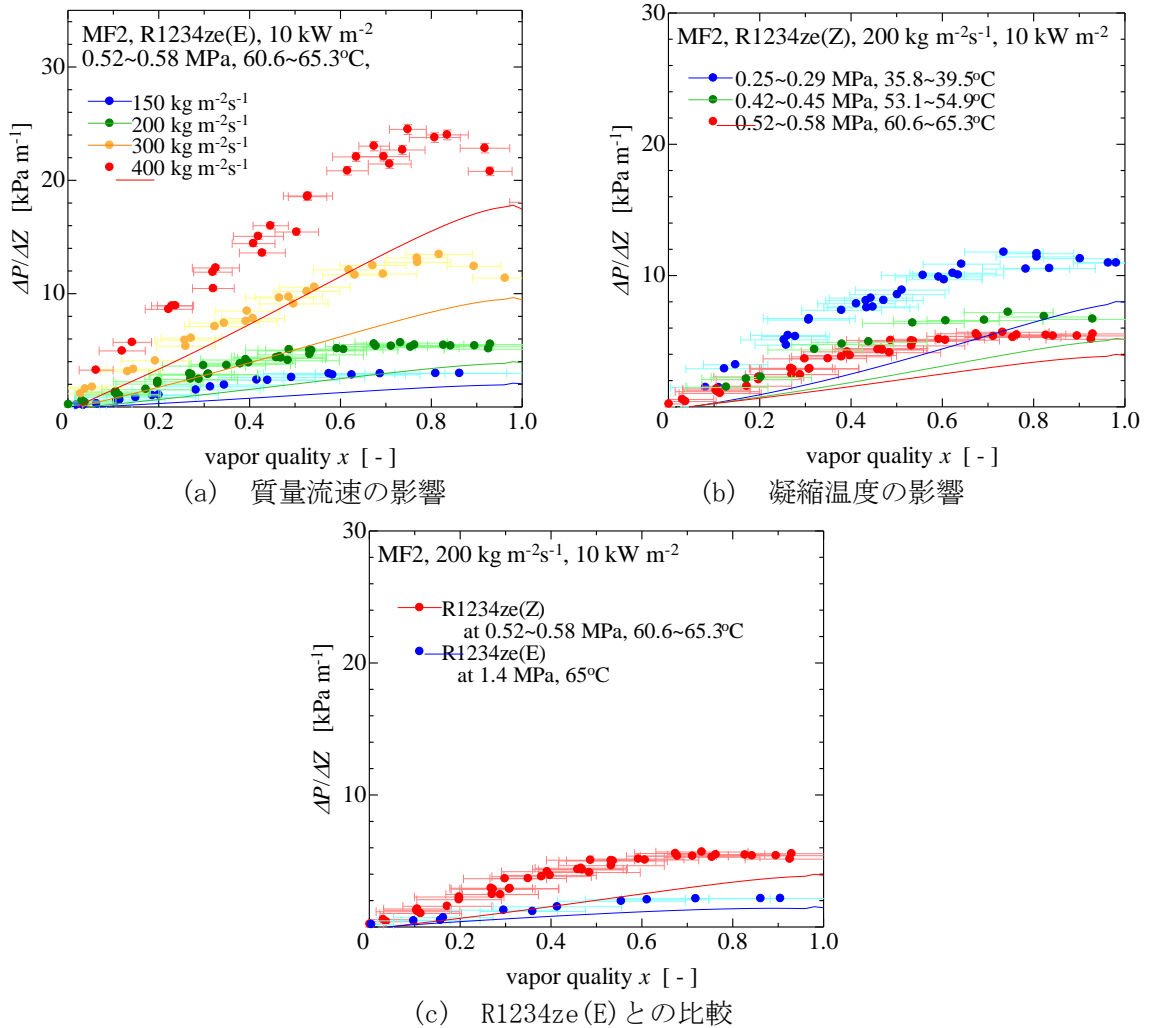


図 2.3.1.1.4-5 凝縮圧力勾配と乾き度の相関

<結果および考察: R1234ze(Z)の蒸発熱伝達率および圧力損失>

図 2.3.1.1.4-6 に、R1234ze(Z) 蒸発熱伝達率と乾き度の関係を示す。凝縮の場合とは異なり、図中、流体の進行方向は右向きとなる。シンボルは測定結果であり、実線は Thome らの式による予測結果を示す。図 2.3.1.1.4-6(a) は、圧力 0.2 MPa、蒸発温度 30 °C、熱流束 10 kW m⁻² の条件において質量流速を 100 から 200 kg m⁻²s⁻¹まで変化させた時の結果である。R1234ze(Z) 蒸発熱伝達率は、乾き度 0.7 程度でドライアウトとみられる急激な伝熱劣化が開始するまで、乾き度の増加とともに上昇し、約 2 から 15 kW m⁻²K⁻¹の範囲で分布する。このことはおもに、蒸気速度の増加とともに対流伝熱による寄与が大きくなることに起因する、という事が他の冷媒を用いた研究で明らかにされており、本実験結果はその傾向とよく一致しているといえる。したがって、実線で示した Thome らの式による予測結果ともよく一致している。しかしながら、質量流速 150 kg m⁻²s⁻¹以上の条件では、乾き度 0.3 からドライアウト開始までの範囲で、実験結果は予測結果よりも幾分高い。図 2.3.1.1.4-6(b) は、蒸発温度 30 °C、熱流束 10 kW m⁻²、質量流速 200 kg m⁻²s⁻¹の条件のもと、R1234ze(Z)と、R1234ze(E)および R32 の蒸発熱伝達率を比較した結果である。同じ蒸発温度のもとでは、R1234ze(E)の蒸発熱伝達率が最も低く、乾き度 0.4 以下では R32 の熱伝達率が、乾き度 0.4 以上では R1234ze(Z)の熱伝達率が最も高い。蒸発温度 30 °C という条件では、R32 の換算温度は 38%とかなり高くなるため、表面張力の減少等により、低乾き度領域で核沸騰伝熱による寄与率が大きくなる事が確認されており、本実験結果もまた、その理論に沿うものである。予測結果と実験結果を比較すると、R1234ze(E)および R32 の熱伝達率では両者は満足に一致しているが、R1234ze(Z)の実験結果はやはり予測結果よりも幾分高い。

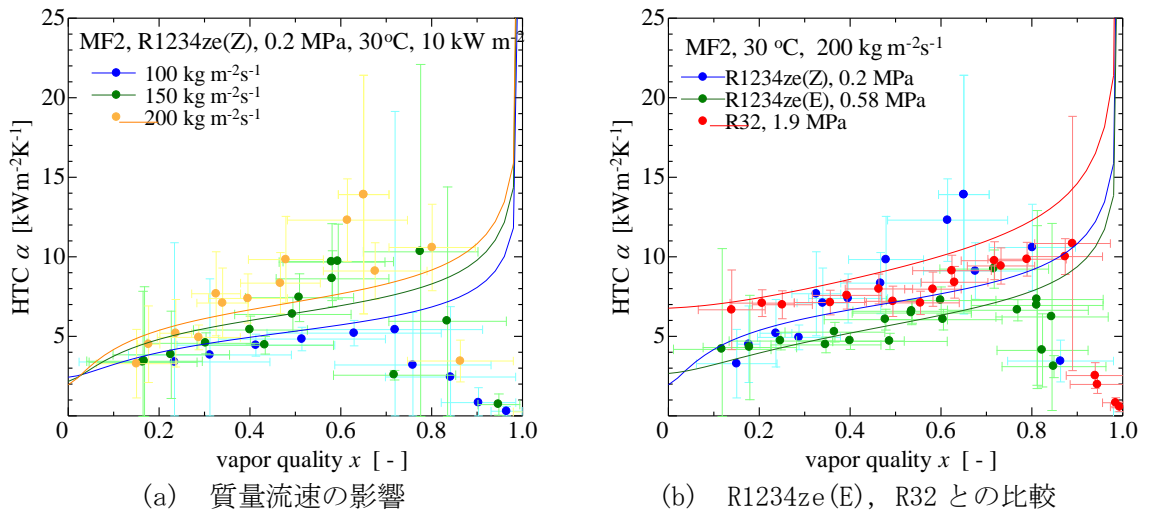


図 2.3.1.1.4-6 蒸発熱伝達率と乾き度の相関

図 2.3.1.1.4-7 に、R1234ze (Z) の圧力損失と乾き度の関係を示す。シンボルは測定結果であり、実線は Kubota らの式による予測結果である。図 2.3.1.1.4-7 (a) は、質量流速を 100 から 200 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ まで変化させた時の R1234ze (Z) の圧力損失である。質量流速の増加とともに圧力損失は著しく増加し、質量流速 200 $\text{kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ のとき圧力損失は最大で約 20 kPa m^{-1} となる。また、実験結果は、実線で示す Kubota らの式による予測結果よりも、乾き度 0.8 付近で幾分高い。図 2.3.1.1.4-7 (b) は、蒸発温度約 30 $^{\circ}\text{C}$ の条件のもと、R1234ze (Z) と、R1234ze (E) および R32 の圧力損失を比較した結果である。同じ蒸発温度のもとでは、R1234ze (Z) の圧力損失の方が R1234ze (E) に比して約 3 倍、R32 に対して約 4 倍高い。この原因としては、R1234ze (Z) の蒸気密度が小さいことによって、蒸気速度が高くなること、液粘度が高いことなどが挙げられる。Kubota らの式もやはり R1234ze (Z) の圧力損失を高く予測しており、その増加割合もおおむね一致する。

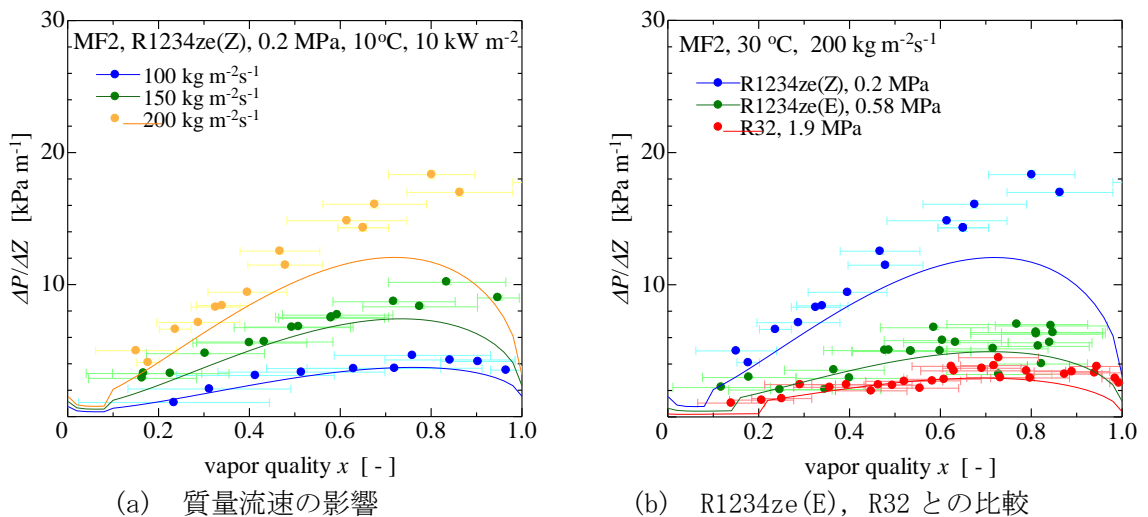


図 2.3.1.1.4-7 蒸発熱伝達率と乾き度の相関

(b) 水平円管外の低 GWP 冷媒の伝熱特性の測定

<実験装置および方法>

図 2.3.1.1.4-8 に実験装置の概略を示す。本実験装置は、主に凝縮器、蒸発器、冷媒循環ループおよび熱源水ループから成る。凝縮器内で凝縮した液冷媒は重力によって流下して蒸発器内を満ち、蒸発器内で蒸発した蒸気冷媒は凝縮器へと戻る、自然循環式ループである。蒸発器内には、試験伝熱管が水平に設置されており、伝熱管内には恒温槽から熱源水が供給される。熱源水の混合平均温度は、試験伝熱管入口および出口に設置された混合室内で白金測温抵抗体を用

いて計測され、熱源水の体積流量は試験伝熱管出口側に設置された体積流量計によって計測される。凝縮器内および蒸発器内冷媒圧力は試験伝熱管近傍に設置された絶対圧力計により測定され、試験伝熱管壁温度は電気抵抗法により測定される。

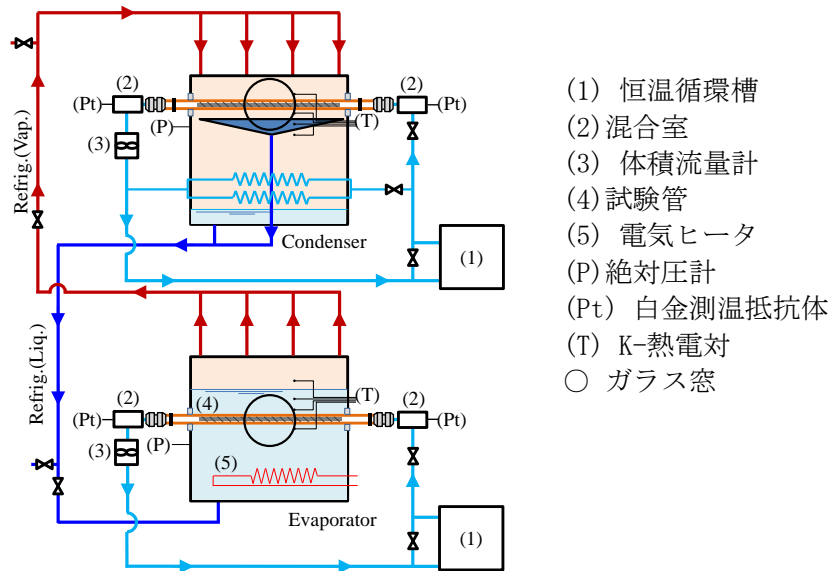


図 2.3.1.1.4-8 実験装置概要

凝縮および沸騰試験伝熱管のいずれも外径 19.12 mm、有効伝熱長さ 400 mm の銅製平滑円管を用いており、それらは水平に設置されている。R1234ze(E), R1234ze(Z), R134a および R245fa を試験冷媒として用いる。凝縮実験では、冷媒飽和温度 20~60 °C の範囲で、壁面過冷却度を変化させて凝縮熱伝達率の測定を行う。また、プール沸騰実験では、冷媒飽和温度 10~60 °C の範囲で、壁面熱流束を変化させて沸騰熱伝達率の測定を行う。試験伝熱管諸元を表 2.3.1.1.4-3 に示す。

表 2.3.1.1.4-3 試験伝熱管諸元

	plain	3Dfin	plain	plain	TE01	TE02	TE03
	Cu	Cu	Cu	Ti	Ti	Ti	Ti
material	Cu	Cu	Cu	Ti	Ti	Ti	Ti
outer diameter, mm	19.12	18.88	19.06	19.12	18.54	18.66	18.69
inner diameter, mm	16.88	16.15	15.01	16.92	15.35	15.35	15.21
surface roughness Ra^* , μm	0.41	-	0.634	0.39	-	-	-
fin height, mm	-	0.55	-	-	0.37	0.41	0.39
axial fin pitch, mm	-	-	-	-	0.73	0.74	0.73
circumferential fin pitch, mm	-	-	-	-	0.73	0.72	0.73

*arithmetic mean roughness

試験伝熱管内を流れる熱源水の熱交換量 Q_{H_2O} は次式より求められる。

$$Q_{H_2O} = \rho_{H_2O} \dot{V}_{H_2O} (h_{H_2O,i} - h_{H_2O,o}) - Q_{\text{loss}} \quad (2.3.1.1.4-3)$$

ここに、 ρ_{H_2O} 、 \dot{V}_{H_2O} および h_{H_2O} はそれぞれ、熱源水の密度、体積流量および比エンタルピである。 Q_{loss} は熱損失であり熱源水と周囲空気との温度差によって与えられる。伝熱管の外壁面温度（伝熱促進管はフィン根本温度） T_{wall} は電気抵抗法によって測定された温度 $T_{\text{wall}0}$ を用いて、次の半径方向一次元熱伝導式によって算出される。

$$T_{\text{wall}} = T_{\text{wall}0} - \frac{Q_{H_2O} \ln(D_o/D_{\text{wall}0})}{2\pi\lambda L} \quad (2.3.1.1.4-4)$$

$$D_{\text{wall}0} = \frac{D_o + D_i}{2} \quad (2.3.1.1.4-5)$$

ここに、 λ 、 L 、 D_o および D_i はそれぞれ、伝熱管の熱伝導率、有効伝熱長さ、管外径および管内径である。また、伝熱促進管の場合は、式(2.3.1.1.4-4)および(2.3.1.1.4-5)において管外径 D_o をフィン根本径 D_f へ置き換えて算出を行う。

熱伝達率 α および熱流束 q_{wall} は次式より求められる。

$$\alpha = \frac{q_{\text{wall}}}{|T_{\text{wall}} - T_{\text{sat}}|} \quad (2.3.1.1.4-6)$$

$$q_{\text{wall}} = \frac{Q_{\text{H}_2\text{O}}}{\pi D_o L} \quad (2.3.1.1.4-7)$$

ここに、 T_{sat} は測定された液冷媒の圧力値から熱平衡を仮定し REFPROP Ver. 9.1 を用いて算出された飽和温度である。また、平滑管、伝熱促進管ともに熱流束の算出には管外径基準の表面積を用いた。

<銅製水平平滑管上の凝縮および沸騰伝熱試験結果>

R245fa, R1234ze(Z) および R1233zd(E) の凝縮実験に臨むにあたり、予備試験で不凝縮性ガスが混入していると思われるデータが取得された。そこで、これら3種類の冷媒の凝縮実験を実施する前に、蒸留および脱気を行い、不凝縮性ガス(主として空気)の除去を行った。図2.3.2.1.4-9に、蒸留および脱気による凝縮熱伝達率の変化を示す。図より、蒸留および脱気回数増加に伴って、凝縮熱伝達率は高くなっていることがわかる。また、不凝縮性ガスが含まれていると思われるデータ(1~5回目)より、低壁面過冷却度領域における凝縮熱伝達率は中・高壁面過冷却度領域に比して、Nusseltの式に対して大幅に低下していることがわかる。これは、低壁面過冷却度領域では冷媒の循環量が少なく、凝縮伝熱管まわりに不凝縮性ガスが滞留しており、それが熱抵抗となり凝縮熱伝達率は低下したものである。

図2.3.1.1.4-10は、無次元凝縮熱伝達率であるヌセルト数 Nu と $(GaPr/Ja)$ の相関を示している。図中の実線は Nusselt の式によって算出した計算値である。また、図中には式(2.3.2.1.4-8)および式(2.3.2.1.4-9)を用いて算出した偏り $\bar{\varepsilon}$ ならびに2倍の標準偏差 S を併せて示す。

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \varepsilon_j = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \left(\frac{\alpha_{\text{exp}} - \alpha_{\text{cal}}}{\alpha_{\text{exp}}} \times 100 \right) \quad (2.3.1.1.4-8)$$

$$2S = 2 \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\varepsilon_i - \bar{\varepsilon})^2} \quad (2.3.1.1.4-9)$$

ヌセルト数は $(GaPr/Ja)$ の増加、すなわち、壁面過冷却度の増加に伴って増加する。図に示されるとおり、R1233zd(E) 以外の試験結果は、Nusselt の理論値と約10%以内で一致している。5つ全ての試験冷媒の結果を合わせて計算した偏りおよび標準偏差はそれぞれ+8.4%および+21.0%であったが、R1233zd(E)を除いて同様に偏りおよび標準偏差を計算すると、それぞれ+3.1%および+8.3%であり、測定不確かさ以内で一致したといえる。R1233zd(E)のデータのばらつきを示す標準偏差は他の冷媒の結果と同等であるのに対し、偏りが25.4%と5倍以上大きい。この乖離は測定不確かさよりもはるかに大きく、測定誤差以外にR1233zd(E)特有の原因があると断定できることから、R1233zd(E)の物性計算結果に問題があると予測された。R1233zd(E)の物性、特に熱伝導率や粘度などの輸送物性の測定結果は皆無であり、REFPROPの推算に約20%程度の誤差がある可能性があることが指摘されている。仮に、熱伝導率が推算値よりも約20%高いとすれば、図中◆で示されたR1233zd(E)の理論値からの偏りはほぼ5%以内にとどまり、この乖離の原因が推算誤差であることが説明できる。

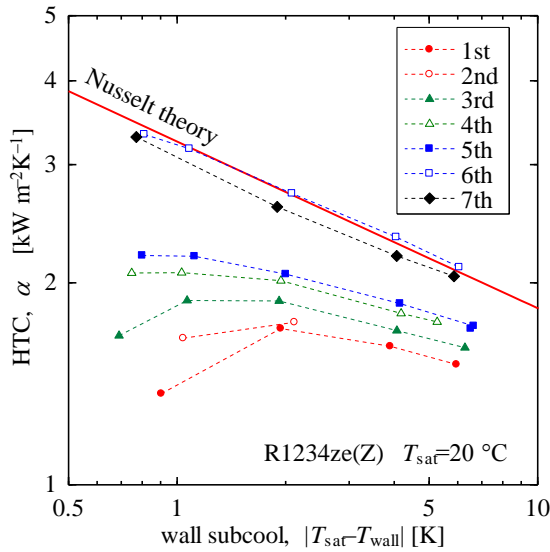


図 2.3.1.1.4-9 蒸留脱気過程における凝縮熱伝達率の変化

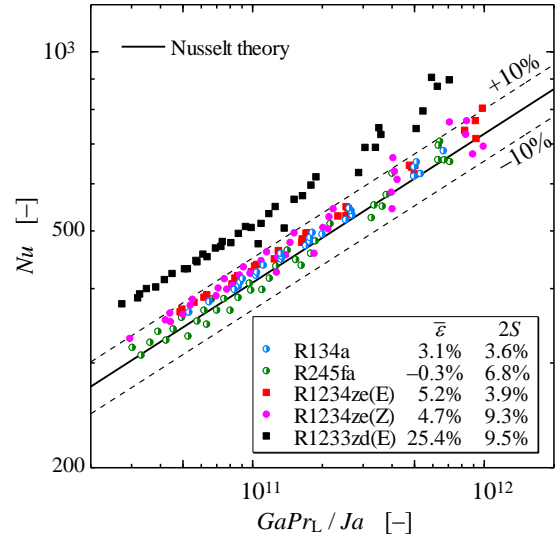
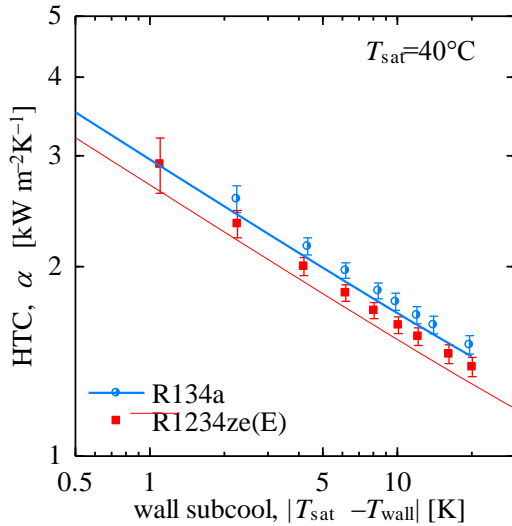
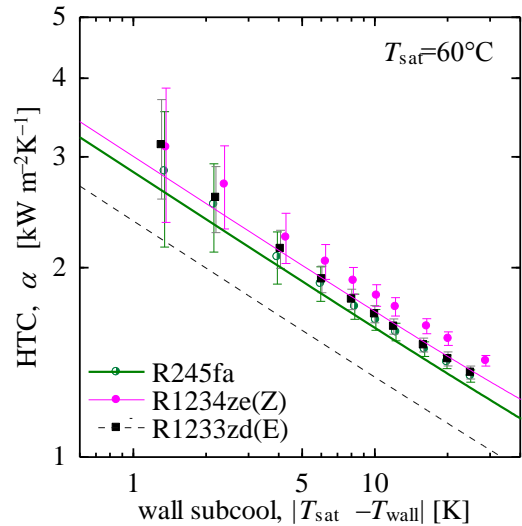


図 2.3.1.1.4-10 無次元凝縮熱伝達率の理論値と実験値

図 2.3.1.1.4-11(a)は、比較的沸点の低い R134a とその代替冷媒である R1234ze(E)の凝縮熱伝達率を比較するものである。飽和温度 40 ° C における両者の凝縮熱伝達率は、R134a の方が R1234ze(E)に比して幾分高い。図 2.3.1.1.4-11(b)は、比較的沸点の高い既存冷媒 R245fa と、その代替冷媒である R1234ze(Z)および R1233zd(E)を比較するものである。飽和温度 60 ° C において、R1233zd(E)は R245fa とほぼ同等の凝縮熱伝達率を示し、R1234ze(Z)は R245fa よりも幾分高い凝縮熱伝達率を示す。



(a) R134a and R1234ze(E)



(b) R245fa, R1234ze(Z) and R1233zd(E)

図 2.3.1.1.4-11 既存冷媒と新規低 GWP 冷媒の凝縮熱伝達率に関する比較

図 2.3.1.1.4-12(a)および(b)に、それぞれ飽和温度 10 ° C および 40 ° C における沸騰熱伝達率の測定結果を示す。シンボルが測定結果、それに付したバーは 95%包括度の測定不確かさである。実線は Ribatski-Jabardo の式を用いて算出した計算値を示している。図 2.3.1.1.4-12(a)より、飽和温度 10 および 40 ° C の両条件において、R1234ze(E)の沸騰熱伝達率は R134a に比して約 19~39%程度低いことがわかる。これは、表面張力および気液密度差の差異、すなわち気泡離脱直径が大きく関係しているものと考えられる。気泡離脱直径に対する推算式として、以下に Fritz の式を示す。

$$D_b = 0.0209\theta \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \quad ; \quad 0 \leq \theta \leq 140 \quad (2.3.1.1.4-10)$$

ここに、 D_b は気泡離脱直径である。また、 θ は接触角であり、冷媒は水などに比して表面張力が小さく濡れ易いこと、ならびに Stephan-Abdelsalam の式を参考に接触角の値は 35° とし計算する。同一飽和温度条件において、R1234ze(E) の換算圧力は R134a に比して低く、R1234ze(E) の表面張力は R134a に比して大きく、また、気液密度差は小さくなる。式 (2.3.1.1.4-10) より、同一飽和温度条件において、R1234ze(E) の気泡離脱直径は R134a に比して大きくなるのがわかる (例えば飽和温度 20°C の場合、R134a は 0.62 mm 、R1234ze(E) は 0.66 mm)。この結果、同一熱流束条件において、R1234ze(E) は気泡離脱・生成に関する壁面過熱度が大きくなり、沸騰熱伝達率は低くなる。一方、図 2.3.1.1.4-12(b) より、R1234ze(Z) の沸騰熱伝達率は R245fa に比して約 $6\sim 25\%$ 程度高く、R1233zd(E) の沸騰熱伝達率は R245fa に比して約 $17\sim 25\%$ 程度低いことがわかる。

表 2.3.1.1.4-4 に、全試験冷媒に対する各相関式との偏り および標準偏差 S 、ならびに実験値と計算値との偏りが $\pm 20\%$ および $\pm 30\%$ 以内に入るデータ数と全データ数との比率を表す R20 および R30 を示す。ここに取り上げて比較した相関式の中では、特に、Ribatski-Jabardo の式および Gorenflo らの式が実験結果と良い相関を示した。ただし、R1234ze(Z) および R1233zd(E) は冷媒としての新規性が高いため、現段階で REFPROP Ver. 9.1 で計算されるすべての熱物性が十分に精査されたものではない。前述したように、特に、R1233zd(E) に関しては、輸送的物性の推算にはある程度の誤差が含まれている可能性が報告されており、冷媒の熱物性は相関式の予測精度に大きく関わるため、これら新規冷媒については今後さらなる検討が必要である。

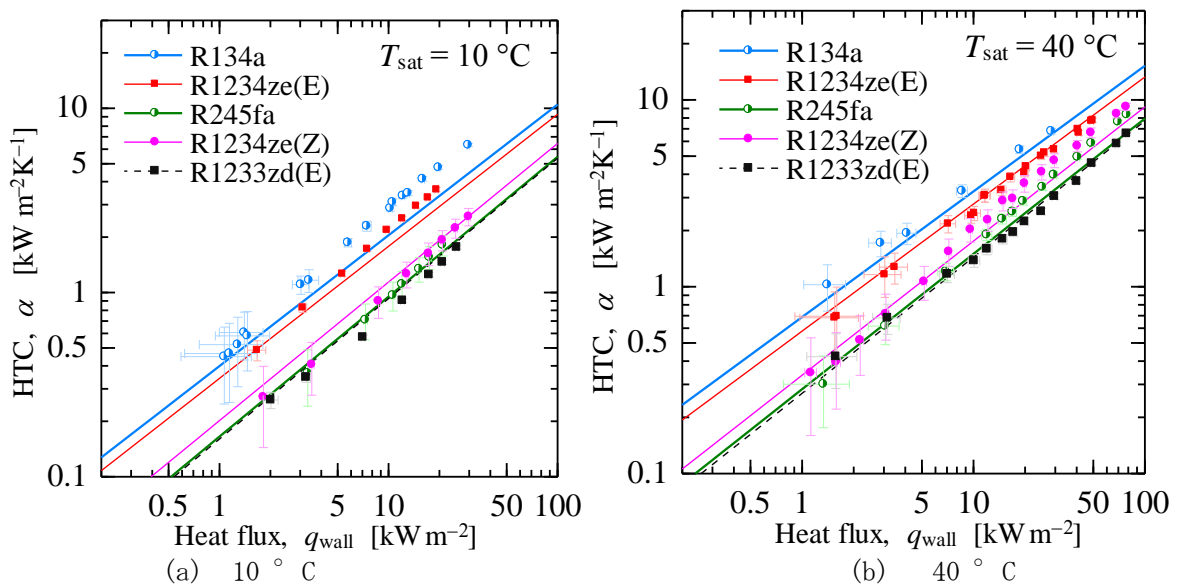


図 2.3.1.1.4-12 各冷媒のプール沸騰熱伝達率の比較
(実線は Ribatski-Jabardo の式による計算値)

表 2.3.1.1.4-4 各冷媒に対する相関式との偏りおよび標準偏差

Refrigerants	Stephan-Abdelsalam		Ribatski-Jabardo		Jung ら		Gorenflo ら	
	$\bar{\epsilon}$ [%]	S [%]	$\bar{\epsilon}$ [%]	S [%]	$\bar{\epsilon}$ [%]	S [%]	$\bar{\epsilon}$ [%]	S [%]
R134a	42.5	19.9	30.5	18.3	6.2	21.7	-1.2	19.4
R245fa	-3.0	12.4	6.6	16.3	3.4	20.5	-7.1	9.2
R1234ze(E)	3.0	19.8	-0.2	15.2	-17.6	20.3	-27	20.7
R1234ze(Z)	33.6	12.8	12.0	13.5	8.7	17.3	4	8.6
R1233zd(E)	-15.2	7.1	-2.9	8.0	17.4	12.4	-7.1	17.8
ALL	9.8	24.9	7.4	17.5	2.9	21.8	-8.1	18.5

〈銅製 3D フィン付管上の凝縮伝熱試験結果〉

図 2.3.1.1.4-13 は銅製 3D フィン付管の拡大写真である。図 2.3.1.1.4-13(a)は軸方向断面を、図 2.3.1.1.4-13(b)は管外表面を拡大したものである。この 3D フィン付管と平滑管外凝縮熱伝達率を、既存冷媒 R134a と新規低 GWP 冷媒を用いて測定した。

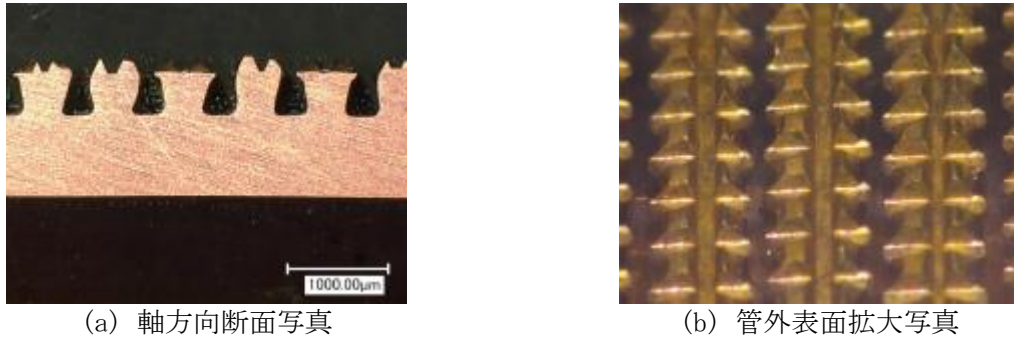


図 2.3.1.1.4-13 銅製 3D フィン付管

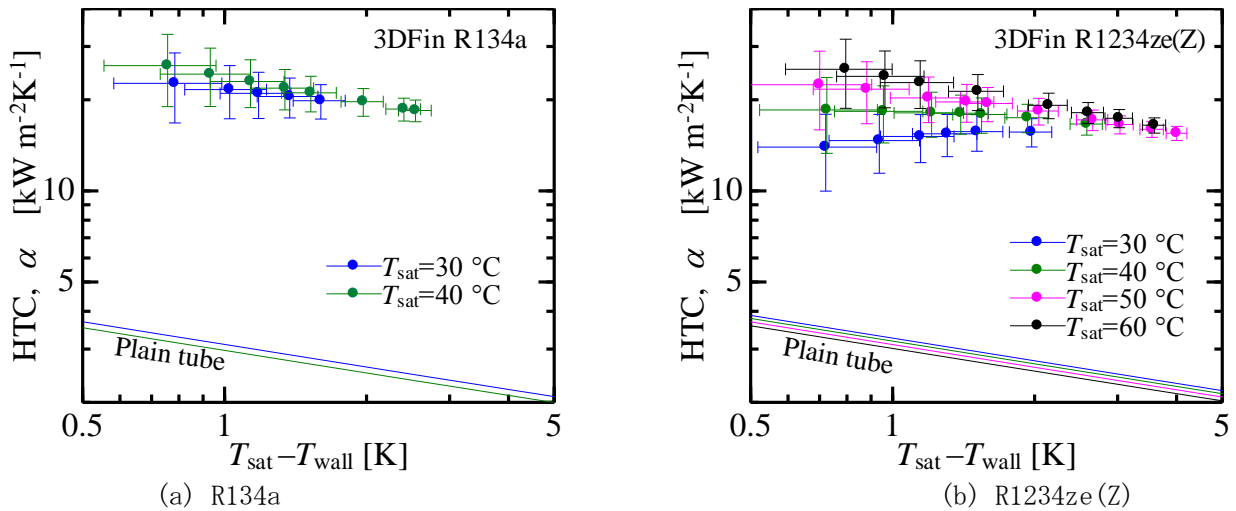


図 2.3.1.1.4-14 銅製 3D フィン付管外凝縮熱伝達率

図 2.3.1.1.4-14 はその測定結果と、同じ管外径をもつ平滑管の理論凝縮熱伝達率を比較したものである。図 2.3.1.1.4-14(a)は R134a の飽和温度 30 および 40 ° C における凝縮熱伝達率を、図 2.3.1.1.4-14(b)は R1234ze (Z) の飽和温度 30 から 60 ° C における凝縮熱伝達率である。図中実線で示すのは、同じ管外径を持つ等価の平滑管の凝縮熱伝達率に関する Nusselt の理論値である。平滑管は壁面過冷却度の増加とともに単調に熱伝達率が増加するが、3D フィン付管では、壁面過冷却の増加に伴って増加し、その後変極点をむかえて低下に転ずるといった傾向が見られた。この傾向は R134a, R1234ze (Z) の両者でみられ、飽和温度が低い条件でより顕著である。このように壁面過冷却が小さい条件を除けば、3D フィン付管の熱伝達率は平滑管に比して約 8 倍高く、この伝熱促進率は R134a と R1234ze (Z) で同程度であった。

〈チタン製沸騰促進管上の沸騰伝熱試験結果〉

図 2.3.1.1.4-15 はチタン製沸騰促進管 (TE01, TE02, および TE03) の拡大写真で、上段は軸方向断面を、下段は管外表面を写したものである。TE01, TE02, および TE03 では主にフィン開口幅が異なっており、TE01 が最も狭隘で、TE03 が最も広い。この 3 種のチタン製沸騰促進管外の沸騰熱伝達率を、新規低 GWP 冷媒 R1234ze (Z) を用いて測定、比較した。

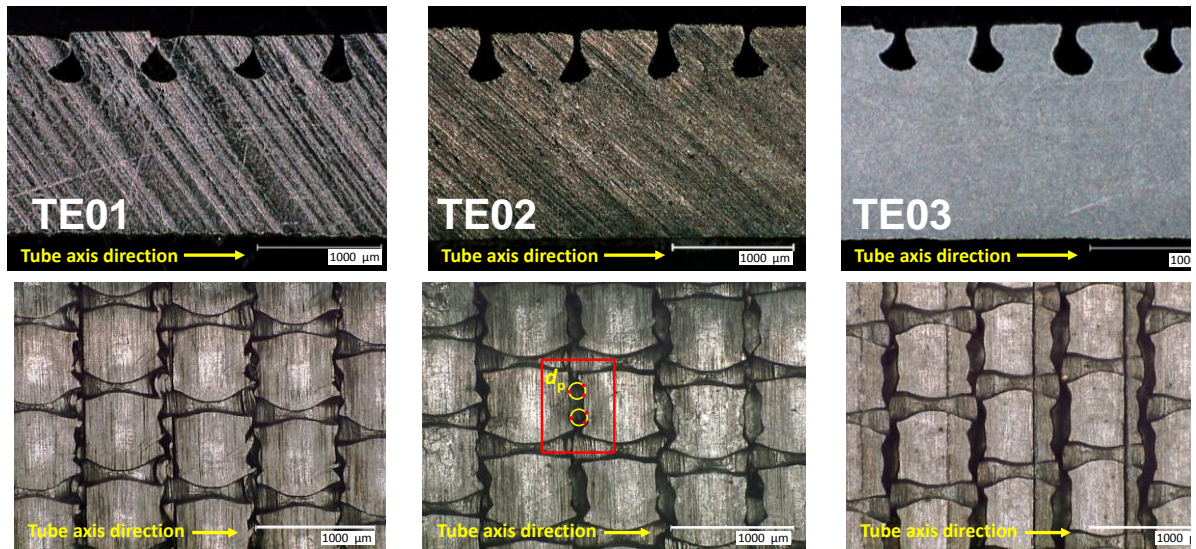


図 2.3.1.1.4-15 チタン製沸騰促進管拡大写真（上段：軸方向断面，下段：管外表面）

図 2.3.1.1.4-16 に、飽和温度 10, 20 および 30 °C における、平滑管の沸騰熱伝達率を基準とした伝熱促進率を示す。凡例の隣に示す括弧内の数字は、各飽和温度条件における伝熱促進率の平均値である。図 2.3.1.1.4-16 (a) より、飽和温度 10 °C の条件において、熱流束 10 kWm⁻² 以下では TE01 および TE02 の伝熱促進率は約 10 倍以上の値を示していることがわかる。図 2.3.1.1.4-17 は熱流束 7 kWm⁻² における沸騰様相を示しており、この写真からも違いが明らかである。TE01 の管表面からは多くの気泡が射出されており、発泡点の多さが際立っていることから、高い伝熱促進率を示すことが裏付けられる。これに対し TE02 ではかなり気泡の数が減少しており、TE03 ではさらに少ない。その後、熱流束の増加に伴い、伝熱促進率は 4 倍程度まで減少する傾向を示している。一方、TE03 の伝熱促進率は熱流束に依らず 2 倍程度である。

図 2.3.1.1.4-16 (b) より、飽和温度 30 °C の条件において、熱流束 20 kWm⁻² 以下では TE01 および TE02 の伝熱促進率は約 4~8 倍程度の値を示し、熱流束 3 kWm⁻² において TE01 の伝熱促進率は 16 倍程度の値を示した。その後、TE01 および TE02 とともに熱流束の増加に伴い、伝熱促進率は 1~3 倍程度まで減少する傾向を示している。一方、TE03 の伝熱促進率は熱流束に依らず 2~3 倍程度である。図 2.3.1.1.4-16 (c) より、飽和温度 60 °C の条件において、熱流束 10 kWm⁻² 以下では TE01 および TE02 の伝熱促進率は 4~8 倍程度であり、その後、熱流束の増加に伴って伝熱促進率は 1.5 倍程度まで減少していることがわかる。TE03 の伝熱促進率は低熱流束域において 4 倍程度であり、その後、熱流束の増加に伴って約 2 倍程度まで緩やかに減少する。以上より、TE01 および TE02 の伝熱促進率は、飽和温度および熱流束によって大きく変化することがわかった。一方、TE03 の伝熱促進率は、飽和温度および熱流束の影響は確認されなかった。本実験条件範囲内における TE01, TE02 および TE03 の平均伝熱促進率は、それぞれ 5.1 倍、4.6 倍および 2.8 倍程度である。

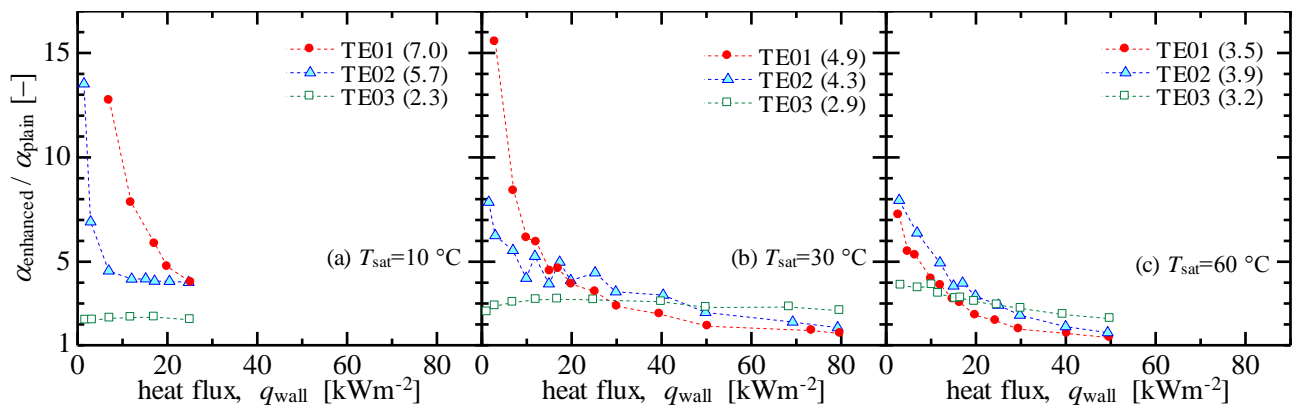


図 2.3.1.1.4-16 チタン製沸騰促進管の平滑管を基準とする伝熱促進率

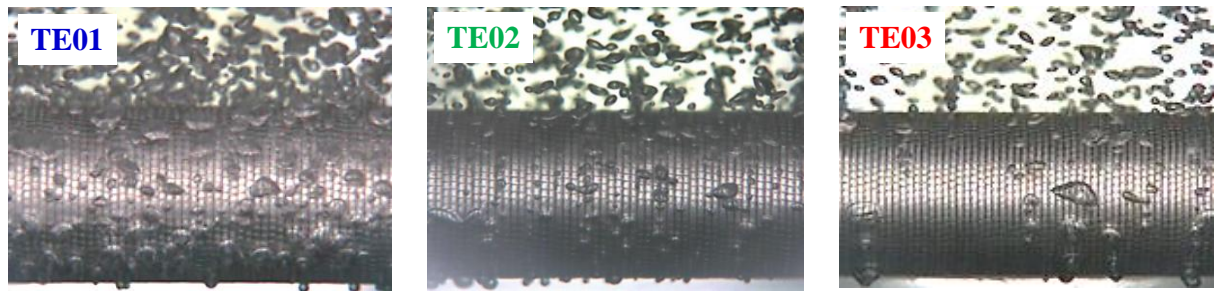


図 2.3.1.1.4-17 飽和温度 10°C 、熱流束 7 kWm^{-2} におけるチタン製沸騰促進管外沸騰様相

<参考文献>

- Moffat, R.J., 1988, Describing uncertainties in experimental results. *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 1, 3-17.
- Cavallini, A., Del Col, D., 2009, Condensation of pure and near-azeotropic refrigerants in microfin tube: A new computational procedure, *Int. J. Refrig.*, vol. 32, 162-174.
- Goto, M., Inoue, N., Ishiwatari, N., 2007, Answer to comments by M.M. Awad on “Condensation and evaporation heat transfer of R410A inside internally grooved horizontal tubes”, *Int. J. Refrig.*, vol. 30, 1467.
- Thome, J.R., Kattan, N., Favrat, D., 1997. Evaporation in microfin tubes: a generalized prediction model, *Proc. Convective Flow and Pool Boiling Conf.*, Kloster Irsee, Germany, Paper VII-4.
- Kubota, A., Uchida, M., Shikazono, N., 2001. Predicting equations for evaporation pressure drop inside horizontal smooth and grooved tubes. *Trans. JSRAE*, vol. 18, no. 4, 393-401(in Japanese).
- Lemmon, E.W., Huber, M.L., McLinden, M.O., 2013. Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties - REFPROP Ver. 9.1. National Institute of Standards and Technology, Boulder, CO, USA.
- Nusselt, W., Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes, *Veeines Dtsch. Ingenieure*, 60, 28, 1916, 569-575
- Ribatski G., Jabardo, J.M.S., Experimental study on nucleate boiling of halocarbon refrigerants on cylindrical surfaces, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 46, 2003, 4439-4451.
- Fritz, W., Berechnung des Maximal Volumens von Dampfblasen (Maximum volume of vapor bubbles), *Physikalische Zeitschrift*, 36, 1935, 379-384.
- Stephan, K., Abdelsalam, M., Heat-transfer correlations for natural convection boiling, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 23, 1980, 73-87.
- Gorenflo, D., Baumhögger, E., Windmann, T., Herres, G., Nucleate pool boiling, film boiling and single-phase free convection at pressure up to the critical state. Part I: Integral heat transfer for horizontal copper cylinders, *International Journal of Refrigeration*, 33, 2010, 1229-1250.
- Jung, D., Kim, Y., Ko, Y., Song, K., Nucleate boiling heat transfer coefficients of pure halogenated refrigerants, *International Journal of Refrigeration*, 26, 2003, 240-248.

2.3.1.1.5 R1234ze(Z)などの新規低GWP冷媒のサイクル基本特性の評価

(a) 熱力学的解析

表 2.3.1.1.5-1 に、現在最も広く使用されている冷媒 R410A と試験冷媒 R1234ze(E)および R1234ze(Z)の物性を示す。R410A および R1234ze(E)の物性は REFPROP ver.9.0 で、R1234ze(Z)の物性は、本プロジェクトで測定された結果を元に作成された Fluid File を組み込んだもので計算した。表 2.3.2.1.5-2 に解析条件を示す。解析は、凝縮温度と蒸発温度差を固定したまま凝縮温度を上昇させて行った。凝縮器内過冷度および圧縮機入口過熱度は、後述のドロップイン試験

と同程度とした。

表 2.3.1.1.5-1 基本物性の比較

Refrigerant	R410A	R1234ze(E)	R1234ze(Z)
Critical temperature [°C]	71.4	109.4	153.7
Boiling temperature [°C]	-51.7	-19.0	9.8
Saturation pressure*[MPa]	1.88	0.58	0.21
Latent heat of vaporization* [kJ/kg]	178.3	162.9	204.2
Vapor density* [kg/m ³]	76.5	30.6	10.3
GWP	2090	6	6

*Bulk temperature = 30°C

表 2.3.1.1.5-2 解析条件

(Condensation. temp.) - (Evaporation temp.)	[K]	35
Degree of subcool	[K]	10
Degree of superheat	[K]	3
Range of Cond. Temp.	[°C]	> 30

図 2.3.1.1.5-1 は、R1234ze(E)、R1234ze(Z)および R410A の凝縮温度の変化させた場合の、COP および体積能力に関する解析結果を示す。図より、いずれの冷媒にも COP が最大となる凝縮温度が存在することが分かる。R410A、R1234ze(E)、および R1234ze(Z)の、COP が最大となる凝縮温度は、それぞれ約 40、80 および 110 °Cであり、その場合の体積能力はそれぞれ、7、5 および 5 MJ/m³ である。また図より、体積能力は凝縮温度が高いほど大きくなり、臨界温度までほぼ単調に増加する。

凝縮温度 110 °C以上の範囲では、R1234ze(Z)を除く冷媒は臨界点を超え、臨界温度よりも約 30 °C程低い温度に達したあたりから COP が著しく低下してゆく。一方 R1234ze(Z)の場合、凝縮温度 110 から 120 °Cの範囲で約 9.5 と非常に高い最大値をとる。またその時の体積能力は 5 MJ/m³ と、比較的高い。凝縮温度約 90 °Cに固定した場合、R1234ze(Z)の COP は R1234ze(E)に比して高いが、体積能力は低い。体積能力が著しく低い場合、冷媒循環量や圧縮比、あるいは圧力損失増大に伴い理論値よりも COP が低下しやすい。このため、熱力学的解析で得られた理論 COP のみで冷媒の適性を判断することは危険であるといえる。そこで、これらを実験的に検証したので、以下にその内容を述べる。

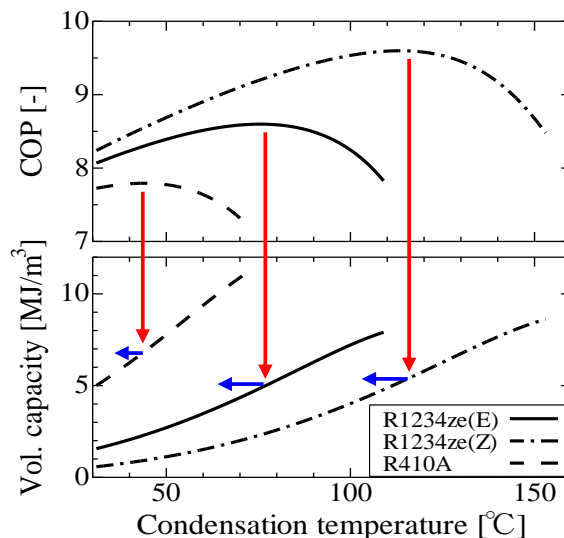


図 2.3.1.1.5-1 熱力学的解析結果，凝縮温度に対する COP と体積能力の変化

(b) ドロップイン試験

図 2.3.1.1.5-2 に実験装置の概要を示す。本実験装置は蒸気圧縮式ヒートポンプサイクルであり、凝縮器および蒸発器は対向流型二重管式熱交換器を用いており、水と熱交換を行う。装置内を流れる冷媒は主要要素機器である圧縮機、凝縮器、膨張弁および蒸発器出入口において、絶対圧力計および K 型シース熱電対により、圧力および温度を測定し、膨張弁手前においてコリオリ式流量計により、冷媒質量流量を測定している。また熱源である水に対しても、凝縮器および蒸発器出入口において、K 型シース熱電対により温度を測定し、歯車式体積流量計により体積流量を測定している。

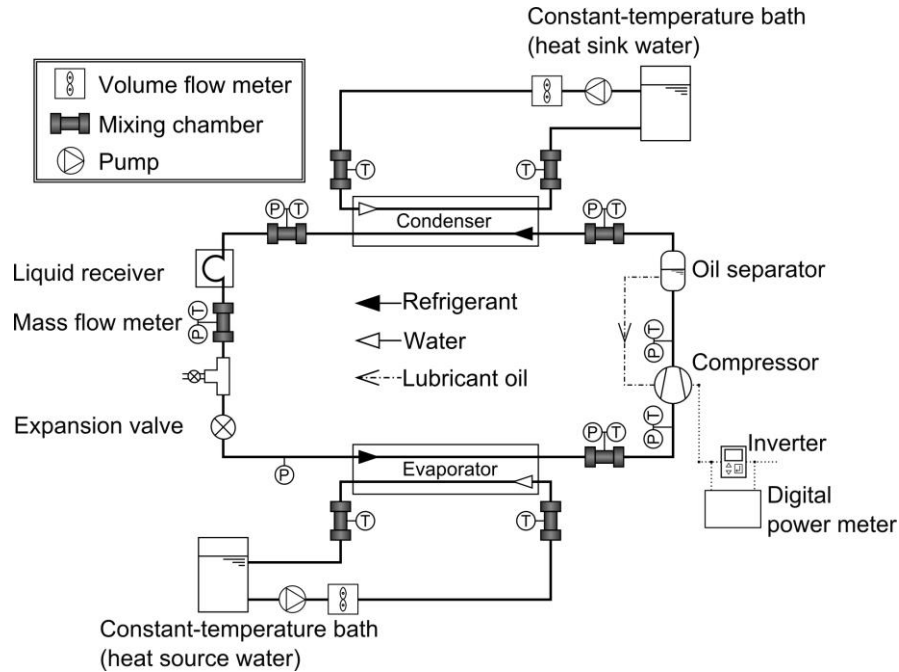


図 2.3.1.1.5-2 ドロップイン試験の実験装置

表 2.3.1.1.5-3 に実験条件を示す。実験では、凝縮器および蒸発器出入口の熱源水温度を表に示す値を一定に保つこととし、熱交換量を変化させて行う。本実験は高温用ヒートポンプを想定しているため、熱源水の温度は空気調和器の運転温度よりも高く、実験装置の許容できる最高温度である 50 から 75 °C に設定した。

表 2.3.1.1.5-3 ドロップイン試験の試験条件

Water temp. (inlet → outlet)	Cond. Eva.	[°C]	50 → 75 45 → 39
Degree of superheat		[K]	4
Heat transfer rate		[kW]	1.2 ~ 2.4

性能評価には次式により算出した COP を用いる。

$$COP = Q/P_{inv} \quad (2.3.1.1.5-1)$$

ここに、 Q [W] は凝縮器における熱交換量、 P_{inv} [W] はインバータへの投入電力である。また、凝縮器における熱交換量は水熱源側熱バランスより算出した。

図 2.3.1.1.5-3 に実験により得られた熱交換量に対する COP の変化を示す。図中の丸印および四角印はそれぞれ R1234ze (E) および R1234ze (Z)、加えて R1234ze (E) / R32 の実験結果である。熱交換量 Q が増加するに従い、R1234ze (Z) の COP は R1234ze (E) に比して大きく減少する。これは

熱交換量の増加とともに、冷媒循環量が増し、圧縮比および圧力損失が増加することが主な要因である。この傾向は、R1234ze(E)にも共通するが、体積能力のより小さい R1234ze(Z)でより顕著である。また、同熱交換量において、R1234ze(Z)の COP が R1234ze(E)に比して低くなっている事と合わせて考えると、本実験条件のように作動温度が 75 °C程度では、R1234ze(Z)の冷凍能力は不足しているといえる。しかし、解析結果において、R1234ze(E)で約 70 °C、R1234ze(Z)で約 105 °Cの時に体積能力が同程度となることを考えると、作動温度 100 °C以上では R1234ze(Z)の方が優位性を示す可能性が高い。R1234(E)と R1234ze(E)/R32(95/5mass%)とを比較すると、熱交換量が同じ条件において、R1234ze(E)/R32(95/5mass%)の COP の方が若干高い。これは、R32の添加によって体積能力が増加したことや、非共沸混合冷媒に特有の温度すべりによって、熱交換器内の水温と冷媒温度との差を縮小させることができ、不可逆損失を低減できたためであると考えられる。

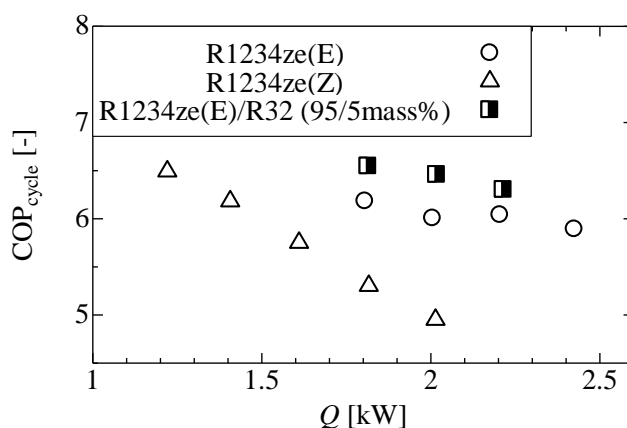


図 2.3.1.1.5-3 ドロップイン試験の結果，熱交換量と COP の関係

<参考文献>

Lemmon, E.W., Huber, M.L., McLinden, M.O., 2013. Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties - REFPROP Ver. 9.1. National Institute of Standards and Technology, Boulder, CO, USA.

2.3.1.2 低 GWP 混合冷媒の探求とその基本物性およびサイクル性能に関する研究

2.3.1.2.1 低 GWP 混合冷媒の探求・選定

水熱源ヒートポンプを用いて 2 成分混合冷媒 R1234ze(E)/R32 のドロップイン試験を実施し、組成比が 50/50 mass%近傍の 2 成分混合冷媒 R1234ze(E)/R32 は R410A の代替冷媒として使用可能であることが確認されている。しかしながら、この混合冷媒は R1234ze(E)の質量分率が 50%以下となると、GWP 値が 340 以上となる。そこで、R1234ze(E)/R32 系 2 成分混合冷媒にさらに第 3 成分として GWP 値が 1 である R744 (CO₂) を添加し、体積能力を増加させた冷媒について熱力学的性能解析を行い、GWP が 300 以下となる組成比を選定した。

R1234ze(E)/R32/R744 の 3 成分混合冷媒について、表 2.3.1.2.1-1 に示す計算条件のもとにヒートポンプサイクルの熱力学的性能解析を行った。図 2.3.1.2.1-1 に解析結果を示す。図 2.3.1.2.1-1 (a) は温度すべり (露点温度と沸点温度の差) の等高線に関する解析結果である。温度すべり R744/R1234ze(E) (40/60 mass%) 付近で最大値 35 °C を取る。図 2.3.1.2.1-1 (b) は、R410A の COP を 1 とした場合の、COP 比の等高線である。COP 比は R744 (CO₂) の質量分率が増加するとともに低下する。これは、R744 (CO₂) の臨界温度が 30 °C と非常に低いことが影響している。COP 比を 1 以上にとどめるためには、R744 (CO₂) の質量分率を 10%以下に抑える必要がある。図 2.3.1.2.1-1 (c) は、R410A の体積能力を 1 とした場合の、体積能力比の等高線である。体積能力比は R744 (CO₂) の質量分率が増加するとともに増加、また R1234ze(E)の質量分率の増加とともに低下する。これは R744 (CO₂) の添加によって圧力が上昇し蒸気密度を高くできること、また R1234ze(E)の増加により蒸発潜熱と蒸気密度が減少してしまうことが原因として挙げられる。

以上の解析結果をもとに、表 2.3.1.2.1-2 に示す組成比の選定条件に基づいて、

- GWP 値が 300 弱となる混合冷媒 A (R1234ze(E)/R32/R744 : 53/43/4 mass%)
- GWP 値が 200 弱となる混合冷媒 B (R1234ze(E)/R32/R744 : 62/29/9 mass%)

を選定した。図 2.3.1.2.1-2 に選定結果を示す。図中には、GWP、蒸発器内の冷媒温度すべり (相変化に伴う温度変化)、R410A に対する COP 比および R410A に対する体積能力比を示している。図中の赤印および青印がそれぞれ混合冷媒 A および B である。

項目	単位	値
Condensation Temperature	[K]	303.15
Degree of Subcool	[K]	0
Evaporation Temperature	[K]	270.15
Degree of Superheat	[K]	3
Efficiency of Compressor	[-]	0.85

項目	A	B
GWP	< 300	< 200
Temperature glide	< 10K	< 15K
Volumetric capacity ratio	> 0.8	
COP ratio	> 1.0	

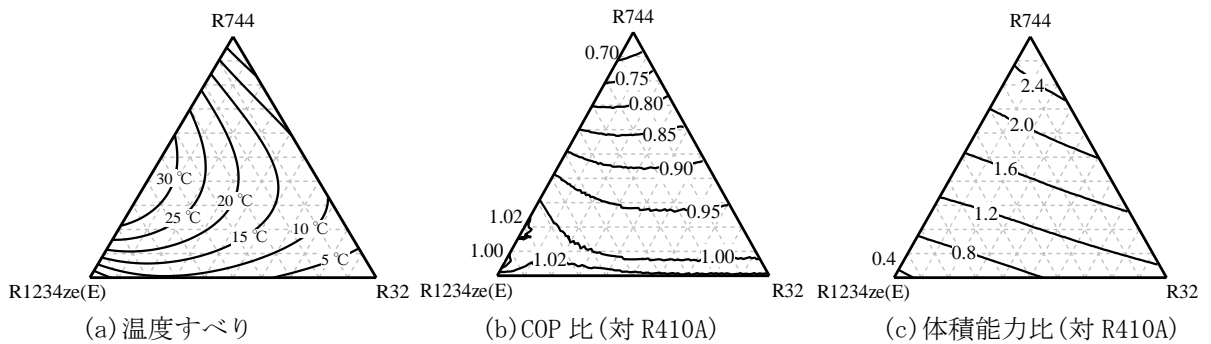


図 2.3.1.2.1-1 R1234ze(E)/R32/R744 系混合冷媒の熱力学的解析結果

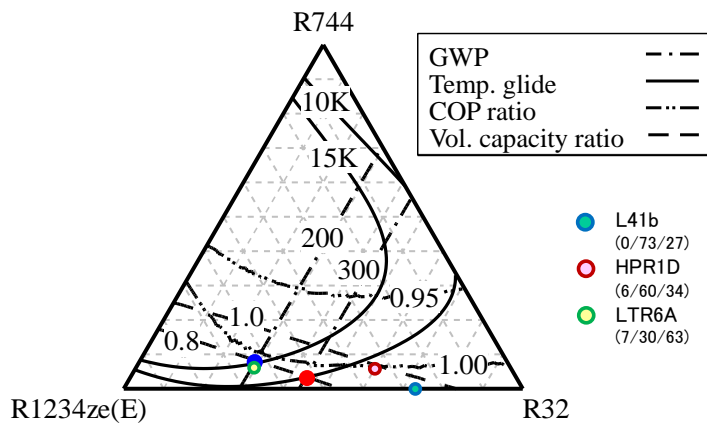


図 2.3.1.2.1-2 選定された R1234ze(E)/R32/R744 系混合冷媒。一点鎖線：GWP，実線：温度勾配，二点鎖線：R410A を基準とした COP 比率，破線：R410A を基準とした体積能力比率。
 (赤丸印---混合冷媒 A : (R1234ze(E)/R32/R744 : 53/43/4 mass%)，
 青丸印---混合冷媒 B : (R1234ze(E)/R32/R744 : 62/29/9 mass%))

次いで、R1234yf を含む R1234yf/R32/R744 系 3 成分混合冷媒についても、2 組成を選択すべく、検討を行った。R1234yf/R32 の混合による温度勾配は、R1234ze(E)/R32 のそれに比して小さいため、温度勾配に関する選定条件はいずれの組成も 10 K 以下とした。その他の選定条件は前述と同様である。この条件の下、

- GWP 値が 300 弱となる混合冷媒 C (R1234yf/R32/R744 : 52/44/4 mass%)
- GWP 値が 200 弱となる混合冷媒 D (R1234yf/R32/R744 : 65/29/6 mass%)

を選定した。図 2.3.1.2.1-3 に選定結果を示す。また、参考のため、昨今企業などで盛んに研究

され始めた，R1234yf を含む R1234yf/R32 系 2 成分混合冷媒（ARM-30a，DR-7，および DR-5）の組成も併記している．2 成分系であるという違いはあるものの，これらの冷媒も近い特性を求めて混合比率が決定させているのであろうことが察せられる．

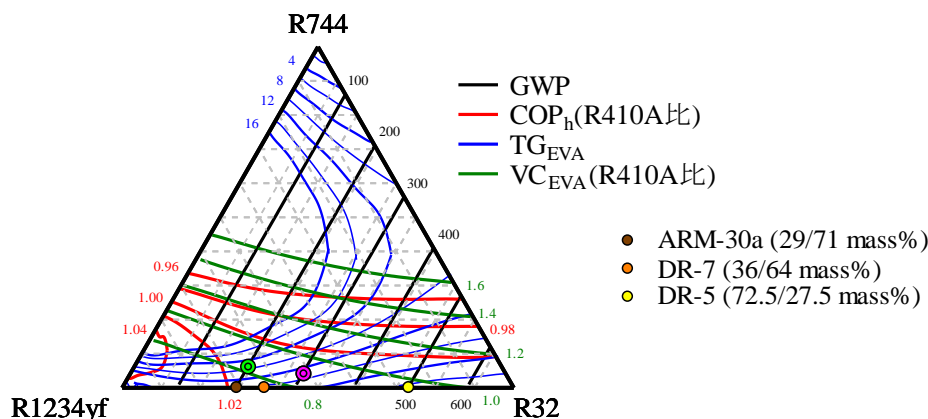


図 2.3.1.2.1-3 選定された R1234yf/R32/R744 系混合冷媒．黒線：GWP，青線：温度勾配，赤線：R410A を基準とした COP 比率，緑線：R410A を基準とした体積能力比率．（緑印---混合冷媒 C：（R1234yf/R32/R744：52/44/4 mass%），ピンク印---混合冷媒 D：（R1234yf/R32/R744：65/29/6 mass%））

<参考文献>

Wang, X., Amrane, K., 2014. AHRI Low Global Warming Potential Alternative Refrigerants Evaluation Program (Low-GWP AREP) - Summary of Phase I Testing Results. Int. Refrig.

2.3.1.2.2 低 GWP 混合冷媒の熱力学的性質

(a)測定

<臨界域における飽和液体および飽和蒸気密度の測定>

本実験では，純物質にした実験装置を用いて，低 GWP 混合冷媒に関する臨界域近傍の飽和液体密度および飽和蒸気密度を，メニスカス（気液界面）の消滅を肉眼で直接観察して決定する方法で行った．今回の実験の成分組成に関しては，九州大学において GWP 値を推算し，GWP が約 200 くらいの成分比率と，約 300 付近の成分比率を計算から想定して準備することにし，HFC 系冷媒 R32 をベースとして，HFO 系冷媒の R1234ze (E) および R1234yf，さらには二酸化炭素 CO₂ を混合した以下の 4 つの 3 成分系混合冷媒について測定を行った．ただし，GWP 約 300 の組成の実験において，本実験で行なった組成は，若干ずれが生じている．

- 62 mass% R1234ze (E) + 29 mass% R32 + 9 mass% CO₂ [GWP が約 200]
- 65 mass% R1234yf + 29 mass% R32 + 6 mass% CO₂ [GWP が約 200]
- 54 mass% R1234ze (E) + 43 mass% R32 + 3 mass% CO₂ [GWP が約 300]
- 52 mass% R1234yf + 44 mass% R32 + 4 mass% CO₂ [GWP が約 300]

実験装置概要図は図 2.3.2.2-1 に示したものと同じであり，測定試料が純物質から混合冷媒に変わっただけであるので実験手順もほとんど変わらない．ただ 1 点異なるのは，混合冷媒を作製する手順である．混合冷媒試料の作成は，研究室内で進んでいる．純物質の場合は，試料供給容器にメーカー特注の高純度試料を試料ボンベから直接充填するが，混合冷媒に関しては，事前に複数の前供給容器（2 成分系の測定では 2 個，3 成分系の測定では 3 個用いる）に，それぞれの成分物質を，純物質と同様の手順で調整する．そして，前供給容器に充填された成分試料は，液体窒素を用いて凝集され，希望する組成の試料が準備されることになる．

前述した 4 種類の 3 成分系混合冷媒について行った実験結果を，図 2.3.1.2.2-1 から図 2.3.1.2.2-4 に示した．図中には，両成分物質に関してすでに測定を行った実験結果および臨界点を合わせて表記している．

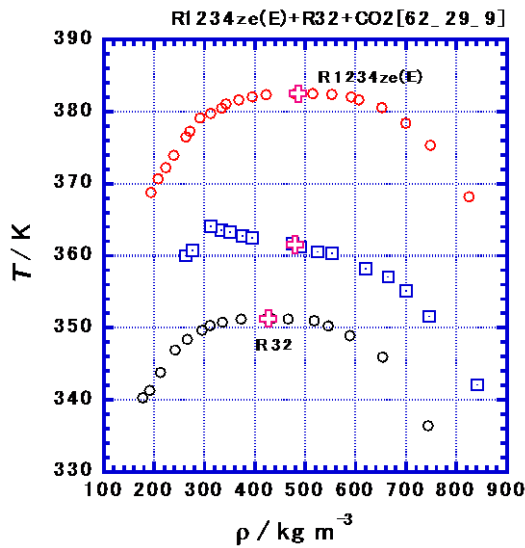


図 2.3.1.2.2-1 62 mass% R1234ze(E) + 29 mass% R32 + 9 mass% CO₂に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

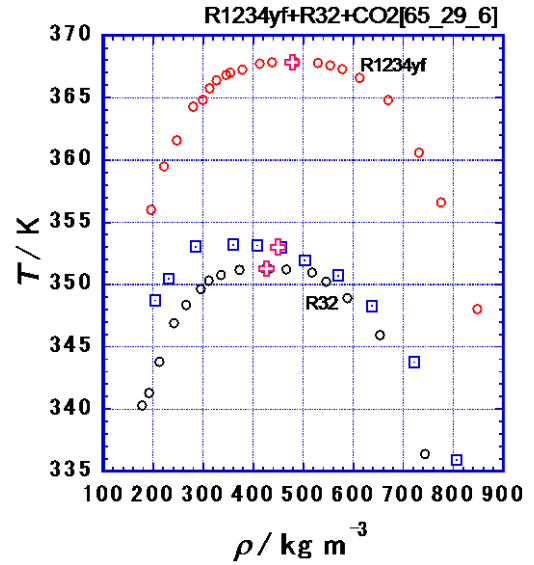


図 2.3.1.2.2-2 65 mass% R1234yf + 29 mass% R32 + 6 mass% CO₂に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

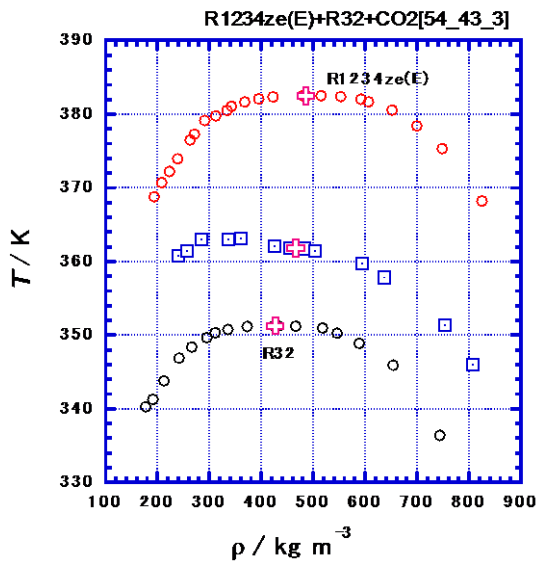


図 2.3.1.2.2-3 54 mass% R1234ze(E) + 43 mass% R32 + 3 mass% CO₂に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

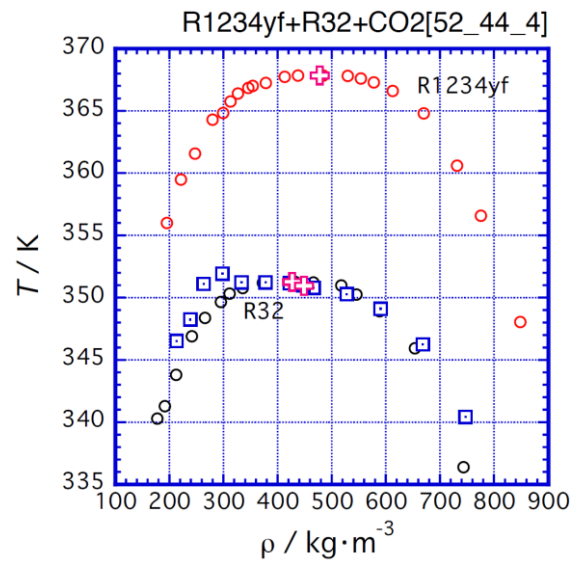


図 2.3.1.2.2-4 52 mass% R1234yf + 44 mass% R32 + 4 mass% CO₂に関する臨界点近傍における飽和密度の実測値

また、本実験結果に基づき、メニスカスの消滅位置および臨界タンパク光の着色の様子から、従来行なってきた純物質および2成分系混合物と同様の判断基準で、3成分系混合冷媒の臨界温度と臨界密度を表 2.3.1.2.2-1 のように決定した。飽和密度の値も臨界定数の値も限られた組成での情報であり、これを用いて状態式が作成される。

表 2.3.1.2.2-1 HF0 + HFC + CO₂ 3成分系混合冷媒の臨界温度と臨界密度

62 mass% R1234ze(E) + 29 mass% R32 + 9 mass% CO ₂ $T_c = 361.52 \pm 0.03$ K, $\rho_c = 480 \pm 5$ kg/m ³
65 mass% R1234yf + 29 mass% R32 + 6 mass% CO ₂ $T_c = 367.85 \pm 0.03$ K, $\rho_c = 478 \pm 5$ kg/m ³
54 mass% R1234ze(E) + 43 mass% R32 + 3 mass% CO ₂ $T_c = 361.83 \pm 0.03$ K, $\rho_c = 466 \pm 5$ kg/m ³
52 mass% R1234yf + 44 mass% R32 + 4 mass% CO ₂ $T_c = 350.95 \pm 0.03$ K, $\rho_c = 449 \pm 5$ kg/m ³

<P-ρ-Tx (圧力-密度-温度-組成) 性質の測定>

前述の4組成, 3成分系混合冷媒に関して, 最も基本となる熱物性値情報の P-ρ-Tx (圧力-密度-温度-組成) 性質を測定した. 実験装置概要図は純物質で使用した図 2.3.1.2-4 に示す実験装置と同じであり, 測定試料が純物質から混合冷媒に変わったただけであるので実験手順もほとんど変わらない.

前述した4種類の3成分系混合冷媒について行った実験結果を, 図 2.3.1.2.2-5 から図 2.3.1.2.2-8 に示した. 図中には, 両成分物質に関する飽和蒸気圧曲線および臨界点を合わせて表記している. なお, 臨界点の圧力測定が正確に行えると, 臨界圧力の決定も可能ではあるが, 3成分系における臨界域における等容線の挙動解析にまだ未解明な部分が多く, さらに臨界密度付近での等容線の折れ曲がり判断することが本実験装置では難しいため, 臨界圧力の決定までは到達できなかった.

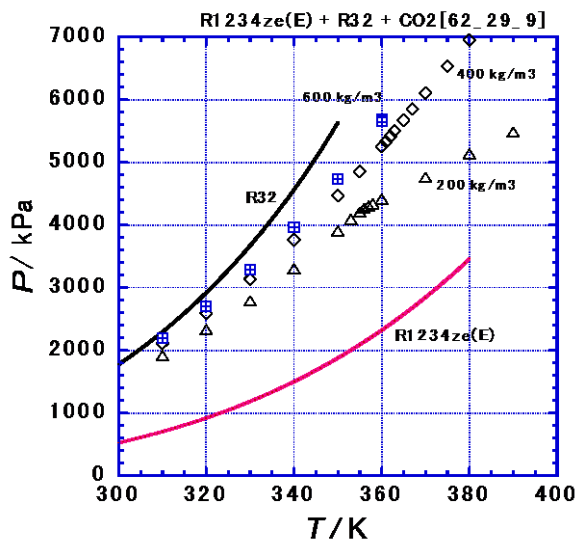


図 2.3.1.2.2-5 62 mass% R1234ze(E) + 29 mass% R32 + 9 mass% CO₂ の P-ρ-Tx 性質実測値の分布

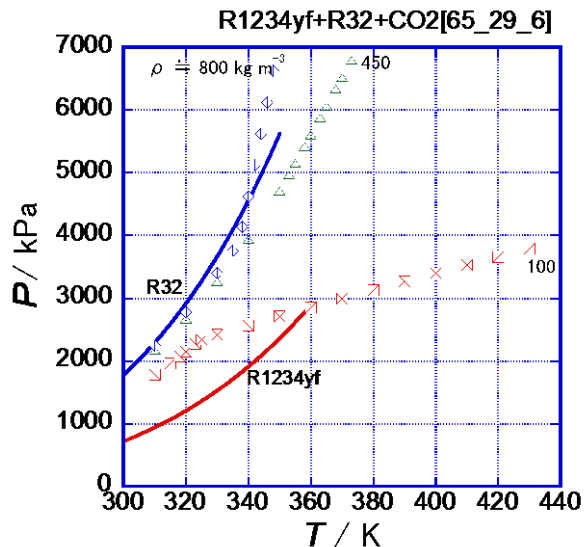


図 2.3.1.2.2-6 65 mass% R1234yf + 29 mass% R32 + 6 mass% CO₂ の P-ρ-Tx 性質実測値の分布

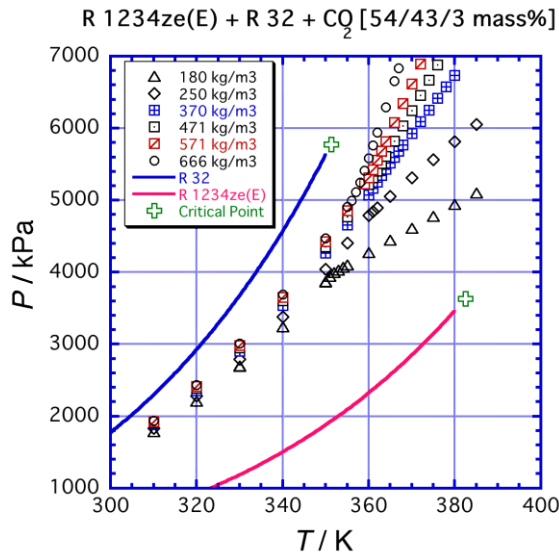


図 2.3.1.2.2-7 54 mass% R1234ze(E) + 43 mass% R32 + 3 mass% CO₂ の $P\rho T$ 性質実測値の分布

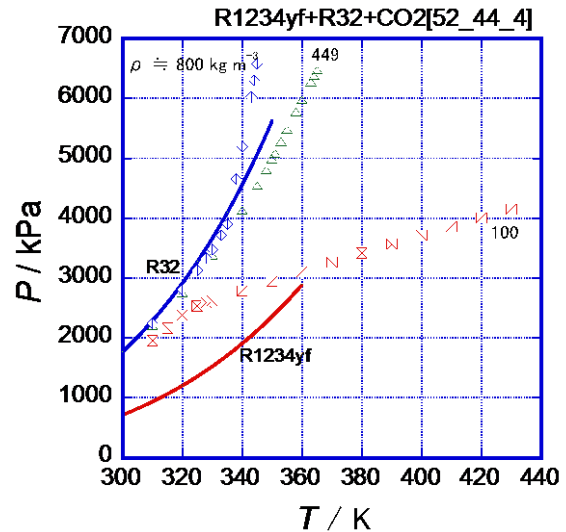


図 2.3.1.2.2-8 54 mass% R1234ze(E) + 43 mass% R32 + 3 mass% CO₂ の $P\rho T$ 性質実測値の分布

3成分系混合冷媒 R1234ze(E)+R32+CO₂ および R1234yf+R32+CO₂ 系は、基本となる熱物性値情報は皆無であった。このような未知なる混合冷媒を冷凍サイクルで利用するためには、今回報告するような基礎的熱物性値情報を、丁寧に測定し、かつ状態式を作成していく必要がある。現時点では、NIST の REFPROP に頼らざるところが多いが、評判高い REFPROP とはいえ、実測値との検証は必須条件である。さらに現状の REFPROP は3成分以上の多成分系混合冷媒においても、基本は2成分系混合冷媒の気液平衡データに基づいて作られている。そのため、多成分系冷媒の実測値は今後も重要であり、その数も増加の一途をたどっているため、整理された実測値データベースの必要性が高まるものと推察される。

(b) 状態方程式

多流体モデル (multi-fluid model) に基づき、R1234ze(E)+R32+CO₂系およびR1234yf+R32+CO₂系の2種類の3成分混合冷媒に対する熱力学的性質を計算する。多流体モデルでは、混合系の Helmholtz エネルギー α を次式のように表現する。

$$\alpha = \alpha^{idmix} + \alpha^E \quad (2.3.1.2.2-1)$$

ここで、 α^{idmix} は理想混合による寄与分であり、 α^E は混合による超過 Helmholtz エネルギーである。 α^{idmix} は純物質の状態方程式を用いて次式のように計算される。

$$\alpha^{idmix} = \sum_{i=1}^n x_i \left[\alpha_i^0(T, v) + \alpha_i^r(\tau, \delta) + \ln x_i \right] \quad (2.3.1.2.2-2)$$

ここで、 τ および δ は混合系に対する無次元温度および無次元密度である。本研究では、3成分系に対する τ および δ の無次元化関数（一般に組成の関数となる）の関数形や、超過 Helmholtz エネルギーの計算方法に対する検討を行った。

多流体モデルでは、3成分系に対する Helmholtz エネルギーを各2成分系に対するそれらの和として表現する。すなわち、R1234ze(E)+R32+CO₂系およびR1234yf+R32+CO₂系のモデルでは、R1234ze(E)+R32、R1234ze(E)+CO₂、R32+CO₂、R1234yf+R32 および R1234yf+CO₂ の5種類の2成分系に対する Helmholtz エネルギーが計算できる必要がある。このうち、R1234ze(E)+CO₂、R32+CO₂ および R1234yf+CO₂ については実測値もしくはシミュレーション結果に基づいたモデル (Kunz-Wagner モデル, KW モデル) がすでに REFPROP で利用できる。一方、R1234ze(E)+R32 および R1234yf+R32 については Akasaka が KW モデルを提案している。本研究では、これらのモデルを組み合わせた計算を行った。

表 2.3.1.2.2-2 は、R1234ze(E)+R32+CO₂ = 54+43+3 mass% の組成に対して KW モデルを用いて計算した臨界定数と実測値とを比較したものである。モデルから計算した臨界温度および臨界圧力は実測値と良好に一致しており、臨界密度についても測定不確かさを考慮すれば一致の程度

は悪くない。

表2.3.1.2.2-2 R1234ze(E)+R32+CO₂ = 54/43/3 mass%の臨界定数

	臨界温度 (K)	臨界密度 (kg/m ³)	臨界圧力 (MPa)
実測値	361.83	466	5.394
計算値	362.51	438	5.342

また、図2.3.1.2.2-9は表2.3.1.2.2-2と同じ組成に対して計算した臨界点近傍の気液共存曲線を実測値と共に示したものである。さらに、図2.3.1.2.2-10はR1234yf+R32+CO₂ = 52+44+4 mass%に対する気液共存曲線と実測値である。モデルから計算した液体側（臨界点の右側）の気液共存曲線は実測値をよく再現している。しかしながら、気体側の気液共存曲線は実測値とやや異なる挙動を示している。これは臨界点近傍における飽和蒸気密度の急激な密度変化に付随する分子間力の変化をモデルが十分に再現できていないためであり、系を構成する個々の2成分系に対するモデルのみから全体のHelmholtzエネルギーを表現する多流体モデルの限界とも言える。

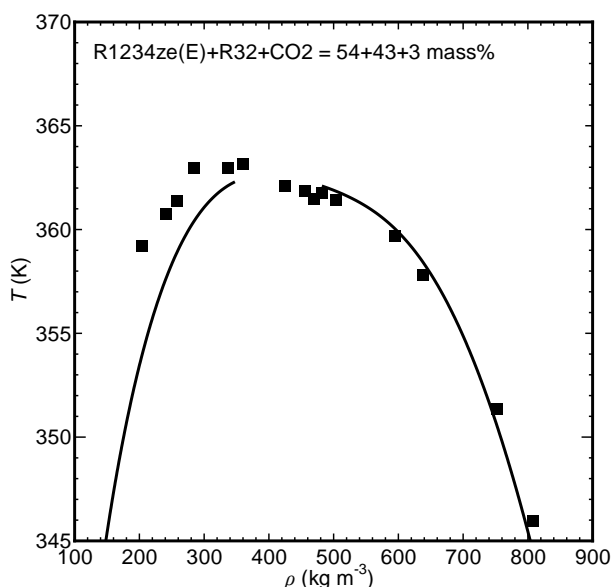


図 2.3.1.2.2-9 R1234ze(E)+R32+CO₂ = 54+43+3 mass%に対する気液共存曲線の計算値と飽和液密度および飽和蒸気密度の実測値

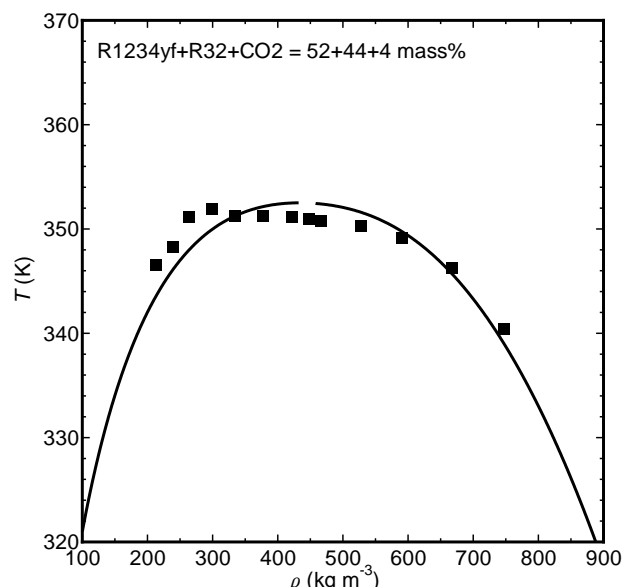


図 2.3.1.2.2-10 R1234yf+R32+CO₂ = 52+44+4 mass%に対する気液共存曲線の計算値と飽和液密度および飽和蒸気密度の実測値

<参考文献>

Akasaka, R., 2013, Thermodynamic Property Models for the Difluoromethane (R-32) + Trans-1, 3, 3, 3-tetrafluoropropene (R-1234ze(E)) and Difluoromethane + 2, 3, 3, 3-Tetrafluoropropene (R-1234yf) Mixtures, Fluid Phase Equilib., vol. 358, 98-104.

2.3.1.2.3 低GWP混合冷媒の輸送的性質の測定

<R1234ze(E)/R32系混合冷媒の熱伝導率の測定>

前出の図 2.3.1.1.3-1 から図 2.3.1.1.3-3 で説明された装置を用い、R1234ze(E)/R32系混合冷媒およびR1234ze(Z)/R32系混合冷媒の熱伝導率を測定した。図 2.3.1.2.3-1 にR1234ze(E)とR32の熱伝導率およびそれらの混合冷媒について、温度に対する熱伝導率の変化を示す。混合冷媒の混合比は、51.5 mass% R1234ze(E)+48.5 mass% R32である。混合冷媒の熱伝導率は、それぞれの純冷媒の熱伝導率の間にあり、純冷媒と同様に温度の上昇に伴い熱伝導率が低下する。

図 2.3.1.2.3-2 に各温度条件において、熱伝導率の組成比に対する変化を示す。混合冷媒の熱伝導率が各純冷媒の値を結んだ直線より若干低い値を示すことが分かる。図中には、混合液の熱伝導率に対して提案されている以下の相関式による計算値も示してある。

Filippov らの式

$$\lambda_m = w_1\lambda_1 + w_2\lambda_2 - cw_1w_2(\lambda_2 - \lambda_1) \quad (2.3.1.2.3-1)$$

Jamieson らの式

$$\lambda_m = \omega_1\lambda_1 + \omega_2\lambda_2 - \alpha(\lambda_2 - \lambda_1)[1 - \omega_2^{1/2}]\omega_2 \quad (2.3.1.2.3-2)$$

ここで、 ω は質量分率であり、添え字 m は混合冷媒、1, 2 は成分を表す。なおいずれの式においても $\lambda_2 \geq \lambda_1$ である。Filippov らの式では $c = 0.72$ が推奨されているが、測定値に合わせて調整することは可能である。Jamieson らの式では α は調整パラメータで実験値がない場合は 1.0 を与える。図 2.3.1.2.3-2 に示した線は、 $c = 0.72$, $\alpha = 1.0$ とした場合の推算結果である。測定値は R32 の増加とともに下に凸の曲線を描きながら増加しており、相関式と同様の傾向を示している。測定値と相関式の値の比較をすると低温域での差が大きく、測定値が相関式より高い値をとる。

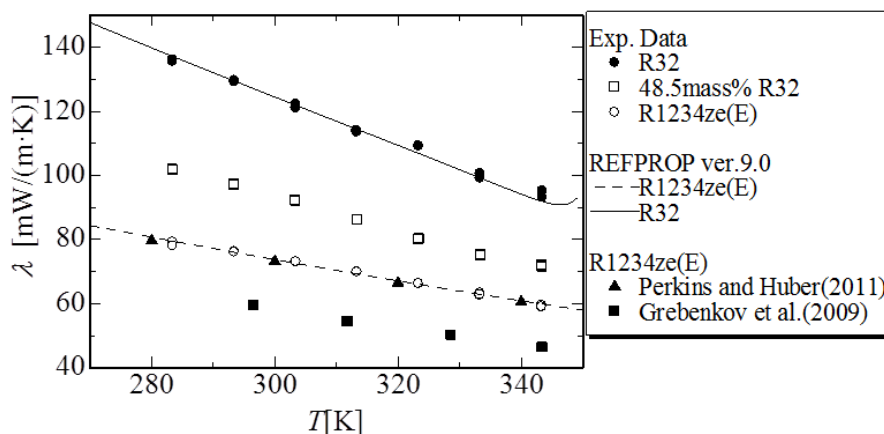


図 2.3.1.2.3-1 混合冷媒 R1234ze(E)+R32 の熱伝導率の温度に対する変化

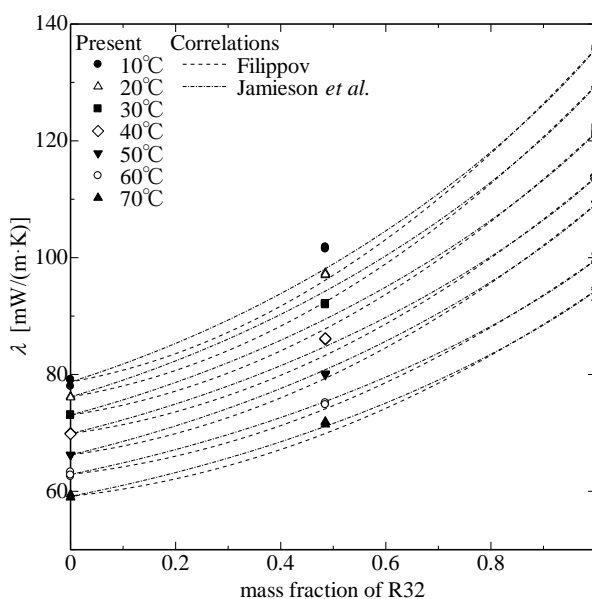


図 2.3.1.2.3-2 混合冷媒 R1234ze(E)+R32 の熱伝導率の組成比に対する変化

<R1234ze(Z)/R32 系混合冷媒の熱伝導率の測定>

図 2.3.1.2.3-3 に混合冷媒の熱伝導率の測定値 λ_{exp} と各純冷媒の熱伝導率を線形補間した値 λ_{linear} との差を示したものである。グラフには Jamieson らの式および Filippov らの式の実験パラ

メータ c および α に推奨値を与えた場合の計算結果を細い破線および細い実線で示し、実験値に合わせてパラメータを調整した場合の計算値を太い破線および太い実線で示す。R1234ze(E)+R32 については、 $c = 0.49$ 、 $\alpha = 0.83$ とすることで実験値とよく一致する。これらの値は限られた測定データを用いて決定されたものであり、実験式は温度や組成比の影響などを十分に表現できるものではないが、熱交換器の設計やサイクルシミュレーションなどにおいて実用上十分な精度で使用できるものと考えられる。なお、図上では実験値が大きくばらついて見えるが、実験パラメータを修正した相関式に対するデータのばらつきは概ね $\pm 5\%$ 以内である。

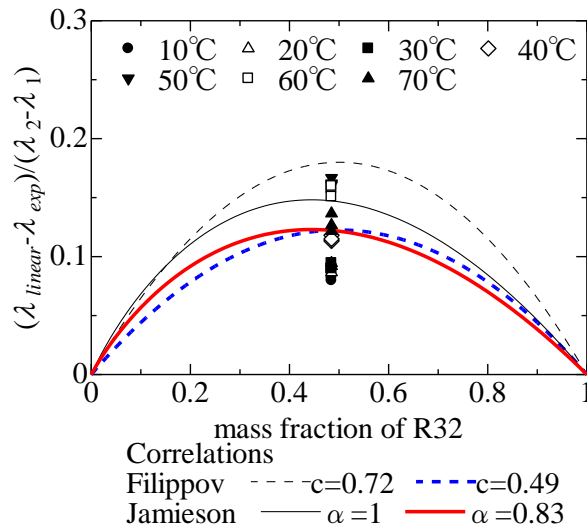


図 2.3.1.2.3-3 熱伝導率の測定値 λ_{exp} と線形補間値 λ_{linear} との差異

図 2.3.1.2.3-4 に R1234ze(Z)/R32 系混合冷媒の熱伝導率を示す。混合冷媒の混合比は、51.2 mass% R1234ze(Z)+48.8 mass% R32 である。一般的な混合冷媒の特性と同様に、熱伝導率はそれぞれの純冷媒の熱伝導率の間にあり、純冷媒と同様に温度の上昇に伴い熱伝導率が低下する。

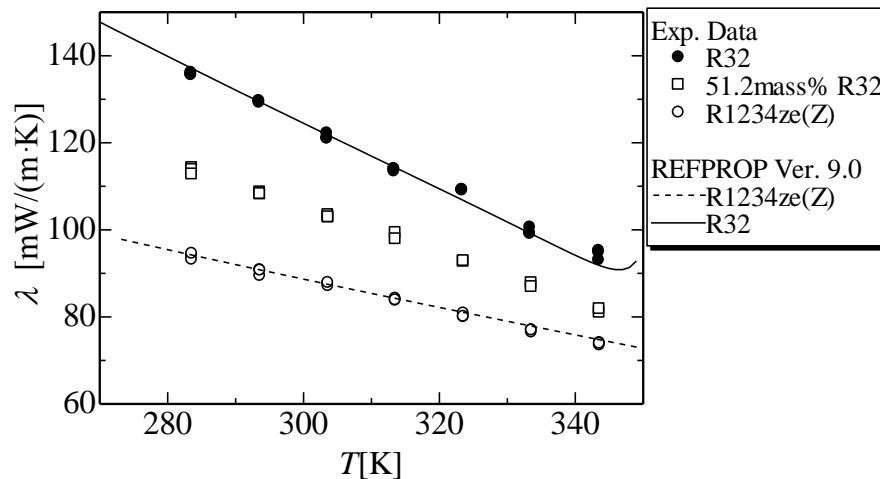


図 2.3.1.2.3-4 混合冷媒 R1234ze(Z)+R32 の熱伝導率の温度に対する変化

<R1234ze(Z)/R32 系混合冷媒の粘度の測定>

前出の図 2.3.1.1.4-1 で説明された装置を用い、R1234ze(Z)/R32 系混合冷媒の粘度を測定した。図 2.3.1.2.3-5 に R1234ze(Z) と R32 の粘度およびそれらの混合冷媒について、温度に対する粘度の変化を示す。混合冷媒の混合比は、61.0 mass% R1234ze(Z)+39.0 mass% R32 である。また、図中破線はそれぞれの純冷媒の粘度の REFPROP による計算値であり、実線は以下の式により算出される混合物粘度の計算値である。

Grunberg and Nissan らの式

$$\ln \eta_{mix} = x_1 \ln \eta_1 + x_2 \ln \eta_2 + x_1 x_2 G_{12} \quad (2.3.1.2.3-3)$$

ここで、 η は粘度、 x は冷媒のモル分率、 G_{12} は実験データから得られる相互作用係数であり、測定値から $G_{12} = 0.75$ と定めている。また、添え字 mix は混合冷媒、1, 2 は成分を表す。

図より、混合冷媒の粘度の値は、それぞれの純冷媒の粘度の間であり、純冷媒と同様に温度の上昇に伴い低下することが確認できる。

図 2.3.1.2.3-6 に各温度条件において、粘度の組成比に対する変化を示す。図中プロットは測定値を示しており、破線および実線はそれぞれ各純冷媒の値を直線で結んだ線形補完値および式 2.3.1.2.3-3 による計算値である。また、図 2.3.1.2.3-7 には R1234ze(Z)/R32 系混合冷媒の測定値および予測計算値と線形補完値との差異を示している。両図より、混合冷媒の測定値は、線形補完値より若干低く、予測計算値より高い値を示しており、線形補完値がより測定値に近いことが分かる。しかしながら、现阶段では、測定データが非常に限られており、現時点では評価が困難である。温度、圧力、混合比をパラメータとした幅広い条件での測定を実施し、評価を進める必要がある。

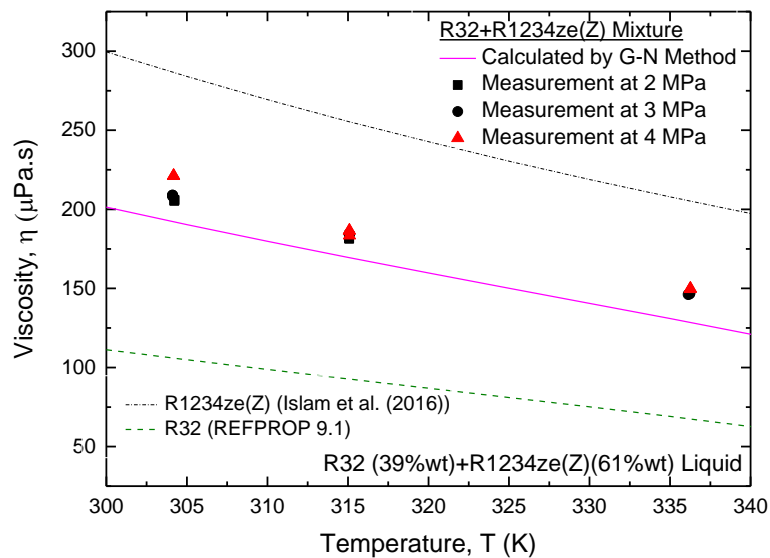


図 2.3.1.2.3-5 混合冷媒 R1234ze(Z)+R32 の粘度の温度に対する変化

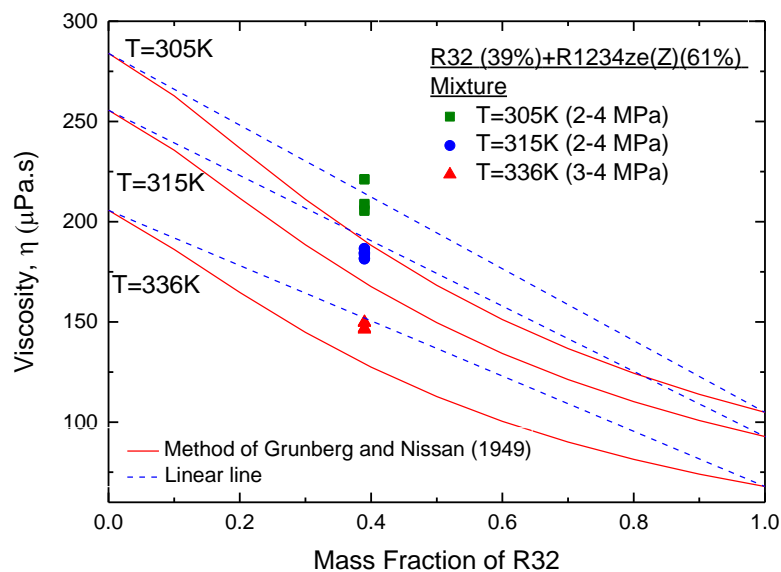


図 2.3.1.2.3-6 混合冷媒 R1234ze(Z)+R32 の組成比に対する変化

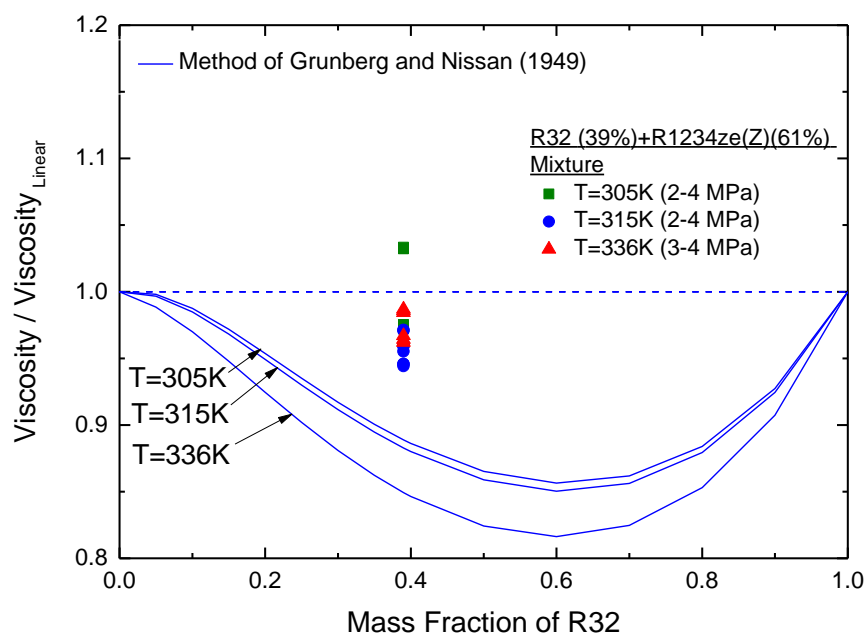


図 2.3.1.2.3-7 混合冷媒 R1234ze(Z)+R32 の測定値および予測計算値と線形補完値との差異

<参考文献>

- Filippov, L.P, 1955, Vest Mosk Univ., Ser. Fiz. Mat. Estestv Nauk, (3)10(2), 37-40 (1955); Chem. Abstr., vol. 49, 11366.
- Jamieson, D.T., Irving, J.B., Tudhope, J.S., 1975, Liquid thermal conductivity, A data survey to 1973, H. M. Stationary Office, Edinburgh.
- Grunberg, L., Nissan, A.H., 1949, Mixture law for viscosity. Nature 164, 799-800

2.3.1.2.4 低GWP混合冷媒の伝熱特性の測定

(a) 扁平多孔管

〈実験装置および方法〉

図 2.3.1.2.4-1 に実験装置の系統図を示す。本実験ループはポンプによる強制循環ループであり、また、同一実験装置にて凝縮・沸騰実験が可能である。ポンプより送出された液単相の冷媒はコリオリ式質量流量計を経て、電気ヒータ、水熱交換器および加熱器にて熱交換され、テストセクションへ流入する。冷媒はテストセクションにて冷却ジャケットあるいはヒータを介して凝縮（沸騰）する。その後、冷媒は冷却器、過冷却器および液溜めを経て、再びポンプへ戻る。また混合冷媒の循環組成を測定する場合には、サンプリングポートを流量計直前に設置した。ここで採取されたサンプルをガスクロマトグラフで分析し、その結果を循環組成として取り扱う。

図 2.3.1.2.4-2 に本実験で使用した 2 種類の扁平多孔管 Type-A および Type-B の伝熱管の断面写真を、表 2.3.1.2.4-1 にその寸法諸元を示す。Type-A は 17 個の矩形流路を、Type-B は 12 個の矩形流路を有しており、各流路の平均相当直径はそれぞれ 0.85 および 1.13 mm である。

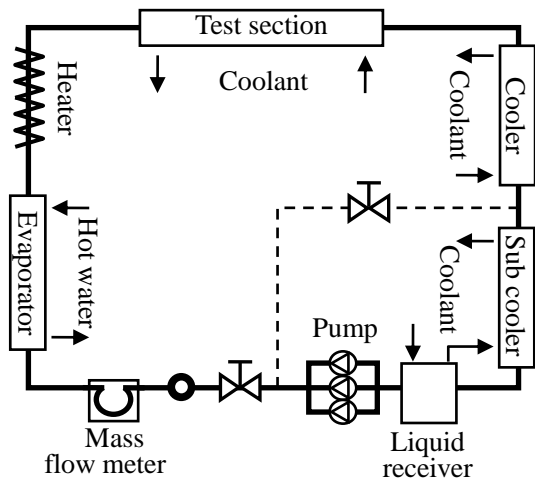


図 2.3.1.2.4-1 実験装置

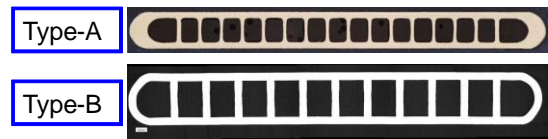
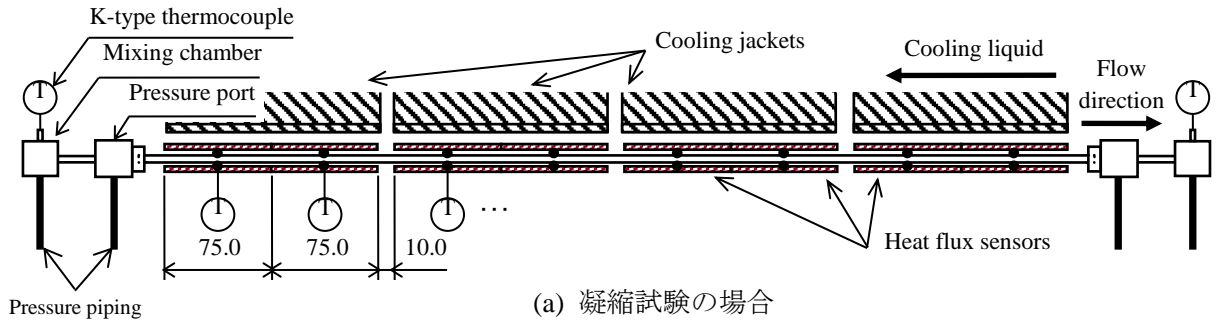


図 2.3.1.2.4-2 試験伝熱管

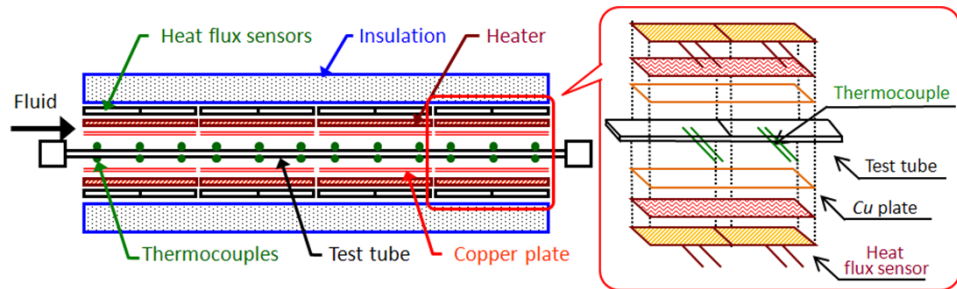
表 2.3.1.2.4-1 試験伝熱管寸法諸元

Type	A	B
Flow area [mm ²]	11.13	16.09
Wetted perimeter [mm]	55.3	57.04
Hydraulic diameter [mm]	0.852	1.128
Tube thickness [mm]	1.5	2.0
Tube wide [mm]	16.3	16.0
Effective heating length [mm]	600	600
Number of holes [-]	17	12

図 2.3.1.2.4-3 にテストセクションの概略図を示す。凝縮試験では、図 2.3.1.2.4-3 (a) に示すように、伝熱管は上下 4 組の真鍮製の冷却ジャケットに挟まれており、冷却ジャケットには冷媒と逆方向に冷却液が流れる。伝熱管と冷却ジャケットの間には、長さ 75 mm、幅 15 mm の熱流束センサを上下に 16 枚挿入し、伝熱管上下面を通過する熱流束を測定した。伝熱管外壁面温度は、伝熱管外表面に上下 16 対埋め込こんだ素線径 0.1 mm の K 型熱電対により測定し、また、冷媒温度はテストセクション出入口に設置した冷媒混合室にて K 型シーブ熱電対を用いて測定した。冷媒圧力はテストセクション出入口に設けた混合室および圧力測定ポートにて、絶対圧計および差圧計を用いて測定した。蒸発試験の場合、図 2.3.1.2.4-3 (b) に示すように、扁平多孔管は上下から面状ヒータによって加熱される。扁平多孔管と面状ヒータの間には熱流束を均一化するための銅製の均熱板が、また、面状ヒータと断熱材の間には周囲へのヒートロス測定するための熱流束センサが挿入されている。



(a) 凝縮試験の場合



(b) 蒸発試験の場合

図2.3.1.2.4-3 テストセクション概要

本実験ではテストセクションへ流入する冷媒のクオリティを変えて実験を行い、広範なクオリティ域での実験を行った。予冷却器あるいは電気予熱器前に設けた冷媒混合室において、過熱蒸気あるいは過冷液の温度および圧力の測定値から冷媒比エンタルピを算出し、予冷却器あるいは予熱器内の熱収支からテストセクション入口の冷媒クオリティを算出した。

断熱気液二相流の摩擦圧力損失 ΔP_f は、次式から算出した。

$$\Delta P_f = \Delta P_{mes} - \Delta P_e \quad (2.3.1.2.4-1)$$

ここに、 ΔP_{mes} は試験伝熱管の出入口で測定した差圧、 ΔP_e は伝熱管と接続ポート間での管路形状の変化に伴う損失である。また、沸騰過程における摩擦圧力損失 ΔP_f は、加速損失 ΔP_a を考慮して次式より算出した。

$$\Delta P_f = \Delta P_{mes} - \Delta P_e - \Delta P_a \quad (2.3.1.2.4-2)$$

上式中の加速損失 ΔP_a に関しては均質流モデルより算出した。その際、テストセクション内での冷媒の比エンタルピおよび圧力の分布は、テストセクション熱収支および運動量収支から求めた。管軸方向局所の熱伝達率 α は、次式で定義した。

$$\alpha = q / (T_w - T_R) \quad (2.3.1.2.4-3)$$

ここに、 q は伝熱管内壁面基準の熱流束、 T_w は管内壁面温度、 T_R は冷媒飽和温度である。管内壁面温度 T_w は、管内壁面周方向の温度分布は十分に小さいと仮定し、測定した管外壁面温度 T_{wo} から一次元熱伝導式より算出した。

〈実験結果；R32/R1234ze(Z)の凝縮熱伝達および圧力損失〉

図2.3.1.2.4-4(a)および(b)に、試験伝熱管 Type-A 内の、露点温度 60 °C、質量速度 100 および 300 kg/(m²・s)での R1234ze(E)/R32(50/50 mass%)混合冷媒の熱伝達率を、クオリティに対して示す。図中には、混合冷媒の構成物質である R1234ze(E)および R32 純冷媒の実験結果もあわせて示す。図より、質量速度 100 kg/(m²・s)の条件では、R1234ze(E)/R32 混合冷媒の熱伝達率は、クオリティ $x = 0.2 \sim 0.7$ の広い範囲でほぼ一定値を示すことがわかる。これは、R1234ze(E)および R32 純冷媒と同様、微細矩形管路特有の熱伝達特性であり、表面張力の作用によって管断面隅部へ液膜が引き付けられ、辺部に伝熱に優れる薄液膜部が広い乾き度範囲で形成されるためである(2)。また、熱伝達率は質量速度 300 kg/(m²・s)の方が 100 kg/(m²・s)の場合に比して高い値を示す。これは、管内流速の増加により蒸気せん断力が増加し、伝熱が促進されたためと考えられる。また、図より、質量速度 100 kg/(m²・s)での混合冷媒の熱伝達率は、構成冷媒である他の純冷媒に比べて低いものの、質量速度 300 kg/(m²・s)では混合冷媒は R1234ze(E)および R32 純冷

媒のほぼ中間の熱伝達率をとることがわかる。これは、低質量速度では物質伝達抵抗に起因して管断面気相部に濃度分布が形成され、この濃度分布に対応した温度分布が管断面に形成されることで、伝熱に有効な温度差が減少し、伝熱性能が低下したためと考えられる。この物質伝達抵抗に起因する伝熱性能の低下は、管内流速の増加に伴う対流拡散の促進によって減少するため、質量速度 300 kg/(m²·s) では混合冷媒の熱伝達率は純冷媒の値に近づいたものと考えられる。

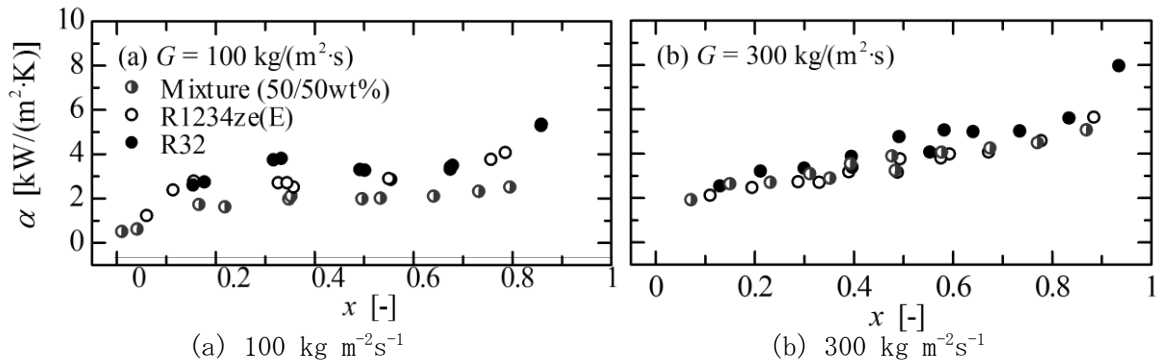


図2.3.1.2.4-4 R1234ze(E)/R32混合冷媒の凝縮熱伝達率と乾き度の関係 (Type-A, 露点温度60 °C)

図 2.3.1.2.4-5(a), (b)および(c)に、R1234ze(E)/R32 混合冷媒の熱伝達率を、R1234ze(E)の質量分率 20, 50 および 80 mass%の場合について示す。図中には、質量速度 100 および 300 kg/(m²·s)での実験結果をそれぞれ示すとともに、地下-小山の式による予測値もあわせて示す。地下-小山の式は純冷媒に対して提案された式であり、R1234ze(E)および R32 の熱伝達率を精度良く予測できることを確認している。したがって、混合冷媒の冷媒物性を適正に予測できていると仮定すれば、混合冷媒の実験結果と純冷媒の式とを比較することで、混合冷媒特有の物質伝達抵抗に起因する伝熱性能の低下の程度をみることができる。

図より、いずれの組成比に関しても、質量速度 300 kg/(m²·s)では、R1234ze(E)/R32 混合冷媒の熱伝達率は物質伝達抵抗を考慮していない予測値と定性的かつ定量的に良く一致していることがわかる。これは、先ほども述べたように、質量速度 300 kg/(m²·s)以上では物質伝達抵抗に起因する伝熱性能の低下は十分に小さいことを表している。

一方、質量速度 100 kg/(m²·s)の場合には、組成比 50/50 および 80/20 mass%での熱伝達率は予測値よりも低い値を示すものの、組成比 20/80 mass%の場合には実験値と予測値は定量的に一致している。このことから、すべり温度が大きいほど混合冷媒の伝熱性能は低下しやすく(すべり温度は組成比 20/80, 50/50 および 80/20 mass%の場合にそれぞれ 1.9, 6.2 および 9.8 K)、また、すべり温度が 2 K 程度なら質量速度 100 kg/(m²·s)においても伝熱性能の低下は小さいと考えられる。なお、混合冷媒の熱伝達率は、R1234ze(E)の質量分率の増加に伴い低下しているが、これはR1234ze(E)に比べて伝熱に優れる R32 の割合が減少するとともに、すべり温度が増加するためと考えられる。

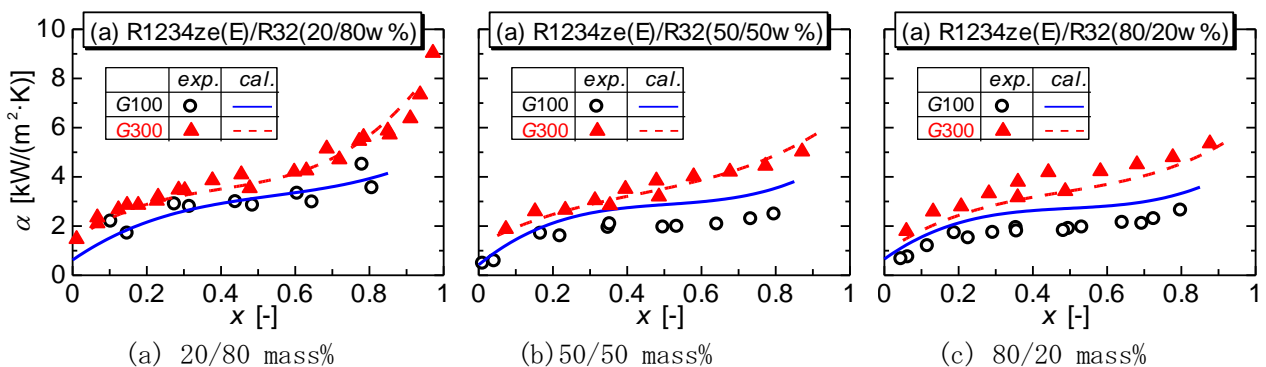


図2.3.1.2.4-5 R1234ze(E)/R32混合冷媒の組成比が及ぼす凝縮熱伝達率への影響 (Type-A, 露点温度60 °C)

図 2.3.1.2.4-6 は凝縮過程における圧力損失勾配の測定結果と予測結果との比較を示す。図 2.3.1.2.4-6 (a), (b) および (c) はそれぞれ、測定結果と Mishima-Hibiki, Zhan-Webb, および Jige-Koyama の式との比較結果である。これらの式は他の単一冷媒あるいは共沸冷媒に対して提案されたものではあるが、本実験で得られた非共沸混合冷媒の圧力損失も精度よく予測している。特に組成比によって予測結果が大きく逸脱することはないことから、非共沸混合冷媒に対しても単一冷媒あるいは共沸冷媒に対して提案された式で満足に予測できるといえる。

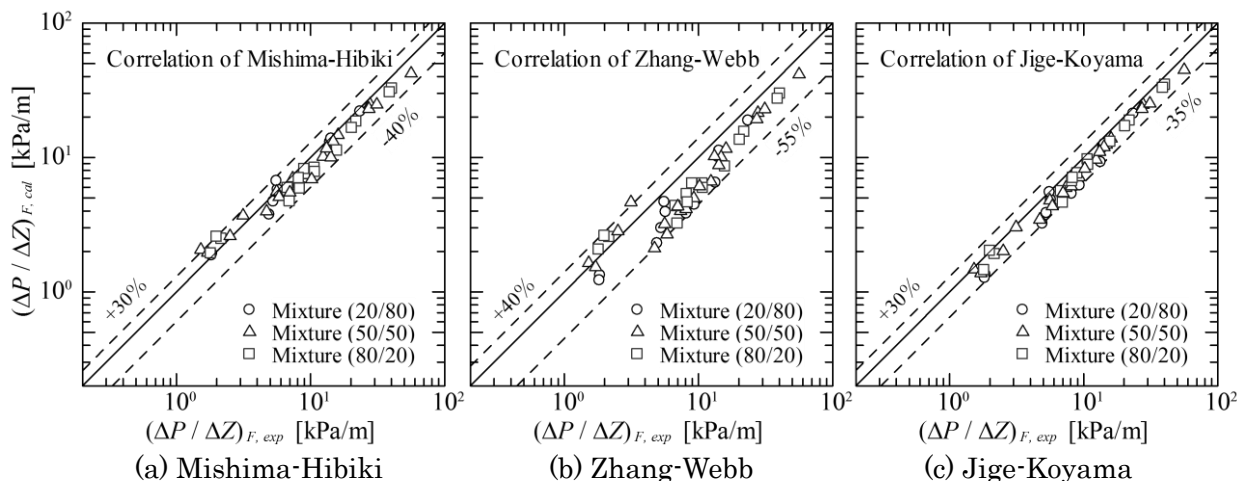


図 2.3.1.2.4-6 R1234ze(E)/R32 凝縮圧力損失勾配の測定結果と予測結果との比較

〈実験結果；R32/R1234ze(Z)の蒸発熱伝達および圧力損失〉

図 2.3.1.2.4-7(a) および (b) に、R32 の扁平多孔管 Type-A および Type-B での熱伝達率を、クオリティに対して示す。Type-A に着目すると、 $x > 0.5$ の高クオリティ域では質量速度およびクオリティの増加に伴い熱伝達率は増加しており、強制対流蒸発の影響がみられる。一方、 $x < 0.5$ の低クオリティ域では、質量速度 $400 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ に比べて $200 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ の方が良好な熱伝達率を示す。この領域では、流動様式はスラグ流となり、蒸気プラグ周りには薄液膜が形成される。微細矩形流路の場合、この蒸気プラグ周りの薄液膜が表面張力により管断面隅部へ引付けられ、辺部には伝熱に優れた薄液膜が形成されるため、低質量速度の低クオリティ域において良好な熱伝達率を示したと考えられる。この表面張力により形成された管周方向に不均一な液膜分布は、質量速度の増加に伴う蒸気せん断力の増加により均一化されるため、質量速度の増加に伴い熱伝達率は低下したと考えられる。

図 2.3.1.2.4-7(a) および (b) において相当直径の違いについて着目すると、いずれの質量速度およびクオリティ域においても Type-A の熱伝達率は Type-B に比して高い値を示しており、細径化による伝熱促進効果がみられる。この細径化による伝熱促進効果は、強制対流蒸発の影響の大きい高質量速度、高クオリティ域と比べて、薄液膜蒸発の影響が大きい低質量速度、低クオリティ域で大きい。これは、細径化に伴う液膜厚さの減少に加え、熱伝達に及ぼす表面張力の影響が増加することで伝熱が促進されるためと考えられる。

図 2.3.1.2.4-8(a) および (b) に、扁平多孔管 Type-B での R1234ze(E) および R32 の熱伝達特性を示す。図より、いずれの質量速度条件およびクオリティ域においても、R1234ze(E) に比して R32 の方が高い熱伝達率を示すことがわかる。これは、R32 の液熱伝導率が R1234ze(E) の約 1.7 倍と極めて大きいためと考えられる。また、冷媒による熱伝達率の差異は、管内流速の小さい低質量速度および低クオリティ域で大きいことから、強制対流蒸発の支配的な領域よりも薄液膜蒸発が支配的な領域で冷媒物性による差異が大きいことがわかる。

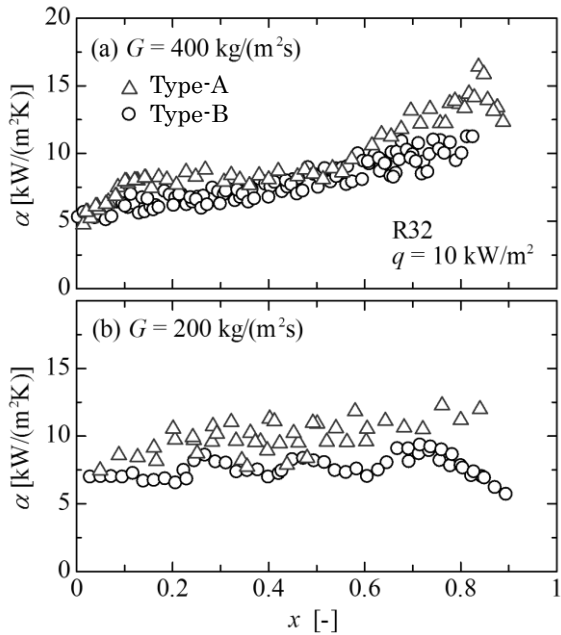


図 2.3.1.2.4-7 R32 蒸発熱伝達率 (質量流速 400 および 200 kg/(m²s), 飽和温度 15°C, Type-A および Type-B)

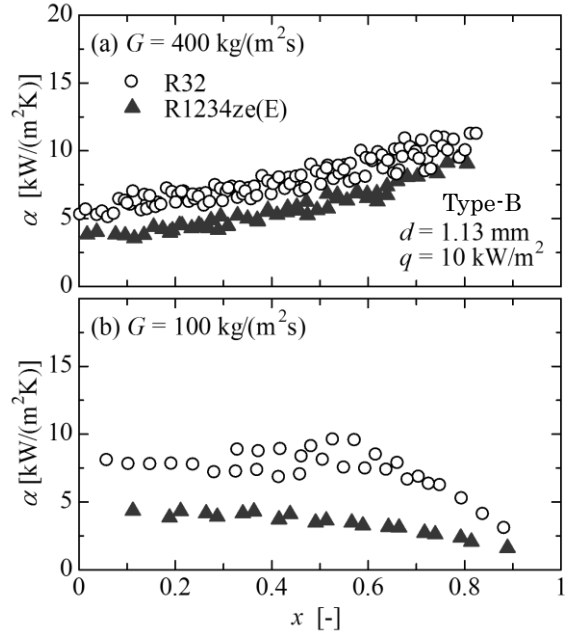


図 2.3.1.2.4-8 R1234ze(E) と R32 の蒸発熱伝達率比較 (Type-B, 飽和温度 15°C)

図 2.3.1.2.4-9 は R1234ze(E)/R32 (50/50 mass%) の蒸発熱伝達率を単一冷媒 R1234ze(E) および R32 の蒸発熱伝達率と比較した結果である。図 2.3.1.2.4-9(a) および (b) はそれぞれ、質量流速 100 および 400 kg/(m²s) の結果である。質量流速 100 kg/(m²s) では、R1234ze(E)/R32 (50/50 mass%) の蒸発熱伝達率は、乾き度 0.4 以下で若干下回るもののほぼ R1234ze(E) と同等である。質量流速 400 kg/(m²s) では、全領域にわたって R1234ze(E) よりも低い値を示すが、特に乾き度 0.4 以上での強制対流熱伝達が寄与するはずの領域でその差異は広がる。

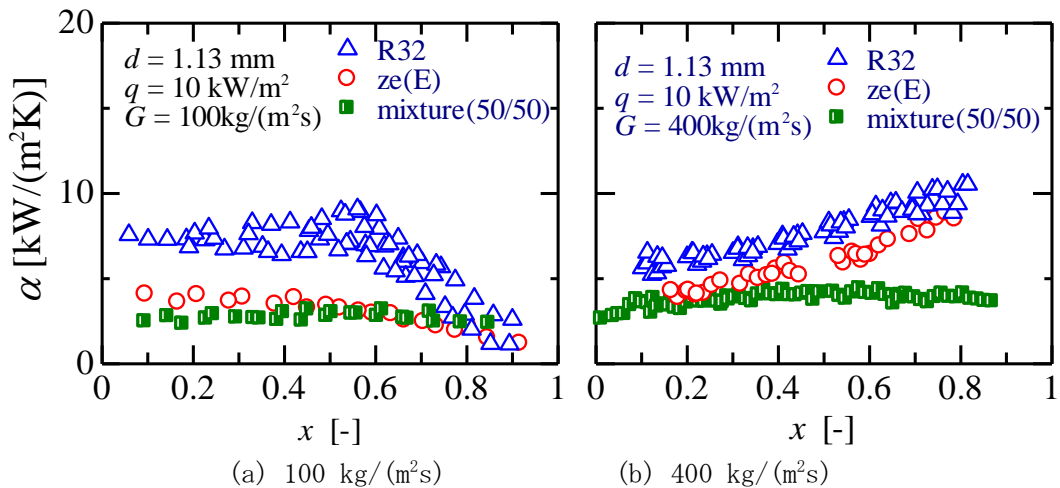


図 2.3.1.2.4-9 R1234ze(E)/R32 (50/50 mass%) の蒸発熱伝達率 (Type-B, 露点沸点平均温度 15°C)

図 2.3.1.2.4-10 は R1234ze(E)/R32 (50/50 mass%) 蒸発過程の圧力損失を単一冷媒 R1234ze(E) および R32 の圧力損失と比較した結果である。図 2.3.1.2.4-10(a) および (b) はそれぞれ、質量流速 100 および 400 kg/(m²s) の結果である。いずれの質量流速の場合にも R1234ze(E)/R32 (50/50 mass%) 圧力損失は R1234ze(E) と R32 の圧力損失の中間の値を示し、熱伝達率に見られたような非共沸混合物特有の現象はなく、純粋に蒸気密度や液粘度等の物性変化の影響のみを受けているようである。

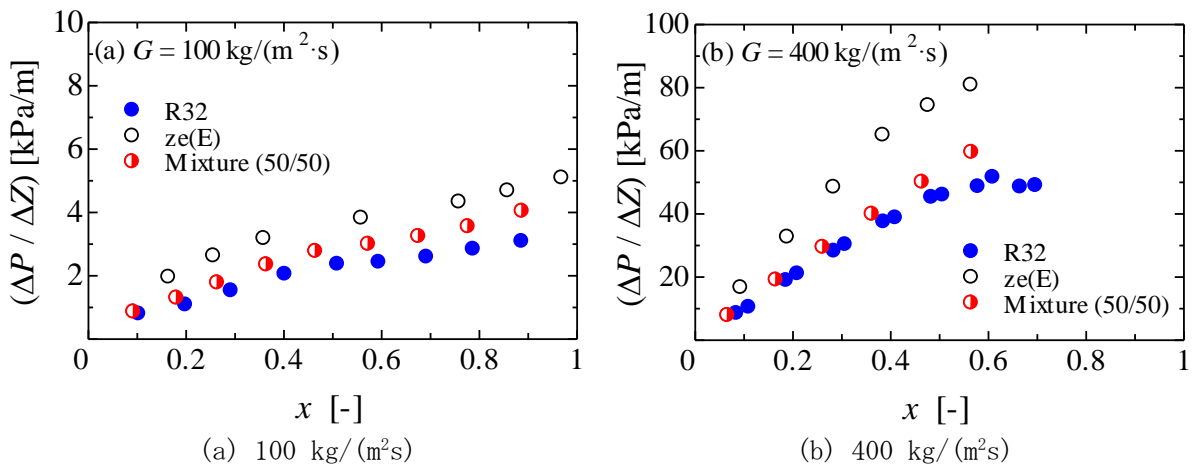


図 2.3.1.2.4-10 R1234zeE/R32 (50/50 mass%) 蒸発過程の圧力損失 (Type-B, 露点沸点平均温度 15°C)

(b) ら旋溝付管

<実験装置および方法>

図 2.3.1.2.4-11 は、非共沸混合冷媒 R32/R1234ze(E) での実験に使用した圧縮式強制循環ループの系統図で、R1234ze(Z) のら旋溝付管内伝熱実験で用いた装置と同じである。テストセクションも同じものを使用した。ただし、ここに述べる混合冷媒の試験では、液溜め直後に設置したサンプリングポートを用い、混合冷媒の循環組成を測定している。サンプリングポートから約 1 cc の循環過冷却液を瞬時に採取し、これを試料採取用ポンペ内で完全膨張させた後、ガスクロマトグラフでその成分を分析する。本実験では、この結果を冷媒循環組成とする。またその際には、ポンペ内に圧縮機潤滑油の在留がないことを確認している。図 2.3.1.2.4-12(a) および (b) は、試験溝付管 MF1, MF2 および MF3 の断面写真である。表 2.3.1.2.4-2 にこれらの寸法諸元を示す。

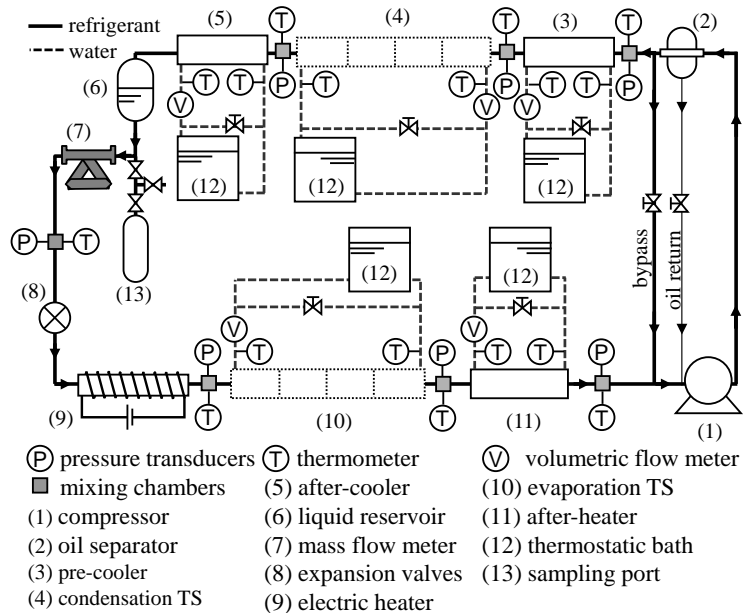
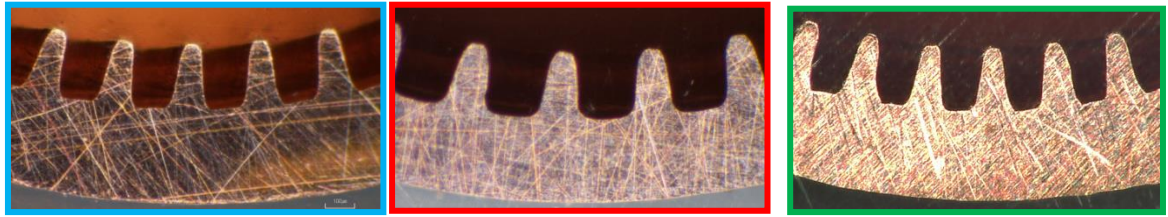


図 2.3.1.2.4-11 実験装置系統図



(a) MF1

(b) MF2

(c) MF3

図2.3.1.2.4-12 試験溝付管断面写真

表2.3.1.2.4-2 試験伝熱の管寸法諸元比較 (MF1, MF2 および MF3)

Dimensions		MF1	MF2	MF3
outer diameter	OD	6.05	6.04	6.00
equivalent inner diameter	d_{eq}	5.21	5.34	5.26
fin height	h_{fin}	0.26	0.26	0.26
spiral angle	β	18.8	20.1	18.2
number of fins	N_{fin}	58	48	64
surface enlargement	η_A	2.55	2.24	2.74

R1234ze(Z)での実験と同様，冷媒質量速度 Gr は，試験溝付管の自由流れ断面積($d_{eq}^2 \pi/4$)で定義される．また，サブセクション内の平均熱流束 q [$W m^{-2}$]および熱伝達率 α [$W m^{-2}K^{-1}$] は，実伝熱面積を基準とし次式で定義される．

$$q = Q_{H_2O} / (\pi d_{eq} \eta_A \Delta Z), \quad \alpha = q / (T_{wi} - T_r) \quad (2.3.1.2.4-4)$$

ここに， Q_{H_2O} ， ΔZ はそれぞれ，サブセクション内熱交換量および有効伝熱区間 414 mm である． T_{wi} ， T_r はそれぞれ，管内壁温度および冷媒温度である．混合冷媒の試験では，各サブセクション入口出口において，冷媒圧力，比エンタルピ，およびサンプリングで求められた循環組成から平衡状態を仮定して求められる冷媒温度が計算される．冷媒の物性は Refprop Ver. 9.0 によって計算し，その際に混合冷媒 R32/R1234ze(E)の物性計算に必要な Lemon-Jacobsen 混合モデルの混合パラメータは，Koyama らの実測値をもとに Akasaka によって最適化された値を使用している．

<結果および考察：R32/R1234ze(E)の凝縮熱伝達率および圧力損失>

図 2.3.1.2.4-13 は，らせん溝付管内の凝縮過程における等価の熱伝達率($\alpha \eta_A$)と湿り度 ($1-x$) の関係を示す．ここでは，面積拡大率の異なる試験伝熱管 MF1 と MF2 とを比較するため，面積拡大率を乗じた熱伝達率($\alpha \eta_A$)を縦軸にとる．図 2.3.1.2.4-13(a)，(b)および(c)は，それぞれ，R1234ze(E)，R32/R1234ze(E) (50/50 mass%)および R32 の質量速度別におけるらせん溝付管 MF1(○および●)と MF2(△および▲)内の熱伝達率を示す．ただし，非共沸混合冷媒の平均飽和温度は温度すべりがあるため 40~45 °C 程度の幅を持つ．図中の実験値には，横方向にクオリティの変化幅，縦方向に 95%包括度の不確を示すエラーバーが付加されている．

いずれの冷媒も，湿り度の増加とともに熱伝達率は低下する．これは，湿り度の増加とともに管内の凝縮液が増加し，凝縮液膜が厚くなることにより液膜の熱抵抗が増加し，一方で管内の蒸気速度の低下により強制対流伝熱の寄与が減少するためである．

次に，質量速度の影響について検討する．一般的に凝縮熱伝達率は質量速度が大きいほど増加すると考えられるが，単一冷媒 R1234ze(E)および R32 は，質量速度 200 および 400 $kg m^{-2}s^{-1}$ における熱伝達率の優位差は確認できなかった．これは，試験伝熱管のフィンが比較的高いため，とくに蒸気密度が低く主流の蒸気速度が速い R1234ze(E)では，フィン間溝部の凝縮液膜に作用する蒸気せん断力があまり増加しなかったためだと考えられる．蒸気密度が高く蒸気速度の遅い R32 では，フィン間溝部の凝縮液膜に作用する蒸気せん断力がそもそも小さいため，主流の蒸気速度が増加しても，フィン間溝部の液膜に作用する蒸気せん断力があまり変化しなかったものと考えられる．以上の理由で，質量速度の熱伝達率に及ぼす影響が小さく観察されたと考えられる．森らは，HCFC22 および疑似共沸混合冷媒 R410A を用いたらせん溝付管内凝縮熱伝達実験によって，50 から 200 $kg m^{-2}s^{-1}$ までは質量速度の増加とともに熱伝達率が上昇するが，それ以上の質

量速度では横ばいになることを確認しており、本実験で得られた傾向もこれと一致している。一方、図 2.3.1.2.4-12(b)に示されるように、非共沸混合冷媒 R32/R1234ze(E) (50/50 mass%)では、質量速度の増加とともに熱伝達率は増加している。これは、質量速度の増加により、管内濃度分布が緩和し、非共沸混合冷媒に特有の物質伝達抵抗が小さくなったためであると考えられる。ついで、単一冷媒 R1234ze(E)と R32 とを比較すると、R32 の熱伝達率は、R1234ze(E)に比して高い。これは、主に R32 の液熱伝導率が大きいこと、凝縮潜熱が大きいことが原因であると考えられる。

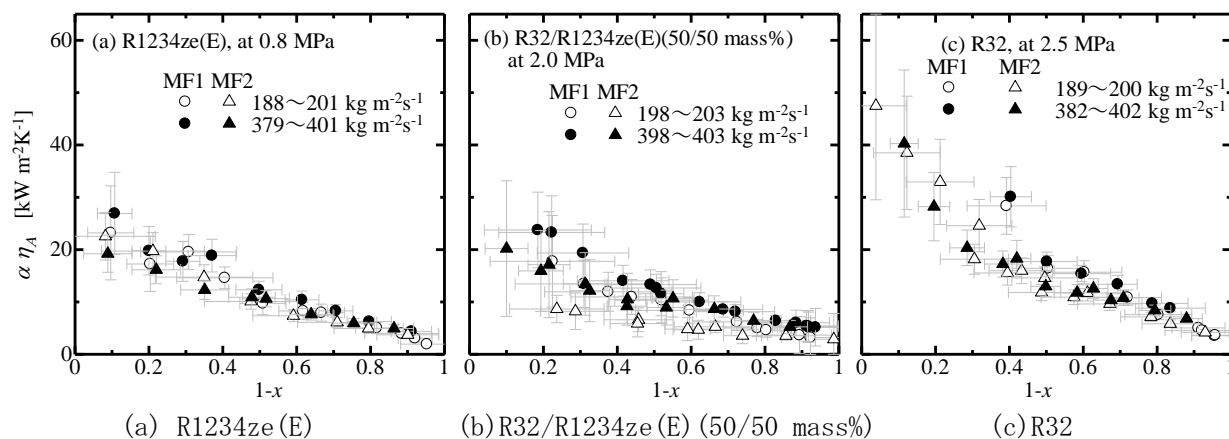


図 2.3.1.2.4-13 R32/R1234ze(E)の凝縮熱伝達率と湿り度の相関

図 2.3.1.2.4-14 (a) は、湿り度 0.3 および 0.8、質量速度 $200 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ における、冷媒組成と熱伝達率の関係を示す。シンボルはらせん溝付管の実験結果を示す。太線と破線は非共沸混合特性を考慮し補正した Dobson-Chato の式による平滑管の予測結果を示す。

単一冷媒と混合冷媒を比較すると、混合冷媒 R32/R1234ze(E)の熱伝達率は、全循環組成域にわたり単一冷媒に比して低いことが確認できる。これは、露点沸点温度差によるものであり、下流の飽和温度が上流に比べ低いために、バルク蒸気を気液界面温度まで冷却する顕熱変化が追加的に必要となるため、熱伝達率が低下する。

また、図より、混合冷媒の熱伝達率は、R32 の質量分率が増加するとともにいったん減少し、R32 の質量分率 0.45 付近で最小値を取り、その後増加する。図 2.3.1.2.4-14 (b) は、その原因である物質伝達抵抗を説明する R32/R1234ze(E)の相平衡状態を示す図である。図中、黒の実線で温度すべり、すなわち露点沸点温度差 ($T_{\text{dew}} - T_{\text{bub}}$) を、青線と赤の破線で湿り度 0.8 および 0.3 での気液間モル分率の差 ($\tilde{X}_{R32} - \tilde{X}_{R32}$) を示す。非共沸混合冷媒の場合、上流側で比較的高い飽和温度で凝縮するが、下流では低い飽和温度で凝縮する。そのため、下流では追加的に顕熱を除去しなければならず、温度すべりの大きさはこの追加的顕熱除去量を表す指標となる。また気液間でモル分率が大きいという事は、蒸気相と液相内でそれぞれ大きな濃度分布を持つという事を指している。例えば、高沸点成分である R1234ze(Z)が先行して凝縮し、蒸気相に R32 が取り残されるが、これはときに気液界面付近で起こる。したがって蒸気相中心よりも気液界面付近での R32 濃度が高いために、相互拡散によって R32 はさらに蒸気相中心へ、R1234ze(Z)はさらに気液界面付近へ拡散してゆき、凝縮 (物質移動) を妨げることとなる。さらに、この温度すべりと気液間モル分率差の両方が大きいことは、管半径方向に濃度差が生じ、それによって局所の飽和温度が変化するために管壁の実質的な過冷却度、すなわち有効温度差が減少することを表す。以上を踏まえると、湿り度が 0.8 の場合、R32 の循環組成が 0.3 から 0.4 の時に最も物質抵抗が大きくなると考えられる。加えて、R32 質量分率の増加にともない蒸気密度が増すため蒸気速度が低下し、強制対流伝熱の寄与率が低下することが重なり合い、上述した R32 組成比より少し高い 0.45 付近で熱伝達率が最小値をとるものと考えられる。

平滑管の予測値とらせん溝付管の実験値を比較すると、らせん溝付管の伝熱面積拡大や旋回流の効果により、熱伝達率は平滑管よりも約 2 倍～5 倍高いことが確認でき、伝熱促進効果が認められた。

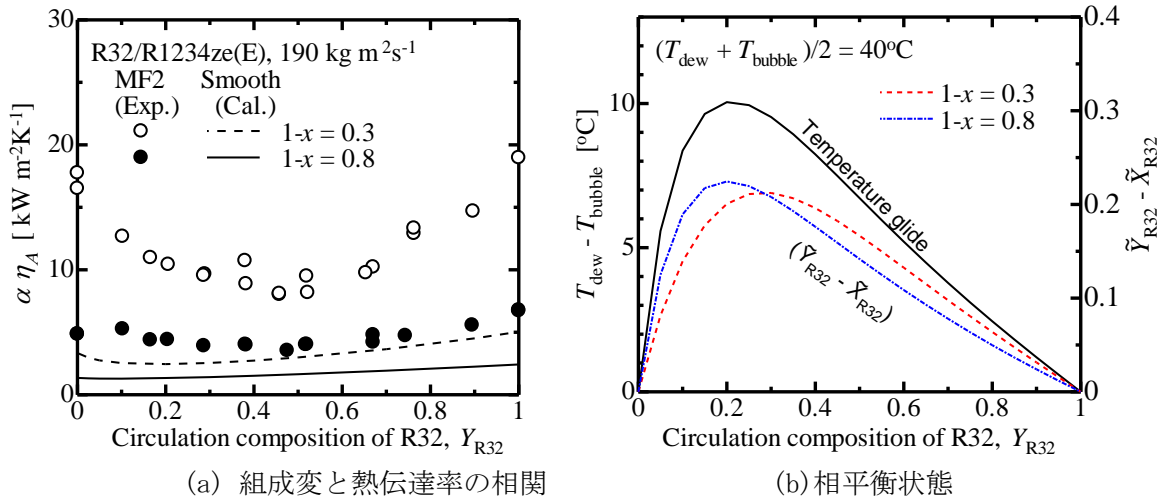


図 2.3.1.2.4-14 循環組成の R32/R1234ze(E) 凝縮熱伝達率に及ぼす影響

図 2.3.1.2.4-15 は、試験伝熱管内 (○および●) と MF2 (△および▲) 内における凝縮過程の圧力損失勾配と湿り度 (1-x) の関係を示す。いずれの冷媒においても質量速度が増加するほど圧力損失勾配は増加する。また、低湿り度域において大きな値を示している。これは、管内流速が速く、気液界面および壁面せん断力が増加するためであると考えられる。冷媒の違いによる圧力損失勾配の差異について検討する。MF1 における質量速度 $400 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ で湿り度 0.2 の圧力損失勾配について比較すると、R1234ze(E) の圧力損失勾配は、R32 に比して 2 倍程度高いことが確認できる。これは、主に蒸気密度と液粘度の差によるものであり、R1234ze(E) の蒸気密度および液粘度は、それぞれ R32 の約 0.56 倍および約 1.74 倍であるためである。また、伝熱管の比較を行うと、らせん溝付管 MF2 の圧力損失は、MF1 に比して若干低いことが確認できる。これはフィン数に差異がある 2 種のらせん溝付管において、フィン数の少ない MF2 の方が、フィンによる流動抵抗が若干減少したためであると考えられる。

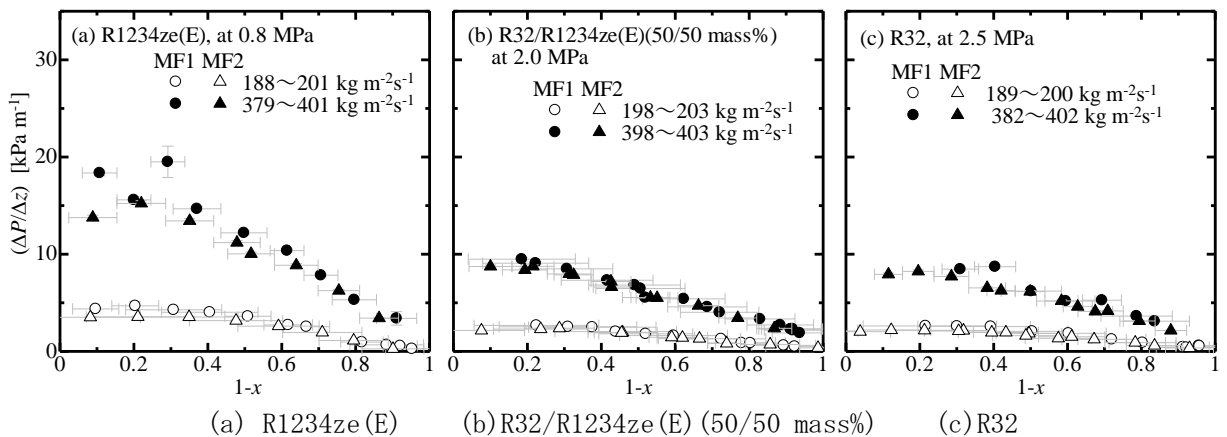


図 2.3.1.2.4-15 R32/R1234ze(E) の凝縮圧力損失勾配と湿り度の相関

図 2.3.1.2.4-16 は、湿り度 0.3 および 0.8 における、冷媒組成と圧力損失勾配の関係を示す。シンボルは溝付管実験結果を示す。太線と破線は、原口の式による平滑管の予測結果を示す。図より、混合冷媒の圧力損失は、R32 の質量分率の増加に伴い減少している。これは、主に蒸気密度と液粘度の差によるものであり、R32 の質量分率が増加すると、蒸気密度は増加し、液粘度は減少するためであると考えられる。また、平滑管の予測値とらせん溝付管の実験値を比較すると、らせん溝付管のフィンによる流動抵抗により、らせん溝付管の圧力損失勾配は、平滑管よりも約 1.7~4 倍高いことが確認できる。

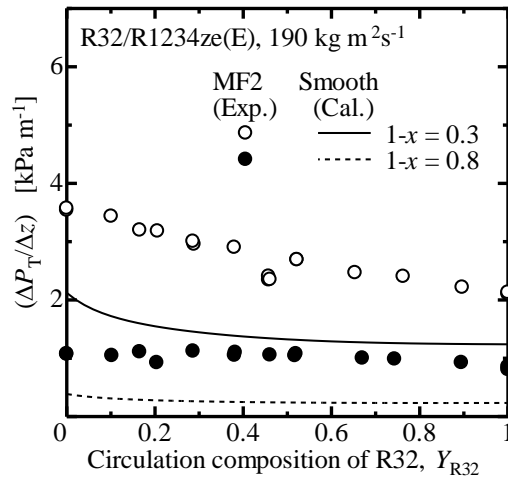


図 2.3.1.2.4-16 循環組成の R32/R1234ze(E) 凝縮圧力損失勾配に及ぼす影響

〈結果および考察：R32/R1234ze(E)の蒸発熱伝達率および圧力損失〉

図 2.3.1.2.4-17(a), (b), および(c)はそれぞれ, R1234ze(E), R32/R1234ze(E) (50/50 mass%), および R32 のら旋溝付管内熱伝達率に関する実験結果である. 実験条件は, 冷媒代表温度 (露点/沸点の平均値) T_r が 10 °C, 実伝熱面積基準の平均熱流束 q が 10 kW m⁻² であり, 冷媒質量速度 Gr は 190 から 201 kg m⁻²s⁻¹ (○●印), および 381 から 401 kg m⁻²s⁻¹ (△▲印) である. また, 伝熱面積の異なる試験伝熱管 MF1 と MF2 との結果を比較するため, 図 2.3.1.2.4-13 中では, 面積拡大率の効果を加味した等価の熱伝達率 ($\alpha \eta_A$) を比較している.

図 2.3.1.2.4-17(a)および(c)に示される通り, 単一冷媒 R1234ze(E)および R32 の熱伝達率は, 乾き度の上昇と共に増加する. R32 の熱伝達率は R1234ze(E)に比して約 1.3 から 1.7 倍程高く, この傾向は低い乾き度でより明瞭である. 乾き度 0.4 以下では, 溝付管の違いによる等価熱伝達率の優劣はほとんど見られないが, 乾き度 0.4 以上では, 溝付管 MF1 の等価熱伝達率は MF2 に比して幾分高い. 特に質量速度 190 から 201 kg m⁻²s⁻¹で, 乾き度 0.8 以上の範囲では, MF2 の結果にはドライアウトと呼ばれる急激な熱伝達率低下が見受けられるが, MF1 の結果にはそのような傾向は顕著でない. これは, MF1 の溝開口幅が MF2 よりも小さいために, 表面張力等が作用して溝内に液冷媒が保持されやすく, 蒸気流による液膜破断を抑制しやすいことから, 有効沸騰伝熱面を維持できるためであると考えられる.

図 2.3.1.2.4-17(b)と, 図 2.3.1.2.4-17(a)および(c)とを比較すると, 非共沸混合冷媒 R32/R1234ze(E) (50/50 mass%)の等価熱伝達率は, 単一冷媒 R1234ze(E)あるいは R32 の等価熱伝達率に比して著しく低いことがわかる. これは, しばしば非共沸混合冷媒の沸騰熱伝達に見られる伝熱劣化の特徴と一致する. これまでの知見では, この非共沸性による伝熱劣化の原因を大分すると, 非共沸性に伴う半径方向の局所沸点温度の上昇, 濃度勾配に起因する相互拡散によって引き起される物質伝達抵抗, 加えて冷媒流れ方向の温度すべりによる熱抵抗, であると言われている. 以上の事が複合して起こるため, R32/R1234ze(E)の等価熱伝達率は, 単一冷媒の場合の様に乾き度の増加によって増加することなく, 低い値にとどまったままほぼ一定であると考えられる. また, 溝付管形状の違いによる等価熱伝達率の優劣は, 全乾き域にわたって不明瞭である.

図 2.3.1.2.4-18(a), (b), および(c)にそれぞれ, R1234ze(E), R32/R1234ze(E) (50/50 mass%), および R32 の実験結果と予測式との比較を示す. 単一冷媒 R1234ze(E)と R32 に対しては, 森ら や Thome ら によって他の冷媒に対して提案されている式による予測結果と本実験結果とを, 質量速度 200 kg m⁻²s⁻¹, 飽和温度 10 °C, および熱流束 10 kW m⁻²の条件の下で比較している. 同様に, 非共沸混合冷媒 R32/R1234ze(E) (50/50 mass%)に対しては, Cavallini らの式 および Baba らの式による予測結果と本実験結果とを比較している.

図 2.3.1.2.4-18(a)および(c)に示される通り, 単一冷媒 R1234ze(E)および R32 に対し, 予測結果と実験結果は満足に一致する. R32 の熱伝達率が R1234ze(E)に比して高いという傾向, また溝付管 MF1 の熱伝達率が若干 MF2 よりも高いという傾向も, 予測結果と実験結果とで一致している. ただし, R1234ze(E)において, 試験管 MF2 の結果に見られるドライアウトと思われる領域では, 両者の値は大きく異なるが, このような領域は予測式の補外域であるため, 予測精度向上のためには別途ドライアウトを予測する式, 例えば吉田らの式の導入を必要とする. 図 2.3.1.2.4-

18(b)に示される通り、R32/R1234ze(E) (50/50 mass%)に対し、他の非共沸混合冷媒に対して提案されたCavalliniらの式による予測結果は、実験結果に比して約1.5から2倍ほど高い。この式が提案された当時、ら旋溝付管内の非共沸混合冷媒に関する研究報告は未だ十分とは言えず、提案されている予測式もごく限られている。特にR32の様に比較的高圧で作動する冷媒を含むデータが少なかったように見受けられる。一方、Babaらの式はR32/R1234ze(E)に対して提案されているため、実験結果とは良い一致を示している。しかし、様々な組成成分の混合冷媒に対して検証はされておらず、この式が包括的予測モデルとは言えないことに留意しなければならない。

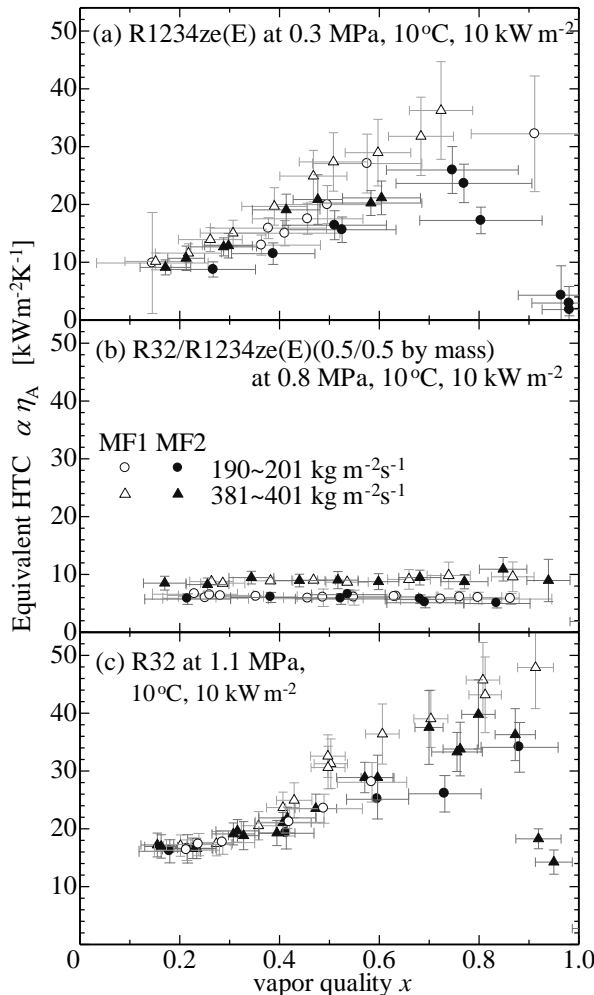


図 2.3.1.2.4-17 R32/R1234ze(E)の蒸発熱伝達率と湿り度の相関

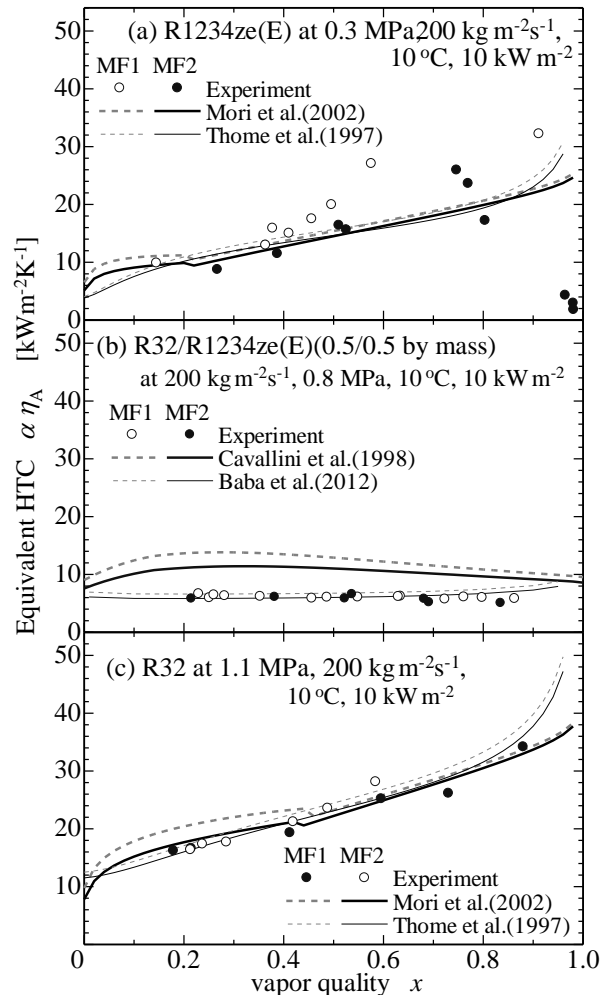


図 2.3.1.2.4-18 蒸発熱伝達率に関する予測式と実験結果との比較

図 2.3.1.2.4-19 は、R32/R1234ze(E)の相平衡図である。縦軸と横軸は、温度と R32 モル濃度を示しており、例として、循環組成の質量分率が 50/50 mass%，モル分率では 69/31 mole%で、圧力が 0.8 MPa の場合をプロットしている。図中、細い実線は露点と沸点の変化であり、そのうち太線で上書きされている線分は、前述の条件の下、蒸発開始から終了までの飽和液と飽和蒸気の状態変化を示している。この様に、気相と液相は各々独立して R32 濃度を低下させながら、温度を上昇させて蒸発する。乾き度 0 から 1 の温度上昇、すなわち温度すべりは、図中太いグレーの線で示されており、この条件では約 8 K である。この相平衡図からは、以下に列挙される非共沸性の熱伝達劣化に及ぼす因子を把握することができる。温度すべりが大きい事は、上流で低い温度で蒸発した蒸気を下流でその地点の飽和温度まで加熱するための、追加的な加熱量をより多く必要とする事を示唆する。また、気液間のモル濃度差が大きいほど、気液界面や気泡核周りで大きな濃度勾配を有し、相互拡散による物質伝達抵抗が大きい事を示唆する。さらに両者が重なることは、気液界面や伝熱面上の過熱液層内で低沸点成分が濃縮し、局所的な飽和温度上昇に伴い、蒸発量と、沸騰に必要な有効過熱度を減少させることを示唆する。核沸騰面では気泡成長が

抑制されることが観察されている。以上を踏まえ、以下に循環組成が変化による影響を考察する。

図 2.3.1.2.4-20(a)および(b)はそれぞれ、R32/R1234ze(E)の循環組成の変化に対する、温度すべりと気液間のモル濃度差、および試験伝熱管 MF2 の等価熱伝達率の変化を示す。モル濃度差と等価熱伝達率は、代表として乾き度 0.2, 0.5, および 0.8 での値 (実験値から内挿された値) を図示している。図 2.3.1.2.4-20(b)中の太線および細線はそれぞれ、Baba らの式によるら旋溝付管内熱伝達率の予測結果、および Takamatsu らの式による等価の平滑管内熱伝達率の予測結果である。図 2.3.1.2.4-20(a)に示す通り、温度すべりは循環組成 (R32 質量分率) 約 0.2 で最大値 12 K をとる。一方、気液間モル濃度差は、乾き度 0.2 では循環組成約 0.18 で、乾き度 0.5 では約 0.25 で、乾き度 0.8 では約 0.35 で最大値をとる。図 2.3.1.2.4-20(b)に示す通り、等価熱伝達率は循環組成約 0.2 で最小値をとる。詳細には、乾き度 0.2 では循環組成約 0.15 で、乾き度 0.5 では約 0.2 で、乾き度 0.8 では約 0.35 で最小値をとる。これらの値は、気液間モル濃度差が最大値を取る時の循環組成比とかなり近い。この事は、温度すべりと気液間モル濃度差が、密接に伝熱劣化と関連していることを裏付ける。

また、図 2.3.1.2.4-20(b)中にシンボルと太線で比較されるように、実験結果と Baba らの予測結果は満足に一致している。この式は、単一冷媒に対して提案された桃木らの式を基本に、温度すべりの影響を Stephan の方法で、有効過熱度低下と物質拡散による核沸騰抑制の影響を Thome の方法で修正しているが、気液界面での物質伝達抵抗を加味していない。非共沸混合冷媒の凝縮流に関する研究では、相互拡散と局所的飽和温度変化によって、気液界面の物質移動流束がしばしば 20%以上低減されることが解析的に確認されている。しかし蒸発流では、管壁近くでの気泡成長過程における物質伝達抵抗が考慮されているものの、凝縮流と同じメカニズムにより発生すべき気液界面での物質伝達抵抗を加味したモデルは、筆者の知るところまだ存在しない。

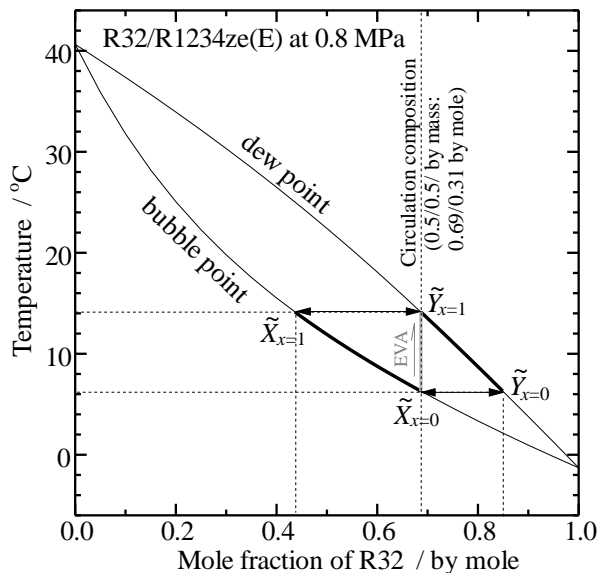


図 2.3.1.2.4-19 R32/R1234ze(Z)相平衡図

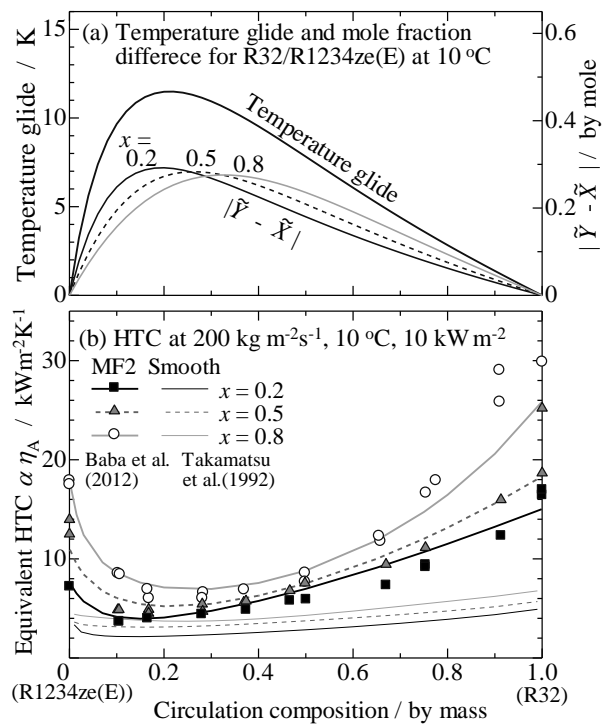


図 2.3.1.2.4-20 循環組成の R32/R1234ze(E) 凝縮熱伝達率に及ぼす影響

以上へ述べた様に、非共沸混合冷媒の伝熱劣化は著しく、その熱伝達率低下割合は、ら旋溝付管による伝熱促進効果の割合に匹敵するほどである。そこで、非共沸混合冷媒へ対してもら旋溝が伝熱促進に有効であるか否かを検証する。図 2.3.1.2.4-20 (b)のシンボルと細線とで比較される通り、ら旋溝付管の等価熱伝達率は、平滑管の予測値よりも常に高い。最も両者の値が近づくのは、循環組成約 0.15 で乾き度 0.2 の条件である。この条件下であっても、ら旋溝付管の等価熱伝達率は、比率にすると 2 倍以上平滑管の熱伝達率よりも高く予測される。したがって、非共沸混合冷媒へ対しても、ら旋溝による伝熱促進は有効であるといえる。

図 2.3.1.2.4-21 は質量流速を 143 から 380 $\text{kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$ まで変化させた時の試験伝熱管 MF2 内の蒸

発過程における圧力損失勾配と乾き度の関係を示す。シンボルは測定結果を、実線は他の単一冷媒と共沸混合冷媒に対して提案された Kubota らの式による予測結果である。この式は他の冷媒に対しても乾き度 0.8 以上で圧力損失を低く見積もる傾向があり、本実験結果とも同様の差異を示した。これを除けば、この予測結果と本実験結果は良い一致を示す。

図 2.3.1.2.4-22 は乾き度 0.2, 0.5 および 0.8 における、循環組成のおよぼす圧力損失勾配への影響を示す。循環組成の R32 質量分率が増加するにつれ、圧力損失勾配は低下してゆく。この主たる原因としては、R32 蒸気速度が低いこと、液粘度が低いことなどが挙げられる。また、圧力損失勾配は R32 質量分率の増加とともに、極値をもつことなく単調に減少してゆく。その傾向は Kubota らの式による予測結果とよく一致している。したがって圧力損失勾配に対しては、熱伝達率に見られた顕著な物質伝達抵抗の影響はなく、単一冷媒や共沸冷媒と同様に予測が可能であるといえる。

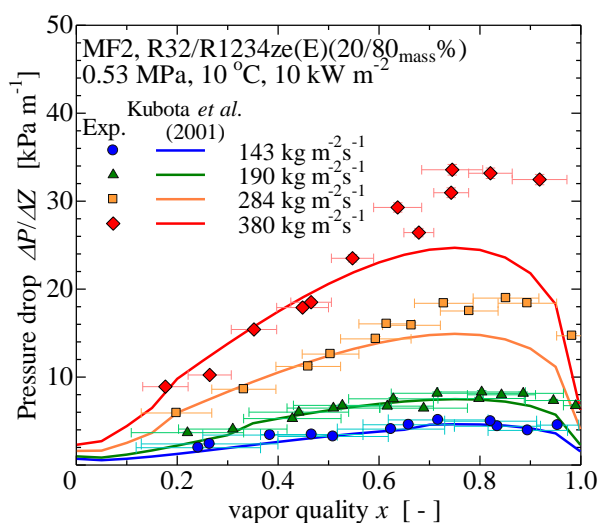


図 2.3.1.2.4-21 R32/R1234ze(Z) の蒸発過程圧力損失勾配

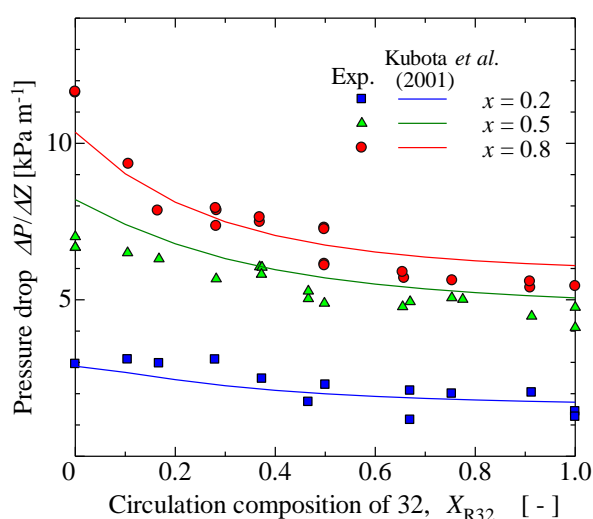
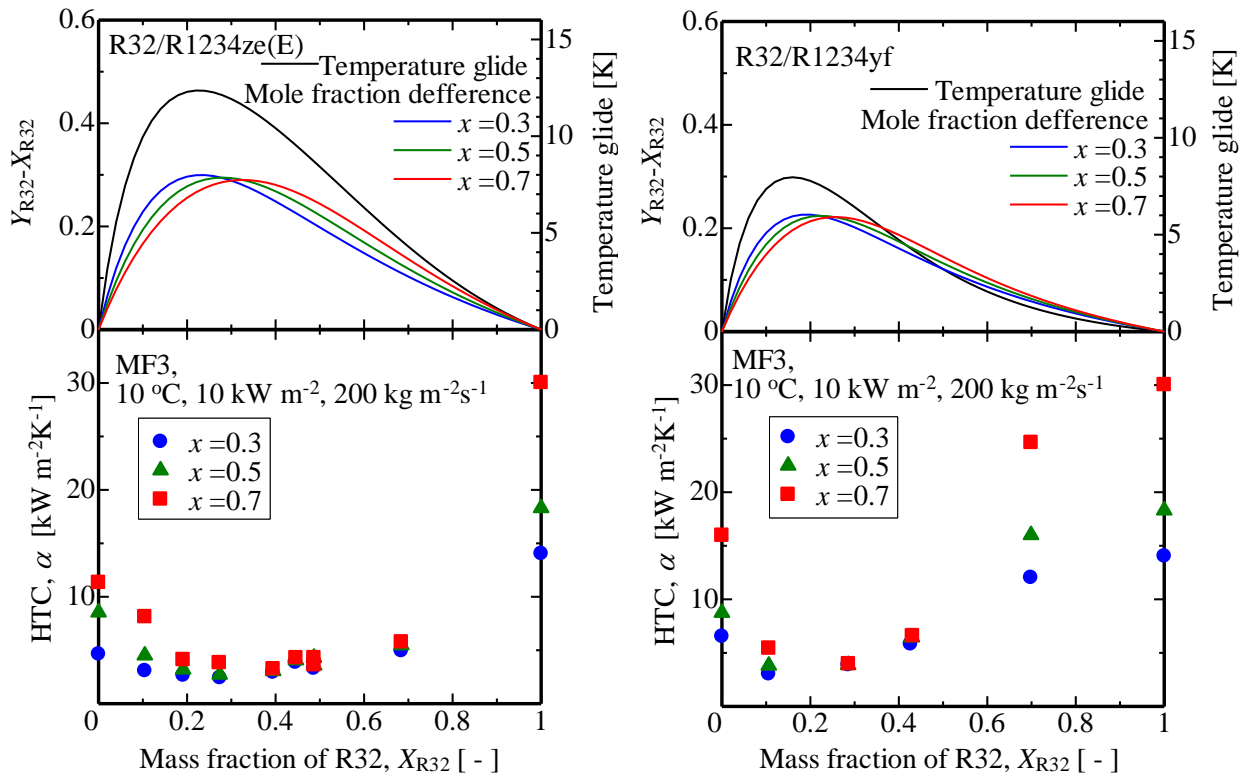


図 2.3.1.2.4-22 循環組成の R32/R1234ze(E) 圧力損失勾配に及ぼす影響

<R32/R1234ze(E) と R32/R1234yf との比較>

図 2.3.1.2.4-23 に R32/R1234ze(E) と R32/R1234yf の熱伝達率の比較を示す。R32/R1234yf の表発熱伝達率は、R32/R1234ze(E) の場合と同様の手法で試験管 MF3 を用いてを測定した。図 2.3.1.2.4-23(a) は R32/R1234ze(E) の、(b) は R32/R1234yf の結果を示している。なお、図中 1 段目の黒線は温度すべり、赤線、青線および緑線はクオリティ 0.3, 0.5 および 0.7 における気液のモル濃度差を示している。図中 3 段目のシンボル●、▲および■はクオリティ 0.3, 0.5 および 0.7 における熱伝達率である。なお、それぞれのクオリティにおける熱伝達率は、実験結果より内挿して算出した

R32/R1234ze(E) と R32/R1234yf を同一質量分率で比較すると、R32 の質量分率が約 0.2~0.3 で、どちらも熱伝達率が最小値を示す。一方、R32 の質量分率が約 0.7 における R32/R1234ze(E) の熱伝達率低下は R32 の質量分率 0.2~0.3 とほぼ同程度なのに対して、R32/R1234yf においては、純冷媒 R32 の熱伝達率より幾分低い値にとどまる。この理由として、R32/R1234ze(E) と R32/R1234yf における温度すべり(露点と沸点の温度差)による違い、および気液モル濃度差による違いが挙げられる。露点と沸点の温度差が大きい場合、その組成域において特に大きな過熱度を必要とする。大きな過熱度を必要とする理由としては 4.5 項で述べたように、非共沸混合冷媒の相変化に伴い気液界面温度が上昇し、熱伝達に有効な温度差が低下すること、気泡生成過程において気泡周辺の高沸点成分濃度が上昇することによって飽和温度が上昇し、過熱度が十分にとれず核沸騰による熱伝達促進が抑制されることが挙げられる。また、気液モル濃度差の観点からも気液モル濃度差が大きい場合、気液界面の沸点上昇が大きくなり熱伝達の低下度合いが大きくなる。上記の説明を踏まえて R32/R1234ze(E) と R32/R1234yf の温度すべり、気液モル濃度差を比較すると、温度すべりおよび気液モル濃度差はどちらの冷媒においても R32 の質量分率が約 0.2



(a) R32/R1234ze(E)

(b) R32/R1234yf

図 2.3.1.2.4-23 R32/R1234ze(E) と R32/R1234yf との熱伝達率の比較

から 0.3 で最大となるが、それぞれの勾配が異なり、R32/R1234ze(E)のほうが大きい。また、R32 の質量分率が約 0.7 においては、両混合冷媒の温度すべりが大幅に異なっており、R32/R1234ze(E)の温度すべりが R32/R1234yf に比して大きい。

以上のことから、両混合冷媒を比較すると純冷媒 R1234ze(E)および R1234yf は、物性が近く熱伝達率はほぼ同程度であるのに対して、R32/R1234yf (30/70 mass%)については、熱伝達特性および低 GWP の観点より非共沸混合冷媒として有用であることが分かる。一方、R1234yf については、現時点で単価が高く流通が限られていることが課題である。

(c) プレート熱交換器

<可視化試験>

プレート式熱交換器の流動特性を把握するため、アクリルでプレート流路を再現し、可視化試験を実施した。図 2.3.1.2.4-24 に実験装置の概略を示す。本実験装置はポンプによる強制循環ループであり、ポンプから送出された冷媒はコリオリ式流量計で質量流量が測定されたのち、予熱器により所定のエンタルピーまで加熱され、混合器で圧力および温度を測定された後、テストセクションに流入する。テストセクション内の流動特性は両面から液晶デジタルカメラにより撮影される。テストセクションを流出した冷媒は液溜で冷却され、冷却器で過冷度を取った後ポンプに戻る。ループ内の冷媒の状態はサイトグラスによって観察できる。テストセクション入口には四方バルブが設置されており、バルブ操作によりで上昇流および下降流の切り替えを行うことができる。冷媒流量はポンプ周波数およびニードルバルブにより調節される。本実験では冷媒として FC-72 (フロリナート) を使用し、大気圧下で流動の観察を実施した。図 2.3.1.2.4-25 にテストセクション概略を示す。図 2.3.1.2.4-25 に本実験で用いたストレートタイプのテストセクションの写真を示す。テストセクションは冷媒出入口が上下にあるストレートタイプ (左) と対角にあるクロスタイプ (右) があり、長さ 186 mm、幅 84mm、厚さ 10mm の透明なアクリル板の片面に、幅 1.5mm、深さ 1.5mm の波形溝がヘリンボーン状に加工されている。本実験で用いたテストセクションは、このヘリンボーン型プレートの 2 枚の内 1 枚を逆向きにして重ね合わせる

ことで製作されている。また、プレート内の差圧を計測するために出入口に圧力タップが設けられている。

実験は、質量流束 $G=10, 20, 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ 、乾き度 $x = 0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.9$ と変化させ、ストレートタイプ、クロスタイプそれぞれについて、上昇流および下降流の流動を観察した。本実験においてストレートタイプのテストセクションに関して冷媒入口がある面を[inlet]、冷媒入口がない面を[opposite]と呼ぶ。またクロスタイプのテストセクションに関しては冷媒入口がある面を[inlet]、冷媒出口がある面を[opposite]と呼ぶ。また、本実験では液体単相を液相、気体単相を気相、気泡(液相+気相)を気泡と表している。

図 2.3.1.2.4-26 にストレートタイプ下降流、 $G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ における $x = 0.1$ および 0.9 の写真を、図 2.3.1.2.4-27 に同 $G=50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の写真を示す。 $G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の $x = 0.1 \sim 0.7$ の場合、液が主にプレート中心と inlet の端を流れる様子が観察される。また、脈動の影響により液が inlet 側全体を一気に流れる場合も観察された。 $x = 0.9$ の場合、プレート内の液相全体が揺れている様子を見ることができるので気相が全体を流れていると考えられる。液相は $x = 0.1 \sim 0.7$ の時と同様に主にプレートの中心と inlet 側の端を流れる様子を見ることができるが脈動の影響によって、inlet 側を一気に流れることが少なくなった。 $G = 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の場合、 $x = 0.1$ の時にはプレート内の液相全体が揺れている様子を観察することができるので気相が全体を流れていると考えられる。特に出口が inlet 側にあるので inlet 側に多く流れていると考えられる。低乾き度時は液相が inlet 側を主に多く流れるが脈動による影響でプレート内全体を流れる様子も観察される。高乾き度($x = 0.7 \sim$)になるにつれて液相はプレートの中心と両端を主に流れる様子が観察される。質量流束が増加するにつれて低乾き度の状態でも気相と液相がプレート

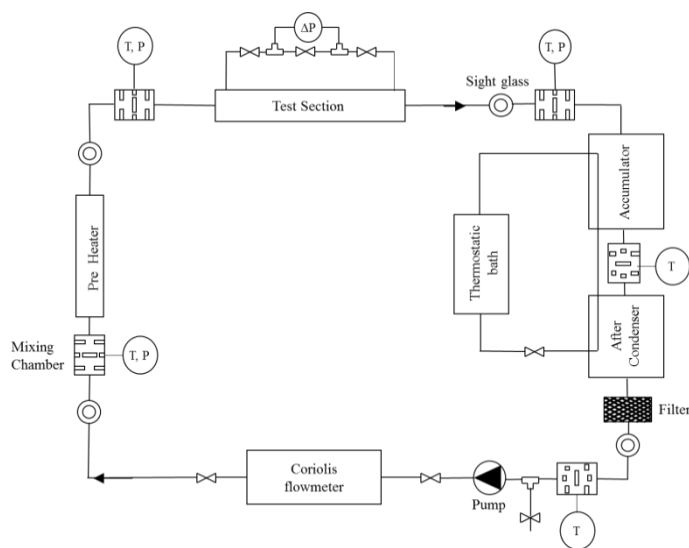


図 2.3.1.2.4-24 実験装置概略

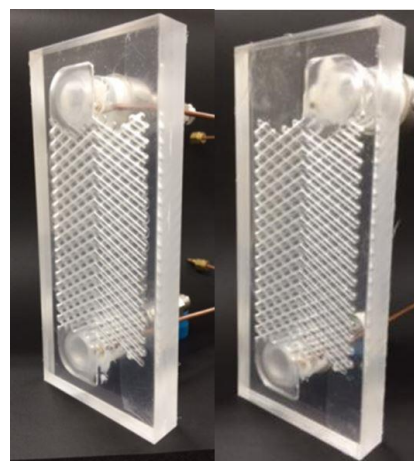


図 2.3.1.2.4-25 テストセクション (可視化)

内全体を流れるようになる。また、脈動が少なくなる。高流量になるにつれてプレートの中心と両端を流れる様子が明確になる。

図 2.3.1.2.4-28 にストレートタイプ上昇流、 $G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ における $x = 0.1$ および 0.9 の写真を、図 2.3.1.2.4-29 に同 $G = 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の写真を示す。 $G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の $x = 0.1 \sim 0.3$ の場合、気泡がプレート内全体、特に inlet 側を分裂、合体を繰り返しながら流れる様子が観察される。 $x = 0.5 \sim 0.9$ の場合、気相はプレート内全体を均一に流れるが液相はまとまってプレート内に流入した後 opposite 側に流れる。これは蒸気の方が速いため液相が opposite 側に押されるためだと考えられる。 $G = 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の場合、 $x = 0.1$ の場合、気泡がプレート内全体を流れる様子が観察される。 $x = 0.3 \sim 0.9$ の場合、液相と気相が全体を流れるが乾き度の増加に伴い液相が入り口付近で opposite 側に押される。押された液相はそのまま上部に行くものと途中で inlet 側に流れるものがある。また、乾き度の増加に伴い液がプレート中心と両端を流れる様子

が明確になる．全般に，質量流束の増加に伴い低乾き度領域では気泡がプレート内全体を流れるようになる．高乾き度領域では液相が opposite 側だけでなく inlet 側も流れるようになる．また，プレートの中心と両端を流れる様子が明確になる．これは下降流の場合と同様である．

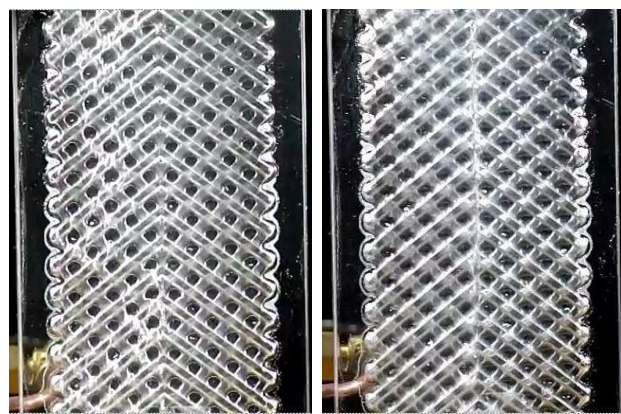
<伝熱試験>

図 2.3.1.2.4-30 に伝熱試験のテストセクション組立図および写真を示す．テストセクションはロウ付けされた 8 枚の板とヘッダーによって構成されている．中心部の 2 枚の板にはヘリンボーン型の溝が形成されており，冷媒は 3/8 インチのステンレス管からこの 2 枚の板の間に形成された流路に流入する．冷媒流路を形成する板の外側には，厚さ 10mm の板が重ねあわされており，板の両面には水平方向に直径 1.6mm の溝が付けられている．テストセクションは，この板に付けられた溝に外径 1.6mm のステンレス管が差し込まれた状態でロウ付けされており，実験時にはこのステンレス管内に直径 0.05mm のコンスタンタン線と銅線をスポット溶接で接着した熱電対を差し込む．測定位置は図中赤丸で示している通り，幅方向に 3 点，流れ方向に 5 点，プレート枚数 4 枚の合計 60 箇所である．この板の外側には深さ 5mm のくぼみが付いた厚さ 6mm の平板が重ね合されており，ヘッダーに取り付けられたステンレス管から流入した熱源水がその内部を流れる．



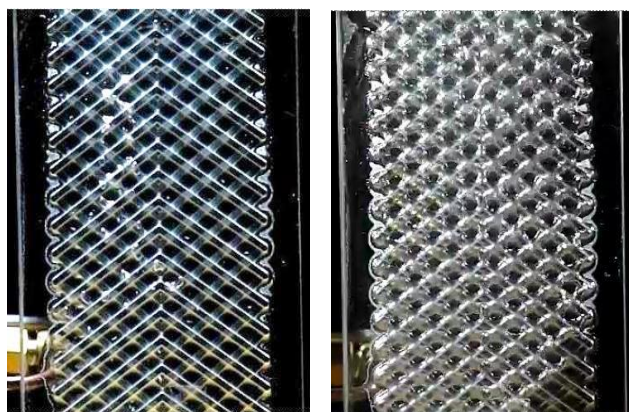
(a) $x = 0.1$ (b) $x = 0.9$

図 2.3.1.2.4-26 ストレートタイプ
可視化結果 ($G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$, 下降流)



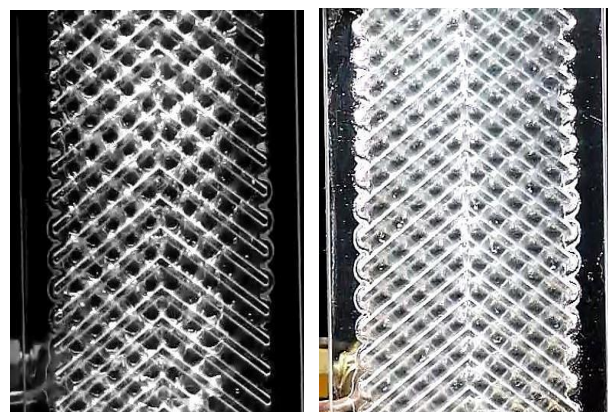
(a) $x = 0.1$ (b) $x = 0.9$

図 2.3.1.2.4-27 ストレートタイプ
可視化結果 ($G = 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$, 下降流)



(a) $x = 0.1$ (b) $x = 0.9$

図 2.3.1.2.4-28 ストレートタイプ
可視化結果 ($G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$, 上昇流)



(a) $x = 0.1$ (b) $x = 0.9$

図 2.3.1.2.4-29 ストレートタイプ
可視化結果 ($G = 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$, 上昇流)

局所熱伝達率の算出には、図のように幅方向 3 セクション、流れ方向に 5 セクション、計 15 のサブセクションをとり、それぞれの代表温度として測定温度から算出した内壁温を用いた。それぞれの伝熱面積は右側，左側を幅 22mm×高さ 23.5mm，中央を幅 20mm×高さ 23.5mm とした。なお，テストセクション伝熱試験の装置概略は，可視化試験と同様であるため省略する。

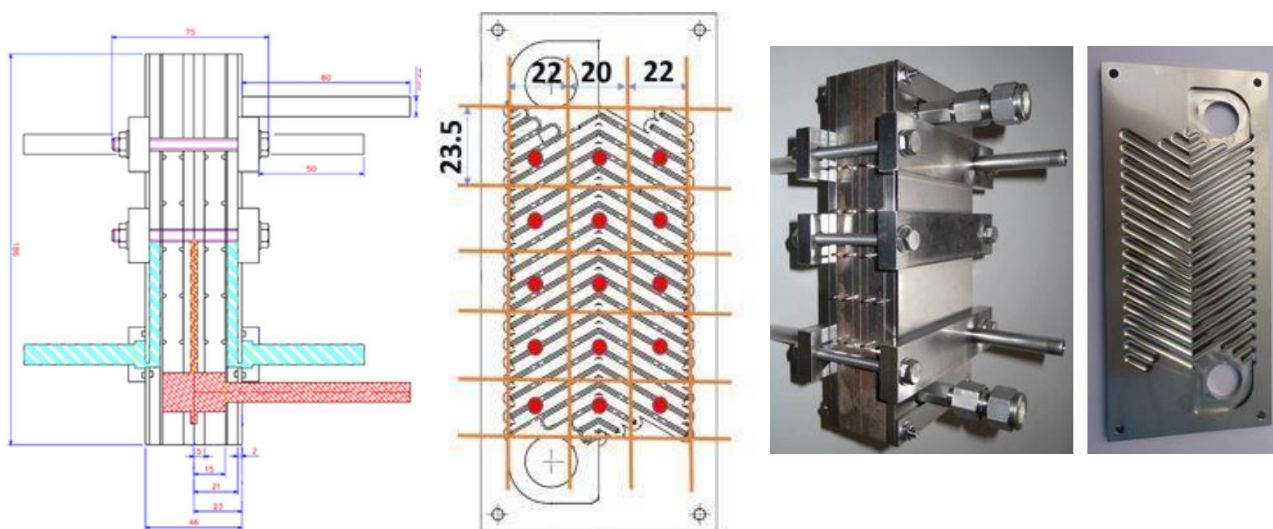
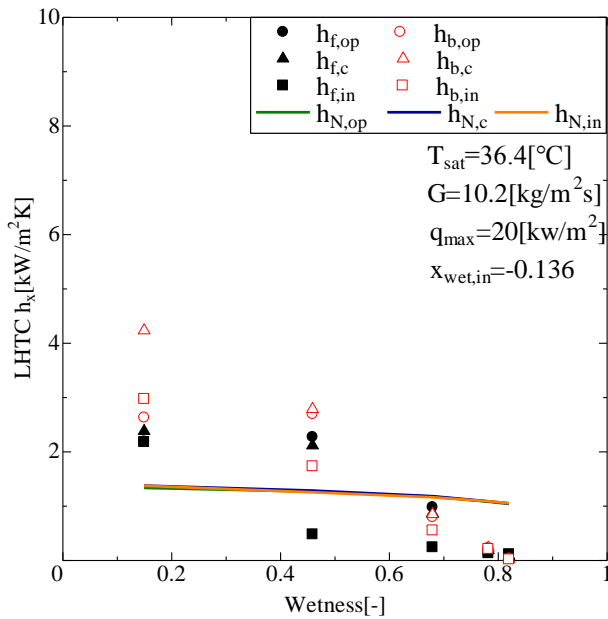


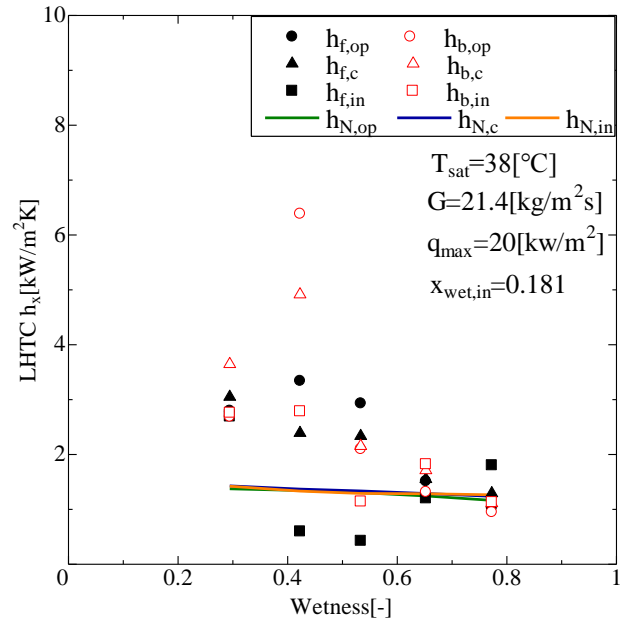
図 2.3.1.2.4-30 テストセクション(伝熱試験)

凝縮および蒸発熱伝達率実験の条件は， $G = 10, 20, 50 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ において，熱交換器出入口で単相になるような熱流束条件で行った。また，質量流束が高い時は 1 回でデータを取ることができない，すなわち出入口で液あるいは上記単相にならない場合には，入口乾き度/湿り度を変えて測定し，一連のクオリティでの測定を行った。試験流体は R1234ze(E) であり，凝縮試験は下降流で，蒸発試験では上昇流で測定を実施した。

図 2.3.1.2.4-31 に凝縮試験における熱伝達率測定結果を示す。図(a)は $G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の結果であり，同(b)は $G = 20 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の結果である。局所熱伝達率の位置を示す記号として，テストセクションの冷媒配管が施されている面から見て手前を [front]，奥を [back] とし，それぞれ [f]，[b] で表す。また，冷媒の出入口がある面を [inlet]，プレート の中心部を [center]，冷媒出入口とは逆の面を [opposite] と置き，それぞれ [in]，[c]，[op] で表す。図より，[front]，[inlet] の熱伝達率が 2 点目から急激に減少していることがわかる。可視化実験結果によると，inlet 側に蒸気が多く流れることが考えられることから，流入直後に凝縮した冷媒液が [front, inlet] 側に多く流れることで熱伝達率が減少したと考えられる。 $G = 10 \text{ kg m}^{-2}\text{s}^{-1}$ の時と同様に [front, inlet] 側の熱伝達率が 2 点目，3 点目で急激に減少している。一方で，4 点目から熱伝達率は増加していることがわかる。これは，上流側では $G=10 \text{ [kg/(m}^2\text{s)]}$ の場合と同様であるが，比較的下流の 4 点目においては，凝縮した液が inlet 側の端や center 側に流れた影響で，液膜が薄くなり伝熱が促進されたと考えられる。



(a) $G = 10 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$



(b) $G = 20 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$

図 2.3.1.2.4-31 伝熱試験結果 (凝縮)

図 2.3.1.2.4-32 に蒸発試験における熱伝達率測定結果を示す。図(a)は $G = 10 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ の結果であり、同(b)は $G = 20 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ の結果である。局所熱伝達率の位置を示す記号は、図 2.3.1.2.4-30 の場合と同様である。 $G = 10 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ の場合、入口付近では核沸騰が支配的であるため乾き度によらず熱伝達率は比較的高い値で一定値となり、流量に対し熱流束が高いためドライアウトがクオリティ 0.6 程度で生じることにより熱伝達率は減少する。また、図より 1 点目の熱伝達率において[back]の熱伝達率が高いことがわかる。これは入口条件によるものだと考えられる。可視化実験結果によると、乾き度が 0.1-0.4 の場合、気泡が [front] 側のプレート表面を流れる様子が観察されており、実際のプレート内も同様の流動が生じていると考えられる。乾き度が上昇すると環状流的な流れが生じ、この気泡が液相を攪拌しつつプレート内を流れることで熱伝達率が増加していると考えられる。5 点目で[opposite]側の熱伝達率が減少している要因としてドライアウトの発生が考えられる。 $G = 20 \text{ kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$ になると、熱流束は相対的に小さくなるため、低クオリティ域での熱伝達率は流量によらず一定値を示しているが、高クオリティ域でのドライアウトの発生は抑制されている。

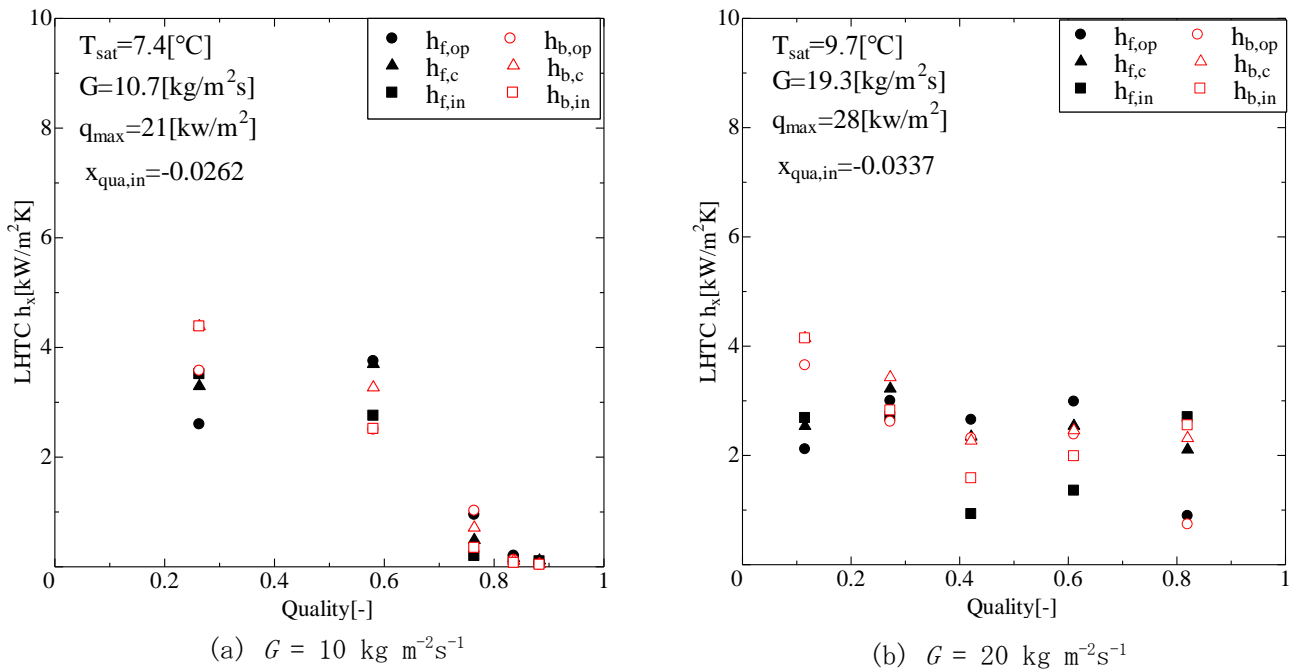


図 2.3.1.2.4-32 伝熱試験結果 (蒸発)

〈参考文献〉

- Mishima, K., Hibiki, T., 1995, Effect of inner diameter on some characteristics of air-water two-phase flows in capillary tubes, Trans. JSME (B), vol. 61, no. 589, 3197-3204.
- Zhang, M., Webb, R.L., 2001, Correlation of two-phase friction for refrigerants in small-diameter tubes, Exp. Therm. Fluid Sci., vol. 25, 131-139.
- Jige, D., Koyama, S., 2011, Study on condensation of pure refrigerants in horizontal rectangular mini-channels -proposal of pressure drop and heat transfer correlations-, Proc. 2011 JSRAE Annual Conference, A331.
- 小山繁, 松尾叔美, 福田翔, 赤坂亮, 2010, R1234ze(E)/R32 系二成分混合冷媒の気液相平衡特性の測定, 2010 年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, 195-196.
- Akasaka, R., 2010, Thermodynamic property model for the mixtures of difluoromethane (R32) + isobutane and difluoromethane + trans-1,3,3,3-tetrafluoropropene (R1234ze(E)), Proc. Int. Refrig. A/C conf. Purdue, Paper no. 2439, 1-6.
- 森英夫, 吉田駿, 大石克巳, 寺坂賢一, 1999, HCFC-22 代替混合冷媒の水平管内凝縮熱伝達, 第 33 回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集, 14, 53-56.
- Smit, F., Thome, J.R., Meyer, J., 2002, Heat transfer coefficients during condensation of the zeotropic refrigerant mixture HCFC-22/HCFC-142b, J. Heat Transfer., vol. 124, 1137-1146.
- 原口英剛, 小山繁, 藤井哲, 1994, 冷媒 HCFC22, HFC134a, HCFC123 の水平平滑管内凝縮 : 第 2 報, 局所熱伝達係数に関する実験式の提案, 日本機械学会論文集 (B 編), vol. 60, 245-252.
- Mori, H., Yoshida, S., Koyama, S., Miyara, A., Momoki, S., 2002, Proc. 14th JSRAE Annual Conference, 97-100.
- Thome, J.R., Kattan, N., Favrat, D., 1997, Proc. convective flow and pool boiling conference, Paper VII - 4.
- Cavallini, A., DelCol, D., Longo, C.A., Rosset, L., 1998, Refrigerant vaporization inside enhanced tubes, Proc. Eurotherm seminar, 222-231.
- Baba, D., Kondou, C., Koyama, S., 2012, Heat transfer and pressure drop of flow boiling zeotropic mixture R1234ze(E)/R32 in horizontal microfin tubes, Proc. the 3rd Int. Forum on Heat Transf., Nagasaki, Japan, Paper no. IFHT2012-154, 1-8.
- Yoshida, S., Mori, H., Kakimoto, K., Ooishi, K., 2000, Dryout quality for refrigerants

flowing in horizontal evaporator tubes, Trans. JSRAE, vol. 17, no. 4, 99-108.

Takamatsu, H., Momoki, S., Fujii, T., 1992, A correlation for forced convective boiling heat transfer of nonazeotropic refrigerant mixtures of HCFC22/CFC114 in a horizontal smooth tube, JSME Trans. (B), vol. 58, no. 551, 2198-2205.

Stephan, K., 1992, Heat transfer in condensation and boiling, Springer-Verlag, Berlin, 286-291.

Thome, J.R., 1983, Prediction of binary mixture boiling heat transfer coefficients using only phase equilibrium data, Int. J. Heat Mass Transfer, vol. 26, no. 7, 965-974.

Koyama, S., Yu, J., Ishibashi, A., Heat and mass transfer of binary refrigerant mixtures condensation in a horizontal microfin tube, Proc. 5th ASME/JSME Thermal Eng. Joint Conf., AJTE99-6358.

Kubota, A., Uchida, M., Shikazono, N., 2001. Predicting equations for evaporation pressure drop inside horizontal smooth and grooved tubes. Trans. JSRAE, 18 (4), 393-401.

2.3.1.2.5 低 GWP 混合冷媒候補のサイクルの基本特性の評価

<実験方法および条件>

図 2.3.1.2.5-1 に実験装置の概略を示す。本実験装置は熱源流体に水を用いた蒸気圧縮式ヒートポンプサイクルである。冷媒側の主要要素機器は圧縮機①、オイルセパレータ②、凝縮器③、液溜め④、膨張弁⑥および蒸発器⑦である。凝縮器出入口、膨張弁入口および蒸発器出口には冷媒の圧力および温度を測定するための混合室を、圧縮機出入口には冷媒の圧力および温度を測定するためのチーズを、蒸発器入口に冷媒圧力を測定するための圧力ポートを設けている。冷媒の温度測定には K 型熱電対、冷媒の圧力測定には絶対圧力計を使用する。膨張弁手前に冷媒質量流量を測定するための質量流量計⑤を設けている。蒸発器手前には混合冷媒の循環組成をガスクロマトグラフで測定するためのサンプリングポートを設けている。熱源水側の主要要素機器は恒温槽⑨およびポンプ⑩である。熱交換器前後には熱源水温度を測定するための混合室を設け、K 型熱電対によりその温度を測定し、熱交換器入口には熱源水の体積流量を測定するための体積流量計⑪を設けている。また、インバータおよび圧縮機投入電力を測定するためにデジタルパワーメータ⑧を設けている。

凝縮器および蒸発器は対向流式二重熱交換器であり、表 2.3.1.2.5-1 にその仕様を示す。なお、実験に用いた冷媒は現行冷媒 R410A, R32 および新規低 GWP 冷媒 R1234ze (E) と R1234yf をベースとする混合冷媒 8 種類である。これら試験冷媒の組成および基本物性を表 1 に示す。

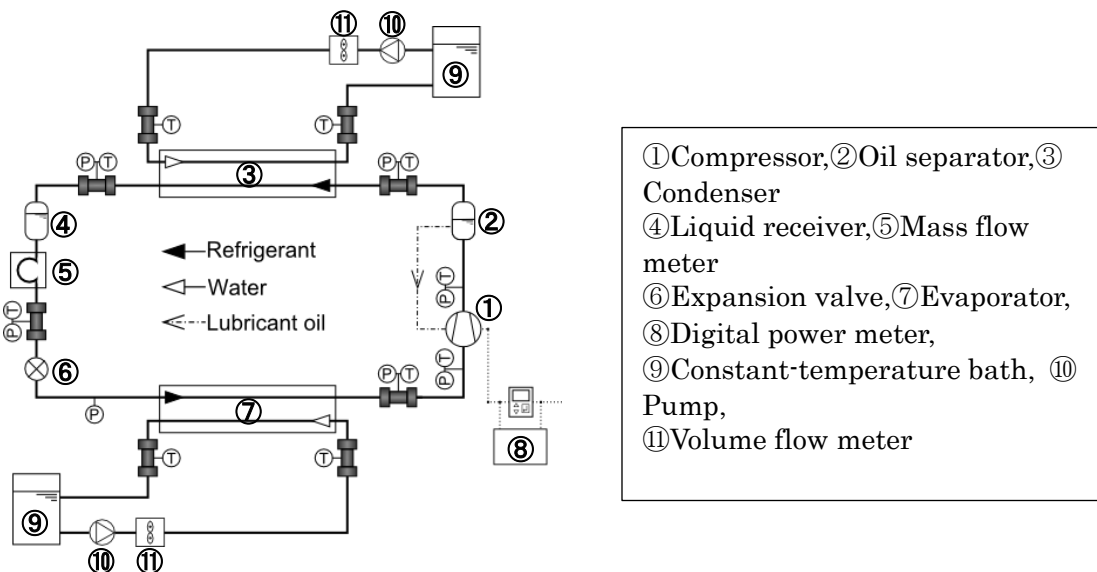


図 2.3.1.2.5-1 実験装置概要

表 2.3.1.2.5-1 試験冷媒基本物性

	GWP ₁₀₀ [-]	標準沸点 [°C]	温度すべり** [K]	体積能力** [MJ/m ³]
R410A	2088	-51.4	0.1	11.1
R32	677	-51.7	-	11.5
R32/R1234ze(E) 42/58 mass%	285	-46.4	9.7	8.1
R32/R1234ze(E) 28/72 mass%	190	-43.5	11.7	7.0
R744/R32/R1234ze(E) 4/43/53 mass%	292	-53.4	13.3	9.2
R744/R32/R1234ze(E) 9/29/62 mass%	197	-58.4	21.4	9.6
R32/R1234yf 42/58 mass%	285	-48.6	4.3	9.1
R32/R1234yf 28/72 mass%	190	-46.8	6.6	8.2
R744/R32/R1234yf 4/44/52 mass%	298	-53.4	12.7	10.5
R744/R32/R1234yf 5/28/67 mass%	190	-53.3	17.5	9.8

** バルク温度 20 °C

表 2.3.1.2.5-2 に試験条件を示す。実験は、熱源水の温度条件として冷房(Cooling mode)と暖房(Heating mode)の 2 条件で行った。また、実験条件における熱交換量は全ての冷媒における範囲を示しており、各冷媒によって実験範囲は異なる。これは、各冷媒によって物性が異なるために生じる加熱および冷却能力の差異によるものである。実験では、所定の実験条件になるように圧縮機回転数、熱源水流量および膨張弁開度を調節して、サイクルが定常になったことを確認後、データの集録を行った。なお、COP が最大となる最適充填量を求めるために、充填量を少量ずつ増加させて実験を行った。

表 2.3.1.2.5-2 試験条件

	cooling mode	heating mode
heat source temp. [° C]	20 → 10	15 → 9
heat sink temp. [° C]	30 → 45	20 → 45
degree of superheat [K]	3	
degree of subcool [K]	determined at optimum charge	
heat transfer rate [kW]	1.4 to 2.4	1.6 to 2.6
refrigerant charge [g]	optimized	
compressor displacement volume [cm ³]	11	
lubricant oil	POE-VG68	
compressor isentropic efficiency	0.82 to 0.93	
inner diameter of suction tube [mm]	12.7	
inner diameter of the other tubes [mm]	9.53	

〈データ整理方法〉

本実験では冷媒物性の推算精度の影響を避けるために、測定した熱源水の温度および流量より以下の式を用いて熱交換器内の熱交換量を算出した。

$$Q_h = m_{w,CON} \times C_{p,w,CON} \times (T_{w,CON,out} - T_{w,CON,in}) \quad (2.3.1.2.5-1)$$

$$Q_c = m_{w,EVA} \times C_{p,w,EVA} \times (T_{w,EVA,in} - T_{w,EVA,out}) \quad (2.3.1.2.5-2)$$

ここに、 Q_h は凝縮器内交換熱量、 Q_c は蒸発器内交換熱量、 m_w は熱源水質量流量、 $C_{p,w}$ は熱源水定圧比熱、 T_w は熱源水温度であり、添字 CON および EVA はそれぞれ凝縮器および蒸発器を示し、添字 in および out はそれぞれ熱交換機の入口および出口を示す。算出した熱交換量と測定したインバータ投入電力より、以下の式を用いてサイクル性能を表す暖房 COP (=COP_h) および冷房 COP (=COP_c) を算出した。

$$COP_h = Q_h / E_{inv} \quad (2.3.1.2.5-3)$$

$$COP_r = Q_r / E_{inv} \quad (2.3.1.2.5-4)$$

ここに、 E_{inv} はインバータ投入電力である。また、圧縮機効率の特性を把握するために、以下の式を用いて圧縮機効率を算出する。

$$\eta_{comp} = m_r \times (h_{comp,out} - h_{comp,in}) / E_{inv} \quad (2.3.1.2.5-5)$$

ここに、 m_r は冷媒質量流量、 $h_{comp,out}$ は圧縮機出口冷媒比エンタルピー、 $h_{comp,in}$ は圧縮機入口冷媒比エンタルピー、 E_{inv} はインバータ投入電力である。なお、エンタルピーは圧縮機出入り口の冷媒圧力および混合温度より算出する。次に、暖房 CO に関して圧縮機効率の影響を考察するため以下のような COP を定義した。まず式 (3) の COP_h を圧縮機効率で除した P-h 線図上における成績係数 $COP_{h,cycle}$ は以下の式で算出する。

$$COP_{h,cycle} = COP_{h,system} / \eta_{comp} = Q_h / \{m_r \times (h_{comp,out} - h_{comp,in})\} \quad (2.3.1.2.5-6)$$

さらに、圧力損失によるエネルギー損失を除外した成績係数 $COP_{h,cycle,P}$ を以下の式を用いて算出する。

$$COP_{h,cycle,P} = Q_h / \{m_r \times (h_{comp,out} - h_{comp,in}) - E_p\} \quad (2.3.1.2.5-7)$$

ここに、 E_p は圧力損失によるエネルギー損失である

サイクルでの単位質量当たりの全不可逆損失 $L_{all,cycle}$ は式(2.3.1.2.5-8)に示す通り、凝縮器、蒸発器、膨張弁および圧縮機の 4 つの要素機器における不可逆損失、接続配管部における不可逆損失および圧力損失による不可逆損失の和で表される。図 2.3.1.2.5-2 に主要素機器における不可逆損失の概略図を示す。凝縮器における不可逆損失 L_{COND} は式(2.3.1.2.5-9)に示すよう微小区間に分割し、微小な台形の連続として算出する。その際の冷媒および熱源水の温度は第 2.3.1.1.5 項と同様の方法で算出し、冷媒の比エントロピーは冷媒の圧力および比エンタルピーより算出する。蒸発器における不可逆損失 L_{EVA} は式(2.3.1.2.5-10)により、凝縮器における不可逆損失と同様に算出する。膨張弁および圧縮機における不可逆損失 L_{EXP} および L_{COMPR} は膨張および圧縮過程を線形とみなし、台形として算出する(式(2.3.1.2.5-11 および-12))。尚、図中央部の損失に囲まれた区間を L_{base} と定義し、不可逆損失計算の妥当性を検証する際に用いた。

$$L_{all,cycle} = L_{COND} + L_{EVA} + L_{EXP} + L_{COMPR} + L_{PIPE} + L_{P.D.} \quad (2.3.1.2.5-8)$$

$$L_{COND} = \sum_{i=1}^{100} \left[\{(T_{R,i-1} - T_{W,i-1}) + (T_{R,i} - T_{W,i})\} \times \Delta s_i / 2 \right] \times m_R \quad (2.3.1.2.5-9)$$

$$L_{EVA} = \sum_{i=1}^{100} \left[\{(T_{W,i-1} - T_{R,i-1}) + (T_{W,i} - T_{R,i})\} \times \Delta s_i / 2 \right] \times m_R \quad (2.3.1.2.5-10)$$

$$L_{EXP} = (T_{R,EVA,in} + T_{R,EVA,out}) \times (s_{R,EVA,out} - s_{R,EVA,in}) / 2 \times m_R \quad (2.3.1.2.5-11)$$

$$L_{COMPR} = (T_{R,COMPR,in} + T_{R,COMPR,out}) \times (s_{R,COMPR,out} - s_{R,COMPR,in}) / 2 \times m_R \quad (2.3.1.2.5-12)$$

図 2.3.1.2.5-3 に圧力損失による不可逆損失の概略図を示す。実線は実際のサイクル運転における $T-s$ 線図を示し、破線は圧力損失のない理想的なサイクル運転における $T-s$ 線図を示す。実線と破線に囲まれた色のついた箇所を圧力損失による不可逆損失 $L_{P.D.}$ として算出する。算出は要素機器における不可逆損失と同様に凝縮器、蒸発器、膨張弁、圧縮機および配管部に分けて算出した。凝縮器および蒸発器における圧力損失による不可逆損失 $L_{P.D.,COND}$ および $L_{P.D.,EVA}$ は式(2.3.1.2.5-14 および-15)に示すように、凝縮器および蒸発器での要素機器における不可逆損失と同様に分割し、微小な四角形の連続して計算を行う。膨張過程における圧力損失の影響を受けて生じる不可逆損失 $L_{P.D.,EXP_1}$ および $L_{P.D.,EXP_2}$ は式(2.3.1.2.5-16 および-17)に示すように、台形とみなし算出する。

$$L_{P.D.} = L_{P.D.,COND} + L_{P.D.,EVA} + L_{P.D.,EXP_1} + L_{P.D.,EXP_2} + L_{P.D.,LOSS} \quad (2.3.1.2.5-13)$$

$$L_{P.D.,COND} = \sum_{i=1}^{100} \left[\{(s_{R,i-1} - s_{R,ideal,i}) \times (T_{R,i} - T_{R,ideal,i-1}) + (s_{R,ideal,i-1} - s_{R,i}) \times (T_{R,i-1} - T_{R,ideal,i})\} / 2 \right] \quad (2.3.1.2.5-14)$$

$$L_{P.D.,EVA} = \sum_{i=1}^{100} \left[\left\{ (s_{R,i-1} - s_{R,ideal,i}) \times (T_{R,i} - T_{R,ideal,i-1}) + (s_{R,ideal,i-1} - s_{R,i}) \times (T_{R,i-1} - T_{R,ideal,i}) \right\} / 2 \right] \quad (2.3.1.2.5-15)$$

$$L_{P.D.,EXP_1} = (T_{R,EXP,in} + T_{R,EXP,in,ideal}) \times (s_{R,EXP,in} - s_{R,EXP,in,ideal}) / 2 \times m_R \quad (2.3.1.2.5-16)$$

$$L_{P.D.,EXP_2} = (T_{R,EXP,out} + T_{R,EXP,out,ideal}) \times (s_{R,EXP,out} - s_{R,EXP,out,ideal}) / 2 \times m_R \quad (2.3.1.2.5-17)$$

サイクルにおける不可逆損失に、圧縮機に機械損失 L_M およびインバータ損失 L_{INV} を加えた損失をシステム全体における不可逆損失 $L_{all, system}$ とし、それぞれ式(2.3.1.2.5-18, -19 および-20)で表される。

$$L_M = E_{COMPR} - W_{cycle} \quad (2.3.1.2.5-18)$$

$$L_{INV} = E_{INV} - E_{COMPR} \quad (2.3.1.2.5-19)$$

$$L_{all, system} = L_{COND} + L_{EVA} + L_{EXP} + L_{COMPR} + L_{PIPE} + L_{P.D.} + L_M + L_{INV} \quad (2.3.1.2.5-20)$$

ここで、 W_{cycle} は作動流体に投入した圧縮仕事であり、以下の式(2.3.1.2.5-21)で表される。

$$W_{cycle} = m_R (h_d - h_s) \quad (2.3.1.2.5-21)$$

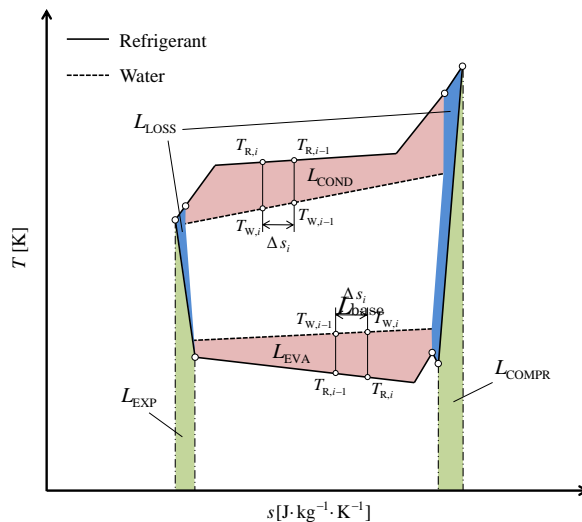


図 2.3.1.2.5-2 要素機器における不可逆損失の概略

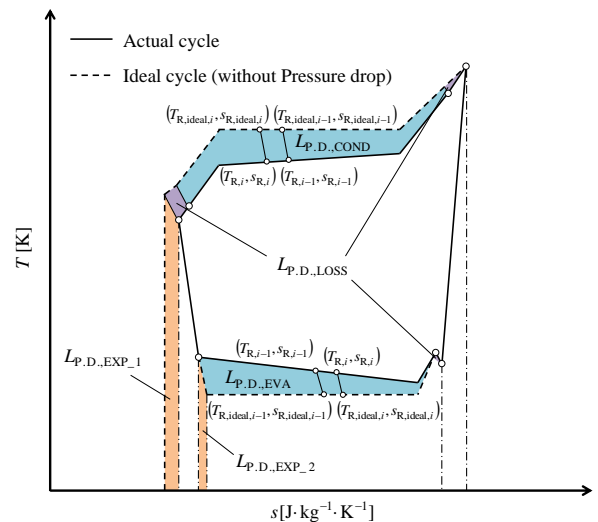


図 2.3.1.2.5-3 圧力損失による不可逆損失の概略

<実験結果>

図 2.3.1.2.5-4(a)に冷房条件におけるサイクル成績係数 $COP_{c, cycl}$ と、図 2.3.1.2.5-4(b)に暖房条件におけるサイクル成績係数 $COP_{h, cycl}$ と熱負荷 Q の関係を示す。図中のシンボルは黒丸が R410A, 黒四角が R32, 青上三角が 42/58ze, 青下三角が 28/72ze, 半塗青上三角が 4/43/53ze, 半塗青下三角が 9/29/62ze, 赤上三角が 42/58yf, 赤下三角が 28/72yf, 半塗赤上三角が 4/44/52yf, 半塗赤下三角が 5/28/67yf である。

図 2.3.1.2.5-4 (a)に示す冷房条件では、R32 の成績係数が測定範囲においては最も大きく、冷媒によって成績係数の減少割合が異なるため、熱負荷の値によって冷媒の違いによる成績係数の大小関係が異なる。2.0 kW 時を取り上げると、R32 が最も大きく、次いで 4/43/53ze, 42/58yf, 42/58ze, 4/44/52yf, R410A, 28/72yf, 28/72ze, 5/28/67yf, 9/29/62ze の順に成績係数は大きい。図 2.3.1.2.5-4 (b)に示す暖房条件では、冷房条件と同様に R32 が測定範囲においては成績係数が最も高くなっており、その他の冷媒では前述した成績係数の熱負荷の増加に対する変化の割合の違いにより、熱負荷によって成績係数の大小が異なる。2.2 kW 時を取り上げると、R32 が最も大きく、次いで 4/43/53ze, 42/58ze, 42/58yf, 4/44/52yf, R410A, 28/72yf, 28/72ze, 5/28/67yf, 9/29/62ze の順に成績係数は大きい。冷房条件と暖房条件での冷媒の成績係数の大小の順序には大きな差はなく、全体の傾向としてはほぼ同様と言える。

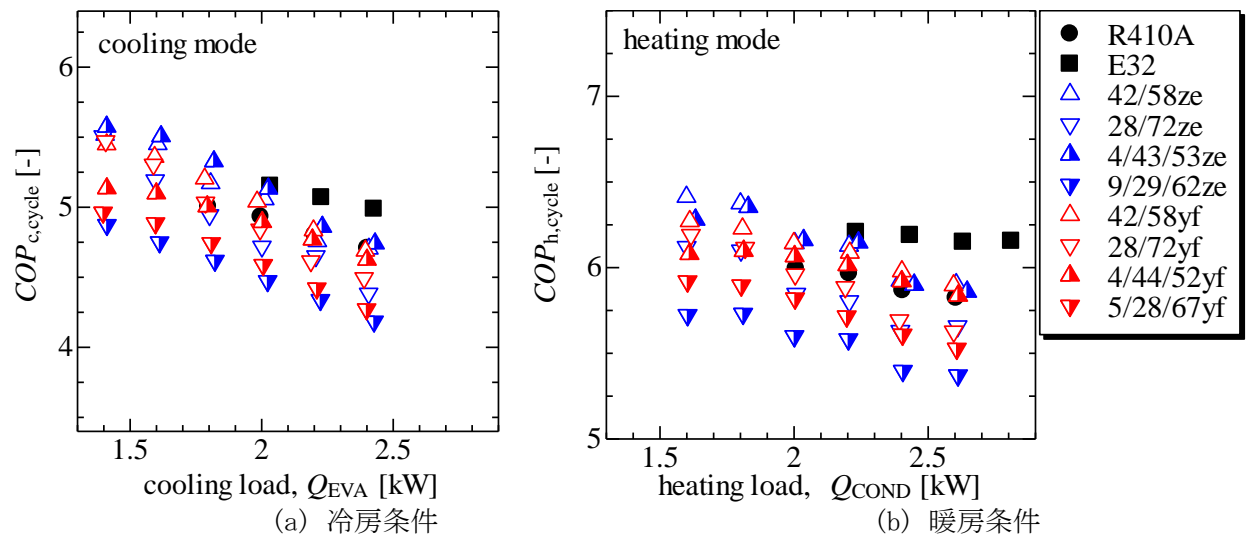
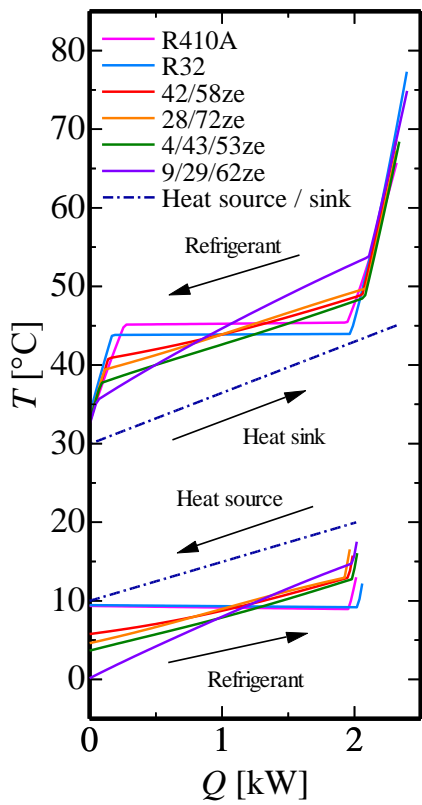


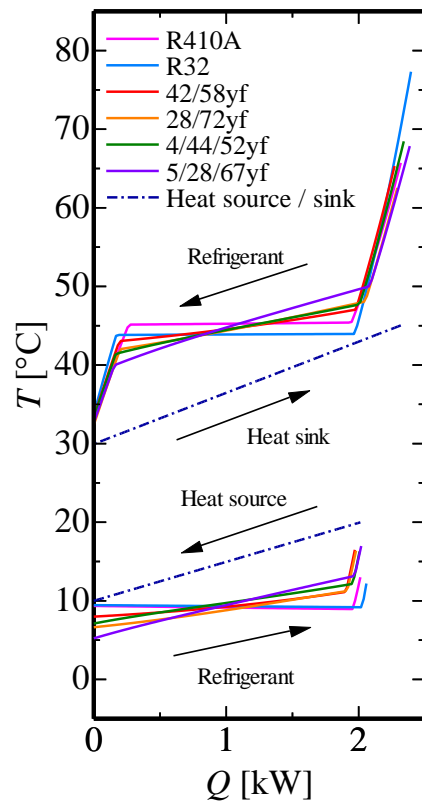
図 2.3.1.2.5-4 成績係数と熱負荷の関係

図 2.3.1.2.5-5(a)および(b)の冷房条件における温度分布図より、非共沸混合冷媒である R1234ze(E)系混合冷媒および R1234yf 系混合冷媒は気液二相域において冷媒温度が変化している。凝縮器熱源水温度変化が 30 °C から 45 °C の 15 K である冷房条件においては、R1234ze(E)系混合冷媒の過冷度がより小さく、凝縮終了点において熱源水との温度差がより小さいことから、温度すべりが最も大きい 9/29/62ze を除いて、温度すべりの特性を有効に利用できる。蒸発器側では熱源水温度変化が 20 °C から 10 °C の 10 K であり、比較的大きな温度すべりを有する非共沸冷媒も、熱源水との温度差を小さくすることが可能である。

図 2.3.1.2.5-6(a)および(b)に、暖房条件における温度分布図を示す。凝縮器側の熱源水温度変化は 20 °C から 45 °C と差が 25 K であるため、温度すべりの大きな R1234ze(E)混合冷媒の凝縮終了点が、R1234yf 系混合冷媒に比して低くなり、その結果として冷媒と熱源水との温度差が小さくなっている。また R1234ze(E)系混合冷媒の凝縮開始点温度は、R1234yf 系混合冷媒に比して高いが、全体で見ると凝縮開始点の冷媒温度上昇による冷媒熱源水温度差の増加より、凝縮終了点での冷媒温度低下による温度差の減少の影響の方が大きく、温度すべりの特性を有効に利用したと言える。純冷媒においては R32 が凝縮開始点において最も熱源水との温度差が小さくピンチポイントとなっている。このことにより、R32 は凝縮器において熱交換器の伝熱性能が十分であり、冷媒と熱源水の温度差が十分小さな状態で熱交換を行えていることが分かる。一方で、R410A をはじめとした凝縮開始点において、熱源水冷媒温度差が開いており、温度差がより小さくなる有余のある冷媒については、伝熱面積が十分でないと考えられるため、熱交換器の大型化によって伝熱面積を増加させ、より高効率な熱交換が実現する可能性がある。

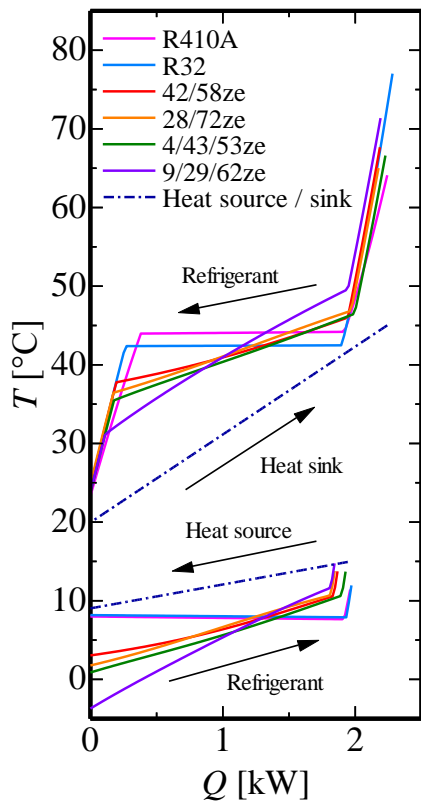


(a) 冷房条件, 2.0 kW 時, R1234ze(E)系

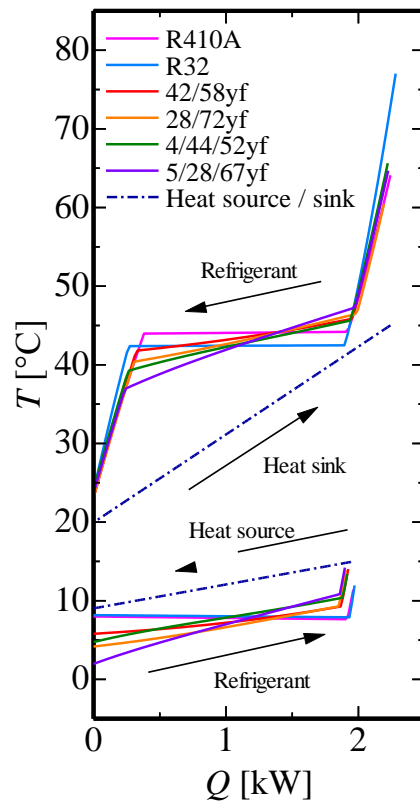


(b) 冷房条件, 2.0 kW 時, R1234yf 系

図 2.3.1.2.5-5 熱交換器内温度分布図 (冷房条件)



(a) 暖房条件, 2.2 kW 時, R1234ze(E)系



(b) 暖房条件, 2.2 kW 時, R1234yf 系

図 2.3.1.2.5-6 熱交換器内温度分布図 (暖房条件)

図 2.3.1.2.5-7 (a)および(b)はそれぞれ、冷房負荷 2.0 kW および暖房負 2.2 kW における各要素機器における不可逆損失 L を積み上げた棒グラフであり、内訳は下から凝縮器における不可逆損失 L_{COND} 、蒸発器における不可逆損失 L_{EVA} 、膨張弁における不可逆損失 L_{EXP} 、圧縮機における不可逆損失 L_{COMPR} 、接続配管部における不可逆損失 L_{PIPE} および圧力損失による不可逆損失 $L_{P.D.}$ である。積み上げ棒グラフで不可逆損失を示すことによって、特定の熱負荷の結果のみではあるが、冷媒ごとの不可逆損失の内訳および大小関係が明瞭となるよう比較するものである。全不可逆損失 $L_{all, cycle}$ について比較すると、冷房条件では R32 が最も小さく、次いで 42/58yf, 4/43/53ze, 42/58ze, R410A, 28/72yf, 4/44/52yf, 28/72ze, 5/28/67yf および 9/29/62ze の順に小さくなっており、暖房条件では R32 が最も小さく、次いで 42/58yf, 4/43/53ze, 42/58ze, 4/44/52yf, R410A, 28/72yf, 5/28/67yf, 28/72ze および 9/29/62ze の順に小さい。サイクル成績係数との相関が確認され、各冷媒のサイクル成績係数の優位性が不可逆損失によって説明できる。

初めに凝縮器における不可逆損失 L_{COND} について比較する。図 2.3.1.2.5-7 (a)の冷房条件における不可逆損失量は、暖房条件に比して小さい。冷媒別では 4/43/53ze が最も小さく、次いで 28/72ze, 42/58ze, 4/44/52yf, R410A, R32, 5/28/67yf, 42/58yf, 28/72yf および 9/29/62ze の順であり、熱源水温度変化幅が 15 K となっているため、9/29/62ze といった過度な大きさの温度すべりを有する冷媒は、凝縮開始点温度における温度差が大きくなり、損失量が増加する方向に影響する。図 2.3.1.2.5-7 (b) 暖房条件では、4/43/53ze が最も小さく、次いで 28/72ze, 42/58ze, 9/29/62ze, 5/28/67yf, 4/44/52yf, R410A, 28/72yf, R32 および 42/58yf の順である。暖房条件では熱源水温度差が 25 K であるため、温度すべりが大きな冷媒ほど凝縮終了点での冷媒熱源水温度差が小さくなり、その影響が主となって凝縮器における不可逆損失が小さくなる傾向にある。

次に蒸発器における不可逆損失 L_{EVA} について比較する。冷房条件においては、42/58yf が最も損失が小さく、次いで 28/72yf, 4/44/52yf, 5/28/67yf, R410A, R32, 42/58ze, 28/72ze, 4/43/53ze 次いで 9/29/62ze の順で小さい。冷房条件では熱源水温度変化が 10 K であるので、適度な温度すべりを有する R1234yf 系混合冷媒が温度すべり特性を有効に利用し気液二相域において冷媒熱源水温度差を小さくしている。また、暖房条件に比して熱源水温度差が大きいので、気液二相域において温度変化のない R410A および R32 の損失が相対的に大きくなっている。暖房条件では 42/58yf が最も小さく、次いで 28/72yf, R410A, 4/44/52yf, 5/28/67yf, 28/72ze, 42/58ze, 4/43/53ze および 9/29/62ze の順に小さい。温度すべりの大きな R1234ze(E)系混合冷媒は R1234yf 系混合冷媒に比して蒸発器入口での冷媒温度が低いため、蒸発器での不可逆損失が大きくなる。また、42/58yf 等の不可逆損失が小さい非共沸混合冷媒は、熱源水温度変化に対し適度な温度すべりを有しているため、純冷媒である R410A に比して蒸発器入口における冷媒熱源水温度差は大きくなっているが、温度すべり特性を有効に利用し蒸発器内全体での冷媒熱源水温度差は相対的に小さい。また R32 の不可逆損失は気液二相域で温度変化のない R410A とほぼ同等の値となっている。

凝縮器および蒸発器の合計である熱交換器全体における不可逆損失に注目すると、凝縮器における不可逆損失では、温度すべりが適度に大きな冷媒がその特性を利用して損失を減少させることが可能であるが、蒸発器では逆に損失が増加してしまい、温度すべりの大きさの差異による凝縮器と蒸発器における不可逆損失への影響は、一方は増加、そしてもう一方は減少というトレードオフの関係であると言える。よって、様々な温度すべりを有する試験冷媒の中でどの冷媒が熱交換器での損失低減に優れているかは運転負荷によるところが大きく、適切な温度すべりを有する混合冷媒を選択することが重要である。暖房条件では試験冷媒中では凝縮器および蒸発器双方で冷媒熱源水温度差のバランスに優れている 4/44/52yf または 28/72ze、冷房条件では蒸発器側での熱源水温度差が 10 K であり、最も蒸発器側での損失が小さく熱交換器合計にその影響が大きく反映された 42/58yf が優れていると言える。

次に膨張弁における不可逆損失 L_{EXP} について議論する。図 2.3.1.2.5-7(a)に示す冷房条件においては R32 が最も小さく、次いで 42/58ze, 42/58yf, 28/72yf, 28/72ze, R410A, 4/44/52yf, 4/43/53ze, 5/28/67yf および 9/29/62ze の順に小さい。冷房条件での膨張過程不可逆損失は暖房条件に比して大きい。これは、冷房条件では比較的圧力差が大きく、凝縮器出口での過冷度が小さいためである。

図 2.3.1.2.5-7(b)に示す暖房条件においては、R32 が最も小さく、次いで 42/58yf, 28/72yf,

R410A, 42/58ze, 28/72ze, 4/44/52yf, 4/43/53ze, 5/28/67yf および 9/29/62ze の順に小さい。過冷域の大きさによって冷媒の違いによる損失の大小がおおよそ決定される。過冷域が大きいほど膨張過程での温度差およびエントロピー差が小さくなるため膨張弁での不可逆損失は小さくなる。よって膨張弁における不可逆損失を減少させるには、過冷域のより大きい冷媒が推奨され、GWP 値が 300 と 200 である試験冷媒組成の間においては、HF0 系冷媒の比率の増加および R744 の添加は過冷域を減少させるため、膨張弁における不可逆損失を増加させる傾向にある。

圧縮機における不可逆損失 L_{COMPR} は冷媒物性だけではなく冷媒と圧縮機油の相性および断熱圧縮効率などの影響を受けるため、冷媒による差異を議論することは困難である。しかし、全条件において冷媒による不可逆損失の大小は多少の変化は確認されるが大きな枠組みでは共通しており、4/43/53ze が最も不可逆損失が小さく、5/28/67yf および 28/72ze の損失が大きい。また、同じ冷媒構成の混合冷媒の比較では、GWP 値が 300 の冷媒が 200 の冷媒に比して圧縮機における不可逆損失は小さい傾向にある。

接続配管部における不可逆損失 L_{PIPE} 損失全体に占める割合は小さく、冷房条件では約 2%~4% を、暖房条 2 では約 2%~3%、占めるのみであり、また冷媒の違いによる損失量の差異も小さい。圧力損失による不可逆損失 $L_{\text{P.D.}}$ について比較する、R410A が最も小さく、次いで 4/44/52yf, 5/28/67yf, 9/29/62ze, 42/58yf, 4/43/53ze, 42/58ze, 28/72yf および 28/72ze の順で小さい。また冷房条件では冷媒体積循環流量が大きいため、 $L_{\text{P.D.}}$ は暖房条件比して大きい。圧力損失による不可逆損失低減の観点からは、体積能力の大きい R1234yf 系混合冷媒が R1234ze (E) 系混合冷媒に比して優れている。圧力損失は管の径を変更することによって低減することも可能であり、管径の最適化などを行うことでこれを相殺することが可能である。

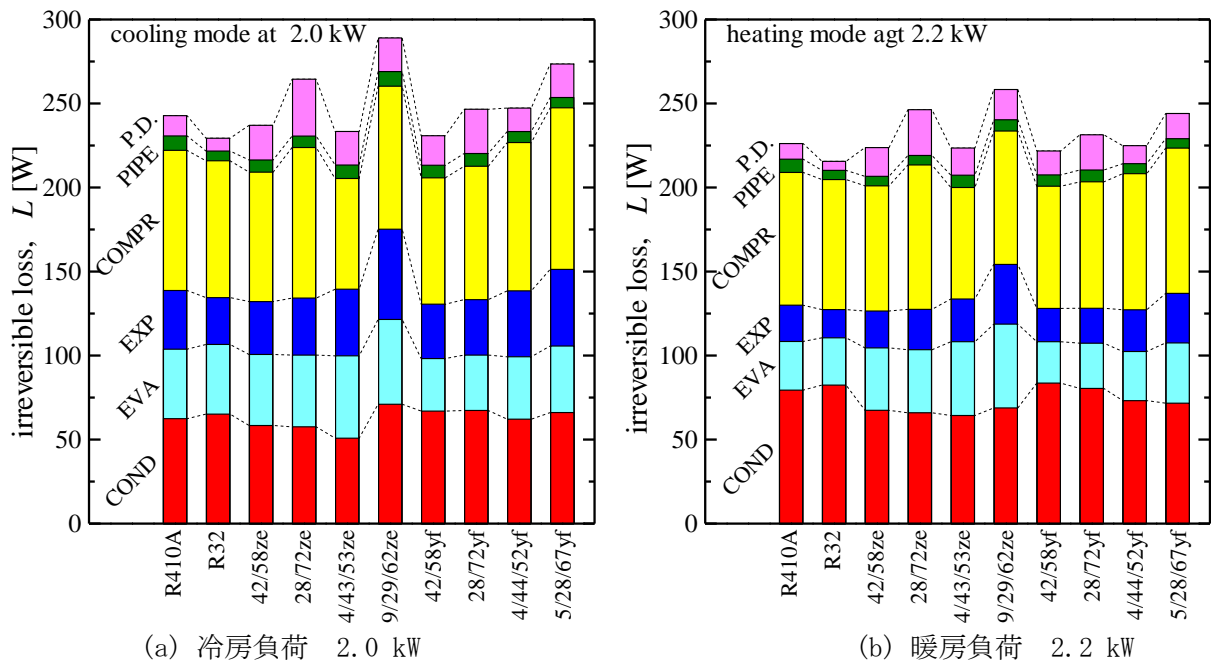


図 2.3.1.2.5-7 特定の運転条件における不可逆損失の内訳

<特許、論文、外部発表等の件数> (詳細内容は添付リストを参照)

区分 年度	特許出願			論文		その他外部発表 (プレス発表等)
	国内	外国	PCT※出願	査読付き	その他	
H23 年度	0	0	0	14	8	1
H24 年度	0	0	0	16	12	0
H25 年度	0	0	0	14	16	0
H26 年度	0	0	0	24	20	0
H27 年度	0	0	0	23	10	0

(※Patent Cooperation Treaty :特許協力条約)

2.3.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

<研究開発成果概要>

目 標	研究開発成果	達成度
テーマ：微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント		
本研究開発では、A2L 冷媒が使用された空調機のフィジカルハザードを評価し、A2L 冷媒の空調機器適用に係るガイドライン作成への寄与を目標とする。	本研究開発では、KG 値や燃焼速度等を指標として、比較的大に近い規模の実験により業務用空調機器搭載用低 GWP 冷媒の燃焼特性を明らかにするとともに、リスクアセスメントにて抽出された各種事故シナリオにおける火災発生可能性およびフィジカルハザードを明確化した。その成果は高圧ガス保安法をはじめとする各種規制緩和に資している。以上より本研究開発の当初の目的を達成した。	○
[1] 微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価(担当:産業技術総合研究所)		
事故シナリオの検討に基づくハザード評価及び爆発影響評価。	実規模を想定した微燃性冷媒の燃焼特性について検討し、燃焼速度の遅さからくる浮力による燃焼特性への影響や規模効果、昇温・加湿環境影響について、大型燃焼容器を用いて調査し、また直接的な比較としてアンモニアについても同一の試験環境で燃焼試験を実施して、規模効果を含めてアンモニアと同等の燃焼性であることを明らかにした。	○
[2] 微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価(担当:産業技術総合研究所)		
事故シナリオの検討に基づく予混合・漏洩条件評価及び過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価。	微燃性冷媒の燃焼爆発影響について、評価条件を検討して影響評価試験条件に反映し、また過剰なエネルギーとして着火源がなくても自然発火する場合について実験的に試験を行い、ASTM試験法にもとづいた同一試験条件での発火温度を評価した。大型燃焼容器を用いた試験結果と合わせ、燃焼特性を特にアンモニアと比較する形で整理した。	○
[3] 暖房機器と同時使用時の安全性評価(担当:東京理科大学)		
居住空間で A2L 冷媒が空調機から漏洩した場合に、暖房機器による着火の有無及び燃焼生成物濃度を明らかにする。	目標のシナリオを模擬した実大実験を実施し、室内にミニスプリット型空調機器搭載量の冷媒が漏洩した場合の着火の有無及び燃焼生成物濃度を定量的に明らかにした。	○
[4] サービス・据え付け時の安全性評価(担当:東京理科大学)		
サービス・据え付け作業空間に冷媒が漏洩し、そこに着火源があった場合の火災伝播挙動を実験的に把握する。	想定されるシナリオとして、①冷媒滞留空間で市販ライターを使用した場合、②ピンホール漏洩、③回収機等内の漏洩を取り上げ、それぞれのシナリオで想定される各種着火源を模擬した実験により、着火可能性および火災伝播挙動、フィジカルハザードを定量的に明らかにした。	○
[5] 多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価(担当:東京理科大学)		
多室型空調機に搭載される A2L 冷媒の漏洩に伴う着火危険性等の安全性を実験的に評価する。	多室型空調機が設置され空間に燃焼範囲内になる冷媒量が漏洩した場合を模擬した燃焼実験を実施し、火災伝播速度を有効可燃冷媒積によって予測できる手法を構築した。	○
[6] 実際の事故シナリオを想定した実大着火実験(担当:東京理科大学)		
想定された事故シナリオを模擬した実大着火実験により、燃焼による危害度を評価するためのデータを取得する。	狭小カラオケルームにおいて冷媒が漏洩した場合の事故シナリオを設定し、実大実験により、着火条件を明確化した。さらに、着火時の圧力上昇、火災伝播速度等のフィジカルハザードデータを取得し、定量的な評価が行える環境を整備した。	○

【 ◎:計画以上、○:計画通り(目標達成)、△:ほぼ計画通り(一部未達)、×:目標未達 】

2.3.2.1 サブテーマ① 微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価（産総研 安全科学研究部門担当）

(1) 実施内容と目標

作業不良や、経年劣化等による配管破損箇所等から、室内等に漏洩した A2L/2L 冷媒が、漏洩空間内の着火源により着火した場合の燃焼影響・爆発影響を検討、検証するために、以下の項目を実施した。

(a) 事故シナリオの検討に基づくハザード評価

事故シナリオを模擬する漏洩箇所、漏洩量、着火時期等の条件に対して、必要に応じ実規模の燃焼爆発実験またはシミュレーションを行う。④-⑤（担当：東京理科大学）で実施の安全性評価と連携し、実規模評価へと発展可能な評価条件の絞り込みを行い、実規模被害予測を可能にする。

(b) 爆発影響評価

可燃性の予混合気が広範囲に漏洩した後に、着火した場合の爆発影響を検証するため、密閉爆発容器内で A2L/2L 冷媒の予混合気を爆発させ、圧力上昇の計測及び火炎伝播の観測等を行う。② (b) において他の可燃性冷媒と直接的な爆発影響の比較を可能にするため、密閉爆発容器内を用いた同一試験条件でのアンモニア・プロパンなどの爆発影響評価を行う。

(c) 爆発強度影響評価

冷媒の基礎的燃焼特性の評価結果を、より現実的な条件での安全性評価に反映して実規模における影響評価を可能とするために、爆発の激しさとそれによる人体や構造物への影響を関連づける爆発強度の評価手法について検討する。数値シミュレーションによる室内等における圧力上昇挙動の解析を可能にし、 K_G 値の評価手法に基づいた圧力上昇度と部屋の隙間等の開口率の関係を明らかにする。実験により評価される経験的燃焼速度を用い、燃焼モデルを取り込んだ爆発強度シミュレーション手法を開発し、実験的評価が困難な実規模評価への適用を可能にする。

(2) 成果

(a) 事故シナリオの検討に基づくハザード評価

事故シナリオに基づく安全性評価では、漏えい空間（部屋）、漏えい位置や漏えい規模（漏えい量、濃度分布）、また着火源の位置などを想定した評価が必要になる。事故シナリオごとの実験の実施、とくに実規模での実験的評価は困難なことを考えると、数値シミュレーションの適用は今後期待される評価手段となる。そこで燃焼解析数値シミュレーションの実現について検討した。実験は燃焼・爆発反応を取り扱っているため、数値シミュレーションではこれを再現するための燃焼モデルが必要となる。

燃焼反応の数値シミュレーションに関してはさまざまな媒体について研究報告例はあるが、微燃性冷媒の燃焼反応についての報告例は少ない。微燃性冷媒の燃焼の総括反応式は最も簡単に燃焼反応を考えることができるが、微燃性冷媒はとくに燃焼速度が遅く、総括反応をもとにした燃焼モデルは再現できたとしても適用可能なのは非常に限定された条件に限られると思われる。微燃性冷媒の燃焼に寄与する素反応を記述して詳細反応モデルを構築することで様々な温度や圧力での反応も記述することが可能になるが、例えば水素でも詳細反応モデルは 20 もの素反応を記述する必要があり、微燃性冷媒にあたっては素反応の数、関与する化学種ともに取り扱う数は膨大なものとなり、何らかのモデルの簡略化が必要になる。素反応ごとに反応速度の評価も含め微燃性冷媒の簡略化した化学反応モデルの構築には時間がかかり、今後開発されてくる新規冷媒も考えると、まずは柔軟に対応可能なアプローチが別途必要になると考えられる。

ここでは予混合燃焼を前提とし、乱流効果も考慮可能なモデルとして、予混合燃焼モデルのうち乱流中の火炎を薄い火炎片（laminar flamelet）の集まりと考え、火炎面を表現可能なスカラー変数を以下の方程式で輸送するモデルを採用する。

$$\frac{\partial \rho c}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i c}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D + D_{sgs} \right) \frac{\partial c}{\partial x_i} + S_T \left(\frac{\partial c}{\partial x_i} \frac{\partial c}{\partial x_i} \right)^{1/2} \quad (2.3.2.1-1)$$

S_T は乱流燃焼伝播速度で、層流燃焼速度 S_L と以下の関係を持つ。

$$\frac{S_T}{S_L} = 1 + C_{pq} \left(\frac{u_{sgs}}{S_L} \right)^n \quad (2.3.2.1-2)$$

u_{sgs} は Subgrid 速度スケール、 C_{pq} はモデル定数である。

ここでスカラー変数 c を反応の進行度（propagation variable）とみなし、 $c = 0$ を未燃ガス（燃

焼前)、 $c = 1$ を既燃ガス (燃焼後) として $c = 0.5$ の等値面を燃焼面として捉える。化学種 i の濃度は c を用いて以下のように記述する。

$$Y^i = cY_{burn}^i + (1-c)Y_{unburn}^i \quad (2.3.2.1-3)$$

燃焼シミュレーションで上記変数 c を輸送させ予混合燃焼解析を可能にする。層流燃焼速度には、実験で評価された層流燃焼速度を直接与えることにより実際の燃焼挙動をシミュレーションに反映させることになる。また例えばテーブル型の濃度場と層流燃焼速度の関係を与えることで、濃度場に勾配が存在する場合の燃焼挙動を評価することも可能となる。

万が一乱流の効果が懸念される場合にも対応可能なモデルとして、フラクタル火炎伝播モデル[2]の適用も行った。フラクタル火炎伝播モデルは次式で表される。

$$S_T = \max \left\{ S_L, \frac{3}{2} c_g \left(\frac{\rho_u}{\rho_b} \right) \frac{S_L^2}{\sqrt{\kappa}} t^{1/2} \right\} \quad (2.3.2.1-4)$$

上式は層流燃焼速度 S_L 、モデル定数 c_g の他に、ガスの膨張率 (ρ_u/ρ_b)、層流燃焼速度 (S_L) および熱拡散率 (κ) といった可燃性ガスの物性で示されている。この乱流燃焼モデルでは着火直後、層流燃焼速度 S_L で火炎が進行し、フラクタル火炎伝播モデルによる S_T が S_L を上回ったときに S_T で火炎が加速される (図 2.3.2.1-1)。

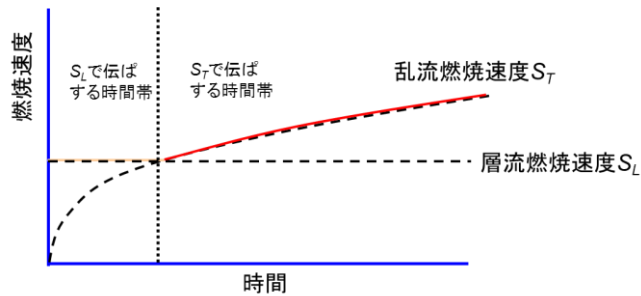


図 2.3.2.1-1 反応進行度モデルの生成項に導入される燃焼速度

さらに、選択拡散効果を考慮した燃焼モデル (平成 17 ~19 年度 NEDO 成果報告書「水素安全利用技術の基盤研究」) についても適用を行った。燃料気体と支燃性気体の拡散速度に差があり、選択拡散現象が生じる場合、火炎に変形が発生すると火炎に供給される燃料と支燃性気体の濃度が場所によって変化するため、火炎各部分の燃焼速度に差異が生じ、火炎は不安定になる。選択拡散効果を考慮した平均局所燃焼速度モデルが提案されている。燃料の種類や当量比などによらず乱流燃焼速度特性を包括的に整理できる可能性を示している。

このように構築した燃焼モデルを流体解析コードに適用し、直径 1m の球状容器の中で空気と微燃性ガスの予混合状態に着火した場合の数値シミュレーションを実施した。解析モデル図を図 2.3.2.1-2 に示す。容器内部空間は燃料と空気の予混合ガスを仮定し、燃料としては R32 を想定して実験で評価される R32 の燃焼速度を燃焼モデルに与えた。また実験で見られるように燃焼速度の遅さから浮力の影響を受けるのは明らかのため、シミュレーションでは重力項を取り扱い z 軸下方向に重力を与えた。

実験での放電着火位置と同じ位置に高温域を設定し、着火と同時にシミュレーションを開始した。解析結果例として図 2.3.2.1-3 に容器断面の温度分布および燃焼反応後 ($c = 1$) の既燃ガス分布の時間経過を示す。時間発展とともに、燃焼面が浮力の影響を受けながら天井方向に発展していく様子が得られた。しかし、実験で見られるような球形に拡大する燃焼面に対して発達する燃焼面底部の内側へのくぼみは再現されておらず、容器内部での流れ場と燃焼面の移流の関係がまだ整合していない結果となった。

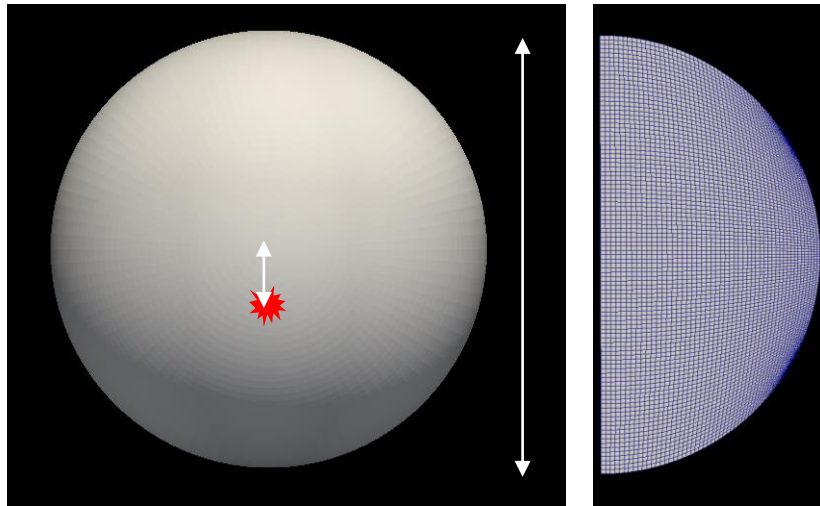


図 2.3.1.1-2 解析モデル

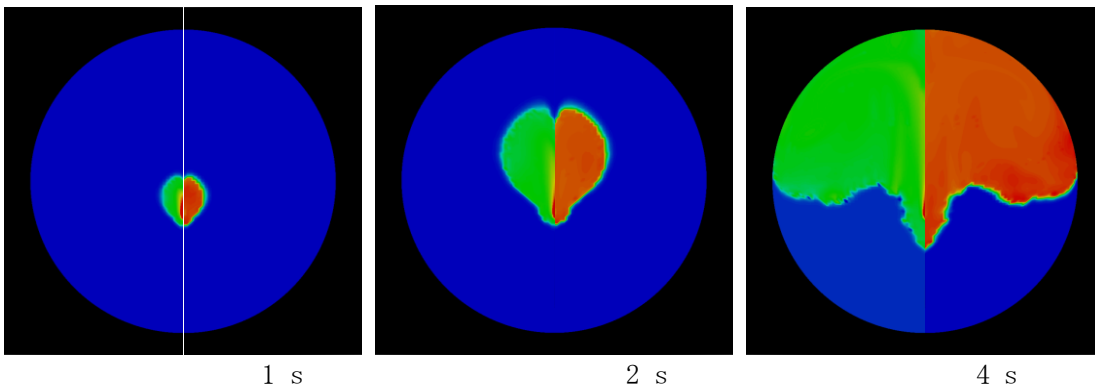


図 2.3.2.1-3 球形密閉容器内数値解析例（左半面：温度分布、右半面：既燃ガス分布）

(b) 爆発影響評価

微燃性冷媒の利用に関して、ASHRAE(2010)はこれまでの冷媒の安全区分のクラス 2 (Class 2 - Lower Flammability Classification) に区分 2L を追加した。R32 や R1234yf、R1234ze は低毒性で燃焼速度が 10cm/s 以下の微燃性をもつとして A2L に分類される。A2L 冷媒はこのように低い燃焼速度を持つため燃焼時には浮力の影響が火炎面の浮き上がりとして顕著に現れ、特に実規模での影響を知る必要がある。そこで浮力の影響を考慮し、また燃焼特性の規模効果について検討するため、大容量の球形燃焼容器を準備し、R32 と R1234yf の火炎伝播挙動を高速度カメラで観測し、映像解析により火炎伝播速度を評価した。Takizawa ら [3] による球形火炎伝播を仮定した球形容器 (Spherical Vessel: SV) 法による燃焼速度の結果を参考に、大型燃焼容器内での燃焼時の圧力プロファイルから SV 法により燃焼特性を評価した。燃焼時の最高到達圧力であるピーク過圧や、ISO 6184-2 [4] や NFPA68 [5] に定められているように燃焼時の圧力上昇速度の最高値から評価される爆発強度指数 K_{st} を評価した。燃料と酸素の混合比として、化学量論比となる混合気に対する燃料/酸素混合比率として定義される当量比 ϕ を R32 では $\phi = 0.8-1.2$ 、R1234yf では $\phi = 1.2-1.4$ の範囲で変化させ、電気放電着火による燃焼試験を行った。本年度はさらに夏場を想定した高温環境や水分の存在下での燃焼特性評価を実験的に調査し、着火時の燃焼挙動について評価を進めた。これら実験室規模での燃焼試験をもとに評価される K_{st} 値などをもとに、より現実的な環境を想定した場合の爆発影響の評価方法について検討した。

1) 実験

直径 1m、容積 0.524m³ の球形容器を備えた実験装置を図 2.3.2.1-4 に示す。ひずみ式圧力計変換器を容器上部に設置してあり、計測される燃焼中の圧力変化プロファイルをデータロガーで記録した。燃焼挙動は容器に備え付けた PMMA 製の観測窓を介して高速度カメラにより観測した。R32 の燃焼挙動は化学当量比 $\phi = 1.0$ を中心に $\phi = 0.8$ から 1.2 の範囲で調査した。R1234yf の燃焼挙動については、Takizawa ら [3] が Metghalchi and Kech [6] や Hill and Hung [7] による SV 法を用いて燃焼速度と混合比について報告している燃焼範囲を参考に $\phi = 1.325$ (混合比 10vol%) を中心に $\phi = 1.2$ から 1.4

の範囲で調査した。燃料ガスは一定の分圧まで容器内に導入し、その後空気を全圧が大気圧（101.325kPa）になるまで導入した。燃料の導入過程ではダイヤフラムポンプ（図 2.3.2.1-4 中の DP）を用いて循環ループを形成してガスの攪拌を行った。放電用の電極は直径 0.3mm のタングステン線 2 本を 7mm のギャップを設けて対向設置し、電極自身による熱損失や擾乱の影響を避けた。燃焼容器全体にはジャケット式のマントルヒーターを設置して試験温度を一定に管理できるようにしている（図 2.3.2.1-4 写真参照）。直流高電圧を電極に供給し電気放電を起こして混合ガスを着火した。放電電圧と放電電流はオシロスコープで観測し、放電エネルギーを評価している。火炎面の膨張挙動は高速度カメラで観測した後、映像解析により水平方向への火炎速度と鉛直方向への火炎速度を評価した。

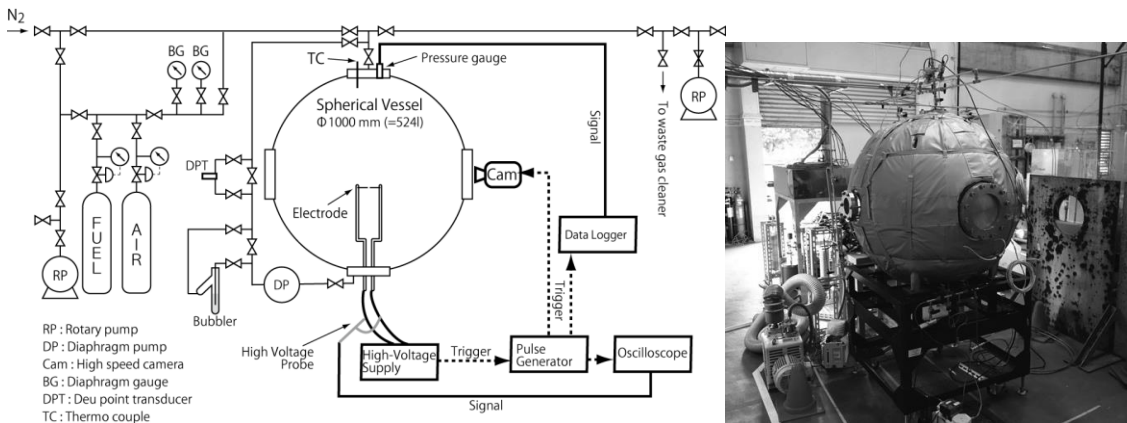


図 2.3.2.1-4 燃焼試験装置概要(左：概要図、右：燃焼容器写真)。

2) 火炎速度と燃焼速度評価

(i) 映像観察

図 2.3.2.1-5 に R32 の当量比 $\phi = 0.9$ および 1.2 における火炎面伝播挙動を高速度カメラで撮影した例を示す。滑らかな火炎面が形成され、燃焼による膨張とともに浮力によりゆっくりと上昇していき、また未燃ガスと既燃ガスの境界となる火炎面形状は浮力と粘性の影響により球形から歪められていく。その膨張挙動は $\phi = 0.9$ と 1.2 でほとんど同じだが、時間的变化が異なっている。図 2.3.2.1-6（上側）には R1234yf の当量比 $\phi = 1.325$ における燃焼挙動の高速度ビデオカメラ映像を示す。R32 に見られたような明確で滑らかな燃焼面は観測されず、火炎面は軸対称性を失い乱雑に上昇していく。大型燃焼容器での試験状況においては R32 に比べて R1234yf の着火特性が不安定なのは確かであるが、この不安定性は R1234yf の燃焼特性そのものだけでなく、放電エネルギーや電極からの熱損失、電極構造など、何らかの擾乱を与えるきっかけが因子として存在していることも考えられた。そこで、大型燃焼容器を用いてこれらの検証をするのは困難なため、別途小型の球形燃焼容器（直径 30cm、容積 15L）や円筒形容器（直径 10cm、長さ 20cm、1.6L）を用いて着火時の影響特性を評価した。図 2.3.2.1-6（下側）には小型円筒形容器内での観測例を示す。大型球形容器や 15L の小型球形容器では観測されなかった R32 に見られるような滑らかで明確な燃焼波面が、小型円筒容器内での観測では捉えられた。また一方で、高温の既燃ガス領域の発生による浮力の発生と流体的な対流、遅い燃焼速度の関係により、その燃焼波面は下面側が急激に上昇して燃焼波面上部に接近していく。密閉容器内での可燃性燃料の燃焼特性は、燃料の濃度（燃料/空気比）や初気圧、初期温度などの条件の他、容器サイズや容器形状、点火条件などの影響を受ける。本結果は R1234yf の燃焼波面の形成については容器サイズや容器形状の影響を受ける結果となったが、映像観察による燃焼速度評価は困難なもの、容器内圧力変化は計測可能なため、到達圧力や K_c 値はそのまま評価を行った。

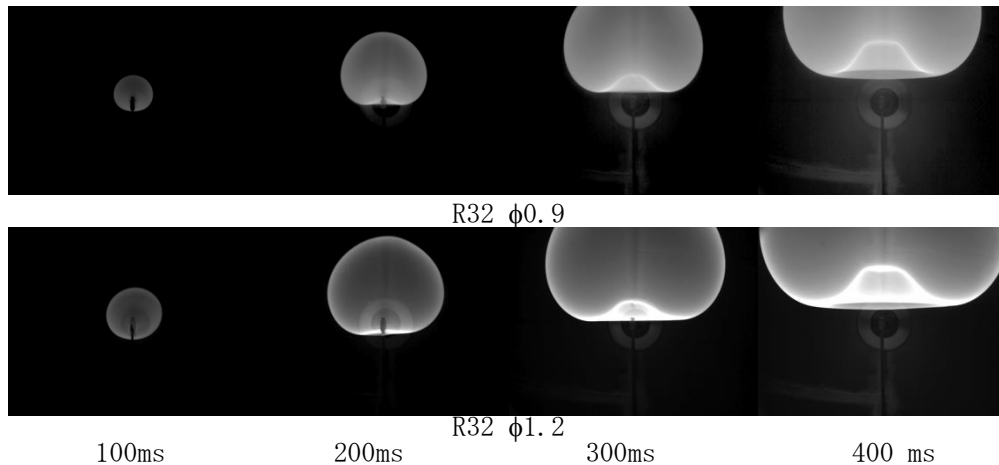


図 2.3.2.1-5 R32 燃焼波面高速度カメラ観察写真 (top: $\phi = 0.9$ 、bottom: $\phi = 1.2$)

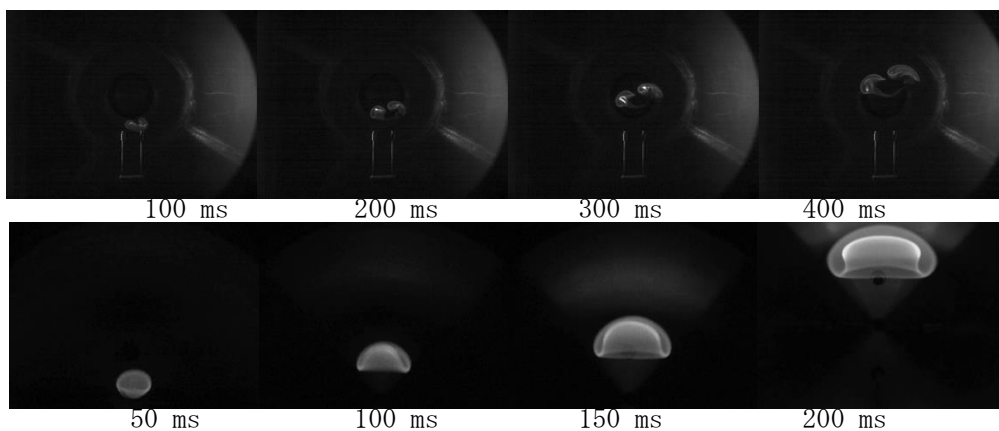


図 2.3.2.1-6 R1234yf 燃焼波面高速度カメラ観察写真
($\phi = 1.325$ 、top: large spherical vessel、bottom: compact elongated vessel).

圧力変換器で計測した R32 $\phi = 0.8$ から 1.2 までの圧力プロファイルを図 2.3.2.1-7 に示す。圧力上昇過程は単調だが立ち上がりの初期過程にわずかな盛り上がりが見られる。火炎面が容器内天井面に到達することによるはね返りによるものと考えられる。映像解析の結果から鉛直方向の火炎面の天井到達時間を予測することができるが、 $\phi = 0.9$ でおよそ 0.5 秒、 $\phi = 1.0-1.2$ でおよそ 0.46-0.47 秒後である。容器内圧力が最高値に達するのは火炎面の容器内天井への到達時間よりずっと後になる。R1234yf の $\phi = 1.2$ から 1.35 までの圧力プロファイルを図 2.3.2.1-8 に示す。 $\phi = 1.4$ については本試験条件では明らかな圧力上昇が見られなかった。当量比の変化に対してプロファイルの変化は単調な傾向を示しておらず、映像にみられるように R1234yf の不安定な着火特性が影響していると思われるため、今後検討が必要である。全体的な圧力上昇挙動は R32 に比べ非常にゆっくりとしたものであり、ピーク圧に到達するまでに 6 秒以上経過している。 $\phi = 1.35$ での圧力プロファイル変化は小さく、また $\phi = 1.4$ ではもはや圧力変化は観測されず、容器内のほとんどのガスは未燃のまま残ったと考えられる。

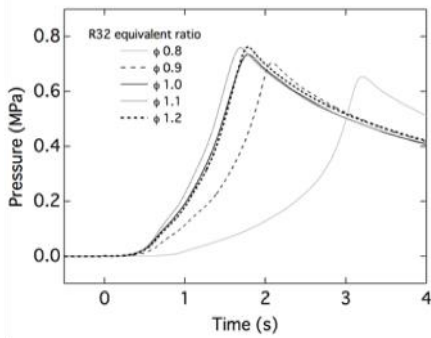


図 2.3.2.1-7 R32 圧力履歴 ($\phi = 0.8-1.2$)。

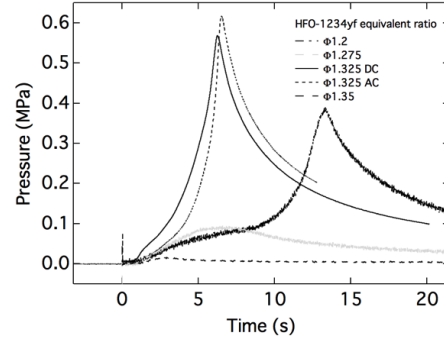


図 2.3.2.1-8 R-1234yf 圧力履歴 ($\phi = 1.2-1.35$)。

(ii) 火炎速度と燃焼速度

滑らかな火炎面が観測されたR32に関して水平方向の最大火炎幅と鉛直方向の火炎面上端位置を映像解析し、時間変化からそれぞれの方向の火炎伝播速度 S_f を評価した。鉛直方向の火炎速度は、燃焼の進行とともに既燃側の体積の増加と膨張により浮力が影響するため、水平方向の火炎速度に対して2倍ほど早くなる。R1234yfに関しては映像解析による火炎速度評価は適用できなかった。

燃焼速度 S_u は火炎速度 S_f から以下のように評価される (Pfahl *et al.* [8])。

$$S_u = \left(\frac{\rho_b}{\rho_u} \right) \cdot S_f \quad (2.3.2.1-5)$$

ρ は密度 ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)、 ρ の添字 u 、 b はそれぞれ未燃ガスと既燃ガスを示しており、 ρ_u は既知の初期状態の密度で、未知となる ρ_b についてはGordon and McBride [9]による化学平衡計算プログラムにより評価した。 S_f は火炎速度 ($\text{cm}\cdot\text{s}^{-1}$) である。水平方向の火炎面最大幅から見積もられる火炎半径 r_f (cm) (Pfahl *et al.* [8])の広がりから水平方向の S_f を評価するとともに、鉛直方向への S_f も火炎面上端の位置変化から評価した。水燃焼速度 S_{u0} は火炎面が球状に膨張することを仮定することでSV法 (Metghalchi and Keck [6]、and Hill and Hung [7])により圧力履歴データからも燃焼速度 S_u を以下のように評価できる、

$$S_u = \frac{R}{3} \left[1 - (1-x) \cdot \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{1}{\gamma_0}} \right]^{-2/3} \cdot \left(\frac{P_0}{P} \right)^{\frac{1}{\gamma_0}} \cdot \frac{dx}{dt} \quad (2.3.2.1-6)$$

R は容器内径 (m)、 x は既燃ガスの質量分率、 P_0 は容器内の初期圧 (Pa)、 P は燃焼中の容器内圧力 (Pa)、そして γ_u は比熱比である。各圧力における x と γ_u は化学平衡計算 (Gordon and McBride [9])により算出できる。R32については火炎伝播速度 S_f から評価した燃焼速度 S_u と、火炎面の歪みが顕著にならない時間範囲でSV法により評価した燃焼速度 S_{u0} を、Takizawaら[10]が示している参考値と比較して図2.3.2.1-9に示した。先に示した通り火炎は球状に膨張して伝播しないが、 S_{u0} を評価することで浮力による影響の度合いを調査した。火炎伝播速度およびSV法をもとにした燃焼速度は当量比に関して類似の依存性を示すが、SV法により評価した値は若干低く評価された。図2.3.2.1-6および図2.3.2.1-8に示したように、R1234yfに関しては現在のところ火炎面の伝播挙動が複雑でSV法の適用が困難なため、 $\phi = 1.325$ に関してのみ燃焼速度 S_{u0} を図2.3.2.1-10に評価している。Takizawaら[11]は浮力の影響を排除するため、微小重力下 ($-\mu g$)での燃焼挙動を観測して燃焼速度 $S_{u0-\mu g}$ を評価しており、参考値として図2.3.2.1-10に示した。

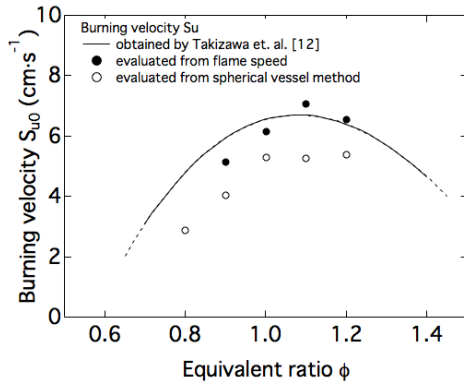


図 2.3.2.1-9 R32 濃度と燃焼速度の関係。

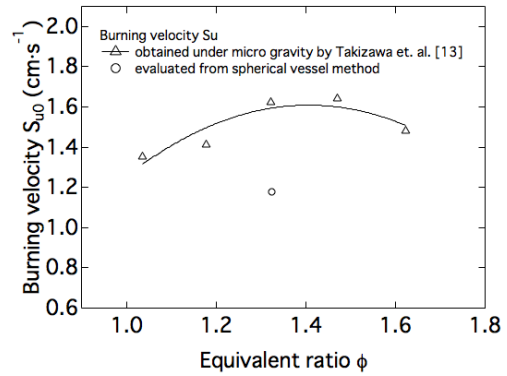


図 2.3.2.1-10 R1234yf 濃度と燃焼速度の関係。

(iii)水分影響評価

いくつかのA2L/2L冷媒の燃焼限界への温度と湿度の影響がKondoら[12]によって報告されており、特に夏期には高温多湿となる日本においては非常に重要な課題となる。R32やR1234yfの他R1234ze(E)を評価媒体に加え、球形容器(図2.3.2.1-4)に水分添加機能を追加整備して昇温・湿潤状態でのA2L冷媒の燃焼特性について実験的に評価した。攪拌用のループ経路(図2.3.2.1-4)の途中に設置した露点計による露点温度、および容器内分圧により混合ガス中の湿度を調整した。水分はバブラーにより添加した。R32については $\phi = 1.1$ を中心に、R1234yfについては $\phi = 1.325$ について乾燥条件(約 10°C – 30°C)と湿潤条件(約60%RH以上 30 – 35°C)における燃焼試験を行った。またR1234zeについては 35°C の昇温状態で乾燥条件および湿潤条件(約50%RH以上)にて実験をおこなった。水分の添加と温度を高温(35°C)に維持することで、R32については乾燥室温環境と同じような燃焼波面を形成して反応が進行する様子が観測され、R1234yfについては室温・乾燥環境では不安定だった火炎面に比べ、はっきりとした火炎面の輪郭が形成される傾向が見られるようになった。また青炎だった燃焼挙動が、炭化水素の燃焼と思われる輝炎を示す傾向が観測された。R1234zeは 35°C に昇温しても乾燥条件では不燃であったが、湿潤条件では燃焼し、明確な燃焼波面を形成して浮力の影響を受けながら上昇していく様子が観測された。図2.3.2.1-11にはR1234zeの圧力プロファイルと P_{\max} 、 K_G 値の当量比依存性を示した。表2.3.2.1には昇温・乾燥/湿潤条件での評価結果を示す。

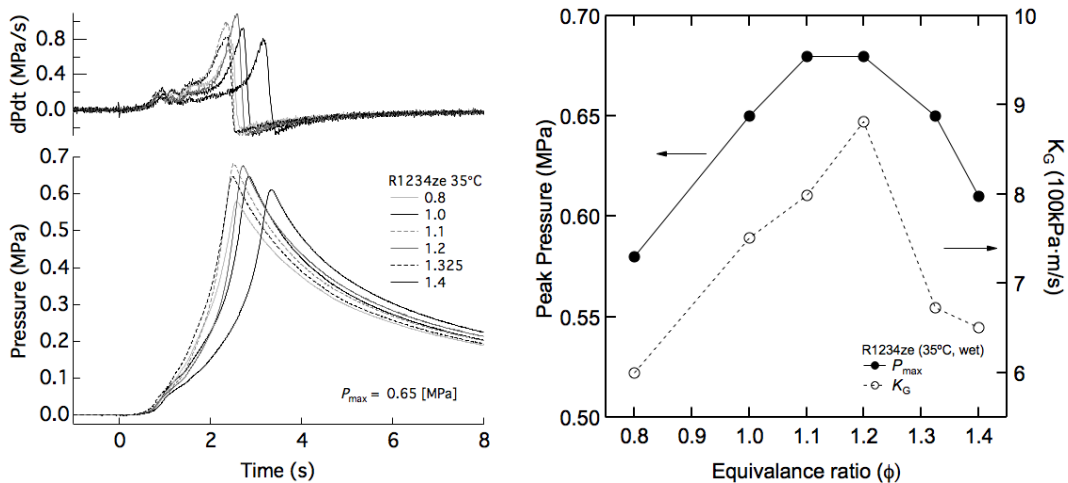


図 2.3.2.1-11 R1234ze 圧力評価結果 (35°C 、湿潤条件)
(左: 圧力履歴、右: P_{\max} および K_G の濃度依存性)。

表 2. 3. 2. 1 昇温・乾燥/湿潤条件での燃焼試験評価結果.

Refrigerant	Equivalence ratio (ϕ)	Temperature ($^{\circ}$ C)	Moisture (wet-dry condition)	P_{max} (100kPa)	K_G (100kPa \cdot m \cdot s $^{-1}$)	Flame speed S_f (cm \cdot s $^{-1}$)	Burning velocity S_u (cm \cdot s $^{-1}$)
R32	1	35	Dry	7.5	7.6	62	7.3
	1.1	35	Dry	7.3	8	65	7.6
		35	Wet (64% RH)	7.2	10.6	71	8.5
R1234yf	1.325	30	Dry	6.2	5.72	–	–
	1.325	35	Wet (78% RH)	6.6	8.22	28	3.4
R1234ze	0.8–1.5		Dry		Not flammable		
	1.2	35	Wet (50%RH)	6.8	8.81	33	4.1
			Wet (55%RH)	6.5	6.73	37	4.5

(iv) アンモニアとの直接比較

微燃性冷媒について、大型球形燃焼容器を用いて燃焼試験を実施してきたが、評価された K_G 値などの各種数値をもってどのように安全性の評価をするのかが重要となる。ここでは相対評価ではあるが、評価された K_G 値などの各種数値についてより直接的な比較検討を行うため、冷媒としても実績のあるアンモニアとの比較を行うことで微燃性冷媒の安全性について検討を行った。つまり、これまで微燃性冷媒に対して実施してきた試験装置、試験条件を用いてアンモニアの燃焼試験を実施し、燃焼特性やその規模効果について比較検討を行った。

まず、アンモニアの燃焼特性について、15Lの小型球形燃焼容器を用いて濃度に対する燃焼特性の変化を調査した。図2. 3. 2. 1-12に高速度カメラによる観察例を示す。図2. 3. 2. 1-13にはアンモニアの圧力プロファイルと P_{max} 、 K_G 値の濃度依存性を示した。

図より P_{max} 、 K_G 値はともにおよそ24vol%で最大値を示しており、この濃度値を用いて大型燃焼容器にて燃焼試験を実施した。図2. 3. 2. 1-14に大型燃焼容器にて実施した燃焼試験のアンモニアの圧力プロファイルを示す。計測結果より、アンモニアでの最高到達圧、 K_G 値はそれぞれ0.5 MPa、4.08 100kPa \cdot ms $^{-1}$ と評価された。

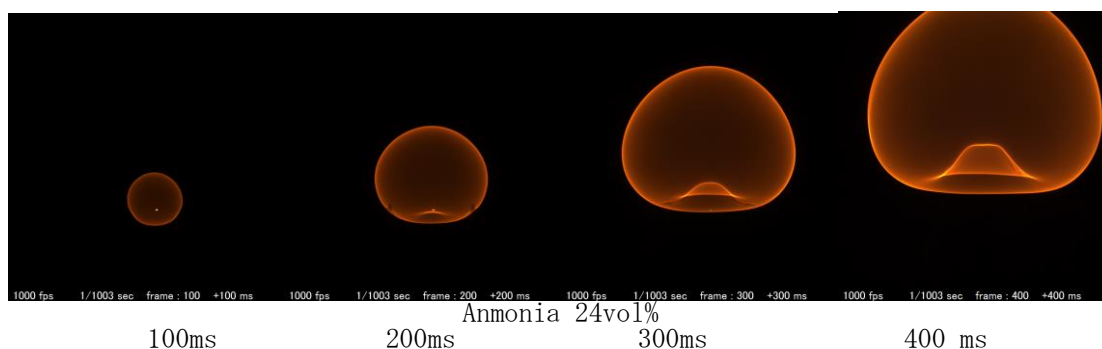


図 2. 3. 2. 1-12 アンモニア燃焼波面高速度カメラ観察写真(24vol%)

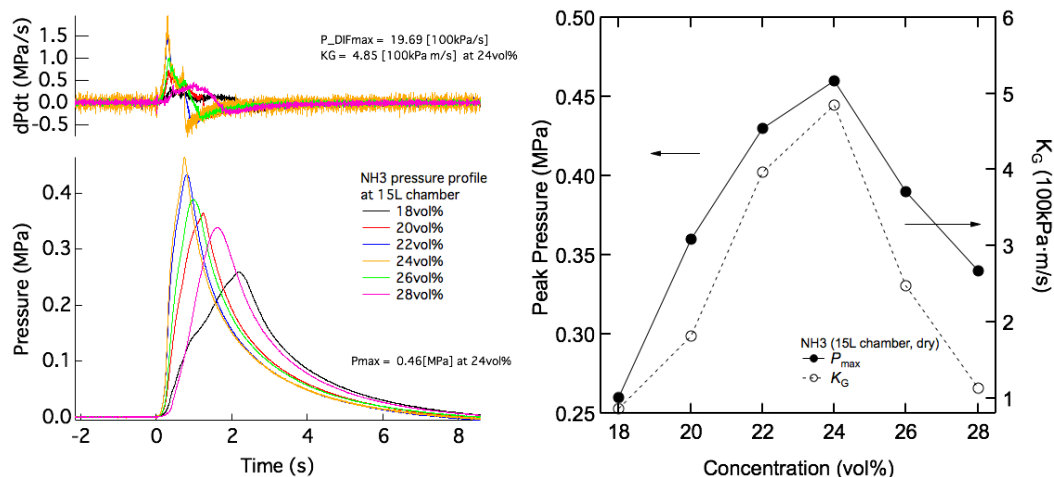


図 2.3.2.1-13 アンモニア圧力評価結果 (15L 球形燃焼容器)。
 (左: 圧力履歴、右: P_{max} および K_G の濃度依存性)。

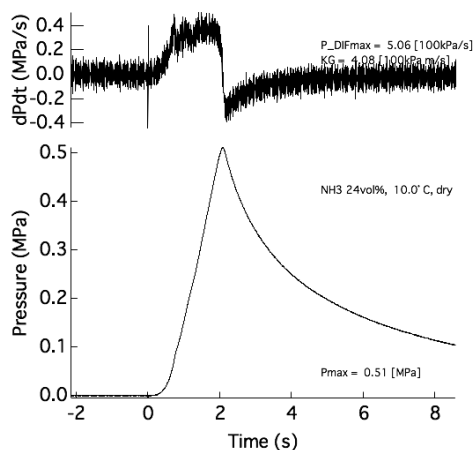


図 2.3.2.1-14 アンモニア圧力評価結果 (524L 大型球形燃焼容器)。

(v) K_G 値の規模効果

これまでに15L小型燃焼容器、524L大型燃焼容器を用いて実施した燃焼試験の結果から、 K_G 値の規模効果について検討を行った。図2.3.2.1-15に参考値とともに試験容器容量と K_G 値の関係を示す。水素やプロパンなど規模効果を持つことが示されている一方、微燃性冷媒および比較対象のアンモニアとともに、今回評価した容器容量範囲においては K_G 値について目立った規模効果は見られなかった。また、燃焼試験で圧力計測とともに実施している高速度カメラによる映像観察においても、火炎面の皺構造の発現や乱流燃焼への遷移の兆候は見られなかった。

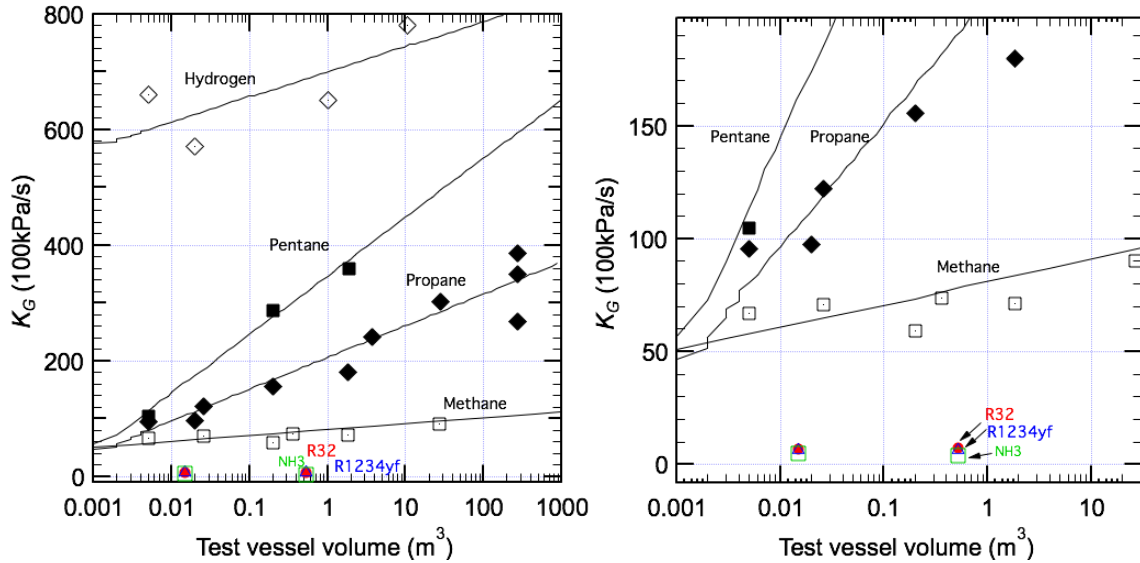


図 2.3.2.1-15 K_G 値のスケール効果.

(c) 爆発強度影響評価

爆発強度指数 K_G は圧力プロファイルを解析することで評価される。 K_G 値は爆発の激しさを示す指標となっており、内部で爆発するおそれのある容器や配管等において、爆発によって生じる異常な圧力から機器や配管の損害を防ぐために備え付けられる爆発放散口(ベント)の放散口面積の設計によく用いられている。実規模での爆発強度影響を評価するため、前節で実施した実験をもとに K_G 値から圧力上昇速度と開口率(部屋の隙間)に応じた放散圧力の関係について調べた。

A2L/2L 冷媒を安全に空調機器に適用するため、前節で実施した実験室規模の基礎的評価結果をより現実的な状況下での燃焼・爆発安全性評価に適用していく必要がある。爆発強度と人体や構造物への影響の関係について K_G 値によるベント設計の概念を用いて検討した。例えば、一般的な部屋では完全な密閉空間とならず、隙間等の存在による圧力低減効果をベント設計の考えに基づいて検討した。図 2.3.2.1-16 はベントによる圧力の低減効果を説明している。前節で実施したような密閉容器内で観測される圧力 P のプロファイルや到達圧 P_{max} に対し、ベント口の存在により開放される効果により緩和圧力プロファイル P_{red} や緩和最高到達圧力 $P_{red,max}$ 、ベント作動圧力 P_{stat} で特徴づけられる。ベント面積 A は K_G 値と目的とする $P_{red,max}$ から様々なモデルを用いて算出される(VDI-3673 [13]; BS EN 14491 [14]; Siwek [15])。一般的に K_G 値をもとに算出されるベント面積 A_V はベントの開口形状が円形、正方形に近い形状が推奨され、開口形状が長方形の場合は長辺(L)と短辺(D)の比が $L/D < 2$ となることが望ましい(NIIS-TR-No. 38 [16])。一般の室内で考えられる開口部は L/D が2を超えることも考えられるため実験的に有効なベント面積 A_V を評価した。前節の燃焼実験では球形の密閉型燃焼容器を用いたが、本実験ではより現実的な室内を模擬する一辺 50cm の立方体燃焼容器を準備した。図 2.3.2.1-17 に使用した燃焼容器の概要と写真を示す。容器は厚さ 3mm のステンレス製容器で、前面は厚さ 10mm のPMMA製の観測用窓となっている。容器側面部にはベントによる基準緩和圧力を評価するための丸穴を設けてあり、冷媒の漏れい時は容器外に冷媒が漏れないように薄いビニラップで開口部を封じてある。容器天井部には冷媒ガスの導入・排出用および濃度計測用の配管が設けてある。前節の密閉型燃焼容器は真空排気が可能なため、冷媒ガスの濃度調整は分圧により決定したが、本装置では一定量の冷媒を 10g/min 程度の速さで漏洩させ、濃度計測用の FT-IR 分析装置で濃度計測を行った。冷媒の漏れいは容器内床面に設置した攪拌機で攪拌しながら行って予混合状態とし、容器内床面から 15cm の高さで冷媒濃度を計測した。同じく容器内には床面から 15cm の位置に放電着火用の電極を設置してあり、前節と同じく直流放電により着火を行った。容器天井部には、容器の圧力が設計耐圧以上になった場合の安全弁としてブリーザー弁を 2 箇所設けてある。放電と同時にトリガーをかけ、放電エネルギー計測、容器内圧力・温度計測、および高速度カメラによる映像観察を行った。図 2.3.2.1-18 に丸形状ベントの存在下での R32 の燃焼挙動を高速度カメラで観察した例を示す。着火後は次第に浮力の影響によりその形状を歪めながらゆっくりと上昇し、燃焼とともに高温の生成ガスが発生して容器内の圧力が上昇することでベント開口部からガスが押し出され、燃焼面はその流れの影響を受け始める。ベント形状による圧力変化への影響に注目して整理し、容器内上昇圧力の低減

効果(P_{red})を評価した。一方 K_G 値については、密閉容器で指針に従い[5]計測されるべき値のため、ベント口をもつ半密閉容器で計測する本節では疑似的な値 K_G^* として取り扱った。図 2.3.2.1-19 には、円形状の面積を変えた条件で計測した P_{red} 、 K_G^* の計測例を示す。開放部面積が減少するにつれ、 P_{red} 、 K_G^* ともに上昇していくのがわかる。 P_{red} が 25 kPa あたりで飽和するのはブリーザー安全弁の作動によるものだが、圧力変化の最大値は容器内圧力が P_{red} に到達する前に最大になるため K_G^* はそのまま評価した。様々なベント形状・面積について R32 の容器内濃度を変化させて計測した結果をまとめ、図 2.3.2.1-20 および図 2.3.2.1-21 に P_{red} 、 K_G^* の容器内濃度依存性とベント口面積依存性についてまとめてそれぞれ示した。円や矩形(正方、横長、縦長)などのベント口形状の違いによる緩和効果への影響ははっきりと現れなかったが、 P_{red} については円形での値を他形状の値が大幅に超えることはなく、 K_G^* についても同程度となる傾向が見られた。ベント面積 25cm² についての例を図 2.3.2.1-22 に示す。R1234yf についても容器内濃度をほぼ 10vol% に固定して計測を行い、その評価結果を図 2.3.2.1-23 および図 2.3.2.1-24 に示した。

NFPA68[5]では強度が低い容器に対するベント面積 A_v (m²) について以下のように示している、

$$A_v = \frac{C \cdot A_s}{P_{red}^{1/2}} \quad (2.3.2.1-7)$$

C はベント変数、 A_s は容器内表面積(m²)である。本項で使用した容器について評価したベント面積を図 2.3.2.1-25 に示す。本実験で得られるベント面積—緩和圧力の関係を見ると上式から得られる A_v があれば十分に緩和圧力を満足することが示される。

これまでの評価では漏えいした A2L/2L 冷媒が当量比 1 を中心に均一に混合した状態を想定しており、いわば最悪の漏えい条件で評価を行っている。粉じん爆発に対する爆発放散面積の算出においては、対象となる装置空間内の限られた場所にのみ粉じんが局在して存在する場合には必要放散面積の低減が期待でき、爆発を起こす粉じんが空間内で占有する割合から必要最小放散面積を算出する例もある[16]。本評価においても、実際の漏えい事故などにおいては鉛直方向に濃度勾配をもち、空間の一部のみが可燃域を形成すると考えられ、これにより放散面積を小さく見積もることが期待できる。

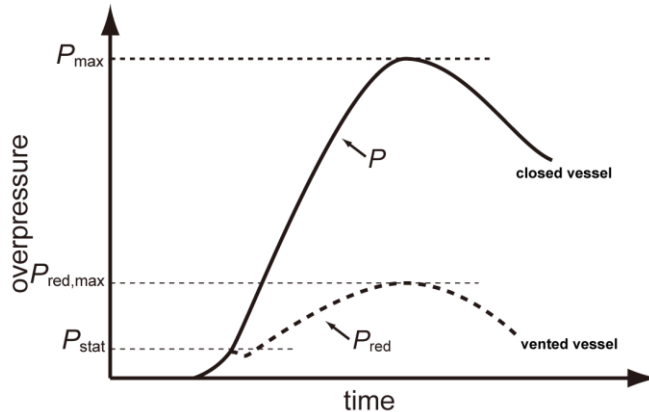


図 2.3.2.1-16 ベントによる圧力の緩和効果.

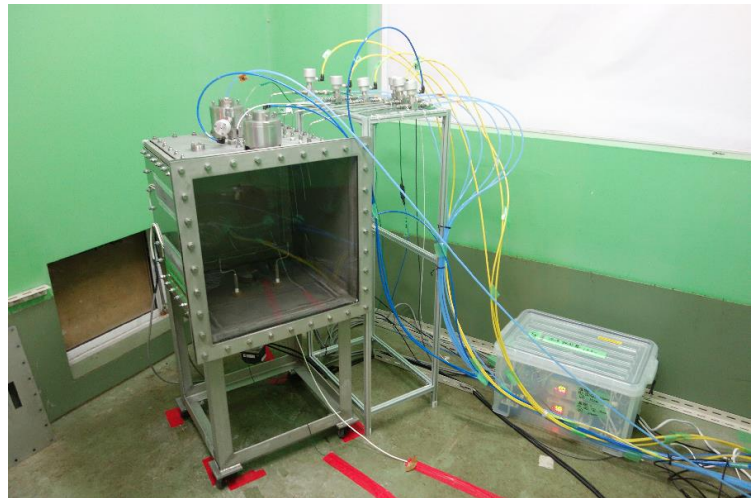
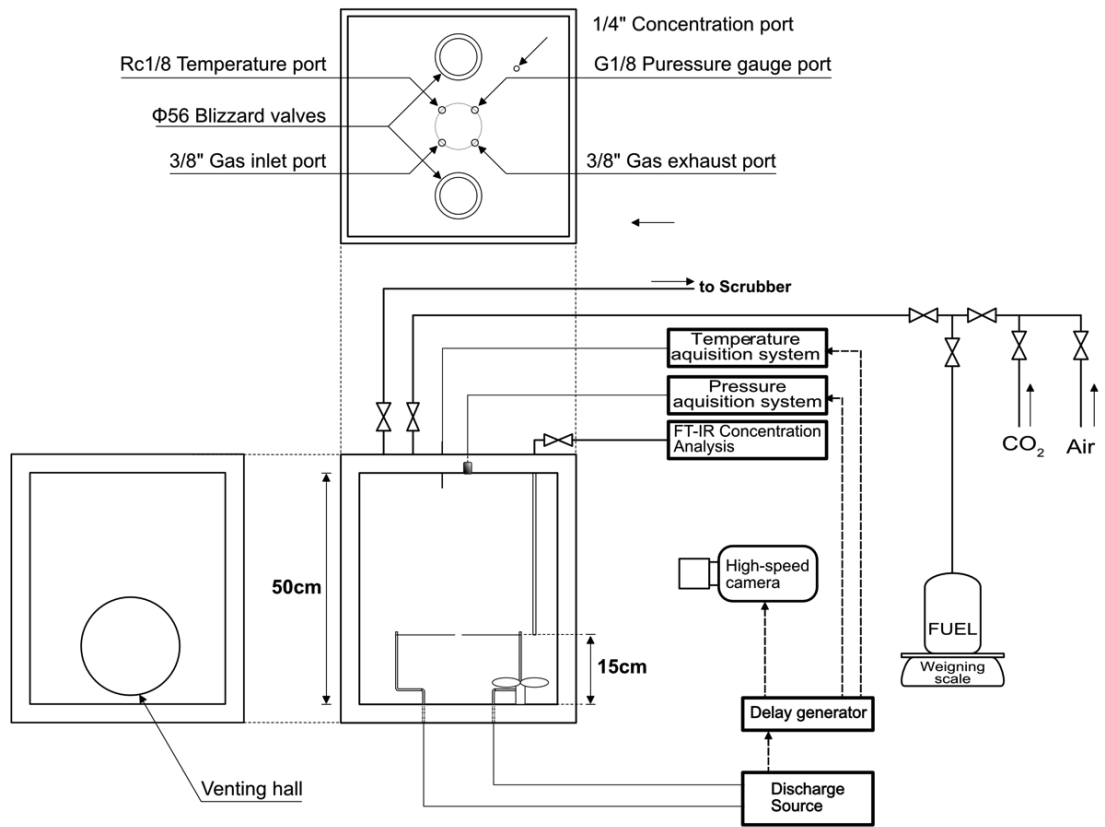


图 2. 3. 2. 1-17 緩和压力評価用角型燃烧容器写真.

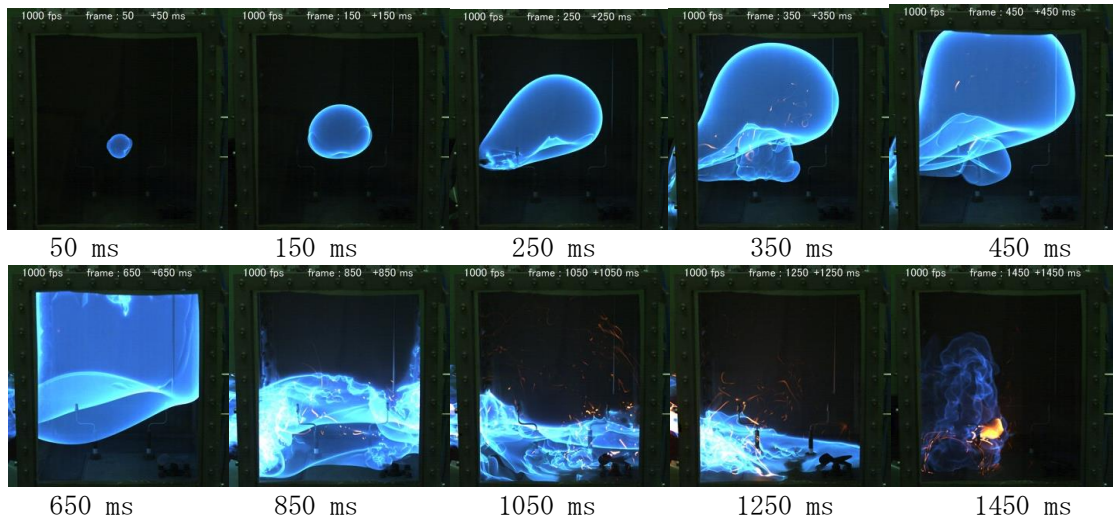


図 2.3.2.1-18 $\phi 212$ mm の円形ベントを有する矩形容器内の R32 の火炎伝搬 ($\phi = 1.54$).

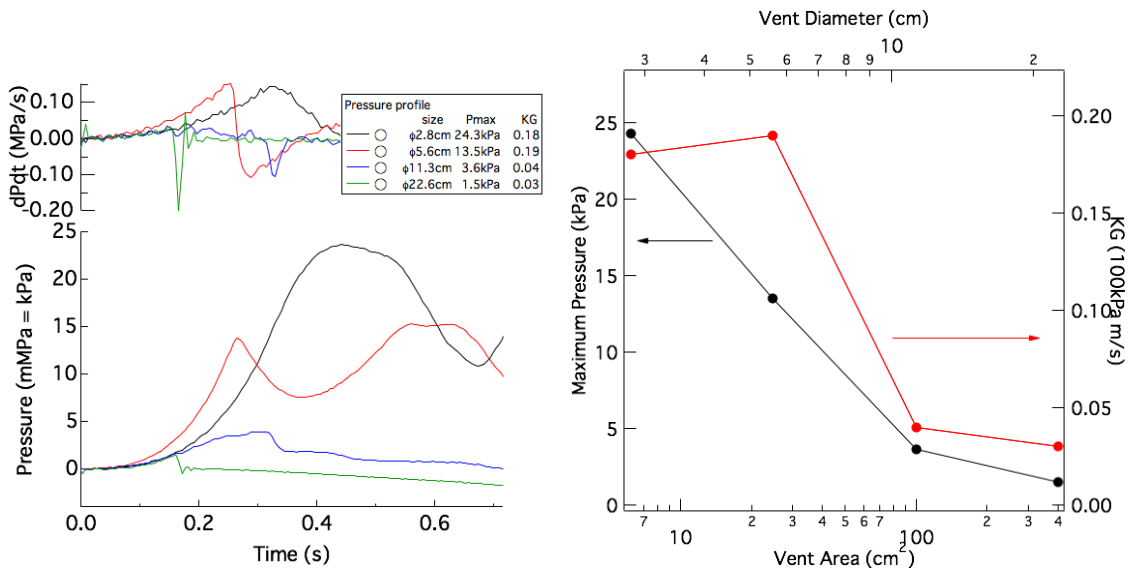


図 2.3.2.1-19 ベントによる圧力低減効果の実験結果 R32.
(左: 圧力履歴に与える当量比の影響、右: 当量比が P_{max} and K_G^* に与える影響).

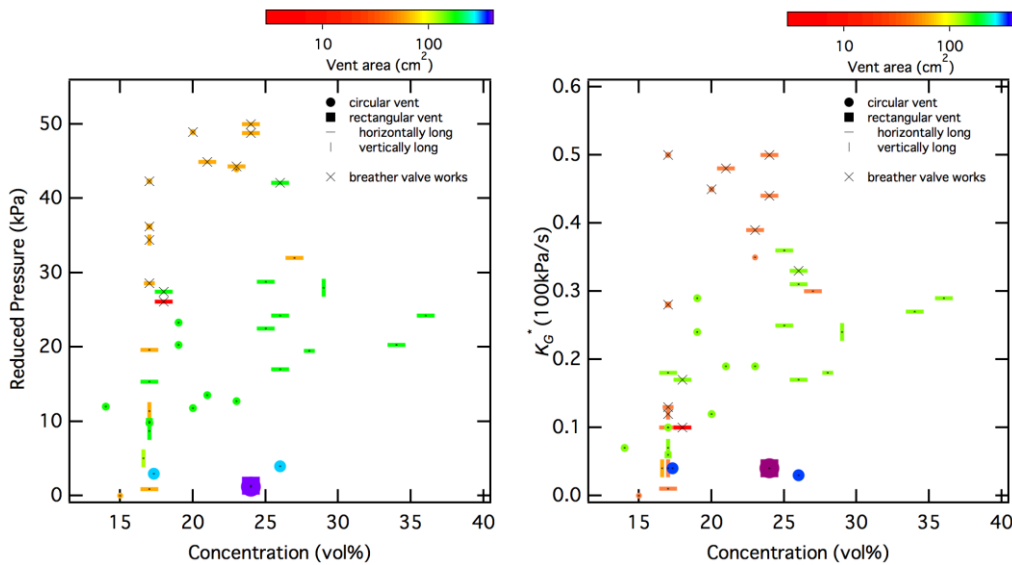


図 2.3.2.1-20 ベントを有する矩形容器内の濃度が圧力減少と K_G^* に与える影響 (R32).
(左: 濃度が P_{red} に与える影響、右: 濃度が K_G^* に与える影響).

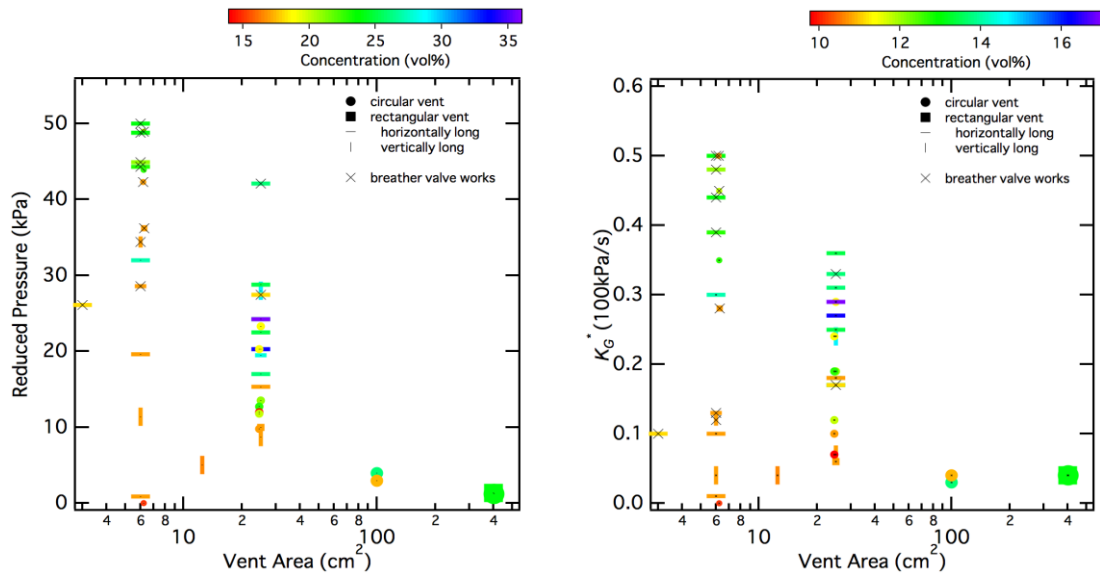


図 2. 3. 2. 1-21 ベントを有する矩形容器内のベント面積が圧力減少と K_G^* に与える影響 (R32).
 (左: ベント面積が P_{red} に与える影響、右: ベント面積が K_G^* に与える影響).

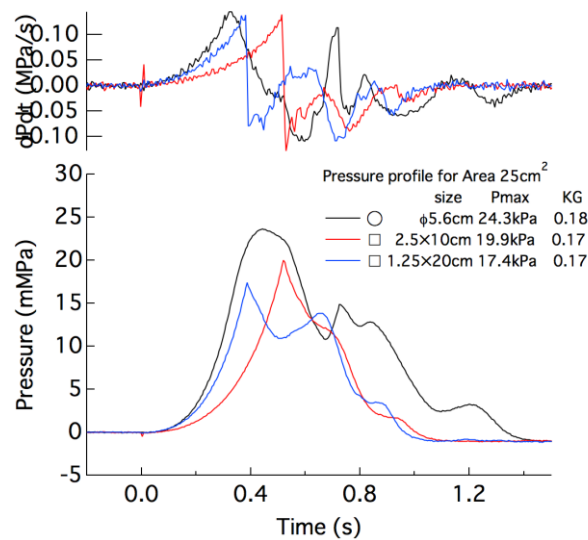


図 2. 3. 2. 1-22 ベント形状が圧力履歴に与える影響 (ベント面積: 25cm^2 、R32).

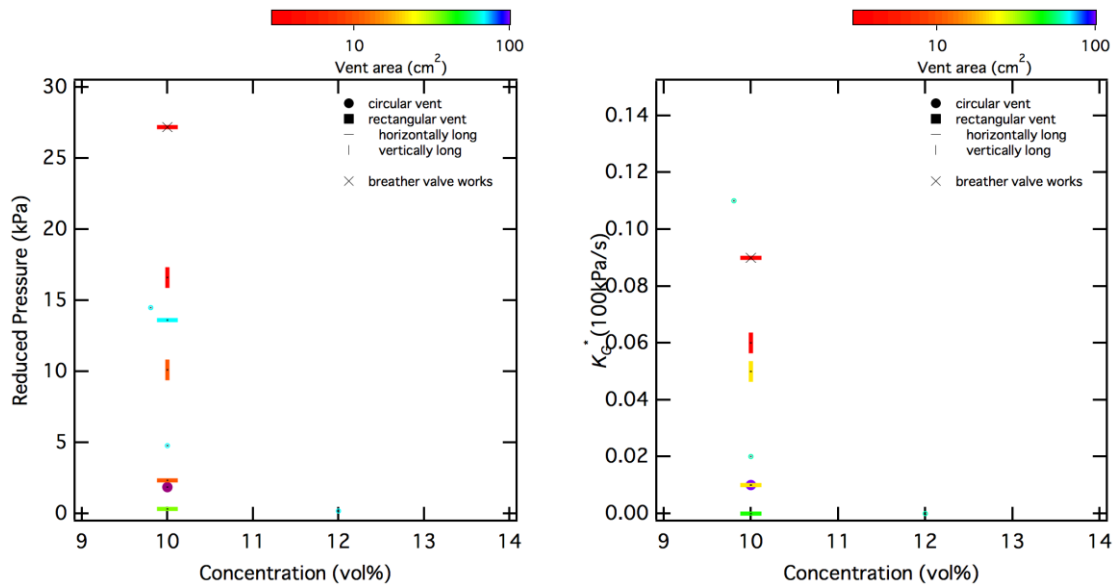


図 2. 3. 2. 1-23 ベントを有する矩形容器内で濃度が圧力減少と K_G^* に与える影響 (R1234yf).
(左: 濃度が P_{red} に与える影響、右: 濃度が K_G^* に与える影響)

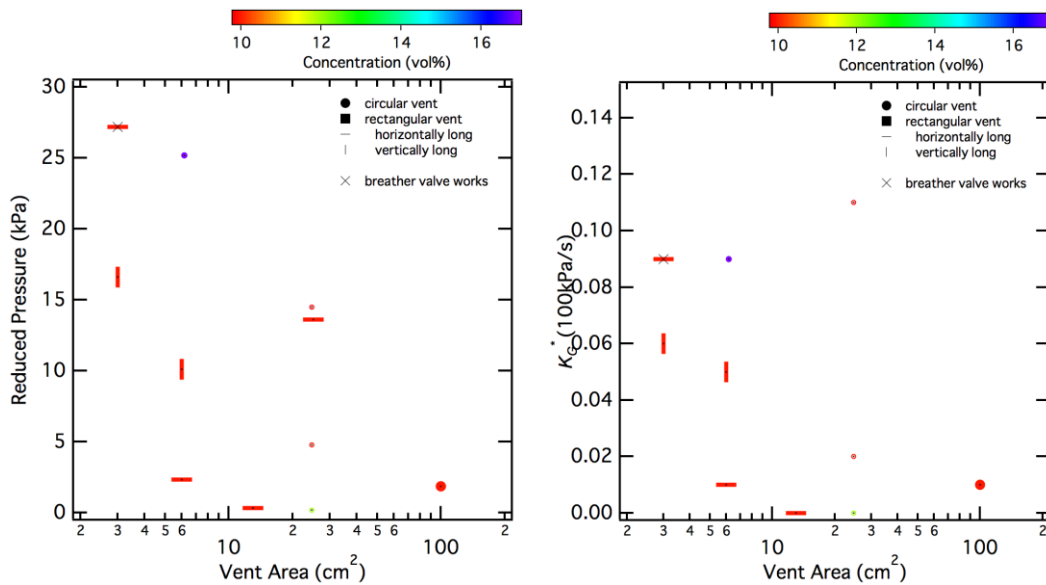


図 2. 3. 2. 1-24 ベントを有する矩形容器内のベント面積が圧力減少と K_G^* に与える影響 (R1234yf).
(左: ベント面積が P_{red} に与える影響、右: ベント面積が K_G に与える影響)

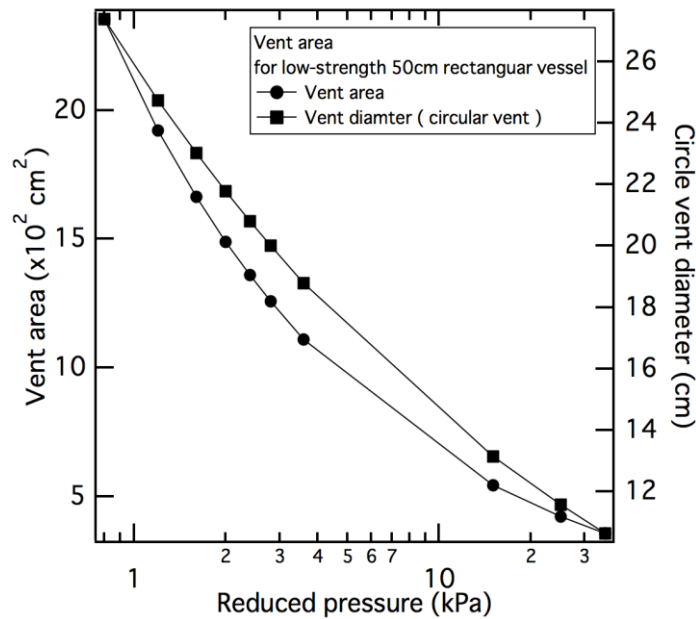


図 2.3.2.1-25 強度が弱い容器に必要なベント面積(L50cm 矩形容器).

2.3.2.2 サブテーマ② 微燃性冷媒の過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価 (産総研 安全科学研究部門担当)

(1) 実施内容と目標

空調機器の配管内に空気が混入するなど限られた空間で予混合気を形成した場合、ないしは空間に A2L/2L 冷媒が漏えいした場合を想定し、長時間熱源に接するなど過剰なエネルギーが加わった場合の燃焼爆発特性を明らかにするために、以下の項目を実施した。

(a) 事故シナリオの検討に基づく予混合・漏えい条件評価

A2L/2L 冷媒を使用する空調機器での、事故シナリオ洗い出し作業 (別途実施) と連携し、配管内で形成される予混合気や、配管からの漏えい条件を検討する。

(b) 過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価

(a) で検討される条件において、長時間熱源に接するなど極端にエネルギーが加えられた場合の着火実験 (着火源として最悪を想定) を実施し、安全性を評価する。自然発火試験により微燃性冷媒の自然発火特性を評価する。微燃性冷媒の水分や金属片などの存在による自然発火特性影響を評価する。アンモニアを中心とした他の可燃性ガスの燃焼特性の調査を行い、アンモニアについては微燃性冷媒との直接的な比較が可能な同一試験条件での自然発火試験を行う。

(2) 成果

(a) 事故シナリオの検討に基づく予混合・漏えい条件評価

A2L 冷媒が空調機器に適用された場合における燃焼・爆発事故の可能性について評価するにあたり、本研究で実規模を想定したうえでの基礎的な燃焼性評価試験の実施条件を検討した。A2L 冷媒が燃焼・爆発するには、まず A2L 冷媒が空気と混合し燃焼範囲に入ること、着火に至るだけのなんらかの着火源が存在することが条件となる。空調機器の配管内を考えると、密閉空間であり、A2L 冷媒が空気と混合・着火した場合は第一に懸念すべき危険性を有することになるが、A2L 冷媒が燃焼範囲に入るほど空気が配管内に入り込むことは運転時においては条件として想定しづらく、本研究では A2L 冷媒が配管外部に漏れる状況を想定とした。配管外部に漏れた冷媒で密閉空間となりうるのは強制換気のない一般的な室内であり、また一般利用者が最も暴露される可能性のある空間となる。一般室内で漏れ冷媒が燃焼範囲となるのは室内の空間体積と冷媒の漏れい量、漏れい速度に依存することとなる。実際の空調機器からの冷媒漏れい量の上限はあるが、本研究では実規模を想定した実条件についてはサブテーマ⑥で実施するため、最悪の条件として漏れいした冷媒が空気と混合して燃焼範囲に入ったことを想定して各種冷媒の化学量論比を中心範囲とした予混合での燃焼を評価条件とした。着火条件については、サブテーマ④で着火源の影響を評価しており、基礎的影響評価においては各冷媒

混合気が燃焼範囲にある場合は着火するのに十分なエネルギーをもつ着火源が存在することを前提に、電気放電による着火を条件とした。夏場の空調機器運転時の冷媒漏えいでは漏えいした冷媒が高温・多湿の空気と混合することも想定され、特に一部の微燃性冷媒はこのような条件で着火特性が変化することも知られているため、高温・湿潤条件での燃焼性評価も検討が必要となる。

以上の想定をもとに、サブテーマ①の(b)爆発影響評価、および(c)爆発強度影響評価での室内規模での燃焼試験条件を決定した。

(b) 過剰なエネルギーによる燃焼爆発評価

火炎や電気放電などの他にも、高温表面なども着火源になりえる。燃焼性ガスと空気の混合ガスが高温表面に接触した場合に発火する最低の温度を発火温度というが、その温度は測定方法により異なる。

自然発火温度は可燃物が空気中で加熱されると、着火源がなくとも自ら発光を伴い発火する限界の温度である。その温度は混合気の濃度、圧力、加熱速度や接触物の状態等によって異なるため、特有の物性値ではなく、密閉・開放、試験容器の体積など、計測条件に依存した値となる。ガスや蒸気其自然発火試験方法としては EN14522 試験法、また防爆電気機器では IEC60079-20-1 に分類法と試験法が規定されているが、ここでは試験方法として ASTM E659 試験法に基づく試験装置を適用し、微燃性冷媒の自然発火温度を計測し、また比較のためアンモニアについても自然発火温度を計測して比較を行った。また、接触物の存在による影響も調査した。

図 2.3.2.2-1、図 2.3.2.2-2 に試験概要図を示す。本試験では燃焼前後にフッ化水素、アンモニアなどの有害ガスを取り扱うため、自然発火試験装置（吉田製作所製 ASTM 法自然発火試験器）はドラフト装置の中に納め、さらに試験装置はグローブボックスで囲み、排出される有害ガスは移動式排ガス処理装置（型番：TAKACHIHO ZHAZARD SWEEPER TM-HS-F/TM-HS-N）で除害した。本試験では、反応容器として 500mL のパイレックス製丸底フラスコを用いたが、アンモニアは自然発火温度が高温のため石英製の丸底フラスコを用いた。E659 試験法ではアルミ箔等でフラスコを包むことで温度むらをなくすとしているが、アルミの融点は 660°C 程度のため、本研究では銅箔（厚さ 0.035mm）で包んで温度むらとともに炉からの赤熱発光を防いだ。

R1234yf、R1234ze(E)、R32、NH₃ それぞれについて実施した試験について、図 2.3.2.2-3 には目視とともに撮影した発火時発光例写真を、図 2.3.2.2-4 は計測した温度履歴を示す。R1234yf、R1234ze(E)については、試験温度が下がるにつれて急激な温度上昇が現れるまでの遅延時間も延びていき、R1234yf については 357°C、R1234ze(E)については 356°Cにおいて目視による発火が確認されたが、それら以下の試験温度では、目視による発火および急激な温度上昇は確認されなかった。R32 については発熱までの遅延時間は R1234yf や R1234ze(E)ほどに温度依存性がみられず、発火する場合はおおよそ 10 秒程度で判定ができた。R32 は 478°Cにおいて目視による発火判定ができた。一方、アンモニアについては一般に自然発火温度として 651°Cが報告されているが、このような温度域での試験では、加熱炉が赤熱してバックグラウンドが明るくなってしまう影響で、目視による発火判定が困難であった。アンモニアの分解温度付近では、シリンジで試料投入すると同時に試料投入ノズル口から直ちに発光が確認された。温度履歴をみても、投入とともに直ちに発熱していることが明らかであったが、観測される温度上昇は 20-30°C程度であった。試験温度が下がるとともに目視による発光判断は困難で、温度上昇もわずかな上昇となり、本試験でのアンモニア発火点の判断は困難であった。本評価結果を各種冷媒の SDS 参考値とともに次節の表 2.3.2.2-1 にとりまとめた。

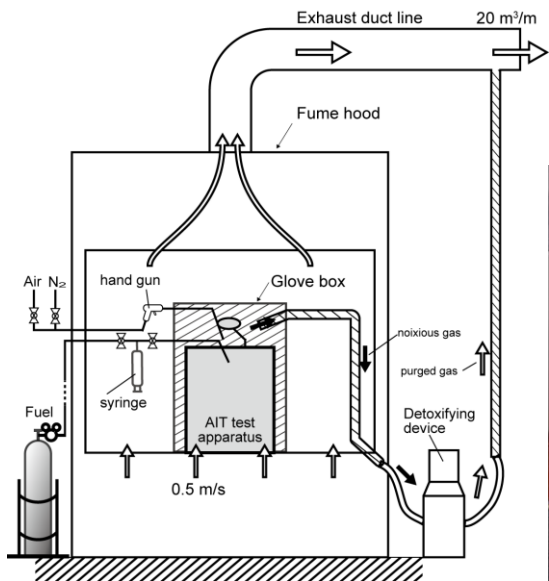


図 2.3.2.2-1 ASTM E659 自然発火試験装置概要.

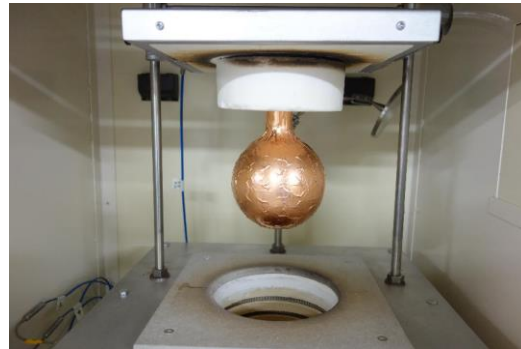
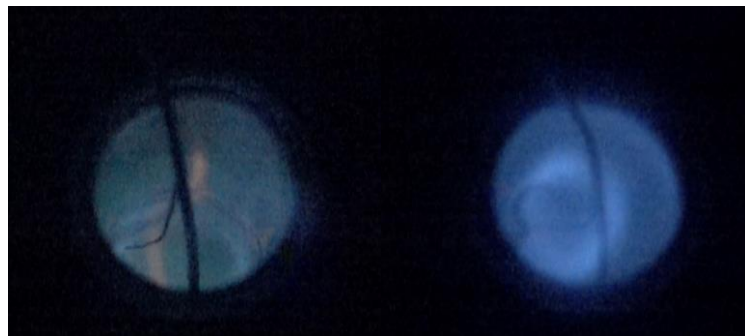


図 2.3.2.2-2 ASTM E659 試験装置写真 (左: プランジヤー装置、右: 銅箔付試験フラスコ).



R1234yf

R1234ze (E)



R32

NH₃

図 2.3.2.2-3 自然発火時発光観察写真例
(左上: R1234yf、右上: R1234ze (E)、左下: R32、右下: NH₃) .

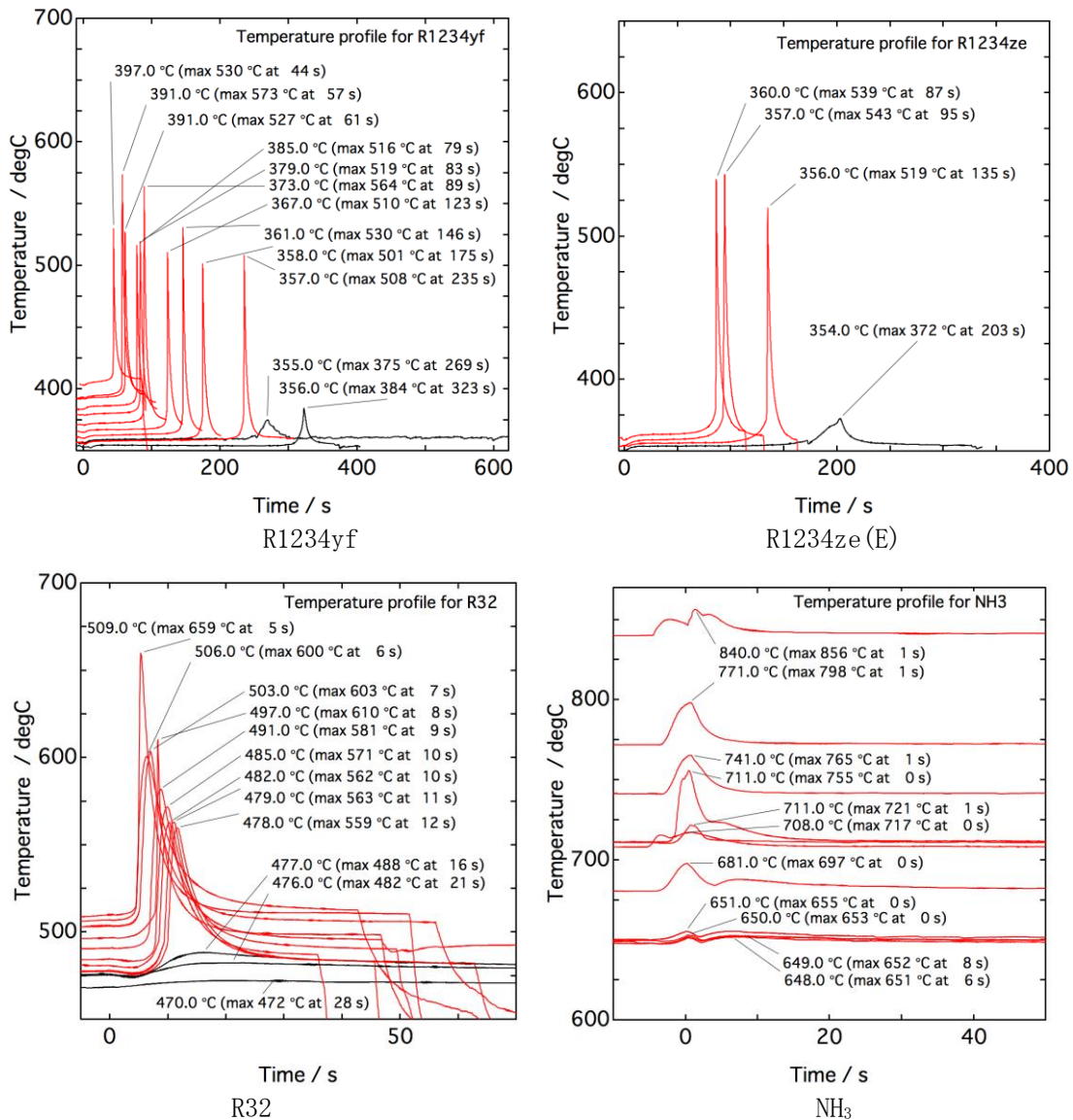


図 2. 3. 2. 2-4 ASTM E659 試験温度履歴
(左上 : R1234yf、右上 : R1234ze (E)、左下 : R32、右下 : NH₃) .

1) 燃焼特性の整理

A2L/2L 冷媒の実用化と安全利用のため、爆轟を含む爆発の潜在的リスクを評価しておくことは重要である。しかし、現段階では A2L/2L 冷媒に関して報告はほとんど見られないため、間接的ではあるが、他の可燃性ガスについて最小着火エネルギー (MIE) や爆轟範囲、 K_G 値などを調査して比較できるようにしておくのは有効と考えられる。いくつかのガスについて、空気との混合ガスの到達圧力 P_{max} 、 K_G 、燃焼範囲、爆轟範囲 (Mannan [17]) 等をまとめたものを表 2. 3. 2. 2-1 に示す。表 2. 3. 2. 2-1 は K_G 値を基準にしてならべたものになっており、到達圧力、燃焼速度は関連する傾向が見られる。R32 や R1234yf、R1234ze に関しては、 K_G 値に関する限りは低い値となっており、例えば NFPA68 [5] に示されているアンモニアの値 (10) と同等かそれ以下となっている。この結果をもとに、直接比較のためサブテーマ①微燃性冷媒の燃焼爆発影響評価にて微燃性冷媒について実施した燃焼試験と同一の試験条件でアンモニアの燃焼試験を実施した、 P_{max} 、 K_G 値ともに報告値よりも低い値が評価されたが、同時に評価した K_G 値のスケール効果については微燃性冷媒もアンモニアも評価した範囲では依存性は確認されていない。また前節で自然発火について評価した結果も併せて表記した。

表 2.3.2.2-1 可燃性ガス P_{max} 、 K_G 等燃焼特性値の比較.

Flammable Material	P_{max}	K_G	Burning velocity (cm·s ⁻¹)	Flammability limits (%)	Detonation limits (%) ^{*3}		Autoignition Temperature (°C) ^{*6}
	(100 kPa)	(100 kPa·m·s ⁻¹)			Confined tube	Unconfined	
Acetylene	10.6 ^{*1}	1415 ^{*1}	166 ^{*2}	2.5—80.0 ^{*3}	4.2—50.0		305
Hydrogen	6.8 ^{*1}	550 ^{*1}	312 ^{*2}	4.2—75.0 ^{*3}	18.3—58.9		400
Ethylene			80 ^{*2}	2.70—36.0 ^{*3}	3.32—14.70		490
Diethyl ether	8.1 ^{*1}	115 ^{*1}	47 ^{*2}				
Benzene			48 ^{*2}	1.3—7.9 ^{*3}	1.6-5.55		562
Ethane	7.8 ^{*1}	106 ^{*1}	47 ^{*2}	3.0—12.4 ^{*3}	2.87—12.20	4.0-9.2	515
Propane	7.9 ^{*1}	100 ^{*1}	46 ^{*2}	2.1—9.5 ^{*3}	2.57—7.37	3.0-7.0	450
Butane	8.0 ^{*1}	92 ^{*1}	45 ^{*2}	1.8—8.4 ^{*3}	1.98—6.18	2.5-5.2	405
Ethyl alcohol	7.0 ^{*1}	78 ^{*1}		3.3—19.0 ^{*3}	5.1—9.8		
Methanol	7.5 ^{*1}	75 ^{*1}	56 ^{*2}				
Methane	7.1 ^{*1}	55 ^{*1}	40 ^{*2}				
R32	7.6 [†]	11 [†]	9 [†]	13.5—26.9 ^{*7}			478 [†] (530 ^{*9})
R1234ze(E)	6.8 [†]	9 [†]	5 [†]	5.95—12.7 ^{*8}			356 [†] (365 ^{*9})
R1234yf	6.6 [†]	8 [†]	3 [†]	5.4—13.5 ^{*8}			357 [†] (405 ^{*9})
Ammonia	5.0 (5.4 ^{*1})	5 [†] (10 ^{*1})	7.2 ^{*4}	15—28 ^{*5}			— (651 ^{*9})

*1 Ref. (NFPA68, 2007), Table E.1 (0.005 ft³ sphere; E = 10 J, normal condition).

*2 Ref. (NFPA68, 2007), Table D.1.

*3 Ref. (Mannan, 2005), Detonation limits obtained for confined tube.

*4 Ref. (ISO/DIS 817, 2010)

*5 Ref. (NFPA325, 1994)

*6 Ref. (Mannan, 2005), Table 16.4

*7 Ref. (Kondo, 2014), at 35° C and 50%RH condition

*8 Ref. (Kondo, 2012), at 35° C and 50%RH condition

*9 Ref. (From SDS sheets provided by manufacturer)

† This work. (at 35° C and wet condition).

2.3.2.3 サブテーマ③「暖房機器と同時使用時の安全性評価」(東京理科大学担当)

(1) 実施内容と目標

居住空間において、空調機から A2L/2L 冷媒が漏洩した場合に、暖房機器が着火源となって着火するか否かを把握するとともに、暖房機器によるフッ素系冷媒の熱分解生成物発生濃度を把握する。得られた成果は、現行冷媒との比較により、市場における A2L/2L 冷媒の安全認知に大きく貢献できるものと期待される。

(a) 試験室及び試験装置の製作

6 畳程度の床面積をもち、気密性が高く爆風圧に耐えうる試験室を建設する。試験室内に、A2L/2L 冷媒搭載予定の空調機器 (エアコン)、および、着火源となる暖房機器を設置する。測定項目は、冷媒濃度、燃焼生成物濃度、温度等とし、これらを精度よく計測できる測定系を構成する。

(b) 着火特性・燃焼生成物評価試験

エアコン吹き出し口から試験室内へ冷媒を所定量漏洩させ、室内で同時使用されている暖房機器により、冷媒の着火の有無を観察するとともに、冷媒の濃度分布、試験室内の温度、着火源の温度、燃焼生成物の濃度等を計測する。試験条件として、エアコン運転の有無、着火源となる暖房機器の種類 (石油ストーブ、ファンヒーター等)、冷媒漏洩量を数段階設定する。冷媒種類については、特に代替冷媒候補と考えられている R32, R1234yf, R1234ze 等および、従来市場において広範に用いられてきた R410A 等を対象とする。これらの従来冷媒と比較することにより、暖房機器と同時使用時のフィジカルハザードを定量的に評価する。

(2) 成果

(a) 試験室及び試験装置の製作

図 2.3.2.3-1 に示すように、一辺 2800 mm の立方体形状の実験室内に、市販の 6 畳用空調機器を高さ 2100 mm, 側面壁から 1400 mm の位置に吹き出し口の中心が来るように設置した。冷媒は、空調機器の吹き出し口から、下方向へ向かって漏洩させた。ケース (i) では、室内で既に動作している暖房

機器として、反射式石油ストーブ（出力 2.4 kW, 13m²）及び石油ファンヒーター（出力 3.2 kW, 16m²）を用いた。ケース(ii)では、滞留した A2L 冷媒を乱さないために、着火源を遠隔で制御する必要があるため、市販暖房機器の代わりにセラミックヒーター（出力約 1 kW）を用いた。

対象とした冷媒は、R1234yf, R32 及び現行冷媒の R410A であり、現行の家庭用空調機器の冷媒搭載量[18]を考慮して、漏洩量は 800 g とした。漏洩速度は 10 g/min 及び 60 g/min の 2 パターン設定した。

測定項目は、暖房機器直近の冷媒濃度およびフッ化水素（以下 HF）濃度で、FT-IR により計測した。

2

(b) 着火特性・燃焼生成物評価試験

1) ケース(i)

今回実施した全ての実験ケースで、室内に漏洩・滞留した A2L 冷媒への火災伝播は認められず、実験前後で室内の様子に変化はみられなかった。図 2.3.2.3-2 は、一例として石油ファンヒーターを使用した場合の、地点④（暖房機器直前）における冷媒濃度および HF 濃度の経時変化を示したものである。冷媒濃度と HF 濃度の経時変化は空調機器の運転の有無にかかわらず非常に似た曲線を描いている。冷媒濃度は高くても 2 vol%未満で、R32 の燃焼下限界（13.5 vol% [3]）にくらべて非常に低い値である。従って、壁掛け型家庭用空調機器に通常搭載される程度の量の A2L 冷媒全量が室内（約 8 m³）に漏洩したとしても、室内の R32 濃度は燃焼下限界よりも低い値にしかならないので、火災伝播は起こらないと推定される。類似の傾向は R1234yf の漏洩の場合にも認められた。

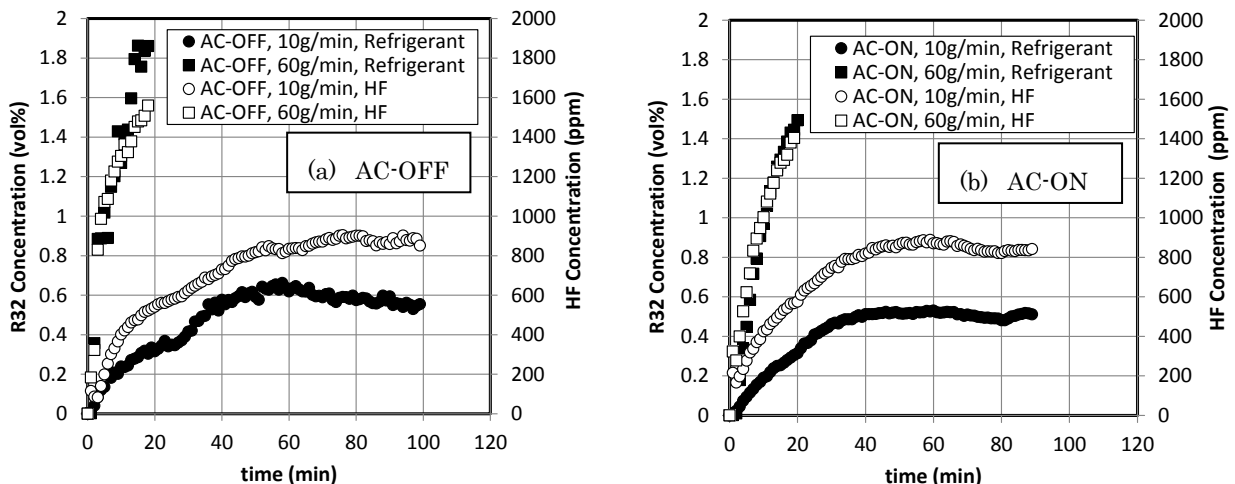


図 2.3.2.3-2 暖房機器直前における冷媒濃度と HF 濃度の経時変化。

暖房機器：石油ファンヒーター，冷媒：R32，実験室容積：22m³

(a) 空調機停止 (b) 空調機運転

図 2.3.2.3-3 は暖房機器との接触により発生した HF 濃度を冷媒種ごとに示したものである。校正ガスの精度から、本実験系では HF 濃度は 50 ppm 以上で濃度値が保障されるが、測定した HF 濃度は 50~1500 ppm の範囲にあり、日本産業衛生学会が定める許容濃度（3 ppm [19]）を大幅に超える HF の発生が認められた。これは、A2L 冷媒のみならず、現行冷媒である R410A の場合も同様であった。

暖房機器種に注目すると、石油ファンヒーターを使用した場合の方が反射式ストーブの場合よりも HF 濃度が高い。これは、石油ファンヒーターの場合は、ファンヒーター機内に吸い込まれた冷媒が裸火によって燃焼しているのに対して、ストーブでは熱源との接触による熱分解が大半であると考えられることや、ファンヒーターの場合は自身が作り出す気流により、単位時間あたりに熱源に接触する冷媒量が多いと考えられることなどによる。

空調機運転の有無が及ぼす影響についてみると、反射式ストーブの場合は、空調機運転時の方が高い HF 濃度を示したが、ファンヒーターの場合は必ずしもそうではなかった。空調機運転により室内循環流が生じるが、これによりストーブの場合は、単位時間あたりに熱源に接触する冷媒量が単調に増加するのに対して、ファンヒーターの場合はそれ自身が作り出す気流との相互作用によって、必ずしも単位時間あたりに熱源と接触する冷媒量が増加するわけではないためと考えられる。なお、冷媒種ごとの HF 発生能力を比較すると、R32 由来の HF 濃度がその他の A2L 冷媒由来の HF 濃度に比べて若干高い傾向を示したが、全体的に見れば、いずれも R410A 並みの HF 発生能力であった。

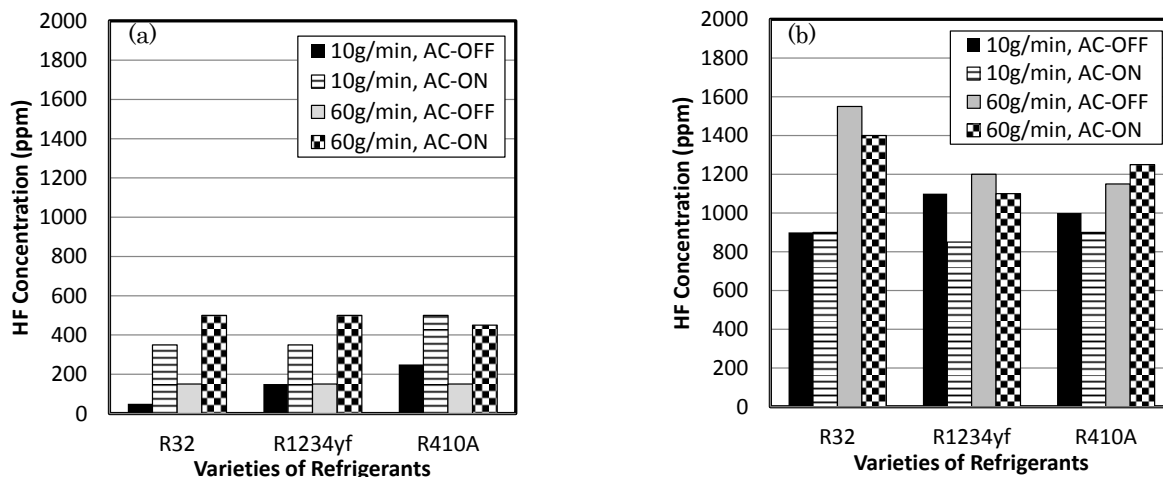


図 2.3.2.3-3 漏洩速度および空調機の運転有無を凡例とした冷媒種ごとの HF 発生濃度の比較
(a) 反射式石油ストーブ (b) 石油ファンヒーター

2) ケース(ii)

ヒーター作動後、室内冷媒に火炎が伝播する様子は確認されなかった。室内の冷媒濃度が燃焼下限界に遠く及ばないためと考えられる。HF はほとんど検知されなかった (50 ppm 未満)。

2.3.2.4 サブテーマ④「サービス・据え付け時の安全性評価」(東京理科大学担当)

(1) 実施目標と内容

空調機において、可燃性冷媒を使用する基準を定めた国際規格である IEC60355-2-40 においては、サービス・据え付け時の取り扱い基準が定められ、プロパンなどの強燃性冷媒と、A2L/2L 冷媒とは全く同一の取り扱い基準となっている。中には、A2L/2L 冷媒にとっては過剰に厳しい取扱い制約事項も散見されることから、今後、A2L/2L 冷媒に適した取り扱い基準が議論される予定である。こうした国際規格の議論を先導することを視野に、本研究項目では、サービスや据え付けの作業空間に、冷媒が漏洩し、そこにバーナー等、一般にサービス・据え付け時に存在しうる着火源が存在する場合を想定し、着火条件および消炎挙動も含めた火炎伝播挙動を実験的に把握する。

(a) 試験装置の製作

冷媒を漏洩・滞留させるために、その内面が視認できる試験空間を製作する。さらに、実際にサービス・据え付け時に使用される着火源を調査・選定し、これを試験空間で移動させて着火させることのできる着火装置を製作する。さらに、サービス・据え付け時の配管系統からの冷媒漏洩とこれに伴う着火危険性を評価するための試験装置を設計・製作する。

(b) 着火特性把握試験

試験空間内に冷媒を漏洩・滞留させて、着火前の冷媒濃度分布を計測する。着火源を移動させて着火の有無を確認するとともに、火炎挙動、着火地点の冷媒濃度、温度等を計測する。試験条件として、着火源、冷媒漏洩量、冷媒種類等を数段階設定する。さらに、サービス・据え付け時の配管系統からの冷媒漏洩特性と、着火特性、着火時の周囲へ及ぼす熱的危険性等を実験的に評価する。さらに、着火危険性をより定量的に評価するために、冷媒及び可燃性蒸気と空気のモデル混合気の着火性データを実験的に取得・蓄積する。また、サービス・据え付け作業時には、作業空間において高温表面となる箇所が居住空間に比べて多いことから、高温表面に冷媒が衝突した際の着火危険性についても検討する。

(2) 成果

(a) 圧電ガスライター使用時の滞留 A2L 冷媒の着火可能性

1) 対象とする冷媒組成

対象とする A2L 冷媒は、R1234yf, R1234ze(E), R32 の 3 種類である。実験対象とする A2L 冷媒の滞留濃度を決定するために、A2L 冷媒が滞留した空間内でのライターの着火可能性を、以下のようにして簡易的に予測した。

ライターの燃料を n-ブタンと仮定する。ライター着火口極近傍で n-ブタン/A2L 冷媒/空気の混合気(本報告書ではこれを“燃料混合気 (fuel mixture) ”と呼称する) が形成されており、n-ブタン

／A2L 冷媒の混合気（本報告書ではこれを“燃料ガス（fuel gas）”と呼称する）が単一燃料として取り扱えるものと仮定する。一般に混合ガスの燃焼範囲の予測には、Le Chatelier の式が広く用いられている。本実験では燃料ガスは 2 成分系であるから、Le Chatelier の式は以下の (2.3.1.4-1) 式のように表せる。

$$\frac{1}{LFL} = \frac{n_1}{LFL_1} + \frac{n_2}{LFL_2}, \quad \frac{1}{UFL} = \frac{n_1}{UFL_1} + \frac{n_2}{UFL_2} \quad (2.3.2.4-1)$$

ここで UFL は燃焼上限界 (vol%)， n は燃料ガスのそれぞれの成分の存在割合で、添字 1 は n -ブタン、添字 2 は A2L 冷媒を指し、 $n_1 + n_2 = 1$ である。なお厳密には、Le Chatelier の式は、Burgess-Wheeler の法則が成り立つ飽和炭化水素系ガス同士の混合物の場合に適用可能であり、本実験で対象とした系では厳密には成り立たないが、ここでは実験条件とする燃料ガスの大まかな組成を決定するために、Le Chatelier の式を適用することとした。

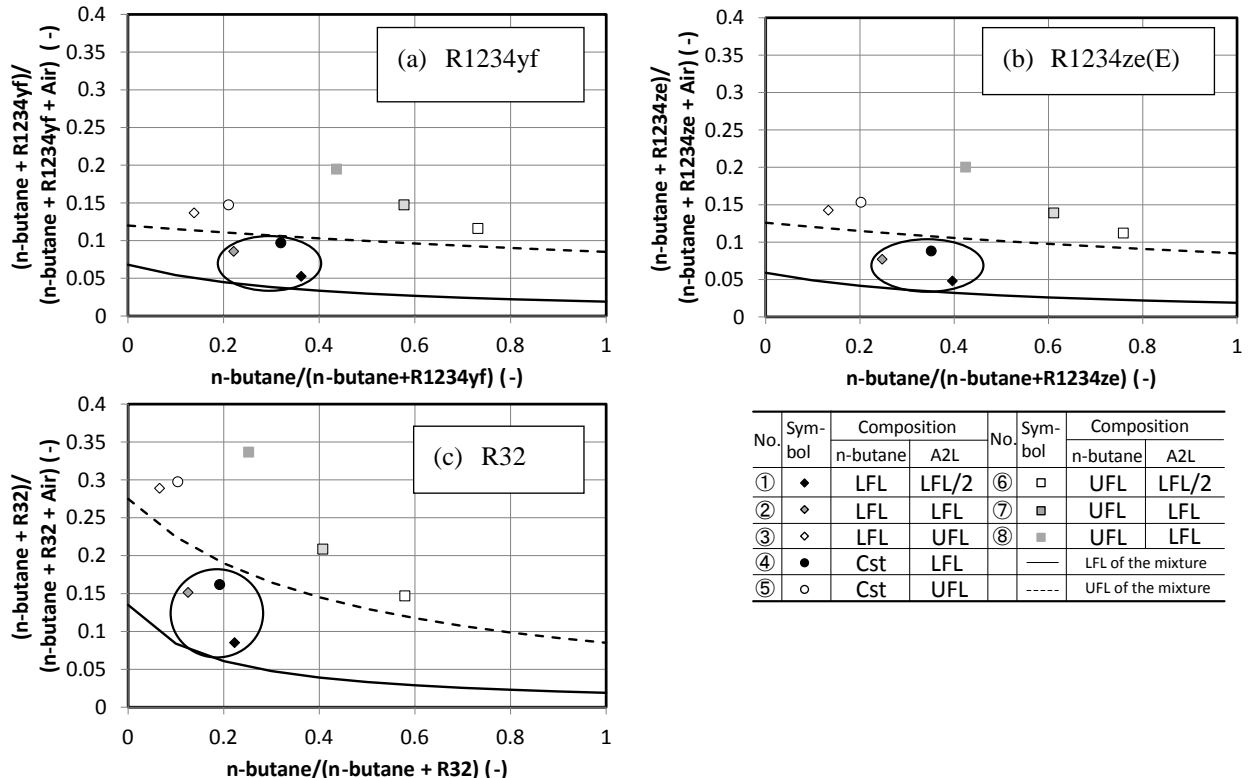


図 2.3.2.4-1 燃料混合気（ノルマルブタン+A2L 冷媒+空気）中の燃料ガス（ノルマルブタン+A2L 冷媒）の組成と予測燃焼範囲の関係

先述のように空気中では、ライター着火口極近傍で、燃料が燃焼範囲内の濃度を持っているはずである。そこで、 n -ブタンの濃度を 1.9 vol% (LFL)，3.1 vol% (化学量論濃度 C_{st})，8.5 vol% (UFL) の 3 パターンに設定し、これに混合する A2L 冷媒の濃度を LFL/2，LFL，UFL の 3 パターン設定して、それぞれの組み合わせに空気をバランスとした燃料混合気を考える。このとき、燃料ガスの燃料混合気中でのモル分率（燃料混合気中の燃料ガス濃度）を縦軸に、燃料ガス中の n -ブタンのモル分率を横軸にとって両者の関係を示したものが図 2.3.2.4-1 である。図 2.3.2.4-1 中には、Le Chatelier の式により求めた、 n -ブタン/A2L 冷媒混合気の LFL 及び UFL を実線及び点線で示してある。その結果、図 2.3.2.4-1 の丸囲み部分に示すように、A2L 冷媒が LFL 以下の濃度で滞留した雰囲気下におけるライター着火口極近傍では、燃料ガスの濃度が、Le Chatelier の式で予測された燃焼範囲内に入ることがわかった。このとき、図 2.3.2.4-1 で示したそれぞれの燃料ガス組成について当量比を求め、その当量比に対応する n -ブタンの着火エネルギーを求めると、0.25~2.40 mJ の範囲の値をとる。一般にライターの圧電素子によるスパークのエネルギーは数 mJ 程度とされているので[20]、A2L 冷媒が LFL 程度以下で n -ブタン及び空気と混合された混合気は、燃焼範囲及び着火エネルギーの双方から見て、着火の可能性があるとして推測される。この傾向は、本論文で対象とした R1234yf，R1234ze(E)，R32 のすべてで同じように認められた。ただし、A2L 冷媒の着火エネルギーは、例えば R32 や R1234yf は、いずれも少なくとも数十 mJ 程度以上で、ブタンのそれより 1 桁以上大きいから、 n -ブタン/A2L 冷媒

混合気の着火エネルギーも、組成により異なるがブタンの着火エネルギーよりも十分大きいと推測される。従って、実際には着火の可能性は低いと考えられる。上述の組成における着火可能性は最悪条件を想定したものである。

2) 実験

空圧シリンダー（CKD 製 SSD-X）と治具により構成したライター押付装置を、一辺 1000 mm の立方体アクリルプール内の、床面から高さ 300 mm の位置に設置した。空圧シリンダーへの空気供給圧力は 0.15 MPa とし、電磁弁で制御した。対象とした冷媒は R1234yf, R1234ze(E) 及び R32 である。冷媒はプール底面から高さ 750 mm の位置から、鉛直下向きに漏洩させた。漏洩速度は 10 g/min である。ライター押付動作に先立ち、プール底面から高さ 0, 100, 300, 500, 750, 1000 mm の 6 地点の冷媒濃度を、FT-IR にて計測し、高さ 500 mm 以下の領域では、冷媒濃度分布は高さによらずほぼ均一になっていることを確認した。ライター押付動作は、2 秒ないし 10 秒を 1 サイクルとして、5 回ないし 9 回行った。ライター近傍の様子は、デジタルビデオカメラ（SANYO Xacti, 30 fps）にて撮影した。

3) 結果及び考察

図 2.3.2.4-2 はライター押付動作時の、ライター着火口極近傍の様子を撮影したものである。A2L 冷媒が燃焼下限濃度で混合された場合は、ライター着火口で一瞬白く見えるように着火が認められたものの、すぐに消炎し、周囲の A2L 冷媒への火炎伝播は認められなかった。この理由は、*n*-ブタン/A2L 冷媒混合気の着火エネルギーが、*n*-ブタンのそれよりも十分大きいと推測されることと、A2L 冷媒の燃焼速度が小さいことが大きな要因である。燃焼下限界の半分の濃度で混合した場合は、ライターの火炎自体は保炎するが、周囲への火炎伝播は認められなかった。これは、周囲の冷媒が燃焼下限界以下の濃度のためである。

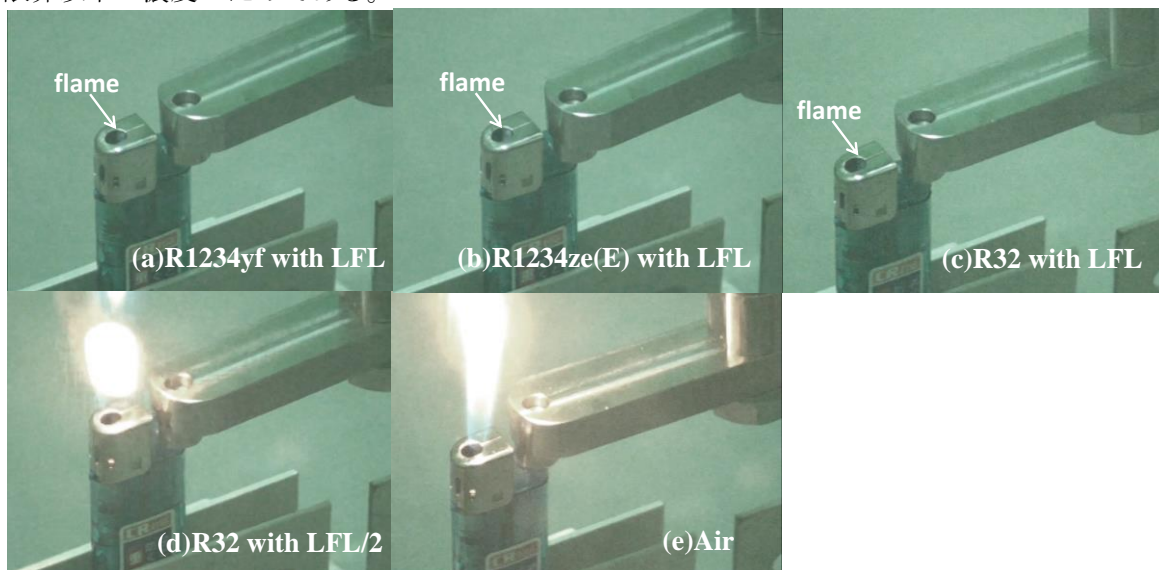


図 2.3.2.4-2 A2L 冷媒滞留雰囲気下における圧電ガスライター周囲の様子

(b) 石油ライター使用時の滞留 A2L 冷媒の着火可能性

1) 実験

図 2.3.2.4-3 に実験装置の概略を示す。対象とした冷媒は R32 である。圧電ガスライター及び予混合ターボライター実験と同様に、一辺 1000 mm のアクリルプール内の、高さ 300 mm の位置に石油ライターを設置し、750 mm の高さから、冷媒を鉛直下向きに 10 g/min の速度で漏洩させた。滞留冷媒を乱さないために、ライターのフロントホイールを直接擦る代わりに、ライター風防内に直径 2 mm のステンレス製電極を挿入し（電極間隔 2 mm）、インバーター式ネオントランス（小寺電子製 CR-N16）を用いて交流放電を発生させてライターへ着火エネルギーを供給した。ネオントランスへの 1 次側電圧供給回路の途中にソリッドリレー（ミスミ製 GSR-20L-D32Z）を挿入し、これをファンクションジェネレータ（Agilent 製 33120A）からの 5 Vp-p 方形波信号により開閉することにより、放電時間を任意に制御可能とした。本実験では、放電時間は 50, 100, 500 ms に設定した。電極に流れる電流及び印加電圧は、それぞれ電流プローブ（Pearson 製 MODEL2100）及び高電圧プローブ（Tektronix

製 P6015A) にて計測した。

石油ライター周辺の R32 の挙動は、常速度デジタルビデオカメラ (Panasonic 製 HC-V520M), 高速カメラ (Photron FASTCAM SA-X), 及び小型 CCD カラーカメラ (Mintron Enterprise, MTV-53KM21H) にて撮影した。高速カメラの動作トリガーは、ソリッドリレー開閉用の方形波信号によった。従って放電と高速撮影の開始時刻はほぼ同期している。

冷媒の漏洩量は 220 g とした。この場合、ライター設置高さ (300 mm) における冷媒濃度が概ね 16 vol% となる。着火実験に先立って、プール内の高さ 0, 100, 300, 500, 750, 1000 mm における冷媒濃度を、フーリエ変換式赤外分光光度計 (日本分光(株)製 FT-IR4200) にて計測した。

ライター風防内のガスの成分分析は、ガスクロマトグラフ質量分析計 (GC/MS; 榊島津製作所製 GC-17A) によった。内径 2 mm, 長さ 2.0 m のナイロンチューブ (容積 25.12 mL) をライター風防内に挿入し、26 mL のサンプルガスをシリンジで採取して、そのうち 200 μ L について GC/MS により成分分析を行った。なお GC/MS 分析は 4 回繰り返して行った。

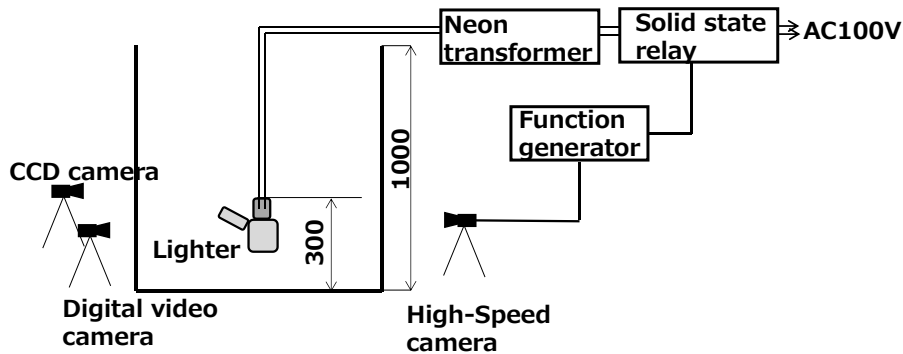


図 2.3.2.4-3 石油ライターを着火源とした場合の滞留 A2L 冷媒への着火実験の概略。単位: mm。

2) 結果および考察

(i) ライターに供給した交流放電エネルギーの妥当性の検証

本実験では、滞留冷媒を乱さないために、直接ライターのフリントホイールをこする代わりに、交流放電により着火のためのエネルギーを与える。従って両者のエネルギーに大きな差があると、実際の喫煙動作を必ずしも良好に模擬できないことになる。そこで、両者のエネルギーの妥当性を評価することとした。

まず、実際にフリント (火打石) をこすった際に発生する火花エネルギーについて検討した。ライターのフリントは、一般に鉄 30 wt% : セリウム 70 wt% の合金とされている [21]。本実験で使用したフリントもこれと同じ組成であると仮定して、フリントを 1 回こすった際に生ずるフリント粉の質量を、フリントを 500 回こすった際の質量減少から求めると、 1.2×10^{-4} g/回となった。これが燃焼 (酸化) することにより生ずる酸化鉄及び酸化セリウムの生成熱が、摩擦火花のエネルギーの大勢を占めると仮定して、質量分率を考慮して生成熱を求めると、約 1.2 J となった。

これに対し、放電時に測定した電流及び電圧波形から放電エネルギーを求めると、本実験で設定した放電時間 (50 - 500ms) では、0.2 - 2.3 J となり、上述のように見積もったライターの摩擦火花のエネルギーと大差なかった。従って本実験において、交流放電を石油ライターの着火に用いる方法は、供給エネルギーの面では、フリントを直接こすることにより発生する摩擦火花のエネルギーを概ね模擬できていると考えられる。

(ii) 石油ライターによる着火実験結果

図 2.3.2.4-4 (a) は、放電時間 50 ms における、R32 滞留下での石油ライター周辺の様子を撮影したものである。風防内で一瞬火炎形成が認められるが、200 ms 以内に消炎し、周囲の滞留 R32 への火炎伝播は認められなかった。図 2.3.2.4-4 (b) は放電時間 100 ms におけるもので、3 回目の放電で定常火炎が形成され、これによる周囲への火炎伝播が認められた。定常火炎の形成と周囲への火炎伝播確認後、安全のため即座に二酸化炭素により消火したが、もし消火していなければ、滞留冷媒全体へ火炎伝播が拡大した可能性もある。図 2.3.2.4-4 (c) は放電時間 500 ms の場合であり、1 度目の放電で着火し定常火炎が形成され、放電時間 100 ms の場合よりもさらに速やかに周囲の滞留冷媒へ火炎伝播する傾向が確認された。

ところで、ライターを取り外して、単独で交流放電を発生させたところ、いずれの放電時間であっ

でも冷媒の着火及び火炎伝播は認められなかった。放電エネルギーは、特に放電時間 500 ms では R32 の最小着火エネルギー (30 - 100 mJ) を大きく上回るが、それにもかかわらず交流放電エネルギーで火炎伝播が認められなかった。最小着火エネルギー測定時の濃度分布と異なり、滞留 R32 が鉛直方向に濃度分布を有していることが理由の 1 つとして挙げられるが、詳細は現時点では不明である。しかしながらこの結果から、ライター使用時に見られた、滞留 R32 への着火と火炎伝播は、交流放電単独でのエネルギーによるものではなく、まず石油ライターに着火し、形成された定常火炎により発生する可能性が高いと考えられた。また、電極をライター風防内に設置している場合は、電圧を印加するとほぼ確実に放電が発生したが、電極を風防内から取り出して、直接 R32 の滞留雰囲気下に曝すと、放電が発生しない場合がみられた。これは絶縁破壊強度の相違に由来するものと考えられるので、ライター風防内のガス組成は、R32 滞留雰囲気下とは異なる可能性が示唆されていると考えられる。

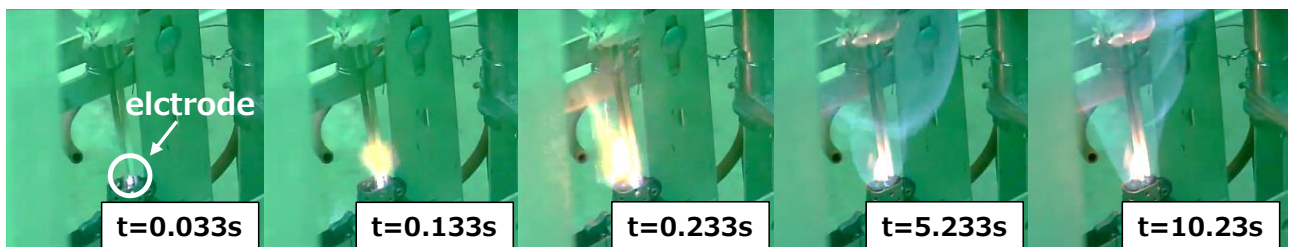
そこで風防内のガスを抽出し、GC/MS 分析を行ったところ、R32 単独の雰囲気下で出現する吸光ピークがほとんどみられず、石油ライター燃料単独の雰囲気下で出現する吸光ピークに酷似したピークが、4 つのサンプルガス全てで確認された。このことから、R32 滞留下であっても、本実験のように非常にゆっくりとした速度で冷媒を漏洩させた場合、風防内のガス組成には R32 は含まれていないということになる。これは、風防内部での燃料の蒸発による上昇気流が、冷媒の下降気流に打ち勝つため、冷媒が風防内へ進入できないためと考えられる。従って R32 滞留下であっても、風防内は空気中での使用時と同様に、依然ライター燃料と空気の混合気となっているため、摩擦火花と同等のエネルギーの供給によって着火して定常火炎を形成し、これによって周囲冷媒への火炎伝播に至ったと推測される。以上の結果及び考察から、A2L 冷媒が滞留した空間内で市販の石油ライターを使用した場合、滞留冷媒への着火及び火炎伝播の可能性は否定できない。



(a) 放電時間 50 ms



(b) 放電時間 100 ms



(c) 放電時間 500 ms

図 2.3.2.4-4 交流放電エネルギー供給前後の A2L 冷媒滞留雰囲気下における石油ライター周囲の様子
石油ライター近傍の R32 濃度：約 16 vol%

(c) A2L 冷媒がピンホールや破断口から噴出漏洩した場合

1) 実験

(i) 冷媒漏洩系統

冷媒ボンベに 1/4 インチ銅管を取り付け、銅管先端にピンホールユニットを取り付けて、冷媒の自

圧あるいは減圧弁により調整した圧力で噴出漏洩させた。ピンホールユニットは 1/4 インチキャップ型継手 (Swagelok SS-400-C) の中央に穴をあけたものを使用した。ピンホールの形状は円形及びスリット状とし、特にスリットの場合は、縦長と横長の 2 パターンの実験を行った。ピンホール径は 0.2, 1.0, 3.0, 4.0 mm ϕ , スリットの場合は 1.0 mm \times 4.0 mm である。ピンホール径 4.0 mm ϕ は配管の破断を想定している。冷媒の漏洩量は重量計 (最小秤量単位 5 g) により測定した。冷媒の漏洩圧力は、ピンホールユニット手前に取り付けたブルドン管圧力計 (Swagelok, PGI63B-MG2.5-LAQQ) 及びストレーンゲージ型圧力トランスミッタ (共和電業製 PGS-20KA) によりモニターした。

(ii)濃度計測系統

噴出漏洩した冷媒の濃度分布を取得するため、着火実験に先立って冷媒濃度を計測した。計測には超音波式ガス濃度計 (第一熱研株製 US-II-T-S) 5 台を用いた。測定位置は図 2.3.2.4-5 に示すように、漏洩口から下流側に 50, 100, 150, 250, 500 mm の 5 地点、高さ方向には漏洩口中心を基準に +50, 0, -50 mm (鉛直上方がプラス) の 3 地点、計 15 地点である。測定ラインは下流位置ごとに、鉛直方向の濃度測定用に 3 本分岐している。冷媒濃度は概ね 30 秒未満で定常値に達したので、高さごとに 5 つの各下流位置で同時に 30 秒ずつ濃度を計測した。

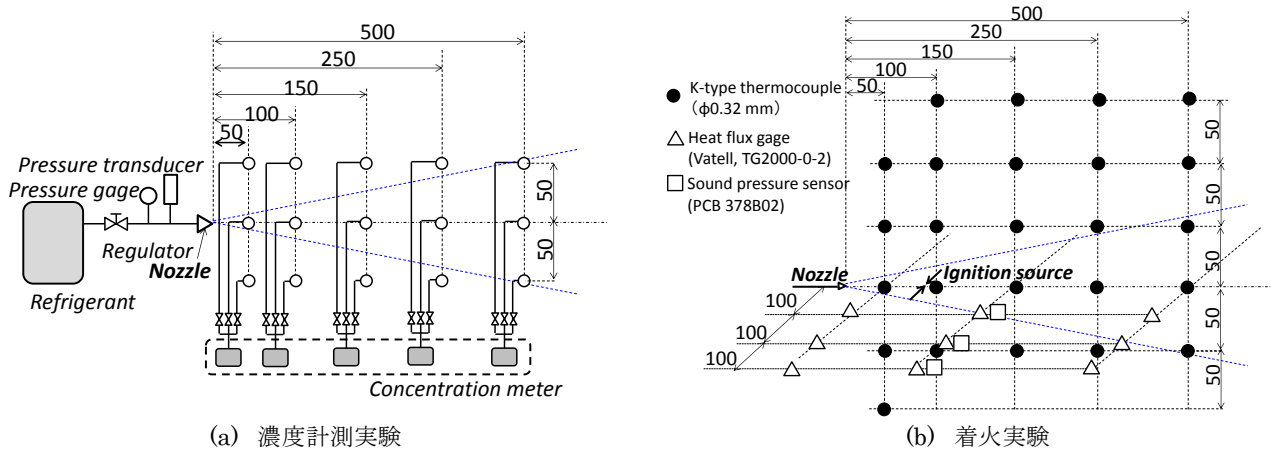


図 2.2.3.4-5 取扱シチュエーション#2-(b)の実験における冷媒濃度、温度、熱流束、音圧計測位置の概略 単位: mm

(iii)着火実験装置

直流単発放電, 交流連続放電, 裸火を着火源とした。直流単発放電は、2 mm ϕ のタングステン対向電極と高圧電源装置 (株)ジェネシス製 MEL1140B) を用いて発生させた。放電エネルギーは概ね 10 J, 放電時間は 500 μ s である。交流連続放電では、ネオントランス (小寺電子株製 CR-N16, 15 kV) を電源として用いた。裸火の燃料は LPG であり、火炎の長さが約 30 mm になるよう流量を制御した。これらの着火源はいずれも、漏洩口と同じ高さで下流側 90 mm の位置に設置した。着火実験では、冷媒噴流周囲の温度 (25 地点), 熱流束 (9 地点) および爆風圧 (3 地点) を計測した。温度は線径 0.32 mm ϕ の K 型熱電対にて、熱流束はガードン型サーモゲージ (Vatell 製 TG-2000) にて、爆風圧はマイクロフォンセンサ (PCB 製 378B02) にてそれぞれ計測した。

(iv)実験条件

表 2.3.2.4-1 に濃度計測実験の実験条件を、表 2.3.2.4-2 に着火実験の実験条件を示す。対象とした冷媒種は R1234yf, R1234ze (E) 及び R32 である。冷媒はすべて気相状態で漏洩させた。本実験のような漏洩条件では、噴出した冷媒の断熱膨張に伴いタンク内の温度が低下するので、噴出圧力も時間とともに低下する。そのため質量流量の再現性は必ずしも良好ではないが、実際に配管等の亀裂などからの漏洩事故の場合も、断熱膨張による温度低下に伴う質量流量の低下が生じると推測される。また、実際の空調機器運転時の圧力は、最高圧力においては本実験の圧力よりもやや高い圧力になっていると想定されるが、サービス・メンテナンス時には、空調機器の運転は基本的に停止している。これらのことから、本実験は漏洩圧力においては、極めて厳しい事故シナリオを模擬している。

2) 結果および考察

(i) 燃焼範囲の形成

図 2.3.2.4-6 は測定冷媒濃度をもとに作成した、漏洩口周囲の等濃度線図である。図 2.3.2.4-6 の等濃度線は 2.5 vol%ごと（図 2.3.2.4-6 (d)のみ 1.0 vol%おき）に引いてあり、燃焼範囲に入る直前の等濃度

表 2.3.2.4-1 取扱シチュエーション#2-(b)実験条件（濃度計測実験）

Experiment No.	Refrigerant	Pinhole diameter (mm)	Mass flow rate (g/min)	
J20-38	R32	0.2	47.5	
J20-08		1	82.5	
J19-01		1	66.7	
J20-03		3	116.7	
J20-04			126.7	
J20-09			297.5	
J20-05		4	110.0	
J20-10			195.0	
J20-11			540.0	
J20-07			82.5	
J20-13		1x4hor	187.5	
J20-06		1x4ver	97.5	
J20-12		1x4ver	245.0	
J20-24		R1234yf	0.2	5.0
J20-25			0.2	17.5
J20-14			1	107.5
J20-19			1	122.5
J20-15			3	140.0
J20-20	542.5			
J20-16	4		115.0	
J20-21			472.5	
J20-18	1x4hor		130.0	
J20-23	1x4hor		335.0	
J20-17	1x4ver		137.5	
J20-22	1x4ver		320.0	
J20-31	R1234ze (E)		0.2	5.0
J20-32			0.2	22.5
J20-26			1	82.5
J20-33			1	97.5
J20-27			3	97.5
J20-34				272.5
J20-28		4	87.5	
J20-35			192.5	
J20-30		1x4hor	85.0	
J20-37		1x4hor	92.5	
J20-29		1x4ver	85.0	
J20-36			102.5	

表 2.3.2.4-2 取扱シチュエーション#2-(b)実験条件（着火実験）

Experiment No.	Refrigerant	Pinhole diameter (mm)	Ignition Source	Mass flow rate (g/min)	
J22-21	R32	1	Ne-TR	260.0	
J22-27			Spark	172.5	
J22-22		3	Ne-TR	726.7	
J22-28			Spark	600.0	
J21-01		4	Spark	285.0	
J21-02				250.0	
J21-03			Ne-TR	N.D.	
J21-04				670.0	
J21-05				Openflame	N.D.(*)
J22-25				413.3	
J22-26			Spark	847.5	
J22-24			1x4 hor	Ne-TR	386.7
J22-23		1x4 ver	Ne-TR	433.3	
J22-29			Spark	367.5	
J22-11		R1234yf	1	Ne-TR	106.7
J22-12			3	Ne-TR	400.0
J21-07			4	Spark	580.0
J21-08				Ne-TR	500.0
J21-09	500.0				
J21-10	650.0				
J22-14	1x4 hor		Ne-TR	346.7	
J22-13	1x4 ver		Ne-TR	353.3	
J22-15	R1234ze (E)		1	Ne-TR	120.0
J22-16			3	Ne-TR	260.0
J22-17			4	Ne-TR	220.0
J22-20			1x4 hor	Ne-TR	260.0
J22-18		1x4 ver	Ne-TR	140.0	
J22-19				213.3	

線（R32: 12.5 vol%, R1234yf: 5.0 vol%）を太線で示している。図 2.3.2.4-6 (a), (c)に示すように、R32 であっても R1234yf であっても、4 mmφ の漏洩口から自圧で漏洩した場合、可燃域となるのは漏洩口から下流側へは高々100 mm であり、高さ方向へは上下 50 mm 程度でしかなかった。一方、配管などに形成された溶接欠陥等のピンホールからの漏洩を想定した、0.2 mmφ の場合は、図 2.3.2.4-6 (b), (d)にあるように可燃域そのものが認められなかった。

スリットの場合は、図 2.3.2.4-6 (e), (f)に示すように、可燃域は漏洩口から下流側へは高々100 mm 程度、高さ方向へは上下 50 mm 程度の範囲に形成されるのみであった。スリットの向きの違いによる影響はほとんど確認できなかった。

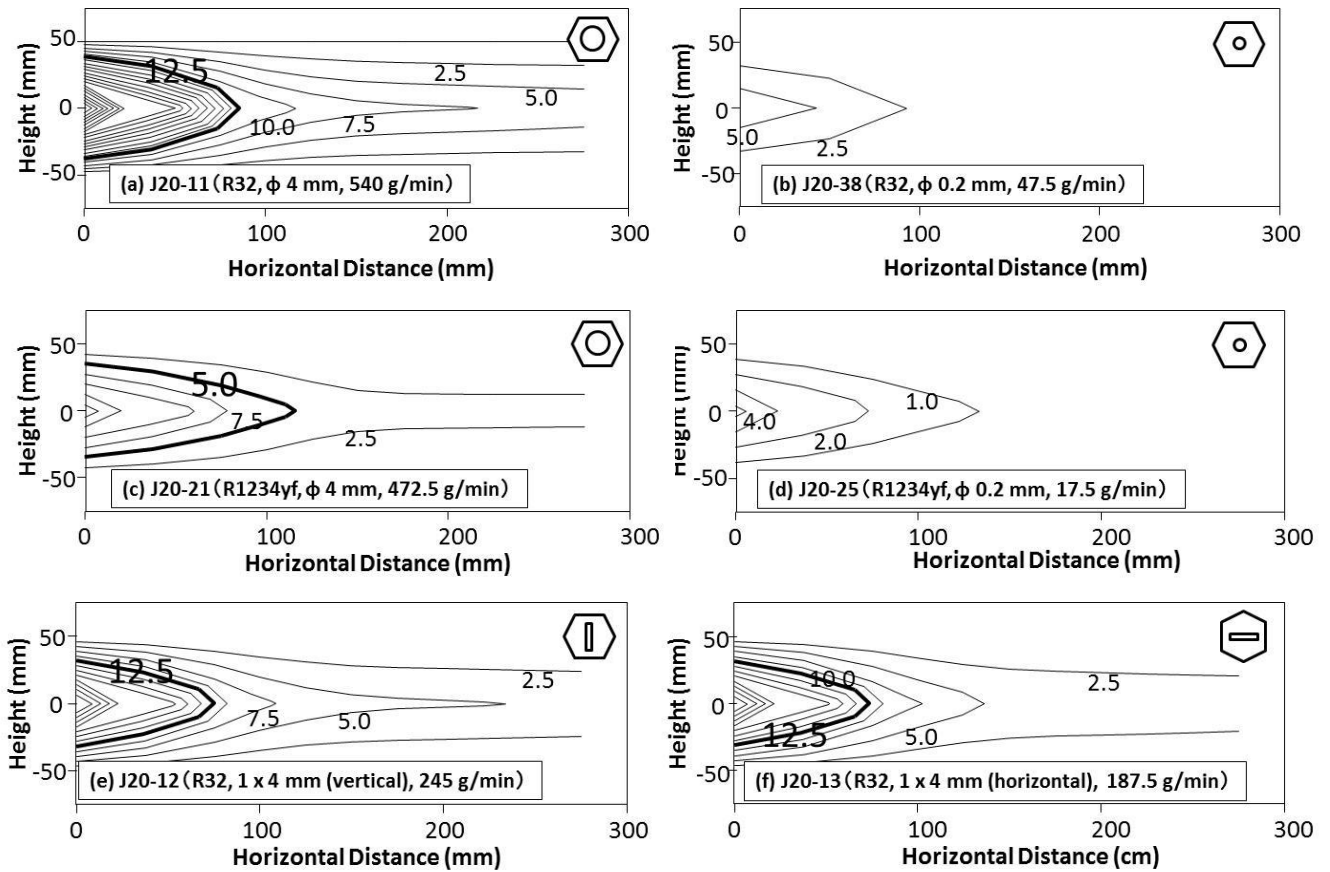


図 2.3.2.4-6 噴出冷媒ジェットの平均濃度分布

(ii) 着火と火炎伝播

図 2.3.2.4-7 は、直流単発放電を着火源とした場合の、放電前後での漏洩口の様子を示したものである。漏洩冷媒は R32、漏洩口径は 4.0 mmφ である。この場合、放電の瞬間には青白色の発光が確認できたが（図 2.3.2.4-7 (a) の丸囲み部分）、即座に発光は消滅し（図 2.3.2.4-7 (b)）冷媒ジェットへの着火及び火炎伝播は認められなかった。

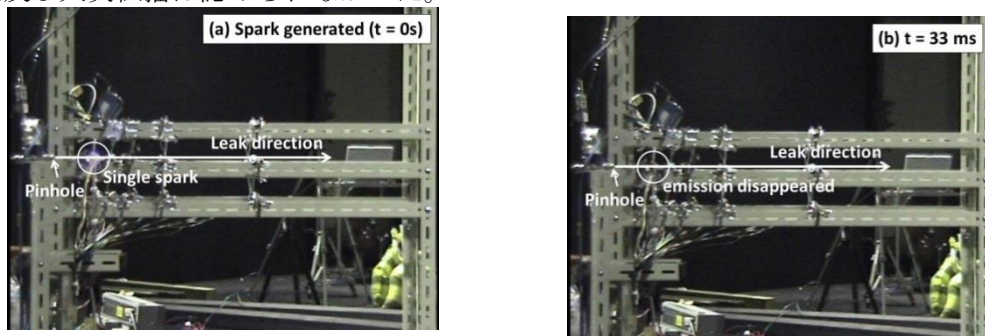


図 2.3.2.4-7 着火源を単発直流放電とした場合の冷媒ジェットの様子
冷媒: R32; ピンホール: 4 mmφ; 漏洩圧力: 0.81 MPa.

図 2.3.2.4-8 は交流持続放電を着火源とした場合の、放電前後での漏洩口周囲の様子を示したものである。漏洩冷媒は R32 で漏洩口径は 4.0 mmφ である。放電が開始されると、電極付近で青白色の放電発光が認められ、これが冷媒噴流と衝突すると、図 2.3.2.4-8 (b), (c) の丸囲内にみられるように、電極付近で下流側へ押し流されるような形の青白色の発光が認められ、その発光領域が大きくなっている。その後時間が経過して冷媒噴流が白い霧を形成すると、電極付近の青白色の発光は霧に隠れて見えなくなり、さらに時間が経過して霧が晴れると、電極付近に再び青白色の発光が認められた。ただし、発光は局所的であり、冷媒全体に火炎が伝播することはなかった。

図 2.3.2.4-9 は裸火を着火源とした場合の様子を示したものである。漏洩に伴い、鉛直に形成され

ていた裸火が下流方向へ押し流されるようになり、裸火由来のオレンジ色の発光が薄れ、裸火底部には冷媒の燃焼に由来すると思われる、青白色の発光が認められた。しかしその後すぐに青白色の発光は消滅し、冷媒ジェット全体への火炎伝播は認められなかった。裸火は吹き消されたものとみられる。

実際の作業環境では、静電気や摩擦火花などのエネルギーが着火源として考えられるが、これらのエネルギーは大きくても 1 J 未満である。今回の実験では 10 J 程度のエネルギーを有する着火源を使用した場合でも着火が認められなかったことから、A2L 冷媒が噴出漏洩した場合でも、実際の作業環境において考えられる着火源によって着火する可能性は極めて低いと考えられる。

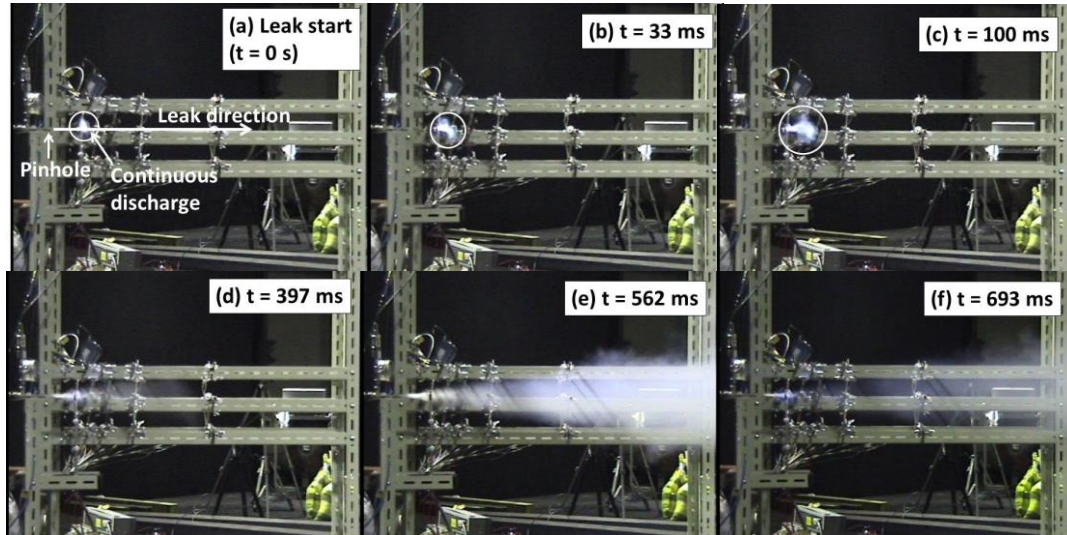


図 2.3.2.4-8 着火源を交流連続放電とした場合の冷媒ジェットの様子
冷媒: R32; ピンホール: 4 mmφ; 漏洩圧力: 0.66 MPa.

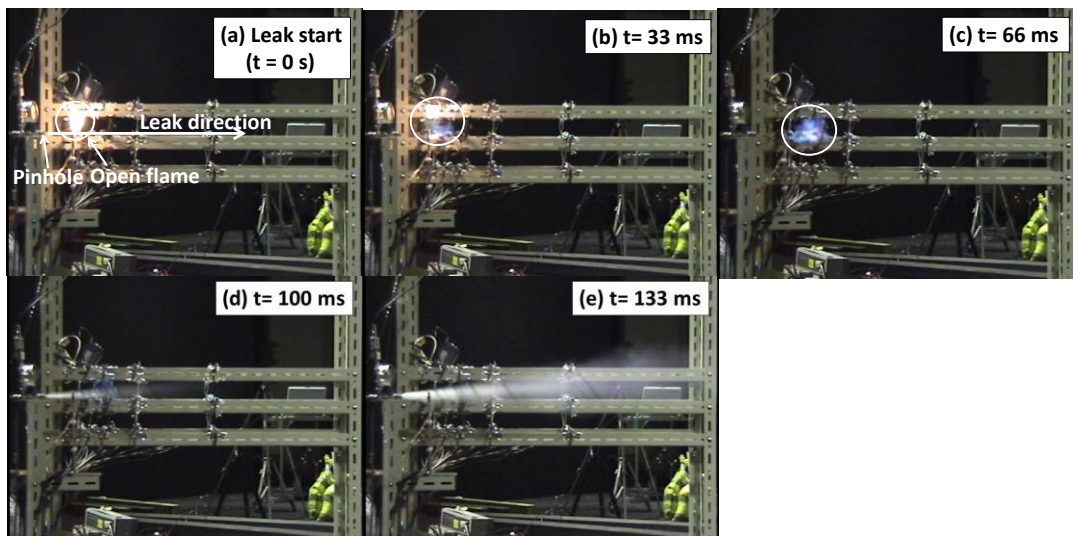


図 2.3.2.4-9 着火源を裸火とした場合の冷媒ジェットの様子
冷媒: R32; ピンホール: 4 mmφ; 漏洩圧力: 1.16 MPa.

(iii)着火による危害度：温度，熱流束，燃焼生成物濃度

図 2.3.2.4-10 (a)は圧力 1.06 MPa で直径 4 mmφ のピンホールから漏洩させた着火実験における、ピンホールと同じ高さの温度の経時変化を示したものである。着火源は交流スパークである。熱電対の線径が 0.32 mmφ のため応答時間が 1 s 程度かかるので、測定データは実際の温度変化を必ずしも追従できていない可能性があるが、仮に冷媒ジェットに着火し火炎伝播が認められるならば、有意な温度上昇が認められるはずである。ところが、断熱膨張による冷媒ジェットの温度低下は認められたものの、着火による温度上昇は認められなかった。

図 2.3.2.4-10 (b)は、冷媒ジェットと同じ高さで垂直方向に 100 mm 離れた地点で測定した熱流束の経時変化を示したものである。噴出による断熱膨張で温度低下した冷媒ジェットによる冷却効果は認められるが、着火による熱流束の有意な上昇や、じょ限量以上となる燃焼生成物 (HF) の発生は認

められなかった。

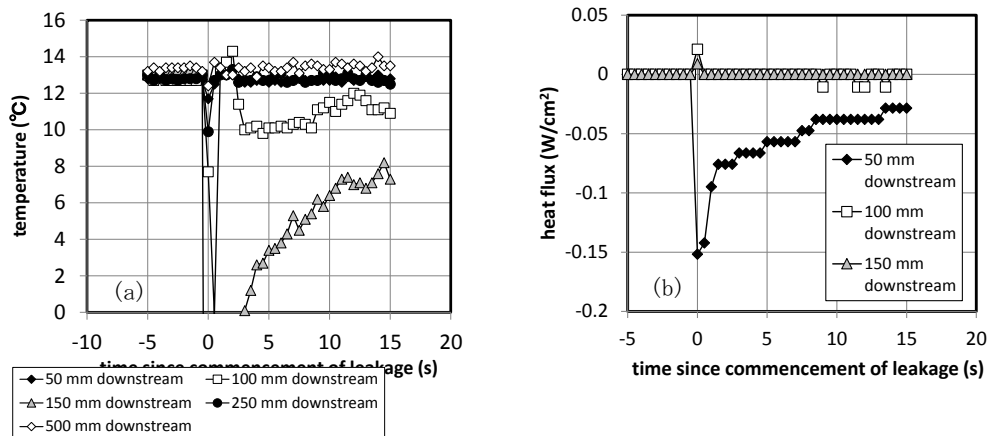


図 2.3.2.4-10 冷媒ジェット中心軸上の温度および周囲の熱流束の経時変化
冷媒: R32; ピンホール: 4 mmφ; 漏洩圧力: 1.06 MPa; 着火源: 交流持続放電

(d) 回収機等サービス・メンテナンス機器内への A2L 冷媒の漏洩

1) 実験

図 2.3.2.4-11 に示すように、冷媒回収機内部で冷媒が漏洩した場合を想定して、一辺 1000 mm のプール（以下、回収機模型と表記する）を製作した。回収機模型は実際の回収機に比べて若干大きいと思われるので、本実験で得られる結果は実際よりも危険側の結果を与えると考えられる。プールは 5 面が厚さ 2 mm のアクリル板で、1 面のみビニールシートとして、着火時の圧力を逃がす機構を持たせた。通常、実際の回収機には、漏洩した場合でも内部に滞留しないようにスリットが設けられているが、本実験でもこれを想定して、プールにスリットを設けた。

本実験では、まず模型回収機内の冷媒濃度を計測した。冷媒濃度は 3.4 節で用いたものと同じ超音波式ガス濃度計を用いた。測定位置はプール中央部、高さ 0, 100, 250, 500, 750 mm の 5 地点とした。

着火実験では、直流スパーク発生装置（横河電子機器㈱製 16 J 点火装置）を着火源として使用した。スパークのエネルギーは約 16 J で、秒間 6 回の放電を発生させることが可能である。

2) 実験条件

実験条件として、回収機模型のスリット幅を 0, 1, 5, 10, 20 mm に変化させた。本実験では R1234yf のみを対象とし、プール底面中央部に設置した外径 1/4 インチの銅管から、気相状態で鉛直上向きに噴出漏洩させた。漏洩速度は約 400 g/min で、漏洩時間は 1 分間とした。表 2.3.2.4-3 に実験条件を示す。ただし実験番号 J26-08 のみ液相状態で噴出させた。なお、着火実験ではスリット幅は 0 mm 及び 20 mm のみを対象とした。

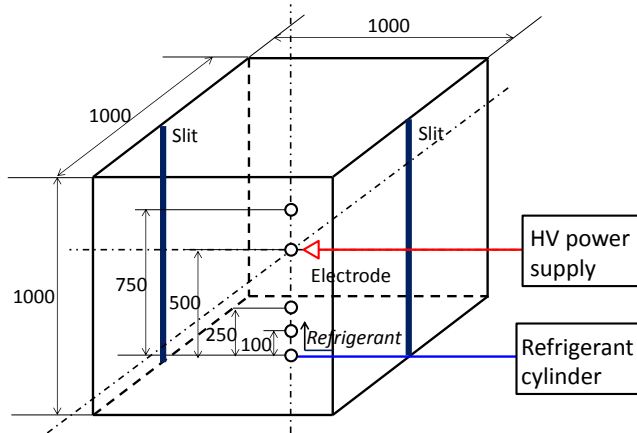


図 2.3.2.4-11 取扱シチュエーション #2-(c)における
模型回収機の概略
○：濃度測定位置

表 2.3.2.4-3 取扱シチュエーション
#2-(c)における実験条件

Experiment No.	Refrigerant	Slit width (mm)	Mass flow rate (g/min)
J26-01	R1234yf	0	390.0
J26-02		1	390.0
J26-03		5	390.0
J26-04		10	410.0
J26-05		20	380.0
J26-07			380.0
J26-08		R1234yf (Liquid)	20

3) 結果および考察

(i) 回収機内の濃度分布

図 2.3.2.4-12 に冷媒濃度の経時変化を示す。スリット幅 $w_s = 0$ mm の場合 (図 2.3.2.4-12 (a))、冷媒濃度は漏洩開始後ただちに上昇した。漏洩開始から 60 秒後に漏洩を停止したところ、濃度がある程度まで下がった後一定となり、その後は時間経過に対してほとんど変化しなかった。回収機模型内で定常的に滞留したものと思われる。 $w_s = 1$ mm の場合 (図 2.3.2.4-12 (b))、漏洩を停止すると、 $z = 750$ mm, $z = 500$ mm など、比較的高い位置ではスリットから冷媒が拡散する影響を受けて濃度低下がみられるのに対し、 $z = 0$ mm, 100 mm といった比較的床面付近では、冷媒濃度の低下が $z = 750$ mm の場合等に比べて緩やかであった。高さ $z = 500$ mm では、冷媒濃度が燃焼範囲に入っている時間は約 480 s であった。

スリット幅 $w_s = 20$ mm の場合 (図 2.3.2.4-12 (c)) は、冷媒漏洩停止後、 $w_s = 1$ mm の場合と同様に高い位置ほど濃度が低下しやすい傾向が認められた。高さ $z = 500$ mm の位置で冷媒濃度が燃焼範囲に入っている時間は約 60 s であった。

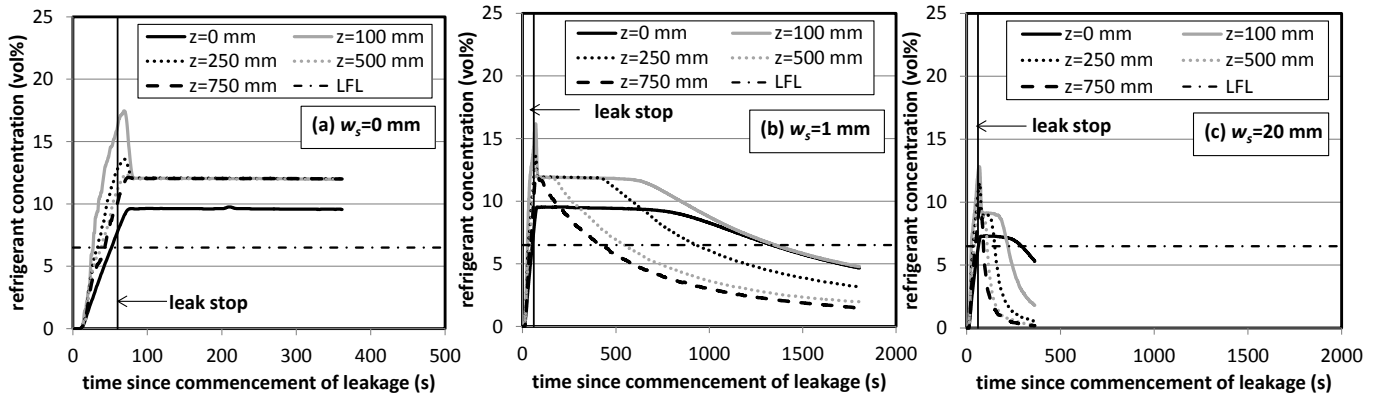


図 2.3.2.4-12 各スリット幅における回収機内の漏洩冷媒濃度の経時変化

図 2.3.2.4-13 は冷媒濃度が燃焼範囲に入っている時間と高さの関係を示したものである。冷媒濃度が燃焼範囲に入っている時間はスリット幅が広がるにしたがって短くなる傾向が見られた。また、模型回収機底部ほど滞留時間が長くなる傾向が認められた。図 2.3.2.4-14 は冷媒濃度が燃焼範囲に入っている時間とスリット幅の関係を示したもので、スリット幅に対する依存度 (両対数グラフの傾きを表す) は高さに依存せず、滞留時間はいずれもスリット幅の $2/3$ 乗に反比例する傾向が認められた。

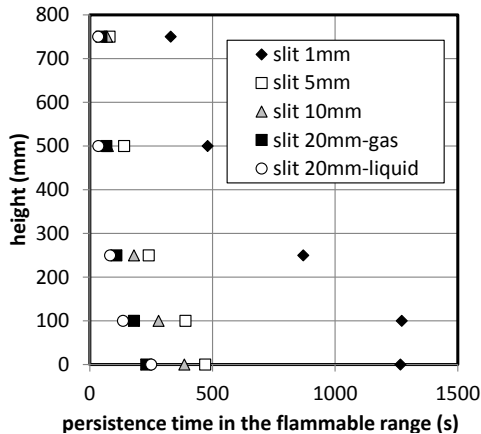


図 2.3.2.4-13 冷媒濃度が燃焼範囲内に入っている時間と高さの関係

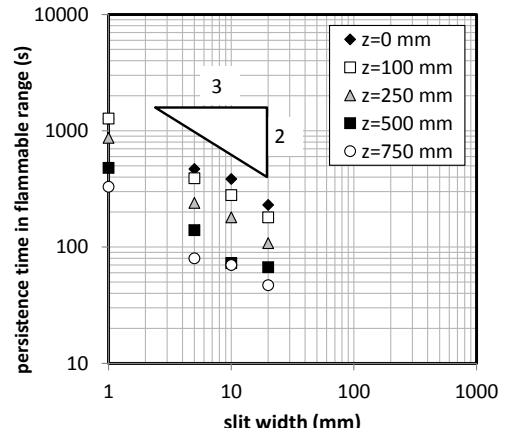


図 2.3.2.4-14 冷媒濃度が燃焼範囲内に入っている時間とスリット幅の関係

(ii) 回収機模型内での着火実験

図 2.3.2.4-15 はスリット幅 $w_s = 0$ mm において、滞留した冷媒中で直流放電させた場合（エネルギー：16 J）のプール内様子を示したものである。放電電極は回収機模型中央部（高さ 500 mm）に設置してある。放電開始直後から、電極周囲の R1234yf に着火して青白色の火炎球が形成され、これが時間とともに水平に扁平しながら浮力の影響で上方向に伝播する様子が確認できる。天井面に衝突後は、火炎が水平方向前面にわたって伝播しながらゆっくりと降下し、ある高さで未燃領域と燃焼領域の境界がつり合った形状を示した。その後、プールの一面を覆っていたビニールシートが焼失し開口部ができると、ここから流入する酸素によって冷媒はプール全体で激しく燃焼した後、青白色の火炎は消え、輝炎が形成された。この輝炎はビニールシートの燃焼によるものと推測される。従ってビニールシートが焼失するまでは、前節で述べたようにプール下部の冷媒濃度が高く、酸素が比較的に少ないために火炎伝播が起きなかったものと推測される。

ただし実際の回収機において、着火源となりうるのは回収機内部の電子回路等からのスパークであるが、これが有するエネルギーは高々 mJ オーダーである。図 2.3.2.4-15 に示すような着火及び火炎伝播が見られたのは、16 J のエネルギーを与えた場合である。R1234yf の着火エネルギーは、研究者により幅はあるが、静穏かつ均一な濃度分布を有する雰囲気下（最悪条件）でも数十～数百 mJ 程度は必要とされており、回収機内で発生しうるスパークの数十倍以上のエネルギーとなる。従って回収機内に冷媒が滞留したとしても、実際に起こりうるスパークで図 2.3.2.4-15 のような燃焼が生じる可能性は極めて低い。

図 2.3.2.4-16 は $w_s = 20$ mm の場合において、漏洩停止後 30 秒で放電を発生させた場合の映像である。これは電極周囲の冷媒濃度がまだ燃焼範囲内にある時間帯であった。しかし、冷媒への着火は認められなかった。スリットの存在により、冷媒は外部へ拡散しようとするので模型回収機内に冷媒の流動が起こるが、R1234yf の燃焼速度が小さい（1.5cm/s [1]）ので、火炎が伝播しなかったものと考えられる。

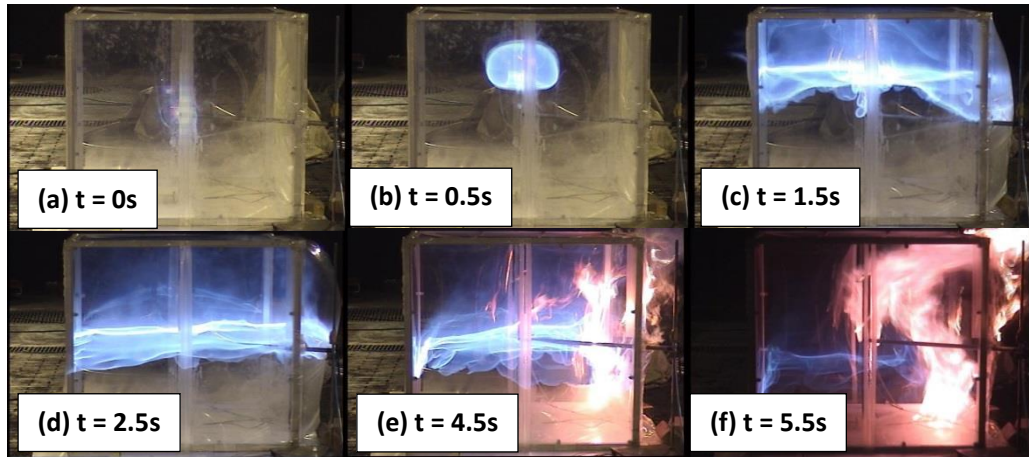


図 2.3.2.4-15 回収機内部に漏洩した冷媒の着火実験画像（スリットなし）
冷媒：R1234yf；漏洩速度：380 g/min；スパークエネルギー： ~ 16 J.
 t ：スパーク発生からの経過時間（s）

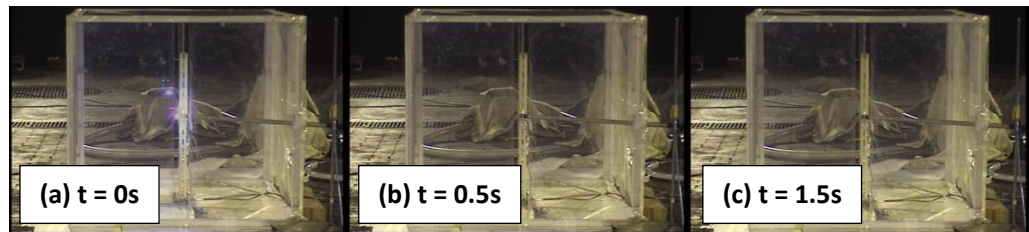


図 2.3.2.4-16 回収機内部に漏洩した冷媒の着火実験画像（スリット幅 20 mm）
冷媒：R1234yf；漏洩速度：380 g/min；スパークエネルギー： ~ 16 J.

2.3.2.5 サブテーマ⑤「多室型空調機の急速漏洩を想定した安全性評価」（東京理科大学担当）

(1) 実施内容と目標

複数の室内機を同一の冷媒系統で連結した多室型空調機システムは、わが国の空調機メーカーが世界に先駆けて開発してきたものであり、設計施工の簡便性、個別分散空調が可能なゆえの柔軟性、直膨式ゆえの省エネルギー性を備えており、国内のみならず、世界市場で多く用いられている。このシステムは、室内外機ユニット数が 1 対 1 の空調システムに比較して、室内機が複数であり、冷媒配管長も長くなることから、1 つの冷媒系統が備える冷媒充填量が大きくなっている。したがって、冷媒が漏洩した場合の温暖化影響が大きいこともあり、微燃性冷媒採用による低 GWP 化が特に望まれている機器である。また、A2L/2L 冷媒を使用した場合には、漏洩時の冷媒量が多くなるため、室内の可燃域空間の大きさが拡大したり、可燃性混合気存在時間が長くなる可能性がある。そのため、1 対 1 システムとは異なった安全性評価を行う必要がある。

そこで、多室型空調機に搭載される A2L/2L 冷媒の漏洩に伴う着火危険性等の安全性を実験的に評価することを目的とする。

(a) 試験装置の製作

多室型空調機からの冷媒漏洩を模擬できる、冷媒漏洩配管系統および試験空間を製作する。これに対応して、冷媒濃度および燃焼生成物濃度等の計測装置を構成する。

(b) 冷媒漏洩試験

多室型空調機からの冷媒漏洩を模擬して、所定量の冷媒を試験空間に漏洩させて、漏洩速度及び冷媒濃度分布を計測する。単室型空調機での試験の結果との比較により、多室型空調機を用いた場合の濃度分布特性を明らかにする。

(c) 着火特性評価試験

上記(b)で行った冷媒漏洩条件において、着火源を設定し、濃度条件、温度条件、といった着火条件と、爆風圧や熱流束、燃焼生成物濃度等の燃焼特性データを取得する。単室型空調機での結果との比較により、多室型空調機を用いた場合のフィジカルハザードを明確化する。試験条件として冷媒量や着火源、冷媒種類を数段階設定し、多室型空調機に搭載される A2L/2L 冷媒の漏洩に伴う着火危険性を評価するためのデータを蓄積する。実際に空調機器が使用される状況を勘案して、①漏洩位置の違い（濃度分布の違い）による影響、②既に着火源がある空間に冷媒が漏洩した場合と、冷媒が滞留

した空間内で着火源が動作した場合での燃焼特性の違い、③開口面積等の違いによる影響、を検討する。

(d) 空間寸法及び空間形状の影響

異なるスケールのプールを使用して(c)と同様の実験を行い、燃焼特性に及ぼすスケール効果を検討する。また、異なる空間形状(直方体)のプールを使用した実験により、空間形状が及ぼす影響についても検討する。

(e) 湿度の影響

プール内の温度および湿度を適切に管理できる機構を組み上げ、絶対湿度を変化させて(c), (d)と同様の実験を行い、燃焼特性に及ぼす湿度の影響を検討する。

(2) 成果

(a) 実験

1) 実験装置及び方法

実験装置は、小型直方体燃焼容器、攪拌系統、冷媒漏洩系統、冷媒濃度計測系統、着火系統、圧力上昇計測系統、温度計測系統、撮影系統、消火系統からなる。図 2.3.2.5-1 に実験装置の概略図を示す。

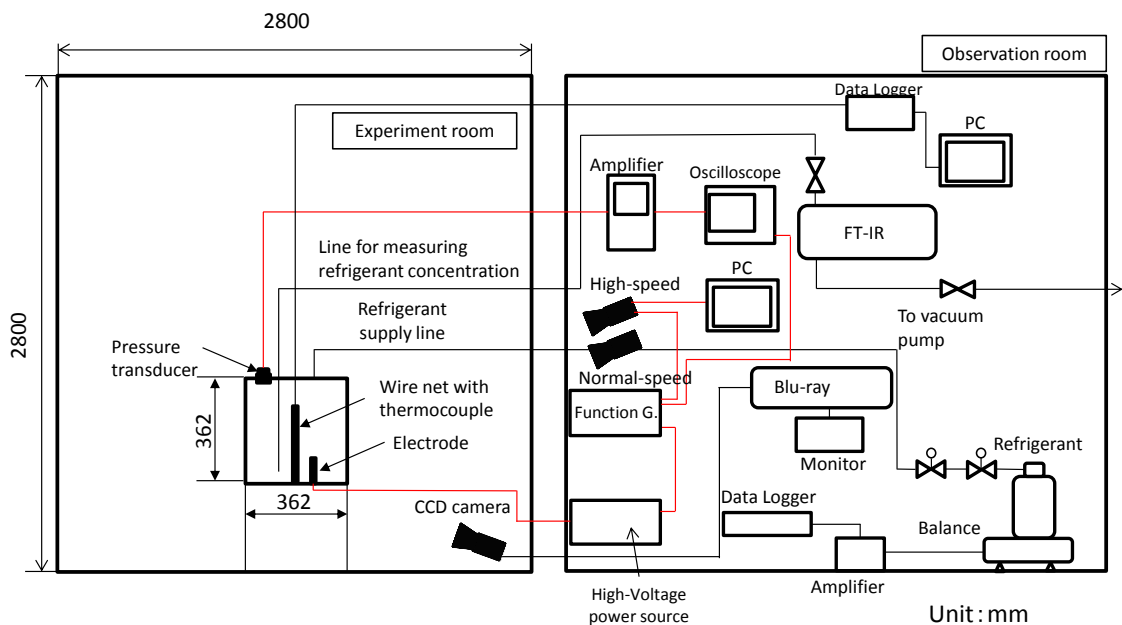


図 2.3.2.5-1 直方体容器内燃焼実験 実験概略図

(i) 小型直方体燃焼容器

直流単発放電、交流連続放電、裸火を着火源とした。直流単発放電は、2 mmφ のタングステン対向電極と高圧電源装置(株)ジェネシス製 MEL1140B)を用いて発生させた。放電エネルギーは概ね 10 J、放電時間は 500 μs である。交流連続放電では、ネオントランス(小寺電子(株)製 CR-N16, 15 kV)を電源として用いた。裸火の燃料は LPG であり、火炎の長さが約 30 mm になるよう流量を制御した。これらの着火源はいずれも、漏洩口と同じ高さで下流側 90 mm の位置に設置した。着火実験では、冷媒噴流周囲の温度(25 地点)、熱流束(9 地点)および爆風圧(3 地点)を計測した。温度は線径 0.32 mmφ の K 型熱電対にて、熱流束はガードン型サーモゲージ(Vatell 製 TG-2000)にて、爆風圧はマイクロフォンセンサ(PCB 製 378B02)にてそれぞれ計測した。

(ii) 攪拌系統

容器内の冷媒と空気の混合気を攪拌するために、ブラシレスモーター(オリエンタルモーター: BLF46A-A-3, 100 V, 60 W)とプロペラ(90 mmφ)を設置した。プロペラは容器内床上近傍に設置した。

(iii) 冷媒漏洩系統・冷媒濃度計測系統

容器天井部の Rc1/4 ポートから外径 1/4” のステンレス管を挿入し、これを FT-IR に接続して、冷媒濃度を計測した。測定地点は底面中心を通過する鉛直軸に沿って、高さ 15, 125, 195, 265, 325 mm の 5 地点である。室内の冷媒濃度の鉛直分布の違いが燃焼挙動に及ぼす影響を調べるために、漏洩高さを 0 mm (OH: 床漏洩, H は天井高さ), 175 mm (1/2 H), 263 mm (3/4H) および 350 mm (H) の 4 段階設定した。以下、漏洩高さはかっこ内の H を用いた表記で統一する。

(iv) 着火系統

着火は電極間に生じさせる直流スパークによった。電極はタングステン製で直径 1 mm ϕ であり、電極間隔は 3 mm である。これを直流高電圧発生装置 (株ジェネシス製 MEL1140B) によって充電し、ファンクションジェネレータ (Agilent 製 33120A) からの 5 Vp-p 信号によって放電を発生させた。充電電圧は約 1.6 kV で、電極を含めた放電回路の静電容量は約 10 μ F であったので、放電エネルギーは約 13 J となる。

(v) 圧力上昇計測系統

容器上部の圧力トランスミッタ設置ポートに、圧力トランスミッタ (共和電業製 PGM-02KG, 圧力レンジ 20 kPa) を取り付け、信号をシグナルコンディショナ (共和電業製 WGA-670B) により増幅して、チャートレコーダ (日置電機製 8860-50) により記録した。チャートレコーダの開始タイミングは、(4) で用いたファンクションジェネレータによったので、放電発生と圧力計測の開始タイミングが同期している。

(vi) 温度上昇計測系統

線径 0.32 mm ϕ の K 型熱電対を 27 点取り付け付けた金網を容器内に設置した。熱電対は計測室内にあるデータロガー (横河電機製 MX-100) に接続し、500 ms 周期でパソコンに記録した。熱電対の応答速度はおよそ 1 s 程度であるので、ここで計測した温度は厳密には燃焼による温度変化を追従し切れてはいないが、温度上昇の参考値とした。

(vii) 撮影系統

着火後の火災挙動を高速度カメラ (Phoron SA-X, 5000fps), 常速度デジタルカメラ (Panasonic HC-V520M) および小型 CCD カメラ (Minttron Enterprize, MTV-53KM21H) にて撮影した。高速度カメラの撮影開始トリガーは、(4) で用いたファンクションジェネレータからの 5 Vp-p 信号によった。したがって、放電開始と撮影開始もまた同期している。小型 CCD カメラの映像はブルーレイディスクレコーダー (SONY BRAVIA) にて記録した。

2) 実験条件

実験条件の詳細は以下のとおりである。

(i) 濃度分布計測

冷媒種は R32 のみを対象とした。冷媒漏洩量は 40, 50 g, 漏洩速度は 10 g/min とし、漏洩高さを先述の 4 段階に変化させた。各漏洩量・漏洩高さの組み合わせにおいて濃度計測を 3 回行い、再現性を調べた。

(ii) 着火実験

冷媒種は R32 のみを対象とした。冷媒量は 40, 50 g, 漏洩速度は 10 g/min とした。漏洩高さは先述の 4 段階とし、着火高さを床面から 75 mm, 125 mm, 175 mm (=1/2H) の 3 段階とした。それぞれの冷媒量・漏洩高さ・着火高さの組み合わせにおいて 3 回着火実験を行い、再現性を調べた。

3) 結果および考察

(i) 漏洩高さが濃度分布に及ぼす影響

図 2.3.2.5-2 は漏洩高さごとの R32 の鉛直濃度分布である。3 回の濃度計測結果はほぼ一致しており、良好な再現性が確認できた。また、漏洩高さが H の場合、高さ方向への濃度勾配は比較的小さかったが、漏洩高さが低くなるほど高さ方向への濃度勾配が出現するようになった。例えば漏洩高さ 0 H (床漏洩) では、高さ 15 mm での濃度は UFL を超える場合も見られた。これらの傾向は、漏洩量 40 g, 50 g の場合ともに確認できた。

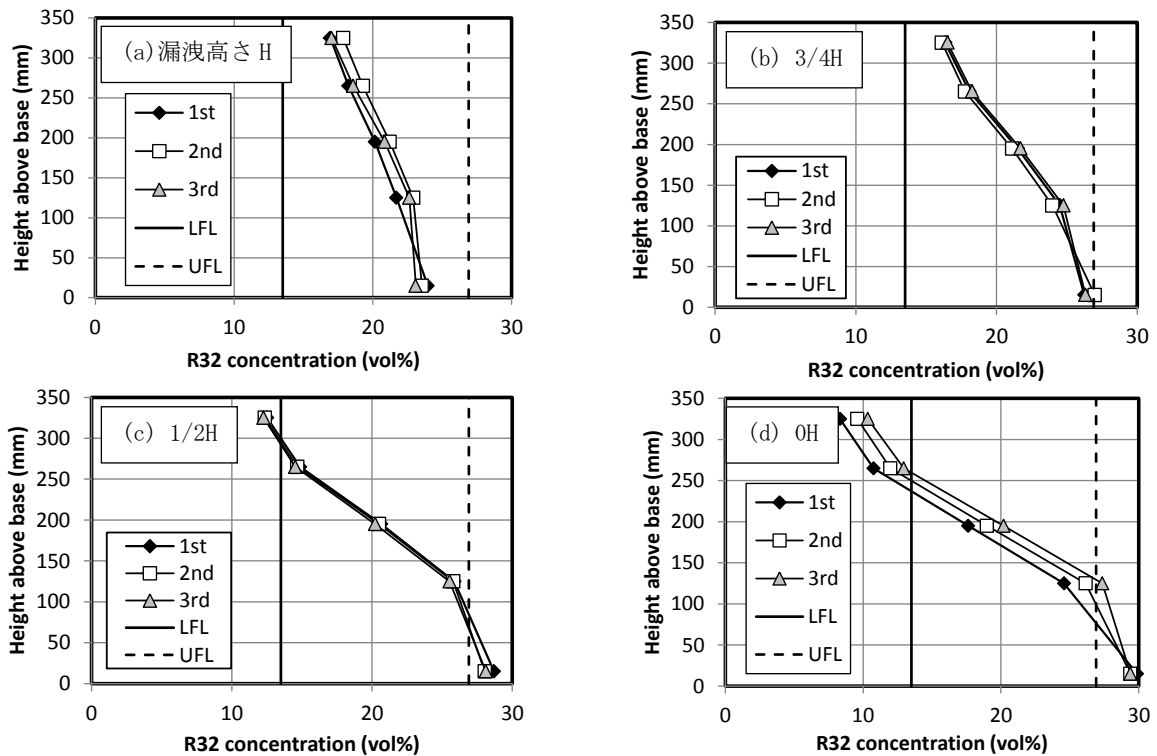


図 2.3.2.5-2 R32 濃度の鉛直分布 (漏洩量 50 g)

(ii) 燃焼挙動に及ぼす漏洩高さ及び着火高さの影響

図 2.3.2.5-3 (a)は、漏洩量 50 g, 着火高さ 75 mm, 漏洩高さ 0H における R32 の直方体容器内での火炎伝播挙動を撮影した常速度画像, 図 2.3.2.5-3 (b)は漏洩高さ H の場合のもの, 図 2.3.2.5-3 (c)は漏洩高さ H, 着火高さを 125 mm とした場合のものである。

いずれも、火炎が着火地点から上方へ伝播し、その後水平方向に伝播しようとするが、写真左側に、容器妻面をビニールで封じた部分が存在するため、火炎が左方向に流れている様子が認められる。視認できる火炎の発光は、漏洩高さ H の場合のほうが強いようにみられた。上方への火炎伝播速度は、漏洩高さ H の場合では 2.03 m/s, 0H の場合で 1.27 m/s であり、漏洩高さ H の場合のほうが燃焼が激しかったようである。これは、図 2.3.2.5-2 の濃度分布からもわかるように、漏洩高さ H の場合は容器内全域が燃焼範囲に入っており、天井部周辺で化学量論濃度 (17.3 vol% [3]) であるのに対して、0H では濃度勾配が比較的大きく、着火高さ付近では UFL 以上, 天井部では LFL 以下となっており、燃焼威力の大きな化学量論濃度付近の組成があまり存在しないためと考えられる。また、図 2.3.2.5-3 (b)と(c)の比較により、着火高さの影響に着目すると、いずれも着火し容器全体に火炎伝播が認められるが、着火高さ 75 mm のほうが見た目の発光強度が強く、上方向への火炎伝播速度も大きかった。

こうした挙動を示した理由は、R32 は燃焼速度が小さい (10 cm/s 未満) ために浮力の影響を大きく受けるため、下方向への火炎伝播が阻害され、主として上方向に伝播することに起因する。すなわち、着火源よりも上方にあって、かつ、燃焼範囲内の濃度となっている冷媒量が火炎伝播挙動に大きく影響すると考えられる。

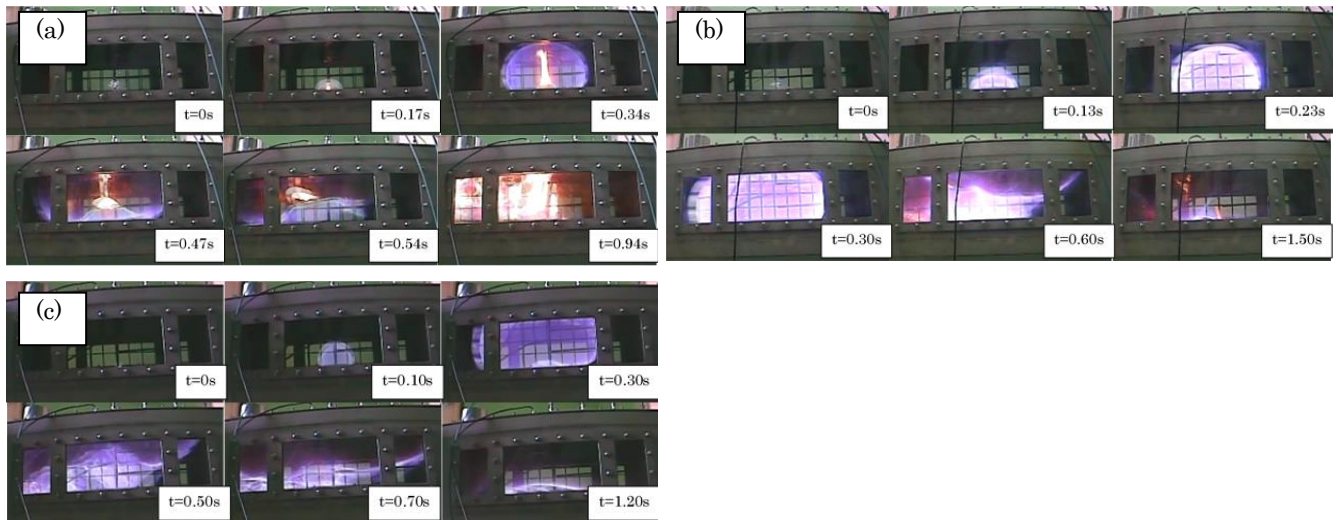


図 2.3.2.5-3 直方体容器内での R32 の火炎伝播挙動
 (a)漏洩高さ 0H, 着火高さ 75 mm (b)漏洩高さ H, 着火高さ 75 mm (c)漏洩高さ H, 着火高さ 125 mm
 t: 着火 (放電) からの時間, 漏洩量: 50 g

(iii)有効可燃冷媒積の導入

前節までの結果とその考察で、R32 のような燃焼速度の小さな冷媒では、着火源よりも上方にあって、なおかつ燃焼範囲内の濃度を有する、すなわち可燃となっている冷媒の量が燃焼挙動に大きな影響を及ぼすと推測された。そこで、あらかじめ取得した冷媒濃度分布、着火源高さ、LFL, UFL を示す直線が囲む領域の面積に注目した。この面積は、1 次元的ではあるが着火源より上方にある可燃冷媒の量を意味する。この面積は、区間を 0.1 vol%ごとに分割した長方形の面積の総和として求めた。

ところで、燃焼挙動を左右する燃焼速度は、化学量論濃度付近で最大値となる、上に凸の曲線を描くので、そのまま上述の手法で求めた 0.1 vol%ごとの長方形の面積の総和をとったのでは、燃焼速度の濃度依存性が考慮されない。そこで、既報の燃焼速度と当量比の関係を導入して、各区間の面積に重みづけすることにより燃焼速度の濃度依存性を含めることとした。

具体的には、まず文献[22]にある燃焼速度—当量比の関係を 2 次関数にて近似した関係式を求めた。この関係式の頂点の y 座標の値を最大燃焼速度 Su_{max} とし、文献[22]から読み取った、各当量比における R32 の燃焼速度 Su を Su_{max} で除した値 Su/Su_{max} を求めた。この Su/Su_{max} と当量比の関係が燃焼速度の濃度依存性を示すので、これを 2 次関数にて近似すると式 (2.3.2.5-1) が得られ、各濃度における Su/Su_{max} を算出可能となった (図 2.3.2.5-4)。

$$\frac{Su}{Su_{max}} = -3.76\phi^2 + 8.25\phi - 3.52 \quad (2.3.2.5-1)$$

最終的に、先に求めた、分割された各長方形の面積に、式 (2.3.1.5-1) から求められる Su/Su_{max} を各濃度で求めて乗じ、その総和をとった。これを本報では“有効可燃冷媒積”と呼ぶことにする。

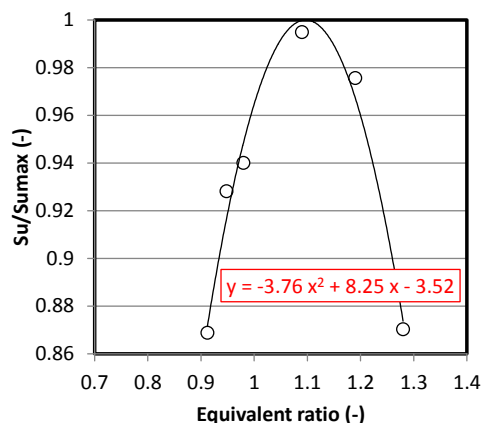


図 2.3.2.5-4 R32 当量比と Su/Su_{max} の関係

(iv) 有効可燃冷媒積と火炎伝播速度・ピーク過圧の関係

図 2.3.2.5-5 (a) に有効可燃冷媒積と火炎伝播速度の関係を、図 2.3.2.5-5 (b) にピーク過圧との関係を示す。火炎伝播速度は有効可燃冷媒積に対しておおむね単調に増加する傾向を示した。これより、本実験で設定した条件の範囲内では、漏洩高さや着火高さによらず、濃度分布、着火源高さ、LFL、UFL といった事前に既知あるいはリスクアセスメントの前提として設定可能なパラメータのみによって、火炎伝播速度をある程度予測できる可能性が示された。ただし、UFL 付近の冷媒量が多ければ有効可燃冷媒積は必然的に大きな値となるので、有効可燃冷媒積は燃焼速度と冷媒濃度の関係を考慮しているとはいえ、火炎伝播速度は有効可燃冷媒積に対して必ずしも単調増加するわけではなく、ある有効可燃冷媒積値で極大値をとるものと推測される。

これに対してピーク過圧との関係は、全体的には有効可燃冷媒積に対して単調増加する傾向はみられるものの、火炎伝播速度ほど有意な関係は認められない。これは火炎が低耐圧側へ引き寄せられたことによるものとみられる。

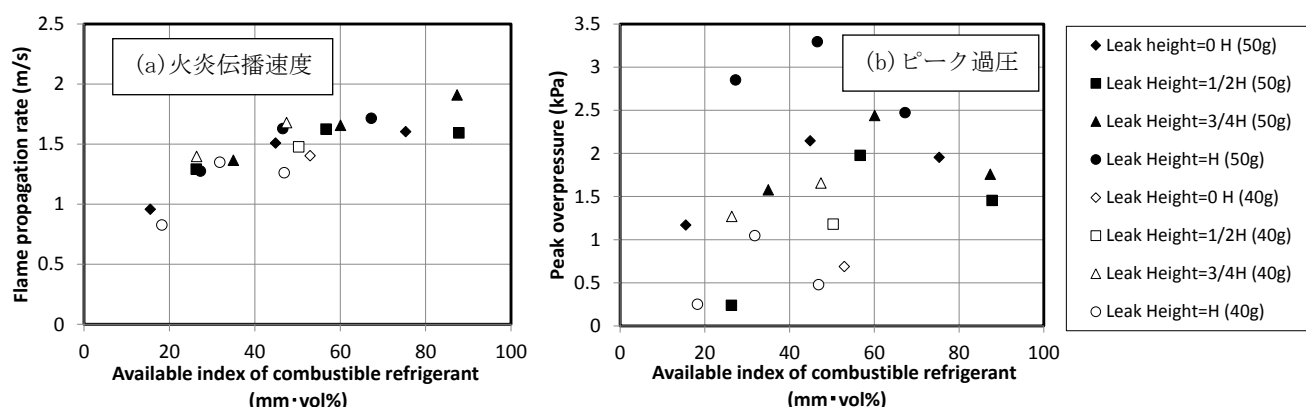


図 2.3.2.5-5 有効可燃冷媒積と火炎伝播速度およびピーク過圧の関係 (R32)

2.3.2.6 サブテーマ⑥「実際の事故シナリオを想定した実大着火実験」(東京理科大学担当)

(1) 実施内容と目標

微燃性冷媒の安全評価は、これまで多くの結果が出てきており、日本冷凍空調工業会(以下日冷工)等においてリスクアセスメントの基礎データとして活用されている。最終的には高圧ガス保安法の規制緩和に繋げるためには、実際に想定される事故シナリオにおいて、火災発生の可能性評価及び火災発生時の危害度評価を行うためのデータが必要になる。そこで、日冷工等により想定された事故シナリオに基づいた実大着火実験により、燃焼による危険度を評価するためのデータを取得する。

(a) シナリオの設定

火災シナリオとして、床面積4m²程度の比較的高気密な空間内で冷媒が漏洩した場合に、裸火等の着火源が存在した場合の、火災事故発生危険性及び危害度評価を想定する。ただしシナリオの詳細については、日冷工及び、日本冷凍空調学会内に設置されている、微燃性冷媒リスク評価研究会において議論の上決定する。

(b) 実験装置の製作

設定したシナリオに基づき製作すべき実験装置(燃焼容器及びセンサ等)を設計し、発注・製作する。

(c) 着火実験の実施及びデータ解析

設定したシナリオに基づき、着火実験を実施し、火炎挙動、圧力、温度等を計測するとともに、冷媒種、漏洩量、漏洩速度等の実験パラメータとの関係を整理・解析する。これに先立ち、冷媒漏洩量・漏洩速度と室内濃度の関係を測定する。

(2) 成果

(a) 想定シナリオ

床面積 4 m² の狭小カラオケルーム（音漏れの点から密閉度が高い）で、天井近辺設置の天井カセット型室内機（4 方向式）から冷媒が急速漏洩（10 kg/h）して滞留した場合を想定する。このとき、床上 50 cm の小テーブル上でたとえばろうそくのような裸火を使用した場合に、これを熱源として着火する場合を想定した。この場合、冷媒は天井カセット型室内機から漏洩するので、周囲空気を巻き込みながら漏洩・拡散する。したがってこれを模擬するには、模型上部から直接冷媒を漏洩させるのでは不十分で、天井カセット型室内機を実際実験模型に取り付け、これを通して漏洩させる必要がある。なお液相冷媒が大気中に放出される状況を想定して冷媒を漏洩させることとした。

また、一般にカラオケルームには機械換気が義務付けられているため、機械換気の運転/停止の有無および換気口の寸法を設定する必要がある。室内の換気率については、たとえば静岡県建築行政連絡会議[23]によれば、カラオケルームの換気設備について、有効換気量は以下の式で算出される値以上としている。

$$V = 20A_f / N \quad (2.3.2.6-1)$$

V : 有効換気量 (m³/h), A_f : 床面積 (m²), N : 一人あたりの占有面積 (おおむね 2 m² とする) とされている。

ここで、(社) 日本火災報知機工業会の報告[24]に基づき、カラオケルームの床面積を 4 m² と想定し、 $N = 2$ m² とし有効換気量を計算すると、 $V = 40$ m³/h となる。したがって、燃焼容器にはこの換気量を確保できる開口部を設ける必要がある。

(b) 実験

1) 実験装置および方法

(i) 実験場

カヤク・ジャパン株式会社厚狭工場密閉試験場（山口県山陽小野田市）において実施した。

(ii) 燃焼容器および換気設備

図 2.3.2.6-1 に燃焼容器の全体図および写真を示す。燃焼容器は底面が 2000 mm×2000 mm、高さ 3000 mm で、L 型アングルに厚さ 10 mm のポリカーボネート板を容器側面の 4 面に貼り、高さ 2400 mm にベニヤ板を貼って飾り天井とした。したがって実験空間の寸法は 2000 mm×2000 mm×2400 mm である。このベニヤ板に穴をあけて、天井カセット型室内機（4 方向式）および換気口（80 mmφ、給気・排気の 2 か所）を取り付けた。室内機の吹き出し口開口部は幅 495.6 mm、奥行 56.0 mm である。また、容器上部側面には避圧ダンパー（作動圧 2 kPa）を 2 か所設置した。

機械換気は、給気口にドライヤー（Panasonic 製 EH5101P-A）を取り付け送風することで模擬した。必要換気量 40 m³/h は、ドライヤーの給気口からの空気吸込み量を調節することで確保した。排気口は開け放しで、換気なし条件の場合はビニールテープで封鎖した。

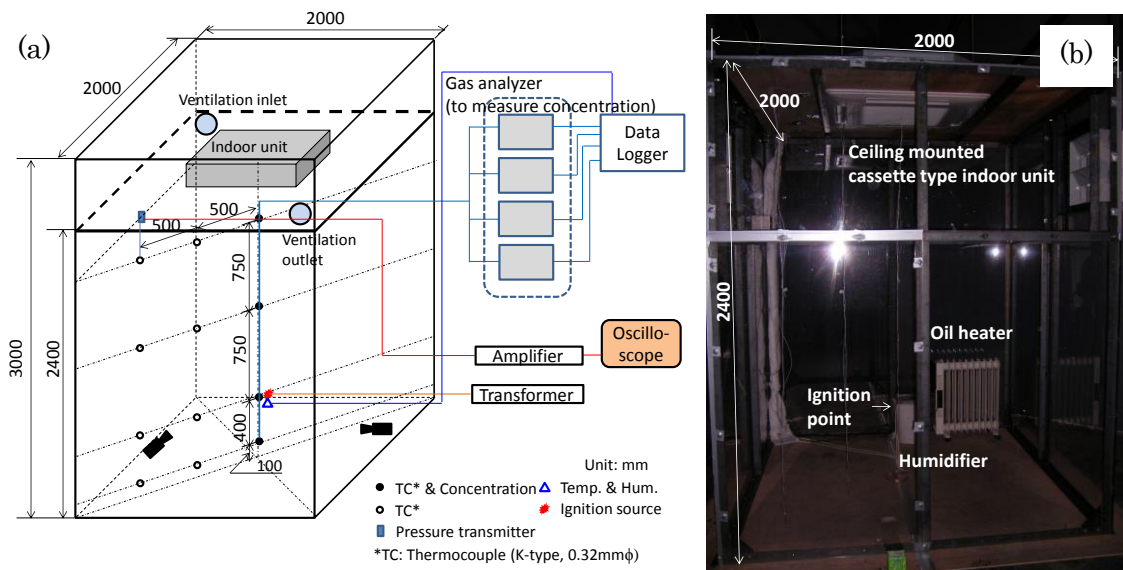


図 2.3.2.6-1 実大着火実験装置全景および燃焼容器写真

実験に先立ち燃焼容器自体が有する隙間等の開口部による換気回数を調べるために、容器内に R32 を 5.5 kg (UFL 相当量) 漏洩させて静置し、高さ 100, 500, 1250, 2000 mm における濃度変化を調べたものが図 2.3.2.6-2 である。横軸の時間は漏洩開始時を基準としており、漏洩停止時刻は 33 分である。高さ 1250 mm 以下の領域では、漏洩停止後の 60 分間で濃度低下はほとんど見られなかった。高さ 2000 mm では、避圧ダンパーや室内機側面からの自然換気により、その他の高さよりも有意に濃度低下が認められるが、1 時間での濃度低下率は約 9 %であったから、換気回数は約 0.1 回/h となる。したがって建築基準法で定められる必要換気回数 (おおむね 0.3 回/h 以上[25]) よりも密閉度の高い空間である。

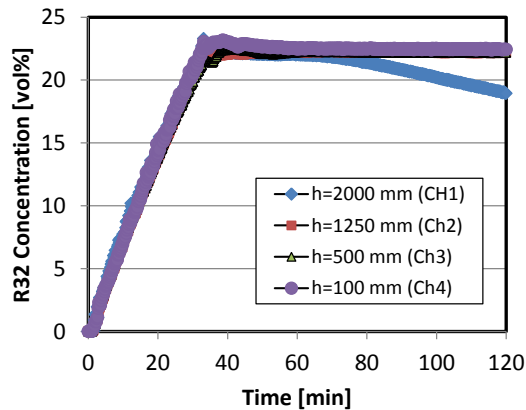


図 2.3.2.6-2 燃焼容器内の R32 濃度の経時変化

(iii) 冷媒漏洩系統および方法

天井カセット型室内機からの漏洩を模擬するため、室内機に穴をあけて 1/4” の銅チューブを通し、室内機の熱交換器固定板金にいったん冷媒を衝突させ、周囲空気を巻き込んだ冷媒を吹き出し口から実験空間へ漏洩させた。冷媒はボンベからは液相の状態で放出したが、室内機裏面板金に衝突する際にはほぼミスト状になっていた。冷媒漏洩速度は 10 kg/h とし、ブルドン管圧力計にて漏洩圧力をモニターした。

(iv) 着火源

本シナリオでは、着火源としてろうそく等の裸火を対象とした。そこで、遠隔で裸火を発生させるために、マッチ先端の薬剤塗布部分を折り取り、これをニクロム線コイルに乗せて、ニクロム線にスライダックで通電することにより裸火を発生させた。着火源の設置高さは、カラオケルーム内のテーブル高さをイメージして、床面から 50 cm とした。

2) 測定項目および方法

(i) 冷媒濃度分布

室内中央で、高さ 0.1, 0.5, 1.25, 2.0 m の 4 地点で、超音波式ガス濃度計 (第一熱研株製 US-IIT-S) 4 台により、冷媒濃度を同時測定した。

(ii) 火炎挙動

燃焼容器を設置した密閉試験場内に常速デジタルビデオカメラ (JVC ケンウッド GZ-HM670, 30 fps) および高速デジタルビデオカメラ (JVC ケンウッド, GZ-E355, 300 fps) を設置し撮影した。燃焼により発生するフッ化水素から防護するためカメラはアクリル製のケース内に設置した。

(iii) 燃焼容器内温度

図 2.3.2.6-1 に示すように、K 型熱電対 (線径 0.32 mmφ) を燃焼容器内に設置し、容器内の温度上昇を計測した。熱電対からの出力は、データロガー (Graphtec 製 GL7000) により記録した。

(iv) 燃焼容器内湿度

温湿度センサー (T&D, TR-51i) を、燃焼容器の隅部で高さ 500 mm の位置に設置し、容器内の温度および湿度をモニターした。

(v) 圧力上昇

燃焼容器側面、高さ 2000 mm の位置に穴を開け、圧力変換器（共和電業製 PGM-02KG）を取り付けて、圧力上昇を計測した。圧力変換機からの出力はシグナルコンディショナ（㈱共和電業製 CDV-900A）にて増幅し、データロガー（Graphtec 製 GL7000）にて記録した。

3) 実験条件

表 2.3.2.6-1 に実験条件の一覧を示す。

表 2.3.2.6-1 実大着火実験ケース一覧

冷媒種	LFL (vol%)	UFL (vol%)	目標漏洩量	換気の 有無
R32	13.5 ± 0.2	26.9 ± 0.5	690 g (1/4LFL 想定)	有
			1.4 kg (1/2LFL 想定)	
			2.7 kg (LFL 想定)	
			5.4 kg (UFL 想定)	
R1234ze	5.95 ± 0.15	12.7 ± 0.4	670 g (1/4LFL 想定)	
			1.3 kg (1/2LFL 想定)	
			2.6 kg (LFL 想定)	
			5.7 kg (UFL 想定)	
R32	13.5 ± 0.2	26.9 ± 0.5	690 g (1/4LFL 想定)	無
			1.4 kg (1/2LFL 想定)	
			2.7 kg (LFL 想定)	
			5.4 kg (UFL 想定)	
R1234ze	5.95 ± 0.15	12.7 ± 0.4	670 g (1/4LFL 想定)	
			1.3 kg (1/2LFL 想定)	
			2.6 kg (LFL 想定)	
			5.7 kg (UFL 想定)	

(i) 冷媒種

R32 および R1234ze(E) を対象とした。R1234ze(E) の実験では、室内湿度が概ね 80 %R.H. 以上となるように、オイルヒーターおよび加湿器を用いて調湿した。

(ii) 漏洩量

エアコン搭載冷媒量全量が室内に漏洩した場合に、1/4LFL, 1/2LFL, LFL, UFL となる量を漏洩させた。目標漏洩量数値は表 2.3.2.6-1 に示してある。

(iii) 換気の有無

換気ありと換気なしの 2 パターンで実験を行った。換気なしの場合、給気口・排気口ともにビニールテープで密閉した。

(c) 結果および考察

1) 冷媒濃度の鉛直分布

(i) 換気なしの場合

図 2.3.2.6-3 に各漏洩量における冷媒濃度の鉛直分布を示す。いずれの漏洩量の場合も、高さ方向にはほとんど濃度勾配はみられず均一であった。またいずれの漏洩量の場合も、目標濃度より低い濃度で定常状態になっており、特に UFL 相当量漏洩の場合は、目標濃度 (UFL) よりも R32 で約 8 vol%, R1234ze(E) で約 2 vol% 低い濃度となった。本実験ではいずれの条件も、ポンベからは液相状態で、室内機裏面の板金にはミスト状態で衝突させ漏洩させている。漏洩停止後、冷媒がいくらか液化してド

レンパンに溜まっており、これがゆっくりと蒸発していた。したがって UFL 相当量の冷媒を全量漏洩させても、室内へは全量が即時充満するのではなかったために、UFL 未満の濃度となったとみられる。また、密閉室内であっても、冷媒が急速で市内に漏洩してくるに伴い室内の圧力が上昇するので、これに伴い容器外壁がわずかに膨張して隙間を生じ、そこから室外へ冷媒が漏洩した可能性が考えられるため、これも室内濃度が目標濃度に到達しなかった一因として考えられる。なお、R32 では室内濃度が 19 vol%程度であり、化学量論濃度 (17.3 vol% [3]) より若干高い濃度であるため、着火した場合の燃焼威力としては最も危険度の高い結果となる可能性が高い。

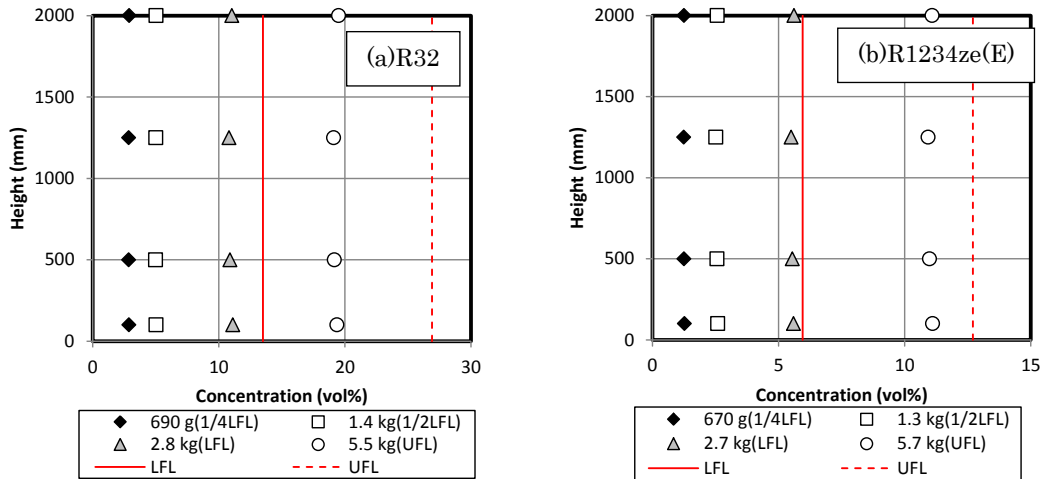


図 2.3.2.6-3 燃焼容器内冷媒濃度の鉛直分布 (換気なし)

(ii) 換気ありの場合

図 2.3.2.6-4 に一例として R32 および R1234ze(E) の UFL 相当量漏洩時における、冷媒濃度の鉛直分布を示す。換気により、UFL 相当量の冷媒を漏洩させた場合でも、R32, R1234ze(E) とともに、燃焼範囲内の濃度は計測されず、また、時間の経過に伴って濃度の低下が認められた。

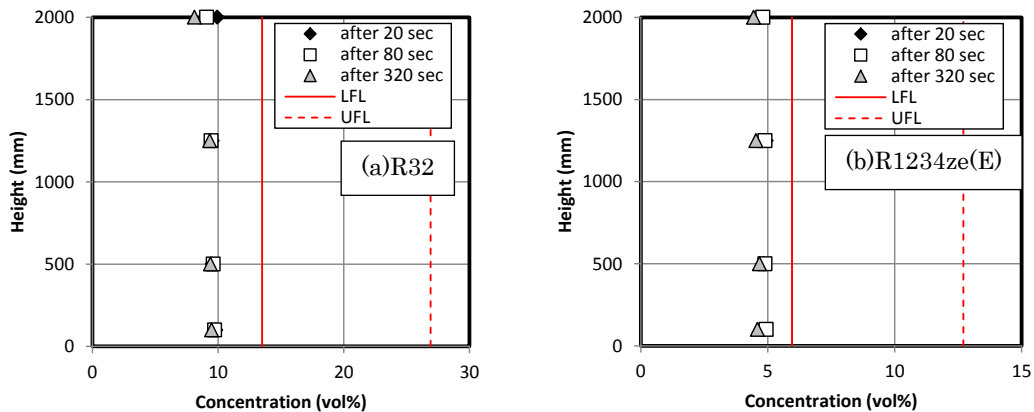


図 2.3.2.6-4 燃焼容器内冷媒濃度の鉛直分布 (換気あり, UFL 相当量漏洩)

2) 燃焼挙動

表 2.3.2.6-2 に実験結果の一覧を示す。

(i) R32・換気なしの場合

・漏洩量 1/4LFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 2.9 vol%程度で、1/4LFL (=3.375 vol%)にも満たなかった。これは先述のとおり、冷媒が室内機内部のドレンパンでいくらか液化していたためと考えられる。ニクロム線に通電後 1 s でマッチから発火したが、周囲の R32 への火炎伝播は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は見られなかった。

・漏洩量 1/2LFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 5.0 vol%程度で、1/2LFL (=6.75 vol%)にも満たなかった。ニクロム線に通電後 1 s でマッチから発火したが、1/4LFL の場合と同様にマッチ周囲の R32 への火炎伝播

は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は認められなかった。

・漏洩量 LFL 相当

表 2.3.2.6-2 実大着火実験ケース結果一覧

No.	冷媒種	目標漏洩量	漏洩前		漏洩後		換気	着火	最大ピーク過圧 [kPa]
			温度 [°C]	湿度 [%R.H.]	温度 [°C]	湿度 [%R.H.]			
①	R32	1/4LFL	15.9	56	16.4	52	あり	×	-
②		1/2LFL	15.9	26	15.3	24		×	-
③		LFL	4.1	73	4.8	68		×	-
④		UFL	5.6	58	5.9	47		×	-
⑤	R1234ze(E)	1/4LFL	22.7	53	21.8	51		×	-
⑥		1/2LFL	-	-	17.8	60		×	-
⑦		LFL	19.8	58	16.0	61		×	-
⑧		UFL	19.8	62	14.0	49		×	-
⑨	R32	1/4LFL	4.9	53	4.9	52	なし	×	-
⑩		1/2LFL	4.5	61	4.4	58		×	-
⑪		LFL	4.2	55	3.2	52		×	-
⑫		UFL	3.7	87	0.7	83		○	4.3
⑬	R1234ze(E)	1/4LFL	19.3	85	18.6	89		×	-
⑭		1/2LFL	20.9	83	18.9	81		×	-
⑮		LFL	19.9	85	14.4	89		×	-
⑯		UFL	16.3	90	10.1	89		○	4.0

着火源高さ付近での R32 濃度は約 10.8 vol%程度で、LFL (=13.5 vol%)に満たなかった。ニクロム線に通電後 1 s でマッチから発火したが、1/4LFL, 1/2LFL の場合と同様にマッチ周囲の R32 への火炎伝播は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は認められなかった。

・漏洩量 UFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 19.2 vol%で、UFL (=26.9 vol%)には届かないものの LFL よりは高く、燃焼範囲内にある。図 2.3.2.6-5 に、ニクロム線通電後の容器内の連続写真を示す。ニクロム線通電後 2.4 s でマッチから発火し、その 500 ms 後にはマッチ付近の R32 に火炎伝播して、R32 火炎特有のブルーフレームが形成されていることがわかる。マッチの炎は R32 の火炎に包まれるようになるために、酸素不足となり灯芯のように細長く縦方向に伸長したものと考えられる。さらに 500 ms 経過すると、マッチの炎を軸にしてさらに伝播領域を広げながら、外回りに渦を巻きつつ上昇している。ニクロム線通電後 3.9-4.4 s では室内の R32 すべてに伝播して燃焼し、5.4 s では輝炎の発生が認められる。このケースではほぼすべての高さにおいて当量比が 1 を超えるため、未燃の R32 が不完全燃焼を起こしているものと思われる。7.4 s では容器内はほぼ消炎し、白くもやが発生している様子がわかる。これは燃焼により生成した水およびフッ化水素である。さらに詳細に調べると、通電後約 3.6 s で、燃焼による室内の圧力上昇に伴って、燃焼容器自体がわずかに (数 cm 程度) 浮上しバウンドする様子が確認できた。このバウンドは通電後 5 s ごろまで断続的に続いた。したがって、仮に燃焼容器がバウンドしなかった場合、室内の圧力上昇はさらに大きな値を示した可能性はある。

図 2.3.2.6-6 は高さ 2000 mm の位置に取り付けた圧力トランスミッタによる室壁での圧力上昇波形である。通電後約 4 s で圧力上昇が開始し、5.1 s で約 2.3 kPa となったあといったん低下した。その後再度上昇に転じ、約 5.5 s で本ケースでの最高ピーク過圧 (4.3 kPa) を示した。したがって、火炎伝播映像と圧力上昇を照らし合わせると、映像からは燃焼最盛期をすでに超えていると思われる時刻 (5.4 s) 付近で、圧力上昇が最大値を迎えたことになる。すなわち、火炎が室内全域に伝播したのちも、室内温度は余熱によりある程度上昇を続けると推測されるので、圧力上昇と火炎伝播挙動

の間には時間遅れが存在する。本実験で用いた燃焼室の壁は剛体ではないので参考値ではあるが、図 2.3.2.6-6 の圧力波形をもとに爆発圧力強度指数 (K_c 値) を算出すると、約 $0.13 \text{ bar}\cdot\text{m/s}$ ($=100 \text{ kPa}\cdot\text{m/s}$) となった。一般に強燃性ガスでは容器寸法が大きくなるにつれて K_c 値も大きくなる傾向があるが、佐分利らの測定値[26]と比較すると、R32 については、容器寸法が K_c 値に及ぼす影響は見られなかった。

また、得られた画像をもとにおおよその火炎伝播速度を求めると、約 1.0 m/s となり、これをもとにおおよその燃焼速度を見積もると約 0.13 m/s 程度となる。したがって、本実験のスケールで滞留 R32 が燃焼した場合、A2L の定義である 10 cm/s よりも若干大きな燃焼速度になったものの、炭化水素系ガスのような強燃性ガスの一般的な層流燃焼速度 (約 $0.4\sim 0.5 \text{ m/s}$) には至らず、したがって、乱流燃焼に遷移しているとは考えにくい。

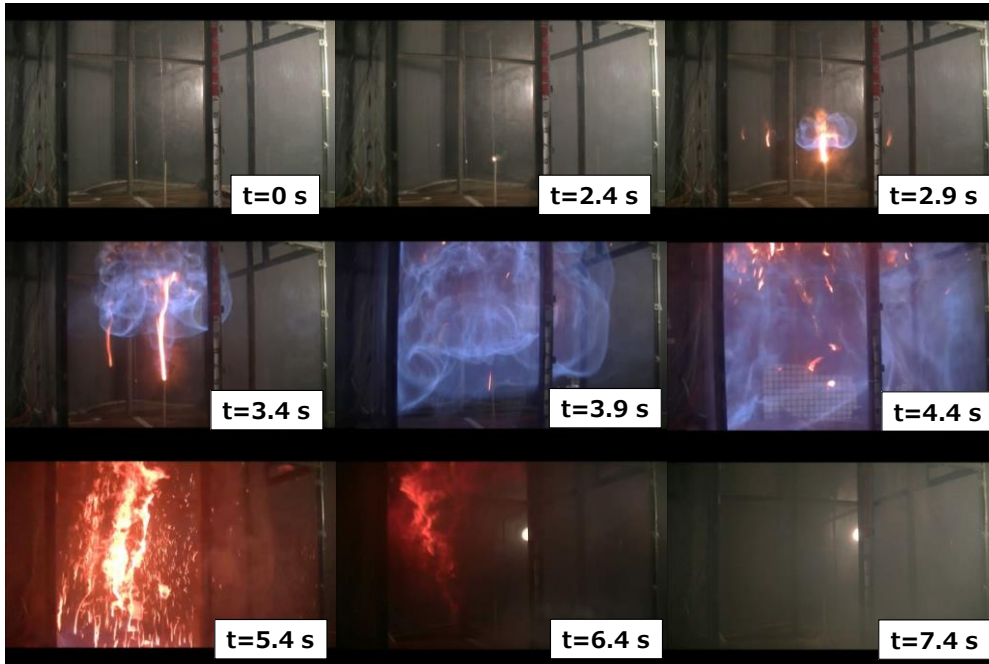


図 2.3.2.6-5 燃焼容器内での冷媒の着火および火炎伝播の様子 t : 通電からの経過時間
冷媒: R32, 換気なし, 目標漏洩量: UFL 相当 (5.4 kg, 実際平均濃度 19.3 vol%)

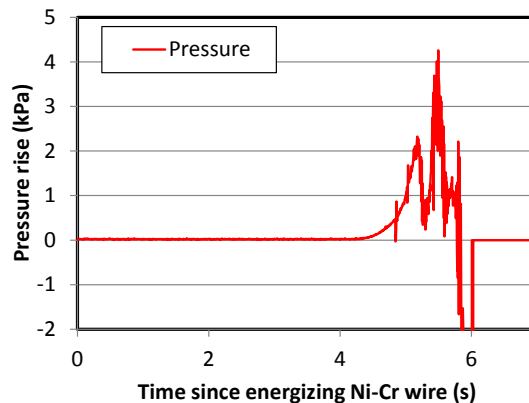


図 2.3.2.6-6 R32 の燃焼に伴う圧力上昇波形
換気なし, 漏洩量: UFL 相当 (5.4 kg, 実際平均濃度 19.3 vol%)

(ii) R32・換気ありの場合

図 2.3.2.6-7 に R32 濃度の経時変化を示す。

・漏洩量 1/4LFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は最大でも約 2.0 vol%程度で、1/4LFL に満たず、換気なしの場合よりも約 0.9 vol%程度低い。これは換気の効果及び冷媒が室内機内部のドレンパンでいくらか液化して

いたためと考えられる。ただし漏洩初期の7分程度、室内機内のドレンパン部分の濃度は1/4LFL以上となる領域が形成されたようである。

ニクロム線に通電後1sでマッチから発火したが、周囲のR32への火炎伝播は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は見られなかった。

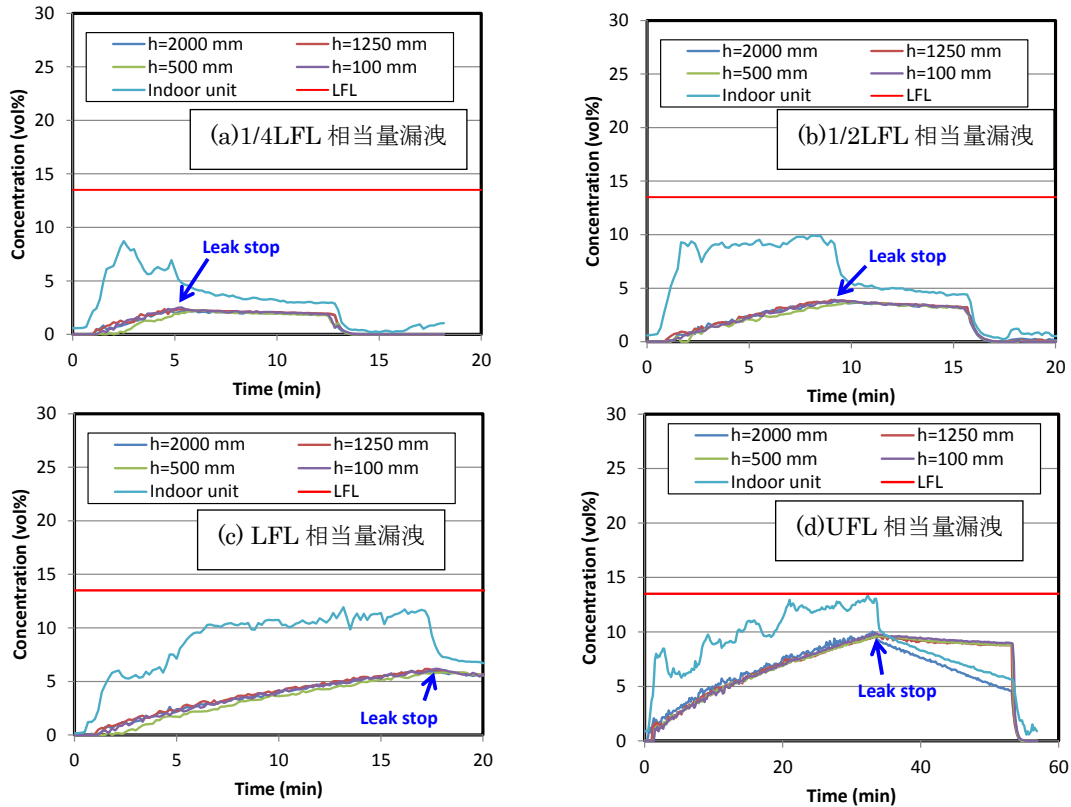


図 2.3.2.6-7 燃焼容器内冷媒濃度の経時変化（換気あり，冷媒種：R32）

・漏洩量 1/2LFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 3.4 vol%程度で、1/2LFL に満たず、換気なしの場合より約 1.6 vol%程度低い。これも 1/4LFL の場合と同様の理由によると思われる。ただし、室内機内のドレンパン部分については、漏洩初期の8分程度、1/2LFL を超える領域が形成された。通電後1秒でマッチの発火が確認できるが周囲への伝播は見られず、有意な圧力および温度上昇は見られなかった。室内の様子も、有意な変化はなかった。

・漏洩量 LFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 5.5 vol%程度で、LFL に満たず、換気なしの場合よりも約 5 vol%程度低い値となった。このように漏洩量が多くなるにつれて、換気の効果が大きくなってきていると考えられる。室内機のドレンパン部分においても、LFL を超える濃度領域の形成は認められなかった。通電後1sでマッチの発火が確認できるが周囲への伝播は見られず、有意な圧力および温度上昇は見られなかった。室内の様子も、有意な変化はなかった。

・漏洩量 UFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 9.4 vol%程度で、UFL はおろか LFL にも満たず、換気なしの場合よりも約 10 vol%程度低い値となった。室内機のドレンパン部分においても、UFL はおろか LFL を超える濃度領域の形成すら認められなかった。通電後1sでマッチの発火が確認できるが周囲への伝播は見られず、有意な圧力および温度上昇は見られなかった。室内の様子も、有意な変化はなかった。

(iii)R1234ze・換気なしの場合

・漏洩量 1/4LFL 相当

着火源高さ付近での R1234ze(E)濃度は約 1.2 vol%程度で、1/4LFL (= 1.49 vol%)に満たなかった。これは先述のとおり、冷媒が室内機内部のドレンパンでいくらか液化していたためと考えられる。ニクロム線に通電後1sでマッチから発火したが、周囲のR1234ze(E)への火炎伝播は認められず、温度

上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は見られなかった。

・漏洩量 1/2LFL 相当

着火源高さ付近での R1234ze(E)濃度は約 2.5 vol%程度で、1/2LFL (= 3.0 vol%)に満たなかった。ニクロム線に通電後 1 s でマッチから発火したが、1/4LFL の場合と同様にマッチ周囲の R1234ze(E)への火炎伝播は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は認められなかった。

・漏洩量 LFL 相当

着火源高さ付近での R1234ze(E)濃度は約 5.0 vol%程度で、LFL (= 5.95 vol%)に満たなかった。ニクロム線に通電後 1 s でマッチから発火したが、1/4LFL, 1/2LFL の場合と同様にマッチ周囲の R1234ze(E)への火炎伝播は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は認められなかった。

・漏洩量 UFL 相当

着火源高さ付近での R32 濃度は約 10.9 vol%で、UFL (= 12.7 vol%)には届かないものの LFL よりは高く、燃焼範囲内にある。図 2.3.2.6-8 に、ニクロム線通電後の容器内の連続写真を示す。ニクロム線通電後 2.6 s でマッチから発火し、その 500 ms 後にはマッチの炎が細長く伸びていく傾向が認められた。通電後 4.6 s では、マッチからの輝炎の外縁部に青白色の R1234ze(E)由来とみられる火炎が形成されるのが確認された。ただしこの青白色の火炎はわずかで、比較的輝炎に近い色を呈した火炎が、着火位置から倒立円錐状に形成され、天井面に衝突したのち重力によって火炎面が下方へ降下した。R1234ze(E)は比較的重いいため、室内下部（特に着火源より下方の領域）には未燃の R1234ze(E)が多量に滞留していたと思われるが、下降してきた火炎面はこの未燃 R1234ze(E)と接触した位置でいったんつり合って停止したのち、未燃 R1234ze(E)に伝播してさらに火炎面を下方に広げながら室内全体に伝播した。室内全体に火炎が伝播し終わるまでに約 10-12 s を要した。この点では、R32 よりも燃焼に要した時間は長かったことになる。消炎後は R32 と同様に、燃焼により生じた水とフッ化水素により室内は真っ白にもやがかかった。R1234ze(E)の場合は、R32 で見られたような、燃焼による圧力上昇に伴う燃焼容器のバウンドは見られなかったが、発生したモーメントにより燃焼容器自体が時計回りに約 5° ほど水平回転していた。



図 2.3.2.6-8 燃焼容器内での冷媒の着火および火炎伝播の様子 t : 通電からの経過時間
冷媒: R1234ze(E), 換気なし, 目標漏洩量: UFL 相当 (5.7 kg, 実際平均濃度 11.0 vol%)

図 2.3.2.6-9 は高さ 2000 mm の位置に取り付けた圧力トランスミッタによる室壁での圧力上昇波形である。通電後約 6 s で圧力上昇が開始し、6.4 s で約 2.4 kPa となったあといったん低下した。その後再度上昇に転じ、約 7.0 s で本ケースでの最高ピーク過圧 (4.0 kPa) を示した。したがって、火炎伝播映像と圧力上昇を照らし合わせると、R32 同様に映像からは燃焼最盛期をすでに超えている

と思われる時刻付近で、圧力上昇が最大値を迎えることになる。また、R32、R1234ze(E)ともに、圧力上昇波形が2度のピークを示すようにみられるのは、まず、火炎が上昇して天井面に衝突することによって1度目のピークを生じ、その後、容器全体に伝播することによって2度目のピークを生じたものと考えられる。ただし、火炎面の到達と、火炎により温められるガスの温度上昇には時間遅れがあると推測されるので、これに伴い圧力上昇と火炎伝播挙動の間にも時間遅れが存在すると考えられる。R32と同様に、図2.3.2.6-9の圧力波形をもとに K_G 値を算出すると、約 $0.12 \text{ bar}\cdot\text{m/s}$ ($=100\text{kPa}\cdot\text{m/s}$)となり、R32とほとんど同じ値であり、R32同様にR1234ze(E)についても、佐分利らの結果[26]と比較すると、容器寸法が K_G 値に及ぼす影響は見られなかった。

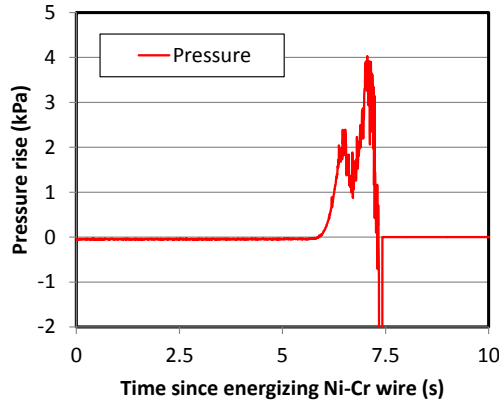


図 2.3.2.6-9 R1234ze(E)の燃焼に伴う圧力上昇波形
換気なし、目標漏洩量：UFL相当 (5.7 kg, 実際平均濃度 11.0 vol%)

(iv) R1234ze・換気ありの場合

図 2.3.2.6-10 に R1234ze(E)濃度の経時変化を示す。

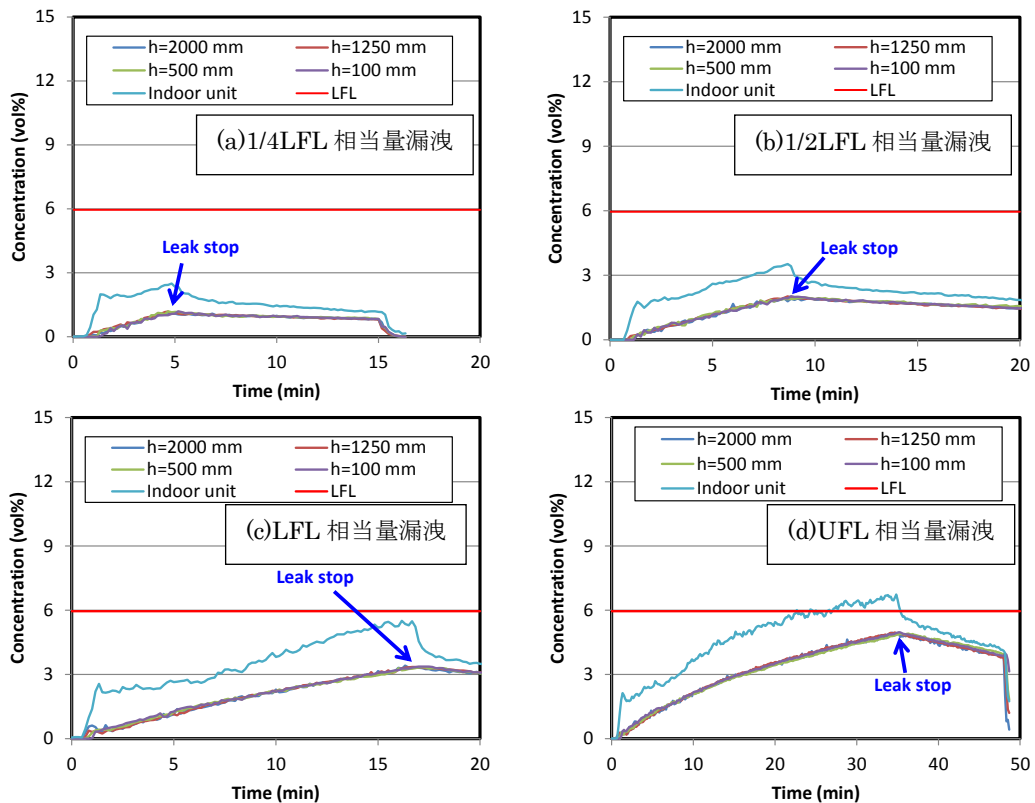


図 2.3.2.6-10 燃焼容器内冷媒濃度の経時変化 (換気あり、冷媒種：R1234ze(E))

・漏洩量 1/4LFL 相当

着火源高さ付近での R1234ze(E)濃度は最大でも約 1.0 vol%程度で、1/4LFLに満たず、換気なしの場合よりも約 0.2 vol%程度低い。これは R32 同様に換気の効果及び冷媒が室内機内部のドレンパンで

いくらか液化していたことと考えられる。ただし漏洩初期の6分程度、室内機内のドレンパン部分の濃度は1/4LFL以上となる領域が形成されたようである。

ニクロム線に通電後1sでマッチから発火したが、周囲のR32への火炎伝播は認められず、温度上昇、圧力上昇も、マッチの裸火によるものを除いては、有意な値は観測されなかった。室内の様子も、有意な変化は見られなかった。

・漏洩量 1/2LFL 相当

着火源高さ付近でのR1234ze(E)濃度は約1.75 vol%程度で、1/2LFL (= 3.0 vol%)に満たず、換気なしの場合より約0.75 vol%程度低い。これも1/4LFLの場合と同様の理由によると思われる。ただし、室内機内のドレンパン部分については、漏洩中の2分程度、1/2LFLを超える領域が形成された。通電後1sでマッチの発火が確認できるが周囲への伝播は見られず、有意な圧力および温度上昇は見られなかった。室内の様子も、有意な変化はなかった。

・漏洩量 LFL 相当

着火源高さ付近でのR1234ze(E)濃度は約3.0 vol%程度で、LFLに満たず、換気なしの場合よりも約2.0 vol%程度低い値となった。R32と同様、漏洩量が多くなるにつれて、換気の効果が大きくなってきていると考えられる。室内機のドレンパン部分においても、LFLを超える濃度領域の形成は認められなかった。通電後1sでマッチの発火が確認できるが周囲への伝播は見られず、有意な圧力および温度上昇は見られなかった。室内の様子も、有意な変化はなかった。

・漏洩量 UFL 相当

着火源高さ付近でのR32濃度は約4.9 vol%程度で、UFLはおろかLFLにも満たず、換気なしの場合よりも約6 vol%程度低い値となった。室内機のドレンパン部分においても、UFLはおろかLFLを超える濃度領域の形成すら認められなかった。通電後1sでマッチの発火が確認できるが周囲への伝播は見られず、有意な圧力および温度上昇は見られなかった。室内の様子も、有意な変化はなかった。

(参考文献)

- [1] International Organization for Standards, 2014, “ISO817: Refrigerants: Designation and Safety Classification”, Third edition, Available at: <https://www.iso.org/obp/ui/#iso:std:iso:817:ed-3:vl:en>. [Last Accessed Jan 19, 2015].
- [2] Tomizuka, T. et al., 2013, “A study of numerical hazard prediction method of gas explosion”, International Journal of Hydrogen Energy, 38, pp.5176-5180.
- [3] Takizawa, K., et al., 2009, Flammability Assessment of CH₂=CF₂: Comparison with Fluoroalkenes and Fluoroalkanes, Journal of Hazardous Materials, 172, pp. 1329-1338.
- [4] ISO 6184-2, 1985, Explosion Protection Systems- Part 2: Determination of Explosion Indices of Combustible Gases in Air
- [5] NPFA, 2007, Guide for Venting of Deflagrations 2007 Edition, NPFA 68.
- [6] Metghalchi, M., and Keck, J. C., 1980, Combustion and Flame, 38, pp. 143-154.
- [7] Hill, P. G., and Hung, J., 1988, Laminar Burning Velocities of Stoichiometric Mixtures of Methane with Propane and Ethane Additives, Combustion Science and Technology, 60, pp.7-30.
- [8] Pfahl, U. J., Ross, M. C., and Shepherd, J. E., 2000, Flammability Limits, Ignition Energy, and Flame Speeds in H₂-CH₄-NH₃-N₂O-O₂-N₂ Mixtures, Combustion and Flame, 123, pp. 140-158.
- [9] Gordon, S., and McBride, B. J., 1994, Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions and Applications, I. Analysis, NASA RP-1311.
- [10] Takizawa, K., Takahashi, A., Tokuhashi, K. Kondo, S., and Sekiya, A., 2005, Burning Velocity Measurement of Fluorinated Compounds by the Spherical-Vessel Method, Combustion and Flame, 141, pp. 298-307.
- [11] Takizawa, K., Tokuhashi, K., Kondo, S., Mamiya, M., and Nagai, H., 2010, Flammability Assessment of CH₂=CF₂ (R-1234yf) and its Mixtures with CH₂F₂ (R-32), 2010 International Symposium on Next-generation Air Conditioning and Refrigeration Technology, Tokyo, P 08.
- [12] Kondo, S., Takizawa, K., and Tokuhashi, K., 2012, Effects of Temperature and Humidity on the Flammability Limits of Several 2L Refrigerants, Journal of Fluorine Chemistry, 144, pp. 130-136.

- [13] VDI-3673, 2002, Pressure Venting of Dust Explosions, Verein Deutscher Ingenieure.
- [14] BS EN 14491, 2012, Dust Explosion Venting Protective Systems, British Standards Institution.
- [15] Siwek, R., 1996, Explosion Venting Technology, J. Loss Prev. Process Ind., 9, 81-90.
- [16] NIIS-TR-No.38, 2005, Technical Recommendations of the National Institute of Industrial Safety, ISSN 0911-8063 (in Japanese).
- [17] Mannan, S., 2005, Lee's Loss Prevention in the Process Industries, 3rd ed., Elsevier, 2, p.1383.
- [18] (独)製品評価技術基盤機構 (NITE), 2010, 平成 21 年度 PRTR 届出外排出量の推計方法等の詳細, 19. オゾン層破壊物質の排出量, <http://www.nite.go.jp/data/000008482.pdf> [Last Accessed Mar 10, 2015].
- [19] 日本産業衛生学会, 2011, “許容濃度等の勧告 (2011 年度)”, 産業衛生学雑誌, 53, pp.177-203. Available online at: http://joh.sanei.or.jp/pdf/E56/E56_5_14.pdf (2015 年 3 月 10 日閲覧)
- [20] 松井英憲, 2012, “最小着火エネルギー”, TIIS ニュース, No.247, pp.4-6, Available online at: http://www.tiis.or.jp/pdf/TIISNEWS_2012247.pdf, (2015 年 3 月 9 日閲覧)
- [21] 日本喫煙具協会, 2008, “Lighter and Smoking Goods Manual”, p.3, Available online at: <http://www.jsaca.or.jp/pdf/Lighter-Manual.pdf>
- [22] 滝澤賢二, 徳橋和明, 近藤重雄, 間宮幹人, 永井秀明, 2011, “R1234yf および R1234ze(E) の燃焼性評価”, 第 49 回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.146-147.
- [23] 静岡県建築行政会議ウェブサイト, 2015, <http://shizuoka-calc.jp/%e8%a1%8c%e6%94%bf%e9%80%a3%e7%b5%a1%e4%bc%9a%e8%ad%b0%e3%81%ae%e5%8f%96%e6%89%b1%e3%81%84/%e5%bb%ba%e7%af%89%e8%a8%ad%e5%82%99/2011/03/14/295>
- [24] 日本火災報知器工業会, 2010, カラオケ施設の個室における喫煙による煙感知器への影響実験報告書
- [25] 建築基準法解説 (抜粋) シックハウス関連の改正基準法, Available online at: <http://www.iny.jp/regulation/cnstreg5.html> [LAST ACCESSED 11st, March.2016.]
- [26] 佐分利禎, 2016, “微燃性冷媒リスク評価研究会ファイナルレポート 4. 危害度評価”

<特許、論文、外部発表等の件数> (詳細内容は添付リストを参照)

区分 年度	特許出願			論文		その他外部発表 (プレス発表等)
	国内	外国	PCT※出願	査読付き	その他	
H23FY	0	0	0	0	0	0
H24FY	0	0	0	1	4	0
H25FY	0	0	0	3	1	0
H26FY	0	0	0	2	2	0
H27FY	0	0	0	4	3	0

(※Patent Cooperation Treaty :特許協力条約)

2.3.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

<研究開発成果概要>

目 標	研究開発成果	達成度
テーマ: エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価		
微燃性冷媒を安全に使用するために評価すべき事柄について、共通基盤的な情報を提供し、低 GWP・微燃性冷媒の実用化を促進する。	微燃性冷媒のリスク評価を行うのに必要な燃焼特性や事故危険性について学術的な情報を提供するとともに、試験法についても新たに開発し、国際的な規格の改正に貢献した。産学官が協力して、微燃性冷媒のリスク評価を実施し、国内法の改正に協力した。	◎ 当初計画にはなかった研究項目を含むため
[1] エアコンの性能評価法の確立		
① エアコンの使用実態の把握 ② エアコン、ビル用マルチエアコンの部分負荷特性と快適性評価の検討 ③ 低 GWP 冷媒の熱交換器性能、サイクル性能の評価	① 使用実態の把握を終え、得られた結果をルームエアコンの JIS の改訂に利用した。 ② 業務用エアコンの使用実態調査を実施し、パッケージエアコン JIS の改訂に情報提供を行った。 ③ R1234yf、R32 が潤滑油とともに流れる熱交換器性能を測定し、実用的な伝熱、圧力損失性能を解明した。	○
[2] 室内への冷媒リーク時の安全性評価		
① 微燃性冷媒が室内へ漏洩したときの濃度分布の解析 ② 熱分解、燃焼後の HF 濃度解析 ③ ポンプダウン運転時のディーゼル燃焼 ④ 微燃性冷媒のリスク評価	① 冷媒濃度の時間的推移を計算し、可燃範囲に入る条件を明らかにすることで、着火可能性評価に貢献した。 ② 冷媒が高温壁面に接触するときの熱分解について実験し、熱分解のしやすさは冷媒の燃焼性に直接関連しないことを明らかにした。 ③ 冷媒、潤滑油混合気が圧縮時にディーゼル爆発をする現象を再現し、発生しやすさは冷媒の燃焼性に直接関連しないことを明らかにした。 ④ 微燃性冷媒リスク評価研究会を構成し、産学官協力とともに、リスク評価を推進して規制緩和に貢献した。	○
[3] ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価		
① 冷媒の実用上の燃焼限界評価方法の開発と評価 ② 2L 冷媒の燃焼速度に及ぼす温度・湿度影響の評価	① 6 種類の 2L 冷媒単体や混合系冷媒、及び既存の R410A、R134a 等の冷媒について、燃焼限界の温度及び湿度依存性を明らかにした。可燃性～不燃性まで統一的に評価する方法に関してはその基本を確立した。燃焼限界測定法の高度化が新たな課題であり、ASHRAE 法と保安法の整合化を検討した。R32、R1234yf、及び 3 種類の冷媒に加えて 1 種類の新冷媒について、熱分解開始温度および熱分解に伴う生成物を分析し、既存の冷媒との定量比較を可能にした。 ② 6 種類の 2L 冷媒単体及び既存の不燃性冷媒について、燃焼速度の温度及び湿度影響を明らかにした。最悪条件として設定した 60℃、湿度 50%において、2L 冷媒と既存の不燃性冷媒の横並び比較を可能にした。得られた燃焼限界と燃焼速度の温度・湿度依存性から、様々な環境条件における燃焼特性を推算可能にした。	○
[4] ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発		
① 2L 冷媒の最小火花着火エネルギー (MIE) の評価法の開発 ② 2L 冷媒の実用条件の最小火花着火エネルギー (MIE) の評価 ③ 2L 冷媒の最小着火エネルギー及び消炎距離評価方法の開発	① 着火エネルギーに及ぼす電極の冷却の影響を明らかにし、MIE 評価装置を製作した。種々の 2L 冷媒単体及び混合系 2L 冷媒について、MIE を測定し、③の結果と合理的に相関することを明らかにした。 ② 可燃性冷媒について電磁開閉器及びコンセントからの火花放電による着火試験を行い、その結果が①③の基礎特性データと合理的に一致することを明らかにした。 ③ 2L 冷媒に適用可能な消炎距離評価装置を開発し、種々の 2L 冷媒及び湿度により可燃化する不燃性冷媒について測定を行い、消炎距離、燃焼速度等のパラメータから MIE を推算し、①と合理的に相関することを明らかにした。消炎直径評価法を開発し、消炎距離及び燃焼速度との関係、②の着火試験の結果を合理的に説明できることを示した。	○
[5] 固有安全性評価手法の確立		
① 新規開発低 GWP 冷媒を適用した空調機器使用時におけるリスク評価 ② 固有安全性評価手法の確立	① 本プロジェクトで開発された新冷媒について、固有安全性の評価を実施し、十分な安全措置を講ずれば、実用化が可能であることを明らかにした。 ② 低 GWP 冷媒の安全性を確認するための手法について検討し、安全手法について知見を得た。	◎ 当初計画にはなかった研究項目

【 ◎: 計画以上、○: 計画通り(目標達成)、△: ほぼ計画通り(一部未達)、×: 目標未達 】

2.3.3.1 エアコンの性能評価法の確立

2.3.3.1.1 エアコンの使用実態の把握

エアコンの使用実態を明らかにするために、関東地区に 75 台、信越地区に 25 台のルームエアコンを一般家庭に設置し、1 年半にわたって使用時間を測定した。エアコンの運転時間と外気温度の関係を整理し、冷房と暖房の運転率を整理した。運転率は生活スタイルの影響を受けることが分かっているので、一日の中でどの時間帯で運転されているかについてクラスター分析を行った。その結果、冷房は午前の運転はほとんどなく、午後から夕方にかけて運転率は上昇し、22 時ころにピークを迎える。暖房は朝と夜に運転率は二つのピークをもつことが分かった。これら結果を、ルームエアコンの JIS 改訂委員会に情報提供した。

2.3.3.1.2 エアコン、ビル用マルチエアコンの部分負荷特性と快適性評価の検討

エアコン用の低 GWP（地球温暖化係数）冷媒の性能および安全性評価を行うにあたり、現在稼働している個別分散型空調機器（ビル用マルチエアコン）の使用実態を明らかにすることを目的として、平成 21、22 年度に国土交通省が収集した個別分散空調機器の実稼働データを元に調査を行った。

- i. データベースの構築：エアネットデータ 56 件、チェッカーデータ 10 件の運転状態監視データを統一的に扱えるようにデータベースとして構築し、特定の物件の状態を瞬時に視覚的に把握できるように閲覧ツールも整備した。同時に、運転状態監視データでは不足する機器仕様や室用途などについてもデータベースに整理した。
- ii. 使用実態：運転パターンは建物用途によるところが大きく、事務所では比較的物件間の差は小さいが、集会所（ボーリング場やパチンコ、カラオケなど）は運転実態を反映し、事務所とは大きく異なる運転パターンが形成されている。特定の建物用途が複数物件あるわけではないため、類型化などによる標準的な運転パターンを作成するのは困難であった。
- iii. 効率特性：効率特性については、機器の運転状態を安定的に動作する「連続運転特性」と低負荷状態の ON/OFF 運転特性を表す「断続運転特性」、冬季の除霜状態を表す「デフロスト運転特性」に分類して整理した。これら効率特性は、建物用途や地域、室用途によって異なることが確認できたが、室用途や室内機の設置関係（同一空間に室内機が複数台設置されている場合など）などが把握できないことや、地域が温暖地に限られることから、類型化などを行うには至らなかった。

引き続き、①東日本大震災を契機とする地域、室用途別の空調使用実態の変化、②冬期における空気熱源ヒートポンプ特有のデフロスト運転の発生頻度の実態を明らかにするために、20 件の東日本大震災を挟む 3 年間のエアネットデータを分析し、以下の結論を得た。

- i. 東日本大震災による使用実態は、節電要請の有無にかかわらず震災当年は全国的に設定温度緩和や運転時間の短縮が行われており、冷暖房熱需要の削減に加え、COP の向上効果もあり大きな節電になったことを確認した
- ii. デフロストの運転状況を地域別に確認した

2.3.3.1.3 低 GWP 冷媒の熱交換器性能、サイクル性能の評価

(1) 凝縮熱伝達

純冷媒の凝縮熱伝達については以下の結果を得た。熱伝達に対してせん断力が支配的な領域では、質量流束やクオリティの影響が大きい。内径 4mm 管内熱伝達率を、既存の 4 種の相関式と比較すると、Haraguchi らの相関式が最も精度よく相関することが分かり、平均偏差は 10.8%であった。しかし、内径 2mm 管内熱伝達率は、従来の相関式では相関できないことを明らかにした。その理由は、凝縮液膜が 4mm 管では乱流であるが、2mm 管では層流の場合が多いこと、そして表面張力の影響が強くなっているからだと推定される。(4)2mm 管内凝縮熱伝達について、上記の効果を考慮した相関式を提案し、±20%の精度で相関できることを示した。

混合冷媒の凝縮熱伝達については以下の結果を得ている。(1) R1234yf/R32 系は非共沸混合冷媒であるので、凝縮時に気液界面近傍で物質伝達に伴う伝熱低下が起こることを示した。物質伝達に伴う伝熱低下は温度グライドの大きさに関係していることを確認した。(2) 物質伝達に伴う伝熱低下がなければ、R1234yf/R32 系の熱伝達率は構成物質である R1234yf 純冷媒と R32 純冷媒の熱伝達率の間にあるはずであるが、そのどちらより低い場合が多い。最も温度グライドの大きい R1234yf/R32 (0.77:0.23) 混合冷媒の熱伝達率は R1234yf 純冷媒、R32 純冷媒、R1234yf/R32 (0.48:0.52) いずれよりも低いことを明らかにした。(3) 物質伝達に伴う熱伝達率の低下を予測するモデルを構築し、実験結

果と比較した。その結果、合理的な精度で熱伝達率を予測できることを示した。

(2) 蒸発熱伝達

GWP 冷媒の熱交換器性能を明らかにすることを目的として、R32 と R1234yf 混合冷媒の蒸発器内伝熱性能試験、R32 と R1234yf 混合冷媒の凝縮器における伝熱性能試験を行った。蒸発器では、2 種類の混合冷媒組成、3 種類の伝熱管を用いた試験を行った。実験結果に基づき、従来からの混合冷媒の伝熱モデルを適用し、従来モデルが適用可能であることを明らかにした。

低 GWP 冷媒の熱交換器性能を明らかにすることを目的として、内径 2, 4mm の水平平滑管内において、冷媒 R 1234yf に相溶性の潤滑油 (PAG (VG46)) を混合したときの沸騰熱伝達特性を調べた。内径 4mm のパイレックスガラス管に酸化インジウムスズの被膜を施し、通電加熱が可能で透明な加熱管を用いて流動様式を観察し、局所熱伝達率との関連について考察した。

熱伝達率 $h_{r,o}$ に対するオイル濃度 C_0 の影響は次の 2 領域に分類できる。

- i. A 領域 ($x < 0.4 \sim 0.6$) : C_0 が約 0.4wt% 以下のとき、 $h_{r,o}$ は $C_0=0\text{wt}\%$ の $h_{r,o}$ より少々低下し、 $C_0 > 0.4\text{wt}\%$ で $h_{r,o}$ は C_0 の増加と共に増加する。
- ii. B 領域 ($x > 0.6$) : C_0 の増加により $h_{r,o}$ は単調に減少する。

オイル混入により、2mm 管の圧力損失の増加は 4mm 管のそれより大きい。発生する泡の大きさが管径によらないと考えれば、管径が小さい程、泡の管断面に占める割合が大きくなり、管径が小さいほど C_0 の影響が大きくなることが推察される。

引き続き、低 GWP 冷媒のマイクロ熱交換器の潤滑油の影響を明らかにすることを目的として、矩形断面 0.9mm×0.9mm の 16 並列流路で 335mm 長さの可視化蒸発管内において、冷媒 R1234yf に相溶性の潤滑油 (POE (VG68)) をオイル循環率 $C_0=0 \sim 5.5\text{wt}\%$ の範囲で混入した沸騰流動実験を行い、流動様相の観察と圧力損失を測定した。その結果以下の知見が得られた。

- i. オイルを混入すると、泡立ち (フォーミング) が生じることが分かった。泡成りは次の 2 要因、a) 気液の攪乱による泡立ちと b) 沸騰気泡による泡成りに大別される。 $C_0=0 \sim 0.5\text{wt}\%$ でオイル循環率の増加に伴い泡成りが大きくなること、 $C_0 > 1\text{wt}\%$ では泡成り量はほぼ一定となる。
- ii. オイル混入により、沸騰した気泡の寿命が長くなり液膜中あるいは液膜上に維持される。泡成り量が多い場合には流路長の大部分が泡で閉塞し泡流となる。
- iii. 蒸発管入口出口の圧力損失において、 $C_0=5.5\text{wt}\%$ の時の Δp は $C_0=0\text{wt}\%$ の時の約 1.5 倍となった。圧力損失の増加は混合物の粘度の評価、蒸発過程のオイル濃度の増加、泡の影響を考慮する必要がある。

2.3.3.2 室内への冷媒リーク時の安全性評価

2.3.3.2.1 微燃性冷媒が室内へ漏洩したときの濃度分布の解析

R1234yf, R1234ze, R32 等の低 GWP 冷媒として注目されている冷媒は燃焼性がある。可燃性の冷媒が漏洩した場合、空気より重ければ床面に滞留する。このときに、燃焼限界 (以下 LFL) 以上になり、かつ着火源が存在すると、着火し火災の危険が生じる。安全基準の作成の際、冷媒の拡散現象を理解することは重要となるが、大空間における冷媒漏えい試験は困難である。そのため、数値解析によるアプローチは有効な手段となる。そこで、居室等、大空間に冷媒が漏えいした時の拡散現象を計算し、可燃領域体積、気流速度分布を数値解析により解析した。

冷媒拡散現象の数値シミュレーションには、汎用熱流体解析コード STAR-CD を用いた。差分法には有限体積法を用いた。計算方法は非定常流れとし、密度の計算には理想気体の状態方程式を用いた。計算アルゴリズムには PISO 法等を用いた。対流項の離散化には UD と MARS, 乱流モデルには標準 $k-\epsilon$ モデルを使用した。境界条件として冷媒の流入条件は一定流量の流入条件、流出条件は大気圧相当の圧力境界等を用い、壁境界には壁法則を用いた。各種条件における家庭用ルームエアコン、ビル用マルチエアコンの冷媒漏洩を計算し、冷媒濃度が可燃範囲にある体積と存在時間の積の累積値を計算した。計算条件を表 2.3.3.2.1-1 に、解析形状を図 2.3.3.2.1-1 に、計算結果を表 2.3.3.2.1-2 にまとめた。

表 2.3.3.2.1-1 漏洩シナリオ

case No.	Type	Refrigerant	Charged amount	Leakage velocity	Ventilation air flow	Air vent	case No.	Type	Refrigerant	Charged amount	Leakage velocity	Ventilation air flow	Air vent	
1	wall-mounted indoor unit of RAC	R32	1.0 kg	125 g/min	0 m ³ /h	exist	17	VRF	R32	26.3 kg	10→0 kg/h	0 m ³ /h	exist	
2				250 g/min	0 m ³ /h	exist	18					R1234yf	29.4 kg	10 kg/h
3		1000 g/min	0 m ³ /h	exist	19	0 m ³ /h	exist							
4		R1234yf	1.4 kg	175 g/min	0 m ³ /h	exist	20		169 m ³ /h	exist				
5				350 g/min	0 m ³ /h	exist	21		0→169 m ³ /h	exist				
6		1400 g/min	0 m ³ /h	exist	22	10→0 kg/h	0 m ³ /h		exist					
7		R290	0.2 kg	50 g/min	0 m ³ /h	exist	23		water-cooled chiller	R32	23.4 kg	75 kg/h (burst leak)	0 m ³ /h	exist
8				0.5 kg	125 g/min	0 m ³ /h	exist						24	10 kg/h (rapid leak)
9	floor-mounted indoor unit of RAC	R32	1.0 kg	250 g/min	0 m ³ /h	exist	25	R1234yf		23.4 kg	70 kg/h (burst leak)	545 m ³ /h	exist	
10				R1234yf	1.4 kg	350 g/min	0 m ³ /h					exist	26	9 kg/h (rapid leak)
11	outdoor unit of RAC	R32	1.0 kg	250 g/min	0 m ³ /h	(outdoor)	27	R1234ze(E)		23.4 kg	54 kg/h (burst leak)	0 m ³ /h	exist	
12				R1234yf	1.4 kg	350 g/min	0 m ³ /h					(outdoor)	28	545 m ³ /h
13	VRF	R32	26.3 kg	10 kg/h	0 m ³ /h	none	29	7 kg/h (rapid leak)		0 m ³ /h	exist			
14				0 m ³ /h	exist	30	545 m ³ /h				exist			
15				169 m ³ /h	exist	31	0 m ³ /h		exist					
16				0→169 m ³ /h	exist	32	545 m ³ /h		exist					

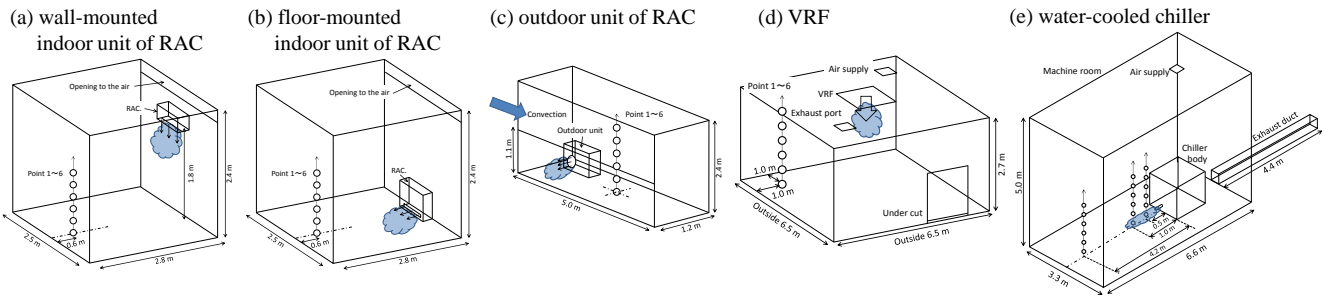


図 2.3.3.2.1-1 計算形状

表2.3.3.2.1-2 可燃時空積の計算結果

case No.	Presence time, min	$\Sigma(V_{FL} \cdot t)$, m ³ min	$\Sigma(V_{BVFL} \cdot t)$, m ³ min	case No.	Presence time, min	$\Sigma(V_{FL} \cdot t)$, m ³ min	$\Sigma(V_{BVFL} \cdot t)$, m ³ min
1	4.01	1.18×10^{-2}	0	17	157.82	0.702	0.014
2	4.01	1.23×10^{-2}	0	18	176.41	0.583	0
3	8.01	9.79×10^{-3}	0	19	157.82	0.725	0.011
4	8.01	1.07×10^{-2}	0	20	176.41	0.592	0
5	1.03	3.73×10^{-2}	0	21	8.36	3.14×10^{-2}	0
6	1.05	4.34×10^{-2}	0	22	10.25	2.14×10^{-2}	0
7	1473.00	7689	7688	23	18.72	0.013	0
8	4.73	0.258	0.161	24	140.40	0.599	0.000022
9	111.00	136.83	136.81	25	140.40	0.002	0
10	309.00	507.82	507.50	26 ^{*1}	up to 22.62	up to 127.84	up to 3.449
11	45.00	43.01	42.50	27 ^{*1}	up to 157.67	up to 1108.44	up to 44.15
12	93.00	62.54	61.53	28	156.00	0.008	0
13	157.85	1.622	0.021	29 ^{*1}	up to 27.67	up to 361.62	0 ^{*2}
14	176.42	2.152	0	30	26.00	0.014	0 ^{*2}
15	157.82	0.831	0.011	31	200.58	16.352	0 ^{*2}
16	176.42	0.661	0	32	200.58	0.009	0 ^{*2}

*1 the condition that calculation stopped at 100 second after refrigerant completely leaked out

*2 R1234ze(E) is non-flammable on the condition whose relative humidity equals zero

- i. 壁掛け室内機からの漏えいでは、可燃領域は漏えい口直下のみ存在し、室内機内に着火源がない限り、燃焼には至らない。
- ii. 床置き室内機からの漏えいでは、吹き出し口が低い位置にあるため、可燃領域は床面全体に広がり、使用時には換気を行う等、制限を設ける必要がある。
- iii. 室外機からの漏えいに関しては、室外機ファンが低い位置にあるために、可燃領域は床面全体に広がり、ベランダの構造を鉄格子等にして隙間を多く設ける必要がある。
- iv. 床置き室内機と室外機からの漏えいでは、LFLはR32よりR1234yfの方が低いため、R1234yfの方がリスクは高い。
- v. ビル用マルチエアコンからの漏えいでは、気流速度の条件を考慮すると、可燃領域の体積、存在時間は極めて小さくなる。

引き続き、水冷および空冷チラーから冷媒が漏えいした時の拡散現象を数値解析し、可燃領域体積、気流速度分布を数値解析により解析した。数値シミュレーションには、汎用熱流体解析ソフト STAR-CCM+を用いた。解析方法は非定常圧縮性流れとし、多成分理想気体条件を用いた。乱流モデルはRealizable $k-\epsilon$ モデルを使用した。R1234ze(E)については、乾燥空気中では不燃であるため、23°C / 相対湿度 90 %相当の上下限可燃濃度および燃焼速度を適用した。流入境界条件は一定流量条件を適用した。計算条件と結果を表 2.3.3.2.1-3 に、解析形状を図 2.3.3.2.1-2 にまとめた。

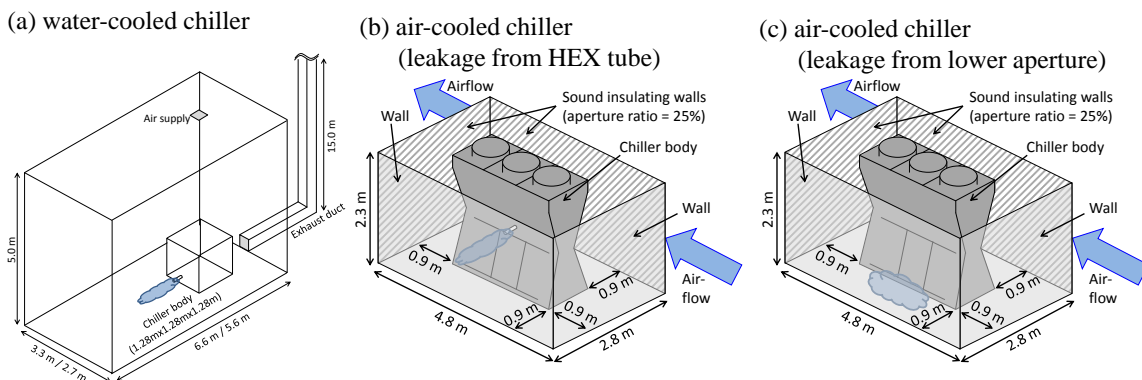


図 2.3.3.2.1-2 解析形状

表 2.3.3.2.1-3 漏洩シナリオと結果

Case no.	Refrigerant	Charged amount	Room volume	Leakage velocity	Ventilation (Airflow)	Air vent	Case no.	Refrigerant	Charged amount	Room volume	Leakage velocity	Ventilation (Airflow)	Air vent
water-cooled chiller							21	R1234ze(E)	23.4 kg	75 m ³	7 kg/h (rapid leakage)	300 m ³ /h	○
1	R32	23.4 kg	109 m ³	10 kg/h	0 m ³ /h	○	22				54 kg/h	0 m ³ /h	○
2				(rapid leakage)	218 m ³ /h	○	23				(burst leakage)	150 m ³ /h	○
3					436 m ³ /h	○	24					300 m ³ /h	○
4				75 kg/h	0 m ³ /h	○	air-cooled chiller						
5				(burst leakage)	218 m ³ /h	○	25	R32	11.7 kg	31 m ³	10 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
6					436 m ³ /h	○	26				(rapid leakage)	(0.5 m/s)	(outdoor)
7			75 m ³	10 kg/h	0 m ³ /h	○	27				75 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
8				(rapid leakage)	150 m ³ /h	○	28				(burst leakage)	(0.5 m/s)	(outdoor)
9					300 m ³ /h	○	29				10 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
10				75 kg/h	0 m ³ /h	○	30				(rapid leakage from bottom apertures)	(0.5 m/s)	(outdoor)
11				(burst leakage)	150 m ³ /h	○	31				75 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
12					300 m ³ /h	○	32				(burst leakage from bottom apertures)	(0.5 m/s)	(outdoor)
13	R1234ze(E)	23.4 kg	109 m ³	7 kg/h	0 m ³ /h	○	33	R1234ze(E)	11.7 kg	31 m ³	7 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
14				(rapid leakage)	218 m ³ /h	○	34				(rapid leakage)	(0.5 m/s)	(outdoor)
15					436 m ³ /h	○	35				54 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
16				54 kg/h	0 m ³ /h	○	36				(burst leakage)	(0.5 m/s)	(outdoor)
17				(burst leakage)	218 m ³ /h	○	37				7 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
18					436 m ³ /h	○	38				(rapid leakage from bottom apertures)	(0.5 m/s)	(outdoor)
19			75 m ³	7 kg/h	0 m ³ /h	○	39				54 kg/h	(0 m/s)	(outdoor)
20				(rapid leakage)	150 m ³ /h	○	40				(burst leakage from bottom apertures)	(0.5 m/s)	(outdoor)

解析の結果、以下の知見を得た。

- i. 水冷チラーからの漏洩では、換気が可燃領域抑制に大きく効く。換気が無い場合は非常に広範囲に可燃濃度域が拡大する恐れがある。
- ii. 空冷チラーからの漏洩では、高速で外部へ漏洩する場合、可燃時空積は極めて小さな値となる。本体下のパネル隙間から漏洩する場合は広範囲に薄く可燃濃度域が拡大するが、漏洩が終了すれば可燃濃度域はすぐに消滅する。

2.3.3.2.2 熱分解、燃焼後の HF 濃度解析

冷媒の分解による HF の生成原因としては、冷媒自体の燃焼・熱分解・裸火との接触が考えられるが、本研究では熱分解を対象とした。製作した装置は図 2.3.3.2.2-1 のように、ガス混合部・加熱部・測定部・除害部からなり、ガス混合部は MFC (mass flow controller) を用い、任意の濃度・流量で冷媒と空気等を混合する。また、乾燥空気を加湿し一定湿度の空気を得るため、加湿装置と湿度センサーを取り付けている。加熱部は、長さ 550 mm の円管電気炉とその中通された加熱管からなり、加熱管内に試料ガスを通して加熱し、分解を生じさせる。測定部には、光路長 10cm のガスセルを組み込んだ FT-IR (Fourier transform infrared spectroscopy) を設置している。除害部は、装置を通過した試料ガスを除害装置付きのドラフトチャンバー内に放出するだけでなく、ドラフト内に設置した吸接管内を通した上で放出することで、より実験の安全を図るためのものである。

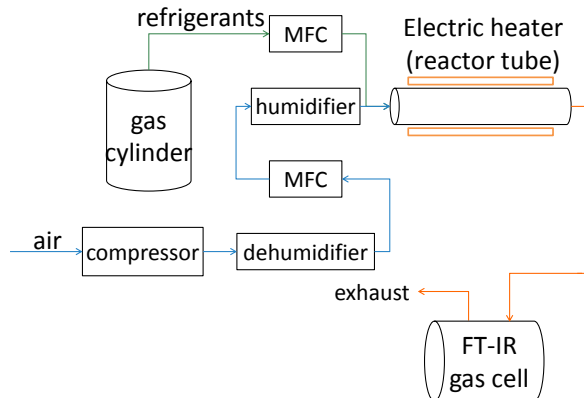


図 2.3.3.2.2-1 実験装置概略図

測定時のパラメータを表 2.3.3.2.2-1 に示す。対象となる冷媒は、低 GWP 冷媒である R32 及び R1234yf、従来冷媒の R134a および R22 とした。加熱管の材質は、インコネル 600 およびステンレス (SUS304, 316) の 3 種を用いた。これは、HF 等による腐食の影響が少ないインコネルと、腐食による

影響が生じる可能性があるステンレスの比較を行うためである。

表 2.3.3.2.2-1 実験条件

冷媒種類	低 GWP 冷媒: R32, R1234yf, 従来冷媒: R134a, R22
加熱管材質	インコネル 600, ステンレス鋼 (SUS304 および SUS316)
冷媒濃度 [vol%]	2.5~10
加熱炉温度 [°C]	400~700
湿度 [g-water/kg-dry air]	0~16
流量 [ml/min]	100~200
加熱管内径 [mm]	10.7
加熱管断面積 [cm ²]	0.90
ヒーター長さ [mm]	550
加熱時間 [s] (200ml/min. の場合)	5~15 (温度条件等によって変化)

(1) 分解温度と湿度の影響

インコネル管を用い、冷媒の分解と温度や湿度の関係を測定した。その測定結果の概要を表 2.3.3.2.2-2 に示す。分解が増加し始める温度には、冷媒濃度の影響が見られなかった。R1234yf については他の冷媒とは異なり、冷媒分解率が 50% 付近となる、加熱炉温度 600°C 前後の条件において、湿度が高い場合に分解量が少なくなった。これは反応速度に差が生じたためと考えられる。

表 2.3.3.2.2-2 温度と湿度の関係

冷媒	分解下限温度 [°C]	湿度と分解量
R32	580~600	影響なし
R1234yf	560~580	湿度が高い場合に分解量が減少
R134a	610~640	影響なし
R22	460~510	影響なし

(2) ステンレス管の影響

金属材質の影響を検討するために、ステンレス (SUS304 および 316) 管を用いて、加熱面温度を段階的に上昇させるように測定条件の順序を統一して分解量等の測定を行った。結果についてインコネル管の結果も含めた概要を表 2.3.3.2.2-3 に示す。腐食する前の管においてはインコネルでの測定とほぼ同じ結果が得られたが、管表面の腐食に伴って分解下限温度の低下がみられた。

表 2.3.3.2.2-3 壁面材質による分解下限温度への影響 [°C]

冷媒	管材質	壁材の影響が少ないとき (インコネル 600)		
		SUS316	SUS304	
		乾燥条件	加湿条件 (絶対湿度 6 g/kg 程度)	乾燥条件
R32		580~600°C	560~610°C	410~460°C
R1234yf		560~580°C	410~460°C	410~460°C
R134a		610~640°C	610~660°C	460~510°C
R22		460~510°C	310~360°C	310~360°C
HFO1123		400~420°C	360~410°C	310~360°C

(3) まとめ

微燃性冷媒の安全性を検討するために、冷媒が高温面に接触したときの分解特性を実験し、以下の知見を得た。

- i. 10 秒程度の加熱時間における分解下限温度は、以下のとおりとなった。

R32: 580~600°C, R1234yf: 560~580°C,

R134a: 610~640°C, R22: 460~510°C

- ii. 今回対象とした冷媒において、分解下限温度には湿度の影響がみられず、R1234yf の分解速度にのみ湿度の影響が見られた。
- iii. 管壁の腐食によって、いずれの冷媒も分解下限温度の低下と、冷媒分解量と生成物量の増加が見られた。
- iv. 加熱された金属壁での冷媒の分解特性を実験により求めたところ、分解下限温度と冷媒の燃焼性との関係は小さいことが分かった。

2.3.3.2.3 ポンプダウン運転時のディーゼル燃焼

ヒートポンプにおける冷媒回収時にはポンプダウンを行うが、その際に想定される事故として、冷媒潤滑油混合気に空気が混入し、断熱圧縮され温度上昇することによる、自己着火燃焼が考えられる。低 GWP 冷媒として注目されている R1234yf や R32 は微燃性を持つため、従来の不燃性冷媒 R410A と比較して、安全性の評価が必要と認識されている。本研究ではディーゼル爆発を想定した実験装置を製作し、冷媒による燃焼の発生条件の違いを検討した。

図 2.3.3.2.3-1 に実験装置の概略を示す。装置は空気供給系、冷媒供給系、温度調節系、潤滑油供給系、及び圧縮機から構成される。空気、冷媒、潤滑油の流量はそれぞれ制御される。それらの混合気はヒーターで加熱された後、圧縮機で圧縮される。圧縮機内圧力は圧力計で観測され、排気は FT-IR により光学的に分析した。

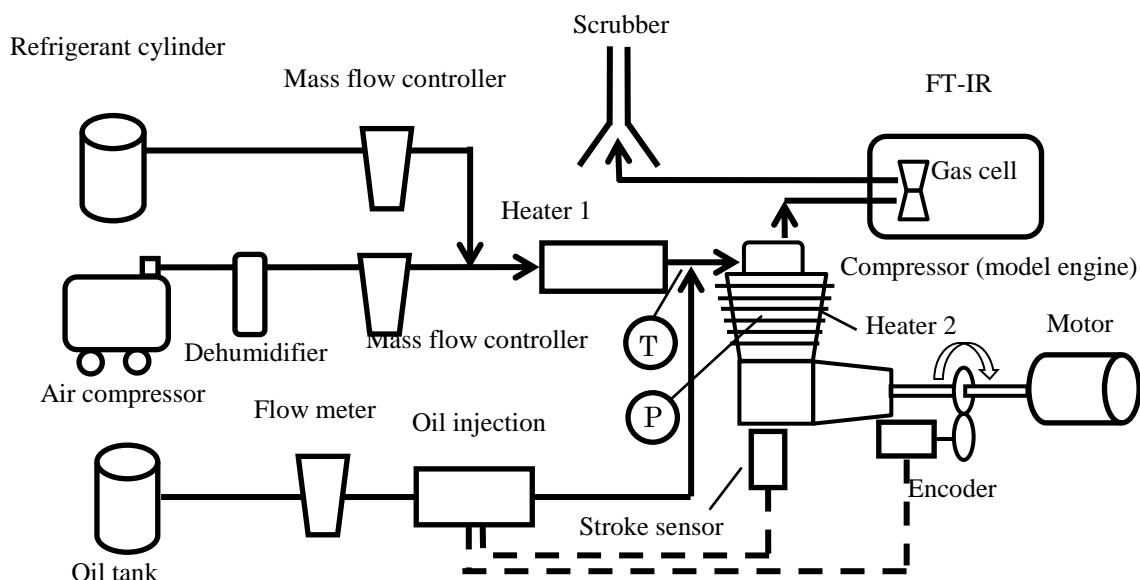


図 2.3.3.2.3-1 実験装置概略図

実際の圧縮機でディーゼル爆発を発生させると爆発する危険があるため、模型エンジン (R155-4C: 塩谷製作所製) の軸をモーター (MELSERVO-J3: 三菱電機製) で駆動することにより、圧縮機として用いた。潤滑油はオイル噴霧システム (Common Rail Electric Control Fuel Injection System: FC デザイン製) を用いて供給した。本装置は、潤滑油を 150MPa まで加圧し、インジェクターからエンジン吸気口に向け霧状に潤滑油を噴霧する。冷媒と空気の混合気に対し、エンジン吸気口の直前で噴霧し、予混合した。

表 2.3.3.2.3-1 に、実験に用いた冷媒及び潤滑油を示す。低 GWP 冷媒である R1234yf, R32 に加え、従来冷媒である R410A, R22, R134a, R125 を用いた。潤滑油として PAG (ポリアルキレングリコール) オイルと、POE (ポリオールエステル) オイルを用いた。いずれも R1234yf や R32 エアコンに用いられる潤滑油である。表 2.3.3.2.3-2 に実験条件を示す。エンジン回転数と、エンジン行程容積から混合気流量を算出した。入口気体温度は燃焼を発生しやすくするため、260℃まで加熱した。先に述べた熱分解反応試験の結果を元に、ヒーター壁面で冷媒の熱分解が発生しないよう加熱温度を設定した。潤滑油流量は、後述する理論空燃比を基に算出した当量比を基準として設定した。潤滑油噴霧タイミングはエンジ crank 角 90° とし、吸気行程において噴霧されるようにした。

表 2.3.3.2.3-1 使用冷媒と潤滑油

Item	Type
Refrigerant	R1234yf, R32, R410A, R134a, R22, R125
Lubricating oil	PAG (VG46), POE(VG68)

表 2.3.3.2.3-2 実験条件

Number of revolutions, rpm	1500
Mixture flow rate, l/min	18.75
Inlet gas temperature, °C	260
Oil flow ratio, -	0.0, 0.7, 1.0, 1.3, 1.6
Injection timing, degree	90 (at crank angle)

潤滑油の特性を表 2.3.3.2.3-3 に示す。それぞれの情報はそれぞれの潤滑油の製造元である出光興産 (PAG オイル), JX エネルギー (POE オイル) より提供して頂いた。CHO 比は潤滑油内に含まれる炭素, 水素, 酸素の質量割合である。理論空燃比となるように基準オイル流量を算出した。なお実際の事故において、冷媒濃度によって圧縮機内のオイル量は変化しないと考え、冷媒濃度の関わらずこの基準オイル流量を元に当量比を定めている。

表 2.3.3.2.3-3 潤滑油特性

	PAG (VG46)	POE (VG68)
CHO ratio, mass %	61.7 : 10.5 : 26.2	70.1 : 10.8 : 19.1
Flash point, °C	216	254
Ignition point, °C	350	408
Theoretical air fuel ratio, kg/kg	9.54	10.91
Standard flow rate, l/min	2.295×10^{-4}	3.519×10^{-4}

(1) 冷媒濃度変化による燃焼条件の違い

冷媒濃度を变化させることで、エアコン圧縮機への空気混入を再現した。使用潤滑油は PAG オイル、潤滑油流量は当量比 1.0 で一定とした。

図 2.3.3.2.3-2 に、空気・潤滑油混合気を圧縮した際の、代表的なエンジン内圧力変化を示す。横軸がエンジンクランク角を示し、360° で圧縮上死点となる。赤点は潤滑油を噴霧し、空気・潤滑油混合気を圧縮した際の圧力グラフである。この時最大圧力は空気のみを圧縮した際と比較して上昇し、さらにエンジン回転時の振動、異音が大きくなった。潤滑油の自己着火が発生したと考えられる。

図 2.3.3.2.3-3 に空気、冷媒、潤滑油の混合気を圧縮した際の、代表的なエンジン内圧力変化を示す。使用した冷媒は R1234yf である。青点、赤点、緑点が、それぞれ冷媒濃度 0%, 10%, 65% の際の圧力を表している。R1234yf について、冷媒濃度 65% では、空気・冷媒混合気圧縮の結果と同様に燃焼は発生しなかった。冷媒濃度 20% では、冷媒を加えなかった場合に比べ激しい圧力上昇が発生し、さらにエンジン回転時の振動や異音が激しくなった。内部で冷媒自体が燃焼したと考えられる。冷媒濃度 0% では、図 2.3.3.2.3-3 と同様に潤滑油の燃焼が発生した。

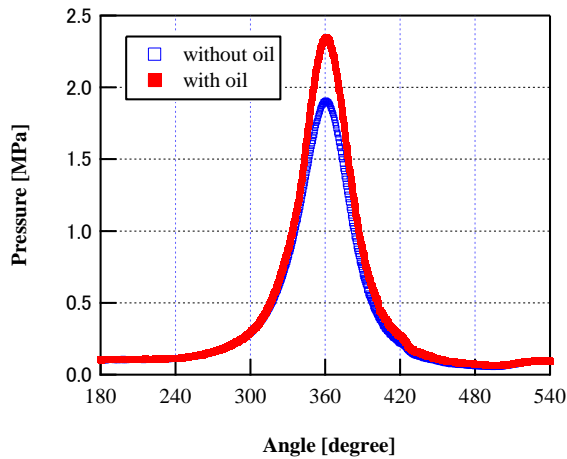


図 2.3.3.2.3-2 空気潤滑油混合気の圧縮時の圧力変化

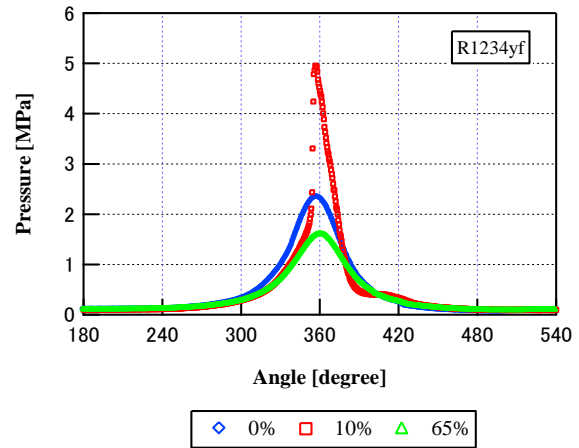


図 2.3.3.2.3-3 空気冷媒潤滑油混合気の圧縮時圧力変化

R125 以外の冷媒において、冷媒濃度が高い場合燃焼が発生しなかった。これは実際の作業において、正常にポンプダウンが行われている状態にあたる。冷媒濃度を下げていくと、ある濃度以下で圧力が急激に大きくなる。これはポンプダウンの作業中に漏れ等により配管内に空気が混入し、圧縮機内での燃焼により爆発事故が発生した状態にあたる。空気・潤滑油混合気の結果より潤滑油自体は自己着火により燃焼すること、空気・冷媒混合気の結果より潤滑油が無ければ自己着火は発生しないことから、この冷媒濃度範囲では潤滑油の自己着火による燃焼が発生していると考えられる。さらに、圧力上昇の大きい冷媒濃度では、冷媒の燃焼を起因とする HF の排気中濃度も高くなり、潤滑油のみが燃焼している時と比べて冷媒混合時に燃焼した場合の方が圧力上昇ははるかに大きい。このことから、混合気の燃焼時、潤滑油を起因として冷媒自体が燃焼し、圧力上昇に寄与していると言える。冷媒により燃焼が発生する濃度範囲に多少の違いがあるものの、微燃性冷媒に関しては燃焼範囲が第 1 章で述べたものよりも広がっている。さらに不燃性に分類されている冷媒においても、本実験では燃焼が確認された。R125 については、どの濃度においても激しい燃焼は確認されず、HF も少量しか発生しなかった。

(2) 潤滑油量、潤滑油の種類の影響

異なる組成の潤滑油を用い潤滑油噴霧量を変化させ実験を行い、燃焼の発生条件比較することで、燃焼に対する潤滑油の寄与を調べた。使用潤滑油は PAG オイルと POE オイル、使用冷媒は R1234yf, R32, R410A, R22 とした。潤滑油流量は当量比 0.0, 0.7, 1.0, 1.3, 1.6 とした。これは理論空燃比を基準とした流量であり、オイルによって質量流量が異なることに注意が必要である。

表 2.3.3.2.3-4 に、各冷媒、各潤滑油量 (PAG オイル) において、最大圧力と、その時の冷媒濃度をまとめたものを示す。燃焼範囲は潤滑油慮の増加に従い拡大し、合わせて最大圧力と、最大圧力を取る冷媒濃度も上昇していることが分かる。

表 2.3.3.2.3-4 潤滑油量と最大圧力の関係 (PAG オイル)

Refrigerant	Maximum pressure (Normarized) [-]				Concentration of refrigerant at maximum pressure [vol %]			
	0.7	1.0	1.3	1.6	0.7	1.0	1.3	1.6
Oil flow ratio								
R1234yf	1.98	2.54	2.59	2.74	5	15	15	20
R32	2.20	2.49	2.73	2.93	15	20	30	30
R410A	1.31	2.16	2.47	2.43	10	15	20	25
R22	1.08	1.67	2.04	1.99	0	10	30	30

図 2.3.3.2.3-4~図 2.3.3.2.3-7 に、各冷媒の燃焼の有無をまとめたものを示す。横軸が冷媒濃度、縦軸が潤滑油 (PAG オイル) 当量比を示しており、上に向かうほど潤滑油量が多くなる。赤点は燃焼が発生した冷媒濃度、潤滑油当量比を、青点は燃焼が発生しなかった条件をそれぞれ示す。潤滑油量

の増加に従い、燃焼範囲が拡大していることが分かる。また、冷媒濃度が低く、潤滑油量が多いほど燃焼しやすい傾向にあることが分かる。

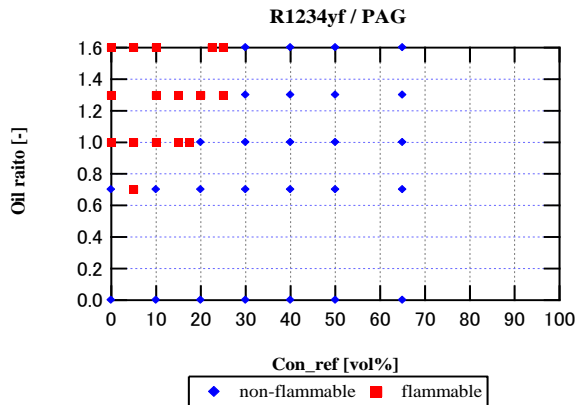


図 2.3.3.2.3-4 R1234yf 濃度, PAG 量と燃焼範囲の関係

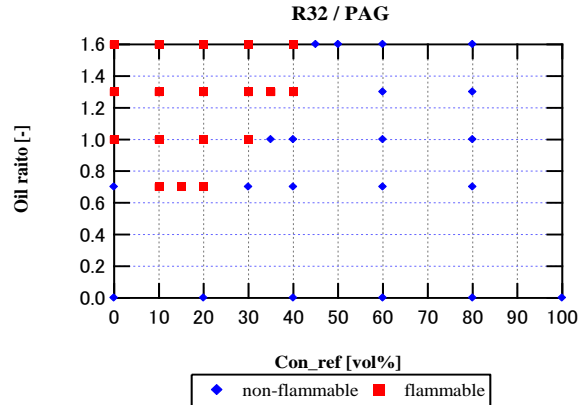


図 2.3.3.2.3-5 R32 濃度, PAG 量と燃焼範囲の関係

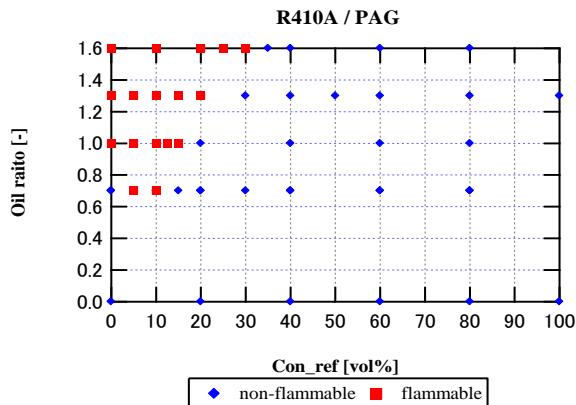


図 2.3.3.2.3-6 R410A 濃度, PAG 量と燃焼範囲の関係

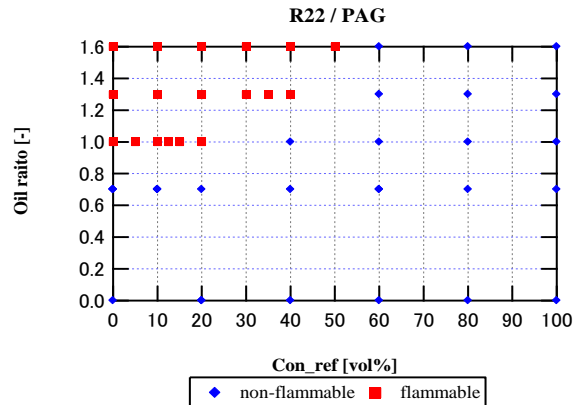


図 2.3.3.2.3-7 R1234yf 濃度, PAG 量と燃焼範囲の関係

図 2.3.3.2.3-8～図 2.3.3.2.3-15 に、各冷媒、各潤滑油量比の実験結果をまとめたものを示す。横軸が冷媒濃度、縦軸が最大圧力であり、これは実験 (a) と同様に正規化してある。断熱圧縮を仮定した圧力の理論値も、実験 (a) と同様に算出した。いずれの冷媒も潤滑油量比 0.0 では燃焼は発生していない。また、冷媒濃度が高濃度から減少するのに従い、最大圧力は上昇している。

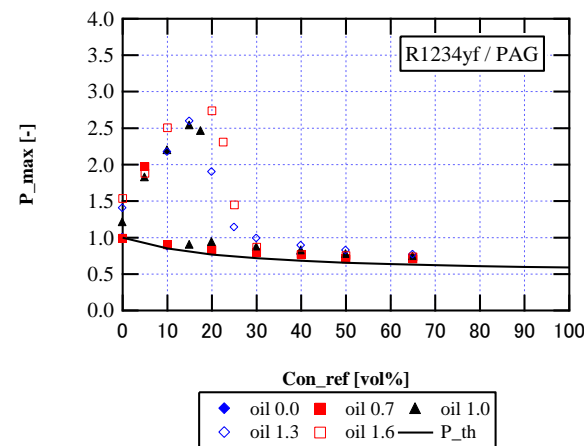


図 2.3.3.2.3-8 R1234yf 濃度, PAG 量と最大圧力の関係

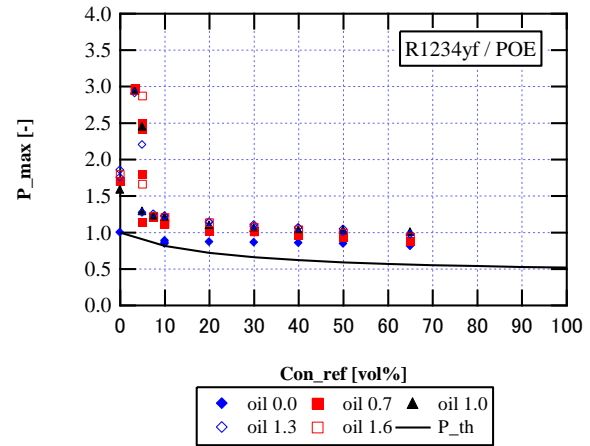


図 2.3.3.2.3-9 R1234yf 濃度, POE 量と最大圧力の関係

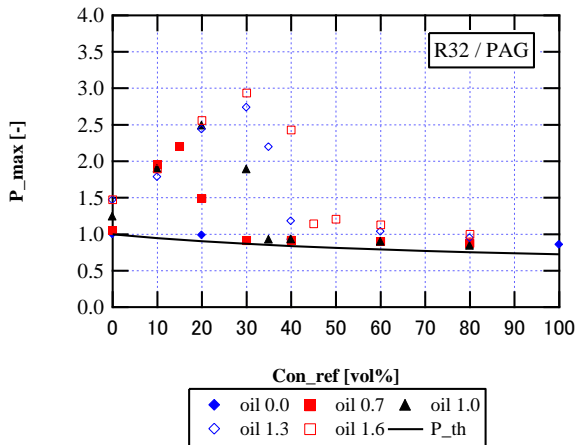


図 2.3.3.2.3-10 R32 濃度，PAG 量と最大圧力の関係

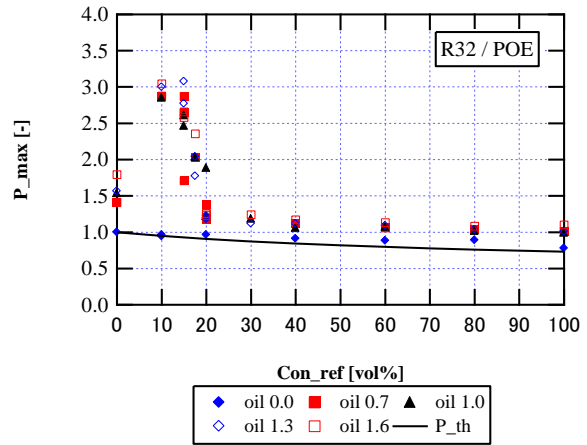


図 2.3.3.2.3-11 R32 濃度，POE 量と最大圧力の関係

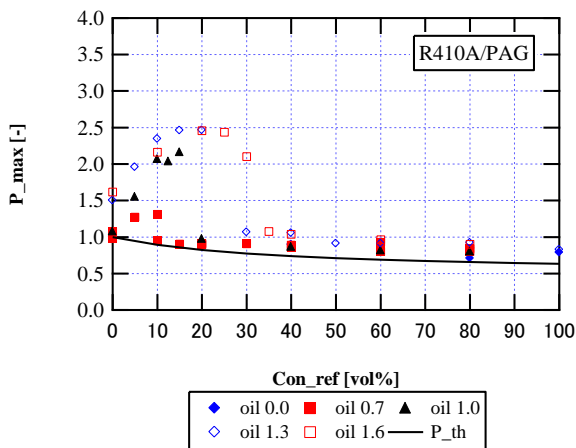


図 2.3.3.2.3-12 R410A 濃度，PAG 量と最大圧力の関係

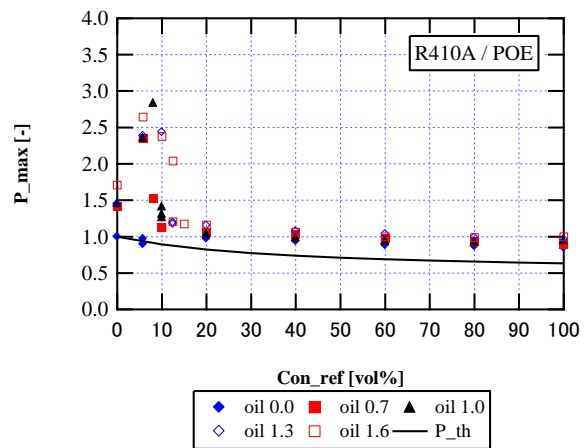


図 2.3.3.2.3-13 R410A 濃度，POE 量と最大圧力の関係

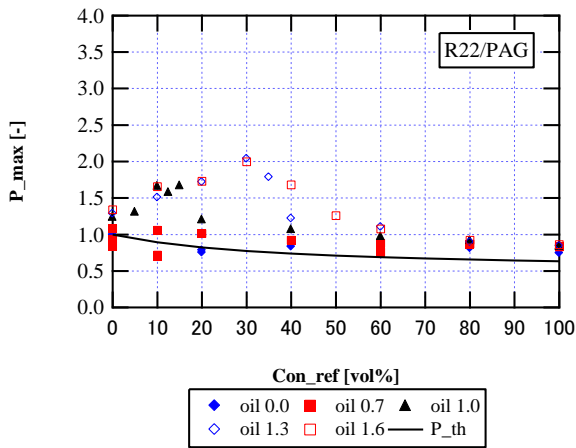


図 2.3.3.2.3-14 R22 濃度，PAG 量と最大圧力の関係

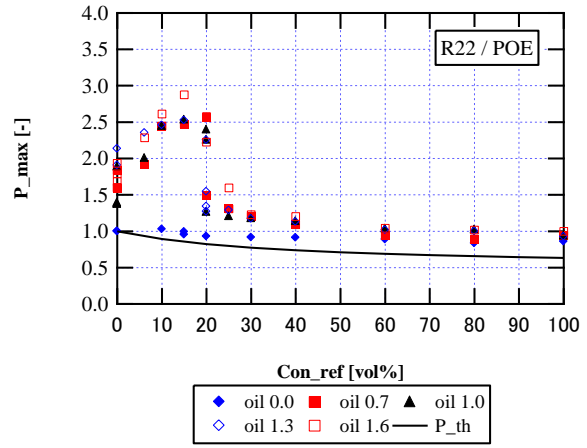


図 2.3.3.2.3-15 R22 濃度，POE 量と最大圧力の関係

いずれの冷媒においても、冷媒濃度が低い領域で燃焼が発生するという傾向は同様であった。燃焼範囲については、POE は PAG に比べて狭くなっており、図 2.3.3.2.3-8～図 2.3.3.2.3-15 のグラフでも各点が冷媒濃度の低い左側に寄っていることが分かる。また、PAG に見られたような潤滑油量による燃焼範囲、最大圧力の違いも、POE はあまり顕著ではなかった。

表 2.3.3.2.3-5 に、PAG と POE それぞれの結果における、燃焼範囲と、最大圧力、最大圧力と取った冷媒濃度比較したものを示す。最大圧力は正規化されている。PAG を用いた際の燃焼範囲は POE のそれと比較し、1.6 倍～5.0 倍と明確に広がっている。最大圧力については、燃焼範囲程の明確な差は見られなかった。

表 2.3.3.2.3-5 潤滑油の違いによる, UFL, 最大圧力の比較

	PAG		POE		UFL ratio (PAG/POE)
	UFL (vol%)	Maximum pressure [-]	UFL (vol%)	Maximum pressure [-]	
R1234yf	25	27.4 @ 20%	5	2.97 @ 3.3%	5.0
R32	40	2.93 @ 20%	20	3.07 @ 15%	2.0
R410A	30	2.44 @ 25%	12.5	2.83 @ 8.1%	2.4
R22	50	2.04 @ 30%	25	2.87 @ 15%	2.0

(3) まとめ

本研究では、ポンプダウン時の圧縮機爆発事故を再現した実験装置を作成し実験を行い、以下のことが明らかになった。

- i. ポンプダウン時の爆発事故は空気、冷媒、潤滑油混合気の自己着火によって引き起こされていることが明らかとなった。
- ii. 「作業ミス等により圧縮機内に空気が混入していくと、比熱比の違いにより圧力が上昇していく。空気がより多く混入し、冷媒濃度がある濃度以下になると、まず潤滑油が自己着火をする。潤滑油の自己着火を起因として冷媒自体が燃焼し、激しい圧力上昇を引き起こす。」
- iii. 冷媒燃焼時にはフッ化水素等の有害物質が発生した。これらは、冷媒自体の燃焼生成物である。
- iv. 冷媒の燃焼性区分と、本実験における燃焼範囲、燃焼時の圧力には、明確な相関は見られなかった。特に、低 GWP・微燃性冷媒である R1234yf や R32 は、従来冷媒・不燃性冷媒である R410A, R22 と比較して、特に燃焼性が高いとは言えなかった。ポンプダウン時の事故確率や、危害度は、従来の燃焼性の基準とは異なる視点で考慮しなければならないと言える。
- v. 混合気中の潤滑油量の増加に従い、冷媒の燃焼範囲は拡大し、また燃焼時の最大圧力は増加した。冷媒濃度を変化させた際の最大圧力は、潤滑油量の増加に従い増加し、その時の冷媒濃度も上昇する傾向があった。これらの傾向は、R1234yf, R32, R410A, R22 のいずれの冷媒でも観測された。
- vi. 異なる潤滑油を用いることにより、燃焼範囲は大きく変化し得ることが明らかになった。このことから、ポンプダウン時の事故において、冷媒の特性だけでなく、潤滑油の特性（特に燃焼性）も重要な要素であることが分かる。さらに、潤滑油の特性を調整することによって、事故の確率を下げる可能性があると言える。

2.3.3.2.4 微燃性冷媒のリスク評価

平成 23 年度に微燃性冷媒のリスク評価の適正さを第三者の立場から検討することを目的として、日本冷凍空調学会の中に微燃性冷媒のリスク評価を検討する研究会が設置された。日本冷凍空調工業会や日本自動車工業会が具体的なリスク評価を行っている。「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」のプロジェクトリーダーを務めている本学の飛原が主査を、副プロジェクトリーダーの藤本悟氏（ダイキン工業）が幹事を引き受け、委員各位の協力を得ながら、精力的に研究調査を進めた。

平成 23 年度から平成 26 年度までの 4 年間は年度末に中間報告書を、平成 27 年度末には最終報告書を和文および英文で制作し、インターネットで無料公開した。このことによって、微燃性冷媒の安全研究やリスク評価の成果を世界に発信した。

2.3.3.3 ノンフロン型冷媒の実用条件の燃焼性評価（産業技術総合研究所担当）

2.3.3.3.1 実用上の燃焼限界

2.3.3.3.1.1 可燃範囲への温度・湿度影響

近年種々の冷媒化合物が開発されており、フッ素を多く含む化合物が多い。フッ素を多く含む不燃性化合物の場合、通常の実験室条件では不燃性であっても、高温高湿下では可燃性になる可能性も考えなければならない。ここでは、不燃性に分類されている R410A、R410B、R134a、R125 等の冷媒が高温高湿下でどのような燃焼性を示すか調べた。燃焼限界の測定は ASHRAE 法（ASHRAE Standard 34（2013））に則って行った。

まず、温度依存性であるが、一般の可燃性ガスの燃焼限界の温度依存性については基本的に White 則に基づいて予測することができる。しかし、2L 冷媒のように弱燃性のガスについても同様のことが期待できるか確かめる必要がある。ここでは、2L 冷媒のうちアンモニア、R32、R143a、R1234yf、及び R1234ze(E)について測定を行った。このうち R1234yf については乾燥空気中と湿潤空気中のそれぞれで測定を行った。その結果、R717 の燃焼限界の温度依存性は White 則を用いた予測とよく合うことが分かった。また、R32 については上限界のずれがやや大きく、逆に R143a については下限界のずれがやや大きい、いずれもまずまずの一致となった。それに対して、特に乾燥空気中における R1234yf と湿潤空気中における R1234ze(E)とは、温度依存性が予測値と比べてかなり大きいことが分かった。この二つの化合物は燃焼力が弱いことが温度依存性を大きくしている可能性がある。

一方、湿度依存性であるが、分子中のフッ素原子数が水素原子数よりも多い冷媒では、燃焼の際に生成したフッ素原子が空気中の水蒸気から水素原子を引き抜くため、乾燥空気中での燃焼に比べて発熱量が増加し、可燃濃度範囲が広がる可能性が高い。図 2.3.3.3.1.1-1 は、それぞれ R1234yf 及び R1234ze(E)の燃焼限界に対する湿度の影響を測定した結果を示している。これらの冷媒は、湿度の増加と共に上限界は上昇し、下限界は低下することが分かった。全般的に、湿度の低いところでは変化が顕著であるが、湿度の増加と共に変化は次第に緩やかになる。特に、R1234ze(E)は湿度が 10%RH 以下では不燃性になる。

また、フッ素原子数が水素原子数に比べて多くない冷媒は湿度に対してどのように反応するか測定した結果、フッ素原子数がゼロの R717 とフッ素原子数が水素原子数を上回らない R32 及び R143a については、燃焼限界は空気中の湿度の影響を殆ど受けないことが分かった。むしろ湿度の増加と共に、僅かではあるが可燃範囲は狭くなる傾向が見られた。

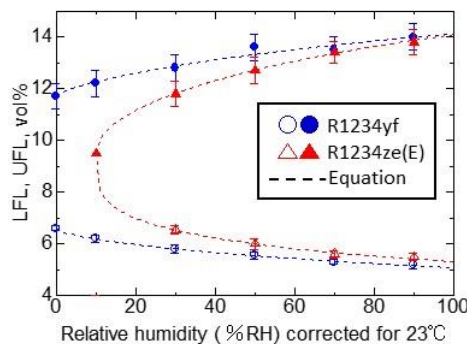


図 2.3.3.3.1.1-1 R1234yf および R1234ze(E)の燃焼限界への湿度の影響

次に、通常不燃性に分類される R410A、R410B、R134a、R125 を取り上げ、それぞれについて温度 60°C で相対湿度 0~50%RH の範囲で燃焼性の測定を行った。60°C で湿度 50%RH というのは 760Torr 中に 74.72Torr の水蒸気ということであり、通常 ASHRAE 法で規定されている 23°C 換算で 50%RH というのと比べると 7.1 倍になる。図 2.3.3.3.1.1-2 に、R410A、R410B、R134a についての測定結果を示す。図から分かるように、R410A は相対湿度が 19%RH 以上になると可燃性になった。不燃から可燃性の領域に入るとその初期には急に可燃範囲が広がるが間もなく変化は穏やかになる。同様に、R410B は相対湿度 25%RH 以上、R134a は 38%RH 以上になると可燃性になった。一方、R125 は今回の測定条件の範囲内で可燃性になることはなかった。なお、60°C で相対湿度 50%RH の時の R410A、R410B、R134a の可燃範囲は、それぞれ $15.6 \pm 0.2 - 21.8 \pm 0.4$ vol%、 $16.3 \pm 0.3 - 20.9 \pm 0.4$ vol%、および $11.5 \pm 0.3 - 15.9 \pm 0.4$ vol%であった。

他方、元々可燃性であるものが同じく 60°C で湿度 50%の条件下でどのような燃焼性を示すのか調べるため、R1234yf、R1234ze(E)、R32、R143a、R152a、R717 の6種の化合物について燃焼限界の測定を行ってみた。その結果、R1234yf と R1234ze(E)とは高湿度では上下限界とも更に可燃範囲が広がる方向に変化するが、その他の化合物ではむしろ可燃範囲が狭くなるのが分かった。これは水蒸気が単に不活性ガスとして働いていることを示している。

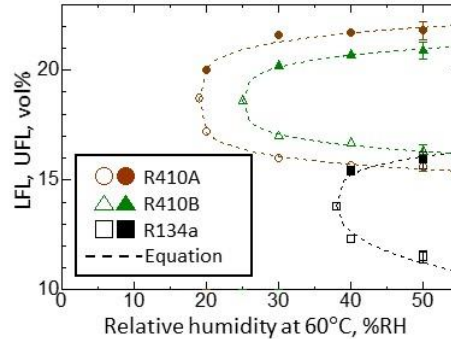


図 2.3.3.3.1.1-2 R410A、R410B、R134a の燃焼限界に対する高湿度の影響

2.3.3.3.1.2 二元混合系の燃焼特性と不燃性ガスにまで跨る燃焼性指標

新規及び在来のものを含め、冷媒関連のガスの中には多くの不燃性ガスが含まれる。混合冷媒の中にも不燃性成分が含まれることが多く、燃焼性の立場からの不燃性ガスの評価方法の確立は欠かすことができない。ところで、不燃性の評価は特定の可燃性ガスの燃焼性を基準として行なうのが実際的である。評価したい不燃性ガスを、基準となる可燃性ガスに混合し燃焼性がどう変化するかによって不燃性の程度を評価することができる。その際、混合した時の相互作用がなるべく少ないものを基準ガスとして採用する必要がある。ここで想定している評価対象は、主として ISO クラス 2L の冷媒に連なる不燃性ガスであるが、そうしたガスの多くはフッ素系化合物であり燃焼性は湿度の影響を受ける可能性がある。また、そうしたガスは R717 やメタン等水素原子を多く含む可燃性ガスと強く相互作用をすることが分かっている。そこで、ここでは水素フッ素を含まない一酸化炭素及び分子内の水素とフッ素が同数の R32、さらにはその両者を適当に混合したガスを基準として選定した場合に燃焼性がどうなるか測定してみた。燃焼性の評価には次式で定義される F2 値を使用するのが便利である。

$$F2 = (U - L)^2 / U \cdot L \quad (2.3.3.3.1.2-1)$$

ここで、 U および L は上限界および下限界である。通常可燃性ガスを窒素や二酸化炭素の不活性ガスで希釈した場合、 $F2$ 値は線形に減少することが知られている。

まずは CO を基準ガスとした場合であるが、CO 自体は乾燥空気中では点火に支障をきたすことがあるので、一連の実験は湿潤空気中で行ったが、R1234ze(E)、R134a、R125、CHCl₃ のそれぞれを CO に添加していった場合の燃焼限界の値から計算された $F2$ 値をそれぞれ添加率に対してプロットしてみると、 $F2$ 値は大きく湾曲し線形には程遠いことが分かった。一方、R32 を基準ガスとして R1234ze(E)、R134a、R125、CHCl₃ を添加していった場合についての $F2$ 値もやはり線形とは程遠かったが、湾曲の仕方は CO の場合と逆であった。次に、その両者の混合ガスを標準ガスとして同様の実験を行ってみた。図 2.3.3.3.1.2-1 は、CO に R32 を 30%混合したものを基準ガスとして R1234ze(E)、R134a、R125、CHCl₃ を添加していった場合の $F2$ 値をプロットしたものである。CO や R32 単体で基準ガスとした場合には $F2$ は直線から大きくずれたが、この図では、 $F2$ プロットはいずれの場合も比較的良好な直線性を示している。ここには示していないが N₂、CO₂ についても勿論同様である。以上の結果は、CO/R32=70/30 が良好な基準ガスになる可能性を示している。

以上のように、不燃性ガスの評価方法を確立するという研究目標に沿って研究を行い、水素フッ素を含まない一酸化炭素並びにこれに R32 を 70/30 の割合で混合したガスは基準ガスとして十分使用可能であることを示している。その場合、FIP における不燃ガス比率を c_{nf}^{FIP} とすれば不燃成分(単体)の $F2$ 値は次式で定義される。

$$F2_{nf} = -F2_0 \cdot (1 - c_{nf}^{FIP}) / c_{nf}^{FIP} \quad (2.3.3.3.1.2-2)$$

ここで、 c_{nf}^{FIP} は FIP (Fuel Inertization Point、可燃/不燃混合ガスに不燃ガスを加えていき初めて不燃化する混合組成)における不燃成分の混合比である。

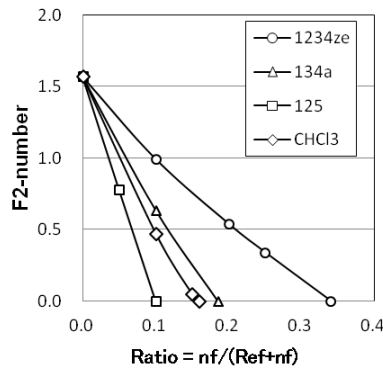


図 2.3.3.3.1.2-1 CO/R32=70/30 基準ガスに不燃ガスを添加した場合の F2 値の変化

2.3.3.3.1.3 ASHRAE 法と保安法 A 法の比較

これまで冷媒関連ガスの燃焼性を主として ASHRAE 法によって測定してきた。一方、我が国には従来からハロゲン系ガスの燃焼性測定法として高圧ガス保安法に付記された A 法がある。両測定法の内容はかなり異なるが、両者の測定結果を系統的に比較した例はない。ここでは、冷媒関連でよく取り扱われる R32、R143a、R152a を取り上げ、両法で測定して比較することとした。測定は全て温度 25°C 乾燥空気中で行った。

まず、ASHRAE 法によって R32、R143a 及び R152a の燃焼限界を測定した。次に、保安法 A 法により同様の測定を行った。保安法 A 法では、温度・圧力の双方を測定したが、温度（二地点）と圧力とはいずれも略同じ濃度で立ち上がり始めるので、立ち上がり濃度を燃焼限界とすると、三者のいずれかで判定しても略同じ燃焼限界値を与えることになる。ここでは到達圧が初圧の 30%以上になれば可燃範囲内であるとした。測定結果を図 2.3.3.3.1.3-1 に示す。左側が下限界、右側が上限界である。横軸は 1 から 6 までの整数で示されているが、これは、①0.3mmΦ 白金線、②0.2mmΦ 白金線、③0.3mmΦ モリブデン線、④0.2mmΦ モリブデン線、⑤0.5mmΦ ニクロム線、⑥0.3mmΦ ニクロム線でそれぞれ溶断した場合であり、縦軸は ASHRAE 法で得られた値に対する相対値で示されている。保安法 A 法は横軸の 1 番であるが、R32、R143a、R152a のいずれも下限界は 1.0 より小さく、上限界は 1.0 より大きくなっている。つまり保安法 A 法では 3 化合物のいずれについても可燃範囲は ASHRAE 法より広がる。

そこで、ASHRAE 法と保安法 A 法の測定値の整合性が問題になるが、例えば、保安法 A 法の溶断金属線を変更することで結果を ASHRAE 法に合わせることを考えられる。同じ AC100V 溶断であっても金属線を変えることで測定結果が変化する。ここでは、保安法 A 法本来の①0.3mmΦ 白金線他、②0.2mmΦ 白金線、③0.3mmΦ モリブデン線、④0.2mmΦ モリブデン線、⑤0.5mmΦ ニクロム線、⑥0.3mmΦ ニクロム線について測定を行ってみたが、試験した金属線の内では①0.3mmΦ 白金線及び③0.3mmΦ モリブデン線で最も可燃範囲が広く、⑥0.3mmΦ ニクロム線でもっとも狭いことが分かった。また、どれが最も ASHRAE 法に近いかといえば、下限界については 0.2mmΦ モリブデンであり、上限界の場合は殆どの場合に ASHRAE 法よりも高く出ているが、強いて言えばこの場合もモリブデンの 0.2mmΦ が最も ASHRAE 法に近い結果となった。

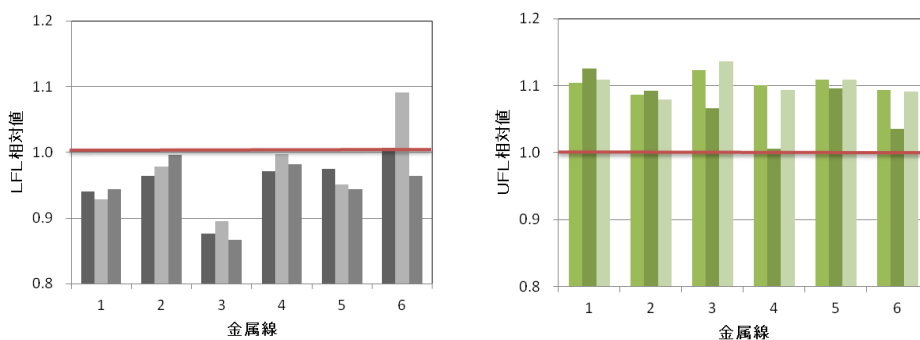


図 2.3.3.3.1.3-1 種々の金属線を用いた場合の保安法 A 法による燃焼限界と ASHRAE 法の比較

各3本の棒グラフは左からそれぞれ R32、R143a、R152a に対応。また、金属線は、①0.3mmΦ白金線、②0.2mmΦ白金線、③0.3mmΦモリブデン線、④0.2mmΦモリブデン線、⑤0.5mmΦニクロム線、⑥0.3mmΦニクロム線である。

2.3.3.3.2 実用上の燃焼速度

2L 冷媒単体及び混合系 2L 冷媒について、日本での実用を考慮した濃度、温度、及び湿度条件における燃焼速度の変化を実験的に調べた。比較のため、既存の不燃性冷媒 R410A、R134a 等の燃焼速度についても温度及び湿度依存性を調べた。標準的な測定方法で評価が困難な場合には、他の方法の検討も行い定量評価した。

2.3.3.3.2.1 冷媒の燃焼速度の温度、圧力依存性

代表的な冷媒化合物の燃焼速度の温度、圧力依存性は、R1234yf を除き、球形容器中心点火法を用いて得た。燃焼速度 S_u は、以下の式のように温度と圧力の関数として表現できる。

$$S_u = S_{u0} (T/T_s)^\alpha (P/P_s)^\beta \quad (2.3.3.3.2.1-1)$$

ここで、 $T_s = 298.15\text{K}$ 、 $P_s = 1 \text{ atm}$ 、 S_{u0} は標準条件 (T_s 、 P_s) における S_u ($\text{cm}\cdot\text{s}^{-1}$)、 α と β はそれぞれ温度および圧力依存性の係数である。R1234yf については、様々な初期温度 T (K) における R1234yf の燃焼速度をシュリーレン法で測定し、それらを温度依存のみの関数として式(2.3.3.3.2.1-1)で $\beta = 0$ としてフィッティングすることにより、温度依存の係数 α のみ求めた。本研究開発で測定した R254fb、R600a、R1234yf を含む 8 種類の冷媒について、いずれも燃焼速度は絶対温度に対しては凡そ 2 次で増加し、圧力に対してはゼロに近い負の依存性を取ることが分かった。

2.3.3.3.2.2 冷媒の燃焼速度の湿度影響

まず、R32 の燃焼速度の湿度依存性を図 2.3.3.3.2.2-1 に示す。データは温度 60°C、量論濃度におけるものである。湿度が高くなると R32 の燃焼速度は緩やかに減少し、60°C50%RH 程度 (絶対湿度 (AH) = 0.068 g-H₂O/g-乾燥空気) まで高くなると、燃焼速度は 60°C0%RH に比べ 25%程度減少することが分かった。これは水蒸気による希釈効果によるものと考えられる。この燃焼速度と絶対湿度の関係について、測定データ数が限られているため、線形として近似し次式を得た。

$$S_{u,\text{st},60^\circ\text{C}(\text{AH})} = S_{u,\text{st},60^\circ\text{C}(0)} - 32.86 \cdot \text{AH} \quad (2.3.3.3.2.2-1)$$

ここで AH は絶対湿度、 $S_{u,\text{st},60^\circ\text{C}(\text{AH})}$ および $S_{u,\text{st},60^\circ\text{C}(0)}$ は任意の絶対湿度および湿度ゼロにおける 60°C の量論燃焼速度である。図 2.3.3.3.2.2-1 から、近似式(2.3.3.3.2.2-1)と実験値の違いは僅かであり、実用環境の狭い範囲の湿度条件においては、湿度影響を便宜的に式(2.3.3.3.2.2-1)で表わしても大きな問題は無い。

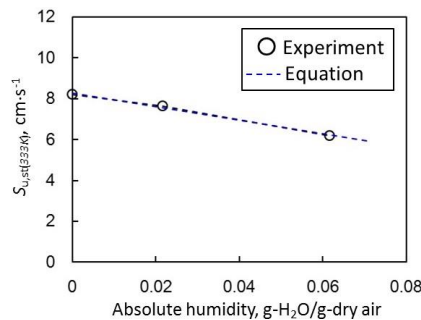


図 2.3.3.3.2.2-1 R32 の燃焼速度の湿度依存性 (量論濃度、温度 60°C)
破線は式(2.3.3.3.2.2-1)。

次に、R1234yf および R1234ze(E) の最大燃焼速度の湿度依存性を図 2.3.3.3.2.2-2 に示す。データは温度 60°C におけるものである。図 2.3.3.3.2.2-2(a) から、湿度が高くなると R1234yf の燃焼速度は大きく増加し、60°C40%RH 程度 (絶対湿度 0.053) まで高くなると、増加は緩やかになるが、ここまでは 60°C0%RH に比べ燃焼速度が 5 倍程度に増大することが分かった。これを混合ガス全体の F 原子数の数/H 原子数の数で整理すると、図 2.3.3.3.2.2-2(b) のようになる。F 原子の数が H 原子の数を上回る湿度の比較的低い条件下では、F/H 比が 1.0 程度になるまで燃焼速度は増加を続け、H 原子の数が F 原子の数を上回った湿度の比較的高い条件下では燃焼速度の変化が乏しくなる結果が得られた。

この燃焼速度と絶対湿度の関係について、測定点が限られているため、F/H 比 ≤ 1.0 の範囲において線形として近似し、次式を得た。

$$S_{u,max,60^{\circ}C(AH)} = S_{u,max,60^{\circ}C(0)} + 165.5 \cdot AH \quad (H/F \text{ 比} \leq 1.0) \quad (2.3.3.3.2.2-2)$$

ここで $S_{u,max,60^{\circ}C(AH)} = S_{u,max,60^{\circ}C(0)}$ は任意の絶対湿度及び湿度ゼロにおける $60^{\circ}C$ の最大燃焼速度である。図 2.3.3.3.2.2-2(a) から、近似式(2.3.3.3.2.2-2)と実験値の違いは小さく、実用環境の湿度条件においては、湿度影響を便宜的に式(2.3.3.3.2.2-2)で表わしても大きな問題は無い。

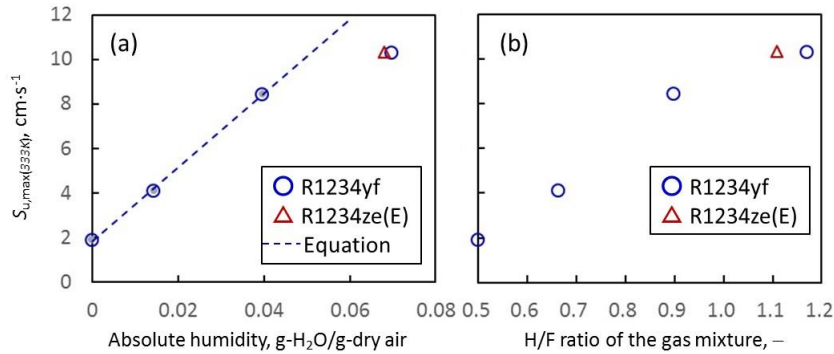


図 2.3.3.3.2.2 R1234yf および R1234ze(E) の最大燃焼速度の湿度依存性 (温度 $60^{\circ}C$)
(a) 絶対湿度依存性、破線は式(2.3.3.3.2.2-2)。 (b) 冷媒/湿り空気混合気の H/F 比依存性。

また、湿度 0% の条件では不燃性冷媒である R413A、R410A、および R134a について、高温高湿度条件 $60^{\circ}C50\%RH$ においては可燃化することが分かったため、燃焼速度を測定した。R410A および R134a については、通常重力下では燃焼速度が低すぎ、浮力による鉛直上方きの力によって火炎が大きく歪んでしまったため、産総研北海道センター極限環境研究棟の微小重力落下装置を用いて微小重力下で無浮力、壁面非接触の球状伝播火炎を得ることにより燃焼速度を求めた。その結果、R413A(漏洩時最悪組成)、R410A、および R134a の燃焼速度 5.9 、 3 、 $2 \text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ を得た。

2.3.3.3.3 冷媒の実用上の燃焼危険性

上記の項目 2.3.3.3.1、2.3.3.3.2 において得た、燃焼限界および燃焼速度の温度、湿度依存性を用いることによって、実際の機器使用環境における冷媒の燃焼性を得ることができる。例として、東京における冷媒の月別燃焼性を基準値 (温度 $25^{\circ}C$ 、湿度 0% の値) で除した値を図 2.3.3.3.3-1 に示す。また、総合的な燃焼性の指標として、燃焼速度の濃度依存性の積分値を考えた。ただし、燃焼限界における燃焼速度の値を決めることができないため、この積分値を近似的に以下の式のように三角形の面積で表わした。結果を図 2.3.3.3.3-1 の実線で表わす。

$$(\text{燃焼速度の積分値}) = 1/2 \cdot (UFL - LFL) \cdot S_{u,max} \quad (2.3.3.3.3-1)$$

東京は、基準条件よりも夏季に高温、高湿度になり、冬季に低温、低湿度になるため、R32 については夏季には高湿度による燃焼速度低下の影響、冬季には低温による燃焼速度低下の影響により、ほぼ通年、基準値よりも燃焼性が低くなり、基準値を用いてリスク評価を行えば実用上ほぼ問題は無い。R1234yf については、冬季には低温、低湿度の影響で燃焼性は基準値と大きく変わらないが、夏季には高湿度による燃焼性増加の影響が大きく、実際の燃焼性は基準値よりも高くなるため注意が必要であることが分かった。

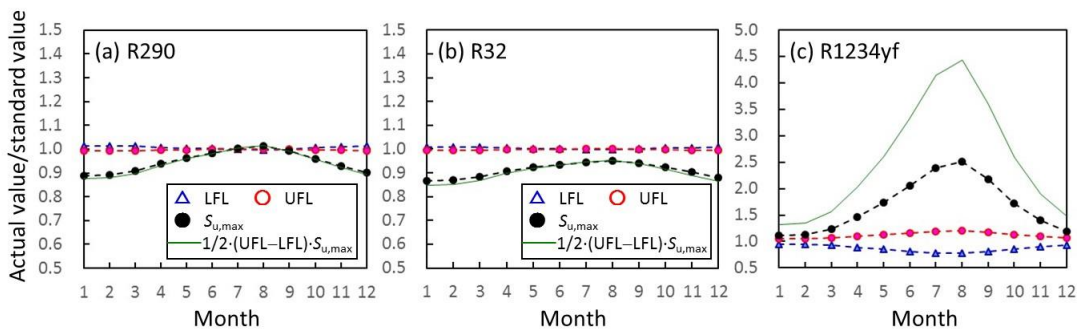


図 2.3.3.3.3-1 東京の気候における冷媒の月別燃焼性

2.3.3.3.4 冷媒の熱分解

可燃性冷媒が空气中に漏洩し、高温の金属面等に触れた際に着火・爆発に至るかどうかが、またその際にどのような反応生成物がどの程度生成するかは、冷媒の漏洩時の危険性を明らかにする上で重要である。ここでは、流通式の反応器を用いて冷媒の熱分解について調べた。図 2.3.3.3.4-1 に実験装置の概略を示す。冷媒と空気の流量はマスフローコントローラで計測・制御して反応管に供給した。反応管は外径 1/2 インチ ϕ 、内径 10.2mm ϕ 、肉厚 1.24mm、長さ 44cm のインコネル製である。冷媒の熱分解で生成した HF 等で熱電対が腐食されるのを防ぐため、反応管の中心軸上に鞘管（インコネル製、外径 1/8 インチ ϕ 、内径 1.4mm ϕ 、長さ 62cm）を貫通させ、鞘管の中に上流側と下流側から 1mm ϕ のシース熱電対（Type K）を各 1 本挿入して反応温度を測定した。反応後の未反応の冷媒濃度と HF 等の分解生成物の濃度は FT-IR（セル長 10cm、ZnSe 窓板）で測定した。未反応の酸素濃度はガスクロ（TCD 検出器、Ar キャリヤー、3mm ϕ ×3m 長の SUS カラムに Molecular Sieve 13X-S を充填、カラム温度 30°C）で測定した。反応管直後の位置で反応ガスに N₂ を添加し、IR の吸収強度が適切になるように調節した。IR セルを通過したガスの一部は、ソーダライム管を通してガスクロに導入して酸素濃度の測定を行った。また、残りの反応ガスはソーダライム筒で処理した後、系外に放出した。測定は室温から開始し、段階的に温度を上げて、温度が定常状態になった後に FT-IR とガスクロによる濃度測定を行った。FTIR では未反応の冷媒と熱分解で生成した HF、COF₂、CO₂、CO、CF₄ を分析し、ガスクロでは H₂、O₂、N₂ を分析した。

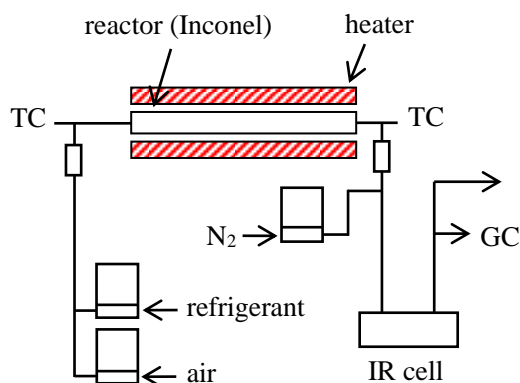


図 2.3.3.3.4-1 熱分解実験装置の概略

R1234yf/空気組成系の測定は、R1234yf/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として、R1234yf 濃度を 1.0vol% ($\phi=0.12$) から 15.0vol% ($\phi=2.10$) まで変化させて測定を行った。図 2.3.3.3.4-2 に R1234yf=7.8vol% ($\phi=1.0$) の場合の測定結果を示す。図で酸素の消費率と HF 等の生成率は供給した R1234yf の 1 モルに対して消費された酸素のモル数と HF 等の生成モル数である。図は 4 回の繰り返し実験の結果を纏めて示してあるが、各々の実験のバラツキは小さく、再現性の高い結果が得られている。R1234yf と酸素の消費、および HF 等の生成は約 600°C までは殆ど認められないが、600°C 付近で R1234yf と酸素の消費は急激に大きくなった。熱分解による主な生成物として、HF、COF₂、CO₂、および CO が検出され、CF₄ も僅かではあるが検出されたが、これらの生成も 600°C 付近から急激に大きくなることが分かった。R1234yf の消費率等は、洗浄によって反応管内に付着している熱分解生成物を除去したクリーンな反応管を用いた場合と以前に熱分解実験に使用した反応管をそのまま用いた場合とで明瞭な違いは認められなかった。

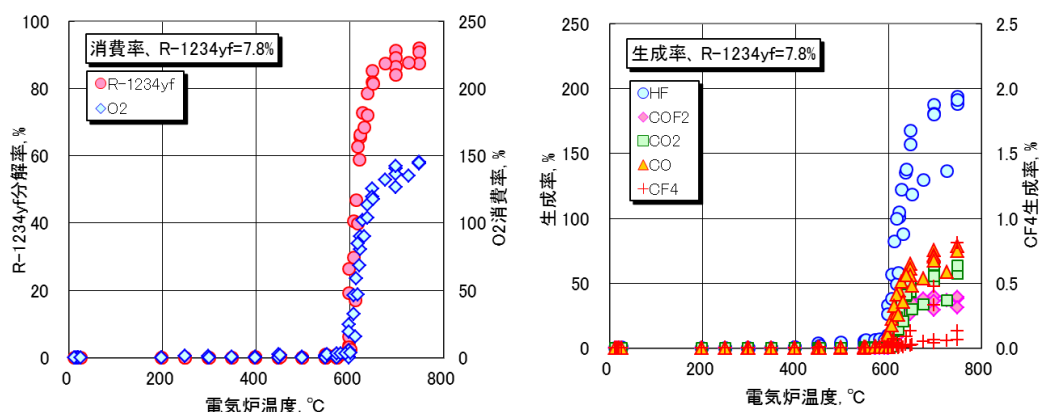


図 2.3.3.3.4-2 R1234yf の熱分解。R1234yf=7.8vol% ($\varphi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

R1234ze(E)/空気組成系の測定は、R1234ze(E)/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として、R1234ze(E)濃度を 3.0vol% ($\varphi=0.37$) から 15.0vol% ($\varphi=2.10$) まで変化させて測定を行った。図 2.3.3.3.4-3 に R1234ze(E)=7.8vol% ($\varphi=1.0$) の測定結果を示す。クリーンな反応管を用いた場合は、R1234ze(E)の消費は約 550°C 以上の温度で認められ、酸素の消費と HF 等の生成は約 600°C 以上の温度で認められ、R1234yf の場合と同様に R1234ze(E)と酸素の消費、および HF 等の生成は 600°C 付近で急激に大きくなった。一方、以前に熱分解実験に使用した反応管（以下、付着物ありと記す）を用いた場合は、約 350°C から R1234ze(E)の消費が認められたが、酸素の消費と HF 等の生成は約 550°C まで認められなかった。図に示した「付着物あり」の場合の実験結果は 2 回の繰り返し実験の結果を示しており、各々の実験における反応管内に付着した分解生成物の量は異なると思われるにもかかわらず、350~550°C の温度における R1234ze(E)の消費率の変化はほぼ同じであった。なお、クリーンな反応管を用いた場合、約 550~600°C の温度で R1234ze(E)は消費されるものの、酸素の消費と HF 等の生成は認められなかったことから、この温度範囲では R1234ze(E)の消費は反応管内に付着している微量の熱分解生成物に影響されている可能性も考えられる。何れにしても、反応管内に一定量以上の熱分解生成物が付着している場合は、R1234ze(E)の熱分解が開始する温度は約 200°C 低下し、R1234ze(E)の消費率は付着物の量には影響されないことが分かった。

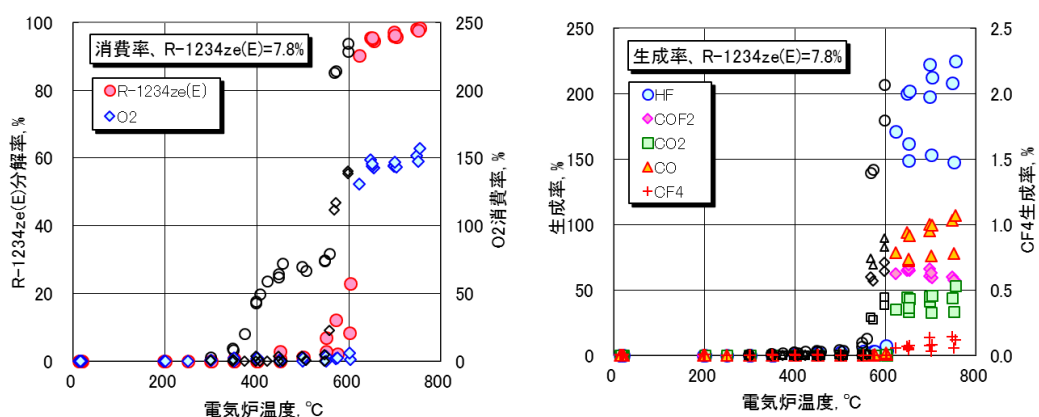


図 2.3.3.3.4-3 R1234ze(E)の熱分解。R1234ze(E)=7.8vol% ($\varphi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。
○、◇等白抜きの記号は熱分解生成物が付着した反応管を用いた場合の測定結果。

R22/空気組成系の測定は、R22/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として、R22 濃度が 10.0vol% ($\varphi=0.40$) から 21.9vol% ($\varphi=1.0$) まで変化させて測定を行った。図 2.3.3.3.4-4 に R22=21.9vol% ($\varphi=1.0$) の場合の実験結果を示す。熱分解による生成物として、HF、COF₂、CO₂、CO、および CF₄ 他に HCl も検出された。クリーンな反応管を用いた場合は、R22 と酸素の消費、および HF 等の生成は約 450°C 以上の温度で認められた。約 450~650°C の温度では、温度の上昇に伴い R22 と酸素の消費、および HF 等の生成は徐々に増加し、温度の上昇に伴う消費率と生成率の増加の割合は R1234yf

および R1234ze(E)に比べて小さいことが分かった。一方、「付着物あり」の場合は、R22 の消費は約 300°C 以上の温度で認められたが、酸素の消費と HF 等の生成は約 450°C まで認められず、約 450°C 以上の温度では、クリーンな反応管を用いた場合と「付着物あり」の場合で、酸素の消費と HF 等の生成に大きな違いは認められなかった。「付着物あり」の反応管を用いた場合、R1234ze(E)とは異なり、約 300~600°C の温度における R22 の消費率は実験毎に大きな違いが認められたことから、R22 の場合は、R22 の消費率は反応管内に付着した分解生成物の量に大きく依存していると思われる。

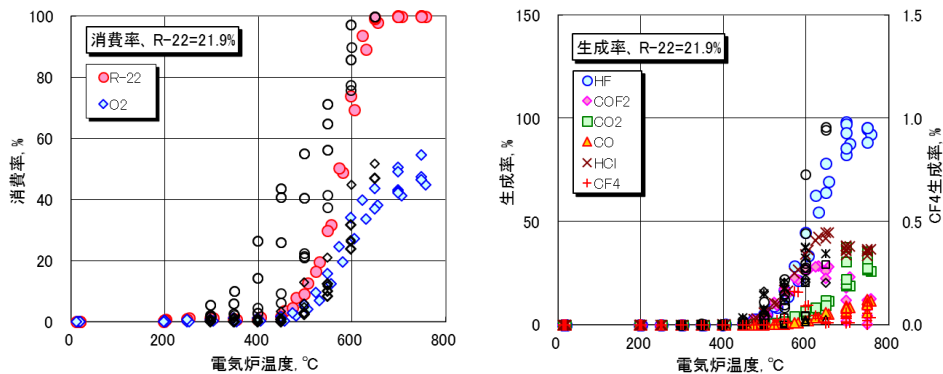


図 2.3.3.3.4-4 R22 の熱分解。R22=21.9vol% ($\phi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³/min。
○、◇等白抜ききの記号は熱分解生成物が付着した反応管を用いた場合の測定結果。

R32/空気組成系の測定は、R32/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として、R32 濃度を 2.0vol% ($\phi=0.10$) から 24.0vol% ($\phi=1.50$) まで変化させて測定を行った。図 2.3.3.3.4-5 に R32=17.3vol% ($\phi=1.0$) の場合の実験結果を示す。R32 と酸素の消費、および HF 等の生成は約 550°C までは殆ど認められないが、それ以上の温度では R32 と酸素の消費率は温度の上昇と共に徐々に大きくなり、HF 等の生成率も温度の上昇と共に徐々に大きくなった。R32 の消費率等は、R1234yf の場合と同様に、洗浄によって反応管内に付着している熱分解生成物を除去したクリーンな反応管を用いた場合と以前に熱分解実験に使用した反応管をそのまま用いた場合とで明瞭な違いは認められなかった。

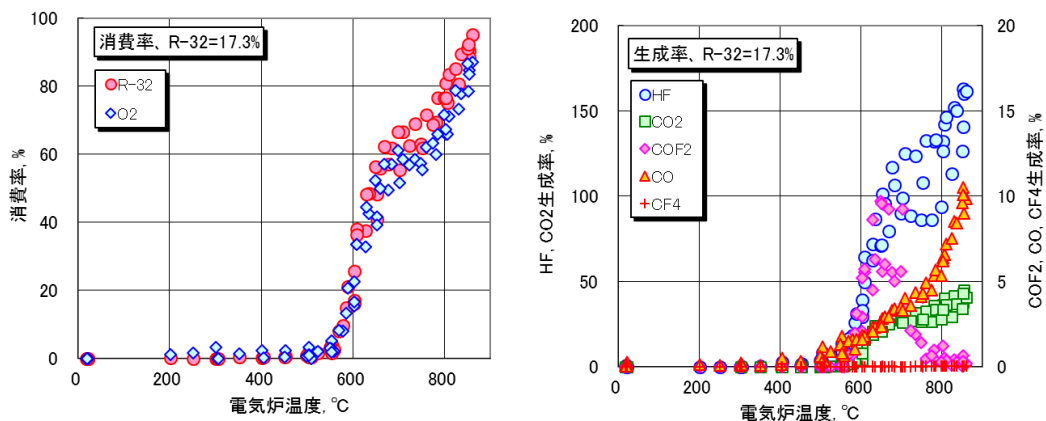


図 2.3.3.3.4-5 R32 の熱分解。R32=17.3vol% ($\phi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

R134a/空気組成系の測定は、R134a/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として R134a 濃度を 1.5vol% ($\phi=0.11$) から 14.5vol% ($\phi=1.21$) まで変化させて測定を行った。図 2.3.3.3.4-6 に R134a=12.3vol% ($\phi=1.0$) の場合の実験結果を示す。クリーンな反応管を用いた場合は、R134a の消費は約 600°C 以上の温度で認められ、酸素の消費と HF 等の生成も約 600°C 以上の温度で認められた。一方、付着物ありの反応管を用いた場合は、約 400°C から R134a の消費が認められ、酸素の消費と HF 等の生成も約 400°C 以上で認められ、R1234ze(E)の場合と同様に、反応管内に一定量以上の熱分解生成物が付着している場合は、R134a の熱分解が開始する温度は約 200°C 低下することが分かった。

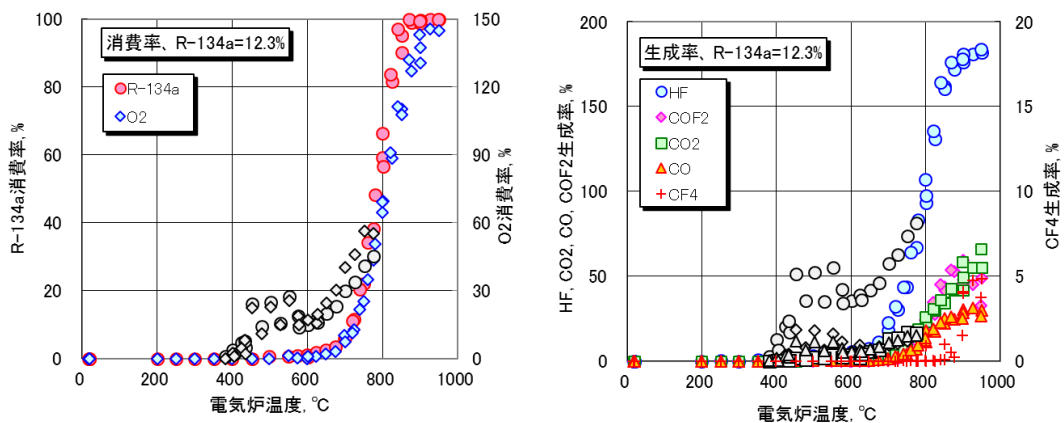


図 2.3.3.3.4-6 R134a の熱分解。R134a=12.3vol% ($\phi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。
○、◇等白抜き記号は熱分解生成物が付着した反応管を用いた場合の測定結果。

図 2.3.3.3.4-7 に、各種冷媒の分解開始温度の濃度依存性を示す。ここで、分解開始温度は、冷媒の分解率が 10% に達する温度で定義した。R1234yf および R1234ze(E) の場合は、図 2.3.3.3.4-2 および図 2.3.3.3.4-3 と同様に、冷媒濃度が異なってもある一定温度で冷媒の分解率、および HF 等の生成率が急激に大きくなった。R22、R32、および R134a については、温度の上昇に伴う分解率の増加の傾向は、図 2.3.3.3.4-4~図 2.3.3.3.4-6 と同様に、R1234yf および R1234ze(E) の場合よりも小さいが、何れの場合も冷媒の分解が開始すると共に、酸素の消費、および HF 等の生成が認められた。分解開始温度と冷媒濃度の関係については、何れの冷媒についても、冷媒濃度が高くなると分解開始温度は低下する傾向にあることが分かった。

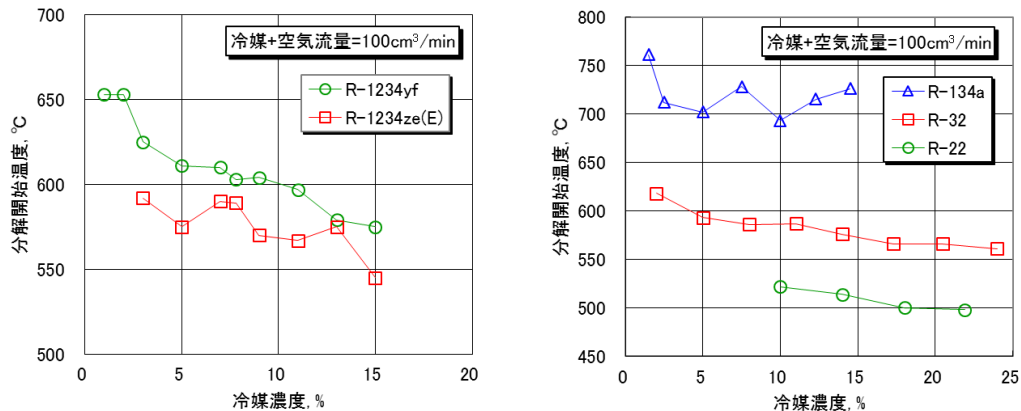


図 2.3.3.3.4-7 5 冷媒の熱分解開始温度の冷媒濃度依存性。冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

R1123/空気組成系の測定は、R1123/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として R1123 濃度を 1.5vol% ($\phi=0.11$) から 22.0vol% ($\phi=2.02$) まで変化させて測定を行った。また、 $\phi=1.0$ で R1123/空気流量を変えた測定も行った。図 2.3.3.3.4-8 に R1123=12.3vol% ($\phi=1.0$) の場合の実験結果を示す。R1123 の分解は約 390°C 以上の温度で認められ、温度がそれよりも少し上昇すると R1123 の分解率は急激に大きくなった。熱分解による主な生成物は、R1234yf 等と同様に、HF、COF₂、CO₂、および CO であり、 ϕ が大きい時は CF₄ も僅かに生成した。酸素の消費と HF 等の生成も約 390°C 以上の温度で認められ、R1123 の分解率と同様に温度が少し上昇するとこれらも急激に大きくなった。R1123 の熱分解は、R22、R134a、および R1234ze(E) のように反応管に付着した熱分解生成物に著しい影響は受けなことが分かった。

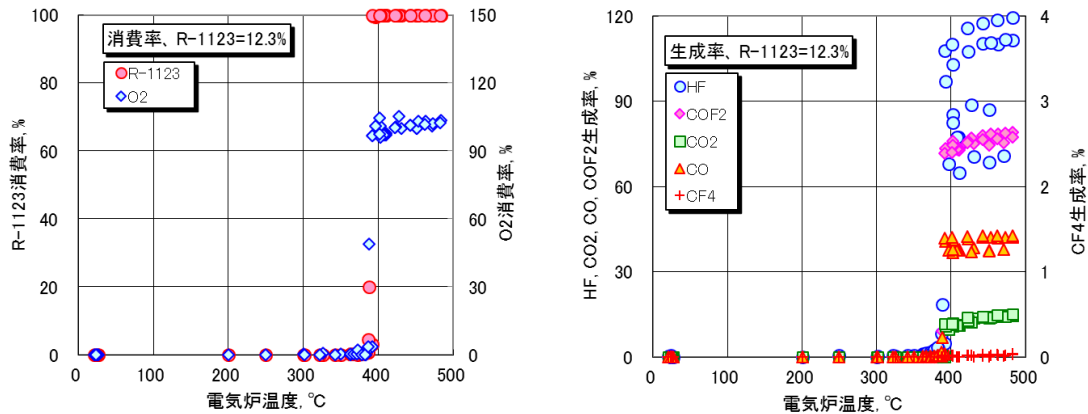


図 2.3.3.3.4-8 R1123 の熱分解。R1123=12.3vol% ($\phi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

R1123/R32/空気組成系の測定は、R1123/R32 混合冷媒中の R1123 濃度が 50vol% について、R1123/R32/空気の流量を 100 cm³·min⁻¹ で一定として、R1123/R32/空気中の混合冷媒濃度が 3.0vol% ($\phi=0.18$) から 47.0vol% ($\phi=5.28$) の範囲で行った。さらに、 $\phi=1.0$ 、R1123/R32/空気流量が 100 cm³·min⁻¹ の条件で、R1123/R32 混合冷媒中の R1123 と R32 の比率を変えた測定も行った。また、R1123/R32 混合冷媒中の R1123 濃度が 50vol%、 $\phi=1.0$ の条件で、R1123/R32/空気流量を変えた測定も行った。図 2.3.3.3.4-9 に R1123(50%)/R32=14.4vol% ($\phi=1.0$) の場合の実験結果を示す。R1123 の熱分解は約 400°C から認められ、R1123 単体の場合と同様に熱分解開始温度よりも温度が少し上昇すると R1123 の分解率は急激に大きくなった。また、R32 の分解率、酸素の消費率、および HF などの生成率も約 400°C で急激に大きくなった。

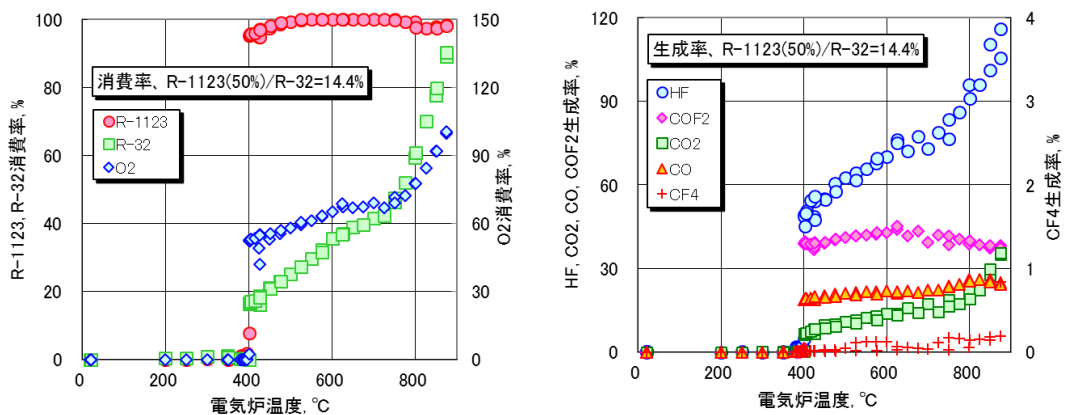


図 2.3.3.3.4-9 R1123/R32 混合冷媒の熱分解。R1123(50%)/R32=14.4vol% ($\phi=1.0$)、冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

図 2.3.3.3.4-10 に冷媒/空気流量=100 cm³·min⁻¹ の時の R1123 単体、および R1123(50%)/R32 混合冷媒について、分解開始温度と冷媒濃度の関係を示す。R1123 単体、R1123(50%)/R32 混合冷媒共、冷媒濃度の増加に伴って分解開始温度は低下し、R1123(50%)/R32 混合冷媒の場合は 20%を超えると分解開始温度はほぼ一定になることが分かった。

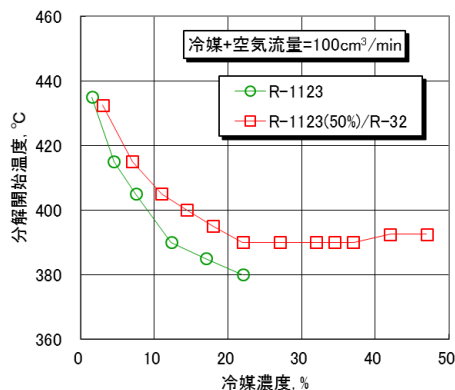


図 2.3.3.3.4-10 R1123 および R1123(50%)/R32 混合冷媒の熱分解開始温度の冷媒濃度依存性。冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

図 2.3.3.3.4-11 には、 $\phi=1.0$ 、R1123/R32/空気流量が 100 cm³·min⁻¹ で R1123/R32 混合冷媒中の R1123 と R32 の比率を変えた測定の結果を示す。図から分かるように、R32 単体に R1123 を 10%加えると分解開始温度は 100°C 以上低下し、R1123 の比率が更に増えると分解開始温度は徐々に低下し R1123 単体の分解開始温度に漸近した。

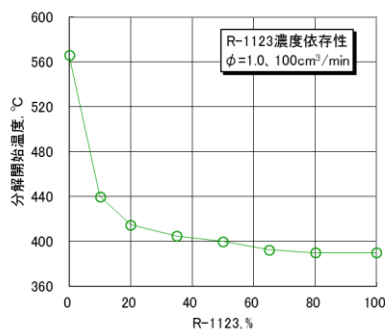


図 2.3.3.3.4-11 R1123/R32 混合冷媒($\phi=1.0$)の熱分解開始温度の R1123 混合比率依存性。冷媒 + 空気流量=100 cm³·min⁻¹。

図 2.3.3.3.4-12 には R1123 単体、および R1123(50%)/R32 混合冷媒について、 $\phi=1.0$ で冷媒+空気流量を変えた測定の結果を示す。R1123 単体、R1123/R32 混合冷媒共、流量の増加に伴って分解開始温度が高くなる傾向にあることが分かった。

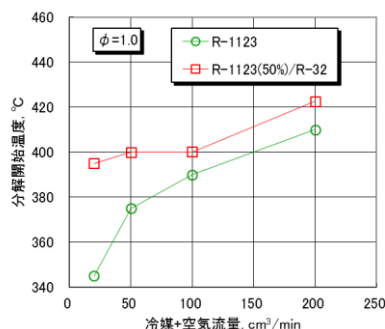


図 2.3.3.3.4-12 R1123 および R1123(50%)/R32 混合冷媒($\phi=1.0$)の熱分解開始温度の冷媒+空気流量依存性

2.3.3.4 ノンフロン型冷媒の着火エネルギー評価法の開発（産業技術総合研究所担当）

2.3.3.4.1 2L冷媒の最小火花着火エネルギー（MIE）の評価法の開発

まず、代表的な冷媒化合物の最小着火エネルギー（MIE）の既報値を調べた結果を図2.3.3.4.1-1にまとめた。燃焼性の低い2L冷媒においては、既報値のばらつきが約10mJから数J以上と、3桁にも及ぶことが分かった。

本研究で用いた、放電着火要直流高電圧電源を図2.3.3.4.1-2に示す。本電源はトリガ重畳方式である。まず電圧が非常に高くごく短時間のスパーク（トリガ）によって電極間にあるガスの絶縁破壊を起こし、次にそれによってキャパシタにチャージした電圧の低い電流（主放電）が電極間を流れるという方式である。この方式で、電極間隔が広く絶縁破壊を起こしにくい条件でも、低い放電エネルギーで制御して試験することが可能となる。これを用いて、R32について種々の電極サイズ、電極間隔、放電持続時間の測定を行った。その結果、電極サイズを直径0.1mmから直径0.3mmに変えることにより、着火エネルギー（ E_{min} ）が30%程度増加することが分かった。電極間隔については、1.5mmから5mmに変えることにより、 E_{min} が2倍程度変わり、電極間隔を広げるにつれて E_{min} の減少量は小さくなることが分かった。また、放電持続時間については、0.05msから0.1msに変えることにより、 E_{min} が2倍程度低下し、それから0.2msに伸ばしても殆ど変わらないことが分かった。これらの結果、放電持続時間がある程度長い放電であれば、電極間隔が最も顕著に E_{min} に影響を与えることが分かった。そこで、放電電極として0.1mmΦのタングステンを用い、0.1ms以上の放電持続時間、3mm以上の電極間距離でR32、R717、R1234yfについて測定した。結果を図2.3.3.4.1-1に示す。得られた実測値は、既報値のおよそ下限に近い値を取ることが分かった。

電極による冷却効果を更に低減させるため、可動式放電電極を製作し、火花放電直後に電極を点火位置から離れた。電極先端の移動速度は約4 m·s⁻¹であり、R32の火炎伝播速度より1桁程度速い。その結果、R32の E_{min} については、静止状態の電極による E_{min} に比べて低下したが、その差は20%以内と僅かであった。R1234yfについては、25℃では同一の電源では出力不足で着火させることができなかった。そのため、測定温度をやや上昇させ、35℃において実験を行った。その結果、

交流電源としてネオントランスとタイマーを用いてR32の着火エネルギー評価試験を行った。しかしながら、この場合、直流電源の時と異なりほぼ確実に着火してしまい、不着火のエネルギーを決定することができず、 E_{min} を得ることができなかった。理由としては、市販のタイマーで制御可能な時間では長すぎて低い交流放電エネルギーを安定的に得ることができないためと考えられる。

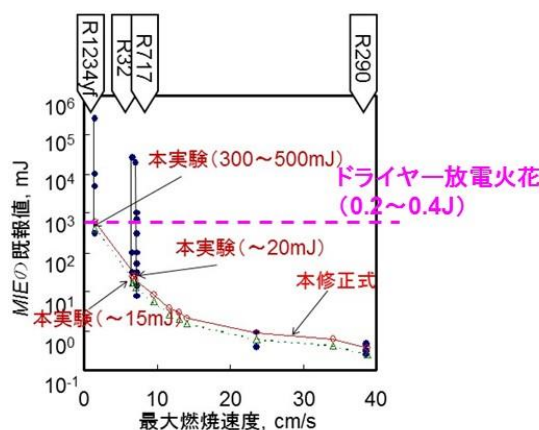


図 2.3.3.4.1-1 冷媒化合物の MIE の既報値および本研究における測定値（●）および推算値（白抜きおよび曲線）

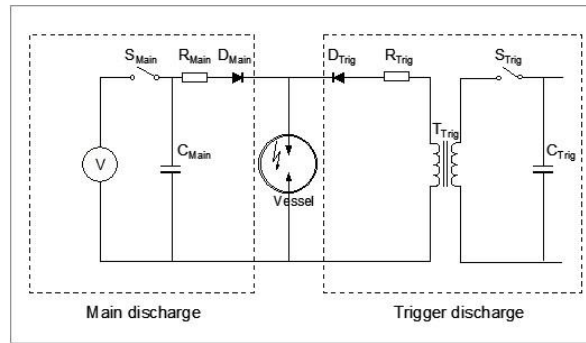


図 2. 3. 3. 4. 1-2 放電着火用直流高電圧電源

2. 3. 3. 4. 2 2L 冷媒の最小着火エネルギー及び消炎距離評価方法の開発

前項 2. 3. 3. 4. 1 で報告したとおり、代表的な微燃性冷媒 3 種の MIE の実測値 E_{min} を得たものの、一般に E_{min} はばらつきが大きく、いくら測定してもデータの信頼性は担保されない。そこで、より科学的根拠に基づく E_{min} を得ることにより、実験値との比較を行うことにした。具体的には、微燃性冷媒の消炎距離について測定を行い、最小着火エネルギーと消炎距離、燃焼速度等の他の燃焼性指標との相関を明らかにすることにより、これらの燃焼性パラメータから最小着火エネルギーを推算する方法の開発を行った。

2. 3. 3. 4. 2. 1 標準条件における消炎距離

消炎距離は、ASTM E582 法を微燃性冷媒評価用に改造した装置を用いて測定を行った。対象は、表 2. 3. 3. 4. 2. 1-1 に示すとおり燃焼性及び分子構造の異なる 11 種類の物質を対象とした。内訳は、飽和 HFC (R32、R143、R143a、R152a、R254fb)、不飽和 HFC (R1234yf、R1243zf)、非フッ素系 (R290、R600a、R717)、可燃/不燃混合冷媒 (R152a/134a (50/50 vol%)) である。これらは ISO817(2014)に登録されている可燃性冷媒のほぼ全てのタイプを網羅したものである。

実験には、図 2. 3. 3. 4. 2. 1-1 に示した円筒部分がアクリル製の燃焼容器を用いた。円筒容器の両側フランジの中心に SUS 製の放電電極が取り付けられている。負極側電極はマイクロメーターによって正極側電極との距離を変化させることができる。電極先端の直径は 1mm である。両電極の先端に、直径 5-100 mm のマニール製円板を取り付け、平行平板間の距離を変化させて着火試験を行うことにより消炎距離 d を求めた。ここで d は、着火しなかった最長平板間距離と着火した最短平板間距離の平均値とした。冷媒濃度を幅広く変え、 d の最小値とそれを与える ϕ_{min} を求めた。次に、得られた ϕ_{min} の混合気において更に試験を行い、10 回の試行で 1 度も着火しなかった最長平板間距離と 1 度でも着火した最短平板間距離の平均値を最終的な消炎距離 d_q とした。消炎距離の放電エネルギー依存性については、R32 において検討したが、0.2J から 1.2J までの結果の比較において有意差は見られなかった。

微燃性化合物の消炎距離は、火炎伝播速度が小さいほど浮力による鉛直上向きの力の影響を受ける。そこで、測定は ASTM 法と同様に円筒容器を横型に配置し平行平板を垂直にした場合と、図 2. 3. 3. 4. 2. 1-1 のように円筒容器を縦型に配置し平行平板を水平にした場合の両方について行った。前者の条件で求めた消炎距離を $d_{q,v}$ 、後者の条件で求めた消炎距離を $d_{q,h}$ とした。R1234yf については浮力の影響を非常に強く受け、通常重力下では燃焼速度や最小着火エネルギーといった燃焼特性と科学的に比較できる消炎距離を得られないため、産総研北海道センターにある微小重力落下装置を用いて微小重力下での測定も行い、浮力の影響の無い理想的な球状伝播火炎から消炎距離を求めた。

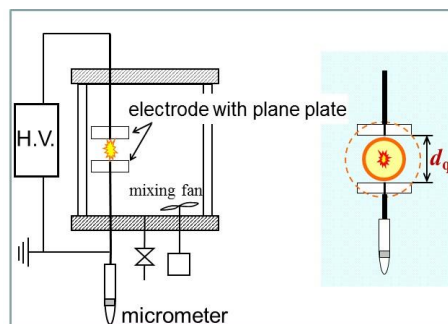


図 2. 3. 3. 4. 2. 1-1 消炎距離測定装置 (縦型配置、 $d_{q,h}$ 測定)

図 2.3.3.4.2.1-2 に、得られた消炎距離 d_q を質量燃焼速度($\rho_u \cdot S_{u0,max}$)に対してプロットしたものを示す。ほぼ全ての化合物について、両者の関係は1つの相関式で表せることが分かった。また、最大燃焼速度 $S_{u0,max}$ が $9.5 \text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ の R254fb の消炎距離が 5.2 mm であることから、消炎距離が約 5 mm 以上の冷媒は、燃焼速度 $10 \text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ 以下であると予想でき、よって微燃性等級 (2L) に分類できることが分かった。

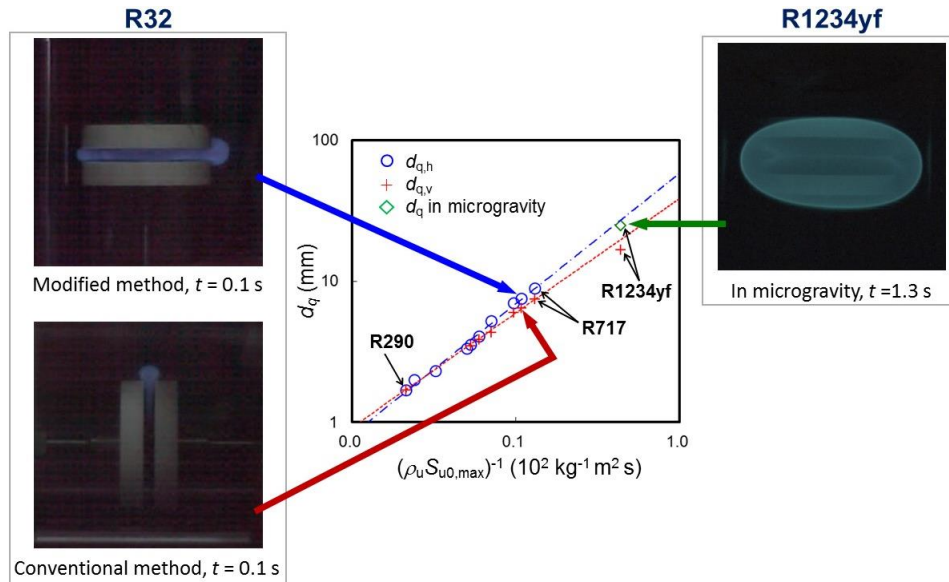


図 2.3.3.4.2.1-2 11 化合物の消炎距離 (25°C、0%RH)

表 2.3.3.4.2.1-1 11 化合物の実測 d_q 及び推算 E_{min} (25°C、0%RH)

Compound	Exp. d_q				Calc. E_{min} by $S_{u0,max}$ and $d_{q,h}$ mJ
	$d_{q,h}$, mm	$d_{q,v}$, mm	Conc. vol%	ϕ -	
R290	1.70	1.70	4.5	1.13	0.35
R600a	2.00	-	3.6	1.16	0.62
R152a	2.33	-	9.0	1.18	0.90
R1243zf	3.33	-	8.5	1.33	2.2
R143	3.58	3.48	11.5	1.24	2.9
R152a/134a (50/50 vol%)	4.08	3.88	11.5	1.24	3.8
R254fb	5.23	4.35	8.5	1.33	12
R143a	7.03	6.00	12.5	1.36	27
R32	7.55	6.45	21.0	1.27	29
R717	8.95	7.45	21.9	1.00	45
R1234yf	24.8 ^a	16.6	10.0	1.33	780

^a 微小重力下での測定値。

2.3.3.4.2.2 消炎距離の温度、圧力影響

前項で得た消炎距離と燃焼速度の関係は、25°C、1atm において得られたものであり、それ以外の条件に適用できるか調べる必要がある。また、微燃性冷媒についてはデータが充分とはいえない。そこで、R32 と R717 について種々の温度、圧力で消炎距離を得ることにより、微燃性冷媒の消炎距離と燃焼速度の関係をより精確にすることにした。

図 2.3.3.4.2.2-1 に、R290、R32、および R717 の消炎距離の温度依存性を示す。消炎距離を測定した濃度は、標準温度で最小値を与えた濃度に固定して測定している。図から、これらの化合物について消炎距離の温度変化は大きくないことが分かった。R32 および R717 については、温度が 25°C から 60°C まで上昇しても、 d_q はわずか 10% 程度の減少にとどまった。これは、温度上昇によって、燃焼速度 $S_{u,max}(T)$ が増加する反面、未燃ガス密度 $\rho_u(T)$ が低下するため、その積に逆相関する消炎距離 $d_q(T)$ はそれほど変化しないためである。

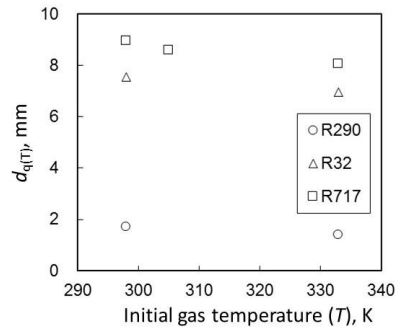


図 2.3.3.4.2.2-1 3 冷媒の消炎距離の温度依存性 (0%RH)

また、図 2.3.3.4.2.2-2 に、R32 および R717 の消炎距離の温度、圧力依存性を示す。これらの実験結果を用いて微燃性冷媒について適用可能な、様々な温度圧力における消炎距離と燃焼速度の相関式を、

$$d_{q(T,P)} = 50.16(\rho_{u(T,P)} S_{u,\max(T,P)})^{-0.847} \quad (2.3.3.4.2.2-1)$$

と求めた。図 2.3.3.4.2.2-2 中に曲線で示したとおり、全 8 種類の微燃性等級に相当する実測データを非常に良く再現できることが分かり、消炎距離と燃焼速度の相関を標準条件から任意の周辺温度、圧力まで拡張できることが分かった。

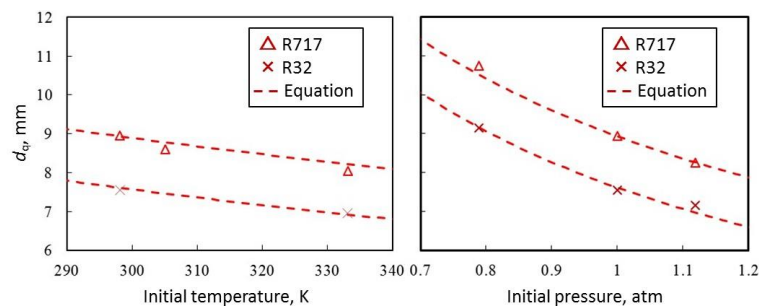


図 2.3.3.4.2.2-2 R32 および R717 の消炎距離の温度、圧力依存性 (0%RH)

2.3.3.4.2.3 消炎距離の湿度影響

消炎距離の湿度依存性の評価については、60°C、50%RH で実施した。上述のとおり、温度上昇が消炎距離に与える影響は小さく、10%程度と考えられる。

図 2.3.3.4.2.3-1 に、高温高湿度条件における R1234yf、R1234ze(E)、および R32 の消炎距離の濃度依存性を示す。R1234yf および R1234ze(E)については、濃度 8.9 vol% ($\varphi = 1.1$) において、それぞれ最小値 5.0 mm および 5.15 mm を得た。この値は、25°C 乾燥空気中の R1234yf の消炎距離の 1/5 程度であった。上述のとおり、温度上昇が消炎距離に与える影響は小さいため、R1234yf および R1234ze(E)の燃焼性は主に湿度によって大幅に増加したことを示している。またこの変化率は、2.3.3.3.2.2 項で報告した R1234yf の燃焼速度の高湿度による増加率の逆数とほぼ対応している。また、R1234yf と R1234ze(E)の消炎距離は、濃度依存性も含めてほぼ一致しており、この条件で両者の大小関係を議論することは困難であった。R32 については、60°C50%RH では 18 vol%において 8.25 mm となり、60°C0%RH に比べて 20%増加、25°C0%RH と比べても 10%増加し、高湿度によって燃焼性が低下することが示された。この傾向も、2.3.3.3.2.2 項で報告した R32 の燃焼速度の高湿度による減少傾向と対応している。

湿度依存性をより詳細に調べた結果を図 2.3.3.4.2.3-2 に示す。R1234yf は、60°C0%RH では消炎距離が約 22.6 mm (式(2.3.3.4.2.2-1)による推算値) であるが、水蒸気が加わり 60°C10%RH になると 10 mm 以下に減少し、更に湿度が増加すると緩やかに消炎距離が減少することが分かった。60°C50%RH を超えたあたりから、消炎距離は緩やかに増加に転じた。これは反応系内の水素供給物質である H₂O が十分に増えたことにより、余剰の H₂O が反応系の希釈剤として働くようになったためである。

比較のため、25°C0%RH で不燃の冷媒である R413A および R410A についても同様の測定を行っ

た。結果を図 2.3.3.4.2.3-3 に示す。その結果、本系の 60°C50%RH の高湿度条件では可燃化することが分かった。

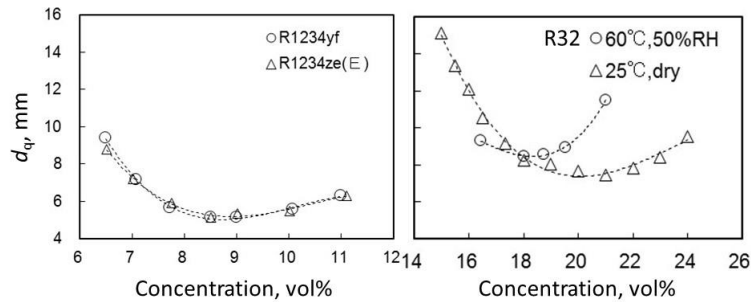


図 2.3.3.4.2.3-1 60°C50%RH における R1234yf、R1234ze(E)、および R32 の消炎距離の濃度依存性

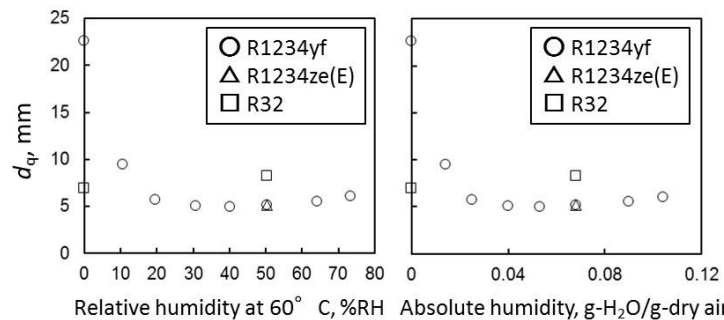


図 2.3.3.4.2.3-2 R1234yf、R1234ze(E)、および R32 の消炎距離の湿度依存性 (60°C)
左: d_q と 60°C 相対湿度の関係、右: d_q と絶対湿度の関係。

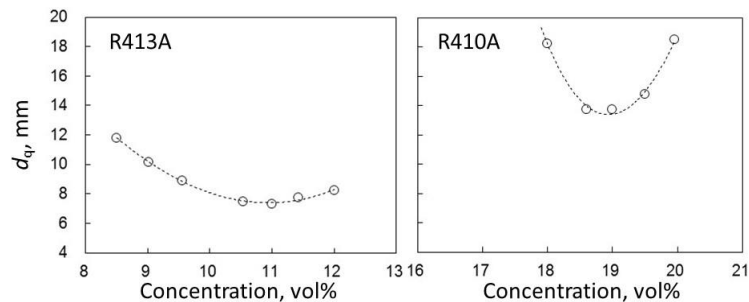


図 2.3.3.4.2.3-3 60°C、50%RH における R413A および R410A の消炎距離の濃度依存性

2.3.3.4.2.4 最小着火エネルギーの推算

可燃性ガスの E_{min} に関しては、次の理論式が知られている。

$$E_{min} = (1/6) \cdot \pi \cdot d_{min}^3 \cdot \rho_b \cdot c_p \cdot (T_b - T_u) \quad (2.3.3.4.2.4-1)$$

着火に要するエネルギー E_{min} は、直径 d_{min} 、温度 T_b の球形ガス領域が保持するエンタルピーと等しい、という式である。ここで、この高温球形ガス領域の直径として消炎距離 d_q 、温度には断熱火炎温度 T_b を仮定している。

一般に火炎球は、未燃ガスと接する火炎表面にあたる温度の比較的低い火炎帯と、その内部にある既燃ガスからなる断熱帯で構成されている。もし消炎距離の値 d_q が、火炎帯厚さを含むものであるなら、式(2.3.3.4.2.4-1)の d_{min} に d_q を適用すると、温度の低い火炎帯も火炎温度 T_b まで上昇させていることになり、 E_{min} を過大評価することになる。そこで、実測の消炎距離 d_q が火炎帯厚さを含むかどうか、R32 火炎について、極細電極を用いて最小着火エネルギー近傍の火花エネルギーを投入し、シュリーレン法で最小火炎球を観察した。シュリーレン法は、密度勾配を可視化する技術であり、数十°C 程度の温度上昇を可視化しているため、シュリーレン像の火炎球外径は火炎帯の大部分を含んでいる。このシュリーレン法で測定した最小火炎球直径と消炎距離 $d_{q,h}$ を比較した結果、両者はほぼ一致した。つまり、消炎距離 $d_{q,h}$ は断熱火炎帯(d_{min})に加え火炎帯厚さ δ も含んでいることが確認で

きた。そこで、式(2.3.3.4.2.4-1)を次式のように修正した。

$$E_{\min} = (1/6) \cdot \pi \cdot (d_q - 2 \cdot \delta)^3 \cdot \rho_b \cdot c_p \cdot (T_b - T_u) \quad (2.3.3.4.2.4-2)$$

$$\delta = 2 \cdot \lambda_{\text{av}} / (c_p \cdot \rho_u \cdot S_{u,\text{max}}) \quad (2.3.3.4.2.4-3)$$

ここで λ_{av} は平均熱伝導率である。微燃性冷媒の場合、 δ が大きいと、式(2.3.3.4.2.4-1)と式(2.3.3.4.2.4-2)の差が大きくなる。

式(2.3.3.4.2.4-2)、(2.3.3.4.2.4-3)、および $d_{q,h}$ 、 $S_{u,\text{max}}$ の実測値を用いて E_{\min} を見積もった結果を表 2.3.3.4.2.1-1 および図 2.3.3.4.1-1 に示す。これらの結果、いずれの方法でも、R32 や R1234yf の E_{\min} は、既報の ASTM E582 法による測定値よりも大幅に低くなり、本研究の実測値と 2 倍以内で一致することが分かった。

2.3.3.4.2.5 消炎直径評価法の開発

前項の消炎距離は、火花放電によって形成された初期火炎核が持続可能な伝播火炎に転移する火炎サイズを表している。これに対し、すでに持続伝播している火炎を消炎に至らしめる隙間の大きさ(小ささ)を、「消炎直径」と名づけた。類似の指標はいくつか存在しているが、圧力上昇を伴い火炎が容器外へ噴出する隙間(「安全隙間 (Maximum Experimental Safe Gap)」と呼ばれる)や、円筒バーナーの供給ガスを突然止めて円筒内を逆火する孔径(「消炎距離」、或いは「消炎直径」と呼ばれる)では、流速の影響を受け易く、浮力のため下方伝播しない微燃性冷媒の火炎を適切に評価することができない。そこで、微燃性冷媒に適した測定法から検討した。

消炎直径測定装置を図 2.3.3.4.2.5-1 に示す。着火源(放電電極)から高さ h (mm)だけ上方に、厚さ 1 mm の PTFE 板を置く。PTFE 板中心には、所定の大きさの孔を開けている。容器内に調整した冷媒/空気混合気に着火し、伝播火炎が孔を 1 度でも通過した場合の孔径と、それよりわずかに小さくし 10 回試験して 1 度も通過しなかった場合の孔径の平均値を消炎直径 d^* とした。R1234yf については、通常重力下では浮力の影響を受け、火炎球上部の火炎面は既燃ガス(不活性な CO_2 や HF 等)に近接されるため、火炎球の火炎帯のうち最も燃焼性が低下してしまい、評価結果は実際の消炎特性よりも過小評価されてしまう。そのため、産総研北海道センターの 10m 微小重力落下装置を用い、微小重力下で測定を行い、既燃ガスによる冷却を受けていない消炎直径を得ることにした。同装置は制動時の衝撃が僅か 4G と小さいため、図 2.3.3.4.2.5-1 の右写真のように上部内壁と平板上部との間につかえ棒を挿入した以外は通常重力と同一の実験をすることができた。消炎直径の放電エネルギー依存性については、R717 において検討したが、0.2 J と 2 J との結果の比較において有意差は見られなかった。

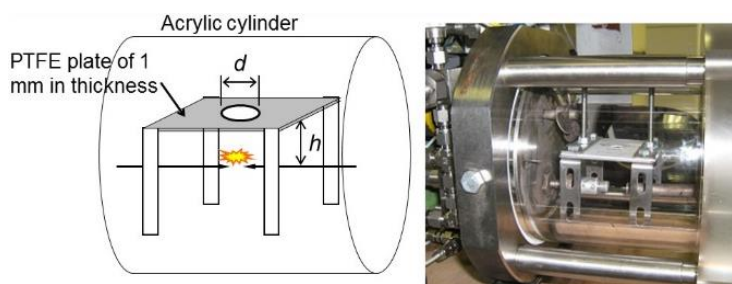


図 2.3.3.4.2.5-1 消炎直径測定装置

微燃性の R32、R717、R254fb について、消炎直径 d^* を図 2.3.3.4.2.5-2 に示す。所定の h において、図の記号よりも小さい孔径であれば火炎は通過できない。 h が大きくなるにつれて d^* は減少していき、一定値に漸近していくことが分かった。

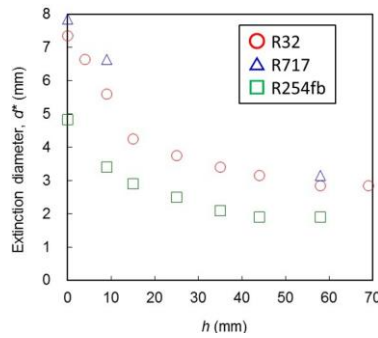


図 2.3.3.4.2.5-2 R32、R717、および R254fb の消炎直径 (25°C、0%RH)

この消炎直径が孔の形状に依らず、以下の熱理論式(2.3.3.4.2.5-1)で一般化されることを、アスペクト比 5.0 までの長方形の孔を使った消炎直径測定や、隙間のある電磁開閉器を使った実験試験によって確認した。

$$d_{\text{eff}} \equiv 4A/P = 4\alpha(c_p \cdot w_{\text{av}}) \quad (2.3.3.4.2.5-1)$$

ここで A は孔の断面積、 P は孔周囲長である。

代表的な冷媒の消炎直径のサイズをコンセントや電磁開閉器の隙間サイズと比較した画像を図 2.3.3.4.2.5-3 に示す。 $h = 9 \text{ mm}$ において、R290 火炎は、直径 1.25 mm の孔を通過する。一方、R32 火炎は、直径 5.5 mm の孔を通過できない。コンセントや電磁開閉器等の内部で着火が起こった場合、R290 は消炎直径がこれらの持つ間隙よりも小さいため、火炎は容易に隙間を通過して外部へ燃え広がるのに対し、R32 は消炎直径がこれらの間隙よりも大きいため、火炎は隙間を通過することができず、電気部品内部で消炎に至ることが分かった。

通常のコネクトやブレーカー、電磁開閉器等はできるだけコンパクトに作られているため、筐体内にある着火源から隙間までの距離 (h) は 10 mm に満たない。その場合、微燃性冷媒であれば、筐体の壁に直径 5mm を超える隙間が無い限り、火炎は筐体外へ出て行くことができず、一般ユーザーの目に火炎として確認されることは無いことが結論付けられた。

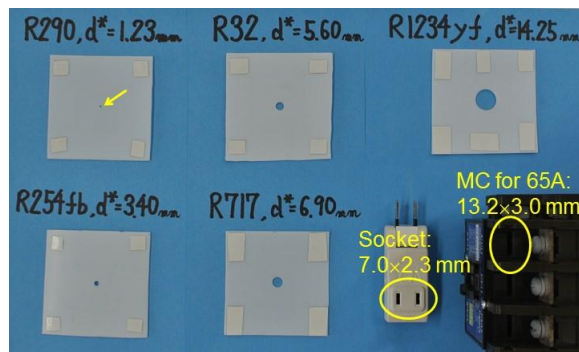


図 2.3.3.4.2.5-3 主な冷媒の消炎直径 ($h = 9 \text{ mm}$) と電気部品の隙間サイズの比較 (25°C、0%RH)

2.3.3.4.2.6 消炎直径の温度、湿度依存性

電気部品は機器運転時に高温になるなど、標準条件よりも過酷な環境におかれることが多い。そこで、高温、高湿度により消炎直径が大きく変化する可能性について検討するため、いくつかの微燃性冷媒について、消炎直径の温度、湿度依存性を測定した。温度、湿度条件は、60°C0%RH、60°C50%RH で実施した。

まず温度依存性について、R32 について消炎直径の測定を行った。濃度条件は、25°C0%RH で消炎直径が最小となった 21 vol%を用いた。その結果、 $d^* = 5.25 \text{ mm}$ が得られ、25°C0%RH の $d^* = 5.6 \text{ mm}$ より約 7%だけ小さくなった。このように、消炎直径も消炎距離と同様、温度上昇によって大幅に減少するという事は無いことが分かった。

次に湿度依存性について、図 2.3.3.4.2.6-1 に、60°C50%RH の R1234yf および R1234ze(E) の $h = 9 \text{ mm}$ における消炎直径の濃度依存性を示す。濃度 9.2 vol% ($\phi = 1.2$) において、最小値 $d^* = 3.8$

mm を得た。この値は、25°C0%RH の R1234yf の消炎直径の 1/3 以下であり、R1234yf と R1234ze(E) は高湿度条件で燃焼性が大幅に増大することを示している。また、R1234yf と R1234ze(E) の消炎直径は、濃度依存性も含めてほぼ完全に一致しており、両者の差異を明らかにすることは困難であった。R32 については、60°C50%RH の消炎直径は 6.35 mm であり、60°C0%RH の消炎直径より凡そ 20%増加し、湿度によって燃焼性が低下することが分かった。また、この減少率は、消炎距離の湿度影響とほぼ同程度であった。

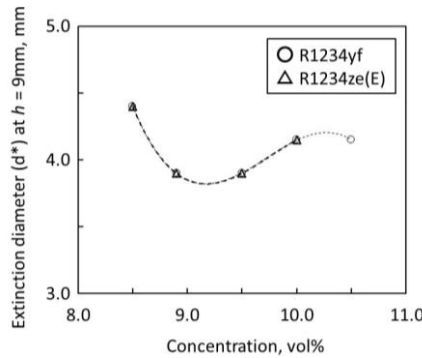


図 2.3.3.4.2.6-1 60°C、50%RH における R1234yf および R1234ze(E) の消炎直径 ($h = 9 \text{ mm}$) の濃度依存性

2.3.3.4.3 2L 冷媒の実用条件の最小火花着火エネルギー (MIE) の評価

人体からの静電気火花のエネルギーと、前項で得られた E_{\min} の大きさを比較した。静電気に関する文献を調査した結果、通常の活動によって、人体は 10–15 kV に帯電することが可能で、火花エネルギーは 20–30 mJ に達するとされる。一方、帯電した人体からの火花が金属経路で起こる場合（たとえばカッターナイフの先端等）、着火には E_{\min} のおよそ 3 倍の火花エネルギーが必要で、皮膚経路の場合、60 倍の火花エネルギーが必要と報告されている。これらが一般的に成り立つとすると、R290 については、人体からの静電気火花によって皮膚経路であっても着火が起こる可能性があるが、微燃性冷媒については、皮膚経路では不可能で、金属経路でも着火する可能性はごく低いことになる。これに加えて、静電気の放電距離と消炎距離の大小関係についても考慮する必要がある。気相中における火花放電の発生はパッシェン則に従う。そのため、仮に大気圧下で絶縁破壊電圧 $V_p = 15 \text{ kV}$ で放電したとしても、放電可能な最長距離 d は 4.3 mm となり、微燃性冷媒の d_q を下回る。つまり帯電した人体からの静電気火花は、微燃性冷媒の消炎距離よりも短い間隙で発生するため、火花核は電極による熱損失の影響を受けてしまう。その場合、着火するには熱損失の無い E_{\min} よりも相当大きな火花エネルギーが必要になるため、人体からの静電気火花による微燃性冷媒への着火は非現実的であることが分かった。

次に、空調機器から可燃性冷媒が漏洩した場合に想定される着火源として、リレー（電磁開閉器）、ブレーカー、コンセント等の接点からの電気火花がある。

表 2.3.3.4.3-1 に、動作中のヘアドライヤーのプラグをコンセントから引き抜いた際に発生する火花放電によって、冷媒/空気混合気着火するかどうか試験した結果を示す。ヘアドライヤーを使用した理由は、一般家庭にあり持ち運びが容易なものうち電力量が最も高い機器だからである。ヘアドライヤーの負荷は AC100V、1200W で、実測した放電エネルギーは 0.2–0.4J であった。冷媒/空気混合気の濃度は、最小の消炎距離を与える濃度に調整し、測定条件は温度 25°C、湿度 0%RH とした。その結果、R290 および R152a は、コンセントの引き抜きの際に着火に至った。一方、R254fb および R32 については、実測した放電エネルギーは R254fb や R32 の E_{\min} よりも十分に高いにも関わらず、40 回の試行によって着火は一度も確認されなかった。これは、火花が発生するコンセントの電極間の距離（最大 2.3 mm）が、R290 や R152a の消炎距離と同等以上で、R254fb や R32 の消炎距離よりも有意に小さいことが原因であると考えられる。

表 2.3.3.4.3-1 電気機器（ヘアドライヤー）からの火花による各種冷媒の着火試験（25°C、0%RH）

Refrigerant	R290	R152a	R254fb	R32
Flammability Class	3	2	2L	
$S_{u0,max}$, cm·s ⁻¹	39	24	9.5	6.7
Result, # of ignition/ # of trial	3/3	1/1	0/40	0/40
				

次に、エアコンの負荷に接続した電磁開閉器の接点の切離し時に生じる火花において、微燃性冷媒が着火するかどうか調べた。冷媒/空気混合気の濃度は、最小の消炎距離を与える濃度に調整し、測定条件は温度 25°C、湿度 0%RH とした。負荷は電圧 AC200V および AC220V、電流 60A、実測放電エネルギーは 2-4J、放電持続時間は 1.8-3.0 ms と、電圧 AC400V、電流 25A、実測放電エネルギーは 0.3-2.2J、放電持続時間は 2.5-4.0 ms の 3 通りで行った。R32 の場合、実測した放電エネルギーは R32 の E_{min} よりも充分に高いにも関わらず、電磁開閉器の前面カバー（13.2mm×3.0mm 程度の間隙を 3 相 1 対の計 6 箇所有する）をつけている場合、各 150 回の試行において、着火は一度も確認されなかった。一方、R152a については、1 度の試行で着火が確認された。また、前面カバーを取り外した場合でも、R32 については 1 度しか着火は確認されなかった。この結果については、前項の消炎直径を導入することにより合理的に説明することができた。

このように、放電エネルギーが冷媒の E_{min} を超えていたとしても、微燃性冷媒の場合、消炎効果が有意に作用するため、実際にスパークが発生する実用条件において着火させることは極めて困難であることが分かった。

2.3.3.4.4 HFO-1234ze(Z)の燃焼性評価（産業技術総合研究所担当）

本研究開発期間中に、日本の参画機関から新冷媒候補として HFO-1234ze(Z)が報告された。そこで、この HFO-1234ze(Z)について基礎燃焼特性の評価を行った。

まず燃焼熱について、Ab Initio 法による理論計算によって燃焼熱を計算したところ、1195 kJ·mol⁻¹ (10.3 MJ·kg⁻¹) であった。Z 体の燃焼熱は E 体に比べて 10 kJ·mol⁻¹ 大きいことが分かった。

次に、燃焼限界の評価を行った。HFO-1234ze(Z)について乾燥空气中、及び 23°C 換算で湿度 50%の空气中で ASHRAE 法による燃焼限界の測定を行った。その結果を表 2.3.3.4.4-1 に示す。参考の為、R1234ze(E)及び R1234yf の測定値もあわせて示した。比較して分かるように、HFO-1234ze(Z)は R1234ze(E)と燃焼限界は殆ど同じであった。いずれも乾燥空气中では不燃性であり、また湿り空气中の可燃範囲は殆ど重なっている。因みに、R1234yf は乾燥空气中、湿り空气中のいずれも可燃性であり、乾燥空气中の可燃範囲は HFO-1234ze の Z 体 及び E 体の湿り空气中の値と同程度になっている。

表 2.3.3.4.4-1 HFO-1234ze(Z)の燃焼限界

化合物	乾燥空气中 (vol%)		湿潤空气中 (vol%)	
	LFL	UFL	LFL	UFL
HFO-1234ze(Z)	n.f. (max 60°@10.5%)		6.6 ±0.3	11.5 ±1.0
R1234ze(E)	n.f. (max 35°@10%)		6.5 ±0.4	11.5 ±1.0
R1234yf	6.7 ±0.2	12.0 ±0.6	5.40 ±0.15	13.5 ±0.5

n.f. = non flammable.

次に、燃焼速度の評価を行った。HFO-1234ze(Z)の火炎伝播は非常に遅く、浮力により大きく歪んでしまうため、解析が困難であった。そこで、産総研北海道センターにある微小重力落下装置を用いてほぼ無重力の状態での燃焼実験を行うことにより、浮力と壁面冷却の効果を取り除いた HFO-1234ze(Z)の球状伝播火炎を得、球形容器法によって燃焼速度を求めた。

図 2.3.3.4.4-1 は、各濃度における HFO-1234ze(Z)の圧力データ P_w と、火炎伝播挙動の直接撮影

像である。火炎伝播が確認できたのは僅かに 11.0、11.5、12.0 vol%のみであり、またこれらの濃度においても、1 気圧未満の初期圧力では火炎伝播が確認できなかった。

得られた P_{fl} から、球形容器法（球形伝播モデル）を用いて燃焼速度を求めた。取得したデータは極めて限定的だが、暫定値として最大燃焼速度 $1.9 \text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ を得た。これは、R1234yf の燃焼速度よりも僅かに高かった。しかしながら、R1234yf は通常重力下で可燃であり、通常重力下で不燃（乾燥空気中）の HFO-1234ze(Z)の方が燃焼速度が高いのは合理的ではない。

この結果を検証するため、HFO-1234ze(Z)に可燃性ガスを混合して燃焼性を増した混合系の燃焼速度を調べ、同一の放電条件等で評価した R1234yf 混合系及び R1234ze(E)混合系と比較した。混合する可燃性ガスとしては、燃焼速度ができるだけ低く、H/F 比が 1.0 である R32 を選定した。

R32/R1234 = 80/20、60/40、40/60 vol%の混合冷媒の圧力挙動を比較した結果、HFO-1234ze(Z)の P_{fl} の最大値は R1234yf よりも明らかに遅く現れるが R1234ze(E)よりは僅かに早く現れることが分かり、HFO-1234ze(Z)の燃焼速度が両者の間に位置することが示された。

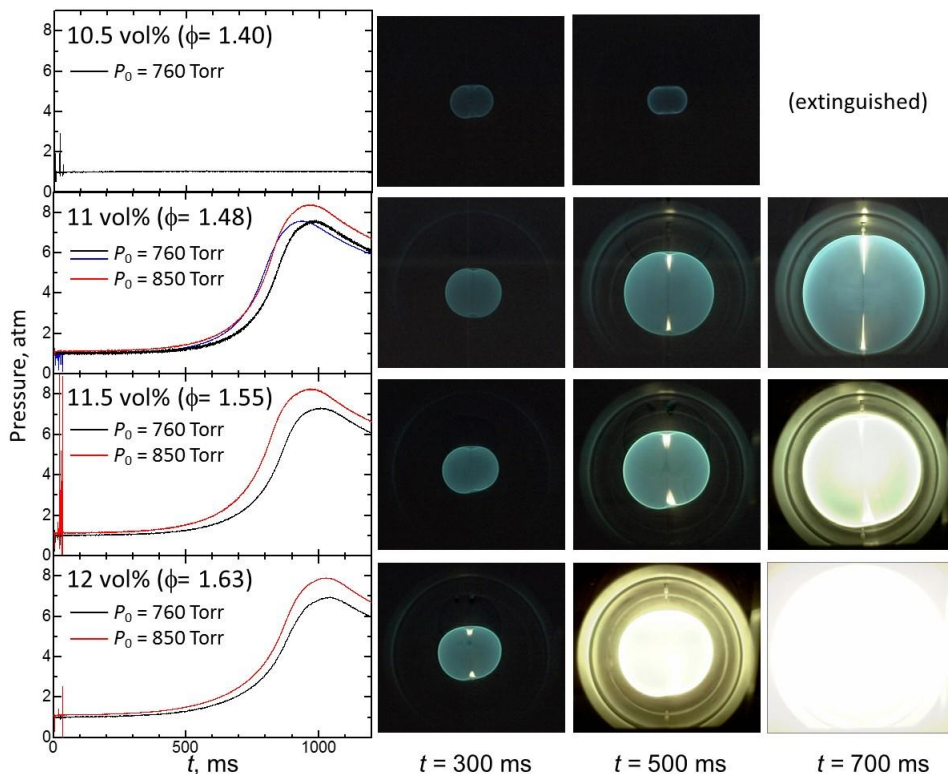


図 2.3.3.4.4-1 HFO-1234ze(Z)の各濃度における火炎伝播挙動と圧力挙動（微小重力下）

以上のとおり、燃焼熱、燃焼限界、燃焼速度を評価した結果、HFO-1234ze(Z)は、LFL が 3.5 vol%を上回り燃焼熱が $19 \text{ MJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ を下回り燃焼速度が $10 \text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ 以下であることが分かり、ISO817(2014)の燃焼性等級で 2L 等級に分類されることを明らかにした。

また、最小着火エネルギー、消炎距離については、直流放電エネルギー $7 \text{ J} < E < 10 \text{ J}$ (0.5 φ タングステン電極、電極間距離 7 mm、放電持続時間 $20 \text{ ms} < \Delta t < 30 \text{ ms}$) において着火させることができた。消炎距離については大きすぎて計測できなかった。しかし上述のとおり HFO-1234ze(Z)は乾燥空気中では「不燃」と判定された。一方、高湿度条件では R1234yf と R1234ze(E)の中間に位置すると考えられる。60°C50%RH の高湿度条件では、R1234yf と R1234ze(E)の消炎距離は濃度依存性も含めほぼ完全に一致するため、その中間の燃焼性を有する R1234ze(Z)の消炎距離は濃度約 8.9 vol% ($\phi = 1.1$) において、最小値 $5.1 \pm 0.1 \text{ mm}$ 程度であると推定される。また最小着火エネルギーについても、これらと同等の、9 mJ 程度と推定される。

2.3.3.5 固有安全性評価手法の確立
 2.3.3.5.1 低 GWP 冷媒の固有リスク評価
 2.3.3.5.1.1 リスク評価の概要

開発低 GWP 冷媒は微燃性冷媒の性質と自己分解反応を生じると言う性質を有している。自己分解反応は、炭素-ハロゲン結合の開裂と再結合により熱力学的に安定な物質に分解する反応で、大きな発熱を伴うものである。ある温度、圧力、着火エネルギー存在下では、自己分解反応が連鎖することで発熱が継続し、系内の圧力上昇をもたらす。

これら性質が発現した場合に人的または物的な危害が生じることが考えられ、この冷媒をエアコンなどの機器に適用していく場合にはそのリスク評価を行うことが必須である。現時点ではこの冷媒が燃焼した場合も、また自己分解した場合も、その危害の程度が明確になっていないため R-M a p での危害は両方の現象でもっとも致命的であると仮定してリスク評価を進めた。

2.3.3.5.1.2 事故発生の許容値

リスクアセスメント結果の事故発生確率（以下許容値）については、独立行政法人製品評価技術基盤機構（NITE）の資料を参照した。図 2.3.3.5.1.2-1 にその概要を示す。

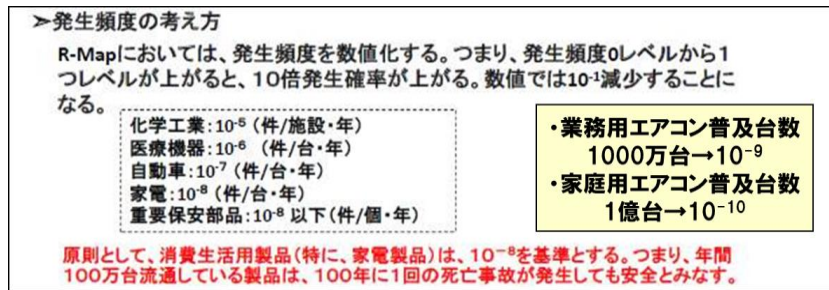


図 2.3.3.5.1.2-1 事故発生確率の考え方

化学工業など施設規模が大きく、各種法規制によって管理されている場合には 10^{-5} 程度の許容値となるが、家電製品のように一般消費者が比較的メンテナンスを考えずに使用する場合の許容値は「家電製品の重大事故発生確率の目標は 10^{-8} 台/年 (100 万台ベース)」になる。つまり、年間 100 万台流通している製品は、100 年に 1 回の致命的事故が発生しても安全と見なす。国内の家庭用エアコンの総台数は約 1 億台であり、使用時の事故発生確率の目標は計算上 10^{-10} 台/年以下の数字でなければならない。

危害の状況が大きく異なる場合、例えば人体に対する火傷と擦過傷などのように明らかに異なる場合には、それぞれ危害が生じる状況も異なるので、各々の事象に対して個々に許容値を設定することが求められる。しかし現時点ではこの冷媒が燃焼した場合も、また自己分解した場合も、化学反応に伴う温度上昇や圧力上昇が生じることが予測され、その危害の程度が明確になっていないため R-M a p での危害は両方の現象で最大であると仮定している。よってリスク評価は別々に進め、最終的に求められた使用時の事故発生確率を総合化した方が判りやすいと考える。よって開発低 GWP 冷媒の使用時の事故発生確率の目標は総合化した値として 10^{-10} 件/年以下とし、開発低 GWP 冷媒固有のリスクである自己分解反応時には、 10^{-11} 件/年以下の値となることで、事故発生確率としては既存冷媒とほぼ同じであることが望まれる。

また使用時以外の流通時、据付け時、サービス時、廃棄時には流通業者やサービスマンなど職業人が作業を行ない、マニュアルや手順書に基づき責任と注意を持って行う作業であり、使用時の 10 倍から 1000 倍程度大きくなって、実際には安全に作業できると考えられる。よって使用時以外の事故発生確率の目標は総合化した値として 10^{-9} 件/年以下とし、燃焼時と自己分解反応時には、それぞれ 10^{-10} 件/年以下の値となることが望まれる。

なお、この流通台数と重大事故発生確率の関係は家電または家電類似の機器で 10 万台程度の流通台数がある場合であり、それより少ない流通台数の機器では、重大事故の発生確率は一律に 10^{-7} 程度以下と設定する方がよいだろうと考えられる。

またこの許容値は日本国内の設定値であり、習慣や文化の異なる国や地域では当然、エアコン類に求める安全の要求も異なるので各国が社会事情や受容性に応じて独自に設定すべき値である。

2.3.3.5.2 自己分解反応のリスク評価

2.3.3.5.2.1 エアコンライフサイクルと自己分解反応

開発低 GWP 冷媒はエアコンで使用した場合、特定の使用環境、使用条件において自己分解反応を生じる可能性が示唆された。具体的には圧縮機単体では、摺動部の焼き付き現象を反応起点とした自己分解反応が考えられる。またエアコンの運転時に異常となるモードとしては、暖房運転中の凝縮器側ファン停止での運転や三方弁閉での運転、モータのレイアーショートなどが考えられる。しかし最初の実験解析が容易な圧縮機単体での摺動部の焼き付き現象から自己分解反応が生じるかを検討した。

圧縮機内摺動部の焼き付き現象を反応起点とする自己分解反応の知見を得るため、圧縮室模擬品を製作し検証試験を実施した。圧縮室内摺動部の焼付き現象を再現することは困難であるため、本検証試験では摺動部焼付きを反応起点として自己分解反応が発生すると仮定し、どの範囲まで自己分解反応が進行するかを調査した。

家庭用エアコンの運転条件下において、圧縮室内で意図的に白金溶断により自己分解反応を発生させた場合、吐出ポート（細部）を通じ圧縮室内から圧縮室外に反応が伝播するかを確認することで、間接的に本事象がリスクになるか評価する。図 2.3.3.5.2.1-1 に試験装置概要図を示す。

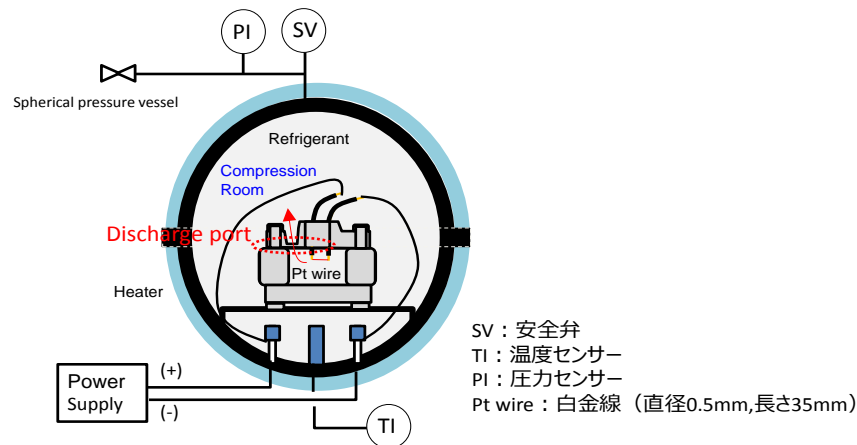


図 2.3.3.5.2.1-1 試験装置概要図

結果、開発低 GWP 冷媒は家庭用ルームエアコン想定吐出ポート径であれば、圧縮室内摺動部焼き付きにより自己分解反応が発生したとしても、圧縮室外へ自己分解反応の伝播は生じないことを確認した。

2.3.3.5.2.2 一定速エアコンでの自己分解反応のリスク評価

開発低 GWP 冷媒のリスク評価に必要な空調機器内の反応起点に関する知見を得るため、エアコンの運転時に異常となる前述の各種モードを設定し、実機による確認を冷房/暖房時また修理据付け時のミスなど各種条件を想定した検討を行った。

特に一定速エアコンでは各種モードの中で異常運転の場合に自己分解反応が生じる可能性があると考えられた。モードの始まりとしては、サービス時もしくは据付け時に三方弁を開け忘れた状態で暖房運転を行い、圧縮機に取り付けられた安全装置や制御部の安全装置が働かず、断続運転などを繰り返した後、故障や暴走から圧縮機が常時通電状態となる。その時の温度上昇から圧縮機がストールを生じ、モーターが低抵抗のヒーターとして働き急激に温度圧力が上昇し、その結果巻線の絶縁が破壊され電流スパークなどの高エネルギーが発生し自己分解反応に至るプロセスである。

(1) 実機試験結果

上記のプロセスが再現可能か実験を行った。再現実験は安全確保のため、圧縮機などに異常を生じない圧力範囲、温度範囲で行なった。その結果を補外していくと、開発低 GWP 冷媒は不具合運転になると圧縮機のストール（圧縮回転不良）を生じる可能性がある。これにOLP（オーバーロードプロテクター）接点溶着が生じれば、内部巻線のショートにより、自己分解反応を生じる可能性があることが判った。特に開発低 GWP 冷媒の HF01123 の比率が高くなり、自己分解反応により急激な圧力上昇を生じる場合に危害度をもっとも致命的となる場合が考えられる。また凝縮器側ファン停止で暖房運転を行うと吐出側の圧力と温度が徐々に上昇し、圧縮機のストールに至る可能性もある。ただし圧縮機単体で行った巻線強制通電では圧力と温度の上昇を生じるが明確な自己分解反応には至らなかった。

(2) 使用時のリスクアセスメント

使用時のリスクアセスメントを行うに当たっては実機試験結果をベースに、自己分解反応による大きな被害が発生しない開発低 GWP 冷媒比率（HF01123/HFC32 の比率を 40/60 重量比）と設定した。リスクアセスメントはこの設定された比率をベースとして行った。

リスクアセスメントの前提となる設定値は安全装置に関しては、表 2.3.3.5.2.2-1 に示す IEC61505（JIS C0508）電気/電子/プログラマブル電子安全関連の機能安全から低頻度モードにおける安全度水準（SIL）の SIL3 と SIL4 の境界を機能失敗確率とする。具体的には低頻度モードで 10^{-4} (/h)、高頻度モードで 10^{-8} (/h) と設定した。

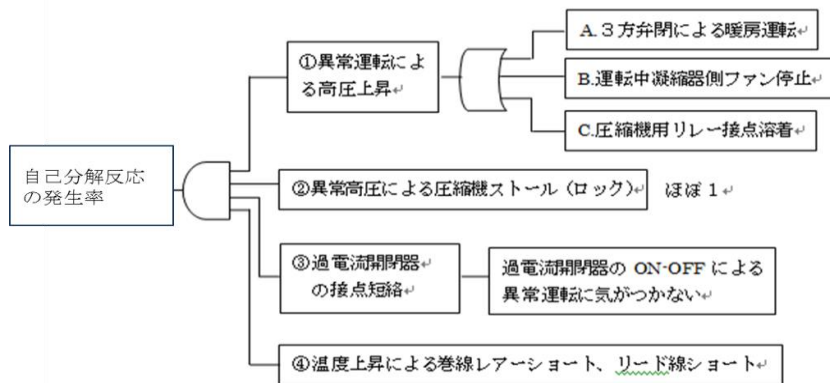
表 2.3.3.5.2.2-1 IEC61508（JIS C0508）電気/電子/プログラマブル電子安全関連系の機能安全

低頻度	安全水準	作業要求当たりの設計上の機能失敗平均確率
	SIL 4	10^{-5} 以上 10^{-4} 未満
	SIL 3	10^{-4} 以上 10^{-3} 未満
	SIL 2	10^{-3} 以上 10^{-2} 未満
	SIL 1	10^{-2} 以上 10^{-1} 未満
高頻度	安全水準	安全機能の危険側失敗の平均頻度 PFH (/h)
	SIL 4	10^{-9} 以上 10^{-8} 未満
	SIL 3	10^{-8} 以上 10^{-7} 未満
	SIL 2	10^{-7} 以上 10^{-6} 未満
	SIL 1	10^{-6} 以上 10^{-5} 未満

また家庭用エアコンの年間使用時間は JIS ルームエアコンから 2500 h/年とし、そこに使用される一般的な電気部品の故障率は以下 2.5×10^{-5} の数字とする。またまたヒューマンエラーとしては 3×10^{-3} を適用する。

$$10^{-8} \times 2500 = 2.5 \times 10^{-5}$$

ルームエアコンの対象機器としては単相 200V50Hz 一定速圧縮機を有した家庭用エアコンとし、保護装置としては「電流およびシェル温度検知による熱動式過電流開閉器（復帰式）」を有するものとする。この保護装置で一般的な形式は OLP である。 図 2.3.3.5.2.2-1 に自己分解反応の基本 FT 図



を示す。

図 2.3.3.5.2.2-1 自己分解反応の基本 FT 図

先ほどの FT 図に示した異常運転による高圧上昇から自己分解反応による有意現象に至る確率をフロー図でそれぞれ確率を求めた。

表 2.3.3.5.2.2-2 異常運転に気づかない可能性の発生率

据付業者、サービスマンによる		使用者による運転		t-ト別発生率	
試運転	試運転内容	見逃率	見逃率※		
実施 0.997	正常運転確認まで (10分程度): <u>0.997</u>	3×10^{-3}	1室1台:0.9	3×10^{-3}	8.05×10^{-6}
			1室多台:0.1	10^{-2}	2.99×10^{-6}
	起動確認のみ(10秒程度): <u>3×10^{-3}</u>	1	1室1台:0.9	3×10^{-3}	8.08×10^{-6}
			1室多台:0.1	10^{-2}	2.99×10^{-6}
実施しない <u>3×10^{-3}</u>		1	1室1台:0.9	3×10^{-3}	8.1×10^{-6}
			1室多台:0.1	10^{-2}	3.0×10^{-6}
合計					3.32×10^{-5}

異常運転に気づかない可能性の発生率は表 2.3.3.5.2.2-2 のように計算される。この値を用いて図 2.3.3.5.2.2-2 の三方弁閉による暖房運転から自己分解反応を生じる可能性のフロー図で確率を計算する。

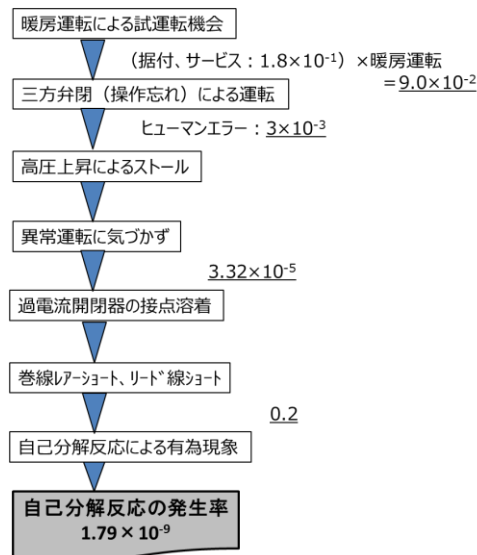


図 2.3.3.5.2.2-2 三方弁閉による暖房運転から自己分解反応のフロー図

よって三方弁閉による暖房運転から自己分解反応の発生確率は 1.79×10^{-9} 回/年となる。次に運転中に凝縮器側ファンが停止した場合の自己分解反応の発生割合を考える。

表 2.3.3.5.2.2-3 閉異常運転に気づかない可能性の発生率

使用者による運転		t-ト別発生率
設置条件※	見逃率	
1室1台:0.9	3×10^{-3}	2.7×10^{-3}
1室多台:0.1	10^{-2}	10^{-3}
合計		3.7×10^{-3}

この場合に異常運転に気づかない可能性の発生率は表 2.3.3.5.2.2-3 のように計算される。この値を用いて図 2.3.3.5.2.2-3 のフロー図で確率を計算する。

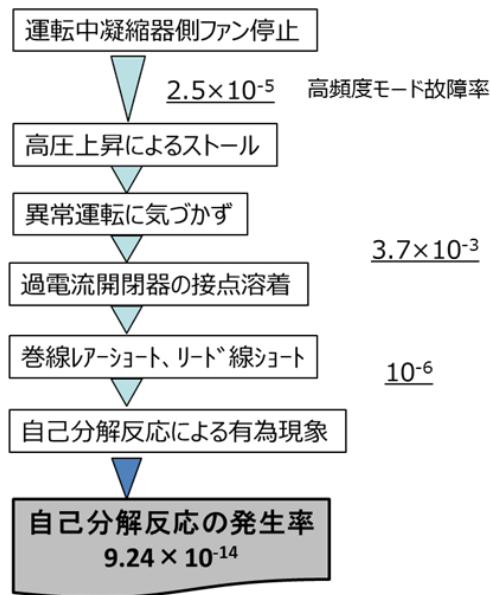


図 2.3.3.5.2.2-3 運転中凝縮器側ファン停止による暖房運転から自己分解反応のフロー図

よって運転中凝縮器側ファン停止による暖房運転から、自己分解反応の発生確率は 9.24×10^{-14} 回/年となる。

次に運転中に圧縮機リレー（電磁接触器）接点溶着による圧縮機暴走モードから自己分解反応の発生割合を考える。この場合に異常運転に気づかない可能性の発生率は先ほどと同じ表 2.3.3.5.2.2-3 のように計算される。この値を用いて図 2.3.3.5.2.2-4 のフロー図で確率を計算する。

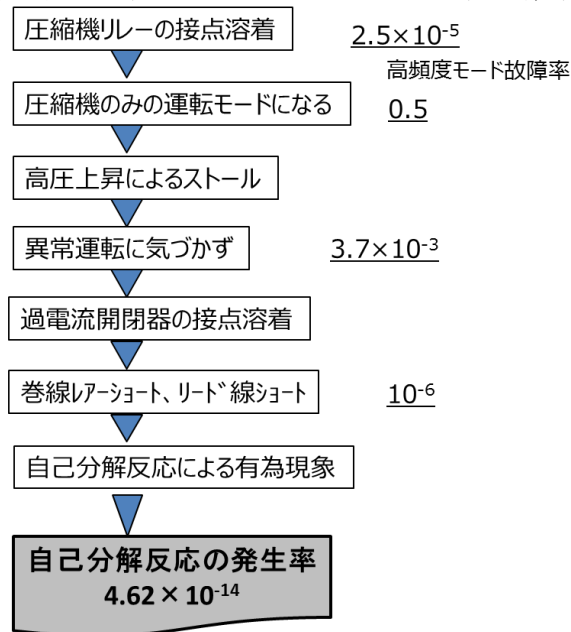


図 2.3.3.5.2.2-4 圧縮機リレー接点溶着による暴走モードからの自己分解反応のフロー図

よって圧縮機リレー接点溶着による暴走モードからの自己分解反応の発生確率は 4.62×10^{-14} 回/年となる。

以上のフロー図による検討結果を合計し 1 年間の発生確率を求めると表 2.3.3.5.2.2-4 に示す 1 台当たりの自己分解反応の発生確率（3 つのモード合計）は 1.79×10^{-9} となる。

表 2.3.3.5.2.2-4 1 台当たりの自己分解反応の発生確率(3つのモード合計)

対象モード	発生率 (／年)
①三方弁閉による暖房運転	1.79×10^{-9}
②凝縮器側ファン停止	9.24×10^{-14}
③圧縮機用リレー接点溶着	4.62×10^{-14}
合計	1.79×10^{-9}

この値は自己分解反応の許容値である 10^{-11} に対して $10^{-2} \sim 10^{-3}$ 程度の不足となる。なお自己分解反応リスクと燃焼反応リスクを合計した総合リスク許容値を 10^{-10} と設定しているため基本的な考え方としては、各々のリスク値は 10^{-11} 程度以下である必要がある。そのため次章でリスク値を下げる対策を考える。

(3) 対策の検討

対策を考える前に過去の市場発生の不具合事例を検証する。

自己分解反応による有意現象は、下記の2つの主なフェール（不具合事象）で発生する。

- ① 圧縮機ストールに至る異常高圧上昇をもたらす不具合運転
 - ② 圧縮機保護装置（過電流開閉器）の ON/OFF 運転に気づかない
- 一方、過去の市場発生不具合事例を調べてみると以下のようなになる。
- A ディーゼル爆発：1～1.5程度のフェールで発生すると想定される。
- ① ポンプダウン時に低圧側を大気開放するヒューマンエラー
 - ② 異常運転に気づかない（数分～数十分程度と推定され、自己分解反応での有意な現象のフェールの②とは発生率が大きく異なると推測される。
- B 圧縮機ガラス端子不良：2程度のフェールで発生すると想定される。
- ① 圧縮機の過電流保護装置作動する不具合運転。圧縮機用リレー接点溶着、圧縮機軸ロック
 - ② 保護装置が ON/OFF を繰り返すような異常運転を見逃すことで、保護装置接点溶着し、巻線レアショートからリード線間ショートに至る。

このようなフェールに関して、一般的な経験則によれば

- ・1つのフェールで発生可能な事例は、市場では必ず発生する。
- ・2つのフェールの重なりで発生可能な事例は、市場ではごく稀に発生する。
- ・3つのフェールの重なりで発生可能な事例は、市場では発生しない。

よって開発低 GWP 冷媒の自己分解反応を防止するには許容値に対して定量的には 10^{-3} 程度、定性的には独立したもう1事象のフェール防止案が必要と考えられる。

対策として独立したもう1事象のフェール防止案を以下に列記する。

- ① 自己分解反応しない開発低 GWP 冷媒組成とする。
 - (ア) 「自己分解反応の限界」を設定することで「有意現象が生じる限界」と「自己分解反応が生じるが有意現象は生じない限界」を設け1事象のフェールで 10^{-3} 以下の発生率とする。ただしこのような限界域が設定できるのか精査が必要である。
- ② 条件付き使用冷媒とする。
 - (ア) インバーター機には適用可能である。なぜならば少なくとも1事象として手動復帰式の保護装置（圧力、温度、電流等による検知）を2個以上有すると想定される。
 - (イ) 一定速機過電流開閉器と共にさらにもう1事象の圧縮機回路を直接遮断できる手動復帰式の保護装置を設けること。
 - (ウ) その他、上記（ア）、（イ）に類似した仕様を有すること。
 - (エ) 既設の機器への充填は厳禁。

以上の考え方で自己分解反応の発生率を再計算し直した結果を表 2.3.3.5.2.2-5 に示す。

表 2.3.3.5.2.2-5 自己分解反応の見直した発生率

	不具合要因	ベース仕様	＜対策案＞			
			①自動復帰式保護装置	②手動復帰式保護装置	③自己分解しない組成	
工場生産機器	暖房試運転機会 3方弁閉で運転	9×10^{-2}	9×10^{-2}	9×10^{-2}	9×10^{-2}	
		3×10^{-3}	3×10^{-3}	3×10^{-3}	3×10^{-3}	
	OLP不動作 (短絡)	試運転時作動見逃し	8.97×10^{-3}	8.97×10^{-3}	8.97×10^{-3}	8.97×10^{-3}
		運転時ON-OFF見逃し(≒1ヵ月)	3.7×10^{-3}	3.7×10^{-3}	3.7×10^{-3}	3.7×10^{-3}
	2つ目の保護装置不動作	On-OFF見逃し(その後の1ヵ月)		7.01×10^{-1}		
		手動復帰式保護装置不動作			3×10^{-4}	
	自己分解反応	1	1	1	0.2	
	自己分解反応による有為事象	0.2	0.2	0.2	10^{-3}	
	自己分解発生率 (／年・台)	1.79×10^{-9}	1.26×10^{-9}	5.38×10^{-13}	1.79×10^{-12}	

以上より、手動復帰しない保護装置を設けることで発生率を 5.38×10^{-13} まで下げることができ、許容値を満足することが判った。

(4) 据付け、サービス時のリスクアセスメント

前章と同様の考え方で一定速圧縮機を使用した家庭用エアコンの据付け時およびサービス時の自己分解反応のリスク評価を行った。図 2.3.3.5.2.2-5 に据付け工程の概要を示す。

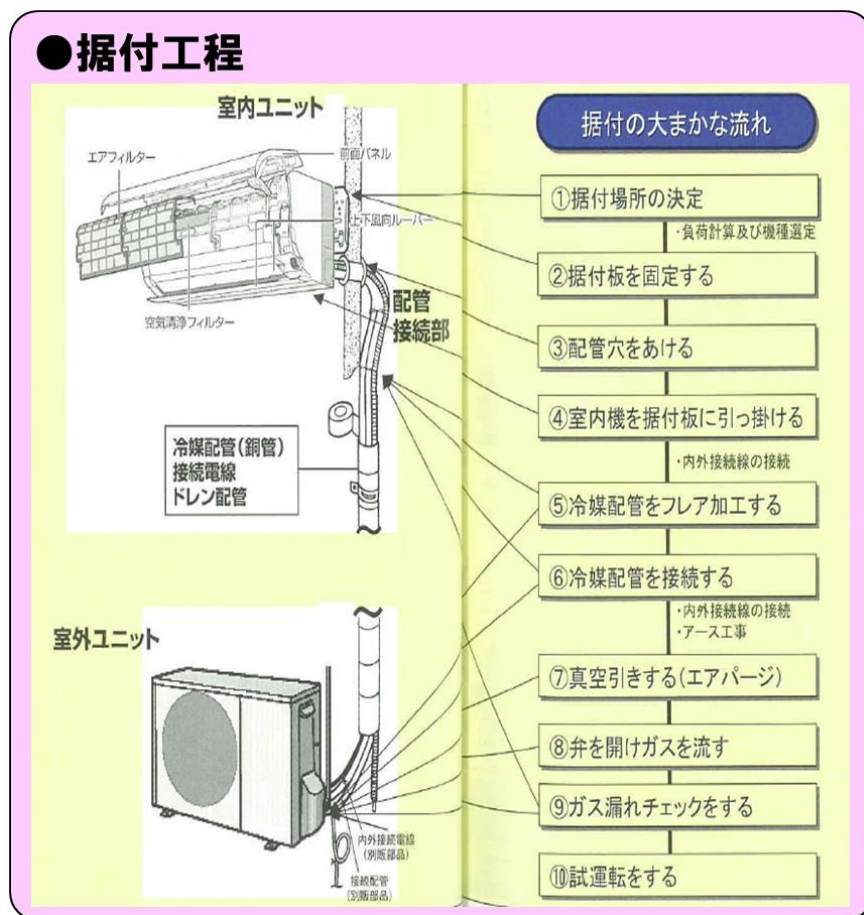


図 2.3.3.5.2.2-5 据付け工程

またこの工程からは⑧⑨⑩の作業時に以下の連続ミスで試運転を行なった場合に自己分解反応が生じる可能性がある。

- 弁を開け忘れて作業を終了
- 試運転時に温度、圧力、音、振動の異常に気付かない
- OLP等の異常に気付かない

以上の考え方にに基づき FTA を作成し自己分解反応の発生のリスクを計算した。計算結果から発生率は 5.76×10^{-11} となった。

引き続きサービス時のリスク評価を行った。図 2.3.3.5.2.2-6 に据付け工程の概要を示す。

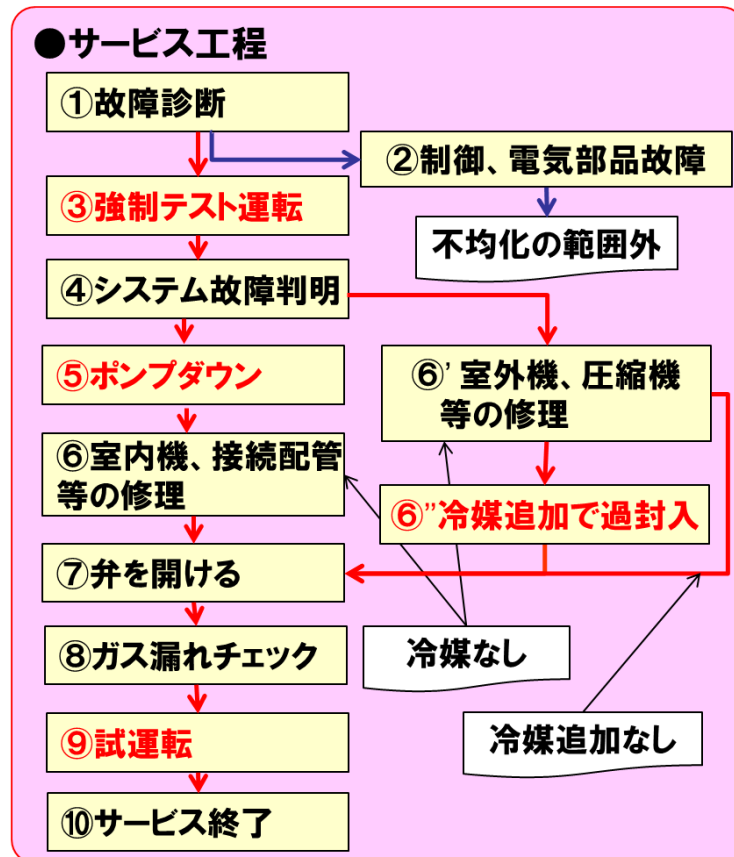


図 2.3.3.5.2.2-6 に据付け工程

この工程からは⑦⑧⑨の作業時に以下の連続ミスで試運転を行なった場合に自己分解反応が生じる可能性がある。

- 試運転時に温度、圧力、音、振動の異常に気付かない
- OLP等の異常に気付かない

以上の考え方にに基づき FTA を作成し自己分解反応の発生のリスクを計算した。計算結果から発生率は 7.20×10^{-11} となった。

なお家庭用エアコンの輸送時と廃棄時の工程についても検討したが、自己分解反応の発生に至る可能性を有する事象は見出せなかった。

2.3.3.5.2.3 インバーターエアコンでの自己分解反応のリスク評価

前章までは主に日本以外で採用率が高い一定速圧縮機を使用した家庭用エアコンの自己分解反応の発生のリスクを計算してきた。一方、日本国内で使用されている家庭用エアコンは一部の例外を除き、ほとんど全てがインバーター圧縮機を使用している。その理由としては、家庭用エアコンは省エネルギー

ギー性と冷暖房時の快適性が求められるからである。

そこでこの章ではインバーター圧縮機を使用した家庭用エアコンの自己分解反応によるリスク評価を行った。図 2.3.3.5.2.3-1 にインバーターエアコンの回路図と制御スキームの模式図を示す。

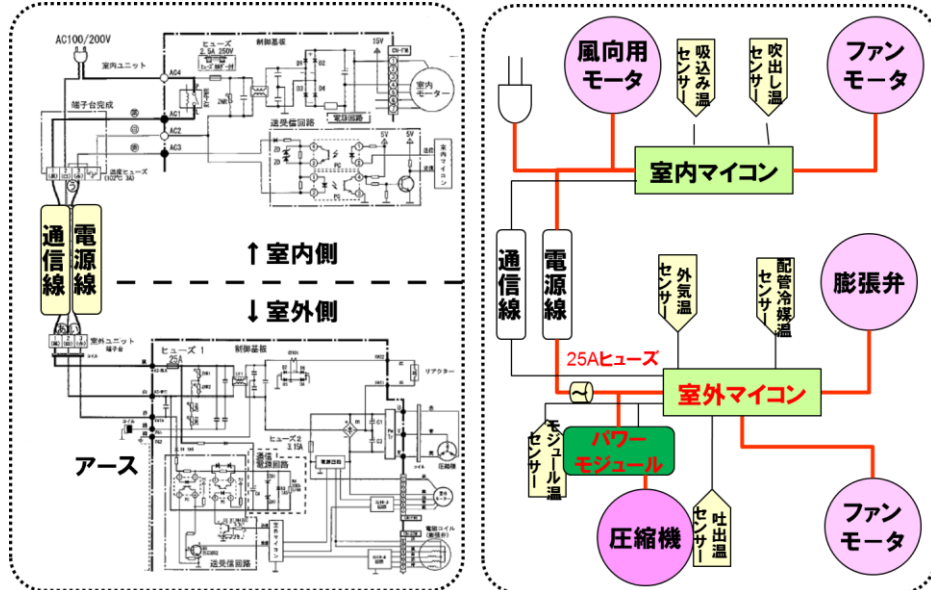


図 2.3.3.5.2.3-1 インバーターエアコンの回路図と制御スキームの模式図

インバーターエアコンは、圧縮機の制御に文字通り「インバーター」と呼ばれる回路を採用しているエアコンで、このインバーターによって圧縮機の回転数や供給電圧を変化させ、省エネルギーと冷暖房時の快適性を確保している。この働きは図に示す室外マイコンがパワーモジュールを制御することによって成り立っている。すなわち酷暑時にはハイパワーで運転して部屋を急速に冷房し、その後はローパワーで省エネルギー運転しながら室温を維持する。また室内マイコンは室内機のファンモーターや風の吹き出し方向を変える風向モーターを制御すると共に、室内温度を吹出し温センサーと吸込み温センサーとで監視し、室外マイコンと連携しながら適正な制御を行う。

このような回路でインバーターエアコンの電気安全がどのように確保されているのかを確認するため、図 2.3.3.5.2.3-2 に不動作、故障の発生フロー図を示した。

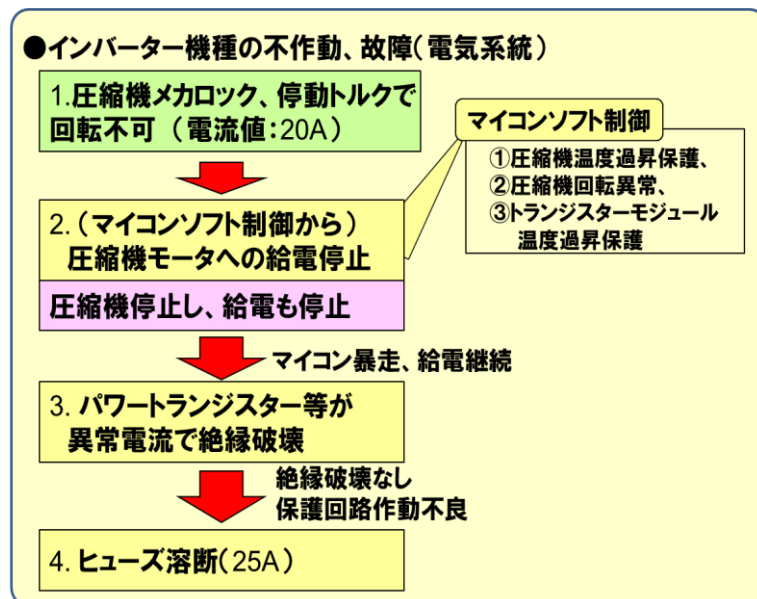


図 2.3.3.5.2.3-2 インバーターエアコンの電気系統での不動作、故障

図から明らかなようにインバーターエアコンで異常電流が流れる状態になった場合には、マイコンの制御、パワートランジスターの破壊、またヒューズの溶断で基本的には圧縮機への給電を停止する。

ただしマイコンの故障や異常作動で暴走モードになった場合や、ヒューズが容易に溶断しない場合など、可能性は少ないが大電流が流れる場合がある。据付け時やサービス時に三方弁を開け忘れて、このような大電流が流れる状態になった場合には開発低 GWP 冷媒の自己分解反応が生じる可能性がある。そこで各ステージで FTA を作成し、その発生確率を求めた。図 2.3.3.5.2.3-3 にインバーターエアコンの使用時の自己分解反応発生 FTA を示す。

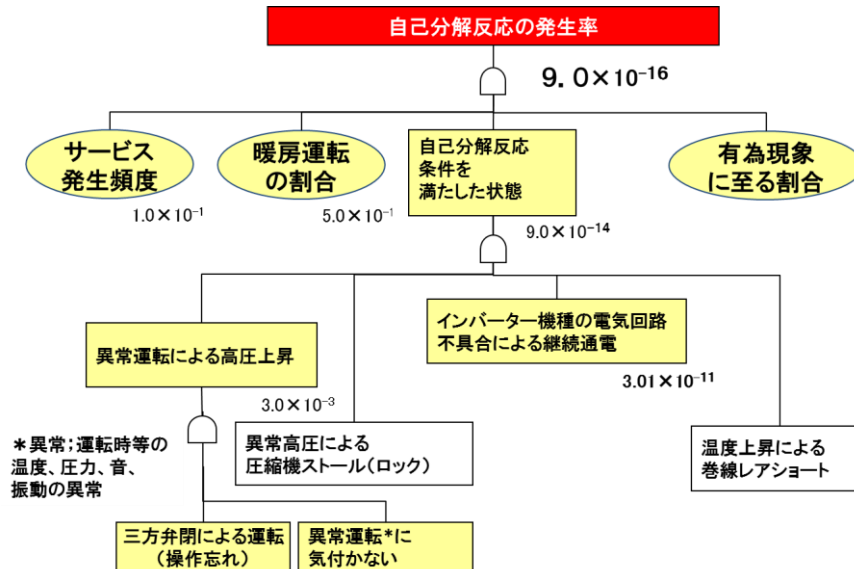


図 2.3.3.5.2.3-3 インバーターエアコンの使用時の自己分解反応発生 FTA

FTA からは使用時の自己分解反応の発生リスクは 9.0×10^{-16} とかなり小さな値となった。しかし、インバーター等のマイコン回路のリスクの数字は実績が短く、想定外の事象は含まれていないことに注意を要する。さらに同様の FTA を据付け時やサービス時に対しても作成し自己分解反応の発生を計算した。なお輸送時と廃棄時の工程について自己分解反応の発生に至らないことは一定速圧縮機を使用した家庭用エアコンの場合と同様である。

2.3.3.5.2.4 冷媒容器取り扱いと自己分解反応

開発低 GWP 冷媒は特定の条件下で着火エネルギーが印加されると大きな発熱を伴う自己分解反応を生じる可能性がある。開発低 GWP 冷媒を容器に充填し取り扱う際、高圧ガス保安法より容器温度維持 (40°C 以下) 等の規制を受けるため、容器内冷媒の温度/圧力が自己分解反応発生条件を満たすことはない。着火エネルギーに関しても、容器内部に自己分解反応の起因となる大きな着火エネルギーは存在しない。しかし容器運搬時の交通事故やハンドリングミスにより容器外部から衝撃エネルギーが印加される場合や、冷媒廃棄時に燃焼破壊するため、バルブを急に開く操作で断熱圧縮が起こり内部ガスの温度/圧力が急激に上昇する場合には、開発低 GWP 冷媒が自己分解反応を起こす可能性がある。

(1) 外部エネルギーによる冷媒容器への衝撃試験結果

まず冷媒容器に外部エネルギーを印加し、容器内冷媒が自己分解反応を生じるか検討試験を行った。検討試験は日本カーリット(株) 危険性評価試験所にて実施した。試験条件は高圧ガス保安協会 アセチレン容器多孔質物性能試験規定 衝撃試験に準拠し、水平に固定した 12.5L 型冷媒容器の胴部外表面上に容器凹み量が 10~20mm 程度になるように調整した含水爆薬 (10g) を仕込み、起爆させ、容器内冷媒の自己分解反応の発生有無を確認した。試験冷媒は、既存冷媒である HFC32 と開発低 GWP 冷媒 (HF01123/HFC32 の比率を 40/60) を用いた。開発低 GWP 冷媒に関しては、出荷時/回収時を想定して容器内に液状態/ガス状態になるよう調整し、冷媒容器内に充填した。

図 2.3.3.5.2.4-1 に実験イメージ図、表 2.3.3.5.2.4-1 に試験結果を示す。

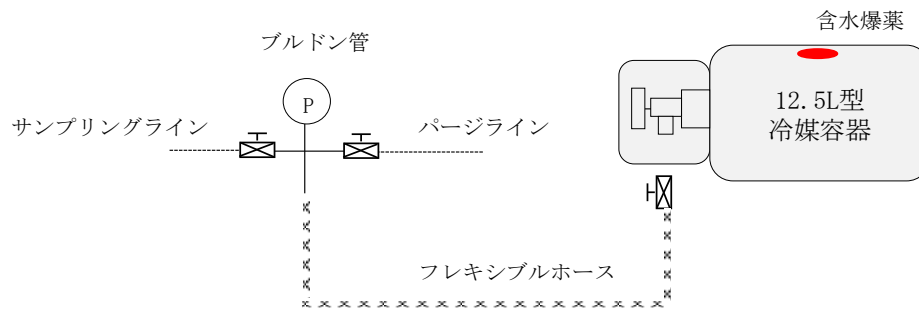


図 2.3.3.5.2.4-1 外部衝撃による実機試験イメージ図

表 2.3.3.5.2.4-1 外部衝撃による実機試験結果

#	充填冷媒(冷媒状態)	容器破損	凹み量(mm)	圧力変化	自己分解反応発生
1	HFC32 (液)	なし	18.0	なし	なし
2	HFC32 (液)	なし	17.5	なし	なし
3	HF01123/HFC32=40/60 (ガス)	なし	18.4	なし	なし
4	HF01123/HFC32=40/60 (ガス)	なし	16.5	なし	なし
5	HF01123/HFC32=40/60 (液)	なし	17.5	なし	なし
	HF01123/HFC32=40/60 (液)	なし	17.5	なし	なし

結果、起爆による外部からの衝撃エネルギーにより、容器内の開発低 GWP 冷媒は自己分解反応を生じなかった。そのため、冷媒容器取り扱い時に、容器が変形するほどの強い衝撃エネルギーが印加されても容器内冷媒は自己分解反応の発生に至らない。

(2) 断熱圧縮と自己分解反応

次に冷媒廃棄時にフロン類破壊設備にて燃焼破壊する場合、主にバルブを急に開く操作に起因する断熱圧縮が生じれば内部ガスの温度/圧力が急激に上昇する可能性がある。その場合の断熱圧縮事象により、開発低 GWP 冷媒が自己分解反応を起こす可能性があるか検討した。

旭硝子㈱のフロン類破壊装置（液中燃焼法）を対象に、運転条件から最も高低圧差が発生するバルブ前後の圧縮比を求め、断熱圧縮過程での温度上昇を推算した。結果、開発冷媒（HF01123/HFC32 の比率を 40/60）の温度/圧力が自己分解反応の発生条件を満たすことはないことを確認した。なおフロン類破壊設備には液中燃焼破壊法以外にもさまざまな方法が存在するため、今後も多様な面から検討を続けていく必要がある。

2.3.3.5.2.5 自己分解反応のリスク評価のまとめ

一定速圧縮機とインバーター圧縮機を使用した家庭用エアコンに関して FTA を作成し自己分解反応の発生リスクを求めた。空調機器輸送時と廃棄時の工程及び冷媒容器取り扱い時の工程を除いた自己分解反応の発生率を表 2.3.3.5.2.5-1 に整理して示す。

表 2.3.3.5.2.5-1 家庭用エアコンの自己分解反応の発生率

リスク：自己分解反応の発生率			
分類	許容値	一定速	インバーター
据付け	1×10^{-10}	5.8×10^{-11}	7.20×10^{-16}
使用 (室外)	1×10^{-11}	5.4×10^{-13} (対応後)	1.63×10^{-15}
サービス	1×10^{-10}	7.2×10^{-11}	9.00×10^{-16}

一定速圧縮機を使用した家庭用エアコンを現行そのまま使用した場合には、室外機での自己分解反応の発生率は許容値を満たさないが、手動復帰しない保護装置を設けることで発生率を 5.4×10^{-13} まで下げることが出来る。

なお自己分解反応に関しては、その反応機構の解明や危害の程度の解析が充分に進んでいるわけではなく、ここに示した発生率は、ある特定の仮定に基づいた値である。そのためこのリスク評価結果は許容値を満足しているが、直ちにこの開発低 GWP 冷媒が製品に適用できることを示唆しているわけではない。

また冷媒容器取り扱い時及び冷媒破壊時の自己分解反応のリスク評価に関しては、自己分解反応の生じる可能性がある場面を具体的に特定し、検証試験と理論計算を実施した結果、顕在化するようなリスクは認められなかった。

いずれにせよこの開発低 GWP 冷媒の検討結果からは、ある特定の仮定の元で使用できる可能性があることを明確化したものであり、リスク評価そのものの課題や危害の程度の仮定など、まだまだ検討を続けなければならないと考える。また実際の製品適用に当たっては、冷暖房性能の確保、最適な制御手段の確立、安全手段や安全装置の検討などの製品面での詰めが必要である。さらに圧縮機やエアコンシステムの信頼性の確保や劣化時の不具合事象の検討、ライフエンドでの安全性の確立、冷媒容器の現場での実際の取り扱いの手法確立などまだまだ課題があると考え。しかし地球温暖化防止やオゾン層破壊防止のような地球環境を守るためには、このような環境改善効果の明確な開発低 GWP 冷媒をうまく使いこなしていくことが重要であり、今後も多様な面から検討を続けていく必要がある。

2.3.3.5.3 燃焼反応のリスク評価

2.3.3.5.3.1 燃焼反応とリスク評価

今まで開発低 GWP 冷媒の自己分解反応についてリスク評価してきたが、開発低 GWP 冷媒は微燃性の性質も有している。表 2.3.3.5.3.1-1 に国立研究開発法人産業技術総合研究所機能化学研究部門にて測定した開発低 GWP 冷媒の燃焼特性を示す。単体の HF01123 と HFC32 を比較すると、HF01123 の燃焼速度は HFC32 よりわずかに小さく、消炎距離や最小着火エネルギーはかなり小さな値となる。よって単純に考えるならば燃焼反応リスクに関する特性は HF01123 の方が好ましい値となる。

表 2.3.3.5.3.1-1 開発低 GWP 冷媒の燃焼特性

			HF01123	HFC32	HF01123/HFC32 =40/60	HF01234yf
燃 焼 範 囲	ISO817 (ASTM 法)	vol%	10.0 ~	14.4 ~	11.3 ~	6.2 ~
	高圧ガス A 法	vol%	6.3 ~ 31.5	12.8 ~28.0	10.8 ~ 27.5	6.6 ~ 12.8
燃焼速度		cm/s	6.6	6.7	3.0 (WCF*)/3.5 (WCFF**)	1.5
消炎距離		mm	5.45	7.55	-	24.8
最小着火エネルギー		mJ	11	29	-	780

*WCF (Worst case of formulation for flammability) HF01123/HFC32 = 42.0/58.0

**WCFF (Worst case of fractionation for flammability) HF01123/HFC32 = 55.5/44.5

以下、微燃性についてリスク評価を行なっていくが、基本的に先行する日本冷凍空調学会の微燃性冷媒リスク評価研究会での検討評価結果と、そのまとめとして 2011 年から 2014 年までに公開されたプログレスレポートを参照しながら燃焼反応のリスク評価を行っていく。基本的な手法は変わらないので内容の重複は避けたいが、本報告のみを参照された場合にも検討結果が成立することを示すため、以下に燃焼反応のリスク評価とその結果をプログレスレポートから手法を引用する形で記述する。

2.3.3.5.3.2 冷媒漏洩条件の設定

漏洩条件の設定に当たっては、市場にある家庭用エアコン全体から 1 年間にどの程度の割合で冷媒漏洩するかを、日冷工に所属する各社のサービス会社の漏洩率の数値を、各社の市場シェアで分配しなおし平均値を求めた。日本国内では家庭用エアコンのサービス会社はほぼ機器製造メーカーの関連会社であり、サービス作業の大半はこの関連サービス会社が行っている。そのため数字の信頼性は高い。その集計された日本での家庭用エアコンの漏洩率は 0.023%/年となった。また漏洩速度については配管腐食による数日から数か月かけた微少漏れや、数時間程度で漏れる溶接不良の急速漏れなどが想定される。しかし IEC60335-2-24 に規定された 4 分間で充填冷媒が全量漏洩するという条件の方が、漏洩速度がさらに多く一番厳しいため、この条件を 1 次リスク評価で計算する場合の漏洩速度とした。この漏れ方は充填冷媒量が少ない家庭用エアコンで配管パイプ折れを起こし、冷媒噴出するが、噴出に伴う温度低下がなく、かつ冷媒の冷凍機油への溶解残がないような想定での漏洩速度であり現実的

ではない。しかし、先行する日本冷凍空調学会の微燃性冷媒リスク評価研究会でのプログレスレポートに記載があり、本検討でもその値を踏襲した。

2.3.3.5.3.3 可燃となる空間体積の設定

可燃性を評価する場合に前提となる空間体積の設定はもっとも重要な項目である。できうる限り小さな空間で評価すれば、どのような場合でも必ず着火し危害が生じる。すなわち微燃性とは言え、あまりにも小さな空間を設定すれば燃焼性を有する冷媒はいずれも使用できないこととなる。そのような視点で妥当と考えられる室内空間体積としては、日本家屋での家庭用エアコン設置状況から 6 畳前後の部屋への取り付けが標準的であることが判っているが、各社のカタログでは 4.5 畳までの取り付けを掲げている。そのことから、4.5 畳の面積で設定することを考えた。しかし先行する 2000 年当時に試行された「プロパン使用ルームエアコンのリスクアセスメント」で設定された空間である 7 m^2 、(4.3 畳相当)の空間面積が、より狭く厳しい条件となることからその値を踏襲した。よってリスクアセスメントにもっとも重要な家庭用エアコン使用時の室内空間容積としては、漏洩空間を床面積 7 m^2 、高さ 2.4m の小部屋とし、壁掛け形室内機の設置位置を床面からの高さ 1.8m に、床置き形室内機は床面 0m に設置することとした。図 2.3.3.5.3.3-1 に室内空間の概要と設置状況を示す。室外機については 3 面が囲まれたマンションベランダ (4 面目もガラス窓等で封鎖されている) を仮定した。

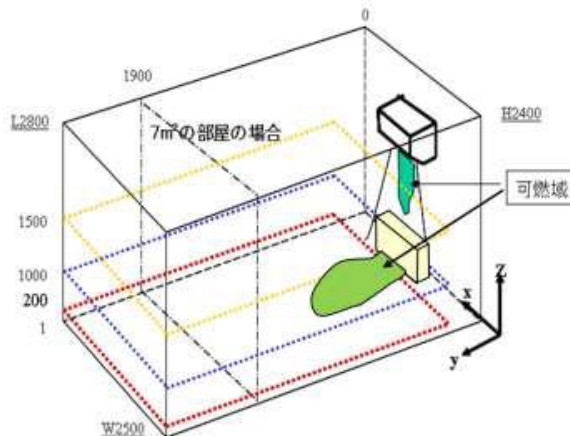


図 2.3.3.5.3.3-1 に室内空間の概要とエアコン設置状況

次に物流時の仮定としては、倉庫保管時の冷媒漏洩でのハザードが考えられる。通常家庭用エアコンは消費地近くの大規模倉庫に保管されることが多いが、今回のリスク評価では建築基準法に定められている中規模の準耐火構造の倉庫を設定した。容積が小さく、リスクが高いと考えられる準耐火構造の倉庫は、一室が 300 坪(1000 m^2)以下となり、家庭用エアコンはこの大きさの倉庫に 10000 セット保管されている状態を仮定した。

なおこれらの値は先行する日本冷凍空調学会の微燃性冷媒リスク評価研究会でのプログレスレポートに記載があり、本検討でもその値を踏襲した。

2.3.3.5.3.4 可燃時間空間体積の計算

可燃時間空間体積 (以下、可燃時空積) は、ある仮定された空間に可燃域がどれぐらいの大きさで、またその可燃域がどの程度の時間の長さで存在するかを、空間と時間の積分値として表し、リスクアセスメントでは重要な要素となる。家庭用エアコンでは可燃時空積を初期は「プロパン使用ルームエアコンのリスクアセスメント」で算出された値を開発低 GWP 冷媒に比例換算することによって求めた。最終的には冷媒漏洩に伴う圧力上昇が起こらないように境界面を設定して開発低 GWP 冷媒に対して東京大学で 2015 年に改めて行われたシミュレーション (CFD) 結果から算出し直している。図 2.3.3.5.3.4-1 に過去の日本冷凍空調学会のプログレスレポートに記載された東大でのエアコン各機器のシミュレーション状況を示す。今回の結果も、その値は大きく変わらないことから同様の可燃域分布になっていると推定する。

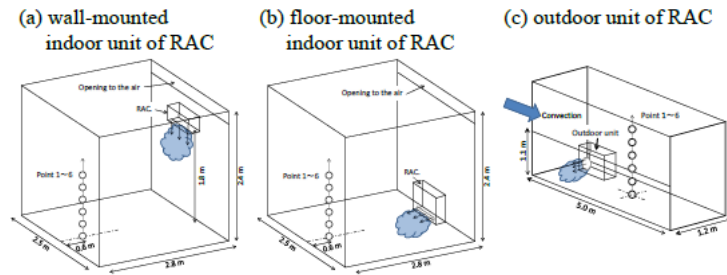


図 2.3.3.5.3.4-1 エアコン各機器のシミュレーション状況

図に示すような条件によってシミュレーションされたエアコン各機器の可燃時空積が東大から示され、日冷工の各本検討はそれらを使用して着火確率を計算した。

本検討で使用した開発低 GWP 冷媒の可燃時空積を示し、参考として HFC32 と HF01234yf の可燃時空積の値を表 2.3.3.5.3.4-1 に示す。なお開発低 GWP 冷媒については、全体を網羅的にシミュレーションしていないので HFC32 のシミュレーション値と同条件の開発低 GWP 冷媒のシミュレーション値と比較し、比例換算することによって各々の値を算出した。

表 2.3.3.5.3.4-1 各ステージの可燃時空積の値 (m³・min)

	開発低GWP冷媒	HFC32	HF01234yf
1.1物流時	2.40 × 10 ⁻⁴	2.00 × 10 ⁻⁴	2.20 × 10 ⁻⁴
2.2機器据付中	2.91 × 10 ⁻³	2.40 × 10 ⁻³	2.50 × 10 ⁻³
2.5工事ミス	1.20 × 10 ⁻²	9.00 × 10 ⁻³	1.30 × 10 ⁻²
2.10冷媒充填時	9.86 × 10 ¹	9.97 × 10 ¹	3.70 × 10 ²
3.1室内機運転中漏洩	6.00 × 10 ⁻⁴	5.00 × 10 ⁻⁴	5.50 × 10 ⁻⁴
3.5室内機停止中漏洩	2.91 × 10 ⁻²	2.40 × 10 ⁻²	2.50 × 10 ⁻²
4.1室外機漏洩	1.20 × 10 ⁻¹	9.00 × 10 ⁻²	1.30 × 10 ⁻¹
5.1接続配管	9.86 × 10 ¹	9.97 × 10 ²	3.70 × 10 ³
7.サービス/冷媒放出	1.20 × 10 ⁻²	9.07 × 10 ⁻³	1.30 × 10 ⁻²
8.廃棄	上記類似状況の値を準用		

家庭用エアコンでの可燃時空積は冷媒充填時での漏洩を除くと 10⁻² m³/min から 10⁻⁴ m³/min と体積も継続時間も小さいことが判る。なお可燃時空積は CFD で求めることが基本であるが、ベースとなる CFD の値があり、室内空間の形状や高さ床面積などが大きく変わらず、冷媒が漏洩する位置である漏れ高さが大きく変わらない場合には、片岡の論文の式を本検討メンバーが変形した「可燃時空積は、床面積や漏れ高さが変わった場合、漏れ高さ×床面積の 1/2 乗で冷媒漏れ量を割った値の 3 乗に比例する」との仮定で簡易式を作成し換算した。以下に簡易式 (2.3.3.5.1) として示す。

$$V_1 = V_0 \times ((m_1 \times h_0 \times A_0^{1/2}) / (m_0 \times h_1 \times A_1^{1/2}))^3 \quad (2.3.3.5.1)$$

ここで V₁ : 換算した設定可燃時空積 V₀ : CFD で求めたベース可燃時空積 m₀ : ベース冷媒漏れ量 h₀ : ベース漏れ高さ A₀ : ベース床面積 m₁ : 設定冷媒漏れ量 h₁ : 設定漏れ高さ A₁ : 設定床面積

ただし簡易式は、漏れ高さが変わる場合や、設定床面積の縦横の比率が大きく変わる場合、床面積が数倍となる場合には適用できない。また適用できる場合でも、換算された値が大きく変わる場合などは慎重に判断してリスクアセスメントに使用する必要がある。

2.3.3.5.3.5 着火源の設定

家庭用エアコンが使用される環境に開発低 GWP 冷媒が漏洩し可燃性雰囲気となった場合の着火源としては、電気機器や金属衝突、静電気によるスパークと、ろうそくや石油ストーブなどの燃焼機器の

裸火が考えられる。また喫煙具ではスパークによってガスやオイルに着火し、裸火が生じる。これら着火源や着火性について、HF01123 単体および HFC32 との混合物に対して諏訪東理大や産総研が着火性の検討を行った。特に諏訪東理大では、着火性の有無の確認が必須となる「暖房機器と A2L 冷媒搭載空調機器を同時に使用した場合」と「A2L 冷媒が漏洩した空間内で、作業者が喫煙用の市販携帯ライターを使用した場合」の事故シナリオに基づく実験検討を行ない、開発低 GWP 冷媒の着火性は HFC32 や HF01234yf と差がないことが判った。これら検討結果より、着火源も従来日本冷凍空調学会の微燃性冷媒リスク評価研究会でのプログレスレポートに記載がある内容を踏襲した。以下に家庭用エアコンで着火源と想定される項目を箇条書きする。

- ① カバーのない電磁接触器では 7.2 kVA 以上で着火するが、接点周りが 3mm 以下の隙間を持つカバーで覆われている電磁接触器では、12kVA 定格容量以下であれば着火しない。一方、日本の家庭内にある低電圧の電気機器はほとんど着火しない。
- ② 電子式ライターは、まれに着火する場合があるが、火炎伝播しない。
- ③ 火炎を有しない喫煙中の煙草は着火しない。
- ④ 石油ファンヒーターは流れの影響で火炎伝播しない。
- ⑤ 居住空間で人間に起因する静電気は、ほとんど着火しないと仮定した。
- ⑥ ろうそくやマッチなどの弱い火炎を有する裸火は着火する。

以上から小型の家庭用エアコンの開発低 GWP 冷媒の室内及び室外機周辺の着火源としては、裸火を仮定して、リスクアセスメントを推進した。

着火源に関しては、機器が大きくなるほど電気容量が増すため家庭用エアコン、ビル用マルチエアコン、チラーでの着火源の設定は異なる。また家庭用エアコンは漏洩冷媒量が少なく、燃焼式設備内で冷媒が燃えることはあっても、火炎伝播しない。参考として表 2.3.3.5.3.5-1 に各種エアコンでの着火源を一覧として整理した。

本検討ではこのような着火源の整理を行い、その着火源が家庭内で 1 年間にどれくらい発現するかを求めた。具体的には日本の消防庁の統計からガスによる火災事故を抜き出し、着火源が裸火である件数を日本の住居数、住居面積で除して割り出した。これを一般家庭での住居面積あたりの「着火源の存在確率」とした。

表 2.3.3.5.3.5-1 開発低 GWP 冷媒と HFC32 での着火源の設定

分類	着火源	開発冷媒	R32
スパーク (可燃空間 中で発生)	電気部品	電化製品(火災原因)	△
		電磁接触器(5kv以上)	—
		機器内電気部品	×
		電源コンセント	×
		照明用スイッチ	×
	喫煙器具	マッチ	○
		石油ライター	△
		電子ライター	×
	作業ツール	金属スパーク(フォークリフト爪)	○
		電動工具	×
冷媒回収機		×	
人体	人体からの静電気	×	
裸火 (可燃空間 と接触)	喫煙器具	マッチ	○
		石油・電子ライター	○
	燃焼式設備	燃焼式暖房機	△
		燃焼式給湯器	△
		燃焼式ボイラー	△
		燃焼式調理器	△
	作業ツール	ロウ付バーナー	○

○:着火、△:通常条件では火炎伝播しない、×:着火せず

2.3.3.5.3.6 ヒューマンエラーの発生確率

据付け、修理、廃棄等の作業ステージにおける冷媒漏洩やその漏洩した冷媒への着火は、作業者のヒューマンエラーも要因となる。冷凍空調工業会のビル用マルチ SWG で検討した作業者のヒューマンエラーの発生確率を表 2.3.3.5.3.6-1 に掲載する。この表は橋本邦衛が 1984 年に発行した著書、「安全人間工学」に記載したものであり、作業者の意識のモードに応じたエラー発生率を脳波との関係で整理したものである。元の文献では最後のカラムは、作業が正確に行われる信頼性の確率として示しているが、今回の検討では分かり易いように逆数として、エラー発生率に置き換えた。

表 2.3.3.5.3.6-1 意識モードとエラー発生率

フェーズ	意識のモード	生理的状態	エラー発生率
0	無意識、失神	睡眠	1.0
I	意識ぼけ	疲労、居眠り	0.1 以上
II	正常、リラックスした状態	休息時、定例作業時	0.01~0.00001
III	正常、明晰な状態	積極活動時	0.000001 以下
IV	興奮状態	慌てている時、パニック時	0.1 以上

橋本によれば、理想的には常にフェーズⅢの緊張状態での作業が望ましいはずであるが、大脳生理学的にはそのような状態が長く続くことはなく、慣れた作業の大半はリラックスした状態のフェーズⅡで遂行され、エラー発生率は、 $10^{-2} \sim 10^{-5}$ の範囲にあるとした。この中から本検討では家庭用エアコンの据付やサービス作業時のヒューマンエラー発生確率を 10^{-3} と仮定した。

2.3.3.5.3.7 燃焼反応の FTA 評価結果

図 2.3.3.5.3.7-1 に家庭用エアコンのサービスステップで実際に着火確率を算出した FTA を示す。

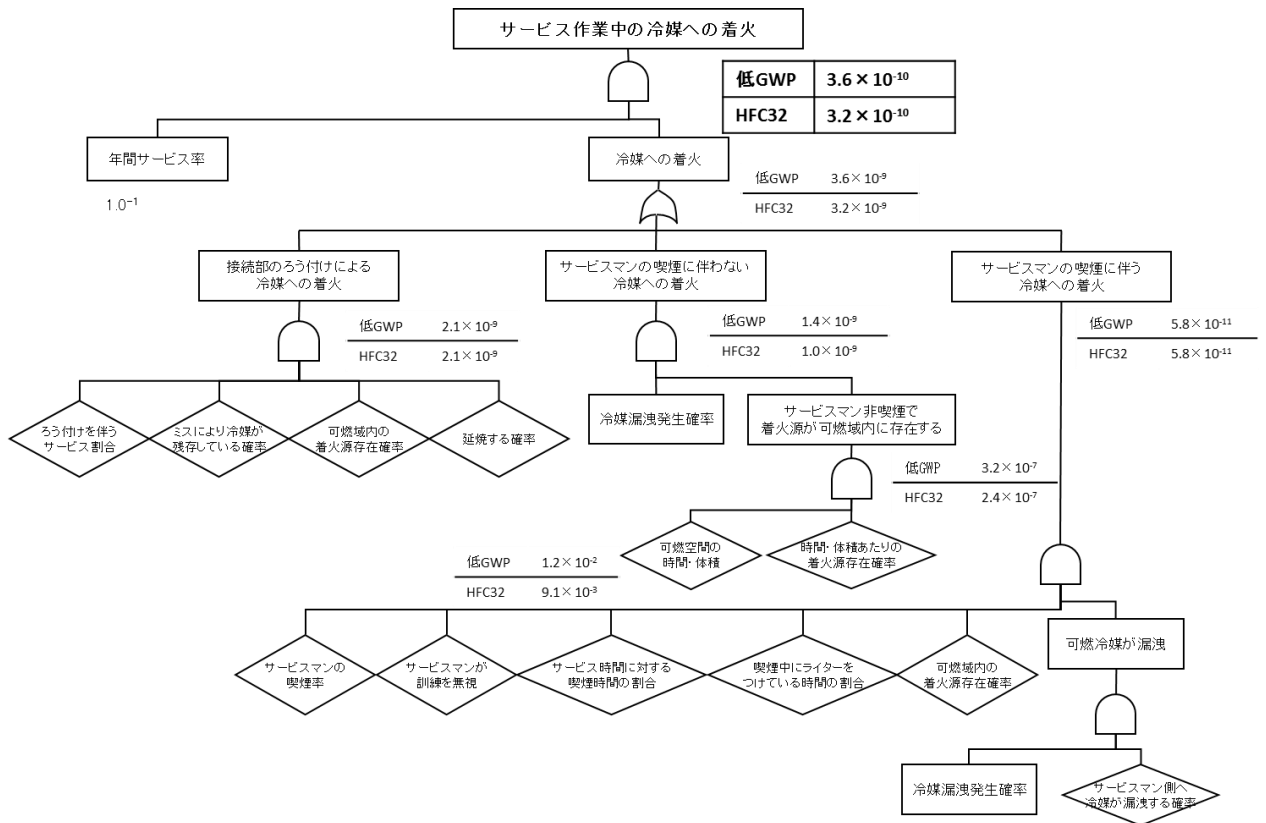


図 2.3.3.5.3.7-1 家庭用エアコンのサービスの燃焼反応の FTA

本検討では物流、据付け、使用、サービス、廃棄の各ステップで厳しめの設定で FTA を作成し確率計算した結果、見直しを行うことなく許容値を下回った。表 2.3.3.5.3.7-1 に許容値と開発低 GWP 冷媒および HFC32 での着火確率の値を示す。ほぼ許容値となったことから、家庭用エアコンではさらに詳細な解析を行っても安全であるとの結果は変わらないため、それ以上の試行や解析は行わなかった。

表 2.3.3.5.3.7-1 家庭用エアコンの冷媒差での着火確率

リスク：着火確率			
分類	許容値	HFC32	開発低 GWP 冷媒
物流	1×10^{-9}	4.1×10^{-17}	5.0×10^{-17}
据付け	1×10^{-9}	2.7×10^{-10}	2.9×10^{-10}
使用（室内）	1×10^{-10}	3.9×10^{-15}	4.7×10^{-15}
（室外）	1×10^{-10}	1.5×10^{-10}	9.2×10^{-11}
サービス	1×10^{-9}	3.2×10^{-10}	3.6×10^{-10}
廃棄	1×10^{-9}	3.6×10^{-11}	5.1×10^{-11}

2.3.3.5.3.8 冷媒流通時の燃焼反応リスク評価

一方、微燃性冷媒である HFC32 や HF01234yf を対象にした冷媒容器からの漏洩による着火確率は、これまで日本冷凍空調学会の微燃性冷媒リスク評価研究会においては評価されてこなかった。その理由は単純であり、微燃性冷媒リスク評価研究会の冷凍空調業界側のメンバーが製品製造メーカーのみであり、冷媒製造メーカーが加わっていなかったことによる。

今回は冷媒製造メーカーの視点から冷媒容器関連のリスクを評価する。日本国内での冷媒流通は「冷媒供給サイド」「冷媒利用サイド」「冷媒廃棄サイド」の三層構造であり、多様な用途先と業界関係者により取り扱われているため、市場にある冷媒容器から 1 年間にどの程度の割合で冷媒漏洩するかを把握することは難しい。そのため、流通実績があり、開発低 GWP 冷媒よりも高い燃焼性を有する LPG（液化石油ガス）についてリスク評価することで、間接的にはあるが開発低 GWP 冷媒が流通した場合の着火確率を見積ることとした。冷媒容器取り扱い時には、流通業者やサービスマンなど職業人がマニュアルや手順書に基づき責任と注意を持って行う作業であるため、事故発生確率の目標は総合化した値として、家庭用エアコンでの使用時より一桁小さい 10^{-9} 件/年以下の値となることが望まれる。

LPG の需要は平成 25 年度で約 1,539 万トン（家庭業務用 43%, 工業用 21%, 都市ガス用 7%, 自動車用 7%, 化学原料用 18%, 電力用 4%）であり、LPG 需要家に対する運搬方法は、家庭業務用では容器に小分けする機能をもつ充填場まで LY 輸送し、小分けした容器（主として 2~50kg 容器）を配送車にて約 2,500 万世帯に運搬、自動車用においては、全国 1,520 ヶ所の LPG スタンドまで LY で輸送し、スタンド内で LPG 自動車へ充填する。LPG 容器等からの漏洩による火災事故件数については、高圧ガス保安協会の「事故事例データベース」を用いて算出した。

結果、LPG 容器輸送時の着火確率は 4.7×10^{-9} 件/年、LY 輸送時の着火確率は 2.1×10^{-7} 件/年、容器保管時の着火確率は 1.3×10^{-9} 件/年となった。表 2.3.3.5.3.8-1 に LPG の燃焼特性を示す。LPG の最小着火エネルギーは微燃性冷媒と比較し著しく小さく、人体静電気によっても着火する。そのため、着火確率は開発低 GWP 冷媒を含めたフロン冷媒より 10^{-3} 倍程度小さくなると考えられる。よって、冷媒容器及び LY からの冷媒漏洩による着火確率は、輸送時には $\sim 10^{-10}$ 件/年以下、保管時には $\sim 10^{-12}$ 件/年以下となり、事故発生の許容値となることが判った。

表 2.3.3.5.3.8-1 LPG の燃焼特性

		LPG (HC290)	
燃焼範囲	IS0817(ASTM 法)	vol%	2.10 ~
燃焼速度		cm/s	46.0
最小着火エネルギー		mJ	0.35
主な着火源		微燃性冷媒の着火源 + 電気コンセントや人体静電気など	

冷媒破壊ステップにおける冷媒への着火は、旭硝子㈱のフロン類破壊装置（液中燃焼法）を対象に、燃焼炉からの逆火により装置内冷媒が着火する場合を想定した。冷媒破壊装置は規模が大きく、各種法規制によって管理されているため、許容値は家電製品と異なり、 10^{-5} 程度（図 2.3.3.5.1.2-1）とされている。燃焼時と自己分解反応時には、被害の程度を考慮し、化学工場の事故発生確率の値から

一桁以下は小さな値、 10^{-6} 程度となることが望まれる。

逆火現象は、安全装置として配管に複数枚設置されている逆火防止装置（フレイムアレスター）の異常と圧力制御不良が同時に発生した場合に生じる。逆火防止装置の異常は、メンテナンス時の取り付け忘れ等によるヒューマンエラー(3.0×10^{-3})、腐食による劣化(1.0×10^{-8})が考えられ、圧力制御が不良となる確率は表 2.3.3.5.2.2-2 に記載した安全装置の機能失敗確率を適用する。具体的には破壊装置の年間平均使用時間を 8280h/年とし、故障率(8.3×10^{-5})を算出した。

冷媒容器輸送、冷媒破壊ステップで FTA を作成し確率計算した結果、見直しを行うことなく許容値を下回った。表 2.3.3.5.3.8-2 に許容値と開発低 GWP 冷媒の着火確率の値を示す。ほぼ許容値となったことから、冷媒容器運搬時及び冷媒破壊時ではさらに詳細な解析を行っても安全であるとの結果は変わらないため、それ以上の試行や解析は不要と判断した。

表 2.3.3.5.3.8-2 冷媒容器運搬及び冷媒破壊時の着火確率

分類	許容値	開発低 GWP 冷媒
輸送 (容器)	1×10^{-9}	$\sim 4.7 \times 10^{-12}$
(LY)	1×10^{-9}	$\sim 2.1 \times 10^{-10}$
(保管)	1×10^{-9}	$\sim 1.3 \times 10^{-12}$
破壊	1×10^{-6}	2.5×10^{-7}

2.3.3.5.3.9 燃焼反応リスク評価のまとめ

以上低 GWP 冷媒の燃焼反応リスク評価について、事故発生の許容値を設定しエアコンライフサイクルで生じる場面を具体的に特定し、一定速エアコンとインバーターエアコンでの値を求めてきた。具体的には冷媒漏洩条件と可燃時空積をもとめ、着火源の評価から従来の微燃性冷媒と比較する形で値を求め、現象が大きく変化しないことを見出し、燃焼反応の FTA 評価結果としてまとめた。また冷媒流通時の燃焼反応リスク評価に関しては、新たな調査を行い、起こりうる仮定の下で燃焼反応リスクとして着火率を求めた。

2.3.3.5.4 まとめ

以上、低 GWP 冷媒の固有リスク評価にとりて、リスク評価の概要を記し、事故発生の許容値を設定した。そして、自己分解反応のリスク評価として、エアコンライフサイクルと自己分解反応の生じる場面を具体的に特定し、一定速エアコンでの自己分解反応のリスク評価とインバーターエアコンでの自己分解反応のリスク評価を行った。また、燃焼反応のリスク評価としては、一定速エアコンとインバーターエアコンで細かい点での差異は考えられるが、冷暖房サイクルからの漏洩冷媒に関する着火燃焼反応であり、同一現象と看做してリスク評価を行った。すなわち微燃性冷媒の評価方法に則って冷媒漏洩条件と可燃時間空間体積をもとめ、着火源の評価から従来の微燃性冷媒と比較し現象が大きく変化しないことを見出し、燃焼反応の FTA 評価結果としてまとめた。表 2.3.3.5.4-1 にそれらの値を一覧として整理した。

表 2.3.3.5.4-1 一定速エアコンとインバーターエアコンの自己分解反応および燃焼反応のリスク評価結果

分類		リスク			
		HFC32	HFO1123/HFC32 = 40/60(wt%)		
目標	着火確率	総確率	着火	自己分解反応 (一定/インバーター)	
物流 (倉庫)	10^{-9}	4.1×10^{-17}	5.0×10^{-17}	5.0×10^{-17}	要因なし
据付け	10^{-9}	2.7×10^{-10}	一定速 3.5×10^{-10} インバーター 2.9×10^{-10}	2.9×10^{-10}	$5.76 \times 10^{-11} / 7.2 \times 10^{-16}$
使用 (室内)	10^{-10}	3.9×10^{-15}	4.7×10^{-15}	4.7×10^{-15}	要因なし
使用 (室外)	10^{-10}	7.0×10^{-11}	一定速 9.2×10^{-11} インバーター 9.2×10^{-11}	9.2×10^{-11}	$5.37 \times 10^{-18} / 1.68 \times 10^{-16}$ ★一定速対応前 1.79×10^{-9}
サービス	10^{-9}	3.2×10^{-10}	一定速 4.3×10^{-10} インバーター 3.6×10^{-10}	3.6×10^{-10}	$7.2 \times 10^{-11} / 9.0 \times 10^{-16}$
廃棄	10^{-9}	3.6×10^{-11}	5.1×10^{-11}	5.1×10^{-11}	要因なし

表 2.3.3.5.4-2 には冷媒容器取り扱い時及び冷媒破壊時のリスク評価結果を示した。自己分解反応のリスク評価としては、自己分解反応の生じる可能性がある場面を具体的に特定し、検証試験と理論計算を実施した。燃焼反応のリスク評価としては、冷媒取り扱い時では流通実績のある LPG を用いて間接的に事故確率を算出、冷媒破壊時では逆火現象が発生する条件を求め、着火源の評価から従来の微燃性冷媒と現象が大きく変化しないことを見出し、燃焼反応の FTA 評価結果としてまとめた。

表 2.3.3.5.4-2 冷媒容器取り扱い時及び冷媒破壊時の自己分解反応および燃焼反応のリスク評価結果

分類		リスク		
		HFO1123/HFC32=40/60(wt%)		
	目標	総確率	着火	自己分解反応
●物流 (容器輸送) (LY輸送) (容器保管)	10 ⁻⁹	~2.1×10 ⁻¹⁰	~4.7×10 ⁻¹² ~2.1×10 ⁻¹⁰	要因なし
		~1.3×10 ⁻¹²	~1.3×10 ⁻¹²	要因なし
●廃棄 (貯蔵) (燃焼破壊)	10 ⁻⁶	~1.3×10 ⁻¹²	~1.3×10 ⁻¹²	要因なし
		2.5×10 ⁻⁷	2.5×10 ⁻⁷	要因なし

今回の評価結果からは開発低 GWP 冷媒 (HFO1123/HFC32 の 40/60 重量混合) を家庭用エアコンに適した場合、自己分解反応と着火燃焼性の事故発生合計値は、課題のある使用時室外では許容値を上回ることが判った。しかし混合比が変化した場合には、自己分解反応が発生し、それが連鎖することから危害の程度が無視できるほど小さくないことが予測される。よって本冷媒の実用に当たっては危害発生の割合をさらに小さくするか、もしくは危害の程度を無視できる程度まで改善する新たな手段を設ける必要があると判断する。よって開発低 GWP 冷媒として本リスク評価の結果のみでなく、様々な地域、環境、使用実態を想定し、その時の組成変化にも考慮した広範な検討が必要であり、実用化までのハードルはまだ存在すると考える。またさらに低 GWP 化するために混合冷媒の HFO1123 の比率を増加させる場合には、新たなリスク評価が必要と考える。

なおこの報告は、開発低 GWP 冷媒の固有リスク評価研究会に参画している東大や諏訪東理大、産総研での検討結果や、旭硝子(株)からの協力依頼によって三菱電機(株)とパナソニック(株)が行なったリスクの基礎的な実験評価を元に FTA 等を作成し固有リスク評価としてまとめた。

<特許、論文、外部発表等の件数> (詳細内容は添付リストを参照)

区分 年度	特許出願			論文		その他外部発表 (プレス発表等)
	国内	外国	PCT*出願	査読付き	その他	
H23FY	0	0	0	1	10	0
H24FY	0	0	0	3	21	0
H25FY	0	0	0	6	8	0
H26FY	0	0	0	3	16	0
H27FY	0	0	0	1	13	0
H28FY	0	0	0	0	2	0

(※Patent Cooperation Treaty :特許協力条約)

IV. 成果の実用化・事業化に向けた取り組み及び見通しについて

京都議定書目標達成計画の目標を達成するためには、民生・産業分野でエネルギー消費の比較的大きく、かつ今後 HFC の排出量が急速に増加する見込みの冷凍空調分野での対策が重要である。地球温暖化は、国全体、地球全体の喫緊の課題であること、また、これらの製品等を製造している企業にとっては対策コストが高く、投資が進まないことを考慮すると、国が主導的に技術開発を行うことが必要である。産業用、民生用機器の中で冷凍・空調機器のエネルギーは比較的大きい比重を占めている。これらの機器は食品の流通、我々の居住空間の改善に必要で、国民生活には今や無くてはならない存在である。しかしながら現在のところ、他の代用可能な機器は存在しない。フロンは性能、安全性、経済性とも大変優れた物質であり、これに代わるノンフロン（低 GWP 冷媒）の機器開発は国の支援を得て各企業の持つ技術を結集して当たる必要がある。

また、技術戦略マップにおいても、H23 年度より開始された本プロジェクトが冷凍空調機器分野での対策の根幹となっていることが示されている。

本プロジェクト成果は、事業者・研究者の技術力向上については国内業界レベル、および国際競争力の向上に大きく貢献する事が期待される。また、新たな産業の構築や研究開発のシーズの開拓が考えられる。

対象技術毎の成果の実用化・事業化の見通しを下表に示す。

研究開発項目	対象技術等	成果の実用化・事業化見通し
① 機器開発	ビル用マルチエアコン（大型） ・中～大規模ビルの冷暖房用	<ul style="list-style-type: none"> ・技術面では、高効率化及びサイズ・重量アップを大きく抑制する基本技術を確立。 ・しかし、現行の R410A 冷媒機に比べると、サイズや重量は依然として大きく、ブレークスルーが必要。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規制（GWP 規制等）状況及び低 GWP 冷媒の安全性（燃焼性等）リスク評価）、及び他社の新冷媒の動向を踏まえ、事業化フェーズへの移行を見極める。
② 冷媒開発	低 GWP 冷媒開発	<ul style="list-style-type: none"> ・技術面の課題は解決済み。 ・家庭用エアコンを例にリスクアセスメントを実施し、許容値をクリアしていることを確認。 ・技術面以外の課題（国内外の冷媒規格等の取得、各地域における化学物質登録、規制緩和等の法的対応）を解決し、早期実用化の為に商業生産を進める事により、新冷媒の実用化・事業化を推進する予定。
③ 性能・安全性評価	低 GWP 冷媒評価（性能・安全性）	<ul style="list-style-type: none"> ・本研究開発を通して取得した成果が、本研究開発期間中に既に国内外の微燃性冷媒の実用化に向けた標準化および規制緩和の議論に供されており、効果的に新冷媒の実用化の支援に貢献。 ・今後も、各種規制の見直しのために本研究成果を提供することで、規制緩和の根拠としての活用が期待できると共に、企業等による新規の混合冷媒を用いた研究開発を行う上で、極めて有益な情報を提供するものと考えられる。

以下に研究開発テーマ毎の成果の実用化・事業化に向けた取り組み及び見通しについて示す。

1. 成果の実用化・事業化に向けた取り組み及び見通しについて

本項目における「実用化・事業化」の考え方：

現状市販フロン製品と同等以上の性能を実現する基盤技術を確立し、その技術に基づく製品の販売や利用により、企業活動（売り上げ等）に貢献することを言う。

1.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

1.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

C02 冷媒を用いたビル用マルチ空調機の高効率化を可能とし、かつ従来技術の技術を組み合わせた場合よりも室外機のサイズや重量アップを大きく抑制する基本技術を確立することができた。しかしながら現行の R410A 冷媒機に比べると、サイズや重量は依然として大きく、これを解決するための大きなブレークスルーが必要で、これらの課題の技術探索が今後必要である。また、国内外の冷媒メーカーより新たな代替候補冷媒も提案されており、これらの新冷媒の評価結果も考慮する必要がある。今後は、新冷媒に関する調査を行い、世の中の技術動向に注視しつつ、市場や規制の動向も踏まえながら、C02 冷媒化による優位性や経済性を見極めつつ商品化を検討していく予定である。

1.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

1.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

本助成事業において、現行冷媒と同等の冷媒性能を維持し、温室効果を大幅に低減できる新冷媒として、HF0-1123 を成分とする混合冷媒及び HCF0-1224yd(Z) の開発を実施した。

HF0-1123 混合冷媒における課題としては、HF0-1123 が有している固有安全性問題がある。本事業において、家庭用エアコンを例にリスクアセスメントを実施し、許容値を上回っていることを確認できた。今後、冷媒充填量の多い業務用空調機器等へリスクアセスメントの範囲を広げると共に、被害度の低減、安全対策を検討する必要がある。本課題に関しては、継続して評価試験を実施すると共に、リスクアセスメント結果に関する外部レビュー並びに理論検討を実施することにより、固有安全性に関する課題を明確にし、安全性の証明を行う。

HF0-1123 混合冷媒並びに HCF0-1224yd(Z) に共通の課題としては、熱力学状態量並びに輸送特性、伝熱特性等機器設計に必要となる高精度な物性情報の取得、機器メーカーにおける機器の最適設計、長期信頼性評価があげられる。

世界市場への展開を図るため、ASHRAE34 規格、ISO817 規格等の取得、各地域における化学物質登録、日本における普及を促進するため、冷凍保安規則への掲名、高圧ガス保安法における規制緩和等の法的対応を行う必要がある。

上記、課題を早期に解決すると共に、早期実用化の為の商業生産を進める事により、新冷媒の実用化・事業化を推進する予定である。

2. 成果の実用化に向けての見通し及び取り組みについて

本項目における「実用化」の考え方：

冷媒の性能、安全性評価に係る公共的な知的基盤が整備され、社会的利用に供されることを言う。

2.1 冷媒の性能、安全性評価

2.1.1 業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

本研究開発では、以下の点において実用化に向けての見通しを得ることができ、実用化に向けての取り組みを行った。

- (1) 低 GWP 冷媒 R1234ze (Z) は材料適合性、毒性、燃焼性の面で実用化に何ら支障がないことを明らかにし、新規の低 GWP 冷媒の可能性を示した。
- (2) 新規の低 GWP 冷媒 R1234ze (Z) の熱物性を明らかにし、それらの冷媒を使用するために不可欠な熱力学的性質および輸送的性質の計算方法を確立した。同様に R1243zf についても熱力学的性質の計算方法を確立した。
- (3) 熱力学的解析及びサイクル性能試験により、R1234ze (Z) 及び R1234ze (E) がヒートポンプサイクルの性能を最も高める運転条件（温度条件）を明らかにしたが、これは民間企業等がそれら冷媒を用いた空調機器開発の基盤を提供するものである。また、サイクル性能試験により、GWP が 300 程度の R1234ze (E) / R32 系および R1234yf / R32 系混合冷媒は、既存冷媒 R410A の代替冷媒として十分に使用できることを明らかにした。これらの成果は、低 GWP 冷媒の選択肢拡大の基盤技術を提供するものである。
- (4) 本研究開発で得られた熱力学的・輸送的性質や伝熱特性は、空調機器開発の基盤を提供するものであり、これらの基盤技術は、今後、民間企業が、R1234yf や R1234ze (E) を含む新規の混合冷媒を用いるシステム開発を行う上で、極めて有益な情報を提供するものである。

2.1.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

業務用空調機器の低 GWP 化は世界的に喫緊の課題となっている。本研究により、低 GWP 冷媒の燃焼爆発挙動が、従来よりも大型の休憩燃焼容器を用いた実験により、 K_G 値や燃焼速度等によって定量化され、従来冷媒との比較が可能となった。また、既知の小型燃焼容器による実験結果との比較により、低 GWP 冷媒の燃焼爆発挙動に対するスケール効果が明確化され、これらのパラメータを用いた、実際に低 GWP を取り扱うスケールにおける燃焼爆発挙動評価が可能となった。さらに、リスクアセスメント時に想定された着火源による火災発生可能性およびフィジカルハザードが、各事故シナリオに立脚した詳細な実験により明らかにされただけでなく、実事故シナリオに即した実大着火実験により、スケール効果も加味した実シナリオの火災発生可能性およびフィジカルハザードが明確化された。

これらの知見を業務用空調機器取り扱いに関する高圧ガス保安法等各種規制の緩和につなげる動きが進んでおり、業務用空調機器の低 GWP 化に本研究開発の成果が大きく資している。今後、業務用空調機器の低 GWP 化に関連した各種規制の見直しのために本研究成果を提供することで、リスクアセスメントで必要とされた各種安全技術知見が明確化され、規制緩和の根拠としての活用が期待できる。

2.1.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

本研究開発の目的は、微燃性物質を冷凍空調機器用冷媒として使用するときの安全性評価に必要な基礎的なデータの取得である。また、その成果を生かして、R32、R1234yf、R1234ze (E) を対象としてリスク評価を行う研究会を日本冷凍空調学会内に立ち上げ、本 NEDO プロジェクト事業者、日本冷凍空調工業会、日本自動車工業会と協力して、冷媒漏えいに伴う火災事故の発生確率の検討、保安手

段の検討などを行った。この活動の成果を毎年、日本語および英語で公開し、微燃性冷媒の安全な使用のための取り組みについて啓蒙活動を行い、国内外から高い評価を得た。この研究会成果などをもとに、日本冷凍空調工業会では、微燃性冷媒を安全に扱うためのガイドラインを作成し、低 GWP 冷媒の普及促進に貢献した。

また、本プロジェクトで開発された HF01123 冷媒については、固有安全性を検討する委員会を東京大学内に組織し、学識経験者、開発者らが固有安全性について検討する場を設けた。様々な計測データを検討し、HF01123 冷媒やその混合冷媒の実用化に向けて、大きく貢献した。

産業技術総合研究所が評価を実施したほぼ全ての可燃性冷媒ガスおよび不燃性冷媒ガスの燃焼特性（11 冷媒の燃焼限界、燃焼速度、燃焼熱、最小着火エネルギー、消炎距離、およびこれらの温度・湿度依存）のデータは、「平成 24 年度高圧ガス保安対策事業 HF01234yf 用回収装置技術基準検討委員会」および「平成 27 年度高圧ガス保安対策事業冷凍機等への可燃性冷媒再充填の安全性評価委員会」において、低 GWP 微燃性新冷媒の高圧ガス保安法規制緩和の根拠として使用された。また、日本冷凍空調工業会が制定する GRA 規格、ガイドラインにおいて、微燃性冷媒の使用について、本研究開発の燃焼特性データ等に基づきリスク評価を実施し、換気回数等を規定しており、これらの規格等は平成 28 年 10 月発行予定である。

また、本研究開発で初めて評価法を開発した消炎直径については、IEC60335-2-40（策定中）の電磁開閉器（リレー）の防爆要求の緩和案の根拠として使用された。また、同規格では、冷媒の燃焼性について湿度も考慮した、より実用条件に即した燃焼性データを使用することで合意している。

更に、平成 27 年 6 月の ASHRAE SSPC34 委員会（冷媒の名称と安全性等級付与の委員会）において、本研究開発に関連して実施した低 GWP 新冷媒 HF0-1123 およびその混合冷媒 2 種の国際標準登録の申請を支援し、実施したこれらの燃焼性評価に関する全てのデータは当該委員会で承認された。

上記のとおり、本研究開発を通して取得したほぼ全ての成果が、本研究開発期間中に既に国内外の微燃性冷媒の実用化に向けた標準化および規制緩和の議論に供されており、目的に照らした実用化状況としては、非常に効果的に新冷媒の実用化の支援に貢献している。

国内外の動向を見ると、従来の微燃性冷媒よりも更に燃焼危険性の低い冷媒を開発・実用化する方向性と、従来の低 GWP 冷媒よりも更に GWP の低い冷媒を開発・実用化する方向性が見られており、世界で統一的な方向性は暫く定まらない可能性がある。そうした状況下でわが国の冷凍空調産業が間断なく世界を主導していくためには、それぞれの需要に合わせてどちらにもソリューションを提供できるように用意しておくことが重要である。本研究開発で開発した燃焼性評価法は、可燃性から不燃性の冷媒まで統一的に適用可能なものを目指したものであり、今後の新しい冷媒の開発にも適用可能で、従来の冷媒との燃焼性の定量比較や国内規制緩和および国際標準化への支援を通し、産業界への貢献を行えるものと考えている。

3. 波及効果

本開発が成功し実用化されれば、国の環境行政に大きく寄与するものである。また我が国の国際的な環境に対する責務を果たすのに大きく貢献できる事になる。

また、世界に先駆けた次世代冷媒技術の開発は我が国産業の競争力強化にもつながる。

対象技術毎の波及効果について下表に示す。

研究開発項目	対象技術等	技術的波及効果	対象技術分野の国内市場規模※1	対象技術分野の冷媒排出量推計※2	社会的波及効果
① 機器開発	ビル用マルチエアコン (大型) ・中～大規模ビルの冷暖房用	・高効率化技術 (圧縮機、熱交換器等)の他分野への展開	・約1,000億円	・約500万 t-CO ₂	<ul style="list-style-type: none"> ・温室効果ガス排出削減による地球環境への貢献 ・世界に先駆けた次世代冷媒技術の開発による我が国産業の競争力強化 ↓ NEDO のミッションに合致： 「エネルギー・地球環境問題の解決」 「産業技術の国際競争力の強化」
② 冷媒開発	低 GWP 冷媒開発	・他用途（広範囲の冷凍空調機器、ヒートポンプ、噴射剤、発泡剤等）への展開	・約1 万t（業務用空調機器分野）	・約1,300万 t-CO ₂ ※3	
③ 性能・安全性評価	低 GWP 冷媒評価（性能・安全性）	・低GWP 冷媒基礎データの普及による実用化研究開発の促進 ・リスクアセスメントの推進	-	-	<ul style="list-style-type: none"> ・内外の規格・法規整備の提言（高圧ガス保安法、ISO 等）

※1：助成金交付申請書・企業化計画に基づく値

※2：2020年 BAU 推計。産業構造審議会化学・バイオ部会地球温暖化防止対策小委員会第5回冷媒対策WG 参考資料より

※3：業務用空調機器分野全体が対象となる技術と考え、機器開発の合計値とした

以下に研究開発テーマ毎の波及効果について示す。

3.1 低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

3.1.1 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】

ノンフロン冷媒を用いた高効率な空調機は極めて環境性に優れた商品である。世界的に地球温暖化への危機意識が高まる中、本研究により現行の HFC 冷媒機同等性能の高効率なノンフロン型業務用空調機が開発されることで、国内にとどまらず、グローバル規模で広く普及することが期待される。本研究により高効率なノンフロン型業務用空調機を開発され商品化できれば、業務用分野における空調機の使用から廃棄までの期間における CO2 排出量を削減でき、地球環境への負荷を抑制することができる。また、開発した高効率化技術は空調分野だけでなく冷蔵/冷凍分野等のその他分野にも展開が可能と考えている。

3.2 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

3.2.1 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】

本事業にて開発を行う当該製品は、開発目標に設定している地球温暖化係数 300 以下、不燃性～微燃性、ならびに現行冷媒と同等の冷媒性能を有することにより、地球温暖化に対する環境負荷の大幅な低減効果を有している。

本事業により開発された新冷媒は、業務用空調機器用途のみならず、家庭用空調機、冷凍・冷蔵機器、遠心式冷凍機等広範囲の冷凍空調機器への適用が可能と考えている。また、高沸点を有する新冷媒は、給湯や蒸気発生を目的と高温ヒートポンプや廃熱回収発電用動作媒体、噴射剤、発泡剤等の当該分野以外の用途への展開も期待される。

業務用空調機器用冷媒としては、カーエアコン用代替冷媒として実用化が進められている R1234yf を含む混合冷媒の検討が進められているが、圧力損失が大きく、十分な冷媒性能が得られていない。現在市場では R410A 混合冷媒の構成成分である R32 の適用が進められているが地球温暖化係数が 675 と大きいと共に燃焼性を有している。また、自然冷媒として検討が進められているプロパンは強燃性であり、冷媒充てん量の大きい業務用空調機器では安全性の点より、特に民生用途における適用は極めて困難である。また、アンモニアでは燃焼性と共に毒性や異臭の点で、二酸化炭素や空気では圧力や能力の点で実用化へのハードルは極めて高いといえる。

一方、本事業にて開発を行う当該製品は、開発目標に設定している地球温暖化係数 300 以下、不燃性～微燃性、ならびに現行冷媒と同等の冷媒性能を有することにより、優位性を確保することができる。

実機を用いた性能評価、長期信頼性評価を実施の上、事業化を予定している。

3.3 冷媒の性能、安全性評価

3.3.1 業務用空調機器に適した低 GWP 冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】

R1234ze(Z)やR1243zf, ならびに R1234ze(E)などの HF0 系冷媒を含む低 GWP 混合冷媒の化学的性質、熱力学的・輸送的性質の測定値や相関式及び伝熱特性の測定値は貴重な物性情報である。これらは国内外の種々のデータベースや物性計算ソフトウェアで使用される予定であり、公共的な知的基盤を構築するものである。また、ここで得られた成果により、R1234ze(Z), R1243zf, R1234(E), あるいはそれらを含む低 GWP 混合冷媒が既存冷媒の代替冷媒として使用できることが認知されれば、企業での低 GWP 冷媒を用いた空調機器の開発・実用化が促進されるものと考えられる。さらに、国内企業が世界へ先駆けてこれら低 GWP 冷媒を使用する空調機器を製品化すれば、国内企業の技術水準を高め、経済的効果への波及が期待できるとともに、地球環境保全に対する国際的責任の一端を果たすことができると思われる。

3.3.2 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】

本研究開発の成果を一部基礎として、各種基準の確立及び規制緩和の実現により、我が国における業務用空調機器冷媒の低 GWP 化達成が期待される。それら各種基準や我が国における規制を国際標準化することで、世界的に我が国の冷媒低 GWP 化技術を広め、これにより我が国空調機器の世界市場の開拓に資する波及効果が期待される。

3.3.3 エアコン用低 GWP 冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

本研究開発を通し、既に使用されている不燃性冷媒から新規微燃性冷媒までの種々の燃焼特性を一覧として提示することができた。こうした成果は、新冷媒の開発・実用化の指標となり、安全性の基準作り、新規混合冷媒の選定、および可燃性冷媒を安全に使用するための機器の構造設計等に大いに役立つものと考えられる。

更に、フッ素系ガスの燃焼性制御技術は、冷媒分野に限らず、フッ素化学産業である断熱発泡剤、洗浄剤、噴射剤、及び消火剤等の分野においても安全性の向上に関する重要な知見を提供することにつながるため、関連する産業界及びユーザーである国民の利便性向上に広く貢献できると考える。

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
1	岡本 哲也	ダイキン工業(株)	A study of high efficiency CO2 refrigerant VRF air conditioning system adopting multi-stage compression cycle	16th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue	有	2016.7	①
2	加治 隆平	ダイキン工業(株)	Development of a refrigerant to refrigerant heat exchanger for high efficiency CO2 refrigerant cycle	16th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue	有	2016.7	①
3	福島 正人、橋本	開発部	低GWP冷媒"AMOLEA"の開発	旭硝子研究報告 65, 55-60	有	2015	②
4	Kariya K., Akitoshi K., Miyara A.	Saga Univ.	Characteristics of condensation local heat transfer in a plate heat exchanger	<i>The first pacific rim thermal engineering conference, 15170</i>	有	2016.03	③
5	東之弘, 赤坂亮	いわき明星大学 九州産業大学	2成分系混合作動流体 R245fa+R134a系の熱力学的性質の測定 一第2報: P ρ Tx 性質および臨界圧力の測定一	日本冷凍空調学会論文集Vol. 33, No. 1, pp. 81-92	有	2016.01	③
6	東之弘	いわき明星大学	2成分系混合作動流体 R245fa+R134a系の熱力学的性質の測定 一第1報: 気液共存曲線および臨界軌跡の測定一	日本冷凍空調学会論文集Vol. 33, No. 1, pp. 73-79	有	2016.01	③
7	Nagata, R., Kondou, C., Koyama, S.	九州大学	Comparative assessment of condensation and pool boiling heat transfer on horizontal plain single tubes for R1234ze(E), R1234ze(z), and R1233zd(e)	<i>International Journal of Refrigeration</i> , vol. 63, 157-170	有	2016.01	③
8	Akasaka R., Higashi Y., Yamada Y., Shibamura T.	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Thermodynamic properties of 1, 1, 1, 2-tetrafluoroethane (R-134a)+ 2, 3, 3, 3-tetrafluoropropene (R-1234yf) mixtures: Measurements of the critical parameters and a mixture model based on the multi-fluid approximation	<i>International Journal of Refrigeration</i> 58, 146-153	有	2015.10	③
9	赤坂亮	九州産業大学	R-1243zfの熱力学的性質 一低 GWP冷媒の状態方程式開発における国際協調一	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, D121	無	2015.10	③
10	東之弘, 赤坂亮	いわき明星大学 九州産業大学	新規冷媒R1123の飽和蒸気圧, 飽和密度および臨界定数の測定	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, D111	無	2015.10	③
11	Mahmud M.S., Kawazoe A., Kariya K., Miyara	佐賀大学	Study of air-water two phase flow in a plate heat exchanger	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, D221	無	2015.10	③
12	石田大空, Istam M.A., 飯屋圭史, 宮良明男	佐賀大学	低GWP冷媒の熱伝導率測定および相関式の検討	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, D113	無	2015.10	③
13	永田龍一, 手嶋健一郎, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	R1234ze(Z)のチタン製伝熱促進管上におけるブール沸騰熱伝達特性	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, A324	無	2015.10	③
14	仲村真悟, 三島文也, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	低GWP純冷媒R1234yfの水平ら旋溝付管内蒸発流に関する実験的研究	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, A324	無	2015.10	③
15	児島英貴, 福田翔, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	非共沸混合冷媒R32/R1234ze(E)およびR32/R1234yfのヒートポンプサイクル性能評価	2015年度日本冷凍空調学会年次大会, B141	無	2015.10	③
16	宮本泰行, 赤坂亮	九州産業大学	混合系熱媒体のHelmholtz関数型状態方程式の高精度化	化学工学会 第47回秋季大会	無	2015.09	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
17	永田龍一, 手嶋健一郎, 仁位矩子, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	HFO系冷媒の水平平滑円管上におけるプール沸騰熱伝達特性	銅と銅合金 第54巻 222-226	有	2015.08	③
18	三島文也, 近藤智恵子, 小山繁, 高橋宏	九州大学	R32/R1234ze(E)の凝縮および蒸発流熱伝達に及ぼす水平ら旋溝付管のフィン数の影響	銅と銅合金 第54巻 216-221	有	2015.08	③
19	Kondou, C., Nagata, R., Nii, N., Koyama, S., Higashi, Y.	Kyushu Univ. Iwaki Meisei Univ.	Surface tension of low GWP refrigerants R1234ze(Z) and R1233zd(E)	<i>The 24th IIR Int. Cong. Refrig., Yokohama, 111</i>	有	2015.08	③
20	Akasaka R., Zhou Y., Lemmon E.W.	Kyushu Sangyo Univ. NIST	A new equation of state for 1,1,1,3,3-pentafluoropropane (R-245fa),	<i>The 24th IIR Int. Cong. Refrig., Yokohama,</i>	有	2015.08	③
21	Ishida H., Mori S., Kariya K., Miyara A.	Saga Univ.	Thermal conductivity measurement of low GWP refrigerant with hot-wire method	<i>The 24th IIR International Congress of Refrigeration, ICR2015, 683</i>	有	2015.08	③
22	Kariya K., Mori S., Miyara A.	Saga Univ.	Viscosity measurement of low GWP refrigerants with tandem capillary tubes method	<i>The 24th IIR International Congress of Refrigeration, ICR2015, 684</i>	有	2015.08	③
23	Mahmud M.S., Kawazoe A., Mustangfir in M.A., Kariya K.	Saga Univ.	Flow characteristics of air-water two-phase flow in a plate heat exchanger	<i>The 24th IIR International Congress of Refrigeration, ICR2015, 687</i>	有	2015.08	③
24	Kawazoe A., Kariya K., Miyara A.	Saga Univ.	Measurement of local heat transfer coefficient during condensation and evaporation in plate heat exchanger	<i>The 24th IIR International Congress of Refrigeration, ICR2015, 847</i>	有	2015.08	③
25	Nagata, R., Nii, N., Kondou, C., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Pool boiling heat transfer of low GWP refrigerants R1234ze(E), R1234ze(Z) and R1233zd(E) on a horizontal plane tube	<i>The 24th IIR Int. Cong. Refrig., Yokohama, 112</i>	有	2015.08	③
26	Nagata, R., Kondou, C., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Condensation heat transfer of low GWP refrigerants R1234ze(E), R1234ze(Z) and R1233zd(E) on a horizontal plane	<i>The 24th IIR Int. Cong. Refrig., Yokohama, 165</i>	有	2015.08	③
27	Kojima, H., Fukuda, S., Kondou, C., Takata, N., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Comparative assessment of heat pump cycles operated with R32/R1234ze(E) and R32/R1234yf mixtures	<i>The 24th IIR Int. Cong. Refrig., Yokohama, 221</i>	有	2015.08	③
28	Akasaka R., Higashi Y., Miyara A., Brown J.S., Koyama S.	Kyushu Sangyo Univ. Iwaki Meisei Univ. Saga Univ. The Catholic University of America Kyushu	A preliminary equation of state for 3,3,3-trifluoroprop-1-ene (R-1243zf)	<i>19th Symposium on Thermophysical Properties, Boulder</i>	有	2015.06	③
29	Nagata, R., Nii, N., Kondou, C., Koyama, S., Higashi, Y.	Kyushu Univ. Iwaki Meisei Univ.	Measurement of surface tension for low GWP refrigerants R1243zf, R1234ze(Z), and R1233zd(E)	<i>19th Symp. Thermophysical Properties, Boulder</i>	有	2015.06	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
30	Higashi Y., Shirai C., Akasaka R.	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Measurements of $P\rho T$ properties, vapor pressures, saturated densities, and critical parameters for R1243zf	<i>19th Symp. Thermophysical Properties, Boulder</i>	有	2015.06	③
31	Kariya K., Miyara A., S. Mori, Akasaka R.	Saga Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Thermal conductivity and viscosity measurement of low GWP Refrigerants	<i>19th Symp. Thermophysical Properties, Boulder</i>	有	2015.06	③
32	Shirai C., Higashi Y., Akasaka R.	Kyushu Univ. Iwaki Meisei Univ.	Thermophysical properties measurements for the binary and ternary mixtures composed of HFOs	<i>19th Symp. Thermophysical Properties, Boulder</i>	有	2015.06	③
33	仮屋圭史, 河添章寿, Mahmud M.S., 宮良明男	佐賀大学	プレート式熱交換器における局所蒸発・凝縮熱伝達特性	第52回日本伝熱シンポジウム, D213	無	2015.06	③
34	手嶋健一郎, 永田龍一, 仁位矩子, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	R1234ze(Z)のチタン製伝熱管上におけるプール沸騰熱伝達特性	第52回日本伝熱シンポジウム, D-212	無	2015.06	③
35	Kondou C., Nagata R., Nii N., Koyama S., Higashi Y.	Kyushu Univ. Iwaki Meisei Univ.	Surface tension of low GWP refrigerants R1243zf, R1234ze (Z), and R1233zd (E)	<i>International Journal of Refrigeration</i> 53, 80-89	有	2015.05	③
36	Higashi Y., Hayasaka S., Shirai C., Akasaka R.	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo	Measurements of P,ρ,T properties, vapor pressures, saturated densities, and critical parameters for R 1234ze (Z) and R 245fa	<i>International Journal of Refrigeration</i> 52, 100-108	有	2015.04	③
37	宮良明男	佐賀大学	熱交換器の高性能化および伝熱促進の最新動向	伝熱 vol. 54 (227) 12-18	無	2015.04	③
38	永田龍一, 近藤智恵子, 仁位矩子, 小山繁, 東之弘	九州大学 いわき明星大学	冷媒R1234ze(Z)およびR245faの表面張力測定, 第49回空気調和・冷凍連合講演会	第49回空気調和・冷凍連合講演会, 30	無	2015.04	③
39	モハammad アリフル イスラム, 森聡一朗, 仮屋圭史, 宮良明男	佐賀大学	Consideration on prediction of the thermal conductivity of low GWP refrigerants	第49回空気調和・冷凍連合講演会, 29	無	2015.04	③
40	仮屋圭史, 河添章寿, モハammad スルタン マハムド, 宮良明男	佐賀大学	プレート式熱交換器の局所熱伝達率測定	第49回空気調和・冷凍連合講演会, 17	無	2015.04	③
41	Akasaka R., Zhou Y., Lemmon E. W.	Kyushu Sangyo Univ. NIST	A fundamental equation of state for 1,1,1,3,3-pentafluoropropane (R-245fa),	<i>Journal of Physical and Chemical Reference Data</i> , 44(1), 013104	有	2015.03	③
42	Aziz A., Miyara A.	Saga Univ.	Visualization the distribution of air-water mixtures flow in two outlet distributor	<i>Journal of Applied Science and Engineering</i> , vol.18, 33-40	有	2015.03	③
43	永田龍一, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	低GWP冷媒R1234ze(E) R1234ze(Z)の水平平滑円管上における膜状凝縮およびプール沸騰熱伝達特性	日本冷凍空調学会論文集 第31巻 第4号 439-449	有	2014.12	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
44	Akasaka R., Higashi Y., Miyara A., Koyama S.	Kyushu Sangyo Univ. Iwaki Meisei Univ. Kyushu Univ.	Thermodynamic properties of R-245fa, R-1234ze(E), and R-1234ze(Z),	<i>International Symposium on New Refrigerants and Environmental Technology</i>	有	2014.11	③
45	Kariya K., Mori S., Miyara A.	Saga Univ.	Thermal conductivities of HFO refrigerants at superheated vapor condition	<i>The International Symposium on New Refrigerants and Environmental Technology 2014,</i>	有	2014.11	③
46	Koyama, S., Kondou, C., Nagata, R., Nii, N.	Kyushu Univ.	Heat transfer characteristics of low-GWP refrigerants condensing and boiling on a horizontal smooth tube	<i>Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2014</i>	有	2014.11	③
47	白井千啓, 東之弘, 赤坂亮	いわき明星大学 九州産業大学	混合作動媒体 R 1234ze(Z) + R 32 および R 1234ze(Z) + R 134a 系の PvTx 性質の測定	第35回日本熱物性シンポジウム	無	2014.11	③
48	三島文也, 大久保賢一, 仲村真悟, 近藤智恵子, 小山繁, 高橋宏行	九州大学	R32/R1234ze(E)の凝縮および蒸発熱伝達に及ぼす水平ら旋溝付管のフィン数の影響	第54回日本銅学会講演大会	無	2014.11	③
49	手嶋健一郎, 永田龍一, 仁位矩子, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	HFO 系冷媒の水平平滑円管上におけるプール沸騰熱伝達特性	第54回日本銅学会講演大会	無	2014.11	③
50	Miyara A., Kariya K., Mori S., Akasaka R.	Saga Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Measurements of viscosity of the HFO refrigerants with tandem capillary tubes method	<i>The 20th European Conference on thermophysical properties ,no. 053</i>	有	2014.09	③
51	赤坂亮, 東之弘	いわき明星大学 九州産業大学	2成分系混合作動流体 R 134a + R 245fa 系の熱力学的性質 - 第2報: 状態方程式の開発 -	2014年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2014.09	③
52	東之弘, 赤坂亮	いわき明星大学 九州産業大学	2成分系混合作動流体 R 134a + R 245fa 系の熱力学的性質 - 第1報: 熱力学的性質の測定 -	2014年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2014.09	③
53	仮屋圭史, 河添章寿, Mustangfir in M.A., 宮良明男	佐賀大学	プレート式熱交換器内気液二相流の熱流動特性	日本冷凍空調学会 第15回西日本地区技術交流会, 11-14	無	2014.09	③
54	Mustangfir in M.A., Akitoshi K., Miyara A., Kariya K.	佐賀大学	Distribution and void fraction of two-phase flow in corrugated channel of plate heat exchanger	2014年度日本冷凍空調学会年次大会 A242	無	2014.09	③
55	河添章寿, 江島大和, 宮良明男, 仮屋圭史	佐賀大学	プレート式熱交換器内における R1234ze(E) の蒸発および凝縮熱伝達率分布の測定	2014年度日本冷凍空調学会年次大会 C111	無	2014.09	③
56	森聡一郎, 栗山卓也, 宮良明男, 仮屋圭史, 赤坂亮	佐賀大学	R1234ze(Z) の熱伝導率の測定及び拡張対応状態モデル	2014年度日本冷凍空調学会年次大会 C242	無	2014.09	③
57	永田龍一, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	水平平滑円管上における HFO 系冷媒の膜状凝縮熱伝達特性に関する実験的研究	日本冷凍空調学会 第15回西日本地区技術交流会	無	2014.09	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
58	永田龍一, 仁位矩子, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	水平平滑管上におけるHFO系冷媒の凝縮熱伝達特性に関する実験的研究	2014年度日本冷凍空調学会, C134	無	2014.09	③
59	仁位矩子, 永田龍一, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	HFO系低GWP冷媒の水平平滑管上におけるプール沸騰熱伝達特性に関する実験的研究	2014年度日本冷凍空調学会, C145	無	2014.09	③
60	三島文也, 大久保賢, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	非共沸混合冷媒R744/R32/R1234ze(E)の水平ら旋溝付管内凝縮流の伝熱特性	2014年度日本冷凍空調学会, C132	無	2014.09	③
61	大久保賢一, 三島文也, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	非共沸混合冷媒R744/R32/R1234ze(E)の水平ら旋溝付管内蒸発流の伝熱特性	2014年度日本冷凍空調学会, C142	無	2014.09	③
62	福田翔, 児島英貴, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	低GWP非共沸混合冷媒ヒートポンプサイクルの性能評価	2014年度日本冷凍空調学会, B333	無	2014.09	③
63	地下大輔, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	冷媒R32の水平扁平多孔管内の流動沸騰熱伝達	2014年度日本冷凍空調学会, C121	無	2014.09	③
64	Akasaka R., Higashi Y., Yamada Y., Shibamura T.	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	A fundamental equation of state for cis-1, 3, 3, 3-tetrafluoropropene (R-1234ze (Z))	<i>International Journal of Refrigeration</i> 44, 168-176	有	2014.08	③
65	三島文也, 近藤智恵子, 小山繁, 高橋宏行	九州大学	低GWP非共沸混合冷媒R744/R32/R1234ze(E)の水平ら旋溝付管内凝縮流に関する実験的研究	銅と銅合金 第53巻 243-248	有	2014.08	③
66	Akasaka, R., Higashi, H	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	A thermodynamic property model for the R-134a/245fa mixture	<i>15th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue, 1490</i>	有	2014.08	③
67	Miyara A., Hasan M.M., Hossain M.A.	Saga Univ.	In-tube condensation of low GWP mixture refrigerants R1234ze(E)/R32	<i>Proceedings of the 15th International Heat Transfer Conference, IHTC-15, 9602</i>	有	2014.08	③
68	Kondou, C., Mishima, F., Koyama, S	Kyushu Univ.	Condensation and evaporation of R32/R1234ze(e) and R744/R32/R1234ze(E) flow in horizontal microfin tubes	<i>Science and Technology for the Built Environment</i> , 21, 564-577	有	2014.07	③
69	Kondou, C., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Thermodynamic assessment of high-temperature heat pumps for heat recovery	<i>15th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue, 2233.</i>	有	2014.07	③
70	Kondou, C., Mishima, F., Liu, J.F., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Condensation and evaporation of R744/R32/R1234ze(E) flow in horizontal microfin tubes	<i>15th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue, 2337.</i>	有	2014.07	③
71	Kondou, C., Mishima, F., Liu, J.F., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Condensation and evaporation of R134a, R1234ze(E) and R1234ze(Z) flow in horizontal microfin tubes at higher temperatures	<i>15th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue, 2333.</i>	有	2014.07	③
72	近藤智恵子, 小山繁	九州大学	廃熱利用ヒートポンプサイクルの基本性能に関する熱力学的考察	日本冷凍空調学会論文集 第31巻 第2号 133-144	有	2014.06	③
73	地下大輔, 小宮佑太, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	冷媒R1234ze(E)およびR32の水平扁平多孔管内沸騰蒸発流に関する実験的研究	日本冷凍空調学会論文集 第31巻 第2号 57-65	有	2014.06	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
74	Kondou, C., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Thermodynamic assessment of high-temperature heat pumps using low-GWP HFO refrigerants for heat recovery	<i>International Journal of Refrigeration</i> , vol. 53, 126-141	有	2014.05	③
75	Higashi Y., Akasaka R.	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Measurements of vapor pressures and critical parameters for 1,1,1,3,3-pentafluoropropane (R-245fa),	<i>7th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning</i>	有	2014.05	③
76	Mustangfir in M.A., Miyara A., Eshima Y.	Saga Univ.	Air-water flow behavior through corrugated channel of plate heat exchanger	<i>Proceedings of the 7th Asian Conference on Refrigeration and Air-Conditioning</i> , 456.	有	2014.05	③
77	Nagata, R., Kondou, C., Takata, N., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Condensation and pool boiling of low GWP refrigerants on a horizontal plane tube	<i>7th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning ACRA2014</i> , 317	有	2014.05	③
78	Mishima, F., Kondou, C., Liu, J.F., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Flow boiling of R1234ze(Z) and R1234ze(E) in horizontal micro-fin tubes for high temperature application	<i>7th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning ACRA2014</i> , 279	有	2014.05	③
79	Jige, D., Komiya, Y., Zhang, H., Kondou, C., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Experiment on two-phase flow of R1234ze(E), R134a and R32 in horizontal mini-channels	<i>7th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning ACRA2014</i> , 327	有	2014.05	③
80	Fukuda, S., Kondou, C., Takata, N., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Cycle performance of low GWP refrigerant mixtures R-32/1234ze(E) and R-744/32/1234ze(E)	<i>7th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning ACRA2014</i> , 421	有	2014.05	③
81	森 聡一朗, 胡 少懷, 宮良明男, 赤坂亮	佐賀大学 九州産業大学	タンデム型細管法による低GWP冷媒の粘度測定	第48回空気調和・冷凍連合講演会, 119-122	無	2014.04	③
82	永田龍一, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	低GWP冷媒の水平平滑円管上における膜状凝縮およびプール沸騰熱伝達特性	第48回 空気調和・冷凍連合講演会	無	2014.04	③
83	近藤智恵子, 三島文也, 小山繁	九州大学	低GWP 混合冷媒R32/R1234ze(E)の水平ら旋溝付管内凝縮および蒸発特性	日本冷凍空調学会論文集 第30巻第4号	有	2013.12	③
84	Fukuda, S., Kondou, C., Takata, N., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Low GWP refrigerants R1234ze(E) and R1234ze(Z) for high temperature heat pumps	<i>International Journal of Refrigeration</i> , vol.40, 161-173	有	2013.11	③
85	Mustangfir in M.A., Miyara A.	Saga Univ.	Performance of protrusion and corrugation plate for plate heat exchanger	<i>International Symposium on Innovative Materials for Processes in Energy Systems 2013</i> , 131-136	有	2013.11	③
86	Mishima, F., Kondou, C., Liu, J.F., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Condensation of R1234ze(Z) and R1234ze(E) in a horizontal micro-fin tube for high temperature application”	<i>The 15th Cross Straits Symposium on Materials, Energy and Environmental Sciences</i>	無	2013.11	③
87	早坂宗悟, 東之弘, 赤坂亮	いわき明星大学 九州産業大学	R 245fa および R 245fa + R 134a 混合冷媒の熱力学性質の測定	第34回日本熱物性シンポジウム	無	2013.11	③
88	Mustangfir in M.A., Miyara A.	佐賀大学	Mal-uniformity distribution of fluid flow through corrugated channel of brazed plate heat exchanger	日本機械学会 第26回計算力学講演会 (CMD2013)	無	2013.11	③
89	三島文也, 劉錦帆, 大久保賢一, 近藤智恵子, 小山繁, 高橋宏行	九州大学	低GWP非共沸混合冷媒 R744/R32/R1234ze(E)のら旋溝付管内凝縮流に関する実験的研究	第52回日本銅学会講演大会	無	2013.11	③
90	Miyara A., Fukuda R., Kuriyama T.,	Saga Univ.	Viscosity measurement of refrigerants with low global warming potential	<i>The 10th Asian Thermophysical Properties Conference</i>	有	2013.10	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
91	赤坂亮	九州産業大学	臨界定数の再現性を考慮した低GWP混合冷媒の熱力学モデル	熱工学コンファレンス2013	無	2013.10	③
92	赤坂亮	九州産業大学	R-32/1234ze(E)混合冷媒の熱力学モデル	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
93	東之弘	いわき明星大学	オレフィン系冷媒を含む低GWP混合冷媒の臨界定数の組成依存性	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
94	栗山卓也, 宮良明男	佐賀大学	HFO系冷媒の液体条件における熱伝導率および粘度の測定	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
95	江島大和, Mustangfir in M.A., 宮良明男	佐賀大学	プレート式熱交換器内の気液二相流に関する実験的研究	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
96	小山繁, 近藤智恵子	九州大学	排熱利用高温ヒートポンプサイクル適用評価	日本機械学会2013年度年次大会	無	2013.09	③
97	三島文也, 劉錦帆, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	新規代替冷媒R1234ze(Z)の水平ら旋溝付管内凝縮および蒸発流に関する実験的研究	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
98	地下大輔, 小宮佑太, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	R32/R1234ze(E)の扁平多孔管内沸騰流に関する実験的研究	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
99	福田翔, 山本章太郎, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	R744/R32/R1234ze(E)混合冷媒を用いたヒートポンプサイクルの性能評価,	2013年度日本冷凍空調学会年次大会	無	2013.09	③
100	近藤智恵子, 馬場大輔, 三島文也, 小山繁	九州大学	R32およびR1234ze(E)のら旋溝付管内沸騰流に関する実験的研究	銅と銅合金 第52巻	有	2013.08	③
101	馬場大輔, 近藤智恵子, 三島文也, 小山繁	九州大学	非共沸混合冷媒R32/R1234ze(E)の水平らせん溝付管内凝縮流に関する実験的研究	銅と銅合金 第52巻	有	2013.08	③
102	Kondou, C., BaBa, D., Mishima, F., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Flow boiling of non-azeotropic mixture r32/r1234ze(e) in horizontal microfin tubes	<i>International Journal of Refrigeration</i> , vol. 36, 2366-2378	有	2013.07	③
103	Akasaka, R., Higashi, H., Koyama, S.	Kyushu Sangyo Univ. Iwaki Meisei Univ. Kyushu Univ.	A fundamental equation of state for low GWP refrigerant HFO-1234ze(Z)	<i>4th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants</i>	有	2013.06	③
104	Higashi Y., Hayasaka S., Ogiya S.	Iwaki Meisei Univ.	Measurements of <i>PvT</i> properties vapor pressures, and critical parameters for low GWP refrigerant R-1234ZE(Z).	<i>4th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants</i>	有	2013.06	③
105	Miyara A., Fukuda R., Kuriyama,	Saga Univ.	Thermal conductivity of HFO and HFO+HFC mixtures at saturated liquid condition.	<i>4th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants</i>	有	2013.06	③
106	Kondou, C., BaBa, D., Mishima, F., Liu, J.F., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Flow boiling of low GWP zeotropic mixture R32/R1234ze(E) in horizontal microfin tubes	<i>4th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants</i>	有	2013.06	③
107	Fukuda, S., Kondou, C., Takata, N., Koyama, S.	Kyushu Univ.	The performance evaluation of high temperature heat pump cycle using low GWP refrigerants	<i>4th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants</i>	有	2013.06	③
108	Jige, D., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Perdiction method condensation characteristic of pure refrigerants in rectangular mini-channels	<i>4th IIR Conference on Thermophysical Properties and Transfer Processes of Refrigerants</i>	有	2013.06	③
109	Akasaka R., Tanaka K., Higashi Y.,	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Measurements of saturated densities and critical parameters for the binary mixture of 2,3,3,3-Tetrafluoropropene (R-1234yf) + difluoromethane (R-32)	<i>International Journal of Refrigeration</i> , vol. 36, 1341-1346.	有	2013.05	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
110	福田翔, 山本章太郎, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	R1234ze(E)/R32混合冷媒のヒートポンプサイクルの性能評価－圧縮機特性の影響－	第50回日本伝熱シンポジウム	無	2013.05	③
111	Tanaka, K., Higashi, Y.,	Nihon Univ. Iwaki Meisei Univ.	Surface tension of trans-1,3,3,3-tetrafluoropropene and trans-1,3,3,3-tetrafluoropropene + difluoromethane mixture	<i>Journal of Chemical Engineering in Japan</i> , 46(6), 371-375	有	2013.03	③
112	Liu, J.F., Baba, D., Mishima, F., Kondou, C., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Condensation heat transfer of low GWP refrigerant R32/R1234ze(E) in horizontal micro-fin tubes	Proc. 13th Cross Straits Symposium on Materials, Energy and Environmental Engineering, 225-226	無	2013.02	③
113	地下大輔, 小山繁	九州大学	純冷媒の水平微細流路内凝縮－摩擦圧力損失整理式の提案－	日本冷凍空調学会論文集29(4) 413-420	有	2012.12	③
114	地下大輔, 小山繁	九州大学	HFCおよびHFO系冷媒の水平微細流路内凝縮－矩形流路内熱伝達の予測モデル－	日本冷凍空調学会論文集29(4) 421-432	有	2012.12	③
115	Baba, D., Kondou, C., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Heat transfer and pressure drop of flow boiling zeotropic mixture R1234ze(E)/R32 in horizontal microfin tubes	<i>Proc. the 3rd Int. Forum on Heat Transf.</i> , IFHT-154	有	2012.11	③
116	Yamamoto, S., Fukuda, S., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Performance of heat pump cycle using zeotropic mixtures of R1234ze(E) and R32	<i>Proc. the 3rd Int. Forum on Heat Transf.</i> , IFHT-161	有	2012.11	③
117	Jige, D., Kawashima, H., Kondou, C., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Experimental study on flow boiling of R1234ze(E) and R32 in horizontal rectangular mini channels	<i>Proc. the 3rd Int. Forum on Heat Transf.</i> , IFHT-163	有	2012.11	③
118	Koyama, S., Fukuda, S., Osafune, K., Akasaka, R.	Kyushu Univ. Central Glass Co., Ltd. Kyushu Sangyo Univ.	Development of low GWP refrigerants suitable for heat pump systems	<i>Proc. The Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2012</i> , 135-140.	有	2012.11	③
119	Akasaka, R., Kano, Y., Kayukawa, Y., Tanaka, K., Miyamoto, H., Fujita, Y., Higashi, Y.,	Kyushu Sangyo Univ. National Metrology Inst. Japan Nihon Univ. Toyama Prefectural Univ. Iwaki Meisei Univ.	A thermodynamic equation of state for low-GWP refrigerant HFO-1234ze(Z) and its application to heat pump cycle analysis	<i>Proc. The Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2012</i> , 193-197	有	2012.11	③
120	Kayukawa, Y., Tanaka, K., Miyamoto, H., Kano, Y., Fujita, Y., Akasaka, R., Higashi, Y.,	National Metrology Inst. Japan Nihon Univ. Toyama Prefectural Univ. Kyushu Sangyo Univ. Iwaki Meisei Univ.	Experimental evaluation of the fundamental properties for low-GWP refrigerant HFO-1234ze(Z)	<i>Proc. The Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2012</i> , 231.	有	2012.11	③
121	Higashi, Y.,	Iwaki Meisei Univ.	Thermodynamic properties of low GWP refrigerant mixtures	<i>Proc. The Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2012</i> , 221-222.	有	2012.11	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
122	Kuriyama, T., Fukuda, R.,	Saga Univ.	Thermal conductivity measurement of saturated liquid of HFOs and HFO+HFC mixtures	<i>Proc. The Int. Symp. New Refrigerants and Environmental Technology 2012</i> , 219-220.	有	2012.11	③
123	東之弘, 宮良明男, 小山繁	いわき明星大学 佐賀大学 九州大学	3成分系 R 1234ze(E) + R 32 + CO ₂ 混合冷媒の熱力学性質の測定	日本機械学会熱工学コンファレンス2012講演論文集, 1-2.	無	2012.11	③
124	福田翔, 山本章太郎, 近藤智恵子, 高田信夫, 小山繁	九州大学	HFO系冷媒を用いた高温用ヒートポンプサイクルの性能評価	日本機械学会熱工学コンファレンス2012講演論文集, 5-6	無	2012.11	③
125	地下大輔, 川島弘之, 小山繁	九州大学	水平扁平多孔管内におけるR1234ze(E)およびR32の沸騰熱伝達に関する実験的研究	日本機械学会熱工学コンファレンス2012講演論文集, 17-18	無	2012.11	③
126	近藤智恵子, 馬場大輔, 小山繁, 三島文也, 劉錦帆, 高橋宏行	九州大学	R32 および R1234ze(E)のら旋溝付管内沸騰流に関する実験的研究	日本銅学会講演論文集, 129-130	無	2012.11	③
127	馬場大輔, 近藤智恵子, 小山繁, 三島文也, 劉錦帆, 高橋宏行	九州大学	R32 および R1234ze(E)のら旋溝付管内凝縮流に関する実験的研究	日本銅学会講演論文集, 131-132	無	2012.11	③
128	三島文也, 馬場大輔, 劉錦帆, 近藤智恵子, 小山繁	九州大学	R32およびR1234ze(E)の水平ら旋溝付管内沸騰熱伝達に関する実験的研究	2012年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, A214, 1-4	無	2012.09	③
129	東之弘, 荻谷俊	いわき明星大学	新規低 GWP冷媒 R-1234ze(Z) の飽和蒸気圧および PvT性質の測定	2012年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, D223, 1-2.	無	2012.09	③
130	地下大輔, 川島弘之, 小山繁	九州大学	R1234ze(E)の水平扁平多孔管内沸騰流に関する実験的研究	2012年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, A222, 1-4.	無	2012.09	③
131	Baba, D., Nakahata, H., Kondou, C., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Experimental study on condensation of a zeotropic mixture R1234ze(E)/R32 in a horizontal micro-fin tube	<i>Proc. The 6th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning (ACRA)</i> , ID 3125, 1-8	有	2012.08	③
132	Fukuda, S., Kondou, C., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Evaluating availability of zeotropic mixture R1234ze(E)/R32 in a heat pump cycle	<i>Proc. The 6th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning (ACRA)</i> ID 3083, 1-8	有	2012.08	③
133	Jige, D., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Condensation of refrigerant mixtures HFO1234ze(E)/HFC32 in a multi-port tube	<i>Proc. The 6th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning (ACRA)</i> , ID 3074, 1-8.	有	2012.08	③
134	Baba, D., Nakagawa, T., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Flow boiling heat transfer and pressure drop of R1234ze(E) and R32 in horizontal micro-fin tube	<i>Proc. Int. Refrig. and Air Conditioning Conf. at Purdue</i> , no.2224, 1-8.	有	2012.07	③
135	Fukuda, S., Takata, N., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	The circulation composition characteristic of the zeotropic mixture R1234ze(E)/R32 in a heat pump cycle	<i>Proc. Int. Refrig. and Air Conditioning Conf. at Purdue</i> , no.2229, 1-8.	有	2012.07	③
136	地下大輔, 小山繁	九州大学	R1234ze(E)/R32 混合冷媒の扁平多孔管内凝縮熱伝達	第49回日本伝熱シンポジウム講演論文集	無	2012.05	③
137	地下大輔, 小山繁	九州大学	純冷媒の微細矩形流路内水平流の凝縮熱伝達特性	第46回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集	無	2012.04	③
138	Fukuda, S., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	An experimental study on heat pump cycle using low-GWP refrigerants	<i>Proc. The Eighth KSME-JSME Thermal and Fluids Engineering Conference</i> , GST01-006, 1-4.	有	2012.03	③
139	Jige, D., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	An experimental study on condensation characteristics of low GWP refrigerants in a horizontal microfin tube	<i>Proc. The Eighth KSME-JSME Thermal and Fluids Engineering Conference</i> , GST01-009, 1-4.	有	2012.03	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
140	Baba, D., Nakahata, H., Nakagawa, T., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Experimental study on condensation characteristics of low GWP refrigerants in a horizontal micro-fin tube	<i>Proc. The Eighth KSME-JSME Thermal and Fluids Engineering Conference</i> , GST01-010,1-4.	有	2012.03	③
141	地下大輔, 小山繁	九州大学 九州大学	R1234ze(E)のミニチャンネル内流動沸騰	第47回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集, 123-126.	無	2012.03	③
142	馬場大輔, 小山繁	九州大学	低GWP冷媒R1234ze(E)の溝付管内熱伝達に関する実験的研究	日本冷凍空調学会論文集 28(4),139-150.	有	2011.12	③
143	福田翔, 小 山繁	九州大学	R1234ze(E)/R32混合冷媒を用いたヒートポンプサイクルの性能評価	日本冷凍空調学会論文集 28(4),173-184	有	2011.12	③
144	田中勝之, 赤坂亮, 東 之弘	いわき明星 大学 九州産業 大学	HFO-1234ze(E) + HFC-32混合冷媒の密度および定圧比熱の測定	日本冷凍空調学会論文集 28(4),109-116.	有	2011.12	③
145	宮良明男, 福田遼太, 椿耕太郎	佐賀大学	R1234ze(E)+R32およびR1234yf+R32混合冷媒の飽和液の熱伝導率測定	日本冷凍空調学会論文集 28(4),435-443.	有	2011.12	③
146	田中勝之, 東之弘	いわき明星 大学	HFO-1234ze(E) + HFC-32系混合冷媒の熱力学モデリングとサイクル性能評価	日本熱物性シンポジウム講演論文集, 138-140.	無	2011.12	③
147	Baba, D., Nakahata, H., Nakagawa, T., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Condensation heat transfer and pressure drop of a pure refrigerant R32 flowing in a micro-fin tube	<i>Proc. 13th Cross Straits Symposium on Materials, Energy and Environmental Engineering</i> ,ETP-1,1-2.	無	2011.11	③
148	Fukuda, S., Koyama, S.	Kyushu Univ.	Drop-in experiments on heat pump cycle usin low-GWP refrigerants	<i>Proc. 13th Cross Straits Symposium on Materials, Energy and Environmental</i>	無	2011.11	③
149	Jige, D., Koyama, S.,	Kyushu Univ.	Condensation heat transfer of a R1234ze(E)/R32 mixture in a multi-port tube	<i>Proc. 13th Cross Straits Symposium on Materials, Energy and Environmental</i>	無	2011.11	③
150	地下大輔, 小山繁	九州大学	R1234ze(E)の扁平多孔管内凝縮に関する実験	日本冷凍空調学会論文集 28(3),225-232.	有	2011.09	③
151	馬場大輔, 中川貴詞, 小山繁	九州大学	低GWP冷媒の溝付管内沸騰蒸発に関する実験的研究	日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, 529-532.	無	2011.09	③
152	馬場大輔, 中畑 仁志, 小山繁	九州大学	新規代替冷媒R1234ze(E)の溝付管内凝縮に関する実験的研究	日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, 545-548.	無	2011.09	③
153	地下大輔, 小山繁	九州大学	純冷媒の微細矩形流路内凝縮に関する研究－圧力損失および熱伝達関連式の提案－	日本冷凍空調学会年次大会講演論文集, 521-524.	無	2011.09	③
154	福田翔, 小 林拓斗, 高 田信夫, 小山繁	九州大学	R1234ze(E)/R32混合冷媒のヒートポンプサイクル性能評価	日本冷凍空調学会年次大会講演論文集,255-228	無	2011.09	③
155	Jige, D., Koyama, S., Mino, M.,	Kyushu Univ.	An experimental study on condensation of pure refrigerants in horizaontal rectangular mini-channels	<i>Proc. 23rd IIR Int. Congr. Refrig.</i> , ID236, 1-8.	有	2011.08	③
156	Koyama, S., Baba, D., Nakahata, H.	Kyushu Univ.	Experimental study on heat transfer and pressure drop characteristics of pure refrigerant R1234ze(E) condensing in a horizontal micro-fin tube	<i>Proc. 23rd IIR Int. Congr. Refrig.</i> , ID306, 1-8.	有	2011.08	③
157	Onaka, Y., Miyara, A., Tsubaki, K.	Saga Univ. Kyushu Univ.	Cycle evaluation of refrigerant mixture of CO2/DME and HFC-32/HFO-1234ze(E)	<i>Proc. 23rd IIR Int. Congr. Refrig.</i> , ID310, 1-8.	有	2011.08	③
158	Tanaka, K., Higashi, Y., kasaka, R.,	Iwaki Meisei Univ. Kyushu Sangyo Univ.	Thermodynamic property modeling of HFO-1234ze(E)+HFC-32 mixtures for evaluating cycle performance	<i>Proc. 23rd IIR Int. Congr. Refrig.</i> , ID458, 1-6.	有	2011.08	③
159	Miyara, A., Tsubaki, K., Sato, N., Fukuda, R.	Saga Univ.	Thermal conductivity of saturated liquid of HFO-1234ze(E) and HFO-1234ze(E)+HFC-32 mixture	<i>Proc. 23rd IIR Int. Congr. Refrig.</i> , ID900, 1-8.	有	2011.08	③
160	Koyama, S., Takata, N., Fukuda, S.,	Kyushu Univ.	An experimental study on heat pump cycle using zeotropic binary refrigerant of HFO-1234ze(E) and HFC-32	<i>Proc. 10thIEA Heat Pump Conference</i> . ID 6.5	有	2011.06	③

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
161	佐分利禎	産業技術総合研究所	Hazard assesment study on the lower flammable refrigerants	Proceedings of The International Symposium on New Refrieagrants and Environmental Technology 2016	無	(予定)	④
162	今村友彦, 須川修身	諏訪東京理科大学	Physical hazard evaluation of A2L refrigerants assuming rapid leak accident from a VRF system	Proceedings of The International Symposium on New Refrieagrants and Environmental Technology 2016	無	(予定)	④
163	今村友彦, 吉田康孝, 太田佳成, 内藤宏治, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日立ジョンソンコントロールズ空調株式会社	Full-scale experiment for accumulated low-GWP refrigerant assuming a conceivable accident scenario	J. Refrigeration	有	(予定)	④
164	今村友彦, 川畑一樹, 小林大基, 高橋洸介, 前島周平	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	Combustion behavior of A2L refrigerant in a model rectangle space assuming conceivable accident scenario	J. Refrigeration	有	(予定)	④
165	佐分利禎	産業技術総合研究所	冷凍空調用冷媒をめぐる最近の状況と展望－低GWP冷媒の燃焼・爆発威力評価－	日本冷凍空調学会セミナーテキスト「最新の冷媒問題への対応と展望2016」, pp.1-15	無	2016.6.	④
166	今村友彦, 川畑一樹, 小林大基, 上矢恭子, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	直方体空間内における低GWP冷媒の火炎伝播挙動	平成28年度日本火災学会研究発表会概要集(長岡), pp.178-179	無	2016.5.	④
167	今村友彦, 佐野匠朗, 湯澤和貴, 須川修身	諏訪東京理科大学	Experimental evaluation of the possibility of ignition and flame propagation in accumulated difluoromethane (R32) from a kerosene cigarette lighter	J. Loss Prevention in the Process Industries	有	2016.4.	④
168	藤本悟, 平良繁治, 滝澤賢二, 今村友彦, 党超鋳	ダイキン工業株式会社, 産業技術総合研究所, 諏訪東京理科大学, 東京大学	微燃性冷媒の安全性評価	日本冷凍空調学会論文集, Vol.33, pp.1-12	有	2016.4.	④
169	今村友彦	諏訪東京理科大学	事故シナリオに基づくハザード評価1	日本冷凍空調学会セミナーテキスト「微燃性冷媒を安全に利用するためのリスク評価の最新動向 in 大阪」, pp.17-32	無	2015.11.	④
170	今村友彦	諏訪東京理科大学	事故シナリオに基づくハザード評価2	日本冷凍空調学会セミナーテキスト「微燃性冷媒を安全に利用するためのリスク評価の最新動向」, pp.33-48	有	2015.7.	④
171	今村友彦, 上矢恭子, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	Ignition hazard evaluation on A2L refrigerants in situations of service and maintenance	J. Loss Prevention in the Process Industries	有	2015.7.	④
172	佐分利禎, 和田有司	産業技術総合研究所	Hazard assessment of the combustion of mildly flammable refrigerants	Proceedings of The International Symposium on New Refrieagrants and Environmental Technology 2014, pp.85-90	無	2014.11.	④
173	佐分利禎, 松木亮, 椎名拓海, 高橋明文, 和	産業技術総合研究所	Flammable behavior of A2L refrigerants in presence of moisture	Proceedings of 10th International Symposium on Hazards, Prevention, and Mitigation of Industrial Explosions, pp.327-334	有	2014.6.	④
174	今村友彦, 上矢恭子, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	Ignition hazard evaluation on A2L refrigerants in situations of service and maintenance	Proceedings of 10th International Symposium on Hazards, Prevention, and Mitigation of Industrial Explosions, pp.327-334	有	2014.6.	④

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
175	今村友彦	諏訪東京理科大学	冷凍空調用冷媒をめぐる最近の状況と展望－微燃性冷媒のフィジカルハザード評価－	日本冷凍空調学会セミナーテキスト「最新の冷媒問題への対応と展望2014」, pp.1-10	無	2014.5.	④
176	今村友彦, 森本崇徳, 上矢恭子, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	濃度勾配を有した微燃性冷媒の燃焼特性	第46回安全工学研究発表会予稿集, pp.95-96	無	2013.11.	④
177	今村友彦, 森本崇徳, 山崎裕太, 上矢恭子, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	Experimental study on ignition hazards of leaked A2L refrigerant from a pinhole	Proceedings of Asia Pacific Symposium on Safety 2013 (CD-ROM)	有	2013.10.	④
178	佐分利禎, 松木亮, 椎名拓海, 高橋明文, 和田有司	産業技術総合研究所	Experimental flammability analysis of A2L refrigerant gases	Proceedings of 7th International Seminar on Fire and Explosion Hazards	有	2013.5.	④
179	今村友彦, 宮下達也, 上矢恭子, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	A2L冷媒滞留雰囲気下における市販電子ライターでの着火危険性評価	安全工学, Vol.52, pp.91-98	有	2013.4.	④
180	今村友彦, 宮下達也, 上矢恭子, 森本崇徳, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	微燃性冷媒搭載空調機器と化石燃料系暖房機器の同時使用時におけるフィジカルハザード評価	日本冷凍空調学会論文集, Vol.29, pp.401-411	有	2012.12.	④
181	今村友彦, 宮下達也, 上矢恭子, 森本崇徳, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	模擬生活空間内での微燃性冷媒の着火特性と火炎伝播挙動	第45回安全工学研究発表会講演予稿集, pp.81-84	無	2012.11.	④
182	佐分利禎, 松木亮, 椎名拓海, 高橋明文, 和田有司	産業技術総合研究所	Combustion characteristics of flammable refrigerant gases	Proceedings of The International Symposium on New Refrigerants and Environmental Technology 2014, pp.69-72	無	2012.11.	④
183	今村友彦, 須川修身, 宮下達也, 上矢恭子, 森本崇徳	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	Evaluation of fire hazards of A2L class refrigerants	Proceedings of The International Symposium on New Refrigerants and Environmental Technology 2014, pp.65-68	無	2012.11.	④
184	今村友彦, 上矢恭子, 森本崇徳, 宮下達也, 須川修身	諏訪東京理科大学, 日本法医学工学株式会社	空調機器搭載用微燃性冷媒のフィジカルハザード評価	安全工学シンポジウム2012講演予稿集, pp.322-325	無	2012.7.	④
185	Shizuo Saitoh, Chaobin Dang, Yoshitaka Nakamura, Eiji Hihara	東京大学	Boiling heat transfer of HFO-1234yf flowing in a smooth small-diameter horizontal tube	International Journal of Refrigeration, Vol.34, 1846-1853	有	2011	⑤
186	Linlin Wang, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Experimental study on condensation heat transfer of low GWP refrigerant HFO1234yf in a horizontal tube	Int. J. Refrigeration, 35: 1418-1429, 2012	有	2012	⑤

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
187	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Flow boiling heat transfer of HFO1234yf and R32 refrigerant mixtures in a smooth horizontal tube: Part I. Experimental investigation	Int. J. Heat and Mass Transfer, 55: 3437-3446, 2012	有	2012	⑤
188	近藤重雄、滝澤賢二、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	Effects of temperature and humidity on the flammability limits of several 2L refrigerants	J. Fluor. Chem. 144, 130-136	有	2012.12	⑤
189	Chaobin Dang, Noburu Haraguchi, Takashi Yamada, Minxia Li, Eiji Hihara	東京大学	Effect of lubricating oil on flow boiling heat transfer of carbon dioxide	Int. J. Refrigeration, 36-1, 136-144, 2013	有	2013	⑤
190	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Flow boiling heat transfer of HFO1234yf and HFC32 refrigerant mixtures in a smooth horizontal tube: Part II. Prediction method	Int. J. Heat and Mass Transfer, 64: 591-608, 2013	有	2013	⑤
191	斎藤静雄・党超鋺・飛原英治	東京大学	水平細管内の冷媒R1234yfの沸騰熱伝達に対する潤滑油の影響	日本冷凍空調学会論文集, 30-4, (2013), 451-462	有	2013	⑤
192	岡本洋明、田中千歳、飛原英治	東京大学	家庭用ルームエアコンの使用実態調査—第1報: 運転率による実測結果の考察—	日本冷凍空調学会論文集, Vol.30(2), (2013), 169-179	有	2013	⑤
193	田中千歳、岡本洋明、飛原英治	東京大学	家庭用ルームエアコンの使用実態調査—第2報: クラスター分析と運転率関数の決定—	日本冷凍空調学会論文集, Vol.30(2), (2013), 181-189	有	2013	⑤
194	近藤重雄、滝澤賢二、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	Flammability limits of binary mixtures of ammonia with HFO-1234yf, HFO-1234ze, HFC-134a, and HFC-125	J. Fluor. Chem. 149, 18-23	有	2013.5	⑤
195	M. Li, C. Dang, E. Hihara	東京大学	Flow boiling heat transfer of carbon dioxide with PAG-type lubricating oil in pre-dryout region inside horizontal tube	Int. J. Refrigeration, 41, 45-59, (2014)	有	2014	⑤
196	近藤重雄、滝澤賢二、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	Effect of high humidity on flammability property of a few non-flammable refrigerants	J. Fluor. Chem. 161, 29-33	有	2014.5	⑤
197	滝澤賢二、五十嵐直治、高木静江、徳橋和明、近藤重雄	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	Quenching distance measurement of highly to mildly flammable compounds	Fire Safety J. 71, 58-68	有	2015.1	⑤
198	藤本悟、平良繁治、滝澤賢二、今村友彦、党超鋺	ダイキン工業、産業技術総合研究所、諏訪東京理科大学、東京大学	微燃性冷媒の安全性評価	日本冷凍空調学会論文集	有	2016.3	⑤
199	滝澤賢二、五十嵐直治、徳橋和明、近藤重雄	産業技術総合研究所 機能化学研究部門	Effects of temperature and pressure on quenching distances of difluoromethane (R32) and ammonia (R717)	Sci. Tech. Built Env.	査読中		⑤
200	滝澤賢二、五十嵐直治、徳橋和明、近藤重雄	産業技術総合研究所 機能化学研究部門	Relationship between quenching distance and burning velocity for mildly flammable gas mixtures	J. Test. Mater.	発表準備中	(予定)	⑤

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
201	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Experimental investigation of flow boiling heat transfer of HFO1234yf and R32 refrigerant mixture in a smooth horizontal tube	10th IEA Heat Pump Conference 2011	無	2011.5	⑤
202	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Study of flow boiling heat transfer characteristics of low GWP refrigerants in smooth horizontal tube	第48回日本伝熱シンポジウム講演論文集	無	2011.6	⑤
203	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Flow boiling heat transfer of refrigerants mixture HFO1234yf and R32 in a smooth horizontal tube	23rd IIR congress of refrigeration	無	2011.8	⑤
204	汪 琳琳、党 超鋌、飛原英治	東京大学	低GWP冷媒HFO1234yfの水平管内凝縮に関する実験研究	2011年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集	無	2011.9	⑤
205	李 敏霞、党 超鋌、飛原英治	東京大学	水平伝熱管内のHFO1234yfとR32混合冷媒の流動沸騰伝熱特性	2011年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集	無	2011.9	⑤
206	齋藤静雄、党 超鋌、飛原英治	東京大学	低GWP冷媒R-1234yfの水平細管内沸騰熱伝達における潤滑油の影響	2011年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集	無	2011.9	⑤
207	近藤重雄、滝澤賢二、高橋明文、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	最小発火エネルギー理論式に関する再検討	第44回安全工学研究発表会	無	2011.12	⑤
208	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄、間宮幹人、永井秀明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	R-1234yf及びR-1234ze(E)の燃焼性評価	第49回燃焼シンポジウム	無	2011.12	⑤
209	滝澤賢二	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	微燃性化合物の燃焼性評価技術の開発	平成23年度産総研環境・エネルギーシンポジウムシリーズ5	無	2012.2	⑤
210	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄、間宮幹人、永井秀明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	低GWP冷媒R-1234yf及びR-1234ze(E)の燃焼性評価	平成23年度産総研環境・エネルギーシンポジウムシリーズ5	無	2012.2	⑤
211	汪 琳琳、党 超鋌、飛原 英治	東京大学	水平平滑管内における非共沸混合冷媒R1234yf/R32凝縮熱伝達に関する研究	第49回日本伝熱シンポジウム講演論文集	無	2012.5	⑤
212	Tatsuhito Hattori, Makoto Ito, Eiji Hihara	東京大学	Evaluation of refrigerant leakage	International Symposium on New Refrigerants and environmental Technology 2012	無	2012.11	⑤
213	Eiji Hihara	東京大学	Research project on risk assessment of mildly flammable refrigerants in JSRAE	International Symposium on New Refrigerants and environmental Technology 2012	無	2012.11	⑤
214	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Prediction of flow boiling heat transfer coefficient of binary mixture (HFO1234yf +R32) in a horizontal smooth tube	The Third International Forum on Heat Transfer	無	2012.11	⑤
215	Shizuo Saitoh, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Effect of lubricating oil on flow boiling heat transfer of low GWP refrigerant HFO-1234yf in a horizontal small-diameter tube	The Third International Forum on Heat Transfer	無	2012.11	⑤
216	飛原英治	東京大学	低GWP冷媒の性能と安全性	第46回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集	無	2012.4	⑤
217	李 敏霞、党 超鋌、飛原 英治	東京大学	水平蒸発管内における低GWP混合冷媒HFO1234yf/R32の伝熱特性	第49回日本伝熱シンポジウム講演論文集	無	2012.5	⑤
218	Linlin Wang, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Experimental and Theoretical Study on Condensation Heat Transfer of Nonazeotropic Refrigerant Mixture R1234yf/R32 inside a Horizontal Smooth Tube	The 14th International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue ,2472, 2012	無	2012.7	⑤

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
219	Minxia Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Study of flow boiling heat transfer of R32 in smooth horizontal tubes with various inner diameters	The 6th Asian Conference on Refrigeration and Air Conditioning	無	2012.8	⑤
220	飛原英治	東京大学	微燃性冷媒の安全性に関する研究状況	No.02-13シンポジウム, 自動車技術会, (2013)	無	2013	⑤
221	Eiji Hihara	東京大学	Safety study of mildly flammable refrigerants in Japan	3 rd International Conference of Saving Energy in Refrigeration and Air-Conditioning, (2013), Yeosu, Korea	無	2013.1	⑤
222	近藤重雄、滝澤賢二、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	主な2L冷媒化合物の燃焼限界の温度・湿度依存性について	安全工学シンポジウム2012	無	2012.7	⑤
223	滝澤賢二	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	次世代冷媒に関する国内外の動向	平成24年最新の冷媒と利用技術の動向・展望	無	2012.7	⑤
224	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	FLAMMABILITY PROPERTIES OF 2L REFRIGERANTS	Int. Symp. New Refrigerants Env. Tech. 2012	無	2012.11	⑤
225	滝澤賢二、水門潤治、徳橋和明、近藤重雄、田村正則	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	温暖化効果の小さい冷媒の燃焼性評価	第10回環境研究シンポジウム	無	2012.11	⑤
226	近藤重雄、滝澤賢二、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	アンモニアとマルチフッ素化合物の二元混合系の燃焼限界	第45回安全工学研究発表会	無	2012.11	⑤
227	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄、間宮幹人、永井秀明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	微燃性化合物の消炎距離	第50回燃焼シンポジウム	無	2012.12	⑤
228	滝澤賢二	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	温暖化効果の小さい微燃性冷媒	技術セミナー(西日本地区)冷媒の最新動向と低GWP冷媒導入技術	無	2013.2	⑤
229	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄、間宮幹人、永井秀明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	低GWP冷媒の燃焼性評価	平成23年度産総研環境・エネルギーシンポジウムシリーズ5	無	2013.2	⑤
230	滝澤賢二	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	(解説)微燃性冷媒 その燃焼性を理解する	日本冷凍空調工業会機関誌「冷凍と空調」621, 12-17	無	2013.2	⑤
231	滝澤賢二	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	微燃性冷媒の安全性について	最新技術動向セミナー 冷凍空調機器の冷媒規制と次世代冷媒の安全性	無	2013.3	⑤
232	飛原英治	東京大学	国内外における冷凍空調用冷媒の規制と新冷媒の開発動向	第47回空気調和・冷凍連合講演会 講演論文集2013	無	2013.4	⑤
233	服部達仁、飛原英治	東京大学	微燃性冷媒の漏洩シミュレーションに関する研究	第47回空気調和・冷凍連合講演会 講演論文集2013	無	2013.4	⑤
234	伊藤誠、飛原英治	東京大学	低温室効果冷媒の熱分解生成物分析	第47回空気調和・冷凍連合講演会 講演論文集2013	無	2013.4	⑤
235	汪琳琳、党超鈺、飛原英治	東京大学	小管径水平平滑管内非共沸混合冷媒 R1234yf/R32の凝縮熱伝達特性に関する研究	第50回日本伝熱シンポジウム講演論文集, (2013), I132.	無	2013.5	⑤

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
236	近藤重雄、 滝澤賢二、 徳橋和明	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	高温高湿条件による不燃冷媒の可燃化 について	2013安全工学シンポジウム	無	2013.7	⑤
237	近藤重雄、 滝澤賢二、 徳橋和明	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	R32の燃焼限界に対する各種不燃性ガ ス混合効果	第46回安全工学研究発表会	無	2013.11	⑤
238	滝澤賢二	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	温暖化効果の小さい微燃性冷媒	冷凍, 88, 20-24	無	2013.11	⑤
239	滝澤賢二	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	微燃性冷媒の燃焼性評価について	HVAC&R JAPAN2014	無	2014.1	⑤
240	E. Hihara	東京大学	Safety research on low-GWP refrigerants for stationary air conditioning applications	2014 International Symposium on Refrigeration Technology, Zhuhai, China	無	2014	⑤
241	Tomohiro Hihara, Saitoh shizuo, Caobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Diesel combustion of oil and refrigerant mixture during pump-down of air conditioners	International Symposium on New Refrigerants and Environmental Technology, Kobe	無	2014.11	⑤
242	E. Hihara	東京大学	Research project on risk assessment of mildly flammable refrigerants in Japan	International Symposium on New Refrigerants and Environmental Technology, Kobe	無	2014.11	⑤
243	東朋寛, 齋 藤静雄, 党 超鋌, 飛原 英治	東京大学	ヒートポンプ・ポンプダウン時のディー ゼル爆発の安全性研究	第48回空気調和・冷凍連合講演会 講演論文集2014	無	2014.4	⑤
244	新山周史, 田中千歳, 党超鋌, 飛 原英治	東京大学	薄型扁平多孔管における蒸発熱伝達率 の測定	第51回日本伝熱シンポジウム講演 論文集, (2014), H212	無	2014.5	⑤
245	C. Tanaka, C. Dang, E. Hihara	東京大学	Characteristics of flow boiling heat transfer in rectangular minichannels	2014 Internal Heat Transfer Conference, Kyoto	無	2014.5	⑤
246	M. Ito, C. Dang, E. Hihara	東京大学	Thermal Decomposition of Lower-GWP Refrigerants	International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue	無	2014.7	⑤
247	H. Okamoto, T. Hattori, C. Dang, E. Hihara	東京大学	Leakage of Mildly Flammable Refrigerants into a Room	International Refrigeration and Air Conditioning Conference at Purdue	無	2014.7	⑤
248	近藤重雄、 滝澤賢二、 徳橋和明	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	一酸化炭素と冷媒関連化合物との混合 系の燃焼性について	安全工学シンポジウム2014	無	2014.7	⑤
249	滝澤賢二	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	新規フロン代替物質の燃焼現象を“正 確に”評価する～微小重力下での測定 技術の開発～	第4回CSJ化学フェスタ2014	無	2014.10	⑤
250	滝澤賢二	産業技術 総合研究 所 環境化 学技術研 究部門	冷凍空調用冷媒をめぐる最近の状況～ 微燃性冷媒のフィジカルハザード評価～	平成26年度シンポジウム 最新の 冷媒問題への対応と展望	無	2014.10	⑤

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマ No.※
251	滝澤賢二	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	Burning Velocity and Flame Quenching Issues for Mildly Flammable Compounds	NIST Workshop on the Exothermic Reaction of Halogenated Hydrocarbons	無	2014.10	⑤
252	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	FUNDAMENTAL AND PRACTICAL FLAMMABILITY OF MILDLY FLAMMABLE (2L) REFRIGERANTS	THE INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON NEW REFRIGERANTS AND ENVIRONMENTAL TECHNOLOGY 2014	無	2014.11	⑤
253	滝澤賢二、徳橋和明、近藤重雄	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	微小重力環境を利用した微燃性冷媒の燃焼性評価	日本マイクロ重力応用学会第28回学術講演会	無	2014.11	⑤
254	近藤重雄、滝澤賢二、徳橋和明	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	フッ化ビニリデンを含む混合系の燃焼限界測定	第46回安全工学研究発表会	無	2014.12	⑤
255	滝澤賢二、水門潤治、陳亮、須田洋幸	産業技術総合研究所 環境化学技術研究部門	フッ素系化合物の安全性を精確に評価するー微小重力下における微燃性評価ー	平成26年度産総研環境・エネルギーシンポジウムシリーズ	無	2015.2	⑤
256	斎藤 静雄、党 超鋌、飛原 英治	東京大学	微小矩形断面多穴蒸発管内におけるR1234yf/潤滑油の流動沸騰に対する油の影響	第52回日本伝熱シンポジウム講演論文集	無	2015.6	⑤
257	東 朋寛、玉井 翔、斎藤 静雄、党 超鋌、飛原 英治	東京大学	エアコン・ポンプダウン時の潤滑油・冷媒混合気のディーゼル燃焼	2015 年度日本冷凍空調学会年次大会講演論文集	無	2015.10	⑤
258	飛原英治	東京大学	微燃性冷媒の期待とリスク評価	シンポジウム、微燃性冷媒を安全に利用するためのリスク評価の最新動向 in 大阪	無	2015.11	⑤
259	飛原英治	東京大学	低GWP冷媒の開発動向と微燃性冷媒のリスク評価	第49回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集	無	2015.4	⑤
260	岡本洋明、党 超鋌、飛原英治	東京大学	燃性冷媒漏洩時の可燃領域評価	第49回空気調和・冷凍連合講演会講演論文集	無	2015.4	⑤
261	Makoto Ito, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Thermal Decomposition of Lower-GWP Refrigerants	19 th Symposium on Thermophysical Properties	無	2015.6	⑤
262	飛原英治	東京大学	冷凍空調用冷媒をめぐる最近の状況と展望	セミナー、微燃性冷媒を安全に利用するためのリスク評価の最新動向	無	2015.7	⑤
263	HIGASHI T., SAITOH S., DANG C. B., HIHARA E.	東京大学	DIESEL COMBUSTION OF OIL AND REFRIGERANT MIXTURE DURING PUMP-DOWN OF AIR CONDITIONERS	24th IIR International Congress of Refrigeration	無	2015.8	⑤
264	滝澤賢二	産業技術総合研究所 機能化学研究部門	冷媒の燃焼特性	微燃性冷媒を安全に利用するためのリスク評価の最新動向	無	2015.7	⑤
265	滝澤賢二	産業技術総合研究所 機能化学研究部門	Fundamental and Practical Flammability Properties of 2L Refrigerants	ICR2015, Workshop on Risk Assessment of Mildly Flammable Refrigerants	無	2015.8	⑤
266	滝澤賢二	産業技術総合研究所 機能化学研究部門	冷媒の燃焼特性	シンポジウム、微燃性冷媒を安全に利用するためのリスク評価の最新動向 in 大阪	無	2015.11	⑤

論文リスト

番号	発表者	所属	タイトル	発表誌名、ページ番号	査読	発表年月	テーマNo.※
267	滝澤賢二、 山辺正顕	産業技術 総合研究 所 機能化 学研究部 門	Effects of temperature and pressure on quenching distances of difluoromethane (R32) and ammonia (R717)	The 13th Asia Pacific Conference on the Built Environment	無	2015.11	⑤
268	滝澤賢二、 徳橋和明、 近藤重雄	産業技術 総合研究 所 機能化 学研究部 門	冷媒関連ガスの燃焼限界測定法について	第47回安全工学研究発表会	無	2015.12	⑤
269	Jiyang Li, Chaobin Dang, Eiji Hihara	東京大学	Experimental Investigation on Upflow Boiling of Low GWP Refrigerant in Aluminum Multi-port Extruded Tubes	2016 Purdue Conferences	無	2016.7	⑤
270	滝澤賢二、 徳橋和明、 近藤重雄	産業技術 総合研究 所 機能化 学研究部 門	大型球形容器によるR32、R143a、R152aの燃焼下限界測定とASHRAE法及び高圧ガス保安法A法との比較	安全工学シンポジウム2016	無	2016.7	⑤

※テーマNo.: テーマ名【事業者】

- ①: 高効率ノンフロン型ビル用マルチ空調機の研究開発【ダイキン工業株式会社】
- ②: 高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発【旭硝子株式会社】
- ③: 業務用空調機器に適した低GWP冷媒の探求とその安全性、物性および性能評価【国立大学法人九州大学】
- ④: 微燃性冷媒の燃焼・爆発性評価と空調機器使用時のリスクアセスメント【学校法人東京理科大学 諏訪東京理科大学】
- ⑤: エアコン用低GWP冷媒の性能および安全性評価【国立大学法人東京大学】

【抜粋版】

京都議定書目標達成計画

(平成17年4月28日 策定)

(平成18年7月11日 一部改定)

平成20年3月28日 全部改定

目 次

はじめに	1
第1章 地球温暖化対策の推進に関する基本的方向	6
第1節 我が国の地球温暖化対策の目指す方向	6
第2節 地球温暖化対策の基本的考え方	7
第2章 温室効果ガスの排出抑制・吸収の量に関する目標	10
第1節 我が国の温室効果ガスの排出状況	10
第2節 温室効果ガス別その他の区分ごとの目標	11
第3節 個々の対策に係る目標	19
第3章 目標達成のための対策と施策	20
第1節 国、地方公共団体、事業者及び国民の基本的役割	20
第2節 地球温暖化対策及び施策	23
1. 温室効果ガスの排出削減、吸収等に関する対策・施策	23
(1) 温室効果ガスの排出削減対策・施策	23
① エネルギー起源二酸化炭素	23
ア. 低炭素型の都市・地域構造や社会経済システム の形成	26
イ. 部門別（産業・民生・運輸等）の対策・施策	29
A. 産業部門（製造事業者等）の取組	29
B. 業務その他部門の取組	35
C. 家庭部門の取組	41
D. 運輸部門の取組	43
E. エネルギー転換部門の取組	48
② 非エネルギー起源二酸化炭素	52
③ メタン・一酸化二窒素	53
④ 代替フロン等3ガス	55
(2) 温室効果ガス吸収源対策・施策	57

2. 横断的施策	59
(1) ポリシーミックスの活用	59
(1-1) 経済的手法	59
(1-2) 国内排出量取引制度	59
(1-3) 環境税	60
(2) 深夜化するライフスタイル・ワークスタイルの見直し	60
(3) サマータイムの導入	60
(4) 温室効果ガス排出量の算定・報告・公表制度	60
(5) 事業活動における環境への配慮の促進	60
(6) 国民運動の展開	61
3. 基盤的施策	64
(1) 気候変動枠組条約及び京都議定書に基づく温室効果ガス 排出量・吸収量の算定のための国内制度の整備	64
(2) 地球温暖化対策技術開発の推進	64
(3) 気候変動に係る研究の推進、観測・監視体制の強化	66
(4) 地球温暖化対策の国際的連携の確保、国際協力の推進	66
第3節 特に地方公共団体に期待される事項	69
第4節 特に排出量の多い事業者 ^{ちやく} に期待される事項	71
第5節 京都メカニズムに関する対策・施策	72
第4章 地球温暖化対策を持続的に推進するために	78
第1節 京都議定書目標達成計画の進捗 ^{ちやく} 管理	78
第2節 国民の努力と技術開発の評価方法	82
第3節 推進体制の整備	83
おわりに	84
別表1 エネルギー起源二酸化炭素に関する対策・施策の一覧	
別表2 非エネルギー起源二酸化炭素に関する対策・施策の一覧	
別表3 メタン・一酸化二窒素に関する対策・施策の一覧	
別表4 <u>代替フロン等3ガスに関する対策・施策の一覧</u>	
別表5 温室効果ガス吸収源対策・施策の一覧	
別表6 横断的施策	

はじめに

地球温暖化問題は、人類の生存基盤に関わる最も重要な環境問題の一つである。地球温暖化問題は、資源やエネルギーを効率良く利用する努力を行いながら、大量生産・大量消費・大量廃棄型の社会経済活動や生活様式を見直すことを迫るものであり、その意味で1997年の京都議定書の採択は転換点となるものである。

その京都議定書が2005年2月に発効した。同議定書では、我が国について温室効果ガスの6%削減が法的拘束力のある約束として定められている。

政府は、従来、地球温暖化防止行動計画（1990年）、地球温暖化対策に関する基本方針（1999年）、地球温暖化対策推進大綱（1998年、2002年）を定めるなど、地球温暖化対策を推進してきた。

2002年の地球温暖化対策推進大綱は、2004年にその評価・見直しをすることとしていた。また、地球温暖化対策の推進に関する法律（平成10年法律第117号。以下「地球温暖化対策推進法」という。）は、京都議定書発効の際に京都議定書目標達成計画を定めることとしている。

これを受けて、地球温暖化対策推進法に基づき、京都議定書の6%削減約束を確実に達成するために必要な措置を定めるものとして、また、2004年に行った地球温暖化対策推進大綱の評価・見直しの成果として、2005年4月、同大綱、地球温暖化防止行動計画、地球温暖化対策に関する基本方針を引き継ぐ「京都議定書目標達成計画」（本計画）を策定した。

地球温暖化対策推進法は、平成19年において、京都議定書目標達成計画に定められた目標及び施策について検討を加え、その結果に基づき、必要があると認めるときは、速やかに変更しなければならない（第9条）としている。今般（2008年3月）、これを受けて本計画の全体を改定するものである。

○地球温暖化に関する科学的知見

地球温暖化問題は、人間活動に伴って発生する温室効果ガスが大気中の温室効果ガス濃度を増加させることにより、地球全体の地表及び大気の温度を追加的に上昇させ、自然の生態系及び人類に深刻な影響を及ぼすものである。その予想される影響の大きさや深刻さから見て、人類の生存基盤に関わる最も重要な環境問題の一つである。

「気候変動に関する政府間パネル（IPCC：Intergovernmental Panel on Climate Change）」第4次評価報告書（2007年）は、2005年までの100年間に世界の平均気温が0.74[0.56～0.92]°C上昇したこと、平均海面水位が20世紀中に17[12～22]cm上昇したことなどを明らかにし、これらの事実や、雪氷の広範囲にわたる融解等から、地球が温暖化していることには疑う余地が無いとした。その原因は、人為起源の温室効果ガス濃度の増加だとほぼ断定されている。

現状の世界の排出量は自然界の吸収量の2倍を超えており、このままで行くと、世界の温室効果ガス排出量は今後数十年に渡って引き続き増加するものと考えられ、同報告は、将来予測について、1980～1999年に比べ、21世紀末（2090年～2099年）の気温上昇

は、環境の保全と経済の発展が地球規模で両立する社会においては約1.8[1.1~2.9]℃、化石エネルギーを重視しつつ高い経済成長を実現する社会においては約4.0[2.4~6.4]℃と予測している。また、予想される影響として、洪水や暴風雨による被害の増加、数億人が水不足の深刻化に直面すること、種の絶滅リスクの増加、感染症や栄養失調などによる社会的負担の増加等があるとしている。

現在既に、地球温暖化によって水資源や自然生態系などでは悪影響が顕在化しており、今後の気温上昇に従って、より深刻な影響が様々な分野や地域で生じることが予測されている。

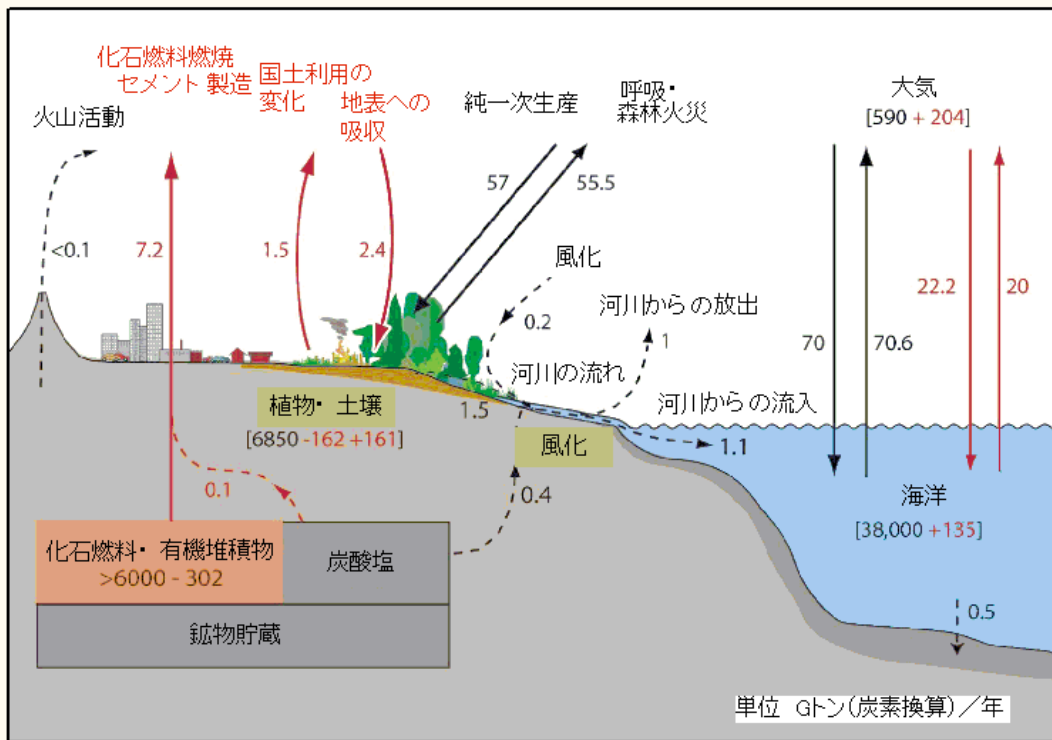
多くの影響は、排出削減により回避、遅延、低減することができ、今後20~30年間の削減努力と投資が必要である。削減対策の遅れは、より低い安定化濃度の達成に大きな影響を与え、より厳しい気候変化の影響のリスクを増大させるとしている。

我が国においては、1898~2007年までの平均気温が100年当たり1.10℃上昇した。近年、一部の高山植物の生息域の減少、昆虫や動物の生息域の変化、桜の開花日やカエデの紅葉日の変化など、生態系の分布に変化が現れており、また、大雨の発生頻度の増加、農作物の生育不良、感染症のリスク地域の拡大なども指摘されている¹。

気候変動に関する国際連合枠組条約（以下「気候変動枠組条約」という。）の究極的な目的である「気候系に対して危険な人為的干渉を及ぼすこととならない水準において大気中の温室効果ガスの濃度を安定化させること」を達成するためには、このような水準を確保しつつ、排出される温室効果ガスの量と吸収される温室効果ガスの量とが均衡し、地球の大気中の温室効果ガスのストックとしての量に変化しない状態にする必要がある。現状の世界の排出量は、自然界の吸収量の2倍を超えており、大気中の濃度は高まる一方であることを考えれば、まず、世界全体の排出量を現状に比して2050年までに半減することが目標となると2007年5月に我が国が発表した「美しい星50（クールアース50）」においては提案している。

¹ 参考文献：気象庁(2005)「異常気象レポート2005」、環境省(2001)「地球温暖化の日本への影響2001」

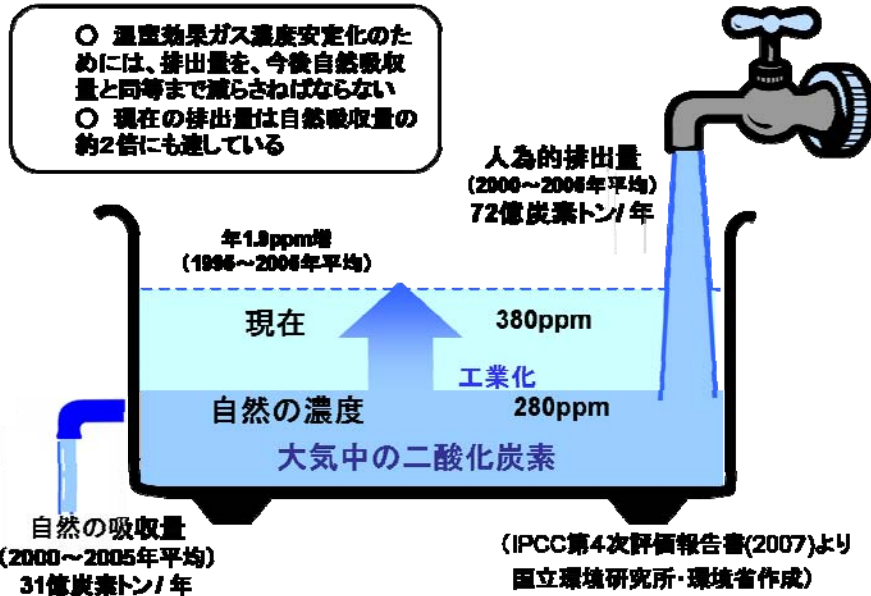
図1 炭素循環



注 黒は、非人為的な蓄積・流れ。赤は、人為による蓄積・流れ。

(出典) Global Carbon Project "The Global Carbon Cycle" (2006)

図2 二酸化炭素濃度の安定化のイメージ (模式図)



18世紀後半工業化以前は、280ppmあたりで自然循環がバランスしていた。

注) 濃度安定化のイメージをわかりやすく示すため、図1に示されているような陸域・海洋の蓄積量や炭素交換は省略されている。

○京都議定書発効までの流れ

1. 気候変動枠組条約の採択と発効

地球温暖化問題に対処するため、気候変動枠組条約が1992年5月に採択され、1994年に発効した。我が国は1992年6月の国際連合環境開発会議において署名、1993年5月に受諾した。

気候変動枠組条約は、「気候系に対して危険な人為的干渉を及ぼすこととならない水準において大気中の温室効果ガスの濃度を安定化させること」を究極的な目的とし、そのような水準は、生態系が気候変動に自然に適応し、食料の生産が脅かされず、かつ、経済開発が持続可能な態様で進行することができるような期間内に達成されるべきであるとしている。

気候変動枠組条約では、開発途上国における一人当たりの排出量は先進国と比較して依然として少ないこと、過去及び現在における世界全体の温室効果ガスの排出量の最大の部分を占めるのは先進国から排出されたものであること、各国における地球温暖化対策をめぐる状況や対応能力には差異があることなどから、「共通だが差異ある責任」の原則に基づき、①途上国を含む全ての締約国、②附属書Ⅰ国（OECD諸国、市場経済移行国等）、③附属書Ⅱ国（OECD諸国等）という3つのグループに分けて異なるレベルの対策を講ずることが合意された。

2. 京都議定書の採択

気候変動枠組条約の究極的な目的を達成するための長期的・継続的な排出削減の第一歩として、先進国の温室効果ガスの削減を法的拘束力を持つものとして約束する京都議定書が、1997年12月に京都で開催された気候変動枠組条約第3回締約国会議（COP3）において採択された。

京都議定書では、排出の抑制及び削減に関する数量化された約束の対象となる温室効果ガスを二酸化炭素（CO₂）、メタン（CH₄）、一酸化二窒素（N₂O）、ハイドロフルオロカーボン（HFC）、パーフルオロカーボン（PFC）、六ふっ化硫黄（SF₆）としている。

これら温室効果ガスの排出量を2008年から2012年までの第1約束期間において先進国全体で1990年レベルと比べて少なくとも5%削減することを目的として、各国ごとに法的拘束力のある数量化された約束が定められ、我が国については6%削減が定められた。

また、京都議定書では、約束達成に際しては、吸収源についてもカウントできることとされ、さらに、国別の約束達成に係る柔軟措置として京都メカニズムが規定された。

3. 京都議定書の発効

京都議定書は、①55カ国以上の国が締結すること、②締結した条約附属書Ⅰ国の1990年の二酸化炭素の排出量を合計した量が、全附属書Ⅰ国の二酸化炭素の総排出量の55%以上を占めること、という2つの条件を満たしてから90日後に発効することを規定している。

COP3の議長国である我が国は、京都議定書の早期発効を目指して、発効要件上、鍵を握ることとなったロシアや不参加の方針を打ち出した米国を含めた京都議定書の未締約国に対して締結の働きかけを継続してきた。

2004年11月、ロシアが京都議定書を締結したことにより、京都議定書は上記発効要件を満たし、2005年2月16日、発効した。

○京都議定書目標達成計画策定までの我が国の取組

我が国は、1990年10月に地球温暖化防止行動計画を地球環境保全に関する関係閣僚会議において策定し、二酸化炭素の排出量を2000年以降1990年レベルで安定化することなどを目標にして、各種の対策を講じた。

その後、1997年12月の京都議定書の採択を受けて、1998年6月に、地球温暖化対策推進本部において、2010年に向けて緊急に推進すべき地球温暖化対策を取りまとめた地球温暖化対策推進大綱を決定した。

また、地球温暖化対策推進法の制定、地球温暖化対策に関する基本方針の閣議決定などを通じて、我が国における地球温暖化対策推進の基礎的な枠組みを構築するとともに、エネルギーの使用の合理化に関する法律（昭和54年法律第49号。以下「省エネルギー法」という。）の改正等の各種の国内対策を実施した。

2001年11月、京都議定書の運用の細則を規定したマラケシュ合意が採択されたことを受けて、各国の京都議定書締結が促進される環境が整った。

2002年3月、京都議定書の締結に向けて、我が国は地球温暖化対策推進大綱の改定を行った。また、京都議定書発効の際に京都議定書目標達成計画を定めること等を内容とする地球温暖化対策推進法の改正が行われた。こうした国内体制の整備を受けて、我が国は2002年6月に京都議定書を締結した。

その後、2005年2月に京都議定書が発効したことを受け、2005年4月28日に京都議定書目標達成計画を策定した。

第1章 地球温暖化対策の推進に関する基本的方向

第1節 我が国の地球温暖化対策の目指す方向

我が国は、京都議定書の6%削減約束を確実に達成する。加えて、更なる長期的・継続的かつ大幅な排出削減を目指す。

21世紀が「環境の世紀」とされ、地球温暖化問題への対処が人類共通の重要課題となる中、我が国は、他国のモデルとなる世界に冠たる環境先進国家として、地球温暖化問題において世界をリードする役割を果たしていく。

1. 京都議定書の6%削減約束の確実な達成

我が国は、温室効果ガスの総排出量を2008年から2012年の第1約束期間に基準年から6%削減することを内容とする京都議定書の約束達成のため、必要な取組を推進する。

京都議定書の約束期間において、対策が遅れば遅れるほど、6%削減約束の達成のために短期間で大幅な削減を達成するための措置を講じなければならなくなることから、現段階で導入可能な対策・施策を直ちに実施することにより、確実な削減を図る。

2. 地球規模での温室効果ガスの更なる長期的・継続的な排出削減

京都議定書に定められた先進国の削減約束の達成は、温室効果ガスの大気中濃度の安定化という気候変動枠組条約の究極的な目的の達成のための一里塚である。さらに、2007年5月に我が国が発表した「美しい星50」においては、「世界全体の排出量を現状から2050年までに半減」という長期目標を世界共通目標として提案している。この目標の達成に積極的に貢献するために、まずは京都議定書の6%削減約束の達成を図り、更なる長期的・継続的かつ大幅な排出削減へと導く。

このような観点から、6%削減約束の達成のための対策・施策を「美しい星50」に基づく2013年以降の中期戦略、2050年までの長期戦略につながる全体取組の中に位置付け、京都議定書の約束達成の取組とこれら中長期的取組との整合性を確保しつつ、革新的な技術開発と併せて温室効果ガスの排出削減が組み込まれた低炭素社会の構築を目指す。

また、地球温暖化は、その原因と影響が地球規模にわたることから、世界全体の排出削減につながるよう地球温暖化対策の国際的連携の確保を進める。

第2節 地球温暖化対策の基本的考え方

温室効果ガスの排出は経済活動と国民生活に密接に関連していることから、「環境と経済の両立」という基本的考え方に立って、地球温暖化対策を大胆に実行する。

世界をリードする環境立国を目指し、革新的技術の開発とそれを中核とする低炭素社会づくりを推進するとともに、国、地方公共団体、事業者、国民の参加と連携を図り、そのための透明性の確保、情報の共有を図る。

多様な政策手段を活用して対策の推進を図るとともに、対策の定量的な評価・見直し等進捗管理を強化することにより、6%削減約束の達成を確実なものとする。また、地球温暖化対策の国際的連携を確保する。

1. 環境と経済の両立

京都議定書の6%削減約束の達成への取組が我が国の経済活性化、雇用創出などにもつながるよう、技術革新や創意工夫を活かし、環境と経済の両立に資するような仕組みの整備・構築を図る。

具体的には、環境負荷の少ない健全な経済の発展や質の高い国民生活の実現を図りながら温室効果ガスの排出を削減すべく、省エネ機器の開発・普及、エネルギー利用効率の改善、技術開発の一層の加速化、ライフスタイル・ワークスタイルの変革に加え、広範な社会経済システムの転換を伴う地球温暖化対策を大胆に実行する。

2. 革新的技術の開発とそれを中核とする低炭素社会づくり

京都議定書の約束を達成するとともに、更に「低炭素社会」に向けて長期的・継続的な排出削減を進めるには、究極的には化石燃料への依存を減らすことが必要である。

環境と経済の両立を図りつつ、これらの目標を達成するため、既に効果を上げている対策や既存技術の普及を加速することと併せて、省エネルギー、再生可能エネルギー、原子力等の環境・エネルギー技術に磨きをかけ、創造的な技術革新を図り、効率的な機器や先進的なシステムの普及を図るとともに、ライフスタイル、都市や交通の在り方など社会の仕組みを根本から変えていくことで、世界をリードする環境立国を目指す。

3. 全ての主体の参加・連携の促進とそのための透明性の確保、情報の共有

地球温暖化問題は、経済社会活動、地域社会、国民生活全般に深く関わることから、国、地方公共団体、事業者、国民といった全ての主体が参加・連携して取り組むことが必要である。

このため、地球温暖化対策の進捗状況に関する情報を積極的に提供・共有す

ることを通じて各主体の対策・施策への積極的な参加や各主体間の連携の強化を促進する。

また、深刻さを増す地球温暖化問題に関する知見や、6%削減約束の達成のために格段の努力を必要とする具体的な行動、及び一人一人が何をすべきかについての情報を、なるべく目に見える形で伝わるよう、積極的に提供・共有し、広報普及活動を行い、家庭や企業における意識の改革と行動の喚起につなげる。

4. 多様な政策手段の活用

分野ごとの実情をきめ細かく踏まえて、削減余地を最大限発現し、あらゆる政策手段を総動員して、効果的かつ効率的な温室効果ガスの抑制等を図るため、各主体間の費用負担の公平性に配慮しつつ、自主的手法、規制的手法、経済的手法、情報的手法など多様な政策手段を、その特徴を活かしながら、有効に活用する。

また、幅広い排出抑制効果を確保するため、コスト制約を克服する技術開発・対策導入を誘導するような経済的手法を活用したインセンティブ付与型施策を重視する。

5. 評価・見直しプロセス（PDCA）の重視

本計画の実効性を常に把握し確実にするため、本計画策定後、毎年、各対策について政府が講じた施策の進捗状況等について、対策評価指標等を用いつつ厳格に点検し、必要に応じ、機動的に本計画を改定し対策・施策の追加・強化を図る。

さらに、第1約束期間の中間年度である2010年度以降速やかに、目標達成のために実効性のある追加的対策・施策を講ずることができるよう、2009年度には、第1約束期間全体（5年間）における我が国の温室効果ガス排出量見通しを示し、本計画に定める対策・施策の進捗状況・排出状況等を総合的に評価する。

こうしたことから、本計画においては、温室効果ガスやその他の区分ごとの目標、個々の対策とその対策評価指標、温室効果ガス排出削減見込量、対策における主体ごとの役割及び取組、国・地方公共団体の施策を明らかにするものとする。（第4章第1節で詳述。）

6. 地球温暖化対策の国際的連携の確保

地球温暖化は、その原因と影響が地球規模にわたることから、地球温暖化対策の実効性を確保するためには全ての主要排出国が実効性のある形で温室効果ガスの削減に努めることが必須であり、各国の努力のみならず、国際的協調の下での更なる取組が不可欠である。このため、我が国としては、京都議定書第1約束期間終了後の2013年以降、全ての主要排出国が参加する実効ある次期枠組みが構築されるよう、「美しい星50」に基づき、引き続き最大限の努力を

傾けていく。

また、二酸化炭素の排出は、今後の世界的な人口増加と経済発展に伴い急激に増加することが予想されることから、我が国は、優れた技術力と環境保全の蓄積された経験を背景に、国際協力を通じて世界の取組の先導的役割を果たしていく。地球温暖化問題への対応と化石エネルギー資源制約からの脱却という点に着目すれば、化石エネルギー消費等に伴う温室効果ガスの排出を大幅に削減し、世界全体の排出量を自然界の吸収量と同等のレベルとしていくことにより、気候に悪影響を及ぼさない水準で大気中温室効果ガス濃度を安定化させると同時に、生活の豊かさを実感できる「低炭素社会（Low Carbon Society）」に向けた取組が必要である。

第2章 温室効果ガスの排出抑制・吸収の量に関する目標

第1節 我が国の温室効果ガスの排出状況

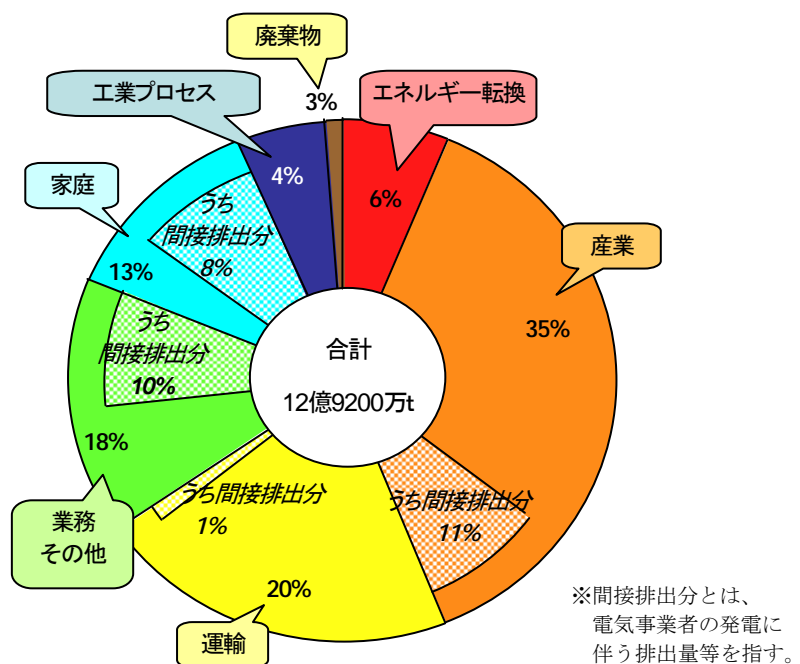
我が国の温室効果ガス全体の基準年排出量（以下「基準年総排出量」という。）は12億6,100万t-CO₂であり、6%削減約束を達成するためには、第1約束期間における年平均総排出量を年間11億8,600万t-CO₂に削減することが必要である。

一方、2005年度の我が国の温室効果ガスの総排出量は13億5,900万t-CO₂、基準年比で7.7%の増加となっており、削減約束との差は13.7%と広がっている。

これは、メタン、一酸化二窒素、代替フロン等3ガスについては削減が進んでいるものの、我が国の温室効果ガスの排出量の9割程度を占めるエネルギー起源二酸化炭素の排出量が大幅に増大した（2005年度で基準年総排出量比11.3%増加）ことが主な原因である。エネルギー起源二酸化炭素の排出量が増えた背景としては、2002年後半の原子力発電の停止以降の設備利用率の低迷といった特殊な要因や、中国の景気拡大、産業構造の転換、オフィスビル等の床面積の増大、パソコンや家電等の保有台数の増加等を背景としたオフィスや家庭におけるエネルギー消費量の増大等を背景に、二酸化炭素排出量の約4割を占める産業部門からの排出量はほぼ横ばい傾向、約2割を占める運輸部門からの排出量は1990年度比で約2割増大しているが、近年低下傾向にある一方、約2割を占める業務その他部門、約1割を占める家庭部門からの排出量は大幅に増大したことが挙げられる。

2005年度の二酸化炭素の排出量の部門別内訳を図3に示す。

図3 我が国の部門別の二酸化炭素排出量（2005年度）



第2節 温室効果ガス別その他の区分ごとの目標

温室効果ガスの排出抑制・吸収の量に関する目標を以下のように設定する。

1. 温室効果ガス

京都議定書では、排出の抑制及び削減に関する数量化された約束の対象となる温室効果ガスを二酸化炭素（CO₂）、メタン（CH₄）、一酸化二窒素（N₂O）、ハイドロフルオロカーボン（HFC）、パーフルオロカーボン（PFC）、六ふっ化硫黄（SF₆）としている。本計画においては、温室効果ガス別に以下のとおり第1約束期間における排出抑制に関する目標を設定する。

なお、以下の温室効果ガス別の目標は、基本的には、合理性・透明性をもって見通した活動量と、エネルギー利用率や代替フロン排出原単位等の原単位の改善効果を踏まえて、本計画の実施により排出抑制が図られる水準として定めたものである。

* 温室効果ガスの排出量は、活動量一単位当たりのエネルギー消費量や温室効果ガス排出量である「原単位」と、企業の生産量や家庭の世帯数等の「活動量」に要因分解される。

（例）原単位： 自動車の燃費性能、家庭における一世帯当たりのエネルギー消費量、工場における一生産単位当たりのエネルギー消費量、ガソリン、石炭、電力等のエネルギー種類ごとの単位エネルギー消費当たりの二酸化炭素排出量、一生産単位当たりのHFC排出量等

活動量： 鉱工業生産指数、世帯数、床面積、輸送量等

表2 京都議定書の対象ガスの地球温暖化係数²及び主な発生源

	地球温暖化係数	主な発生源
エネルギー起源 CO ₂	1	燃料の燃焼により発生。灯油やガス等の直接消費はもとより、化石燃料により得られた電気等を含む場合には、それらの消費も間接的な排出につながる。
非エネルギー起源 CO ₂	1	工業過程における石灰石の消費や、廃棄物の焼却処理等において発生。
メタン (CH ₄)	21	水田や廃棄物最終処分場における有機物の嫌気性発酵等において発生。
一酸化二窒素 (N ₂ O)	310	一部の化学製品原料製造の過程、農用地の土壌や家畜排せつ物の管理等において発生。
ハイドロフルオロカーボン類 (HFC)	1,300 (HFC-134a)	冷凍機器・空調機器の冷媒、断熱材等の発泡剤等に使用。
パーフルオロカーボン類 (PFC)	6,500 (PFC-14)	半導体の製造工程等において使用。
六ふっ化硫黄 (SF ₆)	23,900	マグネシウム溶解時におけるカバーガス、半導体等の製造工程や電気絶縁ガス等に使用。

² 各温室効果ガスの地球温暖化をもたらす効果の程度を、二酸化炭素の当該効果に対する比で表したものを。

(5) 代替フロン等3ガス

代替フロン等3ガス（HFC、PFC、SF₆）については、基準年（1995年）の水準から基準年総排出量比で▲1.6%の水準（約3,100万t-CO₂）にすることを目標とする。

なお、これら代替フロン等3ガスについては業種によりガス間の互換性のある使用形態があり、対策・施策は3ガス全体にわたり実施される場合があることから、技術・市場状況等に応じて社会的コストを最小にしつつ最大の効果が得られるよう対策・施策を組み合わせることが適切である。このため、ガス別に示した数値は、現時点における技術・市場状況等を前提とした上で、代替フロン等3ガス全体での「▲1.6%」という目標をより着実に達成するための内訳としての目安として示されたものであり、今後、状況の変化に応じ変動が生じ得ることに留意する必要がある。

表4 代替フロン等3ガスの排出量及び目標とガス別の目安

	基準年 (1995年)	2005年		代替フロン等3ガスの 目標及びガス別の目安	
	百万 t-CO ₂	百万 t-CO ₂	基準年 総排出量比	百万 t-CO ₂	基準年 総排出量比
代替フロン等3ガス	51	18	-2.6%	31	-1.6%
HFC	20	7	(-1.0%)	22	(+0.1%)
PFC	14	6	(-0.6%)	5	(-0.7%)
SF ₆	17	4	(-1.0%)	4	(-1.0%)

図9 代替フロン等3ガスの排出量及び目標とガス別の目安

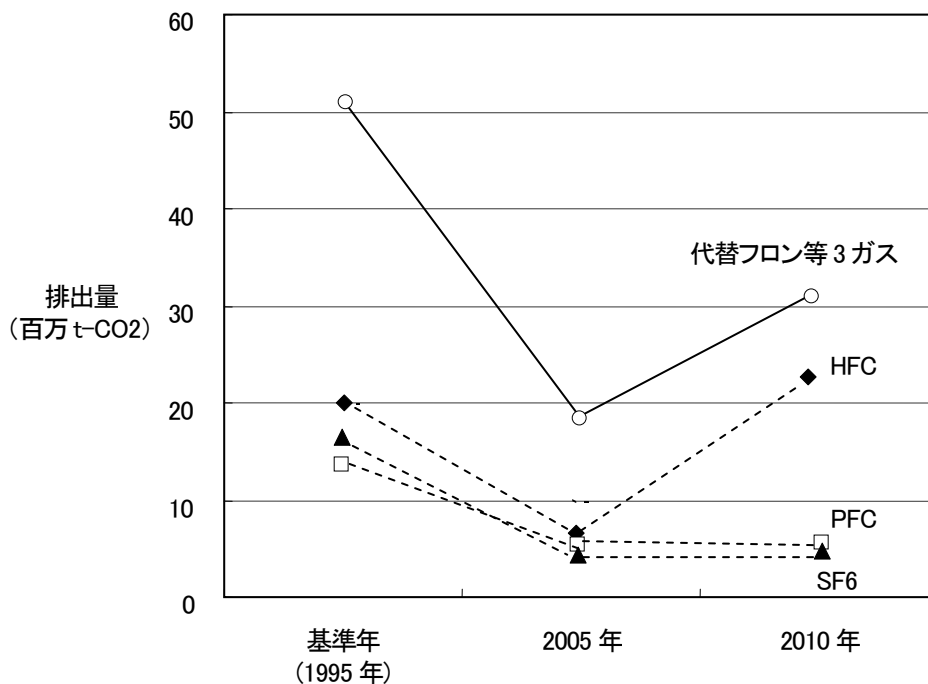


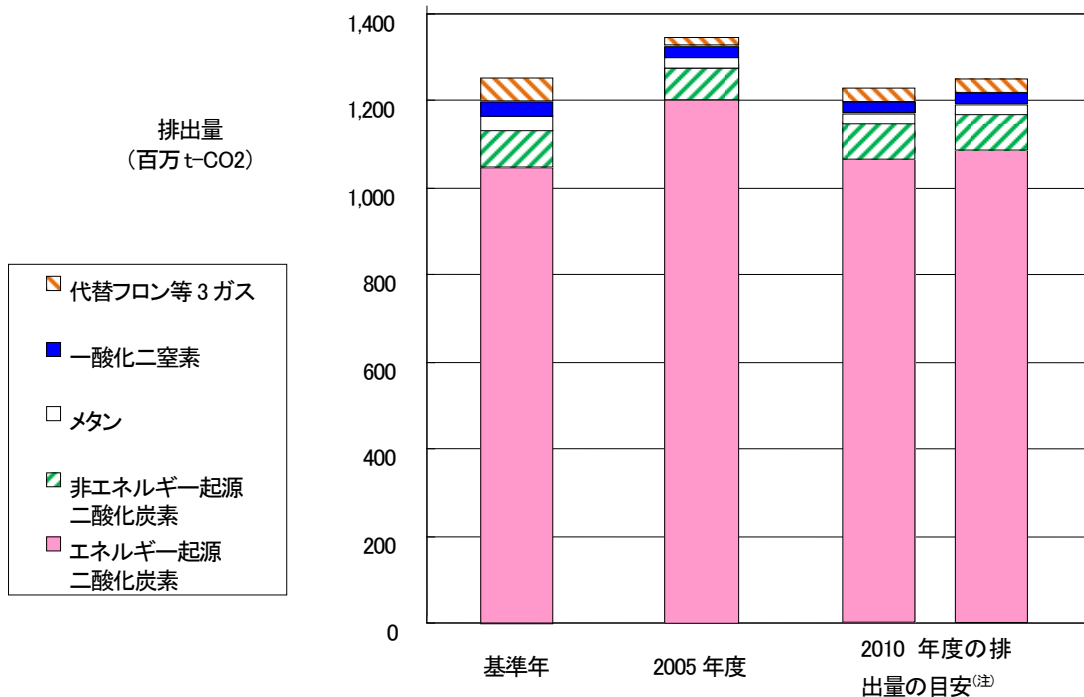
表 5 2010年度の温室効果ガス排出量の目安

	基準年	2005 年度		2010年度の排出量の目安 ^(注)	
	百万 t-CO ₂	百万 t-CO ₂	<u>基準年 総排出量比</u>	百万 t-CO ₂	<u>基準年 総排出量比</u>
エネルギー起源 CO ₂	1,059	1,201	<u>+11.3%</u>	1,076~1,089	<u>+1.3%~+2.3%</u>
産業部門	482	452	-2.3%	424~428	-4.6%~-4.3%
業務その他部門	164	239	+5.9%	208~210	+3.4%~+3.6%
家庭部門	127	174	+3.7%	138~141	+0.9%~+1.1%
運輸部門	217	257	+3.1%	240~243	+1.8%~+2.0%
エネルギー転換部門	68	79	+0.9%	66	-0.1%
非エネルギー起源 CO ₂ 、CH ₄ 、N ₂ O	151	140	<u>-0.9%</u>	132	<u>-1.5%</u>
非エネルギー起源 CO ₂	85	91	+0.4%	85	-0.0%
CH ₄	33	24	-0.7%	23	-0.9%
N ₂ O	33	25	-0.6%	25	-0.6%
代替フロン等3ガス	51	18	<u>-2.6%</u>	31	<u>-1.6%</u>
HFC	20	7	-1.0%	22	+0.1%
PFC	14	6	-0.6%	5	-0.7%
SF ₆	17	4	-1.0%	4	-1.0%
温室効果ガス排出量	1,261	1,359	<u>+7.7%</u>	1,239~1,252	<u>-1.8%~-0.8%</u>

※上記の表は四捨五入の都合上、各欄の合計は一致しない場合がある。

(注) 排出量の目安としては、対策が想定される最大の効果を上げた場合と、想定される最小の場合を設けている。当然ながら対策効果が最大となる場合を目指すものであるが、最小の場合でも京都議定書の目標を達成できるよう目安を設けている。

図10 温室効果ガスのガス別の排出量の目安



(注) 排出量の目安としては、対策が想定される最大の効果を上げた場合と、想定される最小の場合を設けている。当然ながら対策効果が最大となる場合を目指すものであるが、最小の場合でも京都議定書の目標を達成できるよう目安を設けている。

2. 温室効果ガス吸収源

京都議定書第3条3及び4の対象森林全体で、我が国の森林経営による吸収量として気候変動枠組条約第7回締約国会議(COP7)で決定された1,300万t-C(4,767万t-CO₂、基準年総排出量比約3.8%)程度の吸収量の確保を目標とする。

3. 京都メカニズム

京都議定書の第1約束期間における削減約束に相当する排出量と同期間における実際の温室効果ガスの排出量(温室効果ガス吸収量控除後の排出量とする。)との差分については、京都メカニズムを活用することを目標とする。

なお、温室効果ガス及び温室効果ガス吸収源の目標のうち、第1約束期間において、目標の達成が十分に見込まれる場合については、こうした見込みに甘んじることなく、引き続き着実に対策を推進するものとする。

※ 本計画策定時点の各種対策の効果を踏まえた各ガスの排出量見通しを踏まえれば、差分は基準年総排出量比1.6%となるが、各種対策・施策の効果、経済動向等により、変動があり得る。

第3節 個々の対策に係る目標

京都議定書の6%削減約束の達成に向けた具体的裏付けのある対策の全体像を示すため、本計画においては、第2節で述べた温室効果ガス別その他の区分ごとの目標及びエネルギー起源二酸化炭素の部門別の排出量の目安を達成するための個々の対策について、我が国全体における対策評価指標、排出削減見込量、対策を推進するための国の施策、地方公共団体が実施することが期待される施策例を規定することとし、各分野・区分ごとに表形式で示す（別表1～6を参照）。

対策評価指標は、温室効果ガス別の目標及びエネルギー起源二酸化炭素の部門別の排出量の目安を達成するための個々の対策に係る目標として定める。

なお、対策による温室効果ガス排出削減見込量（二酸化炭素換算）については、当該対策による効果以外の要因も合わせて算出されるものであり、本計画策定時点での積算の前提を明らかにすることにより、事後的な検証を可能とするものである。

「第3章 目標達成のための対策と施策 / 第2節 地球温暖化対策及び施策

/ 1 . 温室効果ガスの排出削減、吸収等に関する対策・施策

/ (1) 温室効果ガスの排出削減対策・施策」より抜粋

④ 代替フロン等3ガス（HFC、PFC、SF₆）

代替フロン等3ガスは、温室効果ガス排出量全体に占める割合は約1.3%（2005年度二酸化炭素換算）である。モントリオール議定書に基づき生産・消費の削減が進められているオゾン層破壊物質（CFC、HCFCは京都議定書の対象外だが、強力な温室効果を持つガスでもある。）からの代替が進むことによりHFCの排出量が増加することが予想されること等いくつかの排出量の増加要因もあることから、その増加を抑制する。

○産業界の計画的な取組の推進

1998年2月の「産業界によるHFC等の排出抑制対策に係る指針」（通商産業省告示）を受けて、現在までに8分野22団体による行動計画を策定済みである。今後とも引き続き、産業構造審議会において、産業界の行動計画の進捗状況の評価・検証を行うとともに、行動計画の透明性・信頼性の向上及び目標達成の確実性の向上を図る。

また、排出抑制に資する設備導入補助など事業者の排出抑制取組を支援する措置を講ずるとともに、行動計画の未策定業種に対し、策定・公表を促す。

○代替物質等の開発等及び代替製品の利用の促進

代替フロン等3ガスの新規代替物質、代替技術・製品及び回収・破壊技術の利用促進を図る。

このため、新規代替物質、代替技術の研究開発を行う。また、安全性、経済性、エネルギー効率等を勘案しつつ、代替物質を使用した技術・製品や、代替フロン等3ガスを使用している製品のうち地球温暖化への影響がより小さいものに関する情報提供及び普及啓発を行う。

特に、建築物・住宅の省エネ性能の向上対策等に伴い、断熱材の発泡剤として使用されるHFCの大気中への排出量の増加が見込まれ、これを抑制するため発泡・断熱材のノンフロン化を一層促進する施策を講ずる。あわせて、京都議定書の対象外のCFC等を含む廃棄断熱材の適正処理のための情報提供も行う。

また、マグネシウム溶解時に排出されるSF₆や、HFCを使用したエアゾール製品の使用に伴い排出するHFCの増加が見込まれることから、これらの分野における代替物質・代替技術の開発を促進し、その普及啓発を行う。

さらに、液体PFC等の適正処理対策、安全で高効率な自然冷媒冷凍装置等のノンフロン技術の開発や普及等を一層促進する。

○冷媒として機器に充填されたHFCの法律に基づく回収等

特定家庭用機器再商品化法（平成10年法律第97号。家電リサイクル法）、

特定製品に係るフロン類の回収及び破壊の実施の確保等に関する法律（平成13年法律第64号。フロン回収・破壊法）及び使用済自動車の再資源化等に関する法律（平成14年法律第87号。自動車リサイクル法）等の法律を引き続き適切に運用することにより、冷媒分野でのHFCの回収・破壊の徹底を図る。

また、これらの機器のうち、特に業務用冷凍空調機器からのフロン回収については、2007年10月から施行された改正フロン回収・破壊法の普及啓発を行い、回収量の増加を図る。さらに、現場設置型機器やカーエアコン使用時の冷媒漏洩対策に向けて実態把握等を進め、必要に応じ管理体制を強化する。

3. 基盤的施策

(1) 気候変動枠組条約及び京都議定書に基づく温室効果ガス排出量・吸収量の算定のための国内制度の整備

京都議定書は、第1約束期間の1年前までに温室効果ガスの排出量及び吸収量算定のための国内制度を整備することを義務としていることから、我が国においても京都議定書第1回締約国会合（COP/MOP1）で決定された「国内制度ガイドライン」に則して、排出量・吸収量算定のための国内制度を整備してきた。

今後は、2008年から第1約束期間が開始すること等を踏まえ、環境省を中心とした関係各府省庁等が協力して、温室効果ガス排出量・吸収量に関する統計の集計・算定・公表をできる限り早期に実施できる体制を整える。

また、温室効果ガス排出量の算定に関して、排出係数や活動量の算定方法・過程をより精緻化すべく引き続き検討を行う。

さらに、環境省を中心とした関係各省が協力して、定められた期限までの温室効果ガスの排出・吸収目録の迅速な提出、データの品質管理、目録の検討・承認プロセス、京都議定書に基づき派遣される専門家検討チームの審査への対応等に関する体制を整える。

また、排出量の算定に当たっては、部門別の排出実態をより正確に把握するとともに、各主体による対策の実施状況の評価手法を精査するため、活動量として用いる統計の整備や、エネルギー消費原単位や二酸化炭素排出原単位の算定、温室効果ガスの計測方法などに係る調査・研究を進めるとともに、それらの成果に基づく規格化（JISの整備）を推進し、温室効果ガス排出量・吸収量の算定の更なる精緻化を図る。

一方、吸収源による吸収（排出の場合もある）量の測定・監視・報告に当たっては、気候変動枠組条約第10回締約国会議（COP10）で決定した「土地利用、土地利用変化及び林業に関するグッド・プラクティス・ガイダンス」に則し、透明かつ科学的検証可能性の高い手法を確立するとともに、IPCCの2006年国家GHGインベントリガイドラインの適用を視野に入れ、継続的な測定・監視・報告に必要な活動量及び土地利用変化に係る情報の整備や、森林等における温室効果ガスの吸収・排出メカニズムに関する調査・研究を推進する。

(2) 地球温暖化対策技術開発の推進

技術開発は、その普及を通じて、環境と経済の両立を図りつつ、将来にわたり大きな温室効果ガス削減効果が期待できる取組である。第3期科学技術基本計画（2006年3月28日閣議決定）やその柱である科学技術の戦略的重点化に向けて、今後の投資の選択と集中及び研究開発課題ごとの目標を明記した分野別推進戦略に係る各府省が連携し、産学官で協力しながら総合的に推進する。また、中長期的な観点から、長期戦略指針「イノベーション25」（2006年6月1日閣議決定）に基づき、異分野技術の融合やシステム改革などを推進する。地球温暖化対策を更に進めるため、例えば太陽光発電などの

新エネルギー利用設備の低コスト化技術の開発などを、関係省庁が連携して推進する。

○実用化・事業化の推進

技術開発によって更なる効率化や低コスト化、小型化等を実現することにより、新エネルギーや高効率機器の導入・普及等の二酸化炭素排出削減対策を促進する可能性があるが、技術開発の成果を第1約束期間内における温室効果ガスの削減につなげるためには、いかに排出削減に有効な技術を短期間に実用化、事業化に結びつけるかが重要な要素となる。

このため、産学官の連携により、

- ・ 研究開発の成果を事業に結びつけるロードマップの明確化・共有化
- ・ 実用化を促進する技術の開発・実証
- ・ 事業化に向けた先駆的な取組への支援

を強力に推進する。その際には、開発成果を市場に普及するための施策等との連動を図る。

○分野横断的取組の推進

ハイブリッド自動車を支える電池技術に見られるように、ある分野の要素技術の他の分野への転用や業種を超えた共同作業によって革新的で有望な地球温暖化対策技術が実用化されている。このような成功事例を一つでも多く生み出していくためにも、分野横断的な産学官の連携による取組を強力に推進する。

○中長期的視点からの技術開発の推進

地球温暖化対策技術については、「美しい星50」の中で提案されている「世界全体の排出量を現状から2050年までに半減」という長期目標を踏まえ、技術開発の成果が現れるまでの期間が長くても、持続的な効果が期待できる場合には、早い段階から中長期的な視野に立って、十分な支援を行う必要がある。

例えば、地球温暖化対策に係る技術の中には、技術的課題を克服しているが、実用化に向けてその製造等に係るコストの低減が大きな課題となっているものがあり、それらの一層の普及を促進し更なる温室効果ガス排出量削減を図るため、大幅なコスト低減を実現しかつ効率的にエネルギー転換を行う新エネルギー・未利用エネルギーの活用に係る技術、飛躍的な省エネルギー技術、化石燃料の使用により排出される二酸化炭素を回収し大気中への二酸化炭素の排出を低減させる二酸化炭素回収・貯留技術等を早い段階から支援していく。

また、「美しい星50」の中で「革新的技術の開発」の必要性を掲げており、経済成長と温室効果ガスの排出削減の双方の同時達成を目指し、国際的な連携の下で長期的な観点から技術開発を推進する

例えば、発電過程で二酸化炭素を排出しない原子力は、安全の確保を大前提として、我が国においては現段階で基幹電源となり得る唯一のクリー

んなエネルギー源であり、ウラン資源の利用率を飛躍的に高め、放射性廃棄物の発生を抑える「高速増殖炉（FBR）サイクル技術」、安全性、経済性、信頼性等を大幅に向上させた次世代軽水炉技術、少ない資源で莫大なエネルギーを生み出す「核融合技術」等の開発・実用化を積極的に推進していく。

また、超高効率省エネルギー技術、低コストで高効率な革新的太陽光発電技術や燃料電池・水素利用技術、石炭火力発電の高効率化と二酸化炭素回収・貯留技術、グリーンITに関するプロジェクト等を支援していく。

また、都市・地域構造の変革や経済社会システムの変革を促し、中長期的な地球温暖化対策の基盤を形成するための技術、各種対策を部門横断的に下支えする技術についても、重点的に推進していく。

加えて、我が国が強みを有する分野の人材を継続的に育成する観点も含め、大学の自主的な取組を尊重しつつ、大学における地球温暖化対策に資する基礎研究を推進する。

このほか、代替フロン等3ガスの代替物質開発等の排出抑制技術、農林水産分野での温室効果ガス排出抑制技術、農地が温室効果ガスを吸収するメカニズムに関する調査研究等の様々な分野での対策技術についても、きめ細かく推進していく。

（3）気候変動に係る研究の推進、観測・監視体制の強化

地球温暖化に係る研究については、総合科学技術会議における地球温暖化研究イニシアティブなどを踏まえ、気候変動メカニズムの解明や地球温暖化の現状把握と予測及びそのために必要な技術開発の推進、地球温暖化が環境、社会・経済に与える影響の評価、温室効果ガスの削減及び地球温暖化への適応策等の研究を、国際協力を図りつつ、戦略的・集中的に推進する。

地球温暖化に係る観測・監視については、第3回地球観測サミット（2005年2月、ブリュッセル）において承認された地球観測に関する「10年実施計画」及び総合科学技術会議の「地球観測の推進戦略」（2004年12月27日決定・意見具申）等を踏まえ、温室効果ガス、気候変動及びその影響等を把握するための総合的な観測・監視体制を強化する。

特に、我が国においては、アジア・オセアニア域を中心とする大気・陸域・海洋の温室効果ガス等の観測や世界各国の観測データの収集・交換・解析、陸域・海洋の炭素循環と生態系の観測、雪氷圏・沿岸域等の気候変動に脆弱な地域での温暖化影響の観測、観測データと社会経済データの統合等を行う。

（4）地球温暖化対策の国際的連携の確保、国際協力の推進

我が国のみならず、世界全体が一致協力して、長期にわたって温室効果ガスの排出削減に取り組むことが地球温暖化対策には不可欠である。京都議定書は、その重要な第一歩であり、世界全体で着実に実施していく必要がある。

そのため、我が国としては、京都議定書の未締約国に対して引き続き締結

を働きかけていく。同時に、我が国の有する優れた技術力と環境保全の蓄積された経験を活用して、排出削減と経済成長を両立させ、気候の安定化に貢献しようとする開発途上国に対して、新たな資金メカニズム（クールアース・パートナーシップ）により、温室効果ガスの排出削減や、違法伐採対策を含む森林減少・劣化対策などの森林保全、海面上昇や干ばつなどの温暖化の影響を受けやすい地域の対策、省エネルギー・新エネルギーの推進、クリーンなエネルギーの利用促進などの支援を行っていく。気候変動で深刻な被害を受ける途上国に対して、特に最貧国に配慮しつつ、支援の手を差し伸べる。これらにより、世界の取組の先導的役割を果たしていく。

また、現状の世界の排出量は、自然界の吸収量の2倍を超えており、大気中の濃度は高まる一方であるところ、気候変動枠組条約の究極的な目的を達成するためには、京都議定書の約束を締約国が確実に達成していくことはもちろんだが、長期的には世界全体の排出量を自然界の吸収量と同等のレベルに抑え込む必要がある。このため、我が国は、「美しい星50」に基づき、世界全体の排出量を現状に比して2050年までに半減するという長期目標を、全世界に共通する目標とすることとして掲げている。

さらに、「2050年半減」という世界の目標の実現に向けて、2013年以降の温暖化対策の枠組みを、現行の京都議定書よりも大きく前進するものにしなければならない。そのため、「美しい星50」では、京都議定書の第1約束期間が終了する2013年以降について、具体的枠組みを設計するための「3原則」を掲げており、これらを踏まえた衡平で実効ある次期枠組みを成立させることが重要である。

<2013年以降の国際枠組み構築に向けた「3原則」>

- ①主要排出国が全て参加し、京都議定書を超え、世界全体での排出削減につながる
- ②各国の事情に配慮した柔軟かつ多様性のある枠組みとすること
- ③省エネ等の技術を活かし、環境保全と経済発展とを両立すること

次期枠組みについては、昨年末にバリで開催された気候変動枠組条約第13回締約国会議（COP13）において「バリ行動計画」が採択されたことを受け、国連気候変動枠組条約及び京都議定書の下での交渉が加速化しており、我が国は次期枠組みの検討に関し、関係国間対話を促進すべく本年のG8議長国として、リーダーシップを発揮していく。

2008年1月、我が国は「クールアース推進構想」として、以下の3点を提案した。

① ポスト京都フレームワーク

全ての主要排出国が参加する仕組みづくりや公平な目標設定に取り組む中で、我が国として、主要排出国とともに、今後の温室効果ガスの排出削減について、国別総量目標を掲げて取り組む。

②国際環境協力

エネルギーの最も効率的な使用を目指す取組として、世界全体で2020年までに30%のエネルギー効率を改善することを世界共通の目標とすることを目指す。また、100億ドル規模の新たな資金メカニズム（クールアース・パートナーシップ）を構築し、途上国の温暖化対策を支援する。

③イノベーション

我が国として、2050年までに温室効果ガスの排出量を半減するため不可欠な革新的技術の開発を加速するとともに、日本を低炭素社会に転換するための検討に着手し、地球規模でのそうした社会づくりに向けた先導役を果たしていく。

特に、国別総量目標の策定に当たっては、削減負担の公平性を確保することが重要である。そのためには、科学的かつ透明性の高い尺度として、エネルギー効率などをセクター別に割り出し、今後活用される技術を基礎として削減可能量を積み上げることが考えられる。我が国自身の国別総量目標の検討については、国内で必要な作業を加速していく必要がある。

なお、開発途上国の問題解決能力の向上に資する国際共同研究を推進するとともに、島嶼国や後発開発途上国のように地球温暖化に対する対応能力が低く脆弱な国々に対しては、適切な適応対策等への支援を引き続き行う。また、途上国の経済成長と環境保全を両立させるため、公害対策・廃棄物対策等と温室効果ガス排出削減の双方に資するコベネフィット・アプローチによる協力を推進する。

第4章 地球温暖化対策を持続的に推進するために

第1節 京都議定書目標達成計画の進捗管理

1. 基本的考え方

本計画の実効性を確保し、京都議定書の6%削減約束を確実に達成していくためには、温室効果ガス別その他の区分ごとの目標の達成状況、個別の対策・施策の進捗状況について、各種データの整備・収集を図りつつ、厳格に点検し、機動的に計画を改定し、対策・施策の追加・強化を行うことが不可欠である。

また、個別の対策・施策が効果を上げるためには、政府の施策だけでなく、その対策に関わる各主体が積極的な取組を行うことが不可欠であり、そうした取組を促していく観点から、本計画に掲げた対策ごとに関連する各主体の取組の状況について事後評価していくことが必要である。

さらに、本計画では、削減約束の遵守を確実にする観点から、約束期間の5年間全体を通して削減約束の達成の進捗管理を行うことが重要となる。5年間の約束期間において、対策が遅れば遅れるほど、6%達成約束の達成のために短期間で大幅な削減を達成するための措置を講じなければならないことに留意が必要である。

2. 進捗管理方法

第1約束期間が開始されたことを踏まえ、地球温暖化対策推進本部は、個々の対策について政府が講じた施策の進捗状況等の点検を毎年厳格に行う。正確な点検のためには最新の状況を把握することが必要であることから、各府省庁は、対策評価指標、排出削減量、関連指標等（以下「対策評価指標等」という。）の点検を行うために必要な実績値の算出等の早期化に努める。

具体的には、毎年6月頃に、地球温暖化対策推進本部において、全ての対策評価指標等について、点検の前々年度の実績値（可能なものについては前年度の実績値を含む。）を明らかにするとともに、進捗状況の点検を行う年度以降の2012年度までの温室効果ガスの対策評価指標等の見通し（データ入手が可能な限り各年度の見通し）等を示し、あわせて対策評価指標等の見通しを裏付ける前年度に実施した施策の実施状況、当該年度に実施予定の施策内容等を明示する。また、これらにより、個々の対策・施策項目について評価を行い、進捗が遅れている項目を確認し、それらの項目について充実強化等の検討を進めることとする。さらに、部門⁴¹別に排出量の動向を確認し、排出量が増加傾向にある部門を中心に、既に本計画に位置付けられている対策・施策の強化に留まらず、新規の対策・施策を含めて検討する旨を確認する。

次に、年内を目途に、地球温暖化対策推進本部又は地球温暖化対策推進本

⁴¹ 関連統計の整備を進め、部門内のより細分化した分野についても排出量がフォローアップできる場合、よりきめ細かな評価を行うこととする。

部幹事会において、次年度以降に強化・追加が必要な対策・施策等を検討する。その際には、可能な限り全ての対策評価指標等について、点検の前年度の実績値（可能なものについては当該年度上半期等の実績値を含む。）を明らかにするとともに、6月頃の点検を受けて行った検討の結果を踏まえ、次年度以降に実施予定の予算案・税制改正案、法案等を含む対策・施策について検討を進める。

こうした毎年の進捗状況点検の結果に加え、毎年4月を目途に公表される前々年度の温室効果ガス排出量（確報値）、毎年10月を目途に公表される前年度の温室効果ガス排出量（速報値）等を踏まえ、必要に応じ、毎年度、本計画を見直し、閣議決定するものとする。

なお、進捗状況点検の際には、個々の対策の対策評価指標と、当該対策の効果である排出削減量との関係について、必要に応じて精査を行う。

また、各対策の排出削減見込量の根拠や進捗状況点検の結果については、インターネット等を通じて公開し、国民が対策の内容や進捗状況について適切に情報を得られるようにする。

さらに、第1約束期間の中間年度である2010年度以降速やかに、目標達成のために実効性のある追加的対策・施策を実施できるよう、2009年度には、第1約束期間全体（5年間）における我が国の温室効果ガス排出量見通しを示し、本計画に定める対策・施策の進捗状況・排出状況等を総合的に評価し、必要な措置を講ずるものとする。

毎年の進捗状況の点検及び2009年度の総合的な評価・見直しに際しては、「地球温暖化問題への国内対策に関する関係審議会合同会議」において委員の意見を聴取する。

計画の総合的な評価・見直しに当たっては、パブリックコメントの実施はもとより、評価・見直しの過程に国民の参画が実質的に確保されるような場を設けることとする。

なお、社会経済システムの変革につながる対策・施策等、現時点で対策評価指標等の評価方法が必ずしも十分に確立していない分野については、適切な評価方法を早期に確立する。

3. 定量的評価・見直し方法の概略

(1) 温室効果ガス別その他の区分ごとの目標に関する評価方法

① 温室効果ガス排出量の目標に関する評価方法

温室効果ガスの排出量は、原則、世帯数や床面積などの「活動量」と、「活動量当たりの温室効果ガス排出量」の積として要因分解される。

本計画の評価においては、排出量・吸収量見通しを、活動量と活動量当たりの温室効果ガス排出量の要因に分解して評価することとする。

この評価結果に基づき、京都議定書の6%削減約束を確実に達成するため、必要に応じて、温室効果ガス別その他の区分ごとの目標、個々の対策、当該対策についての対策評価指標、排出削減見込量、各主体の役割及び対策を推進するための施策等を見直すものとする。

ア. エネルギー起源二酸化炭素の排出量見通し

エネルギー起源二酸化炭素の排出量見通しは、

- i) 鉱工業生産指数、世帯数、床面積、輸送量等の「活動量」
- ii) 自動車の燃費性能等の「単位活動量当たりのエネルギー消費量」
- iii) ガソリン、石炭、電力等の「エネルギー種類ごとの単位エネルギー消費当たりの二酸化炭素排出量」

という3つの要因に分解される。排出量見通しの評価に当たっては、こうした点を踏まえ、本計画策定時から2009年度の評価・見直し時点に至る我が国の経済情勢の推移やその影響、対策効果の積算の前提として用いた各種指標の実績値の推移、需要側・供給側における各対策の進捗状況や効果等を勘案し、総合的に行うものとする。

イ. 代替フロン等3ガスの排出量見通し

代替フロン等3ガスは、オゾン層破壊物質の転換先であり、また、多種多様な産業・家庭・業務その他・運輸分野で幅広く使用されているところ、その排出量見通しの評価については、活動量の推計に加え、オゾン層保護対策の進捗状況、産業界の自主行動計画に基づく排出量実績や動向、代替物質や代替技術の開発状況、用途別の原単位や回収率等の改善効果を踏まえて行うものとする。

ウ. 非エネルギー起源二酸化炭素、メタン及び一酸化二窒素の排出量見通し

工業過程部門については、排出区分ごとに、製品製造量、原料消費量等の想定に基づいて排出量を推計する。廃棄物部門については、関連施策を踏まえて、廃棄物の種類ごとの将来の埋立量、焼却量等を推計し、これに排出係数を乗じて算定する。

以上のほか、燃料の消費量、家畜飼養頭数、水田面積等を踏まえて、非エネルギー起源二酸化炭素、メタン、一酸化二窒素に分けて、将来の排出量を推計し、排出量見通しを評価する。

② 吸収源の活用の評価方法

京都議定書において算定の対象となる第1約束期間における吸収量について、評価を行う年までの適切に整備された育成林や保安林など保護・保全措置が講じられた天然生林ごとの森林面積、各種森林施業の面積、公共公益施設等における高木植栽面積等から、吸収量に関する最新の科学的知見を基に推計し、評価する。

③ 京都メカニズムの推進・活用に関する評価方法

京都メカニズムの推進・活用については、我が国の京都メカニズムの活用に向けた基盤の整備の状況、CDM・J I・G I Sプロジェクトの推進の状況、我が国のクレジット取得に関する取組の状況等により評価を行う。

(2) 温室効果ガスの排出削減、吸収等に関する対策の評価方法

本計画において講ずることとしている温室効果ガスの排出の抑制等に関する各種対策については、対策ごとに評価の対象とする指標を定めることとし、本評価時には、当該指標に基づいて評価することを徹底していくこととする。

また、個別の対策が効果を上げるためには、政府の施策だけでなく、その対策に関わる各主体が積極的な取組を行うことが不可欠であり、そうした取組を促していく観点から、本計画に掲げた対策ごとに関連する主体の取組の状況について可能な限り定量的に把握する。

対策による温室効果ガス排出削減量見込量(二酸化炭素換算)については、本計画策定時点での積算の前提を明らかにすることにより、事後的な検証を可能としておく。

対策ごとの評価指標等については、別表1～6のとおり。

おわりに

（地球温暖化問題とは）

地球温暖化問題は、人類の生存基盤に関わる最も重要な環境問題である。

地球温暖化の進行を防ぐため、温室効果ガスの濃度を安定化させるという気候変動枠組条約の究極的な目的を達成するには、世界全体の排出量を自然界の吸収量と同等のレベルに抑え込む必要がある。このため、我が国は、「美しい星50」に基づき、世界全体の排出量を現状に比して2050年までに半減するという長期目標を、全世界に共通する目標とすることを掲げている。現状の世界の排出量は、自然界の吸収量の2倍を超えており、大気中の濃度は高まる一方である。しかしながら、温室効果ガス、とりわけ二酸化炭素は、経済社会活動や国民生活の日々の営みから発生するいわば副産物であり、その削減は容易でない。

また、我が国一国の取組では足りず、地球規模で温室効果ガスの総量を削減していく必要がある。

（地球温暖化問題に取り組む我が国の立場）

こうした課題を踏まえれば、我が国は自ら、持続可能な発展を可能とする技術革新、社会システム変革、一人一人の環境意識の向上に取り組むとともに、環境先進国として、国際的な連携に基づく地球温暖化防止に向けた取組を主導していく必要がある。

国民生活と産業活動の基盤を海外の天然資源に依存する資源小国でありエネルギー・環境問題を克服するための技術を培ってきた我が国こそ、また、「もったいない」という言葉に代表される自然と調和した生活文化と歴史を有する我が国こそ、世界に対して天然資源を効率的に利用する魅力的な社会像を示し、また、開発途上国に対して我が国の経験・知恵を活かした国際協力を展開することを通じて、人類の安全・安心に向けて誰よりも努力し、成果を示し、世界に寄与すべきである。

（本計画で目指したこと）

こうした観点から、本計画においては、京都議定書の約束達成という当面の目標を確実に達成する視点と、長期的、継続的な排出削減に向けて第1約束期間以降を見据えた視点とを同時に持ち、生活の豊かさの実感と、温室効果ガス排出削減が同時に達成できる低炭素社会の実現につながる各種の対策・施策を盛り込むことに努めた。

また、国ごとの様々な社会条件や歴史・環境の違いなどを乗り越えて一致協力し、持続可能な世界の構築に向けた取組を前進させていくため、長期的な視点に立った革新的技術の開発と低炭素社会づくりの地球規模での普及を進めるとともに、世界の全ての地域において、意識の変革、社会システムの変革、技術の開発・普及・投資が行われるよう取り組むこととした。

(今を生きる我が世代の責務)

気候変動の影響は、既に世界各地で顕在化しつつあると考えられており、ここ数十年の人類の行動が、地球の将来を左右する。地球温暖化問題の解決が成功するか否かは、まさに、今を生きる我々の決断と行動にゆだねられている。

重要なことは、我々自身が、過去の歴史を知り、現状を的確に把握し、将来を展望することである。現実を知り、将来を見通すことによって、地球環境を守る価値を見だし、社会の有様を変革し、一人一人の日々の行動を変えていくことができる。

(国民へのメッセージ)

持続可能な社会の実現は決して容易ではないが、健全で恵み豊かな環境を将来世代へと継承していくためには、国内外の幅広い関係者の参加と協働の下、環境保全を願う気持ちを一つに束ねて、一人一人の取組の輪を広げ、力強く後押ししていくことが求められる。我が国は、良き伝統と世界最先端の技術を存分に発揮し、日本全体で渾身の努力を重ねることで、全人類の文明に対し、大きな貢献をしていくこととしたい。

【抜粋】

別表4 代替フロン等3ガスに関する対策・施策の一覧

※個々の対策効果の排出削減見込みを試算するに際し、対策評価指標以外の想定した要因とその計画策定時における見込み

具体的な対策	対策評価指標 (2008～2012年度見込み)	各主体ごとの対策	国の施策	地方公共団体が実施することが期待される施策例	対策効果	
					排出削減見込量	排出削減見込量の積算時に見込んだ前提※
○産業界の計画的な取組の促進 ○代替物質の開発等及び代替製品の利用の促進						
産業界の計画的な取組の促進	自主行動計画において各業界団体が掲げた目標・見通しの達成	自主行動計画策定団体(8業種22団体): 自主行動計画の遵守	・産業構造審議会化学・バイオ部会地球温暖化防止対策小委員会における評価・検証の実施 ・代替フロン等3ガス排出抑制に資する設備導入への補助等	・事業者の取組の支援	(万t-CO ₂)	
					2008	約6,410
エアゾール等のノンフロン化	エアゾール製品のHFC出荷量(t)					
	2008	1,857				
	2009	1,900				
	2010	1,948				
	2011	1,998				
	2012	2,050				
	MDI用途のHFC使用見込量(t)					
	2008	142				
	2009	160				
	2010	180				
2011	180					
2012	180					
					2009	約6,400

具体的な対策	対策評価指標 (2008～2012年度見込み)	各主体ごとの対策	国の施策	地方公共団体が実施することが期待される施策例	対策効果		
					排出削減見込量	排出削減見込量の積算時に見込んだ前提※	
代替物質の開発等及び代替製品の利用の促進	発泡・断熱材のノンフロン化	ウレタンフォームのHFC-134a使用見込量(t)	代替フロン等3ガス製造事業者: 代替物質等の開発 代替フロン等3ガス使用製品製造事業者: 代替製品の開発、販売、消費者への情報提供 代替フロン等3ガス使用製品等使用事業者、消費者: 代替製品の選択	・代替物質等の技術開発等支援 ・グリーン購入法に基づく率先導入の推進 ・代替製品に係る普及啓発 ＜発泡・断熱材の場合＞ ・日本工業規格におけるノンフロン断熱材規格の追加(平成18年度) ・公共建築工事標準仕様書等におけるノンフロン断熱材使用の規定化(平成18年度) ・エコ住宅普及促進事業や住宅の省エネ改修促進税制によるノンフロン断熱材の使用促進	・代替製品の調達促進 ・グリーン購入法に基づく率先導入の推進	2010 約6,440	補助による追加回収処理分(破壊炉の導入によるPFC及びSF6の破壊)として約120万t-CO2の削減(2008～2012年平均)を見込む
		2008 239					
		2009 229					
		2010 220					
		2011 220					
		2012 220					
		押出発泡ポリスチレンのHFC使用見込量(t)					
		2008 0					
		2009 0					
		2010 0					
		2011 0					
		2012 0					
		高発泡ポリエチレンのHFC使用見込量(t)					
		2008 104					
	2009 97						
	2010 90						
	2011 90						
	2012 90						
	フェノールフォームのHFC使用見込量(t)						
	2008 0						
2009 0							
2010 0							
2011 0							
2012 0							
SF6フリーマグネシウム合金技術の開発・普及	SF6ガス使用見込量(t)	マグネシウム合金製造事業者: SF6を用いないマグネシウム合金技術の開発・普及	・SF6を保護ガスとして用いないマグネシウム合金技術の開発に対する支援		2012 約6,380		
	2008 39						
	2009 40						
	2010 9						
	2011 9						
2012 9							
液体PFC等の代替化と適正処理	2008	液体PFC使用機器所有者:代替製品の利用、液体PFC等使用機器廃棄時の適正処理	・液体PFC等の使用・排出実態の調査、適正に破壊するための処理技術の確立支援	・事業者の取組の支援	(万t-CO2)	・適正に廃棄される液体PFC等の量 <約3.7トン(2010年)> ・液体PFC等の地球温暖化係数 <7,400(PFC-51-14)>	
	2009 0						
	2010 3						
	2011 3						
	2012 3						

具体的な対策	対策評価指標 (2008～2012年度見込み)	各主体ごとの対策	国の施策	地方公共団体が 実施することが 期待される施策例	対策効果	
					排出削減見込量	排出削減見込量の積算 時に見込んだ前提※
○冷媒として機器に充填されたHFCの法律に基づく回収等						
冷媒として機器に充填されたHFCの法律に基づく回収等	【自動車廃棄時のカーエアコンからのHFC回収見込量】 2010年度において117万t-CO2 【業務用冷凍空調機器の冷媒の回収率】 2010年度において60% 【家電製品からのHFCの回収見込量】 2010年度において8.7万t-CO2	国民： フロン類の確実な回収及び破壊への協力	・法律の適切な実施・運用 ・普及啓発	・法律の適切な実施・運用 ・普及啓発	(万t-CO2)	
	2008				2008	約363
	2009				2009	約444
	2010				2010	約526
	2011				2011	約604
	2012				2012	約681

(環境安心イノベーションプログラム)
「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発」基本計画

環境部

1. 研究開発の目的・目標・内容

(1) 研究開発の目的

①政策的な重要性

特定フロン（CFC、HCFC）等のオゾン層破壊物質は、オゾン層保護の観点からモントリオール議定書により、生産の段階的な廃止が義務付けられている。一方、特定フロンの代替として開発され、オゾン破壊の恐れがない代替フロン等3ガス（HFC、PFC、SF6）は、その優れた特性から、冷媒（冷凍・冷蔵庫、空調機器、自動車エアコン等）、発泡剤、洗浄剤、絶縁材等として利用されており、オゾン層破壊物質からの転換が進むに従って、その使用量・排出量の増加が見込まれている。しかしながら、これら代替フロン等3ガスは、大気中に長期間にわたって安定に存在しかつ極めて強力な温室効果を発揮する化合物であることから、京都議定書において排出削減対象ガスに指定されている。

以上を踏まえ、業務用空調機器を対象として、低温温室効果冷媒を用いつつ従来フロン機以上の効率性（省エネ性）を実現する技術の開発を「環境安心イノベーションプログラム」の一環として実施する。これにより、市中の空調用冷媒ストックの約半分を占める業務用空調機器について低温温室効果冷媒への転換を進める。

②我が国の状況

我が国は京都議定書目標達成計画において、代替フロン等3ガスについては追加対策を行うことにより、第1約束期間中（2008年～2012年）に大幅な排出抑制に努めなければならない。温室効果がより小さい代替物質の開発・普及と設備等の導入を推進することが強く要請されている。また、京都議定書第1約束期間終了後（2013年以降）においても、更なる長期的・継続的な排出削減対策の実施が求められている。

冷凍空調分野では、使用する温度帯及び機器規模（冷媒量、配管長）により必要な冷媒特性が異なる。これまで「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（H17～H22）では、冷却のみを行う業務用冷凍冷蔵や機器規模が小さい家庭用エアコン分野等を対象として冷媒転換の技術開発を行い、従来機比10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。一方、代替フロン等3ガスの2020年BAU（Business As Usual）推計排出量において冷凍空調分野の約30%を占めることになる業務用空調機器分野は、家庭用エアコンに比べ規模が格段に大きく冷媒転換に要する技術は全く異なる。このため特に技術的ハードルが高く、これまで開発は行われてこなかった。

③世界の取組状況

しかし近年、世界的な微燃性冷媒に対する安全評価の考え方の変化や、高圧・超臨界状態でのCO₂冷媒を用いる新たな圧縮機技術の登場等を背景として、業務用空調分野での冷媒転換の可能性が近年急速に高まってきたところである。例えば欧州では、Fガス規制により、発泡剤、エアゾール、消火剤など用途ごとに排出抑制や使用禁止

措置などが決まっている。なかでも、カーエアコンについては、2011年からの新型車へのGWP（地球温暖化係数）が150以上の冷媒の使用禁止を定めており、新規物質開発への影響は世界的な広がりを見せている。特にGWPが10以下の新規なフッ素化合物の開発が注目されているが、これは全く新たなカテゴリーに属する物質であり、大気寿命が10日前後と短いこれらの化合物のVOC（揮発性有機化合物）としての挙動、大気中での分解挙動、総合的な環境影響・毒性問題への取組が重要な課題となってきた。

④本事業のねらい

このため、残された業務用空調分野での技術開発を一気に進め、省エネ化、低温室効果冷媒への転換を促進する。さらに、現在進行中の微燃性冷媒に係わる国際規格策定の議論を我が国がリードすることで、1,000万台を超える海外市場における競争基盤を獲得する。また、市場導入に際し、価格は従来フロン品と同程度を目標にすることが望まれる。

(2) 研究開発の目標

①アウトプット目標

「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（H17～H22）では、従来機比10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。一方、業務用空調機器分野については、技術的ハードルが高く、現時点で低温室効果冷媒を用いつつ、効率性、コスト、安全性等を満たすシステムは存在していない。

【最終目標】

温室効果ガスの削減ポテンシャルの大きい分野である業務用空調機器に関して低温室効果冷媒を用いて省エネ化・高効率化を実現する。新冷媒開発、圧縮機、熱交換器等の要素機器の開発、システム開発等の研究開発により、平成27年度までに低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン品と同等以上の性能を実現する基盤技術の確立を目標とする。

【中間目標（平成25年度）】

低温室効果冷媒適用時の空調機器の効率低下を抑制する要素技術について実用化の見通しを得る。

なお、中間目標、最終目標等については、研究開発費の確保状況、研究開発の進捗状況、産業への波及効果等を総合的に勘案し、適宜見直しを行う。

②アウトカム目標達成に向けての取組

低温室効果冷媒及びこれを適用するシステムの性能・安全性評価を通じ、規格の策定を行うとともに、国際規格への提案を目指す。

③アウトカム目標

低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン品と同等以上の性能を実現する基盤技術が製品化されることにより、省エネ性向上及び代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献し、代替フロン排出削減効果として、2030年で数百万t-CO₂、2050年で1,000万t-CO₂以上の効果を見込む。

さらに、低温室効果冷媒及びこれを適用するシステムの性能・安全性評価を通じて規格の策定を行うとともに、微燃性冷媒に係る国際規格策定の議論を我が国がリードすることで、海外市場における競争基盤を獲得する。

(3) 研究開発の内容

上記目標を達成するために以下の研究開発項目について、別紙研究開発計画に基づき研究開発を行う。

- ①低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発
- ②高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発
- ③冷媒の性能、安全性評価

①～③の各項目については下記の研究フェーズごとに、テーマの公募を実施する。

【委託事業】

研究開発項目①～③に係る基礎研究フェーズ：

共通基盤的技術の開発（機器及び冷媒の共通基盤的な設計・評価手法の確立等）及び安全性評価や基準化手法の開発等、産業界全体にとって高い基盤性を有する研究であり、国民経済的には大きな便益がありながらも、民間企業の研究開発投資に見合うものが見込めない「公共財の研究開発」事業を対象とする。これらは、委託事業として実施する。

【助成事業（助成率：2／3）】

研究開発項目①、②に係る実用化研究フェーズ：

既に民間企業等が主要な技術やノウハウ等を所有している技術について、ユーザーサイドのニーズをくみ取ることにより開発終了後の事業化計画を明確にして、実用化研究を行う。本開発終了後、2～3年以内に製品化を想定できるものを対象とする。これらは、助成事業（助成率：1～3年目の基礎検討フェーズは2／3、4～5年目の実証フェーズは1／2）として実施する。

2. 研究開発の実施方式

(1) 研究開発の実施体制

本研究開発は、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（以下「NEDO」という。）が、単独ないし複数の原則、本邦の企業、大学等の研究機関（原則、本邦の企業等で日本国内に研究開発拠点を有していること。なお、国外の企業等（大学、研究機関を含む）の特別の研究開発能力、研究施設等の活用又は国際標準獲得の観点から国外企業等との連携が必要な部分を、国外企業等との連携により実施することができる。）から公募によって研究開発実施者を選定し実施する。

本研究開発において、NEDOが主体となって行うべき基礎的・基盤的研究開発である事業は委託により実施し、市場化に向けた産業界の具体的な取組が示されるべき実用化研究開発である事業は助成（助成率：1～3年目の基礎検討フェーズは2／3、4～5年目の実証フェーズは1／2）により実施する。

NEDOが選定する研究開発実施者の有する研究開発ポテンシャルの最大限の活用により効率的な研究開発の推進を図る観点から、NEDOが委嘱した研究開発責任者（プロジェクトリーダー）の下で、それぞれの研究テーマの達成目標を実現すべく研

究開発を実施する方式を採用する。

なお、委嘱した研究開発責任者（プロジェクトリーダー）等は以下のとおり。

プロジェクトリーダー：

東京大学大学院新領域創成科学研究科人間環境学専攻教授 飛原 英治氏

サブプロジェクトリーダー（主として研究開発項目③を担当）：

日本冷凍空調工業会微燃性冷媒安全検討WG主査 藤本 悟氏

（２）研究開発の運営管理

研究開発全体の管理・執行に責任を有するNEDOは、経済産業省及び研究開発責任者と密接な関係を維持しつつ、プログラムの目的及び目標、並びに本研究開発の目的及び目標に照らして適切な運営管理を実施する。

具体的には、四半期に一回程度プロジェクトリーダー等を通じてプロジェクトの進捗について報告を受け、必要に応じて、NEDOに設置する委員会及び技術検討会等を開催し、外部有識者の意見を参考として、選択と集中により優秀な技術を短期間に育成するマネジメントを行う（例えば、成果が得られた時点で、実用化研究など次ステップへの転出を奨励する。反面、期間内に成果が見込めないと判断された事業は開発途中であっても中止するなど。）加えて、研究期間中にも新規技術に関する動向調査を実施し、有望と認められる内容については、新規開発に着手するフレキシビリティを保持した研究開発マネジメントに心掛ける。

3. 研究開発の実施期間

本研究開発の期間は、平成23年度から平成27年度までの5年間とする。

4. 評価に関する事項

NEDOは、技術的及び政策的観点から、研究開発の意義、目標達成度、成果の技術的意義並びに将来の産業への波及効果等について、外部有識者による研究開発の中間評価を平成25年度、事後評価を平成28年度に実施する。また、中間評価結果を踏まえ必要に応じプロジェクトの加速・縮小・中止等見直しを迅速に行う。なお、評価の時期については、当該研究開発に係る技術動向、政策動向や当該研究開発の進捗状況等に応じて、前倒しする等、適宜見直すものとする。

5. その他重要事項

（１）開発成果の取り扱い

①共通基盤技術の形成に資する成果の普及

NEDO及び委託研究実施者は、得られた研究開発成果については国民の利益を損なわない範囲で国内外を問わず普及に努めるものとし、内容を広く一般にも公開し国際的な基準（標準）形成に資することとする。

②知的基盤整備事業又は標準化等との連携

得られた研究開発の成果については、知的基盤整備事業又は標準化等との連携を図るため、データベースへのデータの提供、標準案の提案等を積極的に行うとともに、内容を広く一般にも公開し国際的な基準（標準）形成に資することとする。

③知的財産権の帰属

委託研究開発及び共同研究の成果に関わる知的財産権については、「独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構新エネルギー・産業技術業務方法書」第25条の規定等に基づき、原則として、すべて委託先に帰属させることとする。

(2) 基本計画の変更

NEDOは、研究開発内容の妥当性を確保するため、社会・経済的状況、国内外の研究開発動向、政策動向、プログラム基本計画の変更、評価結果、研究開発費の確保状況、当該研究開発の進捗状況等を総合的に勘案し、達成目標、実施期間、研究開発体制等、基本計画の見直しを弾力的に行うものとする。

(3) 根拠法

本プロジェクトは、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構法第十五条第1項第一号二及び第三号に基づき実施する。

6. 基本計画の改訂履歴

(1) 平成23年3月10日、制定。

(2) 平成23年7月、根拠法の改正による改訂。

(3) 平成26年2月、中間評価の反映による改訂（助成率変更）。

(別紙) 研究開発計画

研究開発項目①「低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発」

1. 研究開発の必要性

代替フロン等3ガスの排出量は、産業分野での官民一体での対策により、基準年(1995年)の約51百万t-CO₂から2008年で約24百万t-CO₂まで減少しているものの、今後エアコンや冷蔵・冷凍ショーケース等の冷凍空調分野でオゾン層破壊フロン(CFC、HCFC)から代替フロン(HFC)への冷媒転換が進行することにより、2020年には再び約56百万t-CO₂へと急増する見込みであり、この大半は冷凍空調分野(2008年:約13百万t-CO₂→2020年:約40百万t-CO₂)である。この分野を中心とした対策強化が喫緊の課題である。

冷凍空調分野での最も根源的かつ効果の高い対策は低温室効果冷媒への転換である。しかしながら、中・大型の業務用空調機器は、規模(冷媒量・配管長)が大きいこと、冷・暖房両方を行う必要があること等から特に冷媒代替の技術的ハードルが高く、現時点で低温室効果冷媒を用いつつ、省エネ性、コスト、安全性等を満たすシステムは存在していない。空調機器は一旦市場に投入されれば、その後十数年以上にわたり排出源として温暖化に悪影響を及ぼすことを考えれば一刻も早く開発し市場に投入させることが不可欠である。

2. 研究開発の具体的内容

(1) 低温室効果冷媒を用いつつ高効率を達成する業務用空調機器及び関連システム等の開発

機器開発において、主要な要素部品(熱交換器、圧縮機等)の材料、形状、特性等に係る仕様検討、設計を実施するとともに、試作、性能評価を実施する。また、冷凍サイクル全体での性能を評価する。さらに、関連システム等の開発と併せて、システムの最適化・複合化等を行い、実機レベルの検証・改善により高性能を実現する。併せて、主要な要素部品の共通基盤的な設計・評価手法の技術開発等を行う。

3. 達成目標

【中間目標(平成25年度)】

低温室効果冷媒適用時の空調機器の効率低下を抑制する要素技術について実用化の見通しを得る。

【最終目標】

低温室効果冷媒を用いつつ現状市販フロン機と同等以上の性能を実現する基盤技術の確立を目標とする。その後、早期に製品化を目指し普及させることにより、代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。

研究開発項目②「高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発」

1. 研究開発の必要性

代替フロン等3ガスの排出量は、産業分野での官民一体での対策により、基準年（1995年）の約51百万t-CO₂から2008年で約24百万t-CO₂まで減少しているものの、今後エアコンや冷蔵・冷凍ショーケース等の冷凍空調分野でオゾン層破壊フロン（CFC、HCFC）から代替フロン（HFC）への冷媒転換が進行することにより、2020年には再び約56百万t-CO₂へと急増する見込みであり、この大半は冷凍空調分野（2008年：約13百万t-CO₂→2020年：約40百万t-CO₂）である。この分野を中心とした対策強化が喫緊の課題である。

冷凍空調分野での最も根源的かつ効果の高い対策は低温室効果冷媒への転換である。しかしながら、中・大型の業務用空調機器は、規模（冷媒量・配管長）が大きいこと、冷・暖房両方を行う必要があること等から特に冷媒代替の技術的ハードルが高く、現時点で低温室効果冷媒を用いつつ、省エネ性、コスト、安全性等を満たすシステムは存在していない。空調機器は一旦市場に投入されれば、その後十数年以上にわたり排出源として温暖化に悪影響を及ぼすことを考えれば一刻も早く開発し市場に投入させることが不可欠である。

2. 研究開発の具体的内容

（1）高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

新冷媒開発において、新冷媒の分子設計、合成試作を行うとともに、基本物性の評価試験（沸点、蒸気圧、GWP、物質安定性、安全性、熱力学特性等）を行う。また、新冷媒の冷媒性能評価を実施するとともに、新冷媒候補と配管材料、冷凍機油等との材料適合性試験を実施する。併せて、冷媒の共通基盤的な設計・評価手法の技術開発等を行う。

3. 達成目標

【中間目標（平成25年度）】

空調機器適用時の機器効率低下が抑制された低温室効果冷媒の実用化の見通しを得る。

【最終目標】

現状市販フロン品と同等以上の性能で温室効果の低い冷媒を実現する基盤技術の確立を目標とする。その後、早期に製品化を目指し普及させることにより、代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。

研究開発項目③「冷媒の性能、安全性評価」

1. 研究開発の必要性

昨今の地球温暖化防止への具体的貢献が求められる情勢のもと、GWPの高い冷媒から低い冷媒への転換が模索されている。しかし、GWPの低い冷媒は概ね可燃性を有しているため、可燃性冷媒を受け入れていかないことには、冷凍空調機器の分野での低炭素社会構築は難しく、可燃性冷媒のリスク評価が重要な鍵を握ることとなる。

そこで、可燃性冷媒に着火した場合の燃焼特性の評価を正しく行い、可燃性冷媒の持つポテンシャルリスク(着火・燃焼特性等)と、実使用時の着火リスクの双方を、正しく理解すること等が重要となる。

また得られた成果は業界等に反映させるとともにプロジェクト内での共通基準とする事から、公益法人、業界団体、ワーキンググループ等を活用し横通しで、機器・冷媒開発と併行・協調しつつ開発を進展させる必要がある。また、指針のみならず規格化をも視野に入れ、公的国際的機関とも連携を図る。

2. 研究開発の具体的内容

(1) 冷媒の安全性(リスク)評価

低温室効果冷媒に関するリスク評価に係る項目(着火・燃焼特性、着火時挙動評価、使用機器燃焼試験、使用機器廃棄方法指針、フィジカルハザード評価、毒性評価等)について、室内実験や数値計算の技術を駆使した評価研究を実施する。

現行安全基準(高圧ガス・危険物管理)を鑑み、冷媒漏洩(機器の使用時及び廃棄時)等を原因とする危険性を排除できる実用的な安全基準を検証する。既存、開発中の冷媒からバックデータを得て、必要な場合は現行安全基準の見直しを提言するなどして、空調分野での安全基準を構築する。

(2) 冷媒の性能評価

低温室効果冷媒について、研究開発項目②からの新冷媒の提案を視野に入れつつ、使用条件等に応じた性能評価を行う。

3. 達成目標

【中間目標(平成25年度)】

公共的な見地から国際的標準化を注視しつつ、冷媒の性能、安全性評価のための項目・指針の見通しを得る。

【最終目標】

公共的な見地から国際的標準化を注視しつつ、冷媒の性能、安全性評価を実施する。

脱フロン対策分野

フッ素を含有する化合物は、冷媒、産業洗浄剤、発泡剤、半導体・液晶製造、電力機器絶縁、消火剤など幅広い産業分野で利用されるが、モントリオール議定書(1987年)において、フルオロカーボン(フロン)の一部がオゾン層破壊物質として規制対象に指定された。その代替物質としてHFC、PFCの導入が進んだが、これらは温室効果ガスとして京都議定書(1997年)の規制対象となった。

2001年からの第2次科学技術基本計画において、環境分野は「重点推進の4分野」の一つと位置づけられた。中でも地球温暖化問題は、影響の大きさや深刻さから見て、人類の生存基盤に関わる最も重要な環境問題の一つである。その後、2004年に制定された「地球温暖化防止新技術プログラム」基本計画では、代替フロン等3ガス(HFC、PFC、SF₆)の削減技術の開発推進およびその導入・普及の促進を通じて、京都議定書第1約束期間での排出目標の達成が盛り込まれている。本プログラムによって、温室効果の小さい代替物質の開発、およびノンフロン化技術の開発が実施された。その成果は、フロン類の生産・使用現場での漏洩防止技術や、使用済フロン類の回収・破壊技術等の従来取組に加えて、現在、導入が進められている。

「脱フロン対策分野」は、これらの取組を取りまとめたものであり、京都議定書の第1約束期間の後も、更なる温室効果ガス排出削減の強化が図られることを念頭に置き、今後20年程度を見据えたマップとした。

脱フロン対策分野の技術戦略マップ

I. 導入シナリオ

(1) 脱フロン対策分野の目標と将来実現する社会像

フッ素を含有する化合物は、その優れた特性から、冷媒、産業洗浄剤、発泡剤、半導体・液晶製造、電力機器絶縁、消火剤など、幅広い産業分野で利用されている。このうち、オゾン層の破壊や地球温暖化へ大きな影響をもつ一部のフロン類は、代替の物質や技術に置き換わりつつある。

オゾン層の破壊を起こすもの（CFC、HCFC等）は、先進国においては2020年までに実質全廃の見通しである。特にHCFCに関しては、第19回モントリオール議定書締約国会合（MOP19）において途上国の10年前倒し全廃（2040年→2030年）が決議された。これに伴い凍結基準年も2015年から2009～2010年に前倒しとなり、特にHCFCの冷媒用途の代替品への転換に向けた技術開発が急務となってきた。一方、地球温暖化対策については、当面の課題は京都議定書の第1約束期間での温室効果ガスの排出削減である。1994年の気候変動に関する国際連合枠組条約では、「気候系に対して危険な人為的干渉を及ぼすこととならない水準において大気中の温室効果ガスの濃度を安定化させること」を将来の最終的な目的と定めている。それには現在の温室効果ガスの排出を大幅に削減する必要がある。

京都議定書の排出規制対象温室効果ガスのうち、脱フロン対策分野は、HFC、PFC、SF₆（代替フロン等3ガス）が対象である。我が国では、2002年の地球温暖化対策推進大綱改訂で、第1約束期間（2008～2012年）における排出量目標を基準年（1995年）排出量比プラス2%以下、その後、2005年の京都議定書目標達成計画にてプラス0.1%以内と定めた。2008年3月の目標達成計画追加対策では基準年排出量比マイナス1.6%に引き下げている。

また、京都議定書第1約束期間が終了した後の次の枠組について、2009年に開催された気候変動枠組条約第15回締結国会議（COP15）などで具体的な議論が本格的に開始されたところである。なお、第21回モントリオール議定書締約国会合（MOP21）でも議論に上った。今後、温室効果ガスに対する更なる追加削減が想定されることから、なお一層の取組が必要と見られる。

(2) 研究開発の取組

研究開発の取組は、フロン等の破壊・回収技術の開発と、フロンの代替物質の開発として物質の探求とその合成および精製技術の開発、さらに、フロン類を全く使用しないノンフロン化技術の開発に分類され、NEDOのプロジェクトとして体系的に実施されている。以下にその代表的な事例を示す。

「HFC-23破壊技術の開発」（1998～2001年度）では、冷媒やフッ素樹脂原料として使用されるHCFC-22の製造時に副生するHFC-23を破壊する技術開発を行った。また、「冷

媒フロンのケミカルリサイクル技術の開発」(2000年度)において、回収 HCFC-22 を高純度化してフッ素樹脂原料としてリサイクルする技術の開発を行った。HFC-23 の破壊に関しては、多くの CDM プロジェクトにより海外への技術移転が実施されており、世界規模での温室効果ガスの削減に効果をあげている。

代替物質の開発については、「新規冷媒等研究開発」(1994~2001年度)と「SF₆等に代替するガスを利用した電子デバイス製造クリーニングシステムの研究開発」(1998~2002年度)において、それぞれ冷媒、洗浄剤、発泡剤と、半導体の CVD クリーニングガスを対象として環境負荷の小さい新規フロン代替物質の開発を行った。そこで有望と思われた物質については、「省エネルギーフロン代替物質合成技術開発」(2002~2006年度)で省エネルギー性確立の観点から工業的合成技術の開発を行った。

また、ノンフロン化技術では、「SF₆フリー高機能発現マグネシウム合金組織制御技術開発」(2004~2006年度)、「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」(2005~2010年度)および「革新的ノンフロン系断熱材技術開発」(2007~2011年度)により、マグネシウムダイカスト用カバーガス、冷媒、断熱発泡剤等の分野における低 GWP フッ素系ガスを含むノンフロン化技術開発に取り組んでいる。

なお、いわゆる自然物質の安全性や省エネ性能の限界が判明してきている一方で、オゾン層を破壊せず、GWP の低いフッ素化合物の開発が進められており、ノンフロンというよりは低 GWP の観点からの対象物質の拡大が、各分野における早期の実用化のためには必要になっている。

(3) 関連施策の取組

大気放出された CFC や消火剤のハロン等がオゾン層を破壊するのを防ぐため、国連環境計画 (UNEP) は 1987 年「モントリオール議定書」を採択し、CFC5 種、消火剤ハロン 4 種が規制されることとなり、1990 年の改正からは更にメチルクロロホルム、四塩化炭素も追加された。その後 1992 年には、先進国における CFC の 1995 年末全廃、及び代替化合物 HCFC の 2020 年原則全廃が採択された。

温暖化防止に関しては、1988 年、UNEP が世界気象機関 (WMO) と「気候変動に関する政府間パネル (IPCC)」を設立し、地球温暖化に関する自然科学的及び社会的取組を開始した。その後、1992 年には「気候変動枠組条約」が締結され、その具体的な温室効果ガスの排出抑制対策として、1997 年に「京都議定書」が採択され 2005 年に発効した。また、第 1 約束期間における温室効果ガスの 6%削減約束の達成に必要な措置を定めた「京都議定書目標達成計画」を 2005 年に閣議決定(その後 2008 年に改定)し、CO₂、CH₄、N₂O とともに HFC、PFC、SF₆ (代替フロン等 3 ガス) も排出目標が設定された。

また、我が国では 2006 年施行の改正大気汚染防止法により、浮遊粒子状物質や光化学オキシダントに係る大気汚染の原因として VOC の排出規制が開始され、炭化水素系の化学物質に対しても規制が強化された。

一方、使用済みとなった機器からのフロン類の回収・破壊等については、「フロン回収・破壊法」、「家電リサイクル法」、「自動車リサイクル法」等の施行により対策が行われている。さらにフロン類の回収率向上を図るため、2006年度にはフロン回収・破壊法の改正が行われ、2007年に施行された。

このような取組とあわせて、「代替フロン等3ガスの排出削減設備の開発・実用化支援事業」が実施されている。

〔導入補助・支援〕

- ・ 「地域地球温暖化防止支援事業」(2005～2009年度)および「代替フロン等排出削減施設等導入促進事業」(2010年度～)で、代替フロン等3ガスの排出抑制に資する企業等の先導的な取組に対して、事業終了後の研究成果普及による削減見込量等に応じた研究助成を実施している。

〔サンプル提供・実用化促進〕

- ・ 「省エネルギーフロン代替物質合成技術開発」(2002～2006年度)で開発された新規ガスについて、実用化を目指した適用研究に対してサンプル提供を実施している。また、既に一部実用化・市販化されたものもある。

〔規制・制度改革〕

- ・ 1997年の京都議定書の採択を受け、我が国の地球温暖化対策の第一歩として、国、地方公共団体、事業者、国民が一体となって地球温暖化対策に取り組むため、1998年に「地球温暖化対策の推進に関する法律」を制定した。2006年4月の同法一部改正では、2005年の京都議定書の発効及び我が国の温室効果ガスの排出の現状にかんがみ、地球温暖化対策の一層の推進を図るため、地球温暖化対策推進本部の所掌事務の追加、一定規模以上の温室効果ガスを排出する事業者に対して、排出量の報告等を義務づけた。2005年の京都議定書目標達成計画においては、京都議定書の6%削減約束を確実に達成するとともに、更なる長期的・継続的な排出削減を目指すこととされた。その後、2008年には温室効果ガスの種類別排出抑制効果と削減見通し等から、目標達成計画の内訳であるガス別目標値が見直されている。
- ・ また、2007年6月にフロン回収・破壊法が改正され、整備時のフロン類回収義務化、管理票制度等の導入等の規制が大幅に強化された。

〔国際連携・協力〕

- ・ 「地球環境国際連携推進事業」(2003～2007年)により、地球温暖化問題の解決に貢献する技術の開発を国際レベルで効率的かつ経済的に進めるためにIPCC国際会議等を開催し、各国におけるエネルギー消費効率化に関する取組について情報交換、温暖化防止等に関する我が国の戦略的取組の検討及び各国方法収集調査等を実施した。
- ・ また、「地球環境国際研究推進事業」(2002～2011年)により、地球温暖化問題の解決に向け、諸外国と共同で革新的な温暖化防止技術の研究開発を実施。また、CTI(気候変動技術イニシアティブ)等の国際的な枠組を活用し、諸外国との研究協力を進める

ことにより、世界的な温暖化問題への取組を実施している。

〔他省庁との連携〕

- ・ 「京都議定書目標達成計画」の評価・見直しのため、産業構造審議会環境部会地球環境小委員会と中央環境審議会は、合同会合を開催している。

（４）海外での取組

特定フロンおよび代替フロン等 3 ガスに係る規制としては、モントリオール議定書、欧州 F ガス規制、REACH 規制、米国 CAA、欧州 EPER、米国知る権利法などがある。

欧州 EPER や米国の知る権利法は、PRTR 制度を司る根拠であるが、これは環境中への移動量を管理する措置である。

欧州では、F ガス規制により、発泡剤、エアゾール、消火剤など用途ごとに排出抑制や使用禁止措置などが決まっている。また、マグネシウムダイキャスト製法で年間 850kg 以下の SF₆ を使用しているものを除き、2008 年からはその使用が禁止される。加えて、カーエアコンについては、2011 年からの新型車への GWP150 以上の冷媒の使用禁止を定めており、新規物質開発への影響は世界的な広がりを見せている。特に温暖化係数が 10 以下の新規なフッ素化合物の開発が注目されているが、これは全く新たなカテゴリーに属する物質であり、大気寿命が 10 日前後と短いこれらの化合物の VOC としての挙動、大気中での分解挙動、総合的な環境影響・毒性問題への取組が重要な課題となってきた。また、REACH 規制の施行により、化学物質に対しても規制が強化されている。

米国は、オゾン層保護に関しては CAA に基づいた SNAP プログラムを推進している。しかしながら、京都議定書には批准しておらず、地球温暖化防止については、半導体、自動車、アルミニウム、マグネシウム、ガス製造や電力などの事業者または業界が、それぞれ自主的に EPA に削減計画を提出し、その目標達成に取り組んでいる。

（５）民間での取組

HFC 等製造、発泡・断熱材、エアゾール等、冷凍空調機器、洗浄剤・溶剤、半導体等製造、電気絶縁ガス使用機器、金属製品の合計 8 分野 22 団体において、自主行動計画が策定、実施されており、排出削減に大きな成果をあげている。

（６）改訂のポイント

- 技術戦略マップ 2009 からの変更なし。

Ⅱ. 技術マップ

（１）技術マップ

導入シナリオを踏まえ、「分野」、「用途」、「技術分類」、「詳細技術」、「技術開発が対象とする排出量の大きさ」毎に脱フロン技術を俯瞰した技術マップとしている。あわせて、各分野の詳細技術毎に排出量の大きさと推計の考え方を示した。

（２）重要技術の考え方

主に技術開発が対象とする「排出量の大きさ」、「社会的ニーズに応える技術」、「市場インパクト」により重要技術を選定し、技術マップ中に明示した。

社会的ニーズに応える技術とは、温室効果ガスの削減を達成する上で、地球温暖化効果がCO₂の数百倍～数万倍と大きいフロン類の排出を抑える技術であり、極めて重要である。

- ・ フロン類の使用現場での漏洩防止技術
- ・ 使用済フロン類の回収・破壊技術
- ・ 温室効果の小さい代替物質の合成技術
- ・ ノンフロン化技術
- ・ その他政策的な要請に基づき必要とされる技術

市場インパクトとは、新市場の創出や拡大につながる技術であり、技術開発による、温室効果の小さい代替物質合成、ノンフロン化技術、また、使用済フロンの回収・破壊技術が該当する。

選定された重要技術のうち、主なものについては以下のとおり。

①冷凍冷蔵・空調用途

非オゾン層破壊、低温室効果等への対応を踏まえ、安全性に優れ、地球温暖化影響の低い（CO₂排出量の少ない、効率の良い）冷凍空調システムの技術の開発が望まれている。

②断熱材用発泡剤用途

今後、非オゾン層破壊、低温室効果、VOC規制、REACH規制等への対応を踏まえた、新たな物質や発泡プロセス技術の開発が望まれている。当該開発の際には、断熱材の現状の断熱性能を維持しつつ、製造時の省エネ、省資源等トータル的な省エネルギー性を確保する必要がある。

(3) 改訂のポイント

- 脱フロン対策分野の「重要技術」として、以下の6分野から22の詳細技術を選定した。
 - ・ 冷凍空調機器に係る事項
 - ・ 発泡・断熱材に係る事項
 - ・ 電気絶縁ガス使用機器に係る事項
 - ・ エアゾール等に係る事項
 - ・ 半導体等製造に係る事項
 - ・ 金属製品に係る事項
- 「技術開発が対象とする排出量の大きさ」のうち「冷凍空調機器に関する事項」は、2030年の当該技術が対象とする温室効果ガスの年間排出予測量を示す。「金属製品に係る事項」は、2007年のマグネシウム鋳造時の代替フロン等3ガス実排出量を示す。従って当該技術の実用化に伴う排出量削減効果は、技術開発が対象とする排出

量の一部にとどまる。

Ⅲ. 技術ロードマップ

(1) 技術ロードマップ

技術マップで整理した技術について、より具体的な検討課題を記載した。

なお、技術ロードマップに従って技術開発が進展し実用化された場合のイメージとして、生活空間を切り出した図【参考資料1：脱フロン技術の製品化イメージ図】を添付している。

(2) 改訂のポイント

- 技術戦略マップ 2009 からの変更なし。

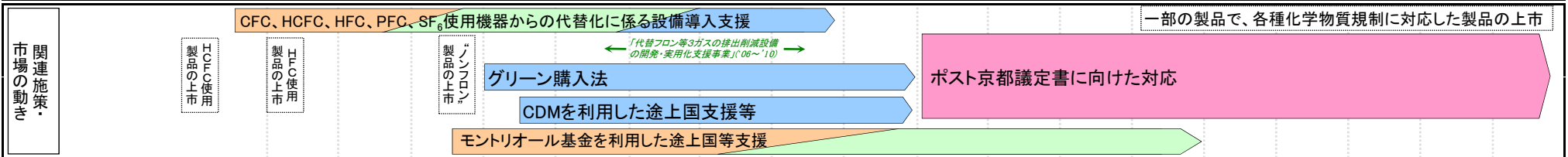
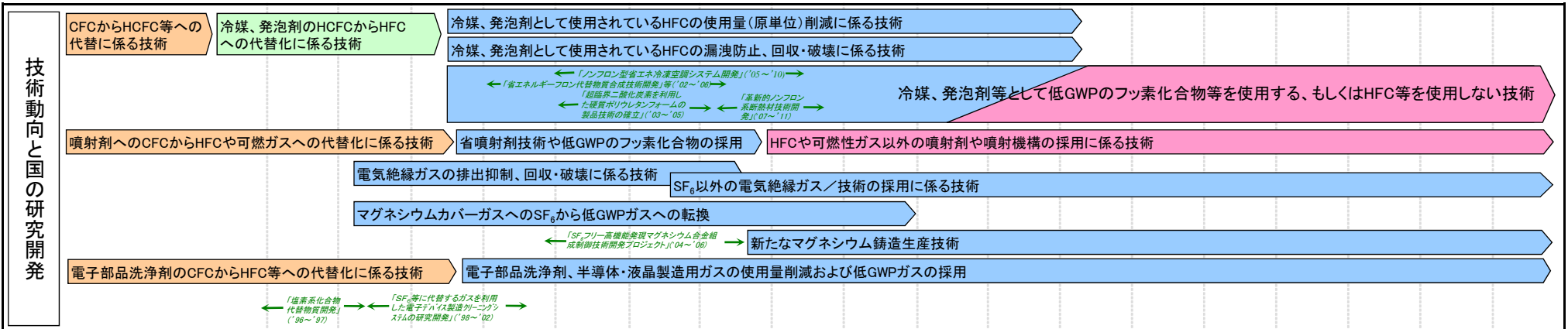
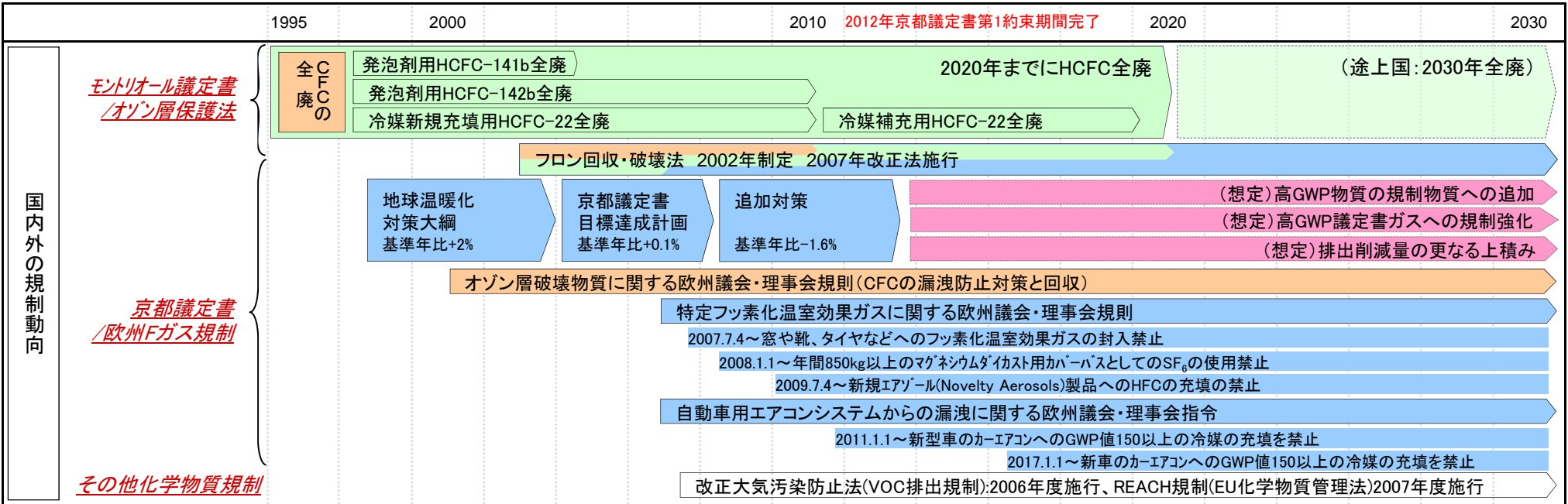
脱フロン対策分野の導入シナリオ

CFC対策(主にモントリオール議定書)

HFC、PFC、SF₆対策(主に京都議定書)

HCFC対策(主にモントリオール議定書)

ポスト京都議定書対策



その他 フッ素の物質循環(3R、化学物質と関連あり)、標準化の推進

脱フロン対策分野の技術マップ(1/3)

(注) は重要技術

分野	用途	技術分類	技術番号	詳細技術	技術開発が対象とする排出量の大きさ	推計の考え方	
冷凍空調機器に係る事項	冷凍冷蔵・空調機器	業務用冷凍空調機器及び家庭用空調機器に自然系冷媒を使用した製品の開発	101	二次冷却回路を用いたコンビニ向け冷凍・冷蔵・空調システム開発	4,891千GWPt/年	2030年の内蔵形ショーケースと業務用冷凍冷蔵庫、店舗用パッケージエアコンからのHFC-134a及びR-404A、R-410Aの年間排出予測量	
			102	住宅用マルチ空調機に係る技術開発	11,313千GWPt/年	2030年の家庭用エアコンからのR-410Aの年間排出予測量	
			103	二次冷却回路を用いたビル用マルチ空調機開発	7,930千GWPt/年	冷暖房同時運転ビル用マルチ空調機の開発	2030年のビル用パッケージエアコンからのR-410Aの年間排出予測量
			104	冷暖房同時運転ビル用マルチ空調機の開発			
			105	混合冷媒を用いた食品工場やスーパーマーケット向け冷凍・冷蔵・空調システム開発	2,588千GWPt/年	チリングユニットの開発	2030年の設備用パッケージエアコンからのR-410Aの年間排出予測量
			106	チリングユニットの開発			
			107	二次冷却回路を用いたプレハブ冷凍庫用冷凍システム開発	421千GWPt/年	2030年の冷凍冷蔵用チリングユニットからのR-407Cの年間排出予測量	
			108	二次冷却回路を用いた業務用空調・給湯システム開発	286千GWPt/年	2030年の空調用チリングユニットからのR-407Cの年間排出予測量	
			109	冷凍ショーケース向けシステム開発	19,087千GWPt/年	2030年の別置形ショーケースからのR-404Aの年間排出予測量	
		冷媒以外の技術を使用した製品の開発	110	デシカント(調湿剤)を用いた換気・調湿システム開発	—	新たな考え方に基づく技術であり、既存のシステムの代替ではなく、追加的に普及が見込まれる技術と考え、排出量推計の対象外とした	
			111	磁性体に磁界変化を与えることで温度変化を得る物質の開発及びシステム開発	—	技術が対象とする製品が未だ定まっておらず、基礎的な研究であることから、排出量推計の対象外とした	
		運輸機器に自然系冷媒や低GWP冷媒等の技術を使用した製品の開発	112	エンジン廃熱を活用するノンフロン型カーエアコンシステム開発	—	排出量削減に係る取り組みや技術を補完する技術(間接的技術)であり、排出量推計の対象外とした	
			113	低GWP冷媒を使用したカーエアコンの研究	—		
		業務用冷凍空調機器及び家庭用空調機器に低GWP冷媒を使用した製品の開発	114	低GWP冷媒を使用した省エネ空調機の研究	—	技術が対象とする製品が未だ定まっておらず、基礎的な研究であることから、排出量推計の対象外とした	
			115	低GWP冷媒を使用したルームエアコンの研究	—		
			116	HFE-143mを冷媒として活用した技術の開発	—		
			117	HFE-245mcを冷媒として活用した技術の開発	—		
			118	HFO-1234yfを冷媒として活用した技術の開発	—		

注) 当該技術の実用化に伴う削減効果は、技術開発の対象とする排出量の一部にとどまる。

脱フロン対策分野の技術マップ(2/3)

(注) は重要技術

分野	用途	技術分類	技術番号	詳細技術	技術開発が対象とする排出量の大きさ	推計の考え方	
冷凍空調機器に係る事項(つづき)	冷凍冷蔵・空調機器(つづき)	新たな考えに基づく冷凍冷蔵・空調システムの検討	119	燃料電池で発電される電力と燃料電池の廃熱を吸収式冷凍機やヒートポンプで利用する技術の開発	—	排出量削減に係る取り組みや技術を補完する技術(間接的技術)であり、排出量推計の対象外とした	
			120	分散型電源や各種ビル設備用動力源などの廃熱を活用した新たな複合熱利用システムの検討	—		
		高GWP冷媒の回収を促す製品や社会システムの検討	121	回収した冷媒フロン類から蛍石レベルまで戻さずにフッ素樹脂を生産する技術の開発	—		技術番号122を促進する間接的な技術であり、排出量は以下に含まれる(但し、あくまで間接的な技術であることから、排出量推計の対象外とした)
			122	短時間で全量回収可能な冷媒回収装置の開発	19,346千GWpt/年		2030年の使用済み業務用冷凍空調機器に含まれるHFCの量
発泡・断熱材に係る事項	断熱材	硬質ウレタンフォーム工場発泡品によるフロン系発泡剤と同等の断熱性能を確保した製品の開発	201	次世代断熱発泡剤の開発	255千GWpt/年	2007年のHFC発泡剤(HFC-134a、HFC-245fa、HFC-365mfc)の使用量が継続されると考え、これに対して初年度10%、その後、20年かけて残り90%排出するとした場合の平均年間排出量	
			202	非フロン系発泡剤を使用した断熱材の熱伝導率経時低下の抑制に係る研究			
			203	非フロン系発泡剤使用に係る断熱性能向上技術開発			
	新規な断熱材の開発		204	ナノコンポジット断熱材とその連続製造プロセスの開発	—		排出量削減に係る取り組みや技術を補完する技術で、さらに基礎的な研究であることから、排出量推計の対象外とした
			205	ナノセルラー発泡体、架橋反応・シリケート化発泡体、ナノゲルを用いた発泡体の開発			
			206	ナノゲルを用いた断熱材製造技術の開発			
			207	断熱性向上シートの開発			
電気絶縁ガス使用機器に係る事項	電気絶縁ガス	代替ガスの検討	301	N ₂ 、CO ₂ 等とSF ₆ の混合に係る検討、及び新規代替ガスの探索	—	毎年削減が進む分野であり、基準とする排出量の設定が難しいことから、排出量推計の対象外とした。 なお、参考として、2007年の電気絶縁ガス使用機器からの排出量は、約900千GWpt/年となる	
エアゾール等に係る事項	エアゾール	新規な噴射剤の開発	401	新規な噴射剤の開発	453千GWpt/年	2007年のHFC噴射剤(HFC-134a、HFC-152a)の使用量が継続すると考えた場合の年間排出量。 埃除去用エアゾール製品と急冷用エアゾール製品は8:2の割合とした	
			402	ATMや券売機、自動改札機における埃・紙粉非蓄積技術			
			403	携帯可能で小型の圧縮空気発生技術の開発			
			404	埃・紙粉非蓄積技術の開発			
		新たな急冷装置・製品の開発	405	環境試験装置としての急冷技術の開発	113千GWpt/年		
			406	被急冷体への吹きつけ型急冷方法の開発			

注) 当該技術の実用化に伴う削減効果は、技術開発の対象とする排出量の一部にとどまる。

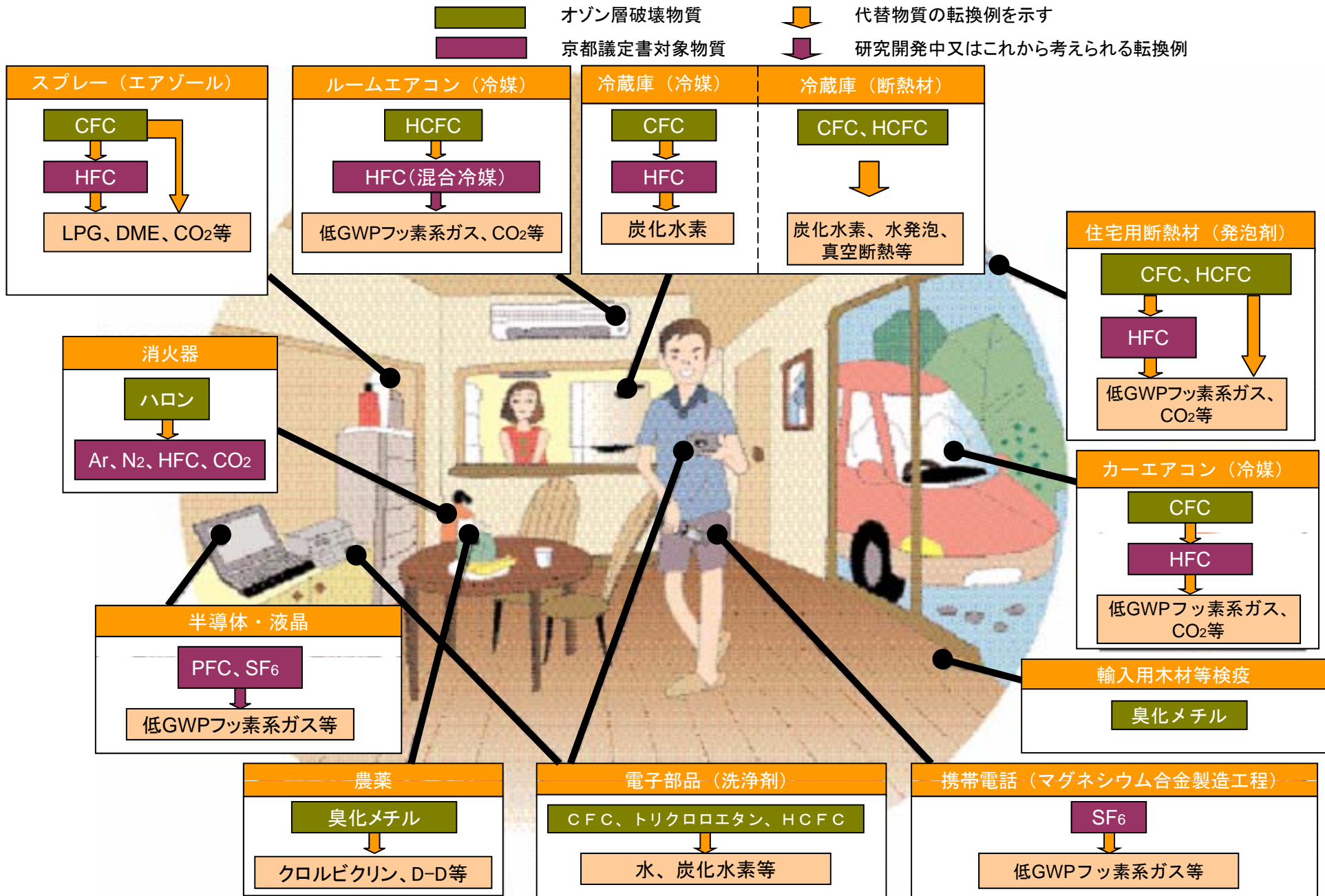
脱フロン対策分野の技術マップ(3/3)

(注) は重要技術

分野	用途	技術分類	技術番号	詳細技術	技術開発が対象とする排出量の大きさ	推計の考え方
半導体等製造に係る事項	半導体・液晶製造	使用量の削減/除害装置の導入	501	使用量の削減/除害装置の導入	5,102千GWPt/年	2007年の半導体・液晶製造時の代替フロン等3ガスの実排出量
		代替ガスの導入	502	低GWPガスの導入検討		
金属製品に係る事項	マグネシウム	カバーガスとしてのSF ₆ の使用量を削減する技術	601	溶解炉からの放出抑制に関する技術	—	これまで進められてきた取り組みであり、追加的な削減の余地は少ないものとした
				ボンベから溶解炉までの配管からの漏洩防止に関する技術		
				ガス流量精密計量装置の開発		
		代替カバーガスの検討	602	HFC-134a使用技術の採用と検証	903千GWPt/年	2007年のマグネシウム製造時の代替フロン等3ガスの実排出量
			603	FK使用技術の採用と検証		
	604	HFO-1234ze使用技術の採用と検証				
カバーガスを使用しない技術の検討	605	SF ₆ フリー高機能発現Mg合金組織制御技術開発				

注) 当該技術の実用化に伴う削減効果は、技術開発の対象とする排出量の一部にとどまる。

脱フロン技術の製品化イメージ図



事前評価書

	作成日	平成 23 年 2 月 8 日
1. 事業名称 (コード番号)	高効率ノンフロン型空調機器技術の開発	
2. 推進部署名	環境部	
3. 事業概要	<p>(1) 概要：</p> <p>業務用空調機器を対象として、従来フロン機以上の効率性（省エネ性）と冷媒のノンフロン化を両立する技術を開発する。これにより、市中の空調用冷媒ストックの約半分を占める業務用機器についてノンフロン化を進める。</p> <p>冷凍空調分野では、使用する温度帯及び機器規模（冷媒量、配管長）により必要な冷媒特性が異なる。これまで「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（H17～H22）では、冷却のみを行う業務用冷凍冷蔵や機器規模が小さい家庭用エアコン分野を対象として冷媒転換の技術開発を行い、従来機比 10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。一方、業務用空調機器分野は、家庭用エアコンに比べ規模が格段に大きく冷媒転換に要する技術は全く異なる。このため特に技術的ハードルが高く、これまでノンフロン化は行われてこなかった。</p> <p>しかし近年、世界的な微燃性冷媒に対する安全評価の考え方の変化や、高圧・超臨界状態での CO2 冷媒を用いる新たな圧縮機技術の登場等を背景として、業務用空調分野での冷媒転換の可能性が急速に高まってきたところである。このため、残された業務用空調分野での技術開発を一気に進め、省エネ化、ノンフロン化を促進する。さらに、現在進行中の微燃性冷媒に係わる国際規格策定の議論を我が国がリードすることで、海外市場における競争基盤を獲得する。</p> <p>従来フロン機以上の省エネ性とノンフロンを両立する業務用空調機器技術を実現するため、機器システム、冷媒の両面から革新的技術の開発を行う。具体的な開発項目は以下のとおり。</p> <p>低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器（圧縮機、熱交換器等）の開発</p> <p>高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発</p> <p>冷媒の性能、安全性評価（可燃性、毒性等）</p> <p>また、新冷媒及びこれを適用するシステムの性能・安全性評価を通じ、規格の策定を行うとともに、国際規格への提案を目指す。</p> <p>以上の研究開発により、現状市販フロン機と同等以上の省エネ性能とノンフロンを両立する技術の達成を目標とする。</p> <p>その後、早期に製品化を目指し普及させることにより、省エネ性向上及び代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。</p> <p>(2) 事業規模：総事業費（国費分） 23 億円（委託、補助(2/3)）（予定）</p> <p>(3) 事業期間：平成 23 年度～27 年度（5 年間）</p>	

4. 評価の検討状況

(1) 事業の位置付け・必要性

NEDOの事業としての妥当性

特定フロン（CFC、HCFC）等のオゾン層破壊物質は、オゾン層保護の観点からモントリオール議定書により、生産の段階的な廃止が義務付けられている。一方、特定フロンの代替として開発され、オゾン破壊の恐れがない代替フロン等 3 ガス（HFC、PFC、SF6）は、その優れた特性から、冷媒（冷凍・冷蔵庫、空調機器、自動車エアコン等）、発泡剤、洗浄剤、絶縁材等として利用されており、今後、オゾン層破壊物質からの転換が本格化するにしたがって、その使用量・排出量の増加が見込まれている。しかしながら、これら 3 ガスは、大気中に長期間に亘って安定に存在しかつ極めて強力な温室効果を発揮する化合物であることから、京都議定書において排出削減対象ガスに指定されている。

我が国は京都議定書目標達成計画において、代替フロン等 3 ガスについては追加対策を行うことにより、第 1 約束期間中（2008 年～2012 年）に大幅な排出抑制に努めなければならない、温室効果がより小さい代替物質の開発・普及と設備等の導入を推進することが強く要請されている。また、京都議定書第 1 約束期間終了後（2013 年以降）においても、更なる長期的・継続的な排出削減対策の実施が求められている。

冷凍空調分野では、使用する温度帯及び機器規模（冷媒量、配管長）により必要な冷媒特性が異なる。これまで「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（H17～H22）では、冷却のみを行う業務用冷凍冷蔵や機器規模が小さい家庭用エアコン分野を対象として冷媒転換の技術開発を行い、従来機比 10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。

しかしながら、中・大型の業務用空調機器は、規模（冷媒量・配管長）が大きいこと、冷・暖房両方を行う必要があること等から特に冷媒代替の技術的ハードルが高く、現時点で低温室効果冷媒を用いつつ、省エネ性、コスト、安全性等を満たすシステムは存在していない。

空調機器は一旦市場に投入されれば、その後十数年以上にわたり排出源として温暖化に悪影響を及ぼすことを考えれば一刻も早く開発し市場に投入させることが不可欠である。

以上を踏まえ、代替フロン物質を削減する技術開発を総合的・効率的かつ加速的に推進し、その導入・普及を促進することにより、環境・エネルギー・経済のバランスのとれた持続可能な社会の構築を図ることを目的とする「環境安心イノベーションプログラム」の一環として、業務用冷凍空調機器を対象として、従来フロン機以上の効率性（省エネ性）と冷媒のノンフロン化を両立する技術の開発を実施する。これにより、市中の空調用冷媒ストックの約半分を占める業務用冷凍空調機器についてノンフロン化を進める。

こうした開発はいずれも基礎（実験室レベル）からの取り組みが必要であり技術的不確実性は高い。また 1 社単独の技術では解決が難しく、大学や研究機関等と複数企業による知見の結集が不可欠なため、国のプロジェクトとして実施する必要性は高い。加えて、低温室効果冷媒への転換（ノンフロン化）はコストアップ要因となる一方、メーカー・ユーザーともに直接の経済的利益がなく事業者が開発インセンティブが働きにくく、国の支援が不可欠である。さらに、冷媒の安全性評価や基準化手法の策定は、産業界全体の基盤となる技術であり、特定企業に偏りのない実施が必要であることから、国が主体となって実施することが必要である。

事業目的の妥当性

代替フロン等3ガスの排出量は、産業分野での官民一体での対策により、基準年（1995年）約51百万CO₂-tから現在約24百万CO₂-tまで減少しているものの、今後エアコンや冷蔵・冷凍ショーケース等の冷凍空調分野でオゾン層破壊フロン（CFC,HCFC）から代替フロン（HFC）への冷媒転換が進行することにより、2020年には再び約56百万CO₂-tへと急増する見込みであり、この大半は冷凍空調分野（現在：約13百万CO₂-t→2020年：約40百万CO₂-t）である。

さらに、その内の約12百万CO₂-tを業務用空調機器分野が占めており、これは2020年BAU推計の3ガス総排出量の約21%、冷凍空調分野の排出量の約30%を占めることになる。この分野を中心とした対策強化が喫緊の課題であり、最も根拠的かつ効果の高い対策は低温室効果（ノンフロン）冷媒への転換である。

近年、世界的な微燃性冷媒に対する安全評価の考え方の変化や、高圧・超臨界状態でのCO₂冷媒を用いる新たな圧縮機技術の登場等を背景として、業務用空調分野での冷媒転換の可能性が近年急速に高まってきたところである。例えば欧州では、Fガス規制により、発泡剤、エアゾール、消火剤など用途ごとに排出抑制や使用禁止措置などが決まっている。中でも、カーエアコンについては、2011年からの新型車へのGWP150以上の冷媒の使用禁止を定めており、新規物質開発への影響は世界的な広がりを見せている。特に温暖化係数が10以下の新規なフッ素化合物の開発が注目されているが、これは全く新たなカテゴリーに属する物質であり、大気寿命が10日前後と短いこれらの化合物のVOCとしての挙動、大気中での分解挙動、総合的な環境影響・毒性問題への取組が重要な課題となってきた。

このため、残された業務用空調機器分野での技術開発を一気に進め、省エネ化、ノンフロン化を促進する。さらに、現在進行中の微燃性冷媒に係わる国際規格策定の議論を我が国がリードすることで、海外市場における競争基盤を獲得する。

(2) 研究開発目標の妥当性

【中間目標】

低温室効果冷媒適用時の空調機器の効率低下を抑制する要素技術について実用化の見通しを得る。

【最終目標】

温室効果ガスの削減ポテンシャルの大きい分野である業務用空調機器に関して、低温室効果ガスを用いて省エネ化・高効率化を実現する。新冷媒開発、圧縮機、熱交換器等の要素機器の開発、システム開発等の研究開発により、現状市販フロン品と同等以上の省エネ性能とノンフロンを両立する技術の達成を目標とする。

現在カーエアコン用の代替冷媒として提案されている HFO-1234yf やその混合冷媒等のフッ素系低温室効果冷媒は、フロン冷媒に比べ密度が低く管路圧力損失が極めて大きいことから、現行技術・仕様を単純に適用すると冷房・暖房性能が大幅に低下（2～3割以上）する。CO₂ 冷媒は冷凍・冷蔵の場合と異なり室内・室外機とも超臨界温度に近い領域での運転となること等から、冷房・暖房性能はフッ素系低温室効果冷媒以上に低下する。このため、いずれの冷媒でも実用化には性能向上のための革新技术開発が不可欠である。

「ノンフロン型省エネ冷凍空調システム開発」事業（H17～H22）では、従来市販品・システム比+0%以上の省エネ性向上を目標として、冷却のみを行う業務用冷凍冷蔵や機器規模が小さい家庭用エアコン分野を対象として冷媒転換の技術開発を行い、従来機比 10%省エネのノンフロンショーケースを実用化する等の成果を挙げてきた。

一方、業務用空調機器分野については、規模（冷媒量・配管長）が大きいこと、冷・暖房両方を行う必要があること等から特に冷媒代替の技術的ハードルが高く、現時点で低温室効果冷媒を用いつつ、効率性、コスト、安全性等を満たすシステムは存在していない。

以上のことから、業務用空調機器分野において現状市販フロン品と同等以上の省エネ性能とノンフロンを両立する技術の達成のためには革新的技術の開発が不可欠であり、プロジェクト内で妥当な改善目標を精査する予定であるが、前記最終目標は努力目標として妥当である。

また、ユーザーの購入インセンティブ確保のためには省エネ性は極めて重要な要素であり、事業化普及には現状市販フロン品と同等以上の省エネ性能は不可欠である。

新冷媒及びこれを適用するシステムの性能・安全性評価を通じ、規格の策定を行うとともに、国際規格への提案を目指す。

その後、早期に製品化を目指し普及させることにより、代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。

(3) 研究開発マネジメント

研究開発計画の妥当性

現状市販フロン機と同等以上の性能とノンフロンを両立する業務用空調機器技術を実現するためには、機器システム、冷媒の両面から革新的技術の開発を行う必要がある。

最終目標を達成するために以下の研究開発項目について研究開発を行う。

①低温室効果の冷媒で高効率を達成する主要機器の開発

機器開発において、主要な要素部品（熱交換器、圧縮機等）の材料、形状、特性等に係る仕様検討、設計を実施するとともに、試作、性能評価を実施する。また、冷凍サイクル全体での性能を評価する試験ユニット等を試作して、サイクル全体での評価試験を実施する。システムの最適化・複合化等を行い、実機レベルの検証・改善により高性能を実現する。

②高効率かつ低温室効果の新冷媒の開発

新冷媒開発において、新冷媒の分子設計、合成試作を行うとともに、基本物性の評価試験（沸点、蒸気圧、GWP値、物質安定性、安全性、熱力学特性等）を行う。また、新冷媒の機器ドロップイン試験による冷媒性能評価を実施するとともに、新冷媒候補と配管材料、冷凍機油等との材料適合性試験を実施する。

③冷媒の性能、安全性評価

微燃性冷媒に関するフィジカルリスク評価に係る項目（着火・燃焼特性、着火時挙動評価、使用機器燃焼試験、使用機器廃棄方法指針、フィジカルハザード評価等）について、室内実験や数値計算の技術を駆使した評価研究を実施する。

現行安全基準（高圧ガス・危険物管理）を鑑み、冷媒漏洩（機器の使用時および廃棄時）等を原因とする危険性を排除できる実用的な安全基準を検証する。既存、開発中の冷媒からバックデータを得て、必要な場合は現行安全基準の見直しを提言するなどして、空調分野での安全基準を構築する。

低温室効果冷媒について、研究開発項目②からの新冷媒の提案を視野に入れつつ、使用条件等に応じた性能評価を行う。

研究開発実施者の事業体制の妥当性

本研究開発は、上記開発項目別に公募を行い、各項目 1 件以上の研究開発実施者を選定し実施する。

本研究開発において、NEDOが主体となって行うべき基礎的・基盤的研究開発である事業は委託により実施し、市場化に向けた産業界の具体的な取り組みが示されるべき実用化研究開発である事業は助成（助成率 2 / 3）により実施する。

NEDOが選定する研究開発実施者の有する研究開発ポテンシャルの最大限の活用により効率的な研究開発の推進を図る観点から、NEDOが委嘱する研究開発責任者（プロジェクトリーダー）の下で、それぞれの研究開発項目の達成目標を実現すべく研究開発を実施する方式を採用する。

具体的には、四半期に一回程度プロジェクトリーダー等を通じてプロジェクトの進捗について報告を受け、必要に応じて、NEDOに設置する委員会及び技術検討会等を開催し、外部有識者の意見を参考として、選択と集中により優秀な技術を短期間に育成するマネジメントを行う（例えば、成果が得られた時点で、実用化研究など次ステップへの転出を奨励する。反面、期間内に成果が見込めないと判断された事業は開発途中であっても中止するなど。）

加えて、研究期間中にも新規技術に関する調査を実施し、有望と認められる内容については、新規開発の追加公募を実施するなどフレキシビリティを保持した研究開発マネジメントに心掛ける。

知財・標準化戦略の妥当性

本研究開発で得られた成果は業界等に反映させると共にプロジェクト内での共通基準とする事から、公益法人、業界団体、ワーキンググループ等を活用し横通しで、機器・冷媒開発と併行・協調しつつ開発を進展させる必要がある。また、指針のみならず規格化をも視野に入れ、公的国際的機関とも連携を図る。

(4) 研究開発成果

成果の意義

- ・本研究開発により、現状市販フロン機と同等以上の省エネ性能とノンフロンを両立する業務用空調機器技術が製品化されることにより、省エネ性向上及び代替フロン等温暖化ガスの排出削減を通じた低炭素化社会の実現に貢献する。

- ・本研究開発による代替フロン排出削減効果として、2030年で数百万 t-CO₂、2050年で1千万 t-CO₂以上の効果を見込む。

- ・新冷媒及びこれを適用するシステムの性能・安全性評価を通じて規格の策定を行うとともに、微燃性冷媒に係る国際規格策定の議論を我が国がリードすることで、海外市場における競争基盤を獲得する。

知的財産権の取得及び標準化の取組

得られた研究開発の成果については、標準化等との連携を図るため、データベースへのデータの提供、標準案の提案等を積極的に行う。特に、「冷媒の性能、安全性評価」においては、内容を広く一般にも公開し国際的な基準（標準）形成に資することとする。

論文発表・成果の普及

NEDO及び委託研究実施者は、得られた研究開発成果については、国民の利益を損なわない範囲で国内外を問わず普及に努めるものとする。

(5) 実用化・事業化の見通し

成果の実用化可能性

本研究開発により、現状市販フロン機と同等以上の省エネ性能とノンフロンを両立する業務用空調機器技術が開発されたならば、この成果に基づく実証テストを実施することにより、技術的には本事業終了後直ちに実用化が可能なレベルを目指すこととなる。

波及効果

本研究開発の結果、低温室効果冷媒に関する評価が整い、その適用技術が確立されることにより、環境面からの市場ニーズおよびユーザーニーズが高いことから、空調機器メーカーによる実用化開発が進展し、事業化への展開が促進されることが期待できる。

また、我が国企業による海外市場（特にポテンシャルの高いアジア市場）獲得のための、我が国の優れた技術の海外展開、普及の推進に貢献することが期待できる。

事業化までのシナリオ

早期の市場導入を目指し基盤技術開発と並行して実用化開発を実施する。これにより、本研究開発終了の翌年度（平成28年度）の市場導入も十分可能であると考える。

また、市場導入に際し、本商品はフロン機代替品として購入されるため、価格は従来フロン機と同程度を目標にすることが求められる。

(6) その他特記事項

開発期間は最長 5 年とするが、短期間による実用化技術確立が可能と思われる場合はその限りではなく、個別提案毎に最適な開発計画にて実施する。

本事前評価については、外部有識者で構成される委員会審議により「ハードルは高いが是非実施すべき事業である」との見解を頂いている。

5. 総合評価

本事業のターゲットとしている業務用空調機器は、使用冷媒量が多く、市中ストックも膨大である。また、空調機器は使用年数が長く、対策実施から効果発現までの期間が長いため、低GWP冷媒への転換は急務であり、本事業実施の緊急性は高い。

低温室効果冷媒を用いた業務用空調機器の開発は技術的に難しく、また、冷媒等に係わる国際的規制等の動向を見極めることは民間企業単体では困難であり、開発リスクが高い。更に、安全性評価、物性評価等については、多くの企業、大学、研究機関の知見の結集によるオープンイノベーションが不可欠であり、一企業で実施可能なレベルではないため、国が主導して実施することが必要である。

「高効率ノンフロン型空調機器技術の開発基本計画（案）」に対するパブリックコメント募集の結果について

平成 23 年 3 月 2 日
NEDO
環境部

NEDO POST 3 において標記基本計画（案）に対するパブリックコメントの募集を行いました結果をご報告いたします。
みなさまからのご協力を頂き、ありがとうございました。

1. パブリックコメント募集期間

平成 23 年 2 月 16 日～平成 23 年 3 月 1 日

2. パブリックコメント投稿数＜有効のもの＞

計 1 件

3. パブリックコメントの内容とそれに対する考え方

ご意見の概要	ご意見に対する考え方	基本計画への反映
全体について		
<p>[意見 1] (1 件)</p> <p>環境に優しく高効率な空調機器の開発は、わが国が有するヒートポンプ技術の応用として国内だけでなく全世界に向けて発信すべく取り組む重要な技術であることは言うまでもない。ここで、基本計画等の内容をみると、従来の気体圧縮膨張方式を基軸とした技術開発を志向していると思われる感がある。新たな冷媒を模索することはもちろん必要だが、むしろ、国家プロジェクトとしては従来の技術の延長線でない革新的な技術の発掘・育成にこそ目を向けるべきである。</p> <p>是非とも種々のアイデアも含めた幅広い手法、構造、システムによる技術開発を推し進められることを期待する。圧縮機ありきのプロジェクトとするべきではない。まだ、すぐに実用化というわけにはいかない技術でも、可能性を有する技術は種々あると思われる。</p>	<p>[考え方と対応]</p> <p>基本計画においては、現時点では低温室効果冷媒の利用技術を対象としておりますが、その他の技術についても検討を閉ざしていることはなく、本研究開発期間中にも新規技術に関する動向調査等を実施し、有望と認められる内容については、新規開発に着手することも視野に入れております。</p>	<p>[反映の有無と反映内容]</p> <p>特になし</p>

以上

