次世代冷媒・冷凍空調技術の基本性能・最適化・評価手法および安全性・リスク評価

第2部 次世代冷媒の安全性・リスク評価

2021 年度 WG II の進捗

公益社団法人日本冷凍空調学会 次世代冷媒に関する調査委員会

2022年6月1日

免責事項

本報告書に記載している内容については、最新の技術情報に基づき万全を期して作成しております が、掲載された情報の正確性を保証するものではありません.また、本報告書に掲載された情報・資料 を利用、使用する等の行為に関連して生じたいかなる損害についても、本学会並びに著者は何ら責任を 負いません.

著作権

本報告書の著作権は執筆者が有しています.許可なく全体あるいは一部の転載,複製はお断りします.

次世代冷媒・冷凍空調技術の基本性能・最適化・評価手法および安全性・リスク評価 第2部次世代冷媒の安全性・リスク評価 2021年度プログレスレポート

2022年6月1日

編集 日本冷凍空調学会 次世代冷媒に関する調査委員会
 発行所 公益社団法人 日本冷凍空調学会
 〒103-0011 東京都中央区日本橋大伝馬町 13-7
 日本橋大富ビル5階
 TEL 03-5652-3223 FAX 03-5623-3229

目次

第1章 はじめに	
1.1 NEDO プロジェクトの概要	5
1.2 次世代冷媒に関する調査委員会 WGIIの活動	7
1.3 本報告書について	8
参考文献	9
第2章 東京大学の進捗	
2.1 はじめに	
2.2 家庭用ルームエアコンからの冷媒漏洩	
2.2.1 数値流体解析の方法	
2.2.2 冷媒漏洩実験によるシミュレーションモデルの妥当性検討	
2.2.3 数値計算によるファンの効果と床面積の関係の検討	
2.2.4 まとめ	
2.3 業務用ショーケースからの冷媒漏洩	
2.3.1 数値流体解析の方法	
2.3.2 冷媒漏洩実験によるシミュレーションモデルの妥当性検討	
2.3.3 ファンの稼働が可燃領域の生成規模に及ぼす影響	
2.3.4 まとめ	
2.4 可燃性冷媒が室内で着火したときの危害度の研究	
2.4.1 概要	
2.4.2 燃焼シミュレーションモデル	
2.4.3 素反応モデル	
2.4.4 R32の燃焼反応特性	
2.4.5 R32 の燃焼シミュレーション	
2.3.6 シミュレーション結果の考察	
参考文献	
第3章 公立諏訪東京理科大学の進捗	
3.1 はじめに	
3.2 本研究の構成	
3.3 着火源候補のスクリーニング	
3.3.1 着火の基礎理論	
3.3.2 着火源候補の抽出	
3.4 電気系着火源の着火性評価	
3.4.1 着火性評価の考え方(着火モデル)	
3.4.2 先行研究例の調査に基づく着火性のスクリーニング	
3.4.3 電気系着火源のケーススタディ的着火性評価	
3.5 高温熱面の着火性評価	
3.5.1 予混合淀み流の高温熱面への衝突による着火性	
3.5.2 エネルギー供給時間が着火に及ぼす影響	
3.6 レーザーブレイクダウンによる着火性評価	
3.6.1 研究の概要	
3.6.2 実験装置及び方法	

3.6.3 結果及び考察	57
3.7 異種着火源の着火性評価	57
参考文献	58
第4章 産業技術総合研究所安全科学研究部門の進捗	60
4.1 はじめに	60
4.2 可燃濃度域内に存在する実在の機器類の点火能評価	60
4.2.1 評価対象機器の選別と実験手法	60
4.2.2 点火能評価の実験結果	60
4.2.3 点火能評価のまとめ	61
4.3 ルームエアコン室内機の拡散挙動計測と実規模フィジカルハザード評価	61
4.3.1 ルームエアコン室内機における漏洩拡散挙動計測の実験手法	61
4.3.2 ルームエアコン室内機からの漏洩を模擬した小スケール漏洩拡散挙動計測の実験結	課61
4.3.3 ルームエアコン室内機からの漏洩を模擬した小スケール燃焼影響評価実験手法	63
4.3.4 ルームエアコン室内機からの漏洩を模擬した小スケール燃焼影響評価実験の結果	63
4.3.5 ルームエアコン室内機における実規模フィジカルハザード評価のまとめ	64
参考文献	64
第5章 産業技術総合研究所機能化学研究部門の進捗	65
5.1 はじめに	65
5.2 低 GWP 混合冷媒の燃焼限界の評価	65
5.3 混合冷媒の不活性化条件の検討	66
5.4 低 GWP 混合冷媒の燃焼速度の評価	
5.5 低 GWP 混合冷媒の濃度分布のある系の燃焼特性評価	72
第6章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒のルームエアコンのリスク評価の進捗	75
6.1 はじめに	75
6.2 室内の冷媒漏えいシミュレーション	75
6.3 室外の冷媒漏えいシミュレーション	76
6.4 リスクアセスメンの方法	77
6.4.1 リスクアセスメントのプロセス	77
6.4.2 リスクアセスメントモデルの設定	77
6.4.3 許容レベルの設定	78
6.4.4 冷媒漏えい発生確率	78
6.5.5 着火確率の算出方法	78
6.4.6 対象とするライフステージ	78
6.5 リスクアセスメント	78
6.5.1 使用時の着火確率の計算及び安全対策	78
6.5.2 作業時の着火確率の計算及び安全対策	80
6.6 リスクアセスメントの想定外事象の考え方と提言	83
6.6.1 リスクアセスメントでの想定外の考え方	83
6.6.2 リスクアセスメントでの想定外に対する提言	84
6.7 まとめ	
参考文献	84
	84
	84 85
第7章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒の内蔵ショーケースのリスク評価の進捗	84 85 86
第7章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒の内蔵ショーケースのリスク評価の進捗 7.1 はじめに	84 85 86 86
 第7章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒の内蔵ショーケースのリスク評価の進捗 7.1 はじめに	84 85 86 86 86

7.2.2 リーチインショーケース庫内漏えい解析	
7.2.3 平形ショーケースの庫外漏えい解析	
7.2.4 ドア上下隙間の影響	
7.2.5 実店舗モデルでの漏えい解析	
7.3 リスクアセスメント	
7.3.1 リスクアセスメントの方法	
7.3.2 使用時の着火確率の計算及び安全対策	
7.3.3 作業時の着火確率の計算及び安全対策	
7.4 国際規格と日本の規格	
7.4.1 国際規格	
7.4.2 日本の規格	
7.5 まとめ	
参考文献	

第1章 はじめに

1.1 NEDO プロジェクトの概要

フロン排出抑制法の指定製品制度により,部門ごとに低 GWP 冷媒の普及が求められている.しかし,炭 化水素のような強燃性冷媒の安全性評価・リスク評価の手法は確立されていない.したがって,次世代冷媒 の基本特性を把握し,同時に次世代冷媒の持つ課題に対する安全性・リスク評価方法を確立し,国内安全基 準の策定や国際規格化・標準化策定に取り組むことで,省エネルギーかつ低温室効果を実現する次世代冷媒 適用冷凍空調機器等の開発を支援することが重要である.こうした状況をふまえ,本事業では,次世代冷媒 を使用した省エネ冷凍空調機器の開発基盤を整備し,2026 年を目途とする冷媒及び冷凍空調機器製品の市 場投入に貢献することをねらいとしている.そのために業務用冷凍冷蔵機器及び家庭用空調機器を主とする 中小型規模の冷凍空調機器に使用する次世代冷媒の安全性・リスク評価手法を確立することを目指してい る.

NEDO プロジェクト「省エネ化・低温室効果を達成できる次世代冷媒・冷凍空調技術及び評価手法の開発」の 中の項目「次世代冷媒の安全性・リスク評価手法の開発」においては、東京大学、公立諏訪東京理科大学、産業 技術総合研究所(安全科学研究部門)が共同提案し、受託している.3 機関の可燃性冷媒の燃焼事故時の安全評 価に関する研究項目を列挙すると、以下のようになる.

【東京大学】

・可燃性冷媒漏洩時のリスクの評価

・可燃性冷媒が室内で着火したときの危害度の評価

【公立諏訪東京理科大学】

- ・着火源のスクリーニングと着火源モデルの構築
- ・各種着火源のフィジカルリスク評価

【產業技術総合研究所(安全科学研究部門)】

- ・冷凍空調機器からの冷媒漏洩事故事例の検討と漏えい条件のモデル化
- 可燃濃度域内に存在する実在の機器類の点火能評価
- ・少量長時間漏洩時の拡散挙動計測と実規模フィジカルハザード評価
- ・室内機内での急速漏洩時の拡散挙動計測と実規模フィジカルハザード評価

上記3機関の共同提案とは別に,産業技術総合研究所(機能化学研究部門)は低GWP低燃焼性混合冷媒の安全性評価を行うことを目的としてNEDOから研究を受託している.研究項目は以下のとおりである. 【産業技術総合研究所(機能化学研究部門)】

・混合冷媒の燃焼特性評価

・混合冷媒の実用上の燃焼安全性評価

家電製品のリスクを評価する手法として, R-Map が知られている.これは, リスクを6つの発生頻度と5 つの危害度からなる 6×5 のマトリクス上で表現するものである.文部科学省所管の(財)日本科学技術連盟 が開発したものである.Fig.1-1 に R-Map 例¹⁻¹⁾を示す.A 領域は許容できないリスク領域でリコールしなけ ればならないものに該当する.B 領域は最低限のリスクまで発生頻度を低減すべき領域である.C 領域はリ スクが無視でき,そのまま流通できる領域である.事故の発生頻度に関しては,家電製品などの消費生活用 製品については,100年に1回の死亡事故が発生しても安全と見なす(C 領域と見なす)という基準が示さ れている.例えば,わが国のルームエアコンのように1億台流通している場合は,許容される事故発生頻度 は 10⁻¹⁰(件/台・年)となる.Fig.1-1の発生頻度は100万台流通している場合の例である.

以上のように,製品のリスク評価を行うためには,事故の発生頻度評価と危害度の評価を行う必要がある. 冷凍空調機器から可燃性冷媒が漏えいして火災事故になるためには Fig. 1-2 に示すような3条件(冷媒の急 速漏洩,可燃空間の存在,着火源の存在)が重なる必要がある.3条件を独立事象と仮定すると,火災事故 の発生確率は,冷媒の急速漏洩の発生確率と可燃空間の存在確率と着火源が存在する確率の積となるので, 火災事故の発生確率を求めるためには3要素のそれぞれの発生確率を求める必要がある.



Fig. 1-1 R-Map for Consumer Products when 1 million units are distributed.¹⁻¹⁾



Fig. 1-2 Conditions for fire accident occurrence

本事業では、火災事故が発生する頻度のための研究と、事故時の危害度評価のための研究を行っている. 当面は冷媒としてプロパンを冷媒とし、ルームエアコンおよび独立型ショーケースからの冷媒漏洩に伴う火 災事故を研究対象としている.3機関の研究項目の関係を Fig. 1-3 に示す.相互に協力しながら研究を進め てゆく計画となっている.最終的なリスク評価は日本冷凍空調工業会と協力しながら実施する予定である.



Fig.1-3 Research flows in this project

1.2 次世代冷媒に関する調査委員会 WG I の活動

低 GWP 冷媒は微燃性を有することが多いため,低 GWP 冷媒の使用を促進するため,科学的知見に基づいた微燃性冷媒のリスク評価の必要性が叫ばれ,国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の「省エネ化・低温室効果を達成できる次世代冷媒・冷凍空調技術及び評価手法の開発」プロジェクト(2018~2020年)の中で,公立諏訪東京理科大学,東京大学,産業技術総合研究所などが冷媒の安全性の研究を進めている.一方,(一社)日本冷凍空調工業会は2016年から冷凍空調機器に強燃性冷媒(A3 冷媒)を適用するときのリスク評価を始めている.日本冷凍空調工業会では,設置条件の影響や着火源の存在になどについて個別に審議している.これら知見を集約し,第三者の目で客観的な評価を行う目的で,2018年からNEDOの調査事業として,(公社)日本冷凍空調学会の中に「次世代冷媒に関する調査委員会」が設置された.当該調査委員会の中のワーキンググループII(WGII)において可燃性冷媒の安全性とリスク評価が審議されている.WGIIの審議体制はFig.1-4に示すように,産官学の協力体制が構築されている.委員構成はTable



1-1 に示すとおりである.

Fig. 1-4 Deliberation system for risk assessment of flammable refrigerants

	所	属	部	署	役	職	氏	名
主査	大学改革支援 与機構	愛・学位授	研究開発部		特任教授		飛原	英治
委員	東京大学		大学院新領域	創成科学研究科	特任研究員		伊藤	誠
	公立諏訪東京	可理科大学	工学部機械電	気工学科	准教授		今村	友彦
	産業技術総合	研究所	機能化学研究	部門	主任研究員		滝澤	賢二 賢二
	産業技術総合	矿究所	安全科学研究	部門	主任研究員	nm/	椎名	拡海
オブザーバ	日本冷凍空調	周工業会	パナソニック	(株)			鶸田	晃
			パナソニック	(株)			高市	健二
			(㈱オカムラ				加藤	俊匡
			三菱電機㈱				山下	浩司
			東芝キヤリア	(株)			山口	広一
			ダイキン工業	(株)			平良	繁治
			日立ジョンソ	ンコントロール	ズ空調㈱		佐々ス	木 俊治
			日立ジョンソ	ンコントロール	ズ空調㈱		野中	正之
			三菱重エサー	マルシステムズ	(株)		松田	憲兒
			技術部		部長/参事	i i i i i i i i i i i i i i i i i i i	酒井	猛
					参事		室園	宏冶
					参事		長谷川	一広
	福井大学		工学系部門機	械工学講座	准教授		党超	鋲
	公立諏訪東京	可理科大学	工学部機械電	気工学科	講師		上矢	恭子
	東京海洋大学	<u><u></u></u>	海洋電子機械	工学部門	教授		井上	順広
	産業技術総合	研究所	安全科学研究	部門	研究グルー	-プ長	久保日	田 士郎
	新エネルギー	-·産業技術	環境部		統括研究員		藤垣	聡
	総合開発機構	Ē			主任研究員		佐野	亨
					専門調査員		高橋	辰彦
					主査		牛腸	誠
					職員		田村	光祐
事務局	日本冷凍空調	剛学会			事務局長		河野	恭二
							上村	茂弘
							西口	章

Table 1-1 Investigation Committee on Next-Generation Refrigerants, WGII Committee List as of March 1, 2022

1.3 本報告書について

本報告書は、次世代冷媒に関する調査委員会 WG2 の 2020 年度の成果をまとめたものである.本研究会の 活動にあたって経済的なご支援をいただいた国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構には 心よりお礼申し上げます.また,執筆にご協力いただいた委員,執筆協力者各位にもお礼申し上げます. 本報告書は公開物です.著作権は分担執筆者が有しているので,引用の際には出典を明記するようにお願 いいたします.

Table 1-2 Author list				
 章	執筆者			
第1章 はじめに	飛原英治(大学改革支援・学位授与機構)			
第2章 東京大学の進捗	齋藤静雄(東京大学),伊藤誠,党超鋲(福井大学)			
第3章 公立諏訪東京理科大学の進捗	今村友彦(公立諏訪東京理科大学)			
第4章 産業技術総合研究所安全科学研 究部門の進捗	椎名拡海(産業技術総合研究所),松木亮,佐分利偵,高橋良尭, 久保田士郎			
第5章 産業技術総合研究所機能化学研 究部門の進捗	滝澤賢二(産業技術総合研究所)			
第6章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒のルームエアコンのリスク評価の 進捗	高市健二(パナソニック㈱)			
第7章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒の内蔵ショーケースのリスク評価 の進捗	山下浩司(三菱電機㈱)			

参考文献

1-1) リスクアセスメント・ハンドブック実務編:経済産業省,2011年6月

第2章 東京大学の進捗

2.1 はじめに

東京大学では、可燃性冷媒の燃焼に係る安全性とリスク評価の研究を受託している.この研究は可燃 性冷媒がルームエアコン室内機から漏洩する時と業務用ショーケースから漏洩するときのリスクの研 究と可燃性冷媒が室内で着火したときの危害度の研究の3項目で構成されている.

可燃性冷媒漏洩時のリスクの研究に関しては、可燃性冷媒を用いるルームエアコンや業務用ショーケ ースから冷媒が室内に漏洩したときの冷媒濃度の拡散をシミュレーションし、可燃濃度をもつガスの体 積の時間的な推移を計算することを目的としている.この結果を用いて、可燃性冷媒が室内に漏洩した ときの着火確率を計算することができる.本研究では、まず二酸化炭素などの安全で GWP の小さいガ スを用いた漏えい実験を行い、その結果を用いてシミュレーションモデルの妥当性を検証した.その上 で、ルームエアコンの室内機からの漏洩シミュレーションを行い、部屋面積と必要なファン風量の関係 の評価を行った.

業務用ショーケースからの可燃性冷媒の漏洩については、まず、二酸化炭素を用いた漏洩実験を実施 し、その結果とシミュレーション結果との比較を行い、シミュレーションモデルの妥当性を検証した. その上で、業務用ショーケースからの漏洩シミュレーションを行い、可燃性冷媒の最大充填量の評価を 行った.

燃焼性冷媒が室内漏えいして燃焼事故が発生するとき、そのリスクを評価するためには危害度を評価 しなければならない.可燃性冷媒が燃焼するときの危害度が不明のため、現在のリスク評価においては、 致命的な危害度と仮定している.可燃性冷媒が燃焼するときの危害度評価を行うため、燃焼現象のシミ ュレーションを行った.

2.2 家庭用ルームエアコンからの冷媒漏洩

2.2.1 数値流体解析の方法

エアコン室内機から漏洩した冷媒ガスが室内の空気と混合しながら拡散してゆく過程を数値計算する.3次元空間での混合物の移流拡散問題の基礎方程式は質量保存の式(2-1),ナビエストークスの方程式(2-2),移流拡散方程式(2-3),理想気体の状態方程式(2-4),である.数値計算ではANSYS社のFluent 2021 R2を用いた.計算条件はTable 2-1 にまとめている.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho u_j \right) = 0 \tag{2-1}$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho u_j u_i - \tau_{ij} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + g_i (\rho - \rho_o) \tag{2-2}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_m) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho u_j Y_m - \rho Y_m \frac{D}{X_m} \nabla X_m\right) = 0$$
(2-3)

$$\rho = \frac{p}{RT\left(\frac{Y_A}{M_A} + \frac{Y_B}{M_B}\right)} \tag{2-4}$$

ただし、 τ_{ij} :ストレステンソル、 X_m :モル濃度、 Y_m 、 Y_A 、 Y_B :質量濃度、 M_A , M_B :分子量、D:拡散係数 また、冷媒拡散時の分子拡散係数は以下の式(2-5)^[2-1]より算出し、温度、圧力によらず一定とみなした.

$$D_{AB} = \frac{1.5 \times 10^{-5} T^{1.81}}{p (T_{CA} \cdot T_{CB})^{0.1405} \cdot (V_{CA}^{0.4} + V_{CB}^{0.4})^2} \cdot \sqrt{\frac{1}{M_A} + \frac{1}{M_B}}$$
(2-5)

ただし、 T_{CA} 、 T_{CB} : 臨界温度 K、 V_{CA} 、 V_{CB} : 臨界比体積 cm³/mol.

本研究にて使用する各冷媒と空気の拡散係数を Table 2-2 に示す.

Table 2-1 Simulation outline				
Room Showcase				
Software	ANSYS Fluent 2021 R2	ANSYS Fluent 2019 R1		
Simulation	Unsteady and compressible flow	(Ditto)		
Species transport	2 components (Air - Refrigerant)	(Ditto)		
Turbulence model	Realizable k-ε	(Ditto)		
Solver	SIMPLE	Coupled		
Scheme	2nd order upwind	(Ditto)		

Table 2-2 Diffusion coefficient			
	R290-Air	R32-Air	R744-Air
Diffusion coefficient [m ² /s]	1.11×10 ⁻⁵	1.35×10 ⁻⁵	1.59×10 ⁻⁵

実験室モデルについての概要を Fig. 2-1 及び Table 2-3 にまとめた.計算モデルは後述する冷媒漏洩実 験のために建設した実験室と同等のサイズである.大きさは 3800 mm×2400 mm×2550 mm で,エアコ ンの対面に、 φ100 mm の排気口とドア下隙間 900 mm×7 mm を設けた. メッシュは境界近傍が細かく なるようにした.漏洩速度は, IEC 60335-2-40: 2018^[2-2]に基づき 4 min で全量室内に放出するようにし ている.冷媒に関しては,通常の計算では R290 と R32 を対象とした.また,冷媒漏洩実験との比較の 際には, R290の代わりに R744 を用いた.これは, R290の試験は着火の危険があるため,物性値の近い R744 で代替したからである.

壁掛け式室内機と床置き式室内機の詳細を Fig.2-2, Fig.2-3 に示す. どちらも吸い込み口と吹き出し口 をもっている.境界条件として,吸い込み口では自由流出条件を与え,吹き出し口では一様流速条件を 設定している. 室内機内部は計算を行っていない.

冷媒漏洩後に室内空気を攪拌するために室内機ファンを稼働させる時の条件を Table 2-4 にまとめた. ファンの稼働開始時刻は漏洩開始30s後とした.室内機の構造として,吸い込み口と吹き出し口があり, 吸い込み口から吸引した室内空気に冷媒漏洩量を混合したガスを吹き出すようにモデル化している.



Fig. 2-1 Modeled room



Fig. 2-2 Details of wall-mounted indoor unit model

Fig. 2-3 Details of floor-mounted indoor unit model

	Refrigerant	R290 and R32	
	Leak amount	Evaluated	
	Leak time	4 min	
	Boundary of A/C model	1 outlet and 1 inlet	
	Floor Area	Evaluated	
	Ventilation	Exist (Vent)	
Flow rate	Table 2- Equation (2-7)	-4 Fan condition	
Direction	Vertical direction for wall-mounted unit, horizontal direction for floor-mounted unit		
Process	Process 1: 0~30 s: Refrigerant leak		
	Process 2: 30 - 240 s: Refrigeran	t leak with fan operation	
Process 3: 240 s - : Fan operation			

Table 2-3 Simulation condition

2.2.2 冷媒漏洩実験によるシミュレーションモデルの妥当性検討

本研究では冷媒漏洩試験によって濃度分布測定を行い、数値計算により求められた同位置での冷媒濃度と比較することによりモデルの妥当性の検証を行った.実験室の構造は、Fig. 2-1 に示す通りである. 壁面には断熱板を貼り付け、ドリフトが発生しないように注意した.使用した冷媒は R32 と R744 である.冷媒の供給系統は Fig. 2-4 に示す通りであり、使用した機器の仕様を Table 2-5 にまとめた.マスフローコントローラは R32 用であるが、R744 の実験のときは流量係数値を修正した.冷媒を放出させる室内機は壁掛け式のみである.内部構造を簡単化し、吹き出し口から冷媒を均一に放出させるために、模型を製作した.模型の詳細図を Fig. 2-5 に示す.吹き出し口は 688mm×100mm の大きさである.吸い込み口はついていないので、濃度 100%の冷媒が均一な速度で放出される.冷媒濃度の測定については、複数種類の冷媒を扱うことと、吸気による気流を発生させないことを目的として、酸素濃度計を用いて、酸素濃度の減少量から冷媒濃度を推定する方法を用いた.冷媒濃度 X_{ref}は酸素濃度 X₀₂と初期酸素濃度 X₀₂と初期酸素濃度 X₀₂と初期酸素濃度 X₀₂ at から式(2-6)を用いて算出した.

$$X_{ref} = \frac{X_{02,atm} - X_{02}}{X_{02,atm}}$$
(2-6)

14 個すべての酸素濃度計について, R744 を用いて酸素濃度計の読み取りから式(2-7)を用いて計算される R744 濃度について較正を行い,冷媒濃度を測定値の±2%の精度で測定できることを確認した.設置 位置は Fig. 2-6 に示すとおり 14 箇所とした.実験条件に関しては Table 2-6 にまとめた.



Fig. 2-4 Schematic of experimental setup



Fig. 2-5 Internal structure of wall-mounted air conditioner

T-1-1-2 5 E		: f
Table 2-5 E	quipment	specification

	- 11 1	
Name	Туре	Specifications
Mass flow controller	Fujikin	Gas: CH ₂ F ₂
	(FCST1500M)	Range: $0 \sim 250$ SML
		Accuracy: ±2%F.S.
Oximeters	ICHINEN JIKO	Gas: Oxygen
	(JKO-O ₂ Ver.3)	Principle: Galvanic battery type
		Resolution: 0.01%
		Accuracy: $\pm 0.5\%$ (≥ 10 vol%),
		±0.01% (<10 vol%)

Table 2-6 Experimental conditions for validation of CFD model				
No.	Refrigerant	Air	Refrigerant	
	Kenigerant	vent	amount (g)	
1-1			200	
1-2	D744	exist	300	
1-3	K/44		400	
1-4			500	
2	R744	none	500	
3	R32	exist	500	



Fig. 2-6 Concentration measurement points

Fig. 2-7 には Table 2-6 における試験条件 No. 1-4, No. 3 の測定点 Group A における計算値と実測値の 比較を示す.縦軸は試験ガス濃度,横軸は時間である.図から冷媒の漏洩開始から漏洩終了時 (240 s)の 間は各点において冷媒濃度が上昇していき,240 s 以降は冷媒濃度は徐々に低下していく.研究当初は実 測値と計算値に乖離が見られたが,エアコン室内機の吹き出し口近傍,換気口近傍,ドアした隙間近傍 のメッシュを細かくし,滑らかにガスが流入あるいは流出するように壁の形状を工夫することによって, 乖離が少なくなることを確認した.結果的には,Fig.2-7 に示すように,実測値と計算値は合理的な精度 で一致しており,実際の物理現象を再現出来ていると考えられ,本計算モデルの妥当性が高いことが示 された.



Fig. 2-7 Validation of calculation model (Comparisons of concentrations between calculation and measurements)

2.2.3 数値計算によるファンの効果と床面積の関係の検討

妥当性が示された数値計算手法を用いて室内機からの漏洩冷媒挙動の数値計算を行った.計算対象としては,壁掛け式エアコン及び床置き式エアコンとした.シミュレーションでは最悪条件を検討するために,ドアはないと仮定している.したがって,直径100mmの換気口のみが設置されている.

冷媒充填量は、冷媒漏洩時に空調機のファンを稼働することを前提とした可燃性冷媒の最大許容充填 量に関する式^[2-3]

$$m_{max} = F \times LFL \times A \times 2.2 \tag{2-7}$$

を参考に、係数 F を 0.38 として設定した。

必要なファンの風量の式として提案されている式(2-8)^[2-3]と、式(2-7)の充填量、計算で用いた漏洩時間 (240s)を組み合わせると式(2-9)の風速の式が得られる。

$$\dot{V}_{o,min} = \frac{5.4\sqrt{A_0}\dot{m}_{leak}^{3/4}}{h_a^{1/4}[LFL(1-F)]^{5/8}}$$
(2-8)

ただし、 V_{min} :空気流量 m³/h、 A_o :吹出口面積 m²、 m_{leak} :冷媒流量 kg/s、LFL:燃焼下限界 kg/m³

$$u_{air} = \frac{9.75F'^{3/4}}{t_{leak}^{3/4}(1-F)^{5/8}} \times \frac{A^{3/4}LFL^{1/8}}{h_a^{1/4}\sqrt{A_0}}$$
(2-9)

ここで, *u*_{air} は吹き出し空気速度, *t*_{leak}は漏洩時間である. *u*_{air} に大きな影響を与えるのは,指数の大きさから判断して,吹き出し口面積と部屋面積であるので,このうち部屋面積について検討した.

壁掛け式及び床置き式の室内機について,部屋面積を9,18,27m²に変化させて,可燃ガス体積の変 化を計算した結果を Fig.2-8 に示す.部屋形状の縦横比はほぼ一定としている.R290の漏洩量は式(2-7) の係数 Fを0.38 として計算し,それぞれ 286g,575g,876gである.ファン気流の吹き出し方向は,壁 掛け式が 45 度下方,床置き式は上部開口から 45 度上方とし,その流速をパラメータとして変化させ た.これらの方向に設定した理由は,吹き出し方向を変えた気流形成の計算結果から,これらの方向 の場合に最も室内循環流が形成されやすいと評価したためである.Fig.2-8の縦軸は冷媒の漏洩が開始 して可燃ガス体積が消滅するまでの間の可燃ガス体積の積分値を床面積で除したものである.冷媒の 漏洩が終了して 15s 以内に可燃ガス体積が消滅した条件を丸印,それ以降も可燃域が残ったものを三角 で示している.

風速の下限の基準として, case1 と 2 の 2 つの条件で検討した. Case 1 は Figs. 2-8 の縦軸が 10m s と なる風速であり,これは漏洩終了から 15s 以内に可燃域が消滅することに相当する. これはそれ以下の 風速では可燃ガス体積の増加が急速に大きくなるからである. Case2 は漏洩終了から 1s 以内に可燃域 が消滅する条件である.





Case1,2の条件を満たすファン気流速度,および式(2-8)によるファン気流速度の部屋面積依存性を Fig. 2-9 に示す. Case1, Case2 のどちらの基準でも壁掛け式と床置き式の結果がほぼ同一となった.

床置き式のように低い位置からの吹き出しであっても、室内循環流が形成されるように上方に吹き 出すことで、より低い風速で十分な攪拌ができ、壁掛け式と同じように可燃域を速やかに消滅させる ことができていると考えられる.

一方,式(2-8)が与える風速は,吹出し口高さを変数としており,吹き出し高さが小さくなると,大きなファン風速を必要とする.吹き出し方向は規定されていないが,おおむね Case2 に近い値となっ

た. ただし, Case2 を基準とした場合,床面積 20m2 以上で必要風速が 3m/s を超え,広い面積では大きなファン風速を実現するのが難しくなると予想される.



Fig.2-9 Relationship between fan air velocity and room area.

2.2.4 まとめ

家庭用エアコンの次世代冷媒の候補とされている R290 が室内に漏洩した際のリスク評価をする為に, 数値流体解析によって最大許容充填量の評価をおこなった.本研究から得られた知見は以下のとおりで ある.

- 1) 本研究にて用いた数値流体解析手法は, R744 及び R32 を用いて行った冷媒漏洩実験の結果の比較 から濃度分布の再現性が高いことが示され,計算手法の妥当性が確認された.
- 2) 壁掛け式室内機からの漏洩に関しては、水平吹き出しを避けて斜め下~下方に吹き出すことが、床 置き式室内機からの漏洩に関しては、上部から 45 度程度上方に吹き出すことが有効であることが 分かった。
- 3) ファン風速に対する部屋面積の影響については、室内循環流を形成しやすい方向にファン気流を吹き出す工夫をすれば、室内機の形式にかかわらず、同程度のファン風速で可燃域を消滅させることができることが分かった.また、式(2-9)によるファン風速は、漏洩終了直後に可燃域を消滅させるに必要な風速に近い値をとることが分かった。

2.3 業務用ショーケースからの冷媒漏洩

2.3.1 数値流体解析の方法

数値計算手法は 2.2.1 項で説明されているものと同じである.実験室モデルについて,部屋の概要を Fig. 2-10 に示す.計算モデルは後述する冷媒漏洩実験のために建設した実験室と同等のサイズである. 大きさは 5600 mm×3800 mm×2550 mm で,ショーケース模型を設置した壁の側面の壁に φ 100 mm の 排気口を設けた.メッシュは境界近傍が細かくなるようにした.室内の初期条件は、ゲージ圧力を 0 Pa, 温度は 300 K とし、ショーケース庫内には充填量と庫内体積から計算し求められた冷媒濃度 を適宜設 定している.換気口には圧力境界を設定した.冷媒種類は R290 とし、実験との比較の目的で不燃の R744 による計算も別途行った.また,計算時間やメモリ使用量などの都合で、部屋中央を対称面としている.

業務用ショーケースモデルの詳細を Fig. 2-11 に示す.ショーケースには 2 枚の扉が設けられており, 漏洩試験においては、2 枚両方を同時に開く.冷凍機はショーケースの下部,あるいは上部に設置され ており,凝縮器ファンが動作する条件においては、ファンの領域に均一な速度を設定し、定常状態から 開始する. Fig. 2-11 は冷凍機が下部に設置されている場合である.ショーケースの筐体は、中心線が実 験室モデルと一致するように設置し、壁面からは 100 mm 離している。複数並んだ状態を想定し、壁面 との隙間の両端に塞ぎ板を設けた。そのため、前面から下部ファンをに吸い込まれたガスは、後方の隙 間を通過して筐体天面の高さから室内空間に戻る。ファンの吹き出し方向が前面に向いている場合も同 様に上部から吸い込む構造としている。冷媒に関しては、通常の計算では R290 を対象とした.スウィ ング扉の回転速度は、IEC 規格に基づき 3 秒で 60°回転するようにしている.凝縮器ファンの位置、吹 き出し方向、および風速をパラメータとした.



Fig. 2-10 Modeled room

Fig. 2-11 Details of display cabinet

2.3.2 冷媒漏洩実験によるシミュレーションモデルの妥当性検討

本研究では冷媒漏洩試験によって濃度分布測定を行い,数値計算結果と実験結果とを比較することに よりモデルの妥当性の検証を行った.実験室は,Fig.2-10の計算モデルと同じ形状である.試験室の壁 のうち、外壁に接している側には断熱材を追設し、外部温度の影響を抑制している.また、試験室外に 設置されている照明を天窓から取り込むことで、室内の熱源を抑制している。冷媒供給装置の全体図は Fig.2-4 と同じである.実験用のガスとしては R744 を用いた.

濃度計の取り付け位置を Fig. 2-12 に示す.濃度計は IEC 規格に規定されているうちの6箇所と,室内の冷媒濃度分布を測定するための6箇所の計12箇所とした.後者の6個のセンサに関しては,筐体の反対側の壁から500mmの地点A、および部屋の中央の地点Bの2ヶ所に、100mm,400mm,1000mmの3つの高さで設置した。モデルの妥当性検討では,この12箇所の濃度の時間変化の計算結果と実測値との比較を行った.

Fig. 2-13 に示すようなショーケース模型を作製した.ショーケースの内部は空洞である. 2つの扉に

は、それぞれリニアアクチュエータを取り付け、扉の開閉を行った.アクチュエータはストローク 300 mm,最高速度 100 mm/s で、PWM 制御により 3 秒で 60 度の開扉となるよう調整した.本体の開口部の外周にクッションを貼り付け、閉扉時にアクチュエーターで圧縮されるようにすることで、開扉前のガス封入中に生じる漏洩が少なくなるように工夫している.

冷媒の封入は Fig. 2-13 に示すように、後方下部に設置したホースから庫内へ冷媒を封入する. 封入時 に、庫内から空気を抜く必要がある. 冷媒に使用する R744 は空気より密度が高いため、庫内下部に留 まることから、上部から空気を排出する. 排出したガスは、実験室内に流出しないよう、ホースで試験 室外に導き放出する. 庫内には、攪拌用のファンを取り付けており、封入後電磁弁によって排出口を閉 じたうえで庫内を攪拌し、ガス組成ができるだけ均一になるようにしている.



Fig. 2-12 Concentration measurement points



Fig. 2-13 Internal structure of showcase model

IEC60335-2-89: 2019 において、可燃性冷媒の最大充填量は、スプリットシステムの場合は 150g が上限であり、モーターコンプレッサが内蔵されているシステムでは、LFL の 13 倍か 1.2kg のうち小さいほうと規定されている. R290 の LFL は 0.038 kg/m³ なので、最大冷媒充填量は 494g となる. これらを踏まえ、本実験にて冷媒の漏洩量は 494g とした. 冷媒は実験中の安全のため、密度が近くかつ不燃の R744 で代替した.

結果の例として、凝縮器ファンが動作していない条件を Fig.2-14, 下部から前方に 1.3m/s で吹き出し た条件を Fig.2-15 に示す.双方の左側のグラフが IEC60335-2-89: 2019 に規定されている測定箇所の結果 で、右側が室内の各点での値である。ファンが動作しない条件については、開扉開始直後の 10 秒程度 の間に前面付近の P1,L2,R2 が最大値をとり、120~180 秒程度まで波打ちながら少しずつ減少する挙動 が実験、計算双方でみられる。ファンを動作させた条件においては、攪拌により濃度差の縮小が速く進 むことから、増減の波は 60 秒過ぎにはみられなくなり均一な濃度に近づいていく。この条件における P1,B1に大きな差異があるのは、実験は実機を想定してFig.2-11の通りファンを左側に寄せている一方、 計算においては対称条件とするため中央に配置しているために、ファンの風が直接当たっていることに よる。また、開扉直後に濃度が急上昇する部分の時間幅が実験の方が長いのは、センサの応答時間が主 な理由であると推測される。



以上のことから、計算結果が挙動、値ともに実験値に概ね合致していると判断し、このモデルを用いて R290 についての計算を行った。

Fig. 2-14 Comparison of simulation and experiment without fan when 494 g of R744 is released.



Fig. 2-15 Comparison of simulation and experiment with a fan with a wind speed of 1.3 m/s at the bottom when 494 g of R744 is released.

2.3.3 ファンの稼働が可燃領域の生成規模に及ぼす影響

旧 IEC 60335-2-89 では、補助的な安全機器を動作させなくても安全が確保される条件として、 *m*_{max}=150g とされていたが、2019 年に改訂された IEC 60335-2-89:2019^[2-4]においては、冷媒漏洩時に空 調機のファンを稼働させることを前提とした可燃性冷媒の最大許容充填量に関する式が追加された.

$$n_{max} = 13 \times LFL \tag{2-10}$$

R290のLFLは0.038 kg/m³なので,最大冷媒充填量は494gとなる.また、同規格内のAnnex CC において、筐体周囲の8測定点すべてで実測を行い、5分以内に濃度がLFLの50%を下回ることも要件とされている。そこで、ファンによる攪拌の効果について検討した.業務用ショーケースでは凝縮器の設置 個所は上下2箇所が想定されるため、上ユニットと下ユニットの両方を対象とし、測定点以外も含めた 室内の全域について、濃度が0.5LFL以上になる領域の大きさや存在時間について評価した。

Fig. 2-16 に R290 を 494g 放出する条件で下置きファンの風速を変化させた際の可燃領域の時間推移 について示す。Fig.2-16 の左側が可燃濃度(LFL-UFL)の体積を可燃ガス体積として計算した場合、右が 0.5LFL 以上の濃度の体積を可燃ガス体積として評価した体積である。後方に排気する条件では、1m/s で は可燃領域が 180s で、0.5LFL 以上の領域も約 405s で消滅し、2m/s では 40s で可燃領域が消滅した。前 方に排気する条件では、1m/s での 0.5LFL 領域の消滅まで 140s であった。一方、上部のファンで後方に 1m/s の風速を与える条件では、ファンが無い条件と比較しても可燃体積はあまり減らず、可燃体積の消 滅は 1620s 経過後であった。



(a) A gas in a concentration range of LFL to UFL is defined as flammable gas.

(b) A gas with a concentration of 0.5 LFL or higher is defined as flammable gas.

Fig.2-16 Effect of condenser fan on flammable gas volume when 494 g of R290 is released.

Fig.2-17 に、ファンが無い条件で冷媒充填量を変更した場合の可燃ガス体積の変化を示す。充填量 494g は先述の通りファンの稼働を前提とした充填量基準を引用しているため過大であり、670s 頃に 2.91m³ で減少に転じるまで緩やかに増加し、1800s まで可燃領域が残った。比較すると下部ファンの効果によ り可燃領域の存在時間が 90%以上減少したことになる。冷媒充填量を 700g まで増加させると、可燃ガ スの消滅には 50 分以上要する。冷媒充填量を 300g に減少させると 6 分程度で可燃ガス体積は消滅する ので、ファンが稼働していない場合の安全性の確保には、冷媒充填量が大きな影響を及ぼすことが分か る。冷媒放出量が 300、494、700g の時のファンが存在しない条件での可燃ガス体積の時間積分値は、可 燃ガスの濃度範囲を LFL-UFL と定義する場合は、それぞれ 24.4、4345、121069m³s であった。濃度が 1/2LFL 以上の場合を可燃ガスと定義する場合は、1920 秒までで計算を打ち切った値で 10150 m³s とな り、極めて大きくなる。

Fig. 2-18 に、下部にファンを配置した条件における可燃体積に時間を掛けた可燃時空積の積分値を示 す。風速の値は+が後方吹き出し、-が前方吹き出しを示す。それぞれの 1m/s を比較すると、Fig.2-16 に おける推移は異なるが、可燃時空積の大きさは同程度であった。



(a) A gas in a concentration range of LFL to UFL is defined as flammable gas.

(b) A gas with a concentration of 0.5 LFL or higher is defined as flammable gas.

Fig.2-17 Effect of refrigerant charge on flammable gas volume without fan.



Fig.2-18 Difference in time integration of flammable gas volume due to fan wind direction.

以上の結果から,凝縮器ファンが下部で稼働していることによる撹拌効果が、漏洩時のリスクを低減す る効果が大きく、また前後どちらの向きに吹き出しても一定以上の効果が見込めることが予想される. 安全のためには,凝縮器ユニットは下部設置に限定するほうがよいと考えられる.

2.3.4 まとめ

業務用ショーケースの次世代冷媒の候補とされている R290 が室内に漏洩した際のリスクアセスメントの目的で,数値流体解析により冷媒充填量およびファンの稼働による、可燃領域の生成規模への効果の評価をおこなった.本研究から以下のような知見が得られた.

- 本研究にて用いた数値流体解析手法の妥当性の検証のために、ショーケース模型を床面積 21m² の部屋に設置し、R744 を用いて冷媒漏洩実験を行った.ショーケース内への漏洩を想定して冷 媒を導入・攪拌後、扉を開放した際の室内の濃度分布の推移を計測した。リスク評価上重要と 予想される漏洩後 5 分程度についての精度、およびそれ以降についての妥当性を検証した。
- 2) 凝縮器ファンが動作していない条件で冷媒充填量を増加させた場合の可燃領域の規模につい て評価した。R290を494g放出する場合は可燃ガスが30分以上残ることが分かった。
- 3) 凝縮器ファンの設置位置・風速・吹出方向ごとに、可燃領域の容積の推移および時間積分値を 評価し、ファンの攪拌により可燃領域が減少する効果を検討した.下方に凝縮器ファンを設置 する場合は、風向を前方としても後方としても可燃ガスを消滅させる効果はほとんど同じであ ることが分かった。
- 4) 凝縮ファンを上部に設置する場合は、冷媒ガスの撹拌効果はほとんど期待できないことが分かった。

2.4 可燃性冷媒が室内で着火したときの危害度の研究

2.4.1 概要

可燃性冷媒が室内で着火したときの危害度を評価するために、冷媒が漏えい時に部屋内形成する冷媒 可燃範囲の把握とその漏えいした冷媒が燃焼するときの室内の温度、圧力上昇速度の評価が必要である. そのため、エアコンの実際使用条件を考慮した冷媒漏えい時の可燃濃度領域の形成過程の実験計測と数 値シミュレーションが行われている.同時に、実験容器および実部屋を用いて冷媒着火後の圧力変化の 実験計測も行われている.但し、冷媒が着火時の燃焼・爆発反応メカニズムに関する研究はまだ少ない、 漏えい空間の形状、位置や漏えい規模、また着火源の位置などを想定した評価を実験で行うことは困難 である.本研究は、可燃性冷媒が燃焼するときの危害度評価を行うために、冷媒の燃焼シミュレーショ ンを行い、燃焼性の影響、スケール則を明らかにすることを目的とする.

本研究の目標は下記の通りである:

令和3年度には、小型容器内で炭化水素、可燃性フルオロカーボン冷媒(R32)が燃焼するときのシミ ュレーションを行う.燃焼性の強さと、燃焼時の最大圧力や圧力の上昇速度の関係を整理する.

令和4年度には、燃焼をする空間のスケールを居室規模にまで広めたシミュレーションを行い、燃焼時の最大圧力や圧力の上昇速度のスケール効果を明らかにする.燃焼時の危害度を表す指標を提案する.

2.4.2 燃焼シミュレーションモデル

燃焼シミュレーションを行うにあたっては、基本的に流れと伝熱を記述する質量、運動量とエネルギー保存式に化学反応を記述する化学種輸送式を付け加えて同時に解くことで、冷媒が着火後の反応物濃度と生成物濃度の時間、空間変化および計算領域の温度、圧力変化をとられることが可能になる。その 温度、圧力変化を用いて冷媒が着火時の危害度の評価を行うことになる。

微燃性冷媒の燃焼反応の一例として,R32(CH₂F₂)の酸化反応は下記の総括反応式で記述される.

$$(2-10)$$

総括反応は化学反応の詳細な過程を省略して、反応物の化学種と最終生成物の化学種のみ記述する. 計算する化学反応は、水素の酸化反応のように非常に速い場合、反応に関わる反応物と生成物を下記の 化学種輸送式を用いて解析することが可能である.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho \nu Y_i) = w_i - \nabla \cdot (\rho Y_i V_i)$$
(2-11)

但し、 ρ は混合気の密度; Y は質量分率; v は速度; w は質量生成速度; V は拡散速度ベクトル

 $CH_2F_2+O_2 <-> CO_2+2HF$

また、予混合燃焼として、下記の反応進行度(Progress variable)の輸送式を計算すれば、各化学種の濃度 変化を解析することが可能になる.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c) + \nabla \cdot (\rho v c) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu}{sc} \nabla c\right) + \rho S c \qquad (2-12)$$

但し, c は反応進行度である.c=0 を未燃ガス, c=1を既燃ガスとして, c=0.5 の等値面を燃焼面として捉える.

実際の化学反応は、直接総括反応の形で反応を起こすことはまれで、多くのステップを経て反応を 進行する.その個々の反応を素反応という.R32などの微燃性冷媒の燃焼反応は、一般的に燃焼速度が 遅く、総括反応を元にした燃焼モデルは実現現象の再現が困難と思われる. 微燃性冷媒の燃焼に寄与す る素反応を記述する詳細反応モデルを構築し、各素反応に関わる化学種の輸送方程式を解くことが必要 になる.ただし、微燃性冷媒の詳細な化学反応モデルはまだ十分研究されていない.また、下記に示す ように、R32の酸化反応に関わる化学種の数モデルによって数十から数百程度、素反応の数は数百から 千個レベルと膨大なものとなり、実部屋内の冷媒が燃焼時の危害度の評価に必要な3次元、動的なシミ ュレーションを行うには計算負荷が非常に大きくなる.

R32の酸化反応の素反応モデルの一部:

$$\begin{array}{l} CH_2F_2+OH <-> CHF_2+H_2O \\ CH_2F_2+O <-> CHF_2+OH \\ CH_2F_2+H <-> CHF_2+H_2 \\ CH_2F_2+HO_2 <-> CH_2F_2+O_2 \\ CH_2F_2+HO_2 <-> CH_2F_2+O_2 \end{array}$$

(2-13)

本研究は、まず文献調査を行い、微燃性冷媒であるR32の素反応モデルを整理する.その素反応モデルを用いて、R32冷媒の燃焼反応の基本特性を解析する.またAnsys Fluentを用いて、大きさの異なる容器(直径0.3m,1m,3m)内冷媒が着火後の最大圧力や圧力上昇速度の解析を行う.来年度は、燃焼空間のスケールを居室規模にまで広めたシミュレーションを行うため、簡略化した素反応モデルの構築と 冷媒の漏えいから着火までのシミュレーションを行う予定である.

2.4.3 素反応モデル

R32の燃焼反応モデルについて、まずBabushokらのまとめたデータ^[2-5]から、C原子を3つ以上含む分子 などの不要な部分を除いて詳細反応モデルを作成した.得られた化学種は99種、反応式は927本である. そのモデルを用いて、反応進行度cをパラメータとするR32の総括燃焼反応の計算が可能であることを 確認した.また、99種の化学種を同時に考慮した化学種輸送モデルも構築し、R32が着火時の火炎伝播 のシミュレーションが可能であることを確認した.ただし、計算負荷が大きいため、更なる素反応モデ ルの簡略化が必要である.

最近,NISTからC1-C3を含むフルオロカーボン(R-32, R-125, R-134a, R-152a, R-143, R-143a, R-1234yf, R-1234ze(E), R-1243zf) とその混合物の燃焼反応の詳細化学反応モデルが公表されている^[2-6]. その中, R32のより簡略化された燃焼反応モデル(化学種30,素反応式111本)が提案されている^{[2-6][2-7]}. そのモデルを用いて,Chemkin-ProでR32の層流燃焼速度の特性を調べた上で,R32の容器内点火した後の圧力上昇特性に関する容器の大きさの影響を評価した.

2.4.4 R32 の燃焼反応特性

(a) 層流燃焼速度と火炎速度

可燃濃度範囲の冷媒が着火されると火炎が生じる.火炎から前方の未 燃混合気に向かってO, H, OHなどの活性化学種 (ラジカル) が分子拡 散で輸送され,火炎が未燃混合気の中へ喰い込んで行くことになる.火 炎面の移動速度は燃焼速度という.混合気が静止もしくは層流で流れる 場合は層流燃焼速度 (S_L),流れが乱流の場合は乱流燃焼速度と呼ばれ る (S_T).層流燃焼速度は燃焼反応速度を代表する指標である.また, 圧力,未燃ガス温度および等量比によって変化する.



乱流燃焼速度は層流燃焼速度と流れの乱れ速度u'の関数になる.大まかに下記の式で表現することが 可能である.

$$S_T \cong S_L + u$$

(2-14)

一方,火炎領域では燃焼熱の放出により既燃ガスが膨張し,実際の見かける火炎速度(w_b)は層流(あるいは乱流)燃焼速度により遥かに大きくなる.火炎帯の前後での圧力差が無視できるとして,火炎面における質量保存から,火炎速度と燃焼速度は下記の関係式が成り立つ.

$$w_b = \left(\frac{\rho_u}{\rho_b}\right) S_L$$

(2-15)

但し、 w_b は火炎速度、 ρ_u 、 ρ_b はそれぞれ未燃ガス密度と既燃ガス密度である.

例えば,温度300 K, 圧力1 atm条件でのR32の層流燃焼速度 は7.2 cm/sであるが,断熱火炎温度を2200 Kとすると,火炎温 度は53 cm/s程度になる.半径0.5mの容器内R32が点火した場 合,火炎が壁に伝播するにはおおよそ1 s 程度かかる.

(b) 層流燃焼速度の温度, 圧力依存性

層流燃焼速度を計算する時, Fig. 2-20 に示すような一次元 モデルを用いている. 流路の右側から一定速度の未燃ガスを供給する,流路の中央位置で燃焼させると



burning velocity

き,火炎が中央位置で固定する時のガス供給速度 wu は層流燃焼速度 SL と等しくなる.

Chemkin Proを用いて,未燃ガスの温度を300~900 K, 圧力を1~10 atm, 等量比を0.5~1.5範囲での層 流燃焼速度を計算し,その結果をFig. 2-21に示す.



未燃ガスの温度が高いほど,層流燃焼速度が速くなる.未燃ガスの温度が300Kで計算した層流燃焼 速度は7.2 cm/sである,温度を900Kに高めると層流燃焼速度は86.2 cm/sまで増加する.また,等量比 (モル分率)によって層流燃焼速度は最初増加し,等量比が1.1 に最大値(7.3 cm/s)に達した後,等量 比の増加に従って層流燃焼速度が小さくなる.等量比が1.5の時層流燃焼速度は3.8 cm/sまで低下する. 一方,圧力の増加に従って層流燃焼速度が低下する.圧力が10 atm の条件で計算した層流燃焼速度は 5.0 cm/sである.本研究の計算結果は平成28年微燃性冷媒リスク評価研究会最終報告書で報告した実 験結果とほぼ一致している.

Table 2-10 Experimental results of laminar burnig velocity of R32^[2-9]

Refrigerant	Equivalence	Temperature	Moisture	$P_{\rm max}$	K_G	Flame	Buring
	ratio (ø)	(°C)		(100kPa)	(100kPa.m/s)	speed S_f	velocity
						(cm/s)	S_u (cm/s)
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

(c) R32の燃焼反応特性

Fig. 2-22 には入口距離におけるガス温度と主要な化学種の濃度変化を示す.



(a) temperature and R32 concentration (b) H₂O and HF concentrations (c) CO and CO₂ concentrations Fig. 2-22 Change of each parameter from the entrance (temperature 300K, pressure 1atm, equivalent ratio 1)

Fig. 2-22 (a) に示すように、火炎面に到達すると、R32の燃焼反応により濃度が急激に低下し、下流 側では濃度はほぼ0になる.火炎面の温度は未燃ガスの300Kから急激に増加し、火炎面の既燃ガス側 の温度は1940K程度になる.その下流側では燃料R32がほぼ反応したにもかかわらず、その分解産物 の反応により、火炎温度は継続的に上昇し、最終的に断熱火炎温度の2164Kまで増加する.

Fig. 2-22 (b)に H₂O と HF の濃度変化を示す. 式 2-10 に示す総括反応式には H₂O が反応に関わってい ないが, 火炎面で CH₂F₂の OH ラジカルによる水素引き抜き反応で H₂O を生成し, 生成した H₂O は主 に F ラジカルと反応して, OH ラジカルと HF が生成する.

Fig. 2-22 (c)に CO と CO₂の濃度変化を示す. CO も総括反応に含まれていないが, CFO の分解反応に より CO を生成した後, CO+OH—>CO2+H; CO+O (+M) —>CO₂ (+M) の反応を経て CO₂を生成 する.

Chemkin-Proの反応経路の解析ツールを用いて温度 300K, 圧力1 atm, 等量比1.0 条件における化学 反応経路図を作成した. Fig. 2-23~2-25 には火炎面の上流側,火炎面内及び下流側における反応経路解 析と主な化学種と素反応を示す. 詳細の分析をここで省略するが,火炎面の上流側における Ch₂F₂分解 反応は OH ラジカルによる水素引き抜き反応により CHF₂ と H₂O を生成する. 火炎面ではたくさんの反 応が同時に行っている. Ch₂F₂分解反応は主にF ラジカルとO ラジカルによる水素引き抜き反応である. 同時に,生成した CHF₂ は O, OH, H, F ラジカルと反応して消費される. 下流側では主に中間生成物 から HF 及び CO₂の生成反応が進行している.



Fig. 2-23 Reaction path analysis on the upstream side of the flame surface



Fig. 2-24 In-flame surface reaction path analysis



Fig. 2-25 Reaction path analysis on the downstream side of the flame surface

(c) R32の燃焼反応特性への水蒸気の影響

総括反応の式には H_{2O} が含まれていないが, Fig. 2-23 と Fig. 2-25 に示すように, H_{2O} は $CH_{2}H_{2}$ の OH ラジカルに よる水素引き抜き反応の生成物として, F ラジカルと反応 して HF の生成関与する.また, Table2-10 には R32 の燃 焼反応に水蒸気が含まれると,燃焼速度と K_{G} 値の増加が 報告されている.ここで水蒸気が存在条件での R32 の層 流燃焼速度及び反応パスの変化を解析する.

Fig.2-26 には空気中に 3%水蒸気が存在する条件での層 流燃焼速度の解析結果を示す.水蒸気がない条件と比較の ため, R32 と O2 のモル比を 1:1 に固定して,空気中の水 蒸気モル分率を 3%, 窒素のモル分率を 79%から 76%に



調整して計算を行った.水蒸気が含まれると,R32の等量比が0.7以上の条件では層流燃焼速度が増加 する結果となった.等量比が1の時水蒸気が存在条件での層流燃焼速度は7.2 cm/sから8.4 cm/sに増加 した.計算結果とTable2-10に示している実験結果とよく一致している.

Fig. 2-27 には水蒸気が存在条件での火炎面の上流側,火炎面中及び火炎面の下流側における H₂O が関

わる主な反応を示す.水蒸気が含まれない条件と比べると、火炎上流側での反応ほとんど影響を受けず、 下流側では、H₂OとFラジカルと反応してOHラジカルとHFが生成する反応以外、H₂O+O—>2OHと H₂O+OH—>O₂+H₂Oの反応率がもっと大きいことがわかる.OH ラジカルの生成率が高くなる結果、 水蒸気が存在しない条件と比較して層流燃焼速度が大きくなる.





(a) Upstream side of the flame surface
 (b) Flame surface
 (c) Downstream of the flame surface
 Fig. 2-27 Reaction path analysis in the presence of water vapor

2.4.5 R32 の燃焼シミュレーション

可燃性冷媒が燃焼するときの危害度評価を行うため、球状 容器内 R32 と空気との予混合気を点火した後の火炎伝播シ ミュレーションを行い、最高到達圧力及び圧力上昇率(K_G値) に対する容器の大きさの影響を評価する.

シミュレーションはANSYS FLUENT 2021を用いて実施した. Fig. 2-28にはシミュレーションの計算対象を示す. 計算 条件は下記通りにまとめる.

- 球状容器の直径は0.3m, 1.0mと3mの三条件である.
- ・ 軸対称とみなして2Dモデルを設定する (重力も考慮).
- 初期条件: R32:O₂:N₂の質量分率は0.26:0.16:0.59 (理論空燃比); 初期温度を300K;初期圧力を1 atm に設定する.
- 中心位置から点火する(半径2mmの球状領域に20Jの熱を10ms間与える)
- · 化学種30,素反応式111本を考慮した化学種輸送モデルを用いて計算する.
- 流れは層流である.
- · 容器の冷却効果を考慮するため,壁は厚み5mmのアルミを設定する.
- ・ 全域に1mm或いは10mm角の四角形メッシュを設定.火炎面付近のメッシュを更に4段階分割する (元のメッシュの1/16になる).
- 時間刻みは1~10µsである.

(a) 直径0.3 m容器のシミュレーション結果

Fig. 2-29 には直径 0.3mの比較的に小さい容器内 R32 冷媒が燃焼した後の濃度,温度分布と平均圧力の時間変化を示す.図の左側は R32 の濃度,右側には温度の分布をそれぞれ示している.点火後,火炎界面が未燃ガス領域向けて拡大していく様子が見える.また,重力の影響を受けて火炎が浮上している.

燃焼の初期段階には、火炎界面の乱れが見えたが、火炎界面の膨張と共に次第に滑らかな界面になる.火 炎界面が左右の壁面に到達直前までは容器内圧力が急激に上昇し、左右の壁面に到達した後、圧力の上昇速 度が小さくなる.冷媒がすべて燃焼しきるまでは圧力が上昇し続ける,最大圧力は約1MPaになる.また, 火炎界面が左右の壁面に到達直前のとき圧力上昇の最大値になる.その時のK_G値を圧力上昇速度から計 算すると7.2 (100kPa.m/s) になる.

ちなみに、KG値は爆発の激しさを示す指標で、下記のように定義される.

$$K_G = \frac{dP}{dt_{max}} V^{\frac{1}{3}}$$
 (100 kPa.m/s) (2-16)





火炎界面が左右壁面に到達する時間は0.3 s 程度である.これは火炎速度を用いた予測結果と一致している. (半径は0.15m,火炎速度は0.5mとして考えると,火炎が壁面に到達時間は0.3 s 程度と見積もられる).

本研究で得られた火炎界面の膨張及び重力による浮上の様子は平成28年度微粘性冷媒研究会の最終報告書に紹介された実験観察結果(Fig.2-30)に似ている.計算された K_G 値も Table 2-10 に示している 実験結果とよく一致している.



Fig. 2-29 Time change of R32 concentration distribution (left), temperature distribution (right) and average pressure (bottom) (d=0.3 m)



Fig. 2-30 Propagation behavior of the flame surface for R32^[2-9] (Diameter 1 m, equivalent ratio 0.9)

(b) 直径1 m容器のシミュレーション結果

Fig. 2-31 には直径 1mの容器内 R32 冷媒が燃焼した後の濃度,温度分布と平均圧力の時間変化を示す. 着火から 0.25 s までは, 0.3m容器内の燃焼の様子と同様に,火炎界面の膨張と重力による火炎の浮上が得られる. また,発達する火炎界面の底部の内側へのくぼみ形状も再現している.

着火から 0.25 s 経過した後,火炎界面の底部のくぼみが急激に進行することで火炎の下部が外から千切れて,不連続な二つ火炎に分裂した.火炎界面が長くなることで多くの冷媒が燃焼に関わるため,圧力が急激に増加し始めた.0.57 の時点で圧力上昇率が最大なる,その圧力上昇率から計算した K_Gは 12.8 (100kPa.m/s) になる.実験結果より大きな値になる.また,着火後 1.2 s の時点で容器内圧力が最大値の 1.02MPa に到達した.その後壁面の冷却効果により圧力の低下に転じた.



0.25 s (Immediately before the flame split)





0.57 s (Maximum pressure rise rate) 1.2 s (Maximum pressure) Fig. 2-31 Time change of R32 concentration distribution (left), temperature distribution (right) and average pressure (bottom) (d=1m)

(c) 直径3 m容器のシミュレーション結果

Fig. 2-32 には直径 3mの容器内 R32 冷媒が燃焼した後の濃度,温度分布と平均圧力の時間変化を示す.着火から 0.75 s までは,0.3m容器内の燃焼の様子と同様に,火炎界面の拡大と重力による火炎の浮

上が得られる. その後, 0.78 s から火炎界面の乱れが発達し, 不連続な火炎に分裂することになった. その時圧力の急激な上昇がみられた. 着火後 1.05s の時点で圧力上昇率が最大なる, その圧力上昇率から計算した *K*_Gは 26 (100kPa.m/s) になる. 実験結果より大きな値になる. また, 圧力の最大値は, 約1 MPa であった.



0.78 s

Fig. 2-32 Time change of R32 concentration distribution (left), temperature distribution (right) and average pressure (d=3m)

(d) 乱流モデルの影響

ケース(a)-(c)は流れを層流としてシミュレーションを行ったが、容器が大きい場合、火炎面の膨張に より容器内大きな流れを引き起こす、流れ場が乱流に遷移する可能性がある. 乱流遷移の影響を評価す るため、乱流モデルはレイノルズ応力(5方程式)を用いて、直径 3mの容器内の R32 冷媒が燃焼した 後の温度分布と平均圧力の時間変化を Fig. 2-33 に示す. 層流の結果と比べ、乱流の拡散効果により、火 炎の分裂がなく、全体的に厚い火炎界面を形成することが見える. また、層流燃焼の時より乱流燃焼速 度が速くなるため、浮力の影響が小さくなり、壁まで到達の時間は層流燃焼の場合の約半分になる. 着 火後 0.47s の時点で圧力上昇率が最大なる、その圧力上昇率から計算した K_Gは 86.4 (100kPa.m/s) にな る. 実験結果より大きな値になる. また、圧力の最大値は、約 0.98 MPa であった.



Fig. 2-33 Temperature and average pressure over time for R32 (d=3m, turbulent model)

2.3.6 シミュレーション結果の考察

(a) シミュレーション結果のまとめ

上記のシミュレーションの結果を Table 2-11 に纏める. 容器の直径を 0.3m~1 mに変化することで, 最高到達圧力がほとんど変化しなかった. 圧力の上昇は, 燃焼熱放出による結果なので, 初期状態で冷 媒濃度が同じであれば、単位体積当たりの放出燃焼熱量が同じになり, 最高到達圧力も同じになる. ま た,条件によって,壁の冷却効果も無視できないが,燃焼時間は1s程度なので,壁の熱容量の影響が 小さいと考えられる.

*KG*値は圧力上昇率の最大値から計算した爆発の激しさを示す指標である.一番小さい容器(d=0.3m) で計算した*KG*値は文献で報告した実験結果と一致しているが、大きい容器の場合、計算した*KG*値は文 献値より大きくなっている.それは浮力によって火炎が浮上している途中で激しく変形し、小さい火炎 に分裂することによる結果である.この火炎面の不安定現象の計算結果について、さらに実験結果を合 わせて考察すべき.更に、シミュレーションモデルに乱流の効果を導入すると、乱流の拡散効果により、 火炎の分裂がなく、全体的に厚い火炎界面を形成することが見える.層流燃焼より、さらに大きい*KG*値 が計算された.

	容器直径	層流/乱流	化学反応モデル	最高到達圧力	K_G (100kPa.m/s)
1)	0.3 m	層流	化学種輸送モデル	1 MPa	7.2
2)	1 m	層流	化学種輸送モデル	1.02 MPa	13.9
3)	3 m	層流	化学種輸送モデル	1 MPa	26
4)	3 m	乱流	化学種輸送モデル	0.98 MPa	86.4

Table 2-11 Summary of simulation results

(b) 予混合火炎の固有不安定性

予混合火炎の熱膨張によって不安定になりやすく、それは予混合火炎の固有不安定性として,1959年から研究されている^[2-10].予混合火炎の固有不安定性の要因として,主に流体力学的効果,拡散 - 熱的効果と外力効果が検討されている。これらの中で,気体の熱膨張により生じる流体力学的効果は,最も本質的な要因である.また,物質拡散と熱拡散の相互作用により生じる拡散-熱的効果は,水素-空気やメタン-空気の希薄予混合火炎の不安定性において主要な役割を演じている.一方,浮力などの外力効果は燃焼速度が 15cm/s 以下の遅い燃焼反応において重要である.

Darrieus と Landauが熱膨張効果を考慮した火炎面の不安定性解析から,どんな微小擾乱でも火炎面 が不安定になり,つまり,安定した層流燃焼火炎が存在しえない結果となっていた^[2-11].その後有限の 火炎帯厚さを考慮する解析から,波数が大きい領域において増幅率は負となる,つまり小さい火炎は安 定となり,大きい火炎は不安定になることが分かった.本研究のシミュレーションは,比較的に小さい 容器を用いて,燃焼速度の小さいR32を対象として行った.熱膨張効果による火炎の安定性の影響が小 さいと考えられる.

Fig. 2-34には、計算の初期段階における火炎面の伝播を示している.初期状態で滑らか火炎界面を与 えていたが、0.02sまでは火炎面の凹凸が現れる.ただし、0.04sまで計算が進行すると、火炎面の凹凸 が殆ど消滅した.その理由としては、既燃ガスの囲まれる未燃ガスの温度上昇により活性化学種の輸送 がる活発になり、また化学反応の速度も速くなるため、燃焼速度が速くなる結果である.0.09sまで計 算が進めると、火炎界面がより滑らかになったが、浮力の効果で、左右の火炎界面の形状が異なる結果 が得られた.浮力が火炎界面の形状への影響が大きいことが明らかである.さらに、Fig.2-31 (0.28s) とFig. 2-32 (0.78s)に示すように、浮力によって火炎界面が大きな変形し、火炎の分裂と急激な圧力上 昇を引き起こした.この影響は、R32よりも燃焼速度の遅いR1234yfなどにもっと顕著になる.層流燃焼 で予測した圧力上昇速度よりはるかに大きな圧力上昇が出現する危険があるため、冷媒種類、燃焼空間 のスケールによる火炎面の安定性解析のより詳細検討が必要と考えられる.



Fig. 2-34 Behavior of flame surface (concentration distribution of R32) (Direction of gravity is from right to left)

参考文献

2-1) Kirk, R.E. and Othmer, D.F., 1999. Concise Encyclopedia of Chemical Technology, Wiley.

- 2-2) IEC 60335-2-40: 2018. Household and similar electrical appliance Safety Part 2-40: Particular requirements for electrical heat pumps, air-conditioners and dehumidifiers. I.E.C.
- 2-3)Colbourne, D. and Suen, K.O., Airflow to disperse refrigerant leaks from hydrocarbon refrigeration systems, Int. J. Refrig. (2022), In Press, Journal Pre-proof.
- 2-4) IEC 60335-2-89, "Household and similar electrical appliance –Safety- Part 2-89: Particular requirements for commercial refrigerating appliances and ice-makers with an incorporated or remote refrigerant unit or moter-compressor", International Electrotechnical Commission, (2019).
- 2-5) Donald R. Burgess Jr., Valeri I. Babushok, Gregory T. Linteris, Jeffrey A. Manion, A Chemical Kinetic Mechanism for 2-Bromo-3,3,3-trifluoropropene (2-BTP) Flame Inhibition, International Journal of Chemical Kinetics, 47(9), 533-563,2015.
- 2-6) Babushok, V., Burgess Jr., D., Kim, D., Hegetschweiler, M. and Linteris, G. (2021), Modeling of Combustion of Fluorine-Containing Refrigerants, Technical Note (NIST TN), National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, [online], https://doi.org/10.6028/NIST.TN.2170.
- 2-7) Donald R. Burgess Jr., Valeri I. Babushok, Jeffrey A. Manion, A chemical kinetic mechanism for combustion and flame propagation of CH2F2/O2/N2 mixtures, International Journal of Chemical Kinetics, 54(3), 154-187, 2022.
- 2-8) Donald R. Burgess Jr., Robert R. Burrell, Valeri I. Babushok, Jeffrey A. Manion, Michael J. Hegetschweiler, Gregory T. Linteris, Burning velocities of R-32/O2/N2 mixtures: Experimental measurements and development of a validated detailed chemical kinetic model, Combustion and Flame, 236, 111795, 2002.
- 2-9)日本冷凍空調学会,微燃性冷媒リスク評価研究会平成28年最終報告書,2017年
- 2-10) 門脇 敏, 予混合火炎の固有不安定性: 流体力学的効果と拡散--熱的効果, 日本燃焼学会誌, 57 (181), 167-173, 2015.
- 2-11) Clavin P., Dynamic behavior of premixed flame fronts in laminar and turbulent flows, Prog. Energy Combust. Sci., 11, 1-59, 1985.

第3章 公立諏訪東京理科大学の進捗

3.1 はじめに

従来冷媒の低 GWP 化においては, GWP の抜本的に小さい炭化水素系自然冷媒への転換が有力な方策で ある。しかしその一方で,該当冷媒(主にプロペン(R290),イソブタン(R600a)など)は微燃性冷媒の比較に ならないレベルの強燃性を有するので,実用上の安全担保の観点からは、考えうる漏洩シナリオで着火源に なりうる現象を抽出し,そのそれぞれで着火性を評価できる手法の確立が望まれる。すでに冷蔵庫用冷媒に ついては,従来の特定フロン(CFC12)の製造が1996年に禁止されたことを受けて,R600aを冷媒として 使用するための綿密なリスクアセスメントが日本電機工業会(JEMA)主導により実施され,その成果を JEMA 自主基準としてまとめることにより炭化水素系冷媒を一足先に実用化している³⁻¹⁾。このような背景 から本研究では、業務用冷凍冷蔵機器及び家庭用空調機器の冷媒を R290 に転換することを前提に,R290 の 着火性を定量的に評価できる手法の確立を目指した。後述するように R290 の着火性(着火に要するエネル ギー,温度や時間など)は、着火源の種類(スパーク,熱面,裸火など)によって見かけ上大きく性質が異 なるが、本質的には発熱速度と放熱速度のつり合い(熱爆発理論)か、反応化学種の連鎖増大(連鎖爆発理 論)のいずれかあるいはその双方に帰着する。本研究では燃焼学の理論をベースに、各着火源種類において 詳細に着火性を評価し学術的なモデル化を行うとともに、着火源の種類によってエネルギー供給時間が大き く異なることに着目して、着火源の種類に対して横断的に着火性を評価できる手法の確立を目指した。

3.2 本研究の構成

本研究は大きく分けて以下の2本の柱からなる。

- (1) 機器使用時に問題となる着火源のスクリーニングと着火源モデルの構築 家庭用空調機器及び業務用冷凍冷蔵機器からの冷媒漏洩シナリオを想定し、その漏洩シナリオにおいて着火源となりうる現象を抽出する。抽出された着火源候補をスパーク、裸火、高温熱面などの 着火機構ごとにカテゴリー分けする。それぞれのカテゴリーについて文献や Web 調査等により着火 性のスクリーニングを実施する。
- (2) 各種着火源による次世代冷媒のフィジカルリスク評価 上記(1)のカテゴリー分類結果及びスクリーニング結果に基づき、主として実験、数値シミュレーション及び理論解析により、着火可能性に関するデータを取得・蓄積するとともに、学術的知見に 基づく着火性評価手法を構築する。

3.3 着火源候補のスクリーニング

3.3.1 着火の基礎理論

着火現象の支配理論には、自己発熱あるいは外部からの加熱速度と、検査体積からの放熱速度のつり合い に支配されるとする理論(熱爆発理論)と、反応素過程における反応化学種(ラジカル)が爆発的に増加す ることで引き起こされるとする理論(連鎖爆発理論)とがある。ここではそれぞれの理論を簡単に説明する。 さらに詳細な理論説明については文献³⁻²⁾で平易に解説されている(本稿でも概ねこれを引用している)。

(ア) 熱爆発理論:発熱による温度の急上昇で着火が生じるとする考え方 いま,燃料と酸化剤が反応して反応生成物ができる反応系を考え,この反応系の体積を V [m³],反応系の 体積当たりの発熱量を Q [J/m³]とする。反応速度はいわゆる Arrhenius 型の反応速度式で記述できるとすれ ば、単位時間当たりの発熱速度 q_1 [W]は以下のようにあらわされる。

$$q_1 = QVC^n B \exp\left(-\frac{E}{R_0 T}\right) \tag{3-1}$$

ここで $B [1/(s(mol/m³)ⁿ)]は前指数因子, <math>C [mol/m³]は反応物質のモル濃度, E [J/mol]は活性化エネルギー, <math>R_0 [J/(molK)]$ は一般ガス定数, T [K]は温度, n は反応次数である。ここで,指数項 $exp\{-E/(R_0T)\}$ に注目すると,この関数は変曲点が $T = E/(2R_0)$ である単調増加関数で,可燃性予混合気で一般的に用い

られる E (例えばプロパン/空気予混合気では 143 kJ/mol ³⁻³⁾)の値を用いて T の値を見積もるとこの変曲 点の温度 T はおよそ 8624 K もの高温になる。すなわち発火で問題となる温度付近では, q_1 は下に凸の単 調増加関数と考えて差し支えない。

一方で反応系から外部へ単位時間あたりに失われる熱量,すなわち放熱速度 q₂ [W]は,ニュートンの冷却法則にしたがうとすれば式(3-2)で与えられる。

$$q_2 = hS(T - T_e) \tag{3-2}$$

ただし $S[m^2]$ は伝熱面積, $h[W/(m^2K)]$ は熱伝達率, $T_e[K]$ は外界の温度である。

Fig.3-1 は q_1,q_2 と温度 T の関係を示した模式グラフである。式(3-2)の形から、グラフの T 切片($q_2 = 0$ となる座標)は外気温度 T_eに同値である。いま $q_1 \ge q_2$ が温度 T_pの点 P で接するとき、 T_pより低い温度領域(図中①,②)では $q_1 > q_2$ であるから温度が上昇し、 T_pで $q_1 = q_2$ となってつりあう。一方、何らかの外部加熱などにより、反応系の温度が T_pからわずかに上昇した場合(図中③~⑤)、やはり $q_1 > q_2$ となるので、反応系の温度は今度は T_pから際限なく上昇することになる(つまり、着火する)。したがって T_pが発火温度を示すことになる。外気温度 T_eが上昇すれば、図中の q_2 の直線は右にシフトするので $q_1 > q_2$ の条件が広範囲で達成されやすくなるから、これは着火しやすくなることを意味するし、熱伝達率 h が何らかの理由で低下した場合は、 T_eが一定であっても q_2 の傾きが小さくなるのでやはり $q_1 > q_2$ が達成される温度領域が拡大することになり、着火しやすくなることを意味する。

さてここで、点 P では $q_1 = q_2$ かつ $dq_1/dT = dq_2/dT$ が成立するので、式(3-1)、(3-2)から、以下の式が成り立つ。

$$QVC^{n}B\exp\left(-\frac{E}{R_{0}T}\right) = hS(T - T_{e})$$
(3-3)

$$\left(\frac{E}{R_0 T^2}\right) QVC^n B \exp\left(-\frac{E}{R_0 T}\right) = hS$$
(3-4)

これより T_P は以下のように求まる。

$$T_P = \frac{E}{2R_0} \pm \frac{E}{2R_0} \sqrt{1 - \frac{4R_0 T_e}{E}}$$
(3-5)

式(3-5)で与えられる T_P は q_1 と q_2 の接点の温度であり, Fig.3-2 に示すように 2 通りの接点が考えら れる ($T_{lower①}$ と $T_{upper②}$)。 q_1 と q_2 が低温で接する場合 ($T_P = T_{lower①}$), この点の周りは $q_1 > q_2$ を満たすので、例えば温度が $T_{lower①}$ よりわずかに下がったとしても $T_{lower①}$ に再び戻るし、 $T_{lower①}$ よ りわずかに上がったとすればそのまま $T_{upper①}$ まで上昇する (それ以降は $q_1 < q_2$ となるので $T_{upper①}$ に 落ちつく)。一方 q_1 と q_2 が高温で接する場合 ($T_P = T_{upper②}$), この点の周りでは $q_1 < q_2$ となるので、 温度が $T_{upper②}$ よりわずかに低下すると最終的に $T_{lower②}$ まで低下するし (定性的には消炎に相当する), $T_{upper②}$ よりわずかに上昇しても結局 $T_{upper②}$ に戻る。よって、 $T_{lower①}$ が着火温度を意味するのに妥当 であるから、式(3-5)は低温側の値、つまり負号をとることになる。このことと、 $E \gg R_0$ であることから



Fig.3-1 Relationship between heat generation rate and heat loss rate³⁻²⁾.



Fig.3-2 Schematic of physical means of double sign of ignition temperature in Eq. $(3.5)^{3-2}$.
$4R_0T_e/E \approx 0$ とみなせるとして,式(3-5)をテイラー展開すると,以下の式を得る。

$$T_{P} = \frac{E}{2R_{0}} - \frac{E}{2R_{0}} \sqrt{1 - \frac{4R_{0}T_{e}}{E}} = \frac{E}{2R_{0}} - \frac{E}{2R_{0}} \left(1 - \frac{2R_{0}}{E}T_{e} - \frac{1}{8}\frac{16R_{0}^{2}}{E^{2}}T_{e}^{2} - \cdots\right) = T_{e} + \frac{R_{0}}{E}T_{e}^{2} + \cdots$$
(3-6)

したがって,発火時点での温度上昇 ΔT は以下の式で与えられる。

$$\Delta T = T_P - T_e \cong \frac{T_e^2}{E/R_0} \tag{3-7}$$

(イ)連鎖爆発理論:ラジカルの急速増加により着火が生じるとする考え方

もっともよく知られているのは水素と酸素の混合気の着火爆発現象である。これを例にとって説明する。 一般に水素と酸素の反応は、 $2H_2+O_2 \rightarrow 2H_2O$ の反応式で書けるが、水素 2 mol と酸素 1 mol を容器に入れ て混合して放置しても、燃焼反応は進行しない。いっぽうである閾値量以上の何らかのエネルギーを与える と爆発的に反応が進行する。これはこのエネルギーによって、常温・常圧で最外殻軌道に電子が 2 個入って 安定している水素や酸素分子が活性化され、例えば

$$H_2 + O_2 \to OH^* + OH^*$$
 (3-8)

のような反応で、最外殻軌道に不対電子1個(*でこの状態を示す)をもち、エネルギー的に励起状態にあって非常に不安定なラジカルが生成されるためである。このOHラジカルは、

$$OH^* + H_2 \to H_2O + H^*$$
 (3-9)

$$H^* + O_2 \to OH^* + O^*$$
 (3-10)

$$0^* + H_2 \to 0H^* + H^*$$
 (3-11)

などの素反応によって燃焼反応を進行させる。式(3-9)~(3-11)で生成した H*, O*, OH*はさらに H2 や O2 と反応して、さらにまた別の H*, O*, OH*が作られるが、これを H*に着目して反応経路図を書くと Fig.3-3 のようになり、最終的には Fig.3-4 に示すように H*の数が指数関数的に増加する。このように式(3-9)~(3-11)の反応 (特に式(3-10), (3-11)) はラジカル個数が増加するので連鎖分枝反応と呼ばれる (式(3-9)はラジカル総数は変化しないので連鎖伝播反応と呼ばれることもある)。このラジカルの増殖は、もとになる水素分子や酸素分子が消費しつくされて終了し、余剰の H*, O*, OH*は再結合反応で最終的に H2O となる。このとき余分な化学エネルギーが熱エネルギー(燃焼熱)として放出され、反応が終了する。

ところが、連鎖分枝反応に対して、ラジカルの増殖を妨げる反応もある(連鎖停止反応)。これは

$$H^* + O_2 + M \to HO_2^* + M$$
 (3-12)

という素反応で,活性の高いH*のエネルギーが第3番目の物体Mに吸収されて,OH*,O*ではなく活性の低いHO2*が生成される反応である。この場合反応性の高いH*が失われるので反応が停止する。Fig.3-5は水素



Fig.3-3 Reaction pathway of oxidization reaction of hydrogen focusing H radical³⁻²⁾.



Fig.3-4 Exponential proliferation of H radicals³⁻²⁾.

/酸素混合気の爆発限界(爆発が発生しうる温度・圧力,圧力は 絶対圧)を示したもので、4 mmHgの圧力付近で爆発領域が低温 側に突き出た形状をしており、これを爆発半島という。限界曲線 の各部分は、圧力の低いほうから第一爆発限界、第二爆発限界、 第三爆発限界と呼ばれる。第三爆発限界では圧力が高くなるほど 発火温度が低下することを意味し、これはわれわれの日常生活で の経験とよく一致する。しかし第二爆発限界では、圧力が高くな るほど限界温度が高くなる。つまり圧力が高いときはそれなりに 温度も高くないと着火しないということになり、第三爆発限界と は定性的に全く逆の傾向を示す。これは圧力が高くなるほど同じ 体積あたりに存在する分子や原子の個数が増加するので、式(3-12) の連鎖停止反応によりH*が減少して、ラジカルの増殖が阻害され るためである。

Fig.3-5 Explosion limit of hydrogen/oxygen mixture³⁻²⁾.

3.3.2 着火源候補の抽出

本研究では、一般社団法人日本冷凍空調工業会(以下、日冷工) が実施する、家庭用空調機器及び業務用冷凍冷蔵機器のリスクア セスメント結果³⁴⁾と密接に連携して、冷媒漏洩シナリオ及び着火 シナリオを検討している。Table 3-1 はこれに基づき着火源候補を その着火機構ごとに分類したものである。大分類として電気スパ

ーク,高温熱面,裸火の3種類に分類できる。電気スパークではさらにリレー(サーモスタットを含む), 人的操作,整流火花,帯電,レーザーなどに分類できる。これらの着火源の着火能力を,前節の着火理論を ベースに実験,数値シミュレーション,理論解析を駆使して評価するのが本研究の骨子である。

Major Category	Middle Category	End Category
Electric spark	Electric relay	Refrigerator, Washing machine, Hair dryer, Rice cooker, Microwave
		oven, Dehumidifier, Vacuum cleaner, Electric carpet, Oven, Fan,
		Television, Printer, Air cleaner, Audio&Video, Telephone, Facsimile
	Thermostat	Refrigerator, Electric stove, Oven toaster, Electric kettle, Electric
		Kotatsu, Iron, Hair dryer
	Human operation	Plugging and unplugging, Wall-mounted lighting switch
	Brush motor	Vacuum cleaner, Hair dryer, Electric razor
	Charge	Printer, Electrostatic spark discharge
Hot Surface		Electric heater, Hot plate for cooking, Burnt cigarette
Open flame		Burnt cigarette and lighter, Candles

Table 3-1 List of candidates of ignition source for propane/air mixture which are generally used in life cycle.

3.4 電気系着火源の着火性評価

3.4.1 着火性評価の考え方(着火モデル)

電気系着火源の着火性は一般には燃焼範囲や最小着火エネルギーで評価される。特に最小着火エネルギー は、最も着火しやすい組成の可燃性予混合気に対して、着火する最低のエネルギー閾値を定量的に表すもの なので、着火性の評価に極めて便利である。電気スパークを着火源とする場合であっても、着火の成否は本 質的には先に述べた通り発熱速度と放熱速度のつり合い(熱爆発理論)及びラジカル生成と消費のつり合い

(連鎖爆発理論)に支配されるので、放電時間の大小が着火エネルギーを大きく左右することになる。熱伝 達率の値にも依存するが、一般に反応速度は熱伝達速度に比べて速いと考えられるから、放電時間が極めて 短いようなら、放熱速度の影響は発熱速度(反応速度に依存する)に比べて無視できるようになってくる。 このように放熱の影響が無視できるとみなせる放電開始からの時間を木下は"臨界着火時間"と呼び、約 100 µs (10⁻⁴ s)と見積もっている³⁻⁵⁾。Strehlow は火炎核成長を高速度シュリーレン撮影した画像から、やはりこ れを約 10⁻⁴ s と見積もっている ³⁻⁰。一般に最小着火エネルギーはコンデンサに蓄えた電荷を瞬間的に放電 した時のエネルギーで着火の成否を調べるが ³⁻⁷,容量性放電の放電時間は長くても約 10⁻⁵ s 程度とされて おり ³⁻⁸,リレー接点でのアーク放電での放電時間(10⁻³~10⁻² s のオーダー³⁻⁵⁾)に比べて短い。そのため, アーク放電では供給エネルギーが幾分損失されるので、着火には最小着火エネルギーよりもより多くのエネ ルギーを必要とするはずである。事実,萩本ら ³⁻⁹は可燃性予混合気に暴露された家電製品のリレー接点で のアーク放電エネルギーを計測した結果、最小着火エネルギー以上であっても着火しないことが多いと報告 している。したがって、最小着火エネルギーを指標に、リレー接点等でのアーク放電による着火能力を評価 することは、過大に安全側の結果を求めようとしていることになる。

そこで本研究では、関連する先行研究の調査をしつつ、アーク放電による着火シナリオの代表例として① コンセントの抜き挿し、②照明スイッチの操作について再現実験により着火性を評価することとした。加え て、一般化を図るために可変抵抗を用いて回路電力を変化させた実験も実施することとした。さらに、回路 の LCR 特性の影響を調べるため、モータを負荷に用いた実験を実施することとした。また、モータで生じ る整流火花自体の着火能力を調べるための再現実験も併せて実施することとした。

3.4.2 先行研究例の調査に基づく着火性のスクリーニング

(1) リレー接点でのアーク放電現象

萩本ら³⁻⁹は一般家庭用電気器具の電源スイッチ(キーソケットスイッチ,中間スイッチ,埋込スイッチ) を ON/OFF した際に接点間で発生する電気火花によるメタン/空気及びプロパン/空気予混合気への着火 実験により,定性的な着火挙動を明らかにしている。負荷には白熱電球,換気扇,蛍光灯,抵抗器を使用し ている。その結果,①キーソケットスイッチの OFF 時が最も着火しやすいこと,②スイッチ ON 時よりも OFF 時のほうが着火しやすいこと,③誘導性負荷である電気器具のスイッチを OFF した場合のほうが,抵 抗負荷の場合よりも小さなエネルギーで着火すること,④着火に必要なエネルギーはスイッチの種類や回路 条件などによって左右され,数 mJ~数 J と幅広い値をとったこと,を明らかにしている。これらの理由は 以下のとおり挙げられている。まず①についてはスイッチ機構の違いに起因するとしている(中間及び埋込 スイッチはばね駆動であるところ,キーソケットスイッチは手動回転という点)。②については、接点閉成

(ON)時の放電開始接点間隙よりも、開離(OFF)時の放電停止間隙のほうが大きいため、放電継続中の平 均的な接点間隙が OFF 時よりも ON 時のほうが小さい。このため初期火炎が接点で冷却される作用が、ON 時のほうが大きくなる。よって OFF 時のほうが着火しやすいと考えられている。③は誘導負荷においては OFF 時に抵抗負荷よりも高い電圧が生じるためとしている。④については明確な理由は述べられていない。 なお、接点間で消費されるエネルギーはある程度の上限があると見込まれるので、濃度によっては着火エネ ルギーに達せず着火できない(すなわち、このエネルギーでの燃焼範囲が狭くなる)ことも明らかにしてい る。

鳳ら³⁻¹⁰は、電話用リレー、カーボンランプ(抵抗性負荷)、DC48 V 電源からなる回路を用いた実験により、アークエネルギーを計測している。これによると、接点電流が1.4A 未満の場合、アーク継続時間は概ね10⁴ s 以下となるようである。これは3.4.1 節に述べた木下³⁻⁵や Strehlow³⁻⁶らのいわゆる"臨界着火時間"とほぼ同じ時間オーダーであるから、熱損失の影響を無視できるとするとこの時間内に生じた放電エネルギーが最小着火エネルギーを超えていれば、着火の可能性を否定できないと考えられる。一方、文献³⁻¹⁰では、接点材質にも依存するが概ね0.6A 以上の接点電流であれば、プロパン/空気混合気の最小着火エネルギーを超えるエネルギー(~0.5 mJ)が生じるようである。ただし着火エネルギーは燃料濃度(当量比)に対して下に凸の曲線を描くので、一般によく知られているプロパン/空気予混合気の着火エネルギーと当量比の関係³⁻¹¹から類推すると、この着火エネルギーの値は燃焼範囲のすべての濃度にわたって着火可能ではなく、せいぜい3.0-6.9 vol%の濃度範囲に限られるとみられる。

制御電流が2A超となるパワーリレーや電磁コンタクタについても、文献 ³⁻¹²⁾⁻³⁻¹⁴⁾で電圧電流の測定結果 が報告されている。これをもとに放電開始後10⁻⁴ s以内に生じるエネルギーを求めたところ、約6-7 mJと なる場合がみられた。燃焼上限界および下限界での着火エネルギーは約4 mJ であるから、この場合はプロ パン/空気予混合気の燃焼範囲すべてにわたって着火可能となる。

(2) モータ等の整流火花

ブラシモータで生じる電気スパークの場合についても, 3.4.2.1 節のリレー接点の場合と同様に着火性を考えることができる。ブラシモータの放電波形を測定した一例として,伊里 3-15)が実施した,直流モータの高

速回転時の整流現象とブラシ摩耗に関する研究がある。そこでは電流電圧波形の観測結果からアーク継続時間, アーク電圧, 残留電流と回転速度の関係がまとめられている。アーク継続時間及び残留電流は, 回転速度 3000 rpm 付近で最小値をとったのち増加に転じ, アーク電圧は回転速度に対してほぼ一定である結果が 報告されている。そこで, 最もエネルギーが小さいと思われる, 回転速度 3000 rpm における電流・電圧・ アーク継続時間を読み取ると, それぞれ 17 V, 0.55 A, 37 µs であった。これよりエネルギーは 0.35 mJ とな る。アーク放電時間が 100 µs 未満であることを考えると, このエネルギーは全て着火に寄与できる (このエ ネルギーからの熱損失はないとして考えられる) ので, 狭い濃度範囲ではあるが着火の可能性は否定できな いとみられる。

<u>(3) 静電気着火</u>

静電気放電による着火は、静電気エネルギーが放電エネルギー(電子イオンのエネルギー)に変換され、 次に電子衝突により原子・分子を励起・解離・電離させ、放電エネルギーの一部が原子・分子のエネルギー に変換され、さらにこれにより化学反応1つである燃焼を誘発するエネルギー(熱)に変換されることによ り起こる現象と考えられる。このようなエネルギーの輸送時間や化学反応の速度により、放電と同時に着火 することはなく、着火にはある遅れ時間が生じるが、エネルギーの与えられ方(放電時間)や大きさ(電流、 電圧)すなわち放電の種類によって着火性が異なる(Fig.3-6)。Fig.3-7に模式図³⁻¹⁶⁾を示すように、一般に 静電気放電の形態は火花放電、コロナ放電、ブラシ放電、沿面放電などの種類があり、その発生は帯電体と 近接導体(放電電極など)の構造や形状、電気的特性などに依存する。それぞれの特性は以下のとおりであ る³⁻¹⁷⁾。



Fig.3-6 Diagram of ignitable potential of various types of electrostatic discharges³⁻¹⁶.

- 火花放電:導体間で起きる放電であり、放電エネルギーはE = (1/2)CV² (C:静電容量[F],V:電圧[V])で与えられ、比較的高い値を示す。最小着火エネルギーが100 mJ以下の可燃性ガスを着火させることができるといった報告もあるなど、着火源になりうる放電形態である。帯電電位と静電容量の関係はFig.3-8 に示す通りで、導体の最大帯電電位が330 Vよりも大きいときに、火花放電の発生の可能性があるとされている。
- ② コロナ放電:先のとがった針電極,細線電極や曲率半径の極めて小さい電極の近傍に不平等電界場が形成され,局所的に高くなった電界により生じる放電である。 一般に曲率半径が5mm以下で起こる。ただし放電エネルギーが比較的小さいので、水素のように極めて小



Fig.3-7 Schematic of various types of electrostatic discharges³⁻¹⁶).



Fig.3-8 Relationship between the charge potential and capacitance in each energy by spark discharge³⁻¹⁶⁾.

ネルギーが比較的小さいので,水素のように極めて小さい着火エネルギーを持つ可燃性ガス以外には, 一般に着火性はないとみてよい。

③ ブラシ放電:主に絶縁物が帯電し、曲率のある接地金属、指先などが近づくときにおこる。正極性の 放電のほうが着火性が高いことが知られている。ブラシ放電のエネルギーは1~3 mJ までで、4 mJ を 超えることはないが、可燃性ガスに対しては最小着火 エネルギーよりも1桁程度大きな値であるから、着火 源になりうる。絶縁体表面の平均電位とブラシ放電の 放電エネルギーとの関係は Fig.3-9 に示すとおりであ る。

④ 沿面放電:絶縁物体の厚さが薄くなると絶縁物の表裏に電気二重層が形成されるので、さらに大きな表面電荷を保持できるようになる。このような絶縁物の表面に沿って起きる放電が沿面放電である。放電エネルギーは10J程度になることもあり、可燃性ガスの着火源たりうるが、絶縁物体の厚さが8mm以下でかつ絶縁層の電位が4kV以上ないと生じない。

ただし可燃性予混合気中で最小着火エネルギーを超える 放電エネルギーを持つ静電気放電が生じた場合でも、必ず しも確実に着火するというわけではなく、着火のためには 放出されるエネルギーの空間的および時間的分布などが適 当であることといった条件が課される。例えば Fig.3-10 は、 帯電したプラスチックの表面に金属球を近づけ、種々の濃 度のヘキサンー空気予混合気中で放電させた場合の着火確 率を調べたものである³⁻¹⁸。図中の影付きの濃度範囲が燃焼 範囲を表すが、必ずしも燃焼範囲全域で着火しているわけ ではない。また、金属電極の直径が増加すると着火確率が増 大し、着火の起きる濃度範囲も広がることがわかる。

これらの静電気放電着火の防止には,例えば帯電導体から の放電を避けるために導体を接地することや,曲率半径の 大きな導体が高電位の帯電物体に接近し,火花放電を発生 させるような条件を避けることが望ましい。特に帯電量が



Fig.3-9 Relationship between the charge potential and discharging energy by brush discharge³⁻¹⁶⁾.



Fig.3-10 Ignition probability by charged dielectric body discharged by accessing a metal surface³⁻¹⁸).

著しく大きくないと推測される場合は、むしろとがった導体からコロナ放電を発生させる方法を選択すると よいとされる。一方静電気放電そのものの発生を防止するには(特に誘電体に生じた静電気は接地では除去 できない)、静置時間を稼ぐことや環境中の水分(湿度)を増加させることによる電荷緩和が有効である。 障災害を防止するための加湿目標としては、人の健康を勘案して最低 50%以上の相対湿度の達成が推奨さ れる³⁻¹⁶。

以上に基づいて、静電気着火危険性評価のケーススタディとして、①ドアノブ接触時の放電による着火性 と、②衣服脱衣時の放電による着火性を検討した。①については火花放電に相当し、人体の帯電電位が 4 kV 以上の場合に放電発光が確認できるとされている。この電位では、"針で深く刺された感じを受け、指がか すかに痛む"電撃の強さに相当するとされている³⁻¹⁷⁾。これは一般的な生活環境での静電気の間隔に合致す ると考えられるので、帯電電位を 4 kV と想定し、人体の静電電位は一般的によく用いられる 100 pF ³⁻¹⁷⁾と すると、*E* = (1/2)*CV*²から火花放電エネルギー*E*は約 0.80 mJ と推測される。したがって単純にエネルギー だけで見れば着火の可能性は否定できない。一方、②ではブラシ放電になるが、衣服脱衣時の帯電電位は文 献 ³⁻¹⁷⁾によるとおよそ 4.0-5.0 kV とされている。この場合 Fig.3-9 に示すように放電エネルギーは 10⁻⁵ J 未満 のオーダーとなる。これは最小着火エネルギーよりも小さいので、プロパン/空気予混合気を着火させるに は至らない。よって衣服脱衣時の静電気放電による着火性は無視できると考えられる。

3.4.3 電気系着火源のケーススタディ的着火性評価

(1) コンセントの抜き差しによる着火性

(a)研究の概要

前節までで述べたように、最小着火エネルギーは容量性放電を用いた比較的短時間でエネルギー放出を完 了する形態の放電を用いて測定されているので、異種放電形態の着火性評価にそのまま適用できるとは限ら ない。したがって、3.3.2節で抽出した各種電気系着火源の着火性を詳細評価するには、ケーススタディ的な 実験が必要になる。そこで,ここでは家電製品のコンセン トの抜き挿し時に生じるスパーク発生を再現した実験に より,着火性を評価することとした。

(b)実験の概要

(i)AC100 V 製品(コンセントタイプ A)対応実験

Fig.3-11 に示すように、上面をアルミホイルで封じた一辺 150 mm の容器内に、Fig.3-12 に示す市販の A タイプコンセントを鉛直に取り付けた模型を作成した。コンセント 筐体内部とプラグ挿入口との間に仕切りはないので、挿入口からガスが進入した場合、筐体内部全体に拡散・滞留する構造である。①電源プラグの抜き挿しを 200 回繰り返し Table 3-2List of specification of test devices.

Type of relay	Type of Electrical Load				Consumption Power (W)
				HIGH	840
	Inductive & Resistance		Туре А	MIDDLE	440
				LOW	40
		Hair Gryer	Туре В	HIGH	1050
Type 1				MIDDLE	1000
.,,,				LOW	700
	Capacitive &	Coroudrivor	Type A		130
	Resistance	Screwariver	Тур	еB	210
	Resistance	Elec	tric bulb		50
Type 2	Inductive & Resistance	Hair dryer Type A HIGH		HIGH	840

Fig.3-12 Photo of the electrical socket.

た場合(実験①)と、②コンセントの引き抜き動作のみを100回繰り返した場合(実験②)の2パターンの 実験を実施した。実験①では、容器内に導入したプロパンは着火が認められるたびに交換するものとし、実 験②では着火の有無にかかわらず毎回交換することとした。いずれの実験でも、最も厳しい評価をするため に、プロパン/空気予混合気においては最小着火エネルギーを示すとされる当量比1.31(プロパン濃度5.18 vol%)の組成を対象とした。電源プラグ両端の電圧と回路電流をそれぞれプローブで測定し、式(3-13)で放 電エネルギーE_dを求めた。

$$E_d = \int_{t_1}^{t_2} IEdt \tag{3-13}$$

ただし*t*₁,*t*₂はそれぞれ放電開始および終了時刻[s]で,電流電圧波形及び高速度撮影画像から読み取った。 *I*,*E*はそれぞれ電流[A],電圧[V]である。回路負荷は Table 3-2 に示す仕様の市販の家電製品(ドライヤー・ 電動ドライバー・掃除機)である。



Fig.3-11 Photo of setup for the ignition test of propane/air mixture by plugging or unplugging the power cable of the general electric appliances.

(ii)AC 230 V 製品 (SE タイプ) 対応実験

Fig.3-13 に通常の状態(左)と、カバー部分を最大限カットした状態(右:こちらを着火実験で使用)の コンセント筐体の写真を示す。これを Fig.3-14 に示すように一辺 200 mm のポリカーボネート板製燃焼容器



Fig. 3-13 Photo of electrical plug socket (SE



Fig. 3-14 Photo of setup for the ignition test of propane/air mixture by plugging or unplugging the power cable.

に取り付けた模型を製作した。燃焼容器上部は(a)同様にアルミホイルで封じてある。本実験でもコンセント 筐体内部と外部は筒抜けで、気体は自由に移動できる。容器内の当量比は1(プロパン濃度4vol%)とした。 50Ω および 300 Ω の抵抗負荷を用い、印加電圧は230 V とし、プラグ両端電圧と回路電流をプローブで計測 した。プラグの抜き挿し速度はフォースゲージにかかる荷重に比例しており、その値からおよそ2パターン (slow, quick) に分類した。プラグの抜き挿し繰り返し回数は50回とし、放電エネルギー E_d は式(3-13)によ り求めた。

(c)結果及び考察

(i)AC100V 製品対応実験

いずれの負荷を使用した場合も、実験②では着火が1度も認め られなかった。Fig.3-15 に示すように、着火確率は概ね消費電力が 大きくなるにしたがって上昇する傾向が認められた。Fig.3-16 はド ライヤーTypeB を負荷とした場合のコンセント周囲のカラー高速 度写真で、図中の t は放電とみられる発光が生じてからの経過時 間を表しており、図中白枠はコンセント筐体の外縁部を示してい る。上段、下段とも負荷や当量比は同じ条件である。上段の写真 では、t=428 ms でコンセント筐体のプラグ挿入口から火炎が噴き 出始め、t=435 ms では噴き出た火炎が容器内へ拡大伝播している 様子が見られる。下段の写真ではコンセント筐体内部からの噴出 挙動がやや不鮮明であるが t=372 ms で確認でき, t=389 ms では 上段の t = 435 ms と同様に噴出火炎が拡大伝播している様子が観 察できる。上段であれば t = 451 ms, 下段では t = 406 ms で火炎が 容器内全体へ伝播完了しているが、噴出開始後これに到達するま での時間は上段の写真で 23 ms, 下段で 34 ms であり, オーダーと しては大差ない。したがって本実験の再現性は比較的良好と判断



Fig.3-15 Dependence of the ignition probability by plugging/unplugging on the consumption power.

できる。これらの実験結果や、コンセントのプラグ挿入口の隙間が約2.4mmで、プロパンの消炎距離(1.70 mm³⁻¹⁸⁾)よりも広いことなどからこの現象の着火機構を考えてみる。まず抜き挿し動作(特に挿し込み動作)により、容器内のプロパン/空気予混合気がコンセント筐体内へ連行される。何度かの抜き挿しの繰り返しによってコンセント筐体内部のプロパン/空気予混合気が可燃組成となったところで、抜き挿しによる放電エネルギーを受けて筐体内部で着火する。プラグ挿入口が消炎距離より狭いので火炎はプラグ挿入口を通り抜けて容器内へ噴出し、その火炎の熱で容器内の未燃プロパン/空気予混合気へ伝播したと考えられる。したがって本実験系では、コンセント抜き差し時の放電エネルギーがほぼ純粋に着火の成否を決めると推測されるので、負荷の消費電力に依存して着火性が大きくなるものと思われる。



Fig.3-16 Sequence photos of ignition of accumulated R290/air mixture by unplugging of power cable from a socket.

(ii)AC 230 V 製品対応実験

Fig.3-17 にプラグ抜き挿し時のコンセント周囲の様子を撮影した写真を示す。負荷 300 Ω, 急速引き抜き



Fig.3-17 Photo of test space around an electrical socket and plug. (a) 300Ω - OFF-quick, (b) 50Ω - OFF-quick, (c) 50Ω - OFF-slow

時(Fig.3-17(a)),負荷 50 Ω,急速及び低速引き抜き時(Fig.3-17(b),(c))ではそれぞれ,コンセント筐体内 部で発光が認められたが,コンセント周囲の未燃プロパン/空気予混合気への爆発的な火炎伝播は認められ なかった。ただし Fig.3-17(b),(c)では,(a)に比べて発光領域が大きく,黄色がかった発光が認められる。い ずれも 50 Ω の場合に見られて 300 Ω の場合に認められていないことから,回路電流が大きい場合に確認さ れる現象である。燃焼に起因する可能性も否定はできないが,その後未燃混合気に伝播していないことから, この発光は接点金属のヒュームである可能性が最も高い。

(2) 照明スイッチの操作による着火性の評価

(a)研究の概要

ここでは家庭用空調機器使用時の着火シナリオの1つとして、室内に冷媒(R290)が漏洩しプロパン/空 気予混合気を形成した場合に、照明スイッチを押下することで生じる接点火花での着火性を考える。各種ス イッチでの着火性評価については前節で述べたように文献³⁻⁹⁾に研究例があるが、そこにも記載があるよう にスイッチの構造や形状によって着火性が異なる。そこで2018年現在で、我が国のトップシェアを誇る照 明スイッチを用いて再現実験を実施し、着火性を評価することにした。合わせて、着火性評価手法の世界標 準化を念頭に、海外規格の照明スイッチも評価対象とした。

(b)研究の流れ

まず,着火源と想定される接点付近で可燃組成のプロパン/空気予混合気が形成されるか否かを確認する ために,試験空間内及び接点が格納されたケーシング(以下,"接点ケーシング")内のプロパン濃度を計測 した(実験 A)。この結果を踏まえて,試験空間内に可燃組成のプロパン/空気予混合気を導入してスイッ チを動作し,接点周囲の放電及び着火挙動を視覚的に観察するとともに,電流電圧波形の観測結果から放電 エネルギーを求めて,着火の有無との関係を定量的に検討した(実験 B)。

(c)実験の概要



(a) Outline of experimental setup (unit: mm)

Fig.3-18 Schematic of experimental setup to measure propane flow to the casing containing electrical contacts and the switch box

(i)実験A(濃度計測実験)

ー辺1mの立方体形状のアクリル製プールを製作し、プール中央で0H,1/4H,1/2H,3/4H,H(底面からの高さ0,250,500,750,1000mmに相当。Hはプール高さ)の位置に銅管(外径1/4インチ=6.35mmφ,内径4.0mmφ)を取り付けて雰囲気ガスを吸引し超音波式濃度計(第一熱研製US-II-T-S)に導入して濃度を計測し、濃度分布図を取得した(Fig.3-18(a))。R290漏洩高さは0,1/10H,3/10H,1/2H,Hの5段階に設定し、漏洩速度はいずれも10g/minで統一した。漏洩量は41gおよび87gとした。これは全量がプール内に漏洩して均一拡散した場合に、プール内のR290濃度が燃焼下限界(LFL:2.1vol%)及び燃焼上限界(UFL:9.5 vol%)となる量に相当する。まずこの測定にてプール内の濃度分布を得たのち、プール内のR290/空気予混合気が接点ケーシング内に流入するか否かを調べるために、スイッチボックス及び接点ケーシングをプール壁面に取り付けて、それぞれの内部のR290濃度を同じく超音波式濃度計にて計測した(Fig.3-18(b))。スイッチの設置位置は3/4H,1/2H,1/4Hの3地点である。

<u>(ii)</u>実験 B(着火実験)

(ii-1)実験 B-1 (AC 100 V 着火実験)

Fig.3-19 に示すように、アクリル製のスイッチボ ックスにスイッチ筐体を取り付けたユニット内部 に所定濃度の R290/空気予混合気を導入し、接点を 動作させて放電を生じさせ、着火の有無を調べた。 R290 導入量は 12 mL 及び 21 mL であり、それぞれ ボックス内が燃焼下限界および化学量論組成とな る量である。回路負荷は白熱電球(60 W)、スイッ チは Type B のみを使用した。放電による着火の様 子は、接点ケーシング下部にあけた観察用の穴を 通して高速度カメラにより撮影した。放電エネル ギーの算出は式(3.13)によった。



Fig.3-19 Photo of setup for the ignition test of R290/air mixture by a wall-mounted switch for lighting.

(ii-2)実験 B-2 (AC 230 V 着火実験) 厚さ10mmのアクリル拒で内容積150mm×

厚さ10 mmのアクリル板で内容積150 mm×150 mmのプールを製作し、これを燃焼容器とした。 容器上面はアルミホイルで封じており、燃焼時にはこれが破れて圧力を放散するようになっている。プール 内には小型のファンを設置して予混合気の攪拌に用いた。B-1 と同様に接点間に R290 を流入するために、 接点ケーシングに開口部を設け、高速度カメラにより接点ケーシング内の挙動を撮影した。燃焼容器内の R290 濃度は量論組成(4 vol%)とした。回路負荷は100 W 白熱電球および Hf 蛍光灯(32 W)とし、印加電 圧は230 V とした。

(d)結果及び考察

(i)接点ケーシング内への 可燃性予混合気の流入

Fig.3-20 に実験 A で計 測した 1m³ プール内の濃 度分布と接点ケーシング 及びスイッチボックス内 の R290 濃度の計測結果を 示す。Type A, Type B とも に, 1/2H (500 mm)および 1/4H(250 mm)の高さに設 置されたスイッチの接点 ケーシング内への,可燃組 成となる R290/空気予混 合気の流入が認められた。 R290 は筐体プレートの隙 間からスイッチボックス 内に流入し,接点ケーシン



Fig.3-20 Vertical distribution of R290 concentration in the pool and penetration of R290/air mixture in the casing containing an electrical contact. (a) leak height: 1000 mm(H), (b) leak height: 0 mm(H=0)

グにある穴を通して接点近傍へ流入したと推測される。

(ii)着火実験

以上を踏まえ着火実験を実施したが,各濃度条件において 60 回(AC100 V 実験:実験 B-1)及び 200 回 (AC230 V 実験:実験 B-2)のスイッチ動作の繰り返しのうち,着火が認められたケースは一度もなかった。 放電時の様子を撮影した高速度カメラ映像から発光部の距離を読み取ると,おおむね 0.1-0.4 mm 程度であ った(Fig.3-20)。これはプロパンの消炎距離(1.7 mm³⁻¹⁹⁾)に対して,1/10-1/4 程度の値である。接点の径は 約 2.0 mm 程度で,これも接点間距離に対して1桁大きい。これらのことから本実験で着火が認められなか った原因は,放電により形成された火炎核の大きさが消炎距離よりも大きいために接点との接触によって熱 損失を受け,持続可能な火炎に成長できなかったためと考えられる。

ー方で一般にスイッチ接点の技術基準として、IEC 規格 ³⁻²⁰⁾に通称 3 mm ギャップと呼ばれる基準が存在 する。つまり接点間には最低 3 mm の間隔が存在することになる。このギャップ長に相当する火炎核のエン タルピーが最小着火エネルギー以上であれば着火に至る。そこでギャップ長と絶縁破壊電圧の関係について 検討した。気体中で絶縁破壊(すなわち放電)が起こるときの電圧 V_s は、気体の圧力 p とギャップ長 dの積となり、次式で表される(Paschen の法則)。

$$V_{s} = \frac{Bpd}{K + \ln(pd)}, \qquad K = \ln\left\{\ln\left(1 + \frac{1}{\gamma}\right)\right\}$$
(3.13)

ここで *B*,*K* は定数で、 γ は陰極の二次電子放出係数であり、空気の場合は $\gamma = 0.01$ とみなせる。一般 に空気の絶縁破壊電圧は 330 V とされているので、式(3-13)からこれに対応するギャップ長*d*を大気圧の下 で求めると 0.01 mm となる。ギャップ長 3 mm では 12 kV 超、消炎距離となるギャップ長 1.7 mm では約 7.8 kV となる。照明スイッチの動作でこれだけの電圧は生じえないと考えられるので、放電時のギャップ長は 最大でも消炎距離未満になると推測される。よって照明スイッチの接点でのアーク放電による着火の可能性 は無視できる。



Fig.3-20 Photos of discharge at the gap of electric contact. C_3H_8 : 4.0 vol% (stoichiometric)

Upper row: switch opened lower row: switch closed

(3) 整流火花による着火性

3.4.2(2)節に述べた通り,モータで生じる整流火花は, R290/空気予混合気を狭い濃度範囲ではあるが着火さ せる可能性があると考えられた。そこで実際に R290/空 気予混合気中でモータを運転して整流火花を生じさ せ,着火の有無を見る再現実験を実施した。一辺 200 mmのアクリル製燃焼容器内に,小型家電に搭載され ている DC モータ(仕様を Table 3-3 に示す)を設置し て 30 分間運転させる実験を 5 回繰り返した。容器内に は化学量論組成(R290: 4 vol%)となる R290/空気予混

Table 3-3 List of the specs of test motor

No.	Туре	Maker	Rated Voltage (V)	Averaged Rotation Speed [rpm]	Dimension (mm)	Products
1	R555	Uxcell	24	3008	φ35.5×57	Electric Screwdriver
2	FF-180SH	Generic	4.5	21450.5	15×20×32	Electric Shaver
3	FA-130RA	Mabuchi Motor	3	16700.2	15×20×25	Electric Toothbrush
4	RE-140RA	Mabuchi Motor	3	15175.9	φ21×21	Electric Toothbrush
5	RE-260RA	Mabuchi Motor	3	12994.2	φ23.5× 23.5	Electric Toothbrush
6	RE-280RA	Mabuchi Motor	3	9152.3	φ24×30.5	Electric Toothbrush

合気を導入した。しかしながら実験の結果,着火は一度も 確認できなかった。これはモータの出力が Table 3-3 に示 すように非常に小さいことによるとみられる。したがっ て小型家電製品のモータで生じる整流火花によって, R290/空気予混合気に着火する可能性は低い。

(4) リレー接点でのアーク放電による着火性

(a) 実験の概要

3.4.3(1)節に示した,家電製品を負荷に用いた検証実験 や,3.4.2(1)節で述べたように、スイッチやリレー等の接点 で生じるアーク放電による着火性について一定の知見は 得られているが,着火性評価手法が一般化されていない ことから,対象の負荷や回路を構築して都度実験的に評 価せざるを得ない状況となっている。そこで,モデル等価 回路を構築してリレー接点両端に生じる電圧と回路電流 の計測結果から接点における放電エネルギーを求めると ともに,R290/空気予混合気中に接点を暴露して動作させ た着火実験の結果を合わせて,接点でのアーク放電によ る着火性に及ぼす回路要素の影響を調べ,着火性評価手 法を確立することを目指した。

具体的な実験装置は Fig.3-21 に示す通りで, アクリル製

Table 3-4 List of the specs of electrical general appliances employed as the electrical load for ignition test of R290/air mixture by an arc discharge generated at an electric

Photo	Products	Maker	Туре	Rated Comsumption Power (W)
	Electric Screwdriver	RYOBI	CDD- 1021	160
T	Hair Dryer	Panasonic	EH101P	1200
2	Fan	YAMAZEN	FY-J301	40
R	Vacuum Cleaner	Panasonic	MC- PJ20G-N	1150

の燃焼容器(130 mm×85 mm×75 mm)中に有接点リレー(OMRON, MK2P, G7J)を設置した。これに負荷 として家電製品(Table 3-4)または可変抵抗器(回路消費電力が 200, 500, 700 W となるよう調整)を接続し た。容器内に導入した R290/空気予混合気の R290 濃度は 3.0, 4.0, 5.0 vol%とした。1 つの負荷・R290 濃度の 組み合わせ条件について,60 回の ON/OFF 動作を1 回のシリーズとし,これを3 シリーズ繰り返した。家 電製品を使用した実験では,負荷両端の電圧を,可変抵抗を用いた実験では接点両端の電圧を電圧プローブ (Tektronix, TPP0201)で,回路電流を電流プローブ(日置電機, CT6711)で計測しチャートレコーダ(日置

(Tektronix, TPP0201) で、回路電流を電流フローク(百直電機, C16/11) で計測しテヤートレコータ(百直 電機, 8860-50) にて記録するとともに、高速度カメラ(Photron FASTCAM NOVA S12)にて接点周囲の着火 挙動を撮影した。





Fig.3-21 Schematic and photo of experimental setup for ignition test of R290 by the arc discharge at the electrical contact.

(b)結果及び考察

(i)可変抵抗器を負荷として使用した場合

Fig.3-22 は可変抵抗器を負荷に使用した場合の R290 濃度と着火確率の関係を示したものである。ここでの着火確率とは、着火が確認できた回数を視認できた放電回数で除した値である(スイッチを動作させたにもかかわらず、動作させたタイミングと電圧位相の兼ね合いにより、全く放電を視認できない場合もあった)。現時点で 3.0 vol%では着火を確認できていないが、4.0,5.0 vol%では着火確率の増加が認められ、特に5.0 vol%では比較的高確率で着火することがわかる。Fig.3-23(a)は接点両端の電圧測定結果および回路電流測定結果をもとに算出した放電エネルギーと回路消費電力の関係を示したものである。赤矢印は着火したケースを示している。着火したケースの最小のエネルギーは約 20~30 mJ 程度である。Fig.3-23(a)では放電時

間がまちまちであるため、エネルギーとしては着火に 十分であっても、放熱の影響が無視できず結果として 着火しない場合も存在する。そこで、高速度撮影画像 から放電時間を読み取って、エネルギーを放電時間で 除した値を縦軸にとって整理したのが Fig.3-23(b)であ る。着火したケースの最小の単位時間当たりエネルギ ーは 20 W 程度であった。なお、放電時間は平均的には 1 ms 程度のオーダーであった。

(ii)家電製品を負荷として使用した場合

Fig.3-24(a)は R290/空気予混合気濃度 4.0 vol%におけ る着火時の常速度カメラ映像(負荷はドライヤー), Fig.3-24(b)は同じ濃度における高速度カメラ映像(負荷 は掃除機)である。Fig.3-24(b)は撮影画像を二値化して ある。視認できる放電発光が生じた場合でも,着火し ないケースも認められた。Fig.3-24(b)から,放電発光後 しばらくの時間(約8ms)経過してから接点周囲にお



Fig.3-22 Dependence of ignition probability on the concentration and consumption power in the circuit.

ける火炎核の成長が視認できるようになり、容器内全体に伝播する傾向が認められる。これらの画像から、 接点間で形成された火炎核の発熱速度と、火炎核から接点への熱損失速度のバランスにより、いったん火炎 核の成長速度が小さくなるが、その差がある限界値を超える場合には火炎核が自立伝播できるようになって 着火に至ると考えられる。熱損失速度は火炎核の温度と接点の温度の差に比例し、火炎核の温度は与えられ るエネルギーによって上昇すると考えれば、単位時間あたりに放電により与えられるエネルギーに依存す



Fig.3-23 Relationships of discharged energy and discharged power consumed in the period of discharging against the theoretical consumption power.



Fig.3-24 Visible behavior of ignition and flame propagation of R290/air mixture ignited by an arc discharge at the gap of electric contact.

る。すなわち,電気接点での着火の成 否は単位時間当たりの供給エネルギ ーに結び付けられる。

Fig.3-25(a)は放電時の負荷両端の 電圧(接点両端の電圧ではないこと に注意されたい)と回路電流の計測 結果から求めたエネルギー変動分 と,負荷の公称消費電力との関係を 示したものである。負荷でのエネル ギー変動が 1000 mJ 以上ある場合, ほぼ着火が認められたが、例えばド ライヤー使用時・5.0 vol%閉成のデー タのように着火しないケースも見ら れた。そこで,エネルギー変動分を実 験により確認できる放電発光時間で 除した値を縦軸にとったものが Fig.3-25(b)である。この値でみれば, およそ 125 W 以上のパワー変動分が 生じると着火に至ることがわかる。 先の着火しないケースはパワー変動 分が着火ケースよりも小さいために 着火しなかったとみられる。すなわ ち上述した、電気接点での着火の成 否は単位時間当たりの供給エネルギ ーに結び付けられるとした仮説の信 頼性が期待できる。2022年度にはこ の理論的裏付けについて検討を進め る予定である。



Fig.3-25 Relationships of discharged energy and discharged power consumed in the period of discharging against the rated consumption power.

3.5 高温熱面の着火性評価

3.5.1 予混合淀み流の高温熱面への衝突による着火性

<u>(1)研究の概要</u>

例えば R290 冷媒が家庭用空調機から居室内に漏洩し滞留している場合に,居住者が喫煙する場合を考え る。このとき,たばこの着火は基本的に裸火を用いるが,この場合は居室内の R290 濃度が燃焼範囲内にあ れば,ほぼ着火するとみなさざるを得ない。一方ですでに着火されているたばこの熱面による着火性につい ては未解明な点が多い。喫煙によりたばこ熱面周りには流れが生じるので,着火性の評価にあたっては流動 する R290/空気予混合気を対象にすることになる。そこで本研究ではまずモデル実験として,セラミックヒ ーターに R290/空気予混合気を衝突させたいわゆる淀み流の着火実験を行い,これと理論解析とを比較する ことにより,着火性評価手法の確立を目指した。ついで,R290/空気予混合気中で,火のついたたばこの吸 煙を模擬した再現実験を実施し,着火性の有無の評価と,モデル実験で確立した評価手法の妥当性を検証し た。

<u>(2)実験</u>

管路断面が 40 mm×40 mm の正方形で,一辺の長さが 300 mm である SUS316 製循環型の燃焼容器 (Fig.3-26(a))を用いた。容器内にはブラシレスモータ (オリエンタルモーター, BMU260-A2) に取り付けられたプロペラがあり,これを回転数を制御しつつ動作させることで強制流の速度を制御できる仕様である。流速はFig.3-26(a)に示す位置に挿入したピトー管 (Testo, Model 480) により計測している。熱面は Fig.3-26(b)に示す正方形のセラミックヒーター2 種類 (坂口電熱, MS-1000R: 25 mm 角, MS-1000-10: 10 mm 角) を使用した。25 mm 角のヒーターは R 熱電対が内蔵されており,これにより熱面温度を計測した。10 mm 角ヒータ

ーでは保護管径 1.0 mm のシース型 K 熱電対を耐熱接着剤で熱面表面に張り付けて計測した。ヒーターは強 制流の流れ方向に相対するように、容器天井からつるした。ヒーターと交流電源(菊水電子、PCR500LE) を接続し、0.1 V 単位で供給電圧を制御した。容器には圧力トランスミッタ(KH15-L34)を取り付け、その 応答から着火の成否を判定した。熱面周囲の着火挙動は高速度シュリーレン法(シュリーレン光学系:カト ウ光研製)により撮影した。

対象とした予混合気は R290/空気予混合気及び R290/O₂/N₂/Ar 予混合気である。R290 濃度は燃焼範囲 (2.1-9.5 vol%)の中で変化させた。不活性ガスの組成は Ar : N₂ = 1:2, 1:3, 1:5 とした。なお, R290/O₂/N₂/Ar 予混 合気では, R290 濃度や不活性ガス組成によらず O₂ 濃度は 21 vol%で一定としている。流速は 0.0-4.0 m/s の 間で変化させた。1 つの実験条件において,加熱時間は最大 10 分間とし,この間に着火がみられた場合を 着火と判定した。また,1 つの流速・電圧・当量比の組み合わせについて 10 回着火実験を繰り返し,一度で も着火がみられた場合はその組み合わせについては着火と判定した。



Fig.3-26 Photos of closed-loop-shape combustion chamber and heaters employed for ignition experiment.

(3) 実験結果

Fig.3-27 は R290/空気予混合気を 25 mm 角及び 10 mm 角ヒーターに衝突させた場合の, ヒーターへの単位 面積当たり供給パワー (\bar{P}/\bar{A}) と着火までに要した時間 (\bar{t}_{ig})の関係を示したものである。ただし変数上の バーは有次元の値であることを示す。Fig.3-28 は R290/O₂/N₂/Ar 予混合気を衝突させた場合である。これよ り以下の事項が読み取れる。

- ① 比較的大きな \bar{P}/\bar{A} (約75 kW/m²)を与えると、 \bar{t}_{ig} は強制流の流速や R290 濃度にあまり依存しな くなる傾向を示した。
- ② いっぽう, \bar{P}/\bar{A} を低下させていくと \bar{t}_{ig} は流速に応じて異なる値をとるようになる。同じ \bar{P}/\bar{A} であっても流速が大きいほど \bar{t}_{ig} が長くなる傾向を示した。最終的には \bar{t}_{ig} が無限大に発散する(すなわち着火しなくなる) \bar{P}/\bar{A} の値が存在する(これを $(\bar{P}/\bar{A})_{\min}$ と表記する)が, $(\bar{P}/\bar{A})_{\min}$ は流速が大き



●0.0 m/s-ф0.51-25mm	■ 0.0 m/s-ф1.31-25mm
▲0.0 m/s-ф2.36-25mm	♦ 0.0 m/s-ф2.50-25mm
● 0.0 m/s-ф0.51-10mm	<mark>=</mark> 0.0 m/s-ф0.99-10mm
▲ 0.0 m/s-ф1.52-10mm	♦ 0.0 m/s-ф1.85-10mm
©0.5 m/s-ф0.51-10mm	🔲 0.5 m/s-ф0.99-10mm
▲0.5 m/s-ф1.52-10mm	○ 1.0 m/s-ф0.51-25mm
□1.0 m/s-φ1.31-25mm	∆ 1.0 m/s-ф2.36-25mm
<mark>О</mark> 1.0 m/s-ф0.51-10mm	🗖 1.0 m/s-ф0.74-10mm
▲1.0 m/s-ф0.99-10mm	♦ 1.0 m/s-ф1.52-10mm
× 1.0 m/s-ф1.79-10mm	<mark>+</mark> 1.0 m/s-ф1.93-10mm
© 2.0 m/s-ф0.51-25mm	□ 2.0 m/s-ф0.89-25mm
Δ2.0 m/s-φ0.99-25mm	♦ 2.0 m/s-ф1.31-25mm
ж 2.0 m/s-ф1.52-25mm	₩ 2.0 m/s-φ2.50-25mm

Fig.3-27 Comparison of the relationship between the ignition time and the supplied power per area for R290/air mixtures of various compositions.



● 0.0 m/s-ф0.51-25mm	■ 0.0 m/s-ф1.31-25mm
▲ 0.0 m/s-φ2.36-25mm	◆ 0.0 m/s-φ2.50-25mm
о 1.0 m/s-ф0.51-25mm	🗆 1.0 m/s-ф1.31-25mm
△ 1.0 m/s-φ2.36-25mm	© 2.0 m/s-ф0.51-25mm
■ 2.0 m/s-ф0.89-25mm	≙ 2.0 m/s-φ0.99-25mm
♦ 2.0 m/s-ф1.36-25mm	ж 2.0 m/s-ф1.52-25mm
≖ 2.0 m/s-φ2.50-25mm	● 0.0 m/s-ф0.54-25mm-Ar:N2=1:3
● 1.0 m/s-ф0.54-25mm-Ar:N2=1:3	■ 0.0 m/s-ф1.04-25mm-Ar:N2=1:3
■ 1.0 m/s-ф1.04-25mm-Ar:N2=1:3	▲ 1.0 m/s-φ2.36-25mm-Ar:N2=1:3
<mark>0</mark> 0.0 m/s-ф0.54-25mm-Ar:N2=1:2	о 1.0 m/s-ф0.54-25mm-Ar:N2=1:2
🗆 0.0 m/s-ф1.04-25mm-Ar:N2=1:2	🗆 1.0 m/s-ф1.04-25mm-Ar:N2=1:2
△ 1.0 m/s-φ2.36-25mm-Ar:N2=1:2	• 1.0 m/s-ф0.54-25mm-Ar:N2=1:5
<mark>=</mark> 1.0 m/s-ф1.04-25mm-Ar:N2=1:5	▲ 1.0 m/s-φ2.36-25mm-Ar:N2=1:5

Fig.3-28 Comparison of the relationship between the ignition time and the supplied power per area for $R290/O_2/N_2/Ar$ mixtures of various compositions.



(a) Supplied voltage: 80 V, $\bar{u}_f = 0.0$ m/s, $\phi = 0.99$

(b) Supplied voltage: 80 V, $\bar{u}_f = 1.0$ m/s, $\phi = 0.99$

234 µs after

702 µs after

Fig.3-29 Visible behavior of ignition and flame propagation for C_3H_8/air mixture with different forced flow velocities. The yellow arrows indicate the flame front.

いほど大きな値をとった。つまり、流速が大きいほど着火のためには強い供給パワーを必要とする。

③ 濃度の影響は R290/空気予混合気ではほとんどないとみてよい。R290/O₂/N₂/Ar 予混合気でも濃度の影響はほとんどなく、不活性ガス組成の影響もほぼないとみなせる。

Fig.3-29 は着火時の熱面周囲の挙動をシャドウグラフ法により撮影したものである。これらの画像から

- は、以下のことが読み取れる。
- ① 強制流がない場合,熱面上端部で着火し,これが周囲へ伝播した。
- ② 強制流がある場合は熱面上端あるいは下端で着火が認められるが、いずれも熱面の背面側の端部からの着火であった。
- ③ アルゴンを添加すると若干火炎伝播速度が大きくなった。

<u>(4)考察</u>

まず単純化して考えるために、本実験の系を、Fig.3-30 に示すような1次元淀み流で仮定する(この場合, 熱面は流れに垂直な方向に無限に長いとして扱われる)。浮力は強制流が持つ慣性力に比べて十分小さく、 反応は流れに影響を及ぼさないとして、渦なし流れであるポテンシャル流を仮定する。このとき、速度ベク トル (\bar{u},\bar{v}) は伸縮ひずみ速度 \bar{a} をもちいて、(\bar{u},\bar{v}) = ($-\bar{a}\bar{x},\bar{a}\bar{y}$)と書ける。このとき、着火の臨界熱流束を $\bar{q}_{w,c}$ [kW/m²]と書くことにすれば、 $\bar{q}_{w,c}$ は式(3-14)によって定まると予想される。

$$\bar{q}_{w_c} = f_1(\bar{\rho}, \bar{c}, \bar{\lambda}, \overline{D}, \Delta \overline{T}, \bar{s}, \overline{a})$$

(3-14)

ただし $\bar{\rho}$ は密度[kg/m³], \bar{c} は比熱[J/(kg·K)], $\bar{\lambda}$ は熱伝導率[W/(mK)], \bar{D} は拡散係数[m²/s], $\Delta \bar{T}$ は初

期温度からの温度上昇[K], *s* は燃焼速度[m/s]である。バッキンガムのπ定理により無次元化を行えば式(3-15)を得る。

$$q_{w_c} = \frac{\bar{q}_{w_c}}{\bar{\rho}\bar{c}\bar{s}\Delta\bar{T}} = f_2\left(\frac{\bar{\lambda}}{\bar{\rho}\bar{c}\bar{D}}, \frac{\bar{\rho}\bar{c}\bar{s}^2}{\bar{a}\bar{\lambda}}\right)$$

左辺は **q**wc を無次元化したもので,右辺第1項は熱 拡散率 $\bar{\lambda}/(\bar{\rho}\bar{c})$ と拡散係数 \bar{D} の比 (ルイス数: Le), 右 辺第2項は化学種の滞留時間と化学反応時間の比で,ダ ムケラー数(Da)と呼ばれる。ここでは予混合気の着火 の臨界条件を考えているので、もともと R290 と酸化剤 とが均一混合されており着火の直前までは燃焼反応が 活発ではないと考えると, 予混合気中の濃度勾配は小さ いと考えられるのでルイス数の効果は小さいとみられ る。そこで右辺第1項は1とみて、右辺第2項のダムケ ラー数と、実験によって得られた $(\bar{P}/\bar{A})_{\min}$ を式(3.15) の 夏wc に代入して求めた無次元単位面積当たり供給 パワー(P/A)minとDaの関係をプロットしたも のが Fig.3-31 である。なお, ひずみ速度 ā = \bar{u}_f/\bar{L} とした。黒実線はエネルギー保存式及び P/A)_{min}, q_{w_c} (-) 化学種保存式を基礎方程式として解いて求めた 無次元の熱流束と無次元温度の関係から求めた qwc と Da の関係である 3-21)。実験データは 流速や熱面寸法,不活性ガス組成に依存せず, 1 つの累乗関数による近似式で Da との関係を 整理できることが示唆された。(P/A)min の Da に対する依存度(べき乗の指数)は-0.585 で、理論解析から求めた q_{wc} と Da の関係に 一致する。このとき、このべき乗数を-0.5 とみ れば、式(3-15)の形から燃焼速度 s が消去され る。燃焼速度は燃料濃度(当量比)に依存する



Fig.3-30 Schematic diagram of a stagnation flow impinging to a heated surface assuming one-dimensional potential flow.



Fig.3-31 Dependence of dimensionless critical power for ignition of R290/air mixture on Damköler number.

変数で、すなわち反応速度に直結するから、Fig.3-31 は熱面着火現象において反応速度の影響はほぼ無視で きることを示唆している。事実、上述したように実験結果からも濃度の影響が認められていない。これは、 熱面着火においては伝熱速度が律速過程であると考えるとうまく説明できる。つまり、燃料濃度(当量比) が変化すると反応速度が変化するが、反応完了までに要する時間よりも、反応を起こすために必要な熱の供 給速度が極めて遅いと考えられるので、当量比の大小に由来する反応速度の大小が着火の成否にほとんど寄 与していないとみられる。強制流があると熱損失が大きくなるから反応を起こすために必要な熱の供給速度 がさらに下がるので、濃度の影響はより出現しなくなるとともに、着火にはより大きな熱流束が必要になる。 逆に流速が小さい場合は濃度の影響が現れやすいが、着火に必要な熱流束自体は小さいとみられる。これら も実験結果に一致する。

ところが式(3-15)では、そもそも 1 次元モデルを仮定しているために熱面寸法の影響が記述できていない うえ、流速 $\bar{u}_f = 0$ では Da が定義できないので適用できないといった問題が残っていた。そこで、2 次元 モデルに話を拡張し、強制流の有無によらず熱面着火の臨界条件を予測可能なモデル構築を試みた。まず強 制流がなければ、熱面周囲には密度差に基づく自然対流によって Fig.3-32(a)の黒矢印で示す上昇気流が生じ るので、熱面周囲に赤線で示すように境界層が発達する。境界層厚さは熱面上端で最大となるから、熱面上 端部では温度勾配が小さくなるので、ここを起点に着火し火炎伝播する。これは Fig.3-29 に示す実験結果か らも観察されている。一方強制流がある場合は、Fig.3-32(b)に示すように流れに対向する面付近に形成され る境界層は強制流の運動量によって壁面へ押し付けられる。したがって境界層厚さが薄くなるので熱損失が 大きくなるから、熱面温度自体が低下するので未燃気温度も強制流なしの場合に比べて低下する。予混合気 は熱面を乗り越えるために向きを 90°変えたところで、熱面の厚さ方向に沿って境界層が発達する。その 厚さが最大となるのは熱面最後端であるから、着火はここを起点に生じる。これもやはり Fig.3-29 から確認



Fig.3-32 Schematic images of the temperature distribution around the heated surface in the absence or presence of forced flow. (a) in the absence of forced flow (b) in the presence of forced flow

できる。したがって着火の臨界条件に対して、流速 \bar{u} ,温度境界層の厚さ $\bar{\delta}_T$,熱面の一辺の長さ \bar{L} ,厚さ \bar{d} はそれを支配する変数の1つとみなせるであろう。また未燃気温度 \bar{T}_{∞} も必要なパラメータである。一 方、実験結果及びFig.3-31の結果から、拡散係数Dおよび燃焼速度 \bar{s} は支配パラメータから外せるとみな せる。これらのことから、式(3-14)を以下のように書き直す。

$$\bar{q}_{w_c} = f_2 \left(\bar{\rho}, \bar{c}, \bar{\lambda}, \bar{u}, \Delta \bar{T}, \bar{T}_{\infty}, \bar{\delta}_T, \bar{L}, \bar{d} \right)$$
(3-16)

バッキンガムのπ定理を用いて式(3-16)を無次元化すると、次式を得る。

$$q_{w_c} = \frac{\bar{q}_{w_c}}{\bar{\rho}\bar{c}\bar{u}\Delta\bar{T}} = X \left(\frac{\bar{\lambda}}{\bar{\rho}\bar{c}\bar{u}\bar{\delta}_T}\right)^l \left(\frac{\bar{\delta}_T}{\bar{L}}\right)^m \left(\frac{\bar{d}}{\bar{L}}\right)^n \left(\frac{\bar{T}_{\infty}}{\Delta\bar{T}}\right)^o$$
(3-17)

 $ar{u}$ および $ar{\delta}_T$ は以下のように見積もっている。 ・ $ar{u}$ の見積

$$\bar{u} = \bar{u}_f \ (\bar{u}_f > 0)$$

$$\bar{u} = \sqrt{\bar{g}\bar{\beta}\Delta\bar{T}\bar{L}} \cong \sqrt{\bar{g}(1/\bar{T}_{\infty})\Delta\bar{T}\bar{L}} \quad (\bar{u}_f = 0)$$
(3-18)

・ $\bar{\delta}_T$ の見積(強制流あり: $\bar{u}_f > 0$)

$$\bar{\delta}_{T} = \frac{d}{\mathrm{Nu}}$$

$$\mathrm{Nu} = 0.664 \mathrm{Re}^{1/2} \mathrm{Pr}^{1/3}$$

$$\mathrm{Re} = \frac{\bar{u}_{f} \bar{d}}{\bar{v}}$$
(3-19)

・ $\bar{\delta}_T$ の見積(強制流なし: $\bar{u}_f = 0$)

$$\bar{\delta}_{T} = \frac{\bar{L}}{Nu}$$

$$Nu = 0.59 \text{Ra}^{1/4}$$

$$Ra = \frac{\bar{g}\bar{\beta}\Delta\bar{T}\bar{L}^{3}}{\bar{v}\bar{\alpha}}$$
(3-20)

ただし \bar{g} は重力加速度[m/s²], $\bar{\beta}$ は体積膨張係数[1/K], $\bar{\nu}$ は動粘性係数[m²/s], $\bar{\alpha}$ は熱拡散率 (= $\bar{\lambda}/(\bar{\rho}\bar{c})$) [m²/s]である。

実験データを用いて式(3-17)中の係数および指数の値を定めると, X = 24.8, l = 0.927, m = 0.871, n = -0.450, o = 0.985を得る。 l = m = o = 1, n = -0.5とみて式(3-17)を再度整理すると次式を得る。

$$\bar{q}_{w_c} \sim \frac{\bar{\lambda}}{\sqrt{\bar{L}\bar{d}}} \bar{T}_{\infty} \tag{3-21}$$

強制流がある場合,速度境界層厚さ δ_u が平板厚さの平方根に比例し, $\delta_T/\delta_u = \Pr = const.$ であるから $\delta_T \propto \sqrt{d}$ が成り立つ。よって,式(3-21)は以下のように書き直せる。

$$\bar{q}_{w_{-}c} \sim \frac{\bar{\lambda}}{\bar{\delta}_{T}\sqrt{\bar{L}}}\bar{T}_{\infty} \tag{3-22}$$

強制流がない場合は $\bar{\delta}_T \propto \bar{L}^{1/4}$ が成り立つので,式(3-21)は以下のように書き直せる。

$$\bar{q}_{w_c} \sim \frac{\bar{\lambda}}{\bar{\delta_T}^2 \sqrt{\bar{d}}} \bar{T}_{\infty} \tag{3-23}$$

このように、着火のための臨界熱流束 \bar{q}_{w_c} は温度境界層厚さの1次ないし2次に、および熱面寸法の平方根に反比例することがわかる。よって、例えば境界層厚さを薄くするか、熱面寸法を小さくすれば着火リスクを低減することが可能である。

(5) ケーススタディ: R290/空気予混合気中でたばこを吸煙した場合

R290/空気予混合気がたばこの吸煙によって着火されるか否か を実験的に調べた。使用した燃焼容器は一辺 130 mm のアクリル製 で(Fig.3-33),上面をアルミホイルで封じており着火の際はこれが 破れて圧力上昇を放散する仕組みである。着火したたばこを容器 側面にあけた穴から挿入し,着火の有無を調べた。着火実験に先立 ってたばこの表面温度を K 型熱電対にて測定した。Fig.3-34 はた ばこ熱面端部から 6 地点の取り付けた熱電対の時間応答を示した ものである。熱電対はたばこに埋め込んであるので,ここで測定さ れた温度はいずれもたばこ熱面が吸煙によって生じる R290/空気 予混合気流と相対する位置での温度となる。いずれの位置でも最 高温度はおおよそ 700 ℃ 程度であるから,予混合気と相対する熱 面の温度はおよそ 700 ℃ とみなせる。

このような温度特性を持つたばこを用いて着火実験を行った結果,着火は一度も認められなかった。Fig.3-35 は熱面寸法と臨界着 火熱流束 \bar{q}_{w_c} の関係に,たばこ熱面温度から推測される熱流束値 を合わせてプロットしたものである。たばこ熱面から未燃気への



Fig.3-33 Photo of the ignition test by a burnt cigarette to the accumulated R290/air mixture. Unit: mm

熱流束は臨界着火熱流束の1/4 程度であることから着火しなかったものとみられる。なお、たばこ吸煙時は 気流に相対する面ではなく流れに沿った面の後端部からの着火となるので、本来はたばこ側面の温度結果を もとに熱流束を算出して着火性を議論すべきであると考えられるが、予混合気の熱拡散率が10⁻⁵ m²/s のオ ーダーで、熱流束が10⁴ W/m² のオーダーであることから、単位時間あたりに熱が拡散する面積への加熱パ



Fig.3-34 Temperatures of burning cigarette.



Fig.3-35 Diagram of ignition hazard evaluation by a burning cigarette.

ワーは 100 mW となる。熱損失が全くないとみなせられれば、最小着火エネルギーを 0.25 mJ とすると加熱 後 2.5 ms で最小着火エネルギーを超えられるので着火に至るが、3.3 節及び 3.4 節で述べたようにエネルギ 一供給時間が ms のオーダーでは放熱による効果が無視できない。試みに、最小着火エネルギーを与える容 量性火花放電の放電時間を 10 µs とみなすと、最小着火エネルギーのパワーは 0.25×10⁻³[J]/(10×10⁻⁶[s])=25 W となって、たばこ熱面での加熱パワーより 2 桁程度大きい。よって、着火の可能性はやはり小さいとみなせ るであろう。

3.5.2 エネルギー供給時間が着火に及ぼす影響

(1)研究の概要

3.3 節及び 3.4 節で述べたように、未燃予混合気に対するエネルギー供給時間がある程度長くなると、検 査体積からの放熱の影響が無視できなくなる。よって最小着火エネルギー程度のエネルギーでは着火しなく なることがある。そこで、エネルギー供給時間を変化させた実験を行い、単位時間当たりの着火エネルギー を調べることによって、着火能力に及ぼすエネルギー供給時間の影響を調べることとした。2021 年度は単 位時間当たりのエネルギー制御が容易な、金属細線に生じるジュール熱を用いて実験的に調べることとし た。

(2)実験装置及び方法

Fig.3-36 に示すように, SUS304 製円筒形燃焼容器の上下から電極を挿入し,電極両端部をタングステン線(線径 0.5 mm φ)で接続した。タングステン線を用いた理由はその融点の 高さゆえに容易に溶断しないためである(溶断すると溶断火 花での着火となるので,エネルギー供給時間がジュール熱で 管理したそれとは異なってしまう)。対象とした予混合気は R290/空気予混合気で,当量比は 0.61, 0.99, 1.25, 1.52 である。 直流安定化電源(PWR401L,菊水電子工業)を用いて,供給 電流値を変化させた測定を繰り返し,最小着火電流値を求め た。着火挙動は燃焼容器上部に取り付けた圧力変換器の出力 をトリガー信号として,ハイスピードカメラ(Photron 製 FASTCAM Nova S12 type TDS)を用いて撮影した。

(3)実験結果及び考察

(a)着火及び火炎伝播挙動

Fig.3-37 に各印加電流値におけるタングステン線周囲の着 火及び火炎伝播挙動を示す。目視にて着火が認められた瞬間 を *t* = 0 ms としている。印加電流 16.4 A 及び 20 A の場合



Fig.3-36 Schematic of experimental setup for ignition test to R290/air mixture by a heated tungsten wire.

は、火炎は熱線周囲に形成された橙色の発光領域の外縁部にほぼ楕円形を保ったまま水平に伝播した。一方 30Aの場合、タングステン線周囲の橙色発光領域がさらに大きくなっており、倒立の円錐形状を示すように なった。着火はこの反応帯の内部の一点で生じ、その後この発光体を突き破って同心円状に広がっているよ うに見られる。この発光は、窒素環境下でも確認されたことから、R290/空気予混合気の燃焼に由来するも のではなく、タングステンの温度上昇によって生じたタングステンヒュームの発光とみられる。タングステ ンヒュームは粉じんであるから、その輸送はタングステン自身の分子拡散と対流に依存するので、発光帯は タングステン線周囲に形成される自然対流により形成される境界層に対応するとみられる。その発達はタン グステン線の温度上昇速度に依存するから、印加電流が大きくなるほど短時間で境界層が発達する。着火そ のものはタングステン線近傍で生じると仮定すると、火炎はこの境界層を突き破って伝播することになる が、自然対流が強い場合は上昇流の速度が大きいので、タングステン線の温度は鉛直方向に均一ではない。 よって、局所的に高温になった部分から着火し火炎が伝播すると考えられる。30Aでの火炎伝播が境界層を 突き破って伝播しているように見えるのはこのためである。

(b)印加電流による火炎伝播への影響

Fig.3-41 は火炎先端位置を時間追跡した結果である。プロットの傾きは火炎伝播速度を意味する。これより火炎伝播速度は印加電流が大きくなるほど小さくなるようである。これは一見経験的な知見と相反するように見えるが、印加電流が大きくなると自然対流により生じる上昇流が強くなるので、先述のように印加電



Fig.3-37 Sequence photos of ignition behavior of R290/air mixture ignited by a heated hot wire with various magnitudes of input current.



Fig.3-38 Traces of flame front ignited by various magnitudes of input current.



Fig.3-39 Dependences of time since heating to ignition on the input current.

流が大きくなるほど着火は局所的に開始する。その火炎核は上昇流による火炎伸長に打ち勝って(すなわち, 境界層を突き破って) 伝播しなければならないから,反応によって十分な熱量を得て膨張し運動量を増さな ければ伝播できないので,火炎の成長に時間を要する。16.4 A ではすべての時間帯で火炎伝播速度が一定 (すなわち,定常的に火炎が伝播)しているのに対して,20A でははじめの1.5 ms 程度,30A では 6~9 ms 程度までは比較的小さい火炎伝播速度を示しているのはこのためである。

(c)印加電流と着火に要する時間の関係

Fig.3-38 は着火に要した時間と印加電流の関係を示したものである。印加電流が大きくなるほど着火に要した時間は短くなっているが、その傾きは濃度が小さくなるほど大きくなっている。つまり、着火時間は濃度が小さいほど印加電流の変化に敏感であるということになる。もともと、R290 と空気とではその分子量

差から R290 が沈降しやすいので、着火源となりうる熱面上端部では公称の当量比よりも希薄組成になりや すいことから、希薄組成ではそもそも着火しにくい。ところが通電電流が大きくなって自然対流が強まると、 沈降するはずの R290 が対流で熱面上端へ輸送されてくるので、熱面上端では公称当量比と大差ないか、あ るいはより量論組成に寄った組成となる。このため特に公称当量比が希薄組成の場合、供給電流が大きくな れば急速に着火しやすくなるが、弱まると急速に着火しにくくなる。この考えは実験結果をうまく説明でき ている。

3.6 レーザーブレイクダウンによる着火性評価

3.6.1 研究の概要

レーザーはその高い単色性と可干渉性から集光性に優れている。このため何らかの原因でレーザーが集光 されるとブレイクダウン(絶縁破壊)を起こし、高いパワー密度を有したプラズマが形成される。そのこと から、例えば業務用冷凍冷蔵機器から R290 冷媒が何らかの理由で漏洩した場合に、何らかの原因で集光し たレーザーに接触した場合には着火の恐れがある。このようなレーザー着火に関する研究は、例えばエンジ ンの高効率着火などを対象として研究例が報告されているが³⁻²²⁻³⁻²⁴)、R290/空気予混合気に対してはまだ着 火現象の詳細が体系的に明らかになっているわけではない。そこで本研究では、容器内に導入した様々な当 量比の R290/空気予混合気に対してレーザーを照射し、レーザーによる着火エネルギーと当量比の関係を調 べることとした。

3.6.2 実験装置及び方法

Fig.3-40 に実験装置の写真及び概略図を示す。レーザーは 1064 nm 及びその第 2 高調波の 532 nm の波長を出力できる Nd:YAG レーザーで,エネルギーは 100 mJ,パルス幅は約 5.6 ns である。発振されたレーザーは平面鏡で 180°向きを変えたのち, $\lambda/4$ 波長板で任意出力に制御される。その後,偏光ビームスプリッタにより水平方向成分の P 偏光と垂直方向成分の S 偏光とが分離され、P 偏光のみが透過する。これにより、レーザー光の空間成分、時間成分を変化させることなくエネルギーを調整することが可能となる ³⁻²⁵⁻³⁻²⁷)。透過した P 偏光はビームスプリッタで 1:1 の出力に分けられ、一方はパワーディテクタ (Newport 製 1919-R) でそのエネルギーまたはパワーを吸収計測される (ここで計測されたレーザーエネルギー及びパワーをそれぞれ E_{in} , P_{in} と表記する)。もう一方は集光レンズ (焦点距離 100 mm) に向かい集光され、燃焼容器中でブレイクダウンを起こしプラズマを生成するようになっている。燃焼容器から出たレーザーはパワーディテクタでエネルギーまたはパワーを吸収計測される (ここで計測されたレーザーエネルギー及びパワーをそれぞれ E_{out} , P_{out} と表記する)。入射と透過のエネルギー差 (またはパワー差)がすべてプラズマ生成に消費された と仮定して、プラズマのエネルギーを $E = E_{in} - E_{out}$, $P = P_{in} - P_{out}$ と見積もった。また、レーザーの着火能力を左右する値としてパルス幅当たりの出力 P_{peak} (尖頭出力)がある。パワーディテクタでのレーザー出力を P 、レーザーの繰り返し周波数を F_{rep} ,パルス幅を t_p とすると、 $P_{peak} = (P/F_{rep})/t_p$ で与えられる。本実験では着火時の P_{peak} は MW のオーダーであった。

燃焼容器は SUS304 製の容器で、容積は 1.67 L であり、底部に攪拌翼を取り付けてある。レーザーは燃焼 容器に取り付けた入射窓(反射コーティングを施した石英ガラス製)から入射した。燃焼容器内の予混合気





及びレーザーブレイクダウンの挙動はシュリーレン高速度撮影法により撮影した画像により観察した。対象 とした R290 濃度は 2.1-9.5 vol%の範囲で変化させた。分子数密度が及ぼす影響を調べるために,初期圧力を 0,±10,±50 kPa の 5 段階に変化させた。

3.6.3 結果及び考察

Fig.3-41 に R290 濃度ごとのレーザーブレイクダウン着火挙動のシュリーレン画像を示す。濃度 3 vol% ($\phi = 0.74$) ではレーザー入射方向に向かっていわゆる third lobe^{3-23),3-25} (黄色矢印) が形成されている。third lobe の形成は化学量論組成及び燃料過濃組成ではあまり認められなかった。そもそも third lobe の形成メカ ニズムは完全に明らかにされているわけではないとはいえ,レーザーブレイクダウン時に生じる渦による影響と考えられている。Fig.3-42 はレーザーブレイクダウンによる R290/空気予混合気の最小着火エネルギー と当量比の関係を示したものである。化学量論組成から燃料過濃側(当量比 $\phi = 1.0 - 1.7$ 付近)までは、最



Fig.3-41 Sequence photos of visible ignition behavior of R290/air mixture by laser breakdown in various R290 concentrations.

小着火エネルギーは概ね当量比に依存せず一定の値 を示したが、燃料希薄側では当量比の減少に伴って 最小着火エネルギーが敏感に増大する結果となっ た。これには third lobe の形成が影響していると考え られる。third lobe は成長速度が非常に速いものの最 終的には消炎してしまうため、これが形成される場 合、着火にはより多くの(すなわち、third lobe にお ける熱損失があっても、未燃気を着火たらしめるだ けの大きさの)エネルギーを要することになる。な おスパーク着火と比較すると、レーザーブレイクダ ウンによるほうが最小着火エネルギーは大きな値を 示した。スパークとレーザーブレイクダウンとで、 生成される初期火炎核の大きさが異なる(レーザー のほうが圧倒的に大きい)ことが原因の1つと推測 される。

3.7 異種着火源の着火性評価



Fig.3-42 Dependence of minimum ignition energies (MIE) in spark discharge and laser breakdown on the equivalence ratio.

R290/空気予混合気のフィジカルリス クアセスメントに対して,以上述べてき たさまざまな着火源の着火性評価結果を 統一的に予測することができれば非常に 有用である。いずれの着火源であっても, 着火現象そのものは 3.3 節に示した熱爆 発理論あるいは連鎖爆発理論に従う。こ こでは熱爆発理論に注目し、反応系への 熱供給速度と放熱速度のつり合いで着火 が支配すると考えると, 放熱速度はエネ ルギー供給時間の長短に関連するので, エネルギー供給時間が長ければ放熱に伴 う熱損失の分だけ着火に要するエネルギ ーが大きくなると予想される。したがっ て着火の成否は単位時間当たりの供給エ ネルギーに関係づけられると考え,前節



Fig.3-43 Relationship between the minimum ignition power and energizing duration in different ignition sources.

までの実験結果の一例をカテゴリーごとにプロットしたものが Fig.3-43 である。1 つの累乗関数的な関係が 得られた。近似式のべき乗が厳密に-1(すなわち反比例)でないことや,近似式の比例定数はエネルギーの 次元をもつのでここでは最小着火エネルギーに相当するが,これが R290/空気予混合気の最小着火エネルギ ーに一致しないことから,おそらく熱損失がないとすれば Fig.3-43 のプロットよりもかなり下にプロットさ れると思われる(図中破線)。つまり熱損失の効果により,エネルギー供給時間に応じて最小着火エネルギ ーが増加することがわかる。今後さらに詳細な実験や解析を重ねて,Fig.3-43 にプロットされる単位時間当 たりの最小着火パワーとエネルギー供給時間の値の精度向上を図ることにより,着火性評価手法の確立をめ ざす。

参考文献

- 3-1) 一般社団法人日本電機工業会ウェブサイト: <u>https://www.jema-net.or.jp/Japanese/ha/reibai/qa.html</u> (2022 年2月18日閲覧)
- 3-2) 石塚悟:燃焼学,森北出版, 2021.
- 3-3) Becktold, J.K., Matalon, M.: The Dependence of the Markstein Length on Stoichiometry, Combustion and Flame, 127, 1906-1913, 2001.
- 3-4) 一般社団法人日本冷凍空調工業会ウェブサイト:<u>https://www.jraia.or.jp/research/index.html</u> (2022 年 2 月 18 日閲覧)
- 3-5) 木下勝博:電気による火花や加熱に起因する火災に関する研究,工学院大学学位論文, p.58, 1997.
- 3-6) Strehlow, R.A., 水谷幸夫訳:基礎燃焼学, 森北出版, p.215, 1972.
- 3-7) ASTM E582-21: Standard Test Method for Minimum Ignition Energy and Quenching Distance in Gaseous Mixtures, ASTM International, 2021.
- 3-8) 水谷幸夫:燃焼工学(第3版),森北出版, p.108, 2002.
- 3-9) 萩本安昭,木下勝博,萩原隆一,三橋信雄,椎木淳一,杉本良一:家庭用スイッチ ON,OFF 時の接点 火花によるガス爆発の危険性,安全工学,20(3),pp.127-132,1981.
- 3-10) 鳳誠三郎, 渡部泰昭: 接点開離時のアーク放電について, 電気学会雑誌, 81(875), pp.1331-1337, 1961.
- 3-11) Lewis, B., von Elbe, G.: Combustion, Flames and Explosions of Gases, 2nd Edition, p.334, 1961.
- 3-12) 早田和也,池上知顯: リレー間の接点間アークの計測,平成 17 年度電気関係学会九州支部連合大会予 稿集, p.138,2005, <u>https://www.jstage.jst.go.jp/article/jceeek/2005/0/2005_0_138/_pdf/-char/ja</u> (2022 年 2 月 18 日閲覧)
- 3-13) 菫学博:電気接点の諸特性に与える周囲気体と圧力の影響,日本工業大学研究報告,46(1),pp.105-108, 2016.
- 3-14) 富士通株式会社ウェブサイト: リレー技術解説, https://www.fcl.fujitsu.com/storage/support/relays/relay-

<u>technology.pdf</u> (2022 年 2 月 18 日閲覧)

- 3-15) 伊里賢行: DC モータの高速回転時の整流現象とブラシ摩耗に関する研究,日本工業大学研究報告, 47(1), pp.154-157, 2017.
- 3-16) 静電気学会編:新版静電気ハンドブック,オーム社, p.183, 1998.
- 3-17) 独立行政法人労働安全衛生総合研究所:労働安全衛生総合研究所技術指針-静電気安全指針 2007, JNIOSH-TR-No.42, 2007.
- 3-18) Heidelberg, E.: PTB-Mitt., 1, 1964.
- 3-19) 滝澤賢二: 微燃性冷媒リスク評価研究会最終報告書, p.30, 2016.
- 3-20) IEC60947-1: Low-voltage switchgear and controlgear Part 1: General rules, (2007).
- 3-21) 飯塚洋行, 桑名一徳, 今村友彦:加熱壁面に衝突する予混合淀み流の着火条件, 日本火災学会論文集, 70(1), pp.1-8., 2020.
- 3-22) Endo, T., Takenaka, Y., Sako, Y., Johzaki, T., namba, S., Shimokuri, D.: An Experimental Study on the Ignition Ability of a Laser-Induced Gaseous Breakdown, Combustion and Flame, 178, pp.1-6, 2017.
- 3-23) Bradley, D., Sheppard, C.G.W., Suardjaja, I.M., Woolley, R.: Fundamentals of High-Energy Spark Ignition with Lasers, Combustion and Flame, 138, pp.55-77, 2004.
- 3-24) Lee, T.W., Jain, V., Kozola, S.: Measurements of Minimum Ignition Energy by Using Lase Sparks for Hydrocarbon Fuels in Air: Propane, Dodecane, and Jet-A Fuel, Combustion and Flame, 125, pp.1320-1328, 2001.
- 3-25) 小林芳成: 微小重力環境における固体材料熱分解ガスの点火に関する研究, 東京大学学位論文, 2017.
- 3-26) 古井憲治, 林潤, 岡田朝貴, 中塚記章, 平等拓範, 堀輝成, 赤松史光: メタンー空気予混合気に対す るピコ秒パルスレーザーのレーザー着火特性, 日本機械学会論文集(B編) pp.1-5, 2012.
- 3-27) 堀輝成,赤松史光,芝原正彦,宮田大輔,香月正司:Nd;YAG レーザを用いたレーザ励起ブレイクダ ウン特性解析,高温学会誌,31(1), pp.19-25, 2005.

第4章 産業技術総合研究所安全科学研究部門の進捗

4.1 はじめに

産総研安全科学研究部門の担当研究項目は、可燃性冷媒が室内で漏洩し可燃濃度域が形成された場合に、室 内に存在する家電等の機器類が着火源となり得るか否かを調査する点火能評価と、ルームエアコン室内機等 で想定される漏洩着火事故の実規模フィジカルハザード評価に分類できる.以下の項では実規模実験の条件 設定に合わせ、可燃濃度域内に存在する実在の機器類の点火能評価、ルームエアコン室内機での実規模フィジ カルハザード評価の簡便化検討のための小スケール実験について、それぞれ報告する.

4.2 可燃濃度域内に存在する実在の機器類の点火能評価

地球温暖化効果の小さい次世代冷媒として期待されている可燃性ガスのプロパン (R290) を,冷媒として使用した機器類から漏洩事故が起こった場合のリスク評価上の着火確率を決定するための基礎データとして,静電気着火が最も起こりやすいとされている 5.2%程度のプロパン-空気予混合気を満たした容器内で,電気機器類を繰り返し遠隔操作し,着火の有無を観測した.

4.2.1 評価対象機器の選別と実験手法

評価対象機種は主に、着火源となり得る電気部品のスクリーニングを担当している諏訪東京理科大学のスク リーニング結果を検討し決定した.昨年度までに評価した、レーザープリンター、ヘアードライヤー、電気掃 除機、電動ドライバー、ホットプレート、石油ファンヒーターに加えて、今年度は扇風機、空気清浄機、除湿 機の評価実験を行った.

実験は、4面のアクリル壁と鋼製床面を持ち、天井面にビニルシートを張った1.00 m×1.00 m×1.00 mの アクリル製立方体容器を用いて行った.着火が起こった場合に実験対象機器類の一部が爆発により飛散する 可能性があるため、アクリル製容器は産総研爆発ピット内に設置して行った.機器類にスイッチ類の遠隔操作 用のエアアクチュエーターを取り付けて容器内に設置した後、プロパンと空気を流量調整して容器内に導入 した.濃度センサーにより5.0-5.4%のプロパン濃度に調整して維持し、爆発ピット外から機器類を遠隔操作し た.着火は赤外高速度カメラにより観測した.

4.2.2 点火能評価の実験結果

(1) 扇風機

対象とする扇風機として、一般的な室内床置き型でブラシモーターと風量設定のためのラジオスイッチ、タ イマー設定のためのロータリースイッチを持つ機種を選定した.二つの個体について、ロータリースイッチ操 作と外部電源操作によるオンオフ動作をそれぞれ 100 回繰り返したが、着火は確認されなかった.ラジオスイ ッチ操作によるオンオフ動作では、二つの個体では1回目のオフ動作で、もう一つの個体では4回目のオフ動 作で着火が確認された.この結果は扇風機ファンのブラシモーターが着火源にならなかったことを示してい る.またロータリースイッチとラジオスイッチの結果の違いはスイッチのケースの密閉性がロータリースイ ッチの方が高かったためと考えられる.





Fig. 4-1 Remote controlled switches of electric fan

(2) 空気清浄機

対象とする空気清浄機として、室内気を強制的に本体内のフィルターに通してほこり等を捕集するファン 式を選定した.本体スイッチ類は近年に一般的な気密性の高いタクタイルスイッチとなっている.二つの個体 に対して、本体の電源スイッチと風量調節スイッチを遠隔操作して、運転停止と風量最大運転の切り替えを 100回行ったが着火は確認されなかった.また、10分間の連続運転でも着火は確認されなかった.

(3) 除湿機

除湿機として、デシカント式とコンプレッサー式の2機種を選定した.いずれも本体に空気循環用のファン と操作用のタクタイルスイッチを持っている.いずれの機種でも消費電力が最大となる衣料乾燥モードで試 験を行った.デシカント式除湿機では、本体の電源スイッチを遠隔操作してオンオフ動作を 100 回繰り返し た.またコンプレッサー式除湿機では、本体の電源スイッチを入れた場合の3分間の送風運転を避けるため、 外部電源を操作することでオンオフ動作を 100 回繰り返した.2機種とも二つの個体に対してオンオフ動作の 100 回繰り返しと 10 分間連続運転を行ったが、着火は確認されなかった.

4.2.3 点火能評価のまとめ

これまでに評価を行った、レーザープリンター、ヘアードライヤー、電気掃除機、電動ドライバー、ホット プレート、石油ファンヒーター、扇風機、空気清浄機、除湿機では、ヘアードライヤー、ホットプレート、石 油ファンヒーター、扇風機で着火が確認されており、電気掃除機では試験した2個体のうち1個体で発煙が確 認されている.着火が確認された製品のうち石油ファンヒーターを除く電気機器類では、いずれも本体主電源 スイッチのオフ動作時に着火が起っていて、モーター部分からの着火は確認されなかった.

4.3 ルームエアコン室内機の拡散挙動計測と実規模フィジカルハザード評価

今年度は、冷媒漏洩時の拡散挙動や、典型的または最大のフィジカルハザードをより簡便に予測、推定する 評価手法を検討するため、小スケール実験を行い、拡散挙動や燃焼挙動へのスケール効果を調査した.

冷媒としてプロパン(R290), R32, R1234yfを用い,9畳の1/1.8スケールの鋼製模擬室(1.5m×3.0m×高さ1.33m)の短壁面付近に設置した模擬漏洩ノズルから放出して,垂直濃度分布の時間履歴を計測した.また上記試験で可燃濃度域が形成された場合と,模擬室床上にそれぞれの冷媒の化学量論比に近い濃度の可燃域を形成した条件で点火実験を行い,室内圧や放射熱を計測して燃焼影響を評価した.

4.3.1 ルームエアコン室内機における漏洩拡散挙動計測の実験手法

プロパン(R290)の漏洩拡散挙動実験は主に産総研爆発ピットで行った.実規模試験での室内機下端高さ 2.0mの1/1.8スケールである床上1.11m(模擬室の短壁面中央)から,円筒形の模擬放出ノズルの内径を変え ながら,2.2mの1/1.8スケールである床上1.22m以下を完全に攪拌した場合に燃焼下限界濃度の1/2となる量 ⁴⁻¹を放出し,実規模実験での垂直濃度分布を再現するノズル径を選定した.

R32 と R1234yf の漏洩拡散挙動実験とすべての冷媒の燃焼影響評価実験は,製品評価技術基盤機構(NITE) 蓄電池評価センターの多目的大型実験棟で行った.上記の産総研爆発ピットでのプロパン実験で選定した,内 径 60mmの円管放出口から,床上 1.22m以下を完全に攪拌した場合に燃焼下限界濃度の 1/2 となる量を放出し た.放出時間としては,冷媒漏洩のリスク評価で国際的に用いられている 4 分全量放出の他,放出時間を変え ながら実験を行った.濃度計測には酸素濃度計を用いて酸素濃度の時間履歴を計測することで,放出した冷媒 の濃度分布時間履歴を観測した.

濃度センサーはいずれの実験でも、小スケール模擬室の長辺壁の中央部分付近に縦に並べ、床上高さ0、14,28,42,55,83,111,133cmの8点に設置した.

4.3.2 ルームエアコン室内機からの漏洩を模擬した小スケール漏洩拡散挙動計測の実験結果

(1) 小スケールプロパン漏洩拡散実験による実規模漏洩拡散挙動の再現性

実規模試験での室内機下端高さ 2.0m の 1/1.8 スケールである床上 1.11m に円筒形の模擬放出ノズルを設置 し、内径を 25mm から 60mm まで変えながら 4 分間全量放出の放出実験を行い、9 畳実規模実験で形成された 垂直濃度分布を再現するノズル径を選定した.ノズル径 35mm 以上では垂直濃度分布に顕著な違いは見られ なかったが、最もよく実規模実験を再現する内径 60mm の直円管ノズルを選定した.

(2) 小スケールプロパン漏洩拡散実験による化学量論比に近い可燃性混合気の形成

2019 年度に行ったルームエアコン室内機実機を用いた漏洩拡散挙動計測実験では、4 分間全量放出後の床 面付近のプロパン濃度が最も高くなる漏洩箇所を検討するため、室内機内の現実的な漏洩箇所として 3 か所 の漏洩箇所を想定して漏洩実験を行ったが、すべての室内機実機の構造や漏洩箇所を検討することは不可能 であり、また漏洩が起こる室内の家具等設置の条件もすべてを検討することは不可能である.そこで、漏洩後 に着火が起こる場合の燃焼影響上限値の適切な評価方法を検討するため、エアコンに充填された冷媒のほぼ 全量が床面上に化学量論比の可燃領域層を形成する漏洩条件を検討した.具体的には、放出ノズル径を 60mm に固定して、放出高さを変えて 4 分全量放出実験を行い放出終了後の垂直濃度分布を確認した.ノズル高さ 57cm の条件で、床上 28cm 以下では 4-5 vol %、床上 42cm 以上では 1 vol%の濃度域層を形成することができ た.

(3) 小スケール R32 漏洩拡散計測結果

プロパンを用いた小スケール漏洩実験で選定した内径 60mm の円管放出口から,床上 1.22m 以下を完全に 攪拌した場合に燃焼下限界濃度の 1/2 となる R32 を放出した.漏洩時間は4分の他,8,12,18 分と変えて均 等全量放出を行った.放出終了後の床上のプロパン濃度は4分放出で9.5 vol%,18分放出で8 vol%程度と, 放出時間が長くなるとわずかに濃度が低くなったが,放出時間の違いにる垂直分布の顕著な違いは見られな かった.(Fig.4-2) いずれの放出時間の実験でも放出終了後に燃焼下限界の13.3 vol%を超える濃度域はないと 考えられる.

また,放出ノズル高さを 60cm とすることで,床面から床上 14cm までの範囲に化学量論比である 17.4 vol% に近い, 16-17 vol%程度の可燃域を形成することができた.



Fig. 4-2 Vertical distribution of concentrations of refrigerants after discharge

(4) 小スケール R1234yf 漏洩拡散計測結果

プロパンを用いた小スケール漏洩実験で選定した,内径 60mmの円管放出口から,床上 1.22m 以下を完全 に攪拌した場合に燃焼下限界濃度の 1/2 となる R1234yf を放出した.漏洩時間は 5,9,12 分と変えて均等全 量放出を行った.放出終了後の床上のプロパン濃度は,5分放出で 3 vol%程度,12分放出で 4.5 vol%程度と, 放出時間が長くなると濃度が高くなった.9分放出と12分放出の垂直分布に顕著な違いは見られなかったが, 5 分放出に比べると各高さで 1.5 倍から 3 倍以上高くなっている.(Fig. 4-2) いずれの放出時間の実験でも放 出終了後に燃焼下限界の 6.2 vol%を超える濃度域はないと考えられる.

また, 放出ノズル高さを 65cm とすることで, 床面から床上 28cm までの範囲に化学量論比である 7.8 vol% に近い, 7-8 vol%程度の可燃域を形成することができた.

4.3.3 ルームエアコン室内機からの漏洩を模擬した小スケール燃焼影響評価実験手法

前項の漏洩拡散挙動計測で取得した垂直濃度分布の中から燃焼影響評価を行う漏洩条件を選別して再現し, 放出終了後2分に点火した.点火はネオントランスで15kVに昇圧した60Hz交流電源の1/2周期を,模擬室 中央床上2cmに設置したスパークプラグで放電することで行った.

実規模実験で幅1間の引き違い掃き出し窓を設置した短壁面には,1/1.8 にスケールした開口に厚さ1mmまたは2mmのアクリル板を鋼製枠でボルト止めして設置した.

燃総影響計測は、模擬室内壁に設置したひずみゲージ式圧力センサー、模擬室内外に設置した放射熱センサー、模擬室外に設置した爆風計測用マイクロフォンで行った.また着火を確認するための近赤外高速度カメラ、 火炎伝播の様子を観測するためのモノクロ可視高速度カメラを設置した.

4.3.4 ルームエアコン室内機からの漏洩を模擬した小スケール燃焼影響評価実験の結果

(1) 小スケールプロパン燃焼影響評価の結果と実規模実験結果との比較

実規模実験の垂直濃度分布を再現する放出条件での計測結果は,室内ピーク過圧は13kPa,室内壁での放射熱ピーク値は26kWであった.実規模実験で計測された値はそれぞれ5.6kPa, 6.1kWであり,小スケール実験の結果はこの3-4倍となっている.小スケールで値が大きくなってしまった原因としては,掃き出し窓とアクリル窓の被破壊挙動の違いや,壁面に設置する放射熱センサーと炎との距離の違い等が考えられるが,掃き出し窓のスケール化や計測距離の補正は比較的に困難である.

(2) 小スケールプロパン燃焼影響評価の濃度分布の影響

前項の小スケール実験におけるプロパン濃度は、床面から床上 55 cm 程度まで、プロパンの燃焼下限界に近い、2.2-2.6 vol%程度でるのに対し、放出ノズル高さを下げて、床面から床上 28 cm 程度を 4-5 vol%とする放出 条件で燃焼影響を計測したところ、室内ピーク過圧は 20 kPa、室内壁での放射熱ピーク値は 87 kW であった.

密閉容器が破損しない場合の燃焼後の容器内圧は、燃焼が早く壁面への熱伝達が相対的に遅い場合には、燃焼熱から計算される値に近く、漏洩された冷媒量が等しい場合にはほぼ等しくなると考えられる.本研究では 実際の居室空間に近い条件として、内圧によって破壊される前提のアクリル製模擬窓を設置しているが、同じ 1 mm 厚のアクリル板を用いた実験でも燃焼速度が大きい化学量論比近くの濃度域の燃焼での室内ピーク過圧 が 1.5 倍程度大きくなっている.また放射熱ピーク値は3倍以上になっていて、これは化学量論比以上の濃度 域があることで、すすからの赤外放射が大きくなったためだと考えられる.

(3) 小スケール R32 燃焼影響評価の結果

4.3.2(3)の放出条件で形成した,床面から床上 14cm までを 16-17 vol%程度の可燃域に点火して,燃焼影響を 計測したところ,室内ピーク過圧は 5.7 kPa,室内壁での放射熱ピーク値は 2.6 kW であった.室内ピーク過圧 は,同じ 1 mm 厚のアクリル窓材を用いたプロパン実験の 1/2 程度,室内壁での放射熱ピーク値は 1/10 程度で ある.

(4) 小スケール R32 燃焼影響に対するアクリル窓厚さの影響

前項で用いた 4.3.2(3)の放出条件, 2 mm 厚のアクリル窓材を用いた燃焼影響評価実験を行ったところ, 室内 ピーク過圧は 33 kPa, 室内壁での放射熱ピーク値は 38 kW であった. これは, 1 mm 厚のアクリル材での結果 の内圧は 5 倍以上, 放射熱は 10 倍以上である. 破損する圧力開放口がある実験では, 室内圧に対し燃焼速度 以上に圧力開放の時期が影響すること, 放射熱にも圧力開放の時期が大きく影響することが示された.

(5) 小スケール R1234yf 燃焼影響評価の結果

4.3.2(4)の放出条件で形成した,床面から床上28cm までを7-8 vol%程度の可燃域に点火して,燃焼影響を計測したところ,室内ピーク過圧は0.8 kPa,室内壁での放射熱ピーク値は0.3 kW であった.室内ピーク過圧は,同じ1 mm 厚のアクリル窓材を用いたプロパン実験の1/20 程度,室内壁での放射熱ピーク値は1/80 程度である. R32 の結果と比較しても,室内ピーク過圧は1/7 程度,放射熱は1/9 程度である. Fig. 4-3 に観測された近赤外高速度カメラの画像を示す.火炎伝播速度の遅い R1234yf の火炎は浮力で上昇して水平方向に伝播し終える前に天井付近に到達し,模擬室内のR1234yf を消費し終える前に消炎する.

(6) 小スケール R1234yf 燃焼影響に対する湿度添加の影響

模擬室内に湿らせたペーパータオルを敷き詰めて室内を加湿し、前項で用いた 4.3.2(4)と同じ放出条件で放出して点火し、燃焼影響を計測した.室内ピーク過圧は 3.2 kPa,室内壁での放射熱ピーク値は 0.7 kW であり、室内ピーク過圧で 4 倍、放射熱で 2 倍程度になった.



Fig. 4-3 Fire observed after ignition at 2 min after finishing discharge. (R1234yf, 100 ms each)

4.3.5 ルームエアコン室内機における実規模フィジカルハザード評価のまとめ

今年度は、プロパン(R290)、R32、R1234yfの3つの冷媒について、小スケール模擬室を用いて漏洩拡散挙動計測実験及び燃焼影響評価実験を行い、燃焼影響評価の簡便化の可能性について検討した.プロパンの結果について、昨年度の実規模影響評価実験の結果と比較したところ、破損する窓のスケール化やセンサー距離の補正が困難であると考えられる.模擬窓の耐圧性や、R1234yfでは加湿の影響があることが示された.来年度は、R32、R1234yf等の冷媒について、実規模の拡散挙動計測と燃焼影響評価実験を行う予定である.

参考文献

⁴⁻¹⁾ IEC 60335-2-40: 2018. Household and similar electrical appliance - Safety - Part 2-40: Particular requirements for electrical heat pumps, air-conditioners and dehumidifiers. I.E.C

第5章 産業技術総合研究所機能化学研究部門の進捗

5.1 はじめに

本研究開発の目的は、低 GWP かつ安全性に優れた冷媒の開発・普及を支援するため、特にフッ素系冷媒の混合が燃焼特性等の安全性に与える影響を明らかにすることである.評価の対象として、燃焼性を有する低 GWP 冷媒と、燃焼性の低い冷媒の組合せを中心に検討し、国内外で検討されている冷媒の安全性基準を満たす混合組成範囲、例えば、国際標準 ISO817 における「微燃性等級(Class 2L)」に分類され我が国の高 圧ガス保安法が定める「特定不活性ガス」に位置づけられるガスと同等以上の高安全性となる混合組成範囲 を明らかにする.また、低 GWP 冷媒の将来的な実用化を見据え、温度、湿度、冷媒の濃度分布等が燃焼性 に与える影響を評価し、実用上の燃焼安全性を明らかにする.前年までは、R32/R1234yf 混合系について、燃焼諸特性の混合比及び温度湿度依存性の評価を終え、任意の混合組成、実用上の温度・湿度において、R32 や R1234yf 単体(特定不活性ガス)を上回ることが無いことを明らかにした。

2021 年度は、新たに低 GWP 混合冷媒候補として HFO-1123/R1234yf 混合系及び HFO-1123/R32 混合系を 対象とし、主成分である HFO-1123 単体及び混合冷媒の各混合組成について、標準条件及び種々の温度湿度 条件における燃焼限界、燃焼速度、及び消炎距離等の燃焼特性評価を行い、データを蓄積した.燃焼限界に ついては、CF₃I/CH₄ 混合系を含む種々の混合系について不燃化及び不活性ガス化する混合組成の検討を行 った。また、濃度分布影響評価として、低 GWP 混合冷媒の主成分として用いられる R1234yf について、大 規模容器に下方漏洩した場合の燃焼性評価を行い、データを蓄積した。

5.2 低 GWP 混合冷媒の燃焼限界の評価

燃焼限界の評価は、2021 年 4 月に高圧ガス保安法に新たに採用されたフルオロカーボン類の爆発限界測 定法(EN1839 B 法、圧力上昇率≥30%を可燃と判定)を用いて行った.HFO-1123/R1234yf 混合系を対象とし て、温度 35 及び 60℃、相対湿度 0%、10%、35%、50%、及び 63%RH の条件で、種々の混合比における燃 焼限界を評価した。結果の一例を Fig. 5-1 に示す。概ね、高温、高相対湿度条件において LFL 値が低くなり、 可燃範囲が拡大した。この混合系については、単体の同じ相対湿度の燃焼限界値を用いたル・シャトリエ則 に概ね従い、湿度が増加するにつれて、予測と実測の合致が良くなることが分かった。乾燥条件において、 混合することにより成分単体のいずれよりも LFL 値が大きくなる混合組成があることが示唆された。



Fig.5-1 Flammability limits for HFO-1123/R1234yf blends measured at 35 and 60C and three humidity conditions. (a) 0%RH, (b) 10%RH, and (c) 35%RH.

5.3 混合冷媒の不活性化条件の検討

混合冷媒の不活性化条件の検討は、特に断りが無い場合、EN1839 B 法、圧力上昇率 30%判定を用いて行った。Fig. 5-2(a)は CO₂/R1234yf 混合系、Fig. 5-2(b)は CO₂/HFO-1123 混合系の燃焼限界測定結果である。前者では R1234yf の混合モル比が 0.683 以下で、後者では HFO-1123 の混合モル比が 0.523 以下で不燃(FIP = Fuel Inertization Point)となった。LFL が 10 vol%以上(高圧ガス保安法上「不活性ガス」)になる条件は、前者では R1234yf の混合モル比が 0.737 以下、後者では HFO-1123 の混合モル比が 0.936 以下であることが分かった。



Fig.5-2 Flammability limits for (a) CO₂/R1234yf blends and (b) CO₂/HFO-1123 blends at 35 °C and 0%RH.

上記と同様の方法によって、種々の可燃性ガスの FIP を求め、可燃性ガスに対する CO₂の混合効果を調べた。Table 5-1 および Fig.5-3 は、本研究に加え ASHRAE 法による同様の測定値を含め、混合系の FIP における CO₂の混合モル比を可燃成分単体の LFL に対してプロットしたものである。(●は一般的な可燃性ガス、 ▲は微燃性ガスを表す)。Fig.5-3 から、一般的な可燃性ガスについては FIP における CO₂ 混合モル比は LFL に対しかなり系統的な変化を示すが、R1234yf や HFO-1123 等のフッ素系化合物では相関がかなり乱れることが分かった。

	LFL		FIP	
Flammable		Fuel ratio	CO_2 ratio	Mixture
	vol%	ratio	ratio	vol%
C3H8*	2.03	0.085	0.915	34.12
C3H6*	2.16	0.087	0.913	37.36
C2H4*	2.74	0.087	0.913	45.98
MeOMe*	3.30	0.118	0.882	39.66
R152a*	4.32	0.170	0.83	35.29
CH4*	4.90	0.206	0.794	31.41
HCOOCH3*	5.25	0.167	0.833	42.51
R1234yf	6.95	0.683	0.317	11.78
HFO-1123/R1234yf (40/60 vol%)	7.70	0.605	0.395	17.81
HFO-1123	8.50	0.523	0.477	25.47
R32/1234yf (60/40 vol%)	8.90	0.557	0.443	20.15

Table 5-1 FIP for CO₂/flammable gas mixtures at 35 °C and 0%RH

* measured by ASHRAE method.



Fig.5-3 CO₂ mole mixing ratio at FIP for CO₂/flammable gas mixtures at 35 °C and 0%RH. Data from Table 5-1.

次に、CO₂又は R32 を希釈剤として一般の可燃性ガスに添加した場合に、混合系の LFL が 10 vol%になる 時(不活性ガス化)の CO₂又は R32 混合比率を実験的に求めた。Table 5-2 に測定結果を、Fig.5-4 にこの結果を元の可燃性ガスの LFL に対してプロットして示す。CO₂ 混合系については、Fig.5-4 のとおり一般の可燃性ガスではかなり良い直線関係を示すのに対し、R1234yf や HFO-1123 ではその直線からやや下方にずれ ることが分かった。この結果を近似曲線で表すと、次式のようになった。

 $y = 0.1156(10 - x) - 0.0006(10 - x)^2 - 0.0109(100 - x^2)^{0.5}$ (5-1) 但し、x は可燃性ガス単体の LFL(vol%)を、y は LFL が 10 vol%となる時の CO₂の混合モル比(-)を表す。R32 混合系については、多くの可燃性ガスではル・シャトリエ式による予測にかなり良く一致するのに対して、 R1234yf や HFO-1123 は予測からかなり外れることが分かった。その主たる理由は、これらのガス単体の LFL 値が 10 vol%に近く、R32 混合比に対する LFL プロットの変化量が小さいため、LFL 値の小さなズレが不活 性ガス化条件の予測を大きく乖離させるためである。このような場合、最終的には予測値近辺での実測によ る確定が必要である。

Flammable	LFL	CO ₂ ratio		R32 ratio		
			Linear			LC's
	vol%	Obs.	func.	Obs.	Error	pred.
C ₃ H ₈	2.03	0.774	0.80	0.930	0.005	0.94
C ₃ H ₆	2.16	0.758	0.78			0.93
C_2H_4	2.74	0.700	0.73	0.897	0.007	0.91
MeOMe	3.30	0.644	0.67			0.89
R152a	4.32	0.545	0.57	0.821	0.012	0.84
CH_4	4.90	0.470	0.51	0.762	0.016	0.80
HCOOCH ₃	5.25	0.453	0.48			0.78
R1234yf	6.95	0.26	0.31	0.723	0.030	0.63
R143a	7.23		0.28	0.586	0.044	0.60
HFO-1123/R1234yf (40/60 vol%)	7.70	0.173	0.23			0.54
HFO-1123	8.50	0.082	0.15	0.656	0.03	0.41
R32/1234yf (60/40 vol%)	8.90	0.109	0.11			0.33
HFO-1123/R32 (90/10 vol%)	9.23	0.050	0.08			0.25

Table 5-2	CO_2 or R32 mole mixing ratio at LFL = 10 vol% for (CO_2 or R32)/flammable gas mixtures at 35 °C a	nd
	0%RH	



Fig.5-4 CO₂ or R32 mole mixing ratio at LFL = 10 vol% for (CO₂ or R32)/flammable gas mixtures at 35 °C and 0%RH. Data from Table 5-2.

不燃化条件解明の一環として、強固な不燃性ガスと目される CF₃I を混合した場合の燃焼限界の測定を行った。Fig.5-5(a)はメタンに関し CO₂混合の場合と比較したものである。CO₂では不活性ガス添加の際の典型的な変化が見られるが、CF₃I の場合は添加量が増加すると、むしろ燃焼範囲が顕著に拡大することが判明した。

その理由としては、Fig.5-5(b)のとおり CF₃I の添加によって通常の燃焼を支配する酸化反応とは別に F 原子 と H 原子の反応が増加することで、燃焼反応熱の低下が抑制されると共に、CF₃I の増大で燃焼の活性化エ ネルギーが低下することが考えられる。

ここで更に混合比依存性を検討するより先に CF₃I 単体の燃焼性を調べる必要があると判断し、単体の燃焼限界の測定を行った。Fig.5-6 に CF₃I 濃度と圧力上昇率の関係について測定結果を示す。可燃性を圧力上昇率≥30%判定で判断すると、およそ 47 - 53 vol%の濃度が可燃性となることが分かり、CF₃I は単体でも燃焼性を有することが明らかになった。このことから、メタンと CF₃I の混合系では不燃化混合組成(FIP) は存在しないと考えられる。



Fig.5-5 Effect of CO₂ and CF₃I addition on flammability limits of CH₄.

(a) Flammability limits of CO₂/CH₄ and CF₃I/CH₄ mixtures at 35 °C and 0%RH. (b) Calculated temperature change of CO₂/CH₄ and CF₃I/CH₄ mixtures.



Fig.5-6 Pressure rise rate vs CF₃I concentration for CF₃I/dry air mixture at 35°C and 101.3 kPa tested by EN1839 B method.

5.4 低 GWP 混合冷媒の燃焼速度の評価

燃焼速度の評価は、HFO-1123/R32 混合系を対象にし、主成分である HFO-1123 単体及び HFO-1123/R32 混合系の標準条件及び種々の温度湿度条件における燃焼速度の混合比依存性を、シュリーレ ン可視化法を用いて評価した.まず、HFO-1123 単体について、燃焼速度の濃度・温度・湿度依存性の 評価を行った。Fig. 5-7 に結果の一例を示す.図から、35°C63%RH 程度(27℃露点)までの実用上の温度湿 度範囲において、最大燃焼速度を与える濃度は¢=1.5 に存在することが分かった。また、絶対湿度がこれよ り高くなると、燃焼速度の最大値は量論濃度近傍にシフトすることが分かった。なお、燃焼速度の圧力依存 性についても評価を行ったが、通常の炭化水素と同様、圧力影響は殆ど無いことが分かった。



Fig.5-6 Burning velocity vs ϕ for HFO-1123.

次に、測定濃度をφ = 1.5 に固定して、温度 18-60℃、湿度 0-27℃露点における最大燃焼速度を測定した。Fig. 5-7 に結果を示す。これらの結果を以下の式を用いて表現することにする。

$$S_{u,max(T,H)} = S_{u,max(T,0)} [(273.15 + T)/298.15]^{\alpha} (1 + \beta H)$$

$$(5 - 2)$$

但し、*S*_{u,max(*T*,*H*)}は、温度*T*(℃)、湿度*H*(g-H₂O/g-dry air)における φ=1.5 の(最大) 燃焼速度を表し、α、

βは温度、湿度依存性の係数である。ここでは燃焼速度に及ぼす温度効果と湿度効果は独立に作用する と考え、温度依存に関しては炭化水素と同様のべき乗則を導入し、湿度依存に関しては今回の測定範 囲においてほぼ直線的であることを考慮した。最小自乗フィッティングを行い、 $S_{u,max(T,0)} = 6.54$, α =1.709, β = -3.655 を得た。この結果を Fig. 5-8 に併せて示す。測定した温度 18-60°C、湿度 0-27°C露点 の範囲において、実験結果を概ね良く再現することが分かった。また、この湿度範囲では、湿度依存性の係 数βは負の値を取り、湿度の増大に伴って燃焼速度が緩やかに減少することが分かった。



Fig.5-8 Maximum burning velocities of HFO-1123. (a) dry condition. (b) various humidity conditions at 35 and 60 °C. Prediction represents eq. (5-2).

次に、HFO-1123/R32 混合系について、温度 25℃、湿度ゼロの標準条件における燃焼速度の濃度・混 合比依存性の測定を行った。Fig. 5-9 に結果の一例を示す.図から、本混合系の最大燃焼速度は成分単体の 最大燃焼速度より低下し、混合比約 31/69 vol%において最小値となることが分かった。



Fig.5-9 Burning velocities of HFO-1123/R32 blends. (a) S_{u0} vs ϕ . (b) $S_{u0,max}$ vs blend mole mixing ratio.

次に、HFO-1123/R32(31/69 vol%)混合系の最大燃焼速度について、温度依存性については測定濃度を ϕ =1.5 に固定して、温度 23-60°Cで評価を行い、湿度依存性については加湿条件の値は ϕ =1.0 に固定し て湿度 0-27°C露点で評価を行った。Fig. 5-10 に結果を示す。これらの結果を HFO-1123 単体の時と同様の手 法により eq. (5-2)を用いて表現することにした。最小自乗フィッティングを行い、 $S_{u,max(T,0)}$ = 3.05, α = 2.077, β = 63.019 を得た(但しαは ϕ =1.5 のピークから求め、βは量論濃度のピークに対して求めた)。 この結果を Fig. 5-10 に併せて示す。測定した温度 18-60℃、湿度 0-27℃露点の範囲において、実験結果 を概ね良く再現することが分かった。この湿度範囲では、βは大きな正の値を取り、絶対湿度の増大に伴っ て燃焼速度が急激に増大することが分かった。この HFO-1123/R32(31/69 vol%)混合系は、乾燥条件で使用 した場合、最大燃焼速度がそれぞれの成分単体の半分以下と非常に低いが、Fig. 5-10(b)に示したとお り、絶対湿度およそ 0.02 g-H₂O/g-dry air (25℃露点)を超える高湿度下では R32 単体の燃焼速度を上 回るようになることが分かった。引き続き、HFO-1123/R32 混合系について温度・湿度影響のデータを 蓄積する。



Fig.5-10 Maximum burning velocities of HFO-1123/R32 (31/69 vol%) blend. (a) dry condition. (b) various humidity conditions at 25 and 35 °C together with $S_{u,max}$ of HFO-1123 and R32 at 35 °C and various humidity. Prediction represents eq. (5-2).

前年度まで、R32/1234yf 混合系について、種々の温度湿度条件における燃焼速度の混合比依存性を 評価した.まず、湿度 0%RH の混合比全域について、広範な温度での測定を行った.Fig. 5-11 に結果の一 例を示す.燃焼限界の場合と同様、実用上の温度範囲においては最大燃焼速度 ($S_{u,max}$)の差はほとんど無く、 温度 $T \text{ K} \ge T_0 = 298.15 \text{ K}$ を比較した場合、 $S_{u,max,R32/1234yf}(T) = S_{u,max,R32/1234yf}(T_0) (T/T_0)^{1.15}$ 程度であることを確 認した。Fig. 5-11 に曲線で示したとおり、本混合系の最大燃焼速度は、モル分率のル・シャトリエ則より も、重量分率又はエネルギー分率のル・シャトリエ則で良好に表現できた.



Fig. 5-11 Maximum burning velocities as a function of mole mixing ratio for R32/1234yf blends at 35°C, 1 atm, and 0%RH.
次に,R32/1234yf 混合系について 35℃ における燃焼速度の湿度影響評価を行った. Fig. 5-12 に結果をま とめて示す. 成分単体の絶対湿度依存性(AH, g-H₂O/g- dry air)は、35℃63%RH(AH = 0.0225、27℃露点 に相当する絶対湿度)程度までの湿度条件で、R32 について Su,max,R32(35°C, AH) = -4020.5AH² + 112.53AH + 6.53、R1234yf について Su.max,R1234yf(35°C,AH) = -2144.8 AH³ - 432.77 AH² + 158.42 AH + 1.68 と表せた。R32/1234yf 混合系では、R1234yf比率の高いものほど、湿度への感度が高いことが分かった。湿度が増加するにつ れて, R1234yf 単体の燃焼速度が増加するため, 混合系の燃焼速度の混合比依存性は緩やかになった. また,湿度 56%RH 以上で R32 混合比 0.8 以上では、反応系の総 H 数が総 F 数を上回るため、これ以 上加湿しても影響はそれほど受けなくなり燃焼速度の変化が小さくなる。これらの実験結果を数式で 表現ししたものを Fig. 5-12 に曲線で示す。Fig. 5-12 (a)は、エネルギー分率のルシャトリエ則であり、各成 分単体の燃焼速度として混合系と同一の絶対湿度での値を用いている。また、R1234yfの燃焼熱は絶対湿度 の関数として H_{c, R1234yf} = 1139.24 AH + 1170.52 (kJ mol⁻¹)を用いた。この推算では、R32 混合比が 0.6 以上に おいて実験値を表現しないことが分かった。Fig. 5-12(b)は、エネルギー分率のルシャトリエ則であるが、反 応系内のH₂Oが全てR1234yfと反応するとして、R1234yf単体の燃焼速度及び燃焼熱を使用した。R32単体 の湿度影響を無視したため、R32 単体の燃焼速度は当然再現しないが、それ以外の混合系については概ね実 験結果や前述の傾向を良く表現することが分かった。また、本混合系の最大燃焼速度は、モル分率のル・シ ャトリエ則よりも、エネルギー分率のル・シャトリエ則で良好に表現できた. 結論として、この混合系は 任意の混合組成において、今回評価した 35℃63%RH 以下の実用上の温度・湿度条件下で、同一条件下 での R1234yf 単体及び R32 単体よりも低い燃焼速度を示すことが分かった.



Fig. 5-12 Effect of humidity on $S_{u,max}$ of R32/1234yf blends measured at $T_0 = 308$ K and $P_0 = 1$ atm. (a) Comparison with prediction using energy fraction Le Chatelier's rule and $S_{u,max}$ of each component at the same absolute humidity. (b) Comparison with prediction by energy fraction Le Chatelier's rule assuming that all the H₂O reacts with R1234yf.

5.5 低 GWP 混合冷媒の濃度分布のある系の燃焼特性評価

微燃性冷媒の場合、(充てんした冷媒が全て燃えるとした)燃焼速度データから予測されるよりも被 害度が小さくなる可能性がある。燃焼性の異なる冷媒や種々の分子量や混合系等を考慮し、冷媒自身 の燃焼性の違いでどの程度この被害度の差が生じるか比較検討することにした。

測定は、濃度分布が顕在化しやすい、密閉大型容器内への下方漏洩、下方着火を想定した。Fig. 5-13 に本実験装置の概略図を示す. 直径 1m の大規模密閉容器を使用し、容器底部から流速 1Lmin⁻¹又は 4Lmin⁻¹ で冷媒ガスを容器内に導入する。噴出し口は内径 10mm で、出口部にはグラスウールを軟らかく詰め、垂 直方向の流速を緩和した。冷媒ガスの総充填量は 1/4LFL 又は 1/2LFL(不燃のものについてはそれぞれ 3.4 vol%又は 6.8 vol%)とした。あらかじめ冷媒濃度の時間変化を酸素濃度系を用いて測定しておき、それを基 に所定の静置時間における燃焼実験を行った。着火は 15kV のネオントランスを用い、電極間距離は 1/4 インチ、放電持続時間は 0.1s、着火高さは 2cm 又は 10cm とした。着火後の容器内の様子は、フイッシュアイレンズを取り付けた高速ビデオカメラで撮影し、容器天井部の温度、及び容器内の圧力を同時に計測した. 初期温度は 25℃、初期圧力は 101.3kPa である。



Fig. 5-13 Experimental apparatus of flammability evaluation of localized refrigerant in 520L large vessel.



Fig. 5-14 Concentration distribution profile of R32 and CF₃I introduced from the bottom of the vessel. Charge amount of 3.4 vol% and charge rate of 1L min⁻¹.

Fig. 5-14 に濃度分布計測の一例として、R32 及び CF₃I の下方充填後の濃度分布の時間変化を示す。 充填完了直後は、いずれも高さ 20cm 以下のみ可燃濃度範囲(ここでは 13.6vol%とする)を超える。 拡散により、分子量の小さい R32 の場合、30 分程度で可燃濃度範囲が消失し、分子量の大きい CF₃Iの 場合であっても1時間以内に可燃濃度範囲が無くなる。

次に、R32/1234yf 混合系の主成分である R1234yf 単体について、局在濃度分布での燃焼特性の評価 を行った。電極高さは 2.1cm とした。

Fig. 5-15 に、一例として 1/4LFL 充填時の濃度分布の結果を示す。濃度分布の測定結果(a)を基に、容 器内の高さ方向(酸素濃度センサの位置)で区分したガス濃度体積(区間体積×冷媒濃度)(b)から、放 電電極高さ(2.1cm)の濃度から着火可能な領域(LFL:6.86%≤ 可燃 ≤UFL:11.2%)と可燃ガス体積(c)を 求めて可燃体積の静置時間変化を表したものである。



Fig. 5-15 Concentration distribution profile of R1234yf introduced from the bottom of the vessel. Charge amount of 1.7 vol% and charge rate of 1L min⁻¹.

次に、Fig. 5-16 に、R1234yf の充填量 1/4LFL、1/2LFL の燃焼実験の結果を示す。得られた圧力波形 から爆発指数 K_G((dP/dt)_{max}V^{1/3})を求めた。圧力上昇の傾向としては、Fig. 5-15(c)に示した可燃ガス体積 とおおむね符合した結果が得られた。また、KG 値については、同型の大型容器を用いた完全混合条件 での R1234yf、R32 の K_G値 0.8 MPa m/s、1.1 MPa m/s (佐分利ら, 2014) よりはるかに小さいことが 分かった



Time after completion of R1234yf charge, min

Fig. 5-16 Pressure rise and deflagration index (K_G) for combustion of localized R1234yf as a function of time after completion of R1234yf charge. (a) Charge amount of 1/4 LFL. (b) Charge amount of 1/2 LFL.

第6章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒のルームエアコンの

リスク評価の進捗

6.1 はじめに

モントリオール議定書のキガリ改正を受け、更なる GWP 値の小さい冷媒への転換が望まれる状況で、日本冷凍空調工業会(以下日冷工)は、A3 冷媒を使用した家庭用ルームエアコン(以下エアコン)の安全性を評価するために、2016年7月からワーキンググループ(以下 WG)を作り、リスクアセスメントを開始した.リスクアセスメントでは、使用時だけでなく、作業時も安全に運用できるようにするため、ライフステージを設定してステージ毎の安全性評価を行った. IEC 60335-2-40 では、A3 冷媒を使用した空調機において、漏えいした冷媒をファンで撹拌することにより、使用可能な冷媒量を増やすことができるなどの内容が次期改正で規定される予定であるが、その妥当性の評価も行った.

本報ではこれらの検討結果について説明する.また、リスクアセスメントの想定外の事象とそれを回避 するための提言についてもまとめる.

6.2 室内の冷媒漏えいシミュレーション

室内における冷媒漏えいシミュレーションを行った ⁶⁻¹. ここでの検討結果は,室内の使用時及び作業時のリスクアセスメントに使用する.

エアコンの代表的な室内機の使用環境として,床面積を7.0 m² (2.5 m×2.8 m),冷媒は R290 とし,冷媒量 は IEC 60335-2-40 Ed 6.0 (以下 IEC 規格) においてファン撹拌を行わない場合に当該床面積で許容される最 大冷媒量の 200 g にてシミュレーションを行った.また,R290 において,1000 g の HFC 冷媒を使用した製 品と同等の性能が得られる冷媒量である 500 g の場合のシミュレーションも行った.この時の床面積は,次 期 IEC 規格でファン撹拌を行う場合に許容される 11.88 m² (3.3 m×3.6 m) とした.また,どちらの計算にお いても天井高さは 2.2 m,室内機はその下面が床面から 1.8 m の高さに設置されるものとした.エアコンの 対面の壁には幅 800 mm×高さ 4 mm のドア下隙間を想定し,天井面には 200 mm×200 mm の圧力境界を 2 箇 所想定した.冷媒漏えい速度は,IEC 規格で採用されている 4 分全量漏れとした.Fig.6-1 に室内の解析モデ ルを示す.

冷媒漏えい解析はエアコン停止中(撹拌なし),運転中(ファン撹拌あり)の双方場合に行った.運転中 は空気と冷媒の混合気体が漏出するものとし,風量は次期 IEC 規格に提案されている Colbourne らの式(6-1)(次期 IEC 規格に規定予定)より算出した.

$$\mathbf{Q} = \frac{8Y\sqrt{A_0}}{240} \left(\frac{m_c}{LFL}\right)^{3/4} \left(\frac{F^{1/4}}{1-F}\right) \qquad \cdots (6-1)$$

- ここで, Q : 必要撹拌風量 (m³/s)
 - A₀ : 気流の吐出面積 (m²)
 - mc : 冷媒充填量 (kg)
 - LFL: 燃焼下限界(kg/m³)
 - Y : 定数 ユニットの外に漏えい箇所がある場合 Y=1.5, それ以外 Y=1.0 今回は 1.0 を使用
 - F : 安全率 0.5

Fig. 6-2 に漏えい終了時(4分後)の撹拌有無による冷媒濃度分布の違いを示す. 撹拌がない場合には, 冷媒量 200g で床面から 0.008 m, 冷媒量 500g で床面から 0.326 m の高さの範囲に可燃域が発生した. 撹拌 がある場合には, 冷媒量 200g の時には室内機の吹出位置から水平方向に約 0.1 m まで, 冷媒量 500g の時 には水平方向に約0.3mまでの範囲に可燃域が発生した. 撹拌がない場合は、冷媒が室内機の真下に漏えいし、床面から可燃空間が積層していくため、可燃空間体積を床面積で除した値が概ね床面からの可燃域の高さとなる.



以上,室内使用時の冷媒漏えいシミュレーションからは,漏えい冷媒の撹拌に関する次期 IEC 規への Colbourne らの提案式には妥当性があり,着火に至る程の有意な大きさの可燃域は生成されないことを確認 した.ただし,室内機の吹出口の近傍には 0.1~0.3 m 程度の長さの可燃域が生成されるため,着火源の位置 によっては危険になる場合もあり得ることには注意が必要である.

6.3 室外の冷媒漏えいシミュレーション

室外(ベランダ)における冷媒漏えいシミュレーションを行った ⁶⁻²⁾.ここでの検討結果は,室外の使用 時及び作業時のリスクアセスメントに使用する.

日本の住宅には戸建住宅と共同住宅がある.戸建住宅における室外機の設置方法は、ベランダ設置、地 面直置き設置、壁面設置、屋根置き設置、軒下天吊り設置などがある.また共同住宅における室外機の設置 方法は、ベランダ設置、共用廊下設置、専用ミニベランダ設置などがある.この中で、漏えいした冷媒が最 も溜まりやすい環境は壁で覆われたベランダである.特に共同住宅の場合、避難経路を確保するため、共用 スペースには設置できない場合があり、ベランダ設置が多く見受けられる.そこで、三方向を壁で覆われた ベランダに室外機を設置することを想定して、冷媒漏えいシミュレーションを行った.Fig.6-3 にベランダ設 置のシミュレーションモデルを示す.幅5m、奥行き1.2m、天井高さ2.1mのベランダを想定し、手すりの 高さは1.1mとした.ベランダの左右の隣室との間の壁には、下部に100mmの隙間を想定した.床面には 50mmの排水口を設けた.室外機の設置形態として、地面直置き設置、壁面設置、軒下天吊り設置の3つの場合 を想定した.



冷媒は R290 で冷媒量は 200 g, 500 g, 1000 g とし, 冷媒漏えい速度は 4 分全量漏れとした. 熱交換器の 空気吸込み面より均一に漏えいするとし, 漏えい濃度は R290 が 100 vol%とした.

解析結果を Fig. 6-4 に示す. 冷媒量 500gの室外機を床面に設置した場合,可燃域継続時間は 1900 秒に達した. また,床面より設置高さが高くなると,壁面設置で 1206 秒,軒下天吊り設置で 939 秒と可燃域継続時間が短くなった. 一方,床面に設置した場合,冷媒量を 1000gにしても,平均可燃空間体積は,冷媒量 500gの場合とあまり差異がなかった. これは,冷媒量 1000gの場合,床面近傍に UFL (Upper Flammability Limit)以上の濃度空間が生成されたことに関係していると考えられる. なお,最小ファン風量で室外機ファンが稼働している場合,冷媒量 1000gの場合に対してのみ,極めて小さな可燃域の生成が確認された.

Installati on	Leakage Amount	200 g		500 g		1000 g	
Conditio n	Time	240 sec	600 sec	240 sec	600 sec	240 sec	600 sec
Floor	Concentration distribution						
mounted	Duration	77	6 sec	19	00 sec	35	546 sec
	Averaged volume	1.22 m ³		2.96 m ³		2.73 m ³	
Steel stand	Concentration distribution		-	-	-		-
mounted	Duration	292 sec		12	06 sec	21	26 sec
	Averaged volume	0.20 m ³		2.83 m ³		3.87 m ³	
Eaves	Concentration distribution						
mounted	Duration	26	0 sec	939 sec		1711 sec	
	Averaged volume	0.05 m ³		2.47 m ³		3.73 m ³	

Fig. 6-4 Concentration distribution, the duration and time averaged volume of flammable region within the balcony for different installation conditions

6.4 リスクアセスメンの方法

6.4.1 リスクアセスメントのプロセス

リスクアセスメントとは、着火に至るシナリオを可能な限り多く抽出し、冷媒漏えい発生確率、可燃域の 空間分布である空間的遭遇確率、着火源と可燃域の時間的遭遇確率を乗じて、着火確率を定量化することで ある.そしてその定量化された着火確率が許容レベルになるまで見直しを行い、リスクを低減する安全対策 を決定する一連のプロセスと定義される.本節では、リスクアセスメントを行うために必要な、モデル設定、 許容レベルの設定、冷媒漏えい発生確率、着火確率の算出方法について説明する.また、リスクアセスメン トの対象とするライフステージについても説明する.

6.4.2 リスクアセスメントモデルの設定

リスクアセスメントの対象は、ミニスプリットエアコンと称される主に家庭で使われる壁掛け式のエアコンであり、冷房定格能力で 2.2 kW から 5.0 kW クラスを対象とした.冷媒は R290 とし、IEC 規格で安全対策が必要ない場合である 200gのエアコンが 7 m² (4.5 畳相当)の部屋に設置された時と 1000gの HFC 冷媒

機器と同等性能となる 500gのエアコンが 11.88 m²の部屋に設置された時を想定した.

6.4.3 許容レベルの設定

エアコンの日本の普及台数は1億台とする.着火事故は全て致命的な事故であると考え,使用時の許容値は,普及台数に対して100年に1回以下の事故発生となる10⁻¹⁰台/年とした.なお,使用時以外の輸送・保管,据付,修理,廃棄の作業時に該当する各ステージでは,専門的な教育を受けている作業者が携わるため,許容値は使用時よりも1桁上げることができると考え,10⁻⁹台/年とした.

6.4.4 冷媒漏えい発生確率

冷媒漏えい発生確率は,調査結果から0.4%/年とした.冷媒漏えいのうち,室内機での微少漏れと急速漏れの割合は,それぞれ94%,6%とした.また,室外機に関しても,同様の調査結果から,微少漏れと急速漏れ(噴出漏れを含む)の割合は,それぞれ88%,12%とした.

作業時の作業起因の漏えいは,配管接続ミスなどの作業ミスによって発生するため,シナリオに基づきヒ ューマンエラーの発生頻度から設定した.

6.5.5 着火確率の算出方法

着火確率は,空間的遭遇確率,時間的遭遇確率及び冷媒漏えい発生確率を乗じて Eq. (6-2)から算出される. また空間的遭遇確率は Eq. (6-3)で計算する.

$$P = P_{\rm s} \times P_{\rm t} \times P_{\rm r} \tag{6-2}$$

$$P_{\rm s} = V_{\rm v} / V_{\rm g} \tag{6-3}$$

ここでそれぞれの記号は以下の通りである.

- P:着火確率
- P_r :冷媒漏えい発生確率

 P_s :空間的遭遇確率

 P_t :時間的遭遇確率

 V_g :対象空間体積
 m^3
- Vv: 平均可燃空間体積

なお、着火確率の算出の詳細に関しては、7章に記載している.

m³

6.4.6 対象とするライフステージ

一般的にリスクアセスメントは、製造から廃棄までの ライフステージが対象となる. Fig. 6-5 に、今回検討し ているリスクアセスメントの対象範囲と対象範囲外を 示す. "輸送・保管"、"据付"、"使用時の室内と室外"、 "修理"、"廃棄"が対象範囲であり、Fig.6-5 にて赤斜体字 で示した項目は、リスクアセスメントの対象範囲外であ る. 以下、対象範囲外とした理由を記す.

- 」、以下、対象範囲下としに理由を叱り、
 - 製品の製造:各社のノウハウがあるため.
 - エアコンの移設:基本的に"運搬"と"据付"の2つのステージを合せたものと考えたため.
 - 廃棄:廃棄工程は、撤去、リサイクル工場までの 運搬、解体に分けられるが、リスクアセスメントで 撤去のみを対象としたため。



Note: The stages in red area are not included in the JRAIA risk assessment

Fig. 6-5 Life stages covered by risk 12 assessment

6.5 リスクアセスメント

6.5.1 使用時の着火確率の計算及び安全対策

6.5.1.1 使用時室内の着火確率の計算

使用時の室内の着火確率の算出には、6.2節の冷媒漏えいシミュレーションで得られた可燃空間時空積を 使用した.壁掛け室内機からの漏えい速度を変化させた冷媒漏えいシミュレーションを行った.その結果、 微少漏れの場合は4分全量漏れよりも平均可燃空間体積が3桁小さくなったため、それを考慮した加重平均 として、リスクアセスメントに使用する平均可燃空間体積を求めた.なお、室内では、人の移動に伴うドア の開閉や冷暖房時の扇風機の併用などの付加因子が考えられ、これらは可燃空間を小さくする方向に作用す るが、その寄与度を定量化できないため考慮していない.

室内の着火源について検討する. A3 冷媒である R290 の着火源は、裸火、高温表面、スパークに分けられ る. Table 6-1 に室内に存在する潜在的な着火源を示す. 裸火は、ライター、ロウソク、ガスコンロなどであ り、A2L 冷媒、A3 冷媒共に、接触すると確実に着火する. 高温表面は、電気ヒータやホットプレート類な どであり、A3 冷媒は自己着火温度が低いため、着火する可能性が高い.スパークは、人体による静電気ス パークと電気機器類による電気スパークに分けられる.電気スパークには、掃除機などのブラシモータから 発生するスパーク、電気機器のサーモスタットやリレー接点から発生するスパーク、コンセントの抜き差し や照明用スイッチの ON/OFF によるスパークなどがある. Table 6-1 の中から, 冷媒漏えいシミュレーション で得られた可燃域の高さと室内に存在する着火源の存在高さを比較して着火源を特定した.ファン送風によ る撹拌がない場合は、エアコンの真下から床面までの間にも可燃空間が生成されるため、熱源が室内機の真 下で使用される場合には、着火源となり得る、この着火源が室内機の真下で使用される確率は検討の結果 10%とした.使用時室内の特定した着火源は、裸火ではタバコ、石油ストーブ、ロウソク、高温表面では電 気ストーブ,スパークではレーザープリンター,電気シェーバー,電気こたつ,電気ストーブ,アイロン, ドライヤー,空気清浄機,除湿機,掃除機,電子カーペット,調理器具,照明用スイッチ,コンセントの抜 き差しであった.これらの着火源について、ライフスタイルも考慮して、各着火源の持続時間と発生回数を 設定した.一方,存在高さを考慮することによって着火源にならないと判断したものには,ロウソク,コン ロ,調理器具、ドアノブに接触した時に発生する静電気、照明用スイッチの ON/OFF などがあげられる.

検討の結果,冷媒量が200gの場合は着火確率が2.61×10⁻¹¹とファン撹拌なしに許容値以下となった.一 方,冷媒量が500gの場合,未対策時の着火確率は許容値を超えたが,安全対策としてファン撹拌を行うこ とによって着火確率は1.32×10⁻¹¹となり,許容値以下となった.

Types of Ignition Sources		Potential Ignition Sources		
Open Flames		Cigarettes during Smoking (including Lighters), Candles		
-		(for Religious Event and Aromatherapy)		
		Oil Stoves, Gas Cooktops, Portable Butane Stoves		
High-Temperat	ure Surfaces	Electric Stoves		
Sparks	Charges	Static Electricity, Laser Printers		
	Brush Motors	Electric Shavers, Printers		
	Thermostats	Kotatsu(tables with electric feet warmers), Electric Stoves,		
		Irons, Toasters, Hairdryers		
	Relays	Air Purifiers, Dehumidifiers, Vacuum Cleaners, Dryers,		
		Electric Carpets, Rice Cookers, Microwave Ovens		
	Others	Plugging/Unplugging of Power Plugs, ON/OFF of Lighting		
		Switches		

Table 6-1 Potential Indoor Ignition Sources

6.5.1.2 室外使用時の着火確率の計算

使用時室外の着火確率の算出には、6.2節の冷媒漏えいシミュレーションで得られた可燃空間時空積を使用した.室外の可燃域に影響を与える因子としては、ベランダの壁下の隙間、自然風などが考えられる.このうち、室外機の周囲では、通常、自然の風が吹いており、これが着火確率に大きな影響を与える.Fig. 6-6に日本の代表都市における各風速の年間累積発生時間を示す.各地域によってばらつきはあるものの、おおよそ 1.0 m/sec から 2.0 m/sec の間の発生頻度が高い.このデータから、自然風の発生頻度は、0.3 m/s 以下が 2.5%、0.3m/s 超 0.5 m/s 以下が 2.3%、0.5 m/s 超が 95.2%であった.風速 0.3 m/s、0.5 m/s の時の冷媒漏えいシミュレーションも行い、風速 0.3 m/s以下(0 m/s で代表)、0.3~0.5 m/s(0.3 m/sで代表)、0.5 m/s超(0.5 m/sで代表)の時の着火確率をそれぞれ算出し、これらの加重平均として着火確率を算出した.



Fig.6-6 The appearance time length of each wind velocity in 16 cities in Japan

室外ベランダの着火源としては、使用者の喫煙やガス石油温水機器の裸火、他のエアコン室外機に関連す る電気スパークが考えられる.また、人が金属製ドアノブなどと接触した場合に発生する静電気スパークも 考えられる.このうち、ガス石油温水機器の裸火やスパークに関しては、燃焼ファンの動作により撹拌され るため、着火源としなかった.また、可燃域内にあるエアコン室外機は着火源にならないとの報告があり着 火源としなかった.

検討の結果,冷媒量が 500gの場合の室外使用時の着火確率は 1.15×10⁻¹¹となり,未対策で許容値以下と なった.しかし,これは,室外の着火源が少ないことに起因する結果であり,6.3節で示したように,ベラ ンダには多大な可燃域が生成されるため,想定外の設置状況が発生した場合には非常に危険な状態になる可 能性がある.

6.5.1.3 使用時のまとめ

室内及び室外の使用時の着火確率を Table 6-2 にまとめた.使用時の室内では、着火源の高さ位置、放電エネルギーの大小、漏えい速度と可燃空間時空積の関係を考慮することにより、安全対策としてファン撹拌を行った後、500gの R290 での着火確率が許容値以下になった.使用時の室外では、自然風を考慮することによって、500gの R290 での着火確率が許容値以下になった.また、リスクアセスメントは 1000gの R32 についても行ったため、Table 6-2 には、その結果も合わせて記載した.

	(tolerable val	ue; 1×10^{10})	
Refrigerant	R290 with	R290 with countermeasure	
Category	Mii	ni-split AC (wall mo	ounted)
Refrigerant amount	200 g	500 g	1000 g
Usage (indoor)	2.61×10 ⁻¹¹	1.32×10 ⁻¹¹	1.68×10 ⁻¹³
Usage (outdoor)	7.03×10 ⁻¹¹	1.15×10 ⁻¹¹	1.38×10 ⁻²¹

Table 6-2 Ignition probability of usage

6.5.2 作業時の着火確率の計算及び安全対策

使用時以外の輸送・保管,据付,修理,廃棄の作業時のリスクアセスメントに関して説明する.輸送・ 保管のステージは他の作業時と共通項が少ないため,独立した形でリスクアセスメントを実施した.また, 据付,修理,廃棄には、6.2節及び6.3節で説明した漏えいシミュレーション(ファン撹拌無)で求めた可燃 空間時空積を使用した.作業時の漏えいは配管接続ミスなどによって発生するため,急速漏れ相当になると 考え、4分全量漏れの時の可燃空間時空積を使用した.着火源については各作業ステージで共通しているも のと特有のものがあり、各作業ステージの着火に至るシナリオを作成し、それを基に、各作業ステージの着 火源を抽出し、着火確率を算出した.

6.5.2.1 輸送・保管ステージのシナリオ

エアコンの輸送・保管ステージは、工場での製品完成後から一般的には以下の①から⑤の工程順序で進められる.

①工場から製品を出荷(トラックによる輸送)

②中大型倉庫での保管

③中大型倉庫からの出荷、販売店などへの納入(トラックによる輸送)

④販売店などの狭小倉庫での保管

⑤狭小倉庫からの出荷,据付現場への納入(小型車両による輸送)

これらの工程のうち,着火源の発生と製品(冷媒が充填されている室外機)からの冷媒漏えいが同時に発 生する場合として,中型倉庫保管,狭小倉庫保管,ワゴン車輸送の3つを想定した.

エアコンの保管場所は、工場生産後や海外生産拠点から持ち込まれた後に一時的に保管する中型倉庫 (1000 m²)と各販売拠点で保有する狭小倉庫(15 m²)に分類される.これらの倉庫内では、フォークリフ トや台車などでエアコンを運搬する.作業時間は、中型倉庫では5名が1日8時間で月20日、狭小倉庫で は2名が1日2時間で月20日とする.

ワゴン車の輸送では、車内内容積は2.9 m³、乗車人員は積み下ろし作業に必要な人数として2名、平均輸送時間は2時間とし、ワゴン車での輸送頻度は100%とする.なお、トラックによる輸送は、輸送環境において可燃域が生じた場合でも可燃域内に着火源が存在しないためリスクは無いとした.また、輸送での荷降ろしの際は、荷室扉を開けた瞬間から内部の空気が循環、拡散するため着火確率は無視できるレベルと考え、シナリオから除外した.

6.5.2.2 据付ステージのシナリオ

エアコンの据付作業は一般的に以下の手順で行われる.

①据付場所を確認し、室内機、室外機を設置場所へ搬入する.

②室内側に据付板を取り付け,壁に穴をあける.

③室内機に配線を取り付け,配管接続を行い,壁に設置する.

④室外機に配線を取り付け,配管を接続する.

⑤真空引きを行い、冷媒漏えい検査を実施する.

⑥室外機の操作弁を開放し、室外機内のプレチャージ冷媒をシステム内に充填する.

⑦電源を入れて試運転を実施する.

据付作業の発生頻度はミニスプリットエアコンの設計上の標準使用期間から10年に1回とし,作業時間 は室内側1.5時間,室外側1.5時間の合計3時間とした.

6.5.2.3 修理ステージのシナリオ

エアコンの室内側での修理作業としては、接続配管を外し冷媒漏えいの可能性がある「室内機の交換作業」、サービスマンが電動ドライバーなどを使用する「基板の交換作業」、作業者による静電気が発生する可能性がある「パネルの交換作業」を想定した.

また,室外側での修理作業としては,ろう付け作業が発生する「圧縮機及び弁類の交換作業」,接続配管 を外し冷媒漏えいの可能性がある「室外機の交換作業」を想定した.

修理作業の発生頻度は調査結果から10%とし、各作業時間はそれぞれ1時間とした.

6.5.2.4 廃棄ステージのシナリオ

エアコンの廃棄の全体の流れを Fig.6-7 に示す. 廃棄ステージは, 撤去, リサイクル工場までの運搬, 解体に分けられるが, リスクアセスメントは撤去のみを対象とした. その他の工程については 6.6 節で言及する.

エアコンを廃棄する際には、まず、ポンプダウン運転により、冷媒を室外機に回収する. エアコンが故障 していて運転できない場合には、室外機の閉止弁を閉止し、室内機と内外接続配管中の冷媒を大気放出する. その後、内外接続配管を取り外し、設置場所から室内機と室外機を撤去する. 取り外した空調機は建物から 搬出され、リサイクル法に基づき、リサイクルセンターに運搬された後に解体される.



Fig. 6-7 Flow of disposal

この撤去廃棄段階の各工程に対して、リスクアセスメントでは、Fig. 6-7 に赤斜体字で示すポンプダウン や室内機と室外機の分離作業を行う撤去作業を想定した.撤去作業の発生頻度は10年に1回とし、作業時 間は1時間とした.

6.5.2.5 各作業ステージの着火源

各作業ステージでのシナリオを想定し、着火源を抽出した.主な着火源の持続時間と発生回数を Table 6-3 に示す.各作業ステージでの共通の着火源は喫煙を想定した.ただし、室内での作業時には喫煙はしないものとした.輸送時にはキー接触時に静電気が発生するとした.保管時には石油ストーブを使用するものとした.据付、修理、撤去では、使用時の着火源の他に、活線作業、電動ドライバー、ろう付けバーナーなどを着火源として想定した.

Ignition source	Motion Time (a)	Number of motions (times/day)	firmatka.
Common: Smoking of worker	4.5×10 ¹	1time/h	Number of smokers 1 / person / h, lighter ignition 5 seconds, Tobacco red fire 40 seconds, smoking rate 28.25
Transport (wagon car)			2 hours, 2 workers
Static electricity (contact of key and door handle)	1.0-10-4	4 time/person	Key after rubbing the seat, door contact 3 times / person, After undressing key, door contact 1 time / person
Storage (small warehouse)			2 hours, 2 workers, 15 m ²
Oil stove	3.6×10 ³	2	Usage period 120 days / year. Oil stove usage rate 25%
InstalL repoir, removal			1 hours, 1 workers
Ignition source during use			See "Ignition source during use"
live-line working	5.0×10 ⁻³	1time/h	Occurrence rate of forgetting to check breaker / energization 10-4
electric screwdriver	3.0	2	Attaching and detaching screws. Incidence 50%
Brazing burner	1.2×10 ²	2	Removal and installation 2times

Table 6-3 Ignition sources of work

6.5.2.6 各作業ステージの着火確率の計算及び安全対策

各作業ステージの着火確率を算出した.結果,許容値を超えたため,安全対策を検討した.可燃性冷媒の 着火源についての教育に加え,輸送・保管ステージでは Table 6-4 の安全対策,据付,修理,撤去ステージで は Table 6-5 の安全対策を取ることによって着火確率が許容値以下となった. Table 6-6 に安全対策実施後の 各作業ステージでの着火確率を示す.作業時に,安全対策を適切に実施することで,着火確率を許容値(1×10⁻⁹)以下にできることを明確化した.

今後,これらを反映した日冷工規格を作成する予定である.

Safety measure	Method	Procedure
Label for fire attention	A fire caution label is displayed on the air-conditioned outdoor unit.	All procedure
Elimination of ignition sources	Education to eliminate ignition sources in the same room in the warehouse according to guidelines etc.	Storage for warehouse
Use of portable leak detector	Regulations for ensuring ventilation, reducing the refrigerant concentration, and carrying and using a portable leak detector by opening windows when a refrigerant leak occurs.	Transportat ion by wagon car
Measures to prevent electrification and ignition in the car	In order to prevent discharge ignition by a charged human body, a metai start key is insulated, or a discharge plate is installed near the key cylinder on the vehicle body.	Transportat ion by wagon car

Table 6-4 Safety measure for transportation and storage

Table 6	-5 S	afetv	measure	for	installation.	repair	and	removal	
14010 0	~~~	<i>include</i>	measure	101	mounding	repan	wind	1 enno i an	٠

Safety measure	Method
Use of portable leak detector	If refrigerant leaks during work, the combustible area is reduced by ensuring ventilation by stopping the work and opening windows.
Wearing work gloves against static electricity	In order to reduce the generation of static electricity by workers during work, it is stipulated to wear an antistatic carrier.
Prohibition of using brush motor type electric screwdriver	Prohibition of using a brush motor type electric screwdriver that is an ignition source

Table 6-6 Ig	nition probabi	ility of wor	king with	countermeas	ures
	(tolera	able value;	1×10 ⁻⁹)		

Refrigerant		R290 counterr	R32				
Category			Mini-s	Mini-split AC (Wall mount)			
Refrigerant amount		200g	200g 500g				
Logis-	Warehouse		5.1 X 10 ⁻¹³	1.1 X 10 ⁻¹⁰	2.3 X 10 ⁻¹⁴		
tics Van			8.9 X 10 ⁻¹¹	1.8 X 10 ⁻¹⁰	5.1 X 10 ⁻¹³		
Installation		in	1.2 X 10 ⁻¹²	1.9 X 10 ⁻¹⁰	3.9 X 10 ⁻¹⁴		
		out	8.5 X 10 ⁻¹²	4.5 X 10 ⁻¹¹	2.7 X 10 ⁻¹⁵		
Service/Rep		in	2.7 X 10 ⁻¹⁵	4.2 X 10 ⁻¹²	1.9 X 10 ⁻¹⁷		
air		out	2.6 X 10 ⁻¹⁰	2.6 X 10 ⁻¹⁰	2.0 X 10 ⁻¹²		
D		in	2.7 X 10 ⁻¹²	1.3 X 10 ⁻¹²	2.2 X 10 ⁻¹⁶		
Remova		out	9.2 X 10 ⁻¹³	2.3 X 10 ⁻¹²	4.7 X 10 ⁻¹⁵		

6.6 リスクアセスメントの想定外事象の考え方と提言

リスクアセスメントは,想定したシナリオに基づいて,適切に運用されることを前提に行われる.しかし, 実際には,リスクアセスメントでは想定していない状況が発生する可能性もある.その考え方と提言につい て記載する.

6.6.1 リスクアセスメントでの想定外の考え方

リスクアセスメントにおける想定外の事象について説明する.これらが発生すると,実際の着火事故を増加させることが容易に想像できるが,これらの危険性を定量化することは非常に困難である.

① 廃棄回収

廃棄時にエアコンが適法なルート以外で回収される場合がある.経産省・環境省の調査によると,6割近

いエアコンが適法なルート以外で回収されており、この場合、冷媒が適切に回収・処理されているか不明で ある.冷媒の回収には処理費用が必要になるため、適切な方法以外で大気中に放出しているようであれば、 着火事故が増加する可能性を否定できない.また、不用品回収業者が、リユース、スクラップ処理をする場 合も同様のリスクを生じる.

② 据付,修理

リスクアセスメントにおいて、エアコンの据付や修理は、エアコンの知識、技術などの訓練を受けた作業 者が、正常な心理状態の下で行うことを前提としている.しかし、使用者が自ら取り付け作業を行う場合や 引越業者がエアコンを移設する場合などは、訓練を受けていない人が作業を行うことになる.さらに、急い で作業を行う場合は、ミスを誘発する可能性がある.リスクアセスメントではヒューマンエラーを 10⁻³とし て扱うが、このような場合は想定よりもヒューマンエラーが大きくなる可能性がある.

③ 想定しない事故事象

一般的に、リスクアセスメントでは、故意に行われるエアコン室外機への放火や、使用中の室外機の持ち 去りなども想定外の事象である.

6.6.2 リスクアセスメントでの想定外に対する提言

現在,市場で普及している A2L 冷媒である R32 を使用したエアコンのリスクアセスメントも,想定外の 事象を考慮して行ったわけではないが,実際の着火事故は殆ど発生していない.これは,以下の理由により, R32 が A3 冷媒よりも着火し難いためと考えられる.

- R32の着火源はA3 冷媒に比べて種類が少ない.
- ② R32の最小着火エネルギーはA3冷媒と比べて大きい.
- ③ R32のLFLは13.5%であり、A3冷媒よりも大きいため、可燃域が生成され難い.

一方, R290 は,着火源の種類が多く,最小着火エネルギーが R32 の約 80 分の1 と小さいため容易に着火 する.また,R290 は LFL が 2.02%と小さいため容易に可燃域が生成される.従って,R290 エアコンの実用 化のためには,前節に記載した想定外の事象を如何に排除するかが重要となる.

以下に, R290 を冷媒として実用化するための方策を提言する.

① エアコンの冷媒が適正に回収・処理されるための取り組みの強化

家電リサイクル制度を含めたエアコンの冷媒の回収・処理に関するインフラ整備を検討する必要がある. 特に人が介在する場合の安全性を担保することが重要である.

② エアコン据付や修理を行う作業者への資格制度

可燃性冷媒を取り扱う作業に関して,講習や実地訓練を行う資格制度を整備する必要がある.この資格制 度は,冷凍空調に関連する団体が行うことも考えられるが,公的な資格制度である方が望ましい.

6.7 まとめ

A3 冷媒を使用したエアコンの冷媒漏えいシミュレーション及びリスクアセスメントを行い,以下の知見 を得た.

- 室内の冷媒漏えいシミュレーションを行い、漏えい冷媒のファン撹拌に関する次期 IEC 規格への Colbourne らの提案式の有効性を確認した.ただし、その提案式による撹拌では、吹出口近辺に可燃 空間が生成されるため、着火源の状況によっては危険になる場合もあり得る.
- 2) 室内における A3 冷媒の着火源を抽出し、冷媒漏えいシミュレーションで得られた可燃域の高さと室 内の着火源の存在高さを比較し、室内の着火源を特定した.
- 3) 冷媒漏えいシミュレーションによって、ベランダでの可燃域の生成状況を定量化し、ベランダには多 大な可燃域が生成される可能性があることを示した.ベランダには着火源が少ないため、リスクアセ スメントの結果、危険という判断には至らなかったが、想定外の設置状況が発生した場合には非常に 危険な状態になる可能性をはらんでいる.
- 4) 各ライフステージにおけるリスクアセスメントを行い、着火確率を許容値以下にするための、ライフ ステージ毎の安全対策を明確化した.今後、その内容を反映した日冷工規格を作成する予定である. なお、日冷工のリスクアセスメントは IEC 60335-2-40 Ed.7.0 に規定予定の内容に基づいて実施した. IEC 60335-2-40 Ed.7.0 の JIS 化について、Ed.6.0 に基づいた JIS C9335-2-40 の改正版に対し、Ed.7.0 と

の差分が追補版として規定される予定であり、今後作成する日冷工規格の規定内容とJIS 追補版の内容に矛盾が生じないようにするため、JIS 追補版の規定内容にも必要な意見出しをしていく予定である.

5) リスクアセスメントの想定外の事象の考え方を説明し、機器を安全に運用するための提言を行った. 今後、A3 冷媒を使用したエアコンを製品化し、安全に運用するためには、エアコンの冷媒が適正に 回収・処理されるための取り組みの強化とエアコンの据付や修理を行う作業者への資格制度の構築が 必要である.

謝辞

本報告書は、平良繁治氏、南田知厚氏(ダイキン工業)、馬場敦史氏(東芝キヤリア)、田村和己氏(日立 ジョンソンコントロールズ空調)、板倉俊二氏(富士通ゼネラル)、三苫恵介氏(三菱重工サーマルシステム ズ)、山本和英氏、山下浩司氏(三菱電機)、上野円氏(シャープ)の各位と主査 高市健二(パナソニック) の共同作業によるものである.またオブザーバとして、堀和貴氏(ダイキン工業)、山口広一氏(東芝キヤリ ア)、橋元任彦氏(パナソニック)、佐々木俊治氏(日立ジョンソンコントロールズ空調)、藤利行氏(富士ゼ ネラル)、川島充氏(三菱電機)のご協力を頂いた.事務局の長谷川一広氏(日冷工)も含め、ここに深く感 謝申し上げる.

参考文献

- 6-1) K. Tamura, et al.: "Ignition Sources at the Stage of Usage for Mini-Split Air-Conditioner using A3 Refrigerant", Proc. 15th IIR-Gustave Lorentzen Conference on Natural Refrigerants, 1069 (2020).
- 6-2) A. Baba, et al.: "Study on risk assessment of air conditioner using R290", Proc. the 25th IIR International Congress of Refrigeration, TS-405. 5 (2019).

第7章 日本冷凍空調工業会による A3 冷媒の内蔵ショーケースの

リスク評価の進捗

7.1 はじめに

飲食店,食料品販売店,スーパーマーケットなどで使用されている圧縮機を内蔵したショーケース(内蔵シ ョーケース)は、R404A,R134aなどの地球温暖化係数(GWP)が高い不燃性の冷媒が使われており、使用時 や廃棄時などにおける冷媒の大気への漏えいは地球温暖化に大きな影響を及ぼす.そこで、GWP が低い冷媒 への転換が重要となる.GWP の小さい冷媒にはLFL が小さく燃焼性が強いA3 冷媒が多いが、内蔵ショーケ ースなどの一体形の冷凍冷蔵機器は、現地配管工事が不要であり、かつ、冷媒量も比較的少ないため、スプリ ット形の機器に比べるとA3 冷媒が適用し易いと考えられ、A3 冷媒化の要望が特に強い.業務用冷凍冷蔵機 器の国際規格 IEC 60335-2-89⁷⁻¹⁾では、従来、A3 冷媒の冷媒量は150 g以下に制限されていたが、2015 年に発 足した IEC/61C/WG4 での検討結果に基づいて、2019 年 6 月に Edition 3.0 に改正され、冷媒の最大充填量が緩 和された(R290 の場合 494 g).しかし、この改正は、各国の冷媒規制に対応するために早急な改正が求めら れていたという側面もあり、実際の使用に際しては、安全運用面での評価を慎重に行う必要がある.

日本冷凍空調工業会(日冷工)では、2016年7月にA3冷媒を使用した内蔵ショーケースのリスクアセスメントを開始し、リスクアセスメントを行ってきた.可燃空間を定量化するための冷媒漏えい解析を行い、内蔵ショーケースの各ライフステージのシナリオを想定して着火源を抽出し、着火確率を計算した.また、リスクアセスメント結果に基づいて安全対策を明確にし、日本の規格(日冷工規格及びJISC9335-2-89)を策定した.

ここでは、A3 冷媒を使用した内蔵ショーケースに対するリスクアセスメントの内容を説明し、日本の規格 を国際規格と比較して説明する.

7.2 冷媒漏えい解析

7.2.1 概要

着火確率の計算には、可燃域継続時間(可燃域の持続時間)、平均可燃空間体積(可燃域継続時間内の可燃 空間の体積の平均値)及び可燃空間時空積(可燃域継続時間と平均可燃空間体積の積)が必要であり、これら を冷媒漏えい解析で求める.解析では、ソルバーは STAR CCM+、乱流モデルは Realizable k-εモデルを用いる. なお、解析コードは、東京大学で行われたルームエアコンに対する CO₂漏えい測定結果⁷⁻²⁾を用いて検証した.

7.2.2 リーチインショーケース庫内漏えい解析



Fig. 7-1 Model of reach-in refrigerated display cabinet

リーチインショーケースの庫内に全冷媒量が漏えい後,扉を急開放する解析を行った.高さ2.0 m,幅1.542 m,奥行 0.7 m,庫内容積 1.08 m³(内寸:幅1.462 m×奥行 0.5 m×高さ 1.478 m)のリーチインショーケースの解析モデルを Fig. 7-1 に示す.下部には圧縮機,凝縮器及びファンが内蔵された凝縮器ユニットがあり,前面から吸気し,背面を通り,ショーケース上部に排気する.凝縮器ユニットは,開口部面積 8.3×10⁻² m²,風量 0 ~0.249 m³/s(風速 0~3 m/s)とした.正方形店舗内の壁際中央にショーケースを設置し,その対面側の天井両隅に 0.4 m×0.4 m の圧力境界を設けた.庫内均一の冷媒濃度の状態から解析を開始し扉はないものとした.スライドドアがこの状態に近いと思われる.庫内前面の上部から下部に向かうエアカーテンの吹出部は,開口部面積 6.58×10⁻² m²,風量 0.137 m³/s(風速 2.08 m/s)とし,エアカーテン有無の時の解析を行った.店舗は天井高さ 2.2 m,床面積 17.14 m² (4.14 m×4.14 m), 24.01 m² (4.9 m×4.9 m), 36 m² (6 m×6 m), 64 m² (8 m×8 m), 100 m² (10 m×10 m),冷媒は R 290 が 0.358 kg 又は 0.5 kg とした.

冷媒量 0.5 kg, 床面積 24.01 m²の時の扉開放 5 秒後及び 10 秒後のショーケース中央での冷媒濃度分布を Fig. 7-2 及び Fig. 7-3 に示す. Fig. 7-2 は冷媒量 0.5 kg・エアカーテン無・風量 0 m³/s の場合で,漏えい冷媒がショーケースから直線的に対面壁まで移動し床面に広く可燃域が広がる.庫内に漏えいした全冷媒量が扉開放によって庫外に一気に漏えいするため漏えい速度が速く,周囲への冷媒拡散が冷媒の移動に間に合わないためと考えられる. Fig. 7-3 は冷媒量 0.5 kg・エアカーテン有・風量 0.166 m³/s (風速 2 m/s)の場合で,この場合でも床面と天井面の広い領域に短時間で可燃域が広がる.なお,エアカーテンがあると庫内に一部の冷媒が残っているのが分かる.

冷媒量 0.5 kg で凝縮器ユニット風量及び床面積変化時の可燃空間体積の経時変化を Fig. 7-4 に示す. (a)は床面積 24.01 m²・エアカーテン無, (b)は床面積 24.01 m²・エアカーテン有, (c)は床面積 100 m²・エアカーテン無, (d)は床面積 100 m²・エアカーテン有の時である. 凝縮器ユニットの風量を大きくした場合,可燃域継続時間は小さくなるが可燃域は無くならず可燃空間体積の最大値は殆ど減らない. 風量が 0 m³/s の時は床面積によって可燃空間体積の経時変化の様子が大きく異なるが,風量 0.083 m³/s (風速 1 m/s) 以上では床面積が可燃空間体積 積に与える影響はあまり大きく無い.風量 0 m³/s の時は,気流が発生しないため可燃域継続時間が最も長く, 冷媒が対面壁に衝突後はショーケースの幅方向 (Fig. 7-2 の奥行方向) にも冷媒が拡散し平均可燃空間体積も 大きくなる.エアカーテン有の時は庫内に一部の冷媒が残るため可燃域継続時間はその分小さくなる.風量が 0 m³/s 以外の時は,気流の影響で冷媒の拡散が速く可燃域継続時間が短くなり,ショーケースの幅方向への拡 散も少なくなる. A3 冷媒では,静電気や電気機器のリレー等が着火源となるため,可燃域の生成が短時間で あっても,可燃域内に着火源が存在すれば容易に着火に至る可能性がある.しかし,IEC 60335-2-89⁷⁻¹⁾では, 扉開放開始から 5 分以内に大きな可燃空間が生成されても可燃域が生成されないとみなされてしまう.



(a) After 5 s from opening the door (b) After 10 s from opening the door Fig. 7-2 Concentration distribution of air flow rate 0 m³/s without the air curtain (refrigerant 0.5 kg, floor area 24.01 m²)



(a) After 5 s from opening the door





Fig. 7-3 Concentration distribution of air flow rate 0.166 m³/s with the air curtain (refrigerant 0.5 kg, floor area 24.01 m²)



Fig. 7-4 Change with time in flammable volume when floor area and condenser air flow rate are varied.









エアカーテン無時の可燃域継続時間(*T_v*)及び平均可燃空間体積(*V_v*)の解析結果を Fig. 7-5 及び Fig. 7-6 に示す. 図は、それぞれ凝縮器ユニットの風量が 0 m³/s 及び 0.166 m³/s (風速 2.0 m/s)の時の解析結果であり、横軸は 冷媒量(*M*)(kg)を床面積(*A*)(m²)で除した値(*M*/*A*)である.*M*/*A*の関数として求めた可燃域継続時間(*T_v*)(s)及び 平均可燃空間体積(*V_v*)(m³)の最小二乗近似式を式(7-1)~式(7-4)及び Fig. 7-5・Fig. 7-6 の実線で示す.

$$T_{\rm v} = 2.76 \times 10^7 \times \left(\frac{M}{A}\right)^2 - 2.86 \times 10^5 \times \left(\frac{M}{A}\right) + 8.30 \times 10^2 \qquad \text{(air flow rate ; 0 m^3/s)}$$
(7-1)
$$V_{\rm v} = 1.36 \times 10^2 \times \left(\frac{M}{A}\right) + 1.34 \qquad \text{(air flow rate ; 0 m^3/s)}$$
(7-2)

$$V_v = 1.36 \times 10^{-10} \times (\frac{1}{A})^{+1.34}$$
 (air flow rate; 0 m³/s) (7-2)
 $T_v = 8.38 \times 10^{1}$ (air flow rate; 0.166 m³/s) (7-3)

$$V_{\rm v} = 2.68 \times 10^1 \times \left(\frac{M}{A}\right) + 1.08$$
 (air flow rate ; 0.166 m³/s) (7-4)

リーチインショーケースには、庫内前面の上部から下部に向かう気流が生成されるエアカーテン方式や庫内 の背面から前面に向かう気流が生成される背面吹出方式等、庫内の気流が異なる幾つかの種類がある.日冷工 のリスクアセスメントでは、想定可能な最悪状態を考え、エアカーテン方式でのエアカーテン無時の解析結果 を用い、凝縮器ユニットの風量有及び無の値をそれぞれ運転時及び停止時の値として使用する.

7.2.3 平形ショーケースの庫外漏えい解析

平形ショーケース下部の凝縮器ユニットからの漏えい解析を行った. 高さ 0.81 m, 幅 1.8 m, 奥行 1.09 m の 平形ショーケースのモデルを Fig. 7-7 に示す. 凝縮器ユニットは,一方の開口部から吸気して他方の開口部か ら排気する.開口部面積は 6.89×10⁻² m² (幅 0.733 m×高さ 0.094 m),風量 0~0.207 m³/s (風速 0~3 m/s) とし, ショーケースを正方形店舗内の中央に設置し,店舗内一面の天井両隅に 0.4 m×0.4 m の圧力境界を設置した. 凝縮器ユニットの開口部では,風量 0 m³/s の時は,吸込口と吹出口の双方から均等に漏えいさせ,開口部の冷 媒濃度を 100%とし,風量が 0 m³/s よりも大きい時は,吹出口から漏えいさせ,開口部の冷媒濃度は計算値を 使用した.店舗は天井高さ 2.2 m,床面積 15.21 m² (3.9 m×3.9 m), 24.01 m² (4.9 m×4.9 m), 36 m² (6 m×6 m), 64 m² (8 m×8 m), 100 m² (10 m×10 m),冷媒は R 290 が 0.358 kg 又は 0.5 kg,漏えい速度は 4 分で全冷媒量が漏え いする値 (4 分全量漏れ, 0.5 kg では 7.5 kg/h) とした.

凝縮器ユニットの風量 0 m³/s 時の可燃域継続時間及び平均可燃空間体積の解析結果を Fig. 7-8 に示す. 図の 横軸は冷媒量(*M*)(kg)を床面積(*A*)(m²)で除した値 (*M*/*A*) である. *M*/*A* の関数として求めた可燃域継続時間(*T*_v)(s) 及び平均可燃空間体積(*V*_v)(m³)の最小二乗近似式をそれぞれ式(7-5)~式(7-6)及び Fig. 7-8 の実線で示す. なお, R 600a での解析も行った結果,可燃空間時空積が R 290 よりも約 10 %大きかった.





$$T_{\rm v} = 2.65 \times 10^7 \times \left(\frac{M}{A}\right)^2 - 8.52 \times 10^4 \times \left(\frac{M}{A}\right) + 2.37 \times 10^2 \qquad \text{(air flow rate ; 0 m^3/s)}$$
(7-5)
$$V_{\rm v} = 8.90 \times 10^1 \times \left(\frac{M}{A}\right) + 2.58 \qquad \text{(air flow rate ; 0 m^3/s)}$$
(7-6)

凝縮器ユニットからの漏えい冷媒の吹き出しについて可燃域を生成しない風量として式(7-7)が提案されている ⁷⁻³⁾. ここで, A_0 は吹出口面積(m²), Fは安全係数で 0.25, Gは LFL(kg/m³), h_0 は吹出口の中心線の高さ(m), Qは吹出風量(m³/s), wは漏えい速度(kg/s)である.

$$Q = \frac{5 \times \sqrt{A_0} \times w^{3/4}}{h_0^{1/8} \times \{G \times (1-F)\}^{5/8}}$$
(7-7)

床面積 24.01 m², R 290 が 0.5 kg, 漏えい速度 7.5 kg/h の時,式(7-7)の風量 0.150 m³/s (風速 2.182 m/s) 及び 8.4%小さい風量 0.138 m³/s (風速 2.0 m/s) で可燃域が生成されず, R 600a でも同様の解析を行い,式(7-7)の風量及び 9.8%小さい風量で可燃域が生成されなかった.

床面積 24.01 m²,冷媒量 0.5 kg,風量 0 m³/s で,漏えい速度が 0.1~40.71 kg/h の時の平均可燃空間体積及び 可燃空間時空積の計算結果を Fig. 7-9 に示す.可燃空間時空積は漏えい速度が 0.54 kg/h 以上では殆ど値が変わ らず,0.1 kg/h でも漏えい速度が0.54 kg/h の時の約50%の値がある.よって,微少漏れ(R 290 では0.54 kg/h 以下)でも大きな可燃空間が生成されるため、リスクアセスメントでは、微少漏れを含む全ての漏えいを考慮 して着火確率を計算する必要がある.なお、リスクアセスメントは4分全量漏れ(0.5 kgのR 290の場合は7.5 kg/h)の時の可燃空間時空積を用いて行うが、解析結果からこの設定に大きな問題はないことも分かった.



7.2.4 ドア上下隙間の影響

店舗内のドア上下隙間を考慮したモデルを Fig. 7-10 に示す. リーチインショーケース (Fig. 7-1, エアカー テン無, 凝縮器ユニット風量 0 m³/s)を正方形店舗内の壁際中央に, 平形ショーケース (Fig. 7-7, 凝縮器ユニ ット風量 0 m³/s)を店舗内中央に設置し, リーチインショーケースの対面側の天井両隅に 0.4 m×0.4 m の圧力 境界を設置した. 解析では, いずれかのショーケースのみを設置した. 店舗内のドアは, 幅 0.8 mm, 高さ 1.875 m (隙間含む),ドア上隙間 10 mm,ドア下隙間 10 mm とし,リーチインショーケースの対面側の壁の中央又 は平形ショーケースの長手方向に平行な方向に配置した. リーチインショーケースの解析では,扉の急開放枚 数を変化させ,急開放枚数が 1 枚の時は向かって右側の扉を急開放した. 店舗は天井高さ 2.2 m,床面積 24.01 ~100 m²,冷媒は R 290 が 0.5 kg とした. 床面積 24.01, 64 m² の時のリーチインショーケースの可燃空間体積 の経時変化を Fig. 7-11 に示す.ドア上下隙間有無によらず床面積による可燃空間体積の最大値の差は殆どな かった. 24.01 m²の時は,可燃域継続時間は急開放枚数 1 枚の方が長くドア上下隙間無の方が長い. 64 m²で は,ドア上下隙間有無による差は微小になるが,急開放枚数による差は少し残っている. Fig. 7-12 に床面積と 可燃空間時空積の関係を示す. 100 m²になると,ドア上下隙間有無及び急開放枚数による可燃空間時空積の差 は殆ど無くなる.



Fig. 7-10 Model of store with door







Fig. 7-12 Difference in flammable volume-time integration with or without store door gap (reach-in refrigerated display cabinet)

次に、床面積 24.01, 64 m²の時の平形ショーケースの可燃空間体積の経時変化を Fig. 7-13 に示す. リーチイ ンショーケースの場合とは異なり、床面積 24.01 m²では、最大可燃空間体積・可燃域継続時間ともに、ドア上 下隙間有無による差がみられる.ドア上下隙間有時は無時に対して、最大可燃空間体積が 55.4%、可燃域継続 時間が 25.0%になる.床面積 64 m²ではドア上下隙間による最大可燃空間体積の差は殆ど無くなり、可燃域継 続時間は隙間無に対して 85.6%とあまり差は無い. Fig. 7-14 に床面積と可燃空間時空積の関係を示す. 100 m² になるとドア上下隙間による可燃空間時空積の差は殆ど無くなる.リスクアセスメントを行うコンビニエンス ストアは、床面積が 84.7 m²であり、この面積では、リーチインショーケース、平形ショーケースともにドア 上下隙間の影響が少なく、密閉空間に対して求めた値を使用してリスクアセスメントを行っても問題ないと言 える.







Fig. 7-14 Difference in flammable volume-time integration with or without store door gap (horizontal refrigerated display cabinet)





コンビニエンスストアの実店舗モデルを Fig. 7-15 に示す.図の左側には、高さ 0.85 m のレジカウンター (厚 み無)がある. Fig. 7-15の店舗床面積は112 m², レジ内を除いた床面積は102 m², 天井高さは2.2 m で, 店舗 にはドアが5箇所ある. Door1は事務所で幅0.8 m×高さ1.875 m [隙間:上6 mm,下15 mm], Door2はバ ックヤードで幅 0.8 m×高さ 1.875 m [隙間:上 10 mm,下 20 mm],Door 3 はトイレで幅 0.7 m×高さ 1.875 m [隙間:上6mm, 下15mm], Door4は店舗入口で幅1.6m×高さ1.875m [隙間無], Door5はレジで幅0.6 m×高さ 0.8 m「隙間:下 75 mm」とした.店舗内の中央左側に 0.25 m×0.25 m の圧力境界を設定した.リー チインショーケースを図の右下外側及び右上外側に設置し、平形ショーケースを店舗内中央付近に店舗入口ド アと平行な方向に長手方向を設置した. 解析ではいずれかのショーケースのみを設置した. また店舗全体を狭 くした解析(店舗床面積 75.4 m², レジ内を除いた床面積 57.4 m²) も行った. リーチインショーケースは Fig. 7-1 (エアカーテン無, 凝縮器ユニット風量 0 m³/s)のものを用い, 庫内に全冷媒漏えい後 2 枚扉の右側扉を急 開放させた. 平形ショーケースは Fig. 7-7(凝縮器ユニット風量 0 m³/s)のものを用い,漏えい速度は4 分全量 漏れとした. 冷媒はR290が0.5kgとした.



Fig. 7-16 Comparison result of reach-in refrigerated display







リーチインショーケースにおいて、実店舗モデルのレジ内を除いた床面積を A とした場合の実店舗モデルの解析結果と 7.2.4 項の正方形空間の解析結果の比較を Fig. 7-16 に示す. 概ね正方形空間と実店舗モデルは同様の傾向を示し、リーチインショーケースの庫内漏れでは、レジ内を除いた床面積を使用するのが適切と思われる. これは、庫内の冷媒が外部に一気に漏えいし、冷媒の拡散よりも速く直進し、床面近辺の冷媒がレジ内に流れ込まないためと思われる. なお、凝縮器ユニット内のファンを作動させた場合は、冷媒が店舗内に拡散されるため、レジ内も含めた床面積を使用するのが適切である.

次に、平形ショーケースの実店舗モデルの解析結果と正方形空間の解析結果の比較を Fig. 7-17 に示す. (a) は実店舗モデルのレジ内も含めた床面積を A とした場合, (b)は実店舗モデルのレジ内を除いた床面積を A と した場合である.この図より、平形ショーケースの場合は、レジ内も含めた床面積とした方が、レジ内を除い た床面積とした場合よりも、正方形空間と実店舗モデルが近い傾向を示していると思われ、平形ショーケース の凝縮器ユニット漏れでは、レジ内も含めた床面積を使用するのが適切と思われる.これは、漏えい速度が 4 分全量漏れと遅く、冷媒が周囲に拡散し、レジ内にも流れ込んだためと思われる.

評価では統一した床面積とする必要があり、以上の結果から、リスクアセスメントと安全規格では店舗のレジ内も含めた値を床面積とする.

7.3 リスクアセスメント

7.3.1 リスクアセスメントの方法

7.3.1.1 着火確率の算出方法

着火確率は、可燃域が対象空間に占める空間的割合である空間的遭遇確率、一定時間内に着火源と可燃域が 遭遇する確率である時間的遭遇確率,冷媒漏えい発生確率を乗じて式(7-8)で算出する.空間的遭遇確率は可燃 空間の体積と対象空間全体の体積の比率であり式(7-9)で計算する、時間的遭遇確率は、着火源が可燃域と接触 する時間率であり、幾何学的確率^{7-4,7-5)}の考え方を用い、Fig. 7-18の遭遇する領域の面積を全領域の面積で除 して式(7-10)で表す.着火源が複数回発生する場合は式(7-11)で表し、この式で使用時の時間的遭遇確率を計算 する. 係数 k は着火源の存在率や着火源の特定時間帯への集中度合を考慮した係数である. A3 冷媒では静電 気や電気スパーク等のTiが短くnが大きい着火源が多く、式(7-11)はこの場合の計算精度がよい. Table 7-1 に k=1の時の計算例を示す. Case 1 (ライターを想定)の T_vが 3600 s, T_iが 5 s, n が 1回/day の時, 従来の式⁷⁻⁶⁾ と式(7-11)は同じ値となるが、Case 2(静電気を想定)のTyが 3600 s, Tiが 1 µs, n が 24 回/day の時、従来の 式 7-6)は 1.0 になるが,式(7-11)では 0.64 になる. また,作業時の時間的遭遇確率は漏えいと着火源が作業起因 か否かで式(7-14)~式(7-17)を使い分ける.ここで、Pa(式(7-12))は漏えいが作業時間に発生する確率で作業起 因の漏えいでは 1, Pb(式(7-13)) は着火源が作業時間と遭遇する確率で作業起因の着火源では 1 とする.ま た,作業に起因しない着火源の場合は式(7-16)及び式(7-17)に示すように式中の指数を作業時間中の着火源の発 生回数 n×Ts/Td に置き換える.可燃域継続時間及び平均可燃空間体積は、コンビニエンスストアの床面積では ドア上下隙間の影響が少ない(7.2.4 項)ため、密閉空間での式(7-1)~式(7-6)を用いる. その他の値は各ステー ジでの設定及び着火源の性質に応じた値に設定する.なお,A3 冷媒の着火源は,諏訪東京理科大学の今村の 研究 7-7)を基に設定した.



Fig. 7-18 Image of encounter between ignition source and flammable region

 Table 7-1
 Example of temporal encounter probability

Case	$T_{ m v}$	$T_{\rm i}$	п	$n \times (T_{\rm i} + T_{\rm v}) / T_{\rm d}^{5}$	Eq.(7-11)
1	3600	5	1	4.2×10 ⁻²	4.2×10 ⁻²
2	3600	1×10 ⁻⁶	24	1.0	6.4×10 ⁻¹
					(here <i>k</i> =1)

$$P = P_{\rm s} \times P_{\rm t} \times P_{\rm r}$$

$$P_{\rm s} = \frac{V_{\rm v}}{V_{\sigma}}$$
(7-8)
(7-9)

$$P_{t} = \frac{\frac{T_{i}^{2} + T_{v}^{2}}{2} + \left\{T_{d}^{2} - \frac{(T_{d} - T_{i})^{2} + (T_{d} - T_{v})^{2}}{2}\right\}}{T_{d}^{2}} = \frac{T_{i} + T_{v}}{T_{d}}$$
(7-10)

$$P_{\rm t} = k \times \left[1 - \left\{ 1 - \frac{T_{\rm i} + T_{\rm v}}{T_{\rm d}} \right\}^n \right] \quad \text{(at usage)} \tag{7-11}$$

$$P_{\rm a} = \frac{T_{\rm s}}{T_{\rm d} \times 365} \tag{7-12}$$

$$P_{\rm b} = \left[1 - \left\{1 - \frac{T_{\rm i} + T_{\rm v}}{T_{\rm d}}\right\}^n\right]$$
(7-13)

$$P_{t} = k \times \left[1 - \left\{ 1 - \frac{T_{i} + T_{v}}{T_{s}} \right\}^{n} \right]$$
 (leakage and ignition source caused by work) (7-14)

$$P_{t} = k \times P_{a} \times \left[1 - \left\{ 1 - \frac{T_{i} + T_{v}}{T_{s}} \right\}^{n} \right]$$
 (leakage not caused by work and ignition source caused by work) (7-15)

$$P_{t} = k \times P_{a} \times P_{b} \times \left[1 - \left\{ 1 - \frac{T_{i} + T_{v}}{T_{s}} \right\}^{n \times T_{s}/T_{d}} \right]$$
 (leakage and ignition source not caused by work) (7-16)

$$P_{t} = k \times P_{b} \times \left[1 - \left\{1 - \frac{T_{i} + T_{v}}{T_{s}}\right\}^{n \times T_{s}/T_{d}}\right]$$
(leakage caused by work and ignition source not caused by work) (7-17)

ここで,	n	1日の着火源発生回数	回/day
	Р	着火確率	-
	P_{a}	年間の作業時間率	-
	P_{b}	着火源と作業時間の遭遇率	-
	$P_{\rm r}$	冷媒漏えい発生確率	-
	$P_{\rm s}$	空間的遭遇確率	-
	$P_{\rm t}$	時間的遭遇確率	-
	Т	時間	S
	$T_{\rm d}$	1日の時間	S
	$T_{\rm i}$	着火源存在時間	S
	$T_{\rm s}$	作業時間	S
	$T_{ m v}$	可燃域継続時間	S
	$V_{\rm g}$	対象空間体積	m ³
	$V_{\rm v}$	平均可燃空間体積	m ³

使用時の着火確率は、凝縮器ユニットのファン運転時及びファン停止時の着火確率を加重平均して求める. リーチインショーケースの庫内漏れには、停止時は式(7-1)及び式(7-2)、運転時は式(7-3)及び式(7-4)を用いる. ショーケース下部の凝縮器ユニット漏れには、平形ショーケースの式を適用し、停止時は式(7-5)及び式(7-6)を 用い、運転時は式(7-7)⁷⁻³⁾の風量以上になっており可燃域の生成無とする.作業時の値は停止時の式を用いて求 める.

着火確率は FTA (Fault Tree Analysis) を用いて計算し,着火確率が許容値を超えていたら,リスクを低減す るための安全対策を施し,これを着火確率が許容値以下になるまで繰り返す⁷⁻⁸. なお,安全対策の効果は文 献⁷⁻⁹を基に設定した.

7.3.1.2 リスクアセスメントモデルの設定

リスクアセスメントを行うモデル店舗は、揚げ物等の簡単な調理が可能なコンビニエンスストアとする. コ ンビニエンスストアは店舗数が多い(約 5.6 万店舗)ため内蔵ショーケースの普及台数に占める割合が多く、 A3 冷媒は静電気や店舗内の電気機器のリレー等でも着火するため、A3 にとって最も危険な場所であると想定 する. リスクアセスメントでは、R 290 が 0.5 kg,店舗は天井高さ 2.2 m,床面積 84.7 m²(店舗内の別置クロー ズドショーケース、事務所、トイレ等を除いた値(レジ内は含む))とする.

内蔵ショーケースは工場生産後,倉庫で一時保管した後店舗に輸送し,適切な場所に設置して使用する.修理は,設置場所で行うか、メーカーのサービス拠点等に持ち帰り修理後に再設置する.ショーケースが不要になった場合は設置先から撤去し、一時的に倉庫に保管してから廃棄処理するか再生・整備後に中古品として再設置する.日冷工のリスクアセスメントでは、輸送、保管、設置、使用、修理、撤去までをライフステージとして設定する.着火事故は全て致命的な事故であるとし、許容可能なレベルは100年に1回以下の着火事故が発生するレベルである⁷⁻⁰とし、内蔵ショーケースの日本の普及台数190万台から使用時の許容値を5.26×10⁻⁹とした.使用時以外は、職業として常にショーケースを取り扱い、専門的な教育を受けている作業者が携わるため、許容値を使用時よりも1桁上げることができる⁷⁻⁰とし、5.26×10⁻⁸とした.

7.3.1.3 漏えい速度及び冷媒漏えい発生確率

漏えい速度は配管の損傷状態によって噴出漏れ, 急速漏れ, 微少漏れに区分され⁷⁻⁰, それぞれ R 32 では 75, 10, 1 kg/h⁷⁻⁰であり, R 290 に換算すると 40.71, 5.4, 0.54 kg/h となるが, リスクアセスメントでは空調機の規格 IEC 60335-2-40⁷⁻¹⁰の考え方である 4 分全量漏れ(0.5 kg の R 290 では 7.5 kg

/h)を採用する.内蔵ショーケースの使用時の冷媒漏えい発生確率は,調査結果から噴出漏れ,急速漏れ, 微少漏れの発生確率をそれぞれ 5.26×10⁻⁷, 1.89×10⁻⁵, 9.82×10⁻⁴ とした.下部の凝縮器ユニットからの漏えい では微少漏れでも大きな可燃空間が生成される (7.2.3 項)ため,全ての漏えい発生確率の合計値 1.0×10⁻³を使 用時の冷媒漏れ発生確率とした.冷媒漏えいが発生した初期不良件数を出荷台数で除した値 2.11×10⁻⁴ を初期 設置時冷媒漏えい発生確率とし,工場出荷後から設置までの冷媒漏えい発生確率とする.輸送時と設置時はこ れを 1/3 にした値を使用し,保管時は長期保管も想定し安全のためこの値をそのまま使用する.修理時と撤去 時の作業ミスによる冷媒漏えい発生確率はヒューマンエラーの発生頻度を基に算出する.一般的に,リスクア セスメントでは,正常な状態を想定し,ヒューマンエラーを 1.0×10⁻³ とする ⁷⁻¹¹.可燃性冷媒への着火を防ぐ 新たな作業は,従来とは異なる注意を要する作業であり,ヒューマンエラーを 5.0×10⁻² とする ⁷⁻¹¹.

7.3.2 使用時の着火確率の計算及び安全対策

コンビニエンスストア店舗内の使用時の主な着火源を Table 7-2 に示す.電気スパークは,店舗内の各電気 機器のリレーON/OFF (コーヒーディスペンサー:1日 186 回,フライヤー・中華まん加湿器・おでん加熱器: 1日10回),掃除機の電源コンセント引き抜き(1日2回,発生確率 50%),照明スイッチの ON から OFF へ の切り替え(1日2回)等が着火源になるとした.自身以外のショーケースのファンのブラシモータ(普及率 1%)は、使用時には、その周囲に冷媒の燃焼速度よりも十分に速い気流が流れるため、モータが ON する時 (1日144回)のみ着火するとした.この時,蒸発器の除霜率は 8.3×10⁻²(1日2h停止),ファン故障率は A2L のリスクアセスメント実施時の調査結果 ⁷⁻¹²⁾の 2.5×10⁻⁴ とし、未対策時は除霜率とファン故障率を加えた確率 でファンが停止するとした.電気スパークの放電時間は、50 Hz 電源で最大 1/4 波長分放電するとし 5 ms とし た.業務用コピー機は、家庭用プリンターとの違いが不明であり、安全のため使用中はずっと着火源になると し、1回 3 min で1日 50 回動作するとした.静電気は、人がショーケースの金属部に触れた時等に発生するも のとし、店舗内の全ての人が何回でも静電気放電を起こすものとした.店舗入口が手動ドアの時は入店時に静 電気が放電されるため、東京の気象データを店舗内温度に換算した湿度 30%以下の発生率 18.7%に自動ドア の率 50%を乗じて静電気発生率とし、発生回数はリーチインショーケースが1日 44 回,その他のショーケー スは1日 22 回(x2 ケース),放電時間を1µs⁷⁻¹³),放電エネルギーを 0.8~1.0 mJ⁷⁻¹⁴とした.この放電エネル ギーは想定される人体からの静電気放電の最大値であるが,毎回このエネルギーで静電気放電が発生するもの とした.静電気とファンのブラシモータは放電エネルギーが小さく⁷⁻⁷, Fig. 7-19(文献⁷⁻¹⁵⁾を基に作図)から 分かるように着火する領域の面積は R 290 の LFL と UFL の間の約 1/2 となるため,可燃空間時空積を 1/2 に して着火確率を計算した.裸火は店舗に陳列しているライターの1日5人各5sの試し使用を想定し,燃焼式 暖房機(普及率 0.01%)を1日10h使用する.客は店舗内では喫煙せず,全ての高温表面は R 290の自己着 火温度未満で着火源とならない.なお、ショーケースから冷媒が漏えいした場合,可燃域は店内の下部に生成 されるが、凝縮器ユニット内のファンを作動させた場合(Fig. 7-3)は、天井を介してその他の場所にも可燃域 が生成される可能性があるため、着火源の存在高さは考慮していない.NITE(製品評価技術基盤機構)のデー タ⁷⁻¹⁶⁾を基に電気機器の発火事故も考慮した.

結果,未対策時,使用時の着火確率(Table 7-3の未対策時)は許容値を超えたため,対策を検討し,次の安全対策を取ることによって着火確率(Table 7-3の対策時)が許容値以下になった.可燃空間時空積を R 290 よりも約 10%大きい R 600a での値にしても同じ安全対策で着火確率が許容値以下になることを確認した.

(1)凝縮器ユニットファンを除霜時でも運転する

(2)凝縮器ユニットの風量を式(7-7)以上にする

(3)リーチインショーケースの庫内の冷媒漏れを検知し警報する機能及び冷媒漏えい時に庫内への冷媒漏れを遮断する機能を備える



Fig. 7-19 The difference of minimum ignition energy

Table 7-2	Ignition sources assumed at the usage stage
	(a) Electric spark

()						
$T_{\rm i}({\rm s})$ n	k	Note				
5×10 ⁻³ 18	6 1	Relay operates when selling				
5×10 ⁻³ 10) 1	Cooking every 4 h in a span of 20 h				
5×10 ⁻³ 10) 1	Cooking every 4 h in a span of 20 h				
5×10 ⁻³ 10) 1	Cooking every 4 h in a span of 20 h				
5×10 ⁻³ 2	0.5	Unplugging vacuum cleaner twice per day; occurrence rate: 50 %				
5×10 ⁻³ 2	1	Switch from on to off twice per day				
180 50) 1	50 times in a day, usage time 3 min				
5×10 ⁻³ 14	4 0.01	Turn on 6 times in 1 h. dissemination rate: 1 %				
(b) Static electricity						
$T_{i}(s)$ n	k	Note				
1×10 ⁻⁶ 44	0.0935	Taking out iced coffee. 10 % of spark encounter flammable region				
1×10 ⁻⁶ 22	0.0935	Shoppers touch metallic parts				
1×10 ⁻⁶ 22	0.0935	Shoppers touch metallic parts				
(c) Open flame						
$T_{i}(s)$ n	k	Note				
5 5	1	5 people trying for 5 s per day				
3.6×10^4 1	1×10 ⁻⁴	Use 10 h in a day, Dissemination rate: 0.01%				
	$\begin{array}{c c c c c c c c c c c c c c c c c c c $	$\begin{array}{c c c c c c c c c c c c c c c c c c c $				

Table 7-3	Ignition pro	bability at the usag	e stage (tolerable valu	le; 5.26×10^{-9})
	Stage	No monogramos	With measures	

Stage	No measures	With measures
Usage	2.50×10 ⁻⁶	1.82×10^{-10}

ここで,遮断弁の故障率は,A2Lのリスクアセスメント⁷⁻¹²⁾実施時に調査した弁の故障率4.05×10⁻⁴から,弁が開状態で故障する確率は閉状態で故障する確率よりも少ないため1.0×10⁻⁴とし,対策時,この確率で冷媒回路が遮断されないとした.警報の効果は1.0×10⁻¹とした⁷⁻⁹.

7.3.3 作業時の着火確率の計算及び安全対策

作業時は、着火源が共通しているものもあるため、各作業ステージのシナリオを説明し、その後に作業時の 着火源について説明する.

7.3.3.1 輸送ステージのシナリオ

内蔵ショーケースは通常トラックで輸送されるが、トラックでは荷室に着火源がないため、荷室と運転室が 同じ空間にあるワゴン車での輸送を想定した.ワゴン車では凝縮器ユニット単体を輸送する.往路は新品の木 枠梱包有、復路は旧品の木枠梱包無とする.ろう付けが必要となる冷媒回路修理を伴う修理が発生した時に凝 縮器ユニットの交換作業が発生するとし、ワゴン車輸送率は、冷媒回路修理を伴う修理件数を市場普及台数で 除した値 8.39×10⁻⁴ (7.3.3.4 参照)に凝縮器ユニットに冷媒が入っている確率 5×10⁻³を乗じ 4.2×10⁻⁶とする. なおリスクアセスメントは安全のためワゴン車輸送率が1の場合についても行った.ワゴン車の内容積 2.9 m³、 乗車人数は積み下ろし作業に必要な2名、最大輸送時間は 12 h、平均輸送時間は 2 h とする.

7.3.3.2 保管ステージのシナリオ

ショーケースの保管場所は、工場生産後や海外生産拠点から持ち込まれたショーケースを一時的に保管する 中型倉庫(1000 m²)と各販売拠点で保有する狭小倉庫(15 m²)に分類される.倉庫内では、フォークリフト や台車等でショーケースを運搬する.作業時間は、中型倉庫では5名が1日8hで月20日、狭小倉庫では2名 が1日2hで月20日とする.倉庫に保管するショーケースは新品と中古品があり、新品はビニール梱包又は ビニール梱包+木枠の状態、中古品は梱包無又はビニール梱包を想定する.

7.3.3.3 設置ステージのシナリオ

設置作業には、ショーケースをトラックの荷台から地面に降ろす荷下ろし作業、荷下ろし後ショーケースを 店舗内の設置場所まで運搬する運搬作業、設置場所で開梱や付属品の取付けを行う据付作業がある.これらの 作業で、ショーケース1台あたり、作業者2名で1hを要する.内訳は、荷下ろし作業0.2h、運搬作業0.1h、 据付作業0.7hとする.年間の設置率は、年間撤去率と同じとし、寿命で交換する確率と店舗が閉店して撤去 する確率の合計1.24×10⁻¹(7.3.3.5参照)とする.設置ステージでは、新店工事時と営業中の店舗への設置を想 定する.

7.3.3.4 修理ステージのシナリオ

修理には、メーカーのサービス拠点等で修理する持ち帰り修理、一時的に屋外に移動し修理する店外修理、 店舗内に設置したまま修理する店内修理がある.年間の内蔵ショーケースの修理を1.0×10⁻²(日冷工会員企業 の2011~2015年度の全修理件数の調査結果を普及台数の190万台で除した値)とし、そのうち、現地修理で の冷媒回路の修理率を8.39×10⁻²(日冷工会員企業の2011~2015年度の冷媒回路修理を伴う修理件数の調査結 果を全修理件数で除した値)とする.回収機での可燃性冷媒の回収は、高圧ガス保安法によって20日前の届 出が義務付けられており、実質、不可能である.そのため、冷媒回路の修理時は冷媒の大気放出(冷媒廃棄) を想定し、ホースを介して大気放出するか、一旦回収袋に冷媒を移した後に大気放出することを想定する.な お、大気放出は、着火源から離れた場所で、かつ、通風の良い場所で少量ずつ行う.修理に要する作業時間は、 冷媒放出に1h、配管切断と冷媒回路部品の交換に1h、冷媒充填に1h、その他の冷媒回路に関わらない作業 に1hとする.

7.3.3.5 撤去ステージのシナリオ

撤去ステージでは、ショーケースを廃棄するために、店舗内から撤去する場合を想定する.この時、内蔵ショーケースは冷媒が入った状態で移動する.年間の撤去率は、寿命で交換する確率 7.69×10⁻²(寿命 13 年の逆数)と店舗が閉店して撤去する確率 4.7×10⁻²(2014~2016 年度のコンビニエンスストアの開店・閉店店舗数の調査結果を年間当たりに換算した値)を合計し 1.24×10⁻¹とする.撤去に要する作業時間は 1 h とする.撤去は、営業廃止店舗から撤去する場合と営業中の店舗から撤去する場合を想定する.

7.3.3.6 作業時の着火確率の計算及び安全対策

Name	$T_{i}(s)$	п		k		Note		
Smoking by workers (open flame)	4.5×10 ¹	1.08	′h /p).282 bersor	Number: 1 /person/h; ignition time with lighter: 5 s; duration of red tip: 40 s; smoking rate: 28.2%			
(b) Transportation								
Name	$T_{\rm i}({\rm s})$	п		k		Note		
Key contact (Static electricity)	1.0×10^{-6}	1.1	0.0)468	1.1 times, discharge rate: 25 % (0.25×0.187=0.0468)			
				(c)	Storage			
Name	$T_{\rm i}$ (s)	n	k		Note		
Static electricity 1.0×10		0 ⁻⁶	1	0.064	Conta (2 per	Contact by worker (secondhand, unpacked) (2 person×0.032=0.064)		
Combustion-type heater (open flame) 7.2×1	0 ²	1	0.082	2 120 days per year; rate: 25%(0.25×120/365=0.082)			
(d) Install, repair or removal								
Name			(s)	n	k	Note		
Ignition source in usage		-		-	-	See Table 7-2		
Power outlet (electric spark) (at repair or removal)		5.0×10 ⁻³		³ 1	0.25	Unplugging the display cabinet in question; rate: 25%		
Electric screwdriver (brush motor)		3	3.0 10 0.05 Opening/closing; existence ratio:		0.05	Opening/closing; existence ratio: 5%		
Electrostatic spark		1.0>	<10-	⁶ 1-2	0.187 /person	Touching with display cabinet		
Brazing burner (open flame) (only at repair)		1.23	$\times 10^{2}$	2 4	1	$2 \min \times 4$ locations		
Vacuum pump (only at repair)		5.0>	<10-2	³ 2	1	Switch ON/OFF		
Refrigerant recovery machine (only at repair)		5.0>	<10-2	³ 2	0.5	Switch ON/OFF, Misuse rate 50%		

Table 7-4 Ignition sources assumed at the work stage (a) Common

Table 7-5 Ignition probability at the work stage (tolerable value; 5.26×10^{-8})

Stage	No measures	With measures	
Transportation (for minivan transportation rate set at 1)	1.12×10 ⁻⁵	1.02×10 ⁻⁹	
Storage (secondhand products in a small-sized warehouse)	3.25×10^{-6}	3.65×10^{-8}	
	7.65×10 ⁻⁸	6.85×10 ⁻⁹	
Installation (store in operation)	(unloading; 3.77×10^{-10} ,	(unloading; 4.28×10^{-13} ,	
	carrying; 1.20×10^{-8} ,	carrying; 1.20×10^{-9} ,	
	emplacement; 6.41×10^{-8})	emplacement; 5.65×10^{-9})	
Repair (in-store repair)	2.18×10^{-5}	1.23×10^{-8}	
Removal (store in operation)	3.00×10 ⁻⁷	2.81×10^{-8}	

輸送, 保管, 設置, 修理, 撤去の各作業ステージでの主な着火源を Table 7-4 に示す. 各ステージの作業パタ ーンから,各着火源の使用時間と発生回数を設定した.営業中の店舗内での作業では,使用時の着火源(Table 7-2) も考慮した. 作業者の喫煙では、1 本あたりの喫煙時間を 5 min, その内, 赤火になる時間を 40 s, ライ ターの着火時間を 5 s とし,男性の作業者を想定し,喫煙率を 28.2 %,喫煙本数を 1.08 本/h とした.修理時と 撤去時は、作業開始前に運転中のショーケースの電源を抜くことを想定し、その確率は、ショーケース下部に 電源がある確率 50%とショーケース運転中に電源を抜く確率 50%を乗じた 25%とした.修理時においては、 真空ポンプ,冷媒回収機のスイッチ ON/OFF(合計2回)が着火源になるとし,法律面から可燃性冷媒には使 用できない冷媒回収機の誤使用確率を 50%とした. 電気スパークの放電時間は 5 ms とした. 電動ドライバー はブラシモータ(存在率5%)が着火するとし、放電時間を3s、発生回数を10回とした.静電気は、作業者 がショーケースの金属部に触れた時、輸送時のキー接触時等に発生するとし、放電時間は1µs⁷⁻¹³⁾とした.静 電気の発生回数は各作業のシナリオに応じて設定し、金属に連続して触る場合には1回だけ発生するとし、輸 送時に 1.1 回(降車時に放電. 10%の確率で途中休憩),保管時に 1回,設置時に 2回(ビニールカバー及び 保護フィルム取外時),修理時に2回(修理開始時と終了時のパネル付け外し),撤去時に1回(扉の養生時) とした. 中型倉庫保管時と屋外での作業時(設置時の荷下ろし時,屋外修理時)は東京の気象データの湿度30% 以下の発生率 3.2%, 店舗内での作業時は店舗内温度に換算した湿度 30%以下の発生率 18.7%を静電気の発生 率とした.衣類脱衣時の放電は着火源にならないとした 7-7).静電気と電動ドライバー(ブラシモータ)は放電 エネルギーが小さく 7-7),可燃空間時空積を 1/2 にして着火確率を計算した.冷媒回路に関わる修理作業では, ろう付けバーナーによる部品交換作業を各2minで2箇所付け外しするとした.

なお、輸送時は、ワゴン車の内容積が小さいため、冷媒漏えい時は車内濃度が均一になるとし、平均可燃空間体積は車内の内容積と同一の 2.9 m³とした.そして、漏えい終了までは式(7-18)、漏えい終了後は式(7-19)が

成り立つ⁷⁻⁰として,濃度がLFLとUFLの間にある時間を求め,可燃域継続時間とした.漏えい速度は4分全 量漏れ,隙間風の換気量は1.11×10⁻³ m³/s⁷⁻¹⁷とし,結果,可燃域継続時間は67.1 min となった.エアコンの外 気取入れモード使用時は換気風量が大きく⁷⁻¹⁸,車内に殆ど可燃域が生成されないため,外気取入れモード使 用率,喫煙前の換気率等の調査結果から,喫煙時に車内に可燃域が生成されない率(着火前に換気をする率) を64.6%とした.

$$C = \frac{w}{Q_{\rm c}} \times \left(1 - e^{-\lambda \times T}\right) \tag{7-18}$$

$$C = \frac{w}{Q_{\rm c}} \times \left(1 - e^{-\lambda \times M/w}\right) \times e^{-\lambda \times (T - M/w)}$$
(7-19)

こで,	С	冷媒濃度	kg/m ³
	M	冷媒量	kg
	Q_{c}	隙間風の換気量	m ³ /s
	Т	時間	S
	w	冷媒漏えい速度	kg/s
	λ	換気回数	回/s

また、中型倉庫保管時及び屋外作業時(設置時の荷下ろし時,屋外修理時)の可燃域継続時間及び平均可燃 空間体積は、式(7-1)~式(7-6)において、解析時の最大床面積である 100 m² とした.

着火確率の計算結果を Table 7-5 の未対策時に示す. 各ステージのシナリオで最も着火確率が大きい場合(輸送時はワゴン車輸送率 1,設置時は狭小倉庫での中古品の保管,設置時・修理時・撤去時は営業中の店舗内での作業)に、着火確率が許容値を超えた. そして、可燃性冷媒の取扱教育(禁煙,着火源の教育等)に加え、ステージ毎に次の安全対策を取ることによって、着火確率(Table 7-5 の対策時)が許容値以下になった. なお、可燃空間時空積を R 290 よりも約 10 %大きい R 600a での値にしても同じ安全対策で着火確率が許容値以下になることを確認した.

<輸送> ①機器への火災の警告表示	
-------------------	--

Σ

(ワゴン車) ②漏えい検知器携行,発報後換気

 <保管>
 ①静電気防止のための手袋着用

- ②機器及び梱包への火災の警告表示
 <設置>
 ①静電気防止のための手袋着用
 ②機器への火災の警告表示
 ③漏えい検知器携行,発報後作業中止
 <修理>
 ①静電気防止のための手袋着用
- <修理> ①静電気防止のための手袋着用 ②漏えい検知器携行,発報後作業中止 ③店内修理時,大気への冷媒放出時及び充填時に,通風を良くし,着火源となる全ての機 器の通電を遮断する <撤去> ①静電気防止のための手袋着用

②漏えい検知器携行,発報後作業中止

ここで,可燃性冷媒の取扱教育と警告表示の効果は共に 1.0×10⁻¹ とした ⁷⁻⁹. 漏えい検知器の効果は保守点 検と同等とみなし 1.0×10⁻² とし ⁷⁻⁹,静電気防止手袋の効果は日冷工での検討結果である 1.0×10⁻² とした. 店内 修理時の機器への通電遮断は,対策を行わない人がヒューマンエラーの率で存在するとした.

7.3.3.7 狭小店舗に対するリスクアセスメント

駅の構内にある狭小コンビニエンスストア(床面積 24.01 m², 天井高さ 2.2 m)に 0.5 kgの冷媒を充填した 内蔵ショーケースを設置することを想定したリスクアセスメントも行った. R 290 が 0.5 kg,店舗面積 24.01 m² の可燃空間時空積は 7.2 節で求めた値を用い,着火源は調査結果に基づいて設定した.狭小店舗の存在率は 0.2 %とした.結果,同じ安全対策を取ることによって全てのステージで着火確率が許容値以下となった.

7.4 国際規格と日本の規格

7.4.1 国際規格

業務用冷凍冷蔵機器の国際規格 IEC 60335-2-89 の Edition 3.0⁷⁻¹⁾の主な内容を示す. IEC 60335-2-89 では可燃 性冷媒は A2L, A2 及び A3 冷媒を指す.

7.4.1.1 最大冷媒充填量

冷媒回路に充塡する可燃性冷媒の最大充塡量は,LFLの13倍と1.2 kgのうち小さい値とする. R 290の場合,LFLが0.038 kg/m³であり,最大冷媒充塡量は0.494 kgとなる.

7.4.1.2 最小設置床面積

0.15 kg 超の可燃性冷媒充填機器は,冷媒量が部屋容積に対して LFL の 1/4 となる最小設置床面積以上の部 屋に設置しなければならない. R 290 を 0.494 kg 充填した機器を設置できる最小設置床面積は 23.7 m² となる. 7.4.1.3 冷媒漏えい試験

0.15 kg 超の可燃性冷媒充填機器では、規定の冷媒漏えい試験を行わなければならない. リーチインショー ケース等では全冷媒量が庫内に漏えい後扉や蓋を開ける.機器周囲の冷媒濃度は、5 s 以下の間隔で測定し、 測定開始から 5 min を超えた後は LFL の 1/2 を超えてはならない.

7.4.2 日本の規格

JIS C 9335-2-89⁷⁻¹⁹は, IEC 60335-2-89 を和訳し必要なデビエーション (国際規格との差異)を加えたもので, Edition 3.0 に対応する改正を行った. JRA 4078⁷⁻²⁰及び JRA GL-21⁷⁻²¹)は A3 冷媒を使用した内蔵ショーケース のリスクアセスメント結果に基づく日冷工規格である.いずれも 2021 年 3 月 22 日に制定された.これらを総 称して日本の規格と呼称する.次に,主な内容を説明する.

7.4.2.1 最大冷媒充填量

A2L 冷媒はA2及びA3 冷媒よりも燃焼性が低いが IEC 60335-2-89の規定では1.2kg までしか充填できない. 一方,空調機の規格 IEC 60335-2-40 では,燃焼性の違いから A2及びA3 冷媒では LFLの26 倍,A2L 冷媒で は LFLの52 倍まで充填できる.そこで,日本の規格では1.2 kgの上限を無くしどの冷媒でも LFLの13 倍ま で充填できる規定とした.R1234yfの場合 LFLが 0.289 kg/m³であり最大冷媒充填量は 3.76 kg となる.

7.4.2.2 表面温度

IEC 60335-2-89 では漏えいする可燃性冷媒にさらされる表面温度が冷媒の自己着火温度から 100 K を減じた 温度を超えてはならないと規定されている.一方,空調機の規格 IEC 60335-2-40 では、燃焼性の低さから, A2L 冷媒にさらされる表面温度は 700 ℃まで許容している.そこで日本の規格では、A2 及び A3 冷媒では自己着 火温度から 100 K を減じた温度、A2L 冷媒では 700 ℃を超えてはならないと規定した.

7.4.2.3 免除時間削除及び可燃域生成防止対策

リーチインショーケースでは、全冷媒量が庫内に漏えい後の扉急開放により庫外に大きな可燃域が生成される(7.2.2 項). A3 冷媒では静電気や電気機器のリレー等が着火源になるため、可燃域の生成が短時間であって も容易に着火に至る可能性がある.そこで日本の規格では、測定開始から5分間の測定免除時間を削除して可 燃域の生成を許容しない規定とし、庫内漏えい検知警報手段と冷媒回路遮断装置を備える規定とした.さらに 日冷工規格では、凝縮器ユニット漏れでは式(7-7)の風量でのファン運転を規定した.

7.4.2.4 機器への表示及び作業時の安全担保

日冷工規格では,機器への特別な警告表示を規定した.静電気を防止する手袋の着用,漏えい検知器の携行 と発報後の作業中止等の作業時の着火リスク低減のための規定も設けた.店内修理では,大気への冷媒放出方 法と,冷媒放出時及び冷媒充填時に店内の

通風を良くし着火源となる全ての機器の通電を遮断することを規定した.なお、高圧ガス保安法の規定によって、修理時に可燃性冷媒を回収機で回収することはできない.

7.5 まとめ

A3 冷媒を使用した内蔵ショーケースのリスクアセスメントを行い,以下の結論を得た.

(1)冷媒漏えい解析を行った.解析コードは、東京大学で行われたルームエアコンに対する CO₂ 漏えい測定結 果を用いて検証した.解析の結果、リーチインショーケースの庫内漏れ後の扉急開放では庫外に必ず可燃域 が生成され、平形ショーケースの凝縮器ユニット漏れでは所定の風量以上で可燃域が生成されなかった.コ ンビニエンスストアの床面積 84.7 m²では店舗のドア上下隙間の影響が少なく、導出した密閉空間での可燃 空間時空積を評価に用いて問題ない.凝縮器ユニット漏れでは漏えい速度が低下しても可燃空間時空積が 殆ど変化しなかった.実店舗モデルでの解析の結果、床面積にはレジ内も含めるのが妥当である.

(2)各ライフステージのシナリオを想定し、冷媒漏えい解析から求めた可燃空間時空積と諏訪東京理科大学の 今村の研究結果から設定した着火源を基に、着火確率を計算した.また、着火確率を許容値以下にするため の安全対策を明確にした.国際規格とリスクアセスメント結果を比較し、国際規格の規定では安全上不十分 と思われる内容を追加で規定した日本の規格を作成した.日本の規格で独自に規定した内容については、今 後の国際規格 IEC 60335-2-89 の改正に反映できるように提案していく予定である.

謝辞

本報告書は、加藤俊匡氏(オカムラ)、池田真治氏(サンデン・リテールシステム)、阪江覚氏(ダイキン工 業)、石原茂樹氏(東芝キヤリア)、小林章氏(中野冷機)、海沼秀和氏(パナソニック)、長谷川敬春氏(フク シマガリレイ)、出野裕氏(富士電機)、永井洋氏(ホシザキ)、保坂恵子氏(三菱電機冷熱応用システム)の各 位と主査 山下浩司(三菱電機)の共同作業によるものである.また、オブザーバとして、堀和貴氏(ダイキ ン工業)、半田誠氏(東芝キヤリア)、白井瑛一氏(パナソニック)、堀田丈智氏(フクシマガリレイ)の皆様の ご協力を頂いた.事務局の長谷川一広氏(日冷工)も含め、ここに深く感謝申し上げる.

参考文献

- 7-1) IEC 60335-2-89:2019, "Household and similar electrical appliances Safety Part 2-89: Particular requirements for commercial refrigerating appliances and ice-makers with an incorporated or remote refrigerant unit or motor-compressor", (2019.6).
- 7-2) N. Ashihara, M. Ito, C. Dang, E. Hihara and Y. Chen: "Numerical Simulation of Strongly Flammable Refrigerant Leakage from a Split Air Conditioner", Proc. 14th IIR Gustav Lorentzen Conference on Natural Refrigerants, 1202, Tokyo (2020).
- 7-3) D. Colbourne and K. O. Suen: "Minimum Airflow Rates to Dilute R290 Concentrations Arising from Leaks in Room Air Conditioners", Proc. 13th IIR Gustav Lorentzen Conference on Natural Refrigerants, 1104, Valencia (2018).
- 7-4) 岡部靖憲:「確率・統計-文章題のモデル解法-」, pp. 131-133, 朝倉書店, 東京(2010).
- 7-5) http://izumi-math.jp/W_Takakura/k_kakuritu/k_kakuritu.pdf, (高倉亘:「幾何学的確率に関する教材について)(2020).
- 7-6) 矢嶋龍三郎,木口行雄,関根卓,佐々木俊二,伊藤俊太郎,山下浩司,観音立三:「微燃性冷媒を用いたビル用マルチエア コンのリスクアセスメント」,日本冷凍空調学会論文集,33(1),pp.23-39 (2016.3).
- 7-7) 今村友彦, "公立諏訪東京理科大の進捗",2020 年度プログレスレポート 第2部 次世代冷媒の安全性・リスク評価,日本冷凍空調学会,pp. 29-46 (2021).
- 7-8) ISO/IEC Guide51, "Safety aspects Guidelines for their inclusion in standards", (2014).
- 7-9) 経産省:「リスクアセスメント・ハンドブック 実務篇」(2011.6).
- 7-10) IEC 60335-2-40:2018, "Household and similar electrical appliances Safety Part 2-40: Particular requirements for electrical heat pumps, air-conditioners and dehumidifiers", (2018.1)
- 7-11) David J. Smith: "Reliability, Maintainability and Risk 8th Edition: Practical Methods for Engineers", Eighth Edition, Elsevier, pp. 395-397 (2011).
- 7-12) 日 冷 工 : 「 微 燃 性 冷 媒 を 使 用 し た ビ ル 用 マ ル チ エ ア コ ン の リ ス ク 評 価 報 告 書 」 , https://www.jraia.or.jp/research/pdf/vrf_a0.pdf, (2017.9).
- 7-13) 吉田孝博, 久保田啓吾, 澤井丈徳, 増井典明:「帯電した人体からの放電電流波形の時間-周波数解析」, 静電気学会誌, Vol. 31 (No. 3), pp. 113-118 (2007).
- 7-14) 山隈瑞樹:「水素の静電気感度」,安全工学,44(6), pp. 386-390 (2005).
- 7-15) R. K. Eckhoff, M. Ngo and W. Olsen: "On the minimum ignition energy (MIE) for propane/air", Journal of Hazardous Materials, 175, pp. 293–297 (2010).
- 7-16) https://www.nite.go.jp/jiko/jiko-db/accident/search/
- 7-17) 大西由哲,奥山博康,永山啓樹,大井元:「車室内の上下温度分布の工学モデル」,空気調和・衛生工学会大会学術講 演論文集,pp. 333-336 (2007.9).
- 7-18) 仲川純子,岩下剛,吉浪譲,永山啓樹,横山雄樹:「自動車車室内の空気質に関する基礎的研究(第2報)換気量, VOC に関する報告」,空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集, pp. 537-540 (2007.9).
- 7-19) JIS C 9335-2-89:2021, "家庭用及びこれに類する電気機器の安全性 第 2-89 部:業務用冷凍冷蔵機器及び製氷機の個

別要求事項", (2021.3).

- 7-20) JRA 4078:2021, "可燃性冷媒を使用した内蔵形冷凍冷蔵機器の冷媒漏えい時の安全機能要求事項",日冷工,(2021.3).
- 7-21) JRA GL-21:2021, "可燃性冷媒を使用した内蔵形冷凍冷蔵機器の冷媒漏えい時の安全確保のための施設ガイドライン", 日冷工, (2021.3).